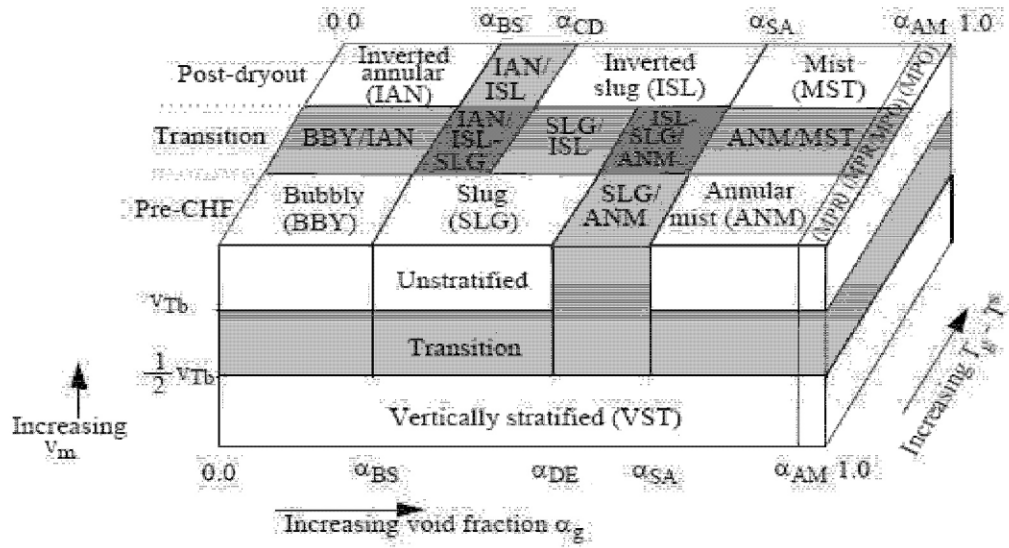


表 3-3 EPRI モデルの確認範囲及び誤差の大きさ

試験名	試験体系	等価直径 mm	長さ m	圧力 MPa	質量流束 kg/s·m <sup>2</sup>	熱流束 kW/m <sup>2</sup>	試験点数	EPRI モデル 平均誤差	EPRI モデル 標準偏差
Nylund	6&36 ロッドバンドル	13.4, 36.5, 47.7	4.3, 3.7	1.26 - 8.9	472 - 2,160	187 - 980	765	0.002	0.031
Seedy-Muralidhoran	64 ロッドバンドル	13.4	3.8	1.34 - 5.45	12.5 - 22	27.5, 44	37	-0.041	0.038
Anklam	64 ロッドバンドル	10.7	3.7	3.86 - 8.07	3 - 29.1	10.8 - 74.8	53	-0.009	0.074
Hall-Ardron	19 ロッドバンドル	33	0.46	0.1 - 0.4	0.02 - 0.65	1.1 - 41.4	18	0.045	0.032
Wong-Hochreiter	117 ロッドバンドル	11	3.7	0.14 - 0.41	14	26	14	0.009	0.071
Jowitt	61 ロッドバンドル	9.1	3.6	0.2 - 4.0	0.5 - 12	1.4 - 18.5	117	-0.004	0.063

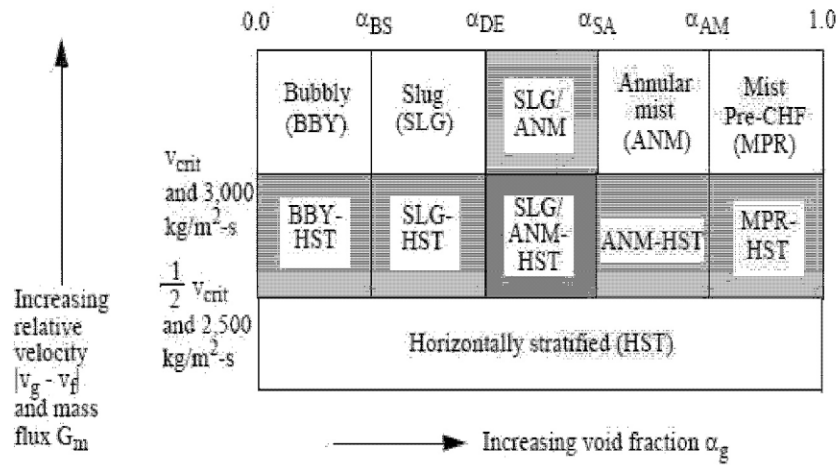
表 3-4 壁面熱伝達モデル

液単相又は蒸気単相	Sellers <sup>[17]</sup> (強制層流対流) Churchill-Chu <sup>[18]</sup> 又はMcAdams <sup>[19]</sup> (自然対流) Dittus-Boelter <sup>[20]</sup> (強制乱流対流)
凝縮	Nusselt <sup>[21]</sup> 又はChato <sup>[22]</sup> (層流) Shah <sup>[23][24]</sup> (乱流) Colburn-Hougen <sup>[25]</sup> (非凝縮性ガス存在時の拡散)
核沸騰	Chen <sup>[26]</sup>
遷移沸騰	Chen <sup>[27]</sup>
膜沸騰	Bromley <sup>[28]</sup> 修正Dougall-Rohsenow <sup>[29]</sup> (蒸気強制対流) Sun-Gonzalez-Tien <sup>[30]</sup> (輻射)
限界熱流束 (CHF)	AECL-UO Look-up Table <sup>[31]</sup>



- BBY : 気泡流
- SLG : スラグ流
- ANM : 環状噴霧流
- MPR : pre-CHF 噴霧流
- IAN : 逆環状流
- ISL : 逆スラグ流
- MST : 噴霧流
- MPO : post-CHF 噴霧流
- VST : 垂直層状流

図 3-1 垂直流の流動様式



B B Y : 気泡流

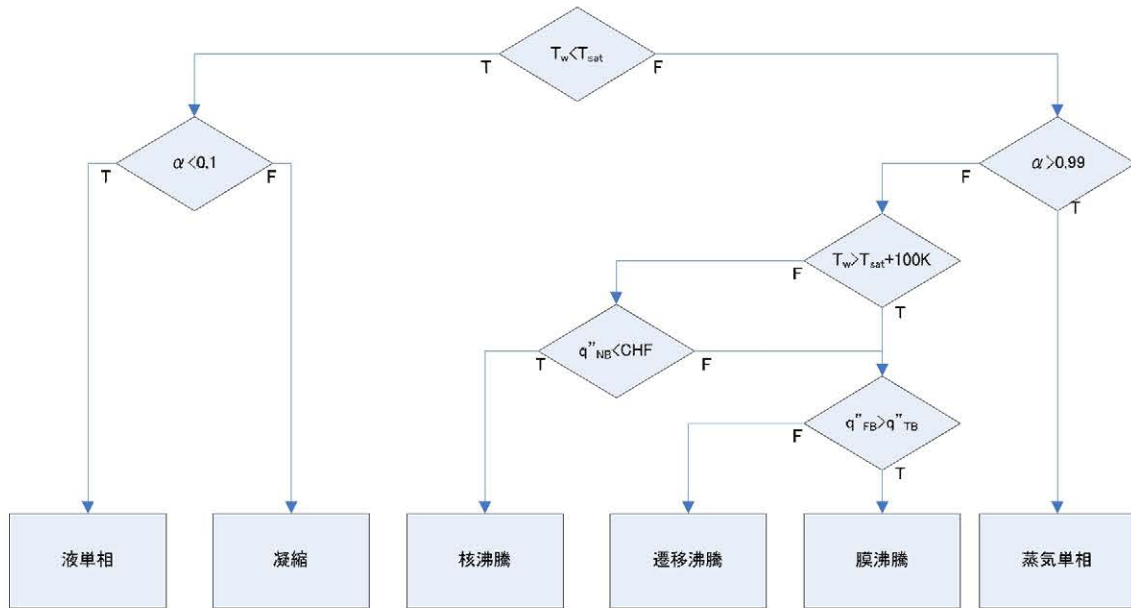
S L G : スラグ流

A N M : 環状噴霧流

M P R : pre-CHF 噴霧流

H S T : 水平層状流

図 3-2 水平流の流動様式



$\alpha$  : ボイド率

$T_w$  : 壁面温度

$T_{sat}$  : 飽和温度

CHF : 限界熱流束 (Critical Heat Flux)

$q''_{NB}$  : 核沸騰熱伝達での熱流束

$q''_{TB}$  : 遷移沸騰熱伝達での熱流束

$q''_{FB}$  : 膜沸騰熱伝達での熱流束

図 3-3 熱伝達モードの選択ロジック

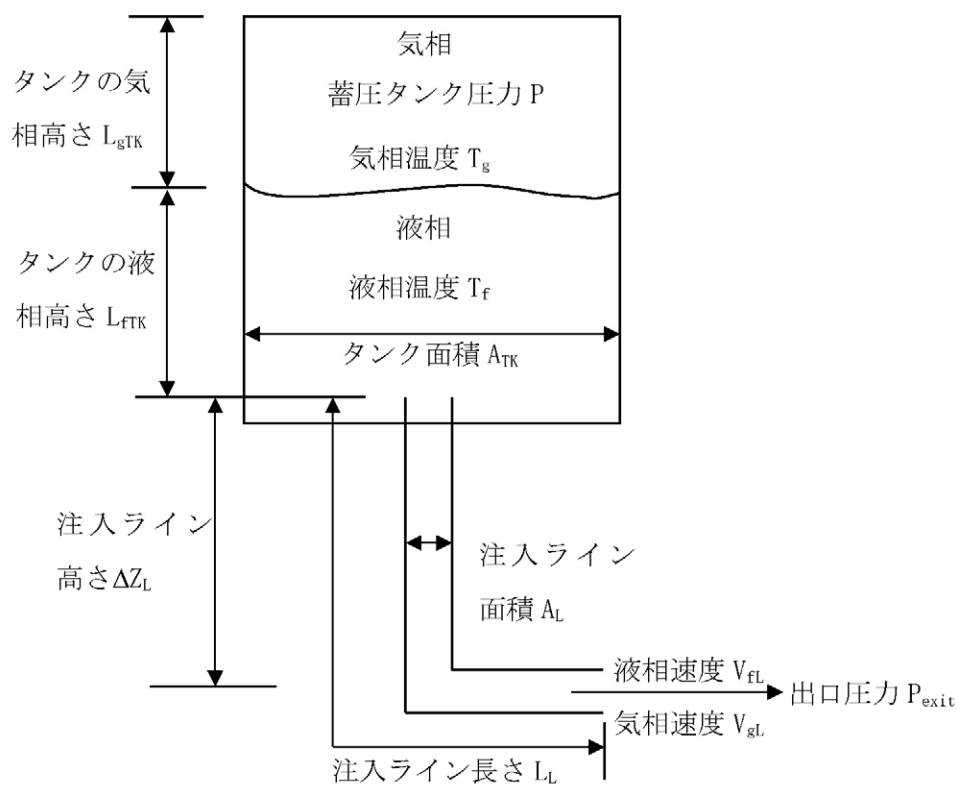


図 3-4 蓄圧タンクモデル

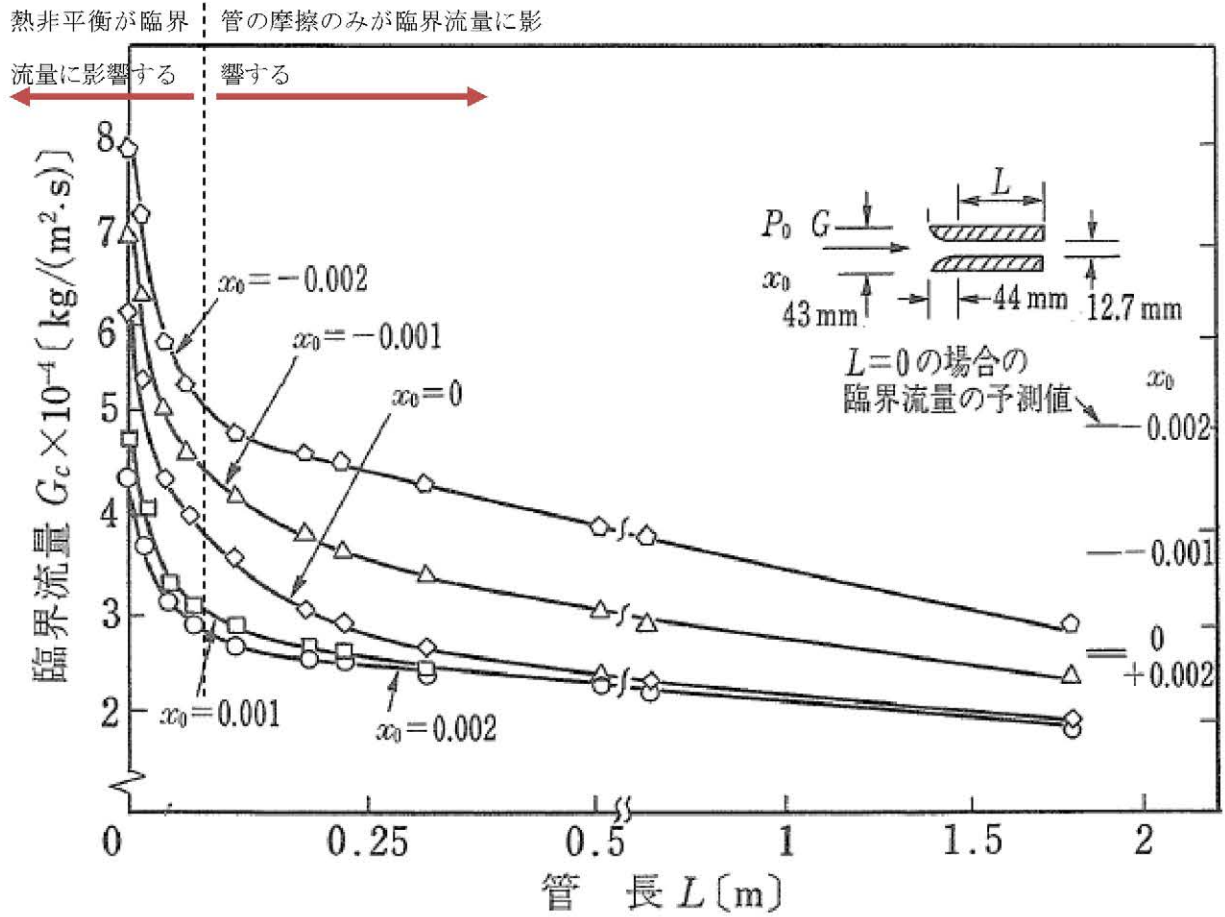


図 3-5 臨界流量の管長による変化

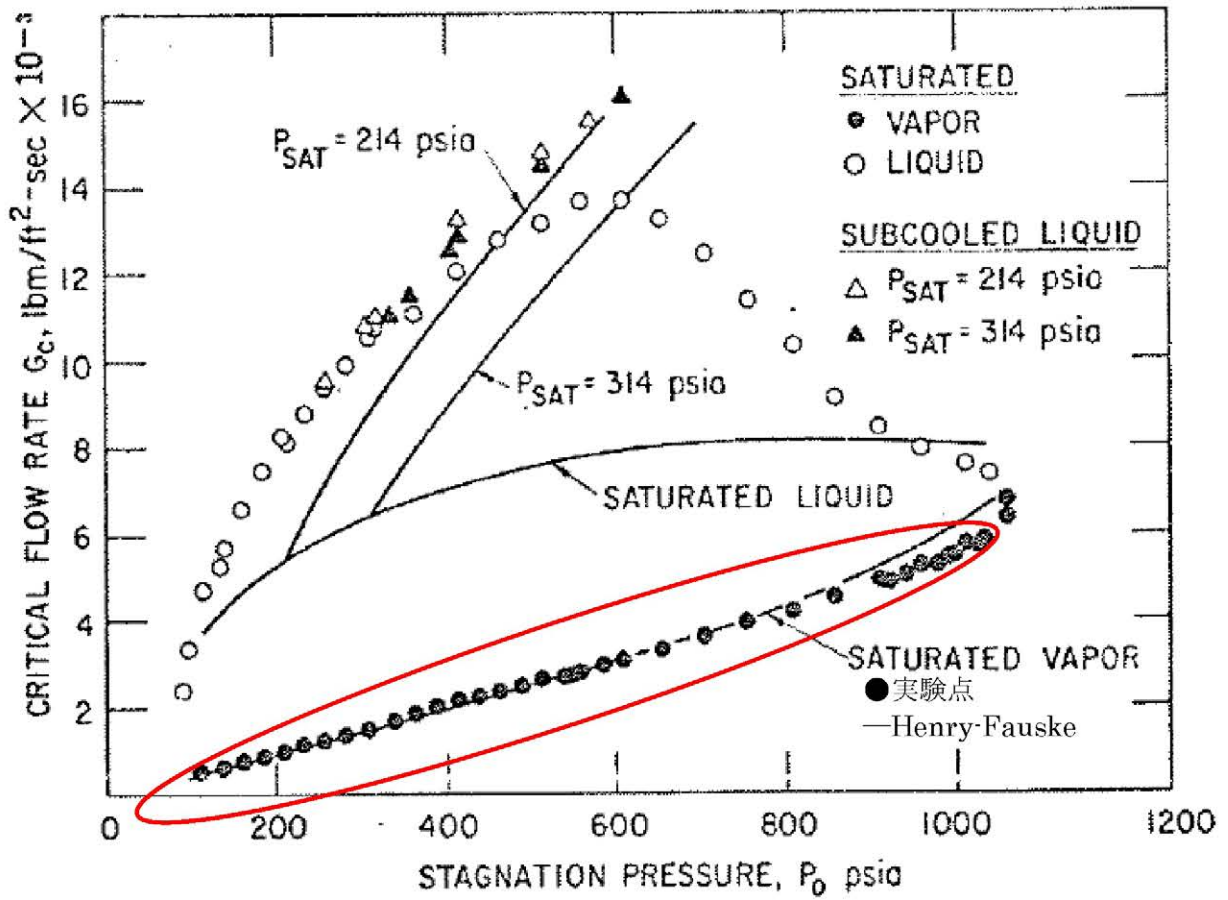


図 3-6 Henry-Fauske 臨界流量の不確かさ

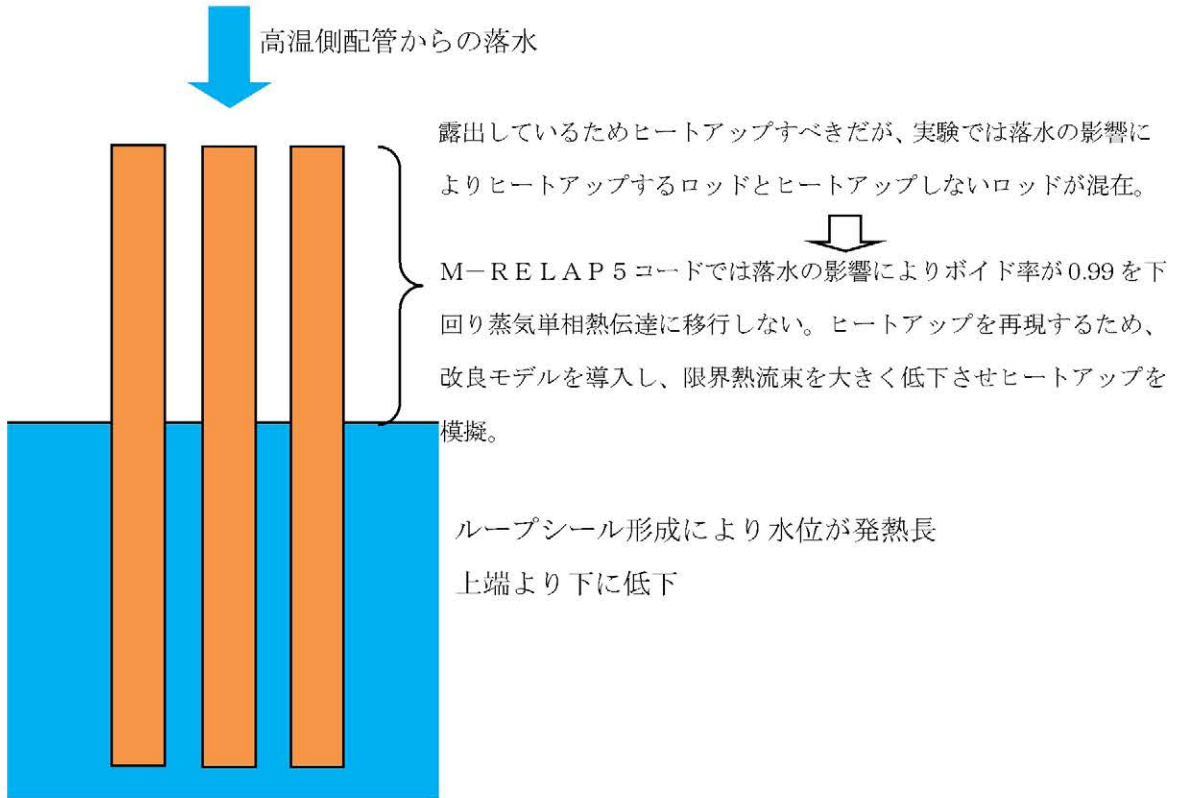


図 3-7 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験のループシール時に見られた挙動

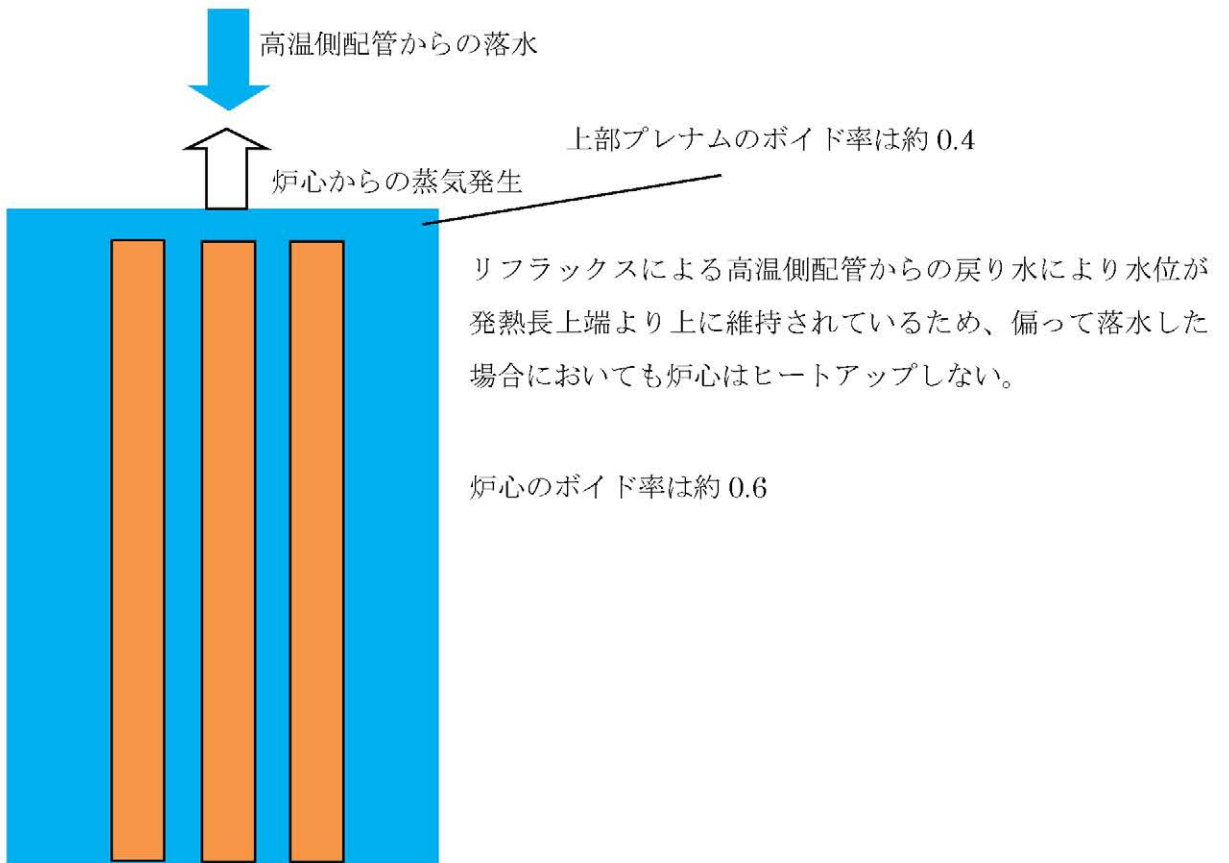


図 3-8 実機の RCP シール LOCA 解析でのリフラックス冷却時の炉心の流況

### 3.4 ノード分割

実機解析に用いるノーディングを図 3-9～図 3-11に示す。ノード分割の考え方を表 3-5に示す。

有効性評価解析が対象とするシーケンスでは、炉心露出による燃料被覆管のヒートアップの可能性があるため、炉心に関して詳細なノード分割としている。また、有効性評価解析が対象とするシーケンスでは低温側配管の破断を想定する事象が多いため、低温側配管は詳細なノード分割を設定している。これらの分割数については、後述する実験解析にてその妥当性を確認する。

さらに、有効性評価解析が対象とするシーケンスでは、2次系強制冷却の運転員等操作時の1次系と2次系での熱伝達及び2次系保有水が減少する過程での1次系と2次系での熱伝達を精緻に取り扱うために蒸気発生器伝熱管部のノード分割は詳細化する必要がある。また、1次冷却材の膨張による1次系圧力変化を精緻に評価するためには、加圧器水位の上昇に伴う満水状態を適切に評価する必要があることから、加圧器も詳細に分割する必要がある。

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

表 3-5 M-RELAP5コードのノード分割の考え方

	ノード分割の考え方
1次冷却材配管	
蒸気発生器	
加圧器、サージ管	
原子炉頂部	
上部、下部プレナム	
ダウンカマ	
炉心、燃料	
1次系の熱構造材	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。



図 3-9 M-RELAP5 コード ノード分割図 (3 ループプラントの例) [A,B ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

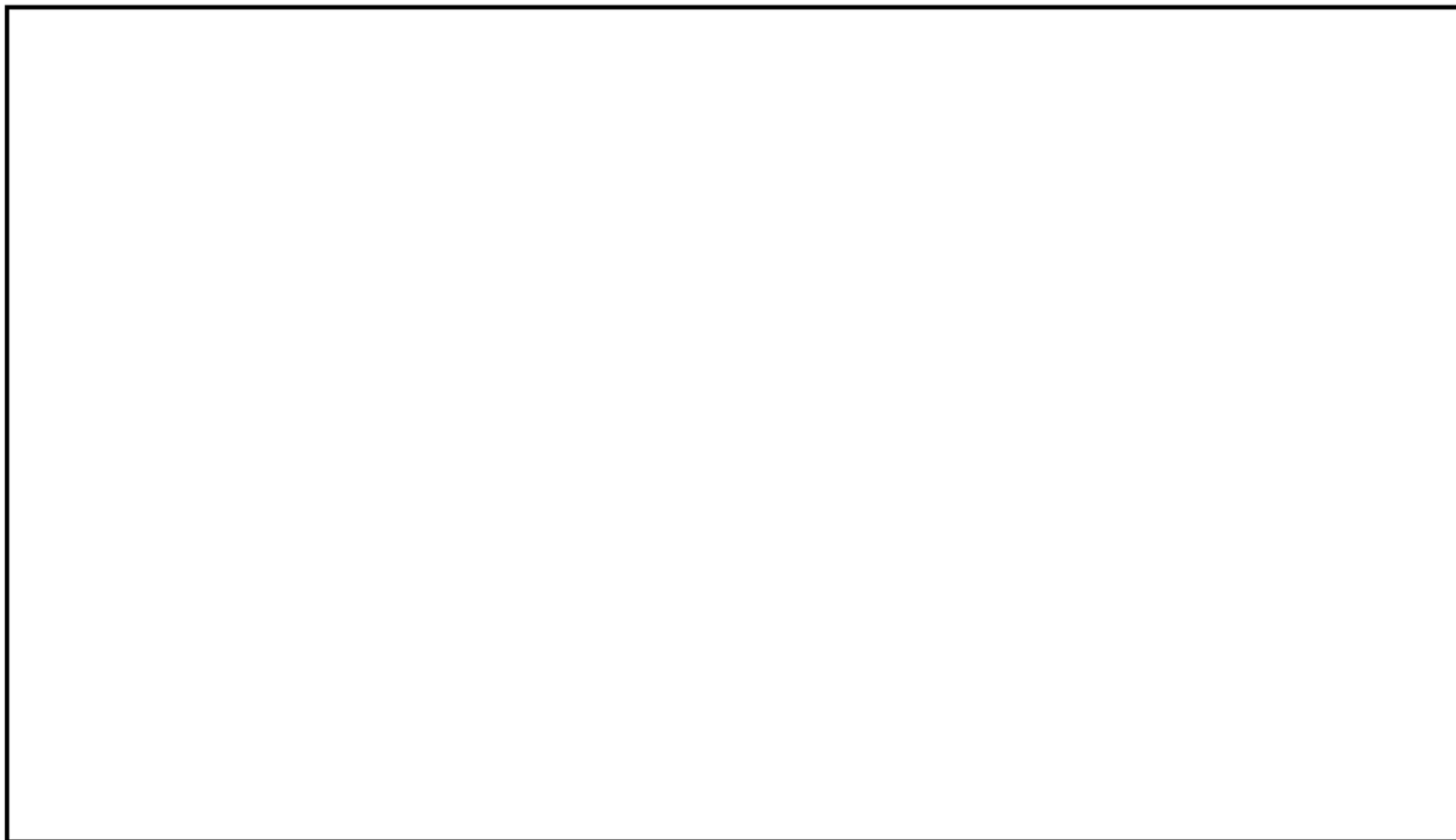


図 3-10 M-RELAP5コード ノード分割図 (3ループプラントの例) [Cループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

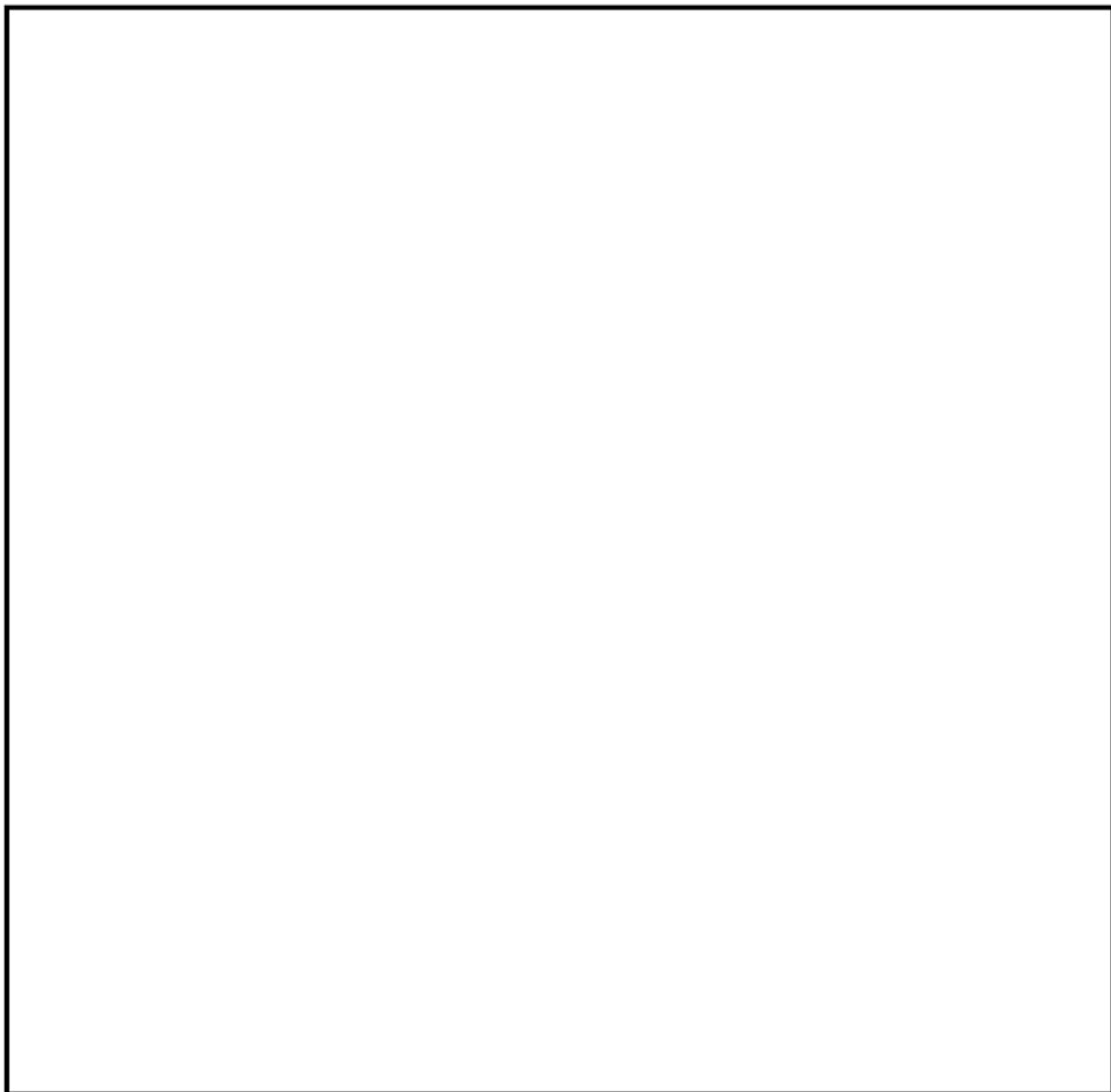


図 3-11 炉心ノード分割 (3 ループプラントの例)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

### 3.5 入出力

M-RELAP 5 コードの主要な入出力を図 3-12 に示す。M-RELAP 5 コードのインプットデータは以下のとおり構成される。M-RELAP 5 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」、「事故収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 原子炉容器、1 次冷却材配管、加圧器、1 次冷却材ポンプ及び蒸気発生器の幾何形状
- ② 制御／保護限界値
- ③ 初期条件（原子炉出力、1 次冷却材温度及び 1 次系圧力）
- ④ 炉心仕様（幾何形状、圧力損失係数、崩壊熱）
- ⑤ 燃料仕様（燃料棒出力、初期状態、形状、物性）
- ⑥ 外乱条件（破断条件等）

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

- ① 原子炉出力及び 1 次系圧力の過渡応答
- ② 燃料被覆管温度
- ③ ジルコニウム - 水反応量

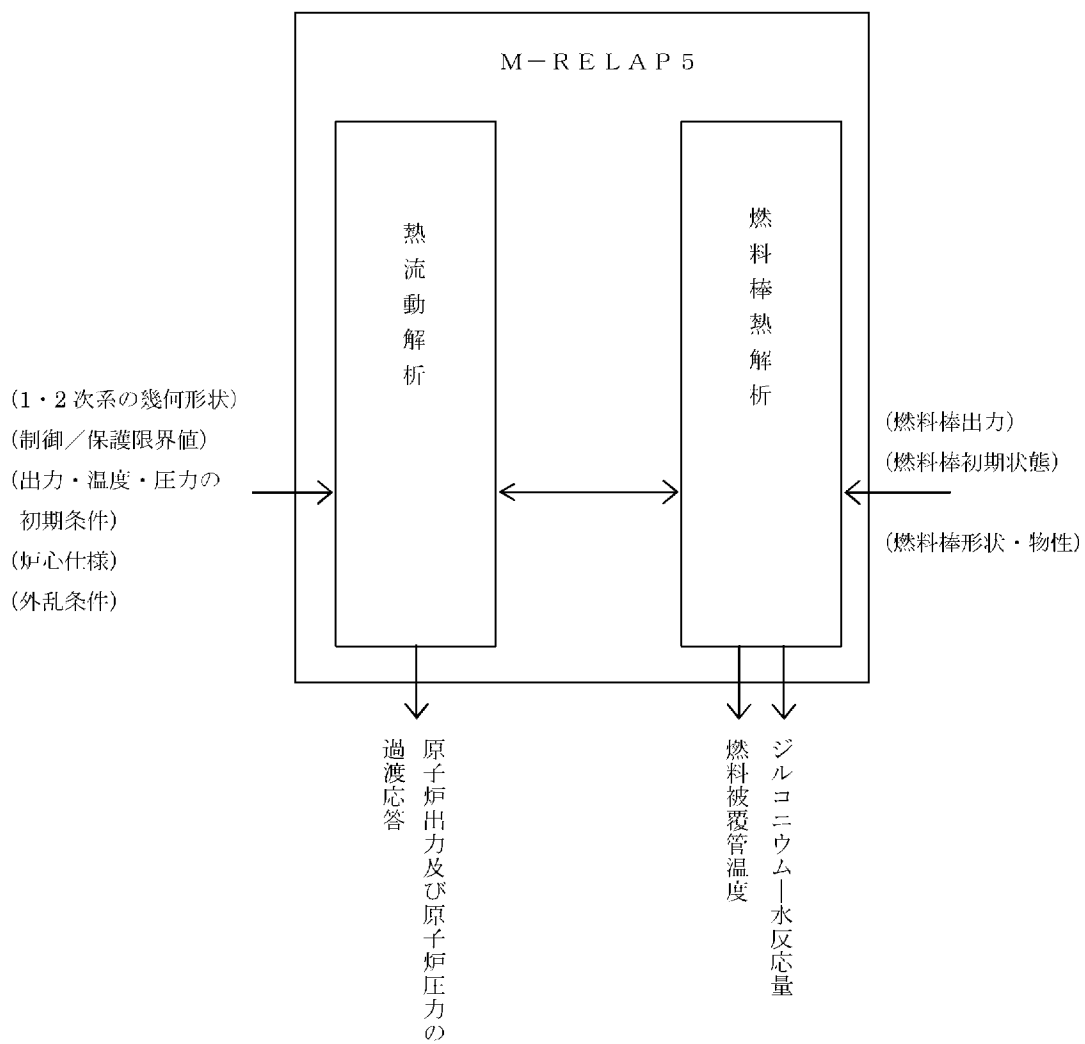


図 3-12 M-RELAP5 コードの入出力

## 4. 妥当性確認

### 4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

M-RELAP5 コードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は M-RELAP5 コードが評価する全事象を包絡するように、2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各試験解析及び実機解析の内容について詳細を 4.2 以降に示すが、それらの要約を 4.1.1 から 4.1.8 に示す。総合効果試験として、重大事故を直接模擬したものは無いが、M-RELAP5 コードが対象とする重大事故では、原子炉の全体的な挙動として、中小破断 LOCA 時の減圧挙動、運転員等操作による 2 次系強制冷却による 1 次系の減温減圧とそれに伴う自然循環やリフラックス、1 次系の加圧時の挙動がある。これらを模擬した総合効果試験を対象とした試験解析を実施する。

崩壊熱は、解析では評価目的に応じた崩壊熱曲線を入力する。M-RELAP5 コードが対象とする有効性評価解析では、崩壊熱が高い方が注目する燃料被覆管温度を高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、「3.3.2(2) 崩壊熱モデル」に記載したとおり、アクチニド崩壊熱は ORIGEN-2 コード、核分裂生成物崩壊熱は 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%、核分裂生成物崩壊熱は  $3\sigma_A$  を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度 (MOX 燃料は Pu 含有率等) や燃焼度が考慮されている。このように、崩壊熱に関する不確かさや実機運用による変動の考慮がなされた崩壊熱曲線を使用しているため、M-RELAP5 コードにおける崩壊熱の妥当性評価は不要とした。

ECCS 強制注入及び 2 次側給水は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。有効性評価解析では、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量と最小流量を使い分ける。このように、設備設計に基づく作動圧力や流量を境界条件として与えることから、M-RELAP5 コードにおいてはこれらに対する妥当性確認は不要とした。

蒸気発生器における冷却材放出 (主蒸気逃がし弁、安全弁からの蒸気放出) は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。有効性評価解析では、主蒸気逃がし弁及び安全弁の作動圧力は実機設定圧に基づく作動圧力を入力とし、流量については設計流量を用いている。このように、設備設計に基づく作動圧力や流量を境界条件として与えることから、M-RELAP5 コードにおいては蒸気発生器における冷却材放出に対する妥当性確認は不要とした。

沸騰・ボイド率変化、及び気液分離・対向流の 2 つの物理現象に関しては、有効性評価解析においては炉心が露出するシーケンスでの炉心水位を評価するうえで重要な物理現象として選定しており、炉心水位を確認することでその妥当性を確認できる。

1 次系の気液分離・対向流の物理現象に関しては、有効性評価解析において、2 次系強制冷却の運転員等操作において、リフラックス冷却として炉心冷却に寄与する物理現象であるため、2 次系強制冷却の効果である 1 次系圧力の低下でその妥当性を確認できる。

1次側・2次側の熱伝達の物理現象に関しては、有効性評価解析においては1次系が加圧するシーケンス又は2次系強制冷却により1次系を減圧する事象において2次系の挙動による1次系の温度及び圧力の上昇又は下降に寄与するため、1次系の温度及び圧力でその妥当性を確認できる。

燃料被覆管酸化については、「3.3.2(3) ジルコニウム - 水反応モデル」に記載したとおり、反応量を過大に推定するように95%信頼区間の上限の酸化量をカバーするように導出した酸化反応速度式を採用している。そのため、M-RELAP5コードにおける燃料被覆管酸化の妥当性評価は不要とした。

1次系の圧力損失は自然循環流量を評価する上で重要な物理現象である。有効性評価解析においては、1次冷却材ポンプが定格回転時にループ内で熱設計流量が流れるように圧力損失を設定するため、実際よりも大きい圧力損失を設定する。このため、自然循環流量が小さくなる設定となっており、M-RELAP5コードにおける1次系の圧力損失の妥当性評価は不要とした。

1次側の凝縮は2次系強制冷却時の1次側の凝縮量を評価する上で重要な物理現象である。2次系強制冷却の効果は1次側・2次側の熱伝達で確認できるため、1次側・2次側の熱伝達の妥当性確認で代用する。

#### 4.1.1 ORNL/THTF 試験解析

ORNL/THTFの解析により、M-RELAP5コードが採用するEPRIのボイドモデルにより、炉心の二相水位への適用性を確認する。また、M-RELAP5コードが採用する膜沸騰熱伝達モデル（修正 Dougall-Rohsenow、Bromley）の適用性を確認する。

#### 4.1.2 Marviken 試験解析

LOCA時の破断流を模擬した試験解析を実施し、M-RELAP5コードの1次系からの冷却材放出への適用性を確認する。

#### 4.1.3 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析

実機4ループを模擬した中破断LOCAの総合効果試験の試験解析を実施し、M-RELAP5コードの炉心の二相水位、ヒートアップ挙動、蓄圧タンクからの注入挙動への適用性を確認する。また、有効性評価解析で対象とするシーケンスで緩和策として採用しているフィードアンドブリード運転での、加圧器からの冷却材放出における、高温側配管での二相流れの妥当性を確認する。

#### 4.1.4 ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析

実機4ループを模擬した小破断LOCA及びその後の2次系強制冷却の運転員等操作を模擬した総合効果試験の試験解析を実施し、M-RELAP5コードの2次系強制冷却時の炉心二

相水位、蓄圧タンクからの注入挙動及び1次側・2次側の熱伝達への適用性を確認する。また、有効性評価解析で対象とするシーケンスで緩和策として採用しているフィードアンドブリード運転での、加圧器からの冷却材放出における、高温側配管での二相流れの妥当性を確認する。

#### 4.1.5 PKL/F1.1 試験解析

実機4ループを模擬した小破断 LOCA 後の2次系強制冷却の運転員等操作を模擬した総合効果試験の試験解析により、M-RELAP5コードの炉心の二相水位、ECCSの挙動、自然循環流量、リフラックス冷却挙動への適用性を確認する。

#### 4.1.6 LOFT L6-1 試験解析

代表的な加熱、加圧事象である負荷の喪失を模擬した LOFT L6-1 試験解析により、1次系の加熱、加圧時における加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

#### 4.1.7 LOFT L9-3 試験解析

「主給水流量喪失+ATWS」を模擬した LOFT L9-3 試験解析により、LOFT L6-1 試験解析と合わせて、加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

また、LOFT L9-3 試験解析では、蒸気発生器はドライアウトに至り熱除去能力が低下し、加圧器は満水に至り1次冷却材が液相として放出されるため、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出及び蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウトの妥当性、さらにドライアウト時の1次側・2次側の熱伝達の妥当性についても LOFT L9-3 試験解析により確認する。

#### 4.1.8 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析（美浜2号機）

実機（美浜2号機）での蒸気発生器伝熱管損傷の解析により、M-RELAP5コードが1次系から2次系への冷却材放出へ適用できることを確認する。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	ORNL/THTF 試験解析	Marviken 試験解析	ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析	ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析	PKL/F1.1 試験解析	LOFT L6-1 試験解析	LOFT L9-3 試験解析	実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析 (美浜 2 号機)
炉心	崩壊熱*	崩壊熱モデル	—	—	—	—	—	—	—	—
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル	☒ 4-8 ☒ 4-9	—	☒ 4-29 ☒ 4-30	—	—	—	—	—
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム-水反応モデル	—	—	—	—	—	—	—	—
	沸騰・ボイド率変化 気液分離 (水位変化)・対向流 →炉心水位で確認	ボイドモデル 流動様式	☒ 4-6 ☒ 4-7	—	☒ 4-20	☒ 4-34	☒ 4-45	—	—	—
1 次冷却系	冷却材流量変化 (自然循環時)	壁面熱伝達モデル	—	—	—	—	☒ 4-44	—	—	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	破断流モデル	—	☒ 4-16	—	—	—	—	—	☒ 4-69
	気液分離・対向流 →1 次系圧力の低下で確認	流動様式	—	—	—	☒ 4-33	☒ 4-46	—	—	—
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 →1 次系の温度及び圧力で確認	2 流体モデル 壁面熱伝達モデル	—	—	—	☒ 4-33	☒ 4-46 ☒ 4-47	—	—	—
	圧力損失*	運動量保存則	—	—	—	—	—	—	—	—
	ECCS 強制注人 (充てん系含む) *	ポンプ特性モデル	—	—	—	—	☒ 4-48 ~ ☒ 4-51	—	—	—
	ECCS 蓄圧タンク注人	蓄圧タンクの非凝縮性ガス	—	—	☒ 4-27 ☒ 4-28	☒ 4-35 ☒ 4-36	—	—	—	—
加圧器	気液熱非平衡	2 流体モデル	—	—	—	—	—	☒ 4-56 ☒ 4-57	☒ 4-60 ☒ 4-61	—
	加圧器水位変化	2 流体モデル	—	—	—	—	—	☒ 4-57	☒ 4-61	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	臨界流モデル	—	—	☒ 4-32	☒ 4-39	—	—	☒ 4-62	—
蒸気発生器	1 次側・2 次側の熱伝達 →1 次系の温度及び圧力で確認	壁面熱伝達モデル	—	—	—	☒ 4-33	☒ 4-46 ☒ 4-47	☒ 4-55 ☒ 4-56	☒ 4-59 ☒ 4-60	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流) *	臨界流モデル	—	—	—	—	—	—	—	—
	2 次側水位変化・ドライアウト	2 流体モデル	—	—	—	—	—	—	☒ 4-63	—
	2 次側給水 (主給水・補助給水) *	ポンプ特性モデル	—	—	—	—	—	—	—	—

\*4.1に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

## 4.2 ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析

### (1) ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験概要

ORNL/THTF 試験装置<sup>[32]</sup>の外観を図 4-1に示す。管群部は 8×8 の配列で、燃料棒を模擬した模擬燃料棒 60 本、制御棒等を模擬した非発熱棒 4 本で構成される。ここでは、表 4-2に整理される Test3.09.10 シリーズを選択する。同シリーズはレベルスウェル試験として実施されておりボイド率分布が計測されている。Test3.09.10J~N 試験では、発熱管 (Fuel Rod Simulators, FRS) 及び蒸気温度も計測されており炉心露出試験として位置付けられている。

表 4-3に示すとおり、ORNL/THTF 試験装置の管群はロッド径、ピッチ共に 17×17 の PWR 燃料と同じであり、発熱長は実機 PWR と同じであるため、形状は実機燃料集合体 1 体の 1/4 を模擬した体系となっている。また、圧力及び線出力の範囲については、線出力条件は実機 PWR のトリップ後約 10 秒から 10,000 秒程度の崩壊熱を模擬している。また、圧力条件は実機条件全体は模擬していないが、炉心水位が低下し、炉心がヒートアップする圧力範囲を模擬している。

### (2) ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析の解析条件

試験解析に用いたノーディング図を図 4-2に示す。試験の測定高さとのードを合わせるために、実機のノーディングより細かい。しかし、実機ノーディングも十分に細かいため、本ノーディングで得られた結論は実機ノーディングにも適用できる。

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心入口に流量境界条件、出口に圧力境界条件を設定する
- ・ 炉心出力は時間変化は無く、定常的な解析とする
- ・ 熱損失を模擬する

### (3) ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析の解析結果

Test3.09.10J を例に、定常状態での軸方向ボイド率分布、FRS 温度分布、熱伝達係数分布を図 4-3から図 4-5に示す。ボイド率については試験結果と同等の解析結果が得られている。これは、M-R E L A P 5 コードは、炉心ボイド率分布に大きく影響する管群体系の相関摩擦に、広範なデータベースに基づく予測精度の高い EPRI の式によるモデルを採用しているためである。

### (4) 炉心水位の不確かさ

コラプス水位、二相水位の試験結果、M-R E L A P 5 コードの計算結果の比較図を図 4-6 及び図 4-7に示す。横軸が試験結果であり、縦軸がM-R E L A P 5 コードの計算結果である。何れの試験ケースについても試験とコード計算の水位は同等である。なお、AA、CC、EE の 3 ケースについては、発熱部上端まで低ボイド率であり、二相水位は満水である。炉心水位の不確かさは 0~0.3m である。

ただし、表 4-2 に示すとおり ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析においては、大気圧程度

の低圧条件での妥当性確認を実施していない。大気圧程度の低圧条件における炉心水位の不確かさについては、低圧条件における炉心水位について試験を実施した英国 Winfrith の THETIS 装置でのロッドバンドル試験の結果と、M-RELAP5 で用いられている EPRI の式によるモデルを用いて得られた計算値との比較から、その不確かさは±10%という結果が得られている<sup>6)</sup>。このため、炉心高さが約 4m であることから、大気圧条件程度の低圧条件における炉心水位の不確かさは最大でも±0.4m 程度となる（添付 2 参照）。

#### (5) 燃料表面熱伝達の不確かさ

図 4-5 に示すとおり、熱伝達係数は試験結果より低い。その結果、図 4-4 に示すとおり、FRS 温度は露出部の上方では試験結果より高い結果が得られた。これは、M-RELAP5 コードが膜沸騰熱伝達について Bromley 及び修正 Dougall-Rohsenow モデルを採用していることにより炉心露出部の熱伝達を小さく計算し、温度分布を高く計算するためである。

FRS 温度の比較を図 4-8 に示す。Test3.09.10J 試験と同様、熱伝達が低いことにより、M-RELAP5 コードは FRS 温度を高めにより予測する傾向である。ただし、温度の低い点（発熱バンドルの低い位置）については、高い位置と比較すると、相対的にその差異は小さい。本試験では発熱バンドルを格納するシュラウドから外部への熱損失が大きく、温度の高い上部からの熱損失の方が大きく、下部からの熱損失は小さい。しかし、M-RELAP5 コードによる解析では、軸方向に一様に熱が系外に損失すると仮定しており、結果として発熱バンドルの低い位置での熱損失を大きく見積り、高い位置と比較すると相対的に温度を低く予測する傾向となっている。しかし、全体として、M-RELAP5 コードは FRS 温度を十分に高く予測しており、熱伝達モデルは燃料被覆管温度を高く評価すると判断できる。

熱伝達係数の比較を図 4-9 に示す。図 4-9 に示すとおり、熱伝達係数の不確かさは 0%～40% である。

J、K、N の試験は蒸気温度が高くなる試験である。蒸気温度が高いため、試験では蒸気単相領域での熱損失が大きく、蒸気温度が低下しやすい。そのため、上部の熱伝達係数が相対的に大きくなる。一方、M-RELAP5 コードによる解析では熱損失は高さ方向に均一であるため、上部での熱伝達係数は相対的に小さくなり、図 4-9 プロットでは横這いの傾向となる。それらに対し、M の試験での蒸気温度は比較的低いため、熱損失の影響は他の試験より小さい。そのため、M は他の試験と異なる傾向となる。

有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心露出が発生するのは ECCS 注水機能喪失のみであり、このシーケンスでのみ、この試験で見られた不確かさの影響が見られる。

表 4-2 ORNL/THTF 試験条件

試験	圧力	質量流束	流入水温度 (サブクール度)		線出力	熱損失割合
	(MPa)	(kg/s·m <sup>2</sup> )	(K)		(kW/m)	
J	4.20	12.93	480.3	(46.1)	1.07	0.052
K	4.01	2.22	466.5	(57.2)	0.32	0.176
M	6.96	13.38	474.4	(84.2)	1.02	0.042
N	7.08	4.33	473.1	(86.7)	0.47	0.162
AA	4.04	21.15	450.9	(73.2)	1.27	0.020
BB	3.86	9.44	458.2	(63.2)	0.64	0.034
CC	3.59	7.22	467.6	(49.6)	0.33	0.035
DD	8.09	19.82	453.4	(115.5)	1.29	0.030
EE	7.71	11.00	455.9	(109.7)	0.64	0.039
FF	7.53	4.83	451.4	(112.6)	0.32	0.092

表 4-3 ORNL/THTF と実機条件の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

ORNL -DWG 81-7837R ETD

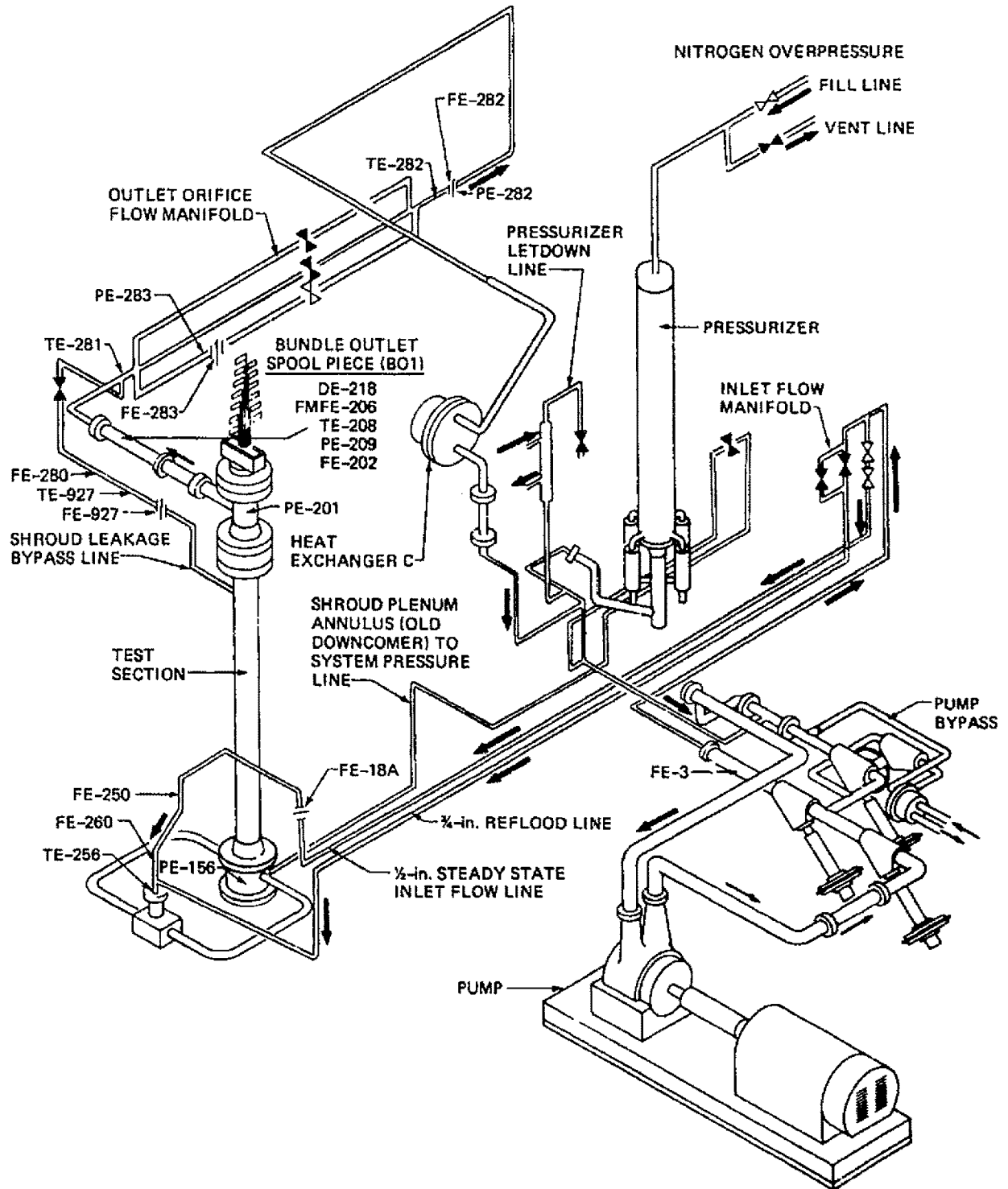


图 4-1 ORNL/THTF 試驗裝置

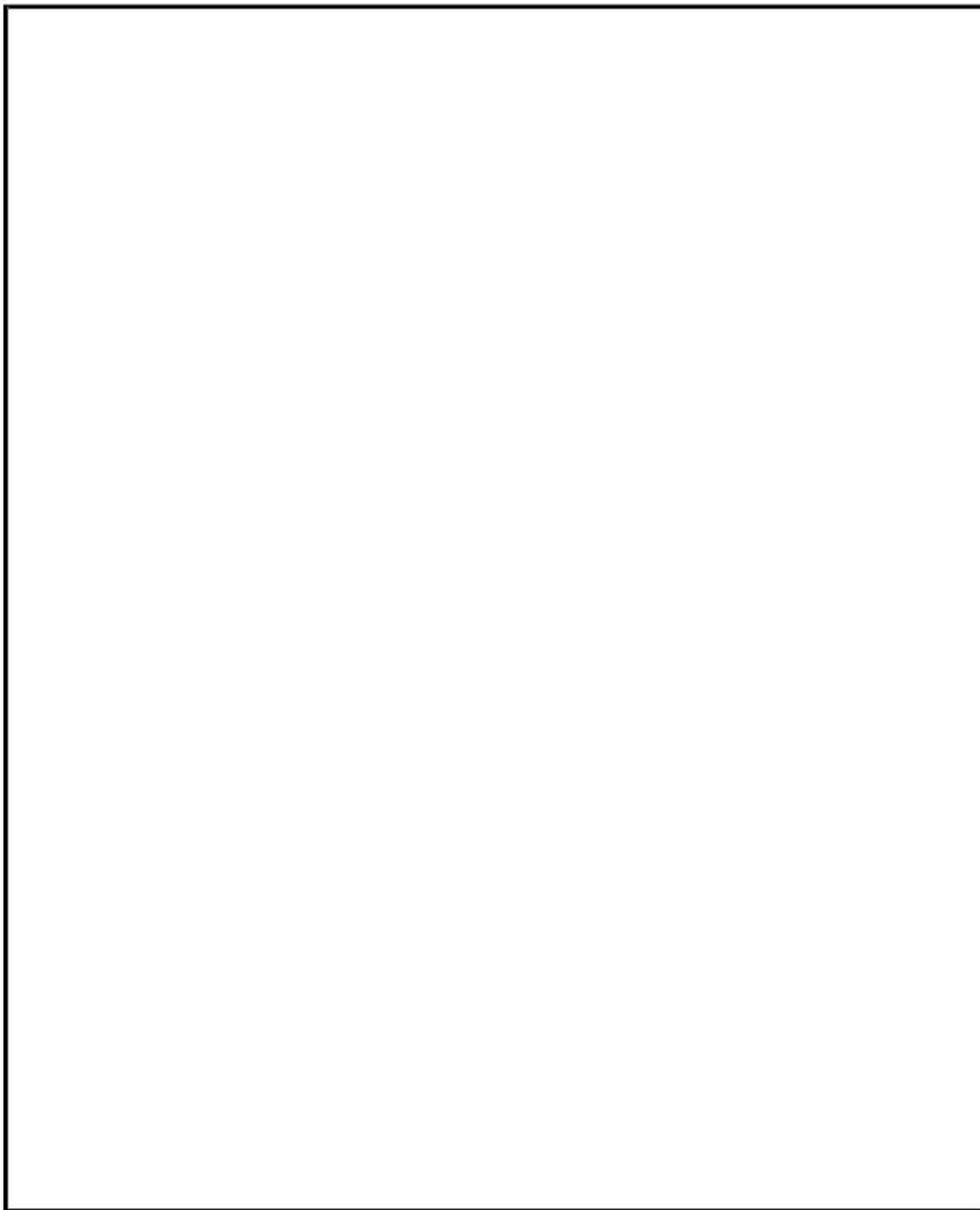


図 4-2 ORNL/THTF 試験解析のノーディング図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

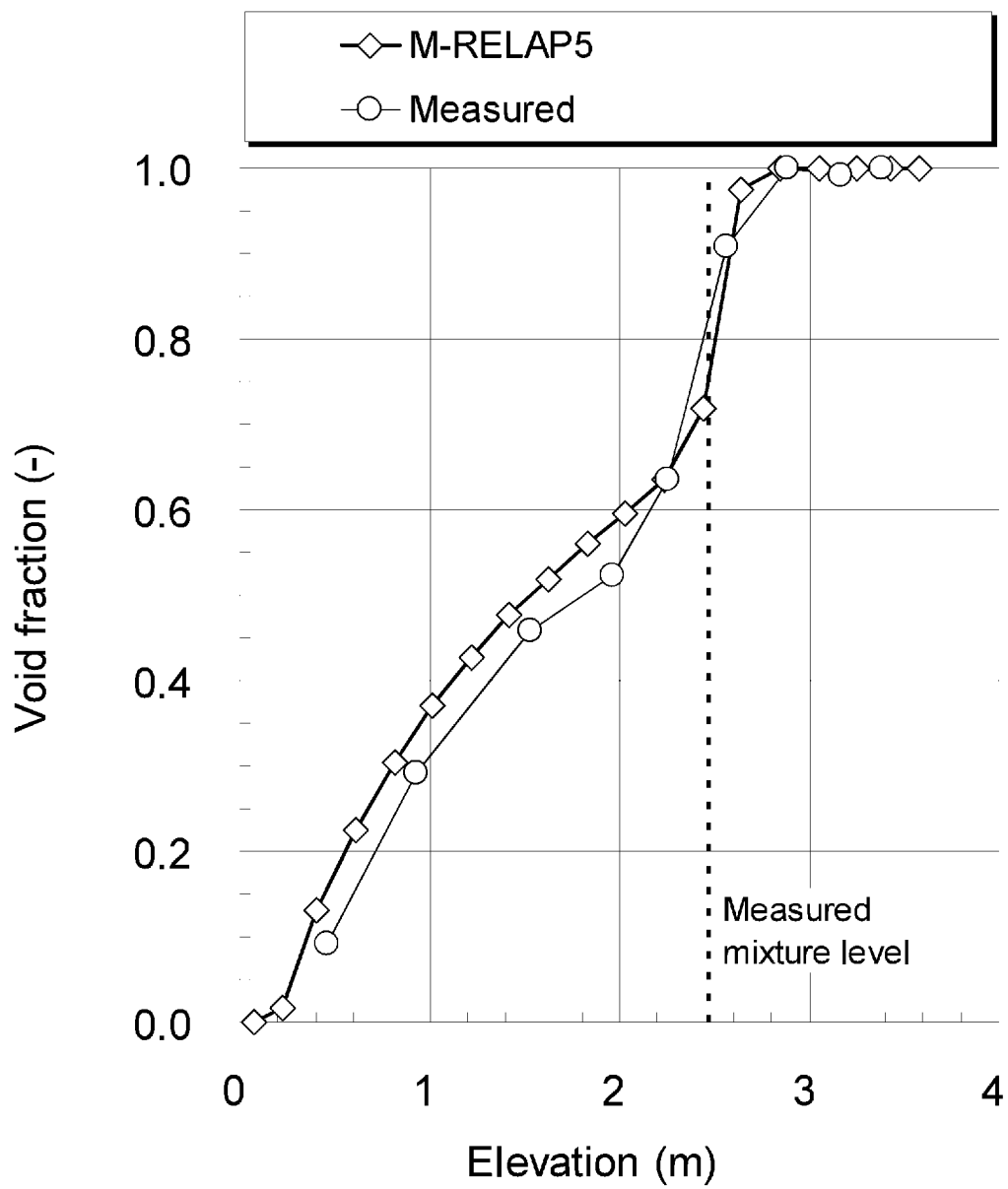


図 4-3 ボイド率比較図 (Test 3.09.10J)

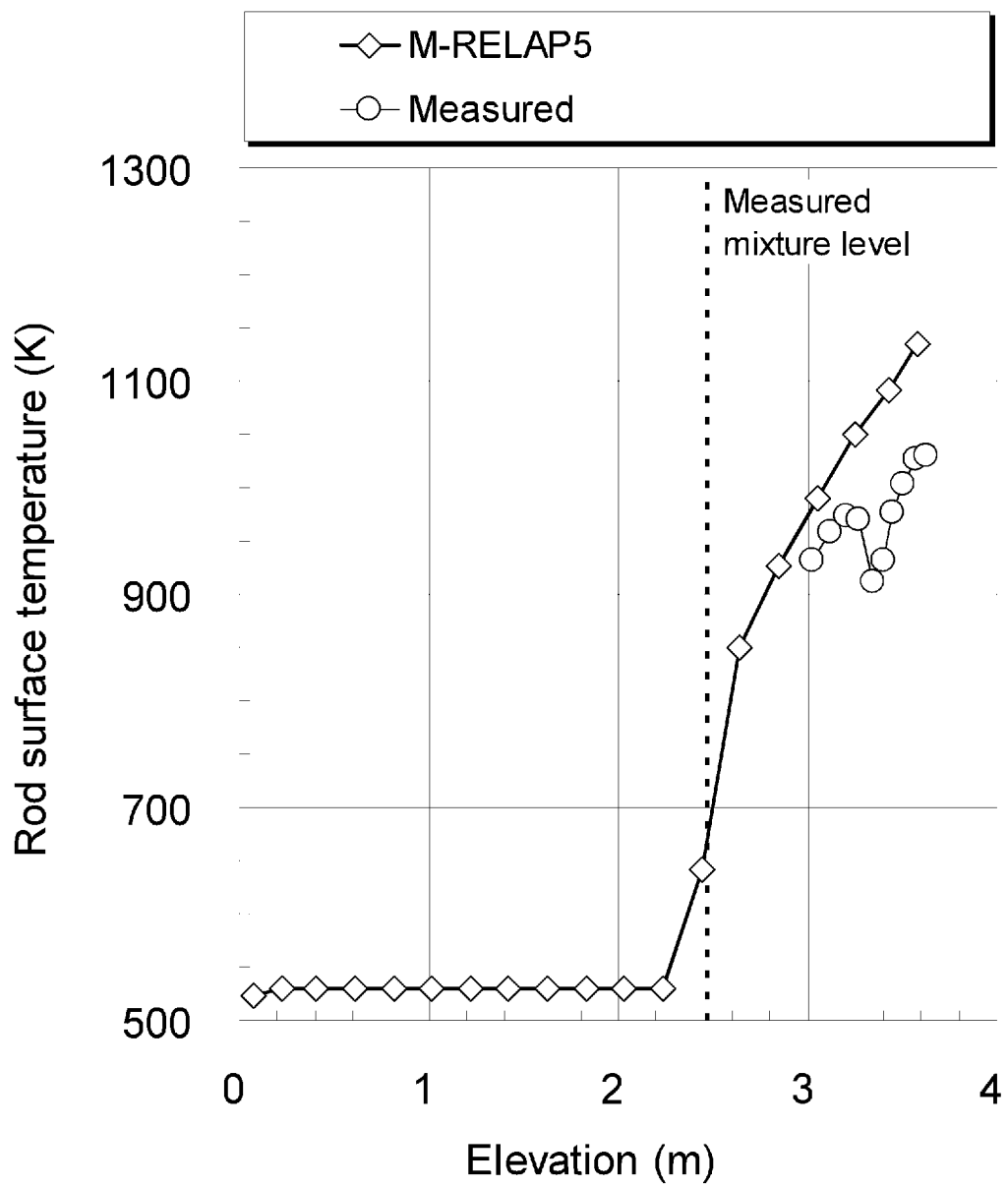


図 4-4 ヒータロッド表面 (FRS) 温度比較図 (Test 3.09.10J)

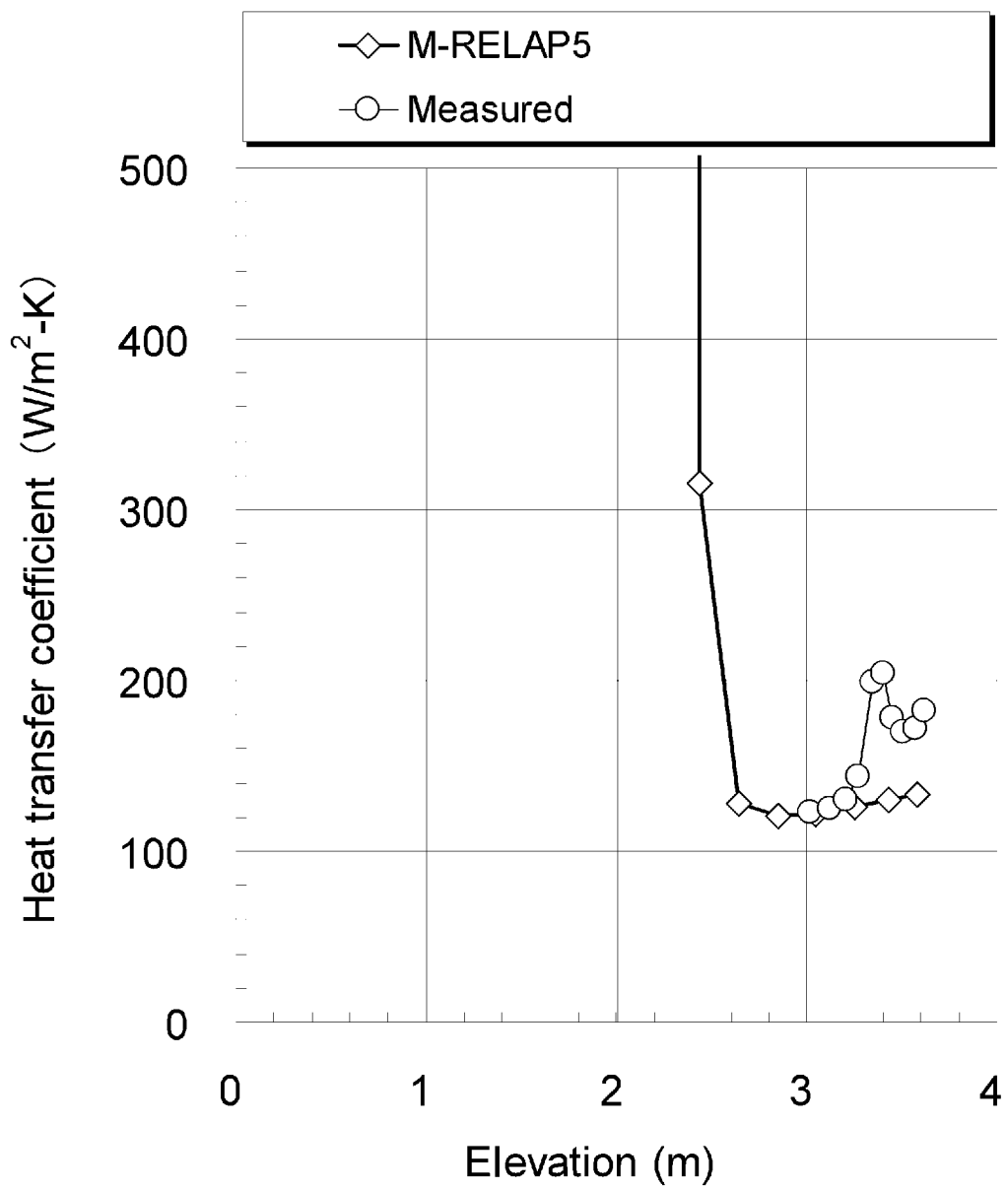


図 4-5 熱伝達係数比較図 (Test 3.09.10J)

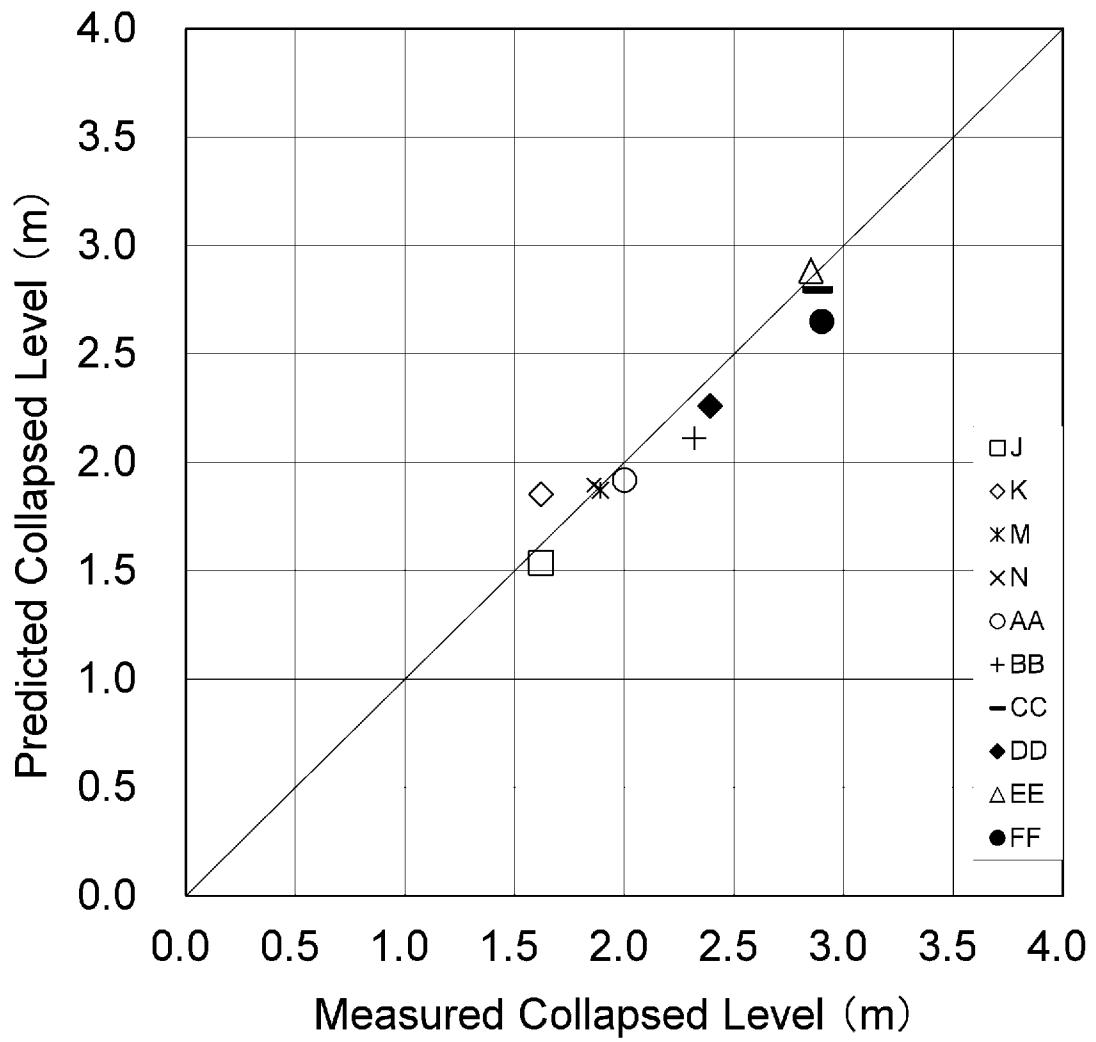


図 4-6 コラプス水位比較

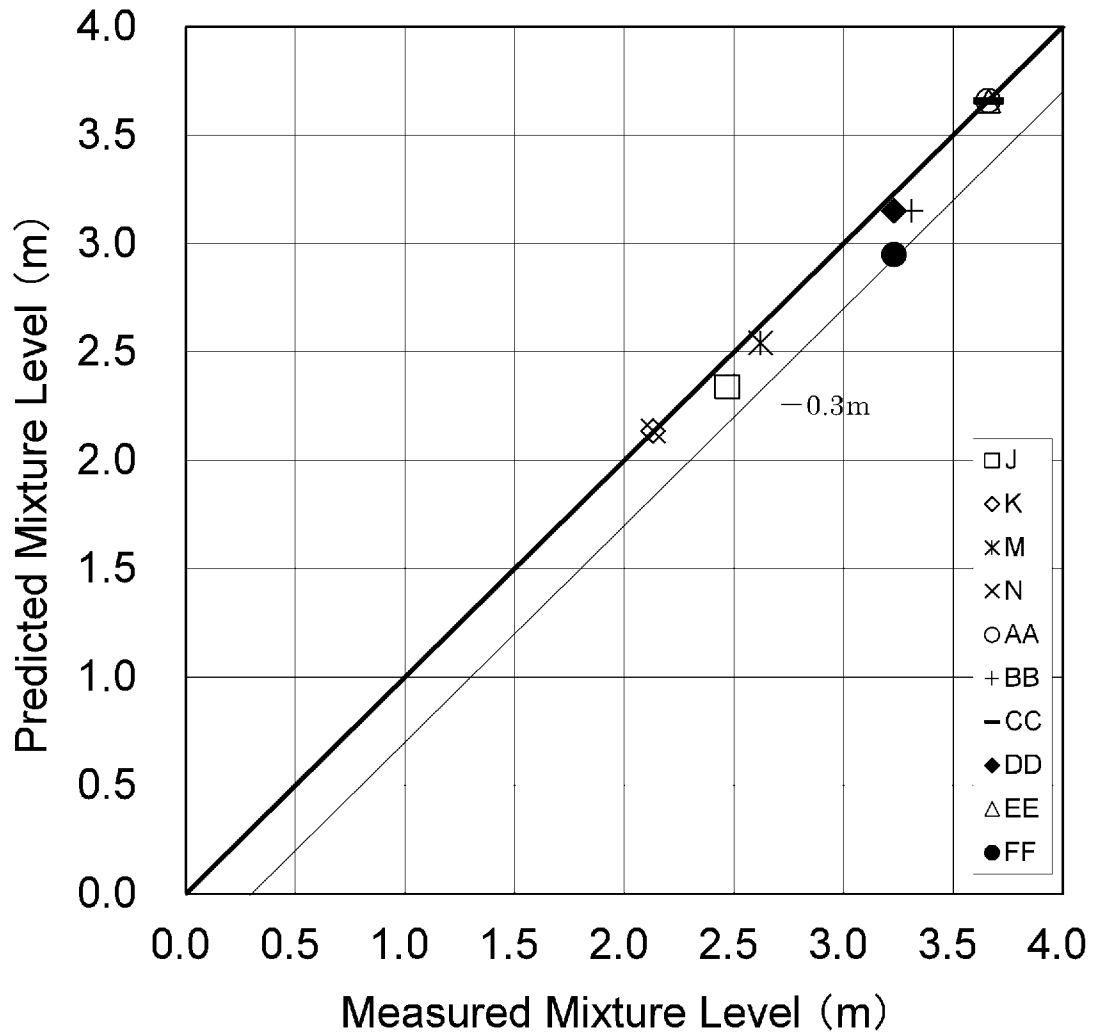


图 4-7 二相水位比较

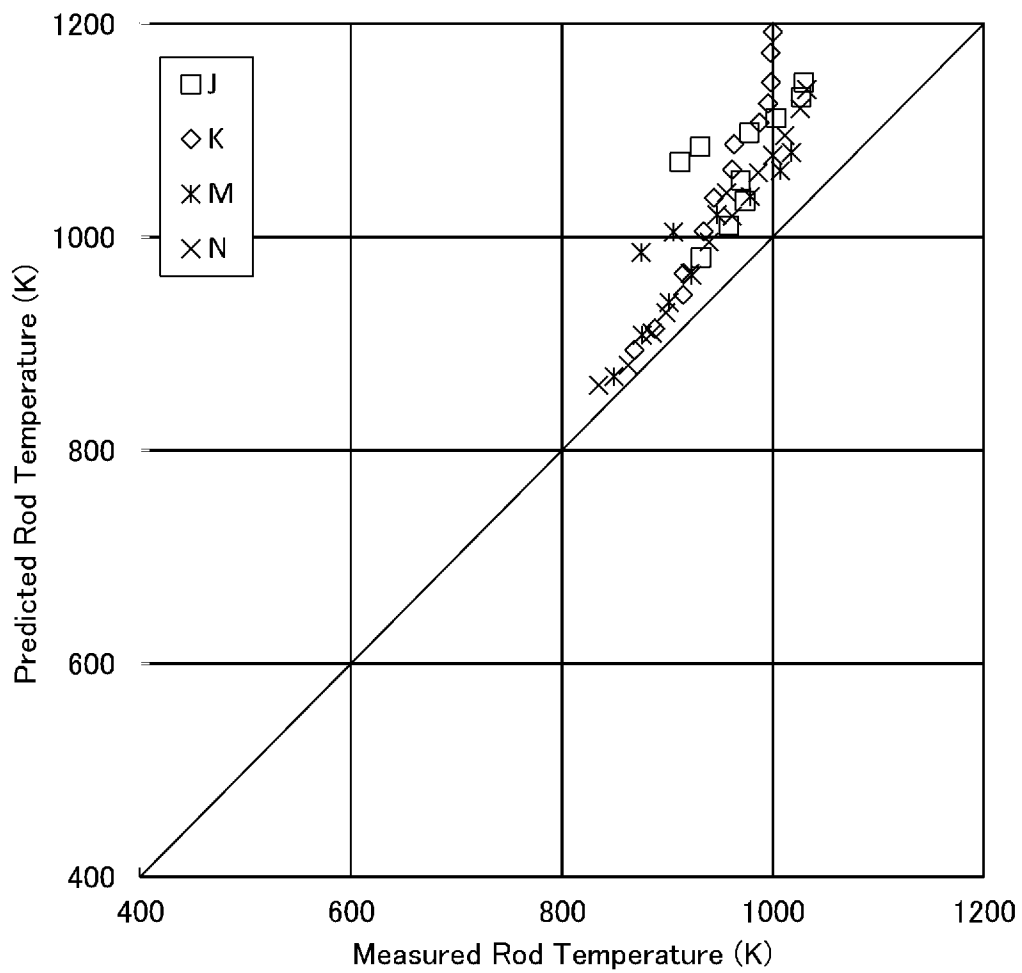


図 4-8 ヒータロッド表面 (FRS) 温度比較

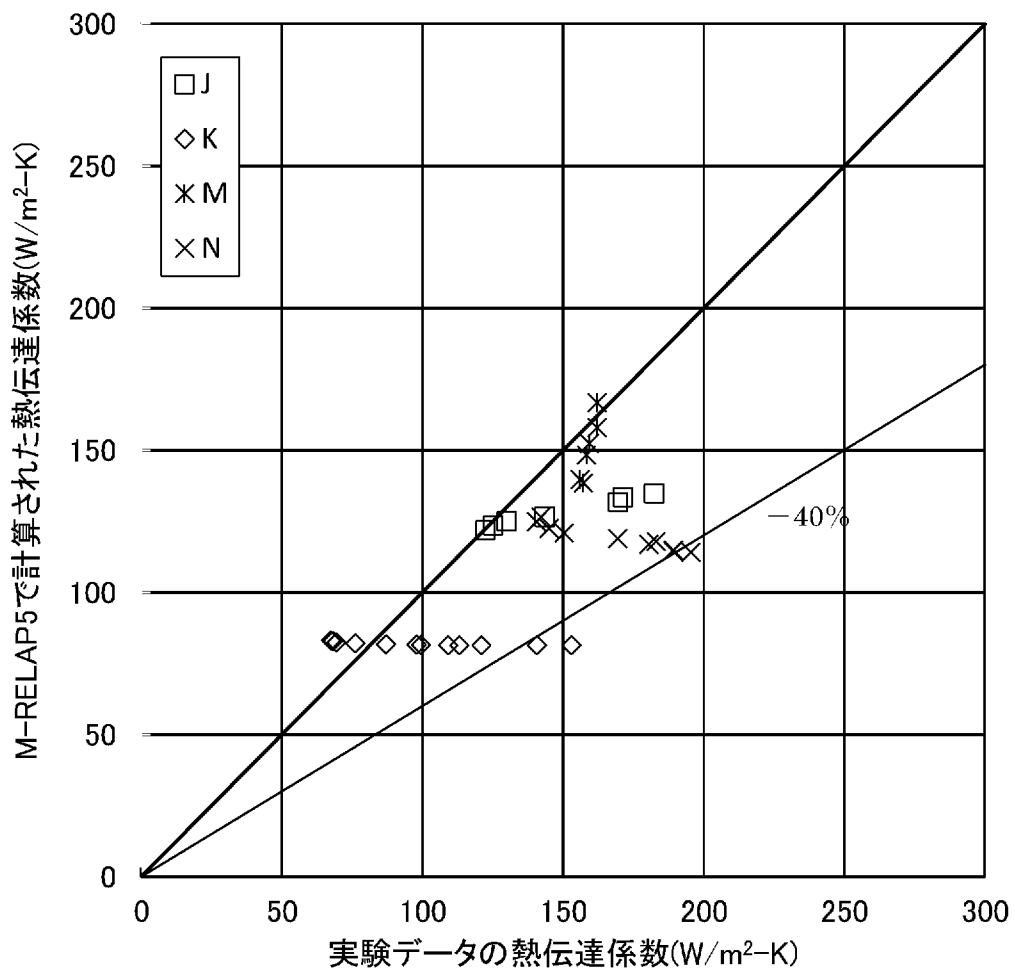


図 4-9 熱伝達係数比較

### 4.3 Marviken 臨界流試験解析

#### (1) Marviken 臨界流試験概要

Marviken 試験装置<sup>[33][34]</sup>は、元はスウェーデンの沸騰水型重水炉として建設された発電プラントの圧力容器を改造することにより製作した試験装置である。臨界流試験の他にも原子炉格納容器応答試験、エアロゾル輸送試験などが実施されている。

臨界流試験における Marviken 試験装置の概観を図 4-10に示す。試験装置は圧力容器、放出管、テストノズル及びラプチャディスク装置から構成される。テストによってテストノズルのサイズ（長さ、径）を変更している。

圧力容器の底部には放出管が接続されている。放出管の詳細図を図 4-11に示す。放出管は、流線型の入口部、圧力容器底部に溶接された接続部、2つのパイプ部、2つの計装リング、ボール弁から構成される。2つの計装リングにはともにピトー静圧管が設置されている。ボール弁は試験を終了するときを使用される。

試験は、蒸気ドーム圧力は全試験で約 5MPa、圧力容器底部（放出管入口）のサブクール度は 2°Cから 50°Cの範囲内で行われる。また、試験によってノズルのサイズを変更する。試験条件、ノズルサイズを表 4-4に示す。

試験は、2枚のラプチャディスクの間を加圧することで下方のディスクを破損させ、それにより上方のディスクが破損することで開始する。圧力容器内の水が流出して、数十秒後に水位が放出管入口程度まで低下すると放出管のボール弁を閉じて試験を終了する。

#### (2) 解析ケースの選定

本解析では Marviken 臨界流試験の中から、テストノズルの内径、L/D 及び放出管入口でのサブクール度をパラメータに表 4-4に示される試験のうち、Test9、Test11、Test12、Test16、Test17、Test19、Test20、Test22、Test23、Test25、Test26、Test27 の 12 ケースを妥当性確認のデータベースとして選択した。Test13、14 はノズルの出口形状がテーパ状に広がっており、実機の破断にそぐわないため、対象外とした。Test15 は Test16 とほぼ同等の条件のため、対象外とした。Test18 は Test17 とほぼ同条件のため、対象外とした。Test21 は Test27 とほぼ同条件のため、対象外とした。Test24 については後述の検討により対象外とした。なお、表 4-4 に記載のないケースについて、Test1~8 はボイド率を測定された差圧から算出しており測定誤差が大きく、境界条件のボイド率の設定に難があるため対象外とした。Test10 は OECD のデータベースに試験データが無いため、対象外とした。

#### (3) 試験条件と実機 PWR の比較

実機 PWR 条件と Marviken の試験条件の比較を表 4-5に示す。破断口径は実機条件と Marviken の試験範囲で違いがあるが、破断流モデルの質量流束は破断面積に依存しないため、この条件で実機条件をカバーできる。

L/D の範囲は 0.3~3.7 と広範囲である。インターフェイスシステム LOCA では、RHR 配管の枝管に付随する弁等の破断を想定するため、L/D は試験条件に対し、十分大きい。L/D が約 3 で流れは十分発達するため、本試験での L/D 条件はインターフェイスシステム LOCA に適用できる。2次冷却系からの除熱機能喪失についても、加圧器逃がし弁、安全弁からの流出が期待されるが、L/D は十分大きく、本試験検証での L/D 条件は適用できる。全交流動力電源喪失では RCP のシール LOCA を想定するが、シール LOCA での漏えい量については、シールの構造を考慮し漏えい量評価を実施し決定しているため、L/D の影響は受けない。ECCS 注水機能喪失については、8inch 程度までの小破断 LOCA を想定するが、配管厚さは約 3inch であり、L/D は 0.3 以上である。ただし、有効性評価解析の模擬では枝管ノードを設定せずに配管から直接破断ジャンクションを設定するため、L/D の影響を受けない。ECCS 注水機能喪失では、破断の形状としては、主配管に発生する亀裂、主配管に接続する枝管の破断の 2 種類が考えられる。主配管に発生する亀裂の場合は、上述の理由により、L/D の影響を受けない。枝管破断の場合、破断の L/D は十分大きく、本試験での L/D 条件は適用できる。解析上の模擬は枝管ノードを設定せずに配管から直接破断ジャンクションを設定するため、主配管に発生する亀裂の模擬に近い。しかし、ECCS 注水機能喪失の評価においては、破断面積のスペクトル解析を実施し破断面積あるいは流量の不確かさの燃料被覆管温度への影響について評価、考察しているため、破断形状の不確かさもそのスペクトル解析に包絡される。

圧力については、運転圧力である 15.5MPa の高圧条件は無い。しかし、「ECCS 注水機能喪失」では、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの影響を包絡している。「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機的设计破断流量となるように入力で調整するため、不確かさの影響は無い。「インターフェイスシステム LOCA」については、各プラントの実力評価と比較し、設定した破断面積では破断流量が大きくなることを確認しており、漏えい量を大きくする設定としている。また、「2次冷却系からの除熱機能喪失」については、加圧器逃がし弁流量は設計値流量となるように入力において調整しているため、不確かさの影響は無い。そのため、破断流量の妥当性確認については、最大値で 5MPa の条件で十分である。また、停止中原子炉の大気圧条件は無いが、これらのシーケンスでは破断流はほぼ差圧流であるため不確かさは小さい。サブクール度についてはほぼ実機条件を網羅している。

#### (4) Marviken 臨界流試験解析の解析条件

試験解析に用いたノーディング図を図 4-12 に示す。ノズルについて、ノードの L/D が実機の低温側配管のノードの L/D と合致するように分割している。

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 放出配管の測定部を入口境界として、温度、圧力、及びボイド率境界条件を与える
- ・ テストノズルの出口部に圧力境界条件として、大気圧を設定する

#### (5) Marviken 臨界流試験解析の解析結果

Test11 と Test 27 について、試験データの破断流とM-R E L A P 5 コードによる破断流量の比較を図 4-13と図 4-14に示す。Test11 については約 15 秒以降、Test27 については約 25 秒以降が二相臨界流となり、試験値より概ね多めの臨界流量となる傾向である。

Test24 について、試験データの破断流とM-R E L A P 5 コードによる破断流量の比較を図 4-15に示す。Test24 は Test11 及び Test 27 と違い、サブクール領域で臨界流量を過小評価している。Test24 の L/D は 0.3 と小さく、試験では熱的非平衡の影響が残った状態で相変化が十分ではなく、流量の高い状態で放出される可能性が高い。しかし、3.3.1(6)に記載しているとおり、M-R E L A P 5 コードで採用している臨界流モデルは流量の L/D への依存を考慮していないため、L/D が小さい体系での高流量をM-R E L A P 5 コードは過小評価する。有効性評価解析では、破断口の L/D の大小にかかわらず、枝管ノードを設定せずに主流配管に直接破断ジャンクションを設定する。したがって、非平衡の影響による上記の過小評価が計算上再現されないモデル化とし、有効性評価での取扱いを下記のようにしているため、Test24 の不確かさを評価に考慮しない。

有効性評価解析の取扱いでは、主配管につながる枝管の下流側にある弁等からの流出を仮定するインターフェイスシステム LOCA では、枝管の形状圧力損失、摩擦圧力損失が模擬されず、破断流量を実際より多く予測することとなり、評価指標である漏えい量を多く評価することとなる。「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機的设计破断流量となるように入力で調整するため、破断口の取扱いの影響は無い。「ECCS 注水機能喪失」では、L/D が小さい破断形状となる場合があり、臨界流モデルの過小評価が現れてくる可能性がある。しかし、そのような不確かさを包絡するため、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの燃料被覆管温度への影響について評価、考察している。

#### (6) 1次系からの冷却材放出の不確かさ

12 ケースすべてについて、試験値の質量流束を横軸に、M-R E L A P 5 コードの質量流束の予測値を縦軸にプロットしたものを図 4-16に示す。図 4-13と図 4-14から分かるとおり、Marviken の試験条件範囲では、サブクール臨界流から二相臨界流への切り替えが約 25,000~30,000kg/m<sup>2</sup>s で起こる。そのことは、図 4-16で約 25,000~30,000kg/m<sup>2</sup>s で相関の傾向が切り替わっていることから確認できる。図 4-16の中の 30,000kg/m<sup>2</sup>s 以上の領域ではサブクール臨界流であるため、サブクール臨界流の不確かさは±10%程度である。30,000kg/m<sup>2</sup>s 以下の領域をすべて二相臨界流領域とした場合、二相臨界流の不確かさは-10%~+50%程度である。

破断流量の不確かさは、トリップ信号及び SI 信号のタイミング、1次系の冷却材の減少速度、

1次系の減圧速度に影響する。1次系の減圧速度が変わることにより、蓄圧タンクからの注入のタイミング、使用可能であれば低圧注入系からの注入のタイミングにも影響する。1次系の低温側及び高温側の温度の飽和圧力はトリップ信号及びSI信号の設定圧より低いため、実機においてはサブクール臨界流の期間に信号が発信される。サブクール臨界流の不確かさは大きくないため、信号発信の不確かさは大きくない。

破断流が大きくなると、1次系の冷却材の減少が大きくなり、炉心露出が早くなり、燃料被覆管温度の上昇が大きくなる影響がある。一方で、1次系の減圧も早くなり、蓄圧タンクや低圧注入系からの注入を早め、燃料被覆管温度上昇を抑える影響がある。

逆に破断流が小さくなると、1次系の冷却材の減少が小さくなり、炉心露出が遅くなり、燃料被覆管温度の上昇が小さくなる影響があるが、1次系の減圧も遅くなり、蓄圧タンクや低圧注入系からの注入が遅れ、燃料被覆管温度上昇が継続する影響がある。

実機プラント解析では破断サイズについてスペクトル解析を実施し、破断サイズの不確かさの燃料被覆管温度への影響について評価、考察している。

以上より、M-R E L A P 5 コードは有効性評価解析における1次冷却材の系外への流出に関して妥当に評価できるものと考えられる。

表 4-4 Marviken 試験条件一覧

試験 番号	ノズル径 (mm)	ノズル長さ (mm)	L/D (ノズル長さ と 径の比)	初期 温度 (°C)	初期サブク ール度 (°C)	初期圧力 (MPa)
9	509	1,589	3.1	243	2	5.02
11	509	1,589	3.1	202	35	4.97
12	300	895	3.0	215	33	5
13	200	590	3.0	170	31	5.09
14	200	590	3.0	170	3	4.97
15	500	1,809	3.6	177	31	5.04
16	500	1,809	3.6	180	33	5
17	300	1,116	3.7	174	31	4.94
18	300	1,116	3.7	174	32	5.02
19	300	1,116	3.7	167	4	5.06
20	500	730	1.5	187	7	4.99
21	500	730	1.5	184	33	4.94
22	500	730	1.5	168	52	4.93
23	500	166	0.3	19	3	4.96
24	500	166	0.3	27	33	4.96
25	300	511	1.7	189	6	4.92
26	300	511	1.7	135	34	4.91
27	500	730	1.5	167	33	4.91

表 4-5 Marviken と実機条件の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

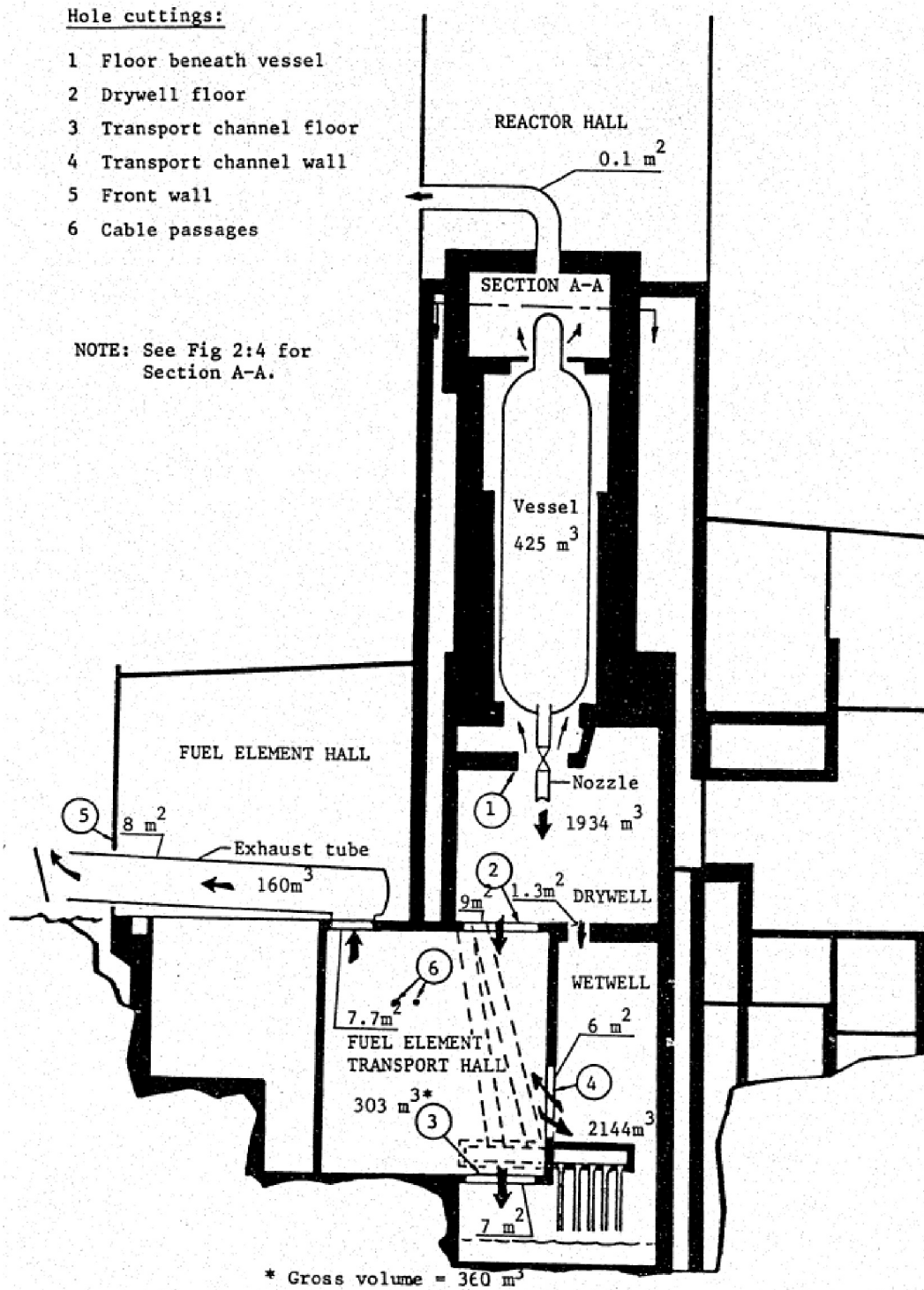


Fig 2:1 Outline diagram of the facility, including flow paths during the CFT

图 4-10 Marviken 临界流试验装置概观

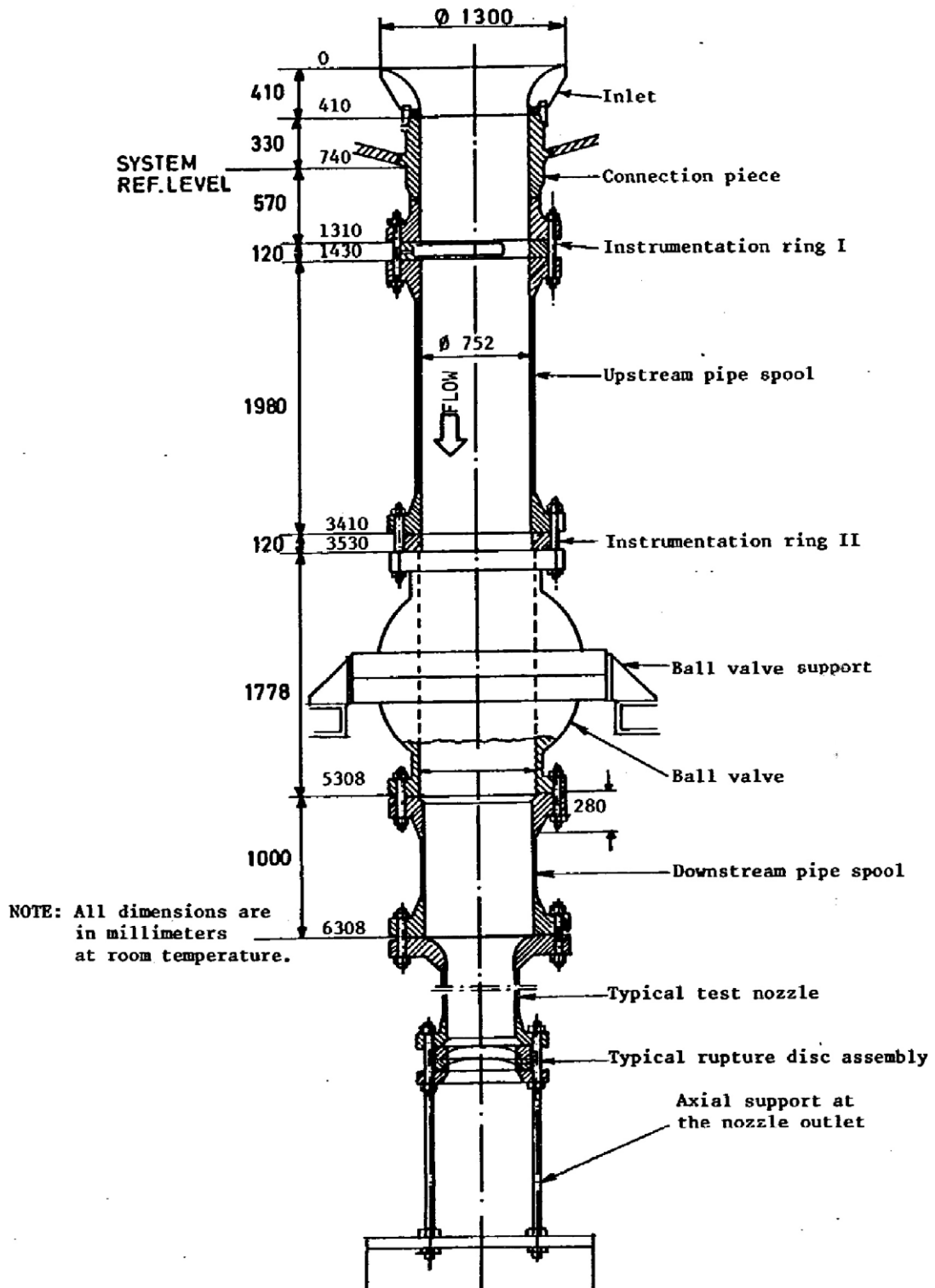


图 4-11 Marviken 放出管詳細図

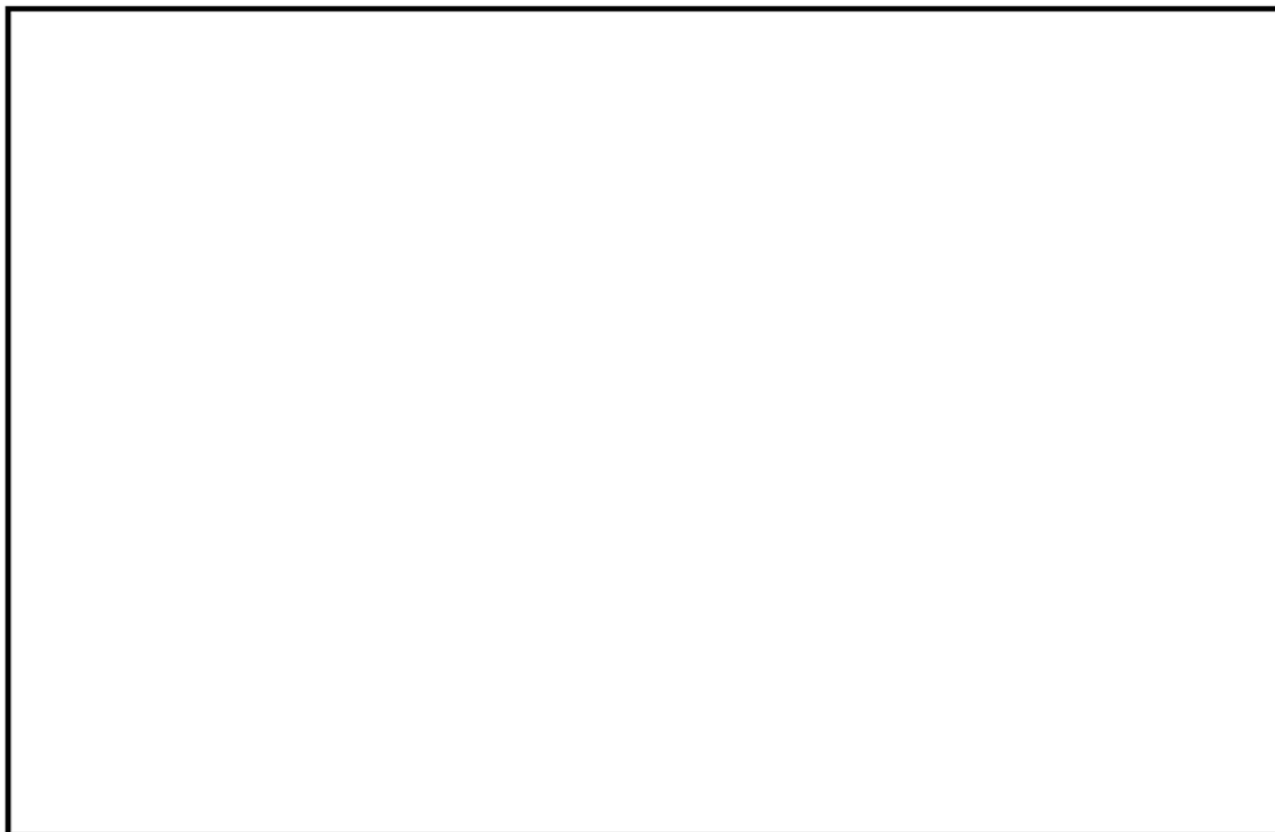


図 4-12 Marviken 試験解析のノーディング図

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

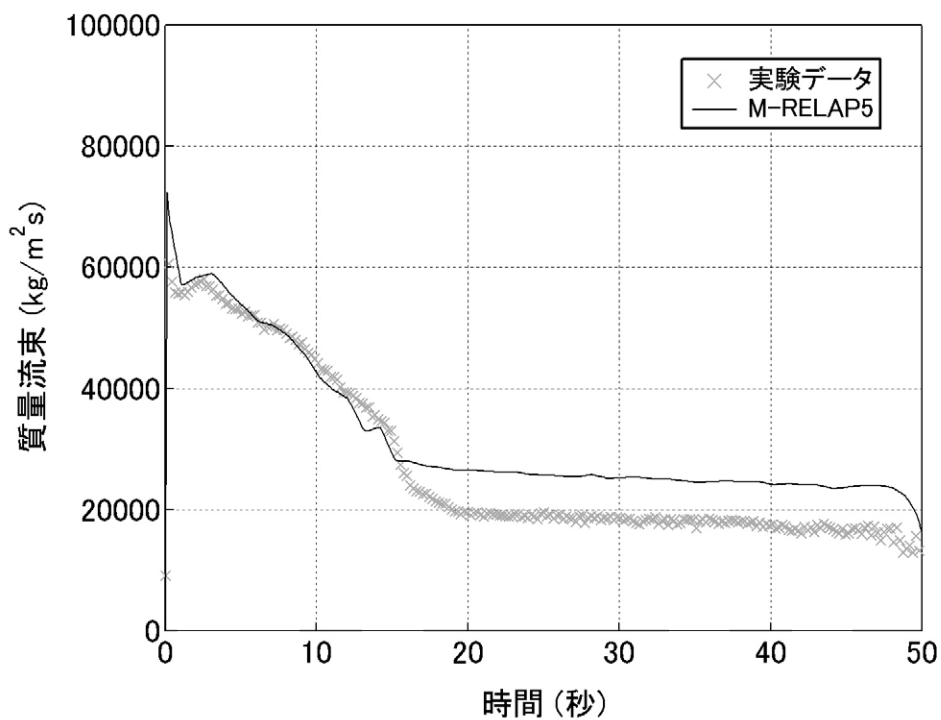


図 4-13 Marviken 破断流量の予測 (Test 11)

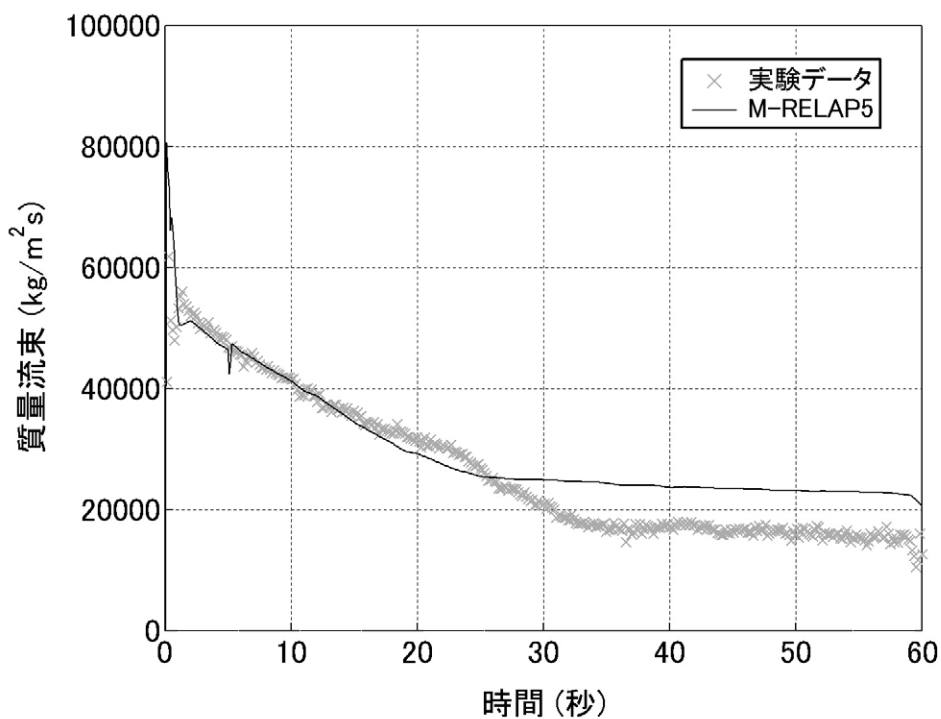


図 4-14 Marviken 破断流量の予測 (Test 27)

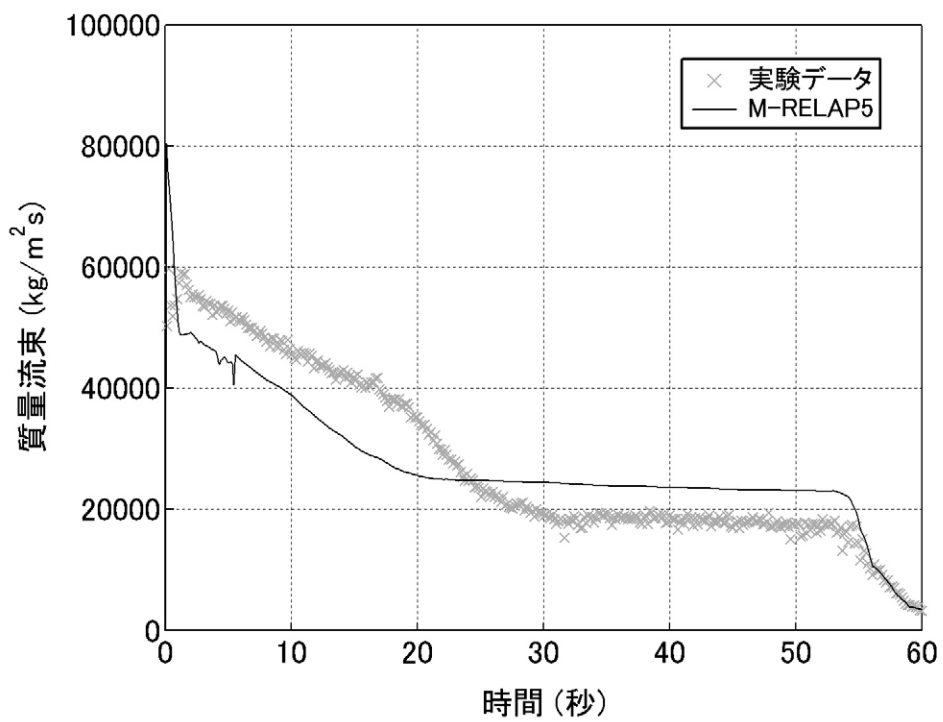


図 4-15 Marviken 破断流量の予測 (Test 24)

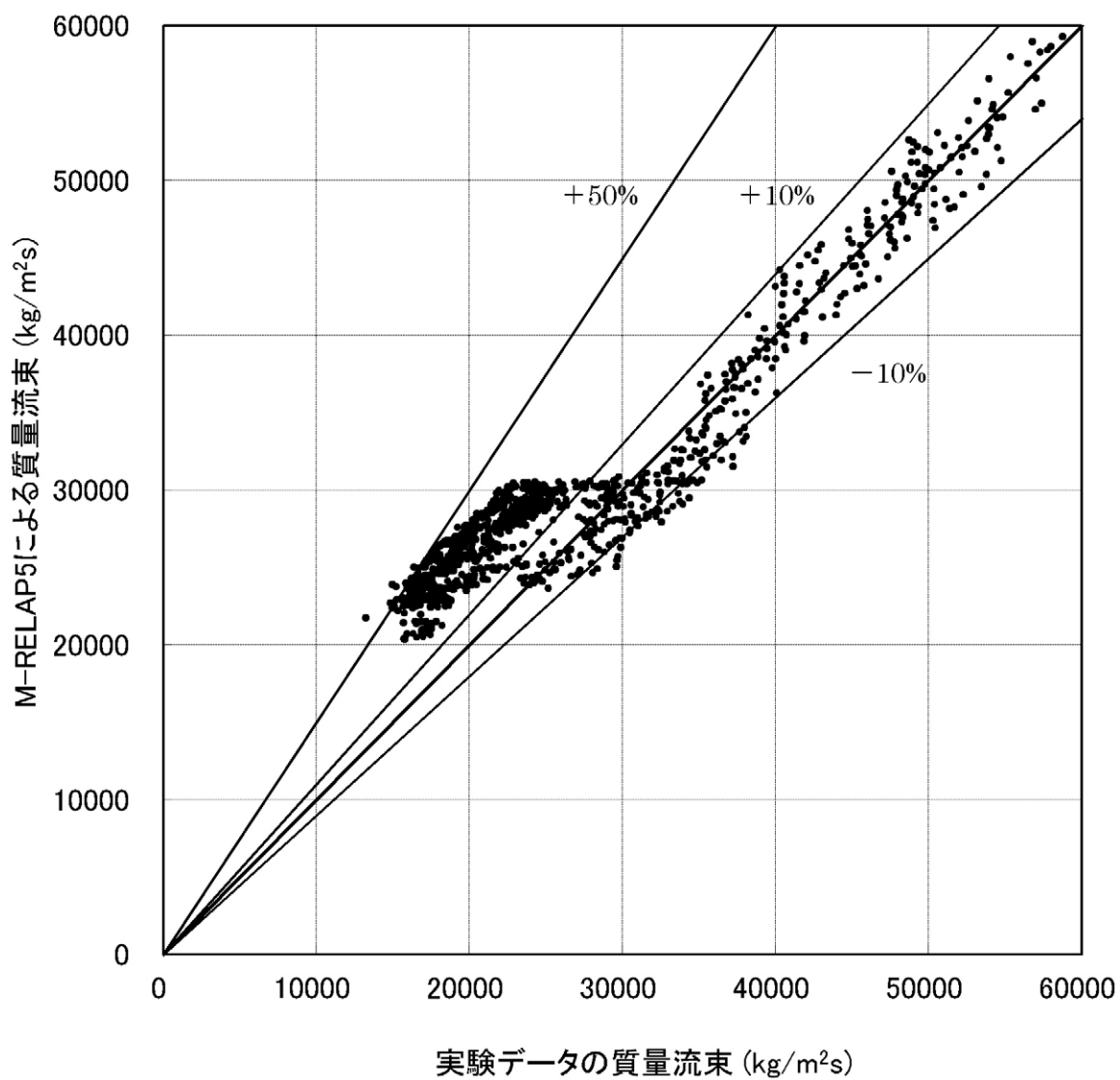


図 4-16 Marviken 破断流量の比較

#### 4.4 ROSA/LSTF 試験

##### 4.4.1 ROSA 試験概要

ROSA/LSTF<sup>[35]</sup>は、熱出力 3,423MW の 4 ループ PWR の 1/48 の体積スケールの試験装置である。垂直方向の高さは実炉と同スケールであり、大口径の配管（高温側配管及び低温側配管の内径が 207mm）が設置されている。表 4-6 に ROSA/LSTF と 4 ループ PWR の比較を示す。図 4-17 に LSTF 装置の鳥瞰を示す。4 ループ PWR を 2 つのループで模擬するが、長時間の過渡時の運転員等操作を模擬するために、LSTF では実機同様の機器制御が可能であり、さらに、実機と同様の高温高圧での運転が可能である。高温側配管と低温側配管は体積のスケージングと  $L/\sqrt{D}$  を保存するような形状となっており、実機 4 ループ PWR の流動挙動を再現可能である。

表 4-6 LSTF と PWR の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

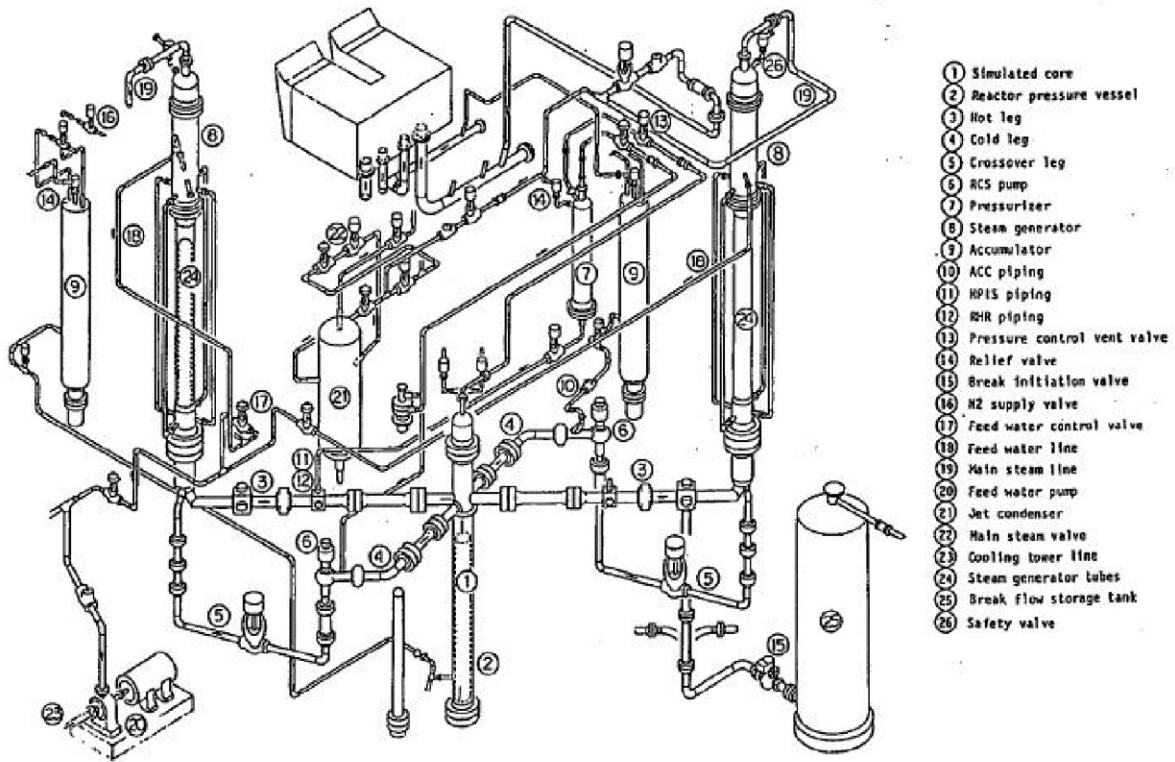


図 4-17 LSTF 鳥瞰図  
 (From JAERI-M 84-237)

#### 4.4.2 ROSA 試験解析のノーディング

試験解析に用いたノーディング図を図 4-18に示す。蒸気発生器、炉心のノード分割は実機解析と同等の細かさである。ROSA/LSTF の蒸気発生器出口側配管は実機に対し径が小さいが、高さは同等であるため、L/D が大きい。ノードの L/D を出来るだけ実機と合わせるため及びループシールの形成・解除を精緻に計算するために、蒸気発生器出口側配管のノード分割は実機ノーディングより細かい。有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心での有意なヒートアップが見られるケースは ECCS 注水機能喪失である。このケースでは、高圧注入の不作動によりボイラオフ時に炉心水位が回復せず、ヒートアップが継続することが、燃料被覆管温度上昇の主要因である。そのため、ループシールは燃料被覆管温度に対して重要でないため、実機のノーディングは問題ない。低温側配管のノード分割は実機より粗いが、これらの配管での流れは急峻ではないため、本試験解析に対しては妥当である。

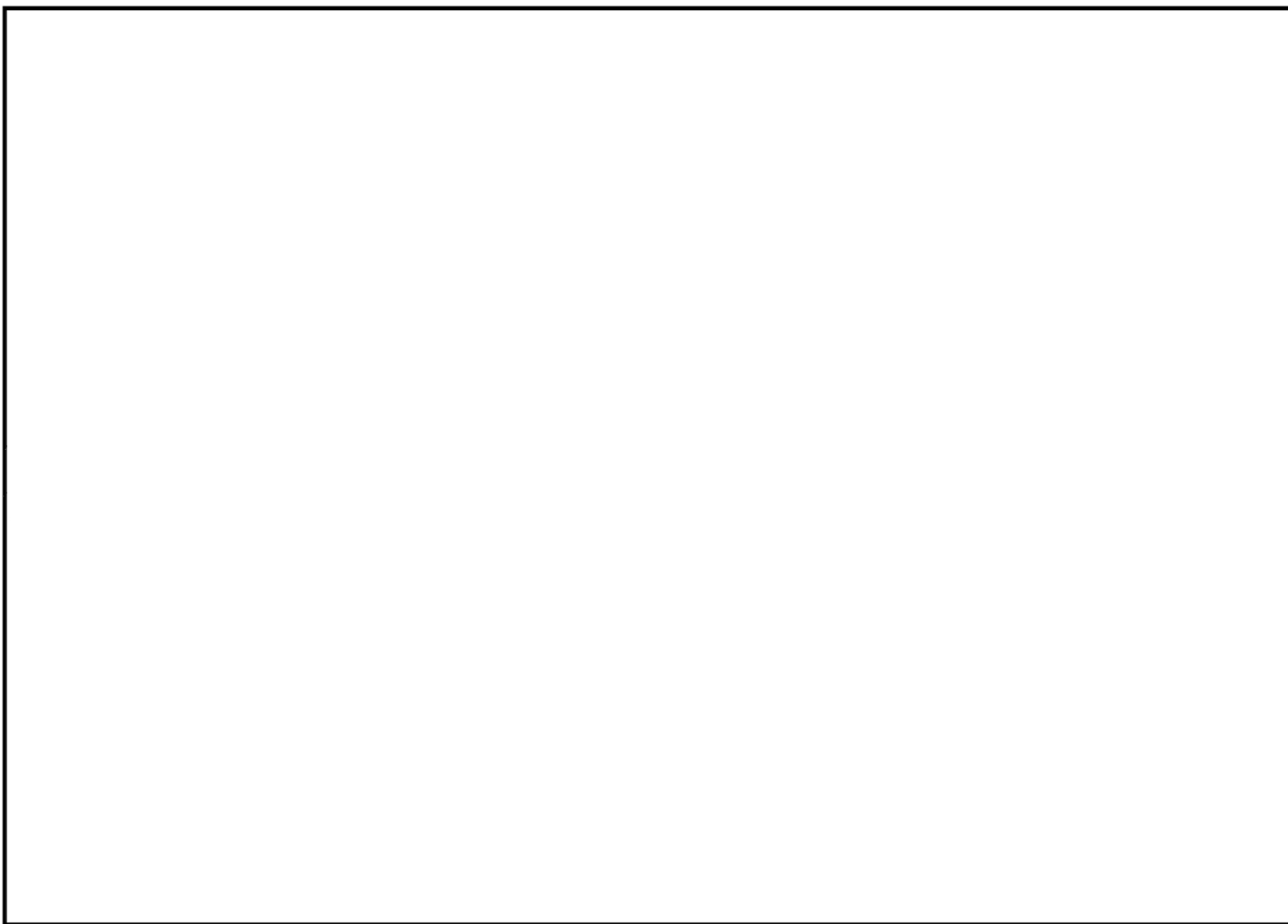


図 4-18 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析 ノード分割図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

#### 4.4.3 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析

##### (1) ROSA/LSTF SB-CL-18 試験概要

SB-CL-18 試験<sup>[36]</sup>では、時刻 0 秒で低温側配管に 5%の破断を仮定する。5%破断は実機 4 ループ PWR では 6inch 破断相当である。また、同試験では、炉心ヒートアップ挙動を厳しく見積もるために高圧注水を不作動としている。ECCS 注水機能喪失の検証対象として適当と判断できるうえ、その他の事象に対しても Reference となる中小破断 LOCA の代表的な総合効果試験であることから選定した。なお、SB-CL-18 試験は International Standard Problem (ISP) No.26 として国際標準問題となっている。

##### (2) ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析の解析条件

採用したノーディングは「4.4.2 ROSA 試験解析のノーディング」に記載しており、図 4-18 に示すとおりである。試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心出力カーブ、ポンプコーストダウンデータ、蒸気発生器 2 次側圧力を境界条件とした。
- ・ 破断流量については、1 次系の保有水量、減圧を試験と合わせるため、試験データと同じ流量が流出するように境界条件とし、流速を設定した（破断流量の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）。
- ・ ループシールでの蒸気発生器での蓄水を模擬するため、対向流制限（CCFL）係数を蒸気発生器伝熱管の入口、蒸気発生器入口に設定した。蒸気発生器伝熱管入口の CCFL は、Wallis<sup>[37]</sup>の考えに基づき、Wallis 型の切片が 0.88、傾きが 1.0 の係数を設定した。蒸気発生器入口の CCFL は、Tien<sup>[38]</sup>の考えに基づき、Kutateladze 型の CCFL を採用し、切片が約 1.79、傾きが 0.65 の係数を設定した。（実機の高圧側配管の径は ROSA とは異なるため、実機と同等の大きさである UPTF の実験<sup>[39]</sup>から蒸気発生器入口の係数を設定した。有効性評価解析においては、2 次系強制冷却の運転員等操作後に蒸気発生器での蓄水は見られないため、CCFL は重要ではない。）

##### (3) ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析の解析結果

解析結果を試験データとの比較として図 4-19 から図 4-30 に示す。破断開始と同時に減圧が進み、約 60～100 秒にかけて自然循環状態となり、一時的に 2 次系圧力近傍で 1 次系圧力が整定する（図 4-19）。その後、蒸気発生器出口配管にある冷却材シールと崩壊熱による蒸発により、炉心水位が一時的に低下（ループシールによる炉心水位の低下）してヒートアップが生じる（図 4-20、図 4-30）。約 160 秒でループシールが解除して炉心水位は回復する（図 4-20）。その後、崩壊熱による冷却材の蒸発が継続することから炉心露出が進展する（ボイルオフによる炉心水位の低下、図 4-20、図 4-29）。本試験では意図的に高圧注水を不作動としていることから顕著なヒートアップが生じるが、圧力低下に伴い蓄圧タンクが作動し（図 4-27、図 4-28）、この蓄圧注水により約 470 秒でヒータロッド温度がピークに達した後、炉心はクエンチする（図 4-29）。

この期間中の蓄圧タンク流量をM-RELAP5コードが正しく模擬できていることは図 4-27 及び図 4-28より分かる。ROSA/LSTF 試験装置では、蓄圧タンクの流量はベンチュリ流量計で測定しており、測定幅は0.15 kg/sである。ベンチュリ流量計では、測定の最大値の10%までの流量の精度はかなり低いため、1.5kg/s以下の流量測定値の精度は良くない。図 4-28に見られる実験データの流量の振動は、低流量の測定に関する測定器の限界により生じるものであり、実際の流量が振動しているわけではない。

#### (4) ループシールの形成解除時の炉心水位、燃料表面熱伝達の不確かさ

M-RELAP5コードによる1次系圧力の予測と試験との比較を図 4-19に示す。約100～160秒でループシールによる炉心水位の低下及び回復は、コードにより正確に模擬される。蒸気発生器の上昇側の蓄水による水頭での炉心水位の押し下げがこの期間における重要な現象であるが、図 4-21及び図 4-22に示すとおり、コードは、約100～160秒の期間の蒸気発生器入口での対向流制限現象(CCFL)による蒸気発生器上昇側での蓄水を試験と同程度、あるいは多めに模擬する。図 4-23、図 4-24に示すとおり、蒸気発生器出口側配管下降側の水位低下に伴い、水頭バランスにより炉心水位も低下するが、その挙動をM-RELAP5コードは模擬できている。蒸気発生器出口側配管下降側の水が無くなるとループシールが解除され、図 4-25、図 4-26に示すとおり、蒸気発生器出口側配管上昇側の水位も瞬時に低下し、炉心水位は回復する。ヒータロッド表面のヒートアップ(高出力バンドル)を図 4-29及び図 4-30に示す。

図 4-30に複数のロッド表面温度の試験データを示すが、ロッドによってヒートアップの有無、ヒートアップ量が異なる。ループシール期間に炉心水位が低下し炉心が露出するが、同時に高温側配管に存在する液相が炉心へ落水する。落水する液相が炉心全体を冷却するのに十分な流量ではないため、落水の影響を受けない、若しくは影響が小さいロッドがヒートアップする。逆に十分に落水の影響を受けるロッドはヒートアップが生じない結果となる。試験で温度を測定しているロッドについて、ヒートアップの有無を図 4-31に示す。また、図 4-30と図 4-31の対応については、ロッド①～③として示す。M-RELAP5コードでは、3.3.2(1)に記載したとおり、リフラックスによる炉心冷却に不均一性が存在した場合でもヒートアップ挙動を模擬できるモデルである改良 AECL-UO Look-up Table を組み込んでいる。改良 AECL-UO Look-up Table は落水の流量に依存しないモデルであり、上部からの落水が存在し炉心水位が低下するような現象において、限界熱流束を十分に低下させヒートアップを計算し、図 4-30に示すとおり、最もヒートアップしているロッド①より高い温度を計算する。

ROSA 試験装置の炉心そうの内径は0.5m、高温側配管から上部プレナムに逆流する液相の流速は数 m/s である。実機の炉心そうの内径は約4m、液相流速は数 m/s である。したがって、双方とも高温側配管の水が、炉心における高温側配管に近い部分に落水しないという傾向は同様であると考えられる。ただし、ROSA 試験においては、図 4-31に示されるとおり、ヒートアップしているロッドが右側に偏っている結果となっている。この理由としては、ROSA 試験装置が2

ループであり落水部が限られているためと考えられる。実機においては、ループ数が増えるほど落水部が多くなることにより、ヒートアップするロッドの炉心内での分布は改善されると考えられる。

上記のように実機体系と試験体系には差があると考えられるものの、改良 AECL-UO Look-up Table は落水量に依存しないモデルであり、このモデルを用いることで限界熱流束を十分に低下させることで、ヒートアップを計算できる。したがって、ROSA 試験解析で妥当性を確認した炉心冷却の不均一による燃料被覆管のヒートアップに対する M-RELAP5 コードの予測については、実機解析に適用できると考える。

M-RELAP5 コードは炉心中心付近ではヒータロッド表面温度を高めにより予測しているが、ループシール期間中は高温側配管からの落水の影響もあり、炉心上部のヒートアップが抑えられている。この傾向は試験、解析の両者に見られるが、解析予測でより顕著となる。これは、試験では同一位置に複数の温度計装が設置され、上記の落水の影響のため、計測値にバラつきが見られるが、解析では高温出力バンドル平均の流動に基づいてヒートアップを計算するためと考える。

ループシール時については、炉心水位の低下挙動を良く模擬できており、炉心冷却に不均一性が存在してもヒートアップ挙動を高めにより予測している。有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心での有意なヒートアップが見られるケースは ECCS 注水機能喪失である。このケースでは、高圧注入の不作動によりボイロフ時に炉心水位が回復せず、ヒートアップが継続することが、燃料被覆管温度上昇の主要因である。そのため、ループシールは燃料被覆管温度に対して重要でない。

##### (5) ボイロフ時の炉心水位、燃料表面熱伝達の不確かさ

ループシール解除後は蒸気発生器上昇側から炉心への落水、蒸気発生器出口側配管及び低温側配管にある冷却材の原子炉容器への流入、頂部ヘッドからダウンコマへのバイパス（スプレインズルからの落水）により炉心水位が維持される。一方、M-RELAP5 コードは、図 4-20 に示されるように、約 300 秒から蓄圧注水開始となる約 450 秒までの期間、炉心水位を低く予測している。図 4-25、図 4-26 に示すとおり、ループシール解除後において、蒸気発生器出口配管での気液界面摩擦が小さめに評価され、蒸気が摩擦により引っ張る液相の輸送量を小さめに予測するため、蒸気発生器出口側配管の残存水を多めに予測し、炉心に供給される冷却材を少なく予測するためである。M-RELAP5 コードはループシール解除に係る蒸気発生器出口側配管の界面摩擦を小さく予測する。図 4-29 及び図 4-30 のヒータロッド温度の比較では、コードは膜沸騰熱伝達モデルによる影響に加え、炉心水位を低めに予測し、炉心露出期間がより長いため、炉心上部から炉心中央部に至るまで試験より高く評価する。

有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心での有意なヒートアップが見られるケースは ECCS 注水機能喪失である。このケースでは、高圧注入の不作動によりボイロフ時に炉心水位が回復せず、ヒートアップが継続することが、燃料被覆管温度上昇の主要因である。ECCS

注水機能喪失では中小破断 LOCA を想定しており、ループシール形成・解除後にボイルオフが起こり、炉心がヒートアップする可能性がある。その場合、本試験で見られる不確かさが影響する。本試験からは、ボイルオフでのヒートアップにおいて、炉心水位低下開始、ヒートアップ開始ともに M-R E L A P 5 コードでは 100 秒程度早く予測している。本試験の破断サイズは 4 ループ PWR で 6inch 破断相当である。2inch 破断を想定した場合、破断面積は 9 分の 1 となり、事象は 9 倍遅くなる。そのため、破断サイズ違いを考慮した場合、6inch 破断相当での 100 秒の不確かさは数百秒となる可能性がある。

#### (6) 蓄圧タンク注入特性への適用性

有効性評価解析において、蓄圧タンクについては、気相部で断熱膨張を仮定しているため、注入流量に対する蓄圧タンクのガス圧力の低下が最大となり、注入流量が小さくなる設定となっている。また、蓄圧タンク流量の不確かさは圧力損失に依存するが、有効性評価解析が対象とするシーケンスグループでは、緩やかな事象であり、蓄圧タンク圧力と 1 次系圧力はほぼ均圧するため、圧力損失の不確かさは影響しない。さらに、破断サイズの違う SB-CL-39 試験においても蓄圧タンク流量の妥当性を確認しており、破断サイズの違いによる流量の不確かさ影響も確認できている。

#### (7) 高温側配管の二相流の不確かさ

2 次冷却系からの除熱機能喪失では、炉心損傷防止対策としてフィードアンドブリード運転を実施する。フィードアンドブリード運転では加圧器逃がし弁を手動で開き、1 次系を減圧させるが、この時の高温側配管での気相と液相の相互作用が加圧器逃がし弁での放出のクオリティに影響する。SB-CL-18 試験では、破断に伴う 1 次系の減圧、自然循環流及びその停止、ループシールの形成解除の期間があり、高温側配管では気液の並行流あるいは対向流の幅広い流動が見られる。M-R E L A P 5 コードの高温側配管での密度の模擬能力を確認する。

ROSA 試験では、高温側配管の同じ流路断面内で高さの違う 3 点の密度を 3 ビームガンマ線密度計で計測している。加圧器が接続している A ループの高温側配管の密度を図 4-32 に示す。配管内の高い位置を測定した密度計の測定値は約 40 秒で密度が低下しており、配管の高い位置は蒸気になっていると考えられる。100 秒までは中ほどの位置及び低い位置の密度は減圧に伴い低下しているため、蒸気割合が上昇していると考えられる。その後、自然循環が停止し、ループシール期間となるが、その期間においては炉心で発生した蒸気と蒸気発生器側からの凝縮水との対向流が生じる。

有効性評価解析では、約 7MPa まで低下すると加圧器からは蒸気単相放出となる。SB-CL-18 試験では約 160 秒でループシールが解除したのち減圧が加速し、図 4-19 に示されるとおり、約 200 秒で 7MPa まで低下するため、高温側配管の密度の確認は 200 秒までを対象とする。M-R E L A P 5 コードの密度は流路断面の平均である。試験データとの比較は、高中低すべての高

さと比較する。約 100 秒までは、ループは強制循環、自然循環により循環している状態であり、気相と液相は並行して流れている。M-R E L A P 5 コードの結果は試験データの低い位置の密度と一致しているため、密度を大きめに評価し、ボイド率を低く予測しているが、低下挙動は良く模擬できている。

100 秒以降、試験では自然循環が停止し、ループシール期間となる。この期間では、M-R E L A P 5 コードは高温側配管はほとんど蒸気であるため、試験データの高い位置の結果と一致している。高温側配管では蒸気発生器からの落水と炉心で発生する蒸気との対向流となっているが、(5)で記載した蒸気発生器出口側配管と同様に、気液界面摩擦が小さい影響により蒸気が摩擦により引っ張る液相の輸送量を小さめに予測し、高温側配管からの落水量を多めに予測するためと考えられる。

以上より、M-R E L A P 5 コードは高温側配管での気液二相流動を概ね良好に予測するものの、並行流ではそのボイド率を若干低く予測し、対向流状態では、高温側配管での蓄水を過小評価する傾向がある。

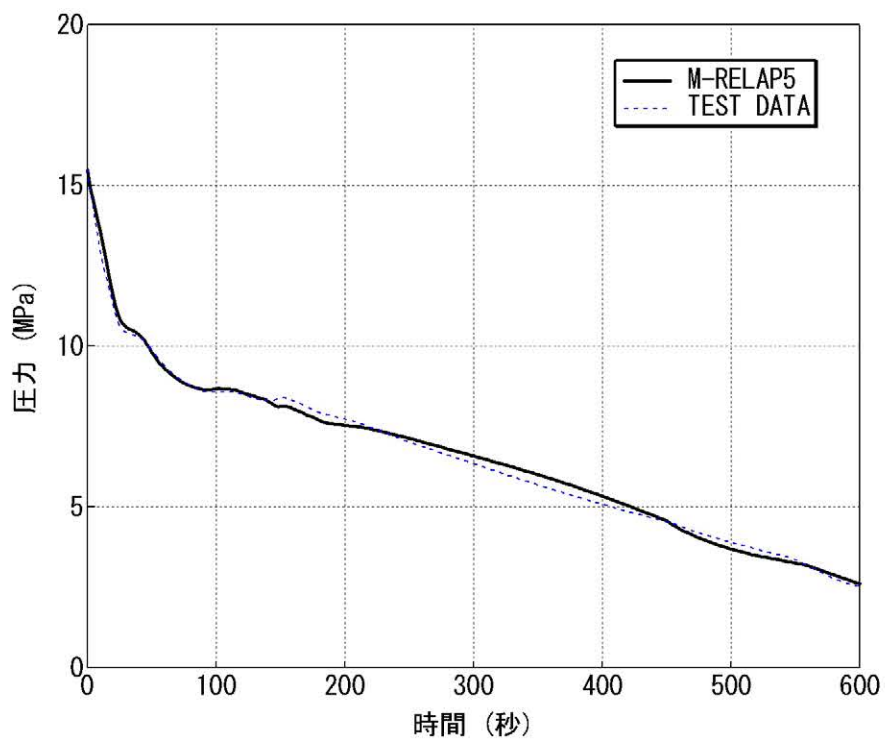


図 4-19 加压器压力

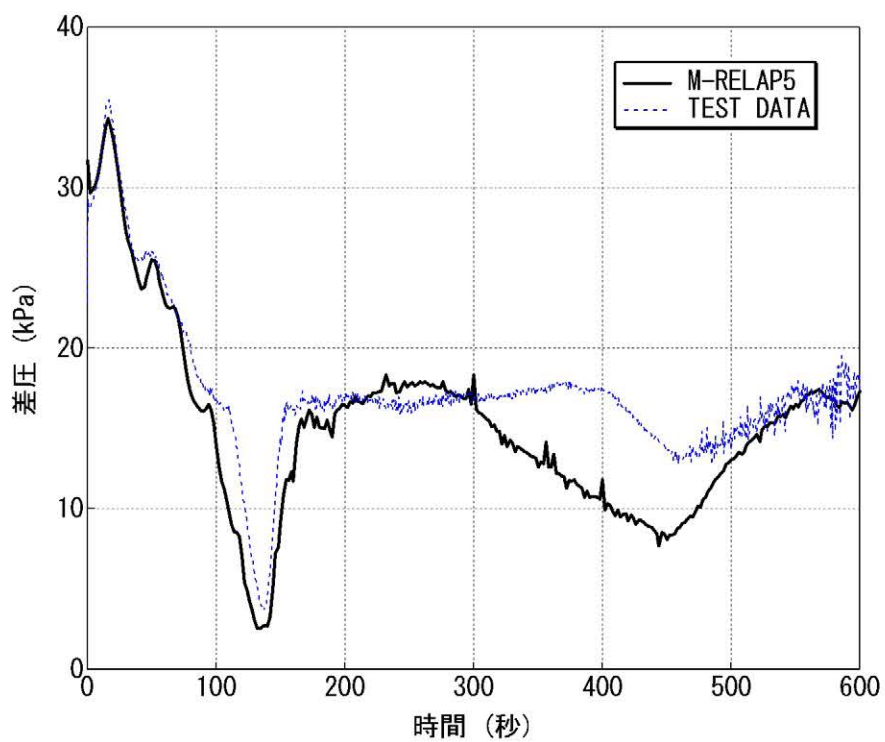


図 4-20 炉心差压

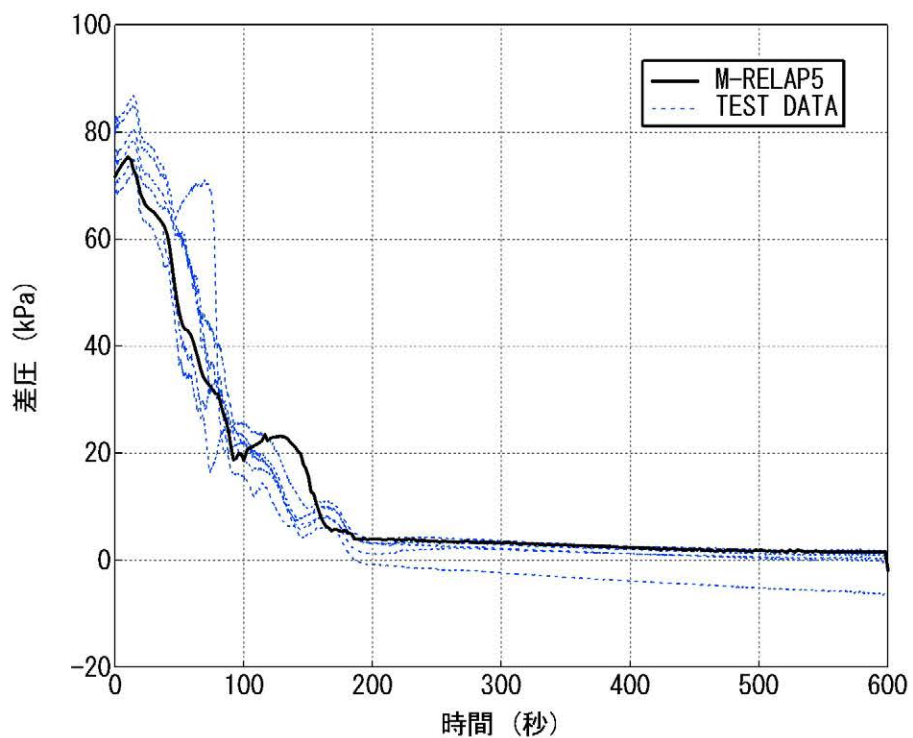


図 4-21 ループ A 蒸気発生器上昇側の差圧

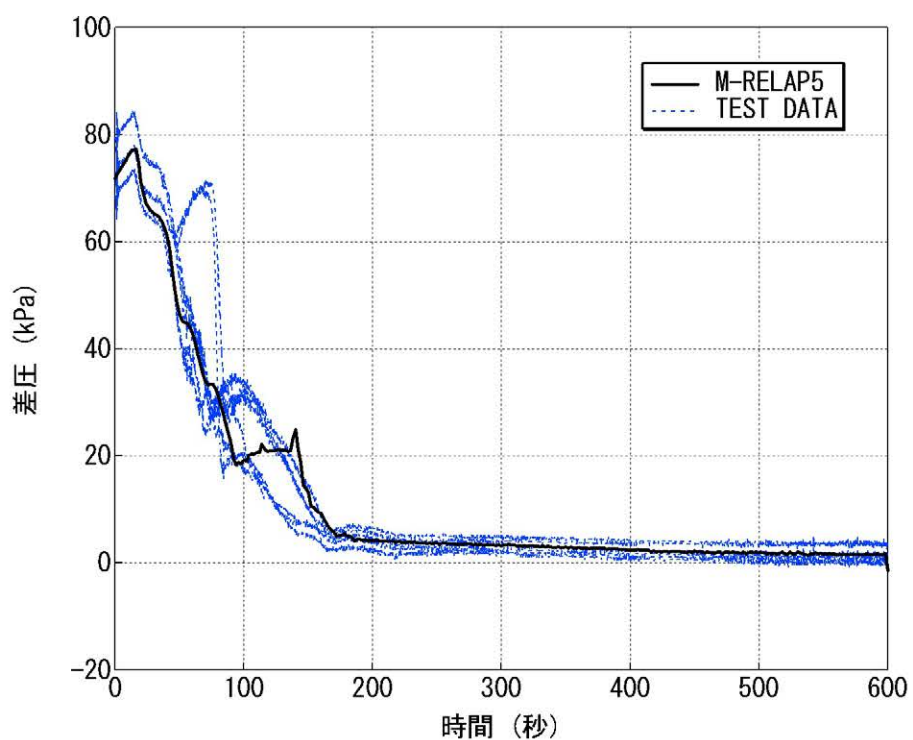


図 4-22 ループ B 蒸気発生器上昇側の差圧

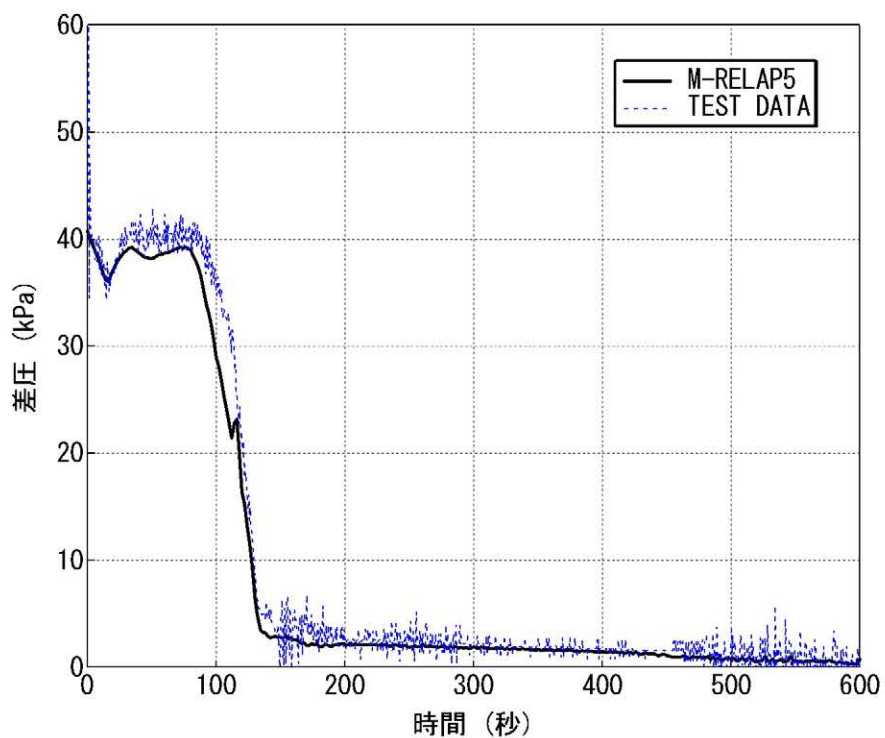


図 4-23 ループ A 蒸気発生器出口側配管下降側の差圧

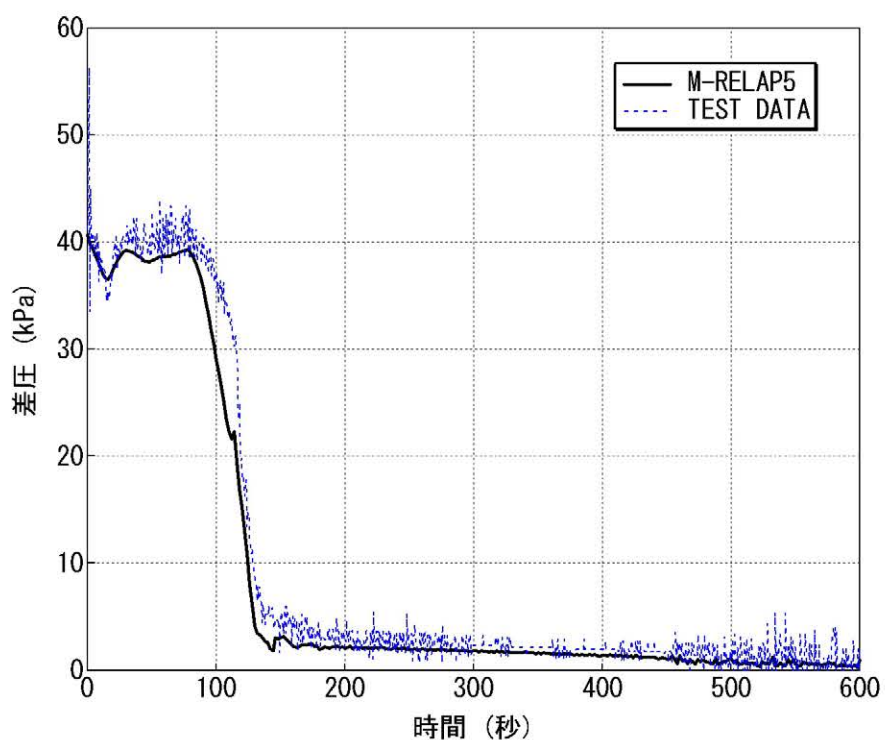


図 4-24 ループ B 蒸気発生器出口側配管下降側の差圧

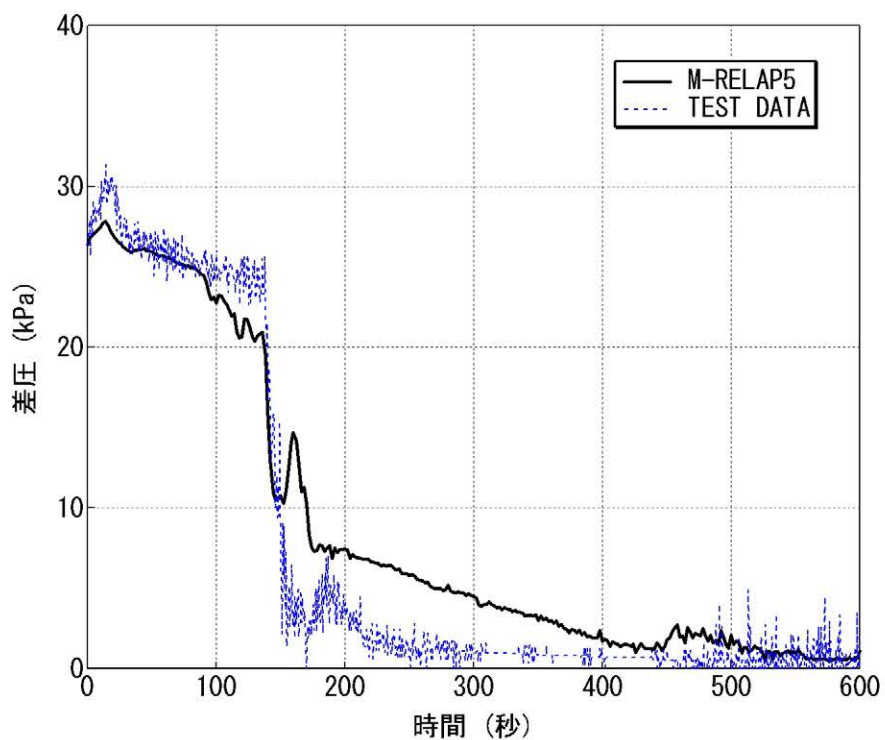


図 4-25 ループ A 蒸気発生器出口側配管上昇側の差圧

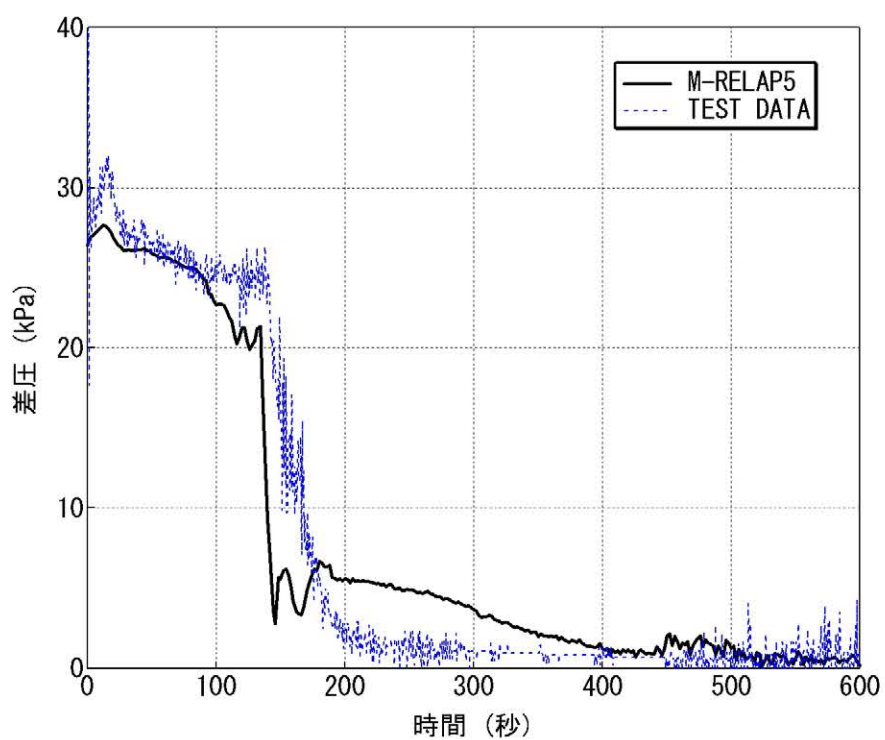


図 4-26 ループ B 蒸気発生器出口側配管上昇側の差圧

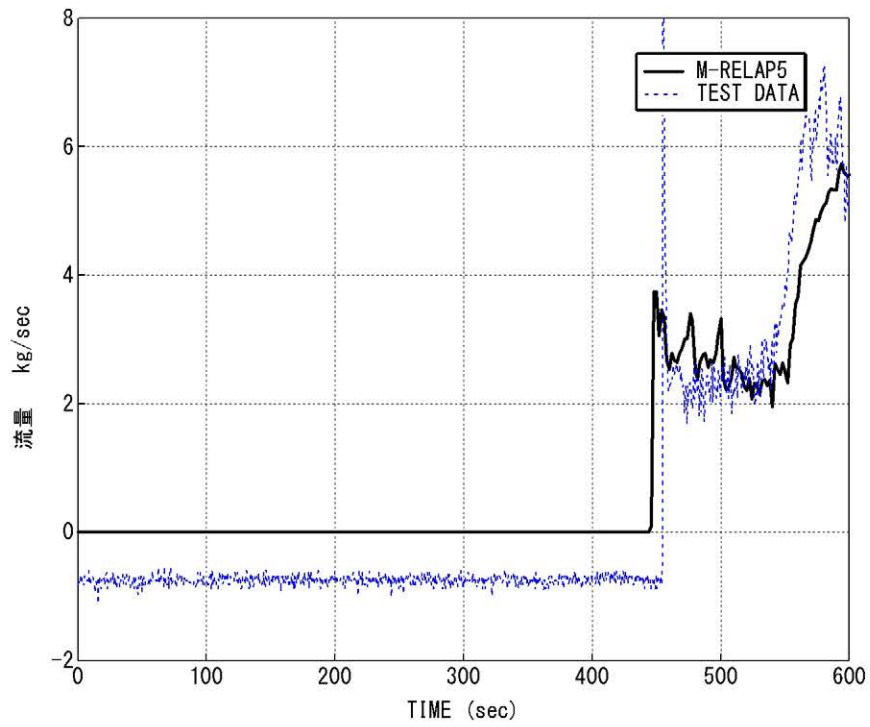


図 4-27 ループ A 蓄圧タンク流量

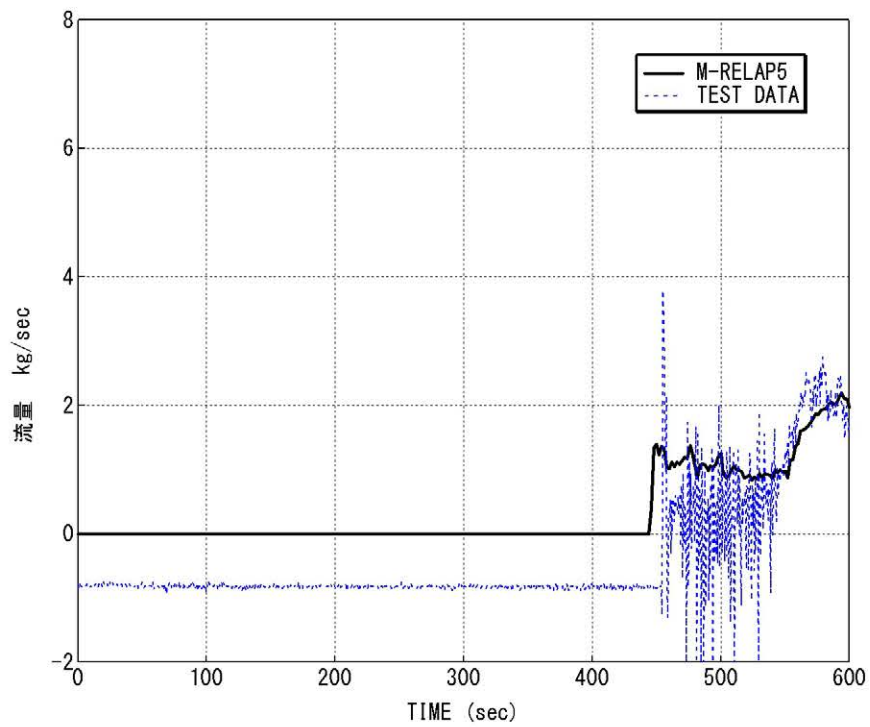


図 4-28 ループ B 蓄圧タンク流量

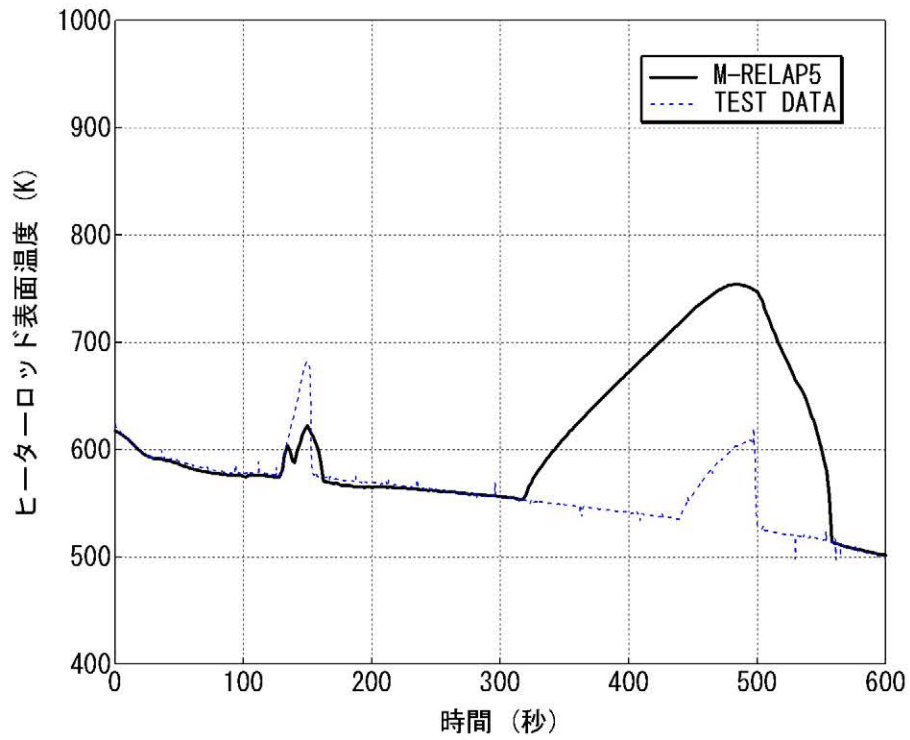


図 4-29 ヒータロッド表面温度 3.05m (試験データ), 3.17m (M-RELAP5)  
(炉心上部)

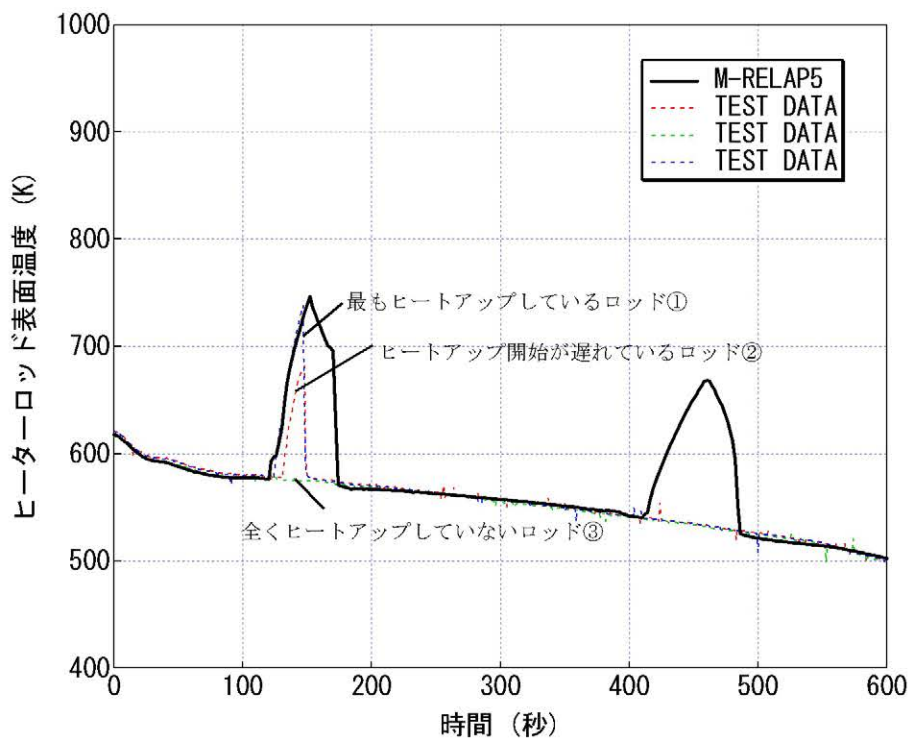


図 4-30 ヒータロッド表面温度 1.83m (試験データ), 1.82m (M-RELAP5)  
(炉心中心付近)

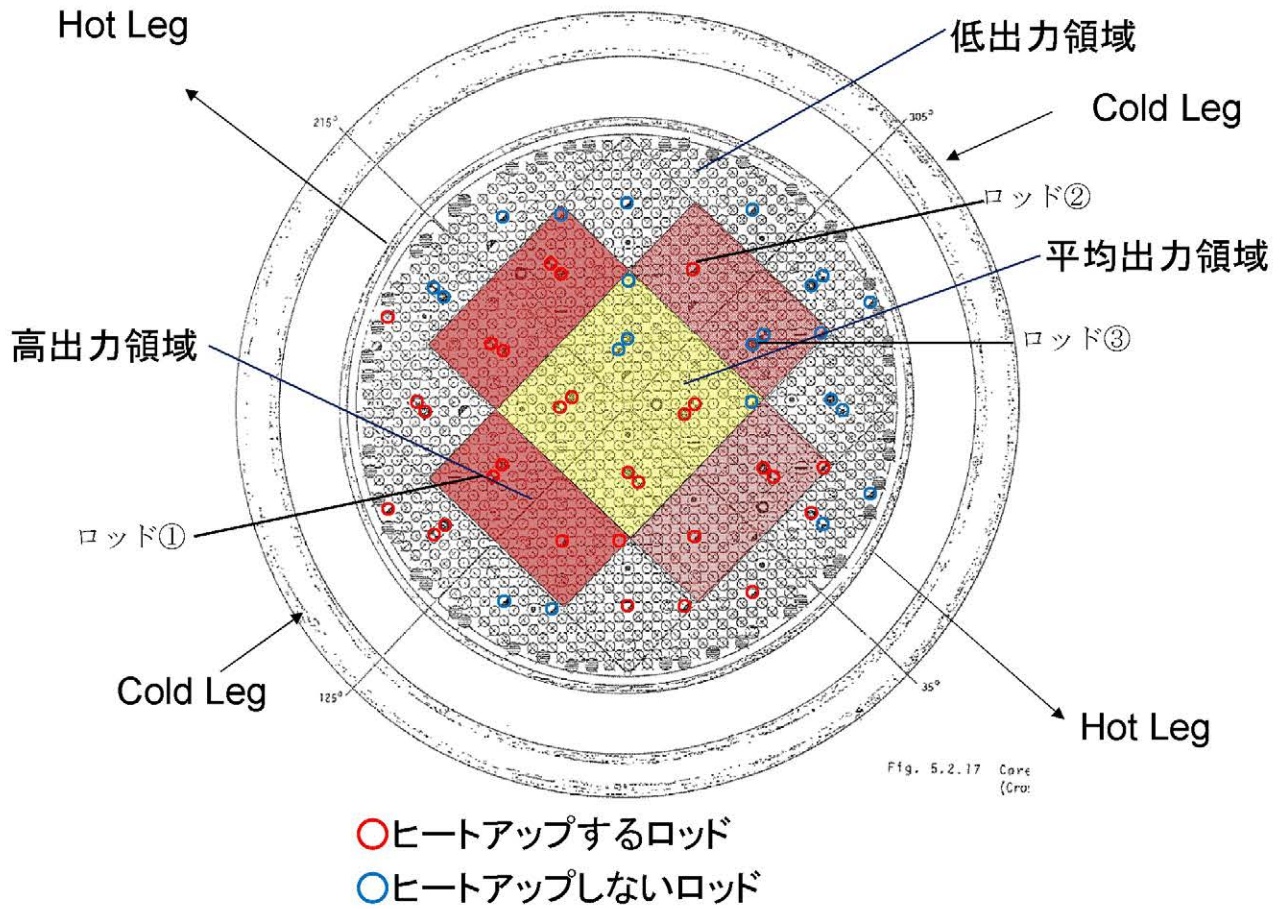


図 4-31 SB-CL-18 試験のループシール期間におけるヒートアップ位置

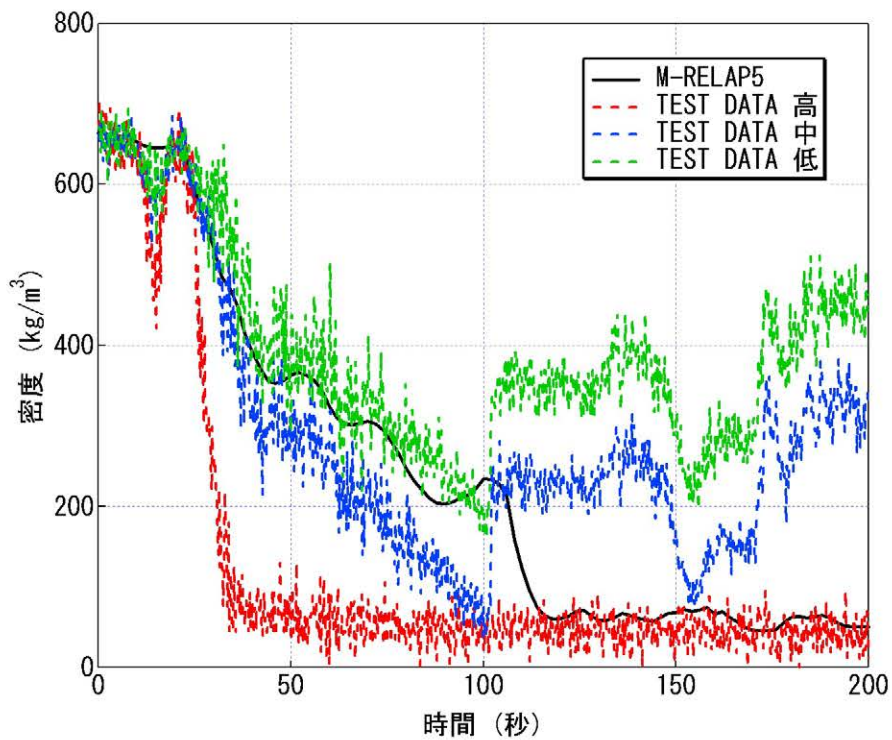


図 4-32 高温側配管密度

#### 4.4.4 ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析

##### (1) ROSA/LSTF SB-CL-39 試験概要

SB-CL-39 試験<sup>[40]</sup>は ROSA/LSTF 試験装置を用いた、0.5%小破断 LOCA 総合試験であり、事故後の蒸気発生器 2 次系強制冷却の運転員等操作を模擬している。試験での仮定は以下のとおりである。また、試験中の事象推移を表 4-7 に示す。

- ・ 高圧注入系の全故障を仮定
- ・ トリップと同時に外電喪失を仮定
- ・ 0.5%の低温側配管破断を仮定。4 ループプラントでは 2inch 破断相当
- ・ 1 次系圧力 12.27MPa の SI 信号発信の 10 分後から蒸気発生器 2 次系強制冷却の運転員等操作開始、同時に補助給水開始

SB-CL-39 試験では 2 次系強制冷却を実施しており、有効性評価で期待しているシーケンスと条件が同等である。試験データが公開されていることもあり、有効性評価解析の妥当性確認という観点で最も適切であるため、本試験を選定した。

##### (2) ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析の解析条件

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心出力カーブ、ポンプコーストダウンデータを境界条件とした。
- ・ 2 次系強制冷却時の 1 次系の減圧効果を確認するため、蒸気発生器 2 次系圧力を境界条件とした（2 次系からの冷却材放出の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）。
- ・ 破断流量については、1 次系の保有水量、減圧を試験と合わせるため、試験データと同じ流量が流出するように境界条件とし、流速を設定した（破断流量の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）。
- ・ 本実験ではループシールは顕著に見られないが、SB-CL-18 試験と同様に、CCFL 係数を蒸気発生器伝熱管の入口、蒸気発生器入口に設定した。蒸気発生器伝熱管入口の CCFL は、Wallis の考えに基づき、Wallis 型の切片が 0.88、傾きが 1.0 の係数を設定した。蒸気発生器入口の CCFL は、Tien の考えに基づき、Kutateladze 型の CCFL を採用し、切片が約 1.79、傾きが 0.65 の係数を設定した。

##### (3) ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析の解析結果

M-R E L A P 5 コードの解析結果を試験データとの比較として図 4-33～図 4-36 に示す。破断と同時に 1 次系圧力が低下するが、約 400 秒以降、2 次系圧力と釣り合う圧力で一定になる。その後、低温側配管は液相で満たされているため、液相の破断流が継続する。蒸気発生器出口側配管の水位が低下するまで破断が継続すると、ループシールが形成されるが、本試験では、2 次系強制冷却の運転員等操作を実施するため、ループシールが形成される前に 1 次系圧力が十分低下し、蓄圧タンクからの注入が開始され、1 次系の保有水量が低下しないためループシールが見

られない(図 4-33)。1次系圧力が低下し、蓄圧タンク保持圧力である 4.51MPa より低下することにより蓄圧タンクからの注入が約 1,400 秒より開始する(図 4-35、図 4-36)。炉心水位は約 400 秒以降低下傾向にあるが、蓄圧タンクの注入により炉心水位が回復傾向となる(図 4-34)。試験で見られる上記の挙動について、M-RELAP5 コードは模擬することができており、M-RELAP5 コードは小破断 LOCA 及びその後の 2 次系強制減圧の運転員等操作のシーケンスにおいて、炉心水位、蓄圧タンクの注入挙動、及び 1 次系の圧力低下挙動、つまり運転員等操作時の 1 次側・2 次側の熱伝達を正しく模擬できることを確認した。

#### (4) 1 次側・2 次側の熱伝達の不確かさ

本試験解析では、2 次側の温度及び圧力を境界条件としている。そのため、2 次系強制冷却時の 1 次系圧力の M-RELAP5 コードと試験データの相違は M-RELAP5 コードの 1 次側、2 次側の熱伝達の不確かさに起因するものである。

表 4-7 に示すとおり、2 次系の減圧操作は 754 秒で開始している。図 4-33 に示されるとおり、754 秒以降では、M-RELAP5 コード、試験データ共に減圧が開始するが、M-RELAP5 コードでは試験データと比較し、減圧が遅い結果となっている。約 1,000 秒で両者の圧力差が約 0.5MPa となった後、圧力差は縮まっていく傾向となり、2,500 秒では両者に差は無い。

また、図 4-37 は加圧器圧力の拡大図であるが、試験では高圧測定用と低圧測定用の 2 種類の圧力計を用いている。低圧用の圧力計の値と比較すると、M-RELAP5 コードとの差は約 0.3MPa である。

M-RELAP5 コードでは、蒸気発生器のボイラ部は 1 次元で模擬しているため、ボイラ部での管群での横流れは計算せず、伝熱は試験と比較し悪い傾向である。蒸気発生器伝熱管についても 1 本の模擬で代表しているため、複数の伝熱管の不均一流れを計算しない。これらの効果により、2 次系強制冷却時の 1 次側と 2 次側の伝熱が試験と比較し、M-RELAP5 コードでは悪くなっていると考えられる。

1 次系圧力の不確かさは最大で +0.5MPa である。1 次系の温度は飽和温度であると考えられるため、不確かさは圧力で代表する。

#### (5) 蓄圧タンク注入の不確かさ

図 4-35、図 4-36 では、蓄圧タンク注入開始のタイミングについて試験データと解析結果に違いがある。解析結果の方が 100 秒ほど開始が遅い。その理由を以下に考察する。図 4-37 に示されるとおり、低圧用の圧力計の値と比較すると、M-RELAP5 コードの減圧は蓄圧タンク注入開始のタイミングでは約 80 秒の遅れとなっている。また、蓄圧タンクの設定圧力は 4.51MPa となっており、解析においても 4.51MPa を入力しているが、試験中に熱伝達の影響で蓄圧タンクの圧力が上昇しており、蓄圧タンク注入のタイミングでは約 0.03MPa 上昇している。この圧力差は減圧速度を考慮すると約 10 秒の違いとなっている。減圧速度の違い、及び蓄圧タンク圧

力の上昇の 2 つの理由により、M-R E L A P 5 コードでは蓄圧タンク注入のタイミングが遅れている。

注入開始後の蓄圧タンク流量は振動を有するものの、試験と同等であるため、蓄圧タンクの不確かさは確認された。

#### (6) 高温側配管の二相流の不確かさ

4.4.3(7)に記載した SB-CL-18 試験と同様に、SB-CL-39 試験においても加圧器接続ループの高温側配管の二相状態を確認する。ROSA 試験では、高温側配管の同じ流路断面内で高さの違う 3 点の密度を 3 ビームガンマ線密度計で計測している。さらに、SB-CL-39 試験では試験データから高温側配管の水位を導出している。A ループの高温側配管の密度を図 4-38 に、水位を図 4-39 にそれぞれ示す。配管内の高い位置を測定した密度計の測定値及び水位は約 200 秒で低下している。1,000 秒まで水位は約 0.15m であり、水の割合が多い。また、密度、水位は低下傾向であるため、蒸気割合が上昇している。

図 4-33 に示すとおり、SB-CL-39 試験では約 750 秒で減圧操作を開始し、1 次系圧力 7MPa 以下に低下するため、高温側配管の密度、水位の確認は 1,000 秒までを対象とする。M-R E L A P 5 コードは密度、水位の低下傾向を良く模擬できている。SB-CL-39 試験での高温側配管では気液は並行流であった。

4.4.3(7)で述べた SB-CL-18 試験において、並行流での密度の予測はほぼ妥当であった。SB-CL-39 試験の結果と併せると並行流における高温側配管でのボイド率を M-R E L A P 5 コードは良く予測できるものと考えられる。

表 4-7 SB-CL-39 試験の事象推移

時間 (秒)	イベント
0	破断バルブ開
95	原子炉トリップ信号 (加圧器圧力=12.97MPa)
145	SI 信号 (加圧器圧力=12.27MPa)
349	1 次冷却材ポンプ停止
754	蒸気発生器 2 次系強制冷却開始、補助給水開始
約 1,360	蓄圧タンク注入開始 (1 次系圧力=4.51MPa)
約 2,560	蓄圧タンクからの非凝縮性ガス混入防止のため、蓄圧タンク注入ラインのゲートバルブ閉止

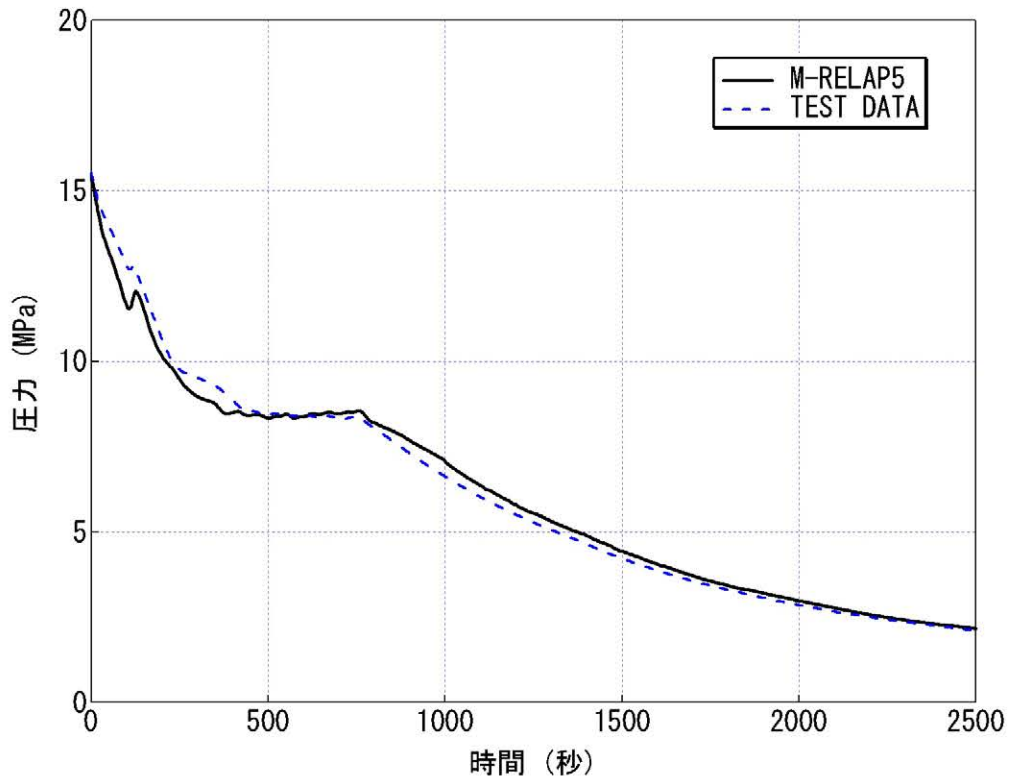


图 4-33 加压器压力

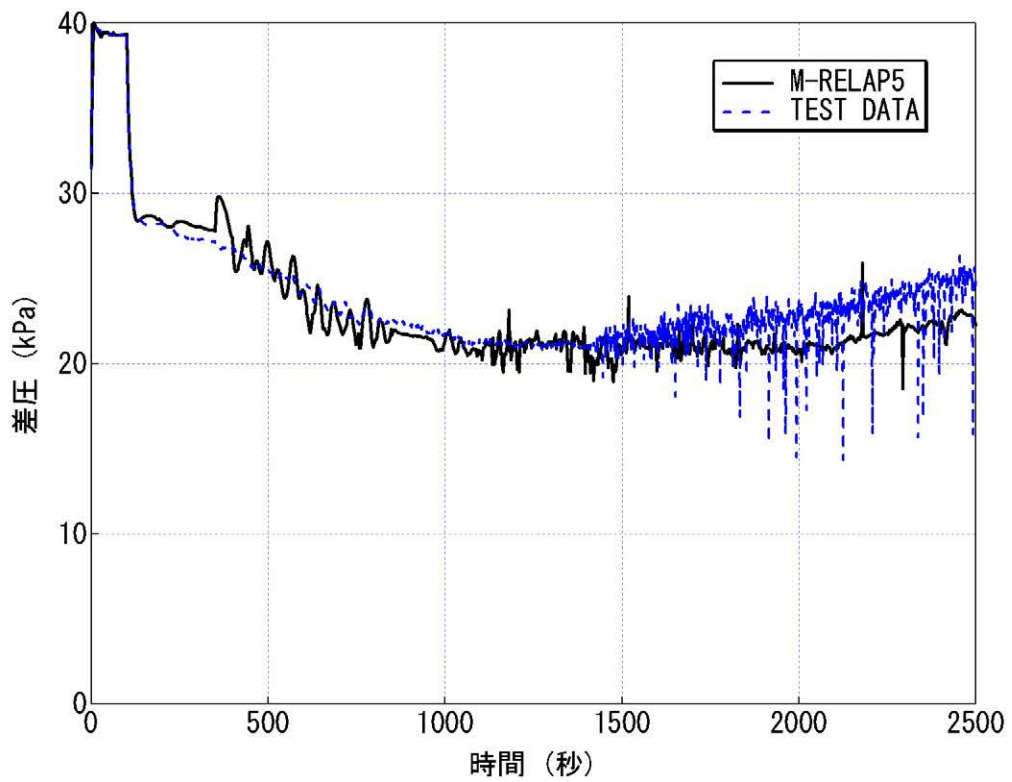


图 4-34 炉心差压

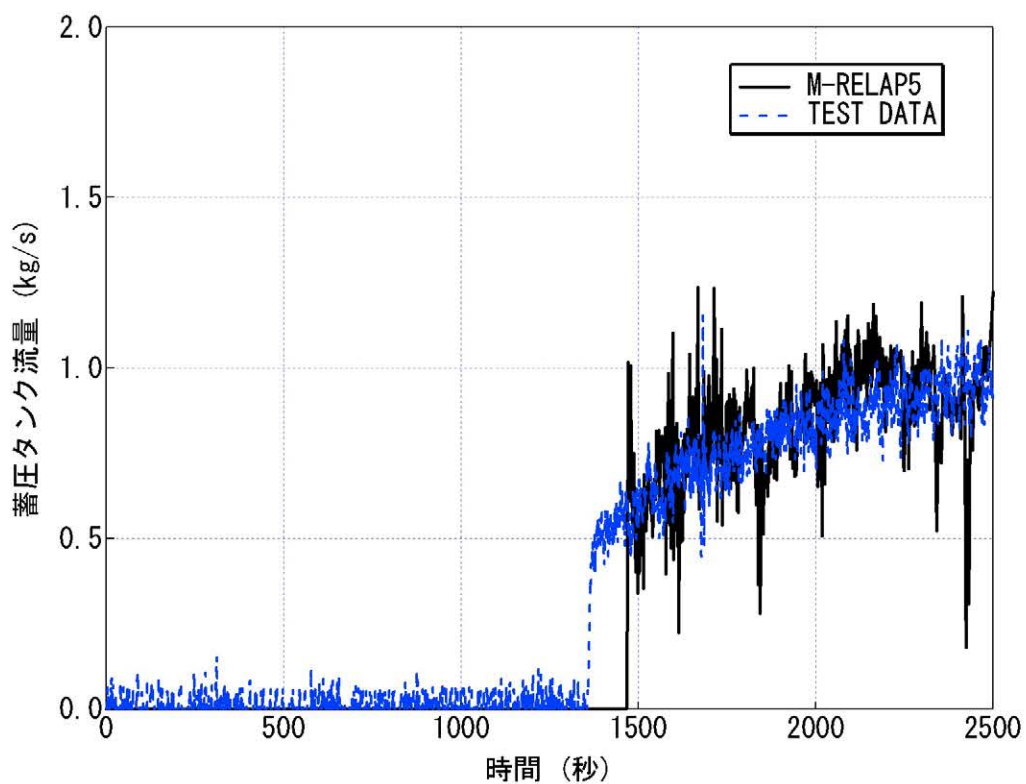


図 4-35 ループ A 蓄圧タンク流量

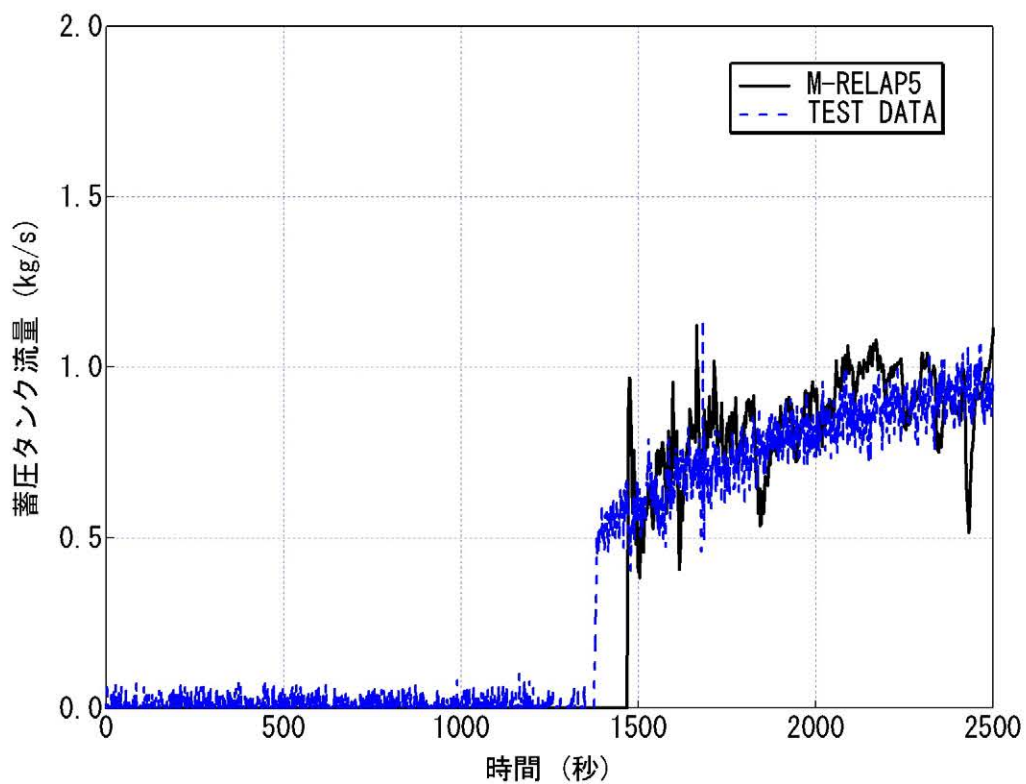


図 4-36 ループ B 蓄圧タンク流量

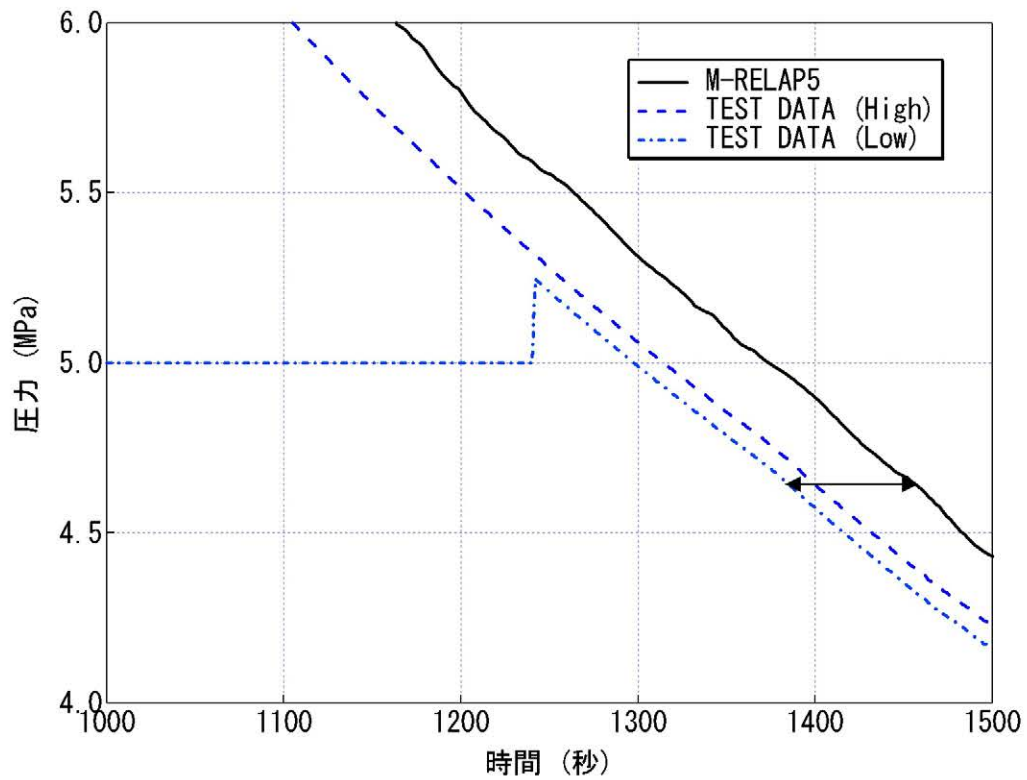


図 4-37 試験と解析の減圧速度の違い（加圧器圧力の比較）

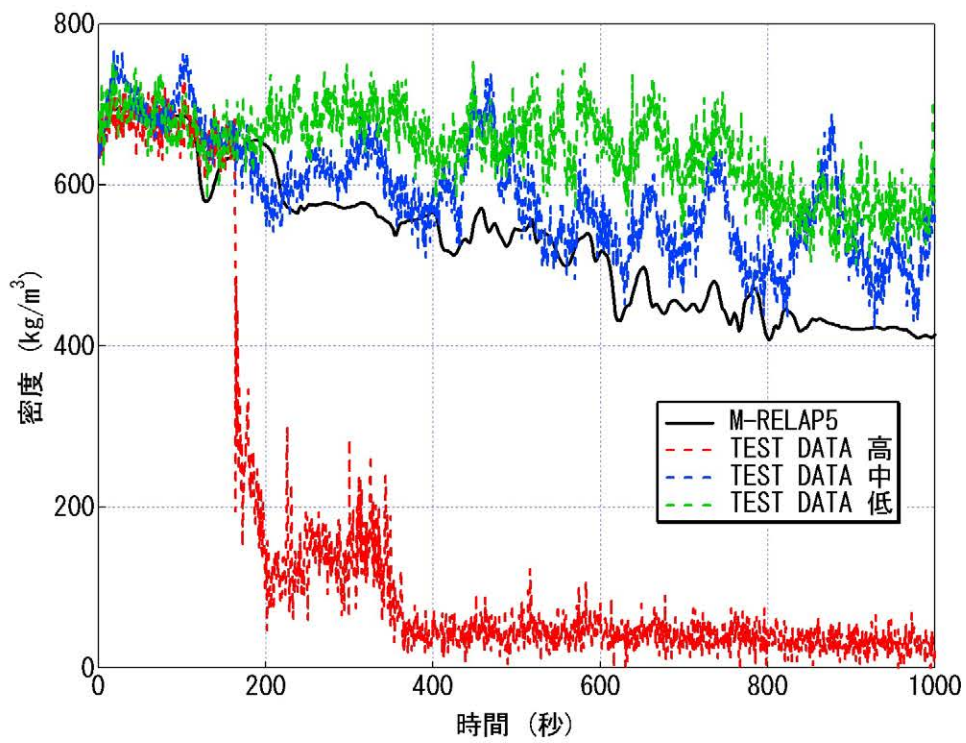


図 4-38 高温側配管密度

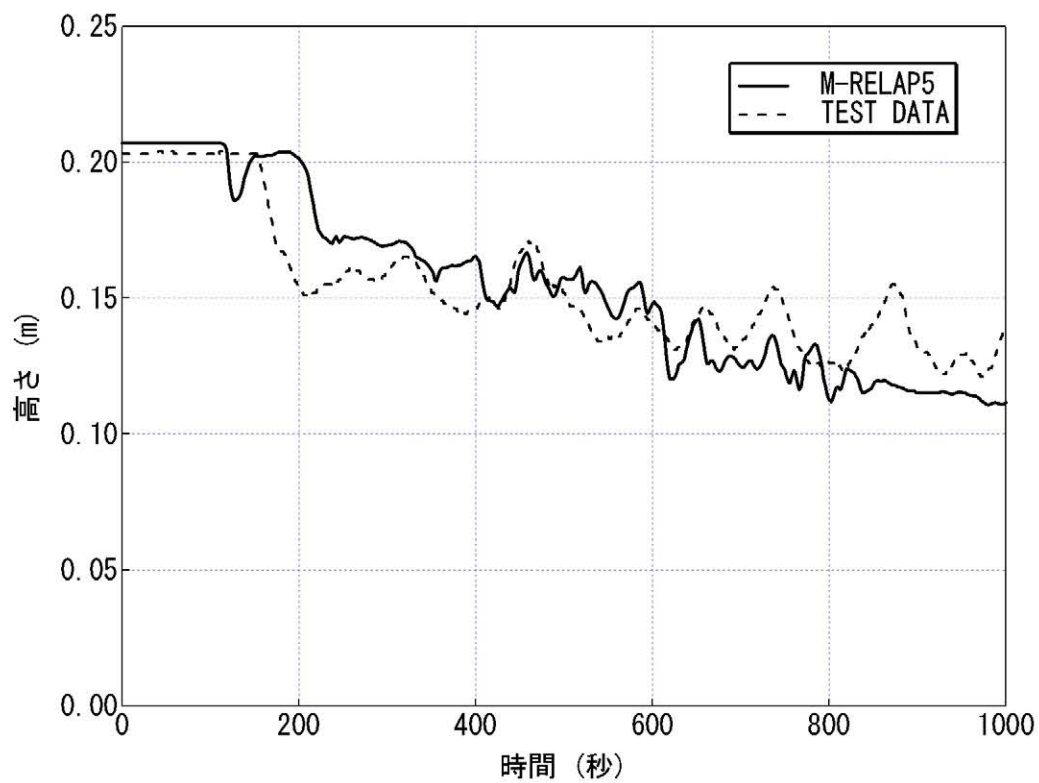


図 4-39 高温側配管水位

## 4.5 PKL/F1.1 試験

### (1) PKL/F1.1 試験概要

PKL 試験装置<sup>[41]</sup>の概観を図 4-40に示す。PKL 試験装置は、電気出力 1,300MW となる 4 ループ PWR (Philippsburg 2号機) の 1/145 の装置である。ROSA/LSTF 試験装置と同様、垂直方向の高さは実炉と同スケールであり、自然循環等の静水頭(重力)の影響が支配する流動挙動について実機と同等となる。

F1.1 試験<sup>[42]</sup>は、小破断 LOCA とそれに伴う自然循環の停止とそれに伴う炉心のリフラックス冷却、さらにその後実施する蒸気発生器 2 次系強制冷却の運転員等操作による 1 次系減圧とそれに伴う自然循環の回復を対象とした試験である。小破断 LOCA が発生し、1 次系の保有水量が減少すると、炉心部で発生した蒸気が蒸気発生器 2 次系の冷却(減圧)により蒸気発生器伝熱管内で冷却され凝縮する、いわゆるリフラックス凝縮の状態が生じる。リフラックス凝縮により、蒸気発生器伝熱管の低温側で凝縮した冷却材が蒸気発生器出口側配管に蓄積する。1 次系が減圧して破断流が減少し、ECCS 注入量が破断流を上回ると 1 次系の保有水量が増加し、やがて自然循環が回復する。試験条件を表 4-8 に示す。

### (2) PKL/F1.1 試験条件と実機 PWR の比較

表 4-9に PKL と 4 ループ PWR の比較を示す。PKL 試験装置は使用圧力が 4.5MPa のため、PWR の運転圧力である約 15.5MPa からの破断は模擬できない。そのため、コンディショニングフェーズと呼ばれる 0 秒より前のフェーズにて実機での約 4.5MPa での状態(自然循環の停止、リフラックス冷却、蒸気発生器出口側配管の蓄水)を再現し、0 秒以降のテストフェーズにて約 4.5MPa 以降(以下)の状態(蒸気発生器 2 次系の強制冷却、ECCS 注水、自然循環の回復)を模擬する。-8,000 秒に低温側配管の破断による冷却材流出が開始し、暫くの間は自然循環状態が継続するが、約-6,000 秒には冷却材の減少のため自然循環が一旦終了し、リフラックス凝縮状態に遷移する。約 0 秒時点で蒸気発生器 2 次系の冷却を開始し、1 次系減圧による ECCS 注水の増加に伴い、原子炉水位が上昇を開始し、約 5,000 秒で自然循環が回復する。

### (3) PKL/F1.1 試験解析の解析条件

試験解析に用いたノーディング図を図 4-41～図 4-43に示す。本試験は炉心のヒートアップに着目した試験では無いため、炉心のノード分割は実機解析のノーディングより粗い。試験測定と合わせるために、蒸気発生器伝熱管について 3 本分模擬しているが、有効性評価解析では蒸気発生器伝熱管での不均一な流れは重要ではないため、問題ない。また、試験装置の配管は細く、相対的に L/D が大きいため、配管の分割は細かくなっている。

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心出力カーブを境界条件とした
- ・ 2 次系強制冷却時の 1 次系の減圧効果を確認するため、蒸気発生器 2 次側圧力を境界条件と

した（2次系からの冷却材放出の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）

- ・ 破断流量については、1次系の保有水量、減圧を試験と合わせるため、試験データと同じ流量が流出するように境界条件とし、流速を設定した（破断流量の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）

#### (4) PKL/F1.1 試験解析の解析結果

M-RELAP5コードによるF1.1試験を模擬した解析結果を図4-44（ループ流量）及び図4-45（原子炉水位）、図4-46（1次系圧力）、図4-47（上部プレナム水温）、図4-48～図4-51（SI流量）に示す。図4-44に示されるとおり、M-RELAP5コードは自然循環回復前のリフラックス冷却期間でのループ流量及び自然循環回復のタイミングを適切に模擬する。また、図4-45に示されるとおり、自然循環回復前の炉心水位挙動、自然循環回復に伴う炉心水位上昇の挙動を模擬できている。さらに図4-46、図4-47に示すとおり、2次系の強制冷却による1次系の減圧挙動、減温挙動が模擬できている。これは、コードが破断に伴う減圧と、ECCSからの注水挙動、蒸気発生器2次系冷却の減圧に伴う1次系の温度及び圧力の低下、そして、原子炉1次系内の保有水分分布を適切に予測できるためである。図4-48～図4-51に示すとおり、SI流量についても良く模擬できている。

#### (5) 自然循環流量の不確かさ

自然循環流量の不確かさは図4-44に示されるとおり、約20%過大評価となる。M-RELAP5コードでは流量が過大評価となっているため、炉心から発生する崩壊熱が同じ場合、M-RELAP5コードの評価結果と比較し実際の炉心出口温度が高いか又は炉心出口クオリティが高くなる。しかし、自然循環状態が維持できていれば、炉心は強制対流熱伝達状態、核沸騰状態により冷却できる。また、蒸気発生器伝熱管の伝熱面積は出力運転中の炉心発生熱量を除熱するのに十分であるため、自然循環での炉心から発生する崩壊熱（出力運転中の数%）は、蒸気発生器内の流体が単相、二相に関わらず、強制対流熱伝達、凝縮熱伝達により十分に除熱できる。そのため、実際の流量が小さく、入口温度が上昇したとしても、伝熱管内で十分に熱伝達し、伝熱管出口の水温は2次側のダウンコマ水温まで減温される。蒸気発生器で2次側の流体に与えられる熱量は変わらないため、1次系の流量の大小には大きく依存せず炉心の冷却は維持される。

#### (6) リフラックス冷却の適用性

M-RELAP5コードではリフラックス及び自然循環について、1次系の保有水量の減少による自然循環の停止、1次側から2次側への伝熱によるSG1次側での凝縮及び凝縮水の炉心への落下を計算することにより、リフラックス冷却を適切に模擬することにより計算することができる。

実機スケールでのリフラックス冷却へのM-RELAP5コードの適用性について、以下に記

述する。1次系の保有水量及び原子炉容器内の保有水量によりリフラックス冷却の発生の有無がきまる。また、リフラックス流量は炉心で発生する蒸気量、蒸気発生器での除熱及び凝縮が重要となる。

リフラックス冷却状態は炉心発生蒸気量と蒸気発生器での除熱量のバランスに依存するが、本試験解析により、2次系の強制冷却による1次系の減圧挙動、減温挙動が模擬できることを確認しているため、蒸気発生器での除熱量は妥当である。また、炉心で発生する蒸気量は崩壊熱に依存するが、実機解析では適切な崩壊熱モデルを設定する。

さらに、1次系の保有水量は1次系からの冷却材の放出と安全注入流量のバランスで決まる。1次系からの冷却材の放出は試験解析にて妥当性を確認しており、実機解析での ECCS 注入流量については注入特性を適切に設定することにより模擬できる。

したがって、リフラックス冷却において重要となる現象については適切な入力設定をしているか、又は試験解析にて妥当性を確認しているため、M-RELAP5コードは実機 PWR のリフラックス冷却に適用できる。

リフラックス冷却での不均一な炉心冷却の効果は PKL のような小さな炉心では確認できない。「4.4.3(4) ループシールの形成解除時の炉心水位、燃料表面熱伝達の不確かさ」に記載したとおり、ROSA 試験では、ループシールでの高温側配管からの落水時に、炉心での不均一な冷却が見られる。「3.3.2(1) 燃料棒表面熱伝達モデル」に記載したとおり、M-RELAP5コードでは改良 AECL-UO Look-up Table を採用することにより、不均一な炉心冷却が存在する場合でも、ヒートアップを模擬できる。

以上より、M-RELAP5コードは小破断 LOCA 後の運転員等操作による2次系強制冷却において、炉心水位の回復挙動及び自然循環の回復を模擬できることを確認した。

表 4-8 F1.1 試験コンディショニングフェーズ及びテストフェーズ開始時の条件

項目		コンディショニングフェーズ開始時 (t=-8,730 秒)	テストフェーズ開始時 (t=0 秒)
1 次系	保有水量	2,370 kg (加圧器は含まない)	1,280 kg = 57% <sup>※</sup> (うち、加圧器に約 30 kg)
	圧力	4.15MPa	3.9 MPa
	炉心出口冷却材温度	249 °C	249 °C
	炉心出口サブクール度	4 K	0 K
	加圧器冷却材温度	249 °C	249 °C
	加圧器水位	3.0 m	0.9 m
	流動条件	4 ループとも自然循環	4 ループとも循環なし
2 次系	主蒸気圧力	28.3 bar	37.3 bar
	主蒸気温度	231 °C	246 °C
	コラプス水位	12.2 m	12.2 m
	給水温度	110~120 °C	110~120 °C

※ 100% = 2,250kg

この質量は密度を 709kg/m<sup>3</sup> (典型的な PWR 通常運転時の値) として PKL 装置の 1 次系を加圧器水位 7.5m まで満たす量である。

表 4-9 PKL と PWR の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

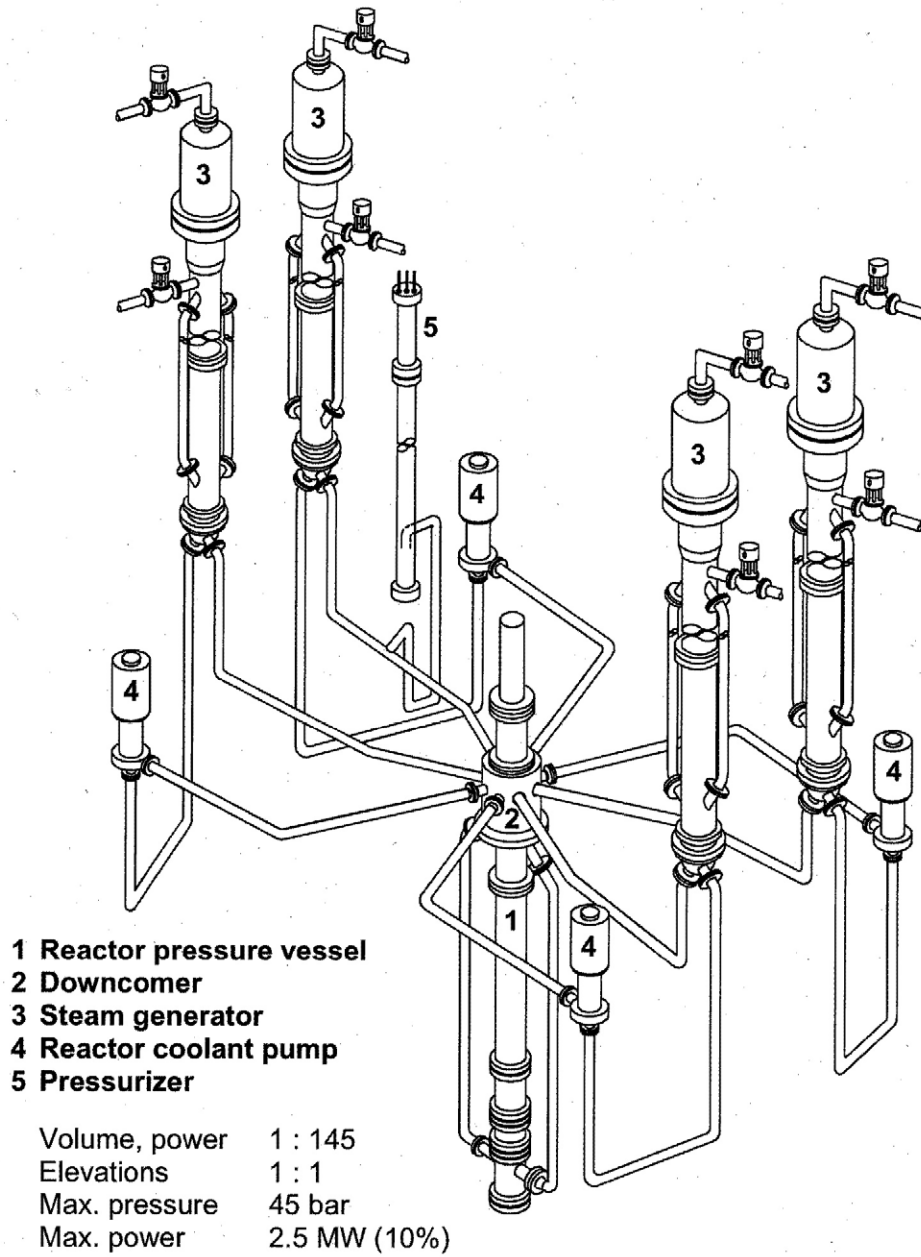


図 4-40 PKL 試験装置概観

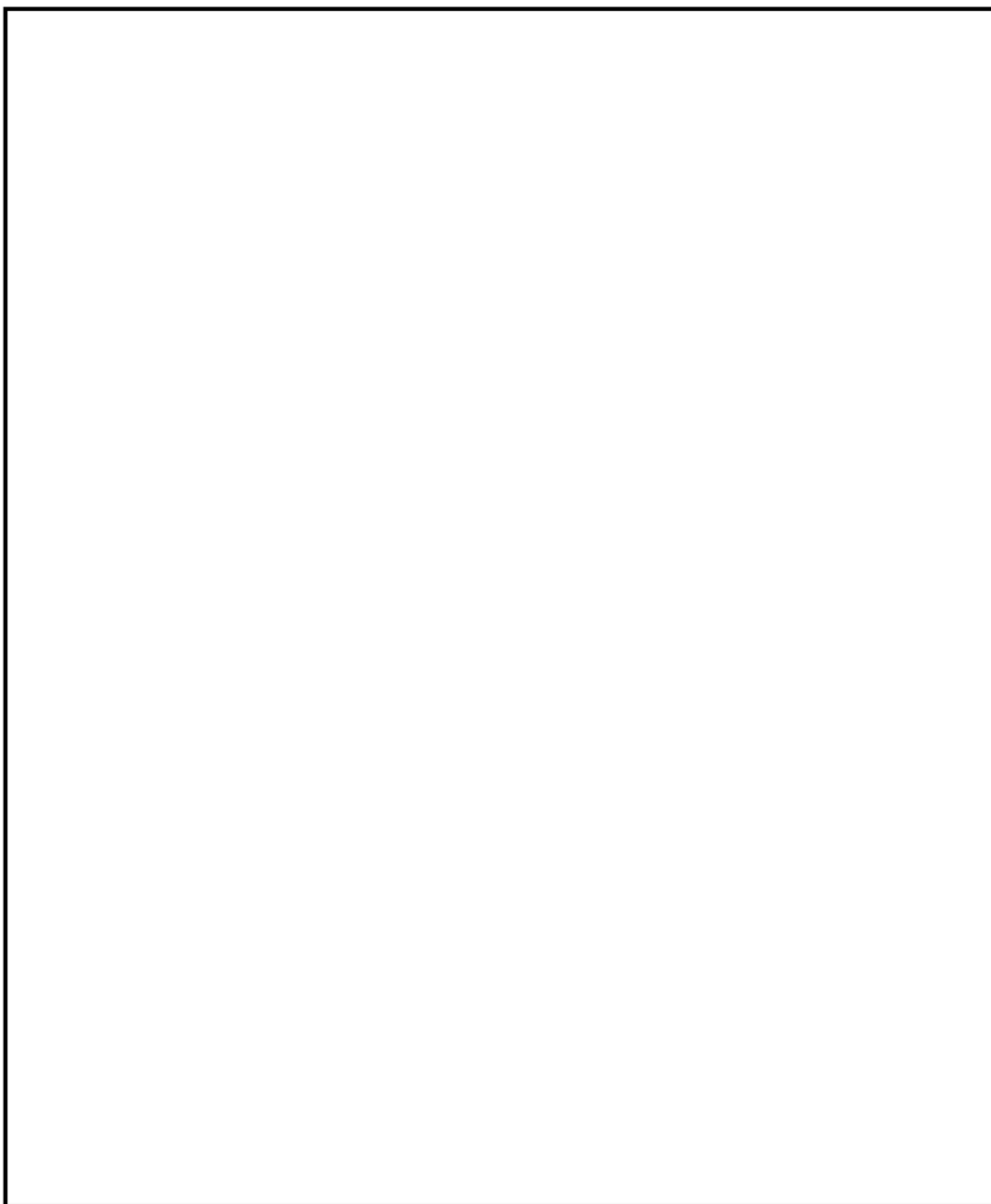


図 4-41 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (ベッセル部)

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。



図 4-42 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (破断ループ)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

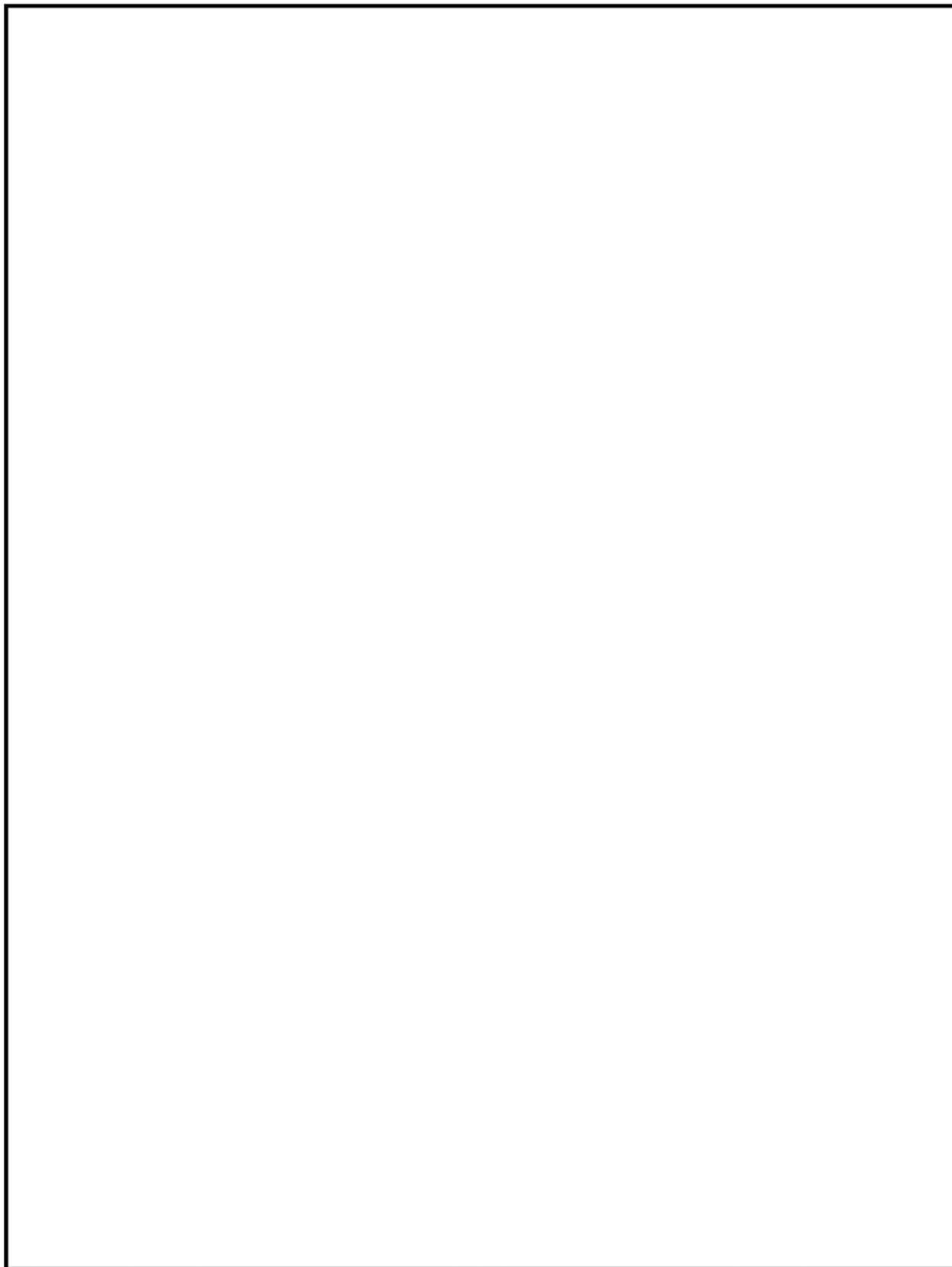


図 4-43 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (健全ループ)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

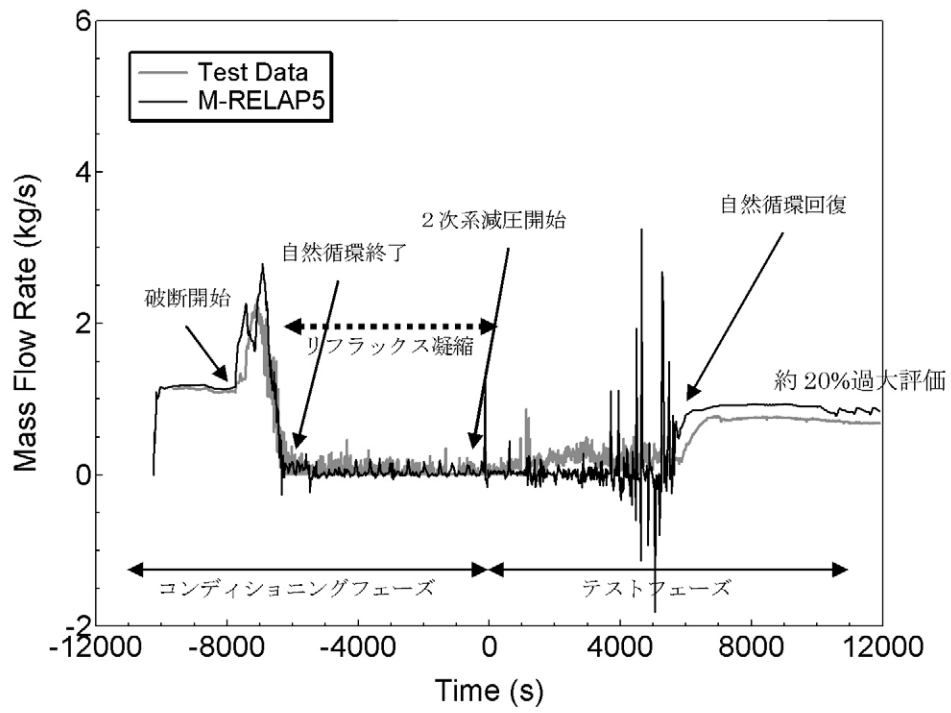


図 4-44 ループ流量

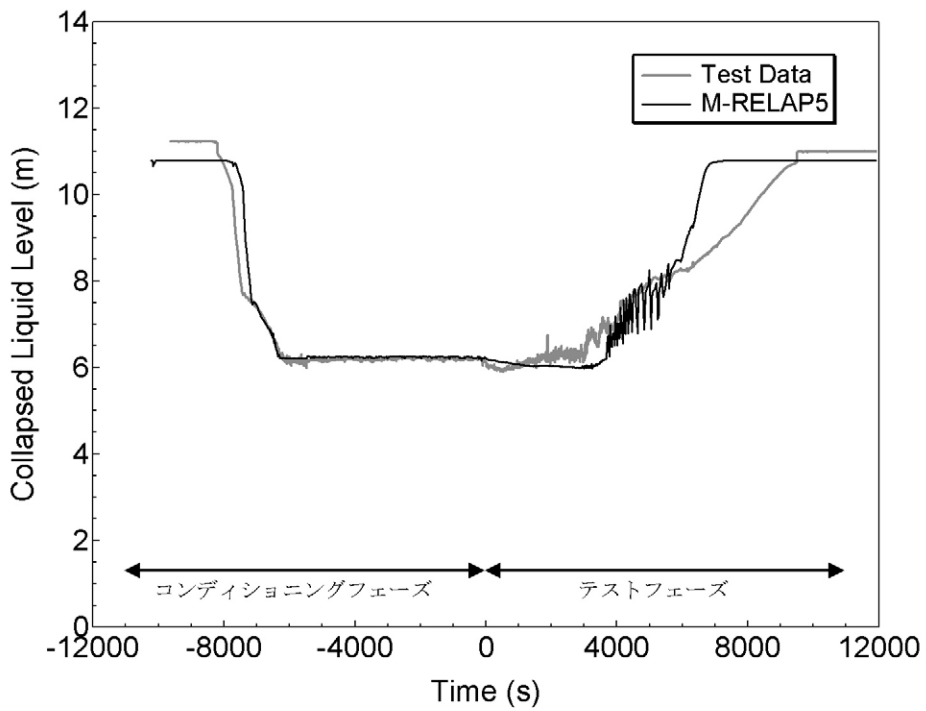


図 4-45 原子炉水位

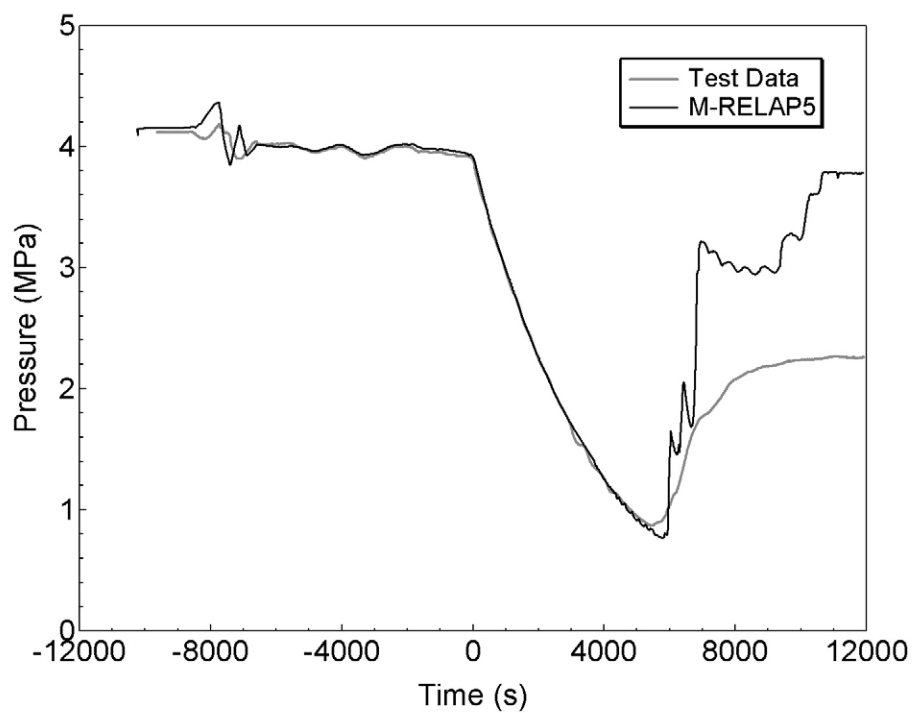


図 4-46 1次系圧力

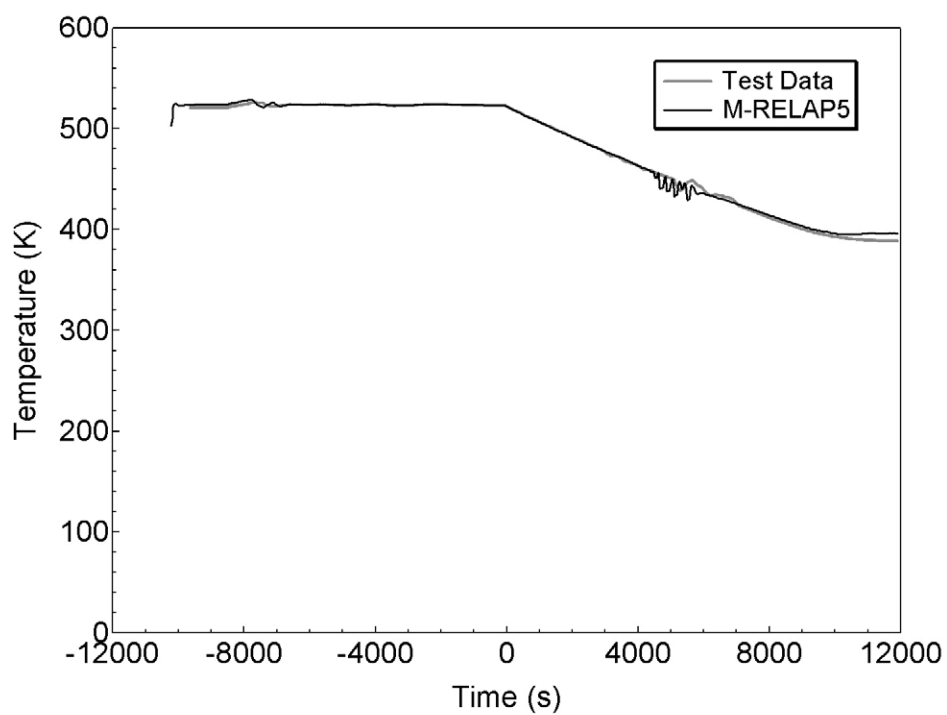


図 4-47 上部プレナム水温

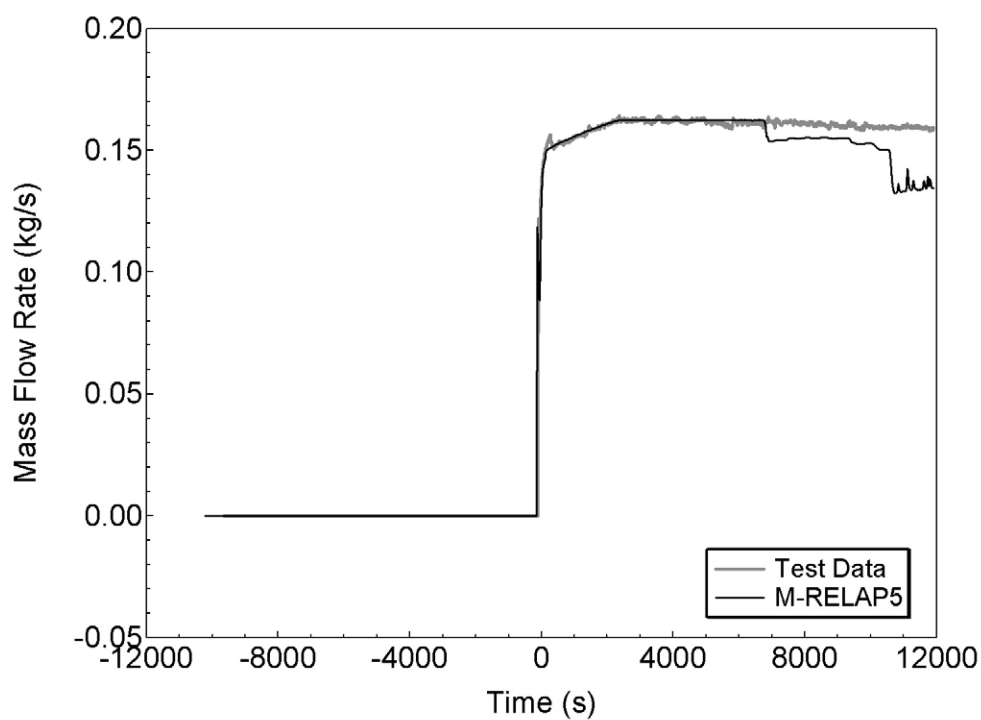


図 4-48 SI 流量 (ループ 1)

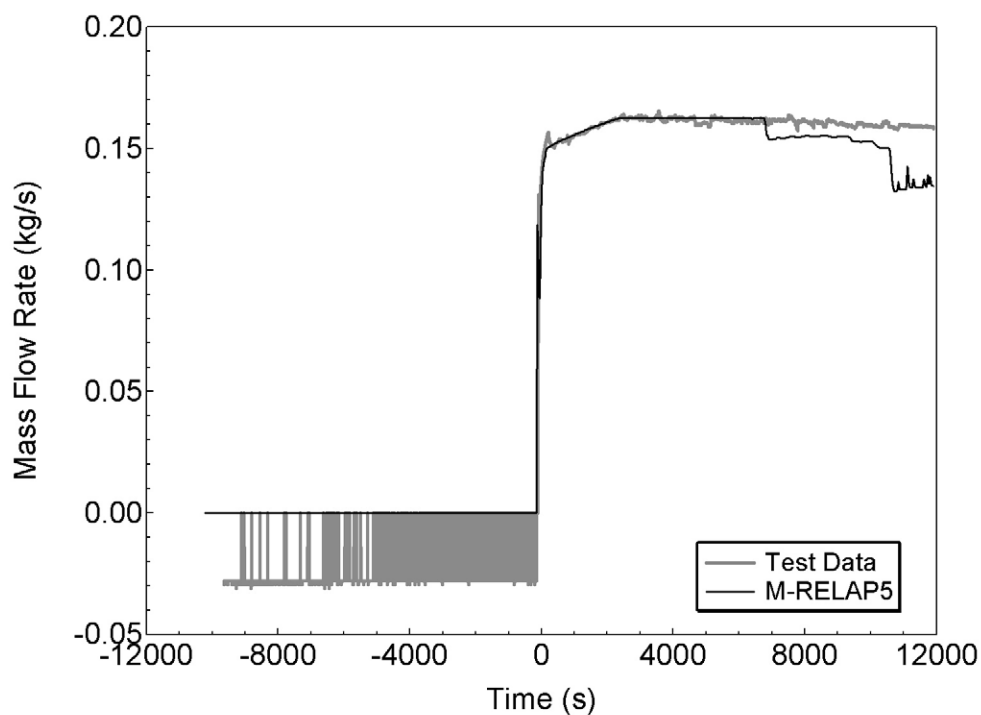


図 4-49 SI 流量 (ループ 2)

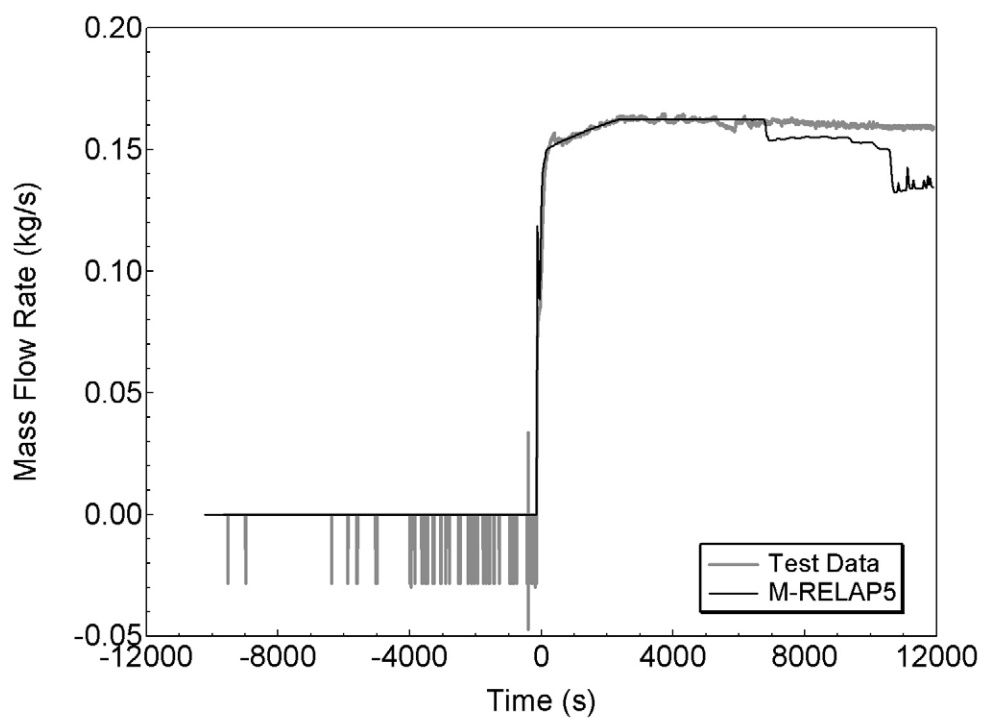


図 4-50 SI 流量 (ループ 3)

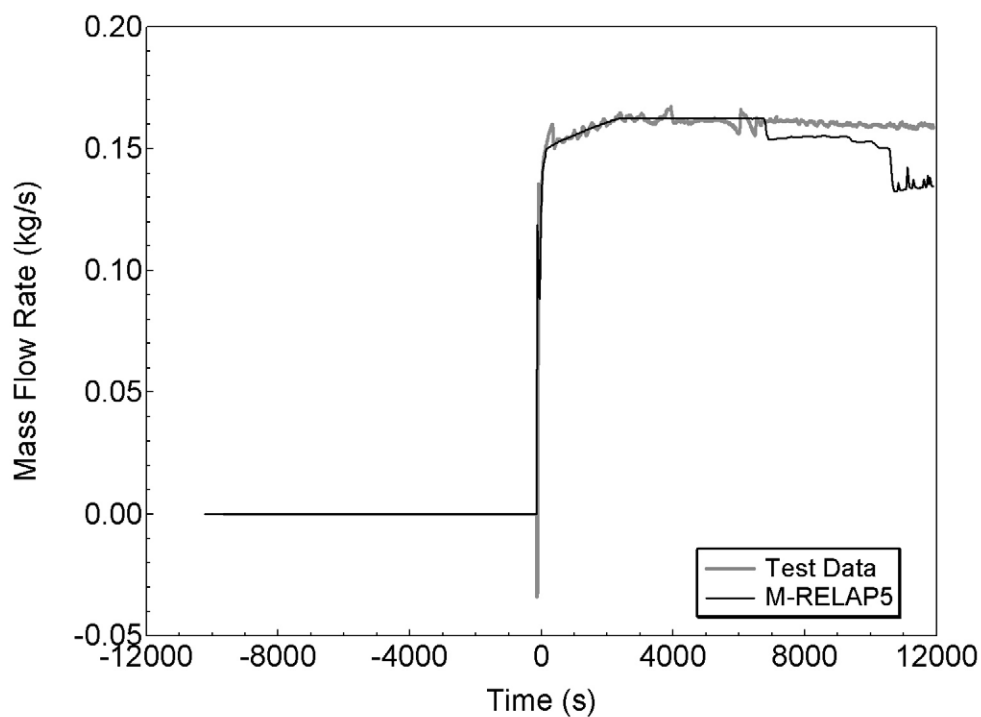


図 4-51 SI 流量 (ループ 4)

## 4.6 LOFT 試験

### 4.6.1 LOFT 試験概要

LOFT (Loss of Fluid Test) 試験装置<sup>[43]</sup>は、商用 PWR における事故及び過渡時の主要機器及びシステム応答を模擬するために設計されており、核燃料装荷炉心を有する唯一の熱水力試験装置である。試験装置は、5つの主要なサブシステムから構成されており、それぞれ試験時のシステム変数の測定及び記録が可能な計測機器が設置されている。サブシステムは、(a) 原子炉容器、(b) 1次系健全ループ、(c) 1次系破断ループ、(d) 破断口とブローダウンサプレッション系、(e) 非常用炉心冷却系（低圧、高圧各2系統、蓄圧器2基）である。

LOFT 試験装置は、1976年から1985年の間、米国 INEL（現 INL）によって運営された。LOFT 試験装置は代表的な4ループ PWR を模擬したものであり、体積／出力比を保つようにしている。また、圧力及び温度等の試験条件は、実機 PWR 相当である。LOFT 試験装置を図 4-52 に示す。

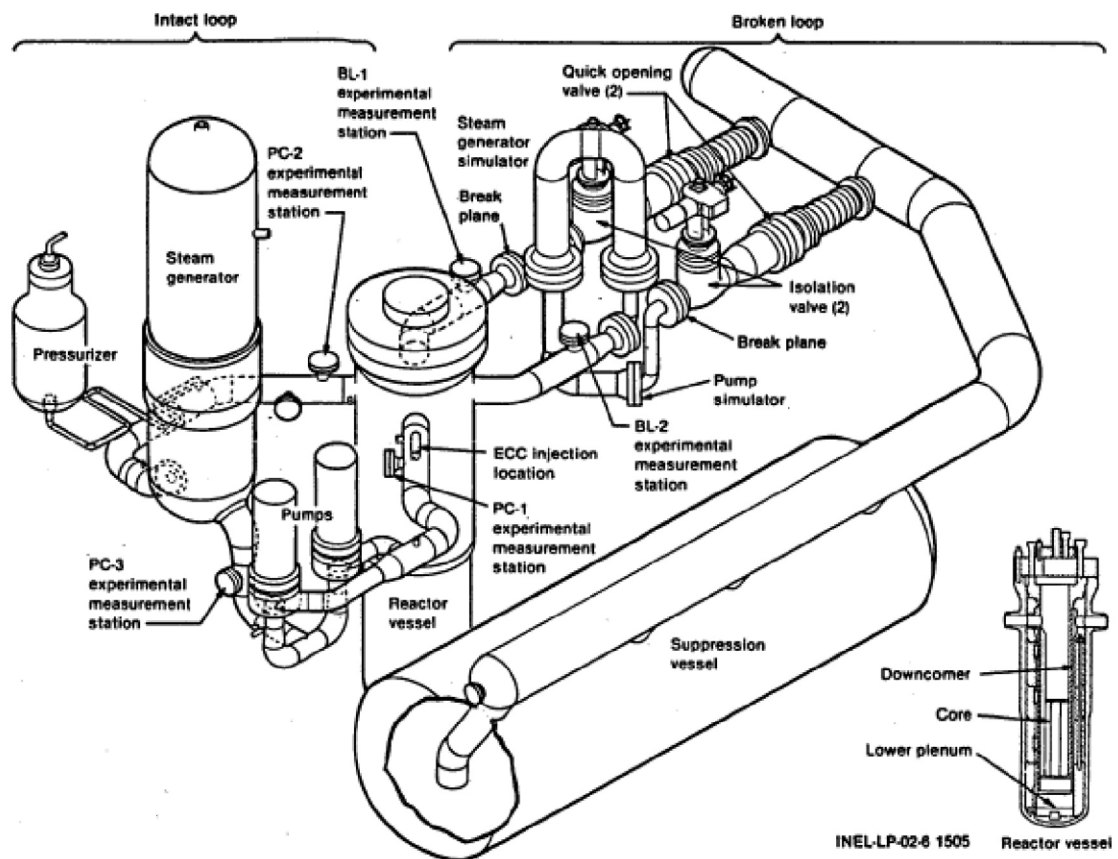


図 4-52 LOFT 試験装置図

#### 4.6.2 LOFT 試験解析のノード分割

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析のノード分割については、参考文献[44]に準じたものとしており、参考文献[44]のノード分割は、LOFT 試験装置の仕様書の各種データをもとに作成されており、多くの研究機関が LOFT 試験設備を用いた試験との比較解析のベースとしている。ただし、蒸気発生器及び加圧器については、蒸気発生器ドライアウト特性と1次冷却材の膨張による加圧器水位を精緻に取り扱うために、参考文献[44]よりも詳細に分割している。また、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、実機解析における取扱いと同じく、圧力境界条件として背圧を設定した1つのノードで模擬している。これは、加圧器逃がし弁あるいは安全弁が作動するような状況においては、1次冷却材は臨界流として放出されるため、放出流量は背圧に依存しないためである。この取扱いの妥当性については、「4.8.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性」で考察する。

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析に用いたノード分割を図 4-53に示す。



図 4-53 LOFT 試験装置ノード図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

### 4.6.3 LOFT L6-1 試験解析

#### (1) LOFT L6-1 試験概要

LOFT L6-1 試験は、主蒸気制御弁を閉止することにより負荷の喪失を実現する。負荷の喪失により 1 次系圧力が上昇するものの、加圧器スプレイ作動と原子炉トリップにより、圧力上昇は抑制され、その後、安定した状態に移行する。LOFT L6-1 試験のタイムシーケンスを表 4-10 に示す。

#### (2) LOFT L6-1 試験解析の解析条件

採用したノーディングは4.6.2に記載しており、図 4-53に示すとおりである。LOFT L6-1 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ 原子炉出力、1 次系圧力、2 次系圧力、1 次冷却材温度等のプラント初期状態は、試験報告書の試験開始前のプラント状態とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 減速材密度係数、ドップラ係数等の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。

#### (3) LOFT L6-1 試験解析の解析結果

原子炉出力、1 次冷却材高温側温度、加圧器圧力、加圧器水位及び 2 次側圧力の比較応答図を図 4-54～図 4-58に示す。

負荷の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより 1 次冷却材温度が上昇し、1 次冷却材の膨張による加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮されることにより加圧器圧力が上昇する。したがって、加圧器水位及び加圧器圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である加圧器水位変化及び加圧器気液熱非平衡の模擬性能が確認できる。図 4-56及び図 4-57に示すように、加圧器圧力挙動及び加圧器水位挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、上記物理現象が模擬されているといえ、ノード分割や 2 流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が示されたといえる。

また、2 次系では、蒸気の流れが遮断されるため、2 次冷却材温度が上昇、膨張し蒸気発生器 2 次側圧力は上昇する。2 次冷却材温度変化は 1 次冷却材温度と 1 次側・2 次側の熱伝達により求まるため、1 次冷却材温度と 2 次側圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である 1 次側・2 次側の熱伝達の模擬性能が確認できる。図 4-55及び図 4-58に示すように、1 次冷却材温度及び蒸気発生器 2 次側圧力挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、1 次側・2 次側の熱伝達挙動が模擬できており、蒸気発生器の伝熱管熱伝

達モデルは妥当といえる。

#### (4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L6-1 試験解析より、M-R E L A P 5 コードの 1 次系の加熱、加圧時における、加圧器のノード分割及び 2 流体モデル並びに蒸気発生器の伝熱管熱伝達モデルは妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを 1 次系圧力評価へ適用することを鑑みて、これらのモデルの不確かさとしては、各物理現象を評価した結果である 1 次系圧力及び 1 次冷却材膨張量に直接影響する 1 次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

1 次冷却材温度挙動及び加圧器圧力挙動は、図 4-55 及び図 4-56 に示すように、それぞれ概ね  $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、 $\pm 0.2\text{MPa}$  以内で試験結果と一致していることから、ここでは、この  $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、 $\pm 0.2\text{MPa}$  を 1 次系の加熱、加圧時における M-R E L A P 5 コードの不確かさとする。なお、最終的に有効性評価解析に適用する不確かさは、「4.6.4 LOFT L9-3 試験解析」に示す LOFT L9-3 試験解析も踏まえて決定する。

表 4-10 LOFT L6-1 試験の主要タイムシーケンス

事象	時刻
主蒸気流量調節弁閉止開始	0 秒
加圧器後備ヒータ停止	約 6 秒
加圧器スプレイ作動	約 9 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 12 秒
原子炉トリップ	約 22 秒
ピーク 1 次系圧力到達	約 22 秒
主蒸気流量調節弁開	約 27 秒
加圧器スプレイ停止	約 30 秒
加圧器後備ヒータ作動	約 33 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 41 秒
主蒸気流量調節弁開	約 91 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 104 秒
解析終了	200 秒

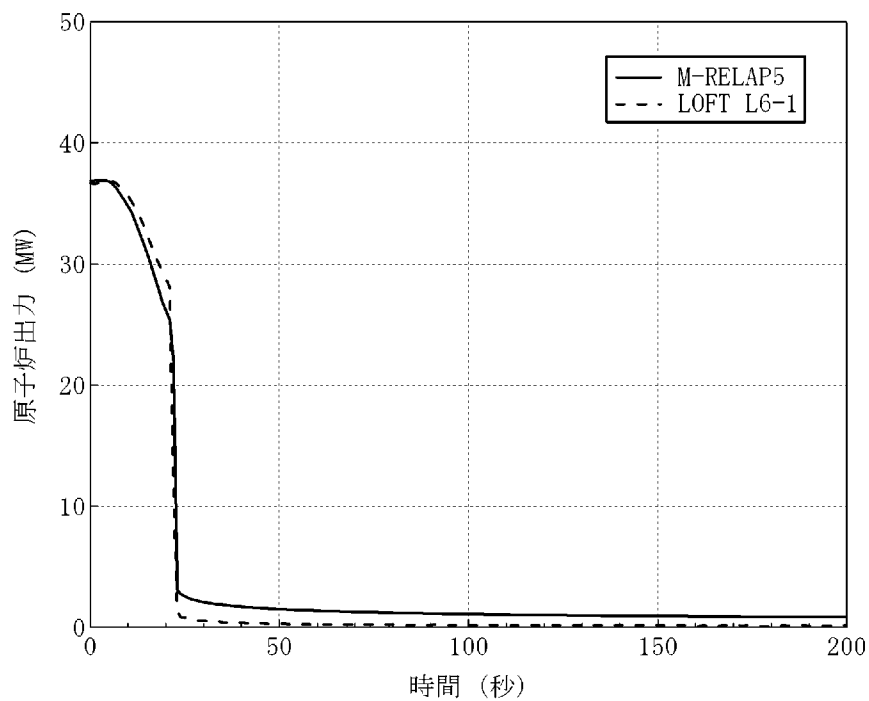


図 4-54 LOFT L6-1 試験における原子炉出力

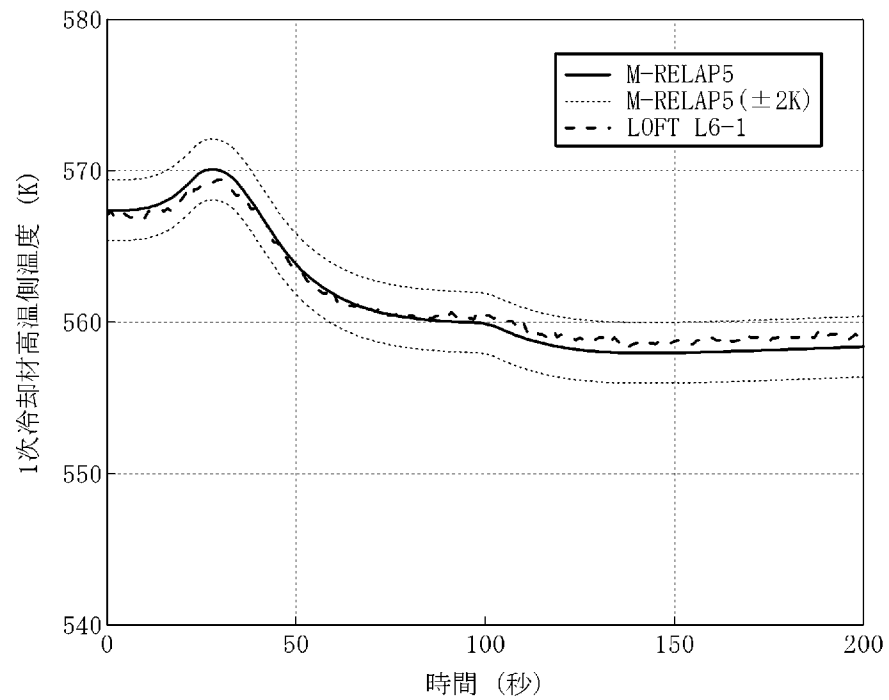


図 4-55 LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度<sup>1</sup>

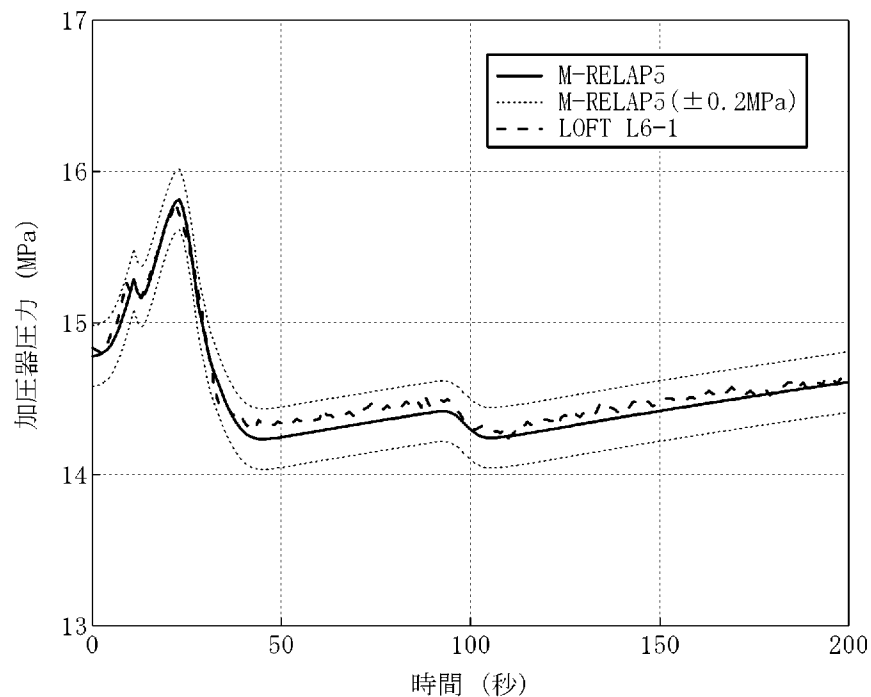


図 4-56 LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

<sup>1</sup> LOFT 試験の 1 次冷却材温度の測定データは時間遅れが生じていることから、解析結果にも時間遅れを考慮している。

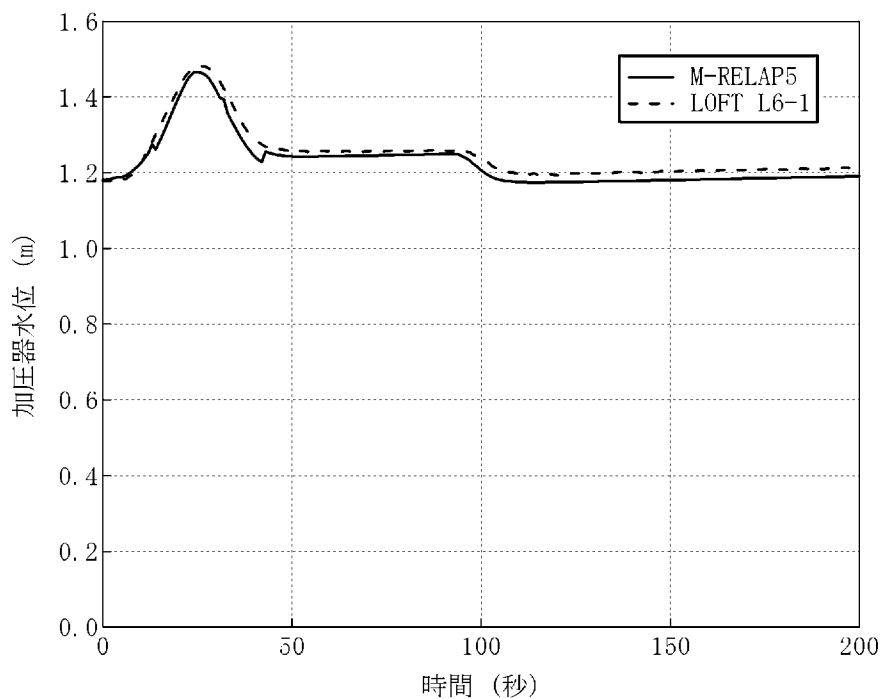


図 4-57 LOFT L6-1 試験における加压器水位

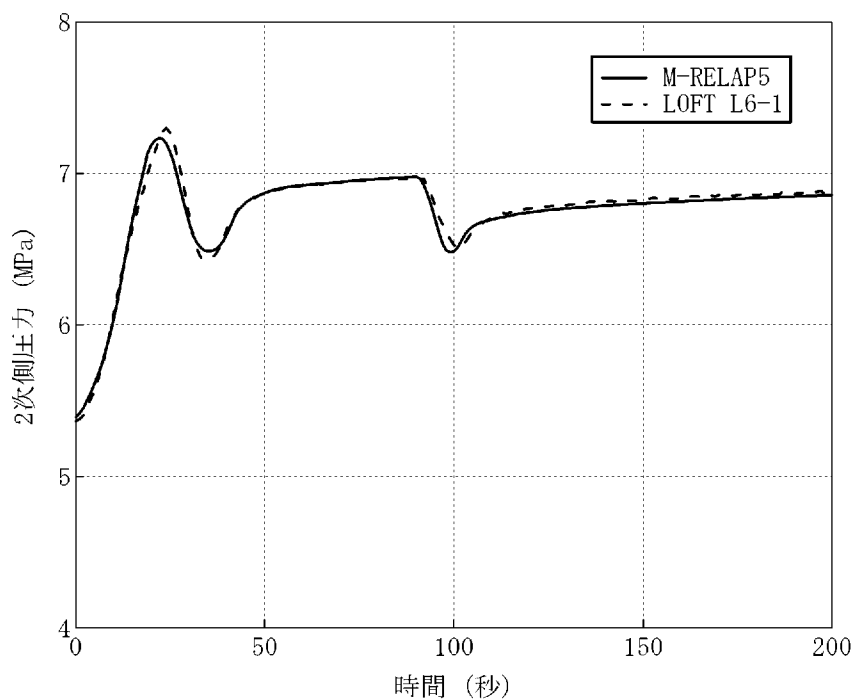


図 4-58 LOFT L6-1 試験における2次側圧力

#### 4.6.4 LOFT L9-3 試験解析

##### (1) LOFT L9-3 試験概要

LOFT L9-3 試験<sup>4)</sup>は、主給水ポンプをトリップさせることにより主給水流量の喪失を実現する。主給水流量の喪失により、1次系圧力が上昇するものの、原子炉トリップは不作動としており、1次冷却材温度の上昇に伴って、蒸気発生器の保有水が減少していく（補助給水も試験対象期間では不作動）。その後蒸気発生器がドライアウトに至るため、1次系は急激な圧力上昇に至るが、加圧器逃がし弁、安全弁が開くことで1次系の圧力上昇は抑制される。蒸気発生器ドライアウト近傍から、原子炉出力は減速材による反応度帰還効果により、崩壊熱レベルまで減少していき安定した状態に移行する。LOFT L9-3 試験のタイムシーケンスを表 4-11に示す。

##### (2) LOFT L9-3 試験解析の解析条件

LOFT L9-3 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ 原子炉出力、1次系圧力、2次系圧力、1次冷却材温度等のプラント初期状態は、試験報告書の試験開始前のプラント状態とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 加圧器逃がし弁及び安全弁の臨界流モデルには、Henry-Fauske モデルを使用し、弁の容量については、Henry-Fauske モデルを用いた場合の放出流量が気相放出時の設計容量となるように弁の開口面積を定め、作動条件に応じて開閉するように模擬した。
- ・ LOFT L9-3 試験結果を使用したM-R E L A P 5 コードの妥当性確認の目的は、蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達や、加圧器における気液熱非平衡、水位変化及び冷却材放出といった重要現象の妥当性を確認することを主目的としている。LOFT L9-3 試験解析においては、試験結果との比較によりこれら重要現象の妥当性を個々に確認するために、減速材密度係数をパラメータとして出力を調整することとした。なお、ドップラ係数等の減速材密度係数以外の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。

##### (3) LOFT L9-3 試験解析の解析結果

解析結果と試験との比較を図 4-59～図 4-63に示す。

主給水流量の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより1次冷却材温度が上昇し、加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮することにより加圧器圧力が上昇する。その後、蒸気発生器がドライアウトに至り急激に熱除去能力が低下するため、加圧器水位がさらに上昇し加圧器は満水となり1次冷却材が液相として放出される。

図 4-60及び図 4-61に示す加圧器圧力及び加圧器水位挙動から、加圧器インサージ時の気相部圧縮による加圧器圧力上昇が模擬できていることから、加圧器気液非平衡を模擬する2流体モデルは妥当といえる。

また、M-R E L A P 5コードを用いた LOFT L9-3 試験解析における加圧器からの冷却材放出は、加圧器逃がし弁及び安全弁の接続ノードに液相が到達するまでは気相臨界流で放出され、当該ノードに液相が到達した後は二相臨界流となり<sup>2</sup>、その後の加圧器満水後は液相臨界流として評価される。図 4-62に示すように、試験結果に対して加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出流量は若干少なく評価される傾向があるものの、この差が他の物理現象との重ね合せである加圧器圧力へ与える影響は±0.2MPa程度と小さいものであり、また、種々の冷却材放出過程のいずれの期間においても加圧器水位(図 4-61)は事象初期から試験結果と差が拡大しておらず、加圧器満水状態での加圧器インサージによる圧力上昇(図 4-60)も模擬できている。したがって、加圧器水位変化及び加圧器からの冷却材放出は加圧器圧力への影響が小さい範囲で模擬されており、ノード分割や2流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が確認できたといえる。なお、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出流量に差が生じた要因としては、次のように考察している。図 4-62に示す加圧器逃がし弁、安全弁からの冷却材放出流量から、液相放出となり放出量が増加するタイミングは試験結果の方が数秒程度早くなっているが、加圧器圧力ピークの近傍における1次冷却材温度(図 4-59)は試験結果の方が高く、加圧器への1次冷却材流入量が多くなったため、液相放出のタイミングは試験結果の方が早いものと考えられ、また、同じ理由により加圧器圧力ピークも試験結果の方が高いため、冷却材放出量も試験結果の方が多いものと考えられる。

「4.6.2 LOFT 試験解析のノード分割」に示すとおり、LOFT 試験及び実機プラントの有効性評価解析においては、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、弁下流の背圧を境界として設定した1つのノードとして模擬しているが、以下にその妥当性について述べる。加圧器逃がし弁及び安全弁下流の配管は、圧力損失が十分低く、弁下流圧力は弁上流圧力の半分以下となるため、有効性評価解析の重要現象である加圧器からの冷却材放出は臨界流として放出され、弁下流の背圧の影響を受けない。具体的には、LOFT 試験設備の加圧器逃がし弁及び安全弁の下流側は、配管径は臨界点である弁ののど部より大きく設計されており、また、配管を経由して十分な容量を有するサブプレッションベッセルに接続されているため、背圧を低く維持できる。また、実機プラントにおいても、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流側配管は、LOFT 試験設備と同様に弁ののど部より大きい配管径であり、配管接続先である加圧器逃がしタンクは、タンク圧力が一定以上高くなればラプチャディスクが破損するため、背圧は低く維持できる。このことから、LOFT 試験及び

<sup>2</sup> M-R E L A P 5コードの加圧器逃がし弁/安全弁の接続ノードでは、ノード内の気相/液相を混合相として取り扱うため加圧器逃がし弁/安全弁の接続ノードに液相が流入後は二相放出となる。しかし、二相放出の期間は短期間であり、また、加圧器ノード分割の感度解析によりその影響は軽微であることを確認している。

実機プラントにおける加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出においては、弁下流圧力が十分低く臨界流として放出される<sup>3</sup>。したがって、LOFT 試験設備及び実機プラント共に、加圧器逃がし弁、安全弁が作動するような圧力状態では、弁下流の背圧の影響を受けることはないため、弁下流の背圧を境界として設定した1つのノードとすることは妥当といえ、弁下流の影響も含め、加圧器満水時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出挙動を確認できているといえる。

また、3.3.1(6)②に記載のとおり、加圧器逃がし弁及び安全弁は、LOFT L9-3 試験解析及び実機プラントともに臨界流モデルとして、サブクールから飽和二相流体に対する臨界流量について理論的に立式され、各種実験データにおいてその適用性が確認されている Henry-Fauske モデルを用いており<sup>110)</sup>、弁の容量については、LOFT L9-3 試験解析及び実機解析ともに Henry-Fauske モデルを用いた場合の放出流量が気相放出時の設計容量と一致するように弁の開口面積を定め解析期間を通じて使用している。LOFT L9-3 試験では、加圧器逃がし弁及び安全弁から放出される冷却材は、初期は加圧器気相部からの気相臨界流、加圧器満水後は液相臨界流と相変化するが、LOFT L9-3 試験解析における加圧器水位 (図 4-61) 及び加圧器逃がし弁、安全弁放出流量 (図 4-62) は、これらの相変化に伴い試験結果と差が拡大する等の特異な傾向はないため、本解析モデルは、図 4-60に示すように加圧器圧力へ与える影響が小さい範囲 (0.2MPa 程度、図 4-60)で加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出を模擬できている。

以上の LOFT L9-3 試験解析結果から、M-R E L A P 5 コードの2流体モデル、臨界流モデル及びノード分割といった加圧器モデルは妥当といえ、LOFT L9-3 試験解析で妥当性が確認された加圧器モデルは実機解析においても適用することができる。

2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達については、図 4-63に示すように、蒸気発生器保有水量が確保されている状態から、保有水量が減少しドライアウトに至る期間にわたり、蒸気発生器保有水量の減少に伴う伝熱量の低下傾向が模擬できているため、蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当といえる。

#### (4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L9-3 試験解析より、M-R E L A P 5 コードの、加圧器におけるノード分割及び2流体モデル並びに蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを1次系圧力評価へ適用することを鑑みて、L6-1 試験解析同様にこれらのモデルの不確かさについて、各重要現象を評価した結果である1次系圧力及び1次冷却材膨張量に直接影響する1

<sup>3</sup> このことを具体的に確認するため、実機プラントを対象に、加圧器逃がし弁/安全弁から加圧器逃がしタンクまでの配管を模擬し、弁上流の流体条件を実機の主給水流量喪失+ATWSの1次系圧力ピーク近傍時の状態とし、加圧器逃がしタンクの圧力としてラプチャディスク破損圧力を仮定し、さらに弁下流の圧力損失係数を実際の配管形状に基づくものよりも大きめに仮定し、加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出時の弁下流の圧力をM-R E L A P 5 コードにより評価した。その結果、弁下流の圧力は上流側の圧力に比べ半分以下の約6MPaまでしか上昇しないため、加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出は、臨界流として放出されるといえる。

次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

加圧器圧力挙動は、図 4-60に示すように概ね $\pm 0.2\text{MPa}$  以内で試験結果と一致し、加圧器圧力のピーク値では約  $0.1\text{MPa}$  の範囲で試験結果と一致している。LOFT L6-1 試験解析においても、加圧器圧力の不確かさとして $\pm 0.2\text{MPa}$  程度であることを確認していることから、この $\pm 0.2\text{MPa}$  をM-R E L A P 5 コードの不確かさとする。

表 4-11 LOFT L9-3 試験のタイムシーケンス

事象	時刻
主給水ポンプトリップ	0 秒
加圧器スプレイ作動	約 30 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 67 秒
加圧器逃がし弁開	約 74 秒
加圧器水位計指示値レンジ以上	約 90 秒
蒸気発生器水位計指示値レンジ以下	約 95 秒
加圧器安全弁開	約 97 秒
加圧器安全弁閉	約 107 秒
加圧器逃がし弁閉	約 123 秒
解析終了	200 秒

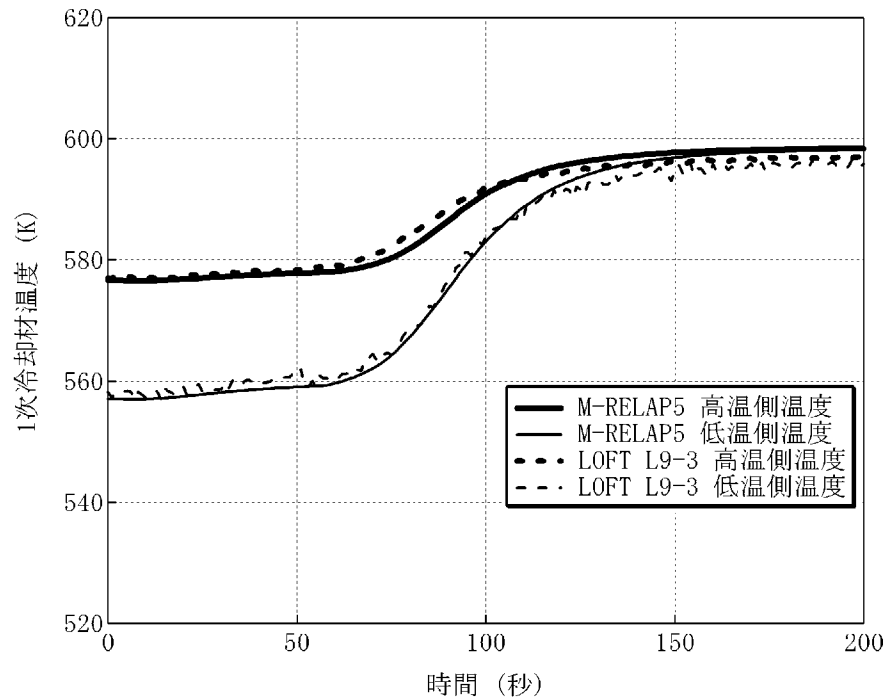


図 4-59 LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

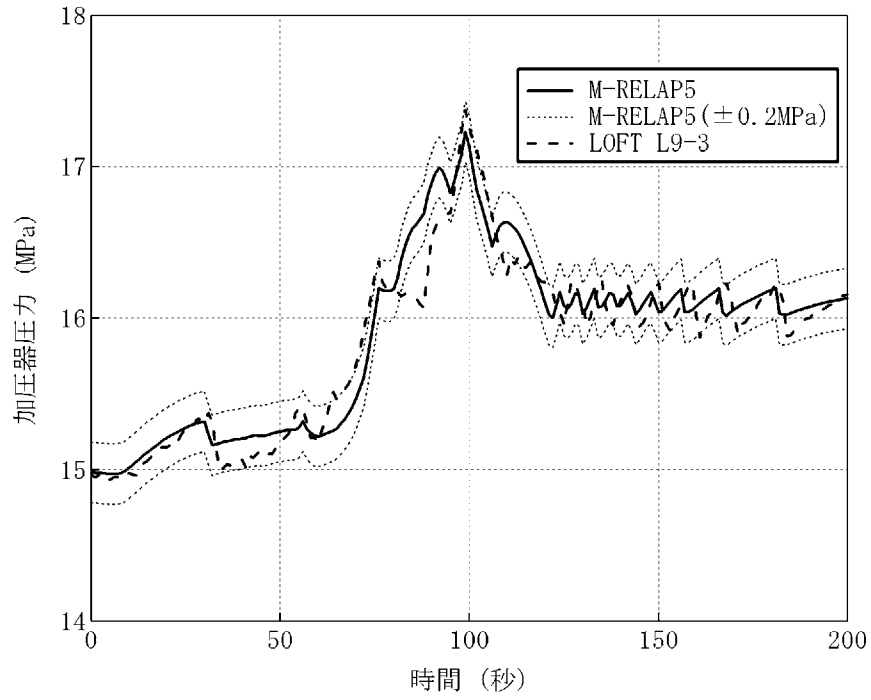


図 4-60 LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

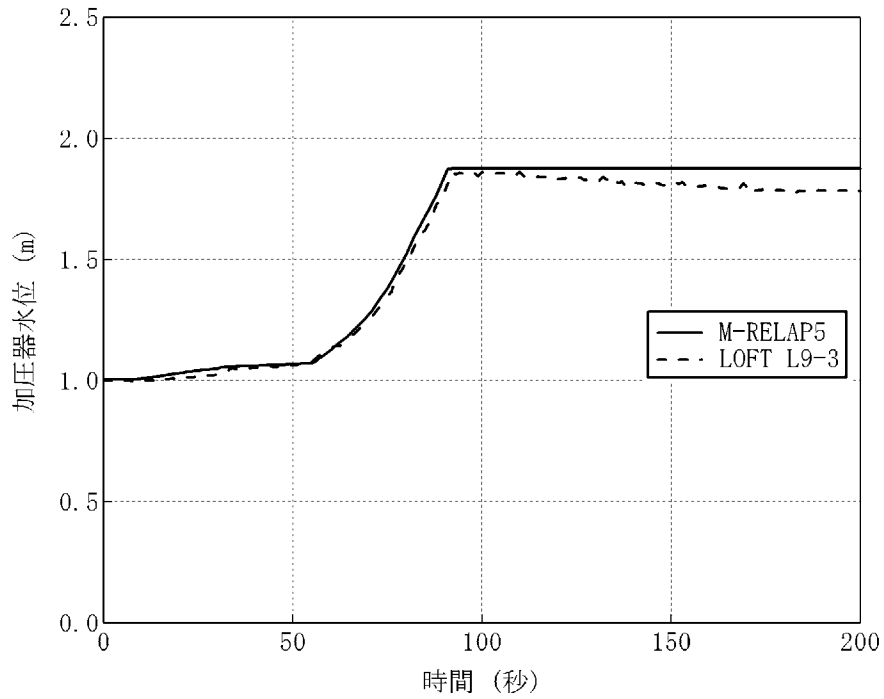


図 4-61 LOFT L9-3 試験における加圧器水位

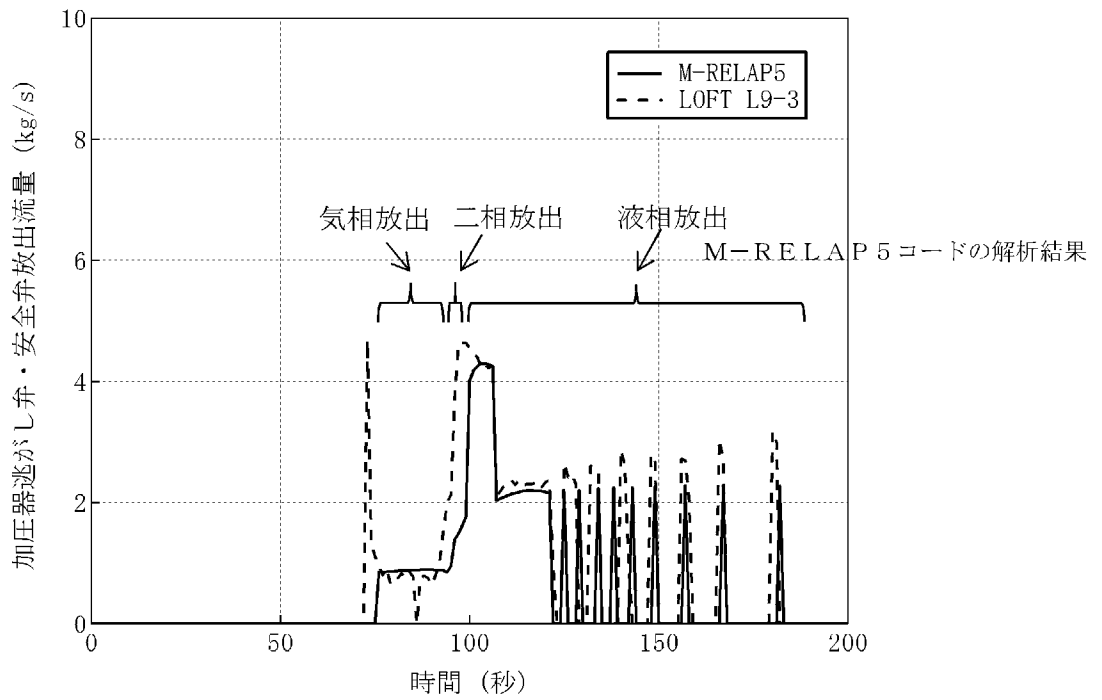


図 4-62 LOFT L9-3 試験における加压器逃がし弁、安全弁放出流量

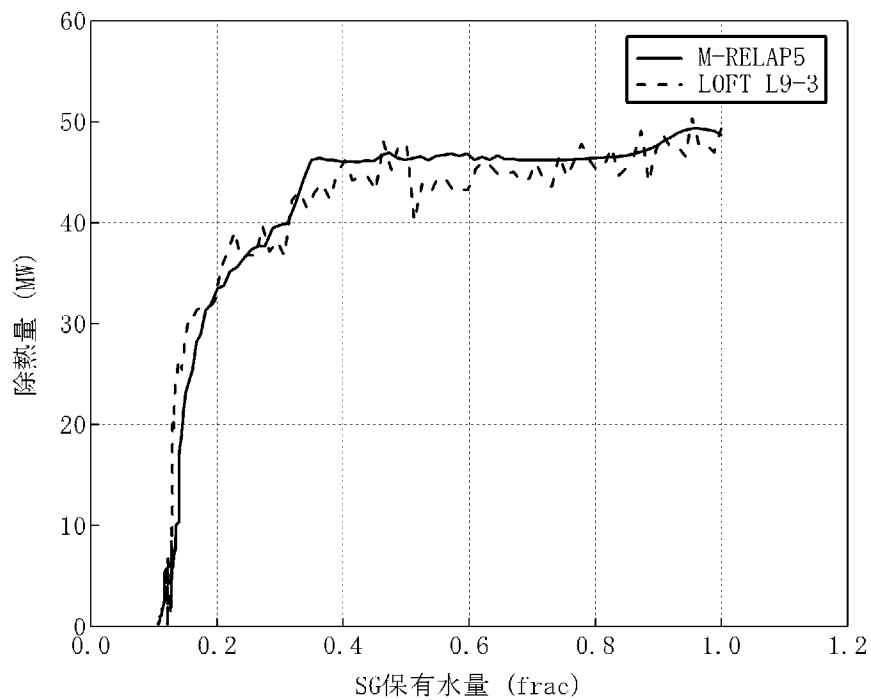


図 4-63 LOFT L9-3 試験における SG 保有水量 対 SG 除熱量  
(SG 除熱量は、SG 1 次側出入口エンタルピと 1 次冷却材流量から算出)

#### 4.7 実機での蒸気発生器伝熱管損傷（美浜2号機）

##### (1) 事故概要

本解析で対象とする事象は、1991年に関西電力美浜発電所2号機で発生した、蒸気発生器の伝熱管の1本が破断し、ECCSが作動する事故である<sup>146)</sup>。

##### (2) 解析ノーディング及び解析条件

解析に用いたノーディング図を図4-64及び図4-65に示しており、各種設備容量及び自動作動する機器の設定値については設計値に基づき模擬した。炉心について、本解析では周方向に分割しており、実機の格納容器バイパス（蒸気発生器伝熱管破損）の解析においても同様に周方向に分割している（第2部 SPARKLE-2コードの図3-4及び図3-5と同じノード分割を採用）。

美浜2号機での蒸気発生器伝熱管損傷における破断位置は図4-66に示すように「低温側第6管支持板上端部で円周に沿って破断し、分離していた。破断面は長手方向（以下「管軸方向」という。）に対して、全体的にはほぼ直角であるが、約4mmの高低差を伴っており、90度（「水室仕切板方向を0度とし、伝熱管を上から見て時計回り方向の円周直角座標での角度」、以下同じ）付近では、管支持板上端から約1mmないし2mm下方に位置していた。」と報告されており<sup>146)</sup>、破断面形状が厳密に直角かつ平坦でないことに伴う破断面付近における圧力損失が、破断流量へ与える影響は非常に軽微と考えられることから、M-RELAP5コードの検証解析では、1本の伝熱管の両端破断を仮定している。また、ここでは、蒸気発生器伝熱管からの破断流モデルの妥当性の確認及びM-RELAP5コードの蒸気発生器伝熱管破損に対する実機適用性の確認を目的としていることから、破損側蒸気発生器の2次側圧力については、実機の計測データを境界条件とした。

##### (3) 解析結果及び重要現象への適用性

1次系及び2次系圧力と破損側蒸気発生器の水位について、M-RELAP5コードの解析結果と実機データの比較を図4-67及び図4-68に示す。1次系圧力応答、破損側及び健全側2次系圧力応答等の全体挙動は実機データとよく一致している。

図4-68に示す破損側蒸気発生器の水位は、原子炉トリップ及びタービントリップにより、蒸気発生器伝熱管部2次側のボイドが潰れることから水位は一旦下がり、その後崩壊熱による蒸気発生器内のボイド生成により若干水位が増加した後、1次系からの漏えいにより水位が上昇する。ボイド生成により若干水位が上昇する期間においては、蒸気発生器水位の絶対値はM-RELAP5コードと実機データに差が生じており、これは、蒸気発生器ダウンカマ部は二相状態にある伝熱管部と水頭が釣り合った状態にあり水位が定まるが、伝熱管部のボイド量は圧力等の微小な差で大きく変動すると考えられること、水位計測スパンが約4m弱と狭く差が大きく表れることが原因と考えられる。その後の1次系からの漏えいにより水位が上昇している期間においては、破損側蒸気発生器の水位の上昇割合は良く一致している。原子炉トリップ及びタービントリップ

後の、給水が停止され蒸気発生器から蒸気がほとんど放出されていない状態においては、蒸気発生器内は気相と液相が明確に分離された状態であると考えられ、蒸気発生器水位上昇は幾何形状と破断流量により定まる。図 4-69に示す破断流量の推移から、1次系からの漏えいにより水位が上昇している期間は、差圧流により流出していることになるため、差圧流の破断流量は妥当と判断できる。

また、臨界流の破断流量については、図 4-69に示す破断流量の推移に応じた加圧器圧力の推移となっており（図 4-67）、加圧器圧力の推移は実機測定データと良く一致していることから、臨界流による破断流量についても適切な予測ができていくといえる。

したがって、臨界流から差圧流に移行し、漏えい停止するまでの破断挙動は、破断流量の推移に応じた破損側蒸気発生器水位の上昇挙動及び1次系圧力挙動が良好な一致を示していることから、M-R E L A P 5 コードは臨界流から差圧流に至る破断流に対して適切な予測ができていくといえ、重要事故シーケンスである格納容器バイパス（蒸気発生器伝熱管破損）においても、1本の伝熱管の両端破断時の破断挙動を模擬できるといえる。

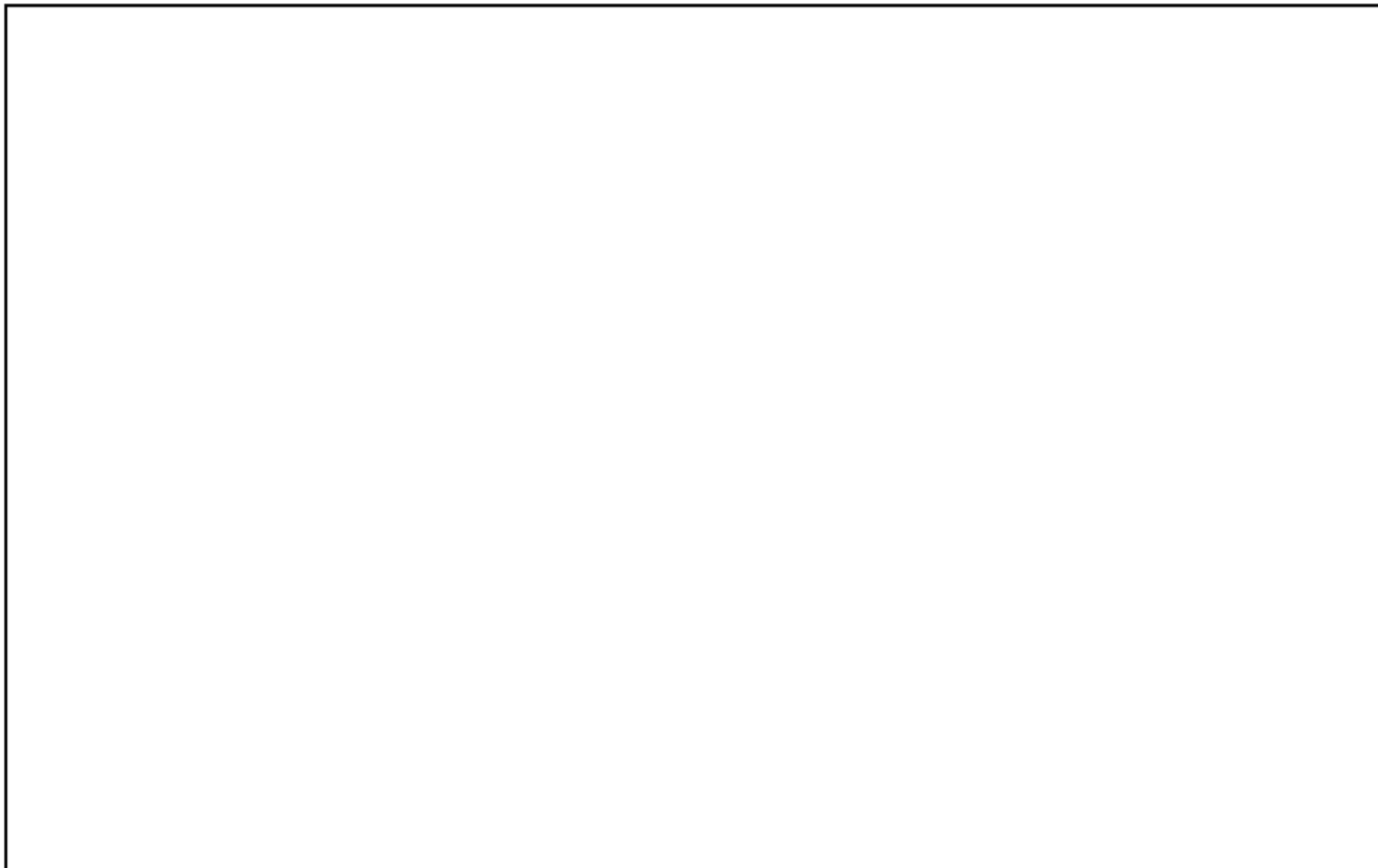


図 4-64 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。



図 4-65 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図（損傷伝熱管の模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

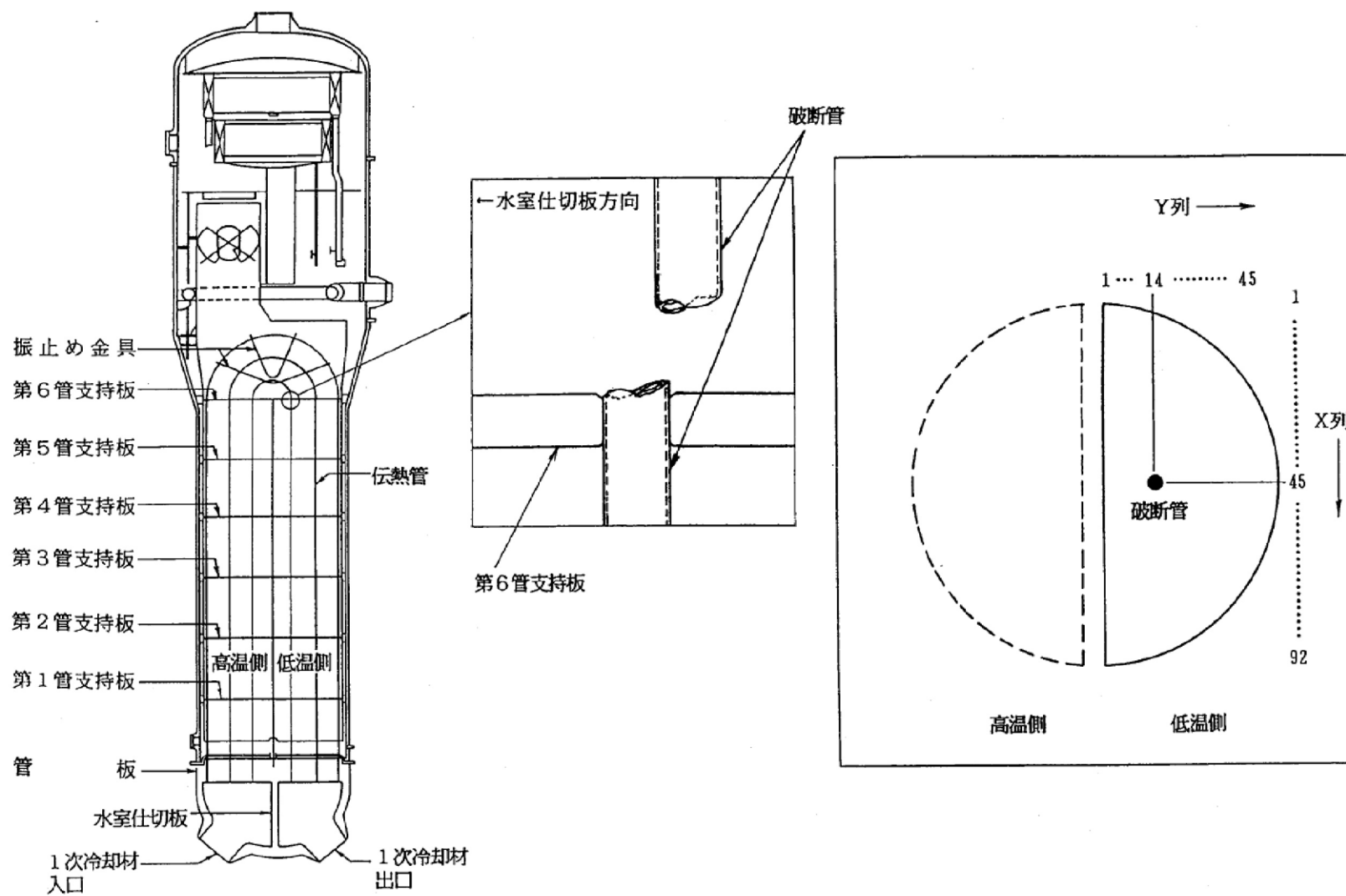


图 4-66 蒸汽发生器传热管破断位置<sup>[46]</sup>

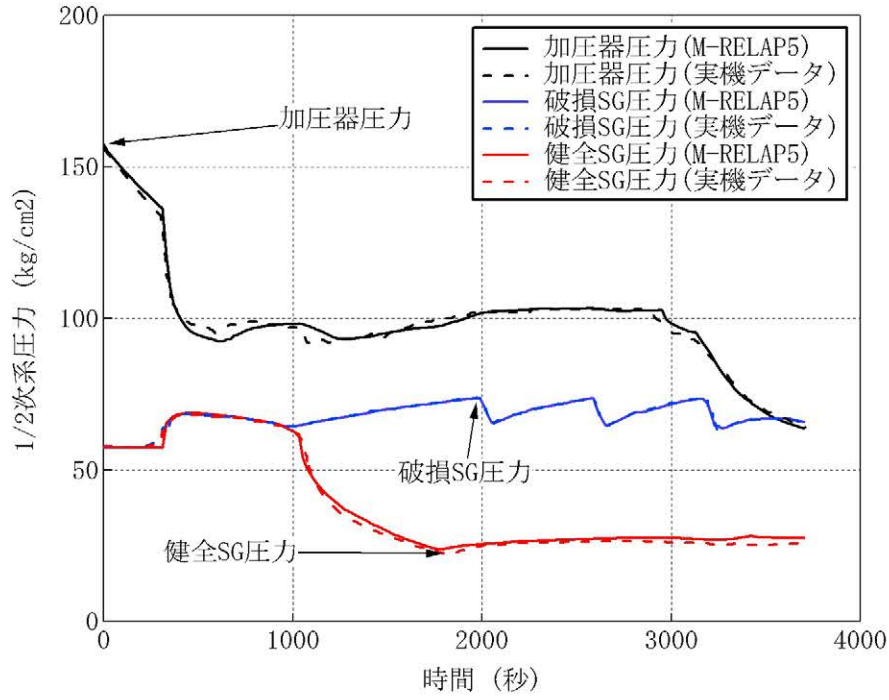


図 4-67 蒸気発生器伝熱管損傷における1次系及び2次系圧力

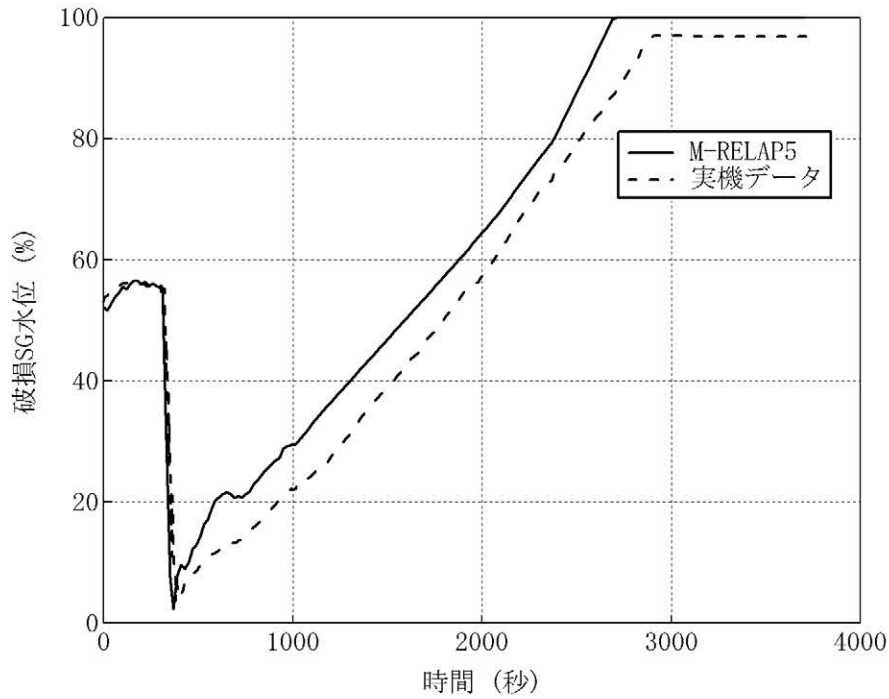


図 4-68 蒸気発生器伝熱管損傷における破損側蒸気発生器水位の応答

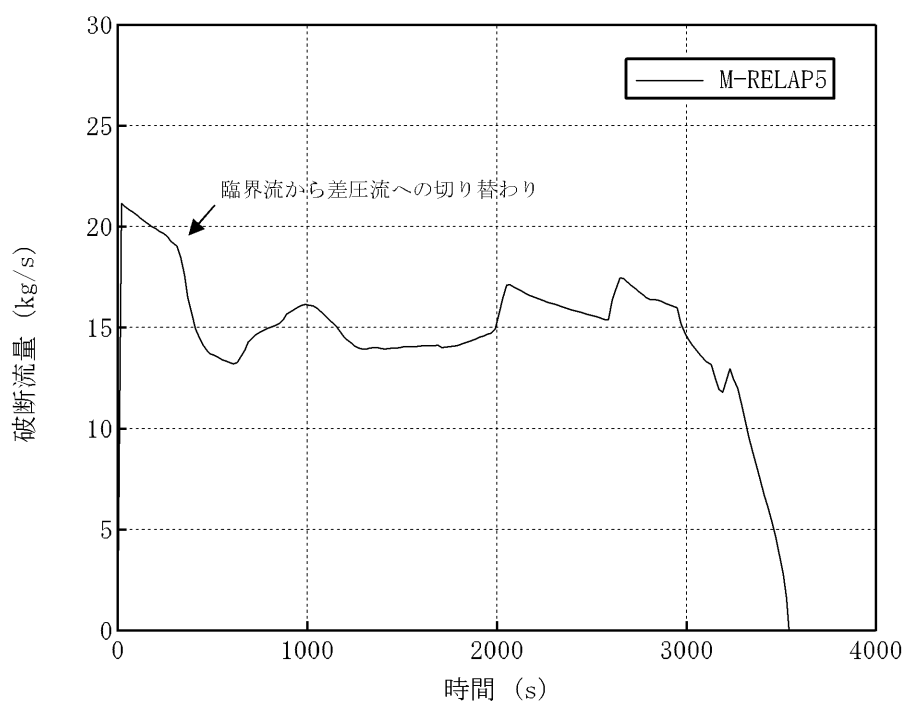


図 4-69 蒸気発生器伝熱管損傷における破断流量の応答

## 4.8 実機解析への適用性

### 4.8.1 重要現象への適用性

以下に、M-R E L A P 5 コードの重要現象への適用性の妥当性確認について記述する。

#### (1) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化、気液分離・対向流）

ORNL/THTF の試験解析により、M-R E L A P 5 コードが炉心の二相水位を精度よく予測することを確認した。試験の測定高さとノードを合わせるために、ORNL/THTF の試験解析では細かいノーディングを採用している。しかし、実機ノーディングも十分に細かいため、本ノーディングで得られた結論は実機ノーディングにも適用できる。

また、ROSA/LSTF の試験解析により、M-R E L A P 5 コードが蒸気発生器出口配管での残存水を多く予測することにより、炉心水位を低めに予測することを確認した。この不確かさは有効性評価解析で対象とするシーケンスにおいて影響する可能性がある。具体的には、M-R E L A P 5 コードは ECCS 注水機能喪失において、ボイルオフによる炉心水位の低下開始を数百秒早く予測する可能性がある。

ただし、ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析においては、大気圧程度の低圧条件での妥当性確認を実施していない。大気圧程度の低圧条件における炉心水位の不確かさについては、ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析で得られた不確かさを適用せず、低圧条件における炉心水位について試験を実施した英国 Winfrith の THETIS 装置でのロッドバンドル試験の結果との比較により、炉心水位の不確かさについては±10%という結果が得られている<sup>6)</sup>。したがって、大気圧条件程度の低圧条件における炉心水位の不確かさとしては、炉心高さが約 4m であることから最大でも±0.4m 程度となる（添付 2 参照）。

以上より、流動の不確かさにより、M-R E L A P 5 コードは炉心水位の低下開始を数百秒早く予測する可能性があるものの、炉心が露出した場合の炉心の二相水位を精度よく予測し、沸騰・ボイド率変化及び気液分離・対向流に適用できる。また、大気圧程度の低圧条件においては、炉心水位の不確かさはあるものの精度よく予測している。

#### (2) 燃料棒表面熱伝達

膜沸騰熱伝達モデルについて、Bromley 及び修正 Dougall-Rohsenow の相関式を用いているため、炉心熱伝達について M-R E L A P 5 コードが低く予測し、燃料被覆管温度を高く予測していることを ORNL/THTF の試験解析により確認した。また、ROSA/LSTF の試験解析のルーブシールのヒートアップ挙動により同等のものを確認している。

以上より、M-R E L A P 5 コードは燃料被覆管温度を高く予測するため、燃料棒表面熱伝達に適用できる。

#### (3) 冷却材流量変化（自然循環時）

M-R E L A P 5 コードが 2 次系強制冷却の運転員等操作時の自然循環流量、炉心水位の回復

挙動を良く模擬していることを PKL/F1.1 の試験解析より確認した。PKL の試験装置は、自然循環特性に影響が大きいエレベーションについては実機と同程度であるため、PKL の試験解析で確認できたことは実機スケールにも適用できる。PKL は炉心のヒートアップに着目した試験では無いため、炉心のノード分割は実機解析のノーディングより粗い。試験測定と合わせるために、蒸気発生器伝熱管について3本分模擬しているが、有効性評価解析では蒸気発生器伝熱管での不均一な流れは重要ではないため、複数本の伝熱管を模擬する必要はない。また、試験装置の配管は細く、相対的に L/D が大きいいため、配管の分割は細くなっている。上記のとおり、PKL のノード分割は実機のノード分割と違う部分があるが、自然循環の妥当性確認には影響が大きくないため、PKL の試験解析で得られた結論は有効性評価解析に適用できる。

以上より、M-RELAP5 コードは2次系強制冷却の運転員等操作時において、自然循環時の冷却材流量変化に適用できる。

#### (4) リフラックス冷却（1次系の気液分離・対向流）

リフラックス冷却状態は炉心発生蒸気量と蒸気発生器での凝縮量のバランスに依存する。蒸気発生器での除熱については、本章の(8)に記載している。また、炉心で発生する蒸気量は崩壊熱に依存するが、実機解析では適切な崩壊熱モデルを設定する。2次側強制冷却操作により、1次側で発生した凝縮水について、炉心からの蒸気により落水が阻害される可能性があり、M-RELAP5 コードでは、炉心で発生する蒸気流量及び CCFL のモデルにより蒸気発生器での蓄水が模擬される。有効性評価解析においては、形状に応じた CCFL モデルを使用し、崩壊熱モデルにより適切に炉心での発生蒸気量を計算するため、蒸気発生器での蓄水の計算は妥当である。なお、有効性評価解析においては、蒸気発生器伝熱管の入口、蒸気発生器入口に CCFL を設定しており、蒸気発生器伝熱管入口の CCFL については、小さい径の管に適用できる Wallis<sup>[37]</sup>の考えに基づいた係数を設定し、蒸気発生器入口の CCFL は、実機の高温側配管と同等の配管径を持つ UPTF の実験<sup>[39]</sup>から得られた係数を設定している。さらに、実機スケールでは蒸気発生器伝熱管本数が多いため、多次元効果を考慮した場合、試験スケールよりも落水しやすい傾向にあるため、炉心水位回復又は炉心冷却を阻害する影響は小さい。

また、「3.3.2(1) 燃料棒表面熱伝達モデル」に記載してあるとおり、リフラックス冷却での高温側配管からの落水時に炉心での不均一な冷却が存在した場合でも、M-RELAP5 コードは改良 AECL-UO Look-up Table を採用しているため、ROSA 試験及び実機スケールにおいて燃料被覆管のヒートアップを模擬できる。なお、実機解析においては、リフラックス冷却中に炉心水位が発熱長上端より低下することは無く、水位は上部プレナムの高い位置に維持されているため、リフラックスでの落水が不均一であったとしても、落水により水位が維持されることにより、不均一なヒートアップは発生しない。

以上より、M-RELAP5 コードは2次系強制冷却の運転員等操作時において、リフラックス時の物理挙動、炉心での不均一な冷却が存在する場合のヒートアップ挙動を模擬できる。

## (5) 1次系からの冷却材放出

LOCAのような1次系から大気圧雰囲気への冷却材の放出については、Marvikenの試験解析より二相臨界流量について過大評価している。

また、蒸気発生器伝熱管損傷のような1次系から2次系への冷却材の放出について、実機美浜2号機の事故時解析により、破損SG水位の上昇速度がM-R E L A P 5コードと実機データで同等であり、放出流量は精度よく計算できていることが分かる。

1次系からの冷却材放出は不確かさが大きいのが、5.1節に後述しているとおり、有効性評価解析ではスペクトル解析を実施することで不確かさの燃料被覆管温度への影響について評価、考察する、漏えい量に関して過大評価するように入力設定をする、又は、漏えい量を大きく評価するように入力を設定するため、M-R E L A P 5コードは1次系からの冷却材放出に適用できる。

## (6) 加圧器の気液熱非平衡、水位変化、加圧器からの冷却材放出

LOFTの試験解析より、加圧器圧力及び加圧器水位挙動から、加圧器インサージ時の気相部圧縮による加圧器圧力上昇が模擬できていることから、加圧器気液非平衡を模擬する2流体モデルは妥当といえる。また、加圧器からの冷却材放出は、初期は気相臨界流で放出され、その後二相臨界流、液相臨界流と推移する。このように、LOFT L9-3試験解析では種々の冷却材放出過程を経るが、何れの期間においても、加圧器水位は事象初期から試験結果と差が拡大しておらず、加圧器満水状態での加圧器インサージによる圧力上昇も模擬できていることから、加圧器水位変化及び加圧器からの冷却材放出が模擬できている。

2次冷却系からの除熱機能喪失では、炉心損傷防止対策としてフィードアンドブリード運転を実施する。フィードアンドブリード運転では加圧器逃がし弁を手動で開き、1次系を減圧させるが、この時の高温側配管での気相と液相の相互作用が加圧器逃がし弁での放出のクオリティに影響する。加圧器に向かう高温側配管での二相流の確認のため、7MPa以上の圧力での、ROSA試験解析における気液の並行流あるいは対向流の幅広い流動において高温側配管での密度又は水位を確認した。7MPa以上の圧力では、有効性評価解析でのフィードアンドブリード運転において加圧器の弁からの二相放出の可能性がある。M-R E L A P 5コードは並行流では減圧に伴う高温側配管での密度又は水位の低下を精度よく計算できるため、ボイド率の上昇を模擬できている。しかし、対向流においては、気液界面摩擦を小さく計算することにより、原子炉容器への落水を多く計算し、密度を小さく計算し、ボイド率を大きく模擬する結果となった。有効性評価解析のフィードアンドブリード運転では、高温側配管の流れは並行流が主流であり、高温側配管のボイド率計算の不確かさは大きくない。

M-R E L A P 5コードによる実機PWR解析における、フィードアンドブリード運転中の高温側配管及び加圧器サージ管の挙動について説明する。加圧器逃がし弁を開放する前は高温側配管は水単相となっており、1次系の圧力は加圧器逃がし弁の設定圧である約16MPaで推移して

いる。加圧器逃がし弁を開放することで、1次系の圧力が急減し、約10MPaまで低下し、高温側配管は二相化し、ボイド率は約0.2となる。その後は加圧器逃がし弁からはほぼ液単相のみが流出し、炉心での蒸気発生による圧力上昇を逃がせないため1次系圧力は上昇に転じる。M-RELAP5コードでは、高温側配管の液相が加圧器逃がし弁から流出し高温側配管の水位が低下した後、高温側配管から加圧器サージ管を通り加圧器逃がし弁から減圧するのに十分な蒸気量（炉心発生蒸気以上の蒸気量）が流出し始め、1次系圧力が低下に転じる。加圧器逃がし弁を開放し、高温側配管が二相化するまでの挙動については、M-RELAP5コードは実際に実機で発生する状況を良く模擬していると考えられる。高温側配管が二相化した後の、高温側配管及び加圧器サージ管での流況及びM-RELAP5コードでのモデルの取扱いを図4-70に示す。高温側配管では、原子炉容器側から加圧器サージ管に向けて、気液が並行流で流れているが、並行流状態での高温側配管のボイド率（気液割合）の不確かさは、ROSA試験で確認したとおり大きくない。M-RELAP5コードによる実機解析では、高温側配管の主流方向は、水平流の流動様式が適用され、流体が十分低速でありボイド率が約0.2の状態では水平層状流となっている。水平層状流となっているため、高温側配管からサージラインへの流れについては、実際には蒸気による水の巻き込み（エントレイン）があったとしても、蒸気の方が多くサージ管側に流れ込む。M-RELAP5コードにおいても、エントレインを考慮した蒸気が優先して流れる主配管から枝管への流れを取り扱うことは可能である。しかし、有効性評価解析においてはそのような模擬とはせず、高温側配管とサージ管を接続するジャンクションでは、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算する。ジャンクションの流動の気液割合には高温側配管のボイド率である約0.2が使用される。つまり、高温側配管のボイド率状態の二相混合流体（気泡流）がサージ管に流れ込む模擬となっており、液相が多くサージ管方向に流出し、気相が流出しづらくなるため、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。

また、主配管から枝管への接続部は、M-RELAP5コードによる計算では流路径が小さいこと及び垂直流の流動様式が適用され気泡流となることから界面摩擦が大きく、そのため、気相と液相の流速がほぼ同じであり、均質流に近い状態でサージ管に流れ込む模擬となっている。

これら2つの効果を考慮すると、実際には、M-RELAP5コードの結果よりも蒸気放出量が多くなり、減圧が早くなる。そのため、有効性評価解析でのフィードアンドブリード運転時には、不確かさの範囲内で最も蒸気が高温側配管からサージ管へ流れにくい模擬となっており、加圧器の弁からの蒸気放出が小さいため減圧しづらく、ECCSからの注入が遅れ、炉心が露出しやすい評価となる。

#### (7) 強制注入系特性、蓄圧タンク注入特性

M-RELAP5コードがECCS注入流量を正しく模擬できていることをPKL/F1.1試験解析より確認した。ただし、ECCS注入流量については、実機解析においては適切なポンプ特性（Q-Hカーブ）を設定し、注入先の圧力に応じて適切な流量が注入されるように入力するため、

妥当性確認は不要である。

ROSA/LSTF の試験解析により、2次系強制冷却による1次系の減圧に不確かさがあり、蓄圧タンク注入開始に不確かさがあるものの、M-RELAP5コードが蓄圧タンク流量を正しく模擬できていることを確認した。有効性評価解析においては、入力にて蓄圧タンクの初期圧力、水量、及び水温の不確かさを考慮することにより、M-RELAP5コードは蓄圧タンク注入特性に適用できる。

#### (8) 1次側・2次側の熱伝達

ROSA/LSTF SB-CL-39 では、減圧操作時の1次系の減圧時に、最大で0.5MPaの不確かさがあり、M-RELAP5コードでは試験と比較し減圧が遅い。これは、M-RELAP5コードでは、蒸気発生器のボイラ部、伝熱管ともに1本の流路で模擬しているため、多次元効果を考慮できないためと考えられる。PKL/F1.1の試験解析では、試験体系が小さいこともあり、減圧操作時の1次系の減圧挙動を模擬できている。

LOFT の試験解析より、加圧事象での1次系の温度及び圧力をそれぞれ2°C、0.2MPaの不確かさで模擬できている。

#### (9) 2次側水位変化・ドライアウト

LOFT L9-3 の試験解析において、図 4-63に示されているとおり、蒸気発生器保有水量に対する除熱量について、M-RELAP5コードは不確かさが小さい。つまり、M-RELAP5コードの計算では蒸気発生器保有水量の不確かさは小さいと言える。M-RELAP5コードは2次側水位変化に対するドライアウト特性に適用できる。

### 4.8.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性

実機解析に用いるノード分割は、3.4節で述べた考え方にに基づき設定したものである。その妥当性について、以下に考察する。

破断口が存在する低温側配管のノード分割は Marviken の試験解析で設定したノードサイズの L/D に従って採用したため、1次系からの冷却材の放出の観点から妥当性が確認されたノード分割である。

ROSA/LSTF の試験解析で設定したノードサイズ及び蒸気発生器、炉心のノード分割は実機解析と同等の細かさである。ROSA/LSTF の蒸気発生器出口側配管は実機に対し径が小さいが高さは同等であるため、L/D が大きい。ノードの L/D を実機と合わせるため、及びループシールの形成解除を精緻に計算するために、蒸気発生器出口側配管のノード分割は実機ノーディングより細かい。有効性評価解析で対象とするシーケンスでは、ループシールは燃料被覆管温度に対して重要でないため、有効性評価解析においては、3.4節のノードの細かさで十分である。

加圧器及び蒸気発生器のノード分割は、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析により、詳細に分割することにより重要現象が適切に評価できることを確認した。実機解析のノード分割を決定するに当たっては、LOFT L6-1 試験及び LOFT L9-3 試験で用いたノード分割を基に、より詳細にノードを分割した感度解析も実施し、十分な分割数であることを確認の上決定している。また、「4.6.4 LOFT L9-3 試験解析」で考察したとおり、有効性評価解析における加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出は臨界流となることから、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流ノードは、LOFT L9-3 試験解析と同様に背圧を境界として設定した 1 つのノードで模擬することで問題ない。

したがって、ノード分割による不確かさについても、本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

#### 4.8.3 試験装置のスケーリング及び 2,3,4 ループプラントへの適用性

##### (1) 個別効果試験

M-R E L A P 5 コードの妥当性確認として、個別効果試験である ORNL/THTF、Marviken、総合効果試験である LOFT、ROSA/LSTF、PKL の試験装置を使った試験を選定した。ORNL/THTF はロッドピッチ、ロッド径、発熱長高さについて、実機と同等スケールの試験装置であるため、試験解析で得られた結論は 2,3,4 ループプラントへそのまま適用できる。Marviken で確認している 1 次系からの冷却材の放出については、破断面積に係わらず質量流束は同じであるため、試験解析で得られた結論は 2,3,4 ループプラントへそのまま適用できる。総合効果試験の試験装置は、各試験解析の章で記載しているとおり、4 ループ PWR の過渡挙動を模擬するように設計されているため、試験解析にて得られた結論は 4 ループ PWR へ適用できる。以下に、2,3 ループプラントへの適用性について記述する。

##### (2) ループ数の影響

2,3,4 ループの主な違いとしては、炉心出力、1 次冷却材体積、加圧器気相部体積及び SG 2 次側保有水量の違いがあげられる。2,3,4 ループプラントの原子炉出力と 1 次冷却材体積、加圧器気相部体積及び SG 2 次側保有水量の関係を、試験装置での値と合わせて、図 4-71～図 4-73 に示す。ループ数によらず、原子炉出力と 1 次冷却材体積、加圧器気相部体積及び SG 2 次側保有水量の比は同等である。

炉心出力と加圧器気相部体積比、炉心出力と SG 2 次側保有水量比は、2,3,4 ループで同等であることから、重要事故シーケンスにおけるプラント挙動において、主給水流量喪失に伴う SG 2 次側での除熱量の低下、それに伴う 1 次系の冷却材温度上昇、圧力上昇といった各パラメータの過渡変化の様相は同等となる。また、運転員による SG 2 次側強制冷却操作についても、出力に対する除熱能力は 2,3,4 ループで同等である。

### (3) LOFT の適用性

過渡事象や ATWS の妥当性確認として実施している LOFT 試験は、4 ループ PWR 相当（実際は 2 ループで SG を 1:3 体積比で模擬）であるが、SG 2 次側での除熱量の低下挙動について、出力に対する除熱能力は 2,3,4 ループ、及び LOFT 試験装置で同等であるため、LOFT の試験解析で得られた結論は、2,3,4 ループ PWR すべてに適用できる。

### (4) ROSA の適用性

小破断 LOCA 現象に対するコードの妥当性確認として実施している ROSA 試験は、4 ループ PWR 相当（2 ループ試験装置で体積が 4 ループ相当）であるが、小破断 LOCA で見られるループシール、ボイルオフといった現象はループ数に関係なく発生し、それらの現象について、M-R E L A P 5 コードは炉心水位を最適又は低く計算し、炉心熱伝達については小さく計算することを確認しているため、2,3,4 ループ PWR すべてに適用できる。

### (5) PKL の適用性

小破断 LOCA 後に運転員による SG 2 次側強制冷却操作、及びそれにより生じるリフラックス凝縮現象のコードの妥当性確認として実施している PKL 試験は 4 ループ試験装置であるが、この試験解析で重要である SG での除熱については、出力に対する除熱能力は 2,3,4 ループで同等であるため、2,3,4 ループ PWR すべてに適用できる。

### (6) ループ間のアンバランスの有無

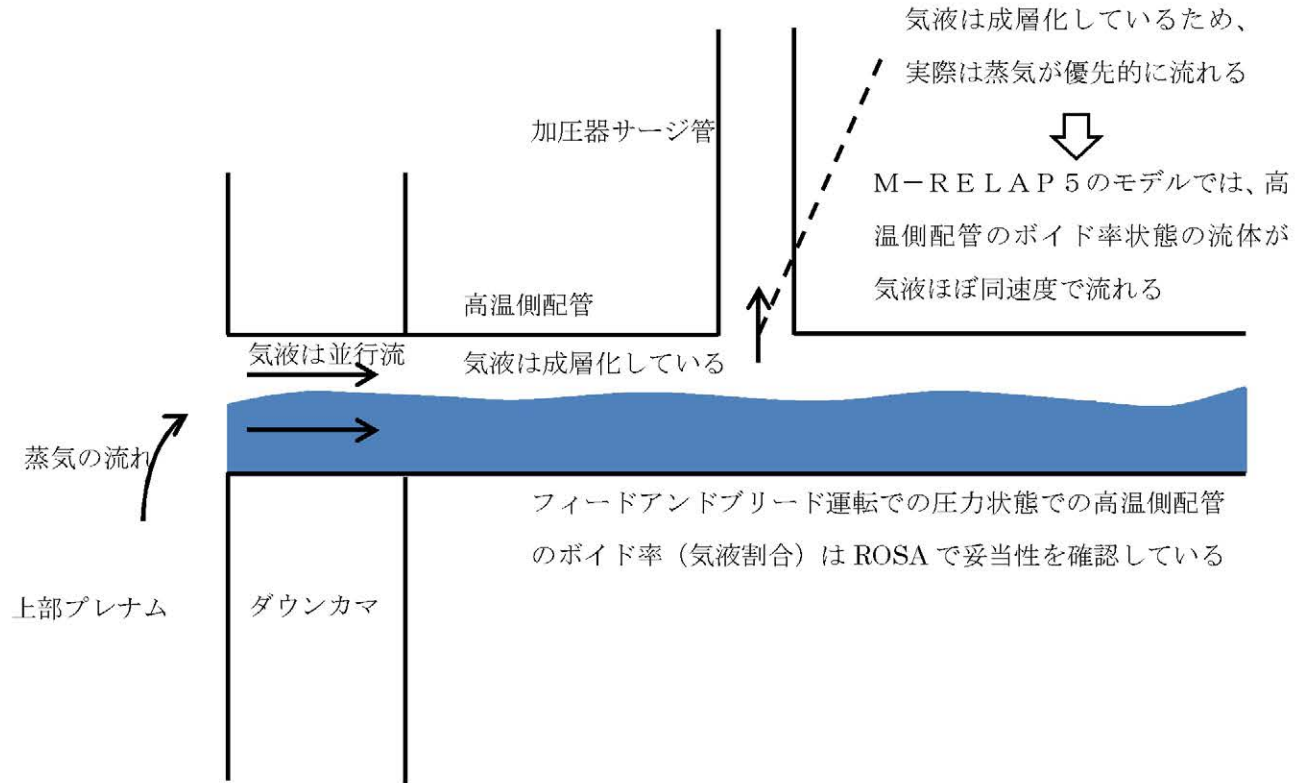
過渡事象（小破断 LOCA）時の各健全ループの差異を確認するため、PKL/F1.1 試験の 2,3,4 ループ（健全ループ）のループ流量、SG 水位（高温側、低温側）を図 4-74～図 4-76 に示す。いずれの図においてもループ間の差異はほとんど見られない。1 ループに外乱あるいは破断等が発生した場合に、外乱の無いループについては同じような挙動を示すといえる。4 ループの試験装置で得られた結論を 2,3 ループに適用することは問題ないと言える。

#### 4.8.4 まとめ

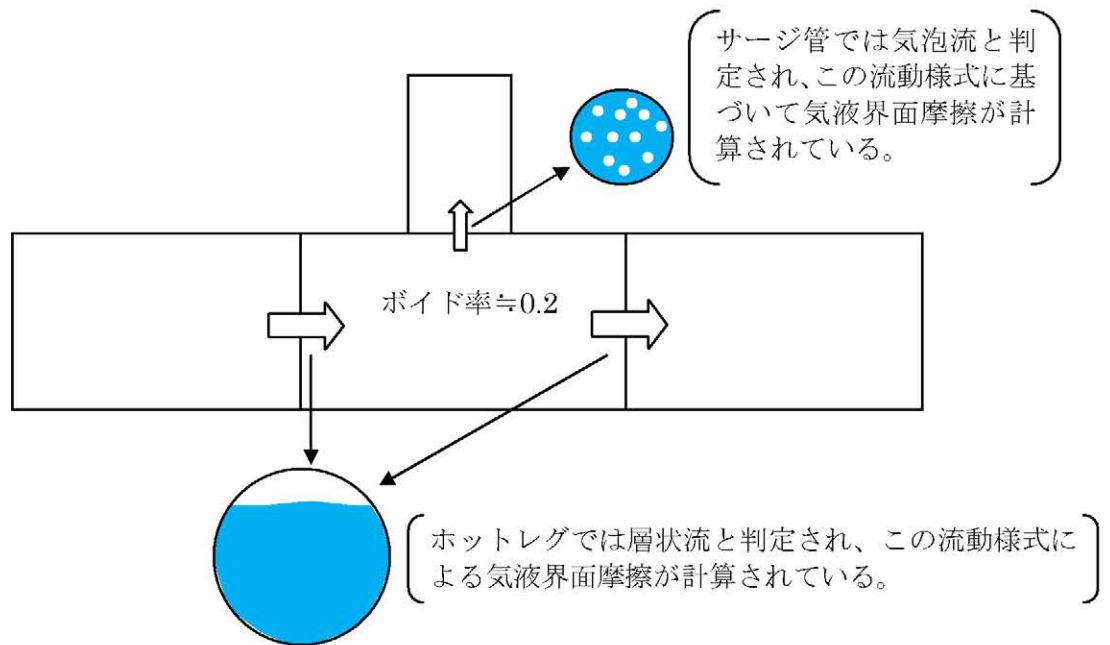
以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、2,3,4 ループ PWR 共通の妥当性確認として適用性を有するとともに、本章の妥当性確認より得られた不確かさについても、実機 PWR の有効性評価解析に適用できると言える。重要現象に対する M-R E L A P 5 コードの不確かさを表 4-12 に示し、実機解析における不確かさの取扱いを「5 有効性評価への適用性」にて述べる。なお、M-R E L A P 5 コードの ECCS 再循環機能喪失への適用性について、添付 3 に記載する。

表 4-12 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心	崩壊熱	崩壊熱モデル	不要	入力値に含まれる
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル	ORNL/THTF ROSA SB-CL-18	0%~40%
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	不要	95%信頼区間の上限
	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	ボイドモデル 流動様式	ORNL/THTF ROSA SB-CL-18 Winfrith/THEtis	・炉心水位：0m~0.3m コードでは、炉心水位低下が数 百秒早く評価する可能性あり ・大気圧程度の低圧時の 炉心水位：±0.4m
1次冷却系	冷却材流量変化（自然循環時） 圧力損失	壁面熱伝達モデル 運動量保存則	PKL/F1.1	約20%過大評価
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	破断流モデル	Marviken 実機での蒸気発生器伝熱管 損傷（美浜2号機）	サブクール臨界流：±10% 二相臨界流：-10%~+50%
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	2流体モデル 壁面熱伝達モデル	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1	1次系圧力：0~+0.5MPa
	気液分離・対向流	流動様式	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1	1次系圧力：0~+0.5MPa （凝縮量又は熱伝達の不確かさ について、1次系圧力で定量化）
	ECCS 強制注入（充てん系含む）	ポンプ特性モデル	PKL/F1.1	入力値に含まれる
	ECCS 蓄圧タンク注入	蓄圧タンクの非凝縮性ガス	ROSA/LSTF SB-CL-18 ROSA/LSTF SB-CL-39	入力値に含まれる
加圧器	気液熱非平衡	2流体モデル	LOFT L6-1 LOFT L9-3	1次冷却材温度：±2℃ 1次系圧力：±0.2MPa
	水位変化	2流体モデル	LOFT L6-1 LOFT L9-3	
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	LOFT L9-3	
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	壁面熱伝達モデル	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1 LOFT L6-1 LOFT L9-3	減圧時 1次系圧力：0~+0.5MPa  加圧時 1次冷却材温度：±2℃ 1次系圧力：±0.2MPa
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	不要	入力値に含まれる
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	LOFT L9-3	ドライアウト特性を適切に模擬 1次冷却材温度：±2℃ 1次系圧力：±0.2MPa
	2次側給水（主給水・補助給水）	ポンプ特性モデル	不要	入力値に含まれる



(1) M-RELAP5コードの結果から推測される実機での流況



(2) M-RELAP5コードでのモデルの取扱い

図 4-70 実機 PWR 解析におけるフィードアンドブリード運転中の高温側配管の流況

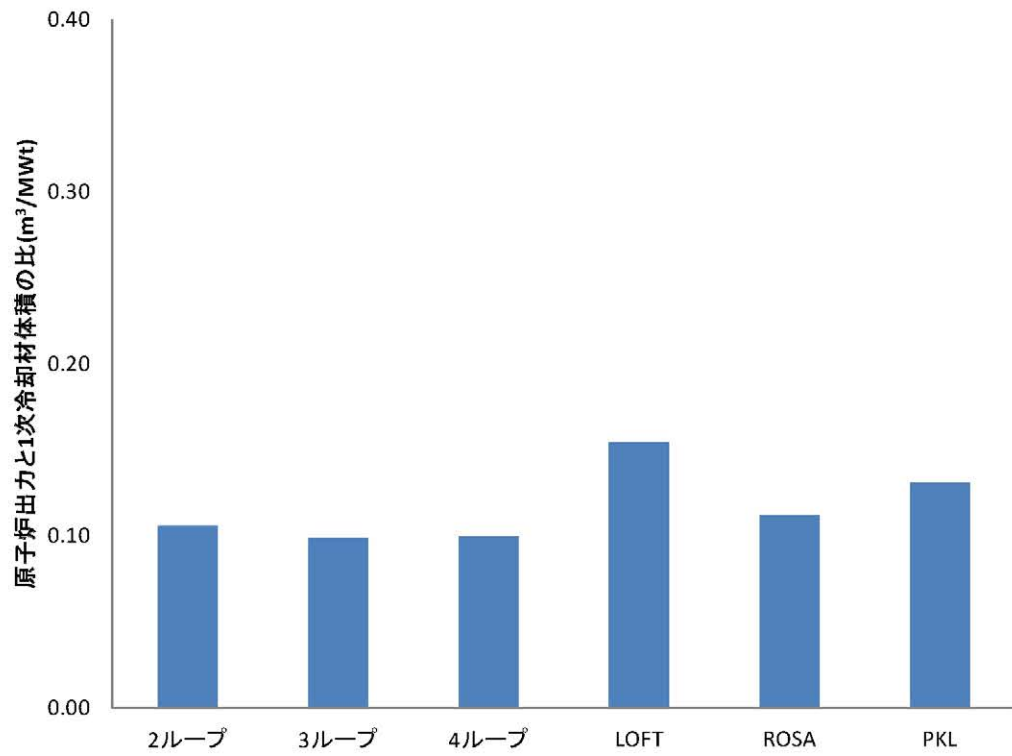


図 4-71 原子炉出力と1次冷却材体積の比

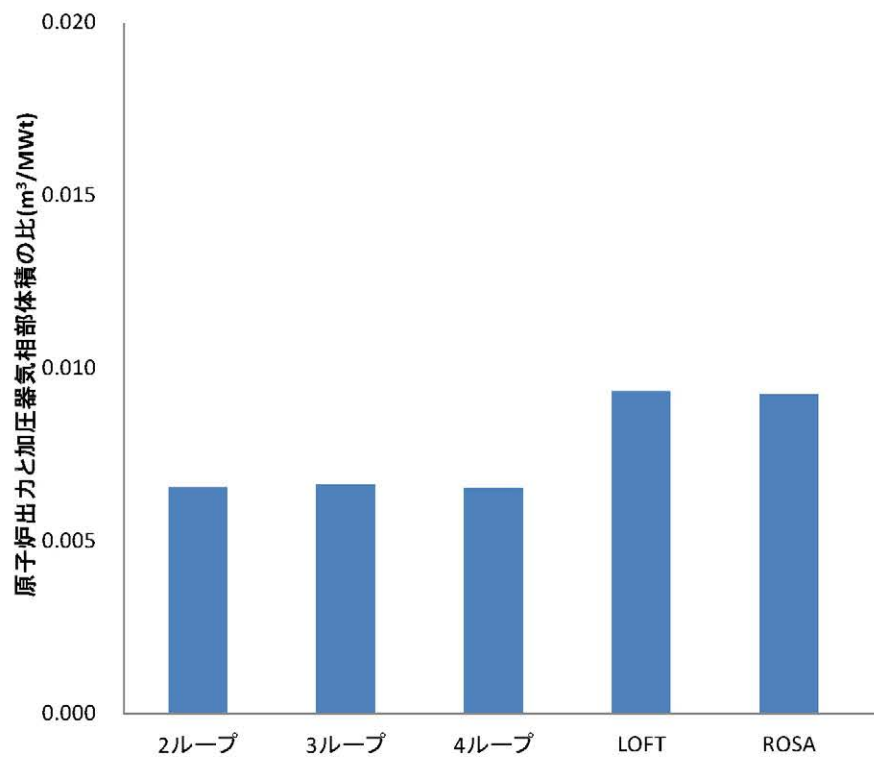


図 4-72 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

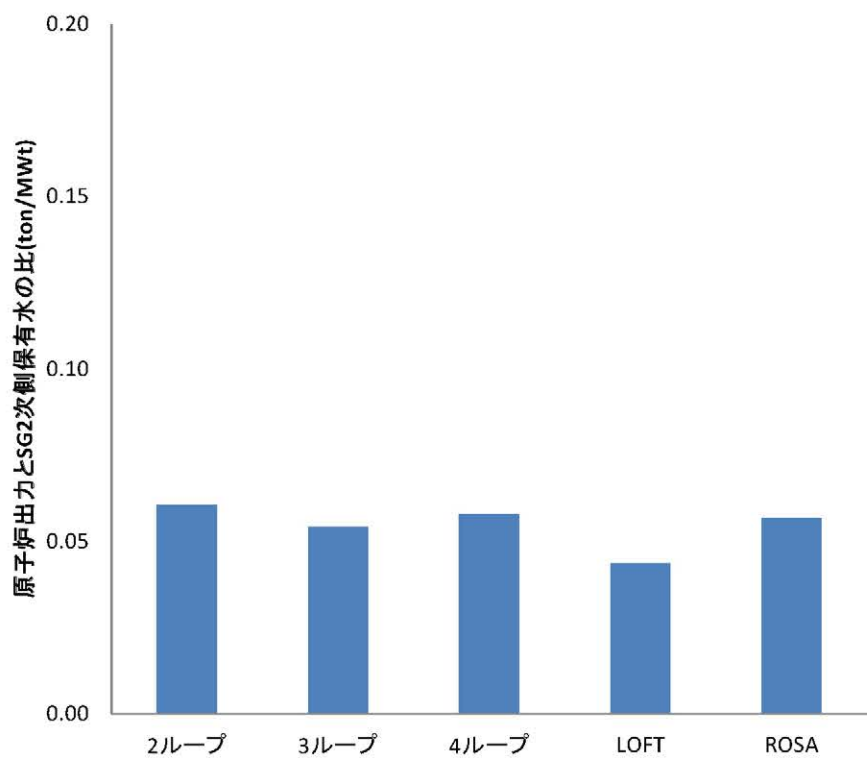


図 4-73 原子炉出力と SG 2 次側保有水量の比

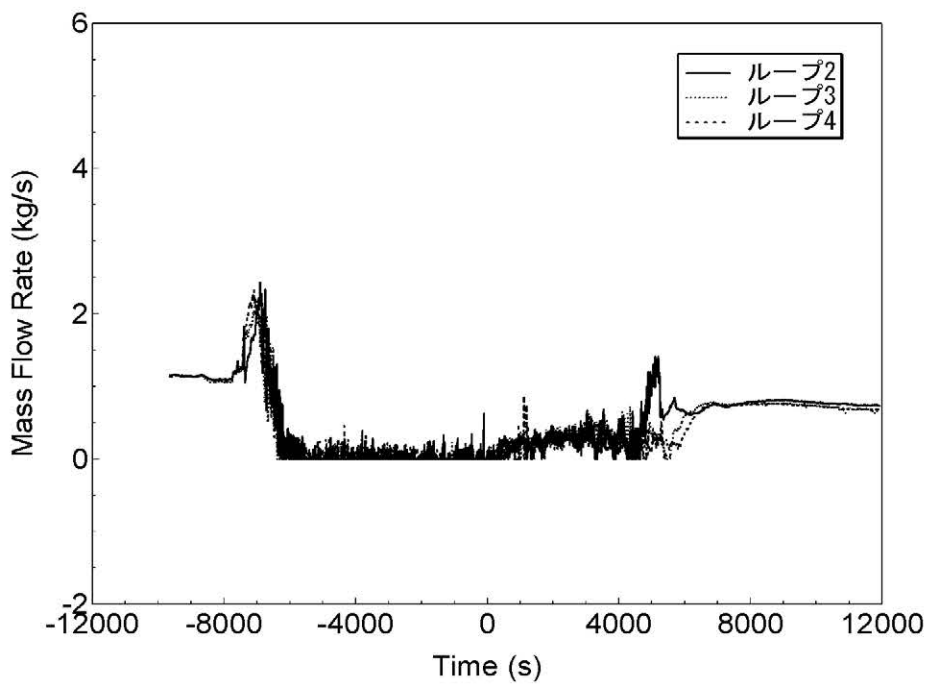


図 4-74 ループ流量

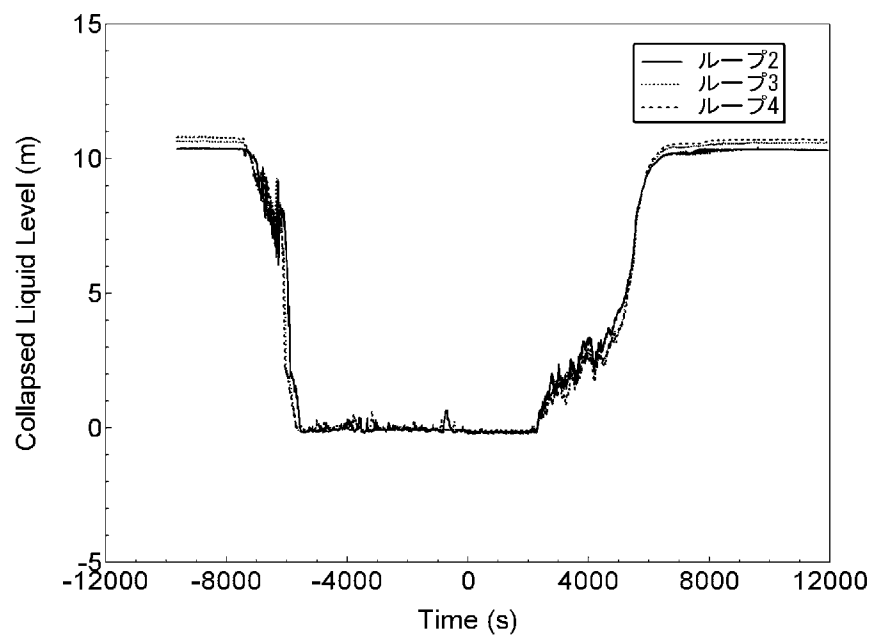


図 4-75 蒸気発生器高温側水位

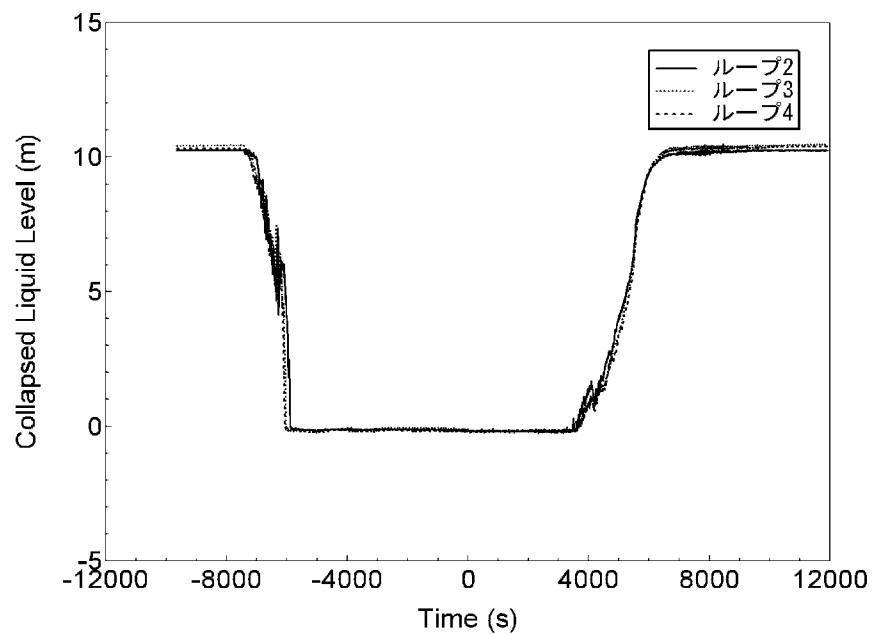


図 4-76 蒸気発生器低温側水位

## 5. 有効性評価への適用性

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

### 5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）

M-RELAP5 コードで取り扱う評価指標は燃料被覆管温度、漏えい量、炉心水位である。漏えい量については、1 次系からの冷却材放出の不確かさに依存する。炉心水位は炉心での沸騰・ボイド率変化、及び気液分離・対向流に依存する。主に燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

#### (1) 崩壊熱

評価目的に応じて崩壊熱を大きくするように不確かさを考慮しているため、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

#### (2) 燃料棒表面熱伝達

Bromley 及び修正 Dougall-Rohsenow モデルを採用していることにより、燃料棒表面熱伝達は最大で 40%程度低めに評価している可能性があることを ORNL/THTF の試験解析で確認しているため、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。ただし、表面熱伝達の不確かさは燃料被覆管温度には大きく影響するが、炉心、1 次系の流動への影響は大きくない。

#### (3) 燃料被覆管酸化

燃料被覆管酸化については、95%信頼区間の上限の不確かさを考慮し、酸化量及び酸化反応熱を高めに評価するモデルを採用しているため、燃料被覆管温度を高めに評価する。

#### (4) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化、気液分離・対向流）

ORNL/THTF の試験解析で 0.3m の不確かさが見られ、燃料被覆管温度への影響は考えられるが、炉心水位の 0.3m 程度の不確かさは 1 次系流動への影響は小さいため、有効性評価解析、運転員等操作の余裕への影響は小さい。有効性評価解析ではボイルオフでの水位低下開始を数百秒早く評価する可能性があり、低めに評価するため、燃料被覆管温度を高めに評価する可能性がある。ただし、運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の事故シーケンスのような大気圧程度の低圧条件においては、最大で、±0.4m 程度の不確かさがある。

#### (5) 自然循環（冷却材流量変化（自然循環時）、圧力損失）

M-RELAP5 コードは自然循環流量を、約 20%過大評価することを PKL/F1.1 の試験解

析から確認した。M-RELAP5 コードでは流量が過大評価となっているため、炉心から発生する崩壊熱が同じ場合、M-RELAP5 コードの評価結果と比較し実際の炉心出口温度が高いか又は炉心出口クオリティが高くなる。しかし、自然循環状態が維持できていれば、炉心は強制対流熱伝達状態、核沸騰状態により冷却でき、蒸気発生器で2次側の流体に与えられる熱量は変わらないため、1次系の流量の大小には大きく依存せず炉心の冷却は維持される。

#### (6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）【1次冷却系】

Marviken の試験解析で確認したとおり、破断流モデルは不確かさが大きい。破断流量の不確かさは、トリップ信号及びSI信号のタイミング、1次系の冷却材の減少速度、1次系の減圧速度に影響する。1次系の減圧速度が変わることにより、蓄圧タンクからの注入のタイミング、使用可能であれば低圧注入系からの注入のタイミングにも影響する。実機においてはサブクール臨界流の期間に信号が発信される。サブクール臨界流の不確かさは大きくないため、信号発信の不確かさは大きくない。

破断流が大きくなると、1次系の冷却材の減少が大きくなり、炉心露出が早くなり、燃料被覆管温度の上昇が大きくなる影響がある。一方で、1次系の減圧も早くなり、蓄圧タンクや低圧注入系からの注入を早め、燃料被覆管温度上昇を抑える影響がある。

逆に破断流が小さくなると、1次系の冷却材の減少が小さくなり、炉心露出が遅くなり、燃料被覆管温度の上昇が小さくなる影響があるが、1次系の減圧も遅くなり、蓄圧タンクや低圧注入系からの注入が遅れ、燃料被覆管温度上昇が継続する影響がある。

「ECCS 注水機能喪失」では、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの燃料被覆管温度への影響について評価、考察している。

「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機的设计破断流量となるように入力で調整するため、事象初期の不確かさの影響は無いが、二相臨界流については試験データより多めに評価することから、実際の破断流量は小さくなり、1次系の減温、減圧が遅くなることで、1次系の温度、圧力の低下が抑制される。

「蒸気発生器伝熱管損傷」の破断流量は適切に評価できていることを確認した。

「インターフェイスシステム LOCA」については、各プラントの実力評価と比較し、設定した破断面積では破断流量が大きくなることを確認しており、有効性評価では、漏えい量を大きく評価する。

#### (7) ECCS 強制注入（充てん系含む）

ECCS 強制注入については、評価目的に応じ、燃料被覆管温度を高く評価又は漏えい量を大きく評価するように設定する。

## (8) ECCS 蓄圧タンク注入

ECCS 蓄圧タンク注入については、入力条件にて初期水量、温度及び圧力の不確かさを考慮し、流量が小さくなるように設定するため、燃料被覆管温度は過大評価となる。

## (9) 加圧器の重要現象

「2次冷却系からの除熱機能喪失」では、解析コードにおいては、1次系の温度及び圧力は試験データと良く一致しているが、1次冷却材温度に対して $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、1次系圧力に対して $\pm 0.2\text{MPa}$ の不確かさがあることを LOFT の試験解析より確認した。

過大評価する場合、1次系の温度及び圧力に対する不確かさにより、実際の1次系の圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。

過小評価する場合、1次系の温度及び圧力に対する不確かさにより、実際の1次系の圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。

高温側配管と加圧器サージ管を接続するジャンクションで、実際にはエントレインを伴い、蒸気が優先して主配管から枝管へ流れると考えられる。有効性評価解析では、そのような模擬とせず、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算するため、気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなるため、早期に安全注入系による炉心への注入が可能となり、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。

「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、加圧器逃がし弁からの放出は蒸気単相であり、不確かさは小さい。

## (10) 1次側・2次側の熱伝達

「2次冷却系からの除熱機能喪失」については、蒸気発生器保有水量低下に伴う加圧時の不確かさは、加圧器の重要現象の不確かさと合わせ、1次冷却材温度に対して $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、1次系圧力に対して $\pm 0.2\text{MPa}$ であることを LOFT の試験解析より確認した。よって、1次系の温度及び圧力に対する不確かさの影響は以下のとおりとなる。

温度、圧力を過小評価している場合、実際の1次系の圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。

温度、圧力を過大評価している場合、実際の1次系の圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、1次系保有水量が多くなることで、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。

「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、2次系強制冷却の運転員等操作時について、有効性評価解析では蒸気発生器での1次側・2次側の熱伝達を小さく評価している可能性があり、1次系の減圧速度を遅く評価している可能性がある。2次系強制冷却には、1次系圧力に対し最大+0.5MPaの不確かさがあることを ROSA SB-CL-39 及び PKL/F1.1 の試験解析により確認した。蒸気発生器での1次側・2次側の熱伝達の不確かさは ECCS からの注入を遅くするため、M-R E L A P 5 コードは燃料被覆管温度を高く、漏えい量を多く評価する。

#### (11) 2次側給水（主給水・補助給水）

補助給水流量については、有効性評価解析では2次系強制冷却の運転員等操作時の1次系の減圧速度を遅くするように入力で設定する。

#### (12) 2次側水位変化・ドライアウト

LOFT 試験解析にて、加圧事象を模擬できており、高めの崩壊熱を用いていることと合わせると、ドライアウト時間への余裕は増える方向であり、問題ない。さらに、2次側水量の不確かさは小さいことを LOFT 試験解析にて確認できている。

#### (13) 冷却材放出（臨界流・差圧流）【蒸気発生器】

2次系からの冷却材放出は2次系強制冷却の運転員等操作での2次系の減圧に寄与し、1次系の減圧速度に影響するが、有効性評価解析では、設計圧力で設計流量が放出されるように入力で設定し、2次系からは蒸気単相のみが臨界流として放出されるため、不確かさの影響は無い。

以上より、重要現象の不確かさは、燃料被覆管温度を過大評価又は漏えい量を過大評価する方向に寄与し、有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

### 5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）

M-R E L A P 5 コードで取り扱う運転員等操作は2次系強制冷却とフィードアンドブリードのみである。これらの運転員等操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

#### 5.2.1 2次系強制冷却の運転員等操作

##### (1) 運転員等操作の起点への影響

「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管破損」では、運転員等操作として 2 次系強制冷却の運転員等操作を実施する。この操作は 1 次系の温度、圧力を低下させ、蓄圧タンク及び低圧注入から炉心への冷却水の注入を促進させるために実施する。この運転員等操作は SI 信号発信を起点に実施する。SI 信号は 1 次系圧力が低下することにより発信される。破断流量が大きいことにより、M-R E L A P 5 コードの評価は実際より早く運転員等操作を開始することになるが、SI 信号発信は破断発生後すぐに発信されるため、この影響はほとんどない。一方で、M-R E L A P 5 コードの破断流量が大きいことにより、実機 PWR では M-R E L A P 5 コードの評価よりも、保有水量が多い状態で運転員等操作を実施することになる。2 次系強制冷却の運転員等操作は保有水量が多い状態で実施することによる問題は無く、保有水量が多い状態で蓄圧タンク、低圧注入からの炉心注入が期待できるため、破断流量の不確かさは問題無いと言える。

## (2) 運転員等操作後の減圧への影響

M-R E L A P 5 コードは減圧操作後の 1 次系の圧力低下を遅く予測する可能性があり、そのため、蓄圧タンク注入開始を遅くする、強制注入系による注入開始を遅くする、注入量を小さく見積もる可能性がある。これらの効果は、運転員等操作の余裕を小さく評価する方向であり、実機運用の観点からは問題ない。また、M-R E L A P 5 コードの評価結果より実際の減圧速度が速くなるため、減圧後の運転員等操作が早くなってしまう可能性がある。具体的な操作は減圧後の蓄圧タンク隔離弁の閉止である。この操作は 2 次系強制冷却開始後十分時間が経過した後であり、解析コードの不確かさにより操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転員等操作の可否には影響しない。

「インターフェイスシステム LOCA」の有効性評価解析では漏えい量を多く見積もっているため実際は圧力が抜けにくい状態にあり、ECCS の注入流量が小さくなる傾向である。一方で 2 次系強制冷却に対しては解析コードでは伝熱を小さく見積もっているため実際は伝熱が大きくなり、1 次系の温度、圧力が低くなる。したがって、実際においては M-R E L A P 5 コードよりも ECCS 注入流量が小さくなる不確かさと大きくなる不確かさが混在することになる。このため、サブクール条件及び加圧器水位を操作開始の起点とする「インターフェイスシステム LOCA」における加圧器逃がし弁の開閉操作、ECCS から充てん系への切替操作等に影響を与える。この操作についても、2 次系強制冷却開始後十分時間が経過した後であり、操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転員等操作の可否には影響しない。

## (3) 運転員等操作後に発生する自然循環への影響

2 次系強制冷却の運転員等操作について、事故後早期の崩壊熱が大きい状態で操作を実施すると、炉心発生蒸気量が多く、蒸気発生器で CCFL が発生し、蓄水しやすく、リフラックスを阻

害する可能性がある。しかし、運転員等操作は事故後数十分で実施するため、崩壊熱は十分低下している。したがって、運転員等操作が前後しても、上記のリフラックスの阻害は発生しない。また、M-R E L A P 5 コードは自然循環流量を約 20% 過大評価する。しかし、自然循環状態（自然循環の回復挙動）は良く模擬できている。自然循環の発生は流量の大小に係わらず炉心で発生した崩壊熱を蒸気発生器で除熱出来ていることを示しており、蒸気発生器で 2 次側の流体に与えられる熱量は実際と同じであるため、2 次側から放出される蒸気のエンタルピは正しく評価できている。蒸気発生器の除熱量は、2 次系の給水と蒸気放出量で計算できる。そのため、自然循環が発生している場合、M-R E L A P 5 コードは 2 次側の状態を良く模擬できている。そのため、自然循環流量の不確かさが運転員等操作に与える影響は無いと考えられる。

## 5.2.2 フィードアンドブリードの運転員等操作

### (1) 運転員等操作の起点への影響

「2 次冷却系からの除熱機能喪失」では、運転員等操作は、加圧器逃がし弁の手動開、及び手動での SI 信号の発信である。この運転員等操作は蒸気発生器の広域水位 0% を起点に実施する。LOFT の L9-3 で確認したとおり、M-R E L A P 5 コードの蒸気発生器保有水量評価の不確かさは小さいため、この運転員等操作への影響も小さい。

さらに、原子炉の加圧については、LOFT L6-1、L9-3 で確認したとおり、圧力の不確かさは  $\pm 0.2$  MPa 程度である。有効性評価解析では、崩壊熱に関して不確かさを考慮し大きいものを用いているため、蒸気発生器水位を低めに計算している。このため、運転員等操作の開始が早くなるが、これは運転員等操作の余裕の観点では問題ない。実機 PWR では運転員は確保できているため、この不確かさの影響を考慮しても問題ない。

### (2) 運転員等操作後の影響

高温側配管と加圧器サージ管を接続するジャンクションで、実際にはエントレインを伴い、蒸気が優先して主配管から枝管へ流れると考えられる。有効性評価解析では、そのような模擬とせず、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算するため、気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなる。そのため、フィードアンドブリード後の RHR 運転への移行が有効性評価解析よりも早まるが、この操作については 2 次系強制冷却の運転員等操作と同様に、十分時間が経過した後であり、操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転員等操作の可否には影響しない。

以上より、M-R E L A P 5 コードの不確かさの運転員等操作への影響を考慮すると、実機運用上は時間余裕が増える方向となるため、有効性評価解析で確認できた運転員等操作の妥当性については実機運転においても適用できる。

表 5-1 重要現象の不確かさ(1/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる	評価目的に応じた不確かさを大き目に考慮した崩壊熱曲線を採用するため、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高め評価する。また、炉心の冷却水の蒸散を大きくするため、有効性評価解析では炉心水位を低く評価する。
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル	0%～40%	燃料棒表面熱伝達は最大で40%程度低めに評価している可能性があるため、有効性評価解析では炉心露出部の燃料被覆管温度を高く評価する。炉心露出時の熱伝達係数の不確かさは燃料被覆管温度への影響は大きいですが、炉心・1次系の流動（炉心水位）への影響は大きくない。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	95%信頼区間の上限	評価目的に応じた、不確かさの範囲で酸化量を大きく評価するジルコニウム-水反応式を採用するため、酸化発熱を大きく評価し、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高め評価する。燃料被覆管酸化は炉心露出時に顕著となるため、炉心や1次系の流動（炉心水位）への影響は大きくない。
1次冷却系	沸騰・ポイド率変化 気液分離(水位変化)・対向流	ポイドモデル 流動様式	炉心水位：0m～0.3m コードでは、炉心水位低下が数百秒早く評価する可能性あり  大気圧程度の 低圧条件の 炉心水位：±0.4m	解析コードにおいては、炉心水位を最大0.3m低めに評価し、炉心水位低下を数百秒早く評価することから、炉心露出を早めに評価することとなる。よって、炉心水位に対する不確かさにより、実際の炉心水位は高めとなることから、炉心露出に対する進展は遅くなり、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。ただし、運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の事故シーケンスのような大気圧程度の低圧条件においては、最大でも±0.4m程度の不確かさが見られる。
	冷却材流量変化（自然循環時） 圧力損失	壁面熱伝達モデル 運動量保存則	約20%過大評価	解析コードにおいては、自然循環流量を約20%過大に評価するが、自然循環の発生は流量の大小に係わらず炉心で発生した崩壊熱を蒸気発生器で除熱できていることを示していることから、炉心冷却に直接の影響はない。

表 5-1 重要現象の不確かさ(2/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
1 次冷却系	冷却材放出(臨界流・差圧流)	破断流モデル	サブクール臨界流： $\pm 10\%$ 二相臨界流： $-10\% \sim +50\%$	「ECCS 注水機能喪失」は、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの燃料被覆管温度への影響について評価、考察している。 「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機的设计破断流量となるように入力で調整するため、事象初期においては、不確かさの影響は無いが、二相臨界流については試験データより多めに評価することから、実際の破断流量は小さくなり、1 次系の減温、減圧が遅くなることで、1 次系の温度、圧力の低下が抑制される。 「蒸気発生器伝熱管損傷」の破断流量は適切に評価できていることを確認している。 「インターフェイスシステム LOCA」については、各プラントの実力評価と比較し、設定した破断面積では破断流量が大きくなることを確認しており、有効性評価では、漏えい量を大きく評価する。
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	2 流体モデル 壁面熱伝達モデル	1 次系圧力： $0 \sim +0.5\text{MPa}$	「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」については、減圧時に 1 次系圧力が高い領域では 1 次系圧力を最大 $0.5\text{MPa}$ 高めに評価する。よって、1 次系圧力に対する不確かさにより、実際の 1 次系圧力は低めとなることから、漏えい量が少なくなることで炉心露出に対する進展は遅くなり、1 次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。
	気液分離・対向流	流動様式	1 次系圧力： $0 \sim +0.5\text{MPa}$ (凝縮量又は熱伝達の不確かさについて、1 次系圧力で定量化)	「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」では、リフラックス冷却状態が発生する可能性がある。リフラックス冷却状態は崩壊熱、蒸気発生器での凝縮量、CCFL に依存する。崩壊熱、CCFL はそれぞれ適切なモデルを使用しているため、不確かさの影響は無い。そのため、リフラックス冷却の不確かさは蒸気発生器での凝縮量(除熱)に依存する。不確かさ及びその影響は蒸気発生器の 1 次側・2 次側の熱伝達で確認している。 リフラックス冷却時の炉心での不均一な冷却が生じた場合でもヒートアップを模擬できるモデルを使用するが、「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」においては炉心は冠水しており、このモデルの影響は受けない。

表 5-1 重要現象の不確かさ(3/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
1 次冷却系	ECCS 強制注入(充てん系含む)	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	強制注入系の流量特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力し、ポンプ流量の不確かさの範囲で燃料被覆管温度を高め、漏えい量を多めに評価するように設定する。
	ECCS 蓄圧タンク注入	蓄圧タンクの非凝縮性ガス	入力値に含まれる	入力条件として、初期温度、圧力及び水量の不確かさを考慮し、初期条件の不確かさの範囲で燃料被覆管温度を高め、評価するように設定する。
加圧器	気液熱非平衡	2 流体モデル	1 次冷却材温度： ±2℃ 1 次系圧力： ±0.2MPa	「2 次冷却系からの除熱機能喪失」については、加圧器の重要現象の不確かさは、蒸気発生器での熱伝達の不確かさと合わせ、1 次系の温度及び圧力は試験データと良く一致しているが、不確かさは1 次冷却材温度に対して±2℃、1 次系圧力に対して±0.2MPa である。よって、1 次系の温度及び圧力に対する不確かさの影響は以下のとおりとなる。 温度、圧力を過大評価している場合、実際の1 次系の圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、炉心露出に対する進展は遅くなり、1 次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。 温度、圧力を過小評価している場合、実際の1 次系の圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1 次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。 有効性評価解析では、高温側配管と加圧器サージ管を接続するジャンクションの模擬により、実際よりも気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなるため、早期に安全注入系による炉心への注入が可能となり、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。
	水位変化	2 流体モデル		
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	臨界流モデル		

表 5-1 重要現象の不確かさ(4/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	壁面熱伝達モデル	減圧時 1次系圧力： 0~+0.5MPa  加圧時 1次冷却材温度： ±2℃ 1次系圧力： ±0.2MPa	「2次冷却系からの除熱機能喪失」については、蒸気発生器保有水量低下に伴う加圧時の不確かさは、加圧器の重要現象の不確かさと合わせ、1次冷却材温度に対して±2℃、1次系圧力に対して±0.2MPaである。よって、1次系の温度及び圧力に対する不確かさの影響は以下のとおりとなる。温度、圧力を過小評価している場合、実際の1次系の圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。温度圧力を過大評価している場合、実際の1次系の圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、1次系保有水量が多くなることで、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。 「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、2次系強制冷却の運転員等操作時に1次系圧力が高い領域では1次系圧力を最大 0.5MPa 高めに評価するため、ECCSからの注入を遅くし、燃料被覆管温度を高めに、漏えい量を多めに評価する。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	臨界流モデル	入力値に含まれる	有効性評価解析では、設計圧力で設計流量が放出されるように入力で設定し、2次系からは蒸気単相のみが臨界流として放出されるため、不確かさの影響は無い。
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	ドライアウト特性を適切に模擬 1次冷却材温度： ±2℃ 1次系圧力： ±0.2MPa	LOFT試験解析にて、加圧事象を模擬できしており、高めの崩壊熱を用いていることと合わせると、運転員等操作の余裕は増える方向であり、問題ない。「2次冷却系からの除熱機能喪失」での運転員等操作は広域水位 0%、つまり蒸気発生器 2次側水量無しを起点としており、2次側水量の不確かさは小さいため、運転員等操作への影響も小さい。
	2次側給水(主給水・補助給水)	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	2次側給水の流量は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力し、ポンプ流量の不確かさの範囲で燃料被覆管温度を高めに評価するように設定する。

## 6. 参考文献

- [1] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの M-RELAP5 コードの適用性について, MHI-NES-1054 改 0, 三菱重工業, 平成 25 年
- [2] 三菱 PWR の燃料設計計算コードの概要, MAPI-1019 改 1, 三菱原子力工業, 昭和 63 年
- [3] Baker, L., and Just, L. C., "Studies of Metal Water Reactions at High Temperatures, III. Experimental and Theoretical Studies of Zirconium-Water Reaction," NL-6548, 1962.
- [4] AMERICAN NUCLEAR SOCIETY PROPOSED ANS STANDARD "Decay Energy Release Rates Following Shutdown of Uranium-Fueled Thermal Reactors." Approved by Subcommittee ANS-5, ANS Standards Committee, 1971
- [5] PWR の安全解析用崩壊熱について, MHI-NES-1010 改 4, 三菱重工業, 平成 25 年
- [6] B. Chexal and G. Lellouche, A Full-Range Drift-Flux Correlation for Vertical Flows (Revision 1), Electric Power Research Institute, EPRI NP-3989-SR, 1986.
- [7] B. Chexal et al., The Chexal-Lellouche Void Fraction Correlation for Generalized Applications, Electric Power Research Institute, NSAC-139, 1991.
- [8] B. Chexal et al., Void Fraction Technology for Design and Analysis, Electric Power Research Institute, TR-106326, 1997.
- [9] 日本機械学会 編, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社, 2006 年
- [10] R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes," J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.
- [11] F. J. Moody, "Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel," NEDO-21052, 1975.
- [12] 日本原子力学会 熱流動部会 編, 気液二相流の数値計算, 朝倉書店, 1993 年
- [13] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの SPARKLE-2 コードの適用性について, MHI-NES-1055 改 0, 三菱重工業, 平成 25 年
- [14] ジルコニウム・水反応速度式, MAPI-1057, 改 1 三菱原子力工業, 昭和 56 年
- [15] Resch, S. C. et al., "FRAP-T6: The Transient Fuel Rod Behavior Code," NUREG/CR-2950, 1982.
- [16] D. A. Powers and R. O. Meyer, Cladding Swelling and Rupture Models for LOCA Analysis, NUREG-0630, U. S. Nuclear Regulatory Commission, 1980.
- [17] J. R. Sellars, M. Tribus, and J. S. Klein, "Heat Transfer to Laminar Flows in a Round Tube or Flat Conduit: The Graetz Problem Extended," Transactions of the ASME, 78, 1956, p. 441.
- [18] S. W. Churchill and H. H. S. Chu, "Correlating Equations for Laminar and Turbulent Free Convection from a Vertical Plate," International Journal of Heat and Mass Transfer, 18, 1975, pp. 1323-1329.

- [19] W. H. McAdams, "Heat Transmission," 3rd Edition, New York: McGraw-Hill, 1954.
- [20] F. W. Dittus and L. M. K. Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type," Publications in Engineering, 2, University of California, Berkeley, 1930, pp. 443-461.
- [21] W. Nusselt, "Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes," Zeitschrift Ver. Deutsch. Ing., 60, 1916, pp. 541-546 and 569-575.
- [22] J. C. Chato, "Laminar Condensation Inside Horizontal and Inclined Tubes," American Society of Heating, Refrigeration, and Air Conditioning Journal, 4, 1962, pp. 52-60.
- [23] M. M. Shah, "A General Correlation for Heat Transfer during Film Condensation Inside Pipes," International Journal of Heat and Mass Transfer, 22, 1979, pp. 547-556.
- [24] M. M. Shah, "Heat Transfer and Fluid Flow Data Books," Genium Publishing, January 1992, Sec. 507.6, p. 8.
- [25] A. P. Colburn and O. A. Hougen, "Design of Cooler Condensers for Mixtures of Vapors with Noncondensing Gases," Industrial and Engineering Chemistry, 26, 1934, pp. 1178-1182.
- [26] J. C. Chen, "A Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow," Process Design and Development, 5, 1966, pp. 322-327.
- [27] J. C. Chen, R. K. Sundaram, and F. T. Ozkaynak, "A Phenomenological Correlation for Post-CHF Heat Transfer," NUREG-0237, June 1977.
- [28] L. A. Bromley, "Heat Transfer in Stable Film Boiling," Chemical Engineering Progress, 46, 1950, pp. 221-227.
- [29] M. S. Dougall and W. M. Rohsenow, Film Boiling on the Inside of Vertical Tubes with Upward Flow of a Fluid at Low Qualities, MIT-ME 9079-26, 1963.
- [30] K. H. Sun, J. M. Gonzalez-Santalo, and C. L. Tien, "Calculations of Combined Radiation and Convection Heat Transfer in Rod Bundles Under Emergency Cooling Conditions," Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer, 98, 1976, pp. 414-420.
- [31] D. C. Groeneveld, S. C. Cheng, and T. Doan, "1986 AECL-UO Critical Heat Flux Lookup Table," Heat Transfer Engineering, 7, 1-2, 1986, pp. 46-62.
- [32] T. M. Anklam, R. J. Miller, and M. D. White, "Experimental Investigations of Uncovered-Bundle Heat Transfer and Two-Phase Mixture Level Swell Under High-Pressure Low Heat-Flux Conditions," NUREG/CR-2456, ORNL-5848, March 1982.
- [33] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Third Series, Description of the Test Facility," MXC-101, December 1979.

- [34] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility," MXC-102, December 1979.
- [35] The ROSA IV Group, 1985, "ROSA-IV LARGE SCALE TEST FACILITY (LSTF) SYSTEM DESCRIPTION," JAERI-M 84-237.
- [36] Kumamaru, H., et al., 1989, "ROSA-IV/LSTF 5% Cold Leg Break LOCA Experiment RUN SB-CL-18 Data Report," JAERI-M 89-027.
- [37] G. B. Wallis, One-dimensional Two-phase Flow, New York: McGraw-Hill, 1969, pp. 336-341.
- [38] C. L. Tien, K. S. Chung, and C. P. Liu, Flooding in Two-Phase Countercurrent Flows, EPRI NP-1283, December 1979.
- [39] P. S. Damerell, N. E. Ehrich, K. A. Wolfe, "Use of Full-Scale UPTF Data to Evaluate Scaling of Downcomer (ECC Bypass) and Hot Leg Two-Phase Flow Phenomena," NUREG/CP-0091 Vol.4, CONF-8710111-Vol.4.
- [40] JAEA, "Final Data Report of ROSA/LSTF Test 5-1 (Primary Cooling through Steam Generator Secondary-side Depressurization Experiment SB-CL-39 in JAEA)," July 2008.
- [41] T. Mull et al., "Final Report of the OECD-PKL Project," NTCTP-G/2007/en/0009, AREVA NP, GmbH, 2007.
- [42] T. Mull et al., "Test PKL III F1.1: Inherent Boron Dilution during SB-LOCA (Break: 21cm<sup>2</sup>/145 in Cold Leg, ECC Injection by 1 HPSI Pump via Header into all 4 Cold Legs, Cooldown at 56 K/h) in a Non-German Design PWR," FANP NGTT1/05/en/05 Rev.A, December 2005.
- [43] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient Experiments L6-1, L6-2, and L6-3," NUREG/CR-1797
- [44] NUREG/IA-0072 LOFT Input Dataset Reference Document for RELAP5 Validation Studies
- [45] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient-without-Scram Experiment L9-3," NUREG/CR-2717 R2
- [46] 関西電力(美浜発電所 2号機) 蒸気発生器伝熱管損傷事象について, 通商産業省資源エネルギー庁, 平成3年11月

## 添付 1 解析コードにおける解析条件

表(1/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件		
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	炉心熱出力		
	ループ数		
	ループ全流量		
	1次系圧力		
	1次冷却材温度		
	原子炉容器入口温度		
	原子炉容器出口温度		
	上部ヘッド温度		
	1次冷却材容積	炉心	
		上部プレナム	
		下部プレナム	
		ダウンコマ	
		バレルバップル領域	
		原子炉容器頂部	
		高温側配管	
		蒸気発生器プレナム	
		蒸気発生器伝熱管 (プラグ率含む)	
		蒸気発生器-ポンプ間配管	
	低温側配管		
加圧器液相部			
加圧器サージ管			
流路形状データ (原子炉容器寸法)	原子炉容器フランジ面より上部炉心板下端まで		
	上部炉心板下端よりダウンコマ下端まで		
	上部炉心板下端より下部炉心板上端まで		
	原子炉容器フランジ面より入口ノズル中央まで		
	炉心そう外径		
	原子炉容器内径		
	入口ノズル内径		

表(2/5) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（原子炉容器寸法）	出口ノズル内径
		炉心そう内径
		原子炉容器本体肉厚
		原子炉容器クラッド肉厚 燃料発熱部下端より下部炉心板上端まで
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径、流路断面積、流路長さ、流路高さ）及び熱構造材データ（材質、体積、接液面積）	<ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉容器内               <ul style="list-style-type: none"> <li>入口ノズル、スプレイノズル、ダウンカム、下部プレナム、炉心有効発熱長間、炉心バイパス、上部プレナム、ガイドチューブ、出口ノズル</li> </ul> </li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・1次冷却材配管               <ul style="list-style-type: none"> <li>高温側配管、蒸気発生器出口側配管、低温側配管</li> </ul> </li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・1次冷却材ポンプ</li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・蒸気発生器1次側               <ul style="list-style-type: none"> <li>入口プレナム、伝熱管（プラグ率含む）、出口プレナム</li> </ul> </li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・蒸気発生器2次側               <ul style="list-style-type: none"> <li>ダウンカム部、加熱部、ライザー部、1次気水分離器、蒸気ドーム部、主蒸気配管</li> </ul> </li> </ul>
圧力損失データ		加圧器
		<ul style="list-style-type: none"> <li>本体、サージ管</li> </ul>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>原子炉容器（入口ノズル～出口ノズル間）</li> <li>蒸気発生器入口～出口</li> <li>ループ配管</li> <li>蒸気発生器2次側</li> </ul>
崩壊熱		

表(3/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解 析 条 件		
炉心データ	冷却材炉心流量	炉心流量	
		バイパス流量	
		原子炉容器頂部バイパス流量	
	炉心流路面積		
	実効熱伝達面積		
	即発中性子寿命		
	遅発中性子割合		
	減速材密度係数		
ドップラ係数			
トリップ反応度曲線			
燃料データ	燃料集合体数		
	集合体あたりの燃料棒数		
	燃料棒配列		
	燃料棒ピッチ		
	燃料棒有効長		
	燃料被覆管外径、燃料被覆管肉厚		
	ペレット直径		
	ペレット被覆管ギャップ条件(ガス圧力、ガス組成、ギャップ幅)		
	ペレット密度、濃縮度 (Pu 含有率)		
燃料棒発熱割合			
加圧器データ	加圧器水位		
	加圧器逃がし弁 (容量、個数、設定圧力)		
	加圧器安全弁 (容量、個数、設定圧力)		
	加圧器ヒータ (作動圧力、出力)		
	加圧器水位制御系 (充てん/抽出流量)		

表(4/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件
蒸気発生器関連データ	伝熱管本数(プラグ率含む) 伝熱管外径 伝熱管厚さ 伝熱面積 伝熱管材質 伝熱管長さ 伝熱管配列 (ピッチ) 伝熱管流路面積 主給水流量 (初期) 主蒸気流量 (初期) 2次側圧力 蒸気発生器 2次側水位、保有水量 循環比 主蒸気逃がし弁 (容量、個数、設定圧力) 主蒸気安全弁 (容量、個数、設定圧力)
1次冷却材ポンプ (RCP) 関連データ	ポンプ回転数 ポンプ揚程 RCP 定格トルク 慣性モーメント ポンプホモロガス曲線 冷却材定格密度 RCP 定格流量 RCP 摩擦トルク係数

表(5/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件
原子炉保護設備	原子炉トリップ (設定点、応答遅れ)
事象収束に重要な機器 及び操作関連	ECCS 作動設定点
	余熱除去系 (給水開始条件 (1次系温度・圧力)、台数、容量)
	ECCS 注入ポンプ (給水開始 (起動遅れ時間)、台数、容量、停止条件)
	蓄圧タンク (基数、保持圧力、保有水量、出口弁閉止圧力、開操作開始時刻)
	補助給水ポンプ (給水開始 (起動遅れ時間)、台数、容量、バージ体積、目標 2次側水位)
	主蒸気逃がし弁 (開操作開始時刻、運転員等操作に係る1次系の目標温度、個 数、容量)
	加圧器逃がし弁 (開閉操作条件 (サブクール度、加圧器水位)、個数、容量)
	フィードアンドブリード運転 (高圧注入及び加圧器逃がし弁開) の開始条件
	破損側 SG 隔離操作 (隔離操作開始、隔離操作対象)
	ECCS 停止操作 (停止条件、充てん系への切替操作)
RCP からの漏えい率(定格圧力時)	
	漏えい停止圧力
事故条件	破断条件 (位置、口径、吹き止まり圧力)
	破損側蒸気発生器の隔離失敗
停止時解析の初期条件	1次系圧力
	1次系冷却材高温側温度
	1次系水位
	原子炉停止後の時間
	1次系開口部

## 添付2 運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の事故シーケンスにおけるM-R E L A P 5 コードの炉心水位の不確かさについて

大気圧程度の低圧条件における炉心水位の不確かさについてはORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析で得られた不確かさを適用せず、大気圧程度の低圧条件における炉心水位について試験を実施した、英国Winfrith のTHETIS 装置でのロッドバンドル試験の結果との比較により不確かさについて検討する。

### 1. 試験概要

THETIS 装置の概要を図1 に示す。試験体系としては、燃料棒を模擬した発熱棒57 本、制御棒等を模擬した非発熱棒4 本の計61 本を圧力容器内に設置しており、補給水を一定の割合で補給することや、試験圧力を一定に保つことができる。

また、試験条件を表 1 に示す。本試験は試験圧力として0.2~4.0MPa の範囲において質量流束及び熱流束等を変化させ、試験を実施している。

### 2. 炉心水位の測定値と計算値との比較及び計算値の不確かさ

本試験の測定値とM-R E L A P 5 で用いられているものと同じ炉心水位モデルを用いて得られた計算値とを比較した結果が図2 である。図2 に示すとおり、測定値と計算値とを比較すると±10%程度の不確かさはあるものの概ね一致する結果が得られた。また、本試験における発熱棒及び非発熱棒の長さについては3.6m と実機の燃料有効長と同程度であり、圧力等の試験条件についても運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の有効性評価における実機条件を概ね包絡していることから、この試験結果の検討から得られた不確かさについては実機PWR においても適用できると考える。したがって、大気圧条件等のより低圧の条件における炉心水位の不確かさとしては、炉心高さが約4m であることから最大でも±0.4m 程度となる。

表1 THETIS 装置でのロッドバンドル試験の条件について

試験体系	等価直径 mm	長さ m	圧力 MPa	質量流束 kg/s-m <sup>2</sup>	熱流束 kW/m <sup>2</sup>
61ロッドバンドル	9.1 (約11)	3.6 (3.66)	0.2-4.0 (約0.2-0.4)	0.5-12 (約0-2.1)	1.4-18.5 (約4.1)

※括弧内の数値は運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策における実機条件等を記載

コラプス水位 %	圧力 MPa				
70				2.0	4.0
60			1.0	2.0	4.0
50	0.2	0.5	1.0	2.0	4.0
40	0.2	0.5	1.0		
30	0.2	0.5			

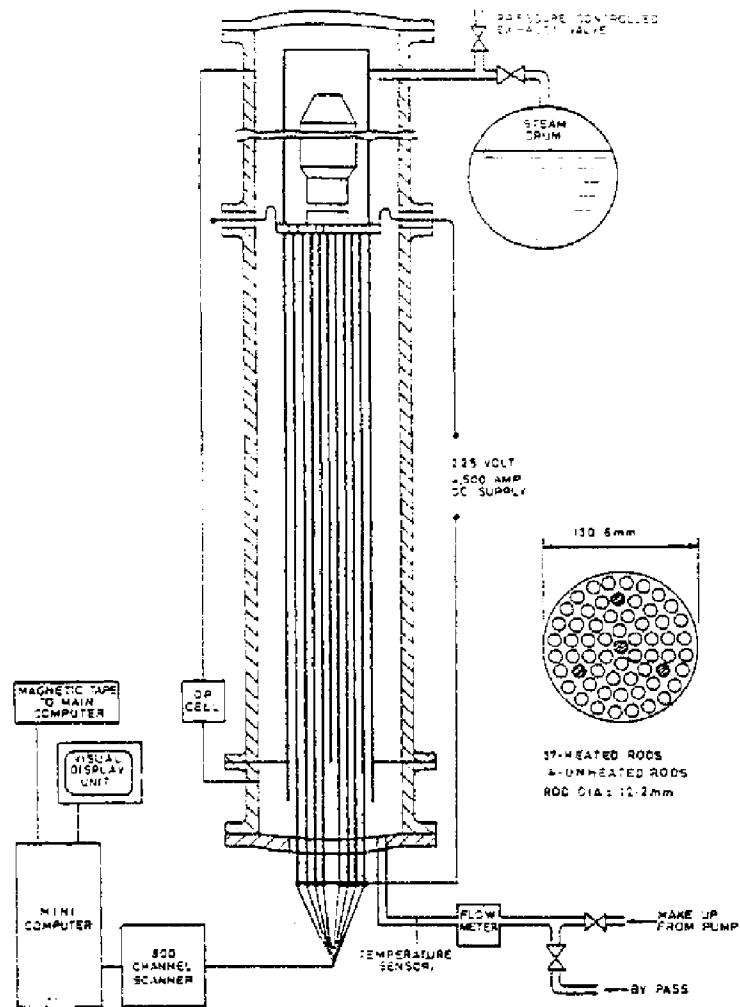


図1 試験装置概要

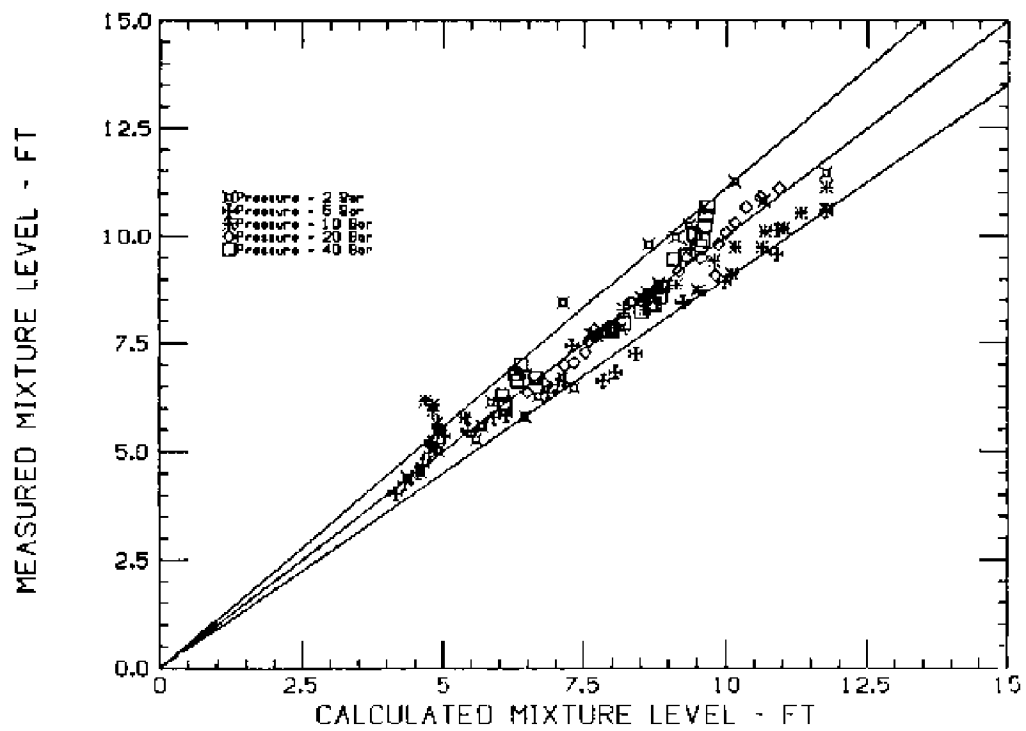


図2 炉心水位の測定値と計算値との比較

<参考文献>

- [1] B. Chexal and G. Lellouche, A Full-Range Drift-Flux Correlation for Vertical Flows (Revision 1), Electric Power Research Institute, EPRI NP-3989-SR, 1986.
- [2] M.G.Croxford and P.C.Hall, Analysis of the THETIS Boildown Experiments Using RELAP5/MOD2, NUREG/IA-0014, July 1989

### 添付3 M-RELAP5コードのECCS再循環機能喪失への適用性について

#### 1. まえがき

本添付では、CCTF 実験で得られたデータからポスト再冠水期間の原子炉水位挙動に影響する蒸気発生器圧力損失について調査し、SA 対策有効性評価に使用するコードの適用性について検討する。なお、CCTF 実験は LOCA 再冠水期間の炉心、プラント挙動に関するデータを取得するために実施されたものである。さらに、高温側配管及び炉心のボイド率の不確かさに関する感度解析を実施し、不確かさが有効性評価解析に与える影響を考察する。それらをもとに、M-RELAP5 コードがポスト再冠水での水量分布について非保守的な予測をせず、ECCS 再循環機能喪失での炉心水量評価に適用できることを確認する。

#### 2. M-RELAP5コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価

M-RELAP5 コードを3ループ PWR の ECCS 再循環機能喪失のシーケンスに適用した解析例を図1～2に示す。この解析の条件を以下に示す。

- ・ 3ループ PWR を対象
- ・ 低温側配管のギロチン破断を仮定
- ・ 破断後約 19 分の再循環切替操作及びその失敗を仮定、その 15 分後に代替再循環を確立

図1に示すとおり、再循環切替失敗により原子炉容器内の水位が低下するが、代替再循環の確立により、水位が炉心の発熱長上端に達することなく、図2に示すとおり、再循環切替失敗後に炉心はヒートアップしないことがわかる。本解析により、再循環切替失敗後に炉心露出することなく、代替再循環確立の 15 分の妥当性が示されている。

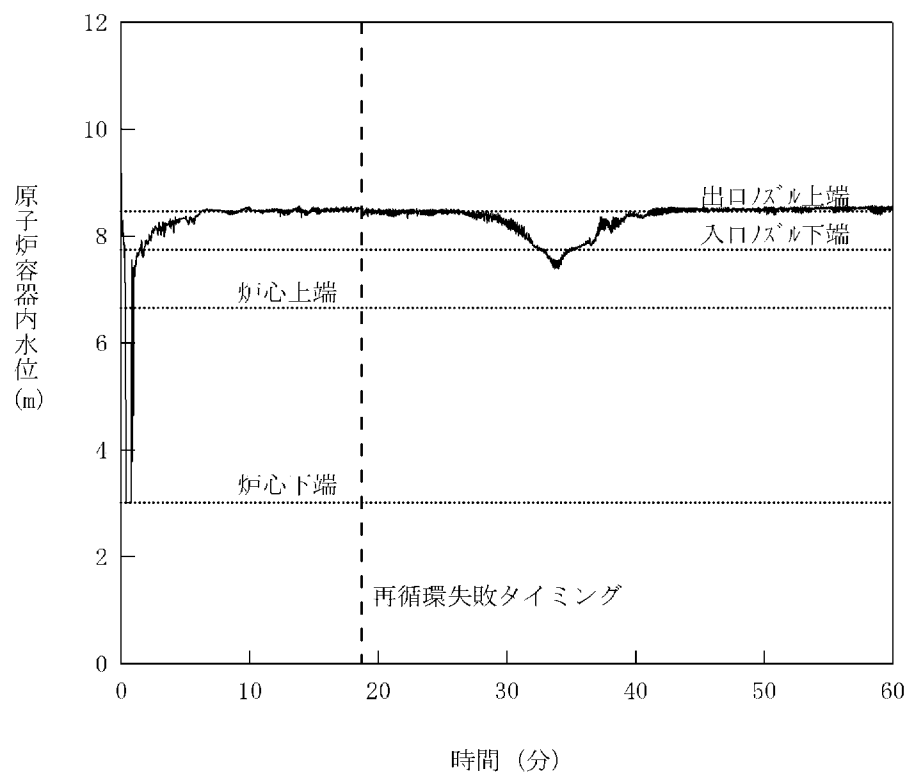


図1 3ループ ECCS 再循環機能喪失解析 原子炉容器内水位

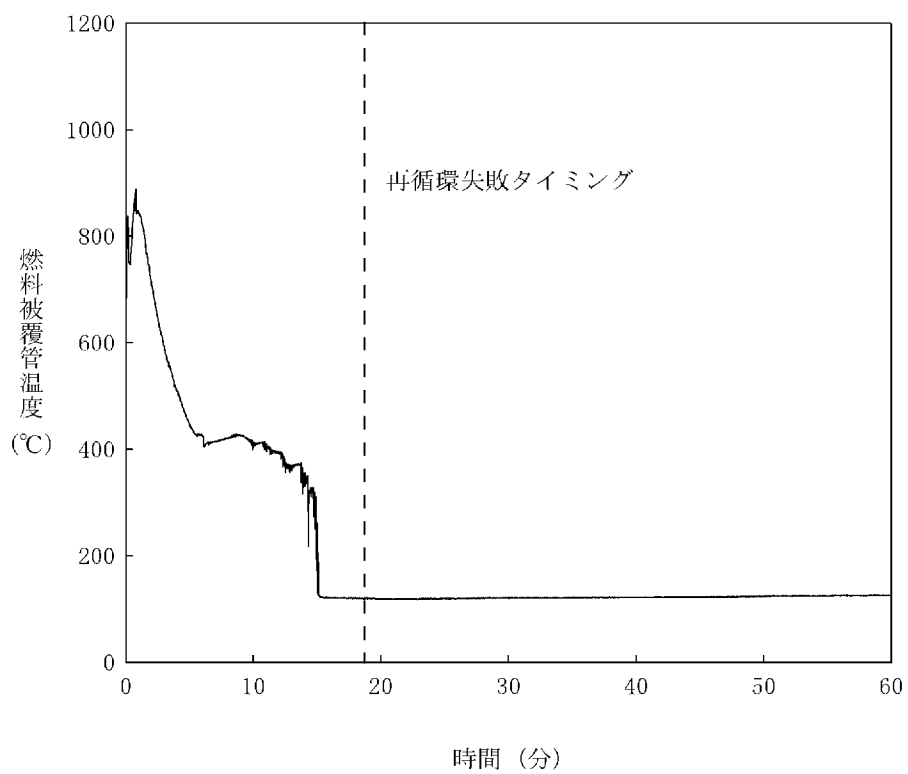


図2 3ループ ECCS 再循環機能喪失解析 燃料被覆管温度

### 3. CCTF 実験結果との比較による実機解析結果のポスト再冠水の保守性の確認

ここでは、「2. M-R E L A P 5 コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価」で示した ECCS 再循環機能喪失の実機解析について CCTF 実験で見られた挙動と比較することで、実機解析のループ圧力損失の計算が ECCS 再循環機能喪失の実機解析を保守的に計算することを確認する。

#### 3.1 CCTF 実験装置

CCTF (Cylindrical Core Test Facility、円筒炉心試験装置) 実験は、旧日本原子力研究所 (旧 JAERI、現日本原子力研究開発機構(JAEA)) による、100 万 kW 級 PWR の LOCA 時再冠水過程におけるシステム及び炉心内の熱水力挙動に関するデータ取得を目的としたスケール実験である。実験装置は実長、約 1/20 スケール体積となる。CCTF の鳥瞰図及び炉心内配置図を図 3 に、装置緒元を表 1 に示す。

炉心部は 32 体のヒータロッドによる模擬燃料集合体で構成され、中心の 4 体を高出力領域、それを囲む 12 体の中出力領域、最外周の 16 体を低出力領域として 3 つの異なる出力を模擬する。模擬燃料集合体は 8×8 型の集合体であり、15×15 型燃料集合体の燃料を模擬したヒータロッド 57 本と非発熱体 7 本で構成される。

1 次系は 4 ループプラントを模擬しており、各ループは RCS 配管、蒸気発生器シミュレータ、RCP シミュレータで構成される。蒸気発生器シミュレータのみ基数は 2 基であるが、それぞれのループの蒸気発生器が模擬できるように 1 基の中で 2 分割されており、また RCP シミュレータは抵抗を模擬するオリフィスが設置されている。

ECCS は蓄圧タンクと低圧注入系から構成され、注入可能な位置は各ループの低温側配管、下部プレナム、上部プレナム及びダウンカマとなる。

#### 3.2 CCTF 実験でのポスト再冠水挙動

CCTF 実験シリーズの中から、Test C2-4/Run 62<sup>[1][2]</sup> (ベースケース)、Test C2-5/Run 63<sup>[3][4]</sup> (崩壊熱感度ケース)、Test C2-6/Run 64<sup>[5][6]</sup> (出力分布感度ケース) を選択する。各実験ケースの概要を表 2 に纏め、また、各実験データの燃料被覆管温度及び蒸気発生器入口出口プレナム間差圧を図 4～図 9 に示す。

ポスト再冠水期間では、系内の流れが準定常状態であるとする、ダウンカマの水頭が炉心水頭、上部プレナム水頭、高温側配管の水頭、蒸気発生器の水頭、及びループの圧力損失の合計とバランスする。また、ダウンカマ水位は入口ノズル下端付近に維持される。この期間、ダウンカマは満水が維持されダウンカマ水頭はほぼ一定であるが、これとバランスする上記の炉心、上部プレナム他の水頭は、沸騰挙動、二相流動に支配され、ボイド率が大きいほど水頭が小さくなるため、その分水面が上昇してゆくことになる。伝熱管内に液相が流入する状態となると、伝熱管内で蒸気発生器 2 次側の高温保有水からの伝熱による蒸気発生が生じ圧力損失が増加する(スチームバインディング) と共に、この蒸気流により伝熱管に流入した冷却水は下流側に流出する。

この状態において再循環機能喪失により注入が停止すると、伝熱管に流入した冷却材は下流側に流出するため、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナム内の保有水のみがその後の炉心冷却に寄与することになり、ECCS 再循環機能喪失事象の評価上で重要となってくる。

### 3.3 解析コードによる実機評価と CCTF 試験データの比較

再循環機能喪失の評価に重要なポスト再冠水の水量分布に重要なパラメータについての比較を表 3 に示す。表 3 に示されるとおり、蒸気発生器伝熱管を除き、高さ方向については実機と CCTF は同一スケールであり、流路面積、体積のスケールは約 1/20 である。したがって、炉心、ダウンカマ、上部プレナムの水頭、及び圧力損失について CCTF と実機は 1 対 1 に比較できる。実機との比較対象として、CCTF Run 62 を選定する。このケースは崩壊熱について ANS の 1.2 倍を採用しており、実機評価よりも大きい崩壊熱となっている。さらに、CCTF では蒸気発生器 2 次側を隔離しているのに対し、実機評価では補助給水の注入を仮定している。それらの条件の違いにより、CCTF の方がループ圧力損失が大きくなる設定となっている。この違いを考慮しても、実機評価のループ圧力損失の方が大きい結果となっていれば、実機評価は実際より炉心及び高温側配管での水量を小さく見積もっており、保守的であると言える。

M-RELAP5 コード及びMAAP コードによる、CCTF のリファレンスプラントとなる 4 ループ PWR を対象としたポスト再冠水期間における破断ループの高温側配管、蒸気発生器入口プレナム及び伝熱管の各部の圧力損失と、CCTF Run 62 の計測読取値を表 4 に比較する。また、M-RELAP5 コード及びMAAP コードによる 4 ループ PWR 評価での伝熱管差圧の時間変化を図 10 に示す。また、M-RELAP5 コード及びMAAP コードによる 4 ループ PWR 評価でのボイド率の値と CCTF の差圧の値から算出したボイド率との比較を表 5 に示す。表 5 に示されるとおり、炉心及び上部プレナムのボイド率について、若干の差があるものの、コードにて計算される値と CCTF 試験から得られた値は同等である。

解析コードによる評価について、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナムの圧力損失と水頭が小さく予測されれば、ダウンカマ水頭とのバランスにより蒸気発生器伝熱管への冷却材流入が多くなることから伝熱管差圧を大きく予測する傾向となる。表 4 に示すとおり、M-RELAP5 コードは、CCTF 計測読み取りと比較して、伝熱管の差圧を過大に予測し、その結果、高温側配管及び入口プレナムの差圧（水頭）を過小に評価する。すなわち、ECCS 再循環切替失敗後の炉心への補てんとなる高温側配管及び入口プレナムの冷却材が過小に評価され、保守的な評価を与える傾向となる。

一方、MAAP コードでは蒸気発生器入口プレナムと伝熱管を合わせたボリュームで評価されるが、高温側配管の差圧が大きく、入口プレナムと伝熱管の差圧は過小に予測される。解析結果の詳細を見ると、蒸気発生器入口プレナム内に水位が形成されており、蒸気発生器伝熱管への冷却材流入は殆どなく、伝熱管内での蒸発は生じていない。すなわち、ECCS 再循環切替失敗後の炉心への補てんとなる高温側配管及び入口プレナムの冷却材が過大に評価され、結果として非保守側の評

価を与える傾向となる。

なお、上述の CCTF 実験におけるポスト再冠水期間の蒸気発生器差圧は約 6kPa となる。実機の伝熱管長さは CCTF の 1.35 倍であることを考慮し（表 3 参照）、約  $6\text{kPa} \times 1.35 = \text{約 } 8.1\text{kPa}$  としている。一方、解析コードによる実機評価においては、M-RELAP5 コードによる健全ループ蒸気発生器の差圧が約 20kPa、破断ループで約 25kPa にまで至る。MAAP コードによる予測においても約 10kPa 以上の圧力損失に至っている。

以上より、実機とのスケール性がよい CCTF 実験で観測されるポスト再冠水期間の蒸気発生器差圧に対して、解析コードによる予測は十分に大きく、特に M-RELAP5 コードは蒸気発生器差圧が大きく評価された。M-RELAP5 コードではスチームバインディングの効果を実際より大きく計算しているといえ、原子炉水位及び再循環切替失敗前の高温側配管保有水量を過小に予測しており、再循環機能喪失後の挙動について保守的な評価をしていると判断できる。

表1 CCTF 実験装置の緒元

パラメータ	単位	PWR	CCTF	CCTF/PWR
<b>原子炉容器</b>				
ダウンカマ高さ	mm	4,849	4,849	1/1
ダウンカマ(+バッフル領域)流路面積	m <sup>2</sup>	4.23	0.197	1/21.44
下部プレナム体積	m <sup>3</sup>	29.6	1.38	1/21.44
上部プレナム体積	m <sup>3</sup>	43.6	2.04	1/21.44
<b>燃料(ヒータロッド)集合体</b>				
集合体数	-	193	32	
ロッド配列	-	15×15	8×8	
ヒータロッド長さ	mm	3,660	3,660	1/1
ヒータロッド間ピッチ	mm	14.3	14.3	1/1
ヒータロッド外径	mm	10.72	10.7	1/1
燃料被覆管厚さ	mm	0.6	1.0	1/0.6
シンプル管外径、計装案内管外径	mm	13.87	13.8	1/1
ヒータロッド本数	-	39,372	1,824	1/21.58
非発熱体本数	-	4,053	224	1/18.09
炉心流路面積	m <sup>2</sup>	5.29	0.25	1/21.2
炉心部体積	m <sup>3</sup>	17.95	0.915	1/19.6
<b>1次系</b>				
高温側配管流路面積	m <sup>2</sup>	0.426	0.019	1/22.54
高温側配管長さ	mm	3,940	3,940	1/1
蒸気発生器出口側配管流路面積	m <sup>2</sup>	0.487	0.019	1/25.77
蒸気発生器出口側配管長さ	mm	7,950	7,950	1/1
低温側配管流路面積	m <sup>2</sup>	0.383	0.019	1/20.26
低温側配管長さ	mm	5,600	5,600	1/1
SG 伝熱管本数	-	3,388	158	1/21.44
SG 伝熱管平均長さ	m	20.5	15.2	1/1.35
SG 伝熱管内径	mm	19.7	19.6	1/1
SG 伝熱面積	m <sup>2</sup>	4,784	192	1/24.92
SG 伝熱管内総流路面積	m <sup>2</sup>	1.03	0.048	1/21.44
SG 入口プレナム体積	m <sup>3</sup>	4.25	0.198	1/21.44
SG 出口プレナム体積	m <sup>3</sup>	4.25	0.198	1/21.44
1次側体積合計(プレナム部を含む値)	m <sup>3</sup>	30.50	1.2	1/25.41
<b>各エレベーション</b>				
				差分 (CCTF - PWR)
ヒータロッド下端	mm	0	0	
ヒータロッド上端	mm	3,660	3,660	0
ダウンカマ上端	mm	4,849	4,849	0
ダウンカマ下端	mm	0	0	0
低温側配管センター位置	mm	5,198	4,927	-271
低温側配管下端(内部)	mm	4,849	4,849	0
蒸気発生器出口側配管底部中心位置	mm	2,056	2,047	-9
蒸気発生器出口側配管底部下端(内部)	mm	1,662	1,969	+307
高温側配管センター位置	mm	5,198	4,927	-271
高温側配管下端(内部)	mm	4,830	4,849	+19
上部炉心板下端	mm	3,957	3,957	0
下部炉心板上端	mm	-108	-50	+58
SG 伝熱管 管板部下端	mm	7,308	7,307	-1
SG プレナム下端(内部)	mm	5,713	5,712	-1
SG 伝熱管上端(平均値)	mm	17,952.7	14,820	-3,132.7

表 2 CCTF 実験条件及び結果概要

Test No.	Run No.	Core Power						Pressure (MPa)	Lower Plenum Initial Water Level (m)	Initial Temperature			Results		Comment
		Initial Power (MW)	Radial Power Profile			Power Decay (+Actinide×1.1)				Downcomer Wall (K)	Peak Clad at BOCREC (K)	EGC Liquid (K)	Peak Clad Temperature (K)	All Heater Rods Quenched (sec)	
			A	B	C	ANS	Time After Scram (sec)								
(-)	(-)	(MW)	(-)	(-)	(-)	(-)	(sec)	(MPa)	(m)	(K)	(K)	(K)	(K)	(sec)	
C2-4	62	9.37	1.37	1.20	0.76	×1.2	30	0.20	0.81	467	1072	308	1132.0	652.0	Base Case (Same as C2-SH1)
C2-5	63	7.10	1.37	1.20	0.76	×1.0	40	0.20	0.86	470	1075	308	1095.0	562.0	Low Power
C2-6	64	7.11	1.00	1.00	1.00	×1.0	40	0.20	0.87	465	922	310	948.6	533.0	Flat Power Profile

表 3 CCTF 実験及び実機プラント評価条件の比較

	PWR 条件/M-RELAP5 解析	CCTF 実験	備考
炉心発熱有効長	3,660mm	3,660mm	1/1 スケール
ダウンカマノズルレベル	4,849mm	4,849mm	1/1 スケール
高温側配管流路面積	0.426m <sup>2</sup>	0.019m <sup>2</sup>	1/22.54 スケール
高温側配管長さ	3,940m	3,940m	1/1 スケール
蒸気発生器入口プレナム	4.25m <sup>3</sup>	0.198m <sup>3</sup>	1/21.44 スケール
蒸気発生器伝熱管本数	3,388 本	158 本	1/21.44 スケール
蒸気発生器伝熱管内径	19.7mm	19.6mm	1/1 スケール
蒸気発生器伝熱管総流路面積	1.03m <sup>2</sup>	0.048m <sup>2</sup>	1/21.44 スケール
蒸気発生器伝熱管長さ	20.5m	15.2m	1/1.35
崩壊熱	AESJ+3σ	ANS71×1.0~1.2	
蒸気発生器圧力損失	約 0.010MP 以上	約 0.005MPa	

表4 高温側配管及び蒸気発生器1次側の圧力損失比較 (Run 62、破断ループ)

	4 ループ PWR 条件		CCTF 実験
	M-RELAP5	MAAP	
高温側配管	2 kPa	25kPa	約 7 kPa
蒸気発生器入口プレナム	3 kPa	9 kPa	約 10 kPa
蒸気発生器伝熱管	25 kPa		約 8 kPa*

\* 測定値は約 6kPa。伝熱管長さスケール比 1.35 を考慮した補正值。

表5 ボイド率比較 (Run 62、破断ループ)

	4 ループ PWR 条件		CCTF 実験
	M-RELAP5	MAAP	
炉心	0.5	0.5	0.55
上部プレナム	0.65~0.70	0.6	0.75

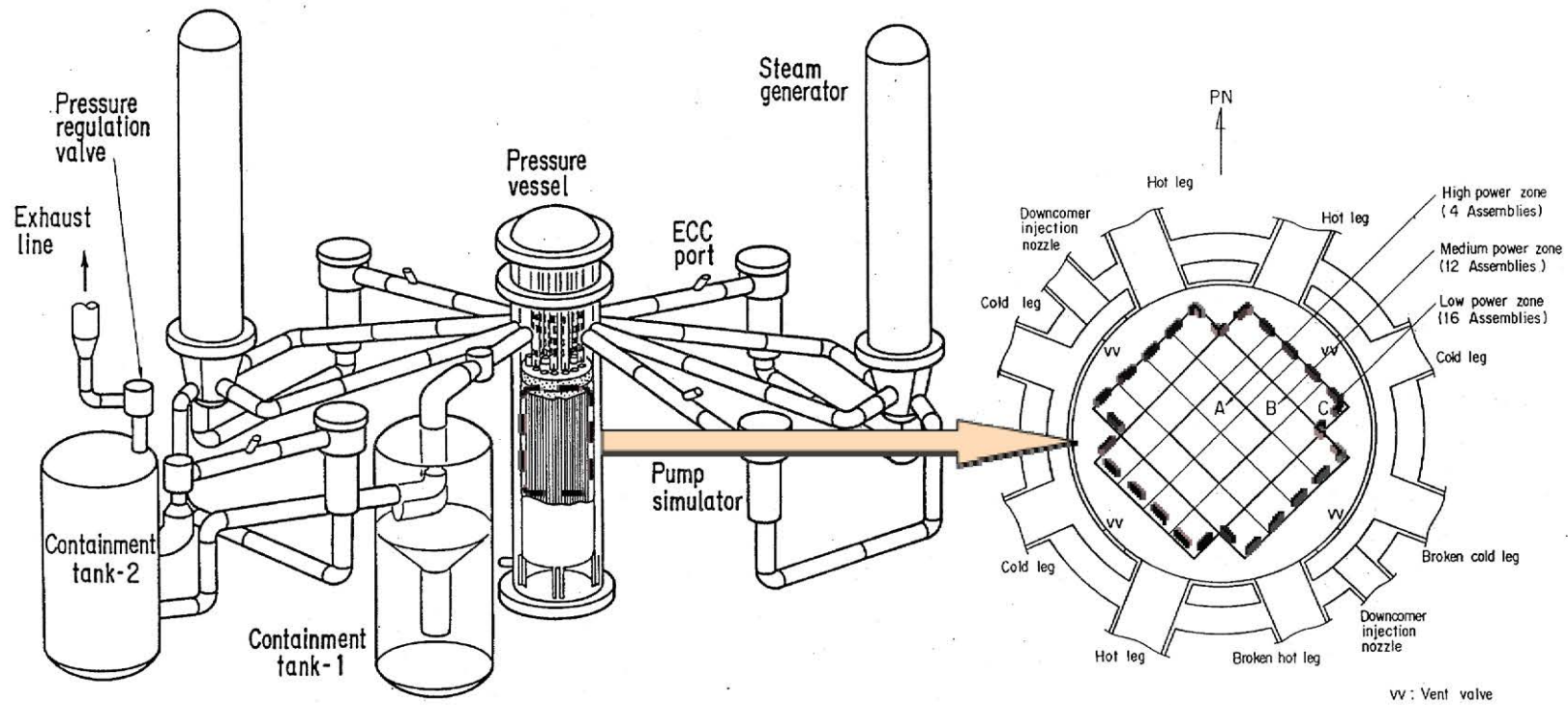


図3 CCTF 実験装置



図4 CCTF C2-4 Run62 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）<sup>[2]</sup>



図5 CCTF C2-4 Run 62 蒸気発生器伝熱管差圧<sup>[2]</sup>

枠囲みの内容は商業機密に属します  
ますので公開できません。



図6 CCTF C2-5 Run63 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）<sup>[4]</sup>



図7 CCTF C2-5 Run 63 蒸気発生器伝熱管差圧<sup>[4]</sup>

枠囲みの内容は商業機密に属します  
ますので公開できません。

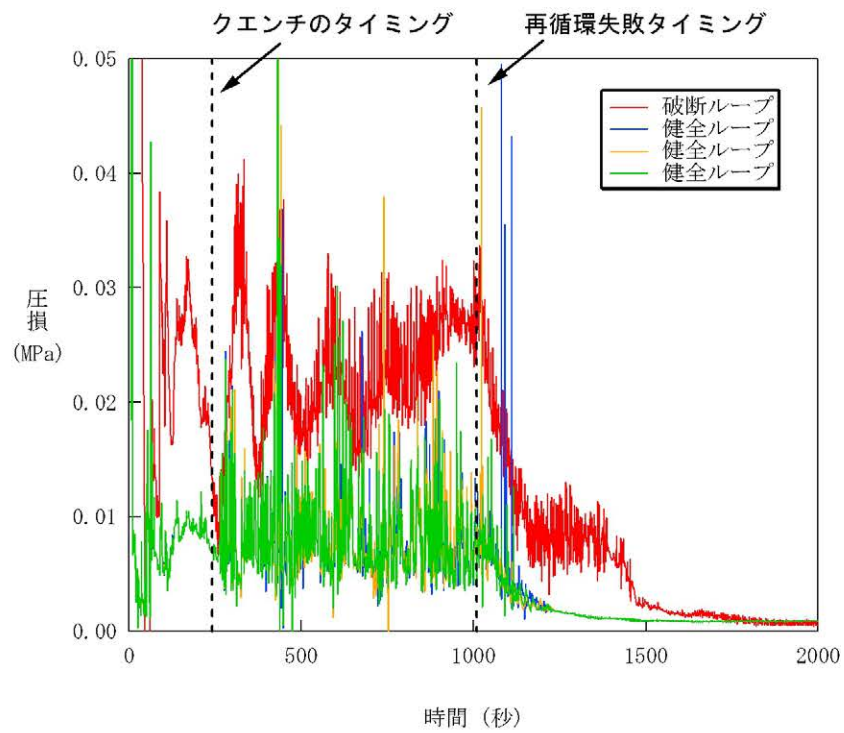


図8 CCTF C2-6 Run64 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）<sup>[6]</sup>

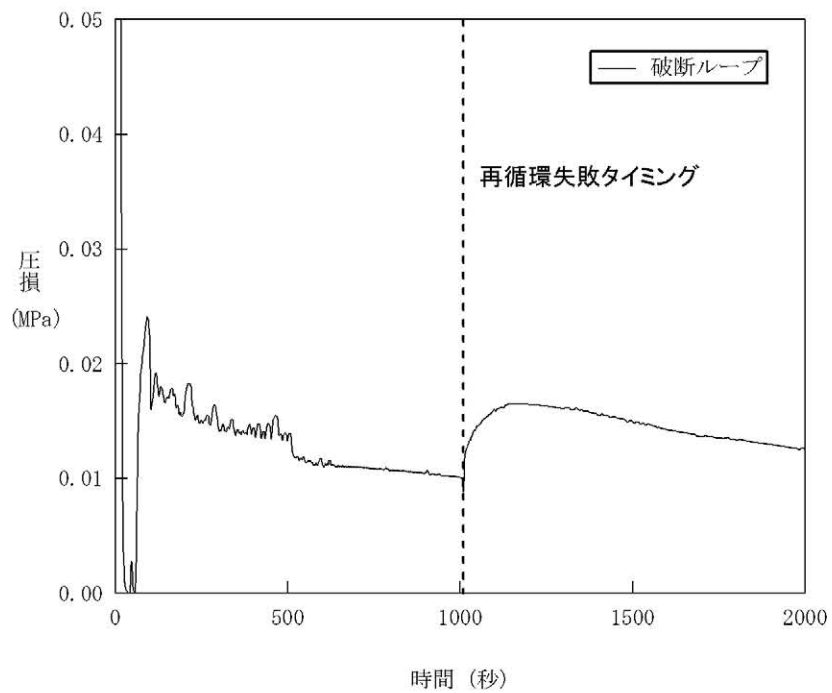


図9 CCTF C2-6 Run 64 蒸気発生器伝熱管差圧<sup>[6]</sup>

枠囲みの内容は商業機密に属します  
ますので公開できません。



(a) M-RELAP5 コード



(b) MAAP コード

図 10 4ループ PWR 評価における蒸気発生器伝熱管差圧

#### 4. 水平配管のボイド率予測の不確かさとその感度解析

ECCS 再循環切替失敗後の炉心冷却に寄与する冷却材量の解析予測に影響する主たるモデルは、高温側配管における水平層状流でのボイド率予測が挙げられる。M-RELAP5 コードが実測より高温側配管のボイド率を高く予測し伝熱管への液相流入量が多くなると、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナムの水量を過小に予測することになる。そこで、配管内の水平層状流に係るボイドモデル（気液界面摩擦）について、M-RELAP5 コードの不確かさを定義し、その感度解析を行った上で、M-RELAP5 コードの不確かさを考慮した場合においても、コードは非保守的な傾向を与えないことを確認する。

##### 4.1 TPTF 実験及びその試験解析による不確かさの確認

高温側配管のボイド率（保有水量）の予測精度の確認のために、TPTF 試験装置から得られた結果を活用する。TPTF（Two-Phase Flow Test Facility、二相流試験装置）実験<sup>7)</sup>は、旧 JAERI による、水平配管内の二相流動に関するデータ取得を目的としたスケール実験である。内径 0.18m、長さ 10m の配管から二相流が大型の容器に流れ込む実験である。TPTF の試験装置図を図 1-1 に示す。

選定した試験の圧力は 7.3～7.5MPa であり、再循環機能喪失の評価で対象とする圧力である大気圧程度とは大きな差がある。一般的に圧力が小さいと気泡径が大きくなり、界面積濃度が小さくなる。本検討では、高温側配管での相変化を伴わない水平配管流れを対象としている。M-RELAP5 コードの計算上では水平層状流となっており、気泡流との内挿領域であったとしても気泡径が大きく界面摩擦の寄与は小さいため、圧力の違いは重力（密度）にしか寄与せず、流況に対する圧力の影響は小さいため、本試験を採用する。

TPTF 試験に対し、旧 JAERI にて RELAP5/MOD3 による確認解析が実施された。確認解析で使用されたノーディングを図 1-2 に示す。ボイド率を測定している L/D=17 の点に境界条件を設定し、出口である容器に出口境界条件を設定している。図 1-3 に示されているとおり、RUN722 に対する確認解析では L/D=48 の点で RELAP5 は試験結果より大きいボイド率となる。参考文献中に示されている全 8 ケースについて、L/D=48 の点での実験値と RELAP5 のボイド率を比較すると図 1-4 に示すとおりとなり、RELAP5/MOD3 のボイド率は試験結果に対し過大評価となるが、平均するとボイド率で約 0.06 の過大評価であり、高温側配管での水量を小さく計算すると考えられる。なお、M-RELAP5 コードのボイドモデルは RELAP5/MOD3 と同等である。

##### 4.2 実機の高温度側配管の界面摩擦感度解析

「4.1 TPTF 実験及びその試験解析による不確かさの確認」で確認されたとおり、M-RELAP5 コードは水平配管でのボイド率を過大評価する傾向があると考えられるため、「2. M-RELAP5 コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価」に記載している M-RELAP5 コードによる実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、高温側配管のボイド率を小さくする方向

の感度解析を実施し、その影響を確認する。高温側配管でのボイド率を小さくするため、実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、界面摩擦を小さくする感度解析を実施した。界面摩擦を 1/100 とした結果、図 1 5 に示すとおり、高温側配管のボイド率は小さくなった。このケースはベースに対し約 0.05 ボイド率が低下しているため、TPTF で確認された不確かさと同程度である。しかし、図 1 6 に示すとおり、炉心水位に対してほとんど感度は見られなかった。

以上より、M-RELAP 5 コードは水平配管のボイド率を若干過大評価する傾向があるが、その不確かさが ECCS 再循環機能喪失時の原子炉容器内の水位へ与える影響は小さいため、炉心露出への影響も小さい。

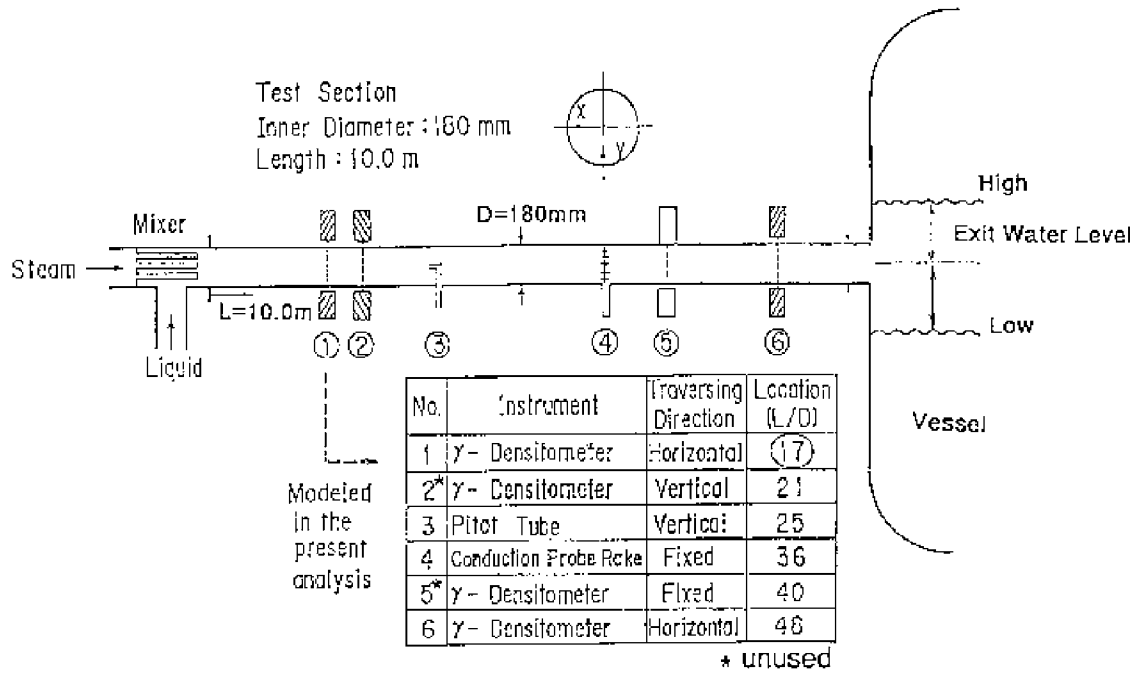


図 1 1 TPTF 試験装置

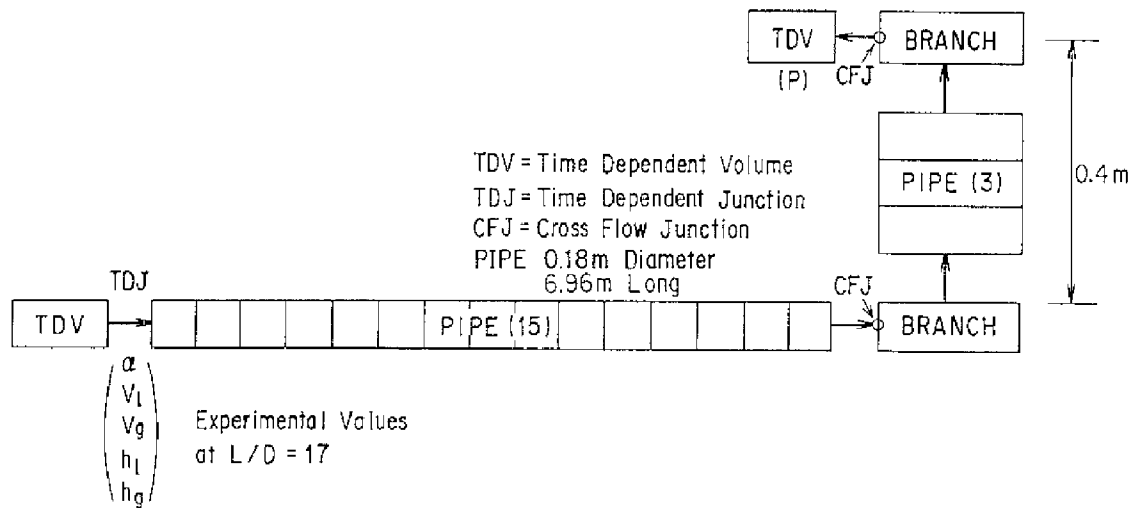


図 1 2 TPTF 試験に対する RELAP5 解析のノーディング (水位が高い場合)

# RUN 722

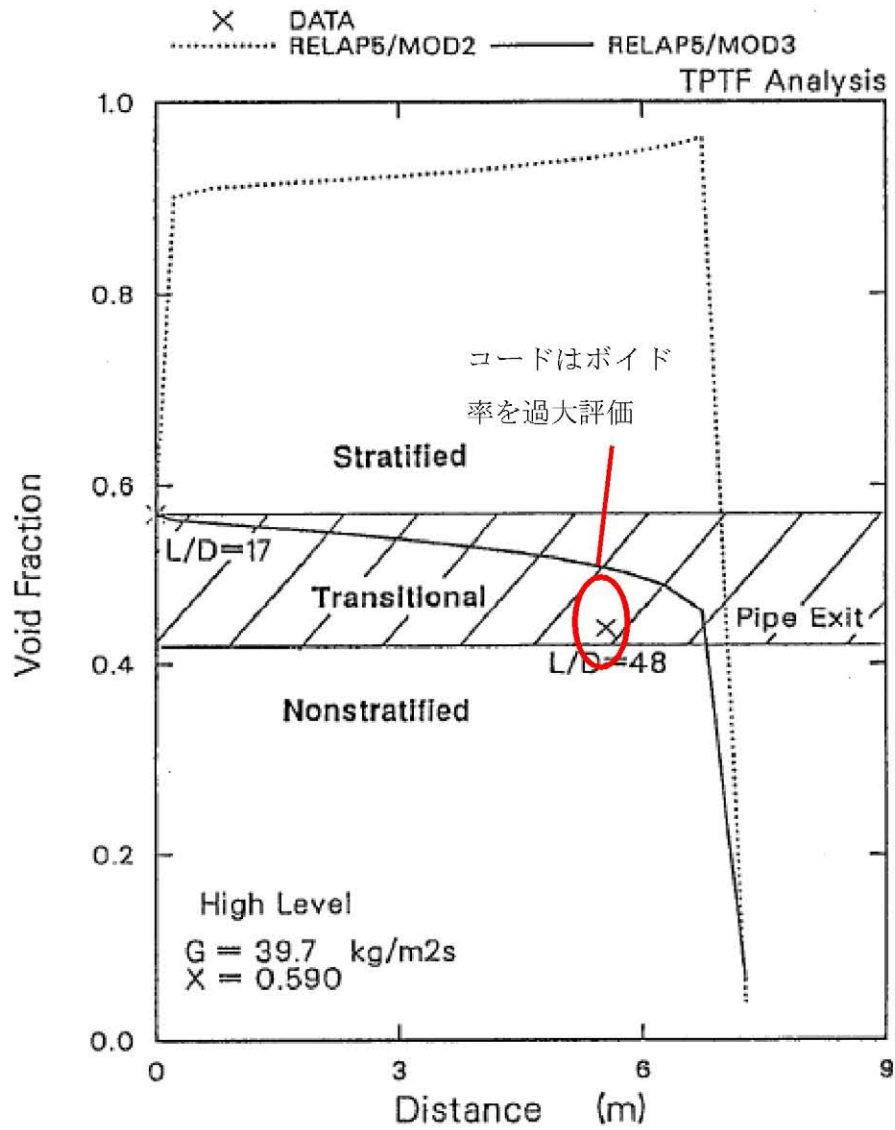


図 1 3 TPTF 試験解析結果 (一例)

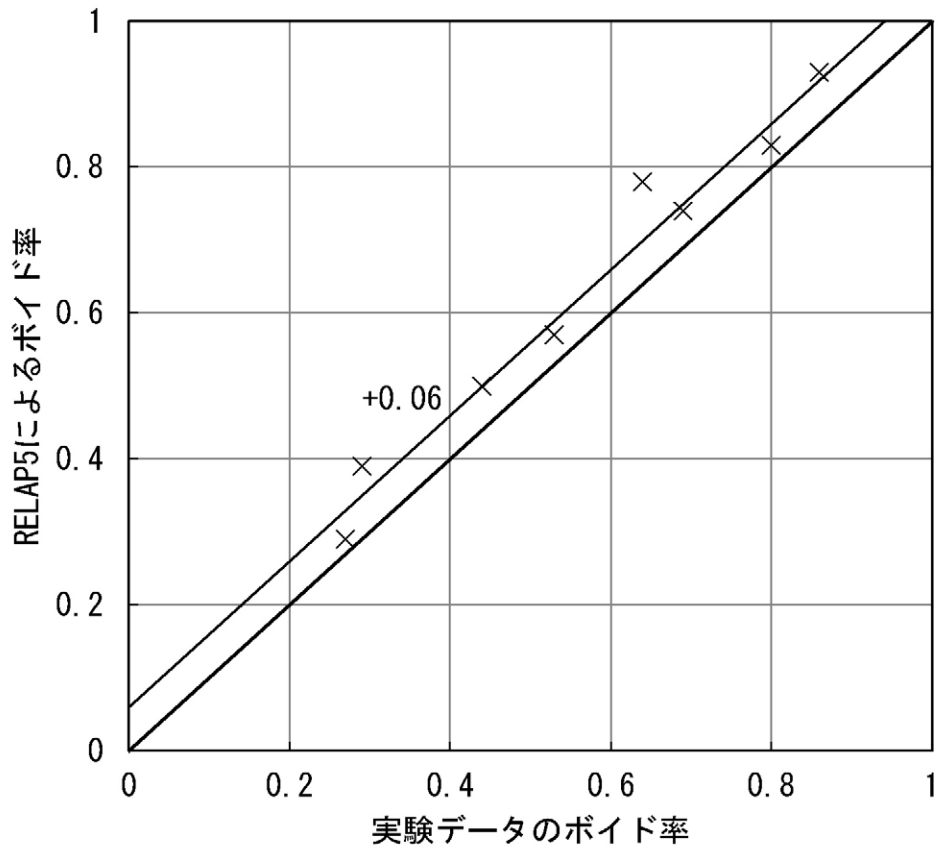


図14 TPTF ボイド率の比較

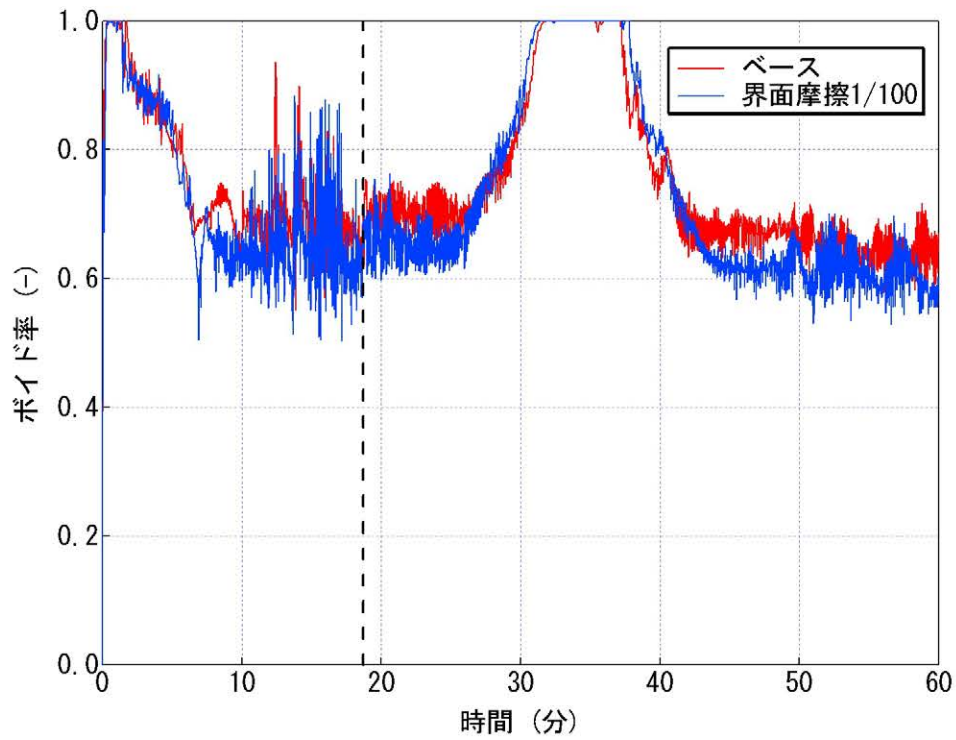


図 1 5 3 ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果 (高温側配管ボイド率)

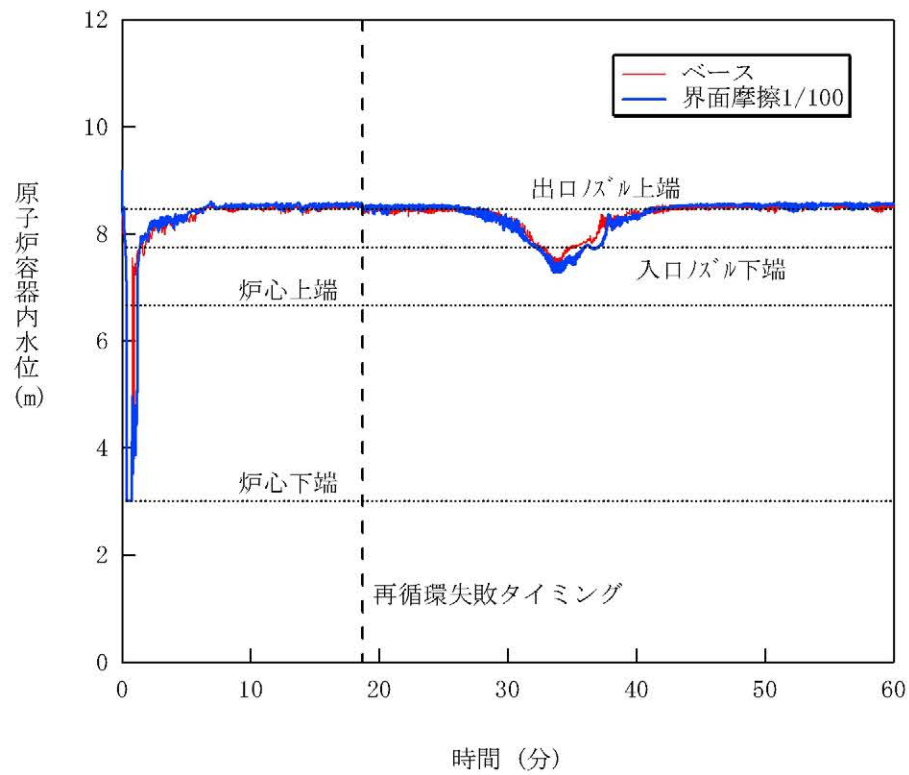


図 1 6 3 ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果 (原子炉容器内水位)

## 5. 炉心のボイド率予測の不確かさとその感度解析

炉心のボイド率の不確かさは本文「3.3.1(3) 炉心ボイドモデル」に記述しているが、低圧条件での炉心のボイド率の不確かさは表 3-3に示すとおり、ボイド率で±0.05 程度である。「2. M-R E L A P 5コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価」に記載しているM-R E L A P 5コードによる実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、炉心のボイド率に関する感度解析を実施し、その影響を確認する。炉心のボイド率を変化させるため、実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、事故後 10 分後から界面摩擦を大小させる感度解析を実施した。図 1 7 に示すとおり、界面摩擦を 1/2、4 倍にすることにより炉心の平均ボイド率はベースに対し 0.05 変化した。図 1 8 に示すとおり、原子炉容器内の水位に対して影響が見られたが、15 分後の代替再循環確立により水位は炉心発熱長上端に達することなく、炉心もヒートアップしない結果となった。

以上より、M-R E L A P 5 コードは低圧時の炉心のボイド率に不確かさがあり、そのため ECCS 再循環機能喪失時での水位計算に影響するが、15 分の代替再循環確立により水位が炉心発熱長上端より上に維持できる結論へは影響がない。

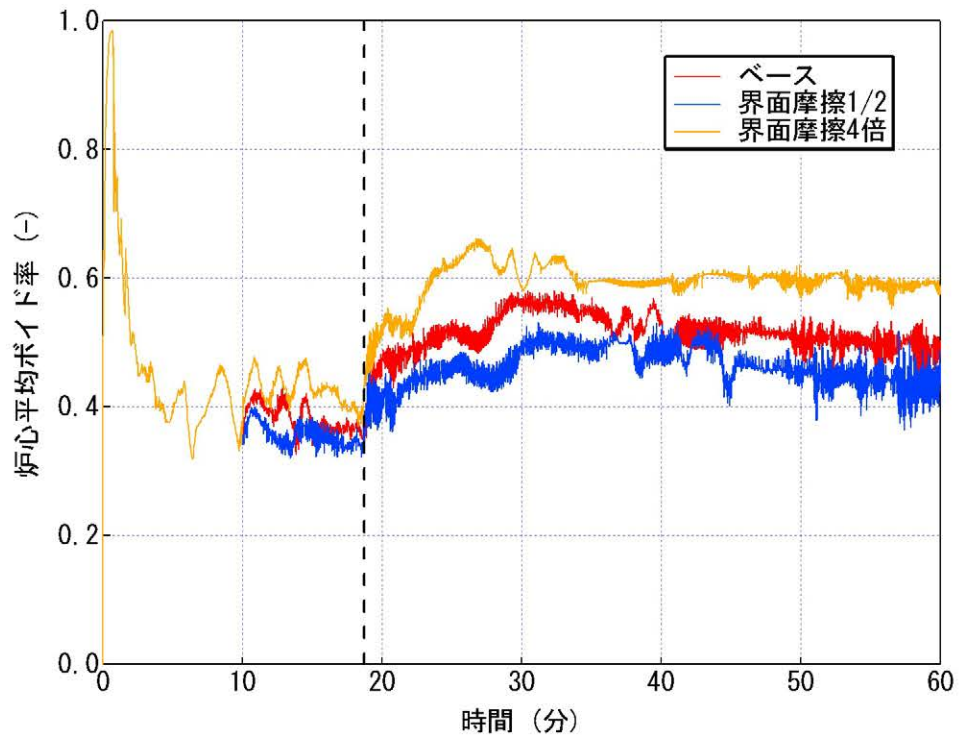


図 1 7 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (炉心平均ボイド率)

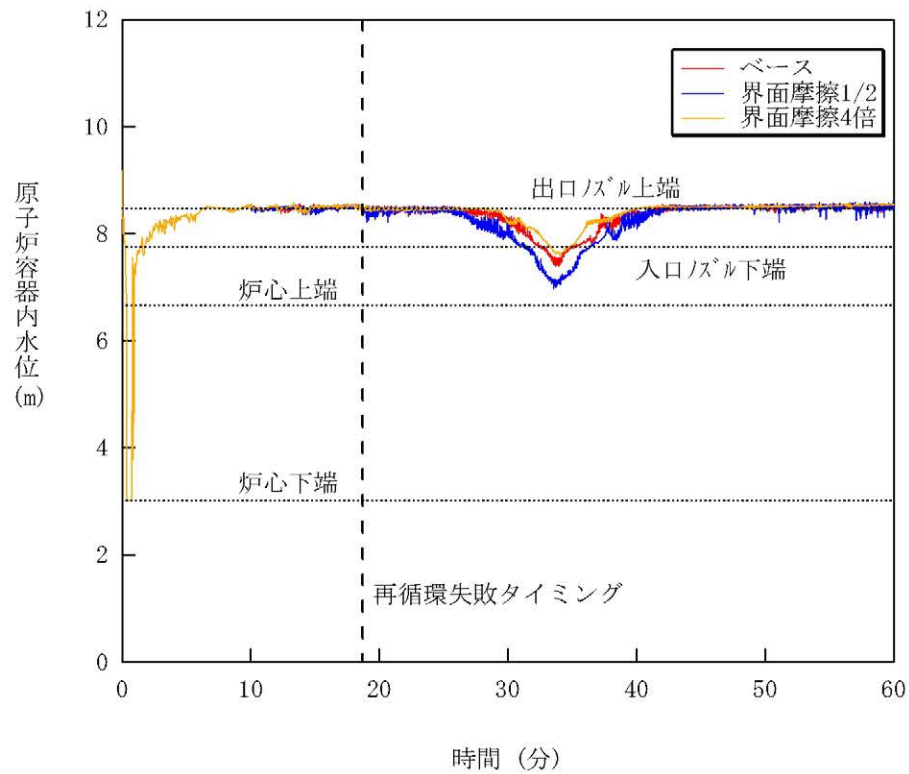


図 1 8 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (原子炉容器内水位)

## 6. まとめ

実機とのスケール性が良い CCTF 実験の実験データと実機解析結果との比較により、ポスト再冠水において、M-RELAP 5 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小さく計算し、保守的な結果を与えることを確認した。また、TPTF の試験より M-RELAP 5 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ことを確認した。さらに、M-RELAP 5 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が、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 分での代替再循環確立により炉心は冠水状態を維持できることを確認した。

以上より、M-RELAP 5 コードによる解析により設定した ECCS 再循環機能喪失での代替再循環確立のための時間である 15 分について、コードのボイド率計算の不確かさを考慮しても炉心露出することが無いため、妥当であることを確認した。

## 7. 参考文献

- [1] T. Okubo, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-4 (Run 62) - Investigation of Reproducibility —, JAERI-M 85-026, March 1985.
- [2] Private Communication
- [3] T. Iguchi, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-5 (Run 63) - Effect of Decay Heat Level on PWR Reflood Phenomena —, JAERI-M 91-174, October 1991.
- [4] Private Communication
- [5] H. Akimoto, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-6 (Run 64) - Effect of Radial Power Profile —, JAERI-M 85-027, March 1985.
- [6] Private Communication
- [7] Y. Kukita, et al., Developmental Assessment of RELAP5/MOD3 Code against ROSA-IV/TPTF Horizontal Two-Phase Flow Experiments, JAERI-M 90-053

(第2部 SPARKLE-2コード)

## 目次

## － 第2部 SPARKLE-2コード －

1. はじめに.....	2-4
2. 重要現象の特定.....	2-5
2.1 重要事故シーケンスと評価指標.....	2-5
2.2 ランクの定義.....	2-6
2.3 物理現象に対するランク付け.....	2-8
3. 解析モデルについて.....	2-13
3.1 コード概要.....	2-13
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	2-15
3.3 解析モデル.....	2-17
3.4 ノード分割.....	2-24
3.5 結合計算方法.....	2-29
3.6 入出力.....	2-34
4. 検証、妥当性確認.....	2-36
4.1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法.....	2-36
4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証.....	2-43
4.3 モンテカルロコードとの比較.....	2-52
4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）.....	2-67
4.5 SPERT III E-core実験解析.....	2-71
4.6 許認可コードFINEとの比較.....	2-78
4.7 NUPEC管群ボイド試験.....	2-80
4.8 LOFT試験.....	2-85
4.9 実機解析への適用性.....	2-101
5. 有効性評価への適用性.....	2-108
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）.....	2-108
5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）.....	2-111
6. 参考文献.....	2-116

添付 1	ATWSの有効性評価に3次元炉心動特性コードを用いることについて.....	2-118
添付 2	GalaxyCosmo-Sについて.....	2-123
添付 3	炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について.....	2-128
添付 4	炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について.....	2-138
添付 5	評価用炉心の考え方について.....	2-140
添付 6	解析コードにおける解析条件.....	2-161

## 1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、SPARKLE-2コード<sup>1)</sup>について、

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

に関してまとめたものである。

## 2. 重要現象の特定

### 2.1 重要事故シーケンスと評価指標

SPARKLE-2コードが適用される炉心損傷防止に係る事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失（以下本節において「ATWS」という。）は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉トリップの失敗を想定する事象であり、重要事故シーケンスとして「主給水流量喪失+ATWS」が選定されている。

主給水流量喪失は主給水の停止を起因とする事象であり、原子炉トリップに期待できない「主給水流量喪失+ATWS」では高出力状態が維持され、蒸気発生器2次側保有水は低下を続け蒸気発生器の除熱能力が著しく低下するため、補助給水が蒸気発生器に供給されないと、1次系圧力が増加し、原子炉冷却材圧力バウンダリの破損の可能性が生じる。そのため、ATWS緩和設備としては、主蒸気ライン隔離により主蒸気を遮断し1次冷却材温度上昇に伴う負の反応度帰還効果により原子炉出力の抑制を図るとともに、その後、補助給水により炉心の冷却を確保し、1次系の過圧を防止する。

また、ATWSのうち、「主給水流量喪失+ATWS」と同様に、2次系の除熱が悪化し、1次系圧力が増加する事象である「負荷の喪失+ATWS」の有効性評価にも、SPARKLE-2コードが適用される。負荷の喪失は蒸気負荷の喪失を起因とする事象であり、原子炉トリップに期待できない「負荷の喪失+ATWS」では高出力状態が維持され、さらに、主蒸気隔離弁の誤閉止若しくは復水器の故障に伴う主給水流量喪失を仮定すると、蒸気発生器2次側保有水は低下を続け蒸気発生器の除熱能力が著しく低下するため、補助給水が蒸気発生器に供給されないと、1次系圧力が増加し、原子炉冷却材圧力バウンダリの破損の可能性が生じる。そのため、ATWS緩和設備としては、補助給水により炉心の冷却を確保し、1次系の過圧を防止する。なお、蒸気負荷の喪失により1次冷却材温度は上昇し、負の反応度帰還効果により原子炉出力は抑制される。

ここで、「主給水流量喪失+ATWS」では、ATWS緩和設備による主蒸気ライン隔離により原子炉出力が低下するのに対し、「負荷の喪失+ATWS」では、蒸気負荷の喪失により原子炉出力が事象開始直後に低下する点異なるが、上述のとおり、1次冷却材温度上昇に伴う負の反応度帰還効果により原子炉出力が抑制されること、補助給水が蒸気発生器に供給されないと1次系圧力の増加により原子炉冷却材圧力バウンダリの破損の可能性が生じることなど、その他の事象進展は「主給水流量喪失+ATWS」と同様となる。

このような事象進展を踏まえると、SPARKLE-2コードを「主給水流量喪失+ATWS」又は「負荷の喪失+ATWS」へ適用するための検証、妥当性確認としては、これらの事象における1次系圧力に対して重要な物理現象の模擬が妥当であるかを確認することが効果的である。したがって、「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」で取り扱う物理現象に対し、1次系圧力を注目する評価指標として、「2.3 物理現象に対するランク付け」で重要現象を抽出し検証、妥当性評価を行う。

以下、本資料の次節以降では、「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」を「A

TWS」と総称し、両者を明確化する場合にはそれぞれ「主給水流量喪失+ATWS」「負荷の喪失+ATWS」という。

なお、ATWS（「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」）に対し、3次元炉心動特性モデルを有するSPARKLE-2コードを適用した理由については、添付1に詳述する。

## 2.2 ランクの定義

本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された原子炉停止機能喪失で取り扱う物理現象について、「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」を対象に、表 2-1 の定義に従い「H」「M」「L」及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。表 2-1では、評価指標及び運転員等操作への影響度合いに応じて物理現象を分類することとなっているが、ATWSはATWS緩和設備によりプラントを安定状態に導き運転員の操作を介しないことから、評価指標である1次系圧力に対する影響度合いに応じて物理現象を「H」「M」「L」及び「I」のランクに分類する。

なお、本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は、事故シナリオグループに対して抽出されたものであるため、「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」では生じない物理現象も含んでいる。そのような物理現象は、「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」の1次系圧力に影響を与えないため「I」に分類する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転員等操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較や感度解析等により求め、実機評価における評価指標及び運転員等操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転員等操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転員等操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする
L	評価指標及び運転員等操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転員等操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証、妥当性評価は記載しない
I	評価指標及び運転員等操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転員等操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証、妥当性評価は記載しない

### 2.3 物選現象に対するランク付け

本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」において事故シーケンスグループに対して抽出された物理現象について、「2.1 重要事故シーケンスと評価指標」で述べた事象進展を踏まえ、「2.2 ランクの定義」のランクの定義に従いA TWSの評価指標である1次系圧力への影響度合いに応じて表 2-2のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

ランク付けに当たっては、注目する評価指標である1次系圧力に直接影響を与える物理現象に加え、1次系圧力は1次冷却材の膨張量に基づき評価されるため、1次冷却材の膨張量に影響を与える1次冷却材温度変化及び原子炉出力変化に係る物理現象も相対的に高いランク付けがなされている。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

#### (1) 中性子動特性（核分裂出力）【炉心(核)】

--

#### (2) 出力分布変化【炉心(核)】

--

#### (3) 反応度帰還効果【炉心(核)】

--

(4) 制御棒効果 [炉心(核)]

(5) 崩壊熱 [炉心(核)]

(6) 燃料棒内温度変化 [炉心(燃料)]

(7) 燃料棒表面熱伝達 [炉心(燃料)]

(8) 限界熱流束(CHF) [炉心(燃料)]

(9) 3次元熱流動 [炉心(熱流動)]

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

(10) 沸騰・ボイド率変化 [炉心(熱流動)]

--

(11) 圧力損失 [炉心(熱流動)]

--

(12) ほう素濃度変化 [炉心(熱流動)]

--

(13) 冷却材流量変化(強制循環時又は自然循環時) [1次冷却系]

--

(14) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 (1次冷却系) [1次冷却系]

--

(15) 圧力損失 (1次冷却系) [1次冷却系]

--

(16) 構造材との熱伝達 [1次冷却系]

--

(17) ほう素濃度変化 [1次冷却系]

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します ますので公開できません。
-----------------------------------

(18) 気液熱非平衡 [加圧器]

--

(19) 水位変化 [加圧器]

--

(20) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [加圧器]

--

(21) 1次側・2次側の熱伝達 [蒸気発生器]

--

(22) 冷却材放出(臨界流・差圧流) [蒸気発生器]

--

(23) 2次側水位変化・ドライアウト [蒸気発生器]

--

(24) 2次側給水 (主給水・補助給水) [蒸気発生器]

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

表 2-2 ATWS における物理現象のランク

		評価事象		ATWS
分類	物理現象	評価指標		1次系圧力
炉心（核）	(1)	中性子動特性（核分裂出力）		<u>H</u>
	(2)	出力分布変化		L
	(3)	反応度帰還効果	ドップラ効果	<u>H</u>
			減速材密度効果	<u>H</u>
			ほう素濃度効果	L
			動特性パラメータ	L
(4)	制御棒効果		I*	
(5)	崩壊熱		M	
炉心（燃料）	(6)	燃料棒内温度変化		<u>H</u>
	(7)	燃料棒表面熱伝達		L
	(8)	限界熱流束(CHF)		I*
炉心（熱流動）	(9)	3次元熱流動		L
	(10)	沸騰・ボイド率変化		<u>H</u>
	(11)	圧力損失		L
	(12)	ほう素濃度変化		L
1次冷却系	(13)	冷却材流量変化(強制循環時又は自然循環時)		L
	(14)	沸騰・凝縮・ボイド率変化		L
	(15)	圧力損失		L
	(16)	構造材との熱伝達		L
	(17)	ほう素濃度変化		L
加圧器	(18)	気液熱非平衡		<u>H</u>
	(19)	水位変化		<u>H</u>
	(20)	冷却材放出(臨界流・差圧流)		<u>H</u>
蒸気発生器	(21)	1次側・2次側の熱伝達		<u>H</u>
	(22)	冷却材放出(臨界流・差圧流)		<u>H</u>
	(23)	2次側水位変化・ドライアウト		<u>H</u>
	(24)	2次側給水(主給水・補助給水)		<u>H</u>

\*事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」において抽出された物理現象であるが、「主給水流量喪失+ATWS」及び「負荷の喪失+ATWS」の1次系圧力に影響を与えないため「I」に分類する

### 3. 解析モデルについて

#### 3.1 コード概要

S P A R K L E - 2 コードは、汎用二相流コードM-R E L A P 5<sup>[2]</sup>の炉心モデルを1点炉近似動特性モデルから3次元動特性モデルに変更し、炉内熱流動に対しても3次元二相流動解析を採用した解析コードであり、図 3-1に示すように、プラント特性コードM-R E L A P 5、3次元炉心動特性計算コードC O S M O - K<sup>[3]</sup>及び3次元炉心熱流動特性コードM I D A C<sup>[4]</sup>の3つの要素コードを動的に結合し、1次系全体の熱流動と3次元炉心動特性との相互作用が評価可能な詳細なプラント過渡特性解析コードである。

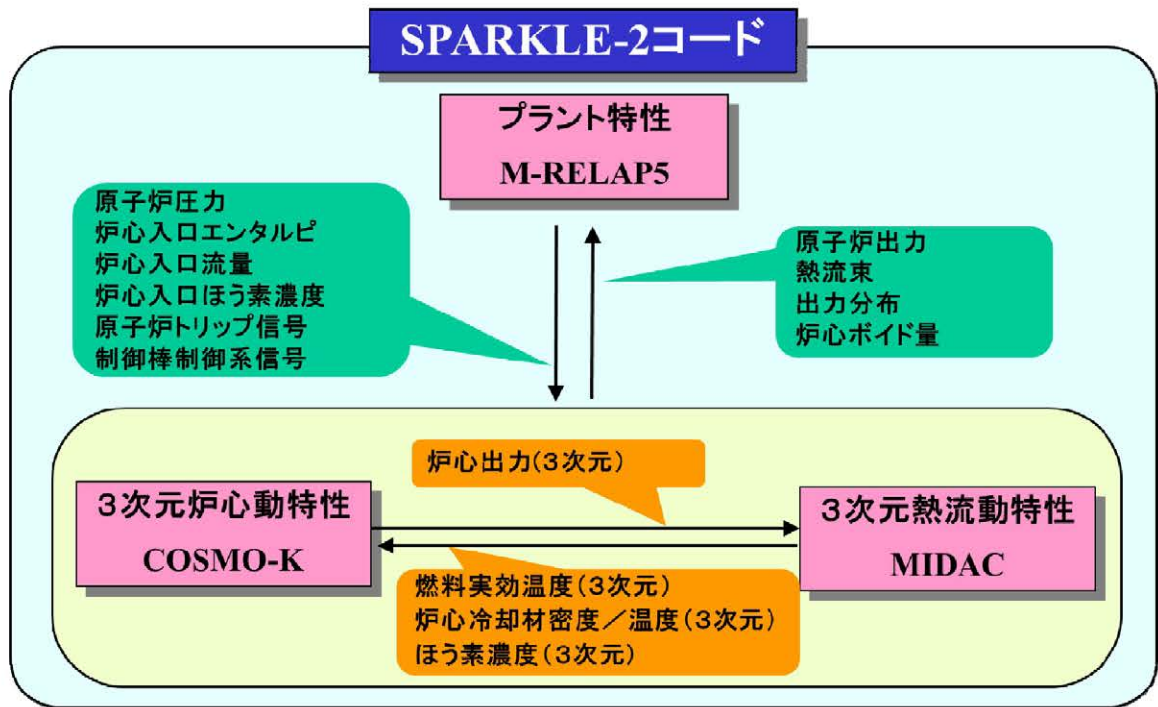
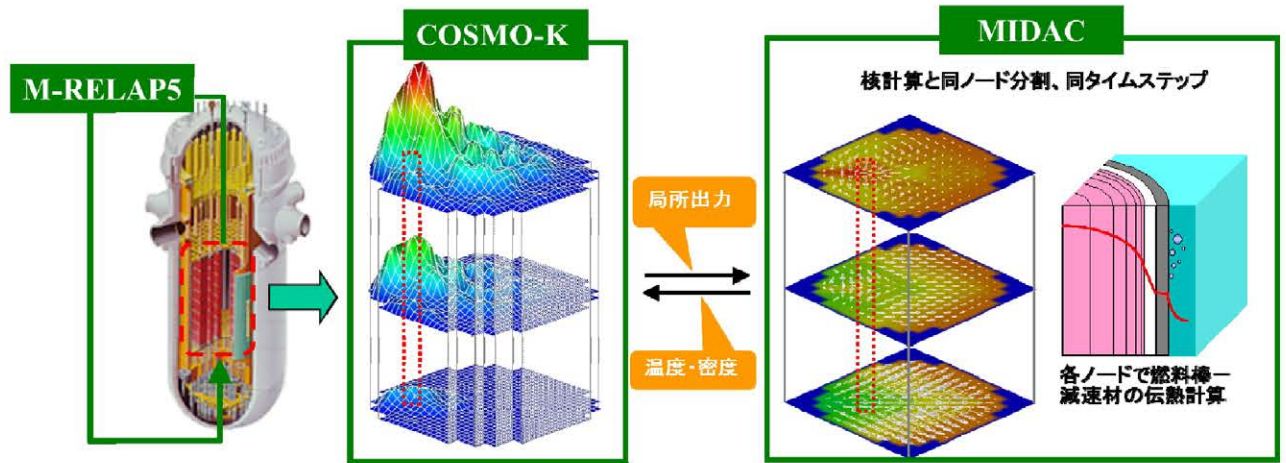


図 3-1 SPARKLE-2コードにおける結合計算

### 3.2 重要現象に対する解析モデル

「2.3 物理現象に対するランク付け」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 3-1に示す。

炉心（核）の重要現象は、1次冷却材密度低下及び燃料温度低下に伴う反応度帰還効果による原子炉出力変化を評価するためのものであるため、事象進展（1次冷却材密度低下、ボイド生成、ほう素濃度変化、出力変化）中の核的挙動をより精緻に模擬できる3次元炉心動特性及び核定数フィードバックモデルを採用する。また、出力運転中に炉内に蓄積された核分裂生成物（FP）及びアクチノイドの崩壊熱を評価するための崩壊熱モデルを採用する。

炉心（燃料）については、燃料棒内温度変化を評価するために燃料棒内の径方向非定常熱伝導モデルが必要であり、炉心（熱流動）としては、サブクール沸騰を含む沸騰・ボイド率変化を評価できるボイドモデル（二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度）が必要である。

1次系における温度及び圧力挙動は各保存則により記述される質量及びエネルギーバランスから求まるが、さらに蒸気発生器による除熱量や加圧器挙動を評価するためのモデルが必要となる。蒸気発生器による除熱の評価に当たっては、1次側・2次側の熱伝達を表す伝熱管熱伝達モデルの他、2次側の冷却材挙動を表すモデルが必要である。2次冷却材の温度及び圧力は、質量及びエネルギー保存則により表されるが、水位低下、ドライアウトといった現象を詳細に表すためには2流体モデルを適用する必要がある、主蒸気逃がし弁及び安全弁からの蒸気放出を模擬するためには臨界流モデルが必要となる。また、加圧器水位の変動及び、気液の熱非平衡を伴う加圧器インサージ時の気相部圧縮挙動を詳細に表すためには2流体モデルを適用する必要がある、加圧器満水時の1次冷却材放出（加圧器逃がし弁及び安全弁からの放出）を評価するためには、二相状態及びサブクール状態に対応した臨界流モデルが必要となる。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 3次元動特性モデル</li> <li>・ 核定数フィードバックモデル</li> </ul>
	ドップラ反応度帰還効果	
	減速材反応度帰還効果	
	崩壊熱	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 崩壊熱モデル</li> </ul>
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 非定常熱伝導方程式</li> </ul>
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 二相圧力損失モデル</li> <li>・ サブクールボイドモデル</li> <li>・ 気液相対速度</li> </ul>
加圧器	気液熱非平衡	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 2流体モデル</li> </ul>
	水位変化	
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 二相及びサブクール臨界流モデル</li> </ul>
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 伝熱管熱伝達モデル</li> </ul>
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 臨界流モデル</li> </ul>
	2次側水位変化・ドライアウト	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 2流体モデル</li> </ul>
	2次側給水 (主給水・補助給水)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ ポンプ特性モデル</li> </ul>

### 3.3 解析モデル

SPARKLE-2コードを構成するM-RELAP5コード、COSMO-Kコード及びMIDACコードの解析モデルを表 3-2に示す。SPARKLE-2コードは、「3.2 重要現象に対する解析モデル」で述べた重要現象を評価するための解析モデルを有している。

#### 3.3.1 プラント特性 (M-RELAP5コード)

原子炉冷却材の熱流動挙動は1次元の気液2流体モデルで模擬される。M-RELAP5の基礎式は、気液の各相の質量、運動量及びエネルギーの各保存式からなり、後述する構成式と合わせて解くことで圧力、各相の内部エネルギー、ボイド率及び流速を求める。

保存式を補完する構成式は、気液相間の質量、運動量及びエネルギー交換を表すモデルであり、具体的には気液相間の界面積、界面摩擦、界面熱伝達を定義する。M-RELAP5コードでは、原子炉の流動状態に応じて適切な構成式が与えられる。

熱流動の解析に当たっては、原子炉の1次及び2次冷却系を多数のノードに分割して表す。これにより、流動状態に応じて適切な構成式を適用することができ、原子炉の各部で現れる流動状態を適切に模擬することができる。垂直配管と水平配管は異なるノードで模擬し、例えば、水平配管内で層状流が現れるような場合にはこれに相当する構成式を適用する。また、蒸気発生器の1次側と2次側の熱授受は、1次側と2次側の流体ノードの間に伝熱構造体モデルを配置することで模擬できる。

以上の保存式、構成式は、これまでに幅広く検証され、事故時の原子炉内の熱流動挙動を適切に予測できることが確認されている。

#### (1) 保存則

二相流は2流体モデルでモデル化し、気液各相の質量保存式、運動量保存式及びエネルギー保存式の6保存式を解くことにより、圧力、各相の内部エネルギー、ボイド率及び各相の流速を求める。

蒸気発生（又は凝縮）は、バルク流体でのエネルギー交換によるものと壁面近傍の温度境界層での壁面とのエネルギー交換によるものに分けて扱う。これらの蒸気発生（又は凝縮）は、気液界面におけるエネルギーバランスによって決まる。

バルク流体における界面伝熱は、気液界面の温度と気液各相の界面熱伝達とそれぞれの温度によって決まる。壁面の沸騰現象では蒸気は飽和であるとし、凝縮現象では液相は飽和であるとする。

#### (2) 流動様式

各流動様式に応じた気液界面積、界面熱伝達、界面摩擦を計算する。

##### ① 垂直流

垂直流に適用される流動様式を図 3-2に示す。垂直流の流動様式は、膜沸騰遷移前 (pre-CHF) の4領域、膜沸騰遷移後 (post-CHF) の4領域、垂直層状流の9領域とそれらの内挿領域から構成される。この流動様式は、水平線に対して60~90度の角度を有するコントロールボリューム

ムの上昇流及び下降流に適用される。pre-CHF は、気泡流、スラグ流、環状噴霧流、pre-CHF 噴霧流から成り、post-CHF 領域は逆環状流、逆スラグ流、噴霧流、post-CHF 噴霧流から成る。各流動様式の遷移は、ボイド率、流速、沸騰様式の間数として表される。

## ② 水平流

水平流に適用される流動様式を図 3-3に示す。水平流の流動様式は気液の相対速度、質量流量及びボイド率の間数として表記される。この流動様式は、水平線に対して 30 度までの角度を有するコントロールボリュームに適用される。30～60 度の角度を有するコントロールボリュームは、垂直流と水平流の内挿として評価される。水平流の流動様式は、post-CHF 領域が考慮されないことを除き、垂直流のそれと類似しており、水平層状流が垂直層状流に置き換わる形となる。水平流の流動様式は、気泡流、スラグ流、環状噴霧流、pre-CHF 噴霧流、水平層状流及びそれらの内挿領域から構成される。

## (3) 臨界流モデル

### ① 加圧器逃がし弁及び安全弁からの臨界流

蒸気単相、二相、サブクール条件すべてにおいて Henry-Fauske<sup>[3]</sup>のモデルを適用する。設計圧力にて設計流量が放出されるように入力にて調節する。

### ② 主蒸気逃がし弁及び安全弁からの臨界流

有効性評価解析上は蒸気放出のみであるが、Ransom-Trapp のモデルを適用する。設計圧力にて設計流量が放出されるように入力にて調節する。

### ③ 破断口からの臨界流

臨界流モデルとして、非常用炉心冷却系の性能評価指針でその使用が認められている Henry-Fauske モデル<sup>[3]</sup>をサブクール条件に、Moody モデル<sup>[4]</sup>を二相条件に適用するが、ATWS では破断口からの冷却材放出は生じないため使用しない。

## 3.3.2 炉心動特性 (COSMO-Kコード)

炉心動特性はCOSMO-Kコードの解析モデルにより評価する。

### (1) 3次元動特性モデル

空間依存の動特性方程式は、中性子に関する時間依存のエネルギー2群の拡散方程式と6群の遅発中性子先行核密度の式からなり、空間に関しては解析的多項式ノード法により離散化し、時間に関しては周波数変換法+ $\theta$ 法により差分化を行う。また、各燃料棒の出力は、ノード平均中性子束計算の後に、燃料棒出力再構築法により算出する。

## (2) 核定数フィードバックモデル

核定数フィードバックモデルは、中性子動特性計算の入力となる核定数を、ノード単位で燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度に応じて変化させることでモデル化する。具体的には、燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度の5次元のマトリックス形式でテーブル化された核定数テーブルから、2次ラグランジュ補間により核定数を参照する手法を核定数フィードバックモデルとして採用している。この核定数フィードバックモデルにより、燃料温度、減速材密度の変化に応じて核定数の変化を考慮できることから、ドップラ反応度帰還効果、減速材反応度帰還効果を適切に考慮することが出来る。

## (3) 崩壊熱モデル

崩壊熱は、炉心に装荷される燃料種類、燃焼度を包絡するよう冷却時間の多項指数関数により関数化された崩壊熱曲線を入力として与えることにより模擬する。原子炉出力は、中性子動特性計算から得られる核分裂出力と崩壊熱を加算することにより得られる。

### 3.3.3 熱流動特性 (MIDACコード)

炉心内の熱流動特性はMIDACコードの解析モデルにより評価する。

## (1) 保存則

### ① 熱流動

熱流動モデルの基礎方程式としては3次元の直交座標系に対し、混合相の質量（密度）、運動量、エネルギーに関する3保存則を考える。対流項にはドリフトフラックスモデルに基づく気液の速度差を考慮し、これに気相の質量保存則を加えることで、冷却材の圧力、流量、エンタルピ及びボイド率を求める。これらの方程式系を閉じるために、気液相対速度、沸騰、摩擦損失、乱流混合といった現象を表す物理モデルが用いられる。ほう素は液相に溶解して移動するものとして、沸騰に伴うほう素の液相への移動を考慮した質量保存則を与え、ほう素濃度の分布を求める。

### ② 燃料温度

熱流動解析の計算セルごとに、セル内に含まれる平均出力の燃料棒を対象とした非定常径方向1次元の熱伝導方程式を考慮する。MIDACコードは、燃料棒温度挙動を求め、冷却材への過渡時伝熱量を与えると同時に、燃料棒内温度を評価する。燃料熱物性は、FINEコード<sup>[5][6]</sup>と同一モデルを採用している。

## (2) 構成式

### ① 二相圧力損失モデル

軸方向圧力損失としては、摩擦損失と形状損失を考慮する。摩擦損失としては、二相条件を考

慮するために、単相の圧力損失係数に対して EPRI の二相摩擦損失増倍係数<sup>[7]</sup>を適用する。形状損失は入力された圧力損失係数に基づき計算する。

## ② サブクールボイドモデル

サブクールボイドは、気泡離脱点に関する Saha-Zuber の式<sup>[8]</sup>と Lahey のサブクール沸騰モデル<sup>[9]</sup>に基づき求める。(財)原子力発電技術機構が実施した管群ボイド試験結果<sup>[10]</sup>において、Saha-Zuber の式に若干の補正を加えることで、管群における気泡離脱の遅れを適切に模擬できることが報告されており、M I D A C コードでは、これを修正 Saha-Zuber の式として使用している。Lahey のサブクール沸騰モデルは、境界層における蒸気の生成と凝縮のバランスに基づく蒸気発生率を与える。

## ③ 気液相対速度

ドリフトフラックスモデルを適用した各保存則の基礎式では気液の相対速度が必要であり、気液相対速度はドリフトフラックス相関式により与えられる分布係数とドリフト速度から定まる。

M I D A C コードでは、(財)原子力発電技術機構で実施した管群ボイド試験結果<sup>[10]</sup>においてデータとの一致が最も良いと報告された以下のモデルを主流方向について用いる。

圧力 12.5MPa 以上： 均質流

圧力 10MPa 以下： 鉛直上昇流に対する Chexal-Lellouche の式<sup>[11]</sup>

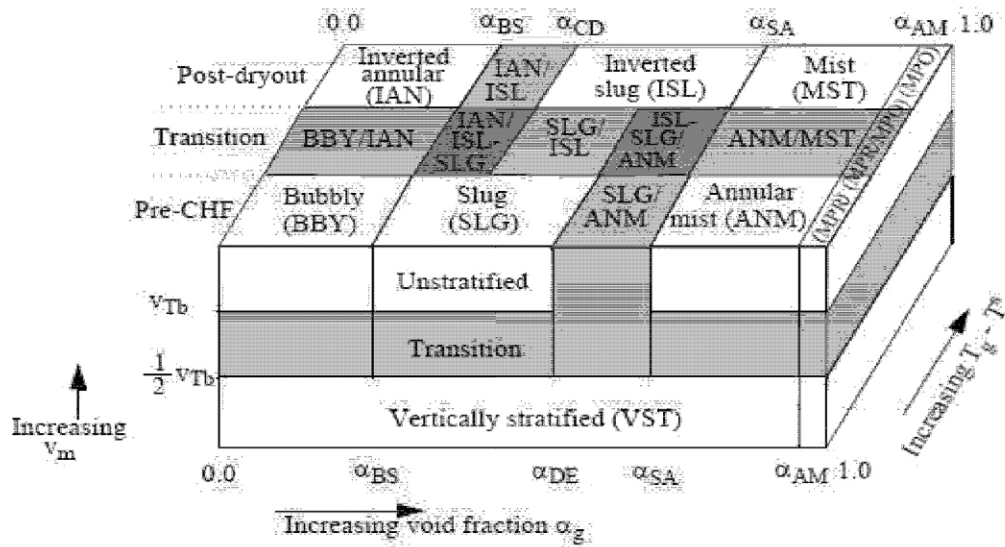
10～12.5MPa の間の領域については、分布定数及びドリフト速度のそれぞれについて直線内挿で算出する。

## ④ 燃料被覆管表面熱伝達

燃料被覆管表面熱伝達率としては、強制対流条件に対しては、Dittus-Boelter 相関式を、核沸騰条件に対しては Thom の式を使用する。

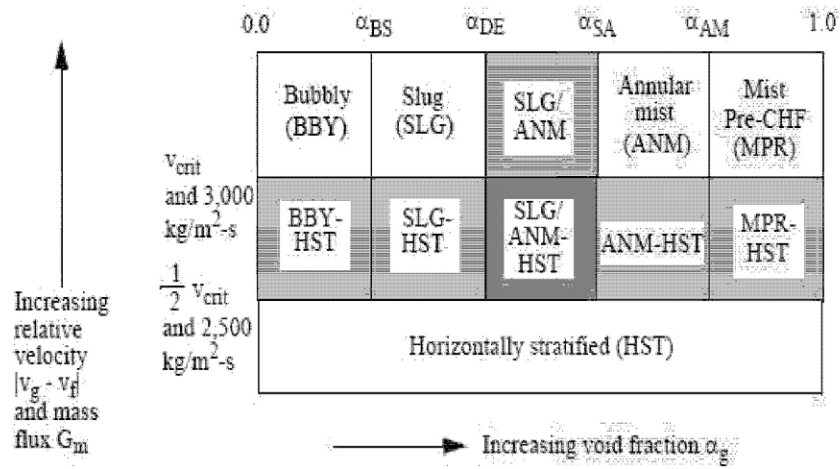
表 3-2 SPARKLE-2 コードのモデル一覧

項 目		計算モデル	
プラント特性 (M-RELAP5)	1次冷却系のモデリング	1次冷却系を多数のノードに分割 (ボリュームジャンクション法)	
	流動の基本式	非定常2流体6保存 気液各相に対し下記保存則を適用 ・質量保存則 ・エネルギー保存則 ・運動量保存則	
	流動様式	水平方向及び垂直方向で複数の流動様式を模擬	
	ボイドモデル	流動様式に応じた構成式により模擬 (Chexal-Lellouche)	
	数値解法	半陰解法	
	臨界流モデル	サブクール臨界流: Henry-Fauske モデル 二相臨界流: Moody モデル 蒸気単相: Ransom-Trapp モデル	
	1次冷却材ポンプの挙動	流体との相互作用を考慮した動的モデル	
	加圧器モデル	水位を精緻に計算するため、軸方向に多数にノードを分割 加圧器逃がし弁及び安全弁からの放出はサブクール、二相臨界流共に Henry-Fauske モデルを適用	
	蒸気発生器モデル	2次側を多ノード非平衡 伝熱管熱伝達モデル ポンプ特性モデル	
炉心動特性 (COSMO-K)	モデリング	3次元	
	中性子束計算	3次元2群拡散、6群遅発中性子	
	数値解法	空間	解析的多項式ノード法
		時間	周波数変換法+ $\theta$ 法
	ノード内の中性子束の取扱い	解析的多項式ノード法 燃料棒出力再構築法	
	核定数フィードバックモデル	マトリックス形式の核定数テーブル化 2次ラグランジュ補間による核定数内挿	
崩壊熱モデル	多項指数関数による崩壊熱モデル		
熱流動特性 (MIDAC)	モデリング	3次元	
	基本モデル	流体	非定常二相ドリフトフラックスモデル (混合相3保存則+気相質量保存則)
		燃料温度	非定常径方向1次元熱伝導方程式
	数値解法	熱流動	コントロールボリューム法 完全陰解法 (PISO)
		燃料温度	コントロールボリューム法 完全陰解法
	二相圧力損失モデル	EPRI	
	サブクールボイドモデル	気泡離脱点: 修正 Saha-Zuber 蒸気生成率: Lahey	
	気液相対速度(ドリフトフラックス相関式)	圧力 12.5MPa 以上: 均質流 圧力 10MPa 以下: Chexal-Lellouche 圧力 10~12.5MPa: 内挿	
	燃料被覆管表面熱伝達	強制対流: Dittus-Boelter 核沸騰: Thom	



- BBY : 気泡流
- SLG : スラグ流
- ANM : 環状噴霧流
- MPR : pre-CHF 噴霧流
- IAN : 逆環状流
- ISL : 逆スラグ流
- MST : 噴霧流
- MPO : post-CHF 噴霧流
- VST : 垂直層状流

図 3-2 垂直流の流動様式



- BBY : 気泡流
- SLG : スラグ流
- ANM : 環状噴霧流
- MPR : pre-CHF 噴霧流
- HST : 水平層状流

図 3-3 水平流の流動様式

### 3.4 ノード分割

A T W S の実機解析に用いる 1 次系及び 2 次系並びに炉心及び燃料棒のノード分割を、図 3-4～図 3-6 に示し、各物理領域におけるノード分割の考え方を表 3-3 に示す。

A T W S では、2 次側保有水が減少する過程での 1 次系と 2 次系での熱伝達を精緻に取り扱うために蒸気発生器伝熱管部のノード分割は詳細化する必要がある。また、1 次冷却材の膨張による 1 次系圧力変化を精緻に評価するためには、加圧器水位の上昇に伴う満水状態を適切に評価する必要があることから、加圧器も詳細に分割する必要がある。これら蒸気発生器伝熱管部及び加圧器については、後述する LOFT 試験解析による妥当性確認（「4.8 LOFT 試験」）や実機での感度解析に基づき十分な分割数とする。

また、A T W S は過渡時に局所的な出力分布の歪を伴わず、ほぼ炉心一様に出力が変化する事象であるため、出力分布変化としては準静的な過渡変化といえる。そのため、C O S M O - K コード及び M I D A C コードは、多くの実機炉心解析（静的解析）で十分な精度実績のあるノード分割を採用することとしており、C O S M O - K コード及び M I D A C コードの炉心内ノード分割を同一としている。

他の物理領域については、A T W S では温度分布が大きくなり、また、冷却材流れは基本的に均質流であるため、蒸気発生器伝熱管部や加圧器ほど詳細なノード分割は不要である。

上記の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 3-3 SPARKLE-2 コードのノード分割の考え方

物理領域	ノード分割の考え方
1次冷却材高温側、低温側配管部	[Blank]
蒸気発生器伝熱部	
加圧器、サージ管	
原子炉頂部	
上部、下部プレナム部	
ダウンカマール  炉心、燃料部	

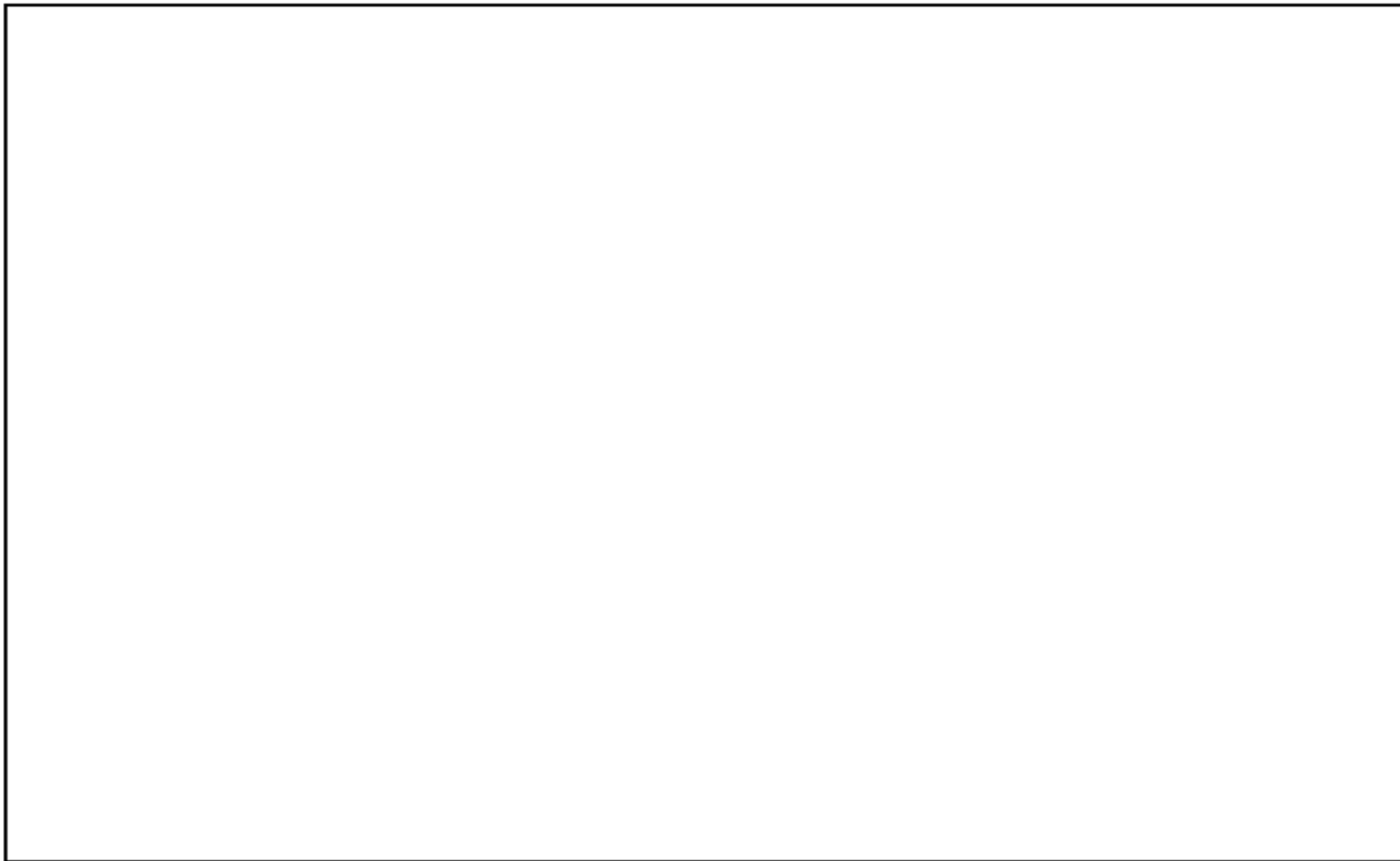


図 3-4 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [A,B ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属します  
ますので公開できません。

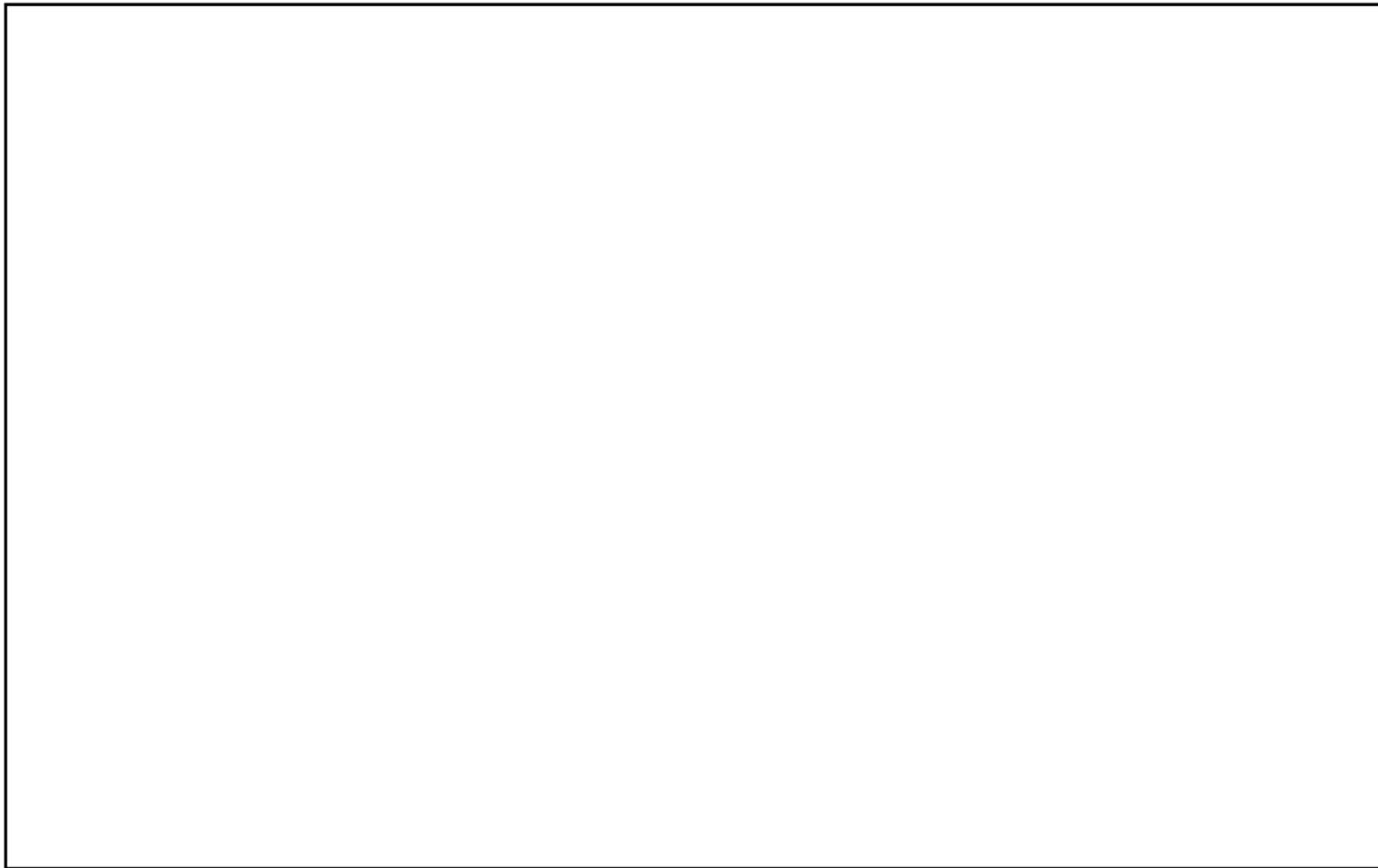


図 3-5 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [C ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

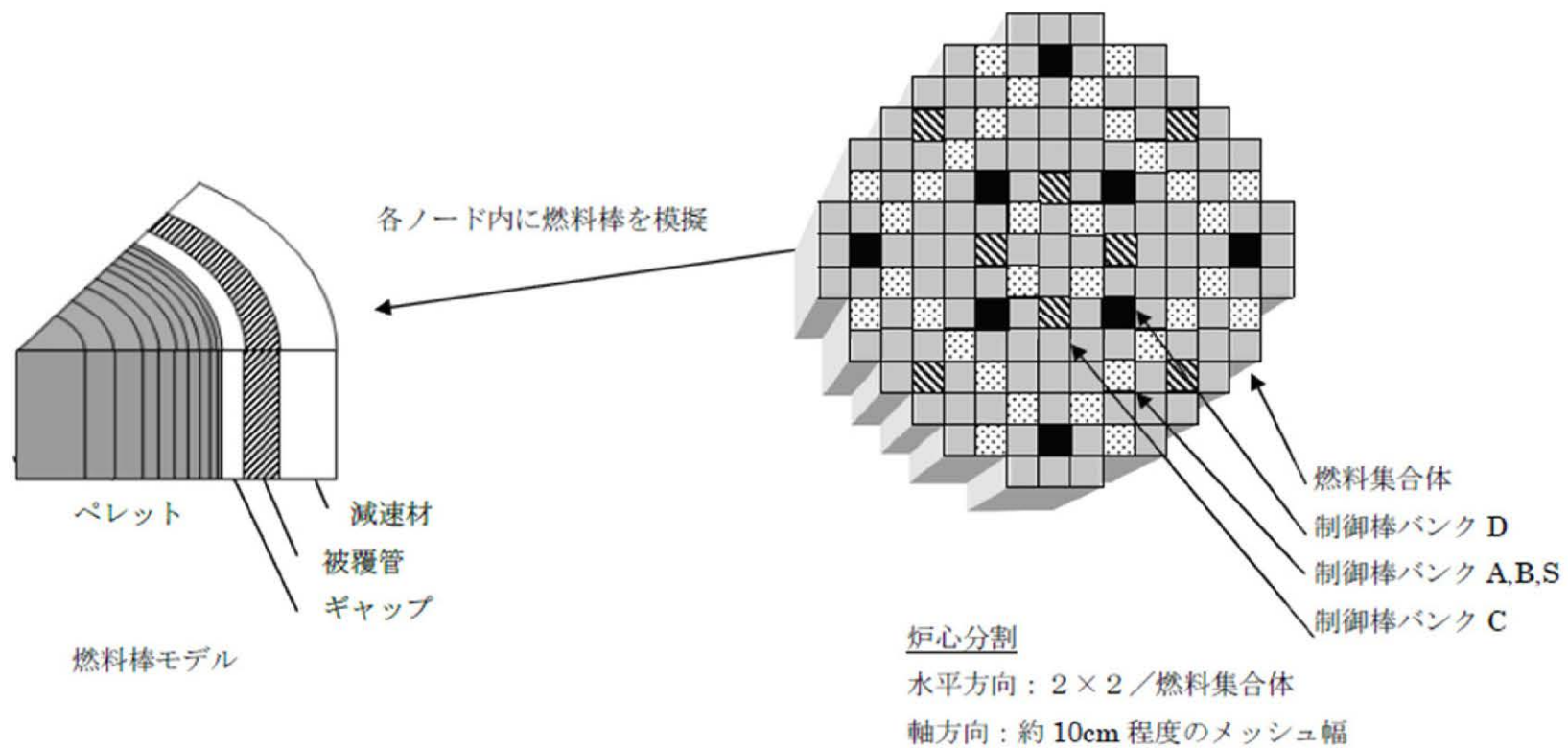


図 3-6 COSMO-K, MIDAC のノード分割図 (3 ループプラントの例)

### 3.5 結合計算方法

#### 3.5.1 結合計算の流れ

SPARKLE-2コードは、図 3-7に示すように上記の3つの要素コードを動的に結合したプラント過渡特性解析コードである。

ある時刻において、炉心過渡計算のため、炉心境界条件として1次系圧力、炉心入口エンタルピ、炉心入口流量及び炉心入口ほう素濃度がM-RELAP5コードからCOSMO-Kコード及びMIDACコードに受け渡される。炉心過渡計算では、まず、M-RELAP5コードから受け渡された炉心境界条件とCOSMO-Kコードから受け渡される3次元出力分布に基づき、MIDACコードにて熱流束、燃料棒内温度、炉心冷却材密度、温度及びほう素濃度の3次元分布を計算し、その後、MIDACコードから受け渡された燃料実効温度、炉心冷却材密度、温度及びほう素濃度を用いて、COSMO-Kコードにて中性子動特性計算により炉心出力及び出力分布を計算する。MIDACコードからCOSMO-Kコードへ受け渡される燃料実効温度、炉心冷却材密度、温度及びほう素濃度は、3.3節で示したように、COSMO-Kコードにおいて、ノードごとに中性子動特性計算の入力となる核定数を参照するために使用され、COSMO-Kコード及びMIDACコードの炉心内ノード分割は同一であることから、これらのパラメータはCOSMO-KコードとMIDACコードの同一ノード間で受け渡される。

炉心過渡計算が終了すると、MIDACコードで計算された熱流束分布がM-RELAP5コードに返され、M-RELAP5コードで炉心部を含む1次系全体の熱流動を計算する。この時、MIDACコードとM-RELAP5コードの炉心部分のノード分割が異なるため、MIDACコードにより得られた熱流束分布を、M-RELAP5コードのノード分割に縮約して受け渡すことにより、詳細な熱流束分布がM-RELAP5コードによる熱流動計算に反映される。これらをタイムステップごとに繰り返す。

#### 3.5.2 炉心計算における受け渡しパラメータ

MIDACコードからCOSMO-Kコードへ受け渡されるパラメータの具体的な取扱いについて、以下に述べる。

##### (1) 燃料実効温度

COSMO-Kコードの核定数は、炉心計算での反応度が合うようにペレット内の反応率分布を考慮して平均化した核計算用の燃料実効温度をパラメータとして設定されており、主としてドップラ反応度帰還効果に寄与する。MIDACコードでは、COSMO-Kコードで評価されたノード単位の3次元出力分布を入力として、各ノードに対してノード代表のペレット内径方向温度分布を計算しているが、核計算用の燃料実効温度については、ペレット内の反応率分布を考慮してペレットの外側領域の重みを大きくする加重平均処理を行うことにより算出し、COSMO-Kコードの同一ノードへ

受け渡している。

## (2) 炉心冷却材密度及び温度

MIDACコードにより計算されたノードごとの炉心冷却材密度及び温度は、COSMO-Kコードの同一ノードへ受け渡され、主として減速材反応度帰還効果に寄与する。ここで、ボイドが発生したノードに対しては、ボイド発生に伴う減速材密度低下による反応度変化を中性子動特性計算に取り込むため、気液混合密度を受け渡す。COSMO-Kコードの核定数テーブルは燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度の5次元のマトリックス形式でテーブル化されているため、この炉心冷却材密度により核定数を参照することにより、減速材密度が低下することに伴う単位体積当たりのほう素数が減少する効果についても考慮される。

## (3) ほう素濃度

ノードごとのほう素濃度は、1次冷却材中のほう素は液相に溶解して移動するものとして、MIDACコードによりノードごとの1次冷却材密度に基づき計算される。計算されたほう素濃度はCOSMO-Kコードの同一ノードへ受け渡され、ほう素濃度変化が生じた場合には主としてほう素反応度効果として寄与する。

また、1次冷却材沸騰時には、ほう素は液相に濃縮するため、この効果をボイド率で考慮している。これにより、ボイド発生時における局所的なほう素濃度変化による影響を、中性子動特性計算に反映させることができる。なお、ATWSでは、冷却材流れは高圧に維持されるため気相と液相は均質流として共に移動するため、炉心で沸騰が生じたとしても、混合相全体としてのほう素濃度は変化しないため、このボイド発生時における局所的なほう素濃度変化は表れない。

### 3.5.3 炉心計算の流れ

COSMO-Kコードの3次元炉心動特性計算では、炉心核設計コードであるGALAXYコード及びCOSMO-Sコードで解析された炉心核設計データを用いていることから、それらのコードとの関連について説明する。炉心計算の流れを図 3-8に示す。

SPARKLE-2コードを用いたプラント過渡解析に先立ち、まず、GALAXYコードを用いた2次元集合体計算により、事象発生前の炉心状態から対象とする過渡状態で想定する範囲を包絡する炉心条件（燃料実効温度、炉心冷却材密度、炉心冷却材温度、ほう素濃度、燃焼度）に対して核定数テーブルを準備する。その後、解析対象とする燃料装荷パターンに対し、この核定数テーブルを用いて、COSMO-Sコードにより解析対象とする炉心燃焼度まで燃焼計算を実施する。次に、SPARKLE-2コードにおいて、COSMO-Sコードで使用したのと同じ核定数テーブル、燃料装荷パターン及びCOSMO-Sコードの燃焼計算から得られる燃焼度分布を入力として、COSMO-KコードとMIDACコードにより、炉心過渡計算の初期炉心条件を設定するための初期定常計算を行う。なお、この初期定常計算では、MIDACコードとCOSMO-Kコードの解析結果が収束するまで反復計算を行う。

プラント過渡解析において、減速材反応度帰還効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、この初期定常計算の段階でほう素濃度を調整することで初期減速材温度係数を任意の値に設定し、ほう素濃度調整により変化した中性子バランスを補正することにより定常状態を達成する。この炉心状態を初期定常状態とし、SPARKLE-2コードのプラント過渡解析が実行される。また、ドップラ反応度帰還効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、炉心過渡計算においてタイムステップごとに核定数を更新する際に、ドップラ反応度帰還量の調整を行う。

GALAXYコード及びCOSMO-Sコードの詳細は添付2に記載し、減速材及びドップラ反応度帰還効果の設定に関する詳細は、それぞれ添付3及び添付4に記載する。また、SPARKLE-2コードを用いてATWS解析を行う際の評価用炉心の具体的な考え方については添付5に記載する。