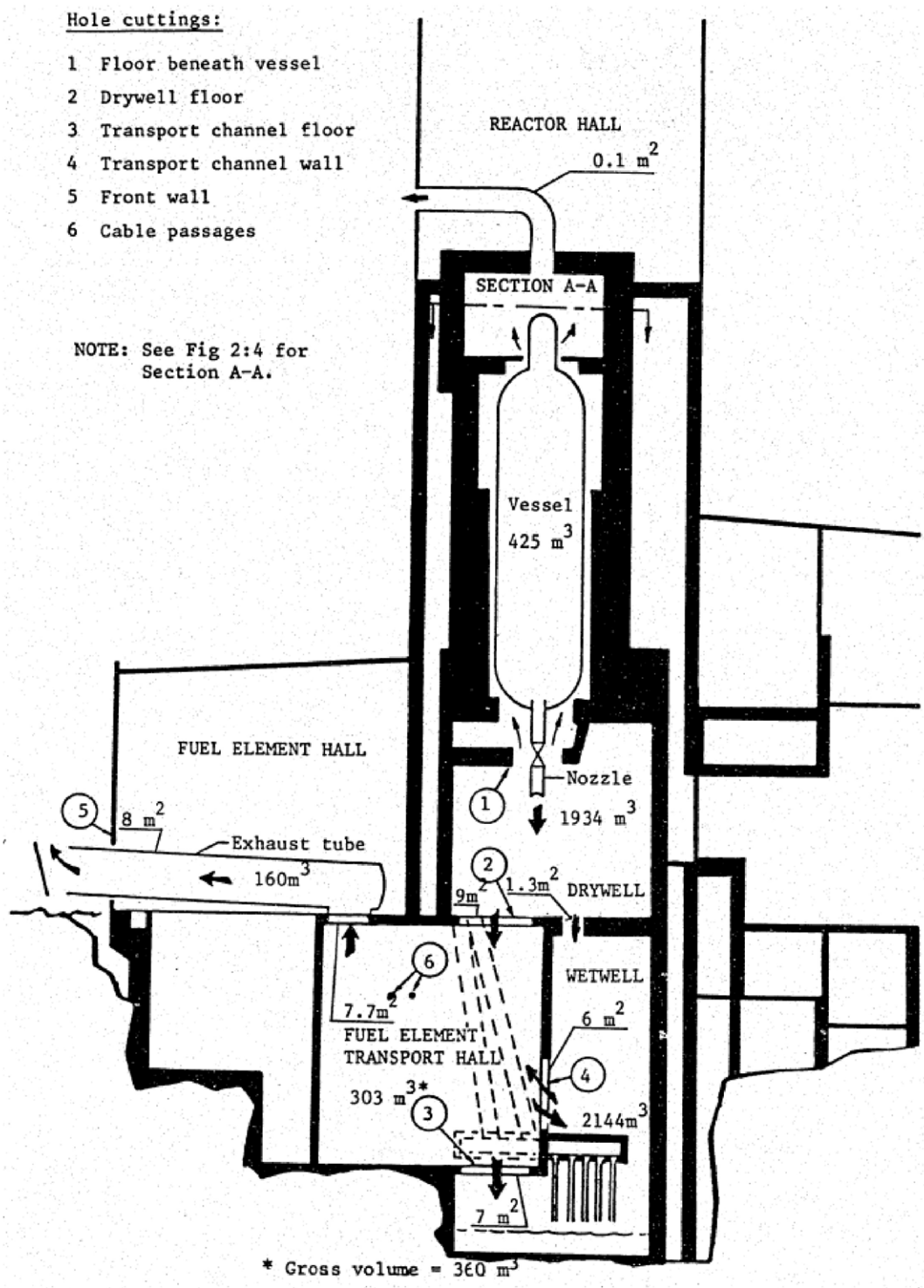


Fig 2:1 Outline diagram of the facility, including flow paths during the CFT

図 4-10 Marviken 臨界流試験装置概観

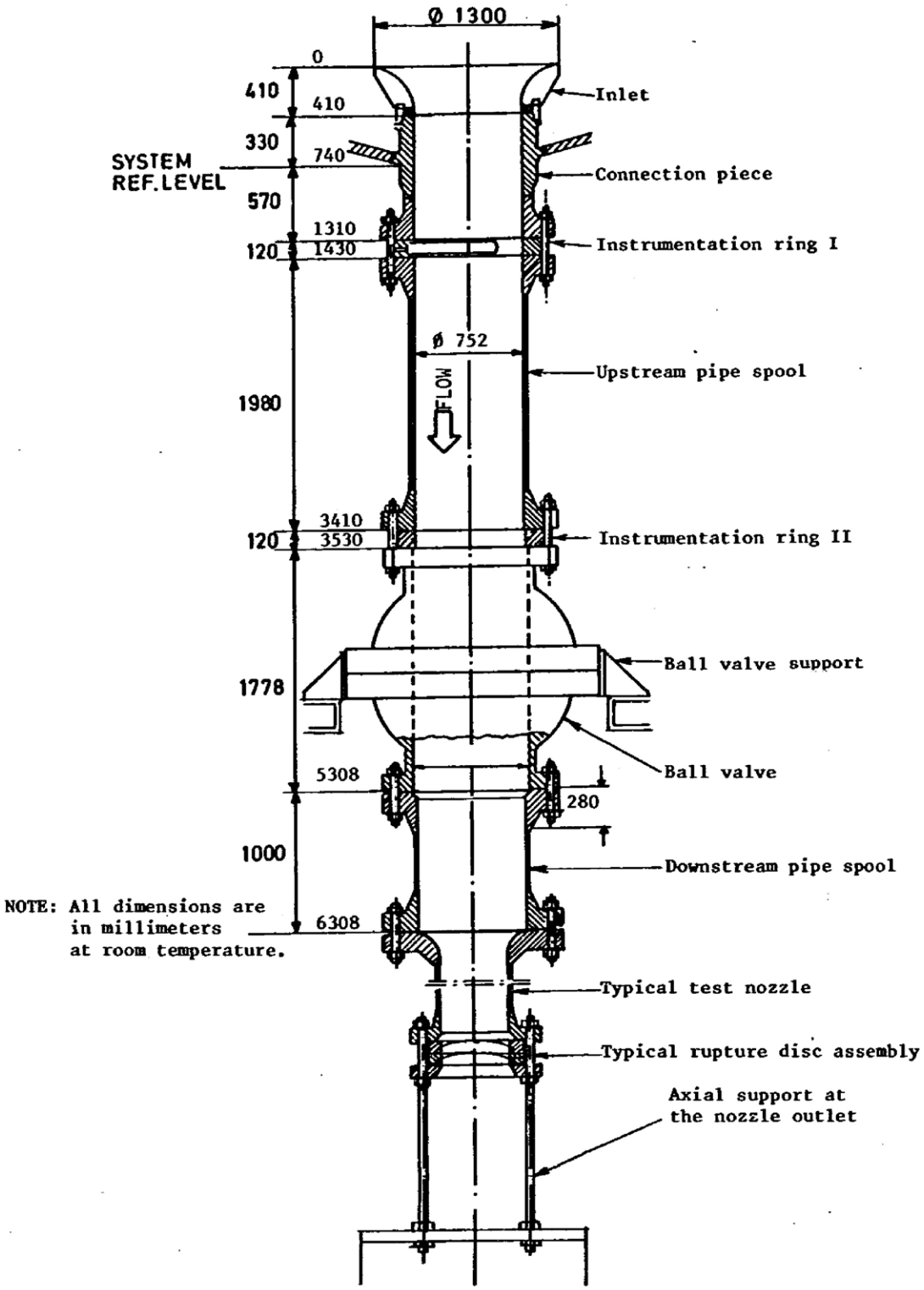


図 4-11　Marviken 放出管詳細図

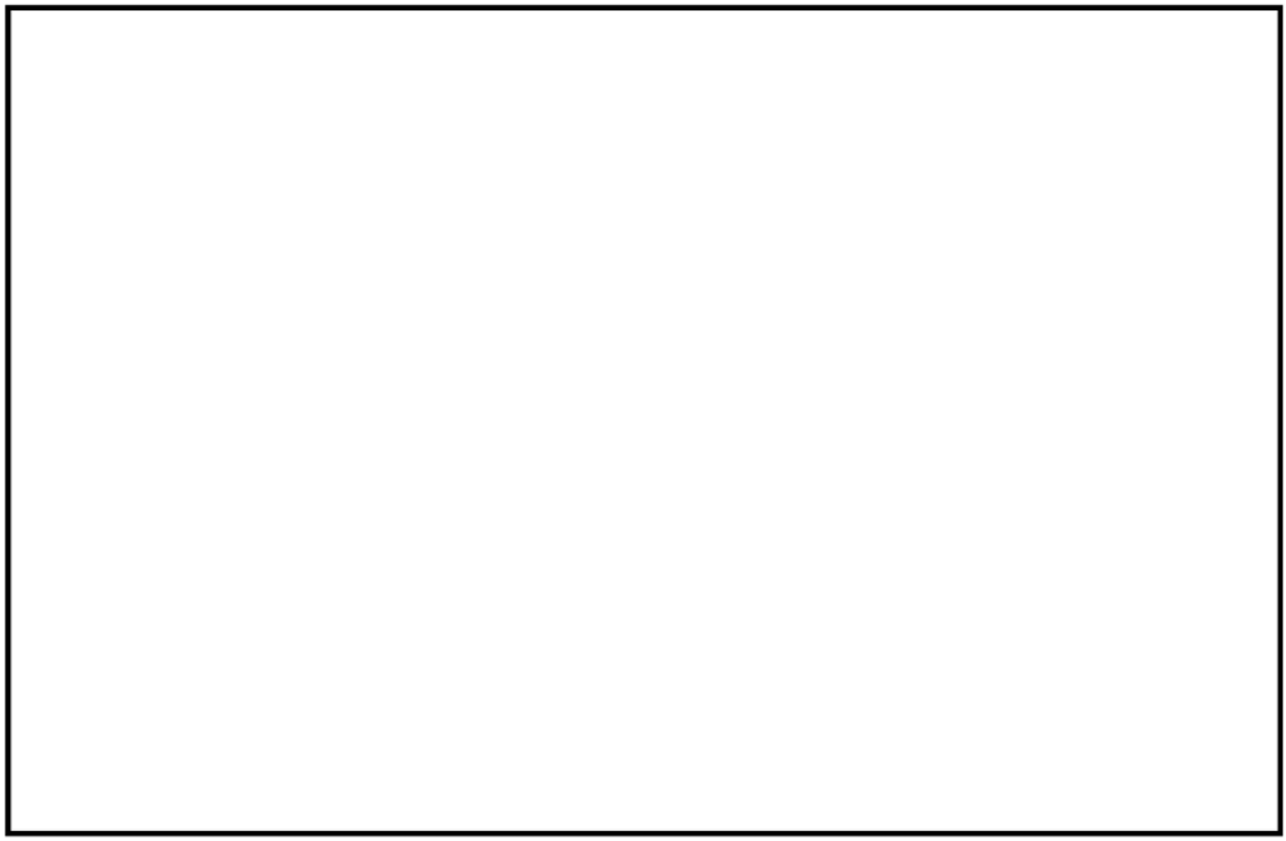


図 4-12　Marviken 試験解析のノーディング図

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。

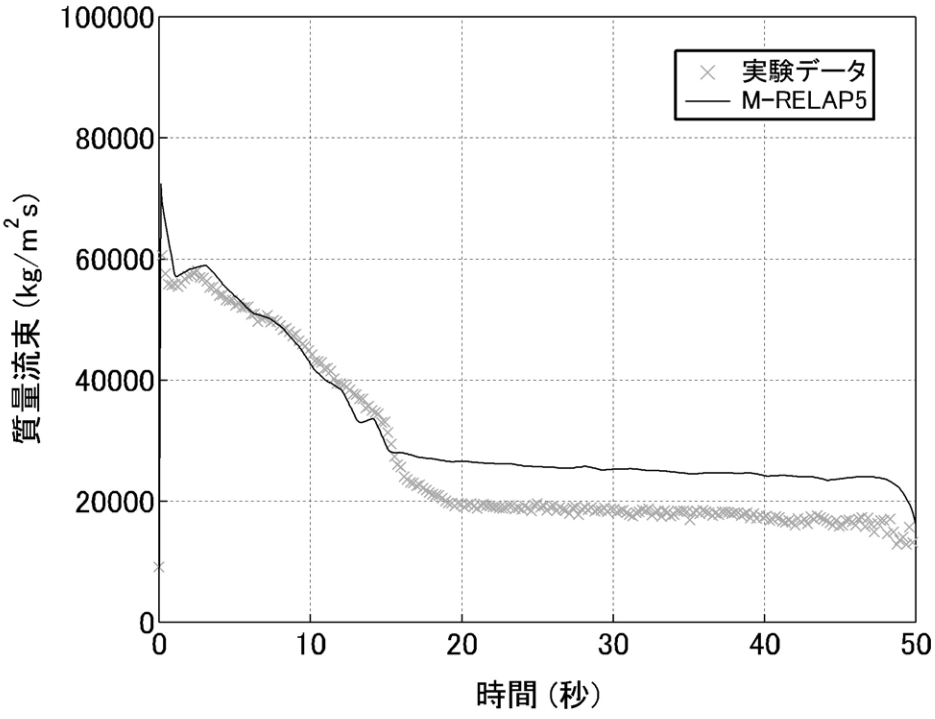


図 4-13　Marviken 破断流量の予測（Test 11）

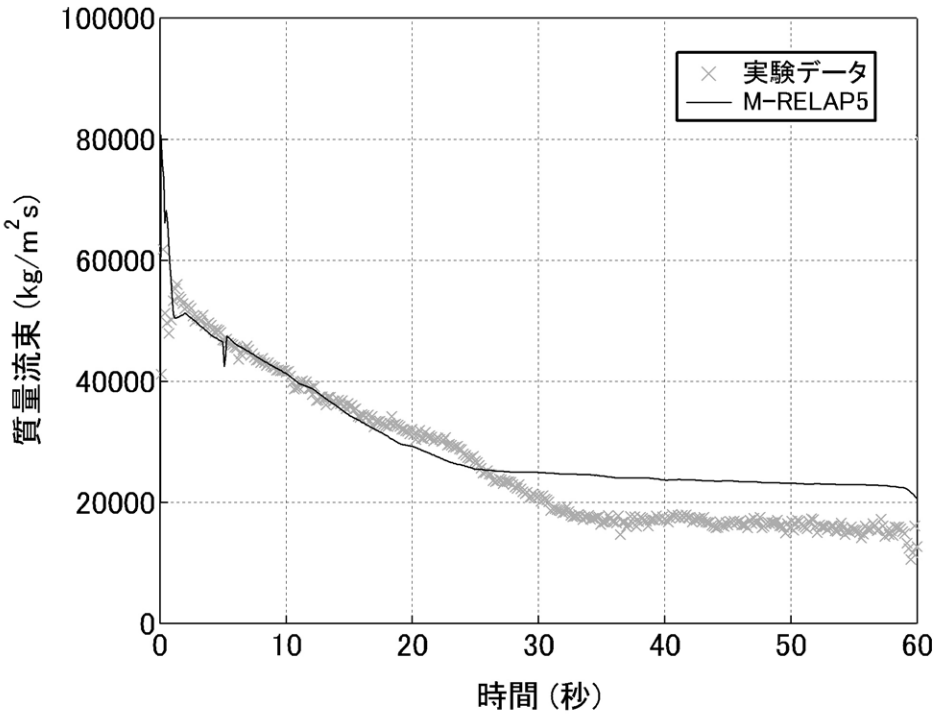


図 4-14　Marviken 破断流量の予測（Test 27）

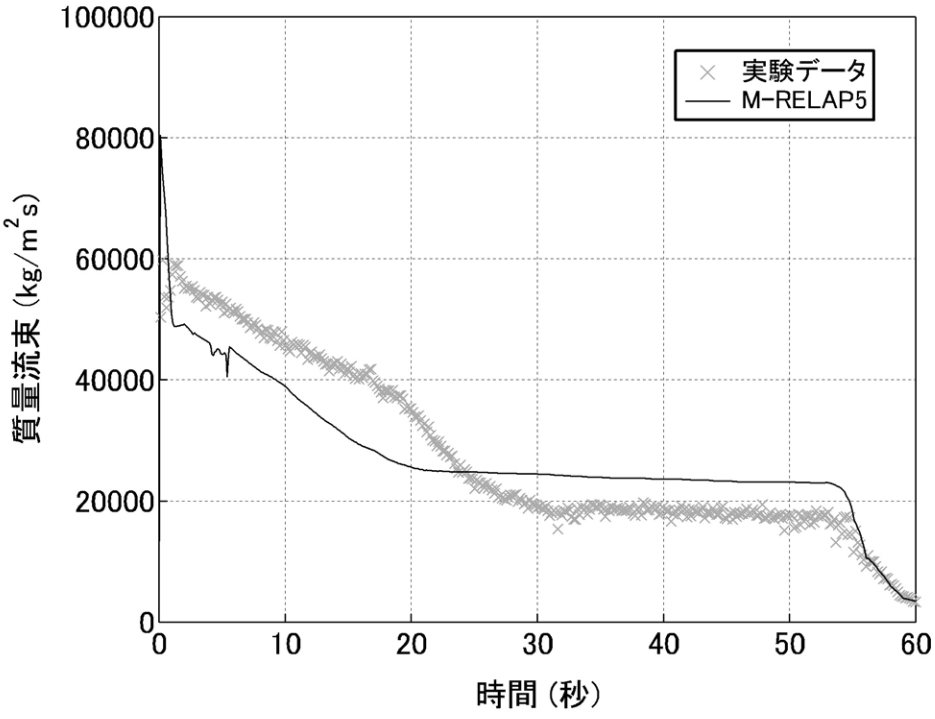


図 4-15　Marviken 破断流量の予測（Test 24）

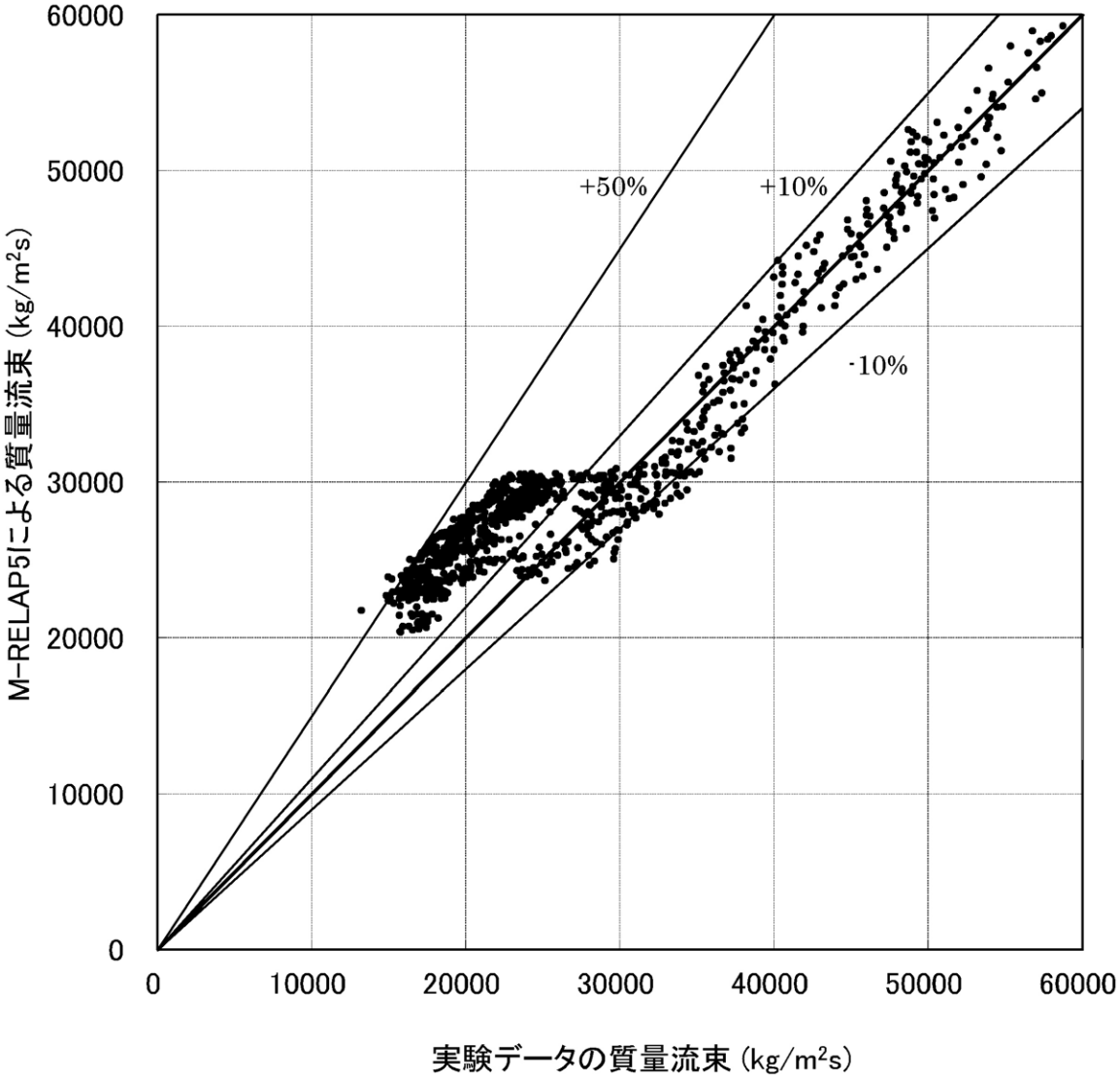


図 4-16　Marviken 破断流量の比較

4.4 ROSA/LSTF 試験

4.4.1 ROSA 試験概要

ROSA/LSTF[35]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、更に、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リングと L/√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。

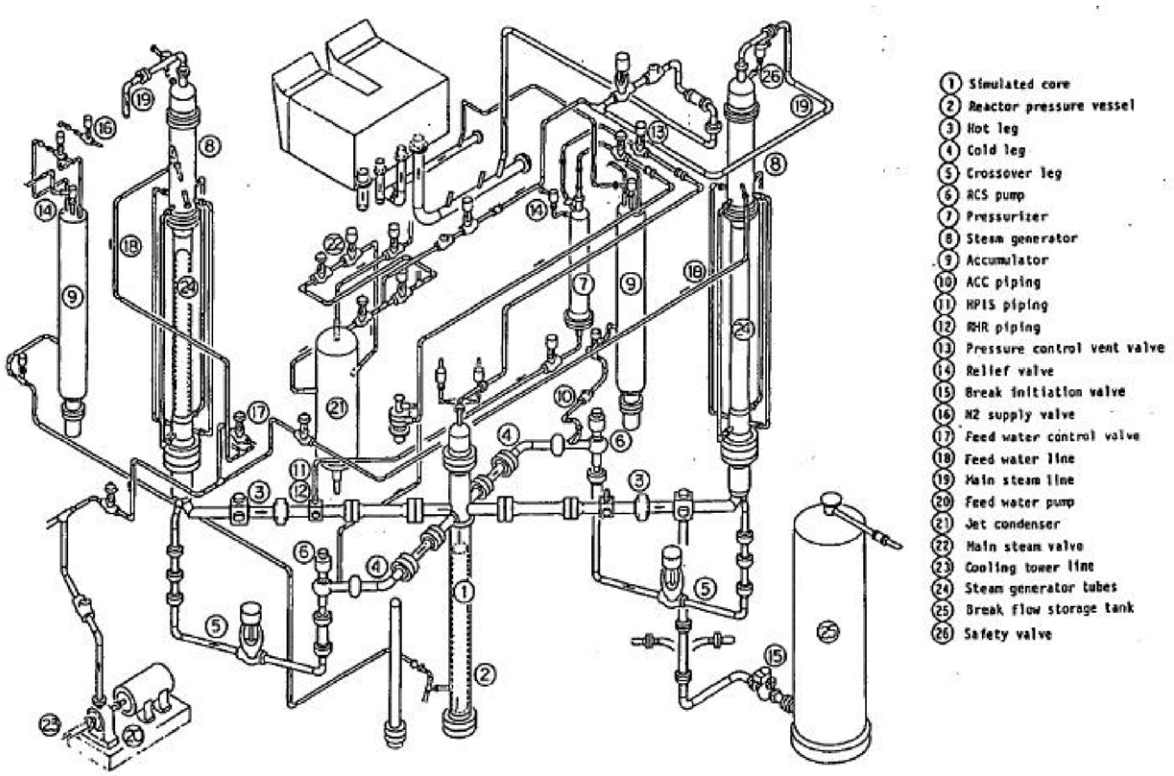


図 4-17　LSTF 鳥瞰図

(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ル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。

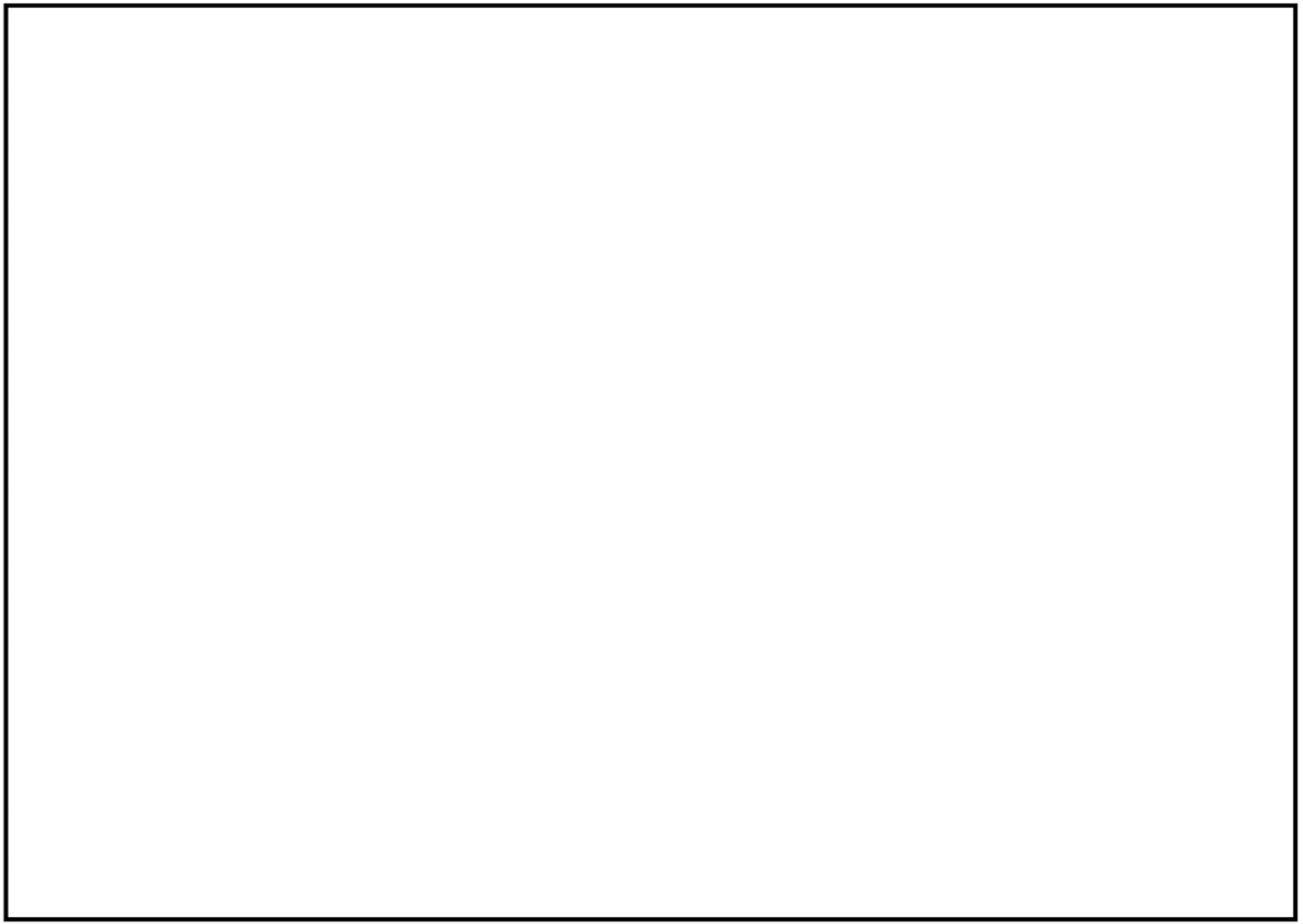


図 4-18　ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析　ノード分割図

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[36]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 6 インチ破断相当である。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[37]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[38]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。(実機の高温側配管の径は ROSA とは異なるため、実機と同等の大きさである UPTF の実験[39]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 秒に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 秒の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無いため、落水の影響を受けない、も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そう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ル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。

(5) ボイルオフ時の炉心水位、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カマへのバイパス（スプレイノズルからの落水）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ル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。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－ＲＥＬＡＰ５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 6 インチ破断相当である。2 インチ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、6 インチ破断相当での 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 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－ＲＥＬＡＰ５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 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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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、密度を大き目に評価し、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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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。

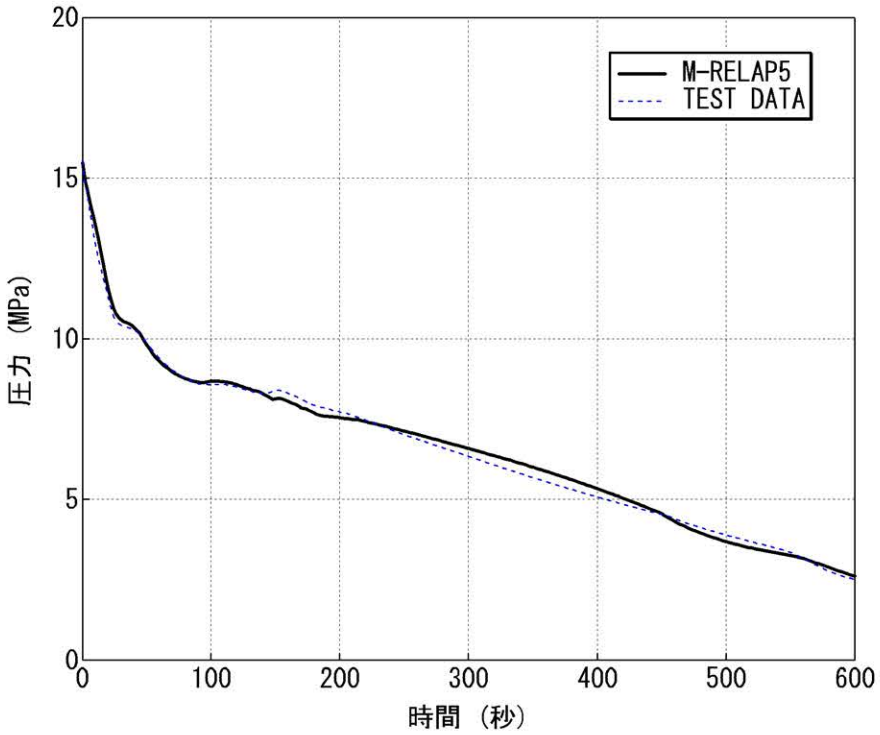


図 4-19　加圧器圧力

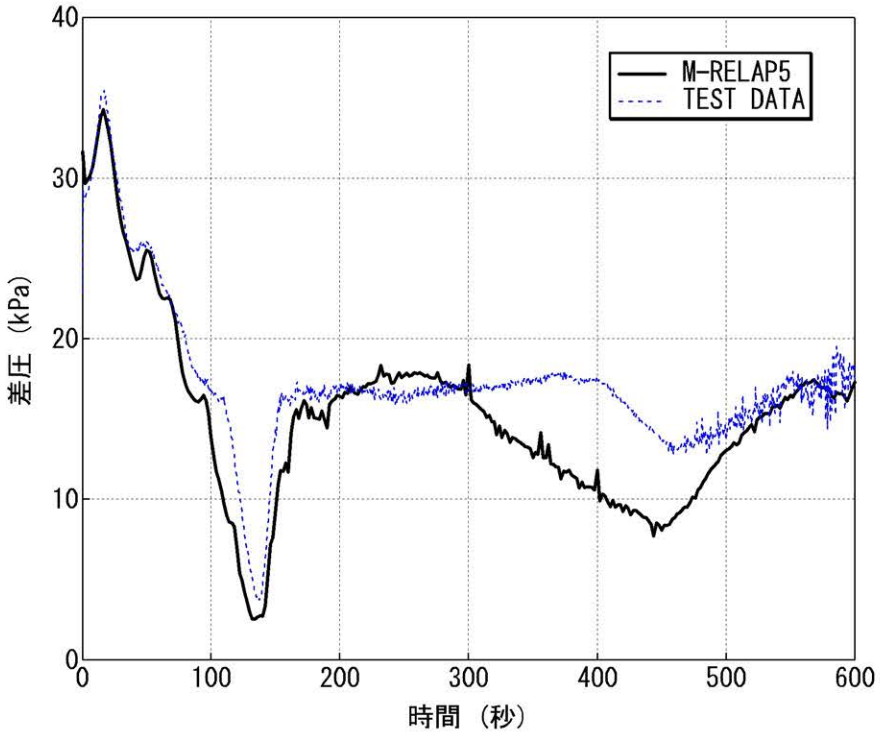


図 4-20　炉心差圧

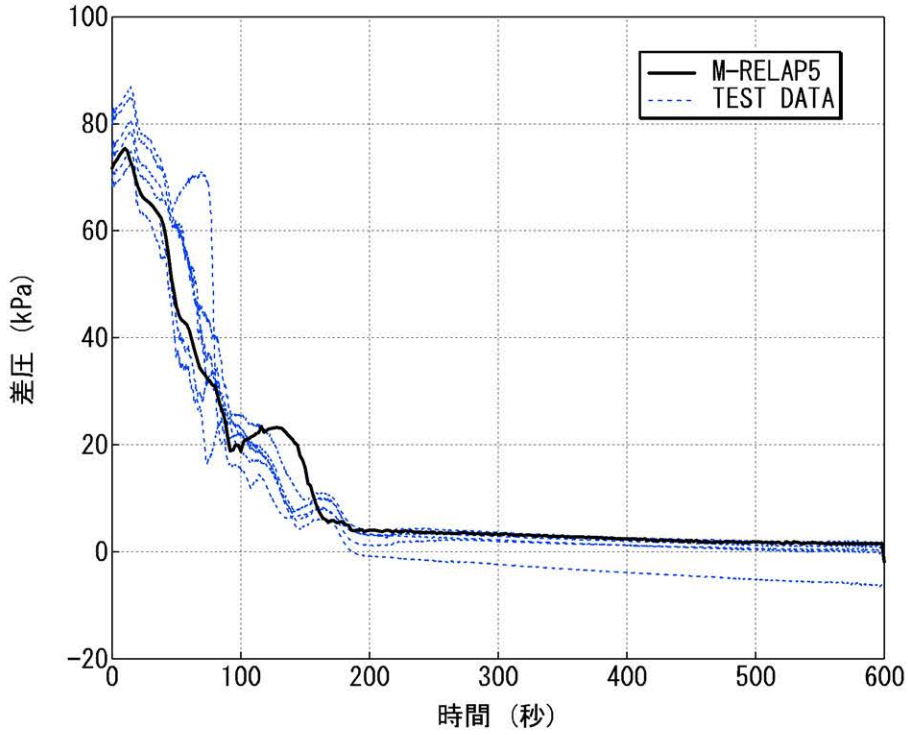


図 4-21　ループ A 蒸気発生器上昇側の差圧

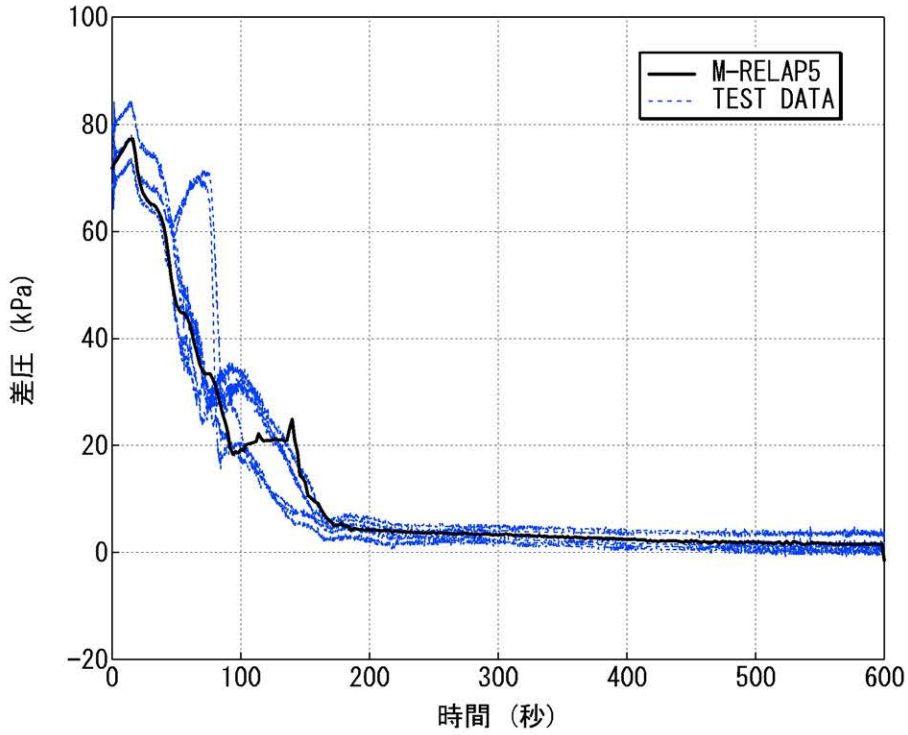


図 4-22　ループ B 蒸気発生器上昇側の差圧

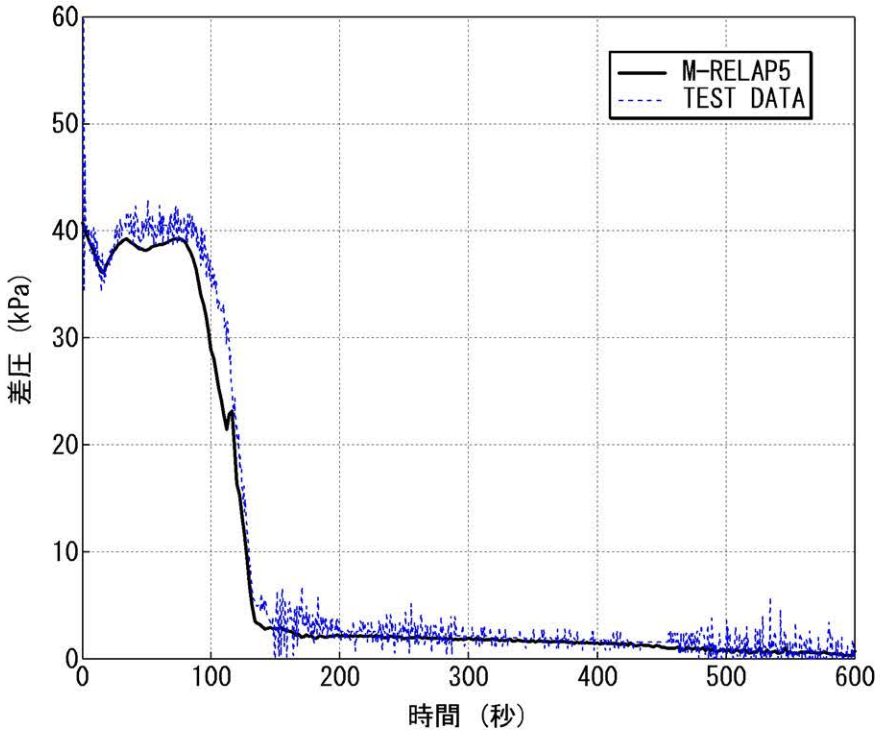


図 4-23　ループ A 蒸気発生器出口側配管下降側の差圧

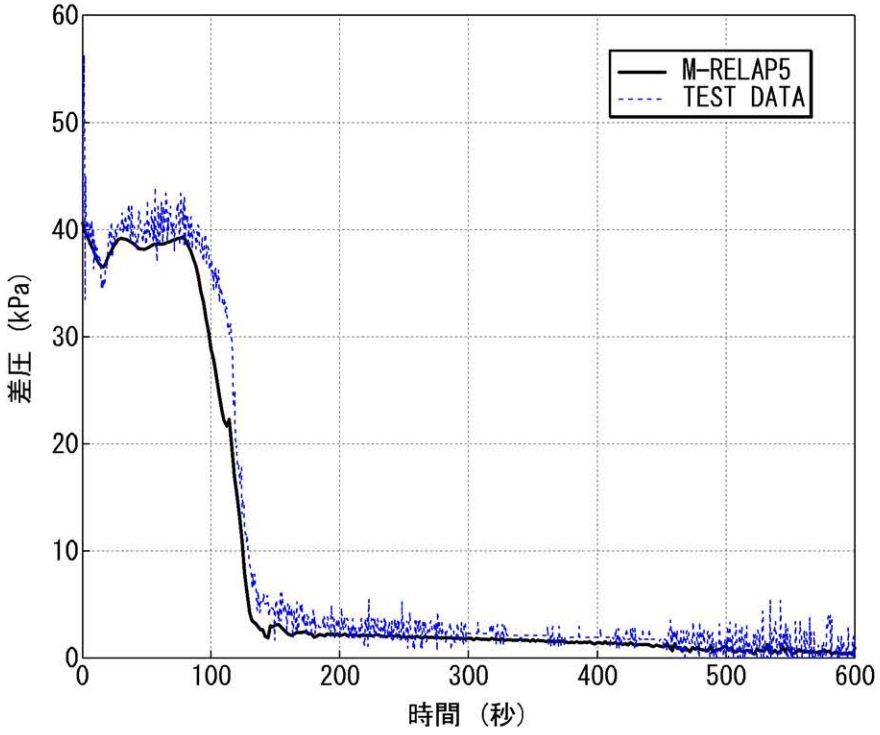


図 4-24　ループ B 蒸気発生器出口側配管下降側の差圧

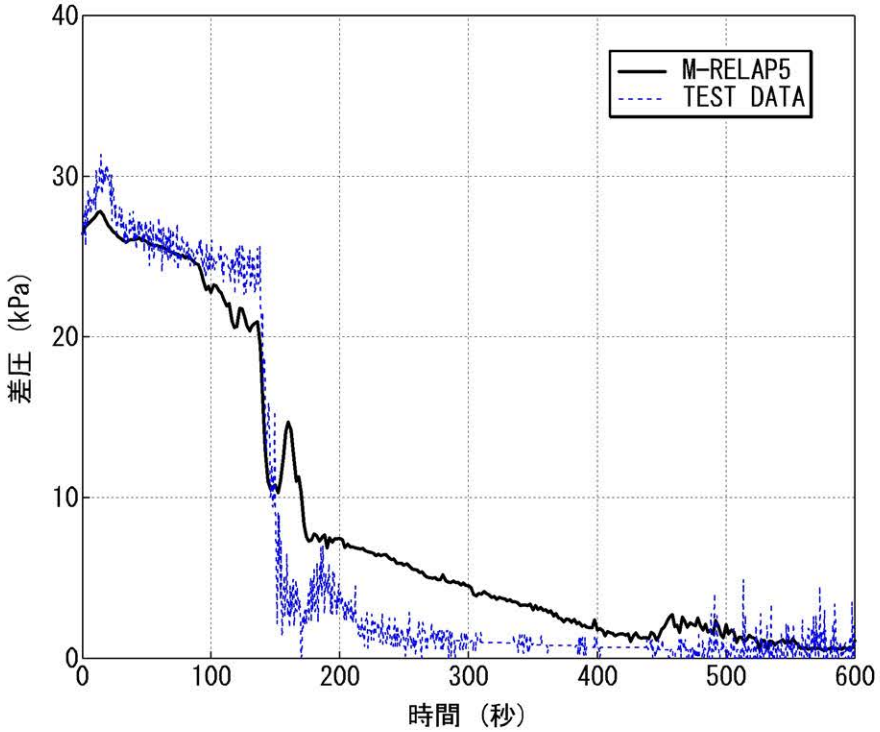


図 4-25　ループ A 蒸気発生器出口側配管上昇側の差圧

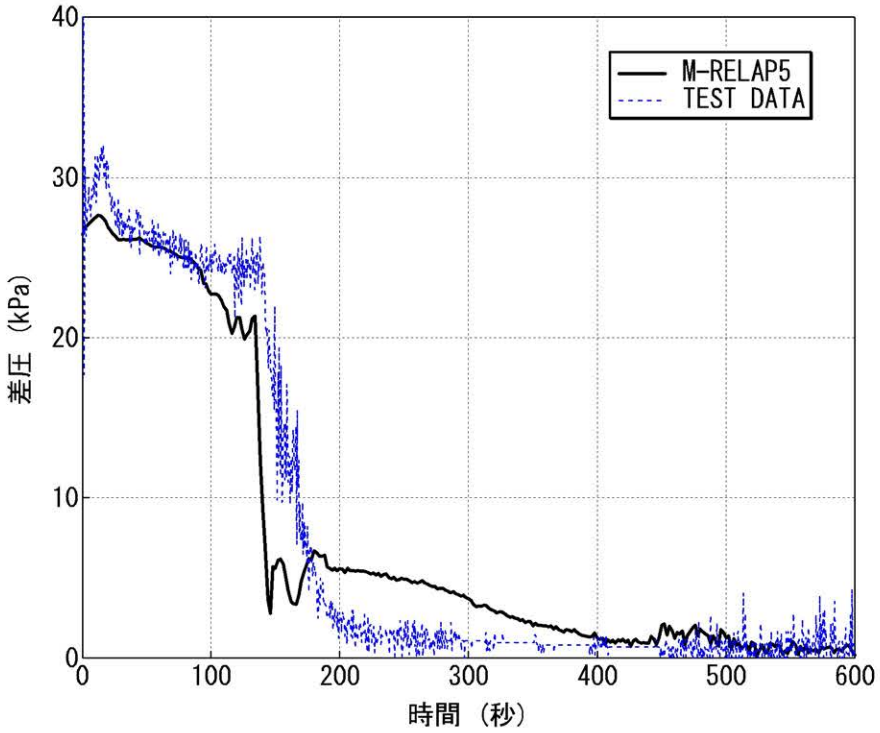


図 4-26　ループ B 蒸気発生器出口側配管上昇側の差圧

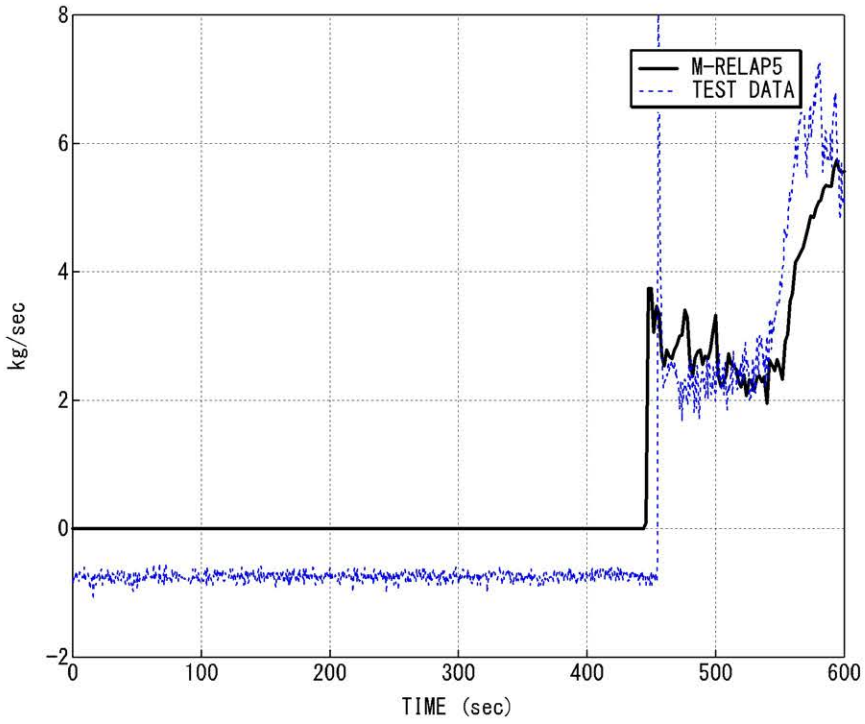


図 4-27　ループ A 蓄圧タンク流量

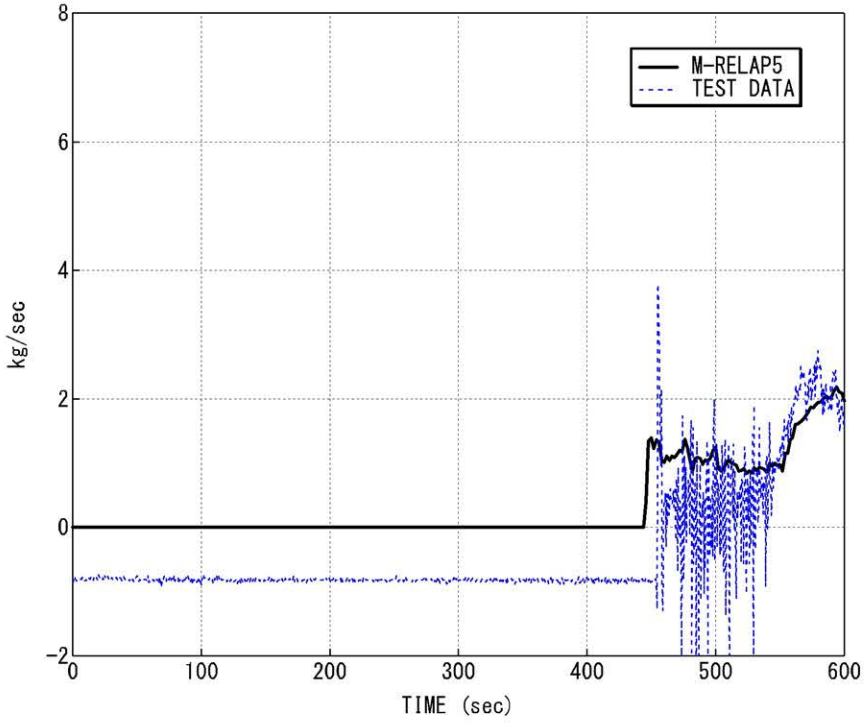


図 4-28　ループ B 蓄圧タンク流量

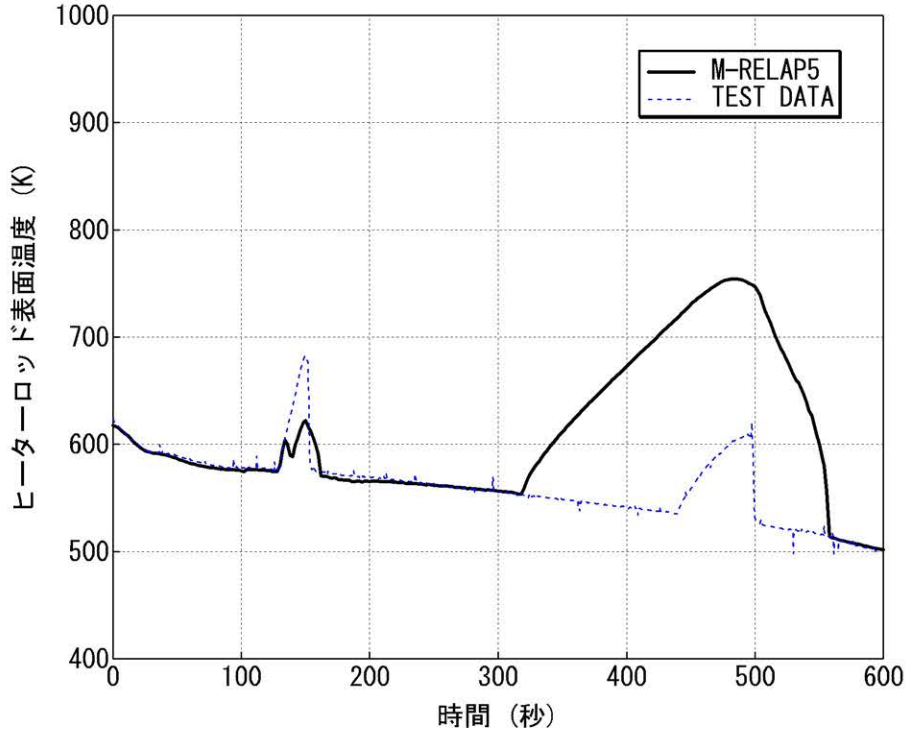


図 4-29　ヒータロッド表面温度 3.05m (試験データ), 3.17m (M－ＲＥＬＡＰ５)

(炉心上部)

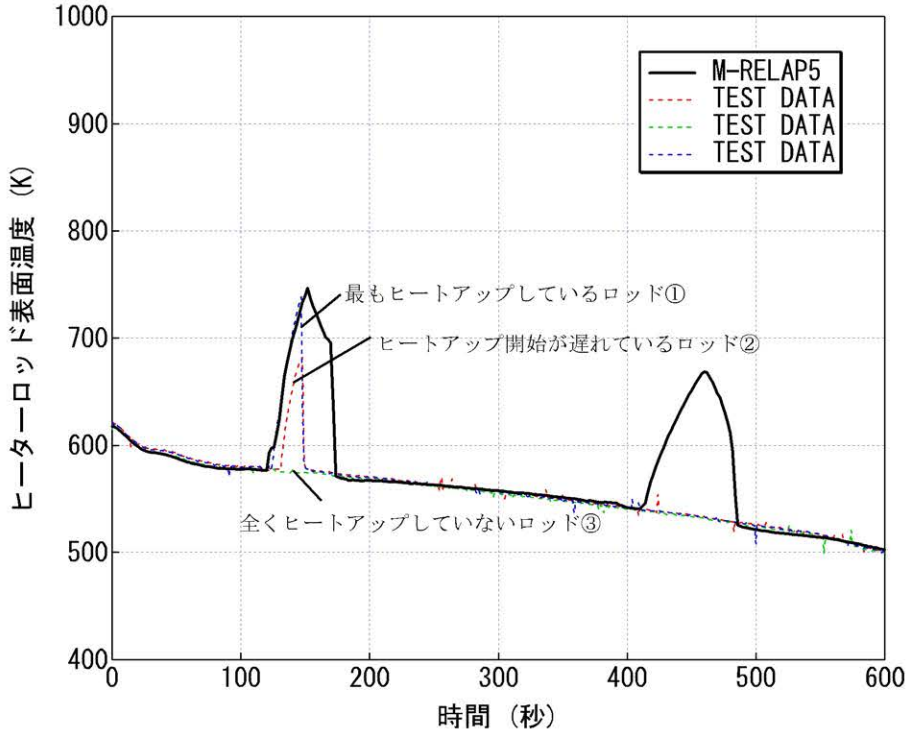


図 4-30　ヒータロッド表面温度 1.83m (試験データ), 1.82m (M－ＲＥＬＡＰ５)

(炉心中心付近)

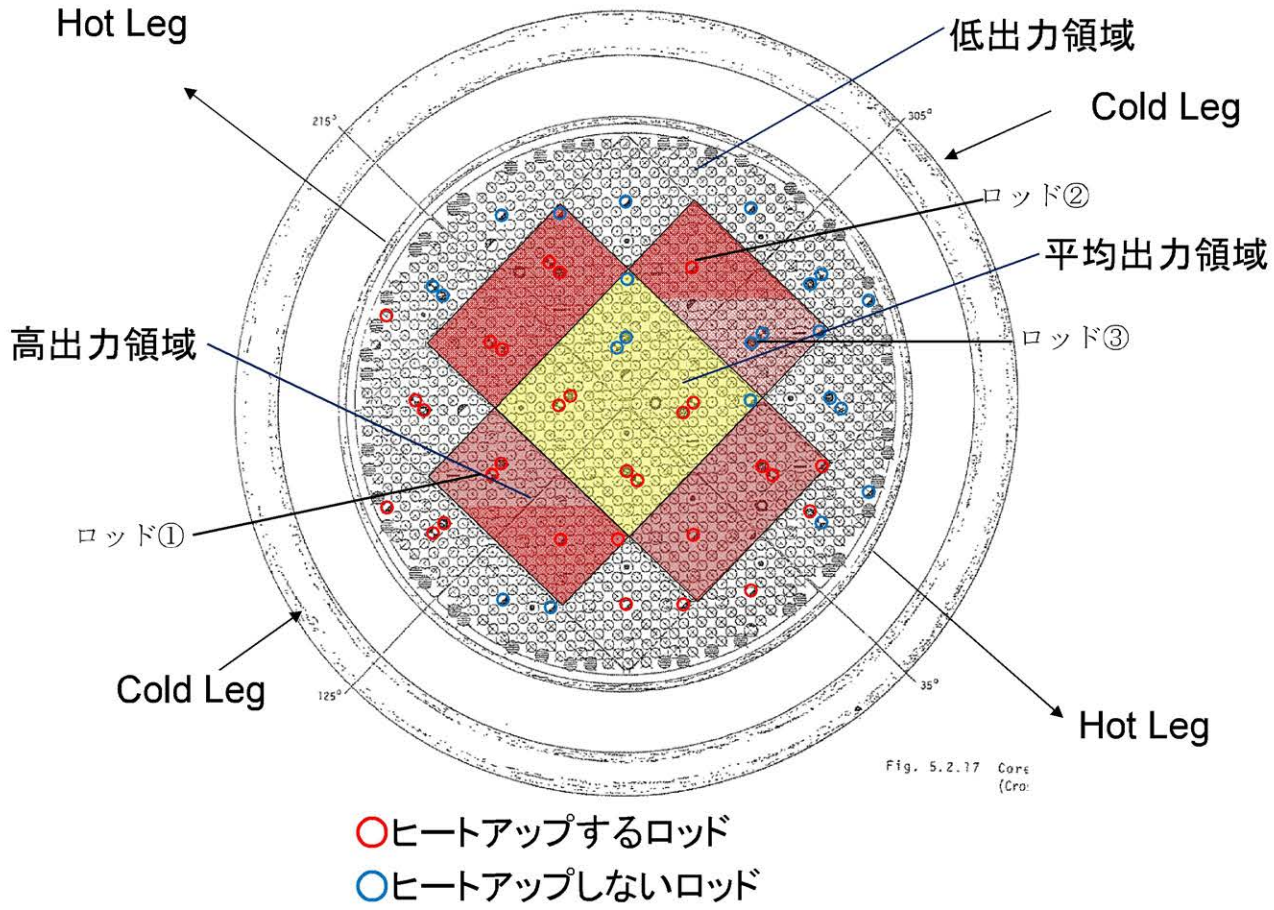


図 4-31　SB-CL-18 試験のループシール期間におけるヒートアップ位置

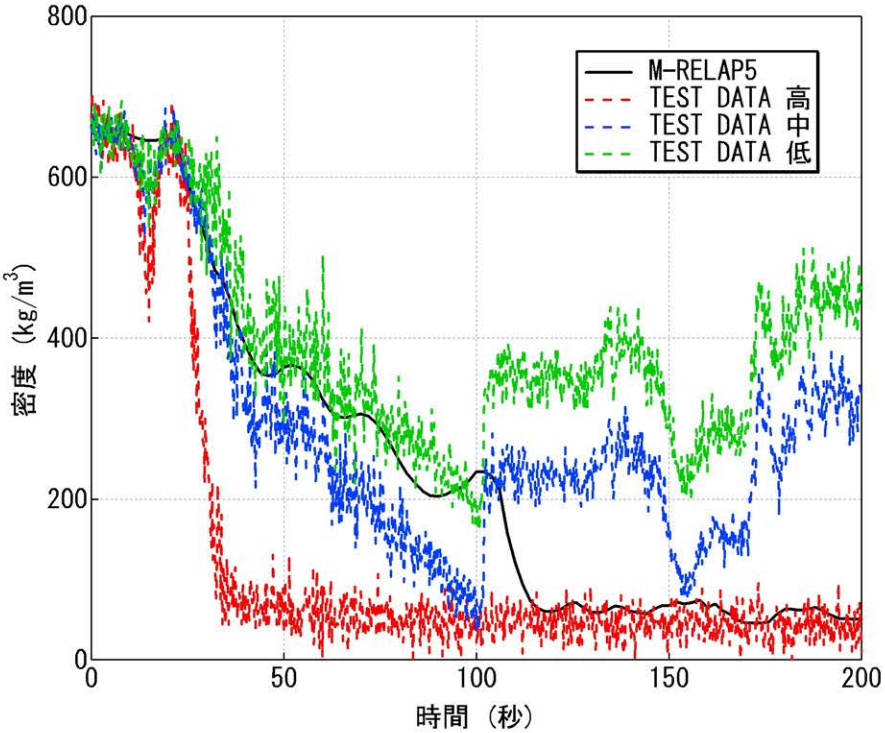


図 4-32　高温側配管密度

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[40]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 2 インチ破断相当
- 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 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 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－ＲＥＬＡＰ５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、本実験では、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ー部は１次元で模擬しているため、ボイラー部での管群での横流れは計算しないため、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次系強制減圧時の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－ＲＥＬＡＰ５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 と同様に、SB-CL-39 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 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に示されるとおり、SB-CL-39 では約 750 秒に減圧操作を開始し、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－ＲＥＬＡＰ５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 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 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 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－ＲＥＬＡＰ５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 (s)	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

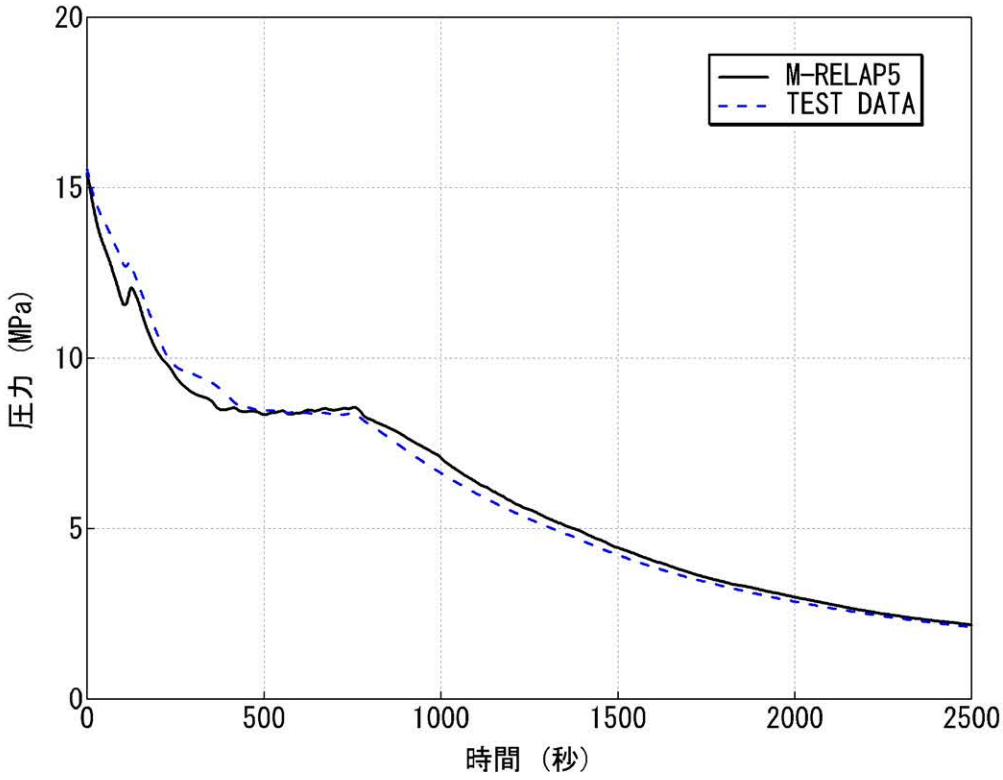


図 4-33　加圧器圧力

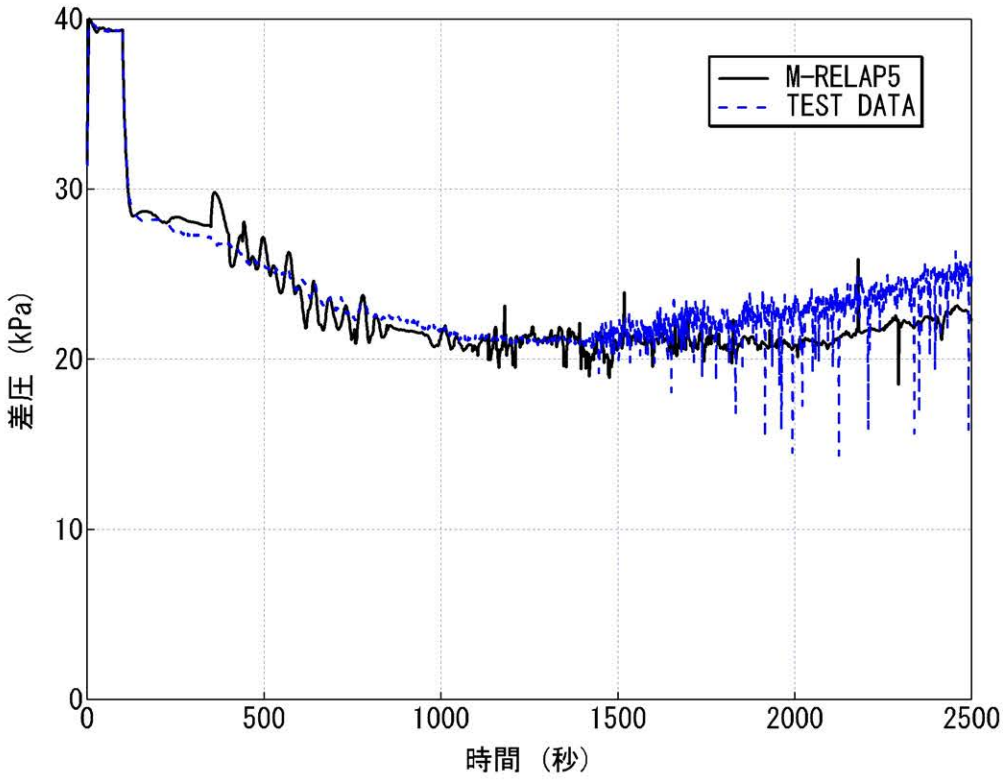


図 4-34　炉心差圧

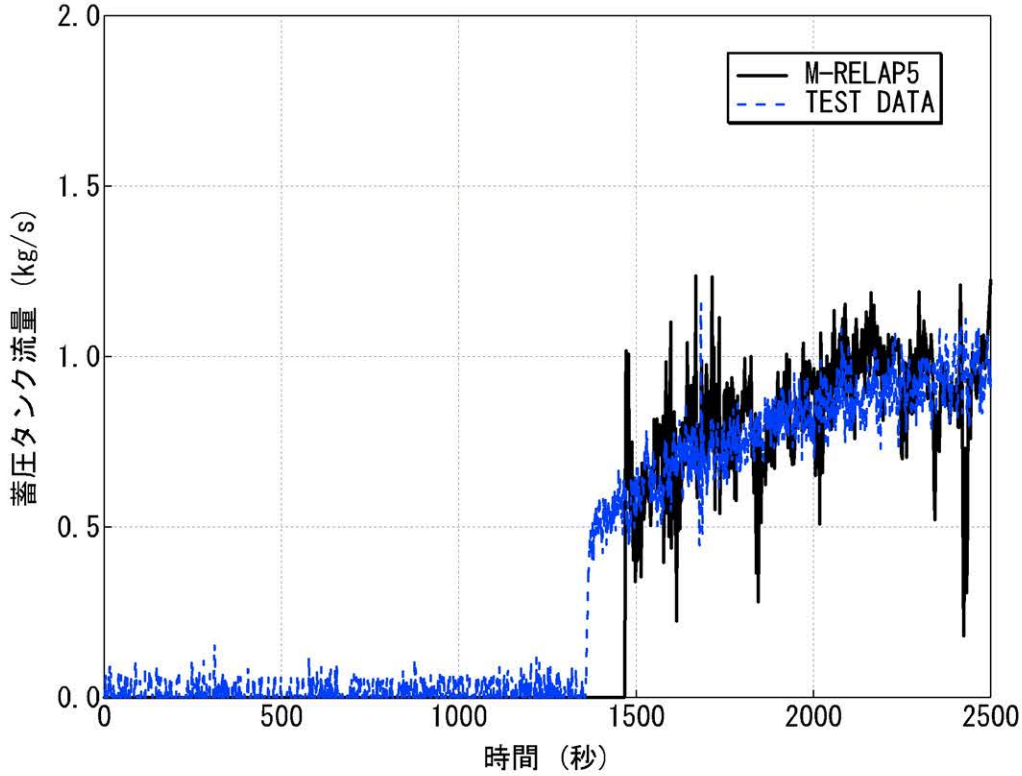


図 4-35　ループ A 蓄圧タンク流量

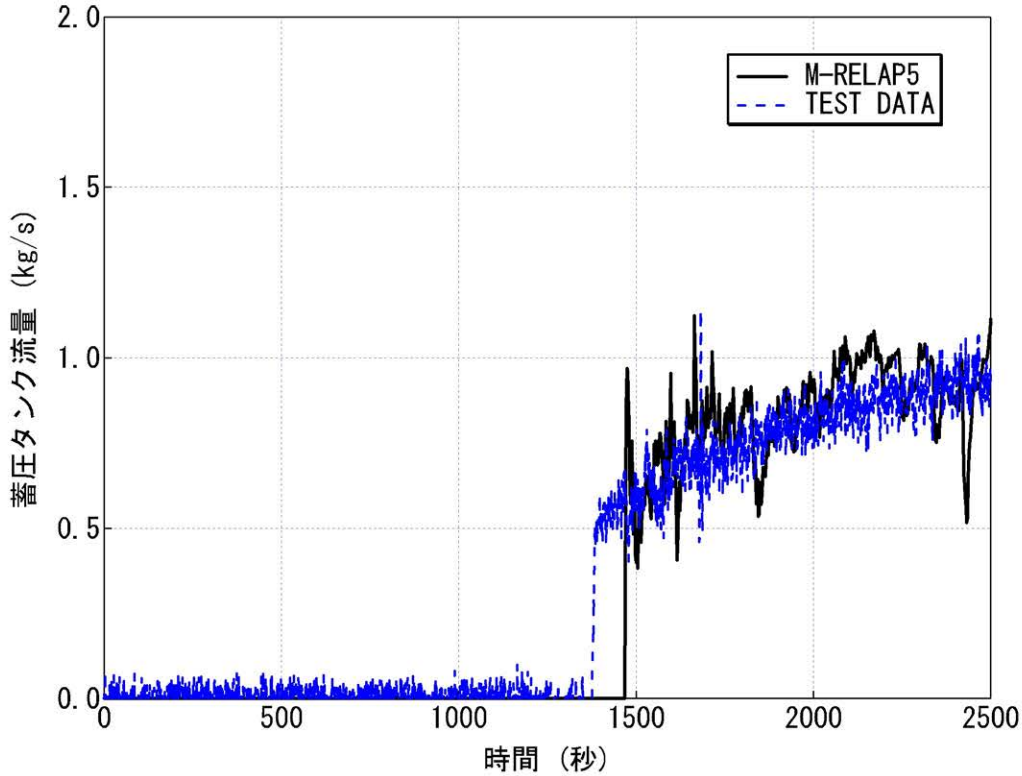


図 4-36　ループ B 蓄圧タンク流量

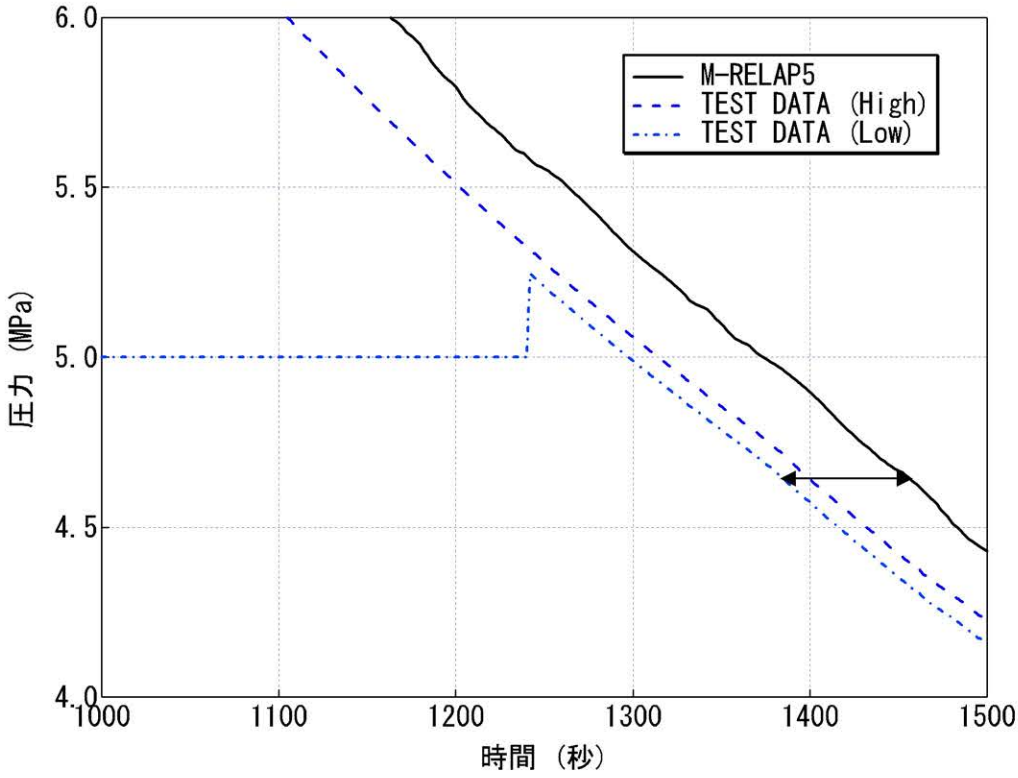


図 4-37　試験と解析の減圧速度の違い（加圧器圧力の比較）

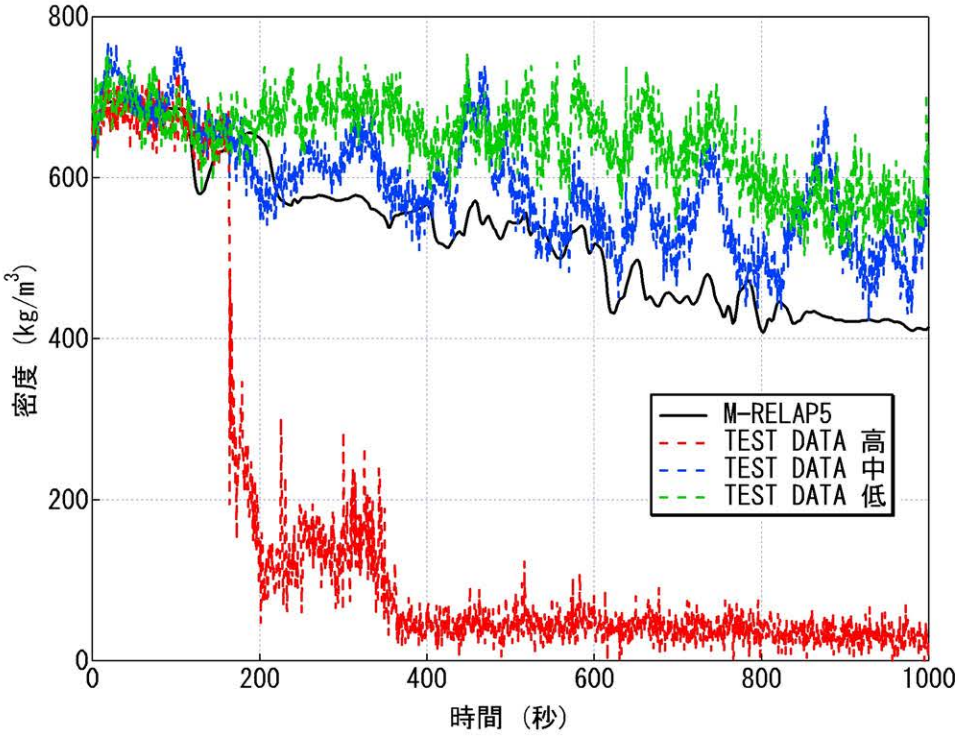


図 4-38　高温側配管密度

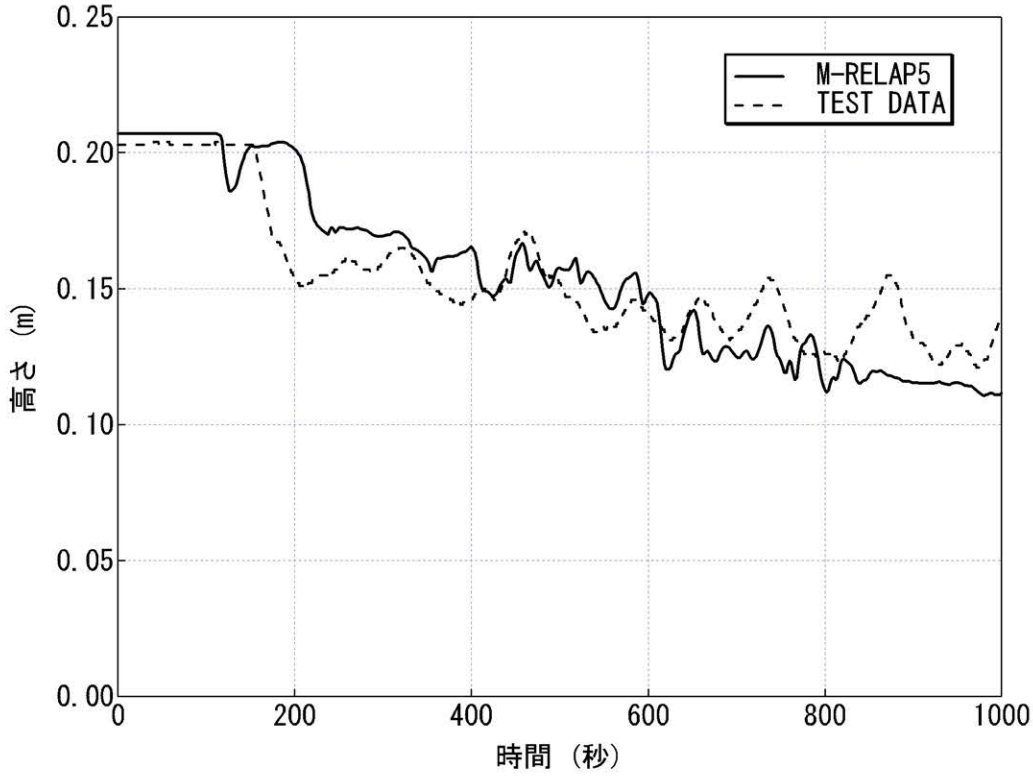


図 4-39　高温側配管水位

4.5 PKL/F1.1 試験

(1) PKL/F1.1 試験概要

PKL 試験装置[41]の鳥瞰を図 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（Philippsburg２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[42]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、更にその後に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妥当に模擬する。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次側のダウンカ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、及び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)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)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。

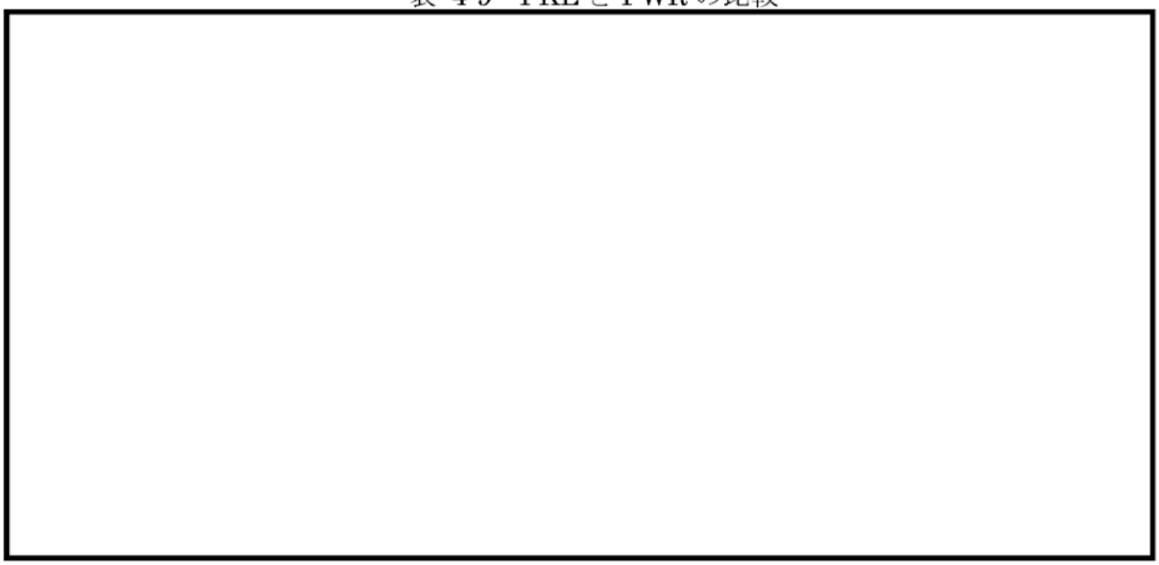
表 4-8　F1.1 試験コンディショニングフェーズ及びテストフェーズ開始時の条件

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%※（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 ℃	249 ℃
	炉心出口サブクール度	4 K	0 K
	加圧器冷却材温度	249 ℃	249 ℃
	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 ℃	246 ℃
	コラプスト水位	12.2 m	12.2 m
	給水温度	110～120 ℃	110～120 ℃

※　100% = 2,250kg

この質量は密度を 709kg/m^3（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。

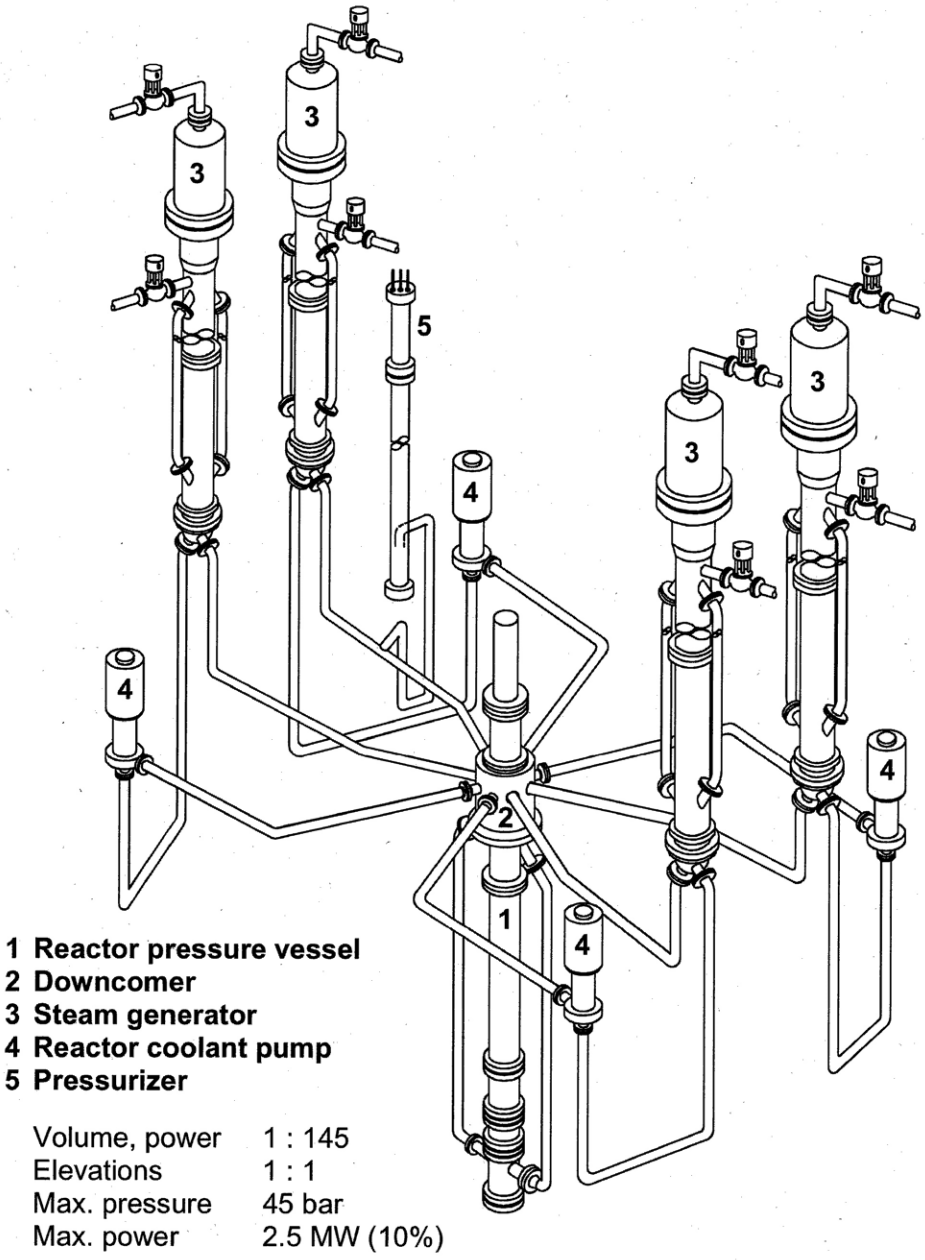


図 4-40　PKL 試験装置概観

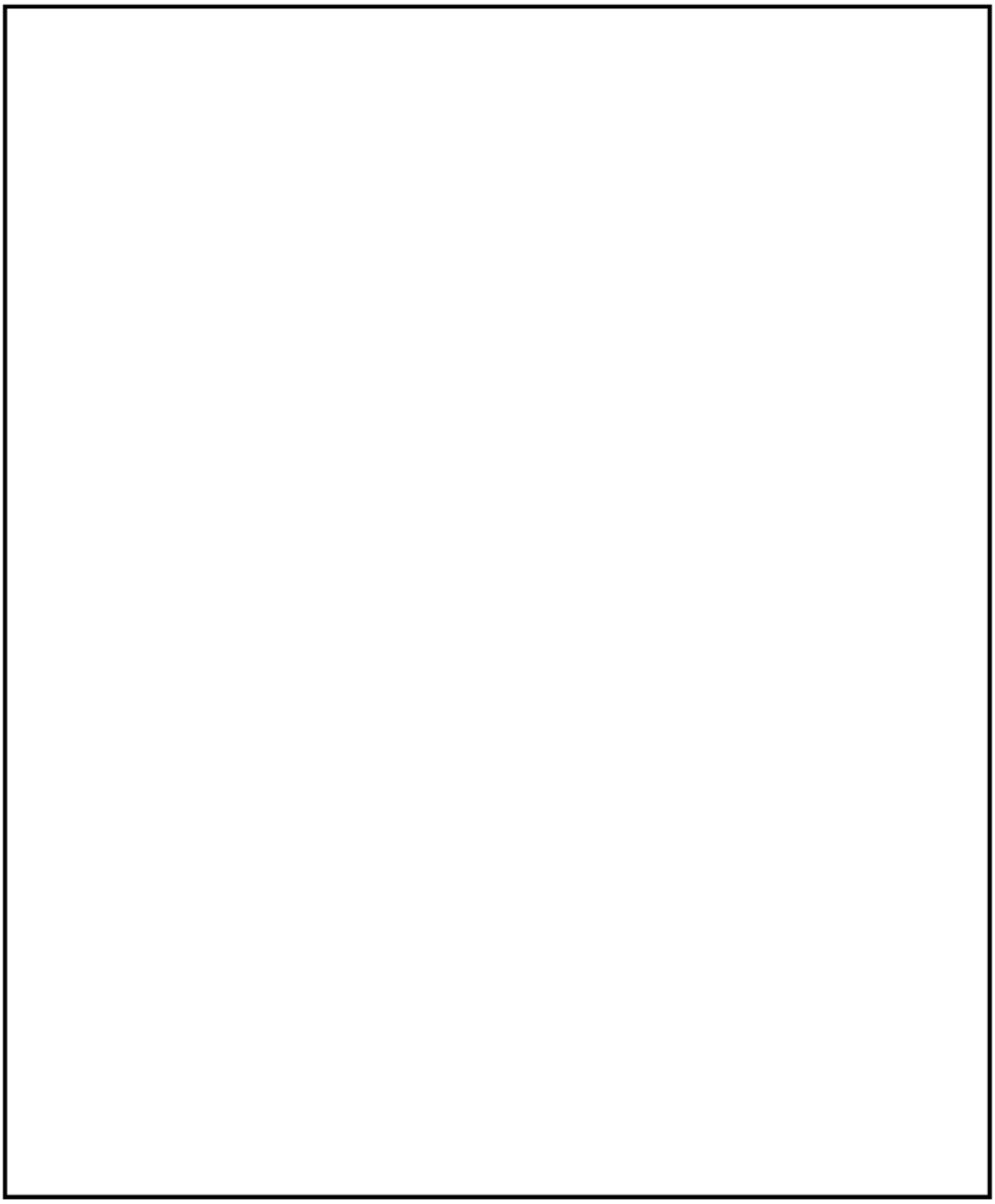


図 4-41　PKL/F1.1 試験解析のノーディング図（ベッセル部）

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。

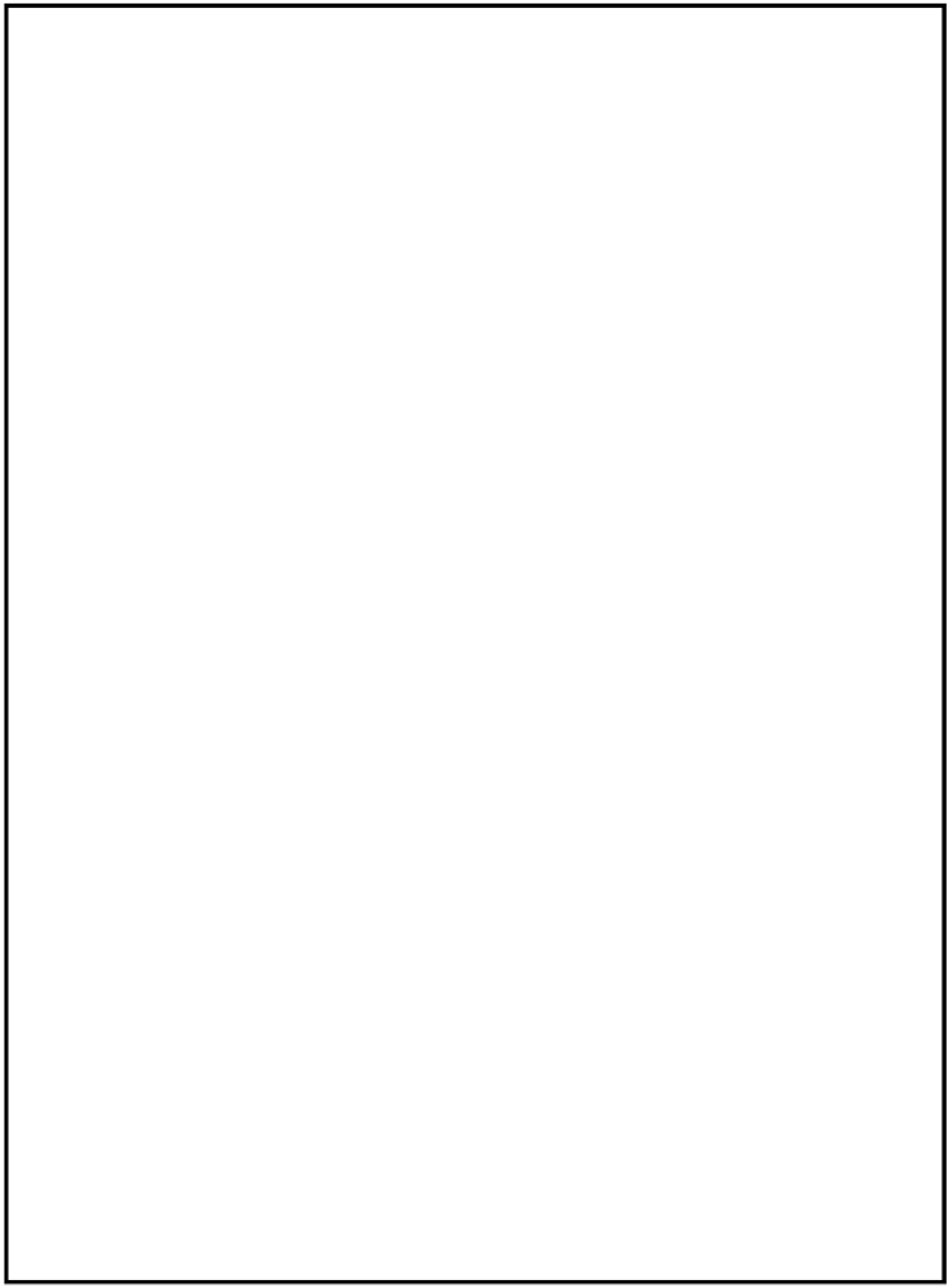


図 4-42　PKL/F1.1 試験解析のノーディング図（破断ループ）

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。

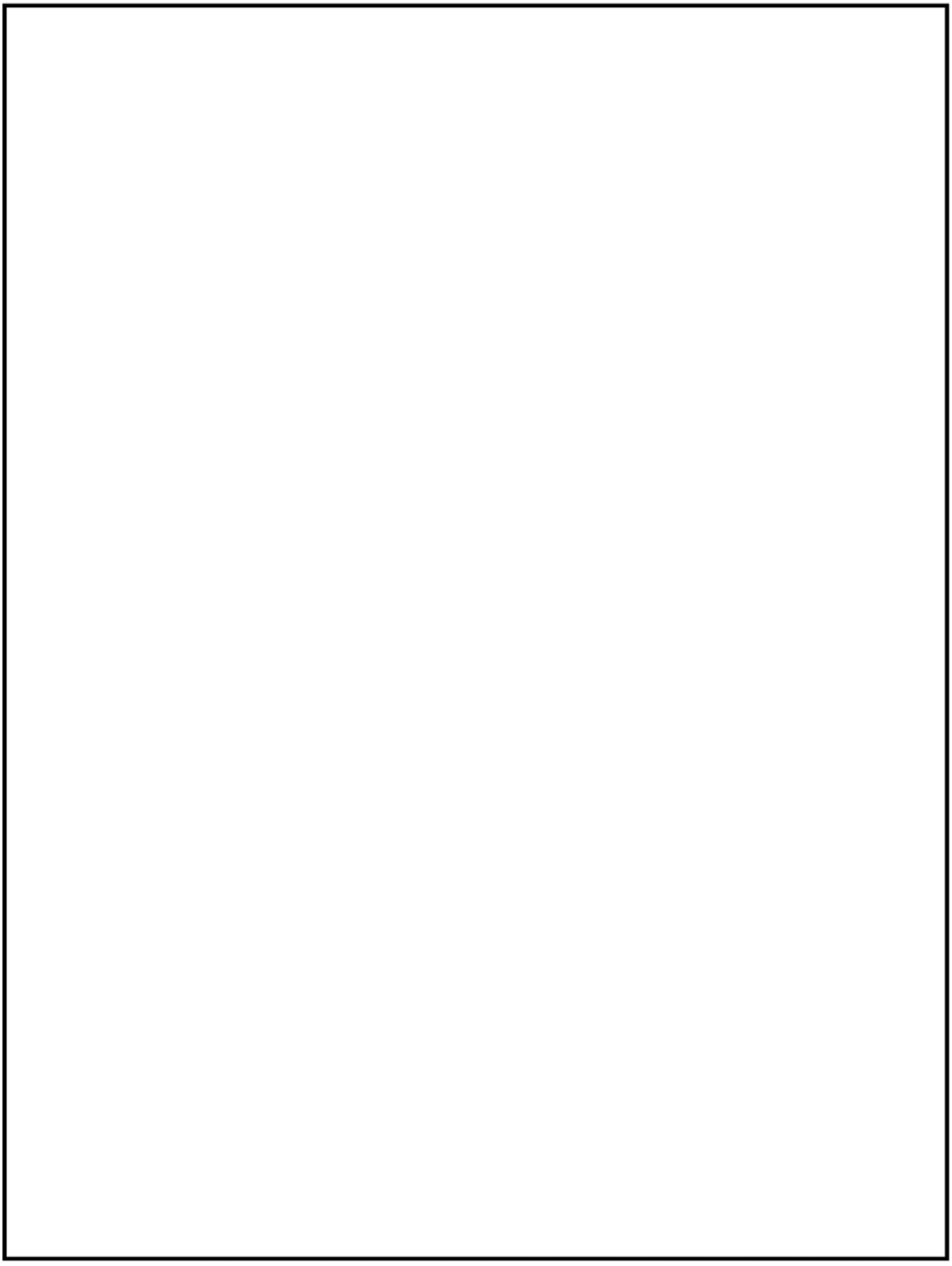


図 4-43　PKL/F1.1 試験解析のノーディング図（健全ループ）

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。

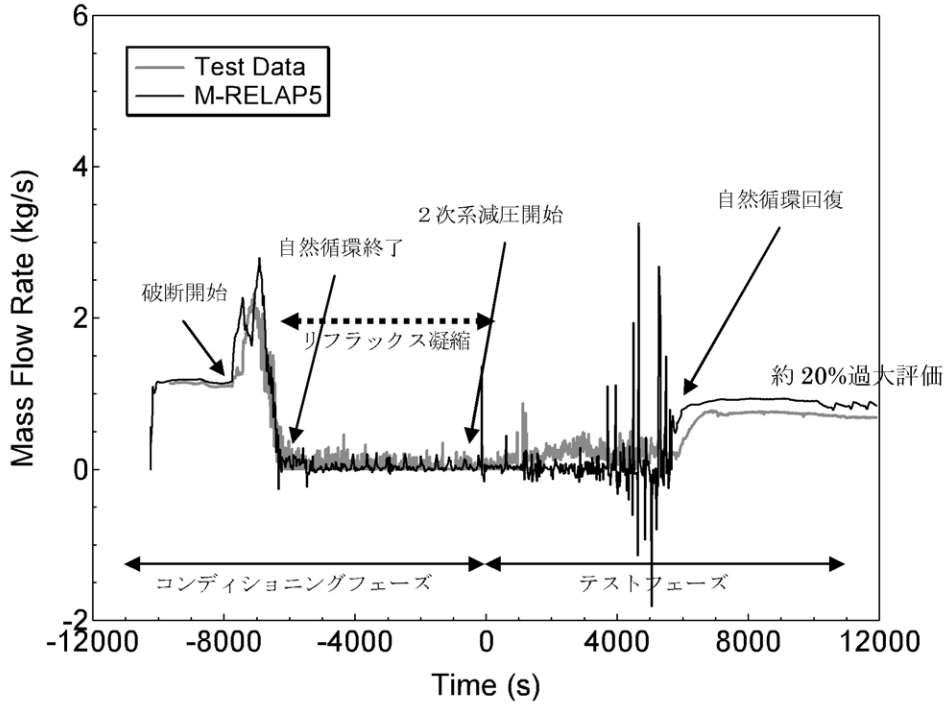


図 4-44　ループ流量

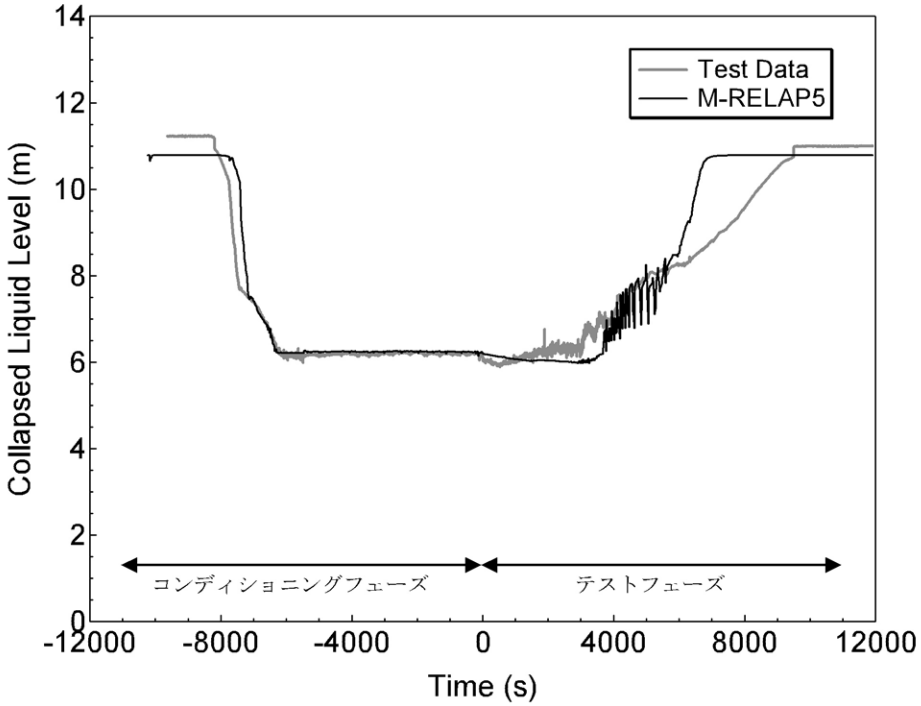


図 4-45　原子炉水位

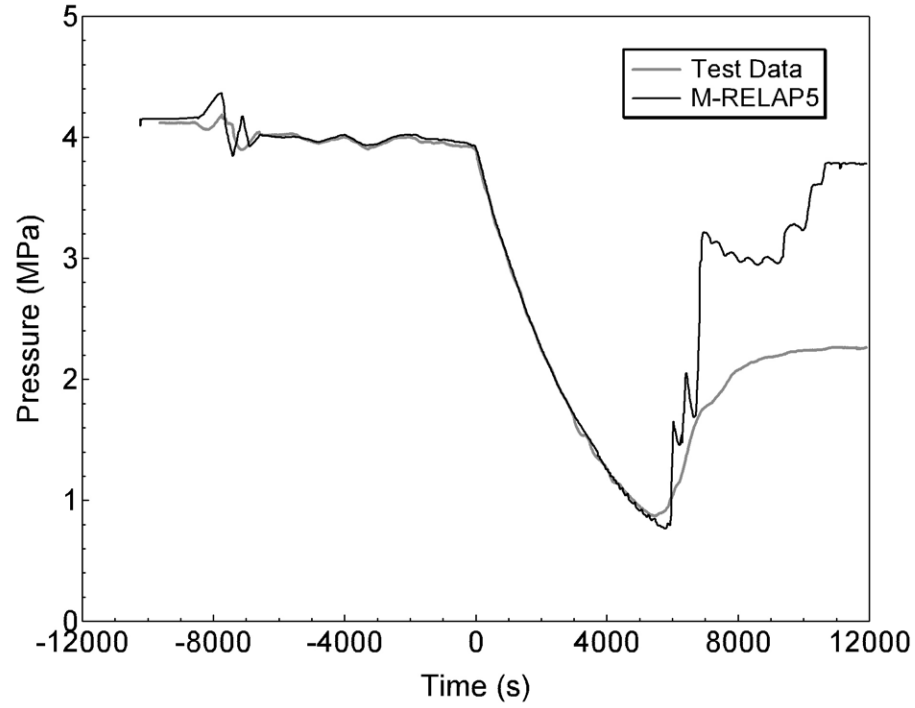


図 4-46　1 次系圧力

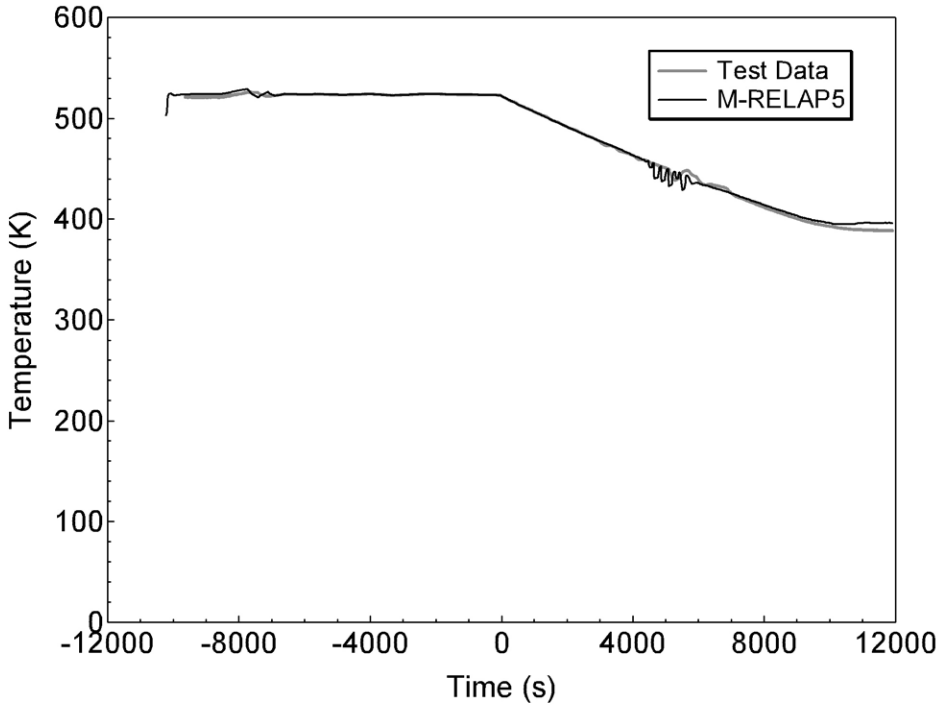


図 4-47　上部プレナム水温

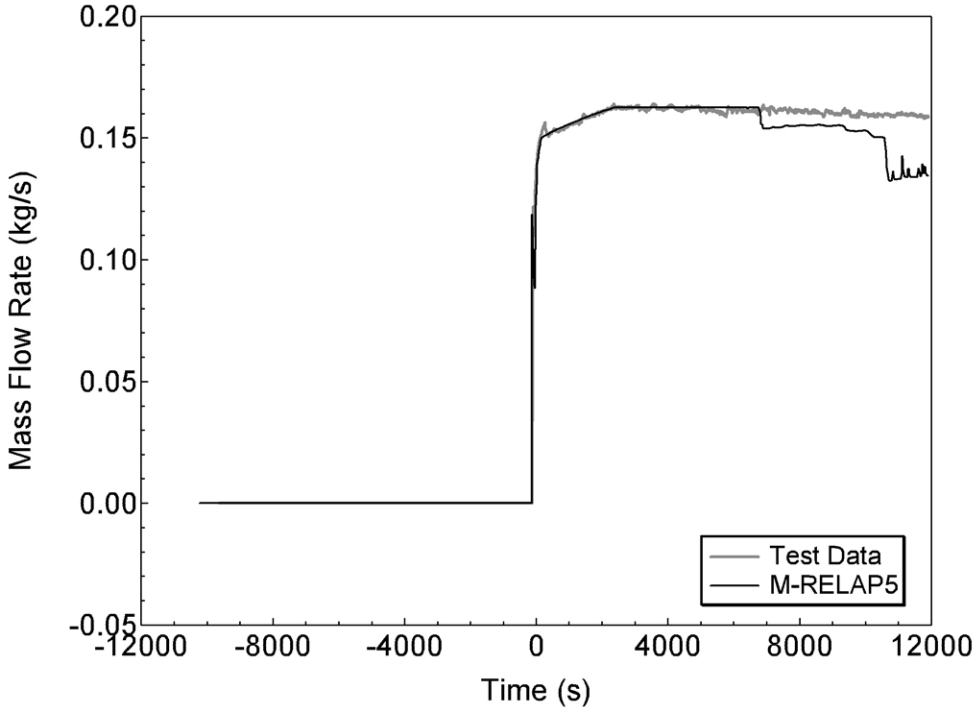


図 4-48　SI 流量（ループ 1）

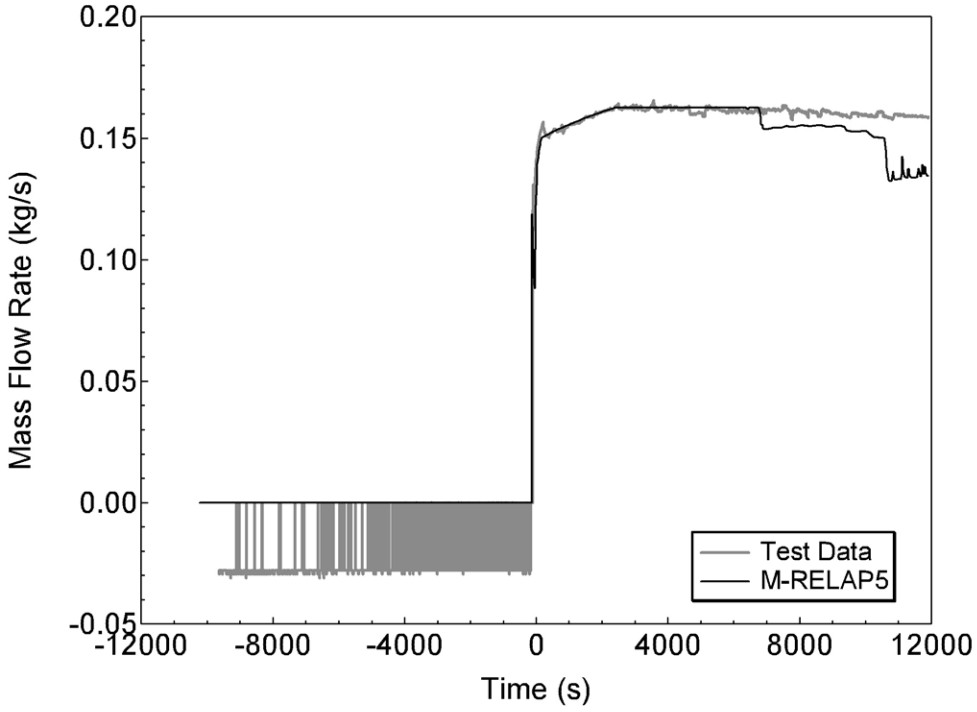


図 4-49　SI 流量（ループ 2）

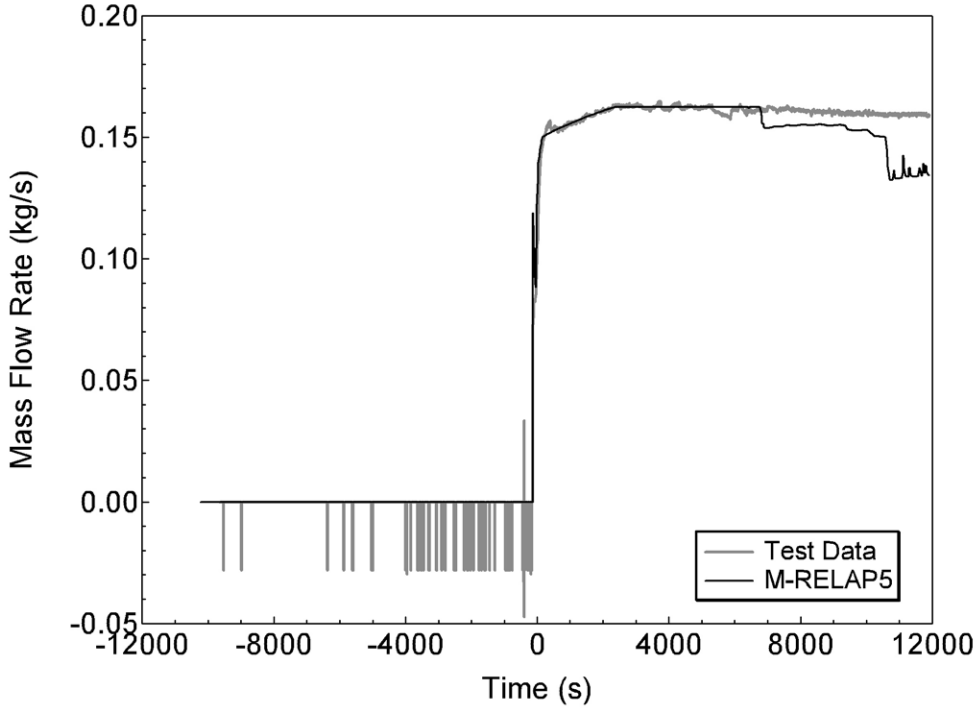


図 4-50　SI 流量（ループ 3）

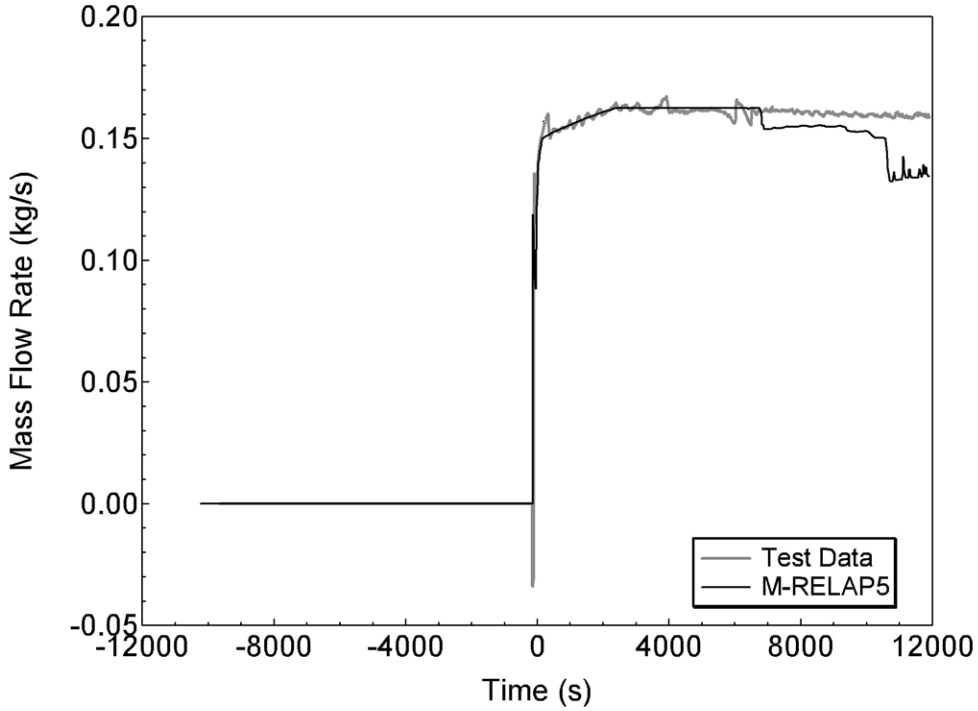


図 4-51　SI 流量（ループ 4）

4.6　LOFT 試験

4.6.1　LOFT 試験概要

LOFT (Loss of Fluid Test) 試験装置[43]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。

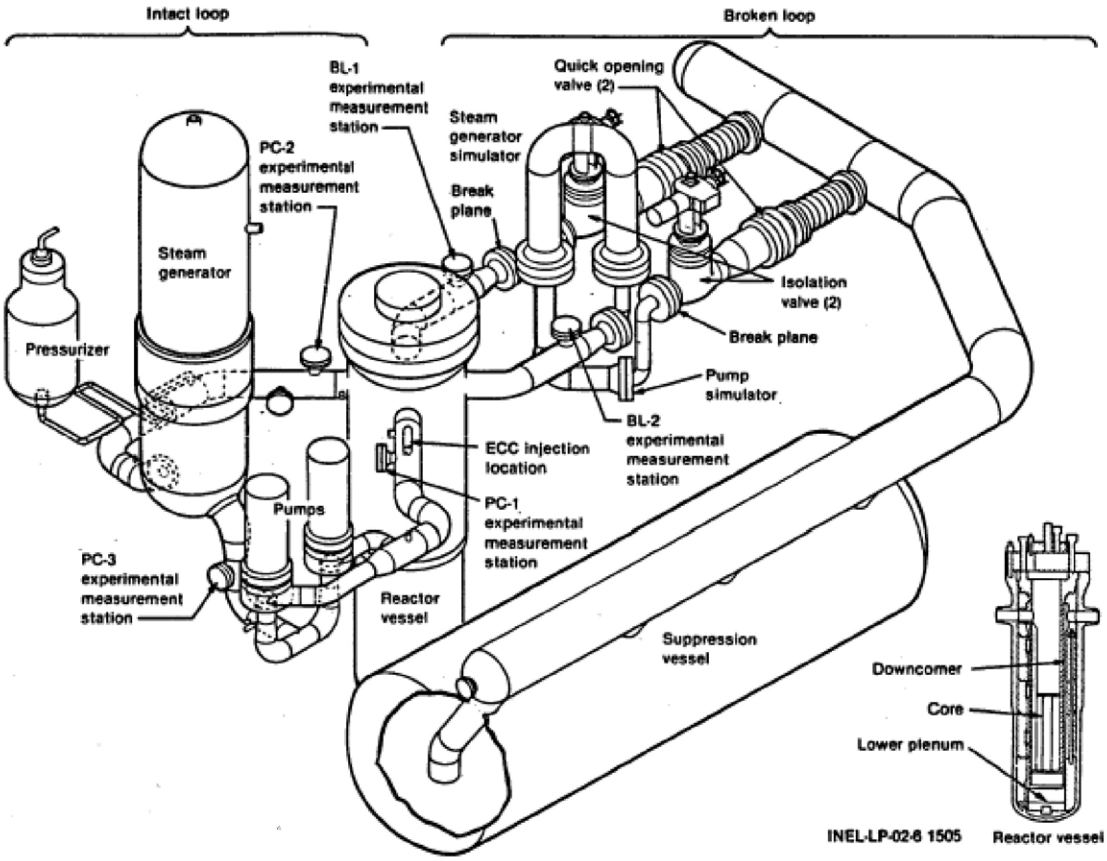


図 4-52　LOFT 試験装置図

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節で考察する。

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。

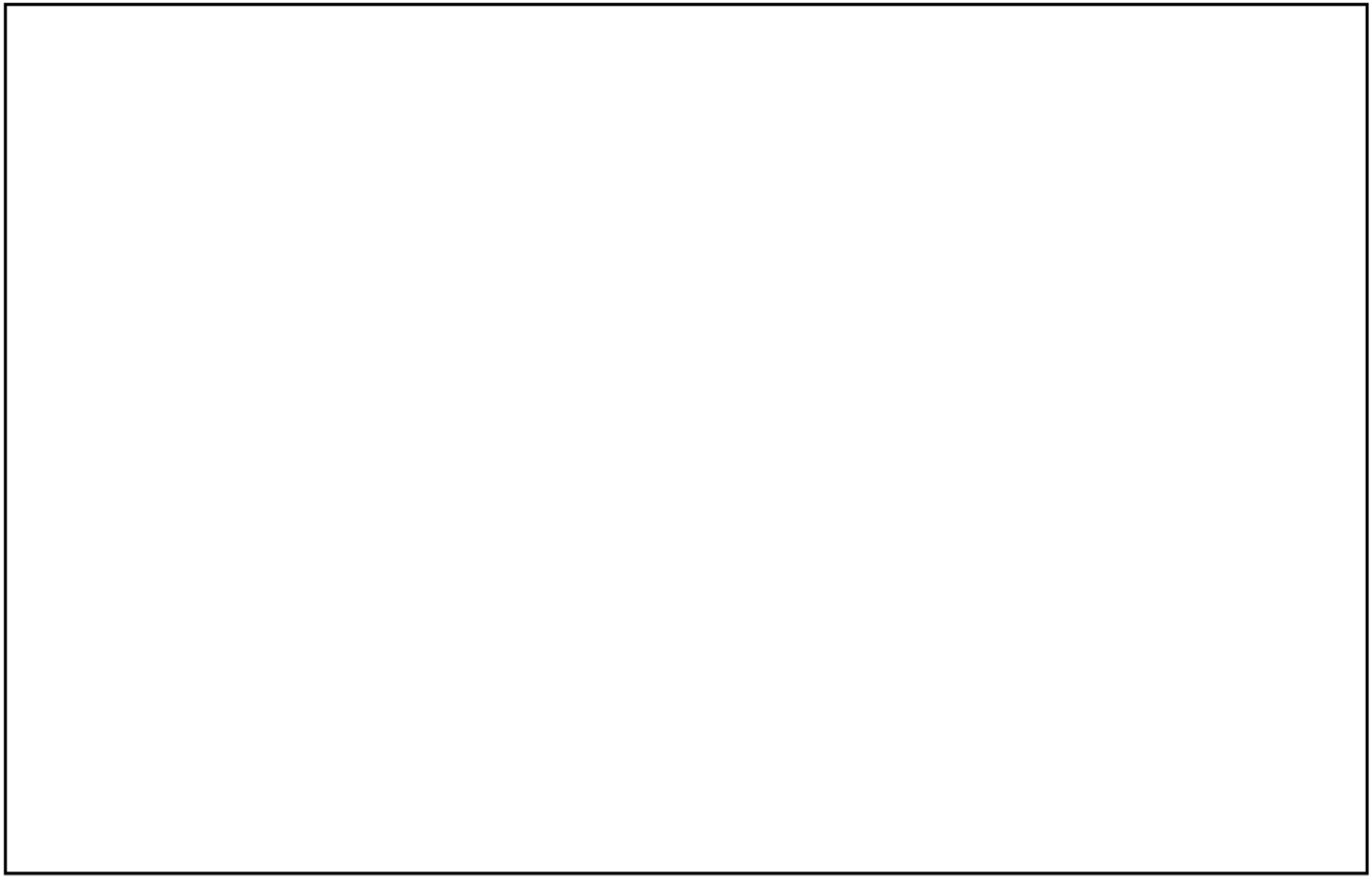


図 4-53　LOFT 試験装置ノード図

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次側の熱伝達挙動の模擬ができており、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－ＲＥＬＡＰ５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±2℃、±0.2MPa 以内で試験結果と一致していることから、ここでは、この±2℃及び±0.2MPaを１次系の加熱、加圧時におけるＭ－ＲＥＬＡＰ５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 節に示す 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

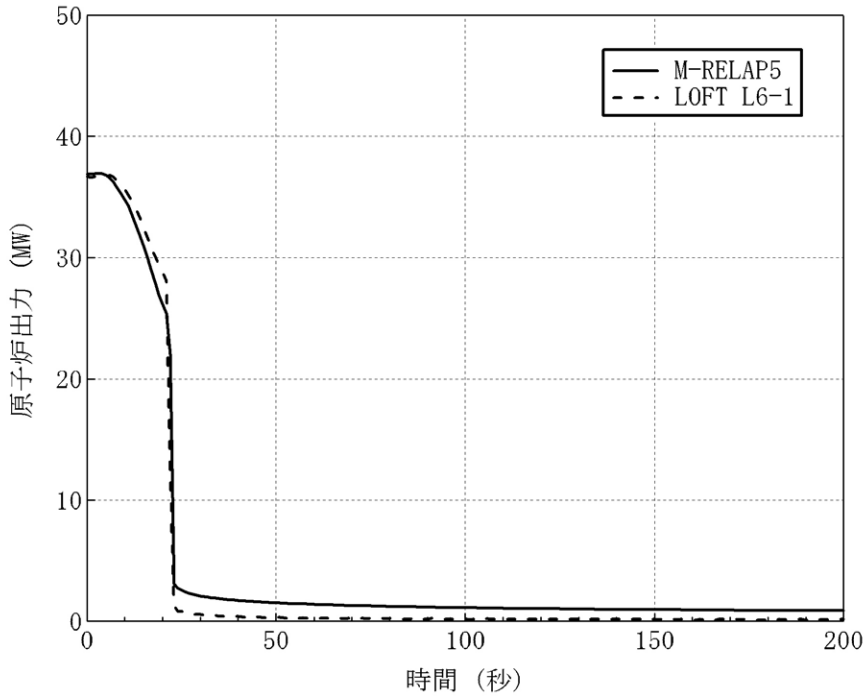


図 4-54　LOFT L6-1 試験における原子炉出力

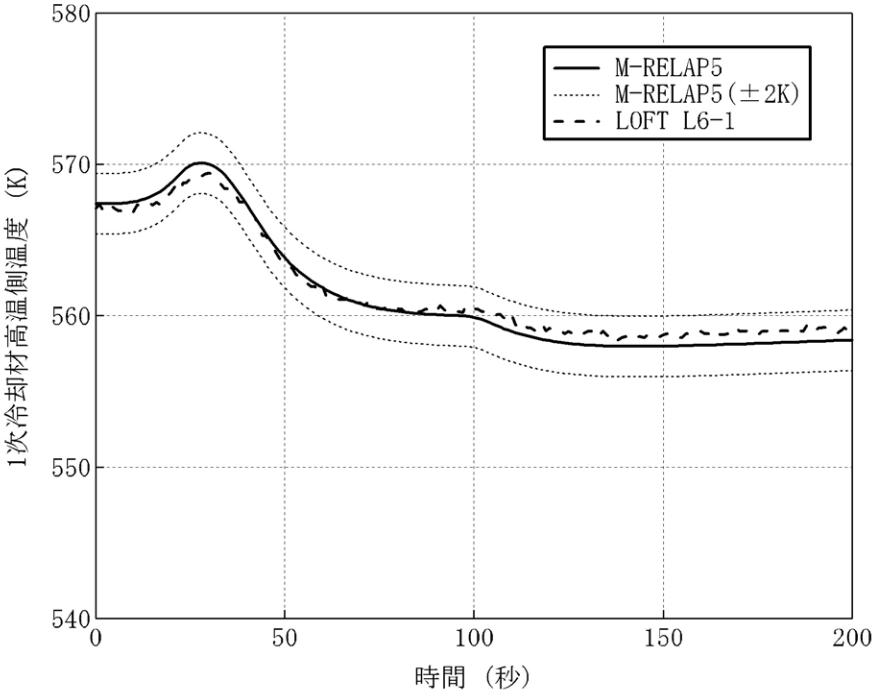


図 4-55　LOFT L6-1 試験における１次冷却材高温側温度[1]

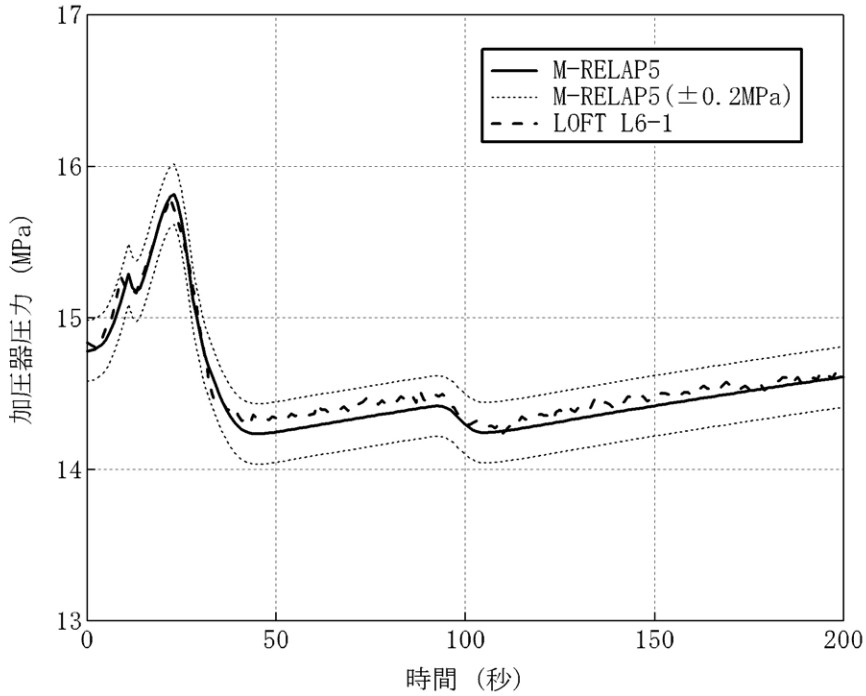


図 4-56　LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

[1] 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。

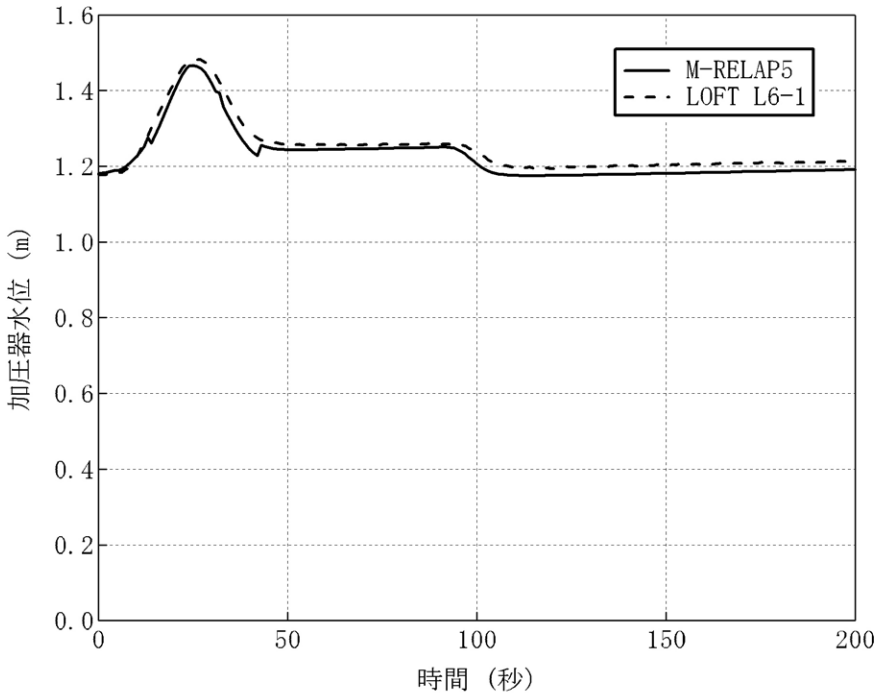


図 4-57　LOFT L6-1 試験における加圧器水位

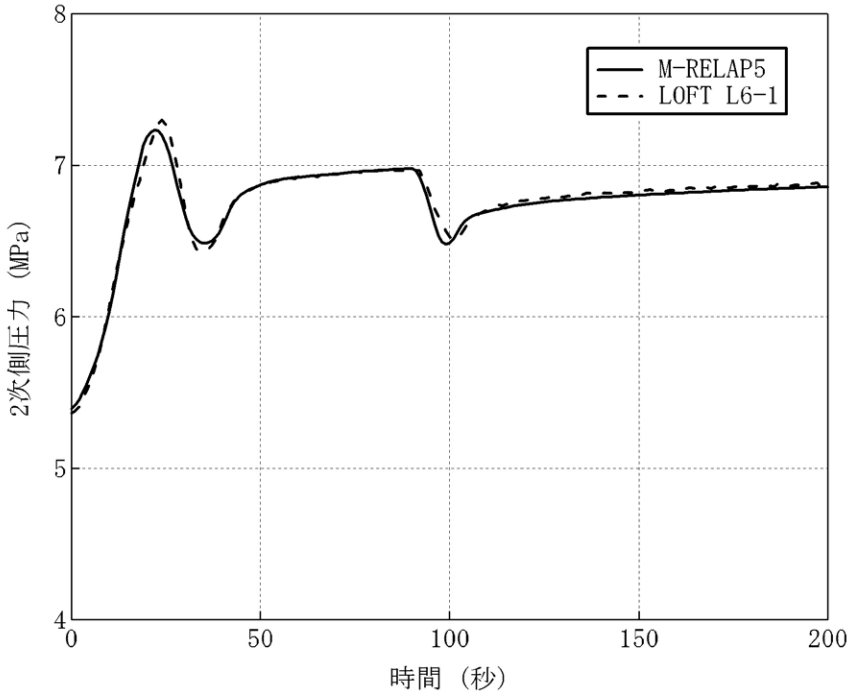


図 4-58　LOFT L6-1 試験における２次側圧力

4.6.4　LOFT L9-3 試験解析

(1) LOFT L9-3 試験概要

LOFT L9-3 試験[45]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－ＲＥＬＡＰ５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、加圧器水位が更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－ＲＥＬＡＰ５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[2]、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節に示すとおり、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 試験及び実機プラントにおける加圧器逃が

[2] Ｍ－ＲＥＬＡＰ５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。

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[3]。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[10]、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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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

[3] 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、更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－ＲＥＬＡＰ５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。

１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±0.2MPa 以内で試験結果と一致し、加圧器圧力のピーク値では約 0.1MPa 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±0.2MPa 程度であることを確認していることから、この±0.2MPa をＭ－ＲＥＬＡＰ５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

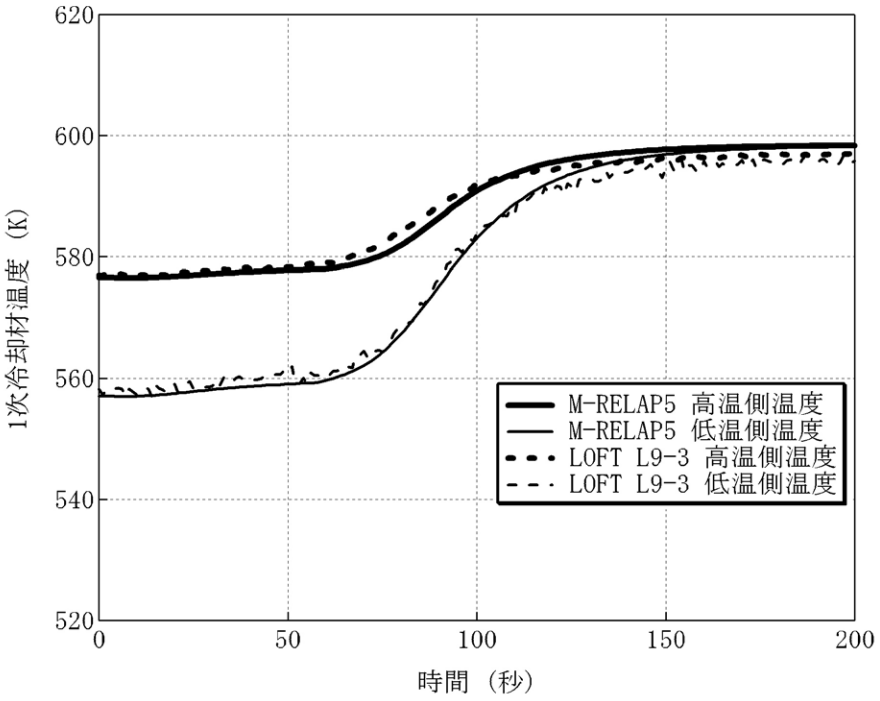


図 4-59　LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

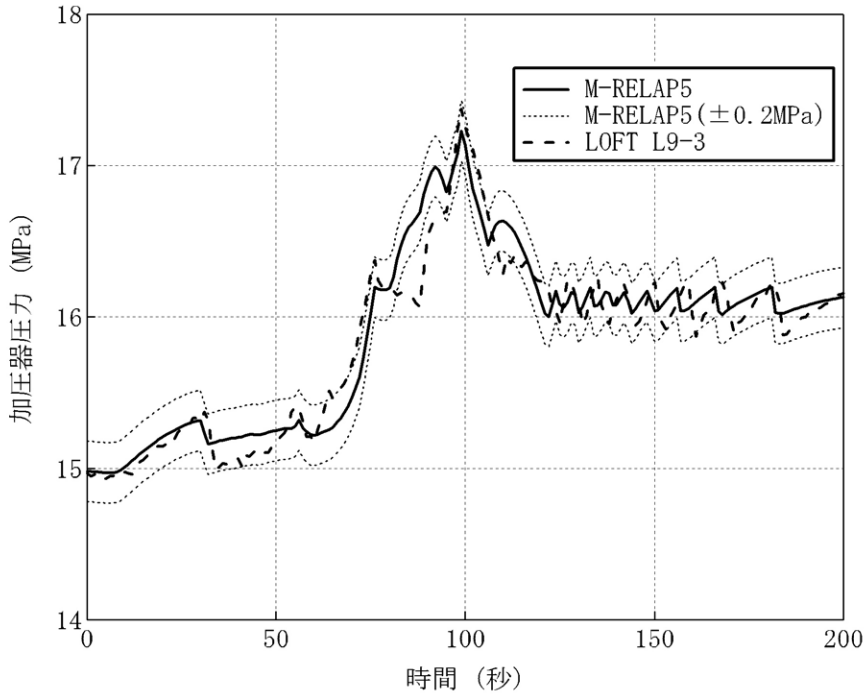


図 4-60　LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

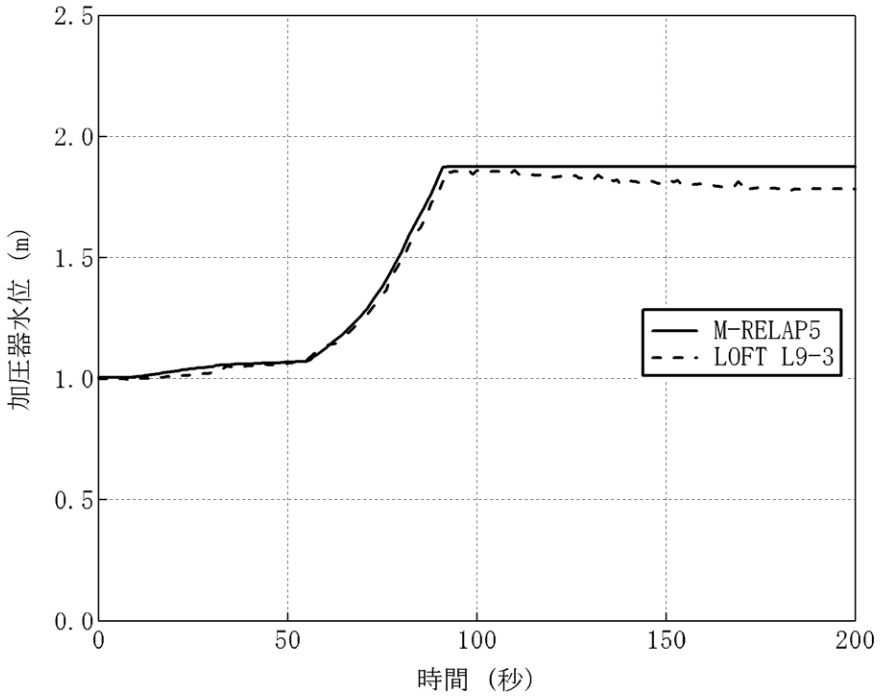


図 4-61　LOFT L9-3 試験における加圧器水位

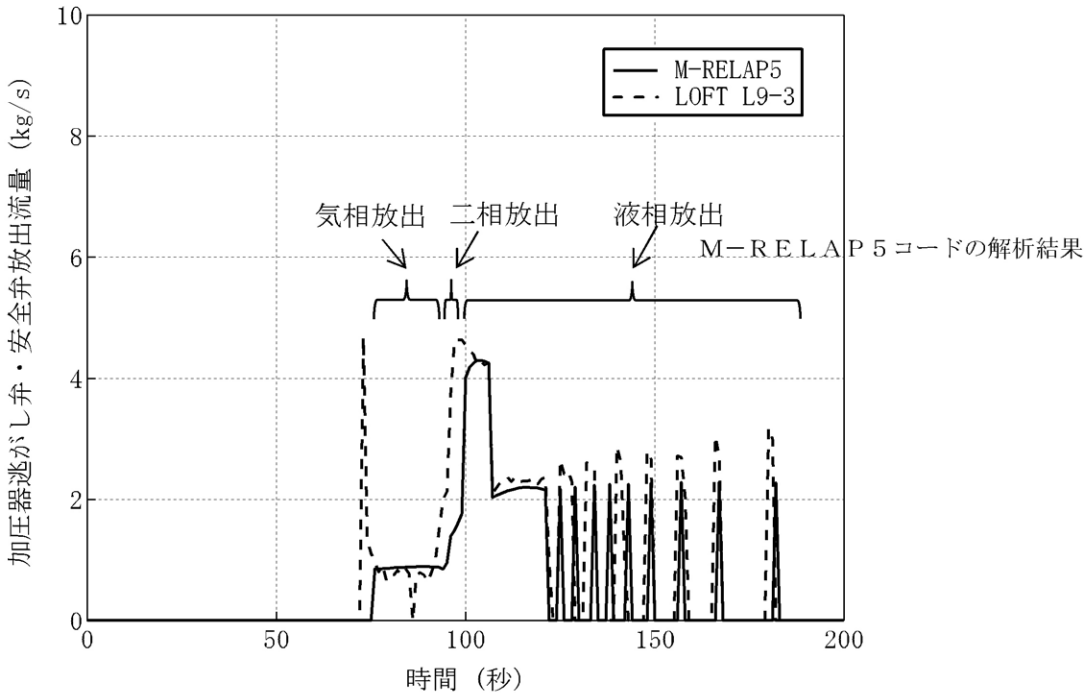


図 4-62　LOFT L9-3 試験における加圧器逃がし弁、安全弁放出流量

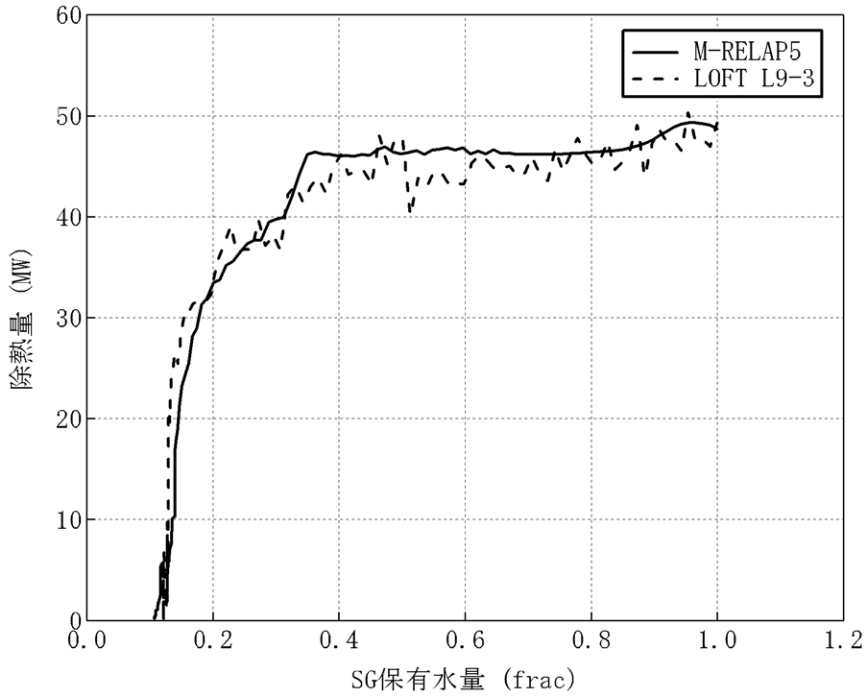


図 4-63　LOFT L9-3 試験におけるＳＧ保有水量　対　ＳＧ除熱量
（ＳＧ除熱量は、ＳＧ１次側出入口エンタルピと１次冷却材流量から算出）

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[46]。

(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[46]、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次側のボイドがつぶ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少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るといえる。

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流挙動は、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－ＲＥＬＡＰ５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るといえ、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。

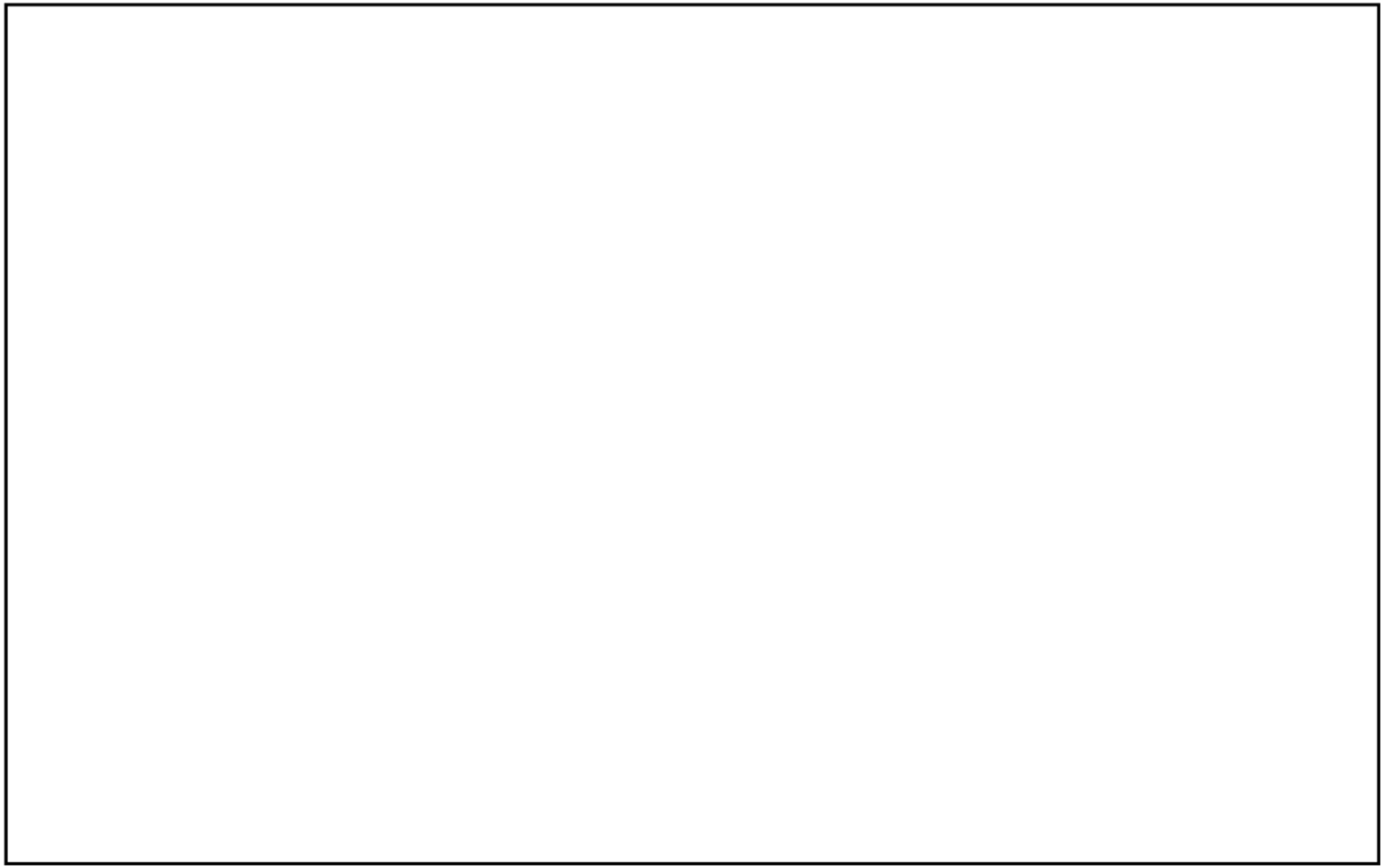


図 4-64　実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図

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。

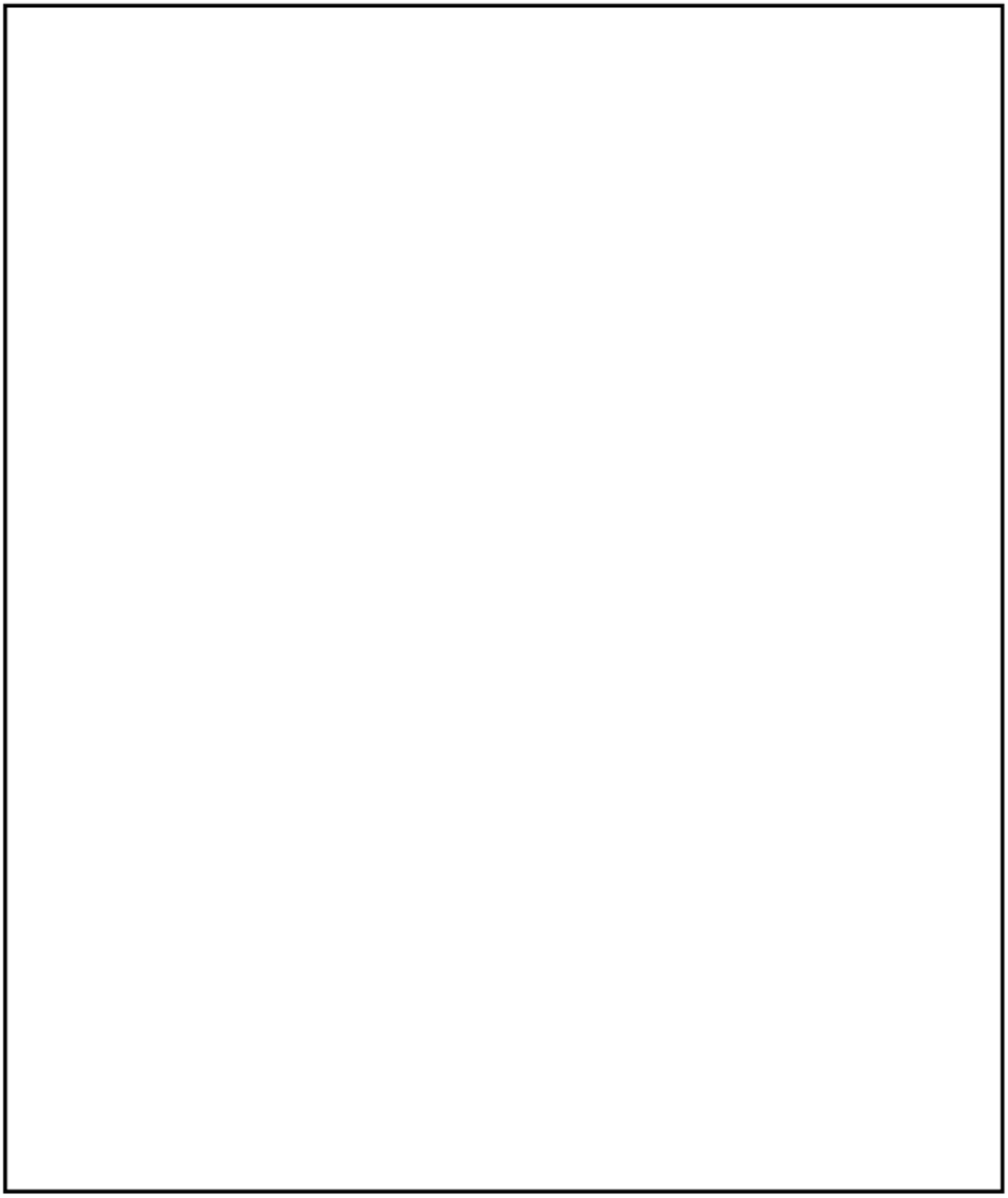


図 4-65　実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図（損傷伝熱管の模擬）

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。

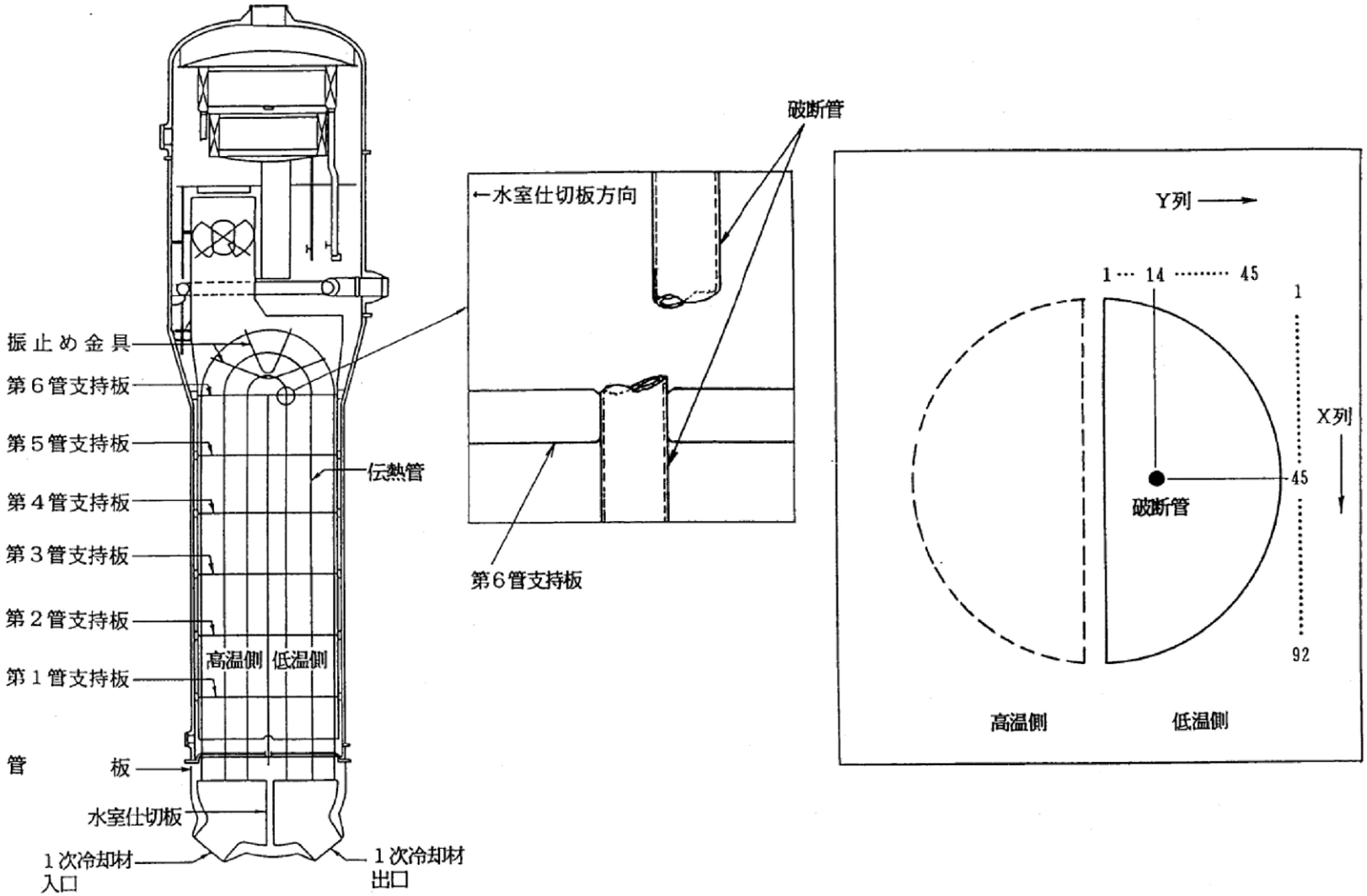


図 4-66　蒸気発生器伝熱管破断位置[46]

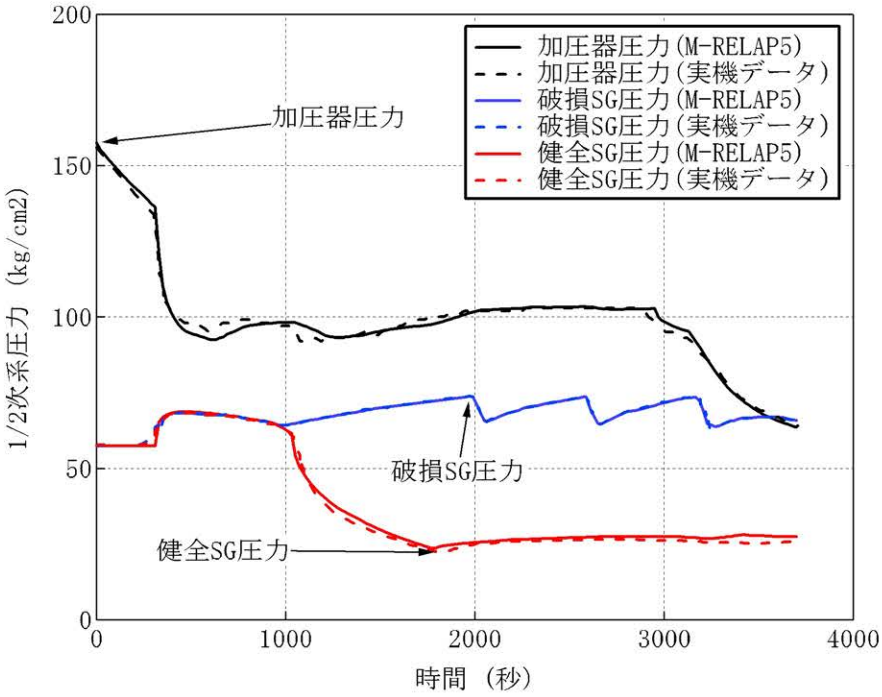


図 4-67　蒸気発生器伝熱管損傷における１次系及び２次系圧力

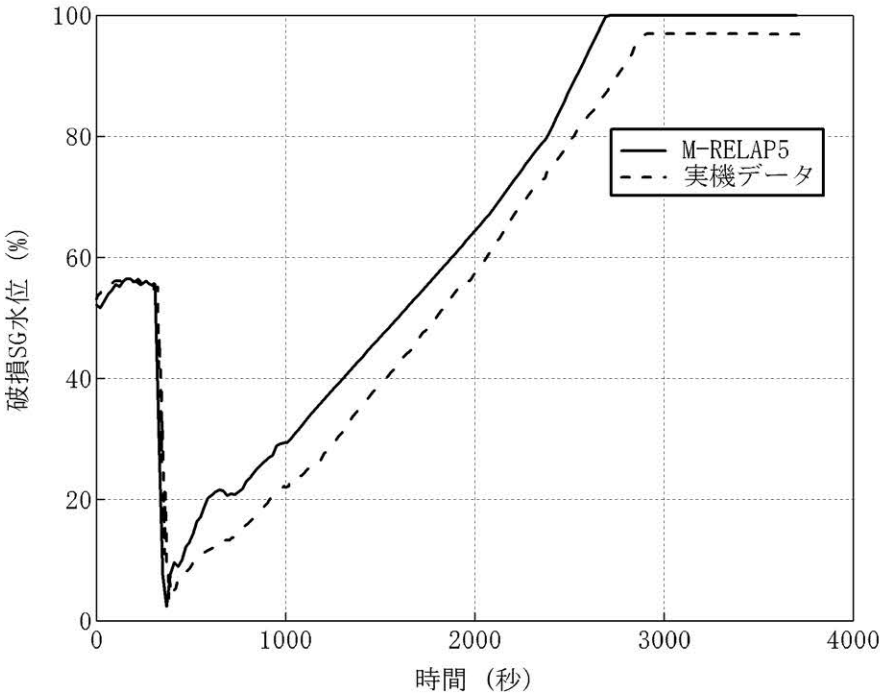


図 4-68　蒸気発生器伝熱管損傷における破損側蒸気発生器水位の応答

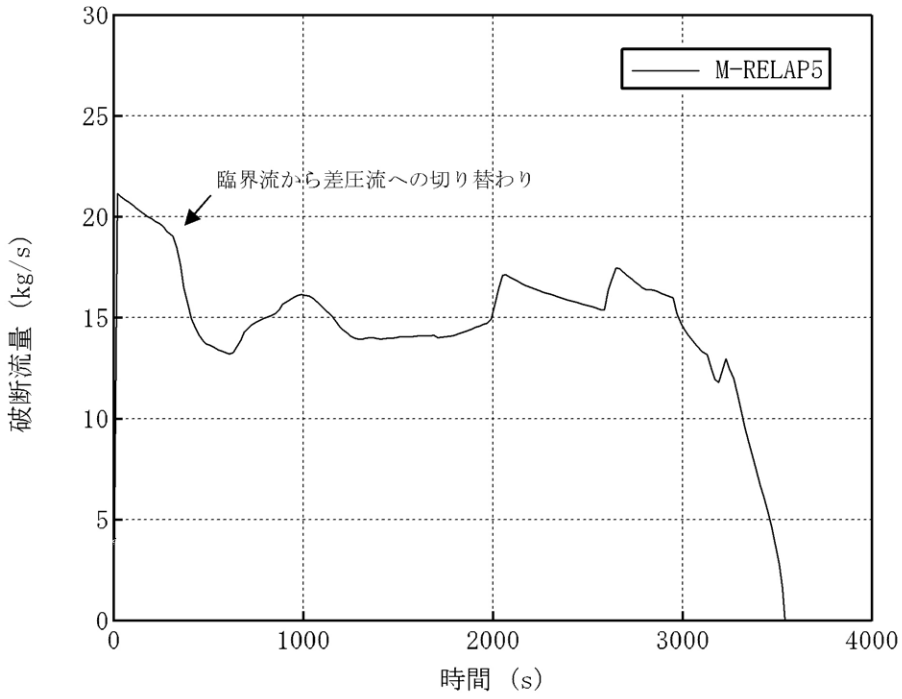


図 4-69　蒸気発生器伝熱管損傷における破断流量の応答

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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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。

以上より、流動の不確かさにより、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５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。

(2) 燃料棒表面熱伝達

膜沸騰熱伝達モデルについて、Bromley、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－ＲＥＬＡＰ５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 の試験解析より確認した。また、ROSA/LSTF の試験解析のループシールのヒートアップ挙動より同等のことを確認している。

以上より、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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 が大きいため、配管の分割は細かくなっている。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[37]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[39]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)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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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－ＲＥＬＡＰ５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が 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次系強制減圧よる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ー部、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℃、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節で考察したとおり、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－ＲＥＬＡＰ５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 SG２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SG２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SG２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 SG２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SG２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SG２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、SG２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－ＲＥＬＡＰ５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 SG２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 ループすべてに適用できる。

(6) ループ間のアンバランスの有無

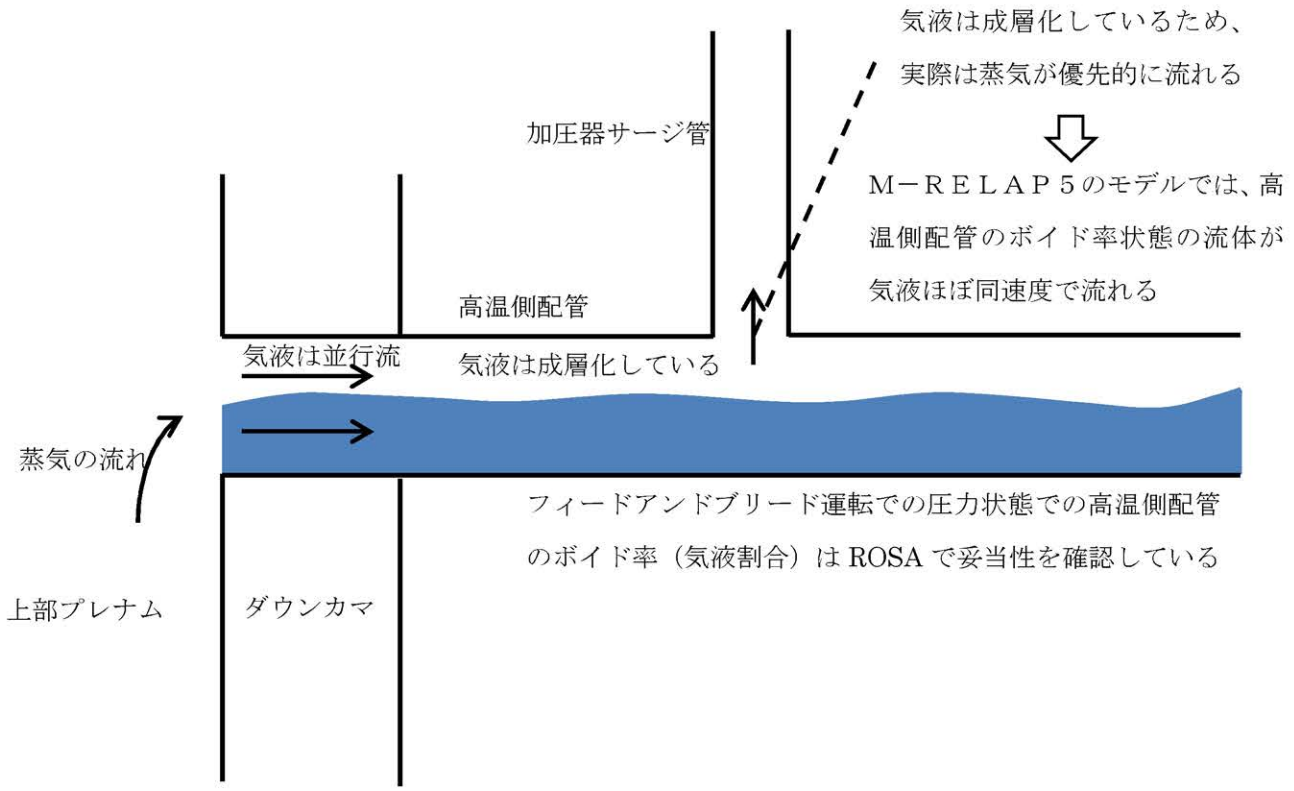
さらに、過渡事象（小破断 LOCA）時の各健全ループの差異を確認するため、PKL/F1.1 試験のループ２～４（健全ループ）のループ流量、SG 水位（高温側、低温側）を図 4-74～図 4-76 に示す。いずれの図においてもループ間の差異はほとんど見られない。１ループに外乱あるいは破断等が発生した場合に、外乱の無いループについては同じような挙動を示すといえる。４ループの試験装置で得られた結論を 3、2 ループに適用することは問題ないと言える。

4.8.4　まとめ

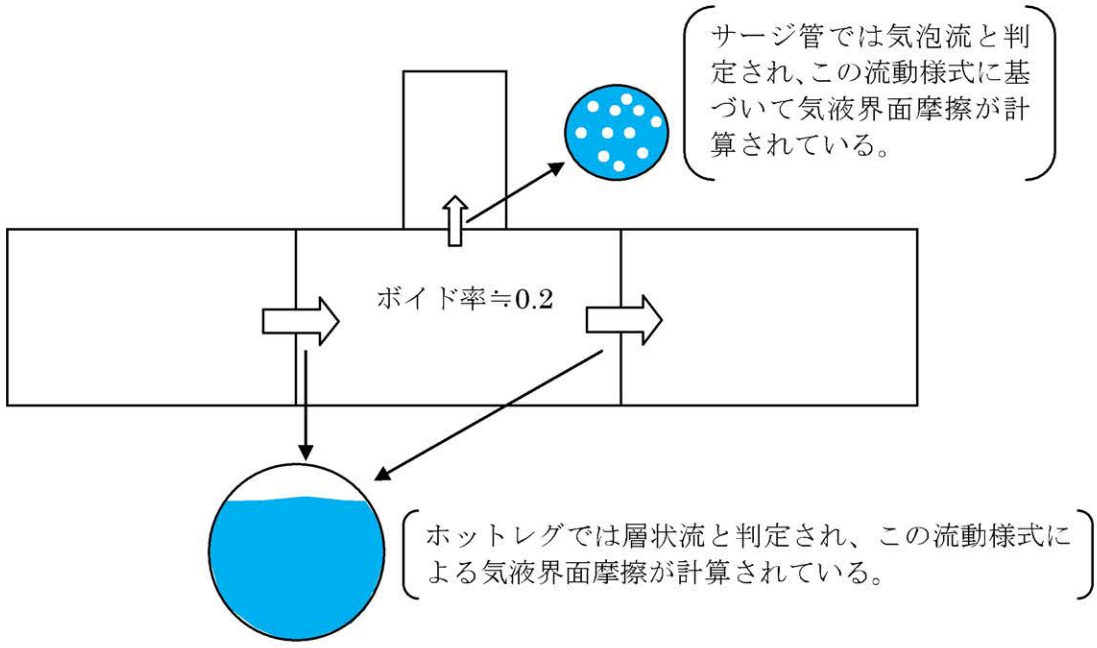
以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、2,3,4 ループ共通の妥当性確認として適用性を有するとともに、本章の妥当性確認より得られた不確かさについても、実機 PWR の有効性評価解析に適用できると言える。重要現象に対するM－ＲＥＬＡＰ５コードの不確かさを表 4-12に示し、実機解析における不確かさの取扱いを 5 章にて述べる。なお、M－ＲＥＬＡＰ５コードの ECCS 再循環機能喪失への適用性について、添付 2 に記載する。

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	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
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

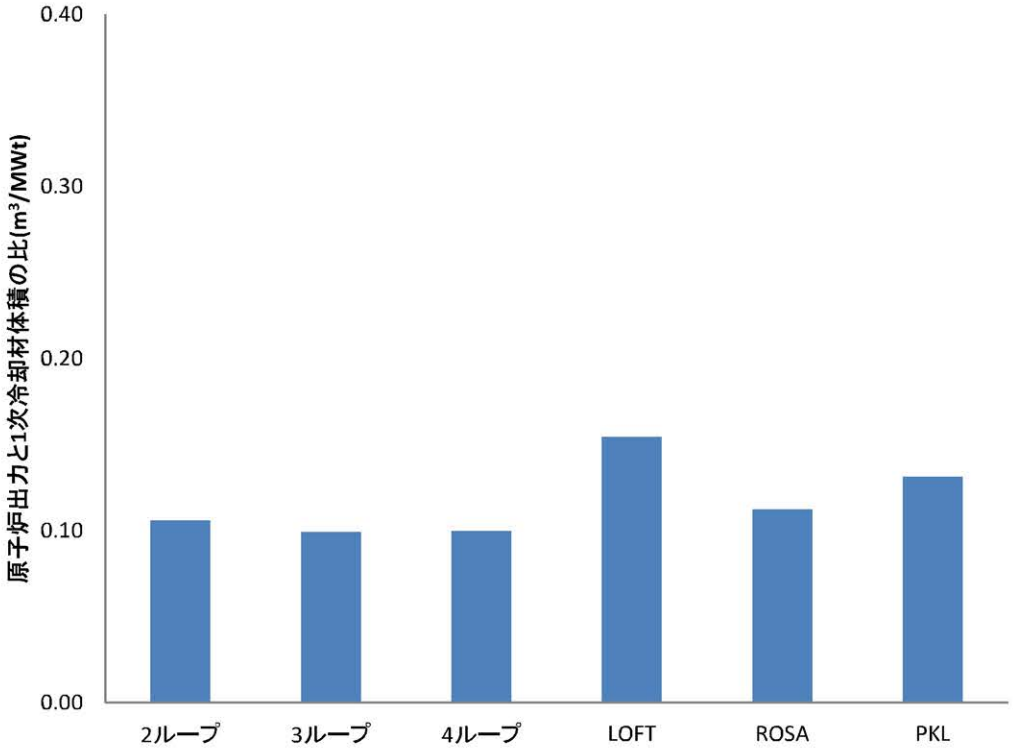


図 4-71　原子炉出力と１次冷却材体積の比

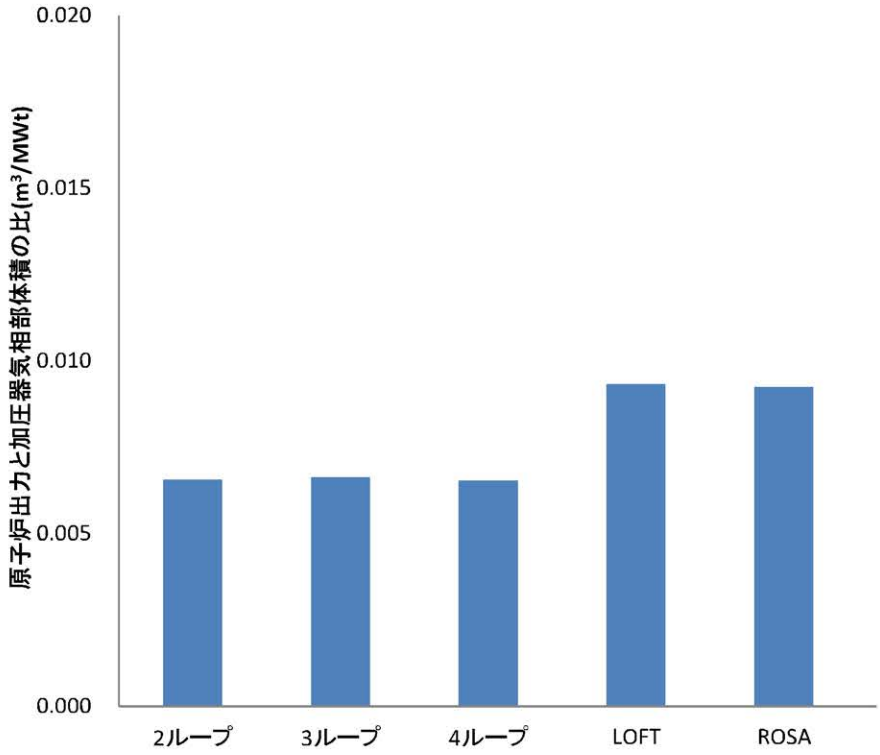


図 4-72　原子炉出力と加圧器気相部体積の比

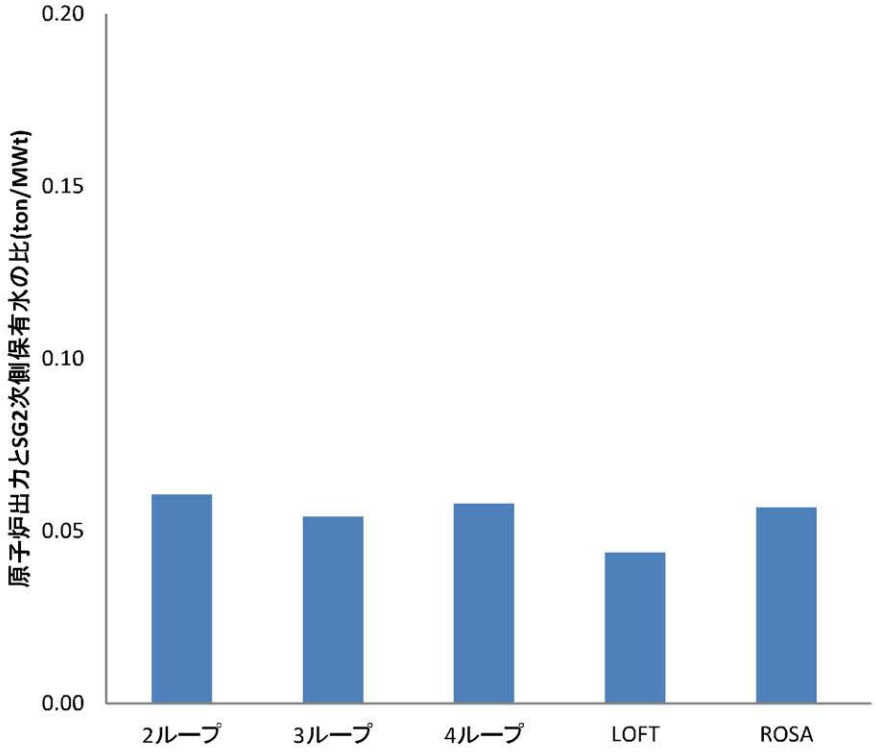


図 4-73　原子炉出力と SG２次側保有水量の比

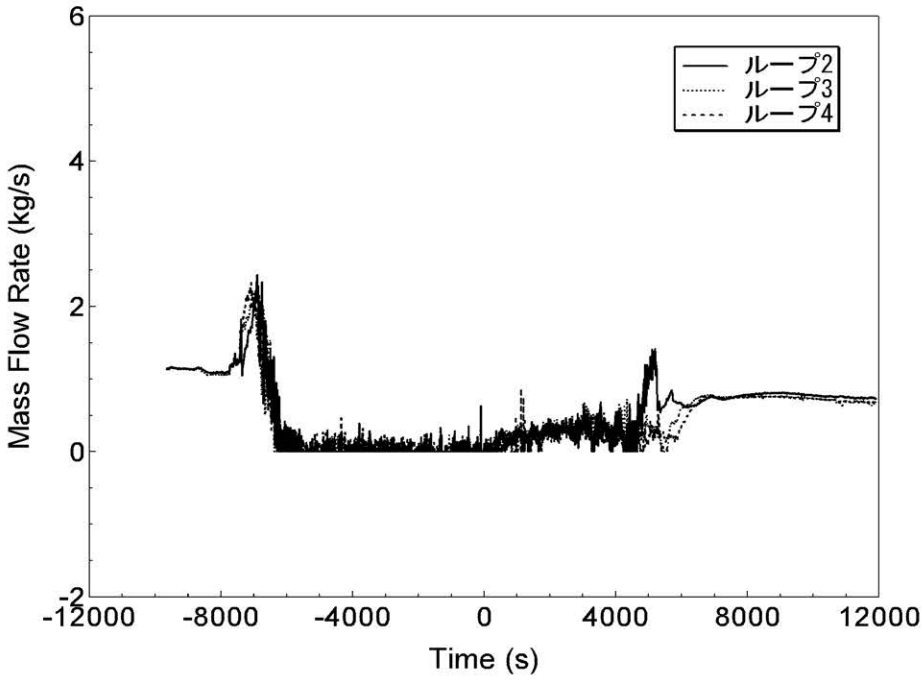


図 4-74　ループ流量

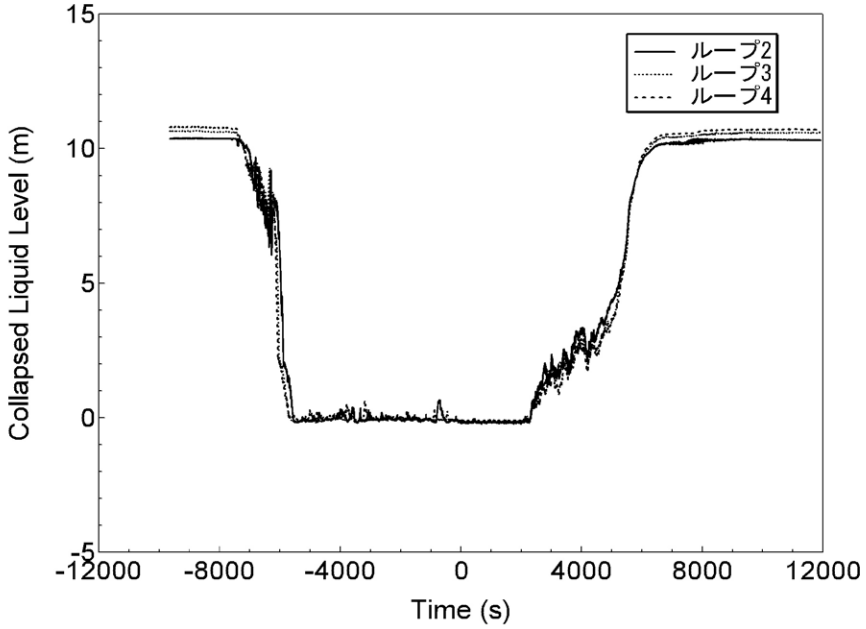


図 4-75　蒸気発生器高温側水位

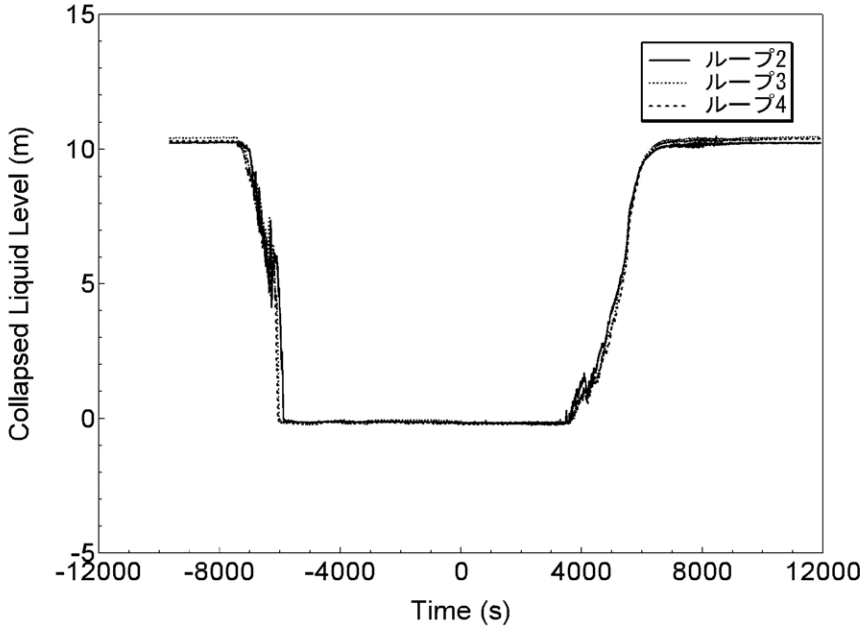


図 4-76　蒸気発生器低温側水位

5. 有効性評価への適用性

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

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）

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

崩壊熱は、評価目的に応じて不確かさを崩壊熱を大きくするように考慮しているため、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。

(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