

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。

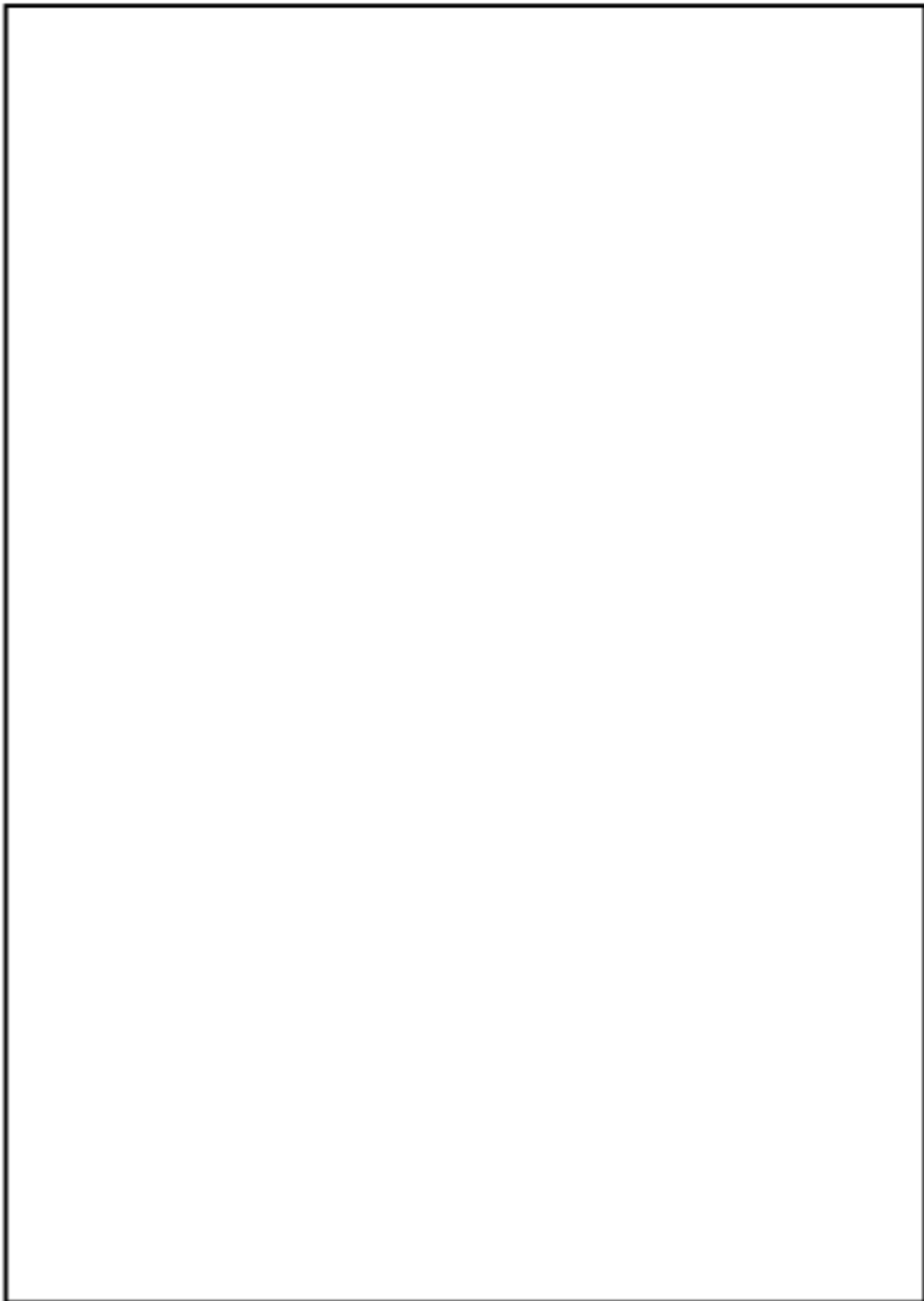


図 4-18 ROSA/LSTF SB・CL-18 試験解析 ノード分割図

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはありません。

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^[56]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為としている。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^[57]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^[58]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^[59]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 次冷却材圧力が整定する（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為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による1次冷却材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 試験装置の炉心そのの内径は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。実機の炉心そのの内径は約 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 の予測については、実機解析に適用できると考える。

M-RELAP5 は炉心中心付近ではヒート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コマへのバイパス（スプレイングからの落水）により炉心水位が維持される。一方、M-RELAP5 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 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 のヒート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こと、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ともにM-RELAP5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次冷却材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 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-RELAP5 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 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。

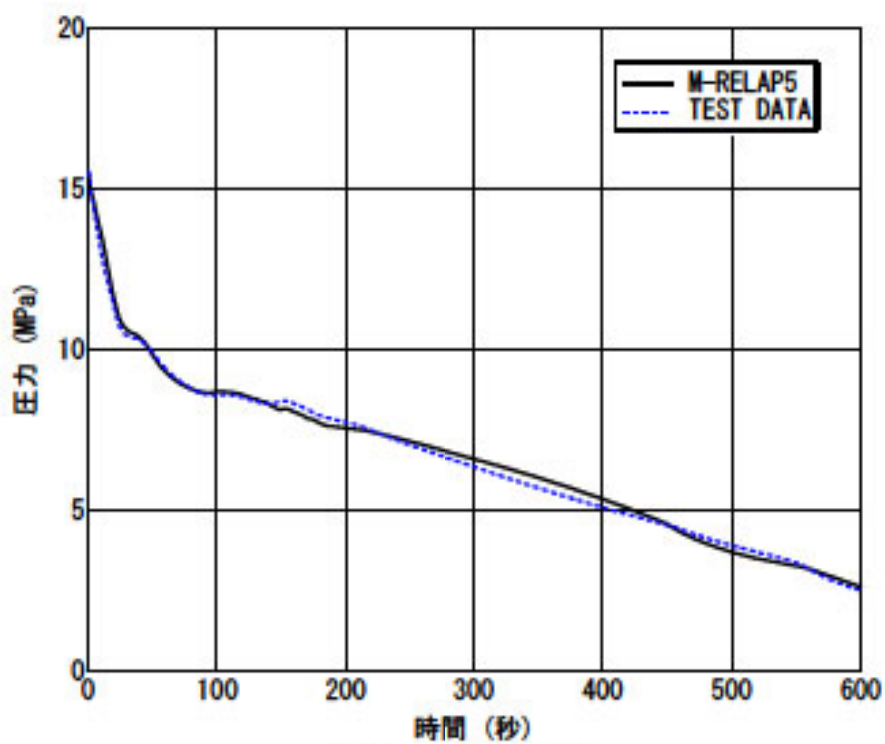


图 4-19 加压器压力

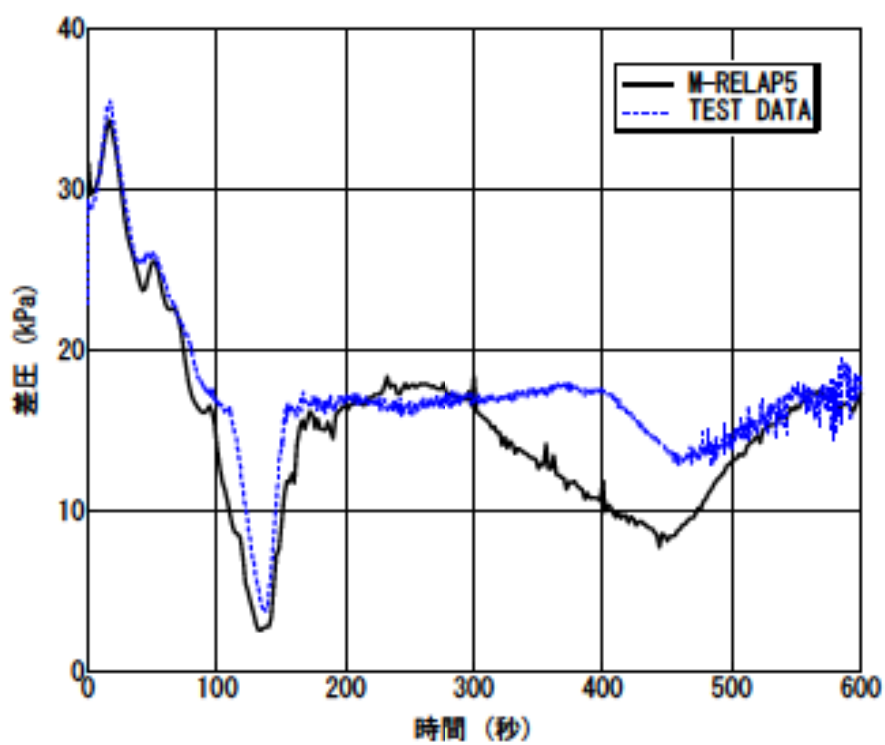


图 4-20 炉心差压

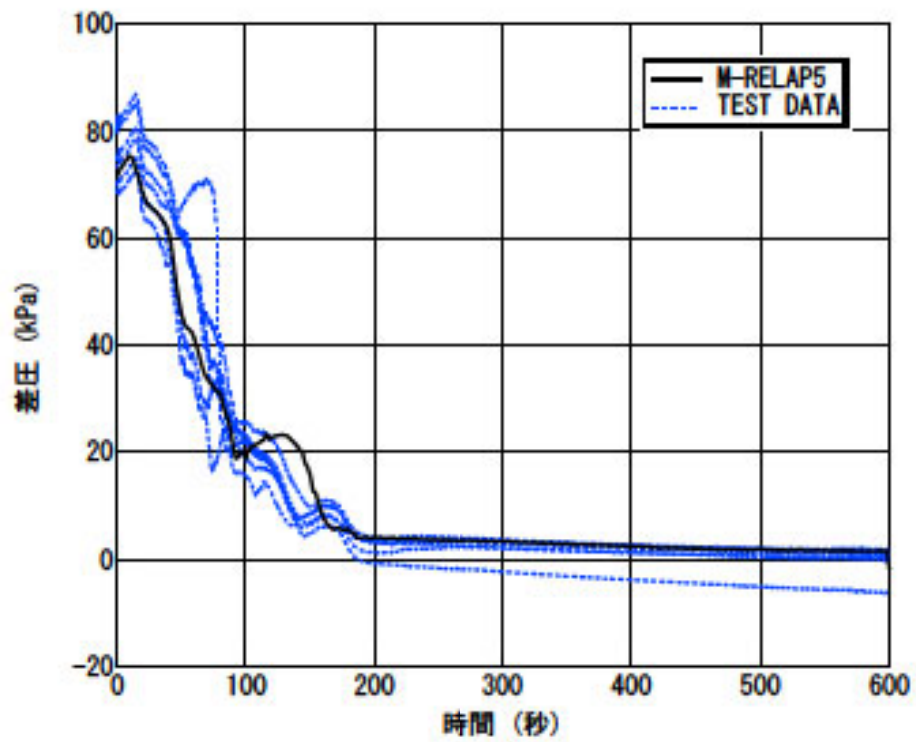


図 4-21 ループ A 蒸気発生器上昇側の差圧

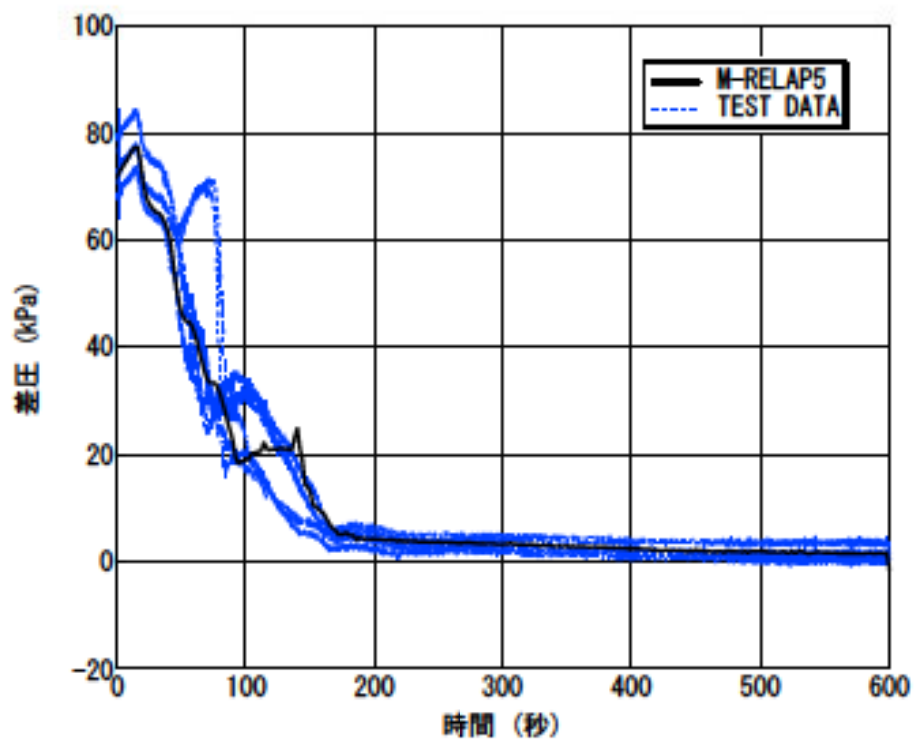


図 4-22 ループ B 蒸気発生器上昇側の差圧

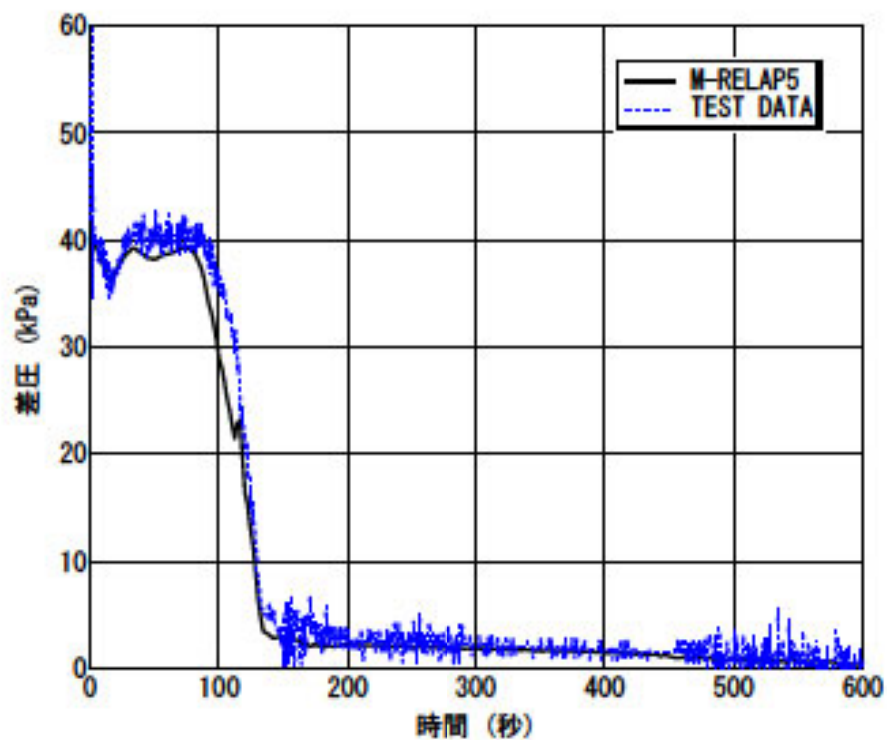


図 4-23 ループ A 蒸気発生器出口側配管下降側の差圧

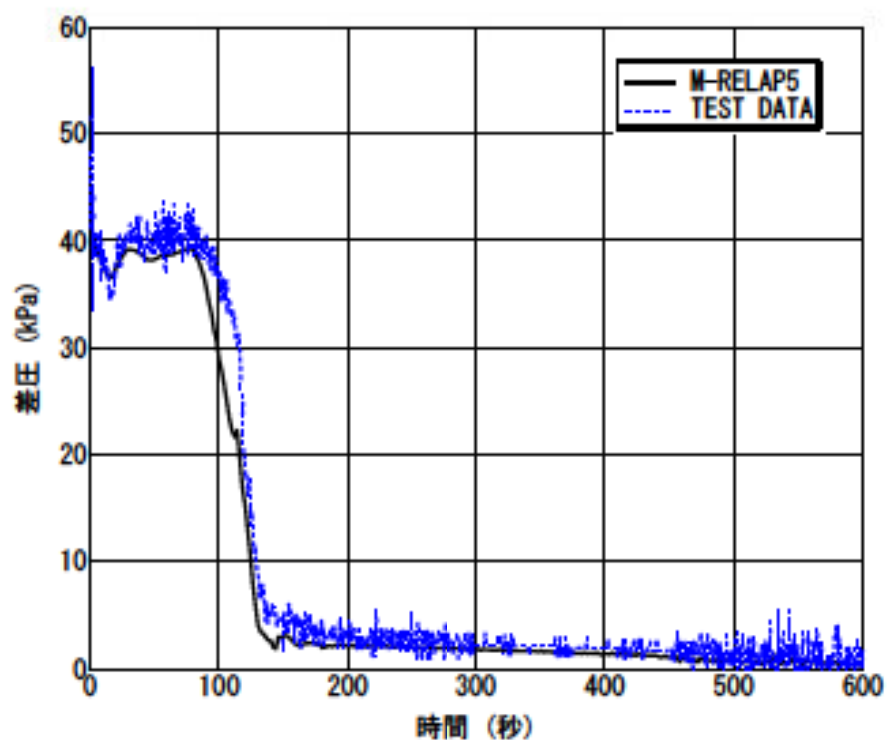


図 4-24 ループ B 蒸気発生器出口側配管下降側の差圧

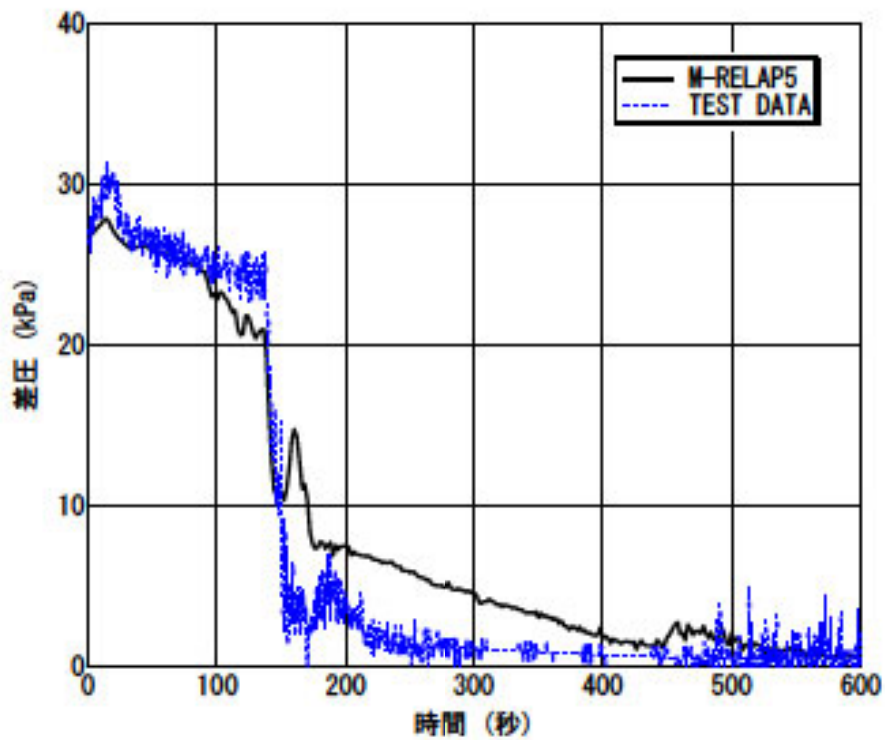


図 4-25 ループ A 蒸気発生器出口側配管上昇側の差圧

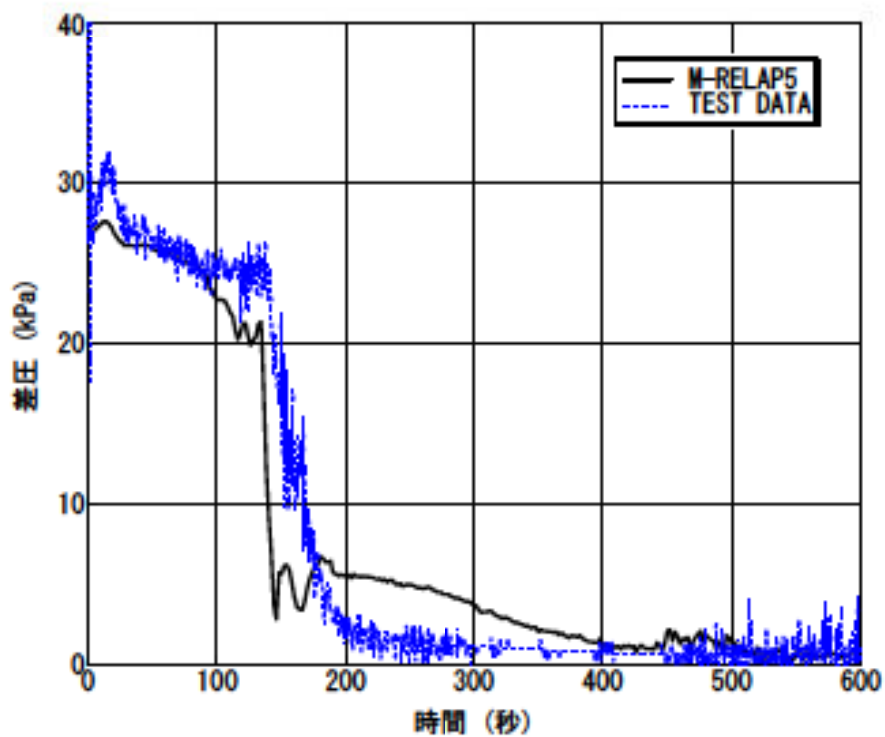


図 4-26 ループ B 蒸気発生器出口側配管上昇側の差圧

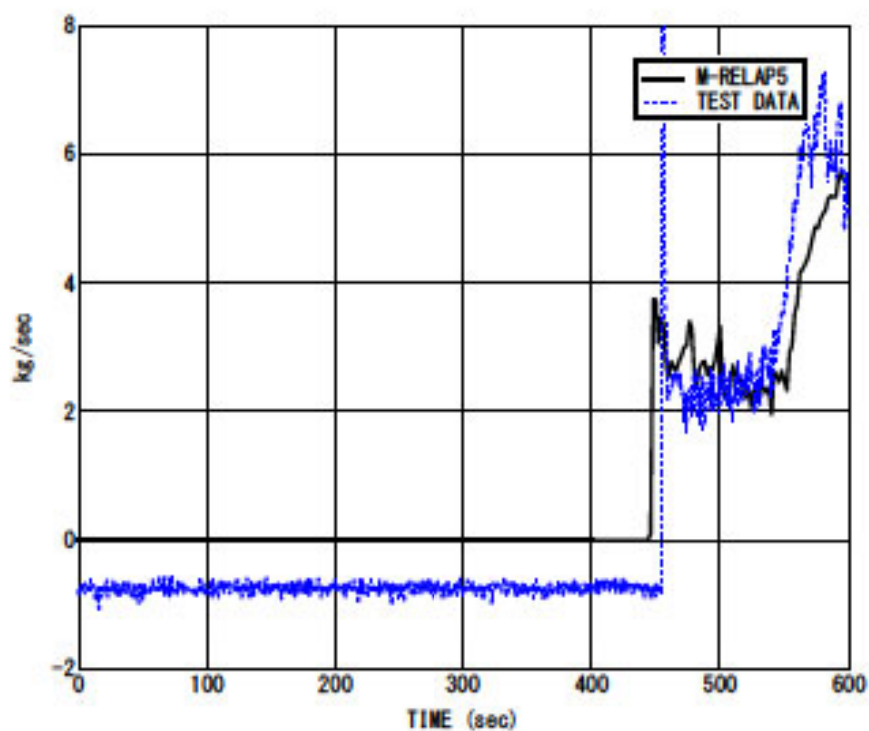


図 4-27 ループ A 蓄圧タンク流量

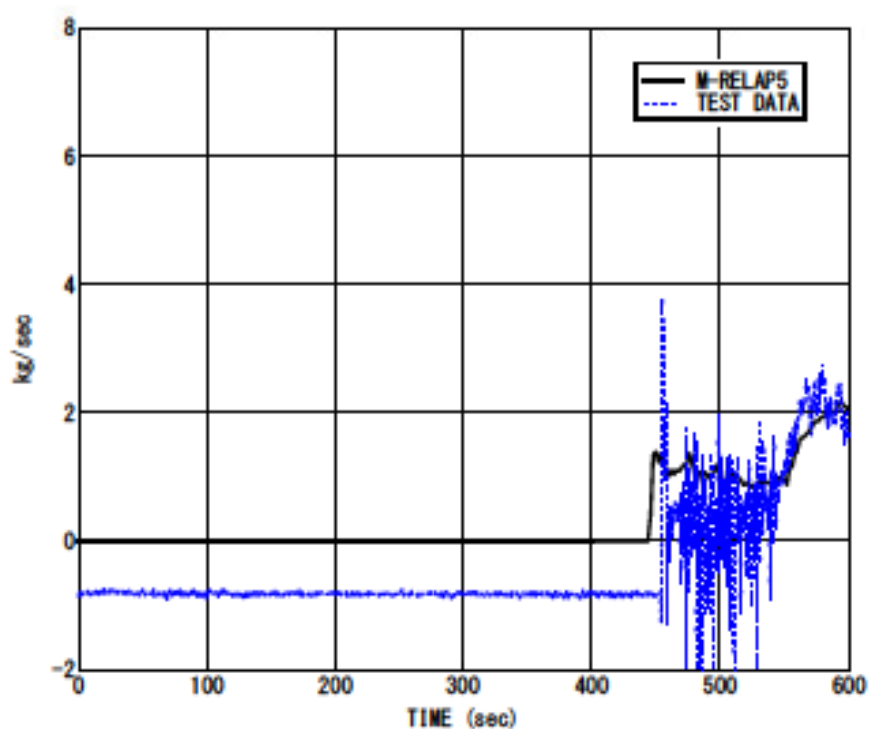


図 4-28 ループ B 蓄圧タンク流量

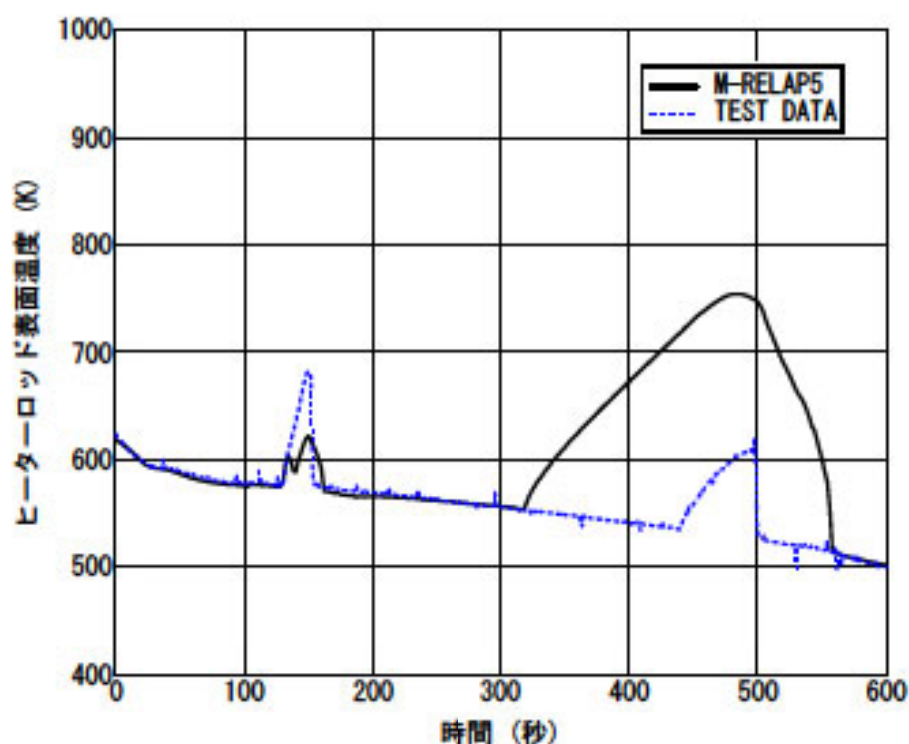


図 4-29 ヒータロッド表面温度 3.05m (試験データ), 3.17m (M-RELAP5)
(炉心上部)

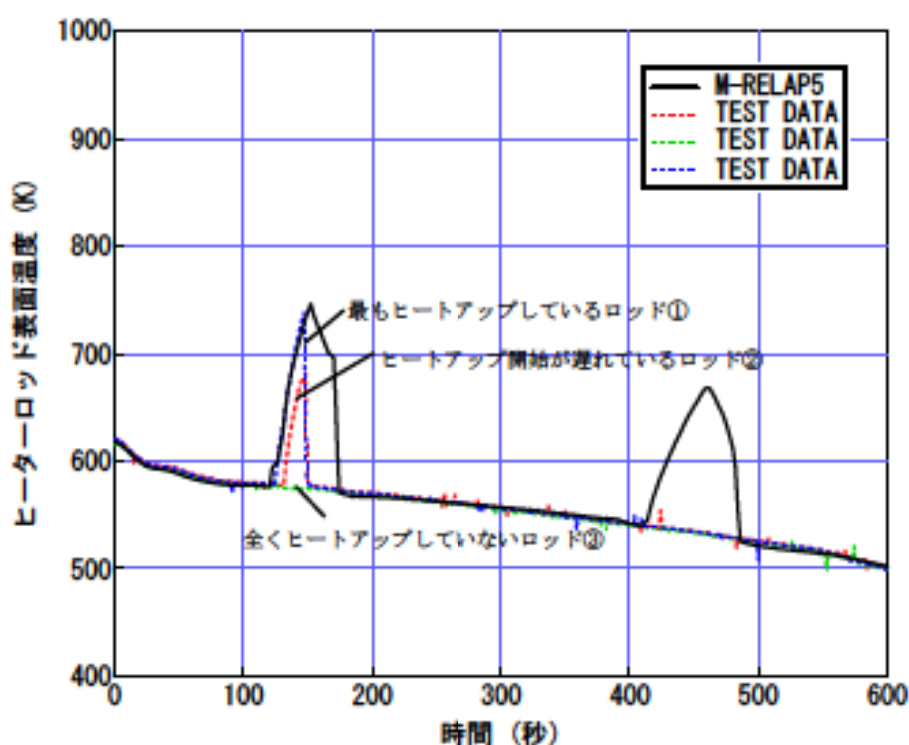


図 4-30 ヒータロッド表面温度 1.83m (試験データ), 1.82m (M-RELAP5)
(炉心中心付近)

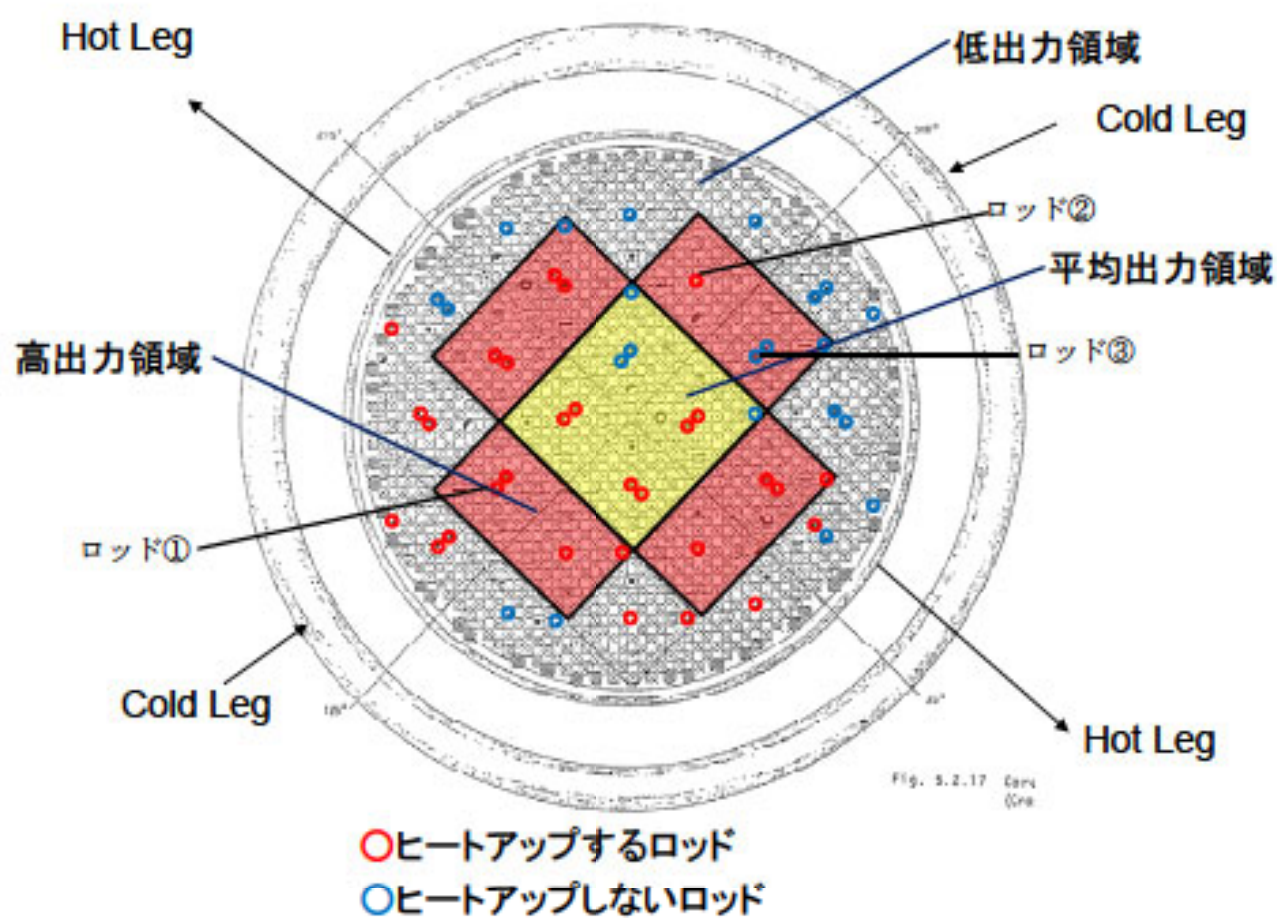


図 4-31 SB-CL-18 試験のループシール期間におけるヒートアップ位置

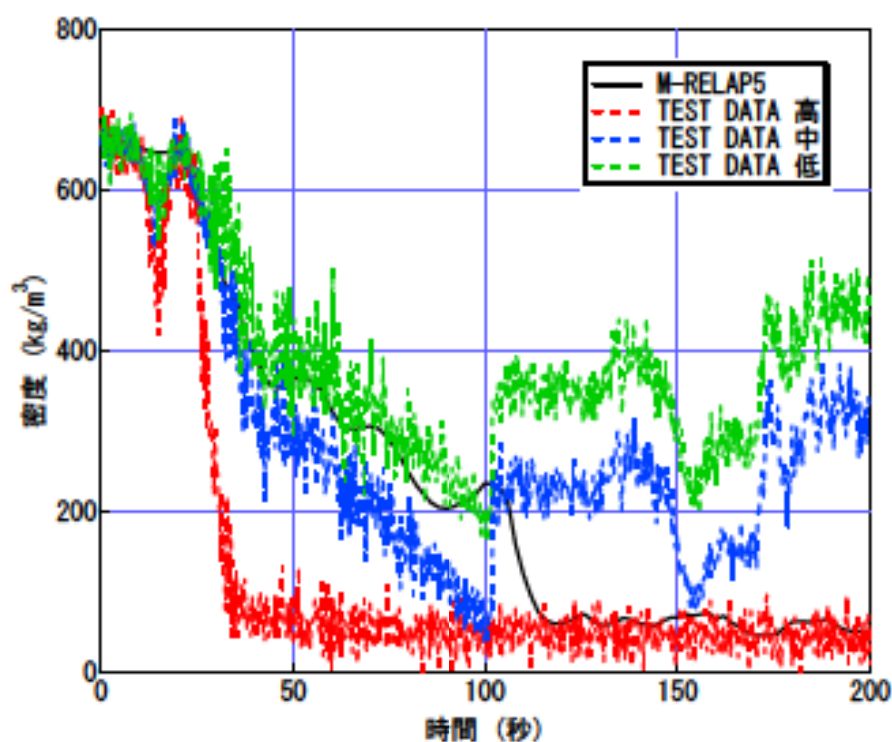


図 4-32 高温側配管密度

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^[44]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部電源喪失を仮定
- ・ 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 次冷却材圧力 12.27MPa の非常用炉心冷却設備作動信号発信の 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-R E L A P 5 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 次冷却材圧力が低下するが、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 次冷却材圧力が十分低下し、蓄圧タンクからの注水が開始され、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次冷却材圧力が低下し、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水が約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、蓄圧タンクの注水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は模擬することができており、M-RELAP5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、蓄圧タンクの注水挙動、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次冷却材圧力のM-RELAP5と試験データの相違はM-RELAP5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、試験データ共に減圧が開始するが、M-RELAP5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との差は約0.3MPaである。

M-RELAP5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では悪くなっていると考えられる。

1次冷却材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では蓄圧タンク注入のタイミングが遅れている。

注水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次冷却材圧力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	非常用炉心冷却設備作動信号 (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次冷却材圧力=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

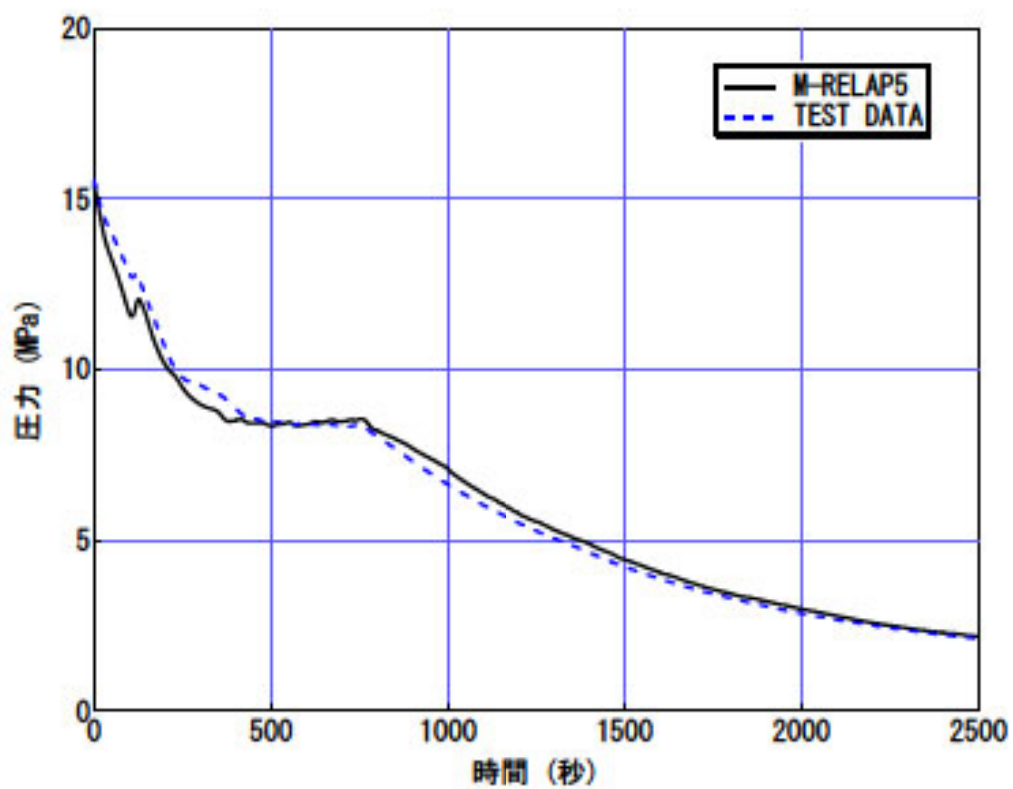


図 4-33 加圧器圧力

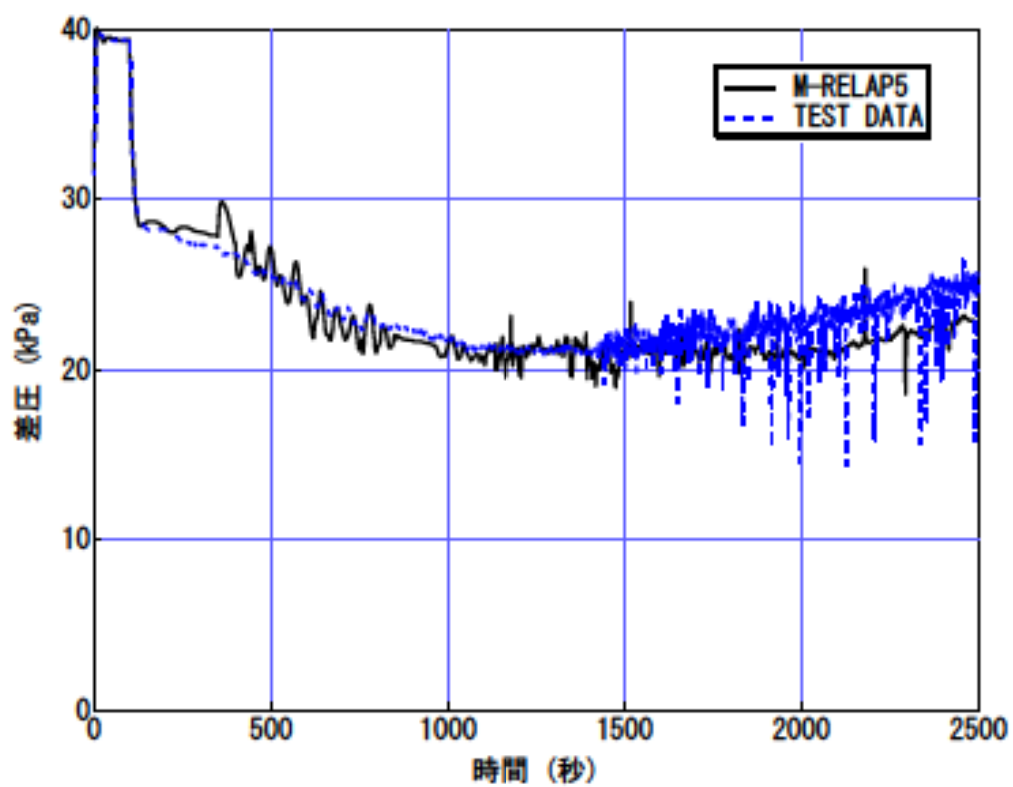


図 4-34 炉心差圧

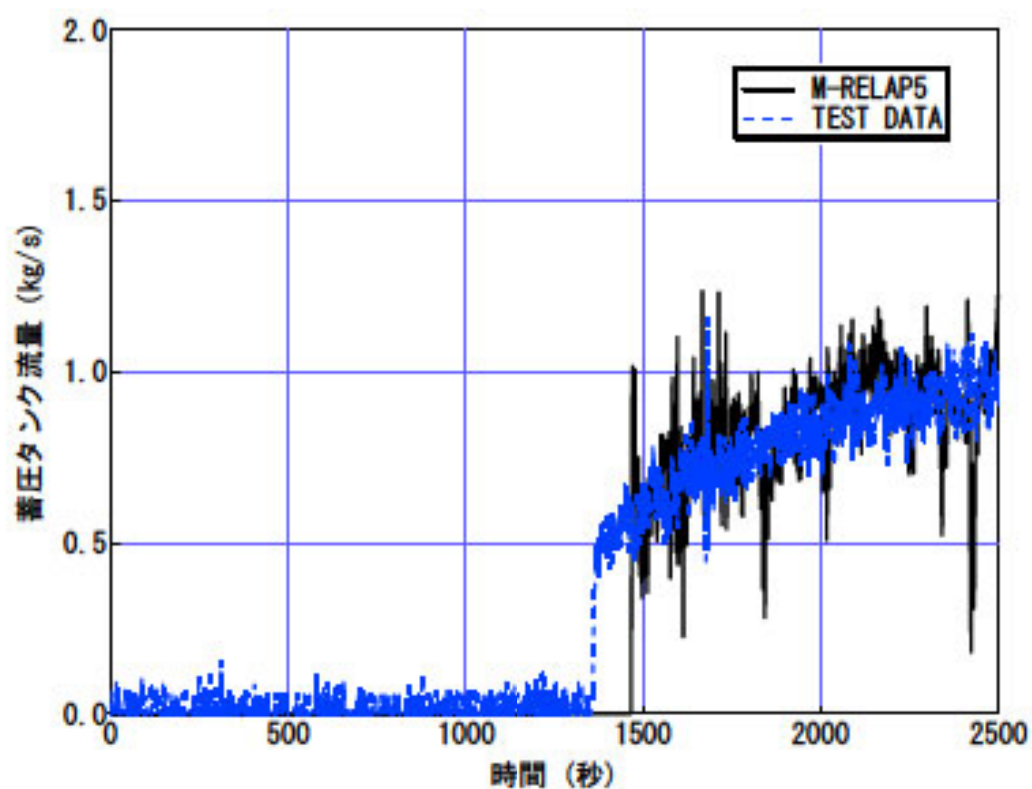


図 4-35 ループ A 蓄圧タンク流量

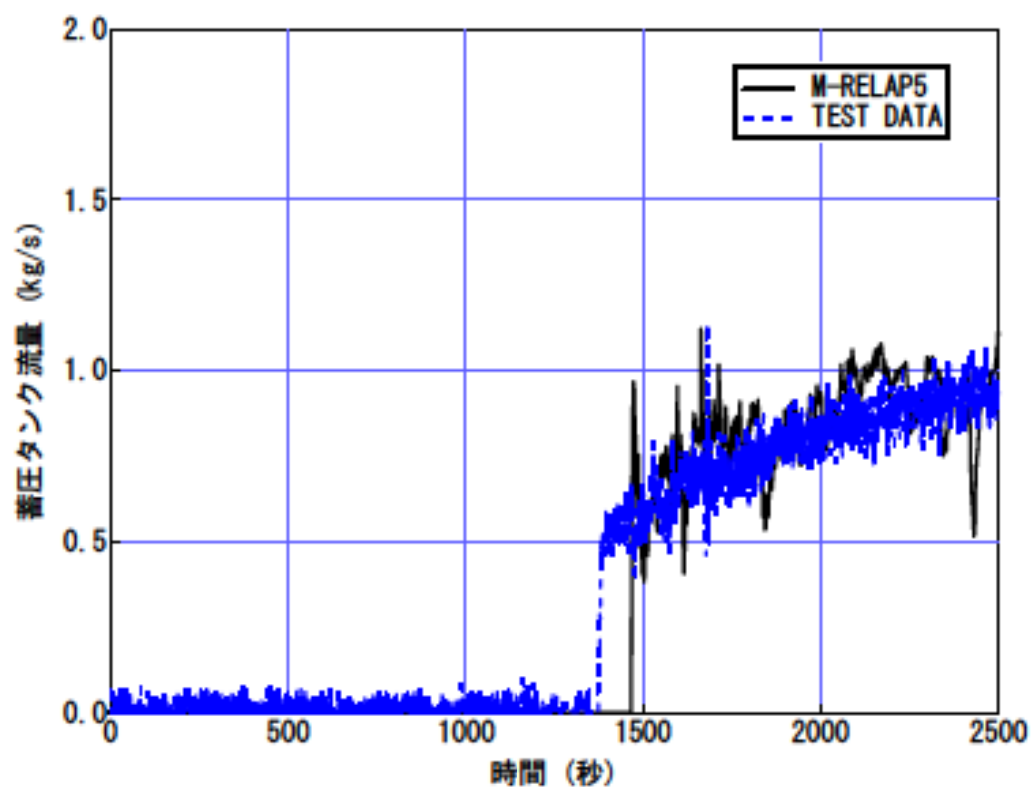


図 4-36 ループ B 蓄圧タンク流量

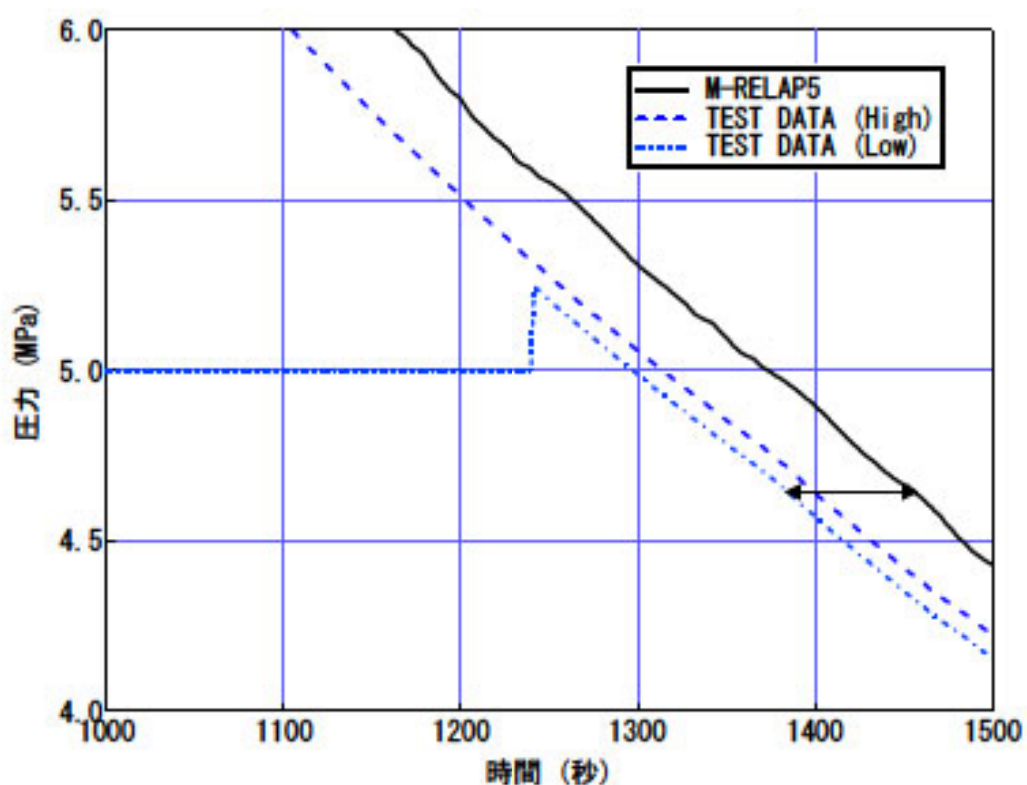


図 4-37 試験と解析の減圧速度の違い (加圧器圧力の比較)

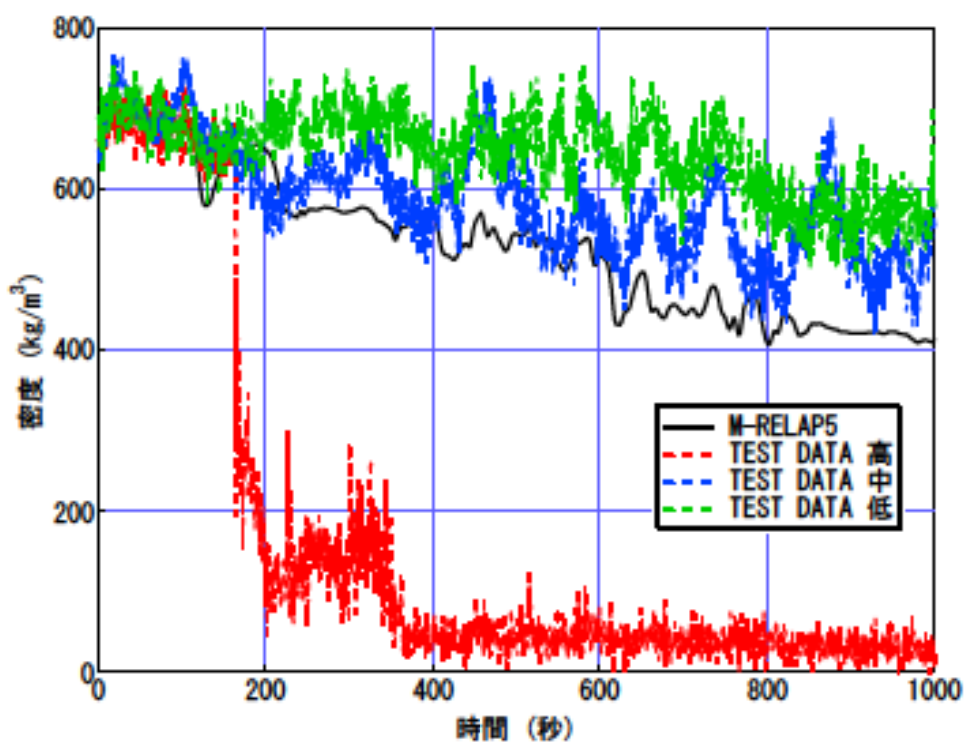


図 4-38 高温側配管密度

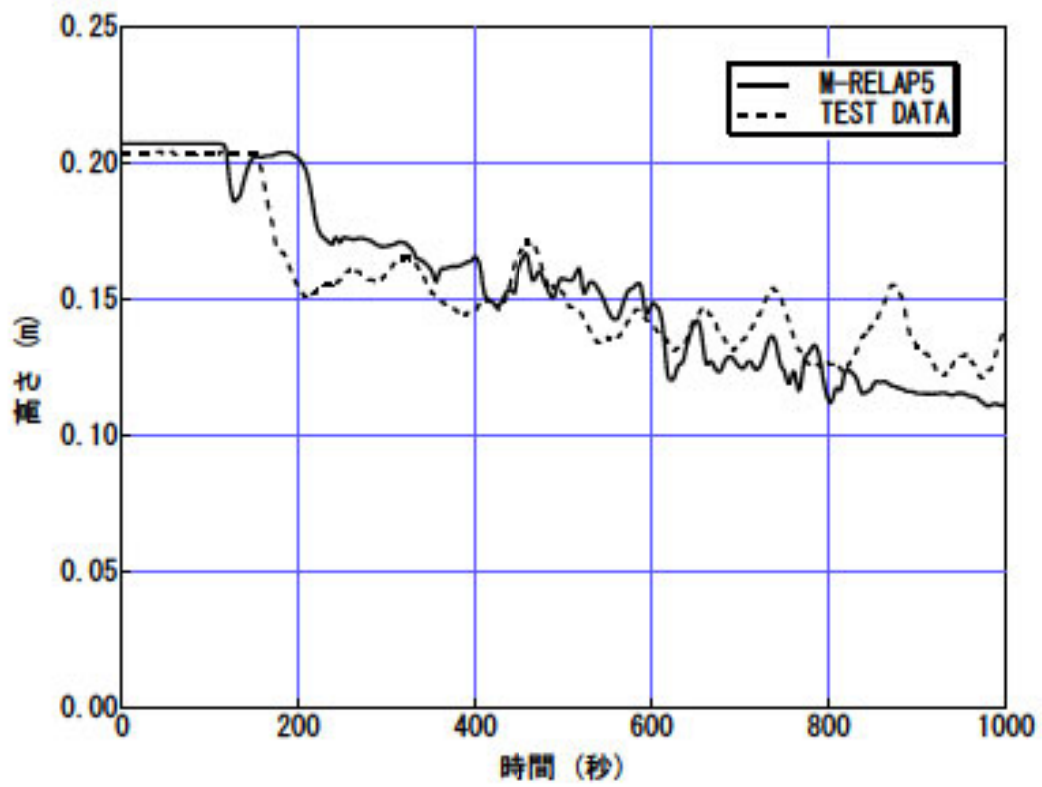


圖 4-39 高溫側配管水位

4.5 PKL/F1.1 試験

(1) PKL/F1.1 試験概要

PKL 試験装置^[42]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 (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^[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移移する。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次冷却材圧力）、図4-47（上部プレナム水温）、図4-48～図4-51（ECCS注入流量）に示す。図4-44に示されるとおり、M-RELAP5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、ECCS注入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蒸気発生器1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ECCS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水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 °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
	コラプスト水位	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/m³ (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

--

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

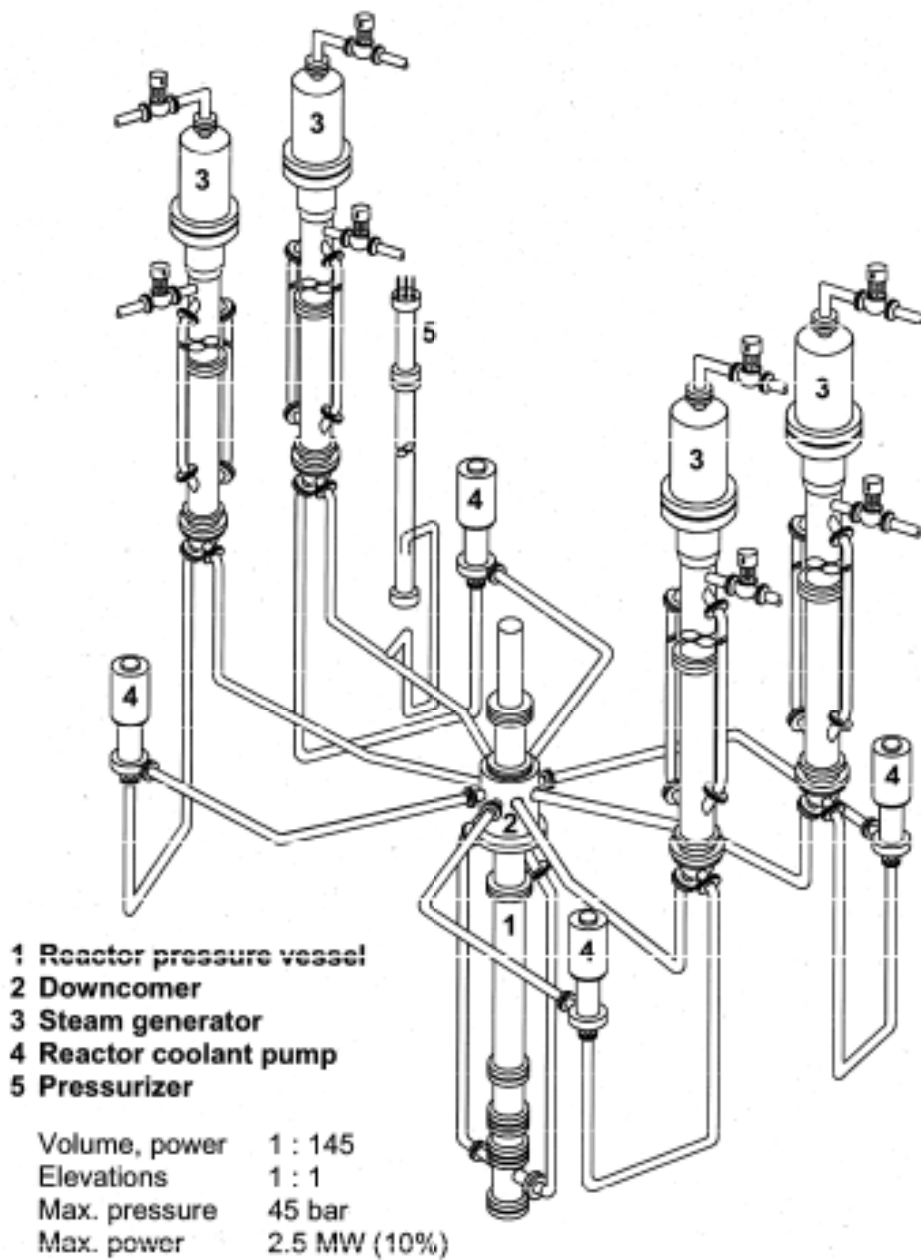


图 4-40 PKL 试验装置概观

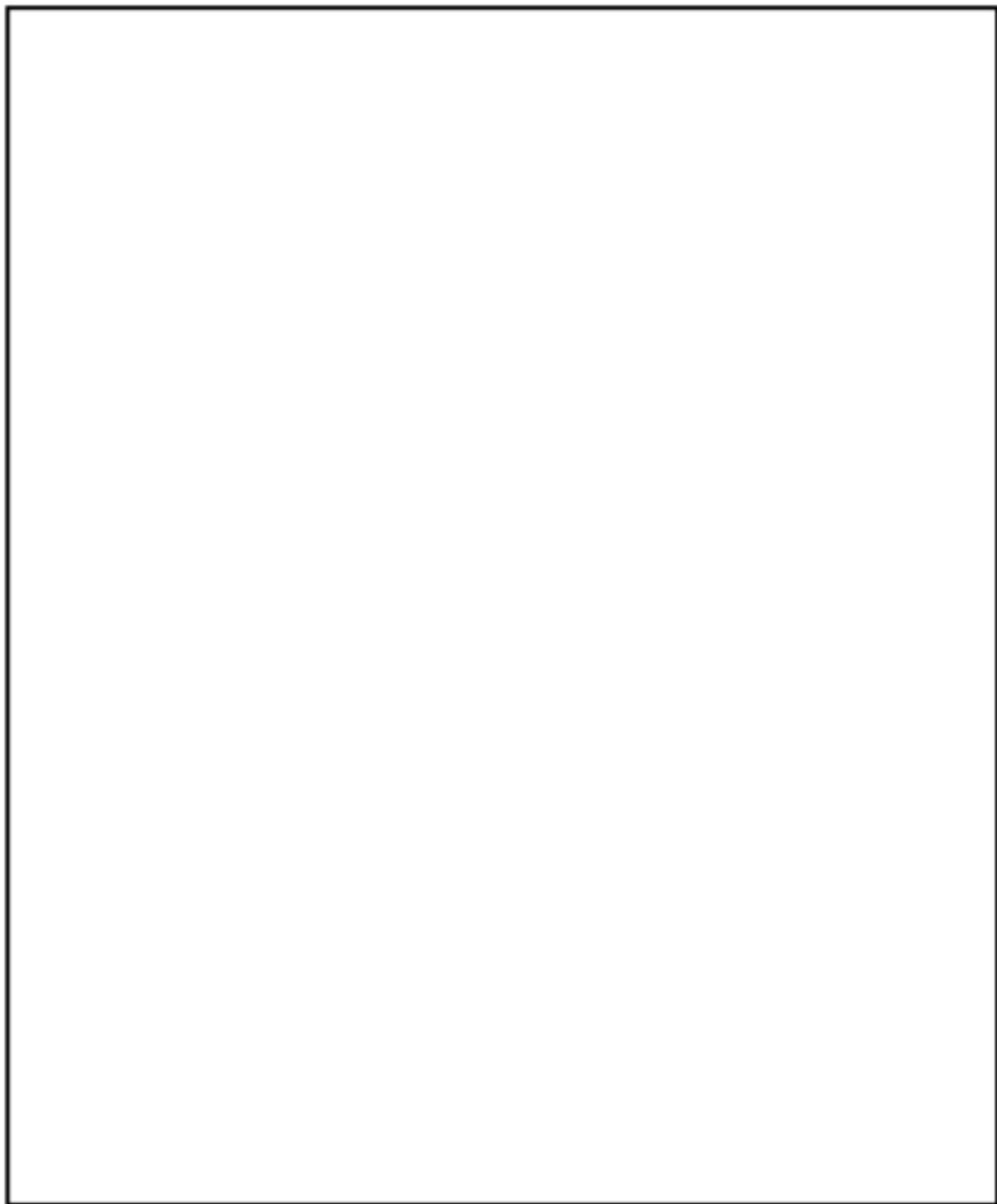


図 4-41 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (ベッセル部)

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

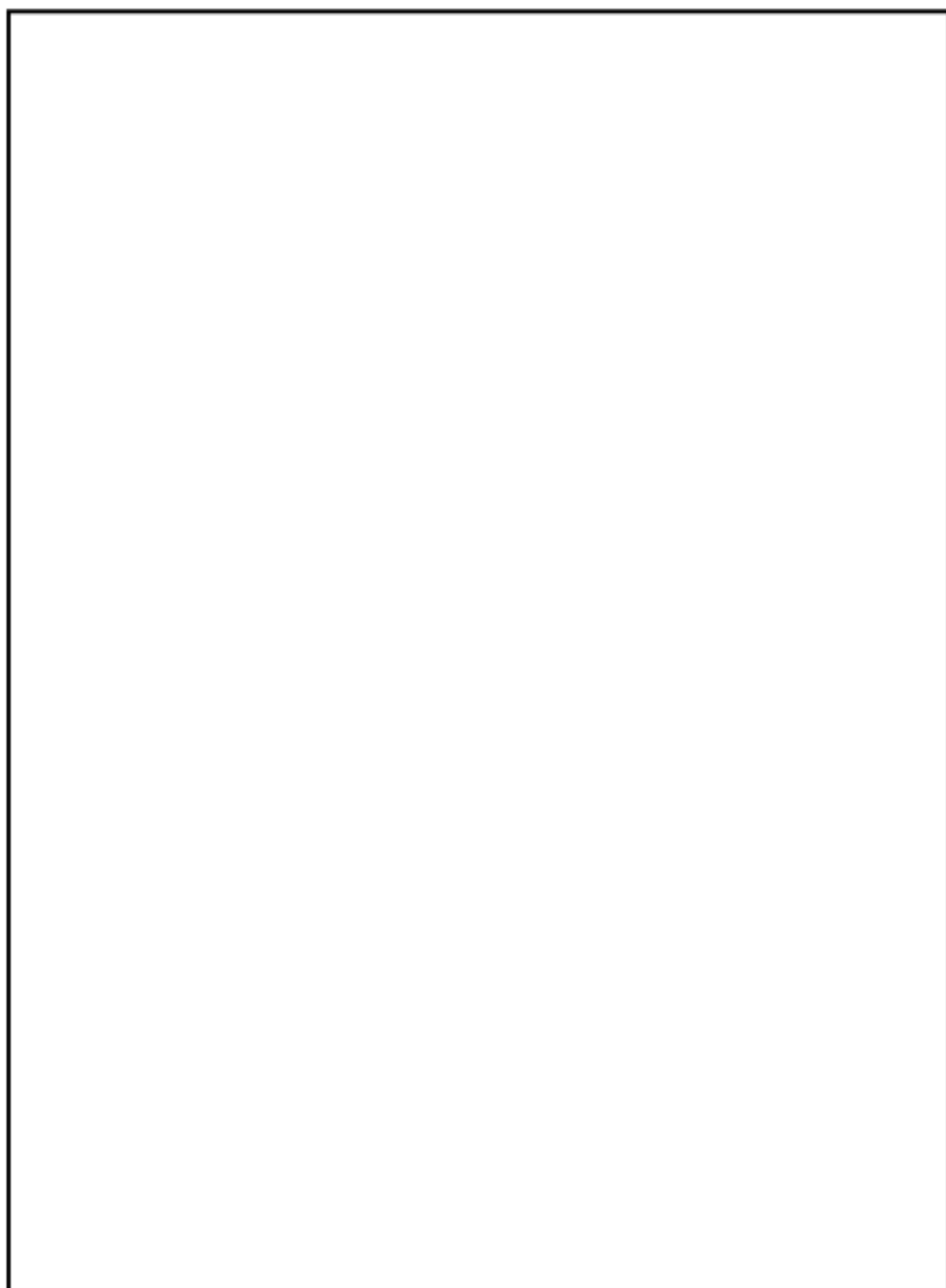


図 4-42 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図（破断ループ）

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。



図 4-43 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (健全ループ)

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

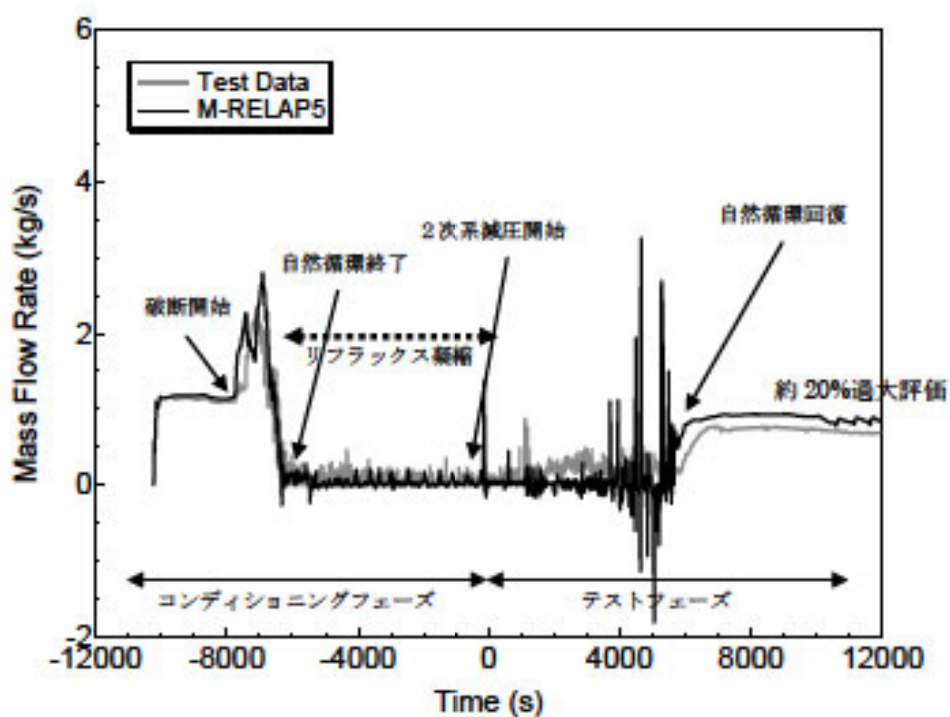


図 4-44 ループ流量

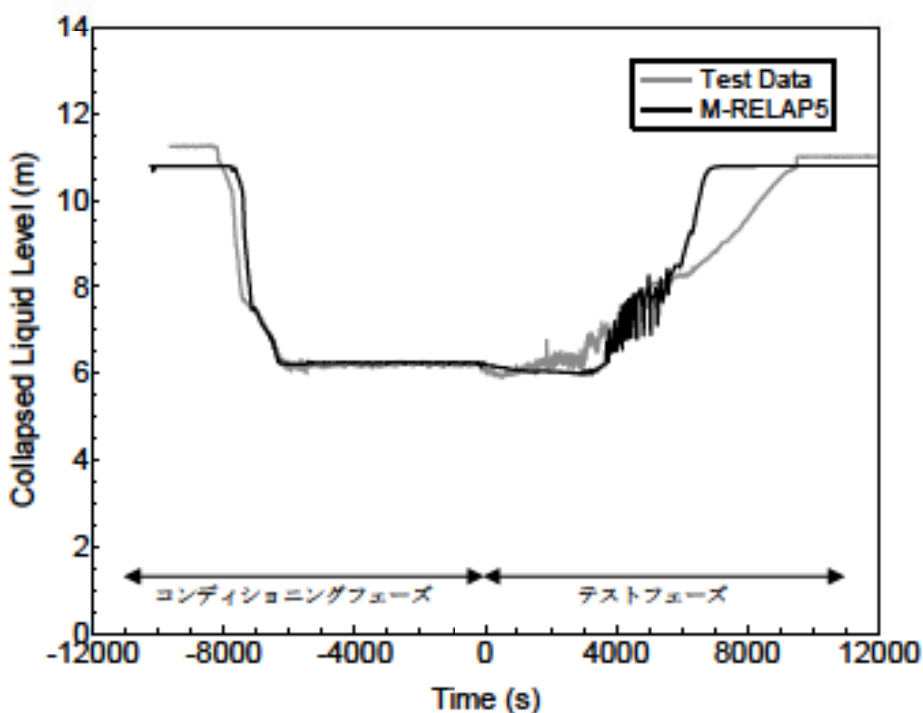


図 4-45 原子炉水位

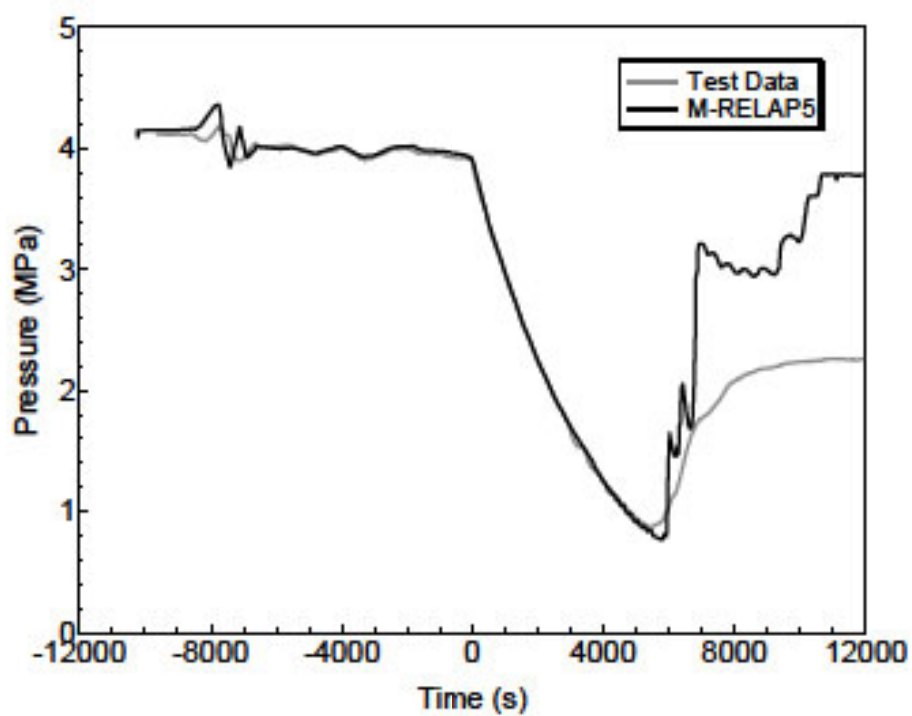


図 4-46 1次冷却材圧力

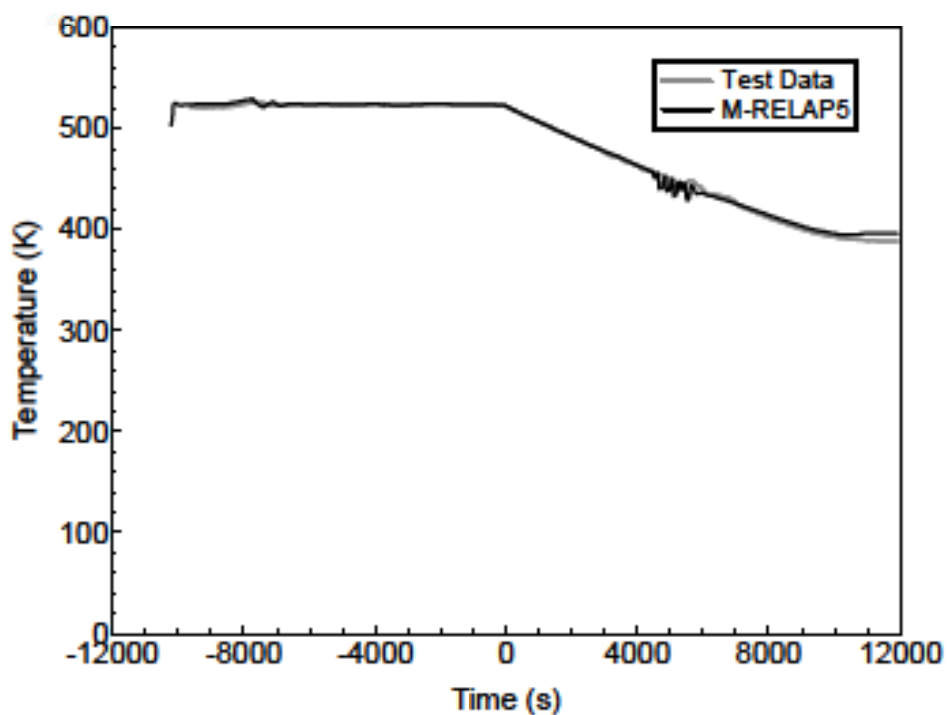


図 4-47 上部プレナム水温

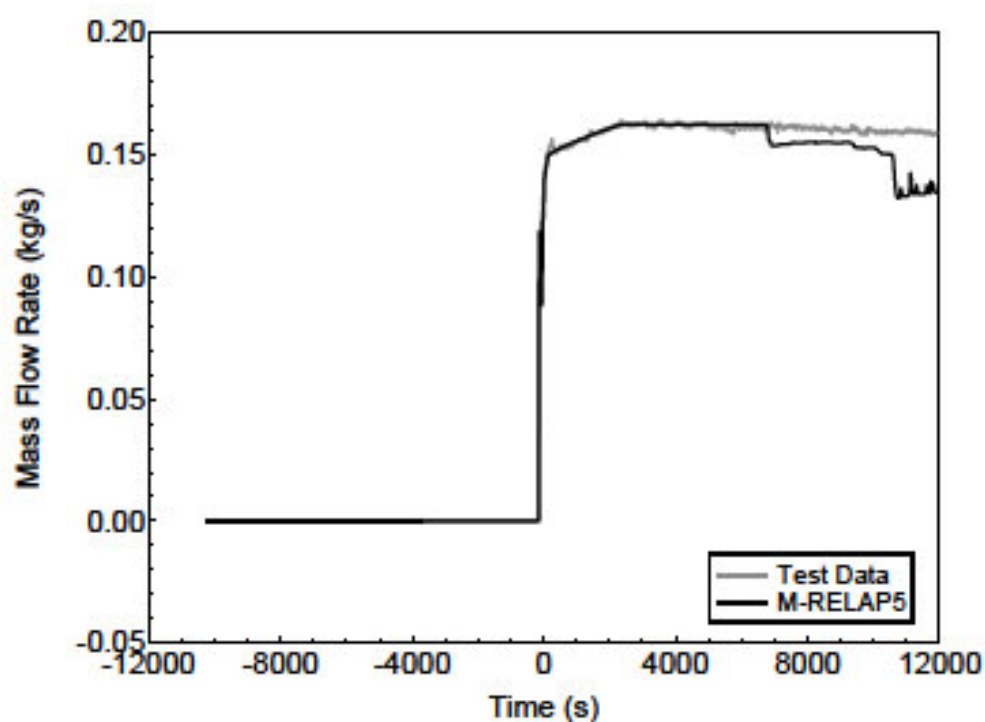


図 4-48 ECCS注入流量 (ループ 1)

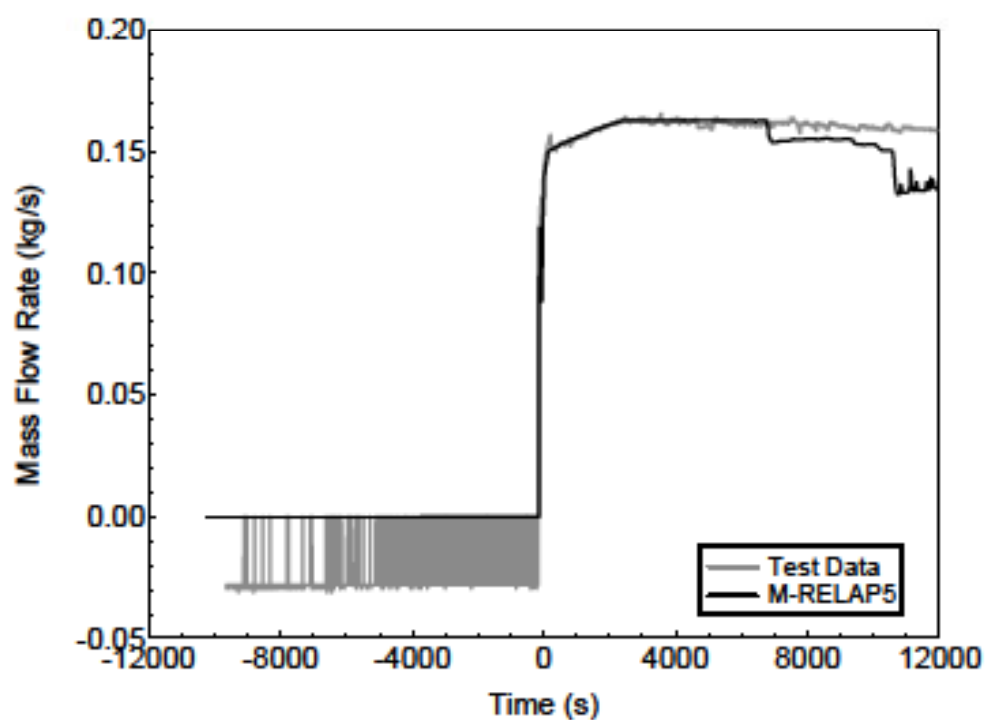


図 4-49 ECCS注入流量 (ループ 2)

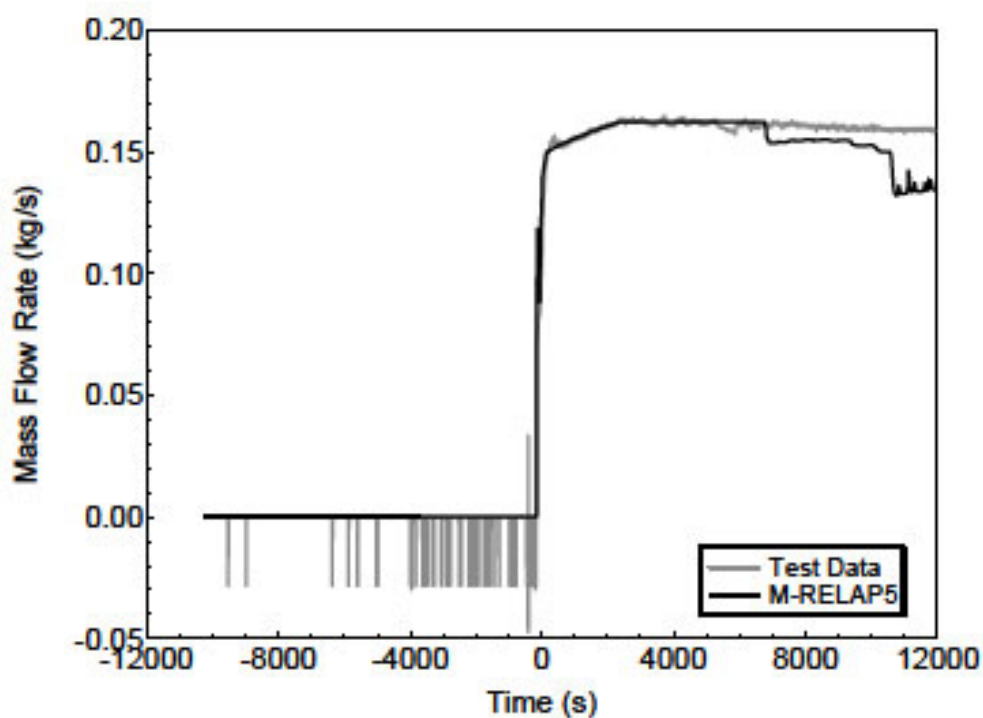


図 4-50 ECCS注入流量 (ループ 3)

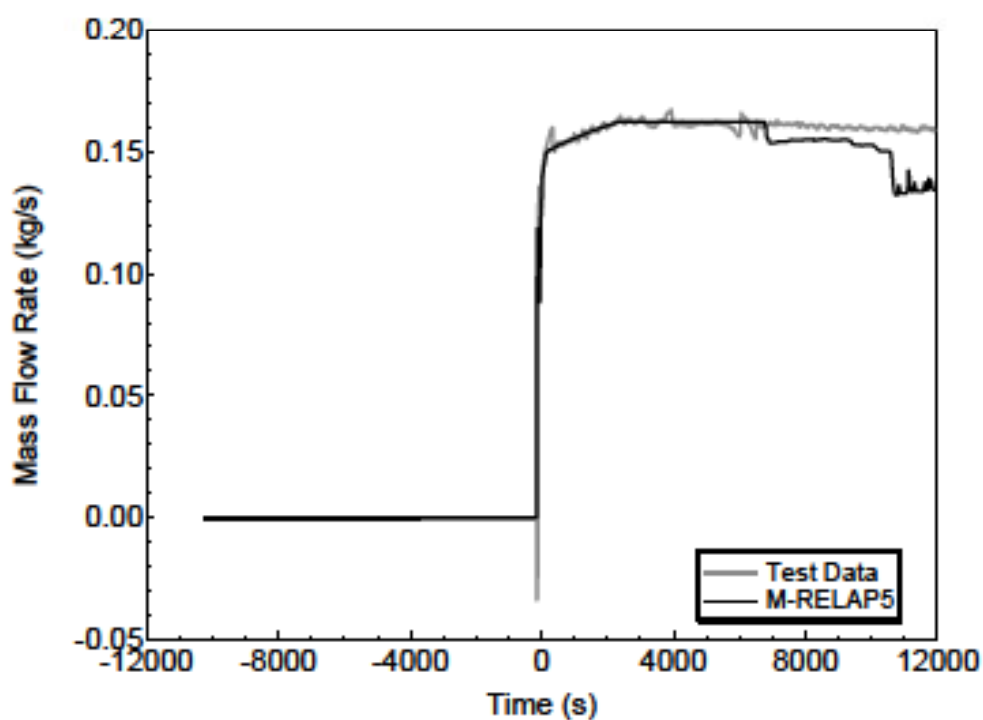


図 4-51 ECCS注入流量 (ループ 4)

4.6 LOFT 試験

4.6.1 LOFT 試験概要

LOFT (Loss of Fluid Test) 試験装置¹⁴⁵⁾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ブプレッション系、(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。

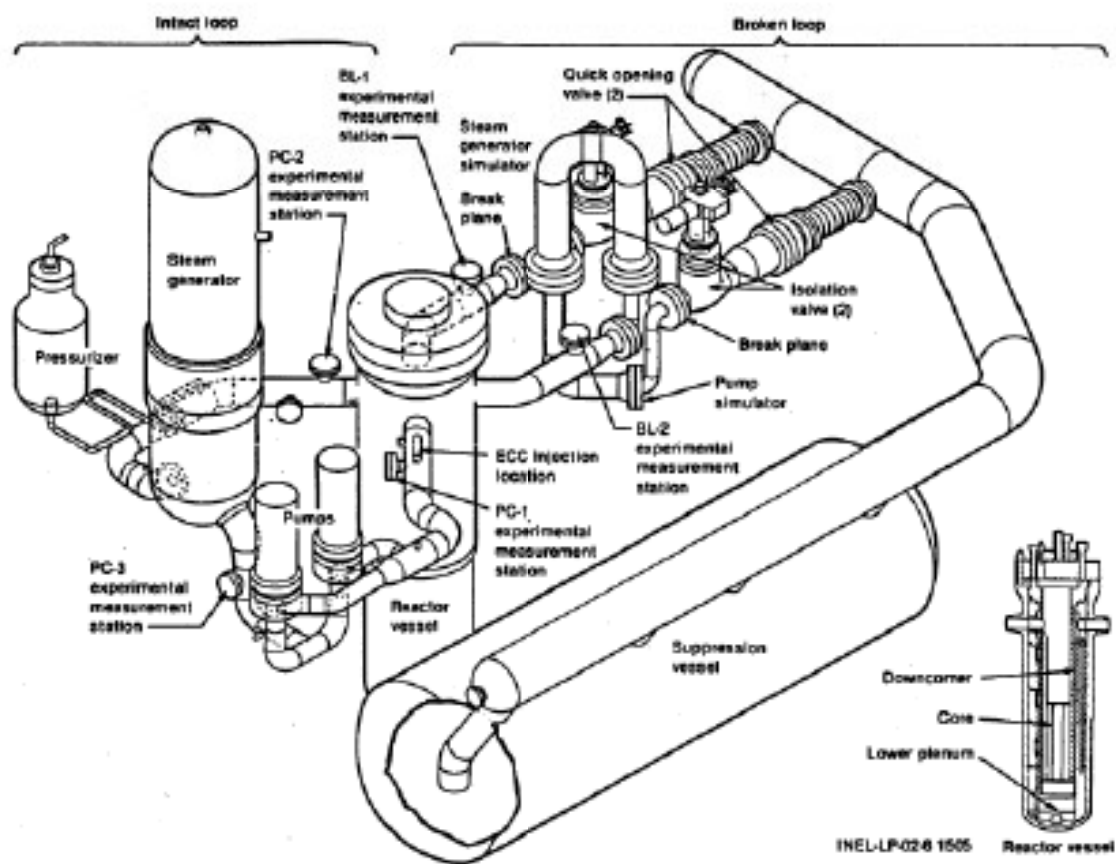


図 4-52 LOFT 試験装置図

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。

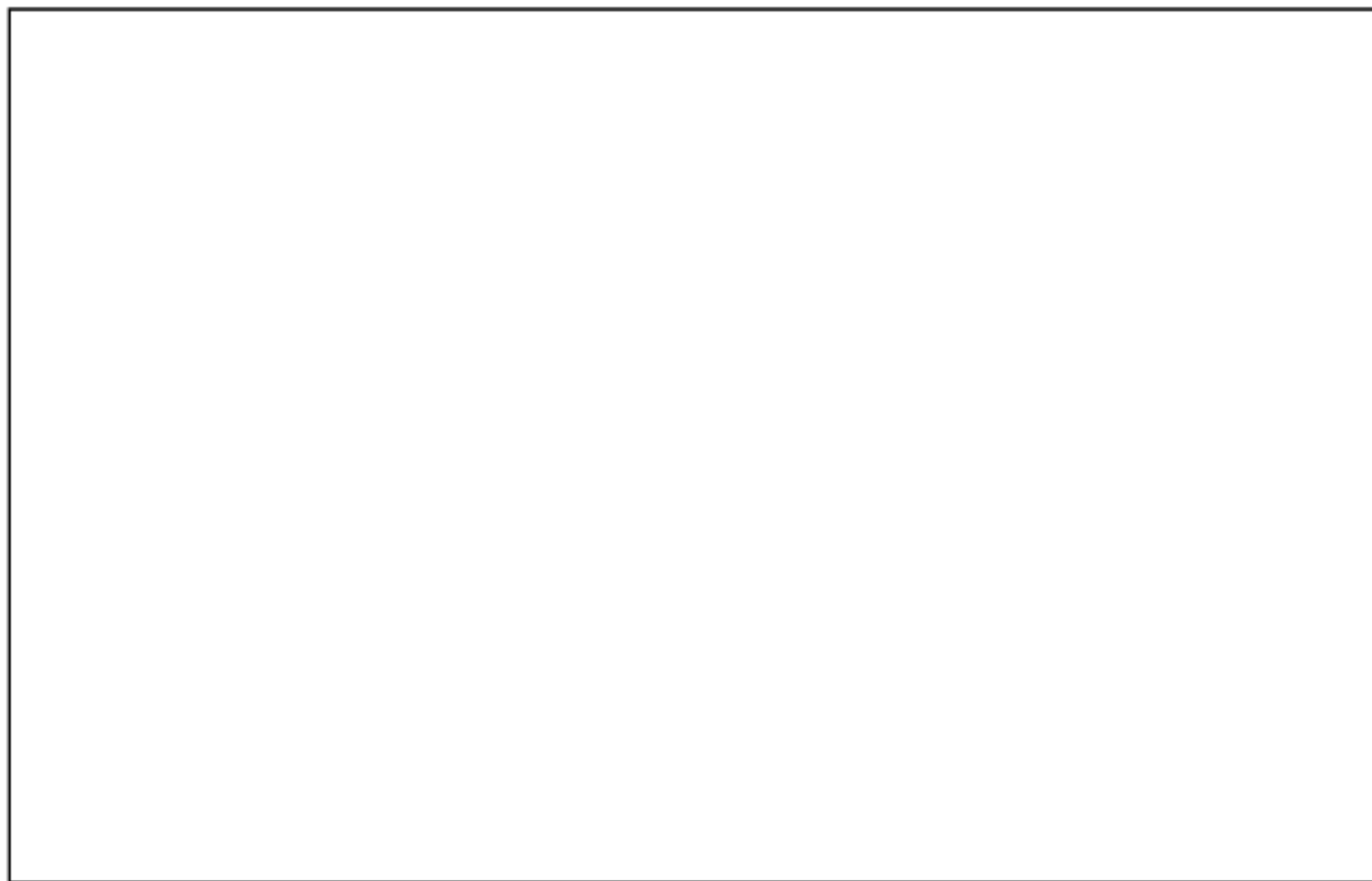


図 4-53 LOFT 試験装置ノード図

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

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次冷却材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次冷却材圧力、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次側圧力変化は1次冷却材温度と1次側・2次側の熱伝達により求められるため、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-RELAP 5 の 1 次系の過熱、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 次冷却材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 次冷却材圧力、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 $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 及び $\pm 0.2\text{MPa}$ を 1 次系の過熱、過圧時における M-RELAP 5 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 次冷却材圧力到達	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

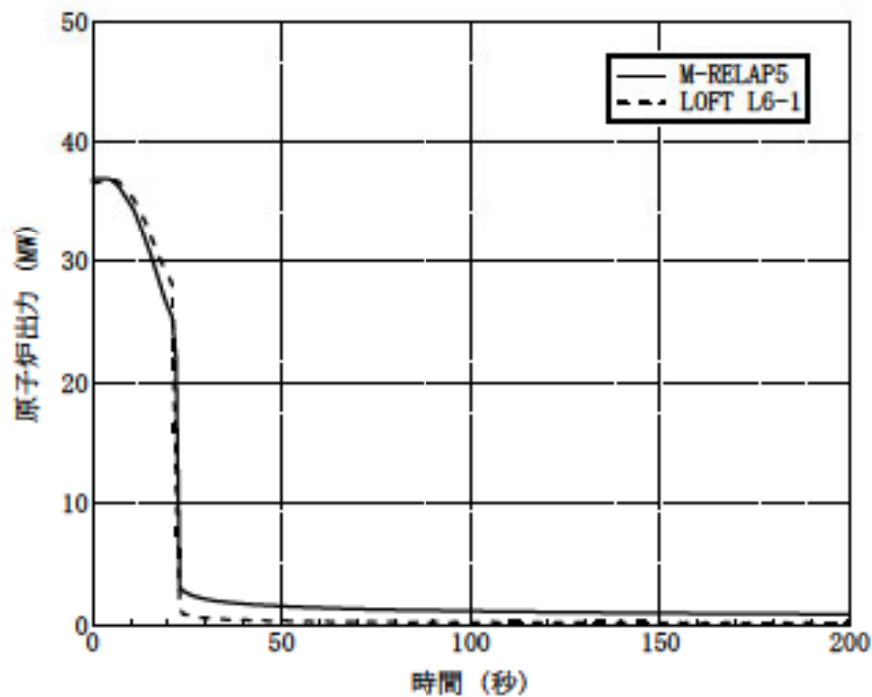


図 4-54 LOFT L6-1 試験における原子炉出力

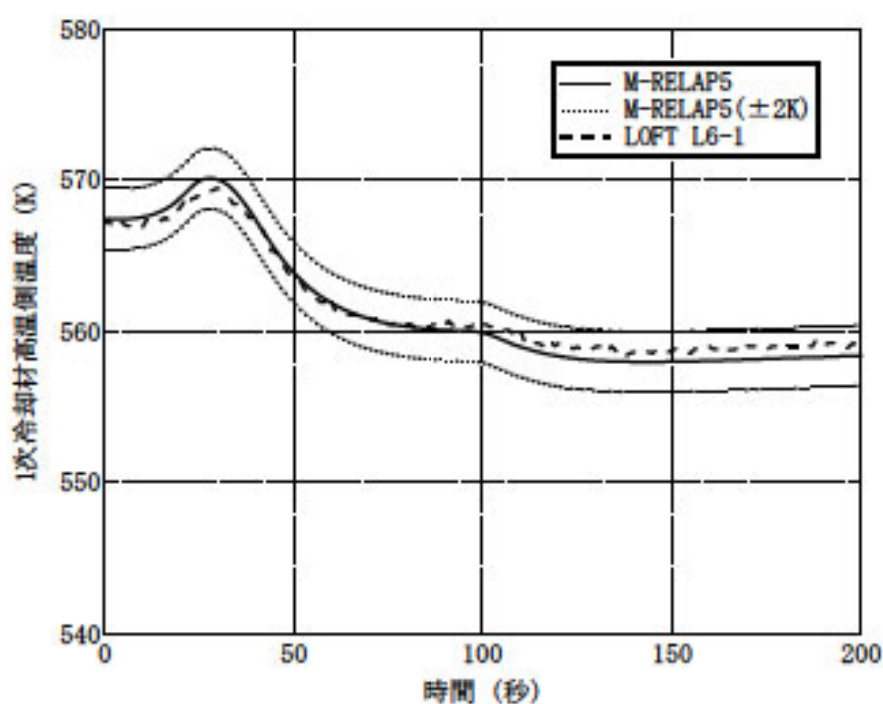


図 4-55 LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度¹

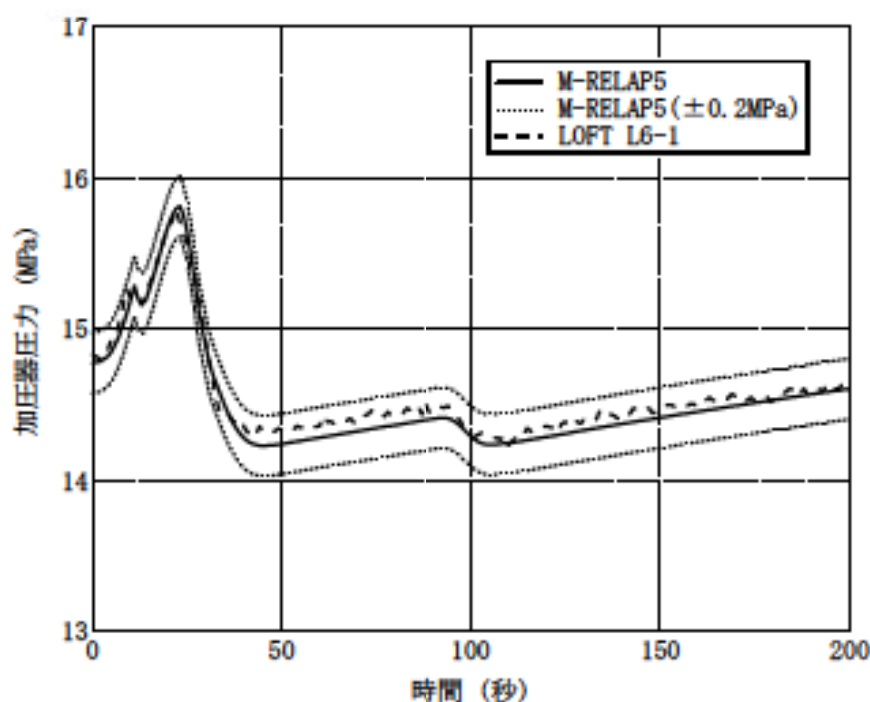


図 4-56 LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

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。

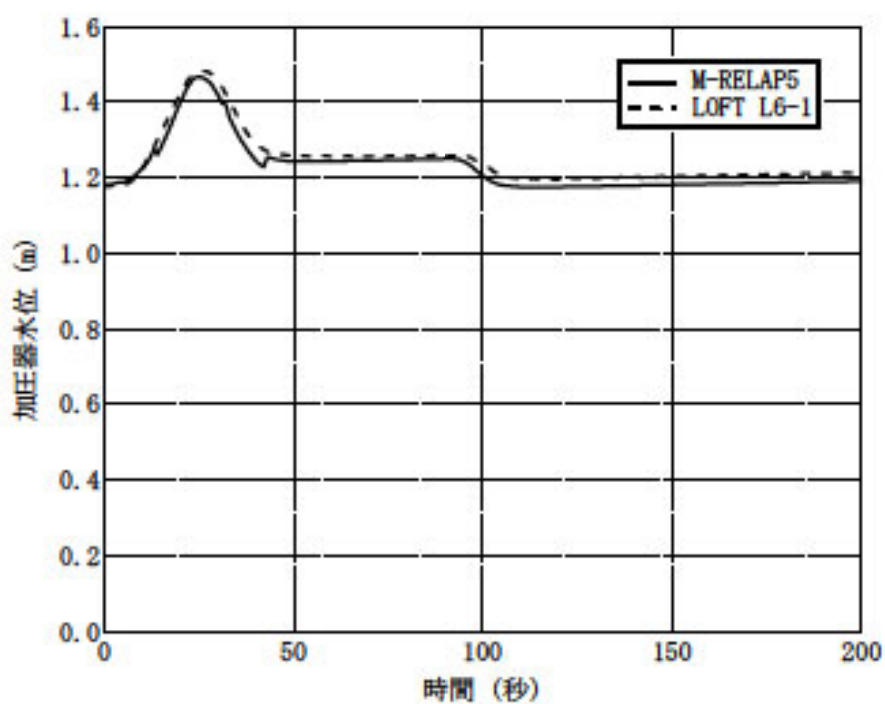


図 4-57 LOFT L6-1 試験における加圧器水位

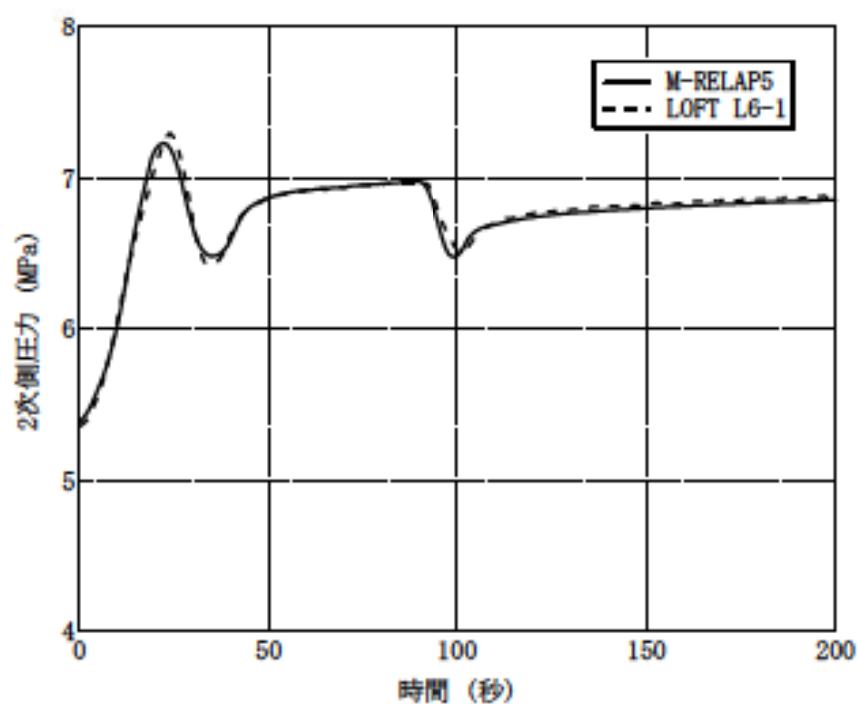


図 4-58 LOFT L6-1 試験における 2 次側圧力

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次冷却材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次冷却材圧力、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ね合わ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ためと考えられる。

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 試験及び実機プラントにおける加圧器逃が

² M-RELAP5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⁵。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¹⁰⁾を用いており、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 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亘り、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 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 次冷却材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 次冷却材圧力及び 1 次冷却材膨張量に直接影響する

⁵ 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 次冷却材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 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-R E L A P 5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

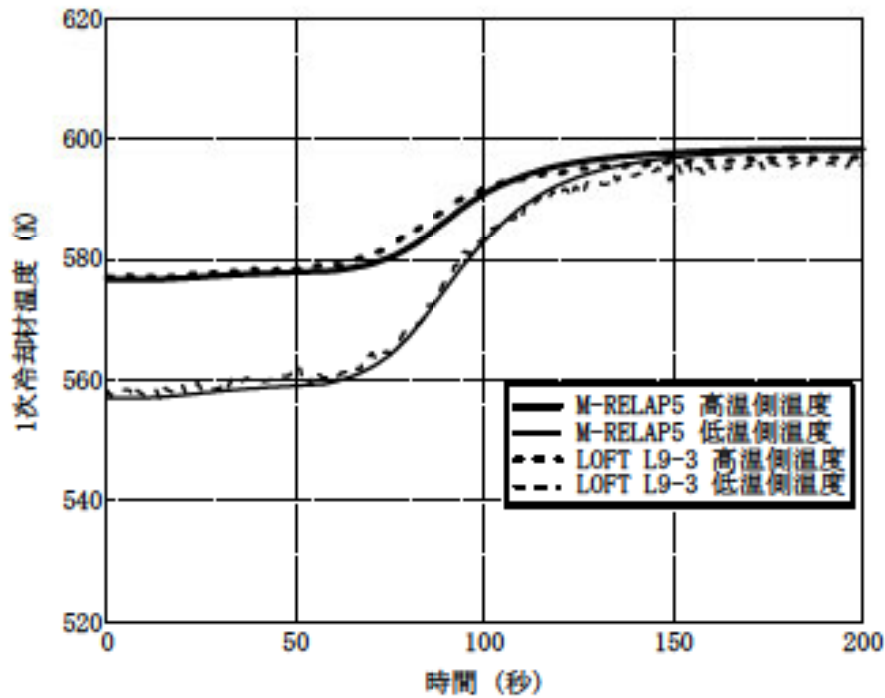


図 4-59 LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

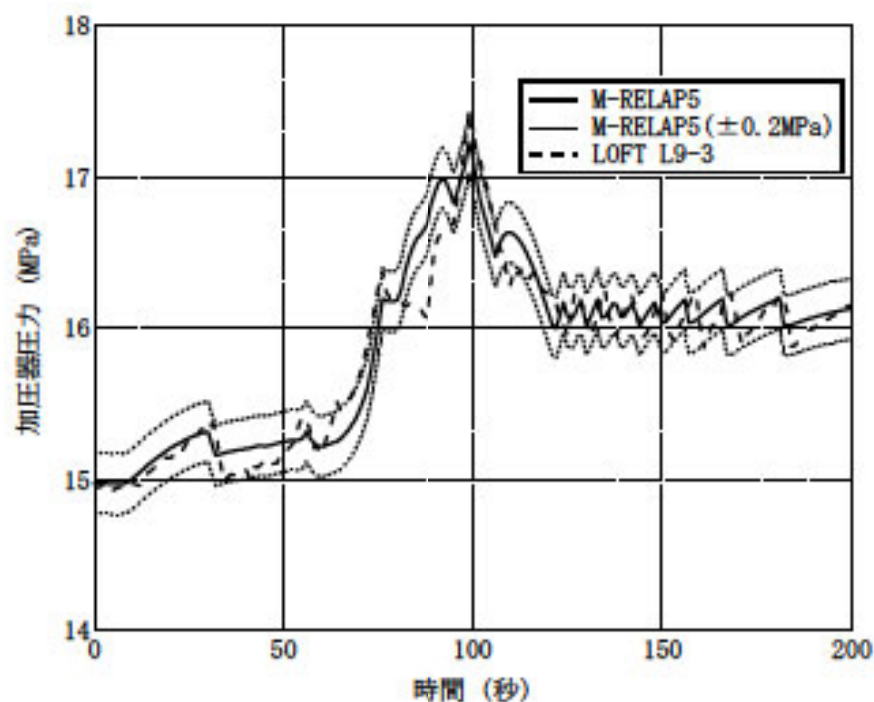


図 4-60 LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

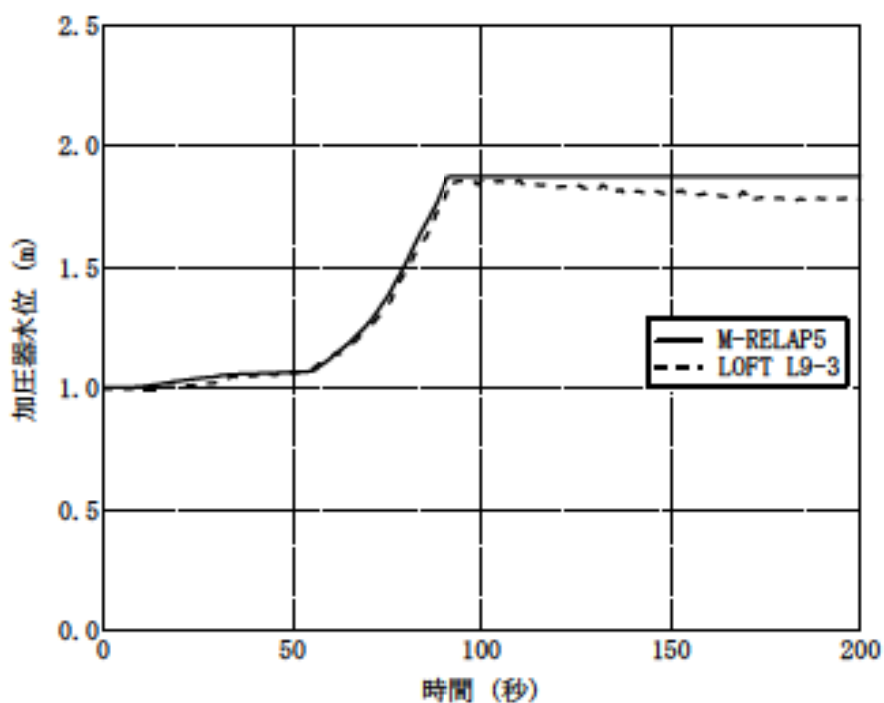


図 4-61 LOFT L9-3 試験における加圧器水位

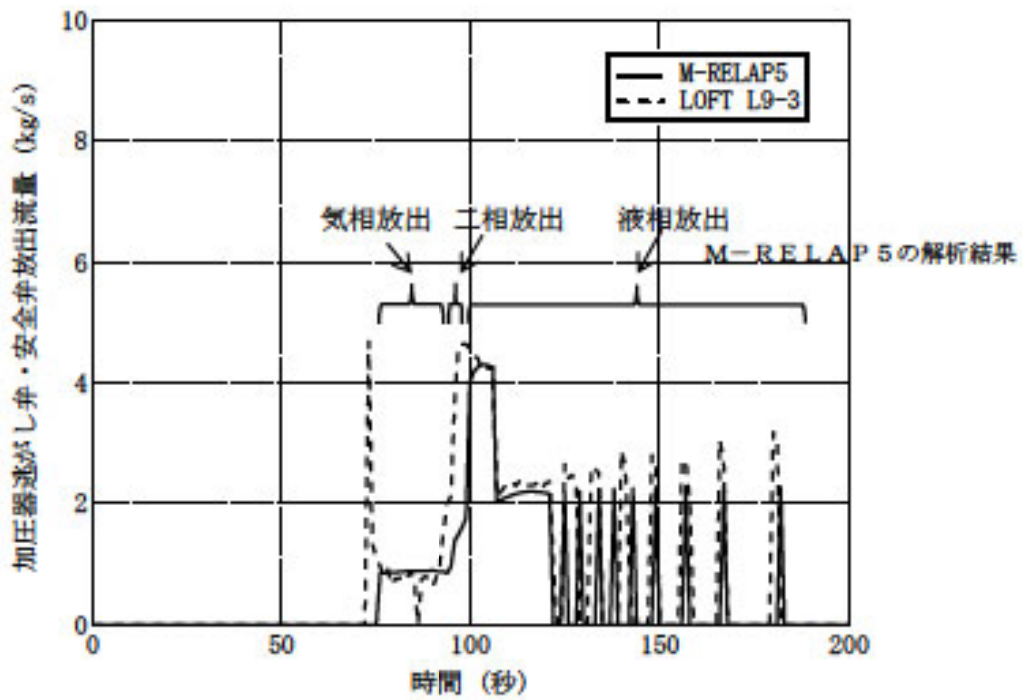


図 4-62 LOFT L9-3 試験における加圧器逃がし弁、安全弁放出流量

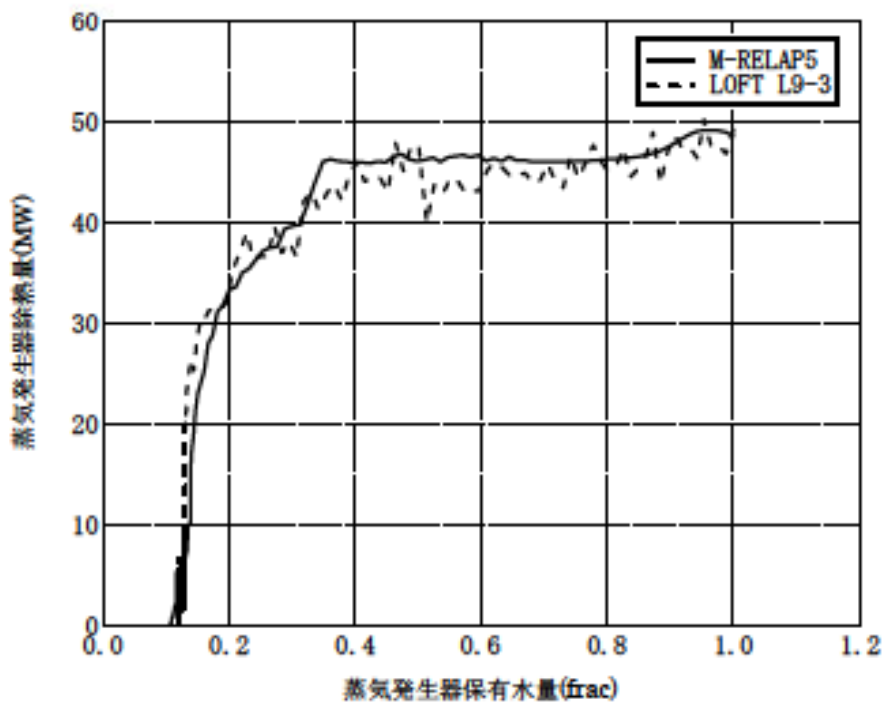


図 4-63 LOFT L9-3 試験における蒸気発生器保有水量 対 蒸気発生器除熱量
(蒸気発生器除熱量は、蒸気発生器 1 次側出入口エンタルピと 1 次冷却材流量から算出)

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、破断側蒸気発生器の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次冷却材圧力及び2次系圧力と破断側蒸気発生器の水位について、M-RELAP5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次冷却材圧力応答、破断側及び健全側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に示す破断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次側のポ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ポ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。ポ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、伝熱管部のポ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、破断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次冷却材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。

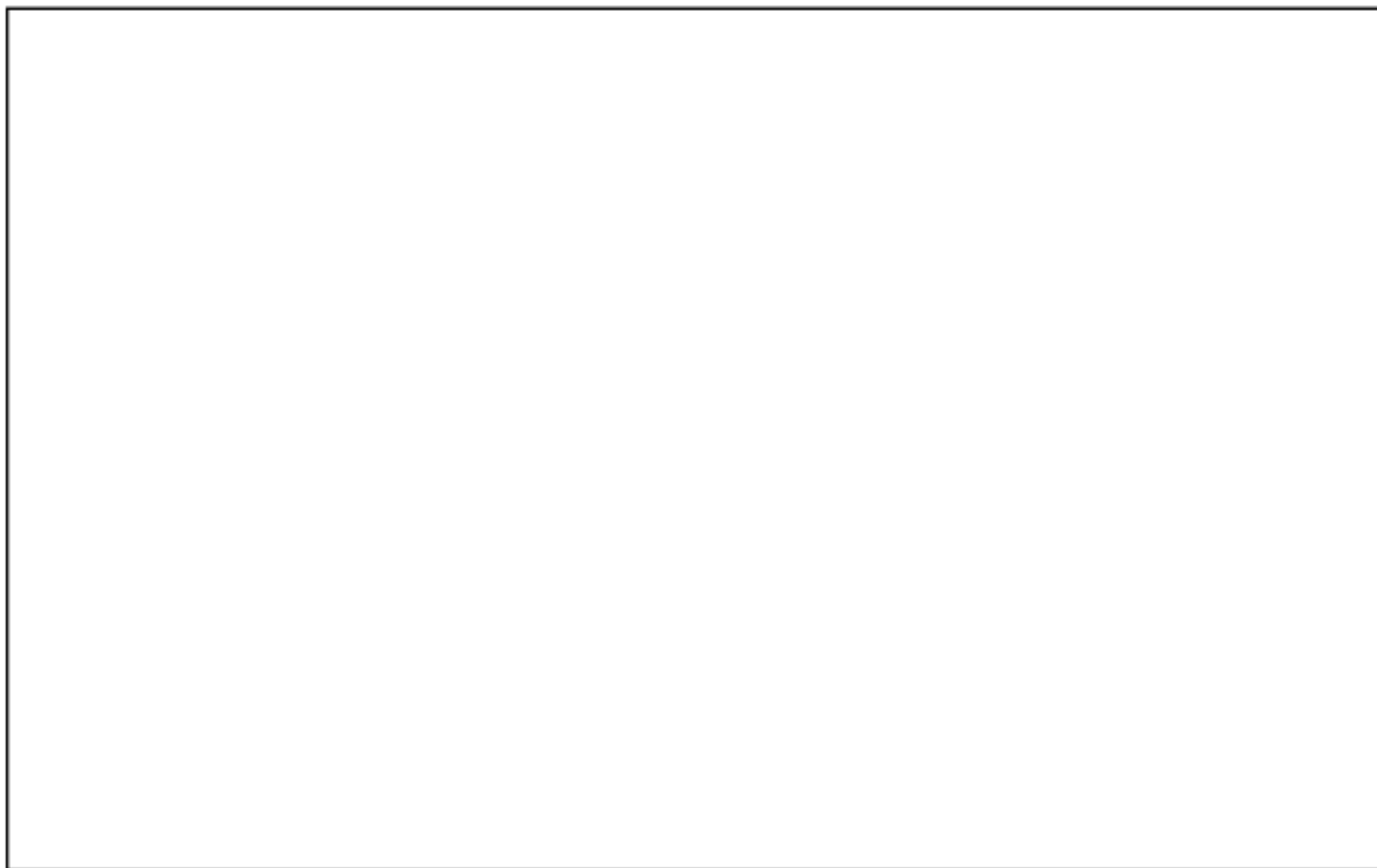


図 4-64 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

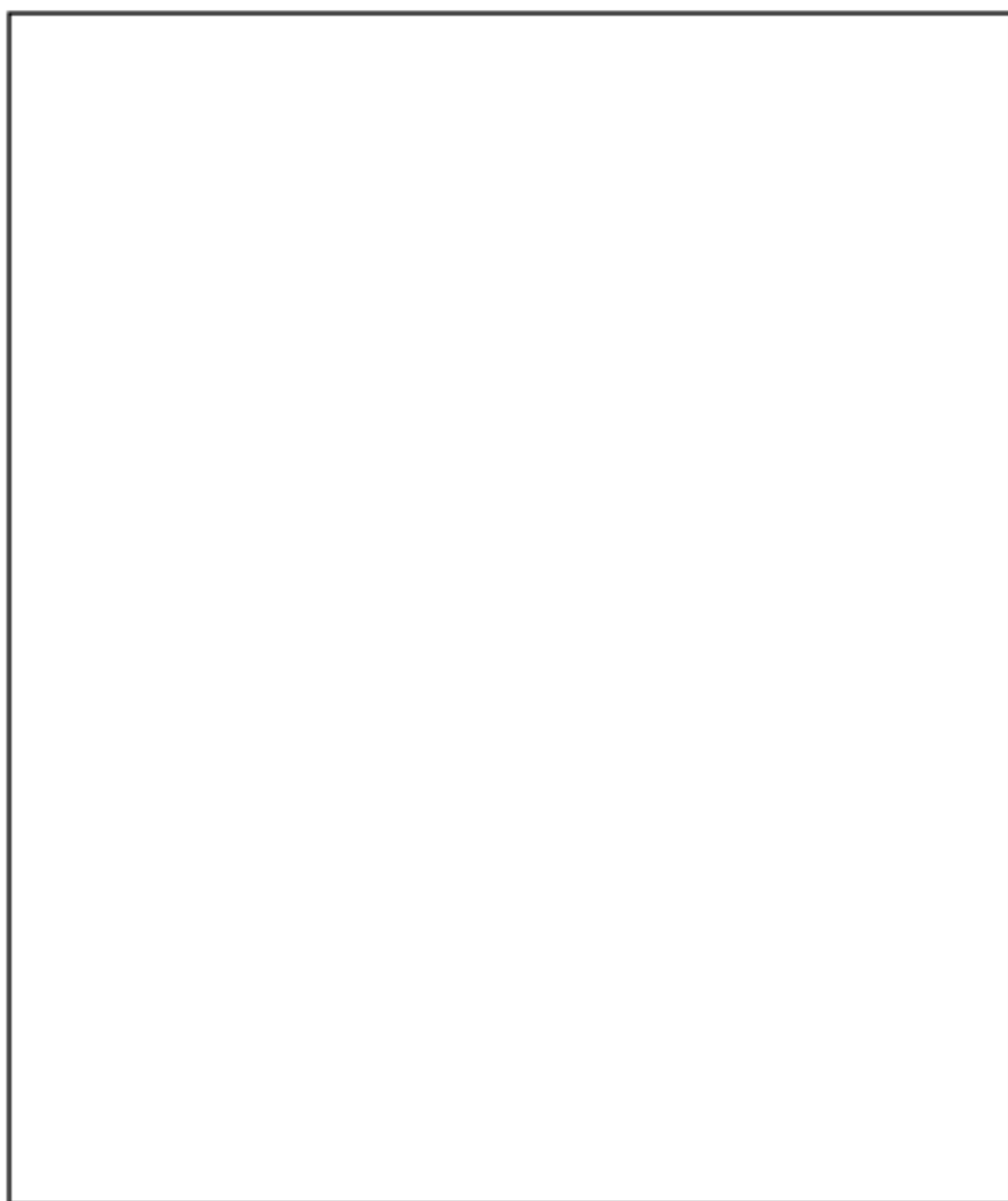


図 4-65 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図（損傷伝熱管の模擬）

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

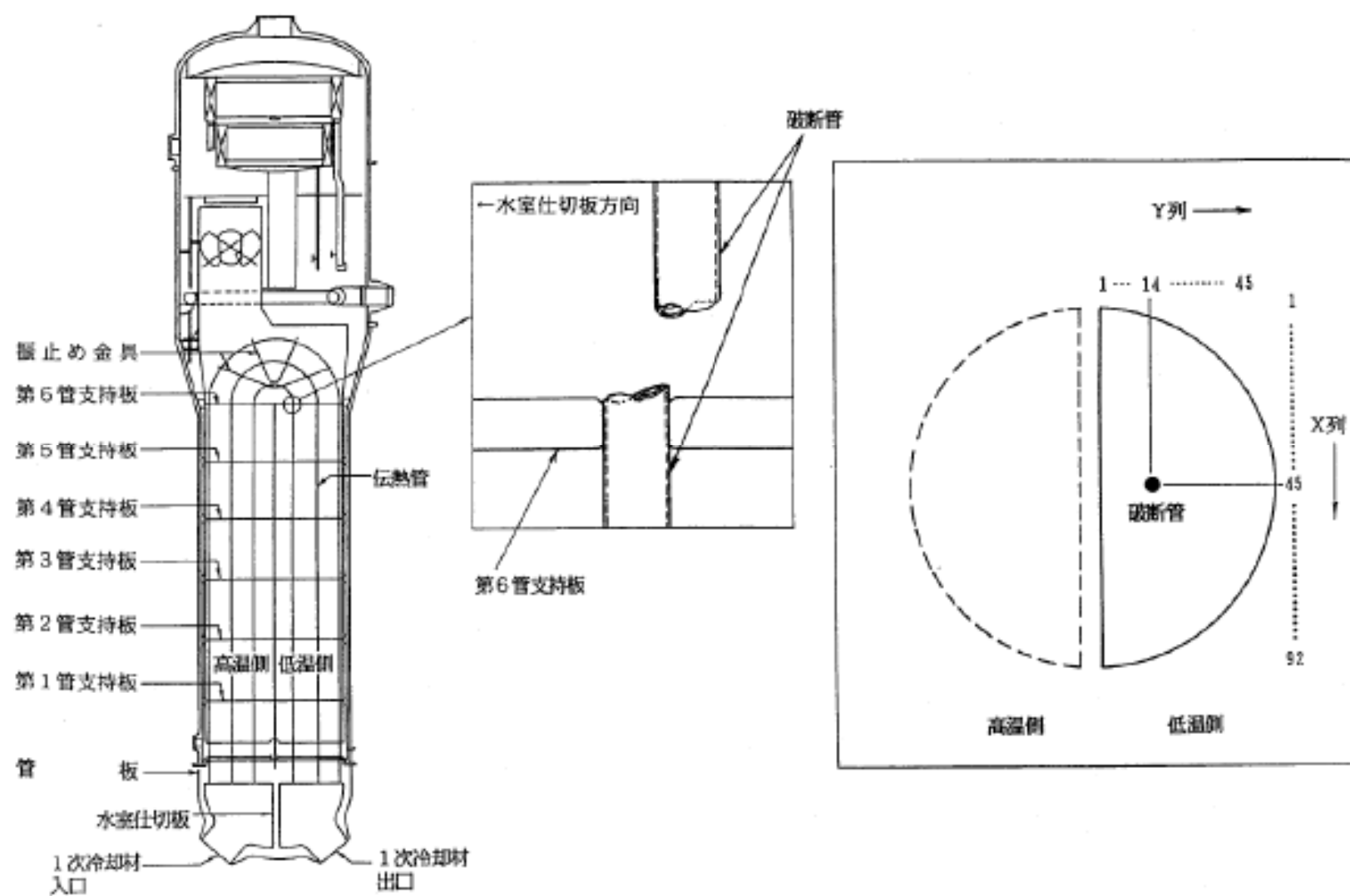


图 4-66 蒸汽发生器传热管破断位置^[46]

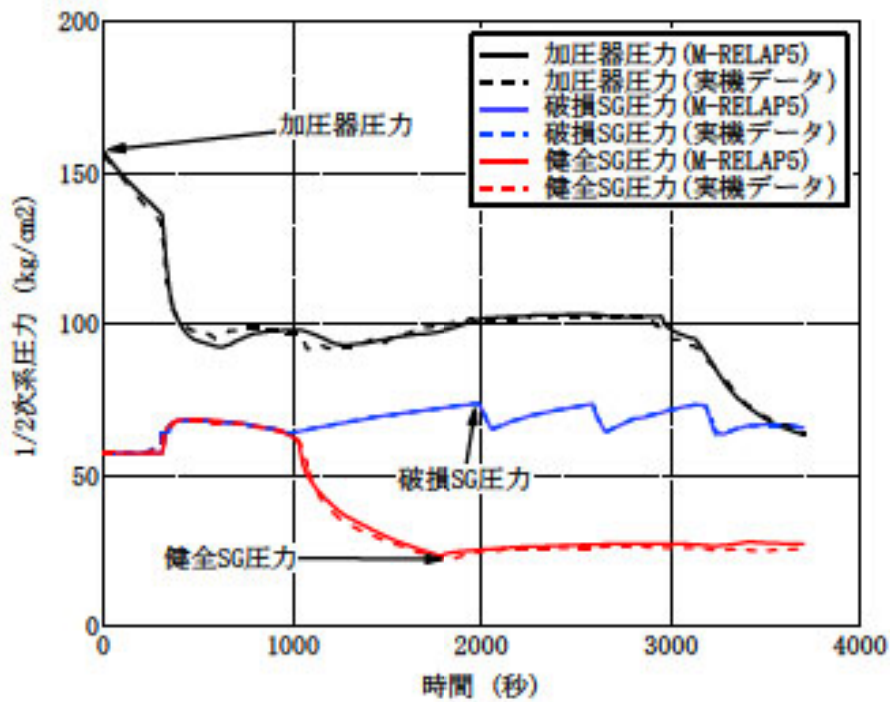


図 4-67 蒸気発生器伝熱管損傷における1次冷却材及び2次系圧力

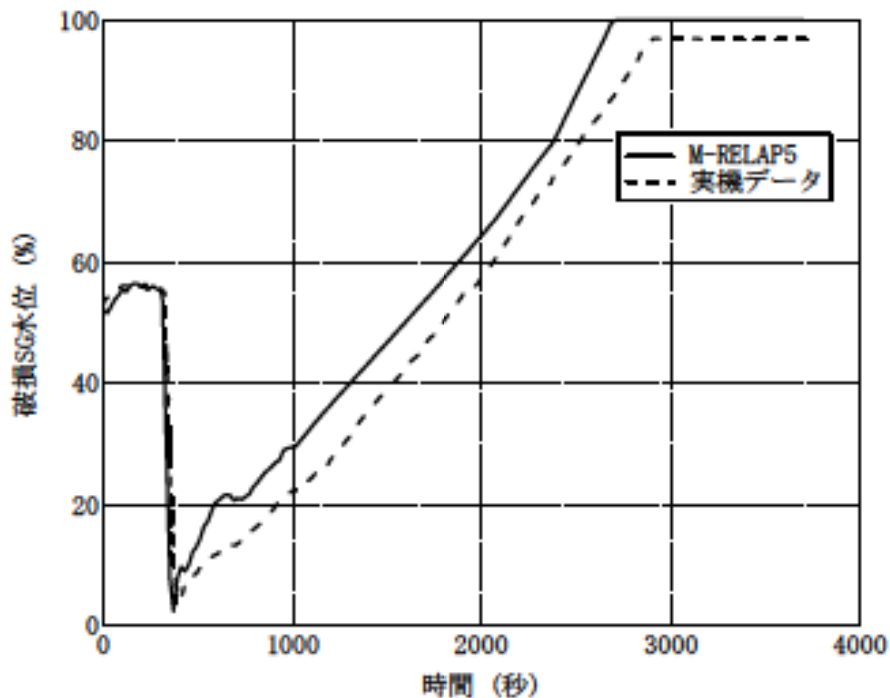


図 4-68 蒸気発生器伝熱管損傷における破損側蒸気発生器水位の応答

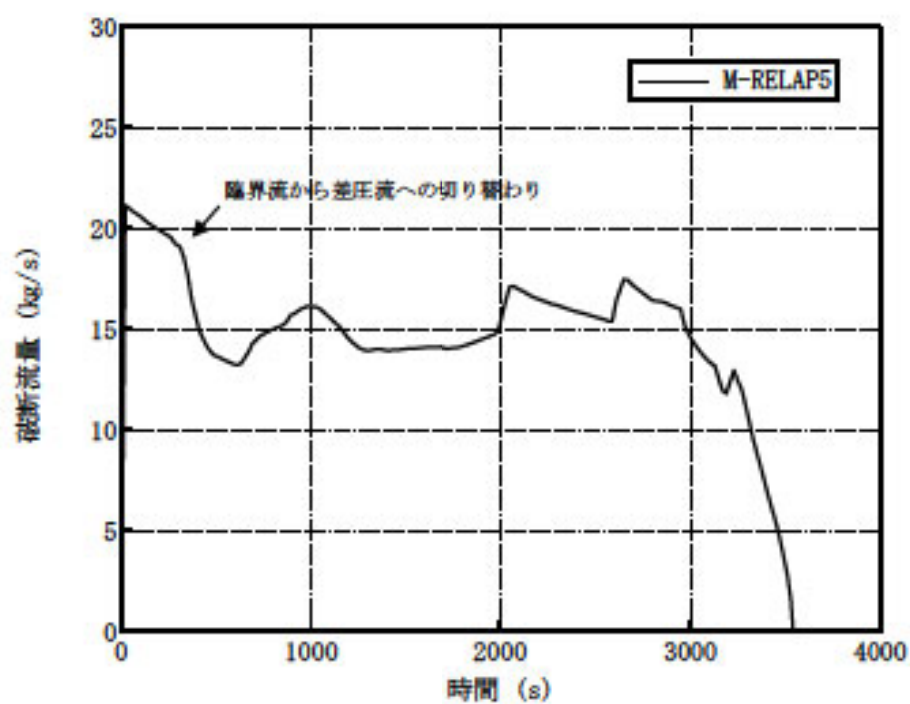


図 4-69 蒸気発生器伝熱管損傷における破断流量の応答

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。試験の測定高さと同レベルを合わせるために、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装置でのロードバンド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⁴。したがって、大気圧条件程度のより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-RELAP5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、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ものを確認している。

以上より、M-RELAP5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小さくないため、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 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 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^[57]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^[58]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 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 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、破損蒸気発生器水位の上昇速度がM-RELAP5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ですが、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、いず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次冷却材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次冷却材圧力が急減し、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次冷却材圧力は上昇に転じる。M-RELAP5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次冷却材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に大きくない。M-RELAP5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からの注水が遅れ、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、注水先の圧力に応じて適切な流量が注水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では試験と比較し減圧が遅い。これは、M-RELAP5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は不確かさが小さい。つまり、M-RELAP5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-R E L A P 5 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蒸気発生器 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蒸気発生器 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蒸気発生器 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、炉心出力と蒸気発生器 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蒸気発生器 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、運転員による蒸気発生器 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 ループで蒸気発生器を 1:3 体積比で模擬）であるが、蒸気発生器 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-RELAP5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後に運転員による蒸気発生器2次側強制冷却操作、及びそれにより生じるリフレ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蒸気発生器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

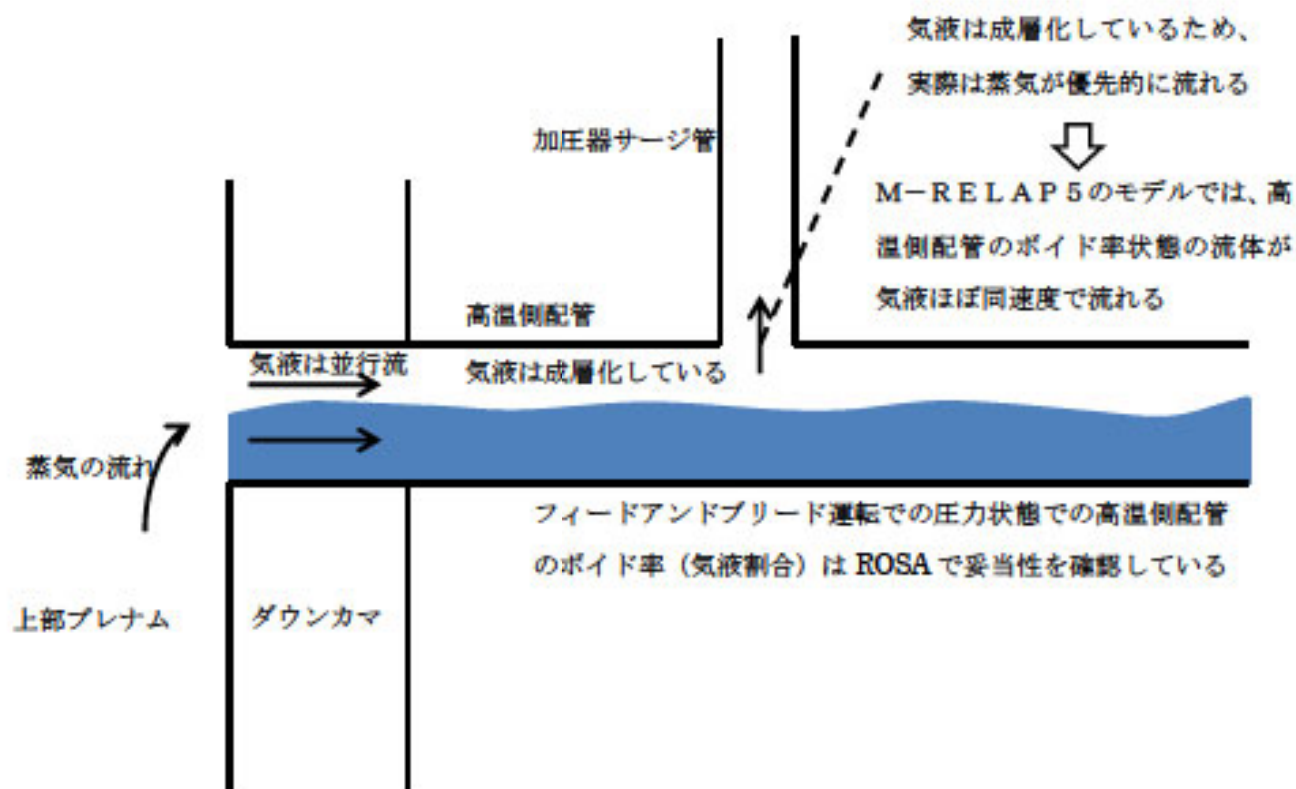
さらに、過渡事象(小破断LOCA)時の各健全ループの差異を確認するため、PKL/F1.1試験のループ2~4(健全ループ)のループ流量、蒸気発生器水位(高温側、低温側)を図4-74~図4-76に示す。いずれの図においてもループ間の差異はほとんど見られない。1ループに外乱あるいは破断等が発生した場合に、外乱の無いループについては同じような挙動を示すといえる。4ループの試験装置で得られた結論を3、2ループに適用することは問題ないと言える。

4.8.4 まとめ

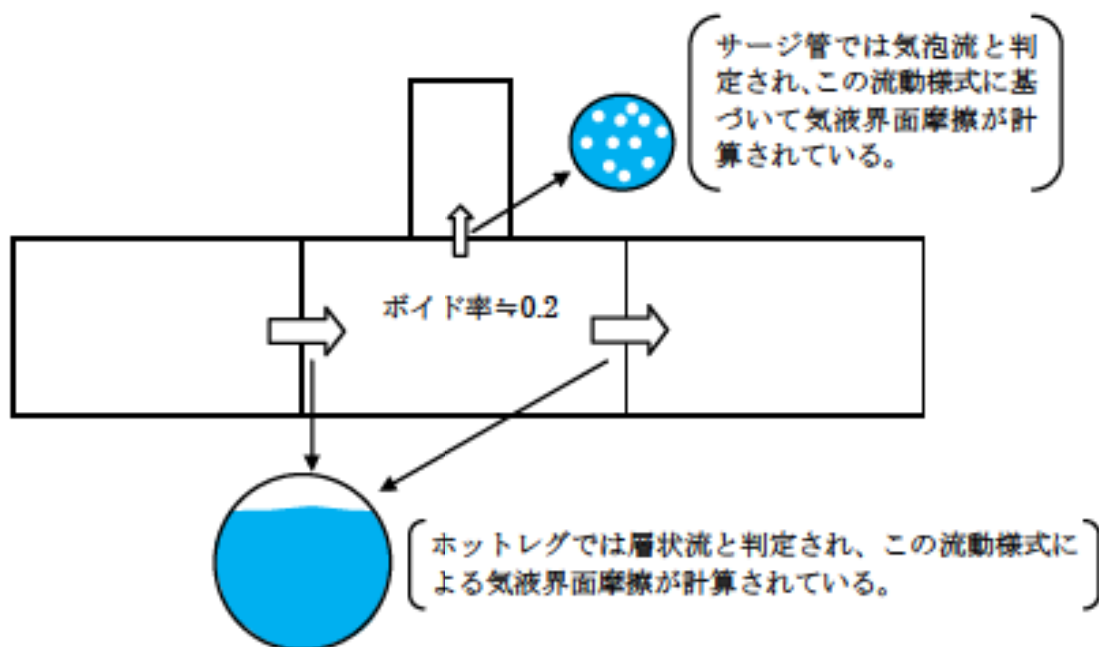
以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、2,3,4ループ共通の妥当性確認として適用性を有するとともに、本章の妥当性確認より得られた不確かさについても、実機PWRの有効性評価解析に適用できると言える。重要現象に対するM-RELAP5の不確かさを表4-12に示し、実機解析における不確かさの取扱いを5章にて述べる。なお、M-RELAP5のECCS再循環機能喪失への適用性について、添付3に記載する。

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・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	ORNL/THTF ROSA SB-CL-18 Winfrith/THEIIS	・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・ポイド率変化	2流体モデル 壁面熱伝達モデル	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1	1次冷却材圧力：0~+0.5MPa
	気液分離・対向流	流動様式	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1	1次冷却材圧力：0~+0.5MPa （凝縮量又は熱伝達の不確かさ について、1次冷却材圧力で 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次冷却材圧力：±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の結果から推測される実機での流況



(2) M-RELAP5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

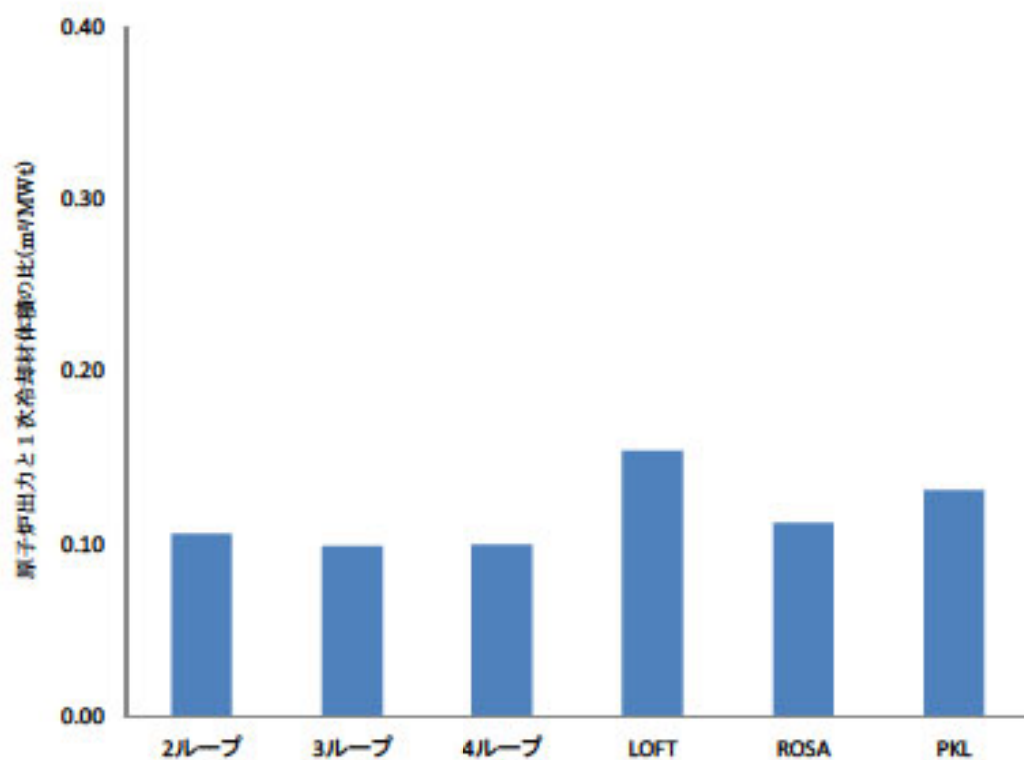


図 4-71 原子炉出力と1次冷却材体積の比

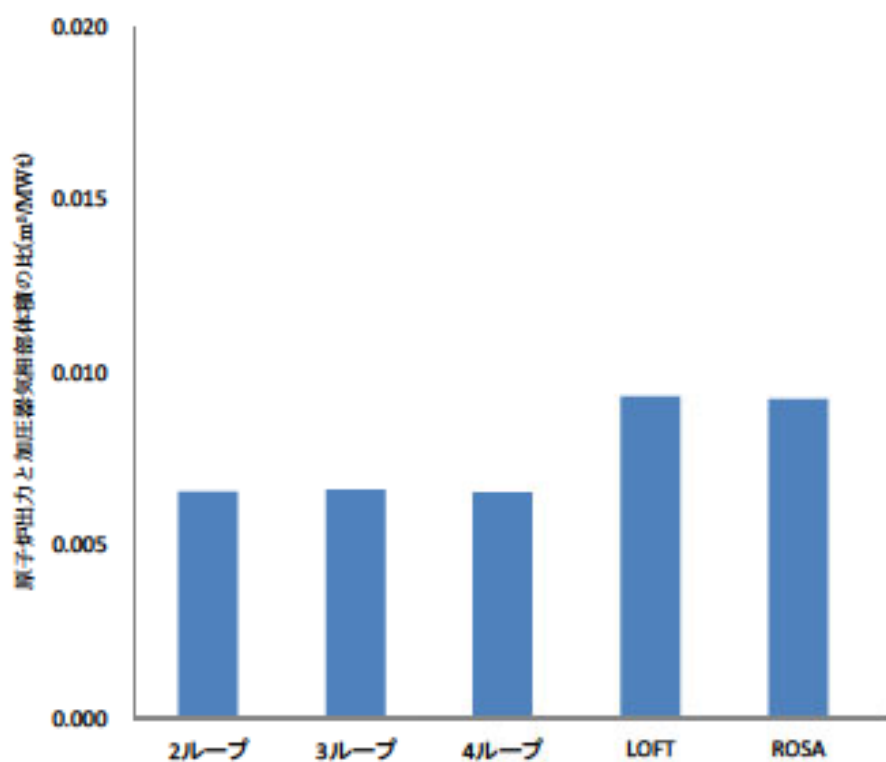


図 4-72 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

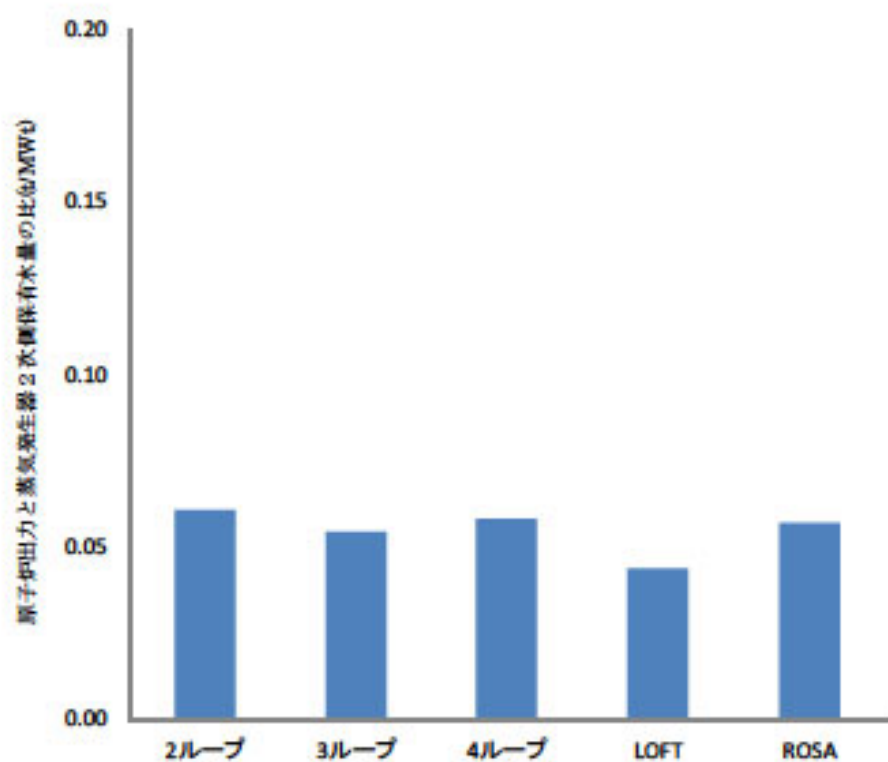


図 4-73 原子炉出力と蒸気発生器2次側保有水量の比

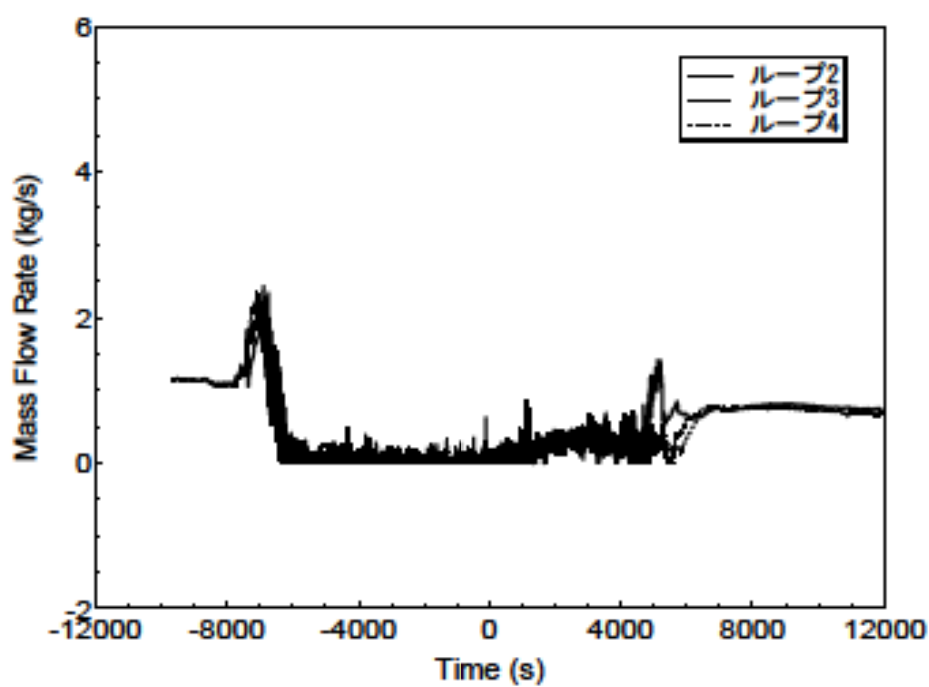


図 4-74 ループ流量

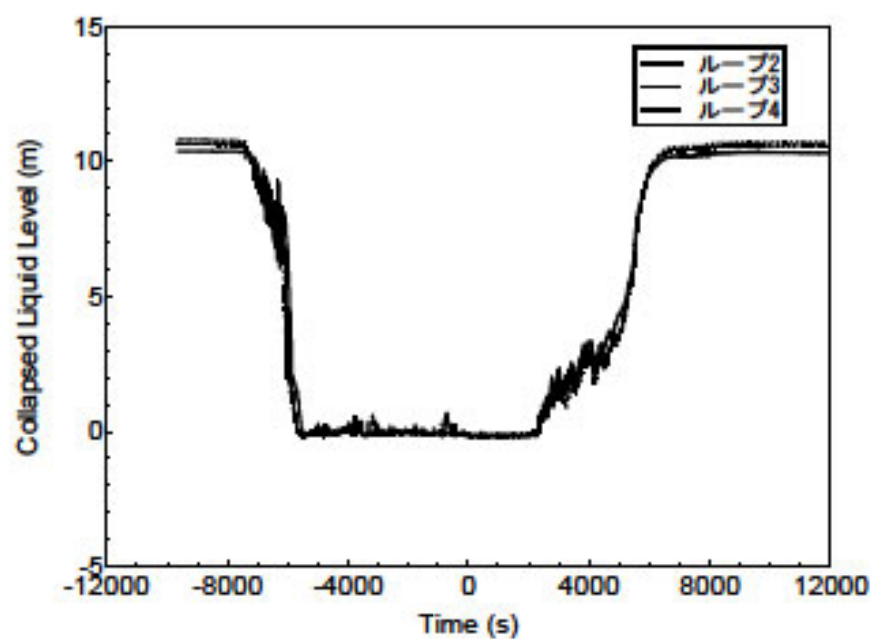


図 4-75 蒸気発生器高温側水位

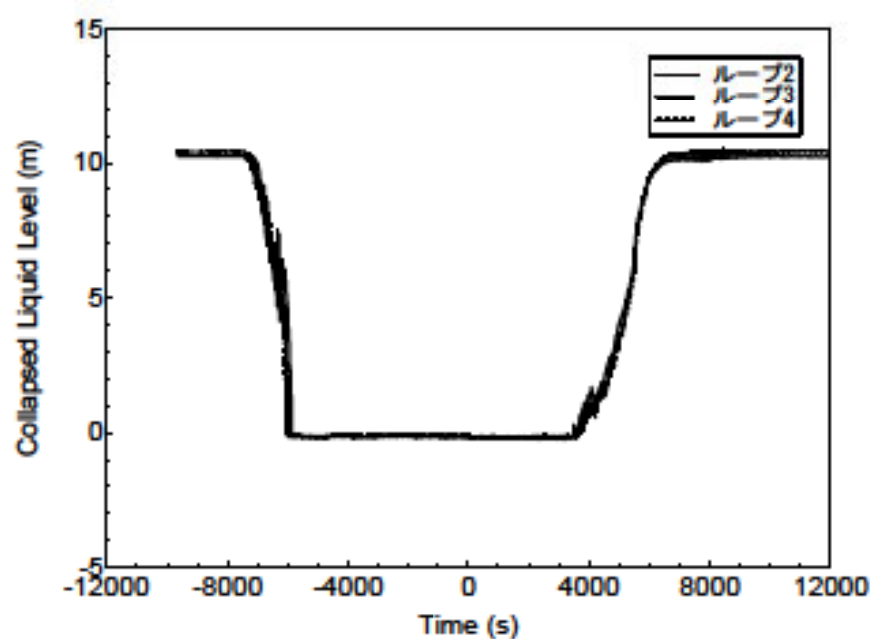


図 4-76 蒸気発生器低温側水位

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。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、トリップ信号及び非常用炉心冷却設備作動信号のタイミング、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水のタイミング、使用可能であれば低圧注入系からの注水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水を早め、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水が遅れ、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。

「蒸気発生器伝熱管破損」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する、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次冷却材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次冷却材圧力に対して $\pm 0.2\text{MPa}$ 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次冷却材温度及び圧力に対する不確かさにより、実際の1次冷却材温度及び圧力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次冷却材温度及び圧力に対する不確かさにより、実際の1次冷却材温度及び圧力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ECCS注入系による炉心への注水が可能となり、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」、「蒸気発生器伝熱管破損」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次冷却材圧力に対して $\pm 0.2\text{MPa}$ であることをLOFTの試験解析より確認した。よって、1次冷却材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次冷却材温度及び圧力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次冷却材温度及び圧力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」、「蒸気発生器伝熱管破損」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次冷却材圧力に対し最大+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からの注水が遅くするため、M-RELAP5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、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-RELAP5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次冷却材温度及び圧力を低下させ、蓄圧タンク及び低圧注入から炉心への冷却水の注水を促進させるために実施する。この運転員等操作は非常用炉心冷却設備作動信号発信を起点に実施する。非常用炉心冷却設備作動信号は1次冷却材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-RELAP5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、非常用炉心冷却設備作動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-RELAP5の破断流量が大きいことにより、実機PWRではM-RELAP5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水が期待できるため、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-RELAP5は減圧操作後の1次冷却材圧力の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水開始を遅くする、注水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-RELAP5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ふ可能性がある。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の注水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次冷却材温度及び圧力が低くなる。したがって実際においてはM-RELAP5よりもECCS注入流量が小さくなる不確かさ、及び大きくなる不確かさが混在することになる。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障害は発生しない。また、M-RELAP5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-RELAP5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、及び手動での非常用炉心冷却設備作動信号の発信である。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。つまり2次側の保有水量0を起点とする。LOFTのL9-3で確認したとおり、M-RELAP5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±0.2MPa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余熱除去系運転に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-RELAP5の不確かさの運転員等操作への不確かさ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、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。
	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	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可能性があることから、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。
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	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をについて評価、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の設計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次冷却材温度及び圧力の低下が抑制される。 「蒸気発生器伝熱管破損」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次冷却材圧力： $0 \sim +0.5\text{MPa}$	「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次冷却材圧力が高い領域では1次冷却材圧力を最大0.5MPa高めに評価する。よって、1次冷却材圧力に対する不確かさにより、実際の1次冷却材圧力は低めとなり、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次冷却材圧力： $0 \sim +0.5\text{MPa}$ (凝縮量又は熱伝達の不確かさについて、1次冷却材圧力で定量化)	「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、漏えい量を大目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次冷却材圧力： ±0.2MPa	<p>「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次冷却材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次冷却材圧力に対して±0.2MPaである。よって、1次冷却材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。</p> <p>温度、圧力を過大評価する場合、実際の1次冷却材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。</p> <p>温度、圧力を過小評価する場合、実際の1次冷却材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。</p> <p>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水が可能となり、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。</p>
	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次冷却材圧力： 0~+0.5MPa 加圧時 1次冷却材温度： ±2℃ 1次冷却材圧力： ±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次冷却材圧力に対して±0.2MPaである。よって、1次冷却材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、圧力を過小評価する場合、実際の1次冷却材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次冷却材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」「蒸気発生器伝熱管破損」については、2次系強制冷却の運転員等操作時に1次冷却材圧力が高い領域では1次冷却材圧力を最大0.5MPa高めに評価するため、ECCSからの注水を遅くし、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次冷却材圧力： ±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. Ehrlich, 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: 21cm²/145 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] 関西電力洲美浜発電所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次冷却材圧力	
	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)
	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)	・原子炉容器内 入口ノズル、スプレイノズル、ダウンコマ、下部プレナム、炉心有効発熱長間、炉心パイパス、上部プレナム、ガイドチューブ、出口ノズル
		・1次冷却材配管 高温側配管、蒸気発生器出口側配管、低温側配管
		・1次冷却材ポンプ
		・蒸気発生器1次側 入口プレナム、伝熱管 (プラグ率含む)、出口プレナム
		・蒸気発生器2次側 ダウンコマ部、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
・加圧器 本体、サージ管		
圧力損失データ	原子炉容器 (入口ノズル～出口ノズル間)	
	蒸気発生器入口～出口	
	ループ配管	
	蒸気発生器2次側	
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
	ポンプホモログス曲線
	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
	破損側蒸気発生器隔離操作 (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
破損側蒸気発生器の隔離失敗	
停止時解析の初期条件	1次冷却材圧力
	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 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 ²	熱流束 kW/m ²
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			

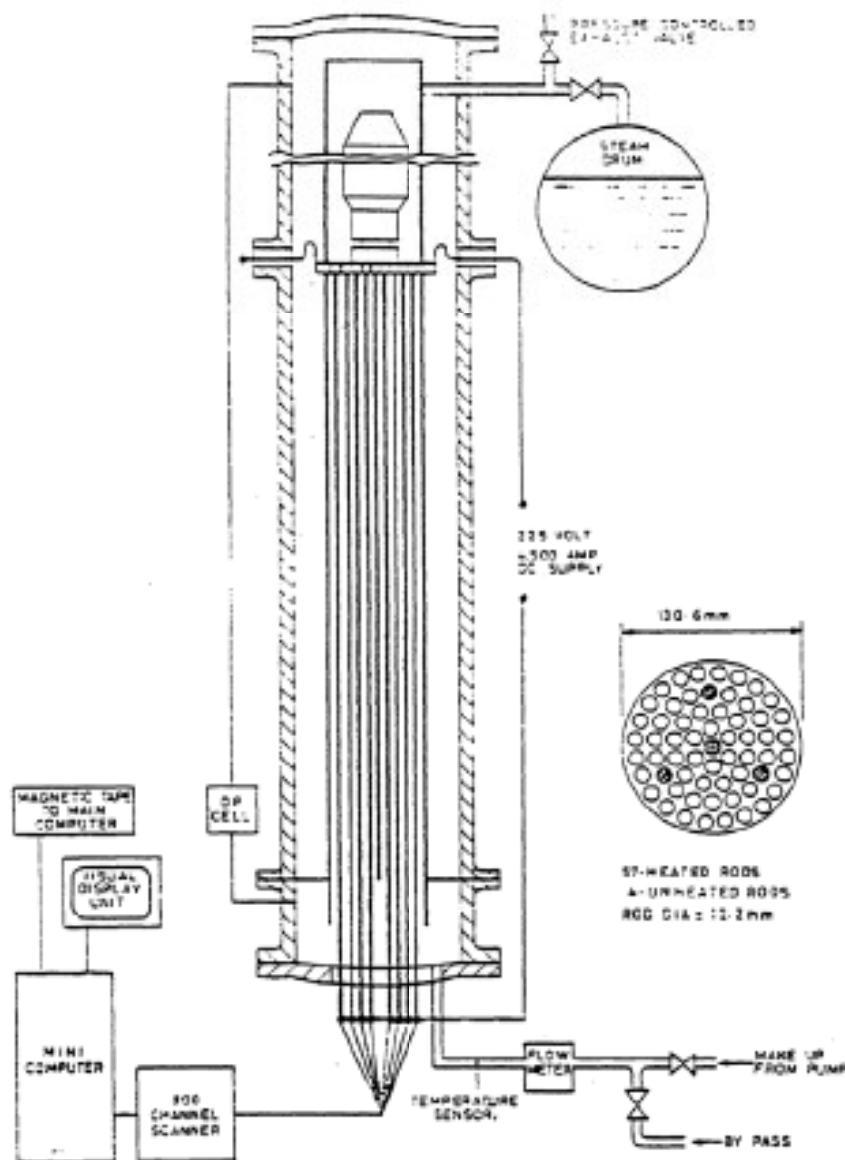


図1 試験装置概要

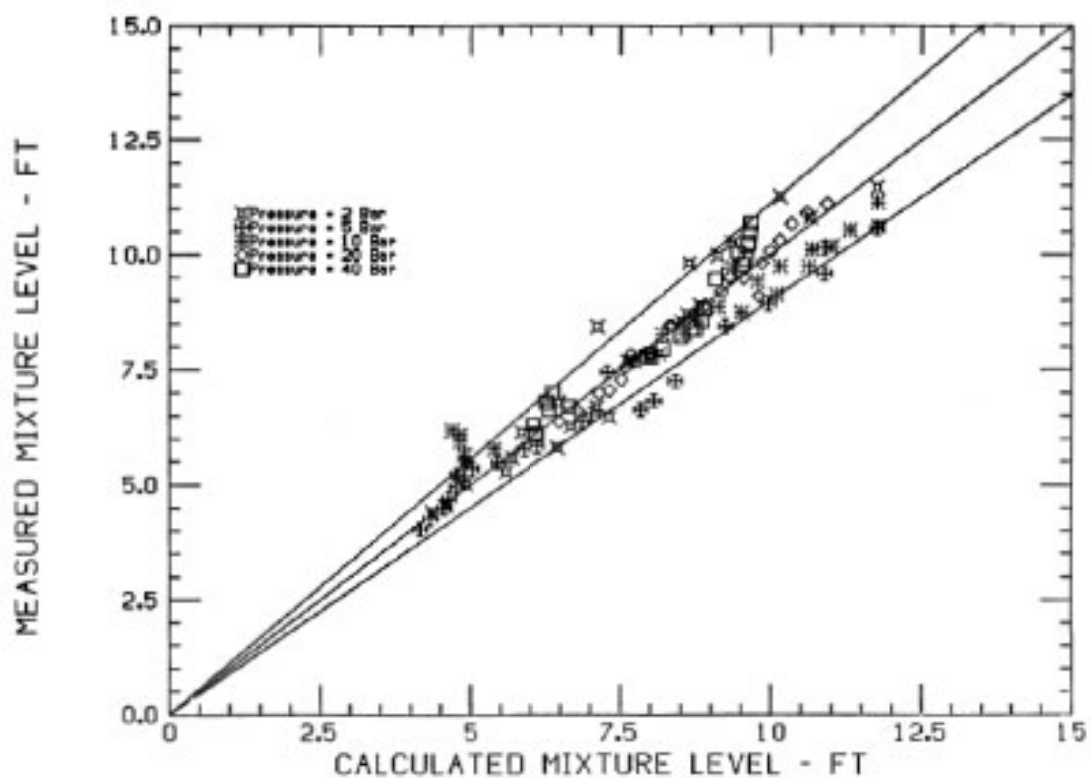


Figure 5-6. Comparison with JONITT Data in a Heated Bundle at 2, 5, 10, 20, 40 Bars

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 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によるECCS再循環機能喪失の評価

M-RELAP5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。

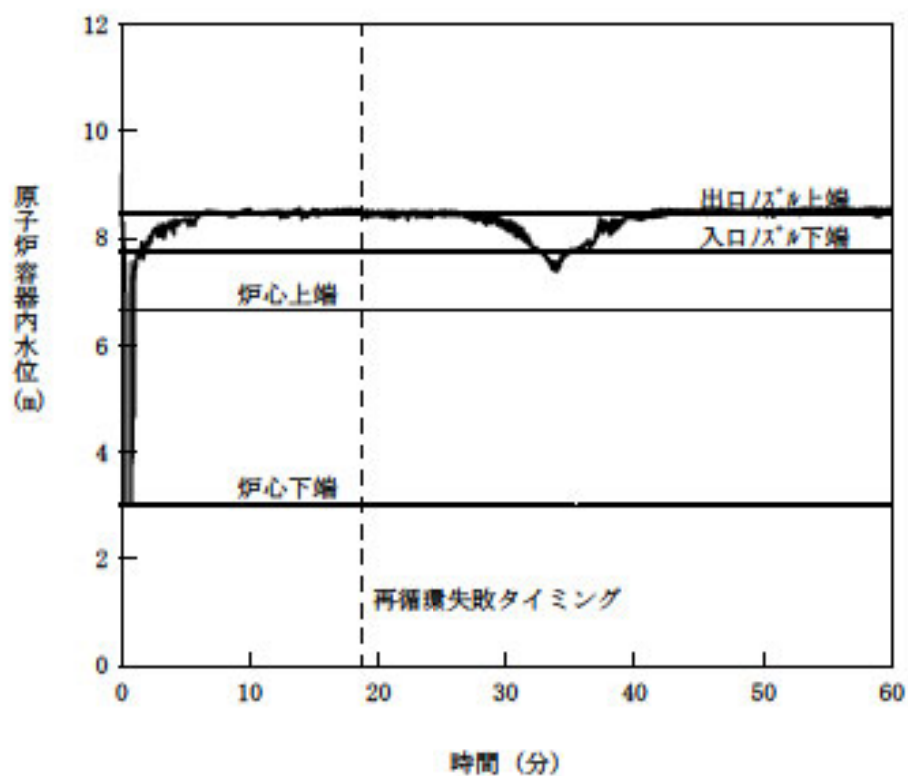


図1 3ループECCS再循環機能喪失解析 原子炉容器内水位

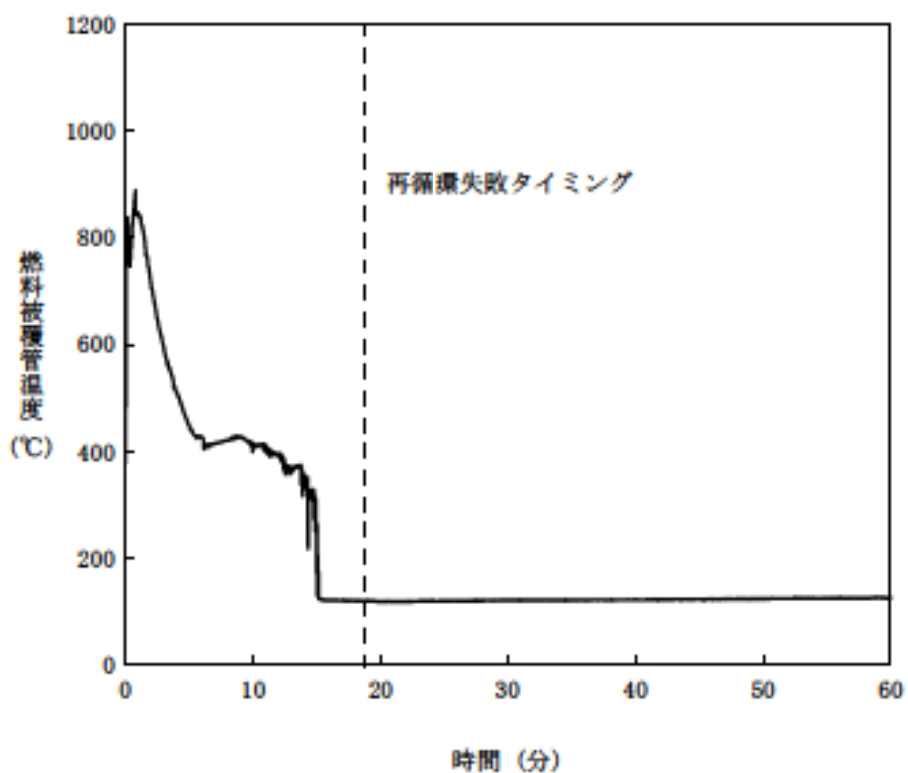


図2 3ループECCS再循環機能喪失解析 燃料被覆管温度

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

本章では、本添付の 2 章で示した 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、装置縮元を表 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 1 次冷却系配管、蒸気発生器シミュレータ、1 次冷却材ポンプ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 1 次冷却材ポンプ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、注水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^{[1][2]} (ベースケース)、Test C2-5/Run 63^{[3][4]} (崩壊熱感度ケース)、Test C2-6/Run 64^{[5][6]} (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いくことになる。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水が停止すると、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水を仮定している。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 及び MAA P 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 の計測値を取値を表 4 に比較する。また、M-RELAP5 及び MAA P 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 及び MAA P 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 は、CCTF 計測値と取りと比較して、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。即ち、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、MAA P 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。即ち、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 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 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 は蒸気発生器差圧が大きく評価された。M-RELAP5 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言え、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
原子炉容器				
ダウンカマ高さ	mm	4,849	4,849	1/1
ダウンカマ(+バップル領域)流路面積	m ²	4.23	0.197	1/21.44
下部プレナム体積	m ³	29.6	1.38	1/21.44
上部プレナム体積	m ³	43.6	2.04	1/21.44
燃料(ヒータロッド)集合体				
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 ²	5.29	0.25	1/21.2
炉心部体積	m ³	17.95	0.915	1/19.6
1次系				
高温側配管流路面積	m ²	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 ²	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 ²	0.383	0.019	1/20.26
低温側配管長さ	mm	5,600	5,600	1/1
蒸気発生器伝熱管本数	-	3,388	158	1/21.44
蒸気発生器伝熱管平均長さ	m	20.5	15.2	1/1.35
蒸気発生器伝熱管内径	mm	19.7	19.6	1/1
蒸気発生器伝熱面積	m ²	4,784	192	1/24.92
蒸気発生器伝熱管内総流路面積	m ²	1.03	0.048	1/21.44
蒸気発生器入口プレナム体積	m ³	4.25	0.198	1/21.44
蒸気発生器出口プレナム体積	m ³	4.25	0.198	1/21.44
1次側体積合計(プレナム部を含む値)	m ³	30.50	1.2	1/25.41
各エレベーション				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
蒸気発生器伝熱管 管板部下端	mm	7,308	7,307	-1
蒸気発生器プレナム下端(内部)	mm	5,713	5,712	-1
蒸気発生器伝熱管上端(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)	EOC 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
ダウンコマノズルレベル	4,849mm	4,849mm	1/1 スケール
高温側配管流路面積	0.426m ²	0.019m ²	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 ³	0.198m ³	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 ²	0.048m ²	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+3 σ	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

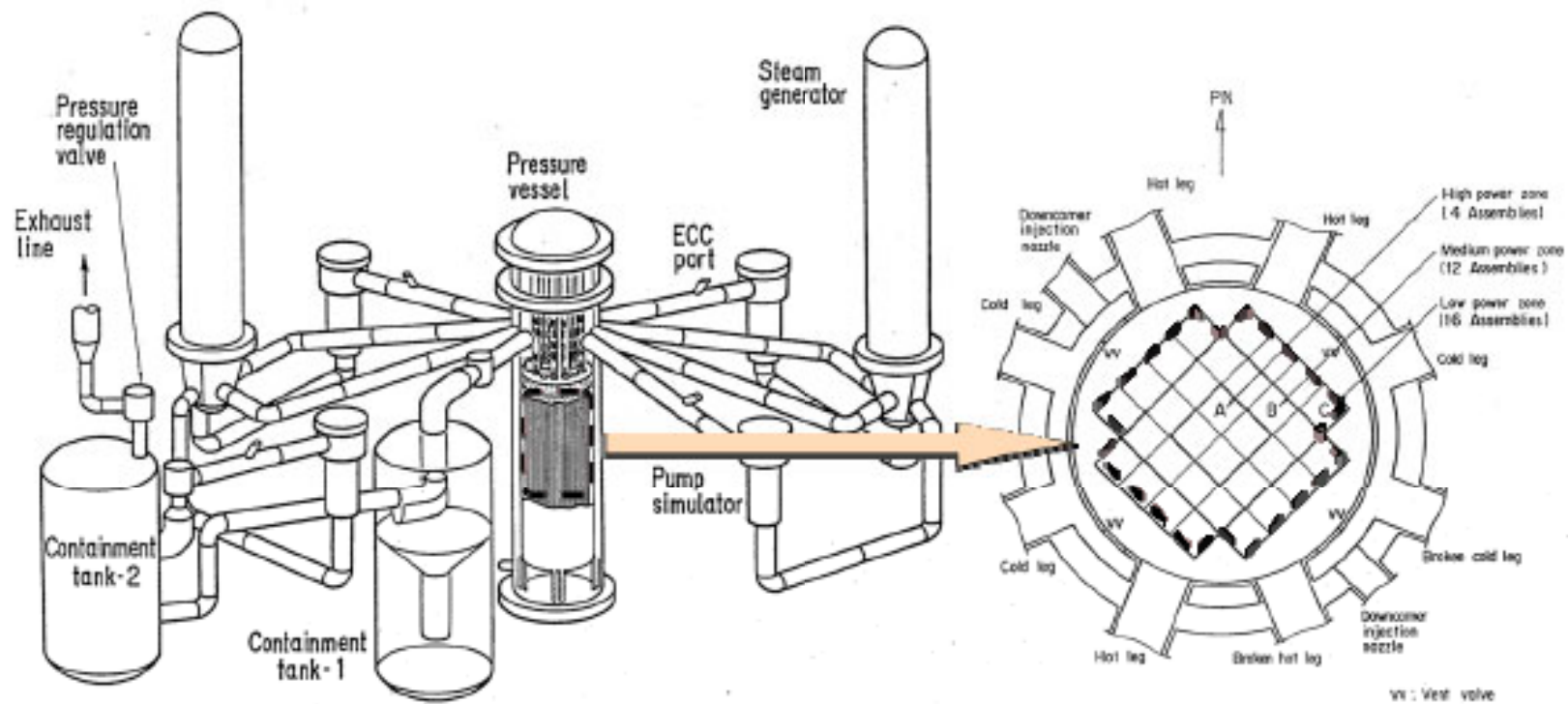


図3 CCTF 実験装置



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）^[2]



図5 CCTF C2-4 Run 62 蒸気発生器伝熱管差圧^[2]

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。



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）^[4]



図7 CCTF C2-5 Run 63 蒸気発生器伝熱管差圧^[4]

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

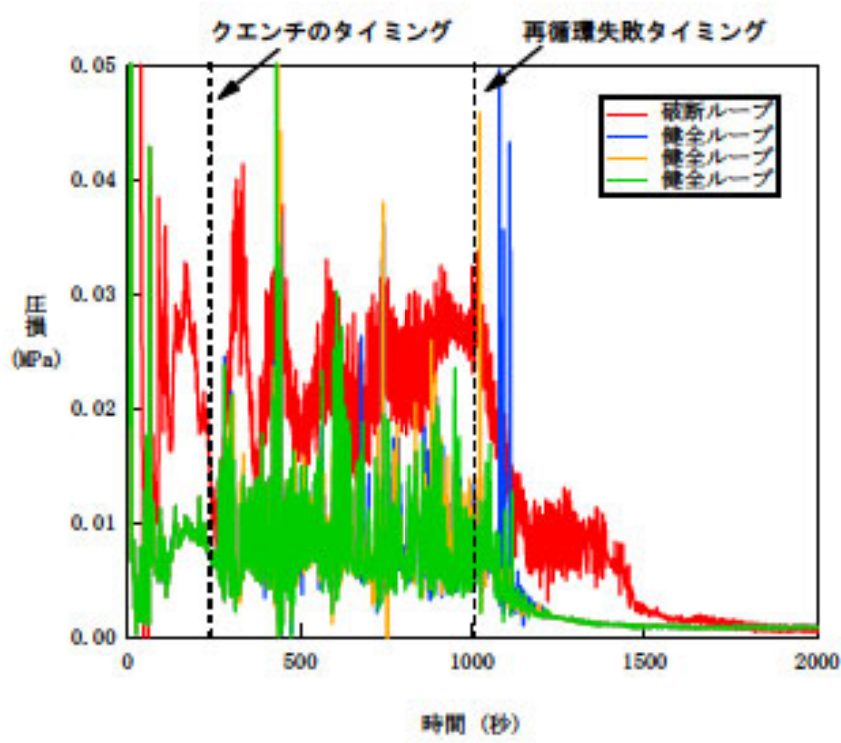


図8 CCTF C2-6 Run64 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）⁶⁾

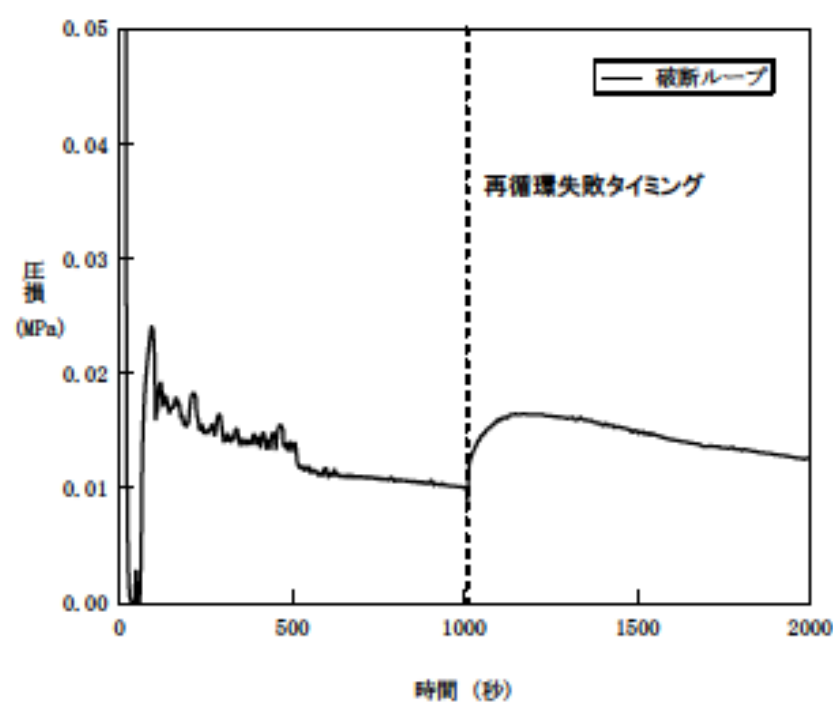


図9 CCTF C2-6 Run 64 蒸気発生器伝熱管差圧⁶⁾

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



(a) M-RELAP 5



(b) MAAP

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の不確かさを定義し、その感度解析を行った上で、M-RELAP5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¹⁷⁾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11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12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13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14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のボイドモデルはRELAP5/MOD3と同等である。

4.2 実機の高温側配管の界面摩擦感度解析

本添付の4.1章で確認されたとおり、M-RELAP5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、本添付の2章に記載しているM-RELAP5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、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 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。

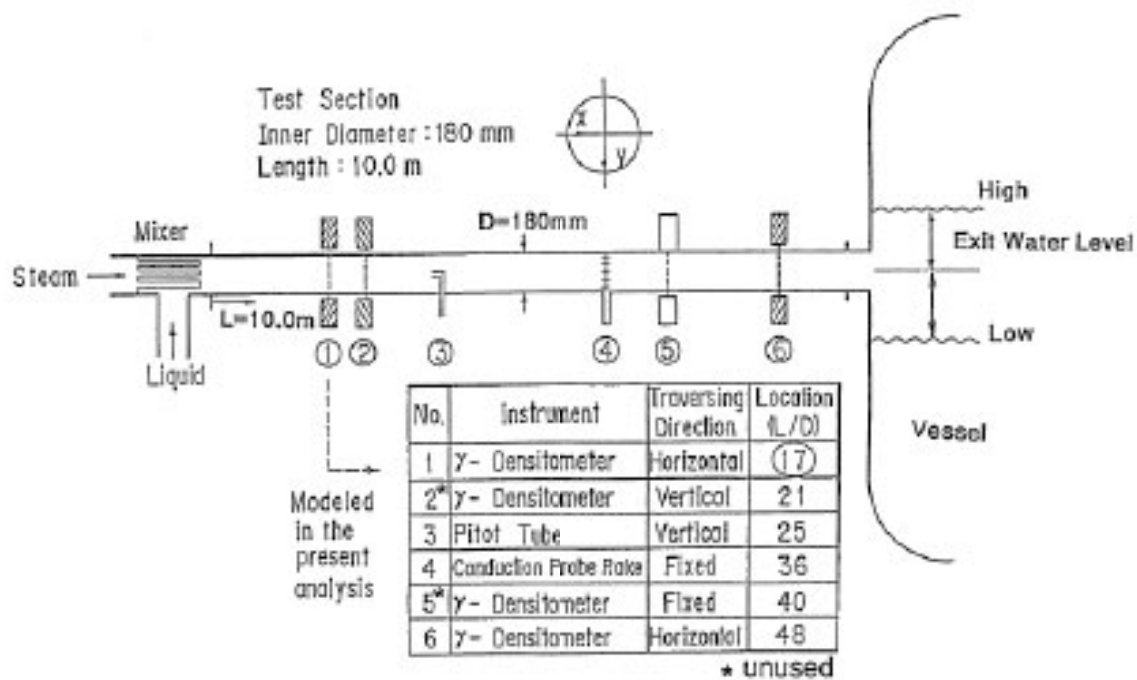


図 1 1 TPTF 試験装置

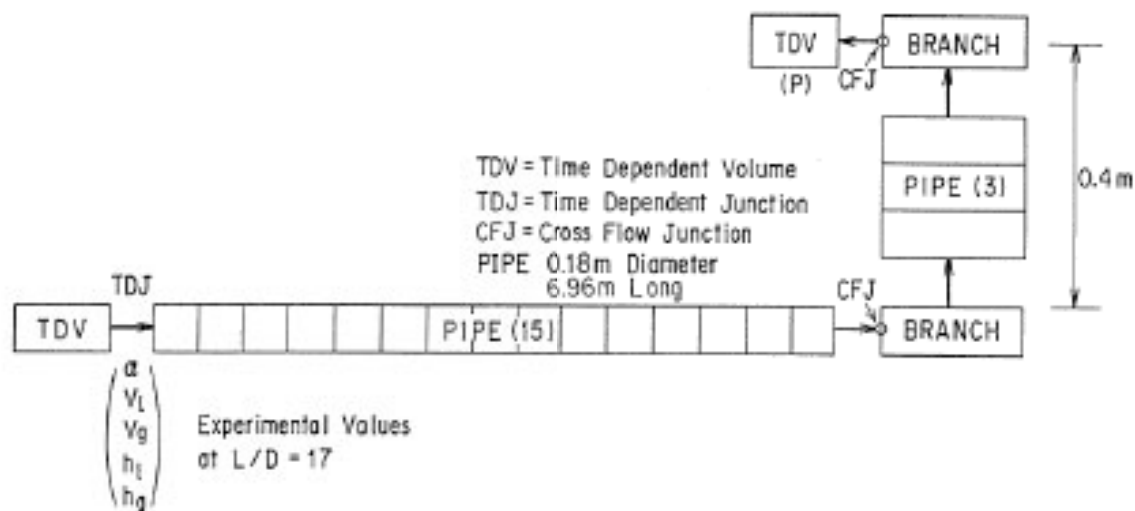


図 1 2 TPTF 試験に対する RELAP5 解析のノーディング (水位が高い場合)

RUN 722

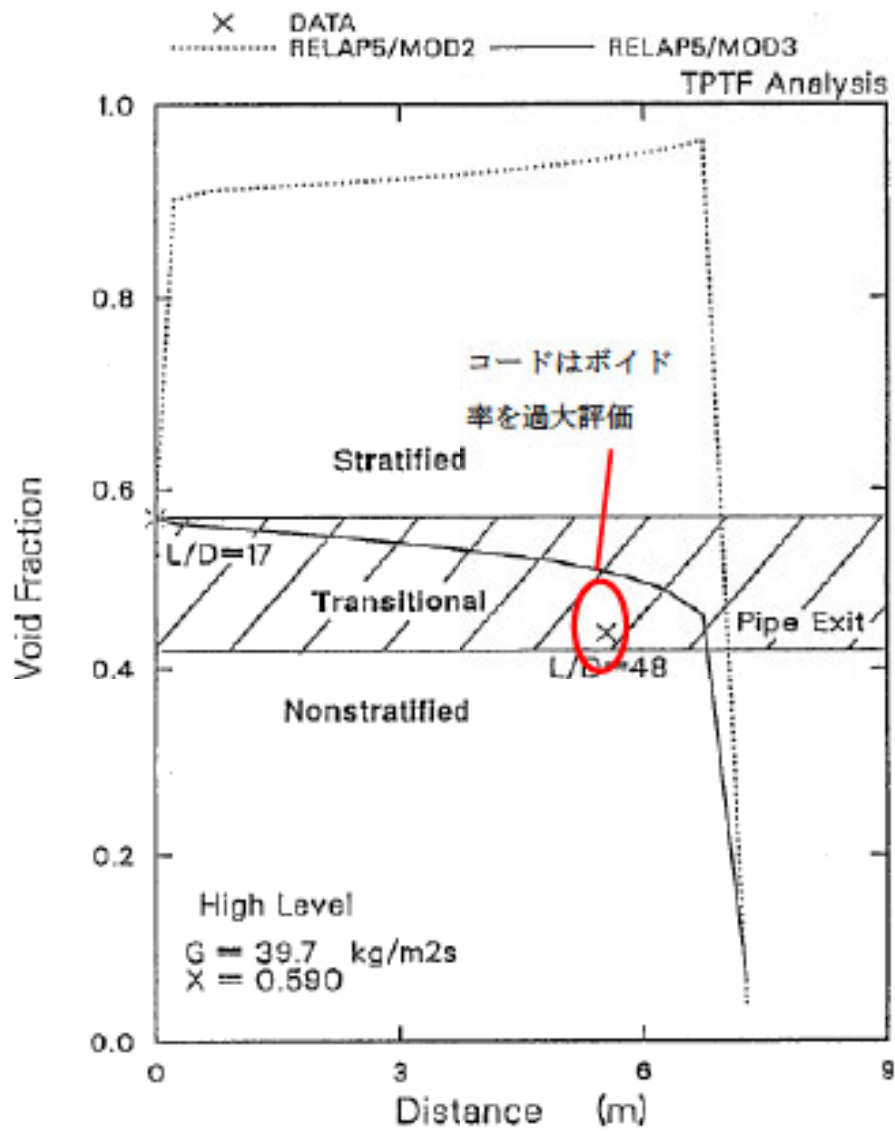


図 1 3 TPTF 試験解析結果 (一例)

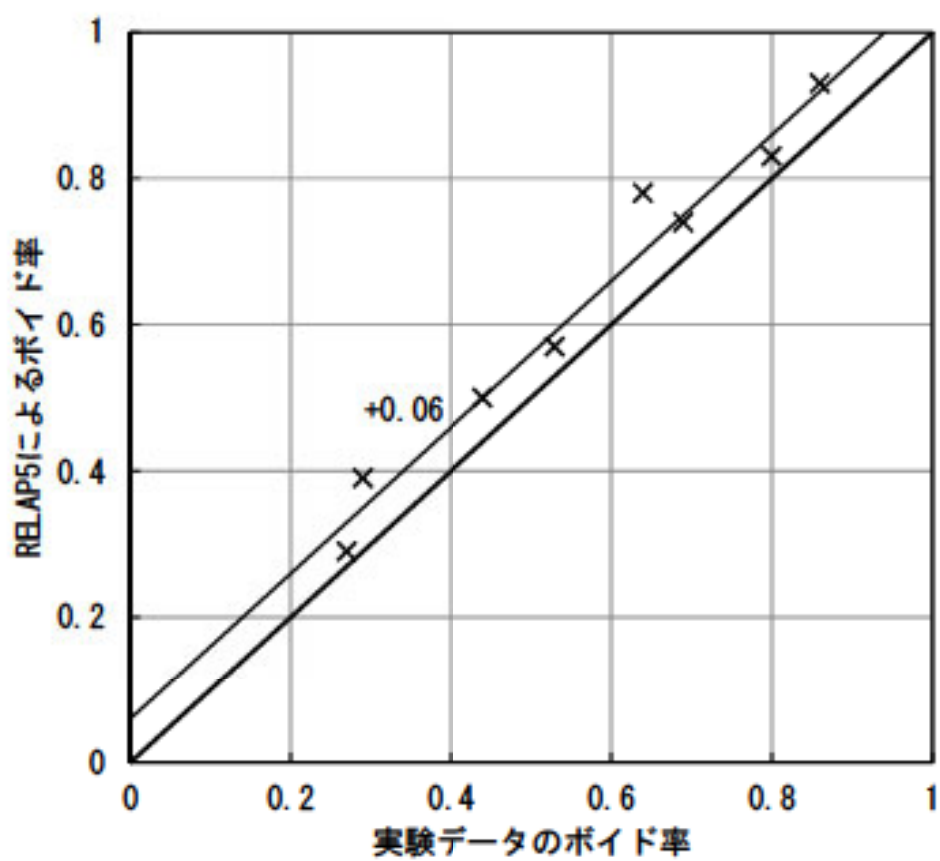


図 1.4 TPTF ボイド率の比較

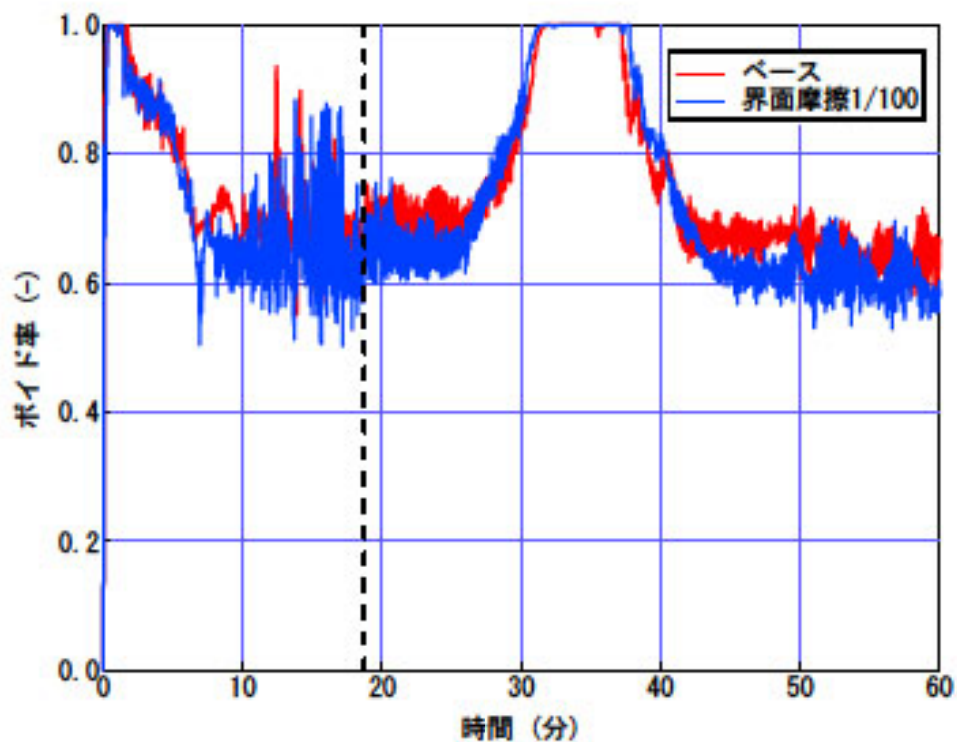


図15 3ループPWR評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（高温側配管ボイド率）

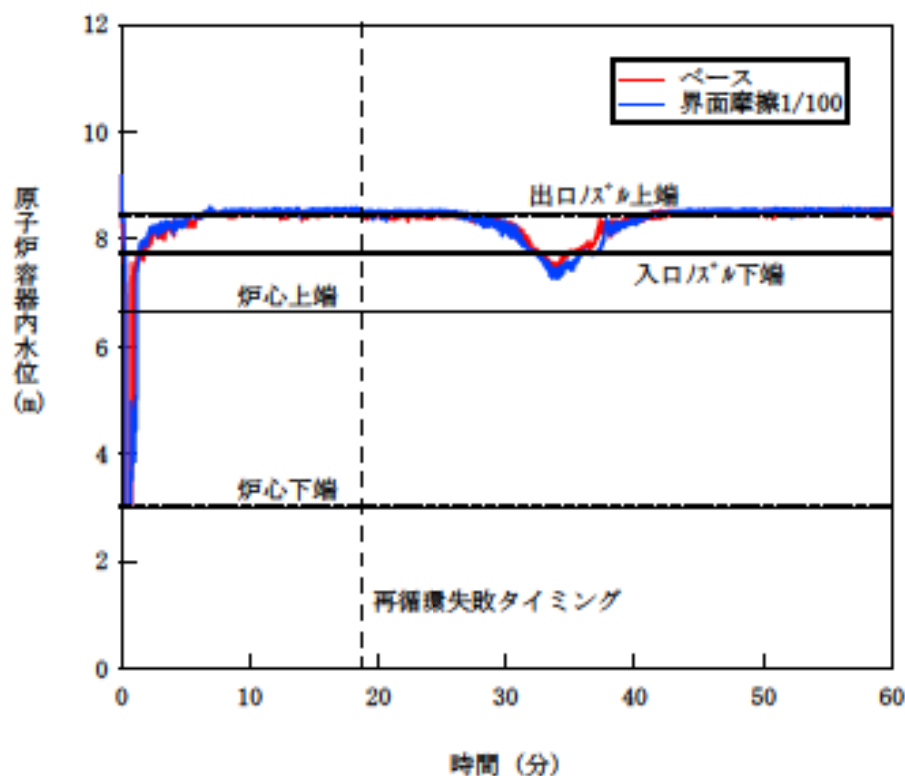


図16 3ループPWR評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（原子炉容器内水位）

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)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。本添付の 2 章に記載しているM-RELAP5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小さく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-RELAP5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。

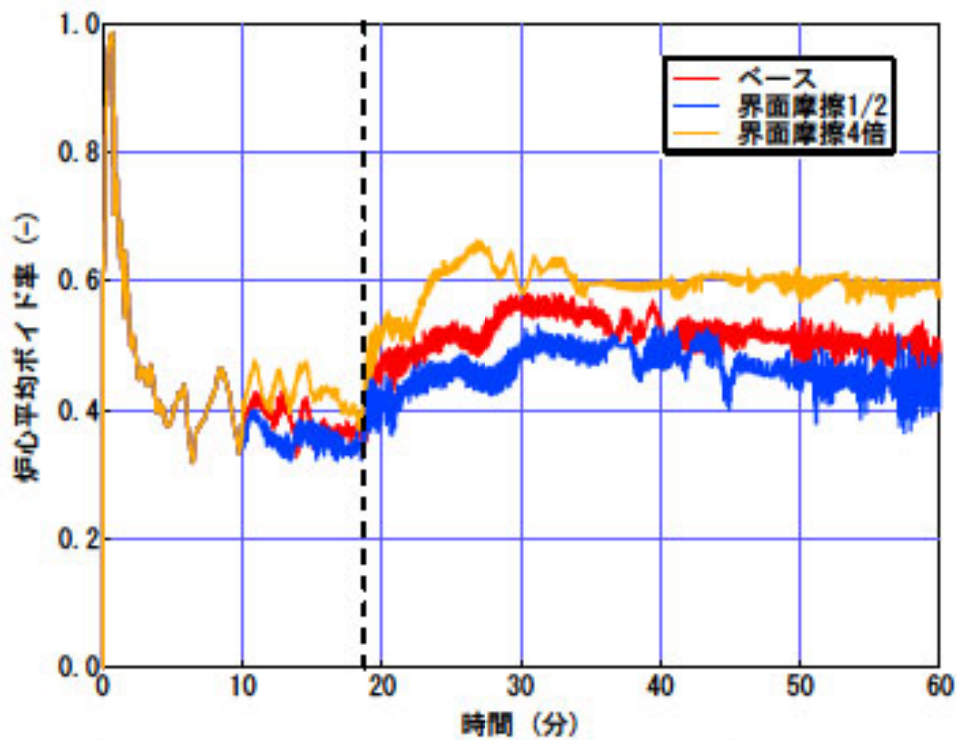


図 17 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (炉心平均ポイド率)

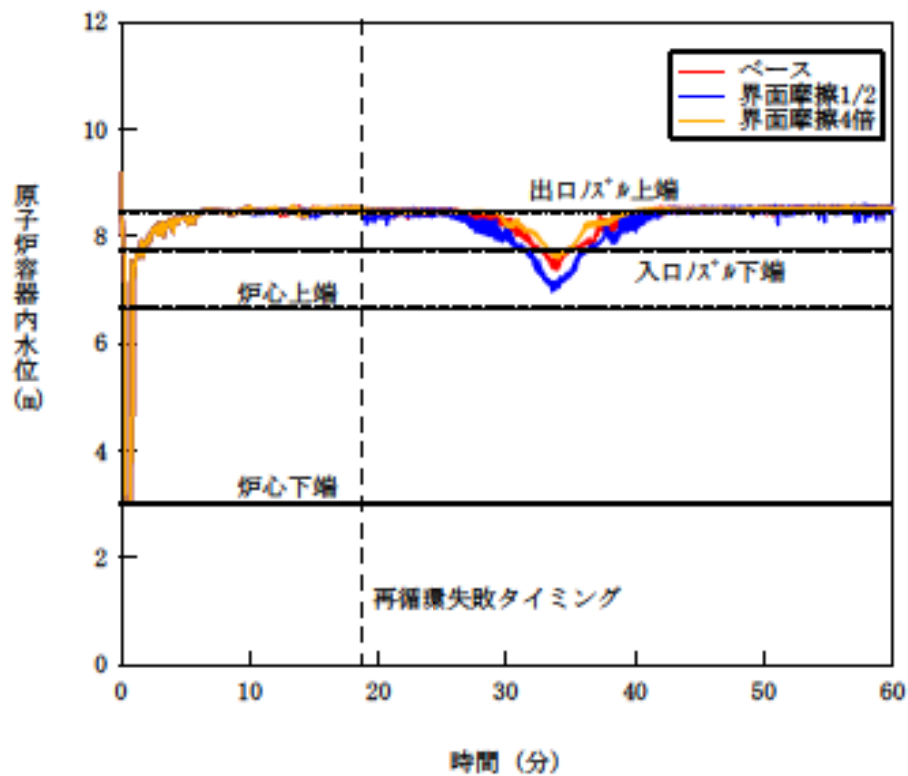


図 18 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (原子炉容器内水位)

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-RELAP5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-RELAP5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-RELAP5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-RELAP5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)

目次

－ 第2部 SPARKLE-2 －

1. はじめに.....	2-3
2. 重要現象の特定.....	2-4
2.1 重要事故シーケンスと評価指標.....	2-4
2.2 ランクの定義.....	2-5
2.3 物理現象に対するランク付け.....	2-7
3. 解析モデルについて.....	2-12
3.1 コード概要.....	2-12
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	2-14
3.3 解析モデル.....	2-16
3.4 ノード分割.....	2-23
3.5 結合計算方法.....	2-28
3.6 入出力.....	2-33
4. 検証、妥当性確認.....	2-35
4.1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法.....	2-35
4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証.....	2-41
4.3 モンテカルロコードとの比較.....	2-50
4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）.....	2-65
4.5 SPERT-III E-core ¹⁾ 実験解析.....	2-68
4.6 許認可コードFINE ¹⁾ との比較.....	2-75
4.7 NUPEC 管群ポイド試験 ¹⁾	2-77
4.8 LOFT 試験.....	2-82
4.9 実機解析への適用性.....	2-98
5. 有効性評価への適用性.....	2-105
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）.....	2-105
5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）.....	2-108
6. 参考文献.....	2-113
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.....	2-115
添付2 GalaxyCosmo-Sについて.....	2-120
添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について.....	2-125
添付4 炉心モデル（ドブブラ反応度帰還）の設定について.....	2-135
添付5 評価用炉心の考え方について.....	2-137
添付6 解析コードにおける解析条件.....	2-157

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、SPARKLE-2¹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が適用される炉心損傷防止に係る重要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+原子炉トリップ失敗」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+原子炉トリップ失敗」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次冷却材圧力が増加し、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の重要事故シーケンスグループのうち、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」と同様に、2次系の除熱が悪化し、1次冷却材圧力が増加する事象である「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」の有効性評価にも、SPARKLE-2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+原子炉トリップ失敗」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も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注水されないと、1次冷却材圧力が増加し、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+原子炉トリップ失敗」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+原子炉トリップ失敗」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が異なるが、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次冷却材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+原子炉トリップ失敗」と同様となる。

このような事象進展を踏まえると、SPARKLE-2を「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」又は「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」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次冷却材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+原子炉トリップ失敗」及び「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」で取り扱う物理現象に対し、1次冷却材圧力を注目する評価指標として、2.3節で重要現象を

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+原子炉トリップ失敗」及び「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」を「ATWS」と総称し、両者を明確化するためにはそれぞれ「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」という。

なお、ATWSに対し、3次元炉心動特性モデルを有するSPARKLE-2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、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次冷却材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、重要事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、ATWSでは生じない物理現象も含まれている。そのような物理現象は、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」及び「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」の1次冷却材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 物理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」において重要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節で述べた事象進展を踏まえ、2.2節のランクの定義に従い ATWS の評価指標である 1 次冷却材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 次冷却材圧力に直接影響を与える物理現象に加え、1 次冷却材圧力は 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)】

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

(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】

--

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

(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】

--

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

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次冷却材圧力
	炉心(核)	(1)	中性子動特性(核分裂出力)	
(2)		出力分布変化		L
(3)		反応度帰還効果	ドップラ効果	H
			減速材密度効果	H
			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		H
	(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		H
	(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		H
	(19)	水位変化		H
	(20)	冷却材放出(臨界流・差圧流)		H
蒸気発生器	(21)	1次側・2次側の熱伝達		H
	(22)	冷却材放出(臨界流・差圧流)		H
	(23)	2次側水位変化・ドライアウト		H
	(24)	2次側給水(主給水・補助給水)		H

*重要事故シーケンスグループとして抽出された物理現象であるが、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」及び「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」の1次冷却材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

SPARKLE-2は、汎用二相流コードM-RELAP5^④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-RELAP5、3次元炉心動特性計算コードCOSMO-K^⑤及び3次元炉心熱流動特性コードMIDAC^⑥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。

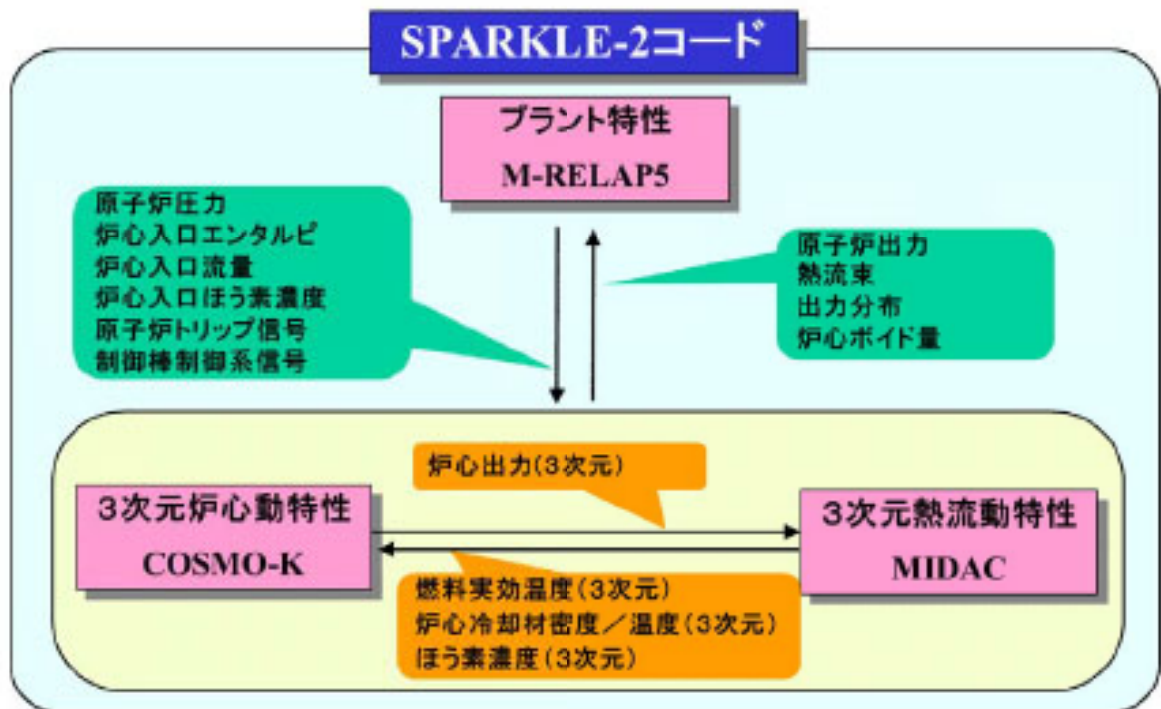
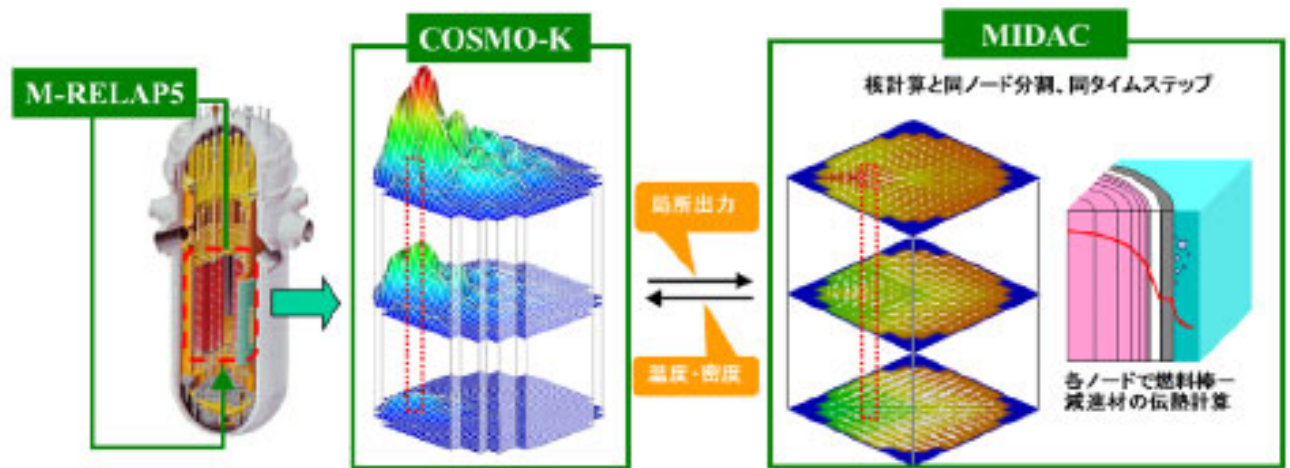


図 3-1 SPARKLE-2における結合計算

3.2 重要現象に対する解析モデル

2.3節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反応度帰還モデルを採用する。また、出力運転中に炉内に蓄積された核分裂生成物（FP）及びアクチニ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"> ・ 3次元動特性モデル ・ 核定数反応度帰還モデル
	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"> ・ 崩壊熱モデル
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	<ul style="list-style-type: none"> ・ 非定常熱伝導方程式
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	<ul style="list-style-type: none"> ・ 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
加圧器	気液熱非平衡	<ul style="list-style-type: none"> ・ 2流体モデル
	水位変化	
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 二相及びサブクール臨界流モデル
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> ・ 伝熱管熱伝達モデル
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 臨界流モデル
	2次側水位変化・ドライアウト	<ul style="list-style-type: none"> ・ 2流体モデル
	2次側給水（主給水・補助給水）	<ul style="list-style-type: none"> ・ ポンプ特性モデル

3.3 解析モデル

SPARKLE-2を構成するM-RELAP5、COSMO-K及びMIDACの解析モデルを表3-2に示す。SPARKLE-2は、3.2節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)

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、後述する構成式と併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、原子炉の各所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、沸騰様式の関数として表される。

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関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 のモデル^[3]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^[3]をサブクール条件に、Moody モデル^[4]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)

炉心動特性はCOSMO-K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+ θ 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) 核定数反応度帰還モデル

核定数反応度帰還モデルは、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反応度帰還モデルとして採用している。この核定数反応度帰還モデルにより、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)

炉心内の熱流動特性はMIDAC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毎に、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、FINETM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^[7]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^[8]と Lahey のサブクール沸騰モデル^[9]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^[10]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、MIDAC 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。

MIDAC 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^[10]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^[11]

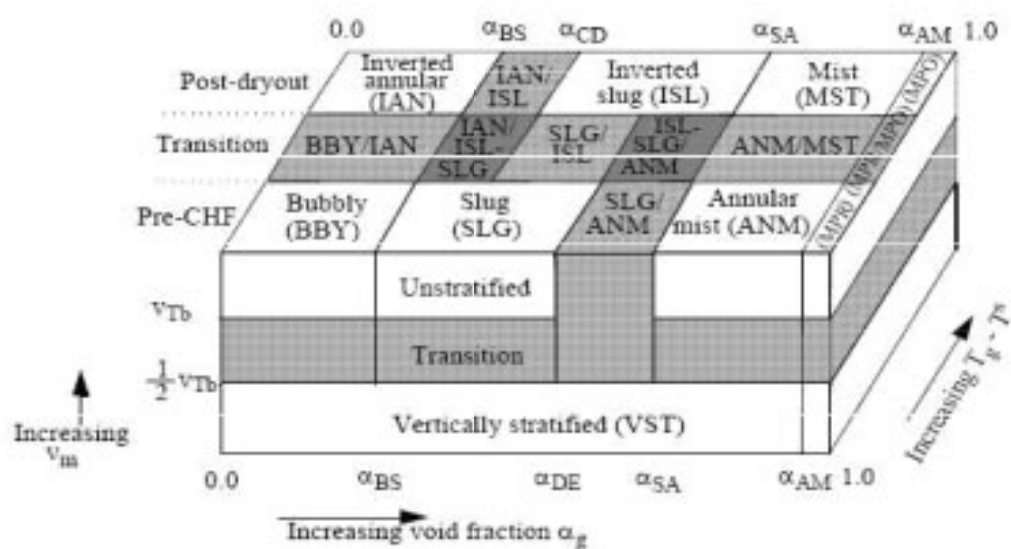
10～12.5MPa の間の領域については、分布定数及びドリフト速度のそれぞれについて直線内挿で算出する。

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。

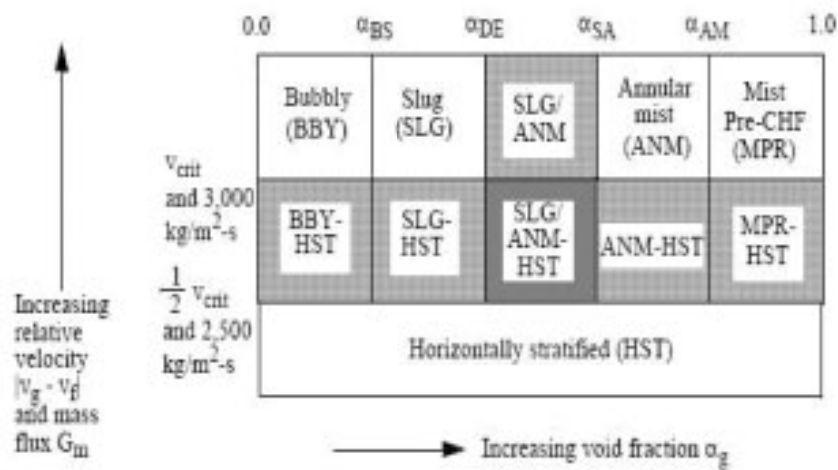
表 3-2 SPARKLE-2 のモデル一覧

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+ θ 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	
	核定数反応度帰還モデル	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

ATWSの実機解析に用いる1次系及び2次系、加えて、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。

ATWS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次冷却材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節)や実機での感度解析に基づき十分な分割数とする。

また、ATWS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、COSMO-K及びMIDAC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、COSMO-K及びMIDAC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、ATWS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	
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 ダウンコマ	
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]

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。



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】

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

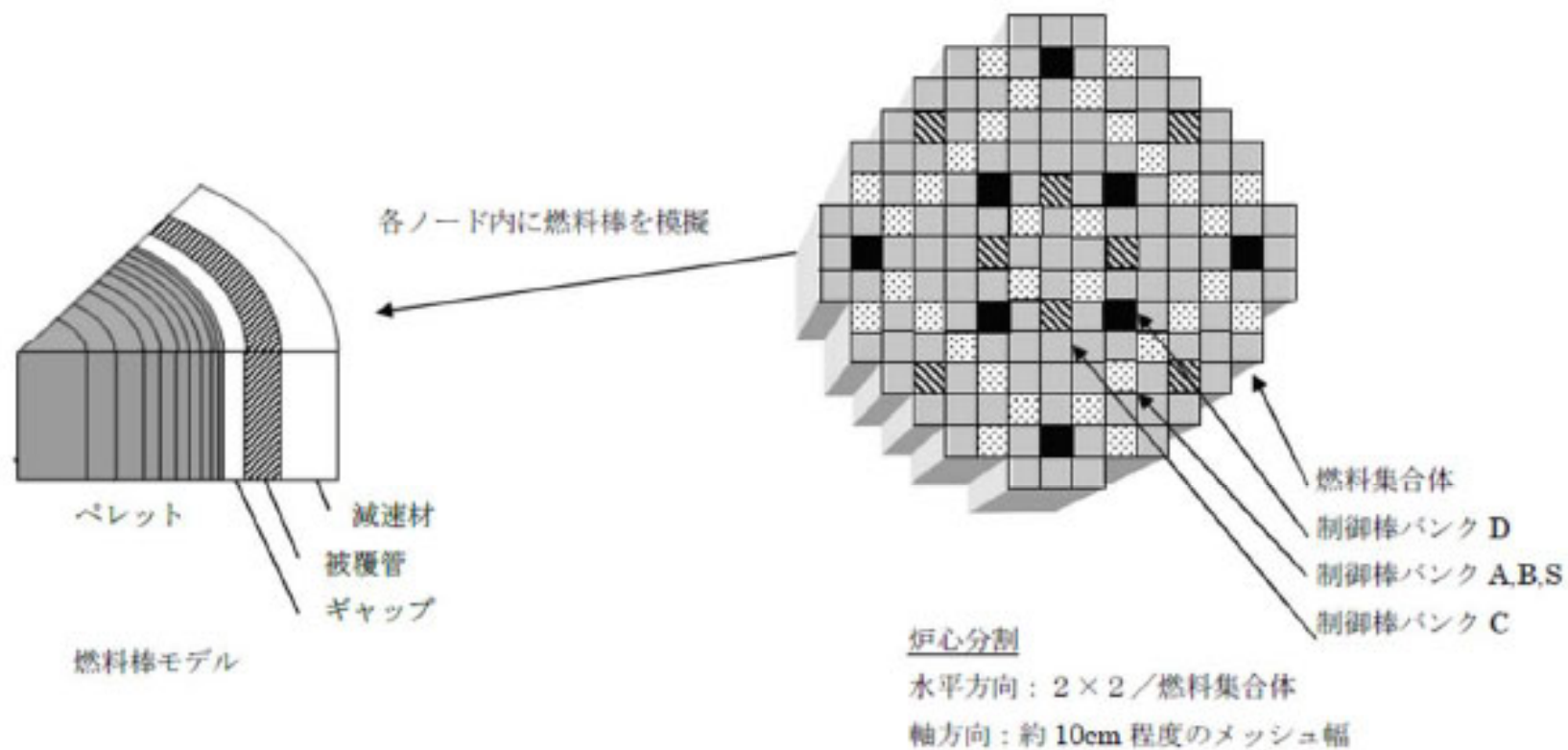


図 3-6 COSMO-K, MIDAC のノード分割図 (3 ループプラントの例)

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次冷却材圧力、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からCOSMO-K及びMIDACに受け渡される。炉心過渡計算では、まず、M-RELAP5から受け渡された炉心境界条件とCOSMO-Kから受け渡される3次元出力分布に基づき、MIDAC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からCOSMO-K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において、ノード毎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及びMIDAC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とMIDAC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で計算された熱流束分布がM-RELAP5に返され、M-RELAP5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とM-RELAP5コードの炉心部分のノード分割が異なるため、MIDACにより得られた熱流束分布を、M-RELAP5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毎に繰り返す。

3.5.2 炉心計算における受け渡しパラメータ

MIDACからCOSMO-K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では、COSMO-K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により計算されたノード毎の炉心冷却材密度及び温度は、COSMO-K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

ノード毎のほう素濃度は、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によりノード毎の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現れない。

3.5.3 炉心計算の流れ

COSMO-K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及びCOSMO-S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を用いたプラント過渡解析に先立ち、まず、GALAXY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において、COSMO-S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の燃焼計算から得られる燃焼度分布を入力として、COSMO-KとMIDAC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とCOSMO-K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のプラント過渡解析が実行される。また、ドッブラ反応度帰還

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毎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及びCOSMO-S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。

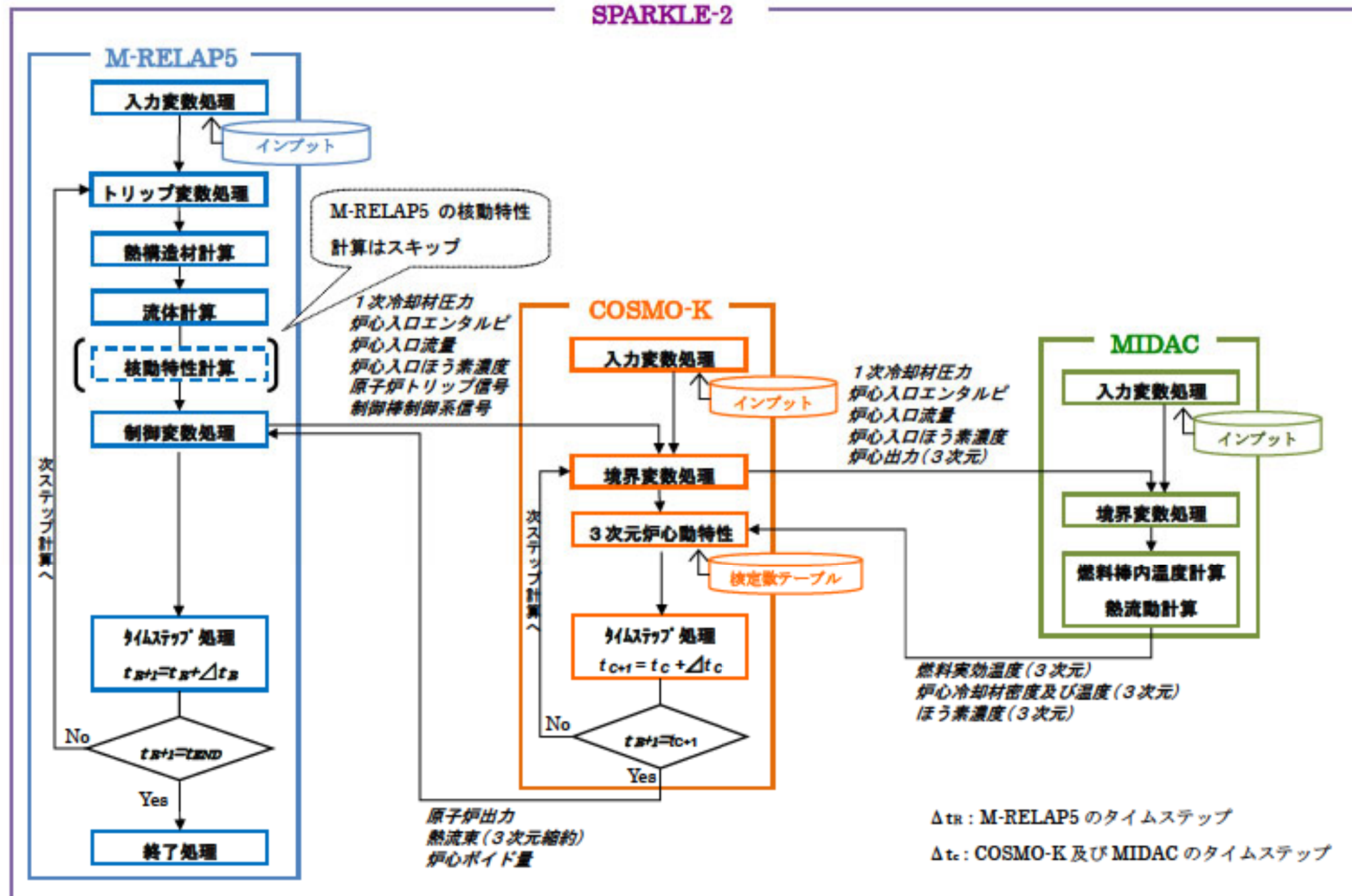


図 3-7 SPARKLE-2 の結合計算フロー

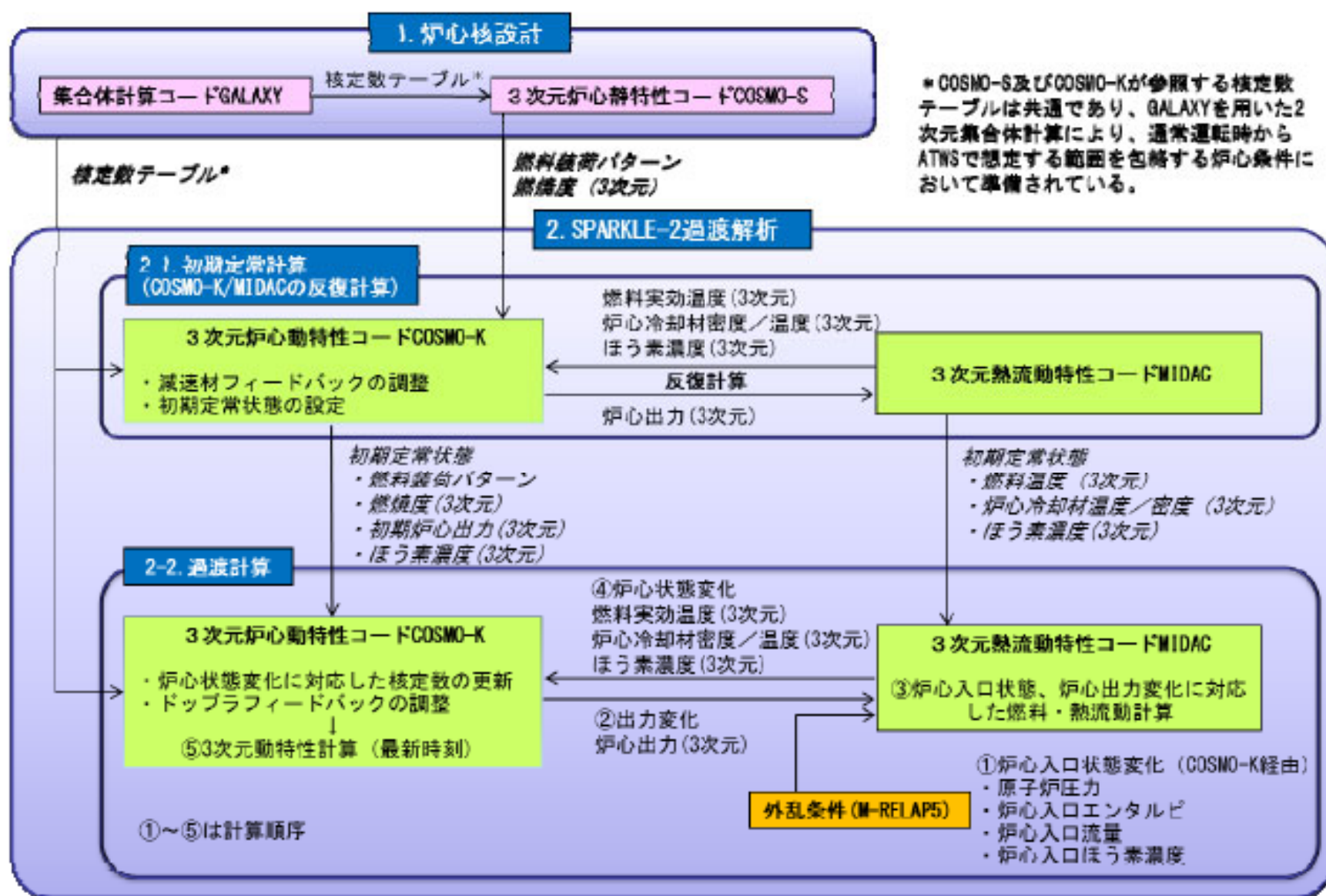


図 3-8 炉心計算の流れ

3.6 入出力

SPARKLE-2の入出力を図 3-9に示す。SPARKLE-2のインプットデータは、以下に示す各要素コードのインプットデータで構成される。SPARKLE-2のインプットデータの元となる「プラントデータ」、「事故条件」、「事象収束に重要な機器及び操作」等を整理した解析条件を添付6に示す。

M-RELAP5

- 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 制御及び保護系限界値
- ③ 初期条件（原子炉出力、1次冷却材温度及び1次冷却材圧力）
- ④ 外乱条件（起因）

COSMO-K

- ① 制御棒データ
- ② 外乱条件（起因）
- ③ 崩壊熱
- ④ 燃料装荷パターン
- ⑤ 燃焼度分布
- ⑥ 核定数

MIDAC

- ① 燃料及び炉心仕様（幾何形状、圧力損失係数）

上記をインプットデータとして、3次元炉心動特性を含む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。

M-RELAP5

- ① 1次冷却材圧力
- ② 1次冷却材温度
- ③ 1次冷却材流量

COSMO-K

- ① 原子炉出力
- ② 出力分布

MIDAC

- ① 1次冷却材温度（炉心）
- ② ピーク出力部燃料エンタルピ増分
- ③ 最小DNBR
- ④ 燃料ペレット中心温度

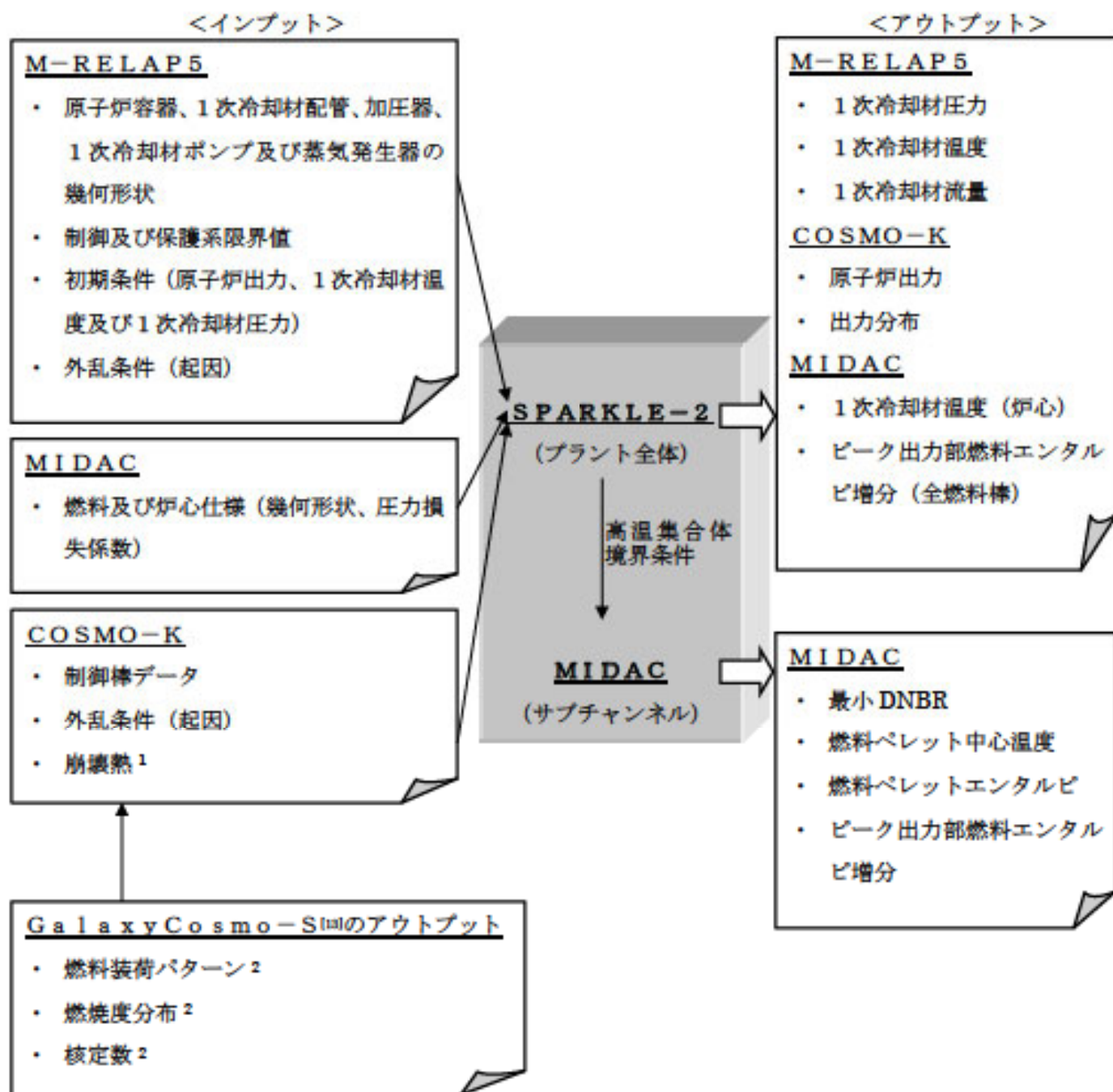


図 3-9 SPARKLE-2の入出力

¹ サイクル初期からサイクル末期までを包絡させた崩壊熱を設定^[12]

² 炉心核設計の燃焼計算により得られる^[12]

4. 検証、妥当性確認

4.1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法

2.3節において重要現象に分類された物理現象の検証、妥当性確認方法を表 4-1に示す。SPARKLE-2は、種々の検証、妥当性確認を実施しているが、本資料では、ATWSに対して、特に有効な検証、妥当性確認について記載する。

なお、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。ATWSでは、崩壊熱が高い方が1次冷却材圧力を厳しく評価することになるため、崩壊熱の不確かさ及び実機運用によるばらつきを考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、アクチニド崩壊熱はORIGEN-2、FP崩壊熱はAESJ推奨値により評価された崩壊熱曲線¹⁴⁾を使用している。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチニド崩壊熱は20%、FP崩壊熱は $3\sigma_A$ を考慮し、実機運用によるばらつき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ばらつきの考慮がなされた崩壊熱曲線を外部入力しているため、SPARKLE-2における崩壊熱の妥当性について、ここでは確認しない。なお、ATWSに対する崩壊熱の影響については、4.9.1節で考察する。

また、蒸気発生器における冷却材放出(主蒸気逃がし弁及び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外部入力する。具体的には、ATWS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とし、流量については設計流量を用いている。また、蒸気発生器における2次側給水(主給水・補助給水)についても、解析では評価目的に応じた遅れ時間や流量を外部入力する。具体的には、ATWSでは、ATWS緩和設備による電動及びタービン動補助給水ポンプの自動起動に期待しているが、遅れ時間については信号遅れやポンプ定速達成時間等を考慮し、流量については設計流量を用いている。このように、蒸気発生器における冷却材放出及び2次側給水(主給水・補助給水)については設備設計に基づく作動圧力、遅れ時間、流量を評価目的に応じて外部入力していることから、これらの重要現象に対する妥当性について、ここでは確認しない。

4.1.1 炉心(核)における重要現象の確認方法

炉心(核)に対する重要現象は、中性子動特性、ドップラ反応度帰還効果及び減速材反応度帰還効果であり、SPARKLE-2では、これらを実評価する解析モデルとして、

- ・3次元動特性モデル(中性子動特性)
- ・核定数反応度帰還モデル(ドップラ反応度帰還効果及び減速材反応度帰還効果)

を採用している。

3次元動特性モデルについては、正しい核定数が与えられた条件において、中性子束の空間及び時間応答が妥当であることを確認すれば、空間及び時間に対する中性子束計算が適切であることを確認できる。

また、核定数反応度帰還モデルについては、核定数と3次元動特性モデルの両者が適切であることを確認できれば、その結果として得られる反応度帰還効果の妥当性が確認できる。つまり、核定数反応度帰還モデルの妥当性確認としては、3次元動特性モデルの妥当性が確認されていることを前提に、中性子束計算の入力となる核定数が妥当であることを確認すればよい。この考え方に基づき、炉心(核)における重要現象に対して、以下のプロセスにより妥当性を確認する。

(1) 3次元動特性モデル

空間に対する中性子束計算については、COSMO-Kと本機能が同一であるCOSMO-Sを用いた2、3及び4ループPWRに対する実機炉心解析により、炉物理検査における臨界ほう素濃度、制御棒価値、減速材温度係数、及び通常運転時における燃焼に伴う臨界ほう素濃度変化、サイクルを通じた出力分布について、計算値と測定値がそれぞれのパラメータに対する設計判断基準の範囲内で一致しており、妥当性が確認されている¹⁴⁾。

時間に対する中性子束計算については、核定数が与えられた条件での検証として、反応度変化の時間スケールが1秒以下のTWIGLベンチマーク¹⁴⁾、及び反応度変化の時間スケールが数十秒オーダーのLMWベンチマーク¹⁵⁾を実施し、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの条件におけるCOSMO-Kの時間に対する中性子束計算が適切であることを確認する。

また、小型軽水炉の反応度投入実験であり、中性子束分布の局所的な変化を伴い、かつ急峻な出力応答が得られるSPERT-III E-core実験¹⁶⁾の解析において中性子動特性の妥当性を確認する。

これらの検証、妥当性確認結果を総合して、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの3次元動特性モデルの適用性を確認する。

(2) 核定数反応度帰還モデル

a. ドブブラ反応度帰還効果

ドブブラ反応度帰還効果に関連する核定数反応度帰還モデルについては、中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることを確認として、SPARKLE-2の核定数テーブルを算出するGALAXYに対して検証を実施する。この検証では、ATWSにおける事象進展中の炉心状態(燃料温度)を包絡する範囲において、種々の燃料種類、組成及び燃焼度に対して燃料温度変化に起因する反応度変化を連続エネルギーモンテカルロコードと比較することにより、条件によって差異が拡大しないことを確認する。これにより、GALAXYによる核定数計算段階において、燃料温度変化に起因する核定数の変化を、燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大することなく適切に評価できることを確認する。

また、上述の小型軽水炉の反応度投入実験であるSPERT-III E-core実験解析において、ドブブラ効果が支配的となるピーク出力近傍から出力が低下していく挙動について測定値と比較することにより、燃料温度変化を含めたドブブラ反応度帰還効果の妥当性を確認する。

b. 減速材反応度帰還効果

減速材反応度帰還効果に関連する核定数反応度帰還モデルについては、中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることの確認として、GALAXYによる減速材密度変化に伴う反応度変化について連続エネルギーモンテカルロコードと比較することにより検証する。この検証は、通常運転状態（高温零出力～高温全出力）から事象進展中の1次冷却材温度が上昇した炉心状態を包絡する減速材密度の範囲において、種々の燃料種類、組成及び燃焼度に対して実施する。これにより、ATWS事象の事象進展中のいずれの状態においても減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価でき、かつ実機炉物理検査結果との比較により妥当性を確認する高温零出力状態から差異が拡大しないことを確認する。

また、実機炉物理検査における減速材温度係数測定検査との比較により、検査実施時の状態である高温零出力状態での減速材反応度帰還効果の妥当性を確認する。

これらの検証、妥当性確認結果より、ATWS事象の事象進展中におけるすべての範囲に対して、減速材反応度帰還効果の妥当性を確認する。

4.1.2 炉心（燃料及び熱流動）における重要現象の確認方法

炉心（燃料及び熱流動）における重要現象である燃料棒内温度変化及び沸騰・ボイド率変化（炉心冷却材密度変化）は、それぞれ、ドブブラ反応度帰還効果に伴う核定数変化及び減速材反応度帰還効果に伴う核定数変化を求める際に必要となる。

燃料棒内温度変化については、MIDACの燃料棒内温度モデルである非定常熱伝導方程式の妥当性を確認するために、検証（コード間比較）と妥当性確認（試験解析）の2ステップで評価する。第1ステップでは、定常条件にて、許認可コードである燃料棒設計コードFINE^[20]との比較を実施する。MIDACの燃料棒内温度モデルの構成式は、FINEと同一の構成式を採用しており、本比較は、MIDACの燃料棒内温度分布の計算手法を検証することを目的としている。第2ステップでは、上述のSPERT-III E-core 実験解析において、非定常の燃料温度変化を含むドブブラ反応度帰還効果の妥当性を確認する。

沸騰・ボイド率変化（炉心冷却材密度変化）については、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）の妥当性確認として、PWR燃料の管群流路を模擬したNUPEC管群ボイド試験結果^[20]との比較により妥当性を確認する。

4.1.3 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の確認方法

加圧器及び蒸気発生器における重要現象である加圧器における気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器における1次側及び2次側の熱伝達に対しては、PWRを模擬したLOFT試験装置において代表的な加熱及び加圧事象である負荷の喪失を模擬したLOFT L6-1試験^[20]解析、及び「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」を模擬したLOFT L9-3試験^[22]解析により、加圧器2流体モデル及び蒸気発生器伝熱管熱伝達モデルの妥当性を確認する。

また、LOFT L9-3 試験解析では、蒸気発生器はドライアウト及び加圧器からの1次冷却材の液相放出が見られることから、ATWSにおける特徴的な物理現象である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の2次側水位変化・ドライアウトに対し、加圧器臨界流モデル及び蒸気発生器2流体モデルの妥当性についても確認する。

4.1.4 検証、妥当性確認の概要

以下に、4.1.1節～4.1.3節において整理した重要現象の確認方法を踏まえた各検証、妥当性確認の概要について述べ、詳細を次節以降に示す。

(1) 中性子動特性ベンチマークによる検証

核定数が与えられた条件において中性子束計算が適切であることの検証として、中性子動特性ベンチマーク解析を実施する。具体的には、炉心体系における中性子動特性ベンチマーク問題として広く用いられている2次元体系でのTWIGLベンチマーク、3次元体系でのLMWベンチマークについて、参照解との出力応答の比較を実施する。ここで、反応度変化の時間スケールはTWIGLベンチマークで1秒以下、LMWベンチマークで数十秒オーダーであり、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの中性子束の検証を実施する。

これらの中性子動特性ベンチマークを複数実施すること、及び(4)のSPERT-III E-core 実験解析による妥当性確認と併せて、ATWSのような比較的緩やかな出力応答に対する中性子動特性の検証が可能である。

(2) モンテカルロコードとの比較

ドブブラ及び減速材反応度帰還効果に関連する核定数反応度帰還モデルに対し、ATWSにおける幅広い炉心状態及び種々の燃料種類、組成及び燃焼度を対象に中性子束計算の入力となる核定数の変化が適切であることを確認するため、核定数の算出に用いるGALAXYに対し連続エネルギーモンテカルロコードとの反応度帰還効果に対する比較検証を実施する。なお、GALAXYと連続エネルギーモンテカルロコードとの比較の位置づけについては、添付2にまとめた。

(3) 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）

減速材反応度帰還効果に関連する核定数反応度帰還モデルの妥当性確認として、実機の高温零出力炉物理検査における減速材温度係数測定検査の測定データと計算値の比較により、高温零出力状態における実機炉心体系での減速材反応度帰還効果の妥当性を確認する。なお、4.1.1節に示したように、高温零出力状態から高温全出力状態を含めた事象進展中の幅広い範囲における減速材反応度帰還効果については、(2)のモンテカルロコードとの比較による検証と併せて、妥当性を確認する。

(4) SPERT-III E-core 実験解析

小型軽水炉の反応度投入実験であるSPERT-III E-coreの実験解析は、制御棒による反応度添加により出力が急速に上昇し、燃料温度上昇に伴うドブブラ反応度帰還により出力が急速に低下する事象

であることから、中性子動特性と燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の妥当性確認に用いる。

4.1.1節に示したように、中性子動特性の妥当性については(1)の中性子動特性ベンチマークと、ドップラ反応度帰還効果の妥当性については(2)のモンテカルロコードとの比較と併せて確認する。

また、本解析では、COSMO-KとMIDACの結合計算を行うことから、核熱結合計算の妥当性確認にも有効である。

(5) 許認可コードFINEとの比較

燃料棒内温度モデルの検証として、定常条件にて、MIDACの燃料棒内温度評価結果を許認可コードである燃料棒設計コードFINEと比較することにより、MIDACの燃料棒内温度分布の計算手法を検証する。

4.1.2節に示したように、ドップラ反応度帰還効果に影響する燃料温度変化については、(4)のSPERT-IIIの実験解析でその妥当性を確認する。

(6) NUPEC 管群ボイド試験解析

ATWSは、原子炉トリップの失敗により出力が長時間維持され、高圧力となる事象であり、このような条件下でのボイドは、流路内での偏りや気液の速度差がない均質流としてMIDACの二相流モデルにより取り扱うことができる。これによる沸騰・ボイド率変化に関するボイドモデル（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）の妥当性は、PWR燃料の管群流路を模擬したNUPEC管群ボイド試験結果との比較により確認する。

(7) LOFT L6-1 試験解析

代表的な加熱及び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次系の加熱及び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。

(8) LOFT L9-3 試験解析

「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」を模擬したLOFT L9-3試験解析により、LOFT L6-1試験解析と併せて、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、加圧器は滴水に至り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。

表 4-1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	検証							妥当性確認						
			TWIGLベンチマーク	LMWベンチマーク	OECD/NEA CRP PWR制御棒飛び出しベンチマーク	OECD/NEA/NRC PWR MOX炉心過渡解析ベンチマーク	許認可コードTWINKLEとの比較	モンテカルロコードとの比較(減速材/ドップラ反応度帰還効果)	許認可コードFINEとの比較	OECD/NEA 主蒸気管破断ベンチマーク	S P E R T—III実験解析	炉物理検査	NUPEC管群ボイド試験解析	LOFT L6—1試験解析(負荷の喪失)	LOFT L6—5試験解析(主給水流量喪失)	LOFT L9—3試験解析(主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗)
炉心(核)	中性子動特性(核分裂出力)		図 4-2 図 4-3	図 4-6	○	○	○	—	—	○	—	—	—	—	—	—
	ドップラ反応度帰還効果	・3次元動特性モデル ・核定数反応度帰還モデル	—	—	—	—	—	図 4-8 ~ 図 4-13	—	—	○	—	—	—	—	—
	減速材反応度帰還効果		—	—	—	—	—	図 4-14 ~ 図 4-22	—	—	—	○	—	—	—	—
	崩壊熱*	・崩壊熱モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	・非定常熱伝導方程式	—	—	—	—	—	—	図 4-30	—	○	—	—	—	—	—
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	・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	—	—	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—
加圧器	気液熱非平衡	・2流体モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	○
	水位変化		—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	○
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	・二相及びサブクール臨界流モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	・伝熱管熱伝達モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	○
	2次側水位変化・ドライアウト	・2流体モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	—
	冷却材放出(臨界流・差圧流)*	・臨界流モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	2次側給水(主給水・補助給水)*	・ポンプ特性モデル	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

*崩壊熱並びに蒸気発生器における冷却材放出及び2次側給水は、解析では評価目的に応じた入力値を使用する(4.1節参照)

4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証

4.2.1 TWIGL ベンチマーク^[4]による検証

COSMO-Kの中性子動特性モデルの検証として、TWIGL ベンチマーク問題の解析を実施した。本ベンチマーク問題は、中性子動特性計算の数値ベンチマーク問題として広く利用されており、参加機関、コード数も多く、信頼できるベンチマーク問題といえる。本検証では、反応度変化の時間スケールが1秒以下の早い事象進展に対して、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認する。

(1) TWIGL ベンチマークの概要

TWIGL ベンチマーク問題は、図 4-1に示す体系において、領域1の吸収断面積がステップ状、又はランプ状に変化する問題が設定されている。本ベンチマーク問題では、中性子2群、遅発中性子1群の断面積データが表 4-2で与えられている。

(2) TWIGL ベンチマークの解析条件

本検証では、COSMO-Kにより、図 4-1で示された体系を実機解析と同程度の8cm×8cmのメッシュに分割し、表 4-2の断面積データを用いて計算を実施した。なお、ここでは、中性子動特性計算の時間ステップ幅に対する依存性を確認するため、1ミリ秒、10ミリ秒の2ケースで評価を実施した。

(3) TWIGL ベンチマークの解析結果

ステップ状の断面積変化及びランプ状の断面積変化のケースにおける解析結果を、それぞれ図 4-2及び図 4-3に示す。COSMO-Kによる解析結果は、いずれのケースにおいても時間ステップ幅に依らず、参照解コードであるTWIGL、QUANDRYと出力応答がよく一致しているため、COSMO-Kは、反応度変化の時間スケールが1秒以下の早い事象進展に対して、時間ステップ幅に依存せず、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認した。なお、中性子動特性（核分裂出力）の不確かさは、SPERT-III E-core 実験解析（4.5節）を踏まえて検討することとする。

表 4-2 TWIGL ベンチマーク問題における断面積データ

断面積データ

物質	エネルギー群, g	D[cm]	$\Sigma_a[\text{cm}^{-1}]$	$\nu \Sigma_f[\text{cm}^{-1}]$	$\chi [-]$	$\Sigma_s[\text{cm}^{-1}]$	
						g→1	g→2
1	1	1.4	0.0100	0.007	1.0	0.0	0.010
	2	0.4	0.1500	0.200	0.0	0.0	0.000
2	1	1.4	0.0100	0.007	1.0	0.0	0.010
	2	0.4	0.1500	0.200	0.0	0.0	0.000
3	1	1.3	0.0080	0.003	1.0	0.0	0.010
	2	0.5	0.0500	0.060	0.0	0.0	0.000

核分裂あたりの中性子発生数及び中性子速度

物質	エネルギー群	$\nu [-]$	$v [\text{cm}/\text{sec}]$
1~3	1	2.43	1.0×10^7
	2		2.0×10^6

遅発中性子データ

物質	遅発中性子 先行核の群	$\beta [-]$	$\lambda [\text{sec}^{-1}]$
1~3	1	0.0075	0.08

ここで、D は拡散係数、 Σ_a は吸収断面積、 $\nu \Sigma_f$ は生成断面積、 χ は核分裂スペクトル、 Σ_s は散乱断面積、 ν は核分裂あたりの中性子発生数、 v は中性子速度、 β は遅発中性子割合、 λ は遅発中性子先行核崩壊定数を示す。

ステップ状反応度投入の場合、物質 1 の 2 群の Σ_a が $0.1465[\text{cm}^{-1}]$ に瞬時に変化する。

ランプ状反応度投入の場合、物質 1 の 2 群の Σ_a が以下の様に変化する。

$$\Sigma_a = \begin{cases} 0.15 - 0.0175t & (t < 0.2) \\ 0.1465 & (t \geq 0.2) \end{cases}$$

ここで、 t は時刻[sec]を表す。

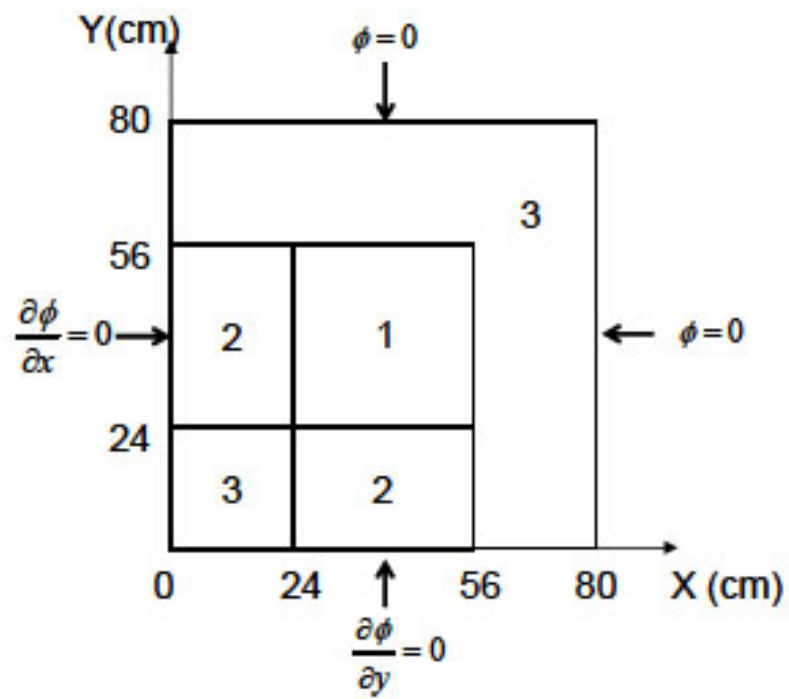


図 4-1 TWIGL ベンチマーク問題体系図

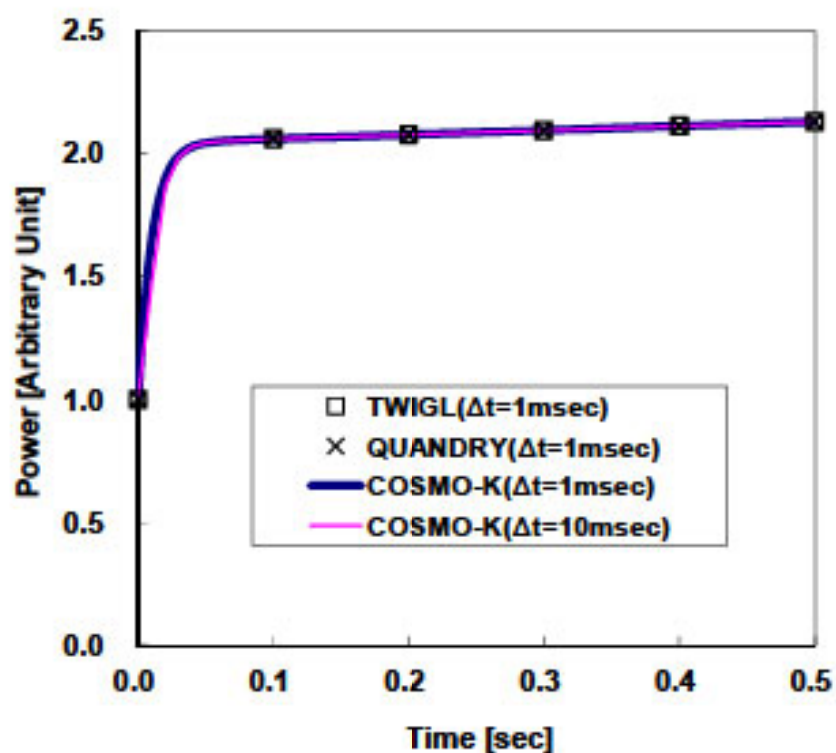


図 4-2 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較 (ステップ状反応度添加の場合)

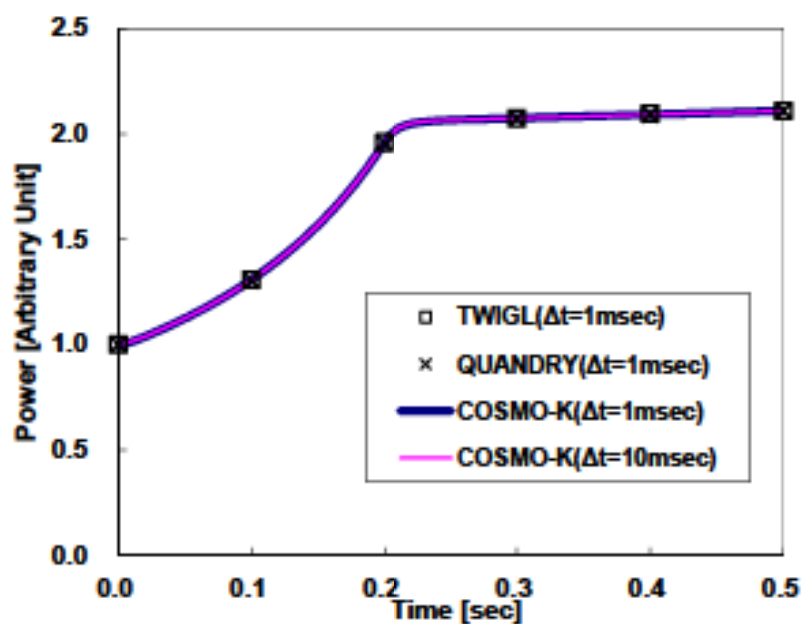


図 4-3 TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較 (ランプ状反応度添加の場合)

4.2.2 LMW ベンチマーク^{[5][6]}による検証

COSMO-Kの3次元中性子動特性モデルの検証として、LMW ベンチマーク問題の解析を実施した。本ベンチマーク問題は、中性子動特性計算の数値ベンチマーク問題として広く利用されており、参加機関、コード数も多く、信頼できるベンチマーク問題といえる。本検証では、反応度変化の時間スケールが数十秒オーダーの緩やかな事象進展に対して、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認する。

(1) LMW ベンチマークの概要

LMW ベンチマーク問題は、図 4-4及び図 4-5に示すPWR炉心を模擬した体系において、制御棒グループ1,2がそれぞれ引き抜き、挿入された際の中性子過渡変化に関するベンチマーク問題である。本ベンチマーク問題では、中性子2群、遅発中性子6群の断面積データが表 4-3で与えられ、他の解析条件は表 4-4で与えられている。

(2) LMW ベンチマークの解析条件

本検証では、COSMO-Kにより、図 4-4及び図 4-5で示された体系を実機解析と同等の10cm×10cm×10cmのメッシュに分割し、表 4-3の断面積データを用いて計算を実施した。なお、ここでは、中性子動特性の時間ステップ幅に対する依存性を確認するため、時間ステップ幅を0.1秒及び1秒の2ケースで評価を実施した。

(3) LMW ベンチマークの解析結果

図 4-6の結果に示すように、COSMO-Kによる解析結果は、いずれの時間ステップ幅の場合にも、参照解コードであるQUANDRY、PANTHERと出力応答がよく一致しているため、COSMO-Kは、反応度変化が緩やかな事象進展に対して、時間ステップ幅に依存せず、核定数が与えられた条件において、中性子動特性を適切に評価できることを確認した。なお、中性子動特性（核分裂出力）の不確かさは、SPERT-III E-core 実験解析（4.5節）を踏まえて検討することとする。

表 4-3 LMW ベンチマーク問題における断面積データ

断面積データ

物質	エネルギー群	D[cm]	Σ_a [cm ⁻¹]	$\nu \Sigma_f$ [cm ⁻¹]	$\Sigma_{s,1 \rightarrow 2}$ [cm ⁻¹]*
1	1	1.423913	0.01040206	0.006477691	0.0175555
	2	0.356306	0.08766217	0.1127328	-
2	1	1.423913	0.01095206	0.00647769	0.0175555
	2	0.356306	0.09146217	0.1127328	-
3	1	1.425611	0.01099263	0.007503284	0.01717768
	2	0.350574	0.09925634	0.1378004	-
4	1	1.634227	0.002660573	0.0	0.02759693
	2	0.264002	0.04936351	0.0	-

*上方散乱 $\Sigma_{s,2 \rightarrow 1}$ 、自群散乱 $\Sigma_{s,1 \rightarrow 1}$ 、 $\Sigma_{s,2 \rightarrow 2}$ は 0 である。

核分裂スペクトル、核分裂あたりの中性子発生数及び中性子速度

物質	エネルギー群	χ [-]	ν [-]	v [cm/sec]
1~3	1	1.0	2.5	1.25×10^7
	2	0.0		2.5×10^5
4	1	0.0	0.0	1.25×10^7
	2			2.5×10^5

遅発中性子データ

物質	遅発中性子 先行核の群	β [-]	λ [sec ⁻¹]
1~3	1	0.000247	0.0127
	2	0.0013845	0.0317
	3	0.001222	0.115
	4	0.0026455	0.311
	5	0.000832	1.40
	6	0.000169	3.87

ここで、D は拡散係数、 Σ_a は吸収断面積、 $\nu \Sigma_f$ は生成断面積、 $\Sigma_{s,1 \rightarrow 2}$ は 1 群から 2 群への散乱断面積、 χ は核分裂スペクトル、 ν は核分裂あたりの中性子発生数、 v は中性子速度、 β は遅発中性子割合、 λ は遅発中性子先行核崩壊定数を示す。

表 4-4 LMW ベンチマーク問題における解析条件

①初期条件	炉心出力密度	150W/cc
	制御棒グループ1	全引き抜き
	制御棒グループ2	50%挿入
②過渡条件	反応度帰還	なし
	制御棒グループ1	7.5~47.5 秒の間 3cm/sec で挿入
	制御棒グループ2	0~26.6 秒間 3cm/sec で引き抜き

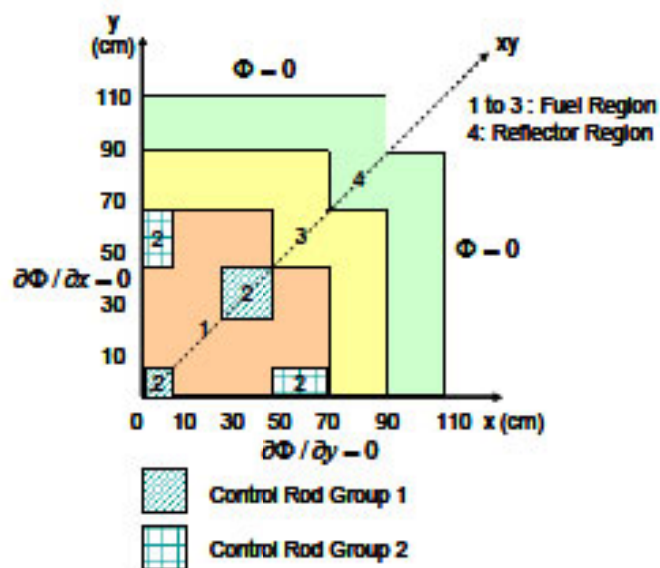


図 4-4 LMW ベンチマーク問題体系図 (水平方向)

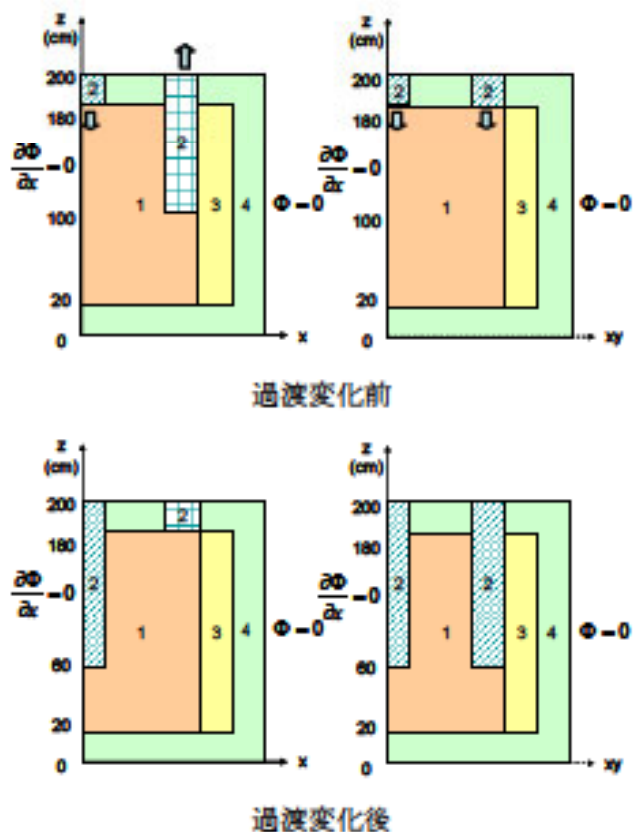


図 4-5 LMW ベンチマーク問題体系図 (鉛直方向)

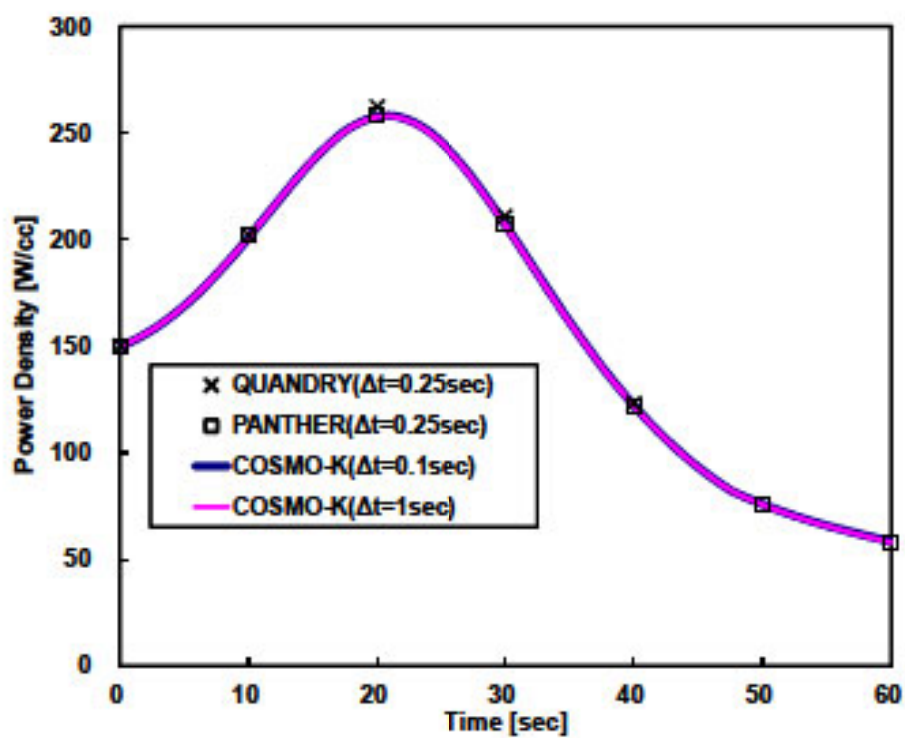


図 4-6 LMW ベンチマーク 炉心出力応答の比較

4.3 モンテカルロコードとの比較

4.3.1 ドップラ反応度帰還効果の検証

4.1節で整理したとおり、本節ではドップラ反応度帰還に関連する燃料温度変化に起因する核定数の変化を、実機炉心解析において想定される燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大せず、適切に評価できることの確認を行う。GALAXYにおける核定数の算出は、添付2に示すとおり、集合体体系で燃料棒（ピンセル）毎の実効断面積を計算し、これを入力として集合体内の中性子束分布を計算することにより行われる。GALAXYにおける集合体体系の中性子束計算は、添付2に記載のとおり、複数の燃料幾何形状（14×14型、15×15型、17×17型）を対象に、燃料組成、燃料温度等の広範な条件に対して連続エネルギーモンテカルロコードを用いた燃料棒出力の比較により検証されていることから、GALAXYにおいて典型的なピンセル体系にて燃料温度が変化した場合の反応度変化を適切に取り扱えることが確認できれば、集合体体系の中性子束計算の検証と組み合わせることで、ドップラ反応度帰還に関連する核定数変化も適切に取り扱うことができるといえる。

このことから、本検証では、GALAXYに対してピンセル体系で検証を行うこととし、燃料温度変化に起因する反応度変化（ドップラ温度係数）を適切に予測できることを、連続エネルギーモンテカルロコードMVPとの比較により確認する。また、ドップラ効果は、燃料温度変化に伴い共鳴吸収量が増加する結果として表れる負の反応度帰還効果であり、大きな共鳴吸収を有する核種の存在量、即ち燃料種類、組成及び燃焼度に強く依存する効果である。そのため、本検証においては、実機炉心解析で考えられる燃料種類、組成及び燃焼度を包絡する条件に対して検証を実施する。この検証範囲を包絡できる検証問題として、ドップラ反応度帰還効果のベンチマークとして広く利用されている **Doppler-Defect Benchmark^[17]**に加え、燃焼燃料に対する検証も追加して実施することとした。

本検証においては、GALAXY、MVPともに、実機炉心解析と同じく米国の標準核データライブラリであり十分な信頼性を有する ENDF/B-VII.0^[18]を用いた比較を行った。核データライブラリの妥当性については、4.5節に記載の SPERT-III E-core 実験解析によるドップラ反応度帰還効果の妥当性確認において、実験結果との比較により確認している。

(1) Doppler-Defect Benchmark^[17]概要

Doppler-Defect Benchmark^[17]は、Los Alamos National Laboratory(LANL)によって公開されているドップラ反応度帰還効果に関する数値実験ベンチマークである。本ベンチマークでは、ウラン燃料、MOX燃料ピンセル体系において、ウラン燃料ではウラン濃縮度について0.711wt%～5.0wt%、MOX燃料ではPuO₂濃度について1.0wt%～8.0wt%の種々の条件が与えられている。これらの組成条件において、燃料温度を600K(HZP相当)、900K(HFP相当)の条件として、実効増倍率を計算し、得られた実効増倍率からドップラ温度係数を評価する仕様である。この燃料温度の変化範囲は、ATWSにおける燃料温度の変動範囲を包絡する条件である。なお、参考文献[17]では、本ベンチマーク問題において、多数の計算コード又は核データライブラリの組み合わせによる評価結果から得られたドップラ温度係数の標準偏差は、10%以内であることが示されている。

(2) 解析条件

Doppler-Defect Benchmark ベンチマーク問題における主要な解析条件を表 4-5に、幾何形状の条件を表 4-6及び図 4-7に示す。これらを入力条件とし、燃料温度 600K、900K において、GALAXY、MVPのそれぞれで実効増倍率を評価した。なお、MVPにおける中性子サンプリング数の条件を表 4-9に示す。この燃料温度変化幅と中性子サンプリング数での評価条件におけるドップラ温度係数に対するモンテカルロ計算の統計誤差は約 0.8%程度となる。

また、本ベンチマークに加えて、5.0wt%ウラン燃料を対象とした 80GWd/t までの燃焼燃料、及び 8.0wt%MOX燃料を対象とした 60GWd/t までの燃焼燃料に対する検証問題について本ベンチマーク問題と同一の解析条件により実施した。これに加えて、燃焼に伴う GALAXY の核種数密度の算出誤差がドップラ温度係数に与える影響を見積もる観点から、連続エネルギーモンテカルロ燃焼計算コード MVP-BURN により算出した核種数密度を入力として MVP により評価したドップラ温度係数と、GALAXY により評価したドップラ温度係数（核種数密度は GALAXY により算出）との比較を実施した。MVP-BURN との比較では、4.8wt%ウラン燃料、代表組成 MOX 燃料を対象として、表 4-7 及び表 4-8 に示す条件を用いて評価を実施した。

(3) 解析結果

ウラン燃料、MOX 燃料及び燃焼燃料における GALAXY と MVP のドップラ温度係数の比較結果を図 4-8～図 4-11 に示す。本結果より、MVP とのドップラ温度係数の差異の標準偏差は 1.5% 以下であり、GALAXY の結果は、ATWS で発生する燃料温度の範囲において、MVP との比較により燃料種類、組成及び燃焼度に対して差異が拡大することなく燃料温度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることが確認できた。

また、MVP-BURN により算出した核種数密度を入力とした MVP と GALAXY のドップラ温度係数の比較結果を図 4-12～図 4-13 に示す。この結果より、MVP とのドップラ温度係数の差異の標準偏差は 2.0% 以下であり、GALAXY と MVP-BURN により算出した核種数密度の差異がドップラ温度係数に与える影響は軽微であることが確認できた。このように、計算上の近似の少ない連続エネルギーモンテカルロ法を用いた燃焼計算により算出された核種数密度を用いた場合においても、ドップラ温度係数への影響が軽微であることから、燃焼に伴う GALAXY の核種数密度の算出誤差がドップラ温度係数に与える影響についても軽微であると考えられる。

このことから、実機炉心のように、様々な種類の燃料が混在する場合においても、ドップラ反応度帰還効果は差異が拡大することなく適切に取り扱うことができるといえる。

ドップラ反応度帰還効果の不確かさは、今回実施したモンテカルロコードとの比較、及び SPERT-III E-core 実験解析（4.5節）を踏まえて検討することとする。

表 4-5 主要解析条件

項目	評価条件
評価体系	燃料ピンセル体系 (図 4-7)
燃料タイプ	①ウラン燃料 ②MOX燃料
燃料組成 (wt%)	①ウラン濃縮度: 0.711, 1.6, 2.4, 3.1, 3.9, 4.5, 5.0 ②PuO ₂ 濃度: 1.0, 2.0, 4.0, 6.0, 8.0
燃焼度(GWd/t)	0 (図 4-8及び図 4-9) 20,40,60,80(5.0wt%ウラン燃料で実施) (図 4-10) 20,40,60 (8.0wt%MOX燃料で実施) (図 4-11)
減速材温度 (K)	600
燃料温度 (K)	600 (HZP), 900 (HFP)
ほう素濃度(ppm)	1,400
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-6 幾何形状入力条件

パラメータ	HZP(600K)	HFP(900K)
燃料棒外半径(cm)	0.39398	0.39433
燃料被覆管内半径(cm)	0.40226	0.40226
燃料被覆管外半径(cm)	0.45972	0.45972
燃料棒ピッチ(cm)	1.26678	1.26678

表 4-7 主要解析条件 (MVP-BURNを用いた場合)

項目	評価条件
評価体系	燃料ピンセル体系 (図 4-7) ⁵
燃料タイプ	①ウラン燃料 ②MOX燃料
燃料組成 (wt%)	①ウラン濃縮度: 4.8 ②Pu含有率: 約 10.6
燃焼度(GWd/t)	20,40,60 (図 4-12) 20,40,60 (図 4-13)
減速材温度 (K)	580
燃料温度 (K)	600 (HZP), 900 (HFP)
ほう素濃度(ppm)	約 900
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-8 幾何形状入力条件 (MVP-BURNを用いた場合)

パラメータ	HZP,HFP 共通
燃料棒外半径(cm)	0.412
燃料被覆管内半径(cm)	0.412 ⁵
燃料被覆管外半径(cm)	0.476
燃料棒ピッチ(cm)	1.265

⁵ 燃料-被覆管ギャップは燃料被覆管領域に均質化して取り扱っている。

表 4-9 MVP の中性子サンプリング数

バッチ当たりのヒストリー数	10 万
バッチ数	1010
捨てバッチ数	10
総ヒストリー数	1 億

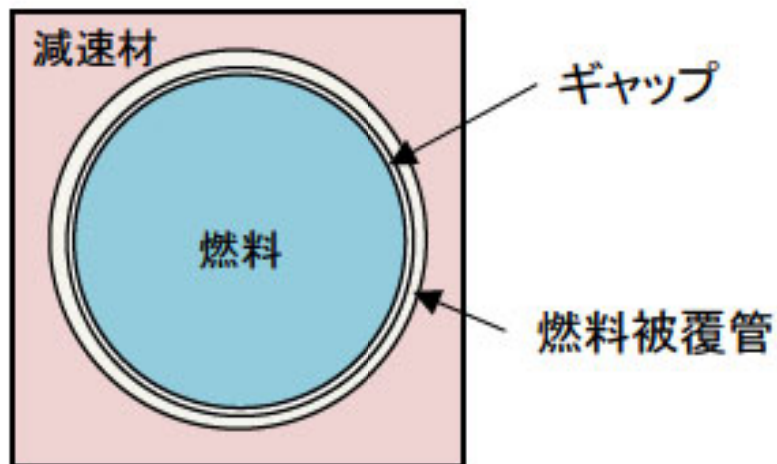


図 4-7 検証体系

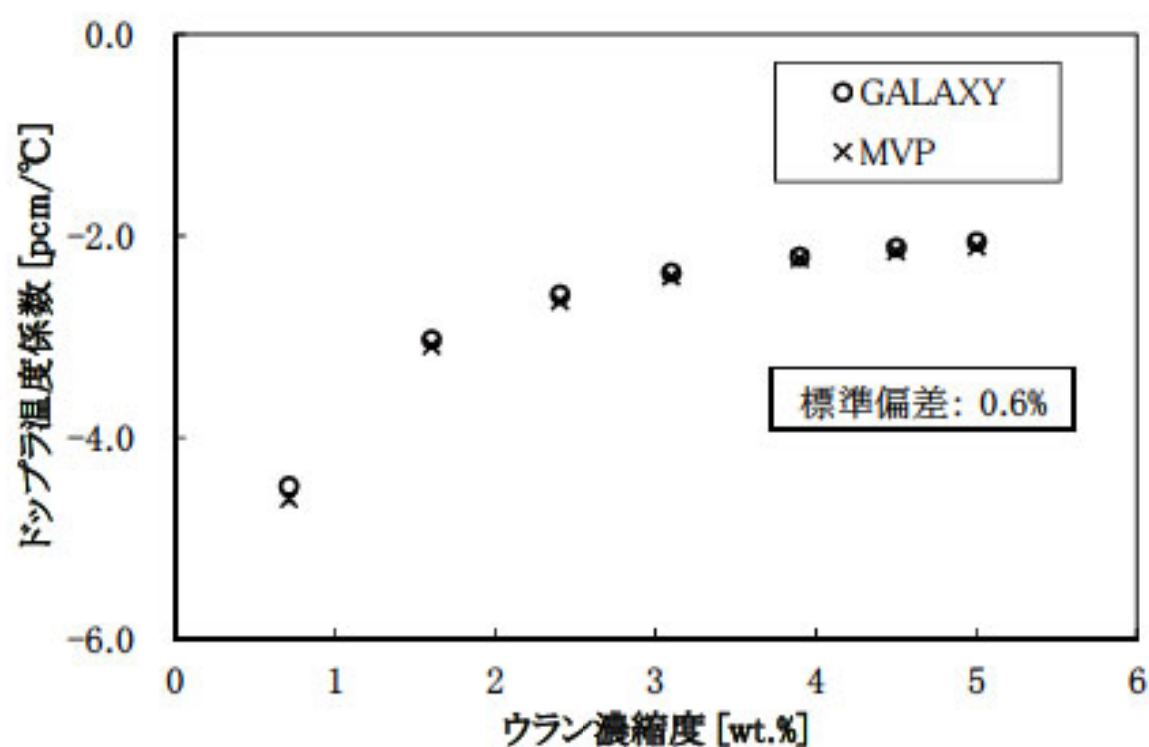


図 4-8 ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

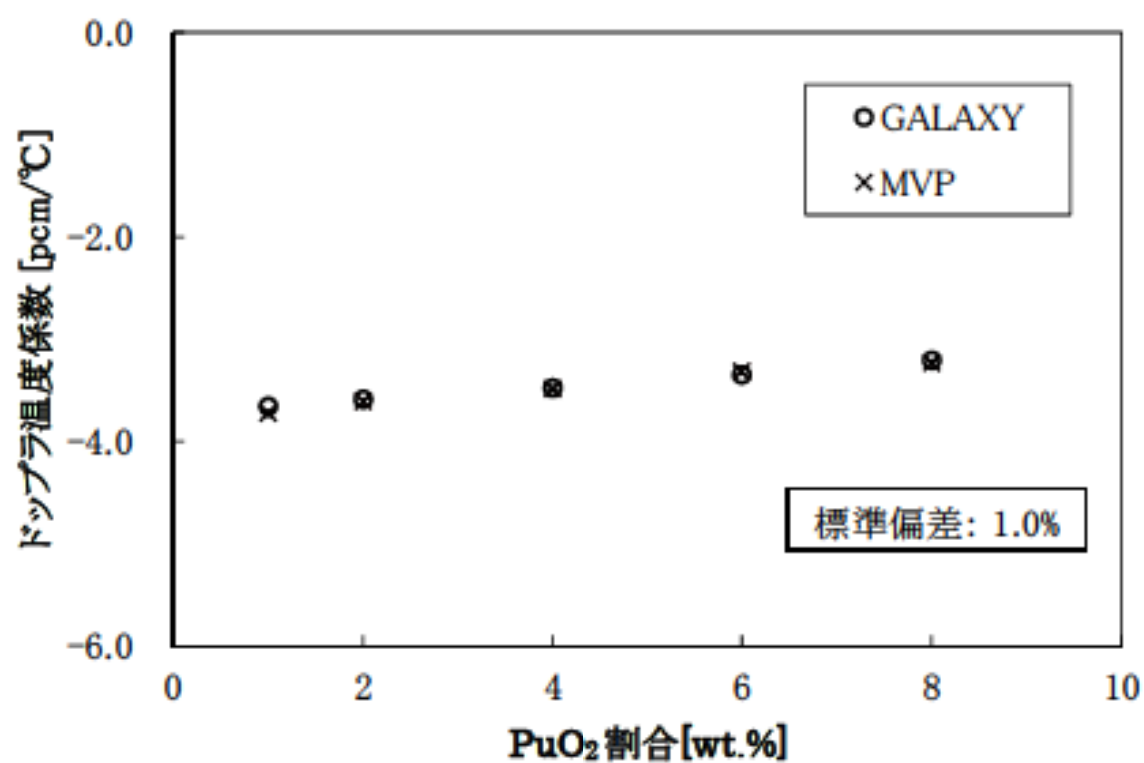


図 4-9 MOX燃料を対象としたドップラ温度係数

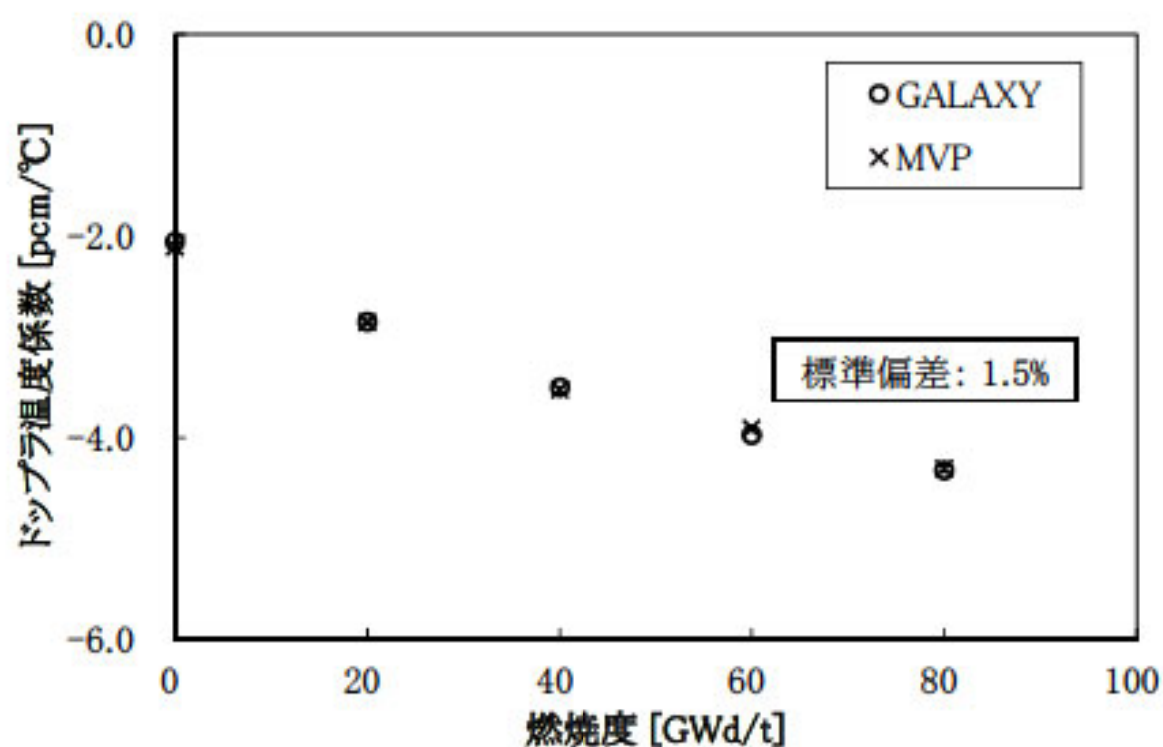


図 4-10 燃焼ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

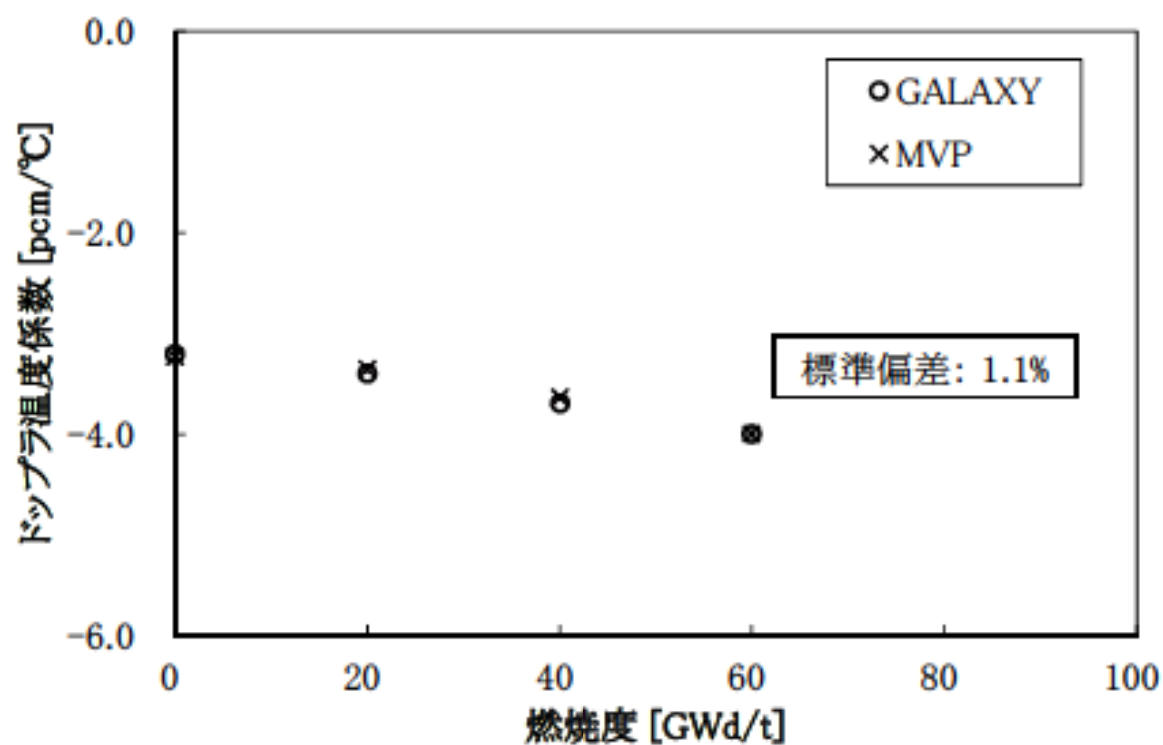


図 4-11 燃焼MOX燃料を対象としたドップラ温度係数

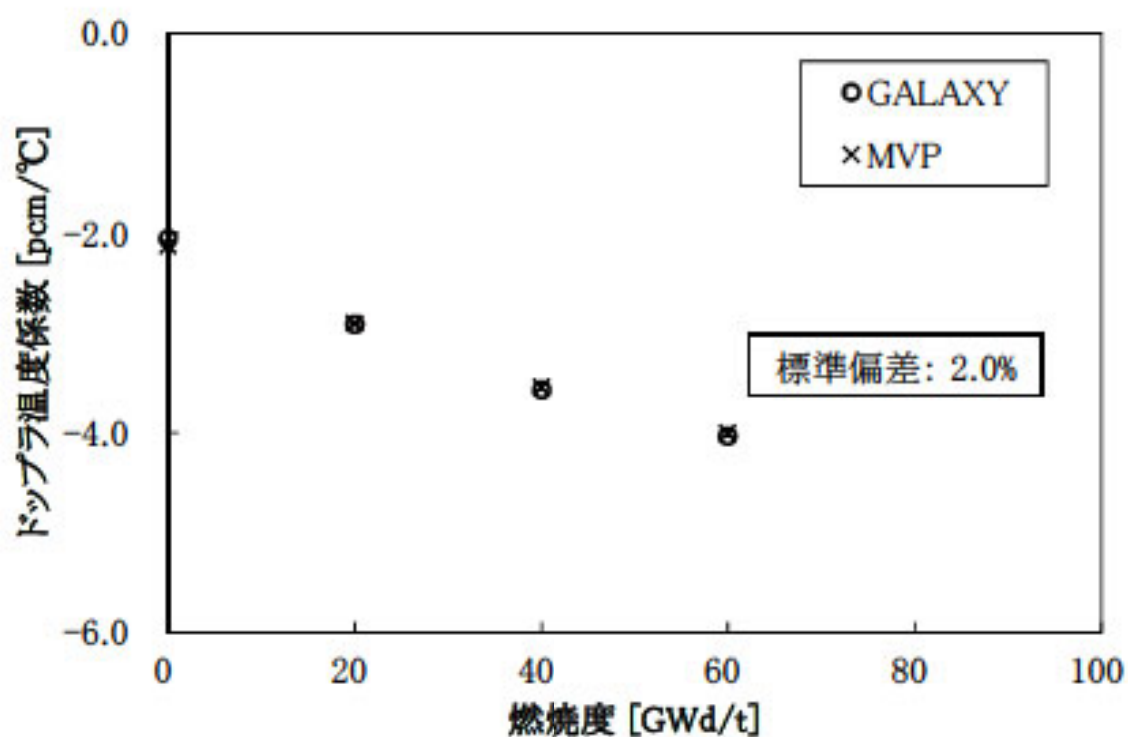


図 4-12 燃焼ウラン燃料に対するドップラ温度係数の比較 (MVP-BURNを用いた場合)

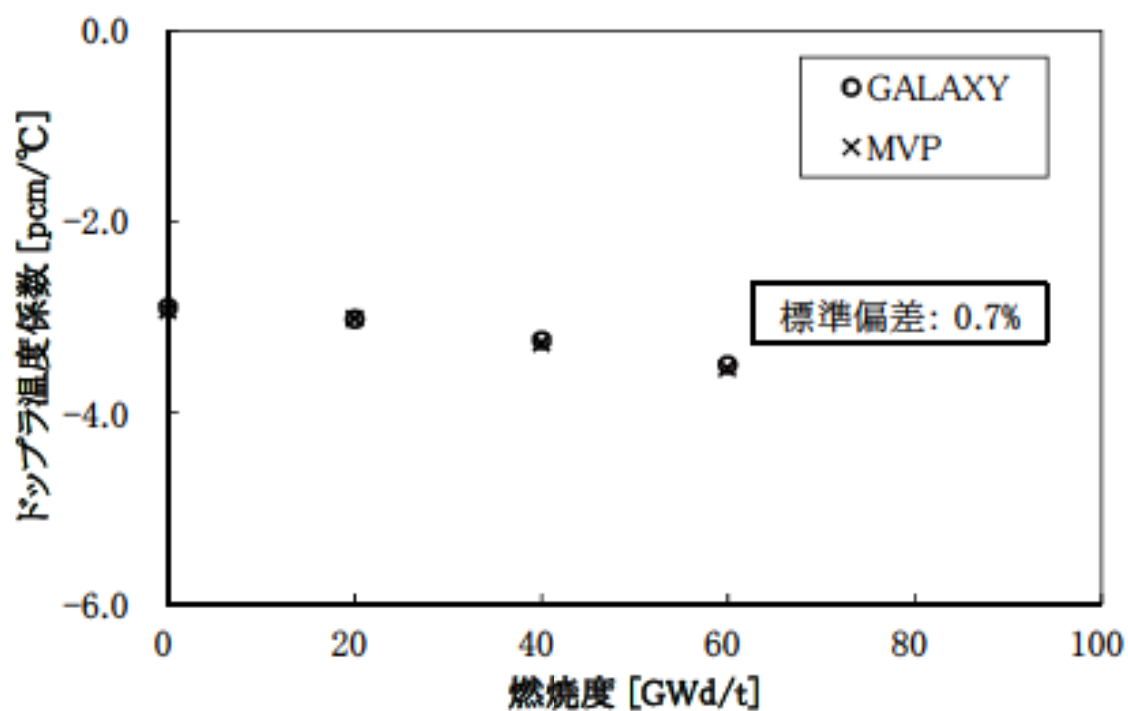


図 4-13 燃焼MOX燃料に対するドップラ温度係数の比較 (MVP-BURNを用いた場合)

4.3.2 減速材反応度帰還効果の検証

4.1節で整理したとおり、本節では減速材反応度帰還に関連する減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることの確認を行う。4.4節に示す実機炉物理検査の減速材温度係数測定検査において、2、3及び4ループPWRに対する実機炉心体系における高温零出力状態（HZP）での減速材反応度帰還効果の妥当性が確認されている。そのため、GALAXYによる核定数計算（集合体計算）段階で、ATWS事象評価で想定される減速材密度、ほう素濃度の変動範囲において、減速材反応度帰還効果の差異がHZP条件から拡大しないことを確認できれば、実機炉心体系における当該運転条件の範囲内での減速材反応度帰還効果も適切に取り扱うことができるといえる。

本検証では、GALAXYと連続エネルギーモンテカルロコードMVPによる集合体計算において、通常運転状態（高温零出力～高温全出力：減速材密度0.6～0.8g/cm³）からATWSにおいて最も減速材密度が低い状態となる減速材密度0.4g/cm³を包絡する範囲において、減速材密度が変化した際の反応度変化である減速材密度係数を評価し、両者の比較を実施した。この検証範囲は、4.4節の炉物理検査（減速材温度係数測定検査）にて減速材反応度帰還の妥当性を確認しているHZP条件（減速材密度：約0.75g/cm³に相当）を包絡している。

なお、本検証では、4.3.1節と同様に共通の核データライブラリ（ENDF/B-VII.0）を用いており、核データライブラリの妥当性については、4.4節の炉物理検査（減速材温度係数測定検査）における減速材反応度帰還効果の妥当性確認において確認している。

(1) 減速材密度反応度帰還に関するモンテカルロベンチマーク概要

ATWSにおける減速材反応度帰還効果の検証は、前述のとおりATWSにおける減速材密度変動範囲を包絡する条件である減速材密度0.4～0.8g/cm³の範囲において、実効増倍率を評価し、それらから減速材密度係数を評価することとした。

(2) 減速材密度反応度帰還に関するモンテカルロベンチマーク解析条件

本検証では、17行17列格子配列4.8wt%ウラン燃料集合体及び10wt%Gd入り4.8wt%ウラン燃料集合体及び代表組成MOX燃料集合体の単一集合体体系を対象に、GALAXY、MVPのそれぞれで実効増倍率を評価した。主要な解析条件を表4-10に示す。なお、減速材反応度帰還特性に対して影響を有するほう素濃度については、通常運転時に発生する範囲を考慮して、0ppm～3,000ppmの条件で評価を実施した。また、MVPの中性子サンプリング数の条件を表4-11に示す。

(3) 減速材密度反応度帰還に関するモンテカルロベンチマーク解析結果

GALAXYとMVPによる減速材密度係数の評価結果の比較を図4-14～図4-22に示す。GALAXYの結果は、種々の燃料タイプ及び燃焼度に対して、ATWSで発生する減速材密度の範囲において、いずれのほう素濃度状態においてもMVPの結果と特異な傾向なく一致しており、減速材密度変化に起因する核定数の変化を適切に評価できることが確認できた。このことから、実機炉心のように、様々な種類の燃料が混在する場合においても、GALAXYによる減速材反応度帰還特性は、A

TWS 事象評価で想定される減速材密度、ほう素濃度の変動範囲においても、炉物理検査にて減速材温度係数の精度が確認されている HZP 条件（減速材密度：約 0.75g/cm^3 に相当）から差異が拡大していないことが確認され、減速材反応度帰還効果を適切に取り扱うことができるといえる。また、本検証結果より、MVP との減速材密度係数の差異の標準偏差は、 $0.4\% \Delta k/k / (\text{g/cm}^3)$ であることを確認したが、減速材反応度帰還効果の不確かさは、モンテカルロコードとの比較及び炉物理検査（減速材温度係数測定検査）（4.4 節）を踏まえて検討することとする。

表 4-10 主要解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	①4.8wt%ウラン燃料集合体 ②10wt%Gd入り4.8wt%ウラン燃料集合体 ③代表組成MOX燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	①4.8wt%ウラン燃料集合体：0, 20, 40, 60, 80 ②10wt%Gd入り4.8wt%ウラン燃料集合体：0, 10, 20 ③代表組成MOX燃料集合体：0, 20, 40, 60
ほう素濃度(ppm)	0, 1,500, 3,000
減速材密度(g/cm ³)	0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8
減速材温度(°C)	286.85
燃料温度(°C)	286.85
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-11 MVPの中性子サンプリング数

バッチ当たりのヒストリー数	1万
バッチ数	1,010
捨てバッチ数	10
総ヒストリー数	1000万

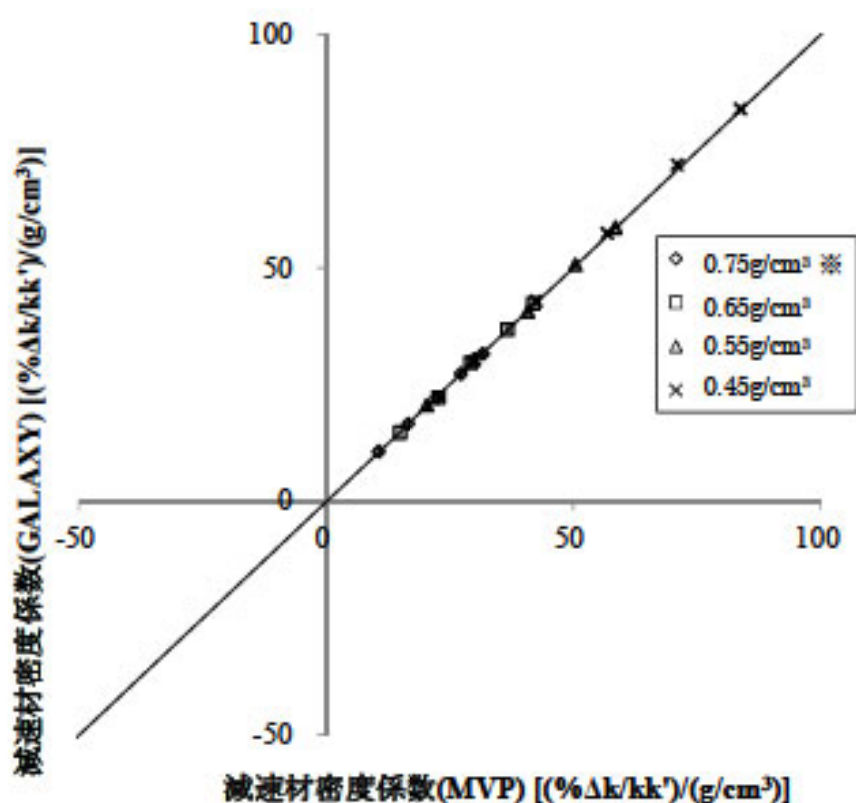


図 4-14 減速材密度係数の比較結果 (ウラン燃料、0ppm 条件)

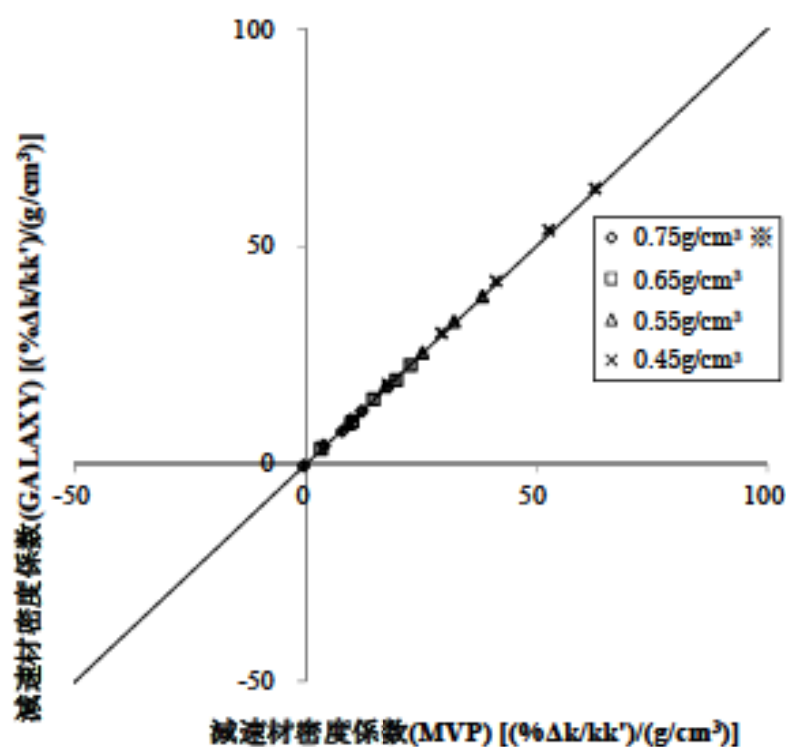


図 4-15 減速材密度係数の比較結果 (ウラン燃料、1,500ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度($\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$)が確認されている領域

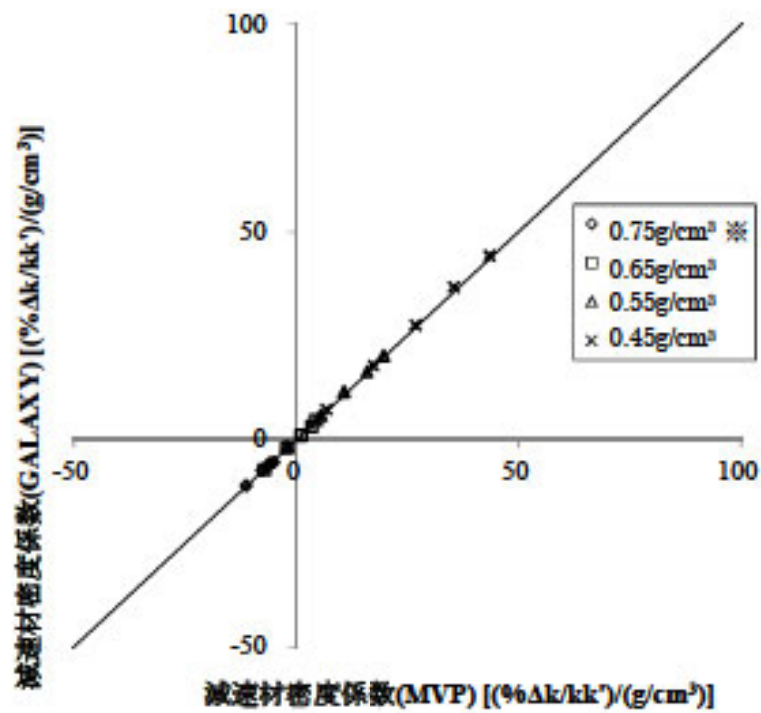


図 4-16 減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、3,000ppm 条件）

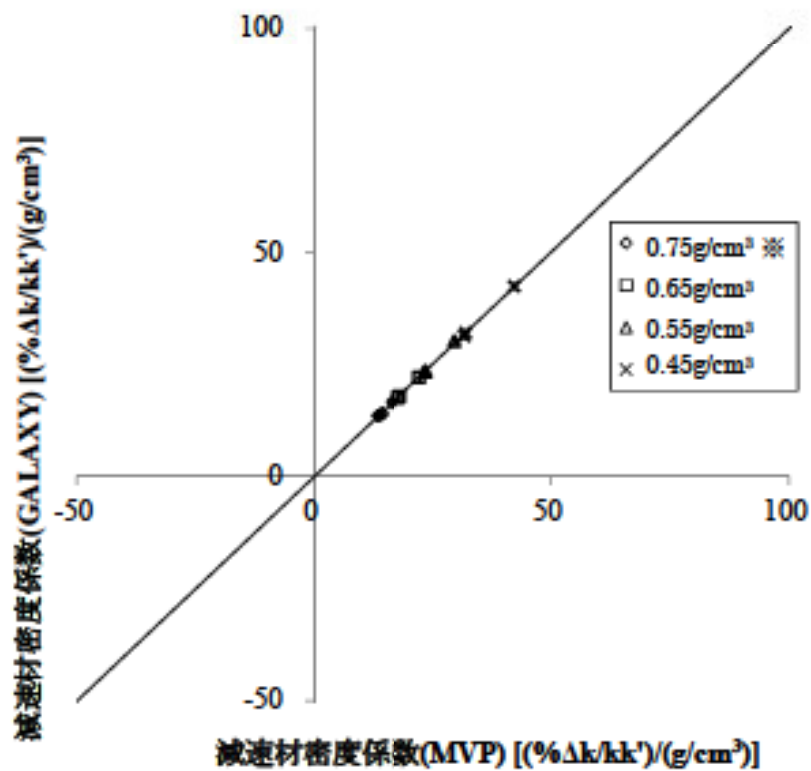


図 4-17 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、0ppm 条件）

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度($\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$)が確認されている領域

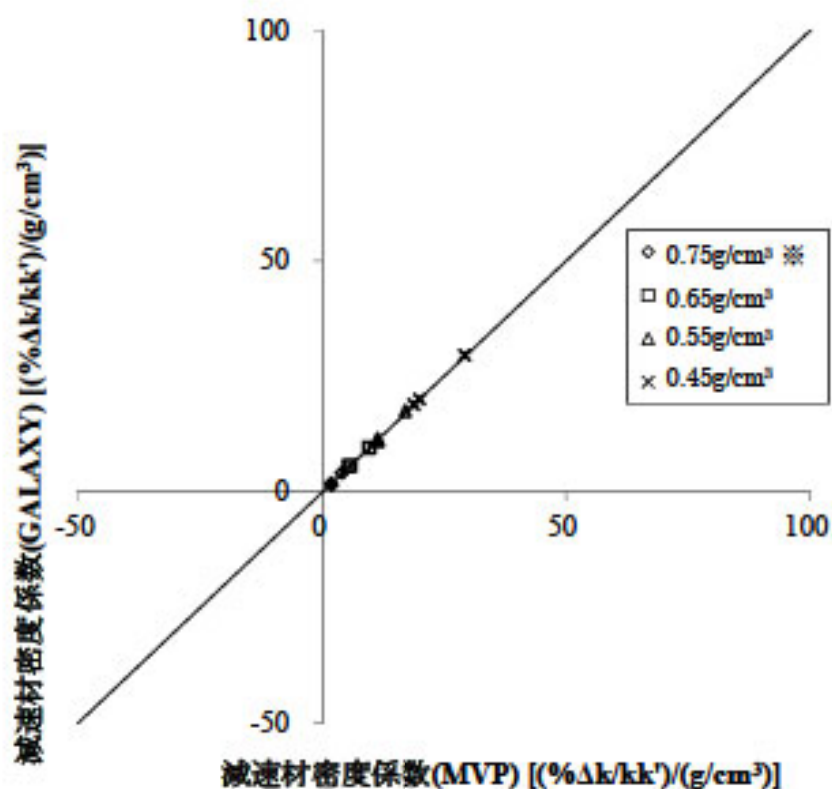


図 4-18 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、1,500ppm 条件）

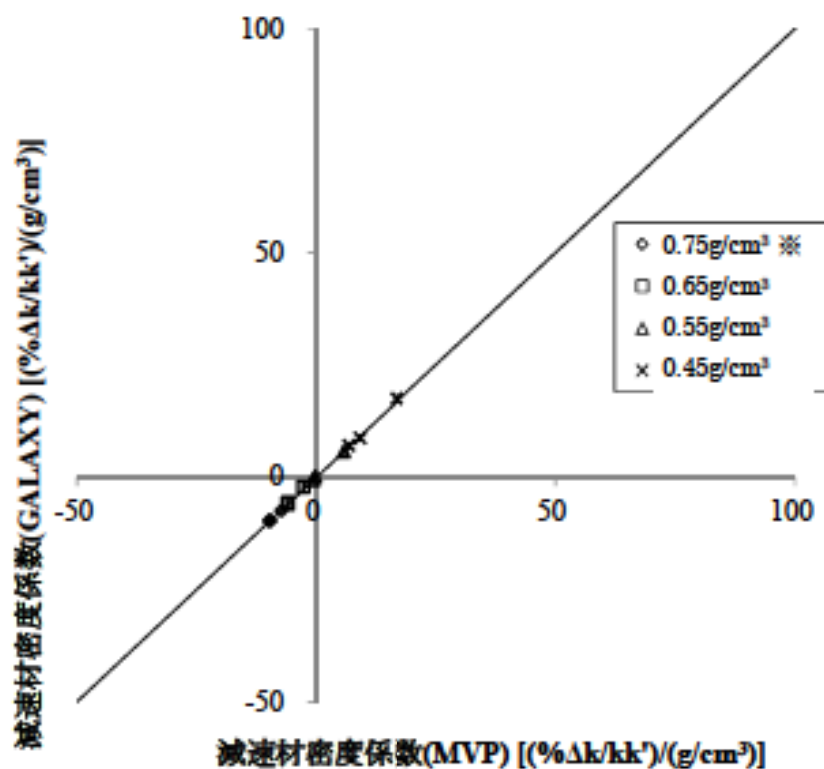


図 4-19 減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、3,000ppm 条件）

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度(±3.6pcm/°C)が確認されている領域

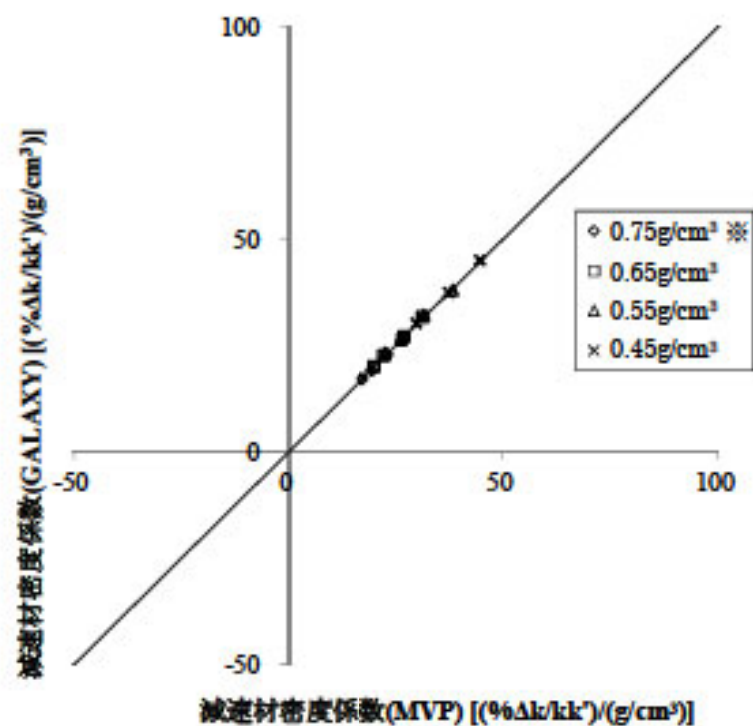


図 4-20 減速材密度係数の比較結果 (MOX燃料、0ppm 条件)

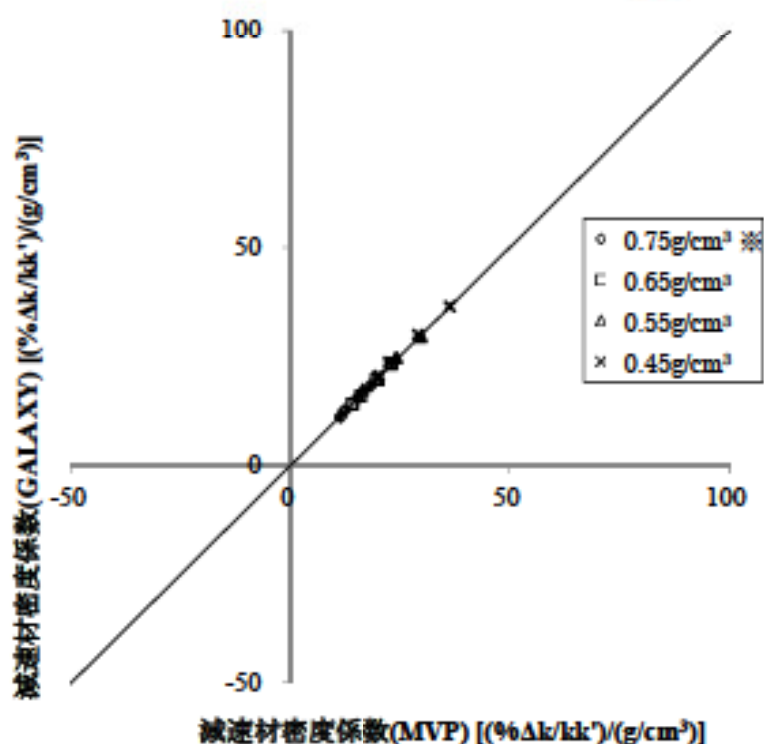


図 4-21 減速材密度係数の比較結果 (MOX燃料、1,500ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度($\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$)が確認されている領域

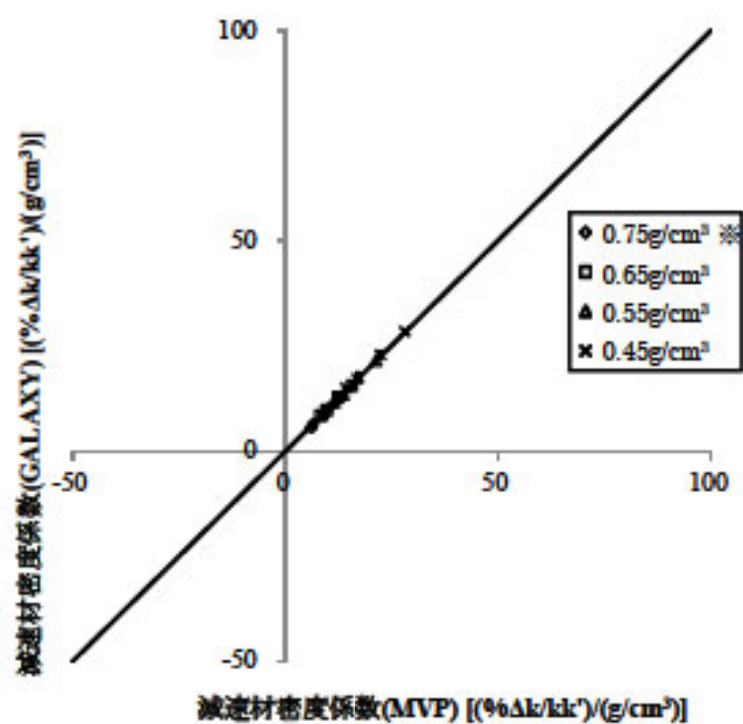


図 4-22 減速材密度係数の比較結果 (MOX燃料、3,000ppm 条件)

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度($\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$)が確認されている領域

4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）

COSMO-Kの炉心体系における減速材反応度帰還効果の妥当性確認として、高温零出力時炉物理検査における減速材温度係数測定検査結果との比較を実施した。この減速材温度係数測定検査は、1次冷却材温度変化に伴う反応度変化を測定する検査である。しかし、1次冷却材温度の変化とともに燃料温度も変化することから、直接的に測定される反応度係数は等温温度係数（減速材温度変化に伴う減速材反応度帰還効果と燃料温度変化に伴うドップラ反応度帰還効果を合わせたもの）である。そのため、反応度帰還効果の妥当性確認に当たっては、等温温度係数の測定値と計算値の比較を行った。

なお、本比較の目的は前述のとおり、COSMO-Kの炉心体系における減速材反応度帰還効果の妥当性確認のため等温温度係数測定結果との比較を実施するものであるため、等温温度係数の計算に当たっては、COSMO-Kと核定数反応度帰還モデルが同一である静特性解析コードのCOSMO-Sを用いた。なお、核定数の作成にはGALAXYを用い、核データライブラリは実機解析と同じくENDF/B-VII.0を用いた。

(1) 対象炉心及び解析条件

対象としたプラント及び炉心の主要仕様を表 4-12に示す。ループ数（2、3及び4ループ）及び燃料タイプ（14×14型、15×15型、17×17型）の異なる4プラントの複数サイクルを対象に、COSMO-Sを用いて高温零出力における等温温度係数を計算した。評価に当たっては、当該サイクルの炉心設計情報（燃料装荷パターンや燃焼度分布等）に基づき、図 3-6に示すノード分割に基づいた炉心モデルを構築した。

(2) 等温温度係数の解析結果

COSMO-Sによる計算結果と測定結果の比較を図 4-23に示す。COSMO-Sによる計算値と測定結果は、減速材温度係数測定検査の判断基準である $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ の範囲で測定値と一致していることから、COSMO-Sは、等温温度係数の計算として $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ 以内の精度を有しているといえる。

(3) 減速材反応度帰還効果の不確かさ

(2)で述べた $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ は、測定の不確かさ並びに減速材反応度帰還効果及びドップラ反応度帰還効果の計算の不確かさが重ね合わさったものである。しかし、それぞれを分離することは困難であるため、測定とドップラ反応度帰還効果の計算の不確かさを含んだ $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ を減速材反応度帰還効果の計算の不確かさとして取り扱う。通常運転状態（高温零出力～高温全出力）から1次冷却材温度が上昇した出力運転時の炉心状態においても、4.3.2節に示すように高温零出力から差異が拡大することはないとの結論を得ていることから、この $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ はATWS事象の事象進展中の広範な1次冷却材温度範囲に対して適用できるといえる。また、COSMO-Sと同じ核定数反応度帰還モデルを有するCOSMO-Kについても、この不確かさは適用可能である。

表 4-12 炉心解析対象プラントの仕様概要

プラントタイプ	14×14・2 ループ	17×17・3 ループ	15×15・3 ループ	17×17・4 ループ
サンプル数 (炉心数)	4	4	4	4
燃料タイプ	ウラン	ウラン MOX(1 サンプル)	ウラン	ウラン MOX(1 サンプル)
集合体燃焼度制限	ウラン : 48 及び 55GWd/t	ウラン : 48 及び 55GWd/t MOX : 45GWd/t	ウラン : 48 及び 55GWd/t	ウラン : 48GWd/t MOX : 45GWd/t

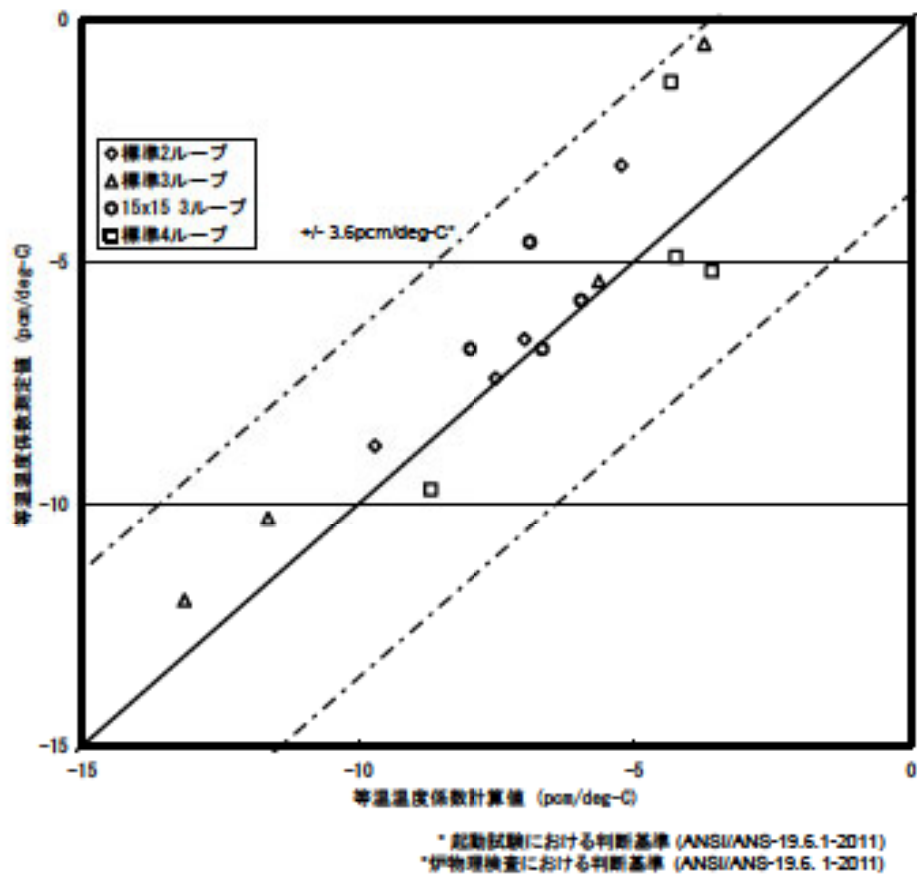


図 4-23 等温温度係数の測定値と計算値の比較

4.5 SPERT-III E-core^{11a)}実験解析

SPARKLE-2 (COSMO-K及びMIDAC) の中性子動特性、及び燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果を中心とした核熱結合計算の総合的な妥当性確認として、SPERT-III E-core 実験解析を実施した。SPERT-III E-core 実験は、1950年代に実施された反応度添加実験であり、動特性計算コードの中性子動特性、ドップラ反応度帰還効果を中心として総合的な妥当性確認の目的で使用されている。

(1) SPERT-III E-core 実験概要

SPERT-III E-core は4.8wt%ウラン集合体が装荷された小型LWR炉心である。図4-24に炉心図を示す。燃料集合体は、5×5もしくは4×4燃料格子配列である。SPERT-IIIでは、低温零出力(CZP)、高温零出力(HZP)、高温停止(HSD)、高温全出力(HFP)の様々な初期条件から、図4-25に示すような制御棒(Transient Rod)の引き抜きにより反応度を添加することにより、反応度添加実験を行っている。

本実験解析の目的は、中性子動特性及び燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の妥当性を確認することであり、HZPからの反応度添加実験であるTEST 60及びTEST 62、HFPからの反応度添加実験であるTEST 86について解析を実施した。SPERT-III E-core 実験は、各々の初期状態から反応度添加により炉心出力が上昇し、主としてドップラ反応度帰還効果により炉心出力が低下する事象であり、ATWSで対象とする燃料温度変化範囲のドップラ反応度帰還効果の妥当性確認として有効な、TEST60、TEST62及びTEST 86を選定している。

ATWSでは、中性子動特性、ドップラ反応度帰還効果及び減速材反応度帰還効果が重要現象となるが、本実験解析では反応度投入事象を対象としているため、減速材反応度帰還効果の妥当性確認としては適当ではないが、中性子動特性とドップラ反応度帰還効果の妥当性確認としては有効である。中性子動特性については、反応度投入事象であり中性子束分布の局所的な変化を伴う急峻な出力応答が対象となるため、ATWSのような緩やかな事象進展に比べ、動特性計算にとっては厳しい条件での解析となっている。また、ドップラ反応度帰還効果に関しては、制御棒が引き抜かれる近傍の燃料において400℃以上の温度変化が起こる事象であるため、ATWSでの燃料温度変化(約300℃)よりも大きな変動が生じている。したがって、SPERT-III E-core 実験解析によって、中性子動特性計算とドップラ反応度帰還計算については、ATWSより厳しい条件での妥当性確認になっているといえる。

なお、本実験解析では、COSMO-Kにおけるドップラ反応度帰還効果の入力となる燃料温度変化はMIDACから提供されるため、燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還の妥当性確認としても有効であり、また、本解析における炉心内熱流動解析もMIDACにより行っているため、COSMO-KとMIDACによる核熱結合計算の妥当性確認としても有効である。

(2) SPERT-III E-core 解析条件

TEST60、TEST62 及び TEST86 の実験条件の概要を表 4-13に示し、燃料仕様を表 4-14に示す。なお、SPERT-IIIの実験の条件として、添加反応度が公開されていることから、制御棒の核定数及び引き抜き速度を、測定値の添加反応度を再現するように設定した。これはピーク出力の到達時刻をわずかに調整したことに相当し、ピーク出力そのもの、及び放出エネルギーに関する調整は行っていない。また、ピーク出力近傍から出力が低下していく挙動に対してはドップラ反応度帰還効果が支配的であることから本調整による影響を受けず、ここでの妥当性確認の考察に影響を与えるものではない。

また、本解析におけるノード分割は、集合体内を径方向に 2×2 で分割、軸方向は約5cmで分割する条件とした。また、制御棒以外の核断面積、動特性パラメータ（遅発中性子割合 β 、遅発中性子先行核崩壊定数 λ ）といった炉心過渡解析に使用する核定数は、GALAXY¹²⁾の集合体計算により作成した。なお、核データライブラリは、実機解析と同じく ENDF/B-VII.0 を用いた。

(3) SPERT-III E-core 解析結果

TEST60、TEST 62 及び TEST 86 に対する SPARKLE-2 による解析結果を図 4-26、図 4-27 及び図 4-28にそれぞれ示す。なお、SPERT-III E-core における燃料温度変化は、TEST60 については HZP から約 140℃の上昇であり、TEST86 については HFP から約 430℃の上昇である。ATWSでの燃料温度変化（約 300℃）を包絡する広範な燃料温度変化に対して、SPARKLE-2 による解析結果は、燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果が特に重要となる、ピーク出力値、並びに出力ピーク以降の出力及び放出エネルギーの時間変化を含め、測定値と実験誤差の範囲内で一致している。このことから COSMO-K の中性子動特性、及び燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果を中心とした核熱結合計算の妥当性を総合的に確認した。

(4) ドップラ反応度帰還効果及び中性子動特性の不確かさ

4.3.1節で示したとおり、Doppler-Defect Benchmark¹²⁾参加機関の評価結果の標準偏差が10%以内であること、本ベンチマーク問題と同一の条件に基づくモンテカルロコードとの比較において、GALAXYの結果は良好な一致を確認していることなどを踏まえると、ドップラ反応度帰還効果の不確かさとしては従来から安全解析等における不確かさとして用いられてきた10%を適用することができる。ここでは、この10%がドップラ反応度帰還効果の不確かさとして SPERT-III E-core 実験に対しても矛盾していないことを確認するために、SPERT-III E-core 実験解析の TEST60 において、ドップラ反応度帰還効果を10%変化させた解析を実施し、出力応答に与える影響を確認した（ドップラ反応度帰還効果の設定方法は添付4に示す）。図 4-29の結果から、ドップラ反応度帰還効果を10%変化させた解析結果は、元の図 4-26の解析結果よりも測定データからの差が拡大し、実験誤差と同程度の明らかな差異を発生させていることが分かる。このことから、燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還効果の不確かさは10%程度であることが推定でき、SPERT-III E-core 実験に対しても矛盾がないことを確認した。ただし、今回実施したドップラ反応度帰還効果の不確かさの考察

は、ドップラ反応度帰還効果の直接の測定値との照合によるものではないこと、感度解析の対象とした SPERT-III E-core 実験の実験誤差が比較的大きいことを考慮し、ATWS 実機解析におけるドップラ反応度帰還効果の不確かさの影響については、10%を上回る範囲で変動させた実機感度解析を実施し、1次冷却材圧力に対する影響を確認する（5.1 節参照）。

また、中性子動特性については、4.2節に示す中性子動特性ベンチマークにおいて出力応答について参照解との良好な一致を示しており、参照解との出力応答の差異は、今回の感度解析によって生じる出力応答の変動に比べて十分小さい。本感度解析には中性子動特性と燃料温度変化を含むドップラ反応度帰還の不確かさが含まれており、これらを分離することは困難であるが、先述のとおり中性子動特性の不確かさはドップラ反応度帰還効果の不確かさが出力応答に与える影響に比べて小さいと考えられることを踏まえ、中性子動特性の不確かさはドップラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

表 4-13 TEST60、TEST62 及び TEST86 の実験条件の概要

ケース	初期炉心出力 [W]	初期減速材温度 [F]	圧力 [psia]	投入反応度 [β]
TEST60	50	500±4	1,500	1.23±0.05
TEST62	50	500±4	1,500	1.10±0.04
TEST86	19×10 ⁶	500±4	1,500	1.17±0.05

表 4-14 幾何形状、燃焼組成条件

項目	条件
燃料棒外半径(cm)	0.5334
燃料被覆管内半径(cm)	0.5410
燃料被覆管外半径(cm)	0.5918
燃料棒ピッチ(cm)	1.4859
ウラン濃縮度(wt%)	4.8

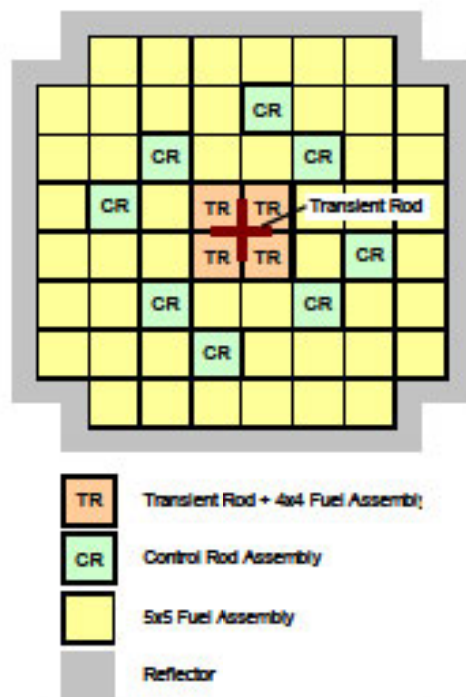


図 4-24 SPERT-III E-core 炉心図

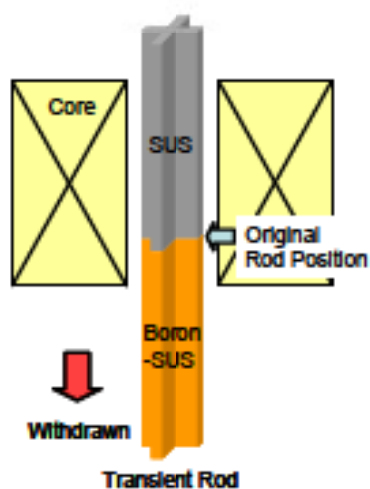


図 4-25 反応度添加のための制御棒引抜イメージ

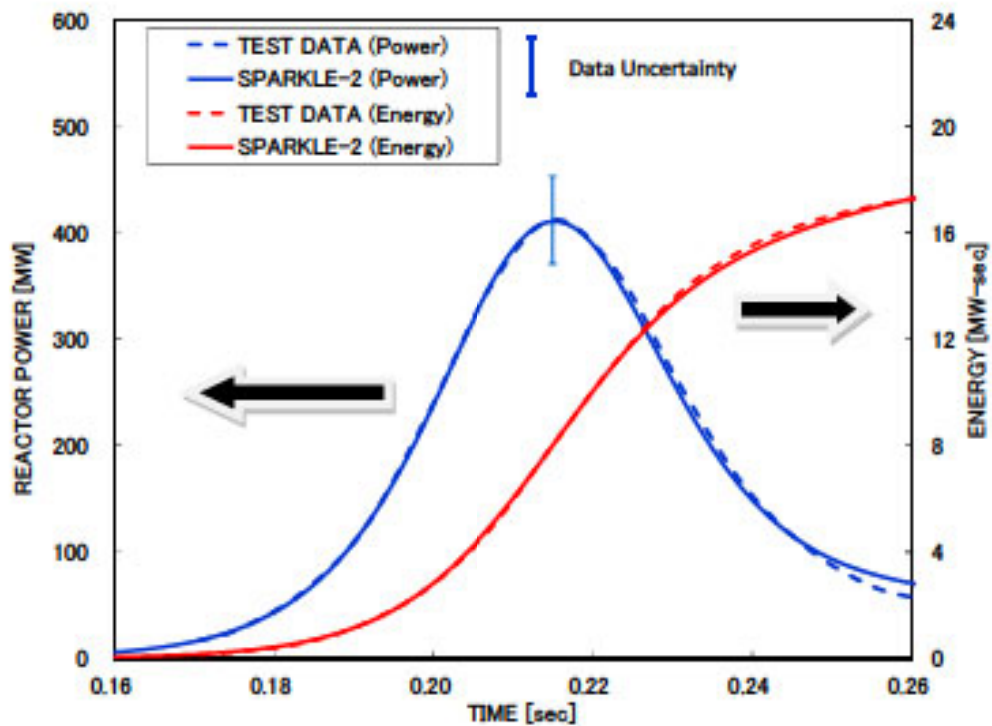


図 4-26 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60)

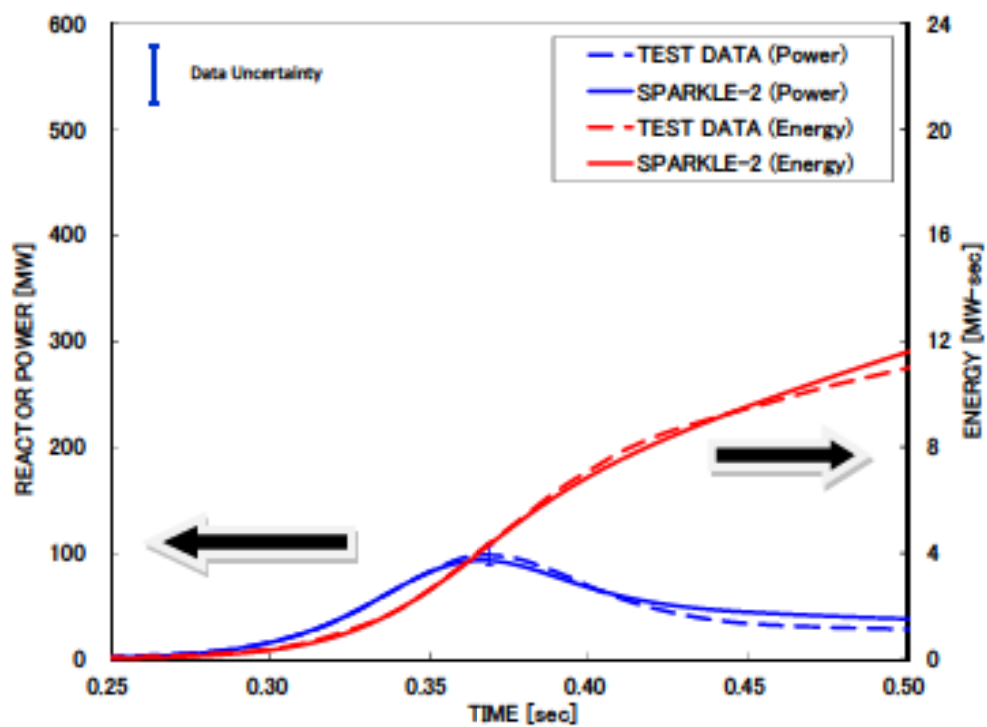


図 4-27 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST62)

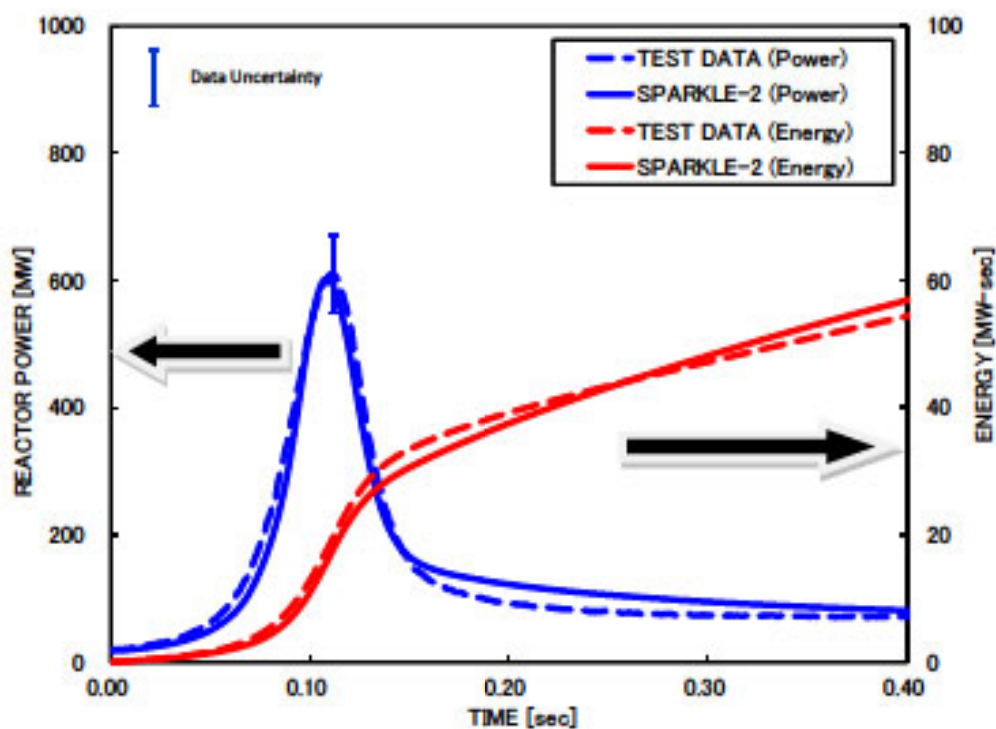


図 4-28 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST86)

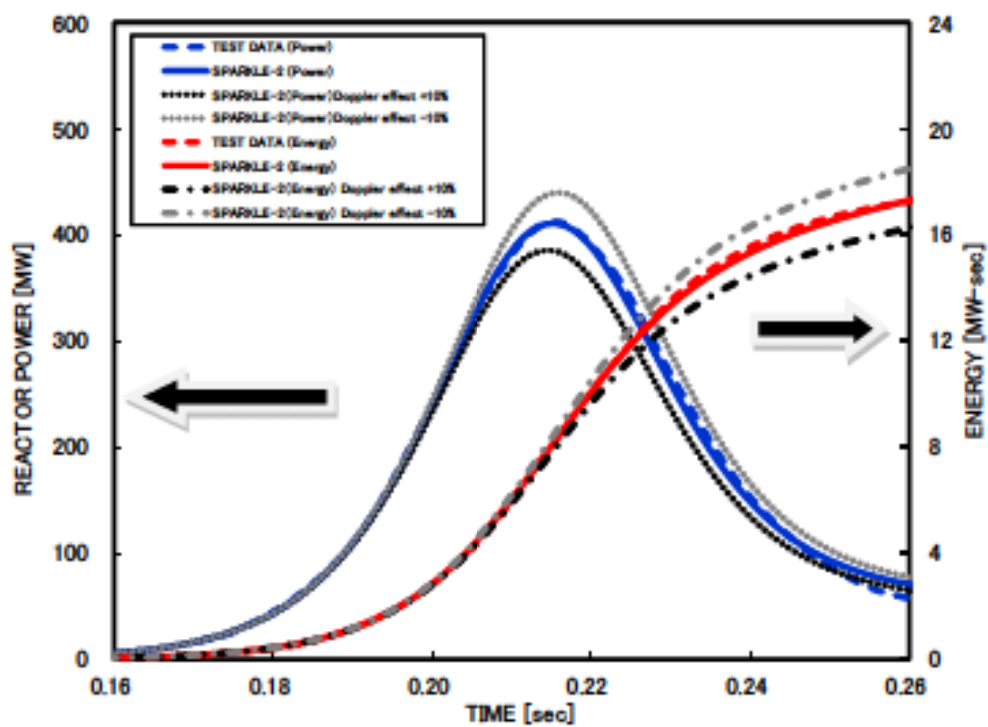


図 4-29 炉心出力、発生エネルギーと測定値の比較 (TEST60、ドップラ反応度帰還効果変化)

4.6 許認可コードFINE^{[5][6]}との比較

燃料棒内温度モデルの検証として、MIDACの定常状態における燃料棒内温度評価結果を既設PWRプラントの許認可で使用されている燃料棒設計コードFINEと比較する。

MIDACの燃料棒内温度モデルの構成式は、FINEと同一のものを採用していることから、本比較により、MIDACの燃料棒内温度分布の計算手法に関する検証を行うことができる。なお、A-TWSで重要なドッブラ反応度帰還効果に影響する燃料温度変化は、4.5節に示すSPERT-III E-core実験解析でその妥当性を確認する。

(1) 解析条件

評価は17×17型燃料を対象とし、ペレット-被覆管ギャップが大きく、燃料中心温度の高くなる燃焼初期について解析を行った。評価条件は以下のとおりである。なお、MIDACのペレット内ノード分割は表 3-3に示すSPARKLE-2の実機解析の条件と同一にしている。

- ・燃焼度： 0MWd/t
- ・濃縮度： 4.1wt%
- ・ペレット密度： 97%TD

燃料棒内圧、ギャップガス組成については、FINEの評価結果を使用する。MIDACは、その条件を基にペレット-被覆管ギャップ熱伝達率を算出して燃料棒内温度を評価する。

(2) 解析結果

図 4-30より、実機燃料を対象としたMIDACによる燃料棒内温度の評価結果はFINEの解析結果を模擬できており、MIDACの燃料棒内温度分布の計算手法について検証した。なお、MIDACの燃料棒内温度モデルの不確かさは、4.5節に示すとおり、SPERT-III E-core実験解析で評価された燃料温度変化を含むドッブラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

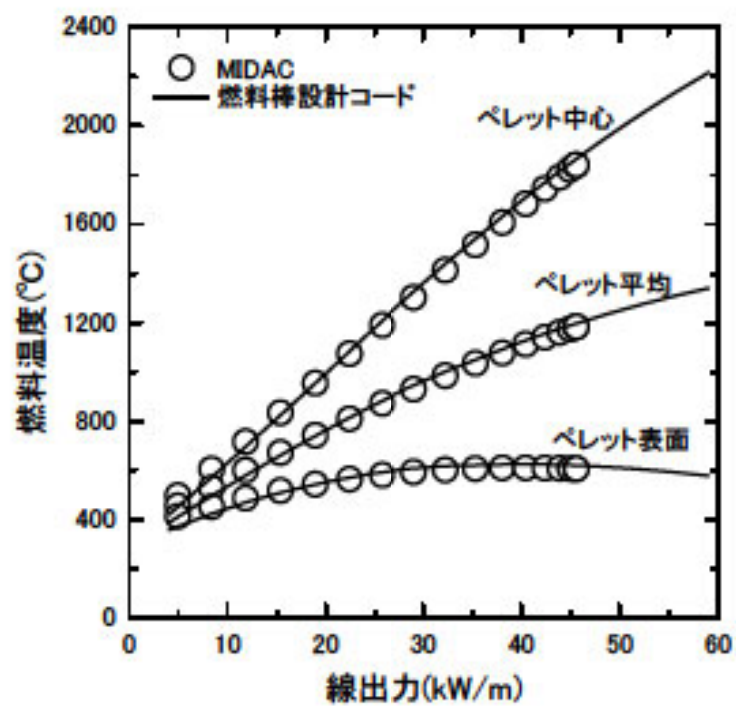


図 4-30 定常時燃料温度評価結果 (17×17 燃料、燃焼初期)

4.7 NUPEC 管群ボイド試験⁴⁾

(1) NUPEC 管群ボイド試験概要

炉心の沸騰・ボイド率変化（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）に関する妥当性確認のため、(財)原子力発電技術機構（NUPEC）で実施した管群ボイド試験の結果に対する比較を示す。

管群ボイド試験では、図 4-32に示すような5×5管群試験体を用い、γ線により100%出力発熱管に囲まれた内部サブチャンネルにおける平均ボイド率を軸方向3断面で測定している。測定は発熱管間のギャップを通るγ線ビームによるX方向及びY方向の線分計測データに基づくものであるが、別途サブチャンネル形状を模擬した単管試験体を用いて行ったCT試験により、線分計測によるボイド率とCT計測によるサブチャンネル平均ボイド率の関係が得られており、管群試験結果はこれに基づく補正が加えられている。試験体は以下の3種類であり、非発熱壁の影響、軸方向出力分布の影響を模擬している。

試験体5： ティピカルセル、軸方向一様発熱分布

試験体6： ティピカルセル、軸方向コサイン型発熱分布

試験体7： シンプルセル、軸方向コサイン型発熱分布

試験条件の範囲は

圧力： 4.9～16.6MPa

質量速度： $0.6\sim 4.2\times 10^5\text{kg/m}^2\text{s}$

であり、一般的なPWRの運転条件をカバーしている。ATWS評価では、過渡的にこの圧力範囲（上限）を超えるが、高圧条件に対するMIDACのモデル（均質流モデル）は現象論的に高圧条件ほど適用性が高く⁴、このような条件に対しても適用性を失うものではない。

(2) NUPEC 管群ボイド試験の解析条件

NUPEC 管群ボイド試験の解析条件について、以下に示す。

- ・ 圧力、質量速度、試験体出力、入口温度は試験報告書に基づき模擬した。
- ・ 二相圧力損失モデル、サブクールボイドモデル、気液相対速度はATWS事象解析で用いる同一モデルとした。
- ・ ノード分割図を図 4-31に示す。径方向軸対象であるため、試験体の1/4体系をサブチャンネルで分割した。また、軸方向ボイド測定点とMIDAC評価点が一致するように分割した。

(3) NUPEC 管群ボイド試験の解析結果と不確かさ

試験体内部サブチャンネルでの平均ボイド率について、MIDACによるボイド率評価結果と試験結果の比較を図 4-33に示す。MIDACは、低圧及び高圧条件を含む上記試験条件のすべてのボ

⁴ 圧力が上昇すると気液の物性（密度）差は小さくなるため、気相は細分化されて液相中に均質に分散され、均質流の仮定により近くなる。

イド率範囲で特異な傾向を持つことなく試験結果を予測している。NUPEC 管群ボイド試験に対する予測値と測定値の差の標準偏差は約 4%であり、MIDAC の沸騰・ボイド率変化の不確かさは 2σ (約 95%確率) を考慮すると約 8%となる。

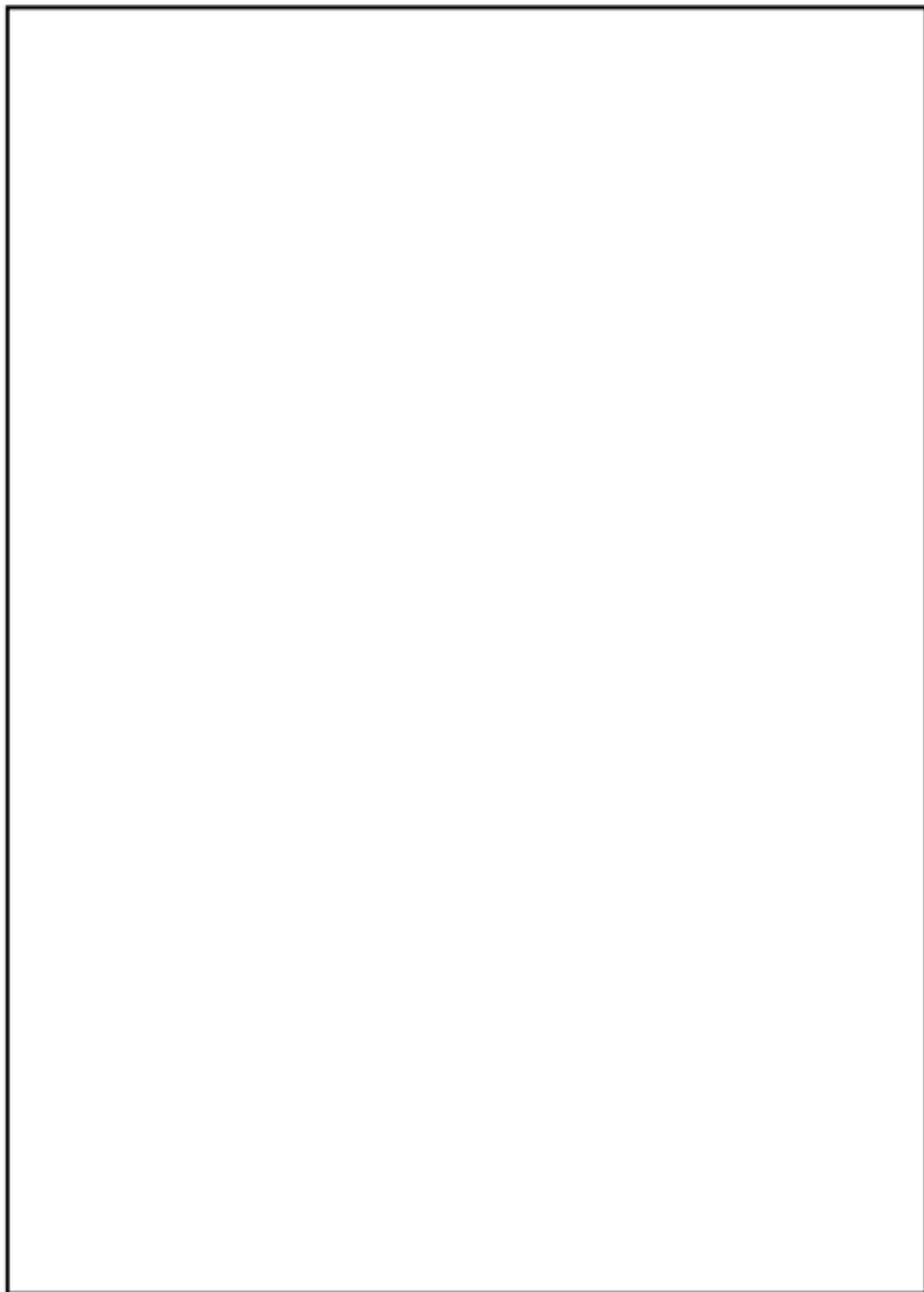


図 4-31 NUPEC 管群ボイド試験ノード分割図

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

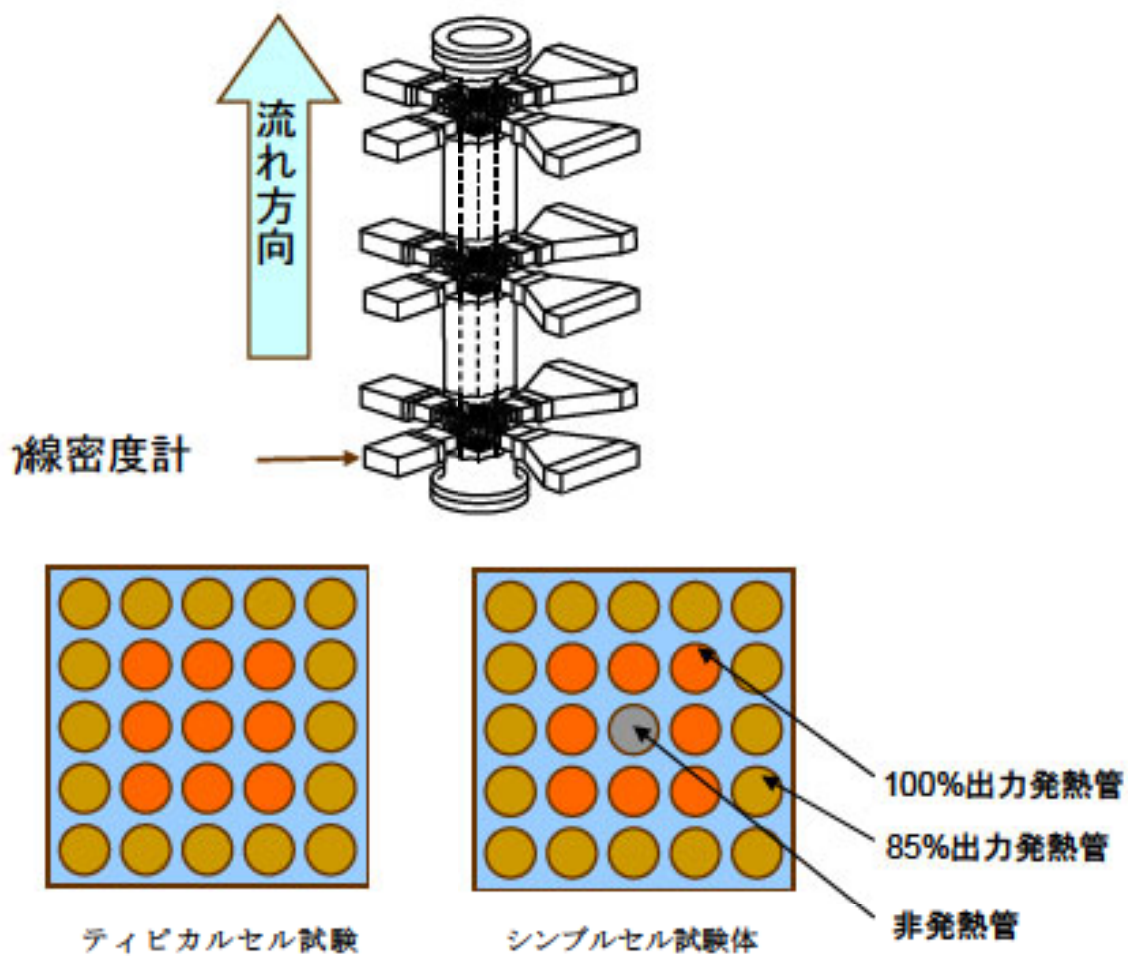


図 4-32 NUPEC 管群ボイド試験装置

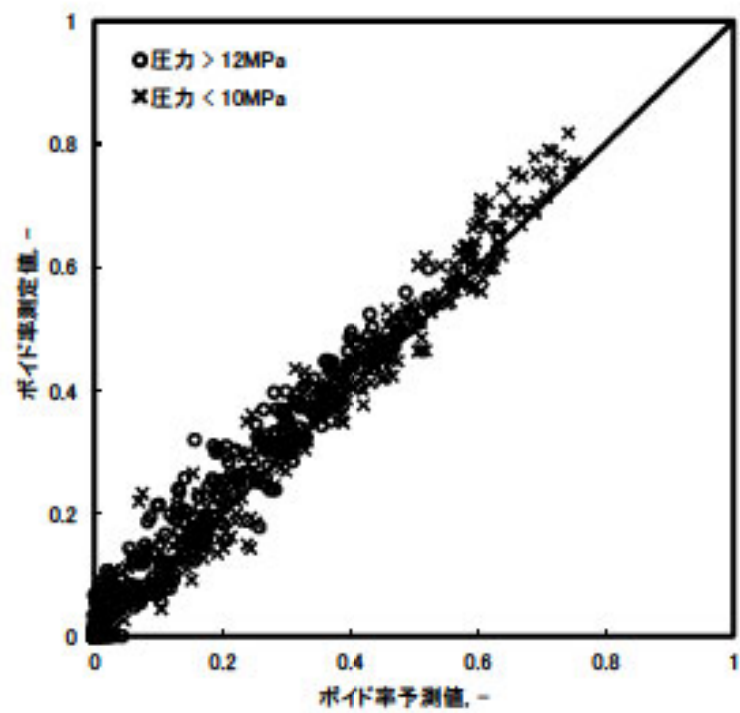


図 4-33 NUPEC 管群ボイド試験解析結果 圧力影響 (定常試験)

4.8 LOFT 試験

4.8.1 LOFT 試験概要^[20]

LOFT (Loss of Fluid Test) 試験装置は、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次冷却系健全ループ、(c) 1次冷却系破断ループ、(d) 破断口とブローダウンサブプレッション系、(e) 非常用炉心冷却系（低圧及び高圧各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、体積及び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 試験装置図を図4-34に示す。

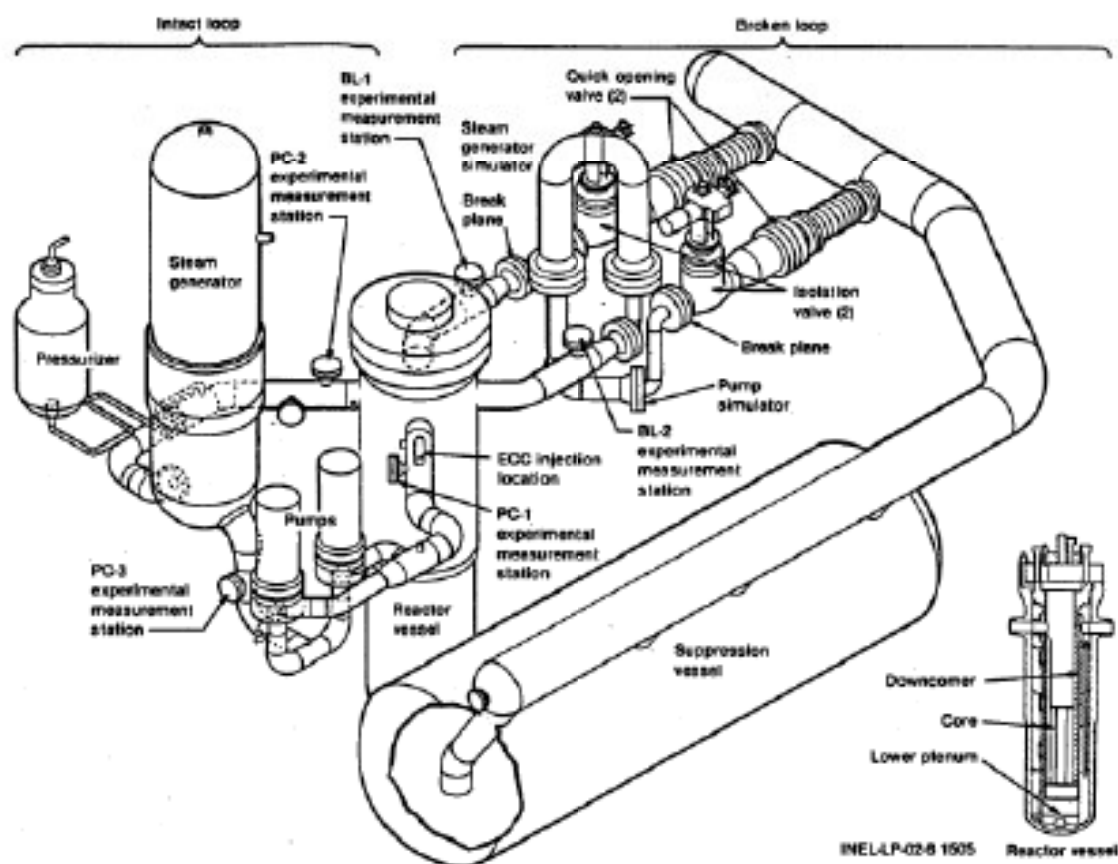


図 4-34 LOFT 試験装置図

4.8.2 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は、LOFT 試験装置の仕様書の各種データをもとに作成され、多くの研究機関により LOFT 試験設備を用いた試験との比較解析のベースとされている参考文献[21]のノード分割に準じたものとしている。ただし、ATWS解析を行うに当たっては、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必要があることから、LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析における蒸気発生器及び加圧器のノード分割は参考文献[21]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、加圧器逃がし弁及び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、4.8.4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 4-35に示す。

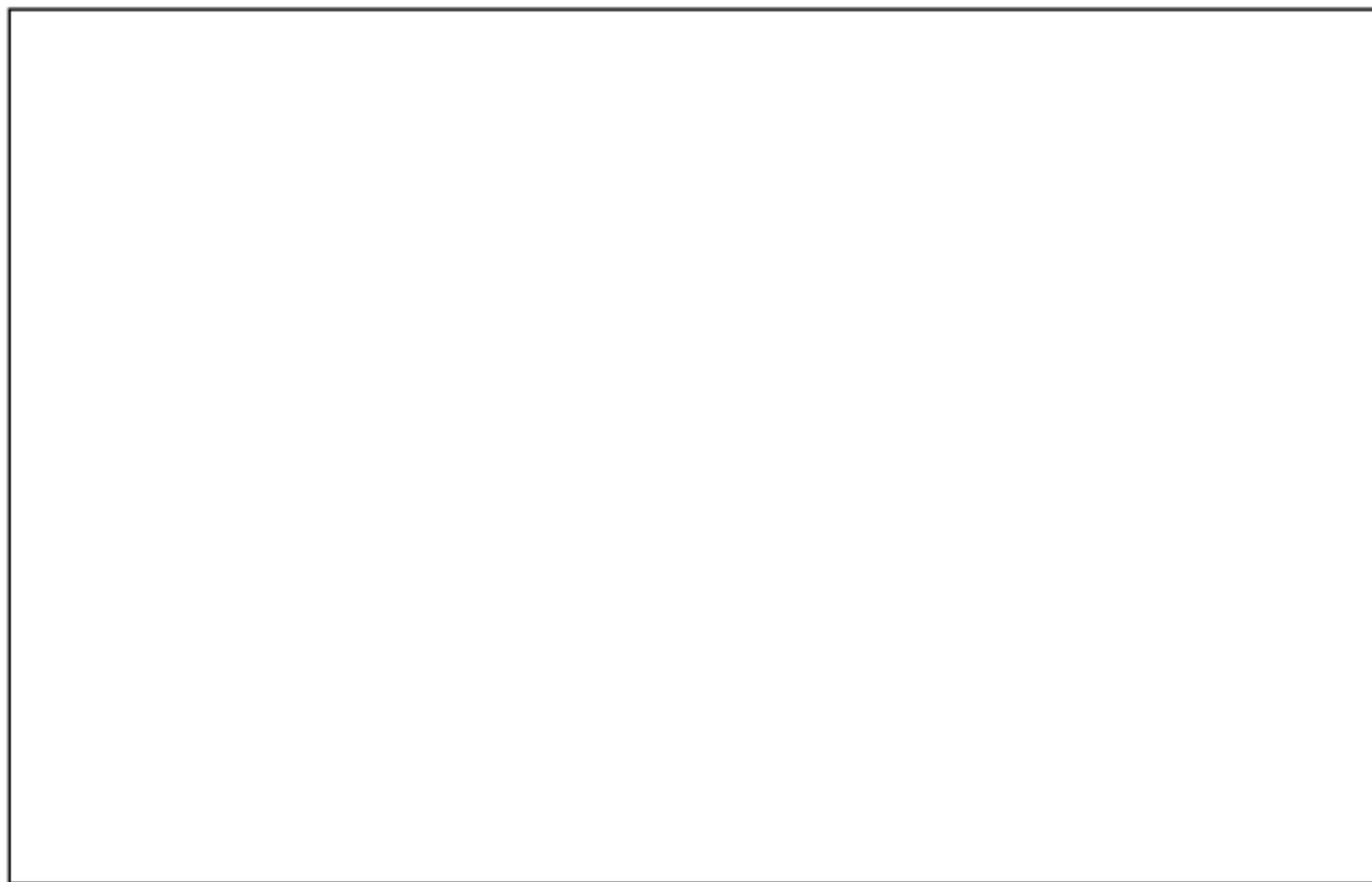


図 4-35 LOFT 試験装置ノード図

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

4.8.3 LOFT L6-1²⁰⁰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次冷却材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 4-15に示す。

(2) LOFT L6-1 試験解析の解析条件

LOFT L6-1 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ プラント初期状態における原子炉出力、1次冷却材圧力、2次系圧力、1次冷却材温度等のパラメータは、試験報告書に示された試験開始前のプラント状態における値とした。
- ・ 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を図 4-36～図 4-40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 4-38及び図 4-39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し蒸気発生器2次側圧力は上昇する。2次側圧力変化は1次冷却材温度と1次側・2次側の熱伝達により定まるため、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、重要現象である蒸気発生器1次側・2次側の熱伝達の模擬性能が確認できる。図 4-37及び図 4-40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の1次系の加熱及び加圧時における、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次冷却材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については、各重要現象を評価した結果である1次冷却材圧力、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 4-37及び図 4-38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 $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 及び $\pm 0.2\text{MPa}$ を1次系の加熱及び加圧時におけるM-RELAP5の不確かさとする。なお、最終的にATWSに適用する不確かさは、4.8.4節に示すLOFT L9-3試験解析も踏まえて決定する。

表 4-15 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 次冷却材圧力到達	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

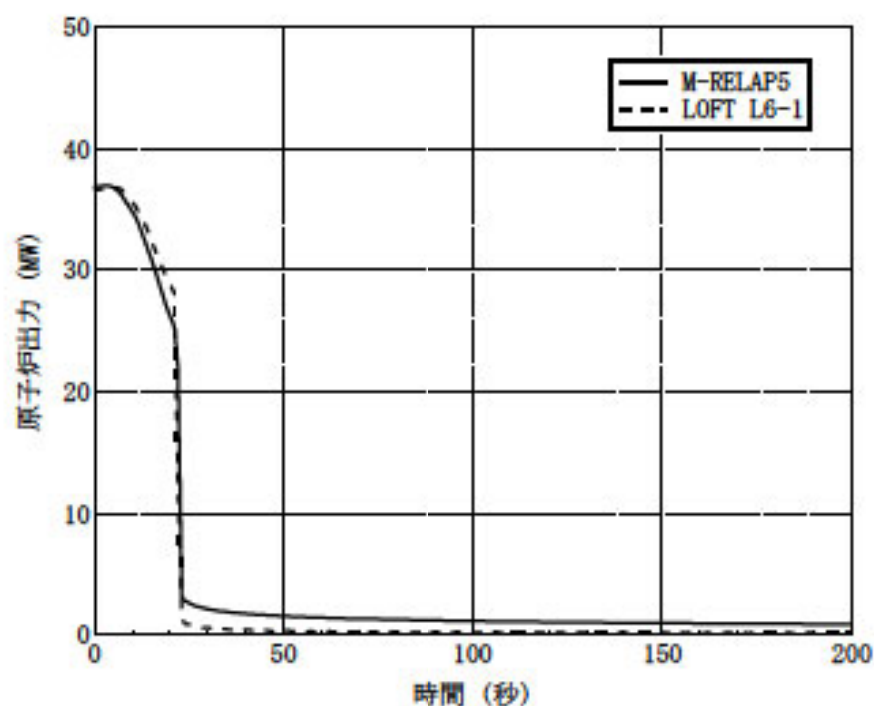


図 4-36 LOFT L6-1 試験における原子炉出力

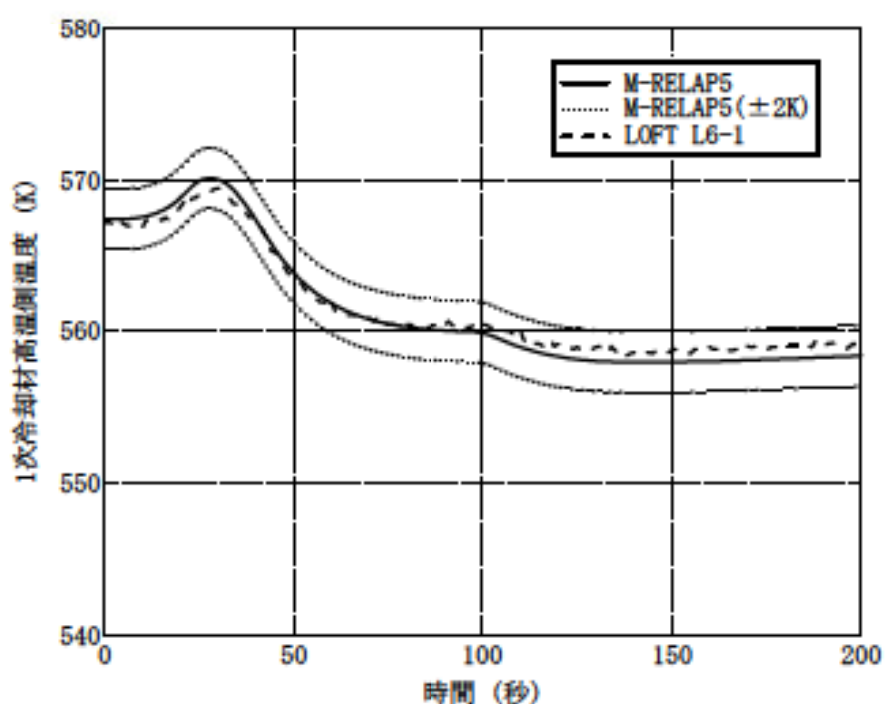


図 4-37 LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度⁵

⁵ 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。

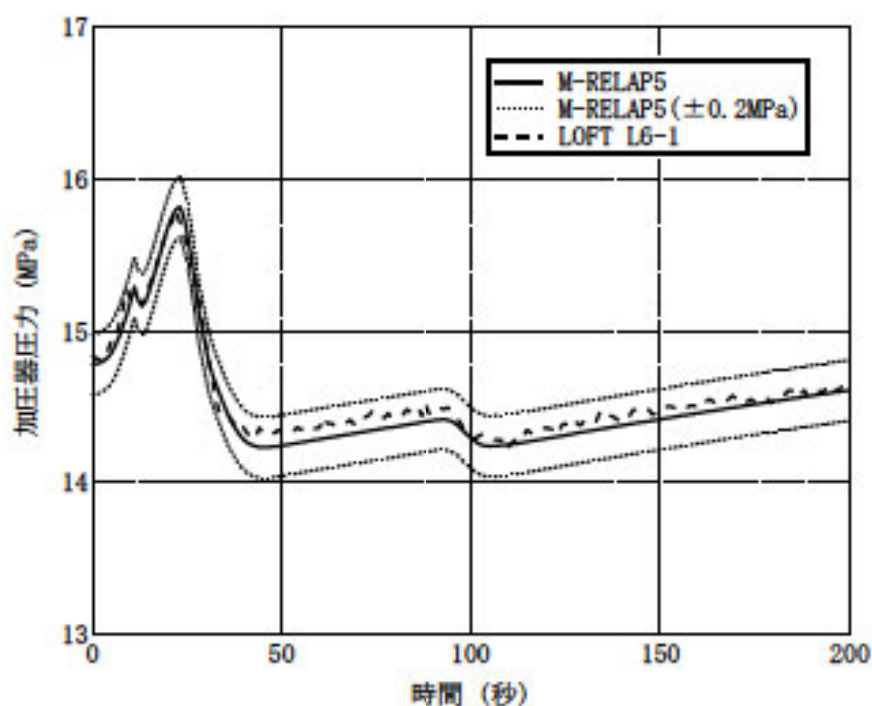


図 4-38 LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

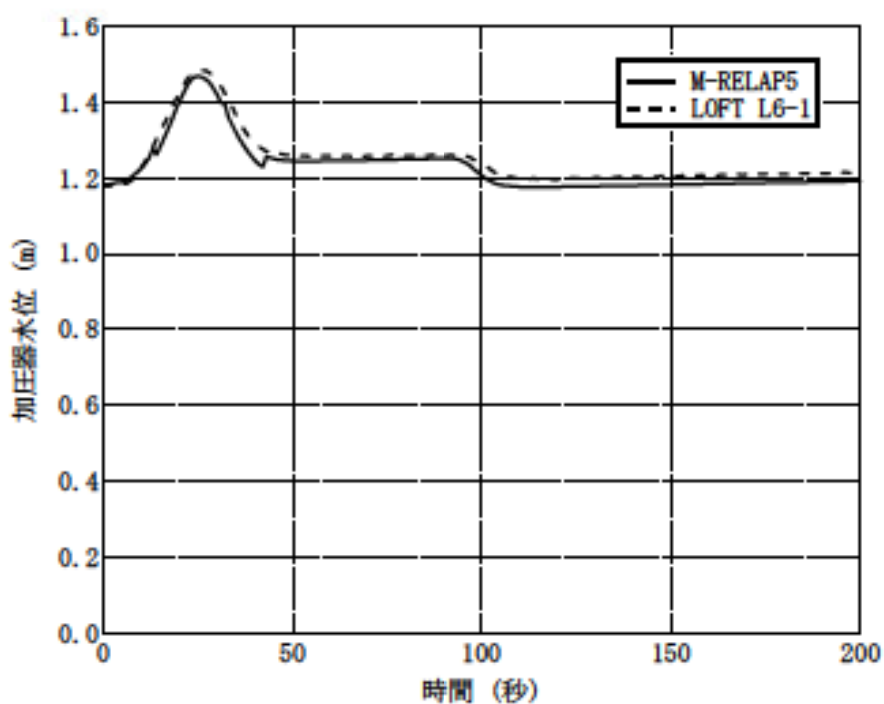


図 4-39 LOFT L6-1 試験における加圧器水位

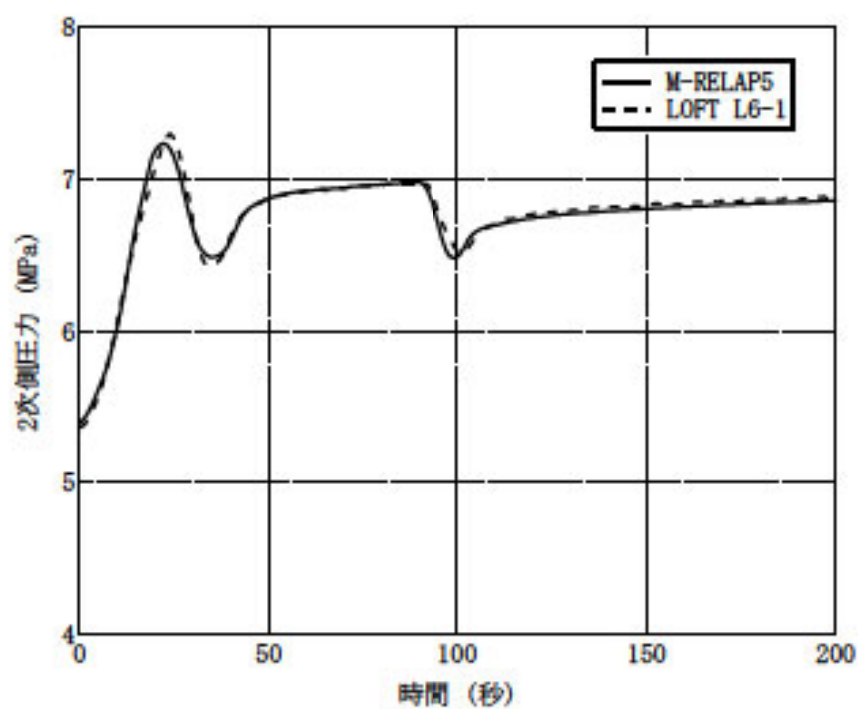


図 4-40 LOFT L6-1 試験における蒸気発生器 2 次側圧力

4.8.4 LOFT L9-3²²²試験解析

(1) LOFT L9-3 試験概要

LOFT L9-3 試験は、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次冷却材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、加圧器逃がし弁及び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 4-16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。

- ・ プラント初期状態における原子炉出力、1次冷却材圧力、2次系圧力、1次冷却材温度等のパラメータは、試験報告書に示された試験開始前のプラント状態における値とした。
- ・ 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-RELAP 5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。なお、SPARKLE-2の3次元炉心動特性及び核定数反応度帰還モデルは、4.2節～4.5節においてその妥当性を確認している。

(3) LOFT L9-3 試験解析の解析結果

解析結果との比較を図 4-41～図 4-45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 4-42及び図 4-43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⁶、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 4-44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わ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 4-43)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 4-42)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 4-44に示す加圧器逃がし弁及び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 4-41)は試験結果の方が大きく加圧器への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。

4.8.2節に示すとおり、LOFT試験解析及び実機プラントにおけるATWS解析においては、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、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、ATWS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ー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 L9-3試験解析及び実機プラントにおけるATWS時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却

⁶ M-RELAP5の加圧器逃がし弁及び安全弁の接続ノードでは、ノード内の気相及び液相を混合相として取り扱うため加圧器逃がし弁及び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。

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⁷。したがって、LOFT 試験設備及び実機プラント共に、加圧器逃がし弁及び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、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流を、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、加圧器逃がし弁及び安全弁は、LOFT L9-3 試験解析及び実機解析ともに臨界流モデルとして、サブクールから飽和及び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⁸を用いており、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 4-43）及び加圧器逃がし弁及び安全弁放出流量（図 4-44）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 4-42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）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 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 4-45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除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 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 次冷却材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は、各重要現象を評価した結果である 1 次冷却材圧力及び 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。

加圧器圧力挙動は、図 4-42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

⁷ このことを定量的に確認するため、実機プラントを対象に、加圧器逃がし弁及び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 ATWS 解析の 1 次冷却材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ー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、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出時の弁下流の圧力を M-RELAP5 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 6MPa 程度までしか上昇しないため、加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出は、臨界流として放出されるといえる。

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 を一次系の加熱及び加圧時におけるM-RELAP5の不確かさとする。

表 4-16 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

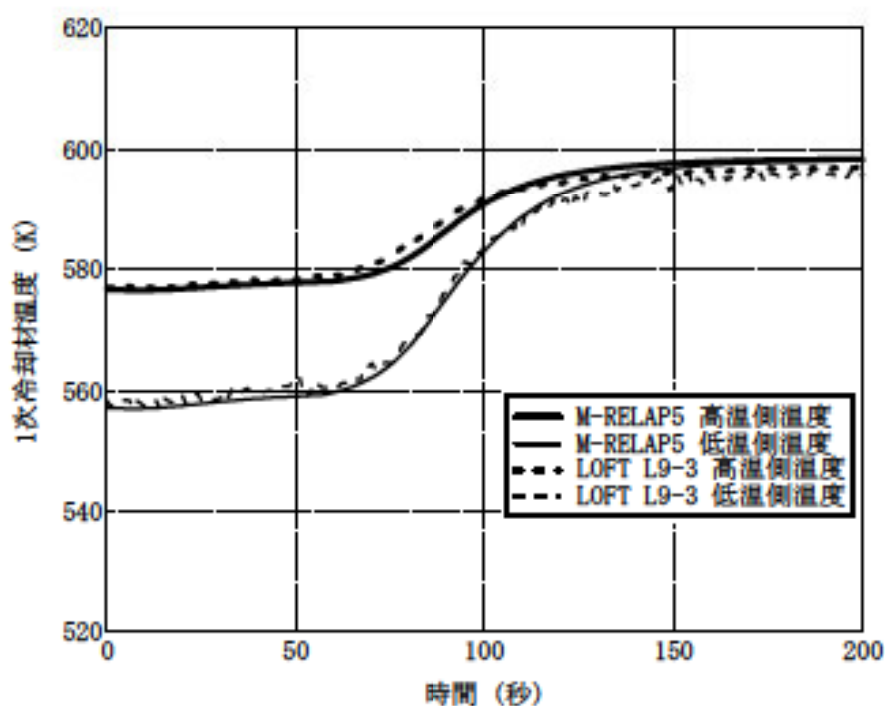


図 4-41 LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

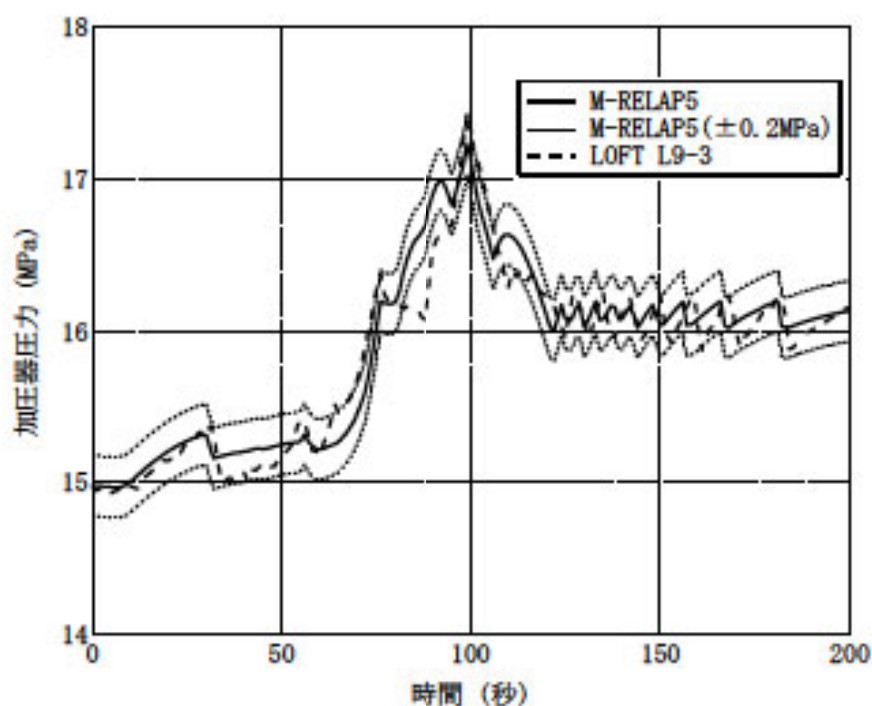


図 4-42 LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

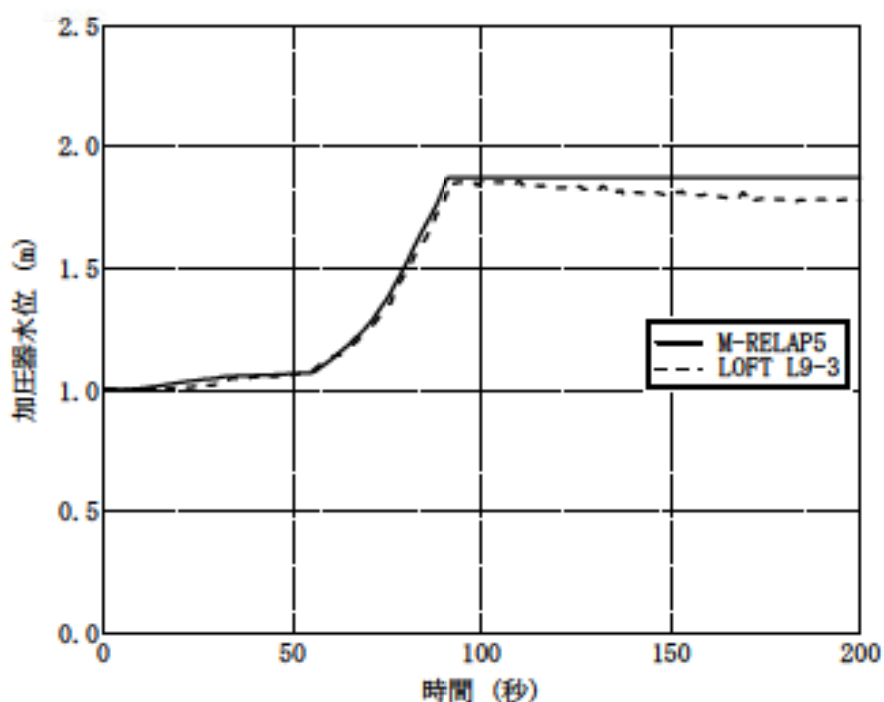


図 4-43 LOFT L9-3 試験における加圧器水位

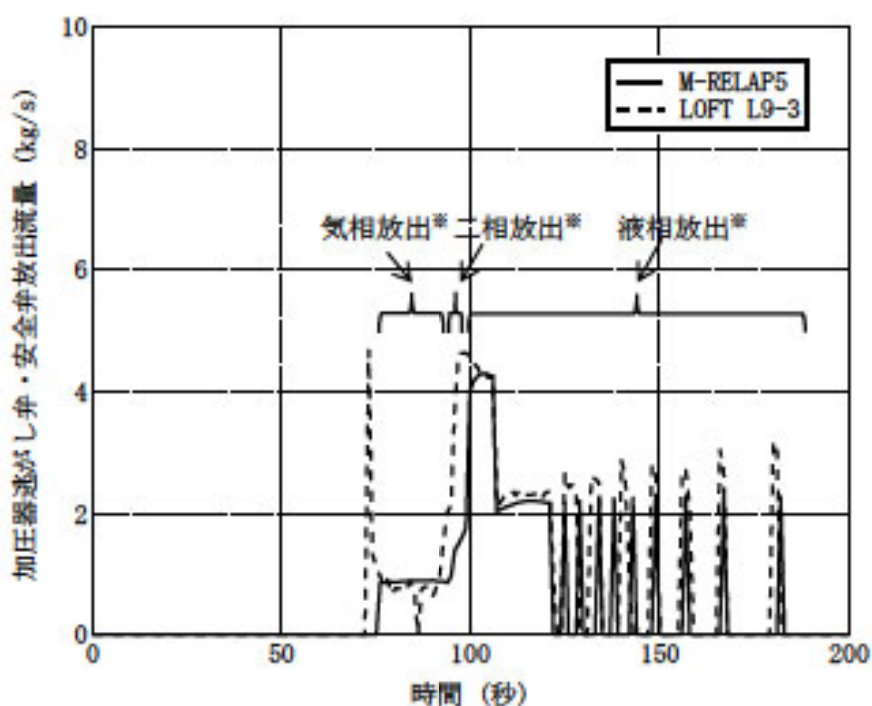


図 4-44 LOFT L9-3 試験における加圧器逃がし弁及び安全弁放出流量

(※ 加圧器逃がし弁及び安全弁放出流の相変化は、M-RELAP5の解析結果に対するものである。)

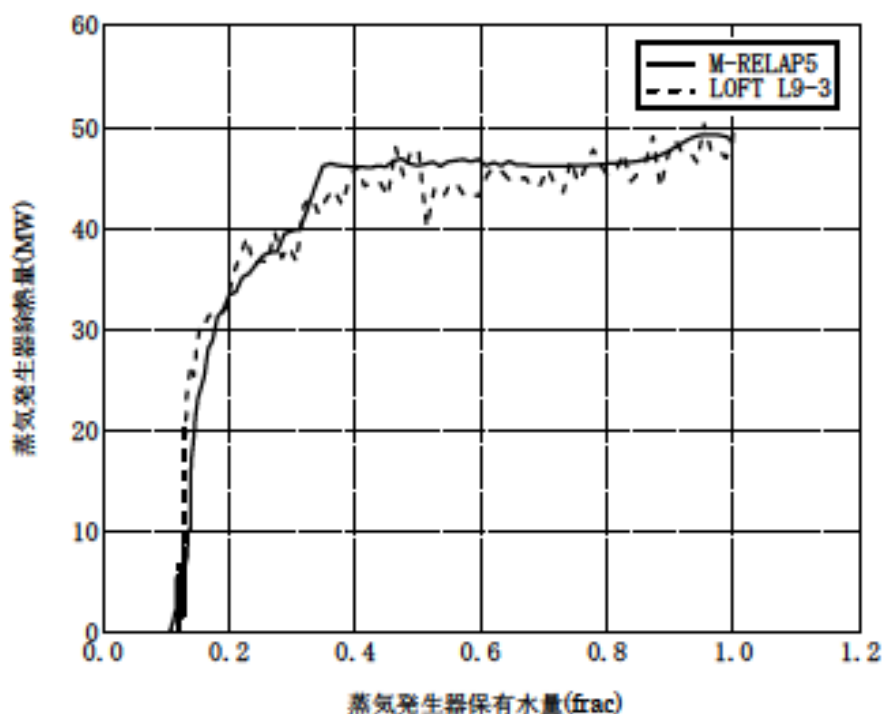


図 4-45 LOFT L9-3 試験における蒸気発生器保有水量 対 蒸気発生器除熱量[※]

(※ 蒸気発生器除熱量は、蒸気発生器1次側出入口エンタルピと1次冷却材流量から算出)

4.9 実機解析への適用性

A T W S の重要現象に対して実施した S P A R K L E - 2 の検証、妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

4.9.1 炉心（核）における不確かさの適用性

A T W S は、反応度がほぼ炉心一様にかつ緩やかに添加される事象であり、過渡時の出力分布は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。そのため、中性子動特性及び反応度帰還効果の適用性を確認するためには、反応度がほぼ炉心一様に添加された際の時間及び空間に対する中性子束計算が適切であることと、事象進展に応じた核定数が適切であることを確認できれば良い。

時間に対する中性子束計算については S P E R T - I I I E - c o r e 実験解析により、中性子動特性にとって厳しい条件となる、中性子束分布の局所的な変化を伴い、かつ急峻な出力応答に対して妥当性を確認している。さらに、中性子動特性のベンチマーク問題である T W I G L ベンチマーク及び L M W ベンチマークによる検証により、緩やかな出力応答から急峻な出力応答までの広範な出力応答に対して適用性を確認した。また、A T W S は緩やかに反応度が添加される事象であり、制御棒が動作せず局所的な出力分布の変化を伴わない事象であるため、遅発中性子パラメータや中性子速度といった動特性パラメータが中性子動特性（核分裂出力）へ与える影響は小さく、A T W S の評価指標である 1 次冷却材圧力に与える影響は軽微である⁸。一方、空間に対する中性子束計算については、A T W S は局所的な出力分布の変化を伴わず、出力分布の時間変化も大きくない準静的な過渡変化であるため、4.1.1 節に示すように、C O S M O - K と本機能が同一である C O S M O - S を用いた 2、3 及び 4 ループ P W R の実機炉心解析によりその妥当性を確認した。

核定数については、ドップラ及び減速材反応度帰還効果の検証として実施したモンテカルロコードとの比較により、実機 P W R 炉心と同等の燃料ピンセルもしくは燃料集合体体系を対象に、実機炉心解析で想定する燃料種類、組成及び燃焼度、並びに A T W S の実機解析で想定する炉心状態を包絡する条件において差異が拡大しないことを確認した。4.3.1 節にて記載したとおり、14×14 型、15×15 型、17×17 型燃料を対象とした G A L A X Y による集合体内中性子束計算及び C O S M O - K による炉心内中性子束計算の妥当性が確認されていることから、核定数変化が適切であることの検証結果と組み合わせることにより、2、3 及び 4 ループ P W R の実機炉心体系におけるドップラ及び減速材反応度帰還効果を条件によって差異が拡大することなく適切に評価できることを確認した。

これらに加えて、減速材反応度帰還効果は、炉物理検査における減速材温度係数測定検査結果との比較により、実機 2、3 及び 4 ループ P W R の各炉型及び燃料タイプに対して高温零出力状態における妥当性を確認し、不確かさとして ±3.6 pcm/°C を得た。前述のとおり、モンテカルロコードとの比較により、通常運転状態（高温零出力～高温全出力）から A T W S の実機解析で想定する炉心状態の

⁸遅発中性子割合の不確かさは、最新のライブラリの知見(YNAGAYA, "JENDL-4.0 Benchmarking For Effective Delayed Neutron Fraction with a Continuous-energy Monte Carlo Code MVP", JAEA-Con2013-002)や臨界実験における比較を踏まえると ±6% 程度と考えられる。「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」に対し、遅発中性子にこの ±6% を上回る変化を与えた場合でも、1 次冷却材圧力への感度がないことを確認している。

範囲において差異が拡大することはないとの結論を得ていることから、この $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ はATWSにおける事象進展中の広範な1次冷却材温度範囲に対して適用できるといえる。また、ドッブラ反応度帰還効果は、SPERT-III E-core 実験解析において、ATWSよりも広範な燃料温度変化範囲に対して適用性を確認している。ドッブラ反応度帰還効果の不確かさは、4.5節に示したとおり、従来から安全解析等における不確かさとして用いられてきた10%を適用することができると考えられ、SPERT-III E-core 実験における感度解析結果を通じて不確かさとして矛盾がないことを確認している。したがって、本妥当性確認結果はATWSの実機解析に対して適用できるといえるが、4.5節に示したとおり、実機解析へのドッブラ反応度帰還効果の不確かさの影響については、10%を上回る範囲で変動させた感度解析により確認する。なお、核定数反応度帰還モデルの妥当性確認では、実機解析で適用する核データライブラリ（ENDF/B-VII.0）を用いているため、核データライブラリが含む不確かさについても、妥当性確認により得られた不確かさに含まれるといえる。

また、SPERT-III E-core 実験解析におけるノード分割は、実機炉心と比べて小さい集合体により構成された炉心の中性子動特性を適切に模擬するため、集合体サイズに比例して空間的に小さなノード分割を適用しており、反応度帰還効果が実機炉心と同等に取り扱えるよう設定されていることから、ノード分割による不確かさは十分小さい。一方、ATWSでは、表3-3に記載のとおり、局所的な出力分布が変化せず、出力分布の時間変化も大きくない準静的な過渡変化であることから、多くの実機炉心解析（静的解析）によりノード分割の妥当性が確認されている図3-6のノード分割を採用することで、ノード分割による不確かさは十分小さいと考えられる。そのため、SPERT-III E-core 実験解析結果により得られた結論は、2、3及び4ループPWRの実機解析に適用可能であるといえる。したがって、中性子動特性、ドッブラ反応度帰還効果及び減速材反応度帰還効果に対する検証、妥当性確認により得られた結論は、2、3及び4ループPWRを対象としたATWSの実機解析に適用できるといえる。

崩壊熱は、核分裂による出力と合わせて原子炉出力を構成する。反応度帰還効果により核分裂が抑制されても崩壊熱は低下しないため、反応度帰還により核分裂出力が低下しても崩壊熱が高い方が原子炉出力は高く維持される。また、崩壊熱が高い方が原子炉出力に占める核分裂出力の割合が小さくなるため反応度帰還効果による核分裂出力の低下量も小さくなり原子炉出力は高く維持される。そのため、ATWSの実機解析では、崩壊熱に関する不確かさや実機運用によるばらつきを崩壊熱が大きくなる側に考慮した崩壊熱曲線を外部入力している。しかし、ATWSでは蒸気発生器による除熱が有意に悪化し1次冷却材圧力がピークとなる時点では、核分裂出力の寄与により原子炉出力が高く維持されているため、1次冷却材圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さい⁹。

⁹崩壊熱が高い方が原子炉出力は高く維持されるため、減速材反応度帰還効果は若干大きく、ドッブラ反応度帰還効果は若干小さく見積もられることになるが、高い崩壊熱を考慮することにより核分裂出力の低下量が小さくなる効果に比べれば小さい。このように崩壊熱の大小により、原子炉出力の過渡応答は多少変化するものの、蒸気発生器による除熱が有意に悪化し1次冷却材圧力がピークとなる時点では、核分裂出力が原子炉出力の多くを占めることから、崩壊熱の大小が1次冷却材圧力に与える影響は小さい。実際に、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」を対象に、不確かさや実機運用によるばらつきを考慮した崩壊熱を使用した場合と、崩壊熱を一切考慮せず核分裂出力のみで原子炉出力を構成する場合の解析を実施し、1次冷却材圧力への感度がないことを確認している。

4.9.2 炉心（燃料及び熱流動）における不確かさの適用性

MIDACの燃料棒内温度分布の計算手法について検証したFINEとの比較（4.6節）は、実機燃料を対象としている。また、燃料棒内温度評価の不確かさは、4.5節に示す非定常条件のSPERT-III E-core 実験解析で確認したドップラ反応度帰還効果の不確かさに含まれており、4.9.1節に示すようにSPERT-III E-core 実験解析の結果は実機解析に適用できるといえる。

炉心の沸騰・ボイド率変化はNUPEC 管群ボイド試験結果に基づき妥当性を評価している。この試験では4.7節に述べたように、PWR燃料を模擬した実尺の管群試験体を使用し、実機炉心条件をカバーする冷却材条件で試験を実施していることから、2、3及び4ループPWRを対象としたATWSの実機解析に適用できるといえる。

4.9.3 加圧器及び蒸気発生器における不確かさの適用性

加圧器及び蒸気発生器における重要現象の妥当性確認及び不確かさの確認には、LOFT L6-1 試験解析及びLOFT L9-3 試験解析を用いた。LOFT 試験装置は、4.8節で述べたように商用PWRを模擬するよう体積及び出力比を保つように設計されており、圧力及び温度等の試験条件は実機PWR相当である。

2、3及び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蒸気発生器2次側保有水量の違いがあげられる。2、3及び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蒸気発生器2次側保有水量の関係を、LOFT 試験装置と合わせて図4-46～図4-48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蒸気発生器2次側保有水量の比は同等であることから、ATWSにおけるプラント挙動において、主給水流量喪失に伴う蒸気発生器2次側での除熱量の低下とそれに伴う1次系の冷却材温度及び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。したがって、LOFT L6-1 試験解析及びLOFT L9-3 試験解析にて得られた結論は2、3及び4ループPWRを対象としたATWSの実機解析へ適用できる。

また、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が、ATWSにおいて特にノード分割の影響を受ける重要現象は、加圧器及び蒸気発生器で生じる現象である。これら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、4.8.4節で考察したとおり、ATWS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、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。

以上より、SPARKLE-2は実機のATWSへの適用性を有するとともに、本章の検証、妥当性確認により得られた不確かさについても、実機のATWS解析に適用できるといえる。4章における検証、妥当性確認において得られたATWSの重要現象に対するSPARKLE-2の不確かさを表4-17に整理して示す。なお、ATWSの実機解析における不確かさの取扱いについては5章で述べる。

表 4-17 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	検証、妥当性確認	不確かさ
炉心 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	3次元動特性モデル 核定数反応度帰還モデル	TWIGL ベンチマーク LMW ベンチマーク SPERT-III E-core 実験解析	ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める
	ドップラ反応度帰還効果		モンテカルロコードとの比較 SPERT-III E-core 実験解析	ドップラ反応度帰還効果: ±10%
	減速材反応度帰還効果		モンテカルロコードとの比較 減速材温度係数測定検査	減速材温度係数: ±3.6pcm/°C
	崩壊熱	崩壊熱モデル	不要	入力値に含まれる
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	非定常熱伝導方程式	F I N Eとの比較 SPERT-III E-core 実験解析	ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	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	NUPEC 管群ボイド試験解析	ボイド率: ±8%(2σ)
加圧器	気液熱非平衡	2流体モデル	LOFT L6-1 試験解析 LOFT L9-3 試験解析	1次冷却材温度: ±2°C 1次冷却材圧力: ±0.2MPa
	加圧器水位変化		LOFT L9-3 試験解析	
	冷却材放出	二相及びサブクール臨界流モデル	LOFT L9-3 試験解析	
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	伝熱管熱伝達モデル	LOFT L6-1 試験解析 LOFT L9-3 試験解析	
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	LOFT L9-3 試験解析	
	冷却材放出	臨界流モデル	不要	入力値に含まれる
	2次側給水	ポンプ特性モデル	不要	入力値に含まれる

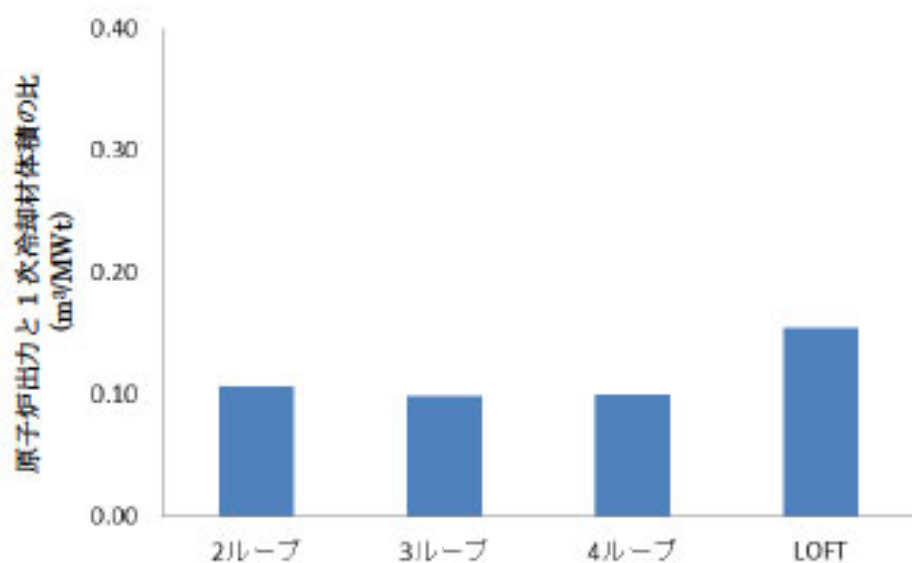


図 4-46 原子炉出力と1次冷却材体積の比

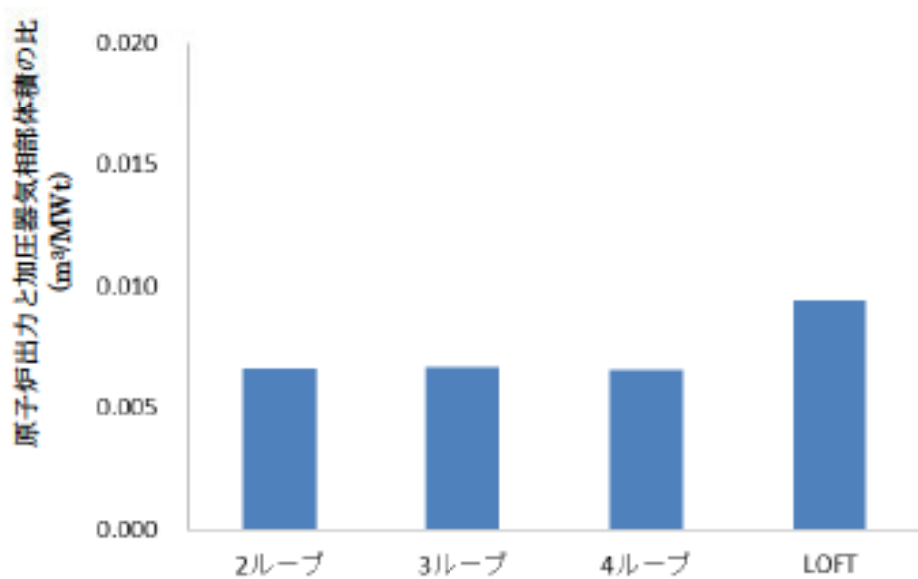


図 4-47 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

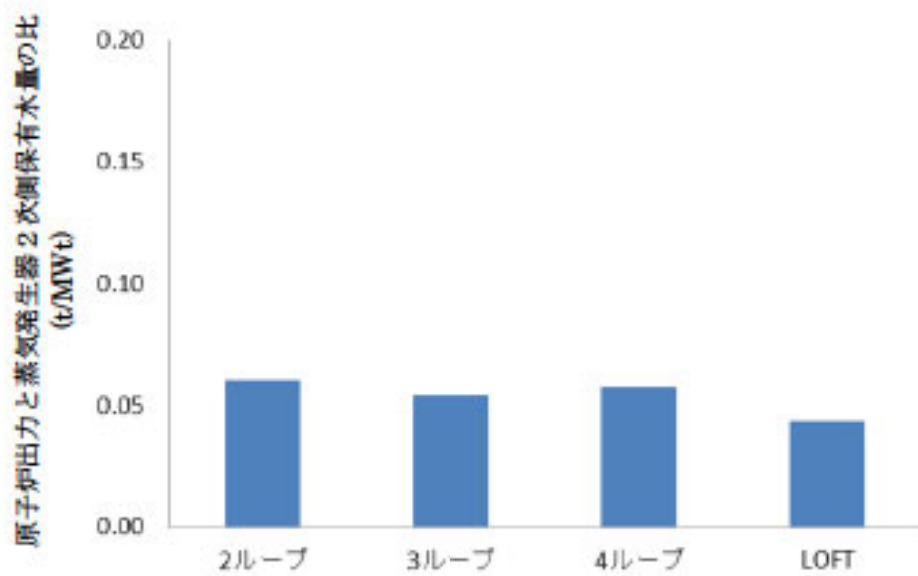


図 4-48 原子炉出力と蒸気発生器 2 次側保有水量の比

5. 有効性評価への適用性

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）

4章の検証、妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと、その不確かさが実機のA-TWSの1次冷却材圧力ピークへ与える影響を表5-1に示す。

5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

(1) 中性子動特性

4.5節に記載したとおり、中性子動特性の不確かさはドップラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

(2) ドップラ反応度帰還効果

A-TWSでは、主蒸気隔離又は蒸気負荷の喪失により1次冷却材温度が上昇し、負の減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する。この際、ドップラ反応度帰還効果を大きく評価すると、原子炉出力低下に伴う燃料温度低下時の正のドップラ反応度帰還効果が大きくなるため、原子炉出力が低下しにくくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。このため、評価指標である1次冷却材圧力ピークが高くなる可能性がある。

(3) 減速材反応度帰還効果

A-TWSでは、主蒸気隔離又は蒸気負荷の喪失により1次冷却材温度が上昇し、負の減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する。この際、減速材反応度帰還効果を小さく評価すると、1次冷却材温度上昇時の負の減速材反応度帰還効果が小さくなるため、原子炉出力が低下しにくくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。このため、評価指標である1次冷却材圧力ピークが高くなる可能性がある。

また、減速材反応度帰還効果は、減速材温度係数に換算して $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$ の不確かさに加え、取替炉心毎のばらつきが大きいパラメータであることから、実機解析においては不確かさと炉心のばらつきを適切に考慮する必要がある。

(4) 崩壊熱

崩壊熱の不確かさに関しては、4.1節に記載したとおり、評価に当たっては崩壊熱の不確かさ及び実機運用によるばらつきを考慮した大きめの崩壊熱曲線を使用すること、また、4.9.1節に記載したとおり、A-TWSにおいて1次冷却材圧力がピークになる時点では、核分裂出力の寄与により原子炉出力が高く維持されているため、1次冷却材圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さいことから、崩壊熱の不確かさは1次冷却材圧力へ影響しない。

(5) 燃料棒内温度変化

4.5節に記載したとおり、燃料棒温度変化の不確かさはドブブラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

(6) 沸騰・ボイド率変化

炉心ボイド率を低く評価する場合、1次冷却材の密度低下を小さく評価することになるため、1次冷却材温度上昇時の負の減速材反応度帰還効果が小さくなり、原子炉出力が高く評価される。しかし、ATWSにおいて事象発生から1次冷却材圧力ピーク近傍までの1次冷却材圧力が高い炉心状態では炉心内にボイドが有意に発生せず、炉心内にボイドが生成するのは1次冷却材圧力が低下した後となることから、沸騰・ボイド率変化の不確かさは評価指標である1次冷却材圧力ピークに影響しない。

(7) 加圧器及び蒸気発生器

加圧器の重要現象並びに蒸気発生器の重要現象のうち1次側・2次側の熱伝達、2次側水位変化・ドライアウトに対する不確かさについては、4.8.3節及び4.8.4節に記載したとおり、1次冷却材温度及び1次冷却材圧力の不確かさとして整理する。これら重要現象の不確かさにより、1次冷却材温度を高く評価した場合は、1次冷却材膨張量が大きくなるため、評価指標である1次冷却材圧力ピークが高くなる可能性がある。1次冷却材圧力の不確かさに関しては、評価指標である1次冷却材圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、1次冷却材圧力の評価結果が判断基準と比較して十分な余裕があることが確認できれば問題ない。

蒸気発生器における冷却材放出（主蒸気逃がし弁及び安全弁からの蒸気放出）は、ATWS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とし、流量については設計流量を用いている。ATWSは、主蒸気逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出は気相放出であること、また、蒸気流量は主蒸気安全弁の設計流量以下であり蒸気発生器2次側圧力は設定圧以下であることから、蒸気放出に係る条件が弁の開口面積を定める際の条件と同様であるため、解析コードの不確かさが評価指標である1次冷却材圧力ピークへ与える影響はない。また、蒸気発生器における2次側給水（主給水・補助給水）についても、電動及びタービン動補助給水ポンプの自動起動遅れ時間については信号遅れやポンプ定速達成時間に余裕を考慮し、流量については最小流量を用いていることから、解析コードの不確かさが評価指標である1次冷却材圧力ピークへ与える影響はない。

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1節で示した重要現象の不確かさのうち、ドブブラ反応度帰還効果、減速材反応度帰還効果及び1次冷却材温度については、不確かさにより評価指標である1次冷却材圧力ピークが高くなる可能性があることから、不確かさがATWSの1次冷却材圧力ピークに与える影響の程度を確認するため、代表4ループプラントの「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」を対象に感度解析を実施した。

表 5-2に、これらのパラメータを最確値としたケースをベースケース（ベースケース1）として、減速材反応度帰還効果、ドブブラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度に対する感度解析結果（ケース

1-1～ケース1-3)を示す。ここで、減速材反応度帰還効果については、取替炉心毎のばらつきが大きいパラメータであるため、不確かさ(±3.6pcm/°C)及び取替炉心毎のばらつきを上回る余裕を考慮した減速材温度係数初期値(-13pcm/°C)を用いた。また、ドブブラ反応度帰還効果については、4.5節に示したように、不確かさ(10%)を上回るように20%を用いた。感度解析の結果、ドブブラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度については、ベースケースからの1次冷却材圧力ピークに対する感度が現れていないが、減速材反応度帰還効果については、減速材温度係数初期値を-13pcm/°Cとしたケースに対しては約0.3MPa圧力ピークが高くなった。

ここで、ドブブラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度の感度解析において、1次冷却材圧力ピークに対する感度が現れていないが、図5-1に示すように、1次冷却材圧力ピーク近傍における1次冷却材温度上昇に伴う1次冷却材膨張量の増加に対し、加圧器安全弁の開度に余裕があり、加圧器安全弁の作動により圧力上昇が抑えられているためである。一方、減速材反応度帰還効果の感度解析では、1次冷却材圧力ピーク近傍で加圧器安全弁がほぼ全開となっており、1次冷却材圧力ピーク値がベースケースに比べて高くなっている。即ち、1次冷却材膨張量が大きくなる条件(減速材温度係数初期値を正側にする等)に対して不確かさの影響を考慮した場合、加圧器安全弁開度の裕度が小さくなり、不確かさ等による1次冷却材圧力ピークへの感度が大きくなる可能性があることを示唆している。

この影響を確認するため、減速材反応度帰還効果として上述の減速材温度係数初期値(-13pcm/°C)としたものをベースケース(ベースケース2)とし、ドブブラ反応度帰還効果及び1次冷却材温度の感度解析(ケース2-1及びケース2-2)を行った。結果は表5-3に示すとおりであり、最確値をベースケースとした表5-2の感度解析結果に比べて不確かさによる感度が大きくなっている。これは、図5-2のとおり、1次冷却材圧力ピーク近傍において加圧器安全弁は全開となっており、不確かさを考慮したことによる1次冷却材膨張量の増加を加圧器安全弁で吸収しきれなくなったことから、1次冷却材圧力ピークへの感度として現れたものである。

なお、これらの感度解析は代表4ループプラントに対するものであり、加圧器安全弁が全開となる条件において不確かさによる影響が1次冷却材圧力ピークに現れる点については2、3ループも含めた各プラントで共通であるが、加圧器逃がし弁及び安全弁容量等の個別のプラント仕様により感度の大小は異なるものとなる。また、これらの感度解析は「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」に対するものであるが、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」においても、1次冷却材圧力がピークとなる付近では、蒸気発生器の除熱能力が著しく低下し、1次冷却材温度の上昇に伴う1次冷却材膨張量の増加により1次冷却材圧力が高くなるなど、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」と事象進展が同様であることから、上記の考察は、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」においても同様である。

5.1.3 ATWS有効性評価における不確かさの取扱い

5.1.2節の感度解析及び考察を踏まえ、ATWS有効性評価においては、ベースケース評価における1次冷却材圧力ピーク値近傍の加圧器安全弁開度によって不確かさによる感度が異なることを考慮した上で、これらの不確かさを適切に取り扱う必要がある。

5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）

ATWSでは、蒸気発生器水位が狭域水位7%に到達すると、ATWS緩和設備により、自動的に主蒸気ライン隔離による主蒸気の遮断、及び補助給水ポンプの起動による炉心冷却の確保を行いプラントを安定状態に導くことから、運転員の操作を介しない。また、その後の緊急ほう酸注入においては、ほう酸注入量は目標停止状態の停止ほう酸濃度で決まることから解析結果の影響を受けない。

したがって、SPARKLE-2による過渡解析の不確かさは、運転員等操作に影響を与えない。

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い (1/2)

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 (核)	中性子動特性 (核分裂出力)	3次元動特性モデル 核定数反応度帰還モデル	ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める	ドップラ反応度帰還効果による影響に含める。
	ドップラ反応度帰還効果		ドップラ反応度帰還効果: $\pm 10\%$	ドップラ反応度帰還効果を大きく評価すると、原子炉出力低下に伴う燃料温度低下時の正のドップラ反応度帰還効果が大きくなるため、原子炉出力が低下しにくくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次冷却材圧力ピークへの感度がないが、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次冷却材圧力ピークに影響を与える。
	減速材反応度帰還効果		減速材温度係数: $\pm 3.6\text{pcm}/^\circ\text{C}$	減速材反応度帰還効果を小さく評価すると、1次冷却材温度上昇時の負の減速材反応度帰還効果が小さくなるため、原子炉出力が低下しにくくなり、1次冷却材膨張量が大きく評価される。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次冷却材圧力ピークへの感度がないが、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次冷却材圧力ピークに影響を与える。なお、減速材反応度帰還効果は取替炉心毎のばらつきが大きいことから、実機解析においては不確かさに加えて取替炉心毎のばらつきも考慮する必要がある。
	崩壊熱		崩壊熱モデル	入力値に含まれる
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	非定常熱伝導方程式	ドップラ反応度帰還効果の不確かさに含める	ドップラ反応度帰還効果による影響に含める。
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	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	ボイド率: $\pm 8\%(2\sigma)$	炉心ボイド率を低く評価する場合、1次冷却材の密度低下を小さく評価することになるため、原子炉出力が高く評価されるが、1次冷却材圧力ピーク近傍では、炉心内にボイドが有意に発生していないことから、沸騰・ボイド率変化の不確かさは評価指標である1次冷却材圧力ピークに対して影響しない。

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い (2/2)

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
加圧器	気液熱非平衡	2流体モデル		1次冷却材温度を高く評価した場合、1次冷却材膨張量が大きくなる。1次冷却材膨張量に対し加圧器安全弁の開度に余裕がある場合には、評価指標である1次冷却材圧力ピークへの感度がないが、加圧器安全弁が全開となる場合には、1次冷却材圧力ピークに影響を与える。
	水位変化			
	冷却材放出	二相及びサブクール臨界流モデル		
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	伝熱管熱伝達モデル	1次冷却材温度：±2℃ 1次冷却材圧力：±0.2MPa	1次冷却材圧力の不確かさに関しては、評価指標である1次冷却材圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、1次冷却材圧力の評価結果が判断基準と比較して十分な余裕があることが確認できれば問題になることはない。
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル		
	冷却材放出	臨界流モデル	入力値に含まれる	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入力とすること、及びATWSでは、蒸気放出に係る条件が弁の開口面積を定める際の条件と同様であることから、解析コードの不確かさは1次冷却材圧力へ影響しない。
	2次側給水	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	電動及びタービン動補助給水ポンプの自動起動遅れ時間については信号遅れやポンプ定速達成時間等を考慮し、流量については最小流量を入力とすることから、解析コードの不確かさは1次冷却材圧力へ影響しない。

表 5-2 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の感度解析結果（代表4ループ）
（最確条件をベースケースとした場合）*1

解析ケース	減速材温度 係数初期値	ドブブラ 効果	1次冷却材 温度	1次冷却材圧力 (MPa[gage])	ベースケース1 からの差(MPa)
ベースケース1	最確値*2	最確値	最確値	約18.4	—
ケース1-1	-13pcm/°C*3	最確値	最確値	約18.7	約0.3
ケース1-2	最確値*2	最確値+20%	最確値	約18.4	約0.0
ケース1-3	最確値*2	最確値	+2.2°C*4	約18.4	約0.0

*1：ATWS緩和設備作動設定点到達45秒後¹⁰に、電動補助給水ポンプ2台及びタービン動補助給水ポンプ1台から4基の蒸気発生器に合計370m³/hrの流量で給水するものとした。

*2：約-28pcm/°C（平衡炉心評価値であり核的不確かさ含まず）

*3：不確かさ（±3.6pcm/°C）及び取替炉心毎のばらつきを上回る余裕を考慮した値として設定。

*4：1次冷却材温度の不確かさ（2°C）を上回る値として設定。なお本ケースは、1次冷却材温度に加え、出力（2%）及び圧力（0.21MPa）も最確値に上乘せした結果であり、1次冷却材温度の不確かさによる影響を包含する。

表 5-3 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の感度解析結果（代表4ループ）
（減速材温度係数初期値を-13pcm/°Cとしたケースをベースケースとした場合）*1

解析ケース	減速材温度 係数初期値	ドブブラ 効果	1次冷却材 温度	1次冷却材圧力 (MPa[gage])	ベースケース2 からの差(MPa)
ベースケース2	-13pcm/°C	最確値	考慮せず	約18.8	—
ケース2-1	-13pcm/°C	最確値+20%	考慮せず	約19.5	約0.7
ケース2-2	-13pcm/°C	最確値	+2°C	約19.2	約0.4

*1：ATWS緩和設備作動設定点到達60秒後¹⁰に、電動補助給水ポンプ2台及びタービン動補助給水ポンプ1台から4基の蒸気発生器に合計370m³/hrの流量で給水するものとした。

¹⁰ 表5-2の感度解析では補助給水開始遅れ時間としてより現実的な時間（45秒）で評価しているが、表5-3の感度解析では、有効性評価と同じ余裕を考慮した値（60秒）を用いている。

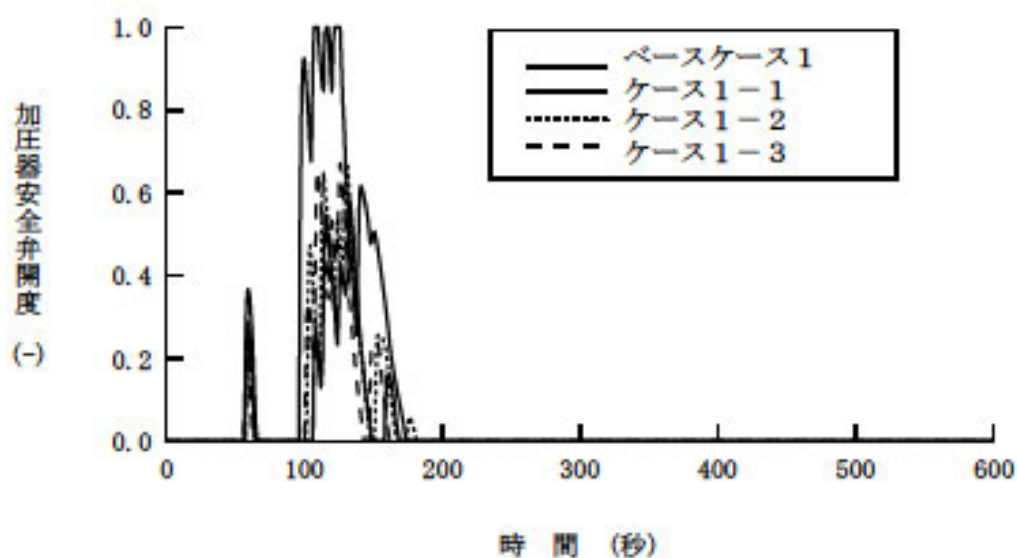


図 5-1 最悪条件をベースケースとした場合の感度解析
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

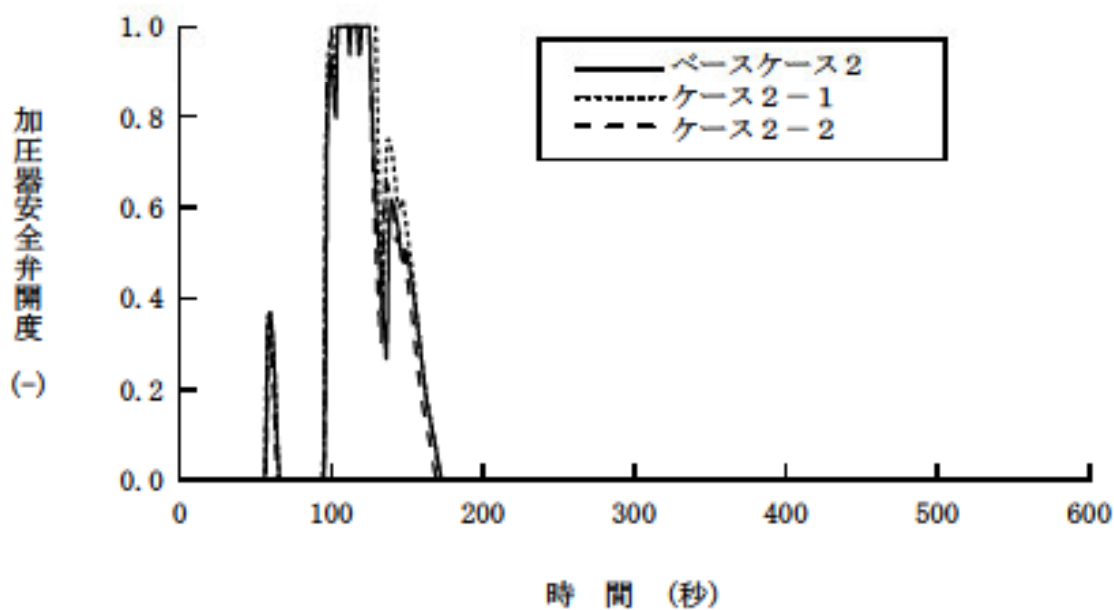


図 5-2 減速材温度係数初期値を $-13\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ としたケースをベースケースとした場合の感度解析
(代表 4 ループ) [加圧器安全弁開度]

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 SPARKLE-2 コードの適用性について, MHI-NES-1055, 三菱重工業, 平成 25 年
- [2] 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, 三菱重工業, 平成 25 年
- [3] 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.
- [4] F. J. Moody, "Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel," NEDO-21052, 1975.
- [5] 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
- [6] 三菱 PWR 高燃焼度化ステップ 2 燃料の機械設計, MNF-1001 改 1, 三菱原子燃料, 平成 23 年
- [7] D. G. Reddy, et al., "Two-Phase Friction Multiplier for High Pressure Steam Water Flow", EPRI-NP-2522, 1982
- [8] Saha, P. and Zuber, N., "Point of Net Vapor Generation and Vapor Void fraction in Subcooled Boiling", Proceedings of 5th International Heat Transfer Conference, Tokyo, 4, 151-157, 1974
- [9] Lahey Jr., R.T. and Moody, F. J., "The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor", American Nuclear Society, 1977
- [10] 平成 6 年度燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (PWR 燃料集合体管群ポイド試験) (総合試験編), (財) 原子力発電技術機構, 平成 7 年
- [11] Chexal, B, Lellouche, G., Horowitz, J., Healy, J., "A Void Fraction Correlation for Generalized Applications", NURETH-4, 1989
- [12] 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
- [13] 三菱新核設計コードシステム GalaxyCosmo-S の信頼性について, MHI-NES-1052, 三菱重工業, 平成 24 年
- [14] B. Yasinsky, M. Natelson, and L.A. Hageman, "TWIGL- A Program to Solve the Two-Dimensional, Two-Group, Space-Time Neutron Diffusion Equations with Temperature Feed-back," WAPD-TM-743 (1968).
- [15] S.Langensbuch, W. Maurer, and W. Werner, "Coarse-Mesh Flux-Expansion Method for the Analysis of Space-Time Effects in Large Light Water Reactor Cores", Nuclear Science and Engineering: 63, (1977)
- [16] K. S. Smith, "An Analytic Nodal Method for Solving the Two-group, Multidimensional, Static and Transient Neutron Diffusion Equations," MS Thesis, Massachusetts Institute of Technology, March (1979).
- [17] Russell D. Mosteller, "The Doppler-Defect Benchmark: Overview and Summary of Results,"

LA-UR-07-1000

- [18] M.B.Chadwick, *et al.*, "Nuclear Data Sheets", Volume 107, Issue 12 (2006)
- [19] "Reactivity Accident Test Results and Analyses for the SPERT III E-Core-A Small, Oxide-Fueled, Pressurized Water Reactor," IDO-17281, U.S. Atomic Energy Commission, March 1969.
- [20] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient Experiments L6-1, L6-2, and L6-3," NUREG/CR-1797
- [21] NUREG/IA-0072 LOFT Input Dataset Reference Document for RELAP5 Validation Studies
- [22] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient-without-Scram Experiment L9-3," NUREG/CR-2717 R2

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

1. はじめに

原子炉停止機能喪失に対する適用コードについては「重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて」5.1.5節に記載のとおり、

- ・ 炉心部の解析モデルに関しては、出力応答の評価において、1次冷却材密度変化、ボイド生成、出力変化といった事象推移を考慮するために、これらの過渡変化に伴う核的挙動を考慮した反応度係数を用いる1点炉近似動特性、もしくは過渡変化に伴う核的挙動を直接評価できる3次元炉心動特性が必要となる。
- ・ また、燃料被覆管温度上昇に繋がるDNB発生条件までの裕度を適切に把握するためには、特に出力上昇や局所的なボイド生成を伴う重要事故シーケンスに対して事象進展中の出力分布変化を取り込んだ評価とする必要がある。
- ・ これら出力応答及びDNB発生条件を事象進展に見合った評価とするためには、過渡変化に伴う核的挙動及び出力分布変化を同時に評価することが可能な3次元炉心動特性を採用するSPARKLE-2を用いることが合理的である。

と判断している。

ここでは、ATWS対策の有効性評価（以下「ATWS解析」という。）における炉心部の解析モデルに関して、上述のとおり、1点炉近似動特性又は3次元炉心動特性のいずれも適用可能としている中で、3次元炉心動特性を採用するSPARKLE-2を適用した理由について、1点炉近似動特性を適用した場合との比較等により説明する。

2. ATWS解析に用いる動特性モデル

2.1 1点炉近似動特性と3次元炉心動特性の特徴

1点炉近似動特性とSPARKLE-2の3次元炉心動特性の主な相違点としては、

- ・ 1点炉近似動特性は、ドップラ温度係数や減速材密度係数といった反応度係数を入力とし、これらの反応度係数と燃料温度や減速材密度等の炉心パラメータの変化量から反応度変化を求め、1点炉近似動特性方程式に基づき原子炉出力変化を計算する。これに対し、3次元炉心動特性は、炉心パラメータの変化に応じて核断面積の変化を3次元炉心体系で求め、3次元2群拡散動特性方程式に基づき原子炉出力変化を計算する。
- ・ 1点炉近似動特性は炉心を1点で表現する解析モデルであり、空間分布の概念がないため、炉心内の減速材密度や燃料温度の分布と、それに伴う出力分布の過渡的な変化を反応度変化に直接取り込むことができない。一方、3次元炉心動特性では、これらの変化を反応度変化に直接取り込み、出力分布及びそれに基づく冷却材条件分布の変化を評価することができる。

といった点が挙げられる。

2.2 設計基準事象解析とATWS解析における減速材密度係数の取扱い

DBE（設計基準事象）解析としての「主給水流量喪失」及び「負荷の喪失」では、原子炉トリップにより原子炉出力が低下するため、制御棒以外の反応度帰還効果に大きな期待をしなくても事象発生時のプラントの安全性を確認することができる。そのため、DBE解析では、減速材密度係数の入力値として 0pcm/g/cm^3 （事象進展中も固定。減速材反応度帰還効果に一切期待しない。）を用いた1点炉近似動特性にて評価している。

ATWS解析としての「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」及び「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」では、原子炉トリップが生じず、反応度帰還効果、特に減速材反応度帰還効果により原子炉出力を低下させることから、事象進展中の減速材密度変化に応じた適切かつ現実的な減速材反応度帰還効果を考慮する必要がある。したがって、ATWSを1点炉近似動特性を用いて評価するとした場合においても、DBE解析とは異なり、事象進展中の炉心挙動を適切かつ現実的に模擬できる減速材密度係数を設定し、入力する必要がある。その際、ATWSでは原子炉出力を低下させるため減速材反応度帰還効果にしか期待できないことから、減速材密度係数の設定に当たっては明らかな余裕を持った保守性を考慮しづらい。一方、3次元炉心動特性評価を用いて評価する場合は、事象進展中の減速材密度変化に応じて核定数を参照することにより減速材反応度帰還効果を直接評価することから、1点炉近似動特性で必要となるような減速材密度係数の設定は必要ない。

2.3 ATWSにおける1点炉近似動特性用の減速材密度係数

ATWSを1点炉近似動特性評価を用いて評価する場合、入力する減速材密度係数を設定するに当たっては、事象発生時の減速材密度係数（初期値）と事象進展中の炉心状態（原子炉出力、減速材温度、1次冷却材圧力）の変化に応じた減速材密度係数の変化量を決める必要がある。このうち初期値については、評価目的（最確評価、取替炉心を包絡する評価等）に応じて任意に設定することができる。また、変化量については、事象進展中の複数時点における原子炉出力等を仮定した3次元静特性解析により、減速材密度係数を算出し、得られた結果を踏まえて事象を適切に模擬できるように設定することになる。

前述のとおり、ATWS解析に1点炉近似動特性評価を採用する際の減速材密度係数は、DBE解析のように事象進展中も初期値に固定するような保守的なものではなく、事象進展中の炉心挙動を適切かつ現実的に模擬できるように設定する必要がある。しかしながら、減速材密度係数設定に用いる3次元静特性解析は、プラント過渡状態ではなく平衡状態を対象とした解析であり、また、解析対象の炉心は、減速材反応度帰還に影響を与えうる事象進展中の時々刻々の関連パラメータ（原子炉出力、1次冷却材圧力、

冷却材出入口温度、冷却材温度分布等)の組み合わせを必ずしも正確には模擬しているわけではない。したがって、3次元静特性解析のみに基づき設定した減速材密度係数が事象進展中の炉心挙動を適切に模擬できることを確認するためには、減速材反応度帰還効果のみにより原子炉出力を低下させるATWSでは静特性解析結果に対して明らかな余裕を持った保守性を考慮して設定しづらいことを踏まえると、3次元炉心動特性評価との比較や反応度係数に対する感度解析を実施すること等によりその妥当性を確認する必要がある。

2.4 1点炉近似動特性を用いたATWS解析結果

参考として、代表4ループプラントに対し、3次元静特性解析に基づき設定した減速材密度係数(図1)を入力とし、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」を対象に、M-RELAP5(1点炉近似動特性)を用いて解析した結果を、SPARKLE-2(3次元炉心動特性)を用いた解析結果とともに図2及び図3に示すが、両者は良く一致していることが分かる。

このように、ATWSでは、適切かつ現実的な反応度係数を設定することにより、1点炉近似動特性を用いても3次元動特性と同等の結果を得ることが可能であるが、先述のとおり、1点炉近似動特性解析の入力に用いる反応度係数が妥当であることについては、図2及び図3のように、結局は3次元動特性解析結果との比較等により示さざるを得ないことも踏まえ、今回の有効性評価では、個別の重要事故シーケンスの事象進展に応じた反応度帰還効果を直接解析に取り込むことができる3次元動特性により直接的に評価することが有用であると考え、SPARKLE-2を採用することが合理的であると判断した。



図1 1点炉近似動特性評価に用いた減速材密度係数

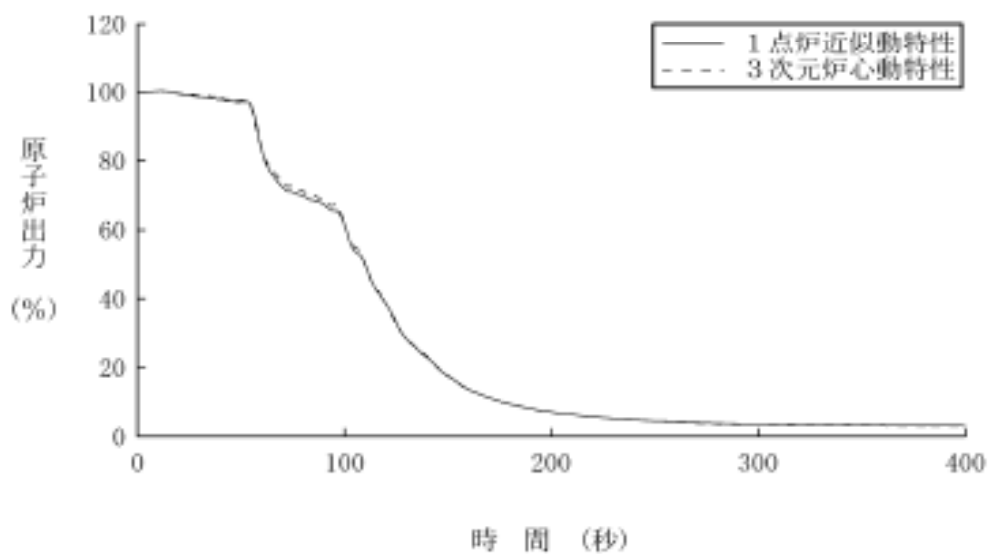


図2 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の原子炉出力

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
 ので公開することはできません。

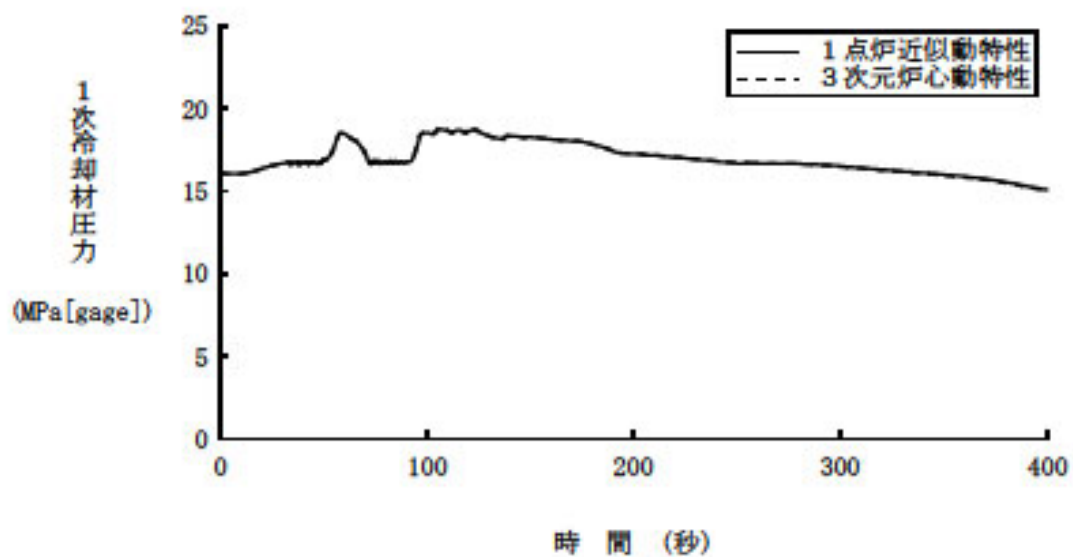


図3 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の1次冷却材圧力

添付2 GalaxyCosmo-Sについて

1. GalaxyCosmo-Sの概要

GalaxyCosmo-Sは、PWR炉心設計への適用を目的として開発した炉心計算コードシステムであり、GALAXYとCOSMO-Sから構成される。GALAXYは2次元集合体計算コードであり、集合体計算を実行し、燃料集合体平均の核定数を算出する。COSMO-Sは3次元炉心計算コードであり、GALAXYで計算した集合体平均の均質核定数を入力として、炉心内の燃料集合体配置を考慮した炉心計算を実行し、臨界ほう素濃度、出力分布等の炉心核特性値を算出する。

2. GALAXY及びCOSMO-Sの手法概要

2.1 GALAXYの手法概要

GALAXYは、キャラクタリスティック法に基づく2次元多群非均質輸送計算コードである。燃料集合体形状を正確に取り扱うことにより、集合体内の2次元中性子束分布を精度よく算出する。GALAXYの計算フローを図1に、計算の入出力を図2に示す。GALAXYでは、燃料仕様と炉心運転条件が入力として与えられると、ENDF/B-VII.0に基づく中性子エネルギー172群構造の多群断面積ライブラリに基づき、共鳴計算により、各領域の多群実効断面積を計算する。次に、キャラクタリスティック法に基づき、多群実効断面積を入力として、集合体内の多群中性子束分布を計算し、得られた多群実効断面積及び中性子束を用いて、中性子束重みにより、実効断面積を空間及びエネルギーに関して均質化及び縮約することにより、COSMO-Sの入力となる2群均質核定数を算出する。また、得られた多群実効断面積及び中性子束分布を用いて、集合体内の領域毎に各核種の反応率を算出し、燃焼に伴う各核種の数密度変化を追跡するための燃焼計算を実施し、燃焼度依存で2群均質核定数を算出する。

GALAXYで算出された2群均質核定数は、集合体燃焼度、燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度等を変数とした核定数テーブルとしてまとめられる。

GALAXYの妥当性については、本資料「第2部 SPARKLE-2」の4.3節において、ドップラ温度係数(4.3.1節)及び減速材密度係数(4.3.2節)について、GALAXYと連続エネルギーモンテカルロ法に基づくMVPによる解析結果の比較検証を実施している。GALAXYでは、核定数テーブルの作成において、図1に示す「断面積ライブラリ」、「共鳴計算」、及び「輸送計算」の各段階に対して計算手法に近似があり、その妥当性を確認する必要がある。そこで、GALAXYと、MVPの広範な条件に対して解析結果を比較することで、両者の差異が拡大しないことを検証している。このことにより炉物理検査で実証されている精度が維持されることを補足し、GALAXYが核定数を適切に作成できることを確認している。また、GALAXYの集合体輸送計算(中性子束計算)については、連続エネルギーモンテカルロ法との燃料棒出力(核分裂率)の比較を、複数の燃料集合体幾何形状(14×14型、15×15型、17×17型)を対象に、燃料組成、燃料温度等の広範な条件に対して実施し、差異の標準偏差が条件によらず平均0.3%程度であることを確認した。これにより、G

ALAXYの集合体輸送計算は、集合体内の中性子束分布を適切に評価できることを確認した¹。

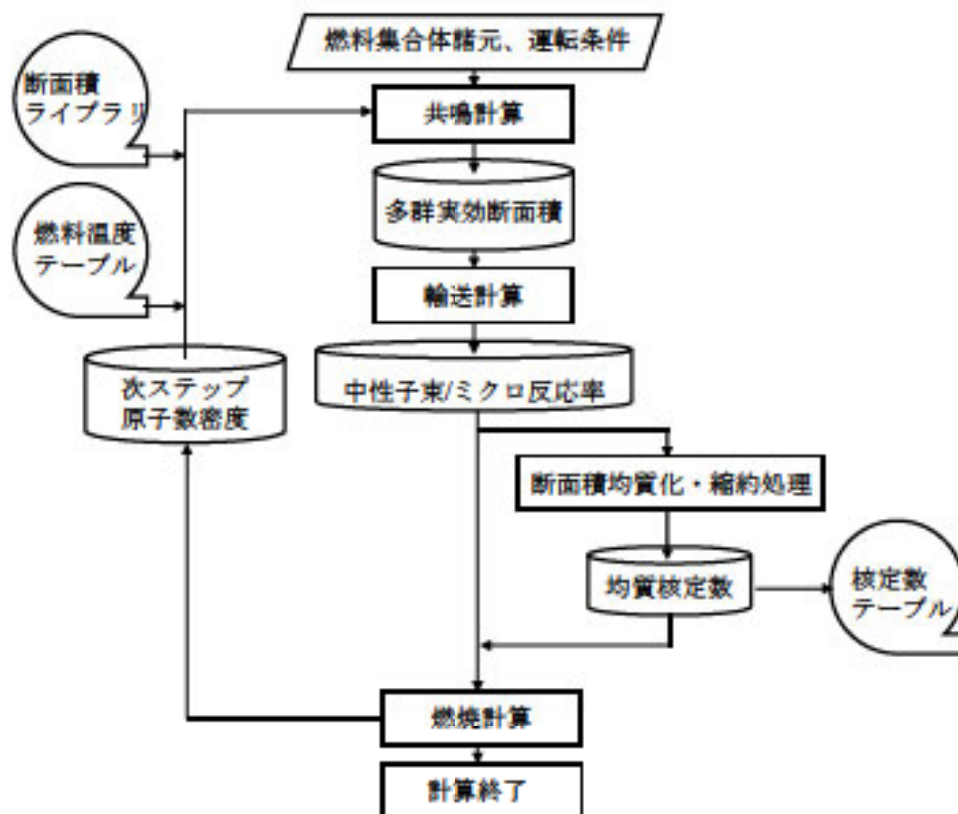


図1 GALAXYの計算フロー

¹ Koike H., et al., "Advanced Resonance Self-Shielding Method for Gray Resonance Treatment in Lattice Physics Code GALAXY," J. Nucl. Sci. Technol., Vol. 49, No. 7, pp.725-747, July, (2012).

2.2 COSMO-Sの手法概要

COSMO-Sは、3次元炉心計算コード(エネルギー群数2群、拡散ノード法)である。炉心体系を集合体単位で取り扱い、集合体内を複数の矩形領域で分割することにより、炉心内の3次元中性子束分布を算出する。

COSMO-Sの計算フローを図3、計算の入出力を図4に示す。COSMO-Sでは、炉心諸元、運転条件が入力として与えられると、GALAXYにより準備された核定数テーブルから、各領域の2群核定数が設定される。この核定数を入力として、中性子束計算(拡散計算)により、炉心内の中性子束分布、出力分布、臨界ほう素濃度、反応度係数等、種々の炉心核特性を計算する。中性子束計算には、解析的多項式ノード法を採用しており、双曲線関数と2次までの多項式によりノード内の中性子束分布を展開する。燃料棒出力等の局所出力については、近代ノード法による中性子束計算の後、燃料棒出力分布再構築法によって算出している。また、中性子束計算によって得られた出力分布を用いて、燃焼計算を行うことにより、燃焼度依存で炉心核特性値を算出する。

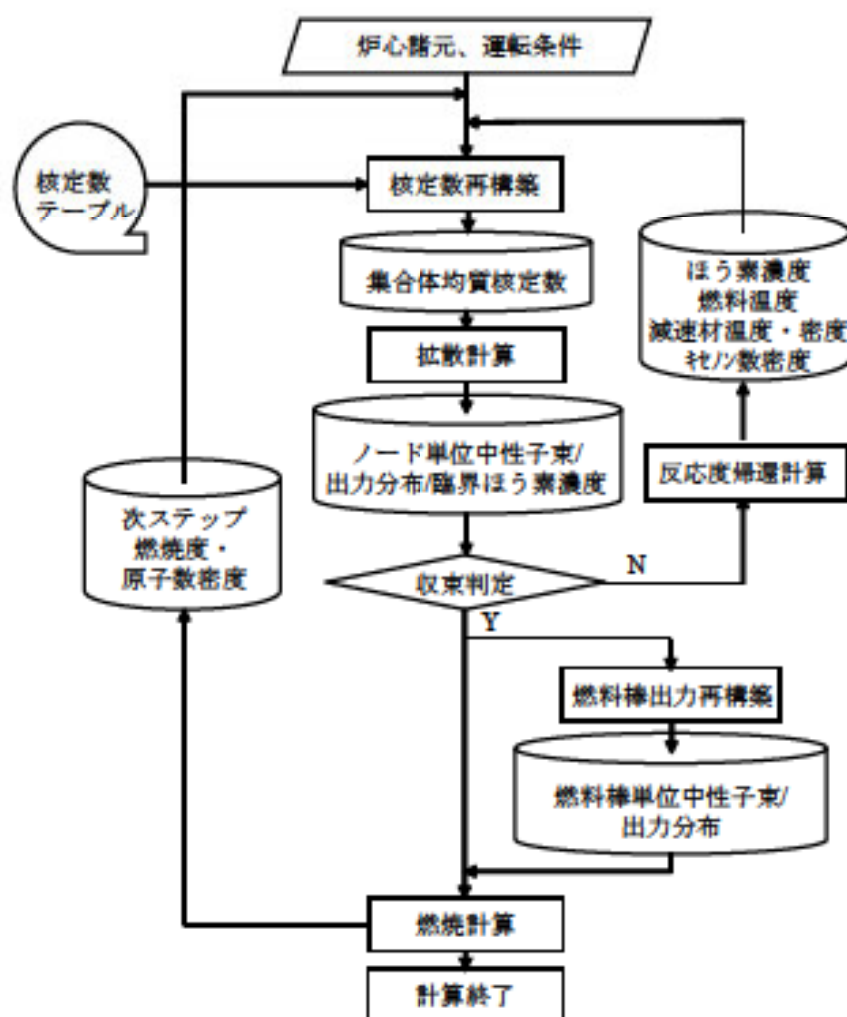


図3 COSMO-Sの計算フロー

添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について

1. はじめに

SPARKLE-2は3次元炉心動特性を採用しており、評価目的に応じて任意の3次元炉心モデルを対象として評価する。例えば、実機取替炉心の最確評価を行う場合は、当該取替炉心の炉心モデルを対象として評価する。一方、許認可解析のように複数の取替炉心を包絡させた炉心パラメータ条件で評価を行う場合には、平衡炉心などのある特定の炉心に対し、対象とする複数の取替炉心のパラメータの変動幅を包絡させた炉心モデルを対象として評価する。

本資料「第2部 SPARKLE-2」に示すとおり、ATWSの1次冷却材圧力評価における炉心核特性上の重要パラメータは減速材反応度帰還及びドブブラ反応度帰還であるため、ATWSの有効性評価においては、これらの反応度帰還を適切に考慮した炉心モデルを対象に評価している。

ここでは、SPARKLE-2において減速材反応度帰還を考慮した炉心モデルの設定方法について説明する。なお、ドブブラ反応度帰還を考慮した炉心モデルの設定方法については添付4で説明する。

2. 減速材反応度帰還の設定について

2.1 減速材反応度帰還の設定方法

1次冷却材中にほう素が溶解するPWRでは、減速材反応度帰還効果はほう素濃度依存性が強い。図1に減速材温度上昇に伴う反応度への影響のメカニズムを示すが、1次冷却材中のほう素濃度が高いほど1次冷却材温度上昇時のほう素密度の減少量が大きくなり中性子吸収が低下するため、減速材温度係数は正側に推移する。また、図1に、いくつかのほう素濃度に対する1次冷却材温度と減速材温度係数の関係を示すが、ほう素濃度を高くすることにより、減速材温度係数は1次冷却材温度との相関をほぼ維持しながら正側に推移していることが分かる。

SPARKLE-2によるATWSの解析では、減速材反応度帰還とほう素濃度との間に、このような良い相関があることを利用し、ほう素濃度を調整することで、初期状態の減速材温度係数を保守的に設定することにより、過渡変化中の減速材反応度帰還を保守的に設定している。

具体的には、SPARKLE-2で動特性計算をする前に、COSMO-KとMIDACの結合計算により初期定常計算（静的計算）を行うことで動特性計算の初期炉心条件を設定するが、その時点でほう素濃度を調整することにより、初期状態の減速材反応度帰還を設定している。その後の動特性計算においても、ここで設定したほう素濃度を初期条件として解析することにより、過渡変化中を通じて適切な減速材反応度帰還の保守性が維持される。

なお、このほう素濃度調整により中性子吸収が増減するため、中性子バランスが保てなくなり定常状態を維持できなくなる。そこで、他の核特性への影響が小さい [] [] を調整することにより初期の定常状態を達成している。この取扱いについては、3.に詳細を述べる。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



減速材温度係数は、相反する反応度効果のバランスの結果であり、通常①の反応度減少効果が優勢であることから負の値となるが、ほう素濃度が高い場合には③の反応度増加効果が助長され、減速材温度係数は正側へと推移する。

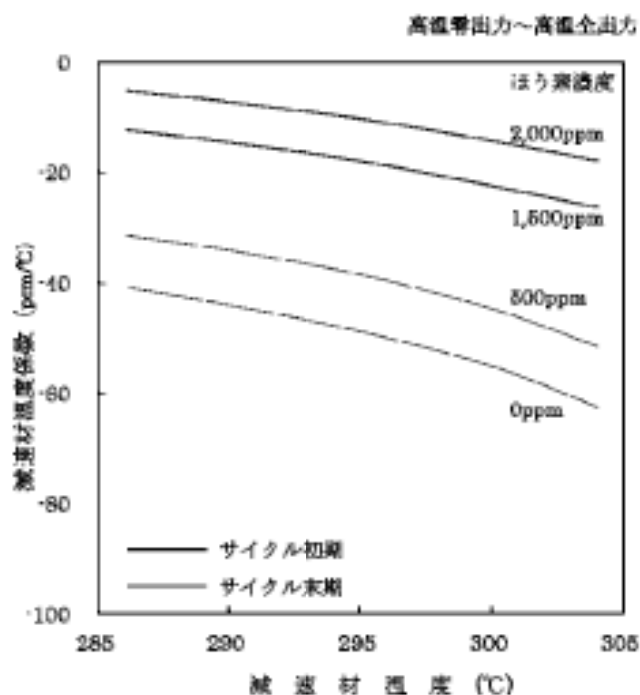


図1 ほう素濃度が高いほど減速材温度係数が正側となるメカニズム

2.2 減速材反応度帰還の設定方法の妥当性について

(1) 減速材反応度帰還

本項では、ほう素濃度調整により減速材反応度帰還を調整することが可能であること、初期状態において減速材反応度帰還を保守的に調整することにより、過渡変化中の減速材密度が低下した状態においても初期状態で設定した減速材反応度帰還の保守性が維持されていることを確認する。

サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した 15GWd/t の 4.8wt%ウラン単一集合体体系に対し、COSMO-Sを用いて、ほう素濃度を変化させた場合の減速材密度と減速材密度係数の関係を表1に示す条件を用いて評価した^(※1)。評価結果を図2に示す。

図2に示すように、ATWSの事象進展中に出現しうる減速材密度の範囲（減速材密度約0.4～約0.8g/cm³）において、ほう素濃度が大きくなるに従い、減速材反応度帰還効果（減速材密度係数）は一律に小さくなることが確認できた。

ATWS解析においては、初期状態（高温全出力状態：減速材密度0.7g/cm³近傍）において、ほう素濃度調整により減速材反応度帰還を保守的な値に設定しているが、過渡変化中の減速材密度低下時のいずれの状態においてもその効果が保存されているといえる。

^(※1) COSMO-Kでの動特性計算における減速材反応度帰還は、減速材密度の変動に応じて、参照する核定数（断面積）が変動することにより考慮される。ここでは、減速材密度が変動した場合の減速材密度係数の変動の程度を確認するとの目的を踏まえ、減速材密度の変動に応じて参照した核定数を用いて減速材密度係数を直接評価することができるCOSMO-Sによる単一集合体計算を用いて確認した。

表1 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響評価 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0、1,000、2,000
減速材密度(g/cm ³)	0.4、0.5、0.6、0.7、0.8
減速材温度(°C)	326.85 (600K)
燃料温度(°C)	626.85 (900K)

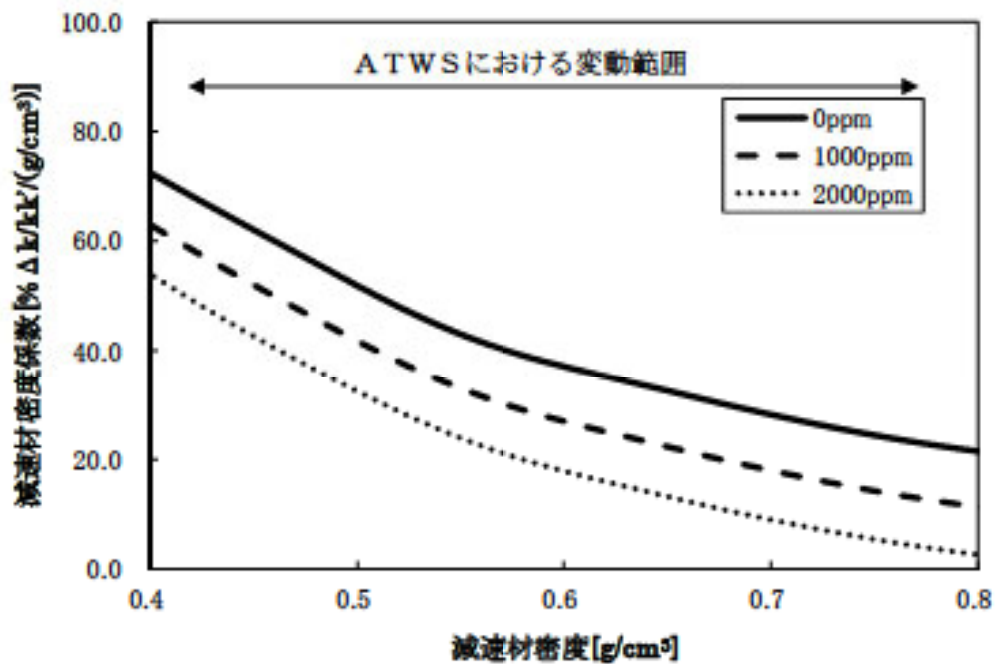


図2 ほう素濃度の違いによる減速材反応度帰還への影響

(2) ドブブラ反応度帰還

本項では、ATWSの1次冷却材圧力評価に影響を与える反応度帰還は、ドブブラ反応度帰還と減速材反応度帰還が支配的であることを踏まえ、ほう素濃度調整に伴うドブブラ反応度帰還への影響を確認する。

サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した15GWd/tの4.8wt%ウラン単一集合体体系に対し、COSMO-Sを用いて、ほう素濃度を変化させた場合のドブブラ温度係数を表2に示す条件を用いて評価した^(※2)。評価結果を図3に示す。

図3に示すように、ATWSの事象進展中に出現しうる燃料温度の範囲(約300～約600℃)において、ほう素濃度を変化させた場合のドブブラ反応度帰還特性への影響は軽微であることが確認できた。

即ち、ほう素濃度調整による減速材反応度帰還の調整により、ドブブラ反応度帰還に影響を与えないといえる。

^(※2)減速材反応度帰還の確認と同様に、ここでは、燃料温度が変動した場合のドブブラ温度係数の変動の程度を確認するとの目的を踏まえ、燃料温度の変動に応じて参照した検定数を用いてドブブラ温度係数を直接評価することができるCOSMO-Sによる単一集合体計算を用いて確認した。

表2 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響評価 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0、1,000、2,000
減速材密度(g/cm ³)	0.7 (HFP 相当)
減速材温度(°C)	326.85 (600 K)
燃料温度(°C)	200、400、600、800、1,000

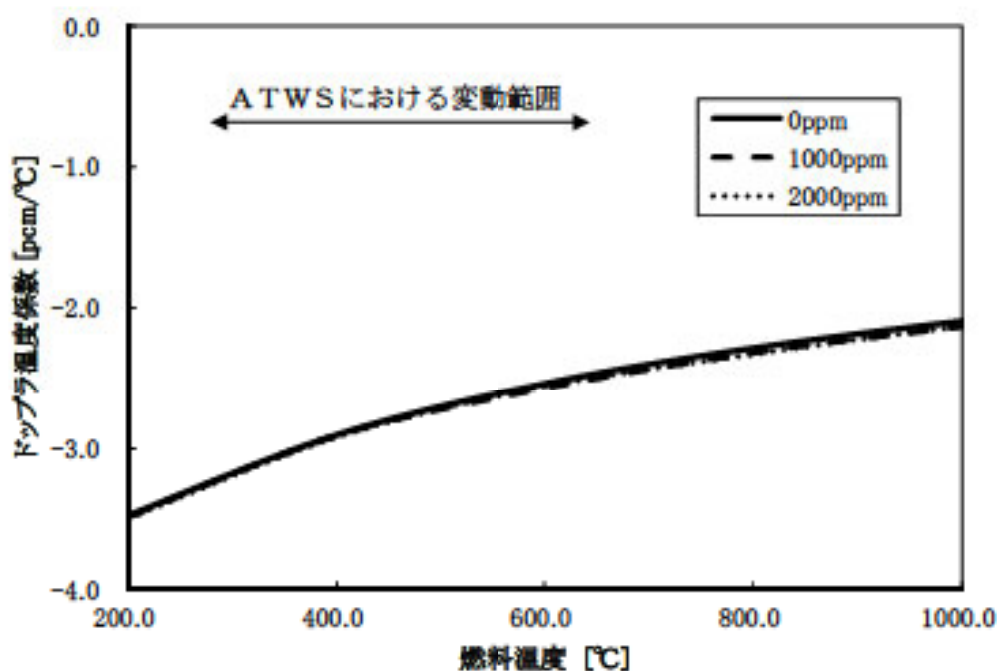


図3 ほう素濃度の違いによるドップラ反応度帰還への影響

3. 過渡計算における初期定常状態の設定について

3.1 初期定常状態の設定方法

2.1で述べたとおり、SPARKLE-2によるATWS解析では、ほう素濃度を調整することにより、減速材反応度帰還を保守的に設定しているが、これにより中性子バランスが保てなくなるため、初期定常状態を維持できなくなる。ここでは、このような場合に、SPARKLE-2において初期定常状態を設定する方法について述べる。

3次元動特性方程式は式(1)及び式(2)で記述され、初期状態における実効増倍率(k_0)を核分裂生成源項に用いることで、初期定常状態を達成する。このように、核分裂生成項を初期状態における実効増倍率で除する操作は、米国原子力規制委員会(NRC)のPARCS¹、原子力安全基盤機構(JNES)のSKETCH²などの他の3次元動特性計算コードでも採用されており、一般的な設定手法であると言える。

SPARKLE-2においては、上述のように、炉心モデルに保守性を持たせた結果として初期定常状態を達成できない場合、 により、初期定常状態を達成する。これは、式(1)及び式(2)の核分裂生成項を初期の実効増倍率(k_0)で除する操作と等価である。なお、 を適用している。

$$\frac{1}{v_g} \frac{\partial \phi_g(\vec{r}, t)}{\partial t} = \nabla D_g(\vec{r}, t) \nabla \phi_g(\vec{r}, t) - \Sigma_{r,g}(\vec{r}, t) \phi_g(\vec{r}, t) + \sum_{g' \neq g} \Sigma_{s,g' \rightarrow g}(\vec{r}, t) \phi_{g'}(\vec{r}, t) + (1 - \beta) \chi_{p,g} \sum_{g'} \frac{v \Sigma_{f,g'}(\vec{r}, t)}{k_0} \phi_{g'}(\vec{r}, t) + \sum_{k=1}^M \lambda_k \chi_{d,k,g} C_k(\vec{r}, t) \quad \text{式(1)}$$

$$\frac{\partial C_k(\vec{r}, t)}{\partial t} = \beta_k \sum_{g'} \frac{v \Sigma_{f,g'}(\vec{r}, t)}{k_0} \phi_{g'}(\vec{r}, t) - \lambda_k C_k(\vec{r}, t) \quad \text{式(2)}$$

\vec{r} : 位置、 g : エネルギー群、 t : 時間、 k : 遅発中性子の群

$\phi_g(\vec{r}, t)$: 中性子束

v_g : 中性子速度

$D_g(\vec{r}, t)$: 拡散係数

$\Sigma_{r,g}(\vec{r}, t)$: 除去断面積 (全断面積から自群散乱を引いたもの)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

¹ 「PARCS v2.6 U.S. NRC Core Neutronics Simulator THEORY MANUAL」
(https://engineering.purdue.edu/PARCS/Code/Manual/Theory/PDF/PARCS_TheoryManual.pdf)

² 「平成13年度 三次元プラント動特性解析コード SKETCH-INS/TRAC-P の改良整備に関する報告書=SKETCH-INS コードと TRAC-P コードの結合=」(http://www.atom-library.jnes.go.jp/H13_3_17.pdf)

$\Sigma_{s,g' \rightarrow g}(\vec{r}, t)$: 散乱断面積

$\nu\Sigma_{f,g}(\vec{r}, t)$: 生成断面積

β_k : 遅発中性子 k 群の遅発中性子割合

β : 全遅発中性子割合, ただし、 $\beta = \sum_k \beta_k$ である。

$\chi_{p,g}$: 即発中性子による核分裂スペクトル

$\chi_{d,g,k}$: 遅発中性子による核分裂スペクトル

λ_k : 遅発中性子先行核の崩壊定数

$C_k(\vec{r}, t)$: 遅発中性子先行核の密度

k_0 : 初期定常計算での実効増倍率

3.2 初期定常状態の設定方法の妥当性について

SPARKLE-2において初期定常状態を達成するために [] する手法は、上記のとおり、既往の動特性計算コードにおいて採用されている手法と等価であり適切な手法であると考え、念のために、本手法により減速材反応度帰還及びドップラ反応度帰還特性に対して影響を与えないことを、以下のとおり確認した。

表3に示す解析条件において、COSMO-Sを用いた炉心静特性計算により、減速材反応度帰還特性（減速材温度係数）及びドップラ反応度帰還特性（ドップラ出力欠損）について、 [] [] を対象に、減速材反応度帰還特性（減速材温度係数）及びドップラ反応度帰還特性（ドップラ出力欠損）について評価した⁽⁸³⁾。評価結果をそれぞれ図4、図5に示す。図4、図5より、同手法に伴う減速材反応度帰還特性及びドップラ反応度帰還特性への影響は無いことがわかる。

これにより、SPARKLE-2で採用している初期定常状態の設定方法が妥当であることを確認した。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

⁽⁸³⁾ この [] 調整は、炉心過渡計算の前段となる初期定常状態を達成するための手段であり、初期状態における体系の実効増倍率に応じて [] 調整することから、炉心体系における確認が適切である。また、ATWSは準静的な事象であることから、反応度帰還効果への影響は、COSMO-Sを用いた静特性解析にて評価可能である。

表3 初期定常状態の設定方法の妥当性 解析条件

項目	評価条件
評価体系	4ループ炉心 55GWd/t 平衡炉心
炉心状態	サイクル初期
炉心出力(%)	100, 50, 0

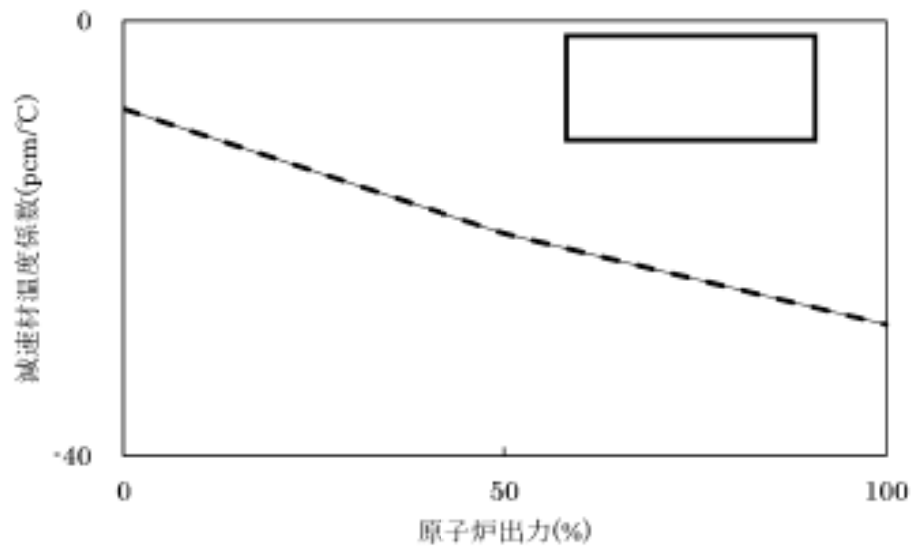


図4 減速材温度係数の比較

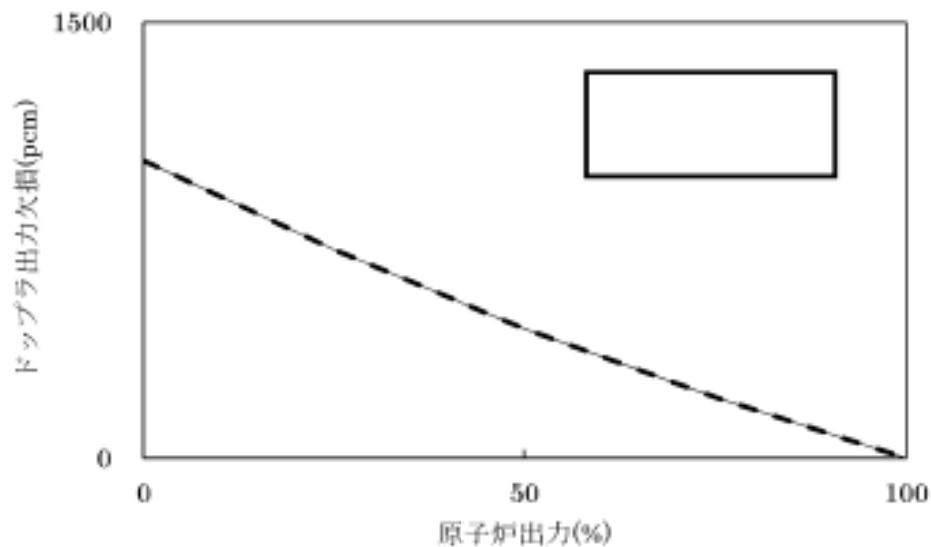


図5 ドップラ出力欠損の比較

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
 ので公開することはできません。

添付4 炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について

1. ドップラ反応度帰還の設定方法

COSMO-Kの入力となる核定数テーブルは、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つのパラメータでテーブル化されており、COSMO-Kでは、MIDACから受け渡される燃料実効温度、減速材温度、減速材密度、ほう素濃度に応じて核定数を参照している。COSMO-Kによる動特性計算におけるドップラ反応度帰還は、核定数テーブルを参照する際の燃料実効温度が変化することで、中性子束計算に使用する核定数が変化することにより考慮される。このことから、核定数を参照する際に用いる [] を適切に調整すれば、ドップラ反応度帰還を調整することができる。

そのため、SPARKLE-2におけるATWS解析では、ドップラ効果を調整する方法として、核定数を参照する際に用いる [] を調整する手法を採用している。具体的には、式(1)のように事象初期(t=0)からの [] [] を用いて核定数を参照することにより、ドップラ効果を調整している。

$$[] \quad \text{式(1)}$$

式(1)のように [] を補正する手法は、 [] とドップラ効果が良い相関があることを利用した方法であり、このように補正を行うことにより、ドップラ効果を適切に調整することができる。

なお、この [] は核的反応度帰還の評価でのみ用いられ、1次系全体の熱流動そのものの評価では使用されていないため、本調整は他のプラント特性に影響を与えない。

2. ドップラ反応度帰還の設定方法の妥当性について

SPARKLE-2における [] を補正する手法は、 [] とドップラ効果が良い相関があることを前提にしている。そのため、本項では、この関係がSPARKLE-2を用いた解析でも成り立つことを確認する。なお、本項での検証は、核定数レベルでの確認であるため、COSMO-Sによる単一集合体計算によって実施する。

上記の相関を確認するために、表1に示す解析条件に基づき、サイクル初期の炉心平均燃焼度を想定した15GWd/tにおけるウラン集合体計算において、燃料温度を変化させた場合の無限増倍率を評価した。その結果、図1に示すとおり、 [] と無限増倍率は良い相関があることが確認できた。

したがって、式(1)を用いて [] を補正する手法は適切な手法であり、ドップラ反応度帰還を意図したとおり調整できるといえる。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

表1 解析条件

項目	評価条件
評価体系	17行17列燃料集合体
燃料タイプ	4.8wt%ウラン燃料集合体
燃焼度(GWd/t)	15 (サイクル初期炉心平均燃焼度相当)
ほう素濃度(ppm)	0
減速材密度(g/cm ³)	0.7
減速材温度(°C)	326.85 (600 K)
燃料温度(K)	10、100、200、400、600、800、1,000、1,200、1,500



図1 と無限増倍率の関係

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

1. はじめに

許認可解析のように、複数の取替炉心を包絡した核特性条件で解析評価を行う場合は、評価目的に応じて、対象とするプラントで想定される複数の取替炉心の核特性の変動幅を包絡させるように設定した仮想的な炉心（以下「評価用炉心」という。）に対して評価を行う。

1点炉近似動特性は炉心を仮想的に空間分布の概念がない1点で表現した解析モデルであり、各々の核特性に対し3次元静特性解析等に基づき包絡的に設定された任意の反応度係数を入力することにより評価用炉心を設定する。一方、3次元炉心動特性を採用するSPARKLE-2では、評価用炉心の設定にあたり具体的な炉心燃料装荷パターンや燃焼度分布等の情報が必要となることから、ある特定の炉心を基準とし、当該炉心の核特性を包絡的な値に調整することにより設定することが合理的である¹。

ATWSの核特性（反応度帰還効果）に関する重要現象は、本資料「第2部 SPARKLE-2」2.3節に示すとおり、減速材反応度帰還効果とドップラ反応度帰還効果であることから、今回のATWS解析では、実機プラントの核特性を表す典型的な炉心を基準とし、事象進展への影響が大きいこれらの反応度帰還効果を調整することにより、評価用炉心を設定した。

ここでは、SPARKLE-2でのATWS解析に用いた評価用炉心の具体的な設定方法と、設定に伴う他の核特性への影響について述べる。また、実機で想定される炉心のばらつきがATWS解析に与える影響を整理し、実機のばらつきを考慮した評価用炉心設定の妥当性について述べる。

2. 評価用炉心の設定方法

2.1 減速材反応度帰還効果

2.1.1 減速材反応度帰還調整によるATWS解析への影響

「添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について」に示すとおり、PWRでは減速材反応度帰還効果とほう素濃度に良い相関があることを利用し、基準となる炉心のほう素濃度を変更することにより、初期状態の減速材温度係数を任意の値に調整し、評価用炉心を設定している。

ここで、評価用炉心における減速材温度係数調整の効果を確認する観点から、代表4ループプラントに対し、ステップ2燃料平衡炉心を対象に、事象初期の減速材温度係数（ $-28\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ ）を調整しない場合と、評価用炉心としてほう素濃度調整により $-13\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ に調整した場合について、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の参考解析を実施した。原子炉出力、1次冷却材温度及び1次冷却材圧力の推移を図1～図3に示す。以下に、減速材反応度帰還効果の調整による事象進

¹ 3次元炉心動特性解析における評価用炉心の設定に当たっては、上記で述べた方法以外に、評価目的に応じた核特性を有する具体的な炉心装荷パターンを直接設定する方法も考えられるが、炉心装荷パターンの設定等の工夫だけでは目的のパラメータを任意の値に設定できない可能性があることや、特定のパラメータに包絡性を持たせるため現実的でない炉心構成となる可能性があることから、この方法で評価用炉心を設定することは現実的には困難である。

展への影響を考察する。

① 事象発生から主蒸気隔離まで

事象発生後、蒸気発生器への給水が停止されるため、蒸気発生器 2 次側温度及び圧力の上昇に伴い 1 次冷却材温度がわずかに上昇傾向を示し、減速材による負の反応度帰還効果により原子炉出力はわずかに低下する。

この期間における 1 次冷却材温度の上昇はわずかであるため、減速材反応度帰還効果の大小が原子炉出力へ与える影響は小さい。

② 主蒸気隔離から蒸気発生器ドライアウト直前まで

主蒸気隔離による 2 次側除熱量の減少に伴い、1 次冷却材温度及び 1 次冷却材圧力が上昇し、減速材による負の反応度帰還効果により原子炉出力は一定量低下する。

この期間においては、1 次冷却材温度の上昇幅が大きく原子炉出力の低下幅は減速材反応度帰還効果に依存する（原子炉出力は、減速材反応度帰還効果とドブブラ反応度帰還効果がバランスする原子炉出力に向かうことから、この後の蒸気発生器ドライアウト時点での原子炉出力は主に減速材反応度帰還効果により定まる）。

また、この期間の 1 次冷却材圧力は、加圧器逃がし弁及び安全弁の作動により抑制されるため、減速材反応度帰還効果の大小による影響は小さい。

③ 蒸気発生器ドライアウト時

主蒸気隔離後も主蒸気安全弁より蒸気放出が継続するため、蒸気発生器 2 次側保有水は減少を続ける。やがて、蒸気発生器 2 次側保有水の減少に伴い蒸気発生器 1 次側から 2 次側への伝熱量が急激に低下し始め、1 次系冷却材温度が急上昇し 1 次冷却材体積が急増する。このため加圧器は満水となり、加圧器安全弁からの放出が蒸気放出から液相放出に転じることと相まって、1 次冷却材圧力が急上昇する。このときの原子炉出力は、②で述べたように主に減速材反応度帰還効果により定まる値となっており、その後は、1 次冷却材温度上昇に伴う減速材の負の反応度帰還効果により大幅に低下する。

この期間の 1 次冷却材圧力は、蒸気発生器ドライアウト時の原子炉出力に依存するため、主に減速材反応度帰還効果に依存する。

④ 蒸気発生器ドライアウトから事象収束まで

主蒸気隔離及び蒸気発生器ドライアウトに伴う 1 次冷却材温度上昇により炉心は未臨界となり、原子炉出力は低下を続け、崩壊熱レベルまで低下する。蒸気発生器ドライアウト時の原子炉出力が低い方（減速材反応度帰還効果が大きい方）が、その後の原子炉出力も低く推移するため、1 次冷却材温度上昇幅が小さくなり負の減速材反応度帰還効果も小さくなるため、原子炉出力の低下は若干緩やかなものとなるが、原子炉出力は崩壊熱レベルで下げ止

まるため、減速材反応度帰還効果の大小が原子炉出力に与える影響は小さい。また、減速材反応度帰還効果が大きいと1次冷却材温度が低く維持されるため、1次冷却材圧力は低めに推移する。

その後、補助給水による1次冷却材温度の低下に伴い、徐々に負の減速材反応度帰還効果が小さくなり、やがて再臨界を迎える。上述したとおり、減速材反応度帰還効果が大きいほど1次冷却材温度は低く維持され温度低下も早くなるため、再臨界を迎えるタイミングは早まるが、補助給水による除熱量と炉心発熱量がバランスした原子炉出力で整定する。

2.1.2 減速材反応度帰還調整による事象進展中の減速材密度係数

減速材温度係数を調整しない場合と調整した場合における、事象進展中の減速材密度係数の推移を図4に示す。これより、事象初期の減速材温度係数の調整により考慮した保守性は、事象進展中を通じて維持されていることがわかる。

図4の減速材密度係数は、図1～図3の動特性解析から得られた事象進展中の原子炉出力、1次冷却材圧力、1次冷却材温度を入力条件とし、COSMO-Sを用いた3次元静特性解析により事象進展中の減速材密度係数を評価したものである。本評価は事象進展中の減速材密度係数を静特性解析を用いて近似的に計算したものであるが、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」は緩やかな事象進展でありかつ出力分布変化が小さい事象であることから、空間的及び時間的に準静的な過渡変化といえ、過渡解析でみられる遅発中性子遅れや熱遅れによる影響は顕著でないと考えられるため、本手法に基づく減速材密度係数の評価結果は、事象進展中の減速材密度係数の変化の特徴を把握する観点から妥当なものとする。なお、図4の減速材密度係数は、事象開始時点から原子炉出力がほぼ整定する約200秒までを対象とした評価結果である。

2.1.3 減速材反応度帰還調整に伴う他の炉心の核的な特徴への影響

評価用炉心における減速材温度係数の調整に伴う減速材反応度帰還効果以外の主要な炉心の核的な特徴への影響は、以下に述べるとおり軽微である。

① 出力分布

事象初期と事象進展中（1次冷却材圧力がピーク値となる付近の100秒時点）における出力分布を図5～図8に示すが、出力分布の過渡変化は小さいことがわかる。

図5～図8より減速材温度係数の調整に伴う径方向出力分布への影響は軽微であり、軸方向出力分布に対しては、初期の減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ とすることにより炉心上下部の減速材反応度帰還量の差が小さくなり炉心上部に偏った分布となる。この軸方向出力分布の変化により1次冷却材温度分布が変化するが、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」では1次冷却材圧力を評価指標としており、1次冷却材圧力は1次冷却材全体の膨張量が重要であるため、減速材温度係数の調整に伴う1次冷却材温度分布変化による1次冷却材圧力への影響は軽微といえる。また、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」では出

力分布の過渡変化が小さいことに加え、後述の②③に示すように、減速材温度係数を調整することに伴う出力分布変化による他の反応度係数への影響はほとんどないことから、減速材温度係数の調整に伴う出力分布変化が出力過渡応答に与える影響も軽微といえる。

② ドップラ特性

「添付3 炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について」2.2 節に示すとおり、集合体系での比較により、ほう素濃度調整により減速材反応度帰還を調整することに伴うドップラ反応度帰還効果への影響が軽微であることを確認している。

炉心体系においても、先述の代表4ループプラントに対する参考解析により、減速材温度係数を調整しない場合と調整した場合について、高温全出力から50%出力（1次冷却材圧力がピーク値となる付近の出力）までのドップラ出力欠損を比較すると、その差は約5pcmであり（高温全出力から50%出力までのドップラ出力欠損は約400pcm）、減速材温度係数の調整がドップラ反応度帰還効果に与える影響は軽微といえる。

③ 遅発中性子割合

事象初期における遅発中性子割合は、代表4ループプラントに対する参考解析において、減速材温度係数を調整しない場合、調整した場合共に0.59%であり、減速材温度係数の調整による影響を受けていない。

2.2 ドップラ反応度帰還効果

本資料「第2部 SPARKLE-2」において、ドップラ反応度帰還効果の不確かさが、ATWSの評価指標である1次冷却材圧力へ与える影響が評価されている。評価用炉心のドップラ反応度帰還効果について、基準となる炉心から調整を加える場合の設定方法は、「添付4 炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について」に記載されているとおりであり、この調整は過渡時のドップラ反応度帰還効果に係る核定数の参照のみに用いられ、他の核特性及びプラント特性に影響を与えない。

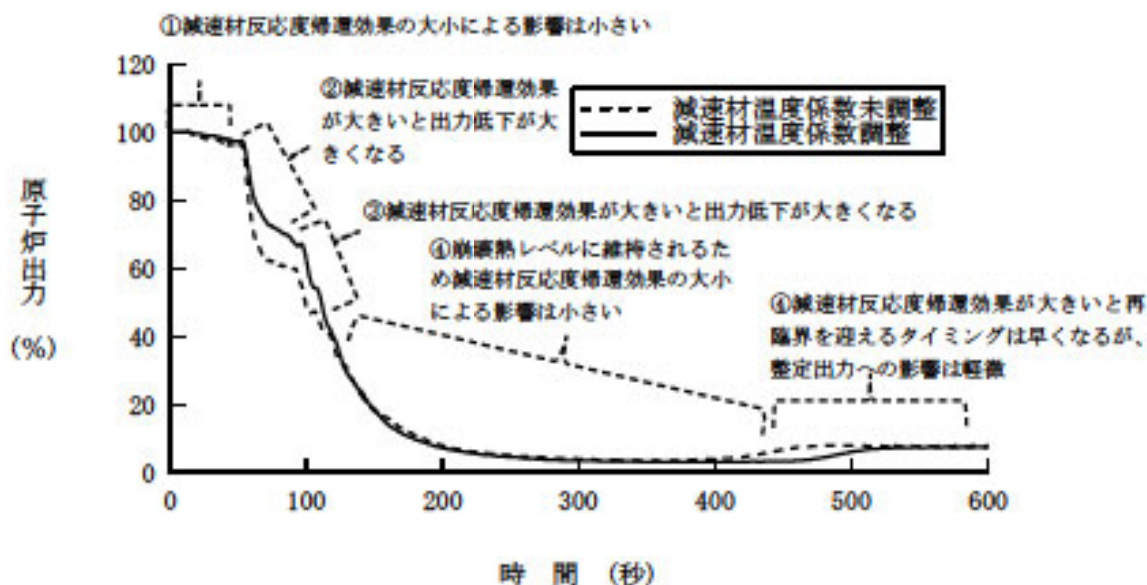


図1 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の原子炉出力
(ステップ2平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

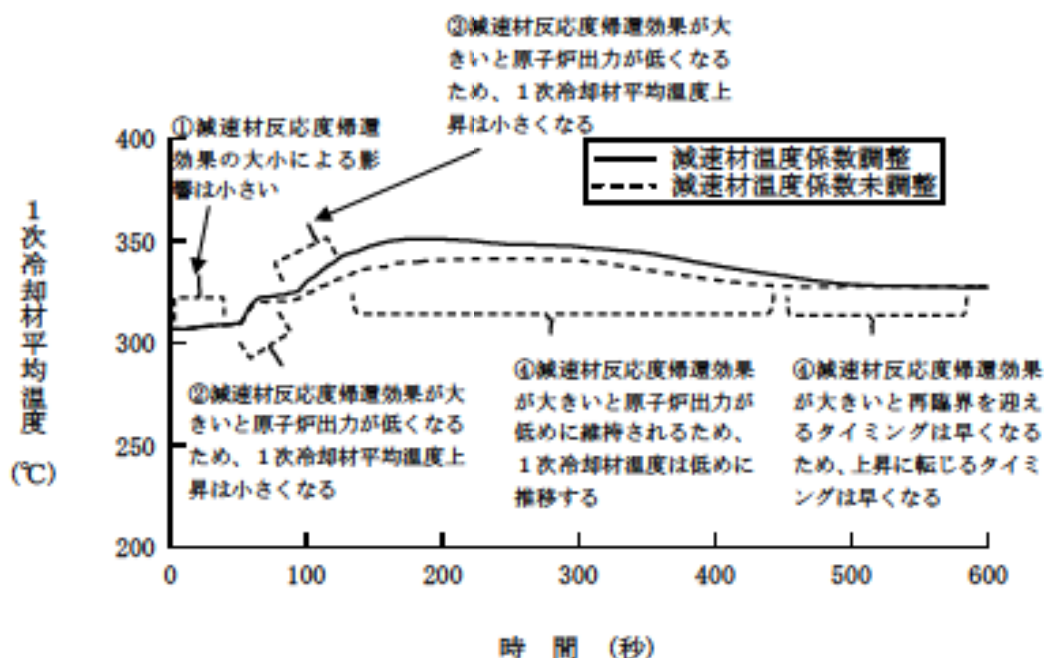


図2 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の1次冷却材温度
(ステップ2平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

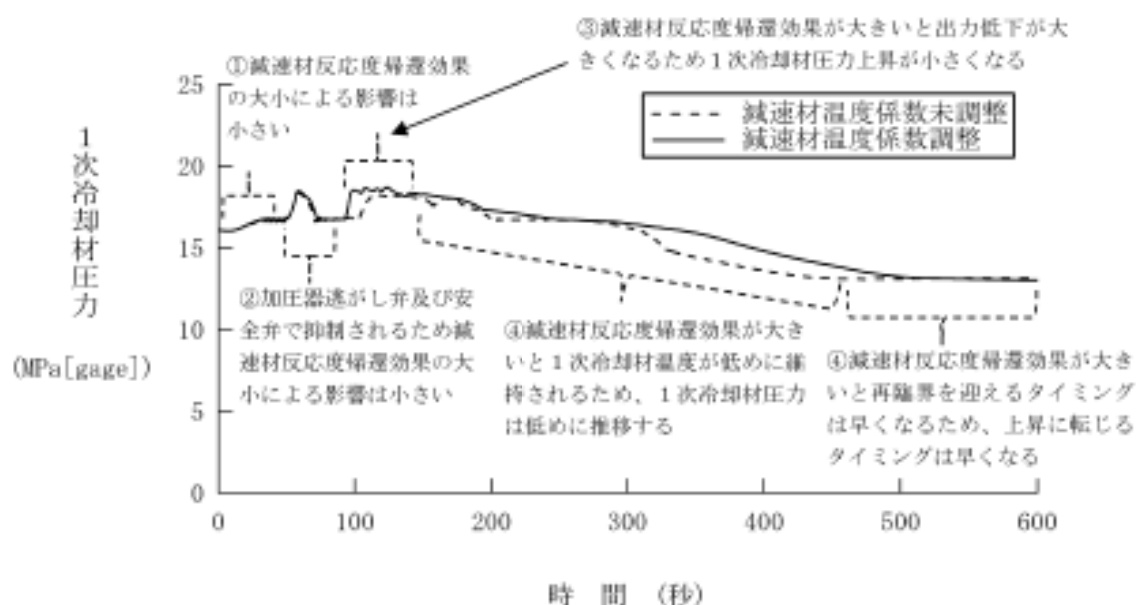


図3 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の1次冷却材圧力
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)



図4 「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」事象進展中の減速材密度係数の変化
(ステップ2 平衡炉心：減速材温度係数調整前後での比較)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.88	1.11	1.11	1.07	1.18	0.91	0.90	1.13
	0.87	1.11	1.12	1.07	1.20	0.92	0.88	1.10
J	1.11	0.85	0.93	1.31	1.21	1.07	0.87	1.08
	1.11	0.85	0.94	1.32	1.23	1.08	0.85	1.05
K	1.11	0.93	1.03	1.19	1.16	0.92	1.02	0.88
	1.12	0.94	1.04	1.21	1.18	0.93	1.02	0.86
L	1.06	1.31	1.19	1.19	1.00	1.04	0.91	0.74
	1.07	1.33	1.21	1.21	1.01	1.05	0.91	0.72
M	1.18	1.21	1.16	1.00	1.06	1.01	0.86	
	1.20	1.23	1.18	1.01	1.07	1.02	0.85	
N	0.91	1.07	0.92	1.04	1.01	0.75	0.67	
	0.92	1.07	0.93	1.05	1.02	0.75	0.66	
P	0.90	0.86	1.02	0.91	0.86	0.67		
	0.88	0.85	1.02	0.91	0.85	0.66		
R	1.13	1.08	0.88	0.74	…減速材温度係数未調整(事象初期)			
	1.10	1.05	0.86	0.72	…減速材温度係数調整(事象初期)			

図5 減速材温度係数調整前後の径方向出力分布 (ステップ2 平衡炉心) 【事象初期】

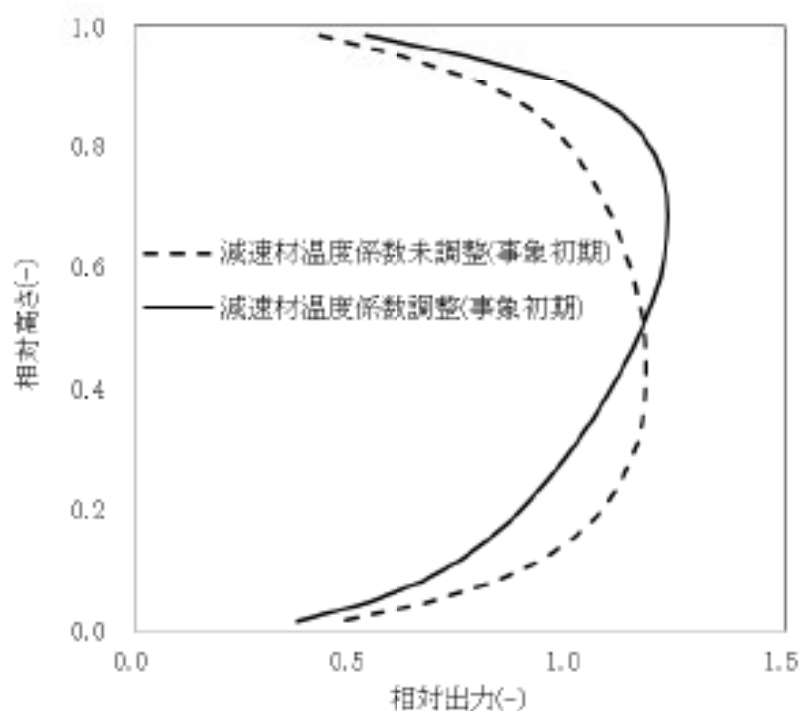


図6 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布 (ステップ2 平衡炉心) 【事象初期】

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.92	1.16	1.16	1.10	1.21	0.93	0.88	1.08
	0.92	1.16	1.17	1.11	1.23	0.93	0.86	1.04
J	1.16	0.89	0.97	1.35	1.24	1.08	0.85	1.03
	1.16	0.89	0.97	1.36	1.25	1.09	0.84	1.00
K	1.16	0.97	1.07	1.22	1.19	0.93	1.00	0.84
	1.17	0.98	1.07	1.23	1.20	0.93	1.00	0.82
L	1.10	1.35	1.23	1.21	1.01	1.03	0.89	0.71
	1.11	1.36	1.23	1.23	1.02	1.04	0.88	0.69
M	1.21	1.24	1.19	1.01	1.06	0.99	0.82	
	1.23	1.25	1.20	1.02	1.07	1.01	0.82	
N	0.92	1.08	0.93	1.03	0.99	0.72	0.64	
	0.93	1.09	0.93	1.04	1.01	0.73	0.63	
P	0.88	0.85	1.00	0.88	0.82	0.64		
	0.86	0.84	0.99	0.88	0.82	0.63		
R	1.08	1.03	0.84	0.71	…減速材温度係数未調整(100秒時点)			
	1.04	0.99	0.82	0.69	…減速材温度係数調整(100秒時点)			

図7 減速材温度係数調整前後の径方向出力分布 (ステップ2 平衡炉心) [100 秒時点]

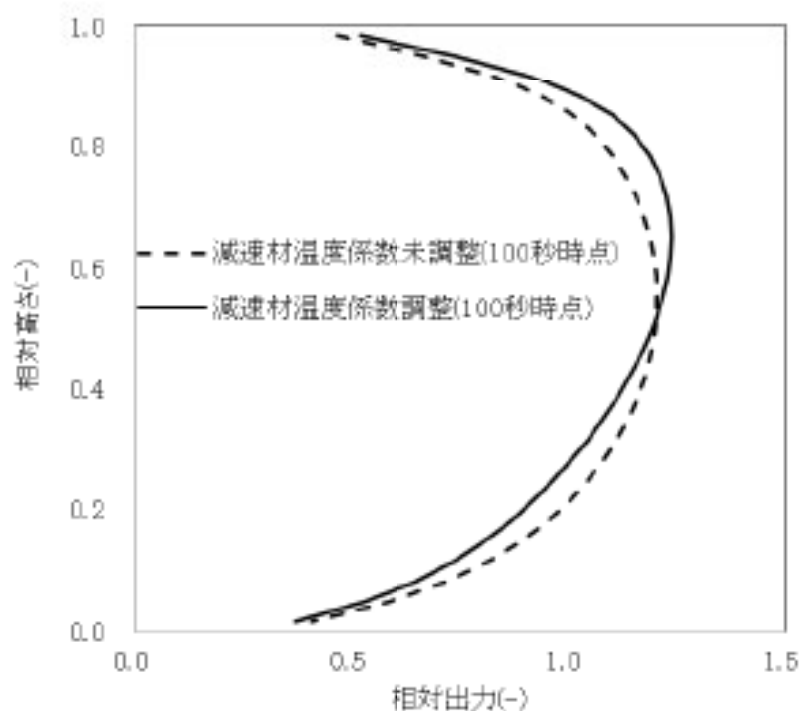


図8 減速材温度係数調整前後の軸方向出力分布 (ステップ2 平衡炉心) [100 秒時点]

3. 評価用炉心の基準となる炉心について

今回のATWS解析では、実機プラントの核特性を表す典型的な炉心を基準とし、事象進展への影響が大きい反応度帰還効果を調整することにより評価用炉心を設定している。ここでは、評価用炉心の基準となる炉心の違いによるATWS解析への影響について述べる。

図9～図13に、異なる燃料仕様及び燃料装荷パターンで構成された炉心として、ステップ2燃料平衡炉心及びステップ1燃料平衡炉心を対象に実施した「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」解析結果を示す。ステップ1燃料平衡炉心の方が主蒸気隔離後（約49秒以降）の原子炉出力は高めに維持されているが、これは、高温全出力時の減速材温度係数が、ステップ2燃料平衡炉心では $-28\text{pcm}/^\circ\text{C}$ であるのに対し、ステップ1燃料平衡炉心では $-24\text{pcm}/^\circ\text{C}$ と減速材反応度帰還効果が弱いためである。

図14～図18は、両炉心に対し、それぞれほう素濃度調整により初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した炉心を対象に解析した結果を示す。この結果より、両炉心の原子炉出力応答はほぼ同等であり、いずれもほう素濃度調整前に比べて原子炉出力が高めに維持されていることがわかる。

図19に、ステップ2燃料平衡炉心及びステップ1燃料平衡炉心について、それぞれ初期減速材温度係数を調整しない場合（図9～図13の解析）と、 $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した場合（図14～図18の解析）における、事象進展中の減速材密度係数を示す（減速材密度係数の評価方法は2.1.2節と同様）。図19から、初期減速材温度係数を調整しない場合は、高温全出力時の減速材温度係数の小さいステップ1燃料平衡炉心の方が事象進展中を通じて減速材反応度帰還効果が小さいが、 $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した場合の減速材反応度帰還効果はほぼ同一となっていることがわかる。

以上より、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の原子炉出力等の応答は、減速材反応度帰還効果による影響が支配的であり、基準となる炉心の燃料仕様や燃料装荷パターン、出力分布によらず、初期の減速材温度係数を同一の値に調整した場合は、事象進展中の減速材反応度帰還効果もほぼ同一といえることから、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の解析に当たっては、典型的な炉心を基準とし、事象進展への影響が大きい減速材反応度帰還効果を調整することにより評価用炉心を設定すれば良いといえる（燃料装荷パターンによる影響は4.2節にて述べる）。なお、本解析は「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」を対象としたものであるが、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」においても、「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」と同様に事象進展が緩やかでありかつ出力分布変化が小さいこと、事象進展中の1次冷却材温度（密度）及び燃料温度等の変動幅も同程度であるため、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」についても同じことが言える。

なお、評価用炉心の基準となる炉心のサイクル燃焼度としては、高温全出力時のほう素濃度が最も高く、減速材温度係数の絶対値が最も小さくなるサイクル初期を選択している（燃焼に伴う減速材反応度帰還効果の変化による影響は4.1節にて述べる）。

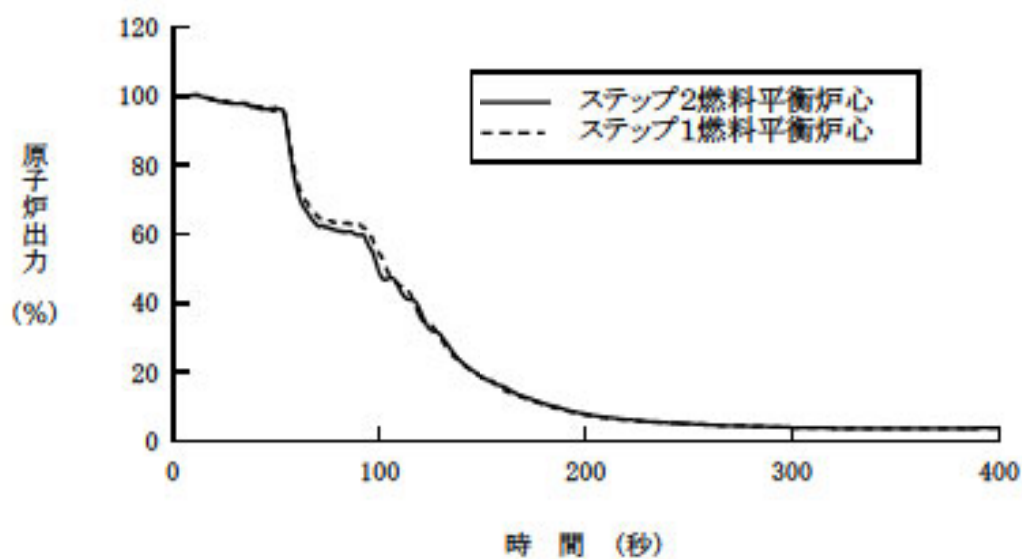


図9 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる原子炉出力への影響
(ステップ2平衡炉心とステップ1平衡炉心)

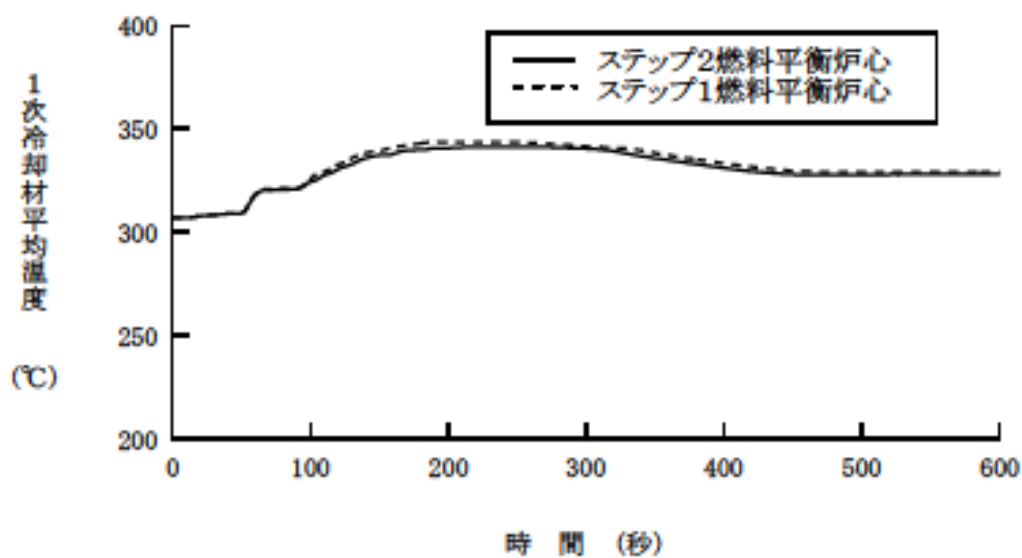


図10 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる1次冷却材温度への影響
(ステップ2平衡炉心とステップ1平衡炉心)

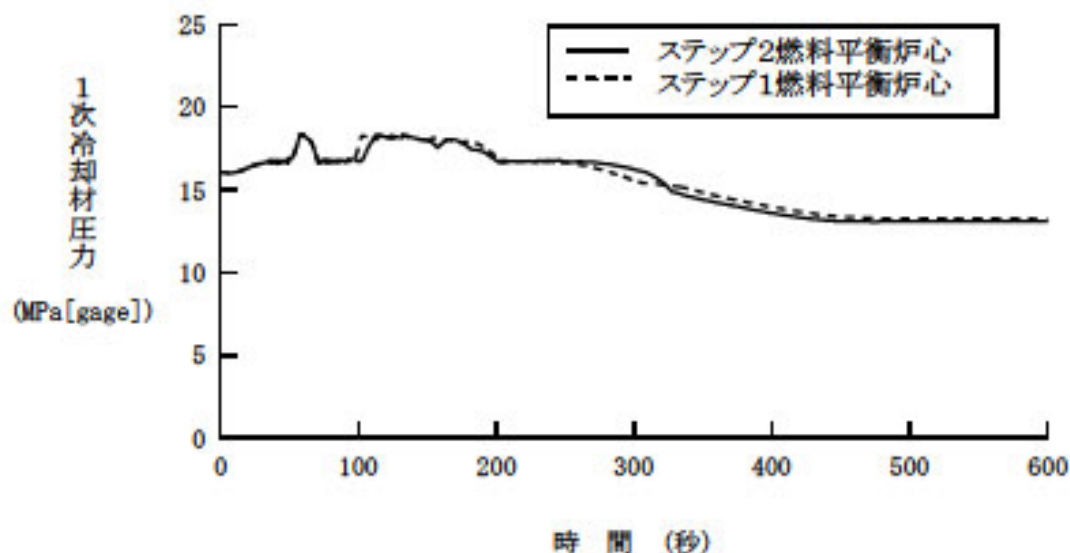


図 1 1 評価用炉心の基準となる炉心の違いによる 1 次冷却材圧力への影響
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.88	1.11	1.11	1.07	1.18	0.91	0.90	1.13
	0.88	1.07	1.11	0.91	1.06	0.92	1.18	0.91
J	1.11	0.85	0.93	1.31	1.21	1.07	0.87	1.08
	1.07	1.08	0.98	1.13	1.12	0.96	1.21	1.07
K	1.11	0.93	1.03	1.19	1.16	0.92	1.02	0.88
	1.11	0.98	1.07	1.10	0.93	1.06	0.92	1.00
L	1.06	1.31	1.19	1.19	1.00	1.04	0.91	0.74
	0.92	1.13	1.10	0.90	1.07	0.89	1.01	0.76
M	1.18	1.21	1.16	1.00	1.06	1.01	0.86	
	1.06	1.12	0.93	1.06	0.84	1.02	1.03	
N	0.91	1.07	0.92	1.04	1.01	0.75	0.67	
	0.92	0.96	1.06	0.89	1.02	1.00	0.76	
P	0.90	0.86	1.02	0.91	0.86	0.67		
	1.18	1.21	0.92	1.01	1.03	0.76		
R	1.13	1.08	0.88	0.74
	0.91	1.07	1.00	0.76

図 1 2 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の径方向出力分布の比較 [事象初期]
(ステップ 2 平衡炉心とステップ 1 平衡炉心)

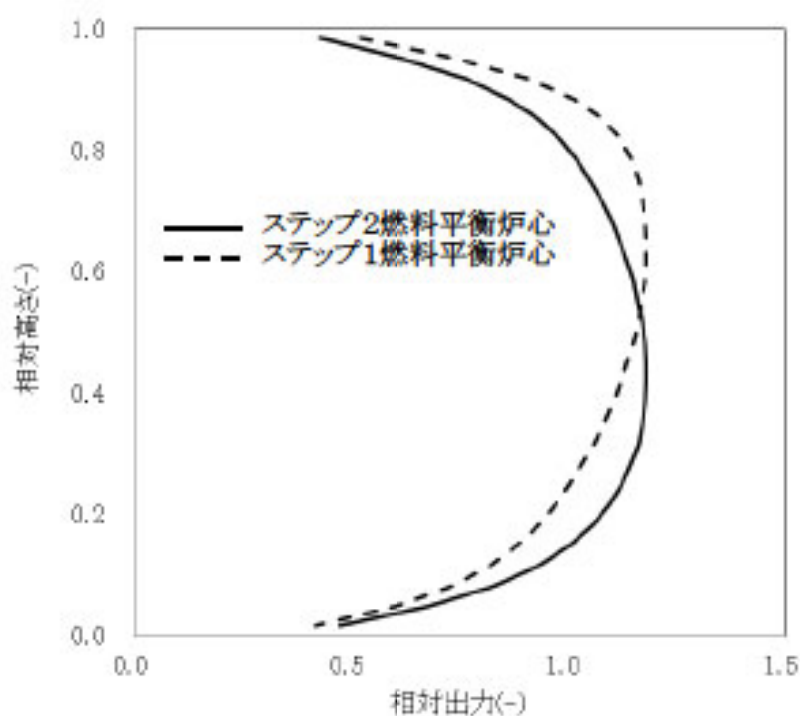


図 1 3 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較【事象初期】
(ステップ2平衡炉心とステップ1平衡炉心)

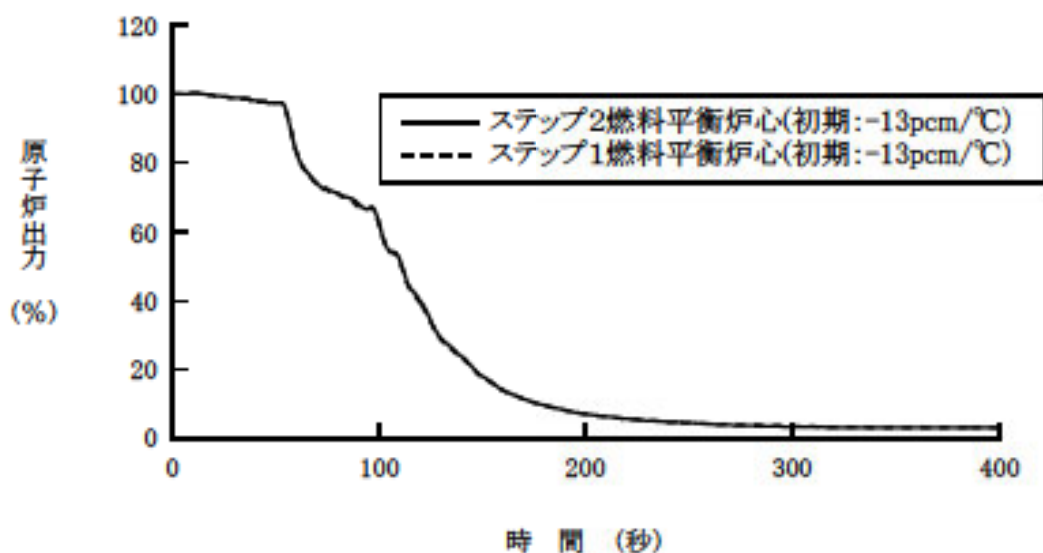


図 1 4 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の原子炉出力応答の比較
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)

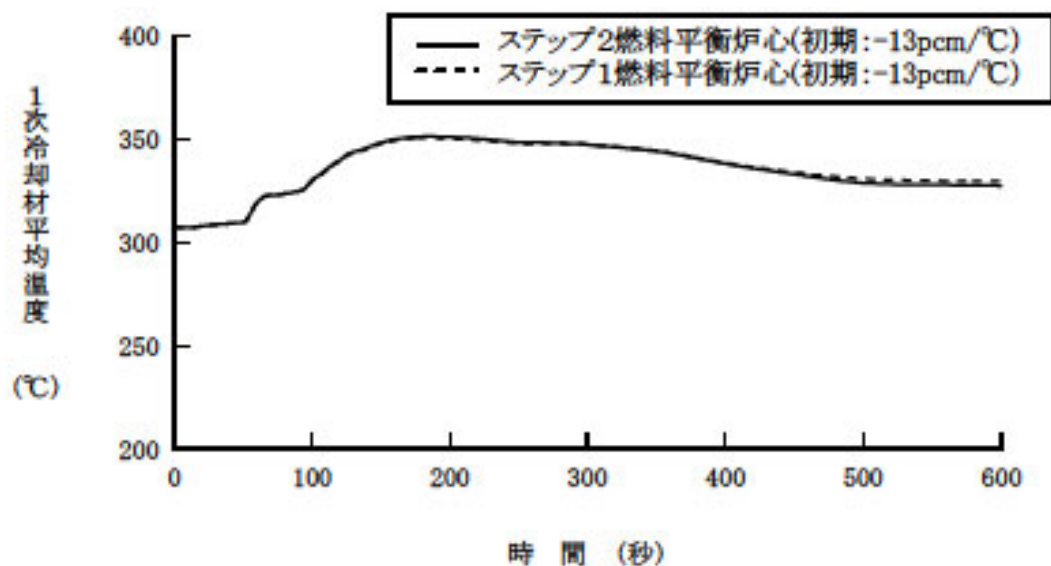


図 1 5 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の 1 次冷却材温度応答の比較
(初期減速材温度係数： $-13\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ 調整後)

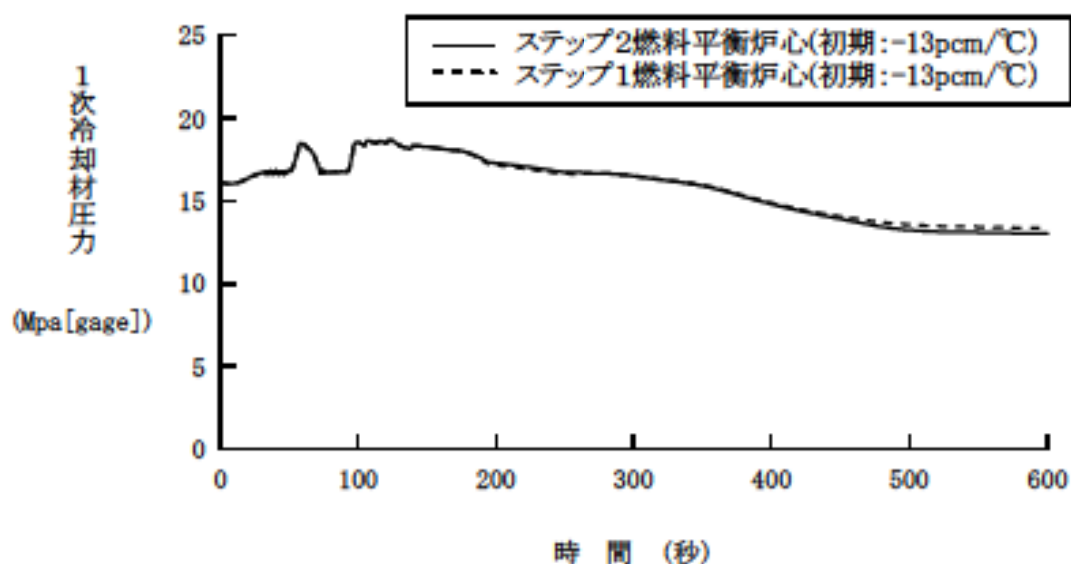


図 1 6 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の 1 次冷却材圧力応答の比較
(初期減速材温度係数： $-13\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ 調整後)

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.87	1.11	1.12	1.07	1.20	0.92	0.88	1.10
	0.87	1.05	1.10	0.90	1.05	0.91	1.19	0.92
J	1.11	0.85	0.94	1.32	1.23	1.08	0.85	1.05
	1.05	1.07	0.97	1.11	1.11	0.95	1.21	1.08
K	1.12	0.94	1.04	1.21	1.18	0.93	1.02	0.86
	1.10	0.97	1.06	1.09	0.92	1.06	0.92	1.02
L	1.07	1.33	1.21	1.21	1.01	1.05	0.91	0.72
	0.90	1.11	1.09	0.88	1.06	0.89	1.02	0.77
M	1.20	1.23	1.18	1.01	1.07	1.02	0.85	
	1.05	1.11	0.92	1.06	0.84	1.03	1.05	
N	0.92	1.07	0.93	1.05	1.02	0.75	0.66	
	0.91	0.95	1.06	0.89	1.03	1.02	0.77	
P	0.88	0.85	1.02	0.91	0.85	0.66		
	1.19	1.21	0.92	1.02	1.05	0.77		
R	1.10	1.05	0.86	0.72	…ステップ2燃料平衡炉心(初期:-13pcm/°C)			
	0.92	1.09	1.02	0.77	…ステップ1燃料平衡炉心(初期:-13pcm/°C)			

図17 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の径方向出力分布の比較
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)【事象初期】

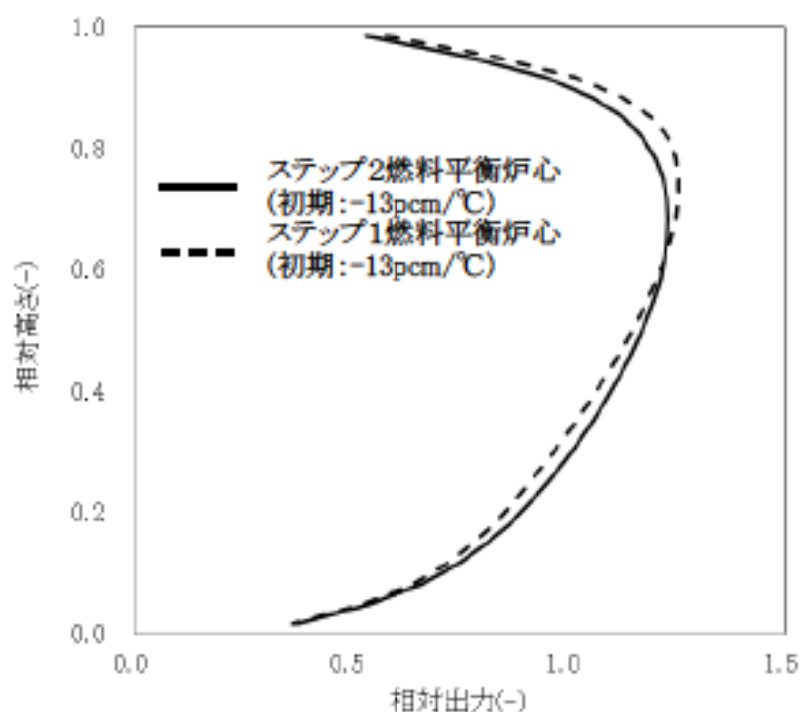


図18 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の軸方向出力分布の比較
(初期減速材温度係数：-13pcm/°C調整後)【事象初期】

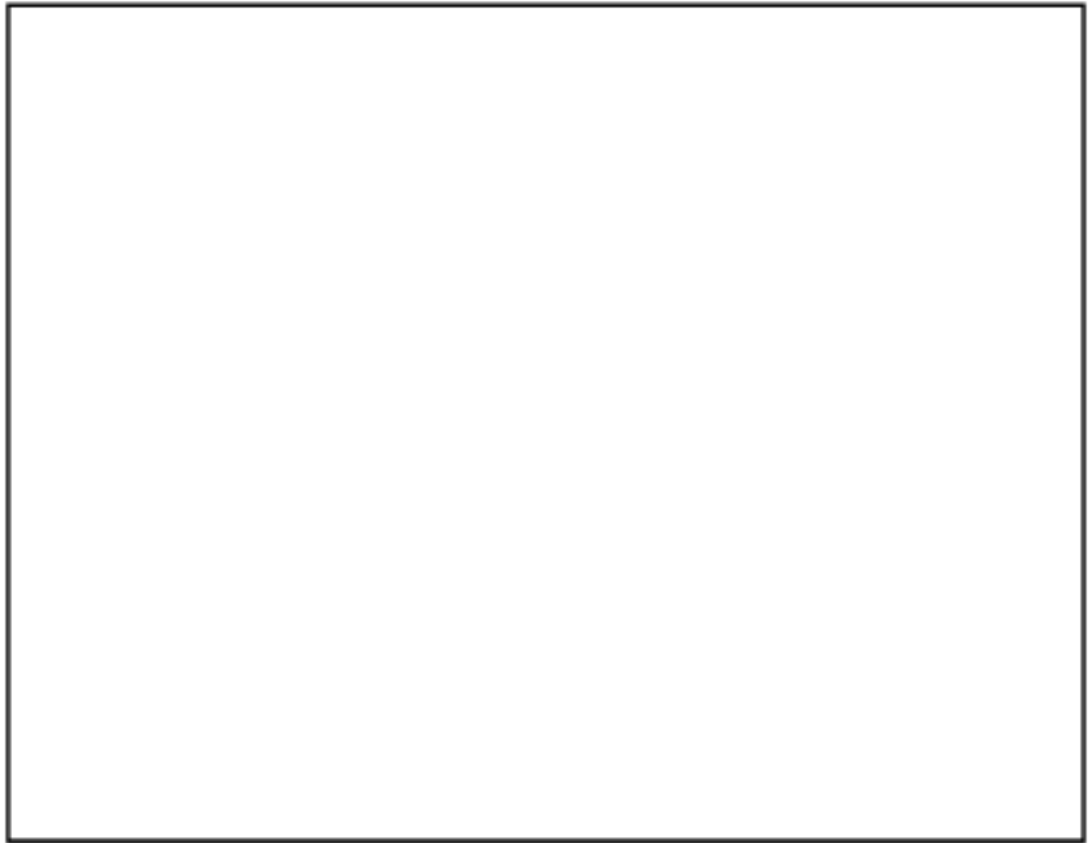


図 1 9 評価用炉心の基準となる炉心を変更した場合の減速材密度係数の比較

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

4. 実機で想定される炉心のばらつきとATWS解析への影響について

実機炉心で想定される減速材反応度帰還効果の燃焼に伴う変化及び取替炉心によるばらつきと、ATWSへの影響について整理し、実機炉心のばらつきを考慮した評価用炉心設定の妥当性について述べる。

4.1 減速材反応度帰還効果の燃焼に伴う変化による影響

炉心の余剰反応度を1次冷却材中のほう素濃度により制御するPWRでは、余剰反応度が大きいサイクル初期はほう素濃度が高く、燃焼に伴いほう素濃度が低下する。したがって、サイクル初期からサイクル末期にかけて減速材反応度帰還効果が大きくなっていく。

燃焼に伴う減速材反応度帰還効果の変化がATWSへ与える影響を把握するため、ステップ2燃料平衡炉心のサイクル初期、サイクル中期及びサイクル末期の炉心を対象とした「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の解析を実施した。図20～図24に原子炉出力、1次冷却材温度、1次冷却材圧力及び出力分布を示す。これより、主蒸気隔離以降の原子炉出力、1次冷却材温度及び1次冷却材圧力上昇は、サイクル初期から中期、末期の順で低く推移していることがわかる。これは、図25に示すように、事象進展中の減速材反応度帰還効果（2.1.2節と同様の方法で算出）がサイクル初期、中期、末期の順で大きい値となっており、事象進展を通じてこの関係が維持されているためである。なお、図25には初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整した場合の減速材反応度帰還効果も示しているが、初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ に調整することにより事象進展中を通じて減速材反応度帰還効果が小さくなっていることがわかる。

ピーク時圧力は、2.1節に示すとおり、主蒸気隔離直後の圧力ピーク（1次ピーク）は減速材反応度帰還効果の影響をあまり受けないため、いずれのケースもほぼ同様の推移となっているが、減速材反応度帰還効果の影響が大きい蒸気発生器ドライアウト付近の2次ピークでは、減速材反応度帰還効果の違いに伴う原子炉出力の違いによる影響が現れる。蒸気発生器ドライアウト付近の原子炉出力はサイクル初期で最も高くなっているものの、今回のサイクル初期、中期、末期ではいずれも1次冷却材圧力の上昇は加圧器安全弁で抑えられているため、原子炉出力の違いが1次冷却材圧力に現れていないが、図3に示すように初期減速材温度係数を $-13\text{pcm}/^\circ\text{C}$ とした場合には1次冷却材圧力が高くなることわかる。

また、事象収束時点の原子炉出力については、2.1節に示すとおり、減速材反応度帰還効果の大きいサイクル末期が最も早いタイミングで再臨界を迎えているが、補助給水による除熱量と炉心発熱量がバランスした原子炉出力で整定する。なお、ATWSではATWS緩和設備により自動的にプラントが安定状態に導かれ運転員等操作を介しないため、再臨界となるタイミングの差異は運転員等操作へ影響を与えない。

なお、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」においても、1次冷却材温度上昇に伴う減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する点は「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」と同じであり、また、1次冷却材圧力がピークとなる付近の事象進展は「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」と

同様であることから、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」についてもほぼ同じことが言える。

本解析結果より、ATWSにおいては、燃焼に伴う減速材反応度帰還効果の変化を考慮しても、減速材反応度帰還効果の最も小さいサイクル初期に対し、さらに減速材反応度帰還効果が弱くなるように初期減速材温度係数を調整することにより、評価指標である1次冷却材圧力への影響の観点から保守的な評価とできる。

4.2 燃料装荷パターンの相違による影響

実機の取替炉心では、様々な燃料仕様及び燃料装荷パターンで炉心を構成することから、炉心毎に減速材温度係数や出力分布などの特性が異なる。ここでは、3章で示したステップ2燃料平衡炉心及びステップ1燃料平衡炉心を対象とした「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の解析結果を対象に、実機の取替炉心における燃料装荷パターン等のばらつきによる影響を考察する。

図12及び図17のステップ1平衡炉心とステップ2平衡炉心の事象初期の径方向出力分布を比較すると、全体的な傾向は両者で大きく変わらないものの、炉心装荷位置毎の燃料集合体相対出力は異なる値となっている。また、軸方向出力分布については、図13及び図18に示すとおり、ステップ1平衡炉心の方がステップ2平衡炉心に比べて炉心上部の出力分担が大きい形状となっている。

このような燃焼仕様及び燃料装荷パターンの違いにより出力分布が異なる2つの炉心を対象に実施した「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」の解析結果は、3章の図9～11及び図14～16に示している。初期減速材温度係数を調整しない場合は、減速材反応度帰還効果の小さいステップ1燃料平衡炉心の方が原子炉出力が高めに維持される。しかし、初期減速材温度係数を同一の値（ $-13\text{pcm}/^{\circ}\text{C}$ ）に調整すれば、燃焼仕様や燃料装荷パターン、出力分布が異なる炉心であっても、図19に示すとおり事象進展を通じた減速材反応度帰還効果はほぼ同一となる。そのため、原子炉出力、1次冷却材温度及び1次冷却材圧力応答は図14～16に示すように事象推移全般を通じてほぼ同一の応答を示し、主蒸気隔離直後の1次圧力ピーク、蒸気発生器ドライアウト付近の2次圧力ピークもほぼ同一であり、事象収束時の再臨界を迎えるタイミング及び整定出力もほぼ同一の結果を得ることができる。

なお、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」においても、1次冷却材温度上昇に伴う減速材反応度帰還効果により原子炉出力が低下する点は「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」と同じであり、また、1次冷却材圧力がピークとなる付近の事象進展は「主給水流量喪失+原子炉トリップ失敗」と同様であることから、「負荷の喪失+原子炉トリップ失敗」についてもほぼ同じことが言える。

本解析結果より、ATWSにおいては、実機取替炉心で想定される燃料仕様及び燃料装荷パターンの相違を考慮しても減速材反応度帰還による影響が顕著であり、燃料仕様や装荷パターン、出力分布の相違による影響は相対的に小さいと考えられる。したがって、実機取替炉心に対して、減速材反応度帰還効果の観点から保守性を考慮する場合には、初期減速材温度係数を調整することにより、評価指標である1次冷却材圧力への影響の観点から保守的な評価とすることができる。

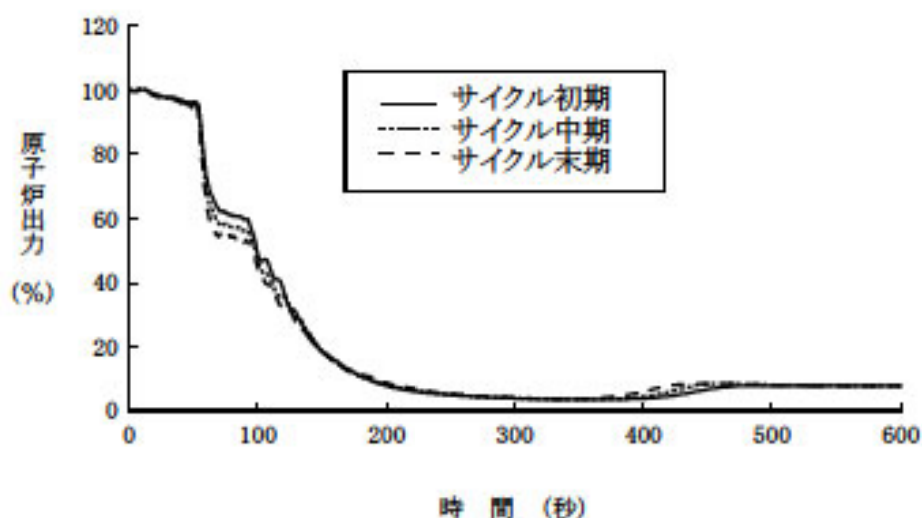


図 20 評価対象とする炉心の違いによる原子炉出力への影響
(ステップ2平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期²)

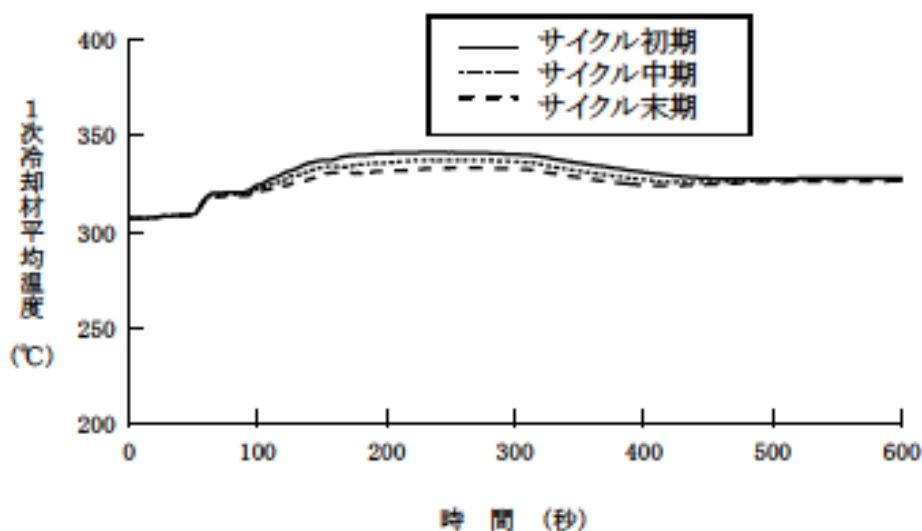


図 21 評価対象とする炉心の違いによる1次冷却材温度への影響
(ステップ2平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期)

² 各炉心のサイクル燃焼度は、サイクル初期：0MWd/t、サイクル中期：5,000MWd/t、サイクル末期：13,000MWd/tである(サイクル長さ：15,500MWd/t)。

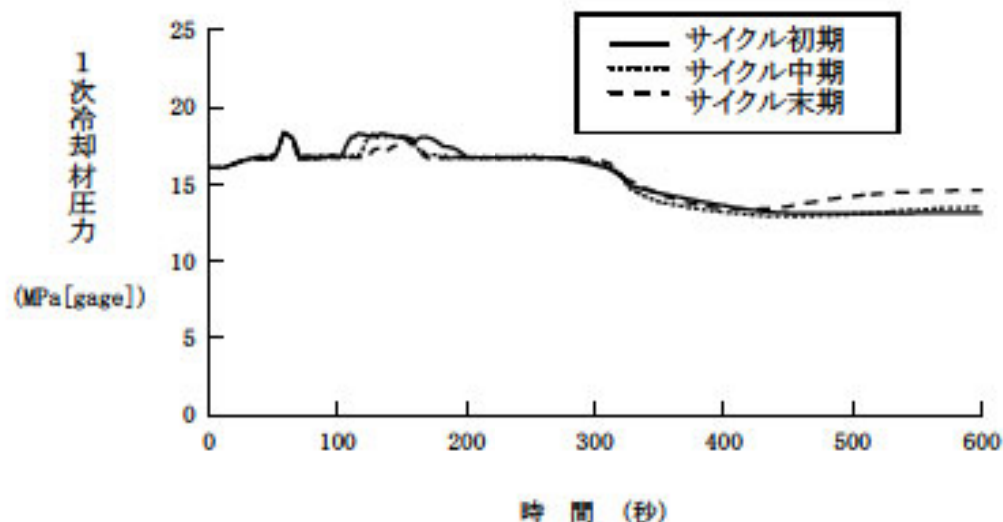


図 2 2 評価対象とする炉心の違いによる 1 次冷却材圧力への影響
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期)

	8	9	10	11	12	13	14	15
H	0.88	1.11	1.11	1.07	1.18	0.91	0.90	1.13
	0.83	1.04	1.09	1.02	1.20	0.93	0.85	1.00
	0.82	1.01	1.12	0.95	1.12	0.93	0.85	0.93
J	1.11	0.85	0.93	1.31	1.21	1.07	0.87	1.08
	1.04	0.81	0.89	1.24	1.22	1.12	0.84	0.98
	1.01	0.80	0.85	1.13	1.14	1.20	0.87	0.93
K	1.11	0.93	1.03	1.19	1.16	0.92	1.02	0.88
	1.09	0.89	0.98	1.15	1.19	0.96	1.05	0.84
	1.12	0.85	0.92	1.07	1.13	0.97	1.16	0.84
L	1.06	1.31	1.19	1.19	1.00	1.04	0.91	0.74
	1.02	1.24	1.15	1.23	1.04	1.11	0.93	0.74
	0.95	1.13	1.07	1.28	1.03	1.13	0.96	0.75
M	1.18	1.21	1.16	1.00	1.06	1.01	0.86	
	1.20	1.22	1.19	1.04	1.13	1.11	0.89	
	1.12	1.14	1.13	1.03	1.16	1.24	0.92	
N	0.91	1.07	0.92	1.04	1.01	0.75	0.67	
	0.93	1.12	0.96	1.11	1.11	0.79	0.70	
	0.93	1.20	0.97	1.13	1.24	0.86	0.74	
P	0.90	0.86	1.02	0.91	0.86	0.67		
	0.85	0.84	1.05	0.93	0.89	0.70		
	0.85	0.87	1.15	0.96	0.92	0.74		
R	1.13	1.08	0.88	0.74	
	1.00	0.98	0.84	0.74	
	0.93	0.93	0.84	0.75	

図 2 3 評価対象とする炉心の違いによる径方向出力分布への影響
(ステップ 2 平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期) [事象初期]

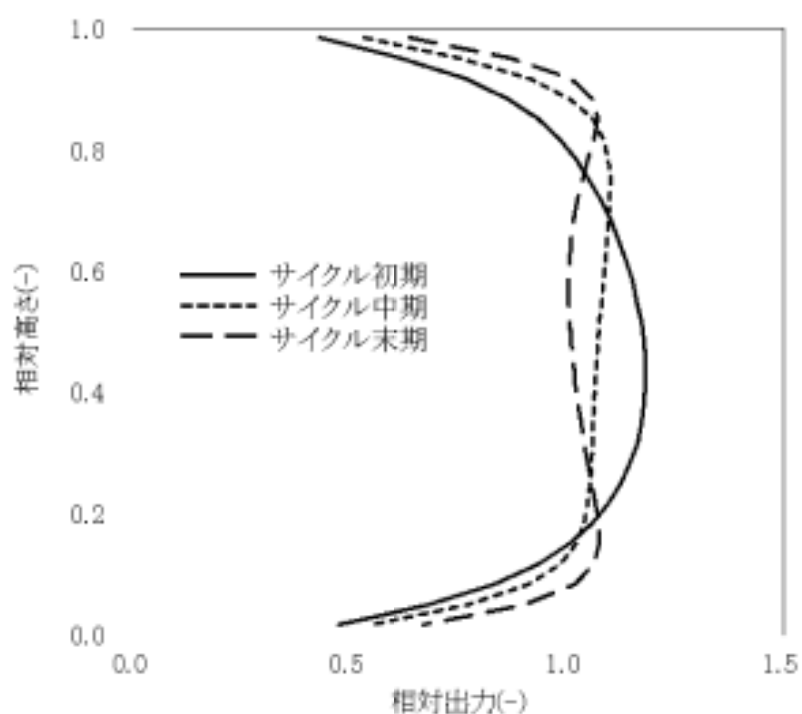


図2-4 評価対象とする炉心の違いによる軸方向出力分布への影響
(ステップ2平衡炉心 サイクル初期、中期及び末期) [事象初期]



図2-5 評価対象とする炉心の違いによる事象進展中の減速材密度係数への影響

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

添付6 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次冷却材圧力	
	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
		ダウンカマ
		パレルバップル領域
		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 (原子炉容器内寸法)	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カマ下端まで
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 (原子炉容器内寸法)	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)	・原子炉容器内 入口ノズル、スプレイノズル、ダウンコマ、下部プレナム、炉心有効発熱長間、炉心パイパス、上部プレナム、ガイドチューブ、出口ノズル
		・1次冷却材配管 高温側配管、蒸気発生器出口側配管、低温側配管
		・1次冷却材ポンプ
		・蒸気発生器1次側 入口プレナム、伝熱管 (プラグ率含む)、出口プレナム
		・蒸気発生器2次側 ダウンコマ部、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
・加圧器 本体、サージ管		
圧力損失データ	原子炉容器 (入口ノズル～出口ノズル間)	
	蒸気発生器入口～出口	
	ループ配管	
	蒸気発生器2次側	
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	
	中性子速度 (即発中性子寿命)	
	遅発中性子割合	
	2群核定数 (マクロ断面積、ミクロ断面積、不連続因子)	
	燃料棒再構築計算用データ	
	燃料集合体配列 (燃料集合体数、燃料集合体配置、燃料集合体ピッチ)	
	燃焼度分布	
	制御棒条件 (制御棒配置、制御棒ステップ)	
	初期ほう素濃度	
燃料データ	燃料棒配列 (集合体あたりの燃料棒数、燃料棒配置、燃料棒ピッチ)	
	グリッド位置、圧力損失係数	
	燃料被覆管外径、燃料被覆管肉厚	
	燃料棒有効長	
	制御棒及び計装用案内管外径	
	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)	
	燃料棒発熱割合	
	ペレット密度、濃縮度 (Pu含有率)	

表(4/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件
加圧器関連データ	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)
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)

表(5/5) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
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
	ポンプホモログス曲線
	冷却材定格密度
	RCP定格流量
	RCP摩擦トルク係数
事象収束に重要な機器 及び操作関連	ATWS緩和設備 (設定点、応答遅れ)
	主蒸気隔離 (隔離完了 (遅れ時間)、個数)
	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)
事故条件	異常な過渡変化時の原子炉トリップ機能喪失

(第3部 MAAP)

目次

－ 第3部 MAA P －

1. はじめに.....	3-3
2. 重要現象の特定.....	3-4
2.1 重要事故シーケンスと評価指標.....	3-4
2.2 ランクの定義.....	3-11
2.3 物理現象に対するランク付け.....	3-12
3. 解析モデルについて.....	3-38
3.1 コード概要.....	3-38
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	3-38
3.3 解析モデル.....	3-41
3.4 ノード分割.....	3-85
3.5 入出力.....	3-87
4. 妥当性確認.....	3-89
4.1 妥当性確認方法.....	3-89
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）.....	3-97
4.3 妥当性確認（感度解析）.....	3-174
4.4 実機解析への適用性.....	3-242
5. 有効性評価への適用性.....	3-260
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）.....	3-260
5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）.....	3-269
6. 参考文献.....	3-281
参考1 MAA PとNUREG-1465のソースタームの比較について.....	3-283
別紙1 解析コードにおける解析条件.....	3-300
添付1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について.....	3.1-1
添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について.....	3.2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について.....	3.3-1

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止あるいは格納容器破損防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、MAAPTMについて、

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

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 重要事故シーケンスと評価指標

MAAPが適用される炉心損傷防止対策の重要事故シーケンスグループ及び格納容器破損防止対策の格納容器破損モードについて、具体的な重要事故シーケンス並びにその事象推移、運転員等操作及び評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策

(1) 原子炉格納容器の除熱機能喪失

この重要事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転中にLOCAが発生し、ECCS再循環により炉心への注入が継続しているが、格納容器スプレイ機能が喪失する事象であり、重要事故シーケンスとして「大破断LOCA+低圧再循環失敗+格納容器スプレイ失敗」あるいは「中破断LOCA+格納容器スプレイ失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、大破断LOCAあるいは中破断LOCAが発生すると炉心でのボイド発生あるいは原子炉トリップによる負の反応度添加により炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。崩壊熱はECCSを用いた炉心注入によって除去され、蒸散によって原子炉格納容器内に蓄積される。原子炉格納容器内に蓄積した水蒸気の一部は、原子炉格納容器内のヒートシンクによって凝縮するが、格納容器スプレイ機能が喪失していることから、原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇を続け、原子炉格納容器が破損に至った場合には、格納容器再循環サンプル水が減圧沸騰を起こすことによってECCS再循環不能となり、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策として、格納容器再循環ユニットを用いた格納容器内自然対流冷却がある。原子炉格納容器圧力が最高使用圧力に達した時点で運転員等操作により起動し、その後の長期的な原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を抑制することにより、格納容器先行破損を防止することができる。

本事象の場合、原子炉格納容器内部には格納容器再循環サンプル水が多量に溜まっており、炉心は長期的に冠水した状態にあるため、原子炉格納容器雰囲気は飽和状態で推移する。よって、原子炉格納容器の過圧破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

なお、LOCA発生時の初期短期間には、一時的に炉心が露出する場合もあるが、その期間における燃料健全性は設計基準事象として確認済みであり、また、その後長期の原子炉格納容器内状態に影響を及ぼすことはない。

(2) ECCS再循環機能喪失

この重要事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中にLOCAが発生し、ECCSの注入には成功するが、ECCSの再循環に失敗する事象であり、重要事故シーケンスとして「大破断LOCA+低圧再循環失敗」あるいは「大破断LOCA+高圧再循環失敗+低圧再循環失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスは、大破断LOCAが発生し、破断口からの冷却材流出により、一時的に炉心が露出し、炉心ヒートアップが起きるが、ECCSが作動することにより炉心水位は回復し、炉心損傷に至ることなく炉心冷却が行われる。しかし、その後ECCS再循環機能が喪失することによって炉心への注水機能が喪失する。注水機能が喪失した場合においても、炉心冠水が維持されている間は、冷却材の蒸散により、炉心からの崩壊熱除去が可能であることから、一定期間は炉心損傷に至ることはない。しかし、蒸散により原子炉容器内水位が徐々に低下することから、注水機能が回復しなければ、いずれ炉心は露出し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策として、格納容器スプレイポンプを利用した代替再循環がある。低圧再循環の失敗を検知して、運転員等操作により格納容器スプレイポンプを利用した代替再循環を行うことで、蒸散により失われる冷却材を補充することができ、長期にわたり炉心冷却を確保することができる。

本事象の場合、炉心水位を維持し炉心損傷を防止することが評価目的であることから、評価指標は「燃料被覆管温度」である。

LOCA発生時の初期短期間には、一時的に炉心が露出する場合もあるが、その期間における燃料健全性は設計基準事象として確認済みであり、また、その後長期の炉心冷却性に影響を及ぼすことはない。

2.1.2 格納容器破損防止対策

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

この格納容器破損モードは、原子炉格納容器内へ流出した高温の1次冷却材のフラッシング、熔融炉心の崩壊熱等によって発生した水蒸気、及び、金属-水反応等によって発生した非凝縮性ガスの蓄積によって、原子炉格納容器圧力及び温度が徐々に上昇し格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして、格納容器過圧破損に対して「大破断LOCA+ECCS注入失敗+格納容器スプレイ失敗」が、格納容器過温破損に対して「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」が、それぞれ選定されている。

格納容器過圧破損シーケンスの場合、大破断LOCA発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、やがて炉心損傷に至る。炉心部では、熔融した炉

心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた1次冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の1次冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッ드의構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッ드의炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティにはLOCAにより放出された冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、溶融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。また、原子炉下部キャビティ内の冷却材がすべて蒸発した後は、溶融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は、原子炉格納容器の過圧に寄与するほか、溶融炉心内部の金属と反応して水素生成に寄与する場合もある。これら水蒸気及び非凝縮性ガスの発生により原子炉格納容器圧力は上昇を続け、やがて格納容器過圧破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、運転員等操作で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉下部キャビティに水を張るとともに、原子炉格納容器内気相部の圧力上昇を抑制する。代替設備による格納容器スプレイで、原子炉下部キャビティに溶融炉心の冷却に十分な水が注水されたら、原子炉格納容器内の計器の水没等を防止する観点から、代替の格納容器スプレイを停止する。その後、原子炉格納容器圧力が最高使用圧力に達した時点で、運転員等操作により格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却により原子炉格納容器気相部の冷却を開始する。これにより原子炉格納容器圧力の上昇を長期的に緩和することができる。

本事象の場合、原子炉格納容器の過圧破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

格納容器過温破損シーケンスの場合、全交流動力電源喪失により、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、補助給水による炉心の冷却に失敗するため、1次冷却材圧力が上昇し、加圧器安全弁から冷却材が放出される。このため炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、やがて炉心損傷に至る。

炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、炉心部

に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた1次冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。1次冷却材圧力が高圧状態で原子炉容器破損に至るため、原子炉容器破損時には溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に原子炉格納容器雰囲気へ飛散し、やがて原子炉下部キャビティの床に広く堆積する。原子炉下部キャビティの床には加圧器安全弁から加圧器逃がしタンクを經由して放出された1次冷却材の一部が溜まっており、飛散してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発する。床に溜まっていた冷却材が蒸発すると、溶融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。溶融炉心は床上に広く薄く堆積していることから、床コンクリートを侵食するより原子炉格納容器気相部を加熱する効果が大きくなり、原子炉格納容器雰囲気は過熱状態で温度上昇を続けていく。原子炉格納容器ハッチ部あるいは貫通部の温度が耐熱温度を超えると漏えいが発生するため、格納容器過温破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、運転員等操作で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉格納容器一般部の床に水を張る。原子炉格納容器内に溶融炉心の冷却に十分な水があれば格納容器過温破損は防止できる。ただし、原子炉格納容器内が過熱状態から飽和状態へ移行した後は、前述と同様の過圧破損対策を行う必要がある。

本事象の場合、原子炉格納容器の過温破損を防止することが評価目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器雰囲気温度」である。

(2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

この格納容器破損モードは、1次冷却材圧力が高い状況で原子炉容器が損傷し、高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに、溶融炉心が液滴状に原子炉格納容器雰囲気へ飛散し、原子炉格納容器圧力及び温度が急上昇して破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「全交流動力電源喪失+補助給水失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、全交流動力電源喪失により、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、補助給水等による炉心の冷却に失敗するため、

1次冷却材圧力が上昇し、加圧器安全弁から1次冷却材が放出され、炉心水位が徐々に低下し、いずれは炉心露出、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた1次冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の1次冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。1次冷却材圧力が高圧状態で原子炉容器破損に至るため、高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに、溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に原子炉格納容器雰囲気へ飛散し、原子炉格納容器圧力及び温度が急上昇して破損に至る可能性がある。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、炉心損傷を検知して、運転員等操作で加圧器逃がし弁を開放することにより、1次系を速やかに減圧させることで、溶融炉心の分散放出を抑制することができる。

本事象の場合、高圧条件での溶融物の噴出を防止することが評価目的であることから、評価指標は「1次冷却材圧力」である。

(3) 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用

この格納容器破損モードは、溶融炉心と原子炉下部キャビティ水が接触して圧カスパイクが発生し、格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断LOCA+ECCS注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断LOCA発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部

ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティにはLOCAにより放出された1次冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発し、水蒸気スパイクにより格納容器破損に至る可能性がある。

本事象では、圧力スパイクにより、瞬時に原子炉格納容器圧力が急上昇し、原子炉格納容器の破損に至る可能性があることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

(4) 水素燃焼

この格納容器破損モードは、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素の燃焼により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断LOCA+ECCS注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断LOCA発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心露出部で燃料棒が過熱していくと燃料被覆管のジルコニウム-水反応によって、多量の水素が発生するとともに、反応熱により更に燃料棒が過熱される。これにより炉心損傷の初期に大量の水素が原子炉格納容器内へ放出される。炉心部では、溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた溶融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は溶融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、溶融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた1次冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の1次冷却材が蒸散すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が溶融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により溶融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティにはLOCAにより放出された1次冷却材の一部が溜まっており、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、溶融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。また、原子炉下部キャビティ内の1次冷却材がすべて蒸発した後は、溶融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は、原子炉格納容器の過圧に寄

与するほか、熔融炉心内部の金属と反応して水素生成に寄与する場合もある。PWRは大型格納容器を採用しているため、火炎伝ば速度が亜音速の燃焼であれば、水素燃焼時の原子炉格納容器圧力は原子炉格納容器限界圧力を下回る圧力（最高使用圧力の2倍）を超えないと評価されており、格納容器破損に至ることは無いと評価されている。一方、火炎伝ば速度が音速を超えて衝撃波が発生する水素爆轟が発生した場合、衝撃波により原子炉格納容器内構造物がミサイル化し、格納容器破損を引き起こす可能性を排除できない。水素爆轟が発生する水素濃度としてはドライ状態で13vol%が一つの指標とされている。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、原子炉格納容器内に設置される水素処理設備による水素処理を行う。

本事象の場合、原子炉格納容器内水素濃度が爆轟を引き起こさないことを確認することが目的であることから、評価指標は「水素濃度」である。

(5) 熔融炉心・コンクリート相互作用

この格納容器破損モードは、熔融炉心が原子炉下部キャビティ床へ落下した熔融炉心によりコンクリート侵食が継続し、ベースマットの熔融貫通により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして「大破断LOCA+ECCS注入失敗+格納容器スプレイ注入失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合、大破断LOCA発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが、ECCS注入に失敗しているため、炉心水位が徐々に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、熔融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れおちていくが、炉心部に水位が残っている場合は水面で固化してクラストを形成する。クラストが形成されると、その後流下してきた熔融炉心はプール状に堆積する。クラストが保持されている間は熔融プールが拡大するが、クラストが破損するなど保持されなくなると、熔融炉心は原子炉容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた1次冷却材により、一時的に熔融炉心は冷却されるが、やがて下部プレナム内の1次冷却材が蒸散すると、熔融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。熔融炉心が高温状態となると、原子炉容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき、やがて原子炉容器下部ヘッドの炉内計装用案内管貫通部あるいは原子炉容器本体が熔融もしくはクリープにより破損に至る。原子炉容器破損により熔融炉心は原子炉下部キャビティへ重力落下する。原子炉下部キャビティにはLOCAにより放出された冷却材の一部が溜まっており、落下してきた熔融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、熔融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。また、原子炉下部キャビティ内の冷却材がすべて蒸発した後は、熔融炉心温度が崩壊熱により再上昇していく。この過程でコンクリートからの脱水及びコンクリートの熔融が起きるこ

とになる。溶融炉心によるコンクリートの溶融侵食が継続し、ベースマットを溶融貫通すると格納容器破損に至り、放射性物質が地中あるいは地下水に放出されることとなる。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、代替設備による格納容器スプレイがある。炉心損傷を検知して、運転員等操作で代替設備による格納容器スプレイを起動することで、原子炉下部キャビティに水を張り、溶融炉心の冷却を行う。

本事象の場合、コンクリート侵食を抑制することが評価目的であることから、評価指標は「コンクリート侵食量」である。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちMAAPで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2.2-1 の定義に従って「H」、「M」、「L」及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

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、重要事故シーケンスグループに対して抽出されたものであり、具体的な重要事故シーケンスでは生じない場合もあり、その場合は「I」に分類する。

表 2.2-1 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、評価指標に対する影響が「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 物理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」で抽出された物理現象のうちMAAPで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、2.1で述べた事象進展を踏まえ、表 2.2-1の定義に従って、評価指標及び運転員等操作への影響に応じて表 2.3-1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。以下、物理現象ごとに考え方を示す。

2.3.1 炉心（核）関連

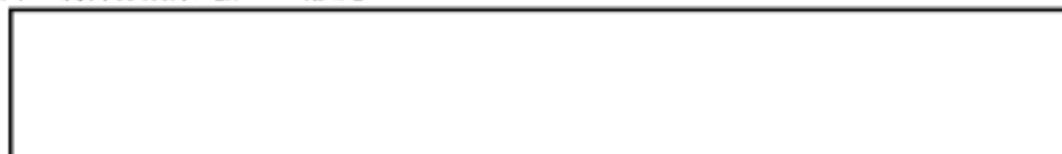
(1) 核分裂出力 [炉心（核）]



(2) 反応度帰還効果 [炉心（核）]



(3) 制御棒効果 [炉心（核）]





(4) 崩壊熱 [炉心 (核)]



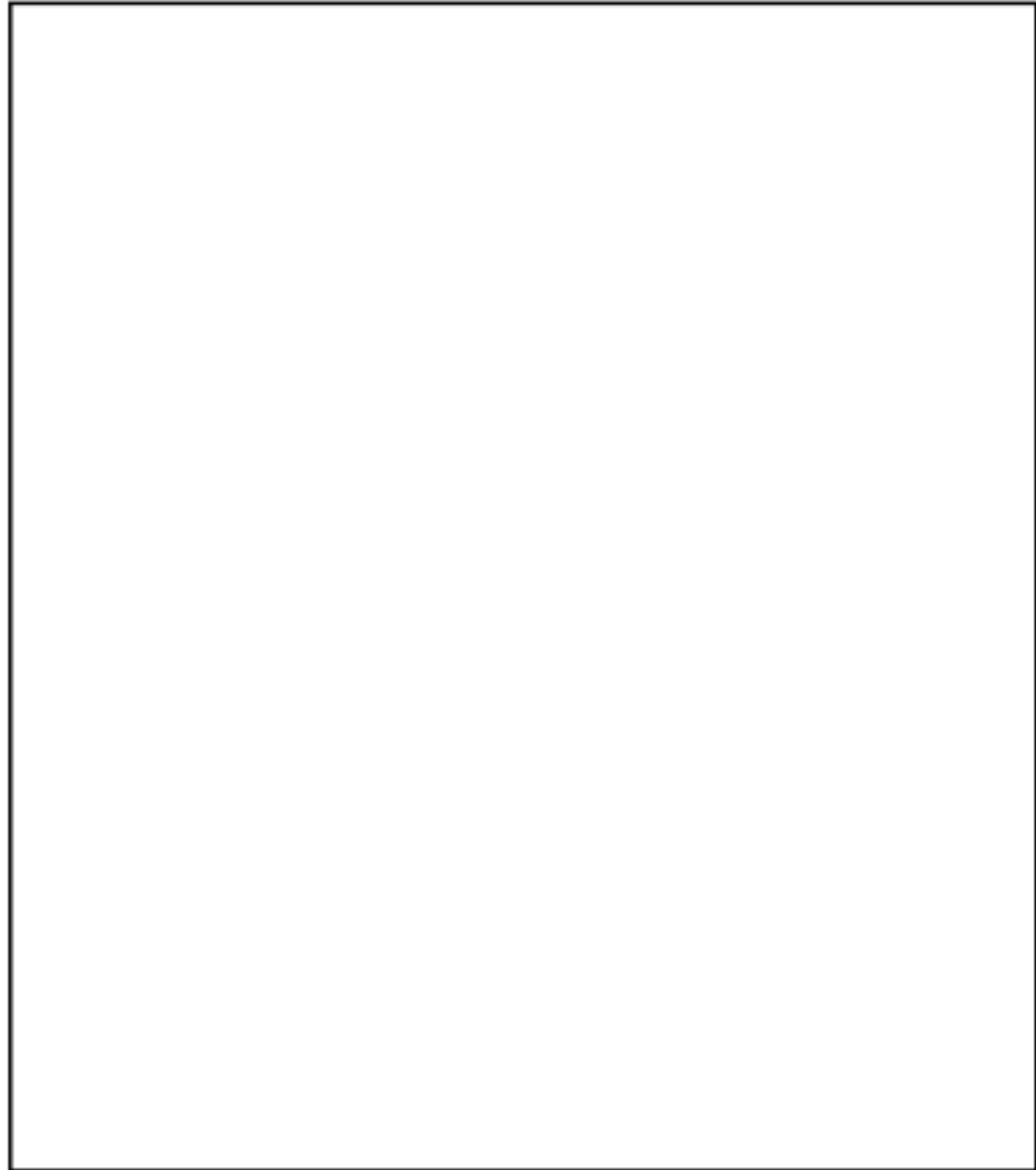
2.3.2 炉心 (燃料) 関連

(1) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

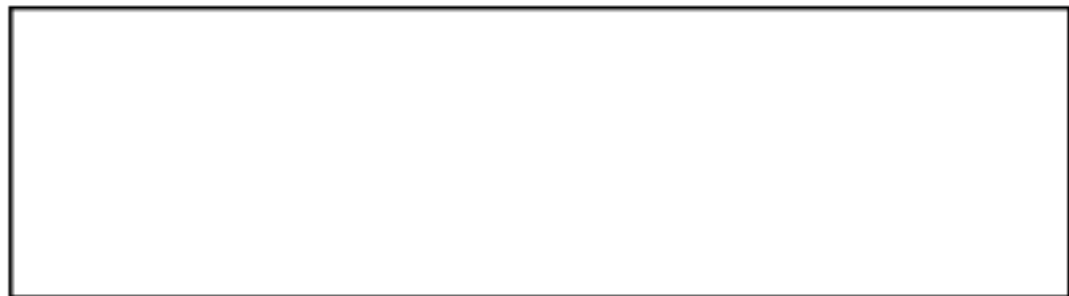




(2) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

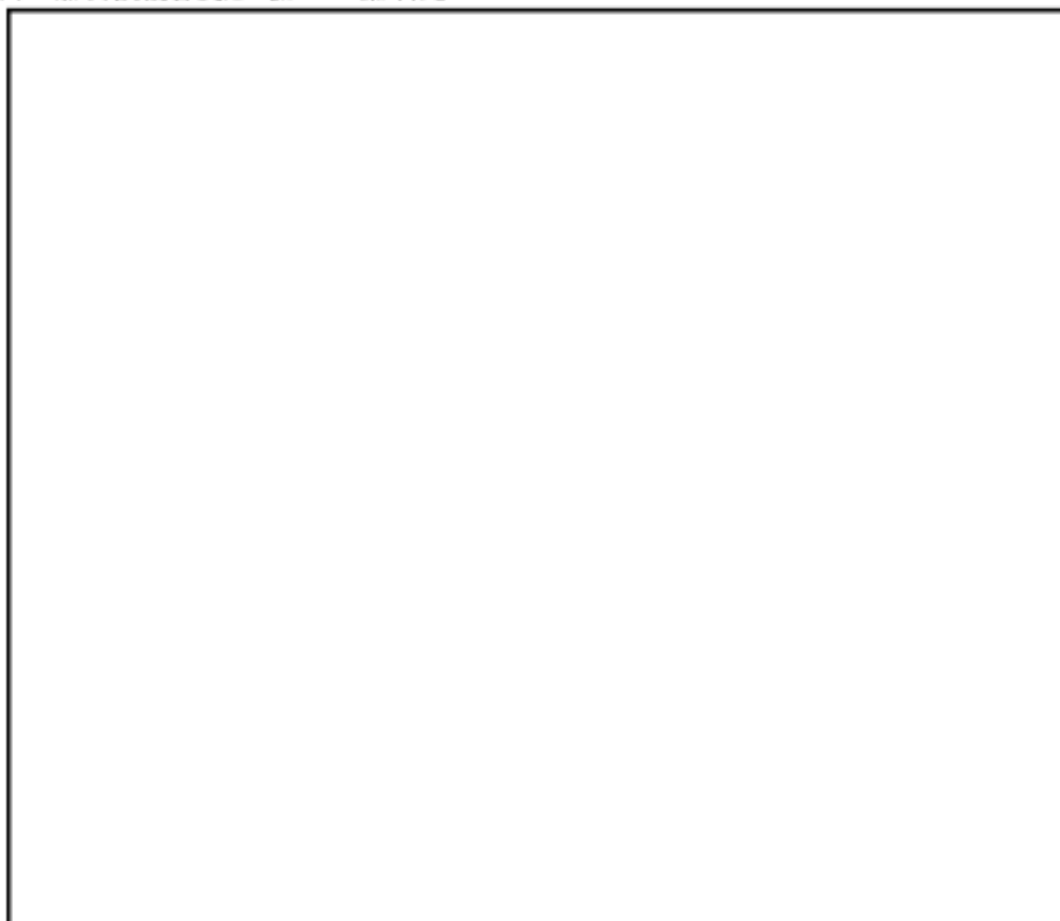


(3) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]





(4) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]



2.3.3 炉心 (熱流動) 関連

(1) 沸騰・ポイド率変化 [炉心 (熱流動)]





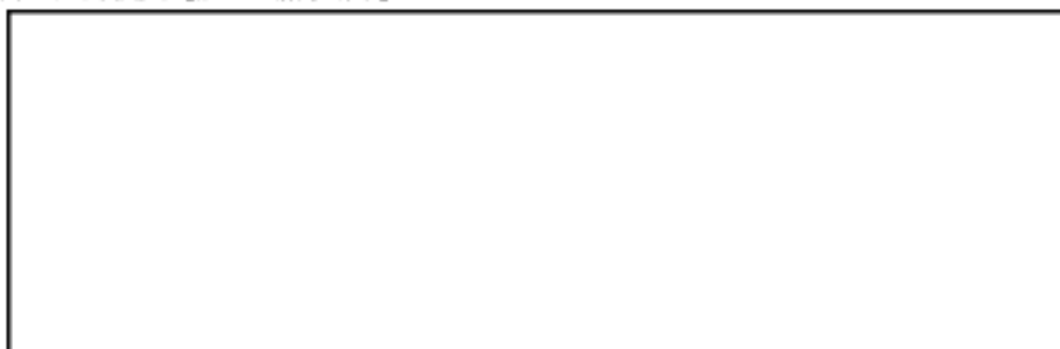
(2) 気液分離（炉心水位）・対向流 [炉心（熱流動）]



(3) 気液熱非平衡 [炉心 (熱流動)]



(4) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]



2.3.4 1次冷却系関連

(1) 冷却材流量変化 (強制循環時) [1次冷却系]





(2) 冷却材流量変化（自然循環時）〔1次冷却系〕



(3) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔1次冷却系〕



(4) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔1次冷却系〕





(5) 気液分離・対向流 [1次冷却系]



--

(6) 気液熱非平衡 [1次冷却系]

--

(7) 圧力損失 [1次冷却系]

--

(8) 構造材との熱伝達 [1次冷却系]

--



(9) ECCS強制注入 [1次冷却系]



(10) ECCS蓄圧タンク注入 [1次冷却系]



2.3.5 加圧器関連

(1) 気液熱非平衡 [加圧器]





(2) 水位変化 [加圧器]



(3) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [加圧器]

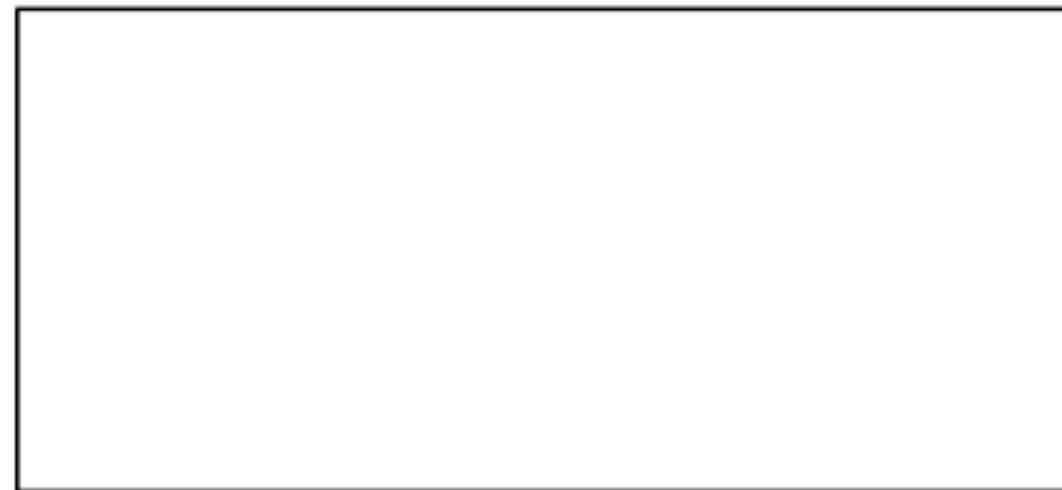


2.3.6 蒸気発生器関連

(1) 1次側・2次側の熱伝達 [蒸気発生器]



(2) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [蒸気発生器]



(3) 2次側水位変化・ドライアウト [蒸気発生器]





(4) 2次側給水（主給水・補助給水）〔蒸気発生器〕



2.3.7 原子炉格納容器関連（溶融炉心挙動を除く）

(1) 区画間・区画内の流動（蒸気・非凝縮性ガス）〔原子炉格納容器〕





(2) 区画間・区画内の流動（液体） [原子炉格納容器]



(3) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]



枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

(4) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]



(5) スプレィ冷却 [原子炉格納容器]



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





(7) 放射線水分解等による水素発生



(8) 水素濃度 [原子炉格納容器]

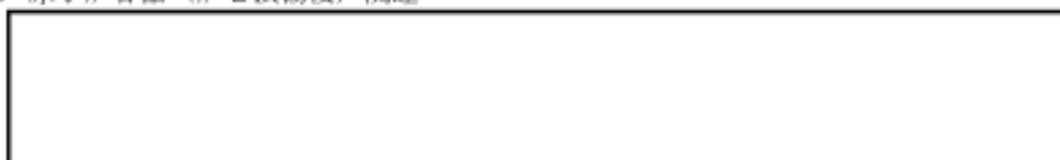




(9) 水素処理 [原子炉格納容器]



2.3.8 原子炉容器（炉心損傷後）関連



(1) リロケーション



(2) 原子炉容器内 FCI（溶融炉心細粒化）



--

(3) 原子炉容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)

--

(4) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

--

(5) 原子炉容器破損、溶融

--

(6) 1次系内FP挙動

--

2.3.9 原子炉格納容器（炉心損傷後）関連

--

(1) 原子炉容器破損後の高圧溶融炉心放出

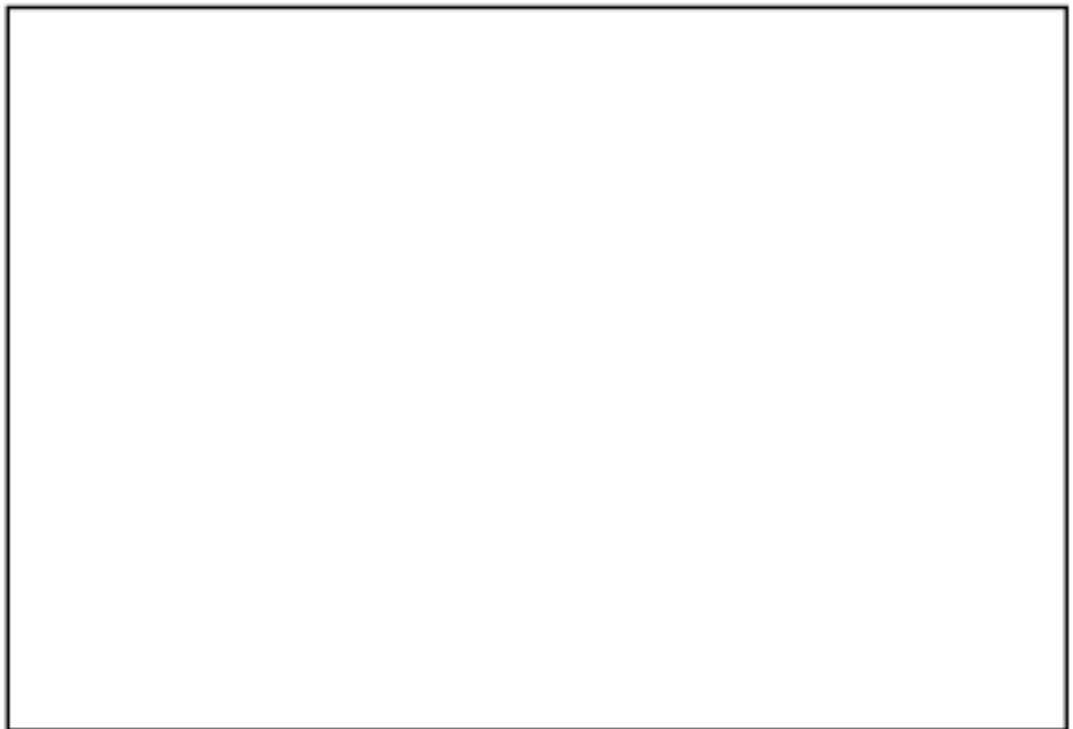
--

(2) 格納容器雰囲気直接加熱

--

(3) 原子炉容器外 FCI（溶融炉心細粒化）

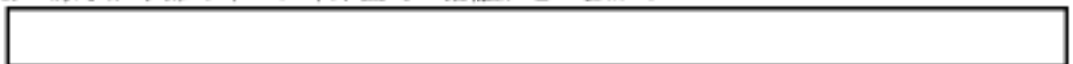
--



(4) 原子炉容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)



(5) 原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり





(6) 溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱



(7) 溶融炉心とコンクリートの伝熱



[Redacted]

(8) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生

[Redacted]

(9) 原子炉格納容器内FP挙動

[Redacted]

枠囲みの範囲は機密に係る事項です
ので公開することはできません。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (1/4)

分類・物理現象		炉心損傷防止		格納容器破損防止					
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS再 循環機能喪 失	格納容器過 圧・過温破損	高圧溶融物 放出／格納 容器雰囲気 直接加熱	溶融燃料－ 冷却材相互 作用	水素燃焼	溶融炉心・コ ンクリート 相互作用	
		原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次冷却材 圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリー ト侵食量	
炉心	核	核分裂出力	L	I	I	I	I	I	I
		反応度帰還効果	L	I	I	I	I	I	I
		制御棒効果	L	I	I	I	I	I	I
		崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	燃料	燃料棒内温度変化	L	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		燃料棒表面熱伝達	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		燃料被覆管酸化	L	M	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		燃料被覆管変形	I	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	熱流動	沸騰・ボイド率変化	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		気液分離（炉心水位）・対向流	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L
		圧力損失	L	L	L	L	L	L	L

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (2/4)

分類・物理現象		炉心損傷防止		格納容器破損防止				
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS再 循環機能喪 失	格納容器過 圧・過温破損	高圧溶融物 放出/格納 容器雰囲気 直接加熱	溶融燃料- 冷却材相互 作用	水素燃焼	溶融炉心・コ ンクリート 相互作用
		原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次冷却材 圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリート 侵食量
1 次 冷 却 系	冷却材流量変化 (強制循環時)	I	I	L	L	L	L	L
	冷却材流量変化 (自然循環時)	L	I	L	L	L	L	L
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	L	L	L	L	L	L	L
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L	L	L
	気液分離・対向流	L	<u>H</u>	L	L	L	L	L
	気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L
	圧力損失	L	L	L	L	L	L	L
	構造材との熱伝達	L	L	<u>H</u> (g)/L(非)	<u>H</u>	L	L	L
	ECCS強制注入	L	<u>H</u>	I	I	I	I	I
	ECCS蓄圧タンク注入	L	L	M(g)/L(非)	M	L	L	L
加 圧 器	気液熱非平衡	I	I	L(g)/I(非)	L	I	I	I
	水位変化	L	I	L	L	L	L	L
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	I	I	<u>H</u> (g)/I(非)	<u>H</u>	I	I	I

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (3/4)

分類・物理現象		炉心損傷防止		格納容器破損防止				
		原子炉格納 容器の除熱 機能喪失	ECCS再 循環機能喪 失	格納容器過 圧・過温破損	高圧溶融物 放出/格納 容器雰囲気 直接加熱	溶融燃料- 冷却材相互 作用	水素燃焼	溶融炉心・コ ンクリート 相互作用
		原子炉格納 容器圧力	燃料被覆管 温度	原子炉格納 容器圧力・温 度	1次冷却材 圧力	原子炉格納 容器圧力	水素濃度	コンクリート 侵食量
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	L	L	<u>H</u> _(M) /L _(F)	<u>H</u>	L	L	L
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	I	I	M _(M) /I _(F)	M	I	I	I
	2次側水位変化・ドライアウト	I	I	<u>H</u> _(M) /I _(F)	<u>H</u>	I	I	I
	2次側給水(主給水・補助給水)	L	L	I _(M) /L _(F)	I	L	L	L
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動(蒸気、非凝縮性ガス)	L※	I	<u>H</u>	L	<u>H</u>	I	I
	区画間・区画内の流動(液体)	L※	L※	L	L	M	L	M
	気液界面の熱伝達	L	L	L	L	L	L	L
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	<u>H</u>	L	<u>H</u>	L	L	L	L
	スプレイ冷却	I	I	<u>H</u>	L	M	M	M
	格納容器再循環ユニットによる 格納容器内自然対流冷却	<u>H</u>	I	<u>H</u>	L	L	L	L
	放射線水分解等による水素発生	I	I	I	I	I	L	I
	水素濃度変化	I	I	M	L	L	<u>H</u>	M
	水素処理	I	I	I	I	I	I	I

※ 多区画モデルを採用する場合のランク。

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク (4/4)

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

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

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

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

MAAPの熱水力モデルでは、質量及びエネルギー保存則を解く一方、運動量方程式を準静的な取扱いとしているため、流体慣性が重要となる現象、例えばLOCA直後の炉心の流動など、短期間に発生する現象を精緻に取り扱うような場合には適していないものの、系内の質量及びエネルギーの収支を適切に取り扱っており、長期的な原子炉及び原子炉格納容器の応答の評価には適用性を有する。

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

3.2 重要現象に対する解析モデル

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

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (1/2)

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

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

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

3.3 解析モデル

3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

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

各ノード（領域）の質量及びエネルギーは、下図の概念で、物質毎に計算される。



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

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

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

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

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

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

各ジャンクションの流量は、

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

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

MAAPが適用される重要事故シーケンスにおいて流体慣性が重要となる事項としては、大破断LOCAにおける破断流量の計算、破断口の位置（低温側配管破断と高温側配管破断）の感度（言い換えると、炉心の逆流と流動の停滞）及びECCバイパス等が挙げられる。これらはLOCA直後のブローダウン期間中の炉心の流動（炉心の露出と炉心ヒートアップ）に影響する。このような短期間に発生する現象の模擬には不確かさが大きい、その後の炉心再冠水以降は、崩壊熱による冷却材の蒸散が主たる支配因子となることから、圧力損失及び静水頭のバランスが適切に考慮されることにより、その流動は十分に模擬でき、適用性を有する。

3.3.2 炉心モデル

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

(1) ノード分割

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

ノード分割は、図 3.3-1 に例示するとおりである。径方向及び高さ方向に、構造物としては、燃料（FP組成含む）、燃料被覆管、制御棒及び構造物の質量を入力条件として与え、流体の流路としては、炉心の流路面積及び炉心バイパス領域の流路面積を与え、これらに基づき熱水力挙動、炉内構造物応答を計算する。なお、FP組成については、元素ごとに質量を入力値で与える。ノードの分割数は、入力値により与えることが可能であり、径方向に□、高さ方向に□としている。これはMAAPの標準的な分割数である。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム-水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上が推奨される。なお、径方向の分割は任意であるが、各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割要素が等断面（体積）の差があまり大きくならない

ように設定することが推奨されている。

(2) 原子炉出力及び崩壊熱

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

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

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

(3) 炉心熱水力モデル

炉心の熱水力応答は、3.3.1に示した基礎方程式により計算する。

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

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

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

ている。この反応による物質変化と反応熱は、各質量及びエネルギー保存則で考慮されている。

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

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

(4) 炉心水位計算モデル

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

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

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

原子炉容器内の二相水位は、断面積の異なる下部プレナム、炉心内、上部プレナム内の平均ボイド率と水の体積から計算される。平均ボイド率は水蒸気から計算される気泡上昇速度及びガス相のドリフト速度からドリフトフラックスモデルに基づき計算される。平均ボイド率は水蒸気速度の関数として表され、

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

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

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

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

上記のように原子炉容器内の二相水位は、流体の占める断面積及び体積が異な

る下部プレナム、炉心内、上部プレナム内の平均ボイド率及びそれぞれ水温の関数である水の比体積と水質量とから計算される水の体積を基に計算される。

3.3.3 1次系モデル

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

(1) ノード分割

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

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

(2) 1次系の熱水力モデル

1次系の熱水力応答は、3.3.1に示した基礎方程式により計算する。

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

冷却材の流動様式は、冷却材中のボイド分布に応じて計算される。1次冷却材ポンプ運転中は強制対流であり、冷却材中に一様にボイドが生じる仮定としている。1次冷却材ポンプが停止するとボイド率が低い場合には自然循環が発生する。1次系全体平均のボイド率（グローバルボイド率）が高くなり、自然循環により液相を蒸気発生器伝熱管の頂部まで運ぶことができなくなると気液分離が発生する。なお、この時のボイド率は を根拠として、有効性評価では を与えている。なお、参考文献[3]では、Westinghouse タイプの原子炉は実験に基づくと 0.4~0.7 であることが示されている。このボイド率は、1次系の流動様式が切り替わるしきい値

であり、1次系の平均ボイド率が徐々に変化する場合に流動様式が切り替わる時期への影響が現れる。大破断LOCAの再冠水以降は気液分離状態であり、このボイド率の設定は影響しない。全交流動力電源喪失の場合には、蒸気発生器2次側がドライアウトして1次系からの除熱が失われる時点から1次系のボイド率が早期に上昇するため、ボイド率の設定による気液分離のタイミングに大きな差は生じないことから、事象進展への影響は小さい。

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

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

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

(3) 加圧器モデル

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

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

なお、加圧器は、破断側ループに接続されており、非破断側ループに接続される場合に比べて、非破断側ループ高温側配管から上部プレナムに流れ込む流量が小さく、上部プレナム保有水量が少なくなり、炉心冷却が悪化する傾向となるが、大破断LOCAの場合は、加圧器が早期に空となり、短期的な影響に限定される。

加圧器逃がし弁が開放される場合、加圧器逃がし弁から放出された冷却材は、