5. 有効性評価への適用性

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

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）

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

(1) 崩壊熱

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

(2) 燃料棒表面熱伝達

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

(3) 燃料被覆管酸化

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

(4) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化、気液分離・対向流）

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

(5) 自然循環（冷却材流量変化（自然循環時）、圧力損失）

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

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

(6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[１次冷却系]

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

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

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

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

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

「蒸気発生器伝熱管損傷」の破断流量は適切に評価できていることを確認した。

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

(7) ECCS 強制注入（充てん系含む）

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

(8) ECCS 蓄圧タンク注入

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

(9) 加圧器の重要現象

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

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

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

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

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

(10) １次側・２次側の熱伝達

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

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

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

「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、２次系強制冷却の運転員等操作時について、有効性評価解析では蒸気発生器での１次側・２次側の熱伝達を小さく評価している可能性があり、１次系の減圧速度を遅く評価している可能性がある。２次系強制冷却には、１次系圧力に対し最大+0.5MPa の不確かさがあることを ROSA SB-CL-39 及び PKL/F1.1 の試験解析により確認した。蒸気発生器での１次側・２次側の熱伝達の不確かさは ECCS からの注入を遅くするため、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは燃料被覆管温度を高く、漏えい量を多く評価する。

(11) ２次側給水（主給水・補助給水）

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

(12) ２次側水位変化・ドライアウト

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

(13) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[蒸気発生器]

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

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

5.2　不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）

Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードで取り扱う運転員等操作は２次系強制冷却とフィードアンドブリードのみである。これらの運転員等操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

5.2.1　２次系強制冷却の運転員等操作

(1) 運転員等操作の起点への影響

「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管破損」では、運転員等操作として２次系強制冷却の運転員等操作を実施する。この操作は１次系の温度、圧力を低下させ、蓄圧タンク及び低圧注入から炉心への冷却水の注入を促進させるために実施する。この運転員等操作は SI 信号発信を起点に実施する。SI 信号は１次系圧力が低下することにより発信される。破断流量が大きいことにより、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードの評価は実際より早く運転員等操作を開始することになるが、SI 信号発信は破断発生後すぐに発信されるため、この影響はほとんどない。一方で、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードの破断流量が大きいことにより、実機 PWR ではＭ－ＲＥＬＡＰ５コードの評価よりも、保有水量が多い状態で運転員等操作を実施することになる。２次系強制冷却の運転員等操作は保有水量が多い状態で実施することによる問題は無く、保有水量が多い状態で蓄圧タンク、低圧注入からの炉心注入が期待できるため、破断流量の不確かさは問題無いと言える。

(2) 運転員等操作後の減圧への影響

Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは減圧操作後の１次系の圧力低下を遅く予測する可能性があり、そのため、蓄圧タンク注入開始を遅くする、強制注入系による注入開始を遅くする、注入量を小さく見積もる可能性がある。これらの効果は、運転員等操作の余裕を小さく評価する方向であり、実機運用の観点からは問題ない。また、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードの評価結果より実際の減圧速度が速くなるため、減圧後の運転員等操作が早くなってしまう可能性がある。具体的な操作は減圧後の蓄圧タンク隔離弁の閉止である。この操作は２次系強制冷却開始後十分時間が経過した後であり、解析コードの不確かさにより操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転員等操作の可否には影響しない。

「インターフェイスシステム LOCA」の有効性評価解析では漏えい量を多く見積もっているため実際は圧力が抜けにくい状態にあり、ECCS の注入流量が小さくなる傾向である。一方で２次系強制冷却に対しては解析コードでは伝熱を小さく見積もっているため実際は伝熱が大きくなり、１次系の温度、圧力が低くなる。したがって、実際においてはＭ－ＲＥＬＡＰ５コードよりも ECCS 注入流量が小さくなる不確かさと大きくなる不確かさが混在することになる。このため、サブクール条件及び加圧器水位を操作開始の起点とする「インターフェイスシステム LOCA」における加圧器逃がし弁の開閉操作、ECCS から充てん系への切替操作等に影響を与える。この操作についても、２次系強制冷却開始後十分時間が経過した後であり、操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転員等操作の可否には影響しない。

(3) 運転員等操作後に発生する自然循環への影響

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

害する可能性がある。しかし、運転員等操作は事故後数十分で実施するため、崩壊熱は十分低下している。したがって、運転員等操作が前後しても、上記のリフラックスの阻害は発生しない。また、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは自然循環流量を約 20%過大評価する。しかし、自然循環状態（自然循環の回復挙動）は良く模擬できている。自然循環の発生は流量の大小に係わらず炉心で発生した崩壊熱を蒸気発生器で除熱出来ていることを示しており、蒸気発生器で２次側の流体に与えられる熱量は実際と同じであるため、２次側から放出される蒸気のエンタルピは正しく評価できている。蒸気発生器の除熱量は、２次系の給水と蒸気放出量で計算できる。そのため、自然循環が発生している場合、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは２次側の状態を良く模擬できている。そのため、自然循環流量の不確かさが運転員等操作に与える影響は無いと考えられる。

5.2.2　フィードアンドブリードの運転員等操作

(1) 運転員等操作の起点への影響

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

さらに、原子炉の加圧については、LOFT L6-1、L9-3で確認したとおり、圧力の不確かさは±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に、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算するため、気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなる。そのため、フィードアンドブリード後の RHR 運転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コード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に評価する。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が、炉心・１次系の流動（炉心水位）への影響は大きくない。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム - 水反応モデル	95%信頼区間の上限	評価目的に応じた、不確かさの範囲で酸化量を大きく評価するジルコニウム - 水反応式を採用するため、酸化発熱を大きく評価し、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高めに評価する。 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わらず炉心で発生した崩壊熱を蒸気発生器で除熱できていることを示していることから、炉心冷却に直接の影響はない。

表 5-1　重要現象の不確かさ(2/4)

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

表 5-1　重要現象の不確かさ(3/4)

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

表 5-1　重要現象の不確かさ(4/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	壁面熱伝達モデル	減圧時 1次系圧力： 0~＋0.5MPa 加圧時 1次冷却材温度： ±2℃ 1次系圧力： ±0.2MPa	「2次冷却系からの除熱機能喪失」については、蒸気発生器保有水量低下に伴う加圧時の不確かさは、加圧器の重要現象の不確かさと合わせ、1次冷却材温度に対して±2℃、1次系圧力に対して±0.2MPaである。よって、1次系の温度及び圧力に対する不確かさの影響は以下のとおりとなる。 温度、圧力を過小評価している場合、実際の1次系の圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。 温度圧力を過大評価している場合、実際の1次系の圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、1次系保有水量が多くなることで、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。 「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS注水機能喪失」「インターフェイスシステムLOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、2次系強制冷却の運転員等操作時に1次系圧力が高い領域では1次系圧力を最大0.5MPa高めに評価するため、ECCSからの注入を遅くし、燃料被覆管温度を高めに、漏えい量を多めに評価する。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	臨界流モデル	入力値に含まれる	有効性評価解析では、設計圧力で設計流量が放出されるように入力で設定し、2次系からは蒸気単相のみが臨界流として放出されるため、不確かさの影響は無い。
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	ドライアウト特性を適切に模擬 1次冷却材温度： ±2℃ 1次系圧力： ±0.2MPa	LOFT試験解析にて、加圧事象を模擬できており、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 Oberflachenkondensation des Wasserdampfes," Zeitschrift Ver. Deutsch. Ing., 60, 1916, pp. 541-546 and 569-575.

[22] J. C. Chato, "Laminar Condensation Inside Horizontal and Inclined Tubes," American Society of Heating, Refrigeration, and Air Conditioning Journal, 4, 1962, pp. 52-60.

[23] M. M. Shah, "A General Correlation for Heat Transfer during Film Condensation Inside Pipes," International Journal of Heat and Mass Transfer, 22, 1979, pp. 547-556.

[24] M. M. Shah, "Heat Transfer and Fluid Flow Data Books," Genium Publishing, January 1992, Sec. 507.6, p. 8.

[25] A. P. Colburn and O. A. Hougen, "Design of Cooler Condensers for Mixtures of Vapors with Noncondensing Gases," Industrial and Engineering Chemistry, 26, 1934, pp. 1178-1182.

[26] J. C. Chen, "A Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow," Process Design and Development, 5, 1966, pp. 322-327.

[27] J. C. Chen, R. K. Sundaram, and F. T. Ozkaynak, "A Phenomenological Correlation for Post-CHF Heat Transfer," NUREG-0237, June 1977.

[28] L. A. Bromley, "Heat Transfer in Stable Film Boiling," Chemical Engineering Progress, 46, 1950, pp. 221-227.

[29] M. S. Dougall and W. M. Rohsenow, Film Boiling on the Inside of Vertical Tubes with Upward Flow of a Fluid at Low Qualities, MIT-ME 9079-26, 1963.

[30] K. H. Sun, J. M. Gonzalez-Santalo, and C. L. Tien, "Calculations of Combined Radiation and Convection Heat Transfer in Rod Bundles Under Emergency Cooling Conditions," Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer, 98, 1976, pp. 414-420.

[31] D. C. Groeneveld, S. C. Cheng, and T. Doan, "1986 AECL-UO Critical Heat Flux Lookup Table," Heat Transfer Engineering, 7, 1-2, 1986, pp. 46-62.

[32] T. M. Anklam, R. J. Miller, and M. D. White, "Experimental Investigations of Uncovered-Bundle Heat Transfer and Two-Phase Mixture Level Swell Under High-Pressure Low Heat-Flux Conditions," NUREG/CR-2456, ORNL-5848, March 1982.

[33] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Third Series, Description of the Test Facility," MXC-101, December 1979.

[34] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility," MXC-102, December 1979.

[35] The ROSA IV Group, 1985, "ROSA-IV LARGE SCALE TEST FACILITY (LSTF) SYSTEM DESCRIPTION," JAERI-M 84-237.

[36] Kumamaru, H., et al., 1989, "ROSA-IV/LSTF 5% Cold Leg Break LOCA Experiment RUN SB-CL-18 Data Report," JAERI-M 89-027.

[37] G. B. Wallis, One-dimensional Two-phase Flow, New York: McGraw-Hill, 1969, pp. 336-341.

[38] C. L. Tien, K. S. Chung, and C. P. Liu, Flooding in Two-Phase Countercurrent Flows, EPRI NP-1283, December 1979.

[39] P. S. Damerell, N. E. Ehrich, K. A. Wolfe, "Use of Full-Scale UPTF Data to Evaluate Scaling of Downcomer (ECC Bypass) and Hot Leg Two-Phase Flow Phenomena," NUREG/CP-0091 Vol.4, CONF-8710111-Vol.4.

[40] JAEA, "Final Data Report of ROSA/LSTF Test 5-1 (Primary Cooling through Steam Generator Secondary-side Depressurization Experiment SB-CL-39 in JAEA)," July 2008.

[41] T. Mull et al., "Final Report of the OECD-PKL Project," NTCTP-G/2007/en/0009, AREVA NP, GmbH, 2007.

[42] T. Mull et al., "Test PKL III F1.1: Inherent Boron Dilution during SB-LOCA (Break: 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 Dateset Reference Document for RELAP5 Validation Studies

[45] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient-without-Scram Experiment L9-3," NUREG/CR-2717 R2

[46] 関西電力㈱美浜発電所２号機　蒸気発生器伝熱管損傷事象について，　通商産業省資源エネルギー庁，　平成３年 11 月

表(1/5)　解析コードにおける解析条件

分　　類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	炉心熱出力	
	ループ数	
	ループ全流量	
	１次系圧力	
	１次冷却材温度	
	原子炉容器入口温度	
	原子炉容器出口温度	
	上部ヘッド温度	
	１次冷却材容積	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		バレルバッフル領域
		原子炉容器頂部
		高温側配管
		蒸気発生器プレナム
		蒸気発生器伝熱管（プラグ率含む）
		蒸気発生器－ポンプ間配管
		低温側配管
		加圧器液相部
		加圧器サージ管
	流路形状データ（原子炉容器寸法）	原子炉容器フランジ面より上部炉心板下端まで
		上部炉心板下端よりダウンカマ下端まで
		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
		炉心槽外径
		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
		炉心槽内径
		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、ダウンカマ、下部プレナム、炉心有効発熱長間、炉心バイパス、上部プレナム、ガイドチューブ、出口ノズル
		・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 ダウンカマ部、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
	ポンプホモロガス曲線
	冷却材定格密度
	RCP 定格流量
	RCP 摩擦トルク係数

表(5/5)　解析コードにおける解析条件

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

添付2 運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の事故シーケンスにおけるＭ－ＲＥＬＡＰ５コードの炉心水位の不確かさについて

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

1. 試験概要

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

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

2. 炉心水位の測定値と計算値との比較及び計算値の不確かさ

本試験の測定値とＭ－ＲＥＬＡＰ５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-m²	熱流束 kW/m²
61ロッドバンドル	9.1 (約11)	3.6 (3.66)	0.2－4.0 (約0.2－0.4)	0.5－12 (約0－2.1)	1.4－18.5 (約4.1)

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

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

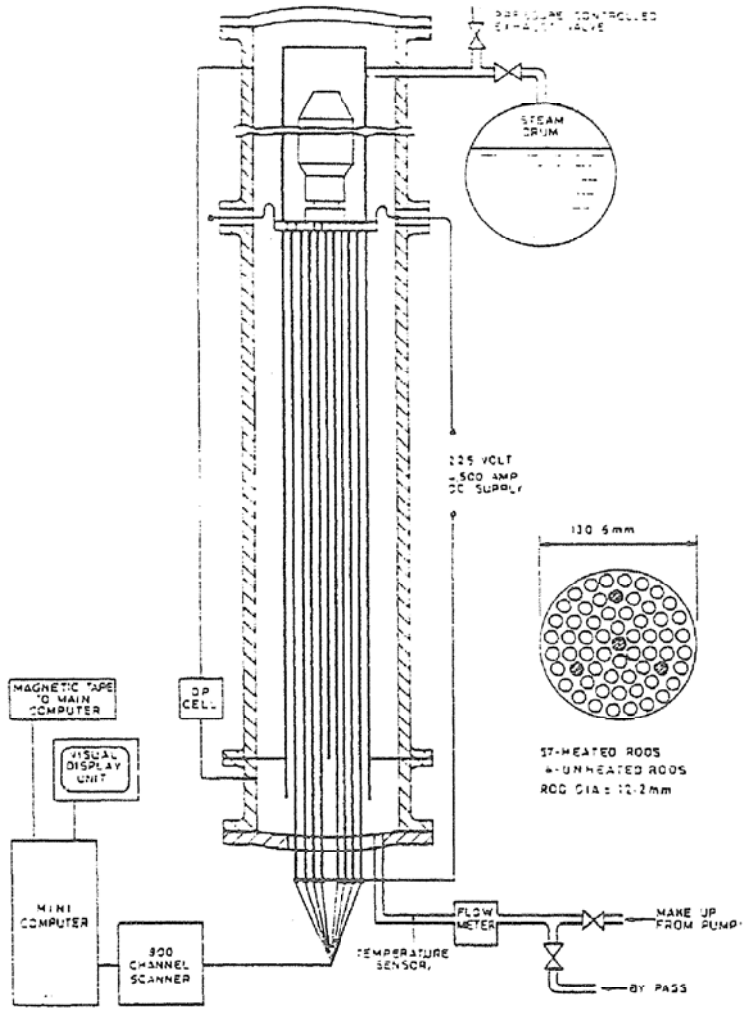


図1 試験装置概要

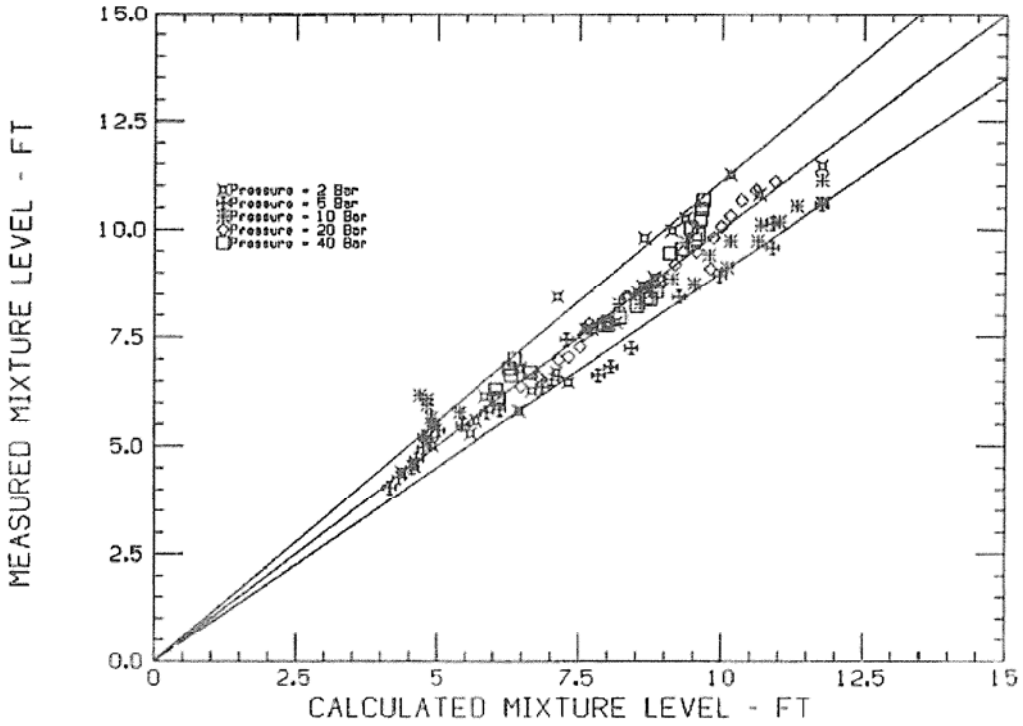


図2　炉心水位の測定値と計算値との比較

＜参考文献＞

[1] B. Chexal and G. Lellouche, A Full-Range Drift-Flux Correlation for Vertical Flows (Revision 1), Electric Power Research Institute, EPRI NP-3989-SR, 1986.

[2] M.G.Croxford and P.C.Hall, Analysis of the THETIS Boildown Experiments Using RELAP5/MOD2, NUREG/IA-0014, July 1989

添付3　Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードのECCS再循環機能喪失への適用性について

1. まえがき

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

2. Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価

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

・３ループ PWR を対象

・低温側配管のギロチン破断を仮定

・破断後約 19 分の再循環切替操作及びその失敗を仮定、その 15 分後に代替再循環を確立

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

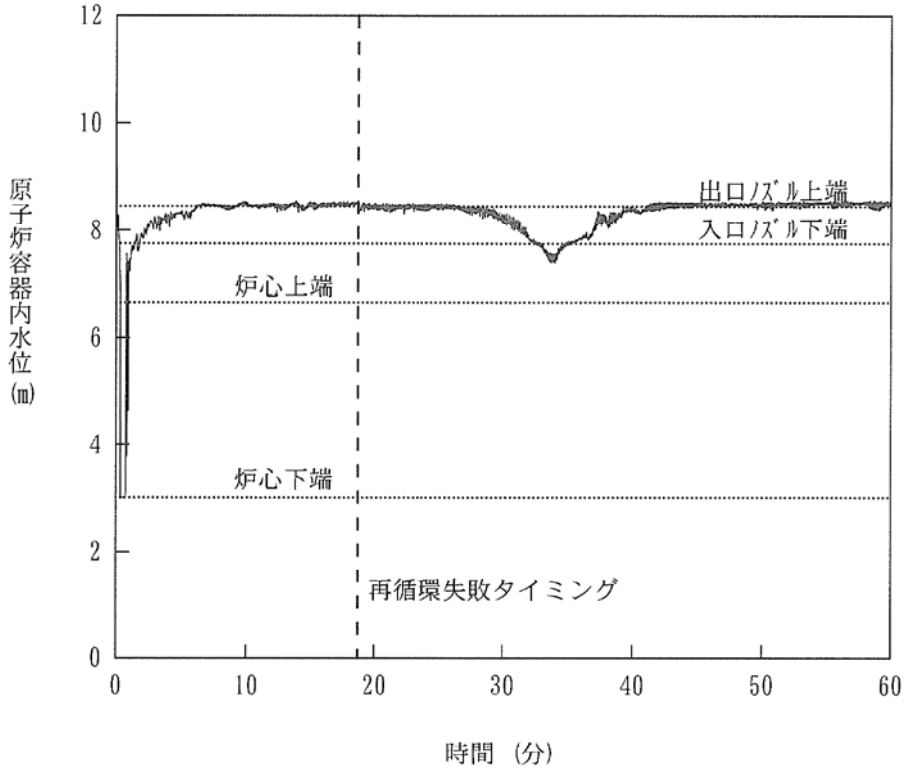


図１　３ループ ECCS 再循環機能喪失解析　原子炉容器内水位

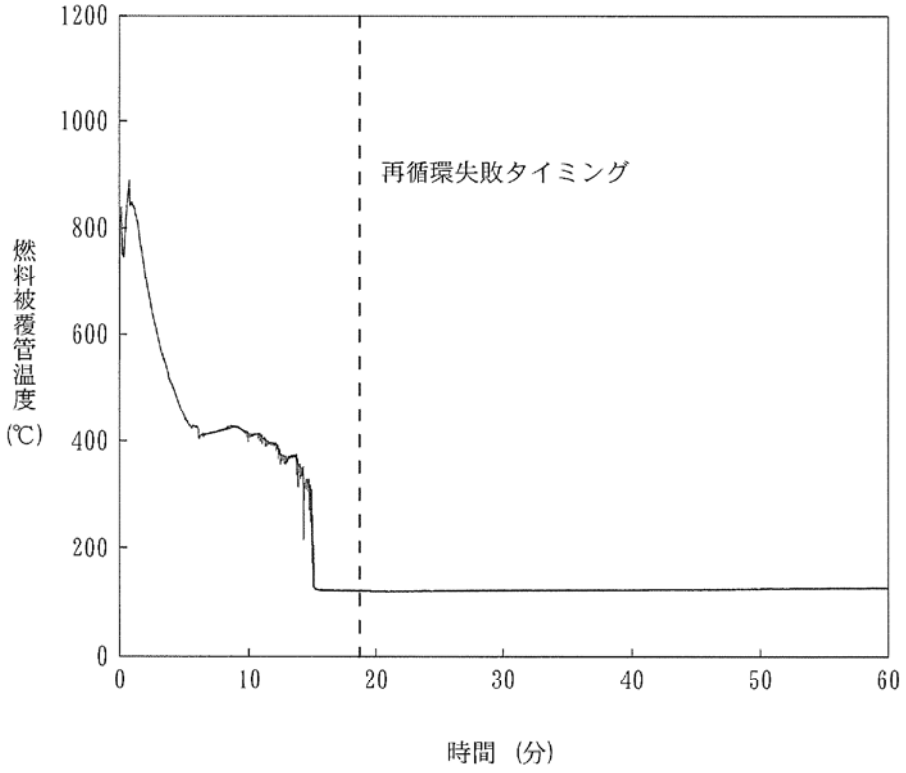


図２　３ループ ECCS 再循環機能喪失解析　燃料被覆管温度

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

ここでは、「2. Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価」で示した ECCS 再循環機能喪失の実機解析について CCTF 実験で見られた挙動と比較することで、実機解析のループ圧力損失の計算が ECCS 再循環機能喪失の実機解析を保守的に計算することを確認する。

3.1 CCTF 実験装置

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

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

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

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

3.2 CCTF 実験でのポスト再冠水挙動

CCTF 実験シリーズの中から、Test C2-4/Run 62[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と、ダウンカマの水頭が炉心水頭、上部プレナム水頭、高温側配管の水頭、蒸気発生器の水頭、及びループの圧力損失の合計とバランスする。また、ダウンカマ水位は入口ノズル下端付近に維持される。この期間、ダウンカマは満水が維持されダウンカマ水頭はほぼ一定であるが、これとバランスする上記の炉心、上部プレナム他の水頭は、沸騰挙動、二相流動に支配され、ボイド率が大きいほど水頭が小さくなるため、その分水面が上昇してゆくことになる。伝熱管内に液相が流入する状態となると、伝熱管内で蒸気発生器２次側の高温保有水からの伝熱による蒸気発生が生じ圧力損失が増加する（スティームバインディング）と共に、この蒸気流により伝熱管に流入した冷却水は下流側に流出する。

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

3.3 解析コードによる実機評価と CCTF 試験データの比較

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

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

解析コードによる評価について、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナムの圧力損失と水頭が小さく予測されれば、ダウンカマ水頭とのバランスにより蒸気発生器伝熱管への冷却材流入が多くなることから伝熱管差圧を大きく予測する傾向となる。表４に示すとおり、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは、CCTF 計測読み取りと比較して、伝熱管の差圧を過大に予測し、その結果、高温側配管及び入口プレナムの差圧（水頭）を過小に評価する。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、ＭＡＡＰコードでは蒸気発生器入口プレナムと伝熱管を合わせたボリュームで評価されるが、高温側配管の差圧が大きく、入口プレナムと伝熱管の差圧は過小に予測される。解析結果の詳細を見ると、蒸気発生器入口プレナム内に水位が形成されており、蒸気発生器伝熱管への冷却材流入は殆どなく、伝熱管内での蒸発は生じていない。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 6kPa×1.35＝約 8.1kPa としている。一方、解析コードによる実機評価においては、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードによる健全ループ蒸気発生器の差圧が約 20kPa、破断ループで約 25kPa にまで至る。ＭＡＡＰコードによる予測においても約 10kPa 以上の圧力損失に至っている。

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

表1　CCTF実験装置の緒元

パラメータ	単位	PWR	CCTF	CCTF/PWR
原子炉容器				
ダウンカマ高さ	mm	4,849	4,849	1/1
ダウンカマ(+バッフル領域)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
シンブル管外径、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
SG伝熱管本数	-	3,388	158	1/21.44
SG伝熱管平均長さ	m	20.5	15.2	1/1.35
SG伝熱管内径	mm	19.7	19.6	1/1
SG伝熱面積	m^2	4,784	192	1/24.92
SG伝熱管内総流路面積	m^2	1.03	0.048	1/21.44
SG入口プレナム体積	m^3	4.25	0.198	1/21.44
SG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
SG伝熱管 管板部下端	mm	7,308	7,307	-1
SGプレナム下端(内部)	mm	5,713	5,712	-1
SG伝熱管上端(平均値)	mm	17,952.7	14,820	-3,132.7

表２　CCTF 実験条件及び結果概要

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

表３　CCTF 実験及び実機プラント評価条件の比較

	PWR 条件/M-RELAP5 解析	CCTF 実験	備考
炉心発熱有効長	3,660mm	3,660mm	1/1 スケール
ダウンカマノズルレベル	4,849mm	4,849mm	1/1 スケール
高温側配管流路面積	0.426m^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＋3σ	ANS71×1.0～1.2	
蒸気発生器圧力損失	約 0.010MP 以上	約 0.005MPa	

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

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

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

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

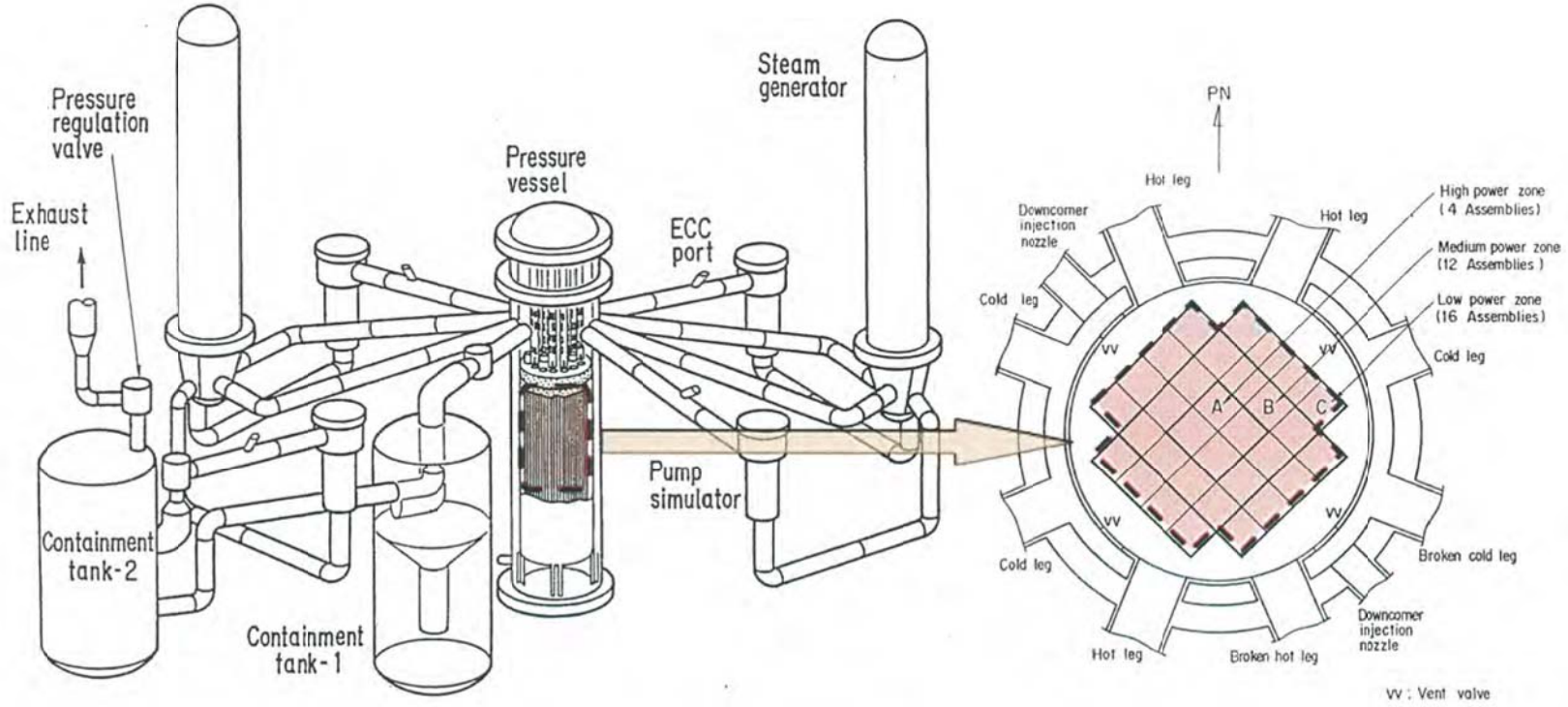

Pressure regulation valve
Exhaust line
Steam generator
Pressure vessel
ECC port
Pump simulator
Containment tank-2
Containment tank-1
PN
Hot leg
Hot leg
Downcomer injection nozzle
Cold leg
High power zone (4 Assemblies)
Medium power zone (12 Assemblies)
Low power zone (16 Assemblies)
Cold leg
VV
VV
A
B
C
VV
VV
Cold leg
Broken cold leg
Downcomer injection nozzle
Hot leg
Broken hot leg
VV : Vent valve

図3　CCTF実験装置

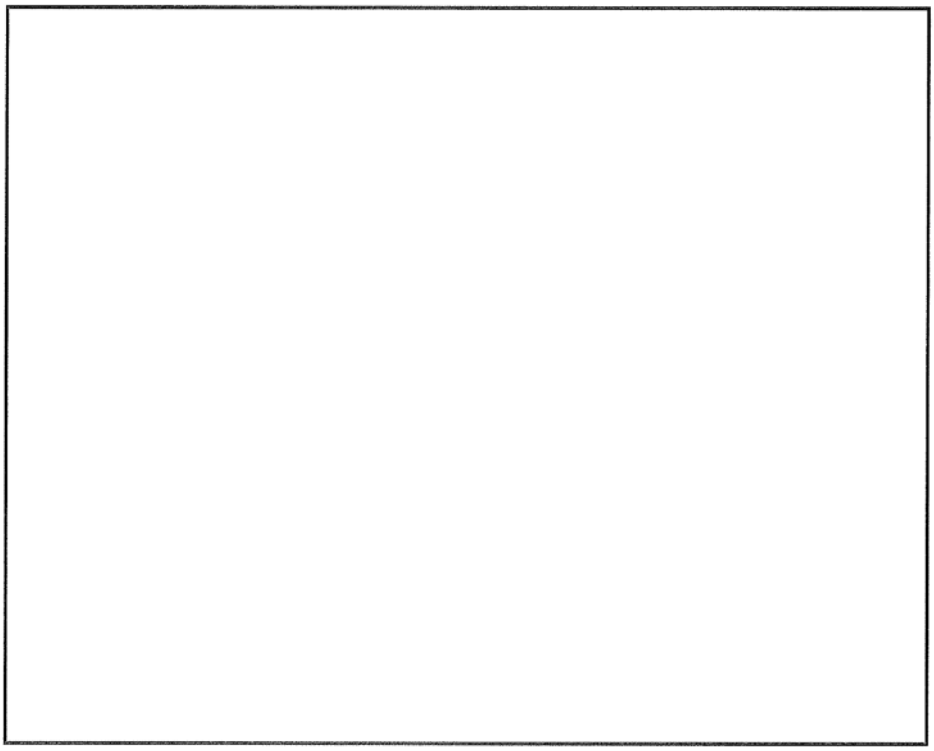


図４　CCTF C2-4 Run62 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）[2]

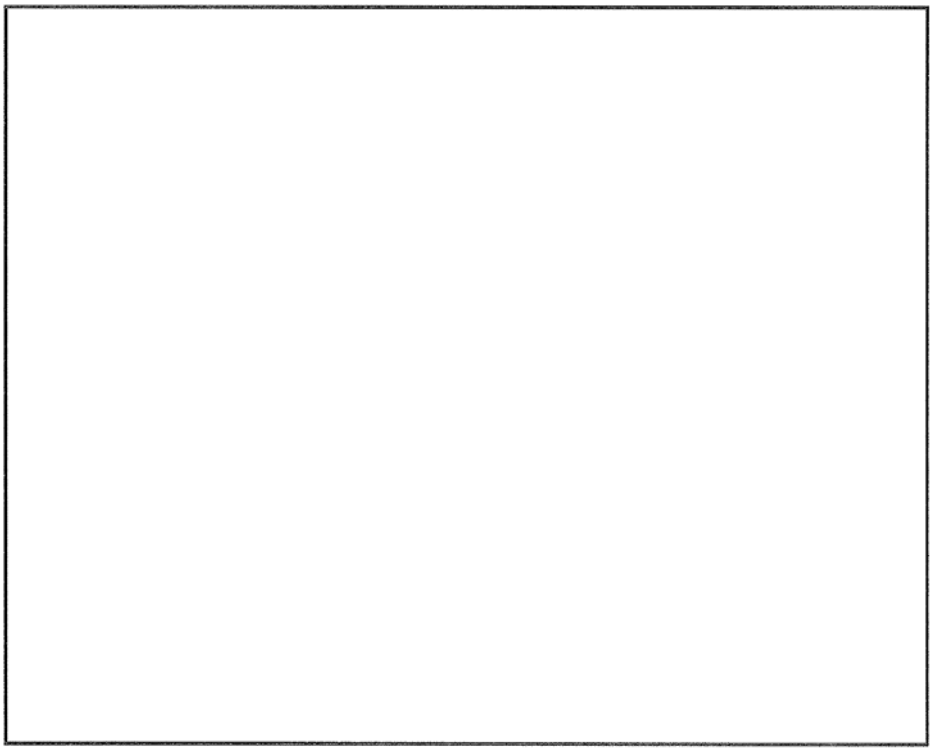


図５　CCTF C2-4 Run 62 蒸気発生器伝熱管差圧[2]

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。

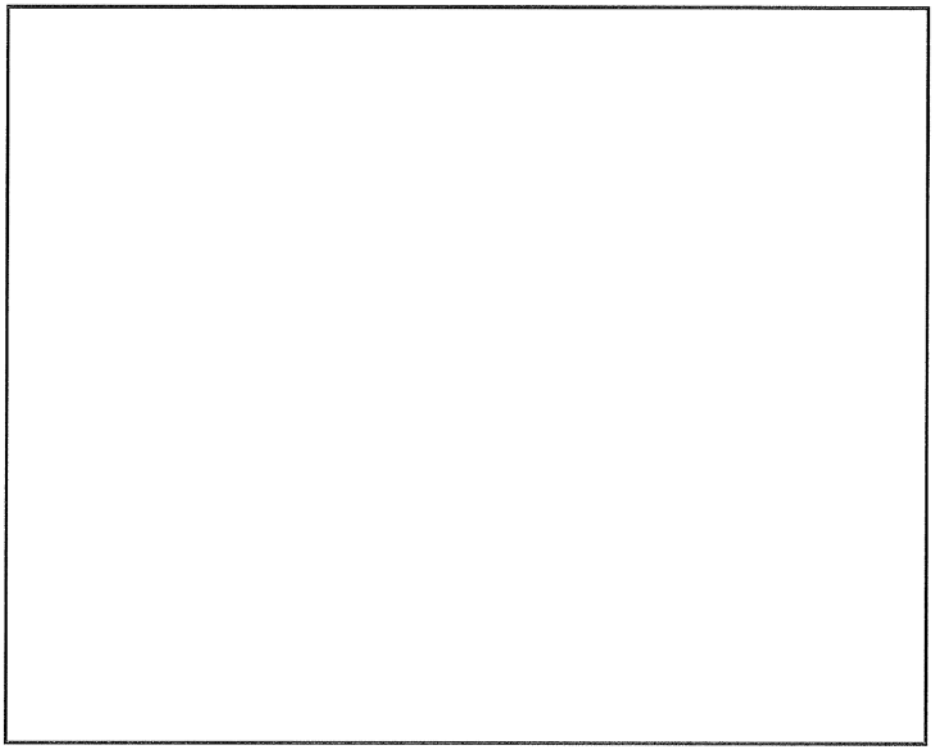


図 6　CCTF C2-5 Run63 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）[4]

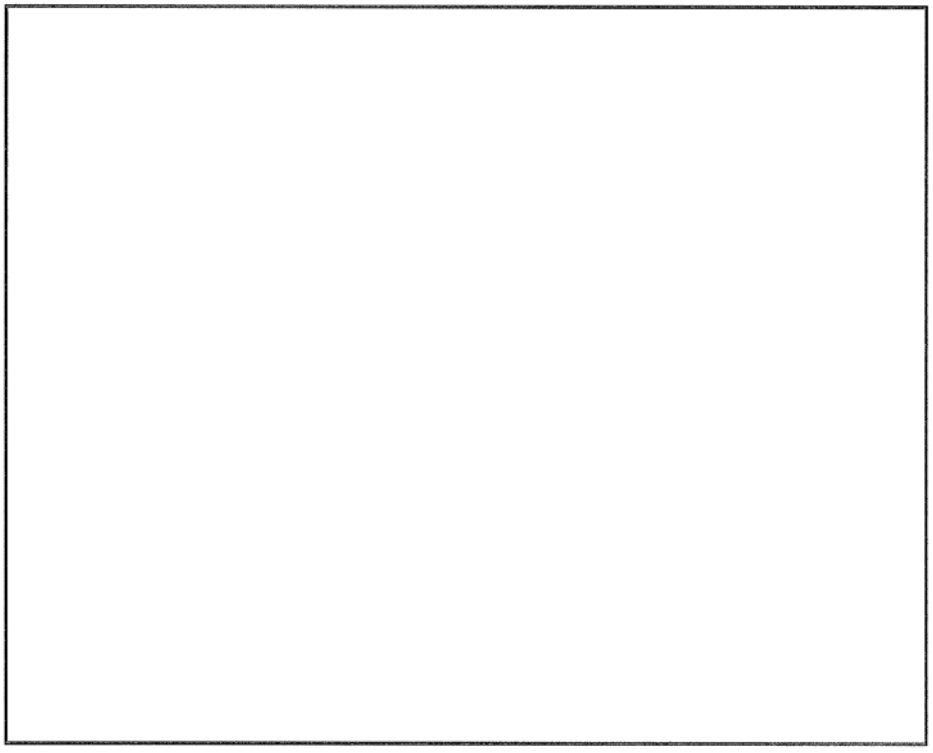


図 7　CCTF C2-5 Run 63 蒸気発生器伝熱管差圧[4]

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。

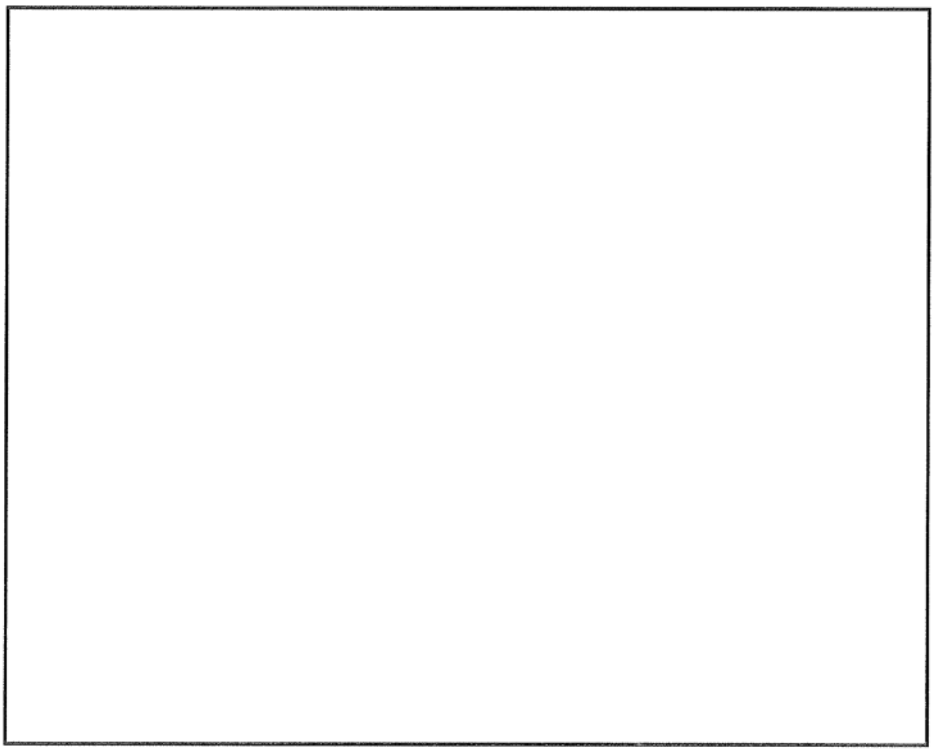


図８　CCTF C2-6 Run64 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）[6]

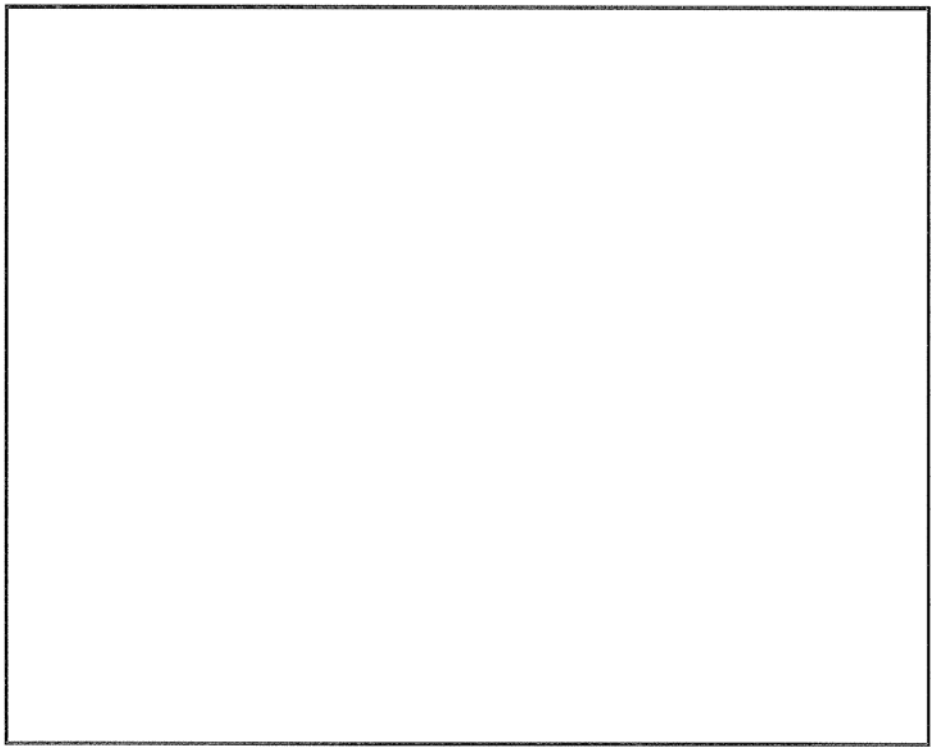
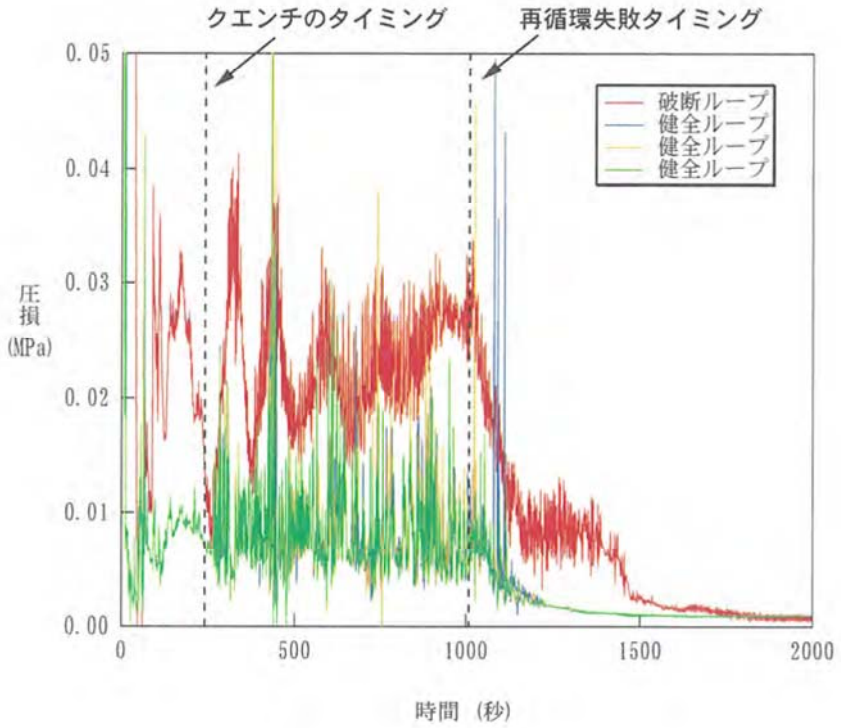
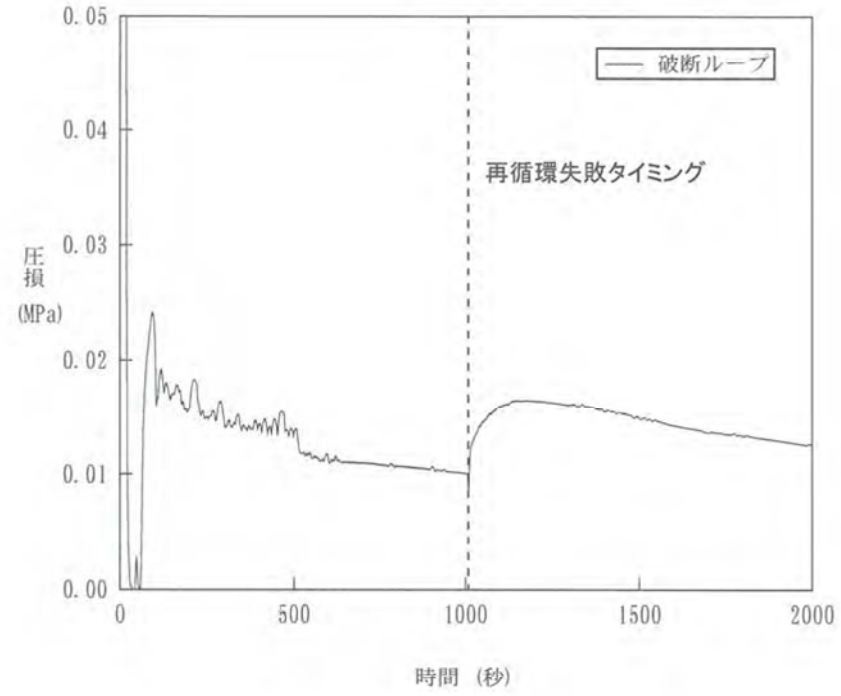


図９　CCTF C2-6 Run 64 蒸気発生器伝熱管差圧[6]

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－RELAP5コード



(b) MAAPコード

図１０　４ループ PWR 評価における蒸気発生器伝熱管差圧

4. 水平配管のボイド率予測の不確かさとその感度解析

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

4.1 TPTF 実験及びその試験解析による不確かさの確認

高温側配管のボイド率（保有水量）の予測精度の確認のために、TPTF 試験装置から得られた結果を活用する。TPTF（Two-Phase Flow Test Facility、二相流試験装置）実験[7]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コードの計算上では水平層状流となっており、気泡流との内挿領域であったとしても気泡径が大きく界面摩擦の寄与は小さいため、圧力の違いは重力（密度）にしか寄与せず、流況に対する圧力の影響は小さいため、本試験を採用する。

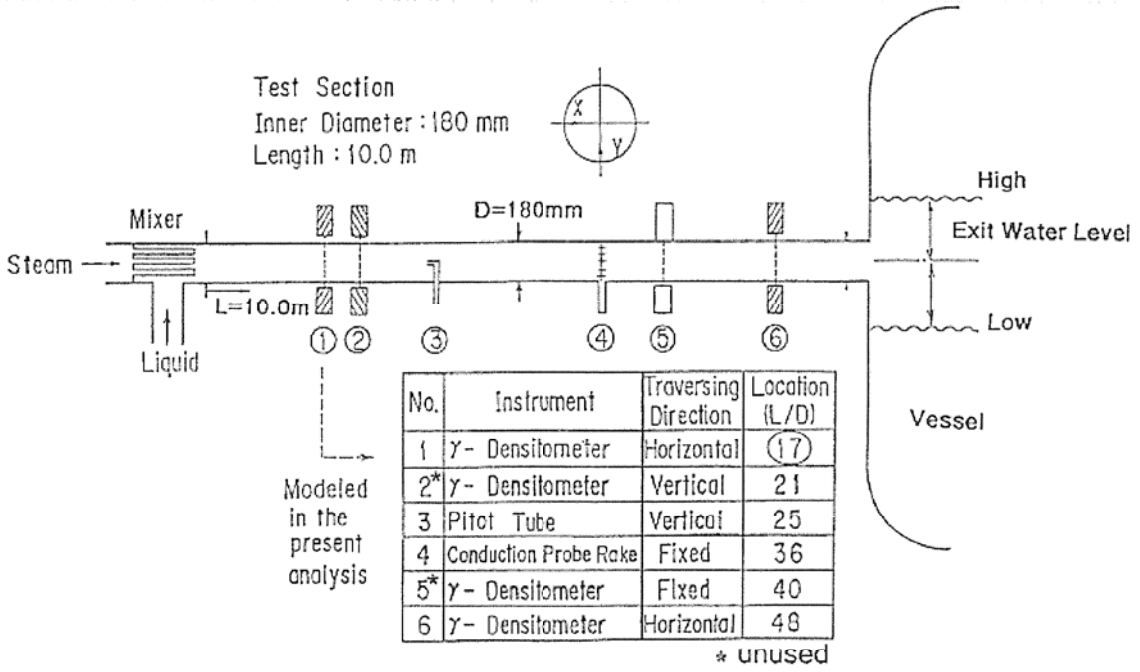
TPTF 試験に対し、旧 JAERI にて RELAP5/MOD3 による確認解析が実施された。確認解析で使用されたノーディングを図１２に示す。ボイド率を測定している L/D=17 の点に境界条件を設定し、出口である容器に出口境界条件を設定している。図１３に示されているとおり、RUN722 に対する確認解析では L/D=48 の点で RELAP5 は試験結果より大きいボイド率となる。参考文献中に示されている全 8 ケースについて、L/D=48 の点での実験値と RELAP5 のボイド率を比較すると図１４に示すとおりとなり、RELAP5/MOD3 のボイド率は試験結果に対し過大評価となるが、平均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コードのボイドモデルは RELAP5/MOD3 と同等である。

4.2 実機の高温側配管の界面摩擦感度解析

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

の感度解析を実施し、その影響を確認する。高温側配管でのボイド率を小さくするため、実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、界面摩擦を小さくする感度解析を実施した。界面摩擦を 1/100 とした結果、図１５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１６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－ＲＥＬＡＰ５コードは水平配管のボイド率を若干過大評価する傾向があるが、その不確かさが ECCS 再循環機能喪失時の原子炉容器内の水位へ与える影響は小さいため、炉心露出への影響も小さい。



No.	Instrument	Traversing Direction	Location (L/D)
1	γ- Densitometer	Horizontal	17
2*	γ- Densitometer	Vertical	21
3	Pitot Tube	Vertical	25
4	Conduction Probe Rake	Fixed	36
5*	γ- Densitometer	Fixed	40
6	γ- Densitometer	Horizontal	48

図１１　TPTF 試験装置

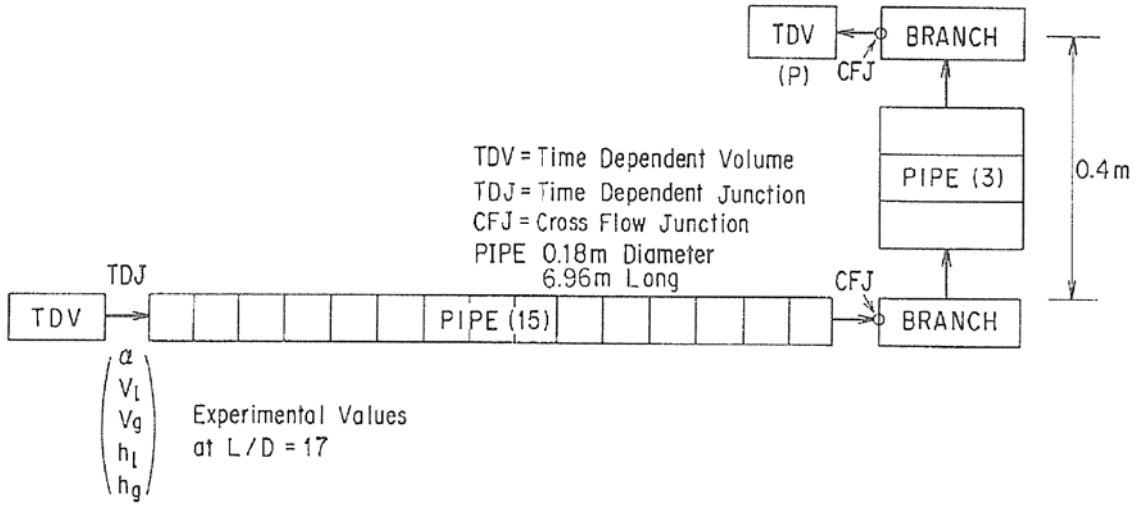


図１２　TPTF 試験に対する RELAP5 解析のノーディング（水位が高い場合）

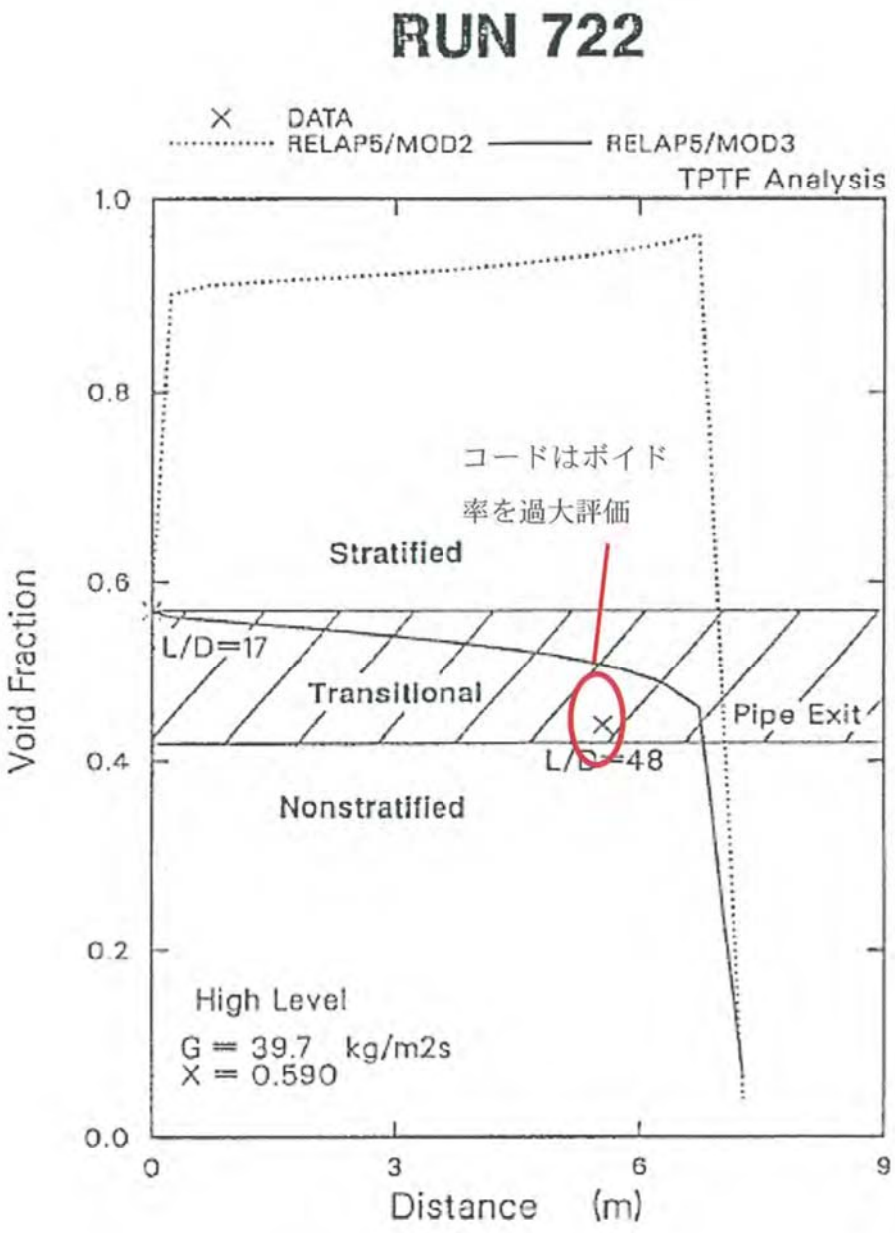


図１３　TPTF 試験解析結果（一例）

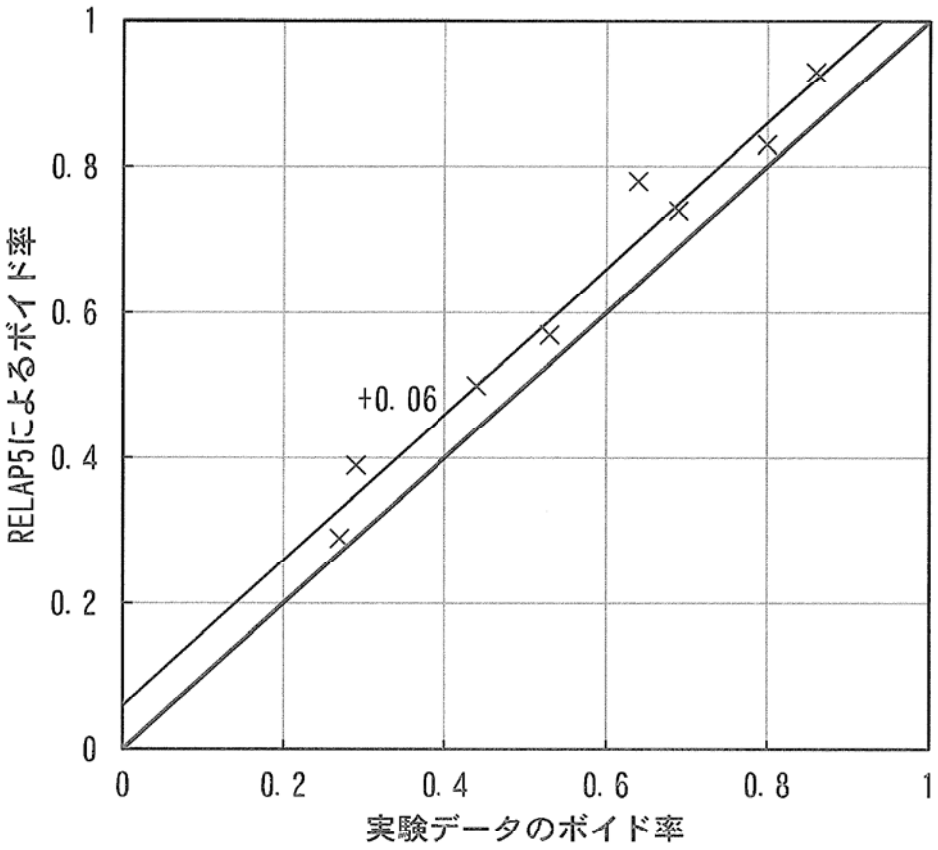


図１４　TPTF ボイド率の比較

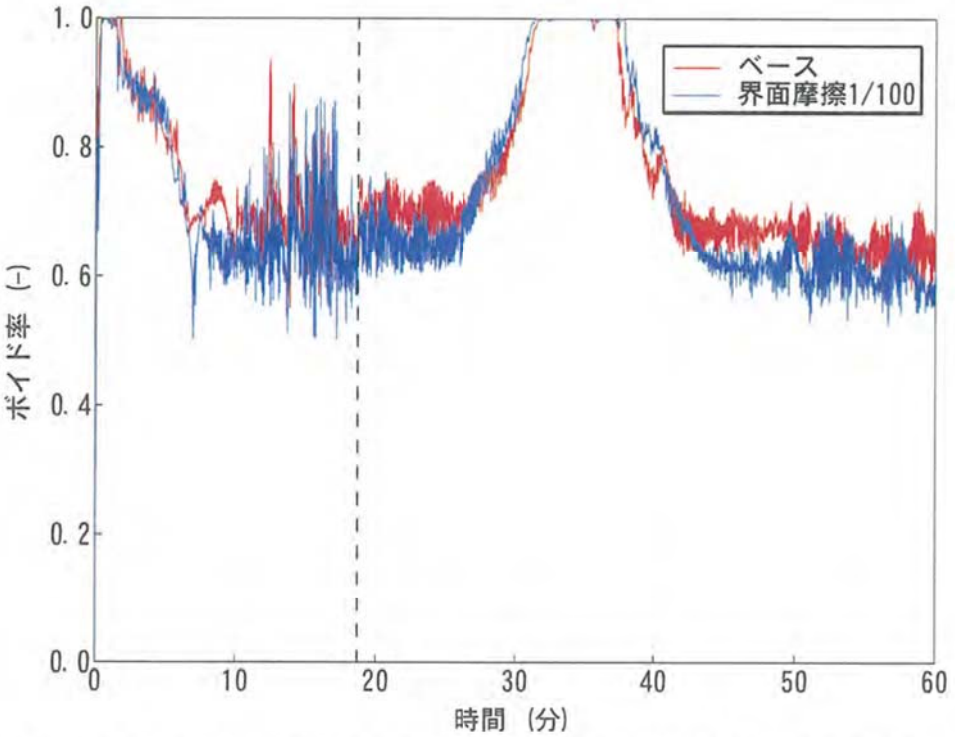


図１５　３ループPWR評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（高温側配管ボイド率）

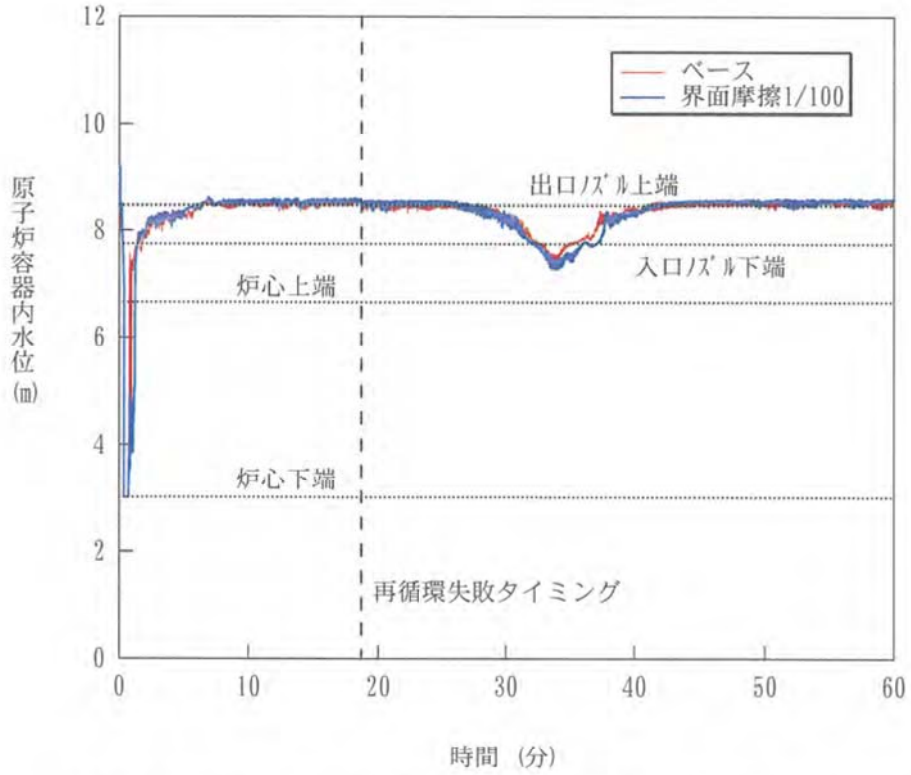


図１６　３ループPWR評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（原子炉容器内水位）

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) 炉心ボイドモデル」に記述しているが、低圧条件での炉心のボイド率の不確かさは表 3-3に示すとおり、ボイド率で±0.05 程度である。「2. Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価」に記載しているＭ－ＲＥＬＡＰ５コードによる実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、炉心のボイド率に関する感度解析を実施し、その影響を確認する。炉心のボイド率を変化させるため、実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、事故後 10 分後から界面摩擦を大小させる感度解析を実施した。図１７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１８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コードは低圧時の炉心のボイド率に不確かさがあり、そのため ECCS 再循環機能喪失時での水位計算に影響するが、15 分の代替再循環確立により水位が炉心発熱長上端より上に維持できる結論へは影響がない。

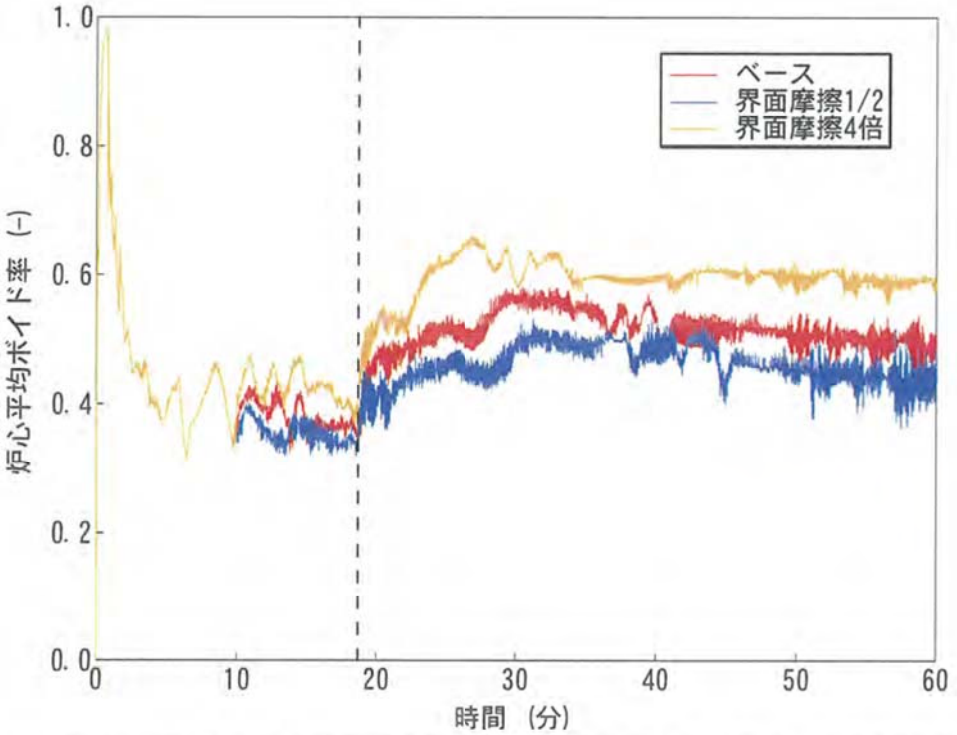


図１７　３ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果（炉心平均ボイド率）

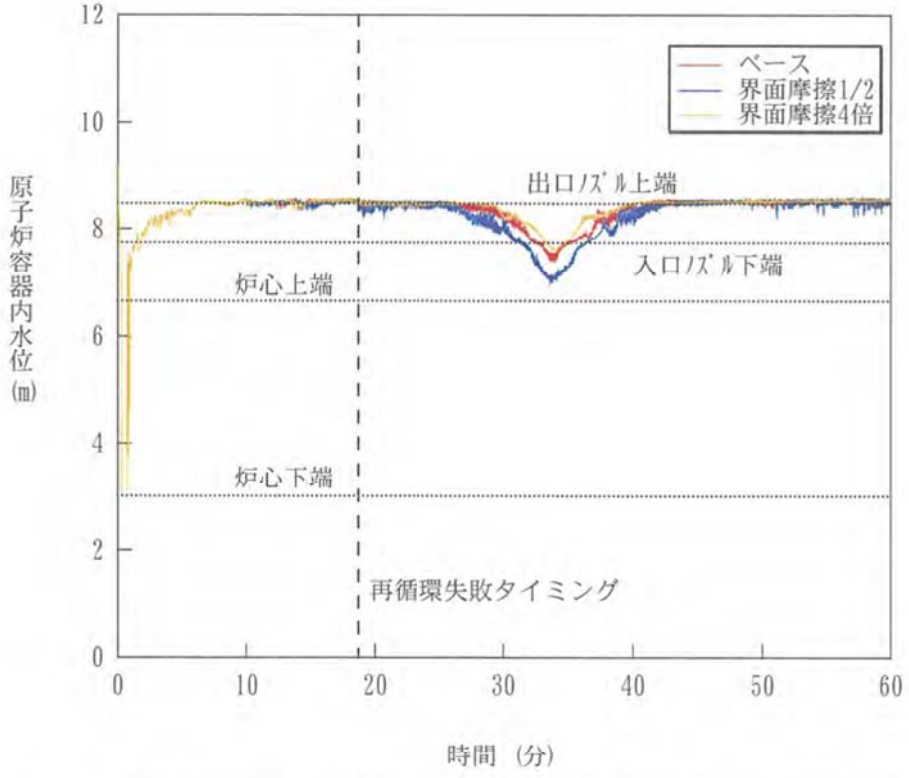


図１８　３ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果（原子炉容器内水位）

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コードは蒸気発生器での圧力損失を大きく計算するため、炉心及び高温側配管での保有水量を実際より小さく計算し、保守的な結果を与えることを確認した。また、TPTF の試験よりＭ－ＲＥＬＡＰ５コードは水平配管でボイド率を高く計算する傾向があることを確認し、その結果をもとに実機の感度解析を実施し、高温側配管でのボイド率計算の不確かさは非保守的な結果を与えないことを確認した。さらに、Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードは低圧時の炉心のボイド率予測に不確かさを有するが、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コードによる解析により設定した ECCS 再循環機能喪失での代替再循環確立のための時間である 15 分について、コードのボイド率計算の不確かさを考慮しても炉心露出することが無いため、妥当であることを確認した。

7. 参考文献

[1] T. Okubo, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-4 (Run 62) - Investigation of Reproducibility －, JAERI-M 85-026, March 1985.

[2] Private Communication

[3] T. Iguchi, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-5 (Run 63) - Effect of Decay Heat Level on PWR Reflood Phenomena －, JAERI-M 91-174, October 1991.

[4] Private Communication

[5] H. Akimoto, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-6 (Run 64) - Effect of Radial Power Profile －, JAERI-M 85-027, March 1985.

[6] Private Communication

[7] Y. Kukita, et al., Developmental Assessment of RELAP5/MOD3 Code against ROSA-IV/TPTF Horizontal Two-Phase Flow Experiments, JAERI-M 90-053

（第２部　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コード）

目　次

－　第2部　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コード　－

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

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

1. はじめに

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

・有効性評価において重要となる現象の特定

・解析モデル及び入出力に関する説明

・検証、妥当性確認

・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 重要事故シーケンスと評価指標

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

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

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

ここで、「主給水流量喪失＋ＡＴＷＳ」では、ＡＴＷＳ緩和設備による主蒸気ライン隔離により原子炉出力が低下するのに対し、「負荷の喪失＋ＡＴＷＳ」では、蒸気負荷の喪失により原子炉出力が事象開始直後に低下する点が異なるが、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次系圧力の増加により原子炉冷却材圧力バウンダリの破損の可能性が生じることなど、その他の事象進展は「主給水流量喪失＋ＡＴＷＳ」と同様となる。

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

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

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

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

2.2　ランクの定義

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

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

表 2-1　ランクの定義

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

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

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

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1)　中性子動特性（核分裂出力）　[炉心(核)]

(2)　出力分布変化　[炉心(核)]

(3)　反応度帰還効果　[炉心(核)]

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)　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

分類	物理現象			ＡＴＷＳ １次系圧力
炉心（核）	(1)	中性子動特性（核分裂出力）		**H**
	(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**

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

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードは、汎用二相流コードＭ－ＲＥＬＡＰ５[2]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[1]及び３次元炉心熱流動特性コードＭＩＤＡＣ[1]の３つの要素コードを動的に結合し、１次系全体の熱流動と３次元炉心動特性との相互作用が評価可能な詳細なプラント過渡特性解析コードである。

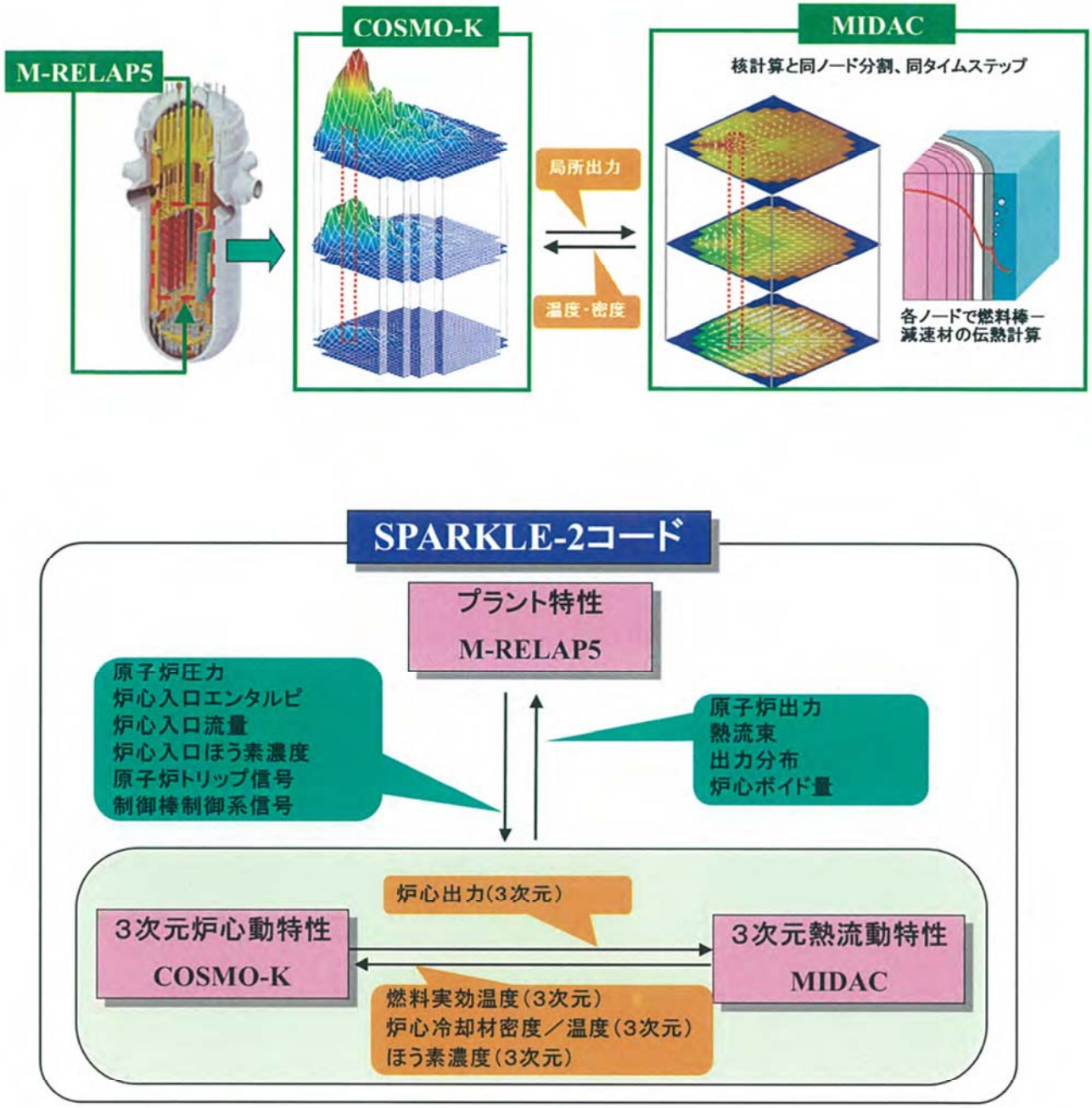


図 3-1　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードにおける結合計算

3.2　重要現象に対する解析モデル

「2.3 物理現象に対するランク付け」において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1に示す。

炉心（核）の重要現象は、１次冷却材密度低下及び燃料温度低下に伴う反応度帰還効果による原子炉出力変化を評価するためのものであるため、事象進展（１次冷却材密度低下、ボイド生成、ほう素濃度変化、出力変化）中の核的挙動をより精緻に模擬できる３次元炉心動特性及び核定数フィードバックモデルを採用する。また、出力運転中に炉内に蓄積された核分裂生成物（FP）及びアクチ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り、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り、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）	・３次元動特性モデル ・核定数フィードバックモデル
	ドップラ反応度帰還効果	
	減速材反応度帰還効果	
	崩壊熱	・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
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
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	・臨界流モデル
	２次側水位変化・ドライアウト	・２流体モデル
	２次側給水（主給水・補助給水）	・ポンプ特性モデル

3.3　解析モデル

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

3.3.1　プラント特性（Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コード）

原子炉冷却材の熱流動挙動は１次元の気液２流体モデルで模擬される。Ｍ－ＲＥＬＡＰ５の基礎式は、気液の各相の質量、運動量及びエネルギの各保存式からなり、後述する構成式と合わせて解くことで圧力、各相の内部エネルギ、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交換を表すモデルであり、具体的には気液相間の界面積、界面摩擦、界面熱伝達を定義する。Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コードでは、原子炉の流動状態に応じて適切な構成式が与えられる。

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

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

(1)　保存則

二相流は２流体モデルでモデル化し、気液各相の質量保存式、運動量保存式及びエネルギ保存式の６保存式を解くことにより、圧力、各相の内部エネルギ、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[3]のモデルを適用する。設計圧力にて設計流量が放出されるように入力にて調節する。

② 主蒸気逃がし弁及び安全弁からの臨界流

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

③ 破断口からの臨界流

臨界流モデルとして、非常用炉心冷却系の性能評価指針でその使用が認められている Henry-Fauske モデル[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コード）

炉心動特性はＣＯＳＭＯ－Ｋコードの解析モデルにより評価する。

(1) ３次元動特性モデル

空間依存の動特性方程式は、中性子に関する時間依存のエネルギ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) 核定数フィードバックモデル

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

(3) 崩壊熱モデル

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

3.3.3 熱流動特性（ＭＩＤＡＣコード）

炉心内の熱流動特性はＭＩＤＡＣコードの解析モデルにより評価する。

(1) 保存則

① 熱流動

熱流動モデルの基礎方程式としては３次元の直交座標系に対し、混合相の質量（密度）、運動量、エネルギに関する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コードは、燃料棒温度挙動を求め、冷却材への過渡時伝熱量を与えるとともに、燃料棒内温度を評価する。燃料熱物性は、ＦＩＮＥコード[5][6]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コードでは、これを修正 Saha-Zuber の式として使用している。Lahey のサブクール沸騰モデルは、境界層における蒸気の生成と凝縮のバランスに基づく蒸気発生率を与える。

③ 気液相対速度

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

ＭＩＤＡＣコードでは、(財)原子力発電技術機構で実施した管群ボイド試験結果[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]

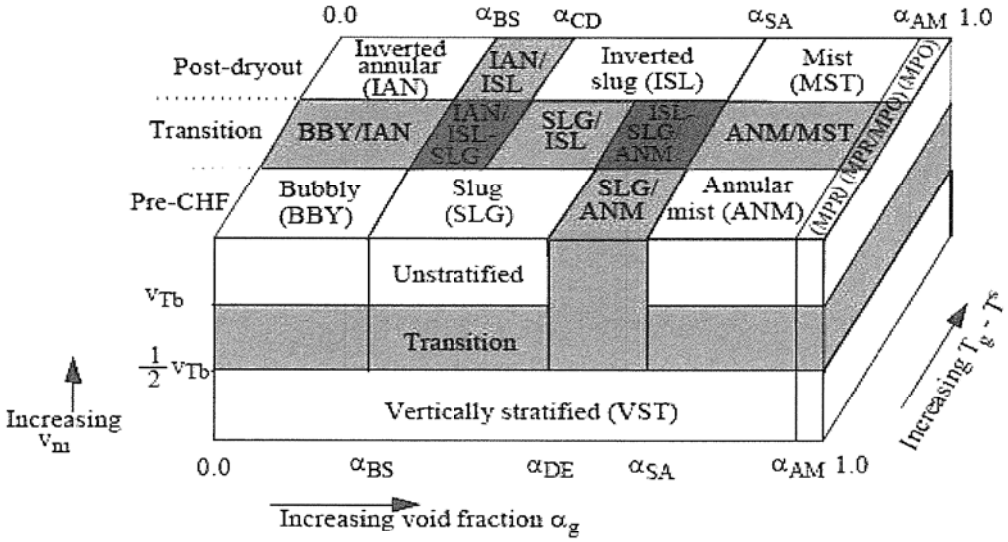
10～12.5MPa の間の領域については、分布定数及びドリフト速度のそれぞれについて直線内挿で算出する。

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。

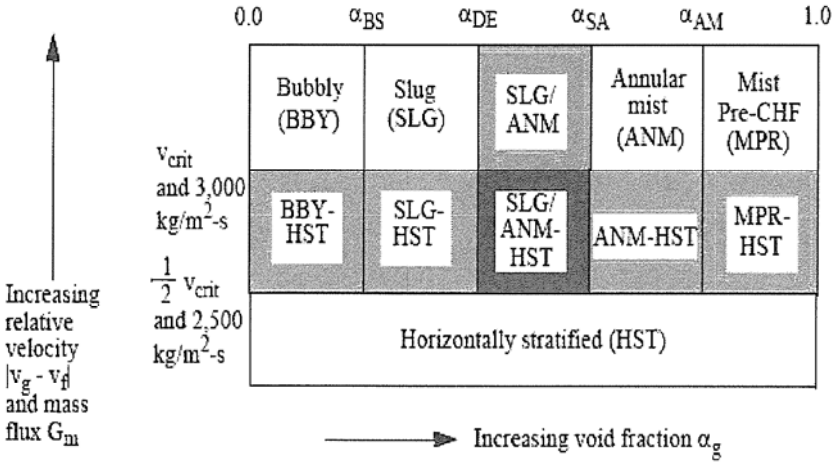
表 3-2　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードのモデル一覧

項　目			計算モデル
プラント特性 (Ｍ－ＲＥＬＡＰ５)	１次冷却系のモデリング		１次冷却系を多数のノードに分割 （ボリュームジャンクション法）
	流動の基本式		非定常２流体６保存 気液各相に対し下記保存則を適用 ・質量保存則 ・エネルギ保存則 ・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
	核定数フィードバックモデル		マトリックス形式の核定数テーブル化 ２次ラグランジュ補間による核定数内挿
	崩壊熱モデル		多項指数関数による崩壊熱モデル
熱流動特性 (ＭＩＤＡＣ)	モデリング		３次元
	基本モデル	流体	非定常二相ドリフトフラックスモデル （混合相３保存則＋気相質量保存則）
		燃料温度	非定常径方向１次元熱伝導方程式
	数値解法	熱流動	コントロールボリューム法 完全陰解法（PISO）
		燃料温度	コントロールボリューム法 完全陰解法
	二相圧力損失モデル		EPRI
	サブクールボイドモデル		気泡離脱点：修正 Saha-Zuber 蒸気生成率：Lahey
	気液相対速度(ドリフトフラックス相関式)		圧力 12.5MPa 以上：均質流 圧力 10MPa 以下：Chexal-Lellouche 圧力 10～12.5MPa：内挿
	燃料被覆管表面熱伝達		強制対流：Dittus-Boelter 核沸騰：Thom



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

図 3-2　垂直流の流動様式



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

図 3-3　水平流の流動様式

3.4　ノード分割

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

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り、また、１次冷却材の膨張による１次系圧力変化を精緻に評価するためには、加圧器水位の上昇に伴う満水状態を適切に評価する必要があることから、加圧器も詳細に分割する必要がある。これら蒸気発生器伝熱管部及び加圧器については、後述するLOFT試験解析による妥当性確認（「4.8 LOFT試験」）や実機での感度解析に基づき十分な分割数とする。

また、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コード及びＭＩＤＡＣコードは、多くの実機炉心解析（静的解析）で十分な精度実績のあるノード分割を採用することとしており、ＣＯＳＭＯ－ＫコードとＭＩＤＡＣコードの炉心内ノード分割を同一としている。

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

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

表 3-3　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードのノード分割の考え方

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

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。

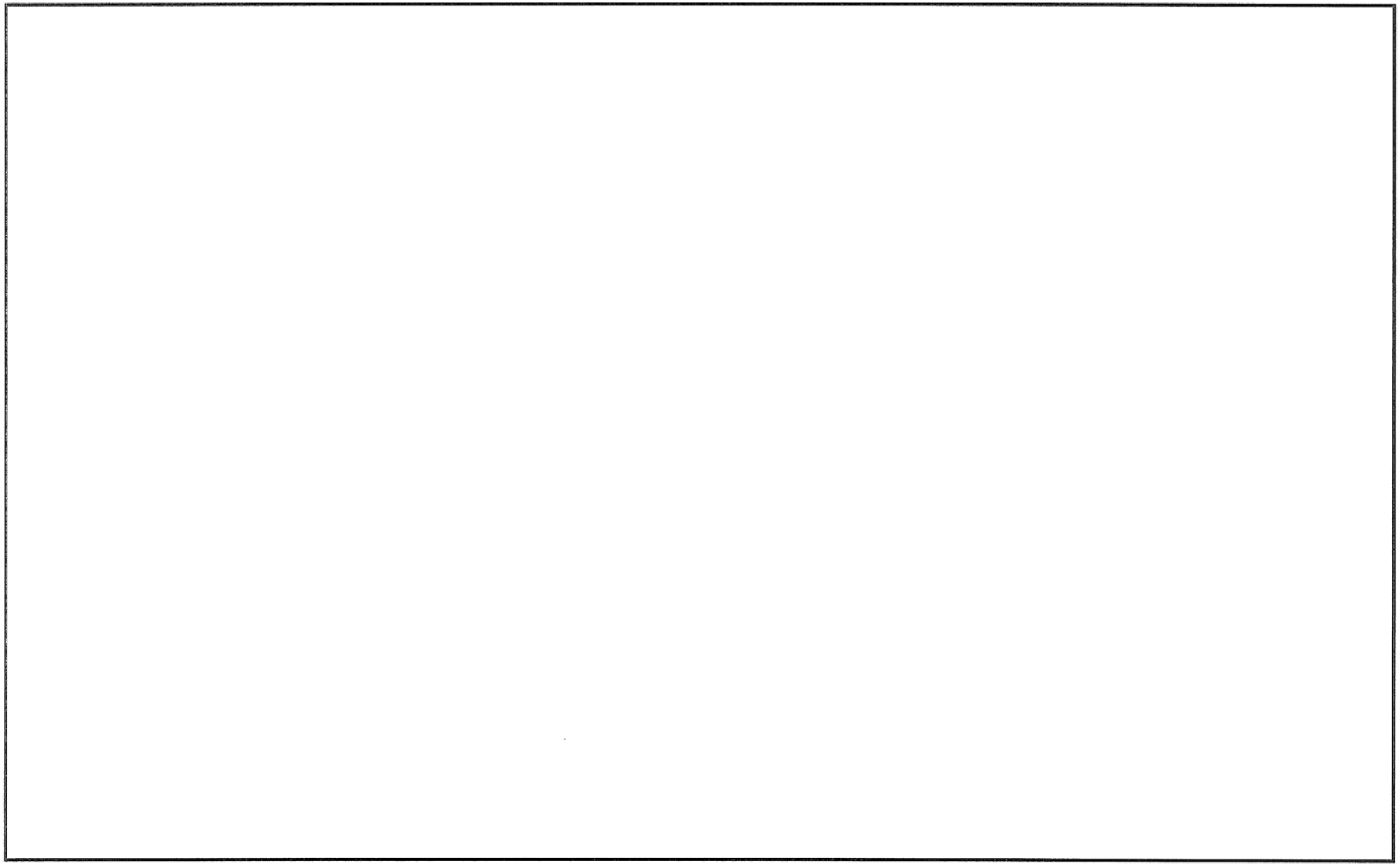


図 3-4　Ｍ－ＲＥＬＡＰ５　ノード分割図（3 ループプラントの例）　[A,B ループ]

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。

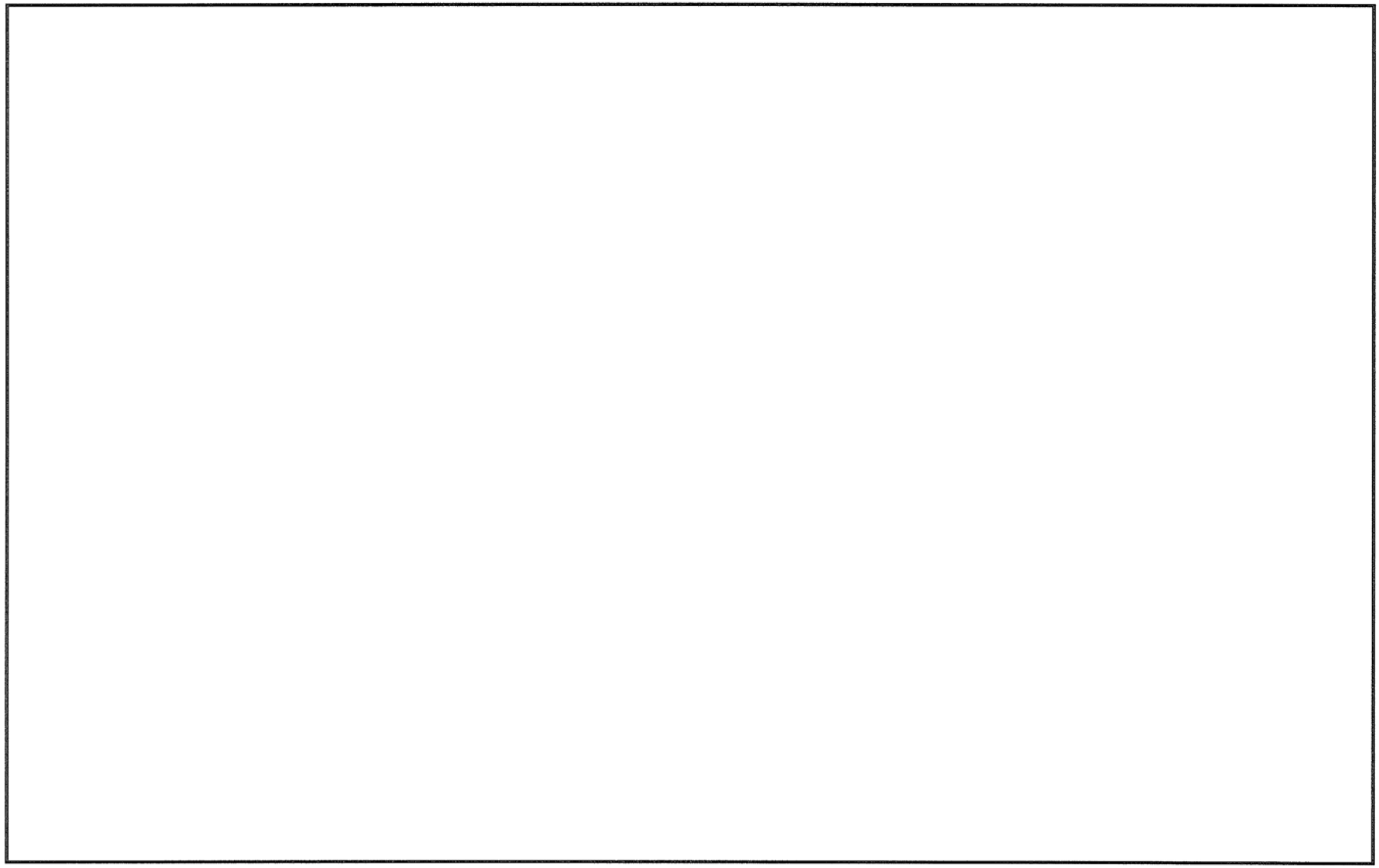


図 3-5　M－ＲＥＬＡＰ５　ノード分割図（3 ループプラントの例）　[C ループ]

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。

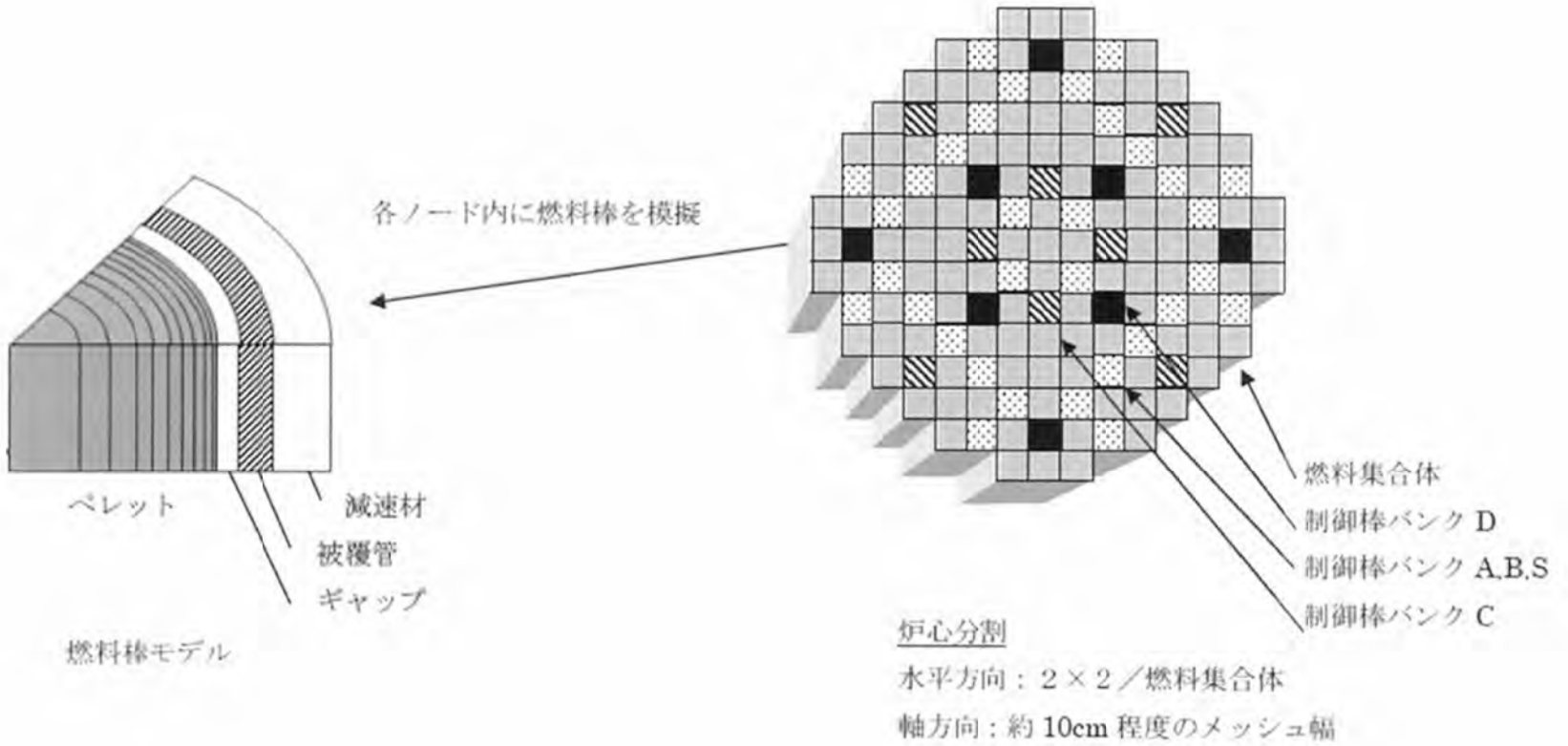


図 3-6　ＣＯＳＭＯ－Ｋ，ＭＩＤＡＣのノード分割図（3 ループプラントの例）

3.5　結合計算方法

3.5.1　結合計算の流れ

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

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

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

3.5.2　炉心計算における受け渡しパラメータ

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

(1)　燃料実効温度

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

受け渡している。

(2) 炉心冷却材密度及び温度

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

(3) ほう素濃度

ノード毎のほう素濃度は、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コードによりノード毎の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コードの同一ノードへ受け渡され、ほう素濃度変化が生じた場合には主としてほう素反応度効果として寄与する。

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

3.5.3 炉心計算の流れ

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

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

プラント過渡解析において、減速材反応度帰還効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、この初期定常計算の段階でほう素濃度を調整することで初期減速材温度係数を任意の値に設定し、ほう素濃度調整により変化した中性子バランスを補正することにより定常状態を達成する。この炉心状態を初期定常状態とし、ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードのプラント過渡解析が実行される。また、ドップラ反応度帰還効果に保守性や包絡性を考慮する場合には、炉心過渡計算においてタイムステップ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コード及びＣＯＳＭＯ－Ｓコードの詳細は添付２に記載し、減速材及びドップラ反応度帰還効果の設定に関する詳細は、それぞれ添付３及び添付４に記載する。また、ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードを用いてＡＴＷＳ解析を行う際の評価用炉心の具体的な考え方については添付５に記載する。

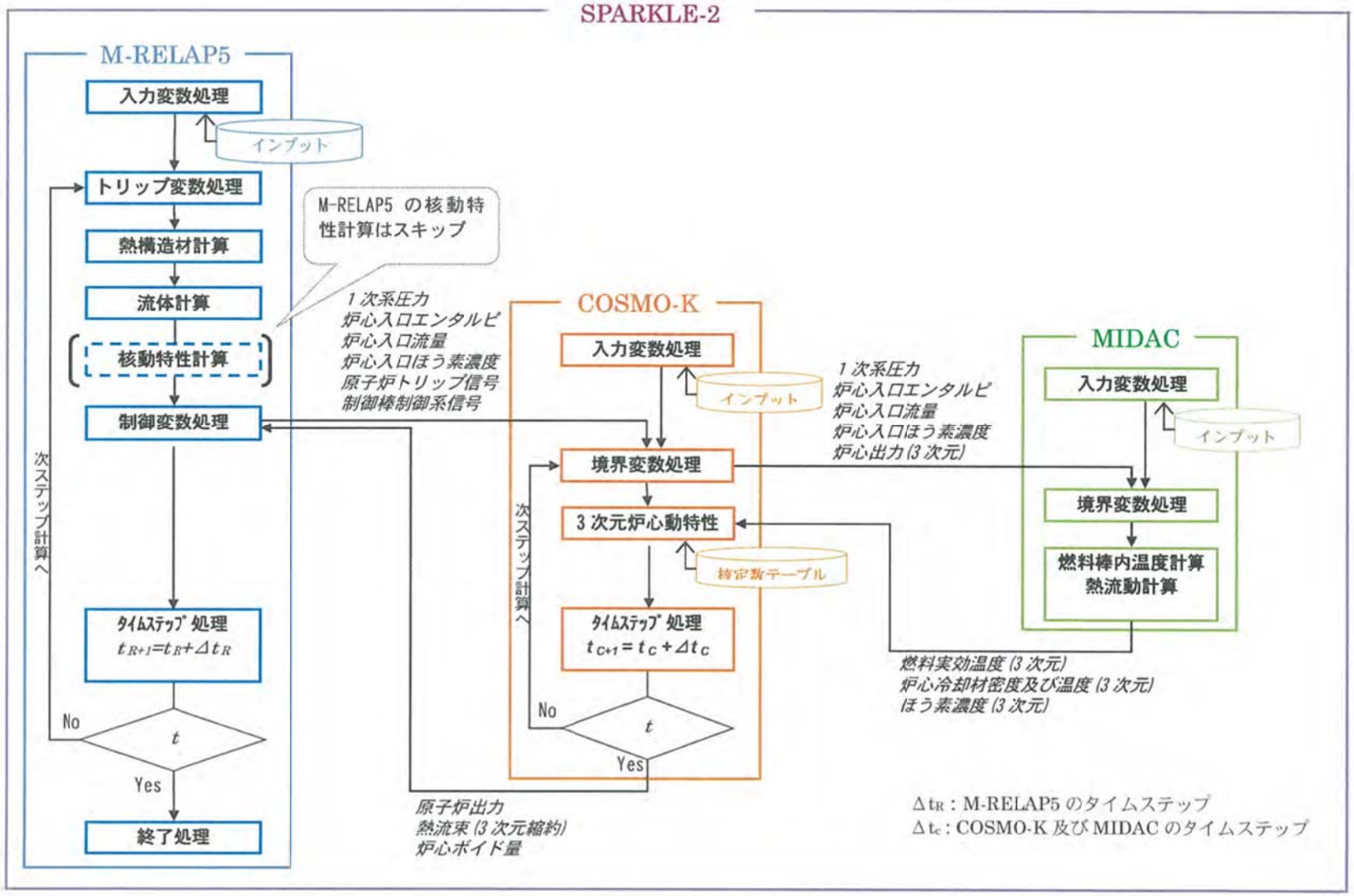


図 3-7　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードの結合計算フロー

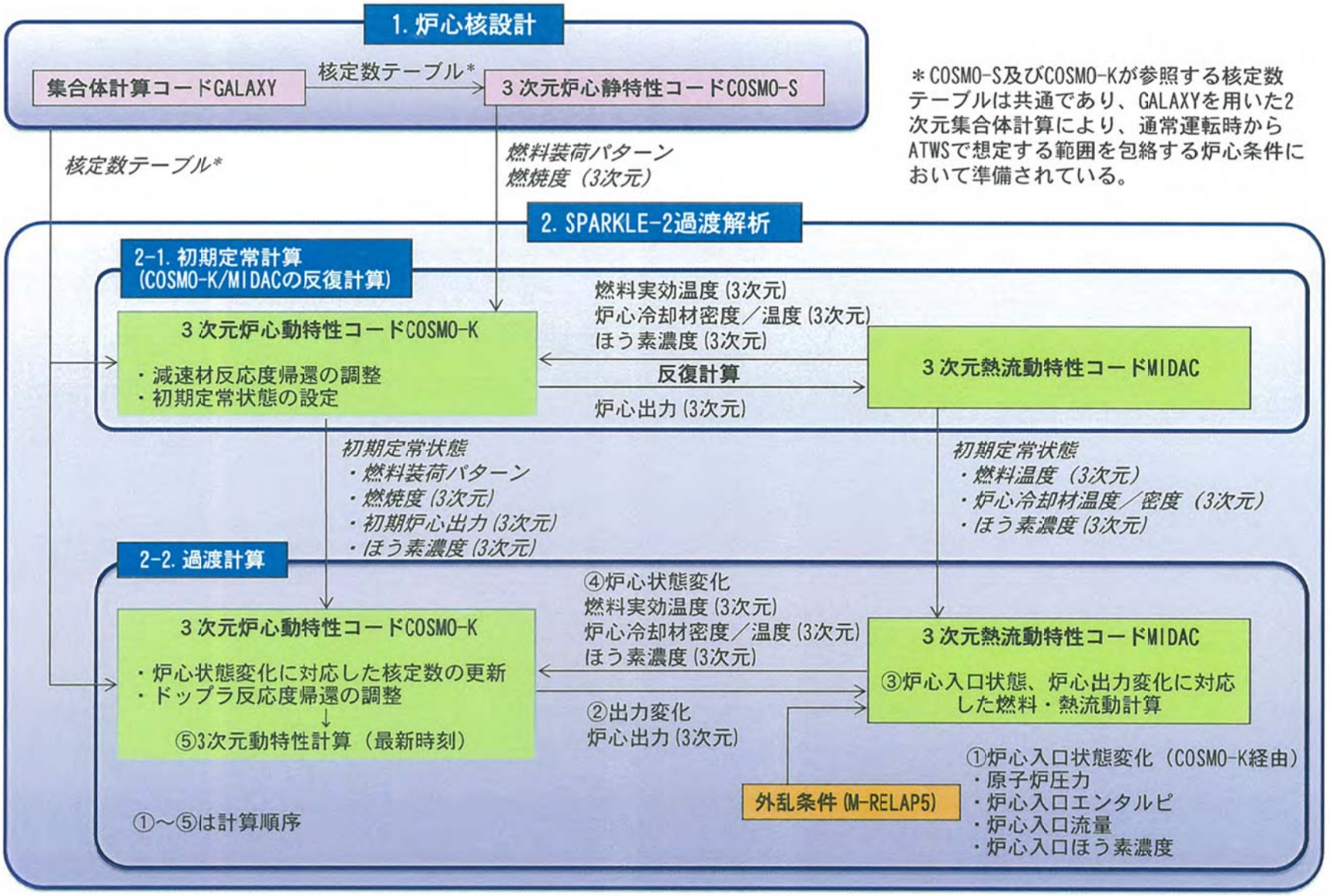

1. 炉心核設計
集合体計算コードGALAXY
核定数テーブル*
3次元炉心静特性コードCOSMO-S
＊COSMO-S及びCOSMO-Kが参照する核定数テーブルは共通であり、GALAXYを用いた2次元集合体計算により、通常運転時からATWSで想定する範囲を包絡する炉心条件において準備されている。
核定数テーブル*
燃料装荷パターン
燃焼度（3次元）
2. SPARKLE-2過渡解析
2-1. 初期定常計算
(COSMO-K/MIDACの反復計算)
3次元炉心動特性コードCOSMO-K
・減速材反応度帰還の調整
・初期定常状態の設定
燃料実効温度(3次元)
炉心冷却材密度／温度(3次元)
ほう素濃度(3次元)
反復計算
炉心出力(3次元)
3次元熱流動特性コードMIDAC
初期定常状態
・燃料装荷パターン
・燃焼度(3次元)
・初期炉心出力(3次元)
・ほう素濃度(3次元)
初期定常状態
・燃料温度（3次元）
・炉心冷却材温度／密度（3次元）
・ほう素濃度(3次元)
2-2. 過渡計算
3次元炉心動特性コードCOSMO-K
・炉心状態変化に対応した核定数の更新
・ドップラ反応度帰還の調整
⑤3次元動特性計算（最新時刻）
④炉心状態変化
燃料実効温度(3次元)
炉心冷却材密度／温度(3次元)
ほう素濃度(3次元)
②出力変化
炉心出力(3次元)
3次元熱流動特性コードMIDAC
③炉心入口状態、炉心出力変化に対応した燃料・熱流動計算
外乱条件(M-RELAP5)
①炉心入口状態変化（COSMO-K経由）
・原子炉圧力
・炉心入口エンタルピ
・炉心入口流量
・炉心入口ほう素濃度
①～⑤は計算順序

図 3-8　炉心計算の流れ

3.6　入出力

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

Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コード

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、原子炉冷却材温度及び原子炉冷却材圧力）

④　外乱条件（起因）

ＣＯＳＭＯ－Ｋコード

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コード

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コード

①　１次系圧力

②　原子炉冷却材温度

③　原子炉冷却材流量

ＣＯＳＭＯ－Ｋコード

①　原子炉出力

②　出力分布

ＭＩＤＡＣコード

①　原子炉冷却材温度（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

⑤　燃料ペレットエンタルピ

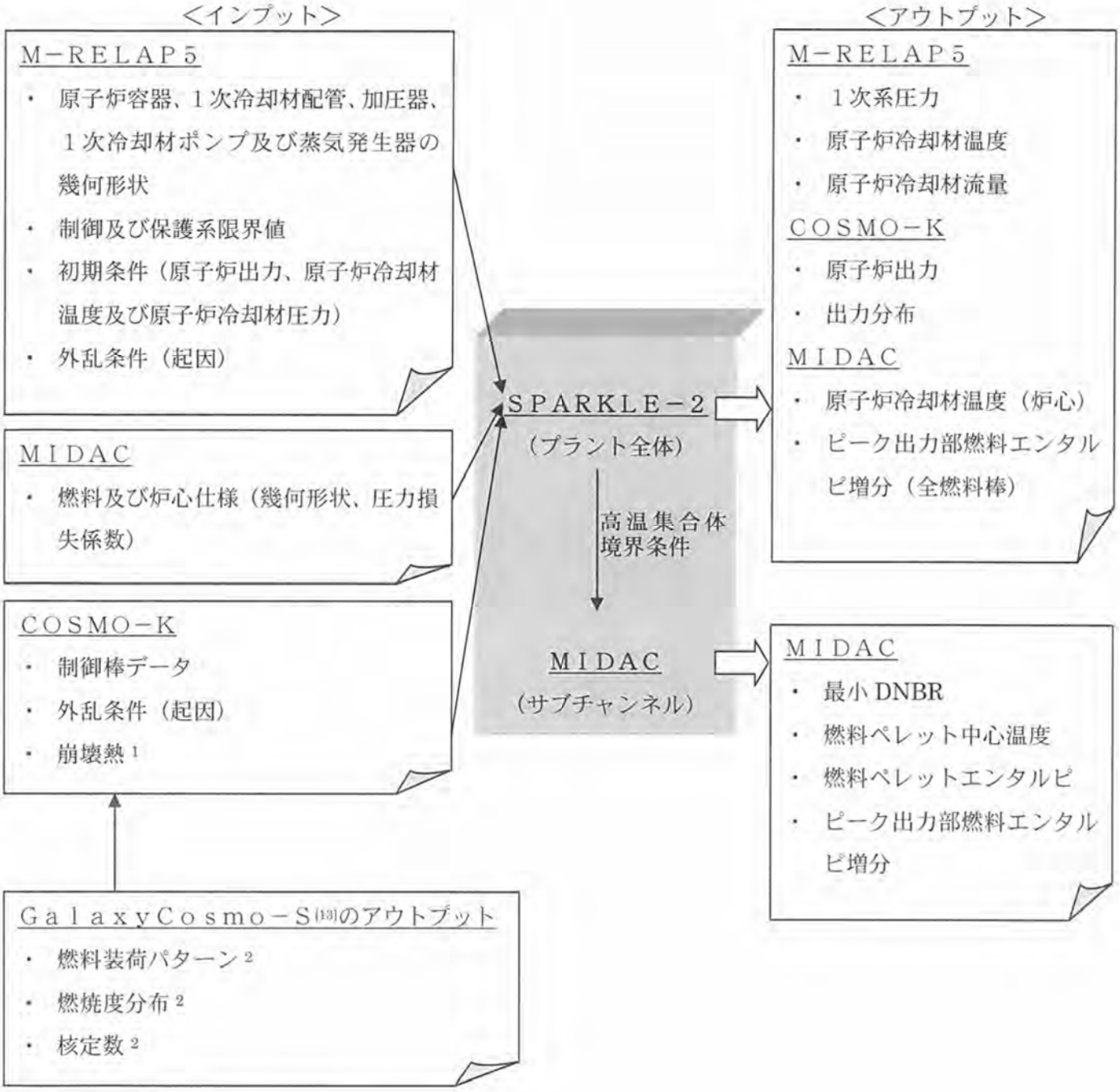


図 3-9　SPARKLE－2コードの入出力

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[13]

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 物理現象に対するランク付け」において重要現象に分類された物理現象の検証、妥当性確認方法を表 4-1に示す。ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードは、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次系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コード、FP 崩壊熱は AESJ 推奨値により評価された崩壊熱曲線[12]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コード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 炉心（核）における不確かさの適用性」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コードでは、これらを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）

・核定数フィードバックモデル（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、核定数フィードバックモデルについては、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、核定数フィードバック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コードと本機能が同一であるＣＯＳＭＯ－Ｓコードを用いた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[13]。

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][16]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コード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、且つ急峻な出力応答が得られる SPERT-Ⅲ E-core 実験[19]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)　核定数フィードバックモデル

a. ドップラ反応度帰還効果

ドップラ反応度帰還効果に関連する核定数フィードバックモデルについては、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、ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードの核定数テーブルを算出するＧＡＬＡＸＹコード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コード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、ドップ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ップ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フィードバックモデルについては、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コード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、ドップ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コード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[5][6]との比較を実施する。ＭＩＤＡＣコードの燃料棒内温度モデルの構成式は、ＦＩＮＥコードと同一の構成式を採用しており、本比較は、ＭＩＤＡＣコード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ップ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[10]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＋ＡＴＷＳ」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 炉心（核）における重要現象の確認方法」「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」及び「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」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応答の検証を実施する。

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合わせて、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

ドップラ及び減速材反応度帰還効果に関連する核定数フィードバックモデルに対し、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コードに対し連続エネルギ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コードと連続エネルギ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フィードバック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 炉心（核）における重要現象の確認方法」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合わせて、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ップラ反応度帰還効果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 炉心（核）における重要現象の確認方法」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合わせて確認する。

また、本解析では、ＣＯＳＭＯ－ＫコードとＭＩＤＡＣコード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コード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コードの燃料棒内温度分布の計算手法を検証する。

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

また、LOFT L9-3 試験解析では、蒸気発生器はドライアウトに至り熱除去能力が低下し、加圧器

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

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	SPERT-III E-core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+ATWS）	実機起動試験（負荷遮断）
炉心（核）	中性子動特性（核分裂出力）	・3次元動特性モデル ・核定数フィードバックモデル	図 4-2 図 4-3	図 4-6	○	○	○	—	—	○	図 4-26 ～ 図 4-29	—	—	—	—	—	—
	ドップラ反応度帰還効果		—	—	—	—	—	図 4-8 ～ 図 4-13	—	—		○	—	—	—	—	—
	減速材反応度帰還効果		—	—	—	—	—	図 4-14 ～ 図 4-22	—	—	—	図 4-23	—	—	—	—	—
	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	—	図 4-26 ～ 図 4-29	○	—	—	—	—	—
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	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	図 4-33	—	—	—	—
加圧器	気液熱非平衡	・2流体モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	図 4-38 図 4-39	○	図 4-42 図 4-43	○
	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	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	図 4-41 ～ 図 4-44	—
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	・伝熱管熱伝達モデル	—	—	—	—	—	—	—	○	—	—	—	図 4-37 図 4-40	○	図 4-45	○
	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[14]による検証

ＣＯＳＭＯ－Ｋコード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コードにより、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コード、ＱＵＡＮＤＲＹコードと出力応答がよく一致しているため、ＣＯＳＭＯ－Ｋコードは、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、「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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	エネルギ群,g	D[cm]	Σ_a[cm^{-1}]	$\nu\Sigma_f$[cm^{-1}]	χ [-]	Σ_s[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	エネルギ群	ν [-]	v [cm/sec]
1~3	1	2.43	1.0×10^7
	2		2.0×10^5

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	0.0075	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[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。

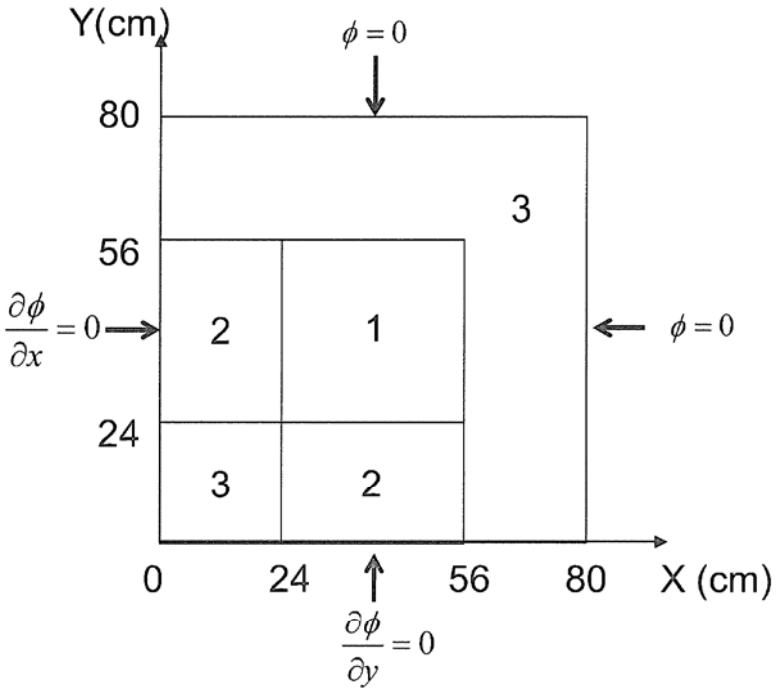


図 4-1　TWIGL ベンチマーク問題体系図

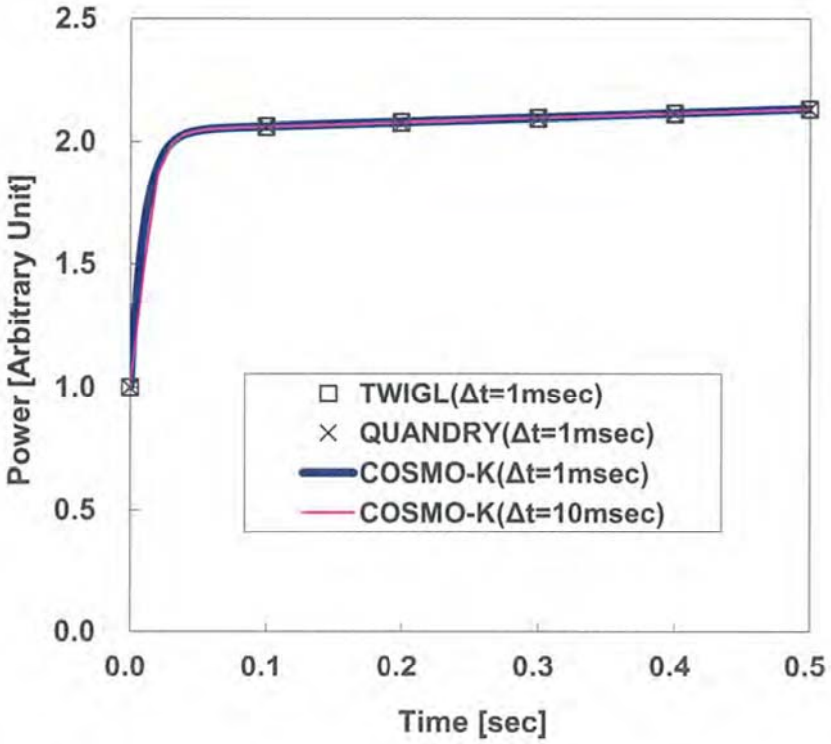


図 4-2　TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較（ステップ状反応度添加の場合）

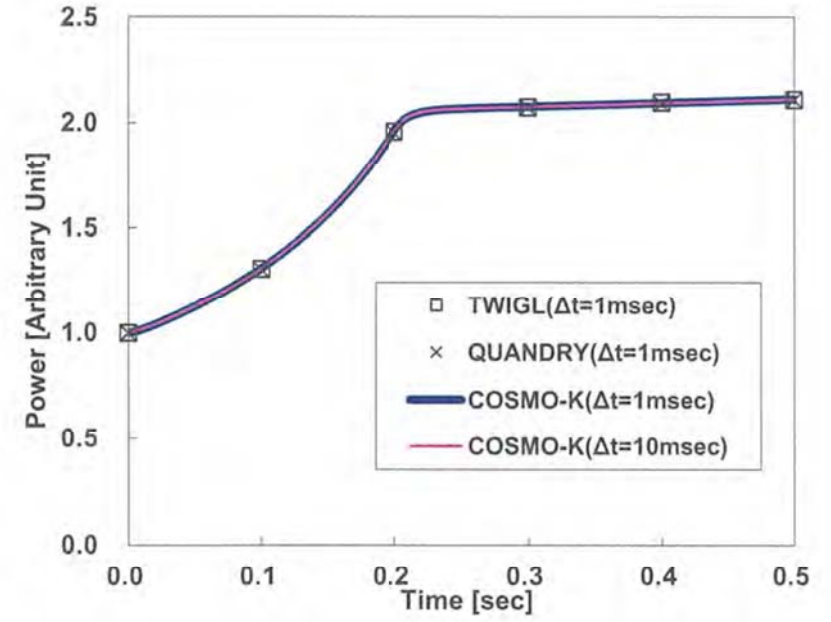


図 4-3　TWIGL ベンチマーク 炉心出力応答の比較（ランプ状反応度添加の場合）

4.2.2　LMW ベンチマーク[15][16]による検証

ＣＯＳＭＯ－Ｋコードの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コードにより、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コード、ＰＡＮＴＨＥＲコードと出力応答がよく一致しているため、ＣＯＳＭＯ－Ｋコードは、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、「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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	エネルギ群	D[cm]	Σ_a[cm^{-1}]	$\nu\Sigma_f$[cm^{-1}]	$\Sigma_{s,1\to2}$ [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 $\Sigma_{s,2\to1}$、自群散乱 $\Sigma_{s,1\to1}$, $\Sigma_{s,2\to2}$ 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、$\Sigma_{s,1\to2}$ 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

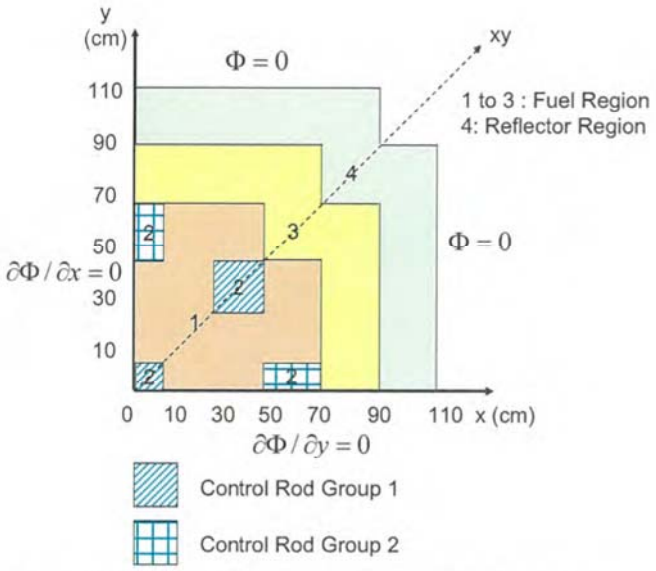
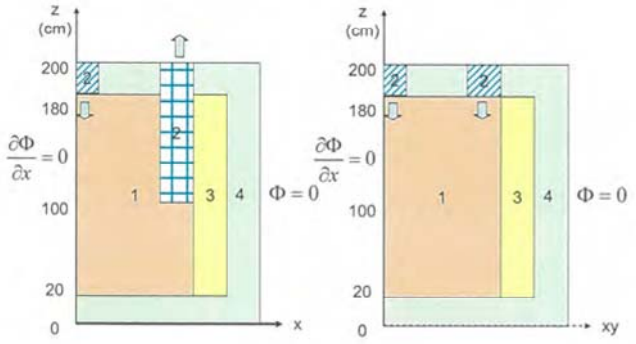
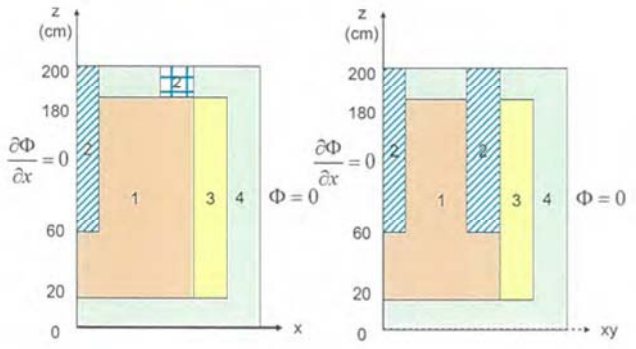


図 4-4　LMW ベンチマーク問題体系図（水平方向）



過渡変化前



過渡変化後

図 4-5　LMW ベンチマーク問題体系図（鉛直方向）

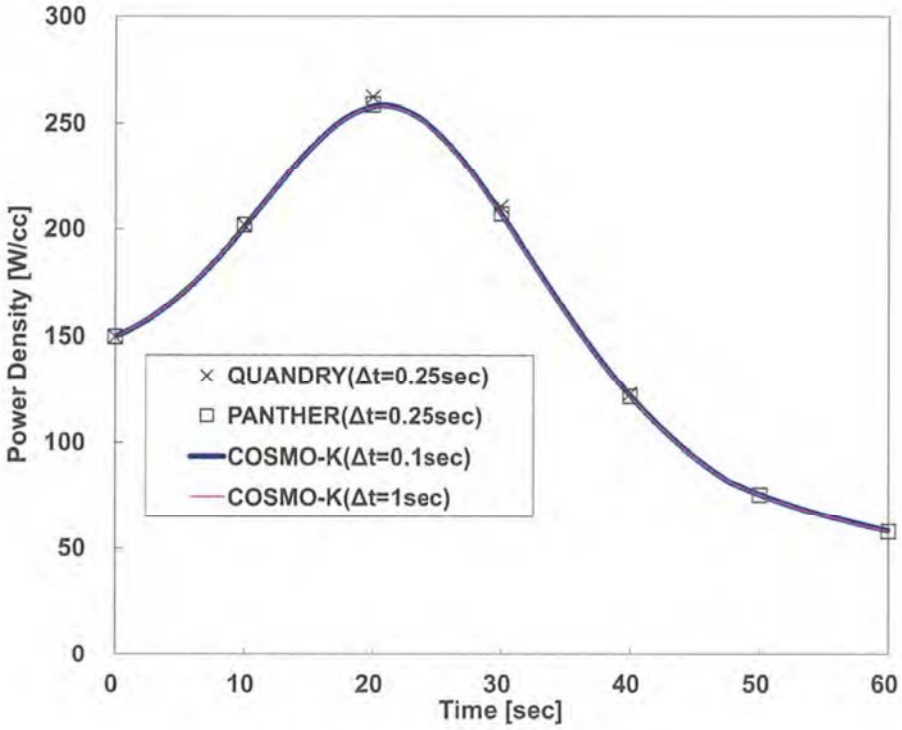


図 4-6　LMW ベンチマーク 炉心出力応答の比較

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 重要現象に対する検証、妥当性確認方法」で整理したとおり、ここ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コード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コード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コード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際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コード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変化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、すなわち燃料種類、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コード、ＭＶＰコードともに、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 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」におけ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 PuO_2 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コード、ＭＶＰコードのそれぞれで実効増倍率を評価した。なお、ＭＶＰコード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コード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コードにより評価したドップラ温度係数と、ＧＡＬＡＸＹコード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コードとの比較では、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コードとＭＶＰコード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コード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コードの結果は、ＡＴＷＳで発生する燃料温度の範囲において、ＭＶＰコード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コードにより算出した核種数密度を入力としたＭＶＰコードとＧＡＬＡＸＹコード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コード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コードとＭＶＰ－ＢＵＲＮコード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コード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「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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コードを用いた場合）

項目	評価条件
評価体系	燃料ピンセル体系（図 4-7）[3]
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コードを用いた場合）

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[3]
燃料被覆管外半径(cm)	0.476
燃料棒ピッチ(cm)	1.265

[3] 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コード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

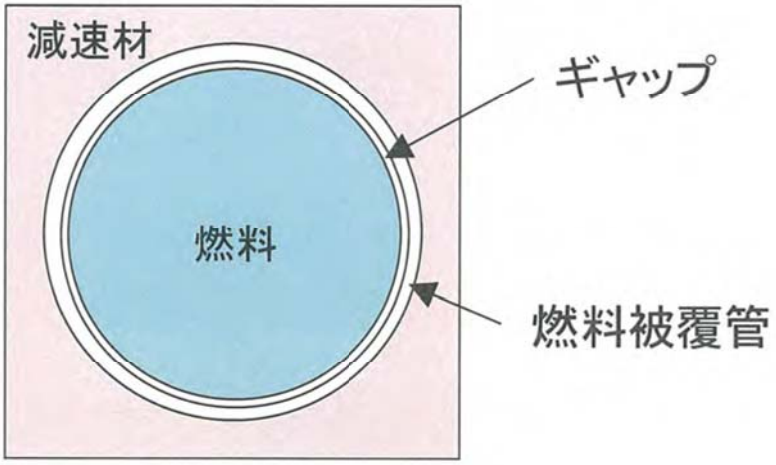


図 4-7　検証体系

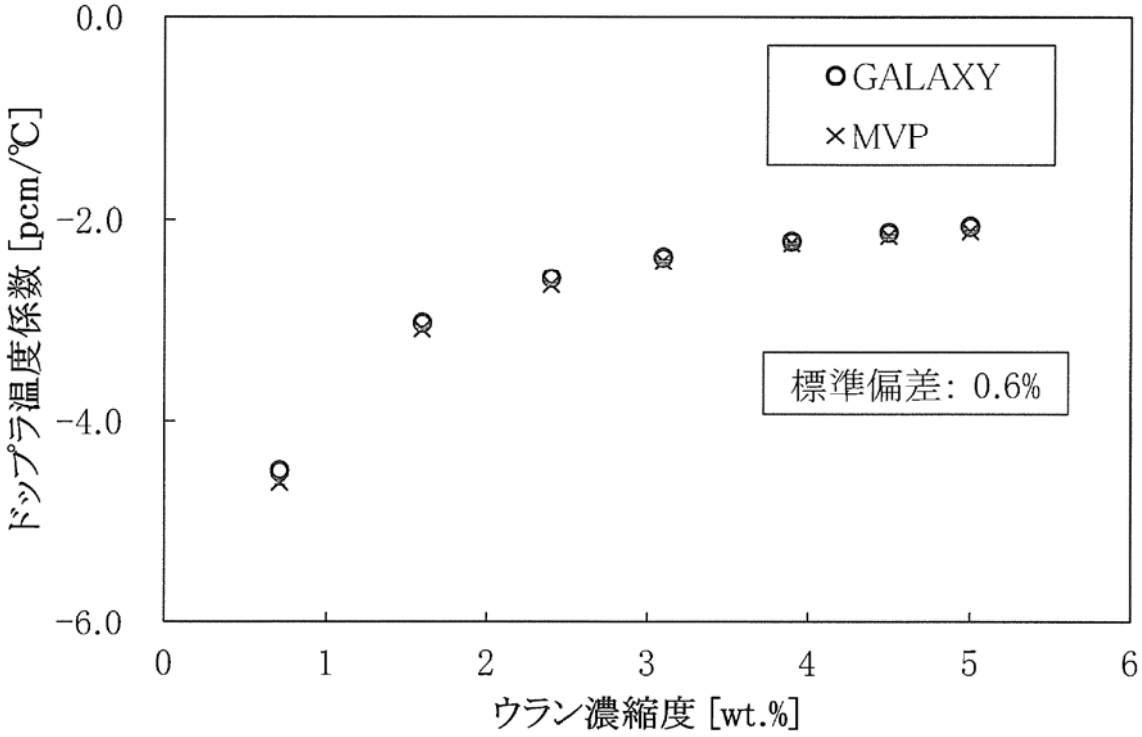


図 4-8　ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

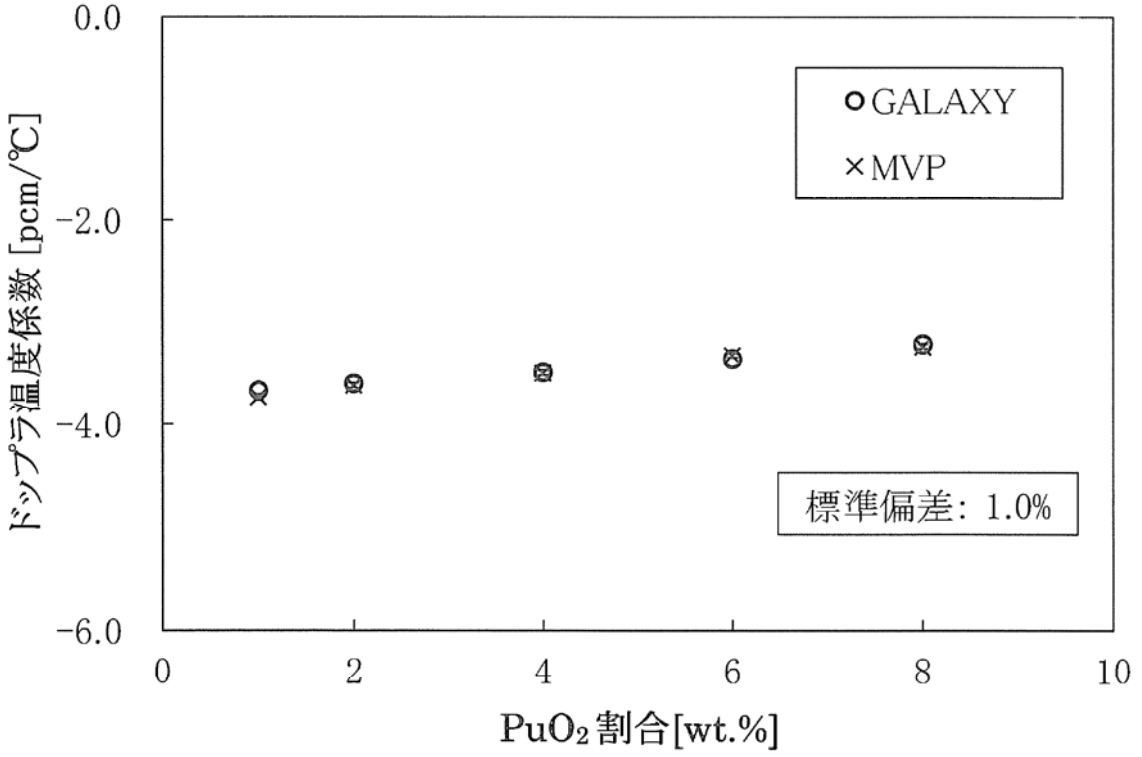


図 4-9　MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

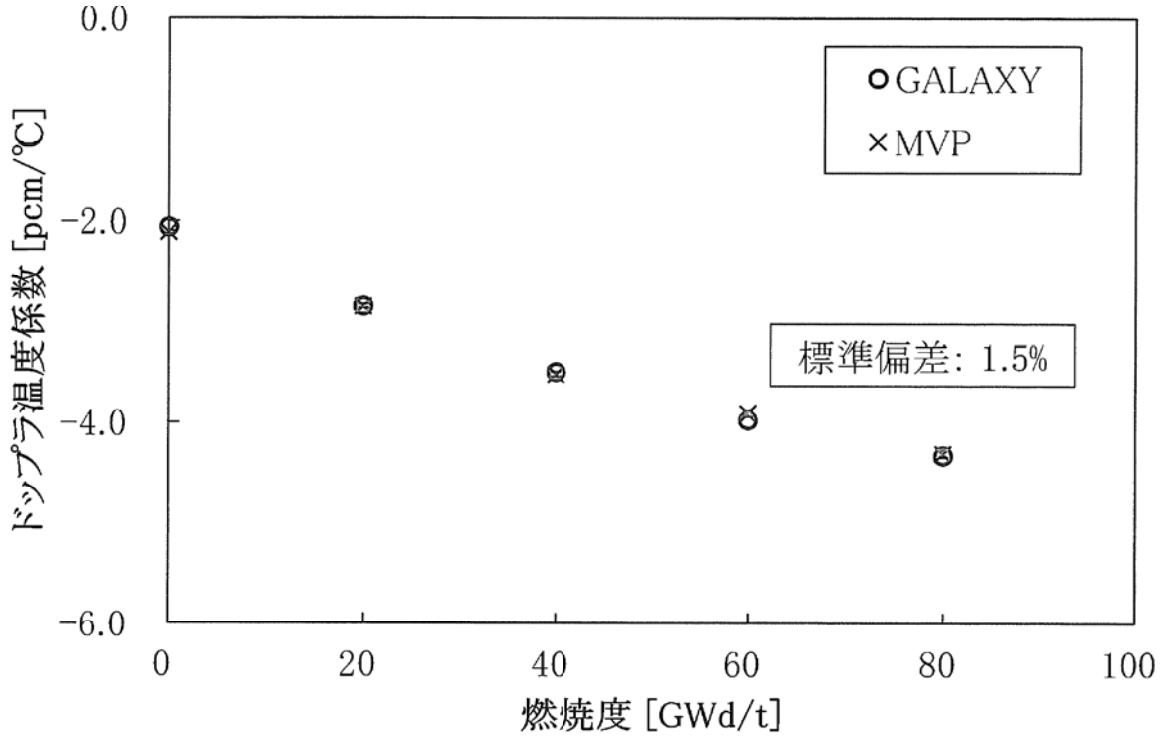


図 4-10　燃焼ウラン燃料を対象としたドップラ温度係数

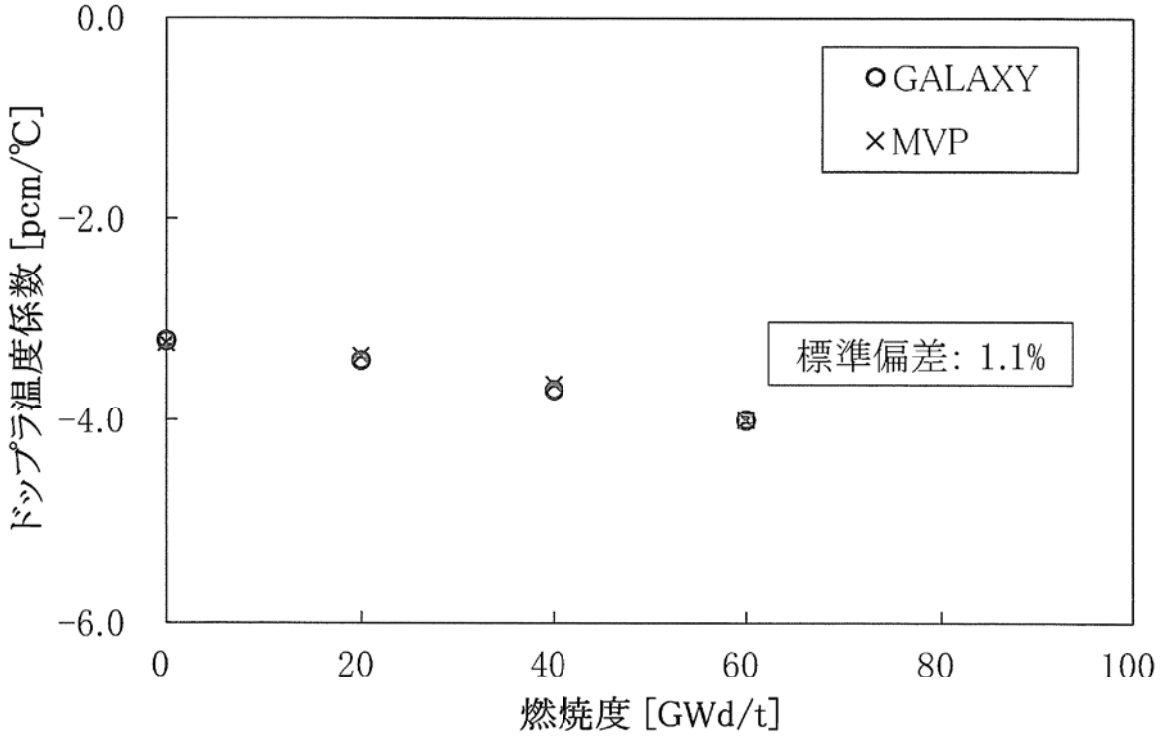


図 4-11　燃焼 MOX 燃料を対象としたドップラ温度係数

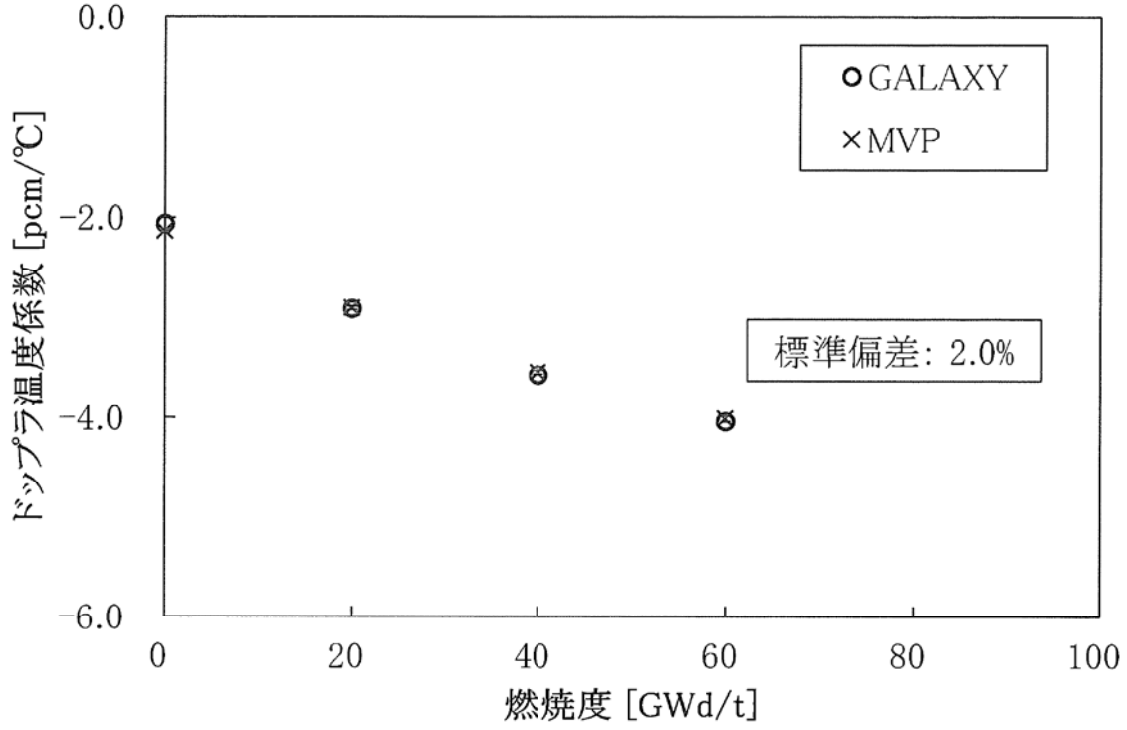


図 4-12　燃焼ウラン燃料に対するドップラ温度係数の比較（ＭＶＰ－ＢＵＲＮを用いた場合）

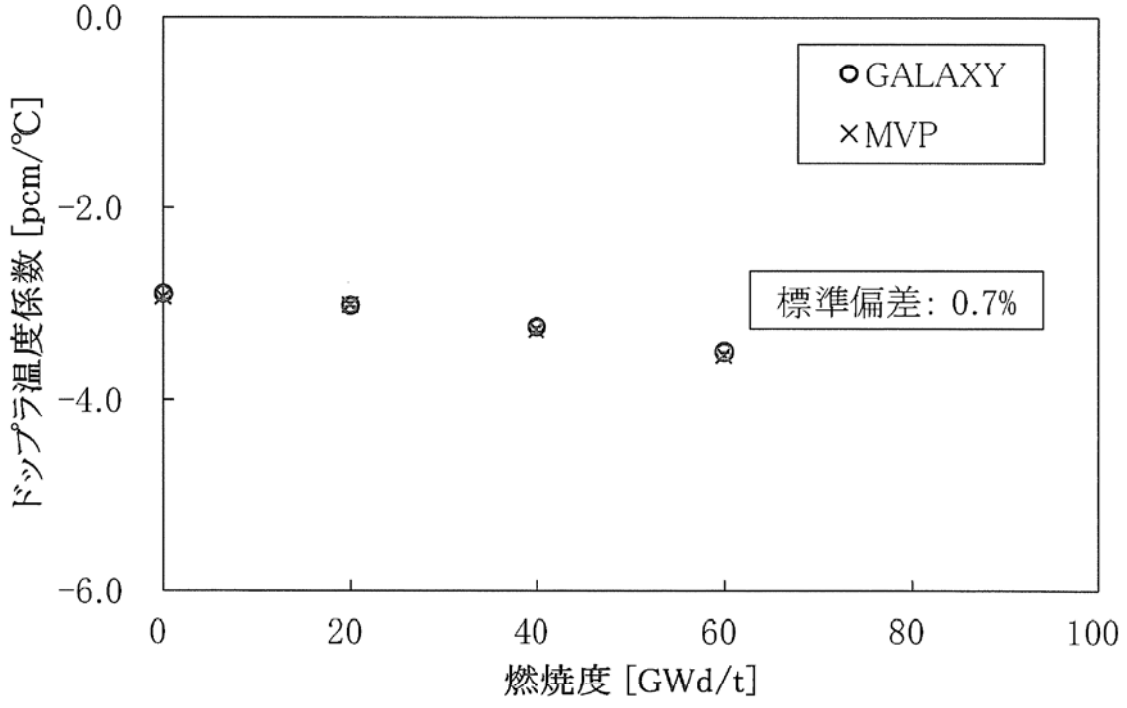


図 4-13　燃焼 MOX 燃料に対するドップラ温度係数の比較（ＭＶＰ－ＢＵＲＮを用いた場合）

4.3.2　減速材反応度帰還効果の検証

「4.1 重要現象に対する検証、妥当性確認方法」で整理したとおり、ここ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 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）」に示すとおり、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コードによる核定数計算（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コードと連続エネルギ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/cm^3）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/cm^3 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 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/cm^3 に相当）を包絡している。

なお、本検証では、「4.3.1 ドップラ反応度帰還効果の検証」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 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/cm^3 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コード、ＭＶＰコード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コード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コードとＭＶＰコード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コードの結果は、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コード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コードによる減速材反応度帰還特性は、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コードとの減速材密度係数の差異の標準偏差は、0.4%Δk/kk'/(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「4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）」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(℃)	286.85
燃料温度(℃)	286.85
核データ	ENDF/B-VII.0

表 4-11　ＭＶＰコード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

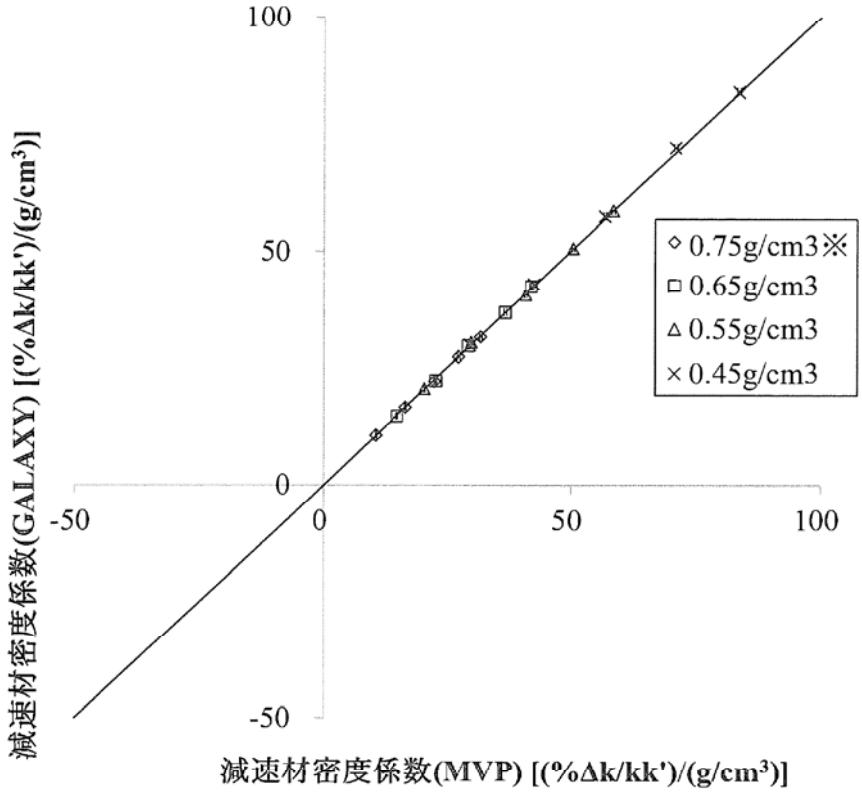


図 4-14　減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、0ppm 条件）

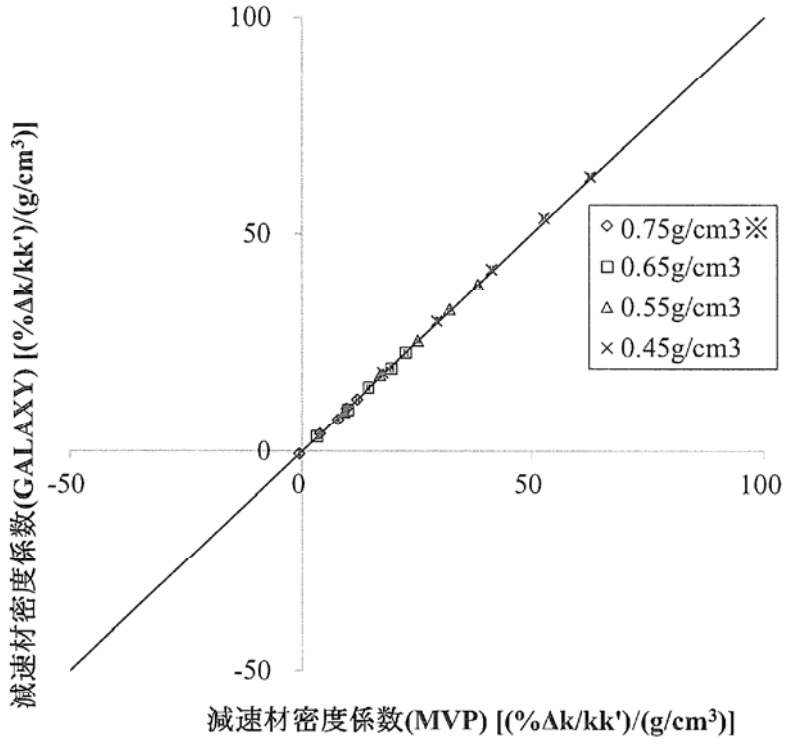


図 4-15　減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、1,500ppm 条件）

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

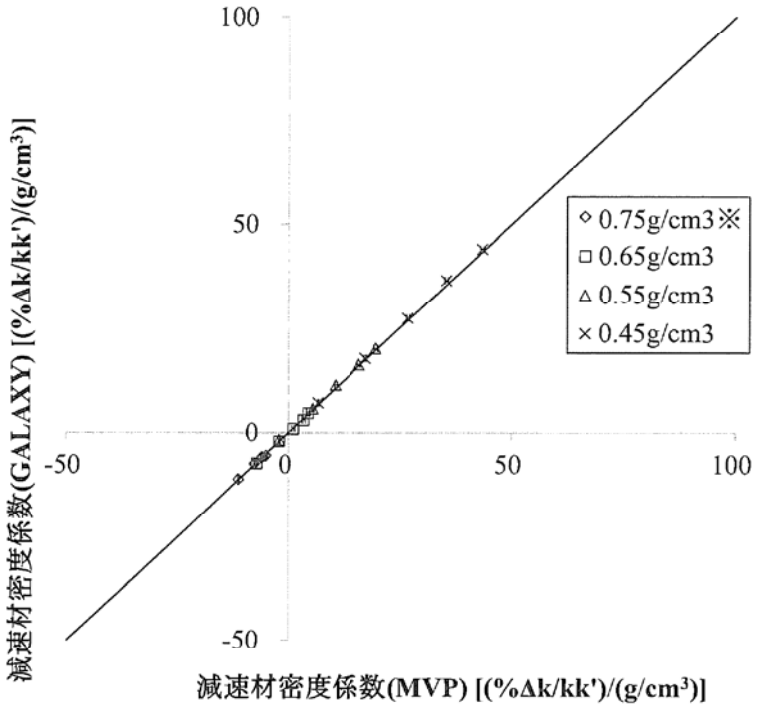


図 4-16　減速材密度係数の比較結果（ウラン燃料、3,000ppm 条件）

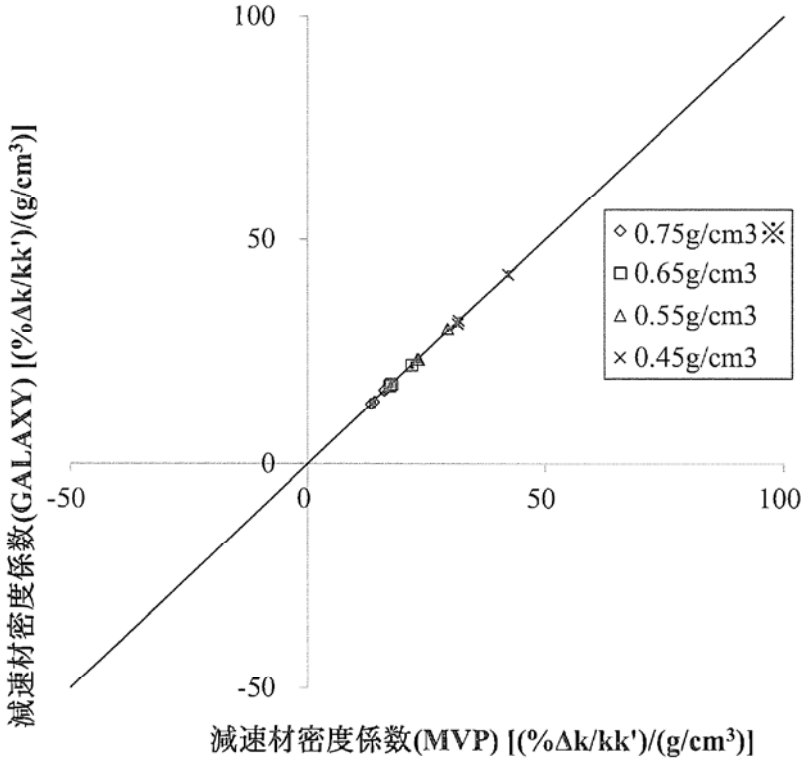


図 4-17　減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、0ppm 条件）

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

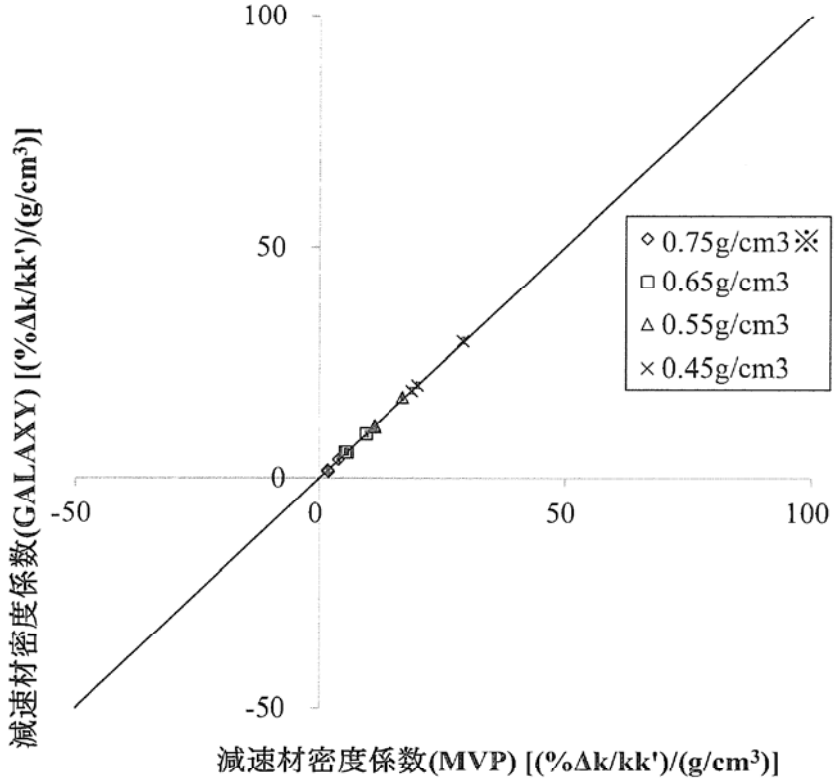


図 4-18　減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、1,500ppm 条件）

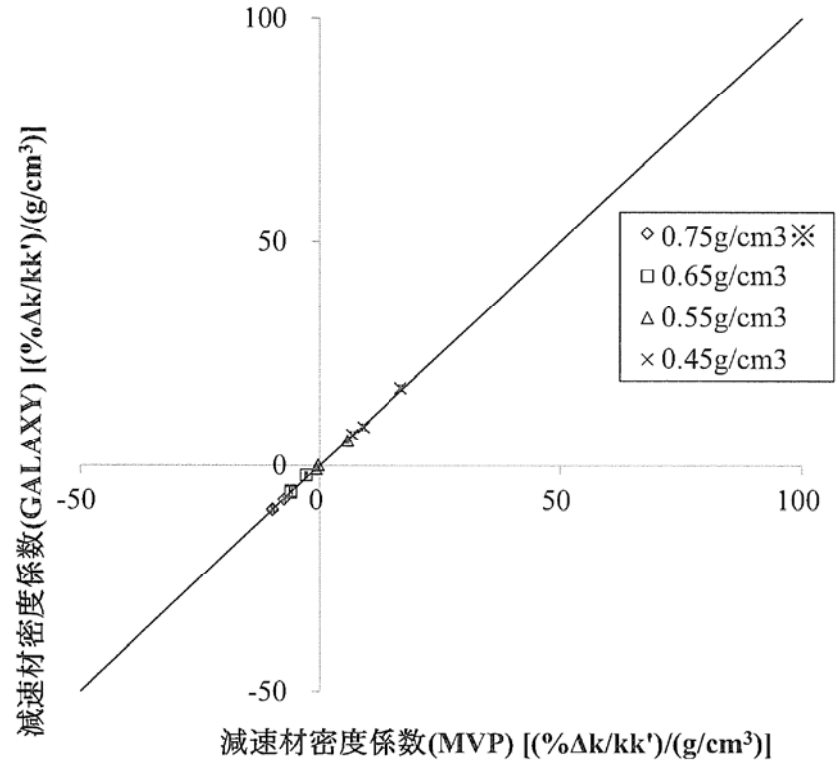


図 4-19　減速材密度係数の比較結果（ガドリニア入り燃料、3,000ppm 条件）

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

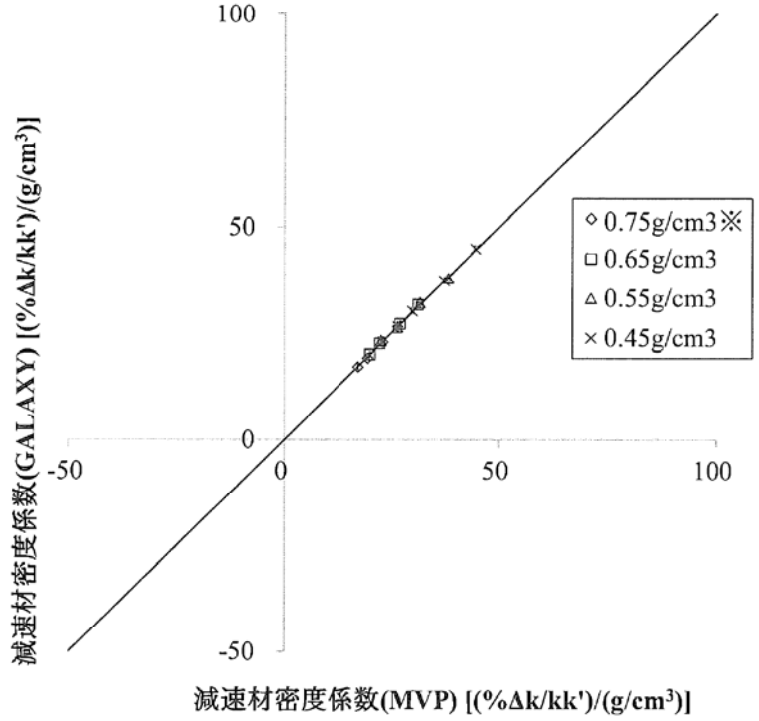


図 4-20　減速材密度係数の比較結果（MOX 燃料、0ppm 条件）

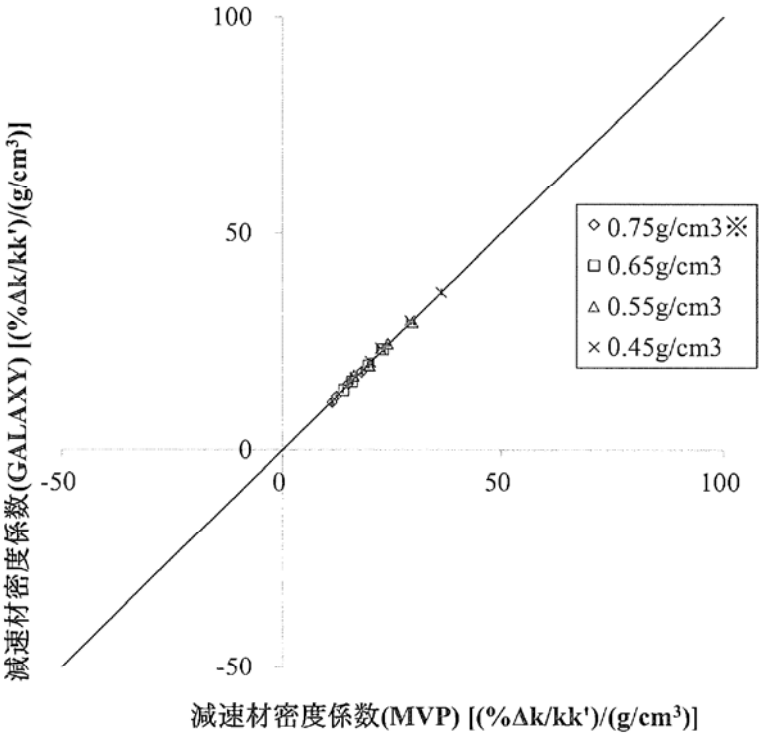


図 4-21　減速材密度係数の比較結果（MOX 燃料、1,500ppm 条件）

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

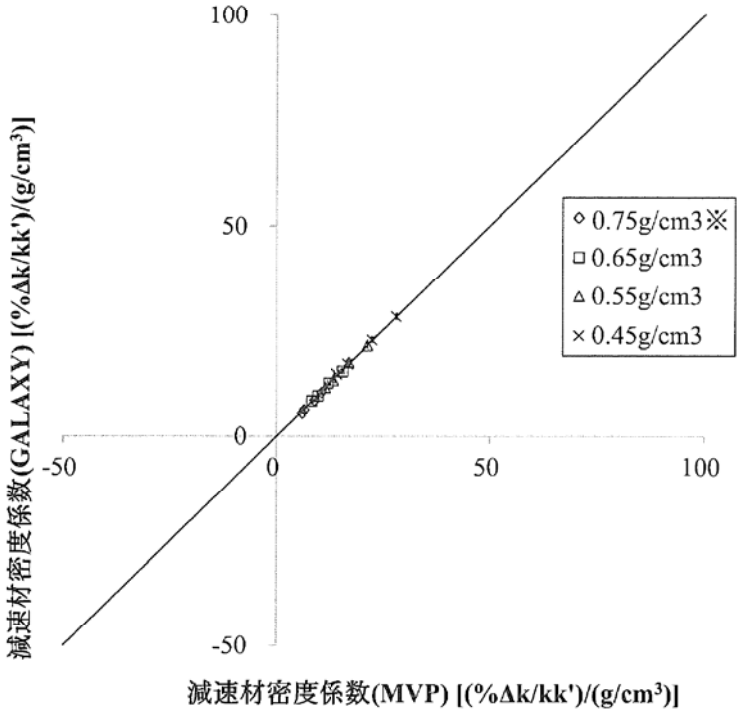


図 4-22　減速材密度係数の比較結果（MOX 燃料、3,000ppm 条件）

※炉物理検査にて減速材温度係数の精度(±3.6pcm/℃)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コード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コード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コードと核定数フィードバック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コードを用い、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コード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コード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±3.6pcm/℃の範囲で測定値と一致していることから、ＣＯＳＭＯ－Ｓコードは、等温温度係数の計算として±3.6pcm/℃以内の精度を有しているといえる。

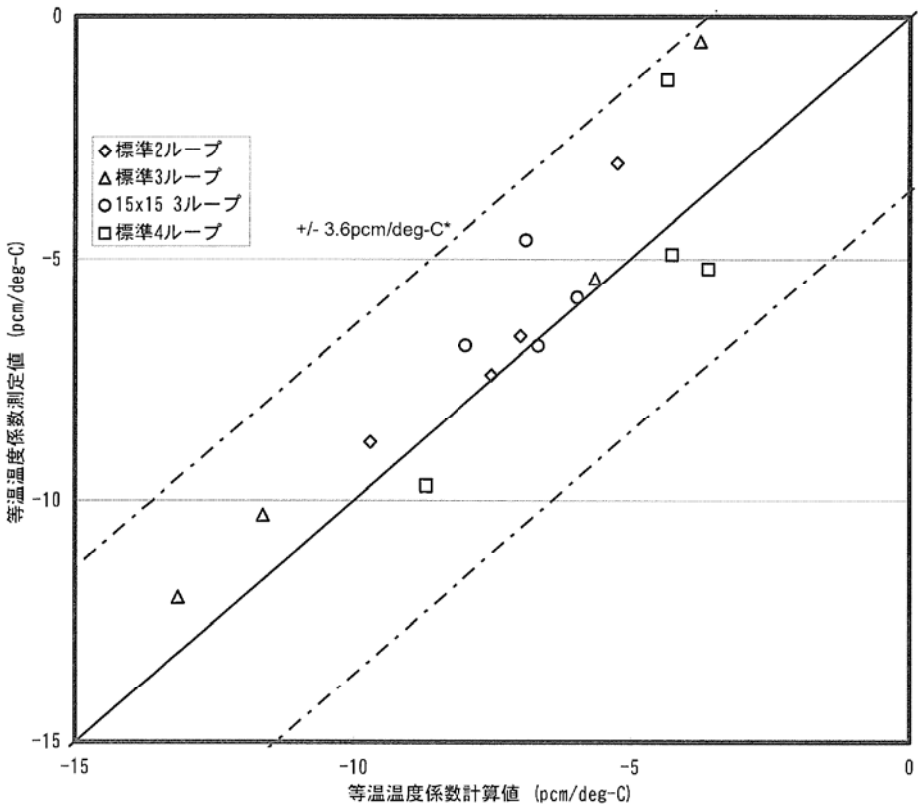
(3)　減速材反応度帰還効果の不確かさ

(2)で述べた±3.6pcm/℃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±3.6pcm/℃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 減速材反応度帰還効果の検証」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±3.6pcm/℃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、ＣＯＳＭ

ＯｰＳコードと同じ核定数フィードバックモデルを有するＣＯＳＭＯｰＫコードについても、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



*炉物理検査における判断基準 (ANSI/ANS-19.6. 1-2011)

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[19]実験解析

ＳＰＡＲＫＬＥ－２コード（ＣＯＳＭＯ－Ｋ及びＭＩＤＡＣコード）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 若しくは 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コード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コード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コード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、ＧＡＬＡＸＹコード[13]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コード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コードによる解析結果は、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コードの中性子動特性、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 ドップラ反応度帰還効果の検証」で示したとおり、Doppler-Defect Benchmark[17]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コード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と考える。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次系圧力に対する影響を確認する（「5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点)」参照）。

また、中性子動特性については、「4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証」に示すとおり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 [$]
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

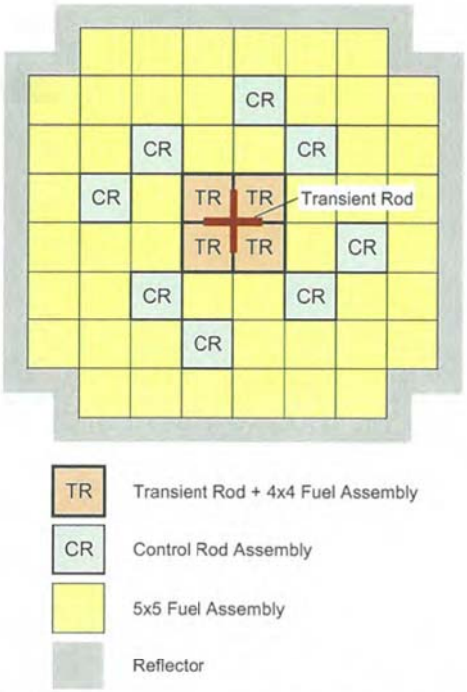


図 4-24　SPERT-Ⅲ E-core 炉心図

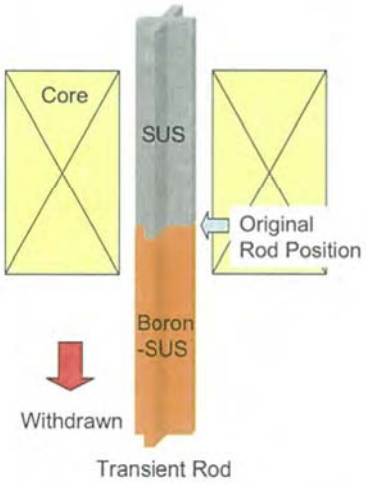


図 4-25 反応度添加のための制御棒引抜イメージ

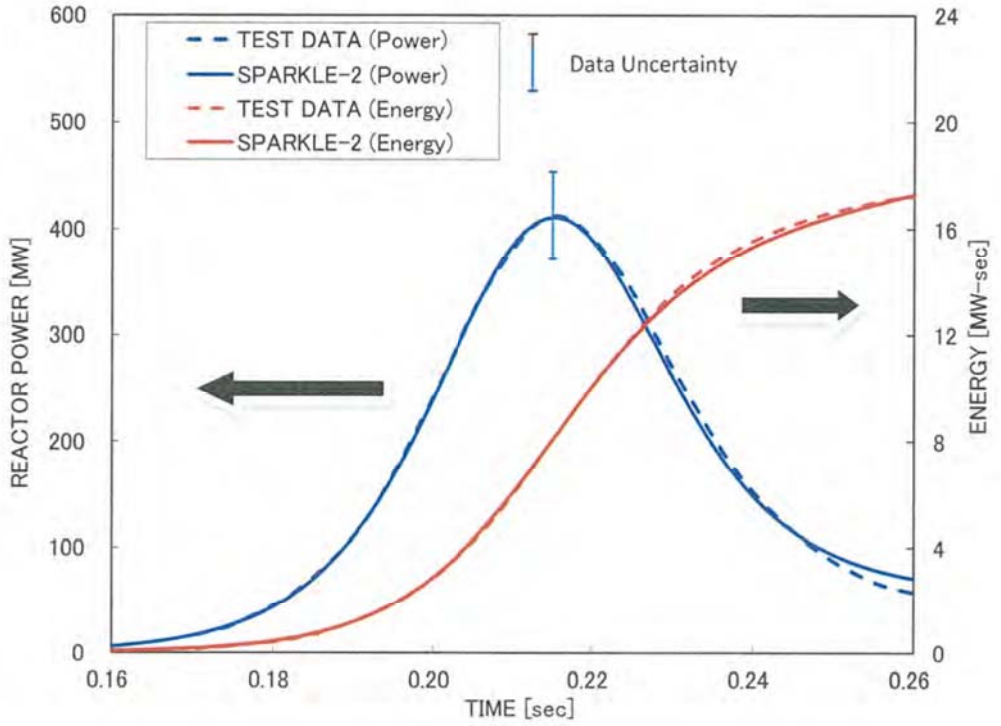


図 4-26 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST60）

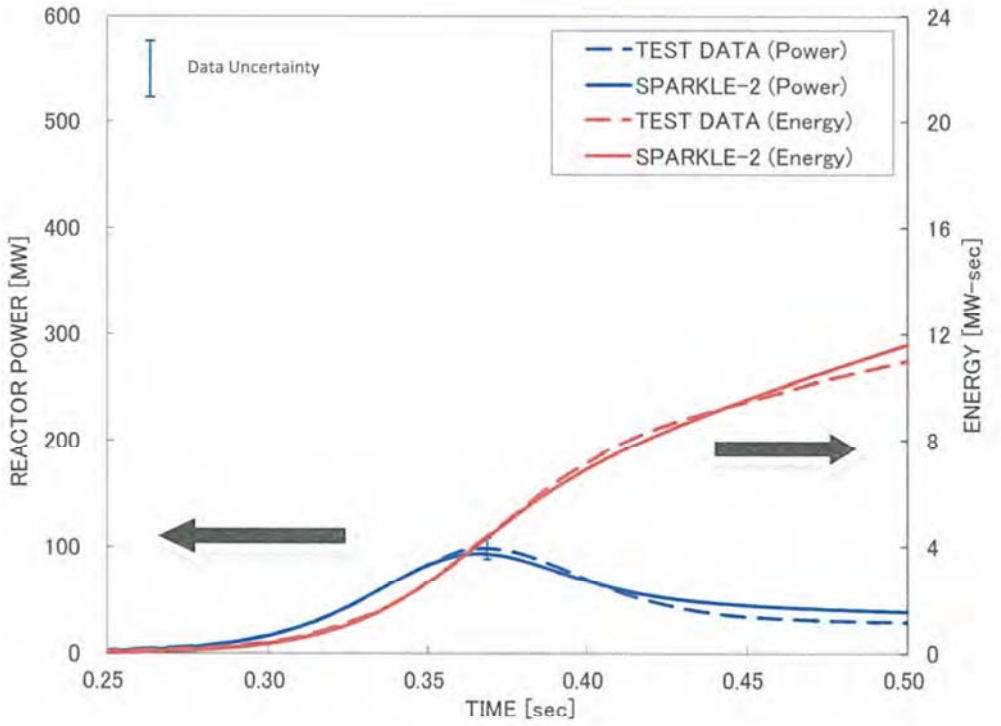


図 4-27 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST62）

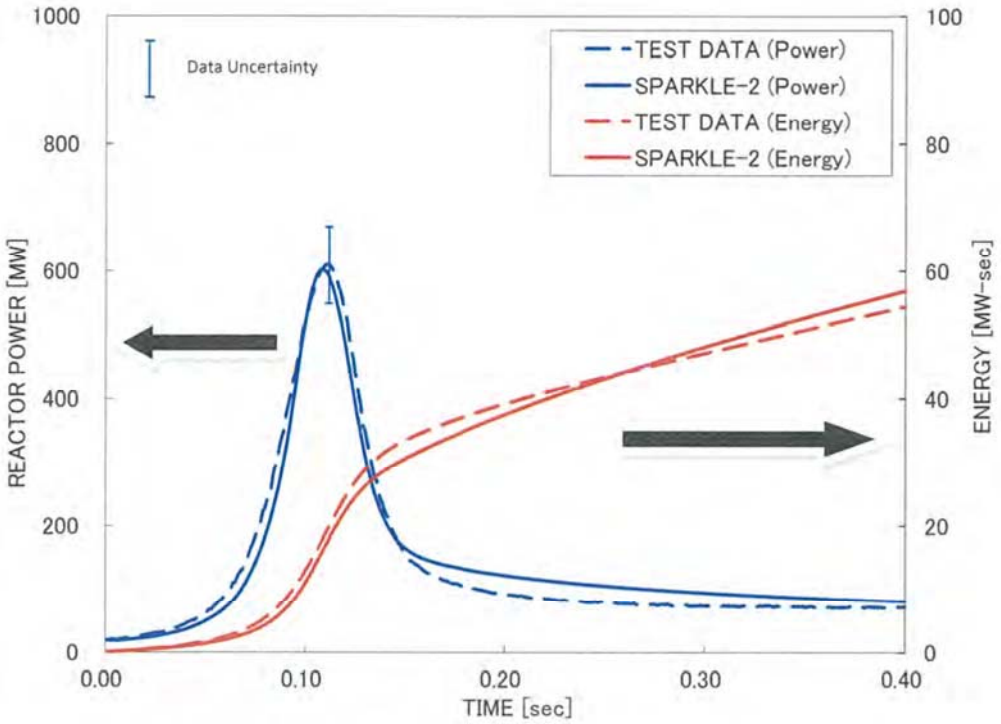


図 4-28 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST86）

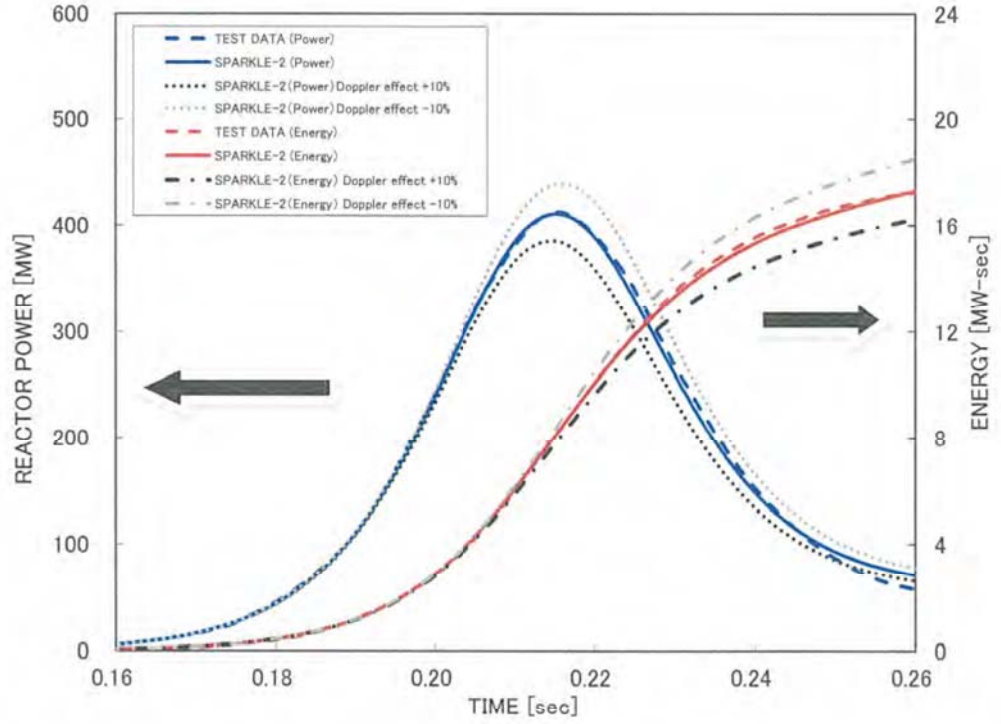


図 4-29 炉心出力、発生エネルギと測定値の比較（TEST60、ドップラ反応度帰還効果変化）

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コード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コードと比較する。

ＭＩＤＡＣコードの燃料棒内温度モデルの構成式は、ＦＩＮＥコードと同一のものを採用していることから、本比較により、ＭＩＤＡＣコード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、ＡＴＷＳで重要なドップラ反応度帰還効果に影響する燃料温度変化は、「4.5 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コードのペレット内ノード分割は表 3-3に示すＳＰＡＲＫＬＥ-２コード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コードの評価結果を使用する。ＭＩＤＡＣコードは、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コードによる燃料棒内温度の評価結果はＦＩＮＥコードの解析結果を模擬できており、ＭＩＤＡＣコード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コードの燃料棒内温度モデルの不確かさは、「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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プラ反応度帰還効果の不確かさに含めて取り扱う。

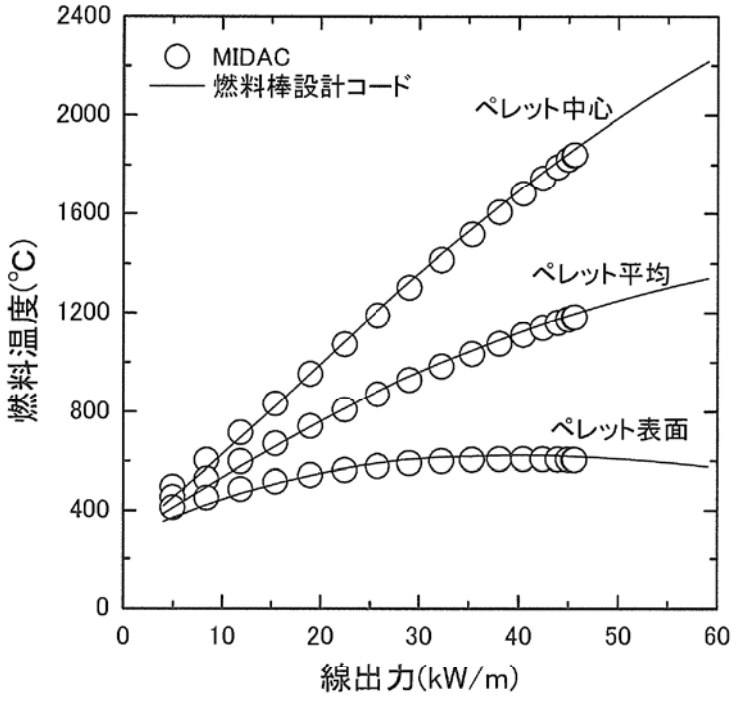


図 4-30　定常時燃料温度評価結果（17×17 燃料、燃焼初期）

4.7　NUPEC 管群ボイド試験[10]

(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：　シンブルセル、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：0.6～4.2×10^3kg/m^2s

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コードのモデル（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コードによるボイド率評価結

---

[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。

果と試験結果の比較を図 4-33に示す。ＭＩＤＡＣコードは、低圧及び高圧条件を含む上記試験条件のすべてのボ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コードの沸騰・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。

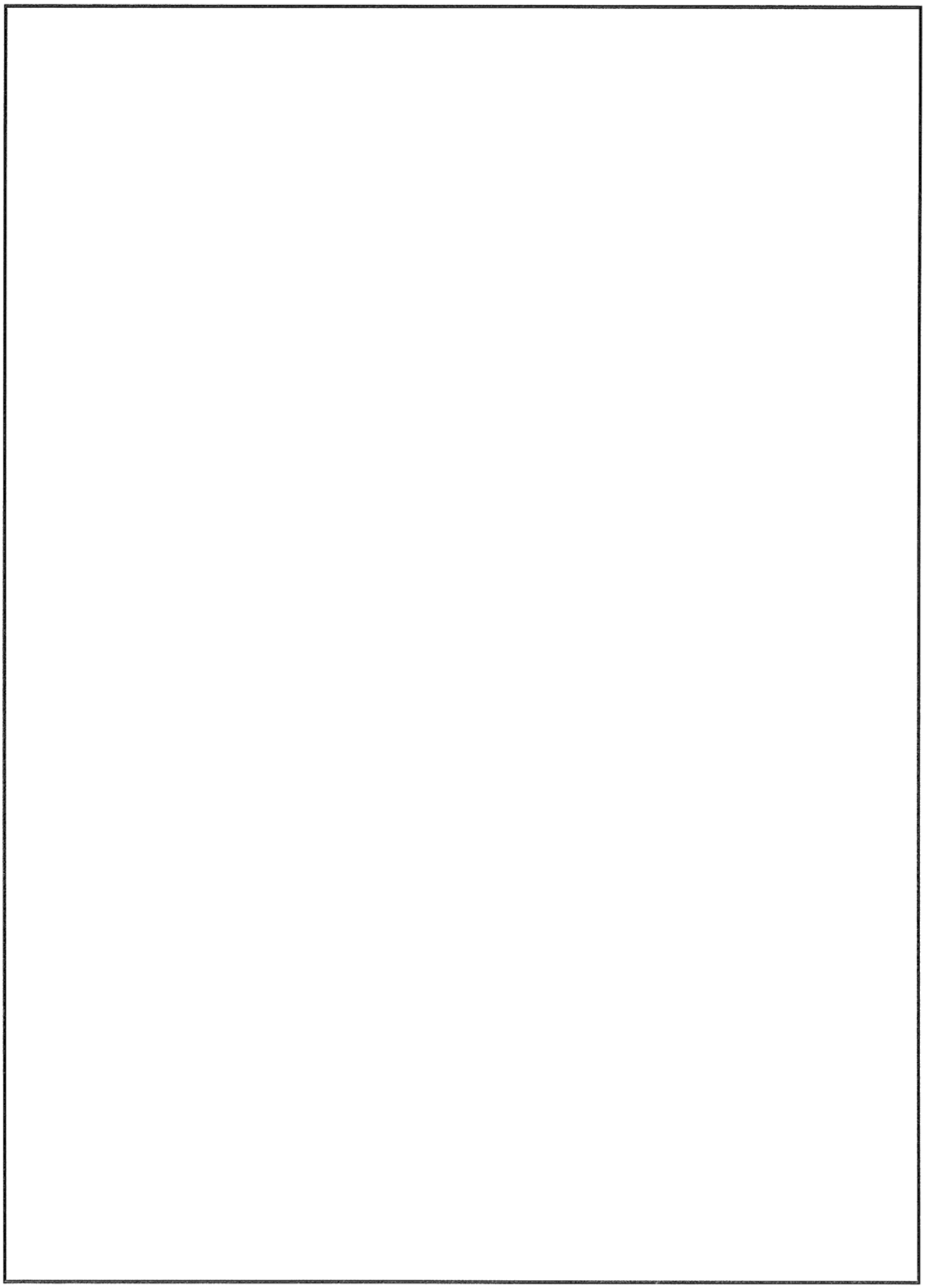


図 4-31 NUPEC 管群ボイド試験ノード分割図

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。

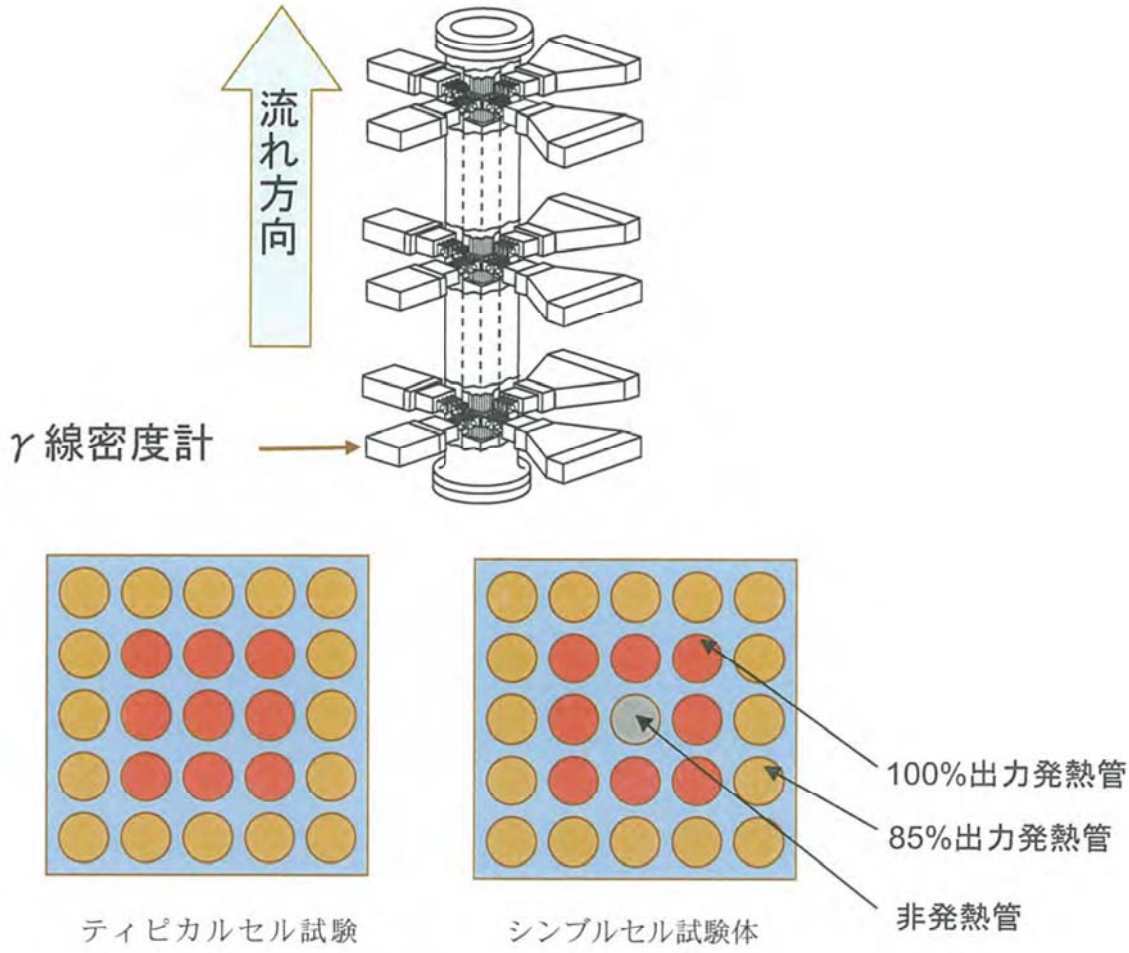


図 4-32 NUPEC 管群ボイド試験装置

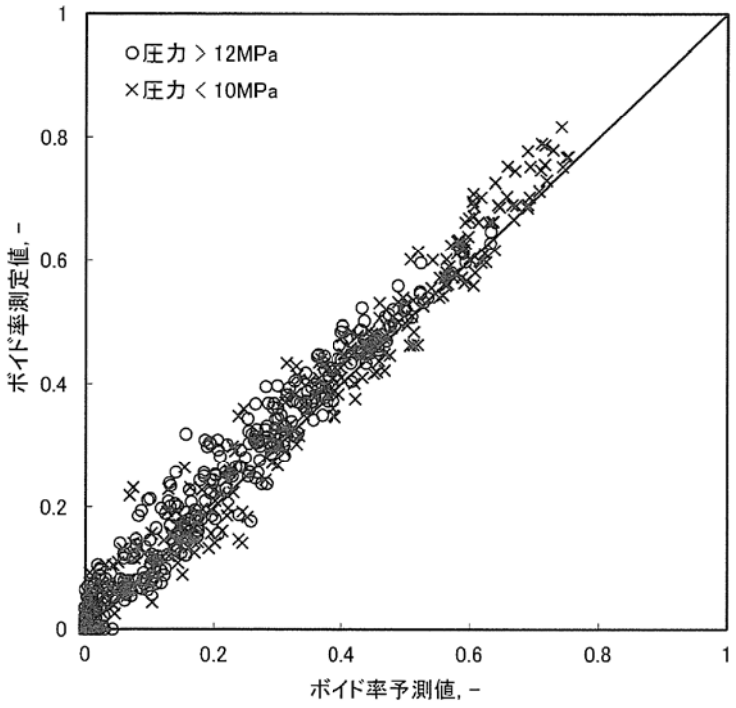


図 4-33 NUPEC 管群ボイド試験解析結果　圧力影響（定常試験）

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。

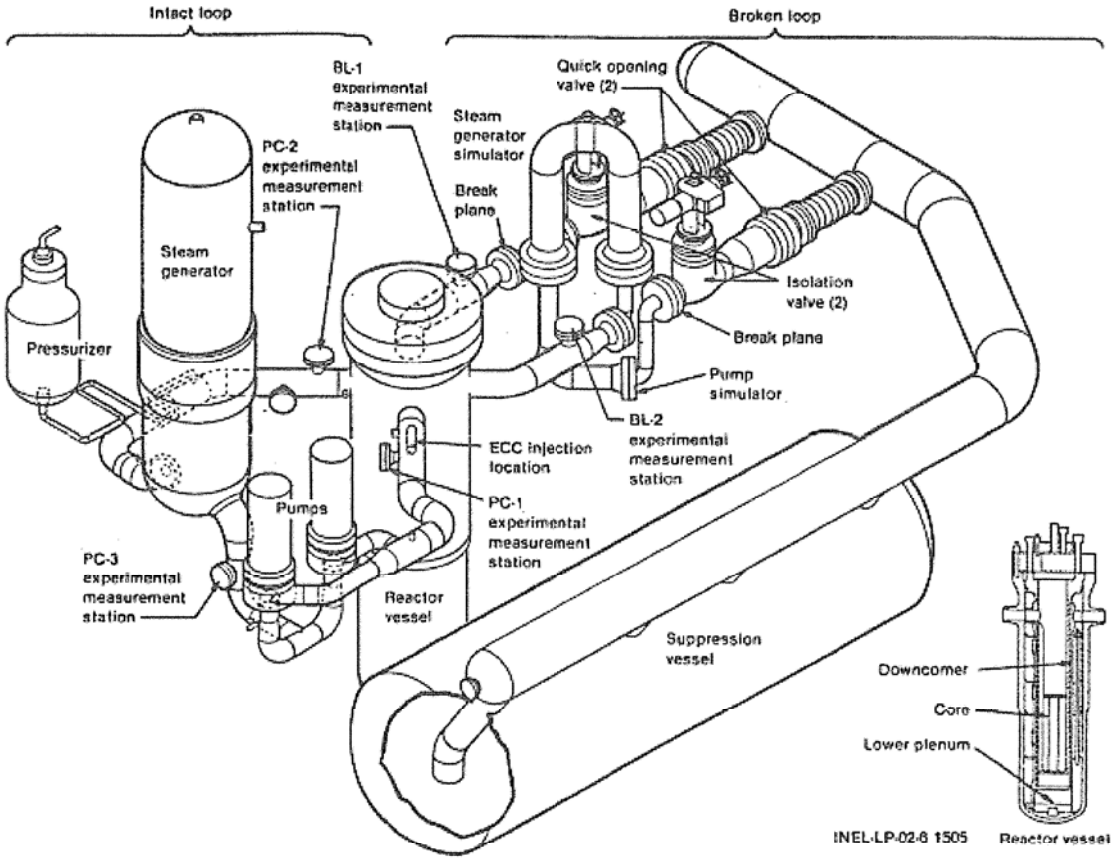


図 4-34　LOFT 試験装置図

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 LOFT L9-3 試験解析」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。

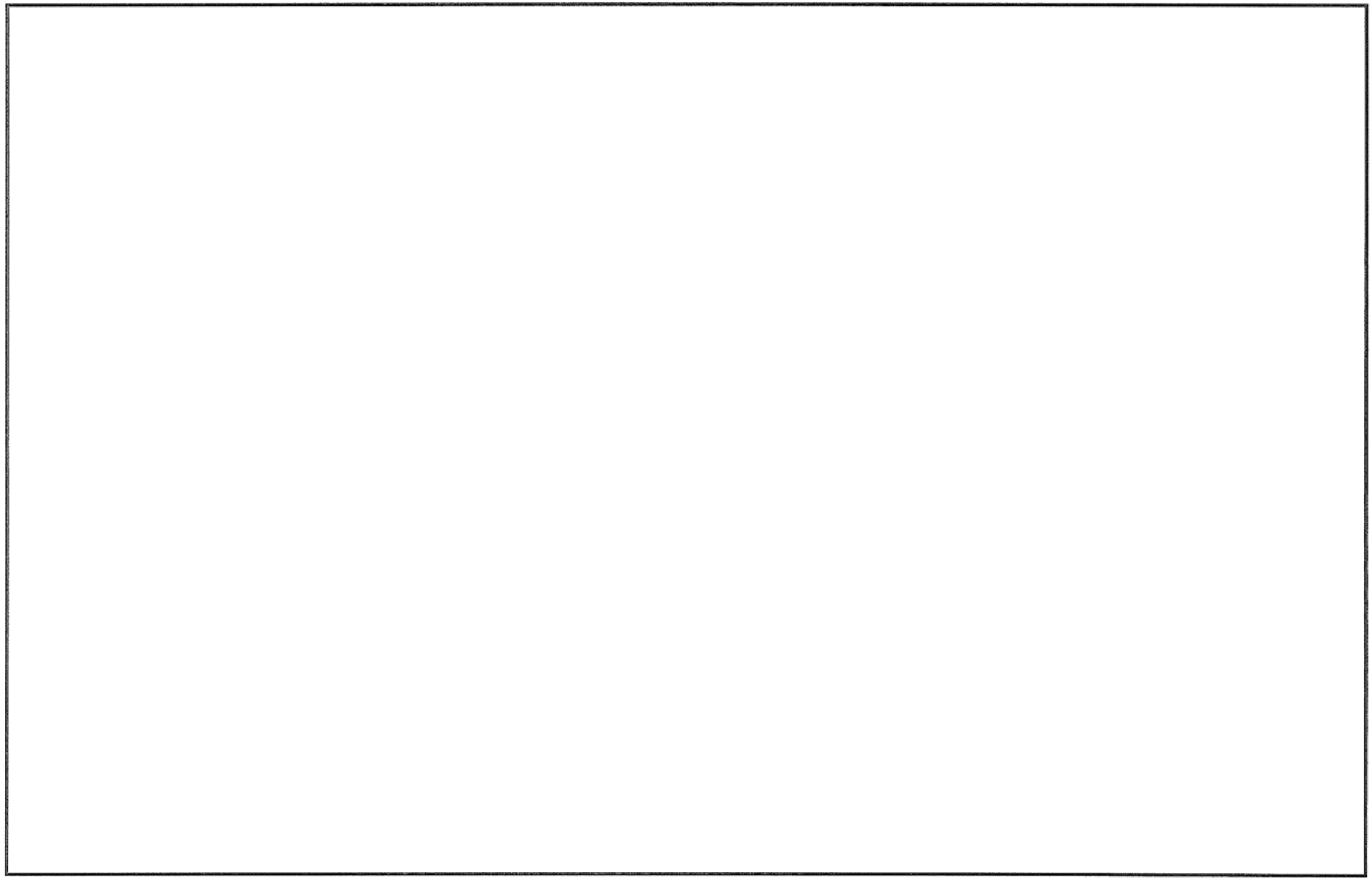


図 4-35　LOFT 試験装置ノード図

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 L6-1[20]試験解析

(1)　LOFT L6-1 試験概要

LOFT L6-1 試験は、主蒸気制御弁を閉止することにより負荷の喪失を実現する。負荷の喪失により１次系圧力が上昇するものの、加圧器スプレイ作動と原子炉トリップにより、圧力上昇は抑制され、その後、安定した状態に移行する。LOFT L6-1 試験のタイムシーケンスを表 4-15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次系圧力、２次系圧力、１次系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、加圧器水位及び蒸気発生器２次側圧力の比較応答図を図 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コードの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次系圧力評価へ適用することを鑑みて、これらのモデルの不確かさについては、各重要現象を評価した結果である１次系圧力及び１次冷却材膨張量に直接影響する１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±2℃、±0.2MPa 以内で試験結果と一致していることから、ここでは、この±2℃、±0.2MPa を１次系の加熱及び加圧時におけるＭ－ＲＥＬＡＰ５コードの不確かさとする。なお、最終的にＡＴＷＳに適用する不確かさは、「4.8.4 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 次系圧力到達	約 22 秒
主蒸気流量調節弁開	約 27 秒
加圧器スプレイ停止	約 30 秒
加圧器後備ヒータ作動	約 33 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 41 秒
主蒸気流量調節弁開	約 91 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 104 秒
解析終了	200 秒

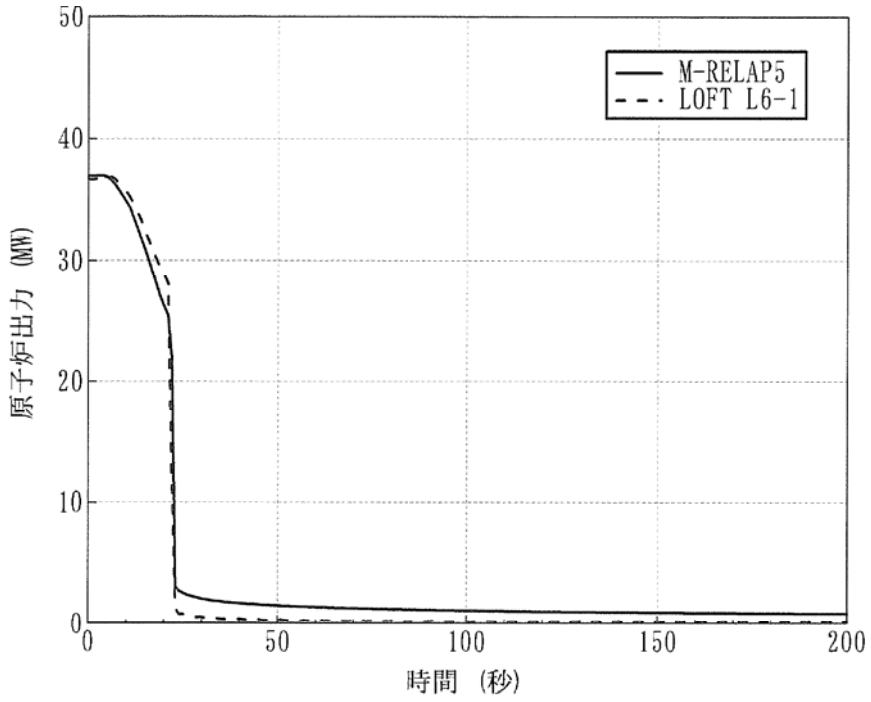


図 4-36　LOFT L6-1 試験における原子炉出力

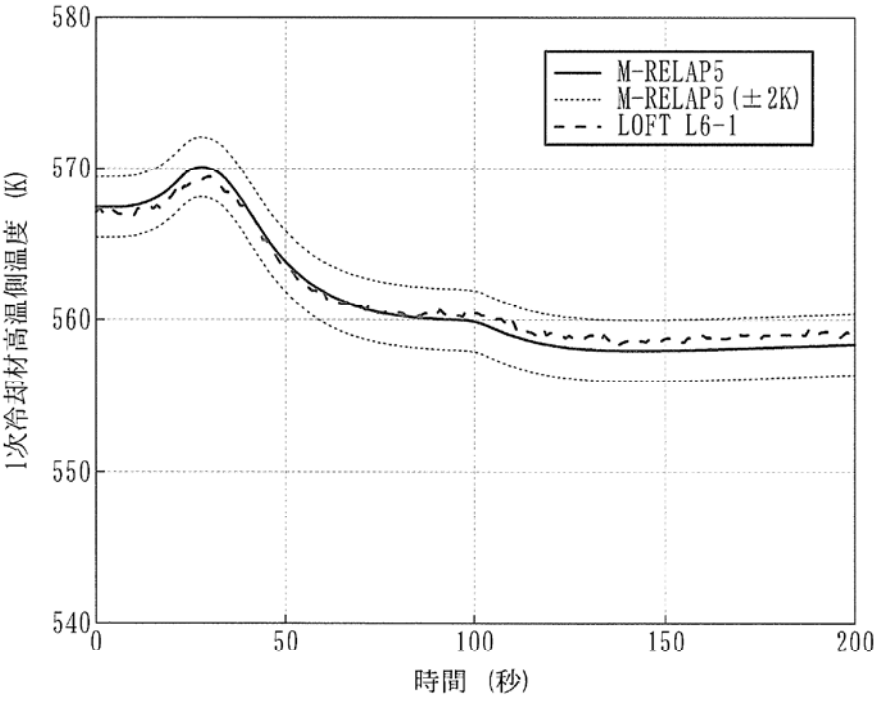


図 4-37　LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度[5]

[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。

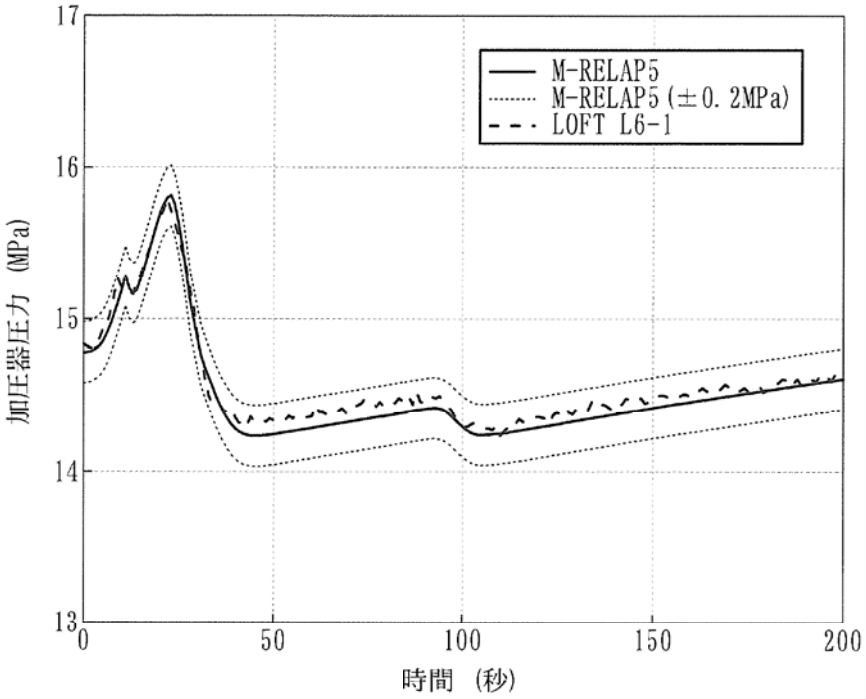


図 4-38　LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

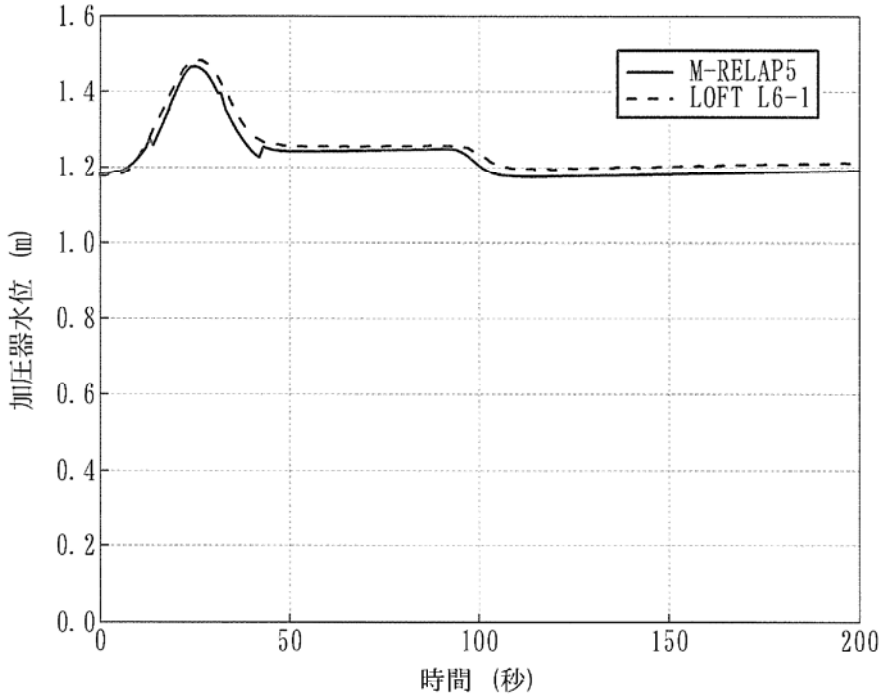


図 4-39　LOFT L6-1 試験における加圧器水位

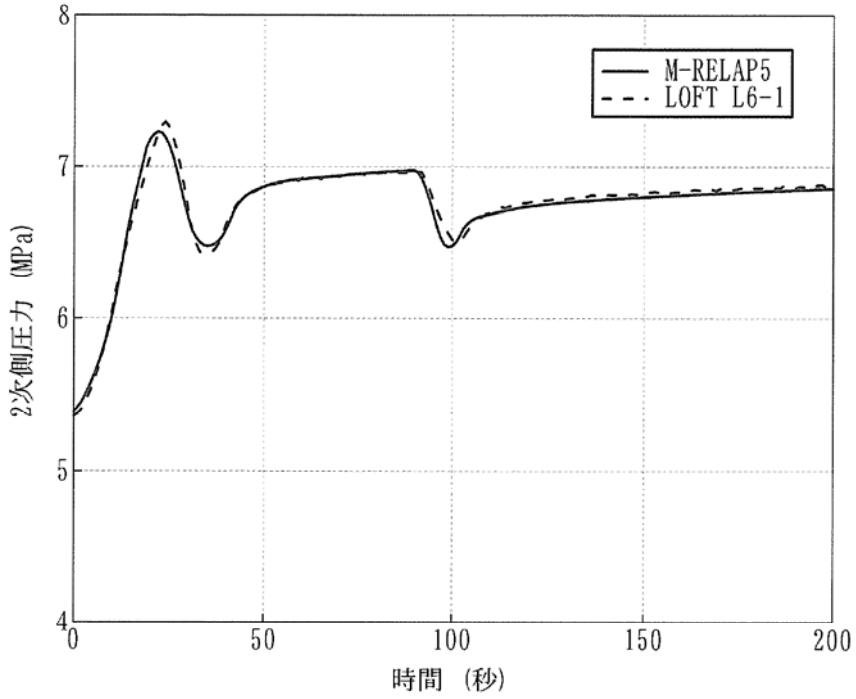


図 4-40　LOFT L6-1 試験における蒸気発生器２次側圧力

4.8.4　LOFT L9-3[22]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次系圧力が上昇するものの、原子炉トリップは不作動としており、１次冷却材温度の上昇に伴って、蒸気発生器の保有水が減少していく（補助給水も試験対象期間では不作動）。その後蒸気発生器がドライアウトに至るため、１次系は急激な圧力上昇に至るが、加圧器逃がし弁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次系圧力、２次系圧力、１次系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－ＲＥＬＡＰ５コードの妥当性確認の目的は、蒸気発生器における２次側水位変化・ドライアウト及び１次側・２次側の熱伝達や、加圧器における気液熱非平衡、水位変化及び冷却材放出といった重要現象の妥当性を確認することを主目的としている。LOFT L9-3 試験解析においては、試験結果との比較によりこれら重要現象の妥当性を個々に確認するために、減速材密度係数をパラメータとして出力を調整することとした。なお、ドップラ係数等の減速材密度係数以外の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。なお、ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードの３次元炉心動特性及び核定数フィードバックモデルは、「4.2 中性子動特性ベンチマークによる検証」「4.3 モンテカルロコードとの比較」「4.4 炉物理検査（減速材温度係数測定検査）」及び「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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、加圧器水位がさらに上昇し加圧器は満水となり１次冷却材が液相として放出される。図 4-42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コードを用いたLOFT L9-3試験解析における加圧器からの冷却材放出は、加圧器逃がし弁及び安全弁の接続ノードに液相が到達するまでは気相臨界流で放出され、当該ノードに液相が到達した後は二相臨界流となり[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、

---

[6] Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コード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。

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

２次側水位変化・ドライアウト及び１次側・２次側の熱伝達については、図 4-45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コードの、加圧器におけるノード分割及び２流体モデル並びに蒸気発生器における２流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを１次系圧力評価へ適用することを鑑みて、L6-1 試験解析同様にこれらのモデルの不確かさについては、各重要現象を評価した結果である１次系圧力及び１次冷却材膨張量に直接影響する１次冷却材温度に

---

[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次系圧力ピーク近傍時の状態とし、加圧器逃がしタンクの圧力としてラプチャ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コードにより評価した。その結果、弁下流の圧力は上流側の圧力に比べ半分以下の 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。

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１次系の加熱及び加圧時におけるＭ－ＲＥＬＡＰ５コードの不確かさとする。

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

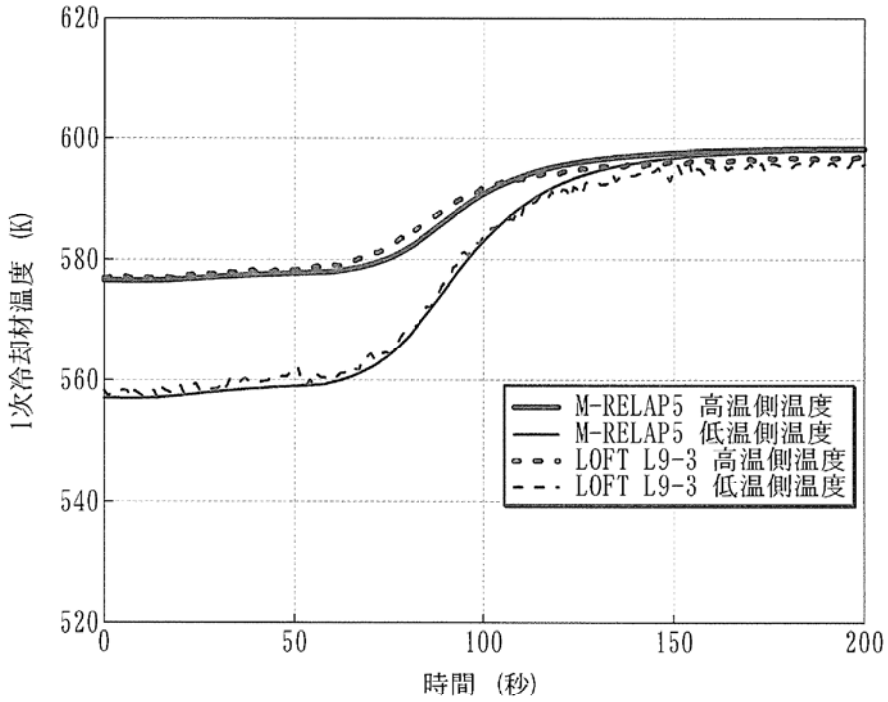


図 4-41　LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

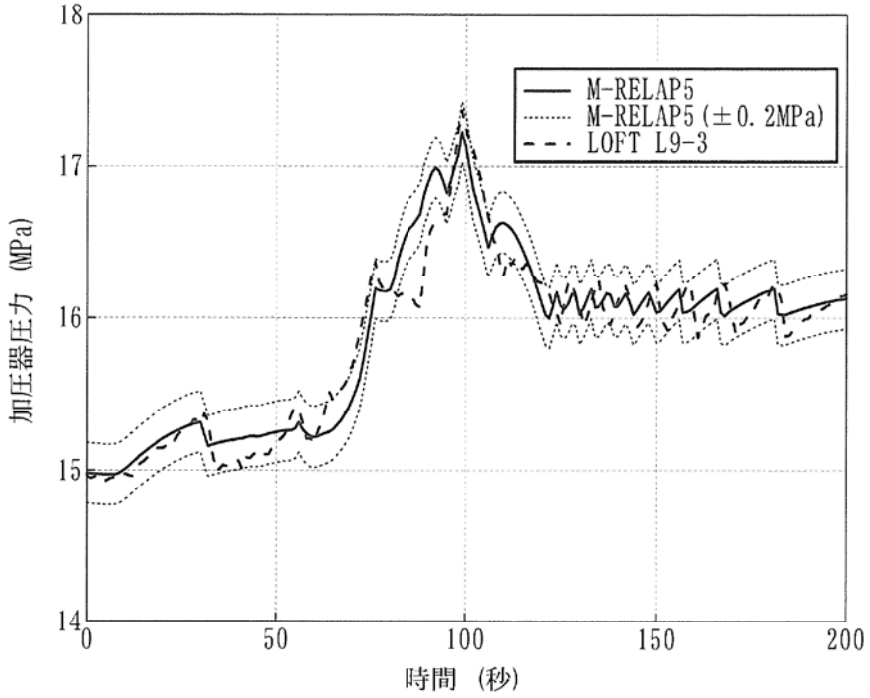


図 4-42　LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

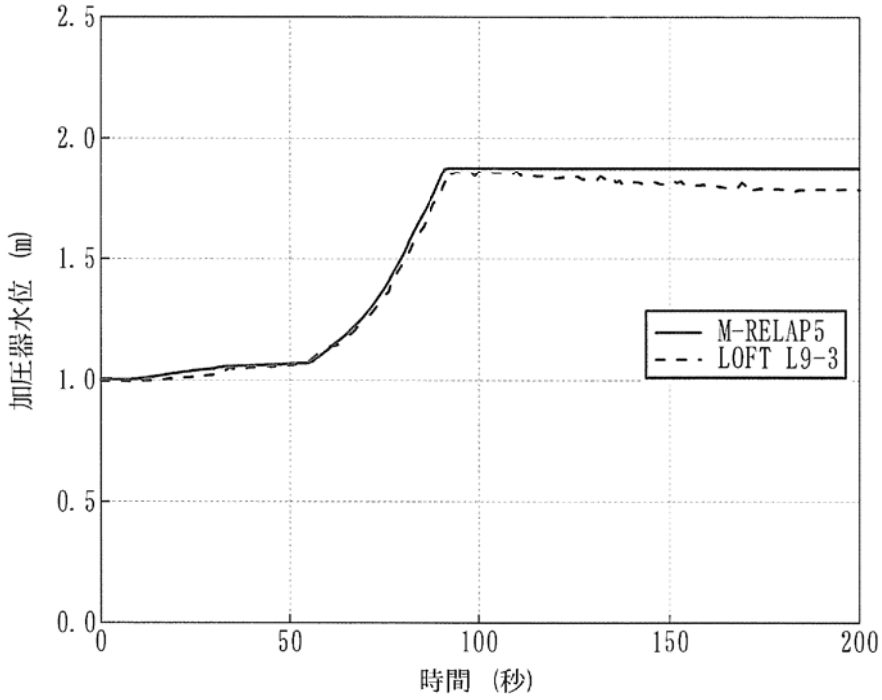


図 4-43　LOFT L9-3 試験における加圧器水位

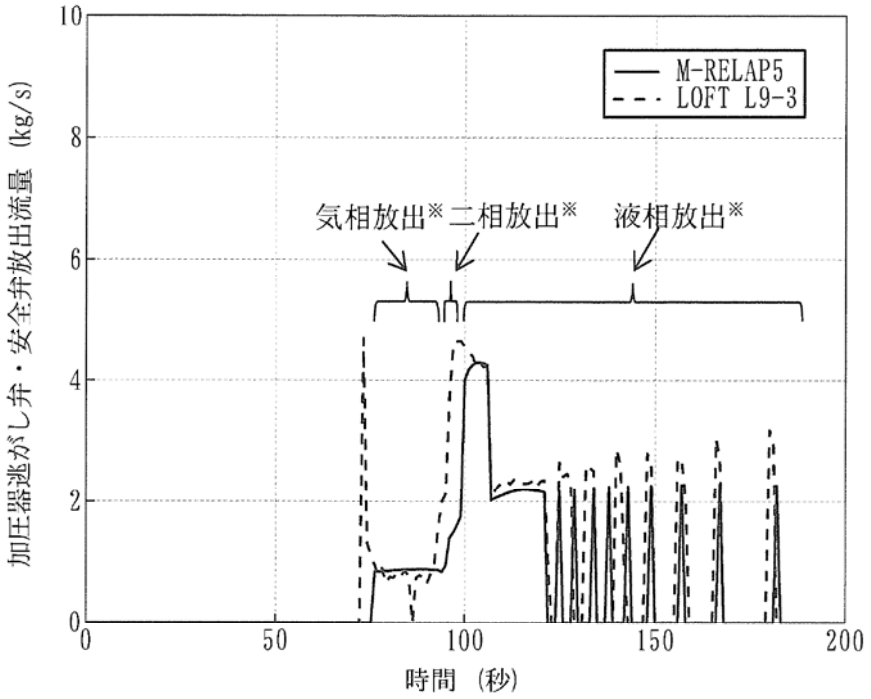


図 4-44　LOFT L9-3 試験における加圧器逃がし弁及び安全弁放出流量

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

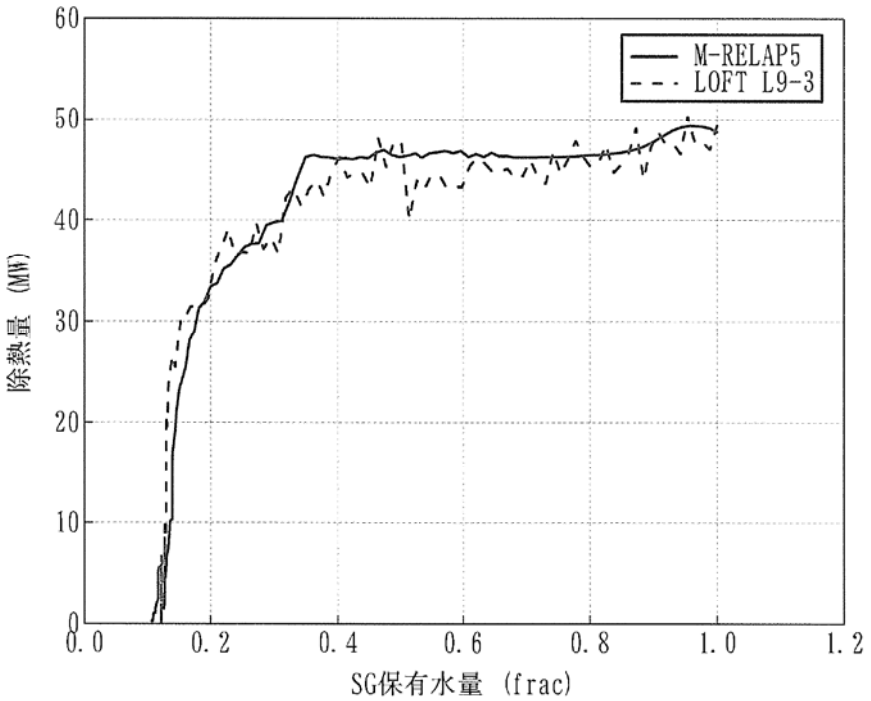


図 4-45　LOFT L9-3 試験における蒸気発生器(SG)保有水量　対　蒸気発生器除熱量※

（※　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

ＡＴＷＳの重要現象に対して実施したＳＰＡＲＫＬＥ－２コードの検証、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

ＡＴＷＳは、反応度がほぼ炉心一様に且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 SPERT-Ⅲ E-core 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、且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 TWIGL ベンチマーク及び LMW 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、ＡＴＷＳ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、ＡＴＷＳの評価指標である１次系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、ＡＴＷＳ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 炉心（核）における重要現象の確認方法」に示すように、ＣＯＳＭＯ－Ｋコードと本機能が同一であるＣＯＳＭＯ－Ｓコードを用いた２，３及び４ループ PWR 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 PWR 炉心と同等の燃料ピンセル若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ＡＴＷＳ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 ドップラ反応度帰還効果の検証」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ＧＡＬＡＸＹコードによる集合体内中性子束計算及びＣＯＳＭＯ－Ｋコード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 PWR 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

---

[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(Y.NAGAYA,” JENDL-4.0 Benchmarking For Effective Delayed Neutron Fraction with a Continuous-energy Monte Carlo Code MVP”, JAEA-Conf2013-002)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＋ＡＴＷＳ」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次系圧力への感度がないことを確認している。

比較により、実機２，３及び４ループPWR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±3.6pcm/℃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ＡＴＷＳの実機解析で想定する炉心状態の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±3.6pcm/℃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、ドップ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。ドップラ反応度帰還効果の不確かさは、「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」に示したとおり、実機解析への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感度解析により確認する。なお、核定数フィードバック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、ドップ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次系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次系圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さい[9]。

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コードの燃料棒内温度分布の計算手法について検証したＦＩＮＥコードとの比較（「4.6 許認可コードＦＩＮＥとの比較」）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 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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 炉心（核）における不確かさの適用性」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 NUPEC 管群ボイド試験」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 LOFT 試験」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 PWR 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 ノード分割」で述べた考え方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

---

[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、ドップ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次系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次系圧力に与える影響は小さい。実際に、「主給水流量喪失＋ＡＴＷＳ」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次系圧力への感度がないことを確認している。

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 LOFT L9-3 試験解析」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、「5. 有効性評価への適用性」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コードは実機のＡＴＷＳへの適用性を有するとともに、「4. 検証、妥当性確認」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. 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コードの不確かさを表 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. 有効性評価への適用性」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 核定数フィードバックモデル	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/℃
	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	ＦＩＮＥ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℃ １次系圧力：±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

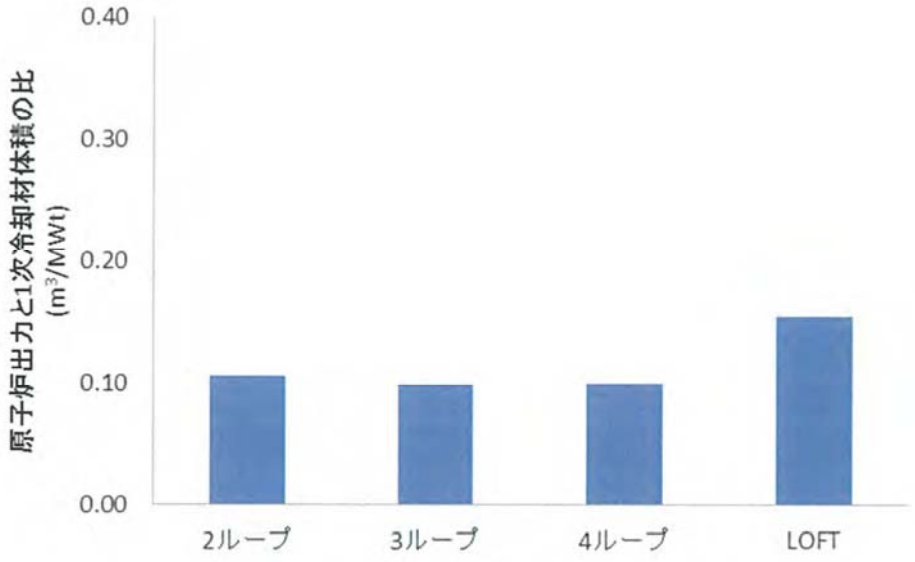


図 4-46　原子炉出力と１次冷却材体積の比

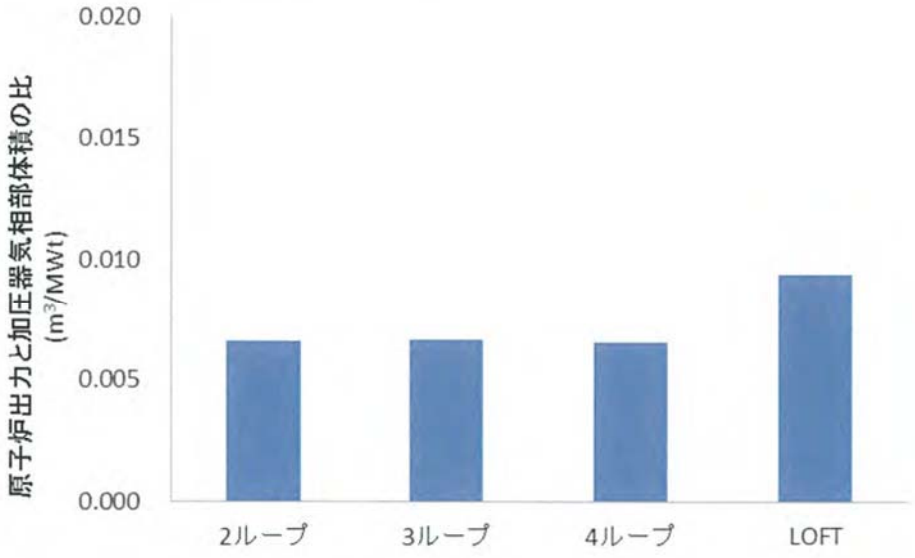


図 4-47　原子炉出力と加圧器気相部体積の比

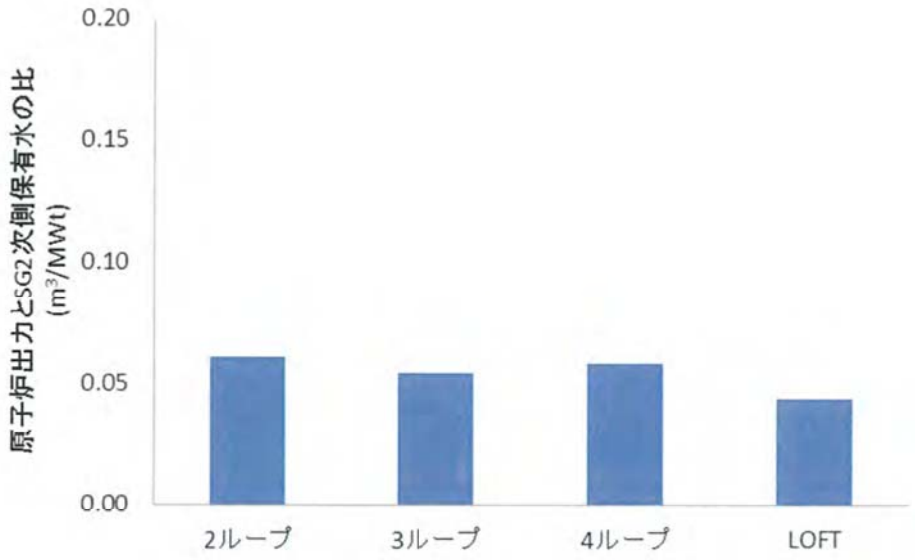


図 4-48　原子炉出力と蒸気発生器２次側保有水量の比

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. 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ＡＴＷＳの１次系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 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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

ＡＴＷＳ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次系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

ＡＴＷＳ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次系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±3.6pcm/℃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 重要現象に対する検証、妥当性確認方法」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 炉心（核）における不確かさの適用性」に記載したとおり、ＡＴＷＳにおいて１次系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次系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次系圧力へ影響しない。

(5) 燃料棒内温度変化

「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」に記載したとおり、燃料棒温度変化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。

(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次系圧力ピーク近傍までの1次系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次系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次系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 LOFT L6-1 試験解析」及び「4.8.4 LOFT L9-3 試験解析」に記載したとおり、1次冷却材温度及び1次系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次系圧力ピークが高くなる可能性がある。1次系圧力の不確かさに関しては、評価指標である1次系圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、1次系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次系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次系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 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響」で示した重要現象の不確かさのうち、ドップラ反応度帰還効果、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次系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次系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＋ＡＴＷＳ」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、ドップ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/℃）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/℃）を用いた。また、ドップラ反応度帰還効果については、「4.5 SPERT-Ⅲ E-core 実験解析」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、ドップ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次系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/℃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、ドップ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次系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次系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次系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次系圧力ピーク値がベースケースに比べて高くなっている。すなわち、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次系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/℃）としたものをベースケース（ベースケース２）とし、ドップ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次系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次系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次系圧力ピークに現れる点については２、３ループ PWR 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＋ＡＴＷＳ」に対するものであるが、「負荷の喪失＋ＡＴＷＳ」においても、１次系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次系圧力が高くなるなど、「主給水流量喪失＋ＡＴＷＳ」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＋ＡＴＷＳ」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 重要現象の不確かさに対する感度解析」における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次系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素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コード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 核定数フィードバックモデル	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： ±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次系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次系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： ±3.6pcm/℃	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次系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次系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	評価にあたり、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、1次系圧力がピークとなる時点では、原子炉出力が高く維持されているため、核分裂出力の寄与に比べて1次系圧力に対する崩壊熱の寄与は相対的に小さいことから、1次系圧力へ影響しない。
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：±8%(2σ)	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次系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次系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：±2℃ １次系圧力：±0.2MPa	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次系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次系圧力ピークに影響を与える。 １次系圧力の不確かさに関しては、評価指標である１次系圧力ピークに直接影響するが、実機解析において、１次系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。
	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		
	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次系圧力へ影響しない。
	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次系圧力へ影響しない。

表 5-2　「主給水流量喪失＋ＡＴＷＳ」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	ドップラ効果	１次冷却材温度	１次系圧力 (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/℃*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℃*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/℃（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/℃）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℃）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）も最確値に上乗せした結果であり、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＋ＡＴＷＳ」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/℃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	ドップラ効果	１次冷却材温度	１次系圧力 (MPa[gage])	ベースケース２からの差(MPa)
ベースケース２	-13pcm/℃	最確値	考慮せず	約 18.8	－
ケース２－１	-13pcm/℃	最確値+20%	考慮せず	約 19.5	約 0.7
ケース２－２	-13pcm/℃	最確値	+2℃	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。

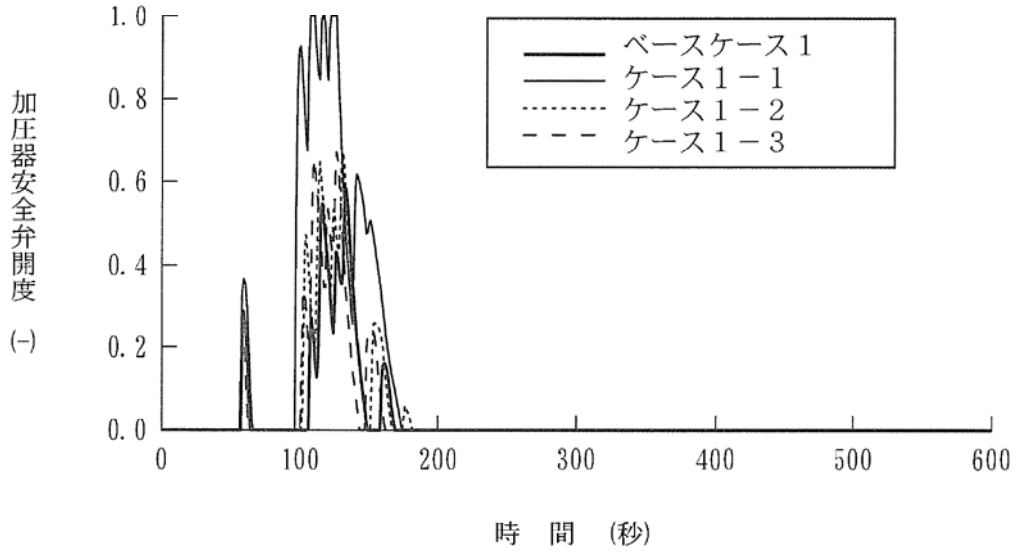


図 5-1　最確条件をベースケースとした場合の感度解析
（代表４ループ）[加圧器安全弁開度]

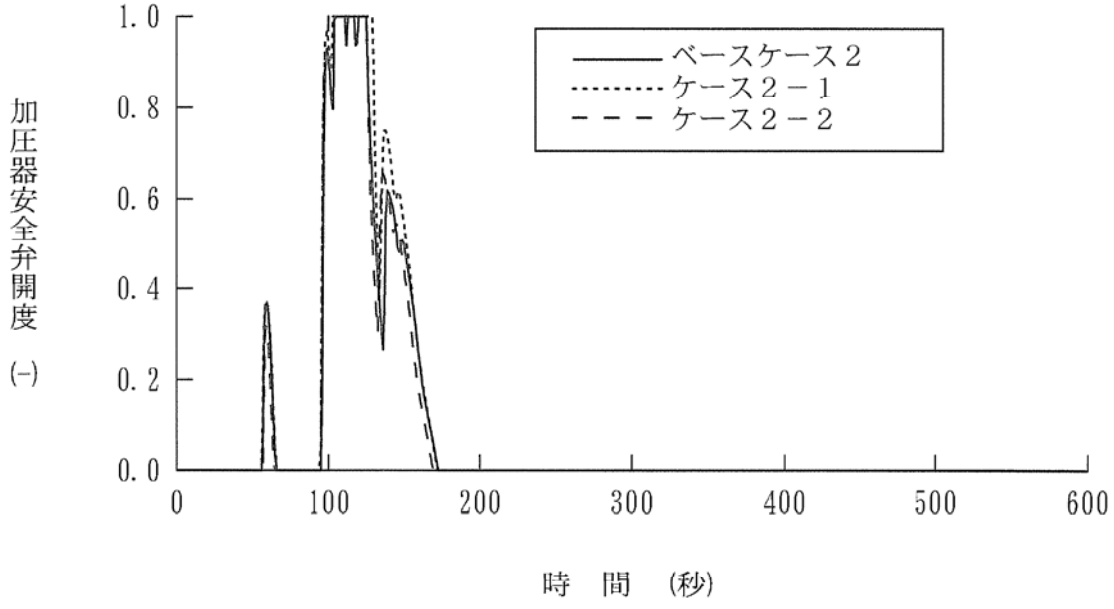


図 5-2　減速材温度係数初期値を-13pcm/℃としたケースをベースケースとした場合の感度解析
（代表４ループ）[加圧器安全弁開度]

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 燃料集合体管群ボイド試験）（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., Healzer, 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.Langenbuch, 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 thc 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 Trainsient-without-Scram Experiment L9-3," NUREG/CR-2717 R2