(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、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、及び大きくなる不確かさが混在することになる。サブクール条件及び加圧器水位を操作開始の起点とする「インターフェイスシステム LOCA」における加圧器逃がし弁の開閉操作、ECCS から充てん系への切替操作等に影響を与える。この操作についても、２次系強制冷却開始後十分時間が経過した後であり、操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転員等操作の可否には影響しない。

(3) 運転員等操作後に発生する自然循環への影響

２次系強制冷却の運転員等操作について、事故後早期の崩壊熱が大きい状態で操作を実施すると、炉心発生蒸気量が多く、蒸気発生器で CCFL が発生し、蓄水しやすく、リフラックスを阻害する可能性がある。しかし、運転員等操作は事故後数十分で実施するため、崩壊熱は十分低下

している。したがって、運転員等操作が前後しても、上記のリフラックスの阻害は発生しない。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	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。
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

添付１　解析コードにおける解析条件

表(1/5)　解析コードにおける解析条件

分　　類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	炉心熱出力	
	ループ数	
	ループ全流量	
	１次系圧力	
	１次冷却材温度	
	原子炉容器入口温度	
	原子炉容器出口温度	
	上部ヘッド温度	
	１次冷却材容積	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		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
		炉心そう外径
		原子炉容器内径
		入口ノズル内径

表(2/5)　解析コードにおける解析条件

分　類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（原子炉容器寸法）	出口ノズル内径
		炉心そう内径
		原子炉容器本体肉厚
		原子炉容器クラッド肉厚
		燃料発熱部下端より下部炉心板上端まで
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径、流路断面積、流路長さ、流路高さ）及び熱構造材データ（材質、体積、接液面積）	・原子炉容器内 入口ノズル、スプレイノズル、ダウンカマ、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　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。

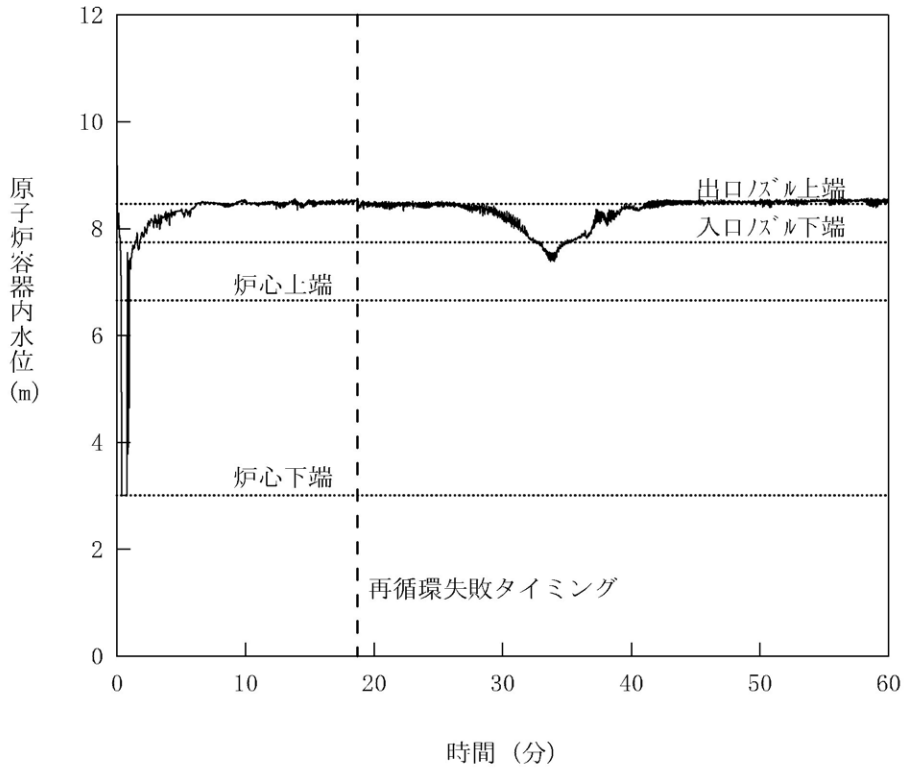


図１　３ループ ECCS 再循環機能喪失解析　原子炉容器内水位

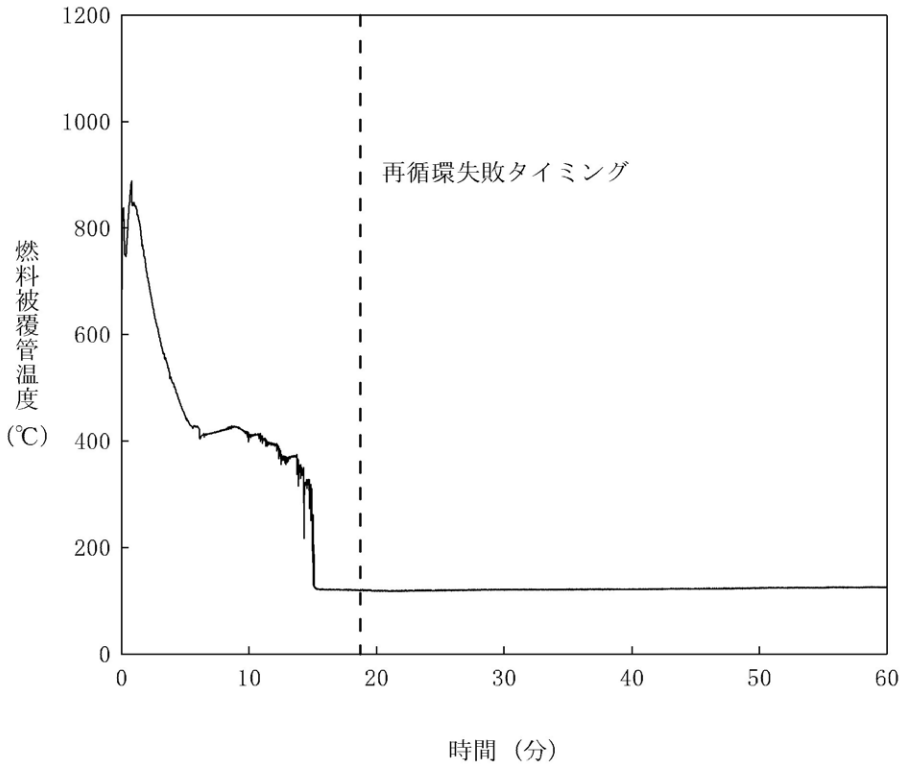


図２　３ループ ECCS 再循環機能喪失解析　燃料被覆管温度

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

本章では、本添付の 2 章で示した ECCS 再循環機能喪失の実機解析について CCTF 実験で見られた挙動と比較することで、実機解析のループ圧力損失の計算が ECCS 再循環機能喪失の実機解析を保守的に計算することを確認する。

3.1 CCTF 実験装置

CCTF（Cylindrical Core Test Facility、円筒炉心試験装置）実験は、旧日本原子力研究所（旧 JAERI、現日本原子力研究開発機構(JAEA)）による、100 万 kW 級 PWR の LOCA 時再冠水過程におけるシステム及び炉心内の熱水力挙動に関するデータ取得を目的としたスケール実験である。実験装置は実長、約 1/20 スケール体積となる。CCTF の鳥瞰図及び炉心内配置図を図 3 に、装置緒元を表 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言え、原子炉水位及び再循環切替失敗前の高温側配管保有水量を過小に予測しており、再循環機能喪失後の挙動について保守的な評価をしていると判断できる。

表１　CCTF 実験装置の緒元

パラメータ	単位	PWR	CCTF	CCTF/PWR
原子炉容器				
ダウンカマ高さ	mm	4,849	4,849	1/1
ダウンカマ(+バッフル領域)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

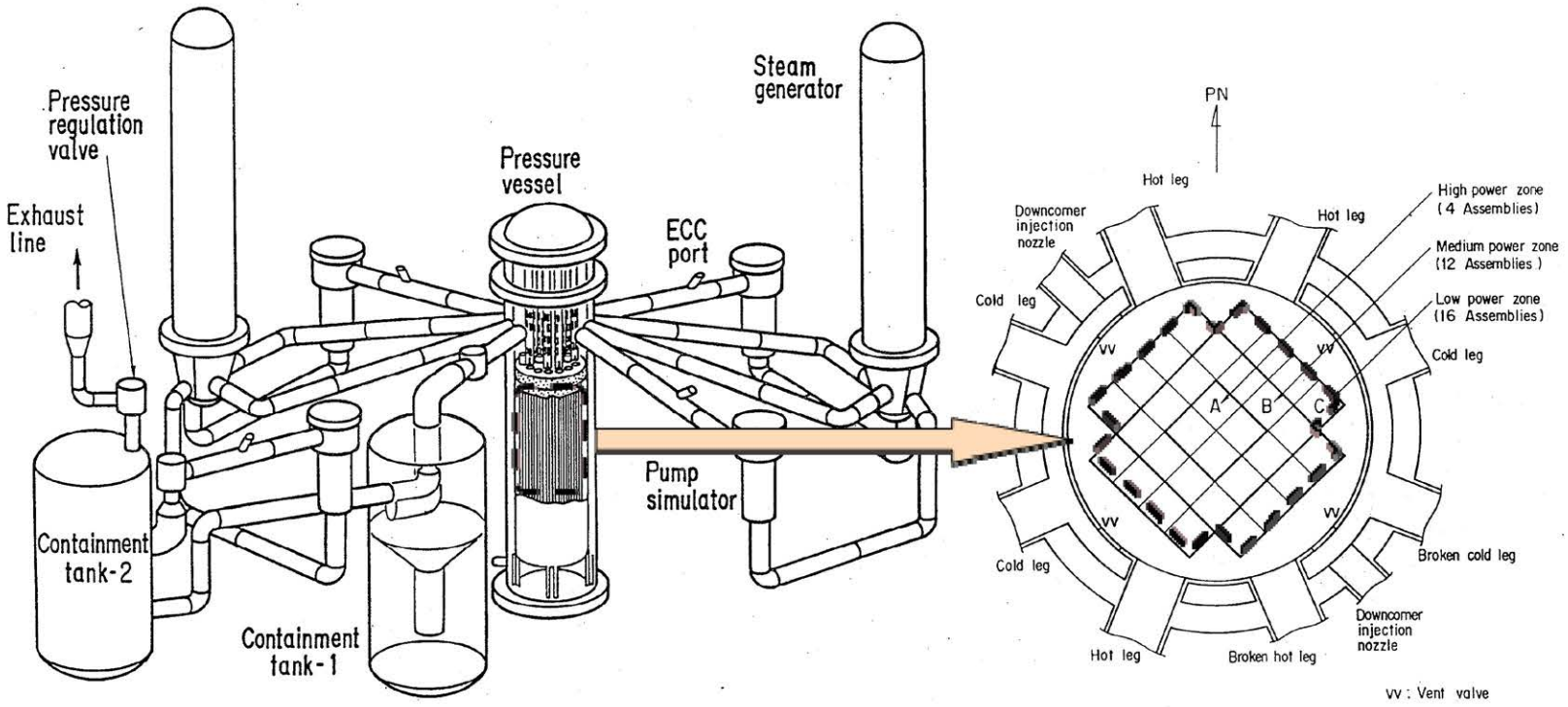

Pressure regulation valve
Exhaust line
Steam generator
Pressure vessel
ECC port
Pump simulator
Containment tank-2
Containment tank-1
PN
Hot leg
Hot leg
Downcomer injection nozzle
High power zone (4 Assemblies)
Medium power zone (12 Assemblies)
Low power zone (16 Assemblies)
Cold leg
Cold leg
VV
VV
A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

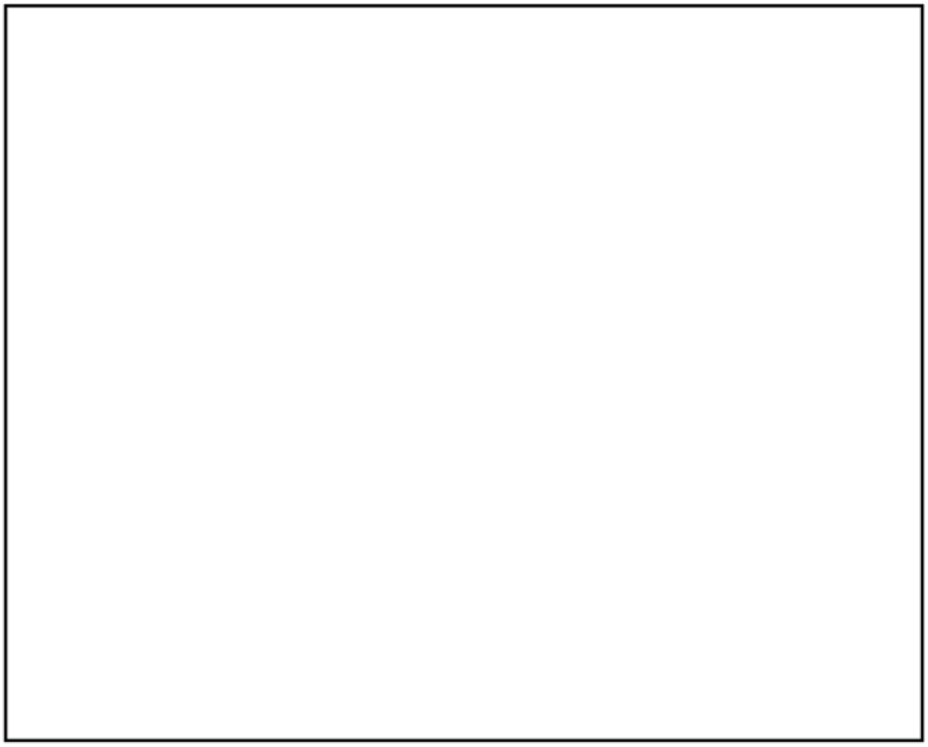


図４　CCTF C2-4 Run62 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）[2]

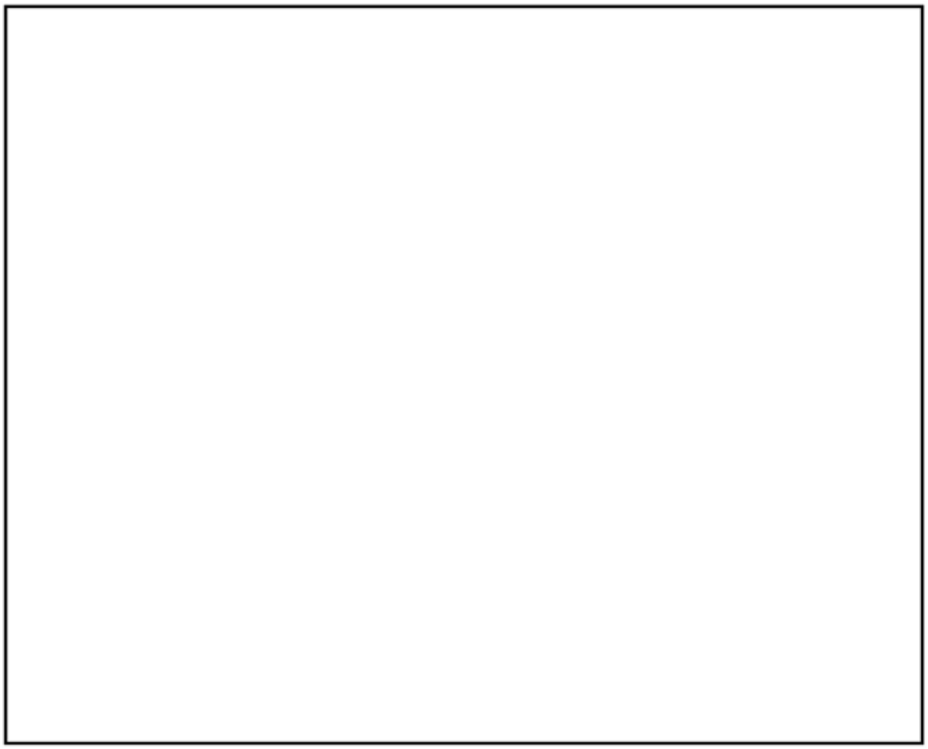


図５　CCTF C2-4 Run 62 蒸気発生器伝熱管差圧[2]

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

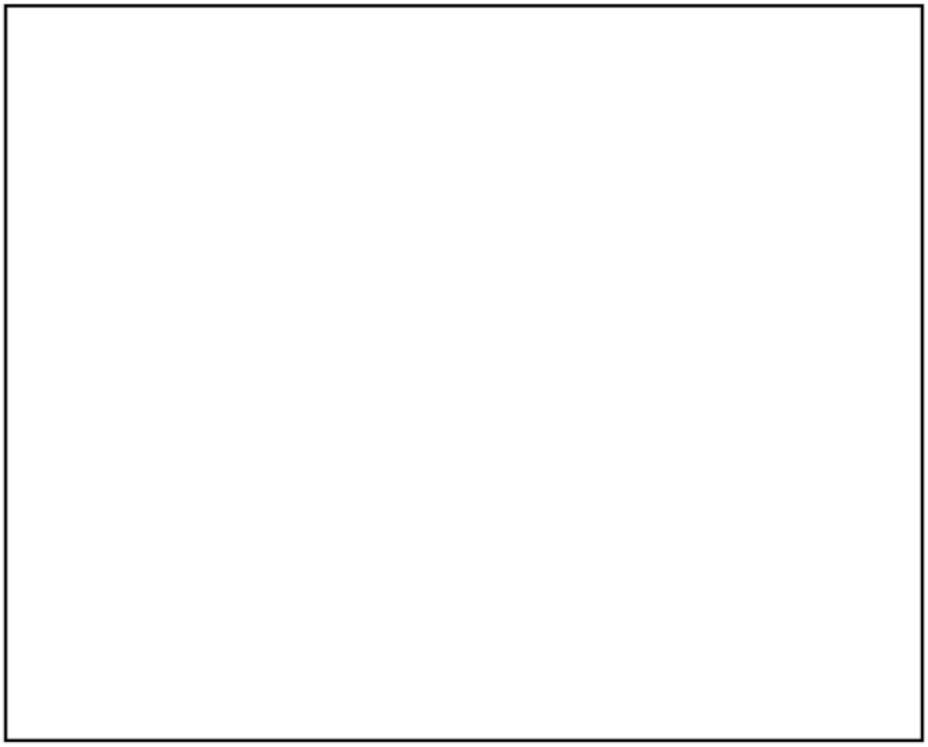


図 6　CCTF C2-5 Run63 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）[4]

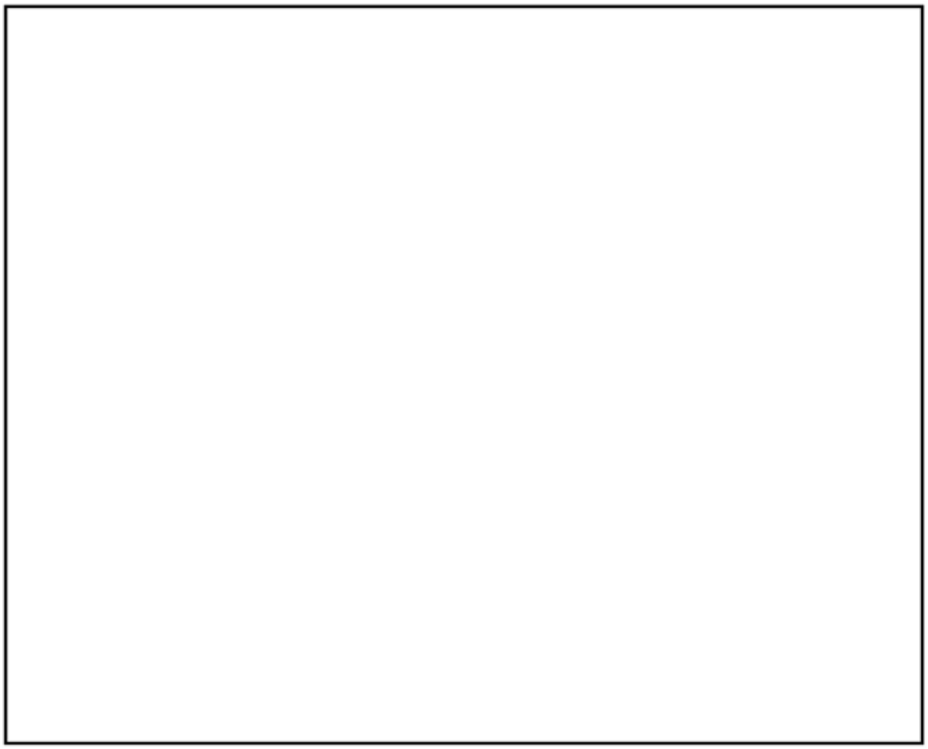


図 7　CCTF C2-5 Run 63 蒸気発生器伝熱管差圧[4]

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

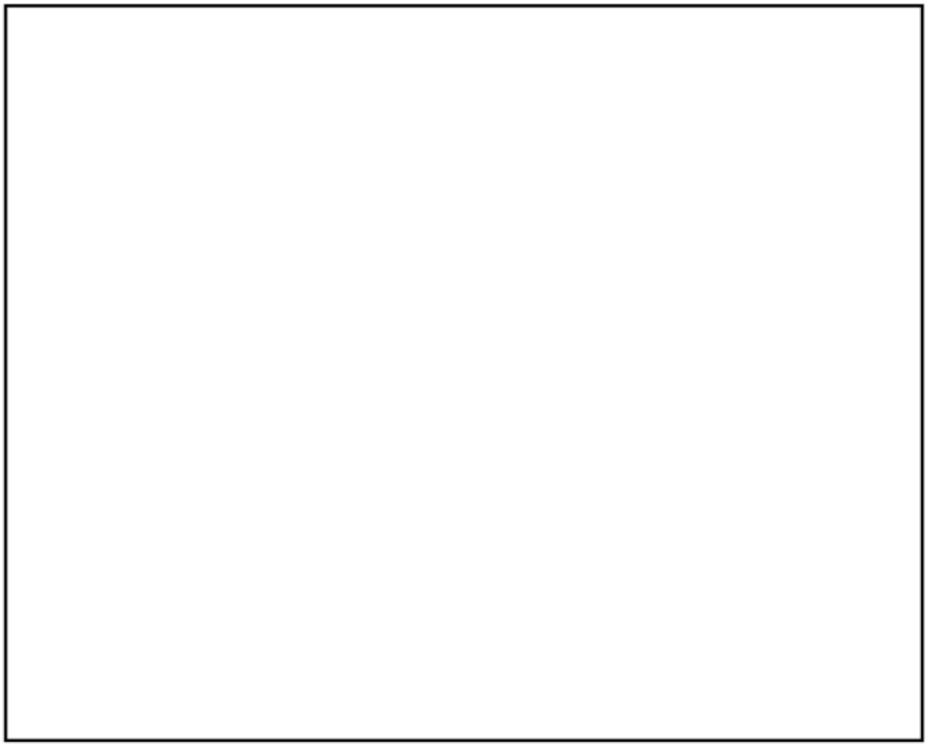


図８　CCTF C2-6 Run64 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）[6]

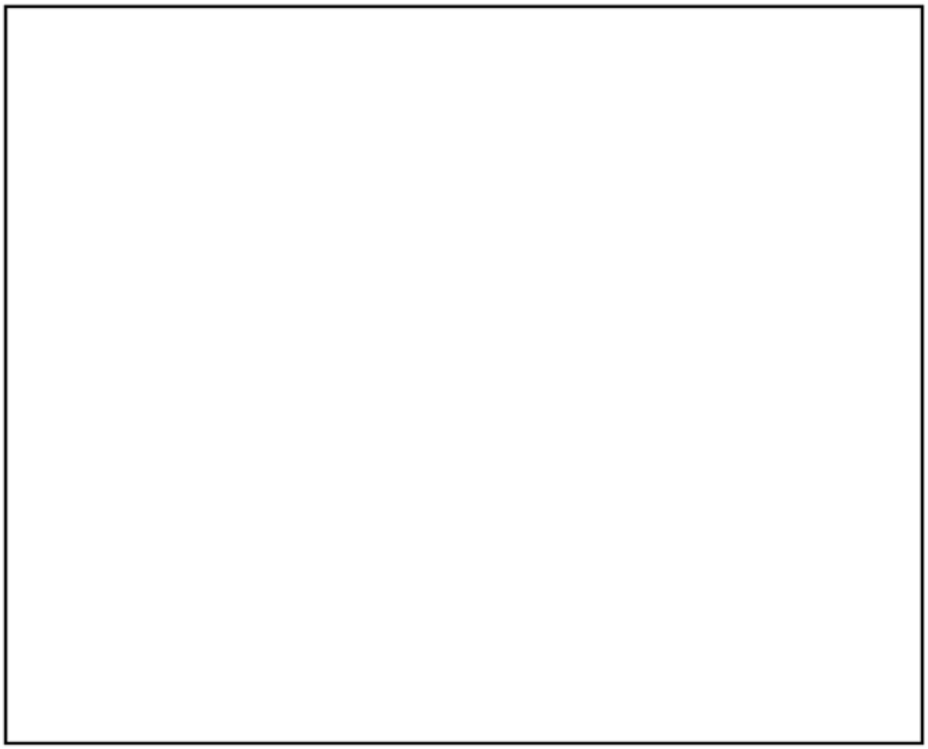
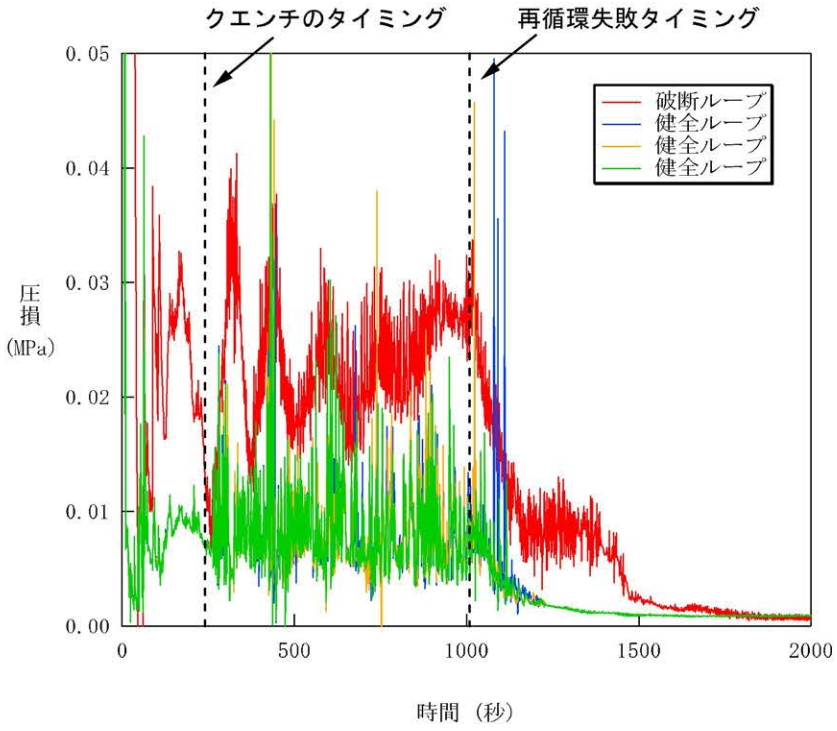
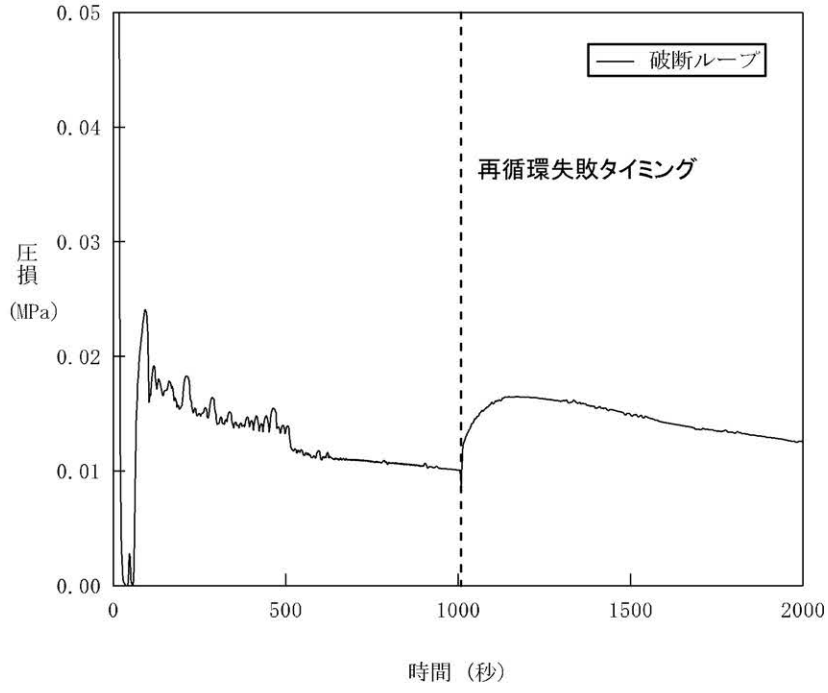


図９　CCTF C2-6 Run 64 蒸気発生器伝熱管差圧[6]

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



(a) Ｍ－ＲＥＬＡＰ５コード



(b) ＭＡＡＰコード

図１０　４ループ PWR 評価における蒸気発生器伝熱管差圧

4. 水平配管のボイド率予測の不確かさとその感度解析

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

4.1 TPTF 実験及びその試験解析による不確かさの確認

高温側配管のボイド率（保有水量）の予測精度の確認のために、TPTF 試験装置から得られた結果を活用する。TPTF（Two-Phase Flow Test Facility、二相流試験装置）実験[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

本添付の 4.1 章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、本添付の 2 章に記載している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、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。

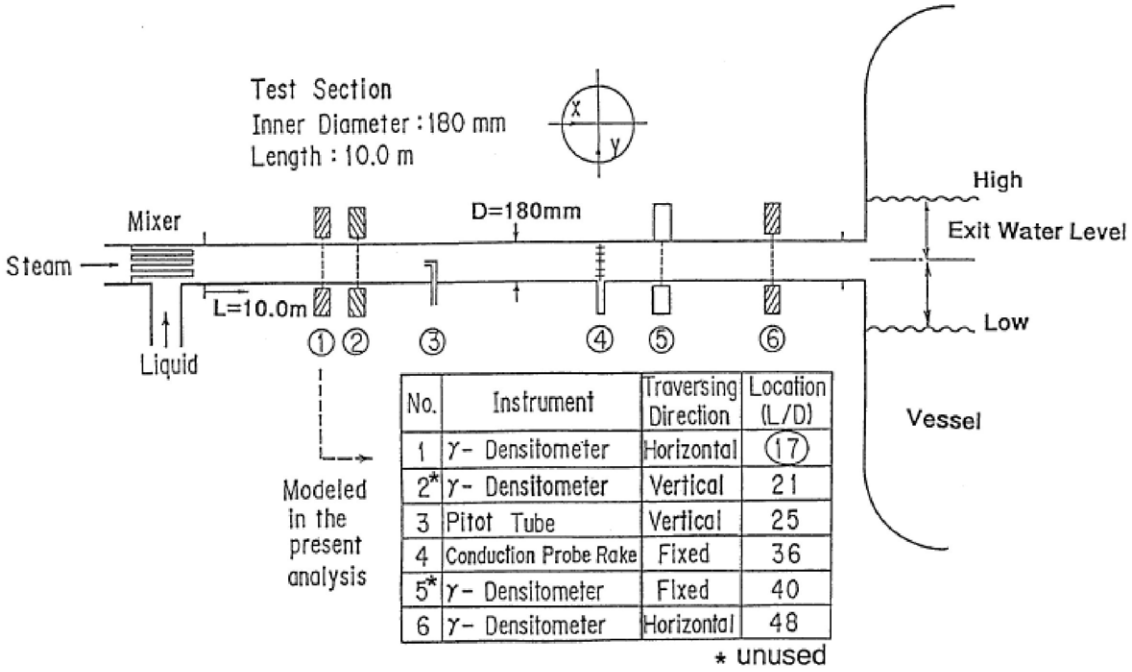


図１１　TPTF 試験装置

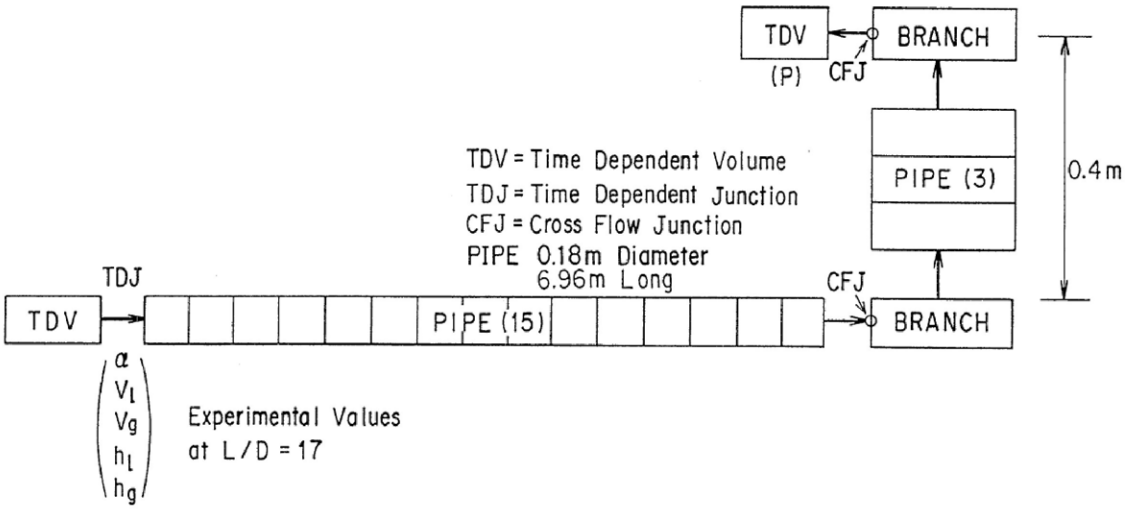


図１２　TPTF 試験に対する RELAP5 解析のノーディング（水位が高い場合）

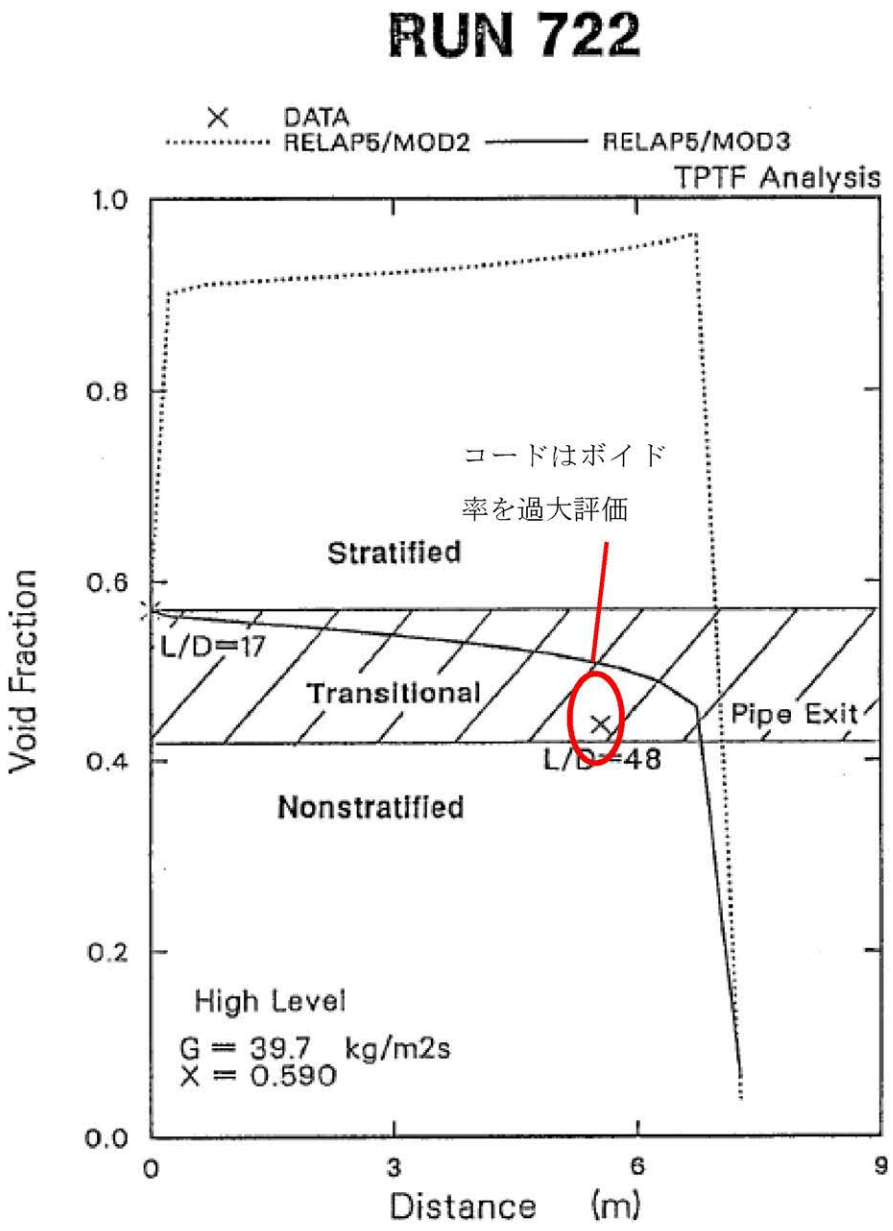


図１３　TPTF 試験解析結果（一例）

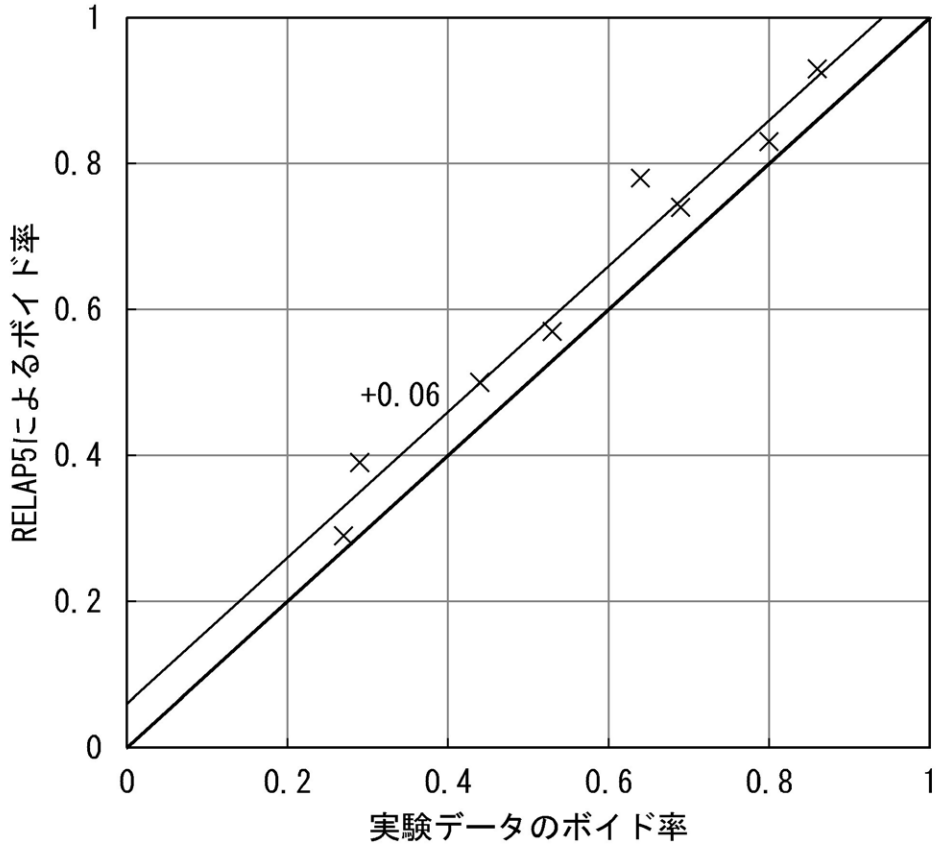


図１４　TPTF ボイド率の比較

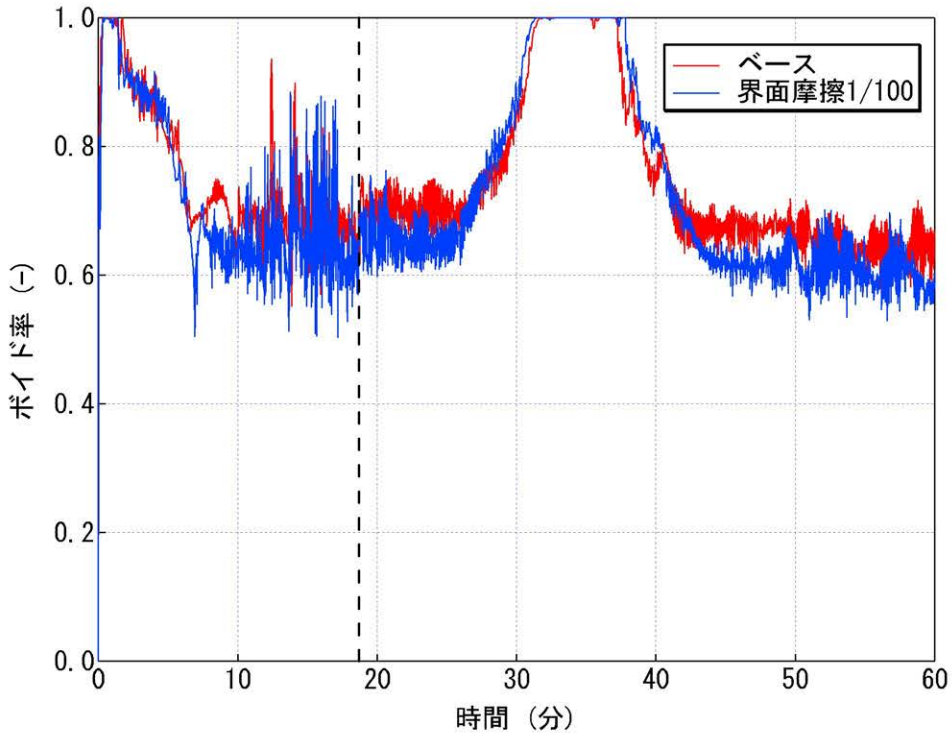


図１５　３ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（高温側配管ボイド率）

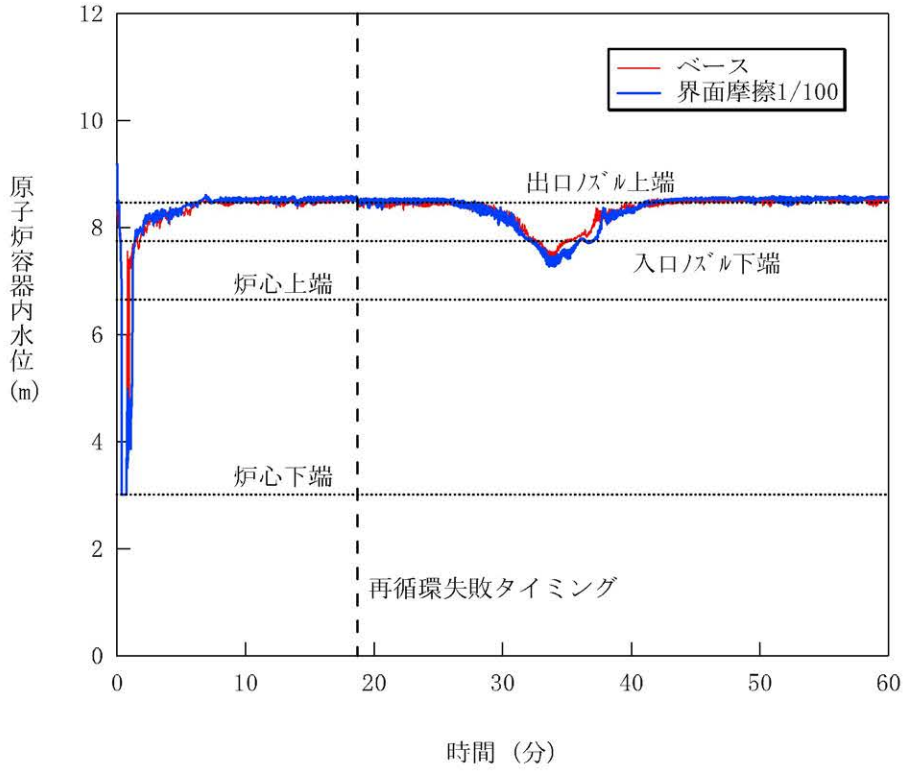


図１６　３ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（原子炉容器内水位）

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)に記述しているが、低圧条件での炉心のボイド率の不確かさは表 3-3に示すとおり、ボイド率で±0.05 程度である。本添付の 2 章に記載しているＭ－ＲＥＬＡＰ５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。

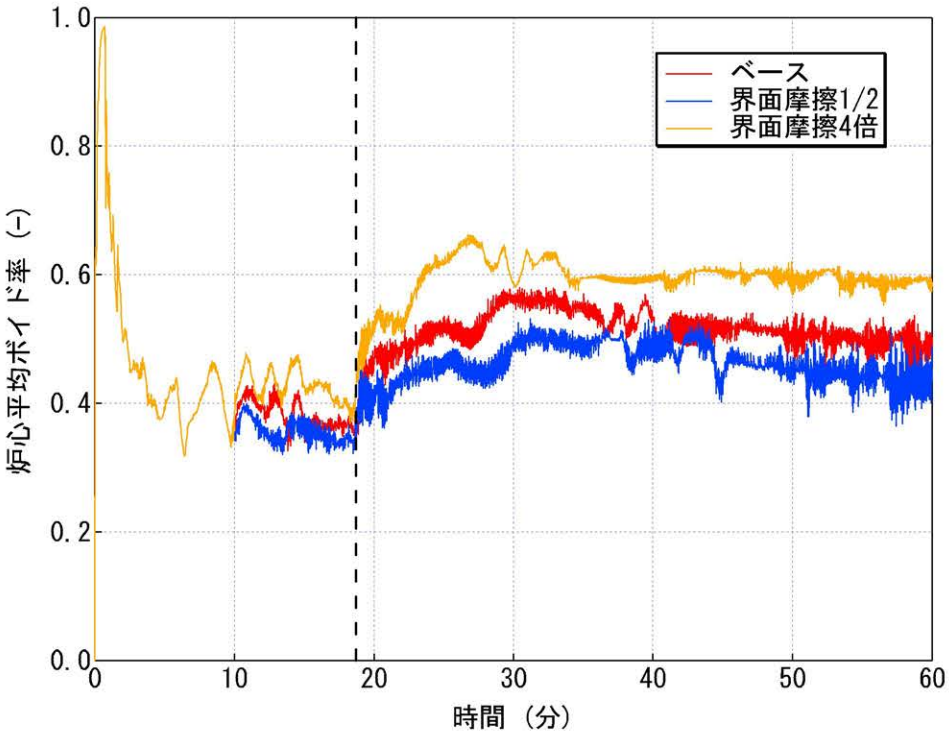


図１７　３ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果（炉心平均ボイド率）

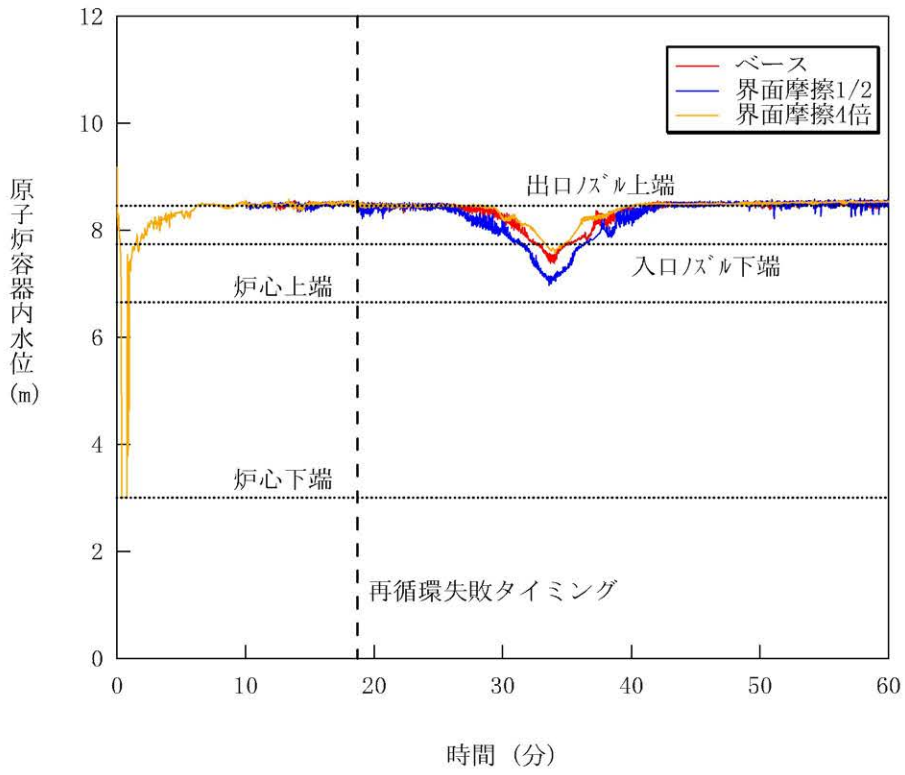


図１８　３ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果（原子炉容器内水位）

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　－

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 2-42
4.3　モンテカルロコードとの比較 2-51
4.4　炉物理検査（減速材温度係数測定検査） 2-66
4.5　SPERT-Ⅲ E-core[19]実験解析 2-69
4.6　許認可コードＦＩＮＥ[5][6]との比較 2-76
4.7　NUPEC管群ボイド試験[10] 2-78
4.8　LOFT試験 2-83
4.9　実機解析への適用性 2-99
5.　有効性評価への適用性 2-106
5.1　不確かさの取扱いについて（評価指標の視点） 2-106
5.2　不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点） 2-109
6.　参考文献 2-114

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.....2-116
添付２　ＧａｌａｘｙＣｏｓｍｏ－Ｓについて 2-121
添付３　炉心モデル（減速材反応度帰還）の設定について..... 2-126
添付４　炉心モデル（ドップラ反応度帰還）の設定について 2-136
添付５　評価用炉心の考え方について..... 2-138
添付６　解析コードにおける解析条件..... 2-158

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）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重要事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失（以下、本節において「ＡＴＷＳ」という。）は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉トリップの失敗を想定する事象であり、重要事故シーケンスとして主給水流量喪失＋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の重要事故シーケンスグループのうち、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もしくは復水器の故障に伴う主給水流量喪失を仮定すると、蒸気発生器２次側保有水は低下を続け蒸気発生器の除熱能力が著しく低下するため、補助給水が蒸気発生器に供給されないと、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節で重要現象を抽出し検証、妥当性評価を行う。

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

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、重要事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、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」において重要事故シーケンスグループに対して抽出された物理現象について、2.1節で述べた事象進展を踏まえ、2.2節のランクの定義に従いＡＴＷＳの評価指標である１次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)]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(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)]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(10) 沸騰・ボイド率変化　[炉心(熱流動)]

(11) 圧力損失　[炉心(熱流動)]

(12) ほう素濃度変化　[炉心(熱流動)]

(13) 冷却材流量変化(強制循環時又は自然循環時)　[1 次冷却系]

(14) 沸騰・凝縮・ボイド率変化（1 次冷却系）　[1 次冷却系]

(15) 圧力損失（1 次冷却系）　[1 次冷却系]

(16) 構造材との熱伝達　[1 次冷却系]

(17) ほう素濃度変化　[1 次冷却系]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(18) 気液熱非平衡　[加圧器]

(19) 水位変化　[加圧器]

(20) 冷却材放出（臨界流・差圧流）　[加圧器]

(21) １次側・２次側の熱伝達　[蒸気発生器]

(22) 冷却材放出(臨界流・差圧流)　[蒸気発生器]

(23) ２次側水位変化・ドライアウト　[蒸気発生器]

(24) ２次側給水（主給水・補助給水）　[蒸気発生器]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2　ＡＴＷＳにおける物理現象のランク

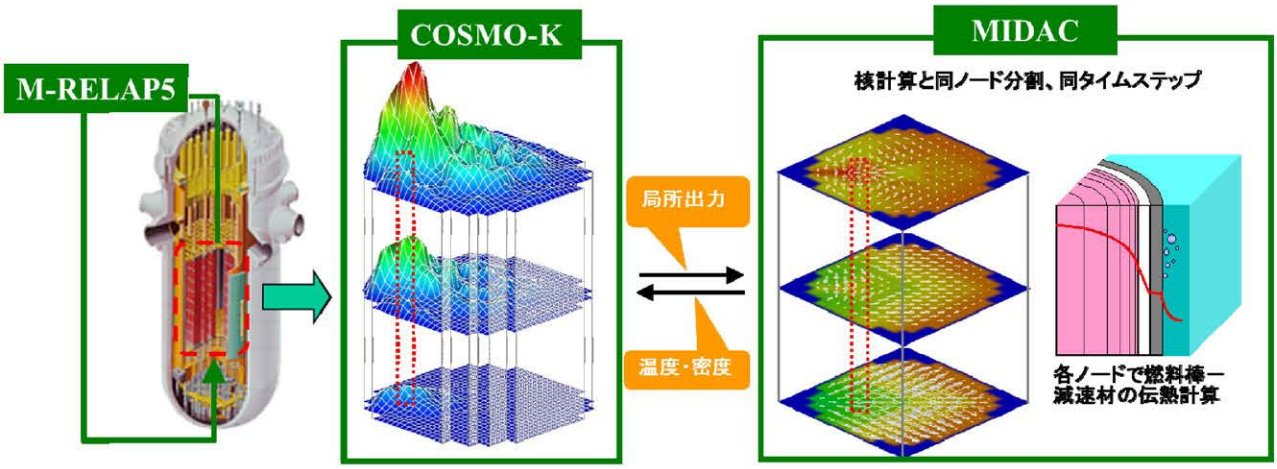
分類	物理現象			ＡＴＷＳ １次系圧力
炉心（核）	(1)	中性子動特性（核分裂出力）		**H**
	(2)	出力分布変化		L
	(3)	反応度帰還効果	ドップラ効果	**H**
			減速材密度効果	**H**
			ほう素濃度効果	L
			動特性パラメータ	L
	(4)	制御棒効果		I*
	(5)	崩壊熱		M
炉心（燃料）	(6)	燃料棒内温度変化		**H**
	(7)	燃料棒表面熱伝達		L
	(8)	限界熱流束(CHF)		I*
炉心（熱流動）	(9)	３次元熱流動		L
	(10)	沸騰・ボイド率変化		**H**
	(11)	圧力損失		L
	(12)	ほう素濃度変化		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**

＊重要事故シーケンスグループとして抽出された物理現象であるが、主給水流量喪失＋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。



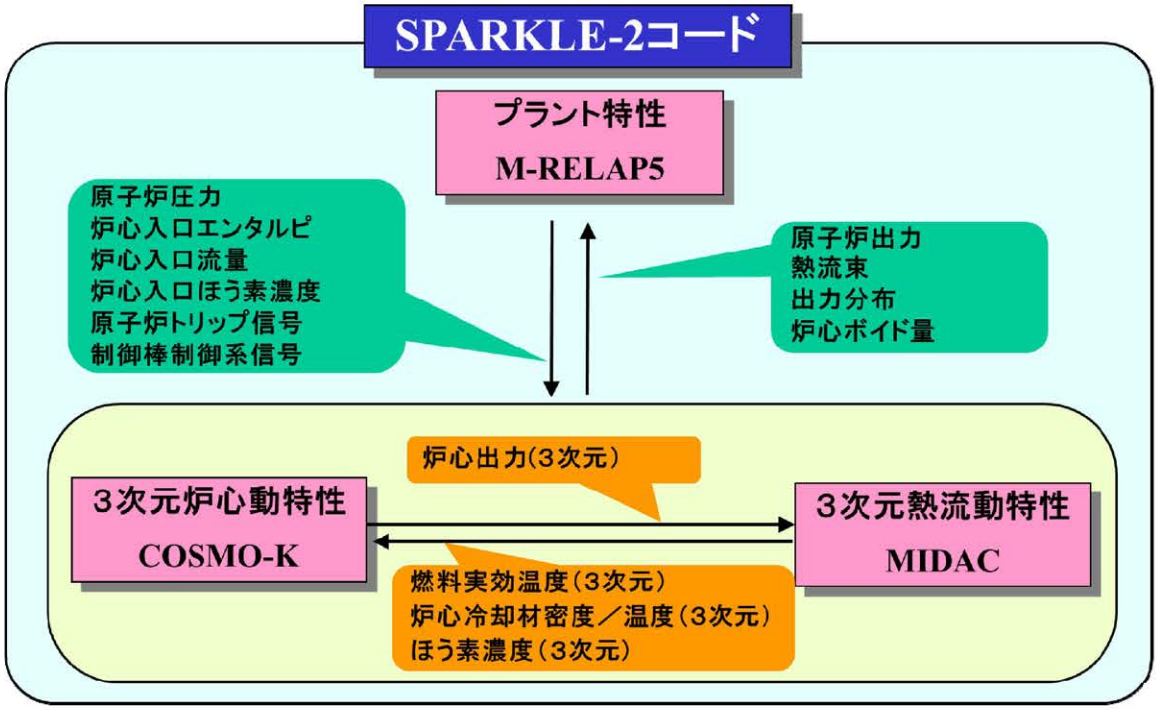


図 3-1　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードにおける結合計算

3.2　重要現象に対する解析モデル

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

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

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

１次系における温度及び圧力挙動は各保存則により記述される質量及びエネルギ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 ・核定数反応度帰還モデル
	ドップラ反応度帰還効果	
	減速材反応度帰還効果	
	崩壊熱	・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節で述べた重要現象を評価するための解析モデルを有している。

3.3.1　プラント特性（Ｍ－ＲＥＬＡＰ５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) 核定数反応度帰還モデル

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

(3) 崩壊熱モデル

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

3.3.3 熱流動特性（ＭＩＤＡＣ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]

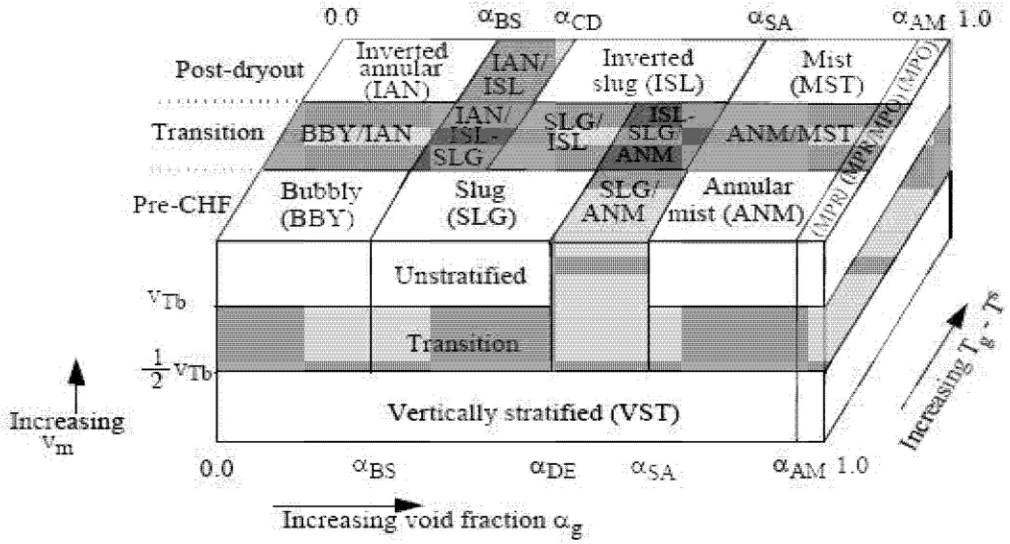
10～12.5MPa の間の領域については、分布定数及びドリフト速度のそれぞれについて直線内挿で算出する。

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
	核定数反応度帰還モデル		マトリックス形式の核定数テーブル化 ２次ラグランジュ補間による核定数内挿
	崩壊熱モデル		多項指数関数による崩壊熱モデル
熱流動特性 (ＭＩＤＡＣ)	モデリング		３次元
	基本モデル	流体	非定常二相ドリフトフラックスモデル （混合相３保存則＋気相質量保存則）
		燃料温度	非定常径方向１次元熱伝導方程式
	数値解法	熱流動	コントロールボリューム法 完全陰解法（PISO）
		燃料温度	コントロールボリューム法 完全陰解法
	二相圧力損失モデル		EPRI
	サブクールボイドモデル		気泡離脱点：修正 Saha-Zuber 蒸気生成率：Lahey
	気液相対速度(ドリフトフラックス相関式)		圧力 12.5MPa 以上：均質流 圧力 10MPa 以下：Chexal-Lellouche 圧力 10～12.5MPa：内挿
	燃料被覆管表面熱伝達		強制対流：Dittus-Boelter 核沸騰：Thom



ＢＢＹ：気泡流

ＳＬＧ：スラグ流

ＡＮＭ：環状噴霧流

ＭＰＲ：pre-CHF 噴霧流

ＩＡＮ：逆環状流

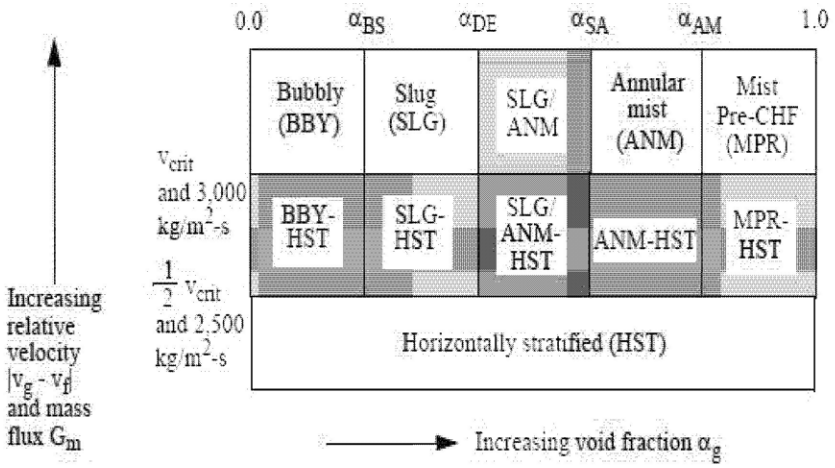
ＩＳＬ：逆スラグ流

ＭＳＴ：噴霧流

ＭＰＯ：post-CHF 噴霧流

ＶＳＴ：垂直層状流

図 3-2　垂直流の流動様式



ＢＢＹ：気泡流

ＳＬＧ：スラグ流

ＡＮＭ：環状噴霧流

ＭＰＲ：pre-CHF 噴霧流

ＨＳＴ：水平層状流

図 3-3　水平流の流動様式

3.4　ノード分割

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

ＡＴＷＳでは、２次側保有水が減少する過程での１次系と２次系での熱伝達を精緻に取り扱うために蒸気発生器伝熱管部のノード分割は詳細化する必要があり、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節）や実機での感度解析に基づき十分な分割数とする。

また、ＡＴＷＳは過渡時に局所的な出力分布の歪を伴わず、ほぼ炉心一様に出力が変化する事象であるため、出力分布変化としては準静的な過渡変化といえる。そのため、ＣＯＳＭＯ－Ｋ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コード及び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	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

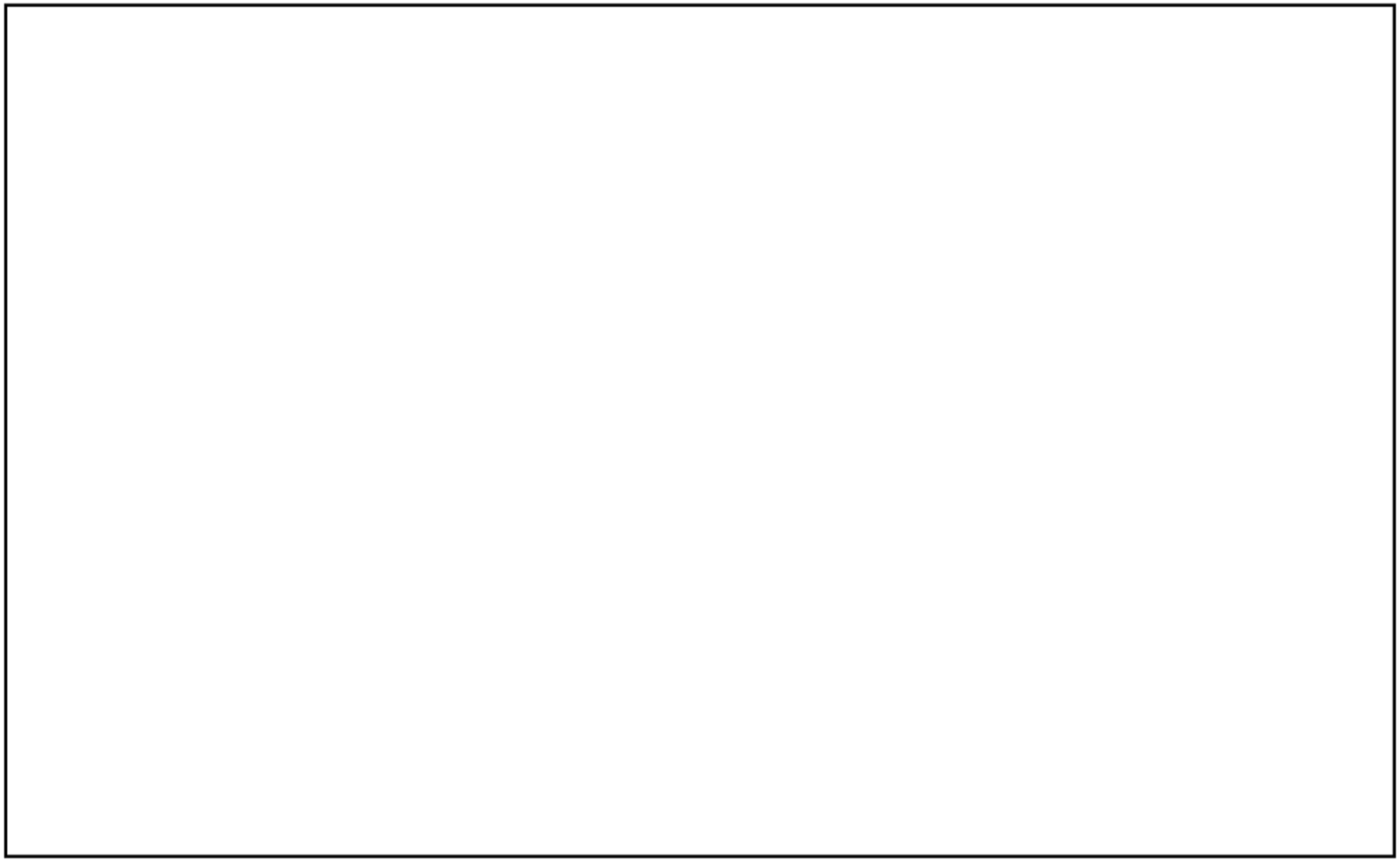


図 3-4　Ｍ－ＲＥＬＡＰ５　ノード分割図（3 ループプラントの例）　[A,B ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

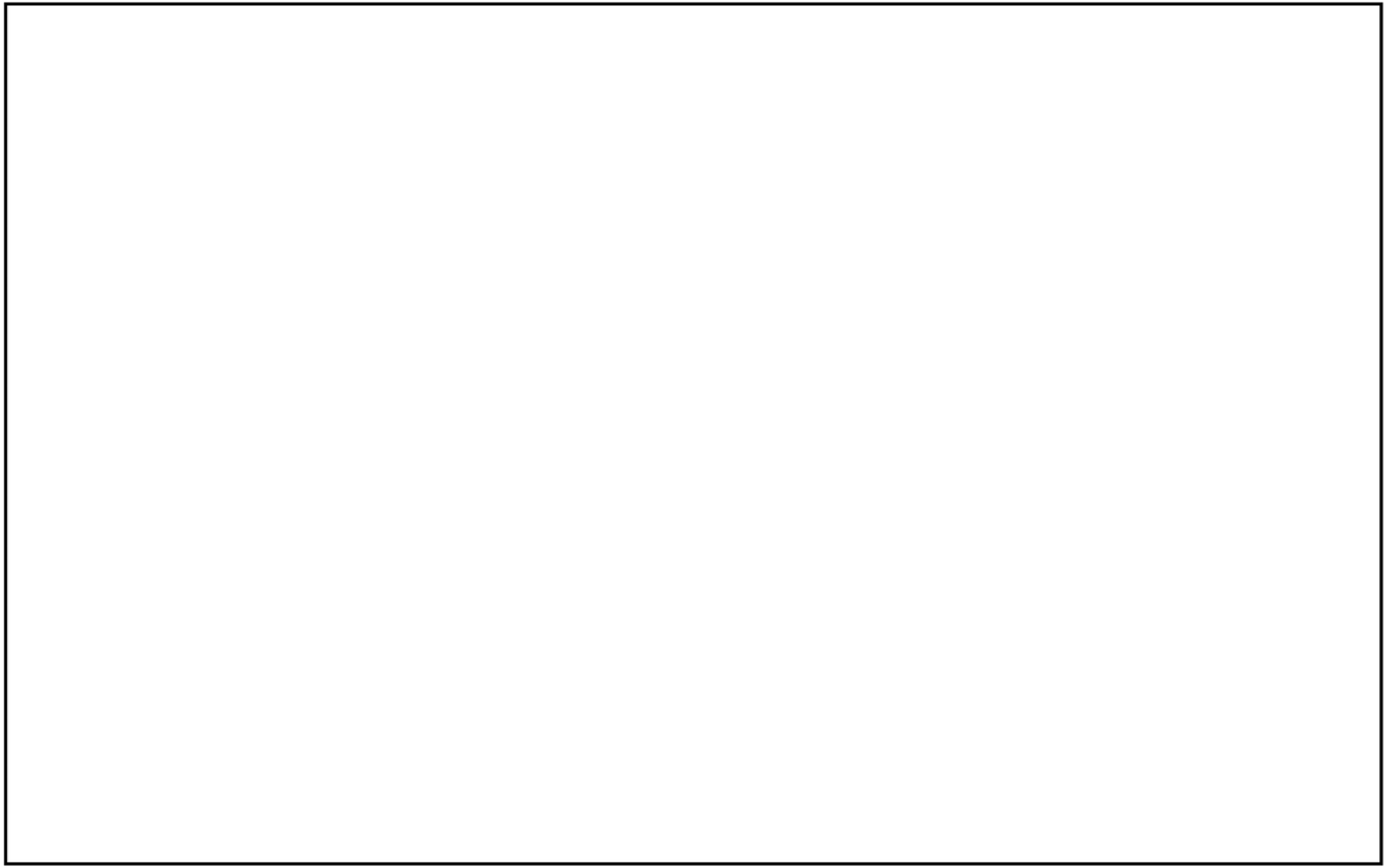


図 3-5　M－ＲＥＬＡＰ５　ノード分割図（3 ループプラントの例）　[C ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

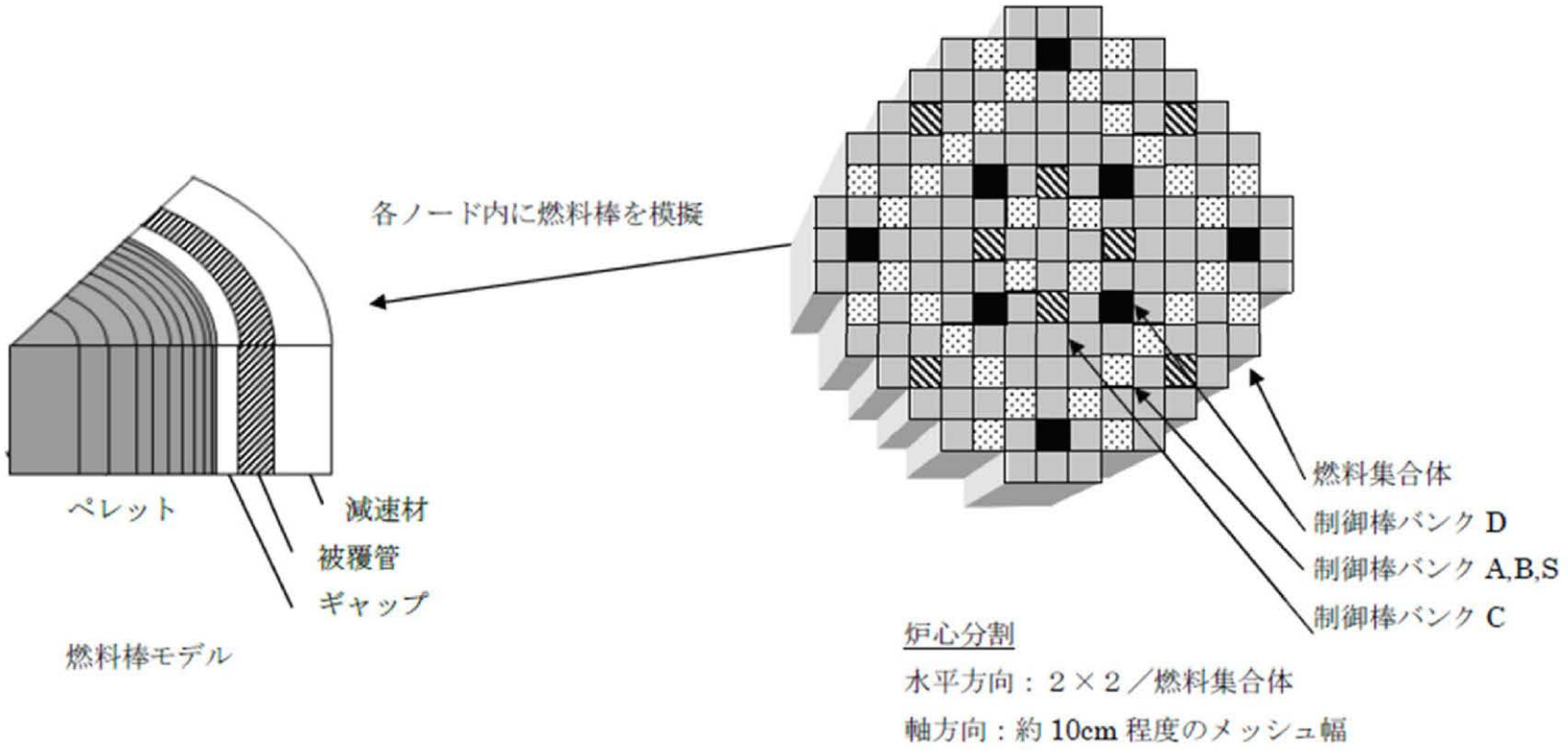


図 3-6　ＣＯＳＭＯ－Ｋ，ＭＩＤＡＣのノード分割図（3 ループプラントの例）

3.5　結合計算方法

3.5.1　結合計算の流れ

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

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

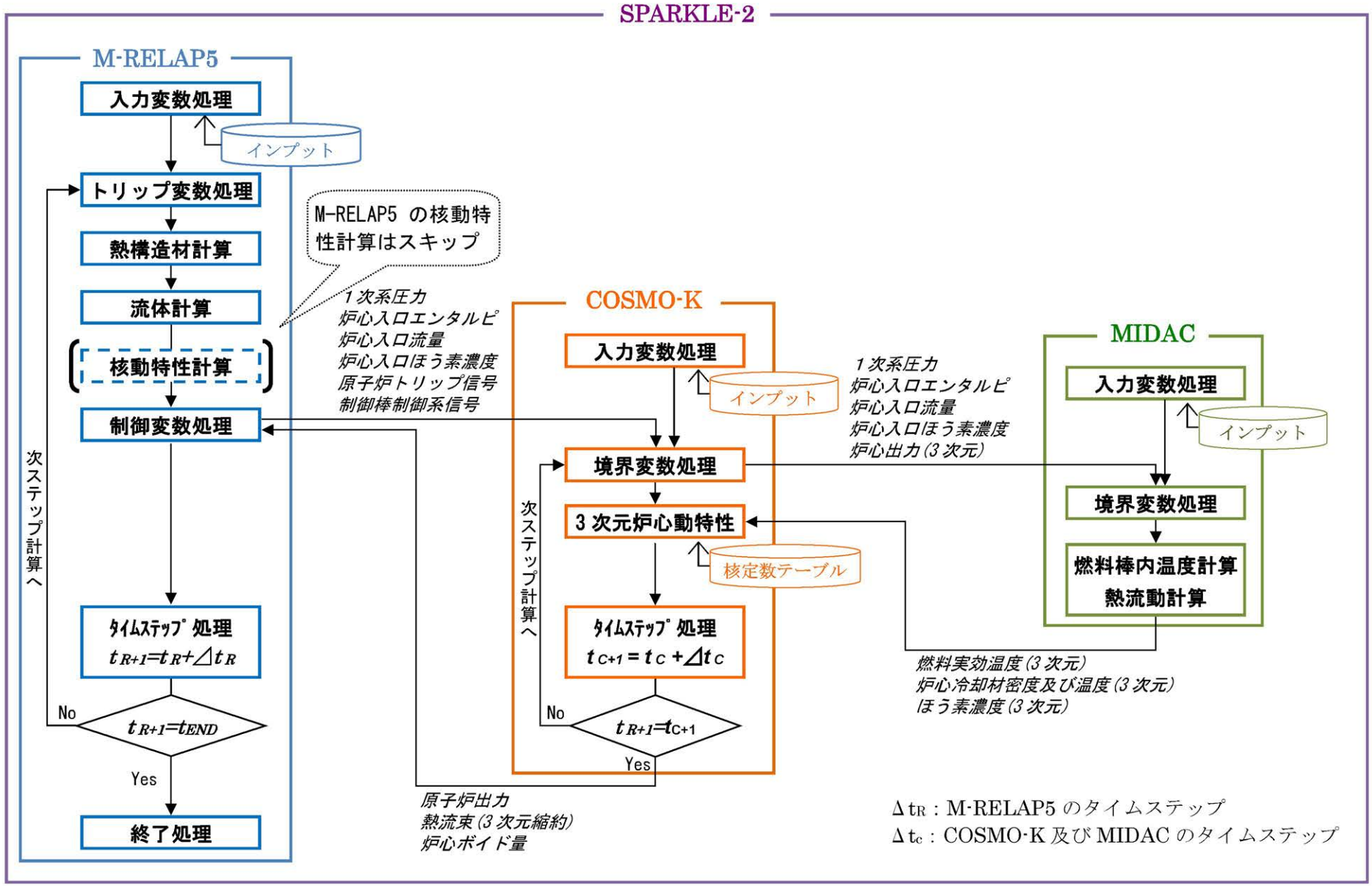


図 3-7　ＳＰＡＲＫＬＥ－２コードの結合計算フロー

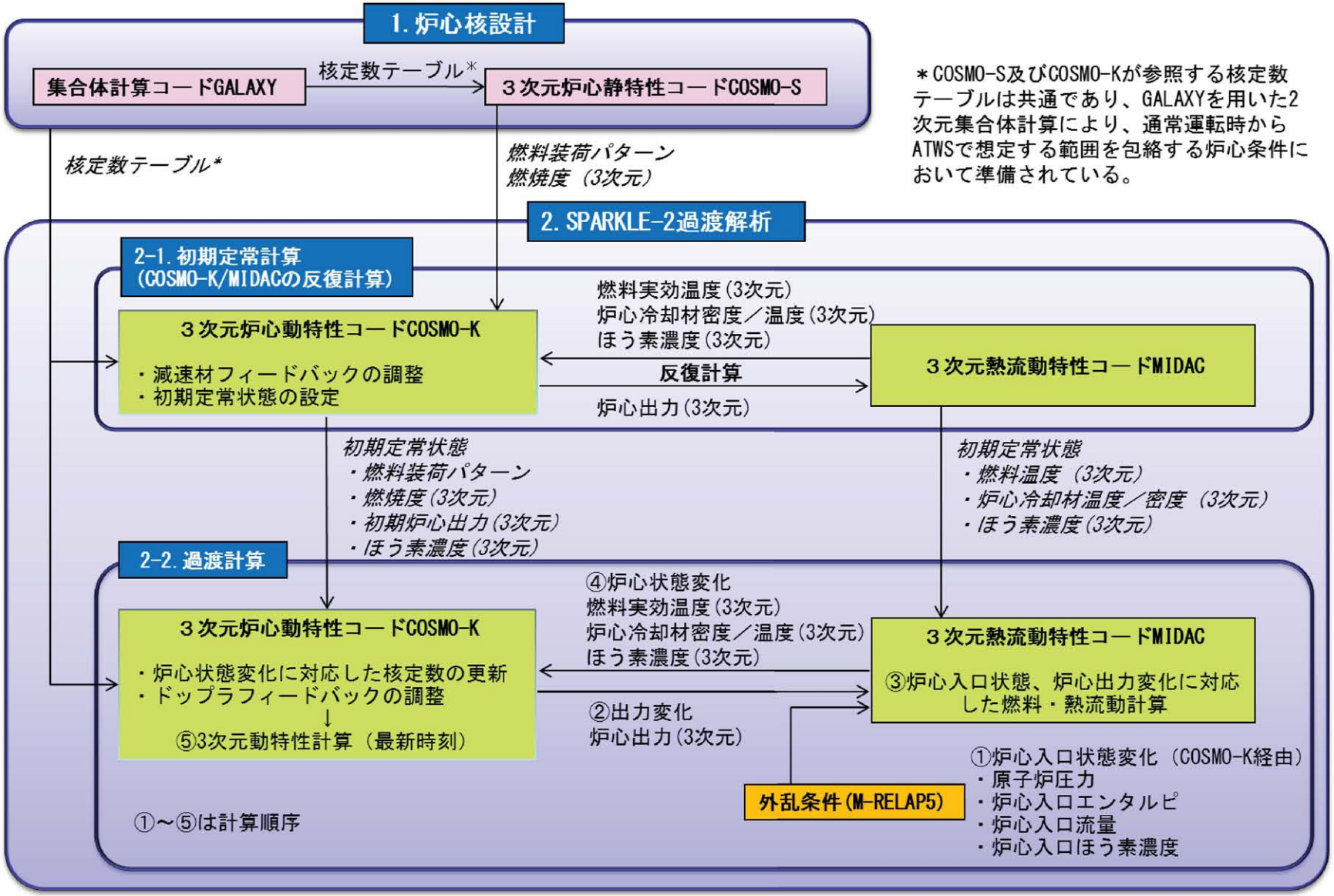

1. 炉心核設計
集合体計算コードGALAXY
核定数テーブル*
３次元炉心静特性コードCOSMO-S
＊COSMO-S及びCOSMO-Kが参照する核定数テーブルは共通であり、GALAXYを用いた2次元集合体計算により、通常運転時からATWSで想定する範囲を包絡する炉心条件において準備されている。
核定数テーブル*
燃料装荷パターン
燃焼度（3次元）
2. SPARKLE-2過渡解析
2-1. 初期定常計算
(COSMO-K/MIDACの反復計算)
３次元炉心動特性コードCOSMO-K
・減速材フィードバックの調整
・初期定常状態の設定
燃料実効温度(3次元)
炉心冷却材密度／温度(3次元)
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
・ドップラフィードバックの調整
↓
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