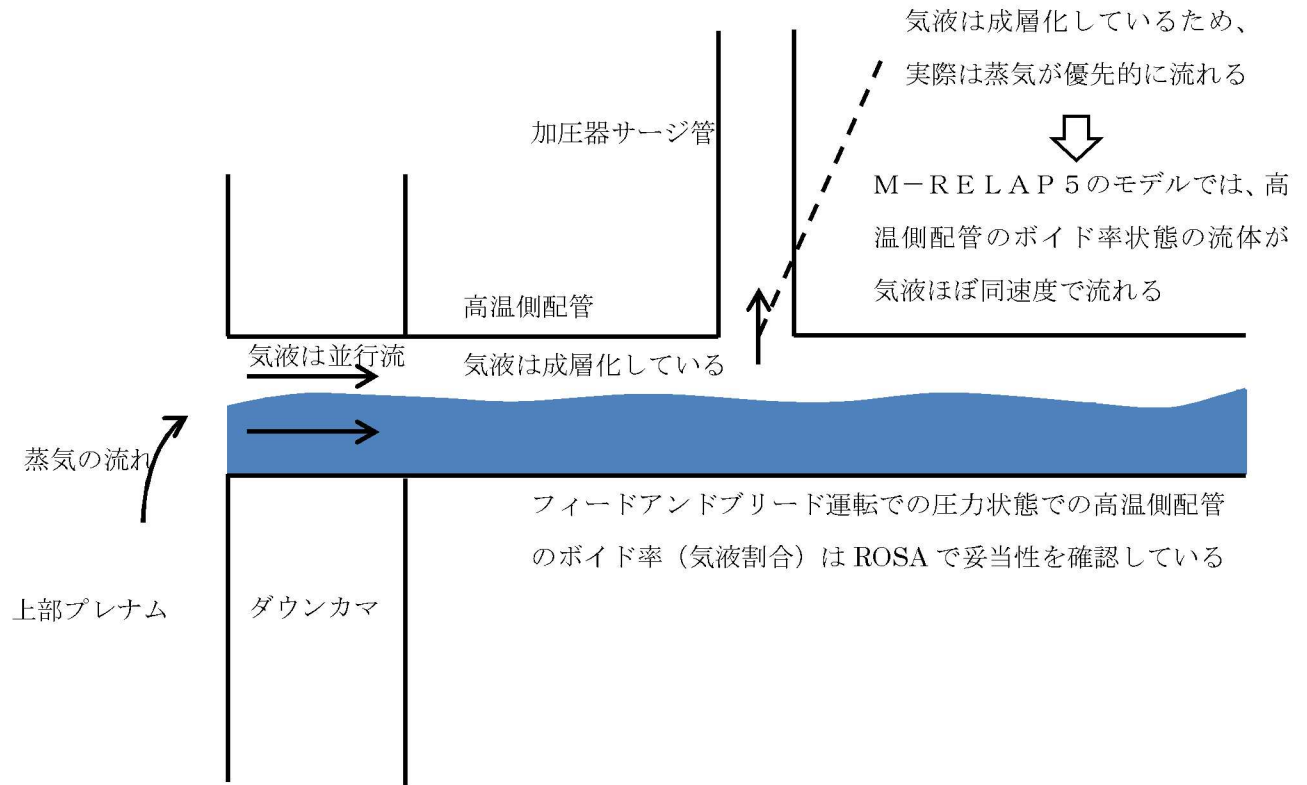
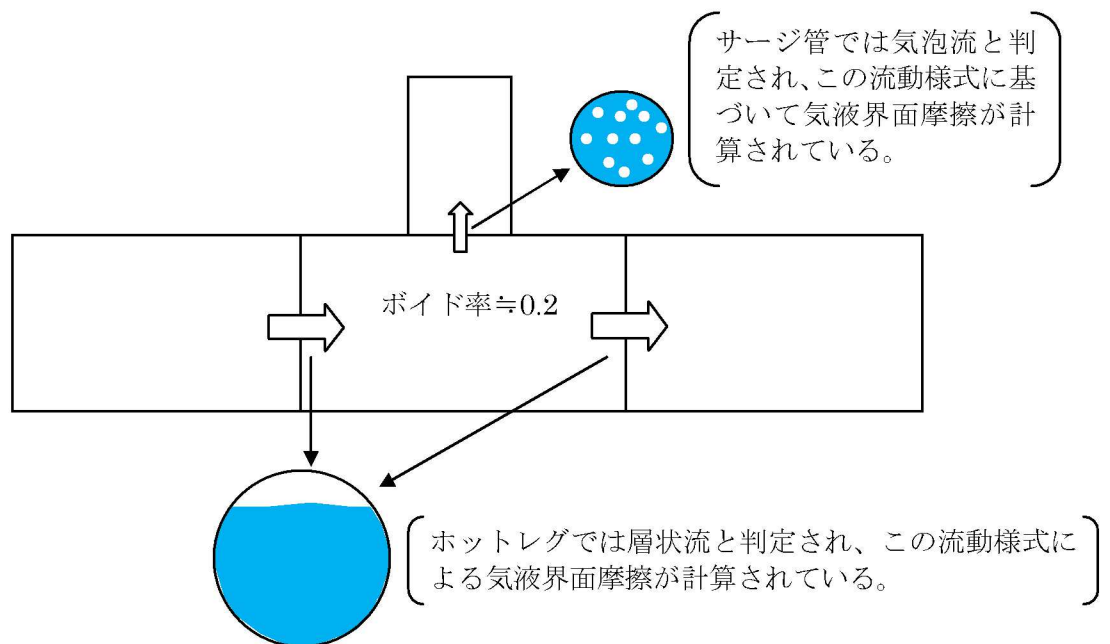


表 4-12 重要現象に対する不確かさ

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



(1) M-RELAP5 コードの結果から推測される実機での流況



(2) M-RELAP5 コードでのモデルの取扱い

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

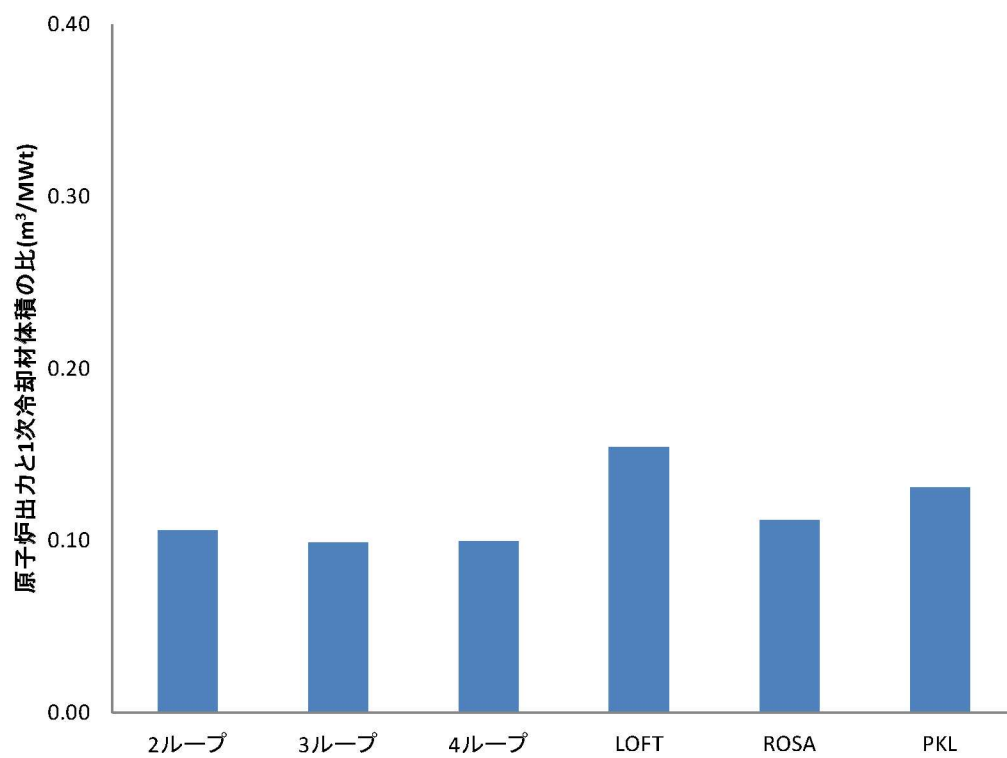


図 4-71 原子炉出力と1次冷却材体積の比

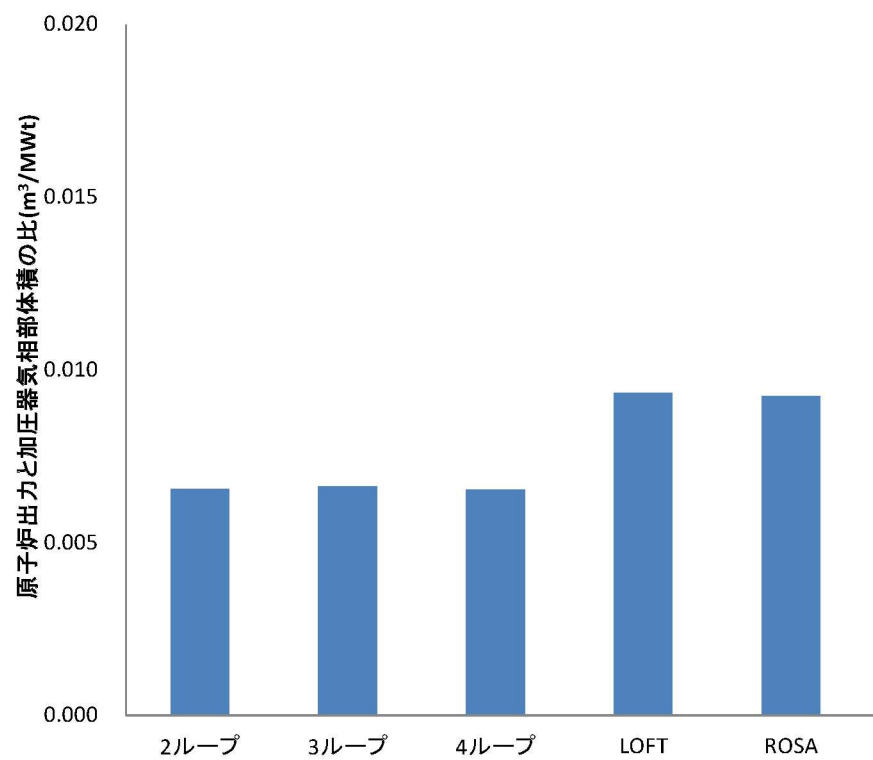


図 4-72 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

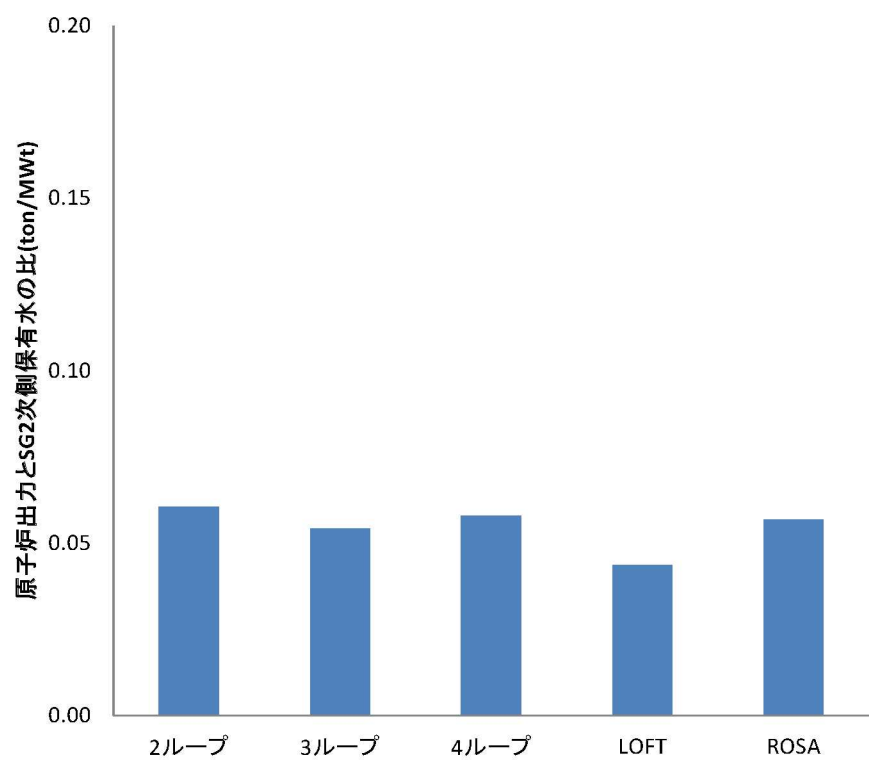


図 4-73 原子炉出力と SG 2 次側保有水量の比

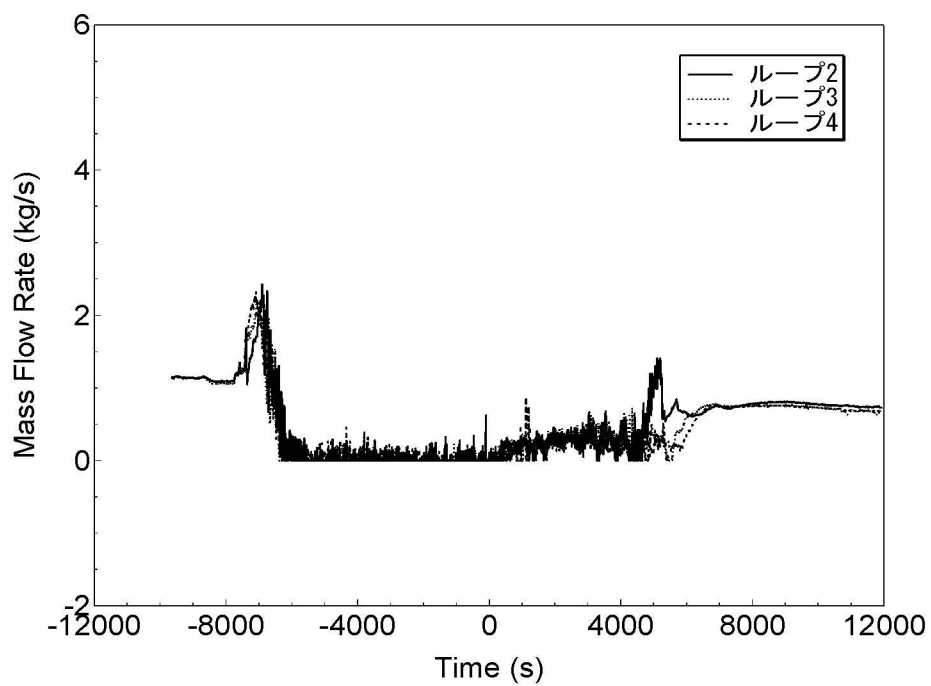


図 4-74 ループ流量

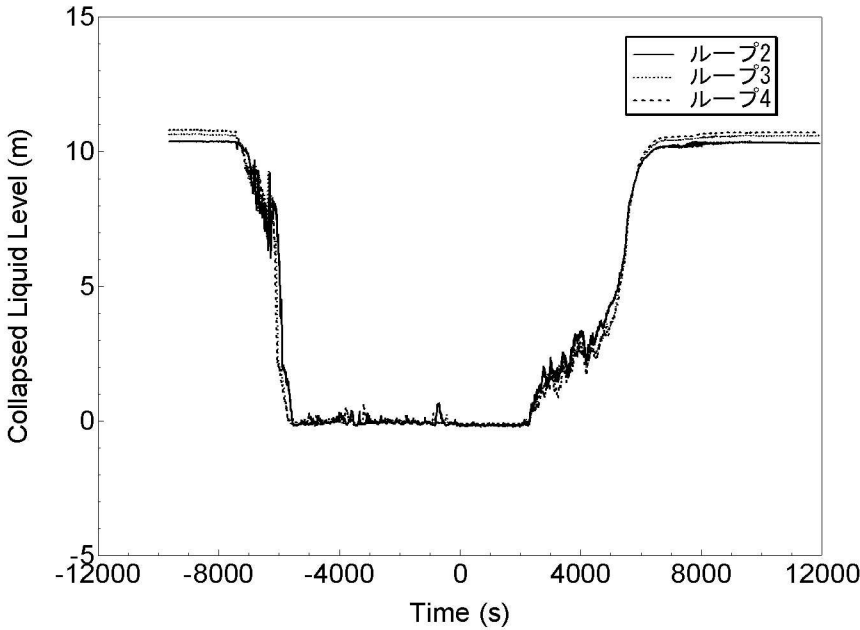


図 4-75 蒸気発生器高温側水位

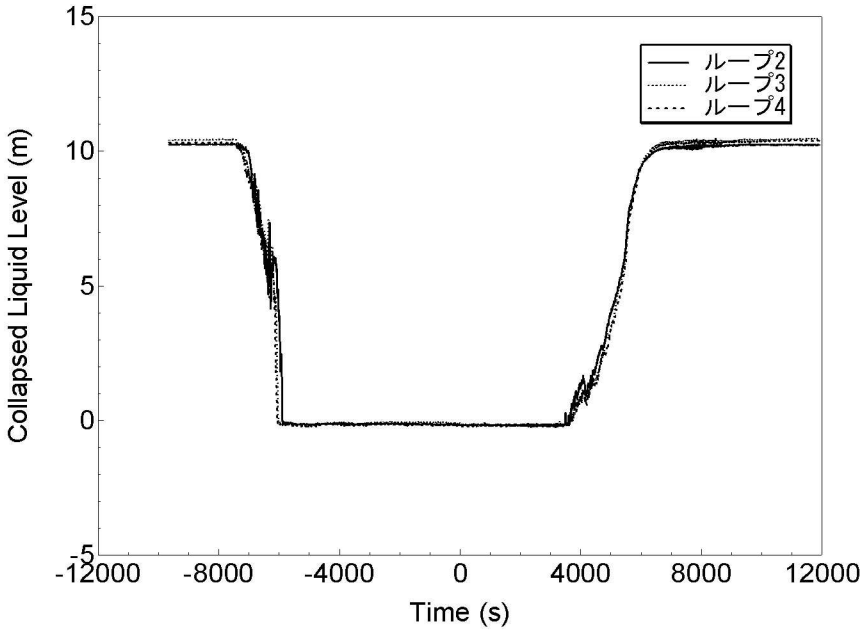


図 4-76 蒸気発生器低温側水位

5. 有効性評価への適用性

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

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の視点）

M-R E L A P 5 コードで取り扱う評価指標は燃料被覆管温度、漏えい量、炉心水位である。漏えい量については、1 次系からの冷却材放出の不確かさに依存する。炉心水位は炉心での沸騰・ボイド率変化、及び気液分離・対向流に依存する。主に燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

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

(2) 燃料棒表面熱伝達

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

(3) 燃料被覆管酸化

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

(4) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化、気液分離・対向流）

ORNL/THTF の試験解析で 0.3m の不確かさが見られ、燃料被覆管温度への影響は考えられるが、炉心水位の 0.3m 程度の不確かさは 1 次系流動への影響は小さいため、有効性評価解析、運転員等操作の余裕への影響は小さい。有効性評価解析ではボイルオフでの水位低下開始を数百秒早く評価する可能性があり、低めに評価するため、燃料被覆管温度を高めに評価する可能性がある。

(5) 自然循環（冷却材流量変化（自然循環時）、圧力損失）

M-R E L A P 5 コードは自然循環流量を、約 20% 過大評価することを PKL/F1.1 の試験解析から確認した。M-R E L A P 5 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-R E L A P 5 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する、又は漏えい量を大きく評価するように設定する。

(8) ECCS 蓄圧タンク注入

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

(9) 加圧器の重要現象

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

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

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

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

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

(10) 1次側・2次側の熱伝達

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

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

温度、圧力を過大評価している場合、実際の1次系の圧力及び温度は低めとなることから、フ

ィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、1次系保有水量が多くなることで、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。

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

(11) 2次側給水（主給水・補助給水）

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

(12) 2次側水位変化・ドライアウト

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

(13) 冷却材放出（臨界流・差圧流）【蒸気発生器】

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

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

5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）

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

5.2.1 2次系強制冷却の運転員等操作

(1) 運転員等操作の起点への影響

「全交流動力電源喪失」、「原子炉補機冷却機能喪失」、「ECCS 注水機能喪失」、「インターフ

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

(2) 運転員等操作後の減圧への影響

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

「インターフェイスシステム LOCA」の有効性評価解析では漏えい量を多く見積もっているため実際は圧力が抜けにくい状態にあり、ECCS の注入流量が小さくなる傾向である。一方で 2 次系強制冷却に対しては解析コードでは伝熱を小さく見積もっているため実際は伝熱が大きくなり、1 次系の温度、圧力が低くなる。したがって実際においては M-R E L A P 5 コードよりも ECCS 注入流量が小さくなる不確かさ、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-R E L A P 5 コードは自然循環流量を約 20% 過大評価する。しかし、自然循環状態（自然循環の回復挙動）は良く模擬できている。自然循環の発生は流量の大小に係わらず炉心で発生した崩壊熱を蒸気発生器で除熱出来ていることを示しており、蒸気発生器で 2 次側の流体に与えられる熱量は実際と同じであるため、2 次側から放出される蒸気のエンタルピは正しく評価できている。蒸気発生器の除熱量は、2 次系の給水と蒸気放出量で計算できる。そのため、自然循環が発生している場合、M-R E L A P 5 コードは 2 次側の状態を良く模擬できている。そのため、自然循環流量の不確かさが運転員等操作に与える影響は無いと考えられる。

5.2.2 フィードアンドブリードの運転員等操作

(1) 運転員等操作の起点への影響

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

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

(2) 運転員等操作後の影響

高温側配管と加圧器サージ管を接続するジャンクションで、実際にはエントレインを伴い、蒸気が優先して主配管から枝管へ流れると考えられる。有効性評価解析では、そのような模擬とせず、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算するため、気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなる。そのため、フィードアンドブリード後の RHR 運転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-R E L A P 5 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評価する。また、炉心の冷却水の蒸散を大きくするため、有効性評価解析では炉心水位を低く評価する。
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル	0%~40%	燃料棒表面熱伝達は最大で 40%程度低めに評価している可能性があるため、有効性評価解析では炉心露出部の燃料被覆管温度を高く評価する。 炉心露出時の熱伝達係数の不確かさは燃料被覆管温度への影響は大きい、炉心・1次系の流動（炉心水位）への影響は大きくない。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム - 水反応モデル	95%信頼区間の上限	評価目的に応じた、不確かさの範囲で酸化量を大きく評価するジルコニウム - 水反応式を採用するため、酸化発熱を大きく評価し、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高め評価する。燃料被覆管酸化は炉心露出時に顕著となるため、炉心や1次系の流動（炉心水位）への影響は大きくない。
	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	ボイドモデル 流動様式	炉心水位： 0m~0.3m コードでは、炉心水位低下が数百秒早く評価する可能性あり	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的设计破断流量となるように入力で調整するため、事象初期においては、不確かさの影響は無いが、二相臨界流については試験データより多めに評価することから、実際の破断流量は小さくなり、1 次系の減温、減圧が遅くなることで、1 次系の温度、圧力の低下が抑制される。 「蒸気発生器伝熱管損傷」の破断流量は適切に評価できていることを確認している。 「インターフェイスシステム LOCA」については、各プラントの実力評価と比較し、設定した破断面積では破断流量が大きくなることを確認しており、有効性評価では、漏えい量を大きく評価する。
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	2 流体モデル 壁面熱伝達モデル	1 次系圧力：0~+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、漏えい量を多めに評価するように設定する。
	ECCS 蓄圧タンク注入	蓄圧タンクの非凝縮性ガス	入力値に含まれる	入力条件として、初期温度、圧力、及び水量の不確かさを考慮し、初期条件の不確かさの範囲で燃料被覆管温度を高め、評価するように設定する。
加圧器	気液熱非平衡	2 流体モデル	1 次冷却材温度： $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 1 次系圧力： $\pm 0.2\text{MPa}$	「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 $\pm 2^{\circ}\text{C}$、1 次系圧力に対して $\pm 0.2\text{MPa}$ 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次系からは蒸気单相のみが臨界流として放出されるため、不確かさの影響は無い。
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	ドライアウト特性を適切に模擬 1次冷却材温度： ±2℃ 1次系圧力： ±0.2MPa	LOFT試験解析にて、加圧事象を模擬できしており、高めの崩壊熱を用いていることと合わせると、運転員等操作の余裕は増える方向であり、問題ない。「2次冷却系からの除熱機能喪失」での運転員等操作は広域水位0%、つまり蒸気発生器2次側水量無しを起点としており、2次側水量の不確かさは小さいため、運転員等操作への影響も小さい。
	2次側給水(主給水・補助給水)	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	2次側給水の流量は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力し、ポンプ流量の不確かさの範囲で燃料被覆管温度を高めに評価するように設定する。

6. 参考文献

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

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

- [34] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility," MXC-102, December 1979.
- [35] The ROSA IV Group, 1985, "ROSA-IV LARGE SCALE TEST FACILITY (LSTF) SYSTEM DESCRIPTION," JAERI-M 84-237.
- [36] Kumamaru, H., et al., 1989, "ROSA-IV/LSTF 5% Cold Leg Break LOCA Experiment RUN SB-CL-18 Data Report," JAERI-M 89-027.
- [37] G. B. Wallis, One-dimensional Two-phase Flow, New York: McGraw-Hill, 1969, pp. 336-341.
- [38] C. L. Tien, K. S. Chung, and C. P. Liu, Flooding in Two-Phase Countercurrent Flows, EPRI NP-1283, December 1979.
- [39] P. S. Damerell, N. E. Ehrich, K. A. Wolfe, "Use of Full-Scale UPTF Data to Evaluate Scaling of Downcomer (ECC Bypass) and Hot Leg Two-Phase Flow Phenomena," NUREG/CP-0091 Vol.4, CONF-8710111-Vol.4.
- [40] JAEA, "Final Data Report of ROSA/LSTF Test 5-1 (Primary Cooling through Steam Generator Secondary-side Depressurization Experiment SB-CL-39 in JAEA)," July 2008.
- [41] T. Mull et al., "Final Report of the OECD-PKL Project," NTCTP-G/2007/en/0009, AREVA NP, GmbH, 2007.
- [42] T. Mull et al., "Test PKL III F1.1: Inherent Boron Dilution during SB-LOCA (Break: 21cm²/145 in Cold Leg, ECC Injection by 1 HPSI Pump via Header into all 4 Cold Legs, Cooldown at 56 K/h) in a Non-German Design PWR," FANP NGTT1/05/en/05 Rev.A, December 2005.
- [43] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient Experiments L6-1, L6-2, and L6-3," NUREG/CR-1797
- [44] NUREG/IA-0072 LOFT Input Dataset Reference Document for RELAP5 Validation Studies
- [45] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient-without-Scram Experiment L9-3," NUREG/CR-2717 R2
- [46] 関西電力(株)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
		バレルバップル領域
		原子炉容器頂部
		高温側配管
		蒸気発生器プレナム
		蒸気発生器伝熱管（プラグ率含む）
		蒸気発生器ーポンプ間配管
		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
	圧力損失データ	- 加圧器 - 本体、サージ管
		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
	崩壊熱	ループ配管
		蒸気発生器 2 次側

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	
燃料データ	トリップ反応度曲線	
	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)	
加圧器データ	ペレット密度、濃縮度 (Pu 含有率)	
	燃料棒発熱割合	
	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）
事故条件	RCP からの漏えい率(定格圧力時)
	漏えい停止圧力
停止時解析の初期条件	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
	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-R E L A P 5 コードの ECCS 再循環機能喪失への適用性について

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-R E L A P 5 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-R E L A P 5 コードによる ECCS 再循環機能喪失の評価

M-R E L A P 5 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。

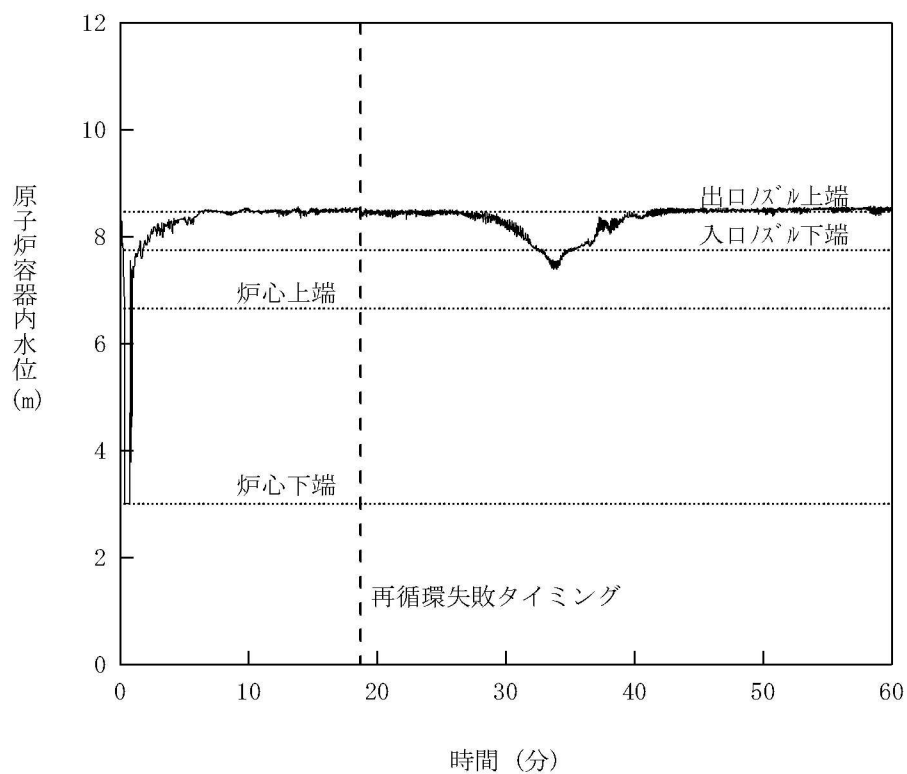


図1 3ループ ECCS 再循環機能喪失解析 原子炉容器内水位

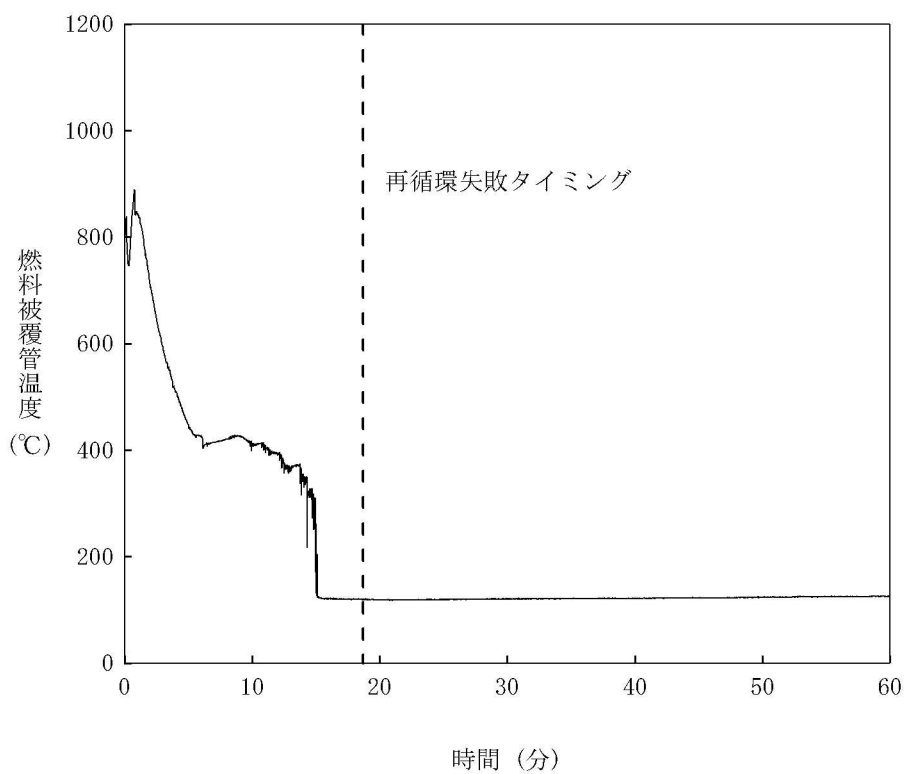


図2 3ループ ECCS 再循環機能喪失解析 燃料被覆管温度

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 体の中出力領域、最外周の 16 体を低出力領域として 3 つの異なる出力を模擬する。模擬燃料集合体は 8×8 型の集合体であり、15×15 型燃料集合体の燃料を模擬したヒータロッド 57 本と非発熱体 7 本で構成される。

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

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

3.2 CCTF 実験でのポスト再冠水挙動

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

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

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

3.3 解析コードによる実機評価と CCTF 試験データの比較

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

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

解析コードによる評価について、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナムの圧力損失と水頭が小さく予測されれば、ダウンカマ水頭とのバランスにより蒸気発生器伝熱管への冷却材流入が多くなることから伝熱管差圧を大きく予測する傾向となる。表 4 に示すとおり、M-RELAP5 コードは、CCTF 計測読み取りと比較して、伝熱管の差圧を過大に予測し、その結果、高温側配管及び入口プレナムの差圧（水頭）を過小に評価する。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 $6\text{kPa} \times 1.35 = \text{約 } 8.1\text{kPa}$ としている。一方、解析コードによる実機評価においては、M-R E L A P 5 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。M A A P 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-R E L A P 5 コードは蒸気発生器差圧が大きく評価された。M-R E L A P 5 コードではスチームバインディングの効果を実際より大きく計算していると言え、原子炉水位及び再循環切替失敗前の高温側配管保有水量を過小に予測しており、再循環機能喪失後の挙動について保守的な評価をしていると判断できる。

表1 CCTF 実験装置の緒元

パラメータ	単位	PWR	CCTF	CCTF/PWR
原子炉容器				
ダウンカマ高さ	mm	4,849	4,849	1/1
ダウンカマ(+バップル領域)流路面積	m ²	4.23	0.197	1/21.44
下部プレナム体積	m ³	29.6	1.38	1/21.44
上部プレナム体積	m ³	43.6	2.04	1/21.44
燃料(ヒータロッド)集合体				
集合体数	—	193	32	
ロッド配列	—	15×15	8×8	
ヒータロッド長さ	mm	3,660	3,660	1/1
ヒータロッド間ピッチ	mm	14.3	14.3	1/1
ヒータロッド外径	mm	10.72	10.7	1/1
燃料被覆管厚さ	mm	0.6	1.0	1/0.6
シンプル管外径、計装案内管外径	mm	13.87	13.8	1/1
ヒータロッド本数	—	39,372	1,824	1/21.58
非発熱体本数	—	4,053	224	1/18.09
炉心流路面積	m ²	5.29	0.25	1/21.2
炉心部体積	m ³	17.95	0.915	1/19.6
1次系				
高温側配管流路面積	m ²	0.426	0.019	1/22.54
高温側配管長さ	mm	3,940	3,940	1/1
蒸気発生器出口側配管流路面積	m ²	0.487	0.019	1/25.77
蒸気発生器出口側配管長さ	mm	7,950	7,950	1/1
低温側配管流路面積	m ²	0.383	0.019	1/20.26
低温側配管長さ	mm	5,600	5,600	1/1
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 Temperature	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+3 σ	ANS71 $\times 1.0\sim 1.2$	
蒸気発生器圧力損失	約 0.010MP 以上	約 0.005MPa	

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

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

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

表5 ボイド率比較 (Run 62、破断ループ)

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

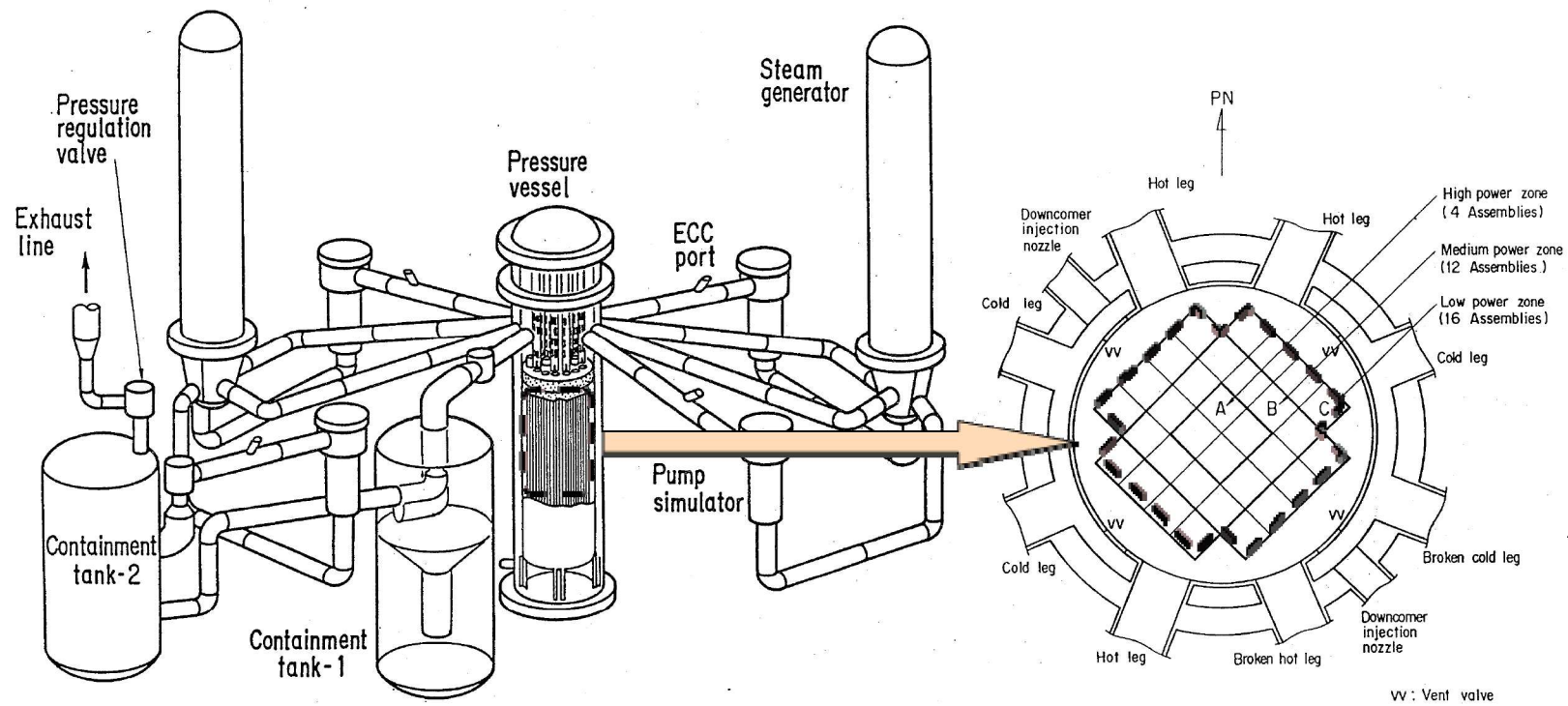


図3 CCTF 実験装置

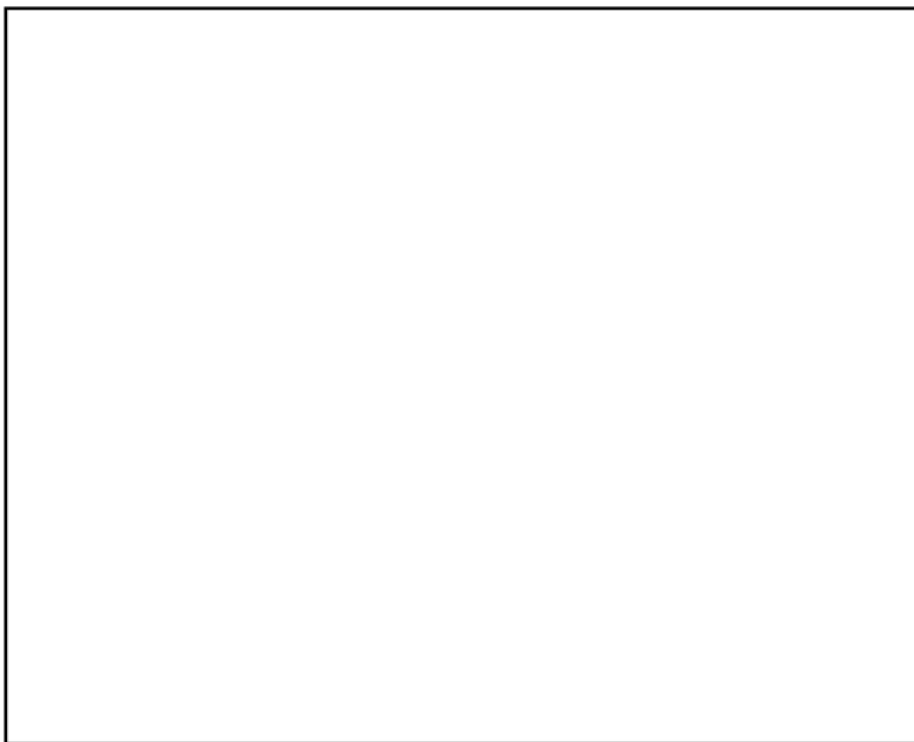


図4 CCTF C2-4 Run62 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）^[2]



図5 CCTF C2-4 Run 62 蒸気発生器伝熱管差圧^[2]

枠囲みの内容は商業機密に属します
ますので公開できません。

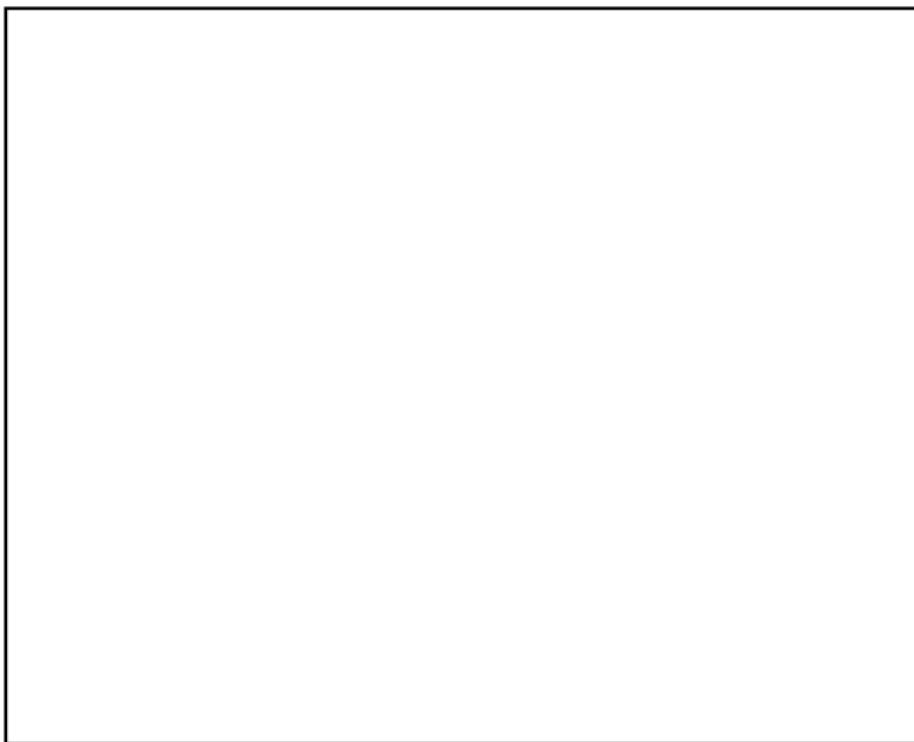


図6 CCTF C2-5 Run63 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）^[4]



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
ますので公開できません。

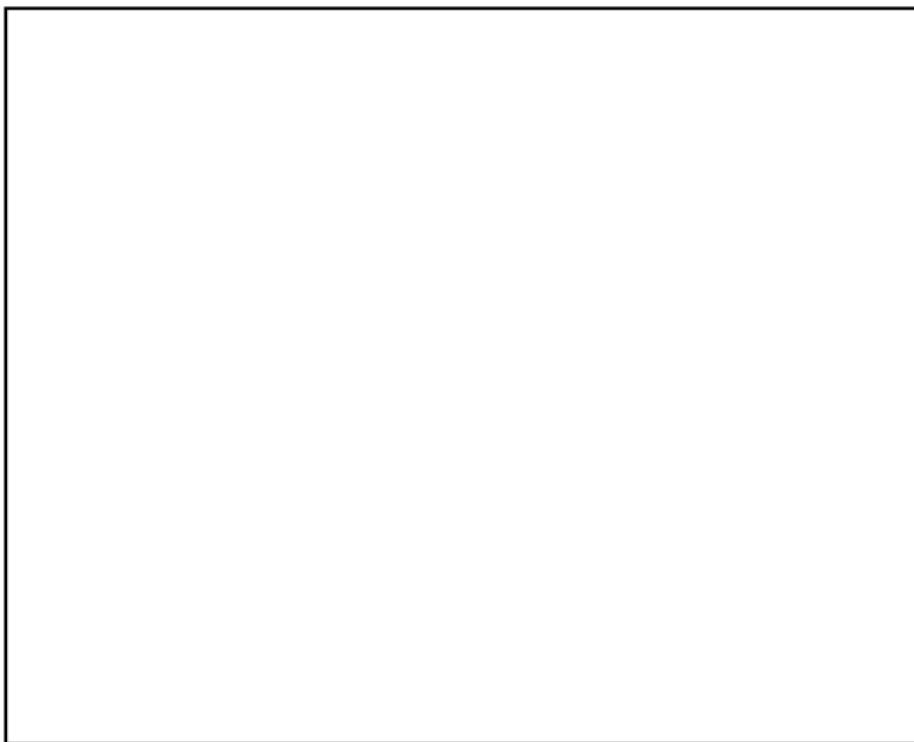
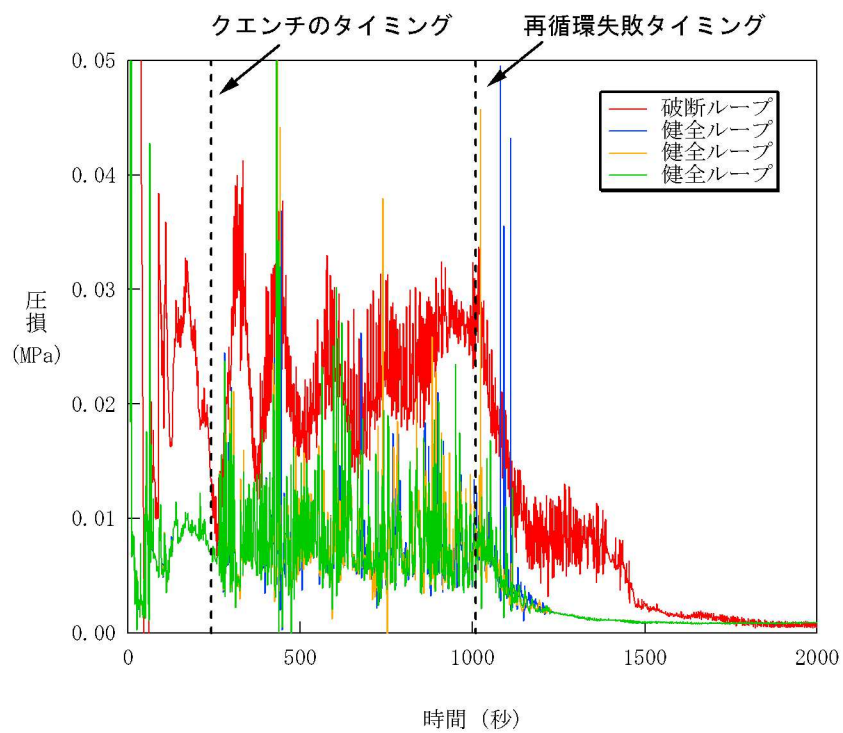


図8 CCTF C2-6 Run64 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）^[6]

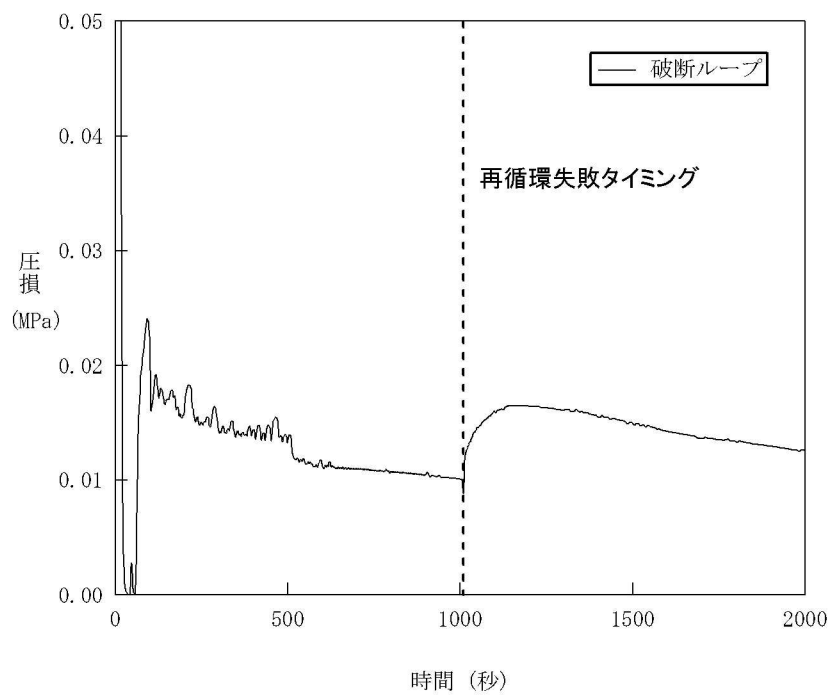


図9 CCTF C2-6 Run 64 蒸気発生器伝熱管差圧^[6]

枠囲みの内容は商業機密に属します
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-R E L A P 5 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-R E L A P 5 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-R E L A P 5 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 1 1 に示す。

選定した試験の圧力は 7.3-7.5MPa であり、再循環機能喪失の評価で対象とする圧力である大気圧程度とは大きな差がある。一般的に圧力が小さいと気泡径が大きくなり、界面積濃度が小さくなる。本検討では、高温側配管での相変化を伴わない水平配管流れを対象としている。M-R E L A P 5 コードの計算上では水平層状流となっており、気泡流との内挿領域であったとしても気泡径が大きく界面摩擦の寄与は小さいため、圧力の違いは重力（密度）にしか寄与せず、流況に対する圧力の影響は小さいため、本試験を採用する。

TPTF 試験に対し、旧 JAERI にて RELAP5/MOD3 による確認解析が実施された。確認解析で使用されたノーディングを図 1 2 に示す。ボイド率を測定している L/D=17 の点に境界条件を設定し、出口である容器に出口境界条件を設定している。図 1 3 に示されているとおり、RUN722 に対する確認解析では L/D=48 の点で RELAP5 は試験結果より大きいボイド率となる。参考文献中に示されている全 8 ケースについて、L/D=48 の点での実験値と RELAP5 のボイド率を比較すると図 1 4 に示すとおりとなり、RELAP5/MOD3 のボイド率は試験結果に対し過大評価となるが、平均するとボイド率で約 0.06 の過大評価であり、高温側配管での水量を小さく計算すると考えられる。なお、M-R E L A P 5 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-R E L A P 5 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-R E L A P 5 コードによる実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、高温側配管のボイド率を小さくする方向の感度解析を実施し、その影響を確認する。高温側配管でのボイド率を小さくするため、実機 PWR

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

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

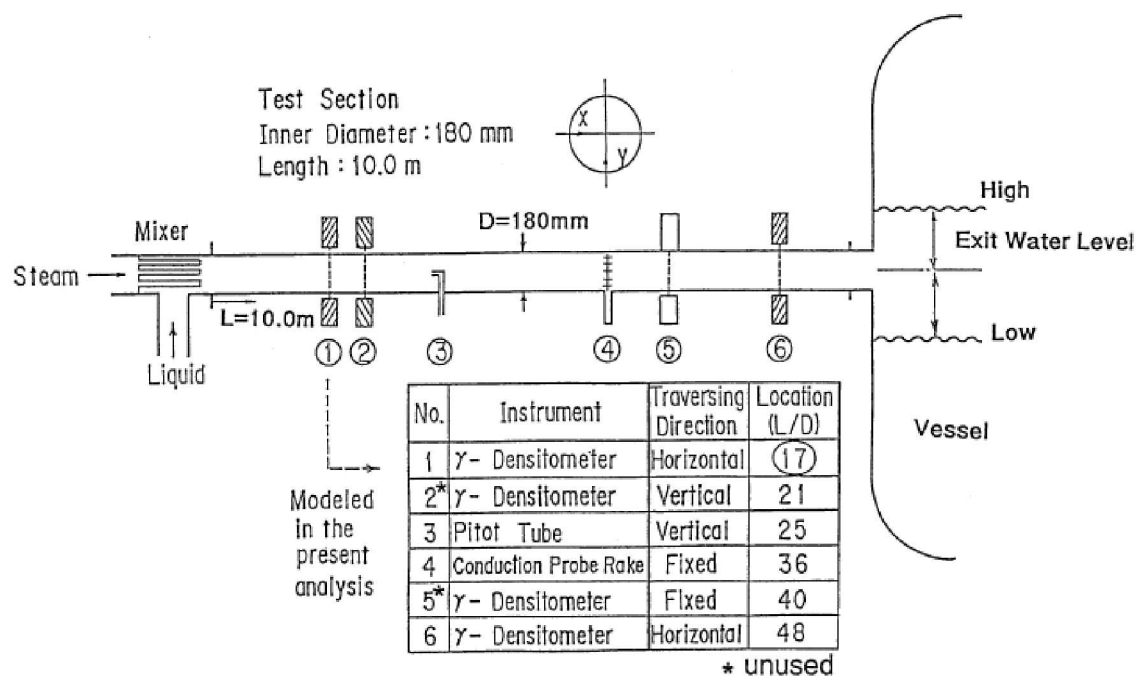


図 1 1 TPTF 試験装置

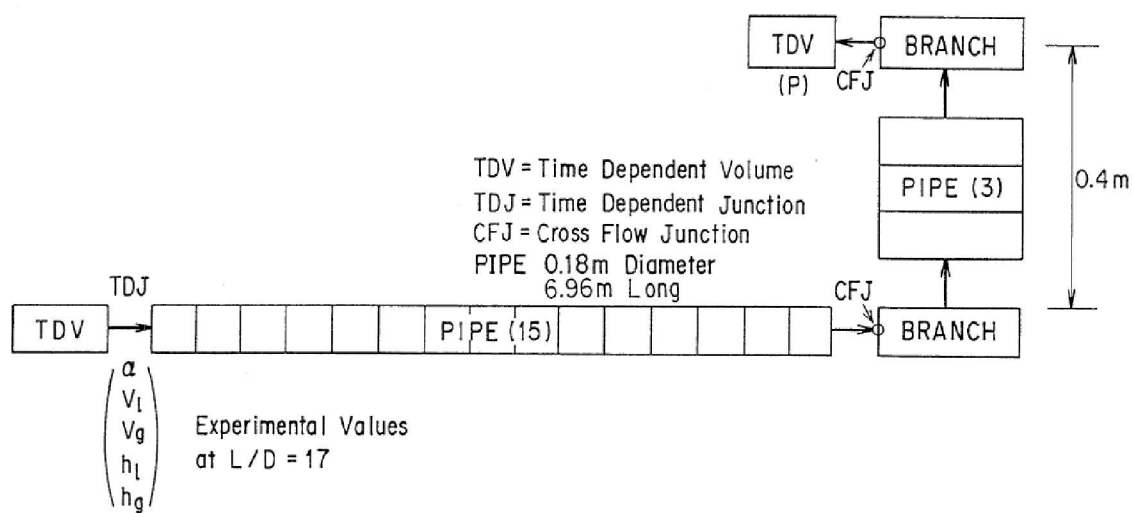


図 1 2 TPTF 試験に対する RELAP5 解析のノーディング (水位が高い場合)

RUN 722

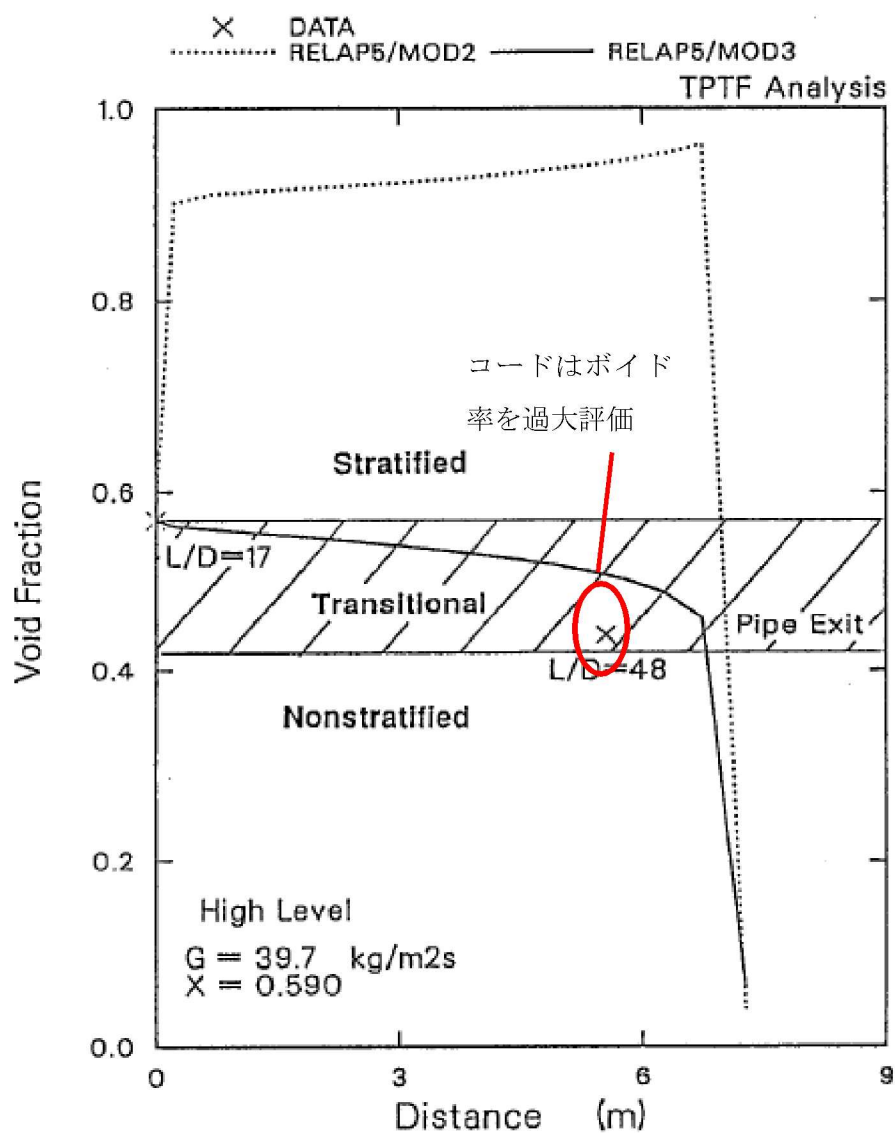


図 1 3 TPTF 試験解析結果 (一例)

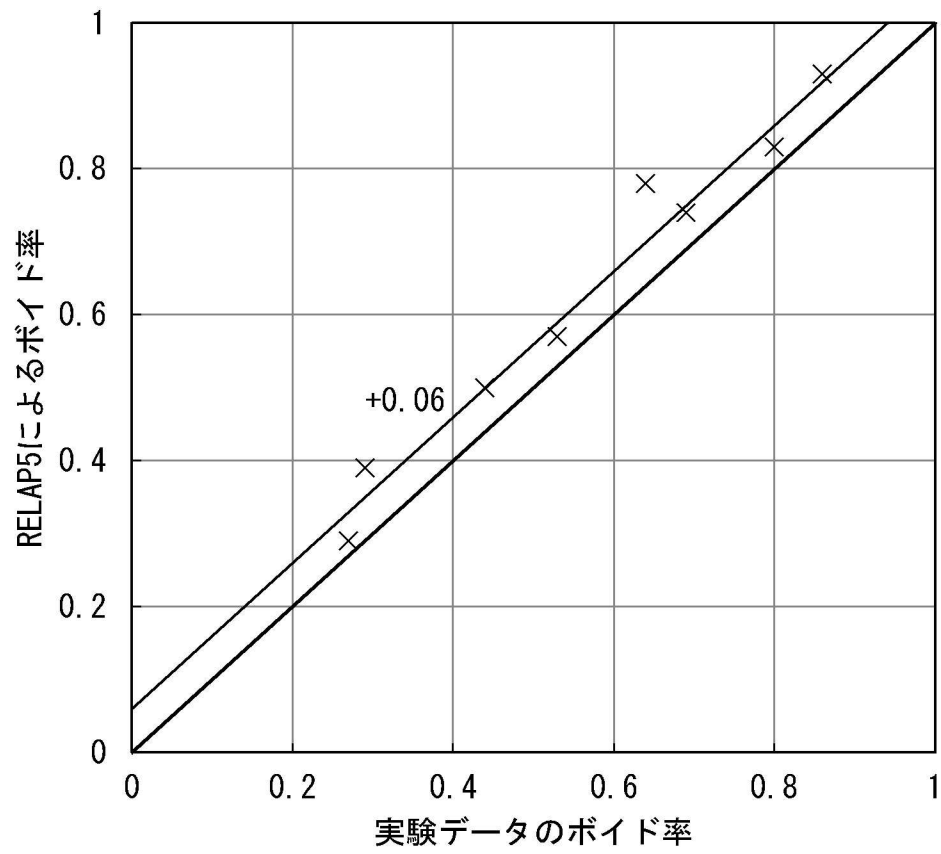


図1 4 TPTF ボイド率の比較

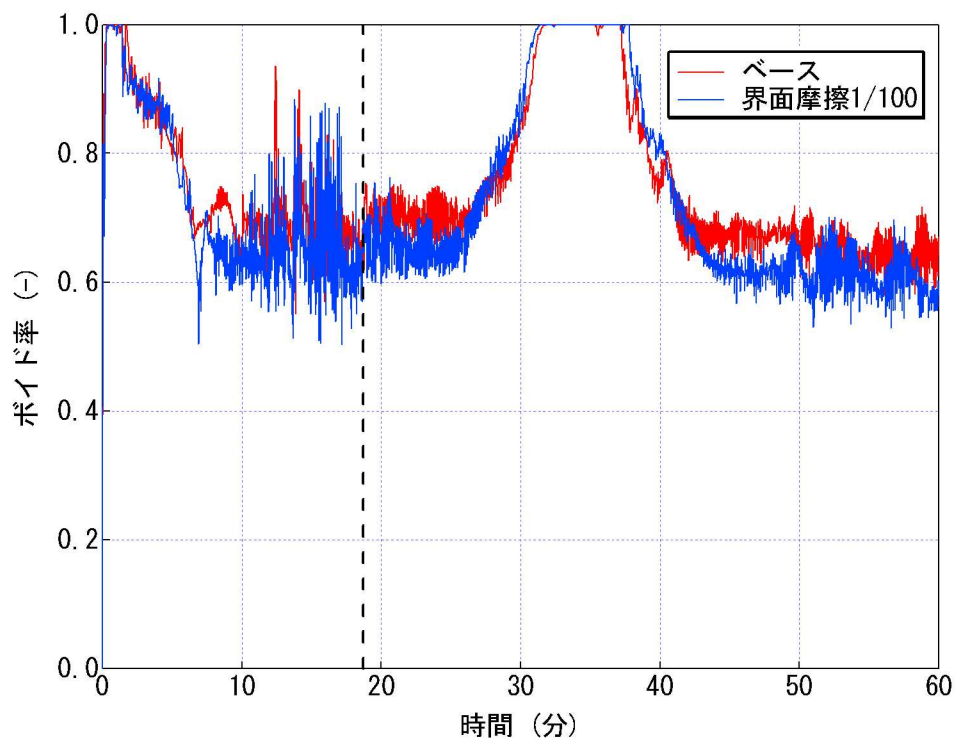


図 1 5 3 ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（高温側配管ボイド率）

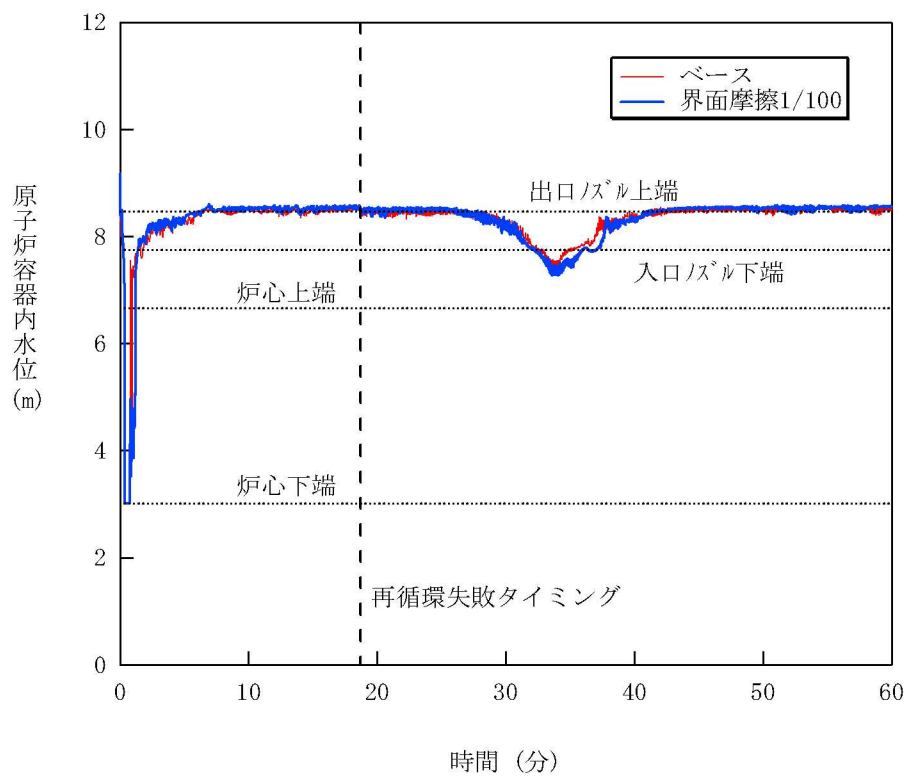


図 1 6 3 ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果（原子炉容器内水位）

5. 炉心のボイド率予測の不確かさとその感度解析

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

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

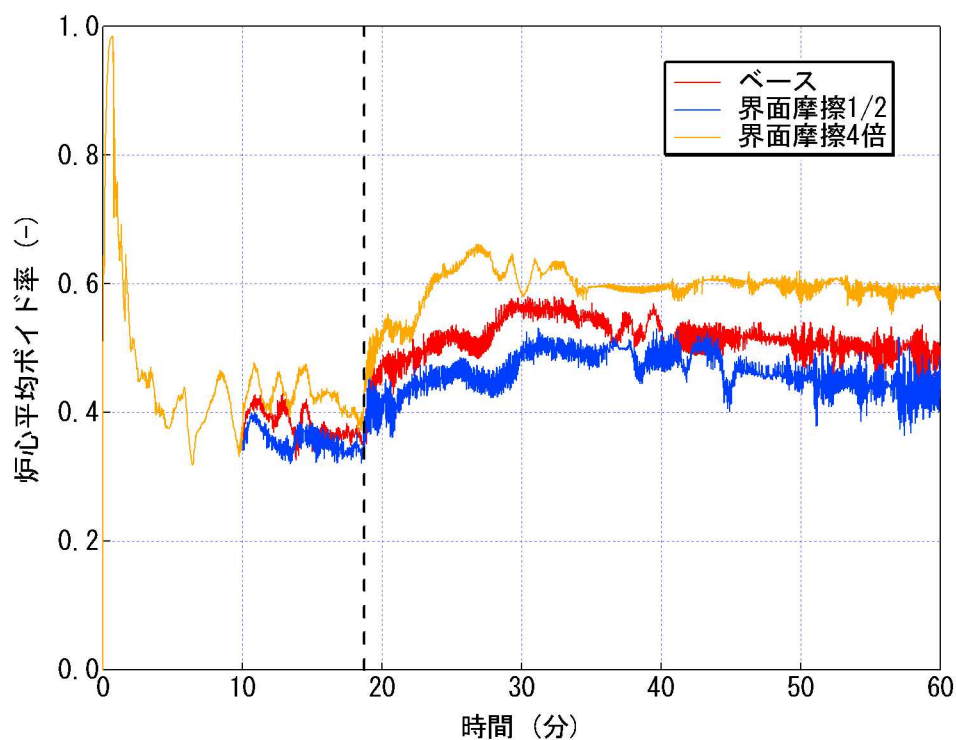


図 1 7 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (炉心平均ボイド率)

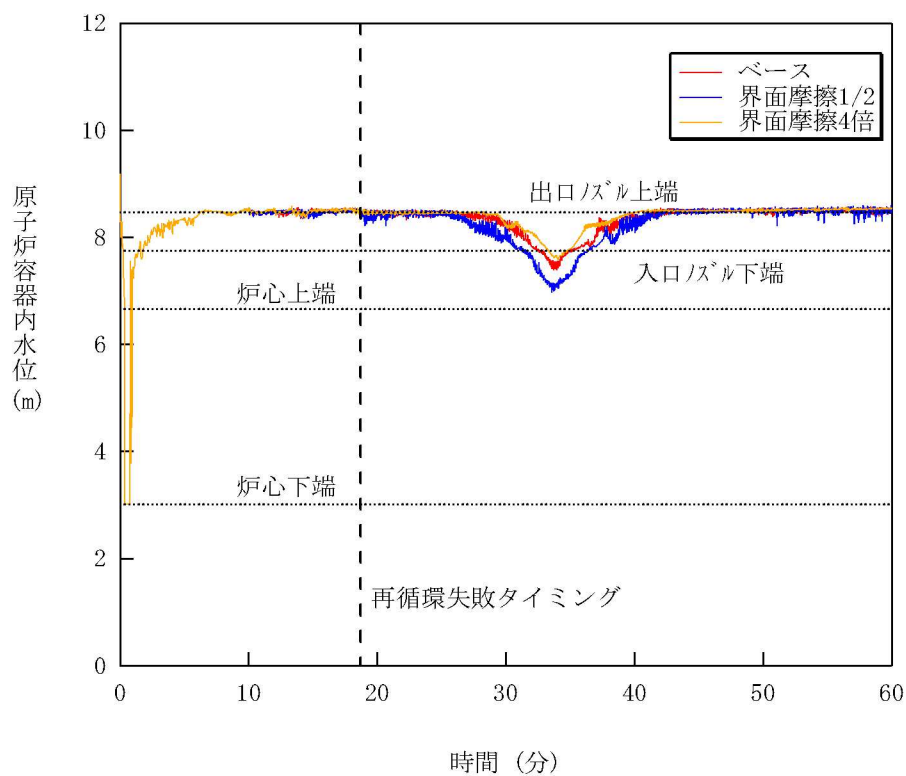


図 1 8 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (原子炉容器内水位)

6. まとめ

実機とのスケール性が良い CCTF 実験の実験データと実機解析結果との比較により、ポスト再冠水において、M-R E L A P 5 コードは蒸気発生器での圧力損失を大きく計算するため、炉心及び高温側配管での保有水量を実際より小さく計算し、保守的な結果を与えることを確認した。また、TPTF の試験より M-R E L A P 5 コードは水平配管でボイド率を高く計算する傾向があることを確認し、その結果をもとに実機の感度解析を実施し、高温側配管でのボイド率計算の不確かさは非保守的な結果を与えないことを確認した。さらに、M-R E L A P 5 コードは低圧時の炉心のボイド率予測に不確かさを有するが、その不確かさに関する感度解析を実施し、不確かさの影響により原子炉容器内の水位に影響するが、ECCS 再循環機能喪失での 15 分での代替再循環確立により炉心は冠水状態を維持できることを確認した。

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

7. 参考文献

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

(第2部 SPARKLE-2コード)

目 次

－ 第2部 SPARKLE－2 －

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	A T W S 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	G a l a x y C o s m o - 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

S P A R K L E - 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「A T W S」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+A T W S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+A T W S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ある。そのため、A T W S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、A T W Sの重要事故シーケンスグループのうち、主給水流量喪失+A T W S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+A T W Sの有効性評価にも、S P A R K L E - 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+A T W S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ある。そのため、A T W S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+A T W Sでは、A T W S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+A T W Sでは、蒸気負荷の喪失により原子炉出力が事象開始直後に低下する点異なるが、上述のとおり、1次冷却材温度上昇に伴う負の反応度帰還効果により原子炉出力が抑制されること、補助給水が蒸気発生器に供給されないと1次系圧力の増加により原子炉冷却材圧力バウンダリの破損の可能性があることなど、その他の事象進展は主給水流量喪失+A T W Sと同様となる。

このような事象進展を踏まえると、S P A R K L E - 2 コードを主給水流量喪失+A T W S又は負荷の喪失+A T W S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こと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+A T W S及び負荷の喪失+A T W S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+A T W S」及び「負荷の喪失+A T W S」を「A T W S」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+A T W S」、「負荷の喪失

＋A T W S」と称する。

なお、A T W S（「主給水流量喪失＋A T W S」及び「負荷の喪失＋A T W S」）に対し、3次元炉心動特性モデルを有するS P A R K L E－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＋A T W S及び負荷の喪失＋A T W S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、A T W SはA T W S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＋A T W S及び負荷の喪失＋A T W S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＋A T W S及び負荷の喪失＋A T W S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 A T W S の評価指標である 1 次系圧力への影響度合いに応じて表 2-2 のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

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

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 中性子動特性（核分裂出力）【炉心(核)】

(2) 出力分布変化【炉心(核)】

(3) 反応度帰還効果【炉心(核)】

--

(4) 制御棒効果 [炉心(核)]

--

(5) 崩壊熱 [炉心(核)]

--

(6) 燃料棒内温度変化 [炉心(燃料)]

--

(7) 燃料棒表面熱伝達 [炉心(燃料)]

--

(8) 限界熱流束(CHF) [炉心(燃料)]

--

(9) 3次元熱流動 [炉心(熱流動)]

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します ますので公開できません。

(10) 沸騰・ボイド率変化 [炉心(熱流動)]

(11) 圧力損失 [炉心(熱流動)]

(12) ほう素濃度変化 [炉心(熱流動)]

(13) 冷却材流量変化(強制循環時又は自然循環時) [1次冷却系]

(14) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 (1次冷却系) [1次冷却系]

(15) 圧力損失 (1次冷却系) [1次冷却系]

(16) 構造材との熱伝達 [1次冷却系]

(17) ほう素濃度変化 [1次冷却系]

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

(18) 気液熱非平衡 [加圧器]

--

(19) 水位変化 [加圧器]

--

(20) 冷却材放出（臨界流・差圧流） [加圧器]

--

(21) 1 次側・2 次側の熱伝達 [蒸気発生器]

--

(22) 冷却材放出(臨界流・差圧流) [蒸気発生器]

--

(23) 2 次側水位変化・ドライアウト [蒸気発生器]

--

(24) 2 次側給水（主給水・補助給水） [蒸気発生器]

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します ますので公開できません。

表 2-2 A T W S における物理現象のランク

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

*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+A T W S 及び負荷の喪失+A T W S の1次系圧力に影響を与えないため「I」に分類する

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

S P A R K L E - 2 コードは、汎用二相流コードM-R E L A P 5^[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-R E L A P 5、3次元炉心動特性計算コードC O S M O - K^[1]及び3次元炉心熱流動特性コードM I D A C^[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。

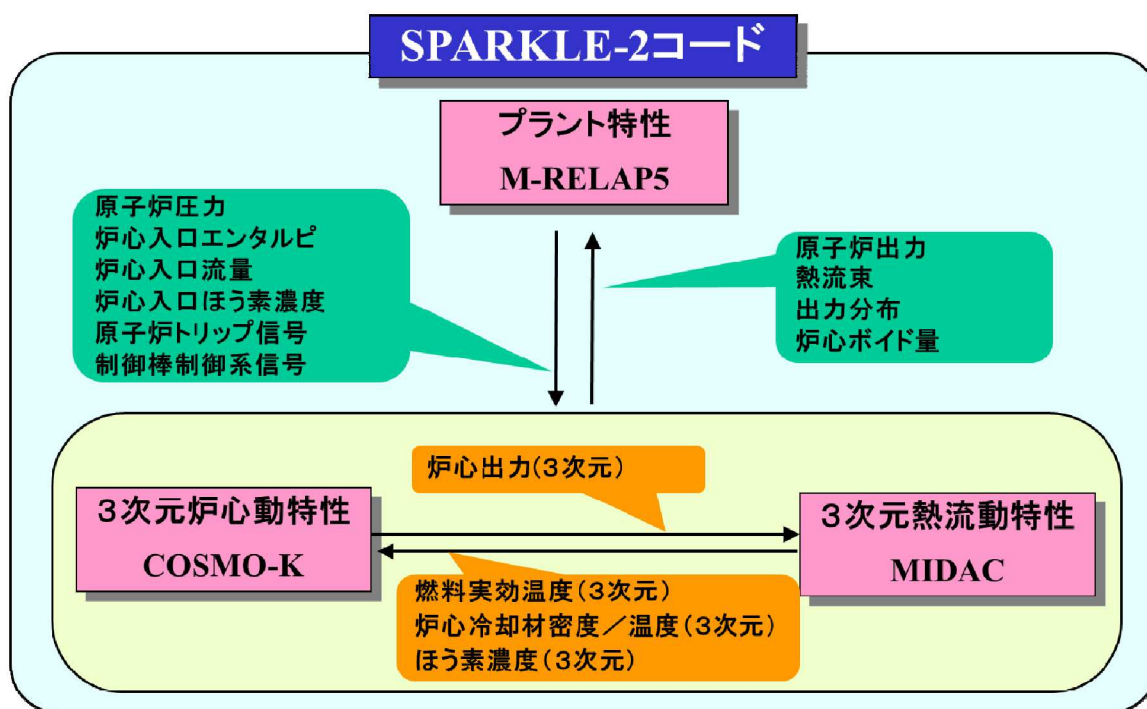
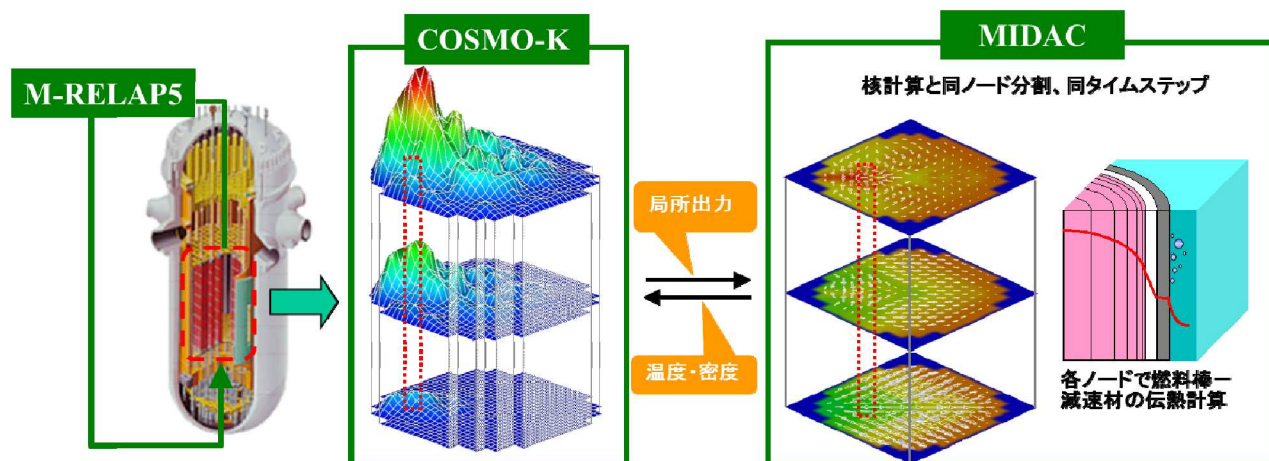


図 3-1 SPARKLE-2コードにおける結合計算

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

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心（核）	中性子動特性（核分裂出力）	・ 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ーの各保存式からなり、後述する構成式と合わせて解くことで圧力、各相の内部エネルギー、ボイド率及び流速を求める。

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

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

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

(1) 保存則

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

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

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

(2) 流動様式

各流動様式に応じた気液界面積、界面熱伝達、界面摩擦を計算する。

① 垂直流

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

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

② 水平流

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

(3) 臨界流モデル

① 加圧器逃がし弁及び安全弁からの臨界流

蒸気単相、二相、サブクール条件すべてにおいて Henry-Fauske^[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ー 2 群の拡散方程式と 6 群の遅発中性子先行核密度の式からなり、空間に関しては解析的多項式ノード法により離散化し、時間に関しては周波数変換法+ θ 法により差分化を行う。また、各燃料棒の出力は、ノード平均中性子束計算の後に、燃料棒出力再構築法により算出する。

(2) 核定数反応度帰還モデル

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

(3) 崩壊熱モデル

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

3.3.3 熱流動特性 (M I D A C コード)

炉心内の熱流動特性はM I D A C コードの解析モデルにより評価する。

(1) 保存則

① 熱流動

熱流動モデルの基礎方程式としては3次元の直交座標系に対し、混合相の質量（密度）、運動量、エネルギーに関する3保存則を考える。対流項にはドリフトフラックスモデルに基づく気液の速度差を考慮し、これに気相の質量保存則を加えることで、冷却材の圧力、流量、エンタルピー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。M I D A C コードは、燃料棒温度挙動を求め、冷却材への過渡時伝熱量を与えると同時に、燃料棒内温度を評価する。燃料熱物性は、F I N E 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