

重大事故等対策の有効性評価に係る
シビアアクシデント解析コードについて

(第 3 部 R E D Y)

平成 27 年 6 月

東北電力株式会社

東京電力株式会社

中部電力株式会社

中国電力株式会社

目次
— REDY —

1. はじめに	3-1
1.1 解析コード	3-2
1.2 妥当性確認の方針	3-2
2. 重要現象の特定	3-4
2.1 事故シーケンスと評価指標	3-4
2.2 ランクの定義	3-6
2.3 物理現象に対するランク付け	3-7
3. 解析モデルについて	3-17
3.1 コード概要	3-17
3.2 重要現象に対する解析モデル	3-18
3.3 解析モデル	3-19
3.4 入出力	3-38
4. 妥当性確認	3-41
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	3-41
4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認	3-50
4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認	3-53
4.4 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認	3-60
4.5 格納容器における重要現象の妥当性確認	3-74
4.6 実機解析への適用性	3-76
5. 有効性評価への適用性	3-78
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	3-78
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	3-85
6. 参考文献	3-86
添付1 解析コードにおける解析条件	3-1-1
添付2 軸方向出力分布の変化について	3-2-1
添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について	3-3-1
添付4 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード）	3-4-1
付録A 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較	A-1-1

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、RE DYコードについて、

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

に関してまとめたものである。

1.1 解析コード

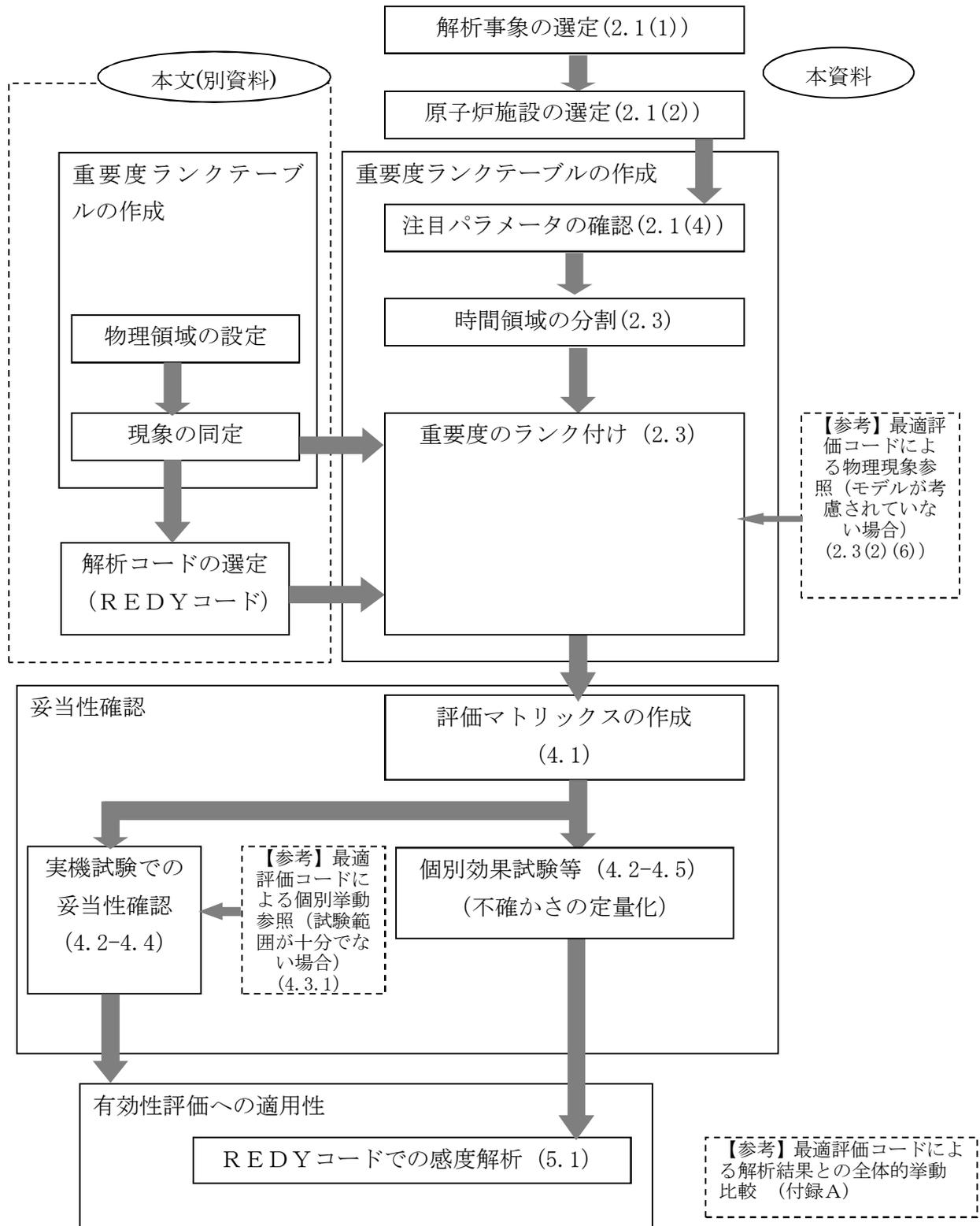
本書で使用する解析コードは、ABWR用の“REDY Ver. 2”と従来型BWR用の“REDY Ver. 1(ATWS 用)”の2つであり、これらを以下「REDYコード」と称す。ただし、従来型BWRに対する実機試験の再現解析では“REDY Ver. 1”を使用している。一部の評価でREDYコードの計算結果をインプットとする“SCAT Ver. 3”を併用するが、これを以下「SCATコード」と称す。SCATコードの説明は別資料(第4部SCAT)にて行う。

なお、本書で引用している最適評価コードは、“TRACG Ver. 5”であり、これを以下「TRACコード」と称する。

1.2 妥当性確認の方針

重大事故対策の有効性評価にREDYコードを適用することの妥当性確認の方針を下記に述べる。

- (1) REDYコードの妥当性確認は、原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」を参考にした図 1-1 REDYコードにおける検討手順に従う。
- (2) REDYコードは、プラント安定性や運転時の異常な過渡変化を評価する目的で開発されたコードであり、起動試験などの予測解析や再現解析に使用されて来た経緯を持つ。このため実機試験結果で妥当性確認が示せる範囲については、これを積極的に活用し、モデルの妥当性を示す。
- (3) 本資料は、原子炉停止機能喪失事象に対して抽出された物理現象に対してREDYコードを用いることの妥当性を示すことが目的である。なお、補足として最適評価コード(ここではTRACコードが該当)による参考解析結果を必要に応じて参照する。



(注)次章以降では、最適評価コードをTRACコードと呼ぶ。

図 1-1 REDYコードにおける検討手順

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

(1) 解析事象の選定

RE DYコードが適用される炉心損傷防止に係る事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉スクラムの失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失が選定されている。

(2) 原子炉施設の選定

本事故シーケンスが生じる可能性はBWR型式により相違はないが、ABWRと従来型BWRとの主な違いである再循環系の違い(インターナルポンプか外部設置の再循環ポンプか)は、本事故シーケンスでは早期にポンプがトリップすることからシナリオ上大きな違いはない。このことから、ここでは原子炉施設としてABWRを選定した。ただし、有意に異なる場合は従来型BWRに関しての説明を併記している。

(3) 事故シーケンス

運転時の異常な過渡変化では、主蒸気隔離弁の誤閉止により、原子炉スクラム信号が発生し、全制御棒が急速挿入され原子炉は停止する。主蒸気隔離弁の誤閉止は原子炉からタービンへ流れる主蒸気流量を遮断することになるため、原子炉圧力は上昇するものの、原子炉がスクラムされていることと、圧力が定められた値を超えた場合は逃がし安全弁が作動するため、圧力上昇抑制される。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、タービン駆動給水ポンプは停止し、さらに原子炉水位低下を厳しめに評価する目的で、モータ駆動給水ポンプも不作動を仮定しているが、運転時の異常な過渡変化の判断基準に照らして、この仮定が影響を与えるものではない。

一方、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、原子炉圧力が上昇し、炉心内ボイドが減少することに起因した正のボイド反応度が印加され、原子炉出力が増加する。原子炉圧力が上昇して、原子炉圧力高信号で再循環ポンプ(インターナルポンプ4台)がトリップし、炉心流量を低下させる。このとき、同時にインターロックで作動する代替制御棒挿入は失敗を仮定する。再循環ポンプトリップにより、原子炉出力は低めに抑制される。原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、原子炉圧力の上昇は抑制される。逃がし安全弁が断続して開動作するため、原子炉から発生した蒸気は格納容器内のプール水へ放出され、プール水温及び格納容器圧力が上昇する。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、タービン駆動給水ポンプが停止するが、モータ駆動給水ポンプの自動起動は考慮する(従来型BWRでも原子炉出力が厳しくなるように起動を仮定する)。主蒸気隔離弁の閉止により、給水加熱器への抽気蒸気が無くなるため、給水温度は低下し、炉心入口サ

ブクレーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。これにより燃料は沸騰遷移状態となり燃料被覆管温度が上昇する。

一方、制御棒が挿入されないことから、原子炉を未臨界にするために手動操作により、ほう酸水注入系が起動され、負のボロン反応度が徐々に印加されると、原子炉出力は次第に低下する。

格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり、残留熱除去系起動によるサプレッション・プール冷却効果と相まって、事象は収束に向かうことになる。

(4) 注目パラメータの確認

原子炉停止機能喪失事象に対して適用される判断基準は、以下のとおりである。

- a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）
- b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）
- c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（最高使用圧力の1.2倍以下）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力以下）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度以下）

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、判断基準に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられるbを除く、a. c. d. e.を評価指標として取り上げる。したがって、本事象では燃料被覆管の温度（以下、燃料被覆管温度と称す）、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（以下、原子炉圧力と称す）、格納容器圧力バウンダリにかかる圧力及び温度（以下、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度と称す）が注目パラメータとなる。このうち、燃料被覆管温度は、REDYコードでの計算結果を使用して、SCATコードで評価される。

2.2 ランクの定義

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

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転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等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転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	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、または重要でない現象	評価指標及び運転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

2.1 節で述べた事象進展を踏まえ、2.2 節記載のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

本事故シーケンスでは、事故発生初期の約 5 分以内に原子炉圧力、燃料被覆管温度の順で注目パラメータがピークを迎える。それ以降は、手動起動したほう酸水注入系による負のボロン反応度効果によって次第に原子炉出力が抑制され、また残留熱除去系による除熱が行われることから、数十分後に格納容器圧力及び格納容器のプール水温度はピークを迎え、最終的には事象は収束する。以上より、炉心内挙動を評価する短時間領域と、格納容器側挙動を評価する長時間領域の二つに時間領域を分割して考えるものとした。

なお、SCATコードで評価する燃料被覆管温度に係る物理現象のランクは、SCATコードへのインプット値となる炉心入口流量、出力、炉心圧力、炉心入口エンタルピに影響を与えるものについて注目して選定している。

以下に、物理現象毎に考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、ボロンによって原子炉が未臨界になるまで臨界状態が継続する。すなわち、事象発生後も継続した核分裂出力が原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼすため、核分裂出力はどの評価指標に対しても重要度が高いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

再循環ポンプがトリップした後の給水加熱喪失状態では、軸方向出力分布が下方ピークになることが考えられることから（添付2参照）、注目パラメータに影響を与える可能性がある。ただし、この場合でも炉心平均ボイド率は増加することになるため、原子炉出力は低めに推移すると考えられ、燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての炉心流量、原子炉出力）、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、結果を厳しくするものではなく重要度は低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

（ボイド反応度（減速材密度反応度）とドップラ反応度）

本事故シーケンスでは、反応度の変化が長時間にわたって原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼす。短時間領域では、原子炉スクラム失敗を仮定した事象でも原子炉圧力の評価指標に対して（ここで選択した原子炉施設では）余裕があり、反応度フィードバック効果の重要度は低いが、燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての原子炉出力）の評価指標に対しての重要度は高いと考えられる。一方、長時間領域では、低出力状態が継続するものの、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度へ与える影響は後述するボロン反応度が支配的な変化要因となり、重要度は中程度だと考えられる。

（ボロン反応度）

事象収束に必要なほう酸水注入系の起動は、事故発生後約10分以降であり、これ以降はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。したがって、長時間領域の格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が高いと考えられる。

（その他）

上述以外に、反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は、起動時のボイド反応度やドップラ反応度の影響が殆どない状態では考慮する必要があるが、本事故シーケンスの様な高い出力が継続する事象では評価指標に与える

重要度は低い。なお、遅発中性子生成割合、中性子寿命と言ったパラメータは上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

本事故シーケンスでは、原子炉スクラムに失敗する評価を実施することが目的であるため、制御棒反応度や制御棒速度の様な制御棒反応度効果は考慮不要である。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

崩壊熱はプラント停止後の事象進展では主要な熱発生源となるが、本事故シーケンスでは高い出力で臨界状態が維持される。このため、崩壊熱が全出力に占める割合が小さい短時間領域では、評価指標である原子炉圧力や燃料被覆管温度に与える影響はほとんどない。一方、核分裂出力が急速に低下した後の長時間領域では、変化の遅い崩壊熱が原子炉全出力に占める割合が大きく、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が中程度になると考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

本事故シーケンスでは制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため、事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合、沸騰二相流における密度波不安定現象（熱水力的要因）とボイド反応度フィードバック効果（核的要因）が結合して中性子束振動（三次元効果）が生じ、評価指標である燃料被覆管温度に影響を与える（S C A Tコードで評価）可能性がある。

この中性子束振動現象が生じる際には、給水加熱喪失により原子炉出力が上昇するが、このときの軸方向出力分布は下方ピークになり原子炉出力の上昇は低めに抑制されることになる。さらに、熱伝達の遅れの影響のため、中性子束振動幅に比べて熱流束変動幅は小さくなることから、原子炉出力の上昇と中性子束振動現象が重畳したとしても、評価指標である燃料被覆管温度へ与える影響は中程度になると考えられる。

時間平均では炉心全体の挙動として中性子束振動が、原子炉圧力や格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、逃がし安全弁開閉による圧力制御と相まって重要度は低いと考えられる。

なお、R E D Yコードでは、中性子束振動現象を模擬することが困難であるため、中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては、米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（T R A Cコード）による参考解析結果を参照する（付録A参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

(ペレット内熱伝導, 燃料ギャップ熱伝達)

燃料棒内で発生した熱は, 燃料棒表面から熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。燃料棒内の熱移動は, 燃料ペレットや被覆管内での熱伝導度, 燃料ギャップでの熱伝達率に影響されるが, 燃料棒内の出力分布や物性値はこの事象を通じて大きく変わることが無く, どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

燃料で発生した熱は, 燃料棒表面から単相壁面熱伝達や二相壁面熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。この速さは, 燃料棒表面の熱伝達率にも影響されるが, 原子炉スクラム失敗を仮定した事象では平均炉心で見れば沸騰状態が継続しており, 熱伝達の速さが評価指標へ与える重要度は低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (熱流動)]

沸騰遷移が生じるのは原子炉出力が高く炉心流量が低い短時間領域である。沸騰遷移が生じるとドライアウトやリウェット現象が起きるが, これらの現象は高出力燃料バンドルが対象となる局所的な現象であり, プラント全体の挙動としては, どの評価指標に対しても主要な現象とはならない。ただし, 高出力燃料バンドルにおける沸騰遷移現象は, S C A Tコードで評価している。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (熱流動)]

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (熱流動)]

主蒸気隔離弁の誤閉止による圧力上昇により原子炉出力が一時的に上昇するが, 早期の再循環ポンプトリップによる出力抑制効果により, プラント全体の平均応答としてはどの評価指標に対しても影響を与えない。ただし, S C A Tコードで評価する燃料被覆管温度に関しては, それぞれ重要度を検討する必要がある。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

燃料から冷却材に伝えられる熱により, 炉心平均ボイド率が増加するが, 一方, 炉心入口サブクーリングの増加やE C C Sの炉心上部への注水等による凝縮が生じると, 炉心平均ボイド率は減少する。炉心平均ボイド率は核熱水力計算に使用されるため, どの評価指標に与える重要度も高いと考えられる。なお, 本事故シナリオでは, L O C Aとは異なり, 炉心は冠水が継続されており, 炉心部の二相水位を考慮する必要は無い。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

(14) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

これらの物理現象は、LOCAにおける炉心内水位低下事象を想定したものであり、原子炉スクラム失敗を仮定する事象では炉内保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されることから、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(15) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

炉心圧力損失が大きい場合、再循環ポンプトリップ時の炉心流量の低下速度が大きくなり、出力抑制効果に影響する。また、再循環ポンプトリップ後では、炉心圧力損失は自然循環流量に影響する。よって、本件に関しては(17)に含まれるものとする。

(16) 三次元効果 [炉心（熱流動）]

本事故シーケンスでは、制御棒挿入失敗を仮定していることから、高い出力が長期にわたって継続する。本物理現象は、炉心流量の変化、炉心入口サブクーリングの変化、ECCSによる上部プレナムへの注水等によって、炉内での径方向の燃料集合体間流量配分が時間を追って変化する現象を指している。しかしながら、プラント全体としての原子炉出力は炉心平均ボイド率の変化でほぼ決まることが、これまでの多くのREDYコードによる実機試験結果の再現解析から確認されており、燃料集合体間流量配分の変化が、どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

また、本事故シーケンスでは、出力が高く炉心流量が低い運転領域を経過する期間があり、この期間に中性子束振動現象（(6)参照）及び炉心流量の振動現象が生じる可能性がある。しかしながら、この期間では炉心流量を支配するのは強制循環力または自然循環力であり、中性子束振動が炉心流量の振動現象へ及ぼす影響は小さく、重要度は低いと考えられる。

(17) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）]

再循環ポンプトリップにより炉心流量を低下させることで原子炉出力を抑制するが、冷却材流量変化の速さ（コストダウン特性）は原子炉出力の抑制の速さに影響する。原子炉圧力は評価指標に対して余裕があるため重要度は低いと考えられるが、短時間領域での評価指標である燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインレットとしての炉心入口流量変化）に与える重要度は高いと考えられる。

本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に自然循環状態で高出力状態が継続する。このため、自然循環流量が原子炉出力変化に与える影響は無視できない。

自然循環状態時に燃料被覆管温度が厳しくなる従来型BWRプラントの場合（主に、SCATコードのインプットとしての炉心入口流量，原子炉出力），及び長時間領域で格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると逃がし安全弁から蒸気が放出され，圧力上昇を緩和する。短時間領域では，逃がし安全弁から放出される蒸気流量は，原子炉圧力最大値を左右するものであり，原子炉圧力の評価指標に与える重要度は中程度と考えられるが，燃料被覆管温度の評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

一方，長時間領域では，逃がし安全弁から放出される蒸気流量が多いと格納容器圧力及び格納容器のプール水温度へ与える重要度が高いと考えられるが，これに伴い原子炉圧力が低下し，早く逃がし安全弁が閉鎖することになることから，総合すると重要度は低いと考えられる。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

ここで取扱うべき沸騰・凝縮・ボイド率変化の物理現象は，シュラウド外の状態である。短時間領域の注目パラメータである原子炉圧力，燃料被覆管温度は炉心内の出力変動に伴うものであり，また長時間領域の注目パラメータである格納容器圧力及び格納容器のプール水温度は，原子炉から放出される蒸気量に起因したものである。このため本事故シナリオでは炉心以外の沸騰・凝縮・ボイド率変化は炉心内の状態変化に直接的な影響はないことから評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

(21) 気液熱非平衡〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

炉心流量変化に影響する要因は，炉心外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため，炉心外領域での気液分離（水位変化）・対向流，気液熱非平衡が，原子炉出力に与える影響は小さく，どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(22) 圧力損失〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

シュラウド外の圧力損失は，(15)の炉心圧力損失と同様に，再循環ポンプトリップ時の流量変化速度，トリップ後の自然循環流量に影響する。よって，本件に関しては，(17)で考慮する。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

原子炉スクラム失敗を仮定しているため、原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため、原子炉ドーム部を含むシュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(24) E C C S注水 (給水系・代替の注水設備含む) [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

本事故シーケンスでは、給水ポンプの停止や予備給水ポンプ等も考慮しており、これらは炉心入口サブクーリングの変化に起因した炉内ボイドの変化、原子炉水位の変化に起因した炉心流量の変化となって原子炉出力に影響を及ぼす。また、原子炉水位低下等によりE C C S系の起動を想定しているため、E C C S系の注水量は原子炉水位の上昇及び炉心流量の変化に影響する。また、主蒸気隔離弁が誤閉止して給水加熱器への加熱蒸気が遮断されると、給水温度が低下して原子炉出力上昇につながる。

短時間領域での原子炉圧力の評価指標への影響はないと考えられるが、燃料被覆管温度 (主に、S C A Tコードのインプットとしての炉心入口エンタルピ) 及び、長時間領域での格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(25) ほう酸水の拡散 [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

過去のほう酸水の拡散に係る試験により得られている知見から、上部プレナム部から注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合は一度炉心周辺部を下降した後に炉心に戻るルートを通して拡散する。炉心流量が増加してくると、上記に加え、上部プレナム部から注入されたほう酸水が炉心に直接入ることなく、一度シュラウド外を循環し混合されてから、下方から炉心に入るほう酸水の割合が増えてくる。炉心流量がさらに増加すると全量が炉心流量と共に一度上昇し、シュラウド外を循環し混合されてからダウンカムを下降し下方から炉心に入る。なお、ほう酸水が下部プレナムから注入される従来型BWRプラントの場合は、炉心流量に係らず、常に下方から炉心に入る。原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、長期的な事象収束にはほう酸水注入系の起動による炉心内のほう酸水拡散、これによるボロン反応度による出力抑制は重要な現象である。したがって、長時間領域の格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

なお、R E D Yコードでは、三次元的な炉心挙動は模擬出来ないが、試験結果を

反映したモデルにしていることで、物理現象に対応している。

(26) 三次元効果 [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

本物理現象は、炉心以外の領域における周方向流量配分を意味しているが、シェラウド外での周方向流量分布、下部プレナムでの周方向流量分布とも、原子炉内の構造物の配置や、給水スパーージャ等の構造からして、重要な物理現象とはならない。

(27) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [原子炉格納容器]

本物理現象自体は、格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気流に係る事象であり、原子炉から見た(18)と同じものである。

(28) 格納容器各領域間の流動 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも、格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、格納容器各領域間の流動は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(29) サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

本物理現象が短時間領域で評価指標に与える影響はないが、原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に達すると、逃がし安全弁から格納容器のプール水へ蒸気が放出され、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度が上昇することになる。残留熱除去系 (RHR) がこの熱を除去することでこれらの上昇は抑制されるものの、長時間領域の格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも、格納容器内の空間部の温度は保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、気液界面の熱伝達は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]

長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するためには、これらの物理現象は考慮しない方が保守的である。

(32) スpray冷却 [原子炉格納容器]

本事故シナリオでは、評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、スpray冷却は考慮していない。

(33) 放射線水分解等による水素・酸素発生 [原子炉格納容器]

本事故シナリオでは、原子炉が冠水維持されていることから放射線水分解等による水素・酸素発生は重要な物理現象とはならない。

(34) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

本事故シナリオでは、長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、格納容器ベントは考慮していない。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価における重要現象のランク

分類	重要事故シーケンスグループ		原子炉停止機能喪失				
			短時間領域		長時間領域		
	物理現象	評価指標	原子炉	燃料被覆管温度		格納容	格納容器のプ
圧力			REDY	SCAT*3	器圧力	ール水温度	
炉心 (核)	1	核分裂出力	H	H	(H)*4	H	
	2	出力分布変化	I	L	H	L	
	3	反応度フィードバック効果 【ボイド・ドップラ / ボロン】	L / I	H / I	(H)*4	M / H	
	4	制御棒反応度効果	I	I	I	I	
	5	崩壊熱	I	I	(I)*4	M	
	6	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
炉心 (燃料)	7	燃料棒内温度変化	L	L	H	L	
	8	燃料棒表面熱伝達	L	L	H	L	
	9	沸騰遷移	I	I	H	I	
	10	燃料被覆管酸化	I	I	L	I	
	11	燃料被覆管変形	I	I	I	I	
炉心 (熱流動)	12	沸騰・ボイド率変化	H	H	L	H	
	13	気液分離(水位変化)・対向流	I	I	I	I	
	14	気液熱非平衡	I	I	M	I	
	15	圧力損失	*1	*1	(L)*4	*1	
	16	三次元効果	L	L	L	L	
原子炉圧 力容器 (逃がし 安全弁含 む)	17	冷却材流量変化	L	H	(H)*4	H	
	18	冷却材放出(臨界流・差圧流)	M	L	(L)*4	L	
	19	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	I	L	
	20	気液分離(水位変化)・対向流	I	I	I	I	
	21	気液熱非平衡	I	I	I	I	
	22	圧力損失	*1	*1	I	*1	
	23	構造材との熱伝達	I	I	I	I	
	24	ECCS注水 (給水系・代替の注水設備含む)	I	H	(H)*4	H	
	25	ほう酸水の拡散	I	I	I	H	
	26	三次元効果	I	I	I	I	
原子炉格 納容器	27	冷却材放出	*2	*2	*2	*2	
	28	格納容器各領域間の流動	I	I	I	I	
	29	サブプレッション・プール冷却	I	I	I	H	
	30	気液界面の熱伝達	I	I	I	I	
	31	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I	I	I	I	
	32	スプレイ冷却	I	I	I	I	
	33	放射線水分解等による水素・酸素発生	I	I	I	I	
	34	格納容器ベント	I	I	I	I	

*1 No. 17 で評価 *2 No. 18 と同一物理現象 *3 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が、SCATコードで評価する物理事象であり、ここでは参考記載。

*4 SCATコードで評価する場合に、REDYコードの結果を引き継ぐ。

*5 三次元効果の模擬はREDY/SCATコード体系では困難であるため、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードを使用し参考的に解析して参照する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

REDYコードは、制御棒の異常な引き抜きを除く運転時の異常な過渡変化解析及び冷却材流量の喪失の事故解析を評価するコードである。炉心、原子炉压力容器、压力容器内部構造物、原子炉冷却材再循環系、主蒸気管、タービン系、格納容器等プラント全体を模擬している。炉心核特性は6群の遅発中性子を考慮した一点近似動特性方程式を適用し、中性子エネルギーは1群としている。反応度モデルには制御棒、ボイド、ドップラ、スクラム、ボロンの各反応度を考慮している。また、燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力的挙動を計算する。制御系としては、圧力制御系、給水制御系、再循環流量制御系を模擬し、また、安全保護系も模擬している。

本コードの入力は、原子炉出力、炉心流量等の初期条件、原子炉、主蒸気管等のデータ、核データ、燃料棒データ、格納容器データ、各種制御系データ等であり、出力として、原子炉出力、原子炉圧力、炉心流量、原子炉水位、格納容器圧力、格納容器のプール水温度の時間変化が求められる。

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。

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)	核分裂出力	核特性モデル
	出力分布変化(*1)	核特性モデル
	反応度フィードバック効果	反応度モデル(*2)
	崩壊熱	崩壊熱モデル(*2) 核特性モデル
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化(*1)	燃料棒モデル
	燃料棒表面熱伝達(*1)	沸騰遷移(*1)
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル
	圧力損失(*1)	
	三次元効果(*1)	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	再循環系モデル
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化(*1)	再循環系モデル
	圧力損失(*1)	
	E C C S注水 (給水系・代替の注水設備含む)	給水系モデル
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル(*3)
原子炉格納容器	冷却材放出	逃がし安全弁モデル
	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル(*3)

(注1) 重要現象の欄で、(*1)をつけた現象は、2章でどの評価指標に対してもランクLとされた現象、または他の現象に含むとした現象である。ここでは、見易さを考えて参考までに再掲している。

(注2) 必要な解析モデルの欄で、(*2)をつけたモデルは原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル、(*3)をつけたモデルは、現行の設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデルである。

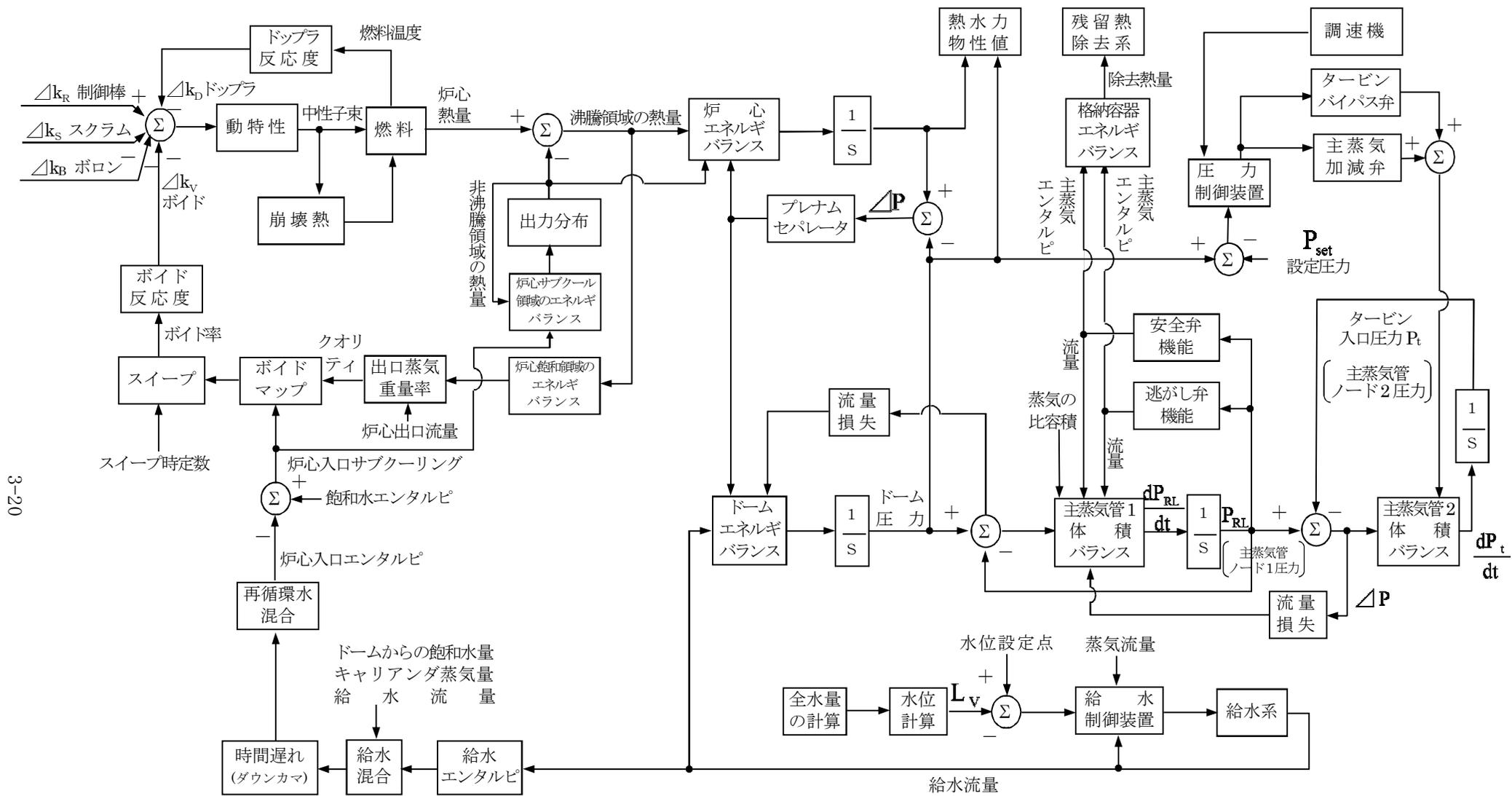
3.3 解析モデル⁽⁰¹⁾⁽⁰²⁾⁽⁰³⁾

RE DY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おり、妥当な数値解法をもつことはこれまでの実機プラントの起動試験などでも確認され、従来の設置許可申請にも適用されている設計解析コードである。

各モデルの説明を以下に示す。なお、ここで説明している解析モデルは、表 3-1 に示した重要現象に分類された物理現象を評価するための解析モデルと、新適用モデルを中心に記述している。

(1) プラント動特性コード解析モデル（全体）

図 3-1 に、プラント動特性コード解析モデルの全体図を示す。



3-20

図 3-1 プラント動特性コード解析モデル (ABWR)

(2) 核特性モデル

一点近似動特性モデルを用いて、中性子動特性挙動を評価する。

入力として「(3) 反応度モデル」から得られる各種反応度を用いる。

- a. 中性子エネルギーは1群とする。
- b. 中性子束は時間と空間で変数分離可能であり、中性子束の空間分布は一定である。
- c. 反応度フィードバックは、平均出力の代表燃料チャンネルに基づいて計算する。

一点近似動特性モデルは次の式で表される。

$$\frac{dn}{dt} = \left(\frac{\delta_k - \beta}{\ell^*} \right) n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i$$
$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell^*} n - \lambda_i C_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)$$

- n : 中性子数
 δ_k : 反応度
 β : 全遅発中性子割合
 λ_i : 各遅発中性子先行核崩壊定数
 C_i : 各遅発中性子先行核密度
 β_i : 各遅発中性子割合
 ℓ^* : 即発中性子生成時間

ここで

$$\tau_0 = \frac{\ell^*}{\beta}, \quad \Delta k_N = \frac{\delta_k}{\beta}, \quad f_i = \frac{\beta_i}{\beta}, \quad y_i = \tau_0 C_i$$

とおき、前述の式に代入すると、REDYコードでモデル化している次式が得られる。

$$\tau_0 \frac{dn}{dt} = (\Delta k_N - 1)n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i y_i$$

$$\frac{dy_i}{dt} = f_i n - \lambda_i y_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)$$

- τ_0 : 即発中性子炉周期
 Δk_N : 正味の反応度 (反応度総和)
 f_i : 全遅発中性子割合に対する各遅発中性子割合
 y_i : 遅発中性子群

(3) 反応度モデル

5つの種類の反応度（制御棒反応度，ボイド反応度，ドップラ反応度，スクラム反応度，ボロン反応度）が，「(2) 核特性モデル」で示した動特性方程式の入力となる。

制御棒反応度，スクラム反応度は外部入力として与えられる。ボイド反応度は「(6) 炉心ボイドモデル」より得られる炉心平均ボイド率の関数として，ドップラ反応度は「(5) 燃料棒モデル」より得られる燃料平均温度の関数としてテーブルで与えられる。ボロン反応度は，「(12) ほう酸水拡散モデル」より得られる。

正味の反応度 ΔK_N は次式で表される。

$$\Delta K_N = \Delta K_R - \Delta K_V - \Delta K_D - \Delta K_S - \Delta K_B$$

ΔK_R	: 制御棒反応度
ΔK_V	: ボイド反応度
ΔK_D	: ドップラ反応度
ΔK_S	: スクラム反応度
ΔK_B	: ボロン反応度

(4) 崩壊熱モデル

原子炉出力の全てが核分裂によって直接生じるわけではない。出力の約 94%は核分裂から直接生じるが、残りの約 6%は燃料内に生成された放射性分裂生成物の崩壊によるものである。原子炉の全出力は j 群の崩壊熱を仮定すると次式で表わされる。

$$n_f = \left\{ \left(1 - \sum_{i=1}^j K_{di} \right) + \sum_{i=1}^j \frac{K_{di}}{T_{di} S + 1} \right\} n$$

- n_f : 原子炉全出力
- K_{di} : 崩壊熱生成割合 (i 群)
- T_{di} : 崩壊熱等価時定数 (i 群)
- n : 核分裂出力, 中性子個数

図 3-2 に 11 群及び 4 群モデルの時間変化を ANS/ANS-5.1-1979 で表した曲線と比較して示す。

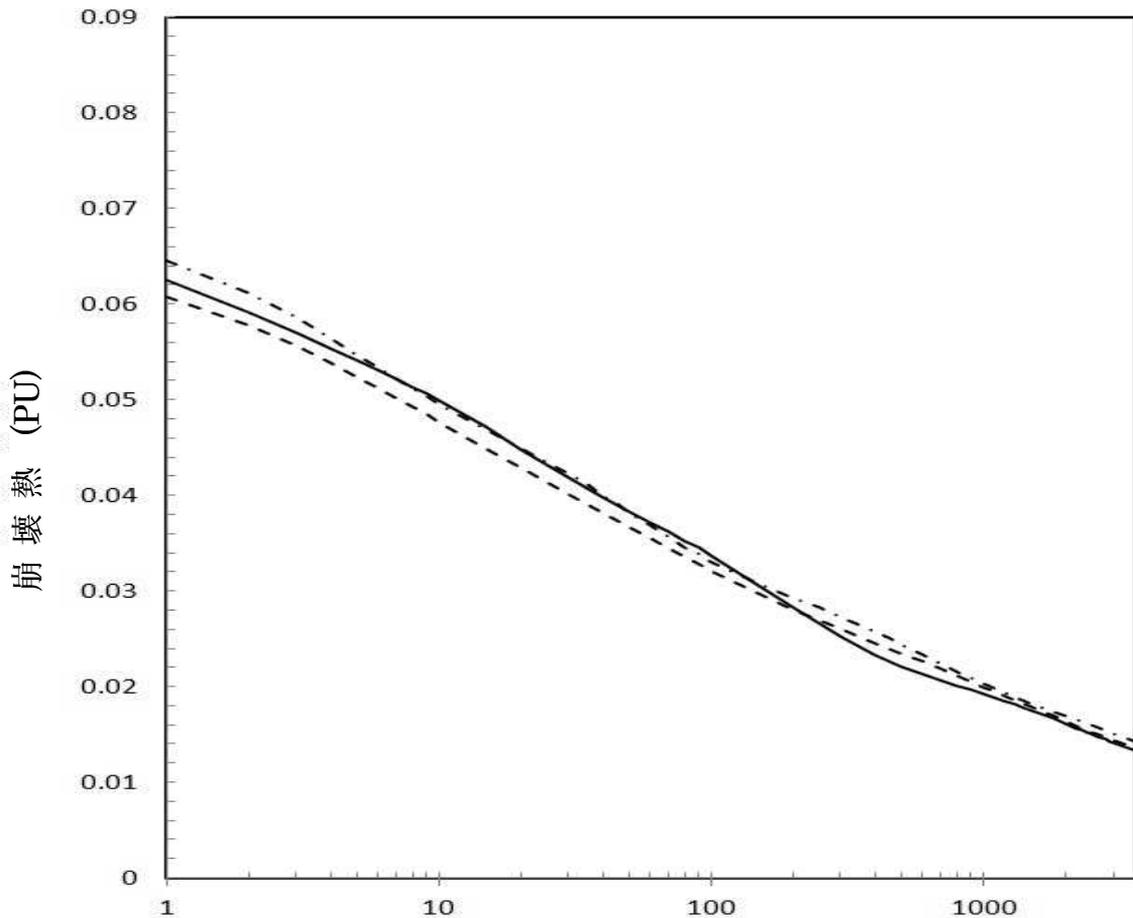


図 3-2 崩壊熱特性の比較

(5) 燃料棒モデル

原子炉内の平均的な燃料棒で代表させ、図 3-3 に示すようにその燃料棒表面を同心円状に分割し、それぞれのノードに熱伝導方程式を適用して、燃料温度、平均表面熱流束を計算する。入力としての生成熱（核分裂による即発分と崩壊熱による遅発分を考慮）は、「(2) 核特性モデル」より得られる中性子束と、「(4) 崩壊熱モデル」より得られる崩壊熱により算出している。

- a. 燃料ペレット 4 ノード，被覆管 1 ノード，ギャップ部 1 ノードとする。
- b. 温度分布の空間依存性は半径方向のみとする。
- c. 燃料の熱伝導度はノードの平均温度の関数とし，ノード内では一定とする。
- d. 燃料の密度及び比熱は温度によらず一定とする。
- e. 各ノードの温度はそのノードについて体積平均したものとする。
- f. 被覆管での熱発生は無視する。

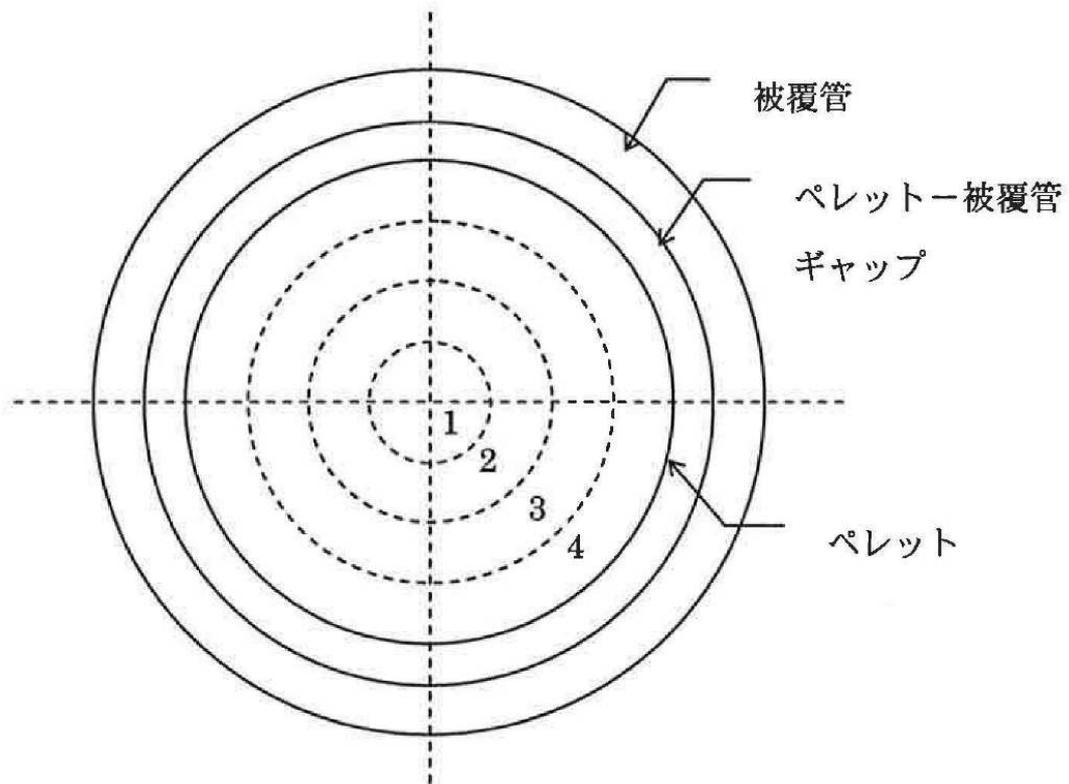


図 3-3 燃料棒モデル

ここで、燃料棒中心 R_h ($=0$) で、径方向の温度 T の変化は、

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R_h} = 0$$

燃料棒と被覆管のギャップ間の熱流束 q_G は、ペレット表面の温度 T_{f0} と被覆管内面の温度 T_{Ci} の温度から、

$$q_G = A_g h_g (T_{f0} - T_{Ci})$$

被覆管と冷却材の境界で、燃料棒被覆管熱伝導率 K_{CL} 、燃料表面平均熱伝達率 h_B 、燃料棒被覆管外側表面温度 T_{C0} 、炉心の飽和温度 T_{B1} とすると、

$$\left(-K_{CL} \frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=R_r} = h_B (T_{C0} - T_{B1})$$

なお、 i 番目のノードにおける熱収支は次のようになる。

$$\rho_f V_i C_{pf} \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\text{流入熱量})_i - (\text{流出熱量})_i + (\text{発生熱量})_i$$

燃料棒内での熱輸送は、熱伝導が支配的なので熱流束 q/A_r はフーリエの法則で表せる。

$$\frac{q}{A_r} = -K \frac{\partial T}{\partial r} \quad \text{または} \quad q = -KA_r \frac{\partial T}{\partial r}$$

T	: 燃料棒温度
r	: 径方向長さ
q	: 熱流束
K	: 熱伝達係数
A	: 燃料棒表面積
T	: 温度
V_i	: 各ノードの体積
ρ_{fi}	: 燃料棒密度
C_{pf}	: 燃料棒比熱

(6) 炉心ボイドモデル

炉心部はサブクール領域と飽和領域に分けて質量及びエネルギーバランスを解き、炉心出口クオリティ、炉心部圧力の変化を求める。

入力としては「(5) 燃料棒モデル」から得られる熱量，「(9) 再循環系モデル」等から得られる炉心流量，炉心入口エンタルピを用いる。

- 飽和水，飽和蒸気は熱平衡状態にあるとする。
- サブクール領域の流体の圧縮性は無視する。
- 炉心バイパス流（チャンネルボックス外を流れる冷却水）は炉心入口でエンタルピを保ったまま出口に達するものとする。

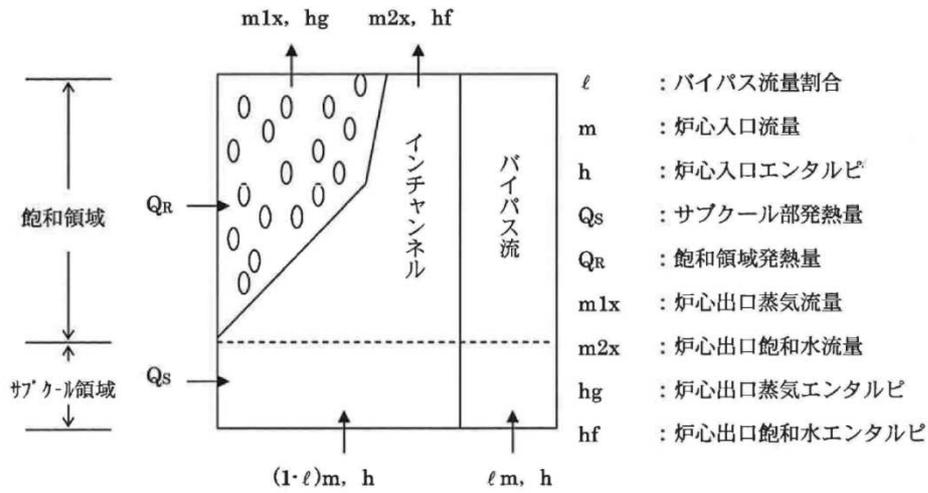


図 3-4 炉心部モデル図

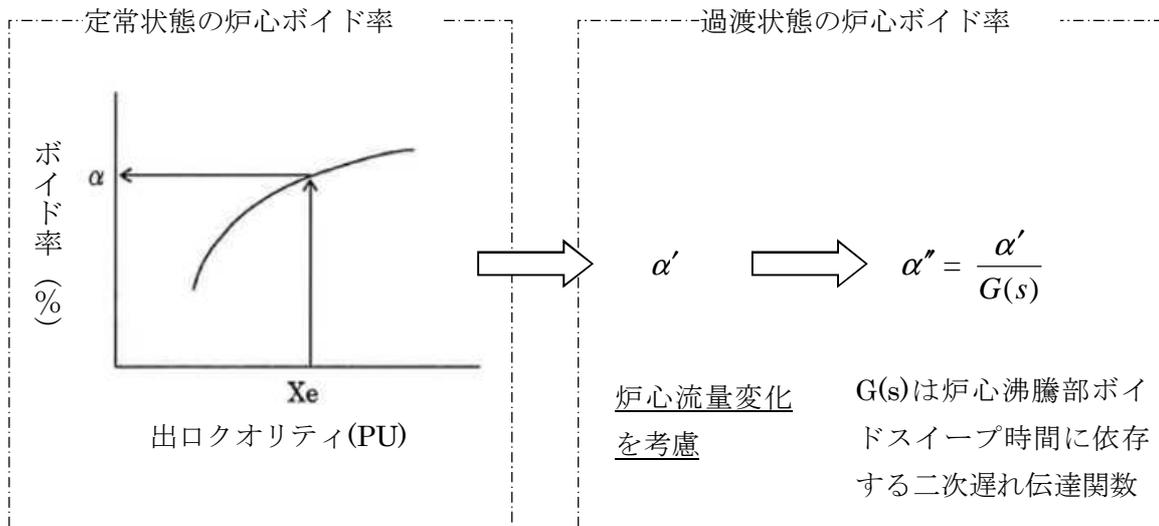
上記モデルから得られる炉心出口クオリティを基に，過渡状態の炉心平均ボイド率を求める。

- ボイドモデルは炉心を一点に近似した集中定数モデルとする。
- 定常状態の炉心平均ボイド率 α を出口クオリティ等の関数として求める。
- 過渡変動に伴う炉心平均ボイド率は，炉心流量 m の変化を考慮した補正後のボイド率 (α') として次式で求める。

$$\alpha' = \alpha - (A + Bm + Cm^2) \quad (A, B, C \text{ は定数})$$

さらに，これに二次遅れ伝達関数で模擬しボイド率 (α'') とする。

- 炉心圧力変化を考慮する。



(7) 蒸気ドーム部モデル

ベッセル圧力ノードについてのセパレータ流量, キャリアンダ流量を考慮して質量及びエネルギーバランスを解いてその圧力変化を求め, ドーム部圧力と主蒸気管圧力から主蒸気流量を計算する。

入力として「(11) 給水系モデル」からの給水流量, また気水分離器モデルからセパレータ流量, キャリアンダ流量を用いる。

- 給水とバルク水の混合には時間遅れはないものとする。
- バルク領域の液体は圧力が上昇過程にあり, キャリアンダ質量が零のときを除いて飽和状態にあるものとする。
- 気水分離器内の液体は常に飽和状態にあるものとする。

(8) 主蒸気管モデル

主蒸気管部のベッセル出口から主蒸気隔離弁までと、主蒸気隔離弁から主蒸気加減弁までの2ノードに分割する。主蒸気管内では蒸発、凝縮のいずれも生じないと仮定して質量及び体積バランスを解き、各ノードの圧力変化を求める。入力として「(7) 蒸気ドーム部モデル」で得られる主蒸気流量、圧力制御系モデルから得られるタービンバイパス弁開度や主蒸気加減弁開度を用い、また、主蒸気隔離弁が閉止する場合は主蒸気隔離弁閉止特性を外部入力として与える。

- a. 逃がし安全弁（逃がし弁機能）は設定圧に達すると開放し始める。
- b. 主蒸気加減弁及びタービンバイパス弁は圧力制御系モデルで制御される。

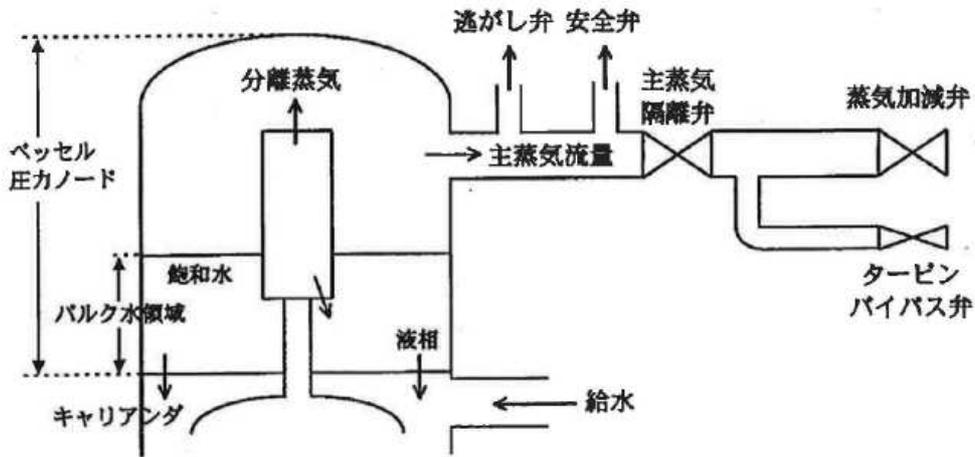


図 3-5 主蒸気管モデル

(9) 再循環系モデル

ダウンカマ，下部プレナム，再循環ポンプ，炉心部，セパレータ等原子炉一巡の圧力損失係数，再循環ポンプ吐出圧力，シュラウド内外のヘッド差及び慣性に従って再循環流量を計算する。また，ポンプ慣性とトルクよりポンプの運動方程式を解き，ポンプ回転速度を計算する。再循環流量とポンプ回転速度は，ポンプ流量に依存する吐出圧特性及び負荷トルク特性を通じて相互に関連する。また，再循環ポンプの回転速度は，再循環流量制御系モデルから得られる速度要求信号が本モデルのインプットとなる。

(10) 逃がし安全弁（逃がし弁機能）モデル

逃がし安全弁は圧力容器内の圧力が設定点を越えた時に作動し、炉内圧力が高くなることを防ぐ。その位置は主蒸気隔離弁よりも原子炉側に位置する。逃がし安全弁は、開く圧力と再び閉じる圧力とは異なる。代表的な逃がし安全弁特性を図 3-6 に示す。

定格の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能動作時）の合計 m_{RC} は、初期圧における個々の逃がし安全弁容量から得られる。

$$m_{RC} = \sum_i N_{RVi} C_{RV}(P_{RL0}) \quad (\text{全ての開いている設定圧グループの総和})$$

弁を流れる蒸気流量は次式で表わされる。

$$\dot{m}_{RU} = (m_{RC} - m_{RU}) / \tau_{RV}$$

$$m_{RV} = \begin{cases} m_{RU} \left(\frac{P_{RL}}{P_{RL0}} \right) & ; P_{RL} > P_{RSi} \text{ か、 } P_{RL} > P_{RRi} \text{ かつ } \dot{P}_{RL} < 0 \text{ のとき} \\ 0 & ; \text{ 上記以外するとき} \end{cases}$$

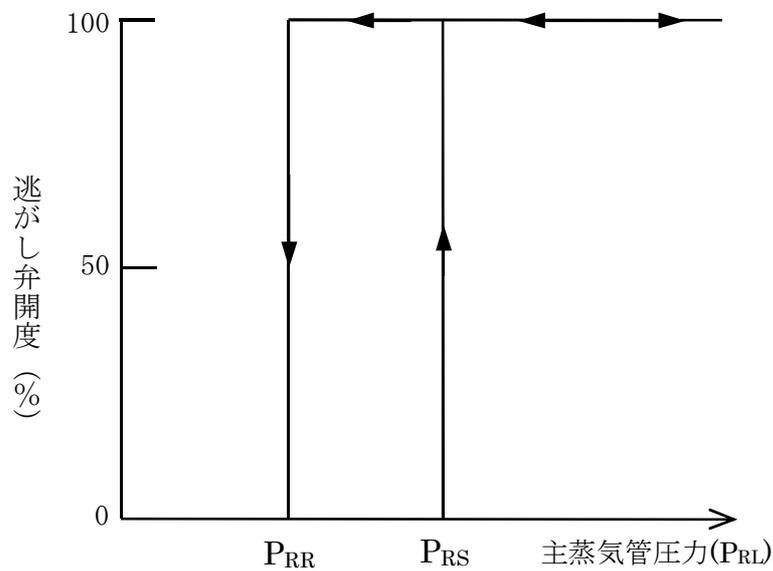


図 3-6 逃がし安全弁開度特性

m_{RC}	逃がし安全弁流量
N_{RV}	逃がし安全弁（逃がし弁機能）個数
$C_{RV}(P_{RL,0})$	圧力 $P_{RL,0}$ における個々の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能）
m_{RU}	補正前の逃がし安全弁流量
τ_{RV}	逃がし安全弁時定数
m_{RV}	補正後の逃がし安全弁流量
P_{RL}	主蒸気管ノード1 圧力
$P_{RL,0}$	主蒸気管ノード1 初期圧力
P_{RSi}	各逃がし安全弁吹出し圧力
P_{RRi}	各逃がし安全弁吹止まり圧力

(11) 給水系モデル

給水流量は図 3-7 に示すように、給水制御系と給水ポンプを模擬し、原子炉水位、主蒸気流量及び給水流量の三要素の変化から求める。給水エンタルピは、「(8) 主蒸気管モデル」から得られる主蒸気流量の変化から遅れ要素を考慮して図 3-8 のように求める方法と、ヒートバランスによる給復水系各部の給水エンタルピと配管体積及び給水流量から算出し、一次遅れを考慮して図 3-9 に示す方法のいずれかを選択できる。主蒸気流量の遮断時には、どちらも給水エンタルピの低下を一次遅れと輸送遅れで模擬している点では同等であるが、図 3-8 のモデルでは給水加熱器を一つで模擬し、図 3-9 のモデルでは多段で模擬している点異なる。

また、ECCS はインターロックに従って設計流量が原子炉に注水され、そのエンタルピは、注入源が復水貯蔵タンクの場合は復水貯蔵タンク水温に基づくエンタルピ、格納容器のプール水の場合は「(13) 格納容器モデル」のエンタルピとなる。

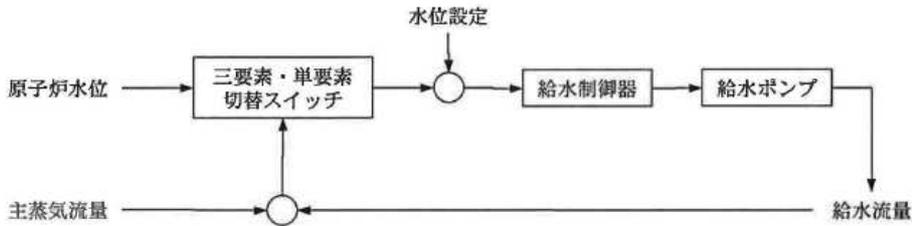


図 3-7 給水系モデル

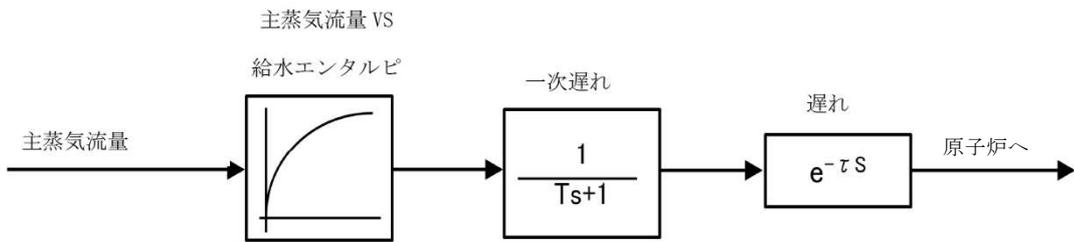


図 3-8 給水エンタルピモデル (1)

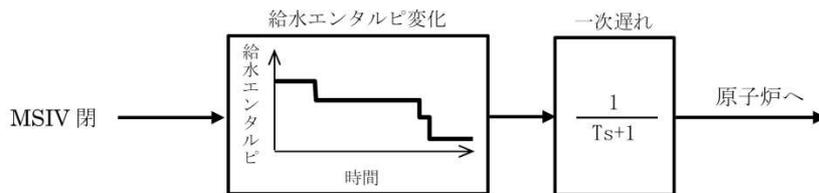


図 3-9 給水エンタルピモデル (2)

(12) ほう酸水拡散モデル

ABWRでは、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクからほう酸水注入系配管とHPCF配管を経由して、HPCFスパーージャから炉心上部に注入される。一方、従来型BWRでは、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクから配管を経由してスタンドパイプから炉心下部に注入される。

これらのモデルでは次の仮定を設ける。

- a. 起動判定遅れ時間、配管でのほう酸水の輸送遅れ時間を考慮する。
- b. ボロン反応度は、有効炉心（有効燃料下端から上端まで）の単位体積あたりに存在するボロンの重量（炉心内ボロン濃度）に比例する。
- c. 炉心に到達するほう酸水は、炉心上部に注入されるABWRでは炉心流量には依存せず、時間の一次関数で増加するものとする。一方炉心下部に注入される従来型BWRでは炉心流量依存（ミキシング効率）で変わるものとし、これを図3-10に示す。

ボロンが炉心下部に到達した後の炉心内のボロン反応度は次式で表わされる。

$$\Delta K_B(t) = \frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6 \left(\frac{\Delta K_{B\text{-hot}}}{C_{B\text{-hot}}} \right)$$

なお、 $\frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6$ が炉心のボロン濃度 C_B である。

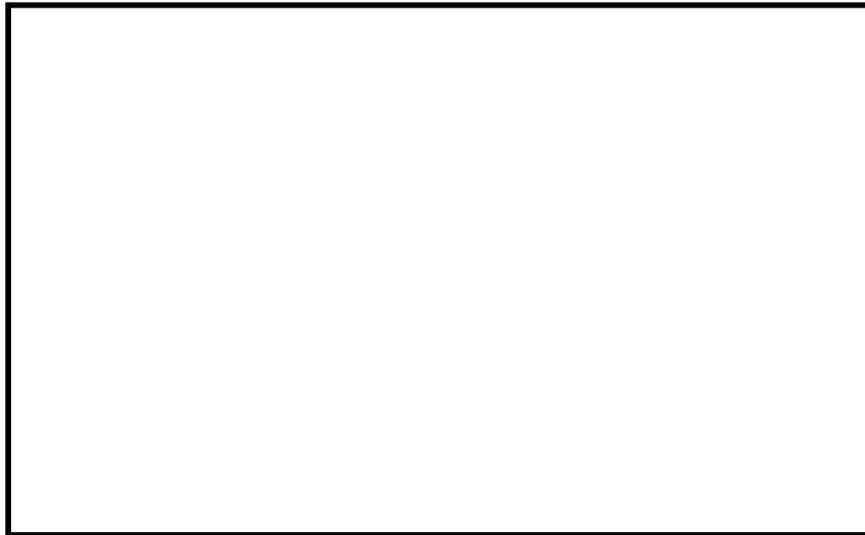


図3-10 ボロンミキシング効率（従来型BWR）

Δk_B	: ボロン反応度
m_B	: 下部プレナムに注入されるボロン流量
η_B	: 下部プレナムでのボロンミキシング効率
M_0	: 初期冷却材合計量
ρ_C	: 炉心内冷却材の平均密度
ρ_{C0}	: 初期炉心内冷却材の密度
K_{mass}	: 原子炉水位変化を考慮した冷却材量の変化比 (主蒸気管や逃がし安全弁から蒸気が流出することにより, 初期冷却材合計量 M_0 が時間を追って変化することを考慮した無次元ファクタであり, ボロンが濃縮・希釈される影響を表す)
$\Delta k_{B\text{-hot}}$: 初期状態から高温停止までに必要なボロン反応度の合計
$C_{B\text{-hot}}$: 高温停止を達成するために必要なボロン濃度
C_B	: 炉心内ボロン濃度

(13) 格納容器モデル

図 3-11 に格納容器モデルを示す。ここでは以下のことを仮定する。

ドライウエル (D/W) とウェットウエル (W/W) (サプレッション・プール (S/P) 含む) は、空間的に一体と仮定する。これは、本モデルが原子炉スクラム失敗を仮定した事象の解析で使用されることを前提としており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象の場合、原子炉の圧力上昇によって開いた逃がし安全弁から、蒸気が S/P の水中に放出され W/W の圧力が D/W の圧力上昇に先行し、真空破壊装置が早期に開き、開いたままになるためである。

- a. 格納容器からの放熱による熱喪失は保守的に考慮しない。
- b. 格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じとする。
- c. 格納容器内の空間部は、保守的に常に水蒸気で飽和しているものとする。

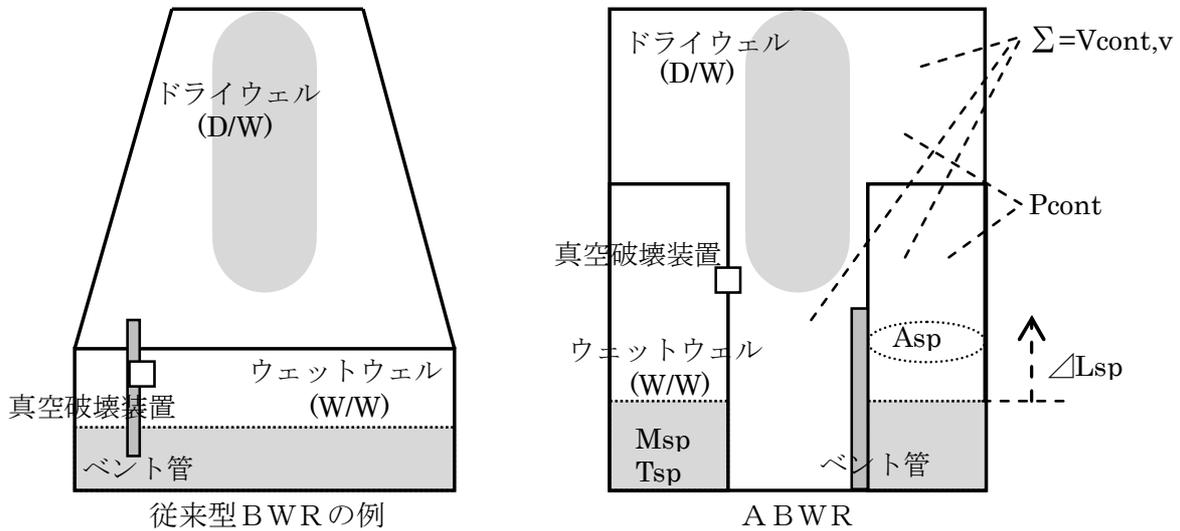


図 3-11 格納容器モデル

格納容器の質量バランスとエネルギーバランスは次の式のようになる。

$$\dot{M}_{sp} = m_{RV} + m_{SV} + m_{RCICG} + m_{HPCIG} - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}) \quad (1)$$

$$\dot{E}_{sp} = (m_{RV} + m_{SV})h_{g2} + m_{RCICG}h_{RCICG} + m_{HPCIG}h_{HPCIG} - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF})h_{pool} - Q_{ex}(T_{sp} - T_{cool}) \quad (2)$$

格納容器圧力 P_{cont} は、ガスと蒸気に分圧の合計に等しいので

$$P_{\text{cont}} = P_{\text{cont, a}} + P_{\text{cont, s}} \quad (3)$$

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

$$P_{\text{cont, a}} = n_m R (T_{\text{sp}} + 273) / V_{\text{cont, v}} \quad (4)$$

で計算できる。

$P_{\text{cont, s}}$ は、

$$T_{\text{sp}} = (E_{\text{sp}} / M_{\text{sp}}) / C \quad (5)$$

であるので、仮定b. から、 $P_{\text{cont, s}}$ は次式のように求まる。

$$P_{\text{cont, s}} = f_1(T_{\text{sp}}) : \text{蒸気表より} \quad (6)$$

よって、(3)、(4)、(6) から、格納容器圧力 P_{cont} が求まる。

なお、格納容器モデルは R E D Y コードの一部として組み込んでいる。この理由は次の様である。

原子炉スクラム失敗を仮定した本事故シーケンスでは、逃がし安全弁から放出された蒸気は格納容器のプール水中に放出され、これを受けてプール水のエンタルピは次第に大きくなる。一方、RHRによるプール水の除熱はプール水のエンタルピ上昇を抑制し、ボロンの反応度抑制が支配的になってからはプール水のエンタルピを低下させる。

本事故シーケンスでは、この格納容器のプール水が E C C S により原子炉に注入され、炉内水の温度低下に寄与することから、この様な炉内保有水と格納容器のプール水とが連携して巡回する物理現象を解く必要があった。

M_{sp}	: S / P 保有水量
m_{RV}	: 逃がし弁流量
m_{SV}	: 安全弁流量
m_{RCICG}	: S / P に排出される RCIC タービン排気流量
m_{HPCIG}	: S / P に排出される HPCI タービン排気流量
m_{RCIC}	: RCIC 流量
m_{HPCS}	: HPCS 流量
m_{HPCI}	: HPCI 流量
m_{HPCF}	: HPCF 流量
E_{sp}	: 格納容器内の水と蒸気の保有エネルギー
h_{g2}	: 逃がし安全弁から排出される蒸気エンタルピー
h_{HPCIG}	: S / P に排出される HPCI タービン排気エンタルピー
h_{RCICG}	: S / P に排出される RCIC タービン排気エンタルピー
h_{pool}	: S / P 水エンタルピー
Q_{ex}	: RHR 等の熱除去割合
T_{sp}	: S / P 水温度
T_{cool}	: RHR 熱交換後の二次側温度
P_{cont}	: 格納容器圧力
$P_{cont, a}$: 格納容器圧力 空気分圧
$P_{cont, s}$: 格納容器圧力 蒸気分圧
C	: S / P 水の比熱
n_m	: モル数
R	: 気体定数
$V_{cont, v}$: 格納容器の空間体積 (S / P の水が占める部分を除く)

3.4 入出力

REDYコードの主要な入出力パラメータを図 3-12 に示す。REDYコードのインプットデータは以下のとおり構成される。インプットデータのもととなる「プラントデータ」、「事故条件」、「事故収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を以下に示す。

- ①原子炉，原子炉内部構造物，主蒸気管等の寸法
- ②ボイド係数，ドップラ係数等の核データ
- ③燃料棒に関するデータ（外径，内径，熱伝導度，比熱等）
- ④出力分布，蒸気表等の熱水力関係データ
- ⑤各種の弁の特性
- ⑥再循環ポンプ等のデータ
- ⑦各種の制御系に関するデータ
- ⑧運転条件データ（原子炉出力，主蒸気流量，炉心流量，原子炉圧力等）
- ⑨S/P水温度，D/W空間容積等の格納容器に関するデータ
- ⑩ほう酸水注入系に関するデータ
- ⑪外乱条件（過渡変化起因条件等）

上記をインプットデータとして，プラント動特性解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ①中性子束
- ②平均表面熱流束
- ③主蒸気流量
- ④タービン蒸気流量
- ⑤給水流量
- ⑥炉心流量
- ⑦再循環ポンプ流量
- ⑧原子炉圧力
- ⑨原子炉水位
- ⑩逃がし安全弁流量
- ⑪タービンバイパス弁流量
- ⑫炉心入口エンタルピ
- ⑬炉心平均ボイド率
- ⑭格納容器圧力
- ⑮格納容器のプール水温度

また，SCATコードへ以下のデータを渡すことにより，燃料被覆管温度評価を実施する。

- ①炉心入口流量
- ②出力
- ③炉心圧力
- ④炉心入口エンタルピ

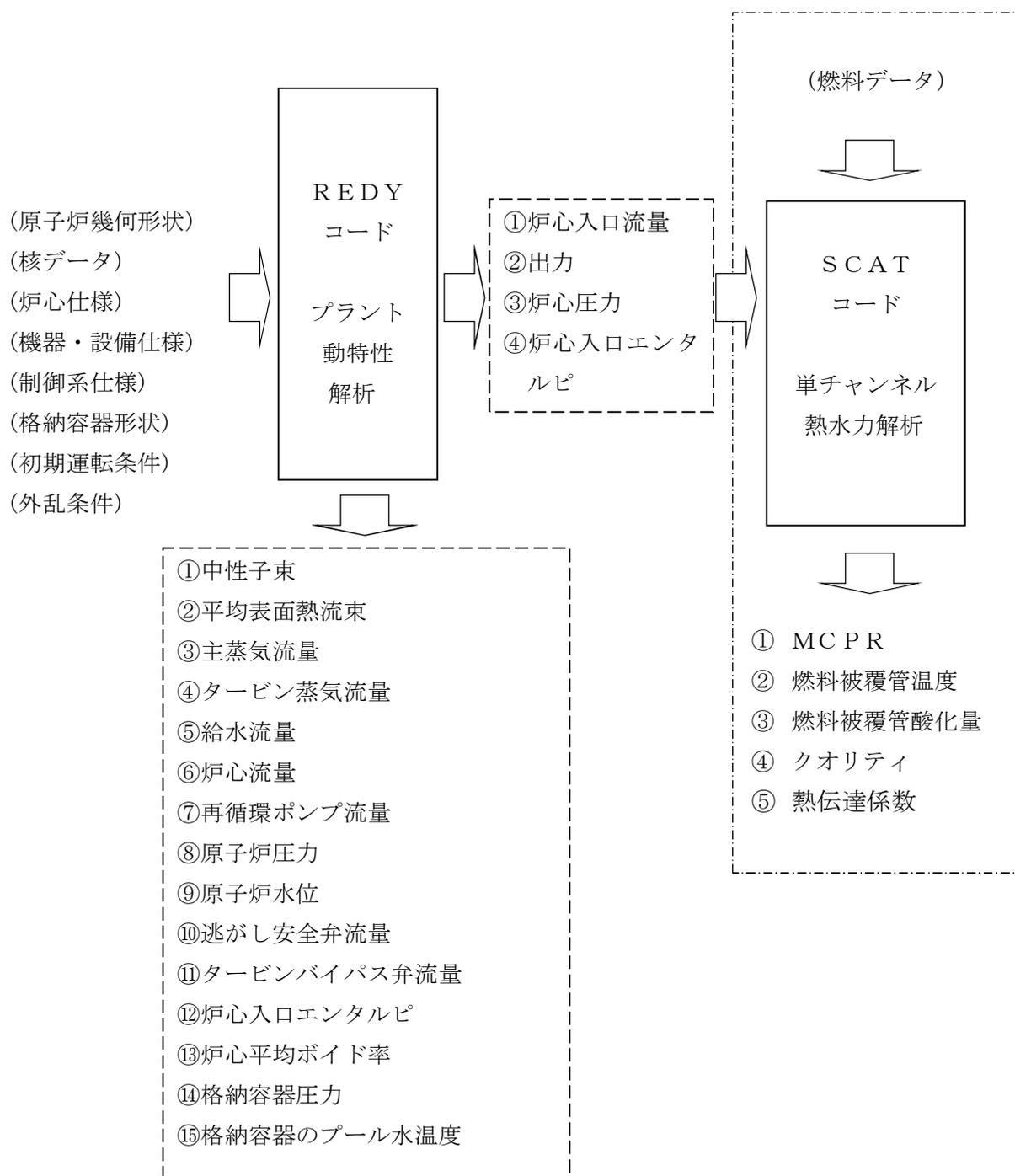


図 3-12 REDYコードの主要な入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

2.3節において重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表4-1の評価マトリックスに示す。REDYコードは、運転時の異常な過渡変化におけるプラント全体の挙動を評価する解析コードであり、実機プラントの起動試験（以下、実機試験と称す）の結果との比較によっても妥当性確認が行われているが、本資料ではこれを含めて原子炉スクラム失敗を仮定した評価に着目して妥当性を確認する。

以下各節で適宜参照する国内ABWRに対する実機試験結果とREDYコード（REDY Ver. 2）による解析結果との比較を初めに列挙しておく。ただし、必要に応じて従来型BWRの実機試験結果とREDYコード（REDY Ver. 1）による解析結果との比較も併用している。

これらの実機試験解析では、初装荷燃料炉心（BOC-1）の核定数やボイドマップ、実機試験の結果から得られた各種の機器・弁特性（開度特性やポンプ慣性含む）、制御ロジックで使用するデータに実機セット値等を使用している点が、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止での解析条件とは異なる。しかしながら、これらの違いがパラメータの変化の大きい原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析に与える影響は無視できる。また、主蒸気隔離弁が初期に閉鎖することから圧力制御系は評価結果に影響を与えず、給水流量制御系の動作も、本評価解析の様に給水ポンプトリップや予備機が起動（その後ランアウト流量制限がかかる）する場合には期待されない。再循環流量制御系に関しては、実機試験は手動モードであるが本事象では自動としている。これは、手動モードにすると、出力が高く維持され放出蒸気が多く原子炉水位低で早期に再循環ポンプがトリップし、結果として出力が小さく評価されるためである。

図4-1 インターナルポンプ3台トリップ時の過渡変化

図4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法（評価マトリックス）

分類	重要現象		計算モデル	妥当性確認 (着目パラメータ)
炉心 (核)	核分裂出力		核特性モデル	図 4-1, 図 4-4～図 4-7 (中性子束変化)
	反応度フィードバック 効果		反応度モデル (ボイド・ドップラ)	
			反応度モデル (ボロン)	図 4-26～図 4-33
	崩壊熱		崩壊熱モデル	図 4-8
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	図 4-1, 図 4-3 図 4-5～図 4-7 (中性子束, 水位変化) 図 4-9～図 4-16
原子炉圧力 容器 (逃がし安 全弁含む)	冷却材 流量変 化	コーストダ ウン特性	再循環系モデル	図 4-1～図 4-2 (炉心流量変化)
		自然循環流 量		図 4-2, 図 4-17, 図 4-18 (炉心流量)
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	図 4-3 (逃がし安全弁流量)
	ECCS注水 (給水系・代替の注水設 備含む)		給水系モデル	図 4-4, 図 4-6 (給水流量変化時の中性子束) 図 4-19～図 4-21
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	図 4-22～図 4-33
原子炉格納 容器	サプレッション・プー ル冷却		格納容器モデル	基礎的な物理法則を適用し たモデルであるため式確認 とした。

(1) 実機インターナルポンプ 3 台トリップ試験

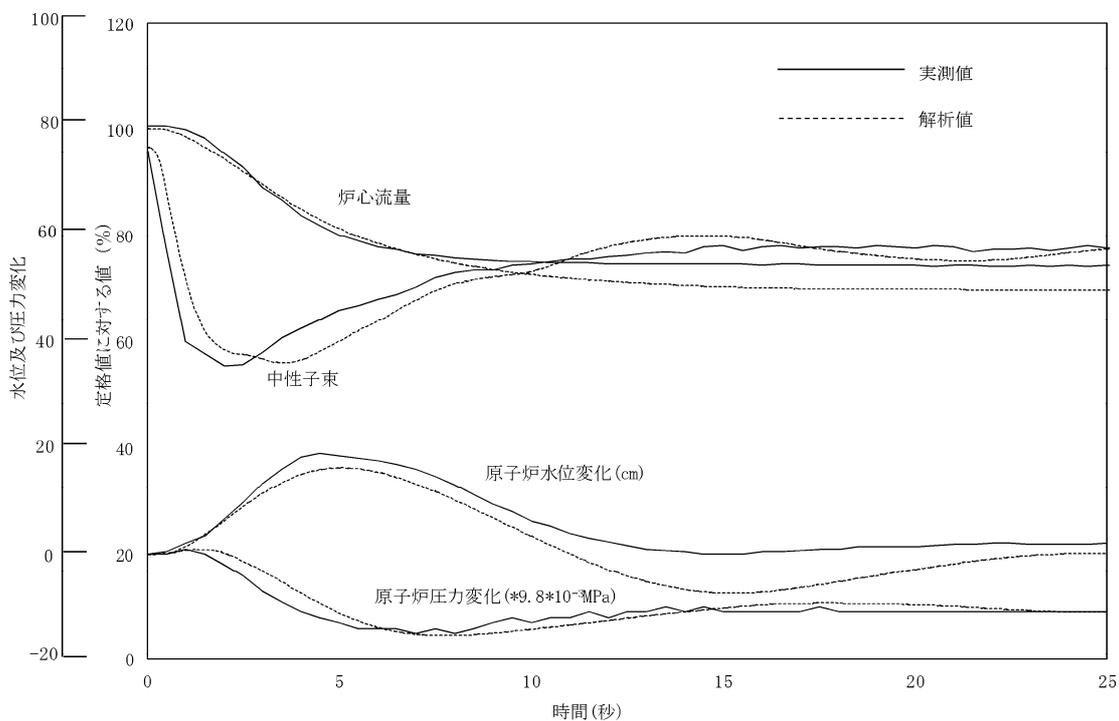


図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，常用高圧母線の故障等の発生を模擬し，常用高圧母線に接続するインターナルポンプを 3 台同時にトリップさせている。

b. 実機試験結果の挙動

インターナルポンプ 3 台トリップにより炉心流量が急減し，再循環系が手動モードであることから，流量は回復することなく，約 70%で整定する。炉心流量の低下により中性子束も低下するが，この間プラントはスクラムしないため運転は継続している。水位は一時的に約 20cm 上昇するが，給水制御系により通常水位に制御される。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は，炉心流量，中性子束，原子炉圧力，原子炉水位とも実機挙動の変化傾向とはどの時点でも一致している。なお，原子炉水位は過渡的に実機との変化幅の差が大きくなっているが，プラント状態が整定しつつある 25 秒付近ではその差は小さくなって来ている。

(2) 実機発電機負荷遮断試験

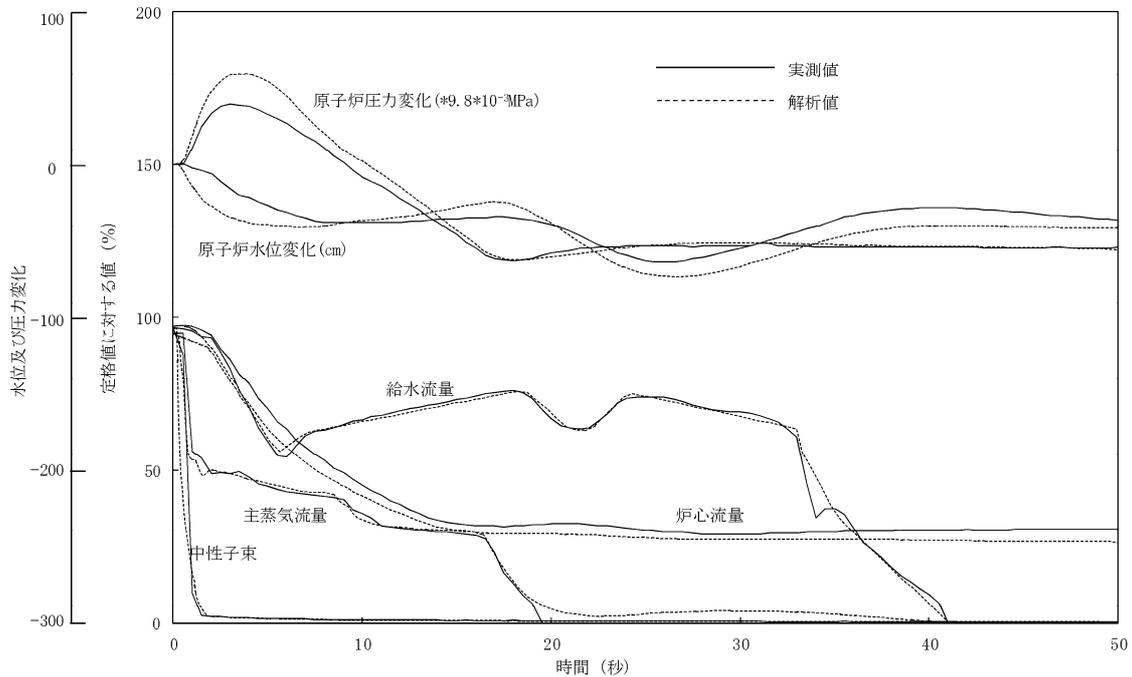


図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、送電系統の故障等により、負荷が急激に遮断された場合を模擬し、発電機負荷遮断を行っている。

b. 実機試験結果の挙動

発電機負荷遮断信号により、主蒸気加減弁の急閉、タービンバイパス弁の急開が生じ、原子炉は直ちにスクラムしている。スクラムすることにより中性子束は急激に減少してほぼゼロとなる。なお、図には示していないが、バイパス弁容量が定格蒸気流量の33%であるため、圧力が上昇し逃がし安全弁が3弁開放している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、中性子束、主蒸気流量、原子炉圧力、原子炉水位とも実機試験と同様な変化となっている。原子炉圧力は解析の方がやや高めとなっており、解析結果が保守的な評価を与えている。なお、本事象においては、給水ポンプに、トリップ、予備機起動、ランアウト流量制限等が生じており、過渡的に給水制御指令信号から切り離される。こうした条件下でも実機試験の給水流量挙動を模擬するため、起動停止の流量変化がある部分では解析で得られる流量に補正をかけて再現している。

(3) 実機主蒸気隔離弁全閉試験

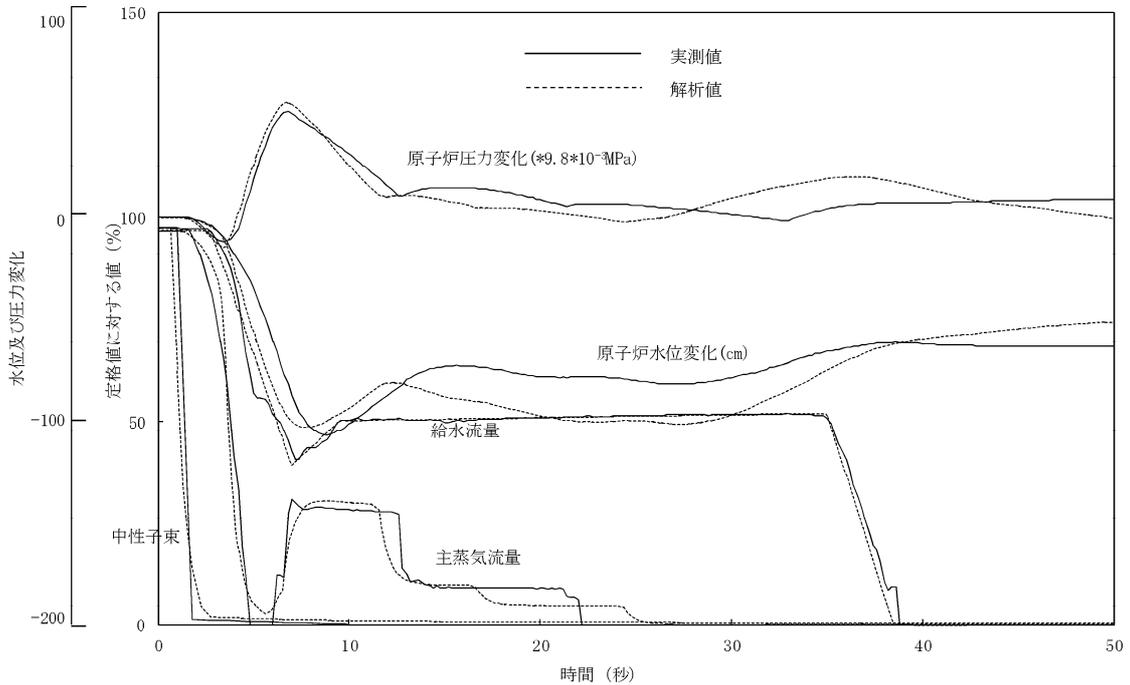


図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，原子炉水位，主蒸気流量等の原子炉系の異常，あるいは運転員の誤操作等により主蒸気隔離弁が全閉することを模擬している。

b. 実機試験結果の挙動

主蒸気隔離弁全閉により直ちに原子炉はスクラムし，主蒸気流量はゼロに，中性子束もほぼゼロになる。原子炉圧力は約 0.51MPa 上昇しているが，逃がし安全弁が 6 弁開放することにより圧力上昇が抑えられている。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量，原子炉圧力とも実機の増減方向を良く模擬しており，その変化幅の差も小さい。

なお，本事象においては，事象発生直後から給水ポンプに，トリップ，予備機起動，ランアウト流量制限等が生じ，過渡的に給水制御指令信号から切り離されている。こうした条件下で実機試験の給水流量挙動を模擬するため，解析における給水流量変化は入力としている。

(4) 実機給水ポンプトリップ予備機不起動試験

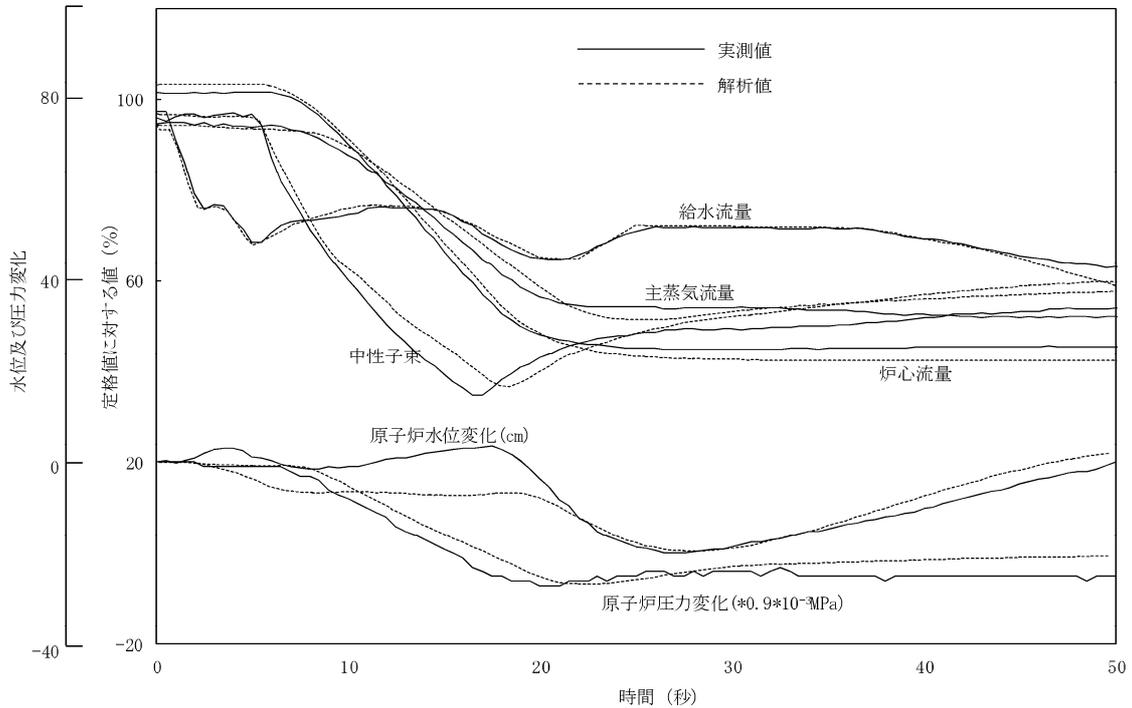


図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、給復水系ポンプがトリップし、予備機が自動起動しなかった場合を模擬した。なお、水位低下を抑えるために再循環ポンプをランバックさせることで出力を低下させ、運転継続が図られている。

b. 実機試験結果の挙動

タービン駆動給水ポンプの1台がトリップし、予備のモータ駆動給水ポンプが起動しないため、給水流量が低下するが、インターナルポンプを自動ランバックさせ出力を低下させることで水位低下を抑えている。原子炉水位は約 20cm 低下した後に回復傾向となり、運転継続している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、中性子束、主蒸気流量、原子炉圧力とも良く実機と一致している。原子炉水位は、解析の方の低下が速いが、最低水位及びその後の回復傾向は良く一致している。なお、解析における給水流量変化は、給水ポンプに、トリップ、ランアウト状態が生じ、過渡的に給水制御指令信号から切り離されているため、実機に合わせた給水流量変化を入力している。

(5) 実機再循環流量制御系速度設定点変更試験

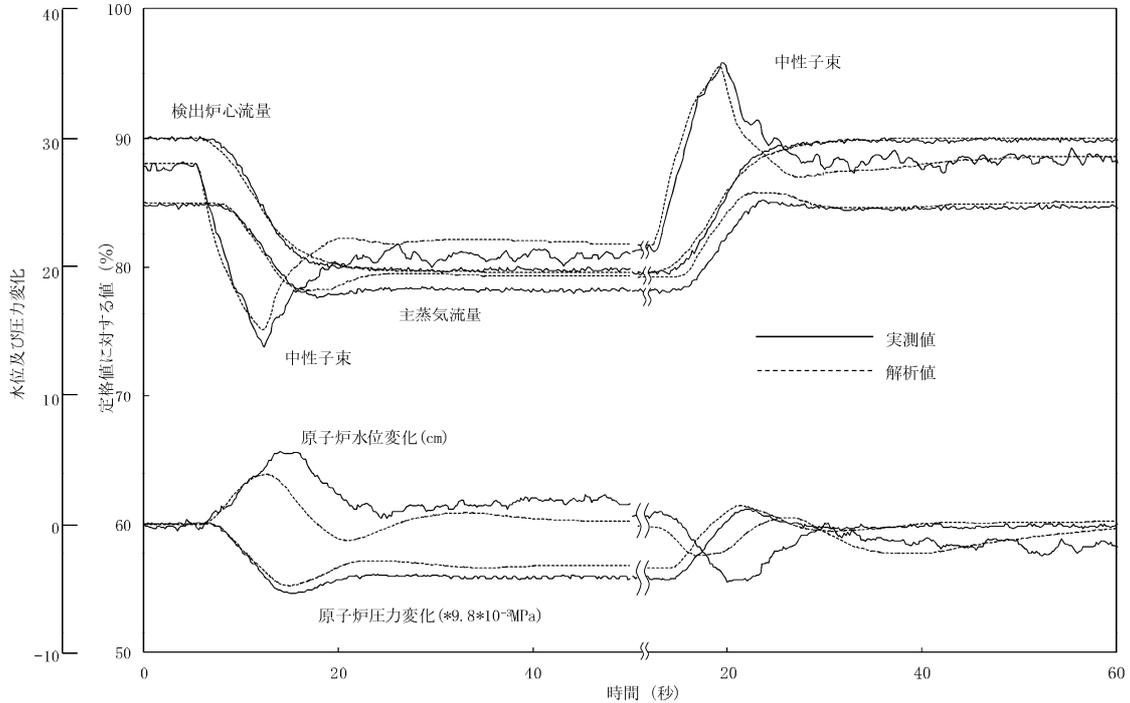


図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験
(定格出力： $\pm 10\%$ 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、再循環流量制御系の再循環ポンプ速度設定を -10% 、 $+10\%$ ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

炉心流量の -10% の変化に対して、中性子束は低下して過渡的にアンダーシュートした後、炉心流量の整定に伴い一定となる。原子炉水位、原子炉圧力等のパラメータも過渡的に変化するがその後安定状態となっている。炉心流量 $+10\%$ も同様である。

c. 実機試験結果との比較

再循環流量を $\pm 10\%$ 変化させた例である。炉心流量の増減により中性子束は急激に変化しているが、炉心流量の整定に伴い安定に整定している。REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

(6) 実機給水制御系水位設定点変更試験

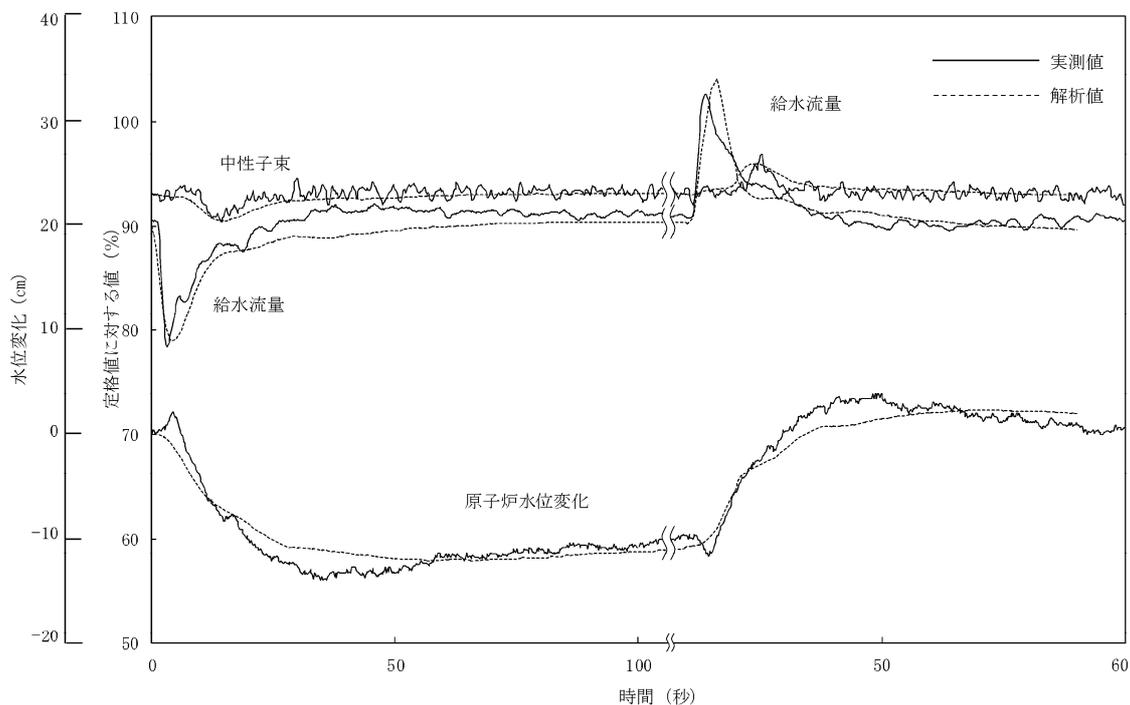


図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験
(定格出力：-+10cm 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、給水制御系の水位設定値を-10cm、+10cm ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

水位設定値の-10cm 変更に対して、給水流量が減少して原子炉水位が低下する。その後目標水位に達すると各パラメータは一定となる。水位設定値+10cm 変更も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉水位を-+10cm 変化させた例であり、REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

(7) 圧力制御系圧力設定点変更試験

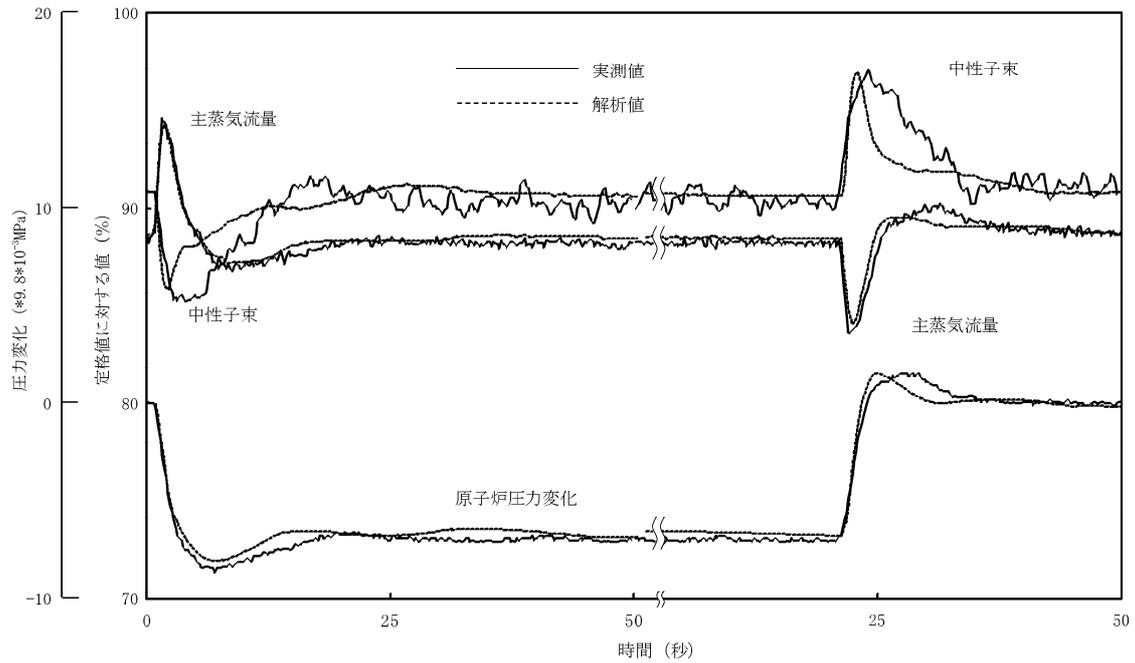


図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

(定格出力： $-+0.069\text{MPa}$ 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、圧力制御系の圧力設定値を -0.069MPa 、 $+0.069\text{MPa}$ ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

原子炉圧力の -0.069MPa の変化に対して、主蒸気流量、中性子束は過渡的に変化した後、原子炉圧力の整定に伴い一定となる。原子炉圧力 $+0.069\text{MPa}$ も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉圧力を $-+0.069\text{MPa}$ 変化させた例であり、REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認

炉心（核）に対する重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果、崩壊熱であり、RE DYコードでは、これらを評価するモデルとして、

- ・核特性モデル（一点近似動特性モデル）
- ・反応度モデル（ボイド、ドップラ及びボロン）
- ・崩壊熱モデル

を採用している。

4.2.1 核特性モデルと反応度モデル（ボイド、ドップラ）の妥当性確認

(1) 実機試験結果との比較による妥当性確認

RE DYコードの核特性モデルには一点近似動特性モデルを採用しており、方程式自体は机上または実験解析で検証されている公知のものである。実機の原子力発電プラントに、この一点近似動特性モデルを適用した場合、正しい核定数及び適切な反応度フィードバックが与えられた条件下において、実機試験の中性子束応答を良く模擬できることは、これまで国内外での多数の実機試験との比較で確認されている。この妥当性確認は核特性単独モデルでは出来ず、核特性モデル、反応度モデルに加え他の熱水力モデル等との総合効果として確認される。

核特性モデルの妥当性を確認することが目的であるため、ここで引用する実機試験結果は、原子炉がスクラムしない場合の事象が参照対象となる。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

本事故シーケンスで作動する再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減による炉心内ボイド率増加に伴う出力抑制模擬能力は図 4-1、図 4-5 により、給水流量変化（E C C S 注水）から生じる炉心入口サブクーリング変化に伴う炉心内ボイド率増減に伴う出力変化の模擬能力は図 4-4、図 4-6 から、圧力変更に対する出力変動模擬能力は図 4-7 からその妥当性が確認できる。

(2) 反応度モデル（ボイド、ドップラ）の妥当性確認

RE DYコードの反応度フィードバックは、沸騰水型原子炉模擬計算コードによる評価から求められた反応度係数に不確かさ等を考慮し、保守因子として動的ボイド係数 1.25、動的ドップラ係数 0.9 を掛けて評価している。しかしながら、本事故シー

ケンスでは、従来の運転時な異常な過渡変化や事故解析と異なって、プラント状態が大きく変化することから、従来と同じ反応度保守因子を不確かさとして用いることの影響を確認する。

事象進展に沿って生じるこの不確かさを評価した結果を添付4「原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード）」に示す。これより、保守因子は、動的ボイド係数は1.0～1.6倍、動的ドップラ係数は0.85～1.2倍として、これらの組み合わせを不確かさとする。

4.2.2 反応度モデル（ボロン）の妥当性確認

実機試験からは確認出来ない反応度フィードバックモデルのうち、ボロン反応度に関しては、後述する「4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認」でそのモデルの妥当性確認を実施している（図4-26～図4-33）。このモデルでは、反応度抑制に寄与する炉心内のボロン濃度変化をモデルで計算し、この濃度にインプット定数としての、高温停止に必要な「ボロン反応度／ボロン濃度」を乗じてボロン反応度に換算している。

高温停止に必要なボロン反応度は、三次元未臨界性評価を考慮しているため、その不確かさは、ほう酸水注入系の三次元未臨界性評価における停止余裕基準の1.5%△k⁽⁰⁶⁾ ⁽⁰⁷⁾とする。なお、本評価は、定格運転時に臨界を保った状態を起点としており、高温停止に必要なボロン所要量は炉心の違いで大きく変化することはないため、代表的に平衡炉心で評価しているが、ここでは、炉心変更及びMOX混在炉心の場合における装荷遅れ等に伴う高温停止に必要なボロン反応度の不確かさについても考慮し、十分余裕がある値として停止余裕基準と同等の1.5%△kとした。

よって、これらの合計から3%△kを不確かさとした。

4.2.3 崩壊熱モデルの妥当性確認

REDYコードの崩壊熱は、11群または4群モデルで模擬し、両モデルは同等であることを3.3節で確認している。

以下、11群モデルについて説明する。11群モデルは1979年に米国のNUREG-1335⁽⁰⁵⁾で参照され、Idaho National Engineering Laboratoryが採用した11群モデルとデータを採用している。日本では、1992年4月28日の原子力安全委員会、原子炉安全基準専門部会 原子力崩壊熱評価小委員会での論議により、AESJ推奨値を用いることも妥当との結論が得られている。本資料の図にREDYコードで使用している崩壊熱曲線を重ね合わせたものが図4-8である。11群モデルと現状のデータはGEモデル（1973）+3σともほぼ同等であり、新ANS（1979）+2σやAESJ推奨値よりは、わずかに高めに評価していることが確認できた。なお、図4-8からREDYコードで使用している崩壊熱計算の不確かさは、1秒の時点で最大+0.8%、-0.1%である。

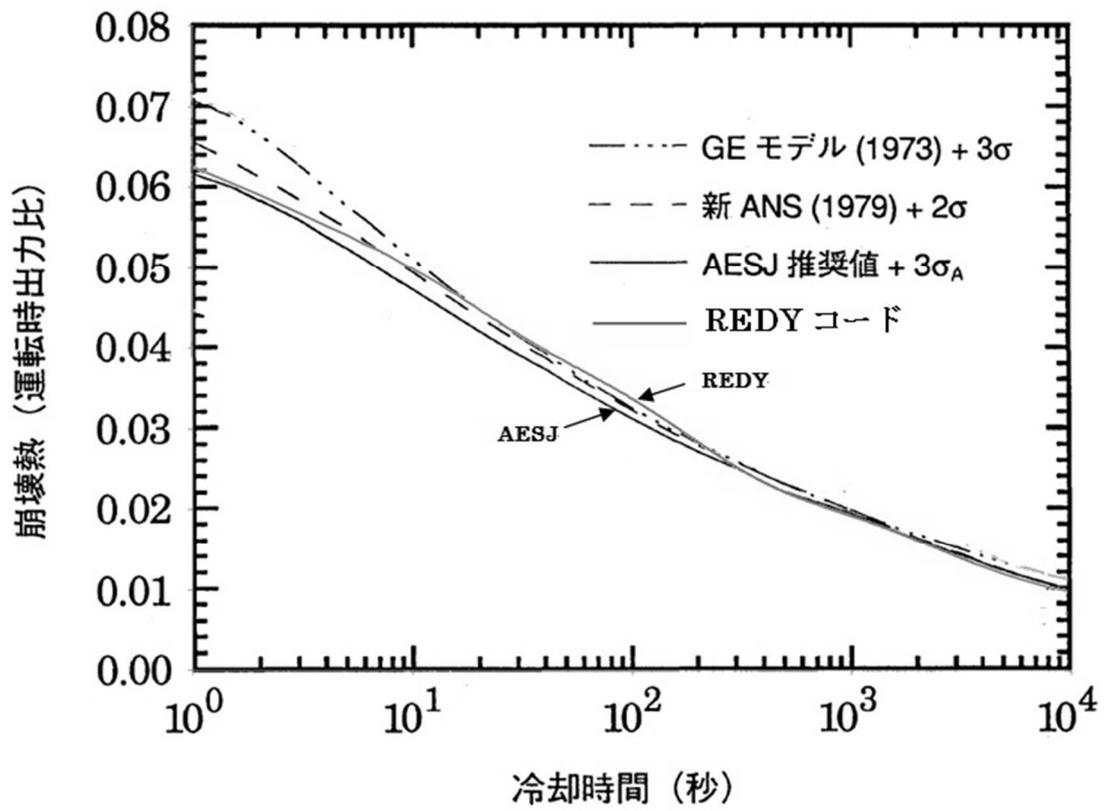


図 4-8 REDYコードの崩壊熱曲線と各種推奨値との比較

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認⁽⁰⁴⁾

炉心（熱流動）に対する重要現象は、沸騰・ボイド率変化であり、REDYコードでは、炉心ボイドマップとそのスイープモデルのことである。

炉心ボイドマップは、定格炉心流量における出口クオリティと炉心平均ボイド率との関係を、炉心入口サブクーリングをパラメータして纏めた関数である。

関数は定常状態に対して求められたものであるが、炉心流量補正、さらにスイープモデルを用いて、過渡状態に対しても成立させている。炉心ボイド率へのスイープ効果は炉心流量の変化を考慮した二次遅れモデル近似である。

具体的には、REDYコードでは、図4-9に示すようなボイドマップを用いて、炉心入口サブクーリングと炉心出口クオリティから炉心平均ボイドを求める。これに炉心流量補正やボイドスイープの効果を考慮して過渡時のボイド率を計算している。

なお、運転時の異常な過渡変化では最大ボイド率が約60%となっている。一方、実機試験でのボイド率計測は出来ないが、事象自体は同等の試験が多数存在し、REDYコードではプラント全体の挙動を良く再現している。つまり、間接的に、実機試験でボイドマップの妥当性が確認されている。これに対し、本事故シーケンス解析での最大ボイド率は約65%であり運転時の異常な過渡変化と大きな差は無い。さらに、ボイドマップ自体は炉心熱水力解析コードの計算結果に基づき作成された関数であり、本事故シーケンスにおける炉心出口クオリティ、ボイド率、炉心入口サブクーリングの変化はこの設計範囲内にあることが確認できている。

なお、REDYコードでは模擬できないが、短時間領域では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなると想定される（考察は添付2参照）。これに伴いボイドマップも変わるものと推測され、この過渡時のボイドマップを初期炉心状態として作成し、その影響を参考解析してみると、短時間の評価パラメータは小さめに評価されることが確認できた（添付3、付録A）。

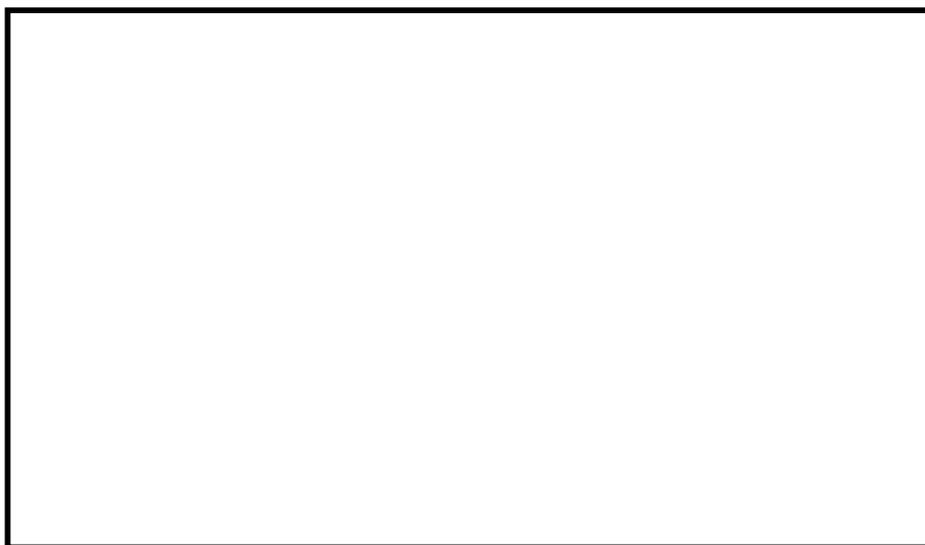


図4-9 ボイドマップの例

本資料のうち、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。

4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験

図 4-10 及び図 4-11 に日本国内で実施された試験装置系統図，及び試験部を示す。

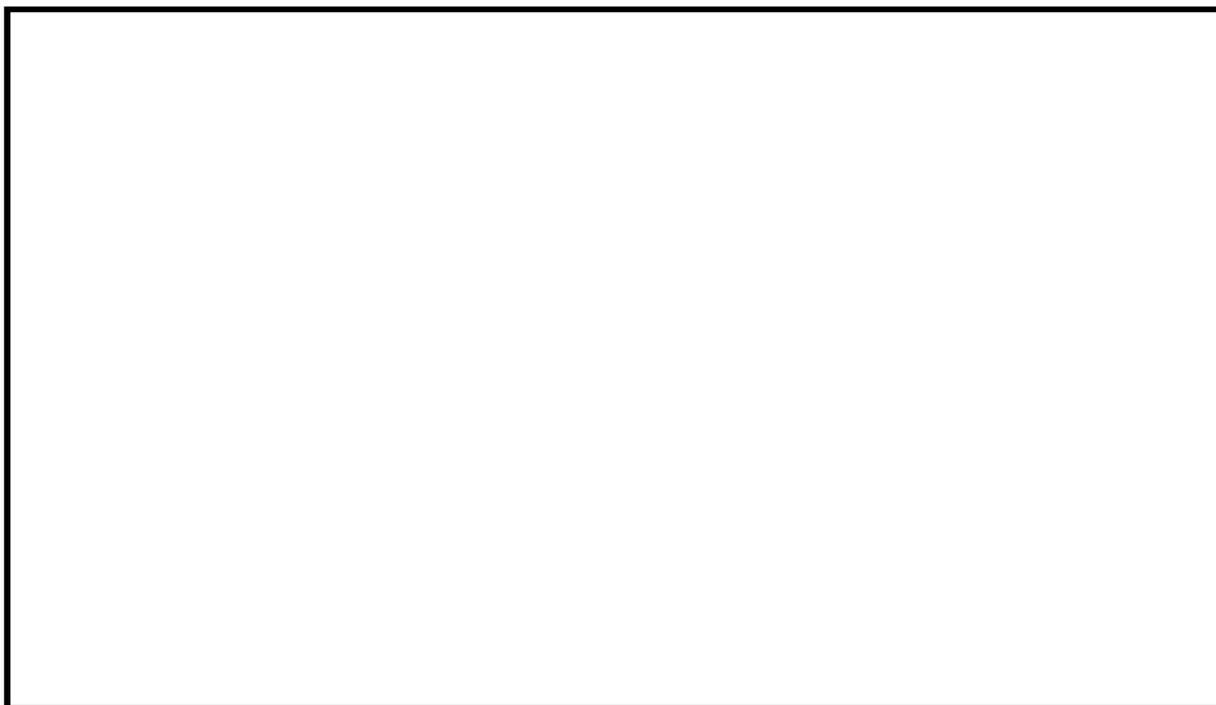


図 4-10 試験装置系統図

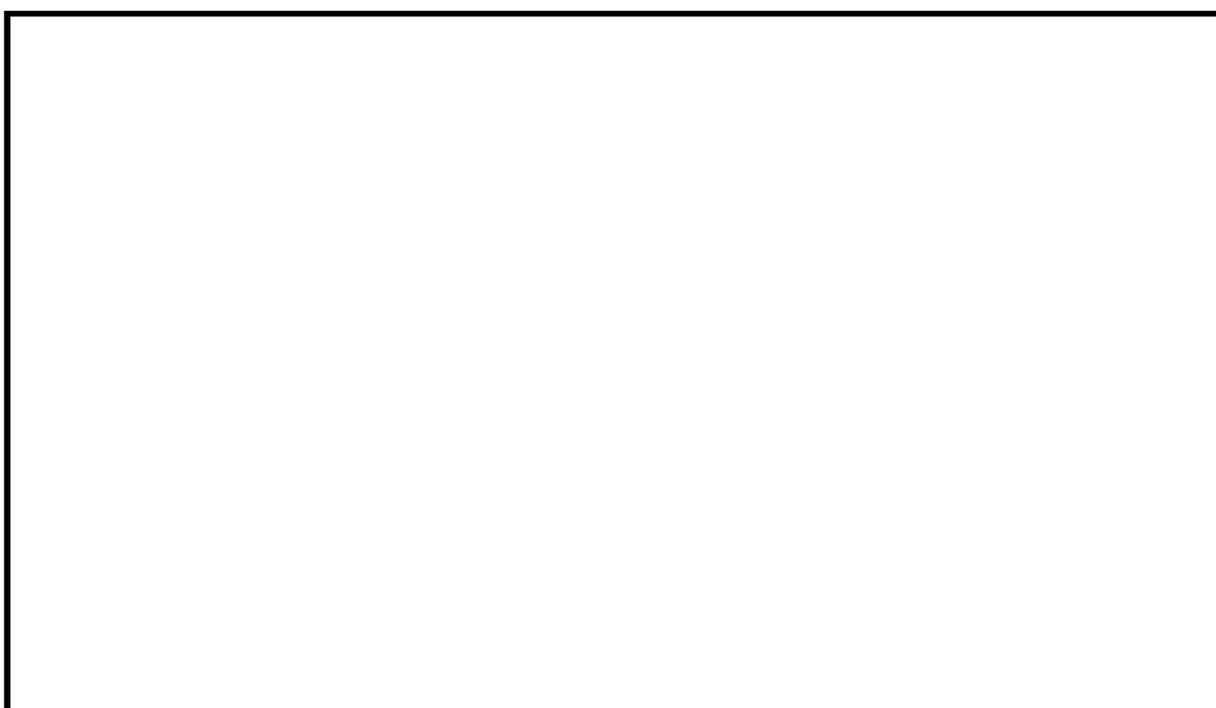


図 4-11 試験部概要図と解説

本資料のうち，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 4-12 に、実機定格流量相当における定常状態のボイド試験結果について、試験結果で得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係を示す。図中、REDYコードにおける設計式の値を実線で示すが、試験結果と良く一致していることが確認されている。



図 4-12 ボイドマップの確認結果（実機定格流量相当）

また、同試験装置で過渡時のスweepモデルの妥当性も確認しており、この結果を図 4-13 に示す。

REDYコードのボイドスweepモデルによる計算値についても同図に示すが、両者の時間変化挙動は良く一致している。また、この妥当性は、実機試験結果との比較でも確認されている。なお、TRACコードによるプラント全体の応答解析結果との比較でも、出力・圧力・炉心流量の変化幅や変化速度に係らずほぼ同等となっている。



図 4-13 流量減少時のボイド率変化

本資料のうち、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。

GE社から報告されているボイドスweepモデルの妥当性確認結果では、試験装置は実機との相似性を考慮した設備とし、電気入力を正弦状に変化させて、出力と平均ボイド率の周波数伝達関数を求めている。この実験解析をREDYコードの可変二次遅れスweepモデルと比較した結果を図4-14に示すが、実炉で重要な0.1Hzから1Hzの周波数範囲で実験結果と解析結果とは、良く一致していることが確認されている。



図4-14 過渡時ボイド率の解析結果と実験結果との比較
(出力ー平均ボイド伝達関数の周波数応答)

4.3.2 炉心平均ボイド率の炉心流量補正モデルに係る妥当性確認

REDYコードでは定格炉心流量で定めた炉心平均ボイドマップを用いており、炉心流量が低下した場合に相対的蒸気ドリフト量が増えて炉心内の平均ボイド率が変化するを炉心流量の二次関数でマイナス補正している。本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に低炉心流量や自然循環状態で高出力状態が継続することからこのモデルの重要度が高い。

図 4-15 は、「4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験」の中で報告している日本国内で実施された試験結果を、炉心入口流量の変化に伴うボイド補正率 (PU) の関係として整理したものである。試験装置は、8×8 燃料を模擬しており、出力分布が均一の場合 (かつ、炉心出口クオリティ 25%) と下方ピーク (かつ、炉心出口クオリティ 20%) の場合の試験結果 (それぞれ 4 点と 2 点) をプロットしている。これによると、炉心ボイド率の炉心流量補正率は、軸方向出力分布の違いに係らず、REDYモデルの二次関数とほぼ一致しており、その妥当性が確認できた。



図 4-15 炉心ボイドマップの流量依存性 (国内試験結果との比較)

上記の試験で模擬した燃料は 8×8 燃料であること、試験点数が必ずしも十分とは言えないことから、炉心ボイド率の炉心流量補正モデルの妥当性確認の方法として、設計データとの比較手法 (炉心熱水力解析コードで多数のボイドマップデータを作成し、炉心流量の違いによる影響を整理する手法) を用いる。

図 4-16 は、炉心流量を 15%、40%、70%、100%とし、それぞれに対して炉心出口クオリティを 30%、40%、60%、80%かつ 6 種類の炉心入口サブクーリングを変えた場合の試験解析を行い、ボイド率補正率 (PU) (=定格炉心流量でのボイド率に対する補正割合) を求めて図に纏めたものである。図では試験点が重なっているが、同じ炉心流量における試験解析点数は上記より各 24 個存在する。なお、燃料は 9×9 燃料 A 型の平衡炉心を想定している。

本資料のうち、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。

同図に、REDYコードモデルで使用している二次関数を実線で併記しているが、炉心出口クオリティや炉心入口サブクーリングの違いに係らず、ボイド率補正率(PU)は炉心流量の二次関数でフィッティング出来ることが示されている。なお、約40%流量付近では、試験解析点よりREDYモデルのデータの方がボイド率を少なめに評価しており、これは短時間領域での原子炉出力を高めめに評価していることを意味する。

本図から、破線で示した様な炉心流量に依存しない場合(補正無し)を不確かさ下限とし、15%炉心流量での試験解析点も包含する二次関数を不確かさ上限とする。



図 4-16 炉心ボイドマップの流量依存性 (試験解析結果との比較)

4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認

炉心ボイドの挙動は実機では直接確認することが出来ない。ただし、核分裂出力変化の妥当性を実機試験結果で確認した4.2.1節と同様に、REDYコードのボイドマップが実機の過渡変化挙動を模擬出来ないと、

- これによって生じるボイドフィードバック起因の中性子束変化
- 炉心内ボイド率が変化することでのシュラウド外水位変化（検出水位）

が模擬出来ないことになる。

以上より、これらの中性子束、検出水位を着目パラメータとして実機試験結果とREDYコードの解析結果を比較した。

図4-1 インターナルポンプ3台トリップ時の過渡変化

図4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

図4-1のREDYコードの解析結果は、炉心流量急減に伴う実機の中性子束変化を良く模擬しており、結果的に本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う炉心ボイド率の増加現象が模擬出来ることを意味している。

図4-3のREDYコードの解析結果は、実機の原子炉水位変化を良く模擬しており、スクラム失敗を仮定した原子炉隔離に伴う圧力上昇によって（この場合はスクラムも併用）生じる炉心ボイド率の減少現象を十分模擬できることが確認できたと言える。

図4-5の再循環流量の増減変化に対する中性子束の変化は良く実機を模擬できているが、これにより、炉心流量の変化に伴うボイドスweepのモデルの妥当性が確認できる。

図4-6は、給水流量を試験で増減させたものであるが、中性子束の変化が良く実機を模擬できている。この場合、給水流量の変化は炉心入口サブクーリングを増減させるが、炉心入口サブクーリングをパラメータとしているボイドマップの妥当性が示されている。

図4-7は原子炉圧力を増減させた試験結果であるが、中性子束の変化は良く実機を模擬できている。すなわち、ボイドマップの圧力変化に対する模擬モデルの妥当性が確認できる。

4.4 原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認

原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）に対する重要現象は、冷却材流量変化（強制循環時）、冷却材流量変化（自然循環時）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、ECCS注水（給水系・代替の注水設備含む）であり、REDYコードでは、これらを評価するモデルとして、

- ・再循環系モデル
- ・逃がし安全弁モデル
- ・給水系モデル
- ・ほう酸水拡散モデル

を採用している。

4.4.1 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その1 （冷却材流量変化（強制循環時））

重要な物理現象である、冷却材流量変化（強制循環時）の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップによる炉心流量低下速度は、炉心のボイド挙動、炉心を含む過渡流れの圧力損失係数、再循環ポンプの慣性定数や初期回転速度といった多くのパラメータによって複合的に影響を受ける。

よって、ここでは再循環ポンプトリップ、またはそれ相当の炉心流量変化がどの程度REDYコードで模擬出来ているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-1 の実機試験結果は全 10 台のインターナルポンプの内、3 台のポンプがトリップした場合であるが、REDYコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。また、図 4-2 の実機試験結果はインターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップ（+6 台のインターナルポンプランバック）が行われた事象であるが、こちらもREDYコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。

以上から、本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う再循環系モデルの妥当性が確認できた。

なお、再循環ポンプの炉心流量低下率はポンプの時定数が支配的要因となり、時定数の不確かさはポンプの設計仕様から+10%、-10%である。

4.4.2 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その2

(冷却材流量変化 (自然循環時))

重要な物理現象である、冷却材流量変化 (自然循環時) の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップにより、自然循環状態で高出力状態が継続する原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、炉心流量の整定値が高い場合に炉心内ボイド率が小さくなり出力が大きくなると想定される。よって、ここでは再循環ポンプトリップ後の自然循環流量がどの程度 R E D Y コードで模擬出来ているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

BWRプラントの起動停止の運転では、最低ポンプ速度状態を経由するも自然循環流量での運転は行わない運用としている。このため、通常運転時の自然循環状態の実機データは存在しないが、図 4-2 の過渡事象はこれに近いものとなっている。

図 4-2 に示した実機の発電機負荷遮断試験結果では、インターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップが行われ、残りの 6 台のポンプが最低ポンプ速度運転となった炉心流量状態が実現されており、低炉心流量状態を模擬したデータであると見做すことができる。

この場合は、原子炉がスクラムされていることから炉心のボイド率も次第に低下していく過程にあるが、R E D Y コードはこの過程を含めて低炉心流量状態を模擬出来ることが示されている。

4.4.3 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その3

(冷却材流量変化 (自然循環時))

上述した A B W R の実機試験結果での妥当性確認結果は、自然循環状態に近いものとして 6 台のインターナルポンプが最低ポンプ速度となった場合であるが、これを補足する目的で、従来型 B W R での試験結果との比較結果を示す。なお、解析コードは“REDY Ver. 1”を使用しているが、ここで確認している主要なモデルは REDY Ver. 1 (ATWS 用)”と同等である。

図 4-17 は、460MWe の従来型 B W R プラントにおいて、二つある M / G セットを手動でトリップさせた試験結果を R E D Y コードで再現解析したものである。M / G セットトリップにより、ポンプ回転速度が徐々に低下し、これにつれて炉心流量も低下し、自然循環状態になっている。これによれば、炉心流量、中性子束及び主蒸気流量変化とも 20 秒後の整定値は約 2% 以内で一致している。

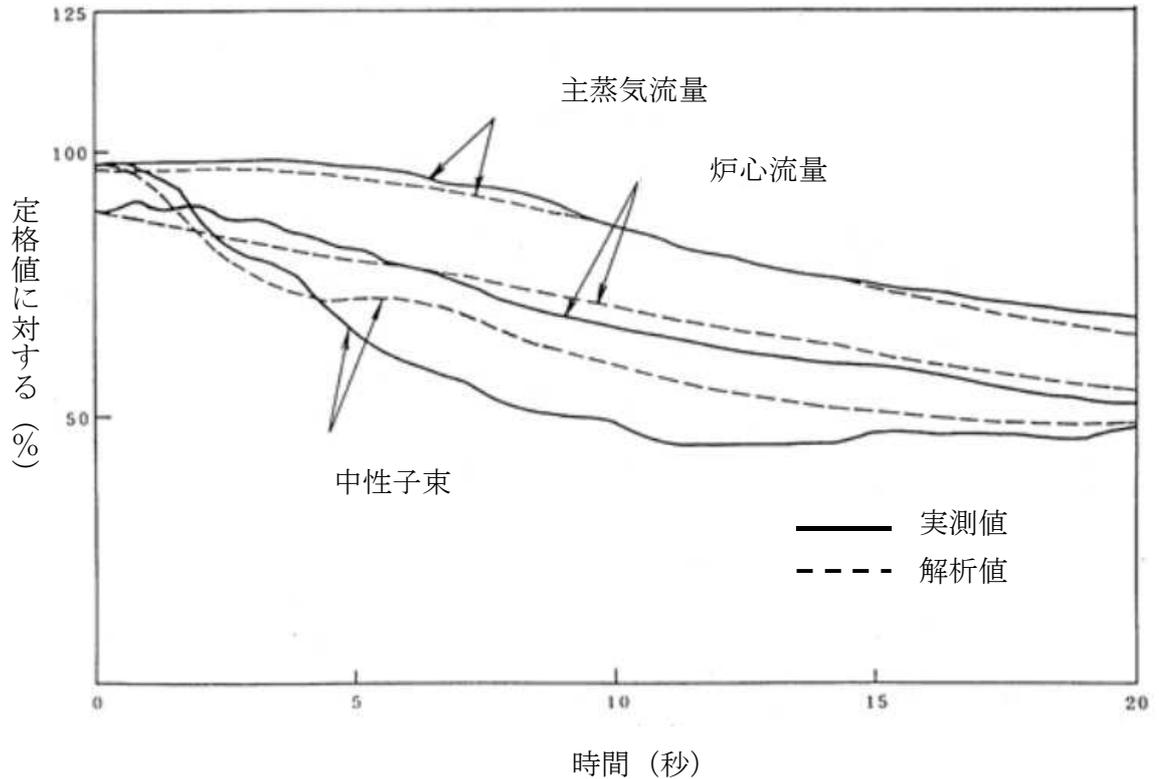


図 4-17 再循環ポンプM/Gセット 2 台トリップ試験

図 4-18 は、1100MWe の従来型 BWR プラントにおいて、二つある再循環ポンプを手動でトリップさせた場合の試験結果を REDY コードで再現したものである。この場合も 20 秒後の自然循環状態に着目すると、原子炉水位変化、原子炉圧力変化、中性子束変化も整定値で数%以内の差で一致しており、ここで着目したい自然循環流量の値は精度良く模擬できることが確認できた。

本事故シーケンスでは、原子炉水位が大きく低下し、さらに ECCS も注水されることから、上述の実機試験結果における自然循環流量の状態とは異なる。しかしながら、自然循環流量はシュラウド内外のマスバランスによって決定される単純な物理現象であることから、これらの結果を踏まえて推定するに、本事故シーケンスにおける自然循環流量の模擬は妥当であると考えられる。

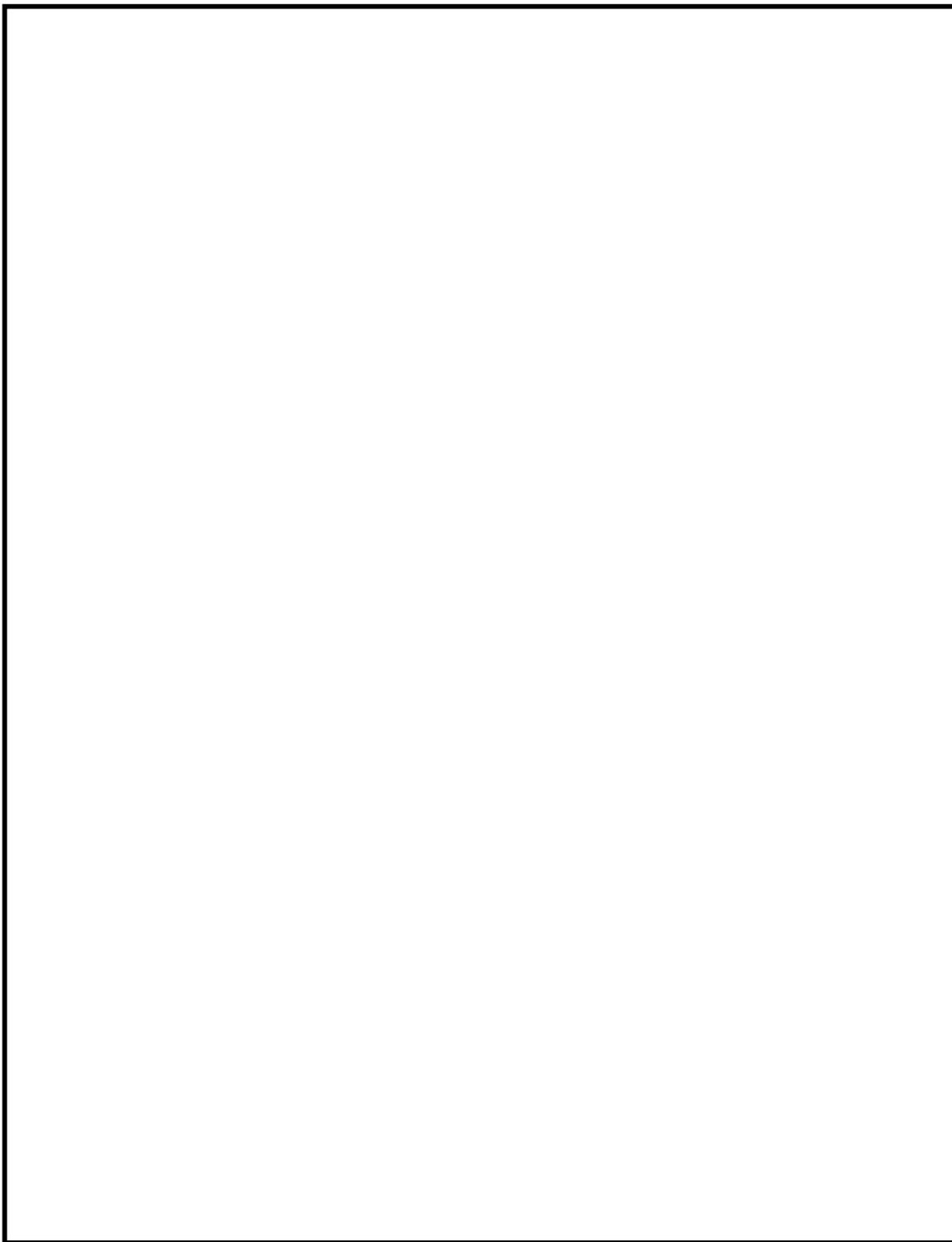


図 4-18 再循環ポンプ 2 台トリップ試験

本資料のうち、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。

4.4.4 逃がし安全弁モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認

原子炉圧力の評価にとって重要な物理現象である冷却材放出は、本事故シーケンスでは逃がし安全弁からの蒸気放出に該当する。実機ではこれに対応した試験結果が存在することから、これをREDYコードの流量変化（自然循環時）との比較によって行う。

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-3 の主蒸気隔離弁全閉時の実機試験結果にある主蒸気流量は、原子炉が隔離した後は全て逃がし安全弁から放出される蒸気流量である。ここにおいて、REDYコードの解析結果と実機試験結果の挙動は開閉タイミングを含めてほぼ一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象に対して、逃がし安全弁モデルを使うことの妥当性が確認された。

なお、モデルにおける吹出し容量は、「日本工業規格 JISB8210」付属書記載の算出式により計算された値をインプットデータとして用いており、吹き出し容量の不確かさは-0%、+16.6%であることが分かっている。

4.4.5 給水系モデルの妥当性確認

(総合的な妥当性確認、主に給水流量)

原子炉への給水流量が変化すると、例えば増加すると、炉心入口サブクーリングが増加するために炉心のボイドが減少し、正のボイド反応度が印加されることで原子炉出力が増加する。また、給水の温度が変化すると、例えば低くなった場合には給水流量が同じでも、前述と同じ理由で出力が増加する。

実機試験結果の中から給水流量変化が主導となる下記の事象にて、REDYコードの妥当性確認を行う。なお、ECCS流量変化に伴う実機データは存在しないが、原子炉に注水された場合の炉内全体の減圧効果や炉心入口サブクーリングに与える影響は同等と考え、ここでの妥当性確認に含めるものとする。

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-4 の実機試験は給水ポンプトリップにより給水流量が急激に低下した場合のプラント挙動であり、給水流量の減少による炉心入口サブクーリング減少が炉心のボイド率増加を引き起こし、時間遅れの後に中性子束減少として表れている。実機試験では再循環ポンプランバックによる炉心流量低下も並行して炉心ボイド率増加を引き起こしているため、炉心入口サブクーリング減少のみの影響ではないが、総合してどのパラメータの挙動もREDYコードは良く模擬出来ている。

図 4-6 は、給水流量が増減した場合のプラント挙動であり、こちらの実機試験結果

では給水流量が減少した場合、増加した場合の中性子束の挙動がREDYコードにて良く模擬されている。

このように、REDYコードの解析結果と実機試験結果の挙動は良く一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象での給水流量変化に対しての模擬能力の妥当性が確認された。

(給水エンタルピモデルの妥当性確認)

給水エンタルピモデルは3.3節の解析モデルに示した様に、2つのモデルから選択出来る。

図4-19は、給水エンタルピモデル(1)のREDYコードで使用している主蒸気流量と給水エンタルピとの相関テーブルを、実機試験データと比較したものである。これによると、モデルで使用しているデータの方が給水エンタルピを多少小さめに評価しており、全般的に良く一致している。ただし、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、早期に主蒸気流量が遮断され零となるが、この点での給水エンタルピはモデルの方が約60kJ/kg(約14℃)程高めであり、これを主蒸気流量が零の点での不確かさとする。



図4-19 給水エンタルピモデル(1)の主蒸気流量と給水エンタルピとの関係

図 4-20 は、給水エンタルピモデルにおける一次遅れ特性を確認したものである。R E D Yコードでは 60 秒の時定数を使用しているが、実機試験結果を良く再現できるのは 80 秒の時定数である。このことから、本事故シーケンスでは給水エンタルピの低下を早めに評価していることとなり、モデルの保守性が確認できた。

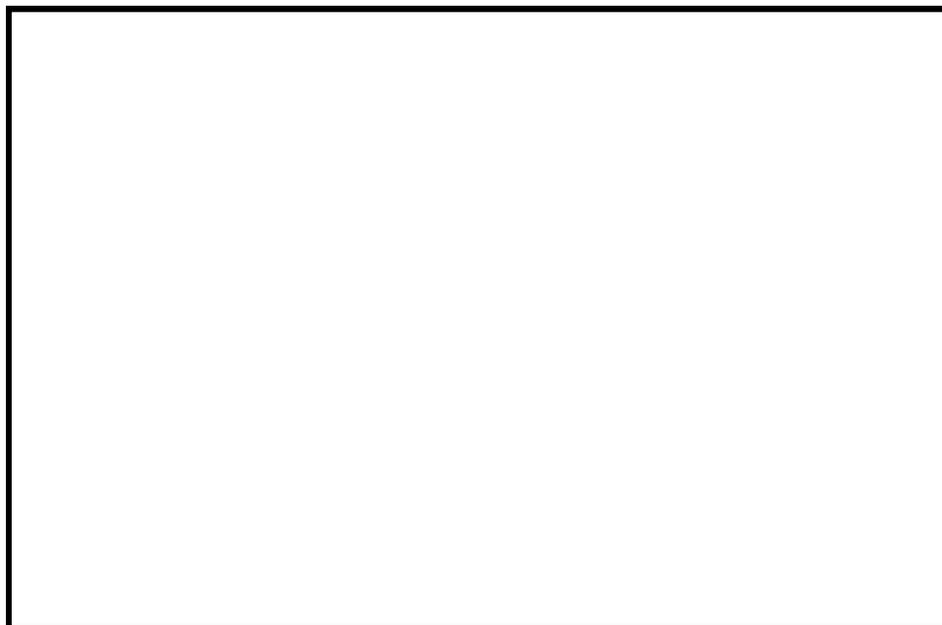


図 4-20 給水エンタルピモデル（1）における一次遅れ特性

図 4-21 は、給水エンタルピモデル（2）で入力する給水エンタルピ変化の保守性を確認したものである。有効性評価では、インプットデータとしての輸送遅れ算出の際に給水流量を上限値一定と仮定している。このため解析では、給水流量の変動を考慮した場合よりも輸送遅れが小さくなり、給水エンタルピの低下を速めに模擬している。

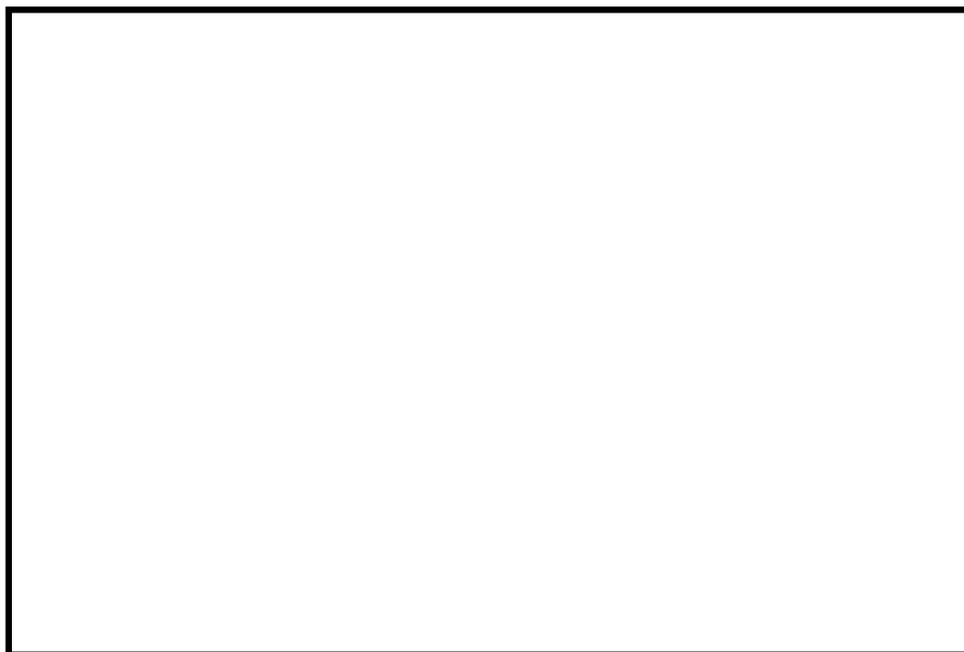


図 4-21 給水エンタルピモデル（2）に入力する給水エンタルピ変化

(ECCSエンタルピの妥当性確認)

本事故シーケンスで期待しているECCS (HPCFとRCIC) の流量は安全要求の下限値を使用し、格納容器のプール水または復水貯蔵槽を水源としている。基本ケースでは、それぞれの設計流量 (HPCFで182m³/h) を用いているが、流量制御をしているRCICは別として、HPCFの場合にはプラス側の不確かさがあり、制御棒挿入失敗を仮定した本事象では、炉心を冷却する作用によりどの評価指標に与える影響も厳しくなる可能性がある。HPCFでは実力値として+137% (250m³/h) の能力があり、これを不確かさとする。

また、制御棒挿入失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、長時間領域での評価指標である格納容器の圧力と格納容器のプール水温度を高め評価する目的で、格納容器のプール水温度は保安規定で定めた上限値 35℃を基本ケースとしている。しかしながら、一方で、ECCSはこの格納容器のプール水も使用しており、より冷たいプール水が結果を厳しくする可能性も考えられる。よって、ここでは設計仕様の常用温度下限である10℃を不確かさの下限とする。

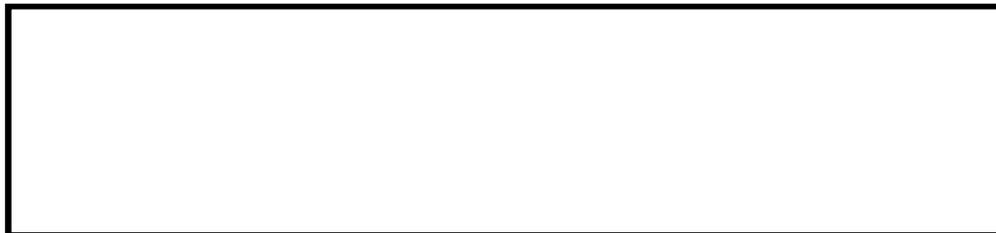
4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認

ほう酸水注入系によって原子炉に注入されたほう酸水は、炉心内冷却材内に拡散されることによりボロン反応度効果として作用し、原子炉を停止させる。

ほう酸水が原子炉に到達するまでの遅れ時間は単純な移送計算で求められるが、到達後の炉内拡散は複雑であり、これを詳細に模擬することは困難である。このため、ほう酸水拡散モデルでは、その入力データを試験結果から得られた結果に基づいて厳しめに設定または補正することで安全側の評価となっていることを確認する。

ボロンミキシングの試験設備は1/6縮尺で模擬した試験設備であり、ほう酸水流量及び炉心流量をパラメータとして炉内ボロン濃度の時間変化を計測している。

図 4-22～図 4-24 に米国で実施された 1/6 スケール 3 次元試験装置(バレットス試験装置)系統図, 及び炉心部測定位置を示す。試験は制御棒挿入失敗を仮定した時の炉心流量範囲でのミキシング条件を考慮し下記の試験条件で行っている。



A BWR用には, 炉心上部からの注水試験が該当し, 自然循環状態では, ボロンは主に炉心バイパス部を下降し, 燃料下部タイプレートのリーク流路から燃料チャンネル内に流入している。ボロンは上部プレナムで一様に混合されている。なお, 従来型 BWR プラントでは, ボロンは下部プレナムで一様な混合が得られることが確認されている。

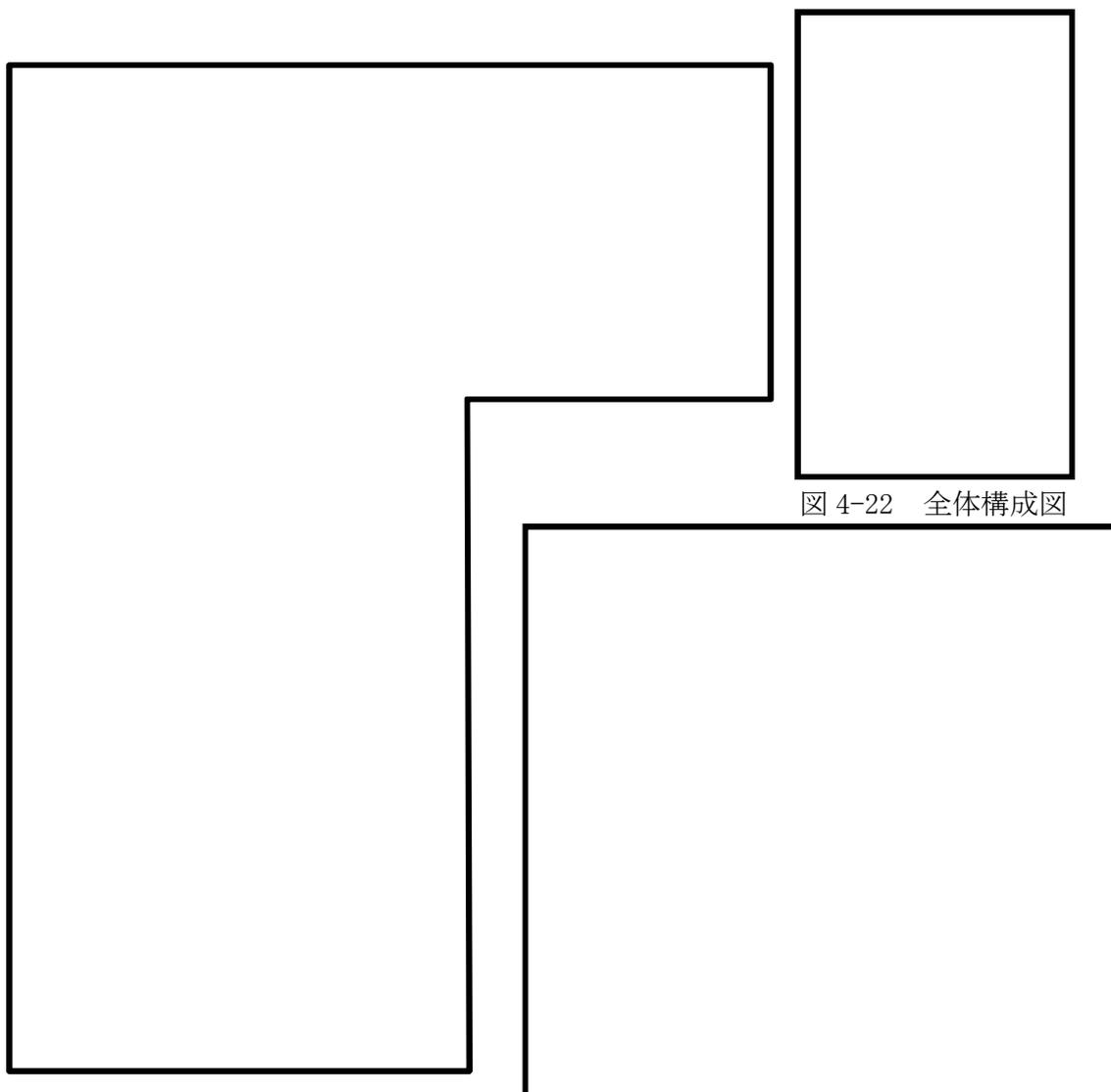


図 4-22 全体構成図

図 4-23 軸方向測定位置

図 4-24 径方向測定位置 (図の■の部分)

(1) ABWRの場合

炉心上部のHPCFスパーージャから注入されるABWRでは、例えば炉心流量がゼロの場合は炉内に注入されたボロンは全量が炉心内に下降し、遅れなく反応度に寄与する。このほう酸水の注入位置によって、ABWRのほう酸水拡散モデルで使用するボロンのミキシング効率は炉心流量には依存しないものと見なされるので、炉内拡散遅れを考慮し、ほう酸水の注入速度を保守的な時間遅れでインプットするモデルとしている。

ABWR向けの試験結果を図4-26～図4-27に示す。また、モデル化の検討図を図4-30及び図4-31に示す。



最も保守側の結果を包含する値を注入速度として用いることは妥当である。

なお、個々の計測値の一例として、燃料集合体内の混合率の変化を図4-25に示す。試験結果からは時間とともに位置によるバラツキは小さくなっている。



図4-25 計測点毎のボロン軸方向測定結果

本資料のうち、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。

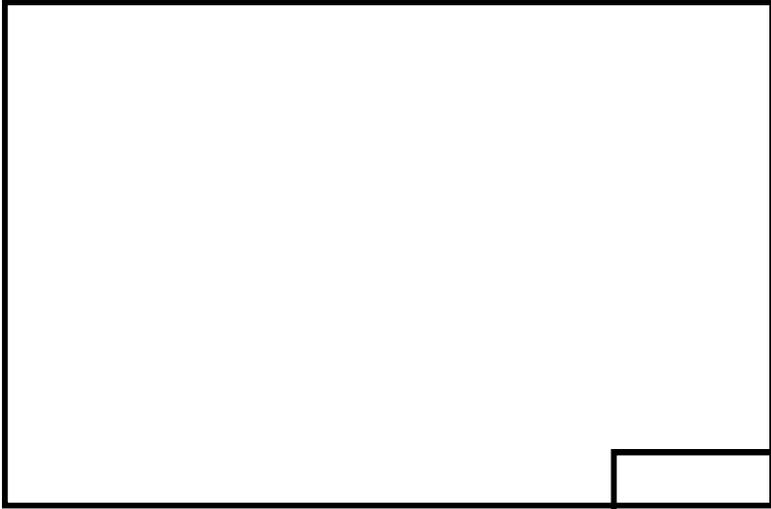


図 4-26 ボロン濃度の時間変化(1)

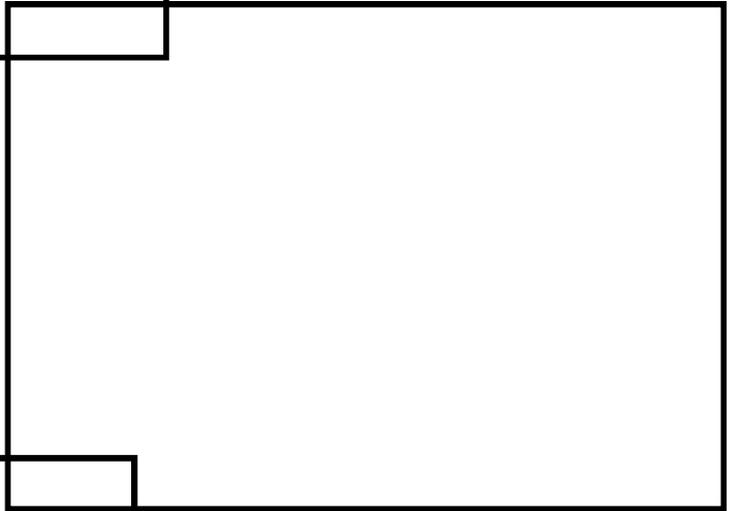


図 4-28 ボロン濃度の時間変化(2)

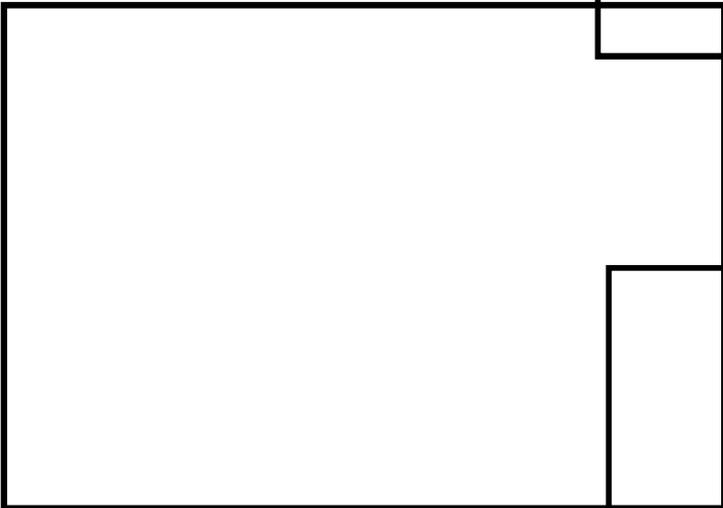


図 4-29 ボロン濃度の時間変化(3)

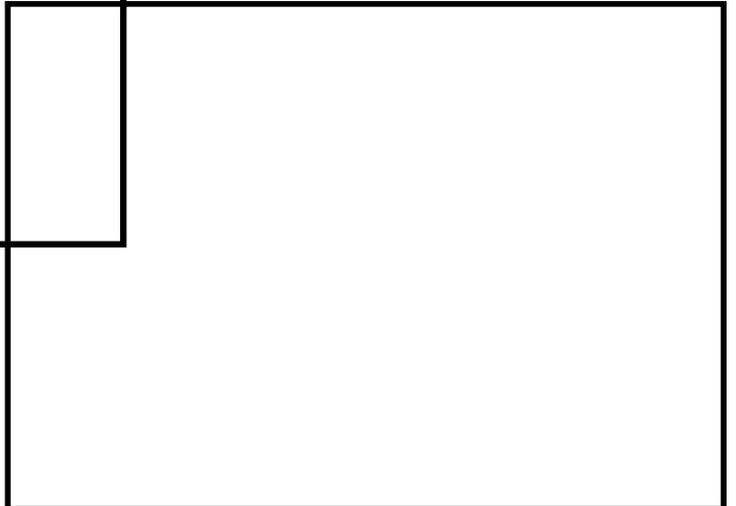


図 4-27 ボロン濃度の時間変化(4)

本資料のうち、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 4-30 S L C 流量と目標濃度到達時間の関係



図 4-31 実機ほう酸水流量におけるボロン濃度時間変化のモデル

本資料のうち、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。

(2) 従来型BWRの場合

炉心下部の下部プレナムスタンドパイプから注入される従来型BWRでは、原子炉に一定速度で注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合にはその一部が下部プレナムに滞留し反応度に寄与できないことが考えられる。これを模擬するためにほう酸水拡散モデルでは、注入速度に炉心流量依存のボロンミキシング効率を掛けている。このボロンのミキシング効率は図4-32のようにモデル化されている。



図4-32 従来型BWRのボロンミキシング効率

従来型BWR向けの試験結果を図4-33に示す。なお、ミキシング効率は「反応度に寄与する領域の濃度」を「炉内全領域で十分に混合した時の濃度」で割った無次元数で定義される。試験の結果から以下が言える。



図4-33 従来型BWRのボロン混合試験結果

これにより、従来型BWRにおいて、

することは妥当である。

以上より、ほう酸水拡散モデルは妥当であることが確認された。

原子炉スクラム失敗を仮定した事象発生時のほう酸水注入系作動前の時点では、ある程度の変動は有るものの、この状態における減速材に関する中性子収支は、中性子減速と中性子吸収の効果がバランスしていると言える。この状態でほう酸水注入系が作動すると、炉心が沸騰状態であれ減速材中にはボロンが含まれ、吸収効果が増加する。このため、前述の状態よりも反応度は低下する。ボロン濃度が一定であれば、上記状態よりも出力が低下したところで再び整定するが、ボロン濃度は増加し続けるため、沸騰状態においても確実に出力は低下して原子炉停止に至ると考える。

本資料のうち、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。

4.5 格納容器における重要現象の妥当性確認

3.3節で示した格納容器モデルは、質量バランスとエネルギーバランスに、基礎的な物理法則を適用したものであり、この妥当性はこれを適用するモデル構築上の仮定確認と、インプットとしての逃がし安全弁からの蒸気流量及び熱交換係数で決まる。以下、モデルが保守的で妥当であることを確認する。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、圧力上昇によって開いた逃がし安全弁からの蒸気は排気管を經由し、格納容器のプール水中に放出され冷却される。この時、状態によっては一部の蒸気はウェットウェルの空間部に移行する。つまり、事故解析のLOCAとは異なり最初に圧力の上昇が始まるのはウェットウェルであり、真空破壊装置が開いて初めてドライウェルの圧力も上昇を開始する。格納容器を1つの圧力ノードとして評価出来るのは、このように、本事故シーケンスでは基本的に真空破壊装置は早期に開き、開いたままとなるためである。

ここで、格納容器内の空間部の温度は常にプール水温度と同じと仮定しているが、実際には、格納容器内の気体温度はプール水温度に遅れて、かつ吸熱して変化するため、気体温度を時間遅れなくプール水温度に追従させることは、格納容器圧力を高く評価することになり、この仮定は保守的である。また、格納容器内の空間部は常に水蒸気で飽和しているものとする仮定しているが、格納容器内の気体空間が水蒸気で飽和していなければ、蒸気分圧はより低い値となるためこの仮定も保守的である。

以上、モデルは空間的に格納容器を一体とし、単純な計算で保守性を確保しており、格納容器における重要現象を保守的に評価できるモデルであることが確認された。

以上、解析モデルの妥当性確認の内容及び不確かさ検討について説明した内容を表4-2に示す。

表 4-2 解析モデルの妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさ纏め

分類	重要現象		解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心(核)	核分裂出力		核特性モデル	A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める
	反応度フィードバック効果		反応度モデル (ボイド・ドップラ)	A B W R 実機試験 設計解析での確認	動的ボイド係数保守因子：1.0～1.6 動的ドップラ係数保守因子：0.85～1.2
			反応度モデル (ボロン)	設計値の確認(ほう酸水拡散モデル自体は下記)	高温停止に必要なボロン反応度： -3%dk
	崩壊熱		崩壊熱モデル	学会推奨曲線，モデル式確認	1秒経過で最大+0.8%/-0.1%
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	試験装置，A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める
				設計解析での確認	炉心流量補正無し/最大補正二次関数
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁 含む)	冷却材流量 変化	コストダウン 特性	再循環系モデル	A B W R 実機試験，設計値	ポンプの時定数：+10%/-10%
		自然循環流量		A B W R 実機試験	モデルの仮定に含まれる
	冷却材放出(臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	A B W R 実機試験，設計値	逃がし弁流量：+16.6%
	E C C S 注水 (給水系・代替の注水設備含 む)		給水系モデル (給水エンタルピ)	A B W R 実機試験	給水エンタルピ(主蒸気流量零で)： -60 kJ/kg (-14℃)
			給水系モデル (H P C F 流量)	設計値等の確認	H P C F 流量： +137%
			給水系モデル (E C C S エンタルピ)	設計値等の確認	格納容器のプール水初期エンタルピ： -104 kJ/kg (-25℃)
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	試験装置	入力値に含まれる
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却		格納容器モデル	モデル式確認	入力値に含まれる

4.6 実機解析への適用性

重要現象に対して実施したREDDYコードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

4.6.1 重要現象への適用性

REDDYコードを用いた有効性評価における重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果、沸騰・ボイド率変化、冷却材流量変化（強制循環流量）、冷却材流量変化（自然循環流量）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、ECCS注水（給水系・代替の注水設備含む）、ほう酸水の拡散、サプレッション・プール冷却である。

REDDYコードは元々実際に起こり得るプラント挙動（プラント安定性や運転時の異常な過渡変化）を評価する目的で開発されており、4.1節から4.5節で確認したように、重要現象を模擬した各モデルの妥当性は実在する実機試験結果との比較によりほぼ確認可能である。さらに、直接確認できない炉心ボイドモデルについては、実機を模擬した試験装置での試験によっても確認されており、また、崩壊熱については学会等で公的に認められた特性を模擬していることが確認できた。なお、ボイドマップは、炉心熱水力解析コードから得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係から静的に求めたものであることから、多少各パラメータの変動が大きくなる原子炉スクラム失敗を仮定した事象の評価においても適用可能であると考えられる。

実機試験で確認できない、原子炉スクラム失敗を仮定した事象として特有なほう酸水注入によるボロン反応度変化については、三次元コードから得られた実機を想定した高温停止に必要なボロン反応度とボロン濃度をデータとし、これに試験によって裏付けられた炉心内平均ボロン濃度の変化を考慮している。したがって、ほう酸水拡散モデルも、原子炉スクラム失敗を仮定した実機の適用において問題がない。

格納容器内への逃がし安全弁からの蒸気放出に伴う圧力と温度の評価に関しては、質量及びエネルギーをバランス式から計算し、保守的な結果を与える仮定の下で構築された単純な物理方程式を採用していることを4.5節で説明した。したがって、格納容器の評価においてこのモデルを実機の適用することに問題はない。

4.6.2 出力等が異なるプラントへの適用性

出力等が異なるプラントにおいて、原子炉停止機能喪失事象評価に影響する設備の相違箇所は、以下のとおりである。

- ・再循環系
- ・ほう酸水注入箇所
- ・ECCSの構成

再循環系については、ABWRはインターナルポンプ（内蔵型再循環ポンプ）を採用しているが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは外部ループとジェットポンプにより構成されている。この相違は、再循環ポンプがトリップして炉心流量が低下する際の炉心流量の低下速度に影響し、炉心からの冷却材への熱交換に影響するが、それぞれ実機試験結果で確認された異なる再循環系モデルを選択する。

ほう酸水の注入箇所については、ABWRでは炉心上部への注入となるが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは炉心下部へ注入する。この相違に対しては、それぞれ試験装置により確認された異なるデータを適用できる。

ECCSの構成については、原子炉スクラム失敗を仮定した事象時には原子炉圧力が高めに推移するため、高圧系のECCS系を使用するが、炉型や定格原子炉出力に因らず基本的な構成は相違ない。

以上から、出力等が異なるプラントへも適用可能である。

4.6.3 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、出力等が異なるプラントと共通の確認結果として適用性を有するとともに、実機BWRの有効性評価解析に適用できると考える。

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実機比較解析等を踏まえ、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観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

REDYコードで取り扱う評価指標は、原子炉圧力、燃料被覆管温度、格納容器圧力、格納容器のプール水温度である。このうち燃料被覆管温度については、REDYコードの解析結果をSCATコードに受け渡し評価を実施する。

以下、重要現象の不確かさがこれらの評価指標に与える影響について示す。

(1) 核分裂出力

核分裂出力は 3.3 節に示す一点近似動特性の核特性モデルを解くことにより求めている。核分裂出力の不確かさは、核特性モデルで使用する核定数の不確かさと反応度フィードバック効果（ボイド、ドップラ、ボロン）の不確かさに含まれる。核定数の不確かさに対しては原子炉スクラム失敗を仮定した事象が保守的な結果を与えるような燃焼度時点の炉心データを組み合わせ使用しており、反応度フィードバック効果については後述の(2)に示す。

(2) 反応度フィードバック効果

ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさについては、運転時の異常な過渡変化評価と同様に、ボイド反応度に保守ファクタを考慮して計算することにより、加圧事象時の出力上昇が大きくなるように評価している。しかし、本事故シーケンスは、圧力や炉心入口サブクールが時間経過につれて増減する長期事象であることから、運転時の異常な過渡変化のような短時間の事象を評価する場合とは異なり保守因子が変化するため、ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさ評価で設定した範囲に対して感度解析にて確認する必要がある。

ボロン反応度の不確かさについては、その不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(3) 崩壊熱

発生熱源としての崩壊熱が大きい場合は、長時間領域で評価指標に影響が有るものと想定された。崩壊熱の不確かさ幅は時間とその時点までの核分裂出力の変遷で決まるが、不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を5.1.2節で確認する。

(4) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化現象の不確かさは、REDYコードでは3.3節に示した炉心ボイドモデルとそのデータの不確かさによる。データは炉心熱水力解析コードの解析結果を元に一点近似用で作成しており、現実的に評価していることから、ボイドマップが評価指標に与える影響は小さい。ただし、ボイドマップの炉心流量補正の不確かさについては感度解析を行い、評価指標に対する影響を5.1.2節で確認する。

(5) 冷却材流量変化（コーストダウン特性）

再循環ポンプトリップ時、ポンプ速度の低下が遅いほど原子炉出力の抑制も遅くなり、原子炉バウンダリ圧力が高めに評価される。また、炉心流量の低下が速いと、燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。

この冷却材流量低下速度が燃料被覆管温度の評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(6) 冷却材流量変化（自然循環流量）

再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下し、自然循環状態となるが、その際、炉心流量が小さいと燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また、炉心流量が大きいと原子炉出力が高くなり、逃がし弁の開閉により格納容器側に放出される蒸気流量が多くなることから、格納容器圧力及び格納容器プール水温度が高くなると考えられる。

自然循環流量は、再循環ポンプの駆動力（ABWRで数台運転中の期間）、核特性と、これに起因した炉心内の熱水力学的挙動変化、シュラウド内外挙動やECC注水（給水系を含む）などに総合的に影響される物理現象である。このためこれを単独で切り出して不確かさを感度解析することは困難である。よって、ここでは、解析モデルの異なるコード（TRACコード）により参考的に解析評価を行い、REDYコードによる解析結果とプラントの全体挙動が同様であることを参照する。

（付録A）

(7) 冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉压力容器）

短時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量が少ないほど、事象初期の圧力上昇が緩和されにくく、原子炉バウンダリ圧力が高めに評価されるとともに、炉心出力及び炉心圧力も高くなり、燃料被覆管温度も高くなると考えられる。解析で使用している逃がし安全弁容量は安全率を考慮して決定した下限値であるが、この吹出し容量の違いが評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(8) E C C S注水（給水系・代替の注水設備含む）

給水温度の変化やE C C Sの水源としての格納容器のプール水温度の初期値は、炉心入口サブクーリングの変化となって原子炉出力を変化させるため、燃料被覆管温度や長時間領域の格納容器圧力、格納容器のプール水温度の評価指標に影響する可能性がある。以上より、給水温度の変化や格納容器のプール水温度の初期値の不確かさについて確認する必要がある。

なお、炉心に注入されるE C C S流量が多いほど、原子炉水位が高くなり自然循環状態における炉心流量が大きくなるため、原子炉出力が高くなる効果があると考えられる。ただし、R C I Cについては流量制御しており、不確かさの考慮は不要である。また、H P C F（H P C S）流量については、安全要求値を下限値として使用しているが、プラス側の不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(9) ほう酸水の拡散

ほう酸水の拡散に係る不確かさは、ボロン反応度の不確かさとして原子炉出力の抑制に影響することから、長時間領域の格納容器圧力や格納容器のプール水温度の評価指標に影響する。これについては、試験装置で得られたほう酸水の混合特性を考慮して保守的に設定しており、厳しい評価となっている。

(10) サプレッション・プール冷却

3.3節にて示したとおり、R E D Yコードにおける格納容器モデルでは、放熱による熱損失を考慮せず、かつ空間部が飽和状態にある等、温度及び圧力評価において保守的な仮定を置き、質量バランスとエネルギーバランスの式等により格納容器圧力や格納容器のプール水温度を計算している。これにより、格納容器圧力や格納容器のプール水温度を保守的に評価しており、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。また、残留熱除去系の除熱量については、除熱量が小さい場合はサプレッション・プールの冷却速度が遅くなり格納容器圧力や格納容器のプール水温度が高くなる可能性があるが、残留熱除去系の除熱量は最小値を用いていることから、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節に示した重要現象に対する不確かさについて、評価指標に与える影響が大きい、もしくは影響の大きさの確認が必要であるとした重要現象について、REDYコードを用いた感度解析を実施した。なお、対象とした重要現象は、反応度フィードバック効果（ボイド反応度、ドップラ反応度、ボロン反応度）、崩壊熱、沸騰・ボイド率変化（炉心流量補正）、冷却材流量変化、冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉圧力容器）及びECCS注水（給水系・代替の注水設備含む）である。

各重要現象に対するREDYコードによる感度解析結果を表5-2に示す。対象プラントはABWRとし、主蒸気隔離弁の誤閉止を起因事象とした。また、これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとし、各感度解析における評価指標の値を、ベースケースからの偏差の形で示した。

感度解析結果をみると、REDYコードでの不確かさがSCATコードで解析するパラメータである燃料被覆管温度に与える感度が大きいと言える。中でも反応度フィードバック効果である動的ボイド反応度や、動的ドップラ反応度の感度解析結果では燃料被覆管温度の感度が140℃ある。しかしながら、付録AのREDYコードでの検討結果から、三次元的挙動を考慮すれば燃料被覆管温度はより小さく評価されるため、参考解析のTRACコードの結果から参照できる中性子束振動現象が発生した際の燃料被覆管温度への影響を考慮したとしても、燃料被覆管温度は評価指標を満足するものと推測される。また、給水エンタルピのモデルにおける被覆管温度では100℃の感度があるが、申請解析ではモデルの時間遅れを保守的に零としており、現実的には原子炉に到達する給水のエンタルピ低下は遅れ、十分保守的な結果である。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響	
炉心(核)	核分裂出力	核特性モデル	考慮しない	反応度フィードバック効果の不確かさに含まれる。	
	反応度フィードバック効果	反応度モデル (ボイド・ドップラ)	動的ボイド係数保守因子：1.0～1.6 動的ドップラ係数保守因子：0.85～1.2	反応度係数の不確かさが評価指標に影響を及ぼす。	
		反応度モデル (ボロン)	高温停止に必要なボロン反応度： -3%dk	ボロン反応度が小さい方が格納容器圧力と格納容器プール水温度を厳しく評価する。	
	崩壊熱	崩壊熱モデル	崩壊熱： 1秒後+0.8%/-0.1%	崩壊熱が大きい方が格納容器圧力と格納容器プール水温度を厳しく評価する。	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率 変化	炉心ボイド モデル	炉心流量補正： 補正無し/最大補正二次関数	補正量が大きい方が、炉心流量が小さくなった場合に炉心ボイド率を少な目に模擬することから、原子炉出力を高めに出し、燃料被覆管温度を厳しく評価する。	
原子炉圧力 容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材 流量変 化	コース トダウ ン特性	再循環系モデル	再循環ポンプ慣性時定数： +10%/-10%	冷却材流量変化(強制循環時)速度が小さいと原子炉バウンダリ圧力が高く評価され、大きいと燃料被覆管温度が高く評価される。
		自然循 環流量		モデルの仮定に含まれる	冷却材流量変化(自然循環時)が大きいと燃料被覆管温度が高くなる可能性があり、小さいと格納容器圧力及び格納容器のプール水温度が高くなる。
	冷却材放出(臨 界流・差圧流)	逃がし安全弁 モデル	逃がし弁流量： +16.6%	冷却材放出量が小さいと、原子炉圧力及び燃料被覆管温度が高く評価されるが、下限値を使用しているため不確かさについては考慮不要。冷却材放出量が大きいと、格納容器圧力及び格納容器プール水温度が高く評価される可能性がある。	

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力 容器 (逃がし安 全弁含む)	E C C S 注水 (給水系・代替の 注水設備含む)	給水系モデル	給水エンタルピ (主蒸気流量零で) : -60 kJ/kg (-14℃)	事象発生初期の給水温度低下による出力上昇により燃料被 覆管温度が高くなる可能性がある。また, 給水流量やE C C S 流量が多いと格納容器圧力と格納容器のプール水温度に 影響を与える可能性がある。
			H P C F 流量 : +137%	
格納容器のプール水初期エンタルピ : -104 kJ/kg (-25℃)				
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モ デル	保守的値を使用	ほう酸水の変化を保守的に設定しており, 格納容器圧力と格 納容器のプール水温度も保守側の結果となる。
原子炉格納 容器	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル	保守的モデルに含まれる	単純な物理式を用いること並びに保守的仮定により, 保守的 に評価している。

表 5-2 重要現象の不確かさに対する R E D Y 感度解析結果

重要現象	不確かさ幅	ベースケースからの感度			
		原子炉圧力 (MPa)	燃料被覆管 温度(°C)	格納容器のプー ル水温度(°C)	格納容器圧力 (MPa)
		「9.08」(*)	「920」(*)	「113」(*)	「0.19」(*)
反応度フィードバック効果	動的ボイド係数保守因子：1.0～1.6 動的ドップラ係数保守因子：0.85～1.2	-0.31/0.21 ^(*1)	-10/140 ^(*1)	-1/3 ^(*1)	-0.01/0.02 ^(*1)
	ボロン反応度：-3%dk	0.00 (評価対象外)	0 (評価対象外)	+7	+0.04
崩壊熱	崩壊熱曲線：初期値で+1%/-2% (予想値の1秒後で+0.8%/-0.1%を包含)	0.00/0.00	-10/-10	0/0	0.00/0.00
沸騰・ボイド率変化	炉心流量補正： 補正無し/最大補正二次関数	-0.18/0.00	-30/60	-4/2	-0.02/0.01
冷却材流量変化(コースト ダウン特性)	再循環ポンプ慣性モーメント： +10%/-10%	0.00/0.01	-10/-10	0/0	0.00/0.00
冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし弁流量：+16.6%	-0.39	0	0	0.00
E C C S 注水 (給水系・代替の注水設備含 む)	給水エンタルピ(主蒸気流量零で)： -60kJ/kg (-14°C)	0.00	100	0	0.00
	H P C F 流量：+137%	0.00	0	+4	+0.03
	格納容器のプール水初期エンタルピ： -104kJ/kg (-25°C)	0.00	-10	-18	-0.06

(*) ベースケースでの評価結果

(*1) 動的ボイド反応度係数と動的ドップラ反応度係数との組合せ結果から最大値と最小値を記載

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

原子炉スクラム失敗を仮定した事象においてREDYコードで取り扱う運転操作は、ほう酸水注入系及びRHRの手動起動操作、ADS作動阻止操作、ECCSによる水位低下維持操作である。

これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

(1) 運転操作の起点への影響

ほう酸水注入系及びRHRの手動起動操作は、事象発生時点からまたは格納容器のプール水温度高の発信を起点に実施している。プラントの運転操作としては、制御棒が全挿入されない状態で、格納容器のプール水温度が高くなった場合、ほう酸水注入系及びRHRを起動することになるが、状態確認等の運転員操作の余裕時間を考慮しているため、不確かさの影響は保守的に評価される。

ADSは作動条件成立後時間遅れをもって作動する。手動阻止操作は原子炉水位低下を確認して、ADS作動条件成立前に阻止操作を実施している。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するとともに、条件成立後であっても時間遅れがあるため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

水位低下維持操作は、ボロン濃度上昇に伴い原子炉出力が低下し原子炉水位が上昇してくるために、原子炉水位を低めに維持する操作である。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

(2) 運転操作後の影響

ほう酸水注入系及びRHRの手動起動操作後は、炉心部でのボロン濃度増加により原子炉出力が低下するため、原子炉水位が回復してくる。原子炉水位が上昇するとボロン濃度上昇割合が減少する可能性があるが、高温停止に必要なボロン濃度に至る時間の評価において定常水位を仮定しているため、コードの不確かさは水位低下維持操作に影響を与えない。

以上より、REDYコードの不確かさの運転操作へ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または影響を与えないため、有効性評価で確認できた運転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。

6. 参考文献

- (01) 「沸騰水型原子力発電所プラント動特性解析手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-014 訂 2, 昭和 63 年 3 月)
- (02) 「沸騰水型原子力発電所プラント動特性解析手法について」
(株式会社東芝, TLR-012 改訂 1, 昭和 63 年 3 月)
- (03) Linford, R. B., "Analytical Methods of Plant Transient Evaluations for the General Electric Boiling Water Reactor", NEDO-10802, February 1973.
- (04) BWR プラント過渡解析コード R E D Y のレビュー結果について
(昭和 60 年 2 月, 通商産業省原子力発電技術顧問会 安全解析コード検討会)
- (05) NACR-NUREG-1335 "RELAP4/MOD5 A Computer program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and related systems", Volume1, September, 1979.
- (06) ほう酸水注入系における未臨界性評価手法の高度化について
(TGBLA/LOGOS 版) (平成 19 年 10 月)
- (07) ほう酸水注入系における未臨界性評価手法の高度化について
(HINES/PANACH 版) (平成 19 年 10 月)

添付1 解析コードにおける解析条件

表 (1/2) 解析コードにおける主要な解析条件

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	原子炉熱出力
	炉心流量
	主蒸気流量
	給水流量
	再循環ポンプ流量
	原子炉圧力
	原子炉水位
	原子炉各部寸法
	各種圧力損失データ
	格納容器容積
炉心データ	ボイド反応度
	ドップラ反応度
	ボロン反応度
	炉心圧力損失
燃料データ	燃料棒本数
	燃料有効長
	被覆管外径
	被覆管物性
	燃料ギャップコンダクタンス
	軸方向出力分布
逃がし安全弁	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
給水系	容量
	トリップ設定点
	給水温度低下特性
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間

表 (2/2) 解析コードにおける主要な解析条件

分類	解析条件
事故収束に重要な機器, 操作関連	代替原子炉再循環ポンプトリップ機能 (自動作動設定点, 作動遅れ時間, 台数, 再循環ポンプ慣性時定数)
	高圧注水系 (自動起動・停止設定点, 作動遅れ時間, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度, 注水量調整手動操作条件)
	ほう酸水注入系 (注水遅れ時間, 注水流量, 高温停止濃度, 起動手動操作条件)
	残留熱除去系 (手動起動操作条件, 台数, 容量)

添付2 軸方向出力分布の変化について

REDYコードの軸方向出力分布のデータは、固定のインプットデータであり、時間変化で変わることの模擬はできない。

一方、TRACコードの解析結果(代表チャンネルの軸方向出力分布の変化)によると、事象発生前(初期状態)は上方ピークであった軸方向出力分布は主蒸気隔離弁の誤閉止後給水加熱喪失状態になると、炉心入口のサブクールが増加し炉心下部を中心に正の反応度が投入されるため、軸方向出力分布は下方ピークとなっている。ただし、この下方ピークにシフトしている時間帯は約70秒から約200秒であり、この時期を過ぎると初期の軸方向出力分布に戻っている。

ここでは、REDYにおける“下方ピークの軸方向出力分布データ”の影響を確認するために、一貫して下方ピーク出力分布とした場合(異なる炉心を評価するのが目的ではないことから、核特性やボイドマップ等は変更していない単独効果)の影響を確認する。

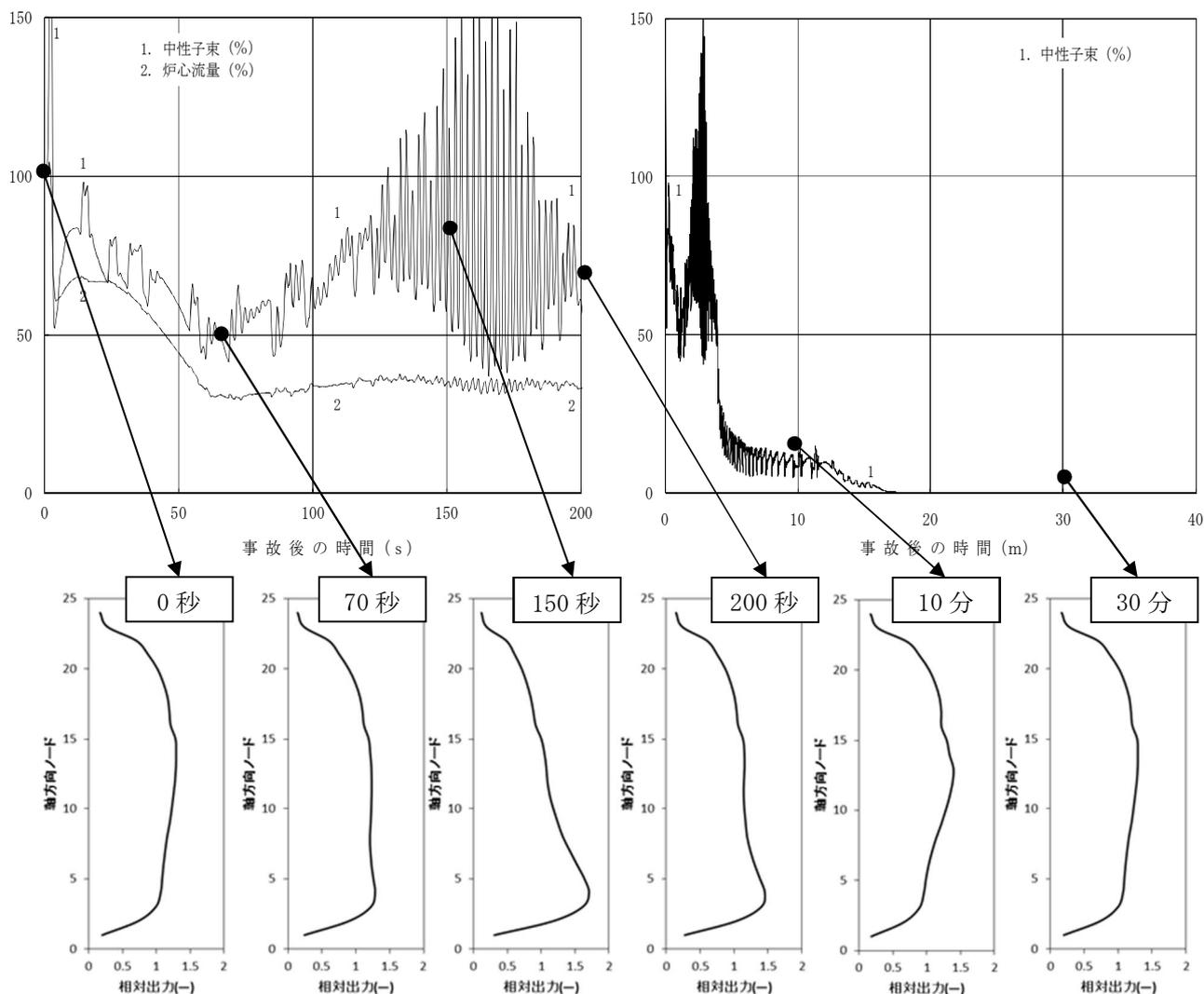


図1 TRACコードによる軸方向出力分布の時間変化

図2の様に軸方向出力分布を変えた場合の確認結果を図3、表1に示すが、これによると本事象で一時的に生じる下方ピーク状態を仮定しても、REDYコードでは炉心全体に及ぼす影響はほとんどないことが確認された。

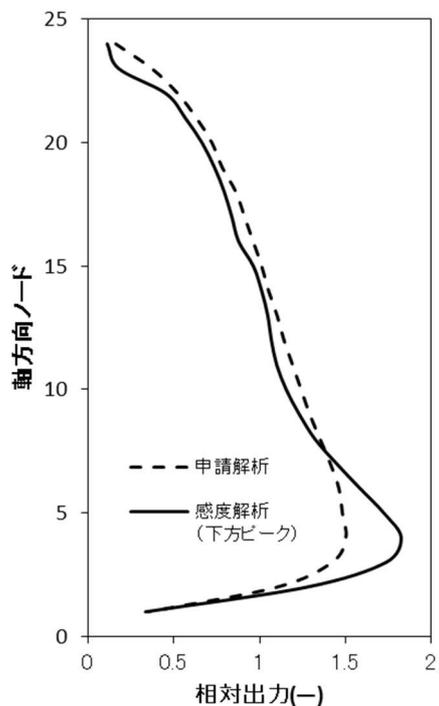


図2 REDYコードにおける
解析条件

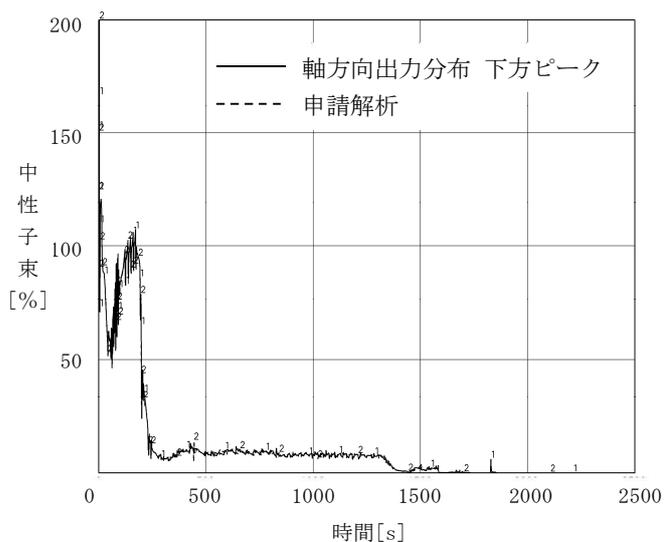


図3 REDYコード解析結果
(下方ピーク)

表1 軸方向出力分布を変えた場合の解析結果

評価指標	REDYコード (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布)
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	9.08
燃料被覆管温度(°C)	920	910
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
格納容器のプール水温度(°C)	113	113

添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について

REDYコードでは、定格炉心流量でのボイドマップデータに基づき、これに過渡状態の変化を加えることで炉心のボイド率を模擬しており、このボイドマップモデルの妥当性は、広い範囲の実機試験などで確認されている。ただし、REDYコードの定格炉心流量でのボイドマップデータ自体は、固定のインプットデータであり、REDYコードの軸方向出力分布変化と同様、時間で変わることの模擬はできない。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析では、主蒸気隔離弁の誤閉止に伴う給水加熱喪失により、過渡的に軸方向出力分布が大きく下方ピークとなることがわかっており、これがREDYコードで用いている定格ボイドマップに与える影響を確認しておく。

ここでは、TRACコードによる解析結果から得られる下方ピークとなった時点での軸方向出力分布を用い、炉心熱水力解析コードを用いて下方ピーク時の軸方向出力分布でのボイドマップを作成し、“下方ピークを想定した場合のボイドマップデータ”の影響を確認するために、一貫して下方ピークのボイドマップとした場合（異なる炉心を評価するのが目的では無いことから、核や軸方向出力分布は変更していない単独効果）の影響を確認する。

今回の申請解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布を図1に、今回の感度解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布（TRACコードによる代表的な下方ピーク）を図2に示す。

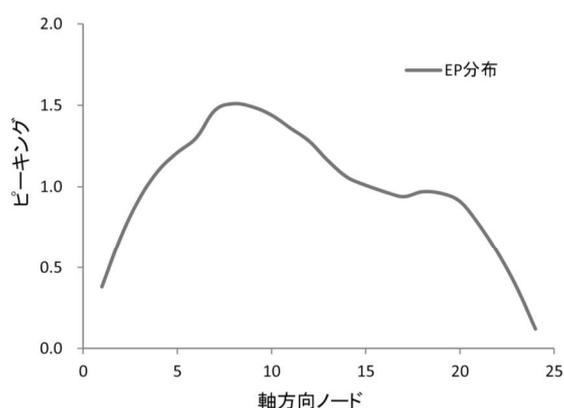


図1 申請解析に用いる設計ボイドマップ作成における軸方向出力分布

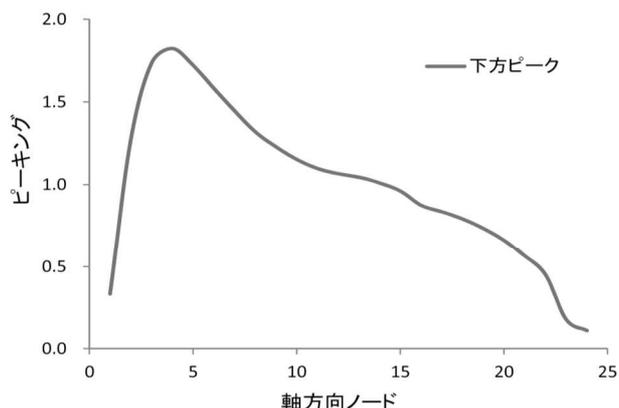


図2 TRACの「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」の軸方向出力分布

今回実施した影響解析の主な条件を以下に示す。

- ・プラント：代表ABWR
- ・評価事象：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
- ・初期条件：100%出力/100%炉心流量
- ・炉心：9×9燃料A型単一炉心
- ・ボイドマップ；原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止時の給水加熱喪失状態における軸方向出力分布(下方ピーク)を考慮したボイドマップ

以下に、給水加熱喪失に伴う軸方向出力分布の変化を考慮したボイドマップにより解析を実施した結果、評価指標に及ぼす影響は小さいことが確認できた。

表1 ボイドマップを変えた場合の解析結果

評価指標	REDYコード (申請解析) (設計ボイドマップ)	REDYコード (TRACコードによる代表的な 下方ピークに対応したボイドマップ)
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	8.94
燃料被覆管温度(°C)	920	910
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
格納容器のプール水温度(°C)	113	114

添付4 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード）

初期の運転状態から、炉心流量、原子炉圧力、炉心入口エンタルピ、軸方向出力分布が時間とともに変わった場合、それらの変化は、ボイド反応度、ドップラ反応度に影響する。ここでは原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の事象に対し、これらに変化した場合、炉心一点近似手法による反応度係数の不確かさに、計算の不確かさと取替炉心設計段階における不確かさを加味し、反応度係数の保守因子の変動範囲を検討した。

1. 原子炉停止機能喪失事象での炉心一点近似手法による反応度係数の不確かさ

(1) 評価方法

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止発生事象の短時間領域を図1の様
に4つの時間領域に分け、矢印で示した代表的な時刻において、REDYによる炉心パラメータの評価結果を用い、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより、静的ボイド係数、静的ドップラ係数を評価し、REDYに用いた炉心一点近似モデルによる反応度係数（保守因子1.0倍の場合）と比較した。

ボイド係数は、各解析点に応じた微小な摂動を与え実効増倍率の変化量を求め、炉心平均のボイド率の変化量で除することで求めた。ドップラ係数は、各解析点における摂動計算により炉心平均値を求めた。

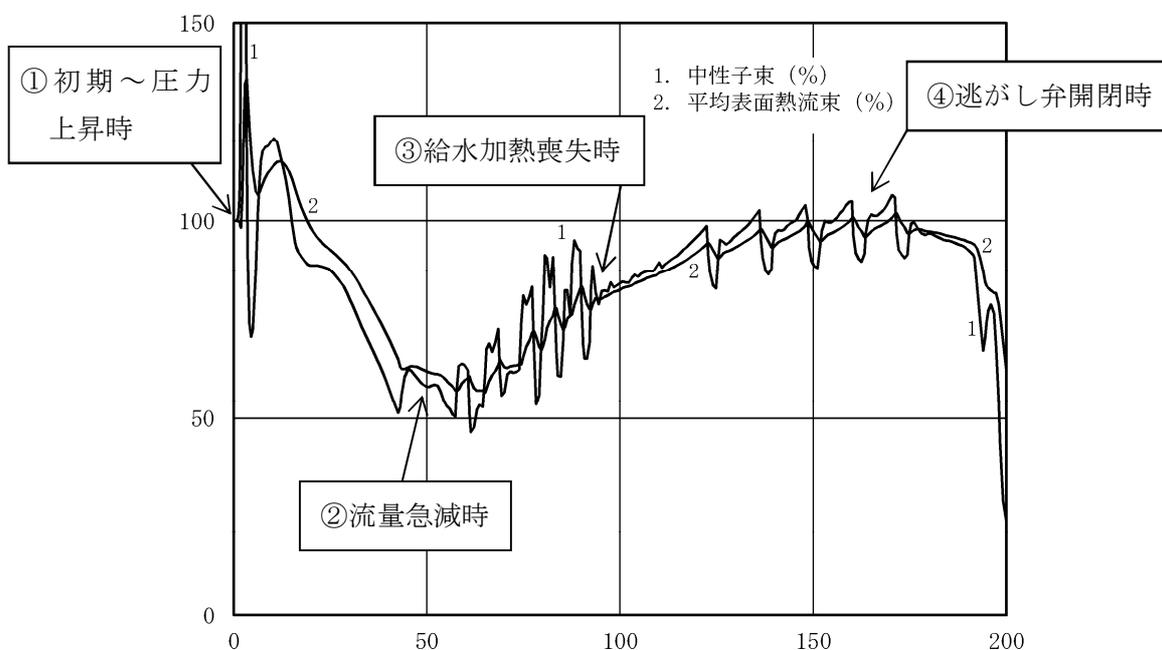


図1 三次元静的ボイド係数，ドップラ係数の解析点

(2) 解析条件

解析は二つの代表プラントを対象として行い、この主な解析条件を以下に示す。

表1 主な解析条件

プラント	代表ABWR	代表従来型BWR
評価条件	原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止	
初期条件	100%出力/100%炉心流量	100%出力/85%炉心流量
炉心	9×9燃料A型単一炉心	9×9A型+標準組成MOX燃料混在炉心
解析コード	HINES/PANACH	TGBLA/LOGOS

(注) HINES, TGBLA : 燃料集合体核特性計算コード

PANACH, LOGOS : 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

(3) 解析結果

図1の①～④の各解析点における反応度係数の比、すなわち、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数/REDYの反応度係数の比（以下「三次元/炉心1点近似」と称す）を表2-1と表2-2に示す。これによると、事象進展に伴い軸方向の出力分布やボイド分布が変化するためボイド係数は変化するが、ドップラ係数は主にU-238の共鳴吸収が支配的であることから変化は小さくなっている。

表2-1. 代表ABWRの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元/炉心1点近似）

代表事象	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
① 初期～圧力上昇時	事象開始時の圧力摂動		
② 流量急減時	流量急減点の流量摂動		
③ 給水加熱喪失時	入口エンタルピ摂動		
④ ③で逃がし弁開閉時	圧力摂動		

表2-2. 代表従来型BWRの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元/炉心1点近似）

代表事象	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
① 初期～圧力上昇時	事象開始時の圧力摂動		
② 流量急減時	流量急減点の流量摂動		
③ 給水加熱喪失時	入口エンタルピ摂動		
④ ③で逃がし弁開閉時	圧力摂動		

本資料のうち、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。

2. 計算の不確かさ（燃料集合体核特性計算と三次元沸騰水型原子炉模擬計算段階での不確かさ）と取替炉心設計段階における不確かさ

計算の不確かさには、[1]燃料集合体計算と三次元炉心計算段階の不確かさに由来したものと、[2]取替炉心設計段階における不確かさに由来したものがある。

[1]については、ボイド反応度の臨界試験（EPICURE, BASALA）、ドップラ反応度に関する Hellstrand の共鳴積分実験式、実効遅発中性子割合の試験（MISTRAL）等との比較により、燃料集合体計算段階での不確かさを決めた。

これに加えて、三次元炉心計算の不確かさとして、 γ スキャン測定結果との比較から求めた三次元出力の不確かさと、照射後試験の燃焼度測定結果との比較から求めた三次元燃焼度の不確かさがボイド係数、ドップラ係数に及ぼす影響を評価した。

これらより、動的ボイド係数の不確かさとして 動的ドップラ係数の不確かさとして を考慮する。

[2]については、運転期間、燃料装荷位置、制御棒挿入位置の変動に由来した不確かさがある。

運転期間については、13ヶ月運転の平衡炉心の反応度係数を基準に、 ± 1 ヶ月程度変動させた平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

燃料装荷位置については、炉心の熱的制限値を満足する範囲で、炉心の内側から燃焼度の大きい燃料を配置した平衡炉心と、炉心の外側から燃焼度の大きい燃料を配置した場合の平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

制御棒挿入位置については、サイクルを通じて制御棒を深めに挿入して運転した平衡炉心と、サイクルを通じて制御棒を浅めに挿入して運転した平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

これらより、動的ボイド係数の不確かさとして 動的ドップラ係数の不確かさとして を考慮する。

以上より、計算の不確かさ（燃料集合体計算と三次元炉心計算段階の不確かさ）と取替炉心設計段階における不確かさ（運転期間、燃料装荷位置、制御棒挿入位置の変動に由来した不確かさ）と、両者の合計を表3に示す。

表3 平衡炉心の動的反応度係数の不確かさ

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
燃料集合体計算と三次元炉心計算段階の不確かさ	<input type="text"/>	<input type="text"/>
取替炉心設計段階における不確かさ		
両者の合計		

本資料のうち、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。

3. 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数の保守因子の変動範囲

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の動的反応度係数の保守因子の取り得る範囲は、表 2-1, 表 2-2 に表 3 の不確かさを加えた場合、以下ようになる。

表 4-1. 代表 A B W R の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の保守因子

代表事象	摂動の種類	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
①：初期～圧力上昇時	圧力摂動		
②：流量急減時	流量摂動		
③：給水加熱喪失時	入口エンタルピ摂動		
④：③で逃がし弁開閉時	圧力摂動		

表 4-2. 代表従来型 B W R の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の保守因子

代表事象	摂動の種類	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
①：初期～圧力上昇時	圧力摂動		
②：流量急減時	流量摂動		
③：給水加熱喪失時	入口エンタルピ摂動		
④：③で逃がし弁開閉時	圧力摂動		

上表より、R E D Yコードにおける反応度係数の保守因子の変化幅は、以下となる。

- ・動的ボイド係数：「1.0～1.6 倍」

動的ボイド係数は、絶対値の上限値として③の給水加熱喪失時の値を採用し、絶対値の下限値は②の流量急減時の値を採用すると、 より、「1.0～1.6 倍」とした。

- ・動的ドップラ係数：「0.85～1.2 倍」

動的ドップラ係数は、絶対値の上限値として②の流量急減時の値を採用し、絶対値の下限値は①の初期～圧力上昇時の値を採用すると、 より「0.85～1.2 倍」とした。

MOX 燃料混在炉心の場合には、初期 Pu 組成変動や装荷遅れの影響を考慮するために、以下の Pu 組成変動の保守因子をあわせて考慮する。

なお、事象を通じた保守因子の不確かさは、標準組成 MOX 燃料混在炉心を対象として表 2-2 で評価しており、Pu 組成変動の保守因子の事象を通じた変動量はわずかであると考えられるので、以下の値を代表的に用いることとした。

- ・動的ボイド係数：0.98～1.02 倍
- ・動的ドップラ係数：0.99～1.02 倍

本資料のうち、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。

付録A 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較

プラントの全体的挙動については、本資料の4章「妥当性確認」で実機試験結果との比較を実施しているが、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、より広い適用範囲（高出力かつ低炉心流量状態、スクラムが生じない給水加熱喪失状態、ほう酸水の注入による出力抑制事象等）での解析が必要とされる。さらに、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、REDYコードでは模擬されない炉心不安定性現象（中性子束振動現象）、高出力バンドルのリウエット現象がプラントにフィードバックされる影響も生じ得る可能性がある。

以上より、他のコードでの解析結果を参考するという観点で、原子炉の熱水力挙動を評価する多次元2流体モデル及び炉心の中性子動特性を評価する3次元中性子動特性モデルを使用し、米国において運転時の異常な過渡変化評価や原子炉スクラム失敗事象評価、安定性評価での適用実績がある（各LTR（Licensing Topical Report）に対してNRCの承認が得られている）TRACコードを用い、本事故シーケンスにおける原子炉スクラム失敗事象でのプラント全体的挙動をREDYコードのものと比較する。両解析コードによる共通解析条件を表A-1に示す。

表 A-1REDYコード, TRACコードの共通解析条件
 (原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止-ABWRの例)

項目	解析条件
原子炉熱出力	3926 MW (定格原子炉熱出力の 100%)
原子炉圧力	7.07 MPa[gage]
炉心流量	52.2×10^3 t/h (定格炉心流量の 100%)
主蒸気流量	7.64×10^3 t/h (定格主蒸気流量の 100%)
原子炉水位	通常運転水位
R C I C 流量	182 m ³ /h
H P C F 流量	182~727 m ³ /h
原子炉水位低(L3)設定点	+62 cm
原子炉水位低(L2)設定点	-58 cm
原子炉水位低(L1.5)設定点	-203 cm
原子炉圧力高設定点	7.48 MPa[gage]
主蒸気隔離弁閉鎖時間	3 秒
主蒸気隔離弁閉鎖特性	
逃がし安全弁設定圧力	逃がし弁機能 (公称値) を使用
第 1 段	7.51 MPa[gage] × 1 個, 363 t/h/個
第 2 段	7.58 MPa[gage] × 1 個, 367 t/h/個
第 3 段	7.65 MPa[gage] × 4 個, 370 t/h/個
第 4 段	7.72 MPa[gage] × 4 個, 373 t/h/個
第 5 段	7.79 MPa[gage] × 4 個, 377 t/h/個
第 6 段	7.86 MPa[gage] × 4 個, 380 t/h/個
格納容器限界圧力	0.62MPa[gage]
格納容器限界温度	200℃

TRACコードと比較するREDYコードの解析結果は、申請解析に加え、後述する理由により、“下方ピーク軸方向出力分布炉心”の場合も比較する。これらの違いを表A-2に示す。

表 A-2 REDYコード解析条件の比較

	REDYコード (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定)
REDYの軸方向出力分布	設計下方ピーク	下方ピーク (*1)
REDYのボイドマップ	設計ボイドマップ	上記の軸方向出力分布 (*1) に対応したボイドマップ
SCATの軸方向出力分布	設計中央ピーク	上記の軸方向出力分布 (*1)

(*1) TRACコードによる原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の解析結果で、給水加熱喪失が生じている時の代表的な下方ピーク軸方向出力分布。

両解析コードによる比較図を図 A-1 (短時間領域) と図 A-2 (長時間領域) 及び評価指標との比較結果を表 A-3 に示す。

短時間領域では、図 A-1 に示す様に、REDYコードによる申請解析結果 (左側の図) をTRACコードの解析結果 (右側の図) と比較すると、全体的な挙動は良く一致している。特に、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約 70 秒から約 200 秒では、炉心流量はほぼ同一となっており、給水加熱喪失に伴って変化する中性子束の増加傾向、それが高い値で平衡する傾向なども類似の挙動を示している。ただし、平衡時の値はREDYコードの方が若干高めであり、“炉心の核熱水力モデルの相違”に起因しているものと推定される。このため、表 A-3 に示した様に、燃料被覆管温度はTRACコードでの解析結果 550°C に対し、REDYコードでは 920°C と高めに評価されている。また、他の 3 つの評価パラメータ最大値も同様にREDYコードの方が大きい。

上述に推定した、REDYコード (炉心一点近似) とTRACコード (炉心三次元) の“炉心の核熱水力モデルの相違”について確認するためにREDYコードで“下方ピーク軸方向出力分布炉心”を仮定した場合の結果を図 A-1 に併記した (図 A-2 及び表 A-3 にも併せて記載)。これによると、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約 150 秒前後の原子炉出力は、図 A-1 (1) の中性子束変化図 (中央の図) に示した様に申請解析結果 (左側の図) より約 10%低くなっており、TRACコードの解析結果 (右側の図) に近くなっている。また、表 A-3 に示した様に燃料被覆管温度は 730°C と、申請解析の 920°C から 190°C 小さくなっており、TRACコードの 550°C に近づいている。なお、申請解析結果からの差 190°C のうち、10°C がREDYコードによる差異であるこ

とを確認している。

なお、TRACコードでは約 70 秒から約 200 秒の注目すべき期間では、物理現象のランクをMとした三次元効果（中性子束振動現象）が見られる。これに対し、REDYコードの解析では振動現象は見られず、下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定した場合の解析（中央の図）では、逃がし安全弁の開閉に起因した中性子束変動が表われている。

中性子束振動現象が模擬されているTRACコードの燃料被覆管温度の解析結果を見てみると、中性子束振動により燃料被覆管温度も振動しているが、その絶対値は小さい。

長時間領域では、図 A-2 に示す様に、13 分以降の自然循環流量に違いが見られるが、駆動原の一つである原子炉水位の変化もほぼ合っていることから、この数パーセントの自然循環流量の差は、炉心の核熱水力モデルの相違に起因しているものと推定される。しかしながら、REDYコードでは、自然循環流量が大きいことで、中性子束が高めの値に維持され、評価指標である格納容器の圧力やプール水温度に対する評価結果を厳しくしている。なお、格納容器の圧力や格納容器のプール水温度と言ったパラメータの増加は類似の挙動を示している。

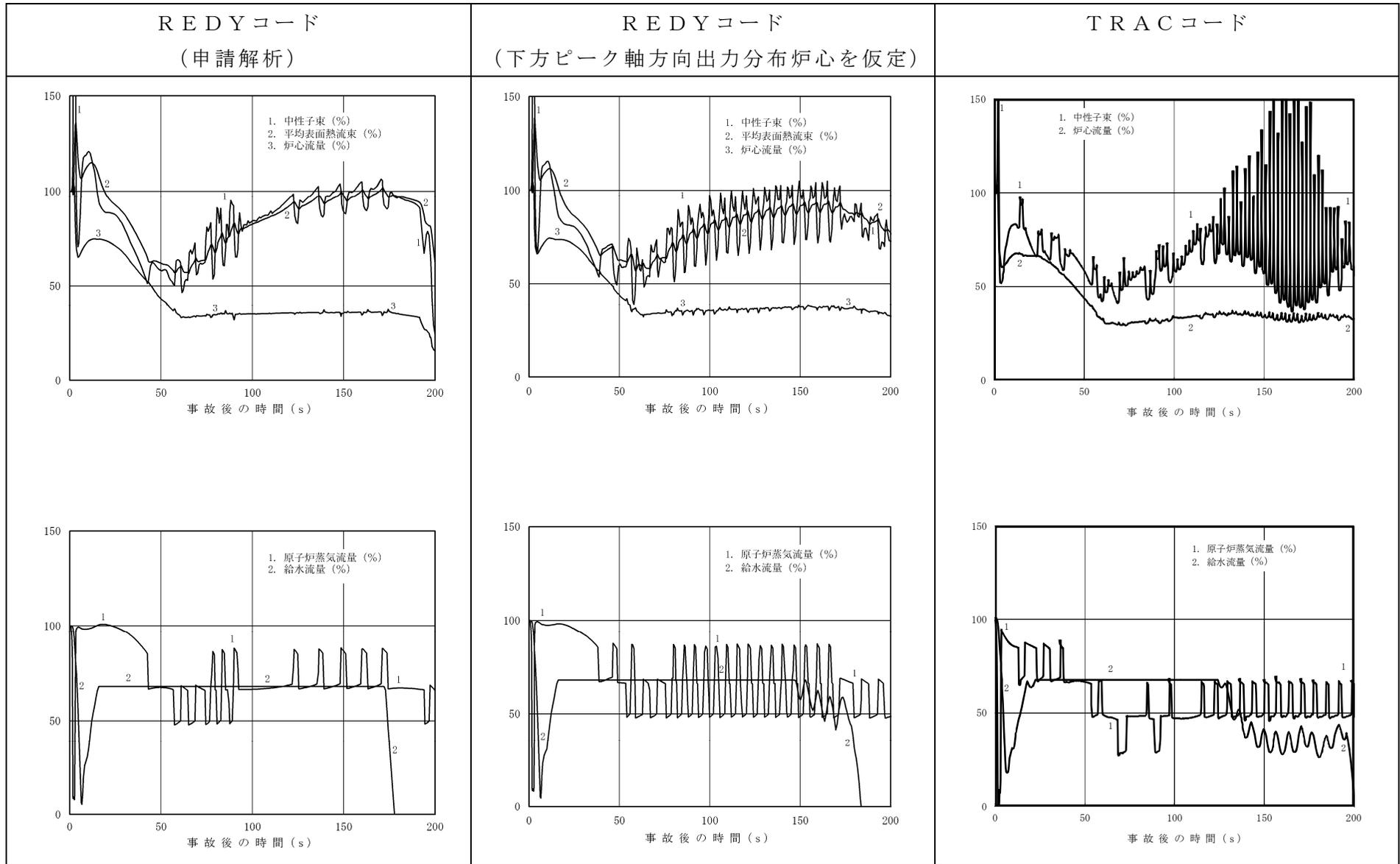


図 A-1(1) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短期挙動)

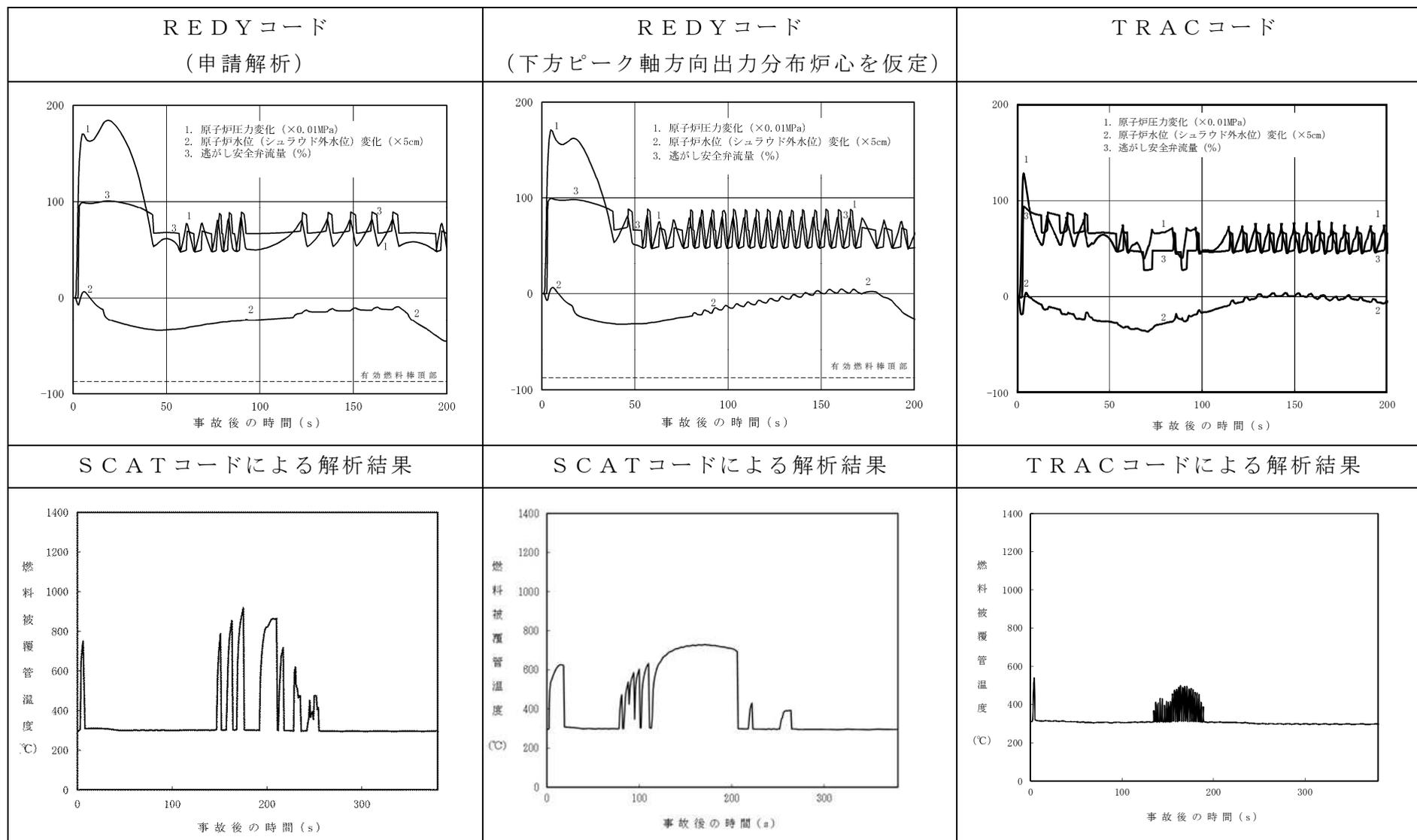


図 A-1(2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短期挙動)

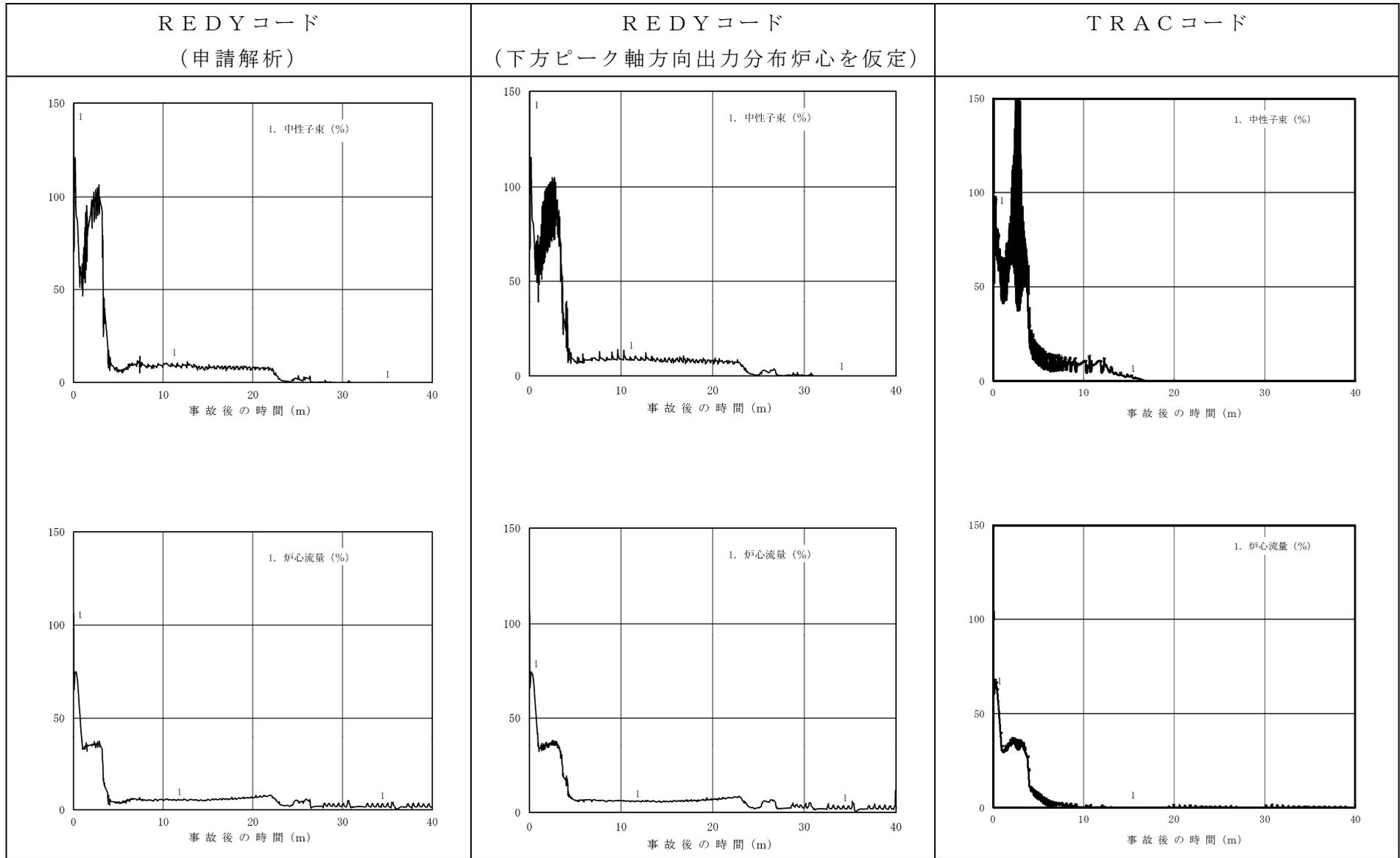


図 A-2(1)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長期挙動)

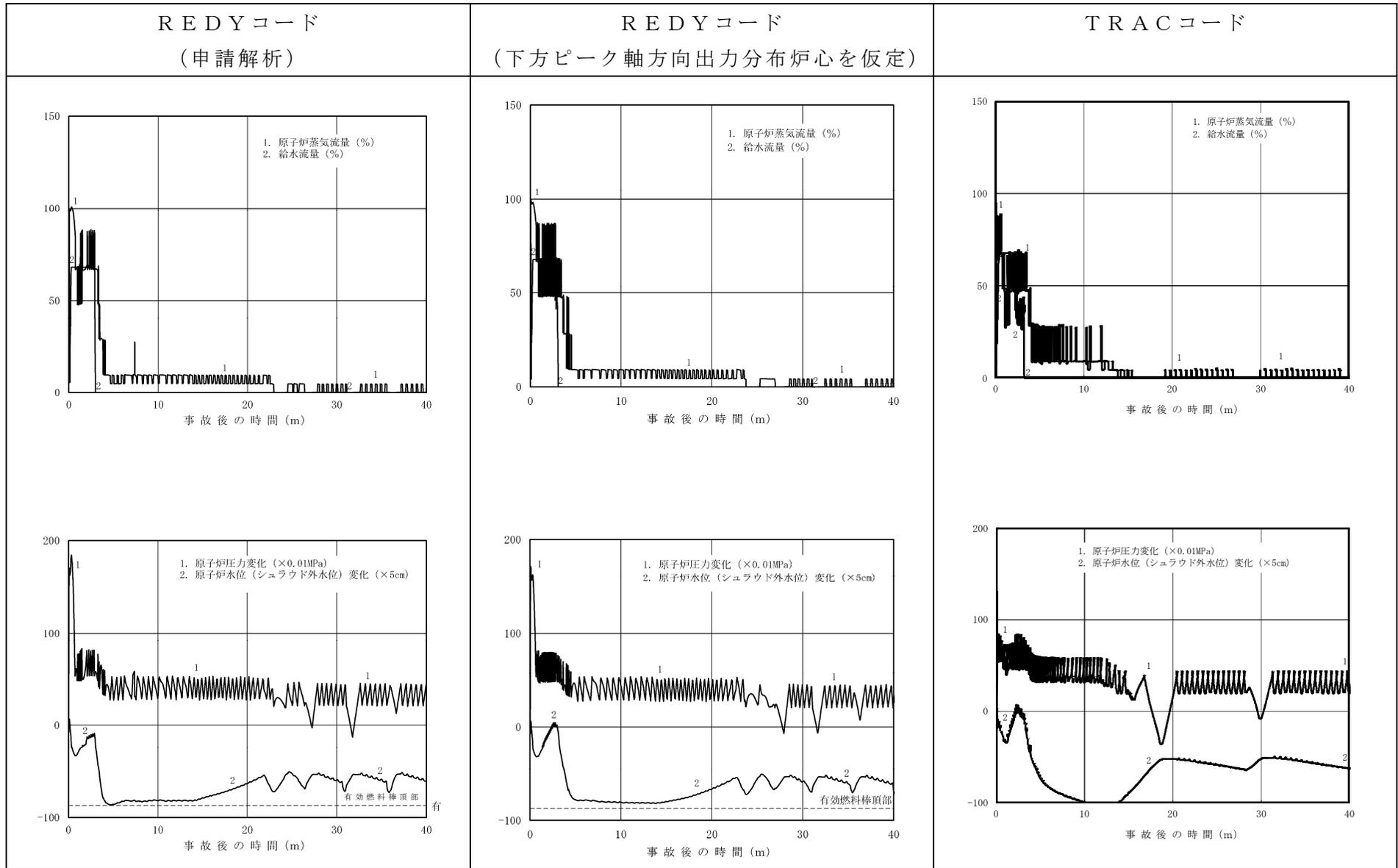


図 A-2(2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長期挙動)

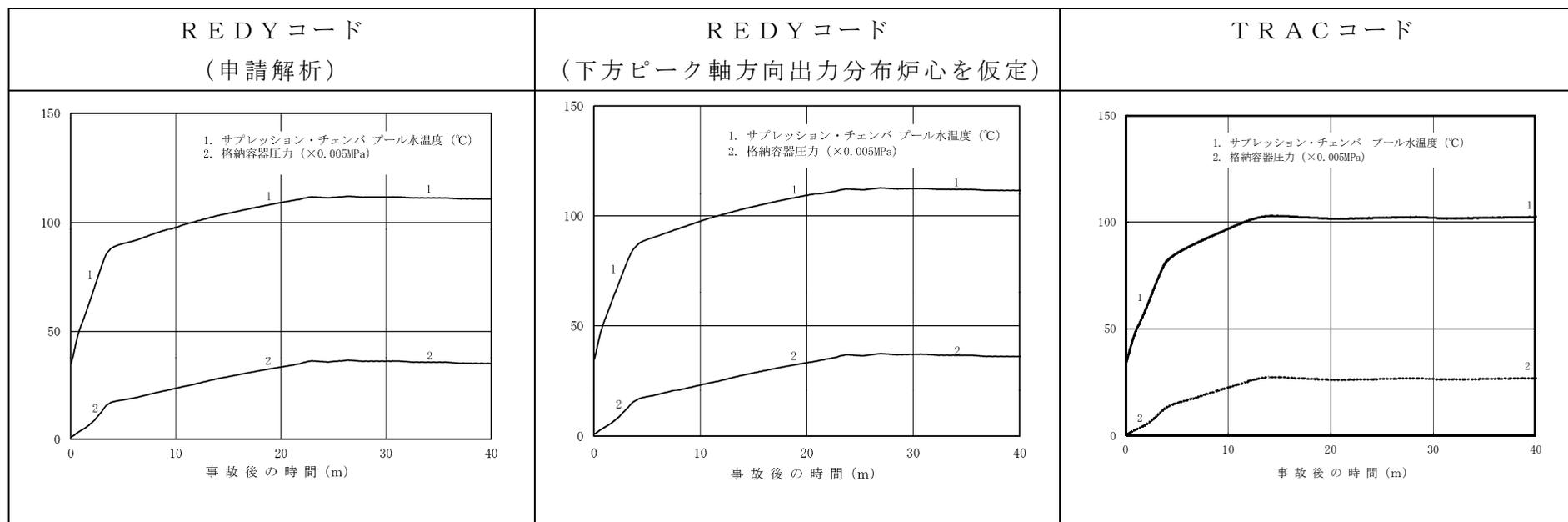


図 A-2(3)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長期挙動)

表 A-3 A B W R を例とした解析結果の比較

評価指標		REDYコード (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布 炉心を仮定)	TRACコード 解析結果
原子炉圧力	10.34MPa[gage]	9.08	8.94	8.53
燃料被覆管温度	1200°C	920	730	550
格納容器圧力	0.62MPa[gage]	0.19	0.19	0.14
格納容器のプール水温度	200°C	113	114	103