資料２

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構

大洗研究所（南地区）高速実験炉原子炉施設（「常陽」）

多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止に係る炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価に使用する計算コードについて

2021 年 9 月 6 日

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構

大洗研究所高速実験炉部

本日ご説明範囲

目次

1. はじめに 3
2. 有効性評価における物理現象の抽出 4
2.1 炉心損傷防止措置の有効性評価における物理現象の抽出 5
2.1.1 ULOF 5
2.1.2 UTOP 5
2.1.3 ULOHS 5
2.1.4 LORL 5
2.1.5 PLOHS 5
2.1.6 SBO 5
2.1.7 LF 5
2.2 格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象の抽出 6
2.2.1 ULOF 及び UTOP 7
2.2.2 ULOHS 23
2.2.3 PLOHS 及び LORL 23
3. 抽出された物理現象の確認 24
3.1 「常陽」の階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認 24
3.2 炉心損傷防止措置の有効性評価に係る階層構造分析 25
3.3 格納容器破損防止措置の有効性評価に係る階層構造分析 26
3.3.1 ULOF 及び UTOP 26
3.3.2 ULOHS 35
3.3.3 PLOHS 及び LORL 35
4. 有効性評価に適用する計算コードの概要 36
4.1 Ｓｕｐｅｒ－ＣＯＰＤ 37
4.2 ＡＳＦＲＥ 38
4.3 ＳＡＳ４Ａ 39
4.4 ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ 40
4.5 ＦＬＵＥＮＴ 41
4.6 ＡＵＴＯＤＹＮ 42
4.7 ＰＬＵＧ 43
4.8 ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲ 44
5. 計算コードの有効性評価への適用性 45

第1部 Ｓｕｐｅｒ－ＣＯＰＤ 1-1
第2部 ＡＳＦＲＥ 2-1
第3部 ＳＡＳ４Ａ 3-1
第4部 ＳＩＭＭＥＲ-Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ-Ⅲ 4-1

[1]

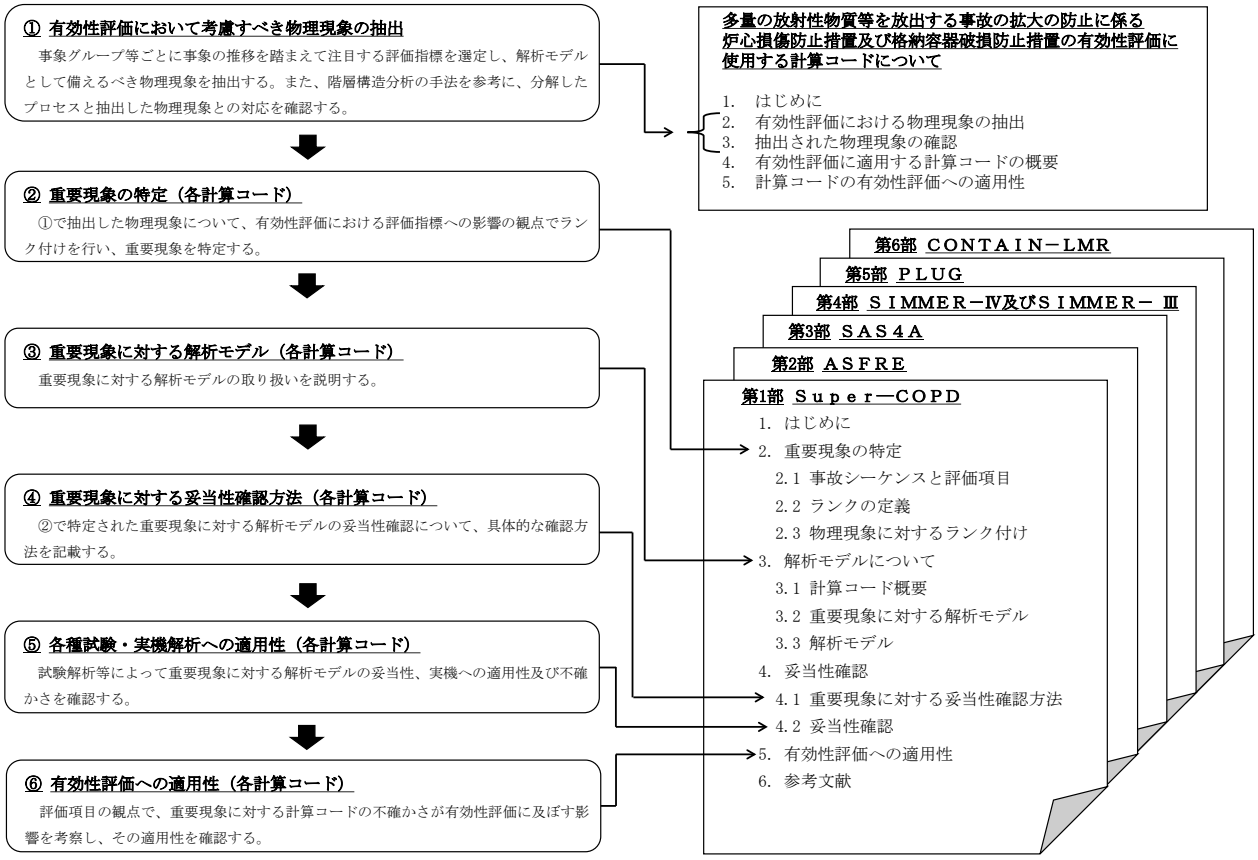
第5部 ＰＬＵＧ 5-1
第6部 ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲ 6-1

参考資料1 ＡＵＴＯＤＹＮ 参考1-1
参考資料2 ＦＬＵＥＮＴ 参考2-1
参考資料3 各計算コード間のデータの引継ぎ 参考3-1
付録 略語表 付録-1

1. はじめに

本資料は、発生頻度が設計基準事故より低い事故であって、原子炉施設から多量の放射性物質又は放射線を放出するおそれがあるものが発生した場合において、当該事故の拡大を防止するための措置のうち、燃料体の損傷が想定される事故に対して講じる炉心損傷防止措置及び炉心の著しい損傷の可能性が生じる場合に、その拡大を防止し、あるいは施設からの多量の放射性物質等の放出を防止するために講じる格納容器破損防止措置の有効性評価に適用する計算プログラム（以下「計算コード」という。）に関して説明するものである。

第 1.1 図に有効性評価に適用する計算コードの説明の流れと本資料の構成を示す。



第 1.1 図　有効性評価に適用する計算コードの説明の流れと資料構成

2. 有効性評価における物理現象の抽出

本章では、有効性評価において解析モデルとして具備する必要がある物理現象の抽出を行う。

有効性評価における解析の目的は、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に有効性があることの確認である。

物理現象の抽出は、「第 53 条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）に係る説明書（その 1：炉心の著しい損傷に至る可能性があると想定する事故の選定）」において、選定した以下の事象グループを対象とし、その中で代表的と考えられる事故シーケンスを前提として行う。

- 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF: Unprotected Loss of Flow）
- 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP: Unprotected Transient Over-Power）
- 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS: Unprotected Loss of Heat Sink）
- 原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失（LORL: Loss of Reactor Level）
- 交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失（PLOHS: Protected Loss of Heat Sink）
- 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失（SBO：Station Blackout）
- 局所的燃料破損（LF: Local（Fuel）Faults）

2.1 節では炉心損傷防止措置の有効性評価、2.2 節では格納容器破損防止措置の有効性評価に対して解析上必要な物理現象を抽出する。

2.1 炉心損傷防止措置の有効性評価における物理現象の抽出

【後日提示】

2.1.1 ULOF

【後日提示】

2.1.2 UTOP

【後日提示】

2.1.3 ULOHS

【後日提示】

2.1.4 LORL

【後日提示】

2.1.5 PLOHS

【後日提示】

2.1.6 SBO

【後日提示】

2.1.7 LF

【後日提示】

2.2 格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象の抽出

UTOP、ULOF、PLOHS 及び LORL の格納容器破損防止措置の有効性評価にあっては、事象の進展が複雑となるため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。本節の各項において、UTOP、ULOF、PLOHS 及び LORL は各過程の事象の推移を踏まえて、ULOHS は事故シーケンス全体の事象の推移を踏まえて、注目する評価指標に対して影響すると考えられる物理現象を抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「第 53 条（多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止）に係る説明書（その 3：格納容器破損防止措置）」に示す、以下の評価項目に対応したものである。

(1) 負の反応度フィードバックが卓越し、炉心の発熱と冷却とがバランスし静定する事象において、炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであること。具体的な評価項目は、2.1 に記載した炉心損傷防止措置の有効性評価において設定した評価項目を適用する。

(2) 炉心の著しい損傷に至った場合において、放射性物質等（溶融炉心物質を含む。）（以下「損傷炉心物質」という。）を冷却することで原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制し、原子炉容器内に損傷炉心物質を閉じ込めることができること。具体的な評価項目として以下を設定する。

① 原子炉容器内で分散し再配置した損傷炉心物質を安定に保持・冷却できること。

② 原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること。

(3) 燃料の溶融に伴う即発臨界超過により放出されるエネルギーによって原子炉容器の上部からナトリウムが格納容器（床上）に噴出する可能性がある場合において、格納容器の破損を防止できること。具体的な評価項目として以下を設定する。

① 原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること。

② 格納容器（床上）へ噴出するナトリウムの燃焼等に対して、格納容器の健全性が維持できること。

(4) (2) が達成できない事象においては、原子炉容器外に流出した損傷炉心物質等を安全容器内にて保持・冷却できること。具体的な評価項目として以下を設定する。

① 安全容器内に流出した損傷炉心物質等を安定に保持・冷却できること。

② 安全容器バウンダリの健全性が維持できること。

(5) 炉心が溶融する過程で、炉心が露出するまでにナトリウムの蒸発が生じ、原子炉冷却材バウンダリが高圧になる場合には、主中間熱交換器及び補助中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1 次・2 次境界）の過圧を防止できること。

(6) 炉心が溶融する過程で、炉心が露出するまでに蒸発した冷却材（ナトリウム）が格納容器（床下）に流出する場合において、格納容器の破損を防止できること。具体的な評価項目として以下を設定する。

① 格納容器床下に流出するナトリウムの熱的影響に対して、格納容器の健全性が維持できること。

2.2.1 ULOF 及び UTOP

ULOF 及び UTOP における事象の進展を第 2.2.1.1 図に示す。

ULOF 及び UTOP の評価事故シーケンスに対する格納容器破損防止措置の有効性評価においては、事象の進展が複雑となるため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。

事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融するまでの過程を起因過程、その後、ラッパ管の溶融から炉心溶融が全炉心規模に進展する過程を遷移過程と呼び、炉心物質の温度と配位の変化によって生じる反応度と出力の変動を解析する。

起因過程又は遷移過程において即発臨界超過により大きなエネルギー放出がある場合には、機械的応答過程において機械的エネルギーの発生、原子炉容器の構造応答及び回転プラグの応答とナトリウム噴出を解析する。格納容器（床上）にナトリウムが噴出する場合には、格納容器応答過程において噴出ナトリウムに対する格納容器の応答を解析する。

再配置・冷却過程においては、機械的エネルギーの発生の有無にかかわらず、溶融炉心物質の移行・再配置とその後の長期冷却を解析する。

2.2.1.1 起因過程

2.2.1.1.1 事象の推移と評価指標

(1) ULOF

本事象グループは、原子炉運転中に炉心流量が減少した際に、何らかの理由（原子炉トリップ信号の発信失敗等）により、制御棒の急速挿入に失敗することによって原子炉停止機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事象である。

本事象グループでは、外部電源喪失時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗又は原子炉保護系の動作失敗）する、又は 1 ループの 1 次主循環ポンプ軸固着時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗）する 3 つの評価事故シーケンスが選定された。ここでは、外部電源喪失時に原子炉トリップ信号の発信失敗に至る評価事故シーケンスを対象とする。

本評価事故シーケンスは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で外部電源が喪失し、2 ループの 1 次主循環ポンプの主電動機が同時に停止した後、電源喪失による原子炉トリップ信号の発信に失敗する。

本評価事故シーケンスに対しては「1 次主循環ポンプトリップ」を代替原子炉トリップ信号として整備し、炉心の著しい損傷を防止することとしているが、この機能の喪失も仮定すると、十分に原子炉出力が低下しないことから、炉心部での冷却材の沸騰が生じ、炉心の著しい損傷に至る。

本事象の典型的な事象進展について、事象進展チャートを第 2.2.1.2 図に示す。

実際の炉内の現象は、各物理現象が並列的に進展していくが、本図では各物理現象の因果関係に着目して典型的な事象進展を時系列的に示している。

格納容器破損防止措置に有効性があることを確認するための評価項目としては、原子炉冷却材バウンダリの健全性や格納容器の健全性の維持が挙げられる。これらの評価項目に影響を及ぼすパラメータを評価指標として設定する。

起因過程解析においては、反応度変化、即発臨界超過の有無及び放出熱エネルギー（それを代表する指標である炉心平均燃料温度）が起因過程の各現象に大きな影響を与え、事象進展を支配する重要なパラメータである。ここで、炉心平均燃料温度は、反応度変化や即発臨界超過によって生じる熱エネルギー放出の結果として得られ、評価項目に関わる重要なパラメータである機械的エネルギーの発生量に直接影響を及ぼすとともに、各物質の流動性や圧力等の起因過程の炉心の状況を直接表す指標である。

このため、評価指標は「炉心平均燃料温度」とする。ここで炉心平均燃料温度は、全炉心領域のある時点における燃料の平均温度である。

(2) UTOP

本事象グループは、原子炉運転中に過出力となった際に、何らかの理由（原子炉トリップ信号の発信失敗等）により、制御棒の急速挿入に失敗することによって原子炉停止機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事象である。

本事象グループでは、出力運転中の制御棒の異常な引抜き時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗又は原子炉保護系の動作失敗）する2つの評価事故シーケンスが選定された。格納容器破損防止措置の有効性評価の対象となる事故シーケンスは共通であるため、ここでは、前者の評価事故シーケンスを対象とする。

本評価事故シーケンスは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で制御棒の連続的な引抜きが生じ、原子炉の出力が上昇した状態で、「中性子束高（出力領域）」による原子炉トリップ信号の発信に失敗する。

制御棒の連続的な引抜きを阻止する制御棒連続引抜き阻止インターロックを整備するとともに、「原子炉出口冷却材温度高」を代替原子炉トリップ信号として整備し、炉心の著しい損傷を防止することとしているが、この機能の喪失も仮定すると、原子炉の出力が上昇し、炉心の著しい損傷に至る。

本事象の典型的な事象進展について、事象進展チャートを第2.2.1.3図に示す。

実際の炉内の現象は、各物理現象が並列的に進展していくが、本図では典型的な事象進展について時系列的に示している。評価指標は、ULOFと同様に「炉心平均燃料温度」とする。

2.2.1.1.2 物理現象の抽出

第2.2.1.2図及び第2.2.1.3図に示した事象進展チャートに抽出された物理現象のうち、「常陽」の格納容器破損防止措置の有効性評価において考慮すべき物理現象を抽出する。

(1) 燃料定常照射挙動

本物理現象は、過渡事象が生じる前までの燃料要素の照射（炉心の運転）に関する燃料要素内の各種挙動を指す。

主な現象としては、燃料の再組織化に伴う燃料密度の変化、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガスの生成と移動、燃料及び被覆管の幾何形状変化と熱的条件の推移が見られる。これらの現象により形成された燃料要素の条件（熱、幾何形状、物質配位）が過渡事象での

初期条件を与えることになるため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

(2) 原子炉出力及び反応度フィードバック挙動

本物理現象は、事象進展に伴う炉心内の反応度変化（燃料ドップラ反応度、燃料及び構造材（スティール）の密度反応度（軸伸び反応度）、冷却材密度及びナトリウムボイド反応度、燃料及び構造材（スティール）の移動反応度）により原子炉の出力の変動が生じる現象である。なお、起因過程は、事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融するまでの範囲を対象としているため、事象進展に影響を及ぼす構造材に係る反応度は、被覆管に関する反応度である。

燃料ドップラ反応度は、燃料の昇温により共鳴吸収の確率が上昇することによって生じる反応度変化である。

燃料の密度反応度は、燃料が昇温により軸方向に膨張し、反応度価値の高い軸方向中心付近の密度の減少と反応度価値の低い軸方向端部への燃料の移動によって生じる反応度変化である。

被覆管の密度反応度は、被覆管が昇温により軸方向に膨張し、密度が減少することによりその部分での中性子吸収が減少することによって生じる反応度変化である。

冷却材密度及びナトリウムボイド反応度は、冷却材の昇温による密度変化や沸騰によるボイドの発生により、炉心中心部では、主にナトリウムによる中性子減速が抑制されることによって反応度が増加し、炉心上下端部及び炉心外周部では、主に中性子漏えいの効果によって反応度が減少するものである。特に「常陽」のように小型の高速炉では、後者の効果が大きく、冷却材の昇温や沸騰は、おおむね反応度の減少を引き起こす。

燃料の移動反応度は、燃料が溶融又は冷却材流路に放出され、反応度価値の異なる領域に燃料が移動することによって生じる反応度変化である。

被覆管の移動反応度は、炉心中心部の被覆管が溶融、移動し、密度が減少することによりその部分での中性子吸収が減少することによって反応度が増加するものである。

起因過程においては、これらの反応度フィードバック挙動による原子炉出力変化が事象進展を支配するため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

(3) 制御棒引抜き挙動

本物理現象は、何らかの原因で制御棒が連続的に引き抜かれるという現象である。

ULOF において、本物理現象は、制御棒の挿入や引抜きがないため生じない。

UTOP では、異常事象として制御棒の引抜きを想定しており、制御棒の引抜きにより生じる反応度の増加が、その後の事象進展に大きく影響するため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

(4) 局所的な出力分布の歪み

本物理現象は、制御棒の引抜き等により炉心内の中性子束分布に歪みが生じ、それに伴い出力分布についても局所的な歪みが生じる現象である。

ULOF において、本物理現象は、制御棒の挿入や引抜きがないため、生じない。

UTOP では、異常事象として制御棒の引抜きを想定しているが、一般に、高速炉における中性子の平均自由行程は、軽水炉に比べて大きく、制御棒の引抜きといった局所的な変動に対して、中性子束の空間的な分布の変動は小さい。また、小型炉心の「常陽」では、この効果は極めて小さい。このため、異常事象に起因する原子炉出力の変動に比べれば局所的な出力の変動は小さく、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

(5) 1 次系冷却材流量減少挙動（流量減少カーブ）

本物理現象は、外部電源喪失等により主電動機によるポンプ機能が喪失し、1 次系冷却材流量が減少する現象である。

ULOF では、1 次系冷却材流量の減少挙動によって破損時刻が変わるため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

UTOP において、本物理現象は、ポンプ機能の喪失が生じないと想定しているため、生じない。

(6) 冷却材熱流動挙動

本物理現象は、冷却材流路中での冷却材の熱的挙動と流動挙動を指す。

熱的挙動は、被覆管や構造材からの熱伝達、相変化及びナトリウムの流動による熱輸送等から影響を受ける。また、流動挙動は、ナトリウムの粘性、流路壁（被覆管、構造材）との摩擦、流路面積の変化、相変化、1 次熱輸送系のポンプヘッド及び自然循環力等から影響を受ける。

ULOF では、主電動機によるポンプ機能の喪失により冷却材流量の減少が生じているため、冷却材の昇温による冷却材の密度変化によって反応度変化が生じ、事象進展に大きな影響を与える。加えて、本物理現象は、その後の冷却材の沸騰挙動にも影響するため、評価指標に大きく影響する。

UTOP では、ポンプの定格運転が継続されているため、冷却材温度の変動は小さく、大きな反応度変化が生じないため、本物理現象による評価指標への影響は ULOF に比べ小さい。

(7) 燃料要素の熱的挙動

本物理現象は、燃料要素の溶融を含む熱的な挙動を指す。

UTOP では、原子炉出力の上昇によって燃料が昇温し、共鳴吸収の確率が上昇することによって反応度が減少する（ドップラ効果）。この現象は、燃料の昇温に伴い反応度を減少させる方向に働くため、事象進展の緩和に重要な役割を担っている。また、燃料が溶融すると、径方向中心部に溶融キャビティ（空洞）を形成するが、この溶融キャビティの圧力（キャビティ圧）は、燃料ペレットや被覆管への負荷要因の一つであり、燃料の破損挙動に大きく影響する。このため、UTOP において、本物理現象は、評価指標への影響が大きい現象である。

ULOF では、冷却材流量の減少によって冷却材が昇温し、冷却材密度及びナトリウムボイド反応度による反応度の減少で燃料が降温する。この場合、ドップラ効果は、反応度を増加さ

せる方向に働くが、冷却材の昇温による反応度変化に比べるとその変化量は小さい。一方、上述のとおり、燃料溶融によるキャビティ圧の増加は、燃料の破損挙動に大きく影響するものであり、本物理現象は、評価指標への影響が大きい現象である。

(8) 燃料要素の機械的挙動

本物理現象は、燃料及び被覆管の昇温や応力の変化に応じた燃料要素の膨張や変形を指す。

UTOP では、原子炉の出力の上昇によって燃料が昇温、膨張する。燃料の軸方向への膨張は、反応度価値の高い軸方向中心位置の密度の減少につながるため、反応度が減少する。この反応度変化は、ドップラ効果による反応度変化と同様に出力上昇速度を減少させる方向に働くため、事象進展の緩和に重要な役割を担っている。また、燃料要素の変形挙動は、熱的な挙動と密接に関連しており、例えば、燃料要素の変形によって燃料と被覆管の間のギャップが閉じると、ギャップ熱伝達率が増加するため、燃料要素に係る熱的な挙動にも影響する。このため、本物理現象は、ULOF 及び UTOP ともに評価指標に大きく影響する現象である。

(9) 冷却材沸騰挙動

本物理現象は、冷却材流量の減少や原子炉の出力の上昇等によって冷却材の昇温が生じ、部分的又は広範な沸騰（ボイド化）に至る現象である。

冷却材のボイド化は、中性子のナトリウムへの吸収量及び炉心部からの漏えい量に寄与し、反応度変化につながる。

ULOF では、主電動機によるポンプ機能の喪失により冷却材流量の減少が生じているため、沸騰が生じやすく、投入される反応度の大きさという点でも他の反応度要因に比べて大きい。このため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

UTOP では、ポンプの定格運転が継続されているため、冷却材温度の変動は小さく、冷却材の沸騰に至り難い。このため、本物理現象による評価指標への影響は ULOF に比べ小さい。

(10) プレナムガスブローアウト

本物理現象は、被覆管の昇温による強度の低下に伴い被覆管が破損し、破損位置からプレナムガスが冷却材流路内へ放出される現象である。

プレナムガスは、燃料と被覆管の間のギャップを通じて破損口から冷却材流路内へ放出され、放出される位置は、被覆管の強度（被覆管の温度）に依存する。プレナムガスブローアウトが生じると、冷却材流路のボイド領域が拡大し、反応度変化が生じることになるが、そもそも被覆管の破損は、冷却材のボイド領域が既に拡大した被覆管温度の高い条件で発生するため、ナトリウムボイド反応度への影響は小さい。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

(11) 被覆管の溶融と移動挙動

本物理現象は、冷却材の沸騰及びドライアウトにより被覆管からの除熱が低下した状態で被覆管が昇温、溶融し、溶融した被覆材がナトリウム蒸気流からの摩擦又は溶融被覆管の自

重により移動する現象である。

被覆管が移動し、密度が減少すると、その部分での中性子吸収が減少するため、正の反応度が投入される。

ULOF では、ポンプ機能の喪失により冷却材流量の減少が生じているため、冷却材がドライアウトすると比較的短時間に被覆管溶融に至る。加えて、負のナトリウムボイド反応度により事象進展が緩慢である場合には、下記(12)の燃料の破損に至るまでに十分な時間があり、被覆管の移動による反応度変化が事象進展に与える影響が相対的に増加する。このため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

UTOP では、被覆管は十分に冷却されており、被覆管の溶融に至る前に燃料の破損に至るため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

(12) 燃料の破損挙動

本物理現象は、燃料の溶融等によって燃料要素が燃料を保持することができなくなり、冷却材流路内に燃料が放出される現象である。

炉心燃料集合体の広い範囲で冷却材の沸騰が生じた場合には、被覆管は昇温して強度を喪失する。燃料ペレットも昇温により中心部は溶融し、周辺部は膨張して強度が低下することにより、形状を保てなくなる。この場合、被覆管も燃料ペレットともに強度を喪失しているため、燃料要素は、まとめて崩壊するような形で冷却材流路内に放出される（以下「燃料崩壊」という。）。冷却材が未沸騰であるか又は部分的に沸騰している場合、被覆管は、十分に冷却され、強度が保持されている。この場合、燃料ペレットが溶融し、燃料要素内のキャビティ圧が上昇すると、この圧力による負荷が被覆管にき裂（破損口）を生じさせ、溶融燃料は、冷却材流路に放出される（燃料要素破損）。

燃料破損の時刻及び破損位置は、破損後の冷却材流路内での物質挙動及びこれに伴う反応度変化に大きく影響するため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

(13) 燃料の軸方向移動挙動

本物理現象は、燃料の崩壊に伴い冷却材流路内に拡がった燃料又は溶融キャビティから冷却材流路に放出された燃料が軸方向に移動していく挙動である。

本物理現象は、主にナトリウム蒸気と FP ガスにより駆動されるが、燃料が高温になればスティール蒸気や燃料蒸気も効くこととなる。冷却材流路内での燃料の移動については、冷却材流路内の流動の状態と他の物質との運動量交換によって決定される。燃料の軸方向の移動が生じると、多くの場合、反応度価値の低い軸方向上下端部に向かって燃料が移動することになるため、反応度が減少する。

UTOP では、制御棒の引き抜きによって反応度が増加していくため、燃料の軸方向移動による反応度の減少量が十分に大きければ、事象は収束に向かうが、反応度の減少量が小さい場合には、原子炉の出力が上昇し、炉心の損傷が拡大し得る。また、UTOP では、冷却材が未沸騰のまま燃料破損が生じ、下記（16）の燃料－冷却材相互作用に伴い急速にナトリウム蒸気が発生するため、燃料は大きく移動し得る。反応度変化の大きさという点でも他の反応度要

因に比べて大きく、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

ULOF では、負のナトリウムボイド反応度により反応度が大きく減少しているため、燃料の軸方向移動による反応度は、炉心の損傷拡大に大きく影響しない。このため、本物理現象による評価指標への影響は大きくない。

(14) スティールの軸方向移動挙動

本物理現象は、燃料崩壊に伴い、冷却材流路内に移行したスティールが軸方向に移動していく挙動である。

冷却材流路内でのスティール移動の駆動力は、燃料と同じであるため、おおむね燃料と同様に移動するが、反応度変化の大きさは、燃料の移動に比べて小さい。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

(15) 燃料スタブの移動挙動

本物理現象は、燃料要素の炉心軸方向中心領域で燃料崩壊が生じた場合に、燃料崩壊位置よりも上部（又は下部）の未崩壊燃料（以下「燃料スタブ」という。）が燃料崩壊領域に落下（又は上昇）する現象である。

「常陽」のように上部ガスプレナムを設置している場合には、プレナムガス圧と重力が燃料スタブ移動の駆動力となり、燃料スタブを保持する被覆管の拘束強度の低下（被覆管の昇温）とともに本物理現象が発生する。燃料スタブは、この駆動力を受けて移動し、被覆管との摩擦や、燃料スタブの移動先に堆積している燃料との相互作用等によって停止する。燃料スタブの移動が生じると反応度価値の高い軸方向中心部に燃料が移動することになるため、反応度が上昇する。

一方、上記（10）のとおり、被覆管の昇温は、プレナムガスブローアウトを引き起こし、駆動力であるプレナムガスを減少させ、燃料スタブの移動が起こり難くなる。実験的知見として、CABRI 炉内試験の結果より、上部の燃料スタブの落下は、沸騰が発生又は拡大する前に出力パルスを印加した限られた条件下の試験でのみ観測された現象である。

「常陽」における ULOF のように、負のナトリウムボイド反応度により緩慢な事象進展となり、冷却材の沸騰が拡大した後に燃料破損に至る条件では、生じ難い物理現象である。加えて、「常陽」における ULOF 及び UTOP では、ともに負のナトリウムボイド反応度によって緩慢な事象進展となるため、燃料スタブの移動先に堆積している燃料は、固体粒子を含む低温状態にあり、大きな抵抗となる。これにより燃料スタブの移動は、制限されると考えられる。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

(16) 燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）挙動

本物理現象は、主に冷却材が未沸騰又は部分的に沸騰した燃料集合体で燃料破損が生じた際に、冷却材が高温の燃料と直接熱交換することで蒸気圧力が発生し、急速にボイド化が進む現象である。

「常陽」の炉心で冷却材がボイド化すると、主にナトリウムによる中性子漏えいの効果が

大きくなり、反応度が減少する。

一方、上述（13）の燃料の軸方向移動挙動で述べたとおり、急速なナトリウム蒸気の発生は、燃料を大きく移動させる。このため、UTOP において、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

ULOF では、ポンプ機能の喪失により冷却材流量が減少し、沸騰が拡大してから燃料破損に至るため、本物理現象は生じ難い。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

（17）燃料－構造材熱伝達挙動

本物理現象は、冷却材流路中に放出された燃料等の高温物質からの熱伝達によりラッパ管（構造材）が昇温する現象である。

燃料の破損後の冷却材流路では、燃料、スティール、ナトリウム及び FP ガスが様々な形態（固体、液相、気相）で熱的、流体的に作用し合っている。ラッパ管も冷却材流路中に放出された燃料等の高温物質と熱伝達をすることで昇温し、十分な冷却がなされない場合には、溶融、破損に至る。ラッパ管が溶融、破損した場合には、隣接集合体にもその影響が生じる可能性がある。ただし、起因過程は、事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融するまでの範囲を対象としているため、起因過程の事象進展への影響としては小さい。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

（18）燃料及びスティールの固化挙動

本物理現象は、冷却材流路中に放出された溶融燃料及び溶融スティールが冷却材及び構造材等と熱伝達を行うことによって再固化し、冷却材流路中に堆積する現象である。

流路中に堆積物が存在すると流路中の物質の流れが滞ることとなり、燃料の軸方向移動による反応度の減少が抑制される可能性がある。ただし、固化挙動が顕著になる領域は、上部反射体等の比較的低温な領域であり、影響は限定的である。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

2.2.1.2 遷移過程

2.2.1.2.1 事象の推移と評価指標

ラッパ管の溶融から炉心溶融が全炉心規模に進展する遷移過程では、燃料の損傷が集合体内にとどまる起因過程とは異なり、冷却材の流動条件の違いが事象推移に及ぼす影響は相対的に小さくなる。このため、ULOF 及び UTOP に関する有効性評価において、解析モデルとして具備する必要がある事象推移に影響を及ぼす物理現象は共通のものとなる。遷移過程では、第 2.2.1.4 図のように事象が推移する。

遷移過程において、大規模な燃料凝集による正の反応度挿入が卓越する場合には、即発臨界超過に至り、いわゆる出力逸走によって急激に熱エネルギーが放出される可能性がある。ごく短時間の出力逸走の結果、炉心燃料は、ほぼ断熱的に加熱されるため、放出される熱エネルギーの大きさは、結果として炉心全体での燃料温度の上昇ととらえることができる。このため、即発臨界超過による熱エネルギー放出の大きさを代表し、後続の機械的応答過程で解析する機械的エネル

ギー発生のポテンシャルを表すとともに、評価項目に影響を及ぼす重要なパラメータとなる「炉心平均燃料温度」を評価指標として用いる。

熱的な影響については、遷移過程の解析結果を基に後続の再配置・冷却過程の解析に必要な炉心物質の分布や状態が決定される。遷移過程の事象推移の中で溶融した炉心燃料の一部は、制御棒下部案内管、炉心側面の反射体及び遮へい集合体ギャップ等を通じて炉心の外に流出する。「炉心からの燃料流出量」は、炉心残留燃料による即発臨界超過のポテンシャルを左右する重要なパラメータであるとともに、後続の再配置・冷却過程の解析条件を決定する上でも重要な評価指標である。なお、「炉心平均燃料温度」は、燃料流出の駆動力に係る評価指標でもある。

2.2.1.2.2 物理現象の抽出

起因過程の終状態において、破損した燃料集合体に隣接する集合体は、破損した燃料集合体から熱負荷を受ける。

「常陽」においては、ナトリウムボイド反応度が負であること及び起因過程の終状態では、損傷集合体を除いて冷却材が残存しているため、隣接する集合体の冷却材が沸騰して損傷が進展する際にも負のボイド反応度が挿入される（ボイド領域の拡大）。

一方で、損傷した燃料が重力により密に凝集すれば正の反応度が挿入される。負のボイド反応度の影響により、時間の経過とともに炉心出力は低下を続けるが、一方で崩壊熱や溶融被覆管・ラッパ管からの熱伝達により燃料集合体の損傷が徐々に拡大する可能性がある（燃料要素の溶融・破損、燃料要素の昇温及び溶融・破損に伴う FP ガスの放出、構造壁の溶融・破損）。損傷領域が拡大し、冷却材のボイド化に伴う負の反応度を超えるほどの損傷燃料の凝集に伴う正の反応度が挿入された場合、核出力の上昇に伴う発熱の増加によって残りの燃料要素の破損が進展し、最終的に全炉心規模の損傷に至る可能性がある。

広域で損傷した固体状の燃料が重力沈降の結果として炉心下部に堆積することで反応度が即発臨界（1$）を超過する可能性がある。この結果、炉心領域では、全炉心規模の炉心溶融プールが形成される。全炉心プールでは大規模な燃料凝集運動（スロッシング）により、即発臨界超過の結果大きなエネルギー放出に至る可能性がある。炉心溶融プールが形成された場合、炉心からの燃料流出による負の反応度が挿入されるが、一方で溶融燃料が炉心周辺部に残留する冷却材と接触した際の FCI により径方向の燃料凝集が生じて正の反応度が挿入される可能性もある。炉心からの燃料流出による負の反応度効果が卓越して深い未臨界状態に至れば、遷移過程の事象推移は核的に収束する。以上の炉心損傷領域拡大の過程において、制御棒案内管に流入した炉心物質によって制御棒が溶融・破損して炉心に落下（制御材の炉心への混入）すると負の反応度が挿入される。

上記で抽出した物理現象について、第 2.2.1.4 図に示した「常陽」遷移過程の事象推移に影響を及ぼす可能性のある物理現象を対象に評価指標への影響を検討した結果を以下に示す。

（1）損傷炉心の核的挙動

本物理現象では、時間的に変化する物質分布に基づいて、反応度及び原子炉出力が動的に変化する。

本物理現象は、炉心平均燃料温度を決定する重要な現象であり、評価指標への影響は大きい。

(2) ボイド領域の拡大

本物理現象は、冷却材沸騰領域の拡大に伴いナトリウムボイド反応度が挿入されるとともに、冷却材としての機能を失うことによって炉心損傷の進展の早さに係る現象である。

ただし、大規模な燃料凝集を引き起こすような炉心溶融プールが形成される際には、炉心内の冷却材は、ほぼすべてボイド化していることから、燃料凝集に対して直接的な影響はない。また、「常陽」のように小型の高速炉において、冷却材の密度反応度は、炉心中心部を除いて負であるため、冷却材の沸騰は、反応度の減少を引き起こす。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

(3) 燃料要素の溶融・破損

本物理現象は、燃料ペレットの溶融割合及び被覆管による支持力の有無に伴う燃料要素の破損挙動を指し、炉心損傷の進展の早さに係る現象である。

ただし、燃料挙動を直接駆動することはないため、本物理現象は、燃料の大規模な凝集を引き起こす現象ではない。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい。

(4) FP ガス放出による燃料凝集

本物理現象は、燃料要素の破損時に放出された FP ガスによって燃料が凝集する現象である。

炉心溶融プールの拡大時に、炉心上下端で閉塞を起こした燃料集合体内に充満した FP ガス又は急激な燃料要素の昇温に伴い炉心内に大量の FP ガスが放出されるような場合には、燃料の大規模凝集を引き起こす可能性があるが、負のナトリウムボイド反応度を持つ「常陽」においては、燃料要素の昇温が緩やかであるため、燃料集合体上部・下部の閉塞形成までに FP ガスは、すでに炉心領域から流出していると考えられる。このため、評価指標に与える影響は小さい。

(5) 構造壁の溶融・破損

本物理現象は、燃料集合体及び制御棒下部案内管の管壁が高温炉心物質からの熱輸送により溶融破損する現象であり、損傷炉心領域の拡大を引き起こす。

損傷炉心領域の拡大は、燃料凝集の規模、制御棒下部案内管の管壁の溶融破損、燃料流出のタイミング及び FCI 発生に係る挙動であり、燃料凝集と燃料流出に大きく影響する。このため、本物理現象は評価指標に大きく影響する。

(6) FCI

本物理現象は、損傷炉心拡大時に制御棒下部案内管や反射体の構造材の破損又は炉心下部・上部からの冷却材の流入により、冷却材が高温の炉心物質と直接熱交換することによっ

て、冷却材の蒸気圧力が発生する現象である。

本物理現象は、燃料スロッシングを引き起こす可能性があり、その発生圧力によって、燃料凝集量及びそれに伴う反応度変化が左右され、その結果、炉心平均燃料温度に影響を及ぼす。このため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

(7) 燃料スロッシング

本物理現象は、炉心溶融プールで生じた蒸気圧による駆動力を起因として発生する炉心溶融プールのスロッシング現象である。

本物理現象により燃料の凝集規模とそれに伴う反応度変化が決まる。このため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する。

(8) 燃料流出

本物理現象は、燃料集合体上・下部のピン束流路、炉心側面の反射体・遮へい集合体ギャップ及び制御棒下部案内管を通した炉心からの燃料流出挙動である。

燃料流出について、ピン束流路へは、燃料が溶融した状態において炉心内圧力が高まった場合、反射体・遮へい集合体ギャップへは、溶融燃料が炉心側面に達した場合、制御棒下部案内管へは、管壁破損時に周辺の燃料が溶融状態であり、かつ、閉塞が形成されない場合に流出可能である。本物理現象は、炉心からの燃料流出量に直接影響するため、大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集量とそれに伴う反応度変化を左右し、評価指標にも大きく影響する。

(9) 制御材の炉心への混入

本物理現象は、制御棒下部案内管に流入した炉心物質によって制御棒が溶融・破損して炉心に落下する現象である。

本現象によって負の反応度が挿入される。大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集に伴う反応度変化を左右し、評価指標に大きく影響する。

2.2.1.3 機械的応答過程

2.2.1.3.1 事象の推移と評価指標

機械的応答過程では、機械的エネルギーの発生とその影響を解析する。本過程の解析は、機械的エネルギーの解析、原子炉容器の構造応答解析及びナトリウム噴出量の解析を組み合わせることにより行う。

機械的応答過程の事象の流れを第 2.2.1.5 図に示す。

遷移過程において、大規模な燃料凝集による正の反応度挿入が卓越して即発臨界超過に至り、出力逸走によって急激に熱的エネルギーが放出された場合に、高温高圧となった炉心物質は炉心の上部にあるピン束流路を通して上部プレナムに放出される。この過程で上部プレナム内にあるナトリウムは上方に加速され熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるとともに、カバーガスは圧縮されて原子炉容器内の圧力が上昇する。

原子炉容器は、この過程で発生する圧力の過渡変化によって、機械的に変形し、また、原子炉容器上部の回転プラグの間隙を通して格納容器（床上）にナトリウムが噴出する可能性がある。

このように、即発臨界超過による原子炉容器の機械的な応答及びナトリウムの噴出量に影響を及ぼし、評価項目に直接関わる代表的かつ重要なパラメータである「機械的エネルギー」を評価指標として用いる。

2.2.1.3.2 物理現象の抽出

先行の遷移過程において、出力逸走によって高温高圧となった炉心では、出力分布に対応して温度と圧力の分布が発生し、相対的に圧力の高い領域の燃料が炉心内で膨張して低圧の領域の燃料と混合して炉心内で圧力と温度が平坦化する（炉心圧力の平坦化）。これと並行して、出力逸走によって高温となった溶融燃料から炉心内の溶融スティールへの熱移行が発生する（燃料からスティールへの熱移行）。その後、炉心内の圧力によって、炉心物質は、炉心上方にある反射体、ガスプレナム、制御棒下部案内管等の構造（炉心上部構造）を通して上部プレナムへ移動する。この段階では、炉心物質から低温の炉心上部構造への伝熱と凝縮による熱損失及び炉心上部構造を通過する際の流動抵抗が発生（炉心上部構造による熱及び圧力損失）する。炉心物質からの伝熱により炉心上部構造の一部は、溶融・破損して炉心物質に混入する（炉心上部構造材の溶融と炉心物質への混入）。上部プレナムの底部に達した炉心物質は、ナトリウムと FCI を起こす。FCI によって発生したナトリウム蒸気は、上部プレナムのナトリウムプールの底部に蒸気泡を形成し、その界面で凝縮する一方で、上部プレナム内のナトリウムを上方に加速（蒸気泡の成長）して炉心物質の熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるとともに、カバーガスを圧縮することで原子炉容器内の圧力を上昇させる。

FCI の圧力とカバーガスの圧力及び上部プレナム内のナトリウム流動の動圧により原子炉容器は、機械的な負荷を受ける（流体圧力による原子炉容器変形）。

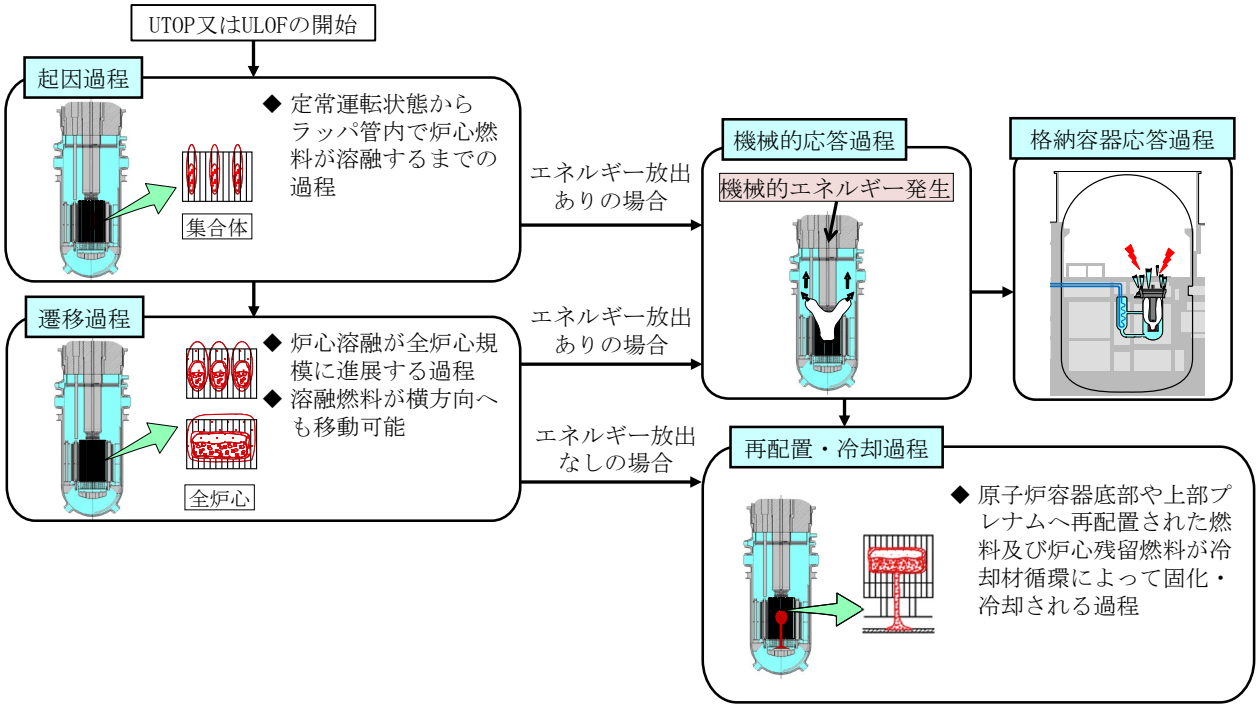
カバーガスの圧力によって原子炉容器上部の回転プラグの固定ボルトが変形し（回転プラグ固定ボルトの変形）、ナトリウムが回転プラグの間隙を通して格納容器（床上）に噴出する（プラグ間隙内のナトリウム流動）。

2.2.1.4 再配置・冷却過程

【後日提示】

2.2.1.5 格納容器応答過程

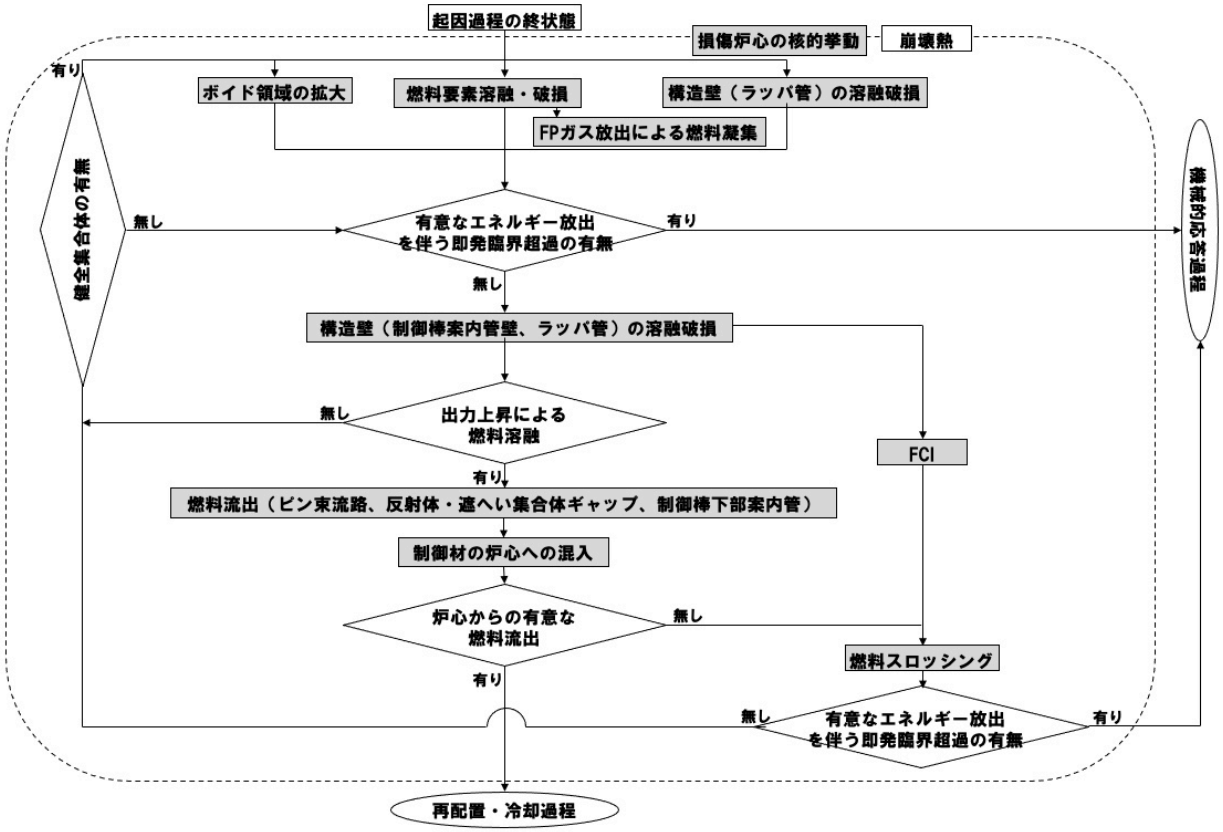
【後日提示】



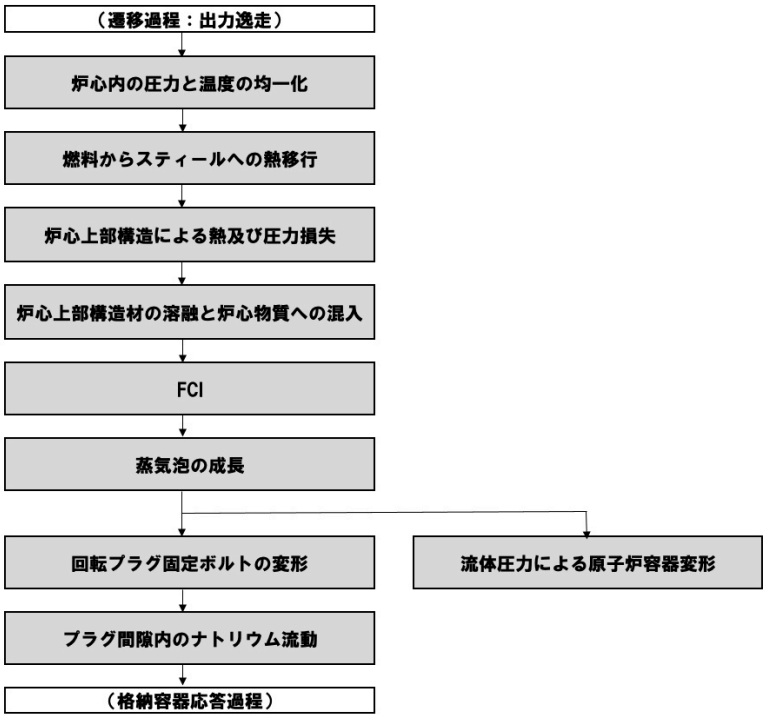
第 2.2.1.1 図　ULOF 及び UTOP における事象の進展

第 2.2.1.2 図　起因過程の事象進展チャート（ULOF）

第 2.2.1.3 図　起因過程の事象進展チャート（UTOP）



第 2.2.1.4 図　遷移過程の事象進展チャート



第 2.2.1.5 図　機械的応答過程の事象進展チャート

2.2.2 ULOHS

【後日提示】

2.2.3 PLOHS 及び LORL

【後日提示】

3. 抽出された物理現象の確認

3.1 「常陽」の階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認

2 章において、抽出した物理現象について、計算コードの適用性確認を行うため、米国 NRC の RG1.203 及び日本原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準:2008」で用いている EMDAP (Evaluation Model Development and Assessment Process)に示されるプラントシステムの階層構造分析を参考に、有効性評価で解析対象とする「常陽」の物理領域を展開して階層化した。

以下に、本資料における階層構造分析の考え方を示す。

構成要素	内容
システム	解析すべきシステムの全体
サブシステム（物理領域）	解析に考慮しなければならない主要な構成要素
モジュール（物理領域）	サブシステムの中の機器
成分	物質の化学形態
相	固体、液体又は気体
幾何学形態	移動時の幾何学的な形態（プール、液滴、気泡、液膜等）
場	流れにより輸送される物理量が幾何学形態ごとに形成する場（質量、運動量、エネルギー、圧力等）
輸送プロセス	システム各部における構成相関の移動と相互作用を決定するメカニズム

3.2 炉心損傷防止措置の有効性評価に係る階層構造分析

【後日提示】

3.3 格納容器破損防止措置の有効性評価に係る階層構造分析

3.3.1 ULOF 及び UTOP

(1) 起因過程

第 3.3.1.1 図に起因過程における階層化結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム及びモジュール）として、原子炉容器及び炉心を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分（物質）については、同種の場の方程式（関連する物理量（質量、エネルギー、運動量）の輸送を解くための方程式）で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量（力）の輸送を輸送プロセスとした。

第 3.3.1.1 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

(2) 遷移過程

第 3.3.1.2 図に遷移過程における階層化結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域(サブシステム及びモジュール)として、原子炉容器、炉心、炉心上下部構造材、制御棒下部案内管及び径方向集合体を定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分(物質)については、同種の場の方程式(関連する物理量(質量、エネルギー、運動量)の輸送を解くための方程式)で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量の輸送を輸送プロセスとした。ただし、厳密には更に細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場の方程式で表現される場合には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセスは表現していない。

第 3.3.1.2 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

(3) 機械的応答過程

第 3.3.1.3 図に機械的応答過程における階層化結果を示す。

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム及びモジュール）として、原子炉容器、炉心、炉心上部構造材、制御棒下部案内管及び上部プレナムを定めた。各物理領域に含まれる解析対象とする成分(物質)については、同種の場の方程式(関連する物理量(質量、エネルギー、運動量)の輸送を解くための方程式)で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量の輸送を輸送プロセスとした。ただし、厳密には更に細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場の方程式で表現される場合には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセスは表現していない。

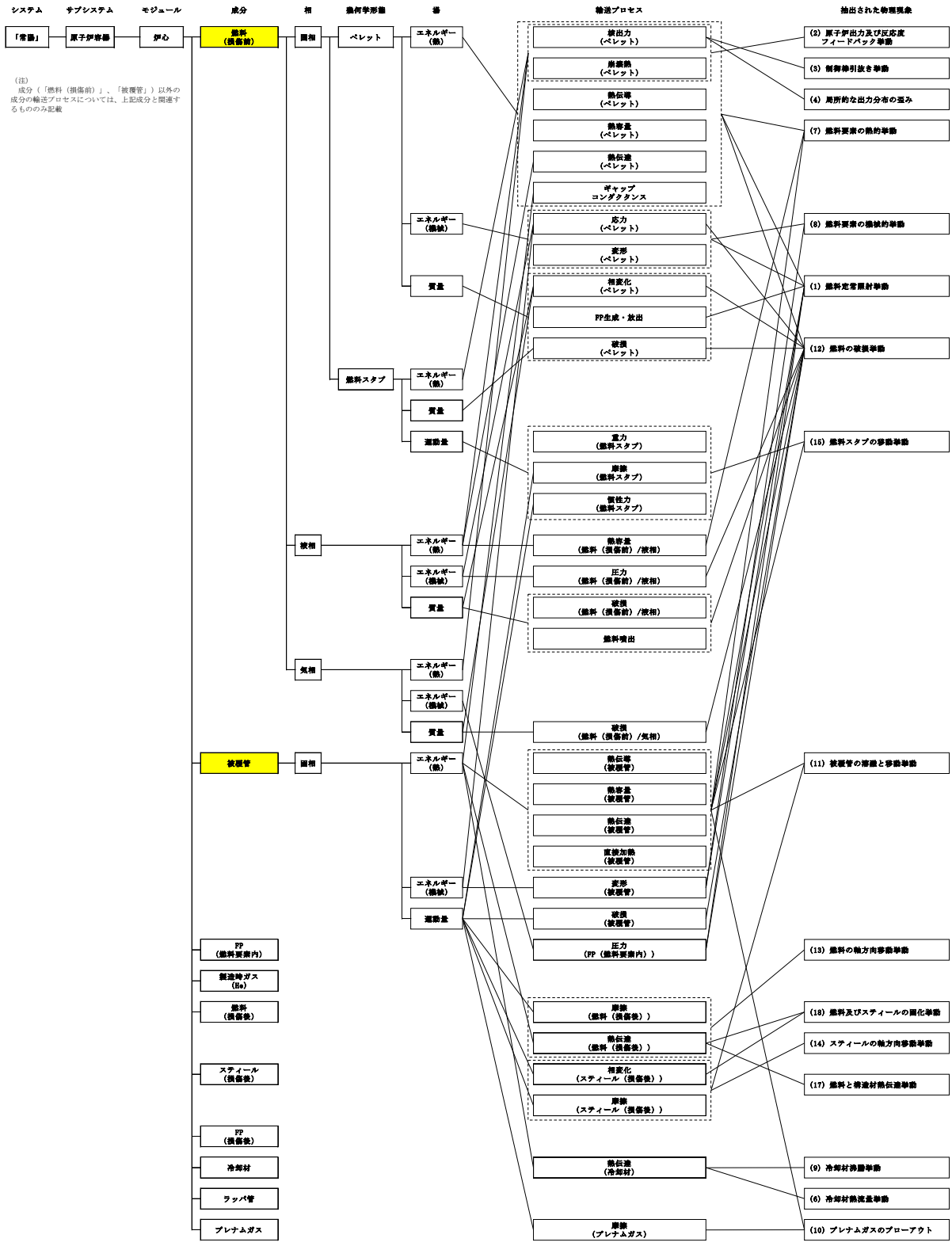
第 3.3.1.3 図に示すとおり、有効性評価において計算コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

(4) 再配置・冷却過程

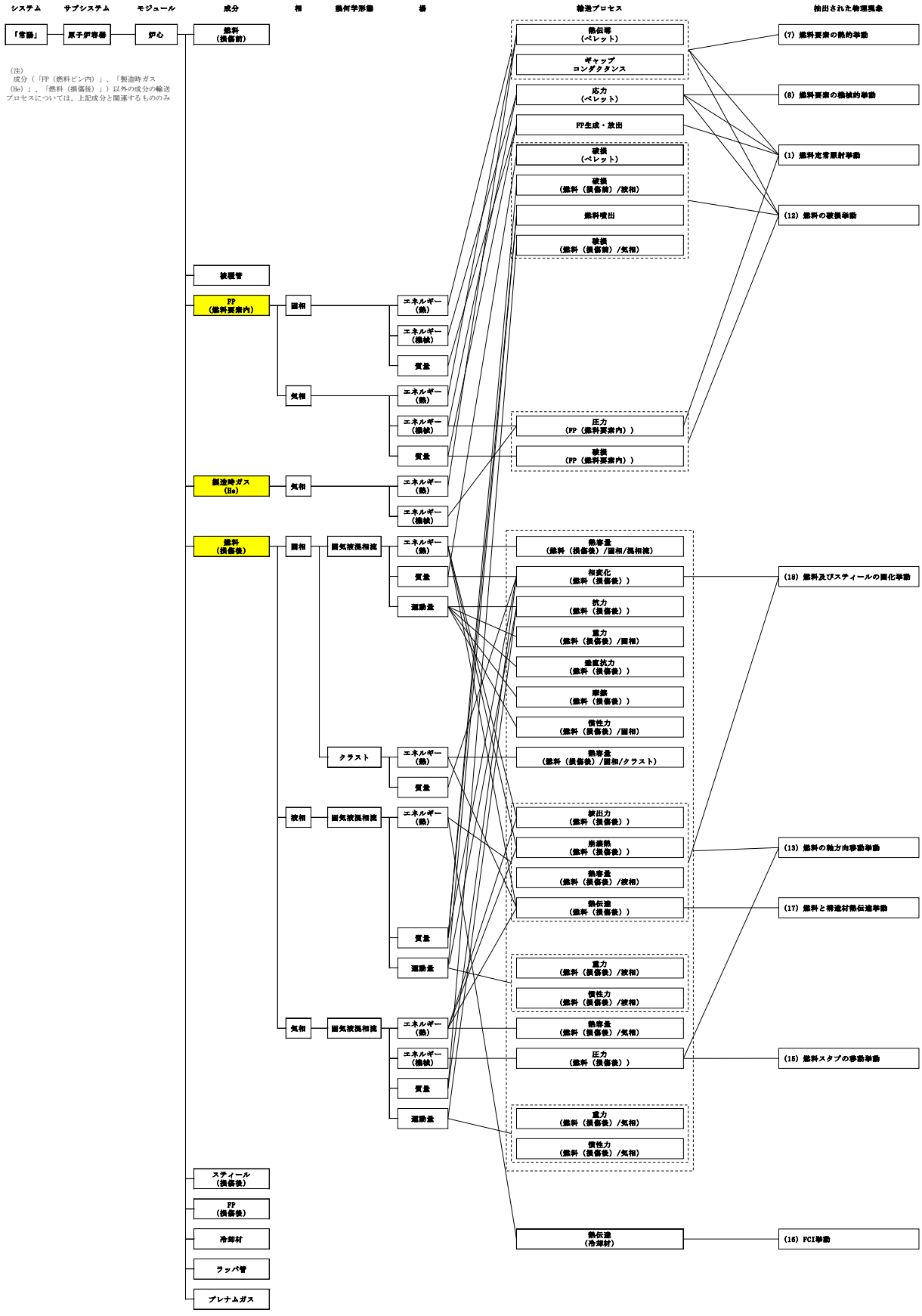
【後日提示】

(5) 格納容器応答過程

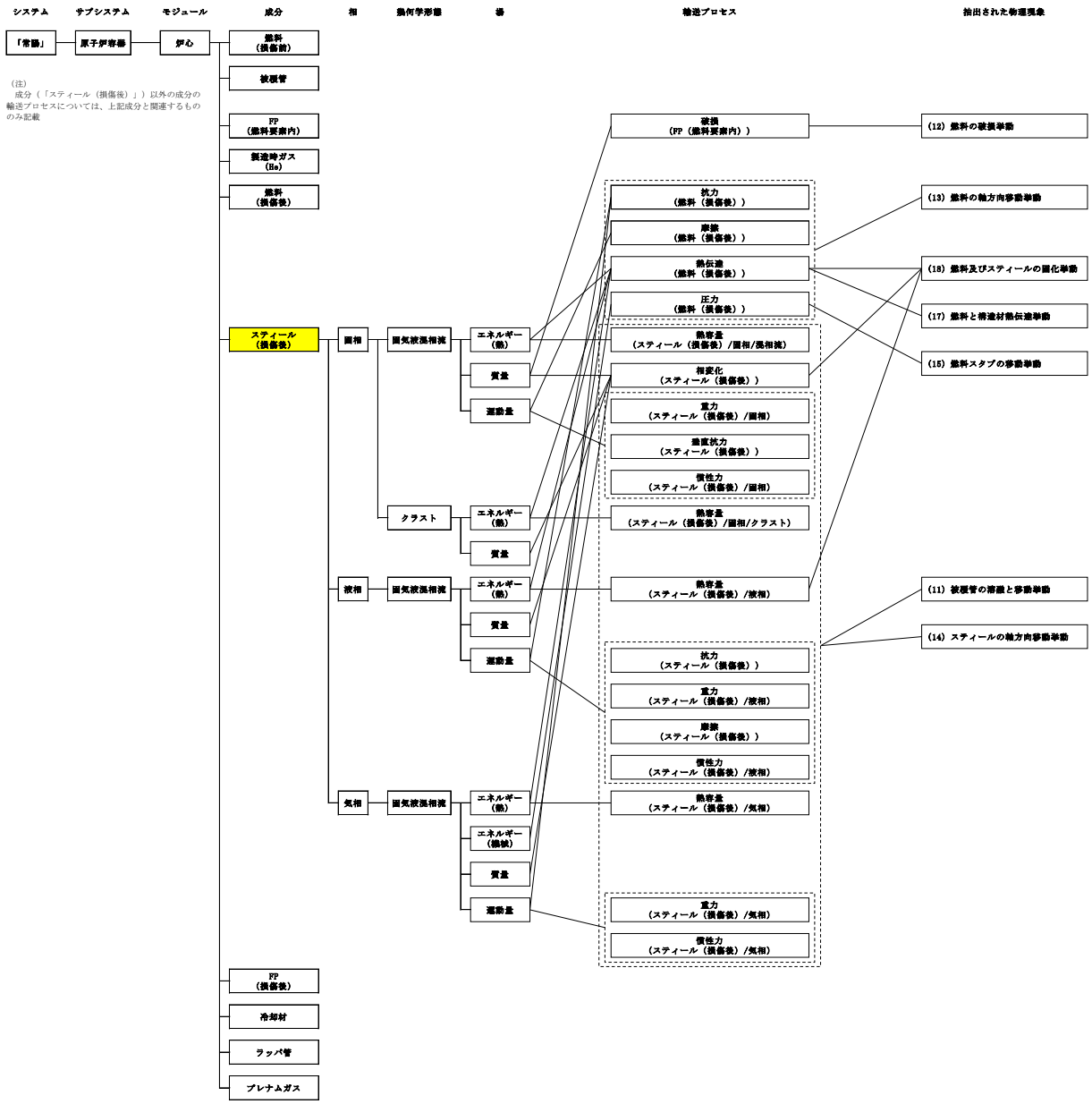
【後日提示】



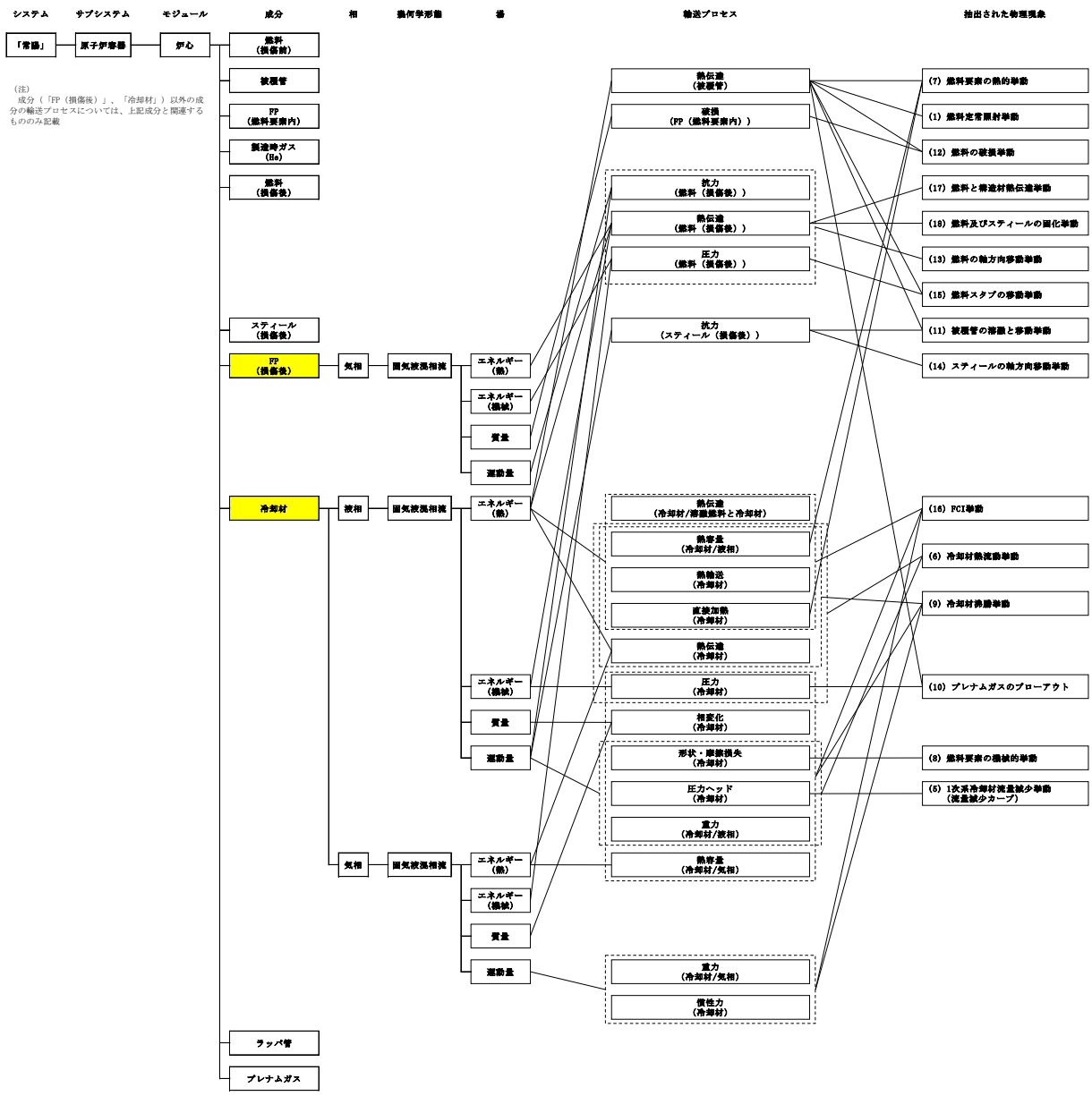
第 3.3.1.1 図　「常陽」起因過程の階層構造分析と抽出された物理現象の対応（1/5）



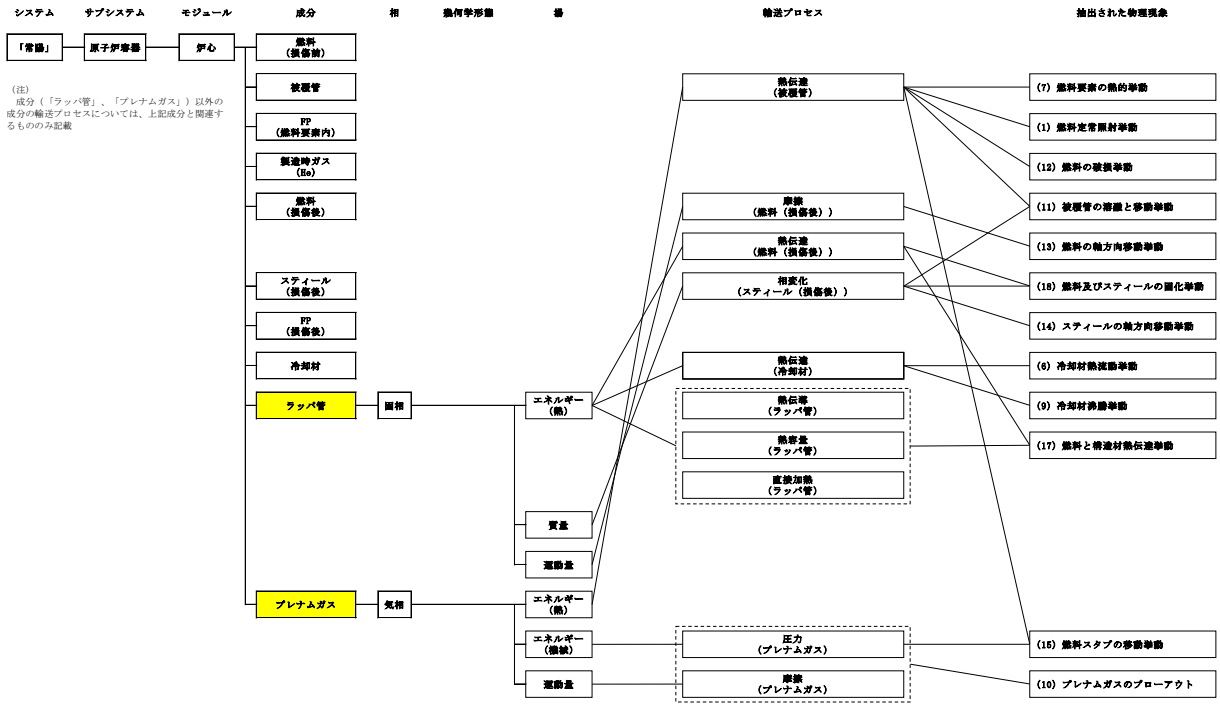
第 3.3.1.1 図　「常陽」起因過程の階層構造分析と抽出された物理現象の対応（2/5）



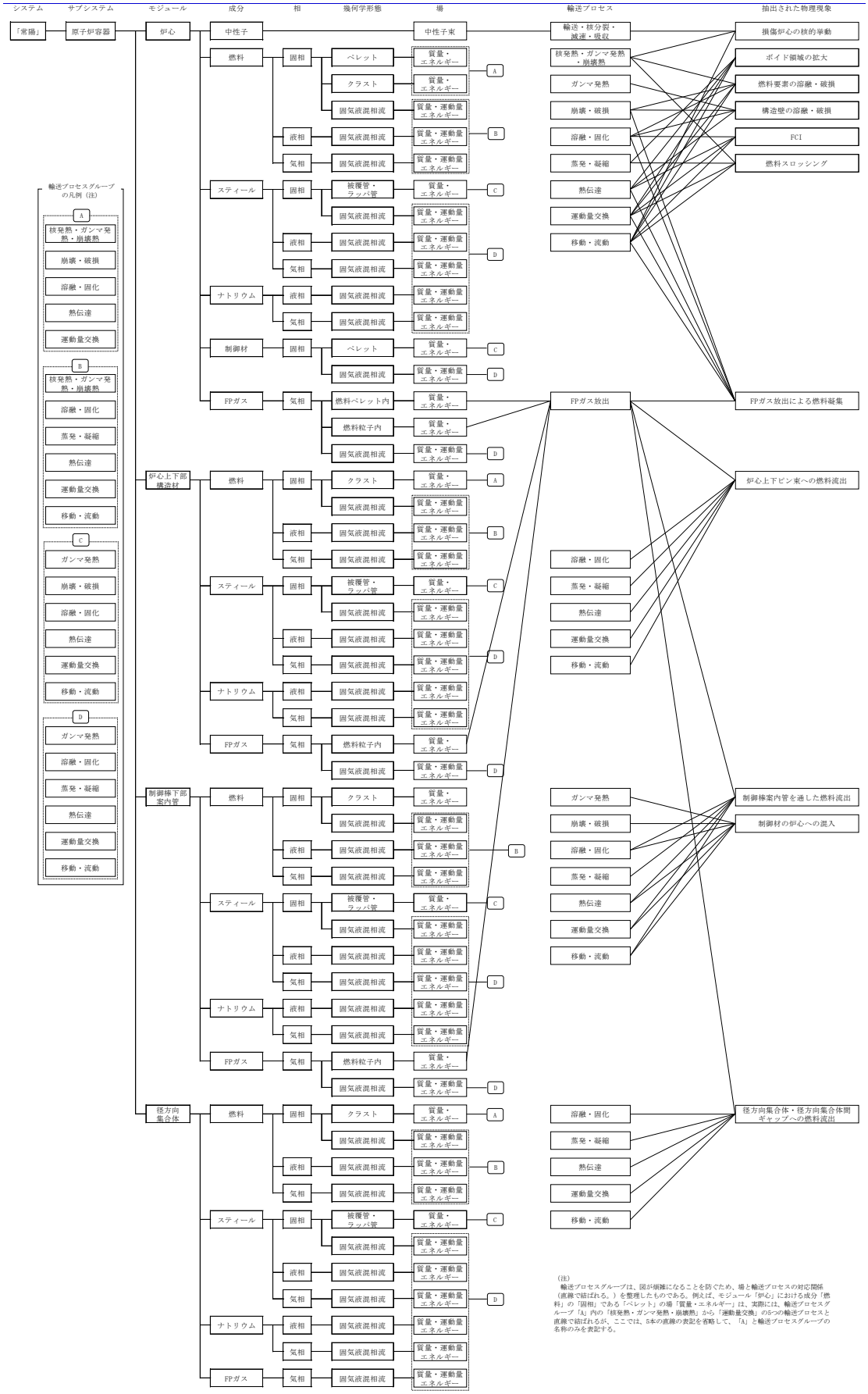
第 3.3.1.1 図　「常陽」起因過程の階層構造分析と抽出された物理現象の対応（3/5）



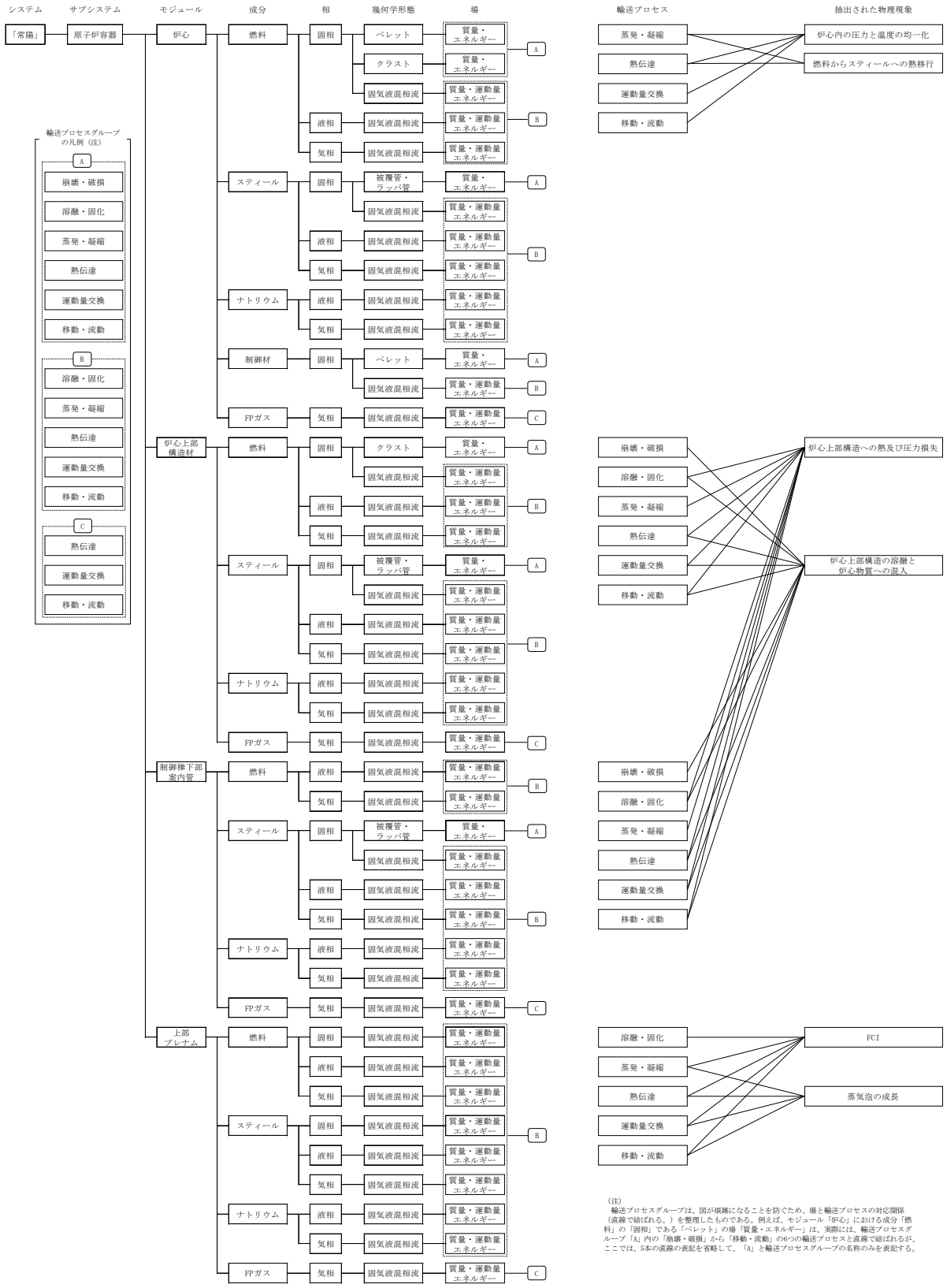
第 3.3.1.1 図　「常陽」起因過程の階層構造分析と抽出された物理現象の対応（4/5）



第 3.3.1.1 図　「常陽」起因過程の階層構造分析と抽出された物理現象の対応（5/5）



第 3.3.1.2 図　「常陽」遷移過程の階層構造分析と抽出された物理現象の対応



第 3.3.1.3 図　「常陽」機械的エネルギー発生の階層構造分析と抽出された物理現象の対応

3.3.2 ULOHS

【後日提示】

3.3.3 PLOHS 及び LORL

【後日提示】

4. 有効性評価に適用する計算コードの概要

2 章で抽出した考慮すべき物理現象を踏まえ、炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価が可能な計算コードとして、以下を有効性評価に適用する計算コードとして選定した。

① Ｓｕｐｅｒ－ＣＯＰＤ
② ＡＳＦＲＥ
③ ＳＡＳ４Ａ
④ ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ
⑤ ＦＬＵＥＮＴ
⑥ ＡＵＴＯＤＹＮ
⑦ ＰＬＵＧ
⑧ ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲ

以下に①～⑧の計算コードの概要を示す。

4.1 Ｓｕｐｅｒ－ＣＯＰＤ

Ｓｕｐｅｒ－ＣＯＰＤは、ナトリウム冷却型高速炉を対象としたプラント冷却系の動特性解析機能と炉心の核熱安全解析機能を有する汎用モジュール型プラント動特性解析コードであり、炉心核計算、炉心及び原子炉容器内の熱流動計算、冷却系及び熱交換器の熱流動計算、動的機器（弁、ポンプ等）の計算、並びに原子炉保護系の計算等の機能を有する。

4.2 ＡＳＦＲＥ

ＡＳＦＲＥは、高速炉燃料集合体内の熱流動現象の解析を目的とし、三角配列された燃料要素の間の流路又は燃料要素とラッパ管で囲まれる流路を１つの流路（サブチャンネル）としてモデル化される単相サブチャンネル解析コードである。

各サブチャンネル内でワイヤスペーサの形状及び流れの方向を考慮して圧力損失を評価できるモデル及びサブチャンネル間の乱流混合を取り扱うモデルを用いている。

また、燃料集合体内冷却材流路閉塞事故の評価を行うため、任意のサブチャンネルに対して流路が閉塞された状態を解析することができる。

4.3 ＳＡＳ４Ａ

炉心損傷事象の起因過程解析コード「ＳＡＳ４Ａ」は、高速増殖原型炉「もんじゅ」の安全解析に使用したＳＡＳ３Ｄの次世代改良版として米国アルゴンヌ国立研究所で開発された計算コードで、原子力機構では 1980 年代に導入し、酸化物燃料版のモデル改良及び検証を行ってきた。

ＳＡＳ４Ａは、起因過程において炉心の各部で時間遅れをもって発生する種々の現象を解析するモジュールを有機的に結合させた計算コードである。

ＳＡＳ４Ａでは、炉心を構成する燃料集合体を出力－流量比等の条件によりグループ化し（ＳＡＳチャンネル）、炉心全体を 10～33 程度のＳＡＳチャンネルで代表させる。各チャンネルは、上部プレナム及び下部プレナムで水力学的に結合するとともに、1 点炉近似動特性で核的に結合することにより、炉心全体の事故の進展挙動を解析する。一つのＳＡＳチャンネルは、径方向及び軸方向に分割した単一燃料要素伝熱モデルで構成され、燃料ペレット、燃料－被覆管ギャップ、被覆管、冷却材、ラッパ管は、径方向伝熱モデルにより結合されているとともに、軸方向には冷却材の熱流動を介して結合されている。燃料の破損後の冷却材流路中の溶融燃料等の挙動については、軸方向 1 次元の質量、運動量及びエネルギーの保存則を解くことにより、冷却材が沸騰したチャンネルにおいては、ナトリウム蒸気流による溶融被覆管の移動挙動と、その後の燃料崩壊に伴う燃料の移動挙動を、未沸騰又は部分沸騰チャンネルにおいては、FCI 挙動と燃料の移動挙動を計算する。

4.4 ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲは、損傷炉心の核熱流動挙動を総合的に解析する計算コードで、それぞれ 3 次元直交座標及び 2 次元円筒座標で原子炉体系を模擬することができる。

本計算コードは、多相多成分熱流動を計算する流体力学モジュール、空間依存動特性を含む核計算モジュール、並びに固体の燃料要素及びラッパ管を扱う構造材モジュールから構成される。

有効性評価においては、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅲは補助的にしか使用していないため、以下にはＳＩＭＭＥＲ－Ⅳとして記載するが、幾何学的計算体系と多成分対流モデルを除くすべての物理モデルは同一である。なお、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳは、米国ロスアラモス国立研究所で開発され従来使用されたＳＩＭＭＥＲ－Ⅱと同じ名称を踏襲してはいるが、原子力機構により高度化モデルを含めて新たに開発したＳＩＭＭＥＲ－Ⅲを 3 次元に拡張したものである。

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳは、燃料、スティール、ナトリウム、FP ガス等の炉心物質を固体、液体及び気体状態で異なる成分として区別して取り扱う。

流体力学モジュールでは、多成分多相流体の多速度場流動、多相流動様式、成分間の熱及び質量移行並びに運動量交換が計算される。固体粒子は、流動性を持つものとして扱うが、液体成分と区別して扱われる。

構造材モジュールでは、燃料要素及び集合体壁と流体との間の熱伝達及び溶融・固化・破損挙動が計算される。また、集合体壁の存在により流体の対流が制約される。

核計算モジュールでは、炉心物質の質量及び温度分布に基づく核断面積、多群輸送理論による中性子束分布及び準静近似の動特性により反応度と出力が計算される。

4.5 ＦＬＵＥＮＴ

ＦＬＵＥＮＴは、様々な工学的な問題に現れる熱と流れ、化学反応、構造への伝熱等を解析するための多くの物理モデルを備えた世界的に最も多く使われている汎用の計算コードの一つである。

その適用実績は、航空機の翼周り空気流動から燃焼炉内の燃焼現象、気泡塔、石油掘削プラットフォーム、半導体製造工程及びクリーンルーム設計等の各種工学プラントでの解析評価等の広範囲に及んでおり、原子炉プラントにおける熱流動解析にも適用例は多い。

また、同計算コードは、ナトリウム冷却高速炉プラントについてもこれまでに種々の熱流動課題の評価に使用してきた実績を有している。

4.6 ＡＵＴＯＤＹＮ

ＡＵＴＯＤＹＮは、爆発・衝撃問題のような非線形の強い事象の時刻歴応答解析のための専用の計算コードとして開発された。

本計算コードでは、流体（気体及び液体）の流動解析に適したオイラー型計算要素を用いた計算格子、及び構造物の変形解析に適したラグランジェ型及びシェル型計算要素を用いた計算格子を同時に扱うとともに、これら計算格子間の相互作用を扱うことが可能である。これにより、流体の流動と構造物の変形との間の相互作用を考慮した解析（流体−構造連成解析）が可能となっている。

ＡＵＴＯＤＹＮは、種々の爆発・衝撃問題に適用可能な汎用性の高い計算コードであり、流体中の圧力源が周囲の流体を加速して構造壁に圧力負荷を与えるような問題への適用においては、解析対象の幾何形状及び構造物の材料特性並びに作用する圧力源の特性に基づいて、流体−構造連成挙動を解析し、構造物のひずみ及び変位を計算することができる。

4.7 ＰＬＵＧ

ＰＬＵＧは、原子炉容器の回転プラグを構成する複数のプラグとそれらを固定又は連結するボルトの運動をモデル化するとともに、回転プラグ上下の圧力差によるプラグ間隙を通じた格納容器床上へのナトリウムの噴出量を解析するための計算コードである。

ＰＬＵＧでは、種々の回転プラグを剛体として扱い、連結ボルトを弾塑性体としてモデル化し、各プラグの１次元の運動方程式を連成させて解くことによりその相対運動を計算する。また、原子炉容器内と格納容器（床上）との圧力差を用いて、ベルヌーイの式から回転プラグ間の相対変位により生じる間隙から噴出するナトリウム量を計算する。

4.8 ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲ

ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲは、シビアアクシデント時に格納容器内で生じる様々な現象（ナトリウム燃焼、水素燃焼及びナトリウムーコンクリート反応等）を解析し、環境へ漏えい・放出される放射性物質の種類と量（ソースターム）を解析するための計算コードである。同計算コードは米国サンディア国立研究所で開発を開始され、原子力機構では 1980 年代に導入し、独自のモデル改良及び検証を行ってきた。

ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲでは、解析体系をセルと呼ぶ単位に分割して、各セルの物理量（圧力、ガス温度・成分及びエアロゾル濃度等）は平均値で記述される。また、セル内には、複数の構造物（床、壁、天井及び内部構造物）を設定することができる。構造物内部の温度変化は、1 次元の熱伝導で扱われ、セルの雰囲気との間での自然対流熱伝達、水やナトリウム蒸気の凝縮及びエアロゾルの沈着等を考慮できる。

ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲは、ナトリウム燃焼、デブリーコンクリート相互作用、ナトリウムーコンクリート反応及び水素燃焼等の個別現象解析コードを統合したモジュラー型のコードシステムであり、格納容器内の広範の事故解析に適用可能である。

5. 計算コードの有効性評価への適用性

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価を行うに当たって、関連する物理現象を抽出し、それらの物理現象に関する解析モデルを備えた計算コードとして、有効性評価へ適用する計算コードを選定した。

これらの計算コードのうち、商用コードである⑤及び⑥を除く計算コードの解析モデルの妥当性及び有効性評価への適用性の検討結果については、第 1 部～第 6 部に示す。また、商用コードである⑤及び⑥に対する検討結果については、それぞれ参考資料 1 及び参考資料 2 に示す。

なお、格納容器破損防止措置の有効性評価においては、評価事故シーケンスをいくつかの過程に分割して、それぞれ異なる計算コードで解析を行う。各計算コード間でのデータの引継ぎ方法を参考資料 3 に示す。

第3部

ＳＡＳ４Ａ

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、ＳＡＳ４Ａについて、

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

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

ＳＡＳ４Ａが適用される格納容器破損防止措置の有効性評価における事象グループについて、対象とする評価事故シーケンス及びその事象推移と評価指標について記述する。なお、本資料は、各事象の事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融するまでの過程（以下「起因過程」という。）を対象とする。

(1) 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（以下「ULOF」という。）

本事象グループは、原子炉運転中に炉心流量が減少した際に、何らかの理由（原子炉トリップ信号の発信失敗等）により、制御棒の急速挿入に失敗することによって原子炉停止機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事象である。本事象グループでは、外部電源喪失時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗又は原子炉保護系の動作失敗）する、又は１ループの１次主循環ポンプ軸固着時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗）する３つの評価事故シーケンスが選定された。ここでは、外部電源喪失時に原子炉トリップ信号の発信失敗に至る評価事故シーケンスを対象とする。本評価事故シーケンスは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で外部電源が喪失し、2 ループの１次主循環ポンプの主電動機が同時に停止した後、電源喪失による原子炉トリップ信号の発信に失敗する。本評価事故シーケンスに対しては「１次主循環ポンプトリップ」を代替原子炉トリップ信号として整備し、炉心の著しい損傷を防止することとしているが、この機能の喪失も仮定すると、十分に原子炉出力が低下しないことから、炉心部での冷却材の沸騰が生じ、炉心の著しい損傷に至る。

本事象の典型的な事象進展について、事象進展チャートを第 2.1 図に示す。実際の炉内の現象は、各物理現象が並列的に進展していくが、本図では各物理現象の因果関係に着目して典型的な事象進展を時系列的に示している。

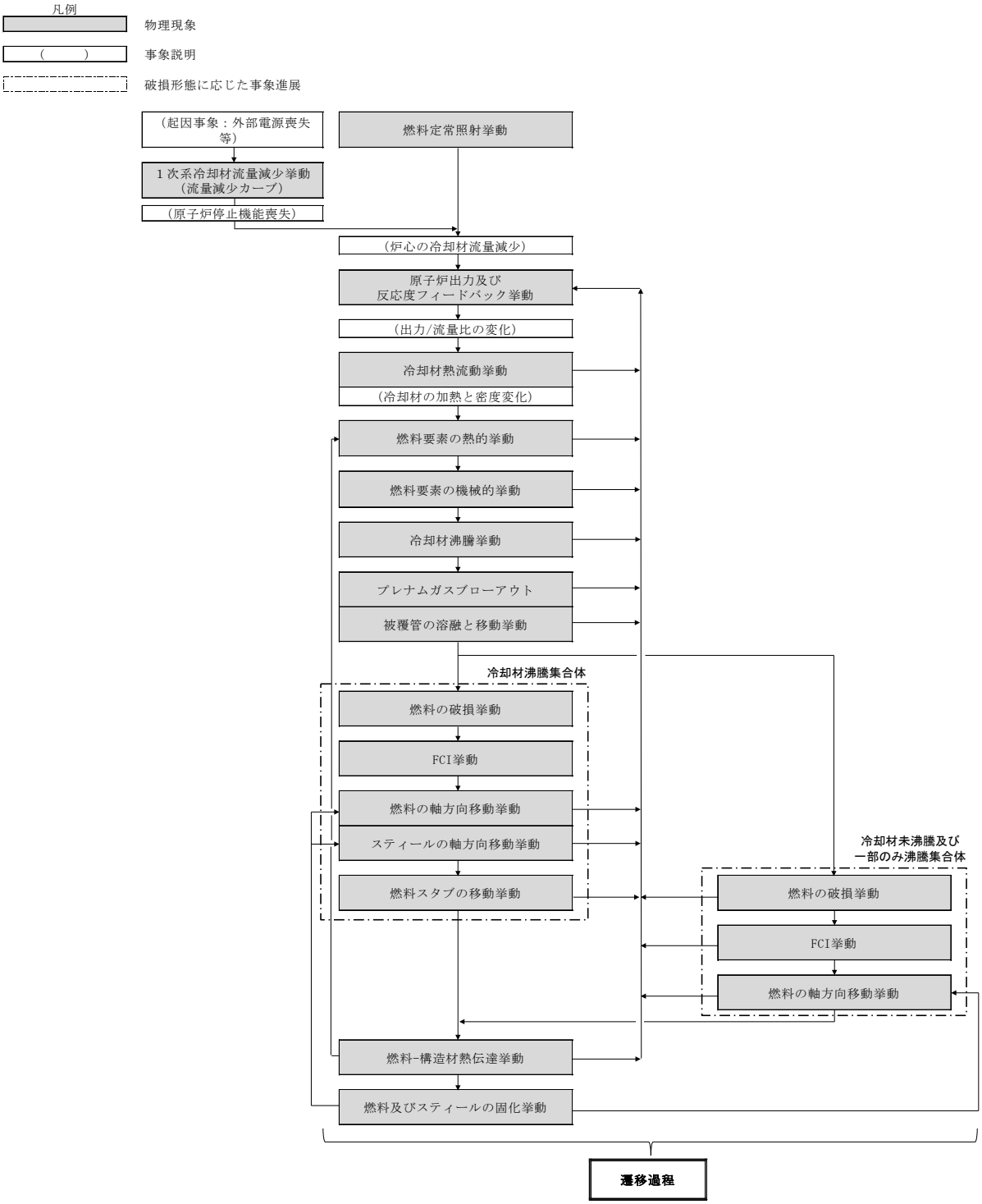
本評価事故シーケンスに対する格納容器破損防止措置の有効性評価においては、事象の進展が複雑となり一つの計算コードのみで解析できないため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。格納容器破損防止措置に有効性があることを確認するための評価項目としては、原子炉冷却材バウンダリの健全性や格納容器の健全性の維持が挙げられるが、起因過程ではこれらの評価項目に影響を及ぼすパラメータを評価指標として設定する。起因過程解析においては、反応度変化、即発臨界超過の有無及び放出熱エネルギー（それを代表する指標

である炉心平均燃料温度）が起因過程の各現象に大きな影響を与え、事象進展を支配する重要なパラメータである。このうち、炉心平均燃料温度は反応度変化や即発臨界超過によって生じる原子炉出力の変動の結果として得られる値であり、起因過程の解析結果を代表する指標である。このため、評価指標は「炉心平均燃料温度」とする。ここで炉心平均燃料温度は全炉心領域のある時点における燃料の平均温度である。

(2) 過出力時原子炉停止機能喪失（以下「UTOP」という。）

本事象グループは、原子炉運転中に過出力となった際に、何らかの理由（原子炉トリップ信号の発信失敗等）により、制御棒の急速挿入に失敗することによって原子炉停止機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事象である。本事象グループでは、出力運転中の制御棒の異常な引抜き時に原子炉停止に失敗（原子炉トリップ信号の発信失敗又は原子炉保護系の動作失敗）する2つの評価事故シーケンスが選定された。格納容器破損防止措置の有効性評価の対象となる事故シーケンスは共通であるため、ここでは、前者の評価事故シーケンスを対象とする。本評価事故シーケンスは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で制御棒の連続的な引抜きが生じ、原子炉の出力が上昇した状態で、「中性子束高（出力領域）」による原子炉トリップ信号の発信に失敗する。制御棒の連続的な引抜きを阻止する制御棒連続引抜き阻止インターロックを整備するとともに、「原子炉出口冷却材温度高」を代替原子炉トリップ信号として整備し、炉心の著しい損傷を防止することとしているが、この機能の喪失も仮定すると、原子炉の出力が上昇し、炉心の著しい損傷に至る。

本事象の典型的な事象進展について、事象進展チャートを第2.2図に示す。実際の炉内の現象は、各物理現象が並列的に進展していくが、本図では典型的な事象進展について時系列的に示している。ULOFと同様に評価指標は「炉心平均燃料温度」である。



第2.1図　起因過程の事象進展チャート（ULOF）

第 2.2 図　起因過程の事象進展チャート（UTOP）

2.2 ランクの定義

ＳＡＳ４Ａで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、第 2.1 表の定義に従って「H」、「M」、「L」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。

第 2.1 表　ＳＡＳ４Ａにおけるランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	事象推移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への影響を評価する。
M	事象推移に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標への影響を評価する必要はないが、本資料では「H」と同様に評価することとする。
L	事象推移に対する影響が小さいと考えられる現象	評価指標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。

2.3 物理現象に対するランク付け

ＳＡＳ４Ａで解析する評価事故シーケンスにおいて考慮すべき物理現象を対象に、2.1 節で述べた事象進展を踏まえ、第 2.1 表の定義に従って、評価指標への影響に応じて第 2.2 表のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下、物理現象ごとに上記のランキングの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) 燃料定常照射挙動

本物理現象は、過渡事象が生じる前までの燃料要素の照射（炉心の運転）に関する燃料要素内の各種挙動を指す。

主な現象としては、燃料の再組織化に伴う燃料密度の変化、核分裂生成物ガス（以下「FP ガス」という。）の生成と移動、燃料及び被覆管の幾何形状変化と熱的条件の推移が見られる。これらの現象により形成された燃料要素の条件（熱、幾何形状、物質配位）が過渡事象での初期条件を与えることになるため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

(2) 原子炉出力及び反応度フィードバック挙動

本物理現象は、事象進展に伴う炉心内の反応度変化（燃料ドップラ反応度、燃料及び構造材（スティール）の密度反応度（軸伸び反応度）、冷却材密度及びナトリウムボイド反応度、燃料及び構造材（スティール）の移動反応度）により原子炉の出力の変動が生じる現象である。

なお、起因過程は、事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融するまでの範囲を対象としているため、事象進展に影響を及ぼす構造材に係る反応度は、被覆管に関する反応度である。

燃料ドップラ反応度は、燃料の昇温により共鳴吸収の確率が上昇することによって生じる反応度変化である。

燃料の密度反応度は、燃料が昇温により軸方向に膨張し、反応度価値の高い軸方向中心付近の密度の減少と反応度価値の低い軸方向端部への燃料の移動によって生じる反応度変化である。

被覆管の密度反応度は、被覆管が昇温により軸方向に膨張し、密度が減少することによりその部分での中性子吸収が減少することによって生じる反応度変化である。

冷却材密度及びナトリウムボイド反応度は、冷却材の昇温による密度変化や沸騰によるボイドの発生により、炉心中心部では、主にナトリウムによる中性子減速が抑制されることによって反応度が増加し、炉心上下端部及び炉心外周部では、主に中性子漏えいの効果によって反応度が減少するものである。特に「常陽」のように小型の高速炉では、後者の効果が大きく、冷却材の昇温や沸騰は、おおむね反応度の減少を引き起こす。

燃料の移動反応度は、燃料が溶融又は冷却材流路に放出され、反応度価値の異なる領域に燃料が移動することによって生じる反応度変化である。

被覆管の移動反応度は、炉心中心部の被覆管が溶融、移動し、密度が減少することによりその部分での中性子吸収が減少することによって反応度が増加するものである。起因過程においては、これらの反応度フィードバック挙動による原子炉出力変化が事象進展を支配するため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

(3) 制御棒引抜き挙動

本物理現象は、何らかの原因で制御棒が連続的に引き抜かれるという現象である。

ULOF において、本物理現象は、制御棒の挿入や引抜きがないため生じない（「L」）。

UTOP では、異常事象として制御棒の引抜きを想定しており、制御棒の引抜きにより生じる反応度の増加が、その後の事象進展に大きく影響するため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

(4) 局所的な出力分布の歪み

本物理現象は、制御棒の引抜き等により炉心内の中性子束分布に歪みが生じ、それに伴い出力分布についても局所的な歪みが生じる現象である。

ULOF において、本物理現象は、制御棒の挿入や引抜きがないため、生じない（「L」）。

UTOP では、異常事象として制御棒の引抜きを想定しているが、一般に、高速炉における中性子の平均自由行程は、軽水炉に比べて大きく、制御棒の引抜きといった局所的な変動に対して、中性子束の空間的な分布の変動は小さい。また、小型炉心の「常陽」では、この効果は極めて小さい。このため、異常事象に起因する原子炉出力変動に比べれば局所的な出力の変動は小さく、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

(5) 1次系冷却材流量減少挙動（流量減少カーブ）

本物理現象は、外部電源喪失等により主電動機によるポンプ機能が喪失し、1次系冷却材流量が減少する現象である。

ULOF では、1次系冷却材流量の減少挙動によって破損時刻が変わるため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

UTOP において、本物理現象は、ポンプ機能の喪失が生じないと想定しているため、生じない（「L」）。

(6) 冷却材熱流動挙動

本物理現象は、冷却材流路中での冷却材の熱的挙動と流動挙動を指す。

熱的挙動は、被覆管や構造材からの熱伝達、相変化及びナトリウムの流動による熱輸送等から影響を受ける。また、流動挙動は、ナトリウムの粘性、流路壁（被覆管、構造材）との摩擦、流路面積の変化、相変化、1次熱輸送系のポンプヘッド及び自然循環力等から影響を受ける。

ULOF では、主電動機によるポンプ機能の喪失により冷却材流量の減少が生じているため、冷却材の昇温による冷却材の密度変化によって反応度変化が生じ、事象進展に大きな影響を与える。加えて、本物理現象は、その後の冷却材の沸騰挙動にも影響するため、評価指標に大きく影響する（「H」）。

UTOP では、ポンプの定格運転が継続されているため、冷却材温度の変動は小さく、大きな反応度変化が生じないため、本物理現象による評価指標への影響度は中程度（「M」）である。

(7) 燃料要素の熱的挙動

本物理現象は、燃料要素の溶融を含む熱的な挙動を指す。

UTOP では、原子炉出力の上昇によって燃料が昇温し、共鳴吸収の確率が上昇することによって反応度が減少する（ドップラ効果）。この現象は、燃料の昇温に伴い反応度を減少させる方向に働くため、事象進展の緩和に重要な役割を担っている。また、燃料が溶融すると、径方向中心部に溶融キャビティ（空洞）を形成するが、この溶融キャビティの圧力（キャビティ圧）は、燃料ペレットや被覆管への負荷要因の一つであり、燃料の破損挙動に大きく影響する。このため、UTOP において、本物理現象は、評価指標への影響が大きい現象（「H」）である。

ULOF では、冷却材流量の減少によって冷却材が昇温し、冷却材密度及びナトリウムボイド反応度による反応度の減少で燃料が降温する。この場合、ドップラ効果は、反応度を増加させる方向に働くが、冷却材の昇温による反応度変化に比べるとその変化量は小さい。一方、上述のとおり、燃料溶融によるキャビティ圧の増加は、燃料の破損挙動に大きく影響するものであり、本物理現象は、評価指標への影響が大きい現象（「H」）である。

(8) 燃料要素の機械的挙動

本物理現象は、燃料及び被覆管の昇温や応力の変化に応じた燃料要素の膨張や変形を指す。UTOP では、原子炉の出力の上昇によって燃料が昇温、膨張する。燃料の軸方向への膨張は、反応度価値の高い軸方向中心位置の密度の減少につながるため、反応度が減少する。この反応度

変化は、ドップラ効果による反応度変化と同様に出力上昇速度を減少させる方向に働くため、事象進展の緩和に重要な役割を担っている。また、燃料要素の変形挙動は、熱的な挙動と密接に関連しており、例えば燃料要素の変形によって燃料と被覆管の間のギャップが閉じると、ギャップ熱伝達率が増加するため、燃料要素に係る熱的な挙動にも影響する。このため、本物理現象は、ULOF、UTOP ともに評価指標に大きく影響する現象（「H」）である。

(9) 冷却材沸騰挙動

本物理現象は、冷却材流量の減少や原子炉の出力の上昇等によって冷却材の昇温が生じ、部分的又は広範な沸騰（ボイド化）に至る現象である。

冷却材のボイド化は、中性子のナトリウムへの吸収量及び炉心部からの漏えい量に寄与し、反応度変化につながる。

ULOF では、主電動機によるポンプ機能の喪失により冷却材流量の減少が生じているため、沸騰が生じやすく、投入される反応度の大きさという点でも他の反応度要因に比べて大きい。このため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

UTOP では、ポンプの定格運転が継続されているため、冷却材温度の変動は小さく、冷却材の沸騰に至り難い。このため、本物理現象による評価指標への影響度は中程度（「M」）である。

(10) プレナムガスブローアウト

本物理現象は、被覆管の昇温による強度の低下に伴い被覆管が破損し、破損位置からプレナムガスが冷却材流路内へ放出される現象である。

プレナムガスは、燃料と被覆管の間のギャップを通じて破損口から冷却材流路内へ放出され、放出される位置は、被覆管の強度（被覆管の温度）に依存する。プレナムガスブローアウトが生じると、冷却材流路のボイド領域が拡大し、反応度変化が生じることになるが、そもそも被覆管の破損は、冷却材のボイド領域が既に拡大した被覆管温度の高い条件で発生するため、ナトリウムボイド反応度への影響は小さい。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

(11) 被覆管の溶融と移動挙動

本物理現象は、冷却材の沸騰及びドライアウトにより被覆管からの除熱が低下した状態で被覆管が昇温、溶融し、溶融した被覆材がナトリウム蒸気流からの摩擦又は溶融被覆管の自重により移動する現象である。

被覆管が移動し、密度が減少すると、その部分での中性子吸収が減少するため、正の反応度が投入される。

ULOF では、主電動機によるポンプ機能の喪失により冷却材流量の減少が生じているため、冷却材がドライアウトすると比較的短時間に被覆管溶融に至る。加えて、負のナトリウムボイド反応度により事象進展が緩慢である場合には、下記（12）の燃料の破損に至るまでに十分な時間があり、被覆管の移動による反応度変化が事象進展に与える影響が相対的に増加する。このため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

UTOP では、被覆管は十分に冷却されており、被覆管の溶融に至る前に燃料の破損に至るため、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

(12) 燃料の破損挙動

本物理現象は、燃料の溶融等によって燃料要素が燃料を保持することができなくなり、冷却材流路内に燃料が放出される現象である。

炉心燃料集合体の広い範囲で冷却材の沸騰が生じた場合には、被覆管は昇温して強度を喪失する。燃料ペレットも昇温により中心部は溶融し、周辺部は膨張して強度が低下することにより、形状を保てなくなる。この場合、被覆管も燃料ペレットともに強度を喪失しているため、燃料要素は、まとめて崩壊するような形で冷却材流路内に放出される（以下「燃料崩壊」という。）。冷却材が未沸騰であるか又は部分的に沸騰している場合、被覆管は十分に冷却され、強度が保持されている。この場合、燃料ペレットが溶融し、燃料要素内のキャビティ圧が上昇すると、この圧力による負荷が被覆管にき裂（破損口）を生じさせ、溶融燃料は、冷却材流路に放出される（燃料要素破損）。燃料破損の時刻及び破損位置は、破損後の冷却材流路内での物質挙動及びこれに伴う反応度変化に大きく影響するため、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

(13) 燃料の軸方向移動挙動

本物理現象は、燃料の崩壊に伴い冷却材流路内に拡がった燃料又は溶融キャビティから冷却材流路に放出された燃料が軸方向に移動していく挙動である。

本物理現象は、主にナトリウム蒸気と FP ガスにより駆動されるが、燃料が高温になればスティール蒸気や燃料蒸気も効くこととなる。冷却材流路内での燃料の移動については、冷却材流路内の流動の状態と他の物質との運動量交換によって決定される。燃料の軸方向の移動が生じると、多くの場合、反応度価値の低い軸方向上下端部に向かって燃料が移動することになるため、反応度が減少する。

UTOP では、制御棒の引抜きによって反応度が増加していくため、燃料の軸方向移動による反応度の減少量が十分に大きければ、事象は収束に向かうが、反応度の減少量が小さい場合には、原子炉の出力が上昇し、炉心の損傷が拡大し得る。また、UTOP では、冷却材が未沸騰のまま燃料破損が生じ、下記（16）の燃料－冷却材相互作用に伴い急速にナトリウム蒸気が発生するため、燃料は大きく移動し得る。反応度変化の大きさという点でも他の反応度要因に比べて大きく、本物理現象は、評価指標に大きく影響する（「H」）。

ULOF では、負のナトリウムボイド反応度により反応度が大きく減少しているため、燃料の軸方向移動による反応度は、炉心の損傷拡大に大きく影響しない。このため、本物理現象による評価指標への影響度は中程度（「M」）である。

(14) スティールの軸方向移動挙動

本物理現象は、燃料崩壊に伴い、冷却材流路内に移行したスティールが軸方向に移動していく挙動である。

冷却材流路内でのスティール移動の駆動力は、燃料と同じであるため、おおむね燃料と同様に移動するが、反応度変化の大きさは、燃料の移動に比べて小さい。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

(15) 燃料スタブの移動挙動

本物理現象は、燃料要素の炉心軸方向中心領域で燃料崩壊が生じた場合に、燃料崩壊位置よりも上部（又は下部）の未崩壊燃料（以下「燃料スタブ」という。）が燃料崩壊領域に落下（又は上昇）する現象である。

「常陽」のように上部ガスプレナムを設置している場合には、プレナムガス圧と重力が燃料スタブ移動の駆動力となり、燃料スタブを保持する被覆管の拘束強度の低下（被覆管の昇温）とともに本物理現象が発生する。燃料スタブは、この駆動力を受けて移動し、被覆管との摩擦や、燃料スタブの移動先に堆積している燃料との相互作用等によって停止する。燃料スタブの移動が生じると反応度価値の高い軸方向中心部に燃料が移動することになるため、反応度が上昇する。

一方、上記（10）のとおり、被覆管の昇温は、プレナムガスブローアウトを引き起こし、駆動力であるプレナムガスを減少させ、燃料スタブの移動が起こり難くなる。実験的知見として、CABRI 炉内試験の結果より、上部の燃料スタブの落下は、沸騰が発生又は拡大する前に出力パルスを印加した限られた条件下の試験でのみ観測された現象である。

「常陽」における ULOF のように、負のナトリウムボイド反応度により緩慢な事象進展となり、冷却材の沸騰が拡大した後に燃料破損に至る条件では、生じ難い物理現象である。加えて、「常陽」における ULOF 及び UTOP では、ともに負のナトリウムボイド反応度によって緩慢な事象進展となるため、燃料スタブの移動先に堆積している燃料は、固体粒子を含む低温状態にあり、大きな抵抗となる。これにより燃料スタブの移動は、制限されると考えられる。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

(16) 燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）挙動

本物理現象は、主に冷却材が未沸騰又は部分的に沸騰した燃料集合体で燃料破損が生じた際に、冷却材が高温の燃料と直接熱交換することで蒸気圧力が発生し、急速にボイド化が進む現象である。

「常陽」の炉心で冷却材がボイド化すると、主にナトリウムによる中性子漏えいの効果が大きくなり、反応度が減少する。一方、上述（13）の燃料の軸方向移動挙動で述べたとおり、急速なナトリウム蒸気の発生は、燃料を大きく移動させる。このため、UTOP では、本物理現象は評価指標に大きく影響する（「H」）。

ULOF では、ポンプ機能の喪失により冷却材流量が減少し、沸騰が拡大してから燃料破損に至るため、本物理現象は生じ難い。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

(17) 燃料－構造材熱伝達挙動

本物理現象は、冷却材流路中に放出された燃料等の高温物質からの熱伝達によりラッパ管

（構造材）が昇温する現象である。

燃料の破損後の冷却材流路では、燃料、スティール、ナトリウム及び FP ガスが様々な形態（固体、液相、気相）で熱的、流体的に作用し合っている。ラッパ管も冷却材流路中に放出された燃料等の高温物質と熱伝達をすることで昇温し、十分な冷却がなされない場合には、溶融、破損に至る。ラッパ管が溶融、破損した場合には、隣接集合体にもその影響が生じる可能性がある。ただし、起因過程は、事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融するまでの範囲を対象としているため、起因過程の事象進展への影響としては小さい。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

(18) 燃料及びスティールの固化挙動

本物理現象は、冷却材流路中に放出された溶融燃料及び溶融スティールが冷却材及び構造材等と熱伝達を行うことによって再固化し、冷却材流路中に堆積する現象である。

流路中に堆積物が存在すると流路中の物質の流れが滞ることとなり、燃料の軸方向移動による反応度の減少が抑制される可能性がある。ただし、固化挙動が顕著になる領域は、上部反射体等の比較的低温な領域であり、影響は限定的である。このため、本物理現象による評価指標への影響は小さい（「L」）。

第 2.2 表　ＳＡＳ４Ａにおける物理現象のランクテーブル

	物理現象	ULOF	UTOP
(1)	燃料定常照射挙動	H	H
(2)	原子炉出力及び反応度フィードバック挙動	H	H
(3)	制御棒引抜き挙動	L	H
(4)	局所的な出力分布の歪み	L	L
(5)	１次系冷却材流量減少挙動（流量減少カーブ）	H	L
(6)	冷却材熱流動挙動	H	M
(7)	燃料要素の熱的挙動	H	H
(8)	燃料要素の機械的挙動	H	H
(9)	冷却材沸騰挙動	H	M
(10)	プレナムガスのブローアウト	L	L
(11)	被覆管の溶融と移動挙動	H	L
(12)	燃料の破損挙動	H	H
(13)	燃料の軸方向移動挙動	M	H
(14)	スティールの軸方向移動挙動	L	L
(15)	燃料スタブの移動挙動	L	L
(16)	FCI 挙動	L	H
(17)	燃料－構造材熱伝達挙動	L	L
(18)	燃料及びスティールの固化挙動	L	L

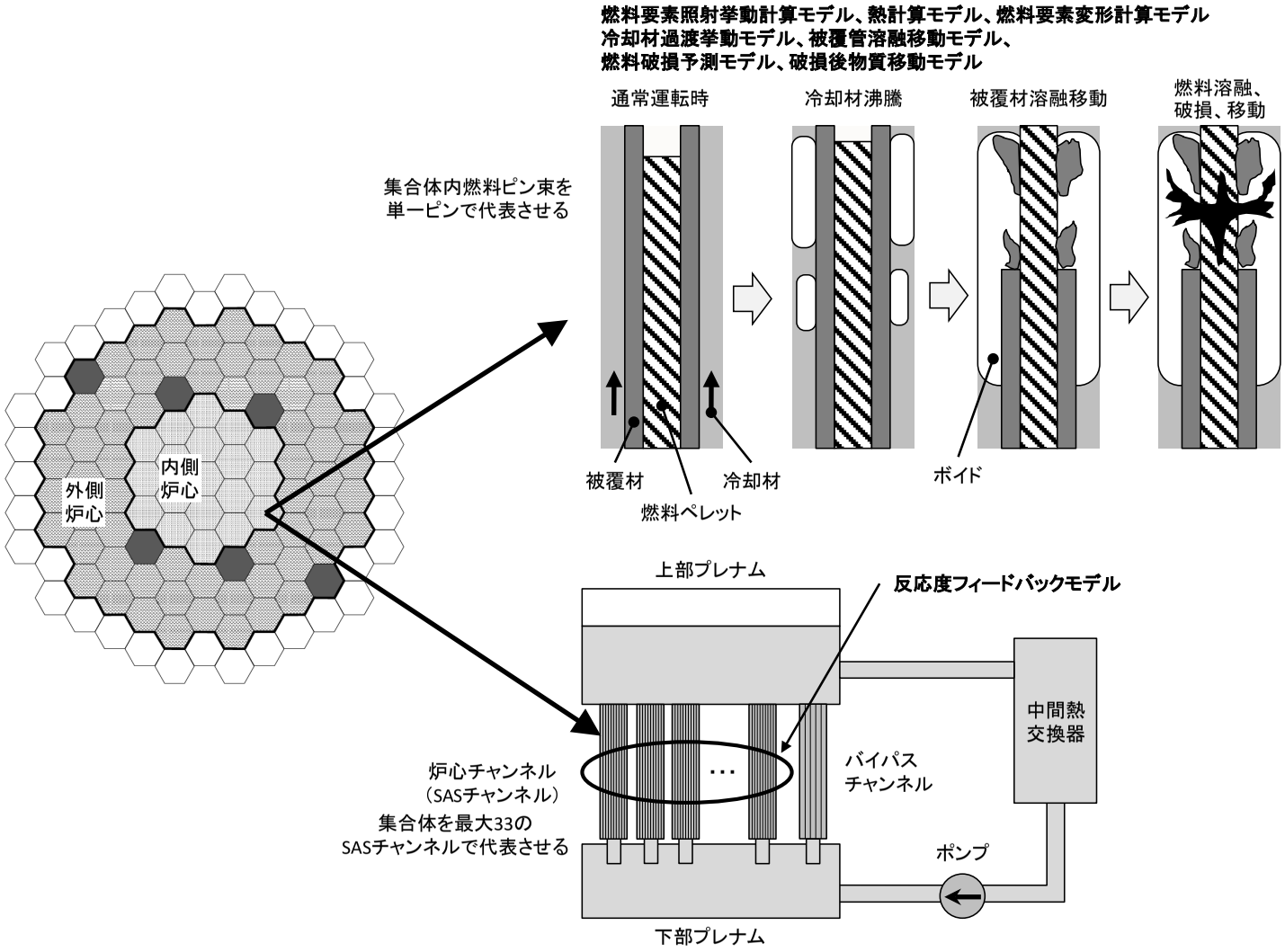
3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

炉心損傷事象の起因過程解析コード「ＳＡＳ４Ａ」は、高速増殖原型炉「もんじゅ」の安全解析に使用したＳＡＳ３Ｄの次世代改良版として米国アルゴンヌ国立研究所で開発された計算コードで、原子力機構では 1980 年代に導入し、酸化物燃料版のモデル改良及び検証を行ってきた。

ＳＡＳ４Ａは、起因過程において炉心の各部で時間遅れをもって発生する種々の現象を解析するモジュールを有機的に結合させた計算コードである。ＳＡＳ４Ａの概念を第 3.1 図に示す。ＳＡＳ４Ａでは、炉心を構成する燃料集合体を出力－流量比等の条件によりグループ化し（ＳＡＳチャンネル）、炉心全体を 10～33 程度のＳＡＳチャンネルで代表させる。各チャンネルは、上部プレナム及び下部プレナムで水力学的に結合するとともに、1 点近似動特性で核的に結合することにより、炉心全体の事故の進展挙動を解析する。一つのＳＡＳチャンネルは、径方向及び軸方向に分割した単一燃料要素伝熱モデルで構成され、燃料ペレット、燃料－被覆管ギャップ、被覆管、冷却材、ラッパ管は、径方向伝熱モデルにより結合されているとともに、軸方向には冷却材の熱流動を介して結合されている。燃料の破損後の冷却材流路中の溶融燃料等の挙動については、軸方向 1 次元の質量、運動量及びエネルギーの保存則を解くことにより、冷却材が沸騰したチャンネルにおいては、ナトリウム蒸気流による溶融被覆管の移動挙動と、その後の燃料崩壊に伴う燃料の移動挙動を、未沸騰又は部分沸騰チャンネルにおいては、FCI 挙動と燃料の移動挙動を計算する。

ＳＡＳ４Ａにおいて、燃料集合体ラッパ管の破損や破損後の燃料集合体間の相互作用は考慮されていないため、ラッパ管の溶融・破損以後の遷移過程については、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ（又はＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ）で解析される。



第 3.1 図　ＳＡＳ４Ａの概念

[60]

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において、重要現象に分類された物理現象（「H」又は「M」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第3.1表に示す。

第3.1表　重要現象に対するＳＡＳ４Ａの解析モデル

重要現象	解析モデル
燃料定常照射挙動	燃料要素照射挙動計算モデル（3.3.1）
原子炉出力及び反応度フィードバック挙動	反応度ワースマップ（3.3.8） 1点炉動特性方程式（3.3.8）
制御棒引抜き挙動	境界条件
１次系冷却材流量減少挙動	境界条件
冷却材熱流動挙動	熱計算モデル（3.3.2） 冷却材過渡挙動モデル（3.3.4）
燃料要素の熱的挙動	熱計算モデル（3.3.2）
燃料要素の機械的挙動	燃料要素変形計算モデル（3.3.3）
冷却材沸騰挙動	冷却材過渡挙動モデル（3.3.4）
被覆管の溶融と移動挙動	被覆管溶融移動モデル（3.3.5）
燃料の破損挙動	燃料破損予測モデル（3.3.6）
燃料の軸方向移動挙動	未沸騰時破損後挙動解析モデル（3.3.7） 沸騰時破損後挙動解析モデル（3.3.7） 流動様式マップ（3.3.7）
FCI挙動	冷却材過渡挙動モデル（3.3.4） 未沸騰時破損後挙動解析モデル（3.3.7）

3.3 解析モデル

3.3.1 燃料要素照射挙動計算モデル

本モデルでは、事故開始前の定常運転時の燃料照射挙動である、燃料の再組織化、固体燃料の FP ガスによる膨張（以下「燃料スエリング」という。）、FP ガスの放出等がモデル化されている。FP ガスに関しては、入力で指定した核分裂当りの FP ガス発生量と核分裂当りの発生エネルギーから、各メッシュの出力に応じた FP ガスの生成量が算出される。生成された FP ガスは、燃料中のガス保持量と温度に応じてガスプレナム部への放出量が計算され、それ以外の FP ガスは、燃料内に保持される。ガスプレナムは、燃料－被覆管ギャップに繋がっており、ギャップ熱伝達率の計算の際には、ガスプレナム中に放出された FP ガスによるギャップガスの伝熱の低下が考慮される。

3.3.2 熱計算モデル

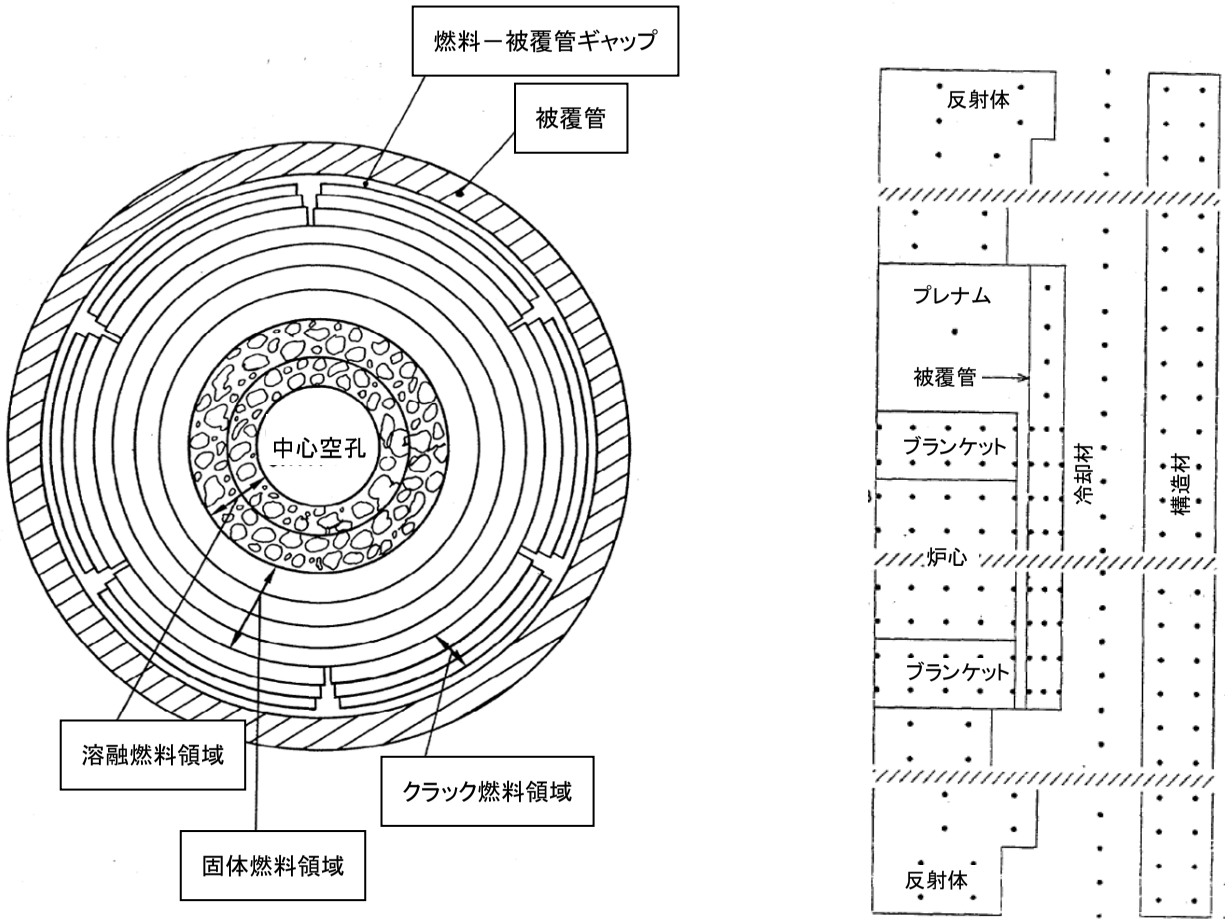
本モデルでは、燃料ペレットと被覆管の熱伝導、燃料－被覆管間ギャップ熱伝達率及び被覆管と冷却材との間の熱伝達を考慮した、径方向 1 次元の熱伝導方程式を解くことで径方向温度分布を求める。また、冷却材流路での熱輸送に関しては、被覆管と構造材からの熱流束、冷却材の発熱、冷却材の軸方向流れを考慮したエネルギーバランスを解く。これらの方程式における発熱項としては、核分裂及び崩壊熱による燃料の発熱、中性子及びガンマ線による直接加熱を考慮している。

冷却材と被覆管及び構造材との熱伝達は対象が液体金属であるため、低プラントル数での対流熱伝達係数を用いている [1]。

ギャップ熱伝達率のモデルは、URGAP モデルを用いる [2]。このモデルは、燃料と被覆管の表面の間の輻射熱伝達、燃料と被覆管の間のガスを通じての熱伝導、固体同士の間の熱伝達（燃料と被覆管が接触状態の場合）、ギャップ中の FP による熱抵抗の 4 つの熱伝達成分からなり、燃料－被覆管ギャップ幅や接触圧等の条件に応じたギャップ熱伝達率を計算する。

3.3.3 燃料要素変形計算モデル

本モデルでは、燃料要素の応力計算に係る領域として中心空孔、溶融燃料領域、固体燃料領域、塑性燃料領域、クラック（燃料ペレットのひび割れ）燃料領域、燃料－被覆管ギャップ、被覆管に分け、2 次元軸対称のモデルとしている（第 3.2 図参照）。燃料と被覆管にかかる圧力と温度変化による熱膨張からフックの法則を用いて応力と歪みを算出するとともに、燃料スエリングやクラックも考慮して軸方向及び径方向に変形する。このとき、本モデルでは、平面歪み状態（軸方向への伸びは径方向及び周方向位置によらず一様）を仮定し、軸対称であるためせん断応力は、ゼロとして計算している。



第 3.2 図　ＳＡＳ４Ａの燃料要素変形計算モデル [3]

[63]

3.3.4 冷却材過渡挙動モデル

本モデルでは、ナトリウムの沸騰に伴う冷却材流路のボイド化挙動を 1 次元の多気泡モデルで模擬する。ナトリウム沸騰時の冷却材流路は、蒸気泡と液体スラグの領域からなり、多気泡スラグモデルとも呼ばれる。本モデルでは、様々な流路面積と非均一な軸方向ノードを扱うことができる。蒸気泡が発達すると被覆管と構造材表面のナトリウム液膜を残して広がり、ナトリウム液膜は、蒸発や凝縮により厚さが変化する。

蒸気泡の発達は、液体スラグの駆動力として働くため、蒸気泡の圧力計算と液体スラグの運動量計算を結合して解く。モデルの概要を第 3.3 図に示す。

(1) 液体スラグ領域

液体スラグ領域では、ナトリウムスラグの運動量方程式を解き冷却材の質量流量を求める。質量流量の計算には、ナトリウムスラグ上下部の蒸気泡内の蒸気圧又は出入口圧力に加え、冷却材流路の形状や摩擦による圧力損失も考慮する。

$$\frac{1}{A_c}\frac{\partial w}{\partial t}+\frac{\partial P}{\partial z}+\frac{1}{A_c}\frac{\partial (wv)}{\partial z}=-\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right)_{fr}-\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right)_{K}-\rho_c g$$

ρ_c：冷却材密度［kg/m^3］

A_c：冷却材流路面積［m^2］

w：冷却材質量流量［kg/s］

v：冷却材速度［m/s］

P：圧力［Pa］

g：重力加速度［m/s^2］

fr：摩擦圧力損失

K：オリフィス圧力損失

(2) 蒸気泡領域（圧力均一条件）

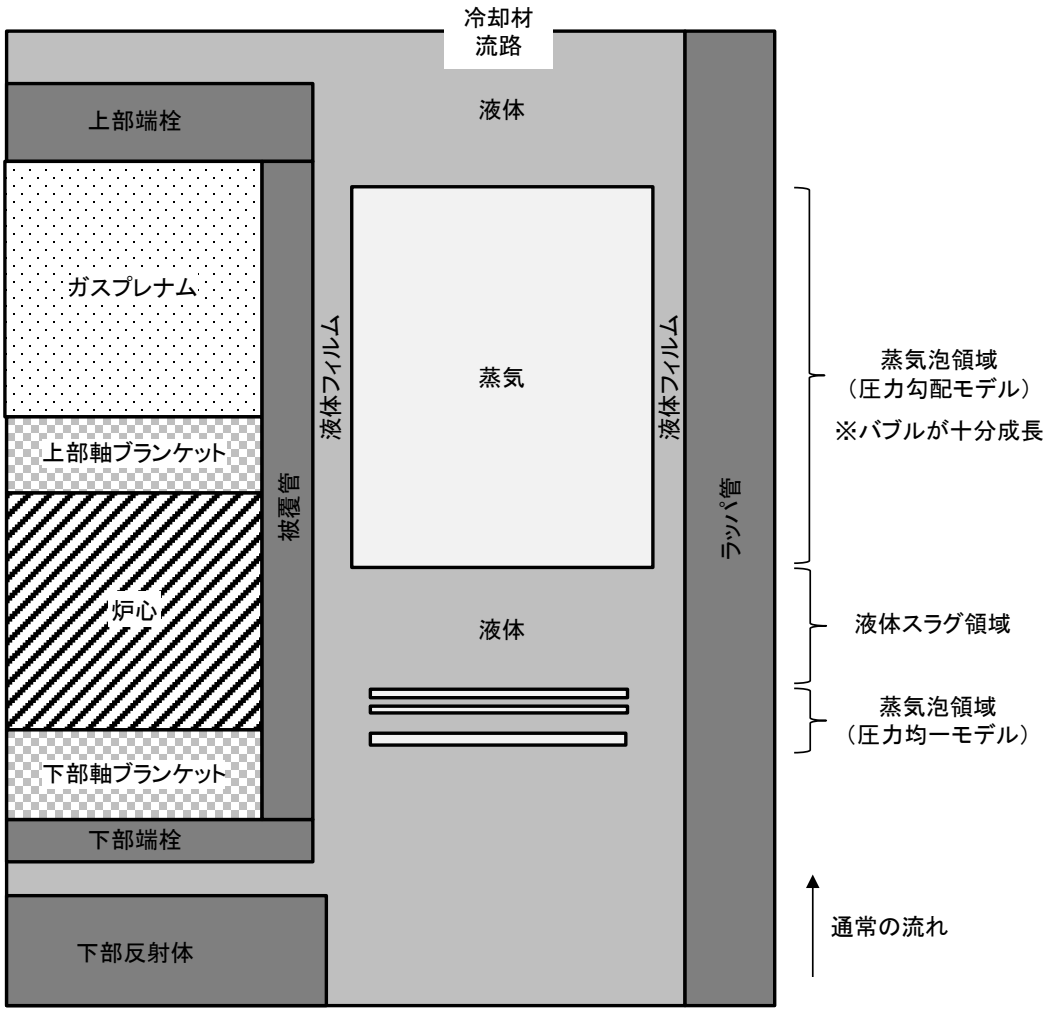
沸騰開始初期の発達段階の蒸気泡では、蒸気泡内を飽和条件とし、温度及び圧力分布が均一であると仮定して蒸気泡内のエネルギーバランスを解く。蒸気泡内のエネルギーバランスは、被覆管や構造材との熱収支と蒸気の温度変化、ナトリウムの蒸発・凝縮で記述でき、各蒸気泡のエネルギー収支の式をガウスの消去法により解くことで各蒸気泡の温度を求める。蒸気泡内は、飽和条件とし、算出された温度より蒸気泡内の圧力を求める。

(3) 蒸気泡領域（圧力勾配条件）

ある一定以上に成長した蒸気泡については、気泡内の蒸気流による圧力勾配をモデル化する。本モデルでは、飽和条件を仮定し、蒸気泡内のノードごとに蒸気の連続の式と運動量方程式をガウスの消去法により解く。

連続の式は、蒸気の軸方向への移動と被覆管及び構造材との熱収支によるナトリウムの蒸発・凝縮により記述される。本モデルでは、ナトリウムが蒸発した場合には運動量は変化しな

いと仮定している。運動量方程式では、ナトリウム凝縮以外に、冷却材流路での形状や摩擦についても考慮しており、摩擦損失係数では、Wallis の相関式[4]による二相流への補正を行う。



第 3.3 図　ＳＡＳ４Ａの冷却材過渡挙動モデル

3.3.5 被覆管溶融移動モデル

溶融したスティールは、燃料ペレット表面に接する円環流として扱われ、被覆管の移動挙動では、ナトリウム蒸気流と燃料ペレット表面からの摩擦力及び重力が考慮される。また、燃料ペレットとナトリウム蒸気流との間での伝熱も考慮し、溶融スティールの固化もモデル化されている。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_c A_c) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_c A_c u_c) = 0$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_c h_c A_c) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_c h_c A_c u_c) = \phi_c P_r$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_c A_c u_c) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_c A_c {u_c}^2) + A_c \frac{\partial P}{\partial z} = -A_c F_c + A_v F_v - \rho_c A_c g$$

ρ_c：溶融スティールの密度［kg/m^3］

A_c：溶融スティールの流路中の面積［m^2］

A_v：ナトリウム蒸気の流路中の面積［m^2］

u_c：溶融スティールの速度［m/s］

h_c：溶融スティールのエンタルピー［J/kg］

ϕ_c：溶融スティールに流入する熱流束［W/m^2］

P_r：溶融スティールの周長［m］

F_c：溶融スティールにかかる燃料ペレットからの摩擦力［N/m^3］

F_v：ナトリウム蒸気と溶融スティール間の摩擦力［N/m^3］

P：圧力［Pa］

g：重力加速度［m/s^2］

3.3.6 燃料破損予測モデル

ＳＡＳ４Ａは、燃料温度や燃料の溶融割合、被覆管応力等の燃料要素の条件に応じて破損位置及び破損時刻を計算する。破損判定基準に用いるオプション及びパラメータは、入力で指定することができ、溶融割合を判定基準とする場合には、入力で指定した判定基準値を満たす軸方向位置及び時刻で破損が生じるものとする。

3.3.7 破損後物質移動モデル

本モデルでは、未沸騰又は部分沸騰集合体での破損後挙動及び沸騰集合体での破損後挙動に分けて計算を行う。ここでは、前者を未沸騰時破損後挙動解析モデル、後者を沸騰時破損後挙動解析モデルと呼ぶ。未沸騰時破損後挙動解析モデルでは、被覆管破損口を通じて燃料要素内の溶融燃料が冷却材流路内に放出され、冷却材と混合して生じる FCI 挙動を模擬する。沸騰時破損後挙動解析モデルでは、被覆管が強度を失い燃料が一気に崩壊する形で冷却材流路内に分散する状況を模擬する。

前者の集合体で燃料要素破損が生じた場合においても、燃料要素の加熱が進み、被覆管の強度が低下すれば燃料崩壊に至るため、被覆管温度等に応じて未沸騰時破損後挙動解析モデルから沸騰時

破損後挙動解析モデルへ移行できるようになっている。また、冷却材流路内の物質の流動は、流動様式マップを用いて模擬している。

(1) 未沸騰時破損後挙動解析モデル

本モデルでは、燃料要素内溶融キャビティでの運動を扱う 1 速度場モデルと冷却材流路側の運動を扱う 2 速度場モデル（溶融燃料＋溶存ガス、ナトリウム蒸気＋液体ナトリウム＋FP ガス＋燃料蒸気）を用い、連続の式、エネルギー保存式、運動量保存式を解くことにより破損後の物質移動挙動を模擬する。モデルの概要を第 3.4 図に示す。

エネルギーに関しては、溶融燃料、燃料蒸気、ナトリウムと FP ガスの方程式により記述され、相互の伝熱に加えて健全な被覆管及び構造材との伝熱も考慮する。被覆管破損口からの燃料・FP ガス放出は、キャビティ内の該当ノードと冷却材流路の該当ノードの圧力が平衡状態になると仮定し、放出量等を求める。このとき、放出された燃料と FP ガスは、キャビティ内への逆流は考慮しない。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_x A_x) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_x A_x u_x) = 0$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_x h_x A_x) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_x h_x A_x u_x) = Q_x \rho_x A_x - \sum_j \frac{\partial}{\partial z}\left(H_{x,j} A_{x,j} \Delta T_{x,j}\right)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_x A_x u_x) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_x A_x {u_x}^2) + A_x \frac{\partial P}{\partial z} = \sum_l \Gamma^{\,l} - \rho_x A_x g$$

ρ：密度［kg/m^3］

A：各物質の流路中の面積［m^2］

u：速度［m/s］

h：エンタルピー［J/kg］

Q：発熱率［W/kg］

$H_{x,j}$：物質 j との熱伝達係数［W/m^2/K］

ΔT：物質 j との温度差［K］

$\Gamma^{\,l}$：各種物質との運動量交換［kg/s^2］

P：圧力［Pa］

g：重力加速度［m/s^2］

x：構成物質

燃料の破損後の冷却材流路の圧力は、ナトリウム蒸気、FP ガス、燃料蒸気、液体ナトリウムの和で表され、ドルトンの法則に従い冷却材流路の圧力は分圧の和で評価する。FCI 挙動については、冷却材中に放出された溶融燃料と冷却材との相互作用を模擬するために粒子流を定義し、燃料粒子と冷却材との伝熱面積を決める燃料粒子径を入力で与えることで燃料粒子と冷却材との急速な伝熱を模擬している。

(2) 沸騰時破損後挙動解析モデル

本モデルでは、燃料要素内溶融キャビティでの運動を扱う 1 速度場モデルと冷却材流路側の運動を扱う 3 速度場モデル（溶融燃料＋溶融スティール、固体燃料＋固体スティール、ナトリウム蒸気＋液体ナトリウム＋燃料蒸気＋スティール蒸気）を用い、連続の式、エネルギー保存式、運動量保存式を解くことにより破損後の物質移動挙動を模擬する。モデルの概要を第 3.4 図に示す。

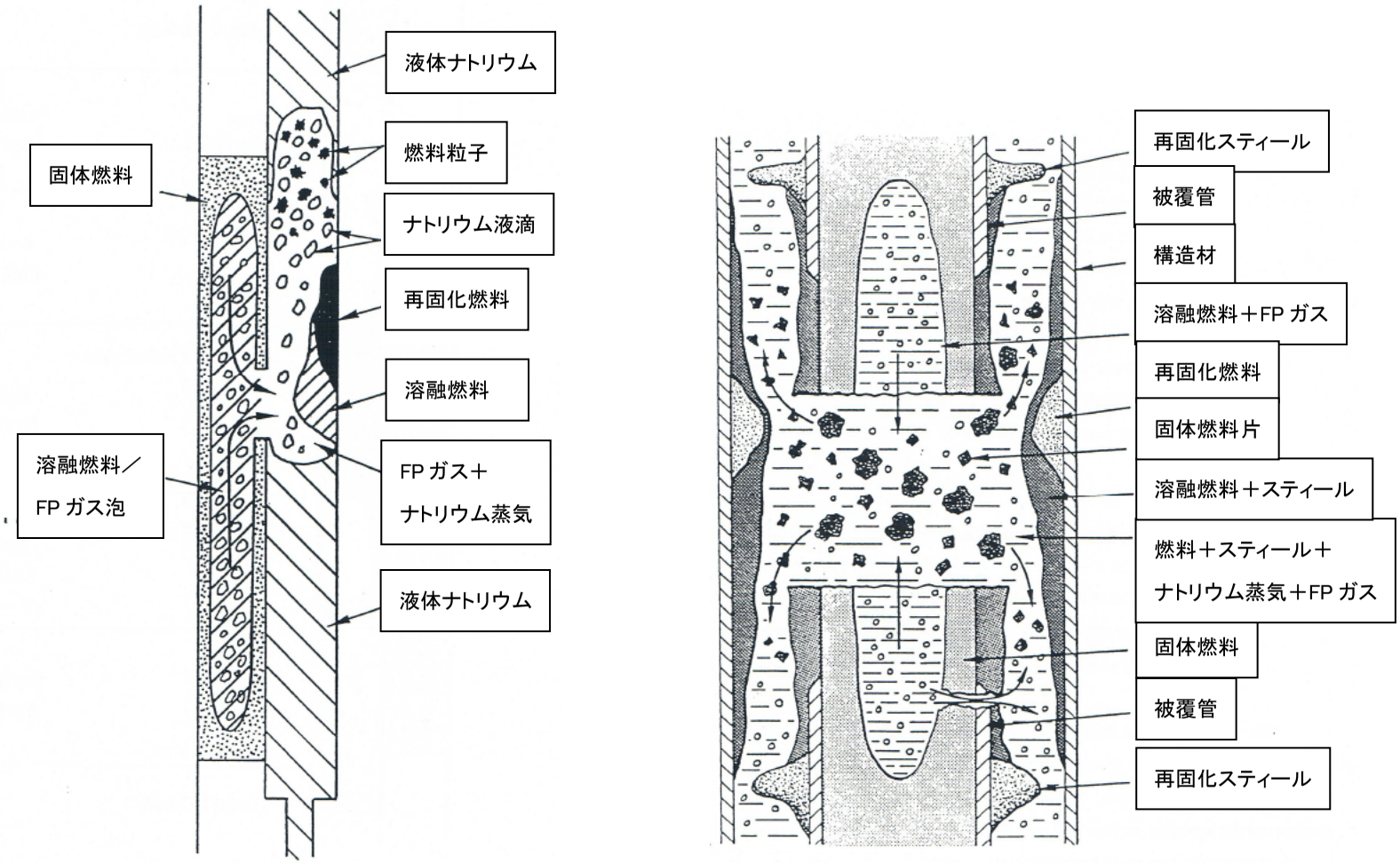
エネルギーに関しては、溶融燃料、溶融スティール、燃料チャンク、スティールチャンク、過熱蒸気のナトリウムと FP ガス、二相流のナトリウムと FP ガス、燃料蒸気、スティール蒸気の 8 個の方程式により記述され、相互の伝熱に加えて健全な被覆管及び構造材との伝熱も考慮する。また、燃料崩壊は、燃料が崩れた状態を模擬しているため、燃料要素破損とは異なり冷却材流路中に移行した物質の初期運動量はゼロとして扱う。

燃料の破損後の冷却材流路の圧力は、ナトリウム蒸気、FP ガス、燃料蒸気、スティール蒸気の分圧の和で表される。各物質の分圧は、それぞれの気体の状態方程式を用いて計算される。

(3) 流動様式マップ

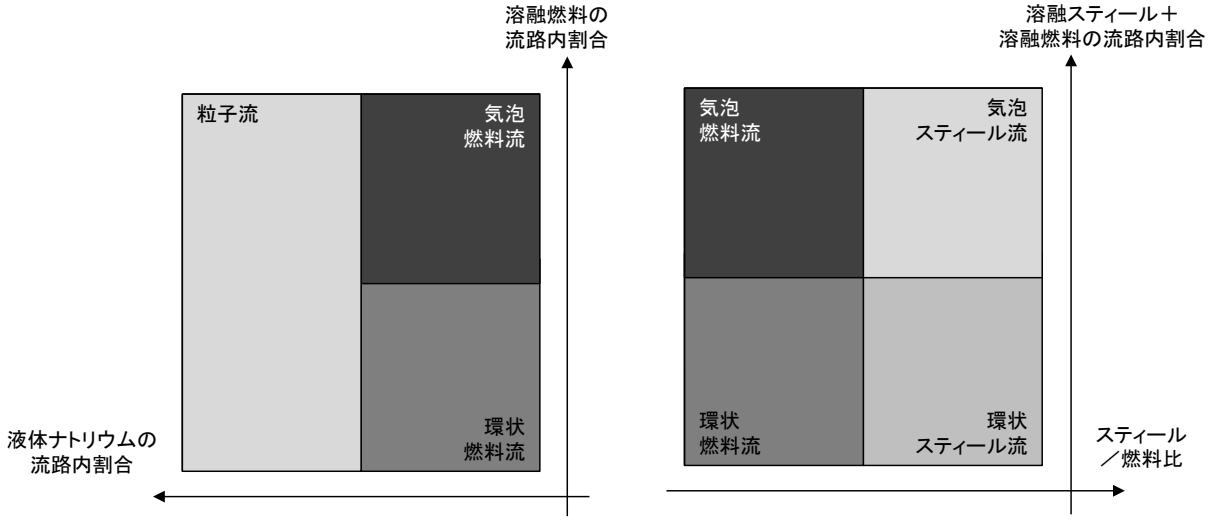
未沸騰時破損後挙動解析モデルでは、被覆管の破損口を通じて冷却材流路中に溶融燃料が放出される挙動を計算するため、液体成分と気体成分の 2 成分を扱えばよく冷却材流路中でスティールを扱う必要はない。そのため、本モデルでは、2 速度場モデル（溶融燃料＋溶存ガス、ナトリウム蒸気＋液体ナトリウム＋FP ガス＋燃料蒸気）を用いており、流動様式としては、2 つの連続流（気泡燃料流、環状燃料流）と FCI の模擬のために粒子流を用いている（第 3.5 図(a)）。燃料と液体ナトリウムを別々の速度場に分ける理由は、ナトリウム中に溶融燃料が浸入する挙動を模擬する必要があることと、燃料と液体ナトリウムの大きな密度比による両者の重力分離をモデル化するためである。

沸騰時破損後挙動解析モデルでは、液体成分、固体成分、気体成分の 3 成分を取り扱う必要があるため、3 速度場モデル（溶融燃料＋溶融スティール、固体燃料＋固体スティール、ナトリウム蒸気＋液体ナトリウム＋燃料蒸気＋スティール蒸気）を用いている。流動様式としては、第 3.5 図(b)に示すように、冷却材流路中の溶融物質の占める割合に応じた流れの違い（気泡流と環状流）と、燃料が支配的な流れとスティールが支配的な流れの違い（燃料流とスティール流）を扱うために、4 つの流動様式（気泡燃料流、環状燃料流、気泡スティール流、環状スティール流）を用いており、流動様式が遷移する際に振動や不連続な変化が生じないようにモデル化されている。



第 3.4 図　ＳＡＳ４Ａの未沸騰時破損後挙動解析モデル（左図）と沸騰時破損後挙動解析モデル（右図）の概念 [3]

[69]



(a) 未沸騰時破損後挙動モデル　　(b) 沸騰時破損後挙動モデル

第 3.5 図　ＳＡＳ４Ａの破損後燃料挙動モデルの流動様式マップ

3.3.8 反応度フィードバックモデル

ＳＡＳ４Ａでは、核動特性計算で考慮する反応度フィードバック効果として、燃料ドップラ反応度、燃料及び被覆管の密度反応度、冷却材密度及びナトリウムボイド反応度、燃料及び被覆管の移動反応度を考慮する。反応度変化の計算には、あらかじめ摂動計算によって反応度ワースマップを求めており、炉心物質の温度や密度の変化と掛け合わせることで、各種反応度の変化量が算出される。算出された各種反応度の和である全反応度を用いて、1 点炉動特性方程式を解くことで原子炉出力の変化が求められる。

(1) 反応度ワースマップ

反応度ワースマップは、あらかじめ 3 次元摂動計算によって求められた各メッシュの反応度係数であり、ＳＡＳ４Ａでは、この値を入力として扱う。燃料ドップラ反応度は、燃料温度に対する反応度係数、それ以外の反応度（燃料及び被覆管の密度反応度、ナトリウムボイド反応度、燃料及び被覆管の移動反応度）は、各物質の密度（質量）に対する反応度係数である。反応度の計算としては、炉心物質の熱流動挙動を計算する他のモジュールにより求められた炉心物質の温度や密度の変化を反応度ワースマップと掛け合わせることで、各種反応度が算出される。

(2) 1 点炉動特性方程式

1 点炉動特性方程式は、中性子の空間分布が時間とともに変化しないとの仮定の下で、反応度の推移から中性子束（出力）の時間変化を導出する方程式である。ＳＡＳ４Ａでは、遅発中性子割合等の動特性パラメータを入力として与え、反応度ワースマップより得られた反応度から原子炉の出力変化を求める。

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

ＳＡＳ４Ａは、ＳＡＳ３Ｄの後継コードであり、これらの計算コードは、CABRI 炉内試験等の知見を基にコード開発と並行して検証が行われてきた[5]、[6]。

代表的なＳＡＳ４Ａの評価マトリクスを第 4.1 表に示す。第 4.1 表は、ＳＡＳ４Ａが解析する全事象を包絡するように、2 章で重要現象として抽出された物理現象を列挙している。以下に各試験解析の内容について示す。

第 4.1 表　ＳＡＳ４Ａにおける重要現象に対する妥当性確認方法

重要現象	解析モデル	Phénix 炉における燃料要素の照射試験	CABRI 炉内試験
燃料定常照射挙動	燃料要素照射挙動計算モデル	RIG1 ピン	－
原子炉出力及び 反応度フィードバック挙動*	反応度ワースマップ 1 点炉動特性方程式	－	－
制御棒引抜き挙動*	境界条件	－	－
１次系冷却材流量減少挙動*	境界条件	－	－
冷却材熱流動挙動	熱計算モデル 冷却材過渡挙動モデル	－	BI3 試験
燃料要素の熱的挙動	熱計算モデル	－	BI3 試験
燃料要素の機械的挙動	燃料要素変形計算モデル	－	BI3 試験等
冷却材沸騰挙動	冷却材過渡挙動モデル	－	EFM1 試験
被覆管の溶融と移動挙動	被覆管溶融移動モデル	－	BI1 試験
燃料の破損挙動	燃料破損予測モデル	－	BI4 試験
燃料の軸方向移動挙動	未沸騰時破損後挙動解析モデル 沸騰時破損後挙動解析モデル 流動様式マップ	－	BI4 試験
FCI 挙動	冷却材過渡挙動モデル 未沸騰時破損後挙動解析モデル	－	E6 試験

＊ 4.1 節（2）に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

(1) Phénix 炉における燃料要素の照射試験

CABRI プログラム[7]における各試験には、仏の Phénix 炉で照射された RIG1 ピンや VIGGEN-4 ピンと呼ばれる前照射済み燃料要素が用いられている[6]。これらの燃料要素の中から過渡試験に供する燃料要素と同等の特性を有する燃料要素を選定し、X 線・中性子線ラジオグラフィーや断面金相写真、溶解法による燃料保持ガス分布測定等の詳細な照射後試験を実施しており、これにより定常照射時の燃料挙動と過渡試験の初期条件を確認することができる。

Phénix 炉における燃料要素の照射試験の解析により燃料定常照射挙動について妥当性確認

を行う。

(2) CABRI 炉内試験

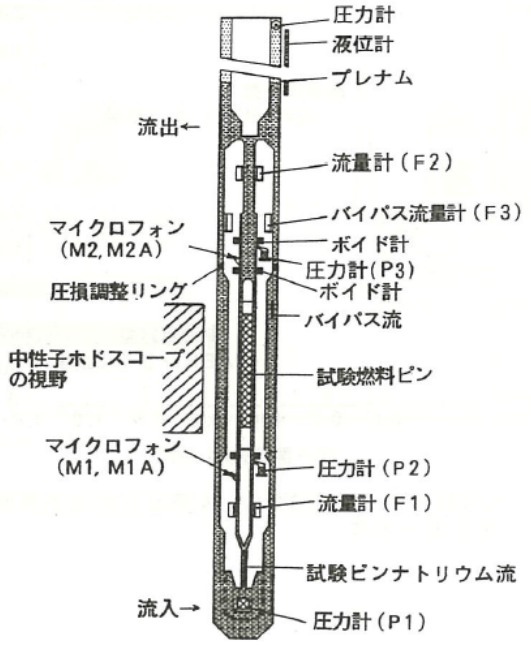
CABRI 炉は、強制循環冷却による短時間の定常出力運転が可能なスイミングプール型の軽水冷却熱中性子パルス炉であり、炉心中央の試験孔に試験体を封入したナトリウムループを設置し、試験燃料に過渡出力変化を与え、併せてループ側のナトリウム流量を制御することにより、多様な事故条件の模擬を行うことができる（第 4.1 図参照)。試験体内では、燃料冷却部の上流と下流側での流量、圧力、ボイド計及び流路に沿って設置された多数の熱電対による詳細な熱流動測定、マイクロフォンによる音響測定（沸騰気泡及び燃料の破損信号)、燃料要素頂部に設置した変位計による燃料ピン長の測定が行われている。また、試験体の外側には、縦 51 列×横 3 列に配置した中性子検出器を有する中性子ホドスコープと呼ばれる特別の計測装置が設置され、試験燃料の核分裂で放出される高速中性子を選択的に測定することにより燃料の密度・形状変化を高い空間・時間分解能（軸方向分解能 2cm、時間分解能 1ms）で測定することができる（第 4.2 図参照)。これらの測定により燃料要素や冷却材流路中の燃料の過渡挙動に関する定量的な情報を得ることができる。

実際に行われた試験では、第 4.3 図に示すように、原子炉出力を一定にした状態でナトリウム流量を減少させた単純 LOF（Loss Of Flow）型の過渡試験、ナトリウム流量を一定にした状態で燃料要素に対して過出力をかけた単純 TOP（Transient Over-Power）型の過渡試験、及びナトリウム流量の減少と過出力の印加を組み合わせた TUCOP (Transient Under-Cooling Over-Power) 型の過渡試験が実施された。TUCOP 型試験には、沸騰直後に過出力をかけることにより被覆管の強度がまだ保たれている状態で内圧が上昇して被覆管の機械的破損に至った試験、十分にナトリウム流量が減少して被覆管が昇温し、被覆管の強度が低下した状態で過出力をかけて破損させる試験等がある。

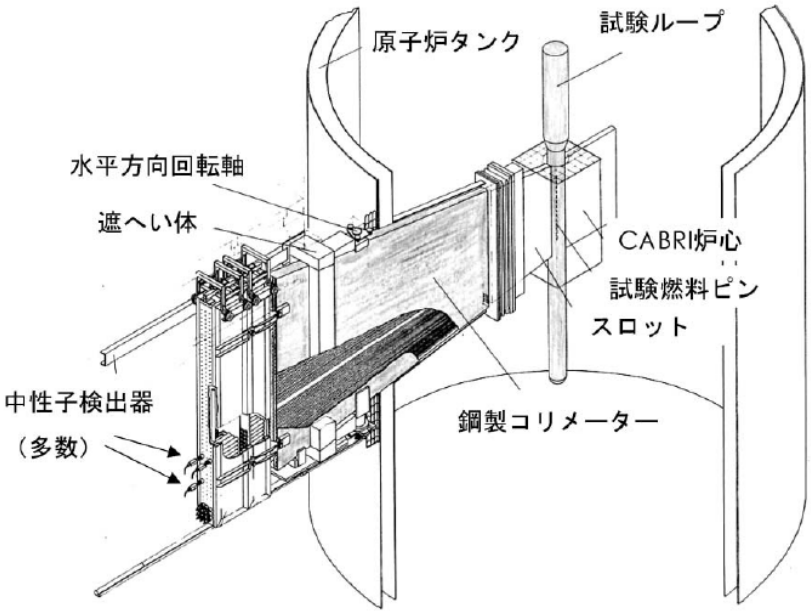
CABRI 炉内試験の解析により過渡時の燃料要素の熱的及び機械的な挙動、冷却材の沸騰挙動、被覆管の溶融と移動挙動、燃料の破損に伴う FCI 挙動、燃料の破損に伴う燃料の軸方向移動挙動についてＳＡＳ４Ａの各モデルの妥当性確認を行う。

ＳＡＳ４Ａにおいて反応度フィードバックは、反応度ワースマップを入力として与え、過渡計算で得られた炉心物質の密度変化や温度変化に基づいて反応度変化を計算する。反応度ワースマップは入力値で与えていることから、ＳＡＳ４Ａの解析モデルとしての不確かさはない。原子炉出力の変動は、反応度ワースマップにより得られた反応度を用いて 1 点炉動特性方程式により評価するが、1 点炉動特性方程式は一般的な理論式であり、また、各反応度要因に関しては他のモデルにより導出されるものであるため、ＳＡＳ４Ａにおける反応度フィードバックの妥当性評価は不要と判断した。

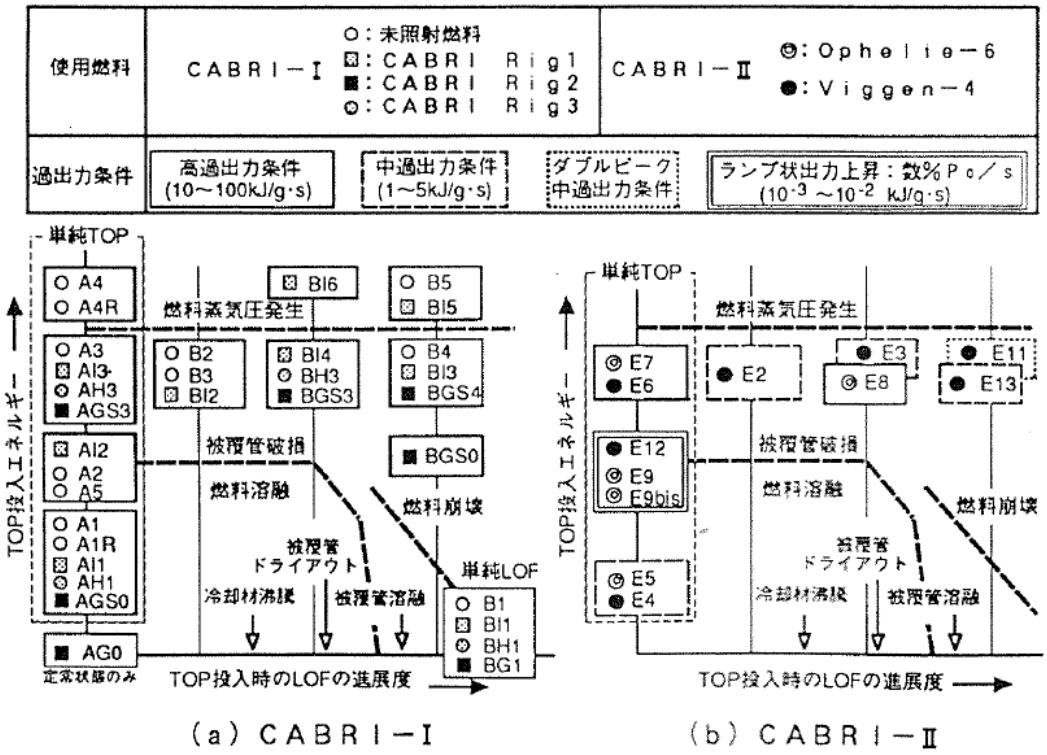
ＳＡＳ４Ａにおいて制御棒引抜き挙動及び 1 次系冷却材流量減少挙動は、入力値で与えていることから、ＳＡＳ４Ａの解析モデルとしての不確かさはなく、妥当性評価は不要とした。



第 4.1 図　CABRI 試験体計装及びナトリウムループの概念 [6]



第 4.2 図　中性子ホドスコープの概要 [7]



第 4.3 図　CABRI-I 及び CABRI-II の試験マトリクス [6]

4.2 妥当性確認

妥当性確認においては、第 4.1 表に示す各試験に対してＳＡＳ４Ａによる試験解析を実施し、試験データと解析結果を比較、検討した[6]、[8]、[9]、[10]、[11]。

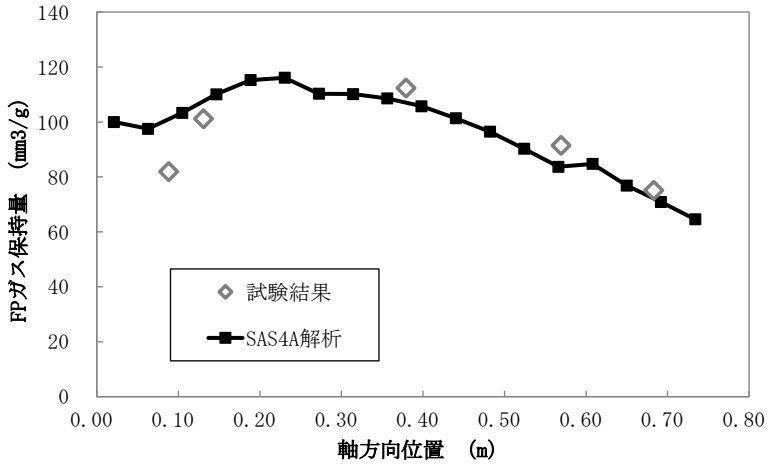
(1) Phénix 炉における燃料要素の照射試験

a) 試験結果と解析結果

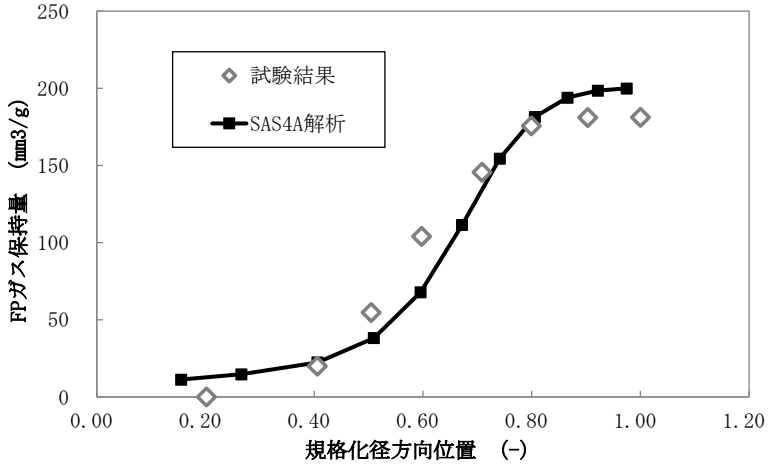
燃料定常照射挙動に係る妥当性確認には、RIG1 ピン照射試験を用いた。RIG1 ピン[12]は、仏の Phénix 炉で 8,200MWd/t（約 1at%）まで照射された燃料要素で、CABRI-I 計画における AI 試験群及び BI 試験群に用いられている。照射試験後の FP ガスの生成量、放出量、保持量の総量及び FP ガス保持量の軸方向及び径方向分布は試験結果と同等の解析結果が得られており、各種総量は、数%の差、FP ガス保持量の分布では、一部で 30%程度の差がある場所もあるが、おおむね 10%未満の差となっている（第 4.4 図及び第 4.5 図参照）。また、燃料の幾何形状や燃料組成の軸方向分布に関しても解析結果は、試験結果をおおむね再現できている（第 4.6 図参照）。

b) 燃料定常照射挙動に関する不確かさの評価

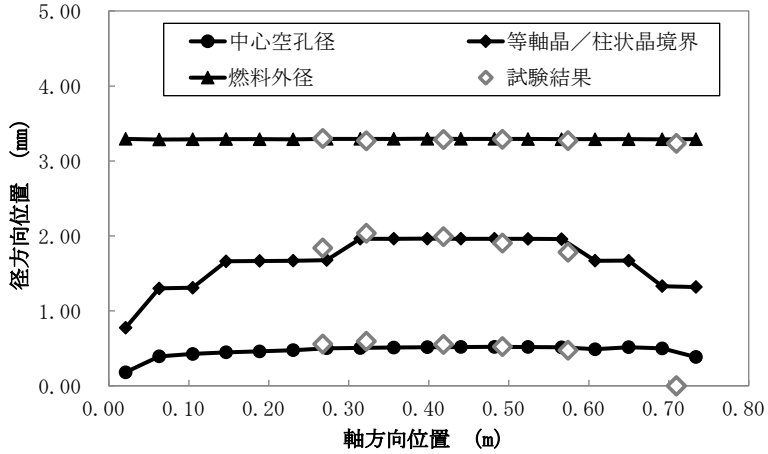
燃料要素内の燃料組成分布、燃料の幾何形状（内径及び外径）は、燃料要素の温度条件に大きく依存するが、これらの解析結果が試験結果と良く一致していることから、定常照射時の熱的な挙動に関しては、適切な計算ができていると考えられる。一方、FP ガス挙動に関しては、FP ガス生成量、FP ガス放出率の総量は試験結果と良く一致しているが、FP ガス保持分布は一部領域で差が大きくなっている。したがって、FP ガスの保持量に関しては、感度解析により不確かさの影響を評価しておくことが望ましい。



第 4.4 図　ＳＡＳ４Ａによる RIG1 ピン照射試験の軸方向 FP ガス保持量分布の比較



第 4.5 図　ＳＡＳ４Ａによる RIG1 ピン照射試験の径方向 FP ガス保持量分布の比較



第 4.6 図　ＳＡＳ４Ａによる RIG1 ピン照射試験の燃料の幾何形状及び組成分布の比較

(2) CABRI 炉内試験

a) 試験結果と解析結果

冷却材熱流動挙動と燃料要素の熱的挙動に係る妥当性確認には、BI3 試験を用いた。BI3 試験は、ナトリウム流量の減少により沸騰が生じた後 5.1 秒で過出力をかけた過渡試験である（第 4.7 図参照)。試験では、過出力をかける前に被覆管の溶融が生じていたと考えられており、LOF 中の昇温が比較的大きい試験である。過渡時の熱的な状態を示す冷却材温度については、流路に沿って設置された多数の熱電対によって得られた軸方向の温度分布を比較する。第 4.8 図に示す試験では、ナトリウム流量の減少によりナトリウム温度が次第に上昇し、沸騰に至っている。冷却材温度の軸方向分布は、試験結果とおおむね一致しており、解析では、過渡時の熱的な挙動を良く再現できている。

燃料の機械的挙動については、CABRI 炉内試験では中性子ホドスコープを用いて燃料頂部の位置を評価しており、これにより過渡中の燃料の軸方向膨張量を比較することができる。第 4.9 図に示す値は、BI3 試験を含む複数の CABRI 炉内試験における過渡開始時刻からの燃料頂部の伸びを表している。この軸方向伸びの試験結果は、不確かさ幅が 2mm 程度であることから、解析は、試験をおおむね再現できていると言える。

冷却材沸騰挙動については、熱電対の応答とボイド計によりその挙動を測定することができる。当該挙動の妥当性確認には、EFM1 試験を用いた。EFM1 試験は、ナトリウム流量の減少による沸騰及び被覆管の溶融が生じた後に過出力をかけた過渡試験である（第 4.10 図参照)。試験では、十分にナトリウム流量が減少して被覆管が昇温し、被覆管の強度が低下した状態で破損している。試験解析の結果を確認すると、ボイド境界位置の拡大挙動は、試験結果とおおむね一致しており（第 4.11 図参照)、解析では、冷却材沸騰挙動を良く再現している。

被覆管の溶融と移動挙動については、BI1 試験を用いて妥当性確認を行った。BI1 試験は、原子炉出力を変化させることなくナトリウム流量を減少させた過渡試験である（第 4.12 図参照)。試験では、ナトリウムの沸騰が広がった後、被覆管が広く溶融し、溶融した被覆管の上下方向への分散が確認されている。試験解析における被覆管の移動挙動は、試験後検査により得られた被覆管の移動範囲と比較して広く移動する傾向があり、試験結果に比べて被覆管が上下方向に大きく移動する（第 4.13 図参照)。被覆管の移動は、反応度の上昇に寄与するものであり、被覆管の溶融と移動挙動の過大評価は反応度フィードバックの観点から保守的な解析結果を与えるものと評価される。

燃料の破損挙動に係る妥当性確認には BI4 試験を用いた。BI4 試験は、ナトリウム流量の減少により沸騰が生じた後 1.5 秒で過出力をかけた過渡試験である（第 4.14 図参照)。沸騰直後に過出力をかけたことにより、試験では、早期の被覆管の機械的な破損と溶融燃料の放出が確認されている。試験では、マイクロフォンによる音響測定と中性子ホドスコープにより破損時刻と破損位置を測定している。第 4.2 表より解析の破損時刻は、試験結果と 1ms 程度の差で一致しており、破損位置も試験結果と良い一致を示していることから、解析モデルは妥当である。

破損後の燃料の軸方向移動挙動については、燃料の破損挙動と同様に、妥当性確認には BI4 試験を用い、規格化燃料反応度価値を用いてその挙動を比較する。規格化燃料反応度価値は、

燃料の軸方向質量分布を出力で重み付けした平均値であり、破損前の燃料の分布を 1 として規格化している。燃料が出力の高い軸方向中心付近から出力の低い上下方向に移動すると規格化燃料反応度価値は下がるため、規格化燃料反応度価値は燃料の分散の度合いを表すものである。CABRI 炉内試験では、中性子ホドスコープを用いて試験中の燃料の密度変化等を推定し、この推定結果から規格化燃料反応度価値を求めている。解析結果は、試験結果とおおむね一致しており（第 4.15 図参照）、解析では、燃料の軸方向移動挙動を良く再現できている。

FCI 挙動に係る妥当性確認には E6 試験を用いた。E6 試験は、ナトリウム流量を変化させることなく過出力をかけた過渡試験である（第 4.16 図参照）。試験では、被覆管の機械的な破損と溶融燃料の放出が生じ、これにより FCI が生じたことが確認されている。FCI によるボイド拡大挙動については、破損後の冷却材出入口流量応答を用いてその挙動を比較する。これは、FCI による蒸気圧力の発生と急速なボイド化が冷却材出入口流量に大きく影響するため、流量応答が FCI の挙動を示す指標となるためである。第 4.17 図に示す結果では、燃料の破損後、FCI の一時的な圧力上昇によって上下方向にボイドが拡大し、その後の圧力の減少により冷却材流量の回復が見られている。流量応答の推移をおおむね再現しており、解析モデルは妥当である。

b）過渡挙動に関する不確かさの評価

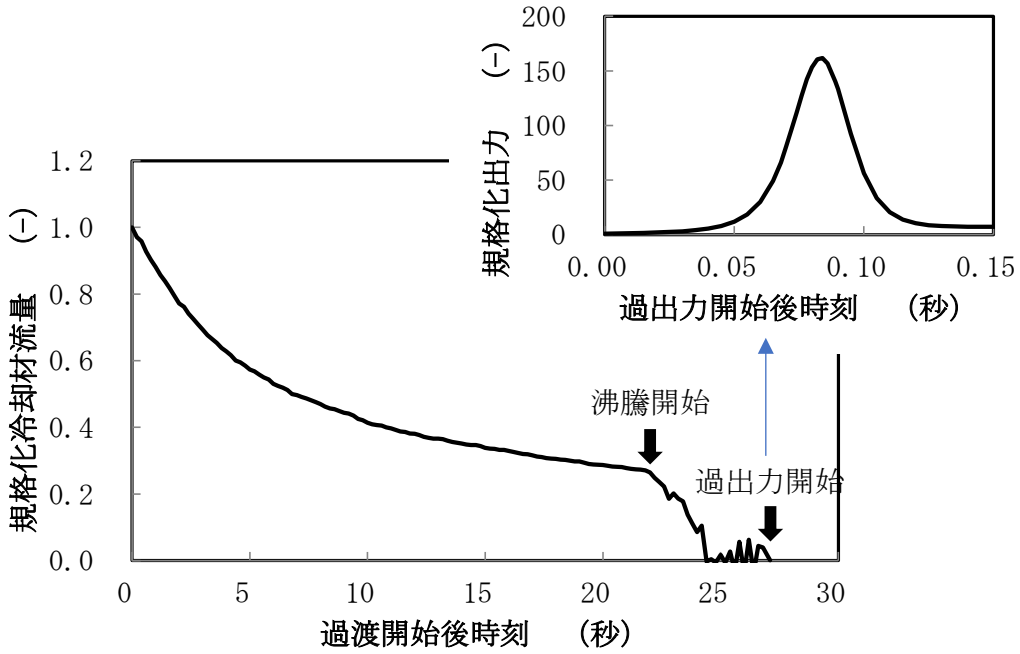
燃料要素の熱的挙動は、冷却材の温度に直接関連するとともに、熱膨張率を介して燃料軸膨張挙動とも関連している。また、燃料の破損挙動には、溶融キャビティの形成によるキャビティ圧も影響するが、この溶融キャビティの形成は、燃料要素の熱的挙動によるものである。加えて、燃料要素の熱的挙動と燃料要素の機械的挙動は、ギャップ熱伝達率等を通じて互いに影響し合っており、燃料要素の機械的挙動も燃料軸膨張挙動や燃料の破損挙動に関連している。上述のとおり、これらの挙動に関する解析結果は試験結果をおおむね再現できていることから、解析では、燃料要素の熱的挙動・機械的挙動、冷却材熱流動・沸騰挙動、燃料の破損挙動を適切に模擬できていると言える。また、FCI 挙動、燃料の軸方向移動挙動に関しても、これらの物理現象に関する解析結果は、試験結果をおおむね再現できていることから、解析では、これらの物理現象についても適切に模擬できていると言える。したがって、評価指標への不確かさの影響は小さいと判断できる。

第 4.2 表　ＳＡＳ４Ａによる破損位置及び破損時刻の比較 [8]

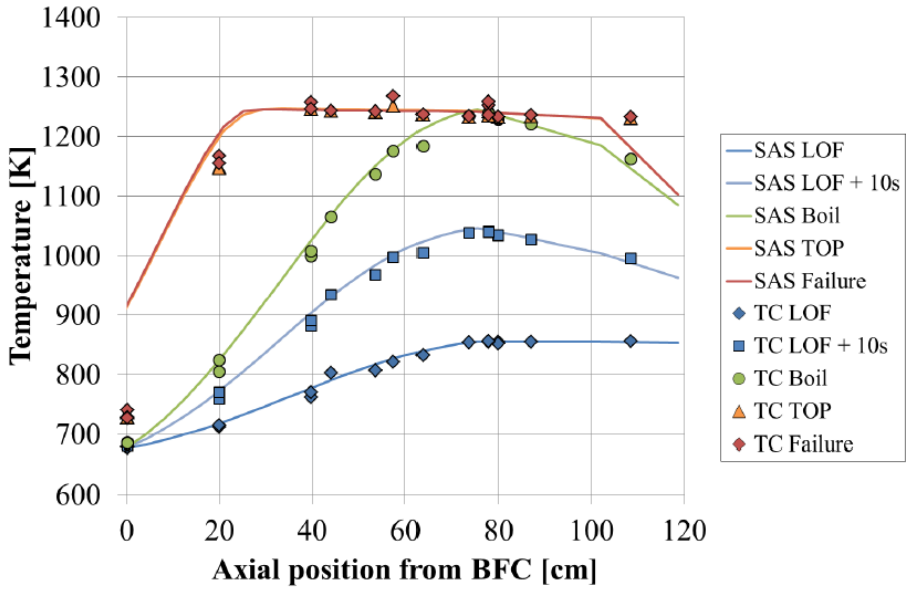
	AI3 試験		BI4 試験	
	試験結果	解析結果	試験結果	解析結果
破損時刻（ms*）	82	82.13	88	89.2
破損位置（mmBFC**）	430-470	428.8-472.0	520	514.5-557.6

＊　過出力開始時からの時刻（ms）

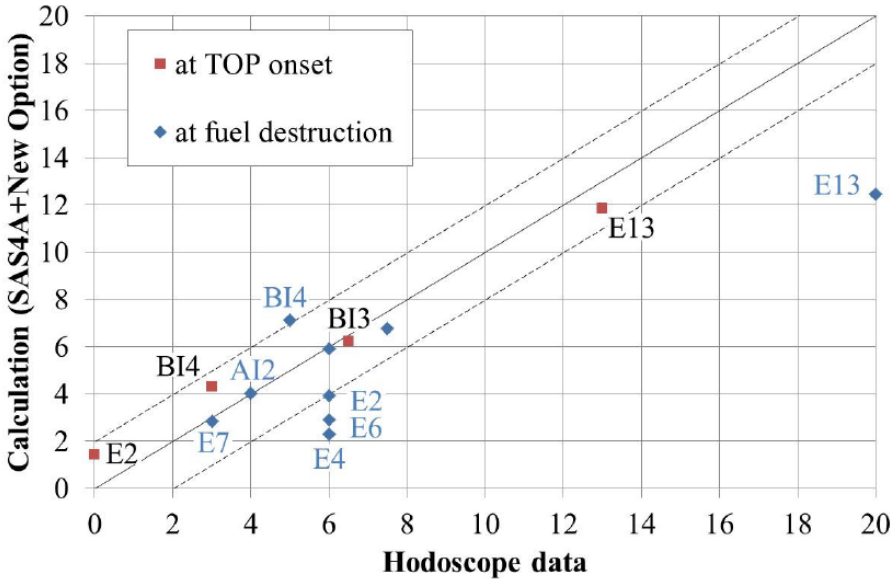
** Bottom of Fissile Column からの距離（mm）



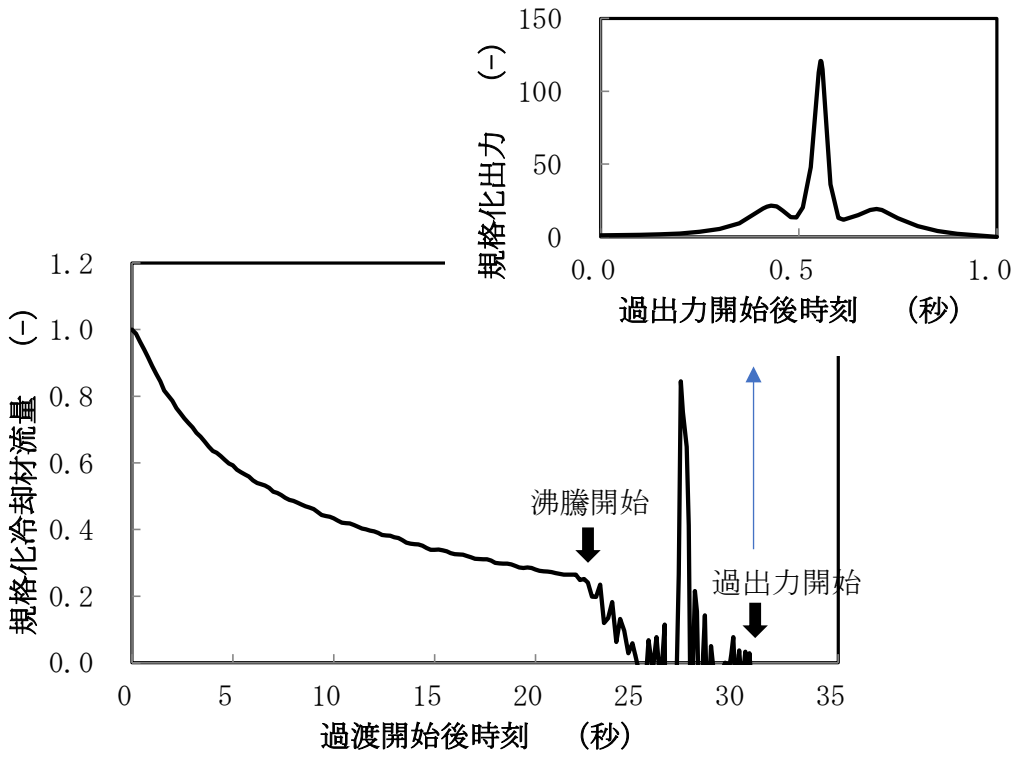
第 4.7 図　BI3 試験の冷却材流量減少挙動と過出力条件



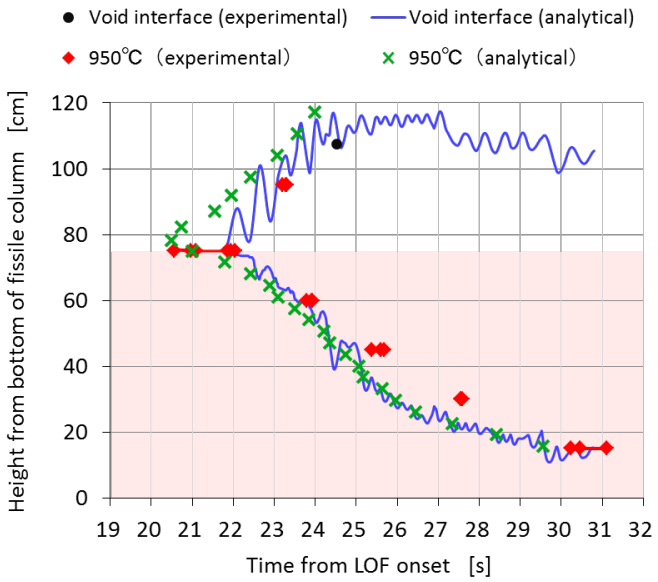
第 4.8 図　ＳＡＳ４Ａによる BI3 試験の冷却材温度軸方向分布の比較 [9]



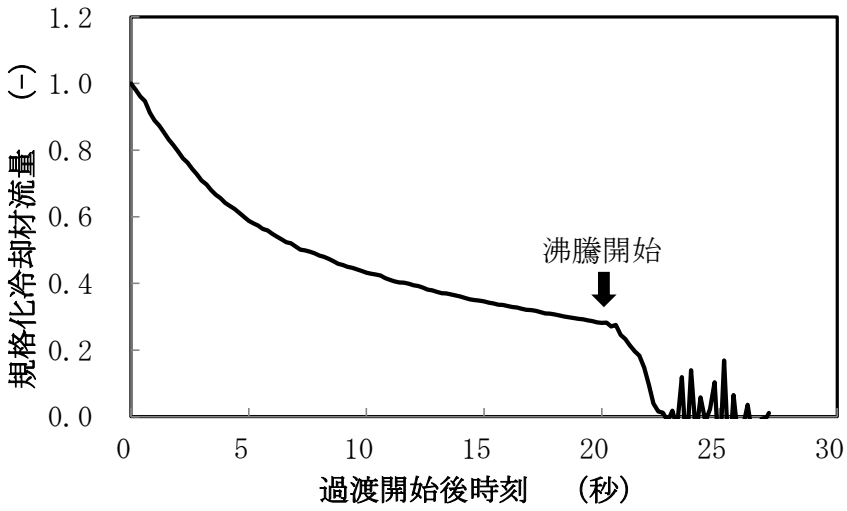
第 4.9 図　ＳＡＳ４Ａによる燃料の軸方向膨張量の比較 [9]



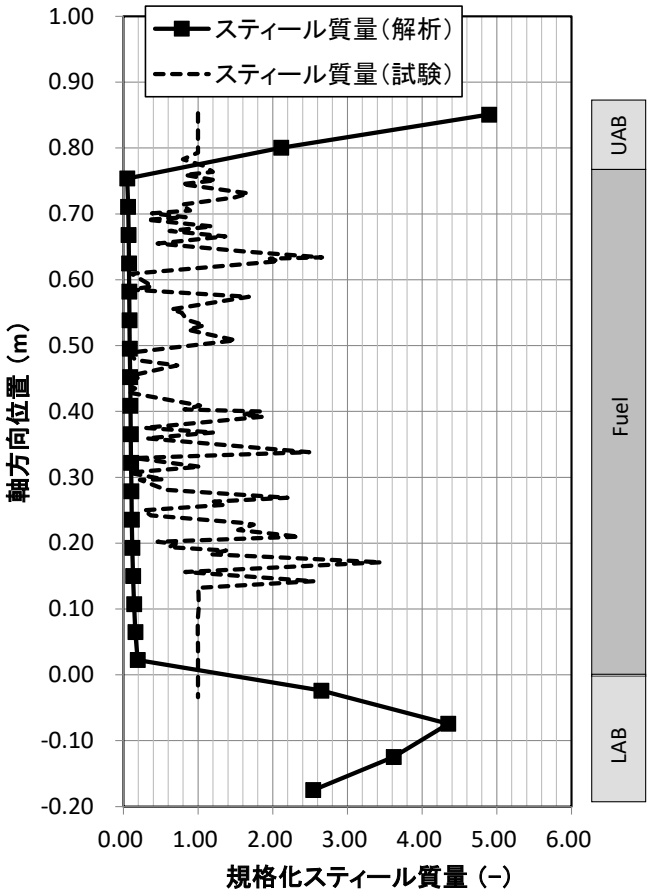
第 4.10 図　EFM1 試験の冷却材流量減少挙動と過出力条件



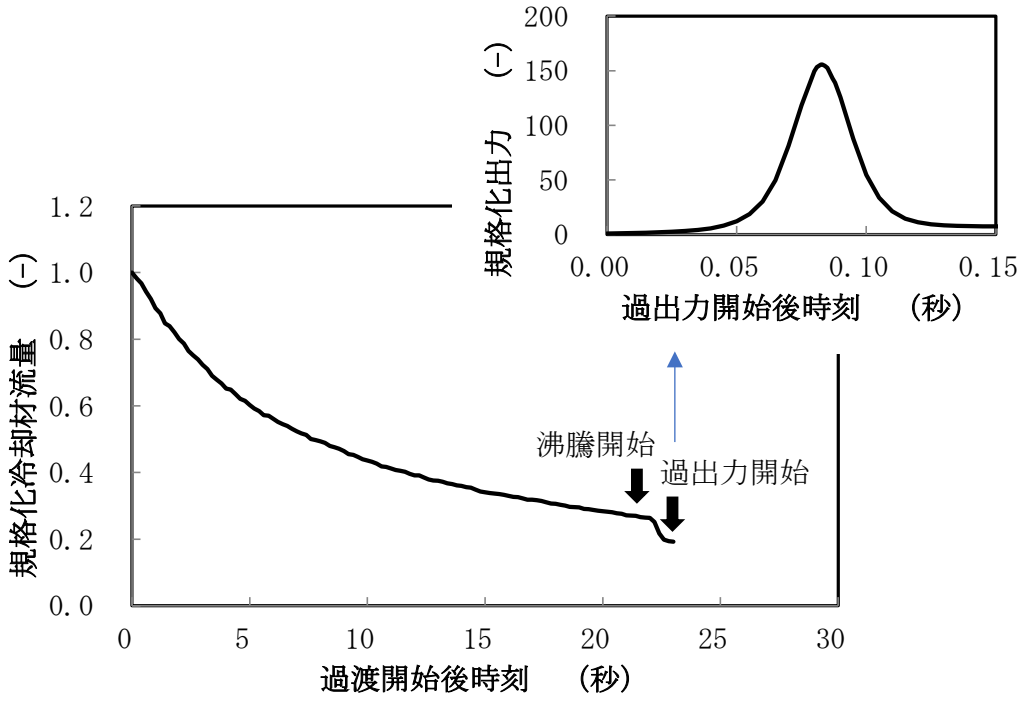
第 4.11 図　ＳＡＳ４Ａによる EFM1 試験の冷却材沸騰拡大挙動の比較 [10]



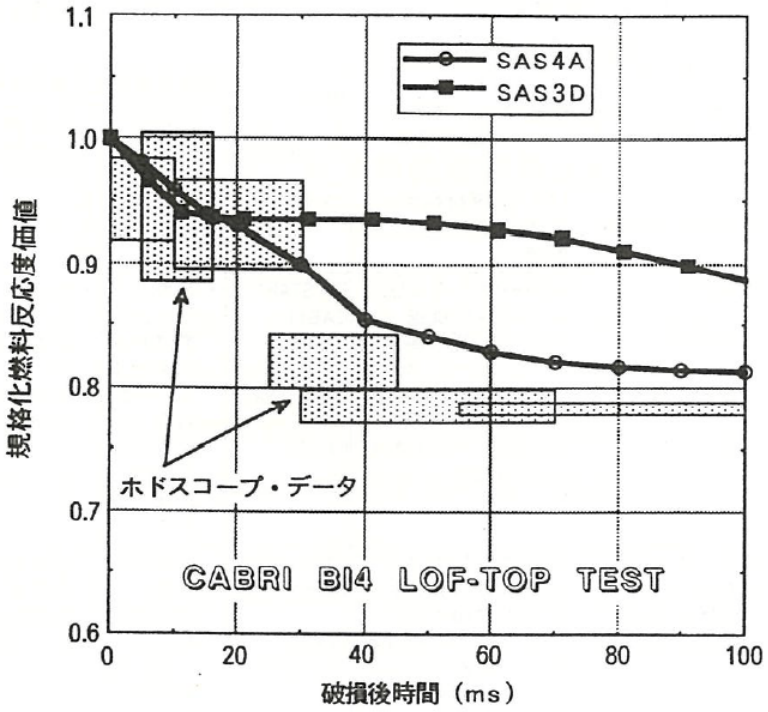
第 4.12 図　BI1 試験の冷却材流量減少挙動



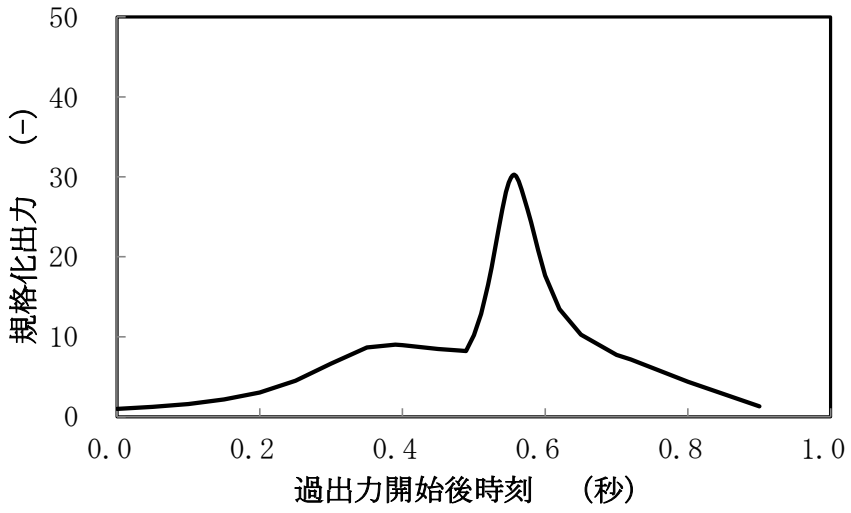
第 4.13 図　ＳＡＳ４Ａによる BI1 試験の被覆管の移動挙動の比較



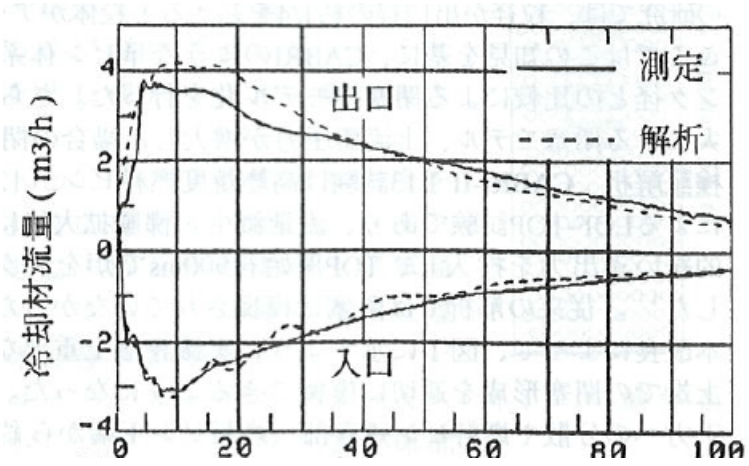
第 4.14 図　BI4 試験の冷却材流量減少挙動と過出力条件



第 4.15 図　ＳＡＳ４Ａによる BI4 試験の規格化燃料反応度価値の比較 [6]



第 4.16 図　E6 試験の過出力条件



第 4.17 図　ＳＡＳ４Ａによる E6 試験の冷却材出入口流量応答の比較 [11]

5. 有効性評価への適用性

(1) 燃料定常照射挙動

Phénix 炉における燃料要素の照射試験の解析により、FP ガスの保持量は、局所的に見ると最大で 30%程度の不確かさがあるが、FP ガスの保持量の総量や大まかな分布は、良く模擬できていることを確認した。また、燃料の幾何形状、燃料組成の軸方向分布等の定常照射時の熱的挙動及び機械的挙動をおおむね再現できることも確認した。

したがって、有効性評価においては、FP ガス保持量の不確かさを考慮することにより、ＳＡＳ４Ａは燃料定常照射挙動に適用できる。

(2) 冷却材熱流動挙動

CABRI 炉内試験の解析により、冷却材の熱流動挙動を表す指標である過渡時の冷却材温度分布の不確かさは小さく、冷却材の熱的挙動は、適正に計算されることを確認した。後述の燃料要素の熱的挙動の項で示すとおり CABRI 炉の熱的条件が実機条件と同様であるということ、後述の冷却材沸騰挙動の項で示すとおり冷却材の沸騰挙動が適正に再現されているということなどから、ＳＡＳ４Ａの冷却材熱流動挙動に関するモデルは有効性評価へ適用できる。

(3) 燃料要素の熱的挙動

CABRI 炉内試験の解析により、過渡時の冷却材温度分布の不確かさは小さく、燃料要素の熱的挙動が適正に計算されることを確認した。また、燃料要素の熱的挙動は、熱膨張率やギャップ熱伝達率を介して燃料要素の機械的挙動と関連しているが、後述のとおり燃料要素の機械的挙動に関しても適正に模擬できていることから、本物理現象の不確かさは小さいと考えられる。

CABRI 炉では、ドライバー炉心が熱中性子炉であることから燃料ペレット外周部での熱中性子束の吸収により実機に比べて燃料内中性子束の径方向分布は相対的に外側が高くなるが、CABRI 試験では、過渡に先立ち 480～600W/cm の高線出力状態で短時間の定常出力運転を行うことにより、燃料径方向中心部の初期温度を高くすることで、過渡時の温度分布を実機条件と同様の分布になるよう調整している。加えて、実機では、燃料要素がバンドル体系となってはいるが、冷却材として用いているナトリウムが高い熱伝導性を有していることから温度分布は平坦であり、燃料要素の過渡挙動の同時性が高く、燃料集合体全体の挙動を単一の燃料要素で適切に代表できるものと考えられる。

以上より、ＳＡＳ４Ａの燃料要素の熱的挙動に関するモデルは有効性評価へ適用できる。

(4) 燃料要素の機械的挙動

CABRI 炉内試験の解析により、燃料頂部の軸方向伸びの不確かさは小さく、燃料要素の機械的挙動は、適正に計算されることを確認した。また、前述のとおり、燃料要素の機械的挙動は、燃料要素の熱的挙動とも関連しており、燃料要素の熱的挙動に関しても適正に模擬できていることから、本物理現象の不確かさは小さいと考えられる。

CABRI 試験は、原子炉中の燃料要素の状態を模擬した炉内試験で、機械的物性は、実機と同等の条件となっていることから、燃料要素単ピンでの挙動としては実機での挙動と同等である。

加えて、前述のとおり各集合体の挙動を単一の燃料要素で適切に代表できるものと考えられる。

以上より、ＳＡＳ４Ａの燃料要素の機械的挙動に関するモデルは有効性評価へ適用できる。

(5) 冷却材沸騰挙動

CABRI 炉内試験の解析により、冷却材の沸騰時刻や沸騰拡大挙動を良く模擬できていることを確認した。

冷却材沸騰挙動に関しては、ピンバンドル体系でのナトリウムの沸騰挙動に関する試験[13]より、大きな気液密度比と熱伝導度を有するナトリウムの沸騰現象の特徴として、ごく短時間にバンドル全体を覆う大きな蒸気泡が形成され、1 次元ピストン状に気泡の拡大・収縮が繰り返され、その後蒸気泡が加熱面全体に拡がった後にドライアウトが生じることが確認されている。すなわち、ナトリウムの高い熱伝導度がバンドル全体の径方向温度分布を平坦化し、ナトリウムの大きな気液密度比が急激な蒸気泡の拡大を引き起こすことにより、バンドル中の沸騰挙動は、径方向に関しては極めて同時性の高い挙動となり、軸方向 1 次元での挙動として取り扱うことが可能であること、言い換えれば、バンドル体系の沸騰挙動を単一の燃料要素で適切に代表できるものと考えられる。加えて、ピンバンドル体系に対してＳＡＳ４Ａの前身であるＳＡＳ３Ｄによる解析[14]で沸騰挙動を適切に模擬できることが示されている。

以上より、ＳＡＳ４Ａの冷却材過渡挙動モデルは有効性評価へ適用できる。

(6) 被覆管の溶融と移動挙動

CABRI 炉内試験との比較により、被覆管の移動挙動を過大評価する傾向にあることを確認したが、これは実機解析では被覆管が燃料端部へ移動することで反応度が増加する方向に、すなわち反応度フィードバックの観点から保守的に評価されることを意味する。

前述のとおり、各集合体の挙動を単一の燃料要素で適切に代表できるものと考えられる。

したがって、ＳＡＳ４Ａの被覆管の溶融と移動挙動に関するモデルは保守的取扱いではあるが有効性評価へ適用できる。

(7) 燃料の破損挙動

CABRI 炉内試験の解析により、試験で得られた破損時刻や破損位置（範囲）をおおむね再現できることを確認した。

燃料の破損挙動は、被覆管や燃料ペレットの温度と強度の関係という局所的な現象により決定されるため、単ピン体系であるかバンドル体系であるかによらず局所的な状態を評価することで燃料の破損挙動の予測が可能である。加えて、前述のとおり集合体の挙動を単一の燃料要素により適切に代表できるものと考えられる。

一方、燃料の破損後の挙動に関しては、各解析モデルは CABRI 炉内試験等の解析によりその妥当性を確認しているものの、破損前の挙動と比べると複雑であり物理現象としての不確かさが増加することが考えられる。このため、有効性評価においては、破損後の挙動を保守的に評価できるように、破損判定条件として燃料の溶融割合を用いることとする。すなわち、破損時の燃料の溶融割合を小さく設定することにより、燃料破損後の燃料分散による負の反応度効果

を抑えることができる。また、燃料の溶融割合を破損判定に用いると破損位置が軸方向中心位置となり、燃料要素内の溶融燃料が炉心中心方向に集中することになるため反応度が増加し、その意味でも保守的な評価となる。

したがって、燃料の破損判定条件として燃料の溶融割合を用いることにより、保守的な有効性評価を行うことができる。

(8) 燃料の軸方向移動挙動

CABRI 炉内試験の解析により、燃料の軸方向移動挙動による燃料分布の推移は、おおむね模擬できていることを確認した。

燃料破損後の燃料の軸方向移動挙動に関しては、3 本ピン体系での ULOF 試験の結果より、燃料の軸方向移動及び固化挙動が局所的な燃料エンタルピーに支配されており、それを実機のバンドル体系に適用することが可能であることが示されている[15]。加えて、燃料の軸方向移動挙動に関するバンドル体系での試験解析（ＳＡＳ４Ａ又はＳＡＳ４Ａの前身であるＳＡＳ３Ｄによる解析）の結果[16]、[17]から、単ピンモデルによる解析でバンドル体系での燃料の軸方向移動挙動を適切に模擬できることが示されている。

したがって、ＳＡＳ４Ａの燃料の軸方向移動挙動に関するモデルは、有効性評価へ適用できる。

(9) FCI 挙動

CABRI 炉内試験の解析結果より、FCI によるナトリウム蒸気圧力の発生と急速なボイド化に対応する流量応答の推移は、おおむね模擬できていることを確認した。

冷却材沸騰挙動の項で示したとおり、多数ピンを使ったバンドル試験からの知見と 1 次元の解析モデルを用いたバンドル体系の解析より、冷却材ボイドの拡大挙動は、1 次元モデルによる評価を行ったとしても事象進展に大きな影響はないと考えられる。

したがって、ＳＡＳ４Ａの FCI 挙動に関するモデルは、有効性評価へ適用できる。

以上より、起因過程の重要現象に関するＳＡＳ４Ａの解析モデルは、各試験の結果と比較して妥当であることを確認するとともに、各解析モデルの不確かさを把握した。把握した不確かさを考慮することによりＳＡＳ４Ａは起因過程を適切に解析できる。

6. 参考文献

[1] W. M. Rohsenow and J. P. Hartnett, Eds., Handbook of Heat Transfer, McGraw-Hill Book company, New York (1973).

[2] K. Lassmann and F. Hohlefeld, The Revised URGAP Model to Describe the Gap Conductance Between Fuel and Cladding, Nucl. Eng. Design 103 (1987).

[3] T. H. Fanning, A. J. Brunett, and T. Sumner, eds., The SAS4A/SASSYS-1 Safety Analysis Code System, ANL/NE-16/19, Nuclear Engineering Division, Argonne National Laboratory, March 31, 2017.

[4] G. B. Wallis, One-Dimensional Two-phase Flow, McGraw-Hill Book Coinpany, New York (1969).

[5] 佐藤一憲, 飛田吉春 他 “CABRI 炉内試験等の知見を反映した「もんじゅ」ULOF 事象解析”, JAEA-Research 2007-055 (2007).

[6] 佐藤一憲, “国際共同 CABRI 炉内試験計画の進展とその成果 -動燃技報 No.82 号”, 動燃技報, PNC TN1340 92-002, (1992), pp38-55.

[7] 佐藤一憲, “高速炉の安全性にかかわる CABRI 炉内試験の狙いと主要な成果”, サイクル機構技報 No.23 (2004.6).

[8] K. Kawada, K. Takahashi and Y. Tobita, “Preliminary Result of Validation Study in SAS-SFR (SAS4A) Code in Simulated TOP and Undercooled Overpower Conditions”, Proceedings of the 10th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-10) (2014), Paper No. NUTHOS10-1187.

[9] S. Ishida and I. Sato, “SAS4A analysis of CABRI experiments for validation of axial fuel expansion model”, Proceedings of the 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-15), Pisa, Italy, May 12-17, 2013.

[10] Y. Imaizumi and Y. Fukano, “SAS4A analyses of CABRI in-pile experiments simulating unprotected-loss-of-flow accidents in SFRs”, Proceedings of 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2016), San Francisco, California, USA, April 17-20, 2016.

[11] 佐藤一憲, “CABRI-2 炉内試験総合評価 (3)：単相冷却材中での破損後挙動”, 日本原子力学会 1994 春の年会, 1994.

[12] L. Roche et al., “Description of the State of CABRI Fuel Pins after Pre-irradiation and just before the Transient (t0) State,” Proceedings of the International Meeting on Science and Technology of Fast Reactor Safety, British Nuclear Energy Society, Guernsey, UK, May 12-16, 1986.

[13] K. Haga, Loss-of-flow experiment in a 37-pin bundle LMFBR fuel assembly simulator, Nuclear Engineering and Design, Vol. 82 (1984), pp. 305-318.

[14] T. E. Kraft, et al., Simulations of an unprotected loss-of-flow accident with a 37-pin bundle in the sodium loop safety facility, Proceedings of the International Meeting on Fast Reactor Safety Technology, Vol. 2 (1979), pp. 896-904.

[15] Y. Onoda, et al., “Three-pin Cluster CABRI Tests Simulating the Unprotected Loss-of-Flow Accident in Sodium Cooled Fast Reactors”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 48, No. 2 (2011), p. 188-204.
[16] E. E. Morris, et al., “Modeling and analysis of the unprotected loss-of-flow accident in the Clinch River breeder reactor”, Proceedings of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety, Knoxville, USA, April 21- 25, 1985.
[17] J. A. Morman, A. M. Tentner and D. J. Dever, “SAS validation and analysis of in-pile TUCOP experiments”, Proceedings of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety, Knoxville, USA, April 21- 25, 1985.

第４部

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲについて、

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

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ[1]及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ[2]における解析の対象とする遷移過程では、第2.1図のように事象が推移する。起因過程の終状態において破損していた燃料集合体に隣接する集合体が熱負荷を受ける。「常陽」においては、ナトリウムボイド反応度が負であること及び起因過程の終状態では、損傷集合体を除いて冷却材が残存しているため、隣接する集合体の冷却材が沸騰して損傷が進展する際にも負のボイド反応度が挿入される（ボイド領域の拡大）。

一方で、損傷した燃料が重力により密に凝集すれば正の反応度が挿入される。負のボイド反応度の影響により、時間の経過とともに炉心出力は低下を続けるが、一方で崩壊熱や溶融被覆管・ラッパ管からの熱伝達により燃料集合体の損傷が徐々に拡大する可能性がある（燃料要素の溶融・破損、燃料要素の昇温及び溶融・破損に伴う核分裂生成物（以下「FP」という。）ガスの放出、構造壁の溶融・破損）。損傷領域が拡大し、冷却材のボイド化に伴う負の反応度を超えるほどの損傷燃料の凝集に伴う正の反応度が挿入された場合、核出力の上昇に伴う発熱の増加によって残りの燃料要素の破損が進展し、最終的に全炉心規模の損傷に至る可能性がある。

広域で損傷した固体状の燃料が重力沈降の結果として炉心下部に堆積することで反応度が即発臨界（1$）を超過する可能性がある。この結果、炉心領域では、全炉心規模の炉心溶融プールが形成される。全炉心プールでは大規模な燃料凝集運動（燃料スロッシング）により、即発臨界超過の結果大きなエネルギー放出に至る可能性がある。炉心溶融プールが形成された場合、炉心からの燃料流出による負の反応度が挿入されるが、一方で溶融燃料が炉心周辺部に残留する冷却材と接触した際の燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）により径方向の燃料凝集が生じて正の反応度が挿入される可能性もある。炉心からの燃料流出による負の反応度効果が卓越して深い未臨界状態に至れば、遷移過程の事象推移は核的に収束する。以上の炉心損傷領域拡大の過程において、制御棒下部案内管に流入した炉心物質によって制御棒が溶融・破損して炉心に落下（制御材の炉心への混入）すると負の反応度が挿入される。

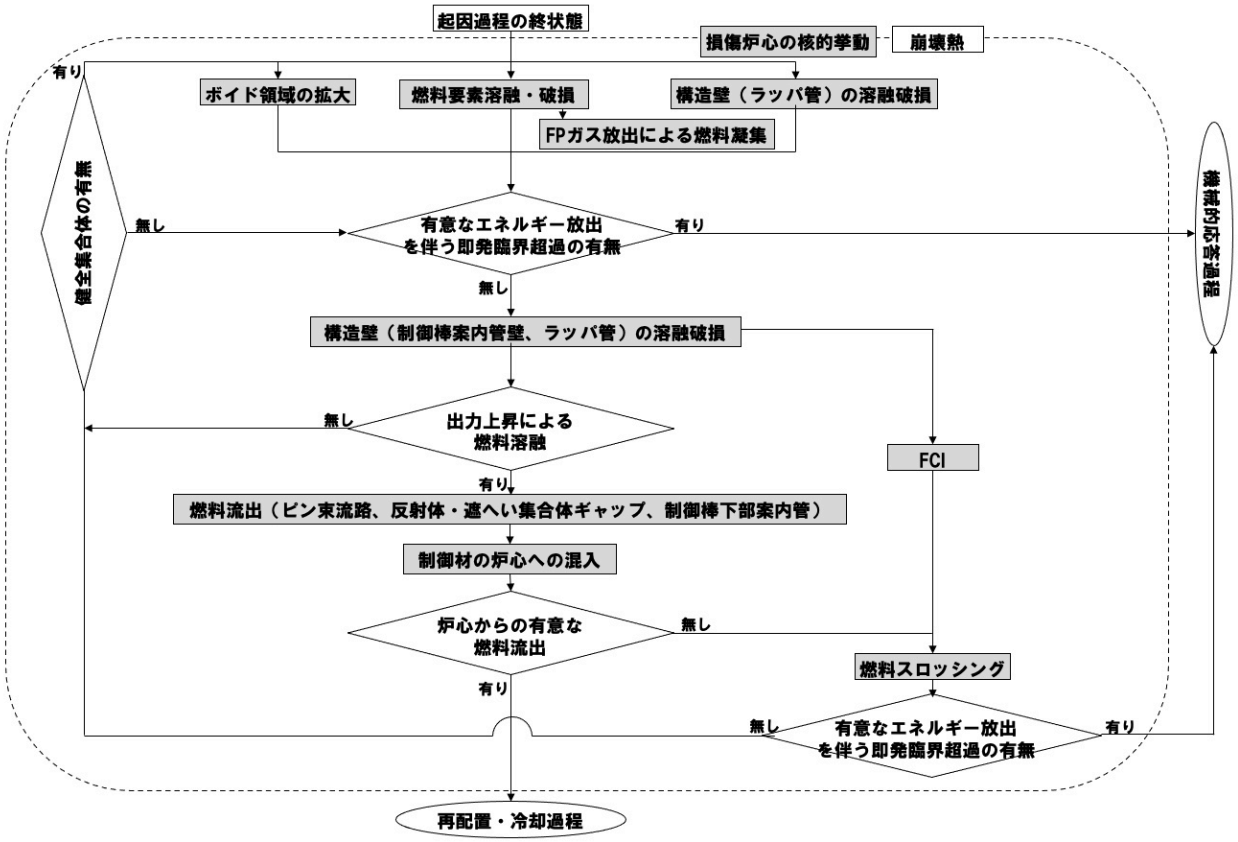
大規模な燃料凝集による正の反応度挿入が卓越する場合には、即発臨界超過に至り、いわゆる出力逸走によって急激に熱的エネルギーが放出される可能性がある。ごく短時間の出力逸走の結果、炉心燃料は、ほぼ断熱的に加熱されるため、放出される熱エネルギーの大きさは結果として炉心全体での燃料温度の上昇ととらえることができる。すなわち、即発臨界超過による熱エネルギー放出の大きさを代表するとともに、有効性評価の評価項目に関わる重要なパラメータであり、後続の機械的応答過程で解析する機械的エネルギー発生のポテンシャルを表す評価指標として「炉心平均燃料温度」を用いることが適切である。なお、即発臨界超過に至る正の反応度挿入を駆動する大規模な燃料凝集の発生は、燃料の可動性、溶融燃料プールの規模、スロッシング（プール全体の揺動）のトリガー発生等の要因の組合せで起こりうるが、これらの要因は結果としての「炉心平均燃料温

度」に影響を及ぼす重要現象となる。

熱的な影響に関しては、遷移過程の解析結果を基に後続の再配置・冷却過程の解析に必要な炉心物質の分布や状態が決定される。遷移過程の事象推移の中で溶融した炉心燃料の一部は、制御棒下部案内管、炉心側面の反射体・遮へい集合体ギャップ等を通じて炉心外に流出する。「炉心からの燃料流出量」は炉心残留燃料による即発臨界超過のポテンシャルを左右する重要なパラメータであるとともに、再配置・冷却過程の解析条件を決定する重要な評価指標である。なお、「炉心平均燃料温度」は、燃料流出の駆動力と拘束力に関わる評価指標でもある。

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳは、機械的応答過程における機械的エネルギーの解析にも適用する。この過程では、出力逸走によって、高温高圧となった炉心物質は、炉心の上部にあるピン束流路を通して上部プレナムに放出される。上部プレナム内にあるナトリウムは、上方に加速され熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるとともに、カバーガスは圧縮されて原子炉容器内の圧力が上昇する。この時の圧力の時間履歴によって、原子炉容器は機械的に変形し、また、原子炉容器上部の回転プラグの間隙を通して格納容器（床上）にナトリウムが噴出する可能性がある。この過程における事象推移は以下のようになる。

出力逸走によって高温高圧となった炉心では、出力分布に対応して温度と圧力の分布が発生し、相対的に圧力の高い領域の燃料が炉心内で膨張して低圧の領域の燃料と混合して炉心内で圧力と温度が平坦化する（炉心圧力の平坦化）。これと並行して、出力逸走によって高温となった溶融燃料から炉心内の溶融スティールへの熱移行が発生する（燃料からスティールへの熱移行）。その後、炉心内の圧力によって、炉心物質は、炉心上方にある反射体、ガスプレナム、制御棒下部案内管等の構造（炉心上部構造）を通して上部プレナムへ移動する。この段階では、炉心物質から低温の炉心上部構造への伝熱と凝縮による熱損失及び炉心上部構造を通過する際の流動抵抗が発生（炉心上部構造への熱及び圧力損失）する。炉心物質からの伝熱により炉心上部構造の一部は、溶融・破損して炉心物質に混入する（炉心上部構造材の溶融と炉心物質への混入）。上部プレナムの底部に達した炉心物質は、ナトリウムと FCI を起こす。FCI によって発生したナトリウム蒸気は、上部プレナムのナトリウムプールの底部に蒸気泡を形成し、その界面で凝縮する一方で、上部プレナム内のナトリウムを上方に加速（蒸気泡の成長）して炉心物質の熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるとともに、カバーガスを圧縮することで原子炉容器内の圧力を上昇させる。この機械的エネルギーが原子炉容器や回転プラグなどの原子炉冷却材等のバウンダリへ機械的負荷を与えることから、この過程の評価では「機械的エネルギー」を評価指標とする。



第 2.1 図　ULOF/UTOP 遷移過程事象相関図

2.2 ランクの定義

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳによる解析において考慮すべき物理現象を対象に、第 2.1 表の定義に従って「H」、「M」及び「L」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。

第 2.1 表　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	事象推移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への影響を評価する。
M	事象推移に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標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	事象推移に対する影響が小さいと考えられる現象	評価指標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。

2.3 物理現象に対するランク付け

2.3.1 遷移過程

2.1 節で述べた事故シーケンス及び評価指標に影響を及ぼす可能性のある物理現象について（第 2.1 図参照)、第 2.1 表の定義に従って、評価指標への影響に応じて第 2.2 表のとおりランク付けを行い、「H」又は「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

遷移過程では、燃料の空間的な凝集の発生に伴って発生する即発臨界超過による核発熱によって炉心平均燃料温度が短時間に上昇する。厳しい即発臨界事象を引き起こす大規模な燃料凝集は炉心全体がほぼ全て損傷し、溶融燃料プールが形成された際に発生する局所的な圧力上昇によって起こる。この時の反応度挿入のメカニズムについては、燃料移動反応度が支配的であるため、即発臨界超過によるエネルギー放出は、燃料凝集量と凝集速度に左右される。したがって、遷移過程の評価指標の一つである「炉心燃料平均温度」に対する物理現象のランキングは、全炉心プール形成時の燃料凝集量及び凝集速度への影響を考慮して判断することができる。

他方、遷移過程での炉心からの燃料流出は、損傷燃料が流動性を持ち、流出経路にアクセスする際に発生する。具体的な流出経路は、制御棒下部案内管、燃料集合体下部・上部のピン束流路及び炉心側面の反射体・遮へい集合体ギャップであり、流出経路中の損傷炉心物質の挙動が遷移過程におけるもう一つの評価指標である「炉心からの燃料流出量」に対するランキングを決定する要因と考えることができる。

以下、物理現象ごとに上記のランキングの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) 損傷炉心の核的挙動

本物理現象では、時間的に変化する物質分布に基づいて、反応度及び原子炉出力が動的に変化する。

本物理現象は、炉心平均燃料温度を決定する重要な現象であり、評価指標への影響度は、中程度である（「M」）。

(2) ボイド領域の拡大

本物理現象は、冷却材沸騰領域の拡大に伴うボイド反応度が挿入されるとともに、冷却材としての機能を失うことで炉心損傷進展の早さに係る現象である。

ただし、大規模な燃料凝集を引き起こすような炉心溶融プールが形成される際には、炉心内の冷却材は、ほぼ全てボイド化していることから、燃料凝集に対して直接的な影響はない。また、「常陽」のように小型の高速炉において、冷却材の密度反応度は、炉心中心部を除いて負であるため、冷却材の沸騰は、反応度の減少を引き起こす。このため、本物理現象の重要度は低い（「L」）。

(3) 燃料要素の溶融・破損

本物理現象は、燃料ペレットの溶融割合及び被覆管による支持力の有無に伴う燃料要素の破損挙動を指し、炉心損傷の進展の早さに係る現象である。

ただし、燃料挙動を直接駆動することはないため、本物理現象は、燃料の大規模な凝集を引き起こす現象ではない。このため、本物理現象現象の重要度は低い（「L」）。

(4) FP ガス放出

本物理現象は、燃料要素の破損時に FP ガスが放出される現象である。

炉心溶融プールの拡大時に、炉心上下端で閉塞を起こした燃料集合体内に充満した FP ガス又は急激な燃料要素の昇温に伴い炉心内に大量の FP ガスを放出するような場合は、燃料の大規模凝集を引き起こす可能性もあるが、負のボイド反応度を持つ「常陽」においては、燃料要素の昇温が穏やかであるため、燃料集合体上部・下部の閉塞形成までに FP ガスは、すでに炉心領域から流出していると考えられる。このため、評価指標に与える影響は低い（「L」）。

(5) 構造壁の溶融・破損

本物理現象は、燃料集合体及び制御棒下部案内管の管壁が高温炉心物質からの熱輸送により溶融破損する現象であり、損傷炉心領域の拡大を引き起こす。

損傷領域の拡大は、燃料凝集の規模、制御棒下部案内管の管壁の溶融破損、燃料流出のタイミング及び FCI 発生に係る挙動であり、燃料凝集と燃料流出に強く影響する（「H」）。

(6) FCI

本物理現象は、損傷炉心拡大時に制御棒下部案内管や反射体の構造材の破損又は炉心下部・上部からの冷却材の流入により、冷却材が高温の炉心物質と直接熱交換することによって、冷却材の蒸気圧力が発生する現象である。

本物理現象は、燃料スロッシングを引き起こす可能性があり、その発生圧力によって、燃料凝集量及びそれに伴う反応度変化が左右され、その結果、炉心平均燃料温度に影響を及ぼす（「H」）。

(7) 燃料スロッシング

本物理現象は、溶融炉心プールで生じた蒸気圧による駆動力を起因として発生する溶融炉心プールのスロッシング現象である。

本物理現象により燃料の凝集規模とそれに伴う反応度変化が決まる。このため、本物理現象による評価指標への影響度は大きい（「H」）。

(8) 燃料流出

本物理現象は、燃料集合体上・下部のピン束流路、炉心側面の反射体・遮へい集合体ギャップ及び制御棒下部案内管を通した炉心からの燃料流出挙動である。

反射体・遮へい集合体ギャップ及び制御棒下部案内管については、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳによる3次元解析時に表現される。燃料流出について、ピン束流路へは、燃料が溶融した状態において炉心内圧力が高まった場合、反射体・遮へい集合体ギャップへは、溶融燃料が炉心側面に達した場合、制御棒下部案内管へは、管壁破損時に周辺の燃料が溶融状態であり、かつ、閉塞が形成されない場合に流出可能である。本物理現象は、炉心からの燃料流出量に直接影響し（「H」）、大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集量とそれに伴う反応度変化を左右し、評価指標にも大きく影響する（「H」）。

(9) 制御材の炉心への混入

本物理現象は、制御棒下部案内管に流入した炉心物質によって制御棒が溶融・破損して炉心に落下する現象である。

本現象によって負の反応度が挿入される。大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集に伴う反応度変化を左右し、評価指標に大きく影響する（「H」）。炉心からの燃料流出量への影響は小さい（「L」）。

第2.2表　遷移過程の物理現象のランクテーブル

物理現象	ULOF/UTOPにおける評価指標	
	炉心平均燃料温度	燃料流出量
(1) 損傷炉心の核的挙動	M	L
(2) ボイド領域の拡大	L	L
(3) 燃料要素の溶融・破損	L	L
(4) FPガス放出	L	L
(5) 構造壁の溶融・破損	H	H
(6) FCI	H	L
(7) 燃料スロッシング	H	L
(8) 燃料流出	H	H
(9) 制御材の炉心への混入	H	L

2.3.2 機械的エネルギー発生

2.1節で述べた事故シーケンス及び評価指標に影響を及ぼす可能性のある物理現象について、第2.1表の定義に従って、評価指標への影響に応じて第2.3表のとおりランク付けを行い、「H」又は「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下、物理現象ごとに上記のランキングの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) 炉心圧力の平坦化

本物理現象は、即発臨界超過直後に炉心内で発生する現象である。全炉心規模で炉心が溶融しているため、炉心内には流動を妨げる構造材が存在せず、炉心内に圧力分布が存在する場合は短時間で圧力分布が平坦化する。本物理現象は、発生することが自明であり、炉心内の圧力は即発臨界超過で発生した熱エネルギーに対応した圧力に静定し、かつ、その不確かさは小さいことから、評価指標に対する重要度は低い(「L」)。

(2) 燃料からスティールへの熱移行

本物理現象は、即発臨界超過で高温となった溶融燃料から炉心内の溶融スティールへ熱移行する現象である。本物理現象は、炉心の圧力を支配する燃料蒸気圧とスティール蒸気圧に影響を与えることから、評価指標に対する重要度が高い(「H」)。

(3) 炉心上部構造による熱及び圧力損失

本物理現象は、高温の炉心物質の蒸気及び溶融物質が炉心上部構造を通して流出する過程で、低温の炉心上部構造へ凝縮し、熱伝達することで圧力が低下するとともに、熱エネルギーを失う現象である。また、炉心上部構造を通過する際の流動抵抗によって圧力損失も発生する。本物理現象は、上部プレナムへの炉心物質の流出を抑制し、さらに、流出する炉心物質の熱エネルギーを低下させることから、評価指標に対する重要度が高い(「H」)。

(4) 炉心上部構造の溶融と炉心物質への混入

本物理現象は、炉心上部構造が炉心物質からの熱伝達によって溶融・破損し、炉心物質へ混入する現象である。本物理現象は、炉心物質の比内部エネルギーを低下させる現象であるが、機械的エネルギーに影響を与える上部プレナム底部でのFCIに関与する炉心物質がすでに炉心上部構造を通過した後に発生する現象であることから、評価指標に対する重要度は低い(「L」)。

(5) FCI

本物理現象は、上部プレナム底部に流入した炉心物質と上部プレナム内のナトリウムが接触してナトリウム蒸気圧が発生する現象である。本物理現象は、上部プレナム内のナトリウムを加速する駆動力を発生する現象であることから、評価指標に対する重要度は高い(「H」)。

(6) 蒸気泡の成長

本物理現象は、FCIで発生したナトリウム蒸気が上部プレナムの底部に蒸気泡を形成し、その蒸気泡が成長することで上部プレナム内のナトリウムを上方向に加速する現象である。本物理現象は、機械的エネルギーを発生する直接の現象であることから、評価指標に対する重要度は高い(「H」)。

第 2.3 表　機械的エネルギー発生の物理現象のランクテーブル

物理現象	ULOF/UTOP における評価指標
	機械的エネルギー
(1) 炉心圧力の平坦化	L
(2) 燃料からスティールへの熱移行	H
(3) 炉心上部構造による熱及び圧力損失	H
(4) 炉心上部構造の溶融と炉心物質への混入	L
(5) FCI	H
(6) 蒸気泡の成長	H

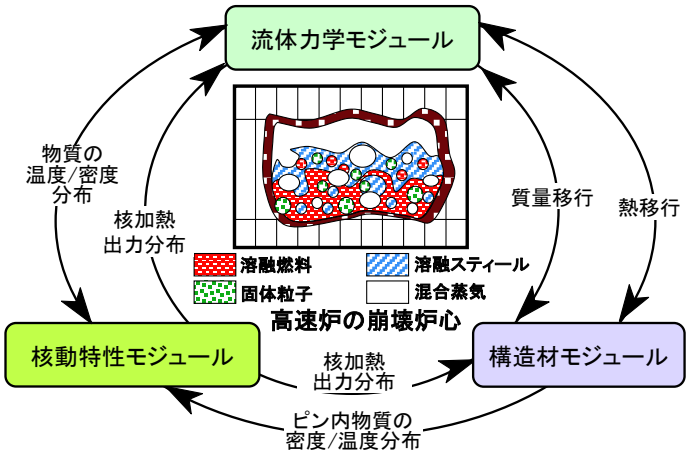
3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲは、損傷炉心の核熱流動挙動を総合的に解析する計算コードで、それぞれ 3 次元直交座標及び 2 次元円筒座標で原子炉体系を模擬することができる。本計算コードは、多相多成分熱流動を計算する流体力学モジュール、空間依存動特性を含む核計算モジュール、並びに固体の燃料要素及びラッパ管を扱う構造材モジュールから構成され、有効性評価においてＳＩＭＭＥＲ－Ⅲは、補助的にしか使用していないため、以下にはＳＩＭＭＥＲ－Ⅳとして記載するが、幾何学的計算体系と多成分対流モデルを除く全ての物理モデルは同一である。なお、米国ロスアラモス国立研究所で開発され従来使用されたＳＩＭＭＥＲ－Ⅱと同じ名称を踏襲しているが、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳは、原子力機構により欧米研究機関との協力を活用しつつ高度化モデルを含めて新たに開発したＳＩＭＭＥＲ－Ⅲを 3 次元に拡張したものであり、両者の物理モデルは同じである（以下、コード名は特に断らないかぎりＳＩＭＭＥＲ－Ⅳとのみ記載する。）。

3.1.1 コードの全体構成

第 3.1 図にＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの全体構成を示す。本計算コードは、流体力学モジュール、構造材モジュール及び核計算モジュールの 3 つの要素から構成されている。3 次元解析を行うＳＩＭＭＥＲ－Ⅳによる解析は、計算負荷が大きいものの、2 次元解析に比べて炉心構造物を忠実に表現した全炉心解析が可能である。このため、損傷炉心における非軸対象な 3 次元の挙動を考慮した評価を行える。コード全体の約 2/3 を占める流体力学部は、燃料要素及び集合体管壁（ラッパ管）表面での熱及び質量移行を通して構造材モジュールと結合されている。核計算モジュールは、流体力学モジュールと構造材モジュールによって計算された質量及びエネルギー分布に基づいて核発熱分布を計算する。



第 3.1 図　ＳＩＭＭＥＲの構造

3.1.2 ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの成分

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳで取り扱う炉心物質は、燃料、スティール、ナトリウム、制御材及び FP ガスの 5 種であるが、物理的状態（固体、液体、気体）と存在場所（構造材中、流体中）を区別するため、構造材、液体及び蒸気場成分の一覧を第 3.1 表～第 3.4 表に示す。燃料物質については、炉心内でのプルトニウム富化度の空間分布を表すために、その密度成分を親物質と核分裂物質に分けて扱う。しかしながら、これら 2 種の物質は、均一に混合しているため、エネルギー成分としては単一の温度が割り当てられている。燃料要素内部は 1 点の温度ノードとして評価している。燃料の内部成分は、流体力学部では扱わないため、第 3.1 表には含まれていない。流体成分には、多速度場が用意されている。蒸気成分（第 3.4 表）については、蒸気分子が完全に混合した状態を模擬するために、単一の速度場とエネルギー成分を与えている。多速度場の採用により、遷移過程における反応度効果として重要な燃料の移動挙動、機械的エネルギーへの変換過程で重要な炉心物質の冷却材中への浸入挙動等の評価信頼度と解像度の向上が達成可能となる。

第 3.1 表　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅲの構造材場成分

密度		エネルギー	
s1	親物質ピン燃料表面	S1	ピン燃料表面
s2	核分裂物質ピン燃料表面		
s3	左側親物質燃料クラスト[1]	S2	左側燃料クラスト
s4	左側核分裂物質燃料クラスト		
s5	右側親物質燃料クラスト	S3	右側燃料クラスト
s6	右側核分裂物質燃料クラスト		
s7	被覆管	S4	被覆管
s8	左側集合体管壁表面	S5	左側集合体管壁表面
s9	左側集合体管壁内部	S6	左側集合体管壁内部
s10	右側集合体管壁表面	S7	右側集合体管壁表面
s11	右側集合体管壁内部	S8	右側集合体管壁内部
s12	制御材	S9	制御材

第 3.2 表　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの構造材場成分

密度		エネルギー	
s1	親物質ピン燃料表面	S1	ピン燃料表面
s2	核分裂物質ピン燃料表面		
s3	左側親物質燃料クラスト	S2	左側燃料クラスト
s4	左側核分裂物質燃料クラスト		
s5	右側親物質燃料クラスト	S3	右側燃料クラスト
s6	右側核分裂物質燃料クラスト		
s7	前側親物質燃料クラスト	S4	前側燃料クラスト
s8	前側核分裂物質燃料クラスト		
s9	後側親物質燃料クラスト	S5	後側燃料クラスト
s10	後側核分裂物質燃料クラスト		
s11	被覆管	S6	被覆管
s12	左側集合体管壁表面	S7	左側集合体管壁表面
s13	左側集合体管壁内部	S8	左側集合体管壁内部
s14	右側集合体管壁表面	S9	右側集合体管壁表面
s15	右側集合体管壁内部	S10	右側集合体管壁内部
s16	前側集合体管壁表面	S11	前側集合体管壁表面
s17	前側集合体管壁内部	S12	前側集合体管壁内部
s18	後側集合体管壁表面	S13	後側集合体管壁表面
s19	後側集合体管壁内部	S14	後側集合体管壁内部
s20	制御材	S15	制御材

[1] 燃料クラストとは、構造材表面を覆うように固化した燃料である。

第 3.3 表　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びⅢの液体場成分

密度		エネルギー	
l1	液体親物質燃料	L1	液体燃料
l2	液体核分裂物質燃料		
l3	液体スティール	L2	液体スティール
l4	液体ナトリウム	L3	液体ナトリウム
l5	親物質燃料粒子	L4	燃料粒子
l6	核分裂物質燃料粒子		
l7	スティール粒子	L5	スティール粒子
l8	制御材粒子	L6	制御材粒子
l9	親物質燃料チャンク [2]	L7	燃料チャンク
l10	核分裂物質燃料チャンク		
l11	液体燃料中 FP ガス		
l12	燃料粒子中 FP ガス		
l13	燃料チャンク中 FP ガス		

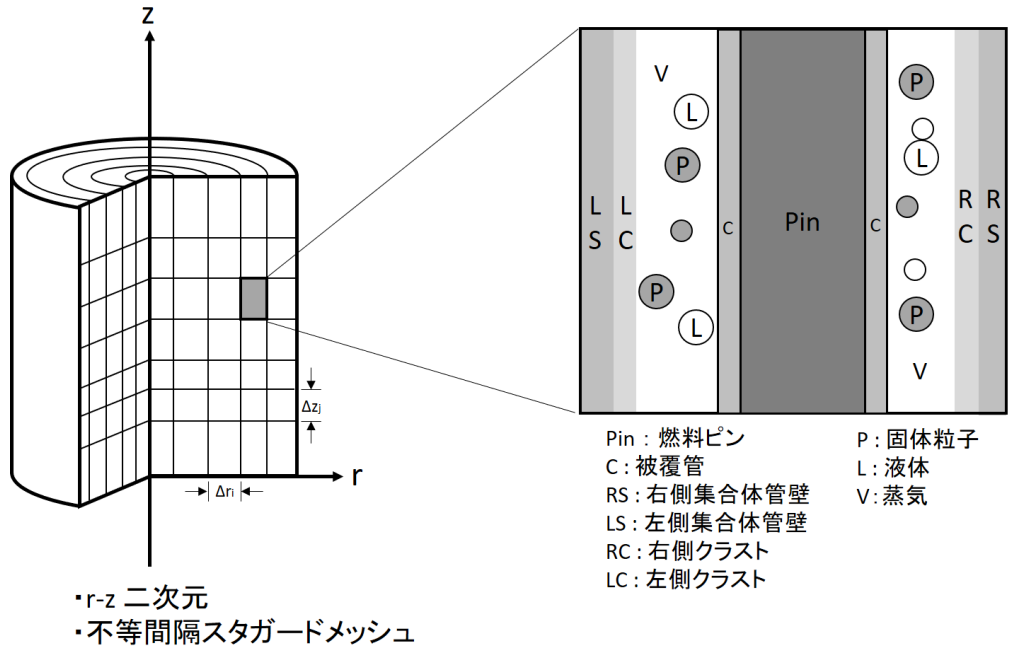
第 3.4 表　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びⅢの蒸気場成分

密度		エネルギー	
g1	親物質燃料蒸気	G	混合蒸気
g2	核分裂物質燃料蒸気		
g3	スティール蒸気		
g4	ナトリウム蒸気		
g5	FP ガス		

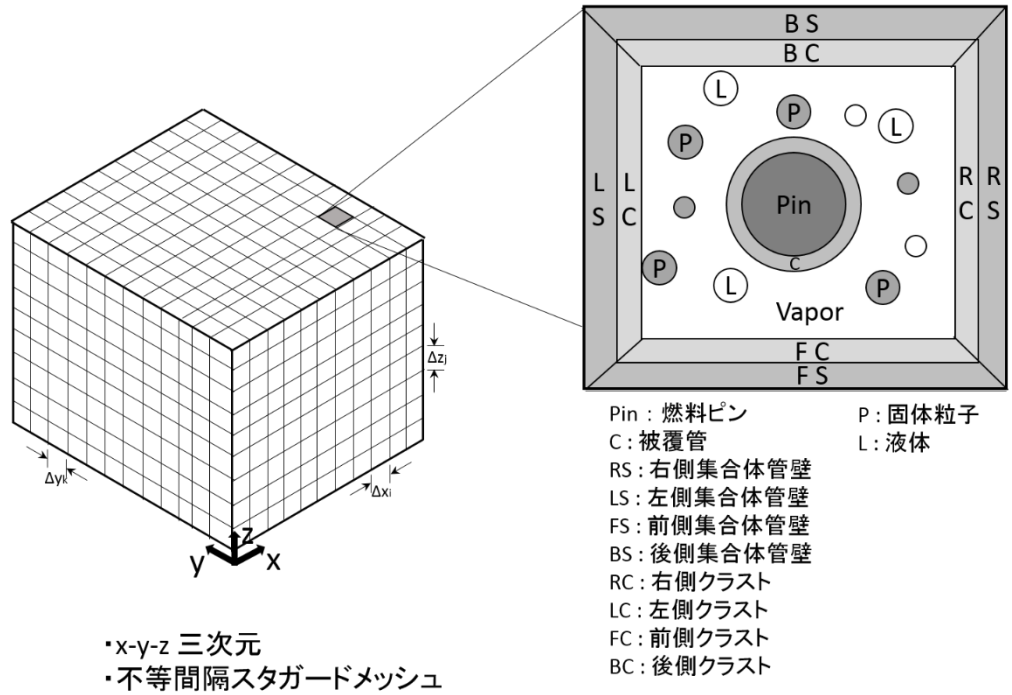
[2] 燃料チャンクとは、被覆管が破損して流路に放出された未溶融の燃料ペレットである。

3.1.3 ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの幾何形状

第 3.2 図及び第 3.3 図にＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びⅢの計算セルの幾何構造を示す。ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びⅢは、円筒座標系と直交座標系を使用することができる。基本的な計算体系は、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅲでは 2 次元円筒体系、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳでは 3 次元直交座標系を用いる。核計算メッシュは、流体力学の計算メッシュを更に細分したメッシュとすることができる。第 3.2 図及び第 3.3 図の右側に計算セル水平断面中の物質分布の例を示す。流体力学モジュールのメッシュセルでは、燃料ピン及び集合体管壁が構造体場として定義されている。集合体管壁は、炉心プールの溶融拡大挙動を現実的に模擬するために、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅲでは左右、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳでは左右前後のセル境界で区別して扱われている。さらに、流体との熱過渡応答を適切に取り扱うために、構造材に表面ノードと内部ノードを設定し、各々について温度点を定義している。



第 3.2 図　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅲの計算セル幾何形状と計算セル水平断面での物質分布の例



第 3.3 図　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの計算セル幾何形状と計算セル水平断面での物質分布の例

3.1.4 流体力学モジュール

(1) 流体力学の基礎方程式及び解法

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳでは、多相多成分流動における各成分での相変化（溶融／固化及び蒸発／凝縮過程）を扱うため、基礎方程式における熱及び質量移行の記述が非常に複雑になる。ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの流体力学の基礎方程式である質量保存式、エネルギー保存式及び運動量保存式を以下に示す。

$$\frac{\partial \bar{\rho}_m}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\bar{\rho}_m \boldsymbol{v}_q\right) = -\Gamma_m \tag{1}$$

$$\frac{\partial \bar{\rho}_q \boldsymbol{v}_q}{\partial t} + \sum_{m \in q} \nabla \cdot \left(\bar{\rho}_m \boldsymbol{v}_q \boldsymbol{v}_q\right) + \alpha_q \Delta p - \bar{\rho}_q \boldsymbol{g} + K_{qS} \boldsymbol{v}_q - \sum_{q'} K_{qq'} \left(\boldsymbol{v}_{q'} - \boldsymbol{v}_q\right) - \boldsymbol{VM}_q = \sum_{q'} \Gamma_{qq'} \left[H\left(\Gamma_{qq'}\right) \boldsymbol{v}_q + H\left(\Gamma_{q'q}\right) \boldsymbol{v}_{q'}\right] \tag{2}$$

$$\frac{\partial \bar{\rho}_M e_M}{\partial t} + \sum_{m \in M} \nabla \cdot \left(\bar{\rho}_m e_m \boldsymbol{v}_q\right) + p\left[\frac{\partial \alpha_M}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\alpha_M \boldsymbol{v}_q\right)\right] - \frac{\bar{\rho}_M}{\bar{\rho}_m}\left[\sum_q K_{q'q} \left(\boldsymbol{v}_q - \boldsymbol{v}_{q'}\right) \cdot \left(\boldsymbol{v}_q - \boldsymbol{v}_{q'q}\right) + K_{qS} \boldsymbol{v}_q \cdot \left(\boldsymbol{v}_q - \boldsymbol{v}_{qS}\right) + \boldsymbol{VM}_q \cdot \left(\boldsymbol{v}_q - \boldsymbol{v}_{GL}\right)\right] = Q_N + Q_M(\Gamma_M) + Q_H(h, a, \Delta T) \tag{3}$$

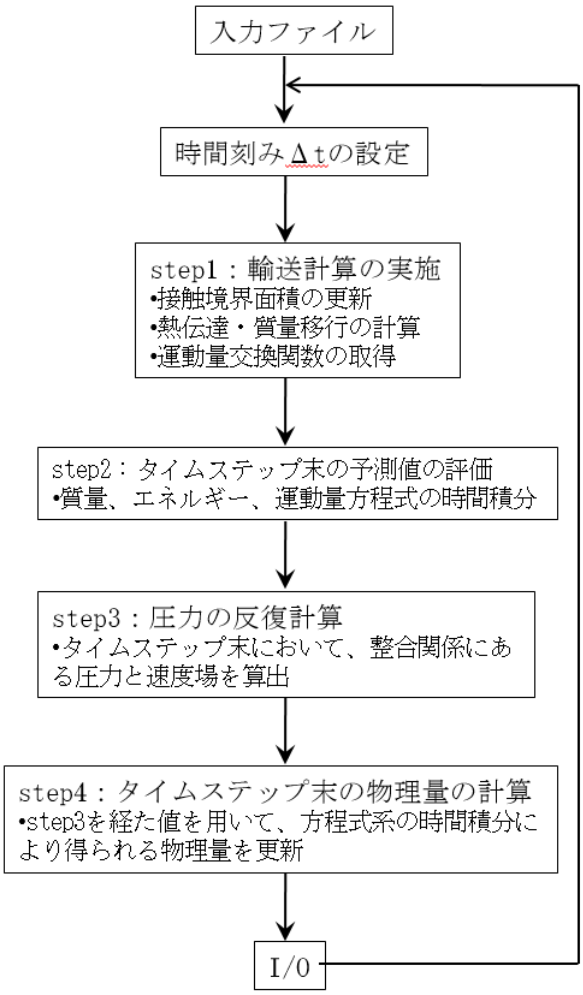
ここで、質量及びエネルギーを記述する独立変数は、マクロ密度（単位体積当たりの質量）及び比内部エネルギー（単位質量当たりの内部エネルギー）であり、添字の m、M、q 及び S は、それぞれ密度成分、エネルギー成分、速度場及び構造材場を表す。

質量保存式（1）では、マクロ密度の時間変化項、対流項、質量移行項を取り扱う。

運動量保存式（2）では、運動量の時間変化項、対流項、圧力勾配項、重力項、構造材との摩擦、速度場間の運動量交換項、仮想質量項、質量移行に伴う運動量変化項を取り扱う。(2) 式の $H(x)$ は x の正負によって 1 又は 0 を返すヘヴィサイド関数であり、その他の変数の定義は省略する。なお、構造材場の成分についても対流項を除いて同じ基礎方程式が用いられる。

エネルギー保存式（3）では、エネルギーの時間変化項、対流項、圧縮・膨張項、速度場間の摩擦による発熱項、核発熱、質量移行に伴うエネルギー移行項、熱伝達項を取り扱う。

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳで採用している流体力学の解法アルゴリズムは、4 ステップ法[2]、[3]と呼ばれる半陰解法の時間積分法に基づいている（第 3.4 図参照）。この手法の特徴は、STEP1 でセル内の境界面積のソース項、熱及び質量移行、並びに運動量交換関数を計算した後に、STEP2～STEP4 でセル間の対流を計算することにある。セル内の熱及び質量移行の計算をセル間の対流計算から分離することによって多相多成分系で生じる非平衡の蒸発／凝縮現象のような複雑な物理現象を効率よく扱うことができるとともに、解析モデルの開発と改良に対して大きな柔軟性を獲得している。また、空間差分では高次の差分法を用いることで高い計算精度を実現している。



第 3.4 図　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳにおける流体力学部解法アルゴリズム（4 ステップ法）

(2) 多相流流動様式、境界面積、熱伝達係数及び運動量交換関数

多相多成分系の流れは、極めて複雑な幾何形状となりうる。また、流路壁の影響の有無（チャンネル流又はプール流）も考慮する必要がある。結果としてＳＩＭＭＥＲ－Ⅳでは、9 種の流動様式を定義し、ボイド率 0～1 の全域にわたって（気泡流～分散液滴流）物理量が連続かつ円滑に記述できるようにモデル化を行った。成分間及び速度場間の相互作用のモデル化の基礎となるのが成分間の境界面積であり、その増減と流れによる輸送による過渡変化を記述するため、下記に一般式を示す境界面積対流モデルを採用した。

$$\frac{\partial A_M}{\partial t} + \nabla \cdot (A_M \boldsymbol{v}) = \sum_k S_{M,k} \qquad (4)$$

ここで、A_Mはエネルギー成分 Mに付随する対流境界面積、Sは発生、消滅、分裂、合体等による境界面積のソース項である。対流境界面積を基に流体エネルギー成分及び構造材成分間の全ての接触モードに対する各成分間の接触面積が求められる。

熱伝達係数モデルでは、各炉心物質へ適用可能な定常の伝熱相関式を使用する。連続相と分散相の間の熱伝達は速度差の有無によって強制循環又は自然循環に対する伝熱相関式を用いる。また、固体粒子の内部は、球形を仮定して単純な熱伝導でモデル化され、さらに、液滴や気泡では内部の旋回流や表面の振動による伝熱促進効果がモデル化されている。この他に、膜沸騰熱伝達係数がモデル化されている。

運動量交換関数の計算では、(2) 式の$K_{qq'}$及びK_{qS}について、それぞれ流体間のドラッグ係数及び構造材との摩擦係数に対する実験相関式に基づいてモデル化する。$K_{qq'}$の計算では、流動様式の遷移に伴って急激な変化が生じないように内挿手法を用いている。流路中の固体粒子の体積率が増加すると流動抵抗が増してやがてはジャミングする。この現象を模擬するため実効的粒子粘性の概念をモデル化した。

(3) 熱及び質量移行

エネルギー成分間の接触面積と熱伝達係数を基に熱及び質量移行が計算される。相変化（溶融／固化、蒸発／凝縮）の取扱いは、境界面での熱バランスから相変化速度を計算する非平衡の伝熱律速モデルである。非平衡の溶融／固化では例えば燃料クラストの生成、構造材表面の溶融剥離等が計算される。その後バルク温度が相変化条件を満たす場合には平衡溶融／固化が計算される。非平衡の蒸発／凝縮モデルでは、状態変化が極めて速く非線形性の強い現象であるため、エネルギー及び質量保存式を状態方程式と結合して反復計算により解く。

(4) 状態方程式

流体力学の解法で必要となる状態方程式は、計算精度及び効率を考慮して簡単な関数形式のモデルを採用している。蒸気（気体）の状態方程式では、非理想気体を取り扱うファンデルワールス型の改良 Redlich-Kwong の式を採用することで特に高温領域での精度を確保した。液体の圧縮性の考慮による単相圧力の計算が可能である。炉心物質の状態方程式は、固体から臨界点までの広い温度範囲にわたって信頼性のあるデータを基にフィッティングしている。

3.1.5 構造材モジュール

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳにおける構造材モジュールでは、構造物として扱われる燃料要素、集合体管壁の内部の熱伝導を計算し、健全状態から過渡破損挙動までを扱うとともに、流体に接する構造材の表面積と体積率から流路の水力等価直径が計算される。集合体管壁は、前後左右のセル境界の管壁の質量及び温度を独立に取り扱うことで、集合体管壁の溶融破損に伴う炉心プールの拡大挙動を評価できる。さらに、熱及び質量移行のバランスから燃料の固化が生じるような場合は、集合体管壁上の燃料クラストが形成される。燃料クラストの形成によりスティール構造材への熱抵抗が増加する効果が考慮できる。セル境界で隣り合う 2 層の集合体管壁のどちらかが存在しなくなった場合には、セル間の構造材と流体の熱伝達も計算されるようになる。集合体管壁が存在する境界セルでは、流体はこれを横切って流れることができない。

構造材場成分のエネルギーが破損条件を満たす場合には、液体場への質量移行（溶融、固体粒子又は燃料チャンクへの移行）を計算する。

3.1.6 核計算モジュール

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの核計算モジュールでは、改良準静近似[1]に基づく空間依存動特性モデルを用いている。本モデルでは、時間及び空間依存の中性子束を形状関数と振幅関数の積に分解し、前者の形状関数（定常の中性子輸送方程式）には汎用の公開コードである多群 Sn 輸送理論に基づく TWODANT（2 次元ＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ用）及び THREEDANT（3 次元ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ用）[4]を利用した。

振幅関数は、原子炉出力と反応度との関係を記述する 1 点近似動特性モデルと同じ数式で表現されるが、反応度等の振幅関数パラメータは、中性子束分布及びその初期状態からの変動並びに更新されたマクロ断面積からコード内で自動的に計算される。これらの計算に必要となるマクロ断面積は、無限希釈ミクロ断面積と自己遮蔽因子を入力して、流体力学モジュール及び構造材モジュールで計算された物質の数密度及び温度分布に基づいて反応度計算ステップごとにコード内で計算する。

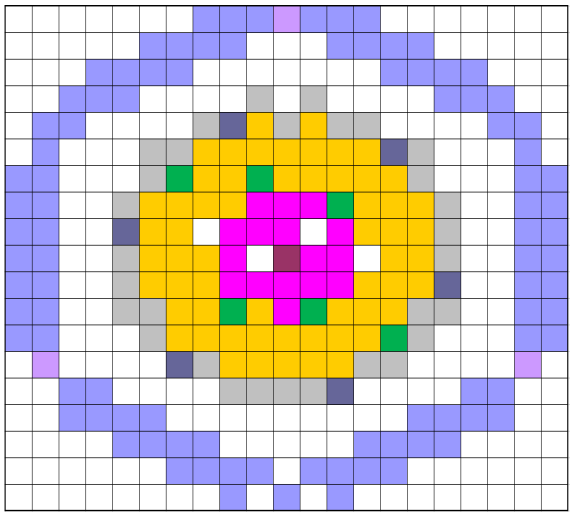
核計算モジュールで計算された原子炉出力と中性子束分布を基に物質毎の内部核発熱（核分裂及び中性子捕獲）の分布が計算され、これは流体力学のエネルギー保存式の発熱項として渡される。この他に、ＳＡＳ４Ａと同様の簡単な崩壊熱モデルが利用できる。

3.1.7 有効性評価におけるノード分割

有効性評価における計算ノード分割は、鉛直方向は低圧プレナムからカバーガス領域上端まで、径方向は反射体までを含む体系にて解析を行う。「常陽」の有効性評価に用いる領域分割を第 3.5 図に、ノード分割の考え方を第 3.5 表に示す。ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲでは、ノードの分割を直交座標系又は円筒座標系を用いて行うことができ、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳによる有効性評価では 3 次元直交座標系を用いる。燃料集合体、制御棒下部案内管などは、水平断面において 1 メッシュで代表する。このとき実機の集合体は、断面が正六角形であるが、ＳＩＭＭＥＲでは、実機の燃料集合体と断面積が一致する正方形のノードを用いる。

第 3.5 表　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲのノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心、燃料部	高さ方向の領域分割は、炉心燃料と熱遮蔽ペレット、ガスプレナムを含む燃料要素領域に加え、燃料要素領域の上下方向に反射体領域等を付加することが可能である。水平断面内の 1 メッシュを 1 集合体に割り当てる。
一次冷却系	1 次系の冷却材ループは、解析体系で直接模擬せず、解析体系の境界（高圧プレナムや下部プレナムの入口）における水頭圧を圧力境界条件として与える。各領域への冷却材流入は、健全状態における各領域の流量配分が再現できるようなオリフィス係数を与えることによって調整する。



ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳによる 3 次元直交座標系で炉容器内のノード分割を行った場合の炉心を通る高さの水平断面図を示す（緑は制御棒下部案内管である。）。

第 3.5 図　有効性評価に用いる領域分割とノード分割の例

3.2 重要現象に対する解析モデル

ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲの解析モデルは、一般化して構成されており、解析対象となる物理現象に則してモデル化がなされているわけではない。2 章においてランク付けして選定した重要現象の多くは、複数の解析モデルの組合せにより解析される。ここでは、第 2.2 表及び第 2.3 表で示した重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を解析するために主に必要となる解析モデルとの対応関係を第 3.6 表及び第 3.7 表に示す。

第 3.6 表　遷移過程の重要現象を解析するための解析モデル

重要現象	ＳＩMMＥＲの解析モデル						
	多相多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性	FP ガス放出
(1) 損傷炉心の核的挙動						○	
(2) ボイド領域の拡大		○		○			
(3) 燃料要素の溶融・破損				○	○		
(4) FP ガス放出							○
(5) 構造壁の溶融・破損				○	○		
(6) FCI		○	○	○			
(7) 燃料スロッシング	○	○	○				
(8)燃料流出	○	○	○	○	○		

第 3.7 表　機械的エネルギー発生の重要現象を解析するための解析モデル

重要現象	ＳＩMMＥＲの解析モデル					
	多相多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性
(1) 炉心圧力の平坦化	○					
(2) 燃料からスティールへの熱移行		○		○		
(3) 炉心上部構造による熱及び圧力損失	○	○	○	○	○	
(4) 炉心上部構造の溶融と炉心物質への混入				○	○	
(5) FCI	○	○	○	○		
(6) 蒸気泡の成長	○	○	○	○		

3.3 解析モデル

3.2 節に記載した解析モデルは、3.1 節に記載したモデルを一部集約して再整理したものである。3.1 節との対応は自明であるが、4 章の妥当性確認において評価するため、以下に簡単に概要を記載する。

3.3.1 多相多成分流動

多成分・多速度場の熱流動に関する保存式を一般化してモデル化するとともに、高精度、かつ、安定な数値解法を採用している。8 種の流体成分を複数の速度場に割り当てることにより流体間の相対運動が取り扱える。また、液体の圧縮性、非理想気体、超臨界状態までの広い温度・圧力範囲を取り扱う関数形式の状態方程式モデルが採用されている。

3.3.2 流動様式及び境界面積

構造材壁の有無や流体成分の体積率を基に多相流の流動様式が計算される。運動量交換や熱及び質量移行の計算に必要な成分間の境界面積については、その増減や対流による時間変化を考慮して計算される。

3.3.3 運動量交換

速度の異なる流体間のドラッグ及び流体－構造材間の摩擦を多相流の流動様式及び境界面積に基づいてモデル化している。

3.3.4 熱及び質量移行

流体成分の熱伝達係数及び成分間の境界面積に基づいて、熱伝達、溶融・固化、蒸発・凝縮等の物理現象を非平衡の相変化挙動を含めて一般化してモデル化している。

3.3.5 構造材

燃料ペレット及び被覆管からなる燃料要素と集合体壁（ラッパ管）をそれぞれ区別してモデル化している。具体的には、燃料要素は、計算セル水平断面において中心に配置し、集合体壁は、計算セルの水平断面境界に配置している。核計算に基づく内部発熱（核発熱、崩壊熱）及び流体との間の熱伝達による温度変化や溶融・固化をモデル化し、集合体壁表面で固化する溶融燃料については、燃料クラストとしてモデル化している。

3.3.6 空間依存動特性

改良準静近似法による空間依存動特性モデルにより反応度及び出力が計算できる。炉心物質の質量及び温度分布並びに中性子束及びスペクトル分布に基づいて、核断面積を逐次計算するとともに、多群輸送理論（3 次元では THREEDANT、2 次元では TWODANT）により中性子束分布を計算することにより、反応度変化を精度よく計算できる。

3.3.7 FP ガス放出

ＳＩＭＭＥＲには、損傷固体燃料が溶融した時点で内包される FP ガスが一斉に放出されるのではなく、損傷固体燃料が溶融を開始する前から適切な時定数に基づいて FP ガスが逐次的に放出されるモデルが組み込まれている。

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

ＳＩＭＭＥＲの検証及び妥当性確認は、コード開発と並行して実施してきた。第1期検証プログラム[5]では、流体力学モジュールの各モデルの基礎検証をベンチマーク解析や小規模模擬実験の解析を通じて行った[3]。また、これによりコードの基本機能やプログラミングの検証も行われた。第2期検証プログラムでは、各モデルを統合することで表現される重要現象について、試験解析を通じて妥当性確認を行った[6]。上記検証プログラムの終了以降にも、炉心からの燃料流出を対象としたEAGLE炉内・炉外試験[7]、[8]、[9]が実施され、溶融燃料・スティールを用いた構造壁の溶融破損から流出挙動に関わる新たな実験データが得られている。この新知見を用いて、第2期検証プログラムでは、不十分であった制御棒下部案内管からの燃料流出に関わる妥当性確認[10]も実施されてきた。

代表的な検証内容を評価マトリクスとして第4.1表及び第4.2表に示す。第4.1表及び第4.2表は、2章で評価指標に対して重要度が「H」又は「M」に分類された物理現象を列挙するとともに、それらの物理現象に対するＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの解析モデルも第4.1表及び第4.2表に則して整理している。第4.1表及び第4.2表の評価マトリクスに記載した各解析の概要は、4.2節以降に記載する。これらの各解析は、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの解析対象であるナトリウム冷却高速炉の全炉心規模で直接評価するものはないが、事故時に原子炉容器内で発生する重要現象を模擬するものである。抽出された各重要現象は、複数の物理モデルの組合せで解析されているため、複数モデルの統合的な妥当性確認を目的として実験及び解析が実施されてきた。次節にこれまでに行われた検証解析[3]、[6]、[10]、[11]の内容を要約する。検証解析は、主としてＳＩＭＭＥＲ－Ⅲを用いたものであるがその結果はＳＩＭＭＥＲ－Ⅳに対しても成立する。特に区別の必要が無い場合には、単にＳＩＭＭＥＲと表記した。

第 4.1 表　遷移過程の重要現象に対する妥当性確認方法（ＳＩＭＭＥＲの評価マトリックス）

評価指標に対する影響度の高い現象	検証解析	ＳＩＭＭＥＲの解析モデル					
		多相多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性
損傷炉心の核的挙動	理論式の検証(STN テスト問題解析)、FCA VIII-2 試験解析						○
構造壁の溶融・破損	EAGLE 炉内試験解析				○	○	
FCI	THINA 試験解析など	○	○		○		
燃料スロッシング	スロッシング挙動試験解析	○	○	○			
燃料流出	GEYSER 試験解析、THEFIS 試験解析など	○	○	○	○	○	

[115]

第 4.2 表　機械的エネルギー発生の重要現象に対する妥当性確認方法（ＳＩＭＭＥＲの評価マトリックス）

評価指標に対する影響度の高い現象	検証解析	ＳＩＭＭＥＲ の解析モデル					
		多相多成分流動	流動様式及び境界面積	運動量交換	熱及び質量移行	構造材	空間依存動特性
燃料からスティールへの熱移行	CABRI TP-A2 試験		○		○		
炉心上部構造への熱損失	VECTORS 試験				○	○	
FCI	THINA 試験		○	○	○		
蒸気泡の成長	Omega 試験	○	○	○	○		

[116]

4.2 妥当性確認

4.2.1 損傷炉心の核的挙動

損傷炉心の核的挙動を解析する空間依存動特性モデルでは、一般化された時間依存の中性子輸送方程式を時間依存性が弱く空間に強く依存する形状関数と時間依存性の強い振幅関数とに分解して解く改良型準静近似法を採用している。空間依存動特性モデルの妥当性検証の方法として、振幅関数と形状関数のそれぞれについて妥当性を確認する方法を取った。

ＳＩＭＭＥＲの核計算においては階層化した時間ステップを用いており、形状関数の算出に使用する中性子形状時間ステップを反応度の算出に使用する反応度時間ステップより粗くすることで計算コストの削減を図っている。反応度時間ステップの計算では中性子束形状の計算結果を外挿して使用する。また、反応度等の振幅関数パラメータを用いて動特性方程式を解いてより細かい時間ステップで計算する流体力学で使用する振幅（出力）を算出している。

空間依存動特性モデルが核計算時間ステップ幅に影響しないことを典型的な高速炉での核的な過渡変化を想定したSTNテスト問題により示すとともに、流体計算により決まる物質分布に基づき静的核計算により算出される形状関数の精度をFCA VIII-2試験により確認した。

(1) STNテスト問題の概要と解析結果

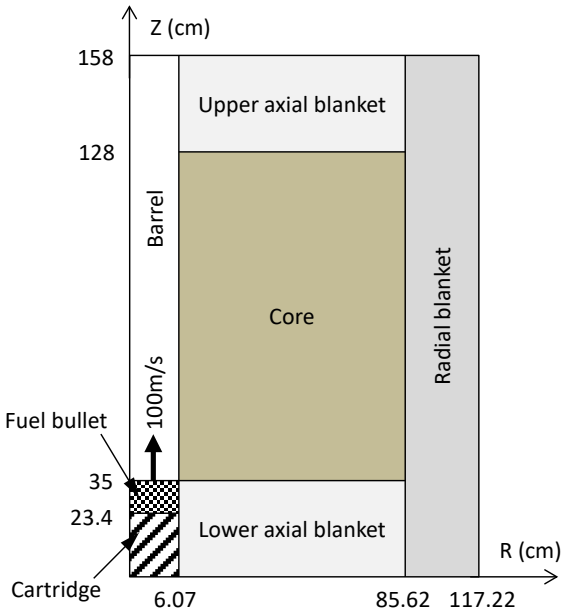
第4.1図に示すSTNテスト問題は、典型的な高速炉の損傷炉心に対する急激な反応度挿入を想定した問題で、炉心径方向中心部において、溶融燃料の塊が炉心下部から 100m/s の速度で炉心上部へ移動するというものである。この問題では、炉心中心部への溶融燃料の移動により急激な正の反応度投入が生じることで即発臨界へ至るが、昇温によるドップラ反応度と炉心中心部よりも上部に溶融燃料が移動することで投入される負の反応度により、数 ms という短時間で出力逸走は収束する。

ＳＩＭＭＥＲによる解析では、評価対象が核動特性解析に限られるため、物質間の熱移行と溶融や蒸発といった物質間の質量移行（相変化）は、生じないように条件を設定した。時間ステップ幅の違いによる影響がないことを確認するために第4.3表に示す参照ケース（最も細かくした厳密なケース）、比較ケース及び初期値ケース（デフォルト値を使用）という時間ステップ幅のみを変更した解析を実施した。

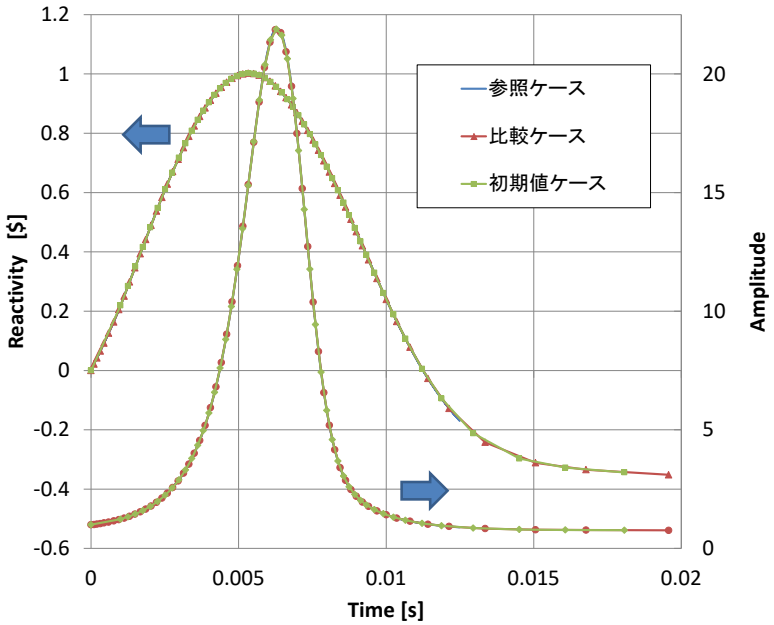
第4.2図に全反応度と相対出力の時間変化である。解析結果から、反応度投入率±250$/s程度の早い事象進展に対してであっても、核計算に関わる時間ステップ幅を変えたとしても反応度変化に影響は現れず、時間ステップ幅による計算への影響がないことが確認された。

第4.3表　STNテスト問題の解析ケースと取り得る時間ステップ幅

Case	参照ケース	比較ケース	初期値ケース
Reactivity time step			
- Initial	10^{-6}	10^{-5}	10^{-3}
- Minimum	10^{-6}	10^{-5}	10^{-5}
- Maximum	10^{-6}	10^{-0}	10^{-0}
Flux shape time step			
- Initial	10^{-6}	10^{-4}	10^{-3}
- Minimum	－	－	－
- Maximum	10^{-6}	10^{-2}	10^{-2}



第 4.1 図　STN テスト問題の RZ 解析体系



第 4.2 図　STN テスト問題の結果（ＳＩＭＭＥＲ解析）

(2) FCA VIII-2 試験と解析結果

FCA VIII-2 試験は、旧日本原子力研究所の高速臨界集合体施設 FCA で 1979 年に実施された臨界試験であり、高速炉体系において燃料の崩落等により炉心物質が密に詰まる現象（燃料スランピング）を模擬している。第 4.3 図に FCA VIII-2 試験の概略を示す。中心部の試験領域で燃料の移動が生じ、燃料移動パターンは、炉心軸方向中心位置の断面に対し、下部に移動する A1、A2 及び A3 ケースと上下方向に移動する S ケースに分けられる。燃料移動先の領域は、通常の 2 倍の燃料を持つ高密度燃料領域であり、燃料移動元の領域は、逆にスペーサのみから成るボイド領域である。実験では、基準体系からの反応度変化や核分裂反応率分布が測定されており、妥当性確認では、反応度変化と核分裂反応率分布を比較した。

第 4.4 表は、実験及び解析[11]の反応度変化である。解析値と実験値の比（C/E 値）は、0.93～1.01 であることから、解析結果と実験結果は、ほぼ一致していると言える。FCA VIII-2 集合体は、プレート型の燃料や構造材を引出しに積み重ねて装荷しているが、解析では、各領域を均質化していることから非均質効果による差が生じ得る。過去の検討における非均質効果による不確定性は、10%程度であるということからも、十分な精度で解析が行われたと考えられる。

炉心中心位置での ^{238}U と ^{235}U の核分裂反応率軸方向分布を第 4.4 図に示す。実験結果と比較すると、^{238}U の解析結果がボイド領域で過大評価している部分もあるが、おおむね一致した分布になっている。

第 4.4 表　反応度変化の実験結果と解析結果の比較

(Unit ： $10^{-4}\Delta k/kk'$)

燃料移動パターン	実験結果	ＳＩＭＭＥＲ	
		反応度変化	C/E
A1 ケース	5.3±0.3	5.4	1.01
A2 ケース	12.6±0.4	12.1	0.96
A3 ケース	15.2±0.4	14.1	0.93
S ケース	-4.1±0.3	-4.0	0.98

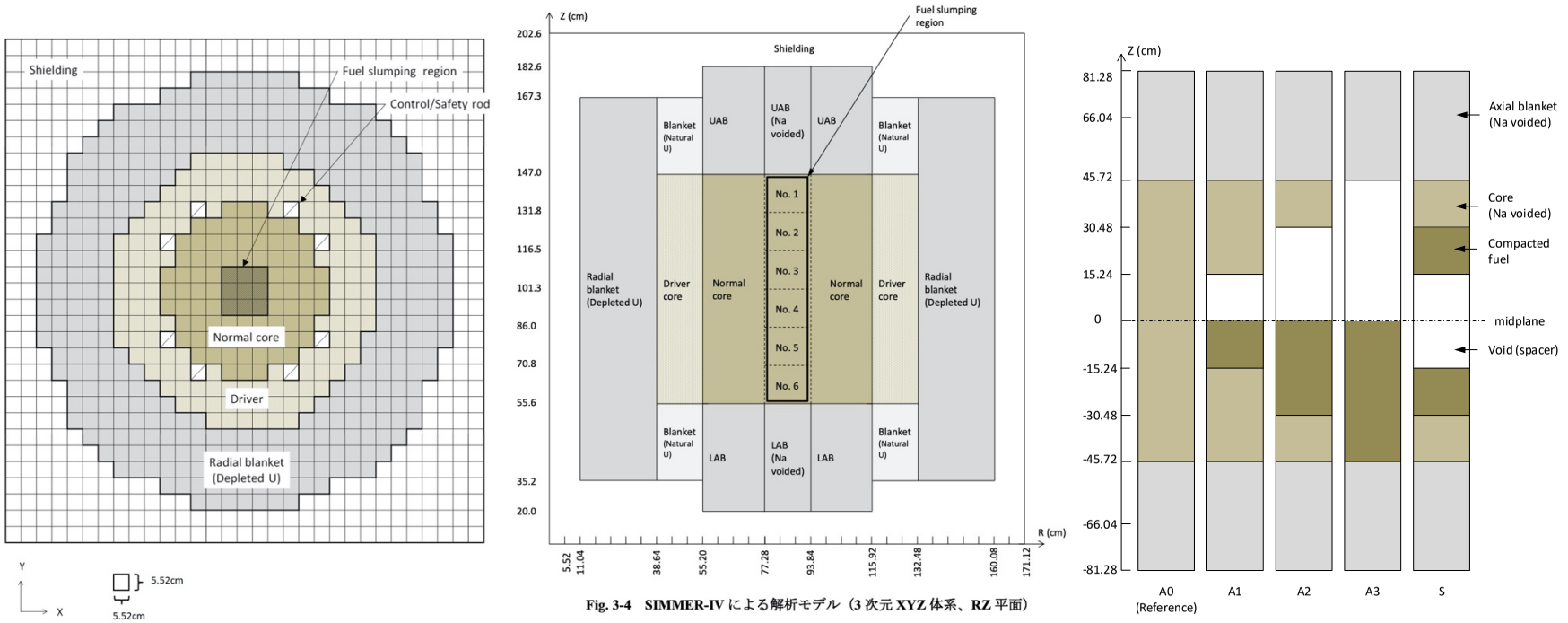
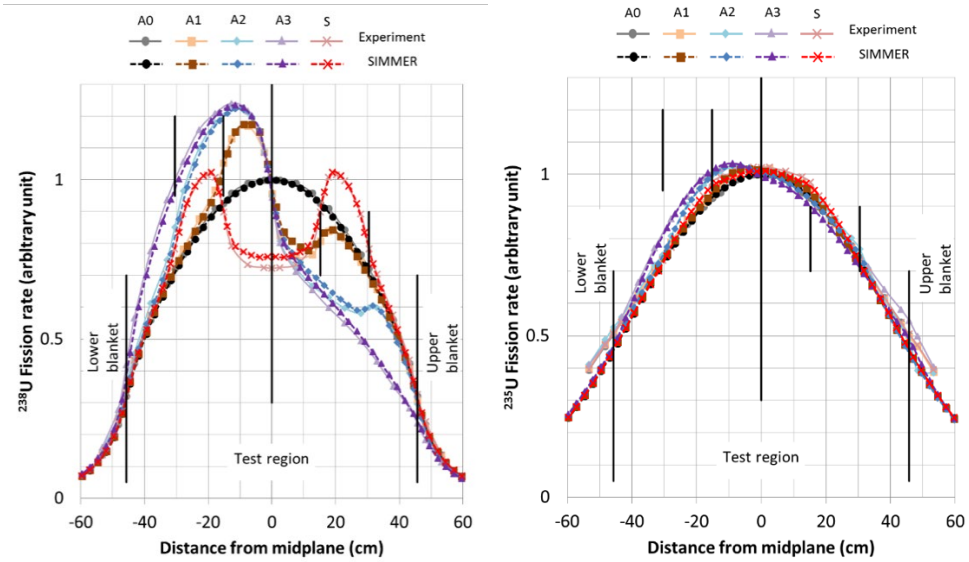


Fig. 3-4　SIMMER-IV による解析モデル（3 次元 XYZ 体系、RZ 平面）

第 4.3 図　FCA VIII-2 の試験体系の概略（左図、中央図：XYZ 体系、右図：燃料移動パターン）

[120]



第 4.4 図　炉心中心位置での ^{238}U と ^{235}U の核分裂反応率分布

(3) 空間依存動特性モデルの不確かさ

第 4.4 図に示されるとおり、静的核計算における形状関数は、誤差数%で評価される。ＳＩＭＭＥＲの空間依存動特性モデルで利用される改良型準静近似法では、流体モジュールにより時間的に予測される物質配位から形状関数を求めて中性子束の空間依存性を考慮している。改良型準静近似法による核計算は物質配位、核計算時間ステップ幅、静的核計算における形状関数の 3 つの要素に依存する。このうち、空間依存動特性モデルにより決定されるものは、核計算時間ステップ幅による依存性と静的核計算における形状関数のみである。核計算時間ステップ幅による不確かさは、ほとんど現れないことから、ＳＩＭＭＥＲの空間依存動特性モデルの持つ不確かさは、静的核計算における形状関数の誤差範囲（数%）であると言える。

なお、高速炉の炉心崩壊事故における即発臨界超過時のように、炉心物質の配位が大きく変化し、かつ原子炉出力が急速に変化する状況に対するＳＩＭＭＥＲの空間依存動特性モデルで用いている Sn 法による中性子輸送計算と改良型準静近似法の適用性について確認を行った結果を付録にまとめた。

4.2.2 構造壁の溶融・破損

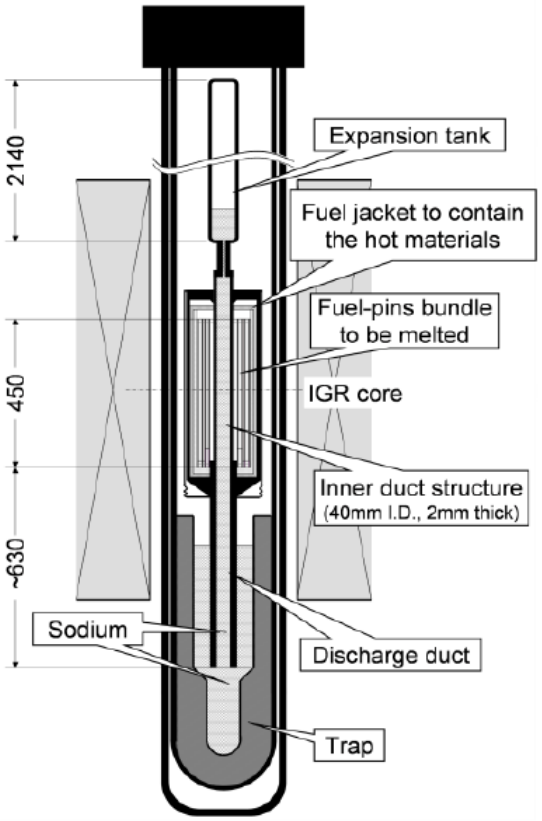
ＳＩＭＭＥＲにおける構造壁の溶融破損は、高温の融体から構造材への熱伝達及びその結果発生する構造材の溶融（質量移行）の結果として評価される。有効性評価において重要となるのは、個々のモデルを統合して計算される構造材の溶融破損タイミングであることから、炉内試験を用いたＳＩＭＭＥＲの挙動に対する評価を行った。

(1) EAGLE 炉内試験と解析結果

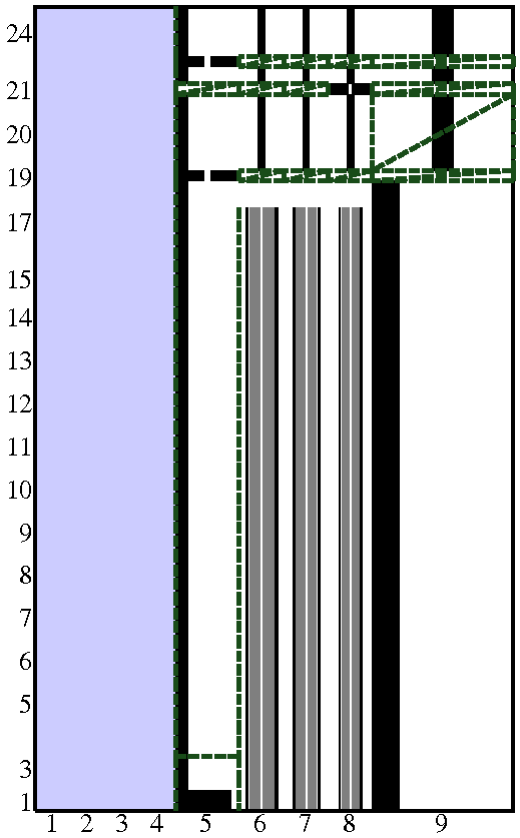
第 4.5 図に EAGLE 炉内試験の概略を示す。パルス試験炉（IGR）の円柱状の中心空孔に試験体を格納したカプセルを装荷している。試験体は、中心に燃料流出経路となる冷却材を内包した内部ダクトを設置し、その周囲を燃料ピンで囲んだ体系を持つ。IGR をパルス運転して中性子照射することで燃料ピンを発熱・溶融させて溶融炉心プールを模擬し、溶融炉心プールからの伝熱により内部ダクトが破損し、内部ダクトが早期の燃料流出経路として有効であることを確認することを目的とした試験である。試験では、内部ダクトの温度が熱電対により計測されているが、内部ダクトが破損するのとほぼ同じタイミングで高温の溶融燃料及びスティールが熱電対に接触し熱電対を破損させるため、その時刻をもって内部ダクトの破損時刻を測定した。内部ダクトは、ステンレススティール製である。炉内試験であるため、溶融燃料プールの生成から内部ダクトの溶融による流出経路の形成挙動を核加熱条件下で実現でき、高速炉の実機条件の模擬性が高い。試験に用いた燃料は、約 8kg である。

第 4.6 図にＳＩＭＭＥＲによる解析体系を示す。試験体の一部（炉心模擬部のみ）をモデル化した。試験と同じ出力を燃料ピンに与えて炉心溶融プールを形成した。炉心溶融物質による熱負荷で制御棒下部案内管を模擬した内部ダクトに開口が形成されるまでの挙動を解析した。圧力、照射強度などの解析条件は、試験条件に則して設定している。

第 4.7 図にＳＩＭＭＥＲにおける熱伝達率の不確かさを考慮した場合の EAGLE 炉内試験におけるダクト破損時刻を解析した結果を示す。横軸は、実験におけるダクトへの伝熱が開始してからの時間、縦軸は、ＳＩＭＭＥＲにおけるダクトへの伝熱が開始してからの時間である。実験の伝熱開始時間の計測誤差が存在することを考慮すると、例え熱伝達率の不確かさを 25%考慮しても、実験結果とほぼ同じ時刻でダクトの壁面破損時刻を再現できることが確認された。

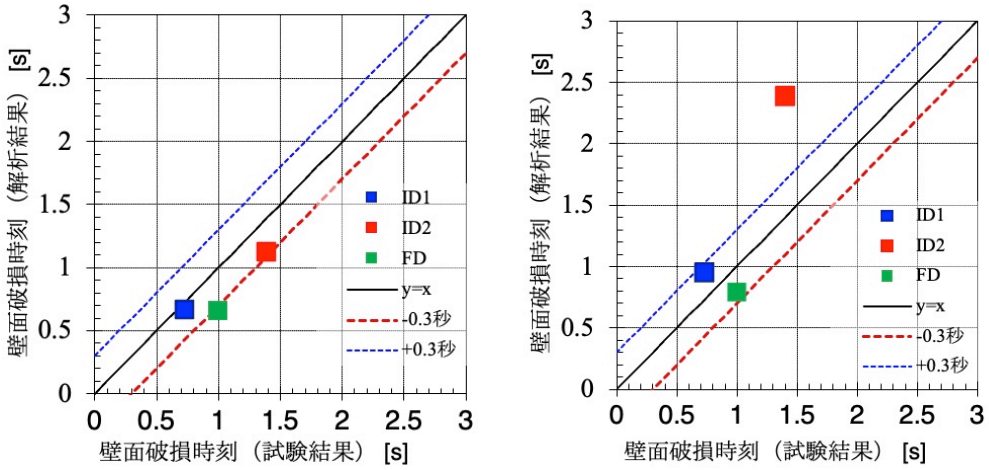


第 4.5 図　EAGLE 炉内試験の概略



（内部ダクトと燃料ピン束）を 2 次元軸対象で表現した、炉内試験の解析体系（図外側の数字は r、z 方向のセル番号、灰色は燃料ペレット、黒はステンレススティール、水色はナトリウム）

第 4.6 図　ＳＩＭＭＥＲによる解析体系



熱伝達 0.75 倍（左）と 1.25 倍（右）の結果、黒実線は試験と解析の破損時刻が一致する線、赤破線と青破線はそれぞれ破損時刻の 0.3 秒

第 4.7 図　ＳＩＭＭＥＲが扱う熱伝達 z の誤差に伴う EAGLE 試験解析の壁面破損時刻の違い

(2) 重要現象に関する不確かさの評価

第 4.7 図に示した解析結果から、熱伝達率の不確かさを-25%として考慮した場合は、ダクトの破損時刻を最大で 1 秒ほど過小評価するが、標準的な熱伝達率を用いれば、破損時刻を大きな不確かさを伴わず評価可能である。

4.2.3 燃料－冷却材相互作用（FCI）

ＳＩＭＭＥＲでは、多成分流動により計算された結果である物質分布に基づき決まる流動様式と対流・生成を考慮した成分間境界面積から決まる成分間熱移行量、その結果発生する冷却材の蒸発量の結果として冷却材蒸気圧が計算される。試験では、境界面積、成分間熱移行及び物質移行量を測定することは不可能であるが、FCI で重要となる冷却材蒸気発生に伴う圧力変動に着目して、コードで解析される一連の挙動を包括して妥当性を確認した。

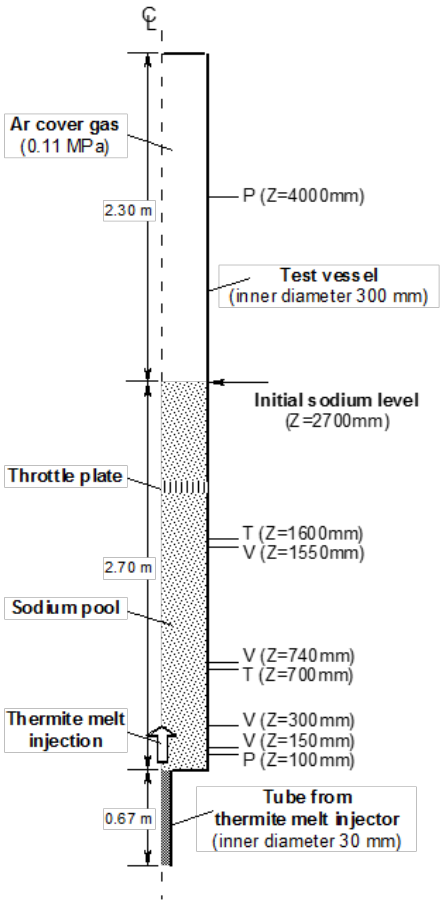
(1) THINA 試験の概要と解析結果

THINA 試験は、テルミット反応で生成した高温融体（Al_2O_3 と Fe との混合溶融物）をナトリウムプール中に下方から流入させることで FCI を模擬した炉外試験である。第 4.8 図に THINA 試験の概略を示す。試験は、内径 30cm、高さ 5m の円筒容器の下部を 150kg、初期温度 770K のナトリウムで満たし、ナトリウムの上部は、0.11MPa のアルゴンガスで満たし、この下部より内径 3cm のチューブから溶融炉心物質を模した、初期温度 3,270K、質量 5.5kg の高温融体を 2.5MPa の駆動圧力をもって流入させた。

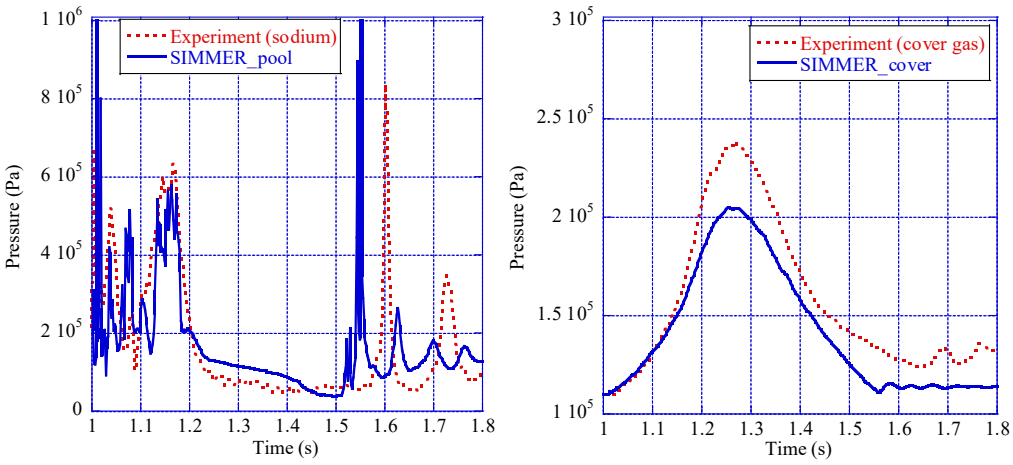
第 4.9 図にＳＩＭＭＥＲにより評価したナトリウムプール圧力（高さ 10cm 位置）とカバーガス圧(高さ 4m 位置)について試験値との比較を示す。実験では、高温融体と冷却材の接触によりナトリウムの沸騰が生じることで、1～1.2 秒の間に時間的に鋭い圧力ピークが頻繁に生じる。他方、カバーガス領域では、ナトリウム蒸気の上昇により比較的緩やかに圧力が増加する。ナトリウムプール中での 1.6 秒及び 1.72 秒にみられる圧力上昇は、ナトリウム蒸気により、一旦持ち上げられたナトリウムが下降して発生したものである。

ナトリウム内での圧力値（第 4.9 図（左））は、試験条件の多少の違いにより圧力ピークの大きさ及び発生時間がずれる。そのような現象であるにもかかわらず、試験解析の結果は、圧力ピークをやや過大評価する傾向はあるが、発生時刻を 10^{-2}～10^{-3} 秒オーダーの誤差範囲内で再現している。第 4.9 図（右）のカバーガス領域においても圧力ピークの発生時間を再現していることから、流体間熱伝達により発生するナトリウム蒸気に駆動されるナトリウムスラグの運動を適切に再現できていることが分かる。カバーガス圧力が実験値のほうが高くなっているのは、高温融体とともに非凝縮性ガスの流入したことの影響であると推定されており、これを考慮すれば 10%誤差範囲内で再現されている。

FCI は、冷却材と溶融物質の接触により熱が伝達され蒸発する現象であり、圧力の時間変化に影響が現れる。溶融物質から冷却材への熱の移行は、液体間熱伝達により支配され、冷却材沸騰は、蒸発／凝縮モデルにより支配される。カバーガス圧及びナトリウムプール中の圧力の時間変化が凡そ再現されているということは、ＳＩＭＭＥＲの蒸発/凝縮、液体間熱伝達モデルが適切であることを示唆している。



第 4.8 図　THINA 試験の概略



第 4.9 図　ナトリウムプールの圧力（左）とカバーガス圧（右）の時間変化

(2) FCI に関わる不確かさ

ＳＩＭＭＥＲは、ナトリウムプール内で発生する圧力値をやや過大評価するものの、ほぼ同程度のオーダーで圧力値を再現することができる。FCI は、遷移過程におけるスロッシング挙動を誘発し燃料凝集を引き起こす過程を通して、評価指標である炉心平均燃料温度に影響を与える。ただし、燃料集中を引き起こす FCI 現象は、溶融燃料とナトリウムが接触・混合する状況の不確かさが大きく、また、炉心周辺での FCI による燃料スロッシング現象は、実験的に模擬することは難しく現象としての不確かさが大きい。評価指標への影響が重要となるため、有効性評価では、その不確かさを保守的に包絡する条件を用いた評価が必要である。

また、THINA 試験は、即発臨界超過に伴うエネルギー放出により生じた高温炉心物質が上部プレナムのナトリウムプールの下端から導入される状況を模擬した体系の試験であり、機械的応答過程における機械的エネルギーの発生にもかかわっている。ＳＩＭＭＥＲにより試験で観測された圧力発生挙動とカバーガス圧縮挙動を適切に解析できていることから、実機解析への適用性を有し、またその不確かさは小さいと判断される。

4.2.4 燃料スロッシング挙動

炉心に形成される溶融燃料プールのスロッシングは、比重が約 $10^4 kg/m^3$ 程度の高密度の流体が核発熱を伴いながら流動する現象である。この炉心における燃料スロッシングを特徴づける、(1)スロッシング挙動の流体力学的挙動、(2)高密度の流体の流動、(3)核発熱を伴う沸騰挙動という物理現象に着目した検証解析により、ＳＩＭＭＥＲの燃料スロッシング挙動への適用性を確認する。

(1) スロッシング挙動試験の概要と解析結果

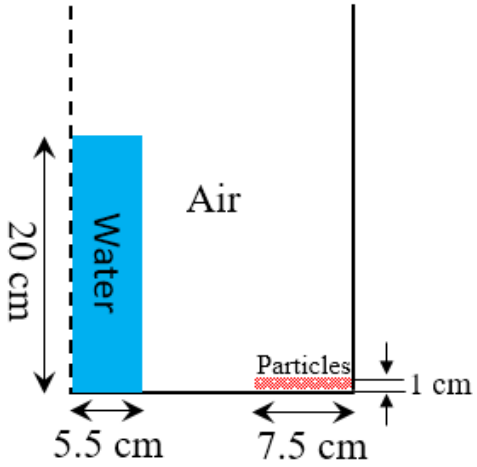
第 4.10 図にスロッシング挙動試験[12]の概略を示す。スロッシング挙動試験は、半径 22.2cm の円筒容器内の中心から 14.5cm 位置に幅 7.5cm、高さ 1cm の円環状の粒子ベッドを設置し、円筒容器中心位置に設置された直径 5.5cm、高さ 20cm の円柱状の水柱を崩壊させることで、実機において、溶融燃料と燃料粒子が混合した流動状態を模擬した実験である。用いた粒子は、直径 2.5mm、高さ 3mm の円筒系の Acryl P210D であり、その密度は、$1.13 g/cm^3$ である。試験結果としてある時刻における写真と流体が円筒容器壁の最も高い位置に到達した時間と高さが得られている。

ＳＩＭＭＥＲでの解析は、水、粒子、空気の 3 物質に対して、水と粒子を同速度場、空気を別速度場とした 2 速度場として実施した。第 4.11 図に解析体系を示す。試験結果とＳＩＭＭＥＲによる解析結果との比較を第 4.5 表に示す。本試験では、開始までの水柱形状維持のための容器との摩擦の影響があること、解析では、直交座標系を用いているために完全な円形でないことから誤差が生じる。容器の影響を受ける例としては、解析の方が試験に比べて現象の推移が早いことである。他方、座標系の影響は水面及び粒子の最高到達高さに現れ、第 4.12 図の解析結果と第 4.13 図の試験結果写真を比較すると、試験では、円周方向に均等な高さで水が到達しているのに対し、解析結果は、左下、左上、右上、右下の四隅で特に水面の高い位置が現れる。

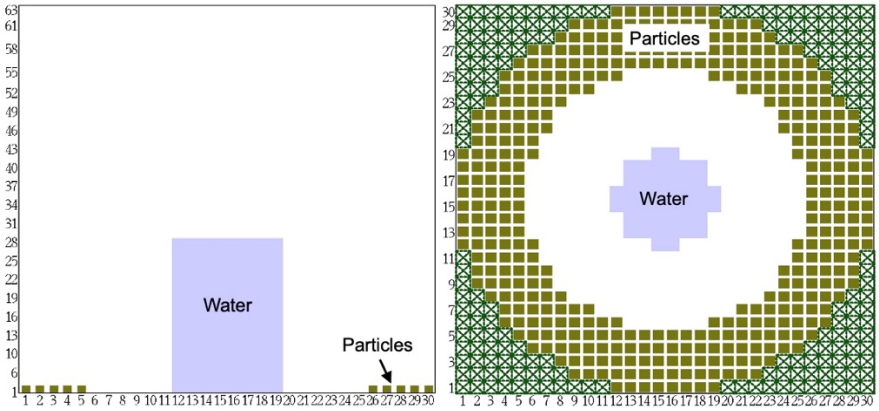
容器中心位置に再凝集した時刻の解析結果を第 4.14 図、試験結果を第 4.15 図に示す。試験では、液面が破砕するため到達高さの測定について誤差が大きく、数値での比較は、容易ではないが、全体としての液面形状は、定性的に再現できている。

第 4.5 表　液面最高到達点と時刻

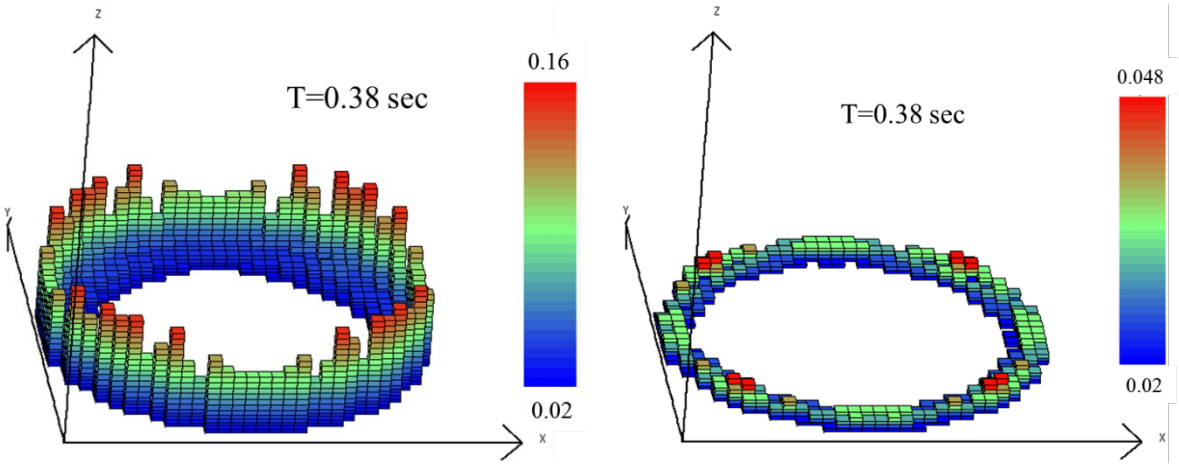
	側面 到達時刻 (秒)	側面最高 高さ到達 時刻 (秒)	側面最高高 さ（水） (cm)	側面最高高 さ（粒子） (cm)	中心位置 最高高さ 到達時刻 (秒)	中心位置 最高高さ (cm)
試験	0.28±0.02	0.40±0.02	10±1	8±1	0.80±0.04	25±5
解析	0.22	0.38	16	4.8	0.775	20.8



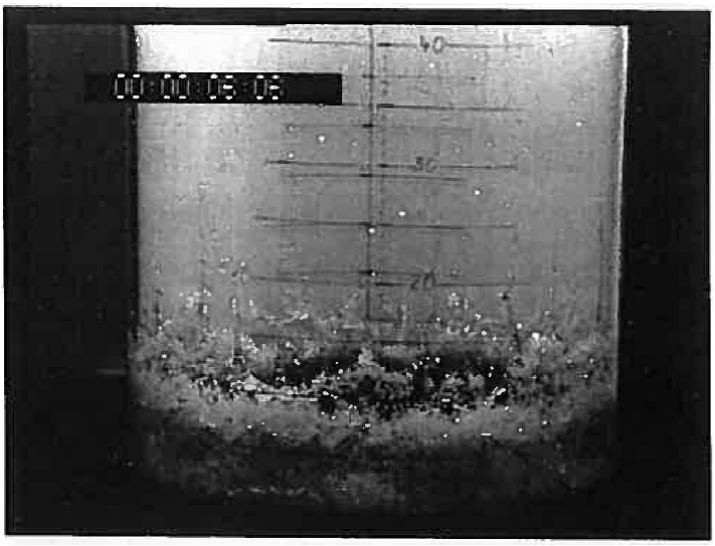
第 4.10 図　スロッシング挙動試験の概略



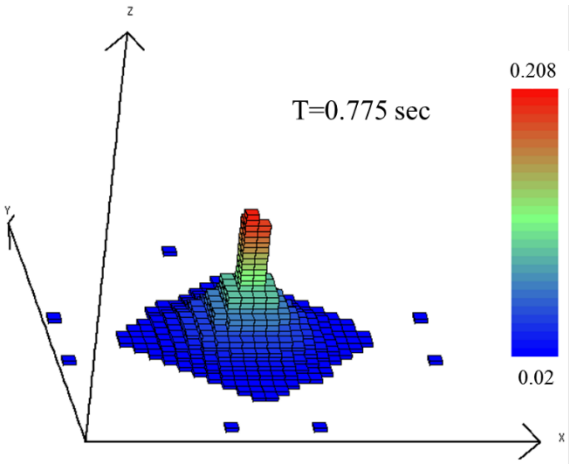
第 4.11 図　スロッシング挙動試験の解析体系



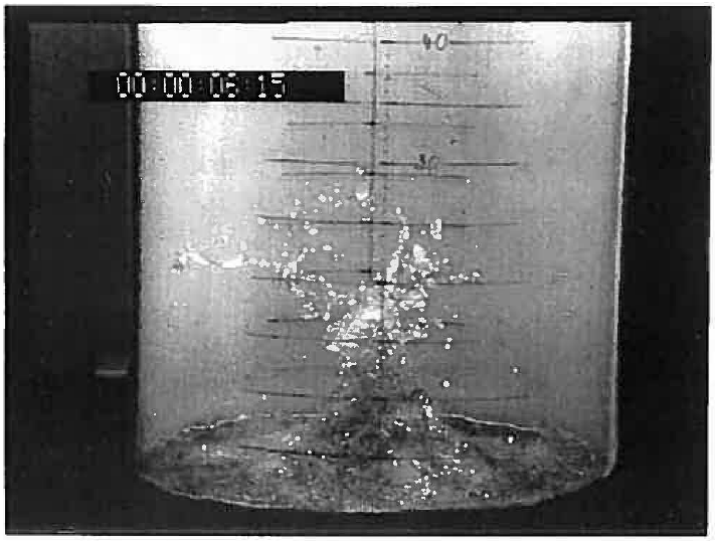
第 4.12 図　水（左）及び粒子（右）の円筒容器位置での最高到達点到達時刻における表面高さ位置



第 4.13 図　実験開始から 0.4 秒の試験結果写真



第 4.14 図　円筒容器中心位置での水の最高到達点到達時刻における表面高さ位置

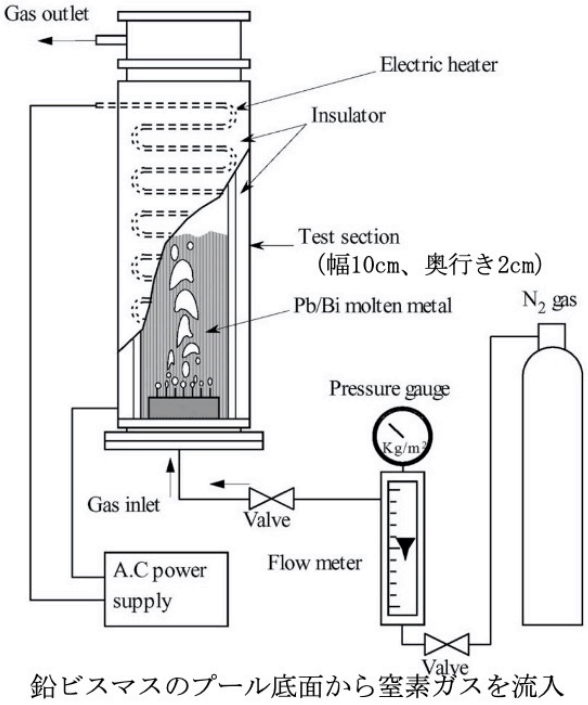


第 4.15 図　実験開始から 0.80 秒における試験結果写真

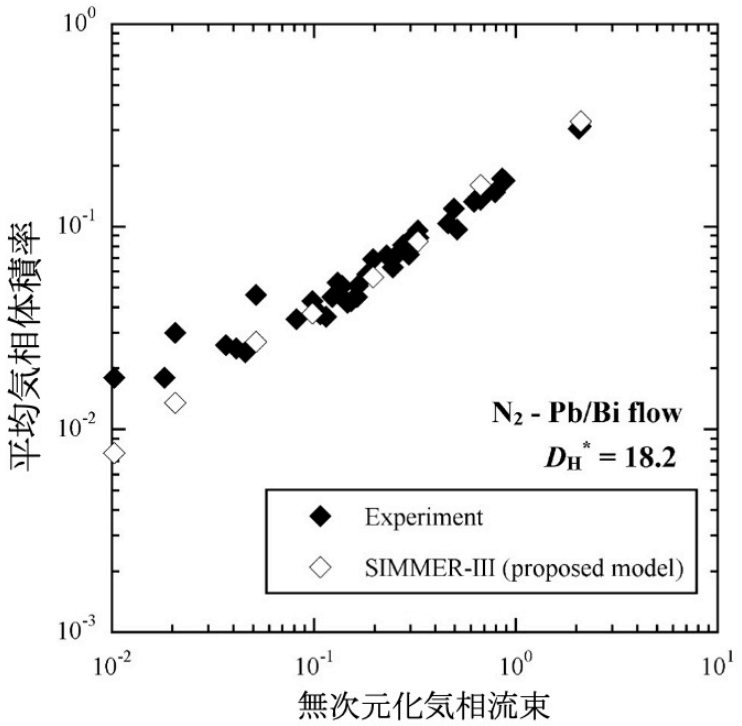
(2) 高密度の炉心物質の流動挙動試験の概要と解析結果

多相流のスロッシング挙動への液体密度や気液重量比の効果を検証するため、溶融燃料の密度に近い鉛ビスマス（密度約 10g/cm^3）のプール内の二相流動を中性子ラジオグラフィーで可視化した試験[13]を解析した。試験では、高密度の流体の模擬物質として鉛ビスマス合金を用い、溶融した鉛ビスマス合金のプール底部から窒素ガスを吹き込み、二相流動を中性子ラジオグラフィーを用いて可視化した。試験装置の概略図を第 4.16 図に示す。幅 10cm、奥行き 2cm の試験装置内に溶融した鉛ビスマスを設置し、その底部から複数の針を通して窒素ガスを流入させる試験である。

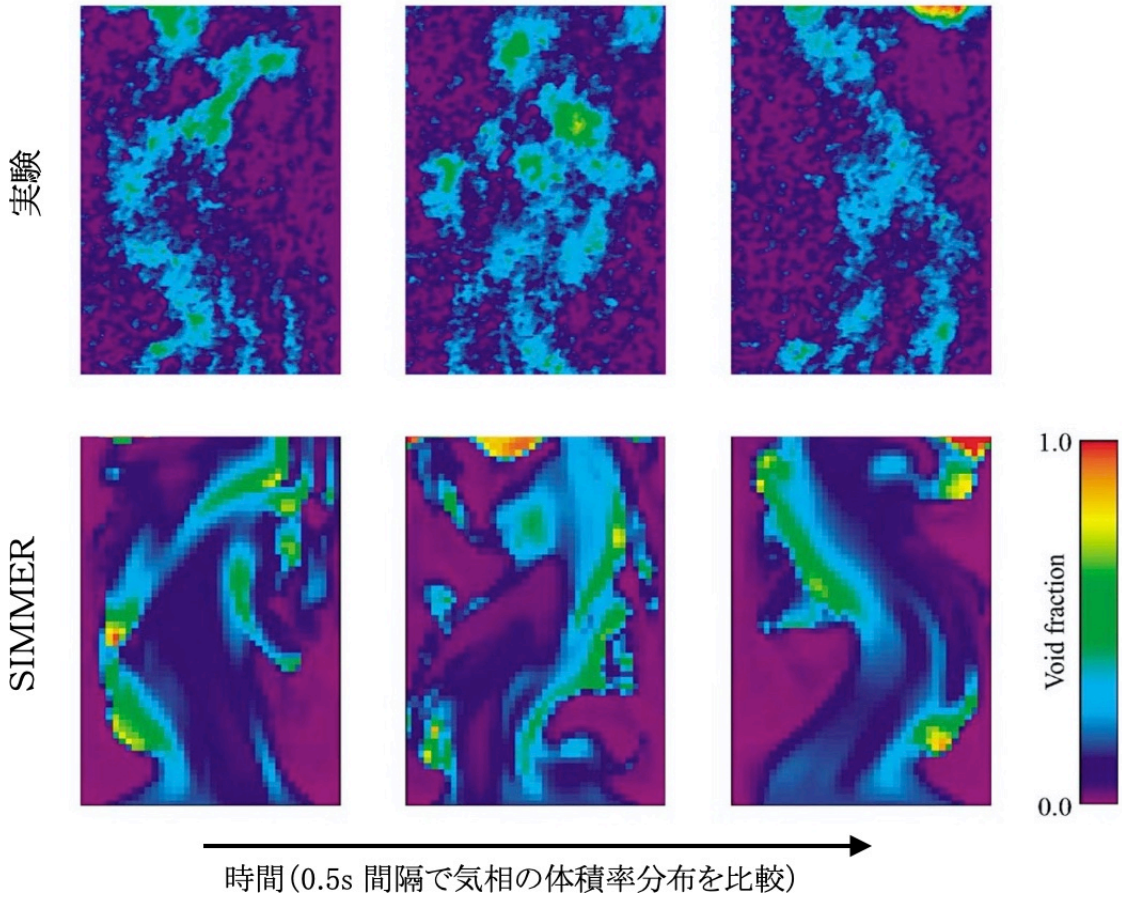
ＳＩＭＭＥＲを用いた解析で得られた窒素ガスの無次元化気相流束とプール内の平均気相体積率の関係を試験結果と比較した図を第 4.17 図に示す。ＳＩＭＭＥＲは、窒素ガスの平均気相体積率に対する無次元化気相流束、すなわち鉛ビスマス中の気体の流動抵抗を適切に評価している。またプール内の二相流動挙動、すなわち窒素ガスの体積率空間分布の変動パターンを試験結果と比較した結果を第 4.18 図に示す。この比較図からＳＩＭＭＥＲは、二相の流動挙動も試験結果をおおむね再現していることが確認できる。



第 4.16 図　鉛ビスマス二相流動試験装置の概略図



第 4.17 図　鉛ビスマス二相流動試験における気相皮相速度の比較



第 4.18 図　鉛ビスマス二相流動試験における二相流動挙動の比較

(3) 核発熱を伴う沸騰挙動試験の概要と解析結果

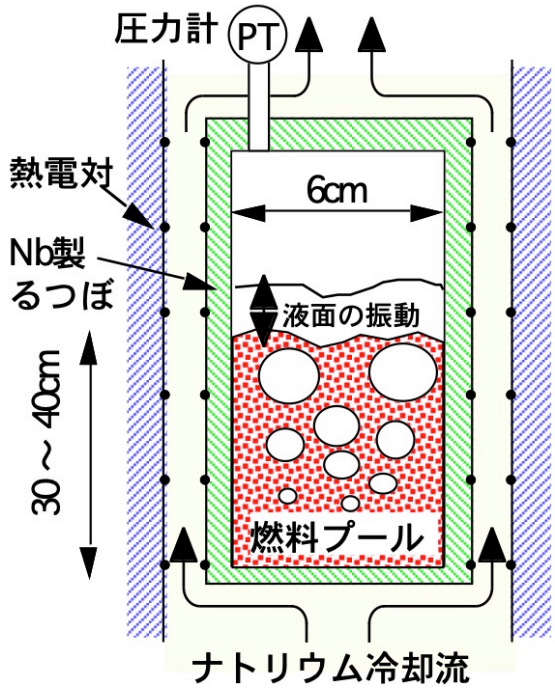
SCARABEE BF2 試験[14]は、燃料（UO_2）を Nb 製のるつぼ内で仏国カダラッシュ研究所にある試験炉 SCARABEE 炉の核加熱によって溶融・沸騰させ、沸騰による液面の振動、るつぼ側面への熱負荷を測定した試験である。

試験装置の概略図を第 4.19 図に示す。試験では、直径 6cm の Nb 製のるつぼ内で燃料の沸騰プールを核発熱によって形成した。るつぼは、その外面をナトリウム流れによって冷却されており、側面のナトリウム流路を挟んで設置された熱電対によりプール側面への熱流束分布を測定した。また、SCARABEE 炉の中性子計装により液面が沸騰によって上下に振動する際の振幅と周期を測定した。

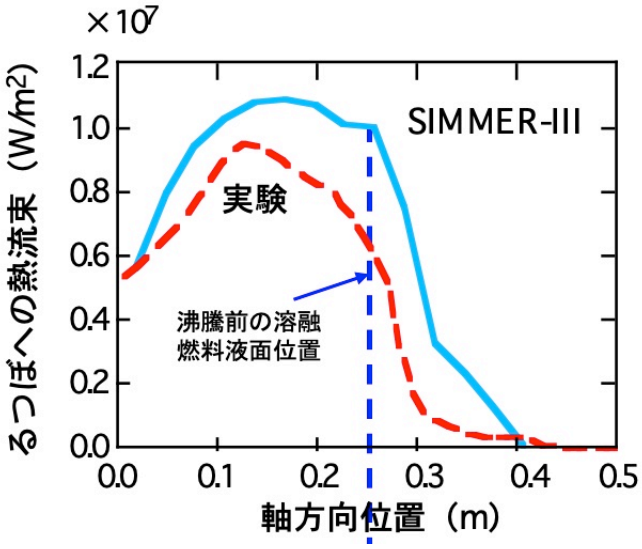
プール側面への熱流束分布を比較した図を第 4.20 図に示す。ＳＩＭＭＥＲは、UO_2 の沸騰で形成される二相プールの流動によって発生するプール側面への熱流束を適切に評価できる。また、沸騰によって発生する液面の上下振動についても、その振幅と周期を試験結果と比較した第 4.6 表に示すように、ＳＩＭＭＥＲは、これらの物理量も適切に評価することができることを確認した。

第 4.6 表　SCARABEE BF-2 試験の液面振幅と周期の比較

	BF2 試験	ＳＩＭＭＥＲ-Ⅲ
振幅	10cm	10cm
周波数	0.8Hz	0.9Hz



第 4.19 図　SCARABEE BF-2 試験装置の概略図



第 4.20 図　SCARABEE BF-2 試験におけるプール側面への熱流束分布

(4) 燃料スロッシング挙動における不確かさ

炉心における燃料スロッシングを特徴づける、(1)スロッシング挙動の流体力学的挙動、(2)高密度の流体の流動、(3)核発熱を伴う沸騰挙動、という物理現象に着目した検証解析を実施した。(1)について、ＳＩＭＭＥＲは、損傷した固体粒子状燃料と溶融燃料で構成される溶融燃料プールのスロッシング挙動を定性的に再現できている。評価指標に対して重要である凝集挙動のタイミングと表面高さをほぼ再現できているが、水を模擬物質とした小規模な炉外試験であることから、有効性評価では、燃料凝集の効果を最大とするような不確かさの影響解析を行う必要がある。(2)については、炉心物質と同様の高密度（密度が約 10^4kg/m^3）の流体の二相プール流動挙動へのＳＩＭＭＥＲの適用性を確認した。ただし、試験体の規模が数 10cm であることから、炉心規模への外挿性に不確かさがある。(3)については、核加熱によって UO_2 を沸騰させた BF2 試験解析によって実際の炉心物質の沸騰挙動への適用性を確認した。ただし、試験体の規模が数 cm であることから、炉心規模への外挿性に不確かさがある。

以上のように、炉心における燃料スロッシングを特徴づける物理現象を模擬した各試験の解析によってＳＩＭＭＥＲの燃料スロッシングへの適用性を確認できたと考えるが、それぞれの模擬試験は、実際の炉心物質を用いていない又は炉心物質を用いているものの実スケールでないなどの制約によって実機模擬度に限界があることから、有効性評価においては、これらの不確かさを包絡する保守的な想定を用いる必要がある。

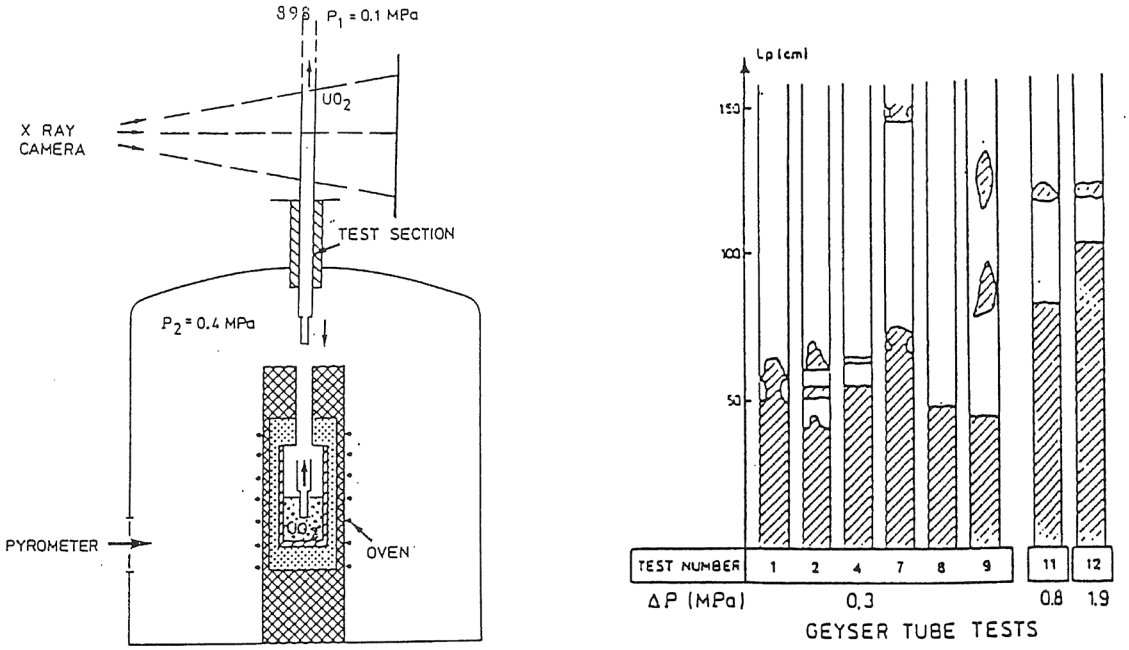
4.2.5 燃料流出挙動

燃料流出挙動には、制御棒下部案内管を通じた下向き流出も含まれるが、「常陽」の遷移過程は、炉心損傷が低温状態で推移するため、制御棒下部案内管損傷時に燃料が固体状であることや先行して流出したスティールが閉塞を起こすことが予想されることから、遷移過程解析の時間スケール範囲では、流出経路として想定しない。ここでは、遮へい集合体ギャップ及びピン束流路を通じた燃料流出挙動についての妥当性を確認した。

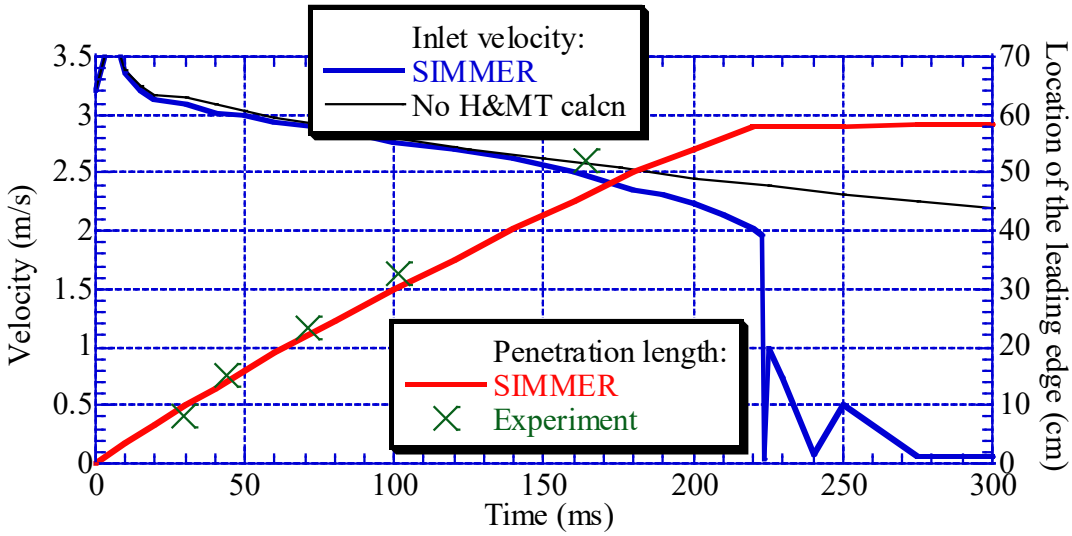
(1) GEYSER 試験の概要と解析結果

GEYSER 試験は、溶融二酸化ウラン（UO_2）の円管内における固化閉塞挙動を模擬するために実施された試験である。試験設備の概要と試験結果による浸入の様子は、第 4.21 図のとおりである。試験部は、内径 4mm、外径 8mm のスティール円管であり、3,000℃の溶融 UO_2 プールと試験部出口との差圧を推進力として溶融 UO_2 を試験部に上向きに注入し、円管内への浸入と固化閉塞を分析する。本試験解析は、ピン束流路への溶融燃料の浸入を対象としているが、同じ解析モデルにより評価される反射体ギャップへの燃料流出に対する妥当性確認としても有効である。

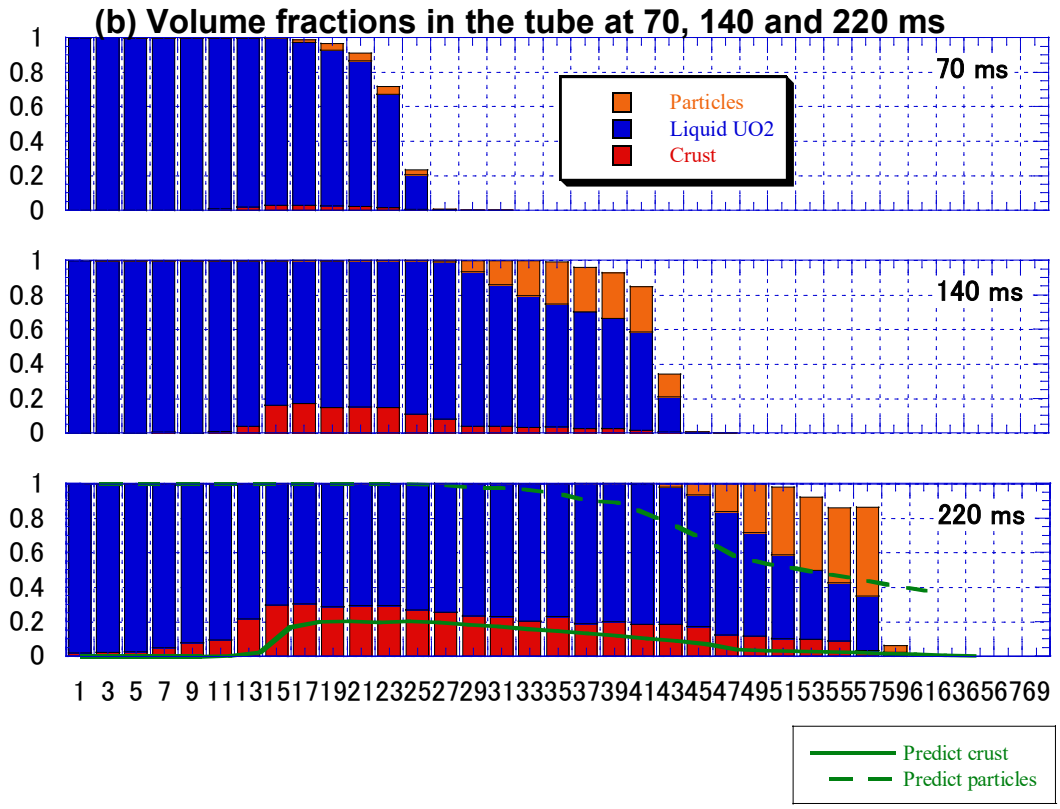
ＳＩＭＭＥＲによる解析では、円筒座標体系を採用し、試験と同様の溶融 UO_2 注入条件が再現できるように解析条件を設定している。ＳＩＭＭＥＲによる解析結果を第 4.22 図及び第 4.23 図に示す。第 4.22 図からＳＩＭＭＥＲによる溶融 UO_2 浸入速度は、クラスト形成が始まると、従来の簡易予測値（図中で No H&MT calcn と表示）を顕著に下回り始め、220ms（浸入が停止した時点）を過ぎるとほぼ 0m/s になる。円管試験部への浸入長の履歴は、ＳＩＭＭＥＲの解析結果は熱電対で計測した試験結果と良好に一致しており、浸入速度がほぼ 0m/s となることで浸入が止まっている（最終的な浸入長は 58.5 cm)。第 4.23 図は、溶融 UO_2 の浸入開始後 70ms、140ms、223ms における燃料組成の変化である。70ms から開始する浸入後の溶融 UO_2 の固化挙動が把握できる。クラストと記載している円管内壁に形成される UO_2 固化層は、燃料の浸入位置から 15cm ほどの位置から見られ、時間の進展とともに厚くなり、下流側に成長していく。UO_2 固体粒子は、常に燃料の先端に位置しており、エンタルピーの低下した溶融 UO_2 の先端で形成された固体粒子が、溶融 UO_2 中に混合されていることが分かる。クラストの成長と UO_2 固体粒子の増加による流動抵抗により溶融 UO_2 の浸入は停止する。浸入が停止した時点（220ms）におけるクラストと UO_2 固体粒子の軸方向分布に関して、ＳＩＭＭＥＲの解析結果は、試験データの分析から推察した結果とおおむね一致している。



第 4.21 図　GEYSER 試験の試験設備概要（左）と溶融 UO_2 の浸入距離（右）



第 4.22 図　溶融 UO_2 の流入速度（青、左軸）と浸入距離（赤、右軸）の時間変化



横軸は高さ位置で単位は cm、220ms の図には、実験結果を基に推察された粒子とクラストの分布をそれぞれ破線と実線で示す。

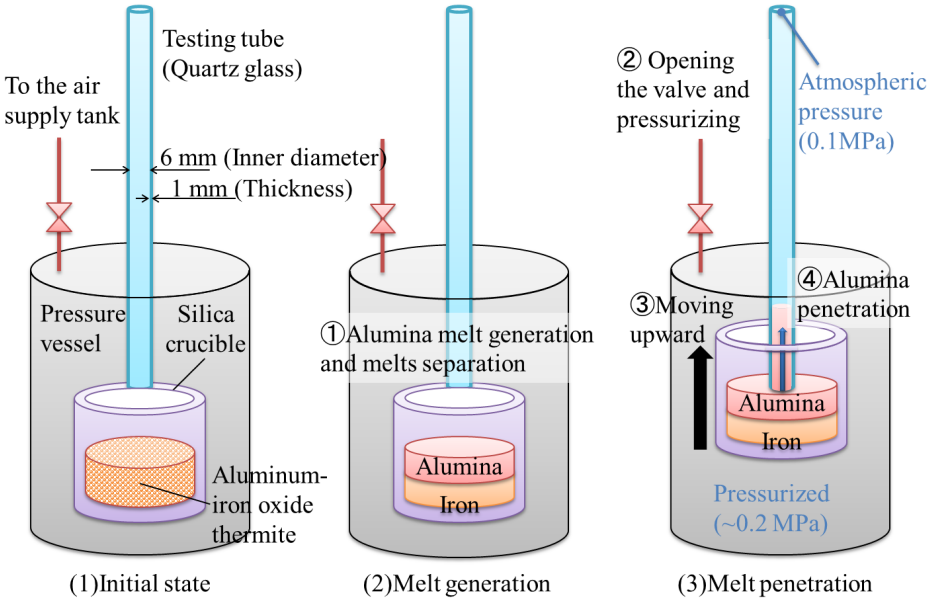
第 4.23 図　各時刻における UO_2 の粒子、液体及びクラスト成分体積率の
各高さ位置での累積グラフ

(2) THEFIS 試験解析の概要と解析結果

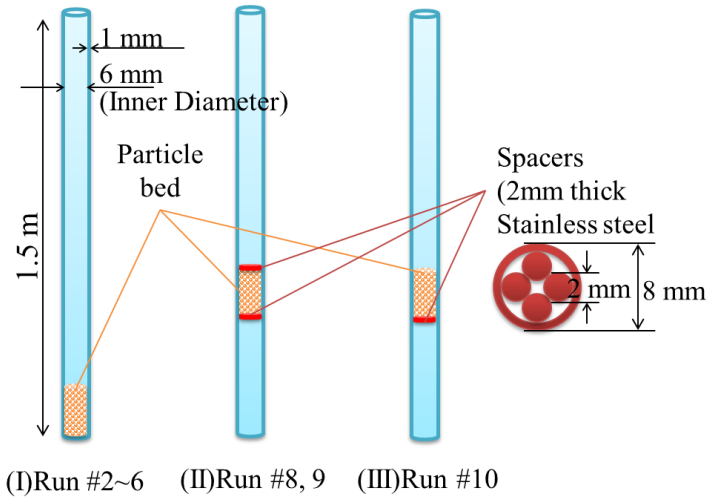
THEFIS（THErmite Freezing In Structure）試験は、粒子状の固化閉塞物への溶融アルミナの浸入挙動を模擬した試験である。試験装置と試験手順の概略を第 4.24 図に示す。圧力ベッセル内に上下可動式のるつぼを設置し、るつぼ内で生成した溶融アルミナ（2,300K）を圧力ベッセルへの空気供給（ベッセル内の昇圧）とるつぼの上方移動によって内側直径 6mm の試験部（クォーツガラス製の円管）に注入し、円管内の固化閉塞挙動を定量化した。THEFIS 試験には、閉塞物のない流路を模擬した試験と、流路の固化閉塞をアルミナ粒子ベッドで模擬した試験の 2 種類がある。固化閉塞物を模擬した試験では、アルミナ粒子ベッドを円管内にあらかじめ設置しておいてから、溶融アルミナを注入する。粒子ベッドの設置状態は、第 4.25 図に示したとおりである。本試験解析は、ピン束流路への溶融燃料の浸入を対象としているが、RB ギャップへの燃料流出に対する妥当性検証の材料にもなり得る。

解析では、ベッセル内の圧力履歴、境界温度等は試験条件を正確に反映し、試験部の円管構造材を集合体管壁として定義した。流路に設定された固化閉塞に対しても試験と同条件となるよう粒子ベッドを模擬した。閉塞物が設定されていない流路を用いた試験を対象としたＳＩＭＭＥＲの解析結果について、溶融アルミナ浸入距離を試験結果と比較して第 4.26 図に示す。ＳＩMMＥＲによる解析は、開始直後の浸入挙動をやや過小評価するものの、その後の時間変化をよく再現している。ＳＩMMＥＲの解析結果は、流路内壁に形成される固化層（クラスト）の成長による流動抵抗浸入の増加のために浸入挙動が緩やかとなる結果を再現できている。

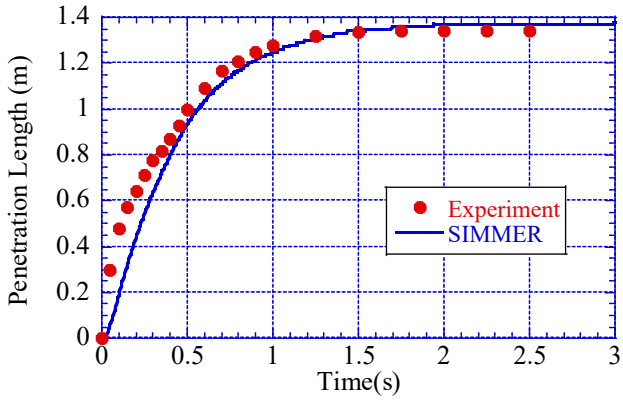
第 4.27 図に固化閉塞物として粒子ベッドを流路中に設定した場合について、粒子ベッド厚みに対する溶融アルミナの浸入距離の試験結果との比較を示す。この試験では、流路中にある粒子ベッドが融体の流動抵抗を増加させ、融体から粒子ベッドへの熱伝達も生じることから、粒子ベッドなしの試験に比べて溶融アルミナの浸入距離が減少する。ＳＩMMＥＲによる解析結果は、粒子ベッド厚さ 2～4cm で溶融アルミナ浸入距離が急激に変化する試験の傾向を再現できている。



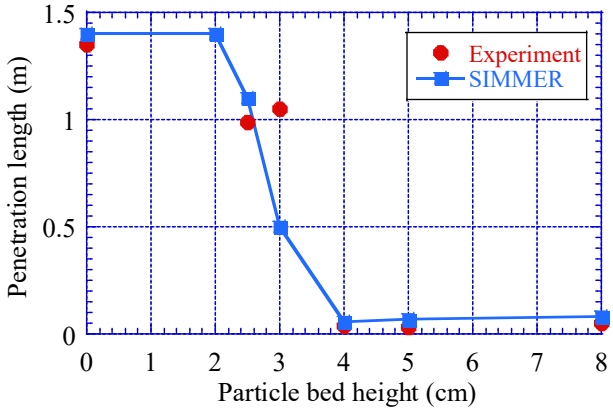
第 4. 24 図　THEFIS 試験の試験装置と試験手順



第 4. 25 図　流路中の固化閉塞物を模擬した試験の流路の状態



第 4.26 図　閉塞物が設定されていない流路を用いた試験解析における
溶融アルミナの浸入距離



第 4.27 図　流路中の固化閉塞を模擬した試験における粒子ベッド高さの影響による
溶融アルミナの浸入距離の変化

(3) 重要現象に関する不確かさの評価

THEFIS 試験では、融体としてアルミナを、GEYSER では UO_2 を用いた試験である。両者の違いは、粘性係数と熱抵抗の大きさであり、壁面摩擦及び熱・質量移行に伴う固化物の形成しやすさがそれぞれの実験で異なる。そのような条件であっても、最終的な融体浸入長の誤差は、5%未満であり、両試験解析とも試験結果をほぼ再現しており、物理的に妥当な挙動を示すと判断できる。評価指標である燃料流出量への不確かさの影響は小さいと判断できる。

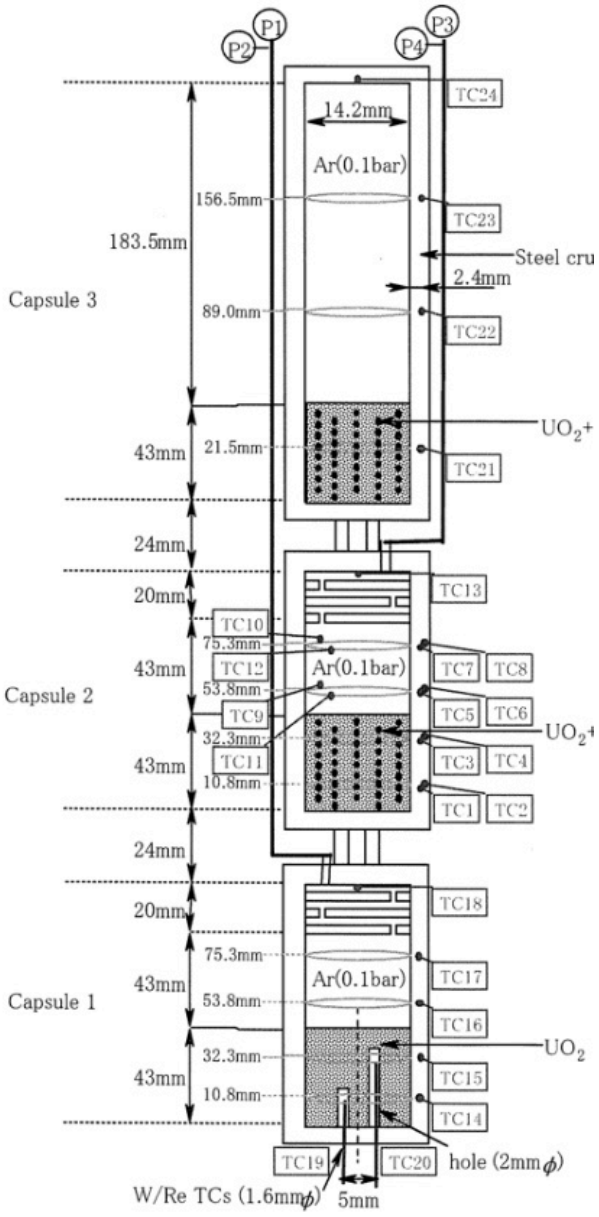
4.2.6 燃料からスティールへの熱移行

ＳＩＭＭＥＲでは、多成分流動により計算された結果である物質分布に基づき決まる流動様式と対流・生成を考慮した成分間境界面積から決まる成分間熱移行量、その結果発生するスティールの蒸発量と蒸気の圧力が計算される。試験では、境界面積、成分間熱移行及び物質移行量を測定することは不可能であるが、燃料からスティールへの熱移行の結果であるスティール蒸気発生に伴う圧力変動に着目して、コードで解析される一連の挙動を包括して妥当性を確認した。

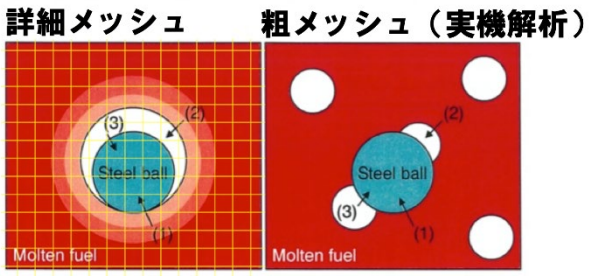
(1) CABRI TP-A2 試験の概要と解析結果

CABRI TP-A2 試験は、ステンレス球を含む燃料ペレットを核加熱により溶融し、発生するスティール蒸気圧を測定した炉内試験である。第 4.28 図に試験の概略を示す。この試験では、直径 1mm のステンレス球 40 個を内部に埋め込んだ内径 14.2mm、高さ 43mm の燃料ペレットを核加熱で溶融し、発生するスティール蒸気圧を測定した。

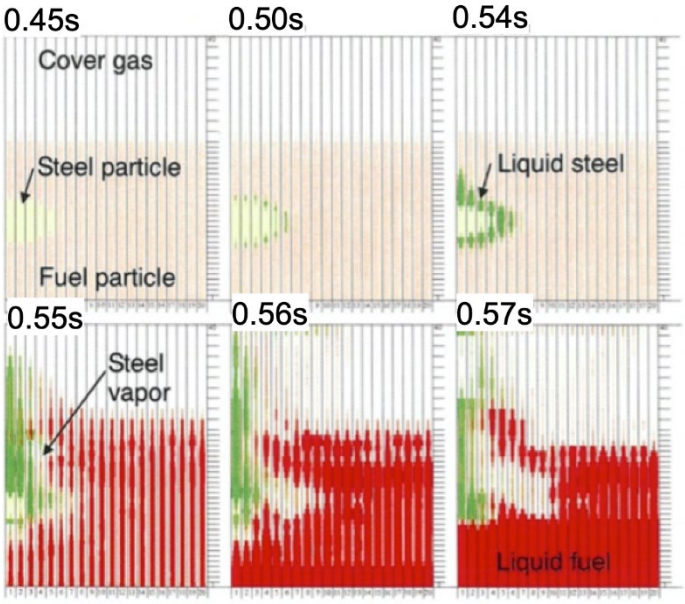
第 4.29 図に単一のスティール球を模擬したＳＩＭＭＥＲによる詳細解析体系の概念図を示す。この体系では、スティール球とその周囲の燃料を複数のメッシュに分割してモデル化し、スティール球の溶融と蒸発による物質分布の時間変化を詳細に解析する。詳細解析体系による解析結果を第 4.30 図に示す。加熱開始後約 0.55s で燃料が溶融し、スティール蒸気が発生する。燃料の温度は、スティールの膜沸騰温度には達しないが、発生したスティール蒸気は、スティール球の周囲に留まり、蒸気層を形成することで溶融燃料からスティール液滴への伝熱を抑制していることがわかる。妥当性確認で実施した実機解析では、このようにスティール球を複数のメッシュで分割するような詳細な解析体系を用いず、第 4.29 図に示した粗メッシュ体系のように、一つのＳＩＭＭＥＲ解析メッシュ内にスティール液滴が存在し、ＳＩＭＭＥＲの流動様式及び境界面積モデルで燃料とスティールの接触状況をモデル化するため、詳細解析体系で明らかとなったスティール蒸気層による伝熱抑制効果を適切にモデル化することはできない。このため、このスティール蒸気層による伝熱抑制の効果を、燃料からスティール液滴への伝熱速度を調整することで模擬することとする。第 4.31 図に示した粗メッシュ体系での解析結果から、スティール蒸気層によって燃料からスティールへの伝熱速度を約 1/200 倍とすることで試験結果を適切に再現することができることが示された。



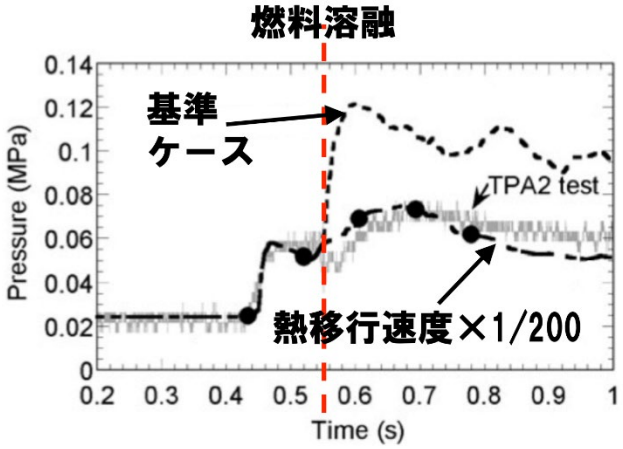
第 4.28 図　CABRI TP-A2 試験概略図



第 4.29 図　CABRI TP-A2 試験の単一球詳細解析体系概念図



第 4.30 図　単一球詳細解析による解析結果



第 4.31 図　粗メッシュ体系による解析結果

(2) 燃料からスティールへの熱移行の不確かさ

ＳＩＭＭＥＲは、即発臨界後の高温となった燃料からスティール液滴への伝熱を解析するにあたり、燃料からスティールへの伝熱速度を約 1/200 倍とすることでスティール蒸気層の存在による伝熱抑制効果を考慮できることが CABRI TP-A2 試験の解析によって示された。有効性評価のための解析においても、同程度の不確かさの影響を評価する必要がある。

4.2.7 炉心上部構造による熱及び圧力損失

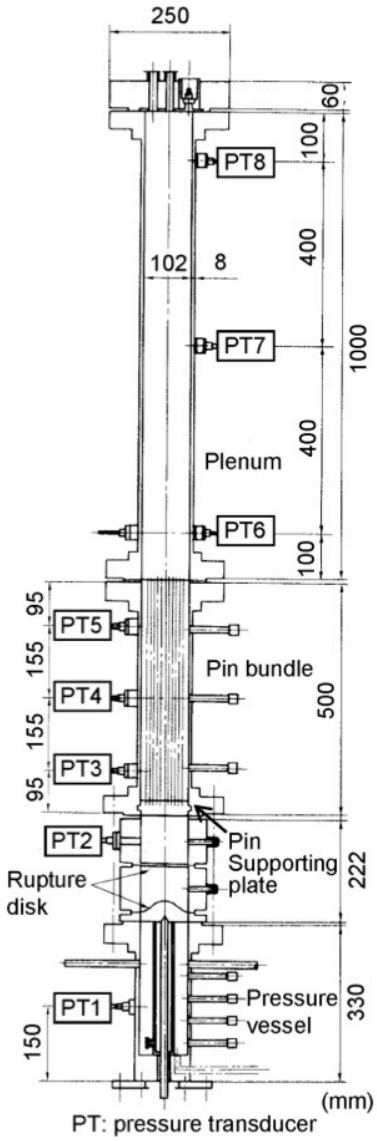
ＳＩＭＭＥＲにおける炉心上部構造の構造材への伝熱と凝縮は高温の炉心物質から構造材への熱及び質量移行モデルを用いて解析される。また、炉心上部構造による圧力損失は多相多成分流動モデルを用いて解析される。実機への適用において重要となるのは、個々のモデルを統合して計算される構造材内での圧力損失であることから、炉外試験を用いてＳＩＭＭＥＲの挙動に対する評価を行った。

(1) VECTORS 試験の概要と解析結果

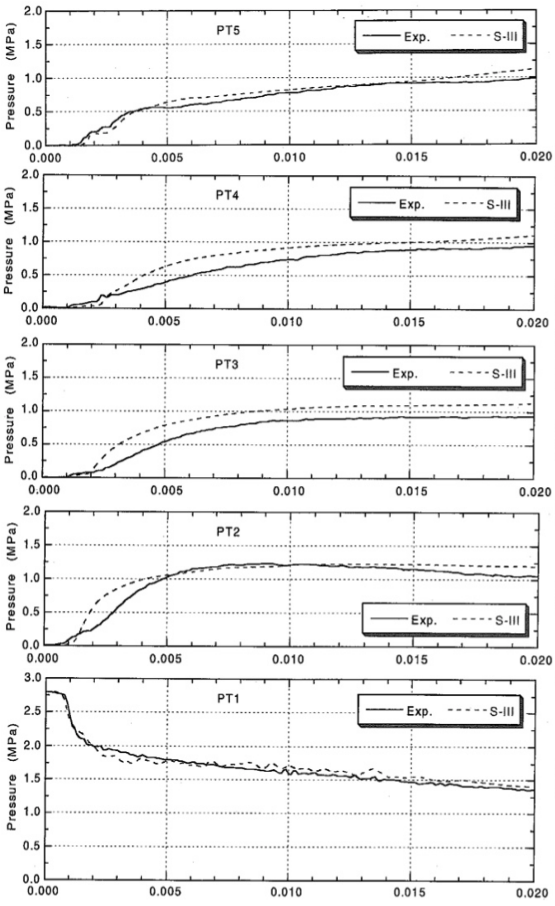
VECTORS 試験は、高温の水と水蒸気の混合物を、ピン束を模擬した流路の下部から放出し、ピン束の流動抵抗と熱損失による圧力損失、エネルギー損失を模擬した試験である。ピン束の出口に置かれた重さ約 80g のピストンの運動エネルギーへの変換効率も測定された。第 4.32 図に試験装置の概略、第 4.7 表に VECTORS 試験の試験ケースと条件を示す。圧力源には、温度が約 230℃、圧力約 2.9MPa の二相の高温水を設定し、その上部のラプチャーディスクを破ることで圧力源の上方向に設置された模擬ピン束を通した膨張挙動を実現する。試験装置概略図に示した圧力計（PT1～PT8）で測定された圧力の時間変化とＳＩＭＭＥＲによる解析結果を比較したグラフを第 4.33 図に示す。ＳＩＭＭＥＲは、圧力源の膨張による圧力変化、ピン束への二相蒸気の凝縮と熱損失による圧力低下挙動を適切に解析できることが確認できる。また、圧力源の高温高圧水が大気圧まで等エントロピー膨張することを仮定した場合の膨張ポテンシャルに対するピン束の出口に設置されたピストンが加速されることで発生する機械的エネルギーへの変換効率を試験結果と比較したグラフを第 4.34 図に示す。ＳＩＭＭＥＲは、H0 と H60 ケースについては試験結果における変換効率を再現している。一方ピン本数が 121 本の試験（ケース H121）では、試験における変換効率が極めて小さな値となっているが、各地点の圧力計の測定結果からは、ピストンと試験体内壁間を通して二相水が漏えいしたものと推察される。

第 4.7 表　VECTORS 試験ケースと条件

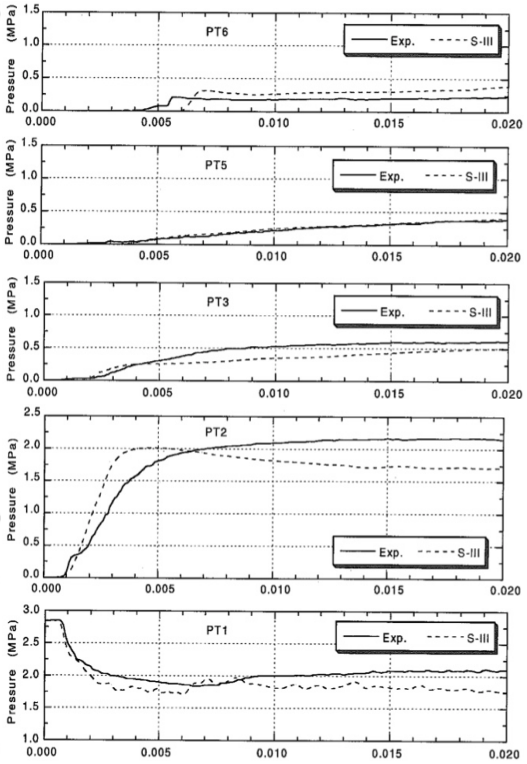
ケース	ピン本数	圧力源		
		圧力 (MPa)	温度 (℃)	ボイド率 (%)
H0	0	2.994	234	4.8
H60	60	2.894	231	8.1
H121	121	2.849	231	12.2



第 4.32 図　VECTORS 試験概略図

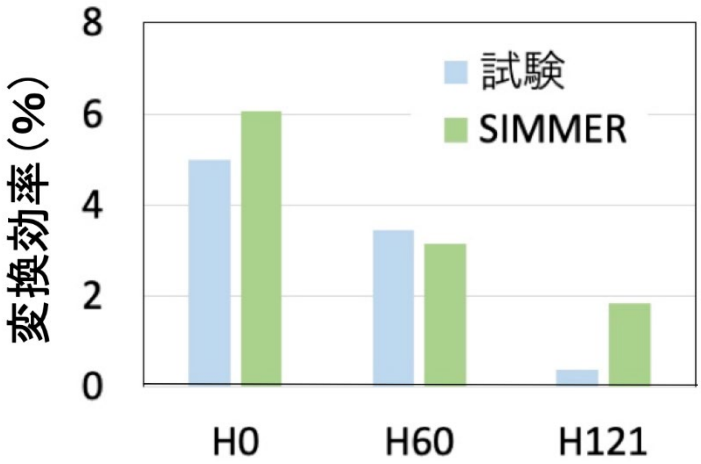


H0 ケース圧力変化



H60 ケース圧力変化

第 4.33 図　VECTORS 試験における各地点の圧力時間変化



第 4.34 図　VECTORS 試験における機械的エネルギーへの変換効率

(2) 炉心上部構造による熱及び圧力損失の不確かさ

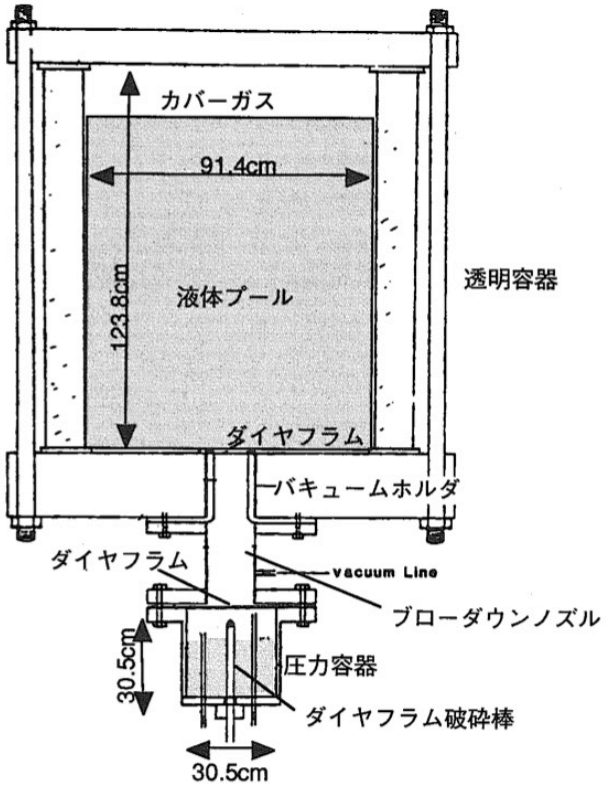
ＳＩＭＭＥＲは、高温高圧の二相流が炉心上部構造のピン束を通して流出する際の凝縮と熱損失を模擬した VECTORS 試験を適切に解析できることを確認した。ただし、VECTORS 試験は、模擬物質として水を用いた試験であり、炉心物質への外挿に当たっては、不確かさが存在することから、有効性評価における機械的エネルギー発生の解析ではその不確かさの影響を評価する必要がある。

4.2.8 蒸気泡の成長

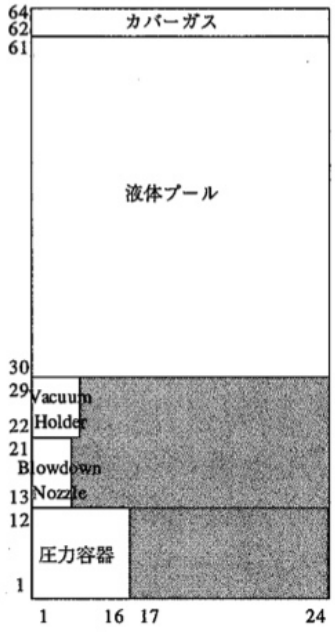
蒸気泡の成長は多成分流動、成分間境界面積、運動量交換、熱及び質量移行モデルにより解析されるが、これらの物理量を直接実験で測定することはできない。このため、蒸気泡の成長を模擬した実験で観察された気泡成長挙動と圧力の時間変動の再現性について確認することで妥当性を評価した。

(1) Omega 試験の概要と解析結果

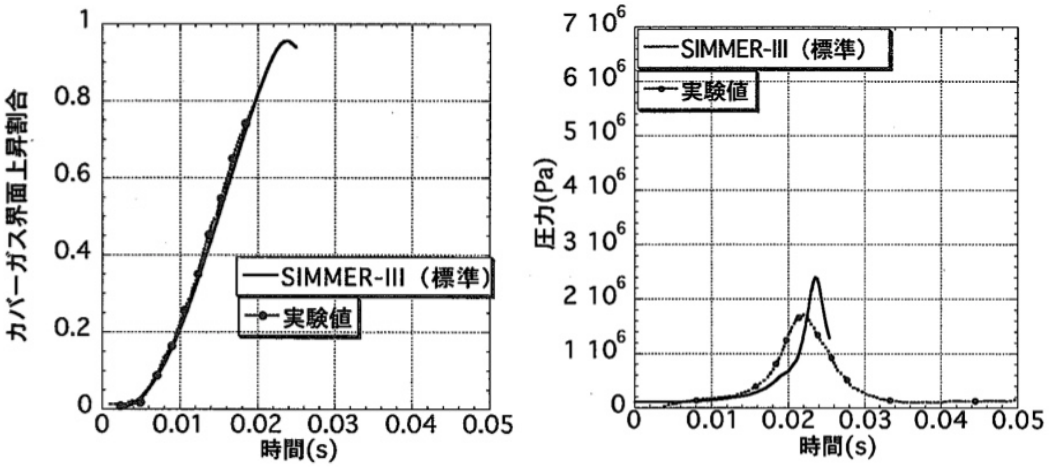
OMEGA 試験は、高温の水と水蒸気の混合物を水プールの下部から放出し、蒸気泡の成長とカバーガスの圧縮挙動を模擬した試験である。試験装置の概略を第 4.35 図に示す。解析を行った Omega IV-12 試験は、圧力約 2.136MPa、温度約 215℃、蒸気体積率約 16.7%の高温水を圧力源とした試験である。この試験を第 4.36 図に示すＳＩＭＭＥＲ-Ⅲによる解析体系を用いて解析を行った。解析で得られたカバーガスの界面上昇割合とカバーガスの圧力の時間変化を第 4.37 図に示す。カバーガスの界面上昇割合は、蒸気泡の体積変化に対応する物理量であり、ＳＩＭＭＥＲ-Ⅲは、蒸気泡の成長挙動を良く再現している。一方、カバーガス圧力の時間変化は、ＳＩＭＭＥＲ-Ⅲが過大評価している。これは、カバーガスのプール液面への熱損失の違いによるものであるが、圧力過渡のピーク値を大きく評価するため、機械的負荷の評価の観点からは保守側である。



第 4.35 図　Omega 試験装置の概略図



第 4.36 図　Omega 試験のＳＩＭＭＥＲによる解析体系



第 4.37 図　ＳＩＭＭＥＲによる Omega 試験解析結果

(2) 蒸気泡の成長の不確かさ

ＳＩＭＭＥＲは、高温高圧の二相の水が水プール内に蒸気泡を形成して膨張する挙動を模擬した Omega 試験を適切に解析できることを確認した。ただし、Omega 試験は、模擬物質として水を用いた試験であり、炉心物質への外挿に当たっては、不確かさが存在する。特に、蒸気泡の成長に影響が大きいと考えられる蒸気泡界面への蒸気の凝縮挙動に関しては、水と実機物質であるナトリウムは熱伝達率が大きくことなることから、有効性評価における機械的エネルギー発生の解析では、その不確かさの影響を確認する必要がある。

5. 有効性評価への適用性

ＳＩＭＭＥＲは、高速炉の損傷炉心の構造・核・熱流動計算を行うコードであり、複数の物理モデルを用いて高速炉の損傷炉心で重要な現象を表現するコードである。このため、各物理モデルの妥当性はもちろんであるが、複数の物理モデルを組み合わせた結果として重要現象が評価できるかどうかがより重要である。一方で、高速炉の炉心損傷事故時における重要現象に対する実スケールで実機模擬度の高い実験データは、あまり得られておらず、小規模な模擬実験などで代用するほかないものが多い。

以上のことから、ＳＩＭＭＥＲの有効性評価への適用性の検討は、試験解析の結果から、物理モデルとその組み合わせで表現される重要現象が物理的又は定性的に正しいかどうかという観点からまとめる。

(1) 損傷炉心の核的挙動

ＳＩＭＭＥＲの空間依存動特性モデルは、流体部により計算された損傷炉心物質の分布を考慮して中性子束分布の変化による反応度と出力の時間変化を計算する。遷移過程では、損傷した炉心物質が 3 次元的な移動を行うことから、有効性評価における核的挙動に適したモデルである。損傷炉心の核的挙動の妥当性は、FCA III-2 試験における燃料分布の変化による核分裂反応率分布と反応度の変化を用いて確認できており、有効性評価への適用性を有する。

(2) 構造壁の溶融・破損

高速炉の炉心損傷事故では、熱伝達率の異なる燃料とスティールが混在している状況であり、流体間の熱伝達による温度変化が行われるとともに、熱抵抗の大きい燃料が構造材に接触することでクラストが壁表面で形成される可能性又は熱伝導性の良いスティールが構造材に接触することで壁が溶融破損するという現象が発生し得る。EAGLE 炉内試験では、高速炉の遷移過程時における溶融した燃料とスティールが混在して壁面に接触するという状況での、内部にナトリウムが存在するダクトの破損挙動に関する実験的知見が得られている。構造壁の溶融・破損の妥当性は、代表的な複数の EAGLE 炉内試験の解析を通して、試験で得られた壁破損時刻に対するＳＩＭＭＥＲの再現性を確認しており、有効性評価への適用性を有する。

(3) FCI

高速炉の炉心損傷事故における FCI において、特に重要な現象は、冷却材の急速な蒸発に伴う圧力の発生である。この圧力発生によって遷移過程では、燃料スロッシング、構造応答過程では､機械的エネルギー発生において FCI がその駆動力となる｡この観点から FCI については、THINA 試験以外の複数の実験解析によるコードの妥当性確認が幅広く行われてきた。FCI を対象とした試験は、高温物質と冷却材の混合状況の微小な変化に対して圧力変動が大きく影響を受ける。試験解析では、このような微小な変化を完全に模擬することはできないが、それでもＳＩＭＭＥＲでは、圧力ピークの発生時刻とピーク値をおおむね再現することが可能である。検証に利用された試験は、高速炉の炉心損傷事故で発生する温度条件と冷却材条件を模擬したものであることから、不確かさの影響は、適切に考慮する必要があるものの、有効性評価への適用性を有する。

(4) 燃料スロッシング

スロッシング挙動試験の解析を通して、流体のスロッシング挙動モデルの妥当性を検証した。

試験では、損傷炉心で発生すると考えられる溶融燃料と燃料粒子の挙動を模擬しており、揺動によって容器中心に凝集する液体と粒子の挙動を表現できるかが重要である。試験結果で見られる液面の破砕のような現象までの解析は困難であるが、評価指標に対して重要である凝集挙動については、そのタイミングと表面高さをほぼ再現できており、炉心損傷事故時の炉心における溶融燃料と未溶融の燃料が混在して流動する固液の流動現象として適切な模擬が可能であることから、有効性評価への適用に対しても物理的に妥当な計算結果が得られる。

(5) 燃料流出

燃料流出は、ピン束流路、炉心側面の遮へい集合体ギャップ及び制御棒下部案内管の管壁破損後の流路を流出経路として発生する。ただし、「常陽」においては、制御棒下部案内管の管壁破損が溶融燃料プール形成に比べて早いため、制御棒下部案内管は、流出経路として期待できない。燃料流出の妥当性は、GEYSER と THEFIS の 2 つの試験解析により、それぞれ異なる物性を持つ融体の狭い流路での浸入挙動により評価した。粘性係数が小さく、熱抵抗が大きい UO_2 であっても、浸入時に発生する固化挙動とそれに伴う実行粘性の増加という物理過程を経て浸入距離を再現できることから、実機で想定される燃料流出経路に対しても適用性を有する。

(6) 制御材の炉心への混入

制御棒下部案内管に流入した炉心物質によって制御棒が溶融・破損して炉心に落下することにより負の反応度が挿入される。本現象に対しては解析モデルの妥当性を確認するための試験的知見が存在しないため、有効性評価では保守的に発生を無視する条件で解析を行う。

(7) 燃料からスティールへの熱移行

CABRI TP-A2 炉内試験の解析により、即発臨界直後の急速な燃料からスティールへの熱移行を支配する現象を明らかにし、ＳＩＭＭＥＲの有効性評価への適用性を確認した。ただし、ＳＩＭＭＥＲは、液体スティール表面に形成される蒸気層を直接モデル化していないため、その伝熱抑制効果を熱伝達係数の係数として扱う必要があることから、有効性評価への適用に当たっては、その不確かさの影響を確認する必要がある。

(8) 炉心上部構造による熱及び圧力損失

炉心上部構造による熱及び圧力損失の妥当性は、高温高圧の水の二相流が炉心上部構造と同様ピン束流路内を膨張しながら流出する炉外試験を解析することで確認した。ただし、この試験は、水を模擬流体として用いた試験であることから、実機条件への適用に当たっては、不確かさが存在し、その影響を確認する必要がある。

(9) 蒸気泡の成長

機械的エネルギー発生の過程では、上部プレナムの底部で発生する FCI によってナトリウム蒸気泡が成長して機械的エネルギーが発生する。高温高圧の水を圧力源としてプール中の蒸気泡の成長挙動を模擬した Omega 試験の解析によってＳＩＭＭＥＲの妥当性を確認した。この試験は、水を模擬流体として用いた試験であることから、実機条件への適用に当たっては、不確かさが存在し、特に蒸気泡界面への蒸気の凝縮挙動などの不確かさの影響を確認する必要がある。

6. 参考文献

[1] 近藤、石川、”SIMMER-III コードと高速炉の空間依存動特性,” 第 7 回「原子力におけるソフトウェア開発」研究会報告集、JAERI-M92-054, (1992 年 3 月)

[2] W. R. Bohl, et al., “Multiphase Flow in the Advanced Fluid Dynamics Model,” ANS Proc. National Heat Transfer Conf., (1988).

[3] W. R. Bohl and L. B. Luck, “SIMMER-II: A Computer Program for LMFBR Disrupted Core Analysis,” LA-11415-MS, Los Alamos National Laboratory Report (June 1990)

[4] RSICC COMPUTER CODE COLLECTION, “DANTSYS 3.0, One-, Two-, Three-Dimensional, Multigroup, Discrete Ordinates Transport Code System”, contributed by: Los Alamos National Laboratory, Los Alamos, New Mexico, (1995)

[5] Phase 1 code assessment of SIMMER-III, A computer program for LMFR core disruptive accident analysis, JAEA-Research 2019-009

[6] Phase 2 code assessment of SIMMER-III, A computer program for LMFR core disruptive accident analysis, JNC TN9400 2000-105

[7] K. Konishi, et al, “The EAGLE project to eliminate the recriticality issues of fast reactors – Progress and results of in-pile tests.” *Proc. NTHAS5*, Jeju, Korea, Nov 26-29, 2006.

[8] K. Konishi, e al., “Overview on the EAGLE experiments program aiming at resolution of the re-criticality issue for the fast reactors,” Int. Conf. Nuclear Power of Republic Kazakhstan, Sep. (2007).

[9] 神山他、“高速炉の炉心安全性向上のための試験研究 EAGLE プロジェクト－炉外試験の進捗および融体流出試験結果” JNC TN9400 2004-030, 核燃料サイクル開発機構 (2004) .

[10] J. Toyooka, et al., “A Study on mechanism of early failure of inner duct wall within fuel subassembly with high heat flux from molten core materials based on analysis of an EAGLE experiment simulating core disruptive accidents in an LMFBR,” *Trans. At. Energy Soc. Jpn*,. Vol. 12, No. 1, pp. 50–66 [in Japanese] (2013).

[11] 石田他、“SIMMER-III 及び-IV による FCA Ⅷ-2 燃料スランピング実験解析”, JAEA Research 2015-002

[12] W. Maschek, A. Roth, M. Kirstahler, L. Meyer, “Simulation Experiments for Centralized Liquid Sloshing Motions”, KfK 5090 (1992).

[13] K. Mishima, T. Hibiki, et al., “Visualization and measurement of gas–liquid two-phase flow with large density difference using thermal neutrons as microscopic probes.” Nucl. Instrum. Methods Phys. Res. 424, 229–234 (1999).

[14] J. M. Seiler, D. Wilhelm, G. Kayser, “Synthesis on research on boiling poopl thermal hydraulics at CEA and KFK,” IWGFR/89, Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactos, O-arai, Ibaraki, Japan, June 6-9. 1994.

空間依存動特性解析機能の妥当性確認

1. はじめに

ＳＩＭＭＥＲは、損傷炉心での炉心物質の配位と温度の変化による反応度及び炉出力の変化、すなわち空間依存動特性を Sn 法による中性子輸送計算と改良型準静近似を用いて解析する。本資料は、高速炉の崩壊炉心のように炉心物質の配位が大きく変化する状態への Sn 法の適用性、即発臨界超過時のように原子炉出力が急速に変化する状況への改良型準静近似の適用性及びＳＩＭＭＥＲの動特性解析機能の妥当性の確認を行った結果についてまとめたものである。

2. 妥当性確認

(1) 損傷炉心における Sn 法輸送計算の適用性

炉心崩壊事故における損傷炉心を模擬したベンチマーク体系を設定し、モンテカルロ法(GMVP[1])と比較することで、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲで用いている Sn 法輸送計算（PARTISN[2]）の適用性を確認した。

第 2.1 図に本適用性検討のために設定したベンチマーク体系を示す。なお、このベンチマーク体系は、2 次元 R-Z 体系であり、2 次元 R-Z 体系で計算を行うＳＩＭＭＥＲ－Ⅲに対応したものとなっている。①はこのベンチマークの基準となる健全運転状態を模擬した体系である。②は内側炉心、外側炉心が沈降し、健全運転状態を基準とした反応度が高くなる体系を模擬している。③は内側炉心が沈降し、外側炉心が炉心の外側方向に分散した体系であり、反応度は低くなる。④は Sn 法輸送計算の適用が難しい可能性のある仮想的な体系であり、上記②の体系において吸収体が局所的に存在した状態を模擬している。この体系では吸収体が存在するため、反応度としては低くなる。

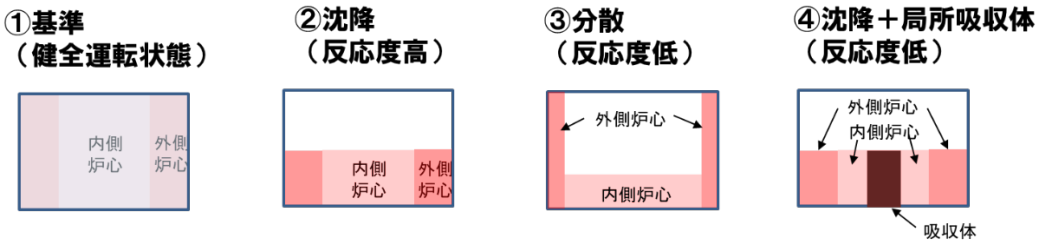
第 2.1 表に Sn 法輸送計算とモンテカルロ法の実効増倍率の比較を示す。空間メッシュ効果と Sn 次数効果は、キャンセルすることを考慮して、空間メッシュ幅は 5 ㎝程度、Sn 次数は S4、S8 とした。①及び②については、Sn 法輸送計算による実効増倍率はモンテカルロ法の計算結果と 0.1～0.3%Δk の相違でよく一致している。③と④で実効増倍率の相違が 0.2～0.5%Δk 程度とやや増加するが、これらの体系は、通常深い未臨界状態となるため有効性評価への影響が少ない。

なお、燃料の濃度が異なる領域が複雑に配置される体系については、Pu 富化度の異なる燃料が市松模様状に装荷された領域を持つ JUPITER 実験体系において Sn 法輸送計算の適用性が確認されている[3]。この文献には、前述のような JUPITER 実験体系の一つである ZPPR-10A の Sn 法輸送計算による補正後の計算値と実験値の比（1.0019）及びモンテカルロ法による計算値と実験値の比（1.0026±0.01%）が示されており、この結果から Sn 輸送計算による実効増倍率はモンテカルロ法の計算結果と 0.1%Δk 以下の相違で一致していることが分かる。

第 2.1 表　Sn 法輸送計算とモンテカルロ法の実効増倍率の比較

			①基準（健全体系）	②沈降	③分散	④沈降＋局所吸収体
Sn法輸送計算	S4	実効増倍率	1.1030	1.1505	1.0437	1.0505
		GMVPとの差	0.0003	-0.0015	-0.0029	-0.0021
	S8	実効増倍率	1.1016	1.1498	1.0414	1.0489
		GMVPとの差	-0.0010	-0.0022	-0.0052	-0.0037
モンテカルロ法（GMVP）			1.1026	1.1520	1.0466	1.0526
GMVPの統計精度（1σ）			0.00001	0.00001	0.00001	0.00001

※Sn法輸送計算の計算条件：メッシュ幅5cm程度

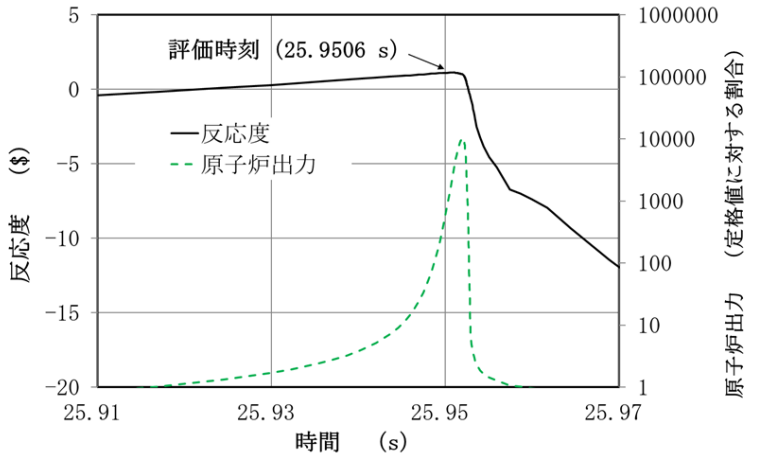


第 2.1 図　Sn 法輸送計算の適用性検討のためのベンチマーク体系

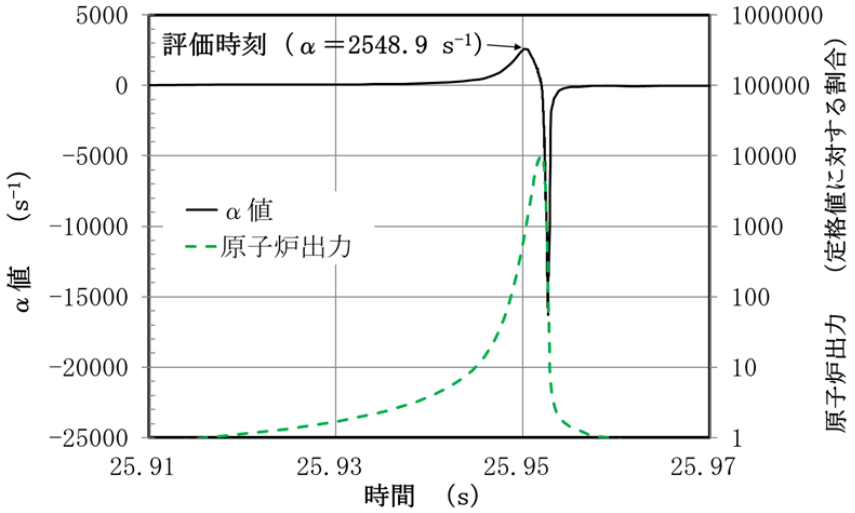
(2) スナップショット法（αモードとλモード）での比較

空間依存動特性を改良型準静近似で扱うＳＩＭＭＥＲ－ＩＶ及びＳＩＭＭＥＲ－Ⅲの検証の一環として、損傷炉心体系（即発臨界を超過する際の物質分布を模擬）の反応度についてスナップショット法による比較を行った。スナップショットでの Sn 法輸送計算（PARTISN）では、即発中性子が優勢となるαモード（遅発中性子を無視した近似）、遅発中性子が優勢となるλモード（近似）での評価を行った。

第 2.2 図にＳＩＭＭＥＲによって評価された即発臨界超過前後の反応度と原子炉出力の時間変化を示す。この図に示されている反応度が最大となる時間点を評価時刻とした。第 2.3 図に原子炉出力の時間変化から算出したα値を示す。このα値は、ＳＩＭＭＥＲによって評価された原子炉出力の時間変化（$\Delta\Phi/\Delta t$）からα値の関係式 $\Delta\Phi/\Delta t=\alpha\Phi$ を用いて算出したα値である。反応度が最大となる評価時刻においてα値も最大となる。高速炉体系においては、$|\alpha|$＞約 10^4 s^{-1} のときに遅発中性子を無視したαモード（近似）、$|\alpha|$＜約 10 s^{-1} のときにλモード（近似）が成り立つと考えられるため、ＳＩＭＭＥＲの原子炉出力の時間変化により求めたα値に基づけば、本評価時刻は、αモード（近似）未満、λモード（近似）以上にあると予想される。



第 2.2 図　即発臨界超過前後の反応度と原子炉出力の時間変化（ＳＩＭＭＥＲによる評価）



第 2.3 図　原子炉出力の時間変化から算出したα値

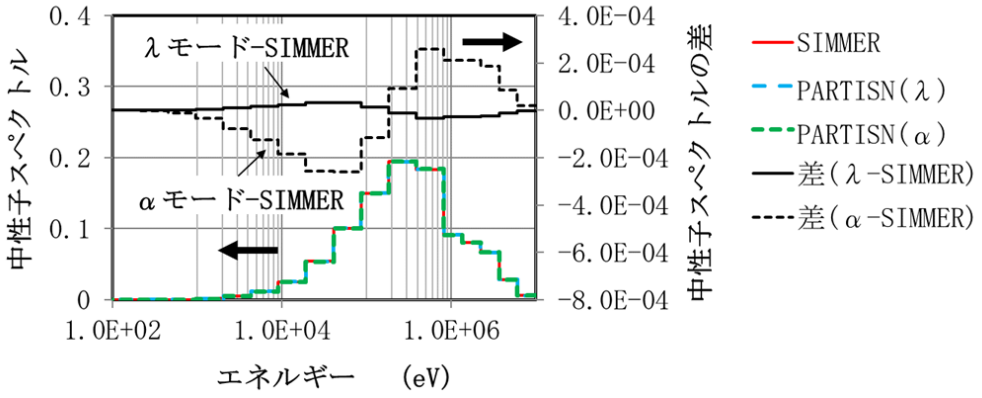
第 2.2 表のＳＩＭＭＥＲとスナップショット法の反応度の比較に、ＳＩＭＭＥＲとスナップショット法の反応度の比較結果を示す。この表から、ＳＩＭＭＥＲの反応度は、スナップショット法の遅発中性子を無視したαモード（近似）による反応度とλモード（近似）による反応度の間の値となっていることが分かる。また、第 2.4 図の中性子スペクトルの比較に、このときの中性子スペクトルの比較結果を示す。超臨界状態の中性子スペクトルは、λモード（近似）の中性子スペクトルに比べて硬くなることが指摘されている[4]。この図から、ＳＩＭＭＥＲの中性子スペクトルは、遅発中性子を無視したαモード（近似）で求めた中性子スペクトルよりは軟らかく、λモード（近似）で求めた中性子スペクトルよりは硬くなっていることが分かる。

前述のように、ＳＩＭＭＥＲの原子炉出力の時間変化により求めたα値に基づけば、本評価時刻は、αモード（近似）未満、λモード（近似）以上にあると予想される。反応度と中性子スペクトルについてのＳＩＭＭＥＲとスナップショット法の比較結果は、それらの物理的な整合性を示すものである。

第 2.2 表　SIMMER とスナップショット法の反応度の比較

		反応度($)
SIMMER		1.12
スナップショット法（Sn法輸送計算）	αモード（近似）*	1.18
	λモード（近似）	1.09

*遅発中性子を無視した近似



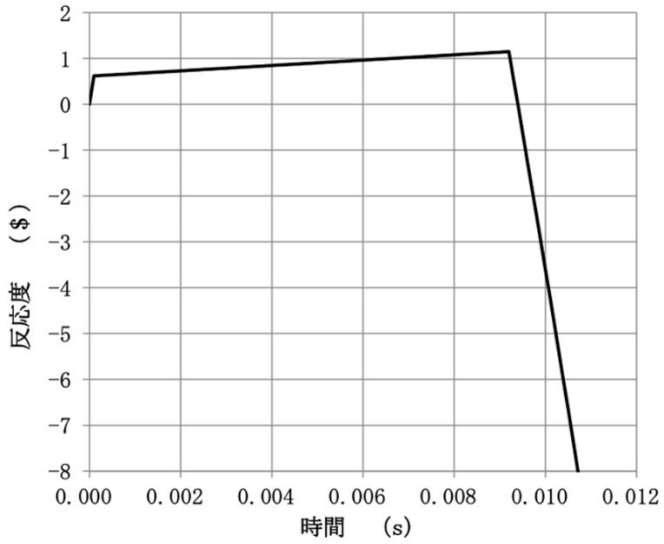
第 2.4 図　中性子スペクトルの比較

(3) 反応度変化に対応した出力計算

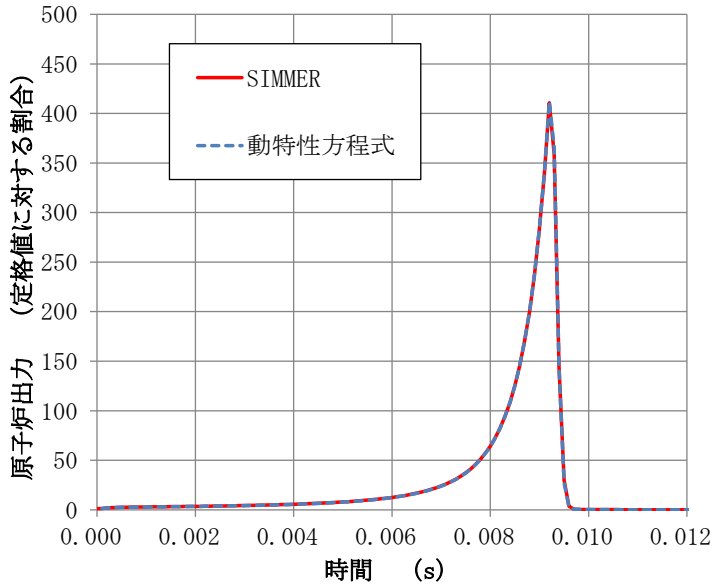
動特性方程式を数値的に解いて、急峻な反応度変化（反応度挿入率約 50$/s で即発臨界を超過した後、急速に大きな負の反応度を投入する。）に対する原子炉の出力変化を算出した。

第 2.5 図に投入した反応度の時間履歴を示す。この反応度の時間履歴を動特性方程式の数値解法及びＳＩＭＭＥＲへの入力値とした。第 2.6 図に原子炉の出力変化の比較結果を示す。この図から、動特性方程式を数値的に解いた結果とＳＩＭＭＥＲによる評価結果は、よく一致していることが確認できる。

ＳＩＭＭＥＲにより同様の反応度の時間履歴を用いて原子炉の出力変化を解析した結果、解析結果は、動特性方程式を数値的に解いた結果と良く一致しており、原子炉の出力変化を適切に解析できることを確認した。



第 2.5 図　反応度の時間履歴



第 2.6 図　原子炉の出力変化の比較

3. 参考文献

[1] 長家康展、奥村啓介、櫻井健、森貴正、”MVP/GMVP 第 3 版：連続エネルギー法及び多群法に基づく汎用中性子・光子輸送計算モンテカルロコード（翻訳資料）”、JAEA-Data/Code 2016-019 (2017).

[2] R. E. Alcouffe, R. S. Baker, J. A. Dahl, S.A. Turner and Robert Ward, “PARTISN: A Time-Dependent, Parallel Neutral Particle Transport Code System,” LA-UR-08-07258 (Revised Nov.2008).

[3] M. Ishikawa, T. Ikegami and T. Sanda, “ZPPR Benchmarks for Large LMFBR Core Physics from JUPITER Cooperative Program Between United States and Japan,” Nucl. Sci. Eng., Vol.178, pp.335-349 (2014).

[4] T. Yamamoto, H. Endo, T. Yokoyama and M. Kawashima, “Implementation of Transient Neutron Transport Solver in ASTERIA-FBR,” Progress in Nucl. Sci. Technol., Vol.2, pp.253-257 (2011).

第５部

ＰＬＵＧ

1. はじめに

本資料では、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、ＰＬＵＧについて計算コード概要、回転プラグ応答及びナトリウム噴出の解析における重要現象のモデル化について説明した上で、妥当性確認について述べる。なお、ここでは、他の計算コードの説明と同様に、「妥当性確認」という用語を用いるが、内容としては、「検証及び妥当性確認」の検証の部分が中心となっている。ＰＬＵＧは、複雑な物理現象や詳細なモデルを扱わない簡易コードであるため、回転プラグ応答及びナトリウム噴出の解析に必要となるモデルの検証を行っておけば、同コードの適用性及び妥当性が確認できるものと判断している。

2. 計算コード概要

ＰＬＵＧは、原子炉容器の上蓋を構成する複数のプラグとそれらを固定又は連結するボルトの運動をモデル化するとともに、回転プラグ上下の圧力差によるプラグ間隙を通じた格納容器（床上）へのナトリウムの噴出量を解析するための計算コードである。

ＰＬＵＧでは、種々の回転プラグを質点として扱い、連結ボルトを弾塑性体としてモデル化し、各プラグの１次元の運動方程式を連成させて解くことによりその相対運動を計算する。また、原子炉容器内と格納容器（床上）との圧力差を用いて、ベルヌーイの式から回転プラグ間の相対変位により生じる間隙から噴出するナトリウム量を計算する。

3. 重要現象のモデル化

有効性評価において、ＰＬＵＧは、事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF)」の機械的応答過程における格納容器（床上）へのナトリウム噴出量の解析に使用される。格納容器（床上）へのナトリウム噴出量は、2.2 節に記載した有効性評価の評価項目のうち、(3)の「・・・原子炉容器の上部からナトリウムが格納容器（床上）に噴出する可能性がある場合において、格納容器の破損を防止できること」に関わる重要なパラメータである。ＰＬＵＧでは、この計算に必要な重要現象を以下のようにモデル化している。

(1) 回転プラグを構成する複数のプラグ（大回転プラグ、小回転プラグ及び炉心上部機構)、各プラグ間及び大回転プラグとソールプレートとの間の連結ボルトを全てモデル化する。
(2) 各プラグは質点、連結ボルトはバネとして取り扱い、各プラグの 1 次元の運動方程式を連成させて解くことによりその相対運動を計算する。ボルトは弾塑性体としてモデル化し、その応力－ひずみ関係には区分線形関数を用いる。
(3) プラグ下面の圧力履歴、格納容器（床上）圧力（一定値)、各プラグに働く重力による全てのプラグの相対運動を計算し、各プラグの変位及びプラグ間の全ての間隙の発生時刻及び継続時間を計算する。また、プラグ下面の圧力の低下によるプラグの着座と間隙の消滅時刻を計算する。さらに、プラグが衝突する際には、反発係数を用いて反発後の速度を計算する。
(4) プラグ間に生じる間隙の発生時刻と継続時間を基に、プラグ上下の圧力差による原子炉容器内のナトリウムの間隙内への侵入量及びプラグ上面から格納容器（床上）へのナトリウムの噴出量を計算する。ナトリウムの噴出流路となるプラグ間隙部は、垂直環状流路、水平矩形流路

及びエルボとしてモデル化し、摩擦損失及び形状損失を考慮する。

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

ＰＬＵＧによる回転プラグ応答及びナトリウム噴出の解析の妥当性確認を目的として、単純な体系を用いて基本的な機能が確認できる解析条件を設定し、以下の 7 ケースの解析を実施した。これらの解析を通じて、ボルト及びプラグの動的応答の解析、ナトリウム噴出量の解析及びプラグの衝突解析が適切に行えることを確認した。妥当性の確認は、各解析ケースに対する理論解と解析結果とを比較することにより行った。

・ボルト及びプラグの動的応答の解析の妥当性の確認

Case-1　弾性解析

Case-2　弾塑性解析

・ナトリウム噴出量の解析の妥当性の確認

Case-3　垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

Case-4　水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

Case-5　入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析

・プラグの衝突解析の妥当性の確認

Case-6　互いに独立したプラグの衝突解析

Case-7　一体となったプラグの衝突解析

Case-1～5 については、プラグがボルトにより固定された条件においてステップ状の圧力を与えた場合の応答を解析することとした。Case-6 及び 7 については、プラグに初速度を与えて衝突させ、その挙動を解析することとした。

4.2 妥当性確認

妥当性確認の結果を整理して第 4.1 表に示す。Case-1 から Case-7 の全てについて、理論値と計算値は良く一致しており、これにより解析の妥当性を確認した。なお、各ケースの解析の詳細については、付録に記す。

- Case-1 では、ボルトの変形が弾性範囲に収まる程度のステップ状の圧力をプラグ下面に作用させた際の応答を解析し、その弾性応答の解析の妥当性を確認した。
- Case-2 では、ボルトの変形が弾性範囲を超えるステップ状の圧力をプラグ下面に作用させた際の応答を解析し、その弾塑性応答の解析の妥当性を確認した。
- Case-3 では、Case-1 と同じ解析条件の基で、垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量を解析し、その噴出量の解析の妥当性を確認した。
- Case-4 では、Case-1 と同じ解析条件の基で、水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量を解析し、その噴出量の解析の妥当性を確認した。
- Case-5 では、Case-1 と同じ解析条件の基で、入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量を解析し、その噴出量の解析の妥当性を確認した。
- Case-6 では、独立した 3 つのプラグに初速度を与えて剛壁に衝突させる解析を行い、その

反発挙動の解析の妥当性を確認した。

・ Case-7 では、一体となって移動する 3 つのプラグに初速度を与えて剛壁に衝突させる解析を行い、その反発挙動の解析の妥当性を確認した。

第 4.1 表　ＰＬＵＧの妥当性確認の内容とその結果

ケース番号	確認の内容	理論値と計算値の差	確認結果
1	プラグの運動とボルトの弾性挙動の解析の妥当性を確認する。	0.2%以下	良好
2	プラグの運動とボルトの弾塑性挙動の解析の妥当性を確認する。	0.1%以下	良好
3	垂直流路を噴出するナトリウムの流量の解析の妥当性を確認する。	0.01%以下	良好
4	水平流路を噴出するナトリウムの流量の解析の妥当性を確認する。	0.02%以下	良好
5	入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析の妥当性を確認する。	0.01%以下	良好
6	衝突するプラグ同士の反発挙動の解析の妥当性を確認する（個別に衝突する場合）。	0.1%以下	良好
7	衝突するプラグ同士の反発挙動の解析の妥当性を確認する（一体となって衝突する場合）。	0.1%以下	良好

5. まとめ

回転プラグの応答及びナトリウム噴出の解析に使用する計算モデルの妥当性を確認するため単純な体系を用いた 7 つの解析ケースを選定し、ＰＬＵＧを用いた解析を実施した。これらの解析を通じて、ＰＬＵＧの回転プラグの動的応答の解析及びナトリウム噴出の解析への適用性と計算モデルの妥当性を確認した。ＰＬＵＧは複雑な物理現象や詳細なモデルを扱わない簡易コードであるため、基本計算モデルの検証により、同コードの適用性が判断できると考えている。

ＰＬＵＧの妥当性確認の具体的内容

1. 妥当性確認の方法

ＰＬＵＧによる回転プラグ応答及びナトリウム噴出解析の妥当性確認を目的として、単純な体系を用いて基本的な機能が確認できる解析条件を検討し、以下に示す 7 ケースの解析ケースを選定した。これらの解析を通じて、ボルト及びプラグの動的応答の解析、ナトリウム噴出量の解析及びプラグの衝突解析の妥当性を確認する。妥当性の確認は、各解析ケースに対する理論解を導出し、これと解析結果とを比較することにより行う。

・ボルト及びプラグの動的応答の解析の妥当性の確認

Case-1　弾性解析

Case-2　弾塑性解析

・ナトリウム噴出量の解析の妥当性の確認

Case-3　垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

Case-4　水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

Case-5　入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析

・プラグの衝突解析の妥当性の確認

Case-6　互いに独立したプラグの衝突解析

Case-7　一体となったプラグの衝突解析

2. ボルト及びプラグの動的応答の解析の妥当性の確認

2.1 Case-1　弾性解析

１）対象とする解析条件

ここでは、第 2.1.1 図に示すようにプラグがボルトにより固定された条件において、第 2.1.2 図に示すステップ状の圧力を与えた場合の応答について検討する。第 2.1.1 表に解析に必要となるプラグ及びボルトの幾何形状及び材料特性を示す。

２）解析の妥当性の確認方法

プラグの運動方程式を解き理論解を算出してプラグ変位の時刻歴を求め、これをＰＬＵＧによる計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

３）理論値の算出

外力として第 2.1.2 図に示すような圧力パルスが負荷された場合、プラグとボルトの運動は、次の微分方程式で表される。

$$M\ddot{x} = P_1 S_P - \frac{E_1 S_V}{l} x - Mg \qquad \text{(A2.1-1)}$$

ここで

M：　プラグの質量（kg）

x： プラグの変位（m）
P_1： プラグに作用する圧力（Pa）
S_P： プラグの受圧面積（m²）
E_1： ボルトのヤング率（Pa）
S_V： ボルトの有効断面積（m²）
l： ボルトの有効長（m）
g： 重力加速度（m/s²）
t： 時刻（s）

上式の右辺第 1 項は外力、第 2 項はボルトの抗力、第 3 項は重力を表す。境界条件は、以下である。

$$t = t_0 \text{のとき、} x = 0 \text{かつ} \dot{x} = 0 \qquad \text{(A2. 1-2)}$$

ここで

t_0： パルス状圧力が立ち上がる時刻（s）

このとき、

$$\omega_1{}^2 = \frac{E_1 S_V}{Ml} \qquad \text{(A2. 1-3)}$$

$$\beta_1 = \frac{P_1 S_P}{M} - g \qquad \text{(A2. 1-4)}$$

とおくと(A2. 1-1)式は、以下のようになる。

$$\ddot{x} + \omega_1{}^2 x = \beta_1 \qquad \text{(A2. 1-5)}$$

(A2. 1-5)式の理論解は、次式により与えられる。

$$x = \frac{\beta_1}{\omega_1{}^2}(1 - cos\omega_1(t - t_0)) \qquad \text{(A2. 1-6)}$$

(A2. 1-6)式は、単振動曲線を描くが、その振幅と周期は、以下となる。

振幅： $$\frac{\beta_1}{\omega_1{}^2} = \left(\frac{P_1 S_P}{M} - g\right)\frac{Ml}{E_1 S_V} \qquad \text{(A2. 1-7)}$$

周期： $$\frac{2\pi}{\omega_1} = 2\pi\left(\frac{Ml}{E_1 S_V}\right)^{1/2} \qquad \text{(A2. 1-8)}$$

ボルトの変形が弾性範囲に収まるための圧力の条件は、以下となる。

$$P_1 \leq \frac{S_V}{2S_P}\sigma_Y + \frac{Mg}{S_P} \qquad \text{(A2. 1-9)}$$

(A2. 1-9)式に第 2. 1. 1 表に示した数値を代入すると以下を得る。

$$P_1 \leq 5.745 \times 10^6 \quad \text{(Pa)} \qquad \text{(A2. 1-10)}$$

負荷される圧力が5.745×10^6Pa より小さい場合、ボルトは、弾性変形をする。$P_1 = 5.0 \times 10^6$(Pa)とした場合、ボルトとプラグは、以下の式で表される単振動運動を行う。

振幅(m)：
$$\left(\frac{P_1 S_P}{M} - g\right)\frac{Ml}{E_1 S_V} = 3.12 \times 10^{-4} \quad \text{(A2.1-11)}$$

最大速度(m/s)：
$$\left(\frac{P_1 S_P}{M} - g\right)\sqrt{\frac{Ml}{E_1 S_V}} = 0.201 \quad \text{(A2.1-12)}$$

最大加速度(m/s^2)：
$$\frac{P_1 S_P}{M} - g = 129.3 \quad \text{(A2.1-13)}$$

４）理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較

第 2.1.3 図～第 2.1.10 図にボルトの応力(SI)、伸び(XBOLT)、ひずみ(EP)、塑性ひずみ(PS)、ボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係、プラグの変位(XD)、速度(XV)、加速度(XA)をそれぞれ示す。第 2.1.8 図～第 2.1.10 図には、理論値の時刻歴を重ねて示した。第 2.1.2 表にプラグの最大変位、最大速度及び最大加速度について、理論値とＰＬＵＧによる計算値を比較して示す。理論値と計算値の差は、最も重要な変異については 0.2%以内である。なお、加速度のような微分量の差はやや大きいが時間刻み幅(タイムステップ)を小さくすることで差が小さくなる傾向にある。

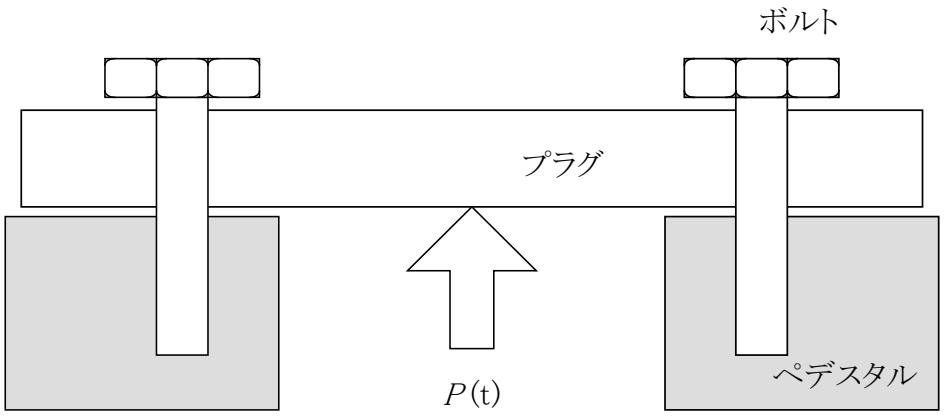
以上から、ボルトの変形が弾性範囲内にある場合におけるプラグ応答のＰＬＵＧによる解析の妥当性が確認できる。

第 2.1.1 表　解析に必要となるプラグ及びボルトの幾何形状及び材料特性(Case-1)

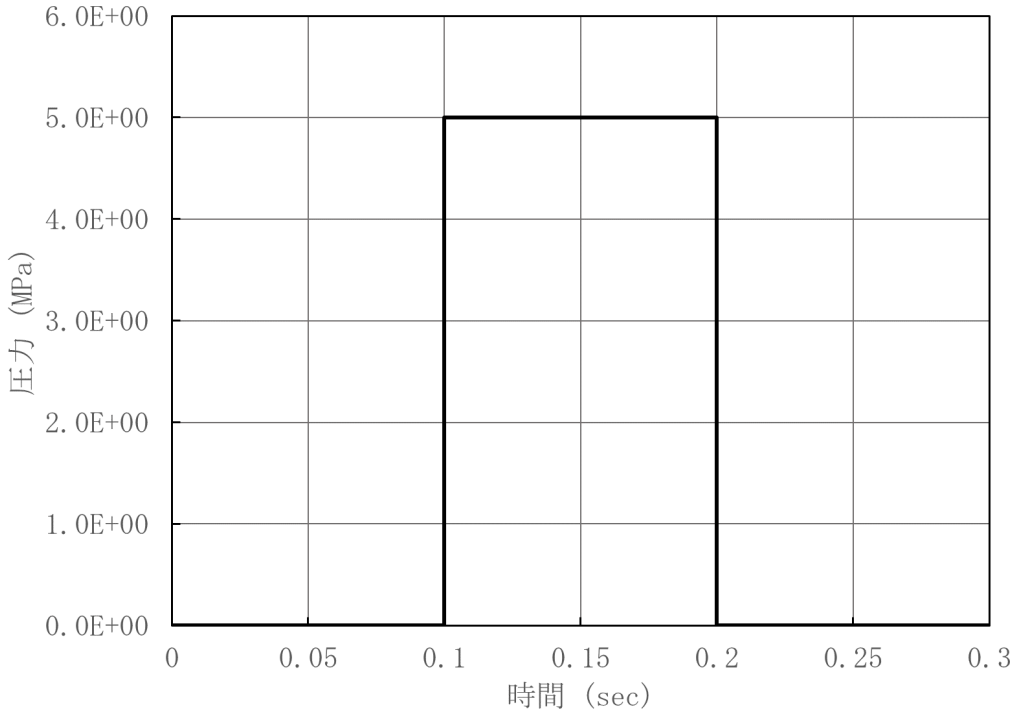
	項目	変数名	値　（単位）
ボルト	初期締付力	—	0.0
	ヤング率	E_1	21000 (kg/mm^2)=2.06×10^{11} (Pa)
	有効長	l	0.19 (m)
	有効断面積	S_v	0.2157 (m^2)
	降伏応力	σ_Y	80 (kg/mm^2)=7.85×10^8 (Pa)
	UTS	σ_u	95 (kg/mm^2)=9.32×10^8 (Pa)
	降伏ひずみ	ε_Y	3.81×10^{-3}
	破断ひずみ	ε_u	0.15
プラグ	質量	M	5.638×10^5 (kg)
	受圧断面積	S_P	15.69 (m^2)

第 2.1.2 表　理論値とＰＬＵＧによる計算値との比較(Case-1)

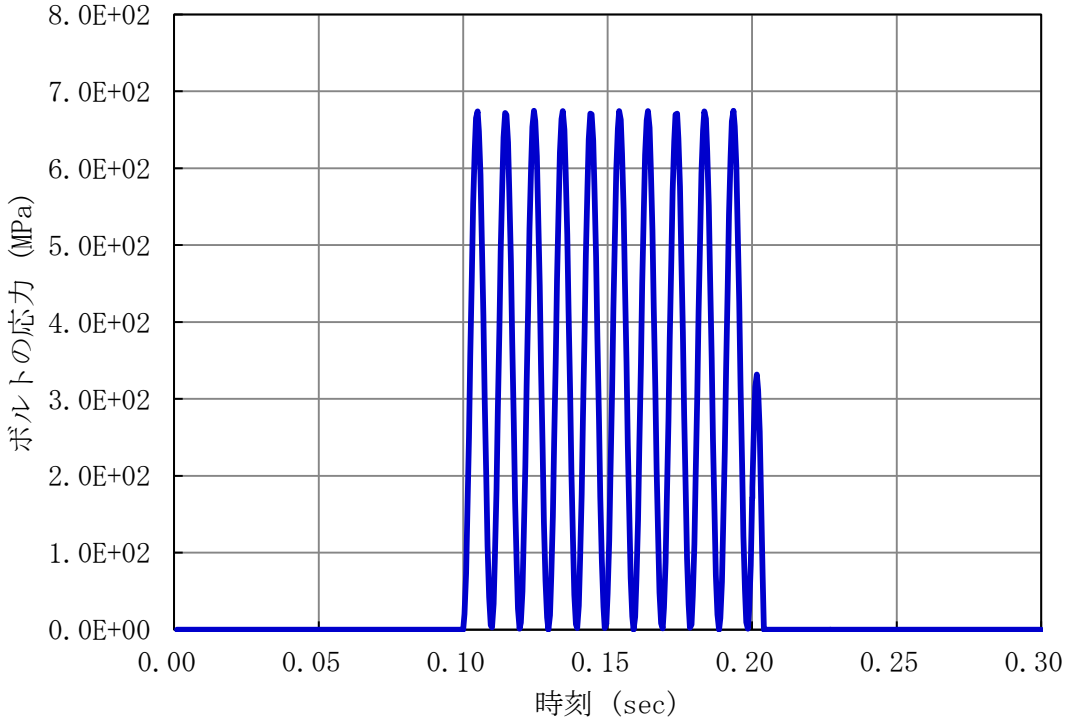
項目	理論値	計算値	理論値との差
プラグの最大変位	6.24×10^{-4} m	6.22×10^{-4} m	0.19 %
プラグの最大速度	0.201 m/s	0.206 m/s	-2.81 %
プラグの最大加速度	129.3 m/s^2	133.9 m/s^2	-3.53 %



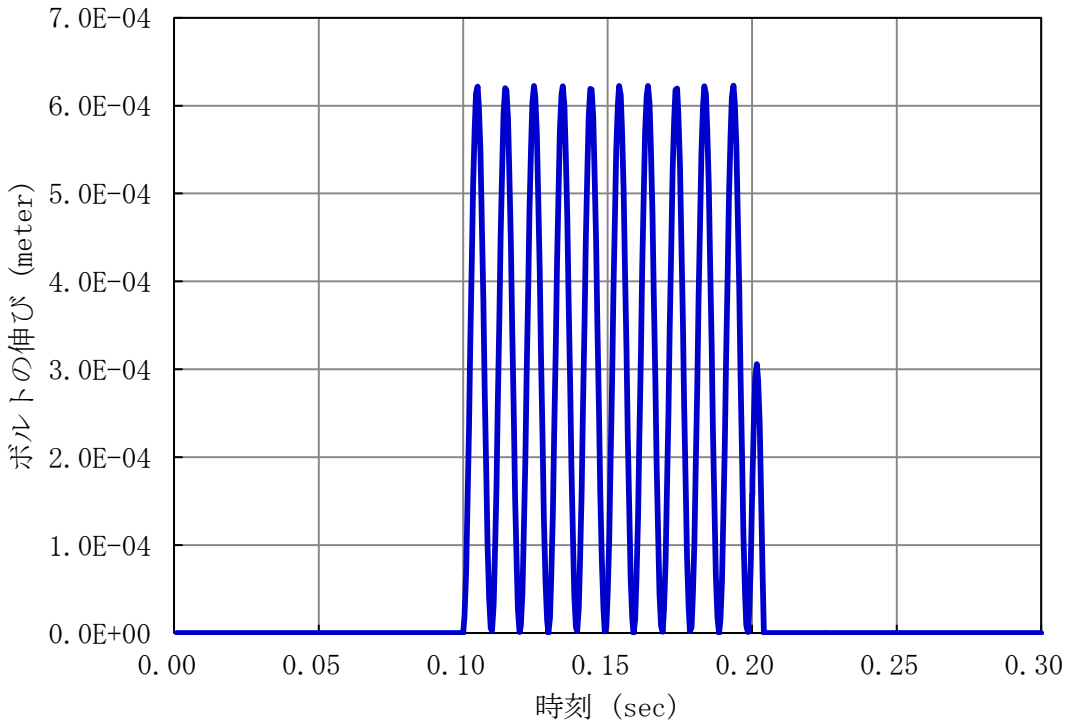
第 2.1.1 図　弾性解析の体系(Case-1)



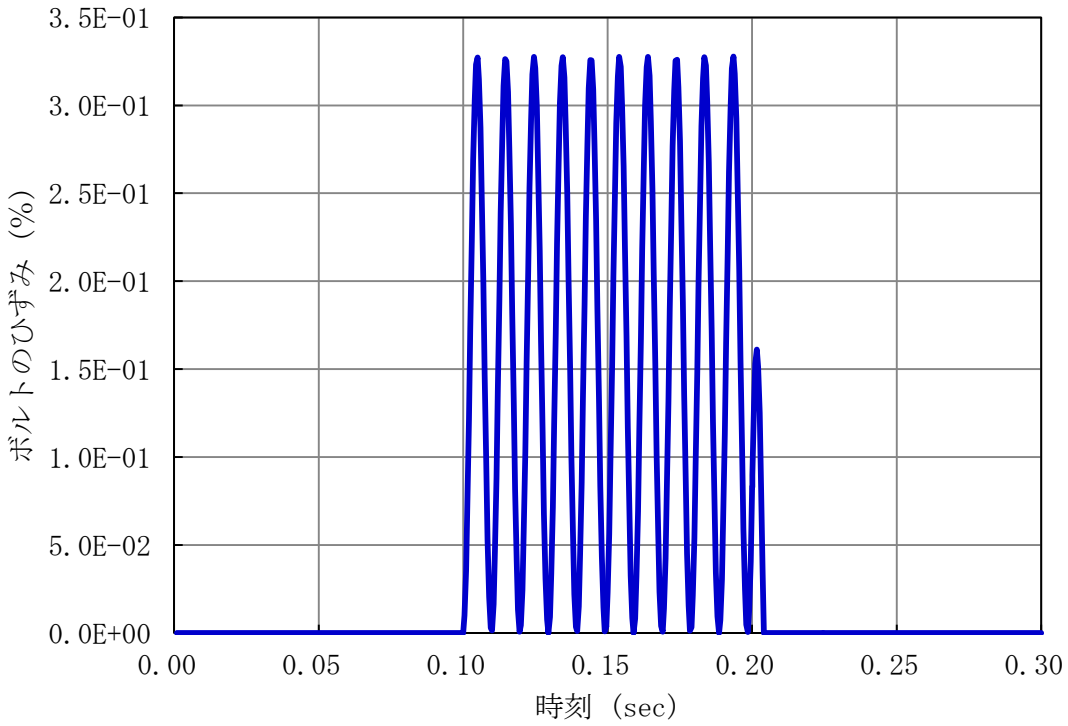
第 2.1.2 図　弾性解析の圧力履歴(Case-1)



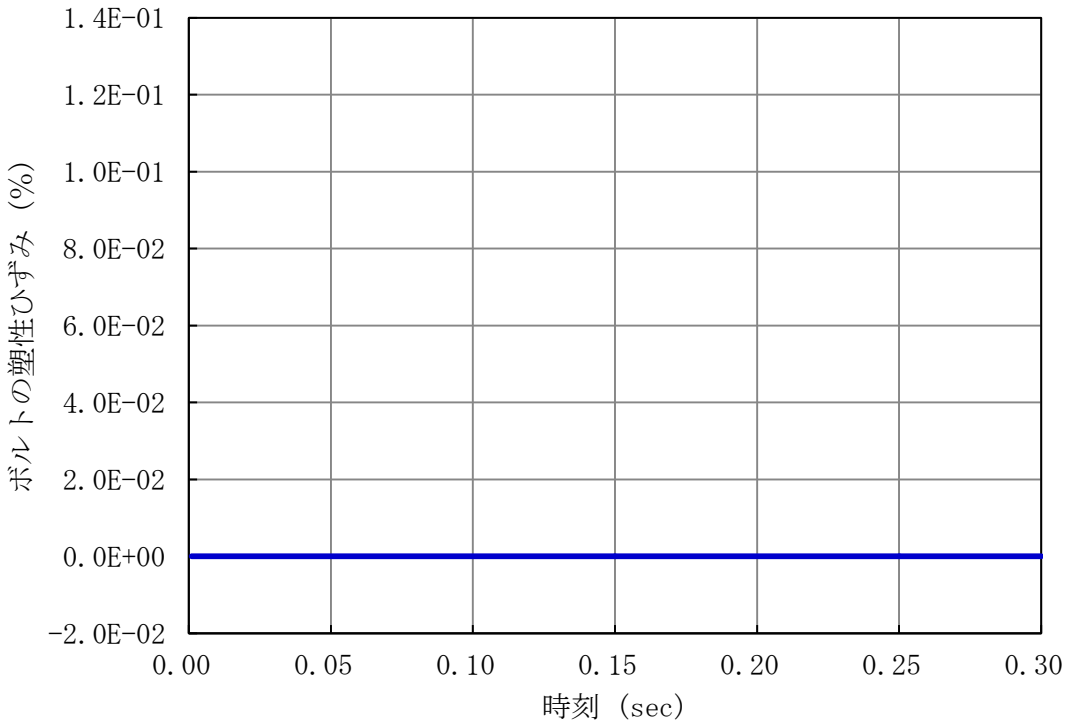
第 2.1.3 図　弾性解析のボルトの応力(SI)(Case-1)



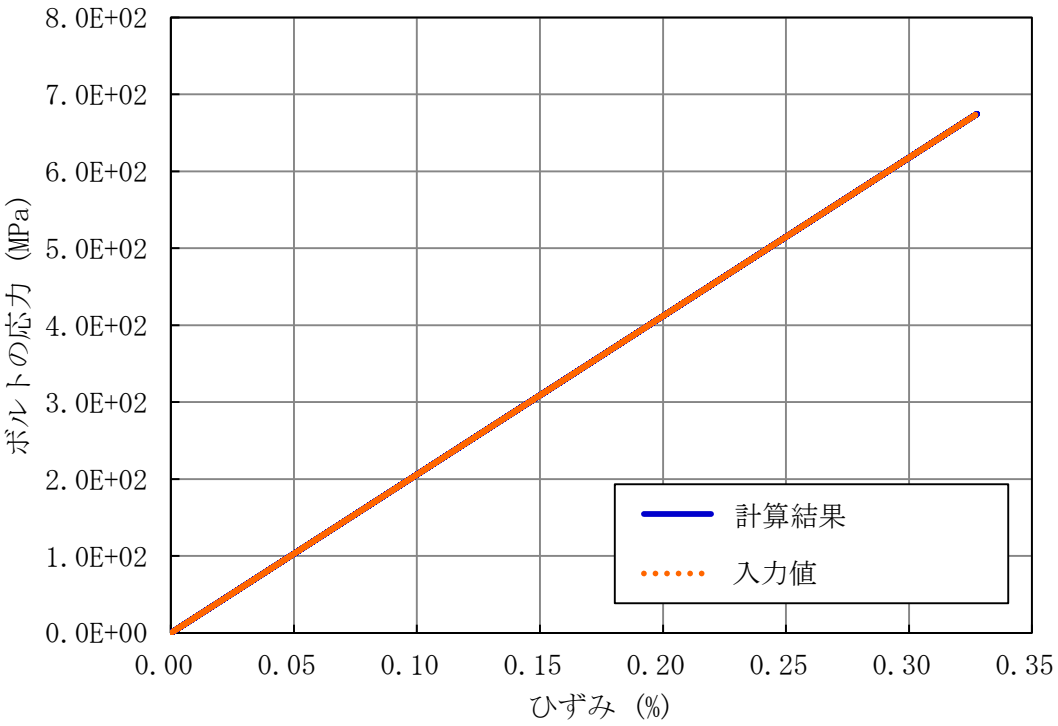
第 2.1.4 図　弾性解析のボルトの伸び(XBOLT)(Case-1)



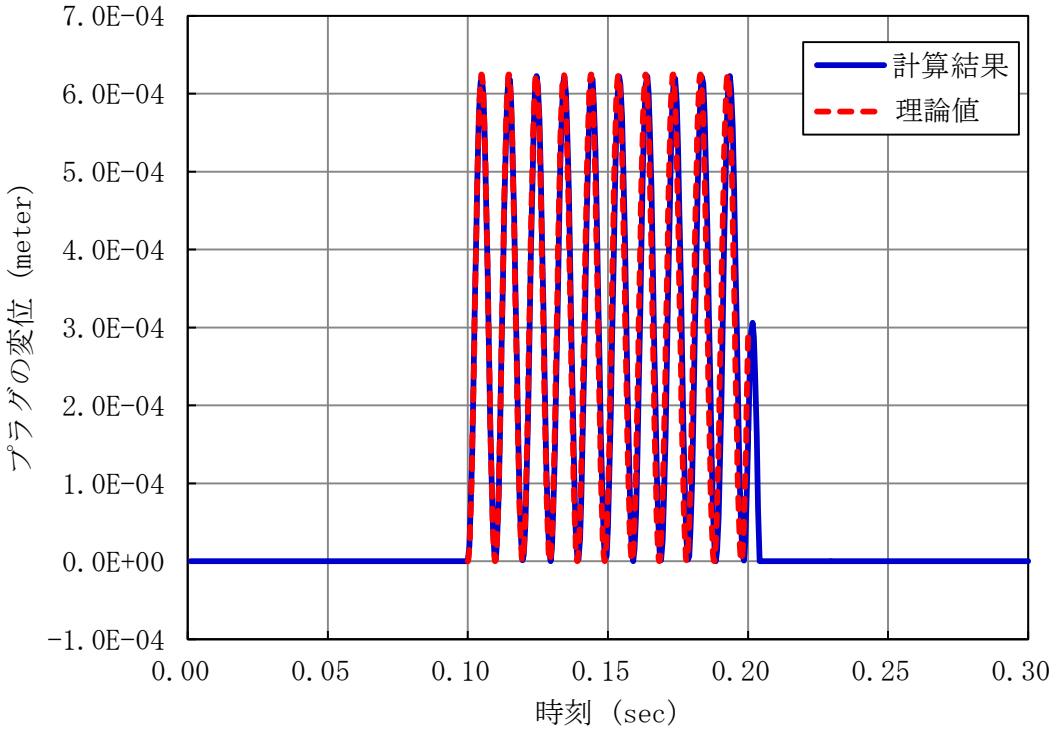
第 2.1.5 図　弾性解析のボルトのひずみ(EP)(Case-1)



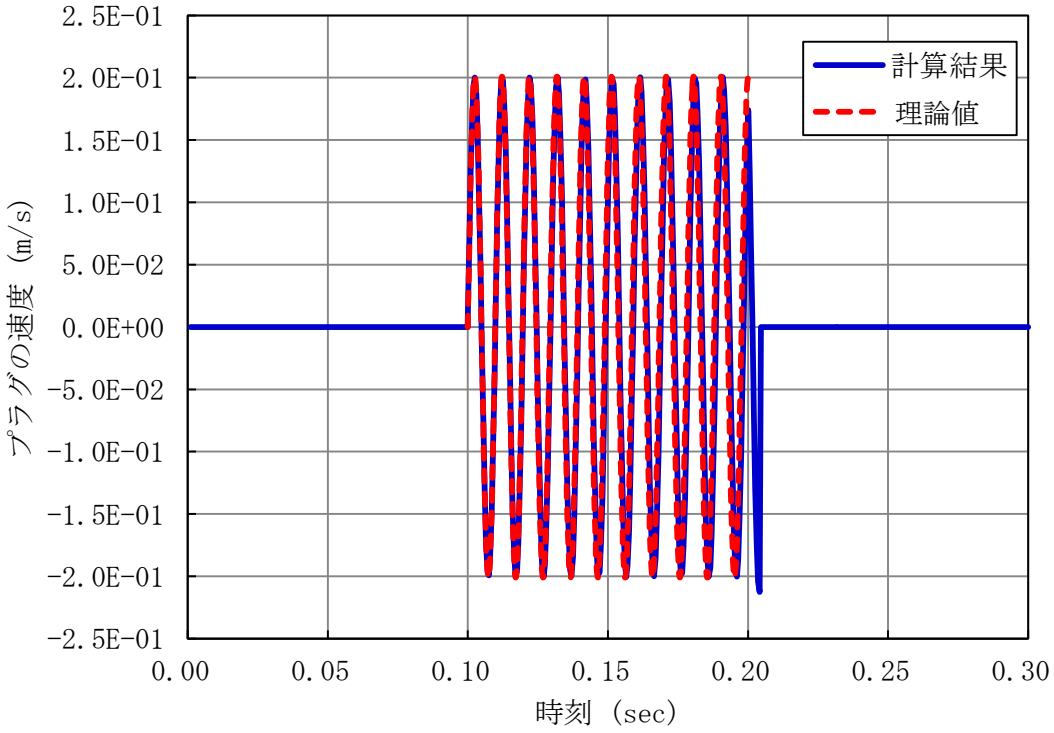
第 2.1.6 図　弾性解析のボルトの塑性ひずみ(PS)(Case-1)



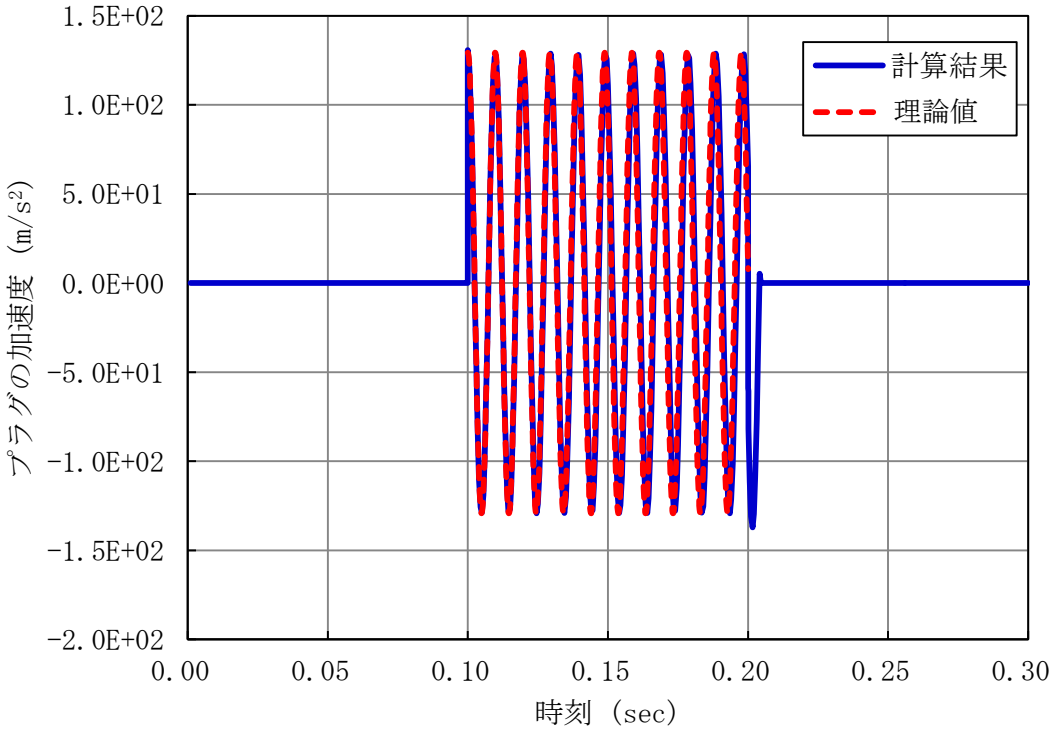
第 2.1.7 図　弾性解析のボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係(Case-1)



第 2.1.8 図　弾性解析のプラグの変位(XD)(Case-1)



第 2.1.9 図　弾性解析のプラグの速度(XV)(Case-1)



第 2.1.10 図　弾性解析のプラグの加速度(XA)(Case-1)

2.2 Case-2　弾塑性解析

１）対象とする解析条件

ここでは、Case-1 の弾性解析と同じ解析体系（第 2.1.1 図参照）を用いて、作用する圧力を増大させることによりボルトが塑性変形する場合の応答について検討する。

２）妥当性の確認方法

プラグの運動方程式を解き理論解を算出してプラグ変位の時刻歴を求め、これをＰＬＵＧによる計算値と比較して解析の妥当性を確認する。ただし、理論解は、ボルトが変形を開始して応力が増大している間のものしか得られないので、ボルトの変形が開始してからプラグが最大変位に至るまでの間で理論値と計算値との比較を行う。

３）理論値の算出

(A2.1-10)式で与えられるP_1よりも大きい圧力P_2がプラグに負荷されると、ボルトは、塑性変形する。以降では、変数の添え字を弾性領域：1、塑性領域：2 として区別する（例えば、変位xについては、弾性領域での値をx_1、塑性領域での値をx_2とする。）。

[弾性領域]

弾性領域の解は、前述の(A2.1-6)式でと同様、次式で与えられる。

$$x_1 = \frac{\beta_1}{{\omega_1}^2}(1 - cos\omega_1(t - t_0)) \tag{A2.2-1}$$

ただし、

$${\omega_1}^2 = \frac{E_1 S_V}{Ml} \tag{A2.2-2a}$$

$$\beta_1 = \frac{P_2 S_P}{M} - g \tag{A2.2-2b}$$

である。

[塑性領域]

ボルトが塑性変形する場合のプラグとボルトの運動は、次の微分方程式で表される。

$$M\ddot{x}_2 = P_2 S_P - \frac{E_1 S_V}{l} x_1 - \frac{E_2 S_V}{l}(x_2 - x_1) - Mg \tag{A2.2-3}$$

ただし

$$x_1 \leq x_2、\ x_1は定数$$

上式の右辺第 1 項は外部からの圧力による外力、第 2 項はボルトの弾性変形による抗力、第 3 項はボルトの塑性変形による抗力、第 4 項は重力を表す。弾性変形の場合と違い、ボルトの抗力が弾性変形による抗力と塑性変形による抗力の二つの抗力の影響を考慮しなければならない。この式を変形すると

$$\ddot{x}_2 + {\omega_2}^2 x_2 = \beta_2 - ({\omega_1}^2 - {\omega_2}^2)x_1 \qquad \text{(A2.2-4)}$$

を得る。

初期条件は、降伏点Aにおいて

$$x_2 = x_1 \text{かつ} \dot{x}_2 = \dot{x}_1 \qquad \text{(A2.2-5)}$$

である。ただし、

$${\omega_1}^2 = \frac{E_1 S_V}{Ml} \qquad \text{(A2.2-6a)}$$

$${\omega_2}^2 = \frac{E_2 S_V}{Ml} \qquad \text{(A2.2-6b)}$$

$$\beta_2 = \frac{P_2 S_P}{M} - \mathrm{g} \qquad \text{(A2.2-6c)}$$

$$x_1 = \frac{\sigma_Y l}{E_1} \qquad \text{(A2.2-6d)}$$

である。ここでのx_1は降伏点でのボルトの変位である。

(A2.2-4)式のような定数係数2階非斉次線形微分方程式は、その斉次方程式：

$$\ddot{x}_2 + {\omega_2}^2 x_2 = 0 \qquad \text{(A2.2-7)}$$

の一般解を求め、それに(A2.2-4)式の特殊解を加えることにより、その一般解が得られる。

(A2.2-7)式の一般解は、

$$C_1 sin\omega_2 t + C_2 cos\omega_2 t \qquad \text{(A2.2-8)}$$

であり、(A2.2-4)式の特殊解は、観察から容易に

$$\frac{\beta_2 - ({\omega_1}^2 - {\omega_2}^2)x_1}{{\omega_2}^2} \qquad \text{(A2.2-9)}$$

であることがわかるので、(A2.2-4)式の一般解として

$$x_2 = C_1 sin\omega_2 t + C_2 cos\omega_2 t + \gamma \qquad \text{(A2.2-10)}$$

を得る。ただし、C_1とC_2は積分定数であり、γは(A2.2-9)式に等しい。

弾性領域から塑性領域に移るA点における変位と速度の連続性、すなわち(A2.2-5)式から次の二つの式を得る。

$$(x_{2A} =)\ C_1 sin\omega_2 t_0 + C_2 cos\omega_2 t_0 + \gamma = x_{1A} \qquad \text{(A2.2-11a)}$$

$$(\dot{x}_{2A} =)\ C_1 \omega_2 cos\omega_2 t_0 - C_2 \omega_2 sin\omega_2 t_0 = \dot{x}_{1A} \qquad \text{(A2.2-11b)}$$

ここで、

$$x_{1A} = \frac{\beta_2}{{\omega_1}^2}(1 - cos\omega_1 t_0) \quad \text{(A2.2-12a)}$$

$$\dot{x}_{1A} = \frac{\beta_2}{\omega_1} sin\omega_1 t_0 \quad \text{(A2.2-12b)}$$

t_0：降伏点Aに到達する時刻

である。積分定数C_1とC_2は、(A2.2-11)式から求めることができる。

$$C_1 = (x_{1A} - \gamma)\, sin\omega_2 t_0 + \frac{\dot{x}_{1A}}{\omega_2} cos\omega_2 t_0 \quad \text{(A2.2-13a)}$$

$$C_2 = (x_{1A} - \gamma)\, cos\omega_2 t_0 - \frac{\dot{x}_{1A}}{\omega_2} sin\omega_2 t_0 \quad \text{(A2.2-13b)}$$

次にプラグの塑性領域における最大変位を求める。(A2.2-10)式から、

$$x_2 = \sqrt{{C_1}^2 + {C_2}^2}\, \sin(\omega_2 t + \alpha)\, t + \gamma \leq \sqrt{{C_1}^2 + {C_2}^2} + \gamma \quad \text{(A2.2-14)}$$

ここで、

$$cos\,\alpha = \frac{C_1}{\sqrt{{C_1}^2 + {C_2}^2}} \quad \text{(A2.2-15a)}$$

$$sin\,\alpha = \frac{C_2}{\sqrt{{C_1}^2 + {C_2}^2}} \quad \text{(A2.2-15b)}$$

である。したがって、塑性領域の最大変位$(x_2)_{max}$として

$$(x_2)_{max} = \sqrt{{C_1}^2 + {C_2}^2} + \gamma = \sqrt{(x_{1A} - \gamma)^2 + \frac{{\dot{x}_{1A}}^2}{{\omega_2}^2}} + \gamma \quad \text{(A2.2-16)}$$

を得る。

第2.1.1表に示したプラグ及びボルトの諸データ及び外圧$P_2 = 7 \times 10^6$ (Pa)を(A2.2-16)式に代入すると

$$(x_2)_{max} = 9.427 \times 10^{-4}\ (\mathrm{m}) \quad \text{(A2.2-17)}$$

を得る。

4）理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較

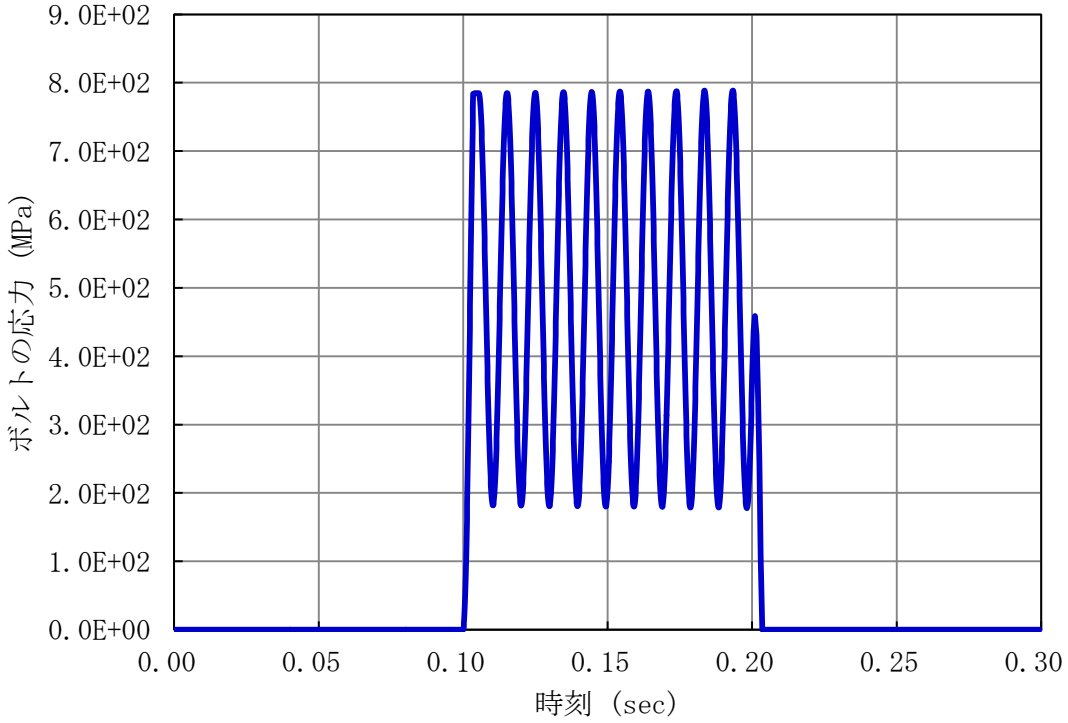
第2.2.1図～第2.2.8図にボルトの応力(SI)、伸び(XBOLT)、ひずみ(EP)、塑性ひずみ(PS)、ボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係、プラグの変位(XD)、速度(XV)、加速度(XA)をそれぞれ示す。第2.2.6図～第2.2.8図には、理論値を重ねて示した。ただし、理論値の表示領域は、弾性状態から塑性状態に至り、最大変位を記録するまでとした。第2.2.1表にプラグの最大変位について、理論

値とＰＬＵＧによる計算値を比較して示す。理論値と計算値は、良く一致している。

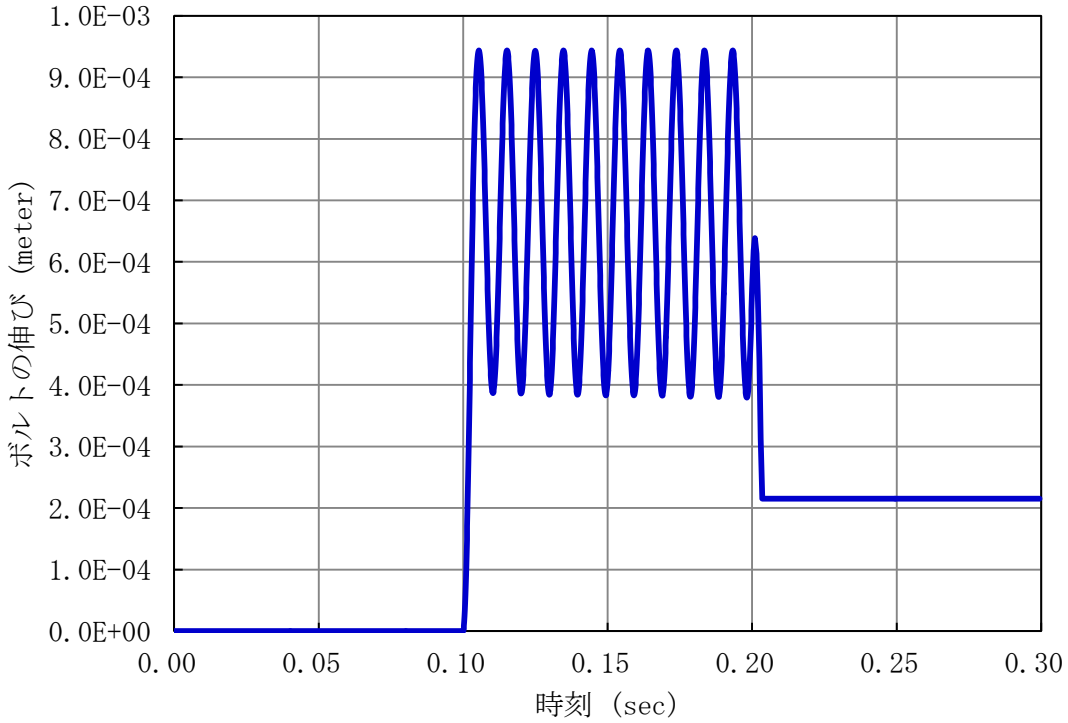
以上から、ボルトの変形が弾性範囲を超えた場合におけるプラグ応答のＰＬＵＧによる解析の妥当性が確認できる。

第 2.2.1 表　理論値とＰＬＵＧによる計算値との比較(Case-2)

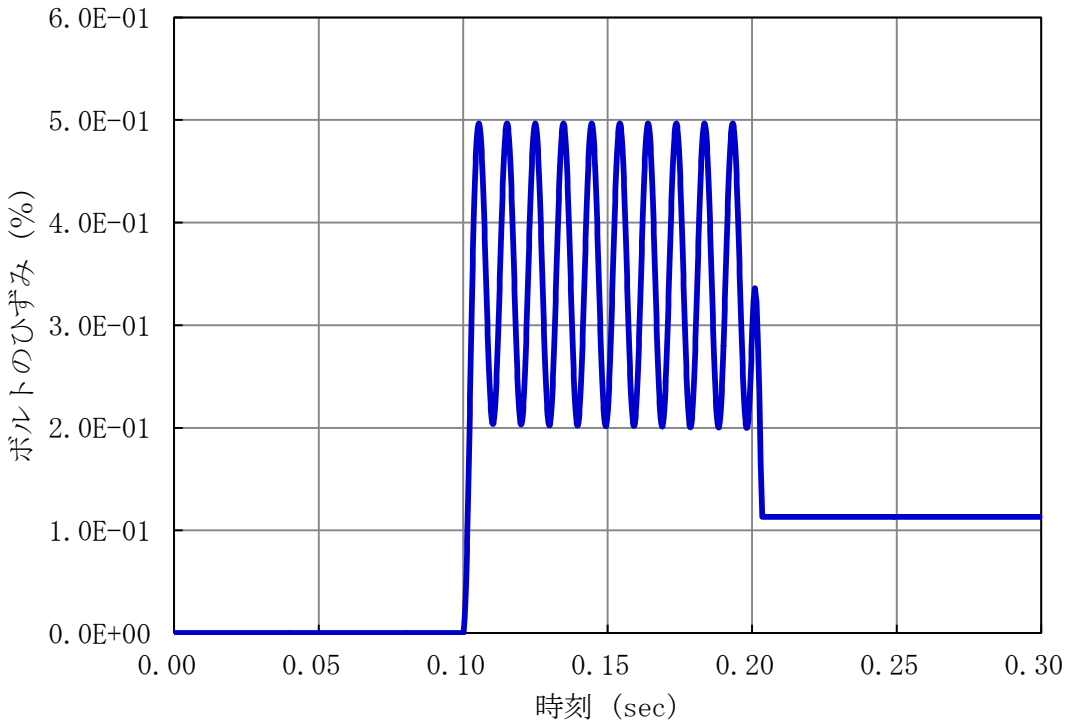
項目	理論値	計算値	理論値との差
プラグの最大変位	9.427×10^{-4} m	9.436×10^{-4} m	-0.09 %



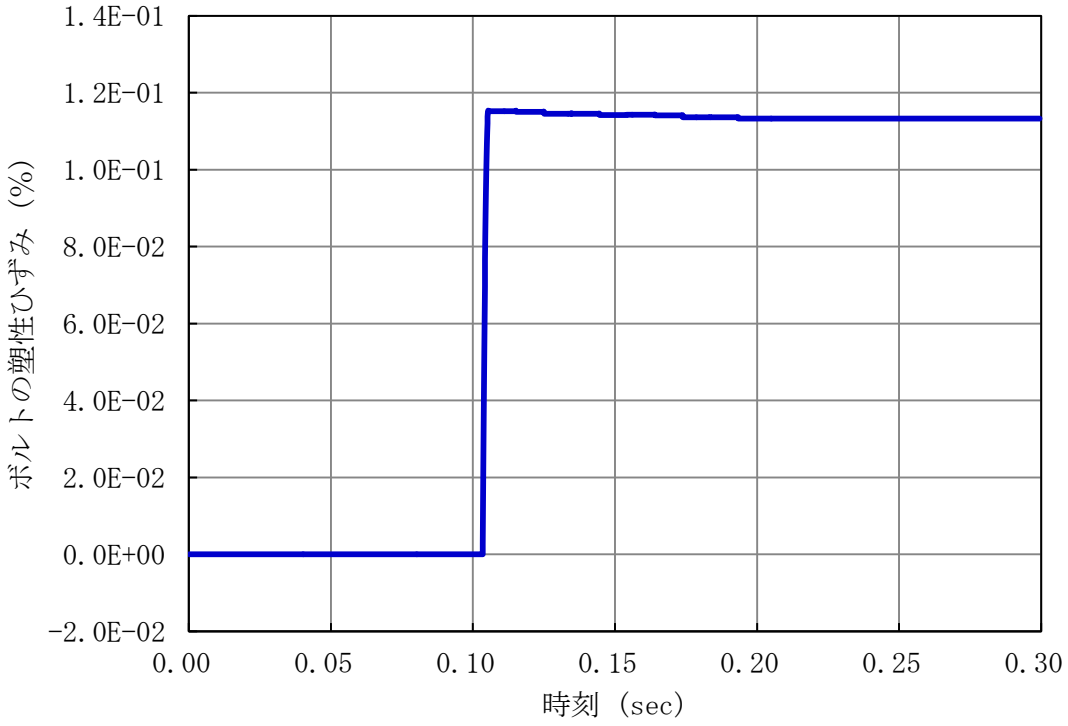
第 2.2.1 図　弾塑性解析のボルトの応力(SI)(Case-2)



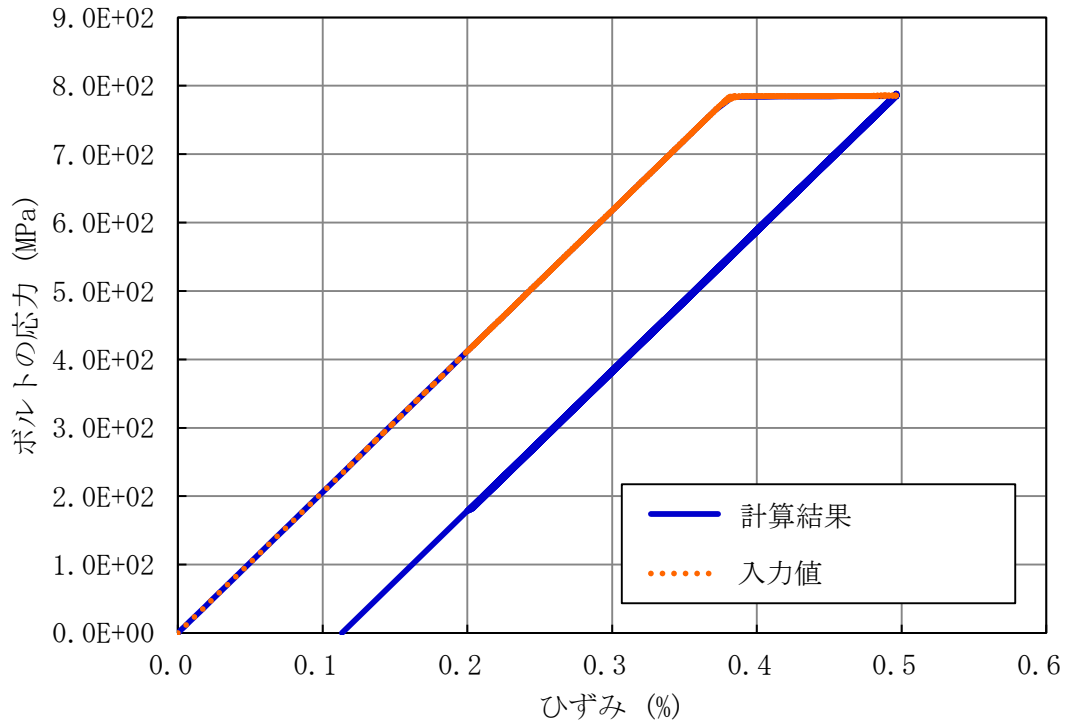
第 2.2.2 図　弾塑性解析のボルトの伸び(XBOLT)(Case-2)



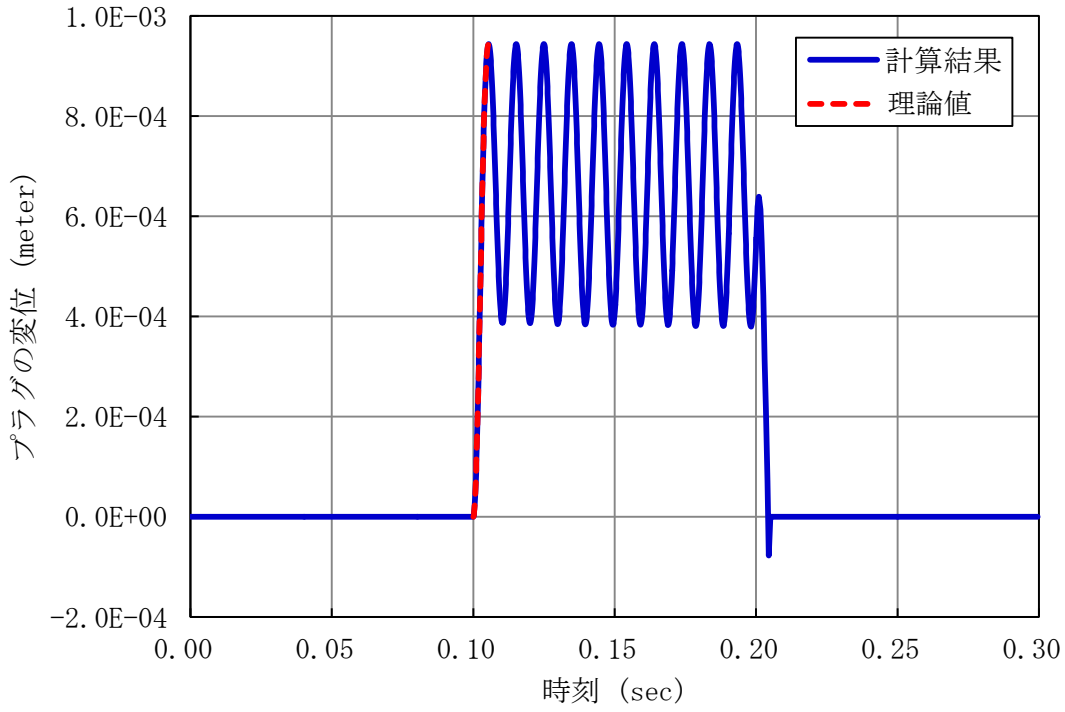
第 2.2.3 図　弾塑性解析のボルトのひずみ(EP)(Case-2)



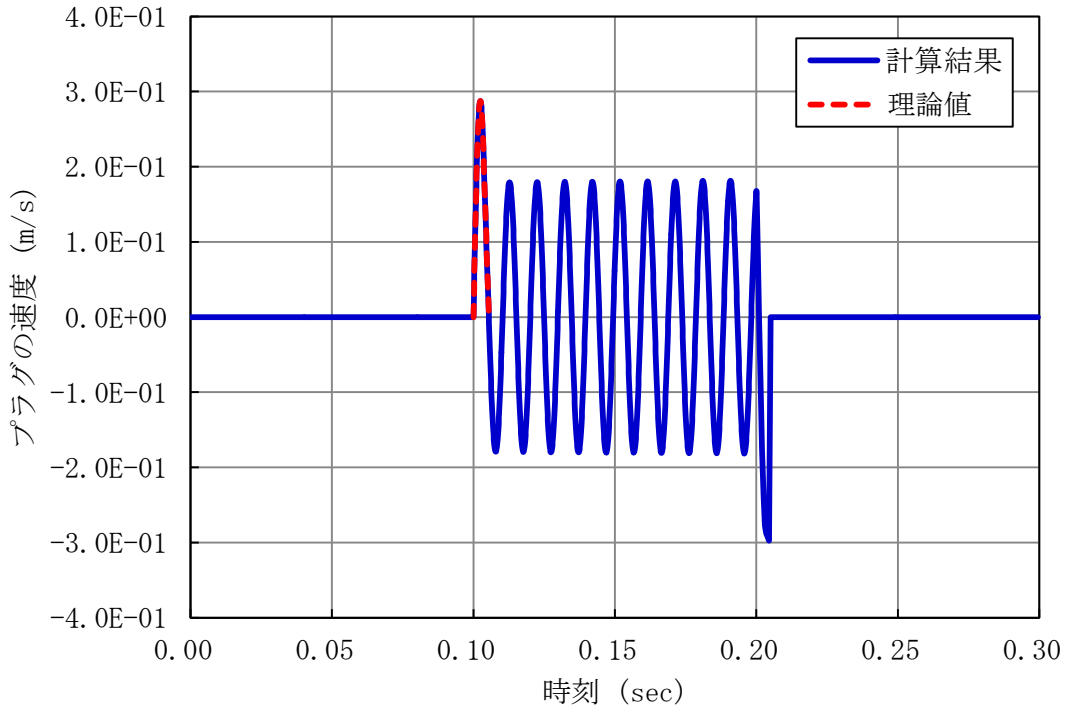
第 2.2.4 図　弾塑性解析のボルトの塑性ひずみ(PS)(Case-2)



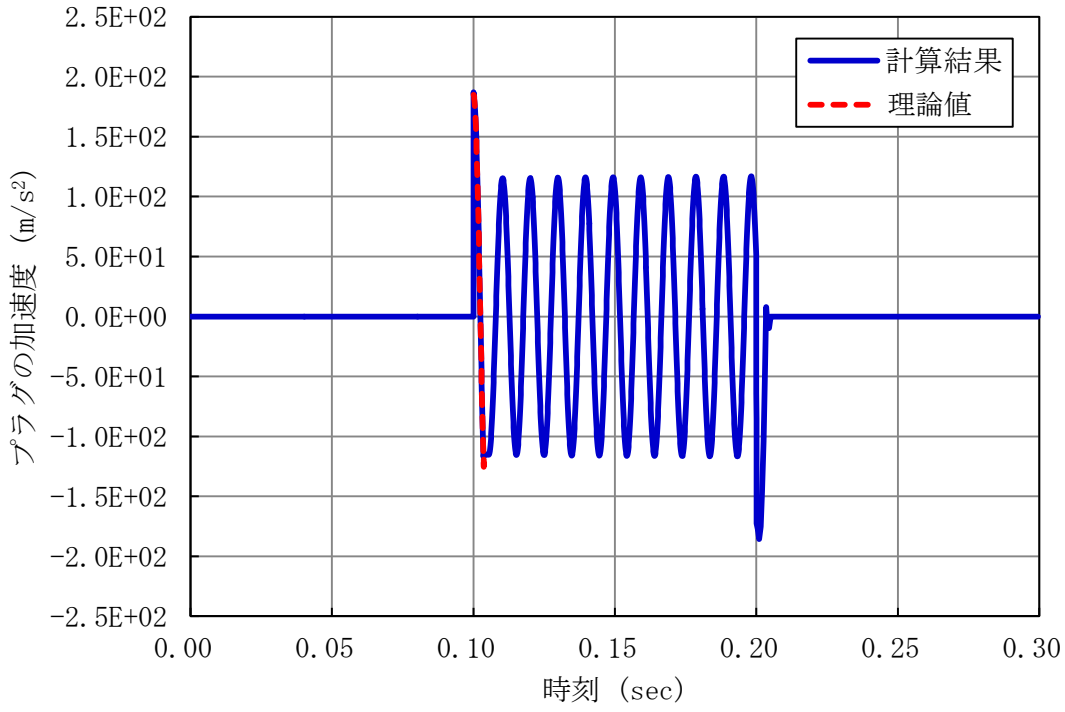
第 2.2.5 図　弾塑性解析のボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係(Case-2)



第 2.2.6 図　弾塑性解析のプラグの変位(XD)(Case-2)



第 2.2.7 図　弾塑性解析のプラグの速度(XV)(Case-2)



第 2.2.8 図　弾塑性解析のプラグの加速度(XA)(Case-2)

3. ナトリウム噴出量の解析の妥当性の確認

3.1 基礎方程式

ＰＬＵＧでは、一つのプラグ間隙をいくつかの区分流路の組み合わせとしてモデル化する。垂直な流路部分は、環状流路として、水平な流路部分は、矩形の流路として、また、垂直流路と水平流路の接続部は、曲がり流路（エルボ）としてモデル化する（第 3.1.1 図参照)。

簡単のため次の①～③を仮定すると、プラグ間隙部を流れるナトリウム流は、ベルヌーイの方程式（等温系における定常のエネルギー保存式）に従うため、N 個の区分流路を持つプラグ間隙部における入口（原子炉容器内）と出口（プラグ上面）との圧力差は、(A3.1-1)式で表される。

① プラグ間隙部の流れは、定常流である

② 液体ナトリウムは、非圧縮性・非粘性の流体として扱うことができる

③ 流れは、乱流又は流れ方向に一様の流速分布を持つ。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho\left(V_{out}^2 - V_{in}^2\right) + \rho g(H_{out} - H_{in}) + \sum_{n=1,N} \Delta F_n \qquad \text{(A3.1-1)}$$

ここで

P ：圧力（Pa）

ρ ：密度（kg/m^3）

V ：流速（m/s）

g ：重力加速度（m/s^2）

H ：基準面からの高さ（m）

ΔF_n ：区分流路 n における摩擦損失または形状損失（Pa）

in ：プラグ間隙部の入口（原子炉容器内）を示す添え字

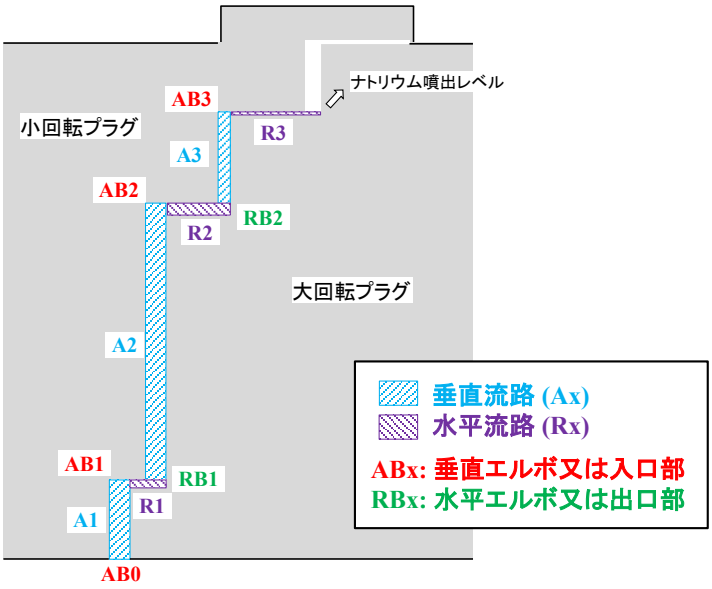
out ：プラグ間隙部の出口（プラグ上面）を示す添え字

N ：区分流路の数

入口側の断面を炉上部プレナム部の流路断面積の大きい位置にとると、$V_{in} \cong 0$となる。$\Delta H = H_{out} - H_{in}$とおくと(A3.1-1)式は、以下のようになる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V_{out}^2 + \rho g \Delta H + \sum_{n=1,N} \Delta F_n \qquad \text{(A3.1-2)}$$

(A3.1-2)式の左辺はＰＬＵＧの入力として与えられる。右辺は、質量流量の関数となる。ＰＬＵＧでは、各タイムステップにおいて(A3.1-2)式を解くことにより、当該タイムステップにおける流量を得る。各区分流路の摩擦損失又は形状損失ΔF_nは、相関式を用いて計算する。



第 3.1.1 図　ＰＬＵＧにおける流路のモデル化の例（大回転プラグ及び小回転プラグの間隙部）

3.2 Case-3　垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

１）対象とする解析条件

ここでは、第 3.2.1 図に示すような垂直方向の環状流路が一つだけある流動解析の体系を想定し、Case-1 と同じプラグ及びボルトの動的応答解析の体系に対して Case-1 と同じ圧力履歴を与えた場合のナトリウムの噴出量について検討する。垂直流路は、第 3.2.1 図に示すように同心二重円管としてモデル化する。

２）解析の妥当性の確認方法

Case-3 の解析体系における流路長さは、2.715(m)であるところ、Case-1 のプラグの動的応答解析の結果から得られたプラグの変位は、1(mm)以下であることから、垂直流路の長さＬは、不変であるとして差し支え無い。したがって、ここでは、プラグが静止した状態において垂直流路を噴出するナトリウムの流量を理論的に計算した値（理論値）とＰＬＵＧによる計算値を比較して解析の妥当性を確認する。

３）理論値の算出

第 3.2.1 図の垂直流路を想定した場合の基礎方程式は、摩擦損失にダルシー・ワイズバッハの式を用いて以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V^2 + \rho g L + \Delta P \qquad \text{(A3.2-1)}$$

$$\Delta P = \lambda \frac{L}{D_h}\frac{\rho V^2}{2} \qquad \text{(A3.2-2)}$$

ここで

V　：出口部における噴出ナトリウムの流速（m/s）

ρ　：密度（kg/m^3）

g　：重力加速度（m/s^2）

L　：流路長さ（m）

ΔP　：摩擦損失（Pa）

λ　：摩擦係数（-）

D_h　：水力等価直径（m）

同心二重円管の水力等価直径D_h、レイノルズ数 Re 及び当該流路の摩擦係数は、以下の式で計算される[1]。

水力等価直径：

$$D_h = \frac{4S}{\Pi_0} = \frac{4\pi\left({D_0}^2 - {D_i}^2\right)/4}{\pi(D_0 + D_i)} = D_0 - D_i \qquad \text{(A3.2-3)}$$

レイノルズ数：

$$Re = \frac{\rho V D_h}{\mu} = \frac{\rho V (D_0 - D_i)}{\mu} \qquad \text{(A3.2-4)}$$

摩擦係数：

$Re \le Re_{crit-l}$の場合：

$$\lambda = \frac{64}{Re} \frac{(D_o - D_i)^2}{{D_o}^2 + {D_i}^2 - (D_o - D_i)/[\ln(D_o/D_i)]} \quad \text{(A3.2-5a)}$$

$Re_{crit-t} \le Re$の場合：

$$\lambda = 0.3051 \cdot Re^{-\frac{1}{4}} \cdot f(\varepsilon) \quad \text{(A3.2-5b)}$$

$$f(\varepsilon) = 1.056 + 0.02 \log_{10}(\varepsilon - 0.0015) \quad \text{(A3.2-5c)}$$

$$\varepsilon = \frac{D_i}{D_o} \quad \text{(A3.2-5d)}$$

$Re_{crit-l} \le Re \le Re_{crit-t}$の場合：

λ は$\lambda|_{Re=Re_{crit-l}}$ と $\lambda|_{Re=Re_{crit-t}}$との間で直線内挿

ここで

S　：流路断面積（m²）

Π_0　：濡れぶち長さ（m）

D_o　：流路直径（外側）（m）

D_i　：流路直径（内側）（m）

μ　：粘度（Pa*s）

Re_{crit-l}　：層流域の上限レイノルズ数（=2000）

Re_{crit-t}　：乱流域の下限レイノルズ数（=4000）

乱流を仮定し整理すると(A3.2-1)式は、以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V^2 + \rho g L + 0.3051 \cdot \left(\frac{\rho V D_h}{\mu}\right)^{-\frac{1}{4}} \cdot f(\varepsilon) * \frac{L}{D_h}\frac{\rho V^2}{2} \quad \text{(A3.2-6a)}$$

$$f(\varepsilon) = 1.056 + 0.02 \log_{10}(\varepsilon - 0.0015) \quad \text{(A3.2-6b)}$$

$$\varepsilon = \frac{D_i}{D_o} \quad \text{(A3.2-6c)}$$

(A3.2-6)式をVについて整理すると次式を得る。

$$\frac{1}{2}\rho V^2 + 0.3051 \cdot \left(\frac{\rho D_h}{\mu}\right)^{-\frac{1}{4}} \cdot f(\varepsilon) \cdot \frac{\rho L}{2D_h} \cdot V^{\frac{7}{4}} - P_{in} + P_{out} + \rho g L = 0 \quad \text{(A3.2-7)}$$

Case-1においてプラグ下面に作用する圧力は$P_{in} = 5.0 \times 10^6$ (Pa)であるので、外圧をゼロとし、第 3.2.1 表に示した流路の幾何形状及びナトリウムの物性値を(A3.2-7)式に代入して整理すると次式を得る。

$$388.8 * V^2 + 354.656 * V^{\frac{7}{4}} - 4.97929 \times 10^6 = 0 \quad \text{(A3.2-8)}$$

ここでは、(A3.2-8)式を数値的に解くことによりVを得る。以下の関数$F(V)$を定義すると、関数$F(V)$のプロットは、第3.2.2図のようになり、同図から$F(V) \approx 0$となるVが得られる。

$$F(V) = 388.8 * V^2 + 354.656 * V^{\frac{7}{4}} - 4.97929 \times 10^6 \qquad \text{(A3.2-9)}$$

噴出ナトリウムの流速：　　$V = 99.6891$（m/s）

噴出ナトリウムの質量流量：　　$W = \rho VS = 3.28767 \times 10^4$（kg/s）

また、この時のレイノルズ数は、(A3.2-4)式より

$$Re = 6.5014 \times 10^6$$

であり乱流であることが確認できる。

4）理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較

第3.2.3図及び第3.2.4図に噴出ナトリウムの流速(VS)、噴出ナトリウムの質量流量(W)のＰＬＵＧによる計算値をそれぞれ示す。第 3.2.2 表に理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較を示す。理論値と計算値は、良く一致している。

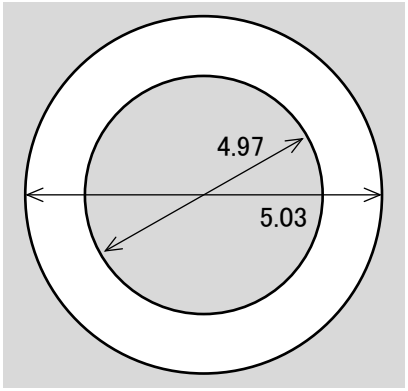
以上から、垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量のＰＬＵＧによる解析の妥当性が確認できる。

第 3.2.1 表　解析に必要となる流路の幾何形状及びナトリウムの物性値(Case-3)

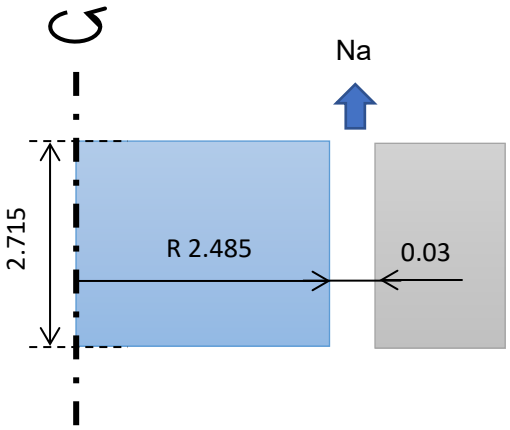
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m^3
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m^2/s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
D_o	流路直径（外側）	4.53	m
D_i	流路直径（内側）	4.47	m
D_h	水力等価直径	0.06	m
ε	D_i/D_o	0.986755	-
L	流路長さ	2.715	m
S	流路断面積	0.424115	m^2
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^6	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s²

第 3.2.2 表　理論値とＰＬＵＧによる計算値との比較(Case-3)

項目	理論値	計算値	理論値との差
噴出ナトリウムの流速	99.6891 m/s	99.6900 m/s	1e-3 %
噴出ナトリウムの質量流量	3.28767×10^4 kg/s	3.28800×10^4 kg/s	1e-2 %

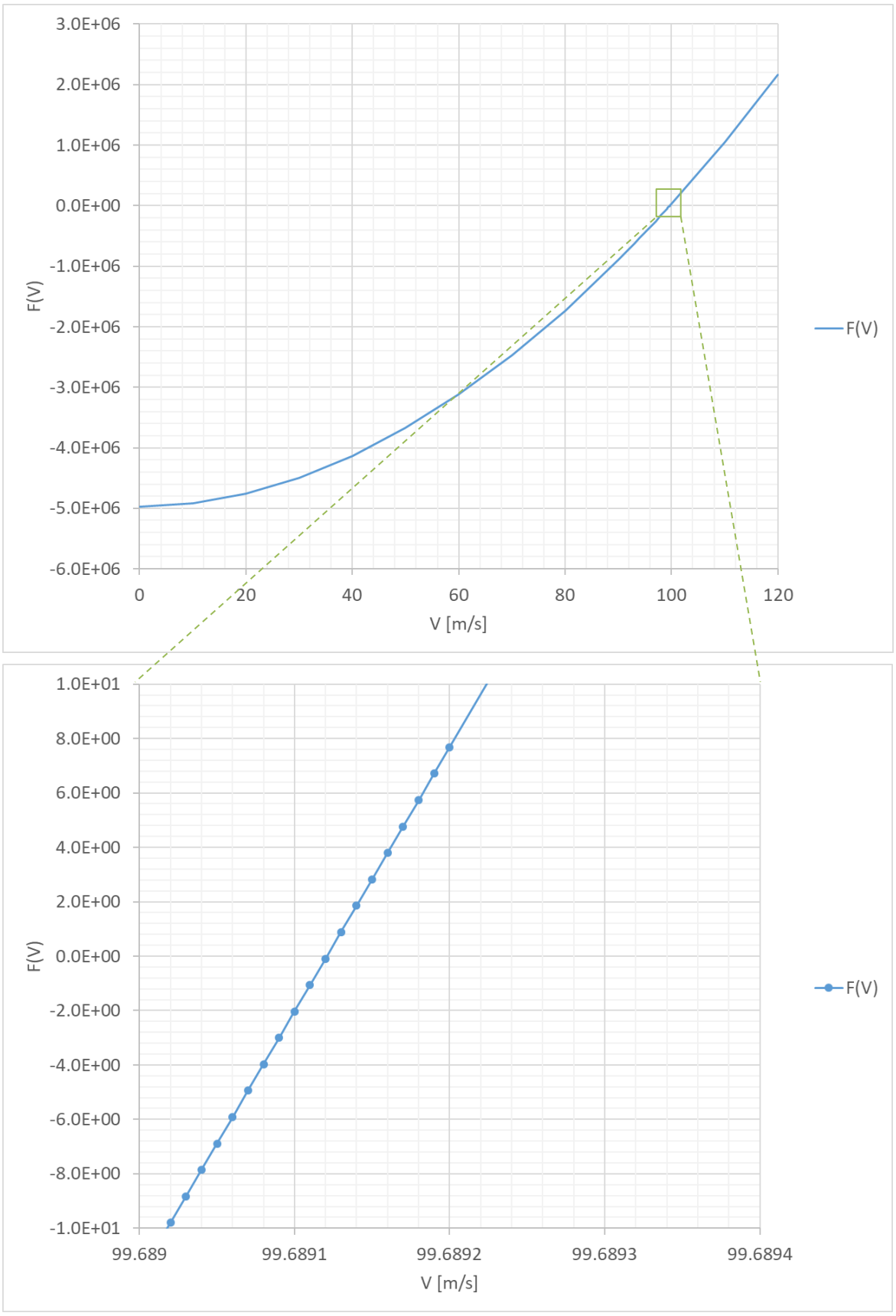


(a) 水平断面

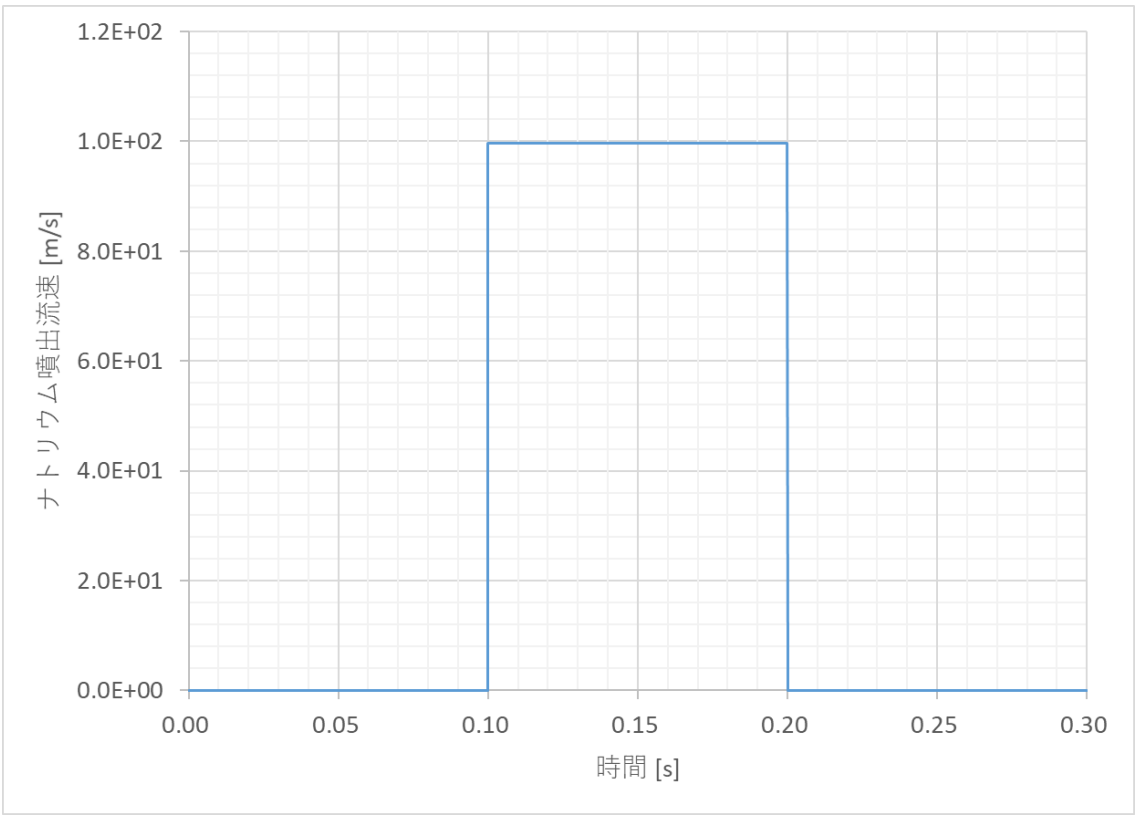


(b) 垂直断面

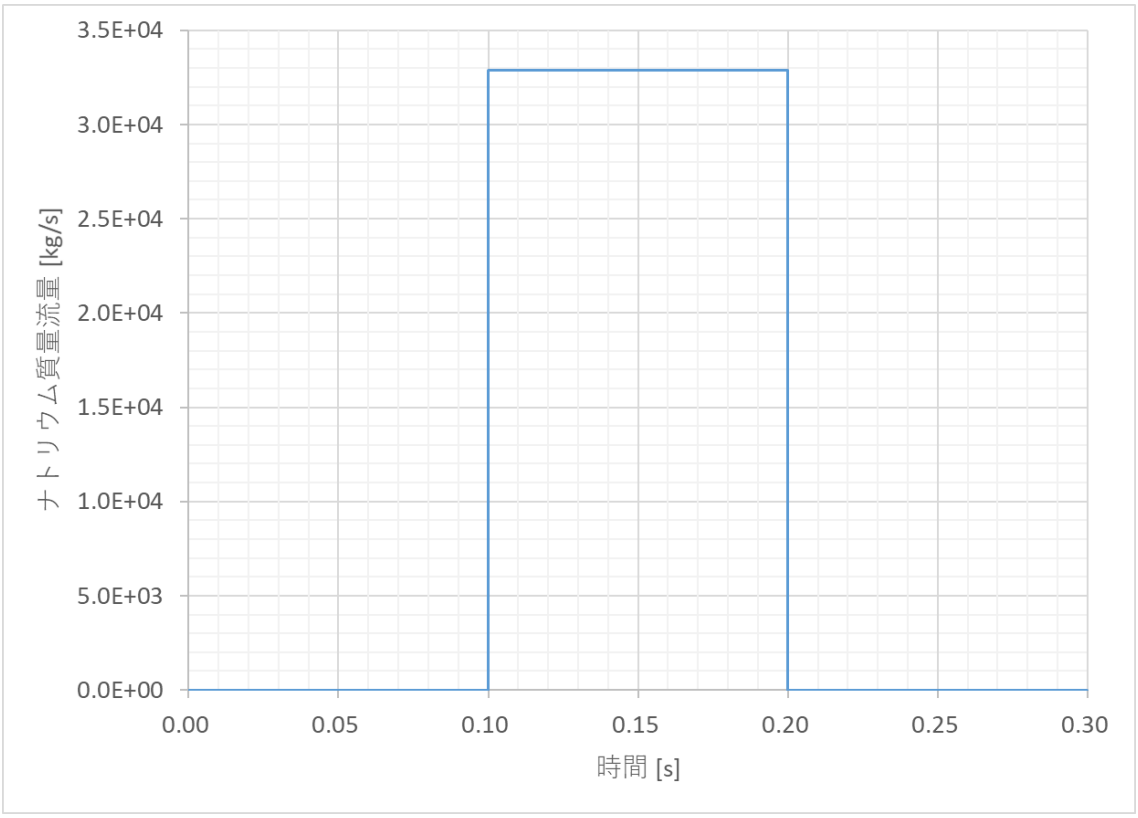
第 3.2.1 図　垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系(Case-3)



第 3.2.2 図　関数 F(V)のプロット(Case-3)



第 3.2.3 図　噴出ナトリウムの流速(VS)(Case-3)



第 3.2.4 図　噴出ナトリウムの質量流量（W）(Case-3)

3.3 Case-4　水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析

１）対象とする解析条件

ここでは、第 3.3.1 図に示すような水平流路をもつ流動解析の体系を想定し、Case-1 と同じプラグ及びボルトの動的応答解析の体系に対して Case-1 と同じ圧力履歴を与えた場合のナトリウムの噴出量について検討する。水平流路は、第 3.3.1 図に示すように矩形流路としてモデル化する。流路の長さには、大円及び小円の半径差を与える。流路の幅については、流動抵抗が小さくなるよう大円の周長を与える。水平流路の摩擦損失のみを確認するため、便宜上、(A3.1-2)式のΔHをゼロとした解析を行う。

２）解析の妥当性の確認方法

第 3.3.1 図に示す解析体系においてプラグが運動すると、流路高さが動的に変化する。ここでは、流路高さが最大となる時点における噴出ナトリウムの流量の理論値をＰＬＵＧによる計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

３）理論値の算出

第 3.3.1 図の水平流路を想定した場合の基礎方程式は、(A3.1-2)式の$\Delta H = 0$として摩擦損失にダルシー・ワイズバッハの式を用いて以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V^2 + \Delta P \qquad \text{(A3.3-1a)}$$

$$\Delta P = \lambda \frac{L}{D_h}\frac{\rho V^2}{2} \qquad \text{(A3.3-1b)}$$

ここで

V　：出口部における噴出ナトリウムの流速（m/s）

ρ　：密度（kg/m^3）

L　：流路長さ（m）

ΔP　：摩擦損失（Pa）

λ　：摩擦係数（-）

D_h　：水力等価直径（m）

水力等価直径D_h、レイノルズ数 Re 及び当該流路の摩擦係数は、以下の式で計算される[2]。

水力等価直径：

$$D_h = \frac{4S}{\Pi_0} = \frac{4ah}{2a + 2h} = \frac{2ah}{a + h} \qquad \text{(A3.3-2)}$$

レイノルズ数：

$$Re = \frac{\rho V D_h}{\mu} = \frac{2\rho V a h}{\mu(a + h)} \qquad \text{(A3.3-3)}$$

摩擦係数：

$Re \le Re_{crit-l}$の場合：

$$\lambda = \frac{64}{Re} \cdot k \tag{A3.3-4a}$$

$$k = \frac{3/2}{(1+\varepsilon)^2} \cdot \left[1 - \frac{192\varepsilon}{\pi^5}\left\{tanh\left(\frac{\pi}{2\varepsilon}\right) + \frac{1}{3^5}tanh\left(\frac{3\pi}{2\varepsilon}\right)\right\}\right]^{-1} \tag{A3.3-4b}$$

$$\varepsilon = \frac{h}{a} \tag{A3.3-4c}$$

$Re_{crit-t} \leq Re$の場合：

$$\lambda = 0.3164 \cdot Re^{-\frac{1}{4}} \tag{A3.3-4d}$$

$Re_{crit-l} \leq Re \leq Re_{crit-t}$の場合：

λ は$\lambda|_{Re=Re_{crit-l}}$ と $\lambda|_{Re=Re_{crit-t}}$との間で直線内挿

ここで

S ：流路断面積（m²）

Π_0 ：濡れぶち長さ（m）

a ：水平流路幅（$a = \pi D_o$、D_oは大円の直径）（m）

b ：水平流路高さ※（m）

L ：水平流路長さ（$L = \frac{D_o - D_i}{2}$、D_iは小円の直径）（m）

ρ ：ナトリウム密度（kg/m³）

μ ：ナトリウム粘度（Pa*s）

V ：ナトリウム流速（m/s）

Re_{crit-l} ：層流域の上限レイノルズ数（=2000）

Re_{crit-t} ：乱流域の下限レイノルズ数（=4000）

※ プラグの動的応答により変化する。

乱流状態における矩形流路の摩擦係数を与える式は、いくつか存在するが、ここでは、保守的に円管に対する式(A3.3-4d 式)を用いることとした。これは、あるレイノルズ数を与えた場合に、円管の摩擦係数が他の（より複雑な）相関式から得られる摩擦係数よりも小さくなることから、円管に対する摩擦係数式を用いる方が保守的であると判断したことによる。

乱流を仮定して整理すると、(A3.3-1)式は、以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V^2 + 0.3164 \cdot \left(\frac{2\rho V ab}{\mu(\mathrm{a}+\mathrm{b})}\right)^{-\frac{1}{4}} \cdot \frac{L}{D_h}\frac{\rho V^2}{2} \tag{A3.3-5}$$

ここでｂは、プラグの動的応答により変化する変数である。

(A3.3-5)式をＶについて整理すると次式を得る。

$$\frac{1}{2}\rho V^2 + 0.3164 \cdot \left(\frac{2\rho ab}{\mu(\mathrm{a}+\mathrm{b})}\right)^{-\frac{1}{4}} \cdot \frac{\rho L}{2D_h} \cdot V^{\frac{7}{4}} - P_{in} + P_{out} = 0 \tag{A3.3-6}$$

Case-1 におけるプラグの動的応答は、第 2.1.8 図のとおりであり、最大変位は、$b_{max} = 6.24 \times 10^{-4}$（m）である。このときプラグ下面に作用する圧力は、$P_{in} = 5.0 \times 10^6$（Pa）であるので、外圧をゼロとし、第 3.3.1 表に示した流路の幾何形状及びナトリウムの物性値を(A3.3-6)式に代

入して整理すると、プラグの最大変位における噴出ナトリウムの流速 V に関する次式を得る。

$$388.8 * V^2 + 7715.31 * V^{\frac{7}{4}} - 5.0 \times 10^6 = 0 \qquad \text{(A3. 3-7)}$$

ここで(A3. 3-7)式を数値的に解くことにより V を得る。以下の関数$F(V)$を定義すると、関数$F(V)$のプロットは、第 3. 3. 2 図のようになり、同図から$\mathrm{F(V)} \approx 0$となる V が得られる。

$$F(V) = 388.8 * V^2 + 7715.31 * V^{\frac{7}{4}} - 5.0 \times 10^6 \qquad \text{(A3. 3-8)}$$

噴出ナトリウムの流速　　：$V = 37.7937$（m/s）
噴出ナトリウムの質量流量　：$W = \rho SV = 3.41061 \times 10^2$（kg/s）

また、この時のレイノルズ数は、(A3. 3-3)式より

$$Re = 5.12663 \times 10^4 \qquad \text{(A3. 3-9)}$$

であり乱流であることが確認できる。

４）理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較

第 3. 3. 3 図及び第 3. 3. 4 図に噴出ナトリウムの流速(VS)、噴出ナトリウムの質量流量(W)のＰＬＵＧによる計算値をそれぞれ示す。第 3. 3. 2 表に理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較を示す。理論値と計算値は、よく一致している。

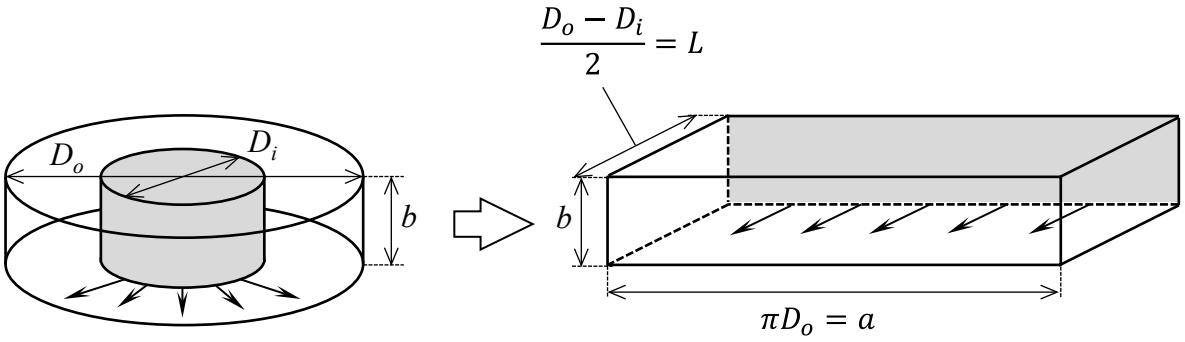
以上から、水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量のＰＬＵＧによる解析の妥当性が確認できる。

第 3.3.1 表　解析に必要となる流路の幾何形状及びナトリウムの物性値(Case-4)

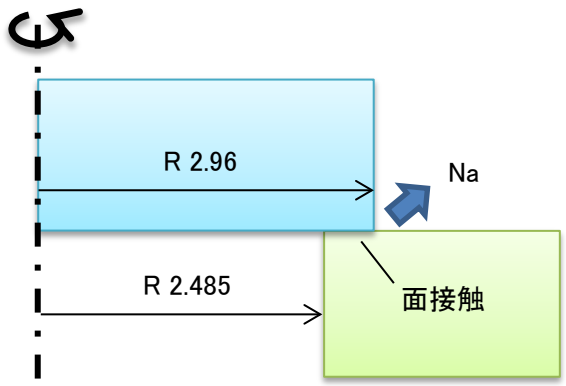
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m^3
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m^2/s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
a	水平流路の幅(=大円周)	18.5982	m
b_{max}	水平流路高さの最大値	6.24×10^{-4}	m
D_h	水力等価直径	1.248×10^{-3}	m
L	流路長さ	0.475	m
S	流路断面積	1.1605×10^{-3}	m^2
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^{6}	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s^2

第 3.3.2 表　理論値とＰＬＵＧによる計算値との比較(Case-4)

項目	理論値	計算値	理論値との差
噴出ナトリウムの流速	37.7937 m/s	37.7900 m/s	-1e-2 %
噴出ナトリウムの質量流量	3.41061×10^2 kg/s	3.41000×10^2 kg/s	-1.8e-2 %

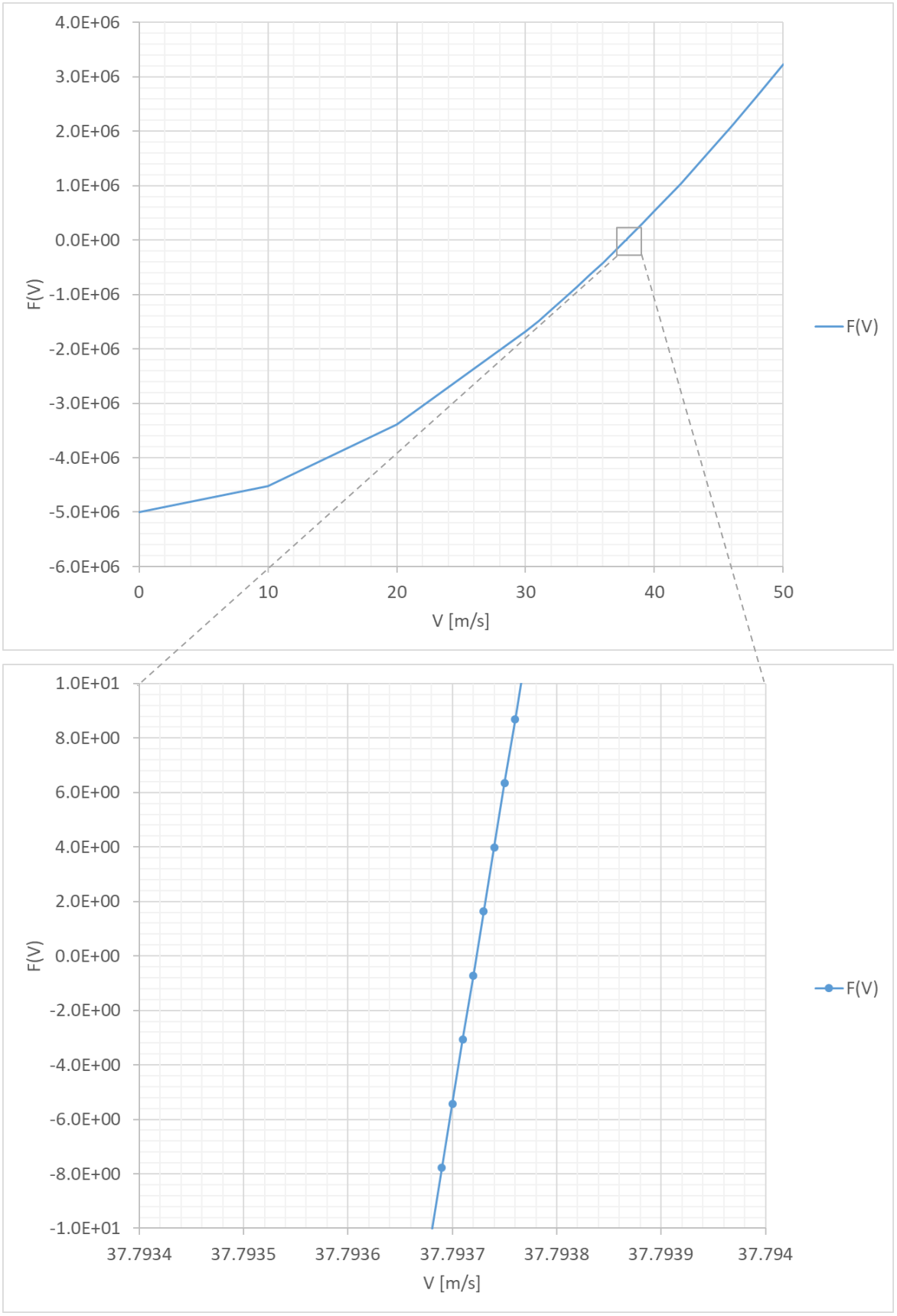


(a) 水平流路のモデル化

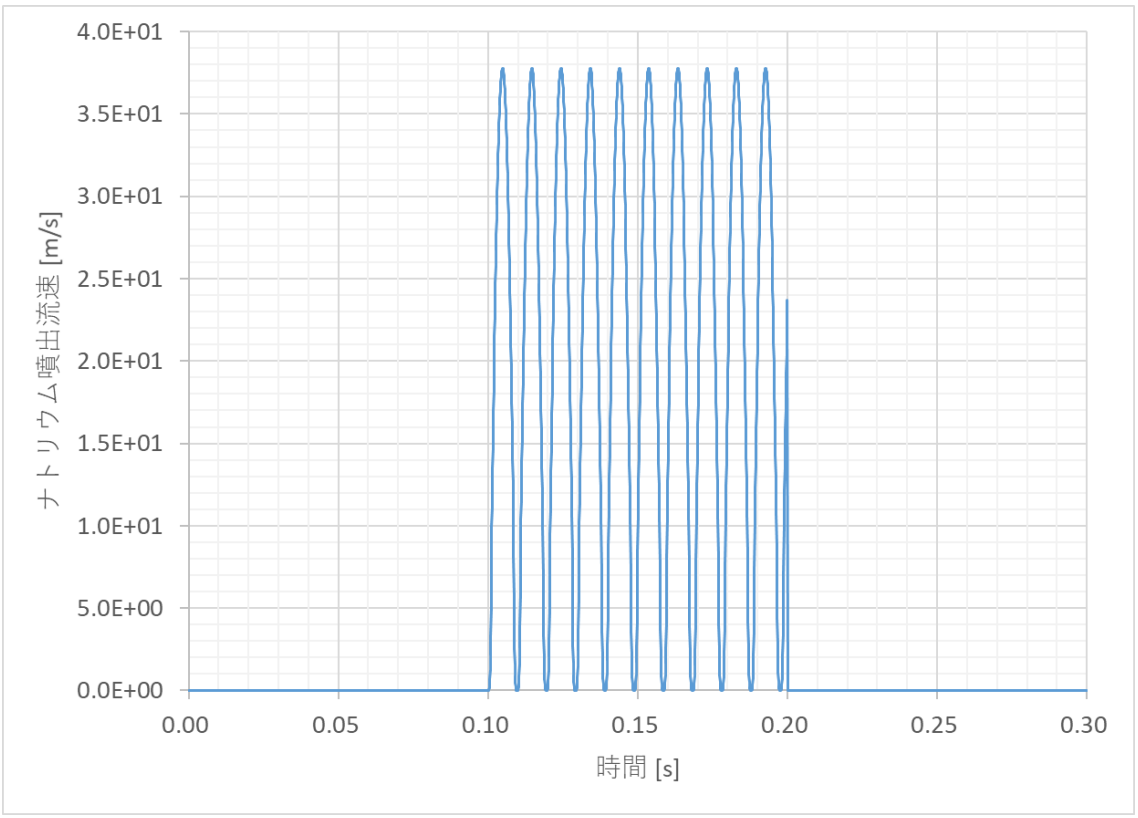


(b) 垂直断面

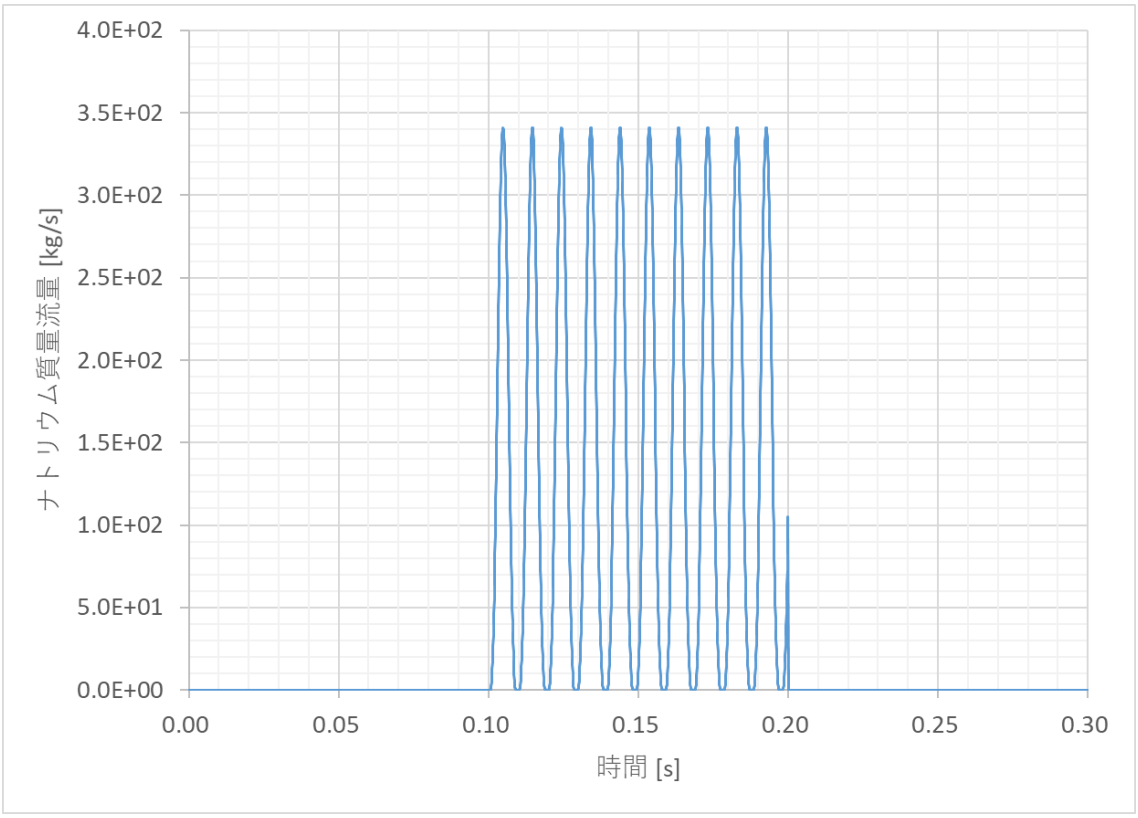
第 3.3.1 図　水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系(Case-4)



第 3.3.2 図　関数 F(V)のプロット(Case-4)



第 3.3.3 図　噴出ナトリウムの流速(VS)(Case-4)



第 3.3.4 図　噴出ナトリウムの質量流量（W）(Case-4)

3.4 Case-5　入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析

１）対象とする解析条件

ここでは、第 3.4.1 図に示すような、垂直方向の環状流路と水平方向の流路を組み合わせた流動解析の体系を想定し、Case-1 と同じプラグ及びボルトの動的応答解析の体系に対して Case-1 と同じ圧力履歴を与えた場合のナトリウムの噴出量について検討する。入口部及び曲がり部の形状損失のみを確認するため、便宜上、垂直路及び水平流路の長さをゼロとする。

２）解析の妥当性の確認方法

第 3.4.1 図に示す解析体系においてプラグが運動すると、流路高さが動的に変化する。ここでは、流路高さが最大となる時点における噴出ナトリウムの流量の理論値をＰＬＵＧによる計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

３）理論値の算出

第 3.4.1 図の流路を想定した場合の基礎方程式は、(A3.1-2)式の$\Delta H = 0$として摩擦損失にダルシー・ワイズバッハの式を用いて以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V^2 + \Delta P \qquad \text{(A3.4-1)}$$

$$\Delta P = \sum \zeta \frac{\rho V^2}{2} \qquad \text{(A3.4-2)}$$

ここで

V　：流速（m/s）

ρ　：密度（kg/m^3）

ΔP　：摩擦損失（Pa）

ζ　：損失係数（-）

(A3.4-2)式における曲がり部の流速の計算に当たっては、上流側の流路断面積が、入口部の流速の計算に当たっては、絞り後の流路断面積がそれぞれ用いられる。損失係数を与える式は、いくつか存在するが、ＰＬＵＧでは、各要素の損失係数を入力で与える。なお、出口部における圧力損失は、ないものとして損失係数ゼロを与える。

第 3.4.1 図に示される管路を想定し、入口部及び曲がり部に抵抗が発生し、出口での抵抗がないとすると、(A3.4-1)式は、以下に書き換えられる。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2}\rho V_{out}^2 + \Delta P_1 + \Delta P_2 \qquad \text{(A3.4-3a)}$$

$$\Delta P_1 = \zeta_1 \frac{\rho {V_1}^2}{2} \qquad \text{(A3.4-3b)}$$

$$\Delta P_2 = \zeta_2 \frac{\rho {V_1}^2}{2} \qquad \text{(A3.4-3c)}$$

ここで

V_{out} ：出口部におけるナトリウムの流速（m/s）

ΔP_1　：入口部の圧力損失（Pa）
ΔP_2　：曲がり部の圧力損失（Pa）
V_1　：入口部及び曲がり部におけるナトリウムの流速[1]（m/s）
ζ_1　：入口部の抵抗係数（-）
ζ_2　：ベンド部の抵抗係数（-）

また、系は、連続した流れのため、体積流量は一定である。したがって

$$Q = V_{out} * S_{out} = V_1 * S_1 \tag{A3.4-4a}$$

$$S_{out} = \pi D_3 * b \tag{A3.4-4b}$$

$$S_1 = \frac{\pi\left({D_2}^2 - {D_1}^2\right)}{4} \tag{A3.4-4c}$$

ここで

Q　：体積流量（m^3）
S_{out}　：出口部の流路断面積（m^2）
S_1　：入口部の流路断面積（m^2）
D_3　：出口部の直径（m）
b　：出口部の流路高さ※（m）
D_2　：入口部の直径（外側）（m）
D_1　：入口部の直径（内側）（m）
※ プラグの動的応答により変化する。

(A3.4-4)式をV_1に関して整理すると次式を得る。

$$V_1 = \frac{4\mathrm{bD_3}}{{\mathrm{D_2}}^2 - {D_1}^2} * V_{out} \tag{A3.4-5}$$

(A3.4-5)式を(A3.4-3)式に代入し、V_{out}に関して整理すると次式を得る。

$$\left(1 + (\zeta_1 + \zeta_2)\left(\frac{4\mathrm{bD_3}}{{\mathrm{D_2}}^2 - {D_1}^2}\right)^2\right)\frac{\rho}{2}V_{out}^2 - P_{in} + P_{out} = 0 \tag{A3.4-6}$$

(A3.4-6)式は、V_{out}についての二次方程式であるため、これを解くと

$$V_{out} = \pm\sqrt{\frac{2(P_{in} - P_{out})}{\rho\left(1 + (\zeta_1 + \zeta_2)\left(\frac{4bD_3}{{D_2}^2 - {D_1}^2}\right)^2\right)}} \tag{A3.4-7}$$

V_{out}は、$P_{in} - P_{out}$の符号と同一であるため、

[1] ここで想定している付第 3.4.1 図の体系では入口部の流路断面積と曲がり部の流路断面積は等しくなるため、両流路断面における流速は同じとなる。

$$V_{out} = \sqrt{\frac{2(P_{in} - P_{out})}{\rho\left(1 + (\zeta_1 + \zeta_2)\left(\frac{4bD_3}{{D_2}^2 - {D_1}^2}\right)^2\right)}} \qquad \text{(A3.4-8)}$$

Case-1 におけるプラグの動的応答は、第 2.1.8 図のとおりであり、最大変位は、$b_{max} = 6.24 \times 10^{-4}$(mm)である。このときプラグ下面に作用する圧力は、$P_{in} = 5.0 \times 10^6$ (Pa)であるため、外圧をゼロとして(A3.4-8)式に第 3.4.1 表に示す流路の幾何形状及びナトリウムの物性値を代入すると、プラグの最大変位における噴出ナトリウムの流速V_{out}及び質量流量W_{out}が得られる。

$$V_{out} = \sqrt{\frac{2 * 5.0 \times 10^6}{777.6 * \left(1 + (0.1 + 0.1)\left(\frac{4 * 6.24 \times 10^{-4} * 5.92}{4.53^2 - 4.47^2}\right)^2\right)}} \qquad \text{(A3.4-9)}$$

$$W_{out} = \rho V_{out} S_{out} \qquad \text{(A3.4-10)}$$

噴出ナトリウムの流速　　：$V_{out} = 113.394$（m/s）
噴出ナトリウムの質量流量　：$W_{out} = 1023.30$（kg/s）

４）理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較

第 3.4.2 図及び第 3.4.3 図に噴出ナトリウムの流速(VS)、及び質量流量(W)の時刻歴をそれぞれ示す。第 3.4.2 表に理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較を示す。理論値と計算値は、よく一致している。

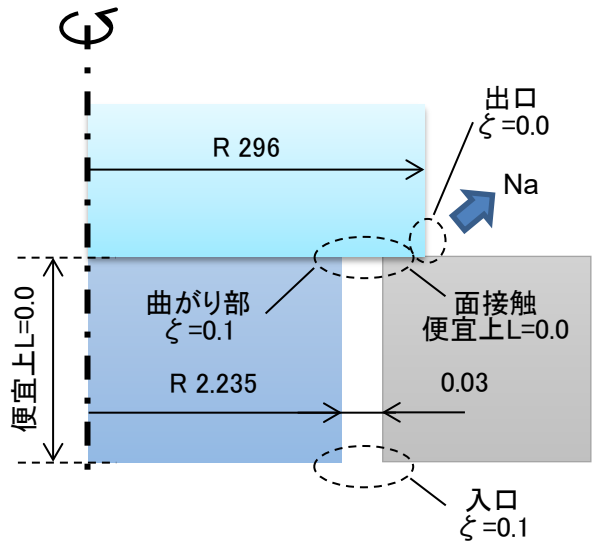
以上から、入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量のＰＬＵＧによる解析の妥当性が確認できる。

第 3.4.1 表　解析に必要となる流路の幾何形状及びナトリウムの物性値(Case-5)

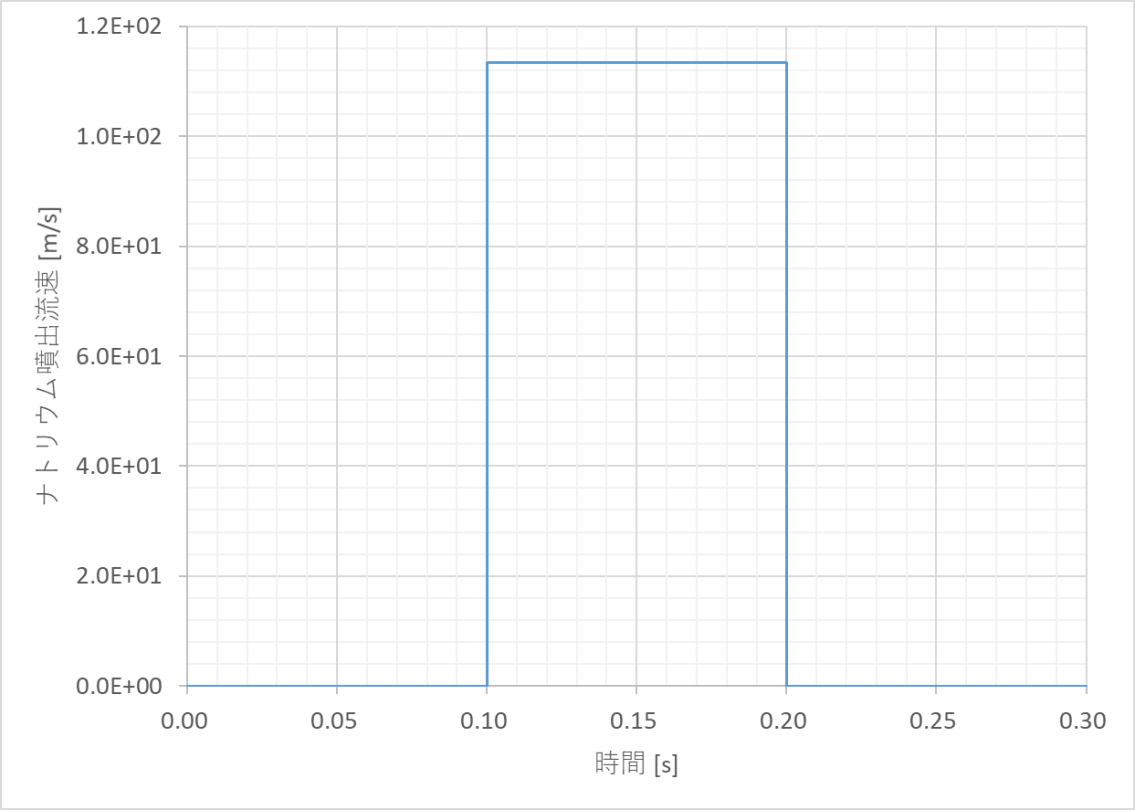
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m^3
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m^2/s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
ζ_1	入口損失係数	0.1	-
ζ_2	曲がり部損失係数	0.1	-
b_{max}	水平流路高さの最大値	6.24×10^{-4}	m
D_1	流路入口部直径(内側)	4.47	m
D_2	流路入口部直径(外側)	4.53	m
D_3	流路出口部直径	5.92	m
S_{out}	流路出口部面積	1.1605×10^{-3}	m^2
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^{6}	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s²

第 3.4.2 表　理論値とＰＬＵＧによる計算値との比較(Case-5)

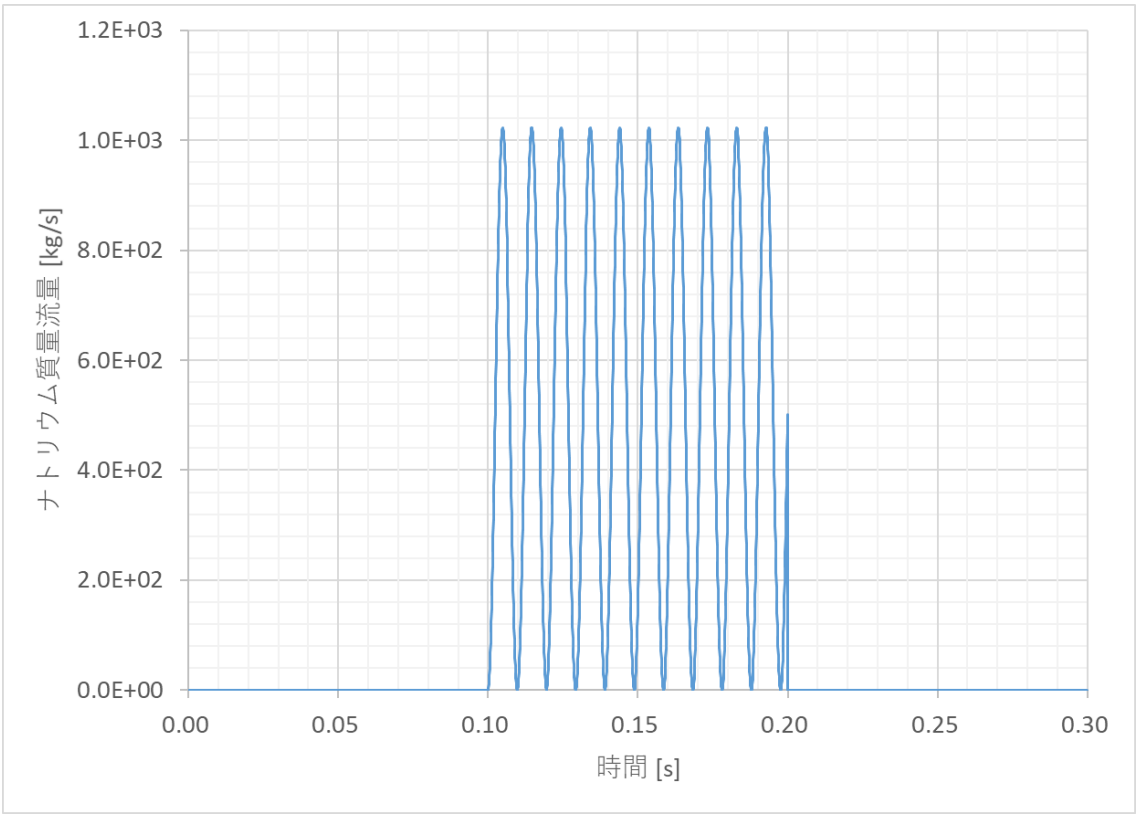
項目	理論値	計算値	理論値との差
噴出ナトリウムの流速	113.394 m/s	113.400 m/s	5.3e-3 %
噴出ナトリウムの質量流量	1203.09 kg/s	1203.00 kg/s	-7.5e-3 %



第 3.4.1 図　入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系(Case-5)



第 3.4.2 図　噴出ナトリウムの流速(VS)(Case-5)



第 3.4.3 図　噴出ナトリウムの質量流量（W）（Case-5）

4. プラグの衝突解析の妥当性の確認

4.1 Case-6　互いに独立したプラグの衝突解析

1）対象とする解析条件

ここでは、第 4.1.1 図に示すように初速度 1m/s の 3 つのプラグが 10cm 間隔で無重力空間の一直線上を並進して剛壁に衝突する際の応答について検討する。第 4.1.1 表に解析に必要となるプラグの質量、初期における剛壁からの距離及び初速度を示す。プラグ間の質量差による影響を検証するため、プラグ 2 は、プラグ 1 の 5 倍の質量、プラグ 3 は、同 8 倍の質量とする。なお、プラグが衝突する際の反発係数は、いずれのプラグの組み合わせの場合でも一律に 0.9 とする。

第 4.1.1 図に示す状態(IV)は、これ以上衝突が生じない終状態を想定する。すなわち、状態(IV)における各プラグの速度の関係は、以下となる。

$$V_3^{\prime\prime\prime} < V_2^{\prime\prime\prime} < V_1^{\prime\prime\prime} \tag{A4.1-1}$$

2）解析の妥当性の確認方法

プラグの 1 次元の衝突の式を解き理論解を算出して衝突後のプラグの速度を求め、これをＰＬＵＧによる計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

3）理論値の算出

1 次元の衝突の式より、物体 a 及び b が衝突したときの衝突後の速度は、以下の式で表される。

$$V_a{}' = \frac{em_b(V_b - V_a) + m_aV_a + m_bV_b}{m_a + m_b} \tag{A4.1-2}$$

$$V_b{}' = \frac{em_a(V_a - V_b) + m_aV_a + m_bV_b}{m_a + m_b} \tag{A4.1-3}$$

ここで

V_a'：　物体 a の衝突後の速度（m/s）
V_b'：　物体 b の衝突後の速度（m/s）
V_a：　物体 a の衝突前の速度（m/s）
V_b：　物体 b の衝突前の速度（m/s）
m_a：　物体 a の質量（kg）
m_b：　物体 b の質量（kg）
e：　物体間の反発係数

である。また、剛壁部における衝突の式は、

$$V_a{}' = -eV_a \tag{A4.1-4}$$

である。

■状態(II)における各プラグの速度

第 4.1.1 図の状態(II)においては、プラグ 3 が剛壁と衝突する。

$$V_3^{\prime} = -eV_3 = -0.9 * (-1) = 0.9 \qquad \text{(A4.1-5)}$$

したがって状態(II)における各プラグの速度は以下のとおりとなる。

V_1': プラグ 1 の速度 $= -1$(m/s)

V_2': プラグ 2 の速度 $= -1$(m/s)

V_3': プラグ 3 の速度 $= 0.9$(m/s)

■状態(III)における各プラグの速度

第 4.1.1 図の状態(III)においては、プラグ 2 がプラグ 3 と衝突する。

$$V_2'' = \frac{em_3(V_3' - V_3') + m_2V_2' + m_3V_3'}{m_2 + m_3}$$

$$= \frac{0.9 * 8m(0.9 - (-1)) + 5m * (-1) + 8m * 0.9}{5m + 8m} \qquad \text{(A4.1-6)}$$

$$= 1.22154$$

$$V_3'' = \frac{em_2(V_2' - V_3') + m_2V_2' + m_3V_3'}{m_2 + m_3}$$

$$= \frac{0.9 * 5m(-1 - 0.9) + 5m * (-1) + 8m * 0.9}{5m + 8m} \qquad \text{(A4.1-7)}$$

$$= -0.488462$$

したがって、状態(III)における各プラグの速度は、以下のとおりとなる。

V_1'': プラグ 1 の速度 $= -1$(m/s)

V_2'': プラグ 2 の速度 $= 1.22154$(m/s)

V_3'': プラグ 3 の速度 $= -0.488462$(m/s)

■状態(IV)における各プラグの速度

第 4.1.1 図の状態(IV)においては、プラグ 1 がプラグ 2 と、また、プラグ 3 が剛壁とそれぞれ衝突する。

$$V_1''' = \frac{em_2(V_2'' - V_1'') + m_1V_1'' + m_2V_2''}{m_1 + m_2}$$

$$= \frac{0.9 * 5m(1.22154 - (-1)) + m(-1) + 5m * 1.22154}{m + 5m} \qquad \text{(A4.1-8)}$$

$$= 2.51744$$

$$V_2''' = \frac{em_1(V_1'' - V_2'') + m_1V_1'' + m_2V_2''}{m_1 + m_2}$$

$$= \frac{0.9 * m((-1) - 1.22154) + m(-1) + 5m * 1.22154}{m + 5m} \qquad \text{(A4.1-9)}$$

$$= 0.518052$$

$$V_3''' = -eV_3'' = -0.9 * (-0.488462) = 0.439616 \quad \text{(A4.1-10)}$$

したがって、状態(IV)における各プラグの速度は、以下のとおりとなる。

V_1''' : プラグ 1 の速度 $= 2.51744$(m/s)
V_2''' : プラグ 2 の速度 $= 0.518052$(m/s)
V_3''' : プラグ 3 の速度 $= 0.439616$(m/s)

4）理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較

第 4.1.2 図及び第 4.1.3 図にプラグの変位(XD)、速度(XV)をそれぞれ示す。第 4.1.2 表に第 4.1.1 図に示す 4 つの状態におけるプラグの速度について、理論値とＰＬＵＧによる計算値を比較して示す。理論値と計算値の差は、1%以内である。

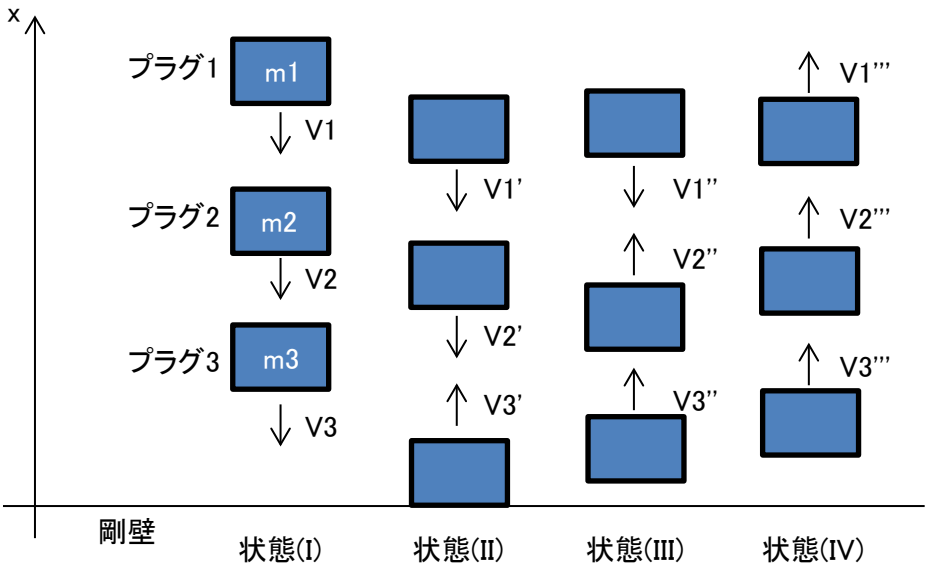
以上から、互いに独立したプラグが非同時に剛壁に衝突する場合におけるプラグの応答のＰＬＵＧによる解析の妥当性が確認できる。

第 4.1.1 表　解析に必要となるプラグの質量・初期における剛壁からの距離及び初速度(Case-6)

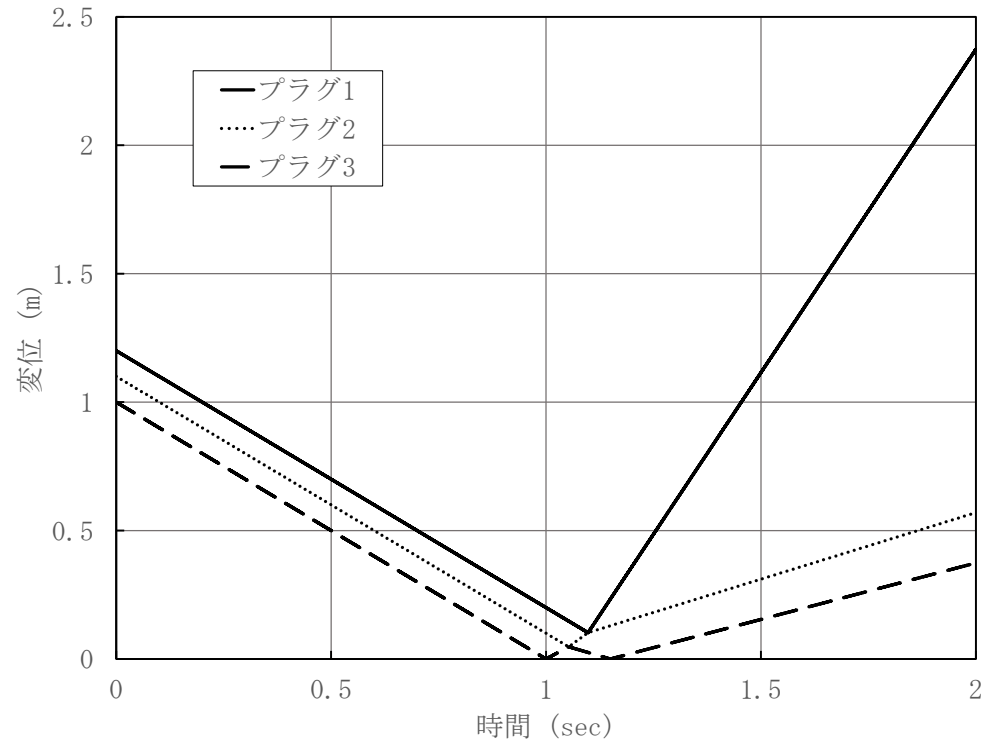
項目	質量 (kg)	初期における剛壁からの距離 (m)	初速度 (m/s)
プラグ 1 質量	5.638×10^{5}	1.2	-1.0
プラグ 2 質量	2.819×10^{6}	1.1	-1.0
プラグ 3 質量	4.510×10^{6}	1.0	-1.0

第 4.1.2 表　理論値とＰＬＵＧによる計算値との比較(Case-6)

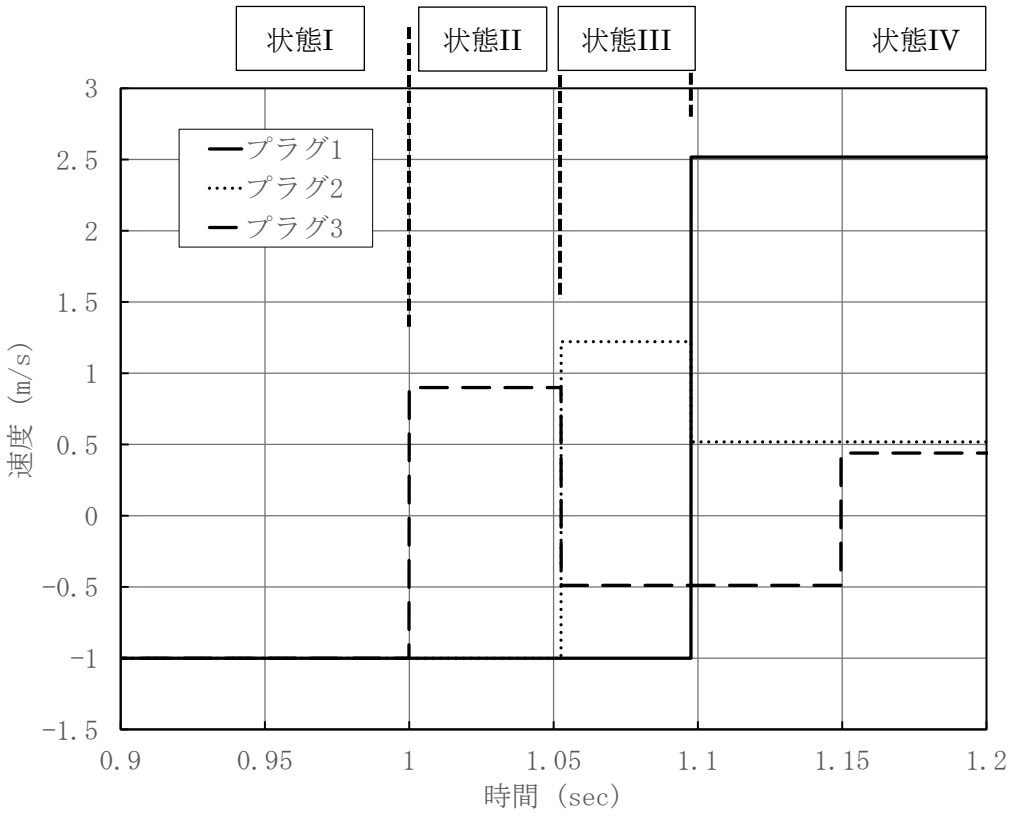
状態	項目	理論値(m/s)	計算値(m/s)	理論値との差
II	プラグ 1 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 2 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 3 の速度	0.9	0.9	0%
III	プラグ 1 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 2 の速度	1.22154	1.22200	0.038%
	プラグ 3 の速度	-0.488462	-0.488500	7.8e-3%
IV	プラグ 1 の速度	2.51744	2.51700	-0.017%
	プラグ 2 の速度	0.518052	0.51800	-0.01%
	プラグ 3 の速度	0.439616	0.439600	-0.0036%



第 4.1.1 図　互いに独立したプラグの衝突解析のイメージ(Case-6)



第 4.1.2 図　互いに独立したプラグの衝突解析のプラグの変位(XD)(Case-6)



第 4.1.3 図　互いに独立したプラグの衝突解析のプラグの速度(XV)(Case-6)

4.2 Case-7　一体となったプラグの衝突解析

１）対象とする解析条件

ここでは、第 4.2.1 図に示すように初速度 1m/s の 3 つのプラグが一体となって無重力空間の一直線上を進み剛壁に衝突する際の応答について検討する。第 4.2.1 表に解析に必要となるプラグの質量、初期における剛壁からの距離及び初速度を示す。プラグ間の質量差による影響を検証するため、プラグ 2 は、プラグ 1 の 5 倍の質量、プラグ 3 は、同 8 倍の質量とする(Case-6 と同様)。なお、プラグが衝突する際の反発係数は、いずれのプラグの組み合わせの場合でも一律に 0.9 とする。

第 4.1.1 図に示す状態(IV)は、これ以上衝突が生じない終状態を想定する。すなわち、状態(IV)における各プラグの速度の関係は、以下となる。

$$V_3^{\prime\prime\prime} < V_2^{\prime\prime\prime} < V_1^{\prime\prime\prime} \qquad \text{(A4.2-1)}$$

２）解析の妥当性の確認方法

プラグの一次元の衝突の式を解き理論解を算出して衝突後のプラグの速度を求め、これをＰＬＵＧによる計算値と比較して解析の妥当性を確認する。

３）理論値の算出

複数のプラグ（ここでは三つ）が一体となって移動し剛壁に衝突する場合、まず剛壁に一番近い側のプラグ（プラグ 3）が剛壁に衝突して反発する。次いでプラグ 2 がプラグ 3 と衝突して反発し、最後にプラグ 1 がプラグ 2 に衝突して反発する。この反発の過程において、最終的に(A4.2-1)式を満たす速度となった時点で反発が終了する。この過程における衝突後の各プラグの速度の計算方法は、Case-6 の場合と同じである。

したがって、状態(IV)における各プラグの速度は、以下のとおりとなる。

V_1''' ： プラグ 1 の速度 ＝ 2.51744(m/s)

V_2''' ： プラグ 2 の速度 ＝ 0.518052(m/s)

V_3''' ： プラグ 3 の速度 ＝ 0.439616(m/s)

４）理論値とＰＬＵＧによる計算値の比較

第 4.2.2 及び第 4.2.3 図にプラグの変位(XD)、速度(XV)をそれぞれ示す。第 4.2.2 表に第 4.2.1 図に示す状態(IV)のプラグの速度について、理論値とＰＬＵＧによる計算値を比較して示す。理論値と計算値の差は、1%以内である。

以上から、プラグ間に相対変位がなく一体となった状態で剛壁に衝突した場合におけるプラグ応答のＰＬＵＧによる解析の妥当性が確認できる。

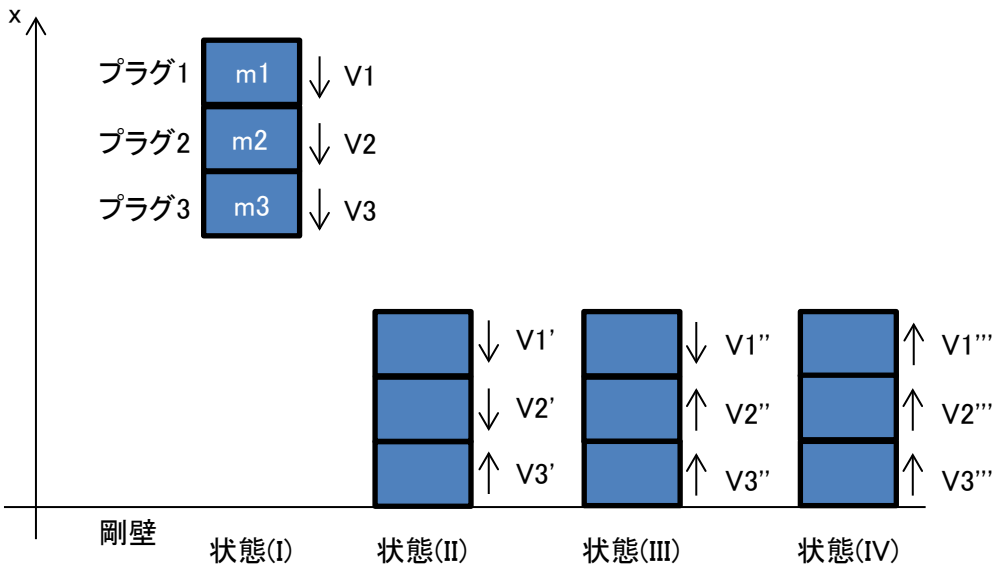
なお、このケースの場合は、Case-6 の場合と異なり、ＰＬＵＧでは、状態Ⅰから Ⅳ までの衝突挙動を 1 ステップ内で計算する。すなわち、プラグ間に相対変位がなく一体となって剛壁に衝突する場合は、プラグ間に相対変位がある状態と同じ反発計算を反復計算により 1 ステップ内で行う。

第 4.2.1 表　解析に必要となるプラグの質量・初期における剛壁からの距離及び初速度(Case-7)

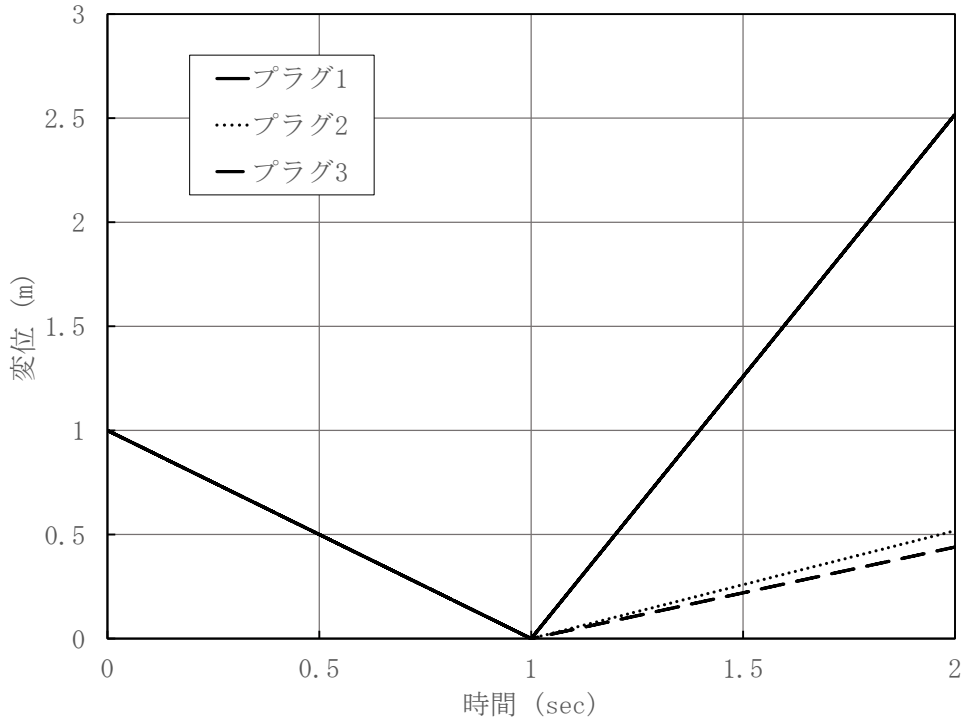
項目	質量 (kg)	初期における剛壁からの距離 (m)	初速度 (m/s)
プラグ 1 質量	5.638×10^{5}	1.0	-1.0
プラグ 2 質量	2.819×10^{6}	1.0	-1.0
プラグ 3 質量	4.510×10^{6}	1.0	-1.0

第 4.2.2 表　理論値とＰＬＵＧによる計算値との比較(Case-7)

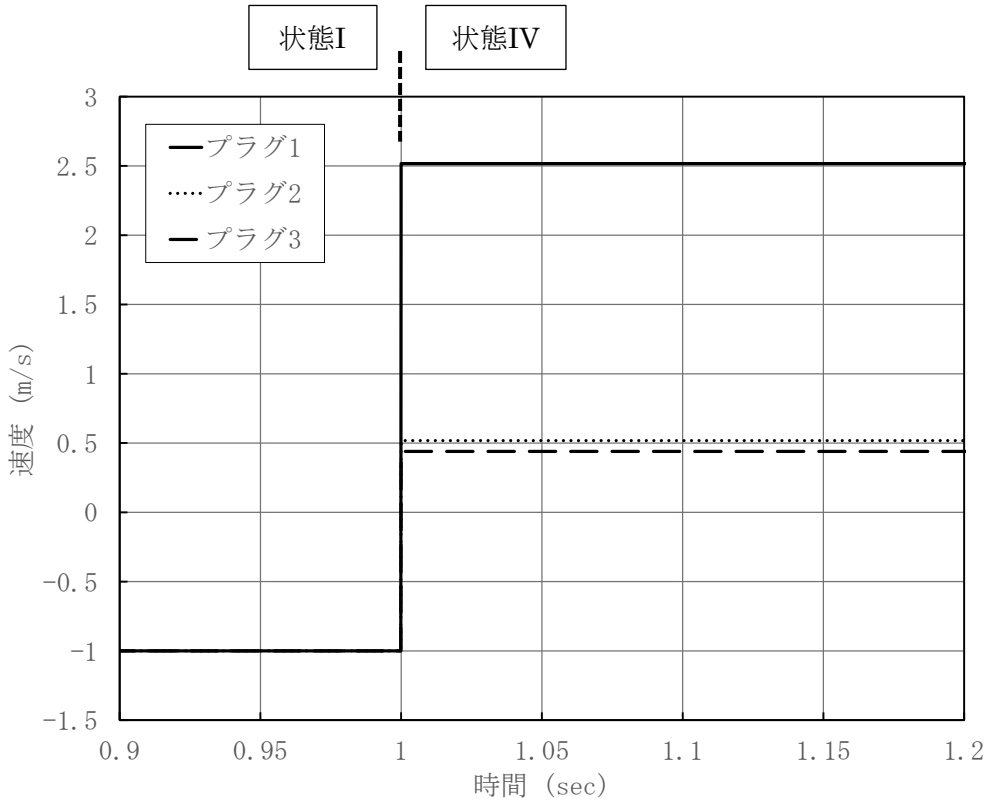
状態	項目	理論値(m/s)	計算値(m/s)	理論値との差
II	プラグ 1 の速度	-1	-	-
	プラグ 2 の速度	-1	-	-
	プラグ 3 の速度	0.9	-	-
III	プラグ 1 の速度	-1	-	-
	プラグ 2 の速度	1.22154	-	-
	プラグ 3 の速度	-0.488462	-	-
IV	プラグ 1 の速度	2.51744	2.51700	-0.017%
	プラグ 2 の速度	0.518052	0.51800	-0.01%
	プラグ 3 の速度	0.439616	0.439600	-0.0036%



第 4.2.1 図　一体となったプラグの衝突解析のイメージ(Case-7)



第 4.2.2 図　一体となったプラグの衝突解析のプラグの変位(XD)(Case-7)



第 4.2.3 図　一体となったプラグの衝突解析のプラグの速度(XV)(Case-7)

5. 参考文献

［1］「技術資料　管路・ダクトの流動抵抗」、日本機械学会、1979 年 1 月.

［2］「機械工学便覧」、日本機械学会、2014 年 3 月

参考資料 1

ＡＵＴＯＤＹＮ

1. はじめに

本資料では、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する計算コードのうち、ＡＵＴＯＤＹＮについて、計算コード概要、原子炉容器の構造応答解析における重要現象のモデル化及び妥当性確認について述べる。

2. 計算コード概要

ＡＵＴＯＤＹＮは、爆発・衝撃問題のような非線形の強い問題の時刻歴応答解析のための専用コードとして開発された[1]。本コードでは、流体（気体及び液体）の流動解析に適したオイラー型計算要素を用いた計算格子及び構造物の変形解析に適したラグランジェ型及びシェル型計算要素を用いた計算格子を同時に扱うとともに、これら計算格子間の相互作用を扱うことが可能である。これにより、流体の流動と構造物の変形との間の相互作用を考慮した解析（流体-構造連成解析）が可能となっている。特に、流体中の圧力源が周囲の流体を加速して構造壁に圧力負荷を与えるような問題への適用においては、解析対象の幾何形状及び構造物の材料特性並びに作用する圧力源の特性に基づいて、流体－構造連成挙動を解析し、構造物のひずみ及び変位を計算することができる。

ＡＵＴＯＤＹＮは、国内外の産業界や研究機関において幅広く利用実績があり、それらの適用解析を通じて同コードの基本的な妥当性は十分に確認され、その信頼性は高いと考えられる。国内の原子力分野においては、水素爆発による PWR 格納容器の健全性評価[2]、原子炉容器外における水蒸気爆発による PWR 原子炉キャビティのコンクリート構造の健全性評価[3]、水素爆発による BWR 原子炉本体基礎（ペデスタル）の構造応答評価[4]、及び高速実証炉の設計時における炉心損傷事故時の原子炉容器の健全性評価[5]に使用された実績がある。

3. 重要現象のモデル化

有効性評価において、ＡＵＴＯＤＹＮは、事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失(ULOF)」の機械的応答過程において、発生する機械的エネルギーに対する原子炉容器の構造応答の解析に使用される。原子炉容器のひずみ及び変位は、格納容器破損防止措置の有効性評価における評価項目のうち、「原子炉冷却材バウンダリの健全性が維持できること」に関わる重要なパラメータである。ＡＵＴＯＤＹＮでは、これらのパラメータの計算に必要な重要現象を以下のようにモデル化している。

(1) 先行して実施した遷移過程解析において即発臨界超過に伴い放出された熱エネルギーから機械的エネルギーへの変換の過程で発生する圧力源の膨張特性を「圧力－体積曲線」としてモデル化する。

(2) 圧力源の膨張による原子炉容器内の冷却材の多次元流動、特に上部プレナムのナトリウムスラグの加速と運動エネルギーの発達、カバーガス空間の圧縮、原子炉容器内の圧力分布とその動的変化をモデル化する。

(3) ナトリウムスラグの回転プラグ下面への衝突又はカバーガスの急激な圧縮による圧力発生に伴う流体と原子炉容器構造の連成解析を通じて、原子炉容器の弾塑性変形挙動を解析し、構造健全性を判断するためのひずみを計算する。

なお、(1)に述べたとおり、先行する遷移過程解析からの接続に関しては、ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳで計算された圧力－体積曲線（P-V 曲線）をＡＵＴＯＤＹＮに引き渡すことにより、機械的エネルギー発

生の解析と原子炉構造応答の解析との間で整合性の取れた一貫した解析を行った。

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認の方針

有効性評価へのＡＵＴＯＤＹＮの適用性及び妥当性を確認するため、1970 年代に米国ＳＲＩインターナショナルによって実施された、米国のクリンチリバー増殖炉の原子炉容器の 1/30 スケールの試験容器を用いた FV102 試験[6]、[7] の解析を行うこととした。

FV102 試験を選定した理由は、同試験が国際ベンチマーク問題として採用され欧米でも広く解析されていること、4.2 節で述べるように圧力源の模擬性が高く、かつ膨張特性が正確に測定されていること、「もんじゅ」の ULOF 事象の機械的応答過程の解析に使用されたＰＩＳＣＥＳ－２ＤＥＬＫ[1]による解析[8]が行われており、その経験が「常陽」の解析に活用できることなどである。特に、ＡＵＴＯＤＹＮとほぼ同等の解析手法と解析能力を有するＰＩＳＣＥＳ－２ＤＥＬＫの適用・検証経験が利用できることは有益である。

「もんじゅ」を対象とした原子炉容器の耐衝撃構造応答に関する研究開発では、1/33、1/20 及び 1/15 スケールの縮小モデル試験が実施されている。試験では、圧力源の膨張特性を適切に模擬するため新たに開発した「Sk 火薬」と呼ばれる低爆速火薬を使用し、爆発ガスの膨張特性 (P-V 曲線) の測定も行った。これらの試験を通じて、炉内構造物の影響や材料特性の影響を実験的に確認するとともに、ＰＩＳＣＥＳ－２ＤＥＬＫの妥当性確認に活用された。材料特性の影響に関しては、室温における材料強度特性が実機の温度条件下の SUS-304 鋼の強度特性によく類似している Ni-200 を用いたモデル試験を実施して、計算コードにより材料特性の影響が模擬できることを確認した。3 種の異なるスケールの縮小試験に対して、ＰＩＳＣＥＳ－２ＤＥＬＫが試験結果を精度よく再現することが確認され、同コードがスケールの異なる体系や材料特性の異なる構造物の解析へ適用できることをもって「もんじゅ」体系へ適用性を有するものと判断された。

ＰＩＳＣＥＳ－２ＤＥＬＫによる FV102 試験の解析を通じて、原子炉容器内流動挙動、及び原子炉容器の変形挙動の解析モデルの妥当性が確認されており[8]、同試験をＡＵＴＯＤＹＮで解析することにより、「もんじゅ」を対象とした研究開発の知見を「常陽」においても参考にすることが可能である。

なお、かつて、「常陽」を対象とした、原子炉容器の 1/5 縮小モデルを用いた耐衝撃構造試験が実施されているが、ＡＵＴＯＤＹＮの妥当性確認にその試験データを使用しなかったのは以下の理由による。

- この試験においては、水中での高性能爆薬（ペントライト）の爆発によって大きな衝撃波の発生が生じることが現実の機械的エネルギー発生のメカニズム (蒸気の膨張) と合致しない。
- 炉心構造物の厚みや剛性が模擬されていないために、衝撃波の伝播と相まって、炉心高さ位置に相当する原子炉容器胴部に非現実的な大きな歪を生じている。

---

[1] 米国 PISCES International 社（当時）が開発した商用コードで、爆発・衝撃問題に幅広く適用性を有する流体と構造の動的連成解析コードであり、1980 年前後の時点で利用できる最新の計算コーであった。2DELK は、2 次元 Eulerian-Lagrangian 結合版を意味しており、ＡＵＴＯＤＹＮと同様の解析モデルが用いられている。

・　圧力源の特性（圧力及び膨張体積）が把握されていないため、P-V 曲線が評価できない。すなわち、正確な解析条件が設定できない。

4.2 FV102 試験の概要

FV102 試験は、流体-構造連成解析を行う解析コードの検証データ取得を目的として、1970 年代に米国 SRI インターナショナルによって実施された。この試験の目的は、クリンチリバー増殖炉の原子炉容器の 1/30 スケールの単純な容器モデルに機械的負荷を与えた場合の応力、ひずみ及び変形を計測することである。FV102 試験は、炉心崩壊事故時の機械的エネルギーの発生に対する構造応答解析を行う解析コードの検証のための米国エネルギー省主催の国際ベンチマークプロジェクトである APRICOT プログラムにおいて選定された試験の 1 つである。

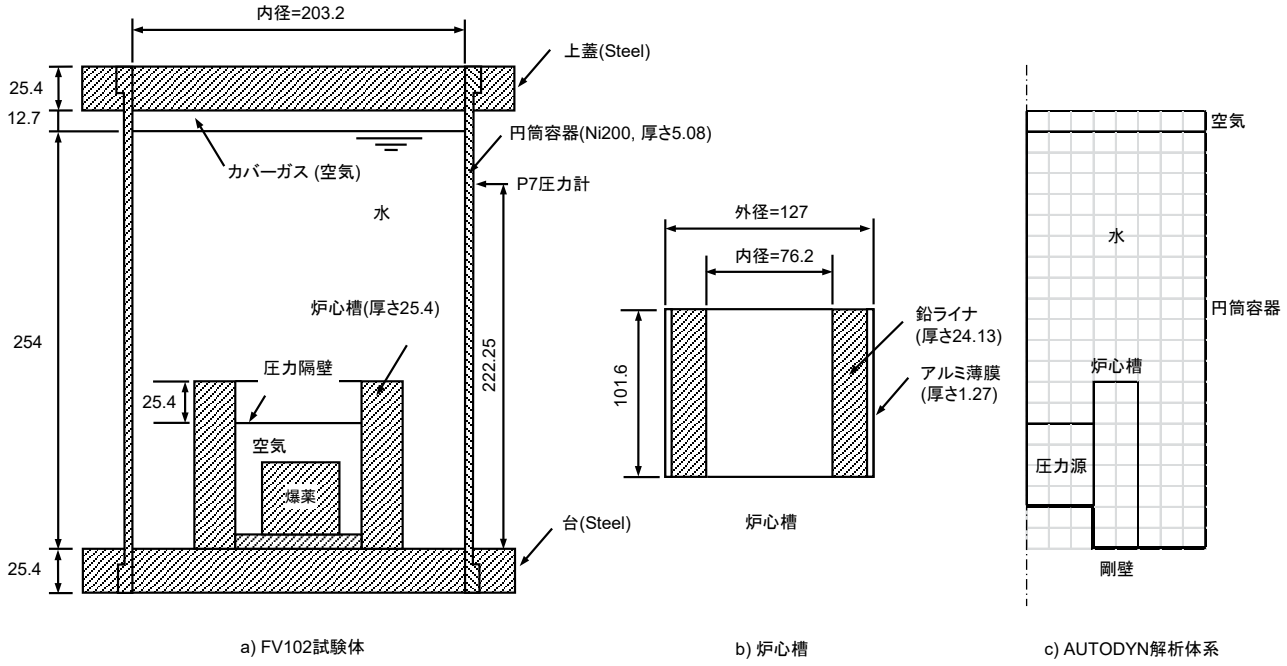
FV102 試験の試験装置の概要を第 4.1 図に示す。試験体は円筒容器、上蓋、台、炉心槽及び圧力源（爆薬）で構成されている。円筒容器は厚さ 5mm の焼き鈍ししたニッケル 200 製である。炉心槽は厚さ 24.13mm の鉛を用いた円筒であり、その外側は厚さ 1.27mm のアルミ薄膜で覆われている。円筒容器は水で満たされており、その上部 12.7mm の領域は空気が充填されたカバーガス領域である。炉心槽内に設置された圧力源は高性能爆薬の PENT（ペンスリット）であるが、爆発速度を抑えるために低密度となるようマイクロバルーン（マイクロビーズ）を混合して装荷するとともに周囲に空気層を設けて、水中での爆発時のような衝撃波によるエネルギー伝搬が生じないよう工夫がなされている。すなわち、爆発で生じるガスの膨張により、機械的エネルギーの発生特性の模擬が実現されている。炉心槽には圧力隔壁を設置して、水と爆薬との接触を防止している。試験計装に関しては、円筒容器壁に 3 つの圧力計が取り付けられ、円筒容器外面に 13 のひずみゲージが設置された。

この試験における圧力源の膨張特性を測定するため、エネルギー較正試験が実施され、爆薬とマイクロバルーンとの混合比を調整して複数の予備試験を行い、圧力源の圧力と体積膨張を直接測定して P-V 曲線を得ている。

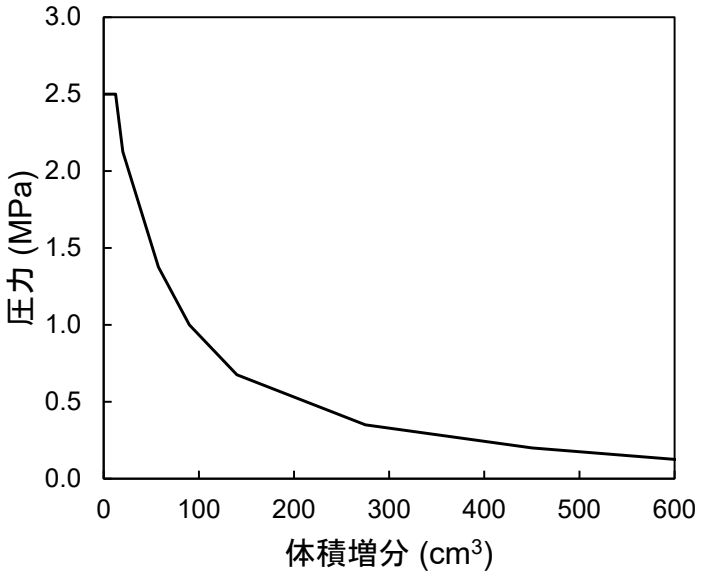
4.3 FV102 試験の解析

ＡＵＴＯＤＹＮによる FV102 試験の解析では、第 4.1 図に示すように試験装置を 2 次元円筒座標体系でモデル化した。解析に当たっては、ＰＩＳＣＥＳ－２ＤＥＬＫによる FV102 試験の試験解析[9] の情報を参考に、メッシュサイズを 12.7mm とした。圧力源の膨張挙動は、エネルギー較正試験により得られた、第 4.2 図に示す P-V 曲線によってガス気泡の膨張特性を与える GASBAG モデル[10] によって模擬した。

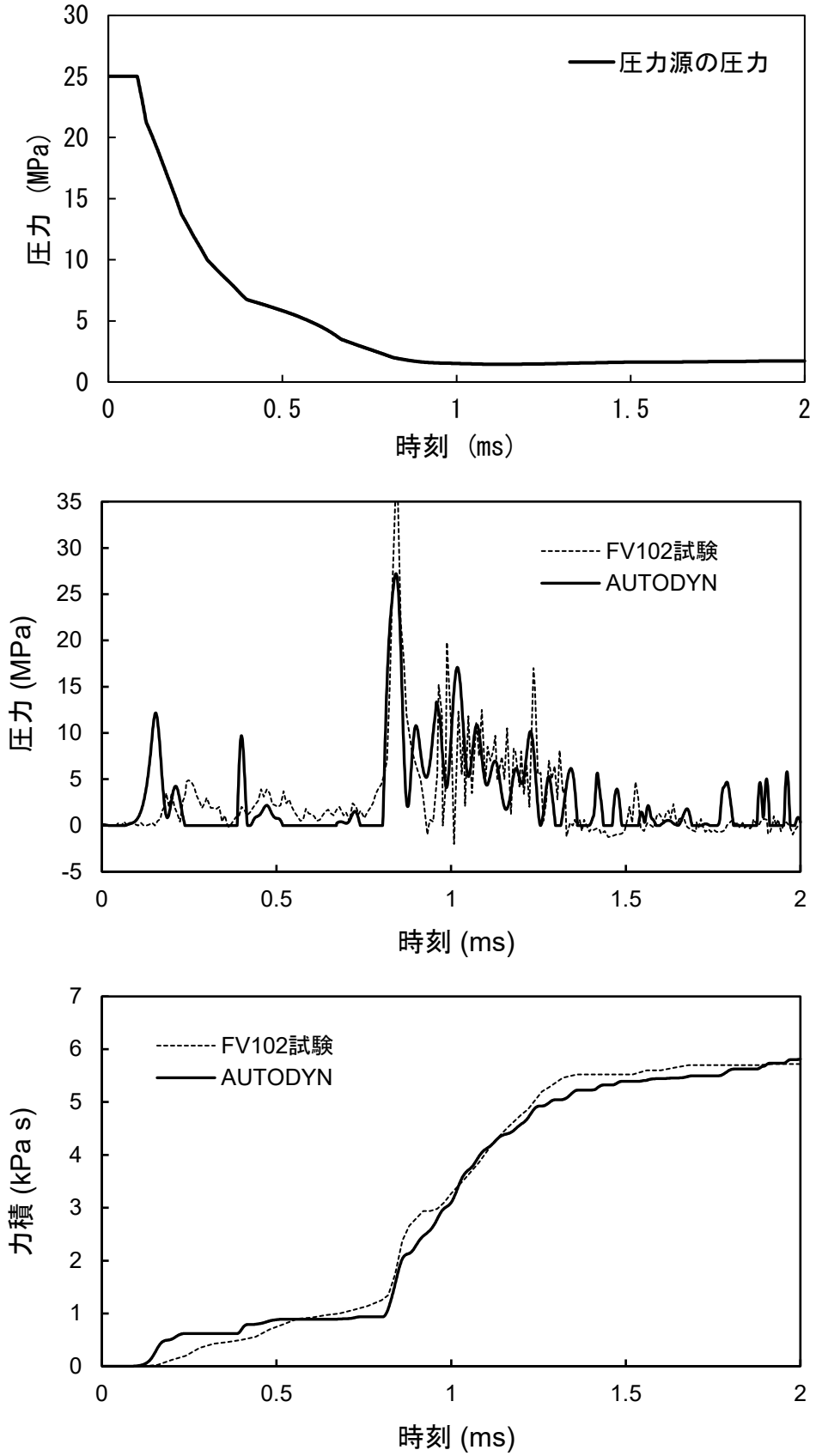
流体－構造連成解析において重要となる物理量は、円筒容器の圧力荷重、力積及び変形量である。第 4.3 図には、圧力源の圧力、P7 圧力計の位置で計測された圧力及び力積をＡＵＴＯＤＹＮによる解析結果と比較して示す。第 4.4 図には、円筒容器の残留変位とＡＵＴＯＤＹＮによる解析結果を比較して示す。これらの図から、円筒容器に作用する力積と残留ひずみが精度よく再現できていることが確認でき、機械的負荷が作用する場合の原子炉容器の構造応答解析にＡＵＴＯＤＹＮが適用できることが確認できた。



第 4.1 図　FV102 試験の試験体概要とＡＵＴＯＤＹＮの解析体系

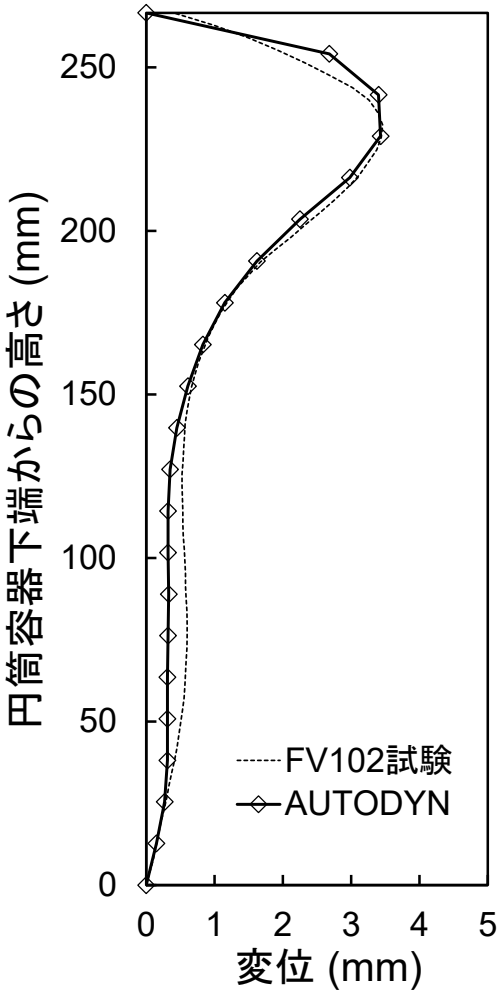


第 4.2 図　FV102 試験の圧力源の P-V 曲線



第 4.3 図　圧力源の圧力、P7 圧力計の位置（円筒容器下端から 222.25㎜ の高さ）で計測された圧力及び力積

参考 1-6



第 4.4 図　円筒容器の残留変位

5. 参考文献

[1] http://www.engineering-eye.com/AUTODYN/case/index.html

[2] O. Kawabata, M. Kajimoto, N. Tanaka, “Hydrogen Detonation and Dynamic Structural Response Analysis for Large Dry Containment Vessels of Steel and Pre-Stressed Concrete Types,” Proc. 8th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 8), Apr. 2-6, Baltimore, MD USA (2000).

[3]O. Kawabata, “Analyses of Ex-Vessel Steam Explosion and its Structural Dynamic Response for a Typical PWR Plant,” Proc. 12th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 12), Apr. 25-29, Arlington, Virginia USA (2004).

[4] 解析コード（AUTODYN）説明資料（参考資料）平成 28 年 9 月 東京電力株式会社、東京電力ホールディングス株式会社、中部電力株式会社、中国電力株式会社、日本原子力発電株式会社..

[5] T. Nakamura, et.al. “Evaluation method for structural integrity assessment in core disruptive accident of fast reactor,” Nuclear Engineering and Design, Vol. 227, pp. 97-123, (2004).

[6] C.Y. Wang, “Comparison of ICECO code predictions with flexible vessel experiments,” Nuclear Engineering and Design, Vol.49, pp.145-154 (1978).

[7] “Results of phase 2 of the APRICOT program Final Report,” DOE/SF/01112-T2 (DE82007965), work performed under contract No. AC03-76SF01112, Science Applications, Incorporated, May 1981.

[8] 斉藤正樹、吉江伸二、石川真：「原子炉容器耐衝撃健全性評価手法の開発　－耐衝撃縮小モデル試験とその解析－」、動燃技報 No.53、PNC TN134 85-01 (1985).

[9] J.P. Buis, C.J.L. Florie, M.J. v.d. Hoek, W. Pohl, “The PICES Software for NUCLEAR SAFETY A Survey of PISCES Code Application to Nuclear Safety Problems,” PISCES International B.V., 1984.

[10] “ANSYS AUTODYN バージョン 15 膨張挙動モデル使用方法説明書”、伊藤忠テクノソリューションズ株式会社、2015 年.

参考資料 3

各計算コード間のデータ引継ぎ

1. はじめに

本資料では、格納容器破損防止措置の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する各計算コード間のデータ引継ぎ方法について述べる。

2. 有効性評価に適用する計算コードの関係

ULOF 及び UTOP における事象の進展を第 1 図に示す。ULOF 及び UTOP の評価事故シーケンスに対する有効性評価においては、事象の進展が複雑となるため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。事故の開始からラッパ管内で炉心燃料が溶融するまでの過程を起因過程と呼び、この過程をＳＡＳ４Ａで解析する。その後、ラッパ管の溶融から炉心溶融が全炉心規模に進展する過程を遷移過程と呼び、この過程をＳＩＭＭＥＲ－Ⅳで解析する。起因過程又は遷移過程において、即発臨界超過により大きなエネルギー放出がある場合には、機械的応答過程において、機械的エネルギーの発生、原子炉容器の構造応答及び回転プラグの応答とナトリウム噴出を、それぞれＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ、ＡＵＴＯＤＹＮ及びＰＬＵＧで解析する。噴出ナトリウムに対する格納容器応答は、ＣＯＮＴＡＩＮ－ＬＭＲで解析する。機械的エネルギーの発生の有無にかかわらず、溶融炉心物質の移行・再配置と、その後の長期冷却を再配置・冷却過程にて解析する。再配置・冷却過程の解析では、炉心損傷時の１次主冷却系流量等の境界条件をＳｕｐｅｒ－ＣＯＰＤにより解析する。また、上部プレナム及び下部プレナムに形成されるデブリベッドの冷却過程については、Ｓｕｐｅｒ－ＣＯＰＤのデブリ熱計算モジュール及び伝熱計算モデルで解析する。さらに、炉心物質の再配置場所から周辺の冷却材への熱移行及び原子炉容器内での熱流動挙動をＦＬＵＥＮＴにより解析する。

評価事故シーケンスの事象進展に沿った解析を実施するには、先行する過程の計算コードの解析結果を後続する過程を解析する計算コードへ引き継ぐ必要がある。また、再配置・冷却過程の解析のように、各現象の解析を行うための境界条件をＳｕｐｅｒ－ＣＯＰＤが解析する等、ある計算コードの空間的・時間的な境界条件を別の計算コードから引き継ぐ場合もある。

3. 計算コード間のデータの引継ぎ

3.1　ＳＡＳ４ＡからＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ又はＳＩＭＭＥＲ－Ⅲの引継ぎ

ＳＡＳ４Ａによる起因過程解析の結果をＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ又はＳＩＭＭＥＲ－Ⅲ（以下「ＳＩＭＭＥＲ」という。）による遷移過程解析の初期条件として接続する。両コードはともに、燃料、スティール、ナトリウム等の炉心物質のエネルギー及び質量の分布、運動している物質については、その運動量、計算セルの圧力の変化、さらに、物質分布に伴う炉心の核的状態の変化について、時間ステップを進めながら計算する。したがって、両コードの対応する物質及びその状態（固体、液体、気体）ごとに、温度、質量、速度及びセル圧力を解析体系と物理モデルの違いを考慮して接続する。核的状態については、原子炉出力、反応度、遅発中性子先行核濃度や崩壊熱に関する情報も接続する。両コードの間で膨大な量のデータを引き継ぐ必要があるため、これを自動化するためのデータ変換ツールを利用している。

なお、接続時刻の決定に当たっては、ＳＡＳ４Ａの解析を引き継いだＳＩＭＭＥＲの解析におい

て、物理現象とこれに伴う反応度変化が不連続にならないように、ＳＡＳ４Ａの解析における物質移動が静定し、核的状態も大きく変動していない時点を選定する。

3.1.1 基本的な方針

ＳＡＳ４ＡコードとＳＩＭＭＥＲコードとで、扱う物質成分や物理量、状態方程式等の物理モデルと解析体系が異なることから、全ての物理量を連続に接続することは難しく、事象進展への影響の大きさを考慮して保存すべき物理量を決定する必要がある。物質の動きと核的な挙動への影響の大きさを考慮して、基本的な保存性の優先順位を設定しておくことは事象進展の連続性を確保するために有効である。そこで、物質成分では燃料、制御材、核分裂生成物（以下「FP」という。）ガス、スティール、ナトリウムの順に、物理量の観点からは質量、エネルギー、運動量、体積率、圧力の順に保存の優先順位を設定する。また、ＳＡＳ４ＡとＳＩＭＭＥＲ両コードにおける状態方程式（熱物性値を含む）、幾何形状モデルの違いによる不整合を緩和するため、データの受け渡しにあたっては、可能な限り物理量・幾何形状などを規格化、無次元化することとした。

接続に必要な作業は解析体系の変換に伴う物理量の調整と物理モデルの違いによる物理量の変換である。以下に接続の手法についてそれぞれ説明する。

3.1.2 解析体系の違いによる物理量の調整

ＳＩＭＭＥＲではメッシュ幅が変化しない 2 次元 r-z 体系又は 3 次元 x-y-z 体系を用いるが、ＳＡＳ４Ａでは集合体チャンネル毎に燃料の熱膨張による軸伸びを考慮して各軸方向メッシュ幅が変化する 1 次元解析体系を用いている。ＳＡＳ４Ａの解析体系からＳＩＭＭＥＲの解析体系に物理量を接続するためには、鉛直方向のセル境界の調整とＳＩＭＭＥＲの解析体系の水平方向位置に対応する集合体チャンネルの割り当てを行う必要がある。

まず、鉛直方向のセル境界の調整を行う。ＳＡＳ４Ａの解析では、温度上昇による燃料要素の軸伸びをモデル化しているため、各集合体チャンネルで軸方向メッシュサイズ、炉心や上下ブランケットなどの軸方向領域の上端・下端位置及び集合体上端・下端位置が異なる（第 2 図（左）参照）。最初にＳＡＳ４Ａ解析の全てのチャンネルの各軸方向領域の上端・下端位置を平均化し、全集合体が同じ軸方向領域上端・下端位置を持つようにする（第 2 図（右）参照）。各軸方向メッシュ幅は各軸方向領域の長さの変更の比率に応じて変更されるため、それぞれの解析メッシュにおける物理量が保存されるように、調整前のメッシュ幅と調整後のメッシュ幅の比率を用いて各解析メッシュ内の物理量を補正する。

次に、補正後のＳＡＳ４Ａの物理量を基にしてＳＡＳ４Ａの各集合体チャンネル毎にＳＩＭＭＥＲの各軸方向メッシュにおけるＳＡＳ４Ａの物理量を求める。まず第 2 図（右）に示した炉心あるいは上下ブランケットなどの各軸方向領域に対して、ＳＩＭＭＥＲの軸方向メッシュを割り当てる。この際、各軸方向領域内ではＳＩＭＭＥＲのメッシュ分割方法は任意であるが、各軸方向領域をまたいだＳＩＭＭＥＲの軸方向メッシュの割り当ては行わない（例えば、炉心と上部軸ブランケットをまたぐＳＩＭＭＥＲ軸方向メッシュの割り当ては行わない）。第 3 図に示すように、ＳＩＭＭＥＲの各軸方向メッシュに含まれるＳＡＳ４Ａの軸方向メッシュの幅に応じてＳＡＳ４Ａの物理量

の加重平均を行い、ＳＡＳ４Ａのチャンネル毎にＳＩＭＭＥＲの軸方向メッシュ位置におけるＳＡＳ４Ａの物理量を求める。

最後に、ＳＡＳ４Ａのチャンネル体系からＳＩＭＭＥＲの水平方向座標位置への割り当て及び変換を行う。ＳＩＭＭＥＲ-Ⅳを用いた３次元 x-y-z 解析体系では１集合体を水平断面における１セルに割り当てているため、ＳＩＭＭＥＲ-Ⅳ解析体系の各水平方向メッシュに割り当てられるＳＡＳ４Ａチャンネルは一意に決まる。このため、水平方向に対する混合平均操作は不要である。一方、ＳＩＭＭＥＲ-Ⅲを用いた 2 次元 r-z 体系では、ひとつの径方向セルに対して複数のＳＡＳ４Ａチャンネルを割り当てる必要がある（第 4 図参照）。このためＳＩＭＭＥＲ-Ⅲの各径方向セルに割り当てられるＳＡＳ４Ａのチャンネルとそのチャンネルに含まれる集合体数を用いてＳＡＳ４Ａの物理量の加重平均を行う。

3.1.3 ＳＡＳ４Ａの物理量からＳＩＭＭＥＲの物理量への変換

3.1.2 においてＳＩＭＭＥＲの解析メッシュ毎に求められたＳＡＳ４Ａの物理量を基にして、ＳＩＭＭＥＲの入力データとなる各成分の温度と体積率、流体成分であればその液滴径・気泡径・粒子径、気体成分の圧力及び燃料フィッサイル比、燃料ペレットの空隙率、燃料要素やラッパ管などの構造材の幾可形状を求める。具体的な算出方法を以下に述べる。

(1) 固液成分の温度と体積率

ＳＡＳ４Ａの各成分の比内部エネルギーを solidus 点と liquidus 点で規格化して両コード間で受け渡しを行う。これをＳＩＭＭＥＲの比内部エネルギーに換算し、さらにＳＩＭＭＥＲの状態方程式を用いて各成分の温度とする。比内部エネルギーに対応した比容積とそのセル内に存在する各成分の質量から各成分の体積率を求める。

(2) 燃料要素の取扱い

第 5 図は、ＳＡＳ４Ａの要素モデル内のノード分割とＳＩＭＭＥＲでの燃料要素計算におけるノード分割を示したものである。ＳＡＳ４Ａの要素モデルは、ペレット内部と被覆管内部に複数の径方向メッシュを持ち、中心空孔もモデル化している。ＳＩＭＭＥＲでは、ペレットを表面ノードと内部ノードの 2 つで表し、その外側に被覆管の 1 ノードが存在する。接続に当たっては、ＳＩＭＭＥＲの燃料要素中の各ノードに該当するＳＡＳ４Ａの各ノードの物理量を径方向ノード体積で加重平均する。

ＳＡＳ４Ａでは中心空孔と燃料の空隙率分布を取り扱えるが、ＳＩＭＭＥＲでは表面ノードおよび内部ノード内でそれぞれ一定の値を持つ。このため、燃料の質量とペレットの外径の保存を優先して、空隙率をＳＩＭＭＥＲの燃料とスティールの比容積と燃料要素の幾何形状から計算する。

(3) 反射体領域の取扱い

反射体領域は、被覆管の温度のみを参照する。被覆管の温度は、巨視的密度（解析セル単位体積当たりの質量）及び内部エネルギーを求めてＳＩＭＭＥＲの解析体系に変換し、内部エネルギーか

ら温度を求める。

(4) ガス成分の引継ぎ

ＳＡＳ４Ａのガス温度を全ての気体成分の巨視的密度で加重平均してからＳＩＭＭＥＲの解析体系に引き継ぐ。気体の体積率は存在する全ての固体成分・液体成分の体積率を 1.0 から除くことで求める。ガス圧力はＳＡＳ４Ａの解析結果の加重平均値を使用する。

(5) 速度の引継ぎ

ＳＡＳ４Ａは１次元流路における鉛直方向運動量を計算している。起因過程の解析の運動量と密度を用いて遷移過程の解析の各計算セル上部の境界位置で加重平均を行い、運動量を巨視的密度で割ることで速度を求める。ＳＡＳ４Ａではエネルギー成分毎に速度を持つが、ＳＩＭＭＥＲでは同一速度場に複数のエネルギー成分を割り当てることができる。同一速度場に複数のエネルギー成分を割り当てる場合は、同一速度成分に属するエネルギー成分の運動量の和を巨視的密密度の和で割ることで速度を得る。

(6) 燃料の核分裂性物質比の取扱い

ＳＡＳ４Ａでは燃料を一成分としているが、ＳＩＭＭＥＲでは核分裂性燃料と親燃料物質（^{238}U 等の非核分裂性燃料）の２成分の質量比を用いて燃料の Pu 富化度の分布をモデル化している。起因過程の解析結果からの引き継ぎにおいて、炉心燃料及び炉心上部・下部に破損して侵入しているものは炉心に存在する燃料が有する核分裂性燃料と親燃料の質量比を持つ燃料、それ以外は軸ブランケットに存在する燃料とする。

(7) 燃料の FP ガスの取扱い

ＳＩＭＭＥＲでは、燃料ペレット、液体燃料、燃料粒子及び燃料チャンク内に存在する FP ガスを取り扱うが、ＳＡＳ４Ａでは、これらに加えて燃料クラスト内の FP ガスも取り扱っている。遷移過程開始時には、燃料クラスト内の FP ガス量は、極めて少ないと想定されることから、燃料クラストの存在する計算セルの流路に FP ガスを移行している。燃料ペレットについては、ＳＡＳ４Ａでは、燃料ペレットを複数ノードで表現しているため、キャビティを含むペレット内の FP ガス質量を加重平均する。

(8) 液滴径及び気泡径の取扱い

流体成分（固気液）の液滴径と気泡径は、起因過程の解析結果から各成分の体積率を用いて単位体積当たりの境界面積としてから遷移過程の解析体系に加重平均値を割り当て、境界面積から半径を求める。

(9) 核計算の引継ぎ

起因過程の解析結果から遅発中性子群数、初期出力、核分裂発熱、崩壊熱、反応度、実効遅発中

性子割合、中性子生成時間、実効遅発中性子の先行核濃度及び崩壊定数をそのまま引き継いでいる。UTOP の場合は、外部挿入反応度も引継ぎ時刻からの反応度挿入率として引き継ぐ。

3.2　ＳＩＭＭＥＲ－Ⅳ又はＳＩＭＭＥＲ-Ⅲの遷移過程解析からＳＩＭＭＥＲ-Ⅳの機械的エネルギー発生解析への引き継ぎ

3.2.1　はじめに

機械的エネルギーによる構造応答評価及びナトリウム噴出量の評価の過程（以下、「機械的応答過程」という）は、機械的エネルギーの解析、原子炉容器の構造応答解析及びナトリウム噴出量の解析を組み合わせることにより行う。機械的応答過程の解析の流れを第 6 図に示す。

機械的エネルギーの解析では、先行して実施される遷移過程解析にて大きなエネルギー放出があったケースを対象に、炉心平均燃料温度が最高値に達した時点の炉心内の各物質の質量、温度、速度及び圧力の分布をＳＩＭＭＥＲ－Ⅳの入力として引き継いで、炉心物質の蒸発、膨張、熱移行の結果として機械的エネルギーを計算する。この過程は、いわば熱エネルギーから機械的エネルギーの変換を評価する過程である。以下に機械的エネルギーの解析におけるデータの引き継ぎ方法を示す。

3.2.2　機械的エネルギーの解析の接続時点

機械的エネルギーの解析の接続時点は、遷移過程の解析において炉心平均燃料温度が最大となる時点とする。この時点は、遷移過程において即発臨界超過によって大きなエネルギー放出があるケースにおいて、極短時間の出力逸走により燃料がほぼ断熱的に加熱・昇温された時点であり、機械的エネルギー発生のポテンシャルが最も高い状態に相当する。

3.2.3　機械的エネルギーの解析体系

機械的エネルギーの解析で用いる解析体系を第 7 図及び第 8 図に示す。水平方向は炉心中心から原子炉容器の内面まで、鉛直方向は炉心燃料下端部から回転プラグ底板の下端面までを、3 次元直交座標を用いてモデル化する。炉心の下端及び水平方向外端は剛体としてモデル化する。この結果炉心物質の膨脹は上方向のみに生じることになり、ナトリウムスラグの加速に対して保守的な想定となる。カバーガス空間は密閉された空間としてモデル化し、初期状態はカバーガス領域に存在する定格運転状態とする。カバーガス空間体積はナトリウム液面から回転プラグ底板下面までの空間体積とする。

3.2.4　基本ケースの引き継ぎ方法

遷移過程の解析で最高の炉心平均燃料温度を与える時刻の炉心燃料下端部から燃料集合体上端部までの領域における各物理量の空間分布をそのまま機械的エネルギー発生の解析体系における炉心部分の各物理量の空間分布として用いる。遷移過程解析体系と機械的エネルギー発生解析の炉心部分の解析メッシュは同一である。

3.2.5　燃料スロッシングの不確かさ影響評価ケースの引き継ぎ方法

燃料スロッシングの不確かさを考慮したケースの遷移過程の解析体系は 2 次元円筒座標を用い、常陽の燃料集合体配置を同心円状の 18 のリングでモデル化している。一方、機械的エネルギーの解析体系は 3 次元直交座標を用いている。このため、遷移過程の解析結果（2 次元）を 3 次元の解析体系に割り当てる必要がある。第 9 図に炉心部におけるメッシュ分割の遷移過程解析と機械的エネルギーの解析との関係を示す。遷移過程の解析では、第 1 表に示すように、常陽の集合体をリング状に割り当ててモデル化している。機械的エネルギーの解析では、各リングに割り当てられた燃料集合体内の物質分布、温度分布、速度分布及び圧力分布を、第 1 表の関係に従って第 9 図の(C)に示す通りに、すなわち元の集合体配置となるように割り当てている。

なお、遷移過程の解析体系では制御棒、照射燃料集合体及び材料照射用反射体（計 10 集合体）は、保守的な解析を行うために炉心燃料集合体に置き換えられている。このため、遷移過程の解析体系及びこれに基づいて作成した機械的エネルギーの解析の解析体系では、実際の炉心よりも燃料質量が 10 集合体分多く、発生エネルギーに関して保守的な扱いとなっている。

3.3　ＳＩＭＭＥＲ－ⅣからＰＬＵＧへの引き継ぎ

ＰＬＵＧは、遮へいプラグ下面に作用する圧力履歴による回転プラグの動的応答と、遮へいプラグ間隙を通じて格納容器床上へと噴出するナトリウム量を解析するコードである。ＰＬＵＧの主要な入力は、回転プラグの重量及び受圧面積、回転プラグの固定ボルトの幾何形状及び材料特性、並びに回転プラグ下面に作用する圧力の時間履歴である。回転プラグ下面に作用する圧力の履歴は、ＳＩＭＭＥＲ-Ⅳを用いた機械的エネルギー発生の解析結果から得られる回転プラグ下面の圧力を用いる。大回転プラグと小回転プラグはプラグ下面に対応するＳＩＭＭＥＲ-Ⅳの解析メッシュにおける圧力の平均値を用いる。炉心上部機構の下面はこれらの回転プラグよりも約 3.6m 下方にあるため、対応する位置の解析メッシュの平均圧力を用いる。

3.4　ＳＩＭＭＥＲ－ⅣからＡＵＴＯＤＹＮへの引き継ぎ

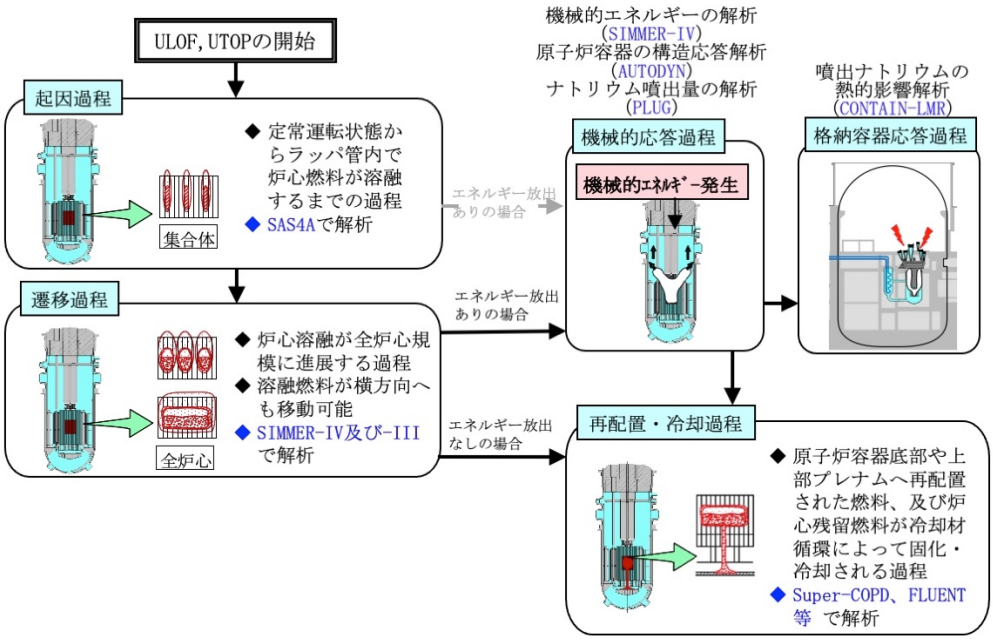
ＡＵＴＯＤＹＮを用いた原子炉容器の構造応答解析では、先行して実施される機械的エネルギー発生解析の結果である機械的エネルギーの値そのものを使うのではなく、機械的エネルギーを発生させる駆動力である上部プレナム底部で成長する多相多成分の蒸気泡（圧力源）の膨張に伴う圧力－体積の関係（以下、「P-V 曲線」という）を入力とする。

第 10 図と第 11 図に不確かさ影響評価ケースにおける引き継ぎ結果を例として示す。第 10 図(a)にＳＩＭＭＥＲ-Ⅳの機械的エネルギー発生解析体系における物質分布の時間変化をプロットした図を示す。上部プレナムの底部に蒸気泡が形成されて上部プレナム内のナトリウムを上方向に加速することで原子炉容器と回転プラグに機械的な負荷を与える機械的エネルギーが発生している。この蒸気泡の体積と平均圧力の時間変化を第 10 図(b)に示す。この圧力と体積の時間変化において、同一時刻の体積と圧力の関係をプロットすると第 11 図の実線となる。ＡＵＴＯＤＹＮコードの入力として用いた同図の点線を体積について積分すると約 4.0MJ となる。すなわち、ＳＩＭＭＥＲ-Ⅳの解析結果から得られた機械的エネルギーの最大値である約 3.6MJ を上回る保守的な機械的エ

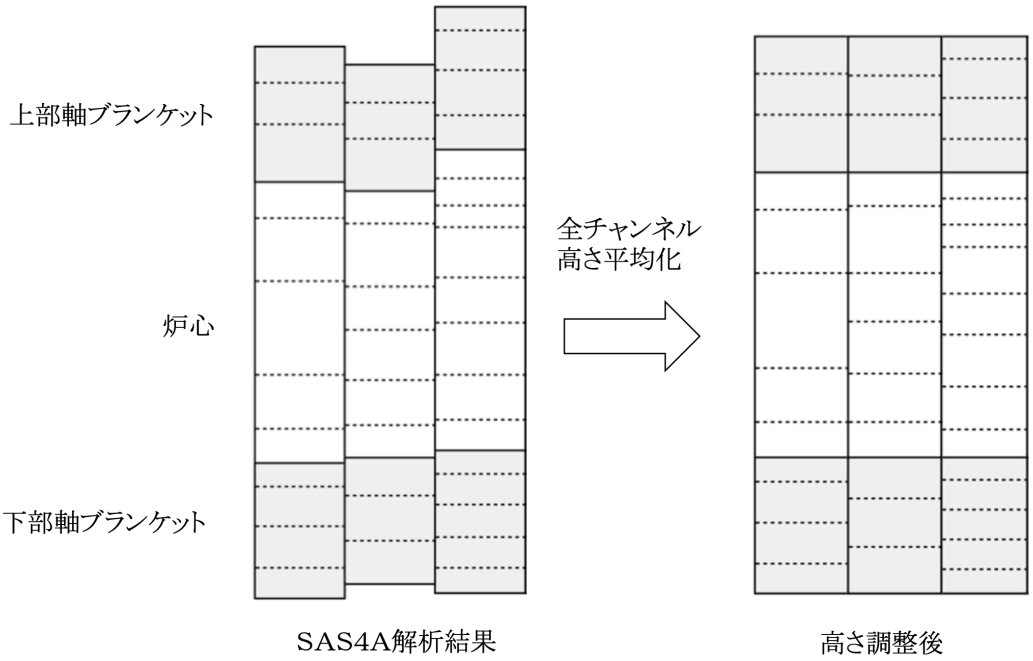
ネルギーを用いて原子炉容器の構造応答解析を行っていることになる。

第 1 表　遷移過程の解析(2 次元)におけるリング No. と常陽の集合体アドレスとの関係

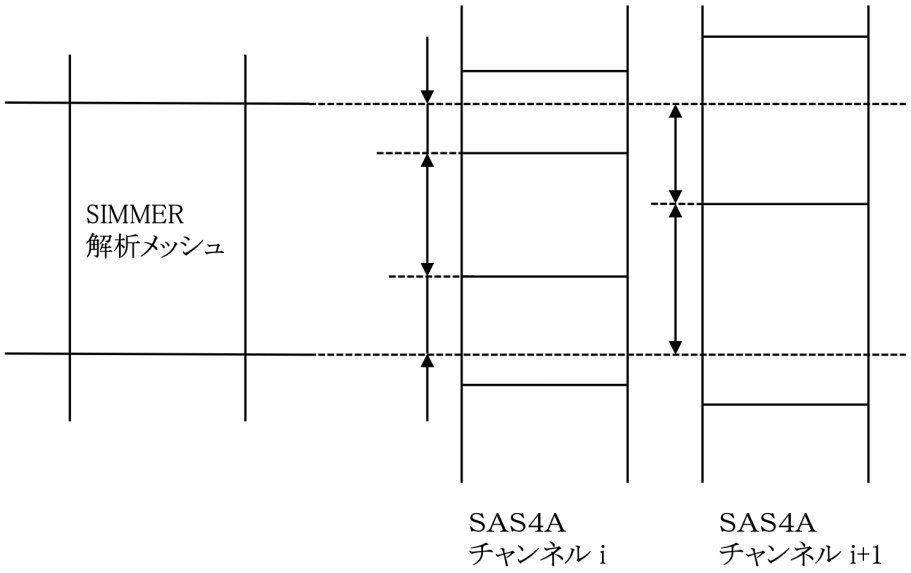
遷移過程の解析(2次元)におけるリングNo.	常陽 集合体アドレス ※3							常陽 集合体列
1	000							0列※1
2	3C2	3F2						3列※2
3	1A1	1D1						1列
4	1B1	1C1	1E1	1F1				
5	2B2	2E2	2C2	2F2				2列
6	2A1	2D1	2B1	2D2				
7	2A2	2C1	2D1	2F1				
8	3D2	3B1	3A2	3E1				3列
9	3E2	3A3	3B3	3C3	3D3	3E3	3F3	
10	3B2	3D1	3A1	3F1	3C1			
11	4A3	4C3	4E3	4B3	4D3	4F2		4列
12	4A1	4C1	4E1	4A4	4C4	4E4		
13	4B4	4D4	4F4	4B1	4D1	4F1		
14	4A2	4B2	4C2	4D2	4E2	4F3		
15	5A5	5D4	5A3	5D3				5列
16	5B4	5C5	5E4	5C3	5E2	5F4		
17	5A2	5B3	5C2	5D2	5E3	5F2	5F3	
18	5A4	5B2	5B5	5C4	5D5	5E5	5F5	



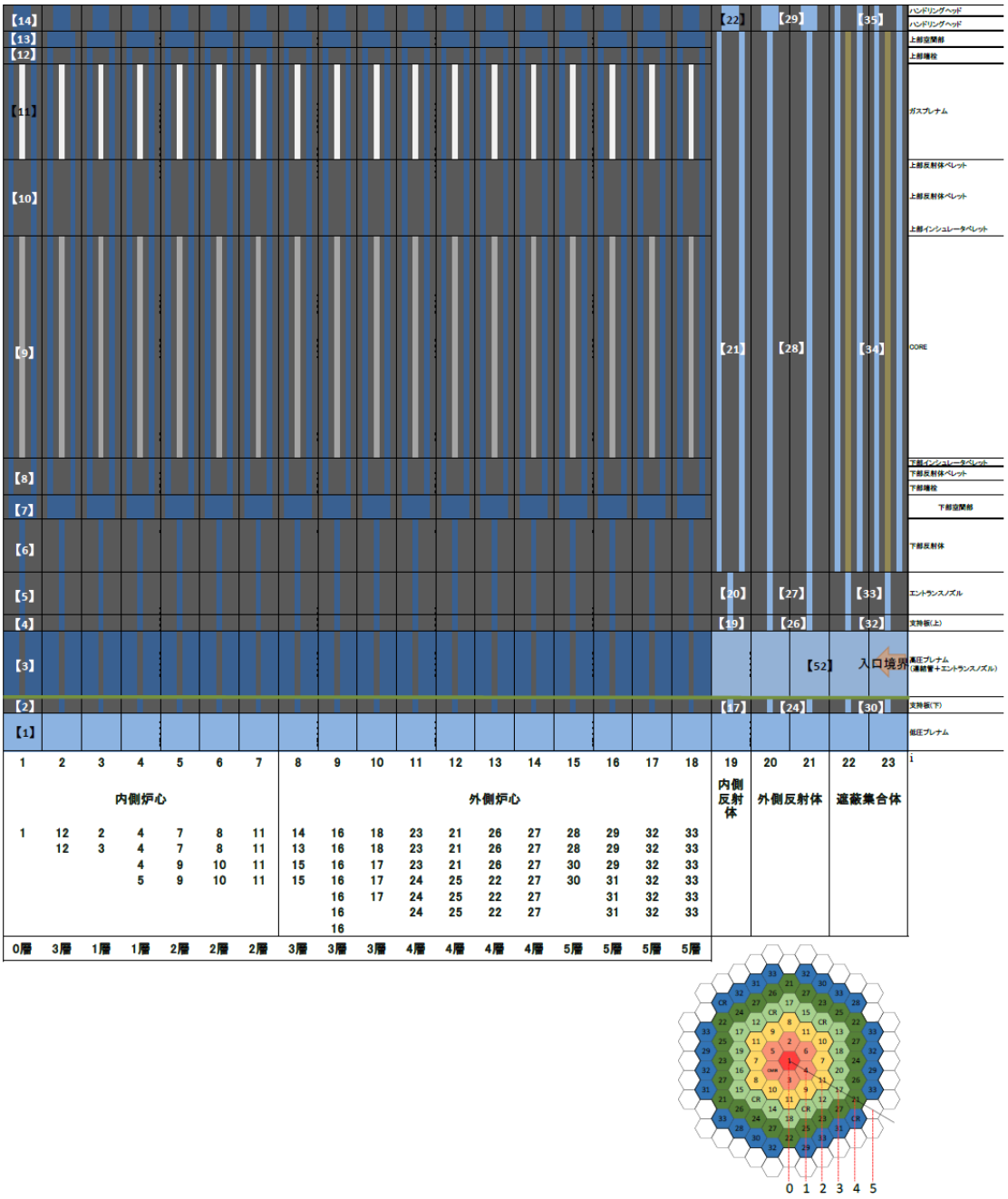
第 1 図 ULOF 及び UTOP における事象の進展



第 2 図　上部軸ブランケットと下部軸ブランケットを持つ場合の SAS4A の軸方向メッシュサイズの調整。SAS4A による解析結果(左)と調整後のメッシュ（右)。

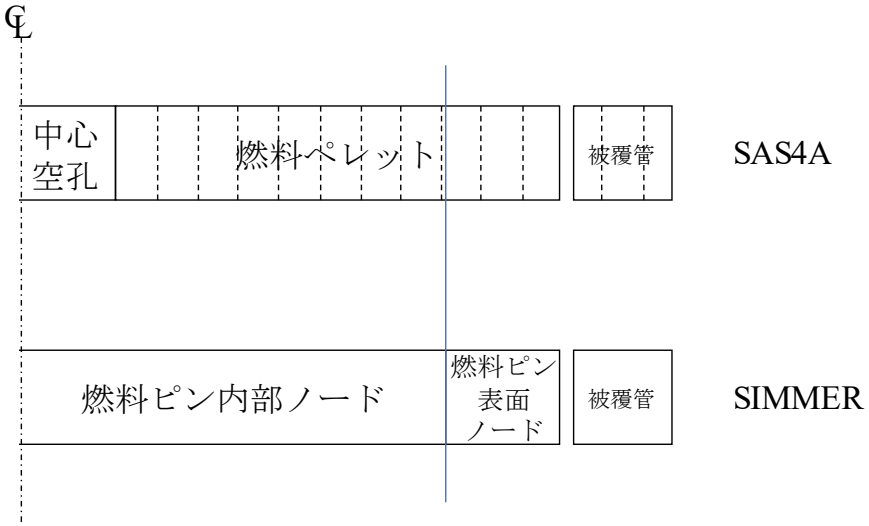


第 3 図　ＳＡＳ４Ａ解析メッシュからＳＩMMＥＲ解析メッシュへの混合平均操作

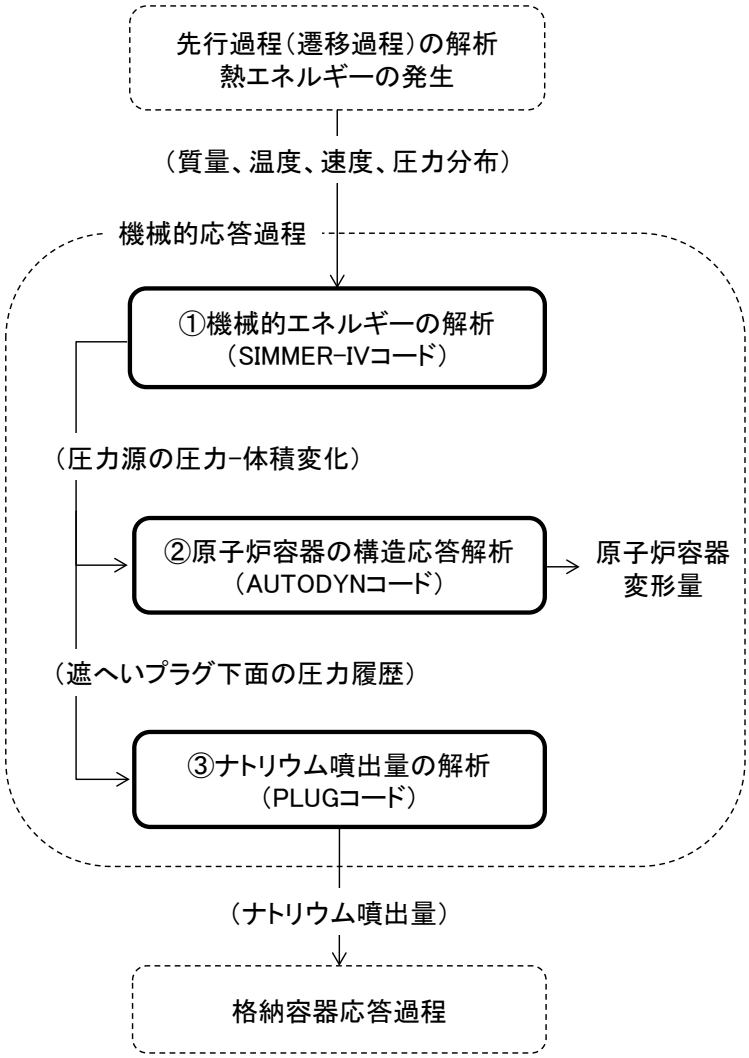


例えば、径方向メッシュ i=4 位置にはチャンネル番号 4 番の集合体を 3 つ、チャンネル番号 5 番の集合体を 1 つ割り当てる。

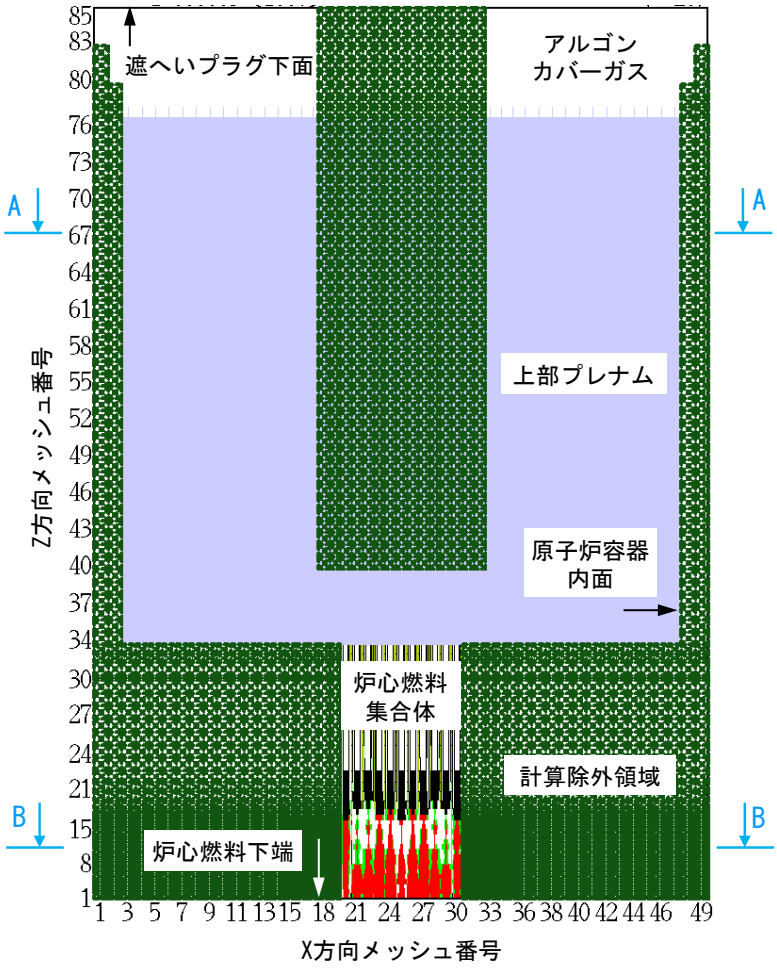
第 4 図　2 次元体系の各径方向位置とＳＡＳ４Ａチャンネル番号の関係



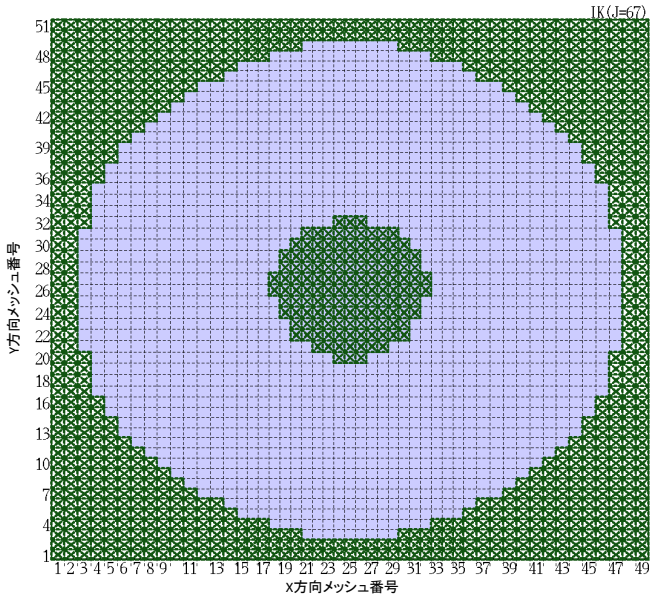
第 5 図　SAS4A のピンモデル内のノード分割（上）と SIMMER の燃料ピン計算における
ノード分割（下）のイメージ



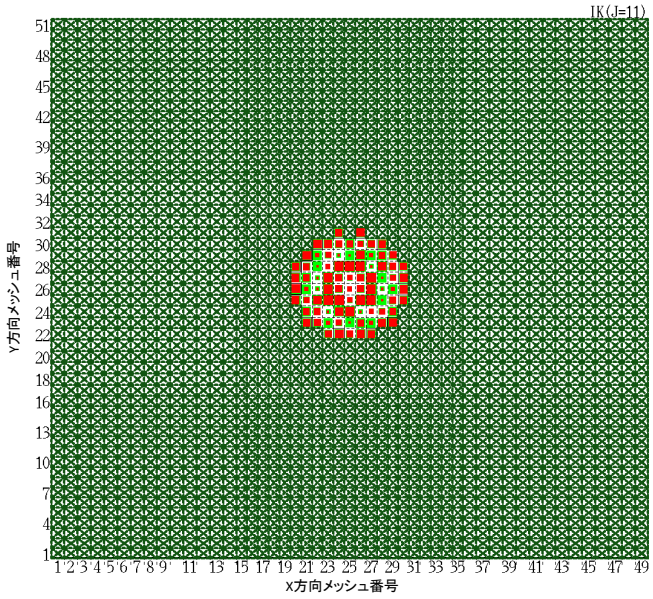
第 6 図　機械的応答過程の解析の流れ



第７図　ＳＩＭＭＥＲ−Ⅳによる機械的エネルギーの解析の解析体系（炉心中心垂直断面図）

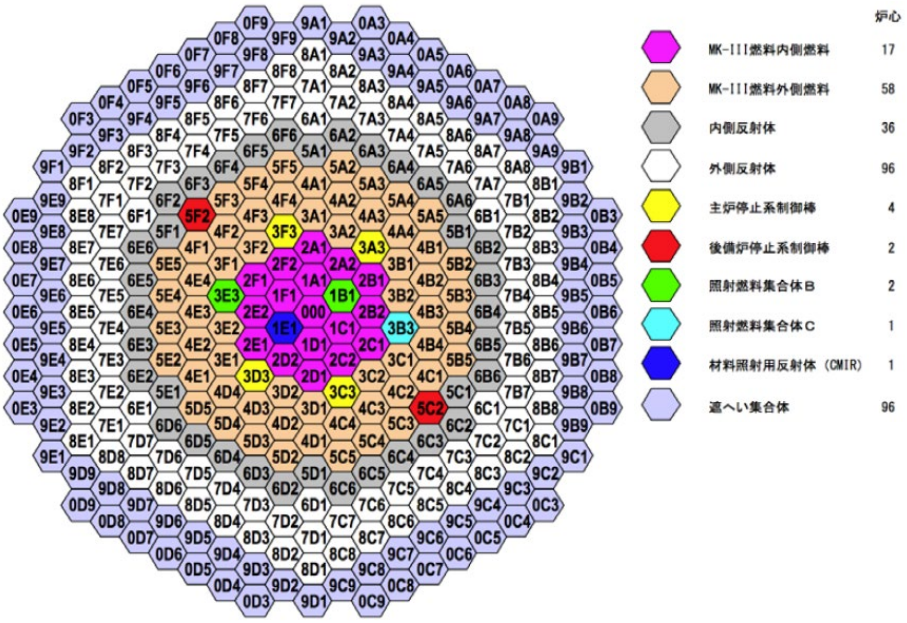


(a) A-A断面 (Z=67)

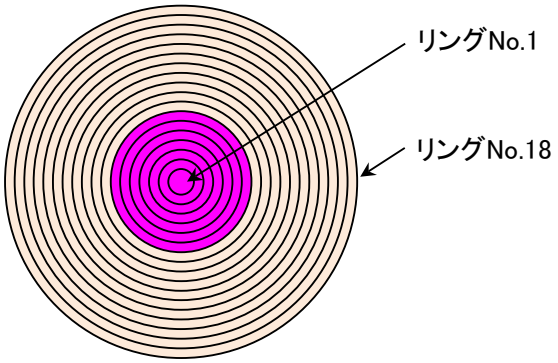


(b) B-B断面 (Z=11)

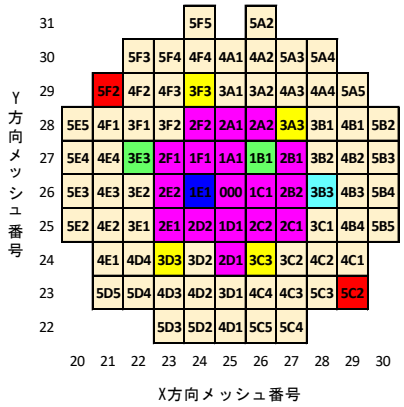
第 8 図　ＳＩＭＭＥＲ-Ⅳによる機械的エネルギーの解析の解析体系
（第 6 図 A-A 及び B-B 水平断面）



(A) 常陽 の燃料集合体配置

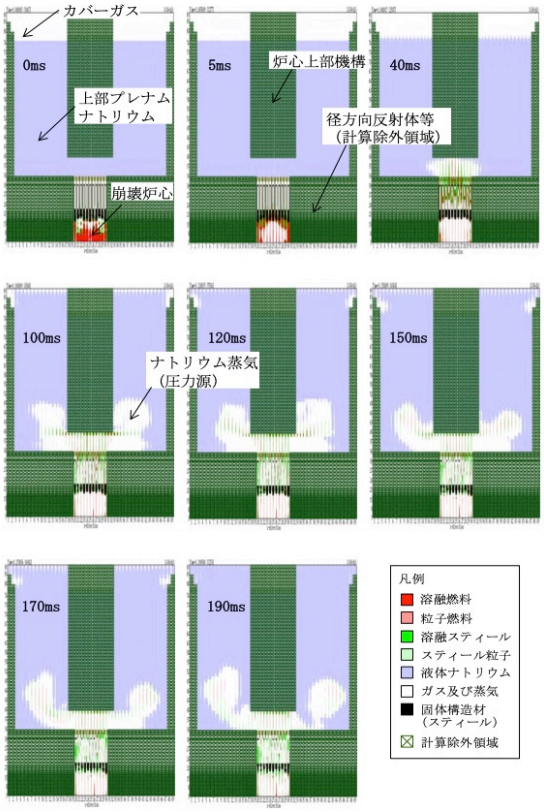


(B) 遷移過程解析(SIMMER-III)の解析体系(炉心部、イメージ)

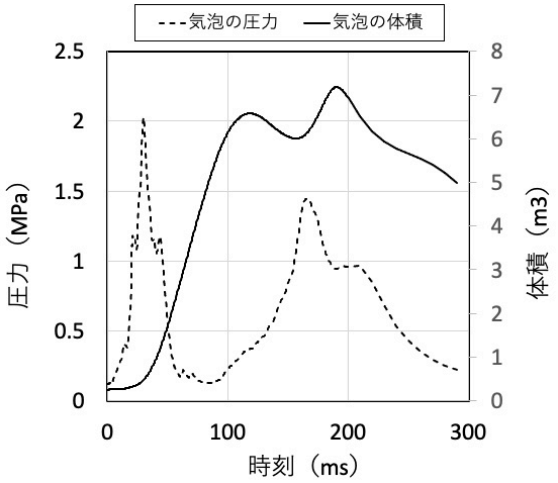


(C) 機械的エネルギーの解析(SIMMER-IV)の解析体系(炉心部)

第 9 図　炉心部におけるメッシュ分割の遷移過程解析と機械的エネルギーの解析との関係

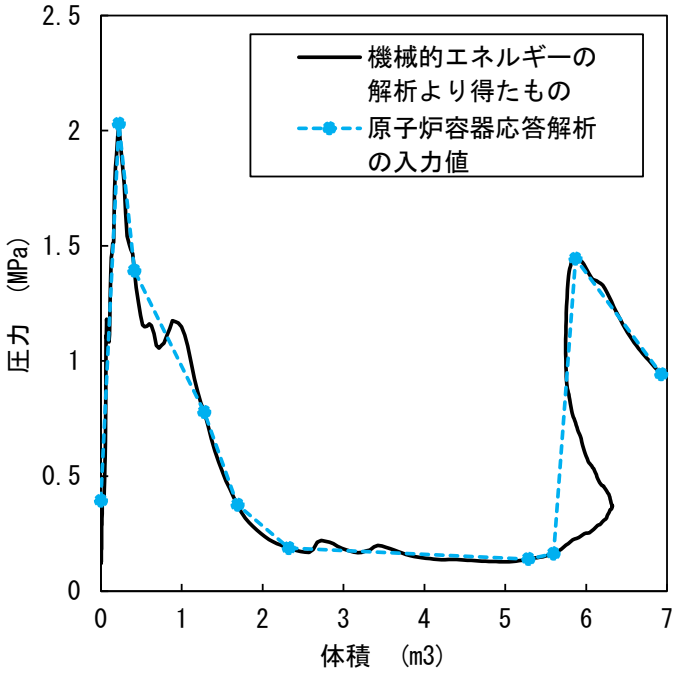


(a) 鉛直断面における物質分布



(b) 上部プレナム底部の蒸気泡の圧力と体積の時間変化

第 10 図　ＳＩＭＭＥＲ−Ⅳによる機械的エネルギー発生解析結果



第 11 図　ＡＵＴＯＤＹＮに入力した圧力源の P-V 曲線

略語表

略語	英語正式名	日本語
FCI	Fuel-Coolant Interaction	燃料－冷却材相互作用
FP	Fission Product	核分裂生成物
LF	Local (Fuel) Faults	局所的燃料破損
LORL	Loss of Reactor Level	原子炉容器液位確保機能喪失による崩壊熱除去機能喪失
PLOHS	Protected Loss of Heat Sink	交流動力電源が存在し、かつ原子炉容器液位が確保された状態での崩壊熱除去機能喪失
SBO	Station Blackout	全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失
ULOF	Unprotected Loss of Flow	炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失
ULOHS	Unprotected Loss of Heat Sink	除熱源喪失時原子炉停止機能喪失
UTOP	Unprotected Transient Over-Power	過出力時原子炉停止機能喪失