

理現象の影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、評価指標の計算は自然循環時であるため被覆管温度及び炉心冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(5) 炉心径方向熱移行

本物理現象は、発熱量が大きい集合体から小さい集合体へ熱が移行する現象であり、炉心の径方向の温度分布を平坦化する効果がある。ラップ管の熱伝導率及び熱容量、隣り合うラップ管の内側の冷却材温度及び流量、隣り合うラップ管に挟まれた領域の冷却材の温度及び流量が影響する。本物理現象は、1次主循環ポンプ停止後の自然循環時の低流量状態において流量再配分を左右する集合体内の温度分布、すなわち評価指標である炉心冷却材温度、また被覆管温度に影響を及ぼす。

ULOF、UTOP、LORL 及び ULOHS では、評価指標の計算は強制循環時（1次主循環ポンプ（主電動機又はポニーモータ）及び補助冷却系電磁ポンプ）が対象であり、本物理現象の影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、評価指標の計算は自然循環時であるため被覆管温度及び炉心冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(6) 炉上部プレナム温度成層化

本物理現象は、炉上部プレナム（炉心集合体出口から原子炉容器出口配管部までの領域）において、プレナム部に流れ込むナトリウム温度及び流量の過渡的な変化によって生じる温度成層化現象であり、原子炉停止後、低流量となる事象の原子炉容器出口冷却材温度に影響を及ぼす。

ULOF、UTOP 及び ULOHS では、評価指標の計算は原子炉停止までが対象であり、本物理現象の影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、評価指標の計算は補助冷却設備の単独運転に切り替わった時間帯であり、低流量となるが崩壊熱が低く冷却材温度も低い。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、自然循環による低流量であることから原子炉容器出口冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対しては、1次主冷却系を一巡した後に遅れて影響する。このため、重要度は「L」とする。

(7) 原子炉容器ナトリウム液位変化

本物理現象は、1次主循環ポンプのトリップ前後の圧力変化又は1次主冷却系からのナトリウム漏えいにより、原子炉容器のナトリウム液位が変動する現象である。1次主循環ポンプの吐出圧力、炉心及び系統の圧力損失、漏えい流量が影響する。前者の圧力変化により生じる場合は、評価指標に影響は及ぼさないが、後者のナトリウム漏えいにより生じる場合は、原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミングに関係し、評価指標に影響を及ぼす。

LORL においては、ナトリウム漏えいによる液位変化が、原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミングに影響し、結果的に補助冷却設備の単独運転に切り替わるタイミングを左右する（切り替わるタイミングの崩壊熱量に影響）ため、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度へ影響する可能性がある。このため、重要度は「M」とする。一方で、評価指標である原子炉容器出口冷却材温度（1次補助冷却系）に対しては、被覆管温度及び炉心冷却材温度と同様の理由で影響する可能性があるが、被覆管温度及び炉心冷却材温度に比べて感度が低い。このため、重要度は「L」とする。

その他の事象においては、ナトリウム漏えいによるナトリウム液位変化は生じない。

(8) 崩壊熱

本物理現象は、核分裂で生じた核分裂生成物などが放射性崩壊する際に発熱する現象である。燃料組成や燃焼度が影響する。崩壊熱は、原子炉停止後の炉心温度及び系統温度に影響を及ぼす。

ULOF、UTOP 及び ULOHS では、原子炉停止までの炉心温度の上昇（ULOHS においては、原子炉停止までの炉心温度の上昇が原子炉容器出口冷却材温度へ遅れて到達）が評価指標の計算の対象となる。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、原子炉出力の主要要素であり、補助冷却設備の単独運転による崩壊熱除去時に被覆管温度、炉心冷却材温度、原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）に影響する。このため、重要度は「H」とする。

PLOHS では、原子炉出力の主要要素であること及び1次主冷却系が自然循環となることから、被覆管温度及び炉心冷却材温度、原子炉容器出口冷却材温度に対して影響する。このため、重要度は「H」とする。

(9) 1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）

本物理現象は、原子炉で発生した熱を保有し、主電動機若しくはポニーモータの駆動力により1次冷却材が強制的に循環する現象又は1次主冷却系内の冷却材の密度差によって生じる浮力によって循環（自然循環）する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力

損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、原子炉の熱を除去し、主中間熱交換器まで輸送するため、炉心部温度及び系統温度に影響を及ぼす。

ULOF 及び UTOP では、事象発生後、炉心で生じた過渡変化が一巡する前に評価指標（ULOF では被覆管温度及び炉心冷却材温度、UTOP では燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度）の 1 次ピークが出現する。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1 次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため重要度は「L」とする。

LORL では、評価指標の計算の対象が補助冷却設備の単独運転後である。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、自然循環時において評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

(10) 1 次主冷却系のポンプフローコーストダウン

本物理現象は、1 次主循環ポンプの主電動機又はポニーモータが停止した際のポンプ軸の回転慣性と流体慣性のバランスから生じる流量の減少挙動である。

ULOF では、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度の 1 次ピークが、フローコーストダウン中における出力と流量に左右される。このため、重要度は「H」とする。

UTOP、ULOHS 及び LORL では、評価指標の計算はフローコーストダウン時ではない。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、ポニーモータの起動失敗により、フローコーストダウンカーブから自然循環に移行するタイミングに評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度の最高温度が出現する。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(11) 1 次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象は、1 次主冷却系の冷却材バウンダリの破損により、ナトリウムが外部へ漏えいする現象であり、1 次主冷却系での漏えいを想定している LORL のみで発生する。破損口の面積、系統の圧力及び漏えい先の圧力が影響する。冷却材バウンダリの破損により、原子炉容器内のナトリウム液位変化（原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミング）、主中間熱交換器内のナトリウム液位変化（冷却系の途絶）に影響し、最終的に補助冷却設備の単独運転のタイミングに影響を与えるため、被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出入口冷却材温度（1 次補助冷却系）に影響する

可能性がある。このため、重要度は「M」とする。

(12) 主中間熱交換器熱交換

本物理現象は、主中間熱交換器において、1次冷却材の熱エネルギーが伝熱管を介して2次冷却材に伝達される現象である。主中間熱交換器の伝熱特性が影響する。本物理現象は、除熱源が喪失する事象や評価指標の最高温度が出現するまでに1次主冷却系を一巡するような事象に影響する。

ULOF及びUTOPでは、事象発生後、炉心で生じた過渡変化が一巡する前に評価指標（ULOFでは被覆管温度及び炉心冷却材温度、UTOPでは燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度）の1次ピークが出現する。このため、重要度は「L」とする。

ULOHSでは、1次主冷却系のコールドレグ温度の上昇が、評価指標である被覆管温度、冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

LORLでは、評価指標の計算が補助冷却設備の単独運転後であるものの、単独運転に切り替わる直前までの系統温度に影響を与える。このため、重要度は「M」とする。

PLOHSでは、自然循環力に影響を及ぼすため、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。

(13) 主中間熱交換器ナトリウム液位変化

本物理現象は、1次主循環ポンプのトリップ前後の圧力変化又は1次主冷却系からのナトリウム漏えいにより、主中間熱交換器のナトリウム液位が変動する現象である。1次主循環ポンプの吐出圧力、炉心及び系統の圧力損失、漏えい流量が影響する。前者の圧力変化により生じる場合は、評価指標には影響を及ぼさないが、後者のナトリウム漏えいにより生じる場合は、原子炉停止及び補助冷却設備の起動のタイミングに関係し、評価指標に影響を及ぼす。

LORLにおいては、ナトリウム漏えいによる液位変化が、1次主冷却系の途絶するタイミング（除熱能力が低下するタイミング）に影響するため、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度（1次補助冷却系）へ影響する可能性がある。このため、重要度は「M」とする。

その他の事象においては、ナトリウム漏えいによるナトリウム液位の変化は生じない。

(14) 2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）

本物理現象は、主中間熱交換器で伝達された熱を保有し、電動機の駆動力により2

次冷却材が強制的に循環する現象又は2次主冷却系内の冷却材の密度差によって浮力が生じ、自然循環が発生する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、主中間熱交換器の熱を除去し、主冷却機まで輸送するため、1次主冷却系のコールドレグ温度に影響を及ぼす。

ULOF 及び UTOP では、事象発生後、炉心で生じた過渡変化が一巡する前に評価指標（ULOF では被覆管温度及び炉心冷却材温度、UTOP では燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度）の1次ピークが出現する。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

LORL では、評価指標の計算は、補助冷却設備を単独で運転した後である。2次主冷却系の冷却材熱流動は、単独運転に切り替わる直前までの系統温度に影響を与えるが主冷却機により十分除熱されており、単独運転後は評価指標に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

PLOHS では、評価指標を計算する時間帯において主冷却機により十分除熱されており、2次主冷却系の冷却材熱流動は、評価指標に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

(15) 2次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象は、2次冷却材バウンダリの破損により、冷却材が外部へ漏えいする現象であり、2次主冷却系での漏えいを想定している PLOHS のみで発生する。破損口の面積、系統の圧力及び漏えい先の圧力が影響する。2次冷却材バウンダリの破損により、2次主冷却系による除熱能力が低下又は喪失し、1次主冷却系の冷却材温度及び自然循環力に影響することから、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度、原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「M」とする。

(16) 主冷却機除熱（強制通風、自然通風）

本物理現象は、主冷却機において、2次冷却材の熱エネルギーが伝熱管を介して空気に伝達される現象である。主冷却機の伝熱特性が影響する。本物理現象は、主冷却機での除熱状態が主中間熱交換器を介して1次主冷却系に影響を与え、評価指標に影響する。

ULOHS では、主冷却機での除熱状態が評価指標（燃料温度は除く。）に影響を与える。このため、重要度は「H」とする。

その他の事象については、評価指標の計算は主冷却機での除熱状態が影響しない。

このため、重要度は「L」とする。

(17) 1次補助冷却系の冷却材熱流動

本物理現象は、原子炉で発生した熱を保有し、1次補助冷却系の電磁ポンプの駆動力により、1次補助冷却系の冷却材が強制的に循環する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、補助冷却系を起動した際に、原子炉の熱を除去し、補助中間熱交換器まで輸送するため、炉心部温度及び系統温度に影響を及ぼす。

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみである。原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）は、1次補助冷却系の強制循環流量、補助中間熱交換器の1次側出口冷却材温度及び崩壊熱で決まる。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対する影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(18) 補助中間熱交換器熱交換

本物理現象は、補助中間熱交換器において、1次補助冷却系のナトリウムの熱エネルギーが伝熱管を介して2次補助冷却系のナトリウムに伝達される現象である。補助中間熱交換器の伝熱特性が影響する。本物理現象は、補助冷却系を起動した際に、2次補助冷却系の状態が、評価指標に影響する。

LORL において、原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）は、2次補助冷却系の状態が影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対しては、評価指標への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

その他の事象においては、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(19) 2次補助冷却系の冷却材熱流動（強制循環）

本物理現象は、補助中間熱交換器で伝達された熱を保有し、電磁ポンプの駆動力により2次補助冷却系のナトリウムが強制的に循環する現象である。冷却材の熱容量、流量及び温度分布、構造物の熱容量及び熱伝導率、構造物と冷却材の熱伝達率、圧力損失、及びポンプの吐出圧力が影響する。本物理現象は、補助中間熱交換器の熱を除去し、補助冷却機まで輸送するため、1次補助冷却系の系統温度に影響を及ぼす。

LORL において、原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）は、補助中間熱

交換器を介して、2次補助冷却系の状態が影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対する影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

その他の事象においては、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(20) 補助冷却機除熱（強制通風）

本物理現象は、補助冷却機において、2次補助冷却系のナトリウムの熱エネルギーが伝熱管を介して空気に伝達される現象である。補助冷却機の伝熱特性が影響する。本物理現象は、補助冷却機での除熱状態が補助中間熱交換器を介して1次補助冷却系に影響を与え、評価指標に影響を与える。

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみである。原子炉容器出入口冷却材温度（1次補助冷却系）は、1次補助冷却系の強制循環流量及び補助中間熱交換器1次側出口冷却材温度及び崩壊熱で決まる。このため、重要度は「H」とする。一方で、被覆管温度及び炉心冷却材温度に対する影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

2.3.2 格納容器破損防止措置の有効性評価における重要現象

(1) 反応度フィードバックと核動特性

ULOF では、中間熱交換器において熱交換（除熱）が行われ、事象発生前の1次主冷却系コールドレグの温度が維持されるため、評価指標である原子炉容器入口冷却材温度及び1次冷却材流量への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、評価指標である燃料温度に影響を及ぼし、その結果、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。

(2) 燃料要素過渡伝熱

ULOF では、評価指標である1次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、評価指標である燃料温度、被覆管温度及び炉心冷却材温度の1次ピークに直接に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(3) 炉心の冷却材熱流動

ULOF では、炉心損傷に伴う圧力損失の増加が評価指標である 1 次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。

ULOHS では、過渡時の炉心出力に対して、異常な温度上昇を抑制するのに十分な冷却材流量が得られないため、評価指標である被覆管温度及び炉心冷却材温度に直接的に影響を及ぼす。このため、重要度は「H」とする。一方で、原子炉容器出口冷却材温度に対しては、炉上部プレナムでの混合により影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(4) 炉心流量再配分

ULOF では、炉上部プレナムでの混合により、評価指標である 1 次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、本物理現象は生じない。

(5) 炉心径方向熱移行

ULOF では、炉上部プレナムでの混合により、評価指標である 1 次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、本物理現象は生じない。

(6) 炉上部プレナム温度成層化

ULOF では、ポニーモータ駆動による強制循環であるため、評価指標である 1 次冷却材流量及び原子炉容器入口冷却材温度への影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、本物理現象は生じない。

(7) 原子炉容器ナトリウム液位変化

ULOF 及び ULOHS では、評価指標に影響を及ぼす 1 次主冷却系からのナトリウム漏えいによる液位変化は生じないことから、対象外とする。

(8) 崩壊熱

ULOF では、評価指標である原子炉容器入口冷却材温度へ影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、1 次主冷却系流量には影響しないため、「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しないため、対象外とする。

(9) 1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）

ULOF では、炉心損傷後の評価指標である1次主冷却系流量及び原子炉容器入口冷却材温度に影響を与える。このため、重要度は「H」とする。

ULOHS では、1次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

(10) ポンプフローコーストダウン

ULOF では、評価指標である1次主冷却系流量及び原子炉容器入口冷却材温度を計算する対象は、原子炉トリップ直後のフローコーストダウン時ではない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、原子炉が停止しない（主電動機駆動による強制循環）ため、対象外とする。

(11) 1次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象が発生するのは、1次主冷却系での漏えいを想定しているLORLのみであるため、対象外とする。

(12) 主中間熱交換器熱交換

ULOF では、2次主冷却系の状態が主中間熱交換器を介して評価指標である原子炉容器入口冷却材温度へ影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、1次主冷却系流量には影響しない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1次主冷却系のコールドレグ温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、炉心冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。一方で、燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

(13) 主中間熱交換器ナトリウム液位変化

ULOF 及び ULOHS では、評価指標に影響を及ぼす1次主冷却系からのナトリウム漏えいによる液位変化は生じないことから、対象外とする。

(14) 2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）

ULOF では、主冷却機により十分除熱されており、1次主冷却系のコールドレグの冷却材温度に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、1次主冷却系のコールドレグの冷却材温度の上昇によって、評価指標である被覆管温度、冷却材温度及び原子炉容器出口冷却材温度に影響する。このため、重要度は「H」とする。燃料温度に対しては、直接影響しない。このため、重要度は「L」とする。

(15) 2次主冷却系のナトリウム漏えい流量

本物理現象が発生するのは、2次主冷却系での漏えいを想定している PLOHS のみであるため、対象外とする。

(16) 主冷却機除熱（強制通風、自然通風）

ULOF では、主冷却機により十分な除熱が可能であり、1次主冷却系のコールドレグの冷却材温度に影響を及ぼさない。このため、重要度は「L」とする。

ULOHS では、主冷却機での除熱状態が評価指標（燃料温度は除く。）に影響を与える。このため、重要度は「H」とする。

(17) 1次補助冷却系の冷却材熱流動

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみであるため、対象外とする。

(18) 補助中間熱交換器熱交換

ULOF 及び ULOHS は、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(19) 2次補助冷却系の冷却材熱流動（強制循環）

ULOF 及び ULOHS は、補助冷却設備が待機状態において、1次補助冷却系の逆流により、補助中間熱交換器で熱交換された1次補助冷却系のナトリウムが炉上部プレナムの温度に影響するが、逆流流量は少量であり、その影響は微小である。このため、重要度は「L」とする。

(20) 補助冷却機除熱（強制通風）

本物理現象が発生するのは、補助冷却設備の起動を想定している LORL のみであるため、対象外とする。

(21) デブリベッド伝熱

ULOF において原子炉停止に失敗すると炉心燃料集合体の著しい損傷に至る可能性があり、損傷した場合に発生する燃料デブリベッドの冷却にデブリベッド伝熱が影響する。このため、重要度は「H」とする。

第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。

第2表 炉心損傷防止措置の有効性評価における物理現象ランクテーブル

分類	重要現象	外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故【ULOF】		出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故【UTOP】			2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故【ULOHS】			1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）及び安全容器内配管（外管）破損の重畳事故【LORL】		2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故【PLOHS】		外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故【PLOHS】 全交流動力電源喪失事故【SBO】	
		被覆管温度及び炉心冷却材温度	燃料温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	燃料温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	炉心冷却材温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	原子炉容器出入口冷却材温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	原子炉容器出入口冷却材温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	原子炉容器出入口冷却材温度		
炉心及び原子炉容器	反応度フィードバックと核動特性（制御棒反応度効果を含む）	H	H	H	H	H	H	L	L	L	L	L	L		
	燃料要素過渡伝熱	H	H	H	H	H	L	L	L	L	L	L	L		
	冷却材熱流動	H	H	H	H	H	L	M	L	H	L	H	L		
	炉心流量再配分	L	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H	L		
	炉心径方向熱移行	L	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H	L		
	炉上部プレナム温度成層化	L	L	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H		
	原子炉容器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-	M	L	-	-	-	-		
崩壊熱	L	L	L	L	L	L	H	H	H	H	H	H			
1次主冷却系	冷却材熱流動（強制循環、自然循環）	L	L	L	L	H	H	L	L	H	H	H	H		
	ポンプフローコストダウン	H	L	L	L	L	L	L	L	H	L	H	L		
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-	M	M	-	-	-	-		
	主中間熱交換器熱交換	L	L	L	L	H	H	M	M	H	H	H	H		
	主中間熱交換器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-	M	M	-	-	-	-		
2次主冷却系	冷却材熱流動（強制循環、自然循環）	L	L	L	L	H	H	L	L	L	L	L	L		
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-	-	-	M	M	-	-		
	主冷却機除熱（強制通風、自然通風）	L	L	L	L	H	H	L	L	L	L	L	L		
1次補助冷却系	冷却材熱流動	-	-	-	-	-	-	L	H	-	-	-	-		
	補助中間熱交換器熱交換	L	L	L	L	L	L	L	H	L	L	L	L		
2次補助冷却系	冷却材熱流動（強制循環）	L	L	L	L	L	L	L	H	L	L	L	L		
	補助冷却機除熱（強制通風）	-	-	-	-	-	-	L	H	-	-	-	-		

-: 当該事故シナリオにおいて生じない物理現象

第3表 格納容器破損防止措置の有効性評価における物理現象ランクテーブル

分類	重要現象	評価事故シーケンス			外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発失失敗の重畳事故【ULOF】		
		燃料温度	被覆管温度及び炉心冷却材温度	原子炉容器出口冷却材温度	(1)主冷却系流量	(原子炉容器入口冷却材温度)	デブリベッド温度(相隣炉心物管温度、冷却材温度、原子炉容器温度)
炉心及び原子炉容器	反応度フィードバックと核動特性	H	H	H	L	L	-
	燃料要素過渡伝熱	H	H	L	L	L	-
	冷却材熱流動	H	H	L	H	H	-
	炉心流量再配分	-	-	-	L	L	-
	炉心径方向熱移行	-	-	-	L	L	-
	炉上部プレナム温度成層化	-	-	-	L	L	-
	原子炉容器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-
崩壊熱	-	-	-	L	H	-	
1次主冷却系	冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	L	H	H	H	H	-
	ポンプフローコストダウン	-	-	-	L	L	-
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-
	主中間熱交換器熱交換	L	H	H	L	H	-
	主中間熱交換器ナトリウム液位変化	-	-	-	-	-	-
2次主冷却系	冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	L	H	H	L	L	-
	ナトリウム漏えい流量	-	-	-	-	-	-
	主冷却機除熱(強制通風、自然通風)	L	H	H	L	L	-
1次補助冷却系	冷却材熱流動	-	-	-	-	-	-
	補助中間熱交換器熱交換	L	L	L	L	L	-
2次補助冷却系	冷却材熱流動(強制循環)	L	L	L	L	L	-
	補助冷却機除熱(強制通風)	-	-	-	-	-	-
-	デブリベッド伝熱	-	-	-	-	-	H

-: 当該事故シーケンスにおいて生じない物理現象

3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

Super-COPDは、日本原子力研究開発機構にて開発を進めてきたナトリウム冷却高速炉を対象としたプラント動特性解析コード^[1]であり、「もんじゅ」及び「常陽」の安全審査で使用した実績を有する炉心過渡解析コード「HARHO-IN」^{[2][3]}を、「もんじゅ」の安全審査で使用した実績を有するプラント動特性解析コード「COPD」^[3]の炉心部の計算に組み込むとともに、構成機器や配管要素等の流動計算及び熱計算、また制御系のモデルをモジュール構造として汎用化が図られたプラント動特性解析コードである。

3.2 重要現象に対する解析モデル

第4表に、第2章において重要現象として抽出された物理現象（評価指標）を計算するために必要となる解析モデルを示す。なお、ULOF 事象の格納容器破損防止措置の有効性評価において再配置・冷却過程の解析で使用したデブリベッド熱計算モジュールは、2.1.2 項(1)で説明したとおり、Super-COPD本体を使用したプラント動特性解析モデルとは別に、当該モジュールを単体として使用するため、そのモデルは添付1に記載する。

3.3 解析モデル

3.3.1 原子炉核計算モデル

第9図に、解析モデルの概要を示す。『原子炉核計算モデル』では、原子炉炉心熱計算により得た燃料、被覆管、冷却材等の炉心各部の温度変化を基にドップラ反応度、並びに燃料、被覆管、冷却材及び炉心支持板のフィードバック反応度を計算し、遅発中性子を6群で近似した以下に示す一点炉近似核動特性式により原子炉出力を計算する。また、制御棒の挿入や引抜きに伴う外乱反応度の印加も考慮できる。

$$\frac{d}{dt}n(t) = \frac{\delta_k(t) - \beta}{L}n(t) + \sum_{m=1}^6 \lambda_m C_m(t)$$

$$\frac{d}{dt}C_m(t) = \frac{\beta_m}{L}n(t) - \lambda_m C_m(t)$$

$$\delta_k(t) = \rho_{rod}(t) + \rho_s(t) + \rho_d(t) + \rho_{dop}(t) + \sum_{i=1}^k \rho_i(t)$$

n	: 中性子束（出力）	[1/m ³]
δ_k	: 全反応度	[Δk/k]
β_m	: m種遅発中性子発生割合（ $\beta = \sum \beta_m$ ）	[-]
λ_m	: m種遅発中性子先行核崩壊定数	[1/s]

C_m	: m 種遅発中性子先行核密度	[1/m ³]
L	: 遅発中性子生成時間	[s]
ρ	: 反応度	[Δk/k]
rod	: 制御棒	
s	: スクラム	
d	: 外乱	
dop	: ドップラ効果	
i	: 物質 i (反応度を与えるもの)	
k	: 物質 i の個数 k	

3.3.2 原子炉炉心熱計算モデル

第 10 図に、解析モデルの概要を示す。『原子炉炉心熱計算モデル』では、炉心全体を複数のチャンネル（炉心平均チャンネル）で代表させ、各炉心平均チャンネル内では、径方向に燃料ペレット、被覆管、冷却材、ラップ管について領域化するとともに、各領域を軸方向に複数のノードで分割した各温度点について、各領域間や他の炉心平均チャンネルとの熱伝達を考慮したエネルギー保存式を解くことで、各炉心平均チャンネル内の温度を計算する。このとき、原子炉出力は『原子炉核計算モデル』（第 3.3.1 項）で計算される出力と、予め評価しておいた炉心特性に基づく崩壊熱（原子炉トリップからの経過時間と減衰する崩壊熱の時系列データ）が考慮される。また、温度フィードバック反応度の計算に使用する平均温度も計算される。さらに、温度変化による冷却材の密度変化から、自然循環力に用いる水頭圧を計算する。1 次主循環ポンプによる強制循環が喪失した場合には、この自然循環力が冷却材流動の駆動源となる。なお、炉心平均チャンネルとは別にホットチャンネル（最大発熱ピン）を設定し、線出力等について厳しい条件を設定することで燃料集合体の過渡時の最高温度を計算することもできる。

燃料ペレット

$$\rho_f C_f \frac{\partial}{\partial t} T_f(r, z, t) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K_f r \frac{\partial}{\partial r} T_f(r, z, t) \right) + q(z, t)$$

被覆管

$$a_e \rho_e C_e \frac{\partial}{\partial t} T_e(z, t) = 2\pi r_{e1} U_b (T_f(r_{nf}, z, t) - T_e(z, t)) + A_c U_c(z, t) (T_c(z, t) - T_e(z, t))$$

冷却材

$$a_c \rho_c C_c \frac{\partial}{\partial t} T_c(z, t) + a_c G_c(t) C_c \frac{\partial}{\partial z} T_c(z, t) = A_c U_c(z, t) (T_e(z, t) - T_c(z, t)) + A_s U_s(z, t) (T_s(z, t) - T_c(z, t))$$

ラップ管

$$a_s \rho_s C_s \frac{\partial}{\partial t} T_s(z, t) = A_s U_s(z, t) (T_c(z, t) - T_s(z, t)) + \sum_j A_{sj} U_{sj}(z, t) (T_{sj}(z, t) - T_s(z, t))$$

T : 温度	[°C]
G : 質量流束	[kg/(s・m ²)]
q : 発熱密度	[kcal/(s・m ³)]
U : 熱貫流率	[kcal/(m ² ・s・°C)]
a : 断面積	[m ²]
A : 伝熱面積密度	[m ² /m]
C : 比熱	[kcal/(kg・°C)]
ρ : 密度	[kg/m ³]
K : 熱伝導率	[kcal/(m・s・°C)]
r : 径方向距離	[m]
z : 軸方向距離	[m]
t : 時間	[s]
f : 燃料	
b : 燃料表面ークラッド	
e : 被覆管	
$e1$: 被覆管内径	
$e2$: 被覆管外径	
c : 冷却材	
s : ラッパ管	
sj : 隣接するチャンネルのラッパ管	

3.3.3 原子炉炉心流動計算モデル

第 11 図に解析モデルの概要を示す。『原子炉炉心流動計算モデル』は、原子炉容器プレナム部に接続する集合体出入口に圧力ノード、各炉心平均チャンネルに対応する集合体流路パスを設定して炉心流路網を構成し、質量保存則と運動量保存則から流量と圧力分布を計算する。炉心部の流路網（フローネットワーク）では、燃料集合体における圧力損失を燃料集合体流動試験等に基づき、レイノルズ数 (Re) 依存性を考慮して設定する。また、炉心熱計算により冷却材温度に伴う密度変化による自然循環力を考慮する。

3.3.4 炉上部プレナム熱流動計算モデル

第 12 図に、解析モデルの概要を示す。『炉上部プレナム熱流動計算モデル』は、炉心集

合体出口領域 (A 領域) 及び炉心槽外側の完全混合領域 (B 領域)、並びにこれら 2 つの完全混合領域上面からディッププレート及び原子炉容器出口までの領域を熱輸送の遅れを考慮した複数のノードで分割した領域 (C 領域) の 3 つの領域に分割し、各領域についてエネルギー保存式を解くことで冷却材温度を計算する。各領域は、複数のノードで分割して軸方向の温度分布を求めるとともに、温度成層化に寄与する軸方向熱伝導の効果及び浮力効果を評価できる。また、定格運転からスクラム後自然循環又はポニーモータ運転への移行過程における、炉上部プレナム内流路パスの変化を考慮するために、浮力と慣性力の比であるリチャードソン数 (Ri) により領域間の流路パスを切り替える計算モデルとした。

A 領域

$$\begin{aligned} \frac{dT_A}{dt} = \frac{1}{C_p \rho V_A} & \left[\sum_j F_{cj} W_{cj} h_j + (F_{p1} - 1) W_{p1} h_{V_{C1}} + (F_{p2} - 1) W_{p2} h_{V_B} \right. \\ & - \left\{ F_{p1} W_{p1} + F_{p2} W_{p2} + \sum_j (F_{cj} - 1) W_{cj} \right\} h_{V_A} + K S_{b1} (T_{UIS} - T_{V_A}) \\ & \left. - \rho C_p \left(\frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} \right) a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_B}}{L_{AB}} - \rho C_p \left(\frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} \right) a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_{C1}}}{L_{AB}} \right] \end{aligned}$$

B 領域

$$\begin{aligned} \frac{dT_B}{dt} = \frac{1}{C_p \rho V_B} & \left[\sum_l F_{cl} W_{cl} h_l + F_{p2} W_{p2} h_{V_A} + (F_{p3} - 1) W_{p3} h_{V_{C1}} + (F_{AX} - 1) W_{AX} h_{AX} \right. \\ & - \left\{ F_{p3} W_{p3} + F_{AX} W_{AX} + \sum_l (F_{cl} - 1) W_{cl} + (F_{p2} - 1) W_{p2} \right\} h_{V_B} \\ & \left. + \rho C_p A_{BC1} a_{mol} \frac{T_{V_{C1}} - T_{V_B}}{\frac{Z_{V_A}}{2}} + \rho C_p \frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_B}}{L_{AB}} \right] \end{aligned}$$

C 領域最下段ノード (i=1)

$$\begin{aligned} \frac{dT_{V_{C1}}}{dt} = & \frac{1}{\rho C_p A_{V_{BC1}} Z_1} \left[F_{p1} W_{p1} h_{V_A} + F_{p3} W_{p3} h_{V_B} + (F_{p4} - 1) W_{p4} h_{V_{C2}} \right. \\ & - \left\{ F_{p4} W_{p4} + (F_{p1} - 1) W_{p1} + (F_{p3} - 1) W_{p3} \right\} h_{V_{C1}} + K \cdot S_{b2} (T_{UIS} - T_{V_{C1}}) \\ & + \rho C_p A_{V_{BC1}} a_{mol} \frac{T_{V_{C2}} - T_{V_{C1}}}{\Delta Z_{1+\frac{1}{2}}} + \rho C_p \left(\frac{\pi D_C Z_{V_A}}{2} \right) a_{mol} \frac{T_{V_A} - T_{V_{C1}}}{L_{AB}} \\ & \left. - \rho C_p A_{V_{BC1}} a_{mol} \frac{T_{V_{C1}} - T_{V_B}}{\frac{Z_{V_A}}{2}} \right] \end{aligned}$$

C 領域中間ノード (i=2~n-1)

$$\begin{aligned} \frac{dT_{V_{Ci}}}{dt} = & \frac{1}{\rho C_p A_{V_C} Z_i} \left[F_{p4} W_{p4} h_{V_{Ci-1}} + (F_{p4} - 1) W_{p4} h_{V_{Ci+1}} - \left\{ F_{p4} W_{p4} + (F_{p4} - 1) W_{p4} \right\} h_{V_{Ci}} \right. \\ & \left. - K \cdot S_i (T_{UIS} - T_{V_{Ci}}) + \rho C_p A_{V_C} a_{mol} \frac{T_{V_{Ci+1}} - T_{V_{Ci}}}{\Delta Z_{i+\frac{1}{2}}} - \rho C_p A_{V_C} a_{mol} \frac{T_{V_{Ci}} - T_{V_{Ci-1}}}{\Delta Z_{i-\frac{1}{2}}} \right] \end{aligned}$$

C 領域中間ノード (i=n)

$$\begin{aligned} \frac{dT_{V_{Cn}}}{dt} = & \frac{1}{\rho C_p A_{V_C} Z_n} \left[F_{p4} W_{p4} h_{V_{Cn-1}} + \sum_{k=1}^2 (F_{HK} - 1) W_{HK} h_{HK} + (F_{p5} - 1) W_{p5} h_s \right. \\ & - \left\{ (F_{p4} - 1) W_{p4} + F_{p5} W_{p5} + \sum_{k=1}^2 F_{HK} W_{HK} \right\} h_{V_{Cn}} + K \cdot S_n (T_{UIS} - T_{V_{Cn}}) \\ & \left. - \rho C_p A_{V_C} a_{mol} \frac{T_{V_{Cn}} - T_{V_{Cn-1}}}{\Delta Z_{n-\frac{1}{2}}} \right] \end{aligned}$$

UIS

$$C_p M_{UIS} \frac{dT_{UIS}}{dt} = K \left\{ S_s (\overline{T_{V_C}} - T_{UIS}) + S_{b1} (T_{V_A} - T_{UIS}) + S_{b2} (T_{V_{C1}} - T_{UIS}) \right\}$$

W_{cj}	: V_A へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{cl}	: V_B へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{p1}	: V_A から V_{C1} へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{p2}	: V_A から V_B へ流入するパスの流量	[kg/s]

W_{p3}	: V_B から V_{C1} へ流入するパスの流量	[kg/s]
W_{p4}	: V_C 領域内炉容器出口に向かう流量	[kg/s]
W_{p5}	: 自由液面に向かう流量	[kg/s]
W_{Hk}	: ホットレグ流量 $k=1, 2$	[kg/s]
W_{AX}	: 補助冷却系流量	[kg/s]
h_j	: 炉心燃料集合体などのエンタルピ	[kcal/kg]
h_A	: V_A のエンタルピ	[kcal/kg]
h_B	: V_B のエンタルピ	[kcal/kg]
h_{C1}	: V_{C1} のエンタルピ	[kcal/kg]
$h_{V_{ci}}$: V_{C1} ($i = 2 \sim n-1$) のエンタルピ	[kcal/kg]
$h_{V_{cn}}$: V_{Cn} のエンタルピ	[kcal/kg]
h_{AX}	: 補助系から流入するナトリウムのエンタルピ	[kcal/kg]
T_{V_A}	: V_A 領域温度	[°C]
T_{V_B}	: V_B 領域温度	[°C]
$T_{V_{ci}}$: V_{ci} 領域温度	[°C]
$\overline{T_{V_C}}$: $V_{c2} \sim V_{cn}$ 領域平均温度	[°C]
T_S	: 液面温度 = $T_{V_{Cn}}$ とする	[°C]
T_{UIS}	: UIS 温度	[°C]
V_A	: V_A 領域容積	[m ³]
V_B	: V_B 領域容積	[m ³]
V_{ci}	: V_C 領域 $i=n$ の容積	[m ³]
L_{AB}	: V_A と V_B 領域のノード間距離	[m]
A_c	: V_A 領域に含まれる集合体の出口流路断面積	[m ²]
A_{V_A}	: V_A 領域流路断面積	[m ²]
$A_{V_{Bc1}}$: V_B と V_{C1} 領域間の流路断面積	[m ²]
A_{V_C}	: V_C 領域内 $i=2 \sim n$ 各メッシュ間の流路断面積	[m ²]
Z_{V_A}	: V_A 領域垂直高さ	[m]
Z_i	: V_C 領域各メッシュの垂直高さ	[m]
$\Delta Z_{i \pm \frac{1}{2}}$: V_C 領域 $i=n$ と $i=n \pm 1$ の中点を結んだ距離	[m]
K	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ・s・°C)]
S_{b1}	: UIS 底面と V_A 領域間の伝熱面積	[m ²]
S_{b2}	: UIS 底面と V_B 領域間の伝熱面積	[m ²]
S_s	: UIS 側面伝熱面積	[m ²]
S_i	: UIS と V_C 領域内 $i=2 \sim n$ 各メッシュ間の伝熱面積	[m ²]
k	: ホットレグへの分岐数	[—]

j	: 炉心燃料集合体などからの流路パス	[—]
l	: 反射体、遮へい集合体、バイパスからの流路パス	[—]
n	: VC 領域最上端メッシュ番号	[—]
β	: 体積膨張率	[1/°C]
a_{mol}	: 分子温度拡散率	[m ² /s]
$a_{i\pm\frac{1}{2}}$: サーマルブルームを考慮した温度拡散率	[m ² /s]
ρ	: 密度	[kg/m ³]
C_p	: 比熱	[kcal/(kg・°C)]
D_c	: 炉心等価直径	[m]
v_c	: 炉心出口流速	[m/s]
j	: 炉心燃料集合体、材料照射用集合体、制御棒	[—]
l	: 反射体、遮へい集合体、バイパス	[—]
F	: 1 順流、0 逆流	[—]

3.3.5 中間熱交換器熱計算モデル

第 13 図に、解析モデルの概要を示す。『中間熱交換器熱計算モデル』は、出入口プレナム部及び伝熱部で構成される。入口プレナム部は中間熱交換器入口から伝熱部入口へ至る領域、出口プレナム部は伝熱部出口から中間熱交換器出口へ至る領域であり、それぞれを完全混合領域として温度を計算する。伝熱部は、径方向にシェル（容器壁）、管外流体、伝熱管及び管内流体について領域化し、軸方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。また、冷却材の温度変化から冷却材の密度変化を計算し、その密度を用いて自然循環力の計算に必要な水頭圧を計算する。

管外流体

$$C_p M_p \frac{\partial}{\partial t} T_p(Z, t) = -C_p G_p(t) \frac{\partial}{\partial Z} T_p(Z, t) - U1A1(T_p(Z, t) - T_i(Z, t)) - U3A3(T_p(Z, t) - T_v(Z, t))$$

伝熱管

$$C_t M_t \frac{\partial}{\partial t} T_t(Z, t) = U1A1(T_p(Z, t) - T_t(Z, t)) - U2A2(T_t(Z, t) - T_s(Z, t))$$

管内流体

$$C_s M_s \frac{\partial}{\partial t} T_s(Z, t) = C_s G_s(t) \frac{\partial}{\partial Z} T_s(Z, t) + U2A2(T_t(Z, t) - T_s(Z, t))$$

容器壁

$$C_v M_v \frac{\partial}{\partial t} T_v(Z, t) = U3A3(T_p(Z, t) - T_v(Z, t)) - U4A4(T_v(Z, t) - T_{air}) - U5A5(T_v(Z, t) - T_{ex})$$

T	: 温度	[°C]
G	: 流量	[kg/s]
C	: 比熱	[kcal/(kg·°C)]
M	: 重量密度	[kg/m]
U	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ·s·°C)]
A	: 伝熱面積	[m ² /m]
P	: 管外流体	
t	: 伝熱管	
S	: 管内流体	
V	: 容器壁	
air	: 空気雰囲気	
ex	: 他の外部流体	
1	: $P \leftrightarrow t$ (管外流体と伝熱管)	
2	: $t \leftrightarrow S$ (伝熱管と管内流体)	
3	: $P \leftrightarrow V$ (管外流体と容器壁)	
4	: $V \leftrightarrow air$ (容器壁と空気雰囲気)	
5	: $V \leftrightarrow ex$ (容器壁と他の外部流体)	

3.3.6 1次主冷却系熱計算モデル

第14図に、解析モデルの概要を示す。『1次主冷却系熱計算モデル』は、熱源である炉心部と除熱源である中間熱交換器伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、前述の『原子炉炉心熱計算モデル』(第3.3.2項)及び『炉上部プレナム熱流動計算モデル』(第3.3.4項)、『中間交換器熱計算モデル』(第3.3.5項)に加えて、各構成機器を接続する『配管要素熱計算モデル』によって構成される。『配管要素熱計算モデル』は冷却材と構造物に領域化し、流体流れ方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。さらに、冷却材の温度変化から冷却材の密度変化を計算し、その密度を用いて自然循環力の計算に必要な水頭圧を計算する。

流体

$$C_f M_f \frac{\partial}{\partial t} T_f(z, t) = -C_f G_f(t) \frac{\partial}{\partial z} T_f(z, t) - U1A1(T_f(z, t) - T_v(z, t)) + Q(z, t)$$

構造物

$$C_v M_v \frac{\partial}{\partial t} T_v(z, t) = U1A1(T_f(z, t) - T_v(z, t)) - U2A2(T_v(z, t) - T_{atm})$$

T	: 温度	[°C]
G	: 流量	[kg/s]
C	: 比熱	[kcal/(kg·°C)]
M	: 重量密度	[kg/m]
U	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ·s·°C)]
A	: 伝熱面積	[m ² /m]
Q	: 発熱密度	[kcal/(m·s)]
f	: 流体	
v	: 構造物	
air	: 雰囲気気体	
1	: 流体と構造物領域	
2	: 構造物と雰囲気気体	

3.3.7 1次主冷却系流動計算モデル

第15図に、解析モデルの概要を示す。『1次主冷却系流動計算モデル』は、前述の『原子炉炉心流動計算モデル』（第3.3.3項）を含む原子炉容器及び中間熱交換器、主循環ポンプと各機器を接続する配管を対象に、圧力ノードと流路パスから構成される流路網を構築し、各流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで各流路の流量を計算する。また、任意の圧力ノードに液面を設定し、冷却材密度変化や境界流量変化に伴う液位変動を計算できる。さらに、配管破損による漏えいは、流路網に流出流路と破損口を模擬するための仮想弁を追加することで考慮する。仮想弁の圧力損失係数は、管内外差圧と流出流量から計算する^[4]。

$$\sum_{m=1}^N a_{j,m} G_m = S_j \quad (j=1, \dots, M_N)$$

$$\sum_{n=1}^M b_{i,n} P_n = F_i G_i^{\alpha_i} - \Delta H_i - e_i E_i + v_i V_i |G_i| G_i + \frac{L_i}{g} (dG_i / dt) \quad (i=1, \dots, N)$$

M_N	: 圧力バウンダリノードを除いた圧力ノード数	[-]
N	: 流路の数	[-]
$a_{j,i}$: 圧力ノード j の流路 i との結合係数 (0, ±1)	[-]
$b_{i,j}$: 流路 i の圧力ノード j との結合係数 (0, ±1)	[-]

G_i	: 流路 i の流量	[kg/s]
S_j	: 圧力ノード j に接続する境界流量	[kg/s]
P_j	: 圧力ノード j の圧力	[kg/m ²]
F_i	: 流路 i の圧力損失係数 (合計)	[s ² /(kg・m ²)]
ΔH_i	: 流路 i の自然循環力 (合計)	[kg/m ²]
E_i	: 流路 i の駆動力 (合計)	[kg/m ²]
e_i	: 流路 i の駆動源存在係数 (0, 1)	[-]
V_i	: 流路 i の弁の抵抗係数 (合計)	[s ² /(kg・m ²)]
v_i	: 流路 i の弁の存在係数 (0, 1)	[-]
L_i	: 流路 i の流体慣性	[1/m]
$\alpha_{i,k}$: 流路 i の圧損素子 k の圧損流量依存を示す指数	[-]
g	: 重力加速度	[m/s ²]

3.3.8 空気冷却器熱計算モデル

第16図第16図に、解析モデルの概要を示す。『空気冷却器熱計算モデル』は、出入口プレナム部及び伝熱部、出口ダクト部で構成される。出入口プレナムは完全混合領域としてエネルギー保存式を解くことで温度を計算する。伝熱部は径方向に管内流体、伝熱管、空気、伝熱部ケーシングとして領域化し、軸方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。出口ダクト部は、径方向に空気、出口ダクトとして領域化し、軸方向に複数のノードで分割して、エネルギー保存式を解くことで温度を計算する。空気側熱伝達モデルは強制通風から自然通風までのフィン付伝熱管と空気との熱伝達に対応する。

【伝熱部】

管内流体

$$C_{na}M_{na} \frac{\partial}{\partial t} T_{na}(z,t) = -C_{na}G_{na}(t) \frac{\partial}{\partial z} T_{na}(z,t) - U1A1(T_{na}(z,t) - T_i(z,t))$$

伝熱管

$$C_iM_i \frac{\partial}{\partial t} T_i(z,t) = U1A1(T_{na}(z,t) - T_i(z,t)) - U2A2(T_i(z,t) - T_a(z,t))$$

空気 (伝熱部)

$$C_aM_a \frac{\partial}{\partial t} T_a(z,t) = -C_aG_a(t) \frac{\partial}{\partial z} T_a(z,t) + U2A2(T_i(z,t) - T_a(z,t)) - U5A5(T_a(z,t) - T_v(z,t))$$

伝熱部ケーシング

$$C_D M_D \frac{\partial}{\partial t} T_D(z, t) = U3A3(T_{a'}(z, t) - T_D(z, t)) - U4A4(T_D(z, t) - T_{air})$$

【出口ダクト部】

空気（出口ダクト部）

$$C_{a'} M_{a'} \frac{\partial}{\partial t} T_{a'}(z, t) = C_{a'} G_{a'}(t) \frac{\partial}{\partial z} T_{a'}(z, t) - U3A3(T_{a'}(z, t) - T_D(z, t))$$

出口ダクト

$$C_V M_V \frac{\partial}{\partial t} T_V(z, t) = U5A5(T_a(z, t) - T_V(z, t)) - U6A6(T_V(z, t) - T_{air})$$

T	: 温度	[°C]
G	: 流量	[kg/s]
C	: 比熱	[kcal/(kg·°C)]
M	: 重量密度	[kg/m]
U	: 熱貫流率	[kcal/(m ² ·s·°C)]
A	: 伝熱面積	[m ² /m]
na	: ナトリウム（管内流体）	
t	: 伝熱管	
a	: 空気（伝熱部）	
a'	: 空気（出口ダクト部）	
V	: ダクト（伝熱部）	
D	: 出口ダクト	
air	: 空気雰囲気	
1	: $na \Leftrightarrow t$ （ナトリウムと伝熱管）	
2	: $t \Leftrightarrow a$ （伝熱管と空気（伝熱部））	
3	: $a' \Leftrightarrow D$ （空気（出口ダクト部）と出口ダクト）	
4	: $D \Leftrightarrow air$ （出口ダクトと空気雰囲気）	
5	: $a \Leftrightarrow V$ （空気（伝熱部）とダクト（伝熱部））	
6	: $V \Leftrightarrow air$ （ダクト（伝熱部）と空気雰囲気）	

3.3.9 空気流動計算モデル

第17図に、解析モデルの概要を示す。『空気流動計算モデル』は、送風機から出口ダクトまでの流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮し、適切な圧力損失、駆動源、ベーンやダンパを設定して運動方程式を解くことで風量を計算する。ベーンやダンパは制御系モデルによる開度操作が可能な動的機器としてモデル化し、流路パス上の可変抵抗

として設定することにより、原子炉温度制御系による開度指令を考慮することができる。

$$\frac{L}{g} \cdot \frac{d}{dt} G(t) = \Delta H_B(t) + \rho_{air} h_0 + \Delta H_{EL}(t) - \left\{ \left(\frac{\zeta_{vane}}{A_{vane}^2 \times \rho_{in} \times 2g} + \frac{\zeta_{din}}{A_{din}^2 \times \rho_{in} \times 2g} + \frac{\zeta_{dout}}{A_{dout}^2 \times \rho_{dct} \times 2g} + \Sigma \left(\frac{\zeta_{geo}}{A^2 \times \rho \times 2g} \right) + \Sigma \left(\frac{\zeta_{fri}}{A^2 \times \rho \times 2g} \right) \right) G(t)^2 + \Sigma \left(coef1 \times \left(\frac{G(np1)}{A \times \rho} \right)^{coef2} \right) \right\}$$

A	: 流路断面積	[m ²]
ρ	: 空気密度	[kg/m ³]
ρ_{air}	: 空気密度 (外気)	[kg/m ³]
ρ_{in}	: 空気密度 (入口)	[kg/m ³]
ρ_{dct}	: 空気密度 (ダクト部)	[kg/m ³]
ΔH_B	: ブロアヘッド	[kg/m ²]
ΔH_{EL}	: 自然循環力 (伝熱部、ダクト部)	[kg/m ²]
G	: 空気流量	[kg/s]
ζ	: 圧力損失係数	[s ² /(kg・m ²)]
λ	: 摩擦係数	[-]
ΔP	: 圧力損失	[kg/m ²]
h_0	: 伝熱部とダクト部の高さの合計	[1/m]
L	: 流体慣性	[1/m]
g	: 重力加速度	[m/s ²]
t	: 時間	[s]
$np1$: 時間 (1 ステップ前)	[s]
$coef1$: 圧損素子の圧力損失係数	[-]
$coef2$: 圧損素子の流量依存指数	[-]
geo	: 形状圧損	
fri	: 摩擦圧損	
$vane$: インレットベーン	
din	: 入口ダンパ	
$dout$: 出口ダンパ	
dct	: 出口ダクト	

3.3.10 2次主冷却系熱計算モデル

『2次主冷却系熱計算モデル』は、『1次主冷却系熱計算モデル』(第3.3.6項)と同様の熱計算モデルであり、熱源である中間熱交換器伝熱部と、除熱源である空気冷却器の伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、前述の『中間交換器熱計算モデル』(第3.3.5項)及び『空気冷却器熱計算モデル』(第3.3.8項)、各構成機器を接続する『配管要素熱計算モデル』(第3.3.6項)により構成される。

3.3.11 2次主冷却系流動計算モデル

『2次主冷却系流動計算モデル』は、『1次主冷却系流動計算モデル』(第3.3.7項)と同様の流動計算モデルであり、中間熱交換器及び空気冷却器、主循環ポンプ、各機器を接続する配管を対象に、圧力ノードと流路パスから成る流路網を構築し、各流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで各流路の流量を計算する。

3.3.12 1次補助冷却系熱計算モデル

『1次補助冷却系熱計算モデル』は、『1次主冷却系熱計算モデル』(第3.3.6項)と同様の物理モデルを用いており、熱源を有する原子炉容器と除熱源である補助中間熱交換器伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、各構成機器及び配管要素の熱計算によって構築される。

3.3.13 1次補助冷却系流動計算モデル

『1次補助冷却系流動計算モデル』は、『1次主冷却系流動計算モデル』(第3.3.7項)と同様の流動計算モデルであり、1次補助冷却系の原子炉容器及び補助中間熱交換器、主循環ポンプと各機器を接続する配管を対象とした流路パスを、前述の『1次主冷却系流動計算モデル』(第3.3.7項)の流路網に接続し、1次主冷却系流路網として、流路パスの機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで流量を計算する。

3.3.14 2次補助冷却系熱計算モデル

『2次補助冷却系熱計算モデル』は、『2次主冷却系熱計算モデル』(第3.3.10項)と同様の物理モデルを用いており、熱源である補助中間熱交換器伝熱部と除熱源である補助空気冷却器伝熱部を含む一巡の熱輸送経路を対象とし、各構成機器とそれらを接続する配管要素の熱計算によって構築される。

3.3.15 2次補助冷却系流動計算モデル

『2次補助冷却系流動計算モデル』は、『2次主冷却系流動計算モデル』(第3.3.11項)と同様の流動計算モデルであり、補助中間熱交換器及び補助空気冷却器、主循環ポンプと各機器を接続する配管を対象に、圧力ノードと流路パスから成る流路網を構築し、各流路パスに設置された機器や流動の特性を考慮して、圧力損失、駆動源、弁を設定し、質量保存則と運動量保存則を連立して解くことで流量を計算する。

3.3.16 安全保護系計算モデル

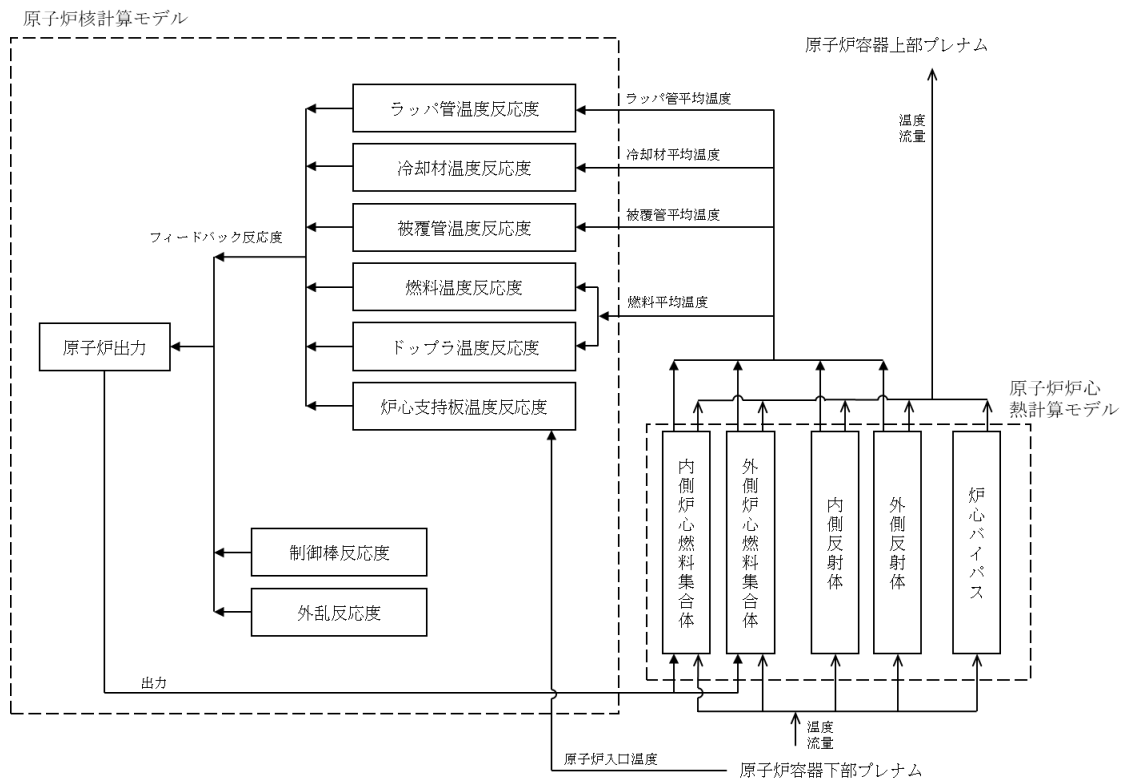
第18図に、解析モデルの概要を示す。『安全保護系計算モデル』では検出要素と動作要素の組合せにより安全保護系やインターロックを構築し、プラント動特性解析における事象推移中の物理量変化を制御棒や循環ポンプなどの機器動作に反映することができる。

3.3.17 制御系計算モデル

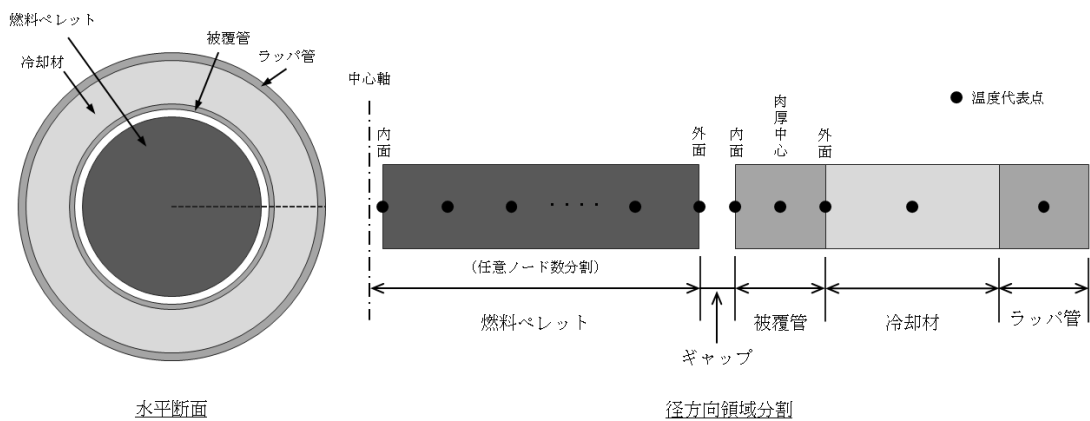
第19図に、解析モデルの概要を示す。『制御系計算モデル』では検出要素とPID要素、非線形要素、演算要素の組合せにより制御系を構築し、プラント動特性解析における事象推移中のプロセス量の変化を原子炉温度制御に関わる機器などの動作に反映することができる。

第4表 重要現象に対する解析モデル

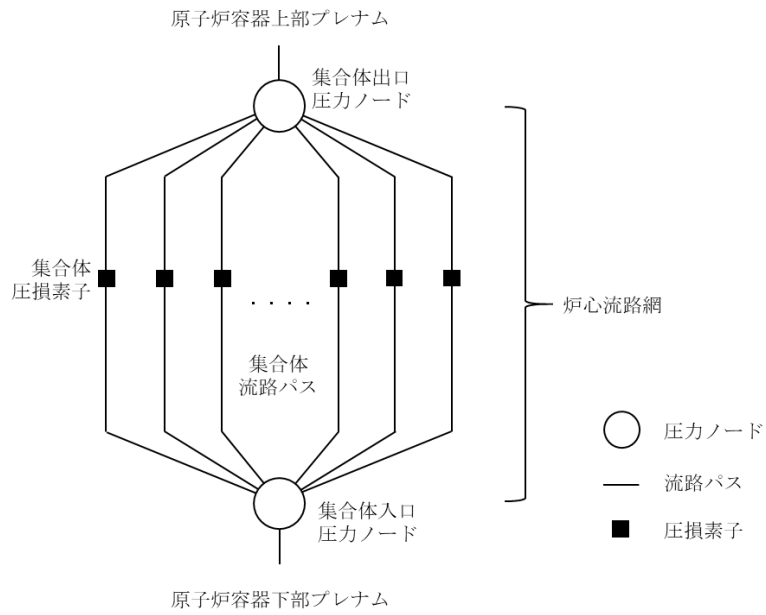
部位	重要現象	対応する解析モデル
炉心及び原子炉容器	反応度フィードバックと核動特性（制御棒反応度効果含む）	原子炉核計算モデル
	燃料要素過渡伝熱	原子炉炉心熱計算モデル
	冷却材熱流動	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル
	炉心流量再配分	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル
	炉心径方向熱移行	原子炉炉心熱計算モデル
	炉上部プレナム温度成層化	炉上部プレナム熱流動計算モデル
	原子炉容器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル
	崩壊熱	原子炉炉心熱計算モデル
1次主冷却系	冷却材熱流動（強制循環、自然循環）	1次主冷却系熱計算モデル 1次主冷却系流動計算モデル
	ポンプフローコストダウン	1次主冷却系流動計算モデル
	ナトリウム漏えい流量	1次主冷却系流動計算モデル
	主中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル
	主中間熱交換器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル
2次主冷却系	冷却材熱流動（強制循環、自然循環）	2次主冷却系熱計算モデル 2次主冷却系流動計算モデル
	ナトリウム漏えい流量	—
	主冷却機除熱（強制通風、自然通風）	空気冷却器熱計算モデル 空気流動計算モデル
1次補助冷却系	冷却材熱流動	1次補助冷却系熱計算モデル 1次補助冷却系流動計算モデル
	補助中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル
2次補助冷却系	冷却材熱流動（強制循環）	2次補助冷却系熱計算モデル 2次補助冷却系流動計算モデル
	補助冷却機除熱（強制通風）	空気冷却器熱計算モデル 空気流動計算モデル



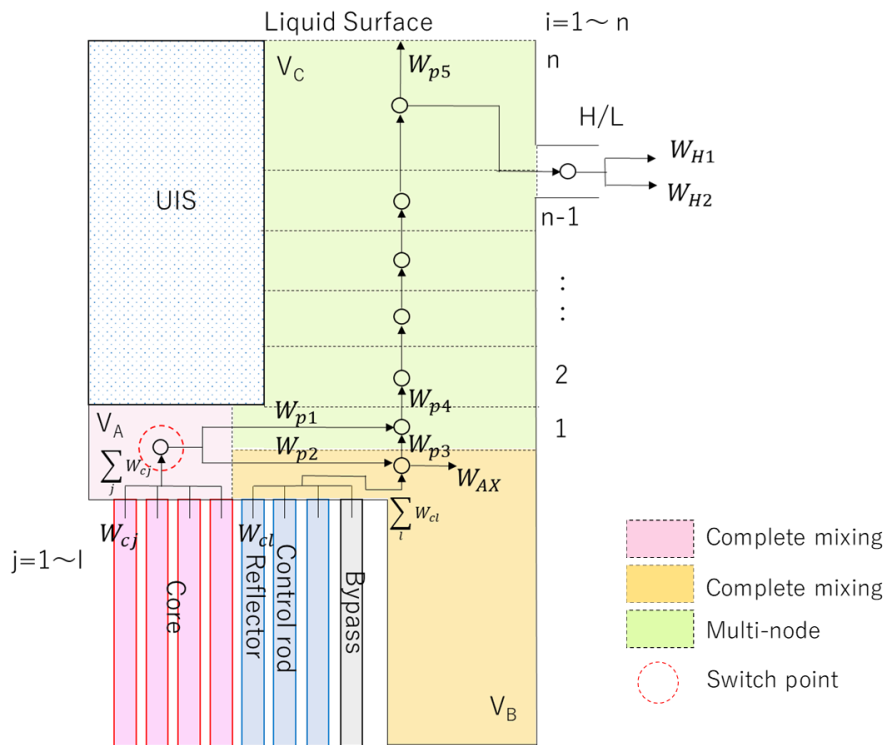
第9図 原子炉核計算モデル



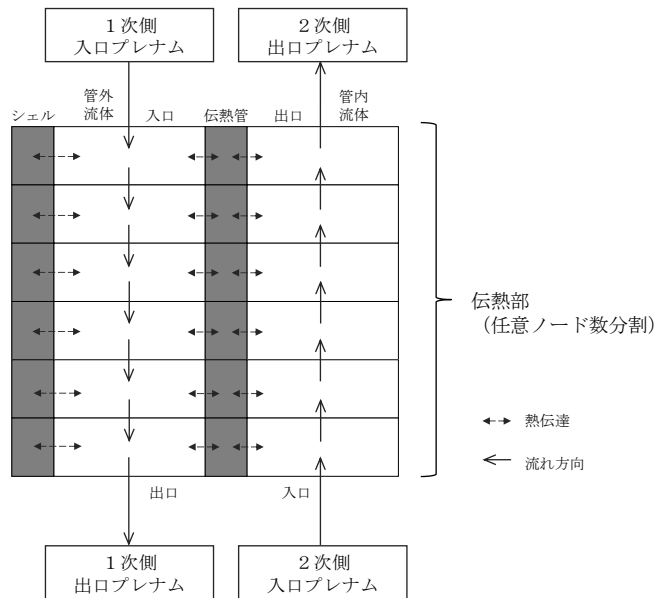
第10図 原子炉炉心熱計算モデル



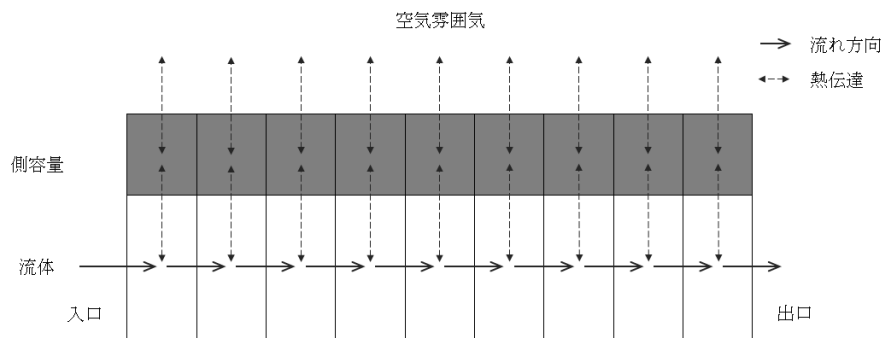
第 11 図 原子炉炉心流動計算モデル



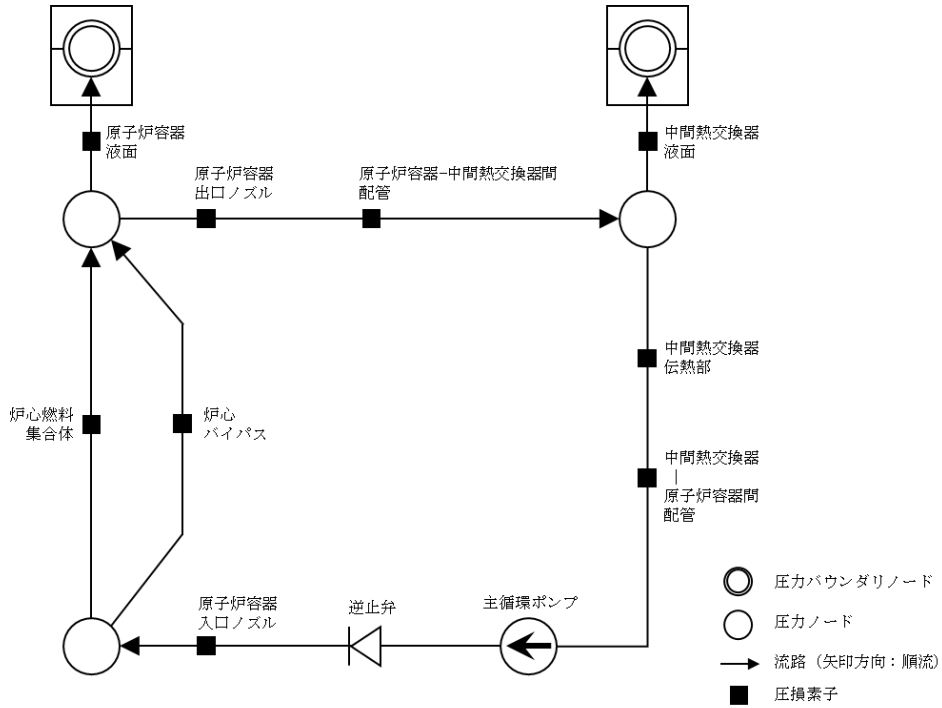
第 12 図 炉上部プレナム熱流動計算モデル



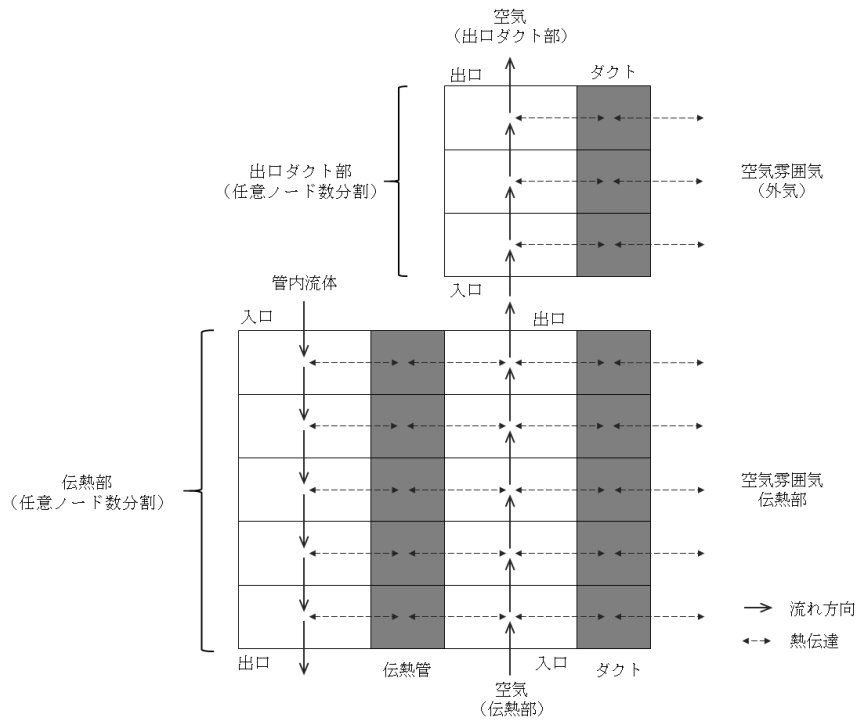
第 13 図 中間熱交換器熱計算モデル



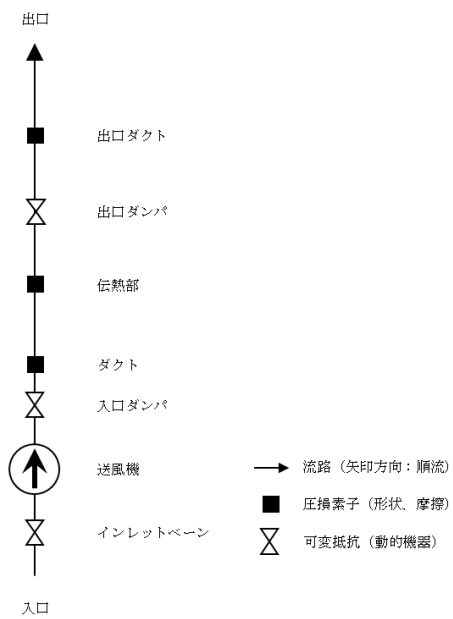
第 14 図 1次主冷却系熱計算モデル
(配管要素熱計算モデル)



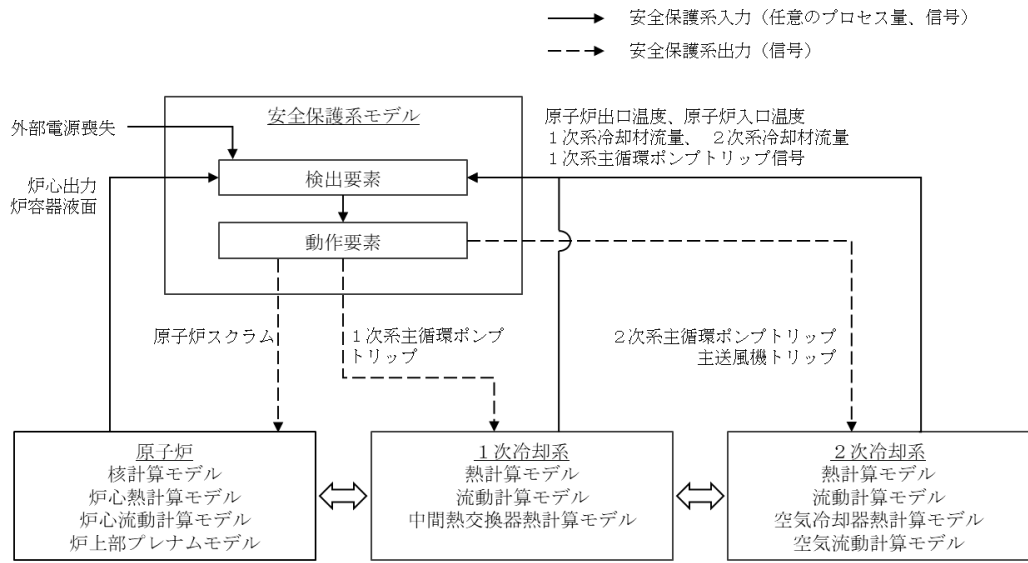
第 15 図 1 次主冷却系流動計算モデル



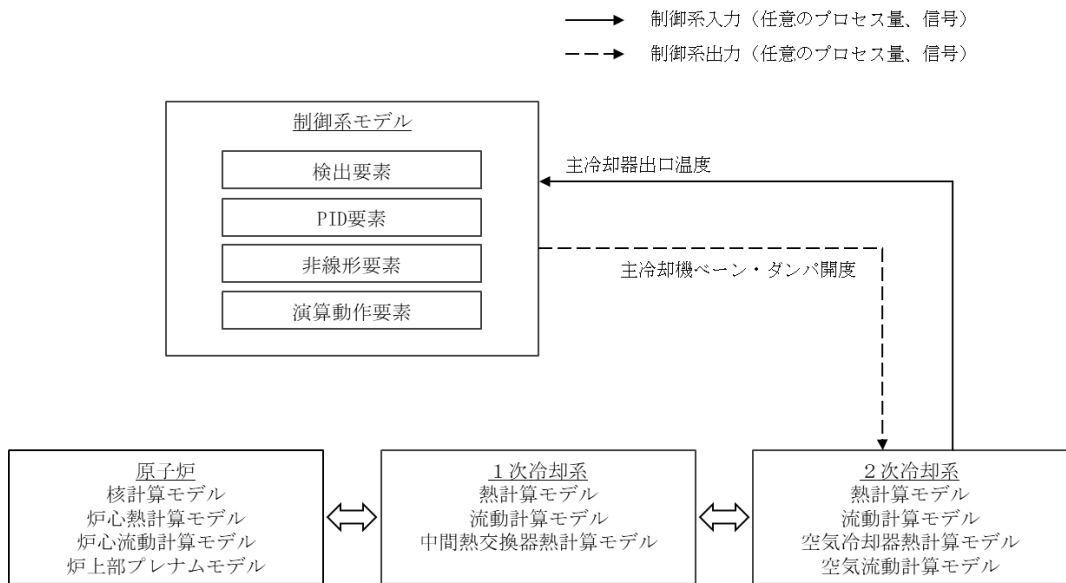
第 16 図 空気冷却器熱計算モデル



第 17 図 空気流動計算モデル



第 18 図 安全保護系計算モデル



第 19 図 制御系計算モデル

4. 妥当性確認

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おいてSuper-COPDを適用する物理現象の範囲は、これまでの「もんじゅ」や「常陽」の運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の安全解析で適用された範囲とほぼ同様であるが、加えて1次主冷却系の自然循環による炉心冷却という重要な事象が含まれる。自然循環現象は、発熱源と除熱源の位置と特性、冷却材の流路と圧力損失、自然循環力等の個別現象の組み合わせにより生じるとともに、炉心冷却は原子炉容器内局所からプラント冷却系全体のスケールに及ぶ熱流動挙動が含まれる。

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

第5表に、解析に使用する計算コードの妥当性確認方法を整理した。計算モデルの検証^[5]について確認を行うとともに、高速炉プラント等を用いた試験を対象とした総合的な妥当性確認を行うことが重要となる。第5表では、第2章にて各評価事故シーケンスから抽出した重要現象とそれに対応するSuper-COPDの解析モデルとの関係を示し、妥当性確認として、境界条件で対応するモデル、基本問題等での個別での確認で対応するモデル、試験解析で対応するモデルを整理して示した。

なお、ULOF事象の格納容器破損防止措置の有効性評価において再配置・冷却過程の解析で使用したデブリベッド熱計算モジュールについては、2.1.2項(1)で説明したとおり、プラント動特性解析とは別に、当該モジュールを単体として使用するため、本資料の本文には記載しないで、モデル及び妥当性確認については添付1に記載する。

第5表 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	境界条件 で対応	基本問題 等により 個別に確 認	試験解析による妥当性確認						備考
					A	B	C	D	E	F	
炉心及び原子炉容器	(1) 反応度フィードバックと核動特性(制御棒反応度効果を含む)	原子炉核計算モデル	-	★	○	○	-	-	-	-	一般的に使用されている1点炉近似動特性方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、反応度係数及び動特性パラメータ、スクラム反応度は、炉心設計で評価した値を入力して与えている。
	(2) 燃料要素過渡伝熱	原子炉炉心熱計算モデル	-	★	○	○	○	○	-	○	一般的に使用されている1次元熱伝導方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、燃料熱伝導率、キャップコンダクタンス、被覆管熱伝導率は、炉心設計で用いたものを与えている。
	(3) 冷却材熱流動	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル	-	-	●	○	○	○	-	●	炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデルと全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデルの両モデルで妥当性確認を行った。
	(4) 炉心流量再配分	原子炉炉心熱計算モデル 原子炉炉心流動計算モデル	-	-	●	○	○	○	-	●	炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデルと全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデルの両モデルで妥当性確認を行った。
	(5) 炉心径方向熱移行	原子炉炉心熱計算モデル	-	-	●	-	-	-	-	●	炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデルと全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデルの両モデルで妥当性確認を行った。
	(6) 炉上部プレナム温度成層化	炉上部プレナム熱計算モデル	-	-	○	●	○	○	-	○	炉上部プレナム内の軸方向の温度分布が詳細に測定されているもんじゅの試験にて妥当性確認を行った。
	(7) 原子炉容器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル	-	★	○	○	○	○	-	-	漏えいした冷却材容量分を、予め設定したプレナム内の冷却材容量から減じる単純な計算をしており、理論値との比較等の検証を行っている。
	(8) 崩壊熱	原子炉炉心熱計算モデル	★	-	□	□	-	-	-	□	炉心設計にて評価された崩壊熱を入力して与える。
1次主冷却系	(9) 冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	1次主冷却系熱計算モデル 1次主冷却系流動計算モデル	-	-	●	●	●	○	-	●	定格流量時については、Bにて妥当性確認を行った。自然循環時については、A、C及びFにて妥当性確認を行った。
	(10) ポンプフローコーストダウン	1次主冷却系流動計算モデル	-	-	●	●	●	○	-	●	A、B、C及びFにて、妥当性確認を行った。
	(11) ナトリウム漏えい流量	1次主冷却系流動計算モデル	-	★	-	-	-	-	-	-	流動計算モデルにおける弁モデルに破損口の圧力損失係数を設定し、漏えい流量を計算しており、理論値との比較等の検証を行っている。
	(12) 主中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル	-	-	●	●	●	●	-	●	FC: 強制循環、NC: 自然循環 Bにて1次系FC-2次系FC、Cにて1次系NC-2次系FC、Dにて1次系FC-2次系NC、A及びFにて1次系NC-2次系NCの妥当性確認を行った。
	(13) 主中間熱交換器ナトリウム液位変化	1次主冷却系流動計算モデル	-	★	○	○	○	○	-	-	漏えいした冷却材容量分を、予め設定したプレナム内の冷却材容量から減じる単純な計算をしており、理論値との比較等の検証を行っている。
2次主冷却系	(14) 冷却材熱流動(強制循環、自然循環)	2次主冷却系熱計算モデル 2次主冷却系流動計算モデル	-	-	●	●	○	●	-	-	定格流量時については、Bにて妥当性確認を行った。自然循環時については、A、Dにて妥当性確認を行った。
	(15) ナトリウム漏えい流量	-	★	-	-	-	-	-	-	-	漏えいにより生じるIHXでの除熱源喪失をIHXの断熱にて模擬するため、2次系漏えいのモデル化は行っていない。
	(16) 主冷却機除熱(強制通風、自然通風)	空気冷却器機熱計算モデル 空気流動計算モデル	-	-	●	●	○	●	●	-	強制通風については、Bにて妥当性確認を行った。自然通風時については、A、D及びEにて妥当性確認を行った。
1次補助冷却系	(17) 冷却材熱流動	1次補助冷却系熱計算モデル 1次補助冷却系流動計算モデル	-	-	△	△	△	-	-	△	本モデルは、1次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、1次主冷却系の妥当性確認で対応する。
	(18) 補助中間熱交換器熱交換	中間熱交換器熱計算モデル	-	-	△	△	△	△	-	△	本モデルは、1次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、1次主冷却系の妥当性確認で対応する。
2次補助冷却系	(19) 冷却材熱流動(強制循環)	2次補助冷却系熱計算モデル 2次補助冷却系流動計算モデル	-	-	△	△	-	△	-	-	本モデルは、2次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、2次主冷却系の妥当性確認で対応する。
	(20) 補助冷却機除熱(強制通風)	空気冷却器機熱計算モデル 空気流動計算モデル	-	-	△	△	-	△	△	-	本モデルは、強制通風時のみに使用される。2次主冷却系で用いている解析モデルと同様の解析機能を使用したモデルであるため、2次主冷却系の妥当性確認で対応する。

★: 該当
●: 妥当性確認の対象
○: 妥当性確認の解析で使用しているが妥当性確認の対象外
△: 補助冷却系の解析モデルは、主冷却系の解析モデルと同様であるため主冷却系の妥当性確認を参照
□: 境界条件(入力値)
-: 非該当、または未使用

4.2 妥当性確認

4.2.1 試験解析以外での確認

第 5 表で整理した試験解析以外の方法で確認したモデルと、その確認内容について以下に示す。

4.2.1.1 個別に確認する項目

(1) 『原子炉核計算モデル』

「反応度フィードバック」と「核動特性」（制御棒反応度効果を含む）を計算する本計算モデルでは、一般的に使用されている 1 点炉近似動特性方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、計算に必要な、反応度係数及び動特性パラメータは、炉心設計で評価した値を入力として与えている。

(2) 『原子炉炉心熱計算モデル』（一部）

「燃料要素過渡伝熱」を計算する本計算モデルでは、一般的に使用されている 1 次元熱伝導方程式を使用しており、理論値と比較する等の検証を行っている。また、燃料熱伝導率、ギャップ熱伝達率、被覆管熱伝導率は、炉心設計で用いたものを与えている。

(3) 『1 次主冷却系流動計算モデル』（一部）

「原子炉容器ナトリウム液位変化」及び「主中間熱交換器ナトリウム液位変化」の計算については、漏えいした冷却材容量分を、予め設定したプレナム内の冷却材容量から減じる単純な計算をしており、理論値との比較等の検証を行っている。また、「1 次主冷却系のナトリウム漏えい流量」の計算については、弁モデルに破損口の圧力損失係数を設定して漏えい流量を計算しており、理論値との比較等の検証を行っている。

4.2.1.2 境界条件（入力）とする項目

(1) 『原子炉炉心熱計算モデル』（一部）

「崩壊熱」を計算する本計算モデルにおいて、崩壊熱の計算は行わずに、炉心設計にて評価された崩壊熱を入力として与える。

(2) 「2 次主冷却系のナトリウム漏えい流量」

2 次主冷却系のナトリウム漏えいにより生じる主中間熱交換器での除熱量の変化については、2 次主冷却系を断熱に切り替えることで模擬するため、2 次主冷却系漏えいのモデル化を行っていない。

4.2.2 試験解析による確認

第2章で抽出した重要現象と同様の物理現象を含む実プラントでの試験を対象に解析を実施した。

定格運転から自然循環による崩壊熱除去運転までの総合的な妥当性確認として、有効性評価の対象である「常陽」で実施された「「常陽」MK-II自然循環試験」を対象とした試験解析を行った。また、炉上部プレナム内の温度成層化現象に関して、「「もんじゅ」電気出力40%タービントリップ試験」で計測された炉上部プレナム内の軸方向温度分布データを用いて妥当性確認を行うとともに、その他の解析モデルについても同試験により妥当性確認を行った。これらの試験は、重要現象に対応する物理モデルを網羅しており、総合的な効果を確認する。

さらに、高速炉の自然循環試験として入手可能な「もんじゅ」及び米国実験炉「EBR-II」の試験を対象に妥当性確認を行った。各試験解析では、伝熱管や配管等の構造物と流体との熱交換に関わる熱伝達及び各部の圧力損失の評価に対し、高速炉の研究開発を目的とした要素レベルやコンポーネントレベルの試験によって得られた実験相関式が使用されている。

「1次補助冷却系の冷却材熱流動」、「補助中間熱交換器熱交換」、「2次補助冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」及び「補助冷却機除熱（強制通風）」を計算する、補助冷却系に関わる計算モデル（『1次補助冷却系流動計算モデル』、『2次補助冷却系流動計算モデル』、『1次補助冷却系熱計算モデル』及び『2次補助冷却系熱計算モデル』）については、1次主冷却系及び2次主冷却系で用いている計算モデルと同様の解析機能（計算モジュール）を使用したモデルであるため、1次主冷却系及び2次主冷却系の妥当性確認で対応する。

4.2.2.1 「常陽」MK-II自然循環試験の試験解析^{[6][7]}

(1) 試験概要

本試験は、自然循環による崩壊熱除去能力の実証及びデータ取得、自然循環解析手法の確立を目的として実施された。

試験では、100MW出力運転状態（1次主冷却系及び2次主冷却系が主循環ポンプによる強制循環、かつ、主冷却機は送風機による強制通風）から、原子炉をスクラムさせるとともに1次主循環ポンプ及び2次主循環ポンプを同時に停止させ、1次主冷却系及び2次主冷却系を自然循環状態、主冷却機を自然通風状態として、崩壊熱を除去する場合のデータが計測されている。

第20図に、「常陽」MK-IIの系統図を示す。また、第6表に、「常陽」MK-IIの主要諸元を示す。「常陽」MK-IIは、2ループを有しており、1次主冷却系は、原子炉とループ毎に主中間熱交換器（胴側）、1次主循環ポンプ、逆止弁、配管で構成されている。2次主冷却系は、ループ毎に主中間熱交換器（管側）、2次主循環ポンプ、

配管、2基の主冷却機で構成されている。

(2) 妥当性確認方法

本試験の解析により、各構成機器（コンポーネント）の出入口温度及び流量を試験データと比較することで、以下の解析モデルについて妥当性を確認する。

- ・『原子炉炉心流動計算モデル』及び『原子炉炉心熱計算モデル』
「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」を計算するモデル
- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』及び『1次主冷却系熱計算モデル』
「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」、1次主冷却系及び2次主冷却系が強制循環及び自然循環時の「主中間熱交換器熱交換」を計算するモデル
- ・『2次主冷却系流動計算モデル』及び『2次主冷却系熱計算モデル』
「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」を計算するモデル。
- ・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』
「主冷却機除熱（強制通風、自然通風）」を計算するモデル

(3) 解析条件

第21図に、「常陽」MK-II炉心の構成図を示す。Super-COPDでは、制御棒や反射体を含めた全集合体313体をチャンネルモデルでモデル化している。

第22図に、原子炉の熱計算モデルを示す。燃料集合体は、下部の高圧プレナムに接続されている。一方、内側及び外側反射体、制御棒及びその他の集合体は、下部の低圧プレナムに接続されている。また、炉心出口では、仮想的なバイパスチャンネルも含めて、全てのチャンネル（集合体）は炉上部プレナムに接続されている。

第23図に、1次主冷却系及び2次主冷却系の熱計算モデルを示す。解析条件は、原子炉出力を100MWとし、入口空気温度及び空気風量を設定されている。試験時に空気風量は測定されていないため、送風機の回転数から計算される空気風量が設定されている。

(4) 解析結果

第24図及び第25図に、それぞれスクラムから300秒までの第0層と第2層の集合体出口ナトリウム温度を示す。解析結果より、温度変化のタイミングは試験値より遅れているが、全体としての挙動は一致しており、ボトムの温度及びピークの温度も一致していることがわかる。

第26図に、原子炉容器出入口ナトリウム温度の時間変化を示す。原子炉容器出口

温度は試験結果よりやや低くなるが、ほぼ一致している。

第 27 図に、炉心ナトリウム流量を示す。スクラム後の流量減少は試験結果とほぼ一致している。自然循環へ移行した後の流量は、試験結果と若干異なっているが第 24 図及び第 25 図に示したように炉心冷却材温度の 2 次ピーク、及び第 26 図に示した原子炉容器出入口ナトリウム温度は再現できており、全体的な流量の挙動は良く再現できている。

第 28 図及び第 29 図に、主中間熱交換器 2 次側出入口ナトリウム温度と 2 次主冷却系ナトリウム流量をそれぞれ示す。出入口ナトリウム温度及び流量共に、全体的な挙動は良く再現できている。

(5) 解析モデルの不確かさ

自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1 次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の 1 次主冷却系及び 2 次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動である。

自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値は、評価指標である被覆管最高温度及び炉心冷却材温度の 2 次ピークの温度（最高到達温度）を左右する。試験解析の結果、流量低下及び 2 次ピークの温度は、試験結果と概ね一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

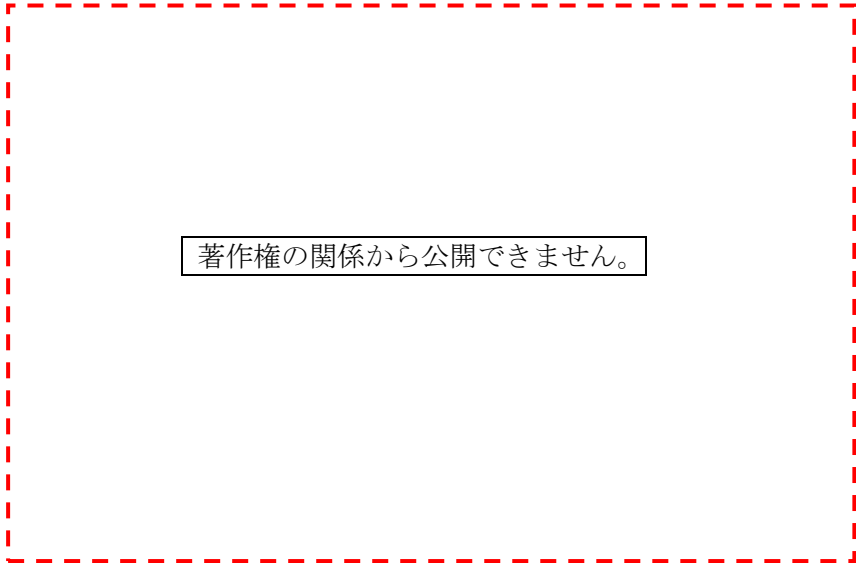
自然循環流量と系統の温度挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動（温度差）とが互いに影響し合う体系であるため、炉心、中間熱交換器、空気冷却器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度降下率が一致しない。試験解析の結果、自然循環へ移行した後の流量は、若干多いが、温度変化幅及び温度降下率がほぼ一致しているため、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」、「径方向熱移行」、「1 次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」、「主中間熱交換器熱交換」、「2 次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」及び「主冷却機除熱」の計算で使用される解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動は概ね一致しており、不確かさは小さいと考える。

第6表 「常陽」MK-II主要諸元

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)


著作権の関係から公開できません。



著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 20 図 「常陽」MK-II の系統図



著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 21 図 「常陽」MK-II 炉心の構成図

著作権の関係から公開できません。

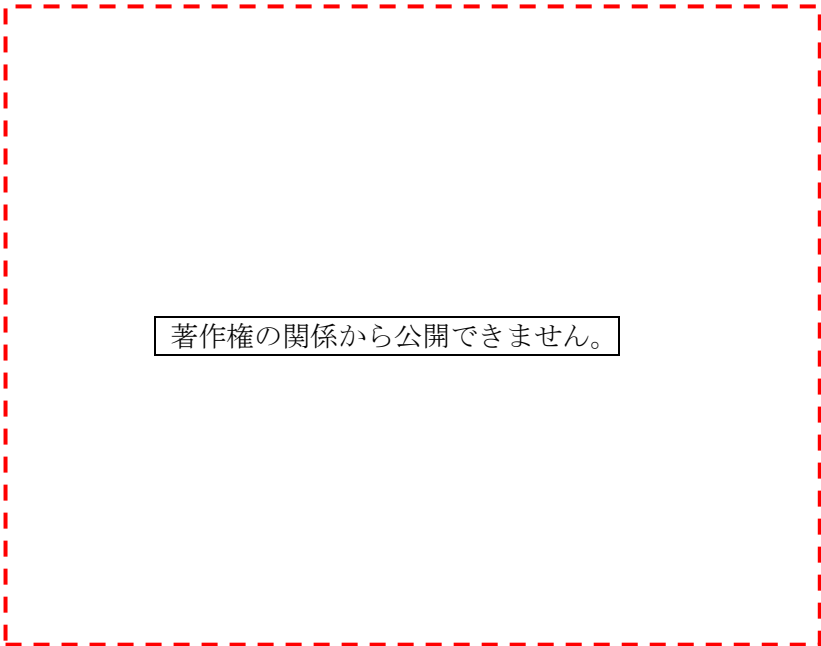
(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 22 図 原子炉熱計算モデル

著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

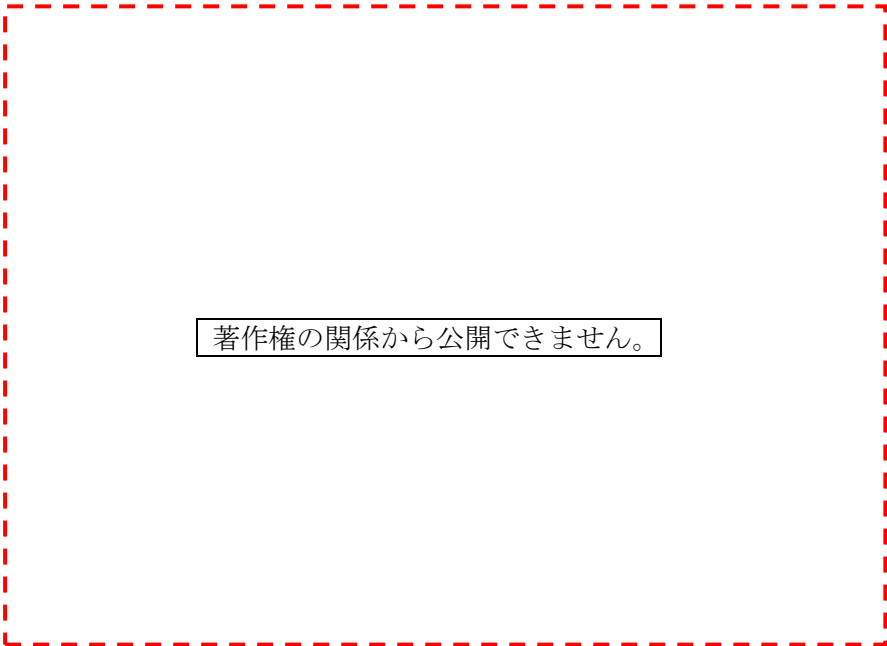
第 23 図 1 次主冷却系及び 2 次主冷却系熱計算モデル (A ループ)



著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 24 図 第 0 層 (炉心中心部) 集合体出口ナトリウム温度



著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 25 図 第 2 層集合体出口ナトリウム温度

著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 26 図 原子炉容器出入口ナトリウム温度

著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 27 図 炉心ナトリウム流量

著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 28 図 主中間熱交換器 2 次側出入口ナトリウム温度 (A ループ)

著作権の関係から公開できません。

(出典：K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.)

第 29 図 2 次主冷却系ナトリウム流量

4.2.2.2 もんじゅ電気出力 40%タービントリップ試験の試験解析^{[8][9]}

本試験解析では、炉上部プレナムモデル（第 4.2.2.2.1 項）、中間熱交換器の熱計算モデル（第 4.2.2.2.2 項）及び全システムモデル（第 4.2.2.2.3 項）について個別に妥当性確認が行われており、共通する「(1) 試験概要」「(2) 妥当性確認方法」及び「(3) 解析条件（共通）」について説明した後、それぞれ各項目別に説明する。

(1) 試験概要

本試験は、電気出力 40%状態においてタービンがトリップした際の原子炉設備、1 次主冷却系、2 次主冷却系、水/蒸気系、タービン及び発電機設備の挙動を総合的に把握することを目的として実施された。

試験では、電気出力 40%の運転状態から復水器真空度「低」の信号を模擬入力してタービンをトリップさせ、これにより所定のインターロックに従い、原子炉トリップ、1 次主循環ポンプトリップ、2 次主循環ポンプトリップ、主給水ポンプトリップ、発電機トリップするとともに、2 次主冷却系の流路が蒸気発生器側から補助冷却設備側へ切り替えられた。1 次主冷却系及び 2 次主冷却系はポニーモータによる強制循環、補助冷却設備の空気冷却器は送風機による強制通風による崩壊熱除去運転となる。もんじゅでは、炉上部プレナム内の軸方向の温度分布が詳細に測定されている。

第 30 図に「もんじゅ」の系統図を示し、第 7 表に「もんじゅ」の主要諸元を示す。

「もんじゅ」は、3 ループを有しており、1 次主冷却系は、原子炉、ループ毎に中間熱交換器（胴側）、1 次主循環ポンプ、逆止弁、配管で構成されている。2 次主冷却系は、ループ毎に中間熱交換器（管側）、2 次主循環ポンプ、配管、空気冷却器、蒸気発生器（蒸発器、加熱器）で構成されている。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、原子炉容器出口ナトリウム温度及び炉上部プレナム内の軸方向の温度分布の試験データと比較することで、「炉上部プレナム温度成層化」を計算する『炉上部プレナム熱計算モデル』の妥当性を確認する。また、中間熱交換器の 1 次側及び 2 次側の出口ナトリウム温度の試験データと比較することで、1 次主冷却系及び 2 次主冷却系が強制循環（主モータ駆動及びポニーモータ駆動）となる場合の「主中間熱交換器熱交換」を計算する『中間熱交換器熱計算モデル』の妥当性を確認する。

また、各コンポーネントの出入口温度や流量を試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『炉上部プレナム熱計算モデル』
「炉上部プレナム温度成層化」モデル
- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1 次主冷却系流動計算モデル』及び『1 次主冷却系

熱計算モデル』

「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」及び「ポンプフローコーストダウン」と、1次主冷却系及び2次主冷却系が強制循環（主モータ駆動）及び自然循環時の「主中間熱交換器熱交換」を計算するモデル

- ・『2次主冷却系流動計算モデル』及び『2次主冷却系熱計算モデル』

「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」に関わる機能

- ・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』

「主冷却機除熱（強制通風）」を計算するモデル

(3) 解析条件（共通）

第31図に試験時のシーケンスを示す。タービンがトリップした場合、所定のインターロックにより原子炉がトリップする。

第32図に熱計算モデルを示す。本解析モデルは、自然循環力を適切に再現するために、それぞれの部位のエレベーションが適切に設定されている。また、第8表に熱交換のモデルで使用している熱伝達相関式を示す。

第33図に流動計算モデルを示す。流動計算モデルでは、系統における圧力損失やポンプ等をモデル化している。

第7表 「もんじゅ」の主要諸元

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第8表 熱伝達相関式

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 30 図 「もんじゅ」の系統図

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 31 図 プラントトリップ試験のシーケンス

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 32 図 熱計算モデル

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 33 図 流動計算モデル

4.2.2.2.1 炉上部プレナム温度成層化モデルの確認

(1) 解析条件

第 34 図に、炉上部プレナムの熱流動計算モデルを示す。本解析モデルは、プレナム内を 7 領域に分けてモデル化しており、低流量時に生じる温度成層化を模擬するために C 領域及び E 領域を 20 分割している。

境界条件は、集合体出口ナトリウム温度及び流量とする。

(2) 解析結果

第 35 図に、原子炉容器出口ナトリウム温度の比較を示す。原子炉容器出口ナトリウム温度は、試験結果と良く一致している。また、第 36 図に示す位置で、炉上部プレナムの内筒内側の軸方向の温度分布が測定されており、第 37 図に、その温度分布を示す。温度分布の推移は、最大で約 20°C 高めに推移するが、温度降下率はほぼ一致している。

(3) 解析モデルの不確かさ

炉心流量が低流量（ポンプモータ流量及び自然循環流量）となった場合に生じる炉上部プレナム温度成層化は、評価指標である原子炉バウンダリ温度に影響する。軸方向の温度分布の推移は、最大で約 20°C 高めに推移し、その原因は多次元的な熱流動挙動と考えられるが、原子炉容器出口ナトリウム温度が試験結果と良く一致しており、不確かさは小さいと考えられる。

このように、「炉上部プレナム温度成層化」を計算する『炉上部プレナム熱計算モデル』について、原子炉容器出口ナトリウム温度及び炉上部プレナム内の温度分布は、試験結果を良く再現できており、その不確かさは小さいと考える。

著作権の関係から公開できません。

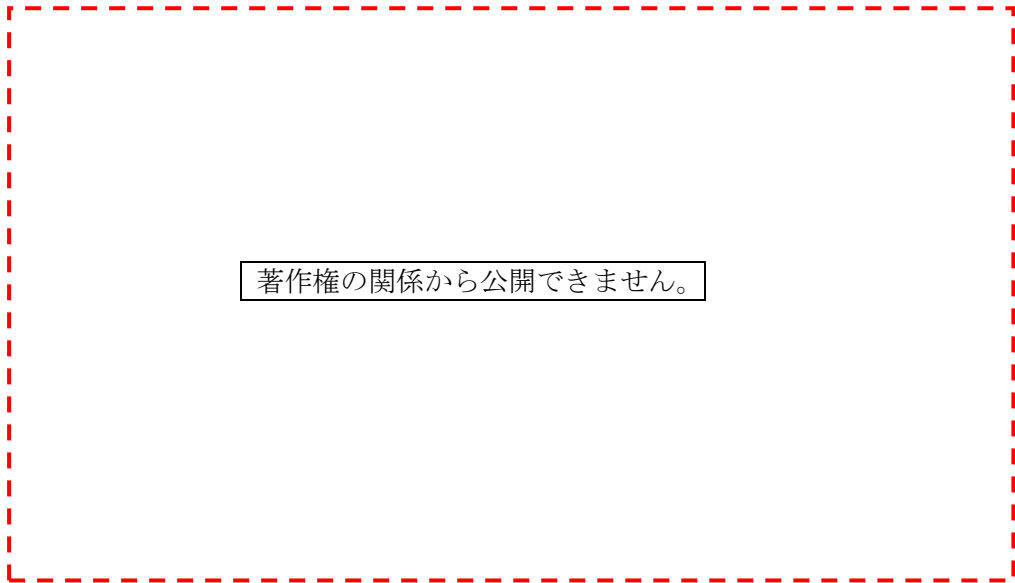
(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 34 図 炉上部プレナムの熱流動計算モデル

著作権の関係から公開できません。

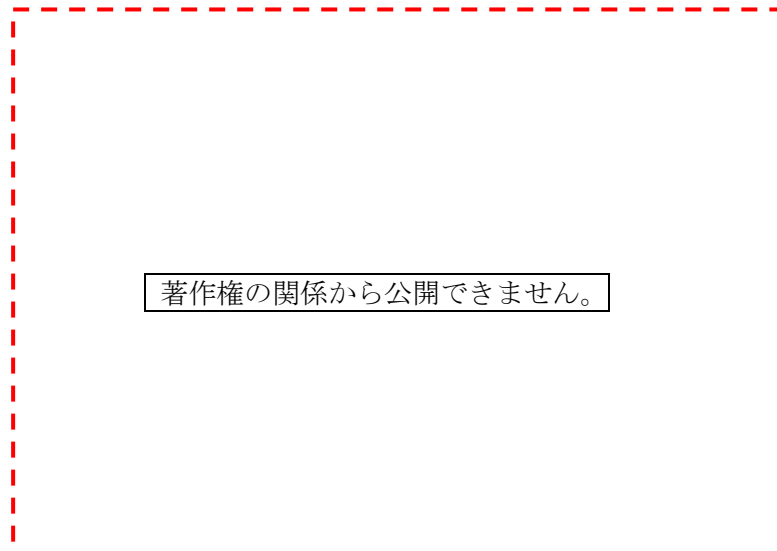
(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 35 図 原子炉容器出口ナトリウム温度



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 36 図 炉上部プレナム内の熱電対位置



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 37 図 炉上部プレナム内の温度分布の推移

4.2.2.2.2 中間熱交換器の熱計算モデルの確認

(1) 解析条件

第 38 図に中間熱交換器の熱計算モデルを示す。中間熱交換器の 1 次側入口プレナムには、伝熱部の入口窓部に到達するまでに、シュラウド部を回り込む流れ等があり、多次元解析及び水流動試験結果に基づき、詳細なモデル化を行っている。

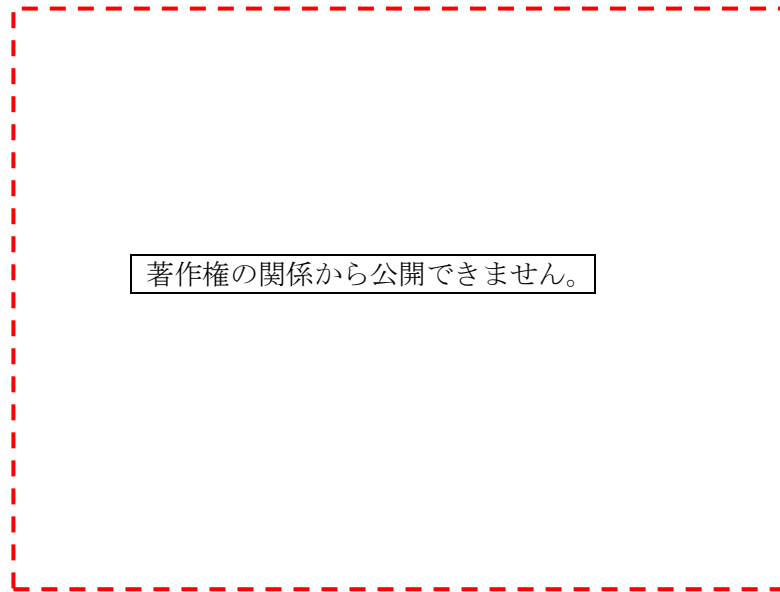
境界条件は、中間熱交換器の 1 次側及び 2 次側の入口温度及び流量とする。

(2) 解析結果

第 39 図に中間熱交換器の 2 次側出口ナトリウム温度を示す。詳細化する前のモデルと比べ、試験結果を良く再現できている。

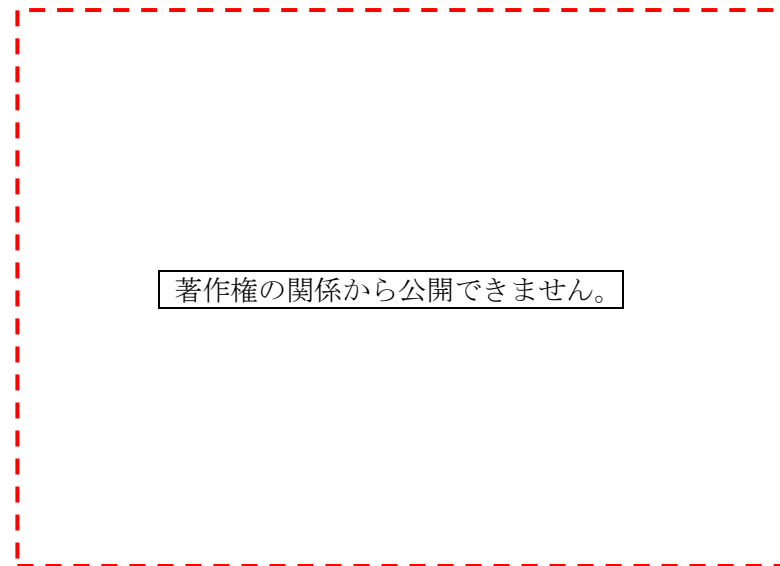
(3) 解析モデルの不確かさ

中間熱交換器熱交換は、評価指標である原子炉バウンダリ温度に影響する。「中間熱交換器計算モデル」を使用した中間熱交換器熱交換について、試験結果とほぼ一致しており、不確かさは小さいと考える。なお、中間熱交換器の 2 次側出口ナトリウム温度は、空気冷却器において十分な除熱能力があれば、原子炉バウンダリ温度に影響しない。



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 38 図 中間熱交換器の熱計算モデル



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 39 図 中間熱交換器 2 次側出口ナトリウム温度

4.2.2.2.3 全システムモデルを用いた解析

(1) 解析条件

解析モデルは、制御系も含む「もんじゅ」の全システムモデルを使用した解析を実施する。境界条件は、給水側エンタルピ及び空気温度とする。

(2) 解析結果

第 40 図から第 43 図に解析結果を示す。1 次主冷却系及び 2 次主冷却系のポンプはコーストダウン後、ポニーモータに切り替わり、2 次主冷却系の流路は蒸気発生器側から補助冷却設備側に切り替わる。この時の 1 次主冷却系流量、2 次主冷却系流量の流量低下挙動は良く一致しており、ポンプフローコーストダウン特性を含め、1 次主冷却系及び 2 次主冷却系の流動計算モデルが妥当であることを確認した。

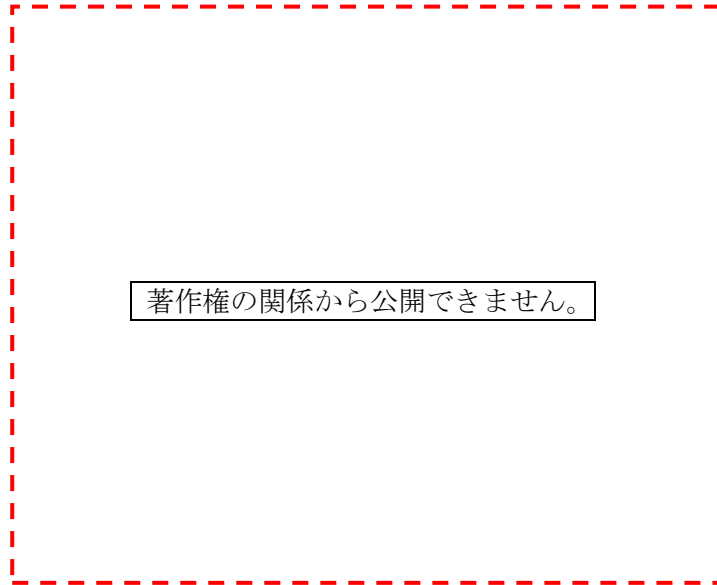
原子炉容器入口ナトリウム温度は 400 秒から 1300 秒までは解析が高く予測する（最大で約 20℃）ものの、その後は試験と一致した。解析の方が高く予測した原因は、中間熱交換器 2 次側入口ナトリウム温度が試験結果よりも一時的に高くなるためであり、これには空気冷却器の待機状態から運転状態へ移行する際の空気冷却器のベーン及びダンパの動作タイミングの若干の違いによる温度上昇が影響している。原子炉容器出口ナトリウム温度は、下部プレナム等による混合効果により、結果的に原子炉容器入口ナトリウム温度の差異の影響はほとんど見られず試験結果と良く一致しており、炉上部プレナムにおける温度成層化を含め、関連する部位の熱計算モデルが妥当であることを確認した。また、中間熱交換器 2 次側及び空気冷却器の出入口ナトリウム温度についても、試験結果の挙動と良く一致しており、これら熱交換に関わる計算モデル、プレナム部及び配管部の熱計算モデルが妥当であることを確認した。

(3) 解析モデルの不確かさ

有効性評価において強制循環で炉心冷却をする評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリ温度に影響を及ぼす 1 次主冷却系のポンプフローコーストダウンからポニーモータに切り替わった後の流量と、その際の各機器の出入口ナトリウム温度である。原子炉容器入口ナトリウム温度に、一時的な差が生じているが、その要因は「もんじゅ」特有のプラント動作の設定によるものであり、「常陽」の評価には影響しない。その他、温度挙動及び流量挙動は、試験結果と良く一致している。

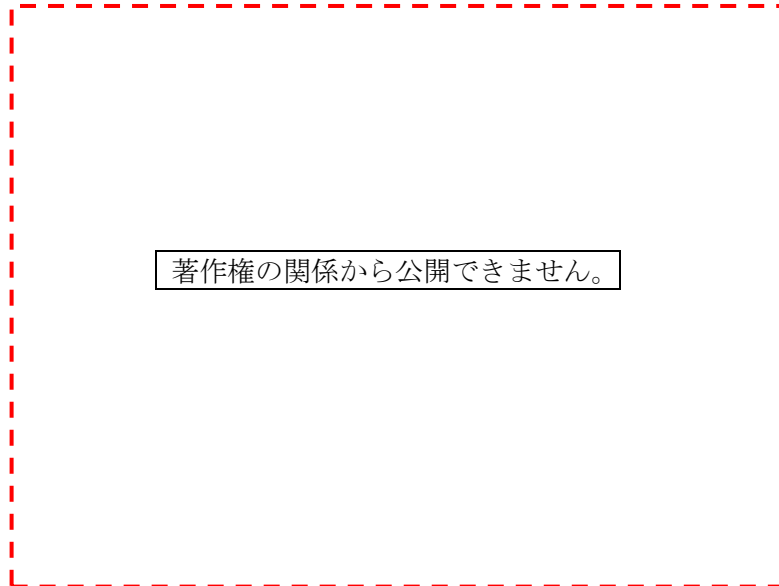
このように、「炉上部プレナム温度成層化」、「1 次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」、「1 次主冷却系のポンプフローコーストダウン」、「主中間熱交換器熱交換」、「2 次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環）」及び「主冷却機除熱（強制通風）」を計算する解析モデルについて、試験結果を良く再現できており、不確かさは小さいと考

える。



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 40 図 1 次主冷却系 (RV)、2 次主冷却系 (IHX) 及び補助冷却設備 (AC) の流量



(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 41 図 原子炉容器 (RV) 出入口ナトリウム温度

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 42 図 中間熱交換器 (IHX) 2 次側出入口ナトリウム温度

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.)

第 43 図 空気冷却器 (AC) 出入口ナトリウム温度

4.2.2.3 もんじゅ 1次冷却系自然循環予備試験の試験解析^{[8][9]}

(1) 解析条件

本試験は、自然循環による崩壊熱除去の有効性に関する知見を得ることを目的として実施された。

試験では、1次主冷却系及び2次主冷却系が約325℃の等温保持状態から、補助冷却設備による除熱によって、1次主冷却系に温度差を付加し、1次主冷却系内で自然循環を発生させた。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、各コンポーネントの出入口ナトリウム温度や流量を試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『1次主冷却系熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』、及び『中間熱交換器熱計算モデル』

「1次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」及び「ポンプフローコーストダウン」と、1次主冷却系が自然循環で、2次主冷却系が強制循環（ポニーモータ駆動）時の「主中間熱交換器熱交換」を計算するモデル

(3) 解析条件

第44図に本試験のシーケンスを示す。4.2.2.2.3項の「もんじゅ」電気出力40%タービントリップ試験の解析モデル（全系統モデル）から、予測精度向上のため、熱伝達相関式を50MWSG及び「常陽」で得られた伝熱相関式に変更した。境界条件は、空気冷却器の空気温度である。

(4) 解析結果

第45図及び第46図に1次主冷却系流量及び原子炉容器出入口ナトリウム温度をそれぞれ示す。試験では、試験開始約30分後にポニーモータを停止し、自然循環に移行し、定格流量の約1%～1.5%流量になる。解析結果は試験結果よりも低流量となるが、傾向は再現できている。原子炉容器出入口ナトリウム温度は、試験結果よりも低い温度となるが、傾向は再現できている。

(5) 解析モデルの不確かさ

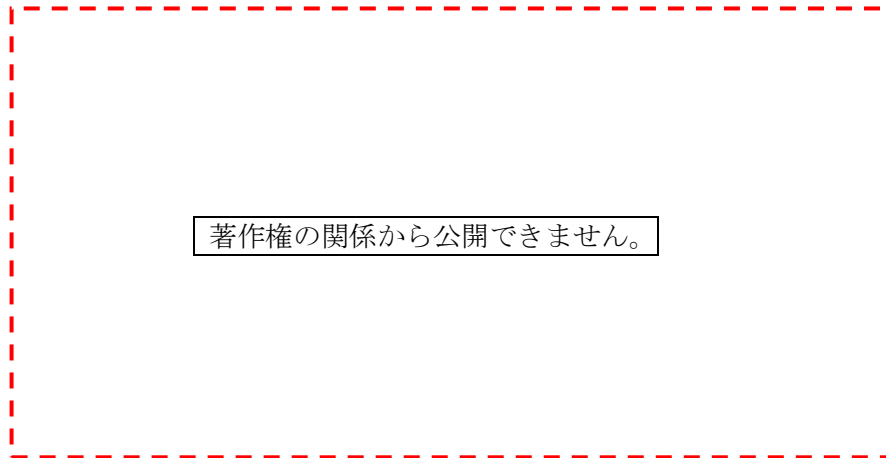
前述のとおり、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動である。

自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値は、評価指標である被覆管最高温度

及び炉心冷却材温度の2次ピークの温度（最高到達温度）を左右する。試験解析の結果、流量低下の最小値とよく一致している。

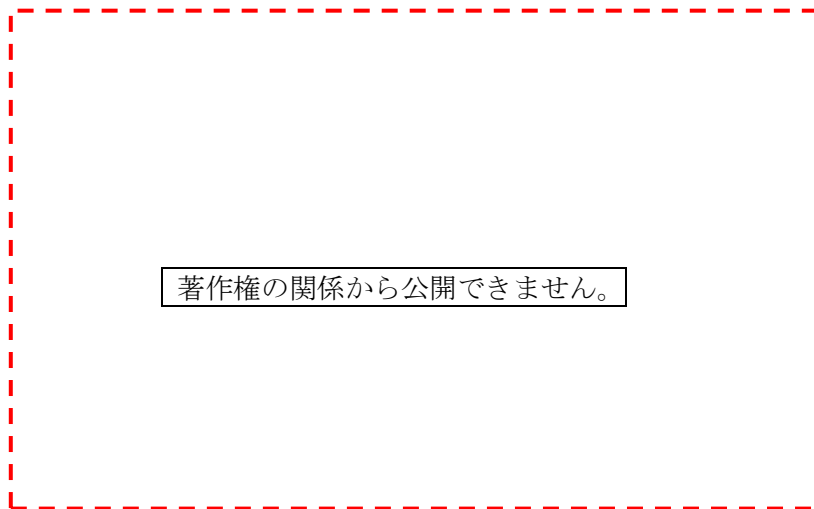
自然循環流量と系統の温度挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動（温度差）とが互いに影響し合う体系であるため、炉心、中間熱交換器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度降下率が一致しない。試験解析の結果、自然循環へ移行した後の流量は、若干低流量となるが、温度変化幅及び温度降下率がほぼ一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「1次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」を計算する解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動は概ね一致しており、不確かさは小さいと考える。



(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 44 図 1 次冷却系自然循環予備試験のシーケンス



(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 45 図 1 次主冷却系流量

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 46 図 原子炉容器 (RV) 出入口ナトリウム温度

4.2.2.4 もんじゅ冷却系自然循環模擬試験の試験解析^{[8][9]}

(1) 試験概要

本試験は、2次主冷却系の主モータ及びポンプモータがともに停止し、補助冷却設備で除熱し、2次主冷却系が自然循環となる場合のプラント動特性を確認する目的で実施された。

試験では、1次主循環ポンプを定格運転、2次主冷却系をポンプモータ運転、補助冷却設備を自然通風除熱モードとし、系統内のナトリウム温度を325℃に保持した状態から、2次主冷却系ポンプモータを停止し、補助冷却設備の空気冷却器出口のナトリウム温度設定値を315℃から240℃にステップ状に変化させた状態で、2次主冷却系に機器及び配管の高低差と温度差により自然循環流量を発生させ、系統内のナトリウム温度が低下することを確認した。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、各コンポーネントの出入口ナトリウム温度や流量を試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』及び『1次主冷却系熱計算モデル』

1次主冷却系の冷却材が強制循環（主モータ駆動）及び2次主冷却系が自然循環となる場合の「中間熱交換器熱交換」を計算するモデル

- ・『2次主冷却系流動計算モデル』及び『2次主冷却系熱計算モデル』

「2次冷却の冷却材熱流動（自然循環）」を計算するモデル

- ・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』

「主冷却機除熱（強制通風）」を計算するモデル

(3) 解析条件

第47図に、本試験のシーケンスを示す。境界条件は、空気冷却器の空気温度である。

(4) 解析結果

第48図及び第49図に、それぞれ2次主冷却系流量及び空気冷却器出入口ナトリウム温度を示す。自然循環時の2次主冷却系流量は良く一致している。空気冷却器出口ナトリウム温度は、試験結果よりも低く推移するものの、空気冷却器出入口ナトリウム温度は、試験結果を概ね再現している。

(5) 解析モデルの不確かさ

前述のとおり、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンス

において着目するプラント挙動は、1次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動である。

2次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動は、中間熱交換器を介して評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動（温度差）とが互いに影響し合う体系であるため、空気冷却器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度降下率が一致しない。試験解析の結果、自然循環へ移行した後の空気冷却器出口ナトリウム温度は、試験結果よりも若干低く推移するが、流量、温度変化幅及び温度降下率がほぼ一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「主中間熱交換器熱交換」、「2次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」及び「主冷却機除熱（自然通風）」を計算する解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動は概ね一致しており、不確かさは小さいと考える。

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 47 図 冷却系自然循環模擬試験のシーケンス

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 48 図 2 次主冷却系流量

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 49 図 空気冷却器 (AC) 出入口ナトリウム温度

4.2.2.5 もんじゅ空気冷却器自然循環通風測定の実験解析^[9]

(1) 試験概要

「もんじゅ」の炉心確認試験時に、空気冷却器が自然通風状態の空気冷却器周りのデータが測定されている。

(2) 妥当性確認方法

空気冷却器出口ナトリウム温度の実験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』
「主冷却機除熱（自然通風）」を計算するモデル

(3) 解析条件

電気出力 40%タービントリップ試験で示したモデル（全システムモデル）において、空気冷却器両入口温度及びナトリウム流量を境界条件とした。

(4) 解析結果

第 50 図に空気冷却器出入口ナトリウム温度、第 51 図に、空気冷却器出入口空気温度、空気風量、ベーン及びダンパ開度を示す。ベーン及びダンパの動作によって空気風量が増減し、それに基づき空気冷却器のナトリウム側及び空気側の両出口温度が増減するが、その挙動が良く再現できている。

(5) 解析モデルの不確かさ

前述のとおり、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて注目するプラント挙動は、1次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の1次主冷却系及び2次主冷却系の自然循環流量とシステムの温度挙動である。

空気冷却器周りの温度挙動は、2次主冷却系のコールドレグ配管、中間熱交換器を介して評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。「主冷却機除熱（自然通風）」を計算する解析モデルについて、試験結果を良く再現できている、不確かさは小さいと考える。

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 50 図 空気冷却器 (AC) 出入口ナトリウム温度

著作権の関係から公開できません。

(出典：F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.)

第 51 図 空気冷却器 (AC) 出入口空気温度、空気風量、ベーン及びダンパ開度

4.2.2.6 EBR-II 自然循環試験の試験解析^[10]

(1) 試験概要

IAEA の共同研究プロジェクト (CRP : Coordinated Reserch Project) として、米国の高速増殖実験炉「EBR-II」における原子炉トリップ時の崩壊熱除去試験 (SHRT: Shutdown Heat Removal Test) を対象とした国際ベンチマーク解析が行われ、日本原子力研究開発機構は S u p e r - C O P D を用いた解析を行った。EBR-II の試験は、全電源喪失を想定した崩壊熱除去時の自然循環特性を確認するために行われた試験であり、原子炉をトリップさせ、1次主冷却系に設置されている補助電磁ポンプを起動せずに、自然循環とした試験である。

(2) 妥当性確認方法

試験解析により、各コンポーネントの出入口ナトリウム温度や流量の試験データと比較することで、以下のモデルについて妥当性を確認する。

- ・『原子炉炉心熱計算モデル』及び『原子炉炉心流動計算モデル』

「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」を計算するモデル

- ・『中間熱交換器熱計算モデル』、『1次主冷却系流動計算モデル』及び『1次主冷却系熱計算モデル』

「1次主冷却系の冷却材熱流動 (強制循環、自然循環)」、「ポンプフローコーストダウン」、1次主冷却系が強制循環 (主モータ駆動) から自然循環に移行する過渡時の「中間熱交換器熱交換」を計算するモデル

(3) 解析条件

第 52 図に、米国のタンク型の高速増殖実験炉 EBR-II の 1 次系のレイアウトを示す。1 次系は、原子炉、Z パイプ、中間熱交換器、ポンプ 2 台で構成されている。また、第 53 図に、EBR-II の 1 次系全体に対する S u p e r - C O P D の解析モデルを示す。炉心構成要素は第 9 表に示すとおりであり、制御棒や反射体を含めた全集合体 637 体の全てのモデル化を行っている。燃料集合体及び炉心バイパスは、下部の高圧プレナムに接続されている。一方、内側及び外側反射体は、下部の低圧プレナムに接続されている。また、炉心出口ではバイパス部も含めて、全ての集合体は炉上部プレナムに接続されている。第 54 図に炉上部プレナム部の解析モデルを示す。EBR-II の炉上部プレナム部を中心領域と周辺領域に分け、それぞれの領域で完全混合のモデルを使用している。また、第 10 表に、解析モデルで使用した実験関連式を示す。

(4) 解析結果

第 55 図及び第 56 図に、1 次主循環ポンプ流量を示す。ポンプ停止後のフローコーストダウン特性を良く再現している。自然循環に移行するタイミングである 50 秒～250 秒においては、1 次系流量が試験に比べて多いものの、それ以降は良く一致している。自然循環に移行するタイミングにおける差については、炉上部プレナム部の自然循環力の違いが影響していると考えられる。中間熱交換器 2 次側出口ナトリウム温度を第 57 図に示すように、中間熱交換器の全体的な挙動は再現できている。

第 58 図に、2 列、4 列、6 列、9 列における 4 つの集合体出口ナトリウム温度を示す。集合体出口の温度は全体的な挙動はよく再現できている。

(5) 解析モデルの不確かさ

前述のとおり、有効性評価において自然循環で炉心冷却する評価事故シーケンスにおいて着目するプラント挙動は、1 次主冷却系のポンプフローコーストダウンから自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値と、その後の 1 次主冷却系及び 2 次主冷却系の自然循環流量と系統の温度挙動である。

自然循環に切り替わる際の流量低下の最小値は、評価指標である被覆管最高温度及び炉心冷却材温度の 2 次ピークの温度（最高到達温度）を左右する。試験解析の結果、約 0.5%（定格流量に対する比）多めに評価するが、これは、炉上部プレナム部の自然循環力の違いが影響していると考えられ、一方、2 次ピークの温度は、若干差があるものの、全体的な挙動はよく再現できている。

自然循環流量と系統の温度挙動は、評価指標である原子炉冷却材バウンダリの温度に影響する。一般に、自然循環時は、流量と系統の温度挙動（温度差）とが互いに影響し合う体系であるため、炉心、中間熱交換器及び配管の伝熱特性、機器及び系統の圧力損失特性が適切にモデル化できない場合、流量、温度変化幅及び温度降下率が一致しない。試験解析の結果、中間熱交換器 2 次側出口ナトリウム温度は、最大で約 20℃の差が生じるが、温度降下率がほぼ一致しており、関連する解析モデルの不確かさは小さいと考える。

このように、「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」、「径方向熱移行」、「1 次主冷却系の冷却材熱流動（自然循環）」、「ポンプフローコーストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」を計算する解析モデルについて、試験結果と比較すると、その挙動はほぼ一致しており、不確かさは小さいと考える。

第9表 EBR-II 自然循環試験時の炉心構成要素

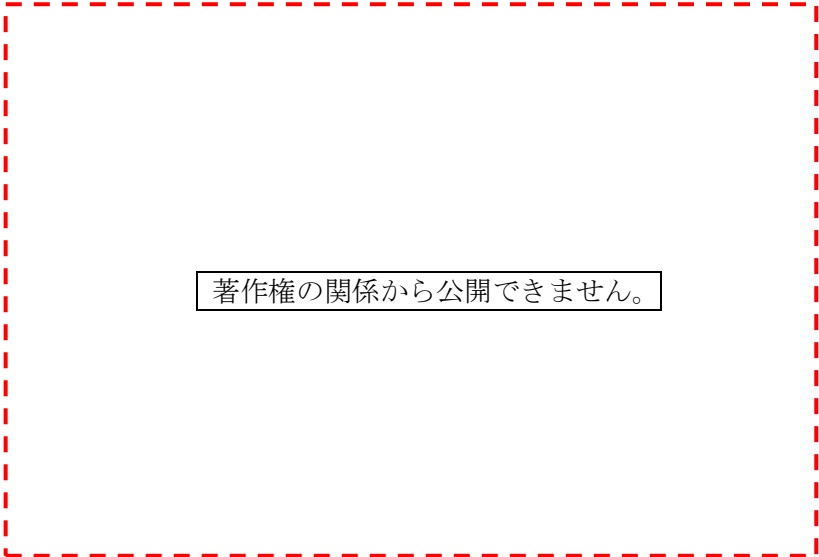
著作権の関係から公開できません。

(出典：N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 10 表 解析モデルで使用した実験相関式

著作権の関係から公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp.1618-1625.)



著作権の関係から公開できません。

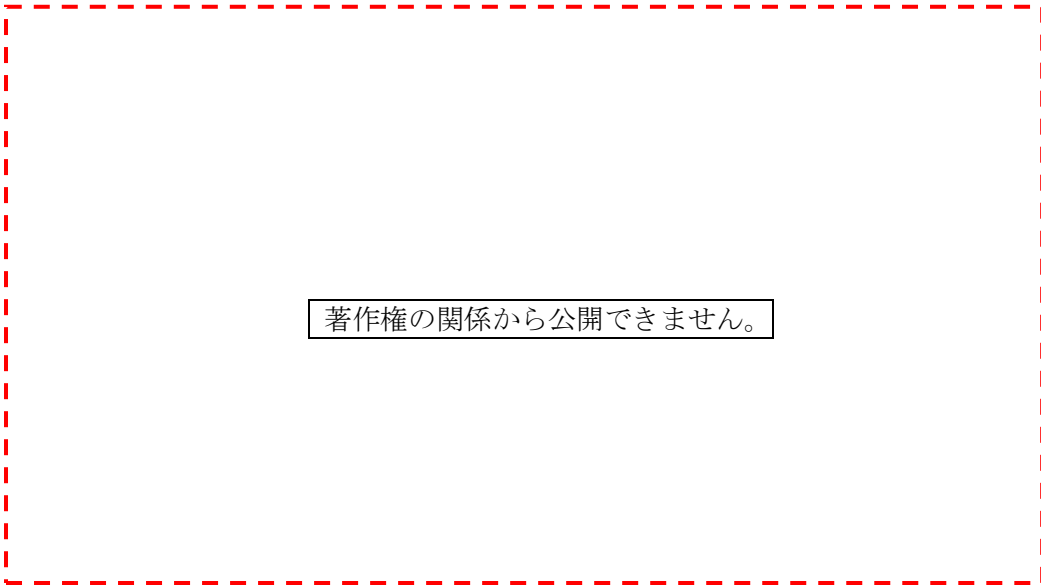
(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 52 図 EBR-II の 1 次系のレイアウト

著作権の関係から公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 53 図 EBR-II の 1 次系の解析モデル



著作権の関係から公開できません。

(出典： N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 54 図 炉上部プレナム部の解析モデル

著作権の関係から公開できません。

(出典：N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 55 図 1 次主循環ポンプ流量 (短時間)

著作権の関係から公開できません。

(出典：N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 56 図 1 次主循環ポンプ流量 (長時間)

著作権の関係から公開できません。

(出典：N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 57 図 中間熱交換器 (IHX) 2 次側出口ナトリウム温度

著作権の関係から公開できません。

(出典：N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp. 1618-1625.)

第 58 図 集合体出口ナトリウム温度

5. 有効性評価への適用性

第4章の妥当性確認の結果を踏まえ、関連する物理現象について、有効性評価への解析モデルの適用性を述べる。

有効性評価における解析モデルでは、中間熱交換器や空気冷却器等の冷却材への伝熱特性に関わる熱伝達や、各コンポーネント及び系統の流動特性に関わる圧力損失について実験相関式を使用しており、それらは4.2.2項で示した各プラントの試験解析で用いた実験相関式を用いている。また、各解析モデルのノード分割については、有効性評価の対象である「常陽」で実施された「常陽」MK-II自然循環試験の試験解析及び「もんじゅ」で実施された試験解析での知見を参照して設定した。

(1) 「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」

「常陽」MK-II自然循環試験を対象とした試験解析により、『原子炉炉心熱計算モデル』及び『原子炉炉心流動計算モデル』の「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」に対する妥当性確認を行った。『原子炉炉心熱計算モデル』として、炉心全体を複数のチャンネルで代表させたモデル（炉心平均チャンネルモデル）^[6]と全集合体をそれぞれ独立のチャンネルとして模擬したモデル（原子炉全集合体モデル）^[7]を用いた解析の実績があり、試験データとの比較から、両解析モデルで炉心出口温度について妥当な結果が得られることを確認している。「常陽」の有効性評価では炉心平均チャンネルモデルを採用しており、本解析モデルは実機の試験データとの比較による妥当性が確認されており、「炉心の冷却材熱流動」、「炉心流量再配分」及び「炉心径方向熱移行」の評価に対して適用できる。

(2) 「炉上部プレナム温度成層化」

炉上部プレナム温度成層化については、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」で測定された軸方向温度分布データを用いて、『炉上部プレナム熱流動計算モデル』の妥当性が確認されている。「常陽」の炉上部プレナム内での温度成層化の挙動は、「もんじゅ」での内筒内側のプレナム部で生じる現象と同様であり、「もんじゅ」解析モデルと同様の熱輸送の遅れを考慮したノード分割モデルを採用した「常陽」解析モデルの妥当性確認に、「もんじゅ」による妥当性確認の結果を適用できる。よって、本解析モデルは、「炉上部プレナム温度成層化」の評価に対して適用できる。

(3) 「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「1次主冷却系のポンプフローコーストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」

「常陽」MK-II自然循環試験、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」、「もんじゅ1次冷却系自然循環予備試験」及び「EBR-II自然循環試験」を対象とした試験解析により、『1次主冷却系熱計算モデル』及び『1次主冷却系流動計算モデル』

の「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「1次主冷却系のポンプフローコーストダウン」に対する妥当性確認を行った。また、「常陽」MK-II自然循環試験、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」、「もんじゅ1次冷却系自然循環予備試験」、「もんじゅ冷却系自然循環模擬試験」及び「EBR-II自然循環試験」を対象とした試験解析により、『中間熱交換器熱計算モデル』の「主中間熱交換器熱交換」に対する妥当性確認を行った。これらの解析モデルは、実機の試験データとの比較による妥当性が確認されており、「1次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」、「1次主冷却系のポンプフローコーストダウン」及び「主中間熱交換器熱交換」の評価に対して適用できる。

(4) 「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」

「常陽」MK-II自然循環試験、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」及び「もんじゅ冷却系自然循環模擬試験」を対象とした試験解析により、『2次主冷却系熱計算モデル』及び『2次主冷却系流動計算モデル』の「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」に対する妥当性確認を行った。本解析モデルは、実機の試験データとの比較による妥当性確認を行っており、「2次主冷却系の冷却材熱流動（強制循環、自然循環）」の評価に対して適用できる。

(5) 「主冷却機除熱（強制通風、自然通風）」

「常陽」MK-II自然循環試験、「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」、「もんじゅ冷却系自然循環模擬試験」及び「もんじゅ空気冷却器自然循環通風測定試験」を対象とした試験解析により、『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の「主冷却機除熱」に対する妥当性確認を行った。本解析モデルは、実機の試験データとの比較による妥当性確認を行っており、「主冷却機除熱（強制通風、自然通風）」の評価に対して適用できる（添付2参照）。

以上より、Super-COPDの解析モデルは、各試験の結果との比較により妥当であることを確認し、重要現象に対する不確かさが小さいことを確認した。したがって、Super-COPDは、有効性評価に適用できる。

6. 参考文献

- [1] 大滝、大平、「プラント動特性解析コード Super-COPD の開発」、動燃技報 No. 76 コンピュータ利用技術特集、PNC TN1340 90-004、(1990)、pp27-36.
- [2] 独立行政法人日本原子力研究開発機構 大洗研究開発センター(南地区) 原子炉設置変更許可申請書、平成 24 年 3 月 30 日 (23 受文科科第 5939 号) .
- [3] 独立行政法人日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置許可申請書 (高速増殖原型炉もんじゅ原子炉施設)、平成 20 年 2 月 19 日 (平成 18・10・13 原第 4 号) .
- [4] A.K.Agrawal, An Advanced Thermohydraulic simulation code for Transients in LMFBRs (SSC-L CODE), BNL-NUREG-50773, (1978).
- [5] 岩崎、他、「モジュール型プラント動特性解析コード Super-COPD コード使用説明書」、PNC TN9520 89-001、(1989) .
- [6] 檜山、他、「高速炉プラント動特性解析コード Super-COPD による「常陽」MK-II 自然循環試験解析」、日本機械学会論文集 (B 編) 78 巻 787 号 (2012-3)、pp. 468-470.
- [7] K. Nabeshima, et al., “Analysis of natural circulation tests in the experimental fast reactor Joyo”, Proc. of International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Chicago, USA, (2015), pp1041-1049.
- [8] F. Yamada, H. Ohira, “Numerical Simulation of MONJU Plant Dynamics by Super-COPD using Previous Startup Tests Data”, Proc. of 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting and 8th International Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels, Montreal, Canada, (2010), FEDSM-ICNMM2010-30287.
- [9] F. Yamada, et al., “Development of natural circulation analytical model in SUPER-COPD code and evaluation of core cooling capability in Monju during a station blackout”, Nuclear Technology, 188, (2014), pp292-321.
- [10] N. Doda, H. Ohira, and H. Kamide, “Benchmark analysis of EBR-II shutdown heat removal test-17 using of plant dynamics analysis code and subchannel analysis code”, Proc. of the 2016 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), San Francisco, USA, (2016), pp.1618-1625.

Super-COPDデブリベッド熱計算モジュールのモデル及び妥当性確認

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、Super-COPDデブリベッド熱計算モジュールについて、

- ・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

に関してまとめたものである。

なお、デブリベッド熱計算モジュールは、プラントの熱流動計算と結合して使用できるように、プラント動特性解析コードSuper-COPDの1モジュールとして開発したものであるが、今回の有効性評価においては、境界条件を与えてモジュール単体として使用している。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（以下「ULOF」という。）では、起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束（反応度が再び正にもどることのない、深い未臨界状態に移行）した後も損傷した炉心燃料の崩壊熱による発熱によって事故は更に進展する。原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置挙動には、崩壊熱による残留炉心物質の溶融と流出挙動に依存して大きな変動幅がある。このため、事象推移に関しては、基本となるシナリオを想定した上で、先行する遷移過程における熱エネルギーの放出状況及び残留炉心物質の溶融と炉心からの流出挙動（炉心物質の量及び形態）の考え得る変動幅から長時間の再配置挙動を検討し、想定される最終的な再配置場所での炉心物質の量及び形態に基づいて冷却挙動の解析を行うこととする。

事故が機械的エネルギーの発生を伴うことなく緩慢に推移する場合（エネルギー放出が小さい場合）の典型的な事象進展を第2.1図に示す。遷移過程において炉心から溶融燃料の一部が周囲の反射体・遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行し、炉心部での核反応が停止すると遷移過程の終状態となる。溶融炉心物質（燃料及びスティール）の一部は、炉心部から周囲の反射体・遮へい集合体のラップ管間ギャップに移行して固化しているものとする。残りの残留炉心物質は、炉心部で崩壊熱によって徐々に再溶融する。溶融した残留炉心物質の一部は、炉心内に存在する制御棒駆動機構下部案内管及び後備炉停止制御棒駆動機構下部案内管（以下「LGT」という。）を通じて下部プレナムへ流出し、冷却材中で固化・微粒化して原子炉容器底部に粒子状のデブリベッドとして堆積するものとする。下部プレナムに移行した燃料を除く残りの燃料は炉心部に残留する。

即発臨界超過によって機械的エネルギーの発生に至る場合（大きなエネルギー放出を伴う場合）の典型的な事象進展を第2.2図に示す。大きなエネルギー放出が生じた場合には、炉心全体が短時間に溶融するとともに圧力上昇により相当量の溶融燃料が上部プレナムに放出・移行され、冷却材によって固化・微粒化した後、炉心支持台上面（炉心構造物を支持する水平部）及び材料照射ラック底部に粒子状のデブリベッドとして堆積する。

原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置場所と形状としては、エネルギー放出が小さい場合には、原子炉容器底部に堆積した粒子状のデブリベッド並びに炉心部及びその周辺に残留した炉心物質が、また、大きなエネルギー放出を伴う場合には、炉心支持台上面（炉心構造物を支持する水平部）及び材料照射ラック底部に堆積した粒子状のデブリベッドが対象となる。

評価項目である「炉心の著しい損傷に至った場合において、放射性物質等（熔融炉心物質を含む。）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。」の具体的な評価項目である①原子炉容器内での損傷炉心物質の保持・冷却及び②原子炉冷却材バウンダリの健全性に対応する損傷炉心物質温度、冷却材温度及び原子炉容器温度を評価指標とする。

なお、過出力時原子炉停止機能喪失（以下「UTOP」という。）では、ULOFよりも多くの1次冷却材流量が確保され、損傷炉心物質の冷却がより促進されることから、再配置・冷却過程の評価はULOFの評価に包絡される。

2.2 ランクの定義

デブリベッド熱計算モジュール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。

2.3 物理現象に対するランク付け

デブリベッド熱計算モジュール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。

なお、再配置・冷却過程は、起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束した後の長時間挙動を対象とするため、一つの解析コードで過程全体を総合的に解析することは行わず、評価の対象ごとに計算コード、簡易解析モデル、評価式等を使い分けて使用する。そのため、第2.2表にはデブリベッド熱計算モジュール以外で計算される物理現象も記載されている。

デブリベッド熱計算モジュールは、Super-COPDの1モジュールではあるが、それ単独で、ULOFの再配置・冷却過程における原子炉容器底部又は炉心支持台上面に堆積したデブリベッド冷却の解析に用いられる。

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) デブリベッドの発熱

粒子状のデブリベッドでは、燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッドが冷却材に浸されている。本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッド内の燃料が崩壊熱により内部発熱する現象である。デブリベッドの発熱は、デブリベッドの冷却性に大きく影響するものであり、本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（損傷炉心物質温度及び原子炉容器温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（損傷炉心物質温度及び冷却材温度）への影響が大きい現象（H）である。

(2) デブリベッド内の熱伝導

本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積した冷却材に浸されている燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッド内で熱伝導により熱が伝わる現象である。デブリベッドの昇温挙動や温度分布に影響する。デブリベッドの温度分布や昇温挙動は、デブリベッド内冷却材の自然対流（(3)項参照）やデブリベッドから周辺への熱移行に大きく影響するものである。したがって、本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（損傷炉心物質温度及び原子炉容器温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（損傷炉心物質温度及び冷却材温度）への影響が大きい現象（H）である。

(3) デブリベッド内冷却材の自然対流

本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッド内の温度差に起因して冷却材の自然対流が生じるという現象である。デブリベッドの冷却に有効なメカニズムであることから、本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドでは評価指標（損傷炉心物質温度及び原子炉容器温度）、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドでは評価指標（損傷炉心物質温度及び冷却材温度）に大きく影響する（H）。

(4) デブリベッド内沸騰領域での活発な対流熱輸送

本物理現象は、原子炉容器底部及び炉心支持台上面に堆積したデブリベッドが沸騰すると蒸気の流れ（蒸気チャンネルの形成）によってデブリベッドからの除熱が促進されるとともに、毛管力によりデブリベッド内に液体ナトリウムが浸入し、活発な対流熱輸送が発生するという現象である。本物理現象は、デブリベッドの冷却に有効なメカニズムであるが、「常陽」のULOF及びUTOPではいずれの場所のデブリベッドも未沸騰状態を維持することから、評価指標（損傷炉心物質温度、冷却材温度及び原子炉容器温度）への影響は小さい（L）。

(5) 下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送

本物理現象は、原子炉容器底部に堆積したデブリベッドからの発熱を除去する冷却材流れに係る現象である。本物理現象は、下部プレナムの冷却材温度（デブリベッド周辺の冷却材温度）に影響するが、その条件は境界条件として与えられる。したがって、本物理現象の評価指標（損傷炉心物質温度及び原子炉容器温度）への影響は中程度（M）である。

(6) 上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送

本物理現象は、炉心支持台上面に堆積したデブリベッドからの発熱を除去する冷却材流れに係る現象である。本物理現象は、上部プレナムの冷却材温度（デブリベッド周辺の冷却材温度）に影響するが、その条件は境界条件として与えられる。本物理現象の評価指標（損傷炉心物質温度及び冷却材温度）への影響は中程度（M）である。

3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

デブリベッド熱計算モジュールは、デブリベッドの相状態（サブクール状態又は沸騰状態）に応じて等価的な熱伝導率を計算し、1次元の熱伝導方程式を解いてデブリベッドの温度分布を計算するプログラムである。なお、本モジュールは、以下に述べる解析モデルをSuper-COPDと結合するとともに、それ自体単独で解析可能な1モジュールとして開発したものである。

3.2 重要現象に対する解析モデル

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。

3.3 解析モデル

3.3.1 1次元熱伝導モデル

本モデルで想定しているデブリベッドは、燃料単独又は燃料とスチールの混合ベッドであり、冷却材ナトリウムに浸されており、燃料が崩壊熱により内部発熱しているものである。本モジュールでは、デブリベッド内の熱移行を等価的な熱伝導としてモデル化する。すなわち、以下のエネルギー保存式を解く。

$$(\rho C_p)_B \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} K_B \frac{\partial T}{\partial z} + Q \quad (1)$$

ここで、 ρ は密度、 C_p は定圧比熱、 T は温度、 t は時間、 z は高さ方向位置、 Q はデブリベッドの発熱密度である。下付文字 B はデブリベッドを表す。 K_B はデブリベッドの等価熱伝導率であり、サブクール領域では3.3.2項で述べる方法で計算する。 $(\rho C_p)_B$ はデブリベッドの容積比熱であり、以下のように求める。

$$(\rho C_p)_B = s \cdot \varepsilon (\rho C_p)_{Na} + (1 - \varepsilon) \{ x_f (\rho C_p)_f + (1 - x_f) (\rho C_p)_{ss} \} \quad (2)$$

ここで、 s は飽和度（デブリベッドにおける冷却材流路中の液相の体積割合）、 ε はデブリベッドのポロシティ（空隙率）、 x_f はデブリ粒子中の燃料の体積割合である。下付文字 B はデブリベッド、 Na は冷却材ナトリウム、 f は燃料、 ss はスチールを表す。

本モデルを使用する際のデブリベッドの冷却性限界の判断基準は、「デブリベッド内の冷却材がドライアウトしないこと。」とする。

なお、沸騰領域における等価熱伝導率 K_B は、Lipinski 1次元モデル^[1]（蒸気の流れによってデブリベッドからの除熱が促進されるとともに、毛管力によりデブリベッド内に液体ナトリウムが浸入し、活発な対流熱輸送が発生する状況をモデル化してデブリベッドのドライアウト熱流束を計算するモデル）を一部簡易化してデブリベッドの等価熱伝導率を計算している。物理現象「デブリベッド内沸騰領域での活発な対流熱輸送」は、重要度Lのため詳細は割愛する。また、チャンネルによる蒸气流熱輸送を考慮しない保守的なモデルとなっている。

3.3.2 Kampf-Karsten モデル

サブクール領域におけるデブリベッドの等価熱伝導率は、デブリ粒子中の燃料の体積割合を用

いて表す。

$$\lambda_B = x_f \lambda_{e,f} + (1 - x_f) \lambda_{e,ss} \quad (3)$$

ここで、 λ は熱伝導率である。燃料粒子と冷却材との等価熱伝導率 $\lambda_{e,f}$ 、ステール粒子と冷却材との等価熱伝導率 $\lambda_{e,ss}$ は、米日独の共同研究として実施された米国サンディア国立研究所 (SNL) の ACRR (Annular Core Research Reactor) 炉で実施されたデブリベッド模擬炉内試験である D シリーズ試験^[2]でその適用性が確認された Kampf-Karsten モデル^[3]で計算した等価熱伝導率

$$\lambda_{e,f} = \lambda_{Na} \left[1 - \frac{(1 - \varepsilon)(1 - \lambda_f/\lambda_{Na})}{\lambda_f/\lambda_{Na} + (1 - \varepsilon)^{1/3}(1 - \lambda_f/\lambda_{Na})} \right] \quad (4)$$

$$\lambda_{e,ss} = \lambda_{Na} \left[1 - \frac{(1 - \varepsilon)(1 - \lambda_{ss}/\lambda_{Na})}{\lambda_{ss}/\lambda_{Na} + (1 - \varepsilon)^{1/3}(1 - \lambda_{ss}/\lambda_{Na})} \right] \quad (5)$$

を用いる。

3.3.3 サブクール領域で温度差に起因する冷却材の自然対流 Nu 数相関式

サブクール領域で温度差に起因する冷却材の自然対流が生じている場合は、式(3)にその自然対流による Nu 数を掛けた以下の式

$$K_B = Nu \cdot \lambda_B \quad (6)$$

を用いる。式(6)の Nu 数は、同じく D シリーズ試験結果から得られている以下の実験相関式^[4]

$$Nu = \left(\frac{Ra}{0.76} \right)^{0.34} \quad (7)$$

を用いる。ここで、 Ra はサブクール領域の Ra 数である (臨界 Ra 数は 0.76 であり、 $Ra < 0.76$ の場合、 $Nu=1.0$ となる)。

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

デブリベッド熱計算モジュールの評価マトリクスを第 4.1 表に示す。第 4.1 表はデブリベッド熱計算モジュールが解析する全事象を包絡するように、第 3.1 表で重要現象として抽出された物理現象を列挙している。

「常陽」の再配置・冷却過程では、炉心部から下部プレナムに移行した損傷炉心物質は、下部プレナムの比較的大きな空間内に存在する冷却材ナトリウムとの熱的相互作用 (FCI) により効果的にクエンチ・微粒化して、ナトリウムに浸されたデブリベッドとして原子炉容器底部に堆積するシナリオを想定している。「常陽」の原子炉容器底部の炉心中心軸近傍でのデブリベッドは、比較的厚みがあり、蒸気流によるチャンネル (冷却パス) が形成しないと考えられる。そこで、チャンネルが形成されない深いデブリベッドを対象とした D10 試験^[5]を試験解析に用いる試験として選定する【D10 試験の試験条件と「常陽」のデブリベッド条件の比較：別添 5-3 参照】。

D10 試験は、米国 SNL の ACRR 炉にて実施されたデブリベッド模擬炉内試験である D シリーズ試験のうち、底部冷却を伴う深い均一デブリベッドを対象としたものである。デブリ粒子は 100% UO_2 粒子で構成され、液体ナトリウムに浸されている。デブリベッド内に設置された熱電対によりデブリベッドの温度分布に関する定量的な情報を得ることができる。D10 試験の試験条件と「常陽」の炉心物質デブリベッドの条件を比較した結果を第 4.2 表に示す。デブリベッド厚み、粒子径、発熱密度は、ほぼ同等の条件となっている。空隙率は D10 試験が 0.38、「常陽」は 0.6 であるが、検証解析で確認された物理モデルの適用性には大きな影響を及ぼさない程度の違いである。

D10 試験解析により過渡における 1 次元熱伝導モデル、Kampf-Karsten モデル、サブクール領域で温度差に起因する冷却材の自然対流 Nu 数相関式について妥当性確認を行う。

不確かさに関しては、デブリベッド熱計算モジュールにおいてデブリベッドの発熱は、デブリベッドの発熱密度を入力値として与えていることから、デブリベッド熱計算モジュール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。また、下部プレナム及び上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送のデブリベッドの冷却性への影響は、デブリベッドの上方の冷却材温度を境界条件として入力値で与えていることから、デブリベッド熱計算モジュール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。

4.2 妥当性確認

妥当性確認においては、選定した D10 試験に対してデブリベッド熱計算モジュール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。

a) 試験結果と解析結果

D10 試験解析結果^[6]を第 4.1 図に示す。マーカー（グラフ内の図形点）が D10 試験で測定された温度、実線がデブリベッド熱計算モジュールによる解析結果である（凡例中の B1 等の記号は熱電対を表す）。第 4.1 図より、デブリベッドの温度分布をおおむね再現できることを確認した。

b) 過渡挙動に関する不確かさの評価

デブリベッドの等価熱伝導率、及びデブリベッド内の冷却材の自然対流は、デブリベッドの温度分布に大きく依存する。上述の通りデブリベッドの温度分布の解析結果が試験結果と良く一致していることから、過渡挙動に関して適切な計算ができていると考えられる。以上より、各解析モデルそのものの不確かさの影響は小さいものと判断される。一方で、デブリベッドとして堆積する燃料量、デブリベッドの空隙率等の解析条件（モデルパラメータ）については、有効性評価において不確かさの影響を評価しておく必要がある。

5. 有効性評価への適用性

(1) デブリベッド内の熱伝導

D10 試験解析結果より、デブリベッドの温度分布をおおむね再現できることを確認した。

デブリベッド内の熱伝導は、燃料とスチールと冷却材の混合状態によって決定されるものであるが、その想定は有効性評価で用いた解析条件と同様である。

したがって、デブリベッド熱計算モジュールのデブリベッド内の熱伝導に関するモデルは、有効性評価に適用できる。

(2) デブリベッド内冷却材の自然対流

D10 試験解析結果より、デブリベッドの温度分布をおおむね再現できることを確認している。

実機では半球構造の原子炉容器底部に堆積したデブリベッドのように厚みが非均一の場合、デブリベッド内冷却材の自然対流は、デブリベッドの厚い領域では上昇流、薄い領域では下降流として発達すると考えられるが、有効性評価では保守的にデブリベッド最大厚みを均一厚みとしたデブリベッド条件とすることで温度が高くなる方向で計算される。

したがって、保守的な条件設定により、デブリベッド熱計算モジュールのデブリベッド内冷却材の自然対流に関するモデルは、有効性評価に適用できると判断される。

以上より、再配置・冷却過程の重要現象に関するデブリベッド熱計算モジュールの解析モデルは、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。各解析モデルの不確かさは小さい。他方、堆積する燃料量、デブリベッドの空隙率等の解析条件については有効性評価において不確かさの影響を評価しておく必要がある。

6. 参考文献

- [1] Lipinski, R. J., “A Model for Boiling and Dryout in Particle Bed”, NUREG/CR-2646, SAND82-0765, 1982.
- [2] Gronager, J. E., Schwarz, M. and Lipinski, R. J., PAHR Debris Bed Experiment D-4, SAND80-2146, 1981.
- [3] Kampf, H. and Karsten, G., Effects of different types of void volumes on the radial temperature distribution of fuel pins,” Nuclear Applications and Technology, Vol.9, No. 3, pp.288-300, 1970.
- [4] Lipinski, R. J., Gronager, J. E. and Schwarz, M., Particle bed heat removal with subcooled sodium: D-4 results and analysis, Nuclear Technology, Vol. 58, No. 3, pp. 369-378, 1982.
- [5] G. W. Mitchell, C. A. Ottinger and H. Meister, “The D10 Experiment: Coolability of UO2 Debris in Sodium with Downward Heat Removal,” SAND84-1144, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM (1984).
- [6] 曾我部、飛田、小山、「デブリ冷却性評価モデルの検証解析」、日本原子力学会「2013 年秋の大会」、2013 年 9 月)、八戸工業大学、H31.

第 2.1 表 デブリベッド熱計算モジュール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。

第 2.2 表 デブリベッド熱計算モジュールにおける物理現象のランクテーブル

	物理現象	ULOF	備考
(1)	ギャップ浸入燃料の発熱	—	F L U E N T で解析
(2)	残留炉心物質の発熱	—	炉心物質冷却性伝熱計算モデルで解析
(3)	残留炉心物質から周辺への伝熱	—	
(4)	燃料再溶融	—	
(5)	上部及び下部炉心構造の溶融と炉心物質への混入	—	
(6)	物質再分布	—	
(7)	溶融層の自然対流	—	
(8)	リフラックス冷却	—	
(9)	炉心周辺の冷却材流れによる熱輸送	—	F L U E N T で解析
(10)	デブリベッドの発熱	H	
(11)	デブリベッド内の熱伝導	H	
(12)	デブリベッド内冷却材の自然対流	H	
(13)	デブリベッド内沸騰領域での活発な対流熱輸送	L	
(14)	下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	M	
(15)	堆積デブリの発熱	—	炉心物質冷却性伝熱計算モデルで解析
(16)	堆積デブリから周辺への伝熱	—	
(17)	上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	M	
(18)	ヒートシンクへの熱輸送	—	S u p e r - C O P D で解析
(19)	プラント冷却系の動特性	—	

第 3.1 表 重要現象に対するデブリベッド熱計算モジュールの解析モデル

重要現象	解析モデル
デブリベッドの発熱	入力条件
デブリベッド内の熱伝導	1次元熱伝導モデル (3.3.1) Kampf-Karsten モデル (3.3.2)
デブリベッド内冷却材の自然対流	サブクール領域で温度差に起因する 冷却材の自然対流 Nu 数相関式 (3.3.3)
下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	境界条件
上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送	境界条件

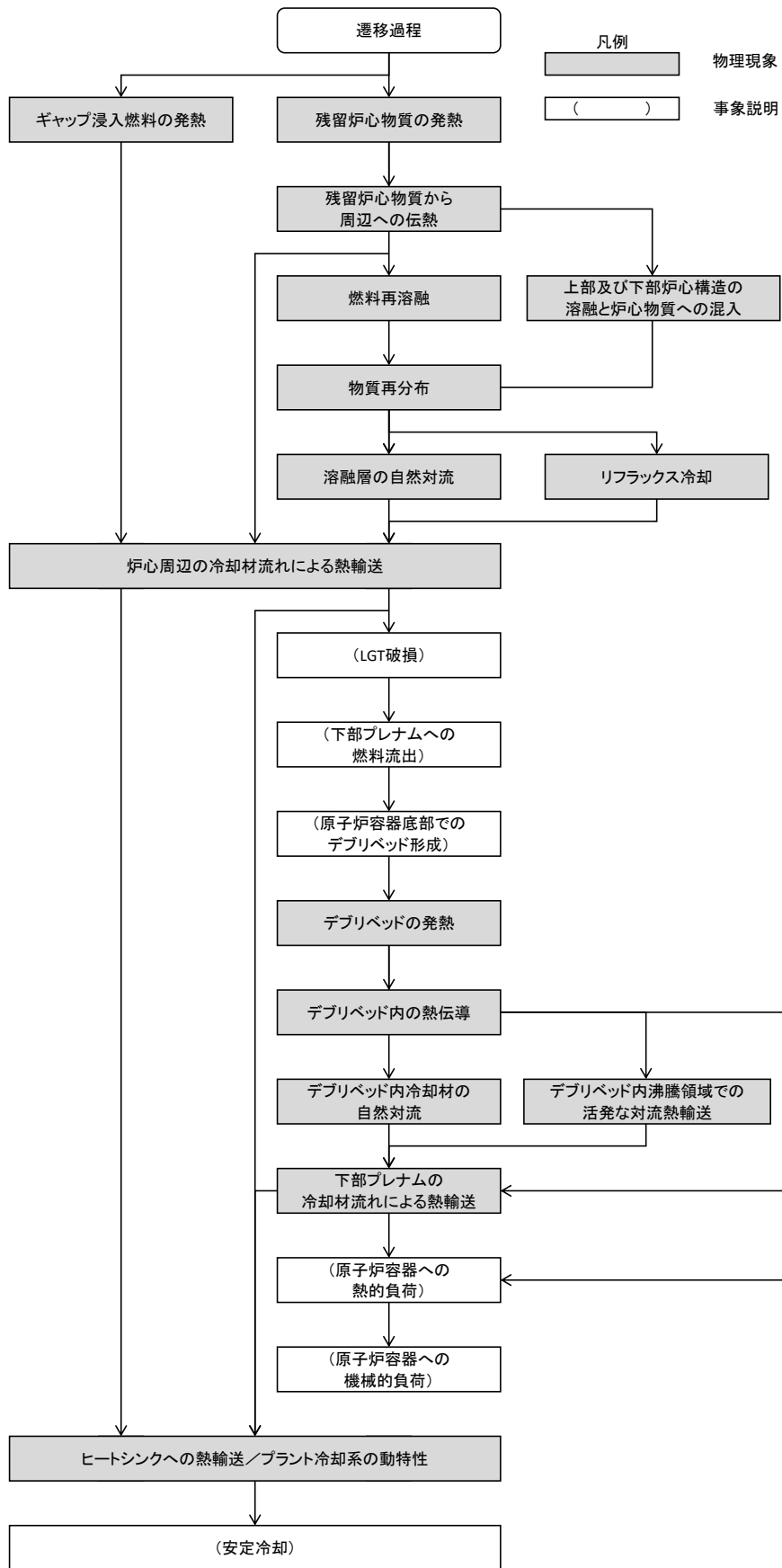
第 4.1 表 デブリベッド熱計算モジュールにおける重要現象に対する妥当性確認方法

重要現象	解析モデル	試験解析
デブリベッドの発熱*	入力条件	—
デブリベッド内の熱伝導	1次元熱伝導モデル Kampf-Karsten モデル	○
デブリベッド内冷却材の自然対流	サブクール領域で温度差に起因する 冷却材の自然対流 Nu 数相関式	○
下部プレナムの冷却材流れによる熱輸送*	境界条件	—
上部プレナムの冷却材流れによる熱輸送*	境界条件	—

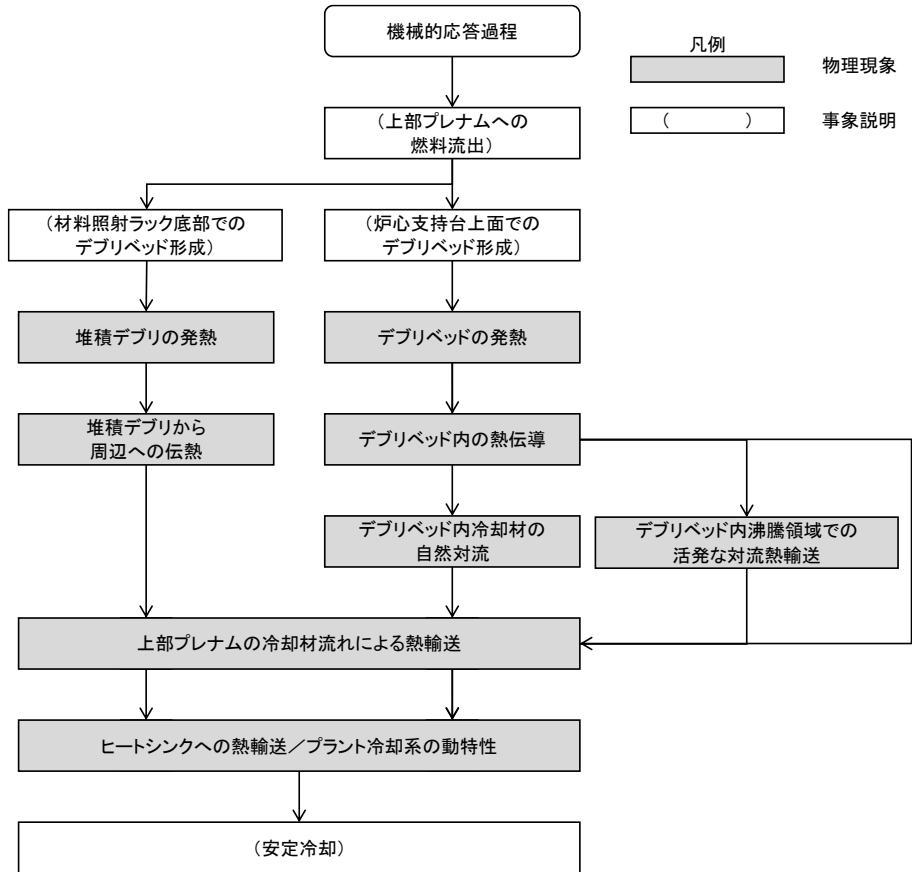
* 4.1 節に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

第 4.2 表 D10 試験と「常陽」評価の比較

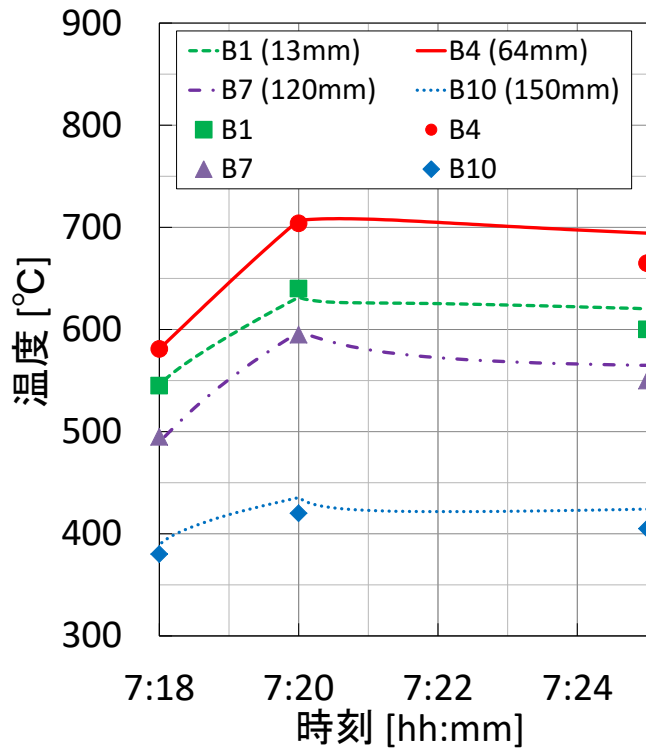
条件	単位	D10 試験	「常陽」評価
厚み	m	0.16	約 0.21
空隙率	—	0.38	0.6 (FCI 試験の最小値)
粒子径	μm	約 400 (質量中央値)	400 (FCI 試験の質量中央値の平均)
発熱密度	MW/m ³	1.0 (7:16~7:18) 3.4 (7:18~7:20) 1.2 (7:20~7:26)	3.1 (核反応停止から約 1070 秒後、ULOF の初期状態) 2.1 (核反応停止から約 3600 秒後)
燃料とスチールの混合状態	—	燃料のみ	燃料とスチールの完全混合
デブリベッド上方冷却材温度	℃	349 (7:16~7:18) 349→360 (7:18~7:20) 360→370 (7:20~7:26)	約 510 (事象発生から 1200 秒後) 約 380 (事象発生から 2000 秒後) 約 370 (事象発生から 3000 秒後)



第 2.1 図 再配置・冷却過程の事象進展 (エネルギー放出が小さい場合)



第 2.2 図 再配置・冷却過程の事象進展 (大きなエネルギー放出を伴う場合)



(点：試験結果、線：解析結果)

第 4.1 図 デブリベッド冷却性炉内試験 D10 の試験解析結果^[6]

第 2 部

A S F R E

1. はじめに

本資料は、炉心損傷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、ナトリウム冷却高速中性子型炉を対象とした燃料集合体サブチャンネル[※]解析コードA S F R E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 評価事故シーケンスと評価指標

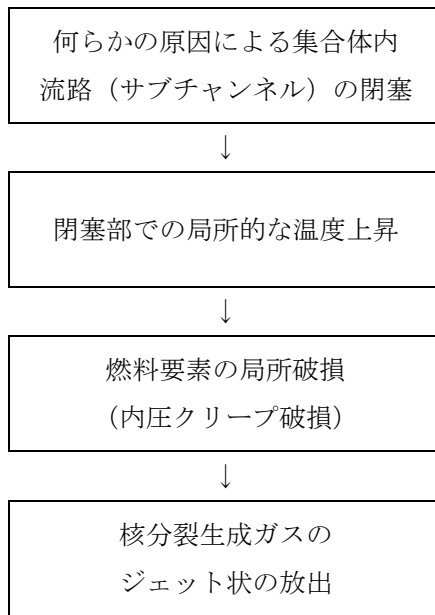
A S F R Eが適用される炉心損傷防止措置における事象グループ「局所的燃料破損（LF）」について、具体的な評価事故シーケンスの事象推移及び評価指標について記述する。

LFでは、原子炉の運転中に、何らかの原因により、燃料集合体内で生じる冷却材流路の閉塞等によって局所的な温度上昇が生じ、この局所的な温度上昇が検知されることなく長期間維持された場合には、この温度上昇と燃料要素内部に蓄積される核分裂生成物（以下「FP」という。）ガスによる内圧の上昇により、被覆管がクリーブ破損することが懸念される。さらに、被覆管の破損により噴出したFPガスが隣接する燃料要素の被覆管表面を覆い、除熱能力を低下させて燃料要素の破損が伝播（破損伝播）することが懸念される。第2.1図に本事象の事象推移を示す。

本評価事故シーケンスでは、燃料集合体内での局所的な温度上昇の発生と、燃料集合体内の破損伝播が起りやすいと考えられる事象として、評価指標である被覆管最高温度に与える影響が大きい『冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故』を選定した。本評価事故シーケンスでは、何らかの原因で燃料集合体内に異物が混入して、燃料集合体内の燃料要素で囲まれる複数の冷却材流路（サブチャンネル）が千鳥格子状に閉塞した後、局所的な温度上昇と燃料要素内部に蓄積されるFPガスの圧力上昇によって被覆管がクリーブ破損し、放出されるFPガスが隣接する燃料要素の被覆管表面を覆うことで除熱能力を低下させることを想定する。このとき、破損する燃料要素の隣接燃料要素において、被覆管の健全性が保たれ、破損伝播が起こらないことを確認する。

本評価事故シーケンスの解析においては、炉心損傷防止措置の有効性評価における評価項目に対応させて、被覆管の破損伝播に影響を及ぼす被覆管最高温度及び冷却材最高温度を評価指標とする。

[※] サブチャンネルとは、燃料集合体内で三角配列された燃料要素（燃料ペレット、被覆管等からなる燃料要素）間の流路又は燃料要素とラップ管で囲まれる流路を示す。



第 2.1 図 LF の事象推移

2.2 ランクの定義

ASFRE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 ASFRE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

A S F R E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」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【解析条件の設定と考慮すべき物理現象について：別添5-4参照】。

以下、物理現象ごとに上記のランク付けの考え方に基づく検討の結果を示す。

(1) 出力変化

解析対象とする評価事故シーケンスにおいては、定格運転状態であるため、出力変化はなく、被覆管最高温度に与える影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(2) 燃料ペレット温度変化

本物理現象は、核分裂や放射性崩壊による発熱（出力）の変化に伴って燃料ペレット温度が変化する現象である。出力、燃料ペレットの熱伝導率及び熱容量、ギャップ熱伝達率等が影響する。

解析対象とする評価事故シーケンスにおいては、定格運転状態であるため、出力の変化はなく、非閉塞部の燃料ペレット温度の変化は小さい。また、閉塞部の燃料ペレット温度は被覆管温度の上昇分だけ高くなるが、伝熱特性（熱伝導率及び熱容量、ギャップ熱伝達率）に大きな変化がないことから、被覆管最高温度に与える影響は小さい。このため、重要度は「L」とする。

(3) 被覆管温度変化

本物理現象は、燃料ペレット温度の変化及び被覆管の周りを通過する冷却材の温度や流量の変化に伴って被覆管温度が変化する現象である。ペレット外表面温度、ギャップ熱伝達率、被覆管の熱伝導率及び熱容量、被覆管から冷却材及びFPガスまでの熱伝達率等が影響する。評価指標である被覆管最高温度に直接関係する現象である。このため、重要度は「H」とする。

(4) 冷却材温度変化

本物理現象は、被覆管外表面温度の変化及び被覆管の周りを通過する冷却材の流量の変化に伴って冷却材温度が変化する現象である。被覆管外表面温度、被覆管から冷却材までの熱伝達率、冷却材の熱容量等が影響する。

評価指標である冷却材最高温度に直接関係する現象である。このため、重要度は「H」とする。

(5) 速度分布

本物理現象は、閉塞物を含む集合体内の圧力損失及び冷却材の乱流粘性により、サブチャンネルを流れる冷却材の速度（流量）分布が変化する現象である。

本解析の対象となる流れ場は強制対流状態であり、速度分布によって、被覆管及び冷却材へ

の伝熱量が決まるため、被覆管最高温度及び冷却材最高温度に与える影響は大きい。このため、重要度は「H」とする。

第 2.2 表 LF における物理現象のランクテーブル

分類	物理現象	評価指標に対する重要度
燃料ペレット	(1) 出力変化	L
	(2) 燃料ペレット温度変化	L
被覆管	(3) 被覆管温度変化	H
燃料集合体内冷却材	(4) 冷却材温度変化	H
	(5) 速度分布	H

3. 解析モデルについて

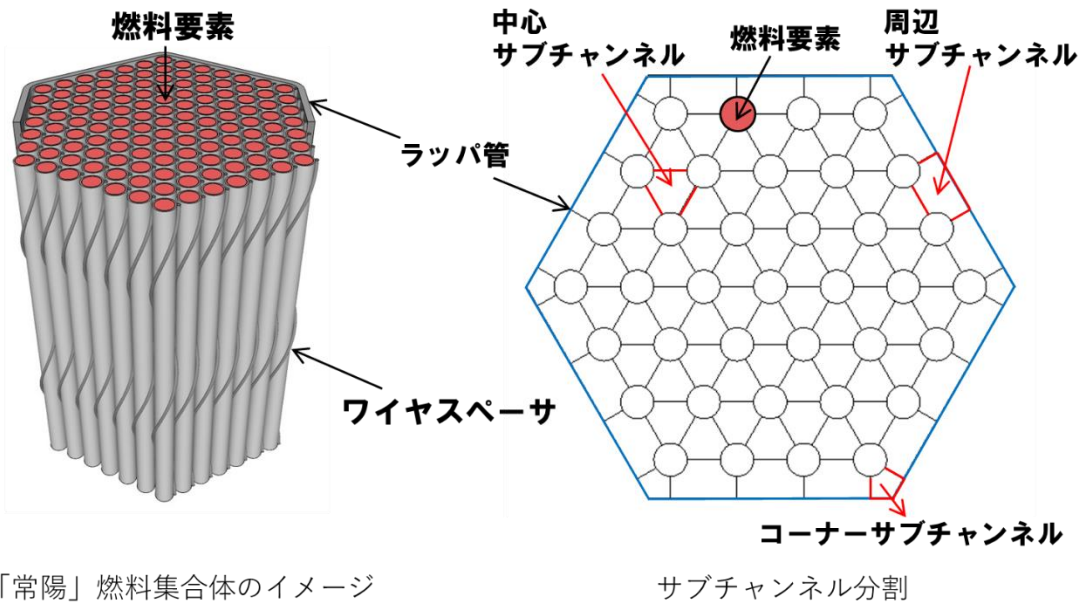
3.1 計算コード概要

ASFREは、ナトリウム冷却高速炉のワイヤスペーサ型燃料集合体内の熱流動現象の解析を目的として、日本原子力研究開発機構にて開発した単相サブチャンネル解析コードである^[1]。サブチャンネルとは、燃料集合体内で三角配列された燃料要素間の流路又は燃料要素とラップ管で囲まれる流路を示す。ASFREの主要な計算モデルを第3.1表に示す。ASFREでは、燃料集合体内の三角配列の燃料要素に対して、第3.1図に示すように、水平方向にはサブチャンネル（中心、周辺及びコーナーの3種類がある。）を単位とし、軸方向に分割したコントロールボリュームについて冷却材の質量、運動量及びエネルギーの保存式を計算する。数値解法として、時間積分に半陰解法、圧力方程式の行列解法としてILUBCG法を用いる。物理モデルとして、サブチャンネル間の乱流混合については、渦拡散モデル（Todreas-Turiの相関式^[2]）を、圧力損失については、ワイヤスペーサによる影響を考慮した分布抵抗モデル（DRM: Distributed Resistance Model）^[3]をそれぞれ用いている。また、被覆管の熱伝導については、3次元熱伝導モデルを用い、冷却材と被覆管との熱伝達には実験相関式を用いている。

なお、燃料集合体内の流路が閉塞された状態を解析する場合は、コントロールボリューム単位で当該領域を閉塞物に置き換えることができる。設定した個々の閉塞物（完全閉塞）内の熱伝導については軸方向1次元熱伝導モデルを用い、閉塞物と冷却材との熱伝達には実験相関式を用いている。また、冷却材中にFPガスが噴出された状態を解析する場合は、コントロールボリューム単位で当該部をガス相に置き換えることができる。これら、解析モデルの詳細は、重要現象に対する解析モデルの整理と合わせて、3.3節で述べる。

第3.1表 ASFREの主要な計算モデル

項目	計算モデル
基本方程式	・非定常3次元の質量、運動量、エネルギー保存式
格子スキーム	・サブチャンネルをコントロールボリュームとする分割
時間積分法	・半陰解法
圧力方程式の行列解法	・ILUBCG法
熱伝導モデル	・燃料要素内3次元熱伝導モデル ・閉塞物内軸方向1次元熱伝導モデル
熱伝達モデル	・燃料ペレット-被覆管間ギャップ熱伝達率 ・被覆管外面-冷却材の熱伝達実験相関式 （FFTF相関式、修正Schad相関式） ・閉塞物-冷却材の熱伝達実験相関式（Subbotin相関式）
乱流モデル	・エネルギーの渦拡散モデル（Todreas-Turi相関式） ・運動量の渦拡散モデル（Aoki相関式）
圧力損失モデル	・分布抵抗モデル（DRM）



第 3.1 図 サブチャンネル分割のイメージ

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 3.2 表に示す。

本評価事故シーケンスでは、実験的知見（微小粒子による燃料集合体内の閉塞）に基づいて、以下の千鳥格子状の閉塞を想定した。

- (1) 閉塞位置：被覆管温度が最も高くなる発熱上端部に閉塞を設定
- (2) 初期温度：閉塞がない状態で燃料要素内の最高温度が熱的制限値となる保守的な条件を設定
- (3) 閉塞形態：閉塞内部に熱伝導のよいナトリウムが存在しない中実の閉塞として設定
- (4) 閉塞物の高さ：ワイヤスペーサの巻きピッチの 1/3 に設定
- (5) FP ガス放出：上部ガスプレナム内の FP ガスが放出し、燃料被覆管が常に覆われ、FP ガスによりナトリウムが通過できないものとして設定

閉塞部の健全サブチャンネル内の熱流動現象は、通常の燃料集合体内で生じる物理現象と同じである。閉塞物の設定として、閉塞物と被覆管との間に存在する熱伝導のよい冷却材を無視し、閉塞内部に冷却材が存在しない中実の閉塞としたため、閉塞物内部では単純な熱伝導を計算する。また、FP ガスが放出された領域には、冷却材は流入できず、FP ガスで満たされるものとし、隣接する燃料要素は、FP ガスが放出される高さで FP ガスにのみ接触するものとしてモデル化しており、FP ガス（一定温度）との熱伝達を計算する。

被覆管温度変化に対しては、被覆管内の熱伝導モデル、被覆管と閉塞物との熱伝導モデル及び被覆管内外面での熱伝達モデルがあげられる。一方、冷却材温度変化に対して必要な解析モデルは、被覆管及び閉塞物の外表面との熱伝達モデル、乱流モデルがあげられ、速度分布に対して必要な解析モデルは、圧力損失モデル、乱流モデルがあげられる。

第 3.2 表 重要現象に対する A S F R E の解析モデル

分類	重要現象	解析モデル
被覆管	被覆管温度変化	<ul style="list-style-type: none"> ・熱伝導モデル (被覆管、被覆管－閉塞物) ・熱伝達モデル (燃料ペレット－被覆管間ギャップ、 被覆管外面－冷却材)
燃料集合体内冷却材	冷却材温度変化	<ul style="list-style-type: none"> ・熱伝達モデル (被覆管外面－冷却材、 閉塞物－冷却材) ・乱流モデル
	速度分布	<ul style="list-style-type: none"> ・圧力損失モデル ・乱流モデル

3.3 解析モデル

A S F R E では、3.1 節で述べたように、冷却材の質量、運動量及びエネルギーの保存式を計算する。

冷却材の速度分布は、式(1)に示す冷却材の質量保存式と、式(2)に示す冷却材の運動量保存式から計算する。式(1)の冷却材の質量保存式は、左辺第 1 項が質量の時間変化を、第 2 項が質量の対流輸送を表す。式(2)の冷却材の運動量保存式は、左辺第 1 項が運動量の時間変化を、第 2 項が運動量の対流輸送を表し、右辺第 1 項が重力を、第 2 項が隣接するサブチャンネル間の運動量交換を、第 3 項が燃料要素及びワイヤスペーサ等の構造物による圧力損失を表す。

(冷却材の質量保存式)

$$\frac{\partial \langle \rho_f \rangle}{\partial t} + \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} \rho_f v dA = 0 \quad (1)$$

(冷却材の運動量保存式)

$$\begin{aligned} \frac{\partial \langle \rho_f v \rangle}{\partial t} + \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} \rho_f v (v \cdot n) dA \\ = \langle \rho_f \rangle g + \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} (-pn + \bar{\tau} \cdot n) dA + \frac{1}{V_T} \int_{A_{fw}} (-pn + \bar{\tau} \cdot n) dA \end{aligned} \quad (2)$$

冷却材の温度変化は、式(3)に示す冷却材のエネルギー保存式から計算する。式(3)は、左辺第 1 項がエネルギーの時間変化を、第 2 項がエネルギーの対流輸送を表し、右辺第 1 項が燃料要素及び閉塞物等との熱伝達を、第 2 項が隣接するサブチャンネル間のエネルギー交換を表す。

(冷却材のエネルギー保存式)

$$\frac{\partial \langle \rho_f e_f \rangle}{\partial t} + \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} \rho_f e_f v dA = -\frac{1}{V_T} \int_{A_{fw}} q_f'' \cdot n dA - \frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} q_f'' \cdot n dA \quad (3)$$

A_{ff} : 流体-流体間の面積[m²]

A_{fw} : 流体-壁面 (被覆管、ラッパ管等) 間の面積[m²]

e : 内部エネルギー[J/kg]

g : 重力加速度[m/s²]

n : 単位法線ベクトル[-]

p : 圧力[Pa]

q'' : 熱流束[W/m²]

t : 時間[s]

v : 流速[m/s]

V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]

ρ : 密度[kg/m³]

$\bar{\tau}$: せん断応力テンソル[Pa]

$\langle \rangle$: 体積平均

3.3.1 被覆管温度変化に関する解析モデル

(1) 熱伝導モデル (被覆管)

被覆管温度については、以下に示す円筒座標系 3 次元熱伝導方程式から計算する。

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q''' \quad (4)$$

c_p : 比熱 [J/(kg·K)]

q''' : 発熱密度 [W/m³]

r : 径方向距離[m]

t : 時間[s]

T : 温度[K]

z : 軸方向距離[m]

θ : 周方向角[rad]

λ : 熱伝導率[W/(m·K)]

ρ : 密度[kg/m³]

(2) 熱伝導モデル (閉塞物)

閉塞物内の温度については、軸方向 1 次元熱伝導方程式を差分化して計算を行う。

(3) 熱伝導モデル（被覆管－閉塞物）

被覆管と閉塞物との間は密着し、被覆管から閉塞物へ熱伝導により熱が伝わるものとして計算される。被覆管と閉塞物との間に隙間があると、閉塞物よりも熱伝導率の高いナトリウムが浸入する。この場合、閉塞物を介して被覆管から冷却材へ熱が伝達し易くなり、被覆管はより除熱されることとなる。

(4) 熱伝達モデル（燃料ペレット－被覆管内面）

被覆管内面での燃料ペレットとの間のギャップコンダクタンスは、「常陽」の燃料設計で用いた方法と同様に^[4]、実験値等を参考として保守的に求めた一定値を与える。

(5) 熱伝達モデル（被覆管外面－冷却材）

被覆管外面での冷却材との熱伝達は、式(3)の冷却材のエネルギー保存式において、熱流束として考慮される。

$$q'' = -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = h(T - T_c) \quad (5)$$

熱伝達率は、冷却材の熱伝導率、ヌッセルト数と水力等価直径を用いて求める。

$$h = \lambda \frac{Nu}{D_e} \quad (6)$$

ヌッセルト数は、以下に示す FFTF 相関式^[5]及び修正 Schad 相関式^[5]を用いて求める。なお、「常陽」の場合、 $P/D=1.18$ ($P=6.47\text{mm}$ 、 $D=5.5\text{mm}$) となることから、式(8)に示す修正 Schad の式が使用されることになる。

$$\frac{P}{D} \geq 1.2 ; \text{FFTF 相関式} :$$

$$Nu = 4 + 0.16(P/D)^5 + 0.33(P/D)^{3.8}(Pe/100)^{0.86} \quad (7)$$

$$\frac{P}{D} < 1.2 ; \text{修正 Schad 相関式} :$$

$$Nu = (-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2)Pe^{0.3} \quad \text{for } Pe > 150 \quad (8a)$$

$$Nu = (-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2)4.496 \quad \text{for } Pe \leq 150 \quad (8b)$$

D : 燃料要素外径[m]

D_e : 水力等価直径[m]

h : 熱伝達率[W/(m²·K)]

Nu : ヌッセルト数[-]

P : 燃料要素ピッチ[m]

Pe : ペクレ数[-]

q'' : 熱流束[W/m²]

- r : 径方向距離[m]
- T : 冷却材温度[K]
- T_c : 被覆管温度[K]
- λ : 熱伝導率[W/(m・K)]

なお、FP ガスジェットが隣接する燃料要素に衝突するとき、ガスジェットが被覆管表面を覆うことで熱伝達が低下する。FP ガスが放出するサブチャンネルに接する燃料要素の被覆管と冷却材との間の熱伝達は、式(6)の熱伝達率に、ガス放出による熱伝達率の低下を考慮した一定値を与える。ガスジェット衝突時の被覆管表面熱伝達について、FP ガス放出模擬実験によって取得された実験データが報告書^[6]にまとめられており、10,000 [W/(m²・K)]を用いる。

3.3.2 冷却材温度変化に関する解析モデル

冷却材の温度変化は、式(3)に示した冷却材のエネルギー保存式を、以下に示す「(1)熱伝達モデル(被覆管外面-冷却材)」、「(2)熱伝達モデル(閉塞物-冷却材)」及び「(3)乱流渦拡散係数」に示す解析モデルを用いて計算する。式(3)の右辺第1項は、燃料要素やラップ管などの壁面と流体の間の熱伝達を表し、「(1)熱伝達モデル(被覆管外面-冷却材)」及び「(2)熱伝達モデル(閉塞物-冷却材)」を用いて計算する。また、式(3)の右辺第2項は以下のように離散化して計算される。

$$-\frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} q''_f \cdot ndA = \frac{1}{\Delta V_{Ti}} \sum_k A_{ik} \kappa_{ik} \frac{T_k - T_i}{l_{ik} x_{ik}} + \frac{1}{\Delta V_{Ti}} \sum_k A_{ik} \rho_i \varepsilon_{ik}^H \frac{h'_k - h'_i}{x_{ik}} \quad (9)$$

- A_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間の流路断面積[m²]
- h' : エンタルピー[J/kg]
- l : 温度勾配を計算する際の距離補正係数[-]
- n : 単位法線ベクトル[-]
- q'' : 熱流束[W/m²]
- T : 冷却材温度[K]
- V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]
- x_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間のセル間中心距離[m]
- ε^H : 乱流渦拡散係数[m²/s]
- κ_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間の熱伝導率[W/(m・K)]
- ρ : 密度[kg/m³]
- 添え字
 i, k : 注目する及び隣接するコントロールボリュームのインデックス

(1) 熱伝達モデル(被覆管外面-冷却材)

被覆管外面と冷却材の熱伝達率は、3.3.1(4)と同じである。このモデルは式(3)の冷却材のエネルギー保存式の右辺第1項で用いられ、計算方法は式(5)と同じである。

(2) 熱伝達モデル（閉塞物－冷却材）

閉塞物の外表面から冷却材への熱伝達は、実験相関式（Subbotin の相関式^[7]）を用いる。このモデルは式(3)の冷却材のエネルギー保存式の右辺第1項で用いられ、計算方法は式(5)と同じである。

$$Nu = 5.0 + 0.025(RePr)^{0.8} = 5.0 + 0.025Pe^{0.8} \quad (10)$$

Nu : ヌッセルト数[-]

Pe : ペクレ数[-]

Pr : プラントル数[-]

Re : レイノルズ数[-]

(3) 乱流渦拡散係数

乱流によるサブチャンネル間のエネルギー混合を評価するため、既存の実験データから得られる乱流ミキシング係数モデル（Todreas-Turi モデル^[2]）と乱流混合理論から、以下のエネルギー混合に係る乱流渦拡散係数を評価し、式(3)の冷却材のエネルギー保存式の右辺第3項を離散化した式(9)の第2項に用いる。

$$\varepsilon_{ik}^H = \frac{1}{2} \frac{\beta d_w z_{ik}^T}{\rho_i s_{ik}} \left(\frac{m_i}{A_i} + \frac{m_k}{A_k} \right) \quad (11)$$

A : 流路断面積[m²]

d_w : ワイヤスペーサの直径[m]

m : 軸方向質量流量[kg/s]

s_{ik} : 燃料要素間のギャップ幅[m]

z_{ik}^T : 乱流混合長さ[m]

β : 乱流ミキシングファクター[-]

ε_{ik}^H : 乱流渦拡散係数[m²/s]

ρ : 密度[kg/m³]

添え字

i, k : 注目する及び隣接するコントロールボリュームのインデックス

3.3.3 速度分布に関する解析モデル

冷却材の速度分布は、式(1)の冷却材の質量保存式と式(2)の冷却材の運動量保存式を、「(1)圧力損失モデル」及び「(2)乱流モデル（速度分布）」に示す解析モデルを用いて計算する。

式(2)の冷却材の運動量保存式の右辺第2項は、次のように書き換えて計算する。

$$\frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} (-pn + [\bar{v} \cdot n]) dA = -\frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} pndA + \mathbf{M} \quad (12)$$

ここで、 \mathbf{M} はサブチャンネル間の分子拡散と乱流拡散による運動量交換項を表し、「(2)乱流モデル

(速度分布)」を用いて計算する。

式(2)の右辺第3項は固体壁が流体に及ぼす力を表している。流体が固体壁に及ぼす力は、これに負号を付けて、次の式で表される。

$$\mathbf{F}_{DR} = - \int_{A_{fs}} (-pn + [\bar{\tau} \cdot \mathbf{n}]) dA \quad (13)$$

ここで、 A_{fs} は、コントロールボリューム内の固体壁の表面積であり、燃料要素及びラップ管の表面積とワイヤスペーサの表面積の和 ($A_R + A_W$) として表され、式(13)は次のように書くことができる。

$$\mathbf{F}_{DR} = - \int_{A_R} (-pn + [\bar{\tau} \cdot \mathbf{n}]) dA - \int_{A_W} (-pn + [\bar{\tau} \cdot \mathbf{n}]) dA = \mathbf{F}_R + \mathbf{F}_W \quad (14)$$

ここで、 \mathbf{F}_R は流体が燃料要素及びラップ管に及ぼす力であり、 \mathbf{F}_W は流体がワイヤスペーサに及ぼす力である。

- A_{ff} : 流体-流体間の面積[m²]
- A_{fs} : コントロールボリューム内の固体壁の表面積[m²] ($A_{fs} = A_R + A_W$)
- A_R : 燃料要素及びラップ管の表面積[m²]
- A_W : ワイヤスペーサの表面積[m²]
- \mathbf{F}_{DR} : 流体が固体壁に及ぼす力
- \mathbf{F}_R : 流体が燃料要素及びラップ管に及ぼす力
- \mathbf{F}_W : 流体がワイヤスペーサに及ぼす力
- \mathbf{M} : 運動量交換項
- \mathbf{n} : 単位法線ベクトル[-]
- p : 圧力[Pa]
- V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]
- $\bar{\tau}$: せん断応力テンソル[Pa]

(1) 圧力損失モデル

冷却材が、燃料集合体内の燃料要素やラップ管、ワイヤスペーサから受ける局所的な摩擦及び抗力を、分布抵抗モデル (DRM)^[3]を用いて各コントロールボリュームで計算する。以下に示すように、軸方向及び水平方向の流速や幾何形状パラメータ等の関数として計算され、式(2)の冷却材の運動量保存式の中で外力として取り扱われる。

$$\mathbf{F}_R = F_R^A \cdot \mathbf{n}_A + F_R^L \cdot \mathbf{n}_L \quad (15)$$

$$\mathbf{F}_W = F_W^T \cdot \mathbf{n}_T + F_W^N \cdot \mathbf{n}_N \quad (16)$$

$$F_R^A = \frac{f_A}{8} A_w \rho v^2 \cos \theta \quad (17a)$$

$$F_R^L = \frac{f_L}{8} A_w \rho |u|u \quad (17b)$$

$$F_W^T = \frac{f_L}{8} (A'_w - A_w) \rho v^2 \cos(\varphi - \theta) \quad (18a)$$

$$F_W^N = \frac{1}{2} C D_w \frac{\Delta z}{\cos \varphi} \rho |v_N| v_N \quad (18b)$$

$$C = 1.3 \left(\frac{A_g}{A_{mg}} \right) \left(1 + \frac{10}{Re^{\frac{2}{3}}} \right) \quad (19)$$

- A_g : 燃料要素間のギャップ幅 [m]
 A_{mg} : ワイヤスペーサの平均位置における最小ギャップ幅 [m]
 A_w : ワイヤスペーサを考慮しない濡れ面積 [m²]
 A'_w : ワイヤスペーサを考慮する濡れ面積 [m²]
 C : 抵抗係数 [-]
 D_w : ワイヤスペーサ径 [m]
 f_A : 軸方向の摩擦係数 [-]
 f_L : 水平方向の摩擦係数 [-]
 F_R^A : 燃料要素及びラップ管による軸方向の摩擦力
 F_R^L : 燃料要素及びラップ管による水平方向の摩擦力
 F_W^T : ワイヤスペーサによる接線方向の摩擦力
 F_W^N : ワイヤスペーサによる法線方向の抗力
 u : 水平方向流速 [m/s]
 v : 流速 [m/s] ($v^2 = w^2 + u^2$)
 v_N : 法線方向流速 [m/s] ($v_N = w \sin \varphi - u \cos \varphi$)
 w : 軸方向流速 [m/s]
 Δz : 軸方向メッシュ長さ [m]
 θ : 速度ベクトル V と燃料要素中心軸のなす角度 [rad]
 ρ : 冷却材密度 [kg/m³]
 φ : 燃料要素中心軸とワイヤスペーサ中心軸のなす角度 [rad]

(2) 乱流モデル (速度分布)

式(12)に示したサブチャンネル間における分子拡散と乱流拡散による運動量交換項 \mathbf{M} は、以下の離散化式によって計算される。

$$\mathbf{M} = \frac{1}{\Delta V_{Ti}} \sum_k A_{ik} \rho_i \varepsilon_{ik}^M \frac{w_k - w_i}{x_{ik}} \quad (20)$$

ここで、運動量の乱流渦拡散係数は、以下の Aoki の相関式^[8]により、式(11)で示したエネルギーの乱流渦拡散係数との比から計算する。

$$\varepsilon_{ik}^M = \frac{\varepsilon_{ik}^H}{\bar{\psi}} \quad (21)$$

$$\bar{\psi} = 0.014Re^{0.45}Pr^{0.2}\{1 - \exp(-71.8Re^{-0.45}Pr^{-0.2})\} \quad (22)$$

A_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セル間の流路断面積[m²]

\mathbf{M} : 運動量交換項

Pr : プラントル数[-]

Re : レイノルズ数[-]

V_T : コントロールボリュームの全体積[m³]

w : 軸方向流速[m/s]

x_{ik} : ある径方向断面における注目セルとその隣接セルのセル中心間距離[m]

ε_{ik}^H : エネルギーの乱流渦拡散係数[m²/s]

ε_{ik}^M : 運動量の乱流渦拡散係数[m²/s]

ρ : 密度[kg/m³]

$\bar{\psi}$: エネルギーと運動量の乱流渦拡散係数の比[-]

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

重要現象に関する評価マトリックスを第 4.1 表に示す。妥当性確認においては、第 4.1 表に示す各試験に対してASFREによる試験解析を実施し、解析結果を試験データと比較し、妥当性を確認した。

第 4.1 表 ASFREにおける重要現象の評価マトリックス

分類	重要現象	必要な解析モデル	「常陽」燃料集合体試験 (水試験)	「もんじゅ」燃料集合体試験 (水試験)	PLANDTL-37 試験 (ナトリウム試験)
被覆管	被覆管温度変化	熱伝導モデル (*)	-	-	-
		熱伝達モデル	-	-	○
燃料集合体内 冷却材	冷却材温度変化	熱伝達モデル	-	-	○
		乱流モデル	-	-	○
	速度分布	圧力損失モデル	○	○	○
		乱流モデル	○	○	○

(*) 被覆管内の熱伝導モデルは個別に検証済み^[9]。

4.2 妥当性確認

(1) 「常陽」燃料集合体試験解析^{[1], [9]}

「常陽」燃料集合体試験は、高流量時の燃料集合体の圧力損失に関する流動特性の確認を目的に、「常陽」の試作模擬燃料集合体を用いて実施された水流動試験である。

「常陽」燃料集合体試験解析の軸方向圧力分布を試験測定値と比較することにより、速度分布に係る圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性を確認する。

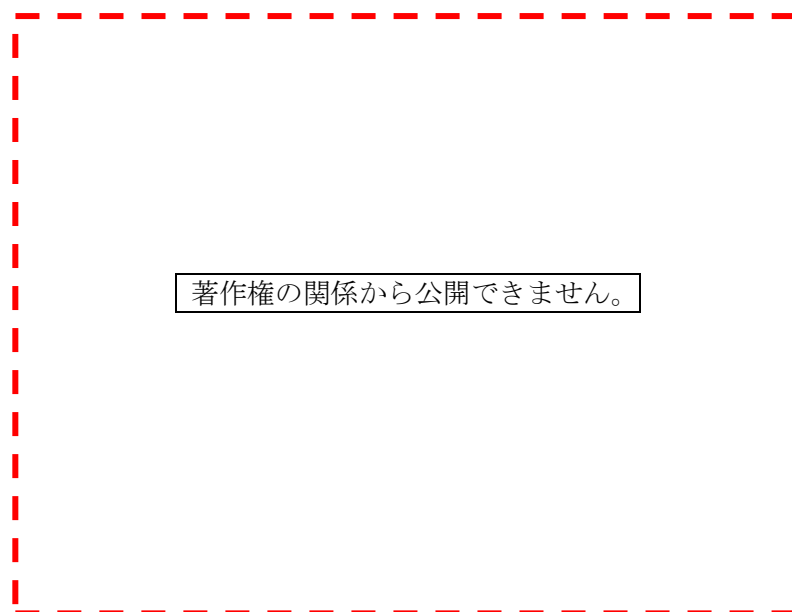
a) 試験結果と解析結果

解析結果と試験値の軸方向圧力損失を比較することでASFREの圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性確認を行った。軸方向圧力損失に関しては、燃料要素バンドル区間の出入口の圧力差（圧力損失）を比較した。

第 4.1 図に試験と解析によって得られた軸方向圧力損失から算出した圧力損失係数 λ を示す。ASFRE解析結果と試験結果は良く一致している。

b) 不確かさ評価

解析結果の軸方向圧力損失は試験結果と良く一致しており、不確かさは小さい。



(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.4 (2017))

第 4.1 図 「常陽」燃料集合体試験の燃料要素バンドル部軸方向圧力損失 (λ)

(2) 「もんじゅ」燃料集合体試験解析^{[1],[9]}

「もんじゅ」燃料集合体試験は、定格運転時の高流量から燃料交換時や自然循環時の低流量までの広い流量領域の燃料集合体の圧力損失に関する流動特性の確認を目的に、「もんじゅ」の試作模擬燃料集合体を用いて実施された水流動試験である。

「もんじゅ」燃料集合体試験解析の軸方向圧力分布を試験測定値と比較することにより、速度分布に係る圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性を確認する。

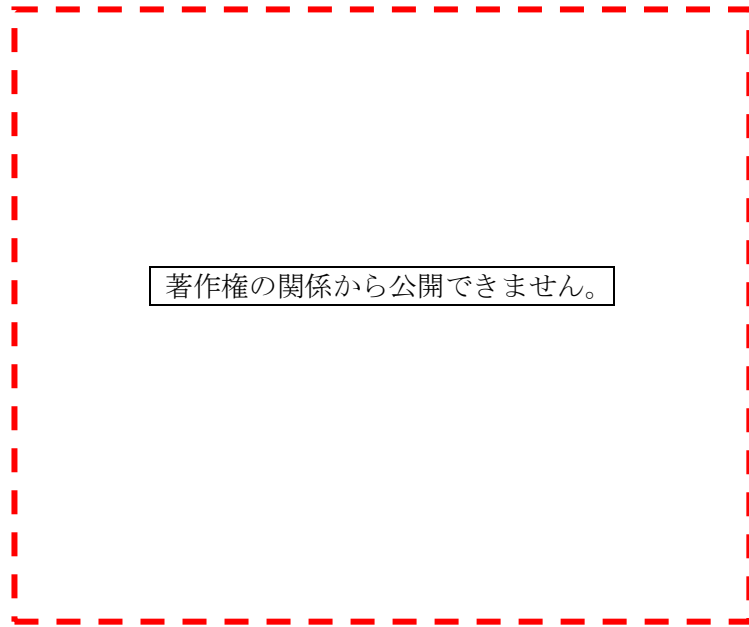
a) 試験結果と解析結果

解析結果と試験値の軸方向圧力損失を比較することでASFREの圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性確認を行った。軸方向圧力損失に関しては、燃料要素バンドル区間の圧力差（圧力損失）を比較した。

第 4.2 図に試験と解析によって得られた軸方向圧力損失から算出した圧力損失係数 λ を示す。ASFREの解析結果と試験結果は良く一致している。

b) 不確かさ評価

解析結果の軸方向圧力損失は試験結果と良く一致しており、不確かさは小さい。



(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.5 (2017))

第 4.2 図 「もんじゅ」燃料集合体試験の燃料要素バンドル部軸方向圧力損失 (λ)

(3) PLANDTL-37 試験解析^{[1], [10]}

PLANDTL-37 試験は、高流量の燃料集合体内熱流動特性を把握することを目的に、模擬燃料集合体を用いて実施されたナトリウム熱流動試験である。第 4.3 図に試験装置の概略を示す。テストセクションは 37 本燃料要素バンドルの模擬燃料集合体 2 体で構成されている。

PLANDTL-37 試験解析の集合体内温度分布を試験測定値と比較することにより、被覆管温度変化に関わる熱伝達モデル、冷却材温度変化に関わる熱伝達モデル及び乱流モデル、並びに速度分布に関わる圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性を確認する。

a) 試験結果と解析結果

解析結果と試験値の水平方向冷却材温度分布（発熱部中央断面、発熱部上端断面）を比較することで A S F R E の熱伝達モデル、圧力損失モデル及び乱流モデルの妥当性確認を行った。第 4.4 図の位置に設置された熱電対で測定された温度と該当する位置のサブチャンネルの温度を比較した。

第 4.5 図及び第 4.6 図に試験と解析によって得られた発熱部中央断面及び発熱部上端断面内の冷却材温度分布をそれぞれ示す。横軸は中心からの径方向距離 r をラッパ管の対角線長さ L_w で規格化して示している。なお、図中縦軸の温度は以下の式を用いて規格化している。「常陽」の定格運転時（レイノルズ数 $Re=$ 約 40,000）及び流路閉塞時（ $Re=$ 約 37,000）と同じく乱流状態（ $Re>14,000$ ）にある集合体流量（ $Re=$ 25,500）において、A S F R E の解析結果と試験結果はよく一致している。

$$T^* = \frac{(T - T_{in})}{\Delta T_e} \quad (23)$$

$$\Delta T_e = \frac{Q}{mc_p} \quad (24)$$

c_p : 定圧比熱[J/(kg・K)]

m : 入口の質量流量[kg/s]

Q : 出力[W]

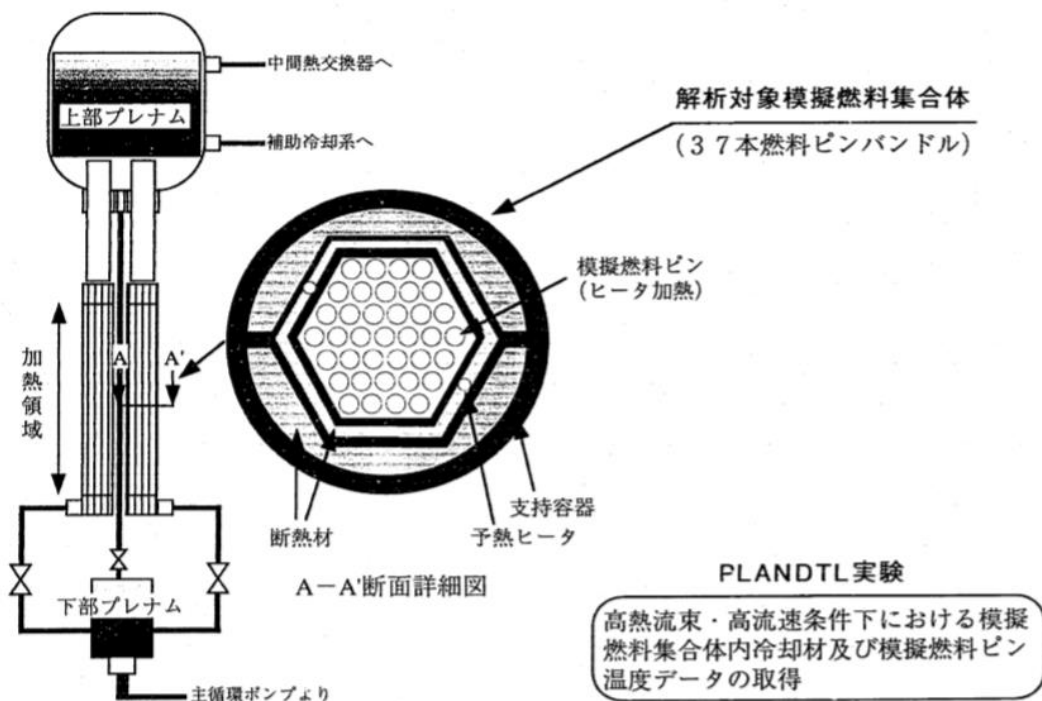
T^* : 規格化温度[-]

T_{in} : 入口温度[K]

ΔT_e : 推定温度上昇[K]

b) 不確かさ評価

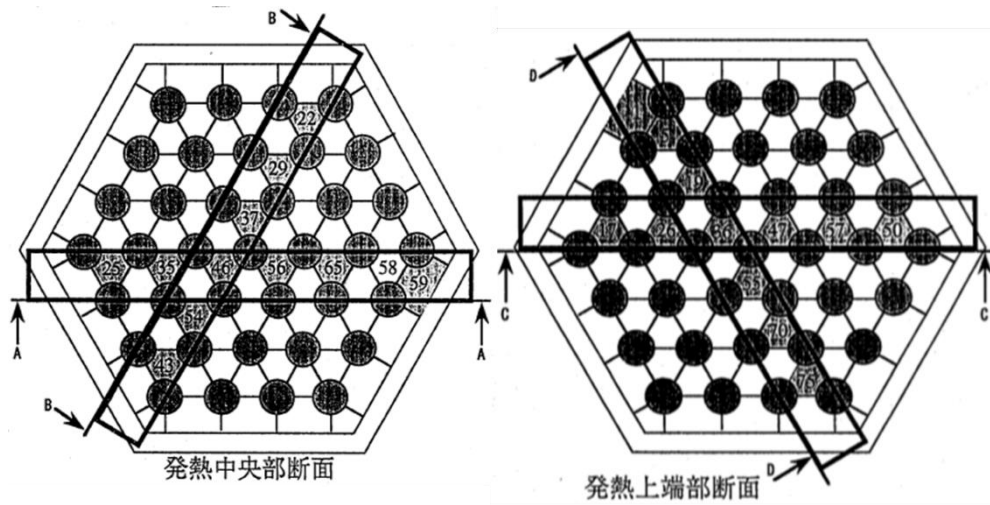
解析結果の冷却材最高温度は試験結果と良く一致しており、不確かさは小さいため、不確かさの影響評価は不要である。また、解析結果の水平方向冷却材温度分布についても試験結果と良く一致しており、不確かさは小さい。



(出典：大高ら，サブチャンネル解析コードASFRE-IIIの検証，

PNC-TN9410 96-212，図2.1 (1996).)

第4.3図 PLANDTL-37 試験装置概略



: 比較を行ったサブチャンネル列
 : 熱電対設置サブチャンネル
 ※ 上に示した断面はサブチャンネル分割図と同じ方向から見たものである

(出典：大高ら，サブチャンネル解析コードASFRE-IIIの検証，
 PNC-TN9410 96-212，図3.1 (1996).)

第4.4図 PLANDTL-37の冷却材温度分布の比較位置

著作権の関係から公開できません。

(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-5, Fig.7 (2017))

第 4.5 図 PLANDTL-37 の発熱部中央断面内の冷却材温度分布 ($Re=25,500$)

著作権の関係から公開できません。

(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.8 (2017))

第 4.6 図 PLANDTL-37 の発熱部上端断面内の冷却材温度分布 ($Re=25,500$)

5. 有効性評価への適用性

第4章の妥当性確認の結果を踏まえ、関連する物理現象について、炉心損傷防止措置の有効性評価への解析モデルの適用性を述べる。

(1) 被覆管温度変化

被覆管内の『熱伝導モデル』は個別に検証済みである。PLANDTL-37 試験解析により、『熱伝達モデル』の妥当性が確認されている。試験装置は「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なるものの、燃料要素と冷却材間で生じる現象は同様である。

FP ガスの噴出に係る解析においては、FP ガスが噴出する高さで、閉塞物の一部と隣接する健全流路の一部を FP ガスに置き換えた解析を実施する。保守側の設定として、FP ガスに置き換えた領域は、常に FP ガスが供給されることから噴出する FP ガス温度で一定の静止領域（流動を考慮しない）として扱い、冷却材の通過による冷却が行われない状態とした。FP ガスが衝突する被覆管表面の温度評価は、FP ガスと被覆管表面との間の熱伝達を計算するのみであり、健全状態の燃料集合体の被覆管温度と冷却材との『熱伝達モデル』の取扱いと違いはない。したがって、本解析モデルは、「被覆管温度変化」の評価に対して適用できる。

(2) 冷却材温度変化

PLANDTL-37 試験解析により、『熱伝達モデル』及び『乱流モデル』の妥当性が確認されている。試験装置は「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なるものの、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。したがって、本解析モデルは、「冷却材温度変化」の評価に対して適用できる。

(3) 速度分布

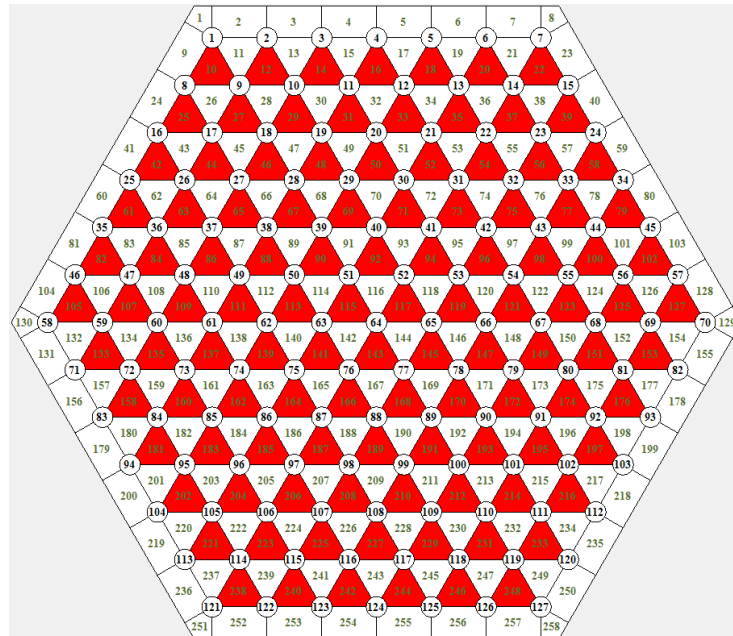
「常陽」燃料集合体試験解析、「もんじゅ」燃料集合体試験解析及び PLANDTL-37 試験解析により、『圧力損失モデル』及び『乱流モデル』の妥当性が確認されている。「もんじゅ」燃料集合体試験及び PLANDTL-37 試験装置は、「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なるものの、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。

A S F R E では、第 5.1 図に示すように千鳥格子状閉塞として、一つおきに閉塞物を設定する。閉塞物に設定したサブチャンネルでは、流路が完全に塞がれ、冷却材が通過することができない。このため、冷却材は、閉塞領域の健全なサブチャンネル内を通過し、サブチャンネル内の熱流動の計算は、閉塞物を設定しない通常の燃料集合体内のサブチャンネルと変わらない取扱いとなる。なお、千鳥格子状閉塞を含む燃料集合体での解析において、燃料集合体内を通過する冷却材の質量流量が各断面で保存されることを確認（流量配分が正しく行われていることを確認）した。

よって、本解析モデルは「速度分布」の評価に対して適用できる。

以上より、LF の評価事故シーケンスである「冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故」の重要現象に関

するASFRE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、ASFREは「冷却材流路閉塞（千鳥格子状）事故」を適切に評価できることを確認した。



第 5.1 図 「常陽」127 本燃料要素バンドル体系での千鳥状閉塞（赤色）の設定

6. 参考文献

- [1] N. Kikuchi et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", *Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science*, Vol. 5, (2017), pp.021001-1 - 021001-12.
- [2] N. E. Todreas and J. and A. Turi, "Interchannel Mixing in Wire Wrapped Liquid Metal Fast Reactor Fuel Assemblies", *Nucl. Tech.*, Vol.13, (1972), pp.36-52.
- [3] H. Ninokata, A. Efthimiadis, and N. E. Todreas, "Distributed resistance modeling of wire-wrapped rod bundles", *Nucl. Engrg. Des.*, Vol.104, (1987), pp.93-102.
- [4] (国研) 日本原子力研究開発機構、第 309 回核燃料施設等の新規制基準適合性に係る審査会合資料 1-1 「第 32 条 (炉心等) に係る説明書 (その 2 : 第 32 条第 4 項) 別紙 3 別添 2.
- [5] A. E. Waltar, D. R. Todd, and P. V. Tsvetkov, eds., "Fast spectrum reactors, Springer Science & Business Media, (2011), pp.257-258.
- [6] R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036 (1973).
- [7] V. I. Subbotin, A. K. Papovyants, P. L. Kirillov, and N. N. Ivanovskii, "A study of heat transfer to molten sodium in tubes", *Soviet Atomic Energy*, Vol.13, (1963), pp.991-994.
- [8] S. Aoki, "Current Liquid-metal Heat Transfer Research in Japan", *Progress in heat and mass transfer*, Vol. 7, Pergamon Press, (1973), pp.569-587.
- [9] 成田ら, サブチャンネル解析コード A S F R E-III の整備-燃料要素伝熱モデルおよび圧力損失モデルの検証解析-, PNC-TN9410 97-104 (1997).
- [10] 大高ら, サブチャンネル解析コード A S F R E-III の検証, PNC-TN9410 96-212 (1996).

第 3 部

S A S 4 A

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、SAS 4 A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

SAS 4 A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プ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。

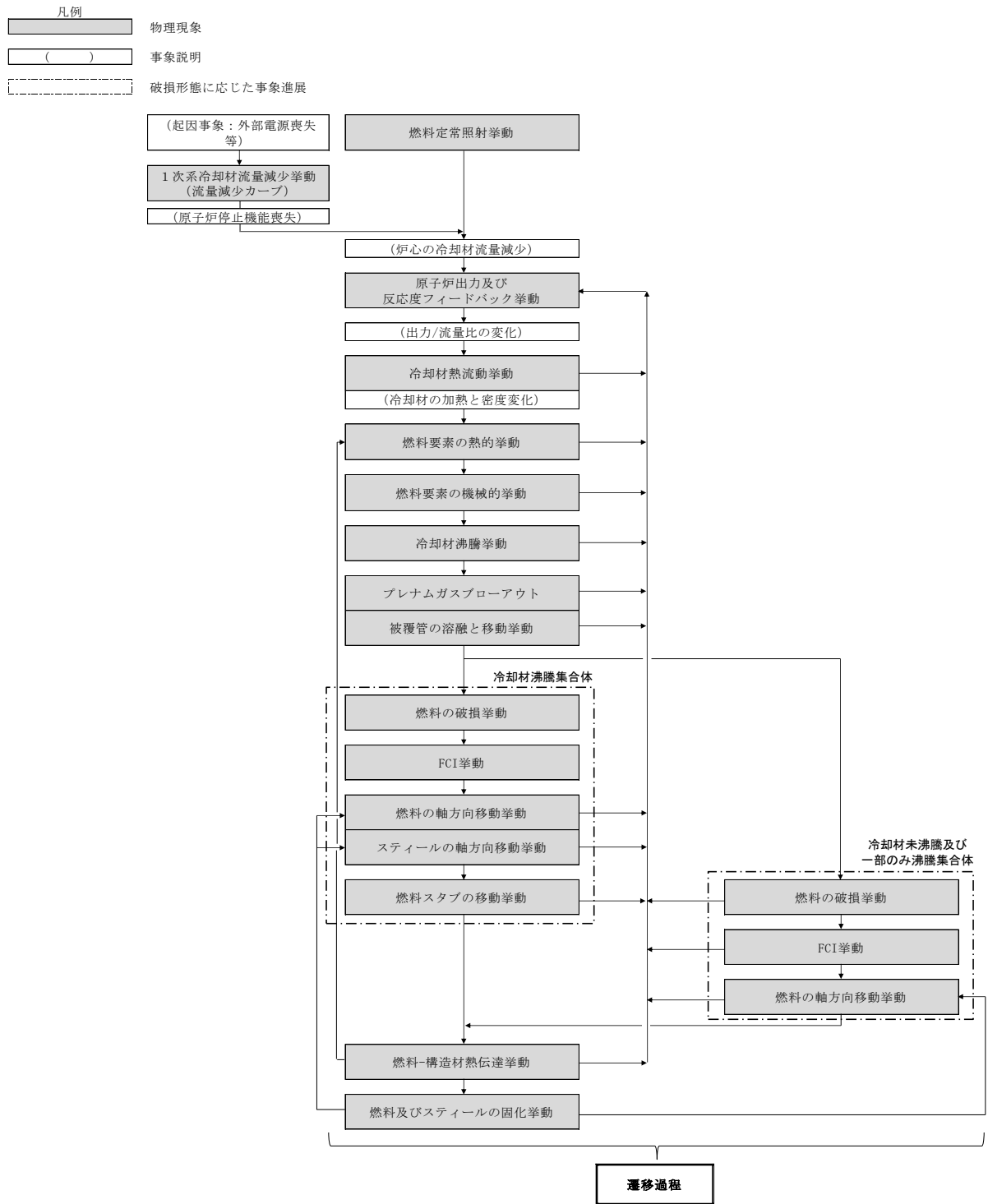
本評価事故シーケンスに対する格納容器破損防止措置の有効性評価においては、事象の進展が複雑となり一つの計算コードのみで解析できないため、事故シーケンス全体をいくつかの過程に分けて解析を行う。格納容器破損防止措置に有効性があることを確認するための評価項目としては、原子炉冷却材バウンダリの健全性や格納容器の健全性の維持が挙げられるが、起因過程ではこれらの評価項目に影響を及ぼすパラメータを評価指標として設定する。起因過程解析においては、反応度変化、即発臨界超過の有無及び放出熱エネルギー（それを代表する指標

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。

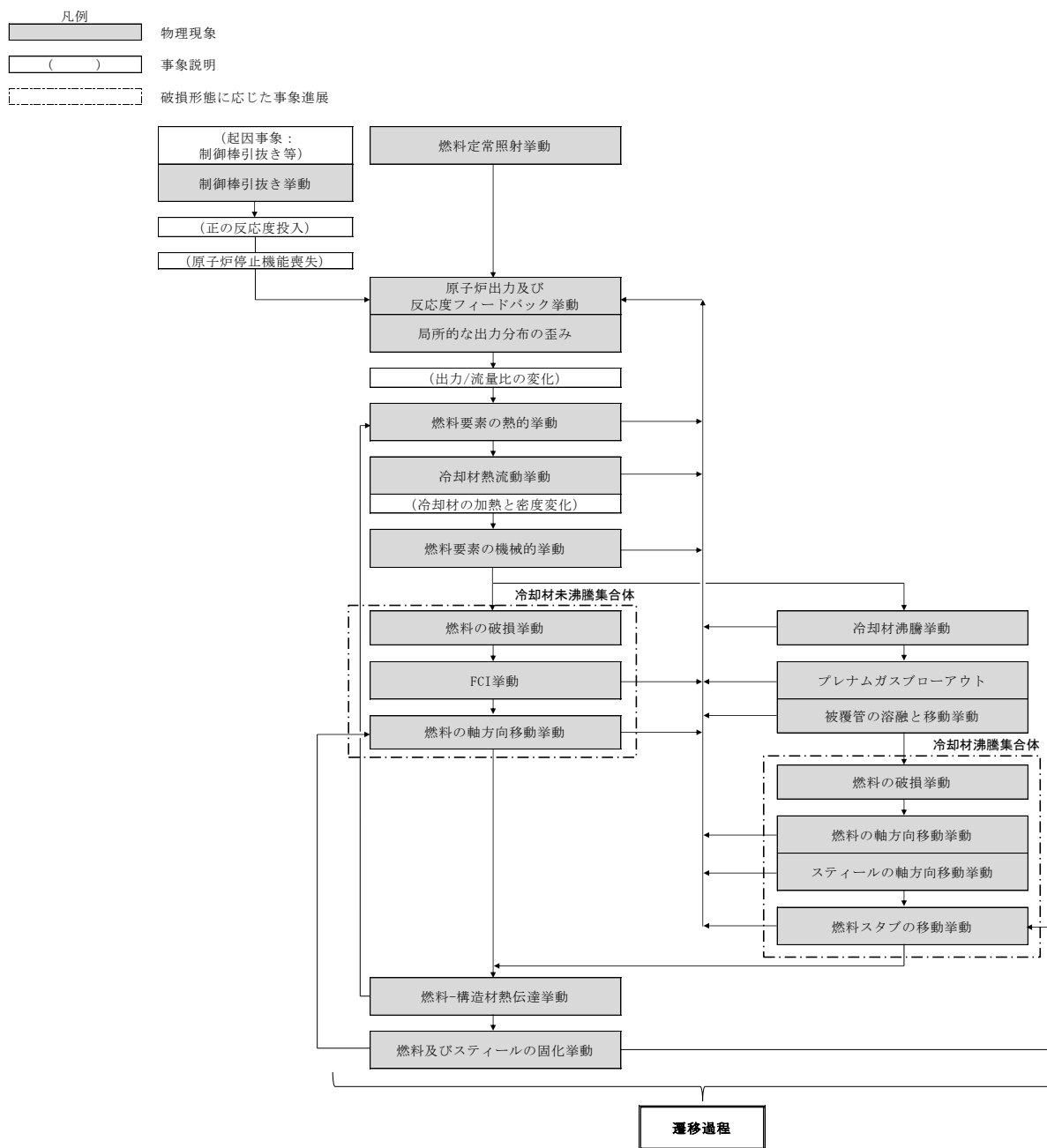
(2) 過出力時原子炉停止機能喪失 (以下「UTOP」という。)

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（スチール）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（スチール）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プ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成分に比べて大きい。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広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成分に比べて大きく、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」）。

「常陽」の 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プ管（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。ラップ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、熔融、破損に至る。ラップ管が熔融、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プ管内で炉心燃料が熔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熔融燃料及び熔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 SAS 4 A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

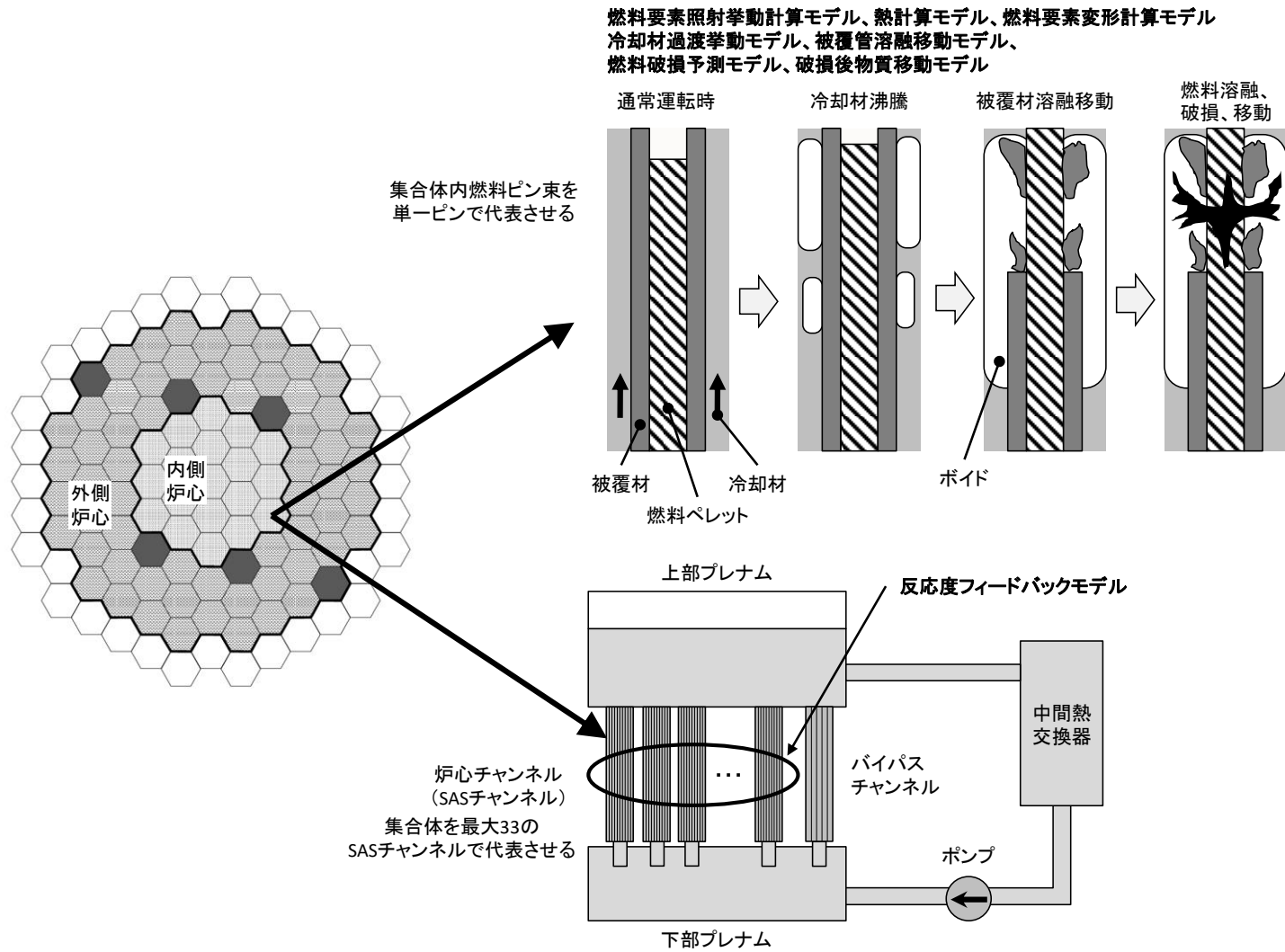
3. 解析モデルについて

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分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、ラップ管は、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、燃料集合体ラップ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、ラップ管の溶融・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 SAS 4 A の概念

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स्पレン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स्पレンナムは、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स्पレン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

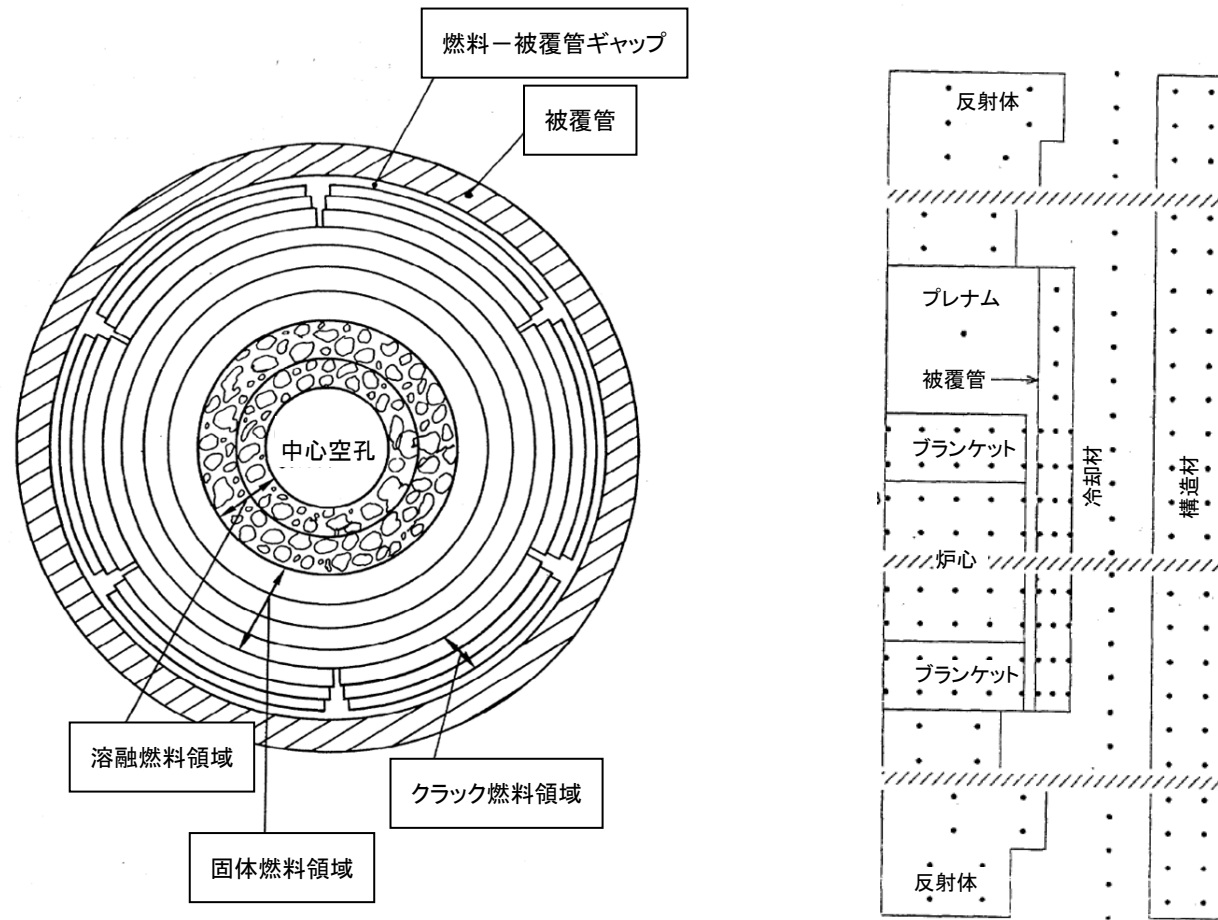
本モデルでは、燃料ペレットと被覆管の熱伝導、燃料-被覆管間ギャップ熱伝達率及び被覆管と冷却材との間の熱伝達を考慮した、径方向1次元の熱伝導方程式を解くことで径方向温度分布を求める。また、冷却材流路での熱輸送に関しては、被覆管と構造材からの熱流束、冷却材の発熱、冷却材の軸方向流れを考慮したエネルギーバランスを解く。これらの方程式における発熱項としては、核分裂及び崩壊熱による燃料の発熱、中性子及びガンマ線による直接加熱を考慮している。

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た熱伝導、固体同士の間熱伝達（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、熔融燃料領域、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 SAS 4 A の燃料要素変形計算モデル [3]

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、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/m³]

A_c : 冷却材流路面積 [m²]

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/s²]

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)

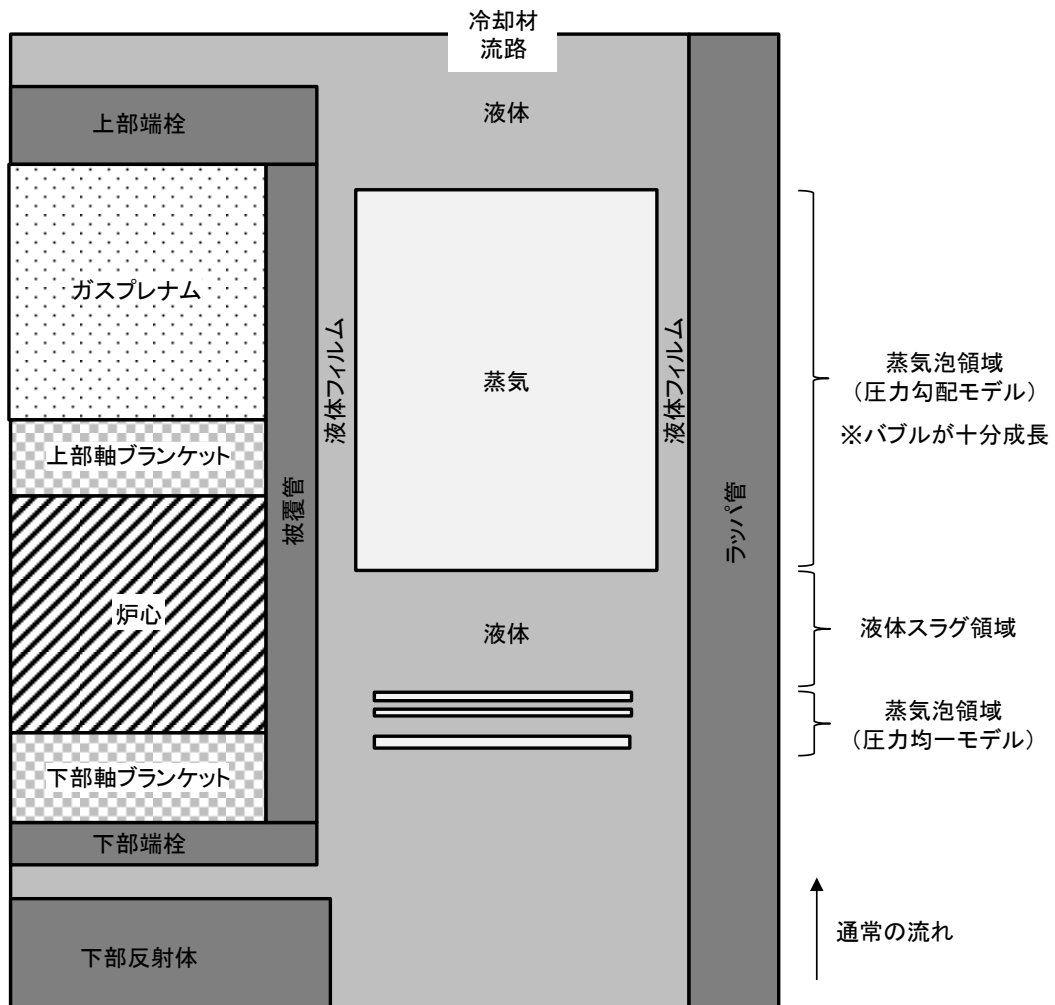
沸騰開始初期の発達段階の蒸気泡では、蒸気泡内を飽和条件とし、温度及び圧力分布が均一であると仮定して蒸気泡内のエネルギーバランスを解く。蒸気泡内のエネルギーバランスは、被覆管や構造材との熱収支と蒸気の温度変化、ナトリウムの蒸発・凝縮で記述でき、各蒸気泡のエネルギー収支の式をガウスの消去法により解くことで各蒸気泡の温度を求める。蒸気泡内は、飽和条件とし、算出された温度より蒸気泡内の圧力を求める。

(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 SAS 4 A 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/m³]

A_c : 溶融スティールの流路中の面積 [m²]

A_v : ナトリウム蒸気の流路中の面積 [m²]

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/m²]

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/m³]

F_v : ナトリウム蒸気と溶融スティール間の摩擦力 [N/m³]

P : 圧力 [Pa]

g : 重力加速度 [m/s²]

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。

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

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

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

- ρ : 密度 [kg/m³]
- A : 各物質の流路中の面積 [m²]
- 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/m²/K]
- ΔT : 物質 j との温度差 [K]
- Γ^l : 各種物質との運動量交換 [kg/s²]
- P : 圧力 [Pa]
- g : 重力加速度 [m/s²]
- 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＋溶融スチール、固体燃料＋固体スチール、ナトリウム蒸気＋液体ナトリウム＋燃料蒸気＋スチール蒸気）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。

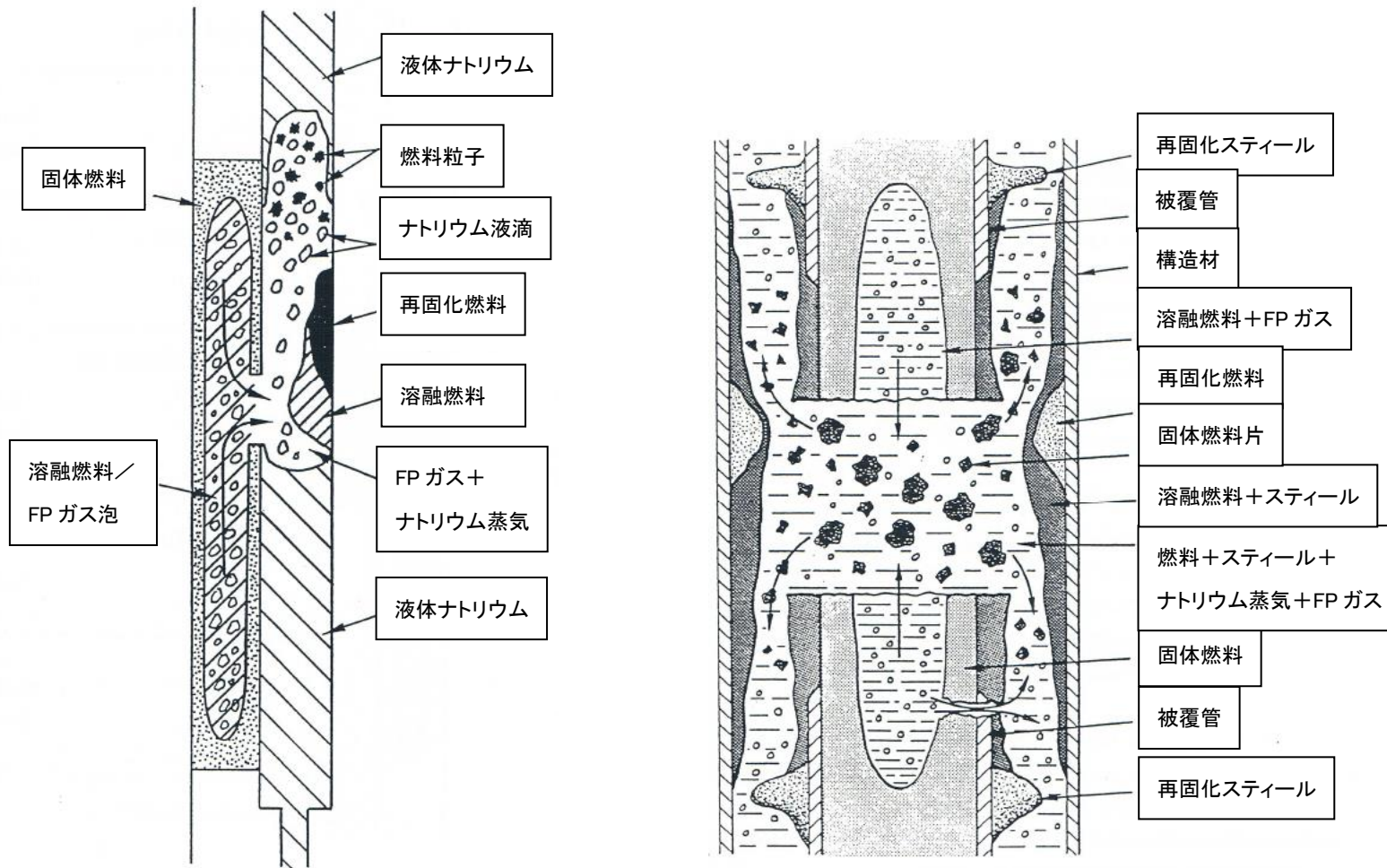
エネルギーに関しては、溶融燃料、溶融スチール、燃料チャンク、スチールチャンク、過熱蒸気、ナトリウムと FP ガス、二相流のナトリウムと FP ガス、燃料蒸気、スチール蒸気の 8 個の方程式により記述され、相互の伝熱に加えて健全な被覆管及び構造材との伝熱も考慮する。また、燃料崩壊は、燃料が崩れた状態を模擬しているため、燃料要素破損とは異なり冷却材流路中に移行した物質の初期運動量はゼロとして扱う。

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、スチール蒸気に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。

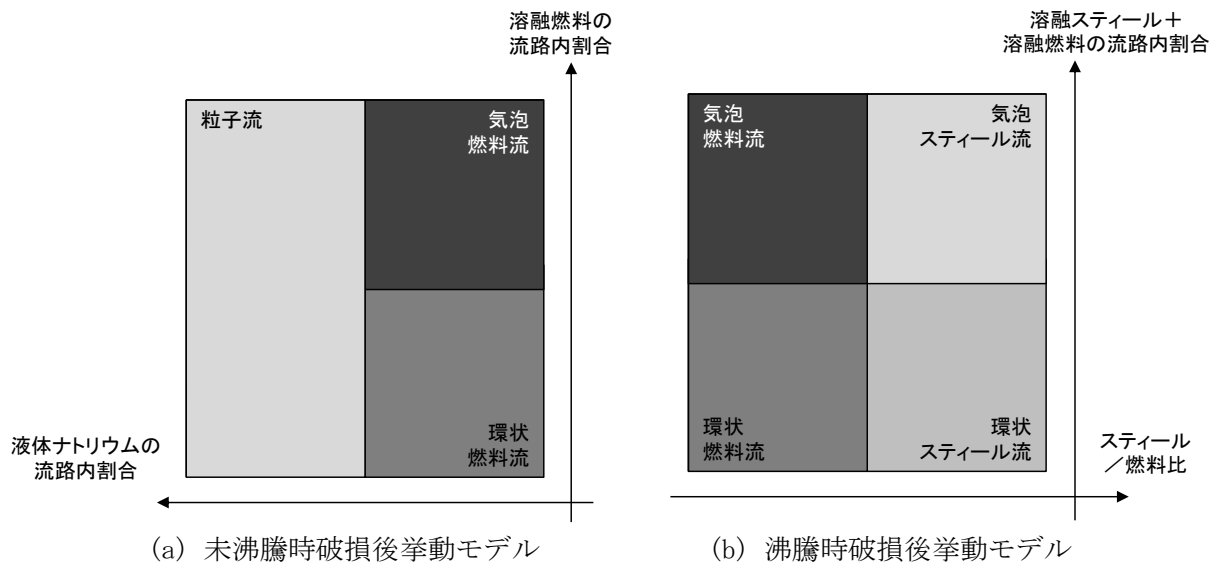
(3) 流動様式マップ

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チ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＋溶融スチール、固体燃料＋固体スチール、ナトリウム蒸気＋液体ナトリウム＋燃料蒸気＋スチール蒸気）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チールが支配的な流れの違い（燃料流とスチール流）を扱うために、4 つの流動様式（気泡燃料流、環状燃料流、気泡スチール流、環状スチール流）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]



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) 反応度変化

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。燃料要素の軸伸び反応度も軸方向熱膨張による燃料の密度変化から計算される。

(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、炉心物質の密度・温度と反応度ワースマップより算出さ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

SAS 4 Aは、SAS 3 D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SAS 4 Aの評価マトリクスを第4.1表に示す。第4.1表は、SAS 4 A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 SAS 4 A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

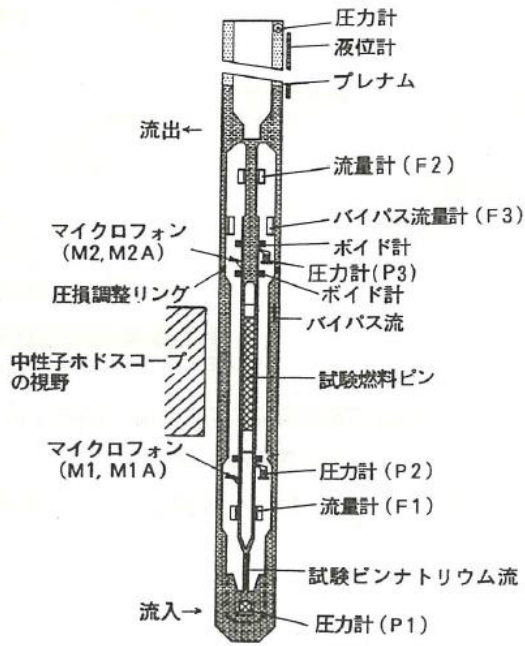
CABRI 炉は、強制循環冷却による短時間の定常出力運転が可能なスイミングプール型の軽水冷却熱中性子パルス炉であり、炉心中央の試験孔に試験体を封入したナトリウムループを設置し、試験燃料に過渡出力変化を与え、併せてループ側のナトリウム流量の過渡変化を制御することにより、多様な事故条件の模擬を行うことができる（第 4.1 図参照）。試験体内では、燃料冷却部の上流と下流側での流量、圧力、ボイド計及び流路に沿って設置された多数の熱電対による詳細な熱流動測定、マイクロフォンによる音響測定（沸騰気泡及び燃料の破損信号）、燃料要素頂部に設置した変位計による燃料ピン長の測定が行われている。また、試験体の外側には、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させた 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。

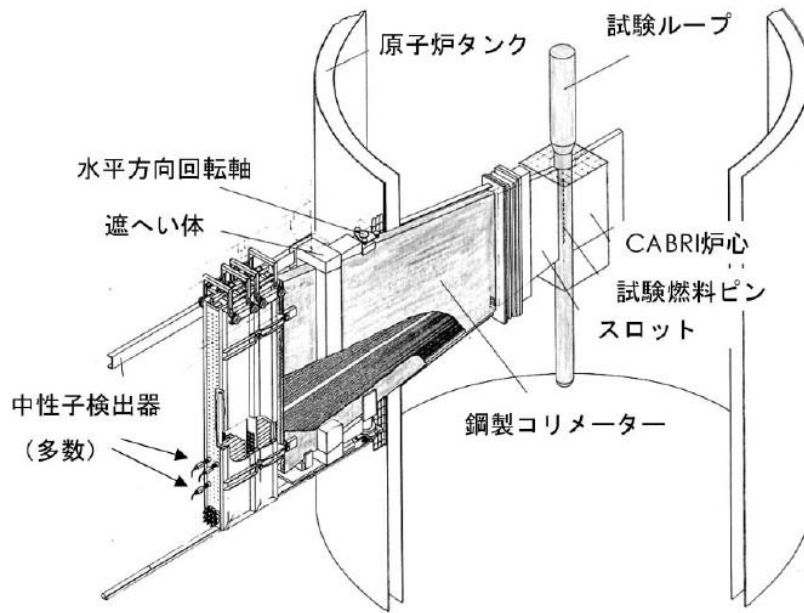
CABRI 炉内試験の解析により過渡時の燃料要素の熱的及び機械的な挙動、冷却材の沸騰挙動、被覆管の溶融と移動挙動、燃料の破損に伴う FCI 挙動、燃料の破損に伴う燃料の軸方向移動挙動について S A S 4 A の各モデルの妥当性確認を行う。

S A S 4 A 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、S A S 4 A 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、炉心物質の分布と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、各反応度成分に関しては炉心物質挙動を扱うそれぞれのモデルにより導出されるものであるため、S A S 4 A 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。

S A S 4 A 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、S A S 4 A 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。

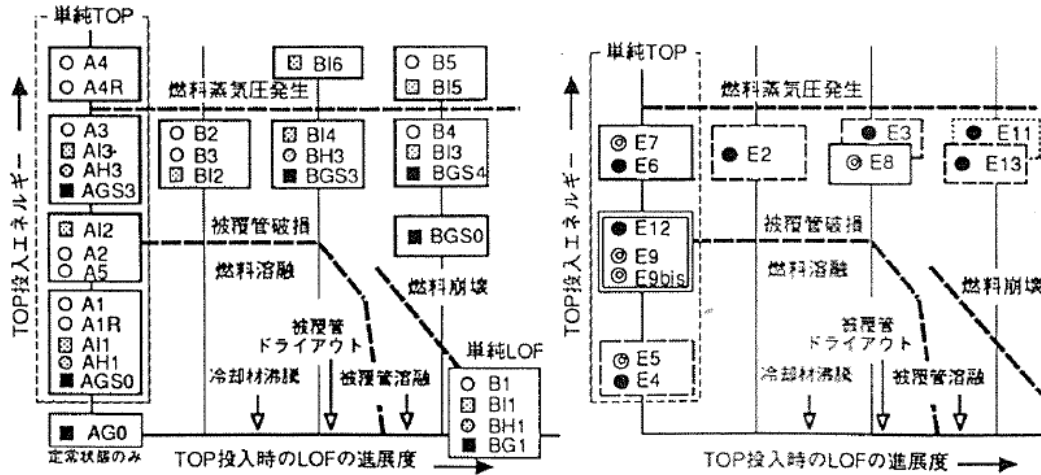


第 4.1 図 CABRI 試験体計装及びナトリウムループの概念 [6]



第 4.2 図 中性子ホドスコープの概要 [7]

使用燃料	CABRI-I ○: 未照射燃料 □: CABRI Rig1 ■: CABRI Rig2 ○: CABRI Rig3	CABRI-II ◎: Ophelie-6 ●: Vigen-4		
過出力条件	高過出力条件 (10~100kJ/g·s)	中過出力条件 (1~5kJ/g·s)	ダブルピーク 中過出力条件	ランプ状出力上昇: 数% P _o /s (10 ⁻³ ~10 ⁻² kJ/g·s)



(a) CABRI-I

(b) CABRI-II

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 SAS 4 A 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]。

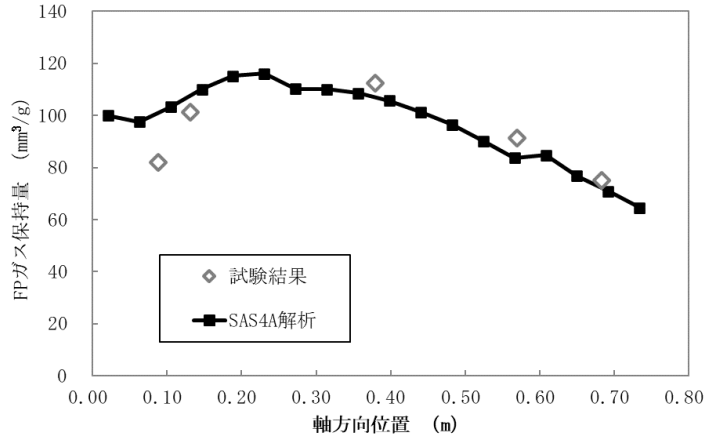
(1) Phénix 炉における燃料要素の照射試験

a) 試験結果と解析結果

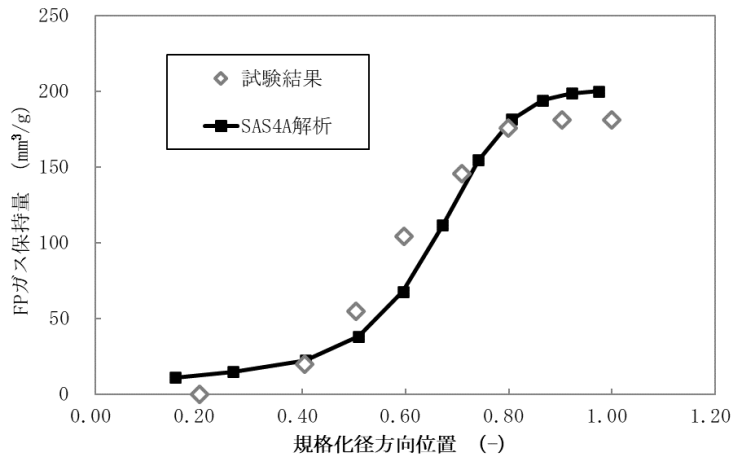
燃料定常照射挙動に係る妥当性確認には、RIG1 ピン照射試験を用いた。RIG1 ピン [12] は、仏の Phénix 炉で 8,200MWd/t (約 1at%) まで照射された燃料要素で、CABRI-I 計画における AI 試験群及び BI 試験群に用いられている。照射試験後の FP ガスの生成量、放出量、保持量の総量及び FP ガス保持量の軸方向及び径方向分布は試験結果と同等の解析結果が得られており、各種総量は、数%の差、FP ガス保持量の分布では、一部で 30%程度の差がある場所もあるが、おおむね 10%未満の差となっている (第 4.4 図及び第 4.5 図参照)。また、燃料の幾何形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

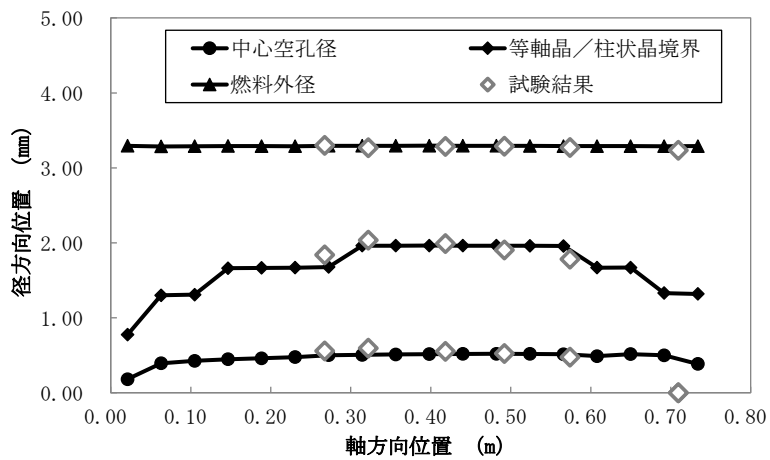
燃料要素内の燃料組成分布、燃料の幾何形状 (内径及び外径) は、燃料要素の温度条件に大きく依存するが、これらの解析結果が試験結果と良く一致していることから、定常照射時の熱的な挙動に関しては、適切な計算ができていると考えられる。一方、FP ガス挙動に関しては、FP ガス生成量、FP ガス放出率の総量は試験結果と良く一致しているが、FP ガス保持量の分布は一部の領域で差が大きくなっている。したがって、FP ガスの保持量に関しては、感度解析により不確かさの影響を評価しておくことが望ましい。



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。

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、規格化燃料反応度値を用いてその挙動を比較する。規格化燃料反応度値は、

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値は下がるため、規格化燃料反応度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熔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

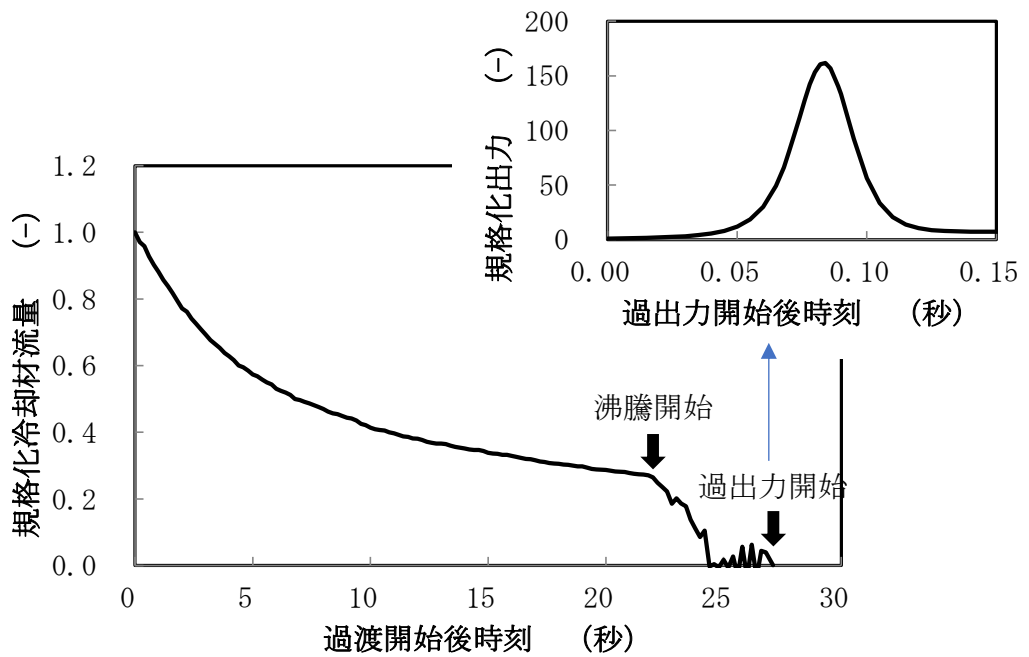
燃料要素の熱的挙動は、冷却材の温度に直接関連するとともに、熱膨張率を介して燃料軸膨張挙動とも関連している。また、燃料の破損挙動には、熔融キャビティの形成によるキャビティ圧も影響するが、この熔融キャビティの形成は、燃料要素の熱的挙動によるものである。加えて、燃料要素の熱的挙動と燃料要素の機械的挙動は、ギャップ熱伝達率等を通じて互いに影響し合っており、燃料要素の機械的挙動も燃料軸膨張挙動や燃料の破損挙動に関連している。上述のとおり、これらの挙動に関する解析結果は試験結果をおおむね再現できていることから、解析では、燃料要素の熱的挙動・機械的挙動、冷却材熱流動・沸騰挙動、燃料の破損挙動を適切に模擬できているといえる。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いえる。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 SAS 4 A による破損位置及び破損時刻の比較 [8]

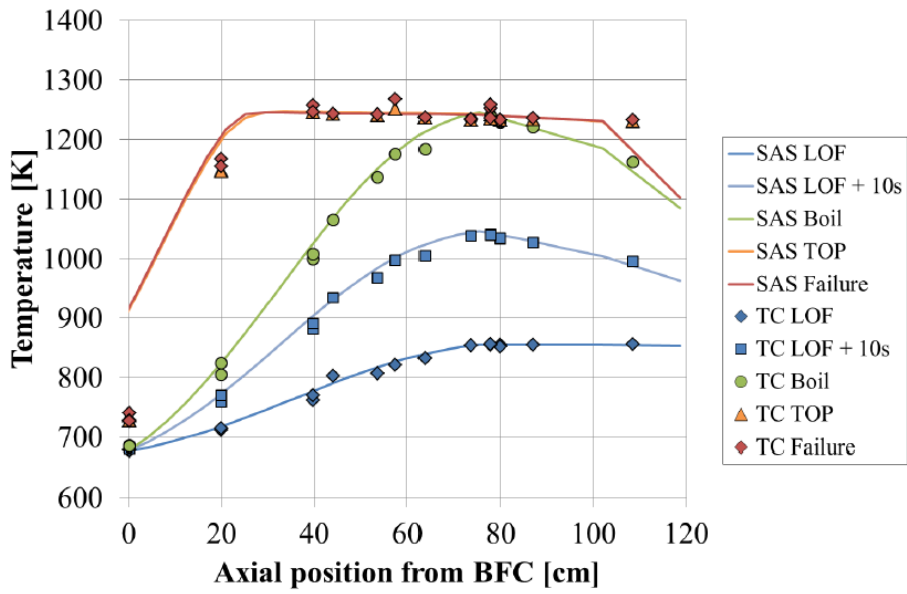
	AI3 試験		BI4 試験	
	試験結果	解析結果	試験結果	解析結果
破損時刻 (ms*)	82	82.13	88	89.2
破損位置 (mmBFC**)	430-470	428.8-472.0	520	514.5-557.6

* 過出力開始時からの時刻 (ms)

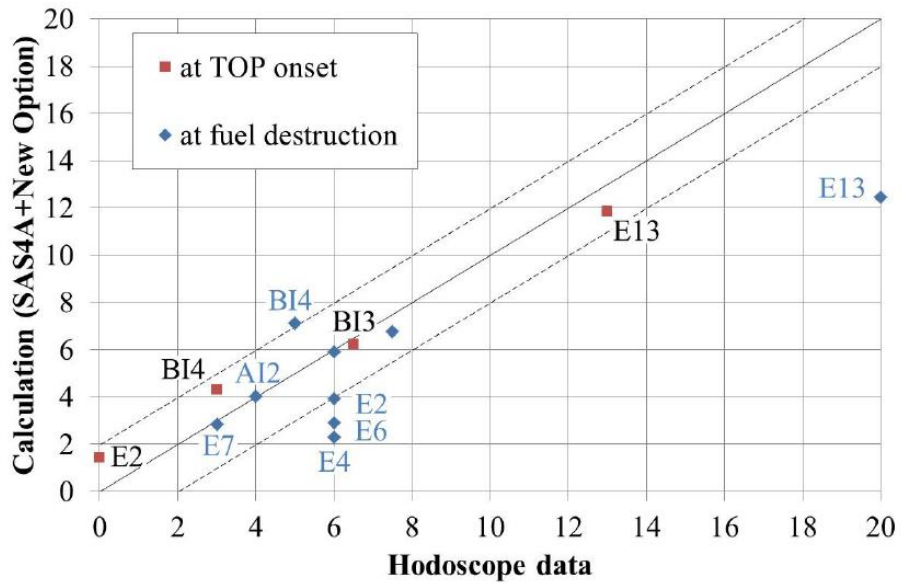
** Bottom of Fissile Column からの距離 (mm)



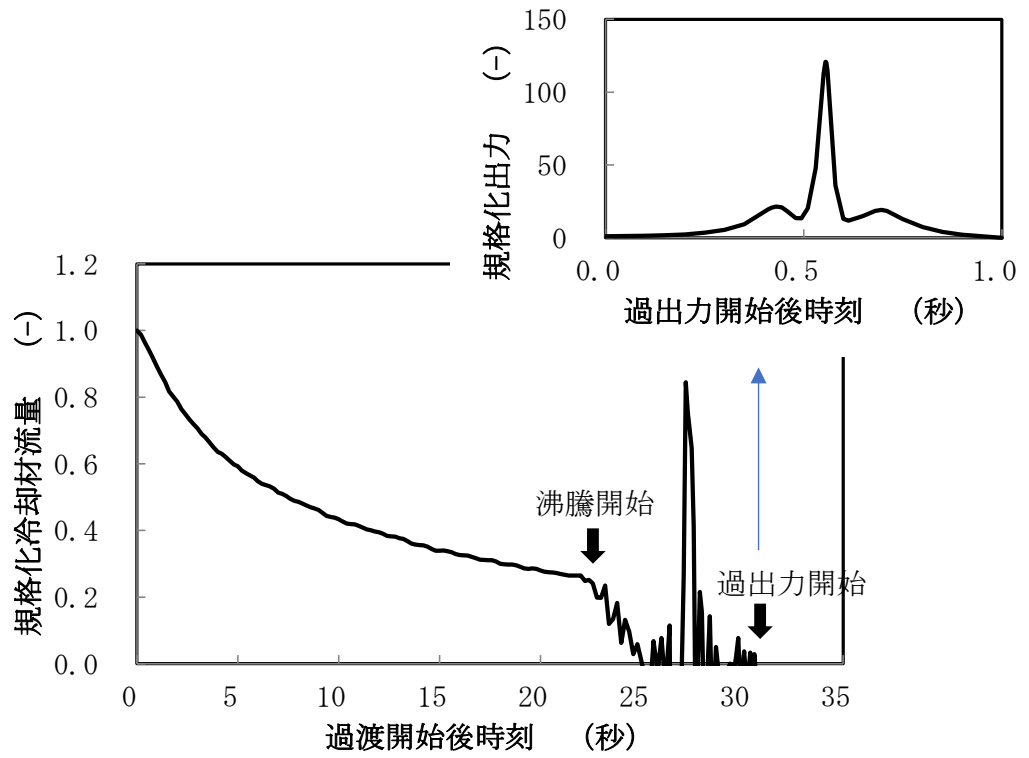
第 4.7 図 BI3 試験の冷却材流量減少挙動と過出力条件



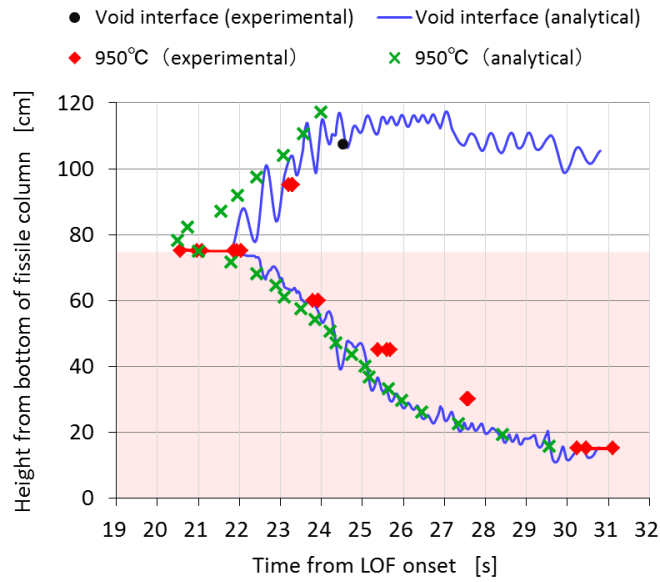
第 4.8 図 SAS 4 A による BI3 試験の冷却材温度軸方向分布の比較 [9]



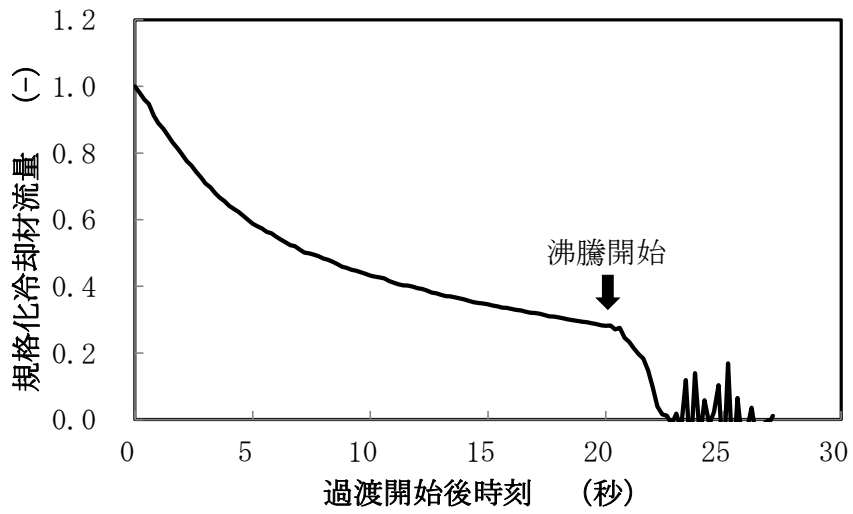
第 4.9 図 SAS 4 A による燃料の軸方向膨張量の比較 [9]



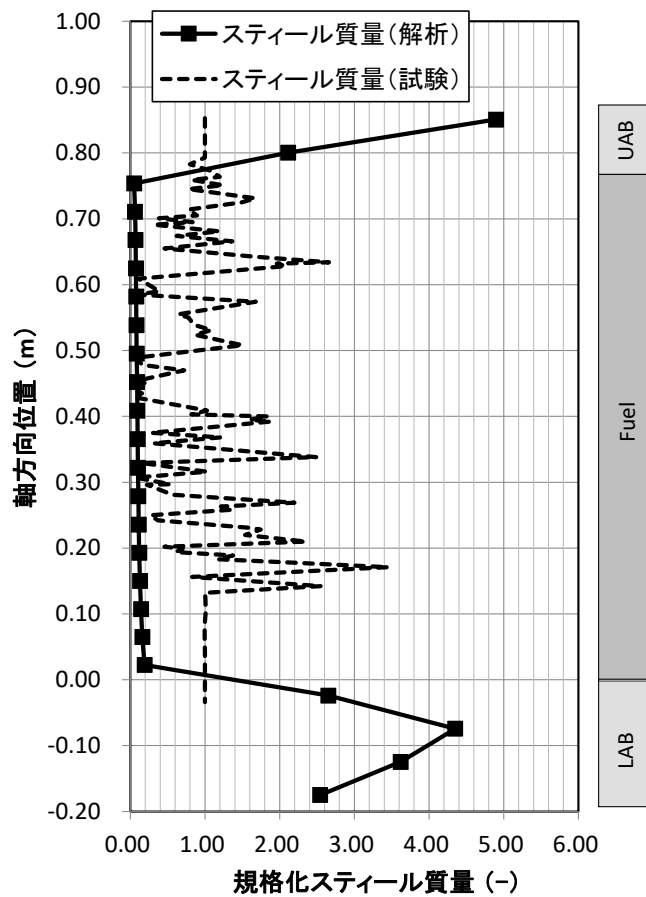
第 4.10 図 EFM1 試験の冷却材流量減少挙動と過出力条件



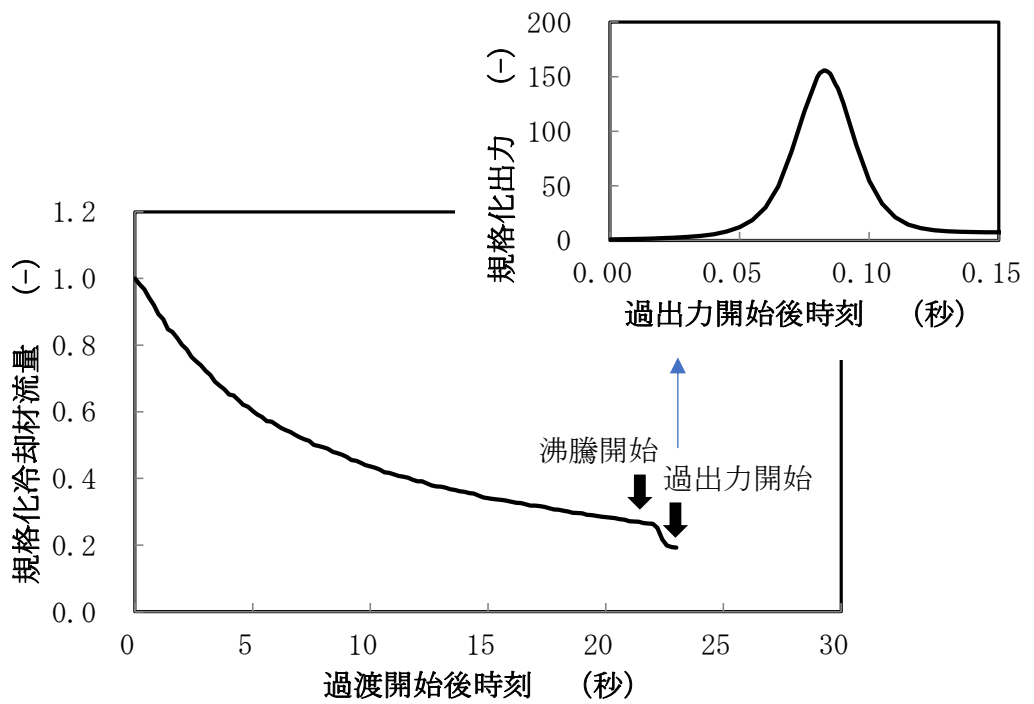
第 4.11 図 SAS4Aによる EFM1 試験の冷却材沸騰拡大挙動の比較^[10]



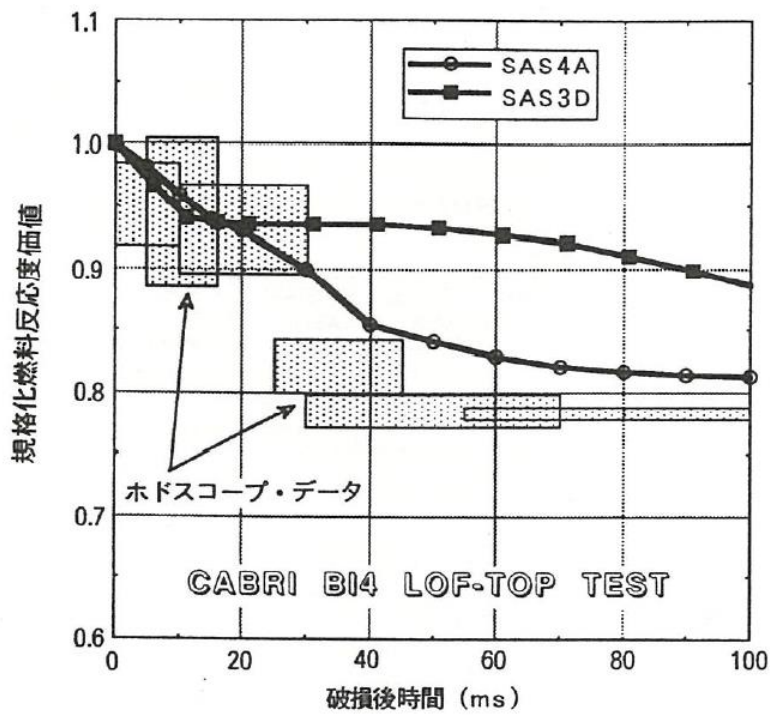
第 4.12 図 BI1 試験の冷却材流量減少挙動



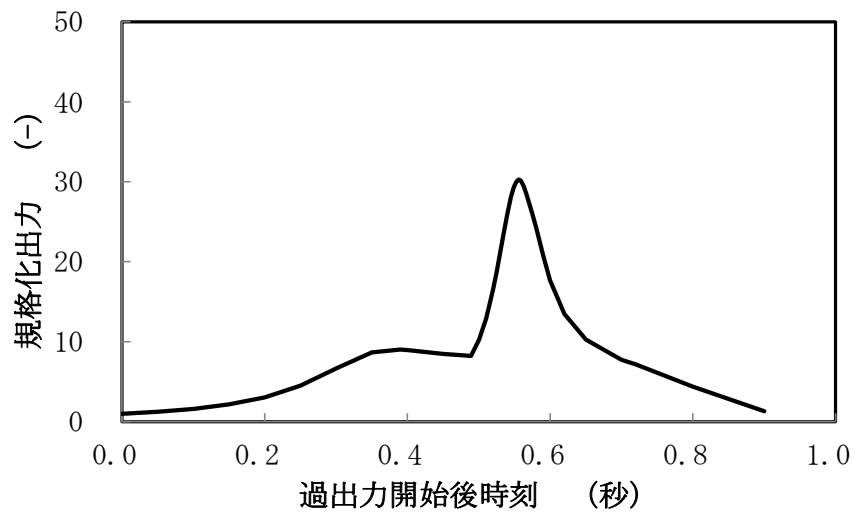
第 4.13 図 SAS 4 Aによる BI1 試験の被覆管の移動挙動の比較



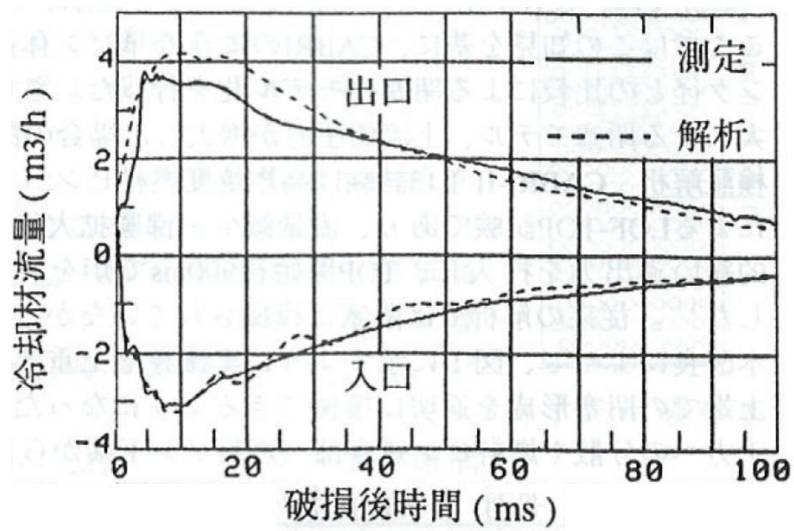
第 4.14 図 BI4 試験の冷却材流量減少挙動と過出力条件



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 SAS 4 A 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、S A S 4 A 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、S A S 4 A 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、S A S 4 A 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、S A S 4 A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広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S A S 4 Aの前身であるS A S 3 D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、S A S 4 A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增加する方向に、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。

したがって、S A S 4 Aの被覆管の溶融と移動挙動に関するモデルは保守的に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 Company, 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

S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I

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、S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I 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

S I M M E R - I V^[1]及び S I M M E R - I I I^[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・ラップ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。

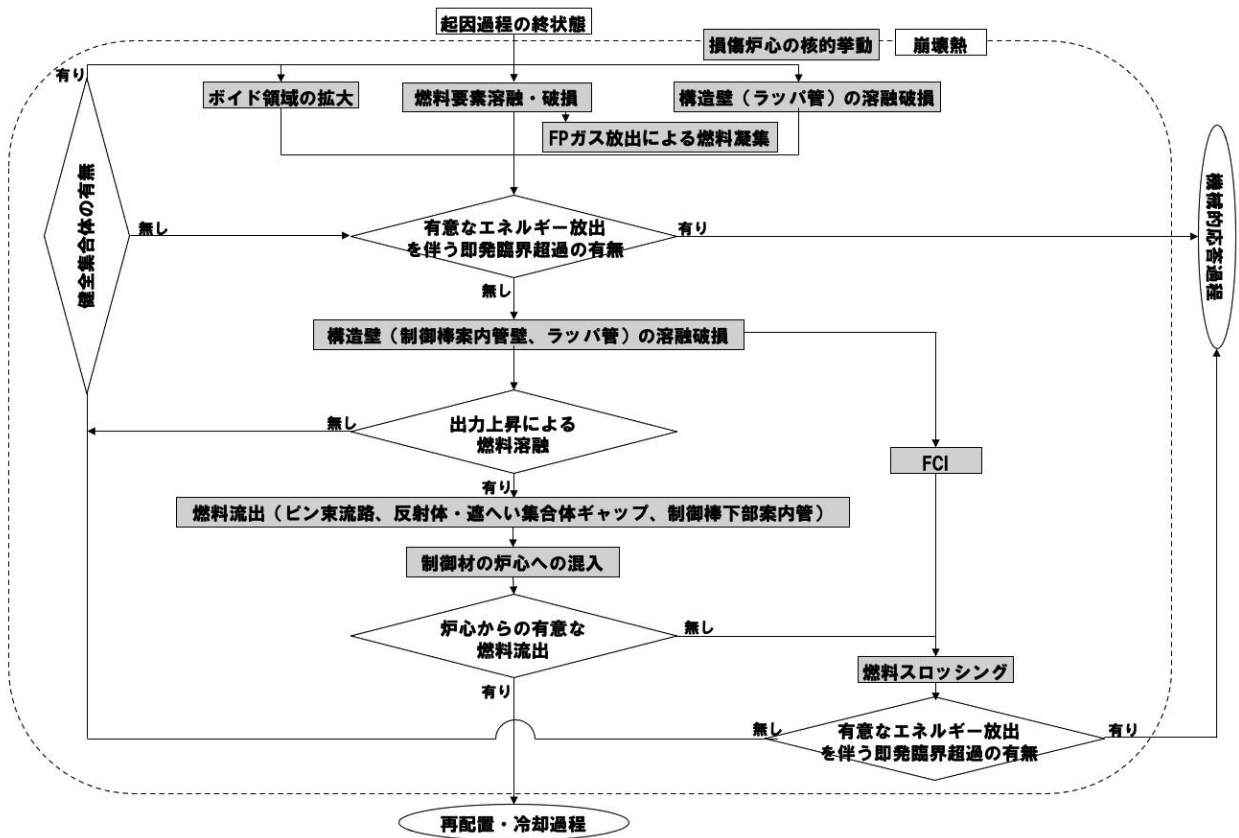
大規模な燃料凝集による正の反応度挿入が卓越する場合には、即発臨界超過に至り、いわゆる出力逸走によって急激に熱的エネルギーが放出される可能性がある。ごく短時間の出力逸走の結果、炉心燃料は、ほぼ断熱的に加熱されるため、放出される熱エネルギーの大きさは結果として炉心全体での燃料温度の上昇ととらえることができる。すなわち、即発臨界超過による熱エネルギー放出の大きさを代表するとともに、有効性評価の評価項目に関わる重要なパラメータであり、後続の機械的応答過程で解析する機械的エネルギー発生のパテンシャルを表す評価指標として「炉心平均燃料温度」を用いることが適切である。なお、即発臨界超過に至る正の反応度挿入を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チールへの熱移行が発生する（燃料からスチールへの熱移行）。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、熔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「炉心平均燃料温度」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、炉心平均燃料温度への影響度は、中程度である（「M」）。炉心からの燃料流出量への影響は小さい（「L」）。

(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、熔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熔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、本物理現象による炉心平均燃料温度への影響度は大きい（「H」）が、炉心からの燃料流出量への影響は小さい（「L」）。

(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、燃料が熔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、熔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熔融状態であり、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熔融・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、炉心平均燃料温度に大きく影響する（「H」）が、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) 燃料要素の熔融・破損	L	L
(4) FP ガス放出	L	L
(5) 構造壁の熔融・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) 燃料からスチールへの熱移行

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チ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チ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) 燃料からスチールへの熱移行	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

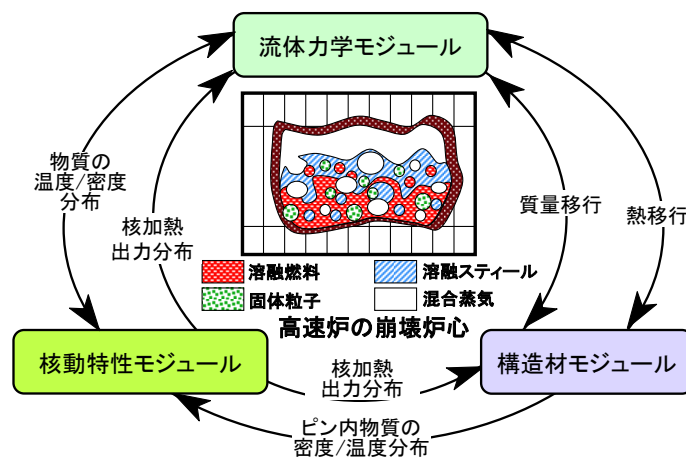
3. 解析モデルについて

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プ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（ラップ管）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、スチール、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 S I M M E R - 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 S I M M E R - 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 S I M M E R - I V 及び III の液体場成分

<u>密度</u>		<u>エネルギー</u>	
11	液体親物質燃料	L1	液体燃料
12	液体核分裂物質燃料		
13	液体スチール	L2	液体スチール
14	液体ナトリウム	L3	液体ナトリウム
15	親物質燃料粒子	L4	燃料粒子
16	核分裂物質燃料粒子		
17	スチール粒子	L5	スチール粒子
18	制御材粒子	L6	制御材粒子
19	親物質燃料チャンク ²	L7	燃料チャンク
110	核分裂物質燃料チャンク		
111	液体燃料中 FP ガス		
112	燃料粒子中 FP ガス		
113	燃料チャンク中 FP ガス		

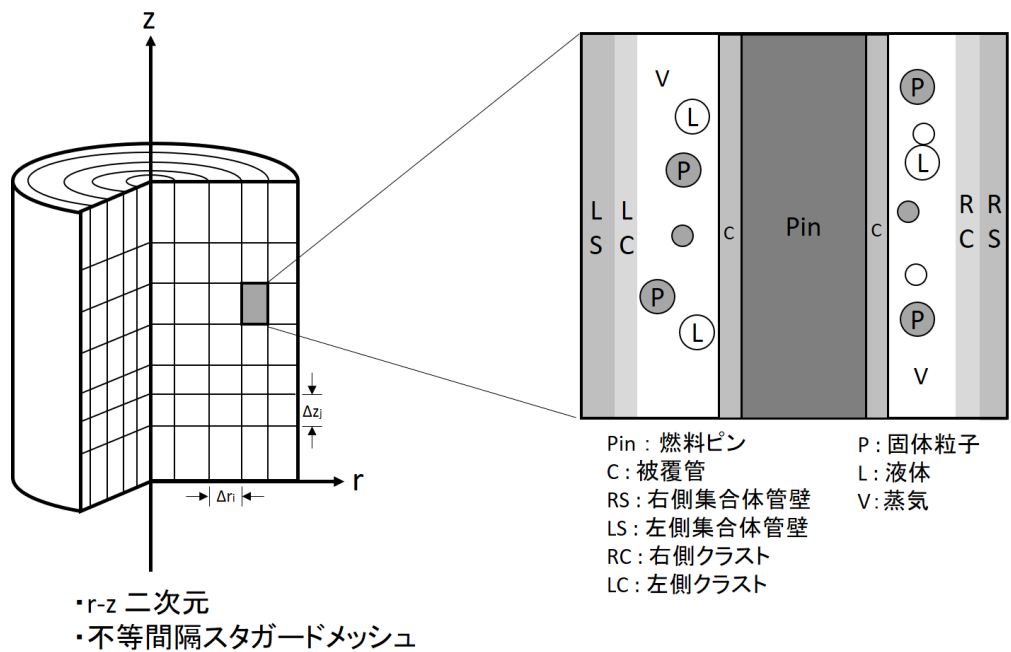
第 3.4 表 S I M M E R - I V 及び III の蒸気場成分

<u>密度</u>		<u>エネルギー</u>	
g1	親物質燃料蒸気	G	混合蒸気
g2	核分裂物質燃料蒸気		
g3	スチール蒸気		
g4	ナトリウム蒸気		
g5	FP ガス		

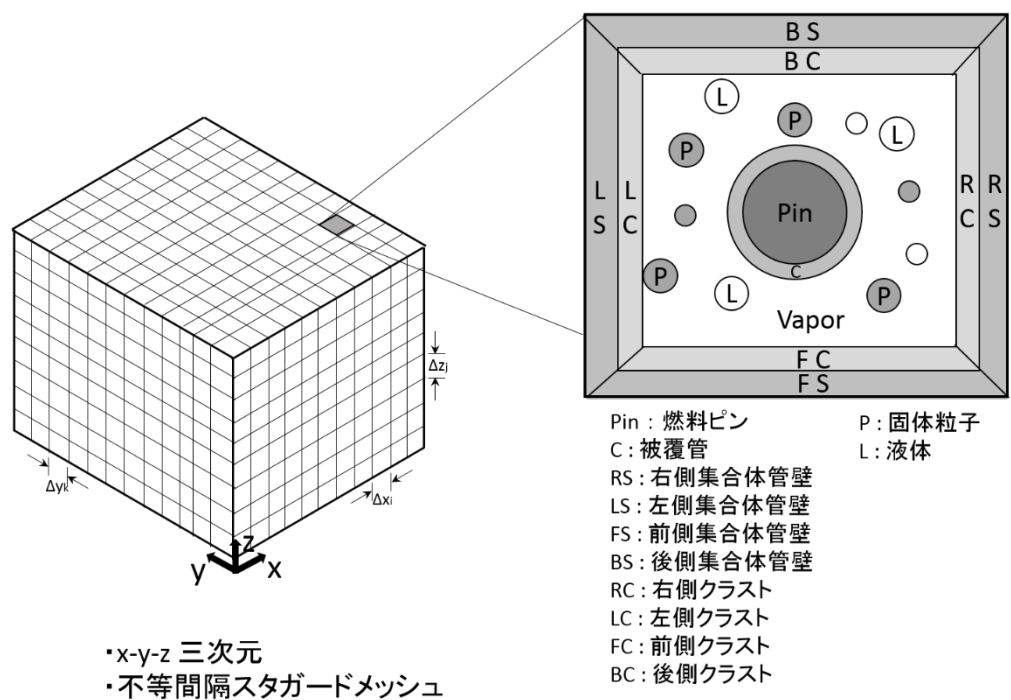
² 燃料チャンクとは、被覆管が破損して流路に放出された未溶融の燃料ペレットである。

3.1.3 S I M M E R - I V の幾何形状

第 3.2 図及び第 3.3 図に S I M M E R - I V 及び III の計算セルの幾何構造を示す。S I M M E R - I V 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、S I M M E R - III では 2 次元円筒体系、S I M M E R - I V 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、S I M M E R - III では左右、S I M M E R - I V 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 S I M M E R - 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 S I M M E R - 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。

$$\frac{\partial \bar{\rho}_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}_m \mathbf{v}_q) = -\Gamma_m \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\rho}_q \mathbf{v}_q}{\partial t} + \sum_{m \in q} \nabla \cdot (\bar{\rho}_m \mathbf{v}_q \mathbf{v}_q) + \alpha_q \Delta p - \bar{\rho}_q \mathbf{g} + K_{qs} \mathbf{v}_q - \sum_{q'} K_{qq'} (\mathbf{v}_{q'} - \mathbf{v}_q) \\ - \mathbf{V} \mathbf{M}_q = \sum_{q'} \Gamma_{qq'} [H(\Gamma_{qq'}) \mathbf{v}_q + H(\Gamma_{q'q}) \mathbf{v}_{q'}] \end{aligned} \quad (2)$$

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

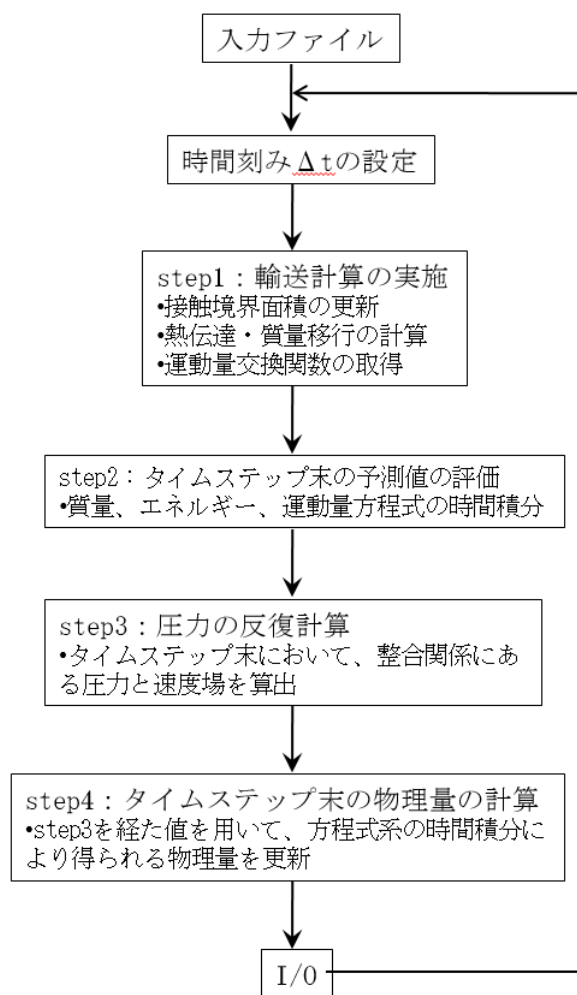
ここで、質量及びエネルギーを記述する独立変数は、マクロ密度（単位体積当たりの質量）及び比内部エネルギー（単位質量当たりの内部エネルギー）であり、添字の m 、 M 、 q 及び S は、それぞれ密度成分、エネルギー成分、速度場及び構造材場を表す。

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。

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

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

S I M M E R - I V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

S I M M E R - I V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TWO DANT（2次元S I M M E R - I I I用）及びTHREEDANT（3次元S I M M E R - I V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なマクロ断面積は、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。

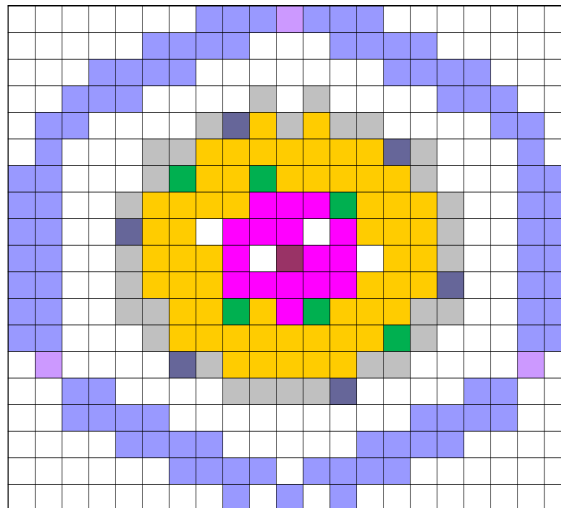
核計算モジュールで計算された原子炉出力と中性子束分布を基に物質毎の内部核発熱（核分裂及び中性子捕獲）の分布が計算され、これは流体力学のエネルギー保存式の発熱項として渡される。この他に、S A S 4 Aと同様の簡単な崩壊熱モデルが利用できる。

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。S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I 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、S I M M E R - I V 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、S I M M E R 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 S I M M E R - I V 及び S I M M E R - I I I 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。



S I M M E R - I V 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	S I M M E R 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的重要現象を解析するための解析モデル

重要現象	S I M M E R 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) 燃料からスチールへの熱移行		○		○		
(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

S I M M E R 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

S I M M E R 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、熔融燃料・スチールを用いた構造壁の熔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 S I M M E R -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、S I M M E R -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 S I M M E R -III を用いたものであるがその結果は S I M M E R -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 S I M M E R 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（S I M M E R 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	S I M M E R 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
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	○	○	○	○	○

第 4.2 表 機械的エネルギー発生的重要現象に対する妥当性確認方法 (S I M M E R 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	S I M M E R 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
燃料からスチールへの熱移行	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	○	○	○	○		

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

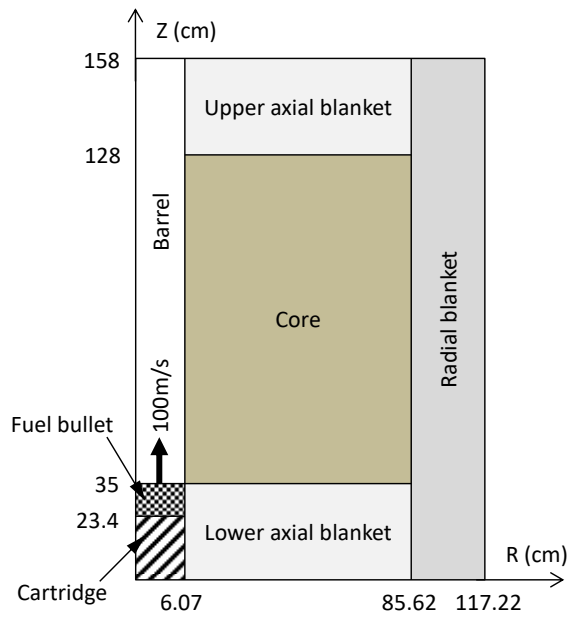
第4.1図に示すSTNテスト問題は、典型的な高速炉の損傷炉心に対する急激な反応度挿入を想定した問題で、炉心径方向中心部において、熔融燃料の塊が炉心下部から100m/sの速度で炉心上部へ移動するというものである。この問題では、炉心中心部への熔融燃料の移動により急激な正の反応度投入が生じることで即発臨界へ至るが、昇温によるドップラ反応度と炉心中心部よりも上部に熔融燃料が移動することで投入される負の反応度により、数msという短時間で出力逸走は収束する。

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、物質間の熱移行と熔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。

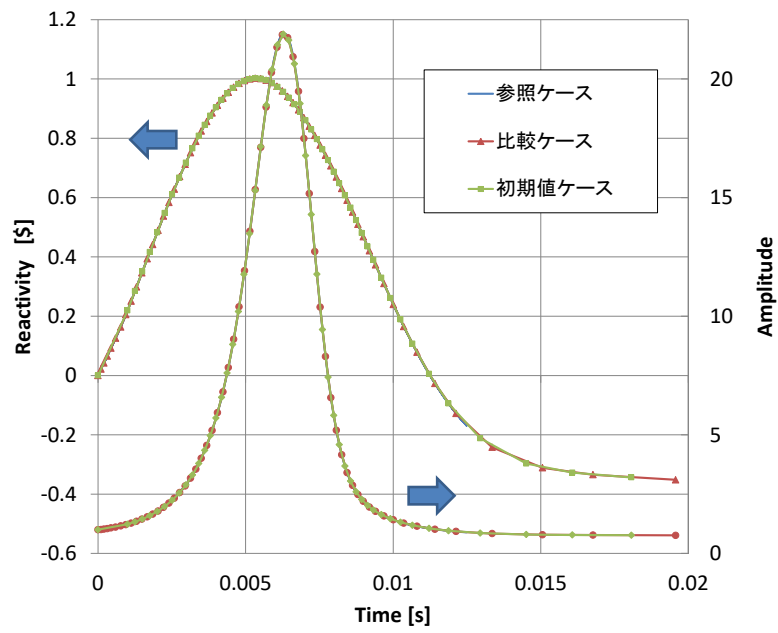
第4.2図に全反応度と相対出力の時間変化を示す。解析結果から、反応度投入率±250\$/s程度の早い事象進展に対しても、核計算に関わる時間ステップ幅を変えたとしても反応度変化に影響は現れず、時間ステップ幅による計算への影響がないことが確認された。

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 (S I M M E R 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実性は、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 ²³⁸U と ²³⁵U 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、²³⁸U 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	S I M M E R	
		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

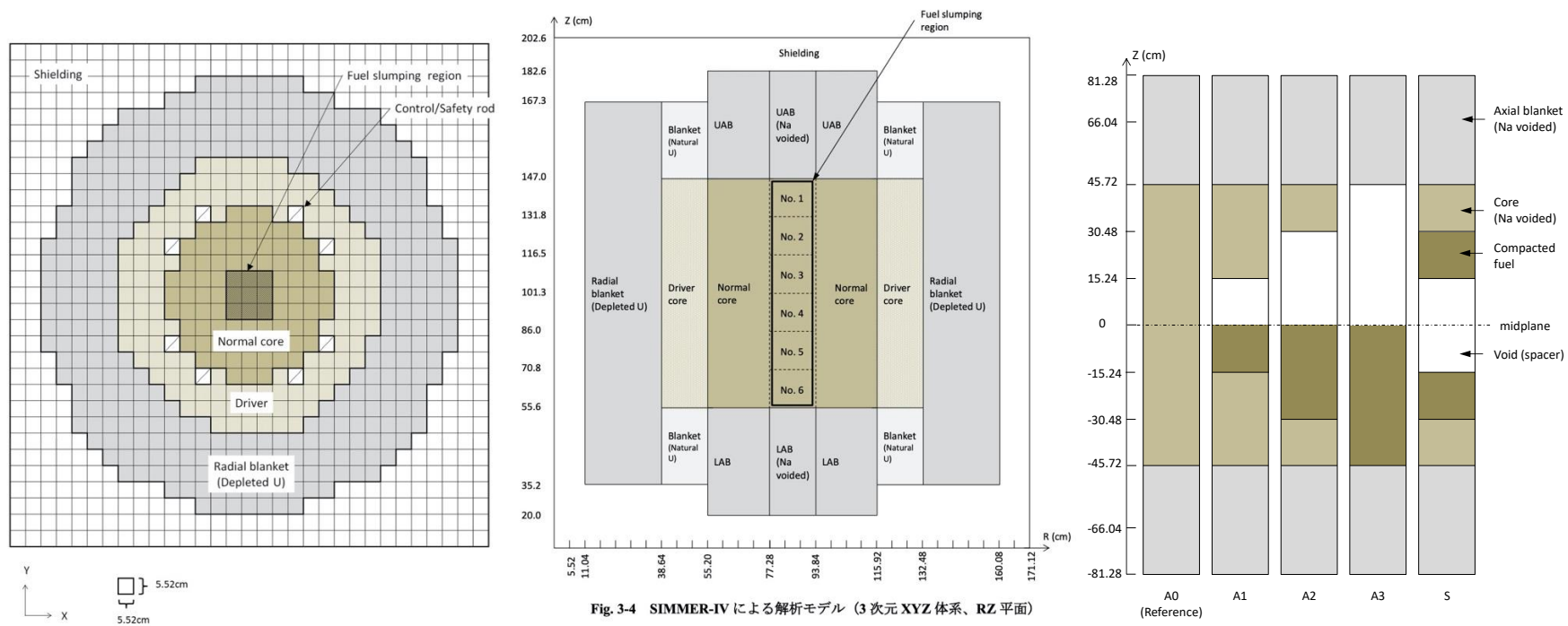
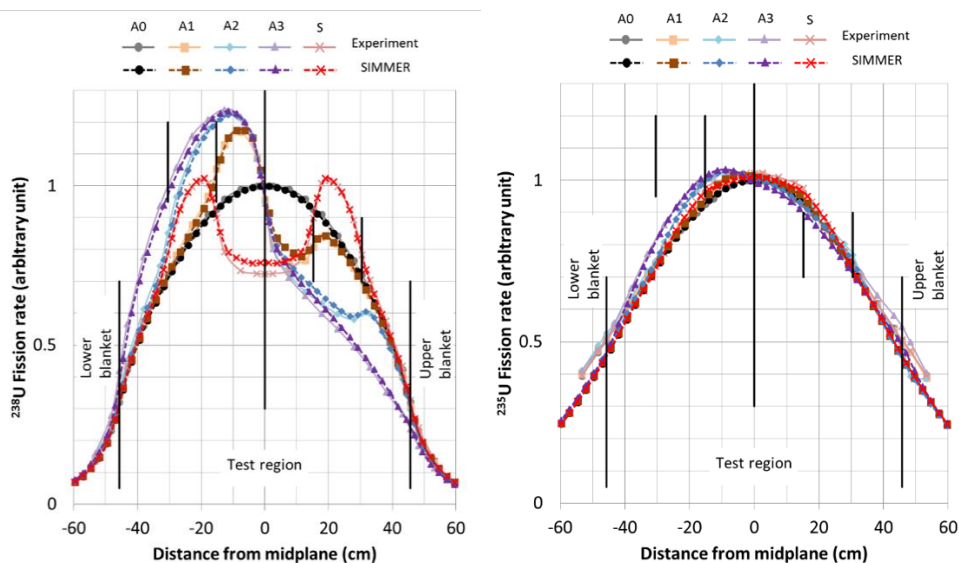


Fig. 3-4 SIMMER-IVによる解析モデル (3次元XYZ体系、RZ平面)

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)



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

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を模擬した FCA VIII-2 試験の解析によって、反応度変化を実験誤差範囲内で適正に解析できることを確認した。また STN ケースの解析によって、核計算時間ステップ幅に対する依存性が無いことを確認した。さらに、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、Sn 法は物質配位が大きく変化し、燃料の濃度が異なる領域が複雑に配置される崩壊炉心の実効増倍率を参照解であるモンテカルロ法と比較して精度良く解析できること、また、「常陽」の即発臨界超過状態の α モード近似（遅発中性子を無視）及び λ モード近似（即発中性子を無視）によるスナップショット法での比較から、改良型準静近似法は、反応度及び中性子スペクトルともに整合した結果を与えることを確認した（添付 1 参照）。これらの検証解析と確認解析から、SIMMER の空間依存動特性モデルは、「常陽」の遷移過程における反応度変化の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した。

4.2.2 構造壁の溶融・破損

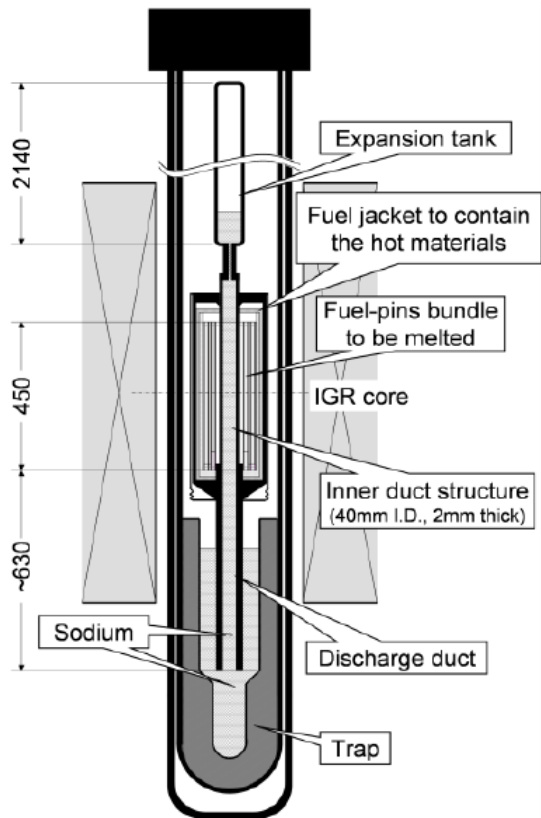
S I M M E Rにおける構造壁の溶融破損は、高温の融体から構造材への熱伝達及びその結果発生する構造材の溶融（質量移行）の結果として評価される。有効性評価において重要となるのは、個々のモデルを統合して計算される構造材の溶融破損タイミングであることから、炉内試験を用いたS I M M E Rの挙動に対する評価を行った。

(1) EAGLE 炉内試験と解析結果

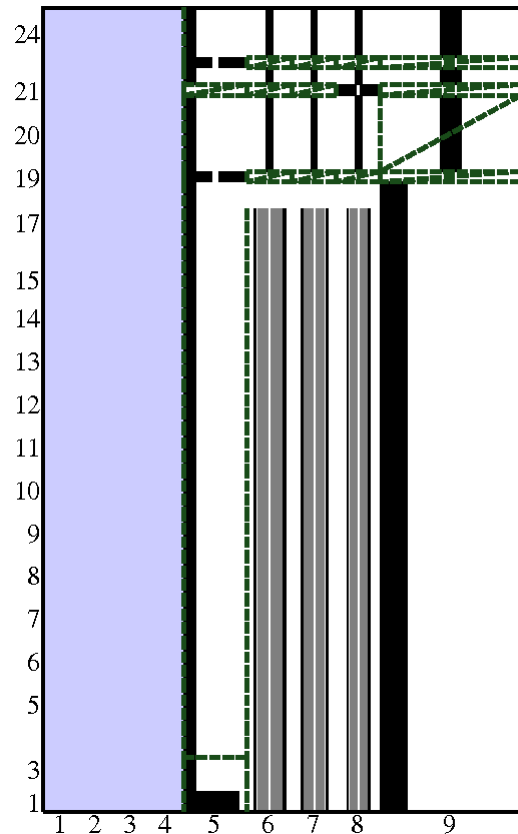
第 4.5 図に EAGLE 炉内試験の概略を示す。パルス試験炉（IGR）の円柱状の中心空孔に試験体を格納したカプセルを装荷している。試験体は、中心に燃料流出経路となる冷却材を内包した内部ダクトを設置し、その周囲を燃料ピンで囲んだ体系を持つ。IGR をパルス運転して中性子照射することで燃料ピンを発熱・溶融させて溶融炉心プールを模擬し、溶融炉心プールからの伝熱により内部ダクトが破損し、内部ダクトが早期の燃料流出経路として有効であることを確認することを目的とした試験である。試験では、内部ダクトの温度が熱電対により計測されているが、内部ダクトが破損するのとほぼ同じタイミングで高温の溶融燃料及びスティ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 S I M M E R 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 S I M M E R 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、S I M M E R 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、例えば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。

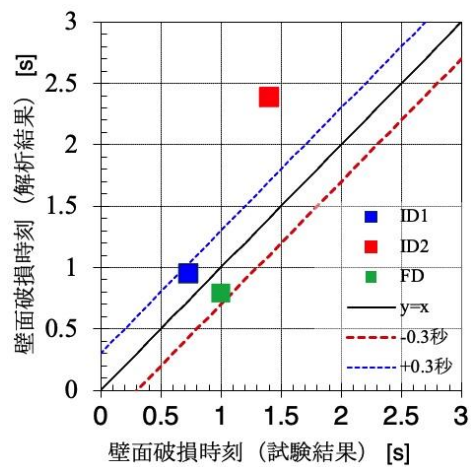
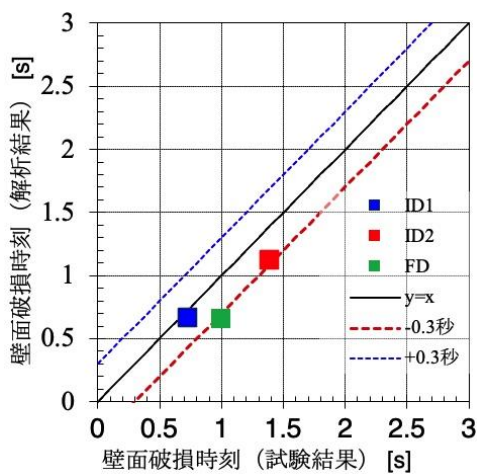


第 4.5 図 EAGLE 炉内試験の概略



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 S I M M E R 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に対して ± 0.3 秒

第 4.7 図 S I M M E R が扱う熱伝達率の誤差に伴う 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)

S I M M E R 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。

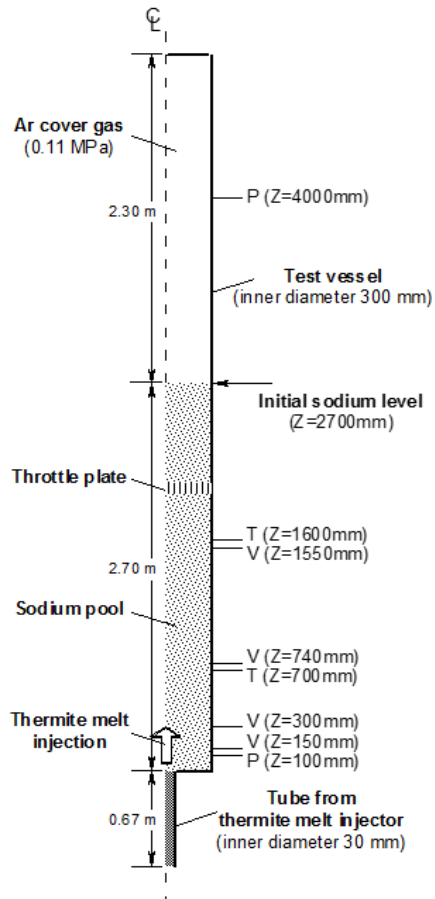
(1) THINA 試験の概要と解析結果

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。

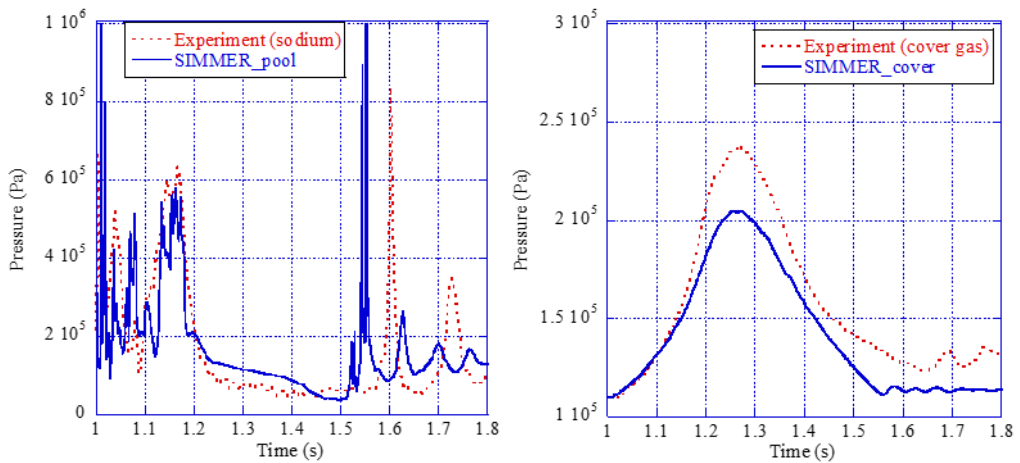
第 4.9 図に S I M M E R により評価したナトリウムプール圧力 (高さ 10cm 位置) とカバーガス圧 (高さ 4m 位置) について試験値との比較を示す。実験では、高温融体と冷却材の接触によりナトリウムの沸騰が生じることで、1~1.2 秒の間に時間的に鋭い圧力ピークが頻繁に生じる。他方、カバーガス領域では、ナトリウム蒸気の上昇により比較的緩やかに圧力が増加する。ナトリウムプール中での 1.6 秒及び 1.72 秒にみられる圧力上昇は、ナトリウム蒸気により、一旦持ち上げられたナトリウムが下降して発生したものである。

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、S I M M E R 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

S I M M E R 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、熔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、その不確かさを考慮して十分に保守的な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。S I M M E R 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 10^4kg/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。また、溶融燃料と溶融スチールの流動を別の速度場で解析していることに関する妥当性を確認する(添付2参照)。

(1) スロッシング挙動試験の概要と解析結果

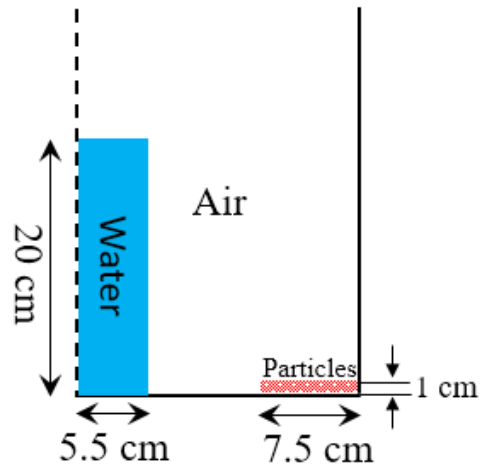
第4.10図にスロッシング挙動試験^[12]の概略を示す。スロッシング挙動試験は、半径22.2cmの円筒容器内の中心から14.5cm位置に幅7.5cm、高さ1cmの円環状の粒子ベッドを設置し、円筒容器中心位置に設置された直径5.5cm、高さ20cmの円柱状の水柱を崩壊させることで、実機において、溶融燃料と燃料粒子が混合した流動状態を模擬した実験である。用いた粒子は、直径2.5mm、高さ3mmの円筒系のAcryl P210Dであり、その密度は、 1.13g/cm^3 である。試験結果としてある時刻における写真と流体が円筒容器壁の最も高い位置に到達した時間と高さが得られている。

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。

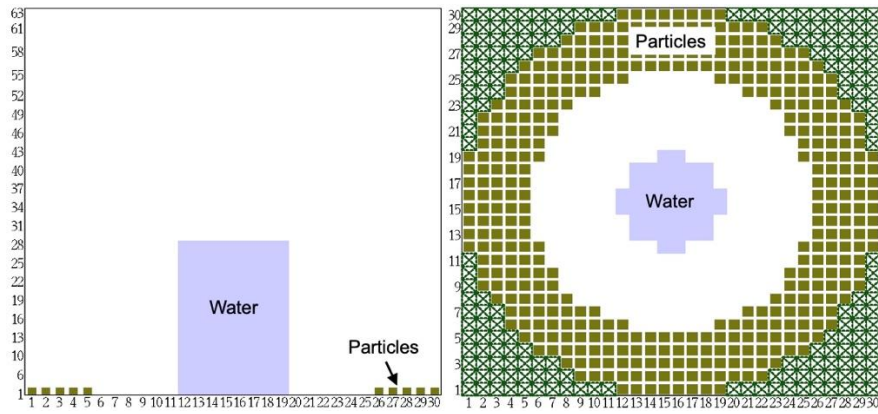
容器中心位置に再凝集した時刻の解析結果を第4.14図、試験結果を第4.15図に示す。試験では、液面が破碎するため到達高さの測定について誤差が大きく、数値での比較は、容易ではないが、全体としての液面形状は、定性的に再現できている。

第4.5表 液面最高到達点と時刻

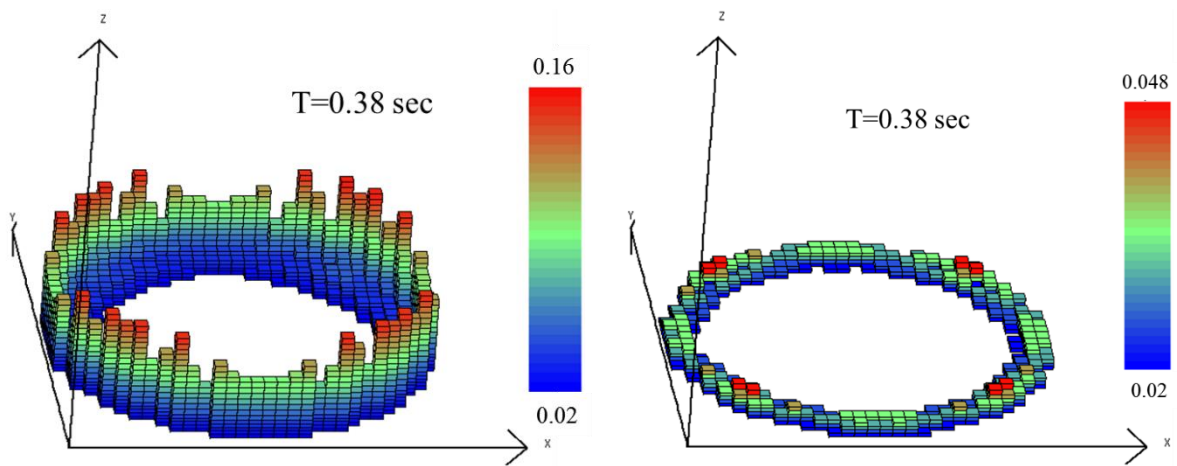
	側面 到達時刻 (秒)	側面 最高高さ 到達時刻 (秒)	側面 最高高さ (水) (cm)	側面 最高高さ (粒子) (cm)	中心位置 最高高さ 到達時刻 (秒)	中心位置 最高高さ (cm)
試験	0.28 ± 0.02	0.40 ± 0.02	10 ± 1	8 ± 1	0.80 ± 0.04	25 ± 5
解析	0.22	0.38	16	4.8	0.775	20.8



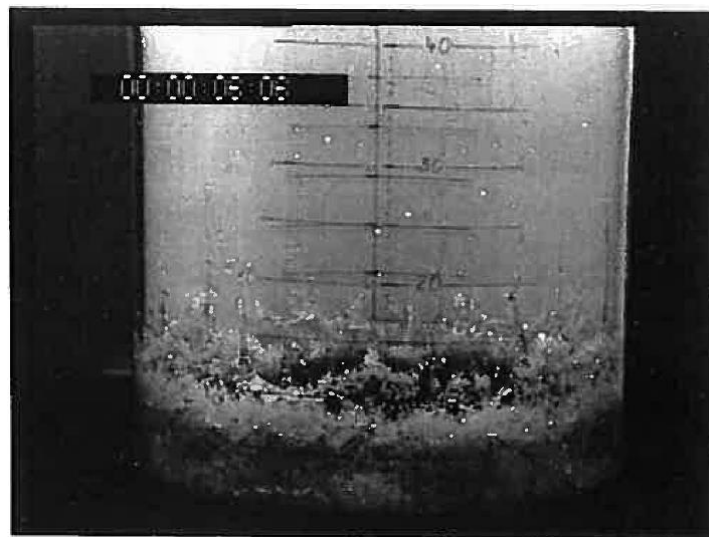
第 4.10 図 スロッシング挙動試験の概略



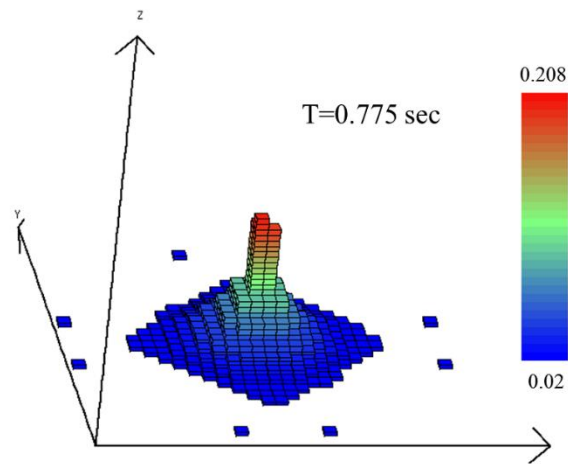
第 4.11 図 スロッシング挙動試験の解析体系



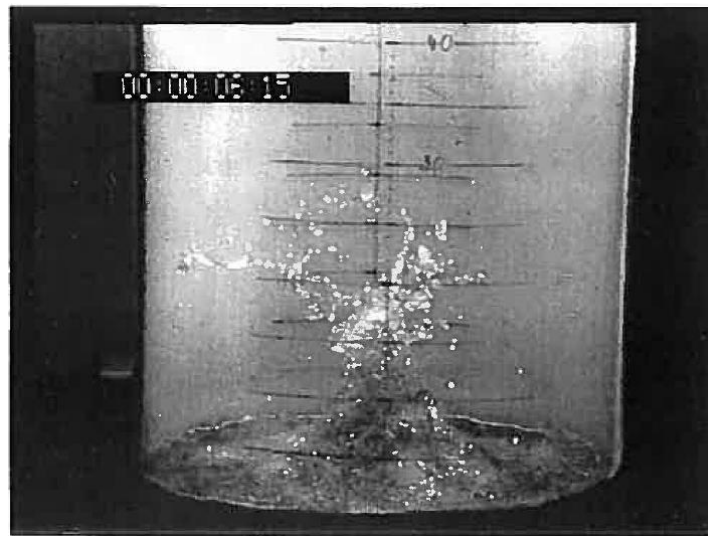
第 4.12 図 水 (左) 及び粒子 (右) の円筒容器位置での最高到達点到達時刻における表面高さ位置



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

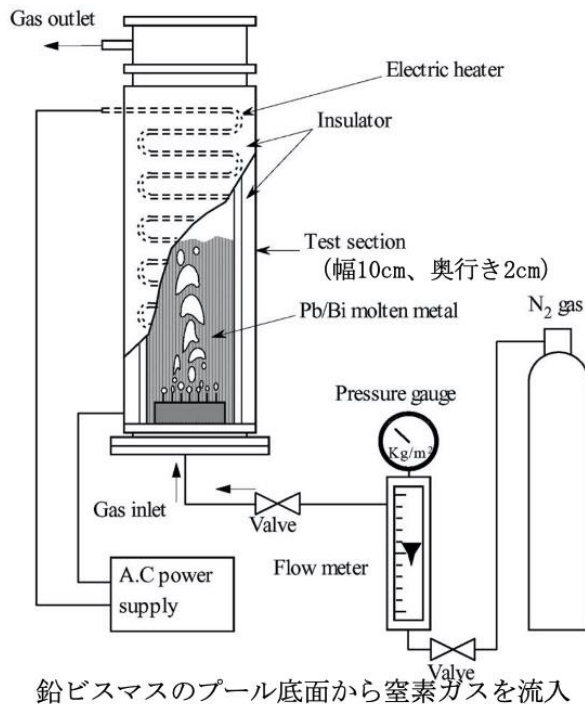


第 4.15 図 実験開始から 0.80 秒における試験結果写真

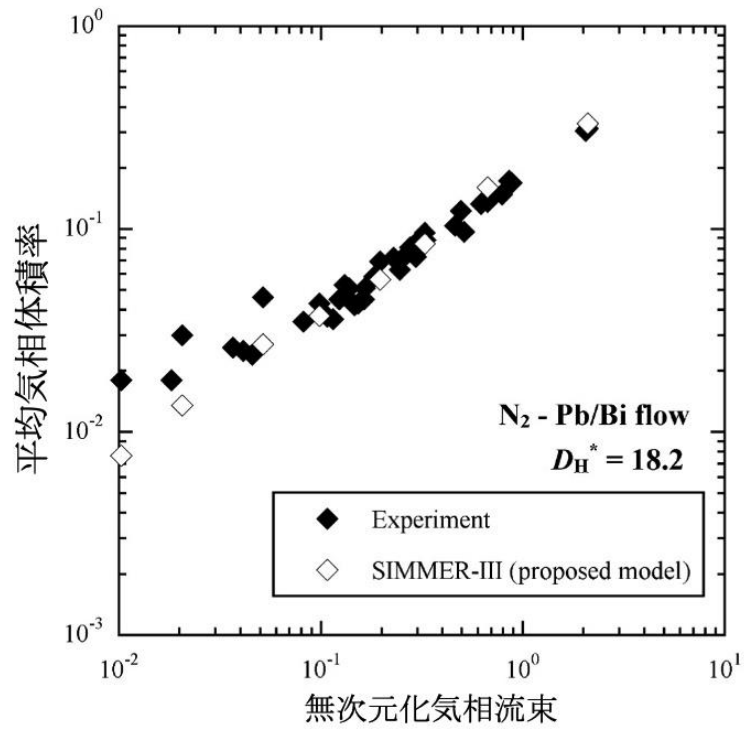
(2) 高密度の炉心物質の流動挙動試験の概要と解析結果

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。

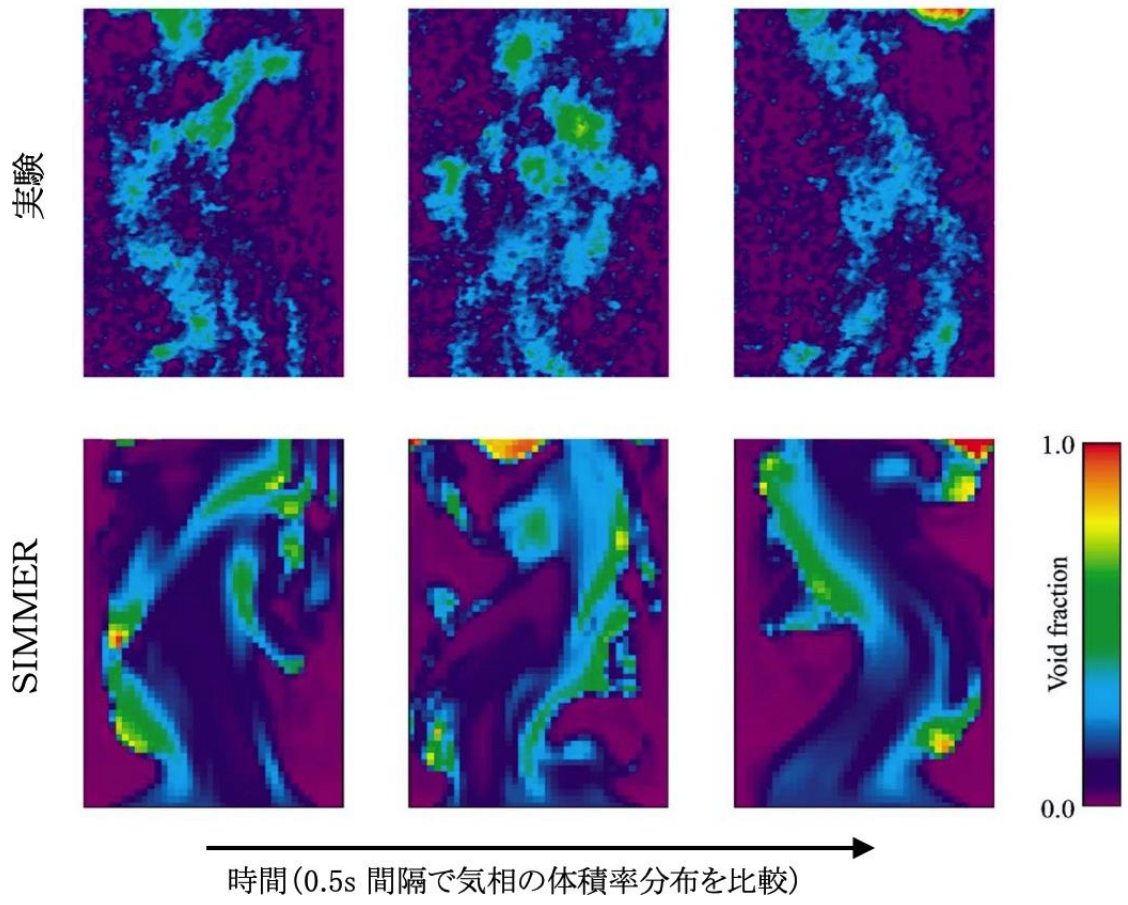
SIMMERを用いた解析で得られた窒素ガスの無次元化気相流束とプール内の平均気相体積率の関係を試験結果と比較した図を第 4.17 図に示す。SIMMERは、窒素ガスの平均気相体積率に対する無次元化気相流束、すなわち鉛ビスマス中の気体の流動抵抗を適切に評価している。またプール内の二相流動挙動、すなわち窒素ガスの体積率空間分布の変動パターンを試験結果と比較した結果を第 4.18 図に示す。この比較図からSIMMERは、二相の流動挙動も試験結果をおおむね再現していることが確認できる。



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

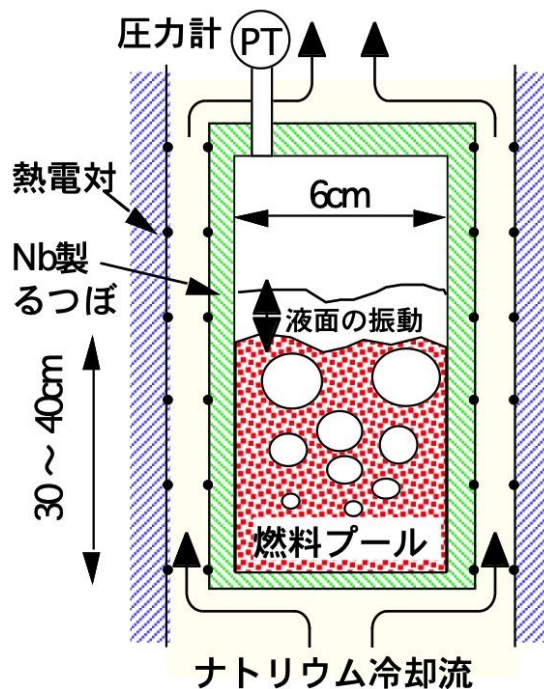
SCARABEE BF2 試験^[14]は、燃料 (UO₂) を Nb 製のるつぼ内で仏国カダラッシュ研究所にある試験炉 SCARABEE 炉の核加熱によって熔融・沸騰させ、沸騰による液面の振動、るつぼ側面への熱負荷を測定した試験である。

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。

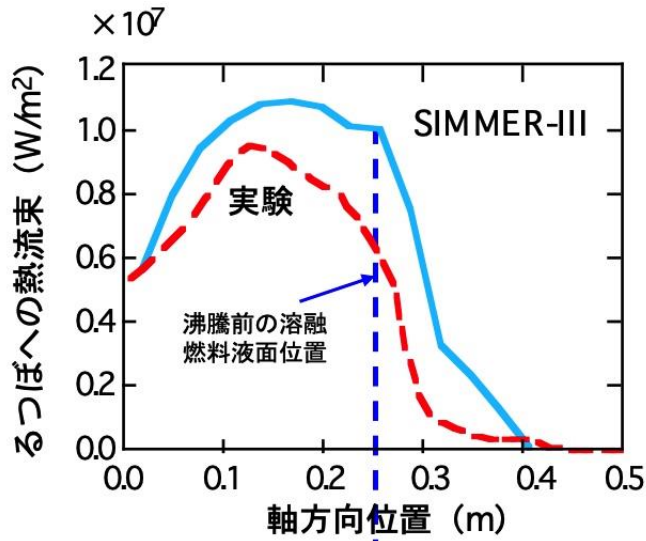
プール側面への熱流束分布を比較した図を第 4.20 図に示す。S I M M E R は、UO₂ の沸騰で形成される二相プールの流動によって発生するプール側面への熱流束を適切に評価できる。また、沸騰によって発生する液面の上下振動についても、その振幅と周期を試験結果と比較した第 4.6 表に示すように、S I M M E R は、これらの物理量も適切に評価することができることを確認した。

第 4.6 表 SCARABEE BF-2 試験の液面振幅と周期の比較

	BF2 試験	S I M M E R-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熔融燃料で構成される熔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考慮して十分に保守的な想定を用いる必要がある。

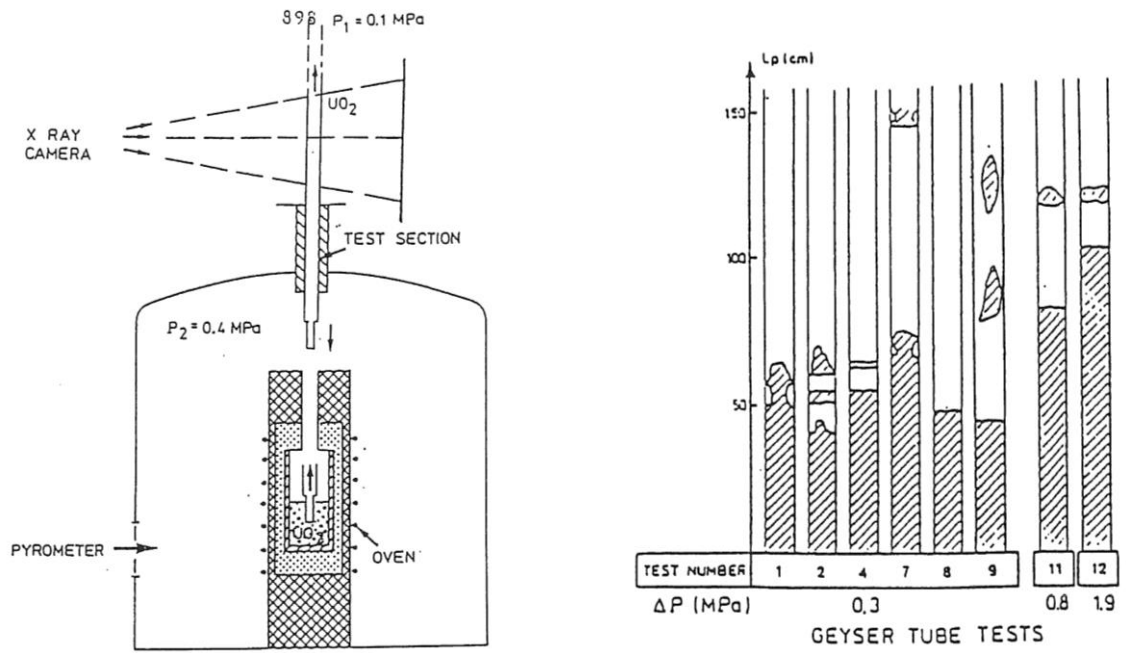
4.2.5 燃料流出挙動

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。

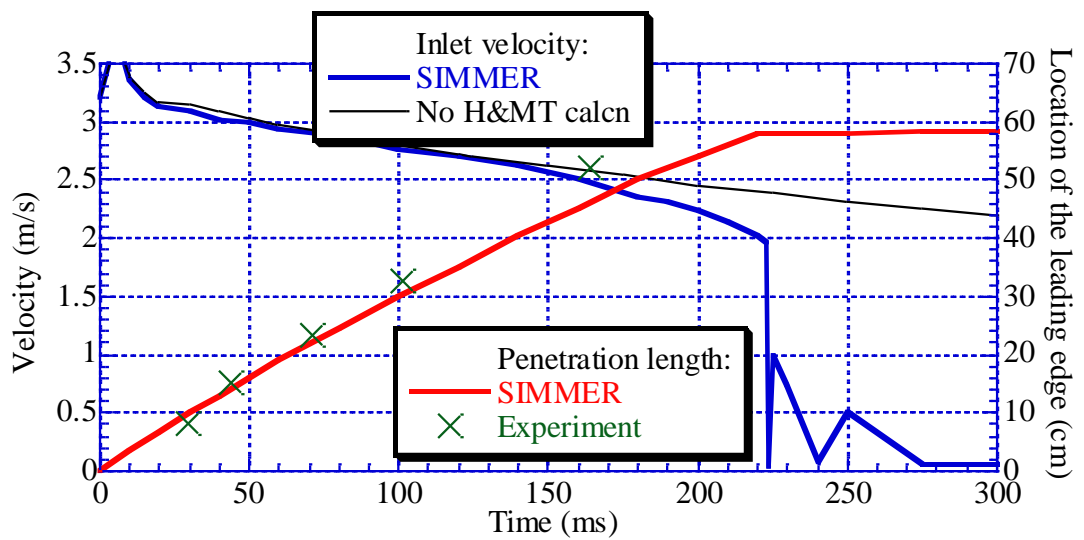
(1) GEYSER 試験の概要と解析結果

GEYSER 試験は、熔融二酸化ウラン (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°C の熔融 UO_2 プールと試験部出口との差圧を推進力として熔融 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、ピン束流路への熔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。

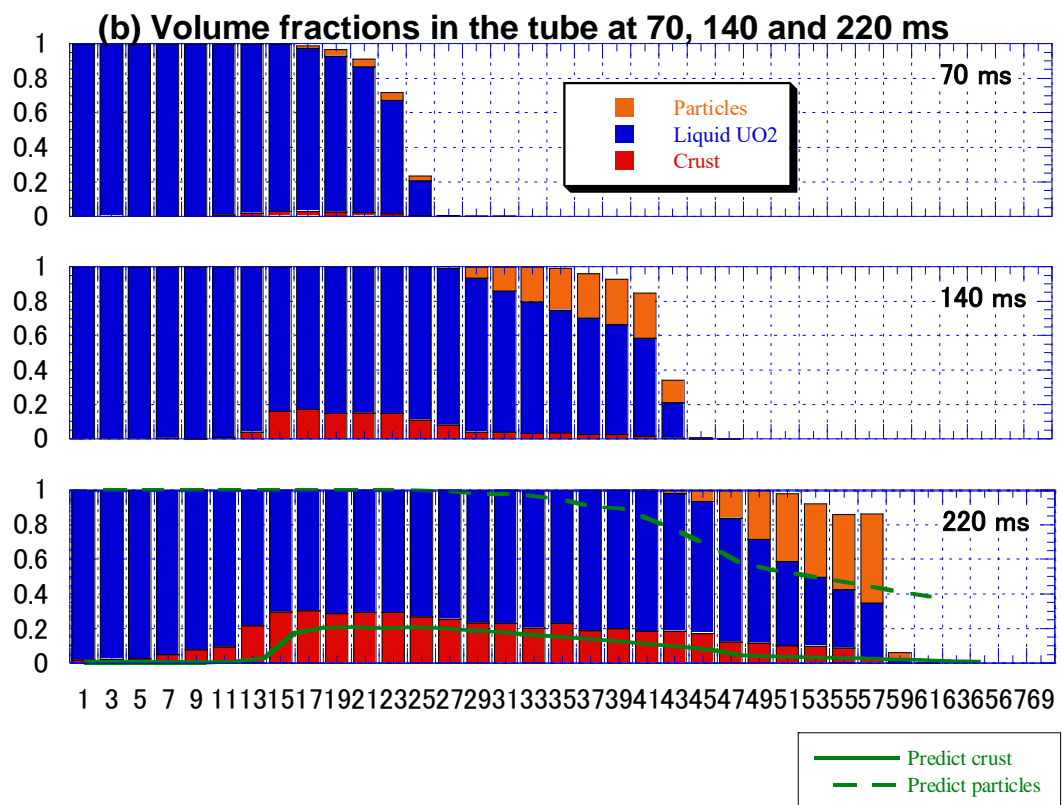
S I M M E R による解析では、円筒座標体系を採用し、試験と同様の熔融 UO_2 注入条件が再現できるように解析条件を設定している。S I M M E R による解析結果を第 4.22 図及び第 4.23 図に示す。第 4.22 図から S I M M E R による熔融 UO_2 浸入速度は、クラスト形成が始まると、従来の簡易予測値 (図中で No H&MT calcn と表示) を顕著に下回り始め、220ms (浸入が停止した時点) を過ぎるとほぼ 0m/s になる。円管試験部への浸入長の履歴は、S I M M E R の解析結果は熱電対で計測した試験結果と良好に一致しており、浸入速度がほぼ 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、熔融 UO_2 の浸入開始後 70ms、140ms、220ms 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熔融 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熔融 UO_2 の先端で形成された固体粒子が、熔融 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熔融 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、S I M M E R 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。

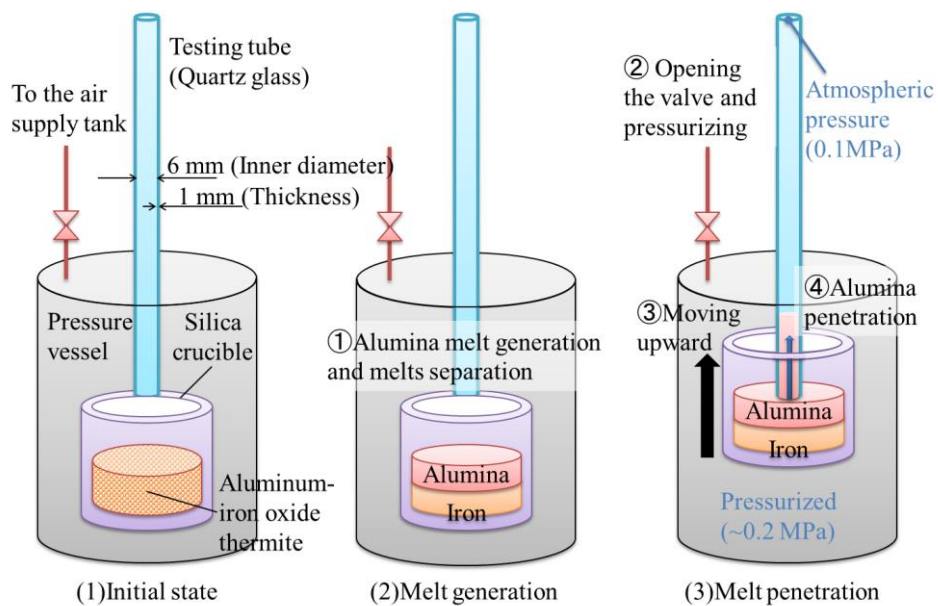
第 4. 23 図 各時刻における UO_2 の粒子、液体及びクラスト成分体積率の各高さ位置での累積グラフ

(2) THEFIS 試験解析の概要と解析結果

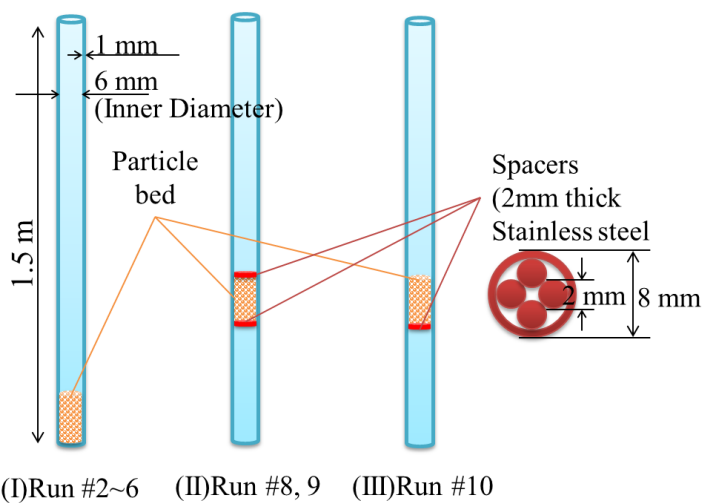
THEFIS (THErmite Freezing In Structure) 試験は、粒子状の固化閉塞物への溶融アルミナの浸入挙動を模擬した試験である。試験装置と試験手順の概略を第 4.24 図に示す。圧力ベッセル内に上下可動式のるつぼを設置し、るつぼ内で生成した溶融アルミナ (2,300K) を圧力ベッセルへの空気供給 (ベッセル内の昇圧) とるつぼの上方移動によって内側直径 6mm の試験部 (クォーツガラス製の円管) に注入し、円管内の固化閉塞挙動を定量化した。THEFIS 試験には、閉塞物のない流路を模擬した試験と、流路の固化閉塞をアルミナ粒子ベッドで模擬した試験の 2 種類がある。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。

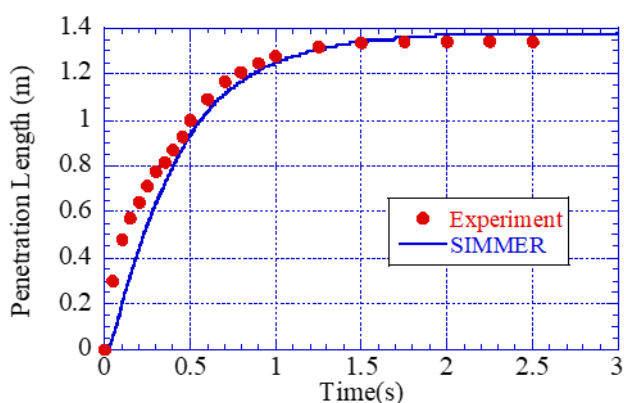
第 4.27 図に固化閉塞物として粒子ベッドを流路中に設定した場合について、粒子ベッド厚みに対する溶融アルミナの浸入距離の試験結果との比較を示す。この試験では、流路中にある粒子ベッドが融体の流動抵抗を増加させ、融体から粒子ベッドへの熱伝達も生じることから、粒子ベッドなしの試験に比べて溶融アルミナの浸入距離が減少する。SIMMER による解析結果は、粒子ベッド厚さ 2~4cm で溶融アルミナ浸入距離が急激に変化する試験の傾向を再現できている。



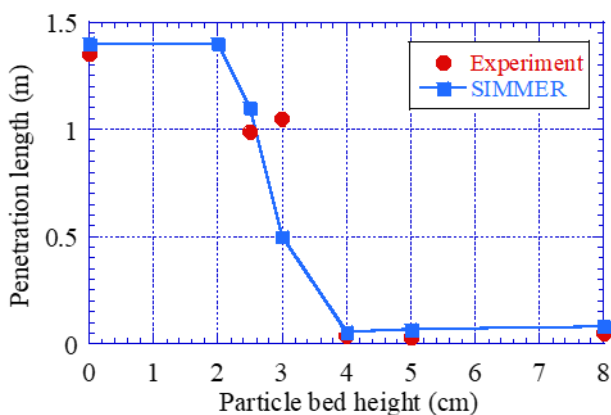
第 4.24 図 THEFIS 試験の試験装置と試験手順



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
 熔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
 熔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。

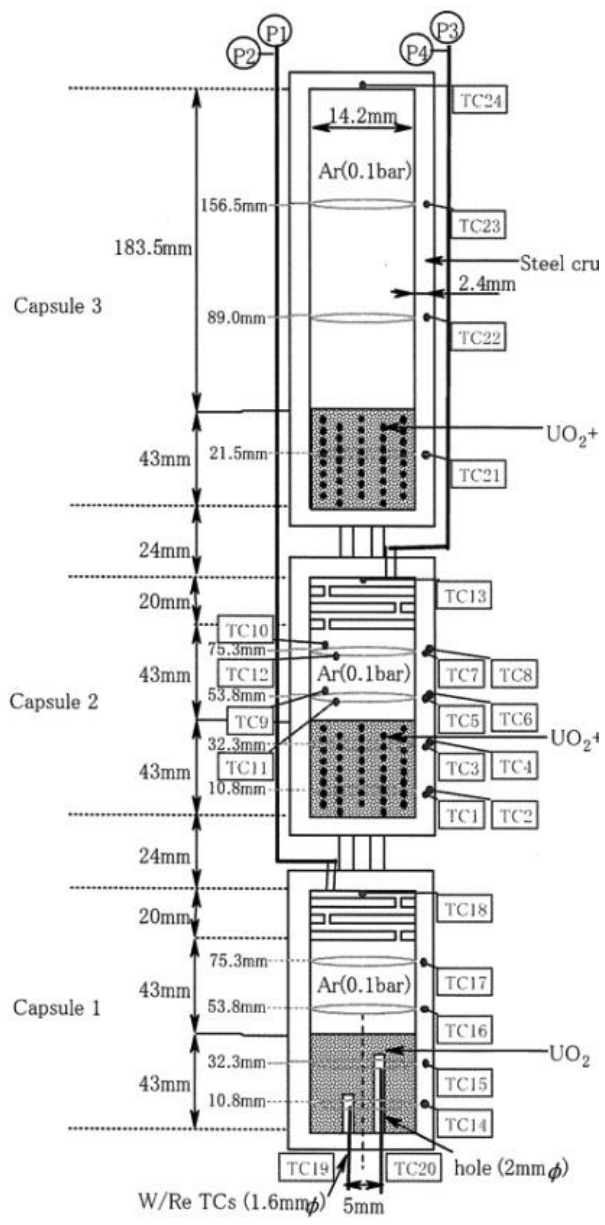
4.2.6 燃料からスチールへの熱移行

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チ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、燃料からスチールへの熱移行の結果であるスチ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。

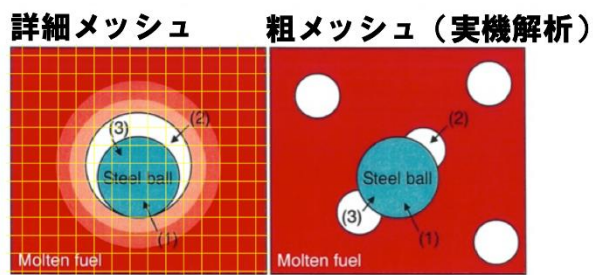
(1) CABRI TP-A2 試験の概要と解析結果

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、発生するスチ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、発生するスチール蒸気圧を測定した。

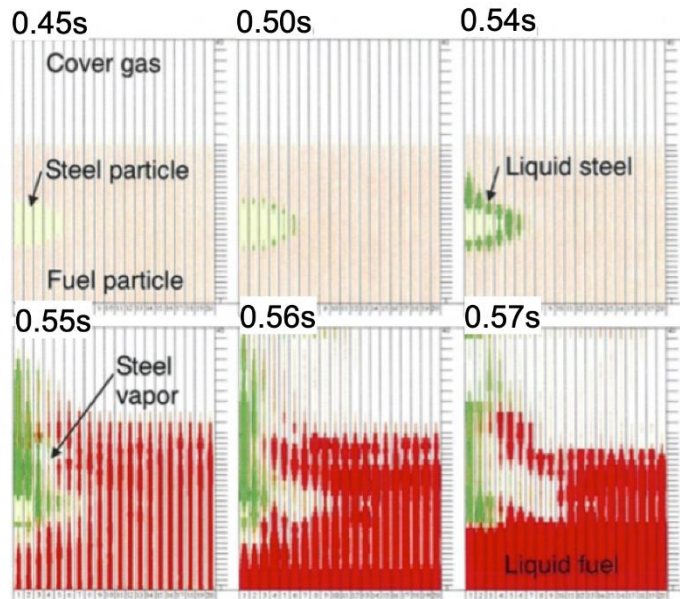
第 4.29 図に単一のスチール球を模擬した SIMMER による詳細解析体系の概念図^[15]を示す。この体系では、スチール球とその周囲の燃料を複数のメッシュに分割してモデル化し、スチール球の溶融と蒸発による物質分布の時間変化を詳細に解析する。詳細解析体系による解析結果を第 4.30 図に示す。加熱開始後約 0.55s で燃料が溶融し、スチール蒸気が発生する。燃料の温度は、スチールの膜沸騰温度には達しないが、発生したスチール蒸気は、スチール球の周囲に留まり、蒸気層を形成することで溶融燃料からスチール液滴への伝熱を抑制していることがわかる。妥当性確認で実施した実機解析では、このようにスチール球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チール液滴が存在し、SIMMER の流動様式及び境界面積モデルで燃料とスチ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チ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、このスチール蒸気層による伝熱抑制の効果を、燃料からスチ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、スチール蒸気層によって燃料からスチ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できることが示された。



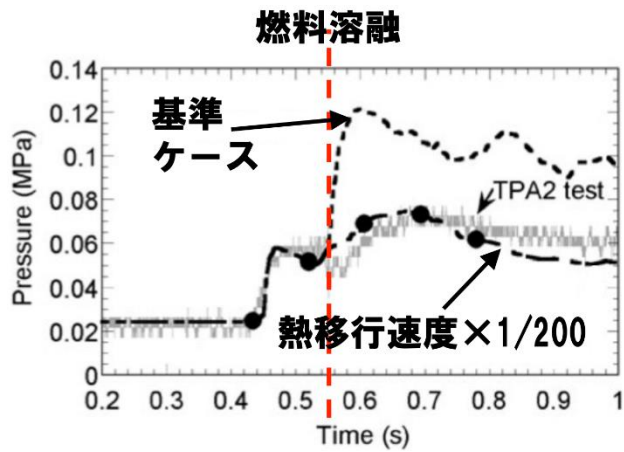
第 4.28 図 CABRI TP-A2 試験概略図^[15]



第 4.29 図 CABRI TP-A2 試験の単一球詳細解析体系概念図^[15]



第 4.30 図 単一球詳細解析による解析結果^[15]



第 4.31 図 粗メッシュ体系による解析結果^[15]

(2) 燃料からスチ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チール液滴への伝熱を解析するにあたり、燃料からスチールへの伝熱速度を約 1/200 倍とすることでスチ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

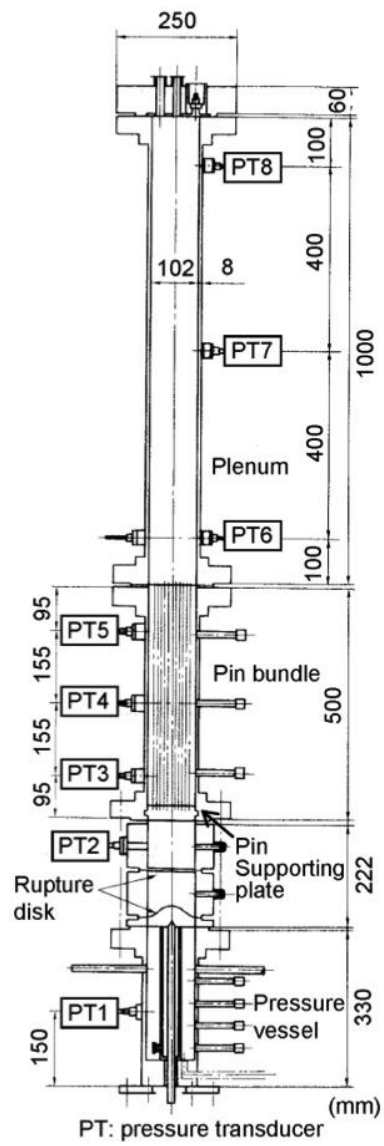
S I M M E Rにおける炉心上部構造の構造材への伝熱と凝縮は高温の炉心物質から構造材への熱及び質量移行モデルを用いて解析される。また、炉心上部構造による圧力損失は多相多成分流動モデルを用いて解析される。実機への適用において重要となるのは、個々のモデルを統合して計算される構造材内での圧力損失であることから、炉外試験を用いてS I M M E Rの挙動に対する評価を行った。

(1) VECTORS 試験の概要と解析結果

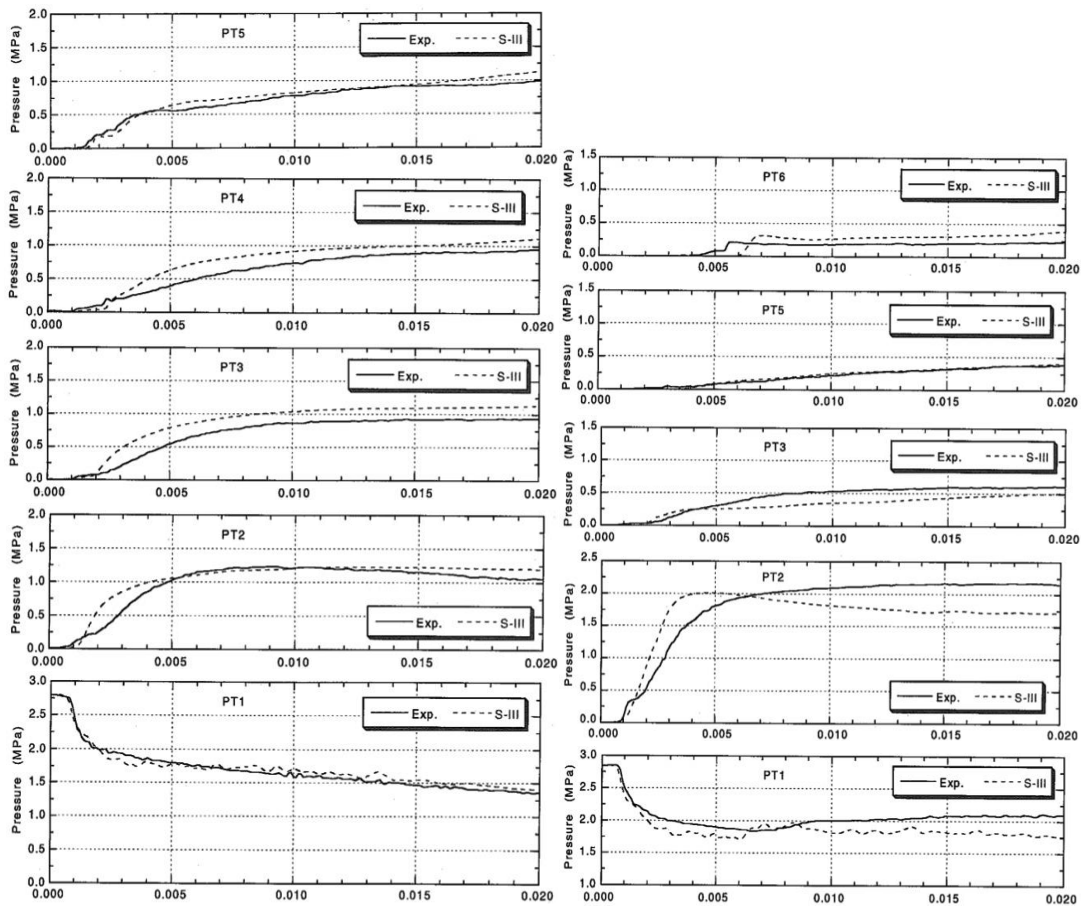
VECTORS 試験は、高温の水と水蒸気の混合物を、ピン束を模擬した流路の下部から放出し、ピン束の流動抵抗と熱損失による圧力損失、エネルギー損失を模擬した試験である。ピン束の出口に置かれた重さ約 80g のピストンの運動エネルギーへの変換効率も測定された。第 4.32 図に試験装置の概略、第 4.7 表に VECTORS 試験の試験ケースと条件を示す。圧力源には、温度が約 230°C、圧力約 2.9MPa の二相の高温水を設定し、その上部のラプチャーディスクを破ることで圧力源の上方向に設置された模擬ピン束を通した膨張挙動を実現する。試験装置概略図に示した圧力計 (PT1~PT8) で測定された圧力の時間変化と S I M M E R による解析結果^[16]を比較したグラフを第 4.33 図に示す。S I M M E R 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、圧力源の高温高压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。S I M M E R 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 (°C)	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



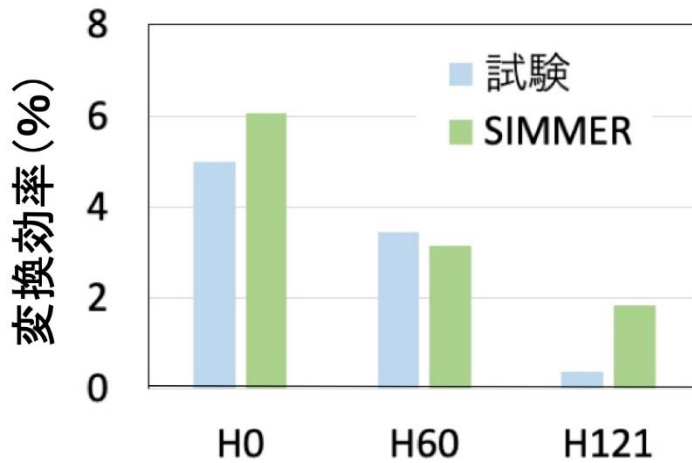
第 4. 32 図 VECTORS 試験概略図



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^[16]



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^[16]

(2) 炉心上部構造による熱及び圧力損失の不確かさ

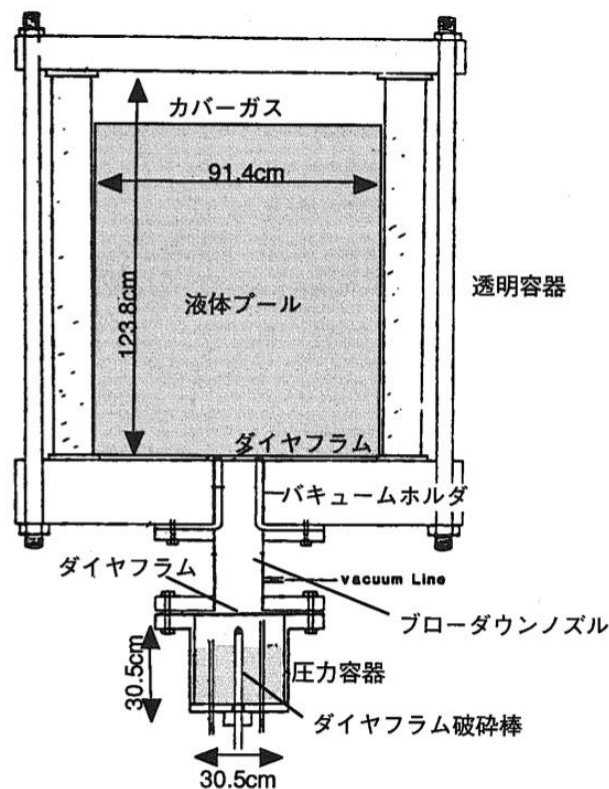
S I M M E R は、高温高圧の二相流が炉心上部構造のピン束を通して流出する際の凝縮と熱損失を模擬した VECTORS 試験を適切に解析できることを確認した。ただし、VECTORS 試験は、模擬物質として水を用いた試験であり、炉心物質への外挿に当たっては、不確かさが存在することから、有効性評価における機械的エネルギー発生解析ではその不確かさの影響を評価する必要がある。

4.2.8 蒸気泡の成長

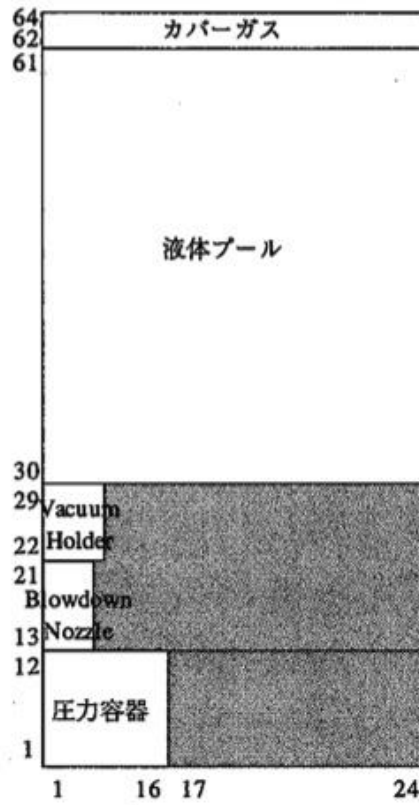
蒸気泡の成長は多成分流動、成分間境界面積、運動量交換、熱及び質量移行モデルにより解析されるが、これらの物理量を直接実験で測定することはできない。このため、蒸気泡の成長を模擬した実験で観察された気泡成長挙動と圧力の時間変動の再現性について確認することで妥当性を評価した。

(1) Omega 試験の概要と解析結果

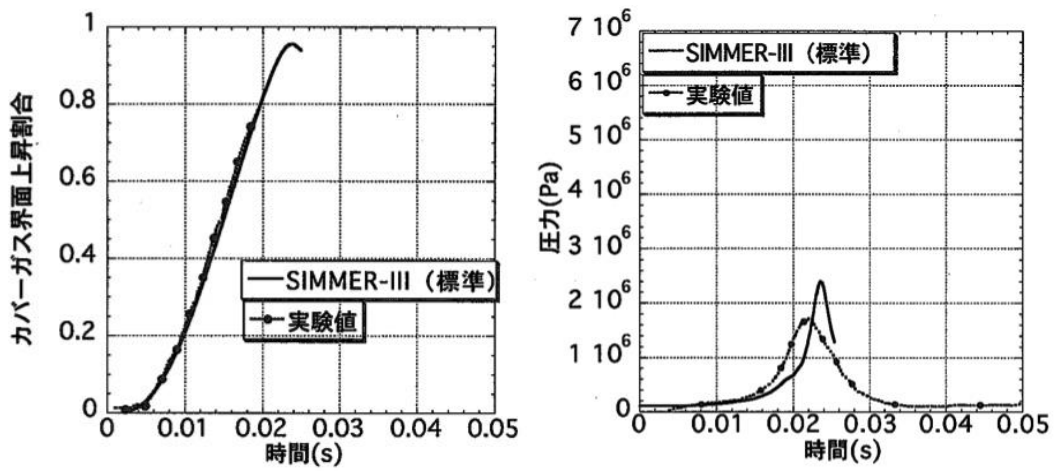
Omega 試験は、高温の水と水蒸気の混合物を水プールの下部から放出し、蒸気泡の成長とカバーガスの圧縮挙動を模擬した試験である。試験装置の概略を第 4.35 図^[17]に示す。解析を行った Omega IV-12 試験は、圧力約 2.136MPa、温度約 215°C、蒸気体積率約 16.7%の高温水を圧力源とした試験である。この試験を第 4.36 図に示す S I M M E R-III による解析体系を用いて解析を行った。解析で得られたカバーガスの界面上昇割合とカバーガスの圧力の時間変化を第 4.37 図に示す。カバーガスの界面上昇割合は、蒸気泡の体積変化に対応する物理量であり、S I M M E R-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、S I M M E R-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^[17]



第 4.36 図 Omega 試験の S I M M E R による解析体系^[17]



第 4.37 図 S I M M E R による Omega 試験解析結果^[17]

(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

S I M M E R 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の方がより重要である。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、S I M M E R 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

S I M M E R 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チ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チ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チ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 S I M M E R 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 S I M M E R 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、物理モデルとしては有効性評価への適用性を有する。一方で、妥当性確認に利用できる実験データベースにはスケールや物質模擬性での限界があること、溶融燃料とナトリウムの接触・混合状態の取扱いに不確かさがあることなどから、有効性評価においてはこれら不確かさを考慮して十分に保守的な条件を含む感度解析を行う必要がある。

(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熔融燃料と燃料粒子及び蒸気泡による液体プールの揺動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及び蒸気発生により励起される二相流動を表現できるかが重要である。固液試験では試験結果で見られる液面の破碎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、気液試験では液体プール中の流動パターンと蒸気泡によって励起される波の振幅と振動数をほぼ再現できており、遷移過程における熔融燃料と未熔融の燃料が混在して流動する固液の流動現象と未熔融燃料が全て溶解した熔融燃料プール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。ただし、妥当性確認の対象として試験はスケール及び物質模擬性の制約により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、これらの不確かさの影響を考慮して十分に保守的な想定を用いる必要がある。

(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熔融燃料プール形成に比べて早いいため、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熔融・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) 燃料からスチールへの熱移行

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チールへの熱移行を支配する現象を明らかにし、S I M M E R の有効性評価への適用性を確認した。ただし、S I M M E R は、液体スチ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、高温高压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。高温高压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 プロジェクトー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 pool thermal hydraulics at CEA and KfK,” IWGFR/89, Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors, O-arai, Ibaraki, Japan, June 6-9. 1994.
- [15] H. Yamano, et al., “Interpretation of the CABRI-RAFT TPA2 Test,” JNC-TN9400 2005-045, (2005).
- [16] S. Kondo, et al., “Phase 2 code assessment of SIMMER-III; A computer program for LMFR core disruptive accident analysis,” JNC-TN9400 2000-105, (2000).

[17] 山本他、“SIMMER-III コードを用いた Omega 試験解析” PNC-TN9410 98-032, (1998).

空間依存動特性解析機能の妥当性確認

1. はじめに

S I M M E R 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原子炉出力の変化、すなわち空間依存動特性を改良準静近似手法により解析する。また、中性子束分布の計算には Sn 法による中性子輸送理論が用いられる。本資料では、遷移過程解析に見られるような炉心物質の配位が大きく変化する状態への Sn 輸送理論の適用性、即発臨界超過時のように原子炉出力が急速に変化する過渡条件への改良準静近似手法の適用性及び S I M M E R 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

遷移過程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、S I M M E R で用いる Sn 法輸送法をモンテカルロ法 (GMVP^[1]) と比較する。ただし、計算で使用する巨視的断面積を核データファイルから内部で計算する S I M M E R と GMVP に入力する巨視的断面積を完全に一致させることは困難であるため、S I M M E R と同じ Sn 法輸送モデルを用いている P A R T I S N^[2] との比較を行い、間接的に S I M M E R の Sn 法輸送計算機能の適用性を確認した。

第 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。ベンチマーク体系は、2 次元 R-Z 体系で行う。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は燃料の 1 次元凝集を模擬した体系であり、全炉心で燃料が沈降し、健全運転状態を基準とした反応度が高くなる。③は燃料スロッシングによる燃料分散を模擬した体系であり、内側炉心燃料を炉心底部に薄く広げ、外側炉心燃料を炉心の外側方向に集めている。④は Sn 法輸送計算の適用が難しいと思われる体系として、上記②の体系に加えて吸収体が局所的に存在した状態を想定する。

第 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 次数効果はいずれも空間解像度に関わり、互いに相殺するという特徴を考慮して、空間メッシュ幅を 5 cm 程度とし、Sn 次数を S4 及び S8 とした。①及び②の体系については、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及び④の体系では実効増倍率の相違が 0.2~0.5%Δk 程度とやや大きくなっているが、これらの体系は、通常深い未臨界状態となっているため有効性評価における重要度が低い条件である。

なお、燃料の濃度が異なる領域が複雑に配置する体系については、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 臨界実験体系において Sn 法輸送計算の適用性が確認されている^[3]。この研究では、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、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示されている。

(2) スナップショット法 (αモードとλモード) による比較

空間依存動特性を改良準静近似で扱う S I M M E R 核計算モデルの妥当性確認の一環として、即発臨界を超過する際の物質分布を模擬した体系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。スナップショット法では、Sn 法輸送モデルを使用し、加えて下記の近似モードの取扱いも可能な P A R T I S N を用いて、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）での解析を行った。

第 2 図に S I M M E R 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 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、S I M M E R によって評価された原子炉出力 (Φ) 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、 $|\alpha| > \text{約 } 10^4 \text{ s}^{-1}$ のときに遅発中性子を無視した α モード（近似）、 $|\alpha| < \text{約 } 10 \text{ s}^{-1}$ のときに λ モード（近似）が成り立つとされるため、S I M M E R の原子炉出力の時間変化から求めた 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 表に S I M M E R 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、S I M M E R 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 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。この図から、S I M M E R 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。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示されており^[4]、解析結果はこれと整合している。

前述のように、S I M M E R の原子炉出力の時間変化により求めた α 値に基づけば、即発臨界超過時の反応度ピークは、 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。上記の反応度と中性子スペクトルについての S I M M E R とスナップショット法の比較結果は、この予想と S I M M E R の解析結果の物理的な整合性を示すものである。

(3) 実効遅発中性子割合の不確かさの影響

「常陽」の炉心設計における実効遅発中性子割合の不確かさは核データの不確かさ、炉心構成などの違い、燃焼状態の影響などを考慮して 10%とされている。ULOF(i) 基本ケースにおいて炉心平均燃料温度を瞬時に約 3700°C まで上昇させ、その後の炉心からの燃料流出によって遷移過程を終了させる即発臨界超過を対象として、この不確かさの影響を評価する解析を実施した。

反応度が 0\$を越えている場合に S I M M E R コードが中性子束分布と巨視的断面積分布から時々刻々求める実効遅発中性子割合に不確かさを考慮するファクターを乗じて振幅関数の時間変化を解析した。具体的には、反応度が大きくなるように評価するため、実効遅発中性子割合を 5%及び 10%減少させた 2 ケースを計算した。

反応度、原子炉出力及び積算出力（放出エネルギー）の解析結果を第 5 図～第 7 図にそれぞれ示す。また、反応度と原子炉出力のピーク値、出力逸走の積算出力を第 3 表に示す。遅発中性子割合を減少させると、反応度と原子炉出力の上昇が早まることで、燃料単相圧あるいは蒸気圧に駆動された燃料分散とドップラ反応度による負の反応度フィードバックも早く発生して出力低下を早めることになる。その結果、

出力逸走による積算出力の増加量、すなわち放出エネルギーはほとんど変わらない（5%減のケースで約1.1%減少、10%減のケースで約1.5%減少）。

「常陽」の即発臨界超過状態の α モード近似（遅発中性子を無視）及び λ モード近似（即発中性子を無視）によるスナップショット法、及びS I M M E Rの改良準静近似法による動的反応度評価結果では、 α モード近似が1.18\$、 λ モード近似が1.09\$、改良準静近似法が1.12\$であり、 α モード近似の反応度は改良準静近似法に対して約5.3%大きい。遅発中性子割合を5%減じたケースとほぼ同様にその発生エネルギーへの影響は小さく、改良準静近似法を用いて「常陽」の即発臨界超過挙動を解析することは妥当である。

(4) 反応度変化に対応した出力計算

1点近似動特性方程式を数值的に解いて、急速な反応度変化（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計算した。

第8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1点近似動特性方程式及びS I M M E Rの外部反応度として入力して原子炉出力（振幅関数）の時間変化を計算した。第9図に原子炉出力の時間変化の比較結果を示す。この図から、1点近似動特性方程式を数值的に解いた結果とS I M M E Rの振幅関数方程式による計算結果がよく一致していることが確認できる。

以上より、即発臨界超過の急速な反応度変化があった場合の原子炉の出力変化をS I M M E Rにより適切に解析できることを確認した。

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 (1 σ)			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

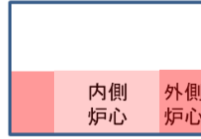
第3表 遅発中性子割合の不確かさの影響

ケース	反応度ピーク(\$)	出力ピーク(MW)	出力逸走の 放出エネルギー (MJ)
基本ケース	1.109	6190	938
5%減	1.116	6056	928
10%減	1.122	6027	924

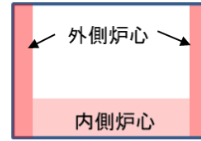
①基準
(健全運転状態)



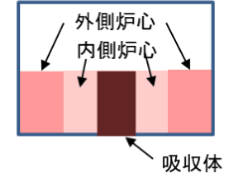
②沈降
(反応度高)



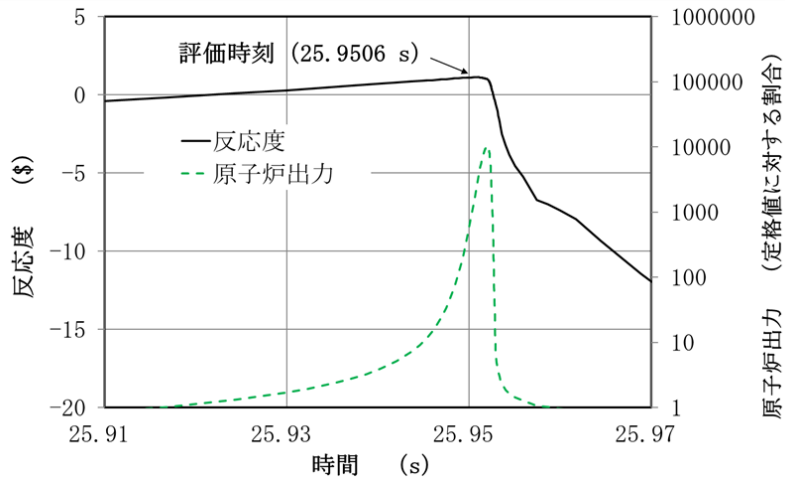
③分散
(反応度低)



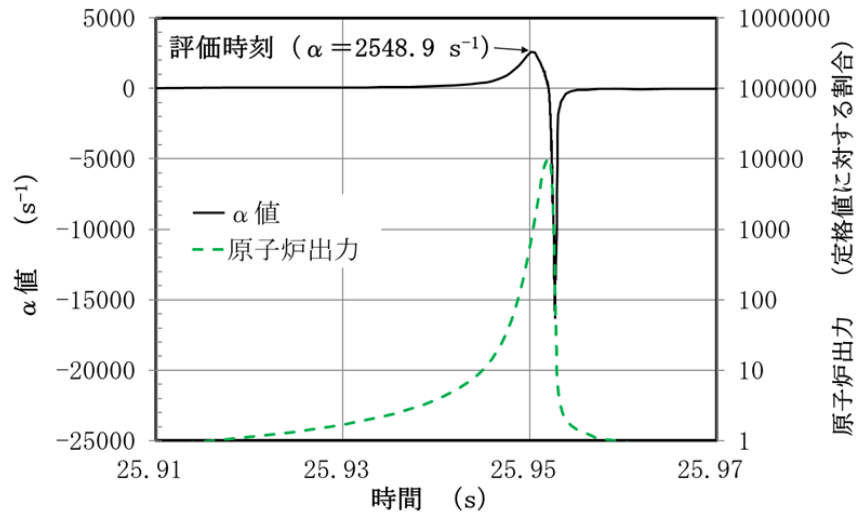
④沈降+局所吸収体
(反応度低)



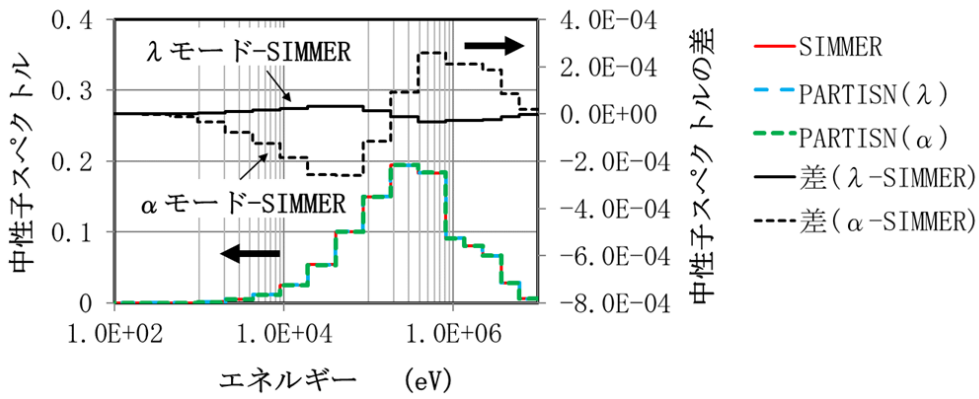
第1図 Sn法輸送計算の適用性検討のためのベンチマーク体系



第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 (S I M M E Rによる評価)

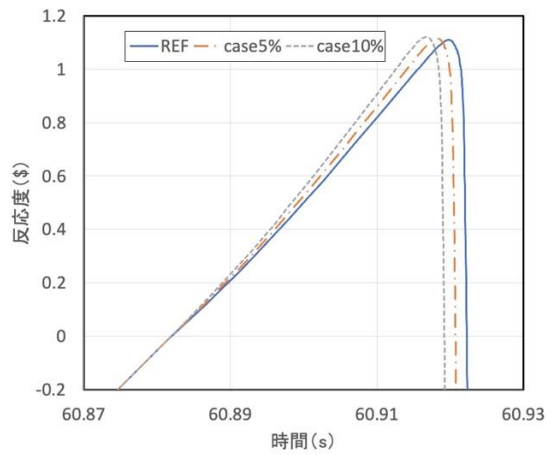


第3図 原子炉出力の時間変化から算出したα値

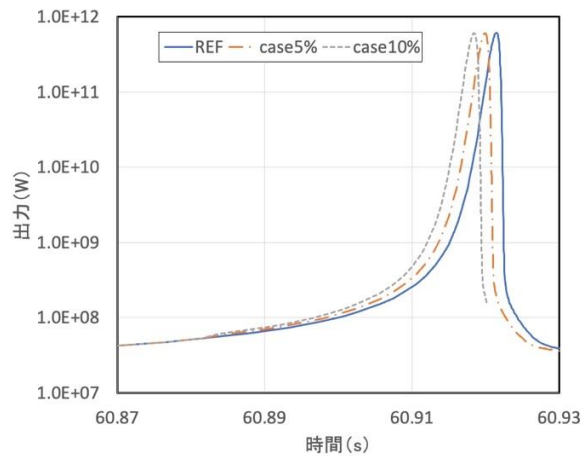


第4図 中性子スペクトルの比較

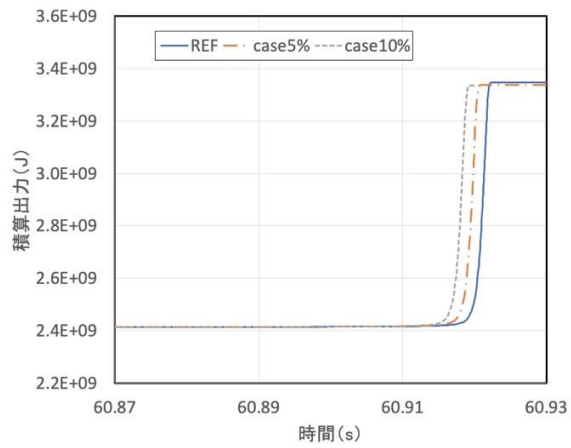
※ SIMMER (赤線) とPARTISNの各近似モード (青線及び緑線) での中性子スペクトルが示されているが、目視ではそれらの差について確認することができない。そのため、SIMMERを基準とした中性子スペクトルの差についてもあわせて図示している。



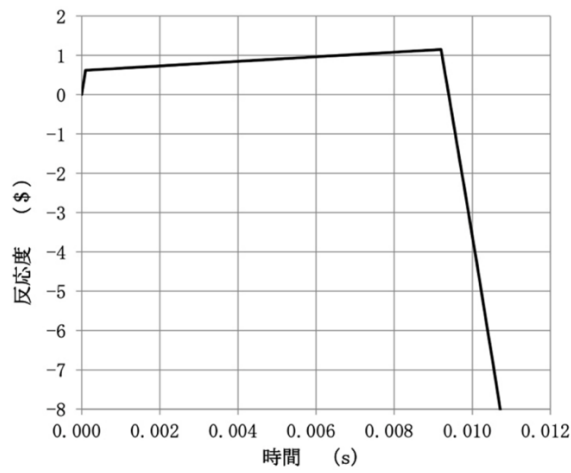
第5図 反応度時間変化



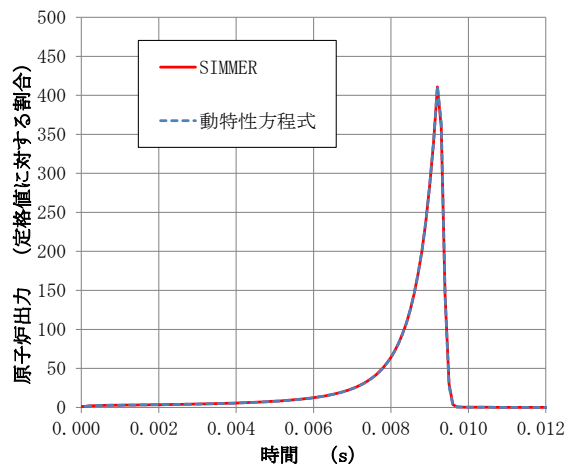
第6図 出力時間変化



第7図 積算出力時間変化



第8図 反応度の時間履歴



第9図 原子炉の出力変化の比較

S I M M E R の多成分多速度場モデルのスロッシング挙動への適用性

1. はじめに

S I M M E Rによる ULOF 及び UTOP の解析において、損傷した燃料とスチールからなる炉心物質の流動はそれぞれの物質成分毎に異なる速度場を与えている。これは燃料とスチールは炉心物質内で発生する FP ガスやスチール蒸気、局所的な FCI によって常に攪拌される一方で、密度差による重力分離が生じれば中性子吸収材としてのスチールが燃料と分離すること及び燃料上部に形成されるスチール層による中性子反射効果が反応度に影響を及ぼすと考えられるためである。

炉心物質の流動、とくに水平方向の揺動（スロッシング）は炉心物質の凝集による即発臨界超過挙動を支配する重要現象であり、炉内外試験の検証解析によって S I M M E R の妥当性を行っている。これらの試験は、水、鉛ビスマス、熔融燃料を用いているが、相対速度を有する多成分の流体を用いた試験ではない。このため、密度差のある多成分の相対流動解析の妥当性を確認し、これらの単成分による流動挙動の妥当性と合わせて燃料とスチールの 2 つの物質成分からなる炉心物質流動に S I M M E R コードを適用することの妥当性を示す。

2. 妥当性確認

2.1 検証課題 1

解析を実施した課題は、DOE/EPRI が実施した 2 速度場解析コードベンチマーク^[1]からとった Problem 2.4 “A gravity-driven inter-penetration and separation (one dimensional sedimentation : 1 次元沈降問題)” である。

(1) 解析体系

解析体系を第 1 図^[2]に示す。解析は 1 次元体系として、深さ 1m の軽い液体の上に深さ 1m の重い液体を設定した初期状態から、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析する。それぞれの液体の密度、重力、相間抵抗係数は以下の通りである。

$$\rho_1 = 1.0 \text{ (heavy phase)}$$

$$\rho_2 = 0.999 \text{ (light phase)}$$

$$\text{Gravity: } 2(\rho_1 - \rho_2)/(\rho_1 + \rho_2)g = 1.0$$

$$\text{Friction: } F = C_f(\alpha_1\rho_1 + \alpha_2\rho_2)\alpha_1\alpha_2(u_2 - u_1)$$

$$C_f = 2.0$$

(2) 解析結果

ベンチマークに参加した他の解析コードの結果を第 2 図に、S I M M E R の解析結果を第 3 図に示す。左上から右下の 4 つのプロット図で、2、4、6、8 秒後の軽い液体の体積率の軸方向分布を示している。解析メッシュの分割数は 20 メッシュと 80 メッシュの 2 ケースを実施した。この解析課題には理論解が存在し、第 2 図の黒い菱形、あるいは第 3 図の凡例で ASOL としている点線が理論解である。

理論解との比較結果から S I M M E R は比重の異なる 2 液体の重力による入れ替わりを適切に解析で

きている。また、S I M M E R は比較的M I N C S に近い結果となっているが、少ないメッシュ数 (20 メッシュ) で解析した場合、M I N C S では数値拡散のために理論解における 8 秒後の体系中央部分の折れ曲がりが見失われているのに対して、S I M M E R はこれを捉えることが出来ている。

2.2 検証課題 2

解析を実施した課題は、DOE/EPRI が実施した 2 速度場解析コードベンチマーク^[1]からとった Problem 4.1 “A transient behavior of gravity-driven overturning motion of the two liquid components having different densities in a two-dimensional tilted geometry (two-dimensional sedimentation: 2次元沈降問題)” である。

(1) 解析体系

解析体系を第 4 図^[2]に示す。解析は 1 次元体系として、幅 1.5m、深さ 2m で 10° 傾けられた矩形容器内の下部 1m に軽い液体、上部 1m に重い液体を設定し、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析する。それぞれの液体の密度、重力、相間抵抗係数は 2.1 節の 1 次元沈降問題と同じである。

(2) 解析結果

S I M M E R の解析結果を第 5 図に示す。2 秒及び 4 秒後の軽い液体の体積率分布の等高線図 (0.2, 0.5, 0.8) を示している。この解析課題には理論解が存在せず、また、傾けた体系を解析する難しさから、他のコードとしては P H O E N I C S - V L による解析結果のみが示されている。この結果を第 6 図に示す。理論解が存在しないために、S I M M E R コードの妥当性の定量的な評価は困難であるが、P H O E N I C S - V L の解析結果と同様の物質分布の時間変化を解析していることから、S I M M E R 及び P H O E N I C S - V L の両解析コードは定性的には密度の異なる 2 液体の重力による 2 次元的な入れ替わり挙動を適切に解析できていると判断した。

2.3 検証課題 3

解析を実施した課題は、Snabre による粒径の異なる粒子が混合した状態からの分離沈降実験^[3]である。この試験では、粒子径の異なる 2 種類 (25 μ m 及び 190 μ m) のポリメチルメタクリレート (PMMA) 粒子を水中に懸濁させてその沈降挙動を測定した。2 種類の粒子は粒径の違いから水との抵抗係数が異なり、大きな粒子は小さな粒子よりも早く沈降する。したがって、この試験では水、小粒子、大粒子がそれぞれ異なる速度で流動することになり、3 速度場の流動解析機能の検証に適している。なお、試験では 2 種類の粒子は異なる蛍光染料で染色され、異なる波長のレーザーで照射することでそれぞれの空間分布が独立に可視化されている。

(1) 解析体系

試験装置は幅 4cm、奥行き 2cm、高さ 12cm の矩形容器でその内部に 2 種類の粒子を均一に分散させた初期状態から粒子が沈降する。解析ではこれを 52 メッシュの 1 次元体系でモデル化した。

(2) 解析結果

試験を開始して 806 秒後における試験結果と解析結果を比較した図を第 7 図^[4]に示す。解析結果の白丸が小粒子、黒丸が大粒子の体積率分布である。試験結果では「b」が小粒子の分布、「b'」が大粒子の分布をそれぞれ異なる波長のレーザーで照射して撮影した結果である。SIMMER コードはそれぞれの粒子の空間分布を適切に再現しており、3 速度場の流れの解析機能の妥当性が確認された。

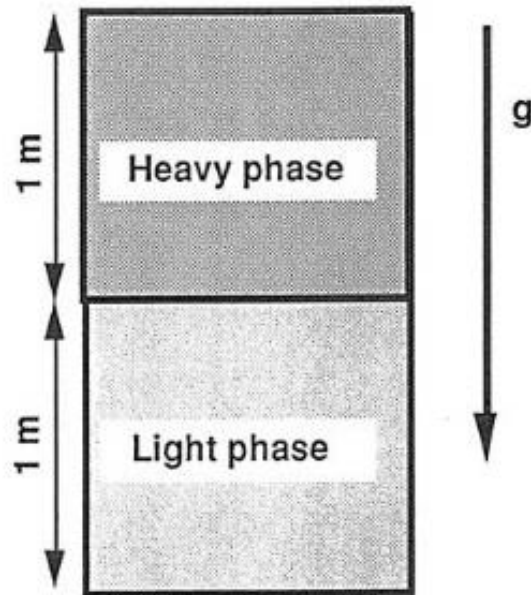
3. 考察とまとめ

密度の異なる液体が混在して相対的に流動する体系への SIMMER の適用性を確認した 3 つの検証解析例を示した。いずれの検証解析においても SIMMER は理論解、他のコードの比較、試験結果との比較において適切な結果を与えており、SIMMER は多速度場の液体の流動を適切に解析できることを確認した。これまでに実施した炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動を解析する妥当性の確認に加えて、今回の多速度場の流動機能の妥当性を確認したことにより、SIMMER は密度の異なる燃料とスチールが混在した炉心物質の揺動挙動を適切に解析できると判断した。

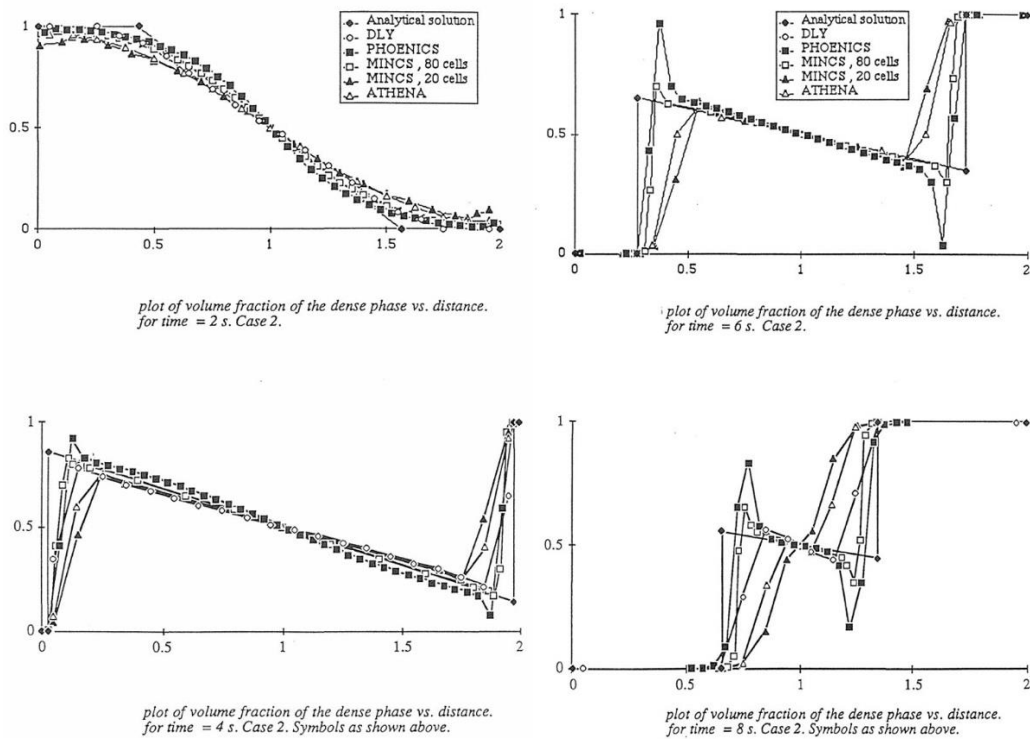
また、即発臨界超過直前の温度状態では燃料とスチールの密度比は約 10:7 程度で、燃料のほとんどは固化した燃料粒子あるいは未熔融の燃料ペレットからなり、その粒子径は燃料ペレットの粒径以下の数 mm 以下程度でスチールと緊密に混合している。このことから、即発臨界超過を駆動するような数秒間の時間における流動では、密度差の違いによる燃料とスチールの相対運動は顕著とはならず、むしろ燃料とスチールは一体化して流動し、これまでの炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動の妥当性確認の成果をそのまま適用することができるものと判断される。

参考文献

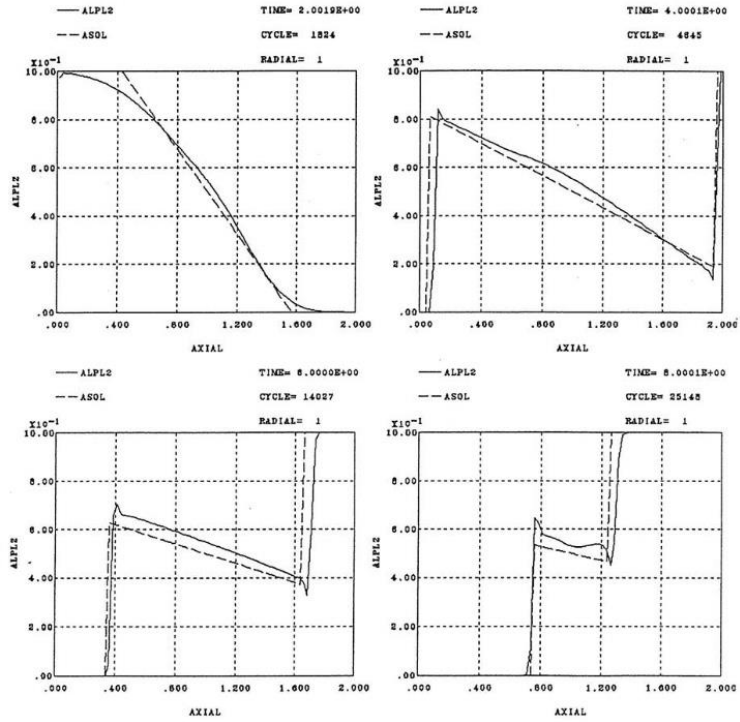
- [1] D. P. Spolding et al., “Problem specification and collated solutions of the two-phase flow numerical- benchmark experience 1986-7”, DOE/EPRI Second Int. Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Troy, New York, 16-20 March, 1987.
- [2] Phase 1 code assessment of SIMMER-III, A computer program for LMFR core disruptive accident analysis, JAEA-Research 2019-009.
- [3] P. Snabre, et al., “Size segregation and particle velocity fluctuations in settling concentrated suspensions”, Rheol. Acta, Vol.48, pp.855-870, 2009.
- [4] Y. Tobita, et al., “Development of the evaluation methodology for the material relocation behavior in the core disruptive accident of sodium-cooled fast reactors”, J. Nucl. Sci. and Tech., Vol.53, No.5, pp.698-706, 2016.



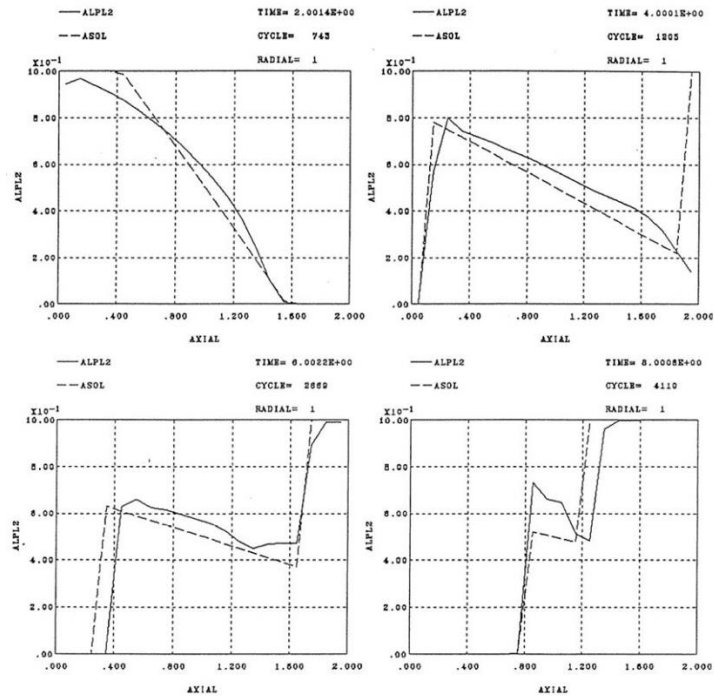
第1図 1次元沈降問題解析体系^[2]



第2図 1次元沈降問題 他のコードによる解析結果^[2]

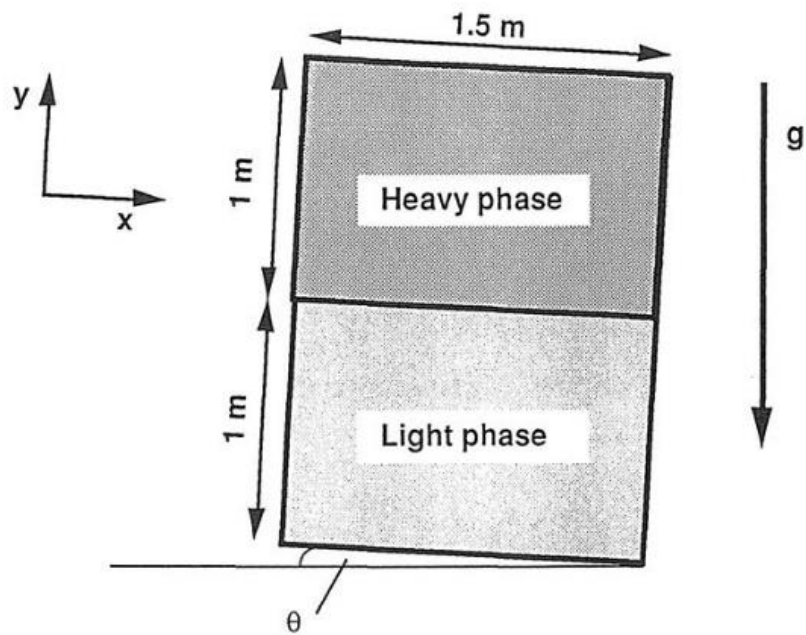


(a) 80 メッシュ解析結果

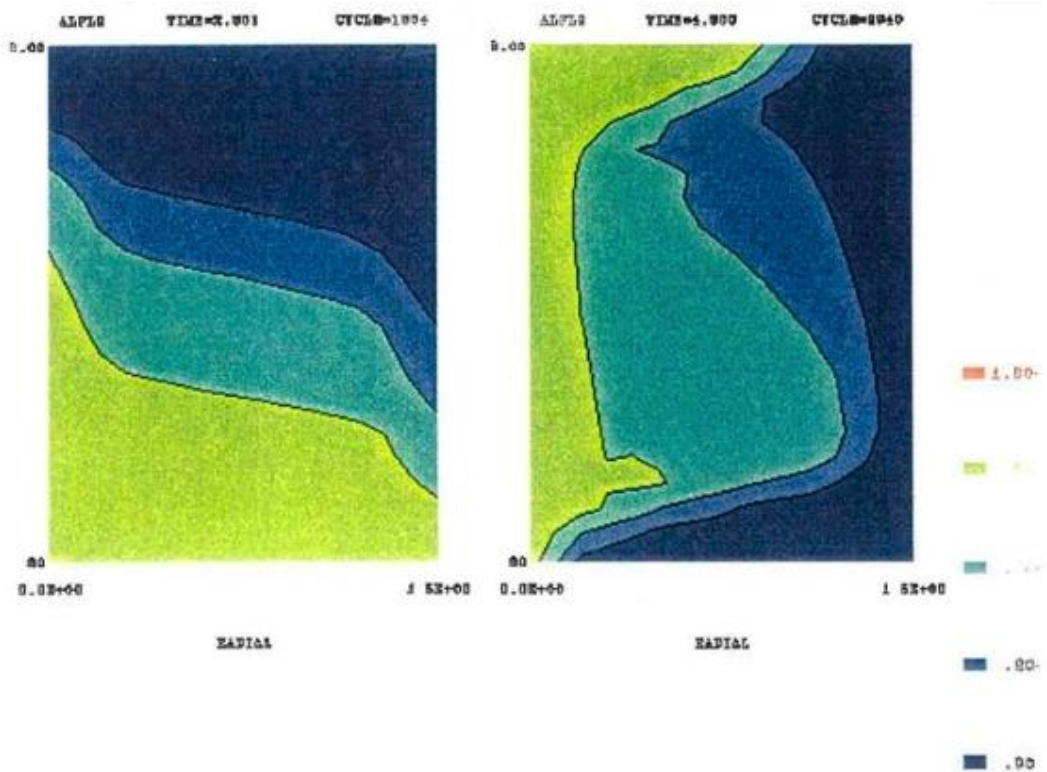


(b) 20 メッシュ解析結果

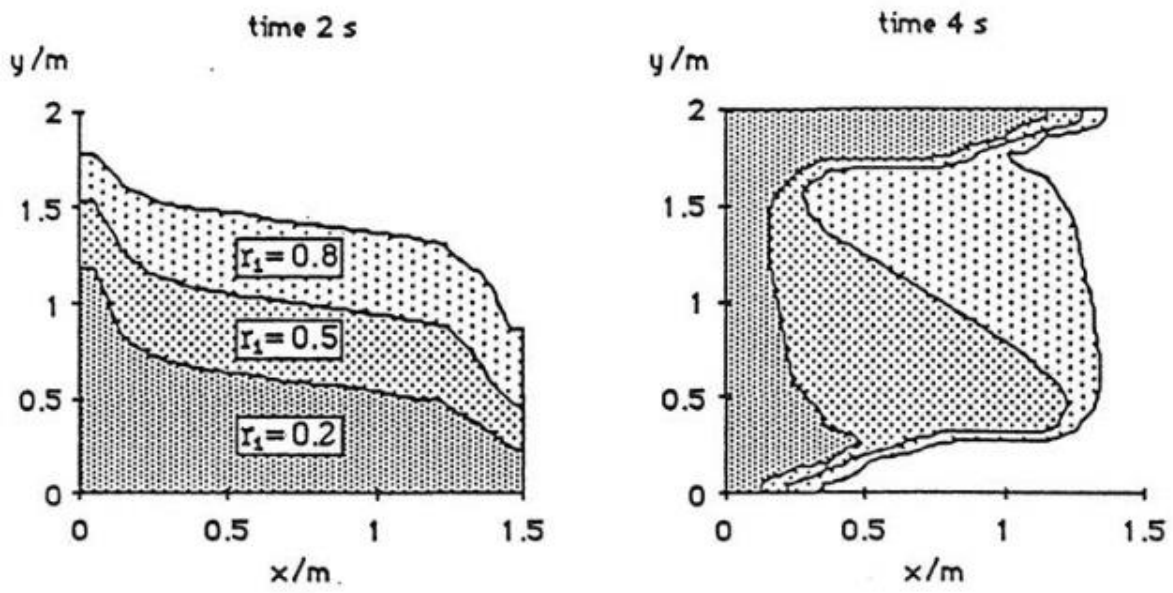
第3図 1次元沈降問題 SIMMER による解析結果^[2]



第4図 2次元沈降問題解析体系^[2]



第5図 2次元沈降問題 SIMMERによる解析結果^[2]



第6図 2次元沈降問題 PHOENIX-VLによる解析結果^[2]

著作権の関係から公開できません。

第7図 Snabre^[3]らによる粒子沈殿試験の解析結果と試験結果の比較^[4]

第 5 部

P L U G

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、P L U G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。

なお、P L U Gは他の計算コードとは異なり、機械的エネルギーの解析の結果を受けて原子炉容器内の圧力変化に対する回転プラグの過渡応答とプラグの間隙からのナトリウムの格納容器（床上）への噴出量を解析するための専用目的の簡易コードである。このため、回転プラグ応答及びナトリウム噴出の解析に用いる基本モデルの検証を行うことにより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. 重要現象の特定

P L U G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、格納容器破損防止措置の有効性評価の評価項目のうち、「・・・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。

ナトリウム噴出量の解析に影響を及ぼす重要現象及びモデル化が必要な項目は以下の通りである。

- (1) 全てのプラグとボルトのモデル化：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
- (2) プラグ間の間隙の発生時刻及び継続時間：各プラグ働く圧力、プラグ間の抗力、連結ボルトの抗力のバランスから全てのプラグの相対運動を動的に計算
- (3) 連結ボルトの健全性：弾塑性解析により判定
- (4) ナトリウムの格納容器（床上）への噴出の有無及び噴出量：ナトリウムのプラグ間隙内への浸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

3. 解析モデルについて

上記重要現象に関わるP L U Gの解析モデルを以下に説明する。P L U Gは、機械的エネルギーの発生に伴うプラグ下面（原子炉容器内カバーガス空間）での圧力上昇により負荷を受けるプラグの過渡応答と、プラグ間隙を通じたナトリウムの格納容器（床上）への噴出量を計算する。各プラグの鉛直方向の1次元の運動方程式を連成し、その相対運動を解く。すなわち、質点として扱うプラグ j の運動は、プラグに作用する圧力、被搭載プラグとの間に作用するボルトの抗力、及び搭載プラグとの間に作用するボルトの抗力のバランスを考慮して次式で記述される。

$$m_j \ddot{x}_j = A_j P_j - F_j + \sum_{k \in S_j} F_k \quad (1)$$

ここで

- m : プラグの質量 (kg)
- x : プラグの絶対変位 (m)
- A : プラグの受圧面積 (m²)
- P : プラグの受圧面に作用する圧力 (Pa)
- F_j : プラグ番号 j のプラグとその被搭載プラグ J との間に作用するボルトの抗力 (N)
- S_j : プラグ番号 j のプラグに搭載されるプラグ番号の集合
- 添字 :
 - j : プラグ番号を示す添字
 - k : プラグ番号 j のプラグに搭載されるプラグの番号を示す添字

プラグ同士が衝突する場合には、反発係数を用いて衝突後のプラグの速度を計算する。また、ボルトは弾塑性体としてモデル化され、その応力-ひずみ関係に区分線形関数を用いる。

プラグ間の間隙を通じたナトリウム噴出量の計算には一次元の定常流動方程式（ベルヌーイの式）を使用する。定常の取扱いは簡便であることに加えて、初期の加速時の慣性を無視するなどの保守的なモデル化となっている。具体的には、液体ナトリウムは非圧縮性・非粘性の流体と仮定し、流れは乱流または流れ方向に一様の流速分布を持つものと仮定し、次式で計算する。

$$P_{in} - P_{out} = \frac{1}{2} \rho (V_{out}^2 - V_{in}^2) + \rho g (H_{out} - H_{in}) + \sum_{n=1, N} \Delta F_n \quad (2)$$

ここで

- P : 圧力 (Pa)
- ρ : 密度 (kg/m³)
- V : 流速 (m/s)
- g : 重力加速度 (m/s²)
- 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）を示す添字
- out : プラグ間隙部の出口（プラグ上面）を示す添字
- N : 区分流路の数

ナトリウムの噴出流路となるプラグ間隙の形状は、複雑であり水平方向及び鉛直方向の流路で形成されるため、区分流路毎に摩擦損失及び形状損失を考慮する。

格納容器（床上）、すなわちプラグ上面にナトリウムが噴出するか否かの判定は、プラグ間隙部に流入するナトリウム体積が、プラグ間隙部の体積よりも大きい場合に、噴出したと判断する。

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

PLUGによるプラグの応答及びナトリウム噴出量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、添付1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 P L U G 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. 有効性評価への適用性

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、P L U Gを用いた解析を実施した。これらの解析を通じて、P L U G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。P L U G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、同コードが有効性評価への適用性を有していると判断される。

P L U G の妥当性確認の具体的内容

1. 妥当性確認の方法

P L U G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 表に解析に必要な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 P L U G 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。

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

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。

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

ここで

$$t_0 : \text{パルス状圧力が立ち上がる時刻 (s)}$$

このとき、

$$\omega_1^2 = \frac{E_1 S_V}{M l} \quad (\text{A2.1-3})$$

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

とおくと(A2.1-1)式は、以下のようになる。

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

(A2.1-5)式の理論解は、次式により与えられる。

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

(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。

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

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

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。

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

(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。

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

負荷される圧力が $5.745 \times 10^6 \text{ Pa}$ より小さい場合、ボルトは、弾性変形をする。 $P_1 = 5.0 \times 10^6 \text{ (Pa)}$ 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。

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

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

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

4) 理論値と P L U G 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 P L U G 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。

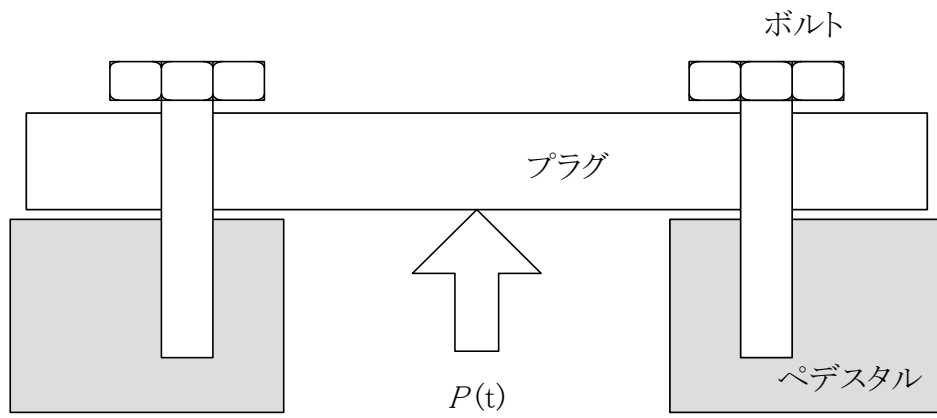
以上から、ボルトの変形が弾性範囲内にある場合におけるプラグ応答の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

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)

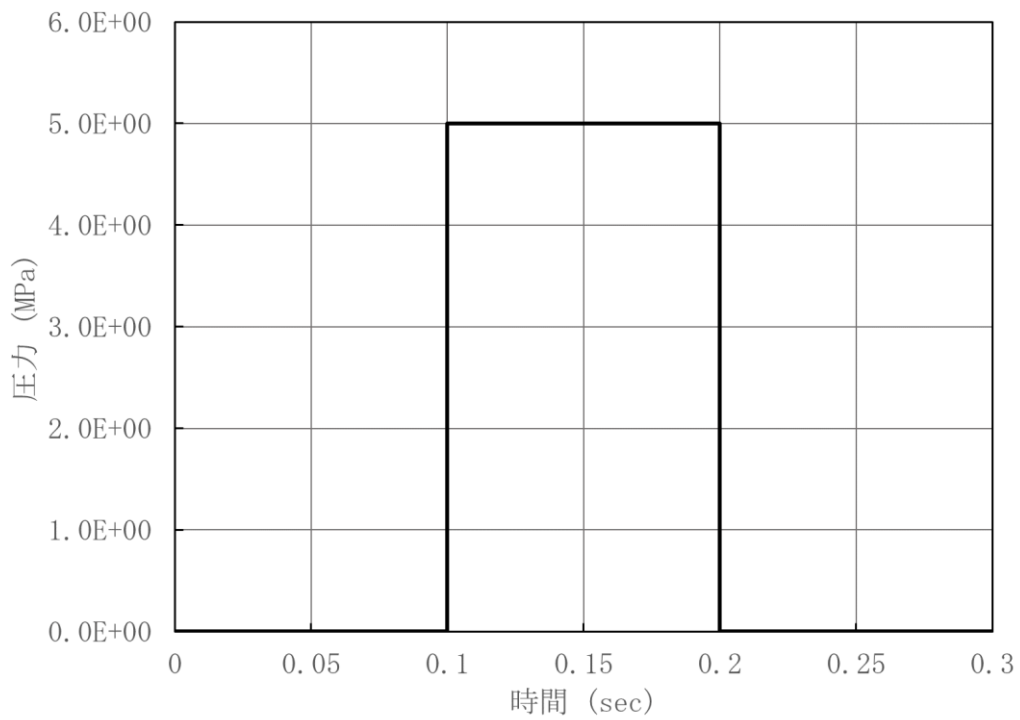
	項目	変数名	値 (単位)
ボルト	初期締付力	—	0.0
	ヤング率	E_1	21000 (kg/mm ²)=2.06×10 ¹¹ (Pa)
	有効長	l	0.19 (m)
	有効断面積	S_v	0.2157 (m ²)
	降伏応力	σ_Y	80 (kg/mm ²)=7.85×10 ⁸ (Pa)
	UTS	σ_u	95 (kg/mm ²)=9.32×10 ⁸ (Pa)
	降伏ひずみ	ϵ_Y	3.81×10 ⁻³
	破断ひずみ	ϵ_u	0.15
プラグ	質量	M	5.638×10 ⁵ (kg)
	受圧断面積	S_P	15.69 (m ²)

第 2.1.2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-1)

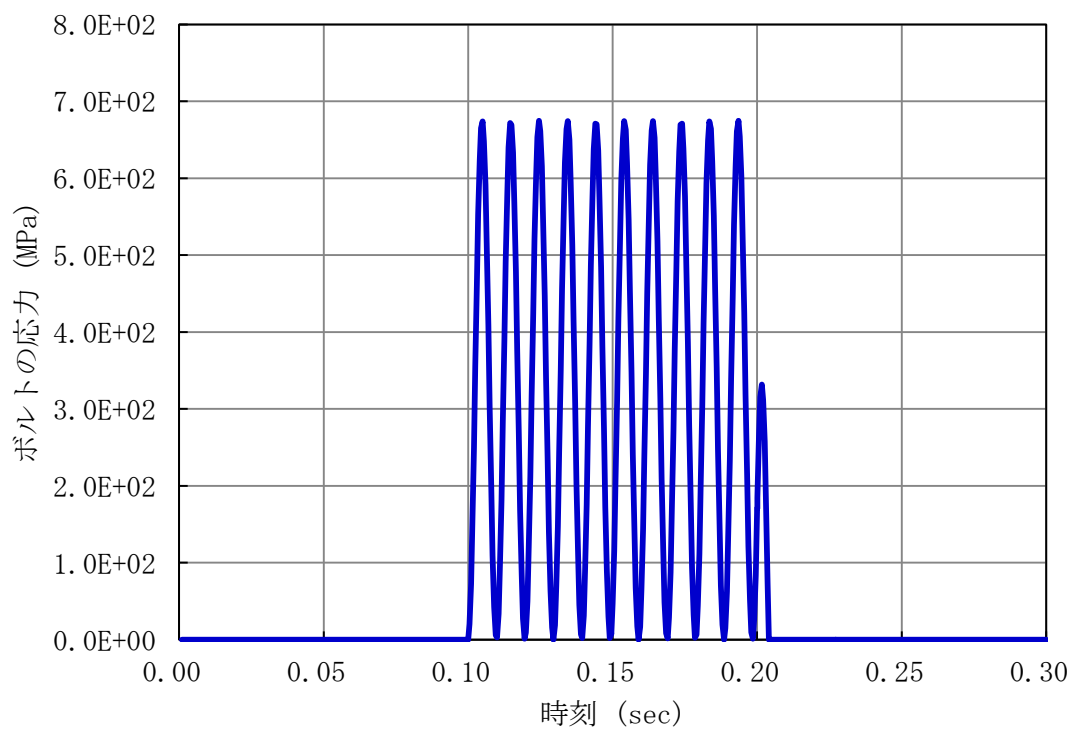
項目	理論値	計算値	理論値との差
プラグの最大変位	6.24×10 ⁻⁴ m	6.22×10 ⁻⁴ m	0.19 %
プラグの最大速度	0.201 m/s	0.206 m/s	-2.81 %
プラグの最大加速度	129.3 m/s ²	133.9 m/s ²	-3.53 %



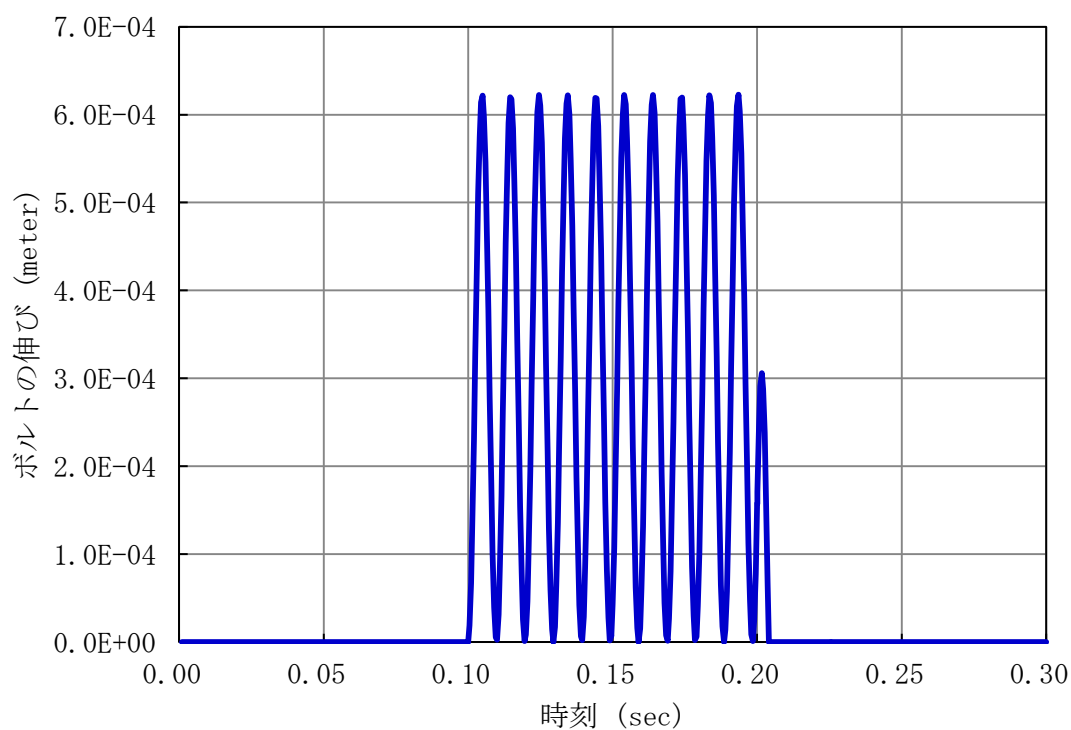
第 2. 1. 1 図 弾性解析の体系 (Case-1)



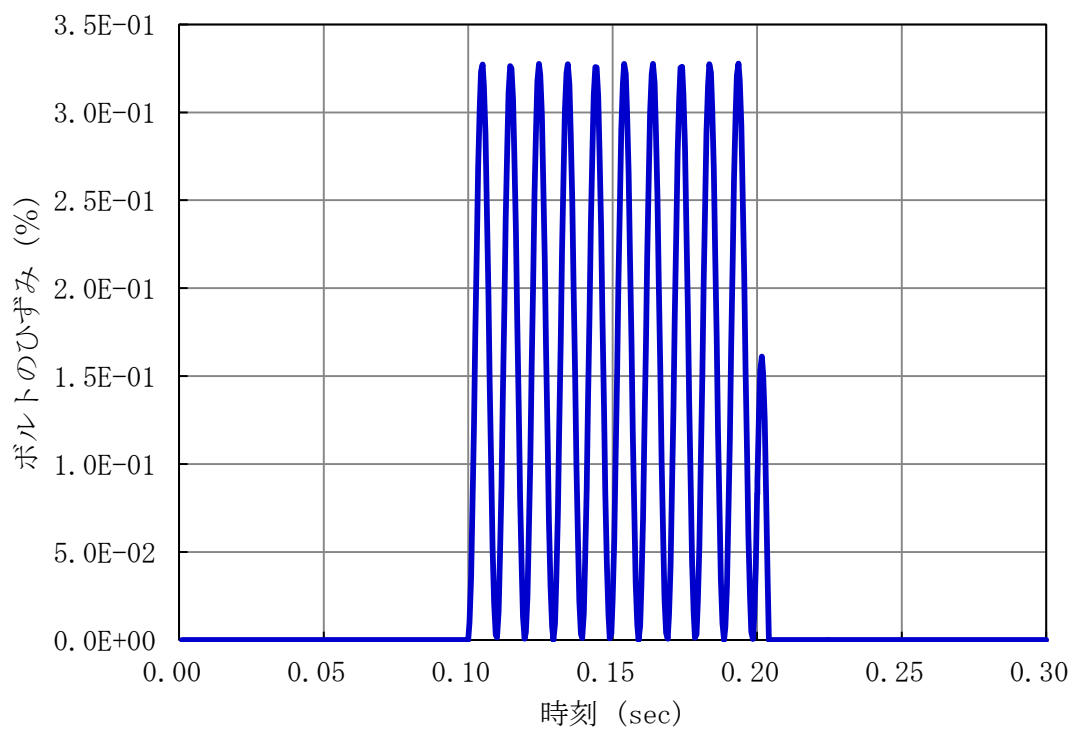
第 2. 1. 2 図 弾性解析の圧力履歴 (Case-1)



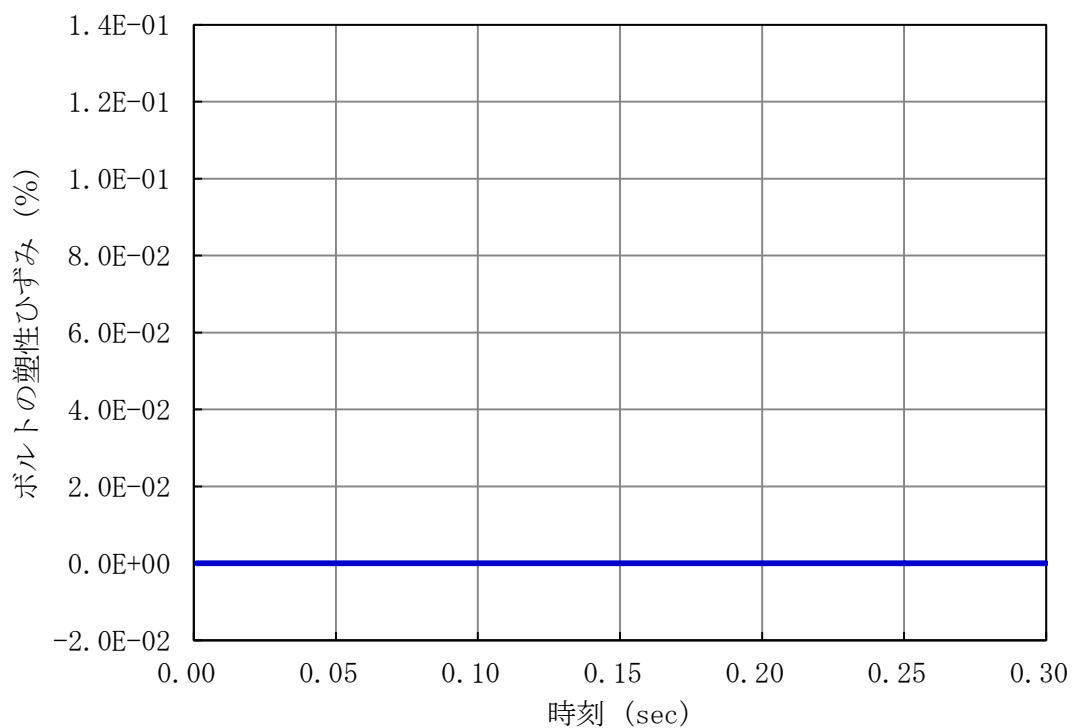
第 2. 1. 3 図 弾性解析のボルトの応力(SI) (Case-1)



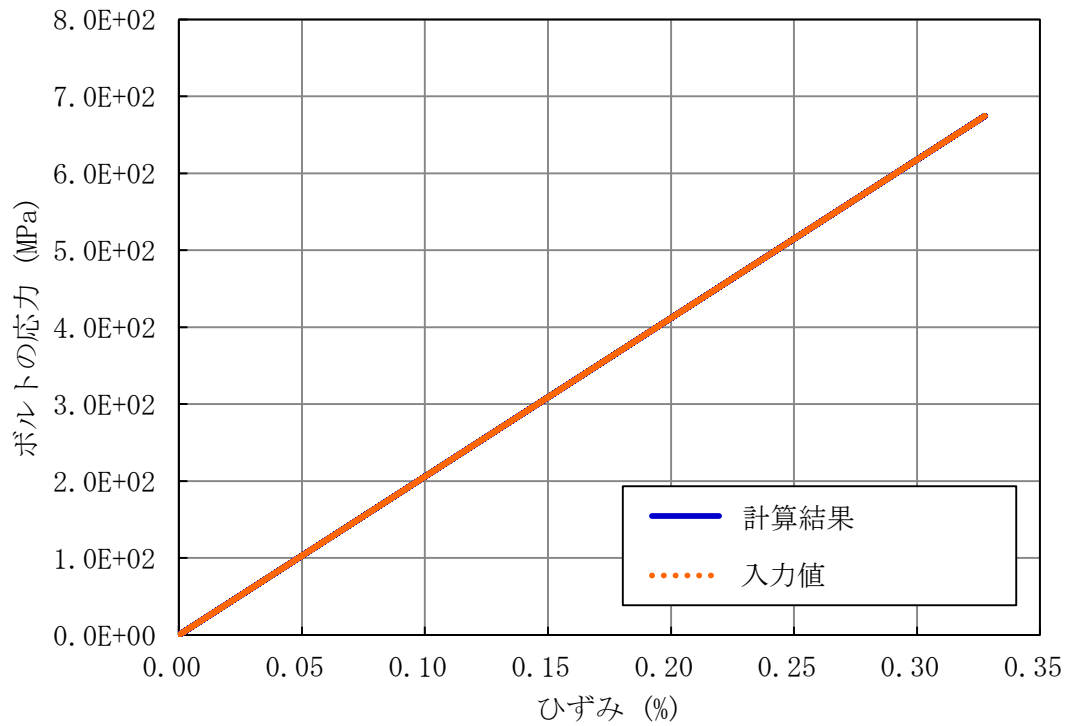
第 2. 1. 4 図 弾性解析のボルトの伸び(XBOLT) (Case-1)



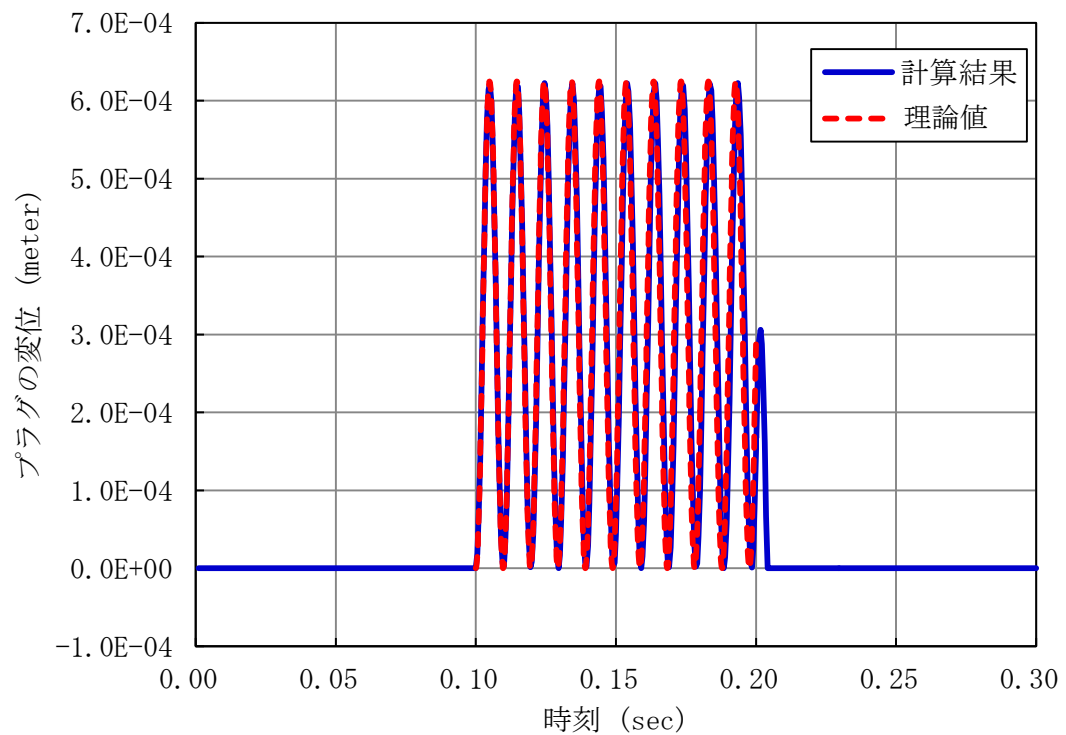
第 2.1.5 図 弾性解析のボルトのひずみ(EP) (Case-1)



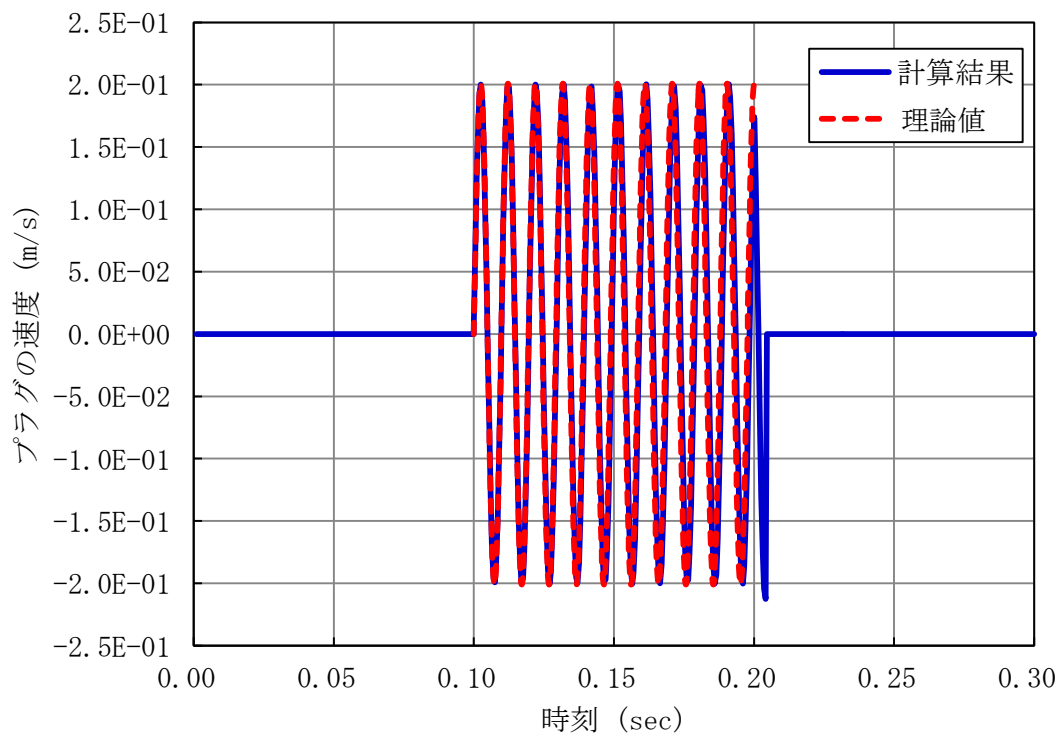
第 2.1.6 図 弾性解析のボルトの塑性ひずみ(PS) (Case-1)



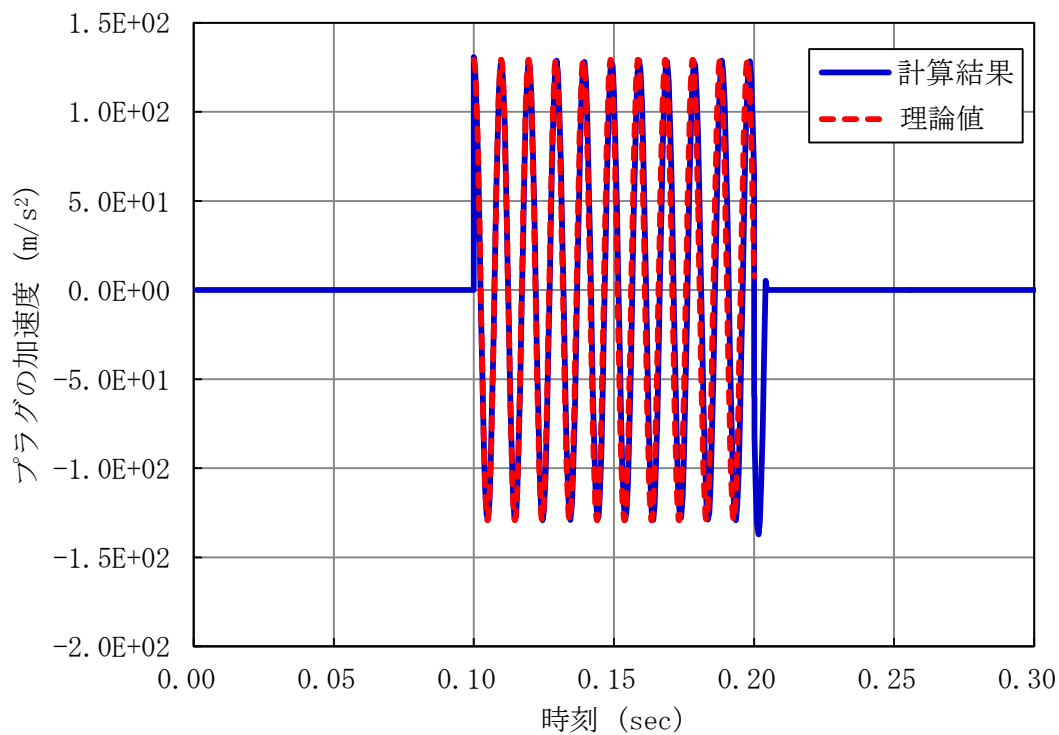
第 2.1.7 図 弾性解析のボルトの応力 (SI) - ひずみ (EP) 関係 (Case-1)



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 P L U G 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。

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

ただし、

$$\omega_1^2 = \frac{E_1 S_V}{M l} \quad (\text{A2.2-2a})$$

$$\beta_1 = \frac{P_2 S_P}{M} - g \quad (\text{A2.2-2b})$$

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。

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

ただし

$$x_1 \leq x_2, \quad x_1 \text{は定数}$$

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

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

を得る。

初期条件は、降伏点Aにおいて

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

である。ただし、

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

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

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

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

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：

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

の一般解を求め、それに(A2. 2-4)式の特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、

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

であり、(A2. 2-4)式の特解は、観察から容易に

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

であることがわかるので、(A2. 2-4)式の一般解として

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

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。

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

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

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、

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

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

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

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

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

を得る。

4) 理論値とPLUGによる計算値の比較

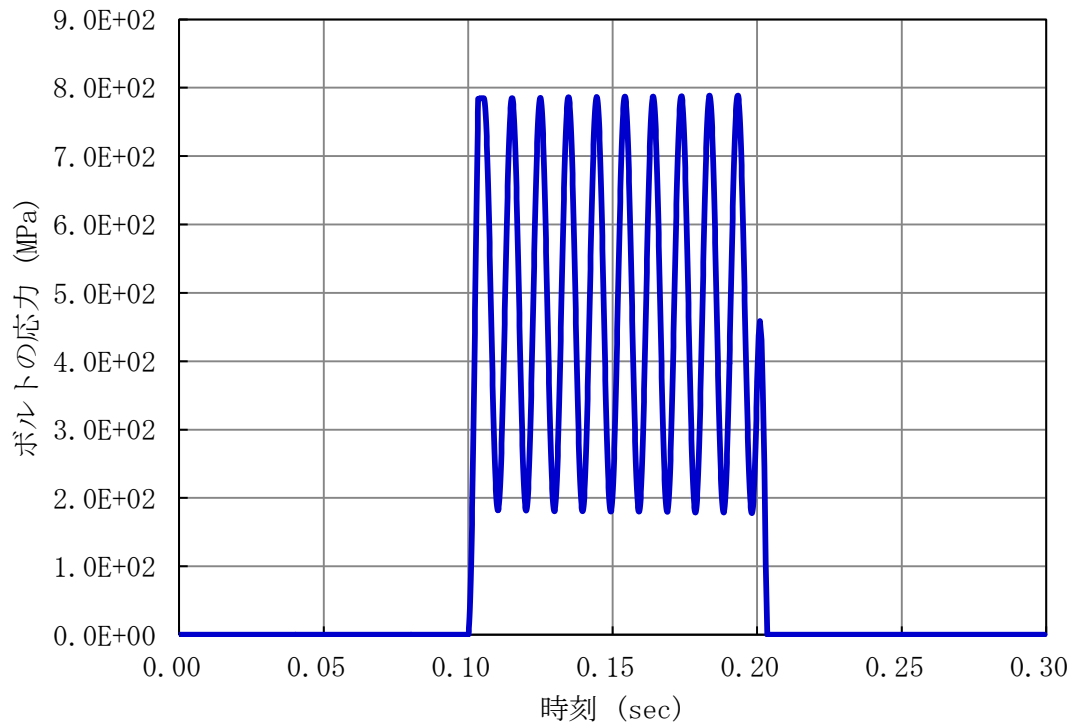
第2. 2. 1図～第2. 2. 8図にボルトの応力(SI)、伸び(XBOLT)、ひずみ(EP)、塑性ひずみ(PS)、ボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係、プラグの変位(XD)、速度(XV)、加速度(XA)をそれぞれ示す。第2. 2. 6図～第2. 2. 8図には、理論値を重ねて示した。ただし、理論値の表示領域は、弾性状態から塑性状態に至り、最大変位を記録するまでとした。第2. 2. 1表にプラグの最大変位について、理論

値と P L U G 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。

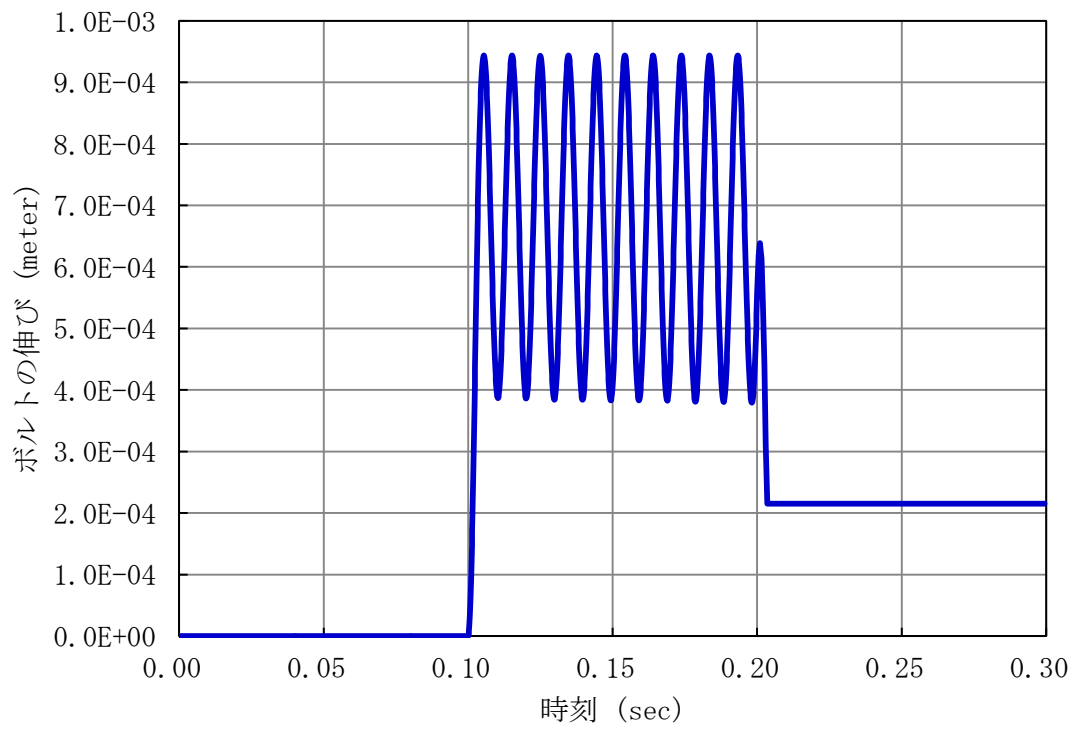
以上から、ボルトの変形が弾性範囲を超えた場合におけるプラグ応答の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

第 2. 2. 1 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-2)

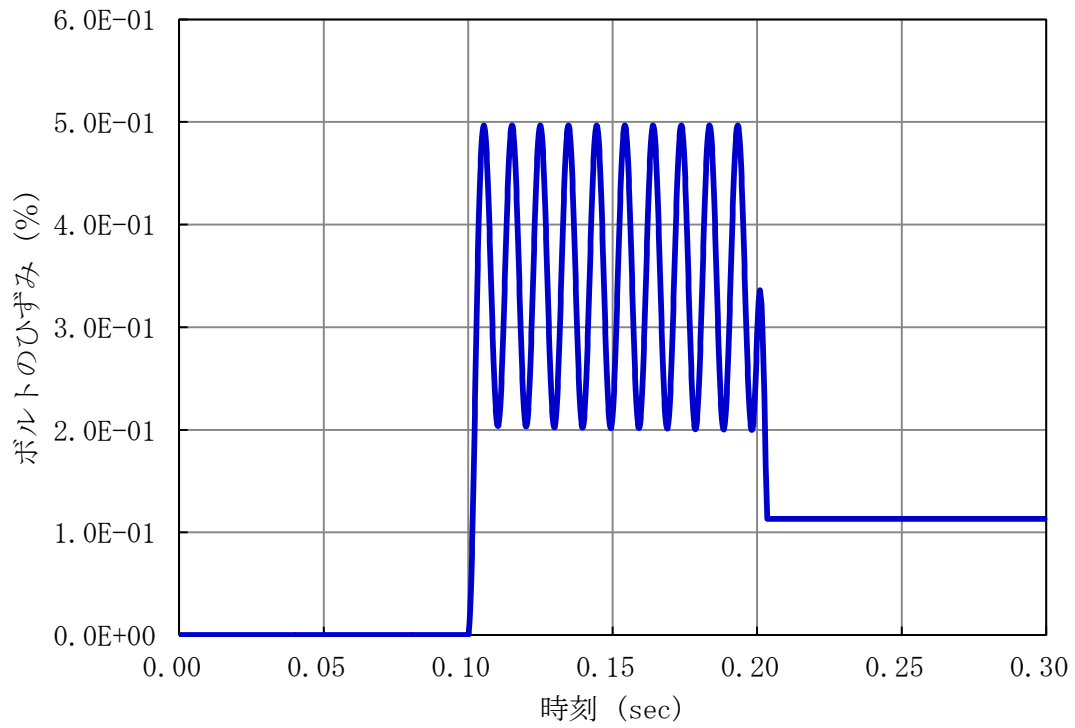
項目	理論値	計算値	理論値との差
プラグの最大変位	$9.427 \times 10^{-4} \text{ m}$	$9.436 \times 10^{-4} \text{ m}$	-0.09 %



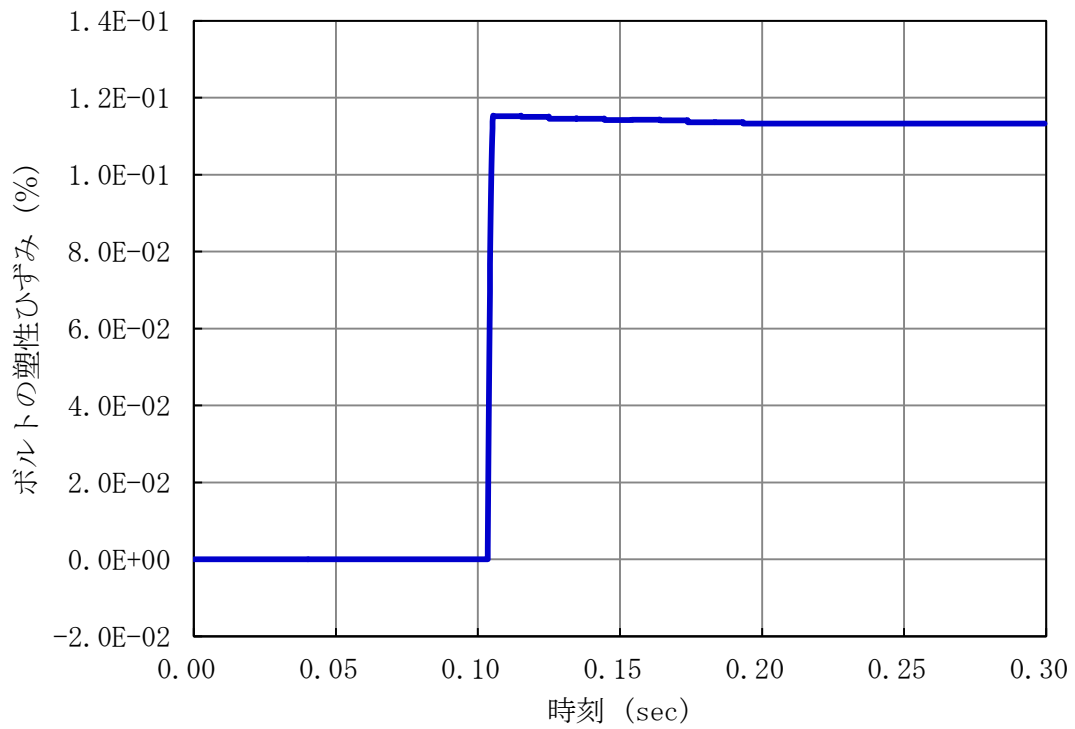
第 2. 2. 1 図 弾塑性解析のボルトの応力 (SI) (Case-2)



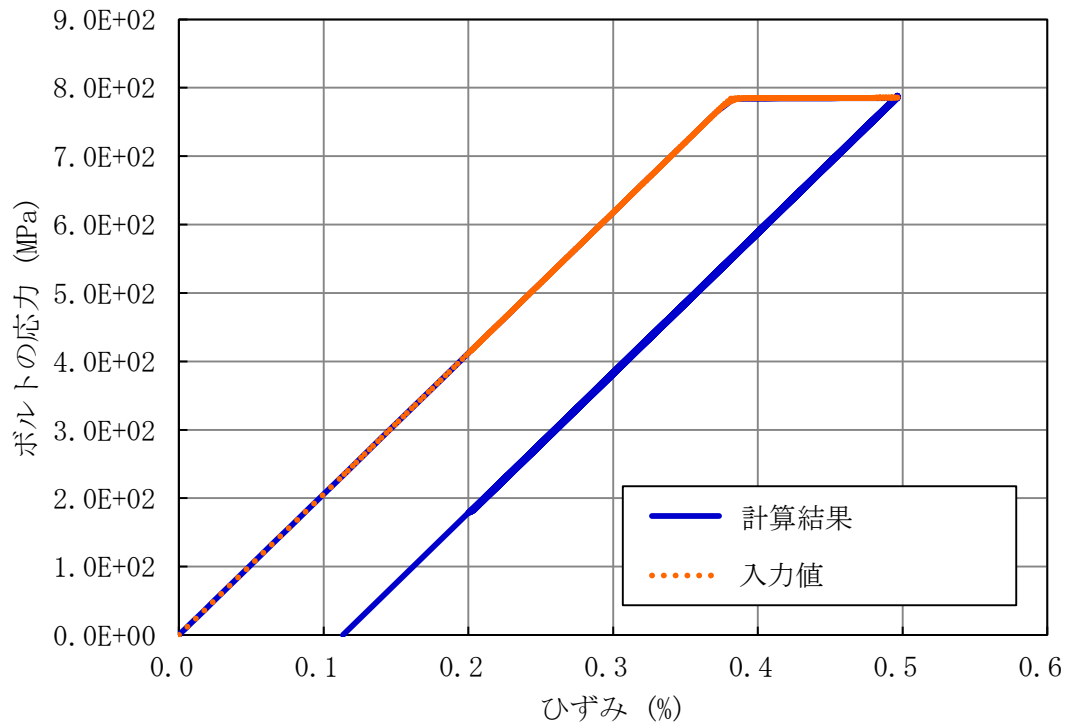
第 2. 2. 2 図 弾塑性解析のボルトの伸び (XBOLT) (Case-2)



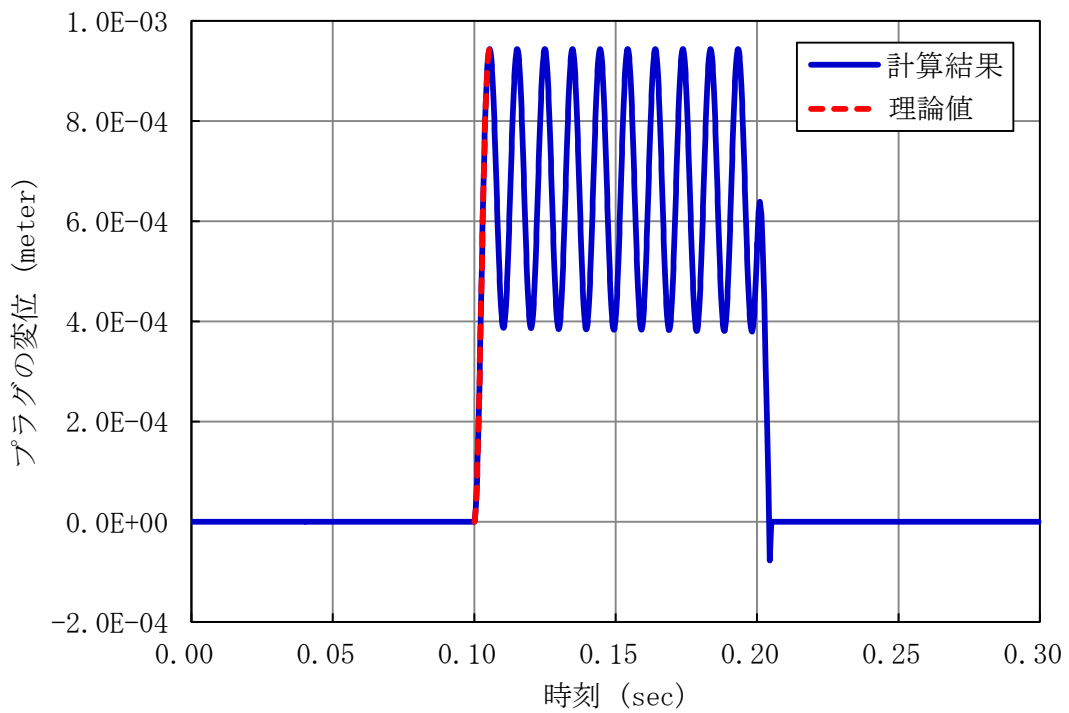
第 2. 2. 3 図 弾塑性解析のボルトのひずみ (EP) (Case-2)



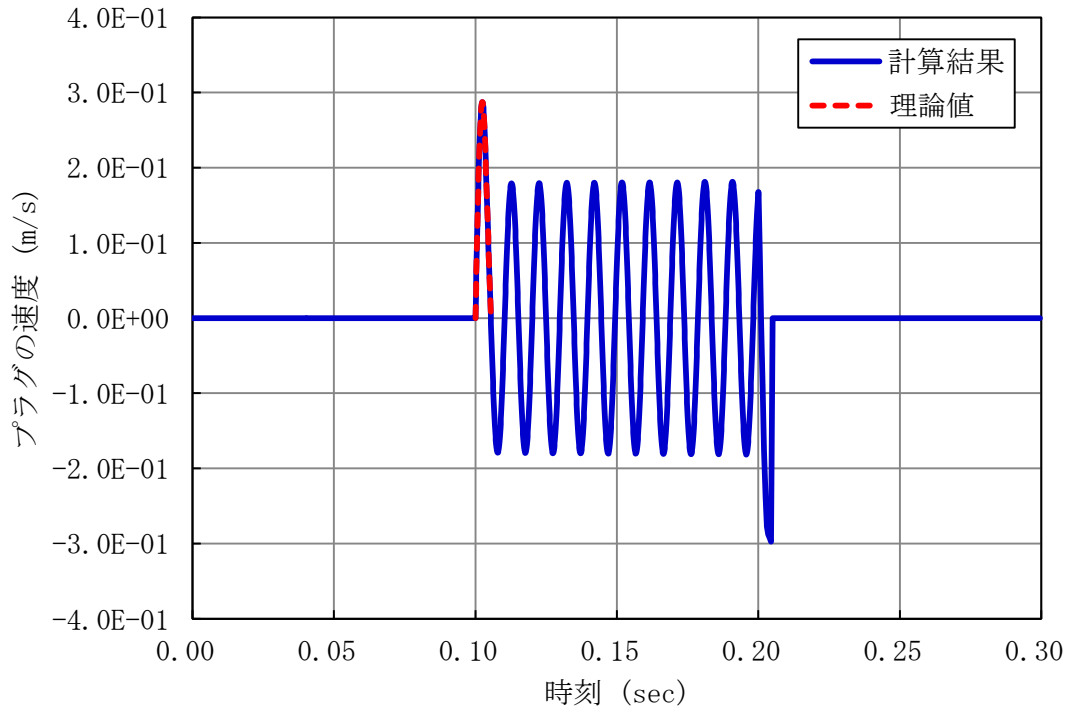
第 2. 2. 4 図 弾塑性解析のボルトの塑性ひずみ (PS) (Case-2)



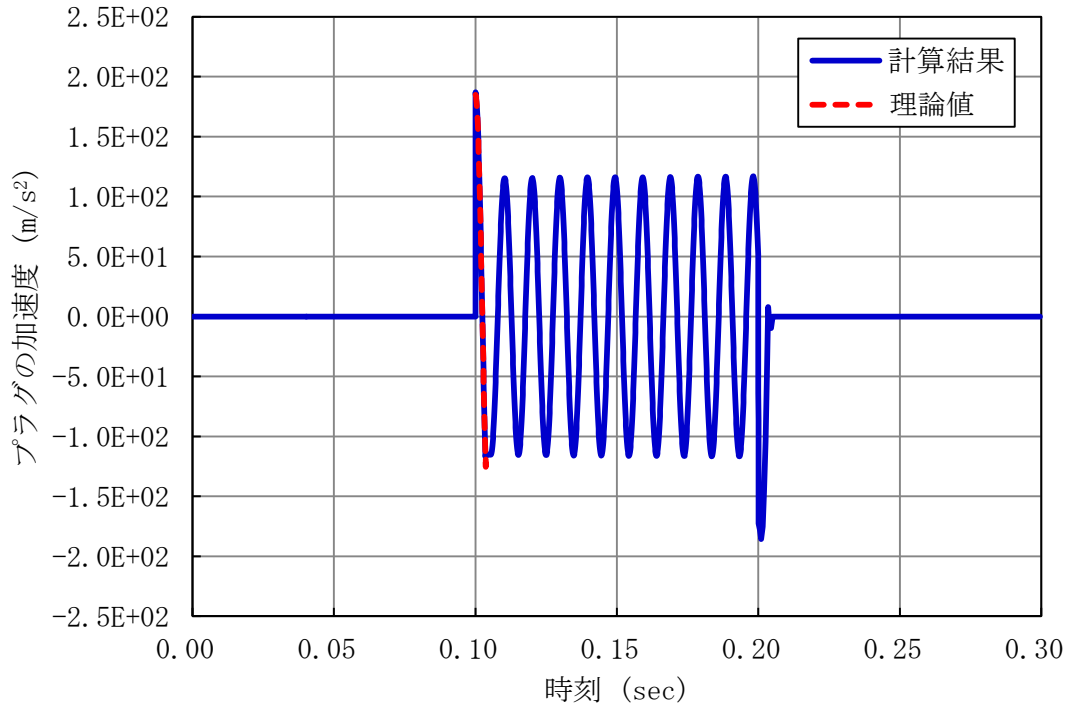
第 2. 2. 5 図 弾塑性解析のボルトの応力(SI)－ひずみ(EP)関係(Case-2)



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。

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

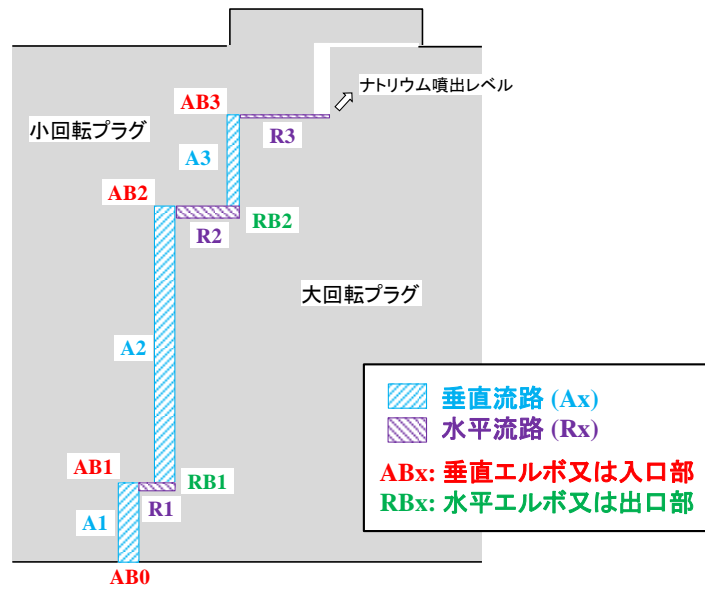
ここで

- 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。

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

(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。

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

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

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/m³)

g : 重力加速度 (m/s²)

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 :

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

レイノルズ数 :

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

摩擦係数 :

$Re \leq Re_{crit-l}$ の場合：

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

$Re_{crit-t} \leq Re$ の場合：

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

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

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

$Re_{crit-l} \leq Re \leq Re_{crit-t}$ 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)

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。

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

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

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

(A3.2-6) 式を V について整理すると次式を得る。

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

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。

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

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。

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

噴出ナトリウムの流速： $V = 99.6891 \text{ (m/s)}$

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

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 P L U G 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 P L U G による計算値をそれぞれ示す。第 3. 2. 2 表に理論値と P L U G 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。

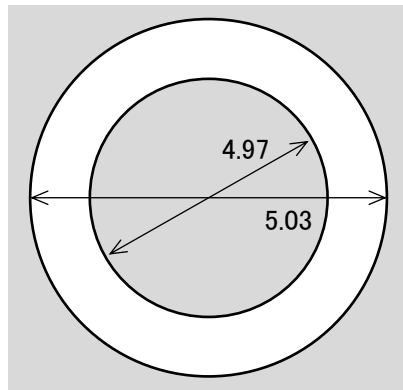
以上から、垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

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)

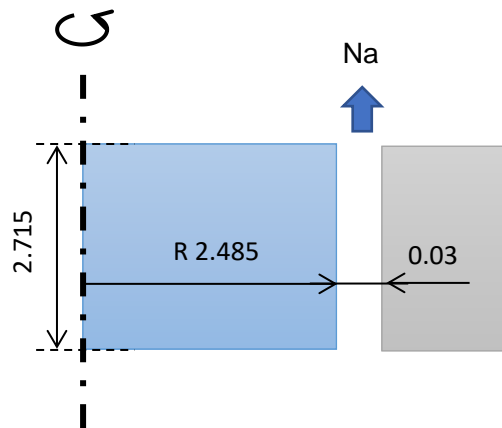
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m ³
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m ² /s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
D_o	流路直径 (外側)	4.53	m
D_i	流路直径 (内側)	4.47	m
D_h	水力等価直径	0.06	m
ε	D_i/D_o	0.986755	-
L	流路長さ	2.715	m
S	流路断面積	0.424115	m ²
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^6	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s ²

第 3.2.2 表 理論値と P L U G 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 %

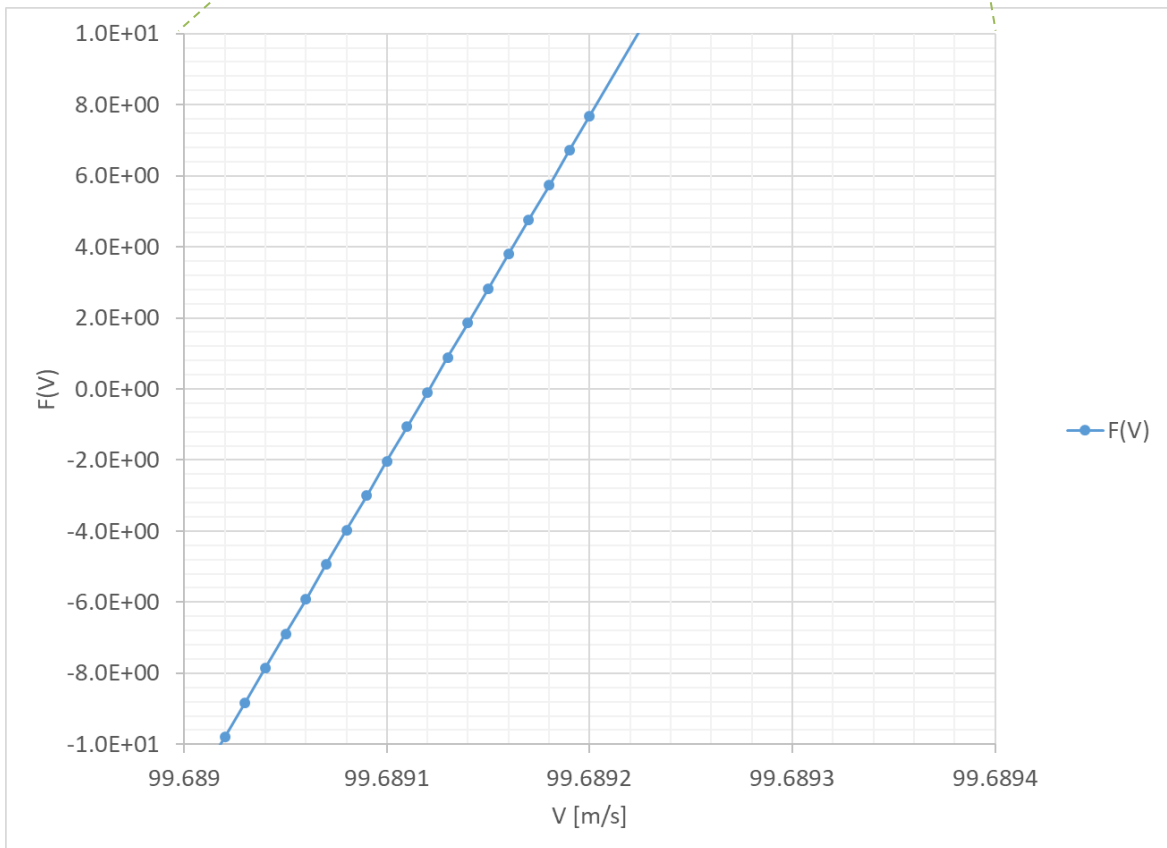
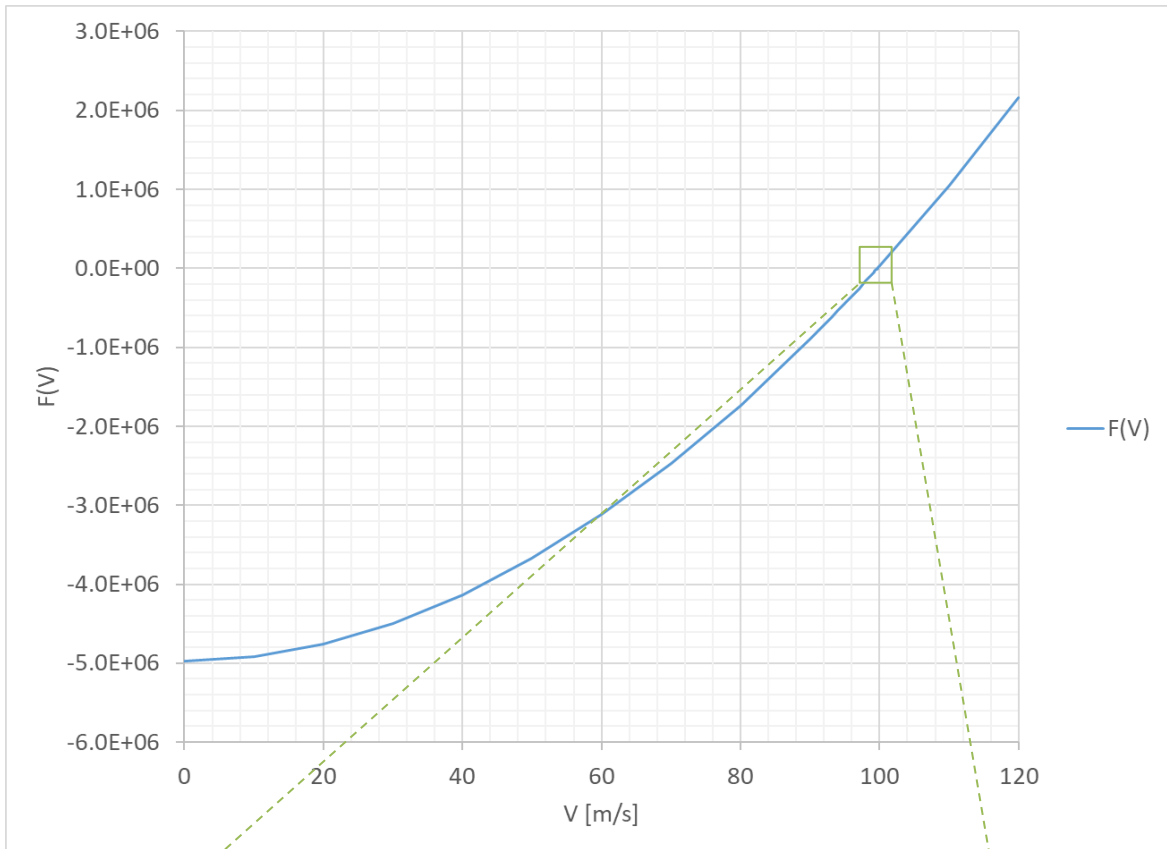


(a) 水平断面

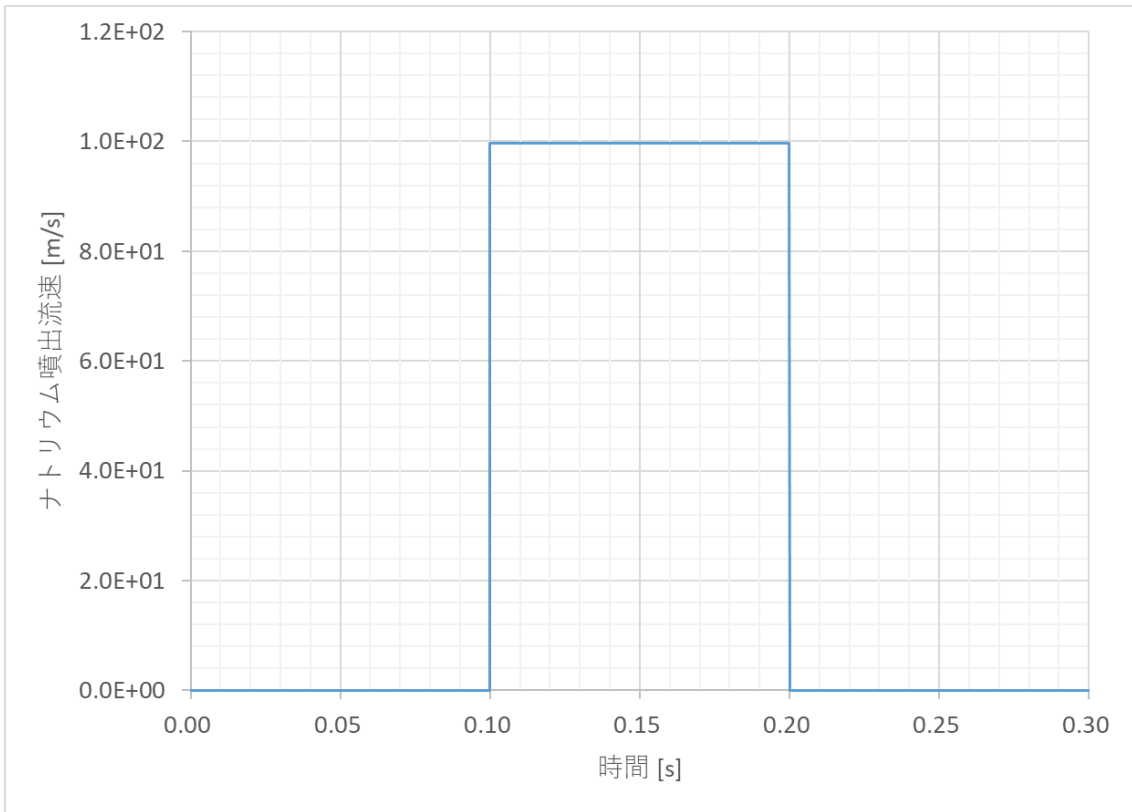


(b) 垂直断面

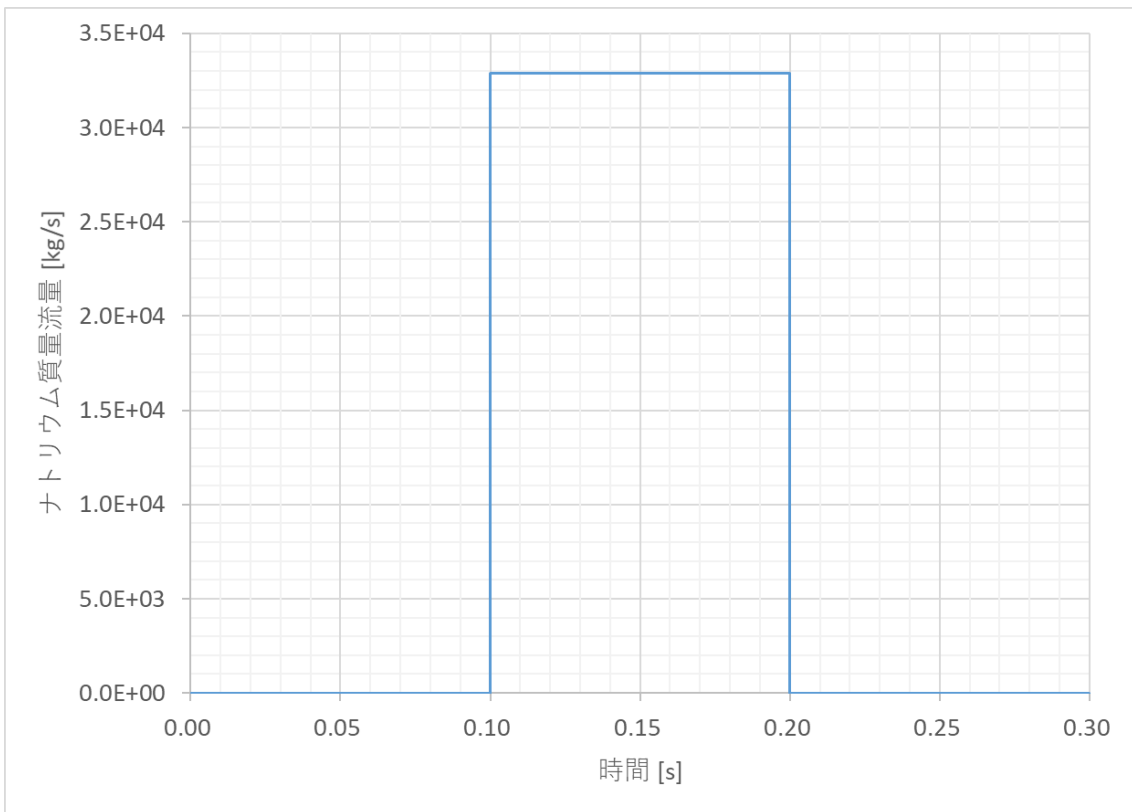
第 3. 2. 1 図 垂直方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系 (Case-3)



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 P L U G 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。

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

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

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/m³)

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 :

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

レイノルズ数 :

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

摩擦係数 :

$Re \leq Re_{crit-l}$ の場合 :

$$\lambda = \frac{64}{Re} \cdot k \quad (\text{A3. 3-4a})$$

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

$$\varepsilon = \frac{h}{a} \quad (\text{A3. 3-4c})$$

$Re_{crit-t} \leq Re$ の場合 :

$$\lambda = 0.3164 \cdot Re^{-\frac{1}{4}} \quad (\text{A3. 3-4d})$$

$Re_{crit-l} \leq Re \leq Re_{crit-t}$ 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。

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

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。

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

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。

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

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 $F(V) \approx 0$ となる V が得られる。

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

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

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

であり乱流であることが確認できる。

4) 理論値と P L U G 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 (V_S)、噴出ナトリウムの質量流量 (W) の P L U G による計算値をそれぞれ示す。第 3. 3. 2 表に理論値と P L U G 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。

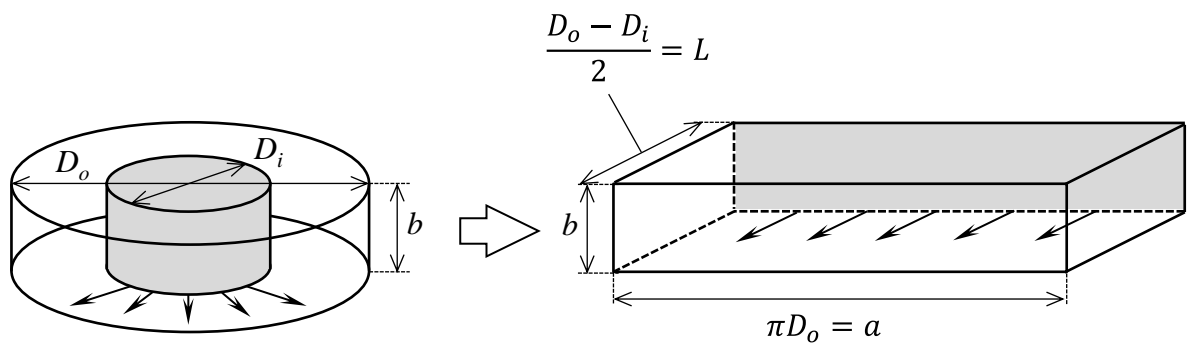
以上から、水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

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)

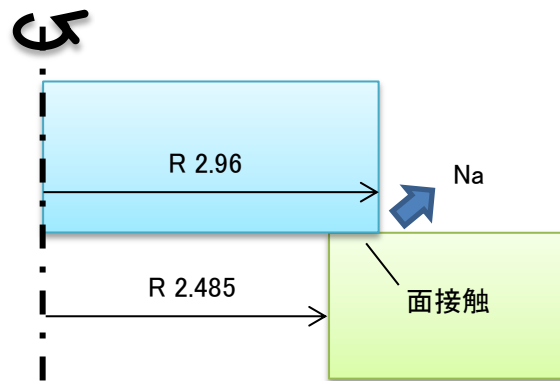
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m ³
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m ² /s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
a	水平流路の幅 (=大円周)	18.5982	m
b_{max}	水平流路高さの最大値	6.24×10^{-4}	m
D_h	水力等価直径	1.248×10^{-3}	m
L	流路長さ	0.475	m
S	流路断面積	1.1605×10^{-3}	m ²
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^6	Pa
P_{out}	外圧	0.0	Pa
g	重力加速度	9.81	m/s ²

第 3.3.2 表 理論値と P L U G 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 %

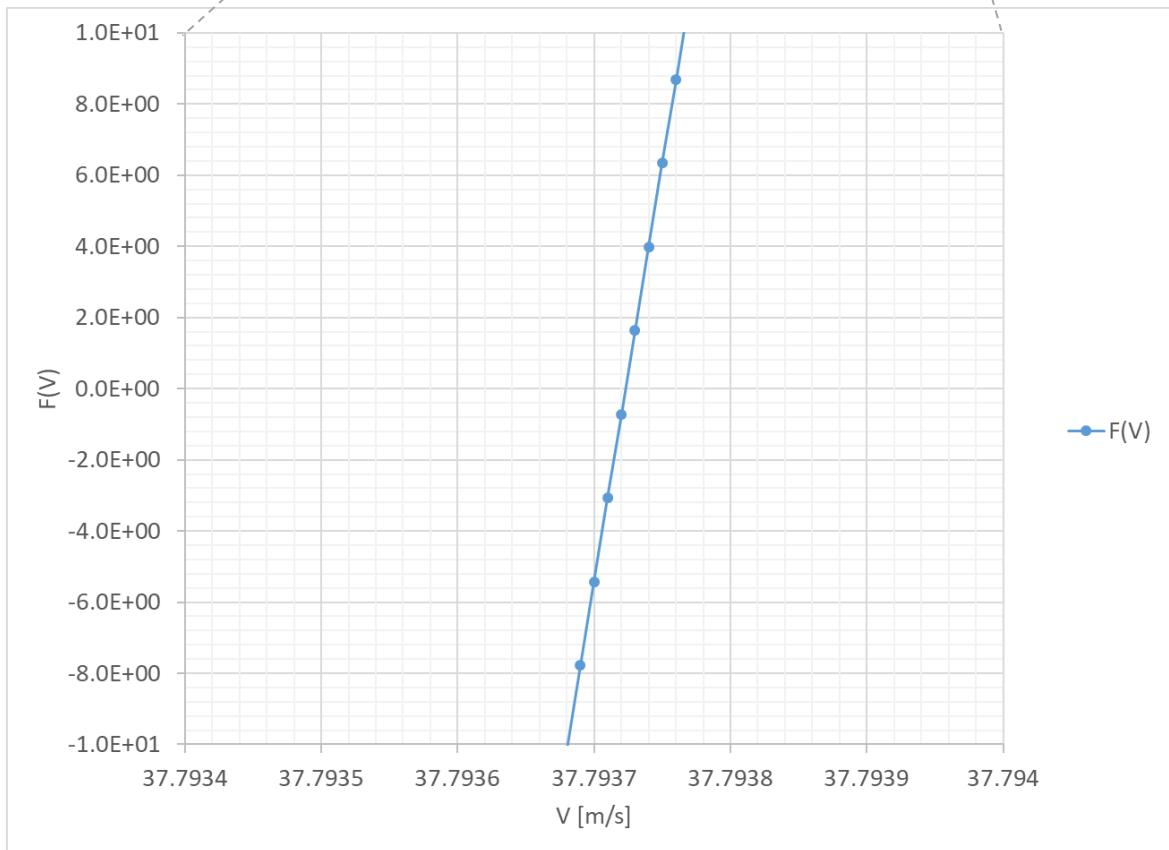
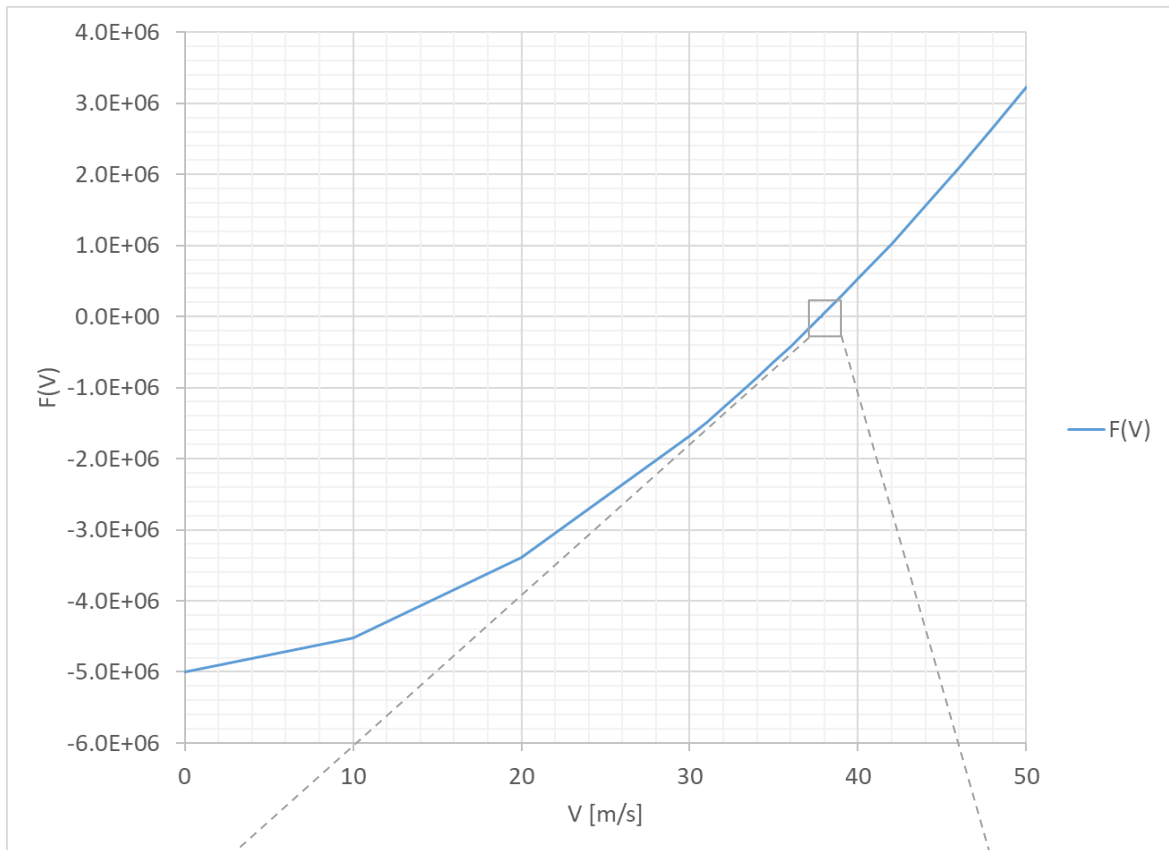


(a) 水平流路のモデル化

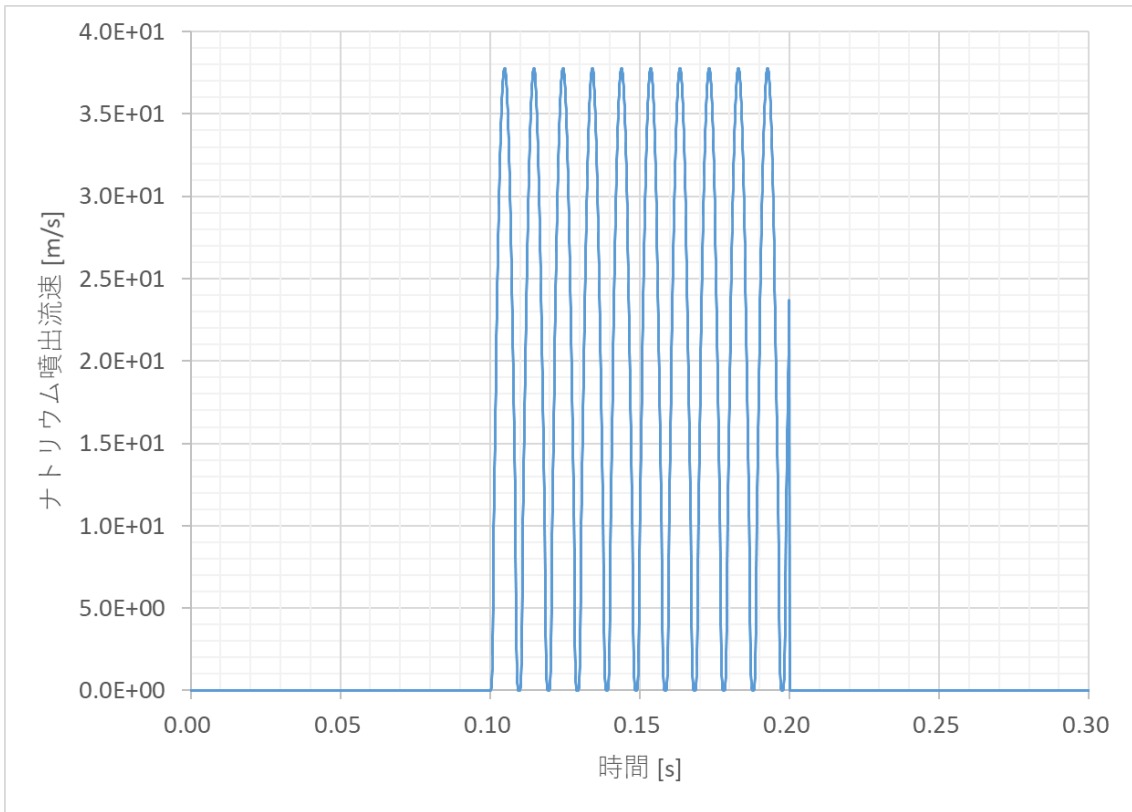


(b) 垂直断面

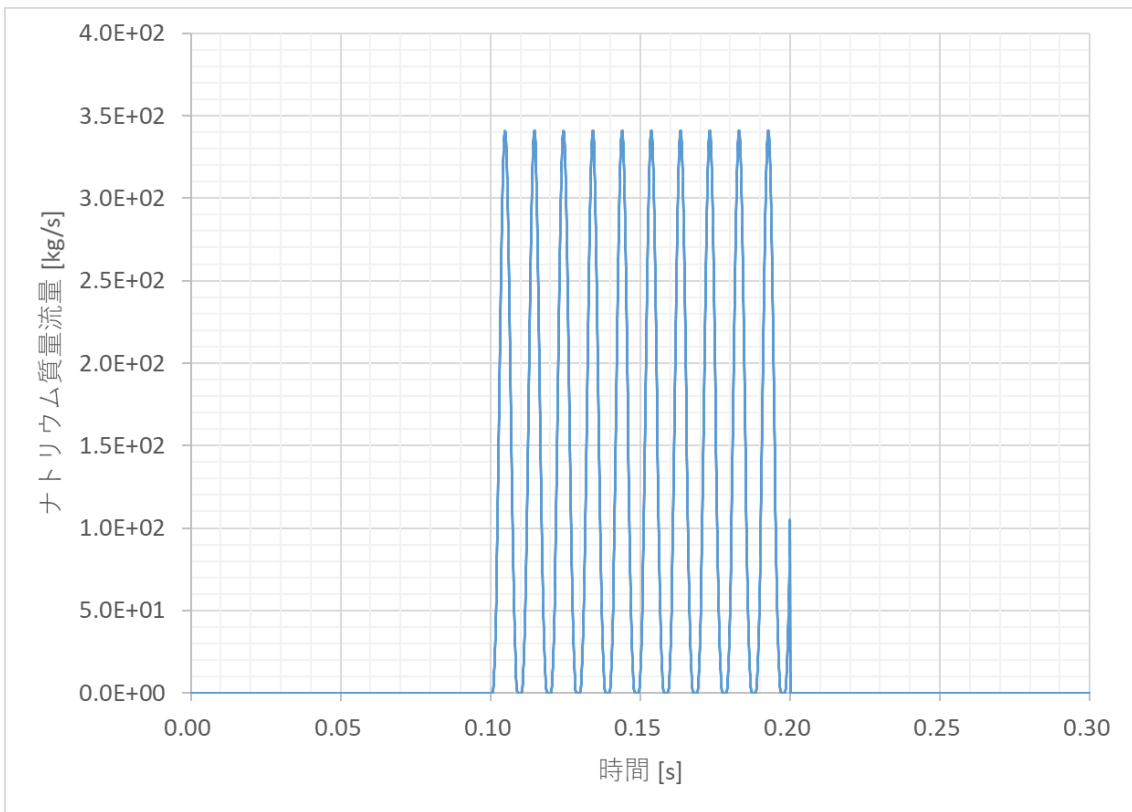
第 3.3.1 図 水平方向の流路を流れるナトリウムの噴出量の解析の体系 (Case-4)



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 P L U G 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。

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

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

ここで

V : 流速 (m/s)

ρ : 密度 (kg/m³)

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、P L U G 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。

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

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

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

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

$$Q = V_{out} * S_{out} = V_1 * S_1 \quad (\text{A3. 4-4a})$$

$$S_{out} = \pi D_3 * b \quad (\text{A3. 4-4b})$$

$$S_1 = \frac{\pi(D_2^2 - D_1^2)}{4} \quad (\text{A3. 4-4c})$$

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。

$$V_1 = \frac{4bD_3}{D_2^2 - D_1^2} * V_{out} \quad (\text{A3. 4-5})$$

(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。

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

(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

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

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。

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

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。

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

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

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 P L U G 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 P L U G 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。

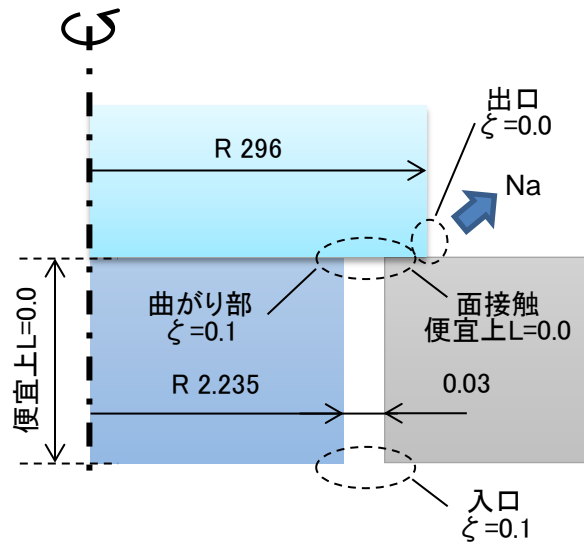
以上から、入口部及び曲がり部を流れるナトリウムの噴出量の P L U G による解析の妥当性が確認できる。

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)

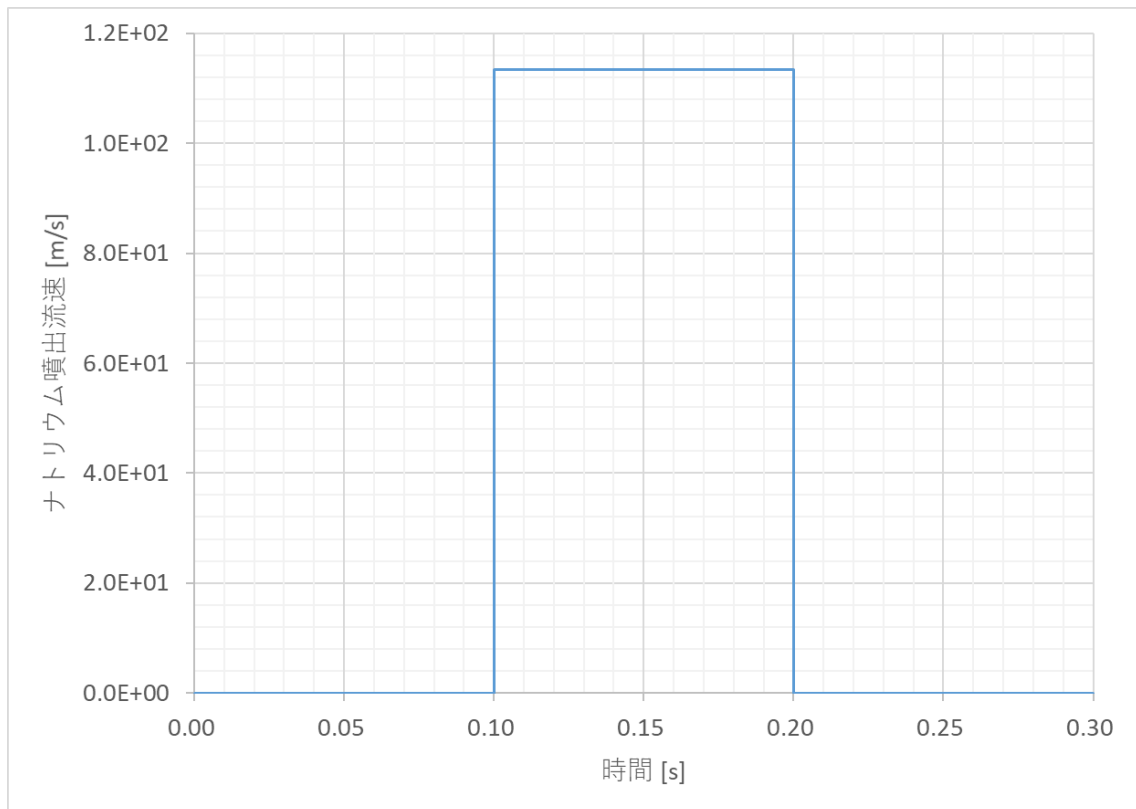
記号	意味	数値	単位
ρ	ナトリウム密度	777.6	kg/m ³
ν	ナトリウム動粘度係数	7.2×10^{-7}	m ² /s
μ	ナトリウム粘度	7.154×10^{-4}	Pa*s
ζ_1	入口損失係数	0.1	-
ζ_2	曲がり部損失係数	0.1	-
b_{max}	水平流路高さの最大値	6.24×10^{-4}	m
D_1	流路入口部直径(内側)	4.47	m
D_2	流路入口部直径(外側)	4.53	m
D_3	流路出口部直径	5.92	m
S_{out}	流路出口部面積	1.1605×10^{-3}	m ²
P_{in}	プラグ下面に作用する圧力	5.0×10^6	Pa
P_{out}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

第 3.4.2 表 理論値と PLUG による計算値との比較 (Case-5)

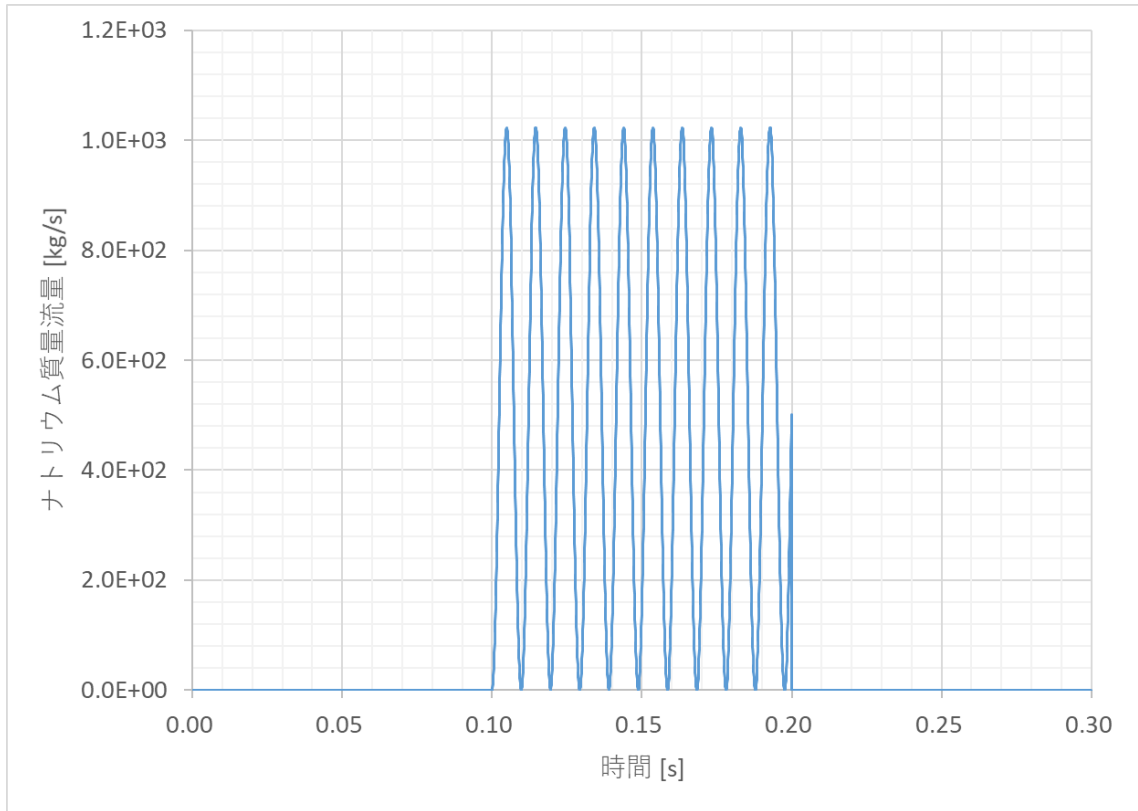
項目	理論値	計算値	理論値との差
噴出ナトリウムの流速	113.394 m/s	113.400 m/s	5.3e-3 %
噴出ナトリウムの質量流量	1203.09 kg/s	1203.00 kg/s	-7.5e-3 %



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 表に解析に必要なプラグの質量、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。

$$V_3' < V_2' < V_1' \quad (\text{A4.1-1})$$

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 P L U G 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。

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

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

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、

$$V_a' = -eV_a \quad (\text{A4.1-4})$$

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。

$$V_3' = -eV_3 = -0.9 * (-1) = 0.9 \quad (\text{A4.1-5})$$

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。

$$\begin{aligned} V_1' : & \text{プラグ 1 の速度} = -1 \text{ (m/s)} \\ V_2' : & \text{プラグ 2 の速度} = -1 \text{ (m/s)} \\ V_3' : & \text{プラグ 3 の速度} = 0.9 \text{ (m/s)} \end{aligned}$$

■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。

$$\begin{aligned} V_2' / ' &= \frac{em_3(V_3' - V_3') + m_2V_2' + m_3V_3'}{m_2 + m_3} \\ &= \frac{0.9 * 8m(0.9 - (-1)) + 5m * (-1) + 8m * 0.9}{5m + 8m} \\ &= 1.22154 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-6})$$

$$\begin{aligned} V_3' / ' &= \frac{em_2(V_2' - V_3') + m_2V_2' + m_3V_3'}{m_2 + m_3} \\ &= \frac{0.9 * 5m(-1 - 0.9) + 5m * (-1) + 8m * 0.9}{5m + 8m} \\ &= -0.488462 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-7})$$

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。

$$\begin{aligned} V_1'' : & \text{プラグ 1 の速度} = -1 \text{ (m/s)} \\ V_2'' : & \text{プラグ 2 の速度} = 1.22154 \text{ (m/s)} \\ V_3'' : & \text{プラグ 3 の速度} = -0.488462 \text{ (m/s)} \end{aligned}$$

■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。

$$\begin{aligned} V_1' / ' / ' &= \frac{em_2(V_2' / ' - V_1' / ' / ') + m_1V_1' / ' / ' + m_2V_2' / ' / '}{m_1 + m_2} \\ &= \frac{0.9 * 5m(1.22154 - (-1)) + m(-1) + 5m * 1.22154}{m + 5m} \\ &= 2.51744 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-8})$$

$$\begin{aligned} V_2' / ' / ' &= \frac{em_1(V_1' / ' / ' - V_2' / ' / ') + m_1V_1' / ' / ' + m_2V_2' / ' / '}{m_1 + m_2} \\ &= \frac{0.9 * m((-1) - 1.22154) + m(-1) + 5m * 1.22154}{m + 5m} \\ &= 0.518052 \end{aligned} \quad (\text{A4.1-9})$$

$$\begin{aligned}
 V_3' ' ' &= -eV_3' ' = -0.9 * (-0.488462) \\
 &= 0.439616
 \end{aligned}
 \tag{A4. 1-10}$$

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。

$$\begin{aligned}
 V_1' ' ' &: \quad \text{プラグ 1 の速度} = 2.51744 \text{ (m/s)} \\
 V_2' ' ' &: \quad \text{プラグ 2 の速度} = 0.518052 \text{ (m/s)} \\
 V_3' ' ' &: \quad \text{プラグ 3 の速度} = 0.439616 \text{ (m/s)}
 \end{aligned}$$

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。

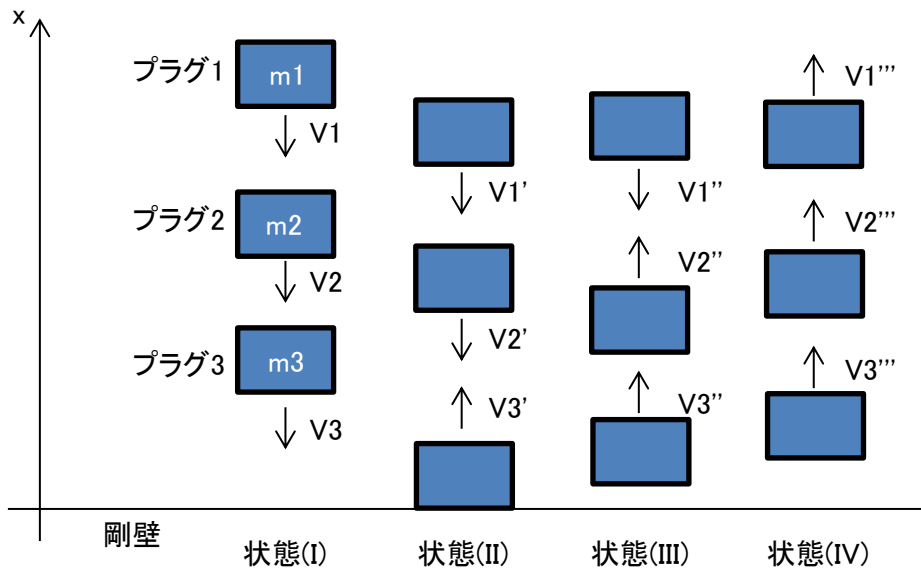
以上から、互いに独立したプラグが非同時に剛壁に衝突する場合におけるプラグの応答の PLUG による解析の妥当性が確認できる。

第 4. 1. 1 表 解析に必要な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)

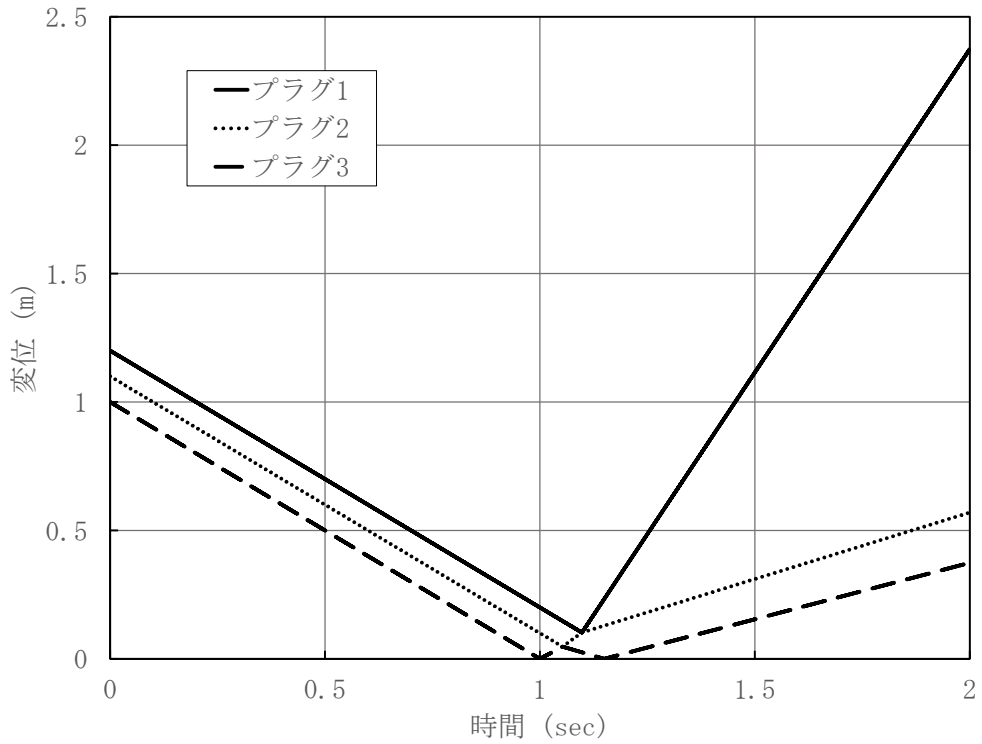
項目	質量 (kg)	初期における剛壁からの距離 (m)	初速度 (m/s)
プラグ 1 質量	5.638×10^5	1.2	-1.0
プラグ 2 質量	2.819×10^6	1.1	-1.0
プラグ 3 質量	4.510×10^6	1.0	-1.0

第 4. 1. 2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-6)

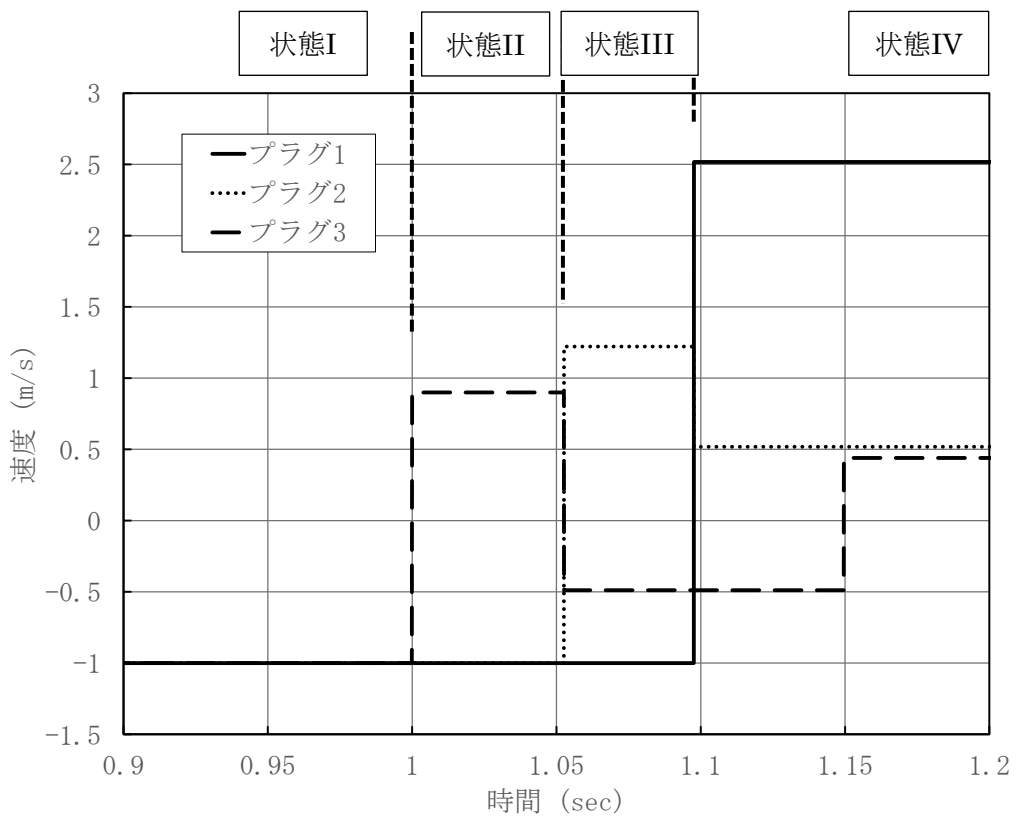
状態	項目	理論値 (m/s)	計算値 (m/s)	理論値との差
II	プラグ 1 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 2 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 3 の速度	0.9	0.9	0%
III	プラグ 1 の速度	-1	-1	0%
	プラグ 2 の速度	1.22154	1.22200	0.038%
	プラグ 3 の速度	-0.488462	-0.488500	$7.8e-3\%$
IV	プラグ 1 の速度	2.51744	2.51700	-0.017%
	プラグ 2 の速度	0.518052	0.51800	-0.01%
	プラグ 3 の速度	0.439616	0.439600	-0.0036%



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。

$$V_3' < V_2' < V_1' \quad (\text{A4.2-1})$$

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 P L U G 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。

$$\begin{aligned} V_1' & : \quad \text{プラグ 1 の速度} = 2.51744 \text{ (m/s)} \\ V_2' & : \quad \text{プラグ 2 の速度} = 0.518052 \text{ (m/s)} \\ V_3' & : \quad \text{プラグ 3 の速度} = 0.439616 \text{ (m/s)} \end{aligned}$$

4) 理論値と P L U G 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 P L U G 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 P L U G による解析の妥当性が確認できる。

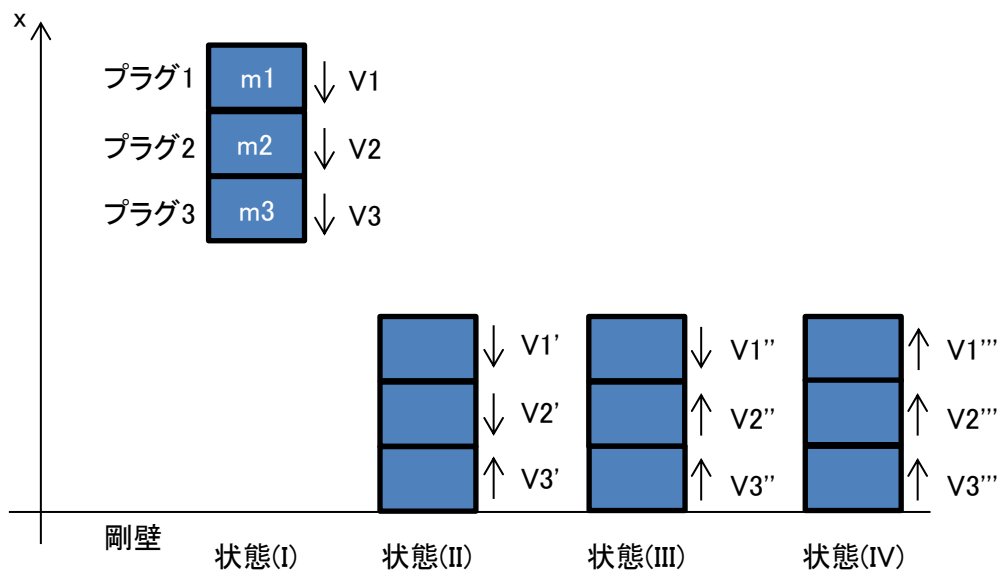
なお、このケースの場合は、Case-6 の場合と異なり、P L U G では、状態 I から IV までの衝突挙動を 1 ステップ内で計算する。すなわち、プラグ間に相対変位がなく一体となって剛壁に衝突する場合は、プラグ間に相対変位がある状態と同じ反発計算を反復計算により 1 ステップ内で行う。

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)

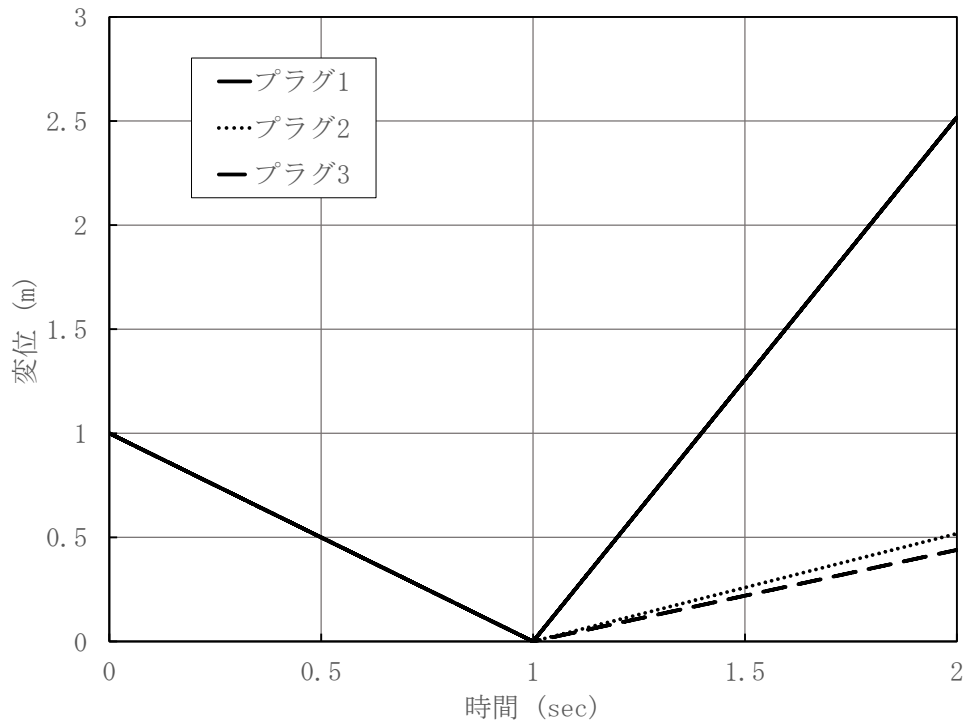
項目	質量 (kg)	初期における剛壁からの距離 (m)	初速度 (m/s)
プラグ 1 質量	5.638×10^5	1.0	-1.0
プラグ 2 質量	2.819×10^6	1.0	-1.0
プラグ 3 質量	4.510×10^6	1.0	-1.0

第 4. 2. 2 表 理論値と P L U G による計算値との比較 (Case-7)

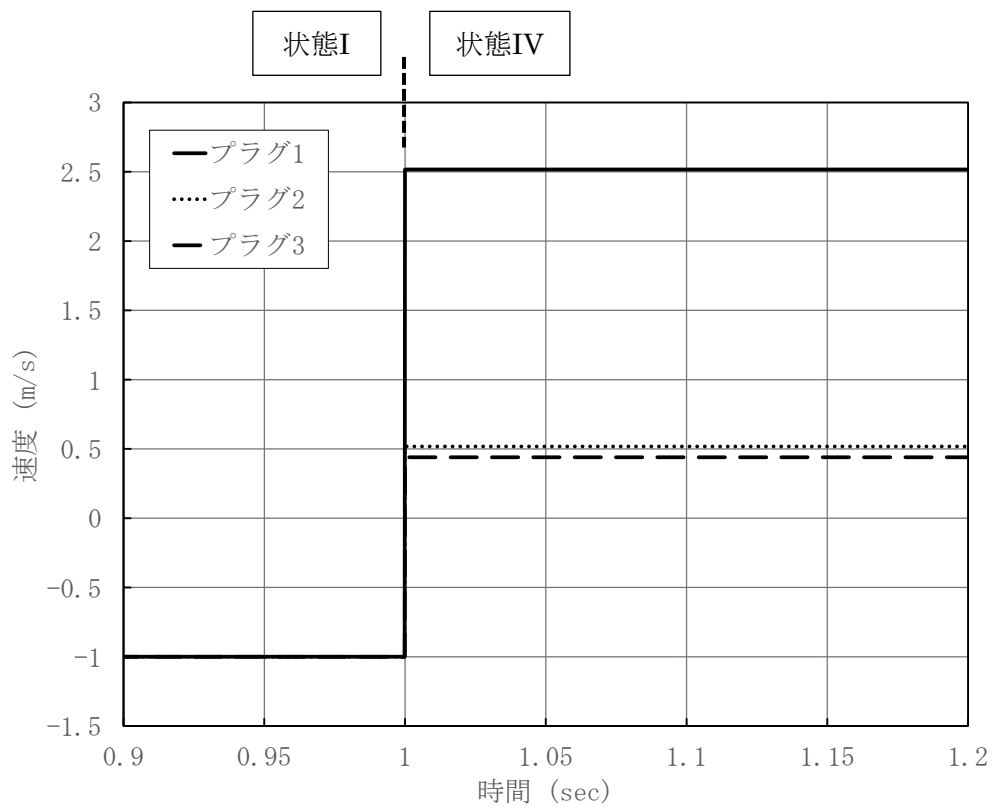
状態	項目	理論値 (m/s)	計算値 (m/s)	理論値との差
II	プラグ 1 の速度	-1	-	-
	プラグ 2 の速度	-1	-	-
	プラグ 3 の速度	0.9	-	-
III	プラグ 1 の速度	-1	-	-
	プラグ 2 の速度	1.22154	-	-
	プラグ 3 の速度	-0.488462	-	-
IV	プラグ 1 の速度	2.51744	2.51700	-0.017%
	プラグ 2 の速度	0.518052	0.51800	-0.01%
	プラグ 3 の速度	0.439616	0.439600	-0.0036%



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.

第 6 部

CONTAIN-LMR

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、CONTAIN-LMR^[1]について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデルに関する説明
- ・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

CONTAIN-LMRが適用される有効性評価における事象グループについて、具体的な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載する。なお、本資料では、各事象の事故シーケンスの中の炉内事象過程に続く「格納容器応答過程」を対象とする。

(1) 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (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。ULOFにおける格納容器応答過程では、先行する機械的応答過程の解析において、不確かさの影響を考慮してもナトリウムの格納容器（床上）への噴出は起こらないと評価されたが、ここでは格納容器の健全性を確認するために、あえて230kg（既許可申請書の仮想事故時の噴出量）のナトリウムの噴出を仮定した解析を実施している（第1図）。

この際の格納容器応答過程(ULOF)の事象推移と物理現象を第2図に示す。噴出したナトリウムと雰囲気中の酸素や水蒸気との反応（①スプレー燃焼）に始まり、燃え残ったナトリウムが床面に落下・堆積して生じる②プール燃焼へと進展する。加えて、格納容器（床上）の床面にはライナが敷設されていないため、落下したナトリウムと構造コンクリートが接触することとなり、③ナトリウム-コンクリート反応も同時に発生する。これらの燃焼や反応は全て発熱反応であるため、格納容器（床上）の雰囲気圧力や各部の温度を上昇させる。さらに、ナトリウム-コンクリート反応では、可燃性ガスである水素を生成するとともに、接触したコンクリートを侵食する。

以上の事象推移において、有効性評価の具体的な評価項目である「格納容器の健全性」及び「放射性物質の総放出量」に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度を評価指標とする。

なお、以上のULOF格納容器応答過程を保守的に評価するため、各現象（①～③）が独立して起こるものとして計算している。すなわち、230kgのナトリウムの全量が各々の現象において消費されるような条件を設定して計算している。

(2) 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)

本事象グループは、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次主冷却系の配管（内管）及び同配管（外管）が破損し、原子炉容器等の冷却材液位が1次主冷却系の循環に支障を来すレベルまで低下することにより、炉心が露出し、炉心の著しい損傷に至る事故である。LORLにおける格納容器応答過程は、1次主冷却系配管から液体ナトリウムが窒素雰囲気格納容器（床下）へ漏えいすることから始まる（第3図）。この時の液体ナトリウムの漏えい条件（温度及び速度）は、先行する炉内事象過程の解析で計算されている。

この際の格納容器応答過程(LORL(ii))の事象推移と物理現象を第4図に示す。格納容器（床下）に漏えいした液体ナトリウムは、格納容器（床下）の床部にプール状に溜り、雰囲気中の酸素及び水蒸気と反応し、ナトリウム化合物エアロゾル等を発生する。発生したエアロゾルは雰囲気中を浮遊し、一部は沈降・沈着し、一部は隣接室へ移行する。漏えいナトリウムが主な熱源となって、対流、輻射や熱伝導により周辺の構造材や雰囲気へ伝熱し、格納容器（床下）の他室へ、さらには格納容器（床上）へと伝熱していくが、ナトリウムの大部分は漏えいした部屋に留まるため、後述するPLOHSと比べるとその影響は局所的となる。

以上の事象推移において、有効性評価の具体的な評価項目である「格納容器の健全性」及び「放射性物質の総放出量」に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度を評価指標とする。

(3) 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)

本事象グループは、原子炉の崩壊熱除去中に、1次主冷却系による強制循環冷却に必要な原子炉容器液位が確保された状態で、何らかの理由（1次主循環ポンプポニーモータの故障、補助電磁ポンプの故障等）により、すべての強制循環及び自然循環冷却機能を喪失することによって、崩壊熱除去機能が喪失し、炉心の著しい損傷に至る事故である。PLOHSにおける格納容器応答過程は、1次アルゴンガス系に整備・設置した安全板の開放によりナトリウム蒸気が窒素雰囲気格納容器（床下）へ流出することから始まる（第3図）。この時のナトリウム蒸気の流出・漏えい条件（温度及び速度）は、先行する炉内事象過程の解析で計算されている。なお、漏えいナトリウムの熱的影響を緩和するために、安全板が設置される部屋には断熱材及びヒートシンク材が敷設される。

この際の格納容器応答過程(PLOHS(ii))の事象推移と物理現象を第5図に示す。格納容器（床下）に流出したナトリウム蒸気は雰囲気中の酸素及び水蒸気と反応するとともに、残りは凝縮して格納容器（床下）の床部にプール状に溜るか、もしくは蒸気やミストの状態隣接室へ移行する。さらに移行先において、同様に微量の酸素や水蒸気と反応しつつ、同室の床部にプール状に溜る。これらが熱源となり、対流、輻射や熱伝導により周辺の構造材や雰囲気へ伝熱し、格納容器（床下）の他室へ、さらには格納容器（床上）へと伝熱していく。なお、格納容器（床上）と格納容器（床下）の間には微量の通気があるため、熱だけでなく物質（ガスやエアロゾル等）も移行する。

以上の事象推移において、有効性評価の具体的な評価項目である「格納容器の健全性」及び「放射性物質の総放出量」に対応する格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエア

ロゾル濃度を評価指標とする。

2.2 ランクの定義

CONTAIN-LMRで評価する格納容器応答過程において考慮すべき物理現象を対象に、第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。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の2.1節で述べた事象進展を踏まえ、CONTAIN-LMRで評価する事項において考慮すべき物理現象を対象に、2.2節のランクの定義に従い評価指標への影響に応じて第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。

ランク付けに当たっては、まずナトリウム漏えいが空気雰囲気で発生するULOFにおいては、格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度は燃焼初期に卓越するスプレー燃焼からの影響を強く受けるため、これらに関する物理現象を相対的に高いランクとした。また、プール領域下部の構造材（コンクリートやライナ）温度は床面で発生するプール燃焼からの影響を強く受けるため、関連する物理現象を相対的に高いランクとした。さらに、水素濃度に関しては、発生要因であるナトリウム-コンクリート反応の影響を強く受けるため、関連する物理現象を相対的に高いランクとした。一方、LORL及びPLOHSはナトリウム漏えいが窒素雰囲気で発生するため、ナトリウム（スプレー及びプール）燃焼等に関連する物理現象について、ULOFよりもランクを下げるとともに、逆にPLOHSではナトリウム蒸気の凝縮が顕著に起こるためナトリウムの蒸発・凝縮のランクを上げている。なお、LORL及びPLOHSではナトリウム-コンクリート反応は発生しないため対象外とする。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 液滴径分布 [スプレー燃焼]

ナトリウムの液滴径分布は、スプレー燃焼において反応面表面積を支配する物理現象であり、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を及ぼす。また、反応生成物であるエアロゾル発生量（エアロゾル濃度）にも強く影響を及ぼす。しかし、LORL及びPLOHSにおけるナトリウムの流出は、窒素雰囲気で発生するため、ULOF（空気雰囲気発生）と比較するとその影響は相対的に小さくなる。なお、LORLでは、スプレー燃焼（雰囲気中のナトリウム蒸気の反応を含む。）が生じないため対象外とする（以下の(2)及び(3)も同様）。このため、ULOFのランクは「H」、PLOHSは「M」、LORLは「-（対象外）」とする。

(2) 燃焼(含水分との反応、雰囲気中での化学反応) [スプレー燃焼]

格納容器の雰囲気中におけるナトリウムと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度及びエアロゾル濃度に強い影響を与える。このため、上記(1)と同様に、ULOFのランクは「H」、PLOHSは「M」、LORLは「-（対象外）」とする。なお、スプレー燃焼が支配的となる燃焼初期においてはコンクリートからの水分放出は少ないため、評価指標である水素濃度への影響は小さいものと考えられる。

(3) 反応熱移行 [スプレー燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及び液滴への熱輸送割合を支配するため、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に強い影響を与える。このため、上記(1)及び(2)と同様に、ULOF のランクは「H」、PLOHS は「M」、LORL は「-」（対象外）とする。

(4) プール広がり面積 [プール燃焼]

プール広がり面積は、プール燃焼における反応面積・反応領域を決定するため、評価指標であるエアロゾル濃度に影響を及ぼす。また、プール領域下部の構造材（コンクリートやライナ）の温度にも影響を及ぼす。ただし、プール燃焼はスプレー燃焼に比べると穏やかであり、評価指標である格納容器内圧力に及ぼす影響はそれほど大きくない。以上より、ULOF、LORL 及び PLOHS のランクは「M」とする。

(5) 燃焼（含水分との反応） [プール燃焼]

ナトリウムプールと酸素及び水蒸気との反応は、評価指標である格納容器内圧力、水素濃度及びエアロゾル濃度に影響を与えるが、現象としては比較的緩やかであるといえる。ただし、プール燃焼直下にある構造材温度に対しては強い影響がある。しかし、上述のスプレー燃焼と同様に、窒素雰囲気で発生する LORL 及び PLOHS においてはその影響は相対的に小さくなる。したがって、ULOF に対するランクは「H」とし、LORL 及び PLOHS は「M」とする。

(6) 反応熱移行 [プール燃焼]

反応熱移行では、燃焼により発生した熱の雰囲気及びプールへの熱輸送割合を支配する。プールへ輸送された熱は、熱伝導によりライナ及びコンクリートへ移行する。したがって、反応熱移行では、これらの構造材温度に強い影響を与える。以上より、上記(5)と同様に、ULOF に対するランクは「H」、LORL 及び PLOHS は「M」とする。

(7) 熱伝導 [雰囲気・構造物への熱移行]

熱伝導は、構造材温度の上昇に強い影響を与える。また、結果としてコンクリートからの水蒸気放出に影響を及ぼすことで、評価指標である水素濃度にも影響を与える。以上より、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(8) 対流熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

対流熱移行は、部屋（以下「セル」という。）間の圧力差及び温度差に伴う浮力差による対流現象であり、セル全体及びセル間の熱輸送を支配する。このため、評価指標である格納容器内圧力に強い影響を与える。また、格納容器への対流熱伝達により評価指標である格納容器鋼壁温度に影響を与える。同様にエネルギー輸送に伴うセル間の浮力差の要因となるため、評価指標である水素濃度及びエアロゾル濃度に対しても影響を与える。このため、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(9) 輻射熱移行 [雰囲気・構造物への熱移行]

輻射熱移行は、燃焼面（熱源）から輻射により周辺壁、天井、床面に熱が移行される。したがって、評価指標である格納容器鋼壁温度に強い影響を与える。また、雰囲気にはエアロゾルが存在するため、エアロゾルを介して周辺雰囲気ガスにも熱が輸送される。このため、評価指標である格納容器内圧力にも影響を与える。したがって、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(10) 質量・運動量移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

セル間の質量・運動量移行は、圧力差及び温度差に伴う浮力差を駆動力としたセル間の運動量輸送現象であり、運動量輸送の結果、評価指標である格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度、水素濃度及びエアロゾル濃度に対して強い影響を与える。したがって、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(11) ガス成分濃度移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

ガス成分濃度移行では、酸素の消費に加え水蒸気及び水素の発生、移行が重要な現象となる。ナトリウム漏えい・燃焼によりコンクリートが昇温されることで水蒸気が放出する。水蒸気放出に伴い蒸発潜熱がコンクリートより奪われるが、コンクリート温度変化に対する影響は比較的小さい。水蒸気はナトリウムと反応することで水素を発生するため、評価指標である水素濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルについても、酸素とナトリウムとの反応に加え、水蒸気との反応で水酸化物のエアロゾルが生成されるため、評価指標であるエアロゾル濃度にも影響を及ぼす。

ナトリウムと水蒸気との反応により生成される水素は、更に酸素と反応することで2次的な温度上昇、圧力上昇を伴う可能性がある。したがって、水素濃度変化は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に対しても影響を及ぼす。

したがって、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(12) エアロゾル移行 [雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行]

エアロゾル移行は、エアロゾルの凝集や沈着によるセル内部での滞留・堆積及び流動によるセル間の移行であり、評価指標であるエアロゾル濃度に強い影響を与える。また、エアロゾルは雰囲気中の水蒸気と反応するため、水蒸気濃度の変化に伴い水素濃度に影響を与える。以上より、ULOF、LORL 及び PLOHS に対するランクは「H」とする。

(13) ナトリウム-コンクリート反応 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウム-コンクリート反応は、漏えいナトリウムがコンクリートと接触することにより発生する。この際、コンクリートを侵食しながら水素を発生する。したがって、ナトリウム-コンクリート反応は、評価指標である水素濃度に対して強く影響を与える。また、コンクリート侵食量に対しても強く影響を与える。ただし、格納容器（床下）では、ライナが敷設されており、漏えいナトリウムがコンクリートと直接接触しないため対象外とする。

したがって、ULOF に対するランクは「H」、LORL 及び PLOHS は対象外とする。

(14) ナトリウムの凝縮・蒸発 [その他ナトリウム特有の物理現象]

ナトリウムの凝縮・蒸発は、評価指標である格納容器内圧力及び格納容器鋼壁温度に影響を与えるものの、スプレー燃焼と比較すると相対的に小さい。逆に、LORL 及び PLOHS（窒素雰囲気発生）においては燃焼や反応がほとんど起きないため、本項の影響が相対的に大きくなる。特に、ナトリウム蒸気の凝縮が顕著に起こる PLOHS においてその影響が大きくなる。

したがって、ULOF 及び LORL に対するランクは「M」、PLOHS は「H」とする。

3. 解析モデルについて

3.1 計算コード概要

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、ナトリウム-コンクリート反応等）を解析し、格納容器の健全性を評価するとともに、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）を評価するために開発されてきた計算コードである（第6図）。同コードは米国サンディア国立研究所で開発を開始され^[1]、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構では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^[2]。

CONTAIN-LMRは、ナトリウム燃焼、ナトリウム-コンクリート反応、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、格納容器内における広範の事故解析に適用可能である。

解析体系は、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、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、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、エアロゾルの沈着等を考慮できる。

3.2 重要現象に対する解析モデル

本資料の前章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を計算するために必要となる解析モデルを第3表に示す。

3.3 解析モデル

CONTAIN-LMRは、多セル間の質量（ガス成分種含）、運動量及びエネルギー輸送を計算するフローネットワークモデル、輻射熱移行モデル、ナトリウム燃焼、水素燃焼、ナトリウム-コンクリート反応等を計算する化学反応モデル、並びにエアロゾル及び放射性物質移行挙動に関するモデルで構成される。

3.3.1 スプレー燃焼モデル

CONTAIN-LMRでは、ナトリウムスプレー燃焼解析モデルとして個別現象解析コードNACOM^[3]が内蔵されており、スプレーを抜山-棚沢分布の径を持つ液滴の群として扱い、単一液滴への重力・抗力を考慮した落下運動を計算する（第7図）。液滴の燃焼は、炭化水素系燃料液滴及びナトリウム液滴^[4]に対して実績のある D^2 則に球体周囲の強制対流熱伝達による蒸発促進効果を考慮したモデルで、雰囲気中に噴出したナトリウム液滴の燃焼挙動を計算する。酸素との反応（燃

焼)に加えて、雰囲気中の水分との反応も考慮し、その際の反応生成物及び反応熱による雰囲気
の圧力及び温度上昇等を計算する。

(1) 液滴径分布

大きさの異なる液滴の燃焼による影響を考慮するため、以下に示す抜山-棚沢の分布関数^[3]
を用いている。

$$\frac{dF}{dD} = \left(\frac{3.915}{\bar{D}}\right)^6 \frac{D^5}{120} \exp\left(-\frac{3.915D}{\bar{D}}\right) \quad (3-1)$$

ここで、

F : その粒径における体積分率[-]

D : 液滴直径[m]

\bar{D} : 体積平均直径[m]

解析では体積平均直径を入力で与え、(3-1)式より体積平均直径における体積分率の1%とな
る最小、最大直径を計算し、その間を多群(11群で固定)に分割する。

(2) 燃焼(含水分との反応)

各粒径群におけるスプレー(液滴)燃焼速度は、液滴の蒸発過程(着火前・着火後)により
計算式を分けている。液滴の蒸発過程の判定式は、以下のB(トランスファー数[-])により、
 $B \leq 0$ では着火前過程、 $B > 0$ では着火後過程と判定する^[3]。

$$B = \frac{1}{h_{fg}} \left\{ C_p (T_g - T_b) + \frac{H_c Y}{i} \right\} \quad (3-2)$$

ここで、

T_g : 周辺ガス温度[K]

T_b : ナトリウム沸点[K]

T_s : 液滴表面温度[K]

C_p : 混合ガスの定圧比熱[J/(kg·K)]

H_c : 化学反応熱[J/kg]

Y : 反応物の質量分率[kg/kg]

h_{fg} : 蒸発潜熱[J/kg]

i : 反応量論比(反応により消費されるNaと反応物の質量割合) [kg/kg]

液滴が蒸発しない着火前は、燃焼速度 \dot{m}_f [kg/s]を熱輸送と物質輸送のアナログを用いて、酸
素又は水蒸気の流入フラックスより以下の式で計算する^[3]。

$$\dot{m}_f = \frac{\pi \cdot C \cdot D_c \cdot Y \cdot D}{i} (2 + 0.6 Re^{1/2} Sc^{1/3}) \cdot M \quad (3-3)$$

ここで、

C : 反応物のモル密度[mol/m³]

D_c : 反応物の拡散係数[m²/s]

M : 反応物のモル質量[kg/mol]

一方、着火後は、 D^2 則に基づき、燃焼速度を以下の式で計算する^{[3],[4]}。

$$\dot{m} = \frac{\pi \rho_1 K}{4} D, \quad D^2 = D_1^2 - Kt \quad (3-4)$$

ここで、Kは蒸発係数[m²/s]であり、以下の式で与えられる。

$$K = \frac{8 \lambda}{C_p \rho_1} \ln(1+B) \quad (3-5)$$

ここで、

λ : 混合ガスの熱伝導率[W/(m·K)]

ρ_1 : 液滴の密度[kg/m³]

さらに、(3-4)式に強制対流による蒸発促進の効果^[5]を考慮して、最終的に燃焼速度は以下の式で計算する^[3]。

$$\begin{aligned} \dot{m}_f &= \dot{m} (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) \\ &= 2 \pi \frac{\lambda D}{C_p} \ln(1+B) (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) \end{aligned} \quad (3-6)$$

(3) 反応熱移行

化学反応による発熱量は、

$$Q_{\text{burn}} = \sum_j \dot{m}_{fj} H_{c,j} \quad (3-7)$$

で表される。ここで j は反応物を示す。

着火前は、液滴から周辺ガスへの熱移行量 Q_g を(3-3)式の相関式を用いて以下の式で計算して、残りの発熱量($Q_{\text{burn}} - Q_g$)が液滴の昇温に寄与するものとする^[6]。

$$Q_g = \pi D \lambda (2 + 0.6 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) (T_s - T_g) \quad (3-8)$$

着火後は、液滴から周辺ガスへの熱移行量 Q_g を、全発熱量(3-7)式からナトリウムの蒸発潜熱を除いた以下の式で計算する^[6]。

$$\begin{aligned} Q_g &= \sum_j \dot{m}_{fj} (H_{c,j} - h_{fg}) \\ &= \sum_j 2 \pi \frac{\lambda D}{C_p} \ln(1+B) (1 + 0.3 \text{Re}^{1/2} \text{Pr}^{1/3}) (H_{c,j} - h_{fg}) \end{aligned} \quad (3-9)$$

(4) 化学反応

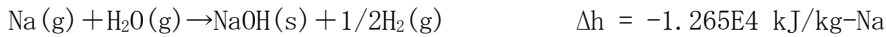
スプレー燃焼における化学反応では、以下を考慮している。

① ナトリウムの反応

(酸素との反応)



(水蒸気との反応)



② 水素の再結合



これらの式で、 Δh は化学反応に伴う系のエンタルピー変化を表し、マイナスは発熱反応、プラスは吸熱反応を示す。なお、以上の反応は、①→②の順で計算される。

また、①の酸素との反応において生成される反応生成物中に占める Na_2O_2 質量割合 (fna2o2) は、入力で与えられる。

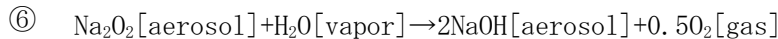
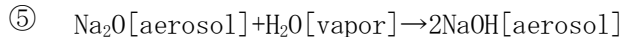
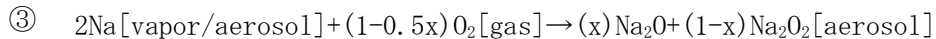
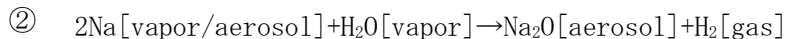
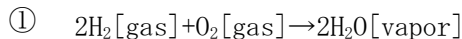
$$\text{fna2o2} = \text{Na}_2\text{O}_2 \text{ 質量} / (\text{Na}_2\text{O}_2 \text{ 質量} + \text{Na}_2\text{O} \text{ 質量})$$

同様に、①の水蒸気との反応において生成される反応生成物中に占める Na_2O 質量割合 (fna2ow) も、入力で与えられる。

$$\text{fna2ow} = \text{Na}_2\text{O} \text{ 質量} / (\text{Na}_2\text{O} \text{ 質量} + \text{NaOH} \text{ 質量})$$

(5) 雰囲気中におけるその他の化学反応

上述のスプレイ燃焼以外に、雰囲気中で考慮している化学反応を下表に示す。これらの化学反応は瞬時反応を仮定している。



3.3.2 プール燃焼モデル

CONTAIN-LMRでは、ナトリウムプール燃焼解析モデルとして個別現象解析コードSO F I R E II^[7]が内蔵されており、漏えいしたナトリウムが床上でプールを形成した場合の燃焼挙動を計算することができる。酸素との反応（燃焼）に加えて、雰囲気中の水分との反応も考慮し、その際の反応生成物と反応熱による雰囲気の圧力及び温度上昇等を計算する。

(1) プール広がり面積

漏えいしたナトリウムが瞬時に床面に広がるとして、その広がり面積（一定値）を入力で指

定する。この際、ナトリウムの表面張力と床面との接触角をもとにプールの厚さを求め、これを参考に広がり面積を設定している。

(2) 燃焼（含水分との反応）及び反応熱移行

プール燃焼モデルの概要を第8図に示す。燃焼速度は自然対流により雰囲気からプール表面に供給される酸素及び水蒸気のフラックスから評価される。水平平板における自然対流熱伝達^[8]及び熱輸送と物質輸送のアナロジにより、以下の式で計算する。

$$Sh=0.14(Gr \cdot Sc)^{1/3} \quad (3-10)$$

(3-10)式を用いて、プール表面への物質伝達係数 ($H_{g,j}$: m/s) は以下の式で表される^[7]。

$$H_{g,j}=0.14Dc_j \left(\frac{g \cdot Sc \cdot \beta_g \cdot (T_p - T_g)}{\nu_g} \right)^{1/3} \quad (j=O_2 \text{ or } H_2O) \quad (3-11)$$

ここで、

- Dc_j : 拡散係数[m²/s]
- g : 重力加速度[m/s²]
- β_g : ガスの体積膨張率[1/K]
- T_p : プール表面温度[K]
- T_g : ガス温度[K]
- ν_g : ガスの動粘性係数[m²/s]

プールのナトリウム燃焼速度 (B_r : kg-Na/(m²·s))は、プール燃焼面へ到達する酸素又は水蒸気の量に化学量論比を乗じて、以下の式で計算される^[7]。

$$B_r = H_{g,O_2} \cdot \rho_g \cdot C_{O_2} \cdot \chi_{Na,O_2} + H_{g,H_2O} \cdot \rho_g \cdot C_{H_2O} \cdot \chi_{Na,H_2O} \quad (3-12)$$

ここで、

- C_{O_2} , C_{H_2O} : 酸素濃度又は水蒸気濃度[mass-fraction]
- ρ_g : ガス密度[kg/m³]
- χ_{Na,O_2} : 酸素の化学量論比[kg-Na/kg-O₂]
- χ_{Na,H_2O} : 水蒸気の化学量論比[kg-Na/kg-H₂O]

χ は各々以下の式で表される。

$$\chi_{Na,O_2} = f_1 \frac{4 \cdot 23}{32} + (1-f_1) \frac{2 \cdot 23}{32} \quad (3-13)$$

$$\chi_{Na,H_2O} = f_0 \frac{2 \cdot 23}{18} + (1-f_0) \frac{23}{18}$$

ここで、 f_1 は酸素による燃焼でNa₂O生成に消費されるO₂量の割合、 f_0 は水蒸気による反応でNa₂O生成に消費されるH₂O量の割合であり、 f_1 及び f_0 は入力で与えられる。

プール燃焼の反応熱 q_b はプール及び雰囲気に分配される。

$$q_b = q_p + q_g \quad (3-14)$$

ここで、下付添字g及びpはそれぞれ雰囲気ガス及びナトリウムプールを示し、プール燃焼の反応熱のプール及び雰囲気への分配は以下の式で評価される。

$$q_p = f_2 q_b, \quad q_g = (1 - f_2) q_b \quad (3-15)$$

ここで、 f_2 はプール燃焼の反応熱 q_b のプールへの熱移行割合であり、入力で指定する。

(3) 化学反応

プール燃焼モデル（第8図）に組み込まれている化学反応は①～⑤である。

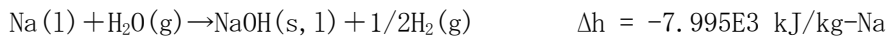
①, ⑤：水素と酸素との反応（水素再結合）



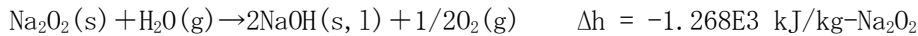
②：ナトリウムと酸素との反応



③：ナトリウムと水蒸気との反応



④：酸化ナトリウム-水蒸気との反応



各反応において生成されるナトリウム化合物（ Na_2O 、 Na_2O_2 、 NaOH ）のプールへの移行割合（残りは雰囲気へ移行する）は入力で与えられる。

3.3.3 雰囲気・構造物への熱移行モデル

(1) 熱伝導

CONTAIN-LMRでは、セルの周囲の構造物（壁）、床面に敷設されたライナ等について以下の非定常熱伝導方程式を解くことで熱伝導を計算する。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \lambda \nabla T + S \quad (3-16)$$

ここでSは生成項であり、例えば加熱コンクリートから水分が放出するために必要な熱量（自由水の蒸発、結合水の分解）等が該当する。

セルの雰囲気については代表温度を1点とし、構造物については深さ方向に分割して温度分布を計算する。

(2) 対流熱移行

セル間の温度差に起因する浮力差により発生する対流通気量はBrown等のモデル^{[9], [10]}をもとに評価している。この際、各セル間の開口は1箇所とし、複数開口部がある場合は、Brown等のモデルより等価な代表開口部を設定する。

セル内の雰囲気ガスと周辺壁との対流熱伝達については、雰囲気ガス温度(T_{gas})と構造材温

度(T_F : 床、 T_R : 天井)との大小関係をもとに、以下の式により熱伝達率を評価する。なお、構造物裏側と接するセルにおいて特段の入力指定や伝熱計算が行われない場合には(例えば、格納容器の外側と外部環境の間)、当該構造物と雰囲気との対流熱伝達率は、 $6.08\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ が使用される^[11]。

対流熱伝達の式		構造材温度		鉛直(側壁)
		水平(床)	水平(天井)	
(i) 層流	$Nu=0.27Ra^{1/4}$	$T_F < T_{gas}$	$T_{gas} < T_R$	常に(ii)式で扱われる。
(ii) 乱流	$Nu=0.14Ra^{1/3}$	$T_F > T_{gas}$	$T_{gas} > T_R$	

補足) (i)式：熱い屋根と冷たい床、(ii)式：冷たい屋根と熱い床、側壁に用いられる。

(3) 輻射熱移行

輻射熱移行を評価するモデルは、プールから各壁面の輻射フラックスを以下の式で評価する。

$$q_r = \sigma \epsilon_{eff} F_i (T_p^4 - T_w^4) \quad (3-17)$$

ここで、 σ は Stefan-Boltzmann 定数、 T は温度(下付添字のpはプール、wは壁面)、 F_i は形態係数^[12]である。また、 ϵ_{eff} は各表面での反射を考慮した等価輻射率であり、各表面の輻射率を乗じた値である。壁面毎の View factor ($vufac = \epsilon_{eff} F_i$) を入力で指定する。

3.3.4 雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行モデル

(1) フローネットワークモデル

セル間の通気では、前述したように Brown 等のモデル^{[9],[10]}で計算されるセル間の温度差に起因する浮力差で発生する対流通気があり、流路の開口部が開く条件として時間を設定することができる。この他に、セル間の圧力差に起因する圧力均衡通気があり、流路の開口部が開く条件として差圧又は時間を設定することができる。

(2) コンクリートからの水分放出モデル

コンクリートからの水分放出については、そのソースとして自由水及び結合水を考慮しており、コンクリートの温度変化に応じて水分放出量(速度)が計算される。なお、CONTAIN-LMRでは、コンクリート温度と放出水量の関係を入力テーブルで与え、これを直接用いて放出水量を簡易的に計算することができる。ただし、コンクリートの深さ方向に分割した1ノード毎について温度と放出量を求め、これらの各ノードの合計水量がコンクリート表面から放出されるという、すなわち、コンクリート内の水分の移動(時間遅れ)を無視した保守的な計算を行っている。

(3) エアロゾル移行

CONTAIN-LMRでは、エアロゾル挙動解析モデルとして個別現象解析コードMAEROS^[13]が内蔵されており、ナトリウム燃焼等に伴うエアロゾル生成、その粒径分布、凝集、沈着及び沈降等を計算することができる。また、エアロゾルのセル間移行については、ガス成

分濃度移行と同様にセル間の移流及び周辺壁（天井、床含む。）への沈着を考慮しつつ、フローネットワークモデル内で評価される。なお、軽水炉のシビアアクシデント進展解析コードであるME L C O R^[14]のエアロゾル挙動解析モデルにはMAEROSが採用されている。

CONTAIN-LMRでは、エアロゾルの粒径分布（後述の④参照）をm個に分けて、その粒径区分毎にエアロゾルの質量変化を計算する。時刻tにおける粒径区分 ℓ の単位体積当たりのエアロゾル全質量 $Q_\ell(t)$ は下式で定義される^[14]。

$$Q_\ell(t) = \sum_{k=1}^S Q_{\ell,k}(t) \quad (\ell = 1, 2, \dots, m) \quad (3-18)$$

ここで、kはエアロゾル成分（例えばNa₂O、NaOH等）、Sはその成分数、 $Q_{\ell,k}(t)$ は単位体積当たりの粒径区分 ℓ のエアロゾル成分kの質量である。

続いて $Q_{\ell,k}(t)$ の変化率は、以下のGelbard, Seinfeldのモデルの式^{[14], [15]}によって記述される。

$$\begin{aligned} \frac{dQ_{\ell,k}}{dt} = & \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{\ell-1} \sum_{j=1}^{\ell-1} [{}^1a\bar{\beta}_{i,j,\ell} Q_{j,k} Q_i + {}^1b\bar{\beta}_{i,j,\ell} Q_{i,k} Q_j] - \sum_{i=1}^{\ell-1} [{}^2a\bar{\beta}_{i,\ell} Q_i Q_{\ell,k} - {}^2b\bar{\beta}_{i,\ell} Q_\ell Q_{i,k}] \\ & - \frac{1}{2} {}^3\bar{\beta}_{\ell,\ell} Q_\ell Q_{\ell,k} - Q_{\ell,k} \sum_{i=\ell+1}^m {}^4\bar{\beta}_{i,\ell} Q_i + {}^1\bar{G}_{\ell,k} Q_\ell \\ & - \sum_{i=1}^S [{}^2\bar{G}_{\ell,i} Q_{\ell,k} - {}^2\bar{G}_{\ell-1,i} Q_{\ell-1,k}] + {}^3\bar{G}_{\ell-1,k} Q_{\ell-1} - \bar{R}_{\ell,k} + \bar{S}_{\ell,k} \end{aligned} \quad (3-19)$$

ここで、 $\bar{\beta}$ は凝集関係項、 \bar{G} は凝縮関係項、 \bar{R} は沈降・沈着による消滅項、 \bar{S} は生成・供給項を表している。以降、各々について説明する。

①エアロゾルの凝集

エアロゾル粒子の凝集は、ブラウン運動、重力沈降速度差及び乱流速度場による3つのモデルを考慮している。それぞれの凝集係数の基礎式を(i)～(iii)に示す。なお、全体の凝集係数 β はこれら3つの和として表される^[14]。

$$\beta = \beta_B + \beta_{\text{grav}} + \beta_{\text{TT}} \quad (3-20)$$

ここで、

- β_B : ブラウン凝集係数[m³/s]
- β_{grav} : 重力凝集係数[m³/s]
- β_{TT} : 乱流凝集係数[m³/s]

(i) ブラウン凝集係数 β_B

2粒子（添字i, j）間のブラウン運動による凝集係数 β_B は下式で表される^[13]。

$$\beta_B = 2\pi (Dc_i + Dc_j) \left(\gamma_i D_i + \gamma_j D_j \right) / F \quad (3-21)$$

ここで、

- Dc : 拡散係数[m²/s]
- γ : 凝集形状係数[-]

F : 凝集ファクター[-]

(ii) 重力凝集係数 β_{grav}

異なる粒径を持つ2粒子間（添字 i, j）では重力沈降速度差による凝集が発生する。このときの凝集係数 β_{grav} は下式で表される^[14]。

$$\beta_{\text{grav}} = \varepsilon_g \frac{\pi}{4} C_s \left(\gamma_i D_i + \gamma_j D_j \right)^2 |V_{Si} - V_{Sj}| \quad (3-22)$$

$$V_S = \frac{\rho g D^2 C_m}{18 \mu \chi} \quad (3-23)$$

ここで、

- ε_g : 重力衝突効率[-]
- C_s : 粒子スティッキング係数[-]
- V_S : 粒子の重力沈降速度[m/s] ; Stokes の式
- g : 重力加速度[m/s²]
- μ : ガスの粘性係数[kg/m/s]
- ρ : エアロゾル密度[kg/m³]
- C_m : Cunningham 補正係数[-]
- χ : 動的形状係数[-]

(iii) 乱流凝集係数 β_{TT}

乱流速度場では渦や速度変動成分のために粒子間の凝集が発生する。このときの乱流凝集係数 β_{TT} は下式で表される^[14]。

$$\beta_{\text{TT}} = C_s \left(\beta_{\text{T1}}^2 + \beta_{\text{T2}}^2 \right)^{1/2} \quad (3-24)$$

ここで、

- β_{T1} : 乱流せん断凝集係数[m³/s]
- β_{T2} : 乱流慣性凝集係数[m³/s]

$$\beta_{\text{T1}} = 0.2868 \left(\frac{\varepsilon_T \rho_g}{\mu_g} \right)^{1/2} \left(\gamma_i D_i + \gamma_j D_j \right)^3 \quad (3-25)$$

$$\beta_{\text{T2}} = 0.1455 \frac{0.54444}{\mu_g} \left(\frac{\rho_g}{\mu_g} \varepsilon_T \right)^{1/4} \left| \frac{\rho_i C_i D_i^2}{\chi_i} - \frac{\rho_j C_j D_j^2}{\chi_j} \right| \left(\gamma_i D_i + \gamma_j D_j \right)^2 \varepsilon_g \quad (3-26)$$

ここで、

- ε_T : 乱流エネルギー散逸率[m²/s³]
- ρ_g : ガス密度[kg/m³]

- μ_g : ガスの粘性係数[kg/m/s]
- $\rho_{i,j}$: エアロゾル密度[kg/m³]
- $C_{i,j}$: Cunningham 補正係数[-]
- $\chi_{i,j}$: 動的形状係数[-]

②エアロゾルの消滅（沈降及び沈着）

エアロゾル粒子の沈降・沈着は、その駆動力となる重力、ブラウン拡散及び温度差による熱泳動等を考慮している。以下に、熱泳動沈着速度 V_T 及びブラウン拡散沈着速度 V_d の計算式を示す。なお、粒子の重力沈降速度 V_S は（3-23）式の Stokes の式を使用している。

(i) 熱泳動沈着速度 V_T

冷却壁面の近傍では、温度境界層において壁面に向かう負の温度勾配が生じることからエアロゾル粒子が熱泳動効果によって壁面に移動・沈着する。このときの粒子の沈着速度 V_T [m/s]は下式で表される^[13]。

$$V_T = \frac{3 \mu_g C_m (k_g/k_p + C_t Kn)}{2 \chi \rho_g T_g (1 + 3F_{slip} Kn) (1 + 2C_t Kn + 2k_g/k_p)} \nabla T \quad (3-27)$$

ここで、

- T_g : ガス温度[K]
- k_g/k_p : 雰囲気ガスとエアロゾル粒子の熱伝導度の比[-]
- C_t : 温度の不連続性に関する補正因子[-]
- F_{slip} : スリップ係数[-]
- Kn : Knudsen 数[-]
- ∇T : 構造材表面の温度勾配[K/m] ($= (T_g - T_w) / \delta_t$)
- T_w : 壁温度[K]
- δ_t : 温度境界層厚さ[m]

(ii) ブラウン拡散沈着速度 V_d

エアロゾル粒子はブラウン運動によって壁面に沈着するが、このときの沈着速度は、以下のブラウン拡散沈着速度 V_d [m/s]によって表される^[14]。

$$V_d = \frac{\sigma T_g C_m}{3 \pi D \mu_g \chi \delta_d} \quad (3-28)$$

ここで、

- σ : Boltzmann 定数 [kg・m²/s²/K]
- δ_d : 拡散境界層厚さ[m]

③エアロゾルの生成・供給（凝縮を含む）

エアロゾルの主な生成（発生源）は、ナトリウム燃焼時に生じるナトリウム化合物やナトリウム蒸気の凝縮である。これらをソースとして、前述の凝集や沈降・沈着を考慮しつつ、エアロゾルの質量濃度変化を計算する（(3-19)式参照）。なお、エアロゾルのセル間の移行（出入）については、ガス成分移行と同様に、対流通気及び圧力均衡通気により評価される。

④エアロゾルの初期粒径分布

CONTAIN-LMRではエアロゾルの粒径分布計算に、以下の対数正規分布 ϕ_i の式^[16]を使用している。通常、粒径分布を10から20区分程度（(3-18)式の m ）に分け、粒径区分毎にエアロゾル粒子の質量変化を計算する。

$$\phi_i = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \ln \sigma_g} \cdot \frac{1}{D_i} \exp\left(-\frac{\ln^2 \frac{D_i}{a_{mean}}}{2 \ln^2 \sigma_g}\right) \quad (3-29)$$

ここで、

- D_i : エアロゾル粒子直径[m]（下付添字の i は粒径区分番号、(3-18)式の l と等価）
- a_{mean} : エアロゾル平均粒子径[m]
- σ_g : エアロゾル粒径の対数標準偏差[-]

3.3.5 ナトリウム-コンクリート反応モデル

CONTAIN-LMRには、ナトリウム-コンクリート反応の解析モデルとして個別現象解析コードSLAM^[17]が組み込まれている。SLAMは、構造コンクリートを深さ方向（1次元）にノード分割し、ナトリウム-コンクリート反応に関わるエネルギー方程式、化学反応、質量保存式等の支配方程式を解く。SLAMの概要を第9図に示す。SLAMでは、コンクリートを自由水が存在しないDRY領域、自由水が存在するWET領域に分割し、さらにDRY領域は、プール層から浸透・移動したナトリウムがコンクリートの構成成分と反応する領域（B/L領域）、反応しない領域（未反応領域）に分割される。SLAMの主な解析モデルは以下のとおりである。

(1) 化学反応モデル

SLAMには、ナトリウムとコンクリート成分との化学反応として、以下の10種の反応式が考慮されており、コンクリートの成分に応じて計算される。例えば、主成分がシリカ（SiO₂）である玄武岩や硬質砂岩系コンクリートの場合には、主に①、⑥、⑦、⑩の反応によりナトリウム-コンクリート反応が計算される。まず、コンクリート内の自由水の蒸発や結合水の分解により水蒸気が反応領域へ移動・供給され（後述の(4)参照）ナトリウムと反応（反応①）することにより水酸化ナトリウムや水素が生成する。この水酸化ナトリウムやナトリウムとシリカ（二酸化ケイ素）との反応（反応⑥及び⑦）によりコンクリートが侵食される。また、反応①に加えて反応⑩により水素が生成される。

- ① $\text{Na} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{NaOH} + 0.5\text{H}_2$
- ② $4\text{Na} + \text{CO}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O} + \text{C}$
- ③ $4\text{Na} + 3\text{CaCO}_3 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{CO}_3 + 3\text{CaO} + \text{C}$
- ④ $4\text{Na} + 3\text{MgCO}_3 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{CO}_3 + 3\text{MgO} + \text{C}$

- ⑤ $2\text{NaOH} + \text{CaCO}_3 \rightarrow \text{Na}_2\text{CO}_3 + \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$
- ⑥ $2\text{NaOH} + \text{SiO}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{H}_2\text{O}$
- ⑦ $4\text{Na} + 3\text{SiO}_2 \rightarrow 2\text{Na}_2\text{SiO}_3 + \text{Si}$
- ⑧ $2\text{NaOH} + \text{Al}_2\text{O}_3 \rightarrow 2\text{NaAlO}_2 + \text{H}_2\text{O}$
- ⑨ $3\text{Na} + 2\text{Al}_2\text{O}_3 \rightarrow 3\text{NaAlO}_2 + \text{Al}$
- ⑩ $2\text{Na} + 2\text{NaOH} \rightarrow 2\text{Na}_2\text{O} + \text{H}_2$

(2) コンクリートの侵食モデル

S L A Mでは、反応界面での化学反応量に比例してコンクリート侵食速度 (VELN) を計算する (下式)。例えば、硬質砂岩系コンクリート (主成分は SiO_2) の場合、侵食に係る反応は、Na 又は NaOH と SiO_2 の反応である (上述の⑥式と⑦式)。なお、1次元 (深さ方向のみ) の侵食を計算する^[17]。

$$\text{VELN} = -\text{AKK} \cdot \text{DRIVE} \cdot \text{FRACV} (\text{DEL1 ZXI}(2)) \quad (3-30)$$

ここで、

- AKK : 単位時間当たりの反応速度 [$\text{m}^3/\text{kg}\cdot\text{mol}\cdot\text{s}$]
- DRIVE : 反応界面 (B/L 領域最下端ノード) における反応物濃度 [$\text{kg}\cdot\text{mol}/\text{m}^3$]
- FRACV : コンクリート侵食速度係数 (補正係数) [-]
- DEL1 ZXI(2) : DRY 領域厚さに対する 1 ノード幅の厚さ [m]

(3) 非定常熱伝導モデル

S L A Mでは、DRY 領域及び WET 領域において各ノードでの反応熱、構成成分 (反応物及び生成物) の有効熱伝導率を考慮したエネルギー方程式を解くことにより温度分布が計算される。なお、1次元 (深さ方向のみ) の伝熱計算を行う。

(4) 水分の移動モデル

S L A Mでは、コンクリート中の水分を凝縮水及び水蒸気の 2 相として考慮しており、コンクリートの温度上昇に伴い、水蒸気への相変化又は水蒸気の移動が起きる。この際、コンクリート中の圧力差が駆動力となって水蒸気が移動するという下式 (Darcy 式) を使用して計算される^[17]。

$$U = \left(\frac{K}{\mu} \right) \frac{\partial p}{\partial x} \quad (3-31)$$

ここで、

- U : 水蒸気の移動速度 [m/s]
- K : 透水係数 [m^2]
- μ : 水蒸気の粘度 [atm/s]

$$\frac{\partial p}{\partial x} : \text{深さ方向の圧力勾配 [atm/m]}$$

なお、コンクリート中の水分の蒸発（水蒸気の生成）として、WET 領域における自由水の蒸発及び DRY 領域における結合水の加熱分解を考慮している。これらの反応領域への移動を計算しつつ、前述の(1)で説明した化学反応①（Na との反応）を計算する。

3.3.6 ナトリウムの凝縮・蒸発

雰囲気におけるナトリウムの凝縮・蒸発は雰囲気の温度及び圧力に影響を与える。CONTAIN-LMRでは、ナトリウムの飽和蒸気圧曲線として、Kirchhoff^[18]や Sodium-NaK Handbook^[19]と同等の下式を採用しており、これをもとにナトリウムの凝縮及び蒸発を計算する。

$$\ln(P)=26.90991-12767.71/T-0.61344 \ln(T) \quad (3-32)$$

ここで、

P: ナトリウムの飽和蒸気圧 [Pa]

T: 雰囲気の温度 [K]

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

CONTAIN-LMRの評価マトリクスを第4表に示す。各試験解析の目的を(1)～(5)に示すとともに、4.2に各々の結果を説明する。

なお、以下の物理現象に関しては、下記に示す理由により、直接的に妥当性評価の対象とすることは不要とした。

前述のように、CONTAIN-LMRではナトリウムプールが瞬時に広がるとして、その面積（一定値）を入力で指定する。この扱いはプールが広がるまでの燃焼挙動を保守的に評価するとともに、同面積自体はナトリウム漏えい条件等により概ね決まることから、妥当性確認は不要とする。

また、コンクリートからの水分放出に関しては、コンクリート温度と放出水量の関係を入力テーブルで与えることができるため、「常陽」で使用されているシリカ系コンクリートに対する同入力テーブルを直接使用して計算している。この際、コンクリート内の水分の移動（時間遅れ）を無視した保守的な計算を行っているため、妥当性確認は不要とした。

(1) スプレイ燃焼実験 (RUN-E1)

スプレイノズルから噴出されたナトリウム液滴群の燃焼実験 (RUN-E1) を CONTAIN-LMRにより解析し、液滴径分布を考慮したスプレイ燃焼モデル、実験装置内構造物への熱移行モデルの妥当性を確認する。

(2) プール燃焼実験 (RUN-D1)

試験装置内に設置されたナトリウムプールにおけるプール燃焼実験 (RUN-D1) を CONTAIN-LMRにより解析し、プール燃焼モデル、雰囲気・構造物への熱移行及び物質（エアロ

ゾル) 移行モデルの妥当性を確認する。

(3) マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3)

鉛直断面内に開口部を有した水平 2 室におけるプール燃焼実験 (RUN-D3) を CONTAIN-LMR により解析し、プール燃焼モデル、雰囲気・構造物への熱移行及び物質・運動量移行モデル (フローネットワークモデル) の妥当性を確認する。

(4) ナトリウム-コンクリート反応実験 (III-1M)

硬質砂岩コンクリートを使用して実施されたナトリウム-コンクリート反応実験 (III-1M) を CONTAIN-LMR により解析し、水素発生量やコンクリート侵食量に関する評価を行い、ナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性を確認する。この際、3.3.5 で説明した「コンクリート侵食速度係数 (FRACV)」の最適値についても確認する。

(5) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1)

米国のハンフォード技術開発研究所 (HEDL) において玄武岩コンクリート ((4)とは異なる種類と大きさのコンクリート) を使用して実施された大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) を対象に、(4)と同様の内容について確認する。

4.2 妥当性確認

4.2.1 スプレイ燃焼実験 (RUN-E1) 解析

(1) スプレイ燃焼実験 (RUN-E1) の概要

RUN-E1 は、空気雰囲気における大規模・長時間のナトリウムスプレイ燃焼実験であり、ナトリウム燃焼解析コードの検証を目的として 1985 年に原子力機構 (当時は動燃) にて実施したものである。

スプレイ燃焼試験装置を第 10 図に示す^[20]。試験装置は直径 3.6m、内容積約 100m³ の密閉鋼製容器であり、内径 8.7mm のスプレイノズルが容器内に設置されている (高さ 3.98m)。落下したナトリウムは下端面での傾斜により燃焼抑制室に流入することで、プール燃焼の影響を排除している。ナトリウム液滴の平均径は体積平均で約 2mm (水試験及び当該ノズル (遠心型加圧フルコーンノズル) の液滴径に関する実験式に基づいて決定)^[21]であり、漏えい温度は 505°C、漏えい量は約 900kg (=510g/s×1,800s) となっている。実験では、容器内圧力、温度、酸素濃度等が測定されている。容器内の圧力変化は、試験装置上部に設置した圧力計 (電子式圧力伝送器) で測定している。次に酸素濃度の測定には、第 12 図 (c) より (A) にはガスサンプリング方式 (→ガスクロマトグラフ) を、(B) 及び (C) には磁気式酸素濃度計 (オンライン) を用いている。また、スプレイノズルと同じ高さ (鋼製容器の高さのほぼ半分) の位置に、熱流束計を取り付けている (第 10 図)。なお、ナトリウムスプレイを一定供給するため、容器内圧力と加熱器ガス圧力との差圧を一定に保つようになっている。

解析体系 (第 11 図) は、スプレイ燃焼室及び燃焼抑制室の 2 セル体系で構成される。スプレイノズルから噴出したナトリウムは、燃焼を伴いながら燃焼抑制板上 (燃焼室床) に滴下する。燃焼抑制板に滴下したナトリウムは、傾斜に沿って燃焼抑制室へ流れ込む (オーバーフロ

一)。

主要な解析条件については、解析時間を漏えい継続時間 (1800s) とし、スプレー条件は、初速度 10m/sec の下向き、平均液滴径は 2.0mm とした。次にナトリウムと酸素の反応に係るナトリウム酸化物生成割合 ($\text{Na}_2\text{O} : \text{Na}_2\text{O}_2$) は、酸素濃度依存性 (同濃度低 : Na_2O 生成大、同濃度高 : Na_2O_2 生成大) を考慮して、酸素 10% 以上で (60 : 40)、酸素 10% 未満で (100 : 0) を適用^[22]した。また、ナトリウムと水分の反応に係るナトリウム化合物生成割合 ($\text{Na}_2\text{O} : \text{NaOH}$) は、Na 過剰条件を考慮して (100 : 0) を適用^[22]した。さらに、輻射率^[22]については、ライナ壁面での輻射率を 0.5、燃焼面での輻射率を 0.65 とし、等価輻射率 ε_{eff} を (3-17) 式により 0.325 とした。

(2) スプレー燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第 12 図に示す。ガス温度 (第 12 図(a)) については、実験では計測点によりばらつきがみられる。特にスプレーノズル直下に設置した熱電対 (TE2082) では、初期において 1,000°C に達しており、燃焼しているナトリウム液滴の接触の影響が考えられる。加えて酸素が枯渇する約 600 秒以降において約 400°C で推移しており、落下するナトリウム液滴の温度を直接計測していると考えられる。この TE2082 を除くと、解析結果 (一点近似による平均値) は温度分布を有する実験結果を概ね包絡する挙動を示している。一方、ガス圧力 (第 12 図(b)) に関しては、解析結果は実験結果を保守的に評価している。

酸素濃度 (第 12 図(c)) については、図中の (B) 及び (C) の実験データ (磁気式酸素濃度計) は、実験装置から測定装置までのラインが長く、その間の時間遅れを補正したものとなっている。ただし、ライン中の酸素濃度の拡散までは補正していないため、若干時間遅れを含んだ結果となっていることに留意する必要がある。解析ではセル全体での平均酸素濃度を評価しているため、実験でみられた一部の急激な減少は再現できないものの、全体としての減少傾向は実験と整合している。

壁面への熱流束について解析結果と実験結果との比較 (第 12 図(d)) を示す。実験ではスプレーノズルと同じ高さにおいて熱流束を測定している。同図より、解析では熱流束のピーク値を含めて、その全体的な傾向を概ね再現している。

以上より、雰囲気圧力を保守側に評価する傾向にあるが、ガス温度分布や壁面への熱流束は実験結果を概ね再現または包絡しており、CONTAIN-LMR のスプレー燃焼解析の妥当性が確認された。

4.2.2 プール燃焼実験 (RUN-D1) 解析

(1) プール燃焼実験 (RUN-D1) の概要

RUN-D1 は、空気雰囲気における大規模・長時間のナトリウムプール燃焼実験であり、ナトリウム燃焼解析コードの検証を目的として 1985 年に原子力機構 (当時は動燃) にて実施したものである。

プール燃焼実験装置を第 13 図に示す^[23]。実験装置は約 5m(W)×4m(D)×3m(H) の空間 (内容積約 70m³) に 1.5m(W)×1.5m(D)×0.5m(H) のプール容器を設けた構造となっている。

実験では、505°C のナトリウムをプール下端から 2.56kg/s で 215s 間供給し、その後約 1hr

燃焼を継続させている（供給終了時のナトリウムプール高さは約 0.3m、総供給量は約 550kg である。）。また、実験中の酸素濃度の急激な低下を抑制するために、実験装置上部から酸素を約 200ℓ/min で約 1hr 継続して供給している。試験終了時にはこの供給を停止させることでナトリウムプール燃焼を窒息消火させた。なお、実験では、雰囲気、ナトリウム、コンクリートの各温度履歴、圧力履歴、エアロゾル濃度等を計測している。エアロゾルの濃度測定には、雰囲気ガスを吸引して焼結金属フィルターでエアロゾルを捕集し、そのときのエアロゾル重量とフィルター通過ガス容積からエアロゾル濃度を求めている。

解析体系（第 14 図）は、プール燃焼部及び外部環境の 2 セル体系で構成される。プール部へ供給されるナトリウムは床面積 2.25m² の範囲に瞬時に広がるとする。ナトリウムと酸素の反応によるナトリウム酸化物生成割合（Na₂O : Na₂O₂）、ナトリウムと水分の反応によるナトリウム化合物生成割合（Na₂O : NaOH）及び輻射率は 4.2.1 と同様の値を適用した。また、プール燃焼で発生した全反応熱の中でプールへ移行する割合は、過去の知見^[24]を参考に 0.65（残りの 0.35 は雰囲気へ移行）を適用し、プール燃焼で発生したナトリウム化合物のプールへの移行割合は 0.75（残りの 0.25 は雰囲気へ移行）を適用^[22]した。

(2) プール燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第 15 図に示す。実験のガス温度（第 15 図(a)）は、測定高さにより約 30℃程度違いがあるが、概ね体系内で同様な温度履歴となっている。解析では、実験に比べて初期の立ち上がりが速いものの、それ以降の時間においては概ね同様の挙動を示している。なお、解析の立ち上がりが速い理由は、ナトリウムプールが瞬時に広がるとしているためである。

一方、プール中ナトリウム温度（第 15 図(b)）及びプール下端でのライナ温度（第 15 図(c)）については、解析では約 3,600 秒までのナトリウム温度を過小評価しているものの、その他の挙動は概ね実験と整合している。

壁のライナ温度（第 15 図(d)）及びコンクリート温度（第 15 図(e)）については、上述のガス温度の影響を受けて、解析では初期のライナ温度を若干高めに評価しているものの、いずれも実験との整合性は高い。

酸素濃度（第 15 図(f)）については、実験では初期の数分で 21%から低下しているが、その後は外部からの酸素供給（0～3,600s）とナトリウム燃焼による酸素消費のバランスによりほぼ一定値（約 17mol%）で推移している。その後（酸素供給終了後）、急速に濃度は低下し、約 110 分後に 5%以下となる。解析では、これを概ね再現している。

最後に雰囲気中のエアロゾル濃度（第 15 図(g)）については、解析では実験に比べて約 3 倍の濃度となっており、エアロゾル濃度を過大評価している。これは RUN-D1 実験では、中心部に設置された燃焼皿が約 500mm であり、ナトリウムプール高さ（約 300mm）よりも周囲壁が比較的高い構造となっていること。また、実験体系全体の換気も弱く、プール燃焼で生成した反応生成物エアロゾルが比較的プールに落下しやすい実験体系のためと考えられる。

以上より、CONTAIN-LMR では、エアロゾル濃度を実験結果に比べて高めに評価するものの、それ以外については実験を概ね再現しており、プール燃焼モデルの妥当性が確認された。

4.2.3 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) 解析

(1) マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) の概要

RUN-D3 は、ナトリウムプール燃焼の隣接するセルへの影響 (熱及び物質の移行挙動) を調べるための実験であり、1994 年に原子力機構 (当時は動燃) にて実施したものである。

マルチセルプール燃焼実験装置の概要を第 16 図及び第 17 図に示す^[25]。実験装置はプール燃焼実験 (RUN-D1) と同じものを用い、装置内を 2 枚の仕切り板 (開口面積は約 1m²) で分離することで水平方向 2 セル体系としている。両セルを構成する床・壁・天井のコンクリート (厚み 20~30cm) は、内側を保温材と厚さ 2mm (床部は 6mm) の鋼板でライニングしている。

実験では、RUN-D1 実験と同じ面積で高さが異なる 1.5m(W)×1.5m(D)×0.15m(H) のプール容器に 500°C のナトリウムを約 0.46kg/s で 120s (ナトリウムプール高さは約 0.03m、総量は約 55kg) 供給することにより、プール燃焼させている。なお、エアロゾル濃度測定 (焼結金属フィルターによる捕集) を行うとともに、各種温度 (ガス、壁ライナ、燃焼皿ライナ) を計測している。

解析体系 (第 16 図) は、燃焼室、連通室及び外部環境の 3 セル体系で構成される。なお、ナトリウムとの化学反応等に係る一連の入力条件は、4.2.2 と同様の値を使用した。

CONTAIN-LMR では、浮力差に伴う対流通気 (水平方向) について、以下に示す相関式^[9]を使用して計算している。

$$\text{Nu} = \frac{C}{3} \cdot \text{Gr}^{1/2} \cdot \text{Pr} \quad (4-1)$$

ここで、Gr 及び Pr はそれぞれグラスホフ数、プラントル数であり、C は定数である (C=0.6~1.0)。本計算では、実験結果^[9]の設定値を参考に C=0.771 としている。

(2) マルチセルプール燃焼実験の解析結果

解析結果と実験結果との比較を第 18 図に示す。燃焼室における実験のガス温度 (第 18 図 (a)) について、ナトリウムプールに近い位置 (○TG-120 [床面から約 0.4m]、△TG-117 [同約 1.3m]) では高い温度履歴を示すが、プールから離れた計測点 (+TG-109, ●TG-115, ×TG-118) では低めに推移する。参考のために、燃焼室のガス空間に設置された全 28 個の熱電対について、それらの対象領域容積を求めて体積平均した温度結果を「平均温度 (赤の点線)」として示す。これと比較すると、CONTAIN-LMR は約 ±50°C の範囲で概ね実験を再現している。連通室 (第 18 図 (b)) においても同様に、実験結果 (全 23 個の熱電対より算出した平均温度) と概ね整合している。なお、連通室で一部実験温度の低い領域 (△TG-215) が見られるが、これは開口部より下方に位置するため、同室内で温度成層化が形成されたと考えられる。

第 18 図 (c), (d) に壁ライナ温度の実験結果との比較を示す。燃焼室及び連通室の壁ライナ温度ともに、解析結果は概ね実験結果と整合している。

第 18 図 (e) にナトリウムプール直下にある燃焼皿ライナ温度の比較結果を示す。実験では、ナトリウム流入口から離れるほど (例えば、熱電対 TP-102)、ナトリウムの到達に時間がかかるため温度上昇も緩慢になることがわかる。一方、解析ではプールが瞬時に広がるとしているため、漏えい開始からナトリウム流入口に最も近い熱電対 (TP-104) の温度に漸近しており、

1,000 秒以降は概ね実験結果と整合している。

第 18 図(f)に浮力差に伴う対流通気量及び圧力差に伴う通気量の比較結果を示す。実験では通気量全体の測定は行われておらず、また、これらの通気量を分離して計測することは困難であるため、直接的な妥当性評価はできない。しかしながら、セル間の対流通気に占める浮力差の寄与割合が大きく、前述のように各部の温度変化は実験と概ね整合していることから、対流通気モデルは妥当であるといえる。

第 18 図(g)に各セルの酸素濃度の比較結果を示す。解析では 2,000 秒以降において両セルともに酸素濃度が若干高くなる傾向があるものの、概ね実験結果を再現している。

第 18 図(h)に各セルのエアロゾル濃度の比較結果を示す。解析ではナトリウムプールの瞬時広がりにより両セルともに初期のエアロゾル濃度を多めに評価しているものの、全体的な挙動は概ね再現できており、対流通気モデルは妥当であるといえる。

以上より、燃焼室及びナトリウム燃焼を伴わない連通室におけるガス温度、壁ライナ温度、酸素濃度、エアロゾル濃度は概ね実験結果と整合しており、複数セル間の対流通気を含めたプール燃焼解析の妥当性が確認された。

4.2.4 ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)解析

(1) ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)の概要

Ⅲ-1M は、ナトリウム-コンクリート反応に対するスケール効果の解明（コンクリート試験体の厚さとナトリウム液深の影響解明）を目的として 1984 年に原子力機構（当時は動燃）にて実施したものである。

ナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)装置の概要を第 19 図に、主な実験条件を第 5 表に示す^[26]。不活性雰囲気中に置換された試験装置の内部に、0.2mφ×0.6mH（重量：約 45kg）の硬質砂岩コンクリート試験体を設置し、530℃に予熱されたナトリウムを 16kg 供給した（ナトリウム液深：約 60cm）。その後、放熱によりナトリウム温度は一旦下がるが、鋼製容器の周りに設置したヒータによりナトリウム温度が 530℃になるよう加熱・制御し（8 時間）、ナトリウム-コンクリート反応を開始・持続させている。実験における主な計測項目は、ナトリウム温度、コンクリート内の温度分布（コンクリート中心部の深さ方向、20mm、40mm、70mm、100mm、130mm、160mm、190mm、220mm、300mm、400mm、500mm に熱電対を設置）、試験装置内に供給する不活性ガス量、排気ガス中の水素濃度である。また、コンクリート内の温度変化・上昇により実験中におけるコンクリートの侵食状況を推定するとともに、実験後にコンクリート試験体を解体して、最終的なコンクリート侵食量の調査・測定が行われている。なお、使用した硬質砂岩コンクリートの主成分は SiO₂（約 73%）であり、含水率は 7.2%（自由水：5.3%、結合水：1.9%）であった（第 6 表）。

解析体系は、コンクリート試験体及びナトリウムプール部を含む鋼製容器内をセル 1、同容器内のガスが排気される先（外部）をセル 2 とした 2 セル体系とする（第 20 図）。解析では、ヒータで制御されたナトリウムプール温度を入力として与え、重要物理量であるコンクリート侵食量、水素発生量の時間変化について実験結果と比較する。この際、主要パラメータであるコンクリート侵食速度係数（FRACV）について、その取り得る範囲や最適値を把握するため、0.001～0.005 の範囲で感度解析を行った（設定値：0.001、0.003、0.005 の 3 通り）。なお、

Ⅲ-1M 実験は、装置周辺を断熱材で完全に覆っており、周囲への放熱を極力抑えている。すなわち、深さ方向の侵食となるよう設定されているため、CONTAIN-LMRの1次元計算モデルの妥当性確認に適している実験である。

(2) ナトリウム-コンクリート反応実験の解析結果

コンクリート侵食量及び水素発生量について、比較した結果を第 21 図及び第 22 図に示す。実験では、コンクリート中心部の侵食が最大（約 20cm）となるものの、周辺部でも約 15cm となり、深さ方向全体に侵食が進展している。また、ナトリウムのは大半は未反応の状態で残留しており、主な反応生成物はケイ酸ナトリウム (Na_2SiO_3) であった。比較結果より、FRACV が大きいほどコンクリート侵食量及び水素発生量が増大する傾向が見られる。また、FRACV が 0.003 前後のとき、実験結果を概ね再現することがわかる。

以上より、コンクリート侵食速度係数 (FRACV) を適切な値 (0.003 前後) に設定することにより、コンクリート侵食量や水素発生量を概ね再現することができ、CONTAIN-LMR におけるナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性が確認された。

4.2.5 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) 解析

(1) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) の概要

LSC-1 は、大規模・長時間のナトリウム-コンクリート反応実験であり、1980 年に米国のハンフォード技術開発研究所 (HEDL) にて実施したものである。

大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) 装置の概要を第 23 図及び第 24 図に示す^[27]。不活性雰囲気置換された試験装置の内部に、 $0.91\text{mL} \times 0.91\text{mW} \times 0.61\text{mH}$ (重量：約 1200kg) の玄武岩コンクリート試験体 (鉄筋入り) を設置し、 593°C に予熱されたナトリウムを 454kg 供給した (ナトリウム液深：約 60cm)。放熱によりナトリウム温度は一旦下がるが、鋼製容器の周りに設置したヒータによりナトリウム温度が 593°C になるよう約 1.5 時間加熱された。その後、ヒータによる加熱は停止するが反応は継続し、降温監視 (ナトリウムプール温度が約 30°C 以下) を含めるとトータルで約 180 時間 (7.5 日) 計測を行った。実験における主な計測項目は、ナトリウム温度、コンクリート内の温度分布 (コンクリートの深さ方向だけでなく周方向にも熱電対を設置)、水素発生量である。また、4.2.4 節のⅢ-1M 実験と同様に、コンクリート内の温度変化・上昇により実験中におけるコンクリートの侵食状況 (周方向の違いを含む) を推定するとともに、実験後にコンクリート試験体を解体して、最終的なコンクリート侵食量の調査・測定が行われている。なお、使用した玄武岩コンクリートの主成分は SiO_2 (約 54%) であり、含水率は 7.5% (自由水：5.5%、結合水：2.0%) であった (第 6 表)。

解析体系は、4.2.4 節のⅢ-1M 実験解析と同様に 2 セル体系とし (第 25 図)、コンクリート侵食速度係数 (FRACV) についても同様に、0.001~0.005 の範囲で感度解析を行った (設定値：0.001、0.003、0.005 の 3 通り)。

(2) 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験の解析結果

コンクリート侵食量及び水素発生量について、比較した結果を第 26 図及び第 27 図に示す。これらより、4.2.4 節のⅢ-1M 実験解析と同様に、FRACV が大きいほどコンクリート侵食量及び

水素発生量が増大することが分かる。しかし、Ⅲ-1Mの場合と異なり、水素発生量の解析結果は実験結果よりも過大評価する傾向となっている。この理由は、LSC-1実験における周囲への放熱の影響が現れたものと推察される。第26図(b)に示すように、実験ではコンクリート中心で侵食量は最大(30cm超)となるが、端部では数cm程度であり、周囲への放熱が大きいことを示している。一方、コンクリート侵食量については、解析は実験を概ね再現していることが分かる。

以上より、比較的大きなシリカ系コンクリートに対して、かつ周囲への放熱がある体系において、水素発生量を保守的に評価する傾向にあるものの、コンクリート侵食量を概ね再現することができ、CONTAIN-LMRにおけるナトリウム-コンクリート反応モデルの妥当性が確認された。

4.2.6 重要現象に対する不確かさ

4.2.1節から4.2.5節で実施した妥当性確認では別途不確かさ評価を行い、その感度を把握している。第7表に不確かさ評価結果の概要を示すとともに、「常陽」の格納容器応答過程における不確かさ評価に関する方針を以下に記す。

ULOFの格納容器応答は床上の空気雰囲気下で発生するため、格納容器の健全性評価の観点からは、スプレイ燃焼(雰囲気への発熱量・発熱速度が最大)が重要現象となる。この際、最も影響のある因子はスプレイの液滴径であり、「常陽」の格納容器応答過程では、不確かさの影響を考慮した上で評価項目に対して厳しい結果(噴出終了時にほぼ全量のナトリウムが雰囲気中で燃焼し尽くす結果)となるような小さな液滴径(0.1mm)を設定しているため感度解析は不要である。したがって、ここでは次に影響のあるプール広がり面積を選定する。前述のようにCONTAIN-LMRでは、ナトリウムの表面張力等から算出されるプールの厚さをもとに広がり面積(一定値)を設定している。しかし、実際の事故時には、漏えいする部屋の床形状(漏えい用堰の高さ等を含む)によっても広がり面積が変わるため、このような不確かさを考慮して同面積を2倍とした感度解析を実施する。なお、プール面積を2倍としたプール燃焼計算でもスプレイ燃焼結果(格納容器内圧力、格納容器鋼壁温度)に包絡されるため、水素濃度に着目してナトリウム-コンクリート反応を対象に感度解析(広がり面積=反応面積を2倍)を実施する。加えて、解析条件の不確かさとして崩壊熱があり、崩壊熱計算に用いた計算コードの不確かさを考慮して崩壊熱の不確かさ(+10%)の影響評価を実施する。なお、ナトリウム-コンクリート反応計算に係るコンクリート侵食速度係数(FRACV)については、実験解析によりシリカ系コンクリートでは0.003前後になるということがわかったが、保守的に0.005の値を使用しているため感度解析は不要である。

一方、PLOHSは窒素雰囲気下で発生するため、ナトリウム燃焼(スプレイやプール)よりもナトリウムの凝縮・蒸発が相対的に重要となる。この際、流出ナトリウム条件が最も影響のある因子であり、「常陽」の格納容器応答過程では、不確かさの影響を考慮した上で評価項目に対して厳しい結果となるよう「ナトリウム蒸気」を対象として計算しているため感度解析は不要である。なお、ULOFと同様に、解析条件の不確かさとして崩壊熱の不確かさ(+10%)の影響評価を実施する。

5. 有効性評価への適用性

5.1 重要現象への適用性

(1) 液滴径分布（スプレー燃焼）

液滴径分布は入力条件となるため妥当性確認は不要であるが、スプレー燃焼実験解析により、液滴形状が予測された条件での妥当性確認及び感度解析を実施した。CONTAIN-LMRでは、ガス圧力を保守的に評価する傾向にあるものの、ガス温度、構造材温度（壁面熱流束）、酸素濃度等を総合的に比較することにより、実験との整合性を確認した。

(2) 燃焼及び反応熱移行（スプレー燃焼）

スプレー燃焼実験解析により、スプレー状の燃焼及び周辺ガスへの熱移行について、各部の温度上昇挙動等を比較したところ、実験結果を概ね再現・包絡することを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはスプレー燃焼の解析に適用できる。

(3) プール広がり面積（プール燃焼）

CONTAIN-LMRでは、保守的にナトリウムプールが瞬時に広がるとして、その面積（一定値）を入力で与える。この面積はナトリウム漏えい条件等により概ね決まるため妥当性確認は不要である。ただし、4.2.6節に記したように、実際の事故時には、漏えいする部屋の床形状（漏えい用堰の高さ等を含む。）によっても広がり面積が変わるため、念のため広がり面積の不確かさの影響を評価しておく必要がある。

(4) 燃焼及び反応熱移行（プール燃焼）

プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、CONTAIN-LMRは、ガス温度や酸素濃度等の熱移行・物質移行を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはプール燃焼の解析に適用できる。

(5) 熱伝導（雰囲気・構造物への熱移行）

プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、ライナ温度及びコンクリート温度の実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは構造の熱伝導の解析に適用できる。

(6) 対流熱移行（雰囲気・構造物への熱移行）

マルチセルプール燃焼実験の解析より、雰囲気ガス温度、周辺壁のライナ温度の実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは対流熱移行の解析に適用できる。

(7) 輻射熱移行（雰囲気・構造物への熱移行）

スプレー燃焼実験、プール燃焼実験及びマルチセルプール燃焼実験の解析により、CONTAIN-LMRの輻射モデルで予測された雰囲気ガス、ナトリウムプール、周辺構造材（ライナ、コンクリート）等の温度変化は良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは、直接計測ではないものの周辺への輻射熱流束評価は実験と概ね整合しており、輻射熱移行の解析に適用できる。

(8) 質量・運動量移行及びガス成分濃度移行（雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル量移行）
マルチセルプール燃焼実験解析により、開口部を介した酸素濃度及びエアロゾル濃度について実験結果を概ね良好に評価できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRは質量・運動量移行及びガス成分濃度移行の解析に適用できる。

(9) エアロゾル移行（雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行）

プール燃焼実験解析では、実験特有の条件により一部実験結果よりも高めにエアロゾル濃度を評価するものの、マルチセルプール実験解析では実験結果を概ね再現できることを確認した。

以上より、CONTAIN-LMRはエアロゾル移行挙動解析に適用できる。

(10) ナトリウム-コンクリート反応（その他ナトリウム特有の物理現象）

成分と大きさの異なるコンクリートを使用した2つのナトリウム-コンクリート反応実験を対象にした解析により、主要物理量であるコンクリート侵食量及び水素発生量の実験結果を概ね再現することを確認した。また、この際、コンクリート侵食速度係数（FRACV）の値が 10^{-3} オーダーとなり、その最適値は0.003前後となることが分かった。なお、「常陽」の構造コンクリートは両実験と同じくシリカ系コンクリートであり、その成分はIII-1M実験のコンクリートに近い（第6表）。

以上より、CONTAIN-LMRはナトリウム-コンクリート反応の解析に適用できる。

5.2 試験装置のスケーリング

(1) スプレイ燃焼実験

スプレイ燃焼及び周辺への熱移行の妥当性確認として実施しているスプレイ燃焼実験では、スプレイ燃焼高さが約4mであり、着火後の液滴燃焼が支配的となる十分な高さを有している。また、熱移行は輻射及び自然対流となり、輻射の観点では温度差が、自然対流の観点ではグラスホフ数及びプラントル数がスケーリングとして重要となる。温度差及びプラントル数については、実機と同じナトリウムによる燃焼としており、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。また、グラスホフ数で重要となる代表寸法（装置高さ）は実機に比べ約1/2～同程度であり、グラスホフ数で最大1桁実機よりも小さくなるが、十分に発達した乱流自然対流領域であり、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。なお実機に比べ容積が小さく、また、実験では密閉空間としているため、燃焼に伴う圧力上昇は実機に比べ大きく、また、急激に減衰するが、実験初期における最高圧力等を評価対象としているためその影響は比較的小さいといえる。

なお、ULOFにおけるスプレイ燃焼計算¹では、ナトリウム噴出条件の不確かさを考慮して、小さい液滴径（0.1mm）を設定している。このため、噴出終了時にはほぼ全量（230kgのうち229kg

¹ 格納容器（床上）にナトリウムが漏えいする場合、漏えいナトリウムは回転プラグ等を内包する炉容器ピット内にとどまると考えられるが、CONTAIN-LMRの制約（1点近似コード）を考慮して、保守的に直接格納容器（床上）に噴出させている。なお、噴出ナトリウムの条件は、600℃、230kgである。

以上) のナトリウムが雰囲気中で燃焼するという厳しい結果になっているが、その場合においても格納容器の健全性は損なわれないことを確認している。

(2) プール燃焼実験

プール燃焼、周辺への熱移行（輻射モデル）及びエアロゾル移行の妥当性確認として実施しているプール燃焼実験では、容器高さを約 3m、プール燃焼領域を 1.5m×1.5m としている。スプレイ燃焼実験装置と同様に、温度差、プラントル数及び実験装置高さの観点では、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。また、プール燃焼における代表寸法である等価直径については、実機における大規模漏えいに対してはグラスホフ数が 2 桁以上小さくなるものの、十分に発達した乱流自然対流領域であり、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。

(3) マルチセルプール燃焼実験

プール燃焼、周辺への熱、質量、運動量移行及びエアロゾル移行の妥当性確認として実施しているマルチセルプール燃焼実験装置は、前項(2)のプール燃焼実験装置を改良したものであり、(2)と同様に、本試験装置で得られた結論を有効性評価に適用できる。

(4) ナトリウム-コンクリート反応実験

ナトリウム-コンクリート反応実験（Ⅲ-1M）において使用しているコンクリートは硬質砂岩コンクリート（主成分はシリカ）であり、その大きさは「0.2mφ×0.6mH」である。一方、大規模実験（LSC-1）では、玄武岩コンクリート（主成分はシリカ）で、大きさは「0.91mL×0.91mW×0.61mH」のものを使用している。また、Ⅲ-1Mは装置全体を断熱材で覆って周囲への放熱を極力防いでいるのに対し（深さ方向の侵食となるよう設定）、LSC-1では放熱等の影響を受けて多次元的な侵食挙動となっている（実機の事故条件に近い）。なお、両実験ではヒータ加熱により Na プール温度を高温に維持し、反応を継続させていることに留意する必要がある。このような条件の異なる実験に対して、CONTAIN-LMRはナトリウム-コンクリート反応挙動（コンクリート侵食量、水素発生量）を概ね再現又は保守的に評価しており、本試験装置で得られた結論を有効性評価（シリカ系コンクリート）に適用できる。

なお、ULOFにおけるナトリウム-コンクリート反応計算では、ナトリウムの表面張力等から算出されるプールの厚さ（約 1cm）をもとに広がり面積（約 30m²）を決定している。このように薄く広がったナトリウムプールのため、ナトリウムと水（主に自由水）との反応により 230kg のナトリウムが約 220 秒で消費され、コンクリートの侵食（シリカ等のコンクリート成分との反応）はほとんど起こらないという結果になっている。

5.3 まとめ

以上より、ナトリウム漏えい事故に起因する格納容器応答過程評価に係る重要現象に関する CONTAIN-LMRの解析モデルは、各試験の結果と比較して概ね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。その不確かさを考慮することにより、CONTAIN-LMRは格納容器破損防止措置の有効性評価に適用することができる。

6. 参考文献

- [1] K. K. Murata, et al., “CONTAIN LMR/1B-Mod.1, A Computer Code for Containment Analysis of Accidents in Liquid-Metal-Cooled Nuclear Reactors”, SAND91-1490・UC-610, Jan. 1993.
- [2] S. Miyahara, et al., “Development of Fast Reactor Containment Safety Analysis Code, CONTAIN-LMR (1) Outline of Development Project”, 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), ICONE23-1586, 2015, Chiba, Japan.
- [3] S. S. Tsai, “The NACOM Code for Analysis of Postulated Sodium Spray Fires in LMFBRs”, NUREG/CR-1405, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1980.
- [4] J. R. Richard, R. Delbourgo, P. Laffitte, Spontaneous Ignition and Combustion of Sodium Droplets in Various Oxidizing Atmospheres at Atmospheric Pressure, 12th Symposium (International) on Combustion, Volume 12, Issue 1, p.39-48, 1969.
- [5] W. E. Ranz and W. R. Marshall, “Evaporation from drops”, Chemical Engineering Progress, Vol. 48, No. 3, p.141-146, 1952.
- [6] 山口彰, 田嶋雄次, “SPHINCS コードのスプレイ燃焼モデルの開発と検証 液滴燃焼実験解析と技術課題の抽出”, JNC TN-9400 99-059, 1999.
- [7] P. Beiriger, J. Hopenfeld and M. Silberberg, et al., “SOFIRE II User Report” AI-AEC-13055, March 1973.
- [8] M. Fishenden, O. A. Saunders, “An Introduction to Heat Transfer”, Clarendon Press, p.97, 1965.
- [9] W. G. Brown and K. R. Solvason, “Natural Convection through Rectangular Openings in Partitions-1 Vertical Partitions”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.5, p.859-868, 1962.
- [10] W. G. Brown, “Natural Convection through Rectangular Openings in Partitions-2 Horizontal Partitions”, Int J. Heat Mass Transfer, Vol.5, p.869-878, 1962.
- [11] 西川兼康、他, 機械工学基礎講座 伝熱学 (第1版) 理工学社 2003年1月
- [12] 伝熱工学資料(改訂第5版) I. 基礎編 6・2・3 日本機械学会、2009年5月
- [13] F. Gelbard, “MAEROS User Manual”, NUREG/CR-1391, SAND80-0822, Dec. 1982.
- [14] L. L. Humphries, et al., “MELCOR Computer Code Manuals”, RN Package Reference Manual 2.4 Aerosol Dynamics (MAEROS), SAND2017-0876 0, Jan. 2017.
- [15] F. Gelbard and J. H. Seinfeld, “Simulation of Multicomponent Aerosol Dynamics”, Journal of Colloid and Interface Science, Vol.78, No.2, p.485-501, 1980.
- [16] 高橋幹二, “エアロゾル学の基礎”, 日本エアロゾル学会、2003年7月
- [17] A. J. Suo-Anttila, “SLAM - A Sodium-Limestone Concrete Ablation Model”, NUREG/CR - 3379, SAND83 - 7114, Dec. 1983.
- [18] K. Thurnay, “Thermophysical Properties of Sodium in the Liquid and Gaseous States”, Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik Projekt Schneller Brüter, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 2863 Februar 1981.
- [19] O. J. Foust, “Sodium-NaK Engineering Handbook Vol.I Sodium Chemistry and Physical Properties”, Gordon and Breach, Science Publishers, Inc. 1972.

- [20] 森井正、他, “大規模ナトリウム漏洩燃焼試験(III) (空気雰囲気における大規模 Na スプレー燃焼試験、Run-E1) ”, PNC-TN9410 86-124, 1986.12
- [21] 森井正、他, “Na 燃焼解析コードの整備 (大規模空気雰囲気試験データを用いたスプレー燃焼モデルの検証) ”, PNC-TN9410 87-006, 1987.1
- [22] 大野修司、他, “ナトリウム燃焼解析コード ASSCOPS の開発と検証”, サイクル機構技報 No.11-11, p.93, 2001.6
- [23] 宮原信哉、他, “大規模ナトリウム漏洩燃焼試験(I) -空気雰囲気におけるナトリウムプール燃焼試験-, Run-D1”, PNC-TN9410 87-081, 1987.5
- [24] S. Ohno, et al., “Development of Fast Reactor Containment Safety Analysis Code, CONTAIN-LMR (2) Validation Study of Sodium Fire Model in CONTAIN-LMR”, 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), ICONE23-1560, 2015, Chiba, Japan.
- [25] 大野修司, “2セル体系ナトリウム燃焼試験における熱影響の評価”, 日本機械学会 2015 年度年次大会講演論文集, S0820105, [2015.9.13-16, 札幌]
- [26] 畝本敏行、他, “ナトリウム-コンクリート反応基礎試験(III)”, PNC-TJ270 84-01.1984.10
- [27] M. W. McCormick, et al., “Large-Scale Sodium-Basalt Concrete Reaction Test LSC-1”, HEDL-TME 80-57, June 1981.

第1表 CONTAIN-LMRにおけるランクの定義

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

第2表 CONTAIN-LMRにおける物理現象のランクテーブル

分類	物理現象	評価指標	ULOF	PLOHS	LORL
			格納容器内圧力 格納容器鋼壁温度 水素濃度 エアロゾル濃度	格納容器内圧力 格納容器鋼壁温度 水素濃度 エアロゾル濃度	
スプレー燃焼	(1) 液滴径分布		H	M	—
	(2) 燃焼（含水分との反応、雰囲気中での化学反応）		H	M	—
	(3) 反応熱移行		H	M	—
プール燃焼	(4) プール広がり面積		M	M	M
	(5) 燃焼（含水分との反応）		H	M	M
	(6) 反応熱移行		H	M	M
雰囲気・構造物への熱移行	(7) 熱伝導		H	H	H
	(8) 対流熱移行		H	H	H
	(9) 輻射熱移行		H	H	H
雰囲気・構造物へのガス・エアロゾル移行	(10) 質量・運動量移行		H	H	H
	(11) ガス成分濃度移行		H	H	H
	(12) エアロゾル移行		H	H	H
その他ナトリウム特有の物理現象	(13) ナトリウム-コンクリート反応		H	—	—
	(14) ナトリウムの凝縮・蒸発		M	H	M

第3表 重要現象に対するCONTAIN-LMRの解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
スプレイ燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)
	燃焼 (含水分との反応、雰囲 気中での化学反応)	液滴燃焼モデル (反応割合を入力で指定)
	反応熱移行	
プール燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル (反応割合を入力で指定)
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指定)
雰囲気・構造物 への熱移行	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達
	輻射熱移行	輻射モデル
雰囲気・構造物 へのガス・エア ロゾル移行	質量・運動量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換 コンクリートからの水分放出モデル
	ガス成分濃度移行	
	エアロゾル移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル
その他 ナトリウム特有 の物理現象	ナトリウム-コンクリート反応	ナトリウム-コンクリート反応モデル ・化学反応モデル ・コンクリートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル
	ナトリウムの凝縮・蒸発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝縮・蒸発

第4表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する妥当性確認方法 (1/2)

分類	重要現象	必要な解析モデル	実験			
			スプレイ 燃焼 (RUN-E1)	プール燃焼 (RUN-D1)	マルチセルプール燃焼 (RUN-D3)	ナトリウム-コンクリート 反応 (III-1M) (LSC-1)
スプレイ 燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)	—			
	燃焼 (含水分との反応、雰囲気 気中での化学反応)	液滴燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	4.2.1			
	反応熱移行		4.2.1			
プール 燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)		—	—	
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	(4.2.1) ¹	4.2.2	4.2.3	
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指定)	(4.2.1) ¹	4.2.2	4.2.3	
雰囲気・構 造物への熱 移行	熱伝導	非定常熱伝導方程式	(4.2.1) ²	4.2.2	4.2.3	
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達	(4.2.1) ²	(4.2.2) ²	4.2.3	
	輻射熱移行	輻射モデル	4.2.1	(4.2.2) ²	(4.2.3) ²	

— : 4.1 節に記載の理由により、又は入力条件のため妥当性確認が不要である重要現象

()¹ : 現象としては実験に含まれるが影響が小さく妥当性確認の対象外

()² : 温度分布評価で総合的に検証

第4表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

分類	重要現象	必要な解析モデル	実験			
			スプレ イ 燃焼 (RUN-E1)	プ ール燃焼 (RUN-D1)	マルチセルプ ール燃焼 (RUN-D3)	ナトリウム-コンクリ ート 反応 (III-1M) (LSC-1)
雰囲気・ 構造物への ガス・エア ロゾル移行	質量・運動量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換 コンクリートからの水分放出モデル			4.2.3	
	ガス成分濃度移行		—	—	4.2.3	—
	エアロゾル移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル		4.2.2	4.2.3	
その他ナト リウム特有 の物理現象	ナトリウム-コンクリ ート反応	ナトリウム-コンクリート反応モデル ・化学反応モデル ・コンクリートの侵食モデル ・非定常熱伝導モデル ・水分の移動モデル				4.2.4 4.2.5
	ナトリウムの凝縮・蒸 発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝 縮・蒸発	(4.2.1) ³	(4.2.2) ³	(4.2.3) ³	

— : 4.1 節に記載の理由により、又は入力条件のため妥当性確認が不要である重要現象

()³ : 現象としては一部実験に含まれるため間接的に検証

第5表 ナトリウム-コンクリート反応実験（Ⅲ-1M）の主な実験条件

Exp. No.	硬質砂岩コンクリート		ナトリウム			時間 (hrs)
	高さ (mm)	重さ (kg)	重さ (kg)	深さ (mm)	温度 (°C)	
Ⅲ-1M	600	45.0	16.0	600	530	8

第6表 ナトリウム-コンクリート反応実験で使用されたコンクリートの主な成分内訳

	主な構成成分及び含水率 (%)			
	SiO ₂	含水率	自由水	結合水
Ⅲ-1M 実験	73.2	7.2	5.3	1.9
LSC-1 実験	53.9	7.5	5.5	2.0
「常陽」	75.0	6.6	3.5	3.1

第7表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (1/3)

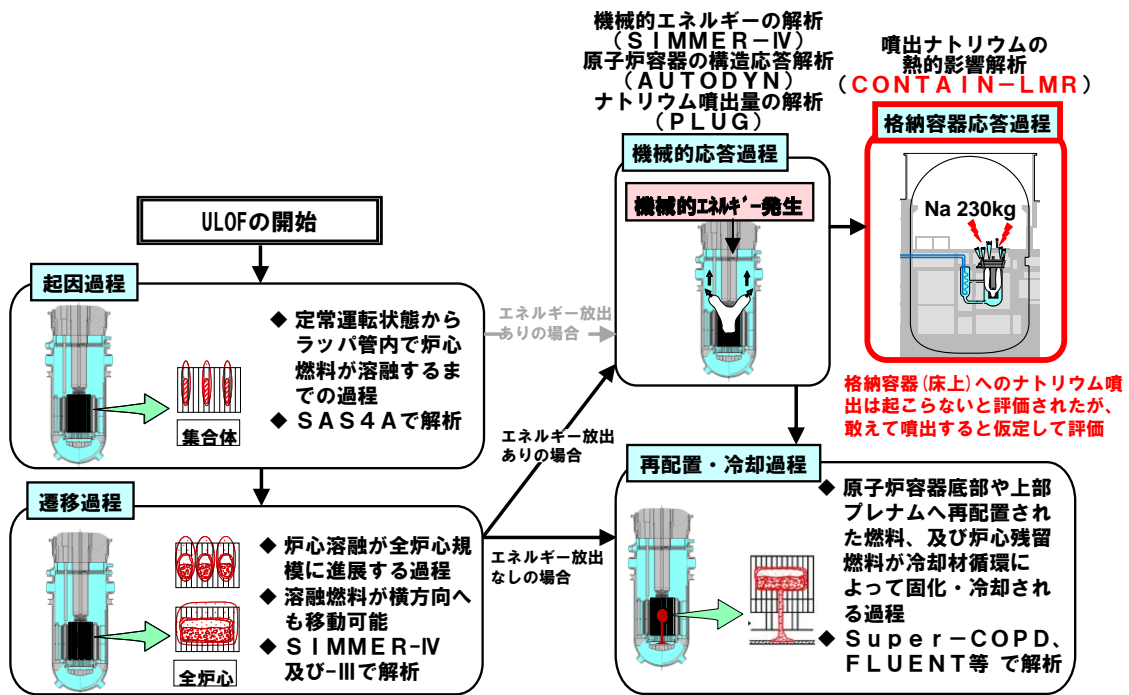
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
スプレイ 燃焼	液滴径分布	抜山-棚沢分布モデル (液滴径を入力)	不要	入力値に 含まれる	平均液滴径：-10%で最高圧力 約+7%
	燃焼 (含水分との反応、雰 囲気中での化学反応)	液滴燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	スプレイ燃 焼実験(E1)	入力値に 含まれる	-
	反応熱移行				
プール 燃焼	プール広がり面積	(一定値を入力で指定)	不要	入力値に 含まれる	-
	燃焼 (含水分との反応)	プール燃焼モデル (反応割合を入力で指定)	プール燃焼 実験(D1) マルチセル プール燃焼 実験(D3)	入力値に含まれる (反応熱のプールへ の移行割合：f2)	反応熱のプールへの移行割合 f2(0.65の+10%=0.72)とした場合、 プールの最高温度は基準ケース (0.65)よりも約35℃上昇
	反応熱移行	(反応熱の配分を入力で指 定)			

第7表 CONTAINER-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (2/3)

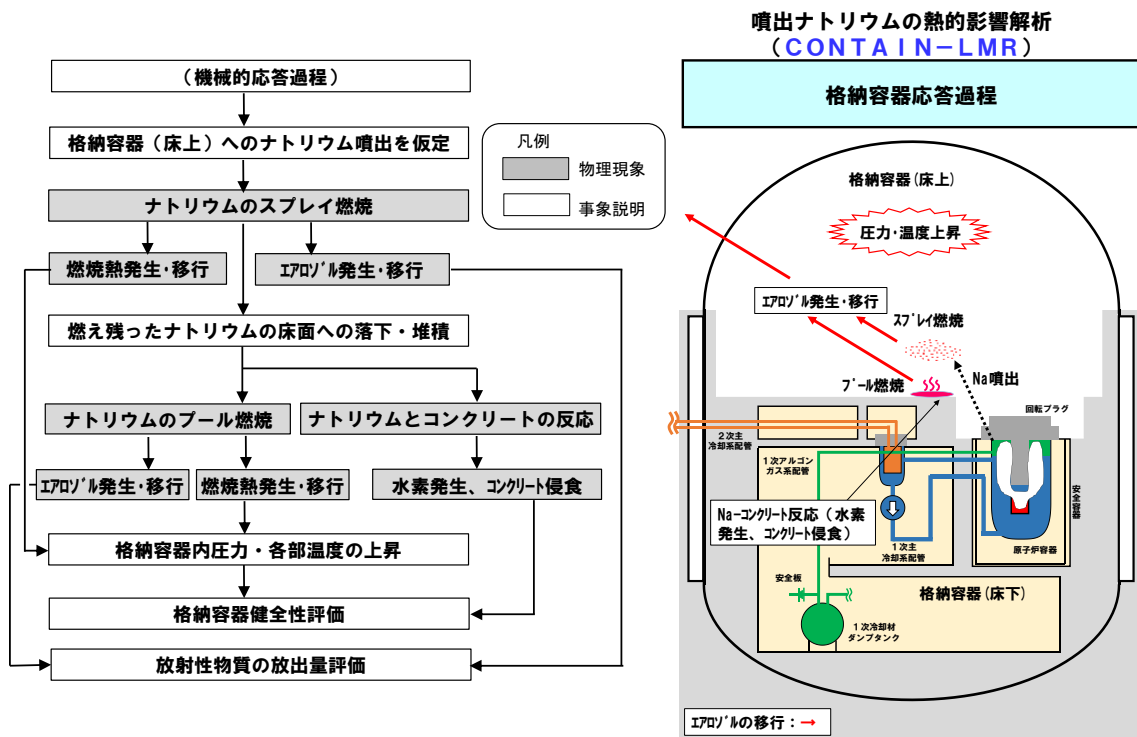
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
券 囲 気 ・ 構 造 物 へ の 熱 移 行	熱伝導	非定常熱伝導方程式	プール燃焼実験 (D1) マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	入力値に 含まれる	—
	対流熱移行	フローネットワークモデル ・エネルギー保存 ・周辺構造物との対流熱伝達	マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	入力値に 含まれる	—
	輻射熱移行	輻射モデル	スプレイ燃焼実験 (E1)	入力値に 含まれる	ガス～周辺壁輻射率：-30%で、ガス温度約+ 9%、ガス圧力約+5%
行 券 囲 気 ・ 構 造 物 へ の ガ ス ・ エ ア ロ ゾ ル 移	質量・運動 量移行	フローネットワークモデル ・質量、運動量保存 ・ガス成分種質量保存 ・圧力勾配に伴う運動量交換 ・浮力差に伴う運動量交換	マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	浮力差に伴う 運動量交換 (モデル定数 C の不確かさ幅： 約-22%～+30%)	定数 C (約-22%～+30%) に対し、浮力差に伴 う対流通気量は約-19%～+24%
	ガス成分濃 度移行	コンクリートからの水分放出 モデル	不要	入力値に 含まれる	—
	エアロゾル 移行	フローネットワークモデル (同上) エアロゾル挙動モデル ・粒径分布モデル ・凝集・沈着モデル	プール燃焼実験 (D1) マルチセルプール燃焼 実験 (D3)	入力値に 含まれる	反応生成物エアロゾルのプール落下割合： 0.75→0.95 で、最大エアロゾル濃度約-38%

第7表 CONTAIN-LMRにおける重要現象に対する不確かさ (3/3)

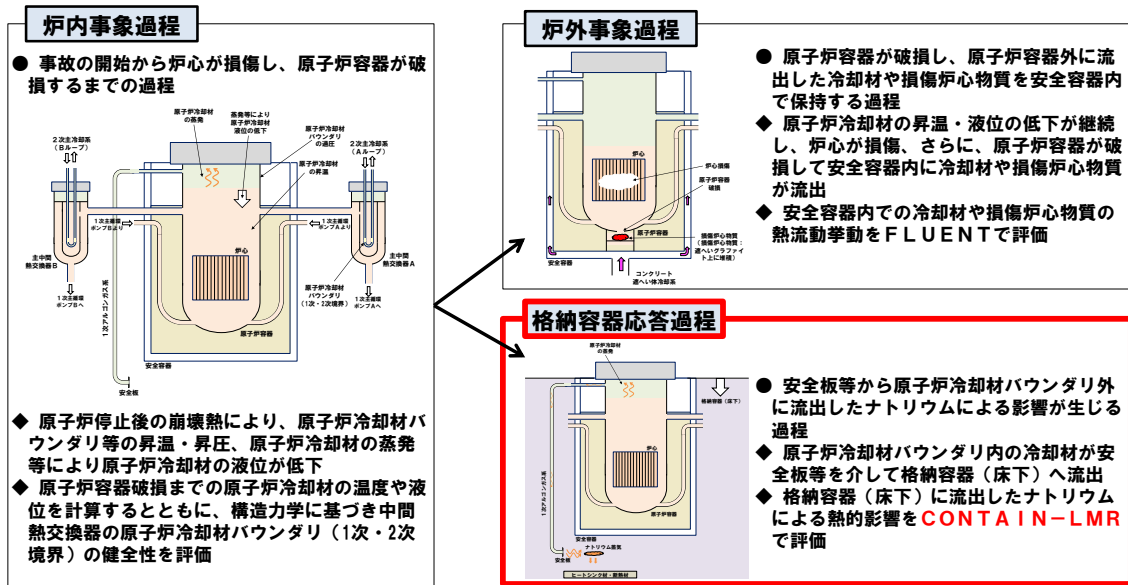
分類	重要現象	必要な解析モデル	妥当性確認	不確かさ	感度評価
その他 ナトリウム特有の物理現象	ナトリウム-コンクリート反応	ナトリウム-コンクリート反応モデル ・ 化学反応モデル ・ コンクリートの侵食モデル ・ 非定常熱伝導モデル ・ 水分の移動モデル	ナトリウム-コンクリート反応実験 (Ⅲ-1M) (LSC-1)	入力値に含まれる (コンクリート侵食速度係数: FRACV)	FRACV を 0.001~0.005 と変更させた感度解析により、その値が 0.003 前後の時、ナトリウム-コンクリート反応現象 (コンクリート侵食量、水素発生量) を概ね再現できることを確認
	ナトリウムの凝縮・蒸発	ナトリウムの飽和蒸気圧を考慮した凝縮・蒸発	スプレイ燃焼実験 (E1) プール燃焼実験 (D1) マルチセルプール燃焼実験 (D3)	入力値に含まれる	—



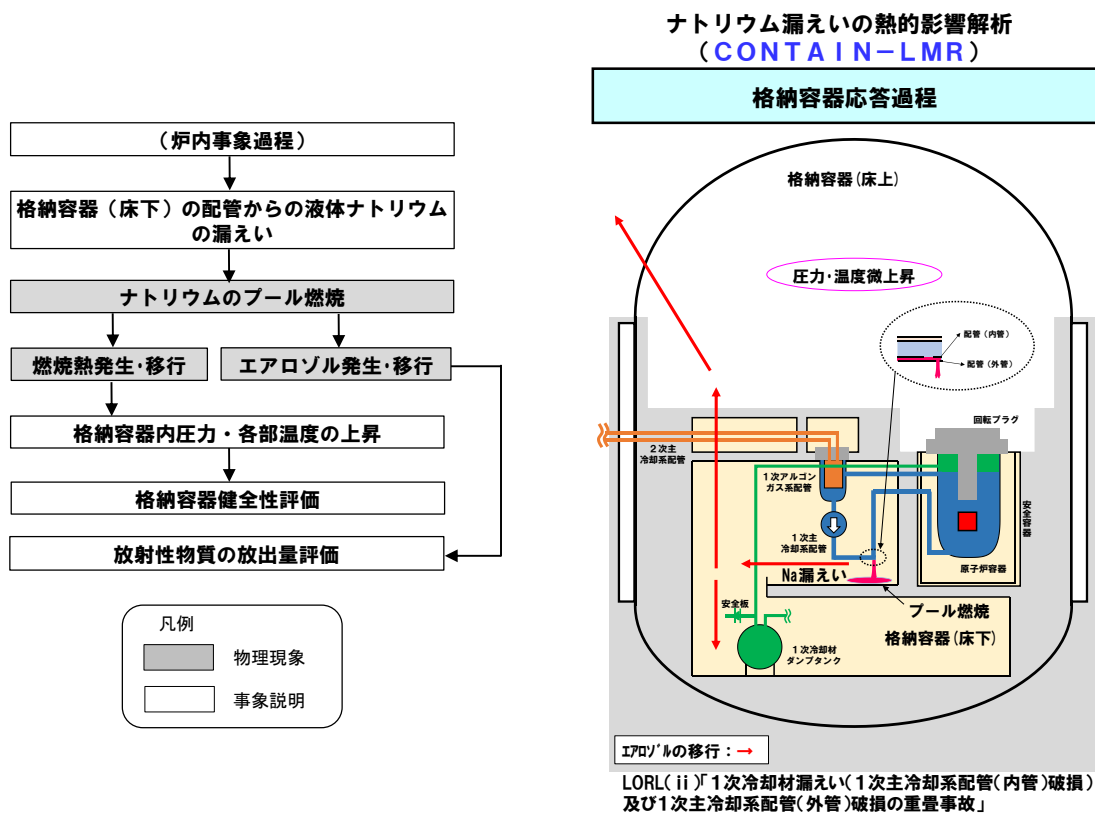
第1図 ULOFの事象推移と解析評価の流れ



第2図 格納容器破損防止措置 (ULOF(i): 格納容器応答過程)の事象推移と物理現象

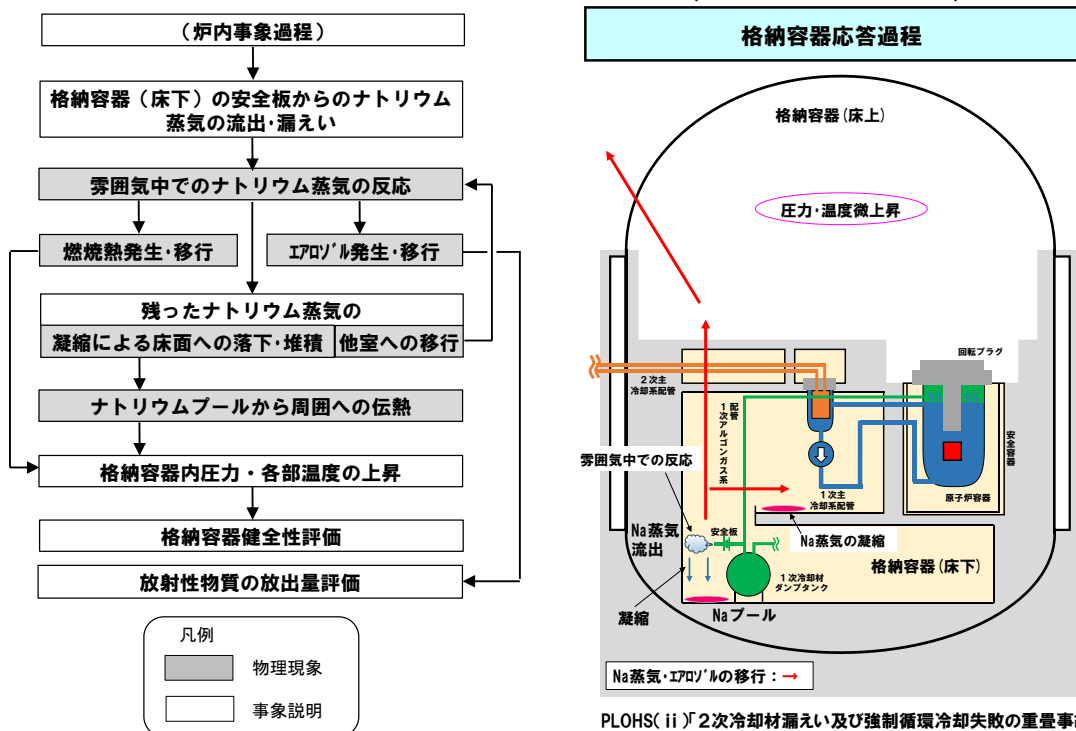


第3図 LORL 及び PLOHS の事象推移と解析評価の流れ

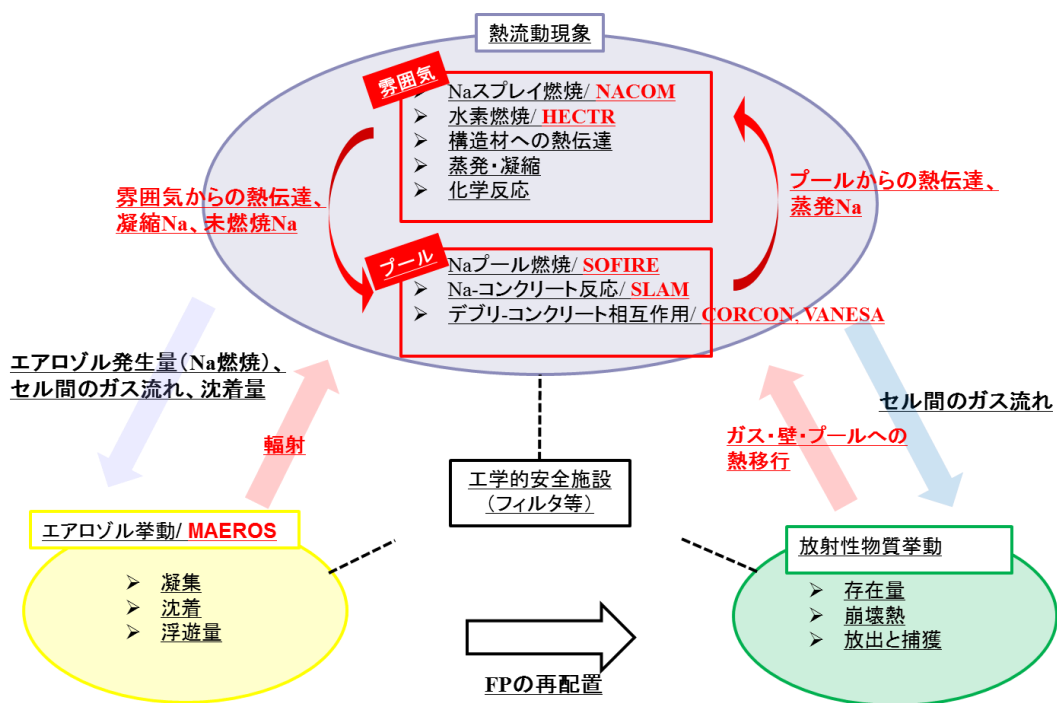


第4図 格納容器破損防止措置 (LORL(ii)) : 格納容器応答過程) の事象推移と物理現象

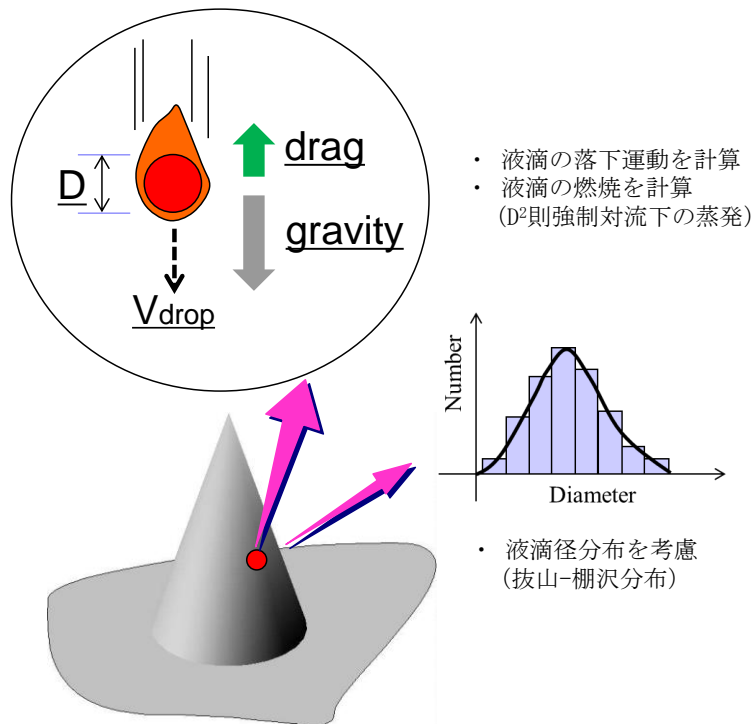
ナトリウム蒸気放出の熱的影響解析
(CONTAIN-LMR)



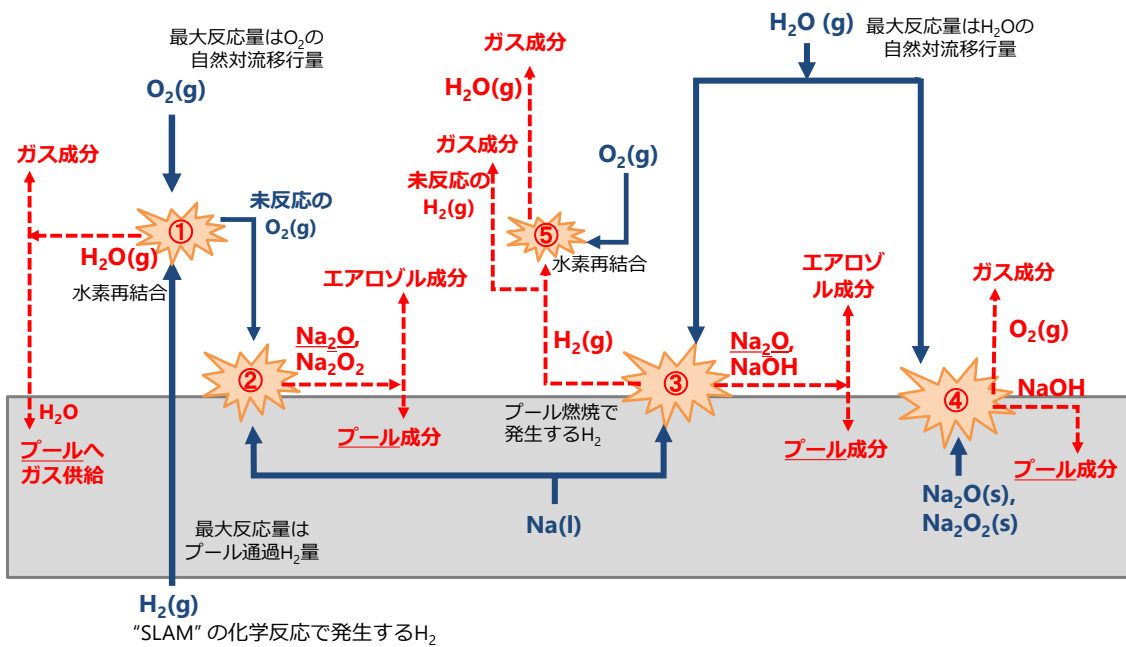
第5図 格納容器破損防止措置（PLOHS(ii)：格納容器応答過程）の事象推移と物理現象



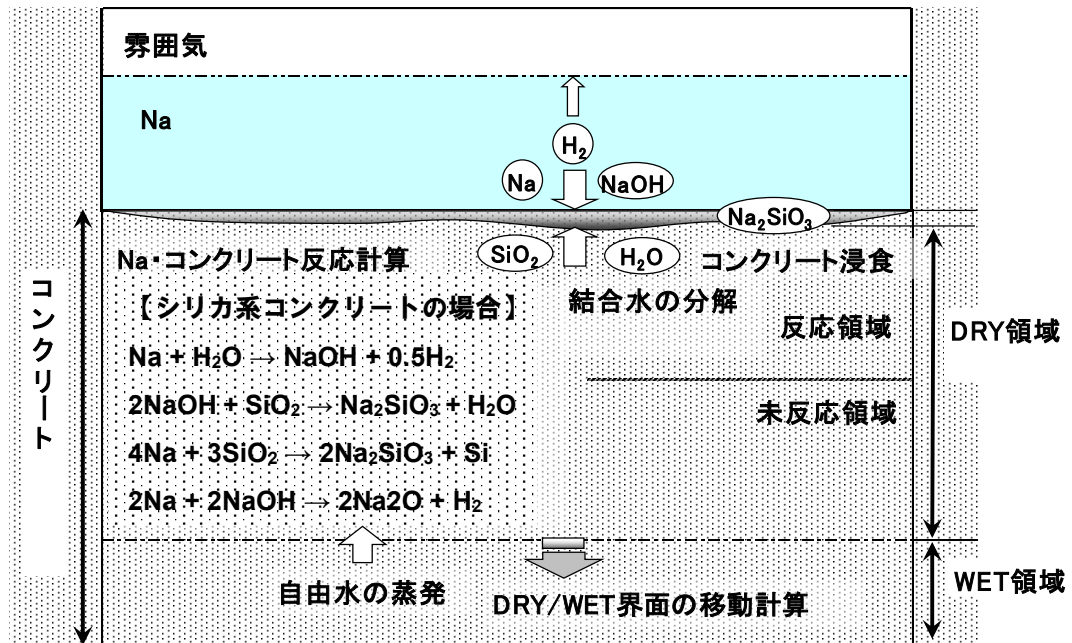
第6図 CONTAIN-LMRの主な解析機能



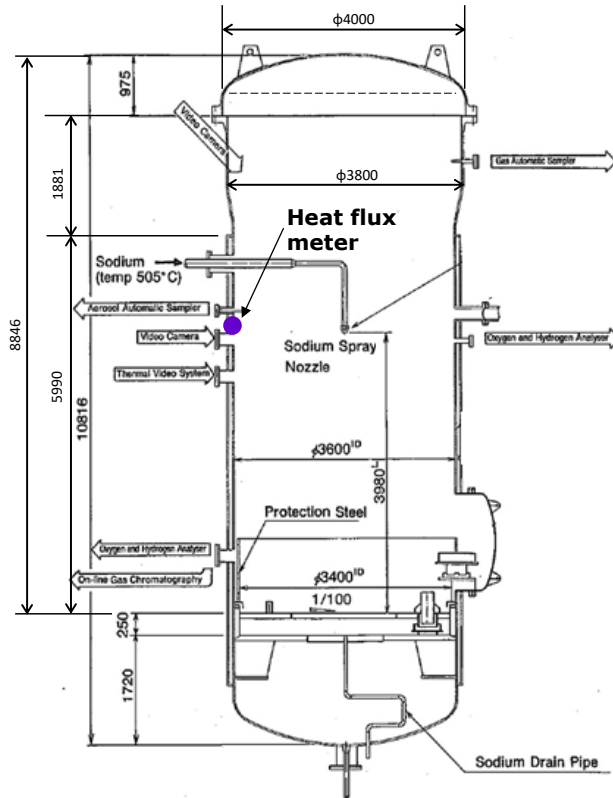
第7図 CONTAIN-LMRのスプレー燃焼モデルの概要



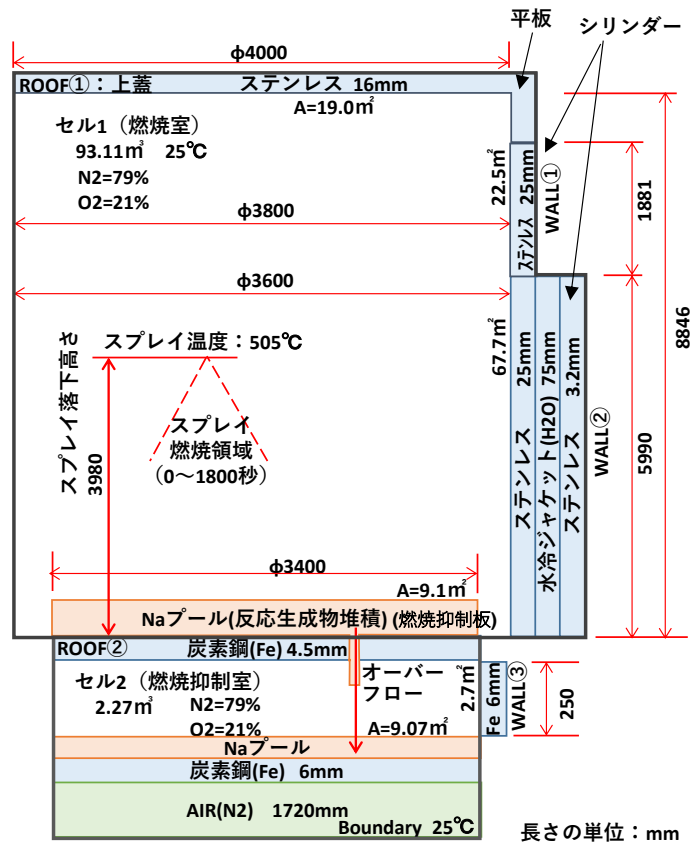
第8図 CONTAIN-LMRのプール燃焼モデルの概要



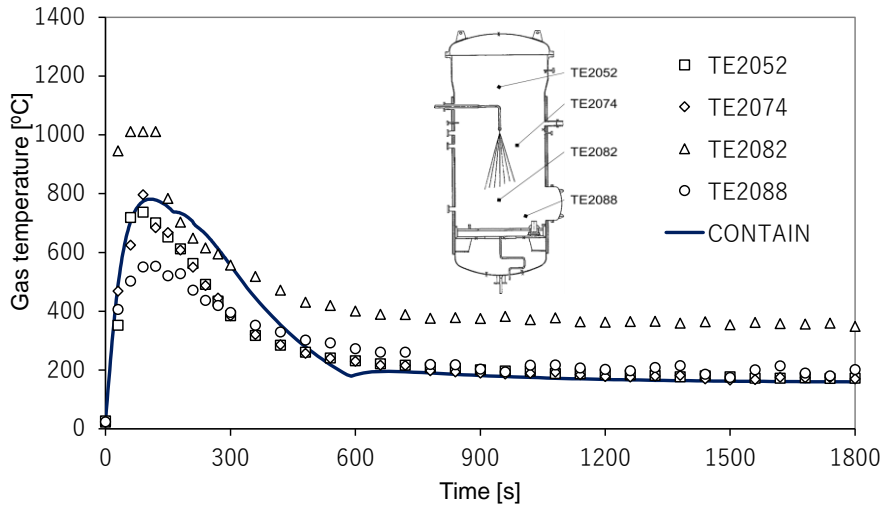
第9図 CONTAIN-LMRのナトリウム-コンクリート反応モデルの概要



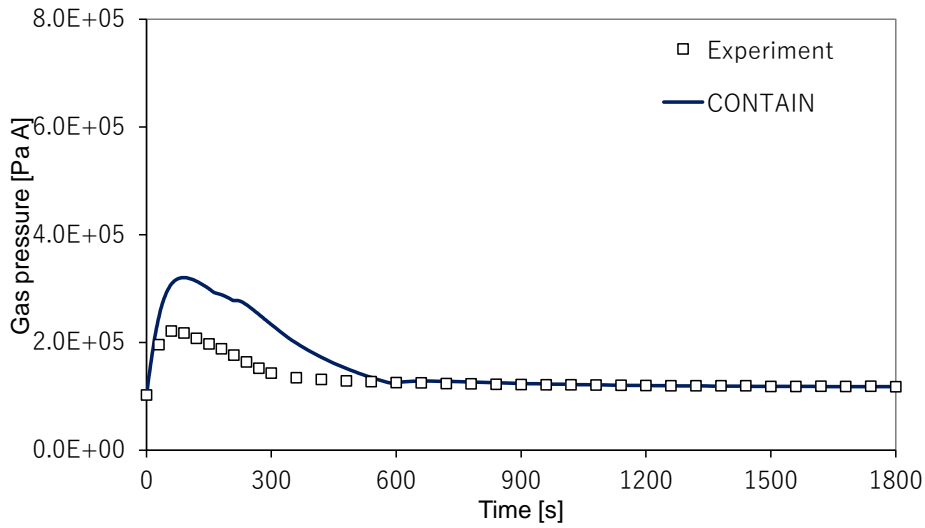
第 10 図 スプレー燃焼実験 (RUN-E1) 装置



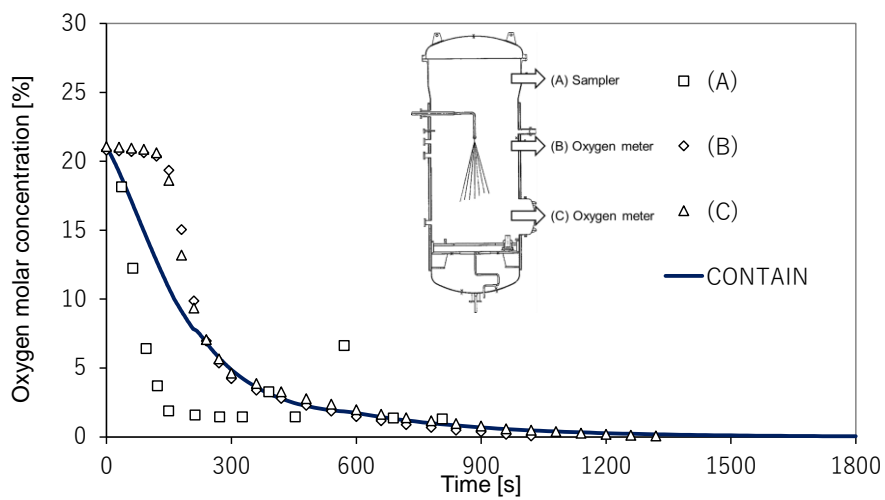
第 11 図 CONTAIN-LMR のスプレー燃焼実験 (RUN-E1) の解析体系



(a) ガス温度時刻歴変化

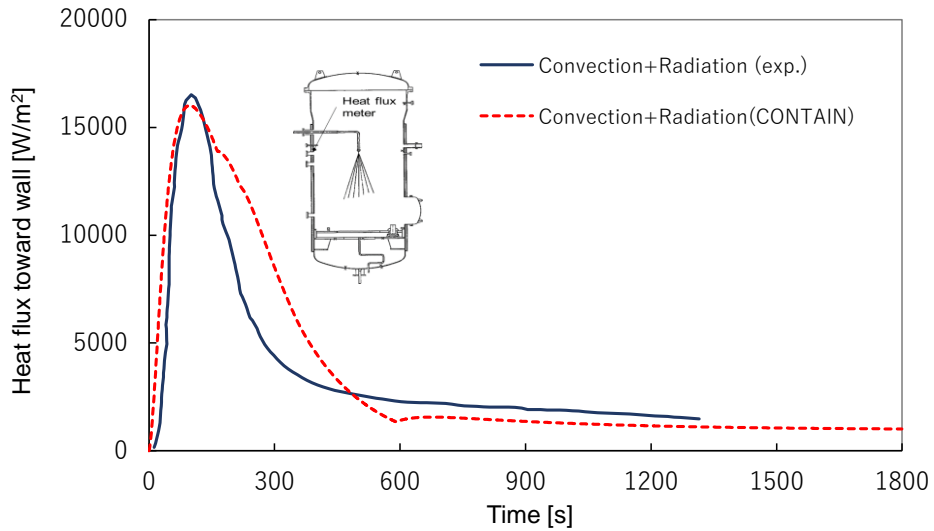


(b) ガス圧力時刻歴変化



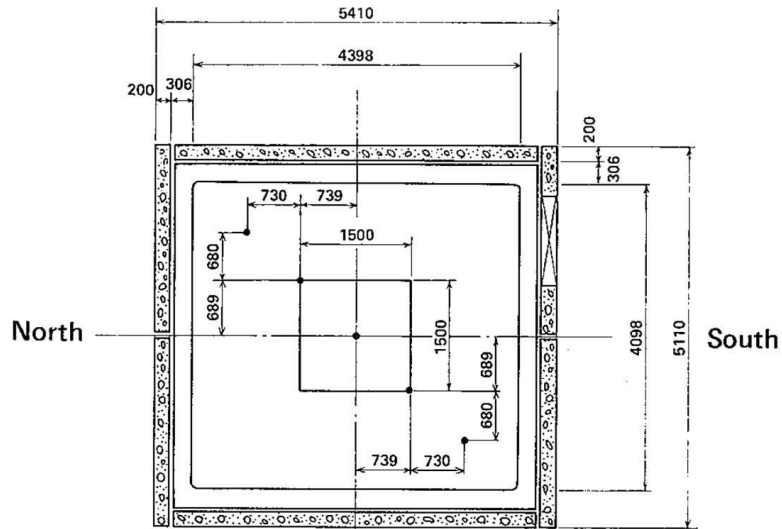
(c) 酸素濃度時刻歴変化

第 12 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-E1) (1/2)

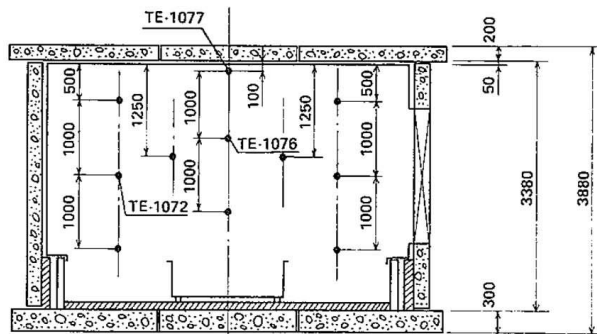


(d) 壁面熱流束

第12図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-E1) (2/2)



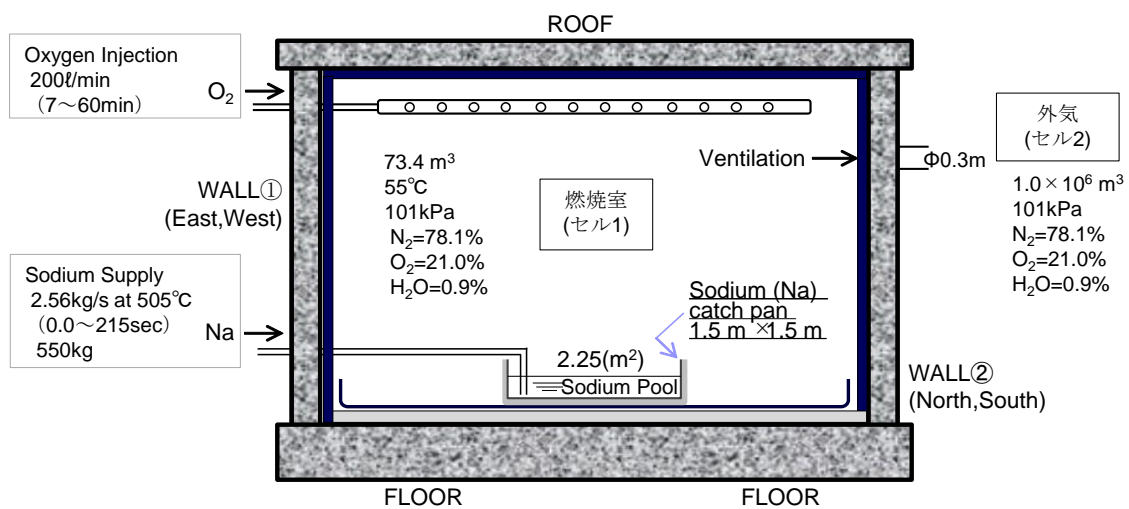
- Top View -



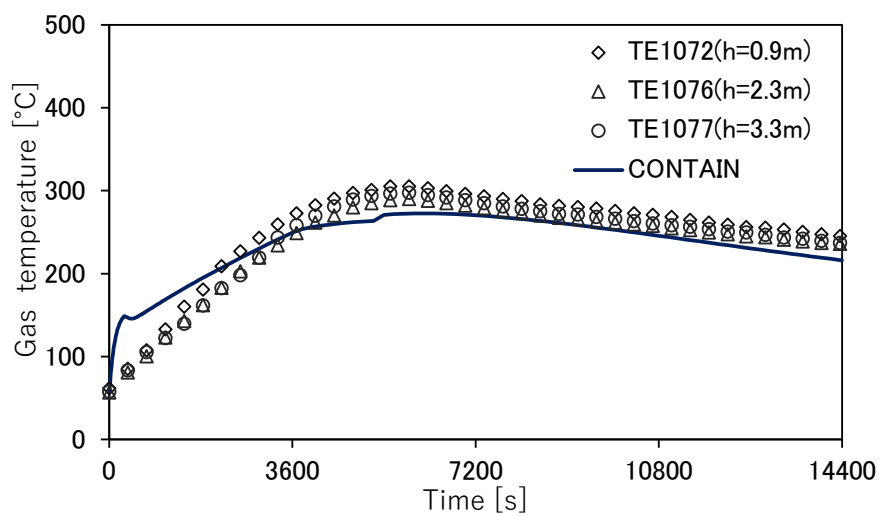
- Side View, North-South Cross-section -

unit : mm

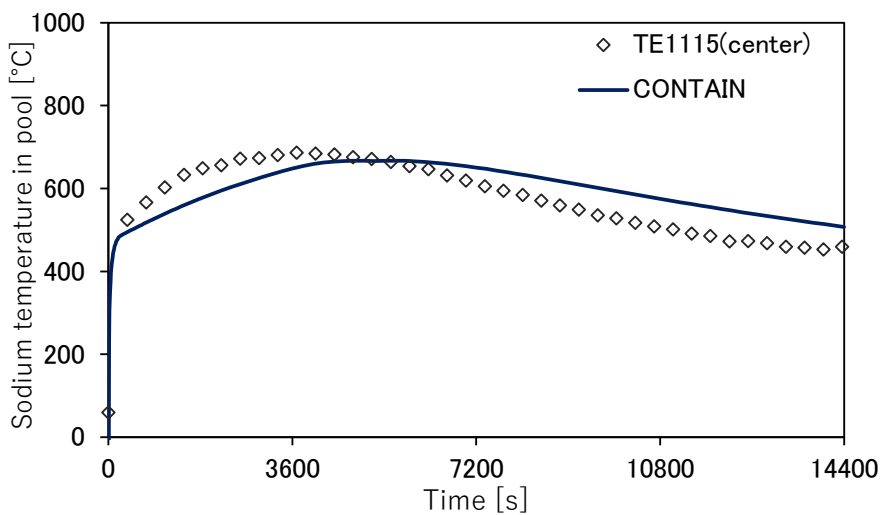
第13図 プール燃焼実験 (RUN-D1) 装置



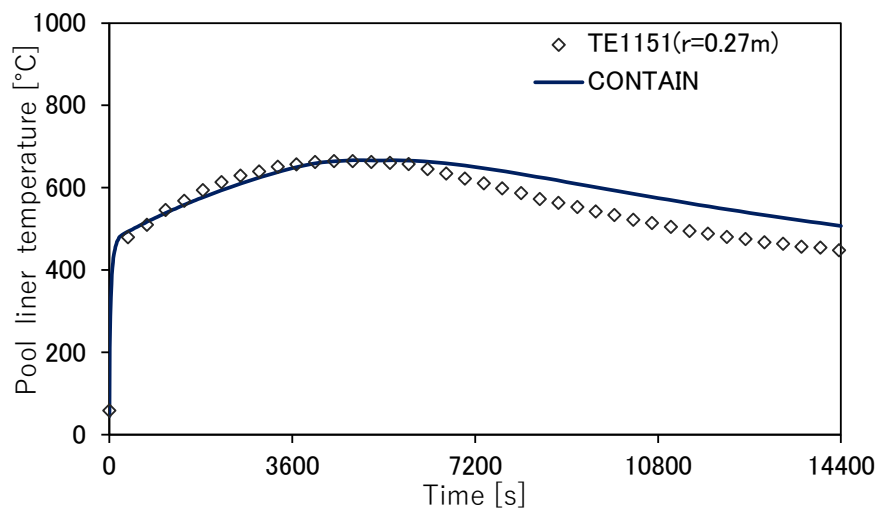
第 14 図 CONTAIN-LMR のプール燃焼実験 (RUN-D1) の解析体系



(a) ガス温度時刻歴変化

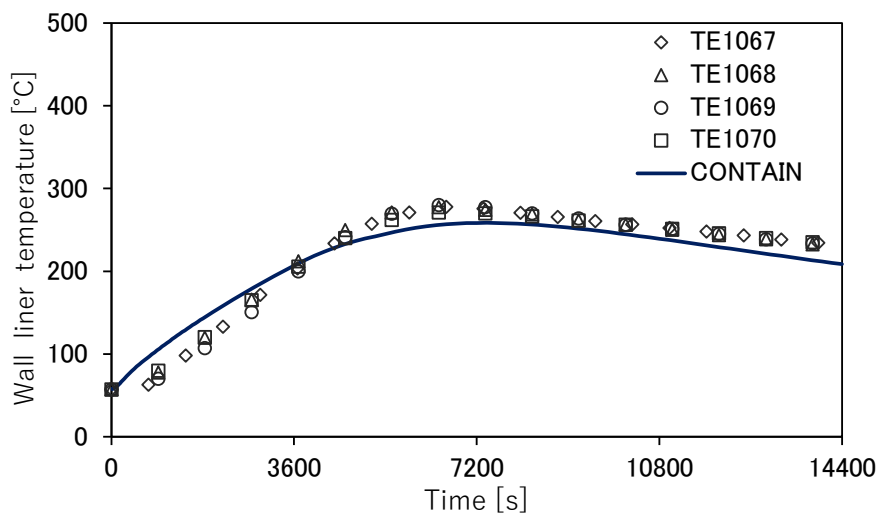


(b) ナトリウムプール温度時刻歴変化

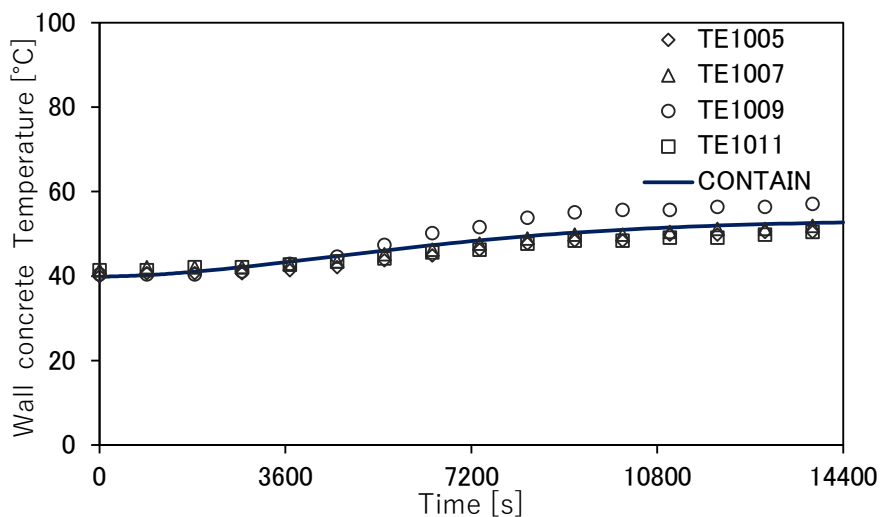


(c) プール下端ライナ温度時刻歴変化

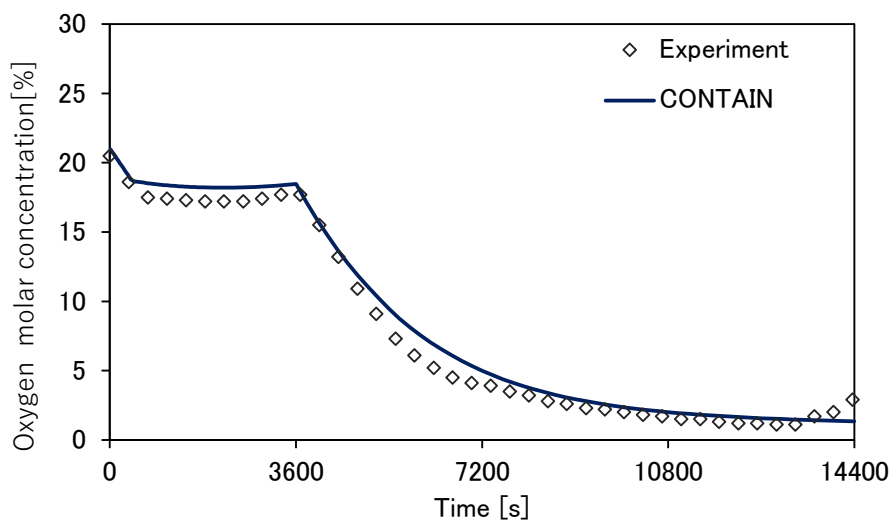
第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (1/3)



(d) 壁ライナ温度時刻歴変化

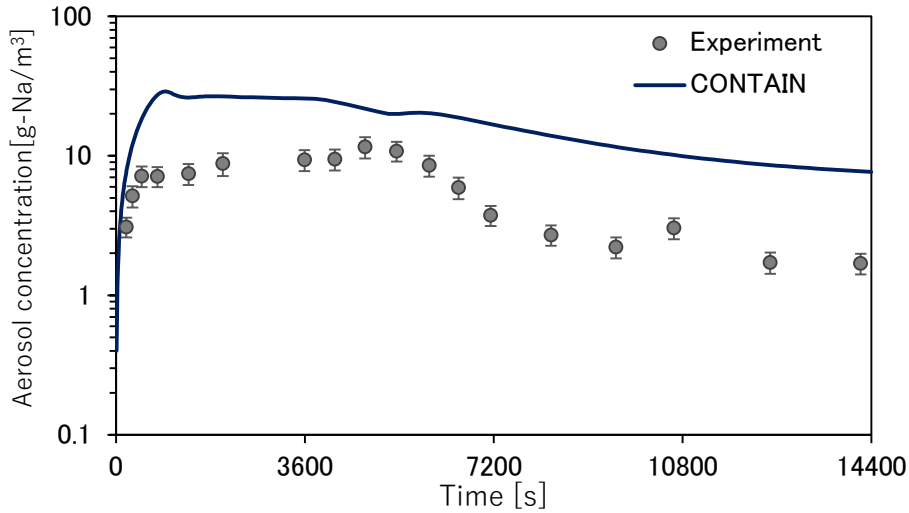


(e) 壁コンクリート温度時刻歴変化



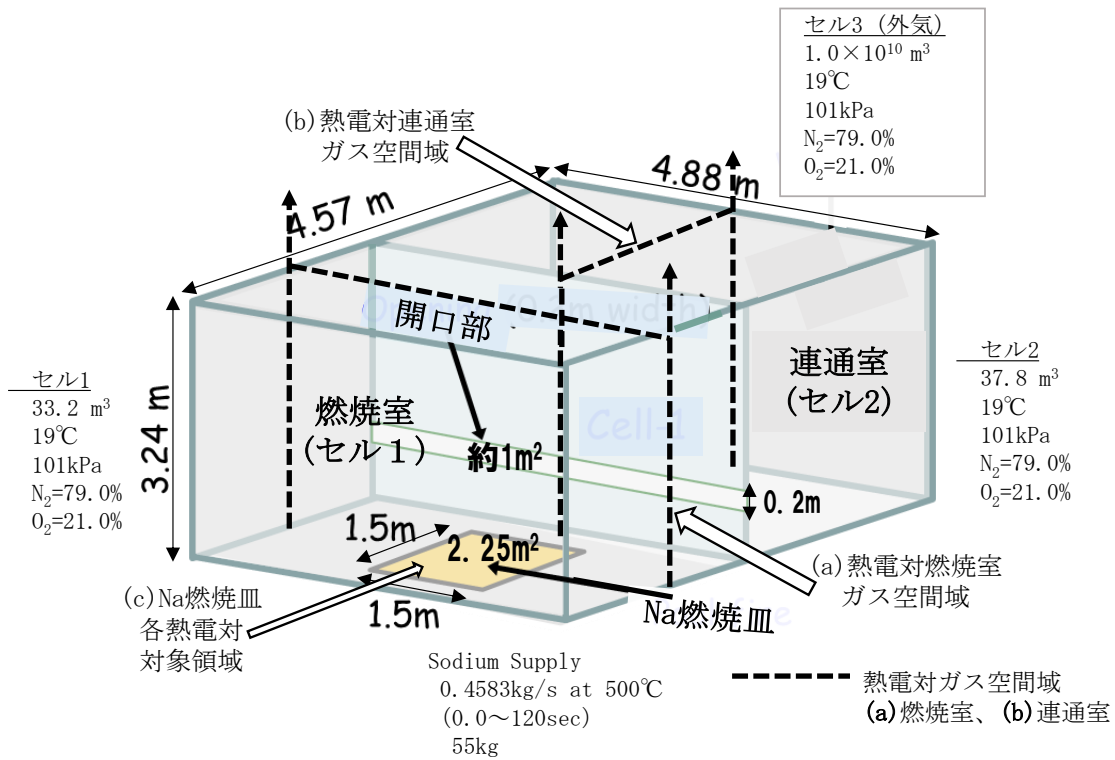
(f) 酸素濃度時刻歴変化

第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (2/3)

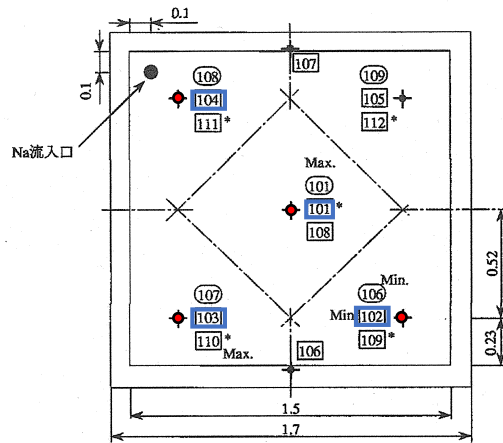
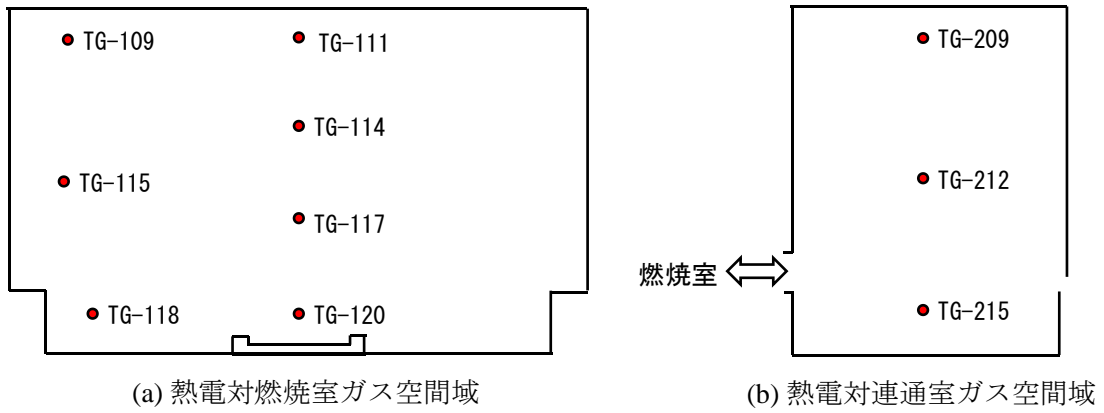


(g) エアロゾル濃度時刻歴変化

第 15 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D1) (3/3)



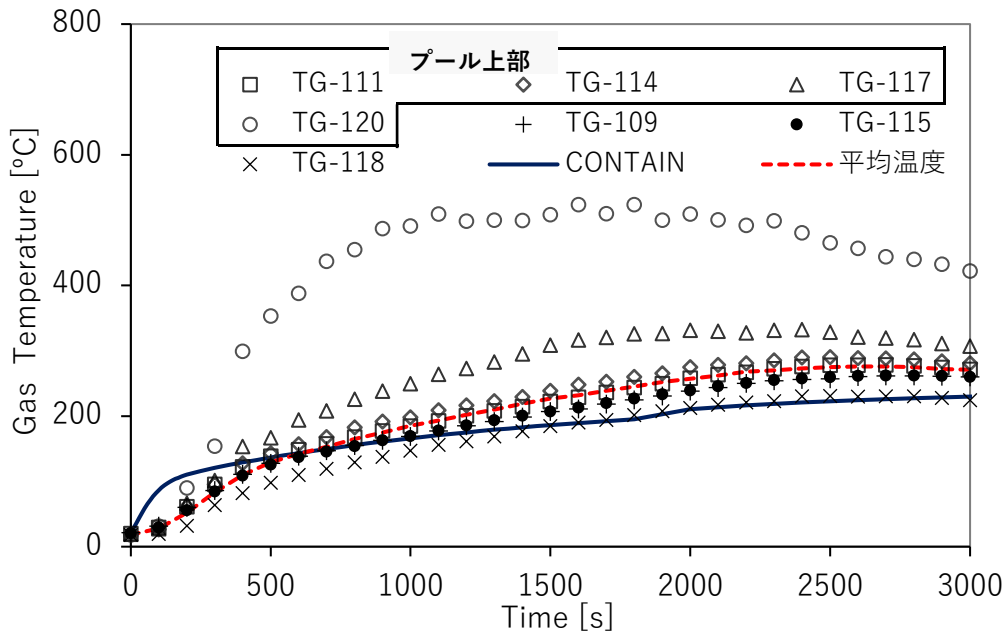
第 16 図 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) 装置及びCONTAIN-LMRの解析体系



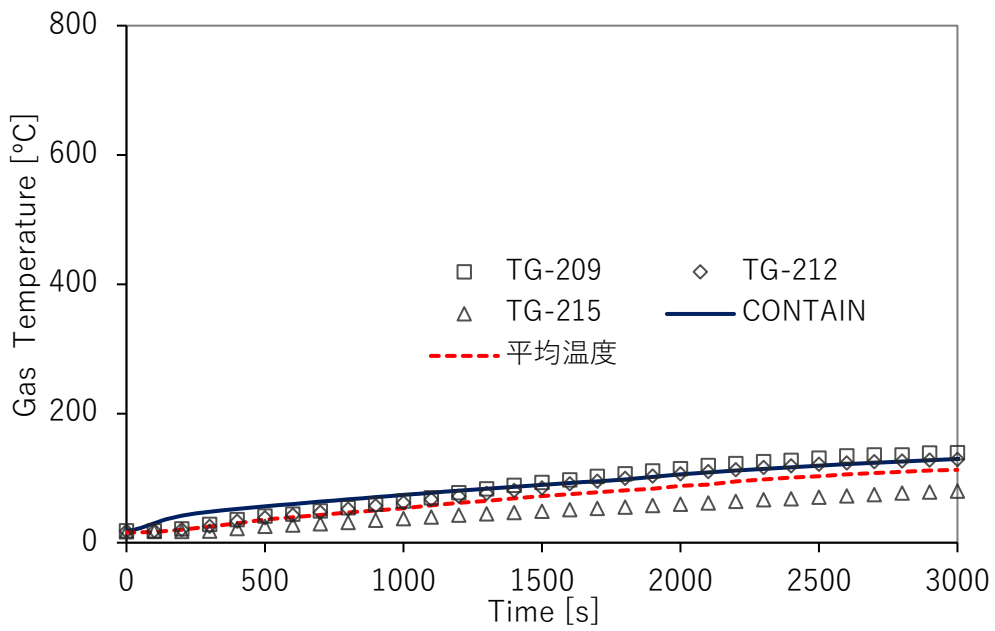
○ : 熱電対番号TN- ○
 □ : 熱電対番号TP- □ TP-101, TP-102, TP-103, TP-104
 * : Na燃焼皿裏側
 寸法単位 : m

(c) Na燃焼皿各熱電対対象領域

第 17 図 マルチセルプール燃焼実験 (RUN-D3) の熱電対計測点

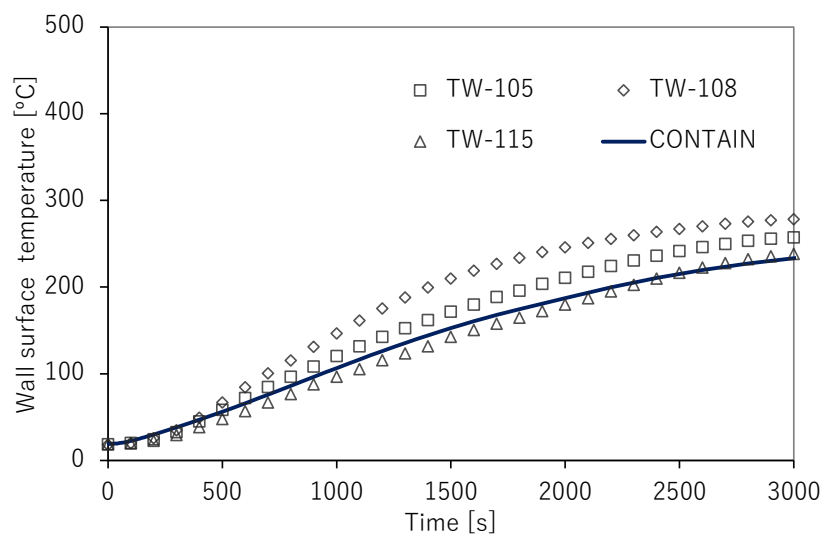


(a) ガス温度時刻歴変化・燃焼室

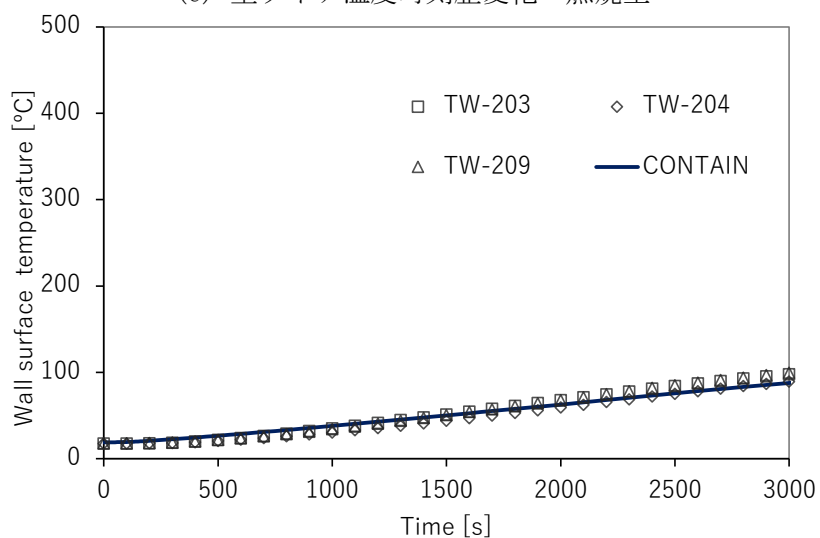


(b) ガス温度時刻歴変化・連通室

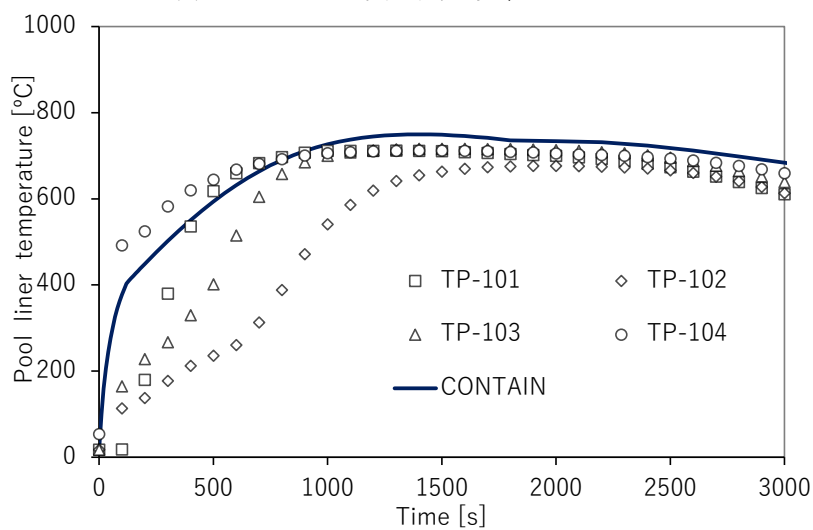
第 18 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D3) (1/3)



(c) 壁ライナ温度時刻歴変化・燃焼室

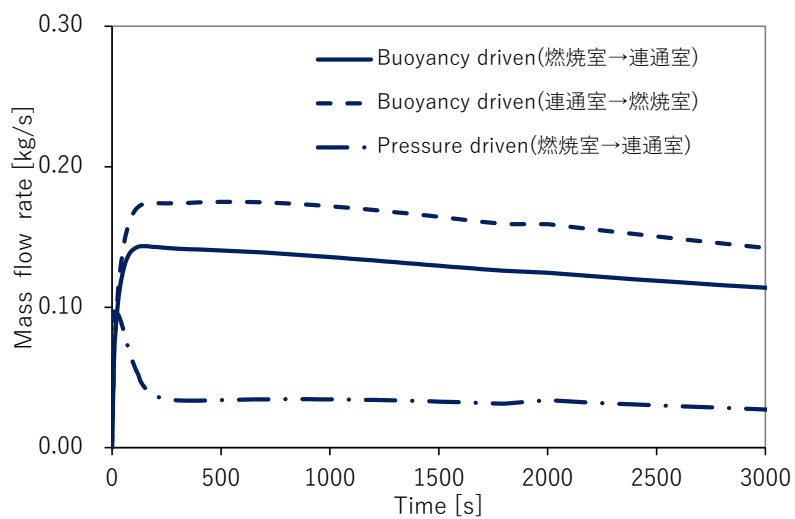


(d) 壁ライナ温度時刻歴変化・連通室

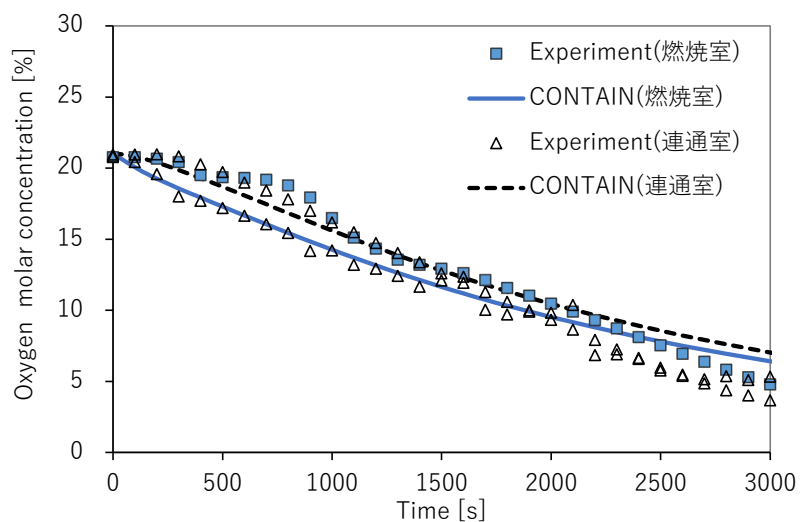


(e) 燃焼皿ライナ温度時刻歴変化

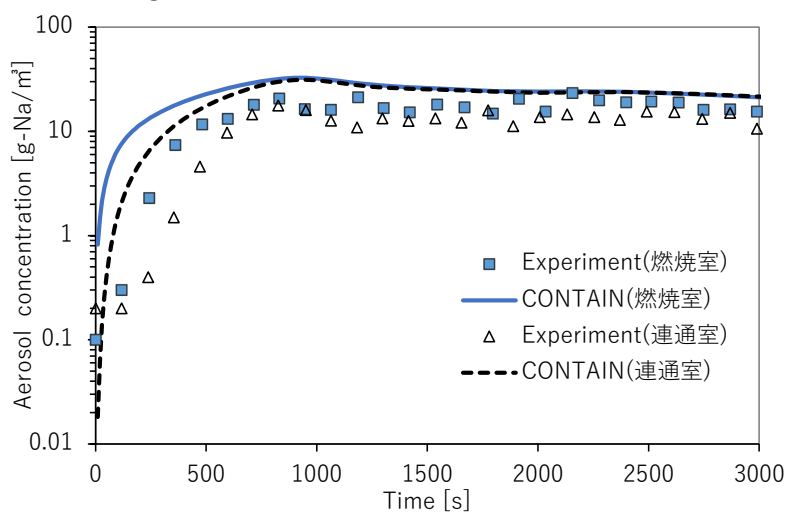
第 18 図 CONTAIN-LMRによる実験結果との比較 (RUN-D3) (2/3)



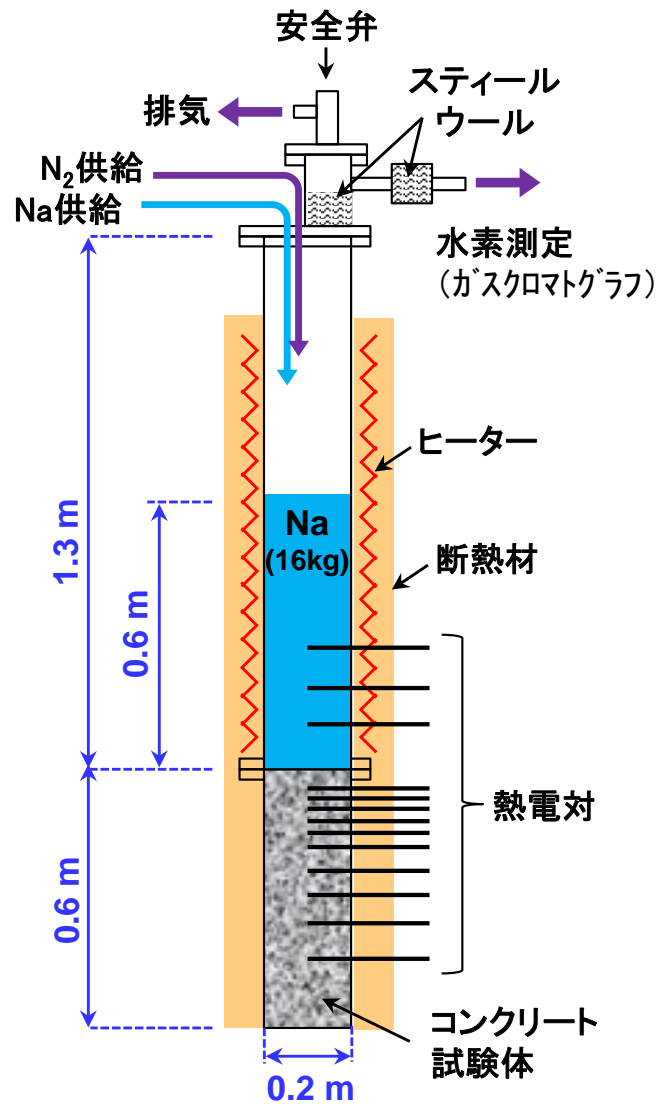
(f) セル間通気量時刻歴変化



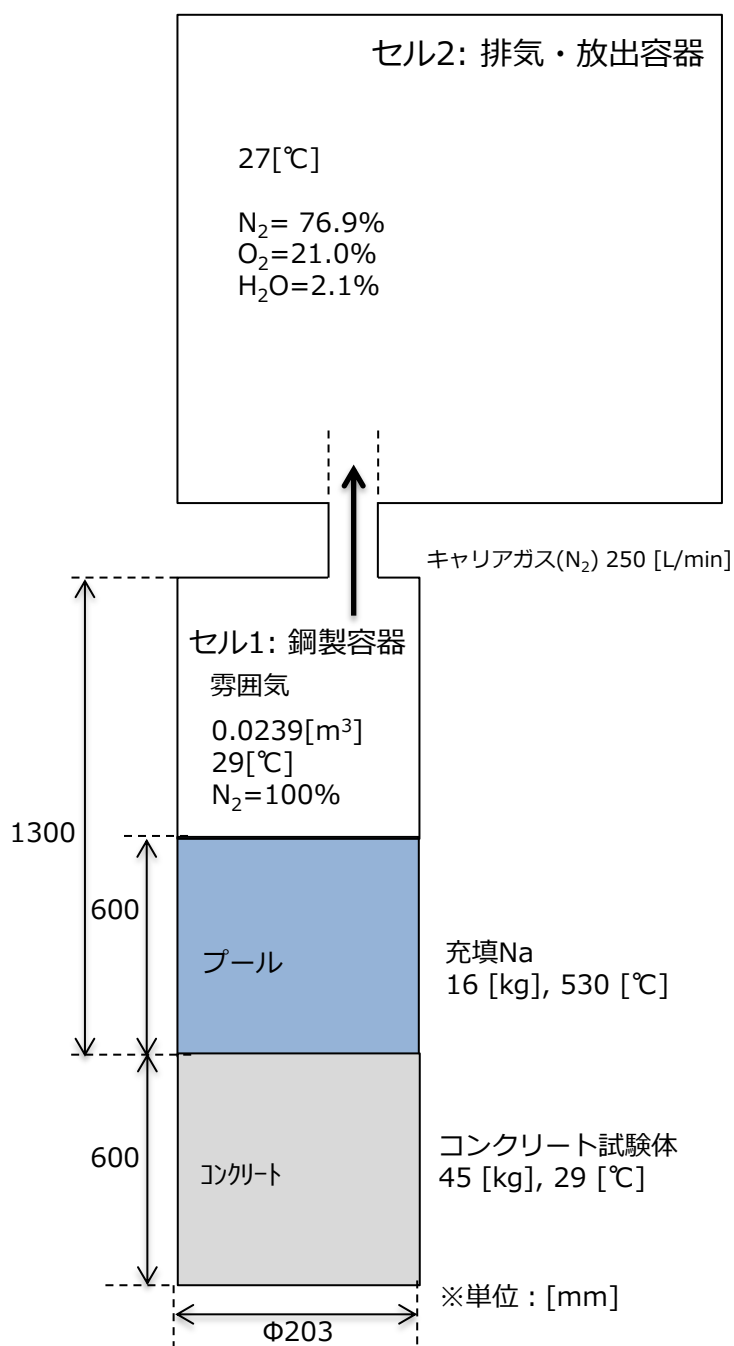
(g) 酸素濃度時刻歴変化・燃烧室／连通室



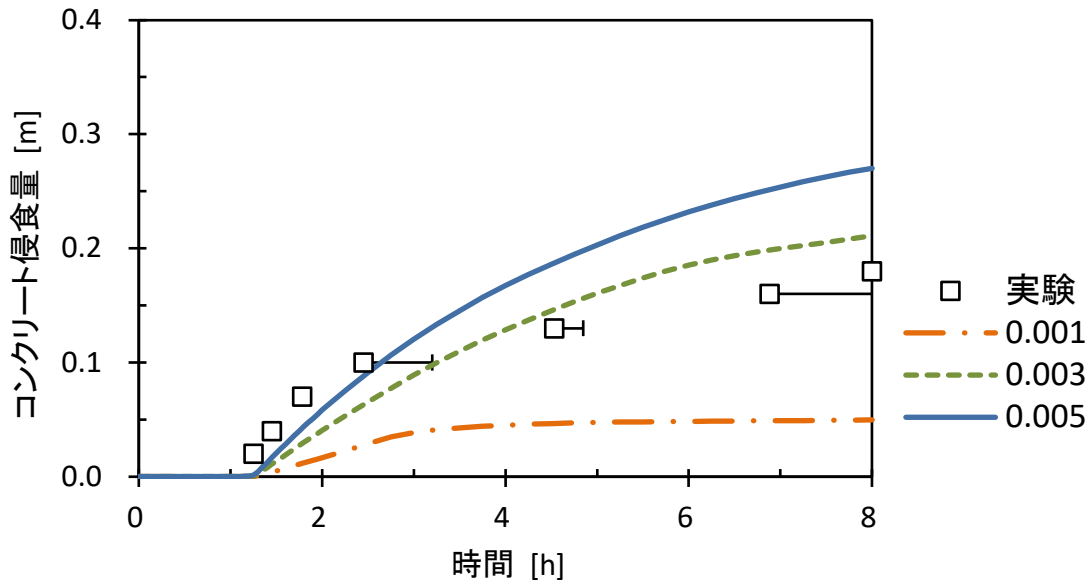
(h) エアロゾル濃度時刻歴変化・燃烧室／连通室



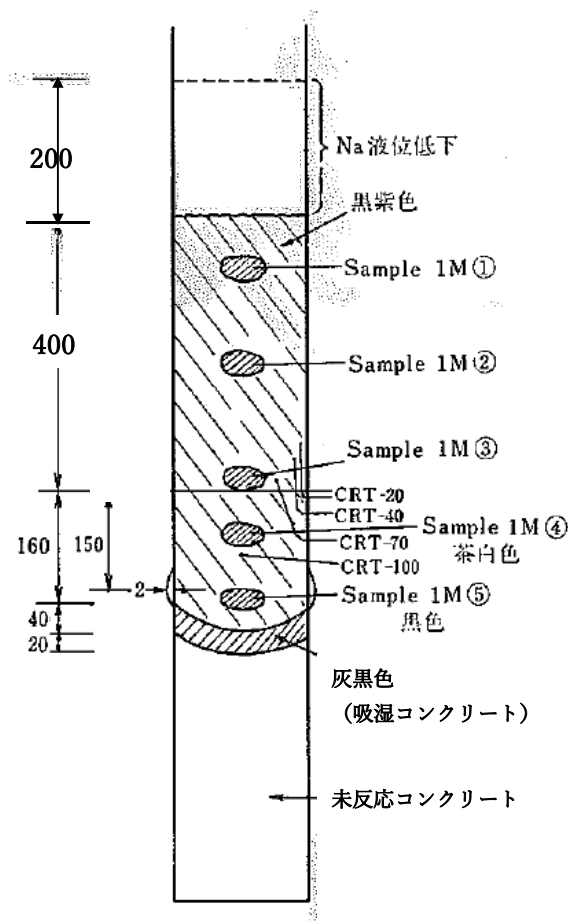
第 19 図 ナトリウム-コンクリート反応実験装置 (III-1M)



第20図 CONTAIN-LMRのナトリウム-コンクリート
 反応実験(Ⅲ-1M)の解析体系

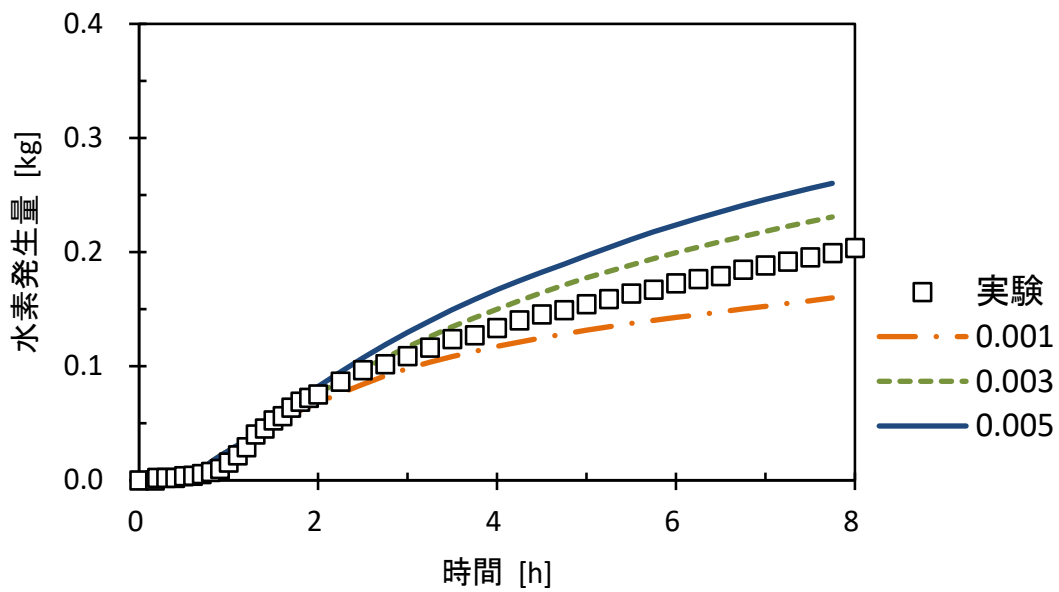


(a) コンクリート侵食量の比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)

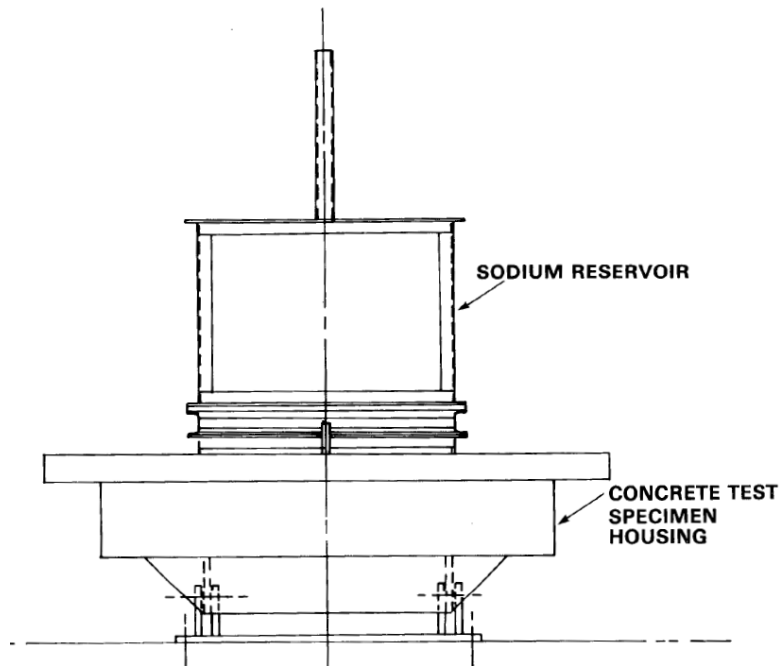


(b) 実験後のコンクリート試験体部の状況

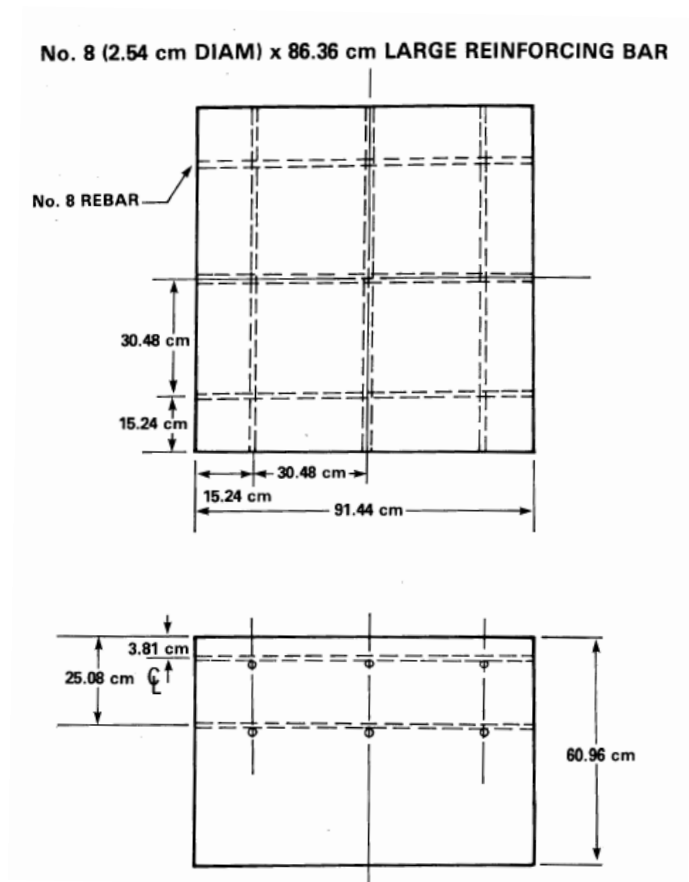
第 21 図 CONTAIN-LMRによるナトリウム-コンクリート
反応実験(Ⅲ-1M)のコンクリート侵食量との比較



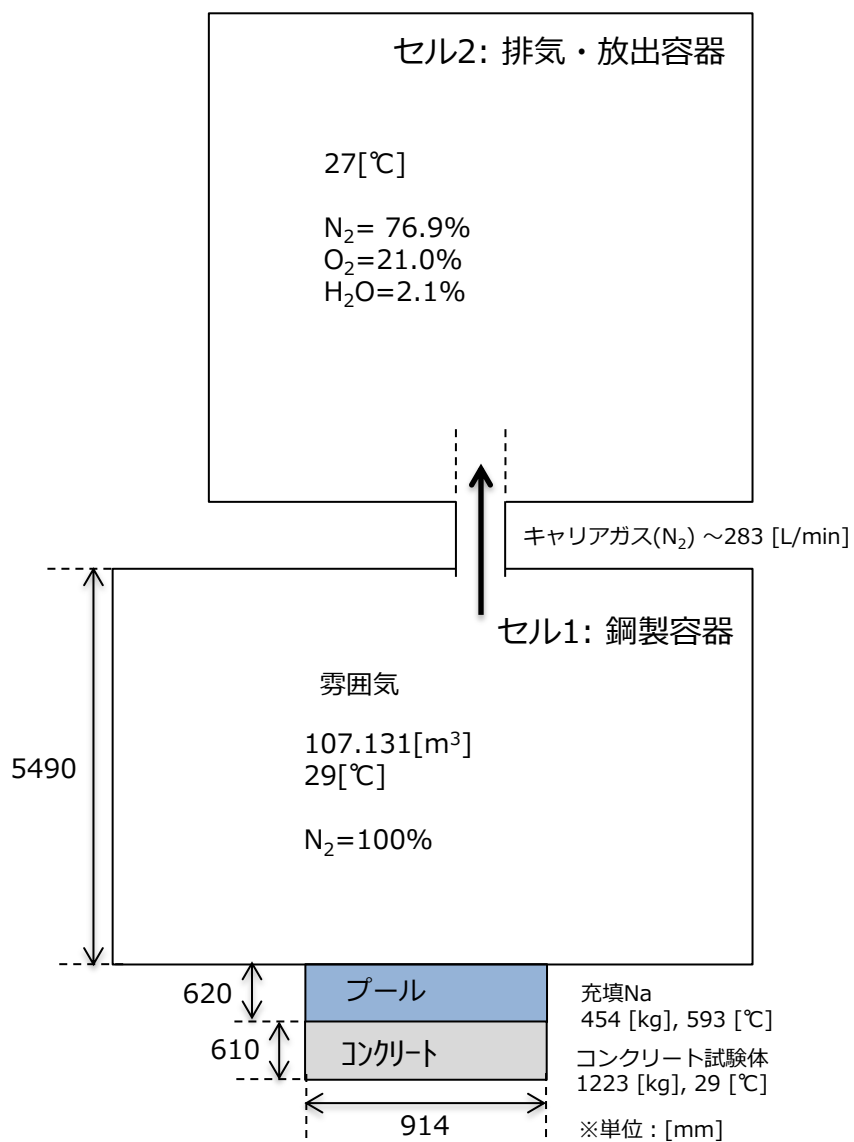
第 22 図 CONTAIN-LMRによるナトリウム-コンクリート反応実験(Ⅲ-1M)の水素発生量との比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)



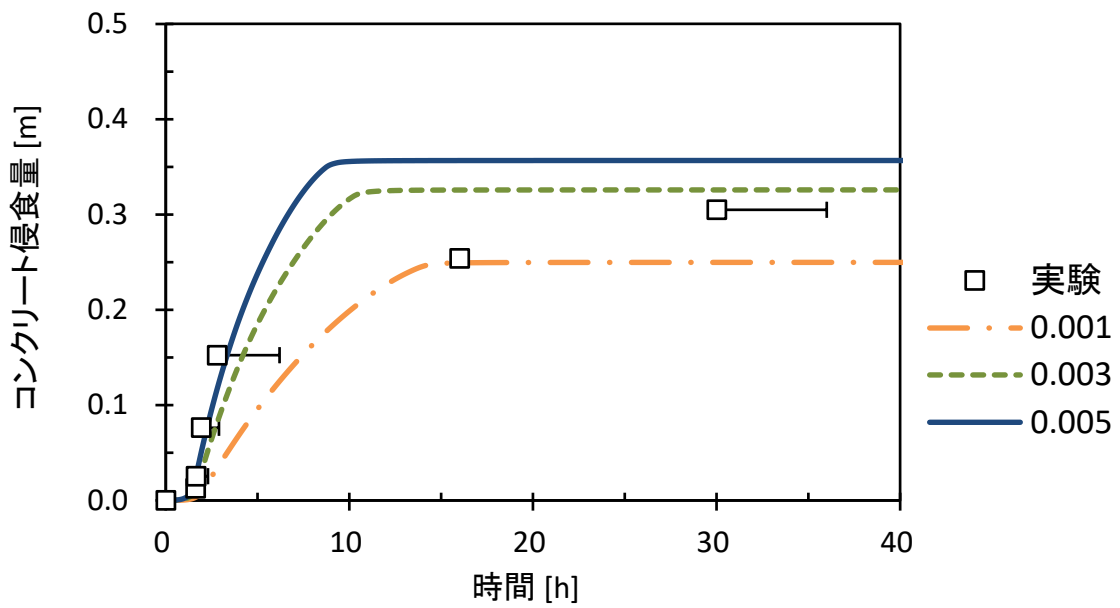
第 23 図 大規模ナトリウム-コンクリート反応実験装置 (LSC-1)



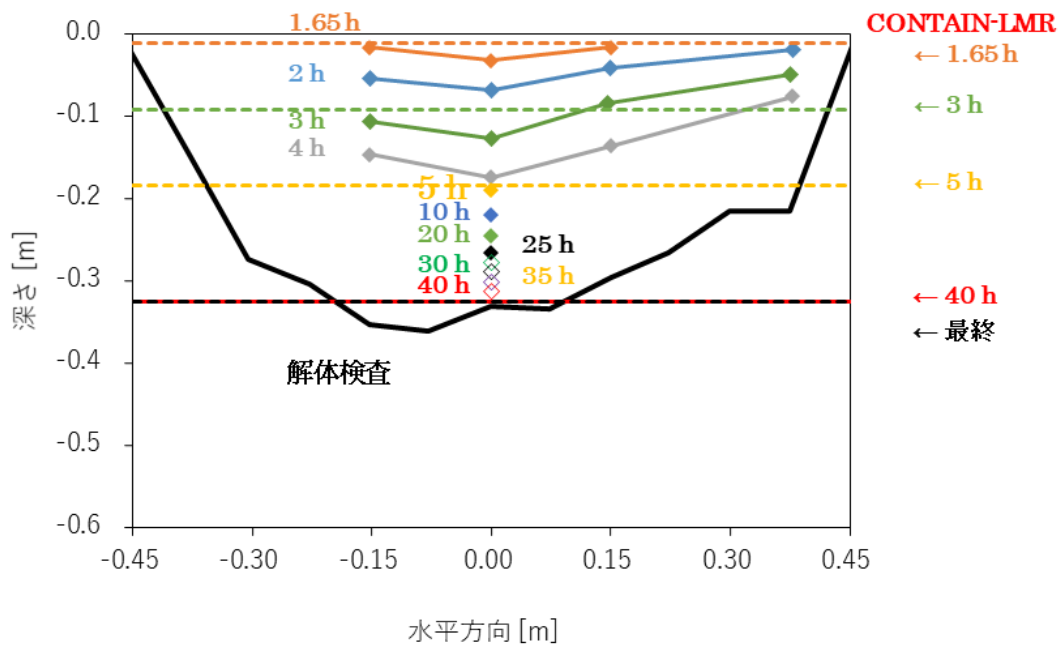
第 24 図 コンクリート試験体の概要 (LSC-1)



第 25 図 CONTAINER-LMRの大規模ナトリウム-コンクリート
 反応実験 (LSC-1)の解析体系

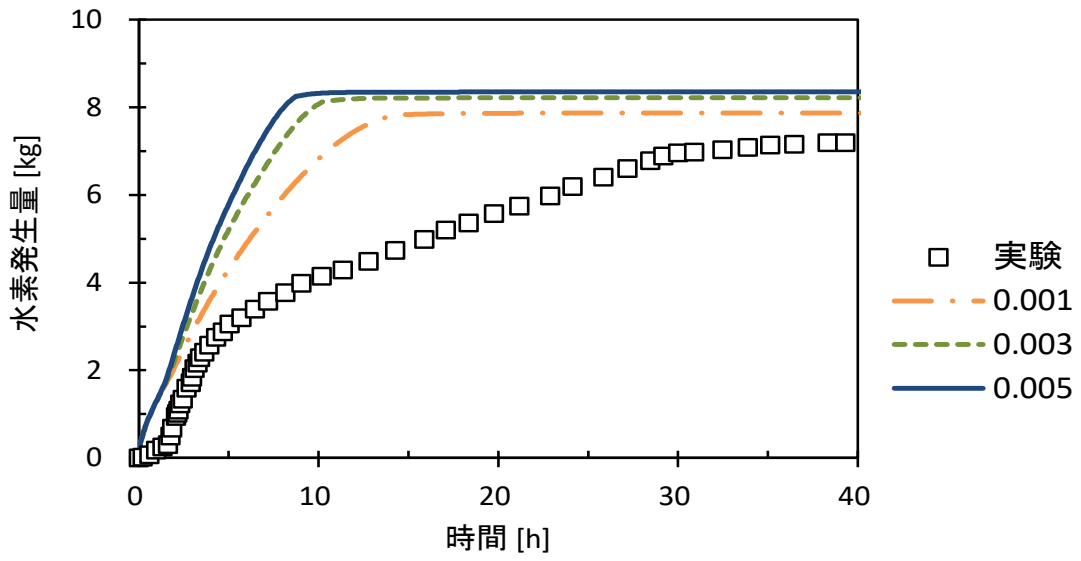


(a) コンクリート侵食量の比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)



(b) コンクリート侵食形状の比較 (FRACV=0.003)

第 26 図 CONTAIN-LMRによる大規模ナトリウム-コンクリート
反応実験(LSC-1)のコンクリート侵食量との比較



第27図 CONTAIN-LMRによる大規模ナトリウム-コンクリート反応実験 (LSC-1) の水素発生量との比較 (FRACV=0.001, 0.003, 0.005 の感度解析)

参考資料 1

F L U E N T

参考 1-1

1. はじめに

商用の数値流体力学 (CFD) 計算コード F L U E N T^[1]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、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、原子力プラントにおける熱流動解析にも適用例は多い。また、ナトリウム冷却高速炉プラントについても、熱流動課題の評価に使用してきた実績を有している。

以下、F L U E N Tの「常陽」への適用に当たり、格納容器破損防止措置の有効性評価における重要現象のモデル化、流体力学モデルの基礎的検証実績及びナトリウム冷却高速炉を含む原子炉プラントの熱流動解析への適用実績について記載する。

2. 重要現象のモデル化

格納容器破損防止措置の有効性評価において、F L U E N Tは、事象グループ「炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOF)」の再配置・冷却過程及び事象グループ「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)」の炉外事象過程の解析に使用する。

ULOFの再配置・冷却過程(以下「IVR」という。)においては、原子炉容器内で再配置された炉心物質を含む放射性物質等(以下「損傷炉心物質」という。)の崩壊熱が長期にわたり安定的に除熱され、炉心部での損傷状態が拡大することなく、また、原子炉冷却材バウンダリの温度上昇が抑制され、原子炉容器内に損傷炉心物質が保持・冷却できることを確認する。

LORLでは、格納容器破損防止措置として、安全容器内での冷却過程(以下「EVR」という。)において、原子炉容器が破損して安全容器内に流出したナトリウムや損傷炉心物質をコンクリート遮へい体冷却系により安全容器外面から冷却することで損傷炉心物質の崩壊熱が除去され、安全容器内で安定に保持・冷却できることを確認する。また、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスによる原子炉容器外面冷却(以下「RVACS」という。)において、健全炉心を維持したまま、原子炉容器とリークジャケットとの間にコンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを通気し、原子炉容器外面から炉心を安定に冷却できることを確認する。

これら評価項目及び評価に必要なパラメータに影響を及ぼす重要現象について以下のようにモデル化している。

- (1) 共通して、原子炉容器、リークジャケット、炉心構成要素及び炉内構造物の複雑な配置や幾何形状並びに構造内部の伝熱をモデル化している。また、EVRにおいては、この他に安全容器、遮へいグラファイト、ペDESTALコンクリート等をモデル化している。
- (2) 損傷炉心物質からの発熱及び伝熱に関して、IVRにおいては、炉心に残留した損傷炉心物質(以下「残留炉心物質」という。)が占める領域を非計算領域として設定し、非計算領域の表面に別途解析した表面熱流束の時間変化を境界条件として与え、ナトリウム等への伝熱をモデル化している。また、EVRにおいては、安全容器に流出した損傷炉心物質の内部発熱を考慮した解析を実施している。RVACSにおいては、健全炉心を維持し、各燃料集合体内の発熱領域に単位体積当たりの発熱量を与え、崩壊熱をモデル化している。

- (3) ナトリウムの熱流動に関して、IVR 及び RVACS においては、原子炉容器内の熱流動、炉心構成要素内及び集合体ラップ管間ギャップ内の熱流動（IVR においては残留炉心物質が占める領域を除く。）の他、構造物への伝熱、幾何形状に応じた圧力損失等をモデル化している。
- (4) EVR においては、これらの他、コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスを安全容器とコンクリート遮へい体ライナとの間に通気することによる安全容器の冷却に関して、窒素ガスと安全容器との間の熱伝達をモデル化している。また、RVACS においては、原子炉容器とリークジャケットとの間の窒素ガス（コンクリート遮へい体冷却系）の流動伝熱をモデル化するとともに、原子炉容器とリークジャケット間の輻射伝熱を考慮している。

FLUENTを用いた IVR、EVR 及び RVACS の解析における重要現象の計算に必要な物理モデルを第 2.1 表、第 2.2 表及び第 2.3 表にそれぞれまとめて示す。FLUENTの解析では、冷却材（ナトリウム）が沸騰しない単相流の範囲を取り扱う。また、境界条件である発熱量、流量及び温度等は、時間と共に変化するが、固体と液体との相変化や物質の凝固・溶融等の複雑な多成分問題となる物理現象は含まれない。解析では、プレナム部等での対流拡散熱移行、燃料集合体内及び構造部での摩擦又は形状の変化による圧力損失、発熱体又は境界面からの熱移行、固体内の熱伝導、流体と固体（構造物）との熱伝達等に関する解析モデルを組み合わせる。

第 2.1 表 重要現象に対して必要な物理モデル (IVR)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
炉心上部機構	炉心上部機構 (内部ナトリウムを含む。)	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	フィンガー部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心部 (損傷燃料等を含む。)	燃料集合体上部の非発熱部	(非計算領域)	熱流束	表面熱流束
	燃料集合体中央部の残留炉心物質及びギャップ閉塞部	(非計算領域)	熱流束	表面熱流束
	燃料集合体下部の非発熱部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体入口部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	内側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	遮へい集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	B 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	C 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	材料照射用反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体ラップ管間ギャップ (非閉塞部)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体間パッド	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心構造物	炉心支持板 (上下)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	内側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心支持枠	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
炉内燃料貯蔵ラック	炉内燃料貯蔵ラック	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心バレル構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	中リング	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
高低圧プレナム	高圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	低圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	エントランスノズル	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高圧プレナム側面入口孔	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高低圧プレナム仕切板	流体	圧力損失	圧力損失相関式
下部構造物	支持構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	コアサポート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器（振止部を含む。）	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラフィット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側窒素ガス領域	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
リークジャケット（原子炉容器との間の窒素ガス領域を含む。）	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	窒素ガス領域（下部）	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
冷却材	ナトリウム	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

第 2.2 表 重要現象に対して必要な物理モデル (EVR)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器 (振止部を含む。)	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	スチール領域 (損傷炉心物質による構造の熔融物)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラファイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
リークジャケット (保温パネル含む。)	窒素ガス領域	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	ナトリウム (下部隙間)	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
ナトリウム (下部プレナム)	ナトリウム	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
安全容器	安全容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	遮へいグラファイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	下部遮へいグラファイト支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	ナトリウム	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
遮へい部	窒素ガス領域	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	炭素鋼板遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	冷却パス構成用ダクト等構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
ペDESTAL部	コンクリート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	ペDESTAL冷却パス流路	流体	対流拡散熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	保温材、遮へいリング等の構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
損傷炉心物質	損傷炉心物質	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

第 2.3 表 重要現象に対して必要な物理モデル (RVACS)

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
炉心上部機構	炉心上部機構 (内部ナトリウムを含む)	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	フィンガー周辺部	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心部	上部遮へい体部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体上部非発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体下部非発熱領域	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	燃料集合体入口部等	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒 1 (主炉停止系)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	制御棒 2 (後備炉停止系)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	内側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	遮へい集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	B 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	C 型照射燃料集合体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	材料照射用反射体	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体ラップ管間ギャップ (ナトリウム)	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	集合体間パッド	流体	圧力損失	圧力損失相関式
炉心構造物	炉心支持板 (上下)	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	内側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心支持枠	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
炉内燃料貯蔵ラック	炉内燃料貯蔵ラック	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	外側遮へい体	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	炉心バレル構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	中リング	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
高低圧プレナム	高圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	低圧プレナム	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	エントランスノズル	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高圧プレナム側面入口孔	流体	圧力損失	圧力損失相関式
	高低圧プレナム仕切板	流体	圧力損失	圧力損失相関式
下部構造物	支持構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	コアサポート	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式

領域	モデル化対象物	モデル種別	物理モデル	対応する数理モデル
原子炉容器（振止部を含む。）	原子炉容器	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
			輻射伝熱	輻射輸送方程式
	原子炉容器振止構造物	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側保温パネル	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側遮へいグラフィイト	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
	原子炉容器振止構造物内側窒素ガス領域	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
原子炉容器振止構造物内支持板	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式	
リークジャケット（原子炉容器との間の窒素ガス領域を含む。）	リークジャケット	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式
			輻射伝熱	輻射輸送方程式
	窒素ガス領域	流体	対流拡散 熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式
	窒素ガス領域下部	固体 (*)	熱伝導	非定常熱伝導方程式
原子炉容器とリークジャケット間のスペーサ	固体	熱伝導	非定常熱伝導方程式	
冷却材ナトリウム	ナトリウム	流体	対流拡散 熱移行	質量・運動量・エネルギー保存式

(*) 流動を考慮せず、流体の物性値をもつ静止物体（固体）としてモデル化した。

3. 解析モデルの妥当性確認及び適用実績

3.1 基本機能検証

ANSYS 検証マニュアル^[1]では、F L U E N T の解析能力の確認及び解析結果の信頼性の確保を目的として、典型的な問題を対象に実施した検証解析事例がまとめられている。ANSYS 検証マニュアルでは、第 3.1 表に示す物理問題の分野毎に検証解析事例が整理されており、その中から、第 2.1 表から第 2.3 表を参照して本解析 (IVR、EVR 及び RVACS) で考慮すべき物理モデルに関連する各基本モデルが検証されていることを確認するとともに、必要に応じて基本的な確認解析を行い、「常陽」を対象とする本解析への F L U E N T の適用性を確認した。

第 3.2 表に、ANSYS 検証マニュアルから抽出した IVR、EVR 及び RVACS の解析で使用する解析モデルを含む検証事例を示す。

(1) 対流拡散熱移行 (乱流モデル)

対流拡散熱移行を計算するため、乱流モデルとしてリアライザブル k- ϵ モデル (Realizable k- ϵ モデル) ^[2]を用いている。Realizable k- ϵ モデルを用いた検証事例として、第 3.2 表に示した「VMFL12 (波状流路内の乱流問題)」及び「VMFL27 (後方ステップ流路内の乱流問題)」にて基本機能を確認した。また、浮力が支配的となる熱流動現象に対しては、第 3.2 表に示した「VMFL9 (二重円筒内の自然対流問題)」及び「VMFL52 (高層キャビティ内の乱流自然対流問題)」にて基本機能を確認した。この他、「3.2.1 軽水炉分野での安全解析等への適用事例」で後述する適用事例から、F L U E N T の Realizable k- ϵ モデルの適用性を確認した。

また、時間進展に関する F L U E N T の解析機能として、第 3.2 表に示した「VMFL19 (移動壁近傍の非定常流れ)」にて基本機能を確認した。

(2) 圧力損失

「常陽」の解析では、燃料集合体のモデル化として、冷却材が占める体積と、燃料要素やワイヤスペーサ等の構造物によって占められる体積との割合 (空隙率) を設定するとともに、燃料集合体内を通過する際の圧力損失を相関式にて設定する。各集合体への空隙率及び圧力損失の設定に当たっては、F L U E N T の機能であるユーザ定義関数 (UDF) を用いる。そこで、炉心部の解析モデルを取り出し、出入口境界面を圧力境界として実施した UDF を用いた F L U E N T の解析結果について、炉心の流量配分と比較を行い、UDF で設定した圧力損失に応じた流量が F L U E N T で計算されることを確認した。

集合体ラップ管間ギャップでの圧力損失モデルとして、ギャップ部では、平行平板流れに対する層流条件での摩擦損失係数の式と、乱流条件での Blasius の式を切り替えて考慮するとともに、パッド部には、流路面積の変化による圧力損失係数を設定した。第 3.1 図に示すように「常陽」の解析で使用する炉心モデルのうちパッド部を含む集合体ラップ管間ギャップのモデルを取り出し、設定した圧力損失モデルの検証を実施した。第 3.2 図に示すように、F L U E N T の解析結果とモデル式との比較から、UDF で設定した圧力損失が F L U E N T で計算されることを確認した。なお、窒素ガス領域 (リークジャケットと原子炉容器との間) についても、集合体ラップ管間ギャップと同じモデル化としている。

(3) 炉心物質による発熱

IVR での解析において、損傷炉心物質の発熱による周囲流体への熱移行は、溶融燃料が占める領域の外面に熱流束条件を設定して、冷却材等への伝熱を考慮している。第 3.2 表に示した「VMFL2 (円管内の層流熱伝達問題)」及び「VMFL28 (急拡大流路内の乱流熱伝達)」により、基本機能を確認した。

EVR での解析において、原子炉容器下部の振れ止め構造部に堆積する損傷炉心物質の発熱は、損傷炉心物質が占める領域を固体領域として、発熱密度を与え、上方のナトリウム、下方及び側方の構造物との熱移行をモデル化する。第 3.2 表に示した「VMFL59 (複合固体内の熱伝導)」にて、発熱密度を設定した固体領域から隣接する固体領域への伝熱問題に対する基本機能を確認した。

また、健全炉心において、炉心燃料集合体の発熱は、各燃料集合体の発熱領域に単位体積当たりの発熱量を設定してモデル化する。「常陽」定格運転時における健全炉心体系での各燃料集合体の炉心出力条件及び流量条件を境界条件として、原子炉容器内を対象とした F L U E N T による解析を実施し、燃料集合体出口温度との比較から、正しく計算されることを確認した。

(4) 熱伝導

構造物内部の熱伝導については、第 3.2 表に示した「VMFL50 (加熱壁近傍の非定常熱伝導問題)」にて基本機能を確認した。

(5) 熱伝達 (流体-構造間)

流体と構造物との間の熱伝達係数の設定に当たっては、F L U E N T の機能であるユーザ定義関数 (UDF) を用いる。以下に示すように、窒素ガスと構造物との熱伝達には Kays の式^[3]、ナトリウムと構造物との熱伝達には Subbotin の式^{[4], [5]}を用いる。

Kays の式

$$Nu = 0.022 Re^{0.8} Pr^{0.5} \quad (0.5 < Pr < 1.0)$$

Subbotin の式

$$Nu = 5 + 0.025 Pe^{0.8} = 5 + 0.025 (PrRe)^{0.8} \quad (100 < Pe < 20000)$$

- L : 代表長さ [m]
- Nu : ヌッセルト数 ($Nu = hL/\lambda$) [-]
- Pe : ペクレ数 ($Pe = PrRe$) [-]
- Pr : プラントル数 ($Pr = c_p\mu/\lambda$) [-]
- Re : レイノルズ数 ($Re = \rho VL/\mu$) [-]
- V : 代表流速 ($V = [(u^2 + v^2 + w^2)/\gamma]^{0.5}$) [m/s]
- c_p : 流体比熱 [J/(kgK)]
- u, v, w : セル中心での流速の (x, y, z) 成分

γ	: 空隙率[-]
λ	: 流体熱伝導率[W/(mK)]
ρ	: 流体密度[kg/m ³]
μ	: 流体粘度[Pas]

なお、Subbotin の式について、ナトリウムのプラントル数は約 0.004、レイノルズ数は最大でも 10⁵ のオーダーとなることから、適用範囲の上限を満足している。また、Kays の式について、対象とする窒素ガスのプラントル数は約 0.7 であり、適用範囲を満足している。ただし、流速が遅い場合、相関式から算出される熱伝達率が熱伝導による伝熱を下回る場合がある。流速が遅い場合でも熱伝導による熱移行は確保されるため、計算セルの入熱面からセル中心までの距離 (Δy [m]) を用いて、以下に示すように熱伝達係数を評価している。

$$h = \max \left[\frac{Nu\lambda}{L}, \frac{\lambda}{\Delta y} \right]$$

第 3.3 図に示す基礎的な 2 次元熱伝達問題を設定し、第 3.3 表に示す解析条件に対して UDF を用いた F L U E N T での検証解析を行い、第 3.4 図 (a) 及び (b) に示すように UDF を用いた F L U E N T による解析結果とモデル式との比較により、UDF による設定が正しく計算されることを確認した。

(6) 熱伝達 (構造物間の輻射)

ガス領域を含む構造体間の輻射伝熱には、計算負荷及び適用事例等から、F L U E N T に内蔵されている S2S モデル^[6]を使用した。第 3.2 表に示した「VMFL61 (二重円筒内の放射伝熱問題)」により基本機能の確認を行った他、「3.2.4 その他の適用事例」で後述する適用事例から、F L U E N T の S2S モデルの適用性を確認した。

第 3.1 表 ANSYS 検証マニュアルで示される物理問題

項 目		抽出対象	対象事象		
			IVR	EVR	RVACS
Steady/Unsteady	定常/非定常	○	○	○	○
Laminar/Turbulent (*1)	層流/乱流 (*1)	○	○	○	○
Thermal/Isothermal	非等温/等温	○	○	○	○
External Forces (*2)	外力 (*2)	○	○	○	○
Compressible	圧縮性流体	—	—	—	—
Radiation	輻射伝熱	○	—	—	○
Multi-species	多成分流	—	—	—	—
Reacting	化学反応	—	—	—	—
Multi-phase	混相流	—	—	—	—
Phase-change	相変化	—	—	—	—
Moving Frame	移動メッシュ	—	—	—	—

(*1) 乱流遷移問題 (Trans. Turbulence) 含む。

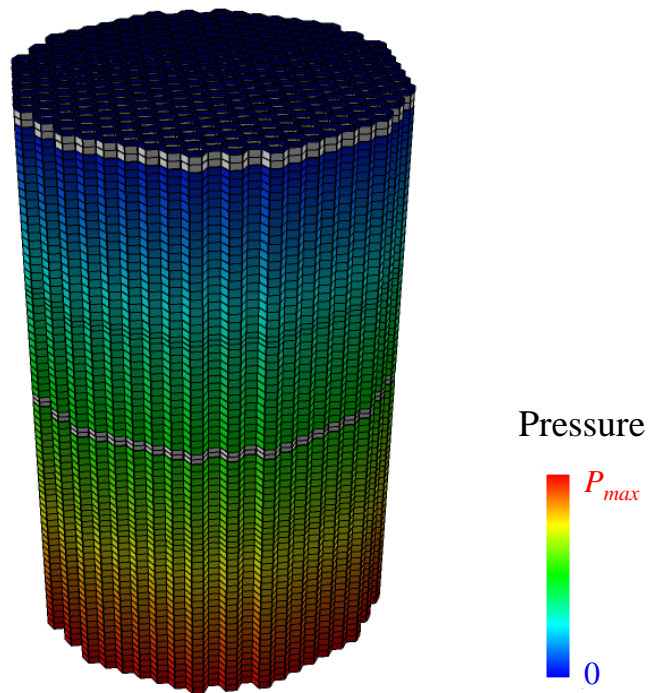
(*2) 浮力 (buoyancy force) に着目

第 3.2 表 主な検証事例 (ANSYS 検証マニュアルからの抜粋)

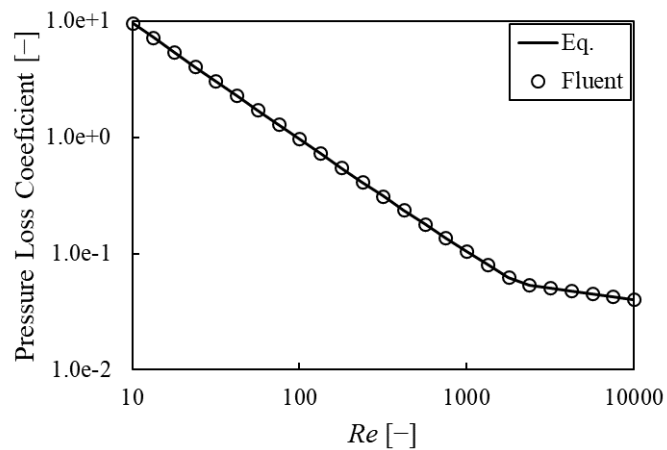
番号	問題	座標系	定常/ 非定常	流体 (層流/ 乱流) / 固体	等温/ 非等温	熱伝達	備考
VMFL 2	円管内の層流熱伝達問題	軸対称	定常	層流	非等温	壁面熱流束一定	水銀 (作動流体)
VMFL 9	二重円筒内の自然対流問題	2次元	定常	層流	非等温	等温壁	非圧縮性理想気体 (作動流体)
VMFL 12	波状流路内の乱流問題	2次元	定常	乱流 (Realizable k-εモデル)	等温	—	
VMFL 19	移動壁近傍の非定常流れ問題	2次元	非定常	層流	等温	—	
VMFL 27	後方ステップ流路内の乱流問題	2次元	定常	乱流 (Realizable k-εモデル)	等温	—	Re _H =37,400 (代表長さはステップ高さ)
VMFL 28	急拡大流路内の乱流熱伝達	軸対称	定常	乱流 (SST k-omega)	非等温	壁面熱流束一定	空気 (作動流体)
VMFL 50	加熱壁近傍の非定常熱伝導問題	2次元	非定常	固体熱伝導	非等温	壁面熱流束一定	銅 (2分後の温度変化を比較)
VMFL 52	高層キャビティ内の乱流自然対流問題	2次元	定常	乱流 (レイノルズ応力モデル)	非等温	等温壁	ブシネスク近似
VMFL 59	複合固体内の熱伝導	2次元	定常	固体熱伝導 (2物質)	非等温	第1物質に発熱密度を設定	熱物性の異なる2物質間の伝熱
VMFL 61	二重円筒内の放射伝熱問題	2次元	定常	層流	非等温	等温壁	空気を作動流体とする輻射伝熱 (S2Sモデル)

第 3.3 表 2次元熱伝達解析条件

項目	空気	ナトリウム
熱伝達相関式	Kays の式	Subbotin の式
検証範囲 [-]	$Re = 10^1 \sim 10^6$	$Pe = 10^1 \sim 10^6$
流入温度 T_{in} [K]	300	573.15 (300°C)
固体温度 T_s [K]	400	673.15 (400°C)

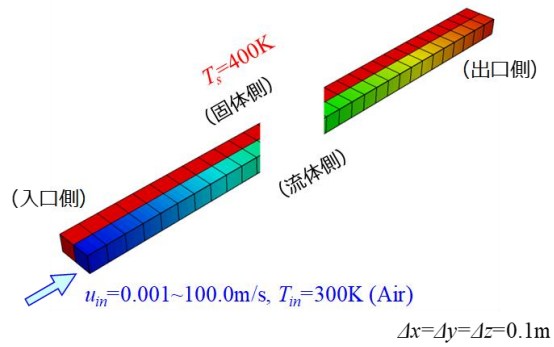


第 3.1 図 集合体間ギャップ部の圧力損失モデルの検証体系
(灰色で着色した領域が集合体間パッド部)

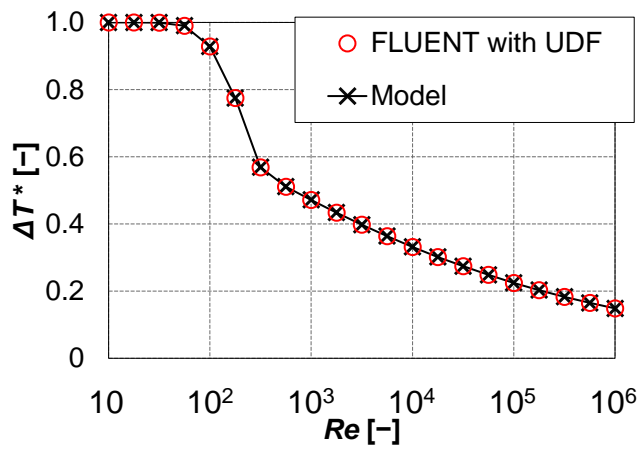


第 3.2 図 圧力損失係数の比較 (集合体間ギャップ部+パッド部)

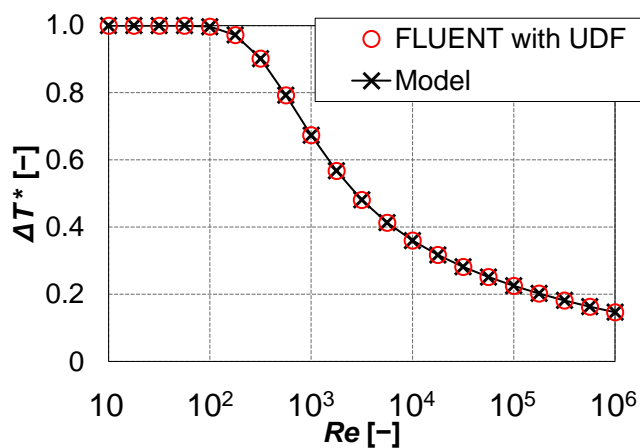
参考 1-15



第 3.3 図 熱伝達相間式の設定に係る 2 次元熱伝達検証問題



(a) Kays の式 (空気)



(b) Subbotin の式 (ナトリウム)

第 3.4 図 温度上昇値の比較

(規格化温度上昇: $\Delta T^* = (T_{out} - T_{in}) / (T_s - T_{in})$)

3.2 F L U E N T の適用事例

前節で述べた基本機能検証に加え、複数の基本機能を同時に使用する、より実用的な F L U E N T の適用事例として、原子力プラントの安全解析をはじめとする適用事例を調査し、使用実績等から、その妥当性を確認した。以下、適用事例についてその概要を示す。

3.2.1 軽水炉分野での安全解析等への適用事例

OECD/NEA ROSA プロジェクトの一環として、日本原子力研究開発機構（以下「原子力機構」という。）の大型非定常試験装置 LSTF における PTS（加圧熱衝撃）発生時における ECCS 水注入時の低温側配管（コールドレグ配管）内での温度成層化試験解析が行われている^[7]、^[8]、^[9]。解析体系は、ECCS 配管とコールドレグ配管及びダウンカマの一部であり、上流側で流速及び温度を境界条件として与えている。

増原らの解析^[7]、^[8]では、流体は液単相で、解析メッシュは約 60 万又は約 120 万の六面体要素である。解析手順は、コールドレグ配管の上流側に流速、温度を境界条件として与え、定常状態になった後、実験同様、ECCS 配管より低温水が 100 秒間注入されている。第 3.5 図に ECCS 水注入後の配管内の冷却水温度分布の結果を示す^[8]。配管下部で低温水が流れ、温度成層化を確認できる。Realizable k- ϵ モデルにおける解析温度と測定温度との比較から、両者はよく一致していることが分かる。他の乱流モデルの標準偏差（予測精度）の比較を第 3.4 表に示す。乱流モデルとしては、Realizable k- ϵ モデルが最良で、比較的メッシュ数の少ない約 60 万メッシュの解析でも精度は良好であった。

また、T. Farkas ら^[9]は、F L U E N T を用いて、約 67 万の六面体要素で構成される体系で解析を行い、乱流モデルとして、標準 k- ϵ モデル（Standard k- ϵ モデル）、Realizable k- ϵ モデル、レイノルズ応力モデル（Reynolds Stress Model (RSM)）での比較を行っている。第 3.6 図に乱流モデルによるコールドレグ配管内での温度分布の違いを示し、第 3.7 図及び第 3.8 図に、異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較について、それぞれ異なる位置（TE-2B 及び TE-3B）での比較を示す。第 3.7 図に示す注水口近くで高低温水の混合現象が顕著となる TE-2B での温度分布は、Realizable k- ϵ モデルで温度成層の様子を良く表していることが分かる。

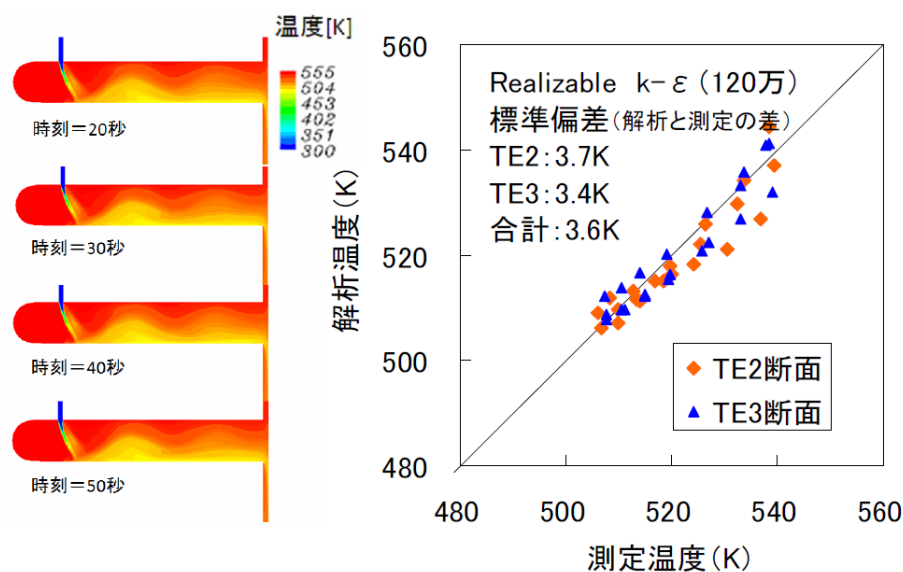
以上から、「3.1（1）対流拡散熱移行（乱流モデル）」での基本機能検証と合わせて、Realizable k- ϵ モデルは、原子炉容器内の流体混合現象の解析への適用性が高いことを確認した。

第 3.4 表 配管温度成層化解析における予測精度（標準偏差）の比較
 (出典：増原、市川、笠原、FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析
 (2) 乱流モデルの適用性の検討、日本原子力学会 2009 年秋の大会、
 2009 年 9 月 16～18 日、東北大学、C11. (表 1))

単位:K

メッシュ数	断面位置	層流	標準K-ε	Realizable	RNG k-ε (非旋回)	RNG k-ε (旋回)
60万	TE2	4.1	4.6	3.7	10.3	12.7
	TE3	4.6	4.9	3.9	9.9	13.0
	小計	4.3	4.8	3.8	10.0	12.7
120万	TE2	10.9	5.3	3.7	11.2	-
	TE3	4.3	3.6	3.4	4.6	-
	小計	8.2	4.5	3.6	8.4	-

注) 表中の断面位置については文献[8]の図 1 を参照のこと



(出典：増原、市川、笠原、FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析
 (2) 乱流モデルの適用性の検討、日本原子力学会 2009 年秋の大会、
 2009 年 9 月 16～18 日、東北大学、C11. (図 2))

第 3.5 図 Realizable k-ε モデルによる解析温度と測定温度の比較

著作権の関係から公開できません。

(出典：T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp.2169-2175, Fig.9 (2010).)

第 3.6 図 乱流モデルによるコールドレグでの温度分布の比較

著作権の関係から公開できません。

(出典：T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp.2169-2175, Fig.10 (2010).)

第 3.7 図 異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較 (TE-2B の位置)

著作権の関係から公開できません。

(出典：T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, Nuclear Engineering and Design, 240, pp. 2169-2175, Fig. 11 (2010).)

第 3.8 図 異なる乱流モデルを用いた場合の温度分布の比較 (TE-3B の位置)

3.2.2 ナトリウム冷却高速炉分野での適用事例 (国外)

ナトリウム冷却高速炉分野における F L U E N T の適用事例を確認した。CFD コードの適用研究の一環として、構造物を介する共役熱伝達モデルを用い、プール型ナトリウム冷却高速炉の中間熱交換器内の伝熱流動現象の予測評価^[10]が行われている。また、ワイヤスペーサ付きの燃料要素を束ねた燃料集合体内の詳細な熱流動評価が行われ、19 本の燃料要素で構成される燃料集合体体系での圧力損失の実験結果との良い一致が報告されている^[11]。この他にも、熔融燃料を模擬したコリウム (ZrO_2-UO_2) と原子炉容器壁との相互作用を対象とした、原子炉容器下部での温度評価^[12]が行われている。

このように、ナトリウム冷却高速炉での熱流動に関連する解析に適用された実績を有し、熱流動現象解析への適用性が高いことを確認した。

3.2.3 ナトリウム冷却高速炉分野での適用事例 (国内)

国内では、自然循環崩壊熱除去時の炉心冷却特性評価のための原子炉容器内の多次元熱流動解析評価手法の整備を目的として、ループ型ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器、1 次主冷却系、中間熱交換器、2 次主冷却系及び崩壊熱除去系を模擬したナトリウム試験装置 (PLANDTL-1^[13]、^[14]、^[15]及び PLANDTL-2^[16]、^[17]) を対象とした試験解析が行われている。これまでに、原子炉容器内の上部プレナム部に設置された崩壊熱除去システムを模擬した炉内冷却器からの低温流体が、炉心を構成する燃料集合体のラップ管間ギャップに潜り込んで炉心を冷却する効果が大きいことが指摘されている。この燃料集合体間の狭いギャップの流れ (以下「インターラップフロー」という。) によ

る炉心内熱流動挙動を精度よく予測するための解析モデルの検討が行われ、インターラップフローを含む炉心部の熱流動と上部プレナム内の熱的な相互作用によって生じる原子炉容器内の複雑な熱流動現象について再現可能であることが示されている。

以下では、代表事例として、崩壊熱除去時の炉心熱流動現象に関する解析への適用事例^[15]について概説する。

原子力機構では、ナトリウム冷却高速炉の上部プレナム内に、冷却器を直接浸漬させた浸漬型 DHX の運転による崩壊熱除去時の炉心冷却特性を評価するため、F L U E N T を用いた炉内熱流動解析手法の整備を行っている。既存のナトリウム試験 (PLANDTL-1) を対象とし、炉心部の冷却挙動と関係する重要な現象として知られるインターラップフローの再現性に着目した解析モデルの検討を行っている。

第 3.9 図 (a) 及び (b) に、PLANDTL-1 の解析モデルの概略図を示す。PLANDTL-1 は、ループ型ナトリウム冷却高速炉の原子炉容器を含む 1 次主冷却系、中間熱交換器、2 次主冷却系及び崩壊熱除去系を模擬したループ構成となっている (水・蒸気系は模擬せず空気冷却器を設置)。模擬炉心部は 7 体の模擬燃料集合体 (集合体) で構成され、中心集合体のみ 37 本の電気ヒータで発熱を模擬した模擬燃料要素で構成され、周辺集合体は 7 本の模擬燃料要素で構成されている (第 3.9 図 (b) 参照)。この解析では、第 3.9 図 (a) に示すように、模擬炉心部と上部プレナム、浸漬型 DHX で構成される原子炉容器部を対象に、メッシュ分割を行って解析モデルが構築されている。全解析メッシュ数は約 430 万である。

本解析では、第 3.9 図 (b) に示すように、集合体ラップ管間ギャップのモデル化に着目し、以下のケースで比較を行っている。

- ① ギャップ内の流速分布を表現できるよう 6 メッシュで分割して集合体外面で滑りなし条件を課し、ギャップ部のナトリウムと集合体ラップ管との熱伝導による伝熱を設定した基準ケース (CFD-NL)
- ② ①とメッシュ分割は同じであるが、計算負荷の観点からギャップ部を少ないメッシュ分割とした場合に適用するため、平行平板間の圧力損失相関式と壁面を滑り条件としたケース (CFD-FC)

共通条件として、集合体内及び集合体ラップ管間ギャップのナトリウムとラップ管との熱伝達は相関式 (Subbotin の式) で評価している。

また、集合体内もメッシュ分割されており、層流領域かつ壁面を滑り条件として、各サブチャンネルにおける圧力損失及び熱拡散の効果を Cheng & Todreas 相関式で考慮している^{[13], [14]}。プレナム部については、壁面を改良型壁処理 (EWT) とし、浮力の効果を考慮した Realizable $k-\epsilon$ モデルを適用している。

第 3.10 図 (a) に準定常状態となるナトリウム温度の鉛直断面分布を示す。浸漬型 DHX の先端ノズルから低温ナトリウムが流出し、上部プレナムの下部に溜まった後、炉心部上端の周辺部から集合体内及び集合体ラップ管間ギャップに流入して、インターラップフローが生じる。この低温ナト

リウムの流れによって、炉心部が冷却されることになる。炉心中心部からは高温ナトリウムがプルーム状に立ち上がり、上部プレナム部の上方から、浸漬型 DHX の入口窓に流入する。第 3.10 図 (b) 及び (c) に、模擬炉心部の発熱領域の下端部 (B)、中央部 (M)、上端部 (T) での水平方向温度分布について、集合体の入口温度からの時間平均温度上昇を、ヒータ出力と質量流量から計算される集合体出入口間の推定温度上昇幅 ΔT_e (242.93°C) で規格化した解析結果と試験結果の比較を示す。横軸は炉心中心部からの距離を集合体中心間距離 ($L=78\text{mm}$) で規格化されている。解析結果は、集合体ラップ管間ギャップでの温度低下と集合体中心部での温度上昇、炉心内での特徴的な空間分布となる試験結果をおおむね再現している。集合体ラップ管間ギャップのモデル化については、精緻に扱う解析モデル (CFD-NL) と実用性を考慮した相関式ベースの解析モデル (CFD-FC) との比較では、計算結果に大きな差異は見られず、相関式ベースの解析モデルの妥当性が示されている。

このように、FLUENT は、ナトリウム冷却高速炉における自然循環崩壊熱除去システム運用時の原子炉容器内の熱流動解析ツールとして、上部プレナムと炉心部との熱的な相互作用により生じるインターラップフローによる炉心冷却特性の把握や、集合体内温度分布予測解析へ適用できることを確認した。

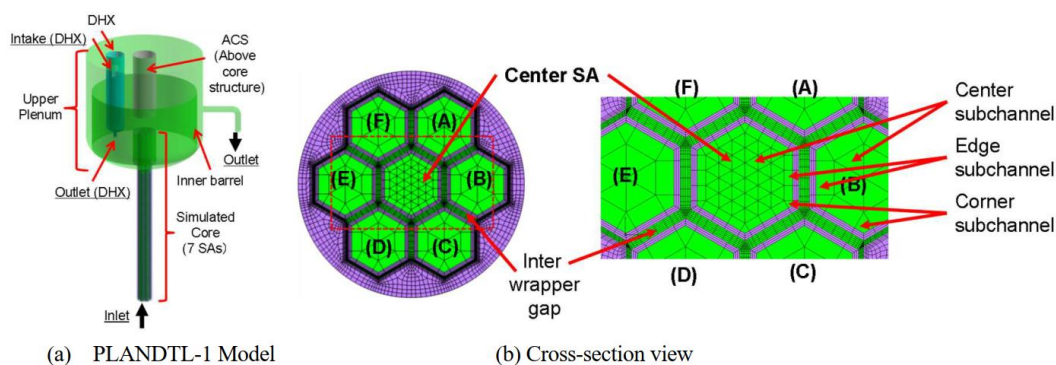


Fig. 1 Numerical model and mesh arrangement in the core for PLANTDL-1 sodium test apparatus.

(出典：田中、菊地、浜瀬、村上、藤崎、今井、「ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 (燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討)」、日本機械学会茨城講演会、2020年8月、304。(Fig.1))

第 3.9 図 ナトリウム試験装置 (PLANTDL-1) の解析モデル

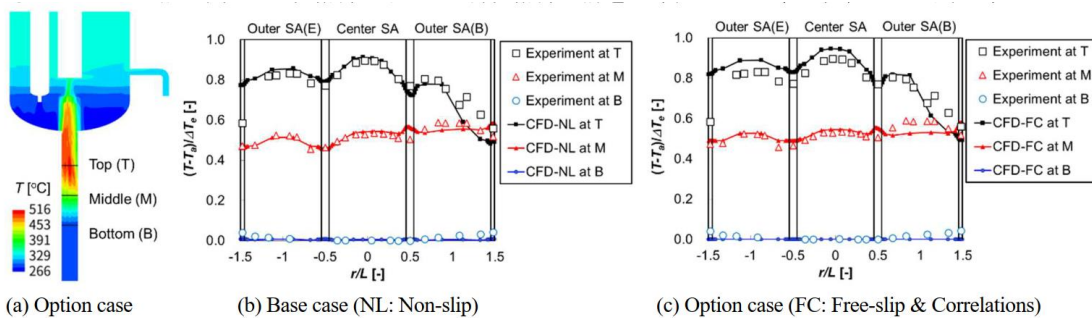


Fig. 2 Comparison between experimental results and numerical results of the base and optional cases.

(出典：田中、菊地、浜瀬、村上、藤崎、今井、「ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備（燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討）」、日本機械学会茨城講演会、2020年8月、304。（Fig. 2）

第 3.10 図 炉心部における水平断面ナトリウム温度分布

3.2.4 その他の適用事例（輻射伝熱解析）

(1) 原子力分野での適用例

使用済燃料貯蔵施設内の輻射伝熱解析用コード（S-FOKS）整備の一環として、FLUENTのS2Sモデル及びD0モデルが選定され、解析コード間での輻射モデルの違いによる比較が行われている^[18]。その結果、第3.5表に示すとおり、それぞれ同等の結果が得られることが確認され、計算負荷の観点からS2Sモデルが有用であることが示されている。

(2) 原子力分野以外の適用性

原子力分野以外では、鋼の連続鋳造時における赤熱したスラブから放射される輻射排熱を活用した熱電発電性能評価に関する解析がFLUENTのS2Sモデルを用いて行われており^[19]、第3.11図に示すように、熱電発電ユニットの出力密度の実験結果と解析結果が良い一致を示すことが報告されている。

第 3.5 表 使用済燃料貯蔵施設内の輻射伝熱解析結果の比較

(出典：片山、赤松、南、使用済燃料貯蔵施設内のふく射伝熱解析（ふく射モデルによる実規模建屋内の温度解析の比較）、日本原子力学会「2010 年秋の大会」、北海道大学、2010 年 9 月、J04.)

ふく射モデル	S-FOKS コード	S2S モデル	DO モデル	(ふく射なし)
キャスク表面最高温度	87.9℃	88.1℃	87.6℃	—
コンクリート最高温度*	62.2℃	63.0℃	63.5℃	—
計算時間／反復数	11.7 時間/443 回	141.8 時間/602 回	103.9 時間/617 回	28.7 時間/1557 回
必要な計算機記憶容量	14.2G B	12.8G B	21.5G B	12.0G B
連続則残差	-0.006%	-0.005%	0.019%	-0.005%

*コンクリート最高温度はいずれの解析でも支柱表面で見られた。

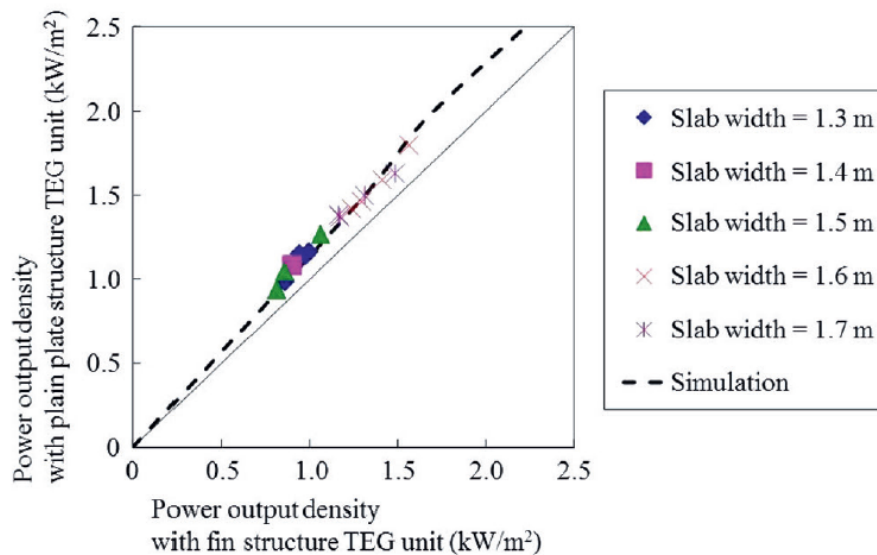


Fig. 17. Relationship between power output of TEG unit of the heat collection plate with fin structure and with plain plate structure. (Online version in color.)

(出典：黒木、堤、村井、梶原、牧野、八馬、鷺見、連続鋳造プロセスの輻射排熱を活用した熱電発電の性能に及ぼす受熱板構造の影響、鉄と鋼、第 104 巻第 10 号、2018 年、78-87. (Fig. 17))

第 3.11 図 熱電発電ユニットの出力密度の実験結果（マーカー）と解析結果（点線）の比較

4. まとめ

以上のように、FLUENTの「常陽」への適用に向けて、格納容器破損防止措置の有効性評価における評価項目及び評価に必要なパラメータに影響を及ぼす重要現象のモデル化について示し、考慮すべき物理モデルに関連する各基本モデルが検証されていることを確認した。また、FLUENTは、航空宇宙、自動車、各種工業プラントなどの様々な分野における使用実績を有しており、ナトリウム冷却高速炉を含む原子炉プラントの熱流動解析への適用実績等から、その妥当性を確認した。

よって、FLUENTは、有効性評価の解析で必要となる構造と流体間の熱伝達等の基本機能を含めた伝熱流動現象への解析機能を有し、適用性を有するものと判断した。

5. 参考文献

- [1] ANSYS, Inc., ANSYS Fluid Dynamics Verification Manual, Release 15.0, (2013).
- [2] T.-H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu, A New $k-\epsilon$ Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows - Model Development and Validation, *Computers Fluids*, 24(3), (1995), pp.227-238.
- [3] 日本機械学会, 伝熱工学資料 (改訂第5版), 日本機械学会, (2009), p.46.
- [4] V. I. Subbotin, A. K. Papovyants, P. L. Kirillov, and N. N. Ivanovskii, A study of heat transfer to molten sodium in tubes, *Soviet Atomic Energy*, 13, (1963), pp.991-994.
- [5] P. L. Kirilov, Generalization of experimental data on heat transfer in molten metals, *Soviet Atomic Energy*, 13, (1963), pp.1103-1106.
- [6] ANSYS, Inc., ANSYS Fluent 理論ガイド, Release 18.1, (2017), pp.155-157.
- [7] 増原, 笠原, FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析, 日本原子力学会 2008 年秋の大会, 2008 年 9 月 4~6 日, 高知工科大学, (2008), E28.
- [8] 増原, 市川, 笠原, FLUENT コードによるコールドレグ内温度成層化試験の解析 (2) 乱流モデルの適用性の検討, 日本原子力学会 2009 年秋の大会, 2009 年 9 月 16~18 日, 東北大学, (2009), C11.
- [9] T. Farkas, and I. Tóth, Fluent analysis of a ROSA cold leg stratification test, *Nuclear Engineering and Design*, 240, (2010), pp.2169-2175.
- [10] X. Zhang, P. Tseng, M. Saeed, and J. Yu, A CFD-based simulation of fluid flow and heat transfer in the Intermediate Heat Exchanger of sodium-cooled fast reactor, *Annals of Nuclear Energy*, 109, (2017), pp.529-537.
- [11] J. Chen, D. Zhang, P. Song, X. Wang, S. Wang, Y. Liang, S. Qiu, Y. Zhang, M. Wang, G.H. Su, CFD investigation on thermal-hydraulic behaviors of a wire-wrapped fuel subassembly for sodium-cooled fast reactor, *Annals of Nuclear Energy*, 113, (2018) pp.256-269.
- [12] B. Farges and N. Goreaud, CFD Simulation of Corium / Materials Interaction for Severe Accidents, International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, FR17, 26-29 June, Yekaterinburg, Russian Federation, (2017), IAEA CN245-530.
- [13] 浜瀬, 今井, 菊地, 堂田, 田中, ナトリウム冷却高速炉の自然循環崩壊熱除去時における炉容器内熱流動解析評価手法整備 (1) ポーラスボディモデルを用いたサブチャンネル CFD 解析の適用性確認, 日本原子力学会 2019 年春の年会, (2019), 3I08.
- [14] 浜瀬, 今井, 堂田, 田中, ナトリウム冷却高速炉の自然循環崩壊熱除去時における炉容器内熱流動解析評価手法整備 (低流量条件での燃料集合体単体に対するサブチャンネル CFD 解析手法の適用), 日本機械学会 2020 年度年次大会, (2020), S08111.
- [15] 田中, 菊地, 浜瀬, 村上, 藤崎, 今井, ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 (燃料集合体間ギャップ部の熱流動解析モデルの予備検討), 日本機械学会茨城講演会, (2020), 304.
- [16] A. Ono, M. Tanaka, Y. Miyake, E. Hamase, and T. Ezure, Preliminary analysis of sodium

experimental apparatus PLANDTL-2 for development of evaluation method for thermal-hydraulics in reactor vessel of sodium fast reactor under decay heat removal system operation condition, Bulletin of the JSME Mechanical Engineering Journal, 7(3), (2020), pp1-11.

- [17] 田中, 小野, 浜瀬, 江連, 三宅, ナトリウム冷却高速炉の崩壊熱除去システム運用時の炉内熱流動解析評価手法整備 ～ナトリウム試験装置 PLANDTL-2 の模擬炉容器内熱流動予備解析～, 日本機械学会茨城講演会, (2018), 307.
- [18] 片山, 赤松, 南, 使用済燃料貯蔵施設内のふく射伝熱解析 (ふく射モデルによる実規模建屋内の温度解析の比較), 日本原子力学会 2010 年秋の大会, 北海道大学, (2010), J04.
- [19] 黒木, 堤, 村井, 梶原, 牧野, 八馬, 鷺見, 連続鋳造プロセスの輻射排熱を活用した熱電発電の性能に及ぼす受熱板構造の影響, 鉄と鋼, 第 104 巻第 10 号, (2018), pp. 78-87.

参考資料 2

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SR I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-2DELK¹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ドであった。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。

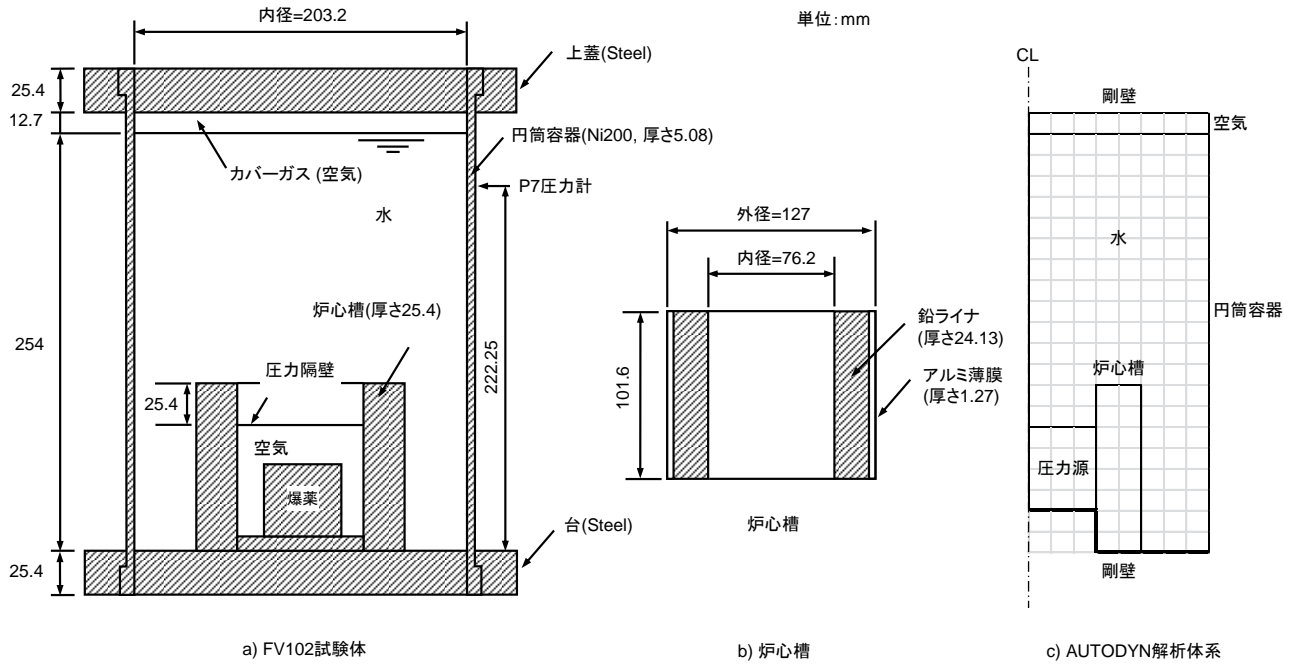
FV102 試験の試験装置の概要を第 4.1 図に示す。試験体は円筒容器、上蓋、台、炉心槽及び圧力源（爆薬）で構成されている。円筒容器は厚さ 5mm の焼き鈍したニッケル 200 製である。炉心槽は厚さ 24.13mm の鉛を用いた円筒であり、その外側は厚さ 1.27mm のアルミ薄膜で覆われている。円筒容器は水で満たされており、その上部 12.7mm の領域は空気が充填されたカバーガス領域である。炉心槽内に設置された圧力源は高性能爆薬の PENT（ペンスリット）であるが、爆発速度を抑えるために低密度となるようマイクロバルーン（マイクロビーズ）を混合して装荷するとともに周囲に空気層を設けて、水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に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。

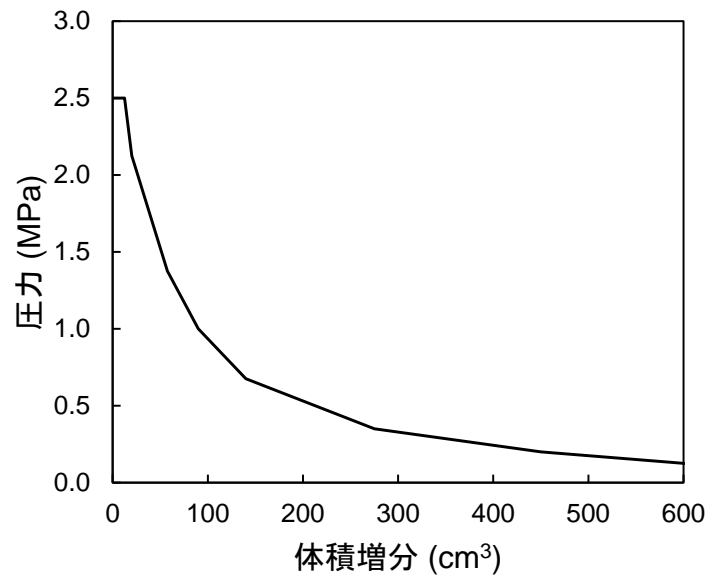
4.3 FV102 試験の解析

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。

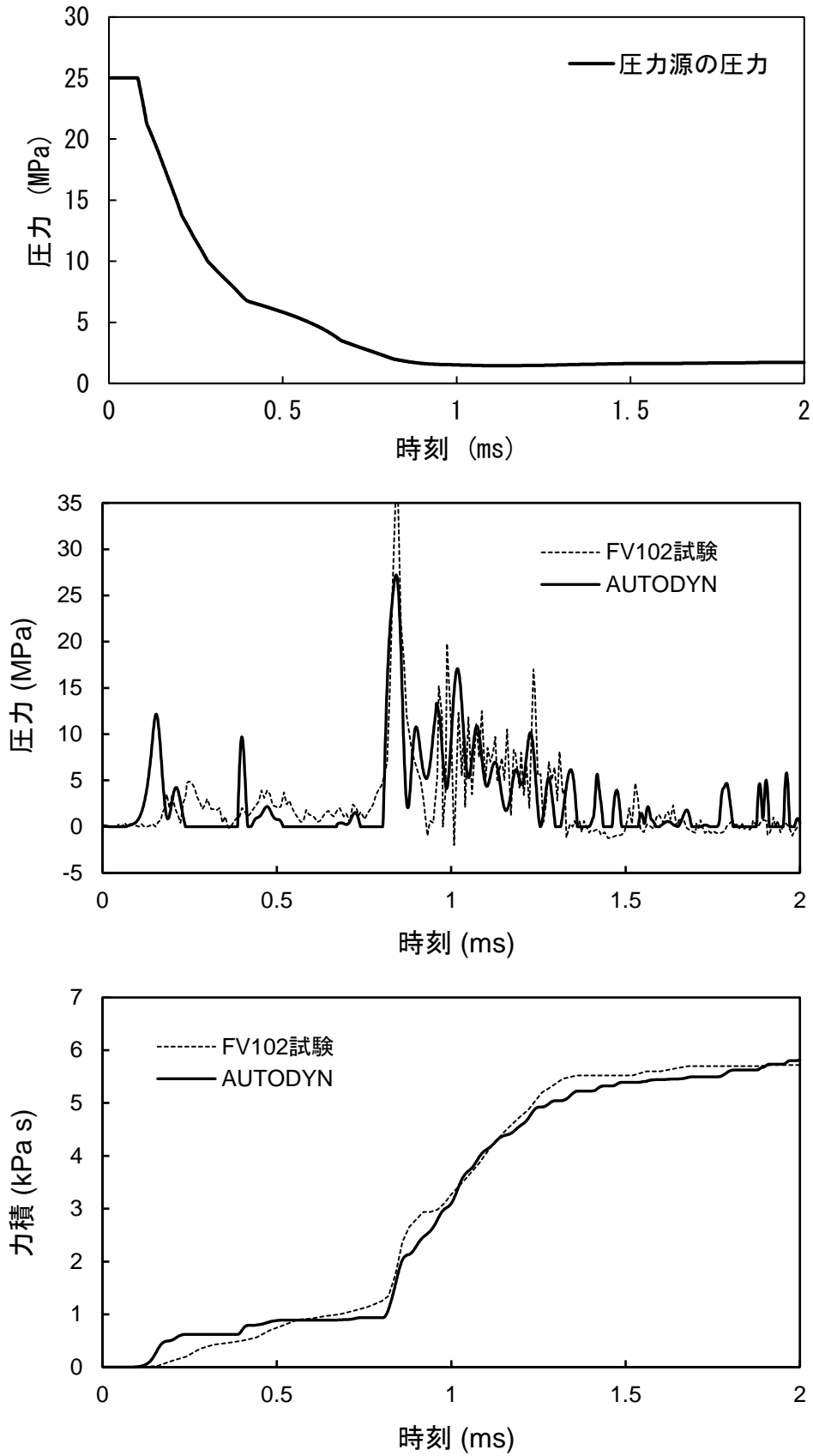
流体-構造連成解析において重要となる物理量は、円筒容器の圧力荷重、力積及び変形量である。第 4.3 図には、圧力源の圧力、P7 圧力計の位置で計測された圧力及び力積を AUTODYN による解析結果と比較して示す。第 4.4 図には、円筒容器の残留変位と AUTODYN による解析結果を比較して示す。これらの図から、円筒容器に作用する力積と残留ひずみが精度よく再現できていることが確認でき、機械的負荷が作用する場合の原子炉容器の構造応答解析に AUTODYN が適用できることが確認できた。



第 4.1 図 FV102 試験の試験体概要とAUTODYNの解析体系

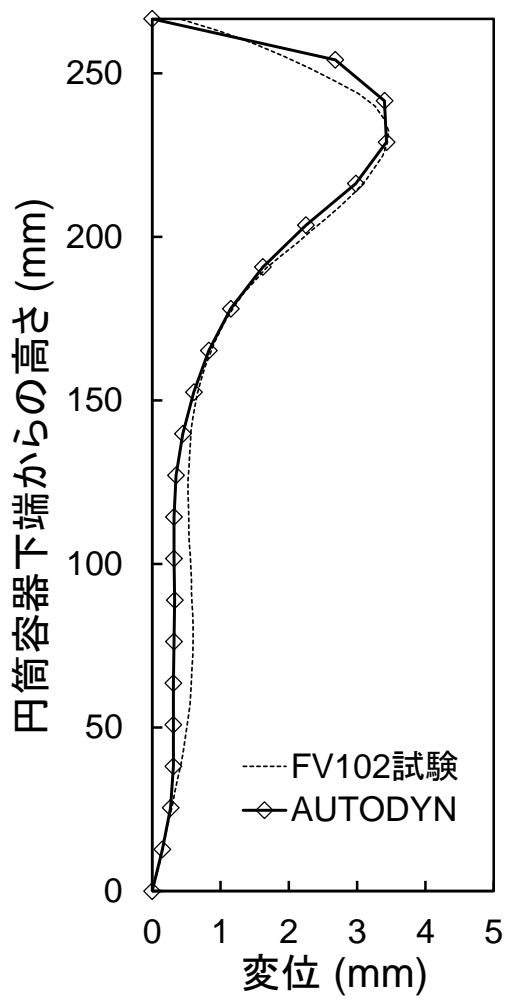


第 4.2 図 FV102 試験の圧力源の P-V 曲線



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 222.25mm の高さ）で計測された圧力及び力積

参考 2-6



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] 齊藤正樹、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 ー耐衝撃縮小モデル試験とその解析ー」、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 2.1 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プ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、ラップ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 の起因過程解析から SIMMER-IV 又は SIMMER-III の遷移過程解析への引継ぎ

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、スチール、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とSIMMER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当たっては、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 解析体系の移行と物理量の調整

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では条件が近い燃料集合体を組み合わせて構成するチャンネルごと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SAS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3.1.1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、全集合体と同じ軸方向領域上端・下端位置を持つようにする（第3.1.1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の集合体チャンネルごとに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3.1.1図（右）に示した炉心又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3.1.2図に示すように、SIM

MER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のチャンネルごとに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燃料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SAS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SASチャンネルを割り当てる必要がある(第3.1.3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燃料集合体数を用いてSAS4Aの物理量の加重平均を行う。

なお、ULOFの起因過程の解析で損傷する燃料集合体は外側炉心の最内周に位置する燃料集合体の中で燃焼サイクルの関係で最も出力が高くなる燃料集合体であるが、SIMMER-IIIの2次元円筒座標の解析体系を用いる不確かさ影響評価ケースでは、この燃料集合体を炉心の中心位置に設定する。これは起因過程で損傷した燃料集合体を出力の高い場所に置くことにより炉心の溶融拡大を早くするとともに、炉心中心部に未損傷の燃料集合体を残した状態では円環状の溶融プールが形成され、スロッシングによる炉心中心に向かう燃料集中挙動が制限を受ける可能性が生じることを避けるためである。この損傷燃料集合体の位置変更によって、炉心に形成される溶融燃料プールのスロッシングによる炉心中心に向かう燃料集中挙動が発生しやすくなる。したがって、このような取扱いは即発臨界超過に伴うエネルギー放出の観点からは保守的な想定である。

3.1.3 SAS4Aの物理量からSIMMERの物理量への変換

3.1.2項においてSIMMERの解析メッシュごとに求められた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、燃料要素やラップ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3.1.4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、S I M M E R の燃料要素中の各ノードに該当する S A S 4 A 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。

S A S 4 A では中心空孔と燃料の空隙率分布を取り扱えるが、S I M M E R 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 S I M M E R の燃料とスチ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 S I M M E R 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

S A S 4 A 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 S I M M E R 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 S A S 4 A の解析結果の加重平均値を使用する。

(5) 速度の引継ぎ

S A S 4 A 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。S A S 4 A ではエネルギー成分ごとに速度を持つが、S I M M E R 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た場合は、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

S A S 4 A では燃料を一成分としているが、S I M M E R では核分裂性燃料と親燃料物質（²³⁸U 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。

(7) 燃料の FP ガスの取扱い

S I M M E R 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、S A S 4 A 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、S A S 4 A 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 S I M M E R - I V 又は S I M M E R - I I I の遷移過程解析から S I M M E R - I V の機械的エネルギー発生解析への引継ぎ

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 3.2.1 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 S I M M E R - I V 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パ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 3.2.2 図及び第 3.2.3 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。遷移過程の解析体系と機械的エネルギー発生の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3.2.4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3.2.1表に示すように、「常陽」の燃料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3.2.1表の関係に従って第3.2.4図(C)に示すとおり、すなわち、元の燃料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燃料集合体分多く、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への引継ぎ

PLUGは、回転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、回転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の解析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3.4.1図と第3.4.2図に不確かさ影響評価ケースにおける引継ぎ結果を例として示す。第3.4.1

図(a)にS I M M E R-IVの機械的エネルギー発生の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 3.4.1 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 3.4.2 図の実線となる。A U T O D Y N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、S I M M E R-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。

3.5 再配置・冷却過程における計算の引継ぎ

3.5.1 再配置・冷却過程全体の解析方針

ULOF の起因過程及び遷移過程を経て事故が核的に収束（反応度が再び正にもどることのない、深い未臨界状態に移行）した後も損傷した炉心燃料の崩壊熱による発熱によって事故は更に進展する。原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置挙動には、炉心部に残留する損傷炉心物質（以下「残留炉心物質」という。）の崩壊熱による溶融と流出挙動に依存して大きな変動幅がある。このため、事象推移に関しては、基本となるシナリオを想定した上で、先行する遷移過程における熱エネルギーの放出状況及び残留炉心物質の溶融と炉心からの流出挙動（損傷炉心物質の量及び形態）の考え得る変動幅から長時間の再配置挙動を検討し、想定される最終的な再配置場所での損傷炉心物質の量及び形態に基づいて冷却挙動の解析を行うこととする。

原子炉容器内での損傷炉心物質の再配置場所としては以下の3か所が対象となる。

- (1) 下部プレナムに形成される粒子状デブリベッド: エネルギー放出が小さい場合に炉心から流出した溶融炉心物質がナトリウムにより固化・微粒化して堆積
- (2) 炉心部の残留炉心物質: エネルギー放出が小さい場合に炉心から流出しないで元の炉心領域（炉心及び周囲）に残留
- (3) 炉心支持台上面及び材料照射ラック底部に形成される粒子状デブリベッド: 大きなエネルギー放出を伴う場合に上部プレナムに放出された損傷炉心物質が固化・微粒化して堆積

原子炉容器内で再配置した炉心物質の冷却性評価は、①再配置場所での炉心物質の熱収支と局所の冷却解析、②原子炉容器内熱流動解析により原子炉容器バウンダリの健全性評価、③プラント動特性解析によるヒートシンクへの熱輸送と長期安定冷却状態の確認の3ステップで構成される。また、③のプラント動特性解析には①及び②の解析に必要な境界条件を与えるという役割もある。これらのステップは、再配置場所の特性に応じて、異なる解析モデルや計算コードで解析を行うため、計算コード間の引継ぎやデータの引渡しが必要となる。

3.5.2 下部プレナムのデブリベッド冷却解析における引継ぎ

第 3.5.1 図に、下部プレナムにおけるデブリベッド冷却の解析の流れを示す。解析ではS u p e r - C O P Dのデブリ熱計算モジュールが単体で使用される。デブリベッド内の冷却材が沸騰することなく安定冷却状態が維持できること、原子炉容器鏡部の温度（デブリベッド最高温度）が過大

にならないことなどが確認された。

ここで、デブリベッドの境界条件となる下部プレナム冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性解析によって求める。プラント動特性解析では原子炉容器内の崩壊熱による発熱が長期にわたって最終ヒートシンク（空気冷却器から大気へ放散）に安定に輸送されることを併せて確認した。

3.5.3 残留炉心物質の冷却解析における引継ぎ

第3.5.2図に、残留炉心物質の冷却解析の流れを示す。炉心部の残留炉心物質の局所の冷却には、熱伝導と伝熱相関式を組み合わせた簡易手法である「炉心物質伝熱計算モデル」が使用される。崩壊熱と鉛直方向及び径方向への熱移行との熱収支計算により残留炉心物質が再溶融することなく崩壊熱の減衰とともに単調に温度低下に導かれることが示された。

残留炉心物質から3方向（上方向、下方向、径方向）への熱流束履歴並びに炉心周辺の反射体及び遮へい集合体のギャップに移行・固化した炉心物質の分布や発熱を境界条件として原子炉容器内熱流動解析（FLUENT）に引き継がれる。FLUENTでは、健全な集合体内の流れ、流路が複雑となる集合体間ギャップの流れ、種々の構造物への熱伝達など、原子炉容器内の熱流動現象を詳細にモデル化している（第3.5.3図に残留炉心物質の冷却挙動解析を行うFLUENTの解析モデルの一例を示す。）。これにより、残留炉心物質の発熱が原子炉容器内の冷却材によって安定に輸送され、原子炉容器に接する冷却材温度が過大にならないことが確認された。

ここで、FLUENT解析においては、整合性の取れた原子炉容器内冷却材の初期条件や境界条件を与えるため、原子炉容器内の発熱源や炉心燃料集合体の閉塞状況（損傷状況）を想定したSuper-COPDによるプラント動特性解析を別途実施して、FLUENT解析に必要な原子炉容器入口冷却材温度、1次冷却系流量等を計算している。具体的には、炉心部の残留炉心物質が形成されるまでの長時間の冷却材熱流動挙動の履歴をFLUENTの解析条件に反映するため、Super-COPDの計算とFLUENTの定常計算を複数ステップに分けて実施するなどの工夫を行った。

3.5.4 炉心支持台上面及び材料照射ラック底部に形成されるデブリベッドの冷却解析における引継ぎ

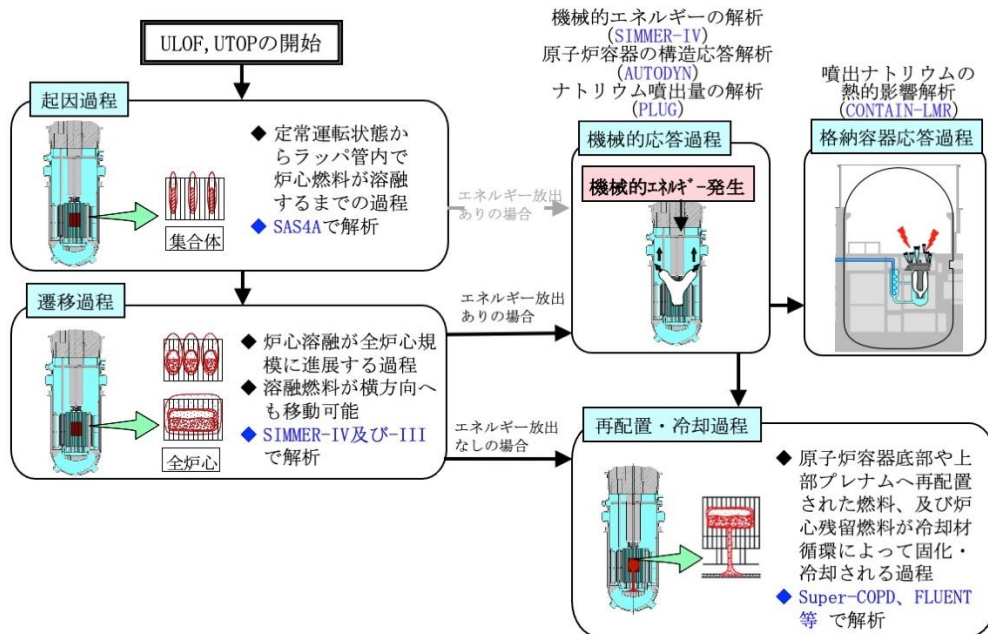
炉心支持台上面に形成されるデブリベッド冷却の解析については、下部プレナムと同様に、Super-COPDのデブリ熱計算モジュールを単体で使用して解析を行い、デブリベッドが安定冷却状態に維持されることを確認した。ここでも、デブリベッドの境界条件となる冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性解析に基づいて保守的に設定している。

材料照射ラック底部に形成されるデブリベッドの冷却解析においては、縦長の円柱形状で堆積し、側面からの冷却が極めて有効となるため、デブリベッドの空隙率は考慮しつつ、残留炉心物質の冷却解析で使用された「炉心物質伝熱計算モデル」で解析した。ここでも、境界条件となる冷却材温度（デブリベッド上方の冷却材温度）は別途実施したSuper-COPDによるプラント動特性

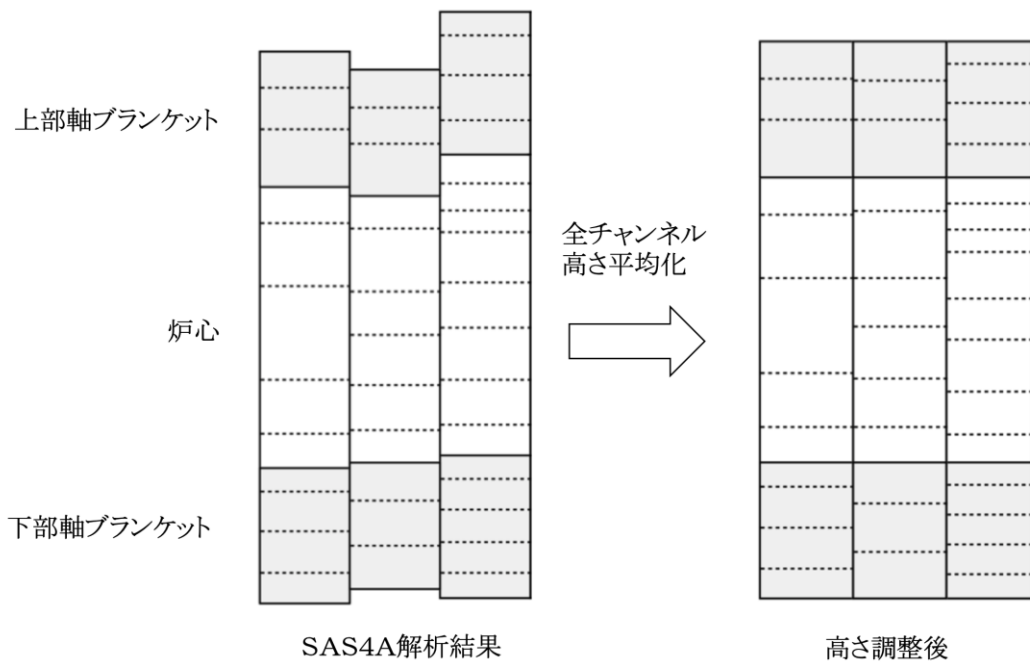
解析に基づいて保守的に設定している。

第 3.2.1 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

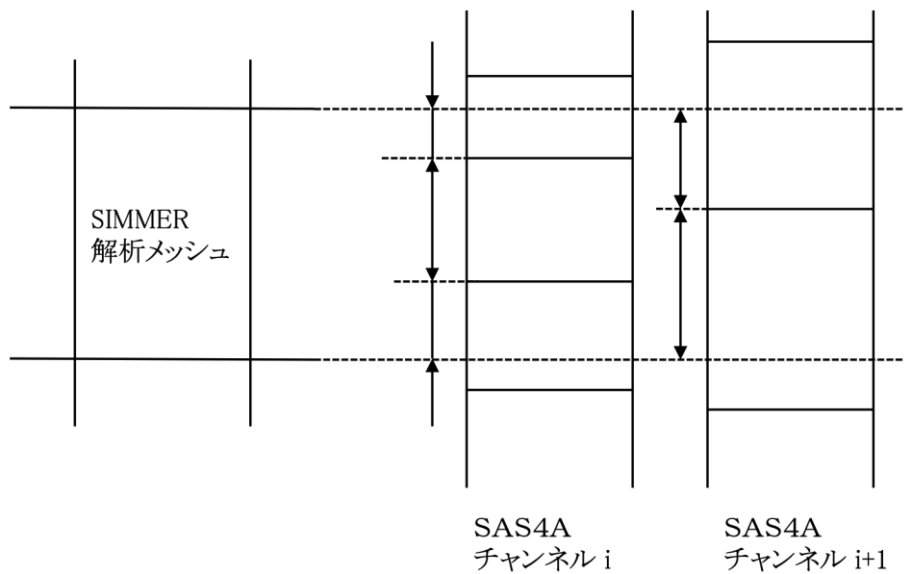
遷移過程の解析 (2次元)における リングNo.	「常陽」集合体アドレス							「常陽」集合体列
1	000							0列
2	3C2	3F2						3列
3	1A1	1D1						1列
4	1B1	1C1	1E1	1F1				
5	2B2	2E2	2C2	2F2				2列
6	2A1	2D1	2B1	2D2				
7	2A2	2C1	2D1	2F1				
8	3D2	3B1	3A2	3E1				3列
9	3E2	3A3	3B3	3C3	3D3	3E3	3F3	
10	3B2	3D1	3A1	3F1	3C1			
11	4A3	4C3	4E3	4B3	4D3	4F2		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	



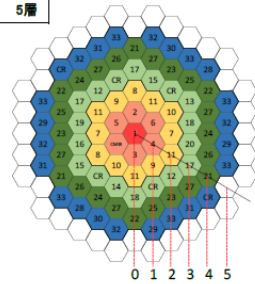
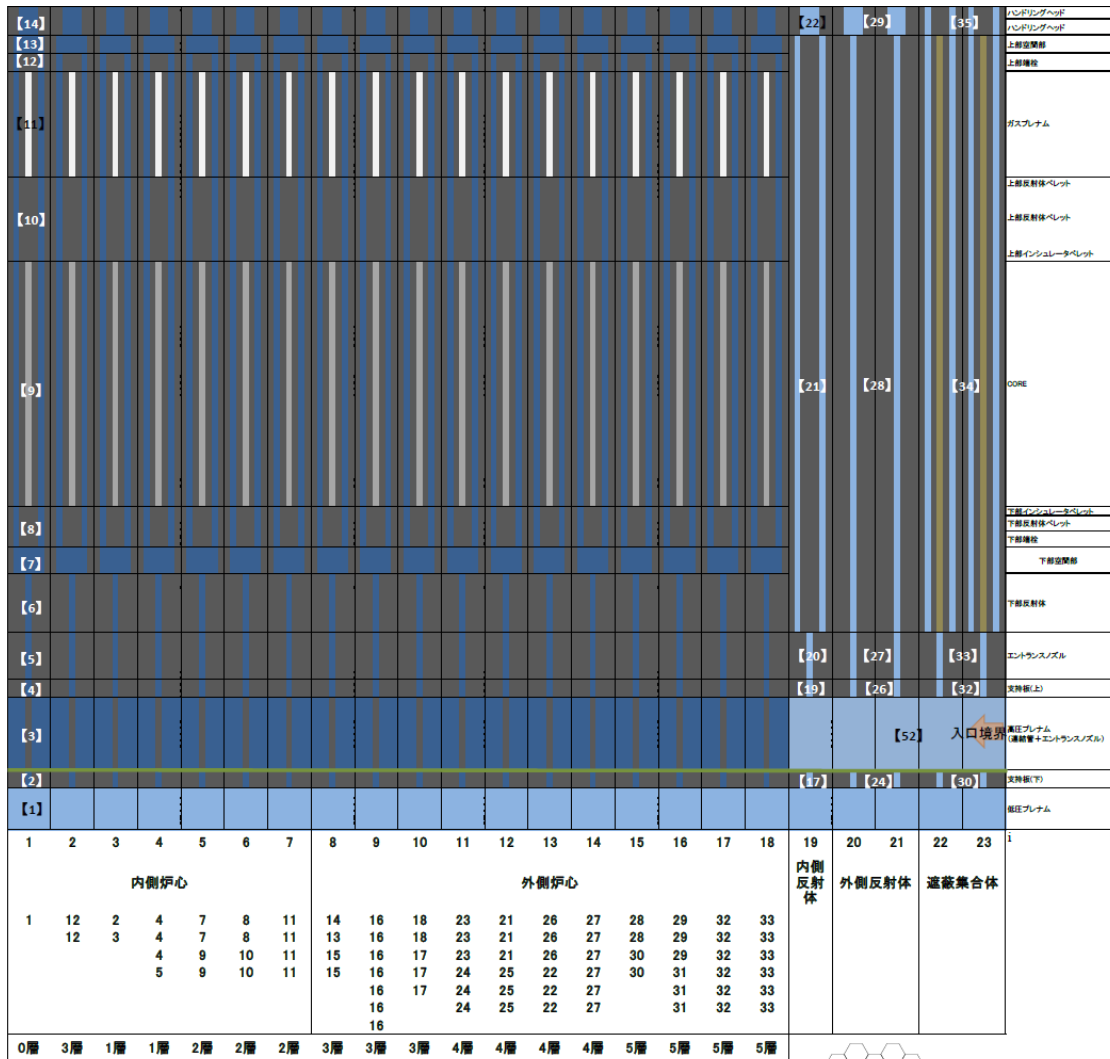
第 2.1 図 ULOF 及び UTOP における事象の進展



第 3.1.1 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 SAS 4 A の軸方向メッシュサイズの調整の概念図

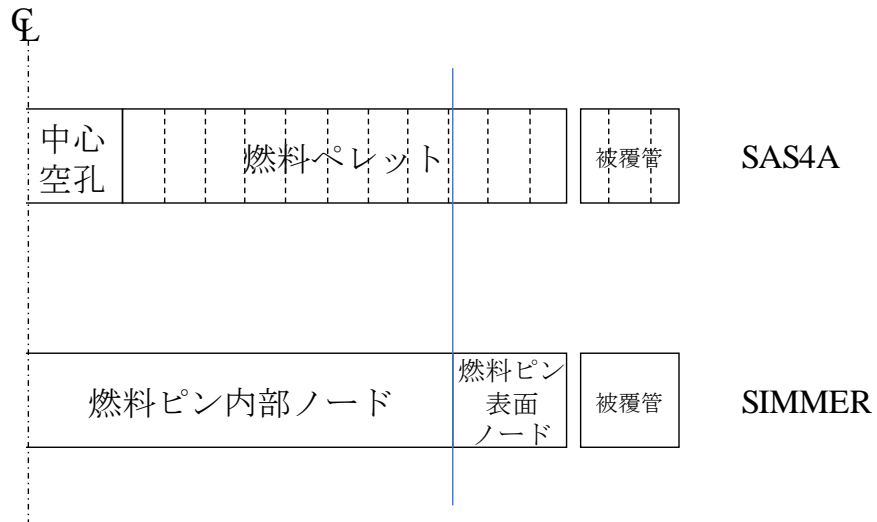


第 3.1.2 図 SAS 4 A 解析メッシュから SIMMER 解析メッシュへの混合平均操作

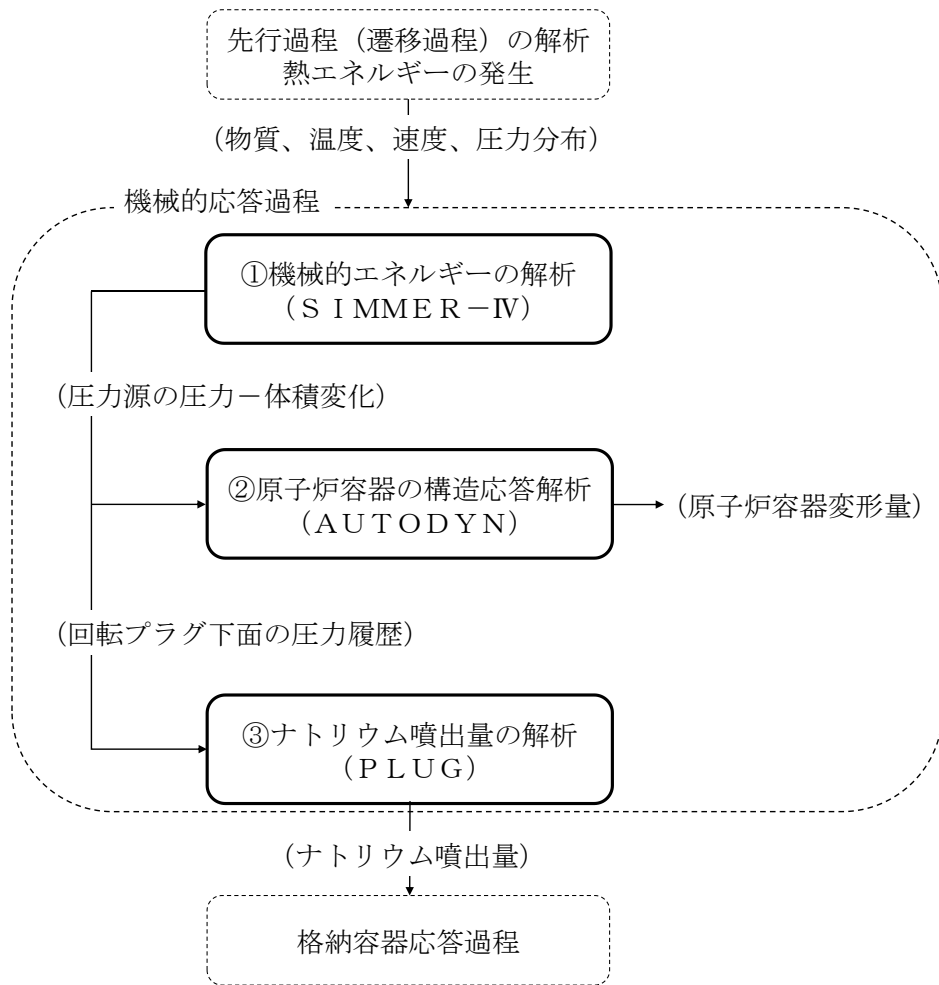


例えば、径方向メッシュ $i=4$ 位置にはチャンネル番号 4 番の集合体を 3 つ、チャンネル番号 5 番の集合体を 1 つ割り当てる。

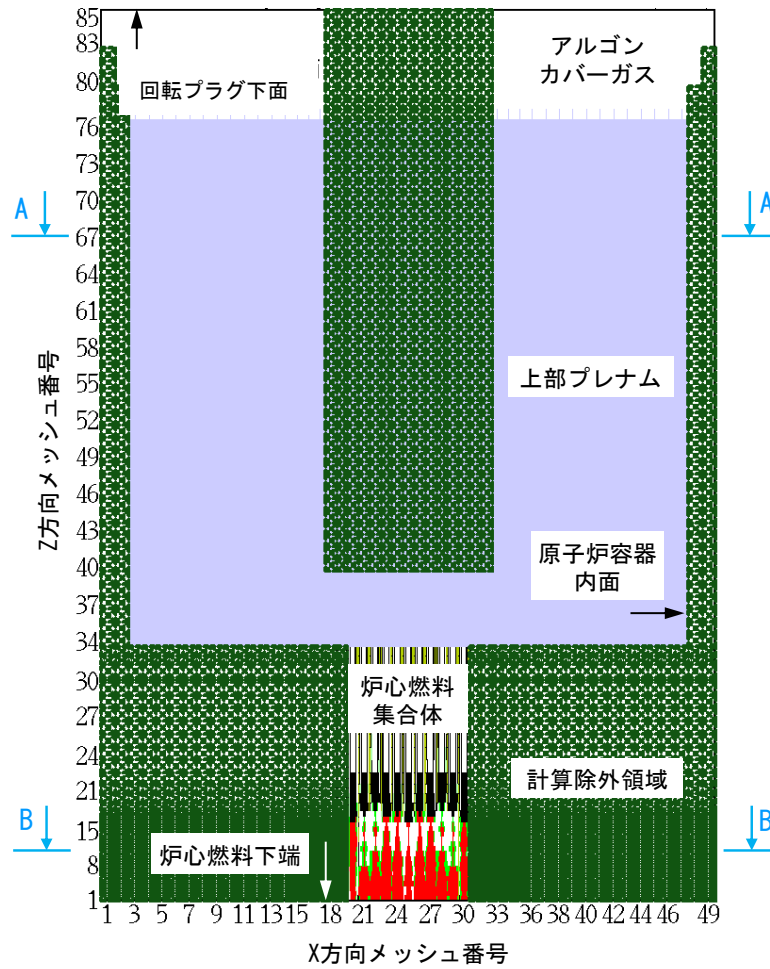
第 3.1.3 図 2次元体系の各径方向位置と S A S 4 A のチャンネル番号の関係



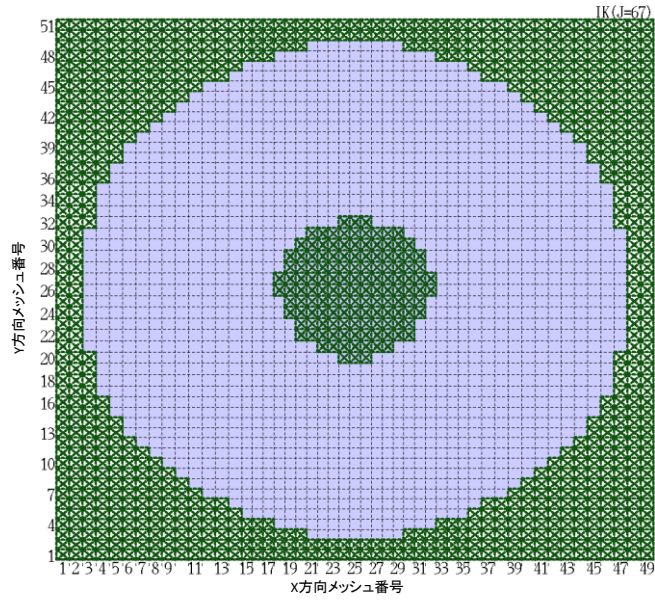
第 3.1.4 図 SAS4A のピンモデル内のノード分割と SIMMER の燃料要素計算におけるノード分割のイメージ



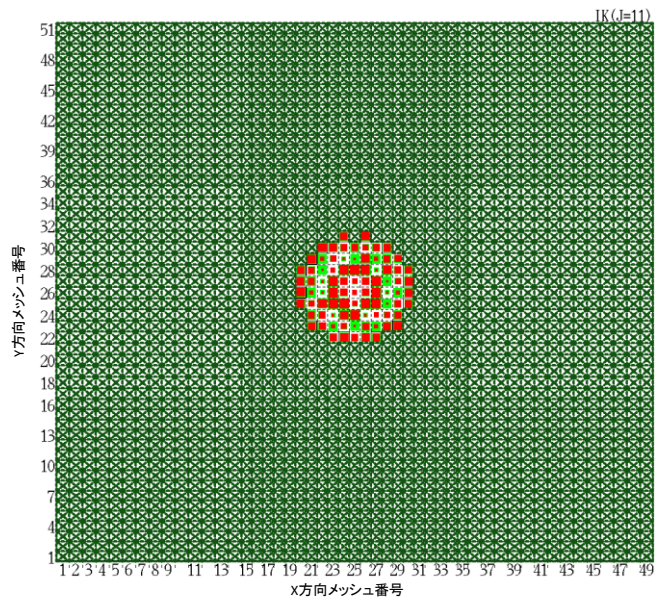
第 3.2.1 図 機械的応答過程の解析の流れ



第 3.2.2 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）

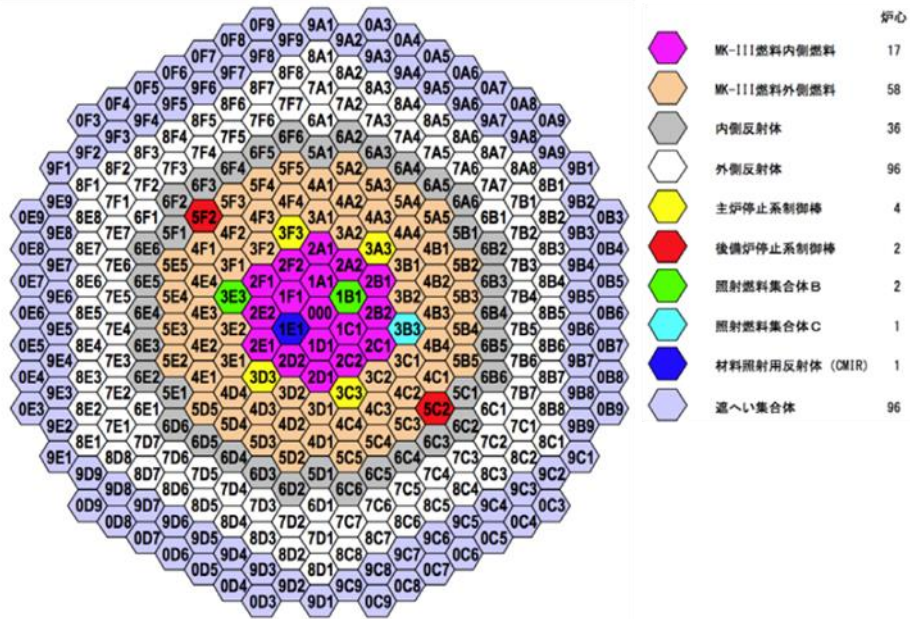


(a) A-A断面 (Z=67)

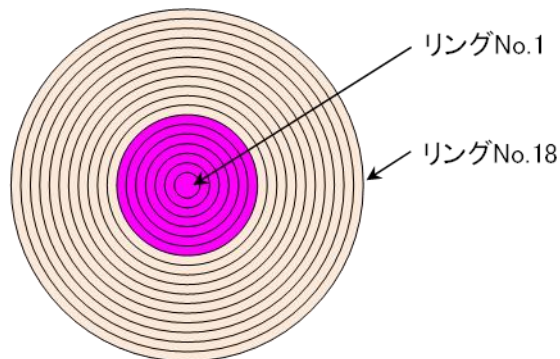


(b) B-B断面 (Z=11)

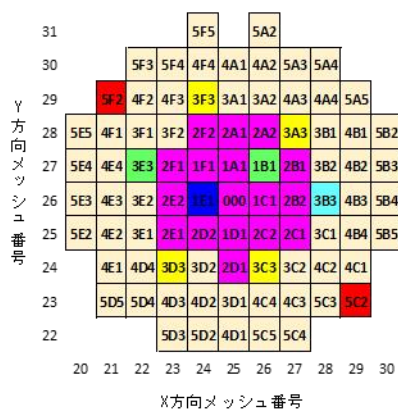
第 3.2.3 図 SIMMER-IVによる機械的エネルギーの解析の解析体系
(第 3.2.2 図の A-A 及び B-B 水平断面)



(A) 「常陽」の燃料集合体配置

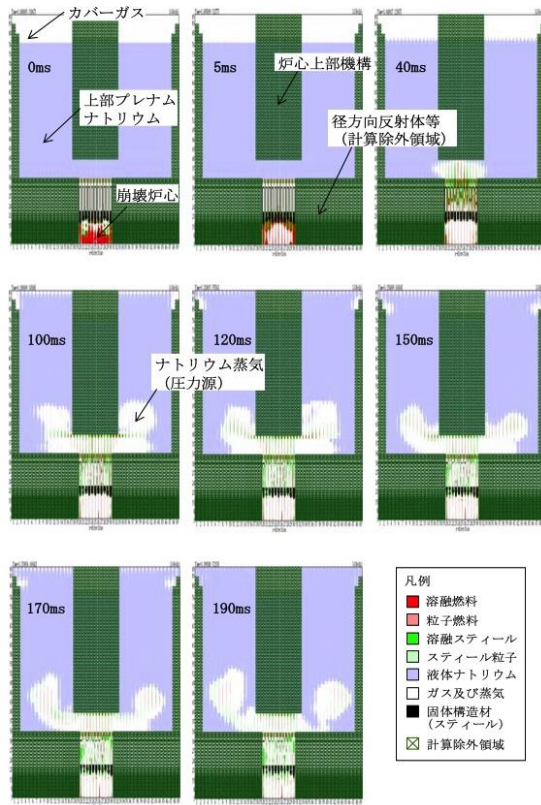


(B) 遷移過程解析(SIMMER-III)の解析体系(炉心部、イメージ)

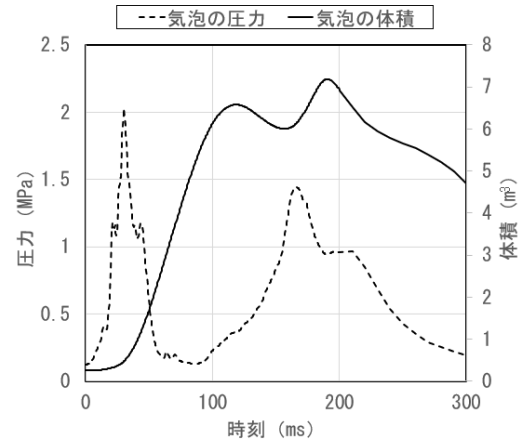


(C) 機械的エネルギーの解析(SIMMER-IV)の解析体系(炉心部)

第 3. 2. 4 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

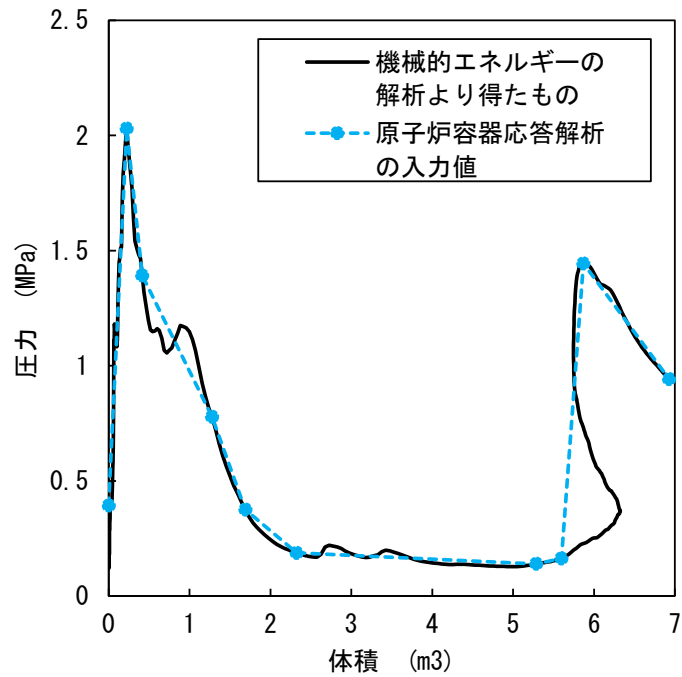


(a) 鉛直断面における物質分布

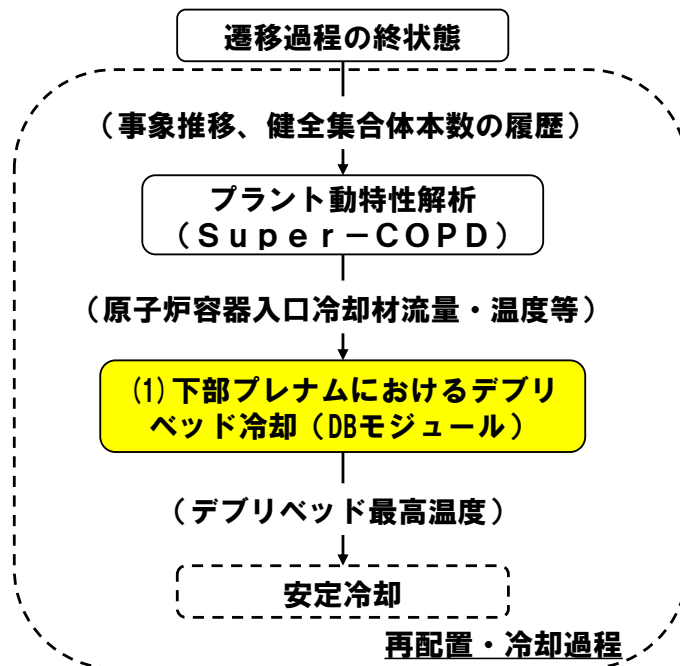


(b) 上部プレナム底部の蒸気泡の
圧力と体積の時間変化

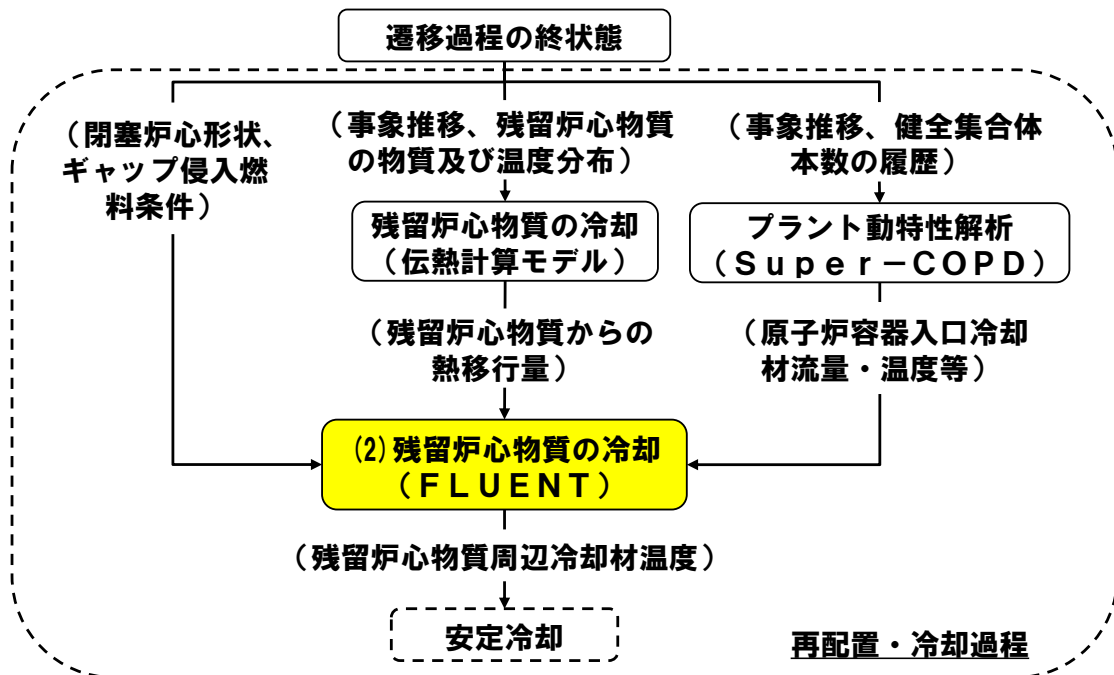
第 3. 4. 1 図 SIMMER-IVによる機械的エネルギー発生解析結果



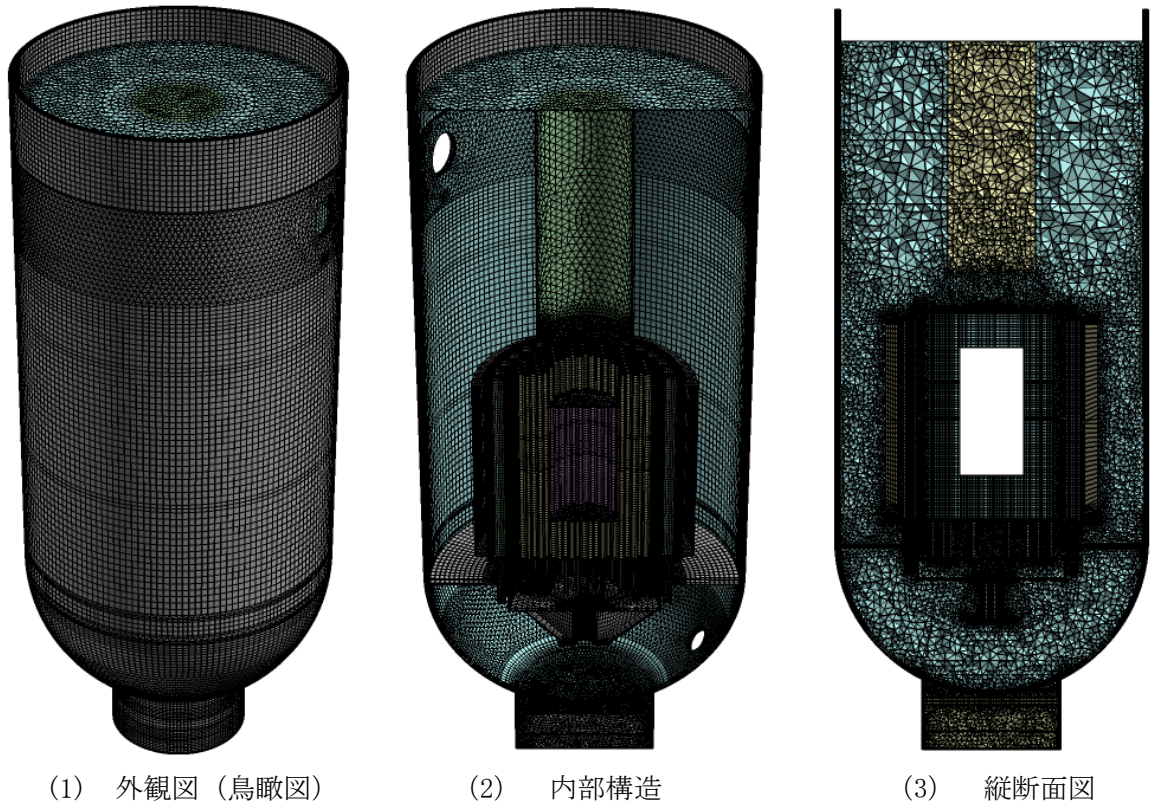
第 3. 4. 2 図 AUTODYNに入力した圧力源のP-V 曲線



第 3.5.1 図 再配置・冷却過程の解析の流れ (下部プレナムにおけるデブリベッド冷却)



第 3.5.2 図 再配置・冷却過程の解析の流れ (残留炉心物質の冷却)



第 3.5.3 図 FLUENT の解析モデル (IVR) の一例

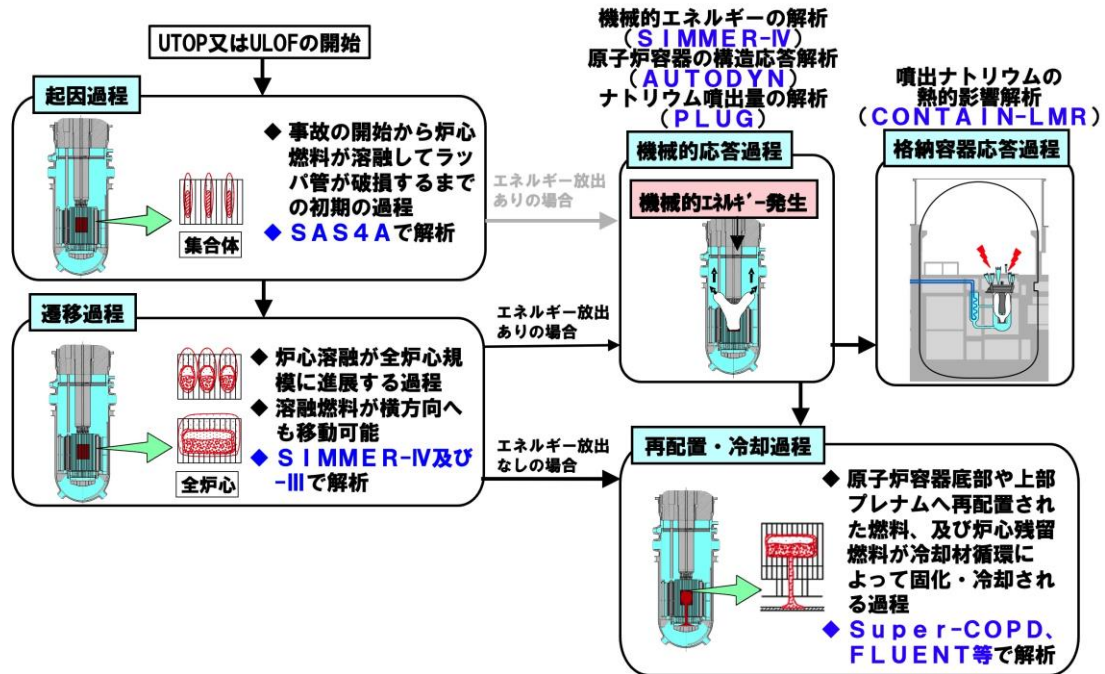
略語表

略語	英語正式名	日本語
EVR	Ex-Vessel Retention	損傷炉心物質の安全容器内での保持・冷却
FCI	Fuel-Coolant Interaction	燃料-冷却材相互作用
FP	Fission Product	核分裂生成物
IVR	In-Vessel Retention	損傷炉心物質の原子炉容器内での保持・冷却
LF	Local (Fuel) Faults	局所的燃料破損
LGT	Lower Guide Tube	制御棒駆動機構(後備炉停止制御棒駆動機構) 下部案内管
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
RVACS	Reactor Vessel Auxiliary Cooling System	コンクリート遮へい体冷却系の窒素ガスによる原子炉容器外面冷却
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

有効性評価に使用する主な計算コード

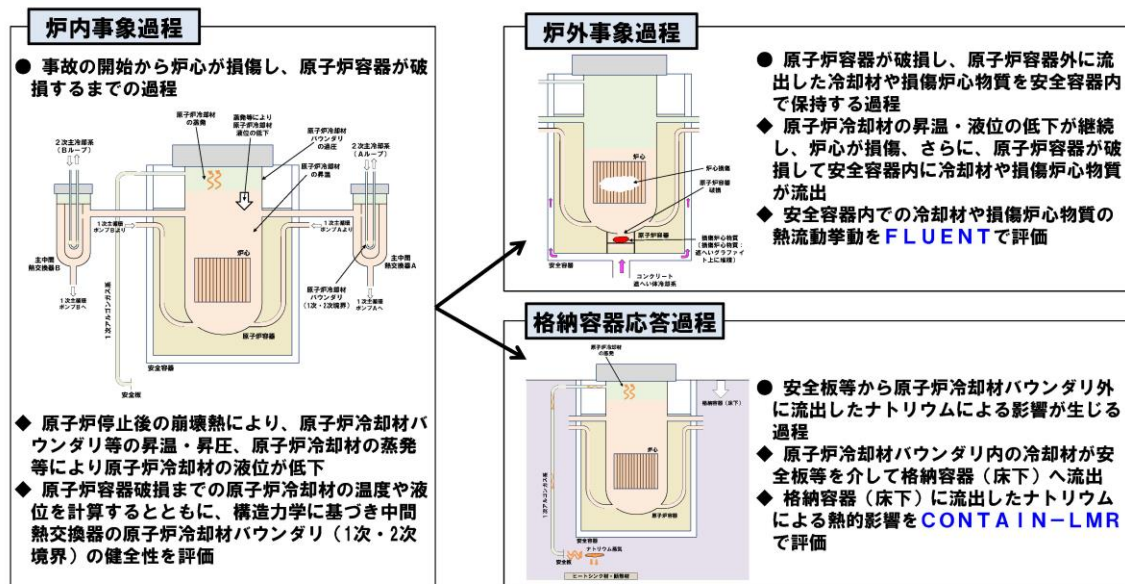
4.2.4.2 有効性評価に使用する主な計算コード（事象推移と解析評価の流れ）（1/2）

- 炉心損傷防止措置の有効性評価における解析評価
 - LFを除く事象グループにおける炉心損傷防止措置の有効性評価：Super-COPDで解析
 - LFにおける炉心損傷防止措置の有効性評価：ASFREで解析
- UTOP及びULOFにおける格納容器破損防止措置の有効性評価における解析評価



4.2.4.2 有効性評価に使用する主な計算コード（事象推移と解析評価の流れ）（2/2）

- ULOHSの格納容器破損防止措置の有効性評価における解析評価
 - ・ Super-COPDで解析
- LORL及びPLOHSにおける格納容器破損防止措置の有効性評価における解析評価



「常陽」MK-Ⅲ性能試験を用いた妥当性確認

Super-COPDにおける妥当性確認 有効性評価への空気冷却器解析モデルの適用性

【「常陽」MK-II自然循環試験」の試験解析における風量の計算方法】

- ・強制通風の場合、送風機回転数を入力条件として設定し、送風機特性から得られる送風機吐出圧、及び熱計算から得られる浮力を駆動力として、空気冷却器内の伝熱管群やダクト等の圧力損失を加味して、運動方程式を解くことで計算している。
- ・自然通風の場合、送風機は停止するため送風機吐出圧はゼロとなり、熱計算から算出される浮力を駆動力とし、空気冷却器内の圧力損失により運動方程式を解いて風量が計算されている。

【有効性評価への適用性】

- ・「常陽」MK-II自然循環試験」の試験解析において、上記の計算方法に従い風量が計算され、空気冷却器の除熱特性が良く再現できている。
- ・「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」の試験解析における空気冷却器では、設計仕様（実機特性）に基づいた送風機特性及び伝熱管等の幾何形状に関わる圧力損失特性を用い、「常陽」MK-II自然循環試験」の解析と同じ解析モデルで風量が計算されている。「もんじゅ」での試験解析の結果、空気冷却器の除熱特性が良く再現できている。
- ・MK-IVでの有効性評価の解析では、「常陽」MK-II自然循環試験」及び「もんじゅ電気出力40%タービントリップ試験」の試験解析と同じ空気冷却器の解析モデルを使用し、設計仕様（実機特性）に基づいた送風機特性及び圧力損失特性を用いて風量の計算を行っている。
- ・なお、MK-IVの空気冷却器（主冷却機）はMK-IIから変更されており、変更箇所の圧力損失特性はMK-IIの解析と同様に設計仕様（実機特性）に基づいて設定している。MK-IVでの有効性評価における自然通風時の解析では、伝熱部と入口ペーンの圧力損失特性が重要となる。MK-IVの伝熱部では、伝熱管の段数の違い（伝熱管形状はMK-IIと同じ）を考慮した圧力損失特性を設定し、入口ペーンでは実機で確認された圧力損失特性を設定することで、MK-IVの空気冷却器の実機特性を模擬している。
- ・以上のことから、Super-COPDの空気冷却器の解析モデルは、有効性評価に適用することが可能であると判断している。

Super-COPDにおける機能検証（空気冷却器） 「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性試験）（1/2）

「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性確認試験）」の解析により、空気冷却器に関わる解析モデルの機能検証を実施した。

■ 試験の概要

- ✓ MK-III改造工事では主送風機を交換したことから、これを起動する原子炉熱出力と操作手順を決定するため、原子炉熱出力をパラメータとして、主送風機起動に関する一連の操作と冷却材温度との関係を確認した。

■ 機能検証の対象モデルと確認方法

- ✓ 有効性評価の解析では、主冷却器出口ナトリウム温度の制御は、自然通風、出入口ダンパ全開、入口ペーン開度制御（0%から9.5%の範囲）となる。入口ペーン開度が同範囲となる試験を対象として機能検証を実施した。
- ✓ 空気冷却器出口ナトリウム温度及び除熱量（空気冷却器出入口ナトリウム温度及びナトリウム流量から算出）を比較し、『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の妥当性を確認した。

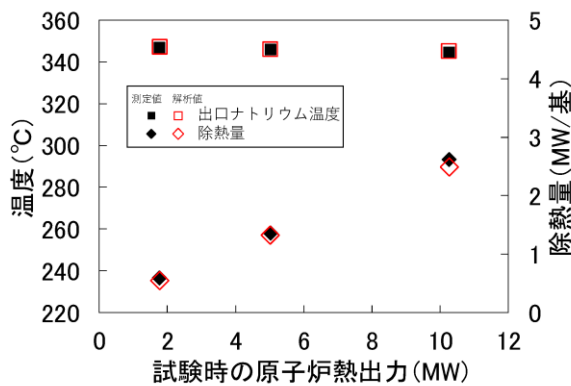
Super-COPDにおける機能検証（空気冷却器） 「常陽」MK-III性能試験（主送風機起動特性試験）（2/2）

■ 解析条件

- ✓ 空気冷却器の解析モデル『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』を単体で使用。
- ✓ 解析ケース及び境界条件を右表に示す。

解析ケース	原子炉熱出力 (MW)	境界条件			
		Na側		空気側	
		入口温度 (°C)	流量 (kg/s)	入口温度 (°C)	入口ペーン開度 (%)
ケース1	2	350	165	26	2.0
ケース2	5	352	164	26	4.4
ケース3	10	357	165	26	9.2

■ 解析結果



- ✓ 空気冷却器出口ナトリウム温度が、試験結果と一致（実機の空気冷却器における除熱量を再現）
- ✓ 『空気冷却器熱計算モデル』及び『空気流動計算モデル』の妥当性を確認

D10 試験の試験条件と「常陽」のデブリベッド条件の比較

D10試験と「常陽」評価の比較

- D10試験の試験条件と「常陽」の炉心物質デブリベッドの条件を比較した結果を示す。デブリベッド厚み、粒子径、発熱密度は、ほぼ同等の条件となっている。空隙率はD10試験が0.38、「常陽」は0.6であるが、検証解析で確認された物理モデルの適用性には大きな影響を及ぼさない程度の違いである。
- 「常陽」のデブリベッドは炉心物質である燃料とスティールが完全に混合していると想定しているが、これは高さ約1.3mの下部プレナム冷却材中を燃料粒子が終端速度0.37m/sで落下した場合に約3.5秒後に原子容器底部に到達し、落下時間が短時間のために燃料粒子とスティール粒子の密度の違いによる物質分布への影響はないと判断した。
- デブリベッドの冷却性は下表の各条件に影響を受けるが、有効性評価では下部プレナムへの炉心物質の移行量（厚み）について、基本ケースであるインベントリの30%に対して、最も移行量の多くなる想定に基づく70%を用いており、他の条件の不確かさは包絡されている。

条件	単位	D10試験	「常陽」評価
厚み	m	0.16	約0.21
空隙率	—	0.38	0.6 (FCI試験の最小値)
粒子径	μm	約400 (質量中央値)	400 (FCI試験の質量中央値の平均)
発熱密度	MW/m ³	1.0 (7:16~7:18) 3.4 (7:18~7:20) 1.2 (7:20~7:25)	3.1 (核反応停止から約1070秒後、ULOF (i) の初期状態) 2.1 (核反応停止から3600秒後)
燃料とスティールの混合状態	—	燃料のみ	燃料とスティールの完全混合
デブリベッド上方冷却材温度	℃	349 (7:16~7:18) 349→360 (7:18~7:20) 360→370 (7:20~7:25)	約510 (事象発生から1200秒後) 約380 (事象発生から2000秒後) 約370 (事象発生から3000秒後)

【デブリベッド粒子径】

FRAG試験^[1] (米国のサンディア国立研究所(SNL)で実施された大規模FCI試験)のうち、20kgの溶融燃料と溶融スティールの混合物(UO₂-ZrO₂(70%)、スティール(30%))を23kgのナトリウム中へ落下させた試験であるFRAG4~6及び13試験で得られた粒径分布の中央値の平均値である。下図にFRAG試験で得られた粒径分布を示す。FRAG4~6及び13試験の粒径分布の中央値を計算すると以下のとおりである。

- FRAG4試験: $210 + (420 - 210) / (63 - 44) \times (50 - 44) = 276.3 \mu\text{m}$
 - FRAG5試験: $420 \mu\text{m}$
 - FRAG6試験: $420 + (600 - 420) / (60 - 47) \times (50 - 47) = 461.5 \mu\text{m}$
 - FRAG13試験: $420 + (600 - 420) / (57 - 47) \times (50 - 47) = 474 \mu\text{m}$
- したがって、FRAG4~6及び13試験の粒径分布の中央値の平均値は407.95μmとなり、デブリベッド粒子径は400μmと設定している。

著作権の関係から
公開できません。

【デブリベッドポロシティ】

下図に示すFARO/TERMOS試験^[2]及びFRAG4試験で得られたポロシティから、デブリベッドポロシティは0.6と設定している。

著作権の関係から
公開できません。

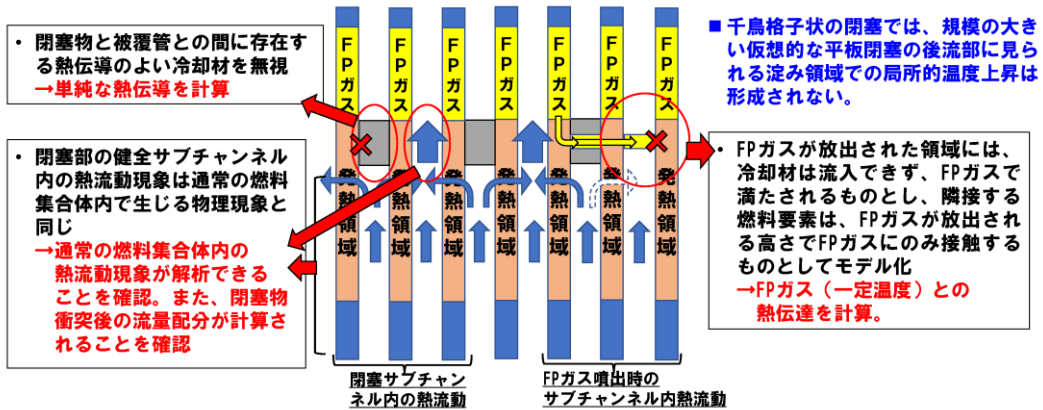
[1] T. Y. Chu, "Fragmentation of Molten Core Material by Sodium." Proc. Int. Top. Mtg. LMFBR Safety and Related Design and Operational Aspects, Lyons, France, July 19-23, 1982, Vol. III, p. 487, European Nuclear Society (1982).
[2] D. Magallon, H. Hohmann and H. Schins, "Pouring of 100kg-scale molten UO₂ into sodium", Nuclear Technology, Vol. 98, No. 1, pp.79-90, 1992.

解析条件の設定と考慮すべき物理現象について

ASFREによるLFの有効性評価への適用性 解析条件の設定と考慮すべき物理現象について

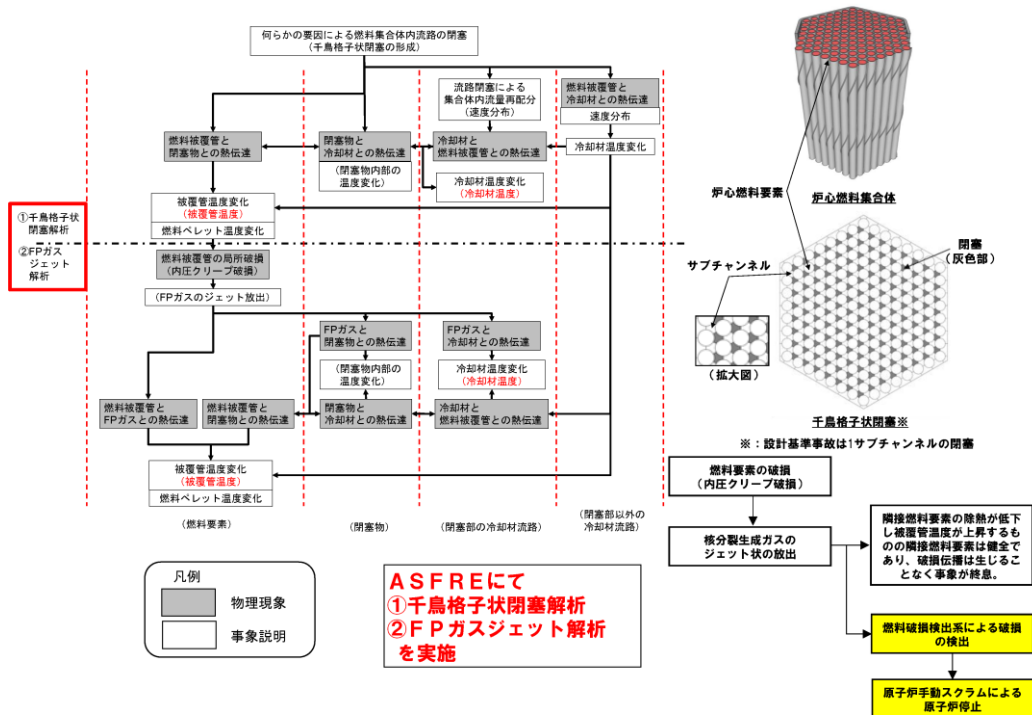
本評価事故シーケンスでは、実験的知見（微小粒子による燃料集合体内の閉塞）に基づいて千鳥格子状の閉塞を想定した（「第13条（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止）に係る説明書 別紙18」参照）。閉塞条件として以下の保守側の設定としている。

- ✓ 閉塞位置：被覆管温度が最も高くなる発熱上端部に閉塞を設定
- ✓ 初期温度：閉塞がない状態で燃料要素内の最高温度が熱的制限値となる保守的な条件を設定
- ✓ 閉塞形態：閉塞内部に熱伝導のよいナトリウムが存在しない中実の閉塞として設定
- ✓ 閉塞物の高さ：スペースワイヤの巻きピッチの1/3に設定
- ✓ FPガス放出：上部ガスプレナム内のFPガスが放出し、燃料被覆管が常に覆われ、FPガスによりナトリウムが通過できないものとして設定



【参考】

炉心損傷防止措置（LF）の事象推移と物理現象



ASFREによるLFの有効性評価への適用性 重要な物理現象と有効性評価への適用性について

重要な物理現象として、「被覆管温度変化」、「冷却材温度変化」、「速度分布」を抽出し、「常陽」及び「もんじゅ」の模擬燃料集合体水流動試験（圧力損失測定試験）及びPLANDTL-37試験（模擬燃料集合体温度分布計測試験）を対象とした試験解析等により妥当性を確認した。以下により、閉塞体系での試験解析を行わずとも、LFの有効性評価に適用可能であると判断した。

(1) 被覆管温度変化

被覆管内の『熱伝導モデル』は個別に検証済み。PLANDTL-37試験解析により『熱伝達モデル』の妥当性を確認した。また、FPガスの噴出に係る解析では、FPガスが噴出する高さでガスジェットの影響を考慮し、噴出箇所と同一の高さで、閉塞物の一部と隣接する健全流路の一部をFPガスに置き換えた解析を実施する。FPガスに置き換えた領域は、常にFPガスが供給されることから噴出するFPガス温度で一定の静止領域（流動を考慮しない）として扱うとともに、冷却材の通過がない状態とした。FPガスと被覆管表面との間の熱伝達を計算し、FPガスが衝突する被覆管表面の温度を計算する。この伝熱計算は、健全状態の燃料集合体の被覆管温度と冷却材との『熱伝達モデル』の取扱いと違いはない。本解析モデルは、「被覆管温度変化」の評価に適用できる。

(2) 冷却材温度変化

PLANDTL-37試験解析により、『熱伝達モデル』及び『乱流モデル』の妥当性を確認した。「常陽」の燃料集合体の仕様とは異なるが、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。したがって、本解析モデルは、「冷却材温度変化」の評価に対して適用できる。

(3) 速度分布

模擬燃料集合体水流動試験解析及びPLANDTL-37試験解析により、『圧力損失モデル』及び『乱流モデル』の妥当性を確認した。「常陽」の燃料集合体の仕様（燃料要素の本数や配列ピッチ等）と異なる試験であっても、集合体内部の冷却材に生じる現象は同様である。また、ASFREで計算する千鳥格子状閉塞では、閉塞物を設定したサブチャンネルでは、流路が完全に塞がれ、冷却材が通過することができない。このため、冷却材は、閉塞領域の健全なサブチャンネル内を通過する。サブチャンネル内の熱流動の計算は、閉塞物を設定しない通常の燃料集合体内部のサブチャンネルと変わらない取扱いとなる。なお、千鳥格子状閉塞を含む燃料集合体での解析において、燃料集合体内を通過する冷却材の質量流量が各断面で保存されることを確認（流量配分が正しく行われていることを確認）した。よって、本解析モデルは「速度分布」の評価に対して適用できる。

ガスジェット衝突時の被覆管表面熱伝達について

局所燃料要素破損時にFPガスジェットが隣接ピンに衝突するとき、ガスジェットが被覆管表面を覆うことで熱伝達が低下する。R. E. Wilsonら(ANL)のFPガス放出模擬実験によって取得された実験データが報告書^[1]にまとめられている。この実験は、ナトリウム試験ループ内に設置された、第1図に示す3本の模擬燃料要素(ヒーターピン)を有するテストセクションにおいて、第2図に示すように模擬燃料要素の間に挿入した細管の先端からArガスを噴出させ、そのガスジェットが衝突した模擬燃料要素表面の温度を測定したものである。試験パラメータとしては、噴出ガス内圧、細管の口径(破損口径に相当)、熱流束、冷却材流速、Arガス温度等の熱伝達特性に寄与する数多くの条件を選定している。第1表に主要な試験パラメータを示す。報告書に記載されている燃料要素内のガスプレナム圧力に対する熱伝達係数の値について、ガスジェット衝突位置($z=0$)での値を抽出して第3図に示す。本評価事故シーケンスの解析では、熱伝達係数の値として、第3図の下限値となる $10,000$ [$W/(m^2 \cdot K)$]を用いることとした。

参考文献

- [1] R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant, ANL-8036 (1973).

第1表 主要な試験パラメータ

項目	値等
噴出ガスの種類	Ar, Xe
細管内径(破損口径) [mm]	0.33, 0.58, 0.84
模擬燃料要素 (ヒーターピン) 熱流束[W/cm ²]	25, 126, 250
冷却材流量 [g/s]	～ 690
冷却材入口温度 [°C]	315
ガスプレナム温度(一定) [°C]	510, 720
テストセクション流路断面積 [cm ²]	1.476
模擬燃料要素外径 [mm]	5.84
ワイヤスペーサ外径 [mm]	1.57
ワイヤスペーサピッチ [mm]	305

著作権の関係から公開できません。

(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant,

ANL-8036(1973). APPENDIX A)

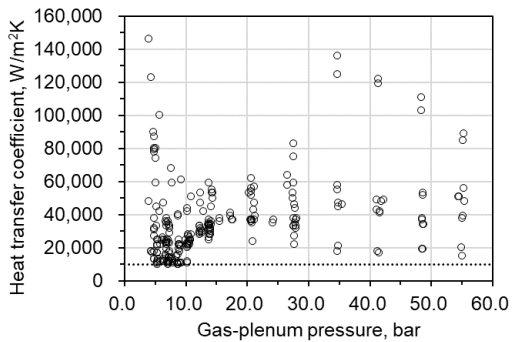
第1図 実験装置 (テストセクション)

著作権の関係から公開できません。

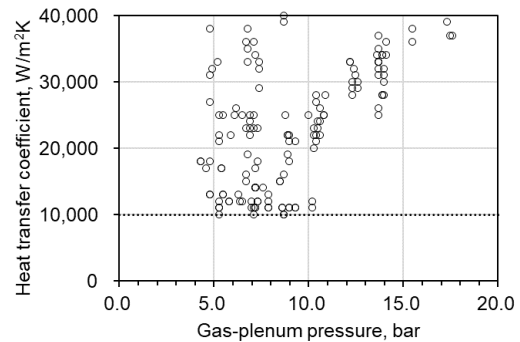
(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant,

ANL-8036(1973). APPENDIX A)

第2図 実験装置 (テストセクションの水平断面)



(a) 0~60 bar



(b) 0~20 bar

(出典：R.E. Wilson, et al., Experimental evaluation of fission-gas release in LMFBR subassemblies using an electrically heated test section with sodium as coolant,

ANL-8036(1973). APPENDIX D)

第3図 ガスプレナム圧力に対するガスジェット衝突面での熱伝達係数
(APPENDIX Dの数値表からグラフを作成)

多速度場モデルによるスロッシング挙動解析の妥当性について

S I M M E R の多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (1/7)

S I M M E R によるULOF及びUTOPの解析において、損傷した燃料とスティールからなる炉心物質の流動は、それぞれの物質成分ごとに異なる速度場を与えている。これは、燃料とスティールが炉心物質内で発生するFPガスやスティール蒸気、局所的なFCIによって常に攪拌される一方で、密度差による重力分離が生じると中性子反射材としてのスティールが燃料と分離すること及び燃料上部に形成されるスティール層による中性子反射効果が反応度に影響を及ぼすと考えられるためである。

炉心物質の流動、特に水平方向の揺動（スロッシング）は、炉心物質の凝集による即発臨界超過挙動を支配する重要現象であり、炉内外試験の検証解析によって、S I M M E R の妥当性の確認を行っている。これらの試験は、水、鉛ビスマス、熔融燃料を用いているが、相対速度を有する多成分の流体を用いた試験ではない。このため、密度差のある多成分の相対流動解析の妥当性を確認し、これらの単成分による流動挙動の妥当性と合わせて燃料とスティールの二つの物質からなる炉心物質の流動にS I M M E R を適用することの妥当性を示す。

検証課題1	DOE/EPRIが実施した2速度場解析コードベンチマーク ^[1] からとったProblem 2.4 “A gravity-driven inter-penetration and separation (one dimensional sedimentation: 1次元沈降問題)”
検証課題2	DOE/EPRIが実施した2速度場解析コードベンチマーク ^[1] からとったProblem 4.1 “A transient behavior of gravity-driven overturning motion of the two liquid components having different densities in a two-dimensional tilted geometry (two-dimensional sedimentation: 2次元沈降問題)”
検証課題3	Snabreによる粒径の異なる粒子が混合した状態からの分離沈降実験 ^[2]

[1] : D. P. Spolding et al., “Problem specification and collated solutions of the two-phase flow numerical- benchmark experience 1986-7”, DOE/EPRI Second Int. Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Troy, New York, 16-20 March, 1987.

[2] : P. Snabre, et al., “Size segregation and particle velocity fluctuations in settling concentrated suspensions”, Rheol. Acta, Vol. 48, pp. 855-870, 2009.

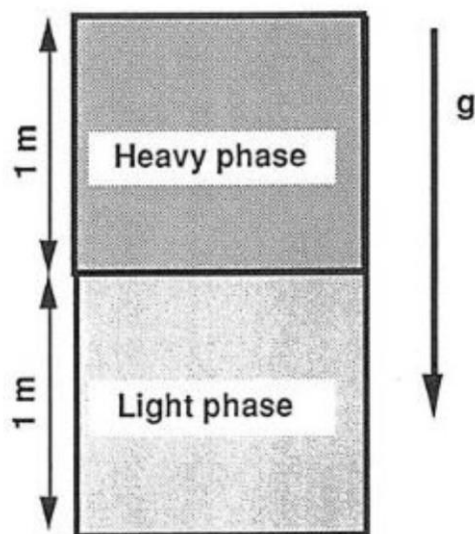
S I M M E R の多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (2/7)

【検証課題1 (1/2)】

(1) 解析の概要

1次元体系として、深さ1mの軽い液体の上に深さ1mの重い液体を設定した初期状態から、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析

- 液体の密度
 $\rho_1 : 1.0$ (Heavy phase)
 $\rho_2 : 0.999$ (Light phase)
- 重力
 $2(\rho_1 - \rho_2) / (\rho_1 + \rho_2) g = 1.0$
 g : 重力加速度
- 相関抵抗係数
 $F = C_f (\alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2) \alpha_1 \alpha_2 (u_2 - u_1)$
 $C_f = 2.0$
 α_1 : 体積率 (Heavy phase)
 α_2 : 体積率 (Light phase)
 u_1 : 速度 (Heavy phase)
 u_2 : 速度 (Light phase)



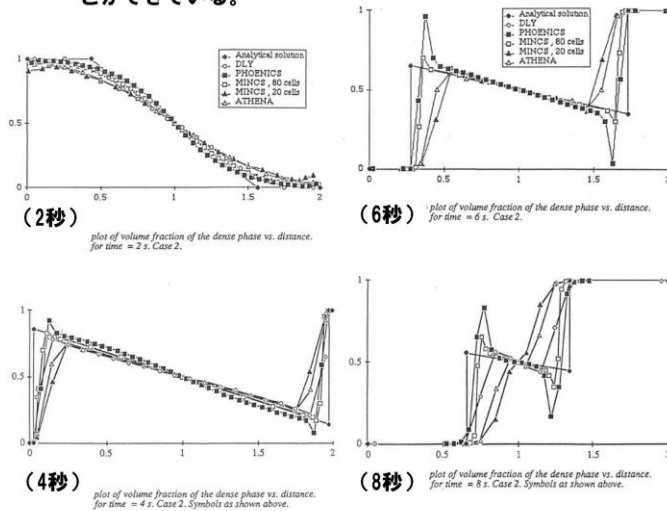
解析体系

SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (3/7)

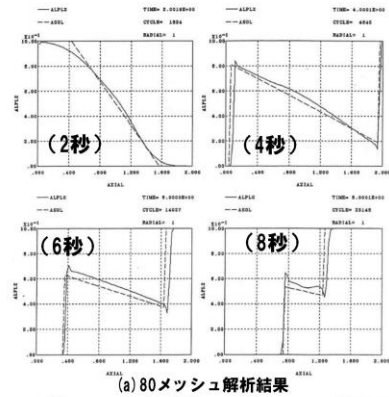
【検証課題1 (2/2)】

(2) 解析結果

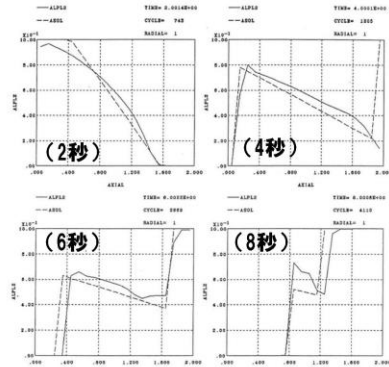
本解析課題には、理論解が存在する。
理論解との比較結果よりSIMMERは比重の異なる2液体の重力による入替わりを適切に解析できている。また、SIMMERは、比較的MINCSコードに近い結果となっているが、少ないメッシュ数(20メッシュ)で解析した場合、MINCSコードでは数値拡散のために理論解における8秒後の体系中央部分の折れ曲がりが見失われているのに対して、SIMMERはこれを捉えていることができる。



他のコードによる解析結果
(2、4、6、8秒時点の軽い液体の体積率の軸方向分布)



(a) 80メッシュ解析結果



(b) 20メッシュ解析結果

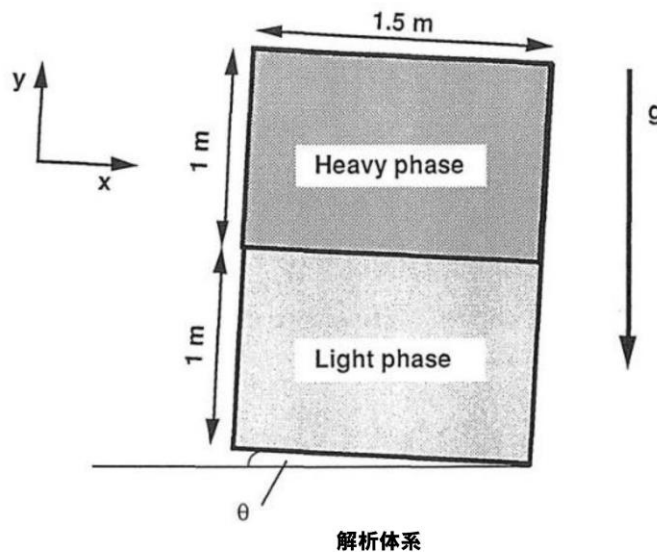
実線: SIMMER
破線: 理論解
SIMMERによる解析結果
(2、4、6、8秒時点の軽い液体の体積率の軸方向分布)

SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (4/7)

【検証課題2 (1/2)】

(1) 解析の概要

1次元体系として、幅1.5m、深さ2mで 10° 傾けられた矩形容器内の下部1mに軽い液体、上部1mに重い液体を設定し、時間経過とともに重い液体が沈降して軽い液体と入れ替わる挙動を解析



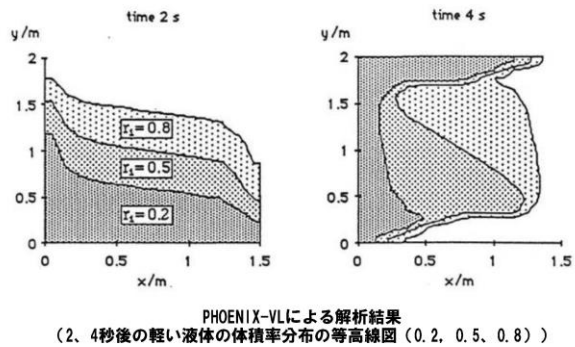
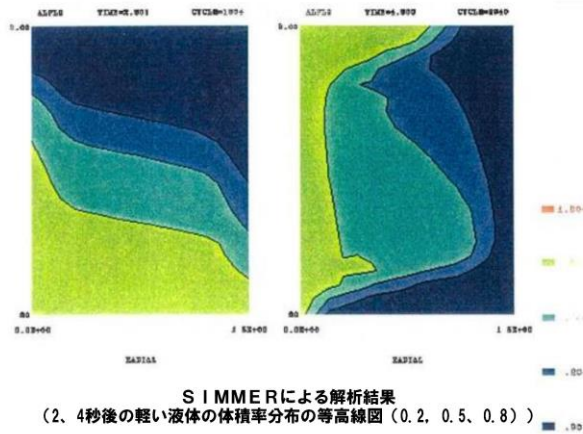
※ 液体の密度、重力及び相関抵抗係数は、検証課題1に同じ

SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (5/7)

【検証課題2 (2/2)】

(2) 解析結果

本解析課題には理論解が存在せず、また傾けた体系を解析する難しさから、他のコードとしてはPHOENICS-VLコードによる解析結果のみが示されている。理論解が存在しないために、SIMMERの妥当性の定量的な評価は困難であるが、PHOENICS-VLコードの解析結果と同様の物質分布の時間変化を解析していることから、SIMMER及びPHOENICS-VLの双方は、定性的には密度の異なる2液体の重力による2次元的な入れ替わり挙動を適切に解析できていると判断した。



SIMMERの多成分多速度場におけるスロッシング挙動への適用性 (6/7)

【検証課題3】

(1) 解析の概要

試験装置は幅4cm、奥行き2cm、高さ12cmの矩形容器でその内部に2種の粒子を均一に分散させた初期状態から粒子が沈降する。解析では、これを52メッシュの1次元体系でモデル化した。

(2) 解析結果

試験開始806秒後の試験結果と解析結果の比較より、SIMMERは、それぞれの粒子の空間分布を適切に再現しており、3速度場の流れの解析機能の妥当性を確認できたと判断した。

解析結果の○：小粒子の体積分率
解析結果の●：大粒子の体積分率
試験結果の「b」：小粒子の分布
試験結果の「b'」：大粒子の分布

著作権の関係から公開できません。

解析結果と試験結果の比較

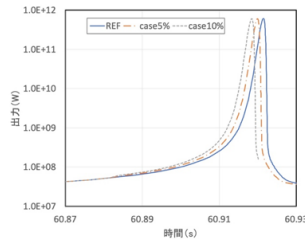
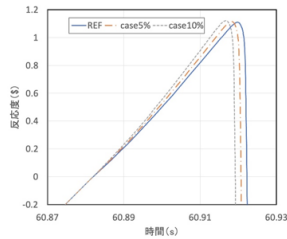
【まとめ】

- 密度の異なる液体が混在して相対的に流動する体系への S I M M E R の適用性を確認した3つの検証解析例を示した。いずれの検証解析においても S I M M E R は理論解、他のコードの比較、試験結果との比較において適切な結果を与えており、S I M M E R は多速度場の液体の流動を適切に解析できることを確認した。これまでに実施した炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動を解析する妥当性の確認に加えて、今回の多速度場の流動機能の妥当性を確認したことにより、S I M M E R は密度の異なる燃料とスチールが混在した炉心物質の揺動挙動を適切に解析できると判断した。
- また、即発臨界超過直前の温度状態では燃料とスチールの密度比は約10:7程度で、燃料のほとんどは固化した燃料粒子あるいは未熔融の燃料ペレットからなり、その粒子径は燃料ペレットの粒径以下の数mm以下程度でスチールと緊密に混合している。このことから、即発臨界超過を駆動するような数秒間の時間における流動では、密度差の違いによる燃料とスチールの相対運動は顕著なものとはならず、むしろ燃料とスチールは一体化して流動し、これまでの炉内外試験の検証解析による炉心物質のスロッシング挙動の妥当性確認の成果をそのまま適用できると判断した。

実効遅発中性子割合の不確かさの即発臨界超過に対する影響

実効遅発中性子割合の不確かさの即発臨界超過に与える影響

- 「常陽」の炉心設計における実効遅発中性子割合の不確かさは核データの不確かさ、炉心構成などの違い、燃焼状態の影響などを考慮して10%と設定している。
- 桜井らの研究^[1]によると、FCAやMASURCAなど的高速臨界実験体系において実効遅発中性子割合の不確かさは3%程度(1 σ)と評価されている。2 σ 相当以上となる10%の不確かさで影響を評価することは妥当と考える。
- ULOF (i) 基本ケースにおいて炉心平均燃料温度を瞬時に約3700℃まで上昇させ、その後の炉心からの燃料流出によって遷移過程を終了させる即発臨界超過を対象として、この不確かさの影響を評価する解析を実施した。
- 反応度が0\$を超えている場合にSIMMERコードが中性子束分布と巨視的断面積分布から時々刻々求める実効遅発中性子割合の不確かさを考慮するファクター(ここでは5%減、10%減の2ケースを実施、即ち反応度を大きく評価するように実効遅発中性子割合を減ずる)を乗じて振幅関数の時間変化を解析する。



ケース	反応度ピーク(\$)	出力ピーク (MW)	発生エネルギー (MJ)
基本ケース	約1.109	約6190	約938
5%減	約1.116	約6060	約928
10%減	約1.122	約6030	約924

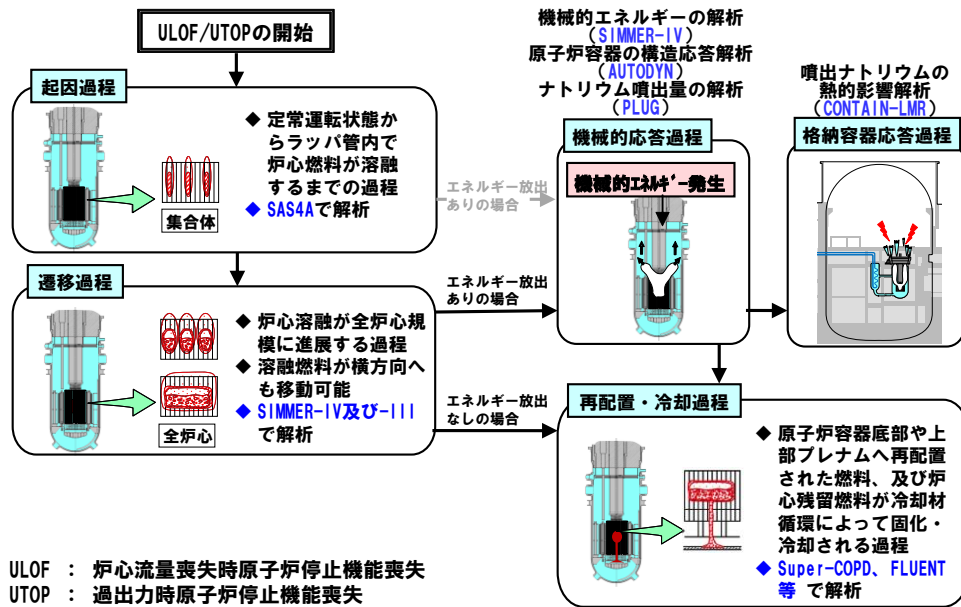
- 反応度と出力の上昇が早まることで、燃料単相圧あるいは蒸気圧に駆動された燃料分散とドブラー反応度による負の反応度フィードバックも早く発生して出力低下を早めることになり、出力逸走による積算出力の増加量、すなわち発生エネルギーはほとんど変わらない(5%減のケースで約1.1%減、10%減のケースで約1.5%減)。
- 「常陽」の即発臨界超過状態の α モード近似(遅発中性子を無視)及び λ モード近似(即発中性子を無視)による中性子束分布を用いた厳密摂動で反応度を求めると α モード近似が1.18\$, λ モード近似が1.09\$となる。一方、SIMMERの改良型準静近似法による反応度計算では1.12\$であり、 α モード近似の反応度は改良型準静近似法に対して約5.3%大きい。今回の遅発中性子割合を5%減じたケースとほぼ同様にその発生エネルギーへの影響は小さく、改良型準静近似法を用いて「常陽」の即発臨界超過挙動を解析することは妥当である。

[1] T. Sakurai, S. Okajima, "Adjustment of Total Delayed Neutron Yields of ²³⁵U, ²³⁸U and ²³⁹Pu in JENDL-3.2 Using Benchmark Experiments on Effective Delayed Neutron Fraction β_{eff} ", JNST Vol.39, No.1(2002)

SIMMER コードの妥当性確認と有効性評価への適用に際しての保守性の確保

ULOF/UTOPの事象推移と解析評価の流れ

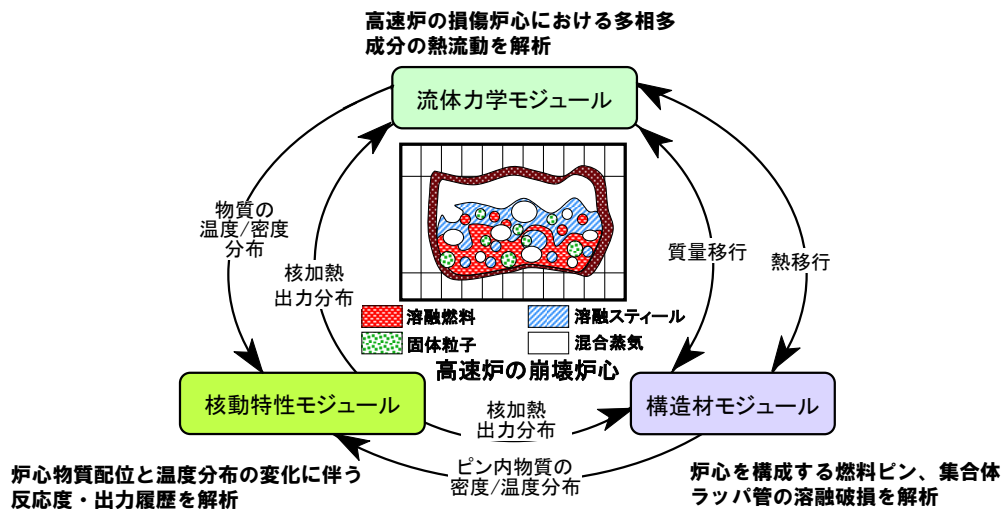
0



SIMMER-IV及びSIMMER-IIIコードの概要

1

- SIMMER: Sn, Implicit, Multi-phase, Multi-component, Eulerian, Recriticality
- SIMMER-II : 米国ロスアラモス国立研→日本には1980年に導入
- SIMMER-IV及びSIMMER-III : 新たに原子力機構で開発、国際協力で検証・改良



SIMMER-IV及びSIMMER-IIIに必要な機能

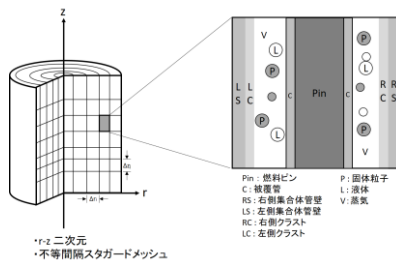
2

モジュール	主要な機能	モデル
共通	<ul style="list-style-type: none"> 全ての炉心物質、固液気相の区別 SAS4Aからの接続 	<ul style="list-style-type: none"> 多成分の固体、液体、蒸気相の取り扱い 専用の接続ツール
流体力学	<ul style="list-style-type: none"> 多次元、物質間相対運動 物質間伝熱、相互作用、沸騰、相変化 多相流の流動状況の表現 固体～臨界温度までの熱物性、飽和蒸気圧 	<ul style="list-style-type: none"> 多成分の質量・運動量・エネルギー保存式、構成方程式 熱及び物質移動（伝熱、熔融固化、蒸発凝縮） 流動様式、境界面積モデル 熱物性、EOSモデル
構造材	<ul style="list-style-type: none"> 燃料ピン、ラッパ管の健全状態の取扱い 燃料ピン、ラッパ管の熔融、破損挙動 	<ul style="list-style-type: none"> 構造材-流体間の熱移行 構造材破損モデル、熔融固化
核動特性	<ul style="list-style-type: none"> 大規模燃料移動に伴う中性子束・反応度変化 物質の密度・温度の動的変化を反映 	<ul style="list-style-type: none"> 多群輸送理論による空間依存動特性 多群核断面積の更新

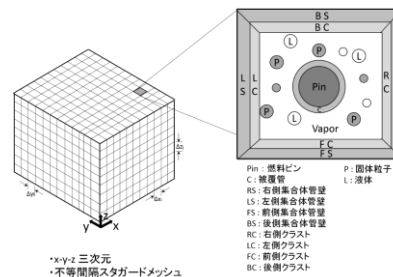
SIMMERコードの解析体系

3

- SIMMERコードは円筒座標系と直交座標系を使用することが出来る。通常、SIMMER-IIIコードは2次元円筒座標系、SIMMER-IVコードは3次元直交座標系を用いる。
- 物理モデル（基礎式、状態方程式、構成方程式、等）と数値アルゴリズムはSIMMER-IIIとSIMMER-IVで共通である。



SIMMER-III 解析体系

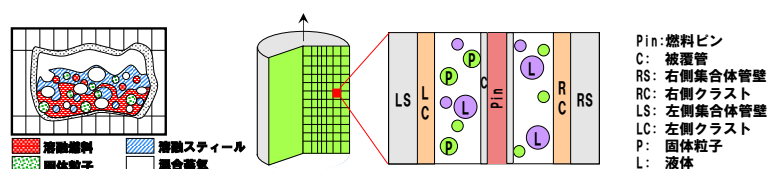


SIMMER-IV 解析体系

SIMMERコードの流体力学モジュール

4

- SIMMERコードで取り扱う炉心物質は燃料、スチール、ナトリウム、制御材及び気体であり、物理的状态（固体、液体、気体）と存在場所（構造材中、流体中）等を区別する。また、炉心物質の相対運動を取り扱う。



- 多相多成分の流動様式、熱及び質量移行（溶融／固化、蒸発／凝縮）、運動量交換を実験相関式に基づいてモデル化した。
- 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実験データを元にフィッティングした多項式を用いている。非理想気体則によって高温領域での精度を確保した。液体の圧縮性も考慮している。

SIMMERコードの検証及び妥当性確認

6

- SIMMERコードの検証及び妥当性確認を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（1990-1994）：Verification中心
 - ・ コードが設計された仕様どおりにプログラミングされ動作することを確認することを目的として理論解、基礎的なベンチマーク問題、小規模模擬実験の解析を行った。
 - ・ 個別モデルを分離した形で検証解析を行うことにより、個々のモデルのコーディングのデバッグとチェック、妥当性の評価を実施した。
 - 第2期検証プログラム（1995-2000）、EAGLE試験の解析（2000-）：Validation
 - ・ 安全評価上重要な現象を対象として、炉内及び炉外の安全性実験の解析を通じて、SIMMERコードの適用性と妥当性確認を行った。

第1期検証プログラム課題一覧 (1/2)

7

■ 第1期検証プログラム

「×」：課題に関する個別モデル

No	課題	担当組織	Conv.	FR/IA	MXF	H&M	STR
Category 1: 流体対流アルゴリズム							
1.1	理想気体の衝撃波管	PNC	×				
1.2	二相衝撃波管	FZK	×	×	×		
1.3	U字管内の流体振動	IPSN	×				
1.4	1次元流体沈降	PNC	×				
1.5	2次元流体沈降	PNC	×				
1.6	1次元ナトリウム沸騰	PNC	×	×	×	×	
1.7	粒子を含む液体プールのスロッシング	FZK	×	×	×		
1.8	水撃（ウォーターハンマー）	PNC	×				
1.9	液体スラッグの衝突	FZK	×	×	×		
1.10	サブクール水による水蒸気の排出	PNC	×				
1.11	1次元気泡柱の安定性	PNC	×	×	×		
Category 2: 境界面積と運動量交換モデル							
2.1	0次元プール流	PNC		×	×		
2.2	1次元等温気泡柱	CEA-G	×	×	×		
2.3	2次元等温気泡柱	CEA-G	×	×	×		
2.4	発達した流れの圧力損失	CEA-G	×	×	×		
2.5	管内流における運動量交換	PNC	×	×	×		
2.6	発達した環状流	PNC	×	×	×		
Category 3: 熱伝達							
3.1	管壁への熱伝達	PNC					×
3.2	構造材軸方向熱移行	PNC					×
3.3	ナトリウムの膜沸騰	PNC				×	

Conv.: 流体対流アルゴリズム
 FR/IA: 流動模式と境界面積モデル
 MXF: 運動量交換関数モデル
 H&M: 熱物質移行モデル
 STR: 構造材モデル

PNC: 動力炉・核燃料開発事業団（現：日本原子力研究開発機構）
 FZK: 独逸カールスルーエ研究センター（現：KIT）
 IPSN: 仏国放射線防護・原子力安全研究所（現：IRSN）
 CEA-G: 仏国原子力庁グループ研究所

第1期検証プログラム課題一覧 (2/2)

8

■ 第1期検証プログラム

「×」：課題に関する個別モデル

No	課題	担当組織	Conv.	FR/IA	MXF	H&M	STR
Category 4: 溶融と固化							
4.1	燃料固化：GEYSER実験	CEA-G	×	×	×	×	×
4.2	燃料固化：SMPH実験	CEA-G	×	×	×	×	×
4.3	高温融体の管内固化：THEFIS実験	FZK	×	×	×	×	×
Category 5: 蒸発と凝縮							
5.1	水蒸気の液滴への凝縮	PNC				×	
5.2	液滴蒸発時のエネルギー保存	PNC				×	
5.3	蒸気泡の凝縮	PNC				×	
5.4	燃料の急激な蒸発	FZK	×	×	×	×	
5.5	管内の沸騰	PNC	×	×	×	×	
5.6	構造材への蒸気凝縮	CEA-G	×	×	×	×	×
5.7	壁への熱伝達を含む沸騰プール	CEA-G	×	×	×	×	×
5.8	二相フローダウン：Bartakパイプ	CEA-G	×	×	×	×	×
5.9	二相フローダウン：Edwardsパイプ (1)	CEA-G	×	×	×	×	×
5.10	二相フローダウン：Edwardsパイプ (2)	PNC	×	×	×	×	×
5.11	ナトリウム中への融体の噴出：THINA実験	CEA-G	×	×	×	×	

Conv.: 流体対流アルゴリズム
 FR/IA: 流動模式と境界面積モデル
 MXF: 運動量交換関数モデル
 H&M: 熱物質移行モデル
 STR: 構造材モデル

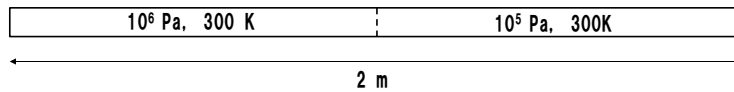
PNC: 動力炉・核燃料開発事業団（現：国立研究開発法人日本原子力研究開発機構）
 FZK: 独逸カールスルーエ研究センター（現：KIT）
 IPSN: 仏国原子力安全防護研究所（現：IRSN）
 CEA-G: 仏国原子力庁

第1期検証プログラム検証例

9

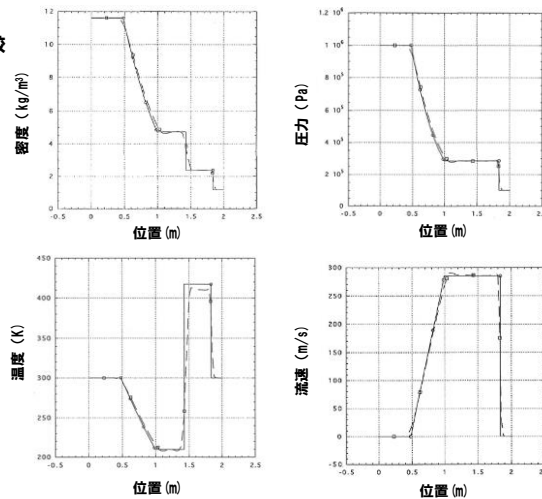
■ 1.1 理想気体の衝撃波管

長さ2mの管を中央で圧力差のある等温の気体を設定して仕切り、時刻0で仕切りを解放する。



1.5ms後の密度、圧力、温度、流速を理論解と比較

実線：理論解
点線：解析結果



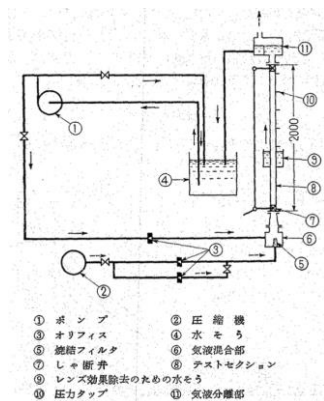
第1期検証プログラム検証例

10

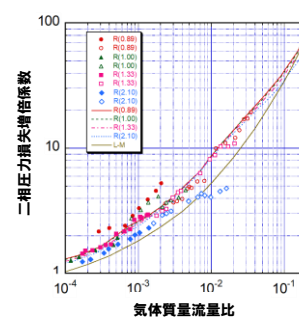
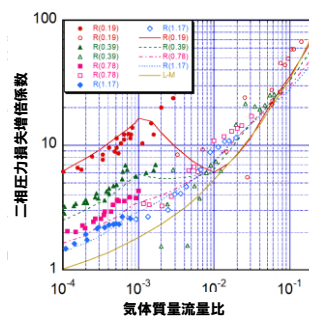
■ 2.5 管内流における運動量交換

Inoueら（機論Vol. 32）による管内流実験の解析。

長さ2m、直径約3cmの流路に下部から水と空気を流入させ、圧力損失を計測した。



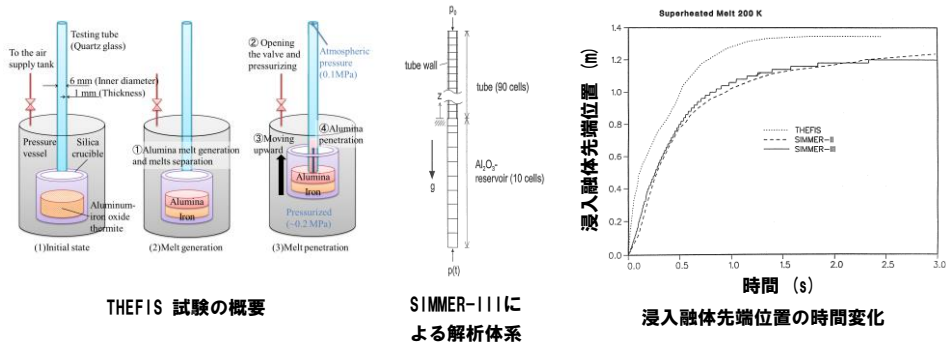
- ① ポンプ
- ② オリフィス
- ③ 遮断フィルタ
- ④ シャ断弁
- ⑤ レンズ効果除去のための水そう
- ⑥ 圧力タップ
- ⑦ 圧縮機
- ⑧ 水そう
- ⑨ 気液混合部
- ⑩ テストセクション
- ⑪ 気液分離部



プロット：実験結果（黒抜きは気泡流、白抜きはスラグ流・環状流）
実線、点線：解析結果、L-M：Lockhart-Multinelli式（半経験式）
パラメータは液相流量（liter/s）

■ 4.3 高温融体の管内固化：THEFIS実験

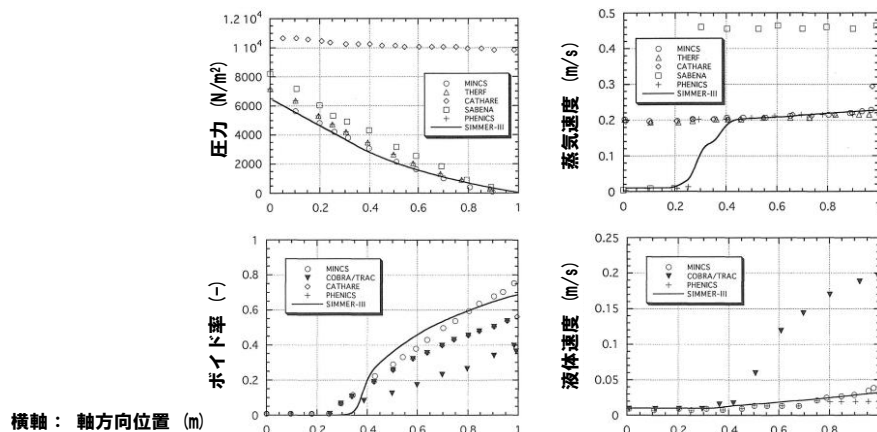
圧力ベッセル内に上下可動式の坩堝を設置し、坩堝内で生成した溶融アルミナ (2,300K) を圧力ベッセル内の昇圧(2気圧)と坩堝の上方移動によって長さ1.8m、内側直径6 mmの試験部(クォーツガラス製の円管)に注入し、円管内の固化閉塞挙動を測定した。



アルミナを模擬物質として用いた試験解析において浸入挙動を適切に再現するが、最終的な融体浸入長さを10%ほど過小評価する。

■ 5.5 管内の沸騰

EPR1ベンチマーク問題1.3を解析した。解析体系は下端から0.01m/sで飽和水が流入している長さ1.0mの垂直管。上部3/4、すなわち0.25<Z<1.0mの区間で出力0.5W/kgの加熱により水を沸騰させる。物性値、相間摩擦は問題によって指定されたものを用いる。



他の二相流計算コードに匹敵する結果を得た(特にMINCSコードとほぼ一致)。

第2期検証プログラム以後における検証課題

13

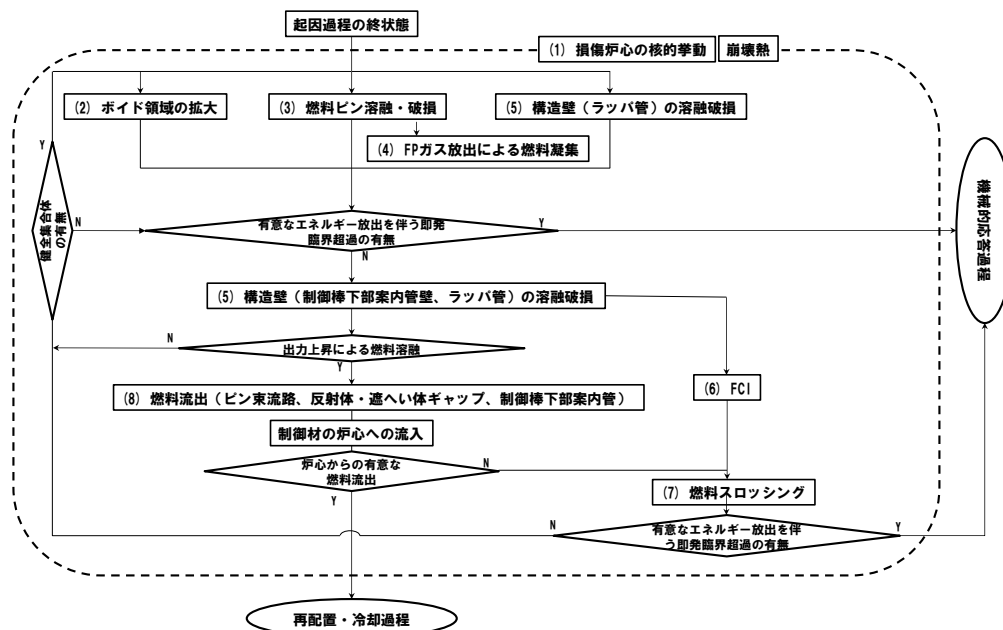
■ 第2期検証プログラム

➢ 安全評価上の主要な現象について6分野30数種の試験解析を実施。

安全評価上の主要な現象と検証課題	試験データベース
沸騰プール挙動 ★燃料/スティール溶融沸騰プールの挙動	SCARABEE BF (CEA) CABRI-RAFT (CEA) SEBULON (CEA) 等
燃料流出・固化挙動 ★ピン束内融体浸入/閉塞形成挙動	GEYSER (CEA) THEFIS (FZK) Spencer (ANL) 等
燃料・冷却材相互作用 (FCI) ★融体の冷却材浸入/熱伝達挙動	THINA (FZK) CAMEL (ANL) KROTOS (ISPRA), FARO (ISPRA) 等
物質膨張挙動 ★蒸気泡成長と構造物によるエネルギー低減効果	VECTORS (PNC) OMEGA (Purdue Univ.) SGI (FZK) 等
構造物破損挙動 ★ピン束/集集体管壁の熱的/機械的破損挙動	SCARABEE (CEA) CABRI-RAFT (CEA) EAGLE (JAEA) (第2期終了以後) 等
崩壊炉心の核的挙動 ★物質再配置による反応度変化	FCA (JAERI) ERANOS bench. (CEA) 等

「常陽」遷移過程の事象推移と物理現象の相関

14



遷移過程の事象推移における重要現象（1/3） 評価指標

15

- 評価項目との関連において解析結果を代表する評価指標を定め、評価指標に対する影響のランク付けによって遷移過程の事象推移に大きな影響を持つ重要現象を抽出する。

評価指標	評価指標とする理由
炉心平均燃料温度	即発臨界超過による出力逸走の結果炉心燃料はほぼ断熱的に加熱され、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対応づけられる。 したがって、炉心平均燃料温度は原子炉の大きさや定格出力によらず出力逸走の厳しさと放出エネルギーを代表する指標として適切である。
炉心からの燃料流出量	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・遮へい体ギャップ等を通じて炉心外に流出する。 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。

遷移過程の事象推移における重要現象（2/3） ランクの定義

16

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。

遷移過程の事象推移における重要現象（3/3） 評価指標とランクの定義

17

- 評価指標のどちらかにHまたはMのある現象を重要現象としてSIMMERコードの検証と「常陽」解析への適用性を検討する対象とする。
- 評価の結果（添付を参照）、(1) 損傷炉心の核的挙動、(5) 構造壁の熔融破損、(6) FCI、(7) 燃料スロッシング、(8) 燃料流出、が重要現象として抽出された。

物理現象	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) 燃料ピン熔融・破損	L	L
(4) FPガス放出	L	L
(5) 構造壁の熔融破損	H	H
(6) FCI	H	L
(7) 燃料スロッシング	H	L
(8) 燃料流出	H	H

重要現象の検証課題とSIMMERの解析モデルの対応関係

18

重要現象	検証解析	SIMMERの解析モデル				
		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	FCA VIII-2試験解析、等					○
構造壁の熔融破損	EAGLE炉内試験解析、等				○ ○	
FCI	THINA試験解析、等	○ ○	○ ○			
燃料スロッシング	スロッシング挙動試験解析、等	○ ○	○ ○			
燃料流出	GEYSER試験解析、等	○ ○	○ ○	○ ○	○ ○	

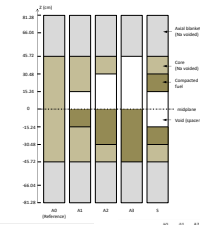
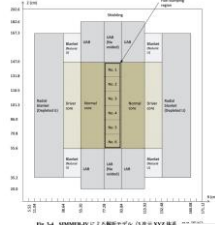
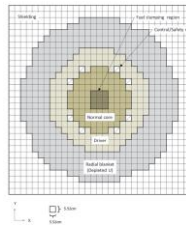
重要現象の検証解析 (1/6)

19

損傷炉心の核的挙動 — FCA VIII-2試験解析

■ 試験と解析結果の概要

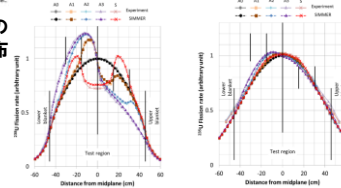
FCA VIII-2試験は日本原子力研究所の高速臨界集合体施設で1979年に実施された試験であり、高速炉体系において燃料の崩落等により炉心物質が密に詰まる現象（燃料スランピング）を模擬し、反応度変化が測定されている



反応度変化の実験結果と解析結果の比較
(Unit: $10^{-4} \Delta k/kk'$)

燃料燃焼パターン	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
Bケース	-4.1 ± 0.3	-4.0	0.98

炉心中心位置での核分裂反応率分布
左 ^{238}U
右 ^{235}U



解析値と実験値の比 (C/E値) は0.93~1.01であり、解析と実験値はほぼ一致している（臨界実験体系に固有の非均質効果による誤差は10%程度）。燃料の凝集による中性子束分布とスペクトル変化も良く再現できている（ ^{238}U の核分裂反応率の分布）。

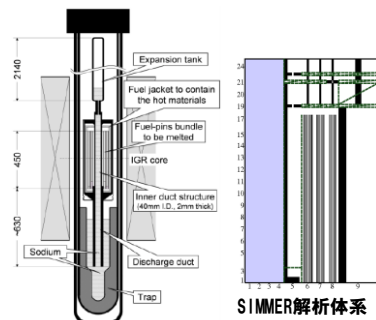
重要現象の検証解析 (2/6)

20

構造壁の溶融破損 — EAGLE炉内試験解析

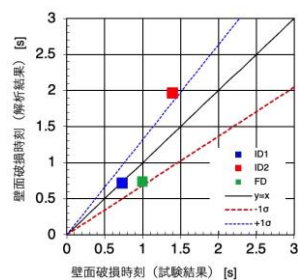
■ 試験と解析結果の概要

中心に燃料流出経路となるナトリウム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試験体をパルス試験炉 IGR の円柱状の中心空孔に設置し、IGR 炉による核加熱で燃料ピンを発熱・溶融させて溶融炉心プールを形成し、溶融炉心プールからの伝熱により内部ダクトが破損し、燃料が流出することを確認する試験。



EAGLE炉内試験の概略

SIMMER解析体系



EAGLE試験解析の壁面破損時刻

炉心物質を核加熱して実施した実機模擬性の高いEAGLE試験解析により、標準的に用いられる熱伝達率であれば、破損時刻を大きな不確かさを伴わず評価可能であることが示された。

重要現象の検証解析 (3/6)

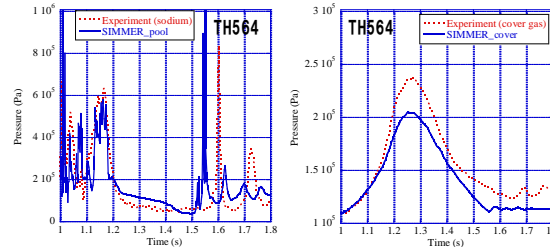
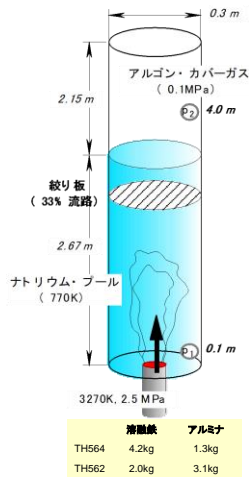
21

燃料-冷却材相互作用 (FCI) - THINA試験解析

■ 試験と解析結果の概要

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噴出させることでFCIを模擬した炉外試験である

THINA 試験解析



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

カバーガス圧が実験値のほうが高くなっているのは、サーマイトと共に非凝縮性ガスが流入したことの影響であると推定

FCIに駆動されるスロッシング挙動が燃料凝集を引き起こして、評価指標である炉心平均燃料温度に影響を与える。解析結果は圧力のピーク値と発生時刻、すなわち現象そのものはよく再現しているものの、炉心周辺でのFCIの発生条件や引き起こされる燃料スロッシング現象は実験的に模擬できず不確かさが大きいと考えられる。評価指標への影響が重要となるため感度解析による不確かさ影響の評価が必要と判断した。

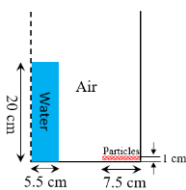
重要現象の検証解析 (4/6)

22

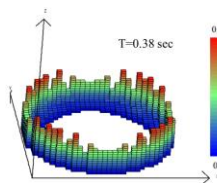
燃料スロッシングスロッシング挙動試験解析

■ 試験と解析結果の概要

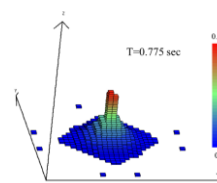
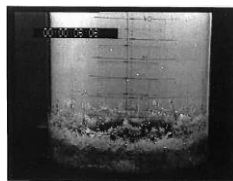
スロッシング挙動試験は半径22.2 cmの円筒容器内の中心から14.5 cm位置に幅7.5 cm、高さ1 cmの円環状の粒子ベッドを設置し、円筒容器中心位置に設置された直径5.5 cm、高さ20 cmの円柱状の水柱を崩壊させる



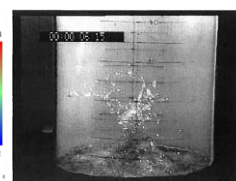
	側面到達時刻(秒)	側面最高高さ到達時刻(秒)	側面最高高さ(cm)	中心位置最高高さ到達時刻(秒)	中心位置最高高さ(cm)
試験	0.28 ± 0.02	0.40 ± 0.02	10 ± 1	0.80 ± 0.04	25 ± 5
解析	0.22	0.38	16	0.775	20.8



側面最高高さ到達時



中心位置最高高さ到達時

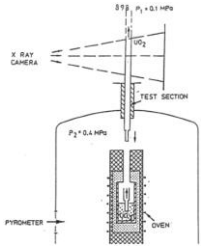


評価指標に対して重要である凝集挙動についてはそのタイミングと表面高さをほぼ再現できている(ただし、実験では液面が破碎するために各所での到達高さの測定誤差は大きい)。水を用いた炉外試験との比較であることから、遷移過程解析においてはスロッシングによる燃料凝集の効果を包括的に取り扱うよう、燃料スロッシング挙動における不確かさを考慮することが必要と判断した。

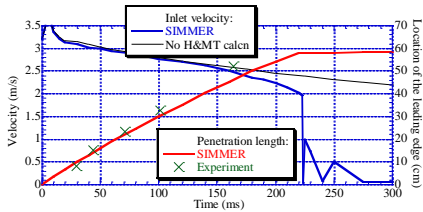
重要現象の検証解析 (5/6) 燃料流出 — GEYSER試験解析

23

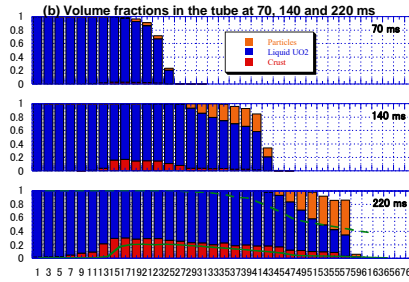
■ 試験と解析結果の概要



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。試験部は内径4 mm、外径8 mmのスティール円管であり、3000℃の溶融 UO_2 プールと試験部出口との圧力差により溶融 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実現した。



溶融 UO_2 の流入速度 (青、左軸) と浸入距離 (赤、右軸)



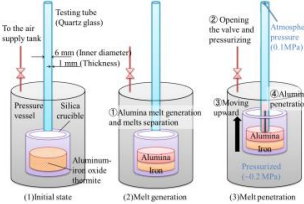
UO_2 の粒子、液体、クラスト成分体積率の各高さ位置での累積グラフ

炉心物質 (溶融 UO_2) を用いた試験解析において最終的な融体浸入長の誤差は5%未満であり、試験結果をほぼ再現しており、クラスト形成と融体バルクの固化など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。

重要現象の検証解析 (6/6) 燃料流出 — THEFIS with Particles試験解析

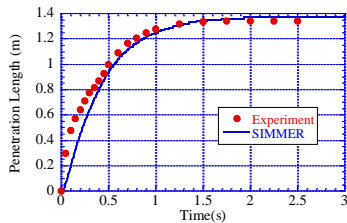
24

■ 試験と解析結果の概要

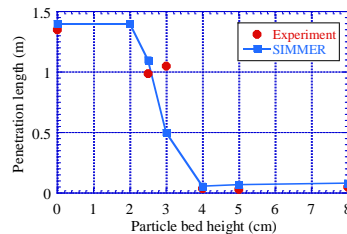


THEFIS 試験の概要

圧力ベッセル内に上下可動式の坩堝を設置し、坩堝内で生成した溶融アルミナ (2,300K) を圧力ベッセル内の昇圧 (2気圧) と坩堝の上方移動によって長さ1.8m、内側直径6 mm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測定した。円管下端2~8cmに模擬閉塞物としてアルミナ粒子を設置した試験も実施した。



浸入融体先端位置の時間変化



浸入距離に対する粒子ベッド高さの影響

アルミナを模擬物質として用いた試験解析において浸入挙動を適切に再現した。また、アルミナ粒子のベッド厚さ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。

- SIMMER-IV及びSIMMER-IIIはコードの開発と並行して進めた検証及び妥当性確認研究を通じて、物理モデルの妥当性及び解析精度の確認を行った結果、有効性評価への適用性があるものとする。
- 一方で、有効性評価の評価項目に関わる「機械的エネルギーの発生」に関しては、次の2つの重要現象について現象としての不確かさが大きく、その影響を感度解析を通じて確認する必要があると判断した。
 - 多次元流動モデルの検証は広範に行われているが、燃料凝集を引き起こすスロッシング現象については水を用いた小規模な炉外試験の検証解析による妥当性確認にとどまっており、炉心内で発生する現象としての不確かさが大きい。
 - 燃料-冷却材相互作用（FCI）現象そのものの取扱いの妥当性は確認されているが、発生条件やFCIに駆動される燃料スロッシング現象は実験的に模擬できず不確かさが大きい。
- 有効性評価は最新の知見と計算コードを用いた最適評価を行うことを基本として、評価項目に大きな影響を与える重要現象のうち、不確かさが大きいと判断したのものに関しては、保守的かつ包絡的な不確かさ影響の評価を行った。

高速炉における即発臨界超過に伴うエネルギー放出の評価

解析対象	年	即発臨界超過（燃料凝集）のメカニズム（計算コード）	出力過剰の解析（熱エネルギー放出）	機械的エネルギーの解析
Bethe-Taitによる解析	1956	全炉心一斉重力コンパクション	球形1次元の解析モデル	—
「常陽」当初申請（仮想事故）	1969	複数域の非同時重力コンパクション	AX-1改良版（球形1次元）	熱力学（熱エネルギーを用いた簡易解析）
「常陽」MK-II/MK-III変更申請（同上）	1977 1994	同上	VENUS（2次元円筒座標）	同上
「もんじゅ」当初申請（5項事象ULOF）	1980	起因過程のボイド化+燃料集中（SAS3D） 遷移過程は参考解析（再臨界モードを仮定した簡易解析、SIMMER-IIによる事象推移解析で燃料スロッシングによる凝集）	VENUS 参考解析の簡易解析はVENUS、事象推移解析はSIMMER-II	熱力学（等エントロピー膨張） 参考解析としてSIMMER-IIによる運動エネルギーの解析
「もんじゅ」変更申請（同上）	2006	起因過程は同上 遷移過程は新たなSIMMER-IIIによる解析（燃料スロッシング）	SAS3D SIMMER-III	熱力学（等エントロピー膨張） 遷移過程の結果は起因過程解析に包絡
「常陽」MK-IV変更申請（有効性評価ULOF）	2018	起因過程は未臨界（SAS4A） 遷移過程はSIMMER-IVによる解析（感度解析ではSIMMER-IIIによる保守的解析）	— SIMMER-IV （又はSIMMER-III）	— SIMMER-IVによる運動エネルギーの解析

- 高速炉における再臨界事故想定歴史的背景：炉心が反応度最大形状にないこと
- 高速炉の開発初期は計算機技術も十分に発達していなかったため、非物理的であるが単純で仮想的な想定のもとに、発生する機械的エネルギーを保守的に評価した。
- 1970年代以後は計算機性能の向上とともに解析コードの開発が進み、炉心崩壊事故におけるエネルギー発生を支配する遷移過程の解析コードとしてSIMMERコードの開発と検証研究が進められた。
- 許認可における事象推移の機構論的解析：ULOF起因過程（1970年代後半～）、遷移過程（1980年代～）

有効性評価への適用に際しての保守性・包絡性の確保

27

- ULOF遷移過程解析は、有効性評価の基本的考え方に従って、基本ケース+不確かさ影響の評価
 - 基本ケースは最適評価とするが、損傷燃料ペレットが高い密度で堆積する保守的な解析条件
 - 不確かさが大きいと判断した2つの現象（燃料スロッシング、FCI）については不確かさ影響を包絡するため、仮想的な取扱いを含めて保守的な解析を実施
- 燃料スロッシングに係る不確かさの影響評価
 - 全炉心プールのスロッシングによる燃料凝集が厳しい結果となる理由：大規模な燃料移動に伴う燃料凝集が発生する、外側炉心の高Pu富化度燃料が内側に移動する可能性があることなど
 - 今回の評価では仮想的な条件での解析を実施：燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視、軸対象2次元円筒座標で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動（大規模な一斉凝集）を強要
- FCIに係る不確かさの影響評価
 - FCI現象そのものの取扱いは妥当と判断しているが、炉心での発生条件の不確かさが大きい
 - 制御棒下部案内管の破損により内包されたナトリウムが高温燃料と混合するという仮想的な条件での解析を実施：予備計算でFCIの発生場所やナトリウムの混合量を変えて厳しい解析条件を設定
- その他の即発臨界超過モードの可能性
 - 起因過程で炉心上部に分散した燃料の重力落下、遷移過程における冷却材ボイド化の拡大等のメカニズムも考えうるが、小型炉の「常陽」では即発臨界超過の可能性はない。

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析手法及び解析体系

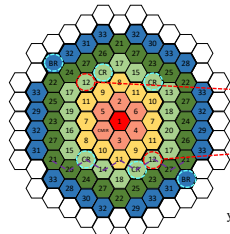
28

1. 解析コード SIMMER-IV

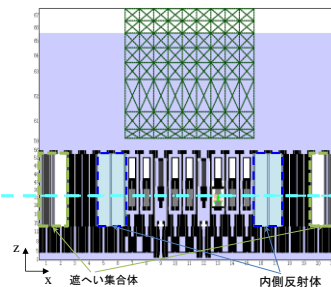
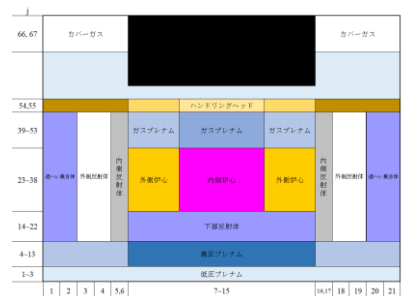
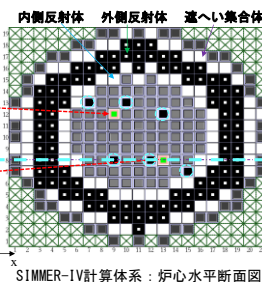
2. 基本ケース解析体系の概要

3次元直交座標（流体力学メッシュ：21×19×67）で全炉心の崩壊挙動を解析する。
鉛直方向は低圧プレナムからカバーガス領域までを、径方向は内側炉心から遮へい集合体までをモデル化する。

○：制御棒下部案内管及び後備炉停止制御棒下部案内管



⊠：計算除外セル



ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析条件及び解析結果

29

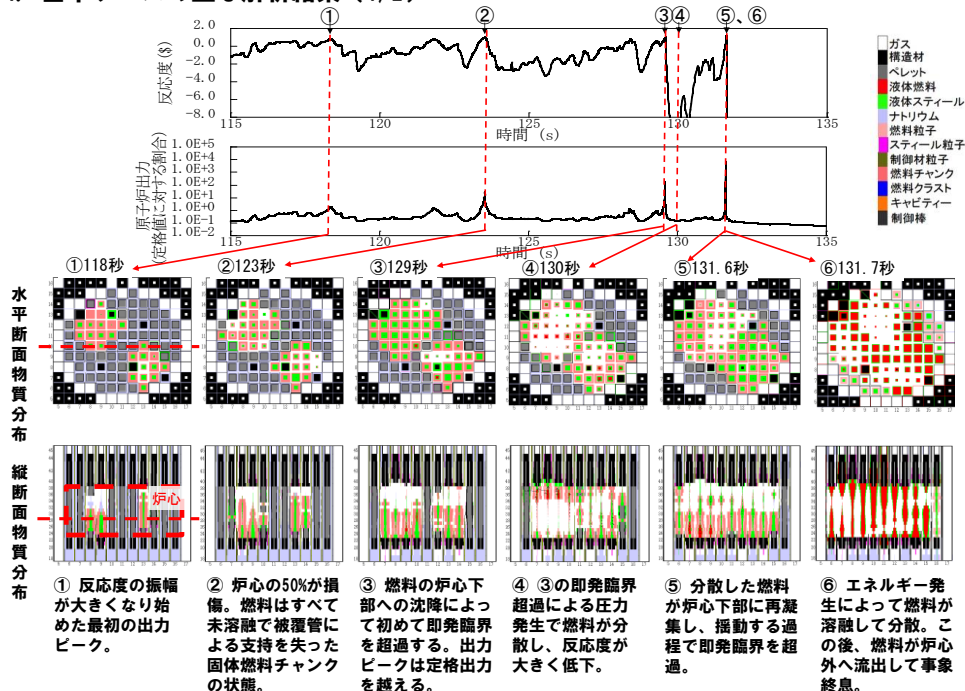
3. 基本ケースの主な解析条件

- 炉心平均燃料温度及び燃料流出量が評価指標となるが、これに影響を与える因子としては燃料インベントリ、燃料凝集挙動による反応度挿入率が重要。
- これらについて、工学的に考えうる範囲で以下に示す保守的な設定および仮想的な想定も取り入れており、基本ケースは最適評価を基本としつつも十分に保守的な解析である。
- 燃料凝集を促進する想定
 - 被覆管が溶融した時点もしくは燃料ペレットが固相融点に達した時点で燃料ペレットを直ちに崩落させ、可動性のある燃料粒子とする。
 - 燃料ペレットが崩落、堆積した炉心物質の流動性は極めて低く、大きな反応度挿入率となる大規模な流動が生じることはないと考えられるが、通常の流体と同様に流動するものとして扱う。
 - 損傷燃料ペレットのスウェリング（燃料結晶粒子内と粒子界に固溶しているFPガスによる固体状態での膨張）は考慮せず焼結密度で沈降するものとする。
- 燃料インベントリを増加する想定
 - ✓ B型及びC型照射燃料集合体は同一リングに装荷されている燃料集合体の平均出力に最も近い炉心燃料集合体に置き換える。

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の事象推移

30

4. 基本ケースの主な解析結果 (1/2)

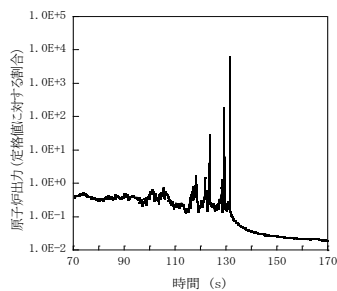


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の解析結果

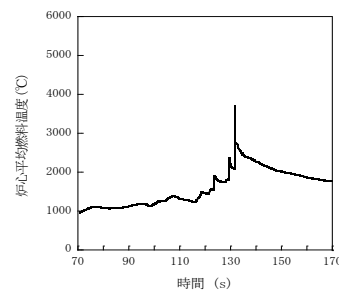
31

4. 基本ケースの主な解析結果 (2/2)

- 時刻115秒から反応度と出力の振幅が大きくなり、時折原子炉出力が定格値を超える。数回のパルス状の出力変化を経て燃料集合体が全炉心規模で損傷する。
- 損傷した燃料の炉心下部への凝集により時刻129秒に初めて反応度が即発臨界を超過する。この時に発生した圧力によって一旦分散した燃料が再度凝集することにより時刻131秒に即発臨界を超過する。この即発臨界超過による炉心平均燃料温度の最大値は約3,700°Cである。
- その後、径方向反射体領域の集合体間ギャップへ炉心燃料の約30%が流出し、深い未臨界(-200\$以下)となる。その後は再び反応度が正に回復することはなく、エネルギー放出が生じる可能性はない。



原子炉出力の推移



炉心平均燃料温度の推移

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の解析手法及び解析体系

32

5. 不確かさの影響評価

有効性評価の評価項目に関わる「機械的エネルギーの発生」に関して、次の2つの重要現象について現象としての不確かさが大きく、その影響を感度解析を通じて確認する必要があると判断した。

①多次元流動モデルの検証は広範に行われているが、燃料凝集を引き起こすスロッシング現象については模擬物資を用いた小規模な炉外試験を通じた妥当性確認にとどまっており、炉心内で発生する現象としての不確かさが大きい。

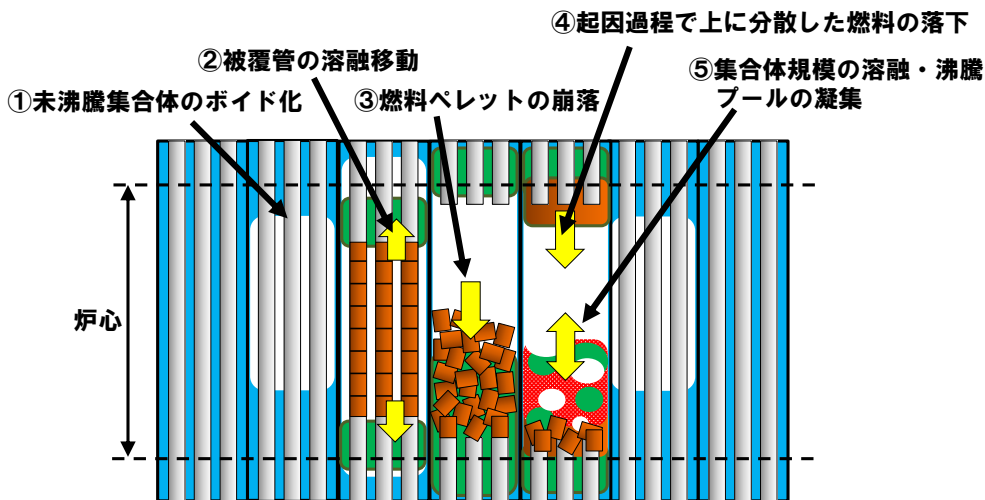
→今回の評価では仮想的な条件での解析を実施：燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視、軸対象2次元円筒座標で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動（大規模な一斉凝集）を強要

②燃料-冷却材相互作用（FCI）現象そのものの取扱いの妥当性は確認されているが、発生条件やFCIに駆動される燃料スロッシング現象は実験的に模擬できず不確かさが大きい。

→制御棒下部案内管の破損により内包されたナトリウムが高温燃料と混合するという仮想的な条件での解析を実施：予備計算でFCIの発生場所やナトリウムの混合量を変えて厳しい解析条件を設定

遷移過程における即発臨界超過メカニズム (1/3)

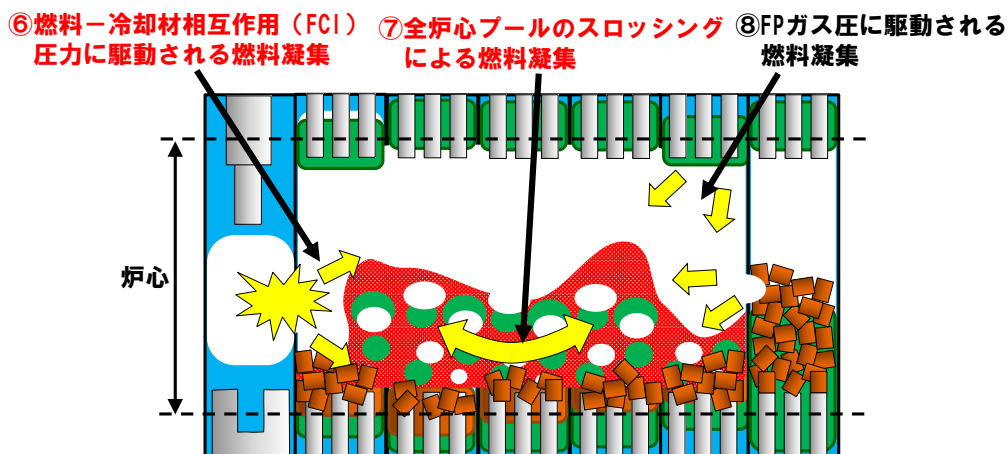
33



- ①、②、④、⑤ 「常陽」では、ボイド反応度係数がほとんどの領域で負であるなどの特性により、炉心損傷は低出力で燃料は低温（固体状の燃料の割合が大きい）のまま極めて緩慢に推移するため、これらのメカニズムによる有意な反応度挿入はない。
- ③ 「常陽」の解析では炉心損傷の進展が緩慢であるため、この反応度挿入による大きなエネルギー放出を伴う出力逸走は生じない。この反応度挿入が繰り返される過程で全炉心の損傷プールが形成され、水平方向の燃料移動も可能となる。

遷移過程における即発臨界超過メカニズム (2/3)

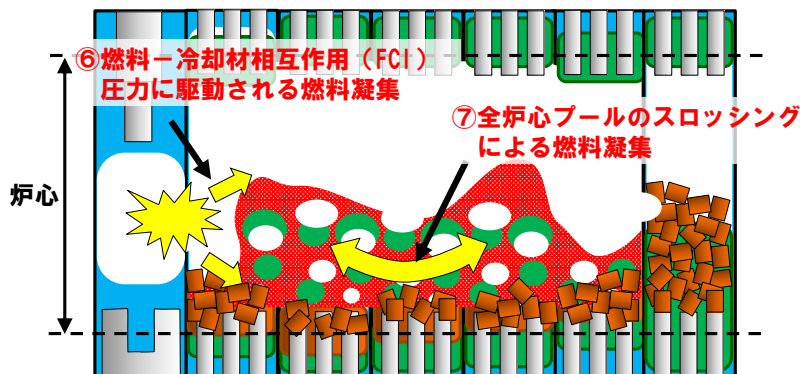
34



- ⑥ FCI現象に関するSIMMERコードの妥当性確認は行われているがFCIの発生条件の不確かさが大きいものと判断される。このため、感度解析において不確かさの影響評価を行った。
- ⑦ 外側炉心の高Pu富化度燃料が炉心中心に向けて移動すると大きな正の反応度効果を持つため、遷移過程における厳しい即発臨界超過の可能性を有する。多次元流動モデルの妥当性は基本的に確認されているものの実燃料物質を用いた大規模実験はないため不確かさの影響評価を行った。
- ⑧ 燃料要素のプレナムガスは起因過程から遷移過程の初期段階ですでに放出されている。また、「常陽」は燃料ビンの昇温が緩慢であることから集合体上部・下部の閉塞形成までに集合体からFPガスが流出するため、厳しい即発臨界超過を駆動する圧力源として寄与する可能性は極めて小さい。

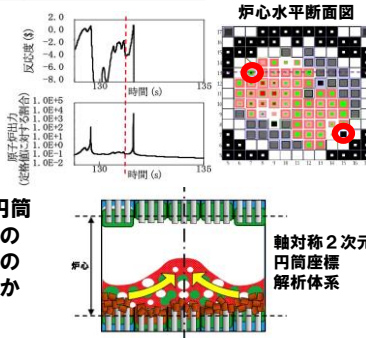
遷移過程における即発臨界超過メカニズム (3/3)

35



⑥ 基本ケースの即発臨界超過の直前(約131秒)で、炉心物質を炉心中心に吹き寄せる2カ所の位置(右図赤丸)にある制御棒下部案内管におけるFCIの同時発生を仮定した。過去に実施されたナトリウムを用いたFCI実験の最大圧力が約40atmであるところ、約80atmの圧力が発生する量のナトリウムを強制的に炉心物質に混合させた。

⑦ 燃料流出経路となる制御棒下部案内管を無視、軸対象2次元円筒座標の解析体系で評価することにより、本来発生する周方向の流れや中心軸を横切る流れが強制的に中心軸に向かう径方向のみの移動となることで外側炉心の高Pu富化度燃料の中心に向かう同時移動(大規模な一斉凝集)を強要。



ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の解析手法及び解析体系

36

より影響が大きいと評価されたスロッシングの不確かさ影響評価の結果について説明する。

6. 解析コード
SIMMER-III

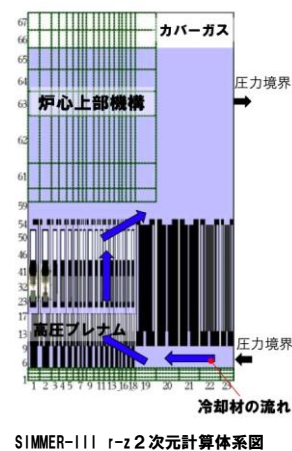
7. 解析体系の概要

燃料移動に影響を与える物理現象の不確かさの影響を包括的に評価することを目的として、2次元円筒座標で外側炉心にある高Pu富化度燃料の炉心中心への軸対称な燃料集を許容する解析を実施した。

8. 主な解析条件

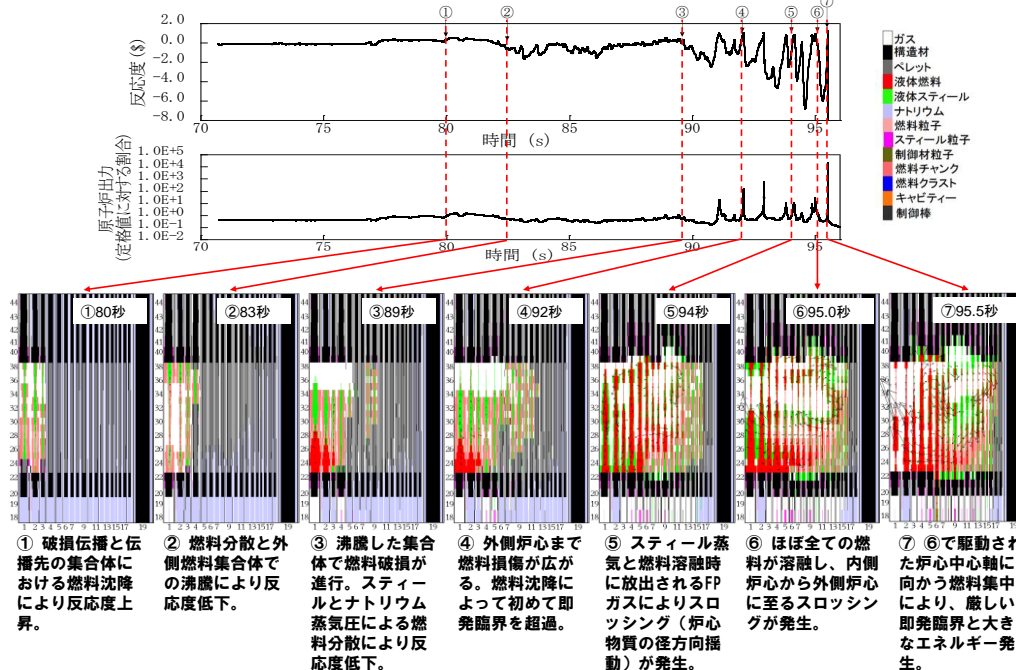
基本ケースの条件に加え、即発臨界超過による放出エネルギーを保守的に評価するため、以下の解析条件を適用する。

- 制御棒下部案内管からの燃料流出を考慮しない。
- 径方向反射体領域の集集体間ギャップへの燃料流出を考慮しない。
- B型・C型照射燃料集合体に加えて制御棒、後備炉停止制御棒も炉心燃料集合体に置き換える。



ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の事象推移

37

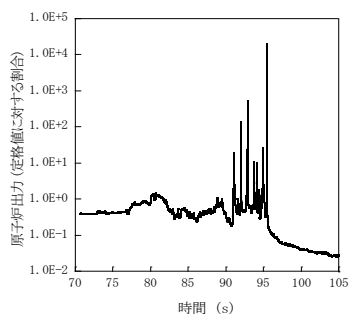


ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価 遷移過程の不確かさ影響評価の解析条件及び解析結果

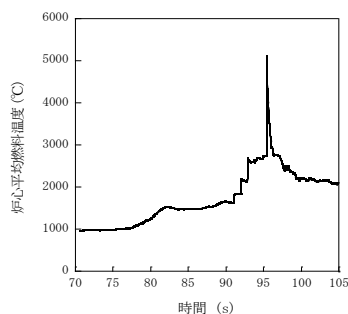
38

9. 主な解析結果

- 事象開始から約90sまでに炉心部の冷却材が沸騰し、被覆管が溶融する。未破損であった燃料が崩壊し、固体状の燃料が炉心下部に堆積する。
- 反応度と出力が上昇し、全炉心規模で燃料が溶融した後に、炉心中心に集中する燃料移動によって反応度が1\$を超過し出力逸走が発生する。炉心平均燃料最高温度は約5,110℃である。
- 出力逸走後は溶融燃料が炉心上下に分散し、反応度及び出力が急速に低下し、深い未臨界状態となる。



原子炉出力の推移



炉心平均燃料温度の推移

ULOFの格納容器破損防止措置の有効性評価
遷移過程の基本ケース及び不確かさ影響評価ケースの保守性のまとめ

39

重要現象	基本ケースの保守性	不確かさ影響評価ケースの保守性
FCI	<ul style="list-style-type: none"> • 特別の仮定は用いない 	<ul style="list-style-type: none"> • 即発臨界時の反応度挿入を加速するタイミングと位置でナトリウムを仮想的に燃料に混合
燃料凝集による反応度挿入（スロッシング等）	<ul style="list-style-type: none"> • 可動性の燃料粒子 • 高密度で燃料沈降 • 照射試験用集合体を炉心燃料集合体に置換 	<ul style="list-style-type: none"> • 可動性の燃料粒子 • 高密度で燃料沈降 • 制御棒、後備炉停止制御棒も炉心燃料集合体に置換 • 2次元軸対称円筒体系で外側高Pu富化度燃料の炉心中心への凝集を仮想的に許容
燃料流出	<ul style="list-style-type: none"> • 制御棒下部案内管等の流出経路を考慮 	<ul style="list-style-type: none"> • 制御棒下部案内管、径反射体間ギャップへ流出しないと仮想

- 従来の仮想事故解析では鉛直方向の燃料凝集による再臨界事故を仮想した。
- 今回の不確かさ影響評価においては、「もんじゅ」の遷移過程解析の結果等を踏まえ、3次元の解析体系による基本ケースに比べてより大きな反応度挿入が起こり得る半径方向燃料凝集を2次元の簡易体系で保守的に近似した。

まとめ

40

- SIMMER-IV及びSIMMER-IIIは高速炉の崩壊炉心の多次元核熱流動挙動を総合的かつ機構論的に解析する手法として開発された。開発と並行して体系的な検証及び妥当性確認を積み重ねてきた結果、「常陽」における格納容器破損防止措置の有効性評価に十分適用できるものと判断している。
- 妥当性確認の結果、有効性評価の評価項目に係る重要現象を解析するためのモデルはおおむね妥当であると結論される一方で、即発臨界超過を引き起こす可能性のある2つの現象についての不確かさが大きいことも確認された。
- これらの不確かさに関しては、有効性評価の感度解析において、その影響を保守的に評価するための仮想的な条件を含む解析条件の選定や取扱いを行うことにより、評価項目に関わる重要なパラメータである即発臨界超過に伴うエネルギー放出について包絡性のある解析を行った。
- 新規基準では仮想事故（炉心溶融再臨界事故）の解析は行わないが、格納容器破損防止措置の有効性評価においてこれに匹敵するような保守的解析条件を用いることにより、エネルギー放出に対する「常陽」の耐性を確認した。

遷移過程の事象推移における重要現象（1/2）
現象のランクの検討

現象	評価指標に対する影響のランク
(1) 損傷炉心の核的挙動	全炉心プールの反応度変化は物質分布の変化に大きく依存するため、核動特性自体の評価指標に対する重要度は相対的に下がる(Middle)。
(2) ボイド領域の拡大	「常陽」はほぼ全炉心でボイド反応度が負であることことから重要度は低い(Low)。
(3) 燃料ピン溶融・破損	炉心損傷進展の早さに関わる現象ではあるが、燃料の大規模な凝集を引き起こす現象ではないため重要度は低い(Low)。
(4) FPガス放出	負のボイド反応度を持つ「常陽」においては燃料ピンの昇温が穏やかで集合体上部・下部の閉塞形成までにFPガスが流出すると考えられる。評価指標の一つである燃料凝集に与える影響は低い(Low)。
(5) 構造壁の溶融破損	制御棒下部案内管の管壁の溶融破損は燃料流出のタイミング及びFCI発生に関わる挙動であり、燃料凝集と燃料流出に強く影響する(High)。
(6) FCI	燃料スロッシングを引き起こす可能性のある物理現象であり、その発生圧力による燃料凝集量によって炉心平均燃料温度が左右される(High)。

遷移過程の事象推移における重要現象（2/2）
現象のランクの検討

43

現象	評価指標に対する影響のランク
(7) 燃料スロッシング	この現象により燃料の凝集規模が決まるため、評価指標（炉心平均燃料温度）に対する影響度は大きい(High)。
(8) 燃料流出	本物理現象は炉心からの燃料流出量に直接影響し(High)、大規模な燃料凝集発生前に流出する場合は燃料凝集量にも影響する(High)。

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の資機材及び手順

目 次

1. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材に対する設計方針
2. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材
 - 2.1 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）に係る資機材
 - 2.2 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP）に係る資機材
 - 2.3 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS）に係る資機材
 - 2.4 局所的燃料破損（LF）に係る資機材
 - 2.5 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）に係る資機材
 - 2.6 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）に係る資機材
 - 2.7 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失（SBO）に係る資機材
3. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る手順
 - 3.1 各事象に共通の手順
 - 3.2 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）に対する手順
 - 3.3 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP）に対する手順
 - 3.4 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS）に対する手順
 - 3.5 局所的燃料破損（LF）に対する手順
 - 3.6 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）に対する手順
 - 3.7 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）に対する手順
 - 3.8 全交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失（SBO）に対する手順

1. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材に対する設計方針

炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材（以下「資機材」という。）は、基準地震動による地震力に対して機能を喪失しないように整備するとともに、火災の発生防止並びに早期に火災の感知及び消火を行うことができるように必要な火災防護対策を講じることにより、地震や火災による損傷を防止することを基本とする。また、電源を必要とする資機材は、非常用電源設備より給電する。

なお、「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」に基づき、資機材のうち、炉心の著しい損傷に至る可能性がある想定する事故の想定において、故障を想定した資機材を除き、資機材の機能を期待することの妥当性（原子炉の圧力、温度及び液位等）が確認できた場合には、その機能に期待できるものとする。【別添 6-1：設計基準事故対処設備等を BDBA に対する措置として使用する場合の信頼性について】

2. 炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置に係る資機材

第 2.1 図に炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順を、第 2.2 図に格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順を示す。【別添 6-2：炉心損傷の推移、監視、措置の判断について】

事象グループ	評価事故シナケンス	炉心損傷防止措置	主な資機材 ()内：主な関連系	手順 下線：自主対策
炉心流量喪失時 原子炉停止機能喪失 (ULOF)	外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOF (i))	代替原子炉トリップ信号※ 後備炉停止系用論理回路 後備炉停止系による原子炉自動停止 ※ 1次主循環ポンプトリップ	代替原子炉トリップ信号※検出器、計測装置 後備炉停止系用論理回路 後備炉停止制御棒 核計装検出器、計測装置 関連するプロセス計装検出器、計測装置 (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) ※ 1次主循環ポンプトリップ	後備炉停止系による原子炉自動停止時手順 原子炉手動停止手順 (1~3) *1 ①手動スクラムによる停止 ②手動操作による制御棒、後備炉停止制御棒保持電磁石の励磁断 ③手動操作による制御棒、後備炉停止制御棒の駆動機構による挿入 上記の自主対策は、炉心損傷防止措置の機能を喪失したと判断した場合に、炉心の状態によらず、①~③の順に実施する。
	1次主循環ポンプ軸固着及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOF (iii))	1次主循環ポンプトリップ		
過出力時 原子炉停止機能喪失 (UTOP)	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (UTOP (i))	代替原子炉トリップ信号※ 制御棒連続引抜き阻止インターロック 上記以外は、ULOFに同じ ※ 原子炉出口冷却材温度高	代替原子炉トリップ信号※検出器、計測装置 制御棒連続引抜き阻止インターロック 上記以外は、ULOFに同じ ※ 原子炉出口冷却材温度高	同上
	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (UTOP (ii))	代替原子炉トリップ信号※ 上記以外は、ULOFに同じ ※ 原子炉出口冷却材温度高		
除熱源喪失時 原子炉停止機能喪失 (ULOHS)	2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOHS (i))	代替原子炉トリップ信号※ 上記以外は、ULOFに同じ ※ 原子炉出口冷却材温度高	代替原子炉トリップ信号※検出器、計測装置 上記以外は、ULOFに同じ ※ 原子炉出口冷却材温度高	同上
	2次冷却材流量減少及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (ULOHS (ii))	2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOHS (iii))		上記に加え、2次冷却材ナトリウム漏えい時の手順 燃料破損検知時原子炉手動スクラム手順 原子炉手動停止手順 (1~2) *2 ①手動操作による制御棒又は後備炉停止制御棒保持電磁石の励磁断 ②手動操作による制御棒、後備炉停止制御棒の駆動機構による挿入 * 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順 *3
局所的燃料破損 (LF)	冷却材管路閉塞 (千鳥格子状) 事故	燃料破損検出系による異常検知及び手動スクラムによる原子炉停止	遅発中性子法燃料破損検出設備 (一式)	

以下の自主対策は、炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。
*1：本操作は運転員が中央制御室で数分以内に実施できるため、炉心の著しい損傷を防止できる可能性があるが、操作に時間を要する可能性を考慮し、自主対策としていない。なお、炉心損傷の防止に間に合わない場合でも、炉心の出力を低下させ、影響を緩和する手段となり得る。
*2：原子炉手動スクラムにより炉心の著しい損傷は防止されるが、安全性向上のために、原子炉の出力を低下させる手順を整備する。
*3：炉心の著しい損傷は防止されるため、多量の放射性物質の放出は防止されるが、安全性向上のために、放射性物質の放出経路を閉止する手順を整備する。

第 2.1 図 炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順 (1/3)

事象グループ	評価事故シーケンス	炉心損傷防止措置	主な資機材 () 内：主な関連系	手順 下線：自主対策
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)	1次冷却材漏えい(安全容器内配管(内管)破損)及び安全容器内配管(外管)破損の重量事故(LORL(i))	<ul style="list-style-type: none"> 冷却材の安全容器内保持 補助冷却設備による強制循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器 補助冷却設備※ (原子炉容器器液面計検出器、計測装置) (非常用電源設備) (補機冷却設備) ※原子炉容器器液面低信号により、自動起動する。	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器内の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順 補助冷却設備の自動起動手順*1 上記の自主対策は、炉心損傷防止措置(補助冷却設備による強制循環冷却)の機能を喪失したと判断した場合に実施する(LORL(ii)も同じ)。
	1次冷却材漏えい(1次主冷却系配管(内管)破損)及び1次主冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(ii))	<ul style="list-style-type: none"> 主冷却系サイフォンブレイクによる冷却材の保持 補助冷却設備による強制循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 主冷却系サイフォンブレイク 補助冷却設備※ (原子炉容器器液面計検出器、計測装置) (非常用電源設備) (補機冷却設備) ※原子炉容器器液面低信号により、自動起動する。	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器外の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の補助冷却設備による崩壊熱除去手順 補助冷却設備の自動起動手順*1
1次冷却材漏えい(1次補助冷却系配管(内管)破損)及び1次補助冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(iii))	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系サイフォンブレイクによる冷却材の保持 主冷却系(2ループ)による自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系サイフォンブレイク※ 1次主冷却系、2次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置 (原子炉容器器液面計検出器、計測装置) (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) ※原子炉容器器液面低及び1次補助冷却系ナトリウム漏えい信号等により、1次補助冷却系サイフォンブレイクが自動動作する。	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の自然循環による崩壊熱除去手順 ①1次主冷却系の強制循環機能の復旧手順*1 ②1次補助冷却系の自動サイフォンブレイク及び原子炉容器器出入口弁閉止手順*2 ②の自主対策は、1次補助冷却系サイフォンブレイクに異常が認められた場合に実施する。 	

以下の自主対策は、炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。

*1：強制循環機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。

*2：本操作を実施すれば液位を確保できるため、1次補助冷却系(自動)サイフォンブレイクによる液位確保機能に加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けて整備する。

第2.1 図 炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順 (2/3)

事象グループ	評価事故シーケンス	炉心損傷防止措置	主な資機材 () 内：主な関連系	手順 下線：自主対策
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、崩壊熱除去機能喪失 (PLOHS)	外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重畳事故 (PLOHS (i))	・主冷却系 (2ループ) による自然循環冷却	・ 1次主冷却系、2次主冷却系 ・ 関連するプロセス計装検出器、計測装置 (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備)	・ 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環 (2ループ) による崩壊熱除去手順 ・ ①強制循環機能の復旧手順*1 ・ ②原子炉容器外面冷却手順*2 ②の自主対策は、炉心損傷防止措置の機能を喪失したと判断した場合に実施する。 ・ 2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重畳した場合の自然循環 (1ループ) による崩壊熱除去手順 ・ 2次冷却材ナトリウム漏えい時手順 ・ ①強制循環機能の復旧手順*1 ・ ②原子炉容器外面冷却手順*2 ②の自主対策は、炉心損傷防止措置の機能を喪失したと判断した場合に実施する。
	2次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗の重畳事故 (PLOHS (ii))	・主冷却系 (1ループ) による自然循環冷却		
交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失 (SBO)	交流動力電源喪失 (外部電源喪失及びティーセル発電機起動失敗) 事故	・主冷却系 (2ループ) による自然循環冷却	以下の自主対策は、炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。 *1：強制循環機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。 *2：本操作を実施すれば炉心損傷を防止できるため、主冷却系による炉心損傷防止措置に加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。 *3：全交流動力電源喪失時であっても崩壊熱の除去に必要な機能は喪失しない設計とするが、全交流動力電源喪失が長期化し、駆動源や監視系の電源が枯渇した場合の対応の信頼性向上のために、主冷却ベーン等の手動操作、仮設発電機等を用いた監視等の手順を整備する。 *4：ティーセル発電機機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。	

第 2.1 図 炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順 (3/3)

事象グループ	評価事故シナケンス	格納容器破損防止措置	主な資機材 ()内：主な関連系	手順 下線：自主対策
炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOF)	外部電源喪失及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOF (i))	<ul style="list-style-type: none"> 非常用冷却設備による原子炉容器内強制循環冷却 1次主冷却系：強制循環冷却 2次主冷却系：自然循環冷却 回転ブラグを含む原子炉容器構造による即発臨界超過時のナトリウム噴出量の抑制 原子炉格納容器構造による即発臨界超過時の噴出ナトリウム等の影響緩和 (閉じ込め機能維持) 	<ul style="list-style-type: none"> 1次主冷却系強制循環設備 2次主冷却系自然循環 原子炉容器、回転ブラグ (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順 格納容器自動アイソレーション手順 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順*1 格納容器手動アイソレーション手順*2
	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOF (iii))			
過出力時原子炉停止機能喪失 (UTOP)	出力運転中の制御棒の異常な引抜き及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (UTOP (ii))	<ul style="list-style-type: none"> 負の反応度係数などの固有の物理メカニズムによる出力低下と冷却系による冷却 1次主冷却系：強制循環冷却 2次主冷却系：自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1次主冷却系強制循環設備 2次主冷却系自然循環 (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> ①原子炉停止失敗時手順 (除熱源喪失時) ②制御棒駆動機構の軸の直接回転手順*3 ②の自主対策は、原子炉手動停止操作によっても、制御棒が挿入できなかつた場合において、原子炉が高温で安定静定している場合に実施する。
	2次冷却材流量減少及び原子炉トリップ信号発信失敗の重畳事故 (ULOHS (i))			
除熱源喪失時原子炉停止機能喪失 (ULOHS)	2次冷却材流量減少及び原子炉保護系 (スクラム) 動作失敗の重畳事故 (ULOHS (ii))	ULOF及びUTOPに同じ	同左	同左
局所的燃料破損 (LF)	冷却材漏路閉塞 (千鳥格子状) 事故	ULOF及びUTOPに同じ	同左	同左

以下の自主対策は、格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために、自主的に講じる措置である。
*1：格納容器アイソレーションにより、多量の放射性物質の放出は防止されるが、安全性向上のために、放射性物質の放出経路を閉止する手順である。
*2：格納容器アイソレーションは自動で動作するが、自動アイソレーションに加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けて整備する。
*3：本操作は現場対応班員が原子炉格納容器内で実施する手順であり、操作に時間を要する可能性を考慮し、自主対策として講じている。なお、炉心損傷防止措置の機能を喪失しても高温での安定状態に移行するため、操作を実施するための時間は確保される。

第 2.2 図 格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順 (1/3)

事象グループ	評価事故シナシエンス	格納容器破損防止措置	主な資機材 () 内：主な関連系	手順 下線：自主対策
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)	1次冷却材漏えい(安全容器内配管(内管)破損)及び安全容器内配管(外管)破損の重量事故(LORL(i))	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系を用いた安全容器外面冷却による損傷炉心物質の安全容器内保持・冷却 安全板による原子炉冷却材バウンダリの過圧の防止 ナトリウム流出位置(安全板設置位置：格納容器内(床下))における熱的影響緩和措置として、ヒートシンク材・断熱材を敷設 	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系 安全容器 1次アルゴンガス系安全板 ヒートシンク材・断熱材(非常用電源設備)(補機冷却設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器内の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順*1 格納容器手動アイソレーション手順*2
	1次冷却材漏えい(1次主冷却系配管(内管)破損)及び1次主冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(ii))	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系を用いた原子炉容器外面冷却による炉心損傷の防止 	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート遮へい体冷却系 予熱窒素ガス系(非常用電源設備)(補機冷却設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 安全容器外の1次主冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 格納容器手動アイソレーション手順*2
1次冷却材漏えい(1次補助冷却系配管(内管)破損)及び1次補助冷却系配管(外管)破損の重量事故(LORL(iii))	<ul style="list-style-type: none"> 受動的安全特性を活用した主冷却系(1ループ)による自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1次主冷却系、2次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置(非常用電源設備)(圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 1次補助冷却系の配管(内管及び外管)の破損が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 ①格納容器手動アイソレーション手順*2 ②コンクリート遮へい体冷却系による原子炉容器外面冷却手順*3 ②の自主対策は、主冷却系(1ループ)による自然循環冷却機能を喪失したと判断した場合に実施する。 	

以下の自主対策は、格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

*1：格納容器アイソレーションにより、多量の放射性物質の放出は防止されるが、放射性物質の放出経路を閉止する手順である。

*2：格納容器アイソレーションは自動で動作するが、自動アイソレーションに加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。

*3：本操作を実施すれば炉心損傷を防止できるため、主冷却系による措置に加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。

第 2.2 図 格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順 (2/3)

事象グループ	評価事故シナケンス	格納容器破損防止措置	主な資機材 ()内：主な関連系	手順 下線：自主対策
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循環熱除去機能喪失 (PLOHS)	外部電源喪失及び強制循環冷却失敗の重量事故 (PLOHS (i))	<ul style="list-style-type: none"> 受動的安特性を適用した主冷却系 (1 ループ) による自然循環冷却 コンクリート遮へい体冷却系を用いた安全容器外面冷却による損傷炉心物質の安全容器内保持・冷却 安全板による原子炉冷却材ハウジングの過圧の防止 ナトリウム流出位置 (安全板設置位置：原子炉格納容器内 (床下)) における熱的影響緩和措置として、ヒートシンク材・断熱材を敷設 	<ul style="list-style-type: none"> 1 次主冷却系、2 次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置 (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) コンクリート遮へい体冷却系 安全容器 1 次アルゴンガス系安全板 ヒートシンク材・断熱材 (非常用電源設備) (補機冷却設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 外部電源喪失及び強制循環冷却失敗が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 2 次冷却材漏えい及び強制循環冷却失敗が重量した場合の炉心損傷防止措置の機能喪失時手順 格納容器自動アイソレーション手順 1 次アルゴンガス系の排気側の隔離手順 *1 格納容器手動アイソレーション手順 *2
交流動力電源喪失による強制循環冷却機能喪失 (SB0)	交流動力電源喪失及び外部電源喪失及びディーゼル発電機起動失敗事故	<ul style="list-style-type: none"> 受動的安特性を適用した主冷却系 (1 ループ) による自然循環冷却 	<ul style="list-style-type: none"> 1 次主冷却系、2 次主冷却系 関連するプロセス計装検出器、計測装置 仮発電機 仮設計器 (燃料油運搬設備) (非常用電源設備) (圧縮空気供給設備) 	<ul style="list-style-type: none"> 交流動力電源喪失時の自然循環 (1 ループ) による崩壊熱除去手順 手動による崩壊熱除去手順 (仮発電機又は仮設計器による監視を含む。) *3 ディーゼル発電機機能の復旧手順 *4

以下の自主対策は、格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

*1：格納容器アイソレーションにより、多量の放射性物質の放出は防止されるが、放射性物質の放出経路を閉止する手順である。

*2：格納容器アイソレーションは自動で動作するが、自動アイソレーションに加えて、信頼性向上のためのバックアップの位置付けで整備する。

*3：交流動力電源喪失が長期化し、駆動源や監視系の電源が枯渇した場合に備え、主冷却機のインレットベーン等の手動操作、仮発電電機等を用いた監視等の手順を整備する。

*4：ディーゼル発電機機能喪失の要因によっては、機能を復旧できる可能性があるため、自主対策として実施する。

第 2.2 図 格納容器破損防止措置に係る主な資機材及び手順 (3/3)

2.1 炉心流量喪失時原子炉停止機能喪失（ULOF）に係る資機材

ULOF は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で1次主冷却系の流量が喪失した後、原子炉の停止に失敗することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある事象である。

ULOF に対する炉心損傷防止措置は、代替原子炉トリップ信号、後備炉停止系用論理回路及び後備炉停止制御棒による原子炉の停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

設計基準事故に対処するための原子炉停止機能は高い信頼性を有する設計とし、【別添 6-3：原子炉停止機能の信頼性について】、かつ、上記の炉心損傷防止措置に係る資機材は、機械的要因等により設計基準事故に対処するための設備と同時に機能を喪失することがない設計とする。【別添 6-4：後備炉停止系の設計について】

- a. 1次主循環ポンプ及び駆動電動機に適切な慣性を持たせ、この慣性と1次冷却材の流体慣性により、主電動機停止の際の1次冷却材流量の減少率を小さくする（ポンプ回転数の慣性降下時の時定数は約10秒）。
- b. 「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することにより、「1次冷却材流量低」による原子炉トリップ信号の発信に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- c. 後備炉停止系用論理回路を整備することにより、原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- d. 後備炉停止系を整備することにより、制御棒（主炉停止系）の急速挿入に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- e. 以上に加えて、原子炉の停止失敗を検知した場合には、運転員は手動で原子炉をスクラム又は停止できるものとする。当該操作手順には、手動スクラムボタンにより原子炉保護系を動作させて原子炉を停止させる方法、手動操作による制御棒駆動機構の制御棒保持電磁石励磁断又は後備炉停止制御棒駆動機構の後備炉停止制御棒保持電磁石励磁断により制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法、制御棒駆動機構又は後備炉停止制御棒駆動機構により手動操作にて制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法がある。また、1次主冷却系の流量を増大すると、炉心損傷を回避できる可能性があるため、運転員は手動で1次主冷却系の流量を増大できるものとする。【別添 6-5：冷却材の沸騰回避対策について】なお、本措置は上記のb.～d.の措置による炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

ULOF に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系による原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却・閉じ込め、回転プラグを含む原子炉容器構造による格納容器内へのナトリウムの噴出の防止、格納容器構造によるナトリウム燃焼の影響緩和であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における低速運転（1次主循環ポンプのポニーモータを使用）、2次主冷却系の自然循環及び主冷却機の自然通風による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 回転プラグ及びその固定ボルトを含む原子炉容器構造及び格納容器構造により、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格納容器内に噴出

したナトリウムの影響を緩和する。

- c. 燃料が破損したと推定される場合は、原子炉冷却材バウンダリ及び原子炉カバーガス等のバウンダリ内に放射性物質を閉じ込め、貯留する。【別添 6-6：1 次アルゴンガス系の隔離弁の閉止の効果及び位置付けについて】
- d. 格納容器（床上）へナトリウムが噴出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。

ULOF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.1.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.1.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.1.2 表に示す。

第 2.1.1 表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の停止機能	代替原子炉トリップ信号（「1次主循環ポンプトリップ」）	検出器、計測装置	—	後備炉停止系による原子炉自動停止手順（3.2.1節参照）
	後備炉停止系用論理回路	論理回路	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止制御棒	後備炉停止制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	—	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	原子炉停止後の除熱機能（MS-1）の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部（1次主冷却系及び原子炉容器）	—	—
		1次主循環ポンプボニーモータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の停止機能	手動スクラム	手動スクラムボタン	—	原子炉手動停止手順（3.2.2節参照）
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	—	
	制御棒、後備炉停止制御棒（駆動機構による挿入）	制御棒駆動機構操作スイッチ	非常用電源設備【②】	
		制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管		
核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

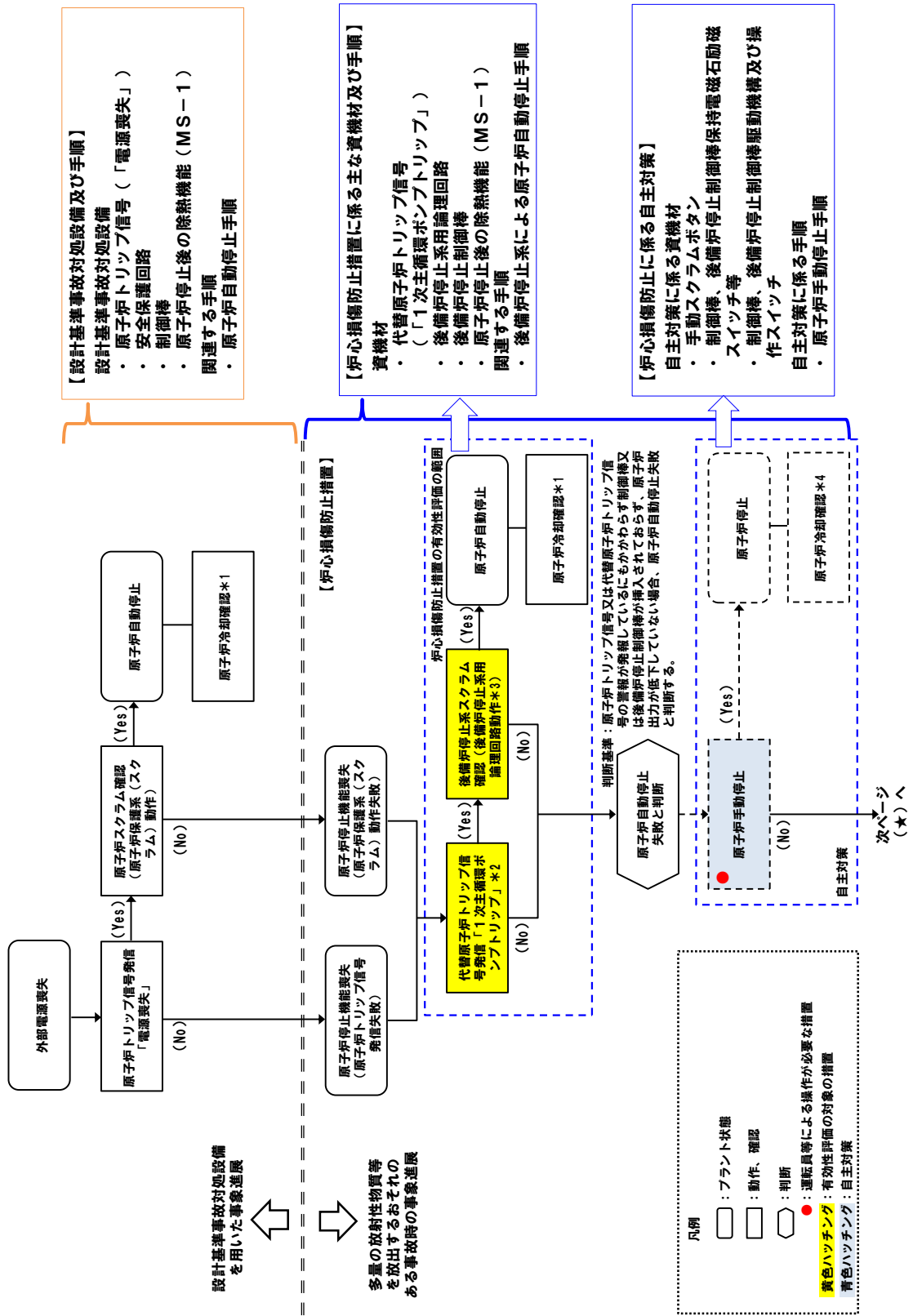
*2：アキュムレータタンクより下流側が対象

第 2.1.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【1】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却機能	原子炉停止後の除熱機能 (MS-1) の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部 (1次主冷却系及び原子炉容器)	—	損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順 (3.2.3 節参照)
		1次主循環ポンプポニーモータ	ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
格納容器 (床上) へのナトリウムの噴出防止機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	回転プラグ	—	
格納容器外への放射性物質の移行量の低減機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	<u>1次アルゴンガス系隔離弁 (排気側)</u>	非常用電源設備【①/③】	格納容器自動アイソレーション手順 (3.2.4 節参照)
	原子炉格納施設	格納容器、格納容器バウンダリに属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	格納容器手動アイソレーション手順 (3.2.5 節参照)
		<u>手動アイソレーションボタン</u>	—	<u>1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順</u> (3.2.6 節参照)
	プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキュムレータタンクより下流側が対象



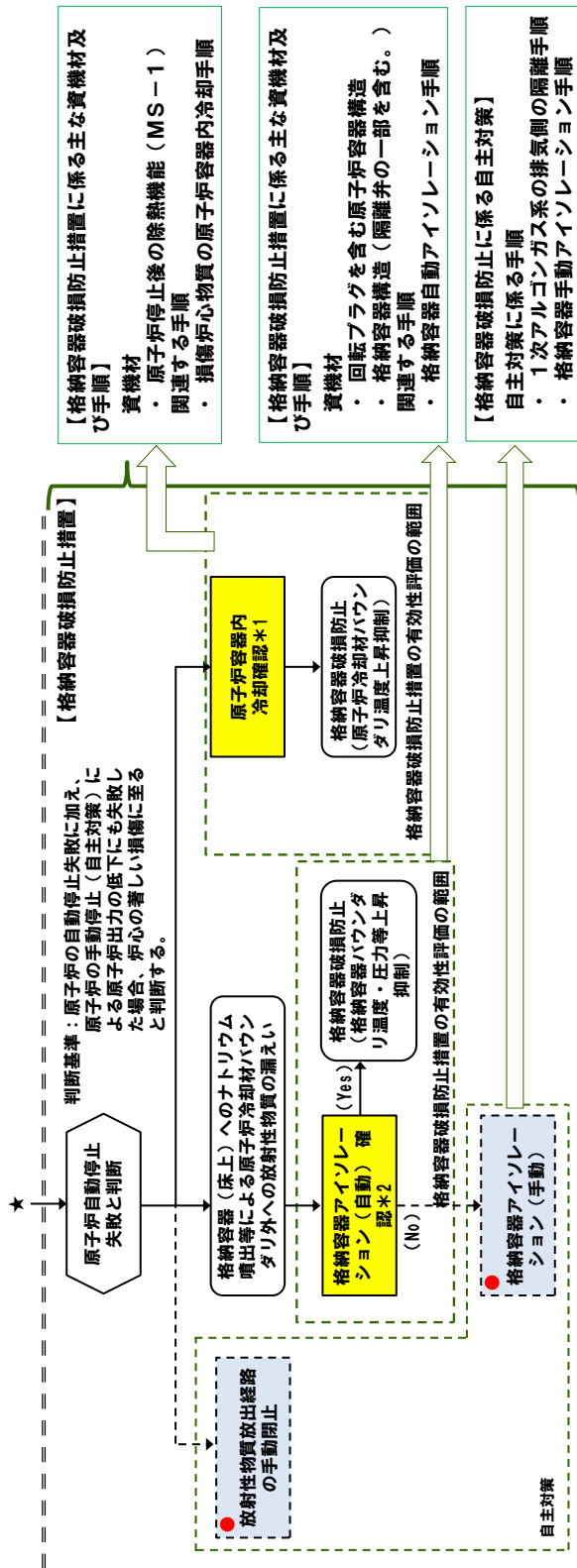
*1: 炉心（健全）/1次主冷却系（強制循環：低流量）/2次主冷却系（自然循環）/主冷却機（自然通風）
 *2: 代替原子炉トリップ信号により原子炉保護系（スクラム）が動作し、原子炉が自動停止する場合がある。
 *3: 原子炉トリップ信号により後備炉停止系用論理回路が動作し、原子炉が自動停止する場合がある。
 *4: 炉心（健全又は損傷）/1次主冷却系（強制循環：低流量）/2次主冷却系（強制循環/自然循環）/主冷却機（強制通風/自然通風）

【設計基準事故対処設備及び手順】
 設計基準事故対処設備
 ・ 原子炉トリップ信号（「電源喪失」）
 ・ 安全保護回路
 ・ 制御棒
 ・ 原子炉停止後の除熱機能（MS-1）
 関連する手順
 ・ 原子炉自動停止手順

【炉心損傷防止措置に係る主な資機材及び手順】
 資機材
 ・ 代替原子炉トリップ信号（「1次主循環ポンプトリップ」）
 ・ 後備炉停止系用論理回路
 ・ 後備炉停止制御棒
 ・ 原子炉停止後の除熱機能（MS-1）
 関連する手順
 ・ 後備炉停止系による原子炉自動停止手順

【炉心損傷防止に係る自主対策】
 自主対策に係る資機材
 ・ 手動スクラムボタン
 ・ 制御棒、後備炉停止制御棒保持電磁石励磁スイッチ等
 ・ 制御棒、後備炉停止制御棒駆動機構及び操作スイッチ
 自主対策に係る手順
 ・ 原子炉自動停止手順

第 2.1.1 図 UL0F の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要（1/2）



第 2.1.1 図 ULOF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.2 過出力時原子炉停止機能喪失（UTOP）に係る資機材

UTOP は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で過出力となった後、原子炉の停止に失敗することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある事象である。

UTOP に対する炉心損傷防止措置は、制御棒連続引抜き阻止インターロック（異常事象が制御棒の誤引抜きである場合）、代替原子炉トリップ信号、後備炉停止系用論理回路及び後備炉停止制御棒による原子炉の停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 制御棒連続引抜き阻止インターロック（異常事象が制御棒の誤引抜きである場合）及び代替原子炉トリップ信号を整備することにより、原子炉トリップ信号の発信に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。【別添 6-7：制御棒連続引抜き阻止インターロックの設計について】
- b. 後備炉停止系用論理回路を整備することにより、原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- c. 後備炉停止系を整備することにより、制御棒（主炉停止系）の急速挿入に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。

UTOP に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系による原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却・閉じ込め、回転プラグを含む原子炉容器構造による格納容器内へのナトリウムの噴出の防止、格納容器構造によるナトリウム燃焼の影響緩和であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における強制循環（長期対策としては1次主循環ポンプのポニーモータを使用）、2次主冷却系の強制循環（長期対策としては自然循環）及び主冷却機の強制通風（長期対策としては自然通風）による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 回転プラグ及びその固定ボルトを含む原子炉容器構造及び格納容器構造により、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格納容器内に噴出したナトリウムの影響を緩和する。
- c. 格納容器（床上）へナトリウムが噴出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。

UTOP の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.2.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.2.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.2.2 表に示す。

第 2.2.1 表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の停止機能	代替原子炉トリップ信号（「原子炉出口冷却材温度高」）	検出器、計測装置	非常用電源設備【②】	後備炉停止系による原子炉自動停止手順（3.2.1 節参照）
	制御棒連続引抜き阻止インターロック	タイマリレー	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止系用論理回路	論理回路	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止制御棒	後備炉停止制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	—	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	原子炉停止後の除熱機能（MS-1）の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部（1次主冷却系及び原子炉容器）	—	—
		1次主循環ポンプボニーモータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の停止機能	手動スクラム	手動スクラムボタン	—	原子炉手動停止手順（3.2.2 節参照）
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	—	
	制御棒、後備炉停止制御棒（駆動機構による挿入）	制御棒駆動機構操作スイッチ	非常用電源設備【②】	
		制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管		
核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

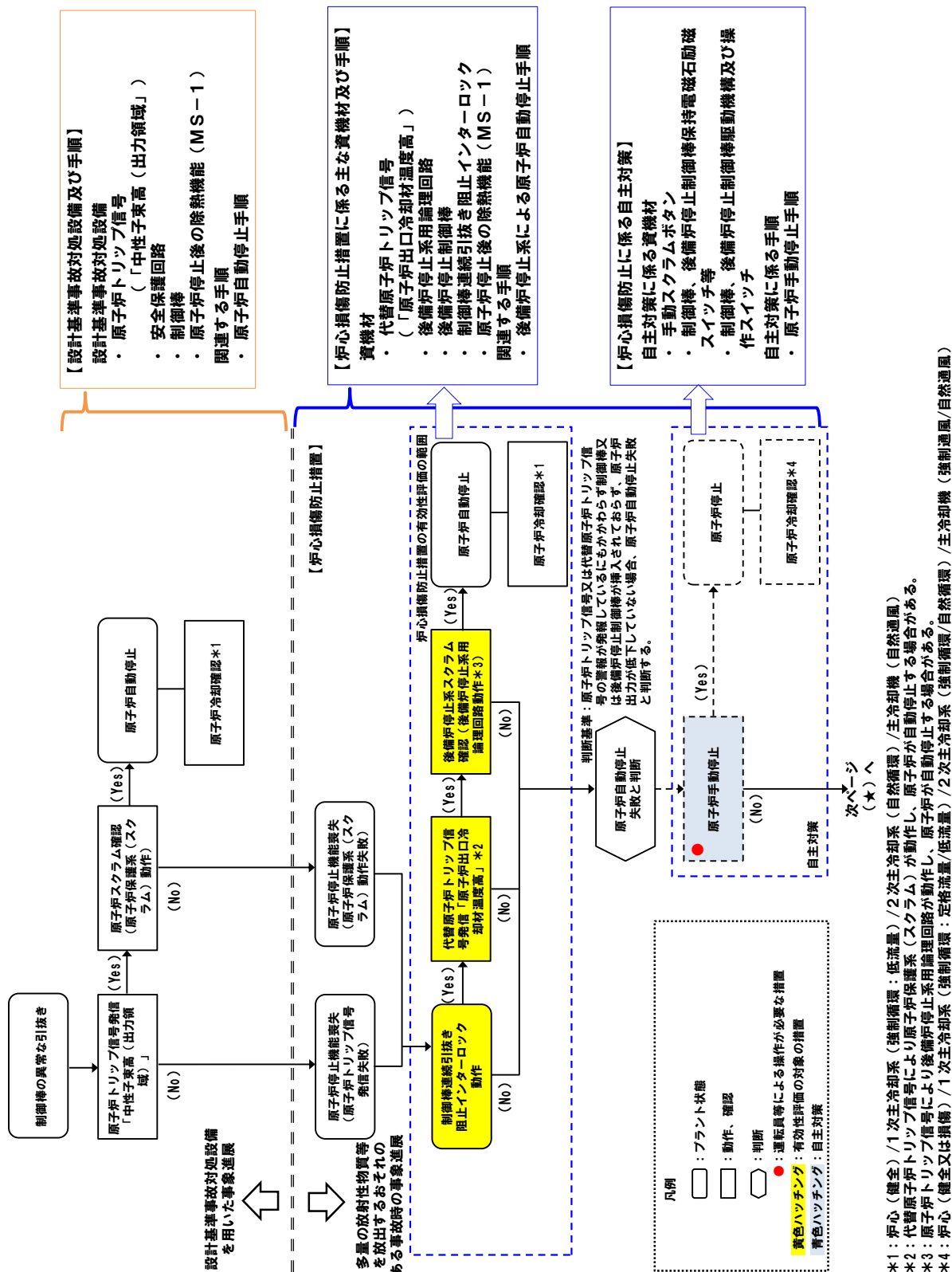
*2：アキュムレータタンクより下流側が対象

第 2.2.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

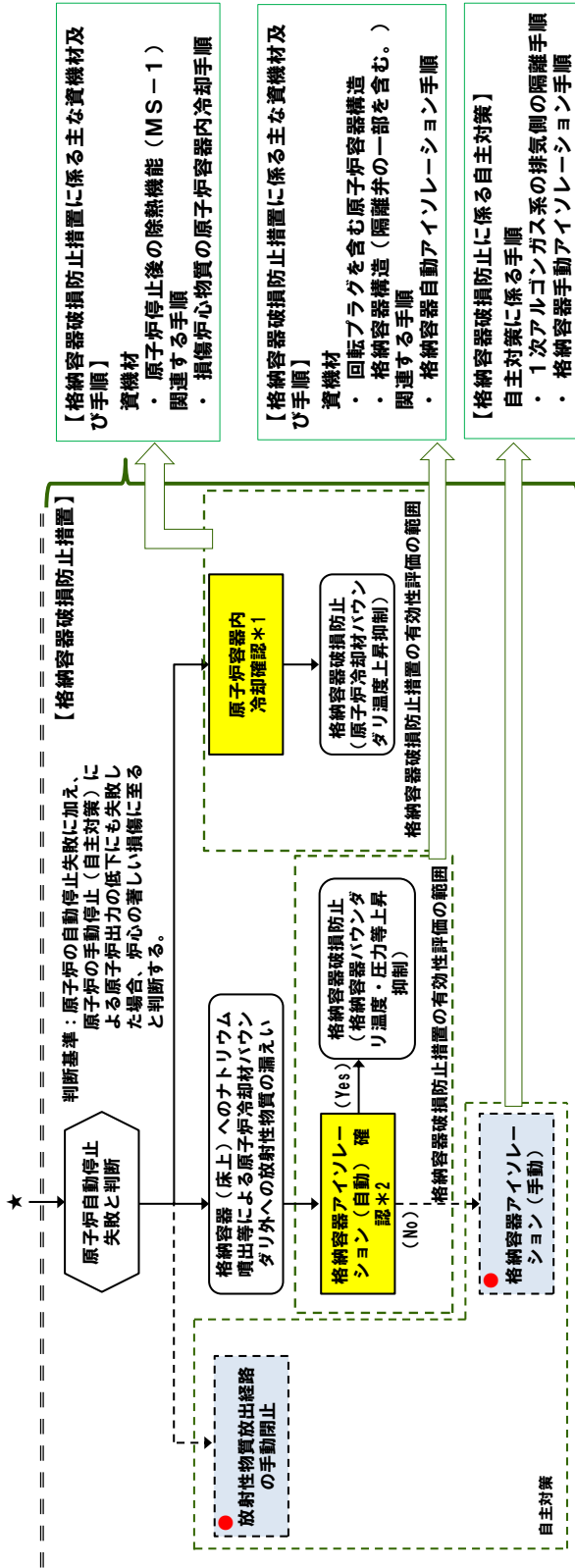
要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却機能	原子炉停止後の除熱機能 (MS-1) の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部 (1次主冷却系及び原子炉容器)	—	損傷炉心物質の原子炉容器内冷却手順 (3.2.3 節参照)
		1次主循環ポンプポニーモータ	ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
格納容器 (床上) へのナトリウムの噴出防止機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	回転プラグ	—	
格納容器外への放射性物質の移行量の低減機能	原子炉カバーガスのバウンダリ	<u>1次アルゴンガス系隔離弁 (排気側)</u>	非常用電源設備【①/③】	格納容器自動アイソレーション手順 (3.2.4 節参照)
	原子炉格納施設	格納容器、格納容器バウンダリに属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	格納容器手動アイソレーション手順 (3.2.5 節参照)
		<u>手動アイソレーションボタン</u>	—	<u>1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順</u> (3.2.6 節参照)
	プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキュムレータタンクより下流側が対象



第 2.2.1 図 UTOP の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



*1：炉心（著しい損傷）/1次主冷却系（強制循環/自然循環）/2次主冷却系（強制循環/自然循環）/主冷却機（強制通風/自然通風）
*2：炉心の著しい損傷、格納容器（床下）へのナトリウム噴出等により、格納容器内の圧力、温度又は床上線量率が異常に上昇した場合

第 2.2.1 図 UTOP の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要（2/2）

2.3 除熱源喪失時原子炉停止機能喪失（ULOHS）に係る資機材

ULOHS は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で除熱源が喪失した後、原子炉の停止に失敗することから、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある事象である。

ULOHS に対する炉心損傷防止措置は、代替原子炉トリップ信号、後備炉停止系用論理回路及び後備炉停止制御棒による原子炉の停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 代替原子炉トリップ信号を整備することにより、原子炉トリップ信号の発信に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- b. 後備炉停止系用論理回路を整備することにより、原子炉保護系（スクラム）の動作に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。
- c. 後備炉停止系を整備することにより、制御棒（主炉停止系）の急速挿入に失敗した場合でも原子炉の停止を可能とする。

ULOHS に対する格納容器破損防止措置は、負の反応度係数などの固有の物理メカニズムによる原子炉の出力低減、主冷却系による原子炉容器内冷却であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における強制循環（1次主循環ポンプの主電動機を使用）、2次主冷却系の自然循環及び主冷却機の自然通風による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 負の反応度係数などの固有の物理メカニズムによる原子炉の出力の低減を可能とする。
- c. 以上に加えて、制御棒駆動機構の軸の直接回転により制御棒を炉心に挿入し、出力を低下させる措置を整備する。なお、本措置は、上記の a. ～ b. の措置による格納容器破損防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。また、炉心損傷防止措置における原子炉手動停止操作によっても、制御棒が挿入できなかった場合において、原子炉が高温で安定静定している場合に実施する。【別添 6-8：制御棒駆動機構の軸の回転操作の資機材及び手順並びに実現性について】

ULOHS の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.3.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.3.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.3.2 表に示す。

第 2.3.1 表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の停止機能	代替原子炉トリップ信号（「原子炉出口冷却材温度高」）	検出器、計測装置	非常用電源設備【②】	後備炉停止系による原子炉自動停止手順（3.2.1 節参照）
	後備炉停止系用論理回路	論理回路	非常用電源設備【②】	
	後備炉停止制御棒	後備炉停止制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	—	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉停止後の除熱機能	原子炉停止後の除熱機能（MS-1）の系統	原子炉冷却材バウンダリの一部（1次主冷却系及び原子炉容器）	—	—
		1次主循環ポンプボニーモータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	
		冷却材バウンダリ	—	
	主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】		
核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	—	
原子炉の停止機能	手動スクラム	手動スクラムボタン	—	原子炉手動停止手順（3.2.2 節参照）
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	—	
	制御棒、後備炉停止制御棒（駆動機構による挿入）	制御棒駆動機構操作スイッチ 制御棒駆動系 1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管	非常用電源設備【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

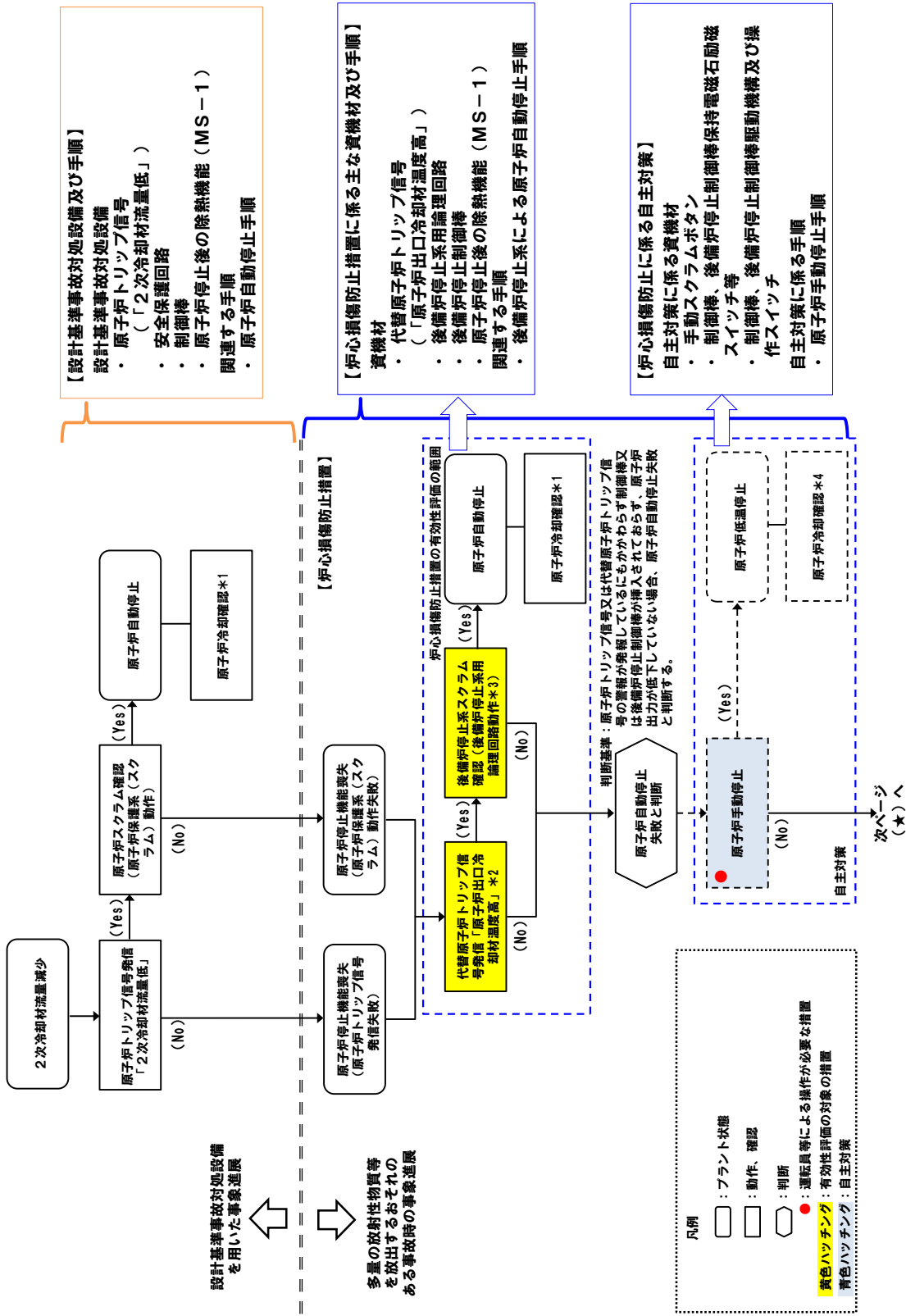
*2：アキュムレータタンクより下流側が対象

第 2.3.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【1】内：電源供給元*1	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉の 高温静定状態 への移行	原子炉停止後の除熱 機能 (MS-1) の系 統	原子炉冷却材バ ウンダリの一部 (1次主冷却系 及び原子炉容器)	—	原子炉停止失敗時手 順 (除熱源喪失時) (3.4.1 節参照)
		1次主循環ポン プポニーモータ	ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット 動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット 制御電源【②】	
		冷却材バウンダ リ	—	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動 用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御 電源【②】	
	1次主循環ポンプ	1次主循環ポン プ主電動機	主電動機動力電源【常用電源】 主電動機制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット 動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット 制御電源【②】	
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
原子炉の 停止機能	制御棒駆動機構の軸 の直接回転に必要な 治具	<u>チェーンブロッ ク等</u>	—	<u>制御棒駆動機構の軸 の直接回転による制 御棒挿入手順</u> (3.4.2 節参照)
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキュムレータタンクより下流側が対象



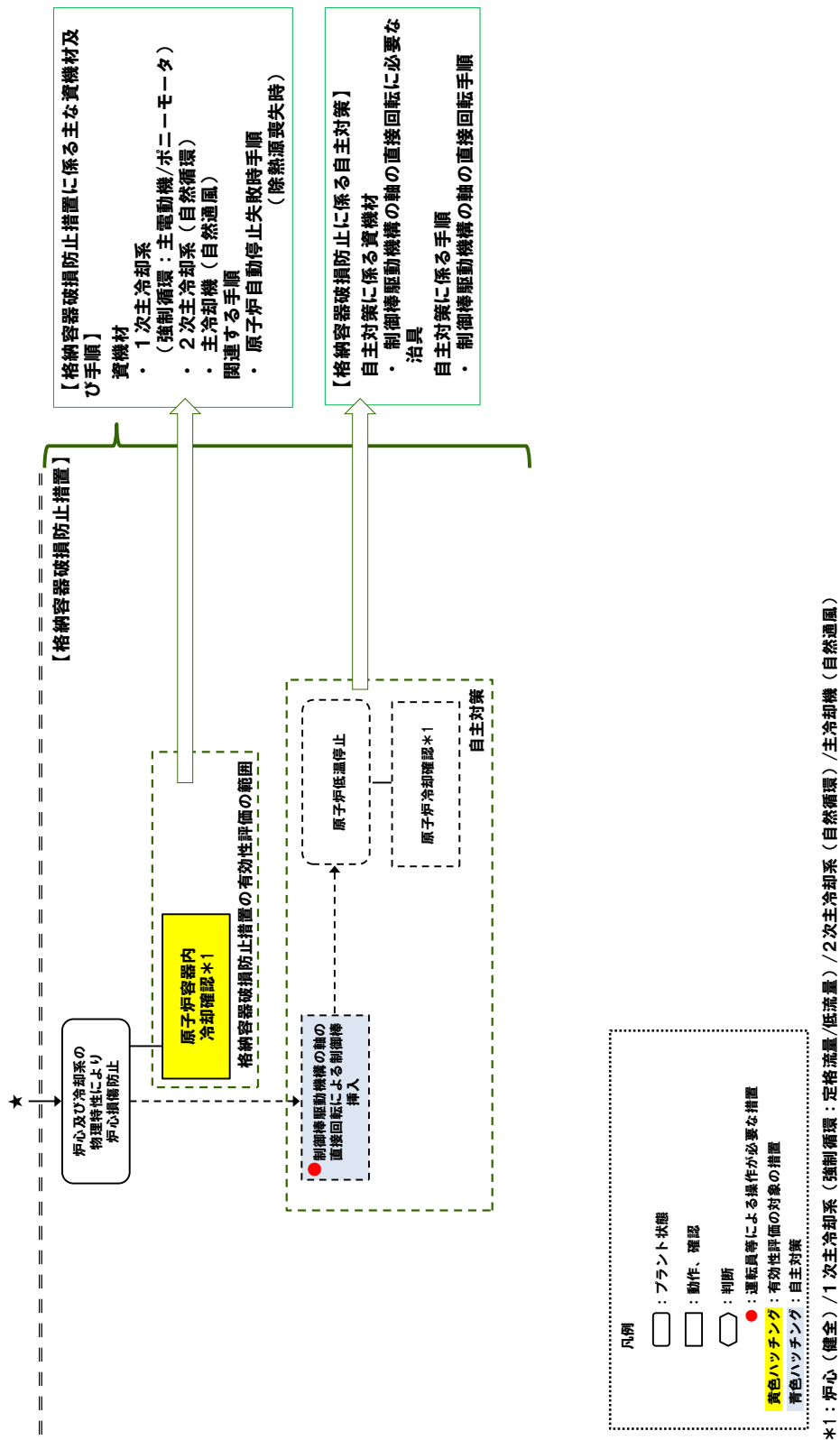
*1: 炉心 (健全) / 1次主冷却系 (強制循環; 低流量) / 2次主冷却系 (自然循環) / 主冷却機 (自然通風)

*2: 代替原子炉トリップ信号により原子炉保護系 (スクラム) が動作し、原子炉が自動停止する場合がある。

*3: 原子炉トリップ信号により後備炉停止系用論理回路が動作し、原子炉が自動停止する場合がある。

*4: 炉心 (健全) / 1次主冷却系 (強制循環; 定格流量/低流量) / 2次主冷却系 (自然循環) / 主冷却機 (自然通風)

第 2.3.1 図 UL0HS の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



第 2.3.1 図 UL0HS の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.4 局所的燃料破損 (LF) に係る資機材

LF は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で燃料集合体内の冷却材流路が閉塞する等により、炉心の局所的な昇温が生じることによって、燃料破損が発生し、その破損が全炉心規模に拡大して炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

LF に対する炉心損傷防止措置は、燃料破損検出系による検出、運転員による原子炉の手動停止であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 燃料集合体のエントランスノズルには、炉心支持板の構造と相まって冷却材流量を調節するためのオリフィス孔を複数個設け、1次冷却材の流路が同時に閉塞されないものとする。
- b. 燃料要素は、隣接する燃料要素間の間隙を保持するためのスパイラルワイヤを巻いた状態で、燃料集合体内に支持するものとし、1次冷却材の流路が同時に閉塞されないものとする。
- c. 流路閉塞が生じ、燃料要素が破損した場合に、異常を早期に検出するため、中央制御室に警報を発する燃料破損検出系（遅発中性子法燃料破損検出設備）を整備する。
- d. 燃料破損検出系の警報により、運転員は手動で原子炉をスクラム又は停止できるものとする。
- e. 流路閉塞が生じ、燃料要素が破損した場合に、異常を早期に検出するため、中央制御室に警報を発する燃料破損検出系（カバーガス法燃料破損検出設備）を整備する。なお、本措置は上記 c. の措置による炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。
- f. 原子炉の停止失敗を検知した場合には、運転員は手動で原子炉を停止できるものとする。当該操作手順には、手動操作による制御棒駆動機構の制御棒保持電磁石励磁断又は後備炉停止制御棒駆動機構の後備炉停止制御棒保持電磁石励磁断により制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法、制御棒駆動機構又は後備炉停止制御棒駆動機構により手動操作にて制御棒又は後備炉停止制御棒を挿入する方法がある。なお、本措置は上記 d. の措置による炉心損傷防止措置の有効性を確認した上で、安全性向上のために自主的に講じる措置である。

LF に対する格納容器破損防止措置は、主冷却系による原子炉容器内での損傷炉心物質の冷却・閉じ込め、回転プラグを含む原子炉容器構造による格納容器内へのナトリウムの噴出の防止、格納容器構造によるナトリウム燃焼の緩和であり、以下の措置により格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉冷却材バウンダリの温度上昇を抑制するため、1次主冷却系における低速運転（1次主循環ポンプのポニーモータを使用）、2次主冷却系の自然循環及び主冷却機の自然通風による原子炉容器内冷却を可能とする。
- b. 回転プラグ及びその固定ボルトを含む原子炉容器構造及び格納容器構造により、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格納容器内に噴出したナトリウムの影響を緩和する。
- c. 格納容器（床上）へナトリウムが噴出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、

格納容器から放出される放射性物質を低減する。

LF の炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.4.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.4.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.4.2 表に示す。

第2.4.1表 炉心損傷防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

要求機能	資機材		関連設備 【】内：電源供給元*1	関連手順	
	系統又は機器	機器			
原子炉の停止機能	燃料破損検出系	遅発中性子法検出設備 (検出器、計測装置)	非常用電源設備【②】	燃料破損検知時原子炉手動 スクラム手順	
	燃料破損検出系	カバ-ガス法検出設備 (検出器、計測装置)	非常用電源設備【②】		
	手動スクラム	手動スクラムボタン	-		
	制御棒、後備炉停止制御棒	保持電磁石励磁スイッチ	-		
	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
原子炉停止後の除熱機能 (MS-1)の系統	核計装、プロセス計装	原子炉冷却材ハウジング	-	燃料破損検知時原子炉手動 スクラム手順	
		1次主循環ポンプボニー モータ	ボニーモータ動力電源【③】 ボニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】		
		冷却材ハウジング	-		
		主冷却機	インレットベ-ン・ダンパ駆動用圧縮空気供 給設備*2 インレットベ-ン・ダンパ制御電源【②】		
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】		
原子炉の停止機能	核計装、プロセス計装	制御棒、後備炉停止制御棒	-	原子炉手動停止手順	
		制御棒、後備炉停止制御棒 (駆動機構による挿入)	非常用電源設備【②】		
		制御棒駆動系	1) 駆動機構 2) 上部案内管 3) 下部案内管		
		検出器、計測装置			非常用電源設備【②/③】
		検出器、計測装置			非常用電源設備【②/③】

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

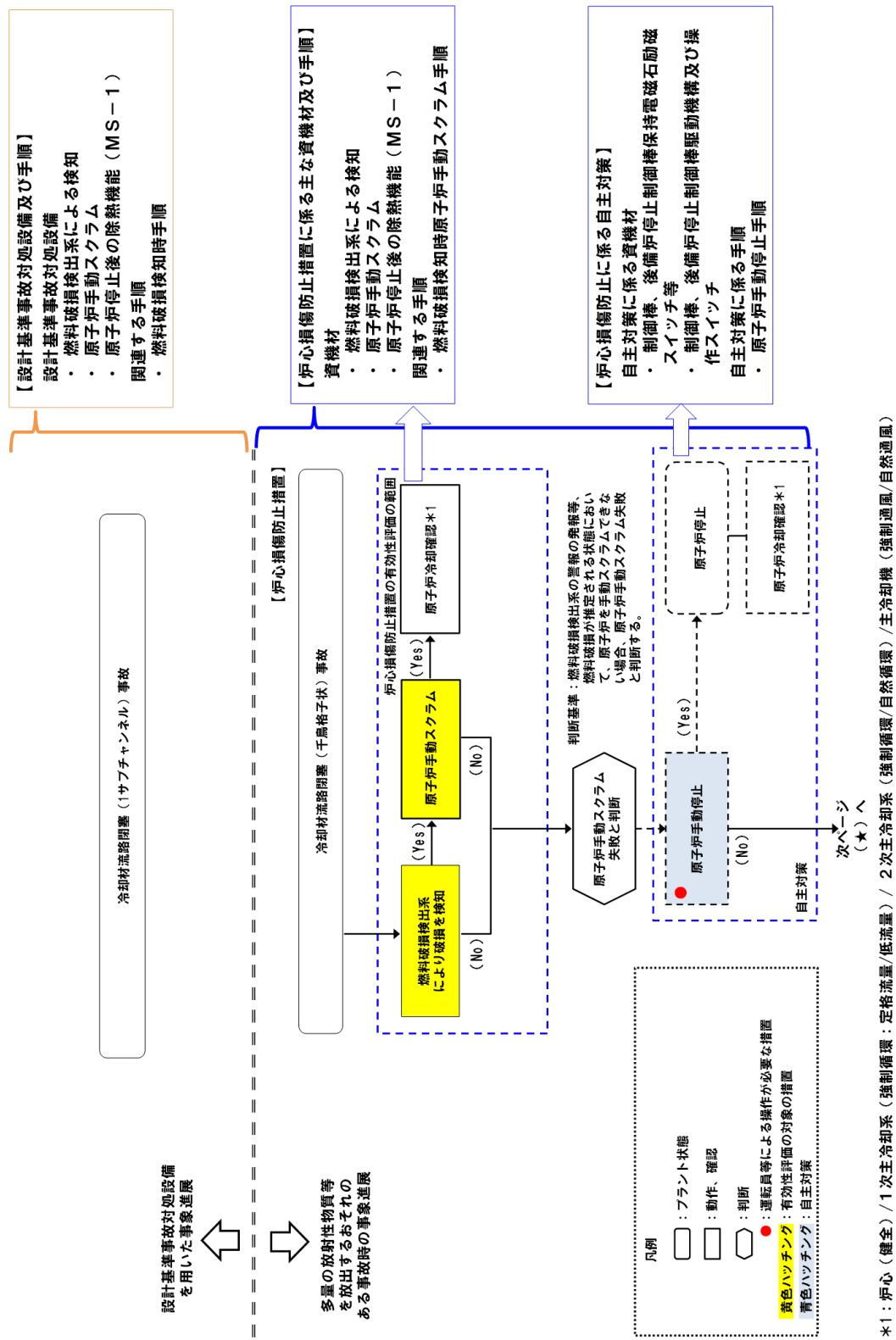
*2：アキウムレクタ-タンクより下流側が対象

第 2.4.2 表 格納容器破損防止措置の資機材 下線：自主対策に係る資機材

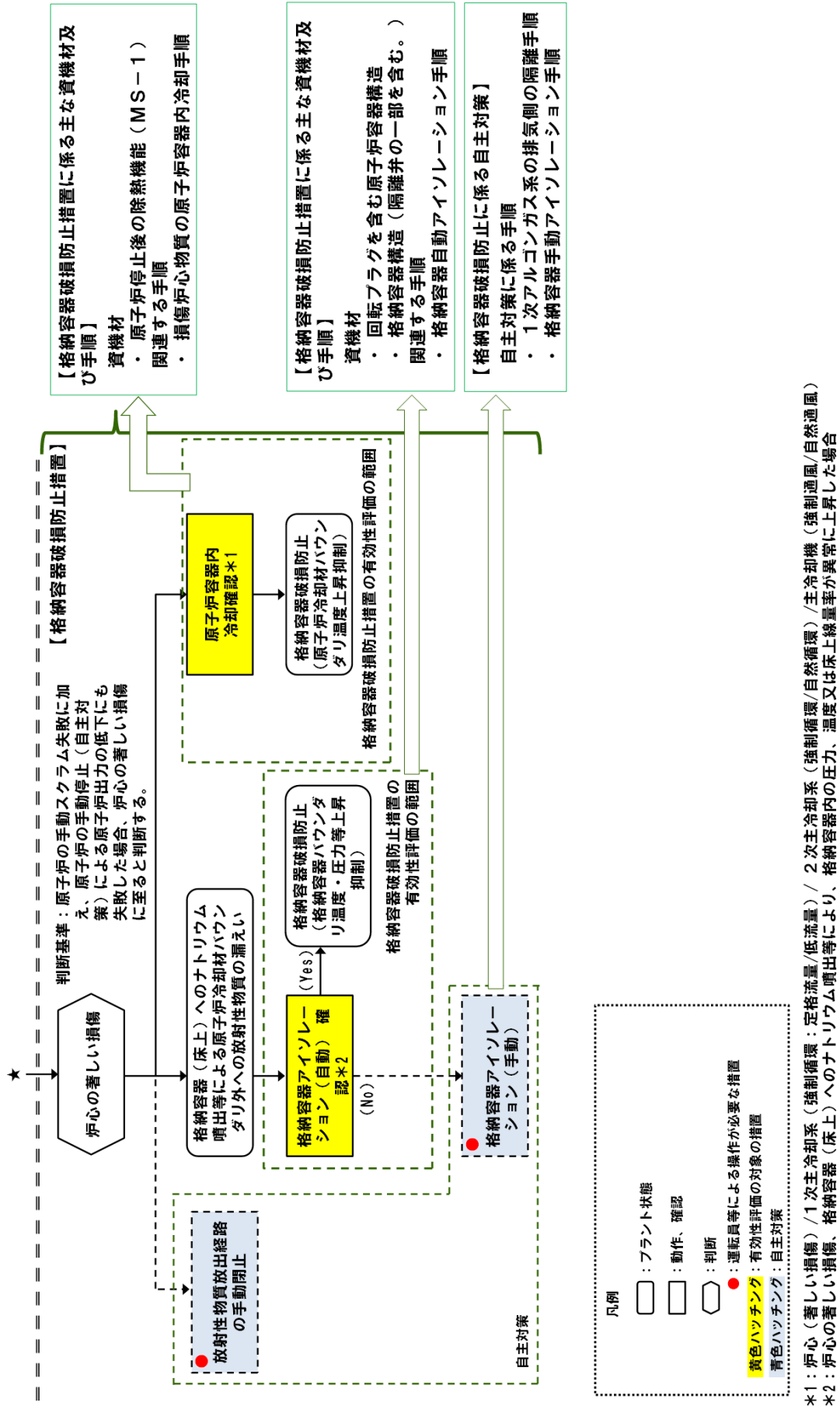
要求機能	資機材		関連設備 【 内：電源供給元*1】	関連手順
	系統又は機器	機器		
原子炉容器内での 損傷炉心物質の冷却機能	原子炉停止後の除熱機能 (MS-1)の系統	原子炉冷却材バウンダリ 1次主循環ポンプポニー モータ	- ポニーモータ動力電源【③】 ポニーモータ制御電源【②/③】 オイルプレッシャーユニット動力電源【②】 オイルプレッシャーユニット制御電源【②】	損傷炉心物質の原子炉容器 内冷却手順
		冷却材バウンダリ	-	
		主冷却機	インレットベーン・ダンパ駆動用圧縮空気供給設備*2 インレットベーン・ダンパ制御電源【②】	
		検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	
		回転ブラグ	-	
格納容器（床上）への ナトリウムへの噴出防止機能	核計装、プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	格納容器自動アイソレーション手順 格納容器手動アイソレーション手順 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順
	原子炉カバガスのハウ ンダリ	回転ブラグ	-	
格納容器外への放射性物質 の移行量の低減機能	原子炉カバガスのハウ ンダリ	1次アルゴンガス系隔離 弁（排気側）	非常用電源設備【①/③】	格納容器自動アイソレーション手順 格納容器手動アイソレーション手順 1次アルゴンガス系の排気側の隔離手順
	原子炉格納施設	格納容器、格納容器ハウ ンダリに属する配管・弁	非常用電源設備【①/②/③】 圧縮空気供給設備	
	プロセス計装	手動アイソレーションボ タン	-	
	プロセス計装	検出器、計測装置	非常用電源設備【②/③】	

*1：「① 非常用ディーゼル電源系」、「② 交流無停電電源系」、「③ 直流無停電電源系」

*2：アキチュムレータタンクより下流側が対象



第 2.4.1 図 LF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (1/2)



第 2.4.1 図 LF の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要 (2/2)

2.5 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）に係る資機材

LORL に対する炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置は、異常事象の発生箇所（原子炉冷却材バウンダリの破損箇所）により異なるため、以下の事象進展ごとに示す。

- ・安全容器内の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
- ・安全容器外の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合
- ・1次補助冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

2.5.1 安全容器内の1次主冷却系の配管（内管及び外管）の破損が重畳した場合

1次冷却材漏えい（安全容器内配管（内管）破損）及び安全容器内配管（外管）破損の重畳事故（LORL（i））は、原子炉の出力運転中に、何らかの原因で原子炉冷却材バウンダリ機能を有する1次主冷却系の配管（内側）が破損し、原子炉が「炉内ナトリウム液面低」により自動停止した後、リークジャケット又は配管（外側）が破損し、1次冷却材が二重壁外に漏えいし液位が喪失した後、炉心の昇温によって炉心の著しい損傷に至る可能性がある。

LORL（i）に対する炉心損傷防止措置は、安全容器による漏えいした冷却材の保持、炉心冷却に必要な原子炉容器液位の確保及び補助冷却設備による原子炉停止後の崩壊熱の除去であり、以下の措置により炉心の著しい損傷を防止する。

- a. 安全容器内の空間容積を制限することにより、二重壁外へ1次冷却材が漏えいした場合でも、原子炉容器等の冷却材液位を1次補助冷却系の循環に支障を来すことなく炉心の冷却を行うことができるレベル以上に保持する。
- b. 原子炉容器等の冷却材液位が1次主冷却系の循環に支障を来すレベルまで低下した場合でも、原子炉停止後の崩壊熱除去を可能とするため、補助冷却設備を整備する。【別添6-9：1次補助冷却系出口配管からの吸い込みに必要な液位とLORL時の液位の関係について】補助冷却設備は、多量の放射性物質等を放出するおそれのある事故への移行に備え、原子炉容器のナトリウム液位が通常ナトリウム液位-320mmまで低下した時点で自動起動する設計であるため、配管（外側）からの1次冷却材漏えいの判断に先行して、設計基準事故対処設備（主冷却系）による崩壊熱除去中に起動する。なお、補助冷却設備の運転が、設計基準事故対処設備（主冷却系）による崩壊熱除去を阻害することはない（炉心損傷防止措置の有効性評価参照）。

LORL（i）に対する格納容器破損防止措置は、安全容器による流出した冷却材や損傷炉心物質の保持、コンクリート遮へい体冷却系による損傷炉心物質等の冷却、炉心が熔融する過程で、炉心が露出するまでに冷却材の蒸発が生じ、原子炉冷却材バウンダリが高圧になることを想定し、1次アルゴンガス系に安全板を設置し、主中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1次・2次境界）の過圧の防止、断熱材及びヒートシンク材により、安全板から流出するナトリウムによる熱的影響の緩和であり、以下の措置により、格納容器の破損を防止する。

- a. 原子炉容器外に流出した冷却材や損傷炉心物質を保持するため、安全容器を整備する。
- b. 安全容器と生体遮へい体のギャップに窒素ガスを通気し、安全容器内にて保持した損傷炉心物質等を冷却するため、コンクリート遮へい体冷却系を整備する。【別添6-10：BDBAの措置におけるコンクリート遮へい体冷却系の位置付けについて】
- c. 原子炉冷却材ナトリウムの蒸発により、主中間熱交換器の原子炉冷却材バウンダリ（1

次・2次境界)が過圧されることを防止するため、1次アルゴンガス系に安全板を整備する。【別添 6-11：安全板の動作の信頼性、ヒートシンク材の材料及び設置場所について】

- d. 安全板から流出するナトリウムによる熱的影響を緩和するため、格納容器(床下)の床面に断熱材及びヒートシンク材を整備する。また、流出したナトリウムがコンクリートと直接接触することを防止するため、格納容器(床下)の室には鋼製のライナを整備する。【別添 6-12：漏えいナトリウムの影響の拡大を抑制するための区画化等の対策について】
- e. ナトリウムが流出し、格納容器内の圧力、温度及び床上放射能レベルが異常に上昇した場合は、「格納容器内圧力高」、「格納容器内温度高」及び「格納容器内床上線量率高」により警報が中央制御室に発せられ、工学的安全施設の作動により、格納容器から放出される放射性物質を低減する。

LORL (i) の事象推移と炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の概要を第 2.5.1.1 図に、炉心損傷防止措置の資機材を第 2.5.1.1 表、格納容器破損防止措置の資機材を第 2.5.1.2 表に示す。