

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構大洗研究所(南地区) 高速実験炉原子炉施設「常陽」の新規制基準適合性審査の状況 —要素評価の結果報告と今後の審査の進め方について—

令和4年6月1日
原子力規制庁

1. 趣旨

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構(以下「申請者」という。)の高速実験炉原子炉施設「常陽」(以下「常陽」という。)における設置変更許可申請について、申請者が SIMMER-Ⅲ及び SIMMER-Ⅳコードにより実施した熔融炉心の凝集による即発再臨界に伴う放出エネルギー評価、その放出エネルギーを基にしたナトリウム噴出量評価の結果(以下「申請者評価結果」という。)に対して、原子力規制庁が実施した個別の物理現象の要素ごとの評価(以下「要素評価」という。)による検討結果を報告するとともに、本件に係る「4. 今後の審査の進め方」の了承について諮るものである。

2. 経緯

申請者から、平成29年3月30日付けで常陽の設置変更許可申請書が申請された(平成30年10月26日付け、及び令和3年12月2日付けで一部補正)。当該申請については、これまで審査チームにおいて、審査会合等を通じて申請内容の確認を進めてきており、申請者から説明を受けたもののうち、審査チームとして論点と考えられる事項について取りまとめ、今後の審査方針案とともに、令和3年5月26日、6月23日及び令和4年2月24日に原子力規制委員会に報告し、審議された。

これらのうち、審査チームは、令和4年2月24日の原子力規制委員会において、原子力規制庁による要素評価を実施し、申請者の解析結果と比較、考察する旨を報告し、その検討を進めてきた。

3. 要素評価の検討結果の報告

常陽における、熔融炉心の凝集による即発再臨界に伴う放出エネルギー評価及びその放出エネルギーを基にしたナトリウム噴出量評価に対して、原子力規制庁の要素評価による検討結果を別紙のとおり報告する。

原子力規制庁の要素評価は、申請者が実施した保守的な解析条件を基本とし、さらに現実的に考えられる範囲において保守的な条件を解析条件として設定するとともに、損傷炉心評価に係る物理現象を原理的に模擬し、確実に保守的と言える解析モデルを構築し、原子炉格納容器の健全性を評価するための条件を求めることを目的として実施した。その結果、常陽における、熔融炉心の凝集による即発再臨界に伴う放出エネルギー評価及びその放出エネルギーを基にしたナトリウム噴出量評価は、申請者評価結果と概ね整合する結論が得られた。

4. 今後の審査の進め方

3. の結果を踏まえ、以下の方針で審査を進めることについて了承いただきたい。

審査チームとしては、原子力規制庁が独自に実施した要素評価の結果によって得られた、即発再臨界に伴う放出エネルギー及び炉心温度や、原子炉容器内から原子炉格納容器床上へのナトリウム噴出がないという結果は、申請者評価結果と概ね整合するものであることから、この申請者評価結果は妥当であると判断した。

したがって、審査チームとしては、申請者が申請者評価結果に基づけば、原子炉容器内から原子炉格納容器床上へナトリウムが噴出することはないが、原子炉格納容器の頑健性を確認するために、あえて従来通りナトリウムが噴出すると仮定^{※1}し、多量の放射性物質等を放出する事故（いわゆる BDBA）の対策を講じるとしていることは、保守的な想定であると考えられるので、これを認め、今後の審査において、申請者の同対策に係る資機材、体制及び手順を確認することとしたい。

なお、今回の判断は、申請者評価結果について、要素評価で比較及び検討を行った範囲に限って妥当と認めるものであり、SIMMER-Ⅲ及びSIMMER-Ⅳコードそのものの妥当性を判断していない。

引き続き、常陽に対する新規制基準適合性に係る審査を進め、審査書案がとりまとめ次第、原子力規制委員会に諮る。

別 紙：高速実験炉原子炉施設「常陽」の SIMMER コードによる有効性評価解析結果に対する要素評価による検討結果

参考 1：審査進捗状況表 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 高速実験炉原子炉施設「常陽」 設置変更許可申請（新規制基準適合性）に係る審査状況【令和 4 年 6 月 1 日時点】

参考 2：令和 3 年度第 68 回原子力規制委員会（令和 4 年 2 月 24 日）資料 4 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構大洗研究所（南地区）高速実験炉原子炉施設「常陽」の新規制基準適合性審査の状況 —有効性評価に用いる解析コードの妥当性—（抜粋）

^{※1} 申請者は、既許可におけるナトリウム噴出量 230kg を引き続き使用し、原子炉格納容器の健全性評価を実施したとしている。

高速実験炉原子炉施設「常陽」の SIMMER コードによる有効性評価結果 に対する要素評価による検討結果

令和4年6月1日

1. はじめに

令和3年度原子力規制委員会（令和4年2月24日）において了承された対応方針に基づき、原子力規制庁は、申請者が SIMMER-Ⅲ 及び SIMMER-Ⅳ コードにより実施した、熔融炉心の凝集による即発臨界超過に伴う放出エネルギー評価及びその放出エネルギーを基にしたナトリウム噴出量評価に対して、原子力規制庁独自の解析方法及び解析モデルを用いた要素評価を実施し、申請者の解析結果と比較、考察による検討結果を取りまとめた。

2. 要素評価の考え方

申請者は、常陽が小型のナトリウム冷却型高速炉でその炉心は負のボイド反応度特性を有することから、冷却材が沸騰して燃料要素が破損したとしても、燃料ペレットは熔融せずに固体の状態で炉心底部に堆積するとしている。この状態で燃料ペレットは流動しないが、冷却材の沸騰が継続し、炉心損傷範囲が拡大した場合には、燃料ペレットが大規模に炉心底部に堆積することで、核発熱により堆積中心から熔融し、熔融燃料のスロッシングによる部分的な燃料凝集により即発臨界超過に至る可能性があるとしている。

そのため、本要素評価では、即発臨界超過による出力逸走、それに伴う放出熱エネルギー発生量と大回転プラグ、小回転プラグ及び炉心上部構造物（以下「回転プラグ」という。）に対する機械的エネルギーへの最大変換割合を評価することを目的とする。

これらの評価において、即発臨界超過に伴う放出熱エネルギーは、事象の初期条件や事象の推移に依存して結果が異なるランダムな特性を有し、偶発的な原因に伴う不確かさが大きい。また、炉心損傷事象に対しては実験による実証が難しく、評価手法の検証が確立されていないため、認識論的不確かさも大きい。

これらの事情を鑑みて、申請者の評価では、(1) 燃料要素破損時に燃料ペレットは固体状態の燃料粒子（粒径 1mm 程度）に破損するとし、燃料粒子にあえて流動性を持たせる、(2) 燃料粒子が 100% 製造時密度で沈降し、短時間で燃料凝集が起きる、(3) ラッパー管等の構造物は融点（凝固点）を超えると即座に流動する等、明らかに保守側な想定を置いている。

本要素評価ではこの想定を引き継ぐとともに、申請者が炉心の約 90% が流動すると仮定するところを全炉心燃料が流動するとみなす等、申請者の条件より更に保守側な想定を置いている。

本要素評価では、申請者が実施した保守的な解析条件を基本とし、さらに現実的に考えられる範囲において保守的な条件を解析条件として設定するとともに、損傷炉心評価に係る溶融炉心プールの流動と燃料凝集、核的挙動、熱エネルギーの発生、炉心物質の蒸発・膨張等の物理現象を原理的に模擬し、確実に保守的と言える解析モデルと解析条件の組み合わせを用いて求めた計算値を原子炉格納容器の健全性を評価するための条件とする。

3. 要素評価の実施手順

要素評価を以下の二つの段階に分けて実施した。

(1) 遷移過程

当該事象においては、炉心損傷範囲の拡大により燃料ペレットが大規模に炉心底部に堆積し、核発熱により燃料粒子が溶融して形成された燃料溶融プールのスロッシングに伴う燃料凝集によって発生する即発臨界超過により最大エネルギーが放出されることから、この事象を基点とした解析を実施し、反応度挿入率と放出エネルギーを評価した。

(2) 機械的応答過程

上記(1)で求めた放出エネルギーを用いて、原子炉容器等に機械的負荷等を与える、冷却材ナトリウム中の原子炉容器径に匹敵する規模(原子炉容器径スケール)の固気液混相の蒸気泡(以下「CDA気泡」という)の膨張挙動を解析し、ナトリウム運動エネルギーとカバーガス圧縮エネルギーの和から機械的エネルギーとエネルギー転換率を評価した。さらに、CDA気泡の膨張挙動に伴い回転プラグ底面へかかる圧力変化から、格納容器床上へ噴出するナトリウム量を評価した。

4. 要素評価の着目点(判断基準)

SIMMERコードによる評価結果の妥当性を確認するに当たっては、以下の観点から判断する。

(1) 遷移過程

申請者が計算した反応度挿入率、放出エネルギーの評価結果の妥当性を確認するため、要素評価において想定条件に現実的な範囲で考えうる保守的設定を置いた評価を実施し、申請者の解析結果を上回るかについて確認する。(感度解析)

(2) 機械的応答過程

上記(1)に加え、現象の不確かさが大きいことから、独立した評価による申請者結果の妥当性確認のほか、既往試験の評価値と比較等を行い、格納容器の損傷を生じることがないことを確認する。具体的には以下を行う。

- ・大規模な蒸気爆発をもたらすエナジェティックな溶融燃料・冷却材相互作用(以下「FCI」という。)は、燃料・冷却材の接触温度が自発核生成温度以上で

発生するとされている[1]。この温度条件に基づき比較を行う。(図 12)

- ・機械的エネルギーについては、既往試験における機械的エネルギー転換率(0.1～1%程度) [2]と乖離していないことを確認する。
- ・ナトリウムが格納容器床上へ噴出する場合、回転プラグ流路中に確保できるナトリウム量を超えた噴出量(既許可では 230kg)を超過しないかについて確認する。

5. 要素評価における解析条件

解析に使用した常陽炉心の設計仕様及び解析条件を表 1 に示す。

6. 要素評価の結果

(1) 遷移過程

図 1 にスロッシングにより即発臨界超過に至る過程を示す。スロッシングは炉心中央で核熱反応による昇圧で液面が押し下げられた後、周囲からの揺り戻しで液面が上昇する挙動である。初期状態として最も液面の揺動振幅が最大となるよう設定すれば液面の上昇速度が最大になる。その結果、液面の上昇速度は 350cm/sec となり、その時点で即発臨界超過に至った時の反応度挿入率は 100\$/sec となった。

図 2 に反応度フィードバック・モデルを示す。反応度フィードバックは、以下の 3 つの過程によって起こると仮定した。

- ①炉心燃料の膨張により周辺のボイドが消失(時定数～3msec)
- ②炉心燃料の膨張により炉心全体の体積が増加(時定数～5msec)
- ③炉心燃料からの伝熱により周囲の構造材が膨張(時定数～10msec)

このうち、③の構造材膨張については、出力変化の時定数数 msec に比べて熱伝達に要する時間が長く、検討結果にほとんど影響を及ぼさないことから、考慮しないこととした。

図 3 に一点炉近似動特性による反応度及び発生エネルギーの推移を示す。放出エネルギーは約 1.3GJ、炉心燃料の平均温度は約 6000K となった。

なお、発生エネルギーに対する反応度挿入率への感度は小さいことを確認した(別添資料 2)。これは、反応度挿入率の上昇によって出力の立ち上がり急峻になり、急激な燃料膨張によりボイドの消失が早まることで反応度添加の効果が相殺されるためである。発熱エネルギーに対するボイド率の感度は大きい、ボイド率が小さくなると液面揺動による反応度挿入率が小さくなること、逆になる場合にはまた実効増倍率が低下することで再臨界事象そのものが起こりにくくなることから、ボイド率を 20%と設定することは妥当であると考えられる。

(2) 機械的応答過程

炉心内の燃料に放出エネルギーが与えられると、炉心領域の燃料及び構造材が昇温して気液混合状態になると考えられる。炉心物質は高温高圧の蒸気・液体となり、燃料集合体内で炉心の上に位置する上部炉心構造（以下「UCS」という。）を經由して、燃料集合体の外に流出する。燃料集合体の上部にはナトリウムで満たされた空間（以下「上部プレナム」という。）へ移行する。上部プレナムに移行した燃料は、単相状態の冷却材ナトリウムに接触して FCI を引き起こし、CDA 気泡を発生させる。CDA 気泡は上部プレナム内で急激に膨張し、上部プレナムのナトリウムを押し上げてカバーガス領域を圧縮することにより、原子炉容器や回転プラグ等に機械的影響を及ぼす。

上記で発生する機械的エネルギーをナトリウムの運動エネルギーとカバーガスの圧縮エネルギーの和として評価した。また、CDA 気泡の膨張に伴うカバーガスの圧力変化に基づき、回転プラグにおけるギャップ部から噴出するナトリウム量を評価した。

以下では、指標となる機械的エネルギーとナトリウム噴出量のそれぞれについて、評価した結果について記載する。

A. 機械的エネルギーの評価

機械的エネルギー及びエネルギー転換率を以下の手順により評価した。

- 1) 燃料温度低下効果の評価
- 2) FCI による CDA 気泡圧力の評価
- 3) CDA 気泡膨張による機械的エネルギーとカバーガス圧力変化の評価

1) 燃料温度低下効果の評価

CDA 気泡の発生に関する支配要因はナトリウムと炉心物質が接触する際の温度であるため、CDA 気泡の挙動を評価するに当たり、炉心燃料が炉心から上部プレナムへ移行するまでの温度低減効果が最も重要である。前章において、炉心燃料温度は 6000K で（炉内の構造材温度は 3000K）と評価されたことを踏まえ、初期混合と断熱膨張によって温度低下する効果を評価した。

ここでは CDA 気泡の発生を保守側に評価するためナトリウムと接触する際の炉心物質の温度を高く評価するよう、以下の仮定を用いた。

- a. 炉心燃料内で発生する熱エネルギーは構造材へは移行せず、すべて炉心燃料の膨張に使われるものとした。
- b. 炉心燃料については、燃料集合体出口まで断熱膨張により温度が低下するものとした。

c. 炉内の構造材は炉心燃料の膨張によって生じた圧力により均一に混合し、平均温度に達するものとした。

なお、ここでは燃料を UO_2 で近似した。図 4 に UO_2 の状態図と断熱膨張による温度低下効果の概念図を示す。膨張前の UO_2 の圧力は、 UO_2 の飽和蒸気圧(約 20MPa, 6000K)であり、状態図上の等エンタルピー曲線上を移動して温度と圧力が推移するものとした。参考文献[4]に記載された UO_2 の蒸発曲線上の状態量から、等エンタルピー曲線を作成した結果を図 5 に示す。断熱膨張により、 UO_2 の密度は 6500kg/m^3 から 2400kg/m^3 に希釈されるため、図 5 の結果から燃料集合体出口部における UO_2 の温度は約 4566K まで低下する。

燃料集合体出口では、混合前の UO_2 と構造材のいずれも沸点を超過しており、いずれも気相と液相の相平衡状態にあると考えられる。このような状態においてはラウールの法則が成立し、液相と気相のモル分率から平均圧力が一意的に決まる。混合前の UO_2 と構造材のモル分率から平均圧力を求めると、1.31MPa を得た。混合後もボイド率が不変だと近似して、温度をパラメータとしてラウールの法則で混合後の平均圧力 P を計算し、これが 1.31MPa と一致する点を求めた結果、平均温度は約 3825K となった(図 6)。

2) FCI による CDA 気泡圧力の評価

上記で評価した燃料温度に基づき、CDA 気泡の圧力を評価した。CDA 気泡の分圧は、炉心領域近傍では主に燃料蒸気及びスチール蒸気により構成されるが、上部プレナム中では FCI によって発生するナトリウム蒸気圧が主体的となり、その圧力はナトリウム飽和蒸気圧曲線に従う。FCI が生じるときの燃料とナトリウムとの接触界面温度[1]は、以下の式に示されるように熱流束と熱拡散厚さのバランスにより両者の物性値のみで決定される。

$$T_i = \frac{\sigma T_f + T_c}{\sigma + 1} \quad \dots (2)$$

$$\sigma = \frac{\sqrt{\kappa_f C_p \rho_f}}{\sqrt{\kappa_c C_p \rho_c}} \cong 0.5 \quad \dots (3)$$

ここで、 T_i は接触界面温度、 T は温度、 κ 、 C_p 、 ρ はそれぞれ熱伝導度、比熱、密度を表し、添え字の f 、 c は燃料及び冷却材を表す。 T_c に燃料集合体出口部の冷却材温度として 550°C を代入すると、(2) 式は燃料温度と接触界面温度の関係式となる。図 7 に、接触界面温度は FCI 発生時の温度とし、ナトリウム飽和蒸気圧曲線を燃料温度との関係で整理した結果を示す。同図から、前項 1) で求めた燃料温度に対応するナトリウム蒸気圧は約 4MPa と評価された。

3) CDA 気泡膨張による機械的エネルギーとカバーガス圧力変化の評価

CDA 気泡が上部プレナム中で膨張することによって生じる機械的エネルギーとカバーガスが圧縮される挙動を評価した。CDA 気泡の膨張とカバーガスの圧縮挙動の概念図を図 8(1)に示す。ここでは以下の仮定を用いた。

- a. 炉心物質が炉心領域から上部プレナムに流入して FCI が発生することにより CDA 気泡が生成される。本評価では、カバーガスの圧縮に十分に必要となる CDA 気泡を生成させるため、CDA 気泡生成開始後、飽和蒸気圧一定で成長すると仮定した。
- b. CDA 気泡の膨張を保守的に見積もるために、ナトリウム蒸気の凝縮による緩和効果をあえて無視した。CDA 気泡内のナトリウム蒸気を理想気体とし、モル数が維持されたまま断熱変化すると仮定した（ポリトロップ指数は 1.66）。
- c. CDA 気泡に駆動されたナトリウムは、カバーガスを圧縮しつつ上昇するが、カバーガスの圧力を保守的に評価するため、CDA 気泡体積はカバーガス体積と同程度まで膨張するとし、その時の CDA 気泡の圧力は 1 気圧まで減少するとした。

上記の想定条件に基づき、圧力源である CDA 気泡は図 8(2)に示す PV 曲線に従って膨張するとした。

カバーガスの圧力変化は、気泡が球状に膨張するとした Rayleigh 方程式と、上部プレナムのナトリウムの運動方程式とを連立させることにより求めた。CDA 気泡は膨張して周囲のナトリウムを加速し、カバーガスを圧縮する。当該ナトリウムの速度がゼロとなる時、カバーガス圧力は最大値に達し、その後 CDA 気泡は凝縮し熱エネルギーが散逸するので、カバーガス圧力ピークに着目した。その結果、カバーガスの圧力変化については、図 9 に示すように圧力の最大値は約 14MPa、回転プラグの自重を上回る加圧（約 0.24MPa 以上）が継続する時間（以下、「加圧時間」という。）は約 22msec と評価した。

また、ナトリウムの運動エネルギーとカバーガス圧縮エネルギーの和として定義される機械的エネルギーは約 6.7MJ となった。機械的エネルギー転換率は、即発臨界超過後の炉心の総エンタルピーである約 2.3GJ との比をとり、約 0.3%となった。

なお、申請者によれば、回転プラグに対して固定ボルトの破断圧力(5.25MPa)を超える圧力が作用したとしても、圧力ピークの時間幅が短く、ひずみが増大する前に除荷されることから、固定ボルトに生じるひずみは破断伸びである 15%より十分小さく抑制されれば、健全性は維持されるとしている。

B. ナトリウム噴出量の評価

回転プラグの下面に図 9 のカバーガス圧力がかかることによってギャップ部から格納容器床上雰囲気へ噴出するナトリウム量を評価した。常陽における回転プラグのギャップ部は、以下の 3 領域を考える。() 内にそれぞれの領域で保持可能なナトリウム量を示す。

- ① 炉上部機構（以下「UIS」という。）外周部のギャップ(113kg)
- ② 小回転プラグ外周部のギャップ(334kg)
- ③ 大回転プラグ外周部のギャップ(529kg)

上記 3 領域のギャップを対象に、回転プラグが垂直に持ち上がるとして、回転プラグの上下面に作用する圧力の差により各ギャップ領域に流入するナトリウム流量をギャップ部の摩擦損失と位置損失を考慮して求め、単位時間当たりのナトリウム量を求める評価式を構築した。

各ギャップ領域に流入するナトリウム量の計算結果の例を図 10 に示す。図 10 は、回転プラグの下面における加圧時間が 10msec 継続した場合のギャップ部へのナトリウム流入量をギャップ領域ごとに示している。図中に、各ギャップ領域の保持可能なナトリウム量（質量）を破線で示す。

ここでは、当該評価式を用いて、図 9 のカバーガス圧力の変化に応じた各ギャップ部へのナトリウム流入量を時間積分により算出し、図 11 のように評価した。図に示すように、ナトリウムのギャップ流入量は 3 領域の合計で約 700kg となるが、上述の各ギャップ部での保持可能な範囲に納まることから、ナトリウムは格納容器床上に流出しない結果となった。

7. 申請者解析結果との比較（表 2）

（1）遷移過程

スロッシングによる反応度挿入率、総熱出力及び最高燃料温度については、申請者評価値と概ね一致する結果が得られた。なお、反応度挿入率に対する不確かさ要因としては、初期状態を表すパラメータのうち、燃料内のボイド率の感度が大きいことがわかった。

（2）機械的応答過程

機械的エネルギー及びエネルギー転換率については、申請者評価値よりもやや大きい結果となるものの、概ね一致する結果が得られた。また、ナトリウム噴出量については、回転プラグギャップへの流入量は申請者の評価より大きくなるものの、格納容器床上空気雰囲気への噴出は生じない結果となった。

8. 要素評価結果（判断基準との比較）

SIMMER コードによる評価結果の妥当性を以下のとおり確認した。

(1) 遷移過程

即発臨界超過による出力逸走において発生するエネルギーは、炉心燃料の凝集挙動に伴う反応度挿入率に依存する。この挙動は負のフィードバックが大きい特徴があり、今回の要素評価で現実的な想定を置いたところ、常陽の小型高速炉炉心体系では約 6000K がほぼ上限と考えることを確認した。一方、申請者の SIMMER コードによる評価の結果では、最大値を約 5400K と評価していることから、妥当な評価であると考えられる。

(2) 機械的応答過程

出力逸走で炉心部にエネルギーが発生すると、炉心物質が蒸発・膨張して上部プレナムに流出し、ナトリウムを急激に蒸発させることにより原子炉構造の変形や回転プラグの浮上りによるナトリウムの噴出を生じさせる。実際の現象では、燃料、構造材、ナトリウムの相変化を伴う複雑な流動挙動となるが、今回の要素評価では、各物質の飽和蒸気状態と断熱膨張による簡略かつ保守側な評価とした。

ナトリウムが急激に蒸発する挙動は、炉心物質とナトリウムの接触温度が支配要因となる。本評価の結果、燃料集合体出口の炉心物質の温度は約 3825K となり、既往研究に基づいて蒸気爆発（エナジェティックな FCI、図 12 参照）は生じないことを確認した。したがって、以下では FCI で発生するナトリウム蒸気の膨張から機械的エネルギーを評価することに問題はないと考えられる。

そして、炉心物質と接したナトリウムが瞬時に飽和蒸気となって断熱膨張し、上部プレナムのナトリウムを押し上げることによるカバーガスの圧縮挙動を評価したところ、カバーガスの最高圧力は約 14MPa となった。このときの機械的エネルギー（ナトリウム運動エネルギーとカバーガス圧縮エネルギーの和）及びエネルギー転換率を評価すると、それぞれ約 6.7MJ、約 0.3% となり、THINA 試験[3]を含む既往試験での機械的エネルギー転換率（0.1~1%）と乖離していないことを確認した。

この結果は、ナトリウムプール底面から高温物質を注入した試験であり、かつ最も本評価で対象とする体系等の条件が類似する THINA 試験のエネルギー転換率（0.1~0.3%）と概ね合致している。また、申請者が計算した機械的エネルギー、エネルギー転換率の評価結果に対しては約 1.5 倍の結果となった。

さらに、上記のカバーガス圧力変化に対するナトリウム噴出量を評価したところ、約 700kg となるが、回転プラグの側面に構成されるギャップ内に収まり、格納容器床上には噴出しないことを確認した。

(3) まとめ

常陽の小型高速炉体系における出力逸走挙動を評価する観点で十分保守側と考えられる条件を共通とし、物理現象を原理的かつ簡易なモデルとして要素評価を実施したところ、申請者の SIMMER コードによる評価結果とほぼ整合する結果を得た。

参考文献

- [1] H.K. Fauske, "Role of Core Disruptive Accidents in Design and Licensing of LMFBR's," Nuclear Safety, 17 (1976) 550-567.
- [2] 秋山守「溶融燃料と冷却材の熱的相互作用」、日本原子力学会誌、Vol.20, No.6, (1978), p.3-8.
- [3] F. Huber, A. Kaiser, and W. Pepler, "Experiments on the Behaviour of Thermite Melt Injected into Sodium -Final Report on the THINA Tests Results," Proceedings of IAEA/IWGFR Technical Committee Meeting on Material-Coolant Interactions and Material Movement and Relocation in Liquid Metal Fast Reactors, 167-198, Oarai, Japan, (1994)
- [4] C. Ronchi, I. L. Iosilevski and E. S. Yakub, "Equation of State of Uranium Dioxide Data Collection", Springer-Verlage, Berlin Heidelberg (2004).
- [5] L. Leibowitz (chairman), et al., "Properties for LMFBR Safety Analysis", ANL-CEN-RSD-76-1, Argonne National Laboratory (1976).
- [6] 2021年10月4日審査会合資料 資料2「多量の放射性物質等を放出する事故の拡大の防止に係る炉心損傷防止措置及び格納容器破損防止措置の有効性評価に使用する計算コードについて」3.3.6 ナトリウムの凝縮・蒸発 (CONTAIN-LMRのナトリウム飽和蒸気圧曲線)
- [7] Morita K. et. al, "SIMMER-III Analytic Equation-of State Model," JNC TN9400 2000-005, 1999.
- [8] Morita K. et. al, "SIMMER-III Analytic Thermophysical Property Model," JNC TN9400 2000-004, 1999.

表1 解析で使用了主要パラメータの設定根拠

(1) 共通項目

パラメータ	入力値	設定根拠
炉心インベントリ	燃料 813 kg 構造材 391 kg	ノミナル値 (平衡炉心初期)

(2) 遷移過程

パラメータ	入力値	設定根拠
スロッシングする燃料の割合	100%	別添資料1参照
燃料の組成 (体積比)	燃料 : 構造材 =4:6	液面平坦時にほぼ臨界となる組成を選定
構造材ボイド率	20%	同上
液面の揺動形状	Bessel 関数 (軸対称モード)	Bessel 関数は、タンク内のスロッシング解析モデルとして適用例多数あり。反応度挿入への効果が大きい軸対称モードを選定
スロッシング駆動力	重力 (自由落下)	燃料の粘性を無視することで液面上昇速度が保守側評価となる
炉心体積膨張による反応度効果	-1.90×10^{-6} dk/k/°C	体積膨張はすべて軸方向に起こると仮定。径方向よりも保守側評価となる
炉心体積膨張への寄与	UO ₂ のみに限定	時定数の差から、構造材の熱膨張については考慮しない (本文参照)
ドップラー反応度係数	-1.10×10^{-3} Tdk/dT	ノミナル値
即発中性子寿命	3.56×10^{-7} sec	ノミナル値
実効遅発中性子割合	0.00429	ノミナル値

(表1つづき)

(3) 機械的応答過程

パラメータ	入力値	設定根拠
機械的エネルギーの評価		
即発臨界直後の燃料温度	6000K	放出エネルギー評価結果 (1.3 GJ) に基づく。
即発臨界直後のスチール温度	3000K	同上
UCS 初期温度	1700K	UCS は固相で残存しているものとし、その最高温度である融点とした。
燃料集合体出口ナトリウム温度	550°C (823K)	上部プレナム冷却材温度に対し、50K の温度上昇を見込んだ。
ポリトロープ指数	1.66	断熱変化を仮定した。
CDA 気泡の膨張挙動	ナトリウムの運動方程式及び Rayleigh 方程式に基づく	CDA 気泡は球状を仮定した。
物性値	----	[4] [5] [6] [7] [8]
ナトリウム噴出量の評価		
回転プラグ下面に作用する圧力	各部位共通	機械的エネルギー評価結果に基づく。
ギャップ部の摩擦損失	ギャップ形状に応じて設定	PLUG コードの評価方法と同様
ギャップ部の位置損失	水頭圧	
ギャップ部に流入するナトリウム温度	500°C	上部プレナム温度と同じと仮定した。

表 2 主な解析結果と申請者評価との比較

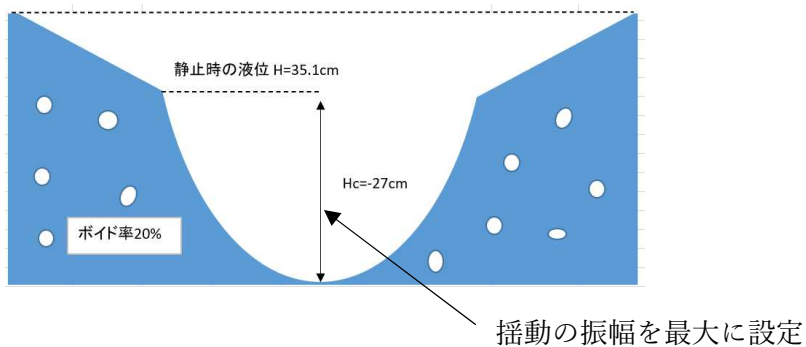
(1) 遷移過程

	本解析結果	申請者評価
最大反応度挿入率	100\$/sec	80\$/sec
総発熱量	約 1.3GJ	1.3GJ
燃料最高温度	約 6000K	5382K

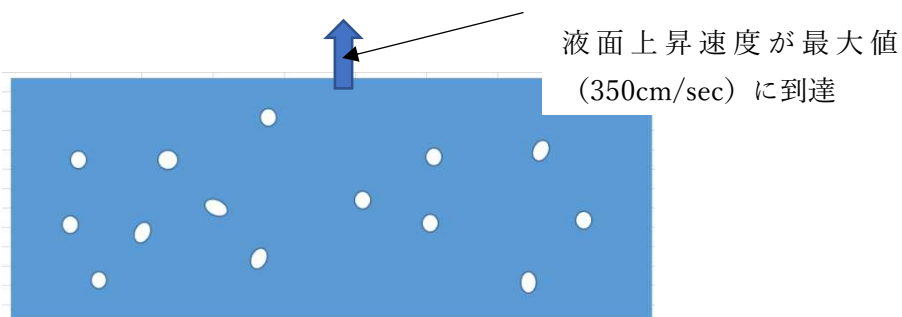
(2) 機械的応答過程

	本解析結果	申請者評価
最大 CDA 気泡圧力	約 4MPa	約 2MPa
最大機械的エネルギー	約 6.7MJ	約 3.6MJ
エネルギー転換率	約 0.3%	約 0.16%
ナトリウム噴出量	0kg	0kg
回転プラグギャップへのナトリウム流入量	約 700kg	約 245kg

(a) 初期状態 (未臨界、 $t=0$ s)



(b) 液面が平坦状態に戻り臨界に到達 ($k=1$, $t=0.156$ s)



(c) 即発臨界超過が発生 ($k=1+\beta$, $t=0.167$ s)

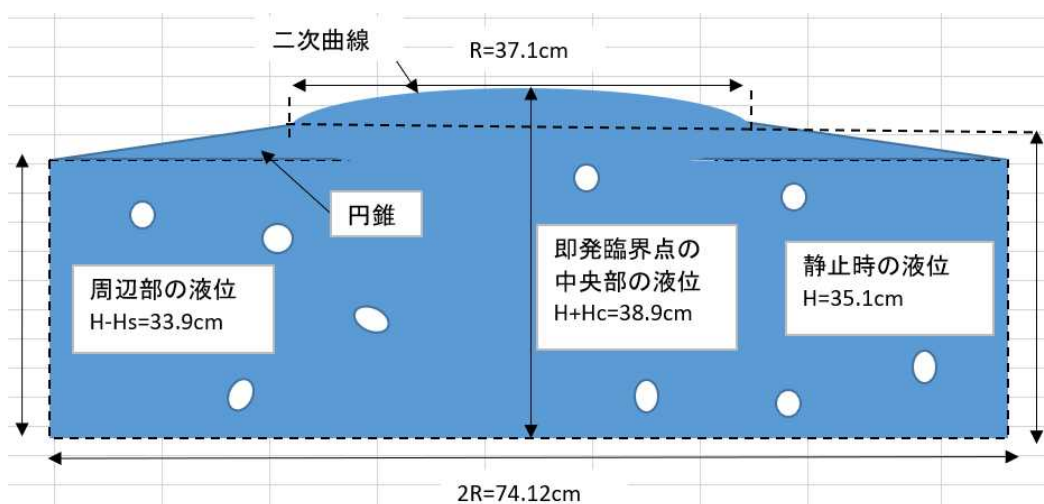
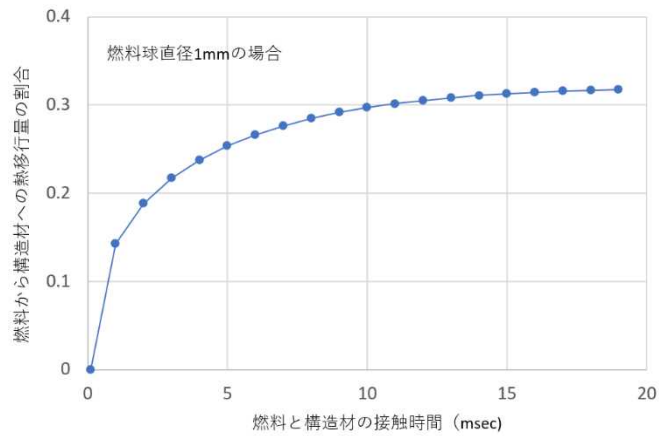
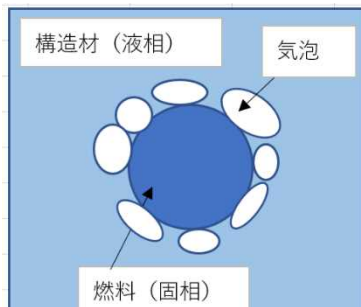


図1 スロッシング事象を模擬した解析モデル

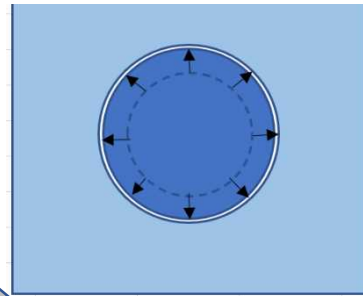


(a) 初期状態 ($t=0$)

(b) 燃料膨張による構造材ポイドの消失 ($t=3$ msec)



(c) 燃料膨張による構造材の排除 (炉心体積の膨張、 $t=5$ msec)



(d) 構造材への熱伝達により構造材ポイド発生 ($t>10$ msec)

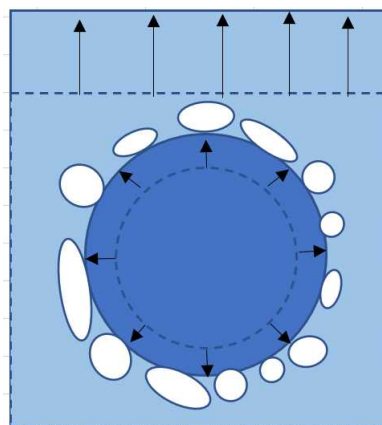
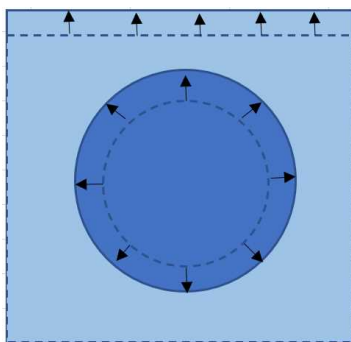


図2 反応度フィードバック・モデル (解析では a~c までを考慮)

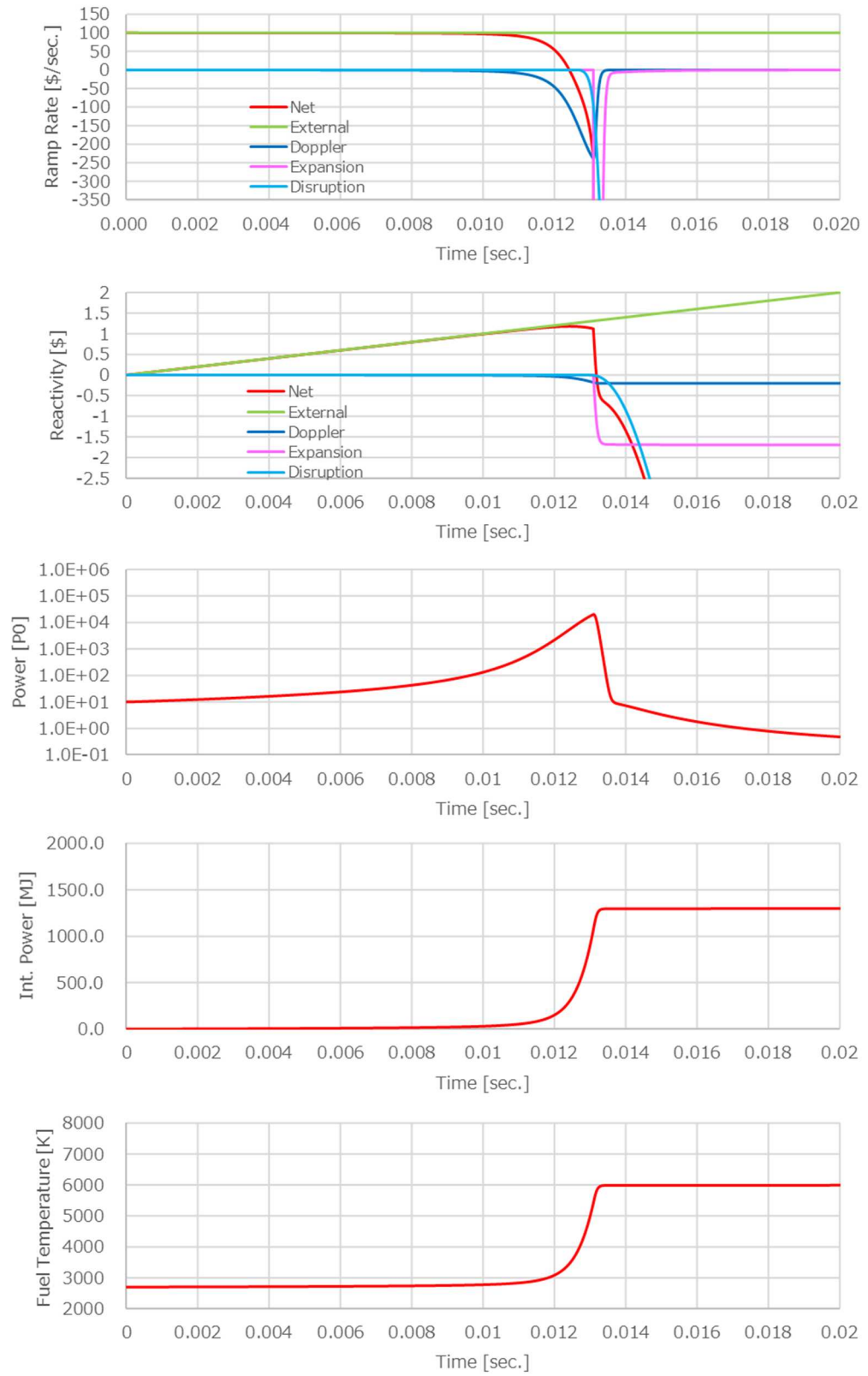


图3 動特性解析結果（基準解析）

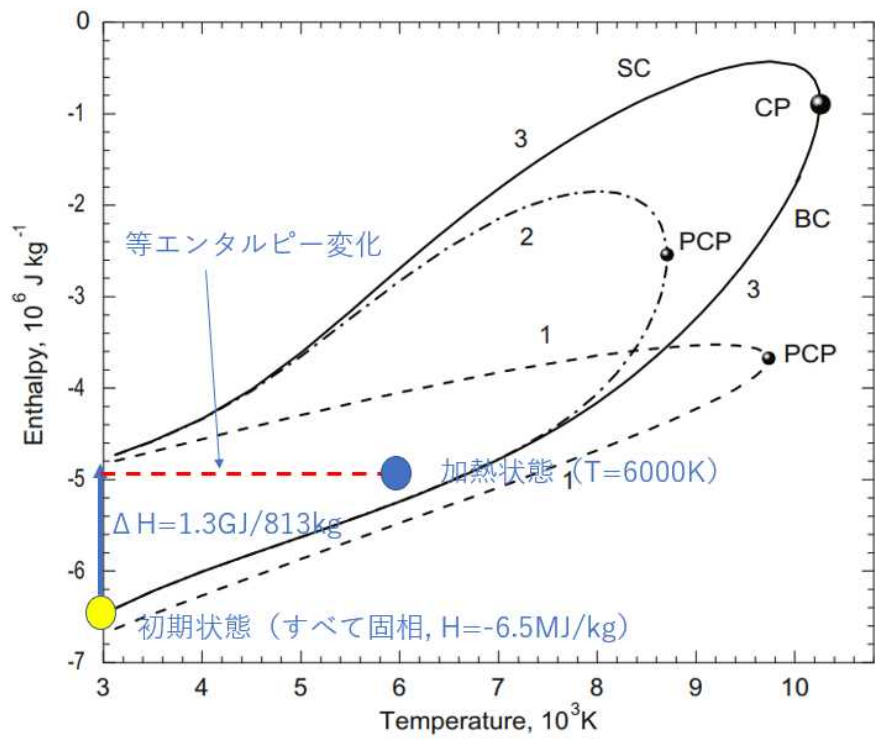


図4 断熱膨張による燃料温度低下効果の概念図
 (CP: 臨界点、BC: 沸騰曲線、SC: 飽和曲線、文献[4]の原図に加筆したもの)

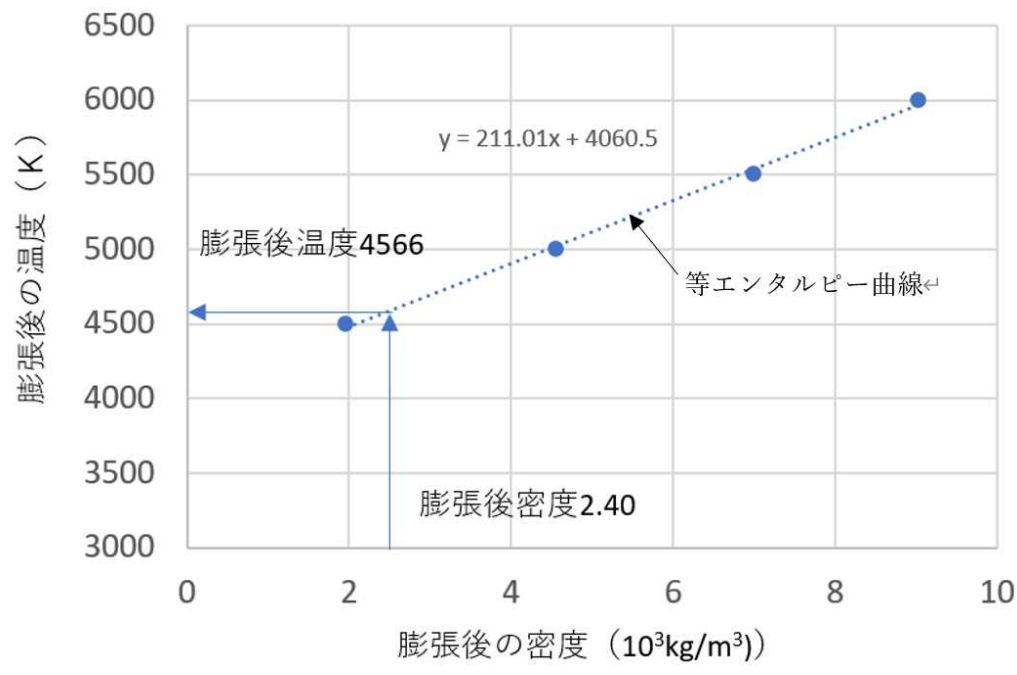


図5 等エンタルピー曲線を用いた断熱膨張後の密度からの温度推定

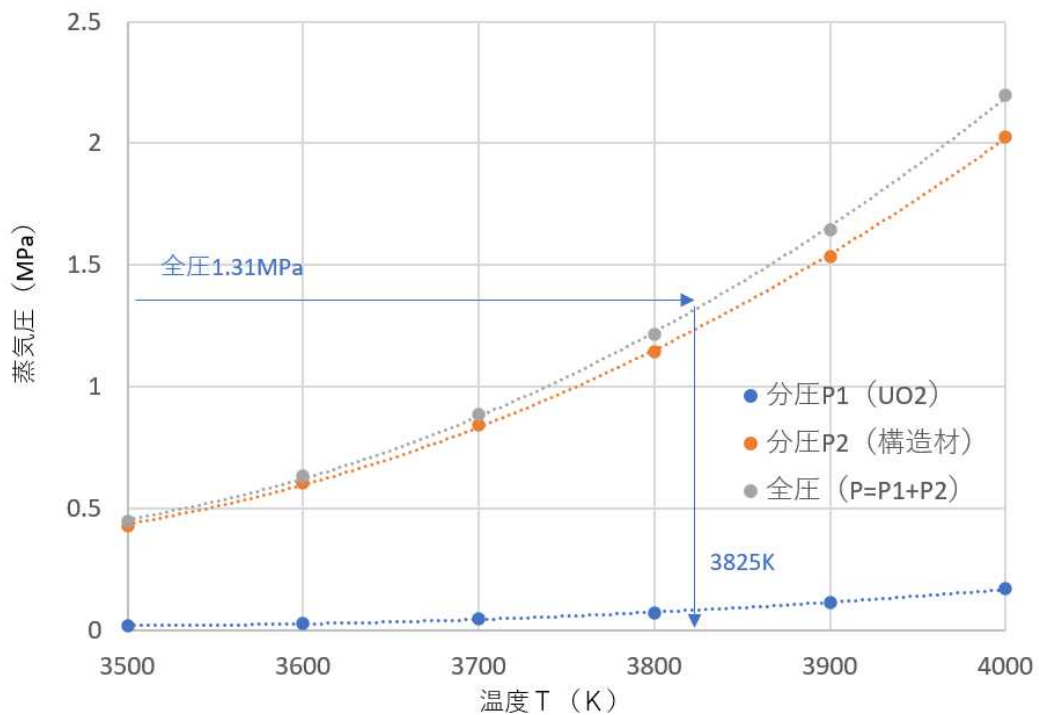


図6 ラウールの法則を用いた混合後の圧力からの平均温度の推定

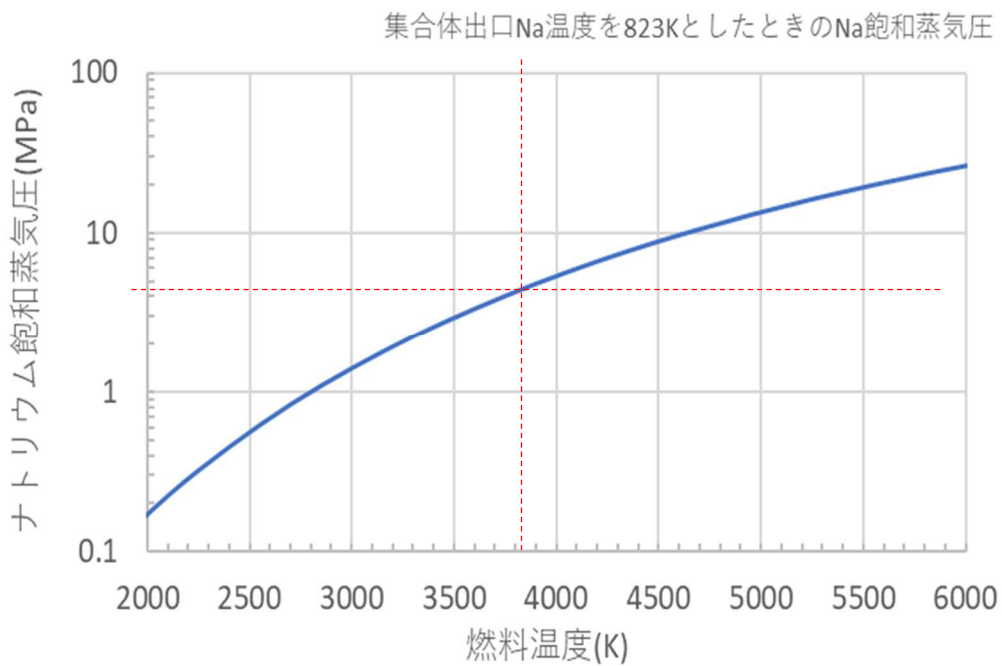
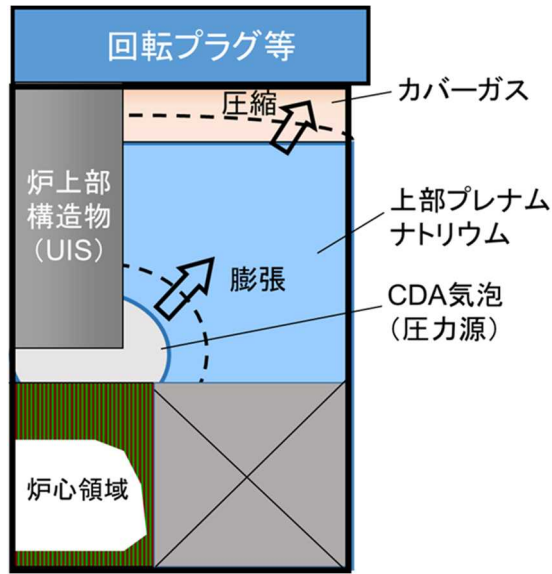
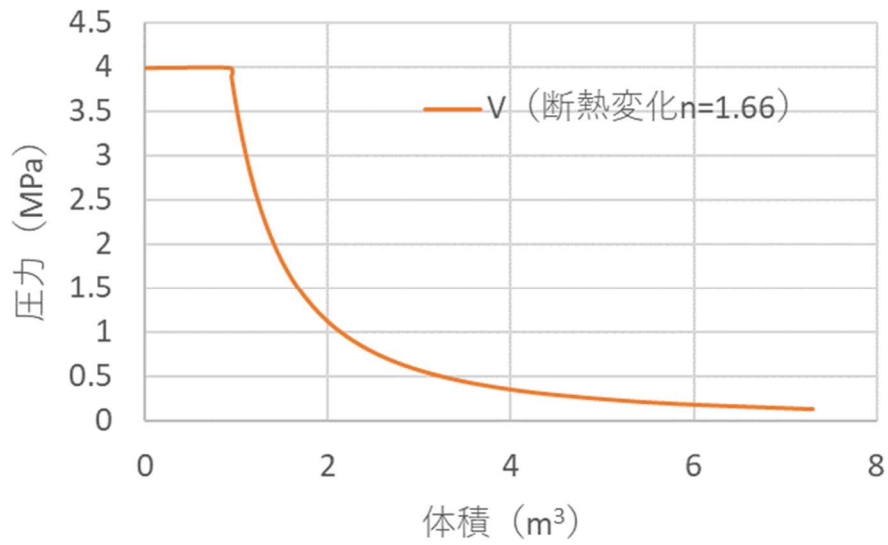


図7 FCI 発生時の燃料温度とナトリウム飽和蒸気圧の関係



(1) CDA 気泡膨張とカバーガス圧縮挙動の概念図



(2) CDA 気泡の圧力と体積の関係 (最大圧力 4MPa の場合)

図 8 CDA 気泡膨張条件

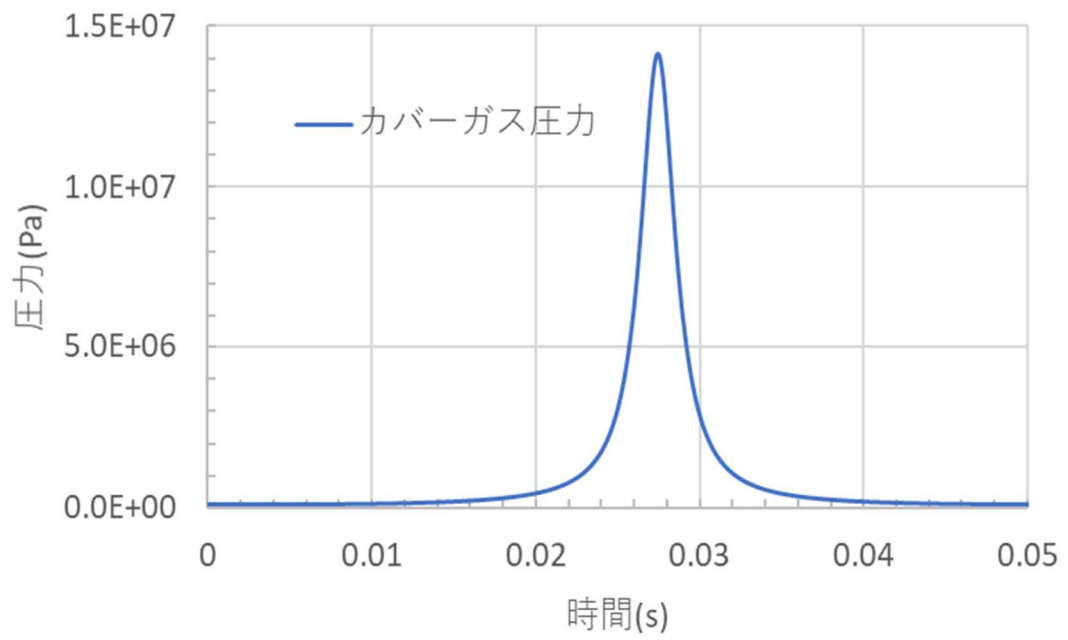


図9 カバースガス領域の圧力変化

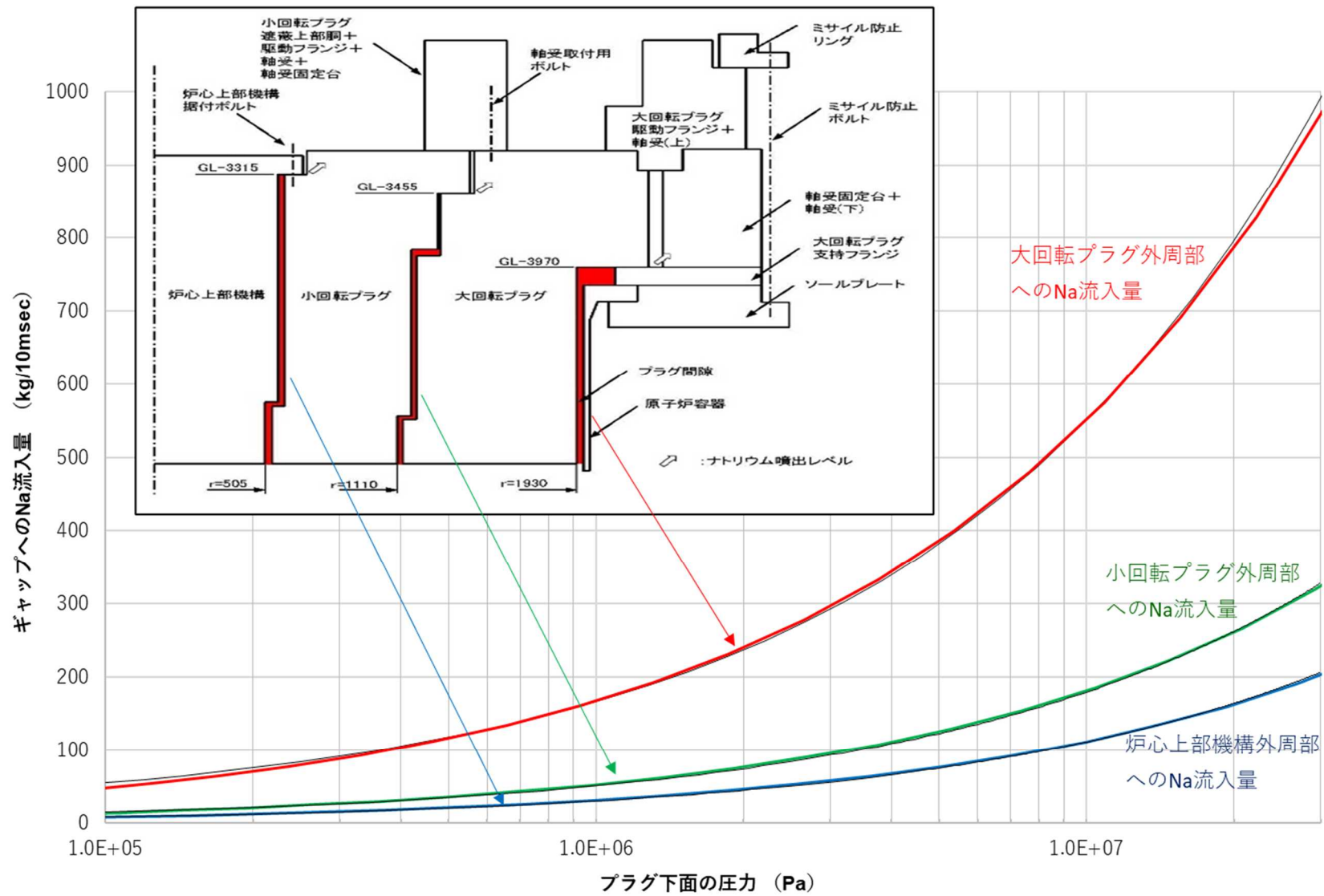


図 10 回転プラグ下面加圧時 (加圧時間 10msec) のナトリウム流入量

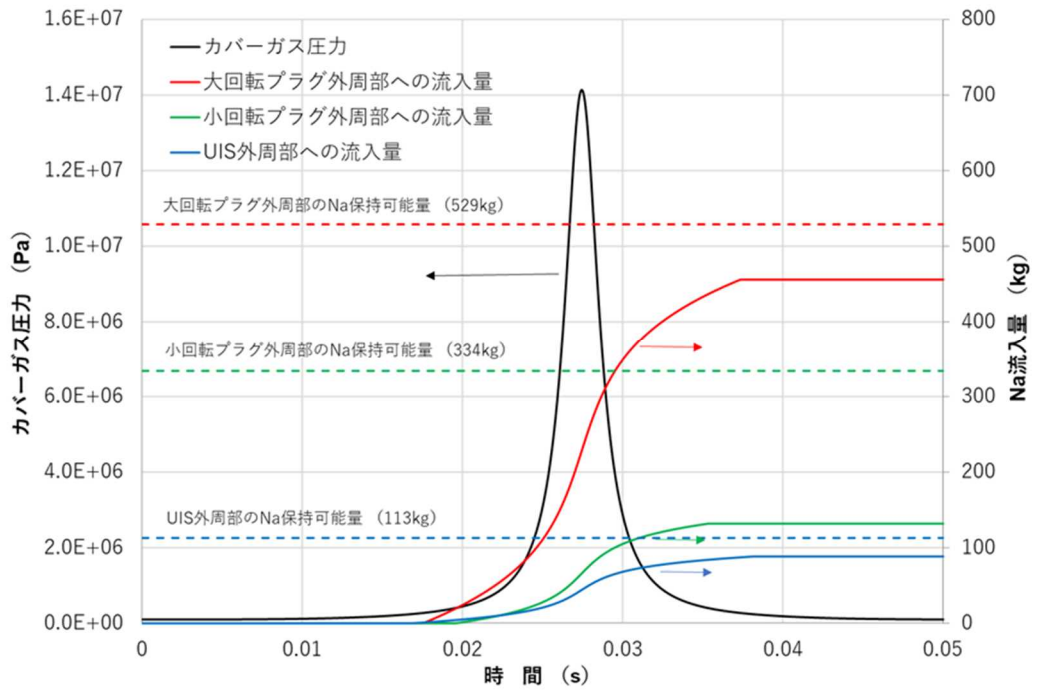


図 11 ギャップへのナトリウム流入量

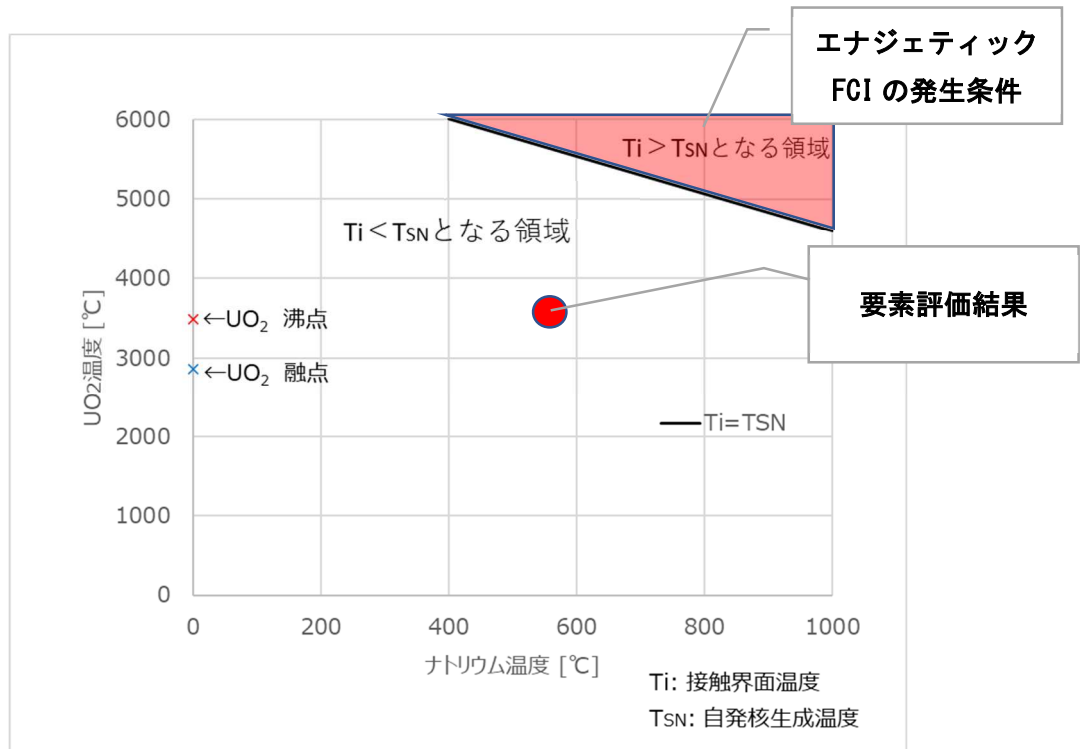


図 12 UO₂ 燃料と液体ナトリウムとの接触による自発核生成温度条件
(参考文献[1]を引用)

スロッシング・モデルの選定根拠について

1. スロッシング規模のパラメータ・サーベイ

スロッシングが発生する際、溶融プールの広がりには炉心中央部の一部に限定され、炉心周辺の燃料集合体は健全のまま残るため、スロッシングの対象には含まれないと考えられる。この影響を評価するため、スロッシング規模を炉心の 100%、75%、50%としたパラメータ・サーベイを実施した。

図 A1-1 にスロッシング・モデルを、図 A1-2 に各ケースについて、中央部高さの実効増倍率の臨界状態からの超過分（以下「添加反応度」という。）の関係を示す。

100%のケースでは、中央部の高さに対して添加反応度が単調増加したが、75%、50%では途中でピークを生じたのち、減少に転じた。また、すべての中央部の高さに対して 100%のケースで添加反応度が最大になった。

以上より、スロッシング・モデルについては炉心 100%のケースを選定した。

2. ボイド率のパラメータ・サーベイ

炉心 100%のスロッシング・モデルを用いて、ボイド率を 0%、20%、30%としたパラメータ・サーベイを実施した。

図 A1-3 に各ケースについて、中央部高さと添加反応度の関係を示す。添加反応度はボイド率 0%で最大となったが、ボイド率 0%では燃料デブリの熱膨張によって周辺のボイドが消失するまでの時間がなくなり、即時に反応度フィードバックが働くため、総発熱量に対しては非保守側評価となる。逆に、ボイド率を 30%としたケースでは、添加反応度は低めとなった。また、ボイド率が 20%を超えると実効増倍率が 0.95 を下回り、再臨界が発生する可能性が著しく低くなることから、ボイド率 20%を再臨界発生可能な上限とみなすこととした。

以上より、ボイド率として 20%を選定した。

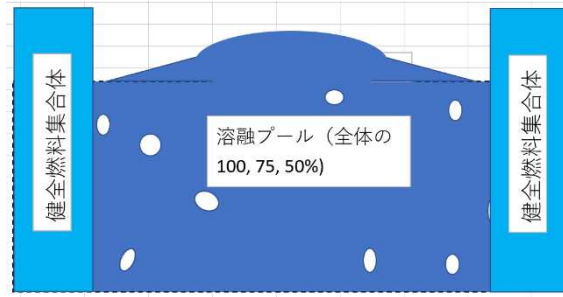


図 A1-1 パラメータ・サーベイ用スロッシング・モデル

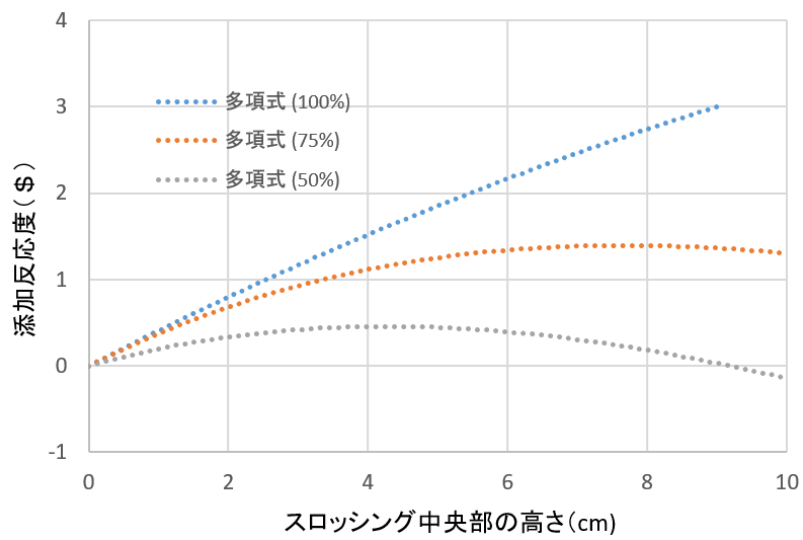


図 A1-2 スロッシング規模のパラメータ・サーベイ結果

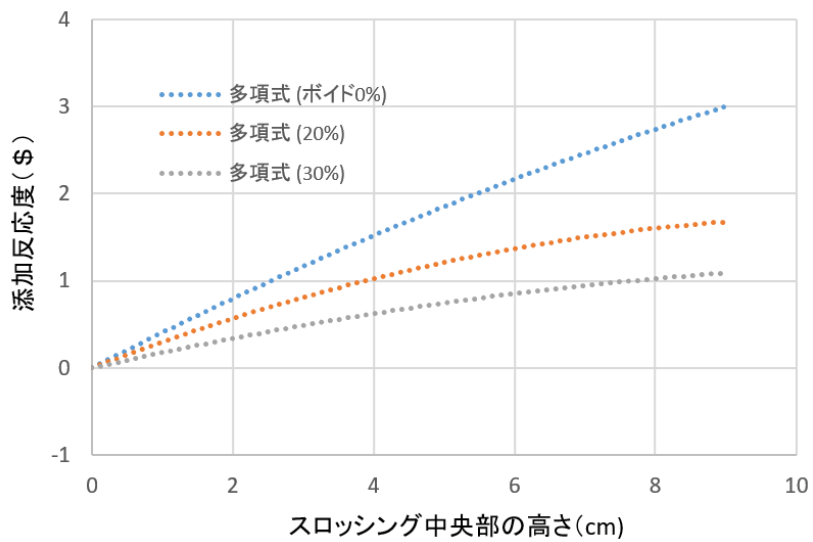


図 A1-3 ボイド率のパラメータ・サーベイ結果

動特性解析の入力条件に対する感度解析結果

動特性解析の入力条件として、反応度挿入率、燃料デブリ内のボイド率、初期出力に対する感度解析を実施した。なお、炉心の初期温度を 2700K とした。

表 A2-1 に結果を示す。

反応度挿入率に対する感度は非常に低く、基本条件の 2 倍の値としても総出力で約 8% の増加、燃料温度で 200K の上昇に留まった。これは、反応度挿入率が増加すると短時間に熱膨張が進み、周辺のボイドが消失するまでの時間が短縮された分、反応度フィードバックが早期に働きやすくなる効果が現れるためと解釈できる。

燃料デブリ内のボイド率に対する感度は相対的に大きく、ボイド率が高いほど総熱出力や燃料温度が高くなった。ただし、ボイド率が高いケースでは初期状態の実効増倍率が最大でも 0.95 を下回るため、スロッシングで燃料凝縮が起こっても再臨界に至るまでの反応度挿入が起きる可能性は極めて低いと思われる。よって、本解析ではボイド率の上限を 20% とした。

初期出力に対する感度は、相対的に小さかった。

表 A2-1 動特性解析に係る感度解析結果

(1) 反応度挿入率

ケース番号	反応度挿入率	ボイド率 %	初期出力 MW	総熱出力 GJ	燃料温度 K
0 (基本条件)	100	20	1000	1.30	6000
A1	125	↑	↑	1.33	6000
A2	150	↑	↑	1.37	6100
A3	175	↑	↑	1.39	6200
A4	200	↑	↑	1.40	6200

(2) ボイド率

ケース番号	反応度挿入率	ボイド率 %	初期出力 MW	総熱出力 GJ	燃料温度 K
0 (基本条件)	100	20	1000	1.30	6000
B1	↑	10	↑	0.77	4600
B2	↑	0	↑	< 0.2	< 3100
B3	↑	30	↑	(1.74)*	(7100)
B4	↑	40	↑	(2.08)	(8000)

*括弧付きは、初期実効増倍率が 0.95 以下となるために評価対象からは排除したケース

(3) 初期出力

ケース番号	反応度挿入率	ボイド率 %	初期出力 MW	総熱出力 GJ	燃料温度 K
0 (基本条件)	100	20	1000	1.30	6000
C1	↑	↑	100	1.35	6100