

A S F R E のモデル及び妥当性確認について

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、以下の項目に関してまとめたものである。

- ・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

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：Local Fault）」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ガス（以下「F Pガス」という。）による内圧の上昇により、被覆管がクリープ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F P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F Pガスの圧力上昇によって被覆管がクリープ破損し、放出されるF P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、破損伝播が起らないことを確認する。

※ 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。

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。

2.2. ランクの定義

2.1 で述べた評価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、重要現象を抽出するためのランクの定義及び取り扱いを第1表に示す。

2.3. 物理現象に対するランク付け

2.1 で述べた評価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1表の定義に従って、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」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、ギャップコンダクタンス等が影響する。

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、ギャップコンダクタンス）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、ギャップコンダクタンス、被覆管の熱伝導率及び熱容量、被覆管から冷却材及びF P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。

3. 解析モデルについて

3.1. コード概要

A S F R E 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。A S F R E の主要な計算モデルを第3表に示す。A S F R E では、燃料集合体内の三角配列の燃料要素に対して、第2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F P 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. 解析モデル」で述べる。

3.2. 重要現象に対する解析モデル

2.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4表に示す。

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。

3.3. 解析モデル

A S F R Eでは、3.1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)

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

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)

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

- A_f : 流体-流体間の面積[m²]
 A_{fw} : 流体-壁面（被覆管、ラップ管等）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。

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

- 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。

$$h = \lambda Nu / D_e \quad (6)$$

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。また、F P 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、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（付録参照）。

$P/D \geq 1.2$; FFTF 相関式 :

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

$P/D < 1.2$; 修正 Schad 相関式 :

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

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

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)]

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。

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

- 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^[6]）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。

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

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。

$$\frac{1}{V_T} \int_{A_{ff}} \left(-pn + [\bar{\tau} \cdot n] \right) dA = -\frac{1}{V_T} \int p n dA + \mathbf{M} \quad (12)$$

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。

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

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。

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

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} : 固体壁が流体に及ぼす力

\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

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。

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

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

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

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

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

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

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

- A_g : ピン間のギャップ幅[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。

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

ここで、運動量の乱流渦拡散係数は、以下の Aoki の相関式^[7]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。

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

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

- 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間のセル間中心距離[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. コードの妥当性確認

4.1. 重要現象に対する妥当性確認

重要現象に関する評価マトリックスを第5表に示す。妥当性確認においては、第5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。

(1) 「常陽」燃料集合体試験解析^{[1], [8]}

「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3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。

(2) 「もんじゅ」燃料集合体試験解析^{[1], [8]}

「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。

(3) PLANDTL-37 試験解析^{[1], [9]}

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 5 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 6 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 7 図及び第 8 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。

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

$$\Delta T_e = Q / (m c_p) \quad (24)$$

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。

5. 実機解析への適用性

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。

F P ガスの噴出に係る解析においては、F P ガスが噴出する高さでガスジェットの高さを考慮して、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F P ガスに置き換えた解析を実施する。保守側の設定として、F P ガスに置き換えた領域は、常にF P ガスが供給されることから噴出するF P 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。F P ガスが衝突する被覆管表面の温度評価は、F P 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。

よって、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。よって、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9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、燃料集合体内部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。

6. まとめ

局所的燃料破損事象グループ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A S F R E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、A S F R E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。

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] 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.
- [7] S. Aoki, "Current Liquid-metal Heat Transfer Research in Japan", Progress in heat and mass transfer, Vol. 7, Pergamon Press, (1973), pp.569-587.
- [8] 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).
- [9] 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 局所的燃料破損 (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	出力変化	L
	燃料ペレット温度変化	L
被覆管	被覆管温度変化	H
燃料集合体内冷却材	冷却材温度変化	H
	速度分布	H

第3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-被覆管内面の熱伝達係数 (ギャップコンダクタンス) ・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)

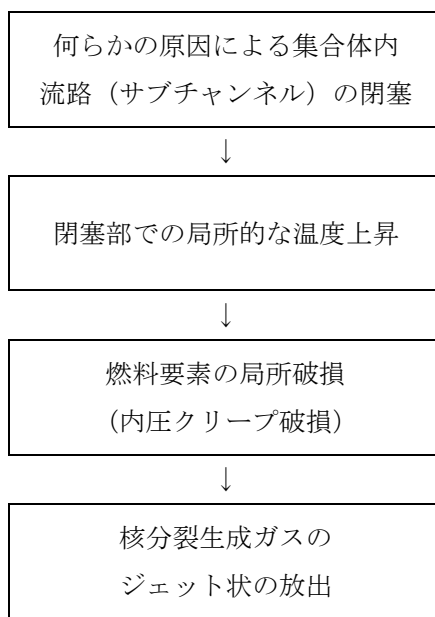
第4表 重要現象に対するASFREの解析モデル

分類	重要現象	解析モデル
燃料集合体内冷却材	冷却材温度変化	・熱伝達モデル (被覆管外面-冷却材、 閉塞物-冷却材) ・乱流モデル
	速度分布	・圧力損失モデル ・乱流モデル
被覆管	被覆管温度変化	・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-被覆管内面、 被覆管外面-冷却材)

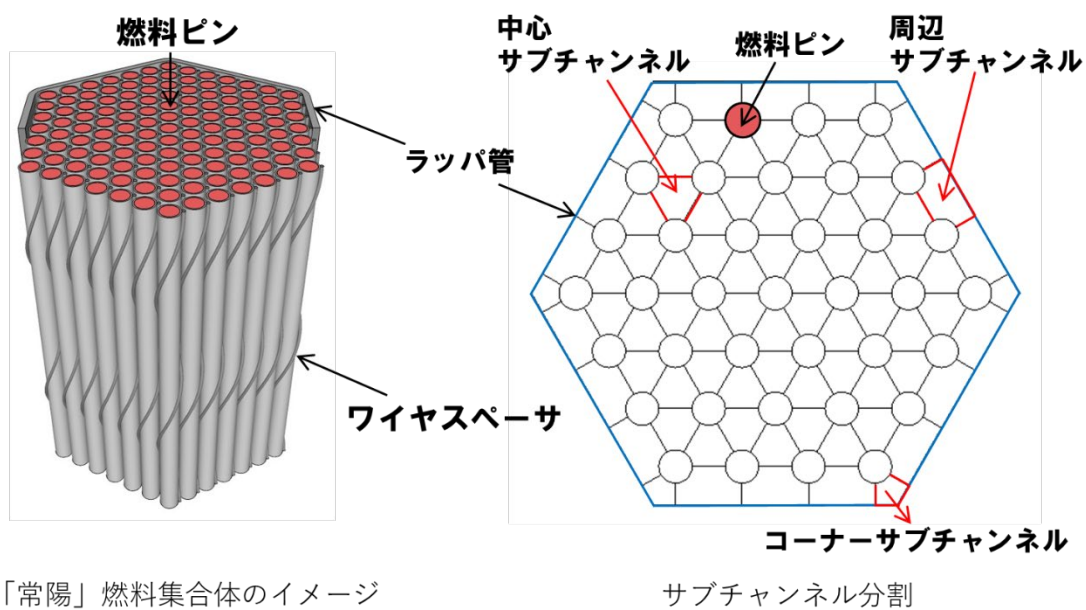
第5表 ASFREにおける重要現象の評価マトリックス

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^[8]。



第1図 局所的燃料破損事象の事象推移



第2図 サブチャンネル分割のイメージ

著作権の問題により公開できません。

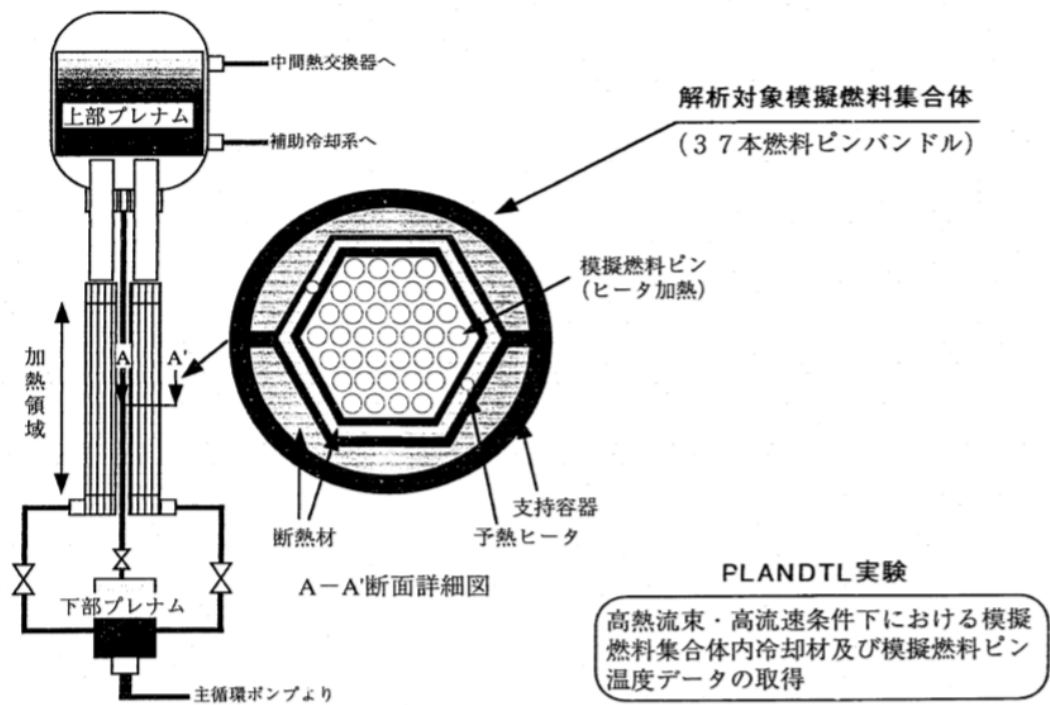
(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.4 (2017))

第3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)

著作権の問題により公開できません。

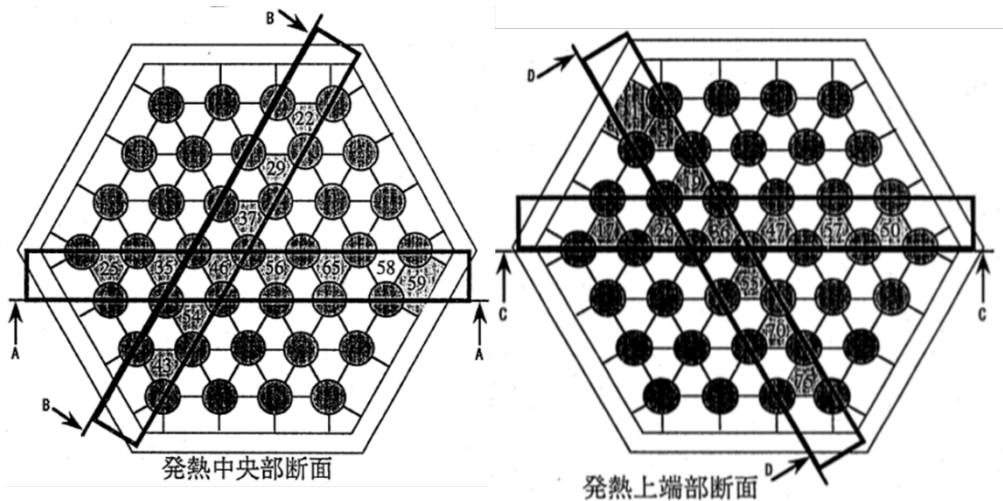
(出典：N. Kikuchi, et al., "Subchannel Analysis of Thermal-Hydraulics in a Fuel Assembly With Inner Duct Structure of a Sodium-Cooled Fast Reactor", Journal of Nuclear Engineering and Radiation Science, 5, p.021001-6, Fig.5 (2017))

第4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)



(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).)

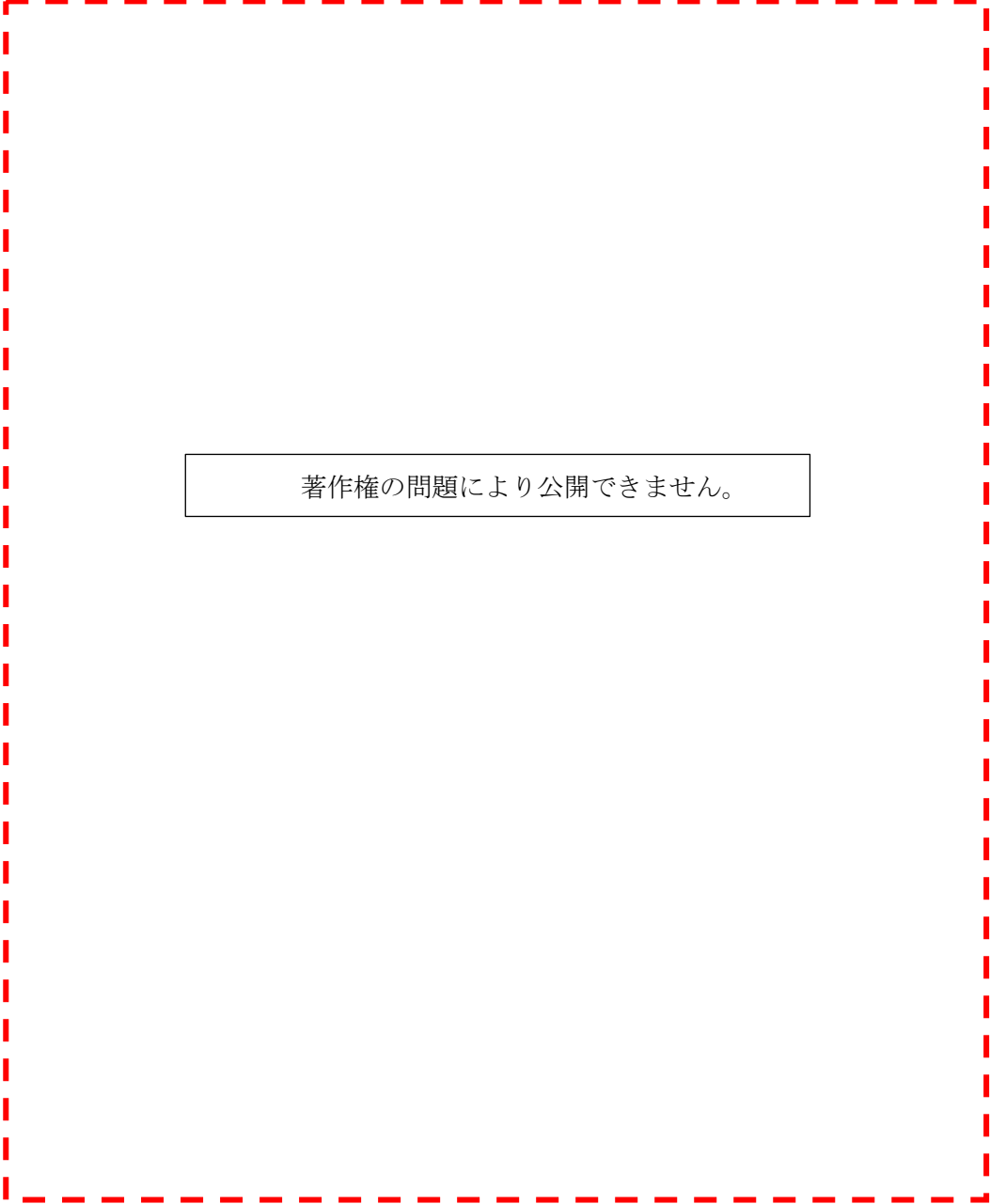
第5図 PLANDTL-37 試験装置概略



□ : 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).)

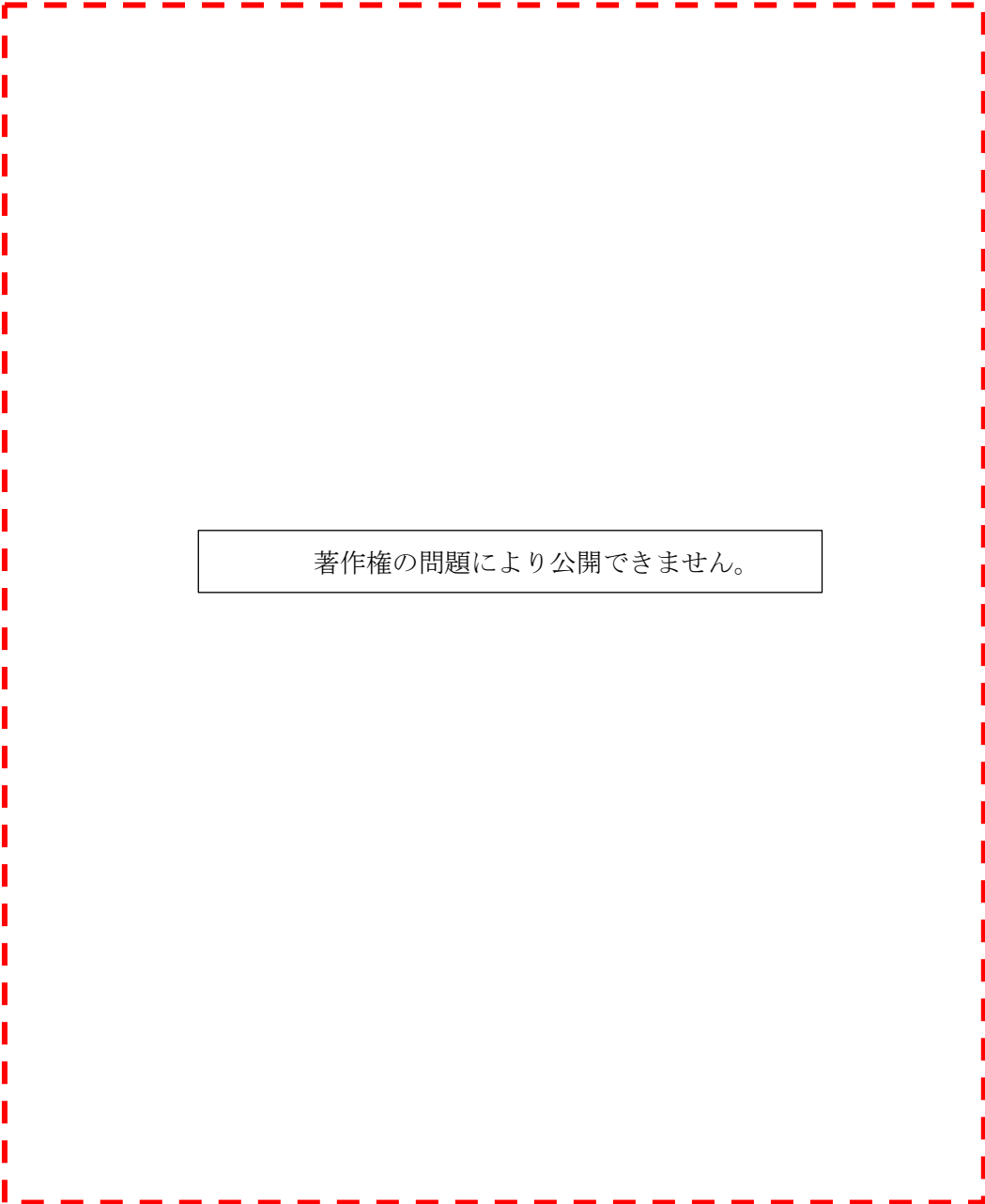
第6図 PLANDTL-37 の冷却材温度分布の比較位置



著作権の問題により公開できません。

(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))

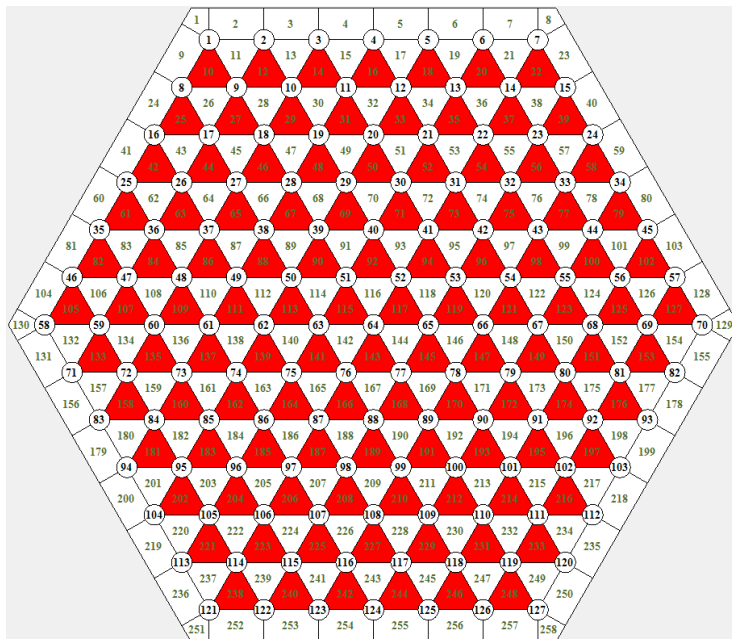
第7図 PLANDTL-37の発熱部中央断面内の冷却材温度分布 ($Re=25,500$)



著作権の問題により公開できません。

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



第 9 図 常陽 127 本ピンバンドル体系での千鳥状閉塞 (赤色) の設定

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F P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F Pガス放出模擬実験^[1]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स्प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図の下限值となる $10,000$ [$W/(m^2 \cdot K)$]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

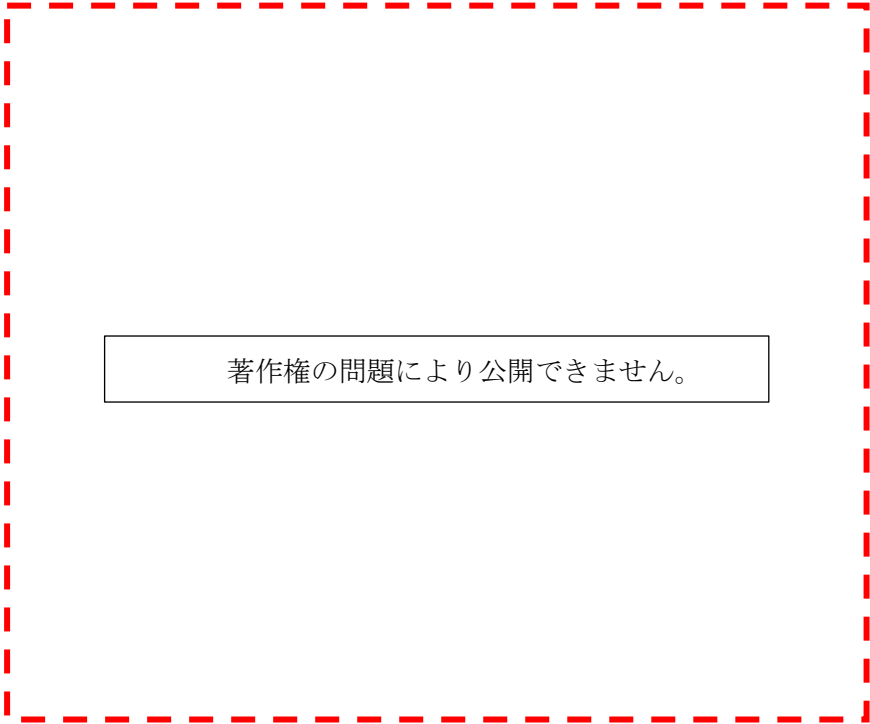
項目	値等
噴出ガスの種類	Ar, Xe
細管内径(破損口径) [mm]	0.33, 0.58, 0.84
模擬燃料要素(ヒーターピン)熱流束[W/cm ²]	25, 126, 250
冷却材流量 [g/s]	~ 690
冷却材入口温度 [°C]	315
ガスプレナム温度(一定) [°C]	510, 720
テストセクション流路断面積 [cm ²]	1.476
模擬燃料要素外径 [mm]	5.84
ワイヤスペーサ外径 [mm]	1.57
ワイヤスペーサピッチ [mm]	305



著作権の問題により公開できません。

(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)

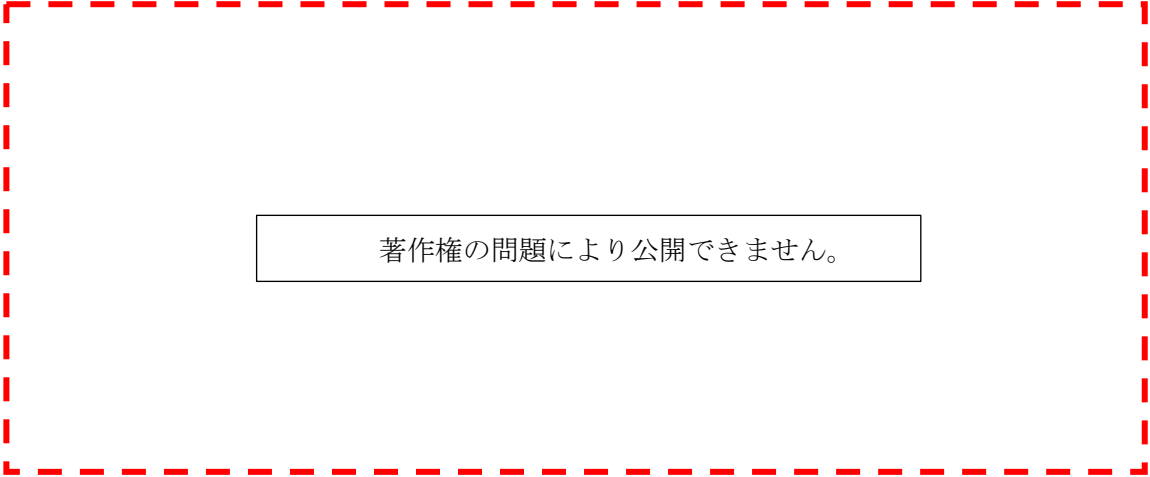
第1図 実験装置 (テストセクション)



著作権の問題により公開できません。

(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)



著作権の問題により公開できません。

(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 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