EAGLE 試験解析に基づく高速炉炉心損傷事故時の燃料集合体内部ダクト壁の早期・高熱流束破損の発生機構に関する研究

豊岡 淳一^{1,2,*}, 遠藤 寛¹, 飛田 吉春², 二ノ方 壽^{1,†}

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

Jun-ichi TOYOOKA^{1,2,*}, Hiroshi ENDO¹, Yoshiharu TOBITA² and Hisashi NINOKATA^{1,†}

¹Department of Nuclear Engineering, Tokyo Institute of Technology, 2-12-1 O-okayama, Meguro-ku, Tokyo 152-8550, Japan

²Advanced Nuclear System Research and Development Directorate, Japan Atomic Energy Agency, 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-ibaraki-gun Ibaraki 311-1393, Japan

(Received April 11, 2012; accepted in revised form September 7, 2012; published online January 25, 2013)

In the design of a Japanese sodium-cooled fast reactor (JSFR), a design measure (fuel subassembly with an inner duct structure; FAIDUS) is considered to prevent severe recriticality events even in the case of core disruptive accidents by molten fuel ejection out of the core region through the duct equipped within the fuel subassembly. Confirming the principle effectiveness of such a design measure is important. In this study, the systematic heat transfer behavior in the ID1 test, which was conducted in the impulse graphite reactor (IGR) in Republic of Kazakhstan, was evaluated by applying a heat conduction code TAC2D and a reactor safety analysis code SIMMER-III focusing on the clarification of heat transfer from a high-temperature mixture of molten fuel and steel to the duct. As a result, the duct failure caused by high heat flux from the mixture was identified as one of an important mechanisms of early duct failure in FAIDUS. It was also suggested from this study that the high heat flux from the mixture is caused by the direct contact of molten steel in the absence of fuel crust on the duct wall. Based on these findings, it is judged that the mechanism of early duct failure with high heat flux obtained in the ID1 test satisfies the required condition for FAIDUS, *i.e.*, the inner duct of FAIDUS should fail at an early phase of core disruptive accident in advance of wrapper tube failure so that the produced molten fuel can escape from the core region, which supports the feasibility of the FAIDUS concept.

KEYWORDS: FBR, CDA, ULOF, FAIDUS, EAGLE, SIMMER-III, TAC2D, recriticality, heat transfer, severe accident

I. 緒 言

日本原子力研究開発機構(JAEA: Japan Atomic Energy Agency)では、高速増殖炉サイクル実用化研究開発(FaCTプロジェクト¹⁾: Fast Reactor Cycle Technology Development Project)を推進している。ここでは、高速増殖炉(FBR)、再処理、燃料製造などに関するこれまでの研究開発により得られた知見や事故の経験等を踏まえ、幅広いFBRサイクル技術の中から技術選択肢の評価を行

い、革新的な技術を取り入れつつ、競争力のある実用化候補概念の構築とその研究開発計画などの検討・策定を行っている。

FaCTプロジェクトの中核的研究の1つは、将来の軽水炉に比肩し得る経済性を有するループ型ナトリウム冷却高速炉(JSFR²⁾: Japan Sodium-cooled Fast Reactor)の設計と安全性確保を実現するための技術開発である。特に、JSFRの安全性確保のための研究では、受動的な安全機能によって炉心損傷事故に至らせない革新技術とともに、万一炉心損傷事故が発生しても、その影響を原子炉容器内で終息させる革新技術の開発を行っている³⁾。

高速中性子を活用した高速炉システムでは、炉心が最大臨界形状にないことから、炉心損傷時に冷却材バウンダ

¹ 東京工業大学大学院 理工学研究科原子核工学専攻

² ㈱日本原子力研究開発機構 次世代原子力システム研究開発部門

* Corresponding author, E-mail: toyooka.junichi@jaea.go.jp

† 現在、イタリア国立ミラノ工科大学(Politecnico di Milano, Italy)

リーの健全性が脅かされるような機械的エネルギーの発生につながる厳しい再臨界事象が発生する可能性を否定できない。JAEA が行った既往研究⁴⁾によれば、炉心損傷事故の初期過程での厳しい事象推移は主に熔融燃料とナトリウムとの相互作用 (FCI: Fuel-Coolant Interaction) で生ずる炉心のボイド化によって発生し、事故後期においては損傷した燃料集合体が相互に連結して形成された熔融燃料プールの揺動によって発生する。

JSFR の炉心安全設計においては、炉心損傷初期過程に対しては、厳しい事象推移を回避する目的で設計段階から炉心のボイド反応度を一定のレベル以下に制限する方策 (ボイド反応度制限) を、炉心損傷後期過程に対しては熔融燃料プールの揺動に起因した再臨界を回避する目的で燃料集合体内部に熔融燃料を流出する経路 (内部ダクト) を設けた FAIDUS 集合体 (Fuel sub-Assembly with an Inner Duct Structure) と呼ばれる燃料集合体を設置する方策をそれぞれ採用している⁵⁾。

FAIDUS 集合体は、燃料集合体内部に内部ダクトを設け、炉心損傷事故時に熔融燃料を炉心外に排除することにより、多数の集合体群が連結した熔融燃料プールを形成し再臨界を引き起こすことを阻止する機能を有する。Fig. 1 に FAIDUS 集合体の概念図を示した。なお、本図には、FAIDUS 集合体の内部ダクトとして、集合体の上部、あるいは下部に熔融燃料の排出口を有する 2 種類の検討事例を示している。FAIDUS 集合体を装荷した炉心には以下の条件が要求される。

- 炉心損傷事故時に燃料集合体のラッパ壁が破損する以前の早期段階において FAIDUS 集合体の内部ダクト壁が破損し、燃料集合体内に生成された熔融燃料が集合体外に流出すること。

現在の FAIDUS 集合体の設計では、上記の要求を満たす目的で内部ダクト壁の肉厚を 2 mm、燃料集合体のラッパ管の管壁を 5 mm とするなど、構造材壁の肉厚に差異を設け肉厚の小さい内部ダクト壁がラッパ管壁に先行して破損することを期待している。このような FAIDUS 集合体の再臨界排除機能の原理的有効性を確認することを目的として、JAEA によって EAGLE (Experimental Acquisition of Generalized Logic to Eliminate re-criticalities)-1 試験が推進された。EAGLE-1 試験は、炉内および炉外試験から構成されている。試験はカザフスタン国立原子力センター (NNC: National Nuclear Center of Republic of Kazakhstan) の試験施設で行われた⁶⁾。この試験計画の中で ID1 (Integral Demonstration 1) 試験が 2006 年に行われた⁷⁾。ID1 試験は、熔融燃料を内部ダクトの熔融破損により排除する機能を確認するための実機模擬性の高い代表的試験である。

ID1 試験では、FAIDUS 集合体を模擬したスチール製の内部ダクト付き燃料集合体 (75 燃料ピン束) を NNC の IGR 炉 (Impulse Graphite Reactor) に装荷して出力パルス

Fig. 1 Concept of the FAIDUS design options

を印加し、生成した熔融燃料の大部分が内部ダクトを介して集合体外に流出することが確認され、FAIDUS 集合体の基本的機能の有効性に関する見通しが得られた。特に、上述した FAIDUS 集合体の設計条件の観点から、熔融燃料と熔融スチールからなる高温融体から内部ダクト壁への伝熱および破損機構について以下の知見が得られた⁶⁾。

- IGR 炉による出力パルス印加後数秒 (高温融体と内部ダクト壁との接触後約 1 秒) で内部ダクト壁が破損し融体流出が開始したと推定される (早期破損)。
- 内部ダクト壁破損時において内部ダクト壁の表面には 10 MW/m^2 程度の熱流束が発生していると推定される (高熱流束破損)。

このような高温融体と接触した内部ダクト壁の早期かつ高熱流束破損は、FAIDUS 概念 (燃料プールの集中および連結による有意な機械的エネルギー発生防止を目的とし、上部あるいは下部プレナムへ熔融燃料を排出するために集合体内部に入口ノズル部まで達する内部ダクトを設置する概念) の成立性の根幹に影響するにも関わらず、ダクト壁破損に至る高熱流束が発生するメカニズムの解明が不十分である。

本研究の目的は、FAIDUS 概念の成立性において重要な、高温融体と接触した内部ダクト壁の早期・高熱流束破損に関する伝熱機構を明らかにする所にある。本論文では、

ID1 試験で得られたデータに基づき、汎用伝熱挙動解析コード TAC2D⁸⁾および多成分・多相・多速度場モデルによる炉心損傷事故解析コード SIMMER-III^{9,10)}を用いて、高温融体と接触した内部ダクト壁の早期かつ高熱流束破損の発生¹¹⁾に関する詳細な検討を行った結果を記載した。

以下、II 章には、ID1 試験の概要と試験結果を説明する。III 章には、ID1 試験で得られた内部ダクト壁破損挙動と TAC2D コードを用いた内部ダクト伝熱挙動解析との比較に基づいて、ID1 試験における実効的な内部ダクト壁破損条件を評価した結果を記述する。IV 章においては、SIMMER-III コードによる解析結果に基づいて、ID1 試験での燃料ピンの溶融・崩壊挙動、溶融プール形成挙動、溶融燃料とスチールの2成分系における密度分離挙動や内部ダクト表面上への燃料クラスト形成挙動などの分析を行い、内部ダクト壁の早期かつ高熱流束破損の発生機構について説明する。V 章には、FAIDUS 概念の成立性を評価する観点から、本研究によって得られた知見をまとめた。

II. ID1 試験の概要

1. ID1 試験条件

ID1 試験は、Fig. 2 に示す試験体系を用いた炉内試験である。模擬燃料集合体内での核加熱による溶融燃料の生成、溶融燃料が燃料流出経路(内部ダクト)壁を破損させることによる燃料流出の開始、FCI (Fuel-Coolant Interaction: 溶融燃料-冷却材熱的相互作用)を伴いながらの内部ダクトを通じた燃料流出、下部トラップでの FCI と冷却過程などの一連の挙動を実験的に確認し、厳しい再臨界を回避できる FAIDUS 概念の原理的な成立性を示すことを

Fig. 2 ID1 test apparatus

目的としている⁵⁾。

ID1 試験体では、内部ダクトを模擬したダクト状構造が、外側内直径 96 mm の燃料ジャケット (FAJ: Fuel Assembly Jacket) を上下に貫通し、その周囲に燃料ピンが同心円状に配置されている。燃料ジャケットの上下端は密閉構造であり、燃料ピン束を IGR (Impulse Graphite Reactor) 炉の核加熱で溶融して生成する混合融体プールを保持できるようになっている。なお、実機条件での評価によると融体プールの上下には未溶融の燃料ピン構造が存在しており、その隙間に融体の一部が入り込んで固化し閉塞を形成するものと考えられ、本試験はこの状況を模擬した境界条件となっている。融体の流出経路となるダクト状構造は、燃料ジャケットを貫通し、その下端は混合融体が流出する下部トラップ (Lower trap) に接続されている。ダクト状構造の上端は、実機の圧力損失を模擬したオリフィスが設置された流路を介して膨張タンク (Expansion tank) に接続されている。ダクト状構造の内部には、下部トラップから膨張タンクの下部までナトリウムが充填されており、所定の温度まで電気ヒーターで昇温した後、燃料ピン束を核加熱で溶融させて試験を行う。IGR で印加する出力パルスは、FBR 実機での炉心損傷事故時の原子炉出力履歴に伴う融体形成挙動を参考¹²⁾に、Fig. 3 に示す約 3.0 秒間で出力上昇し、約 1.5 秒間の一定出力を維持した後に約 2.5 秒間で出力が低下するパルス形状を採用した。

ID1 試験の試験体構成要素寸法を Table 1 に示す。燃料

Table 1 ID1 test conditions

Parameters	Initial value
A number of total fuel pin	75
A number of fuel pin in a row	25
Fuel pin length	450 mm
Fuel mass	ca 8.0 kg
Cladding mass	ca 2.0 kg
Sodium mass	ca 8.5 kg
Duct wall thickness	2.0 mm
Duct inner diameter	40 mm

Fig. 3 Time histories of IGR power

と被覆管の質量比は実機模擬性の観点から重要な意味を持つが、この条件は燃料ピンの設計に依存してある程度の幅をもつ。ID1 試験で用いた燃料 4 対被覆管 1 の条件は実機における典型的な条件範囲に含まれるもので、実機条件に対する代表性を有する。Fig. 2 に示すとおり、燃料ピン束と内部ダクトからなる FAIDUS 集合体を模擬した燃料ジャケットが試験体の軸方向中央部に、燃料ジャケット内には、75 本の燃料ピンが配置されている。燃料ピン長は、下部 50 mm にブランケット燃料を含む軸長 450 mm であり、燃料ピンは各列 25 本ずつ 3 列に配置されている。ここでは燃料約 8.0 kg、被覆管約 2.0 kg を燃料ジャケット内で熔融させることにより燃料とスチールの混合融体プールを生成し、ナトリウムを内包する厚み 2 mm、直径 40 mm の内部ダクトを混合融体プールからの熱的負荷によって破損させ、破損孔から内部ダクトを通じて燃料流出する挙動を実現させることを意図している。

ID1 試験体における熱電対、ボイド計、圧力計等の計測系配置の概要を Fig. 4 に示した。内部ダクト温度は、フィッサイル燃料カラム長に対し下部から約 1/5 の位置のダクト内部に設置された熱電対 TD8 での測定値に着目した。Fig. 5 に熱電対 TD8 の計測結果の一例を示した。約 4.9 秒にダクト破損が生じており、ダクト内に設置された熱電対 (TD8) は破損によって生じたダクト内ナトリウムの流動に対応した温度変化を捉えている。この熱電対の応答からもわかるように本試験で使用した熱電対の応答遅れは 100 ms 未満と考えられる。内部ダクト内ナトリウムのボイド率は、フィッサイル燃料カラム長に対し下部から約

Fig. 4 Schematic measure points

1/10 の位置に設置されたボイド計 VS7 による測定値に着目した。Fig. 6 に、ボイド計 VS7 の計測結果を示した。熱電対 TD8 については、他の熱電対に比べ温度上昇率が最も高く、内部ダクト壁との接点が容易に把握可能なロウ付けで設置されているため、ボイド計 VS7 については、他のボイド計に比べ最も早くボイドの発達を測定できる高さ位置に設置されているため、それぞれの測定点に着目した。また、燃料ジャケット内の圧力は、燃料ジャケット上端から上方に引き出された導圧管の先端に設置された圧力計で測定された。Fig. 7 に、ID1 試験における圧力計応答の例を示した。

Fig. 5 Data of thermocouple placed inside the duct

Fig. 6 Data of a void sensor placed inside the duct

Fig. 7 Pressure in FAJ (Fuel Assembly Jacket)

2. ID1 試験におけるダクト壁破損挙動

ID1 試験では、現段階では、ダクト壁破損位置に関する直接的な実験的知見は得られていない。しかし、以下の実験的事実によって、IGR 出力パルス印加後約4.2秒から4.9秒までの約0.7秒間でダクト壁への伝熱が生じ、その結果、IGR 出力パルス印加後約4.9秒でダクト破損に至ったものと判断される。

- (1) 内部ダクト内に設置した熱電対(TC: Thermocouple)の読み取り値が IGR 出力パルス印加後約4.2秒まではほぼ一定値であるが、Fig. 5 に示すとおり、約4.2秒以降急上昇し、約4.9秒から5.1秒後に温度の振動(サージング)が発生していること。
- (2) 内部ダクト内のナトリウム中に設置したボイド計が約4.9秒以降に急激に応答していること(Fig. 6 参照)。
- (3) 燃料ジャケット内圧力が約4.2秒以降急上昇し、約5.0秒で不連続な上昇を生じ、ピークを示した後、6.0秒以降で急減していること(Fig. 7 参照)

ここで(1)については、0.7秒間程度で伝熱が生じ、その後、内部ダクト壁破損が生じて、その破損孔からナトリウムが充填された内部ダクト内へ融体が放出することによって、温度のサージングが起こったと考えられる。(2)のボイド計の電圧(Fig. 6 の赤線)・電流(Fig. 6 の青線)の応答については、内部ダクト壁破損後の融体とナトリウムとの相互作用が生じナトリウム蒸気が形成されたことによると考えられる。(3)のパルス印加後約5.0秒での圧力上昇については、内部ダクト壁破損直後の融体とナトリウムとの相互作用によって発生した圧力が液体ナトリウムを燃料ジャケット内の融体側に侵入させ、その蒸発によって生じているものと思われる。内部ダクト壁破損時間以降も圧力が上昇を継続しているが、これは内部ダクト壁破損時間以降の初

期においては内部ダクト壁の破損孔が小さく、破損孔を通じた物質の流出が限定され、圧力減少が生じるのを遅らせたためと推定される。

III. TAC2D コードを用いたダクト壁破損時の熱条件評価

1. 解析目的と手法

本研究では、汎用2次元非定常熱伝導解析コード TAC2D を用いて ID1 試験でのダクト壁内面(ナトリウム側)に設置された熱電対データを模擬することにより、実質的なダクト壁破損時の熱的条件を評価した。本評価の目的の1つは、ダクト壁破損時の熱的条件をもとにダクト壁破損に至る過程でのダクト壁への熱流束の情報を得ることにある。もう1つは熱電対の影響のない内部ダクト部分の熱的条件を求めることにより、IV 章に示す SIMMER-III コードによる解析結果であるダクト壁温度との比較に適用できる値を得ることにある。

TAC2D コードによるダクト壁温度評価で用いた解析体系を Fig. 8 に示す。ID1 試験では、Fig. 8 に示すとおり、ダクト壁内面に設置した熱電対(TC)により温度変化を測定した。TC はダクト壁に沿うように配置しロウ付けされているため、TC によって測定された温度履歴には、ロウ材および TC 自身の熱容量効果により時間遅れが生ずる。本解析では、熱容量効果に起因した時間遅れを補正し実効的なダクト壁破損時の熱的条件を評価する。この目的のため、実際の熱電対の構造とロウ材の空間配置を模擬した解析体系を設定し、TAC2D コードによる解析を行った。

2. TAC2D コードの解析条件

本解析では、試験体を2次元円柱座標系で模擬し、円

Fig. 8 Analytical geometry in the TAC2D analysis

柱体系の中心にナトリウム、そのナトリウムを内包する厚み 2 mm および内径 40 mm のダクト壁、さらにその外側にダクト壁への高熱流束を境界条件として与えるため高温物質を配置した。高温物質の条件として、3,200 K 一定温度を想定し熱伝導率はパラメータとした。なお、本評価の結果では実験におけるダクト壁破損時までダクトの溶融は生じておらず、ダクト溶融による相変化の影響は考慮する必要がない。ナトリウムの対流の影響については、ID1 試験においてダクト壁への伝熱開始から 1 秒未満での自然対流による流速の立ち上がりは小さいことを踏まえ本解析では考慮していない。本解析では、試験において最も温度上昇率が顕著であった熱電対 TD8 を対象としてダクト壁温度の評価を行った。熱電対 TD8 は、燃料ジャケットにおける燃料長 400 mm に対し、下部から約 80 mm の位置に設置されており、ID1 試験データの総合的な分析¹³⁾によって、ダクト壁破損部位の軸方向位置に最も近接していると判断されている。熱電対 TD8 の感温点 (Fig. 8 の Point A に該当) は、前節に記述したように、フィッサイル燃料カラム長 400 mm の下端から約 80 mm (IGR 炉軸方向中心より下方向 130 mm) に位置する。

実験では Point A の位置で温度が測定されているため、本解析では Point A の温度が実験で測定された温度変化を再現するように高温融体の実効的な熱伝導率 k_{eff} を設定した。一般に壁破損の熱的条件を評価するには肉厚中心の温度を用いるが、本研究では SIMMER コードによる評価結果におけるダクト昇温挙動を実験データから求めた温度と比較する上で、プールからの伝熱挙動を最も顕著に代表するダクトの表面温度を用いる。Point A 近傍のダクト壁温度に比べ、熱電対の熱容量効果の影響を受けない部分の方が温度が高く、破損条件としての代表性がある。Point B は、SIMMER-III コードによる解析と比較するために、TC 自身の熱容量などの影響を受けない、実際の壁面温度を TC の計測信号から推測するために TC から十分に離れ、温度変化を評価できる位置である (Fig. 8 参照)。このことから、実効的なダクト壁破損時のダクト壁温度を評価するための代表部位として Point A より 50 mm 離れた位置のダクト壁外表面 (Point B) を選定した。

本解析ではナトリウムやスチール等の温度依存の物性値を用いたが、この熱物性値は後述の SIMMER-III コードでの解析で用いる熱物性値^{14,15)}と同一である。

3. ダクト壁破損時の融体側ダクト壁外表面温度の評価

本研究では、ID1 試験における実効的なダクト破損時の熱条件を同定するため、TC の熱容量効果が無視できる代表的な部位 (Fig. 8 の Point B) を選定し、Point B における IGR 出力パルス印加後の融体側ダクト壁外表面温度を求めた。Fig. 9 に Point A および Point B における融体側ダクト壁外表面温度を示した。

Fig. 9 Analytical result of duct temperature in the TAC2D analysis

本解析の結果、前節に述べたダクト壁破損推定時刻 (IGR 出力パルス印加後約 4.9 秒) において、Point A における TC 測定温度は約 1,100 K、TC による熱容量効果が無視できる代表部位 (Point B) の温度は 1,625 K と評価された。

次章以降で述べる SIMMER-III コードによる解析においては、融体側ダクト壁外表面温度が 1,625 K に到達する時刻とダクト壁破損観測時刻 (IGR パルス印加後 4.9 秒) をもとにダクト壁への伝熱挙動の模擬性を評価することとした。

4. ダクト壁破損に至る過程での熱流束評価

本解析では、高温融体からダクト壁への伝熱挙動の特徴を把握する目的で、ダクト壁外表面に対する高温融体からの熱流束を評価した。この熱流束は、Fig. 8 に示した「融体とダクト壁の境界点 (Fig. 8 の Point C) および融体側ダクト壁外面セル (Fig. 8 の Point B)」の二点間で定義される。ここで融体については、温度分布は不要であるため 1 セルで、ダクト壁については、SIMMER コードがダクト表面温度とダクト肉厚中心温度の二点を有しているため温度データの比較も考慮し、5 セルに分割した。

TAC2D コードの解析結果等を用いて熱流束 Φ を求めた結果、Fig. 10 に示すように熱流束はダクト壁への伝熱開始時刻 ($t = 4.2$ s) からダクト壁破損時刻 ($t = 4.9$ s) までの平均値で約 10.7 MW/m^2 と評価された。～ 10 MW/m^2 オーダの高熱流束はフランスで行われた SCARABEE 炉を用いた BE+3 試験¹⁶⁾でも同様に燃料クラストが不安定化して破損した瞬間に発生しており、ID1 試験でも高熱流束が発生している箇所ではクラストが存在していなかったことが推察される。本解析で得られた大きな熱流束の値を説明できる高温融体とダクト壁間の伝熱機構については、SIMMER-III コードを用いた解析によって次章以降で詳細に議論する。

Fig. 10 Analytical result of heat flux into the duct in the TAC2D analysis

IV. SIMMER-III コードを用いたダクト壁伝熱機構の評価

1. SIMMER-III コードにおける融体からダクト壁への伝熱モデル

本研究では、ダクト壁破損に支配的影響を与えるダクト壁への伝熱機構を明らかにする目的で、燃料/スチールなどの多成分・多相・多速度場系での固液相間熱伝達を取り扱える SIMMER-III コードを用いて、融体からダクト壁への伝熱機構の検討を行った。

SIMMER-III コードは多成分・多相・多速度場モデルを用いた安全解析コードであり、熱伝導、対流熱伝達、溶融/凝固、蒸発/凝縮の伝熱機構を取り扱うことができる。以下に、SIMMER-III コードの熱/物質移行モデルの概要について述べる。

- (1) 多相多成分流において、各成分の間および各成分と構造材の間の伝熱量は、流動様式、接触面積と熱伝達率および成分間の温度差で支配される。
- (2) 多相多成分流動の流動様式モデルは Fig. 11 に示すように、ボイド率と蒸気の皮相速度 (superficial velocity) を指標として決定される (Fig. 11 は横軸にボイド率、縦軸に蒸気の皮相速度を取り、多相多成分流動の流動様式モデルを表した図である。Lk, Lm は 2 つの成分の異なる液体、G は気体、CP は連続相 (Continuous Phase)、斜線部は構造材である。同図は気泡流や分散流といった合計 9 つの流動様式モデルを表しているが、例えばボイド率が小さい場合については、蒸気の皮相速度に関わらず、図中左側の気泡流と決定される。一方、ボイド率が大きい場合については、気相の皮相速度に従って増加する液膜からの液滴の取り込み量 En に従って、図中右側の流動様式が適用される)。
- (3) 各成分の境界面積は、界面積濃度の相関式の基礎式となる Ishii の式¹⁷⁾で求められ、流動様式モデルに従って、各成分間の接触面積を求める。基本的には各成

Fig. 11 Flow regime map in the SIMMER-III code

分の体積率に応じて境界面積を分配する。

- (4) 熱伝達係数は連続的な流体成分については強制対流、液滴に対しては液滴径を代表長さとした熱伝導を考慮する。
- (5) 燃料などの高温融体と構造材との接触時においては、非平衡伝熱律速モデルが用いられる。この非平衡伝熱律速モデルでは、高温融体と構造材の境界層における融体側からの入熱とダクト側への出熱のバランスに基づいてクラスト形成の有無が判定される¹⁸⁾。
- (6) 構造材の破損については、ある温度をもってダクト壁破損判定を行う機械的破損判定やダクト厚みに応じた破損判定等、様々な判定条件があり、各種破損条件を設定することができる。

2. 基準ケースの解析条件

(1) 伝熱モデルに対する基本的な仮定

III 章で得られた TAC2D 解析による知見に基づき、ダクト壁破損に至る伝熱の基本的な挙動を評価する目的で SIMMER-III コードによる解析での「基準ケース」を設定した。基準ケースでは、ダクト壁への伝熱機構を明らかにする観点から、注目する時間帯を代表する条件に即して可能な限り単純化した伝熱過程を想定した。燃料ピンの崩壊後は、燃料溶融の進展に伴い、燃料とスチールの体積割合が増加して流動様式が Fig. 11 最上段の分散流 (Dispersed) から連続流 (Bubbly) へ推移するが、両者は一様に混合しダクト壁へ直接熱伝達を行うと仮定した。混合融体プールの運動が生じると臨界 We 数に支配された流体力学的不安定性による微粒化が生じるものと考えられるが、本基準ケースでは着目すべきダクト破損までの時間帯を代表する実効的な液滴径を固定値として用いることとした。さらに、気液界面におけるスチールの凝縮等によるエネルギー移行は含めないものとした。また、それぞれが所属

する計算セルでのボイド率と蒸気の比速度で決定される流動様式に従って成分間および相間での熱伝達を行うものとした。

Figure 12 には、蒸気領域を有する 2 成分系プールの簡略図を示し、SIMMER-III コードでの熱物質移行挙動を矢印記号で示した。塗りつぶし矢印が熱移行、無色の矢印が質量移行を表す。液体燃料領域には、液体燃料のダクト壁面上での固化とダクト壁の溶融、クラスト成長とクラストの溶融、燃料蒸気の蒸発/凝縮を示した。液体スチール領域には、液体スチールのダクト壁面上での固化とダクト壁の溶融、スチール蒸気の蒸発/凝縮を示した。蒸気領域には、燃料とスチールの蒸気のダクト壁面上での凝縮および液体化を示した。今回の解析では、 UO_2 燃料、ステンレススチール、ナトリウムおよび核分裂生成ガスの各成分、固体、液体、気体の三相を取り扱い、Fig. 12 に示した熱物質移行挙動のうち燃料およびスチール蒸気の凝縮を除きすべてモデル化した解析を実施している。

モデル化した一連の挙動の中でも本評価で最も重要となる構造材表面への燃料クラストの形成については以下の条件を設定した。

まず、過渡中のある時点において可能な燃料クラストの成長率を界面を通じた熱のバランスから評価する。すなわち燃料クラストが成長するためには、融体からクラストが形成される境界面への入熱が境界面からダクトへの出熱を

下回らなければならない。この熱バランスを求める際、以下の実効熱量 $Q_{balance}$ を用いる。

$$\begin{aligned} Q_{balance} &= Q_{fluid}^I - Q_{wall}^I \\ &= a_{fluid-wall} \times (h_{fluid} \times (T_{fluid} - T_{fluid-wall}^I) \\ &\quad - h_{wall} \times (T_{fluid-wall}^I - T_{wall})) \end{aligned} \quad (1)$$

ここで $a_{fluid-wall}$ は伝熱断面積、 h は熱伝達係数、 T^I は接触境界面温度、 Q_{fluid}^I は融体から境界面に移行する熱量、 Q_{wall}^I は境界面からダクトに移行する熱量、 $Q_{balance}$ は界面の熱変化量であり、これが負の場合にクラストは成長する。SIMMER コードを用いた本評価では、伝熱断面積は体積比に応じて分配される。ここで体積比とは、溶融燃料、溶融スチール、燃料粒子、スチール粒子および燃料チャックの体積比を意味する。また分配とは、ダクト壁との接触面積の分配を意味する。

上記の熱バランスから計算される燃料クラスト厚み Δ_c が以下の(2)式右边で定義される最小クラスト厚みより大きい場合、構造材表面に燃料クラストが形成されたとみなし、融体から壁面への伝熱モデルにおいて、クラストによる熱抵抗を考慮する¹⁶⁾。

$$\Delta_c > W_{CRUST} \times b \quad (2)$$

$$b = (\pi N)^{-1/2} \quad (3)$$

$$N = C_{P1} + C_{P2} V_L^2 \quad (4)$$

ここで W_{CRUST} はクラスト形成厚み基準、 N は融体と構造材の接点密度、 C_{P1} および C_{P2} は接点密度を求めるための変数、 V_L は融体の速度であり、 W_{CRUST} 、 N 、 C_{P1} および C_{P2} は実験から得られた値である。

なお、ID1 試験において溶融燃料がダクト壁に接触する初期の状況と上記の円管内実験における状況との差異には留意が必要であり、上記の最小クラスト厚みが ID1 試験にも等しく適用できるかどうかには不確定性がある。しかし、本評価においてクラスト形成が予測されるためには(1)式の熱バランスが負になることが重要であり、最小クラスト厚みの値はクラスト形成予測時間を大きく左右しない。そして、クラスト形成時刻を大きく支配する熱バランスについては ID1 試験のプール体系においても基本的に共通の概念が成り立つと考えられる。このことから上記クラスト形成モデルを ID1 試験に適用することは妥当と考えられる。

(2) SIMMER-III コードの熱物性モデル¹⁹⁾

SIMMER-III コードで採用している熱物性モデルは、高速炉の炉心溶融条件下での物質の挙動を適切に評価できるように、温度や圧力などの広範な領域を対象として、一般的な関数型によって表現されている。また、本モデルは、SIMMER-III コードの炉心物質の熱力学的特性と状態方程式に関するモデルと整合性をもって設計されている。

(3) ID1 試験解析体系

SIMMER-III コードを用いた基準ケースの主要な解析条件を **Table 2** に示す。ID1 試験体系の寸法等に関する解析条件については、II 章で用いた **Table 1** に示す試験条件

Fig. 12 Heat and mass transfer processes in the SIMMER-III code

Table 2 Main analytical conditions adopted in the base case

Parameters	Input
Initial droplet's radius for SS	0.5 mm
Initial droplet's radius for fuel	3.0 mm
Breakup condition for fuel pin	50% melt fraction
Breakup condition for cladding	50% melt fraction
Radial power distribution on fuel pins	Most outer row-highest Most inner row-lowest
Axial power distribution on fuel pins	Uppermost and lowermost with peak due to neutronic depletion
IGR power history	See Fig. 3
Fuel pin bundle	1 on 1 ring
A number of point with temperature to radial direction of fuel pellet	10

と同一とし、解析体系を **Fig. 13** に示した。SIMMER-III コードの燃料ピンモデルにおいては、燃料ペレット内の径方向温度点を10点で代表した。燃料ジャケットは R-Z 2 次元座標を用いて、75本の燃料ピン束を独立な3列の燃料リングで表現した。

Figure 13 に示したように、内部ダクト中にはナトリウムが充填されている。燃料ピンの上部において圧力測定部を模擬する体系を設定した。実試験では燃料ピン上部にはグラファイトウールが存在し、上部への融体の侵入を防ぐ役割を果たしている。本解析においても圧力測定部として径方向第7ノードかつ軸方向第24ノードに融体が侵入しないよう、軸方向第19ノードより上の領域をラビリンス構造とした。

(4) ダクト壁破損判定条件

本評価では、ダクト壁昇温挙動の妥当性確認のため、ダクト壁破損判定条件を用いることとした。すなわち、III 章に述べた TAC2D コードによる解析結果における、観測された破損時刻での「ダクト壁外表面温度 1,625 K」を実験データに整合した破損条件とみなし、この条件に基づく破損判定時刻と実験でのダクト壁破損時刻の比較から、ダクト伝熱挙動を評価することとした。

(5) 燃料ピンバンドルの出力条件

本解析では、ID1 試験体系における75本の燃料ピン束を独立な3列の燃料リングで表した。この体系には、径方向および軸方向の出力分布が存在する。本解析では、径方向は3列のリングごとに、また軸方向には17個のセルを設定し、各セルにそれぞれ出力密度を与えることで出力分布を模擬した。各セルの出力密度は、モンテカルロ法による三次元輸送計算によって求めた IGR 炉の試験孔内の燃料ピンバンドルを含めた体系の中性子束分布に基づいて評価した。燃料ピンバンドルに対する軸方向の出力分布は、燃料領域の上下端でピーキングする(軸方向ピーキン

Fig. 13 Analytical geometry in the SIMMER-III analysis

グ係数約1.4)。この原因は、IGR 炉心燃料から供給される熱中性子束が ID1 試験体の燃料領域で減衰する中性子束デプレッション効果のためである。同様に、燃料リングに対する径方向出力分布は IGR 炉心に最も近い最外列リングにおいて最大、最内列リングにおいて最小となる(径方向ピーキング係数約1.3)。

出力パルスは、Fig. 3 に示すように IGR 炉で用いた出力パルスの時刻歴を用いた。本試験では図示するように、操作開始後約3秒の出力フェーズと、その後、約1.5秒間の一定出力を維持し、さらに約2.5秒で出力低下に至るパルス形状を用いた。

(6) 燃料ペレットの崩壊条件

IGR 出力パルスの印加によって燃料ペレットは崩壊する。本解析では軸方向の各セルにおける燃料ペレットの崩壊開始の要件として、被覆管溶融完了、あるいは燃料ペレット溶融割合50%到達のいずれか一方が満足される条件を設定した。

(7) 融体移動に対する制限条件

上述したように燃料ピンバンドルの出力分布は IGR 炉の中性子束デプレッション効果によって径方向外側が大きく内側が小さいため、出力密度の小さい最内列の燃料ピンの溶融崩壊は最外列燃料ピンに比べ遅延する。燃料ジャケット内の最内列燃料ピンにおいては、各隣接燃料ピン間のギャップ幅が約1mmと稠密であるため、外側の燃料ピン列で発生した融体のダクト壁への直接接触を抑制する形状になっていると考えられる。一方、現状解析のモデルにおいて、ピン束内の流動に関わる等価直径は軸方向への流動

を基本としており、現実の形状での最内列ピンにおける径方向への流動抵抗は過少評価されてしまう。このような本実験における特徴を適切に反映させるため、本解析においては、最内列燃料ピンについて、全ペレットの崩壊が完了するまでは当該部分を通じた融体の径方向移動を制限する条件を設定した。

(8) 溶融燃料と溶融スチール間の熱伝達に関する条件

ID1 試験での溶融燃料と溶融スチールの混合溶融プールから壁面への高熱流束発生メカニズムには、溶融スチールによる熱流束促進が影響していると考えられる。本論文では注目する時間帯を代表するスチール液滴半径として 0.5 mm の固定条件を用いた。この半径は液体スチールを形成する被覆管の厚みに相当するものであり、初期の条件を代表するものとして適切であると思われるが、前報¹¹⁾で用いた解析条件に比べて小さい。この結果、本論文の基準ケースでは溶融燃料と溶融スチール間の熱伝達が前報よりも促進され溶融スチール温度が高くなっている。

なお、液体燃料の液滴半径としては固体燃料の半径に相当する 3 mm を固定値として使用しているが、液体燃料径は注目する時間帯で伝熱への影響が小さく、仮に微粒化が

生じていたとしても本研究への影響は小さい。

3. 基準ケースの解析結果

(1) ID1 試験の事象推移

SIMMER-III コードによる ID1 試験解析の基準ケースにおける事象進展を Fig. 14(①～⑥)に示した。Fig. 14 は、IGR 出力パルス印加開始($t=0.0$ s)からダクト壁の破損判定条件到達時刻($t=4.88$ s)までの間について、解析体系における主要成分の体積率を各リングについて示したものである。ここでは、被覆管、燃料ペレット、ダクト壁等の溶融に伴う体積率の変化を示した。また、Fig. 15 には $t=4.65$ s において内部ダクト壁に接している最内列の径方向セルにおける物質分布の詳細を示した。以下、Figs. 14 および 15 に示す事象進展について説明する。

- ① IGR 出力パルスによる出力印加後、入力で与えた出力分布に従って、燃料ペレットが昇温する。この結果、径方向出力密度が最も大きい最外列燃料ピンの溶融が始まる($t=3.08$ s)。IGR 炉内におかれた試験燃料ピンの軸方向出力分布は中性子束デプレッション効果によって上下端でピーキングしているため、燃料ピン束の上下端から溶融が始まる(Fig. 14(①, ②))。
- ⑥ 出力パルス印加後約 3.9 秒の時点では、径方向出力

Fig. 14 Distribution of materials in FAJ (Fuel Assembly Jacket) at different time points (Base case)

Fig. 15 Crust formation on duct wall in FAJ (Fuel Assembly Jacket) as a role of thermal resistance (Base case)

密度の最も大きい最外列ピンにおける溶融が進行するが、径方向出力密度がもっとも小さい最内列ピンでは溶融が生じていない(Fig. 14(②))。

- ㉓ IGR 出力パルス印加後約4.2秒以降では、Fig. 14(③, ④)に示すように最内列燃料ピンが溶融する。この結果、下方方向に移動した溶融燃料と溶融スチールは混合した状態となり、その一部はダクト壁に接触する。
- ㉔ IGR 出力パルス印加後約4.6秒では、燃料溶融が顕著になり、すべての燃料ピンが崩壊する。このため、燃料ジャケットの底部には燃料粒子、溶融燃料、溶融スチール等からなるスチール・燃料混合プールが形成される(Fig. 14(⑤))。
- ㉕ この時点において、軸方向第1ノードから第5ノードにおいては、燃料クラストが形成される(Fig. 15 参照)。一方、クラスト形成領域より上部に存在する軸方向第6ノードから第8ノードにおいては、同図に示すように燃料クラストは形成されていない。
- ㉖ さらに上部の軸方向第9ノードから第11ノードにおいては、融体プール液面が形成されている。ここでは気液界面の振動に伴って、クラストが形成される(Fig. 15 参照)。

以上の経過を辿り、IGR 出力パルス印加後4.88秒において、燃料クラストが形成されていない軸方向第8ノードのダクト壁外表面温度がダクト壁破損条件(1,625 K)に到達した。一方、燃料ジャケット底部の燃料クラストが形成された領域において、ダクト壁温度は1,625 K 未満であり、ダクト壁破損条件に到達していない(Fig. 14(⑥))。

(2) ダクト壁破損挙動の詳細分析

上述したように、ダクト壁破損挙動には、溶融スチールと溶融燃料との混合プールにおけるクラスト形成過程が重大な影響を及ぼすと考えられる。本節では、Figs. 16～20の図に基づいた溶融スチールと溶融燃料との混合挙動とクラスト形成過程に関する分析から、ID1試験におけるダクト壁破損挙動の詳細について得られた知見を記述する。

Figure 16には、IGR 出力パルス印加後約4.6秒での流動様式、ボイド率、成分体積率分布を示した。Figs. 17および18には、IGR 出力パルス印加後約4.1秒からダクト壁破損に至るまでの間について、ダクト壁に隣接したセルでの溶融スチール(青線)と溶融燃料(赤線)の体積率の軸方向分布を、同時刻におけるダクト壁表面上に形成されたクラスト厚さの軸方向分布をそれぞれ示した。Fig. 19には、軸方向第8ノードと第5ノードのダクト壁温度変化

Fig. 16 Distribution of flow regimes and void fraction at 4.6 second (Base case)

に対するクラスト形成の影響を比較して示した。また、Fig. 20 には、軸方向第8ノード(最高温度ノード)におけるダクト壁温度を、溶融燃料温度、溶融スチール温度等とともに示した。

(a) 溶融燃料・スチール混合プールの流動様式

Figure 16 に示すように、燃料ジャケット内には溶融燃料と溶融スチールとの混合流体のプールが形成されている。ここでは、軸方向第1ノードから第9ノード近傍までのプールの大半の領域のポイド率は極めて小さく、気泡流が形成されている(図中の記号「7」で気泡流を表示)。ID1 試験体系の気液界面は第9ノード近傍に形成されている。また、Fig. 16 に示したスチール・燃料混合プールの状態は IGR 出力パルス印加後、燃料溶融開始からダクト壁破損に至るまで大きな変動はなく維持されている。

(b) 燃料・スチール混合プールにおける密度分離効果

Figure 17 に示すように、連続相混合プールにおいて溶融スチールと溶融燃料との密度差(代表的な温度条件と比較するとスチールは 2,800 K で約 6,400 kg/m³, 燃料は 3,400 K で 8,500 kg/m³)に起因した層化現象が生じて

いる。混合プール形成初期に、プール底部に存在した密度の小さい溶融スチール成分は、時間経過に伴って燃料が溶融して溶融燃料成分が増加するに従いプール上方向に移動(浮上)する。一方、密度の大きい溶融燃料成分は、プール形成後の時間経過全般を通じてプール底部に存在する傾向を示し、時間とともに下部の溶融燃料は増加する。この結果、プール底部からプール高さ中央近傍(軸方向第1ノードから第5ノード)においては、燃料体積比がスチール体積比を上回り、逆に、溶融スチール体積比はプール高さ中央からプール界面近傍(軸方向第6ノードから第8ノード)にかけて燃料体積比を上回る。

(c) クラスト形成過程に及ぼす密度分離効果

上記の溶融スチールと溶融燃料との密度差に起因した層化現象は、ダクト壁表面への溶融燃料の再固化で発生する燃料クラストの形成過程に影響を与える。今回得られた解析結果では、ダクト壁に隣接する混合プールの組成において、溶融燃料体積比が溶融スチール体積比を上回る領域(軸方向第1ノードから第5ノード)では、ダクト壁表面に燃料クラストが形成される結果となっている。一方、溶融燃料体積比が溶融スチール体積比を下回る領域(軸

Fig. 17 Axial profiles of liquid-fuel and liquid-steel volume fractions at different time points (Base case)

方向第6ノードから第8ノード)では、ダクト壁表面での燃料クラストは形成されていない。この理由については、次のように考えられる。燃料ピンの溶融・崩壊は外側列ピンから生じるが、最内列ピンの崩壊によって融体の全般的なダクト壁への接触が生じる。この段階までには重力分離がある程度生じており、ダクト壁下部では最内列ピン崩壊時に溶融燃料を主体とする融体と接触することになる。この段階ではダクト壁温度はまだ低く、ダクト壁下部には燃料クラストが形成される。一方、溶融スチール体積比が

溶融燃料体積比を上回る軸方向位置(下から8番目のセル)においては、燃料クラストが形成されないが、この状況は初期の段階とその後の段階に分けて考えることができる。初期段階ではスチールを主体とする高温融体が蓄えた熱を放出する形でダクト壁に高い熱流束を与える状態となり、融体とダクト壁の界面での熱バランスの結果として燃料クラストは形成されない。また、この高い熱流束によってダクト壁が時間とともに急激に昇温し、その後の段階では融体とダクト壁の温度差 ΔT が小さくなる。これによ

Fig. 18 Axial profiles of fuel-crust thickness at different time points (Base case)

って界面からダクト壁に流入する熱流束が抑制されるため、やはり境界面での熱バランスの結果として燃料クラストは形成されない。

なお、プール液面近傍においては一部燃料クラストが形成されているが、この部分では時間とともに変化する気相割合が平均的に高く、ダクト壁単位面積当たりの伝熱源となる融体量が少ない。このためダクト壁温度が相対的に低

く、また燃料温度も低いことから燃料クラストが形成される結果となっている。

(d) クラスト形成過程とダクト壁破損挙動との関係

Figure 17 に示すように、基準ケースの解析結果では、プール高さ中央からプール界面近傍(軸方向第6ノードから第8ノード)においては、燃料クラストが形成されていない。この結果、Fig. 18 に示すように、IGR 出力パルス

Fig. 19 Comparison between duct temperature histories depending on crust formation (Base case)

Fig. 20 Calculated duct and fuel-steel-mixture temperatures at the estimated duct-failure location (Base case)

印加後、4.88秒までの全時間帯に渡って、軸方向第6ノードから第8ノードにおいては、燃料・スティールの混合融体はダクト壁と直接的な熱伝達を行うことになる。一方、プール底部からプール高さ中央近傍(軸方向第1ノードから第5ノード)においては燃料クラストが形成され、燃料・スティールの混合融体はダクト壁と直接接触できず、スティールを含まない固体燃料クラストの熱抵抗によって熱伝達が抑制されることになる。このように、ID1試験で形成されたスティール・燃料の混合融体からなる連続相プールにおいては、プール下方向のおよそ半分の領域でクラストが形成されダクト壁破損が遅延すると考えられる。これに対し、プール上方向のおよそ半分の領域においてはクラスト形成が抑制される結果、混合融体とダクト壁との直接的相互作用によってダクト壁破損時刻はプール下部に比べて早くなると考えられる。

Figure 19はSIMMER-IIIコードによる解析におけるクラスト形成有無の代表的なノードとして、クラストが形成される軸方向第5ノードとクラストが形成されず最も早期に破損が予測される第8ノードのダクト壁外表面温度変化を比較したものであるが、軸方向第5ノードでは、IGR出力パルス印加後10秒以降で破損判定温度に到達す

ると評価され、破損開始ノード(軸方向第8ノード)にくらべ数秒以上遅延したことが明らかである。

(e) 燃料・スティール混合プールの気液界面挙動

基準ケースにおいては、気液界面ノード(第9ノード)近傍において事象の進展に伴いプール内部での気泡生成などにより気液界面が揺動している。この結果、Figs. 17および18に示すように、燃料クラストが形成される。このように、混合プールの気液界面においては量的には少ないものの燃料クラストが形成され、ダクト壁破損は遅延するものと推定される。

(f) ダクト壁破損時刻に関する試験と解析との比較

現段階では、ダクト破損位置に関する直接的な実験的知見は得られていない。しかし、ダクト壁破損時刻についてはII-2節に述べた(1)から(3)の実験的知見が得られており、これに基づいたTAC2Dコードによる解析結果からダクト壁破損時のダクト壁外表面温度は1,625 Kと評価されている。

SIMMER-IIIコードを用いた基準ケース解析での軸方向第8ノード(最高温度ノード)におけるダクト壁温度はFig. 20に示され、ダクト壁と融体との接触は、IGR出力パルス印加後約4.3秒で開始する。その後、燃料とスティールとの混合によって熔融スティール温度(Fig. 20の赤線)が急上昇し、融体とダクト壁との接触開始後約0.7秒でダクト壁外表面温度(Fig. 20の緑線)がダクト壁破損判定条件の1,625 Kに到達する。この破損判定温度への到達時間はIGR出力パルス印加後4.88秒であり、ID1試験での破損発生時刻である同4.9秒にはほぼ一致する。

III-3節に述べたTAC2Dコードによるダクト壁破損時の熱流束(約10 MW/m²)は、多成分プールから壁面への熱伝達モデルを用いたSIMMER-IIIコードの解析によれば、第8ノードでは約10 MW/m²と評価され、両者はほぼ一致していると判断される。このように短時間で大きな熱流束が発生するメカニズムは、上述したとおり、ID1試験のスティール・燃料の混合融体からなる連続相プールにおいて、クラスト形成が抑制される領域が存在し、混合融体とダクト壁との熱的相互作用が直接行われたことによるものと解釈できる。

4. SIMMER-IIIコードによる解析から得られたダクト壁破損機構のまとめ

上述したSIMMER-IIIコードを用いた解析結果に基づけば、ダクト壁破損挙動について得られた知見は以下のようまとめられる。

- ① ID1試験では、IGR出力パルスの印加によって、 UO_2 と被覆管からなる燃料ピンバンドルが崩壊し、熔融した被覆管からなる液体スティールと熔融燃料からなる液体燃料との2成分系の混合プールが形成される。
- ② 混合プール下部には重力分離による層化現象などの

結果として燃料クラストが形成され、燃料クラストによる伝熱抑制が作用するのに対して、プール上部では燃料クラストが形成され難く、この部分でのダクトへの急速な伝熱がダクト破損につながっている。

- ③ 単成分系プールを用いた炉外試験と比較すると、2成分系の混合プールを用いた ID1 試験ではスティールが混合している効果で明らかに伝熱が促進されており、その可能性としてスティールによる伝熱が支配的になっていることが考えられる。

ID1 試験で見い出されたこれらの燃料・スティール混合プールにおける早期の高熱流束破損機構は FAIDUS 概念の原理的成立性を支持していると判断される。

V. 結 論

本研究では、FBR において炉心損傷事故が発生した場合でも、燃料集合体内に設置した内部ダクトを介して熔融燃料を炉心外に排出し厳しい再臨界を防止する設計対策 (FAIDUS) の原理的有效性を確認する観点から、カザフスタン IGR 炉で実施された ID1 試験結果に伝熱挙動解析コード TAC2D および炉心損傷事故解析コード SIMMER-III を適用し、高温融体と接触したダクト壁の伝熱・破損機構を明らかにする目的で体系的な伝熱挙動評価を行った。本研究で得られた知見は以下のようにまとめられる。

1. ID1 試験では、内部ダクト内に設置した熱電対の読み取り値が IGR 出力パルス印加後4.2秒以降急上昇し約5秒後に振動していること、内部ダクト内のナトリウム中に設置したボイド計が4.9秒以降に変化すること、燃料ジャケット内の圧力が4.2秒以降に急昇し6.0秒以降で急減していること、などの実験的事実から、IGR 出力パルス印加後約4.2秒から4.9秒までの約0.7秒間で高温融体から内部ダクト壁への伝熱が生じダクト壁破損に至ったものと判断される。
2. TAC2D コードを用いた伝熱挙動解析の結果、内部ダクト壁破損時の熱流束は約 10 MW/m^2 と評価され、上記の結果とあわせると内部ダクト壁は短時間 (早期) 破損、かつ、高熱流束破損によって特徴付けられることが明らかになった。また、TAC2D コードの解析によってダクト壁の実効的な破損判定温度は融体側ダクト壁外表面温度で $1,625 \text{ K}$ と評価された。
3. ID1 試験を模擬した SIMMER-III コードによる解析を行った結果、以下のメカニズムによってダクト壁破損が生ずる状況が把握された。
 - ① IGR 出力パルスの印加によって UO_2 と被覆管からなる燃料ピンバンドルが崩壊し、熔融スティールと熔融燃料からなる2成分系の混合プールが形成される。
 - ② 混合プール内で燃料クラストが形成されないプール中央付近の領域では熔融スティールからダクト壁外表面への直接的な熱伝達が生じ早期の高熱流束破損が生

ずる。一方、燃料クラストが形成されるプール下部の領域では内部ダクト壁破損は上部領域に比べ遅延する。

ただし、上記の結論3の妥当性については、現在のクラスト形成モデルの適用性にはいまだ不十分な点があるため、今後、モデルの適用限界について、さらなる検討や検証が必要と考えられる。

4. 以上の知見から、ID1 試験で見い出されたダクト壁の早期の高熱流束破損機構は FAIDUS 集合体への要求条件「炉心損傷事故時に燃料集合体のラップ壁が破損する以前の早期段階において FAIDUS 集合体の内部ダクト壁が破損し、燃料集合体内に生成された熔融燃料が集合体外に流出すること。」を大略満足し、FAIDUS 概念の原理的成立性を支持していると判断される。

EAGLE プロジェクトの推進および遂行にはカザフスタン NNC の皆様の多大なる貢献が必要でした。また、同プロジェクトに関わる各委員会等の関係各位には、本論文の基礎となる貴重なご意見や多大なるご指摘を頂きました。本論文の執筆に当たり、(株)日本原子力研究開発機構・炉心安全評価グループの佐藤一憲氏 (現、国際部)、神山健司氏、小西賢介氏 (現、シビアアクシデント解析グループ) および東京工業大学・同研究室の石津朋子氏 (現、(株)原子力安全基盤機構)、同じく東京工業大学の高橋 実先生からご指導を賜りました。解析研究の分野では、(株) NESI の菅谷正昭氏、水野正弘氏、細野正剛氏、近藤哲平氏、安松智博氏、高橋一彦氏から多大なるご協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

— 参考文献 —

- 1) Advanced Nuclear System Research and Development Directorate, Japan Atomic Energy Agency and Research and Development Department, The Japan Atomic Power Company, *Fast Reactor Cycle Technology Development Project (FaCT Project) -Phase I Report-*, JAEA-Evaluation 2011-003, Japan Atomic Energy Agency (2011), [in Japanese].
- 2) M. Hishida, S. Kubo, M. Konomura, M. Toda, "Progress on the plant design concept of sodium-cooled fast reactor," *J. Nucl. Sci. Tech.*, **4**[3], 303-308 (2007).
- 3) I. Sato, Y. Tobita, K. Konishi, K. Kamiyama, J. Toyooka, R. Nakai, S. Kubo, S. Kotake, K. Koyama, Y. Vassiliev, A. Vurim, V. Zuev, A. Kolodeshnikov, "Safety strategy of JSFR eliminating severe recriticality events and establishing in-vessel retention in the core disruptive accident," *J. Nucl. Sci. Tech.*, **48**[4], 556-566 (2011).
- 4) H. Niwa, "A comprehensive approach of reactor safety research aiming at elimination of recriticality in CDA for commercialization of LMFBR," *Prog. Nucl. Energy*, **32**(3/4), 621-629 (1998).
- 5) H. Endo, S. Kubo, S. Kotake, I. Sato, S. Kondo, H. Niwa, K. Koyama, "Elimination of recriticality potential for the self-consistent nuclear energy system," *Prog. Nucl. Energy*, **40**(3/

- 4), 577-586 (2002).
- 6) K. Konishi, J. Toyooka, K. Kamiyama, Y. Tobita, I. Sato, S. Kubo, S. Kotake, K. Koyama, Y. Vassiliev, A. Kolodeshnikov, A. Vurim, V. Zuev, A. Pakhnits, V. Gaidaichuk, "Progress in establishment of the innovative safety logic for SFR eliminating the recriticality issue with the EAGLE experimental program," *Int. Scientific-Practical Conference "Nuclear Power Engineering in Kazakhstan,"* Kurchatov, Kazakhstan, June 11-13 (2008).
- 7) K. Konishi, J. Toyooka, K. Kamiyama, I. Sato, S. Kubo, S. Kotake, K. Koyama, A. Vurim, A. Pakhnits, V. Gaidaichuk, Y. Vassiliev, "EAGLE-project: Experimental study on elimination of re-criticality issue during CDAs. (15) The result of the first in-pile integral test," *2006 Fall Meeting of AESJ,* Hokkaido, Sep. 27-29 (2006), [in Japanese].
- 8) J. F. Petersen, *TAC2D, A General Purpose Two-Dimensional Heat Transfer Computer Code-User's Manual,* USAEC Report GA-8868, Gulf General Atomic (Sept. 1969).
- 9) Sa. Kondo, D. J. Brear, Y. Tobita *et al.*, "Status and achievement of assessment program for SIMMER-III, a multiphase, multicomponent code for LMFR safety analysis," *Proc. 8th Int. Topical Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-8),* Kyoto, Japan, Sept. 30-Oct. 3, 1997, **3**, 1340-1348 (1997).
- 10) Sa. Kondo, H. Yamano, T. Suzuki *et al.*, *SIMMER-III: A Computer Program for LMFR Core Disruptive Accident Analysis -Version 2.H Model Summary and Program Description-*, Japan Nuclear Cycle Development Institute, JNC TN9400, 2001-002 (2000).
- 11) J. Toyooka, K. Kamiyama, K. Konishi, Y. Tobita, I. Sato, "SIMMER-III analysis of EAGLE-1 in-pile tests focusing on heat transfer from molten core material to steel-wall structure," *Seventh Korea-Jpn. Symp. on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS7),* Chuncheon, Korea, Nov. 14-17, 2010, N7P0058 (2010).
- 12) I. Sato, Y. Tobita, T. Suzuki, K. Kawada, Y. Fukano, S. Fujita, K. Kamiyama, N. Nonaka, M. Ishikawa, S. Usami, *Analysis of ULOF Accident in Monju Reflecting the Knowledge from CABRI In-pile Experiments and Others,* JAEA-Research 2007-055, Japan Atomic Energy Agency (2007), [in Japanese].
- 13) H. Yamano, Y. Tobita, "R&D of the next generation safety analysis method for fast reactors with new computational science and technology (39) experimental analyses by SIMMER-III for the integral verification of the COMPASS code," *2010 Fall Meeting of AESJ,* Hokkaido, Sep. 15-17 (2010), [in Japanese].
- 14) K. Morita, E. A. Fischer, "Thermodynamic properties and equations of state for fast reactor safety analysis, Part I: Analytic equation-of-state model," *Nucl. Eng. Des.*, **183**, 177-191 (1998).
- 15) K. Morita, E. A. Fischer, K. Thurnay, "Thermodynamic properties and equations of state for fast reactor safety analysis, Part II: Properties of fast reactor materials," *Nucl. Eng. Des.*, **183**, 193-211 (1998).
- 16) G. Kayser, J. Charpenel, C. Jamond, "Summary of the SCARABEE-N subassembly melting and propagation tests with an application to a hypothetical total instantaneous blockage in a reactor," *Nucl. Sci. Eng.*, **128**, 144-185 (1998).
- 17) M. Ishii, *Thermo-Fluid Dynamics Theory of Two-Phase Flow,* Eyrolles, Paris (1975).
- 18) K. Kamiyama, D. Brear, Y. Tobita, Sa. Kondo, "Establishment of freezing model for reactor safety analysis," *J. Nucl. Sci. Tech.*, **43**[10], 1206-1217 (2006).
- 19) K. Morita, Y. Tobita, Sa. Kondo, E. A. Fischer, *SIMMER-III Analytical Thermophysical Property Model,* JNC TN9400 2000-004, Japan Nuclear Cycle Development Institute, May (1999).