

TMI-2 事故の炉心損傷, リロケーションの MAAP5 解析

(Zr-水反応, 燃料棒のコラプス条件の影響評価)

MAAP5 Analysis on the Core Damage and Relocation in the TMI-2 Accident
(Evaluation of Zr-water Reaction, Fuel Rod Collapsing Condition)

高浪 祐明 (Hiroaki Takanami)^{*1}
櫻井 征太郎 (Seitaro Sakurai)^{*1}

西田 浩二 (Koji Nishida)^{*1}
村瀬 道雄 (Michio Murase)^{*1}

要約 シビアアクシデント解析コード MAAP5 を用い, TMI-2 炉心の解析体系で健全な炉心形状からデブリベッドが形成される事故早期 (100-174 分) における炉心損傷およびリロケーションに及ぼすジルコニウム-水反応および炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響を評価した. 高さ方向の炉心質量分布は, 反応速度の小さいケースでは炉心質量のピーク位置が高く, 反応速度の大きいケースでは低くなつた. これは, ジルコニウム-水反応速度に応じて, 水素発生量, 被覆管温度が変化し, リロケーションする炉心燃料の高さ方向の領域が変化したためと考えられる. 炉心上部燃料棒のコラプス条件の検討では, コラプスと判定された燃料棒の高さ領域より上方の領域の燃料棒が残らないケースと, 燃料棒が残るケースで感度解析した. コラプスしない燃料棒が残るケースでは, 若干燃料材料の下方へのリロケーションが少なくなつたが, コラプス条件が水素発生量, 被覆管温度に及ぼす影響は軽微であった.

キーワード TMI-2, 炉心損傷, リロケーション, Zr-水反応, コラプス

Abstract We used the severe accident analysis code MAAP5 to evaluate the effects of zirconium-water reaction rates and collapse conditions of the fuel rods on the core damage and relocation in the early stage (100-174 min) of the TMI-2 accident when debris beds were formed from the intact core geometry. The peak positions of the core mass in the height direction were high in the case of a small reaction rate and low in the case of a large reaction rate. We considered that this result was due to changes in the hydrogen generation amount, cladding temperature, and the height region of the core fuel to be relocated, depending on the zirconium-water reaction rate. We carried out sensitivity analyses of the fuel rod collapse conditions, in which the fuel rods remained or did not remain above the height of the collapsed fuel rods. When the fuel rods remained above the height of the collapsed fuel rods, the relocation of fuel material downward was somewhat small, but the effects of the collapse condition on the hydrogen generation amount and cladding temperature were not significant.

Keywords TMI-2, core damage, relocation, Zr-water reaction, collapse

1. はじめに

シビアアクシデント (SA: Severe Accident) の防止策, 緩和策を検討するには, 原子力プラントの特性を把握すると共に, SA 時の事象を理解することが重要である. SA は 1979 年に米国スリーマイルアイランド原子発電所 2 号機 (TMI-2: Three Mile Island Unit 2), 1986 年に旧ソ連の Chernobyl 原子力発電所, 2011 年に福島第一原子力発電所で発生した.

TMI-2 事故当時, 原子力プラントのシステム全体を SA 解析した例は少なく, TMI-2 のシステム全体を解析コード

で評価する試みが行われた. 経済協力開発機構／原子力機関 (OECD: Organisation for Economic Cooperation and Development/NEA: Nuclear Energy Agency) は, 米国エネルギー省 (DOE: Department of Energy) と協力して TMI-2 事故解析のタスクグループを立上げた. タスクグループに参加した米国, 欧州, 日本の研究機関が保有する解析コードでの解析結果が比較された⁽¹⁾.

福島第一原子力発電所事故に関しても, 米国, 欧州, 日本等の研究機関が保有する解析コードでベンチマーク解析が実施された⁽²⁾. 米国では, 福島第一原子力発電所 1 号機を対象とした SA 解析コード MAAP⁽³⁾と MELCOR⁽⁴⁾の

* 1 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

解析結果が比較され、炉心損傷およびリロケーションの解析モデルの差によって、原子炉圧力容器内の炉心損傷形態、ガス温度、水素発生量が大きく異なることが報告⁽⁵⁾されている。また米国では、福島第一原子力発電所事故の後、原子炉圧力容器内での炉心損傷およびリロケーションに関する知見が不足していると報告⁽⁶⁾されている。

SA の社会的影響を考えると、原子炉圧力容器内で事象を収束させるために、炉心損傷およびリロケーションの緩和策の検討が望まれる。そのためには、炉心損傷およびリロケーションに影響する解析モデルの高度化が必要と考えられる。

西田らは TMI-2 事故以降に実施された小規模の総合効果試験である SFD1-4⁽⁷⁾、LOFT LP-FP-2⁽⁸⁾、Phebus FPT0⁽⁹⁾の試験結果を MAAP5 で検討し、解析モデルについて検討してきた⁽¹⁰⁾⁻⁽¹²⁾。これらの試験では、軸方向、径方向サイズが小さい試験体が用いられており、TMI-2 等の実プラントの炉心で検討することが必要である。

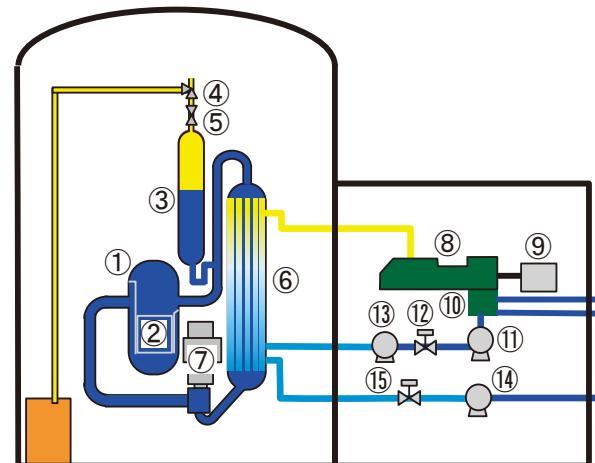
本研究では小規模の総合効果試験で影響があったジルコニウム-水反応速度が、TMI-2 事故時の炉心損傷およびリロケーションに及ぼす影響を評価する。更に、コラプラス条件は LOFT LP-FP-2 試験の MAAP5 解析において炉心分布への感度が大きかったことから、MAAP5 のコラプラス範囲が TMI-2 事故解析に及ぼす影響を評価する。上記の MAAP5 の解析モデルが炉心損傷およびリロケーションに及ぼす感度を調べるために、本研究では、蒸気発生器、加圧器等の機器、システムの影響を分離して評価できる炉心のみの解析体系を用いる。解析体系には、西田らが作成した TMI-2 炉心のみの解析体系⁽¹³⁾を使用し、SA 解析コード MAAP5 を用いて健全な炉心形状からデブリベッドが形成される事故早期（100-174 分）を対象に、ジルコニウム-水反応速度、炉心上部燃料棒のコラプラス範囲が炉心損傷およびリロケーションに及ぼす影響を評価した結果を報告する。

2. TMI-2事故の概要

2.1 TMI-2事故の経過と検討する時間帯

TMI-2 のシステム構成の概略を図 1 に示す。1979 年 3 月 28 日、定格出力で運転中、復水ポンプ⑪、主給水ポンプ⑬が停止した。補助給水ポンプ⑭が自動的に起動したが、補助給水ポンプの弁⑮が閉じられていたために蒸気発生器⑥に給水できなかった。蒸気発生器への給水がないことにより、蒸気発生器による 1 次冷却材の除熱量が減少して 1 次系圧力は上昇し、加圧器逃がし弁④が自動的に開いて

原子炉はスクラムした。加圧器逃がし弁は自動的に開いたものの、故障により自動閉止しなかったために 1 次系圧力の低下、1 次冷却材の流出が継続した。1 次系圧力の低下により高圧注入系が作動したが、加圧器逃がし弁が開のままの状態であることに気付かず、加圧器③水位計が水位高を示していたことから満水になったと運転員は判断し、高圧注入を手動停止した。測定域外となっていた加圧器水位計の指示が回復し、11 分から 12 分にかけて再び高圧注入系 2 系統を起動させた。但し、加圧器の水位が高いことから注入流量が少ない充てんモードで作動させ、小流量ではあるが注水を継続した。その後、事故の進展については以下の考察⁽¹⁴⁾⁻⁽¹⁶⁾がある。



① Reactor Pressure Vessel	⑧ Turbine
② Reactor Core	⑨ Generator
③ Pressurizer	⑩ Condenser
④ Pilot-Operated Relief Valve	⑪ Condensate Pump
⑤ Block Valve	⑫ Block Valve
⑥ Steam Generator	⑬ Main Feedwater Pump
⑦ Reactor Coolant Pump	⑭ Auxiliary Feedwater Pump
⑮ Block Valve	⑮ Block Valve

図 1 TMI-2 のシステム構成の概略⁽¹⁴⁾

75 分後に 1 次系圧力の低下により局所的に蒸気泡が発生し、原子炉冷却材ポンプ (RCP) ⑦ (A ループ、B ループに各 2 台、計 4 台設置) の振動による損傷を恐れて、B ループの RCP2 台を手動停止した。加圧器逃がし弁開状態の継続により 1 次冷却材は減少したが、A ループの RCP2 台は稼働しており、炉心の冷却は確保されていた。

100 分後に A ループの RCP2 台を手動停止したことで、

RCP は全て停止状態となった。小流量での注水はあったが、崩壊熱による 1 次冷却材の蒸発量を補えず、炉心水位が低下し、燃料棒が蒸気に露出してヒートアップに至った。

約 138 分後に加圧器逃がし弁が閉じていないことに気付き、加圧器逃がし元弁⑤を閉じたことで、1 次系圧力の低下および 1 次冷却材の放出が止まった。加圧器逃がし弁への蒸気流れによる炉心の蒸気冷却が止まり、時間の経過とともに圧力が上昇し、炉心の二相水位が低下した。炉心上部の被覆管酸化が進み、燃料のリロケーションによりデブリベッドが形成されるとともに、大量の水素が発生したと考えられている。

174 分に RCP を一部再起動したこと、炉心水位が回復し始めたが、1 次系圧力の上昇により加圧器逃がし元弁を開けたことで、1 次系圧力は再び低下した。1 次冷却材の蒸発が進み、デブリベッド部はさらに温度上昇し、炉心中心部に溶融プールが形成されたと考えられている。

200 分に高圧注入系を作動することで、炉心の再冠水が進み、炉心上部のデブリベッドは冷却されたが、224 分まで炉心内部の溶融部分は温度上昇し続けたと考えられている。

224~235 分において、溶融部分の周囲のクラストが一部破損し、内部の溶融物が下部ヘッドに流下し、235~300 分において、下部ヘッドに流れ落ちた溶融炉心により、下部ヘッド壁の温度が約 1100°Cまで上昇したと考えられている。

以上の TMI-2 の事故進展の中で、健全な形状の炉心から、炉心損傷およびリロケーションによりデブリベッドが形成されるまでの時間帯、具体的には RCP の全てが停止された 100 分から一部再起動までの 174 分までの時間帯を本研究の対象とする。

2.2 MAAP5の概要

MAAP5 は米国 EPRI (Electric Power Research Institute) が所有する SA 解析コードで、軽水炉の SA 時の炉心損傷およびリロケーション、原子炉圧力容器の破損、格納容器の破損、水素発生、核分裂生成物の発生、移行、環境への放出を評価できる。本報告では、原子炉圧力容器内での炉心損傷およびリロケーションを対象としており、関連する主な解析モデル⁽³⁾⁽¹⁸⁾を以下に示す。

炉心損傷およびリロケーションに関わる重要な化学反応の一つにジルコニウム-水反応がある。この反応は被覆管温度が約 1500 K 以上になると顕著になり、発熱を伴いながら高融点の ZrO_2 と水素が発生する。もう一つは、溶融 Zr と UO_2 が反応し、 UO_2 よりも低融点で流動する U-

Zr -O 混合物を生成する反応である。MAAP5 にはこれらの化学反応モデルが組み込まれている。

MAAP5 では、重力による溶融物の下方向へのリロケーションを、液膜モデルと管内流モデルで計算される。MAAP5 で用いられている主な材料の融点を表 1 に示す。液膜モデルでは、計算ノード内の燃料棒等の外表面の溶融物のリロケーションを計算する。管内流モデルは、ノード内を占める燃料の割合が大きい時、その隙間を通過する溶融物のリロケーションを計算する時に用いられる。コラプスとは燃料棒の形状が崩れることである。燃料棒がコラプスするまでの時間は温度と Larson-Miller パラメータの式で与えられている。Larson-Miller パラメータの式により燃料棒のコラプスを判定する。なお、燃料棒とは別に燃料被覆管の破損も判定する。制御棒および制御棒案内管について、SA 時には融点の低い Ag-In-Cd 制御材から溶融するが、MAAP5 ではステンレス被覆管、ジルカロイ案内管の温度が約 1500 K までは溶融した制御材が管内に留まると仮定⁽¹⁸⁾されている。

表 1 主な材料の融点

Material	Melting Temperature [K]
UO_2	3113
ZrO_2	2911
Zircaloy-4	2125
Stainless Steel	1700
Ag-In-Cd	1050-1100

2.3 TMI-2炉心の解析体系と解析条件

TMI-2 システム全体を対象とした SA 解析コードでは、システム全体の解析体系を作成し、1 次系、2 次系の熱水力挙動と関連付けて原子炉圧力容器内の炉心損傷およびリロケーションの解析が行われてきた。本研究では、西田らが作成した TMI-2 の炉心部のみの解析体系、初期条件、境界条件⁽¹³⁾を用いた。これにより、MAAP5 の解析モデルが炉心損傷およびリロケーションに及ぼす影響評価、SA 時炉心を模擬した総合効果試験との比較が容易となる。

TMI-2 炉心のノーディングを図 2 に示す。炉心のノード分割数およびノード分割位置は、MAAP5 インストールメディアに付属の TMI プラントパラメータを一式定義した入力ファイルと同一とした。径方向は炉心内 7ch (ch1~7)、炉心外周部のバイパス領域 (ch9) とした。高さ方向は下部非発熱部 2 ノード、発熱部 30 ノード、上部非発熱部 1 ノードの 33 分割とした。

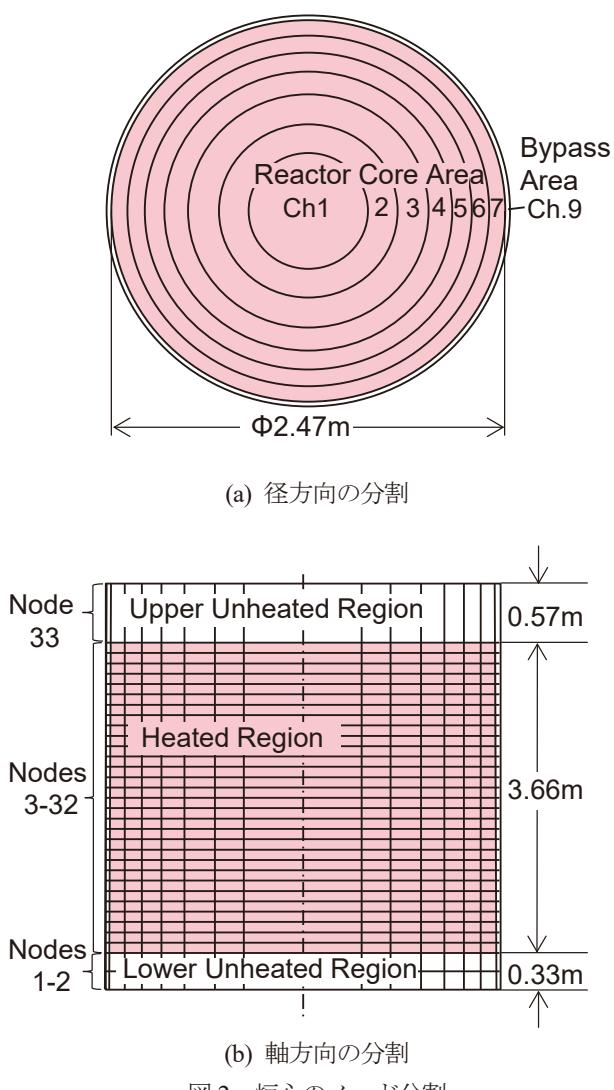


図2 炉心のノード分割

西田らが行った TMI-2 事故早期の炉心損傷およびリロケーションの MAAP5 解析⁽¹³⁾と同様に、全 RCP が停止された 100 分から一部再起動までの 174 分までの解析に用いた初期条件、境界条件を以下のとおり設定した。測定値があるパラメータは測定値を、測定値が無いパラメータは、解析結果等を参照して設定した。

初期条件である 100 分時点の炉心水位(コラプス水位)は、Anderson⁽¹⁷⁾の考察を参考に、炉心上部非発熱部上端に設定した。ペレット、被覆管、制御棒の温度は、TMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾を参考に、100 分時点の圧力の飽和温度程度である 548K に設定した。炉心槽の温度も同様に、100 分時点の圧力の飽和温度程度である 548K に設定した。

境界条件である 1 次系圧力は測定値を参考し、図 3 に示す値に設定した。崩壊熱および出力分布は、TMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾を参考に設定した。注水流量

は、炉心のみを解析体系化している本研究では炉心入口流量と等しい。冷却材の炉心入口流量の設定値を図 4 に示す。炉心入口流量は、加圧器逃がし弁が閉じられる 138 分までは Anderson⁽¹⁷⁾の考察を参考に 8 kg/s に設定した。138 分から 174 分までの炉心入口流量は、多くの解析コードの水位の計算値⁽¹⁾が約 1m を示していることから、水位 1m の崩壊熱による蒸発分に相当する 3 kg/s に設定した。入口温度は、100 分時点での飽和温度に設定した。

以上の初期条件、境界条件の中で、炉心入口流量は測定されておらず、不確かさがあるため、西田らは冷却材の炉心入口流量が炉心損傷およびリロケーションに及ぼす影響を検討した。炉心入口流量がベースケースより小さい時に水素発生量が小さくなる場合があることがわかった⁽¹³⁾。1 章で記述したとおり、炉心入口流量の他に、ジルコニウム-水反応速度、炉心上部燃料棒のコラプス範囲に不確かさがあるため、本研究ではジルコニウム-水反応、炉心上部燃料棒のコラプス範囲が炉心損傷およびリロケーションに及ぼす影響を検討する。

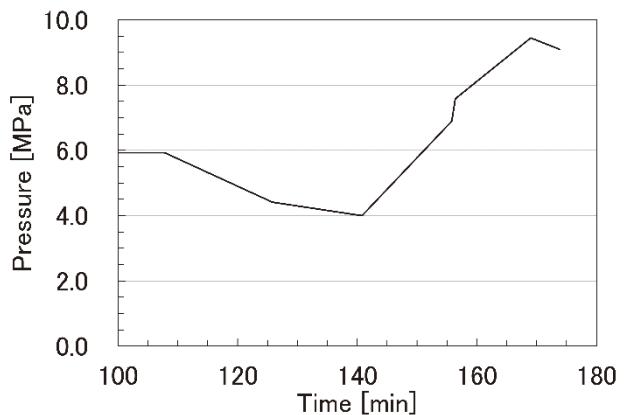


図3 1次系圧力

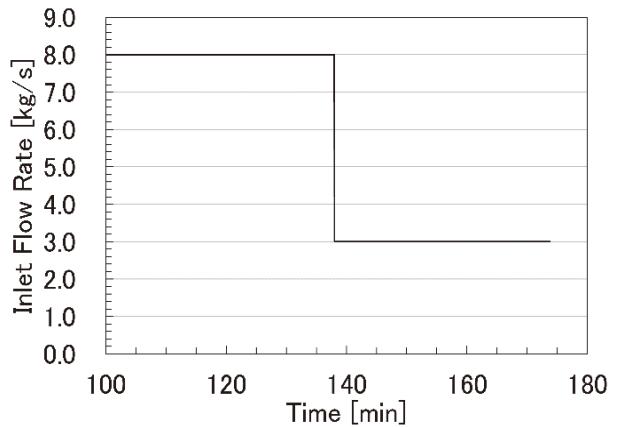


図4 冷却材の炉心入口流量

3. MAAP5の解析結果および考察

3.1 初期条件、境界条件

2.3節で設定した初期条件、境界条件を用いて、RCPを全基停止した100分から一部RCPの運転を再開した174分までの炉心水位のMAAP5による計算結果を図5に示す。赤色の破線は二相水位、実線は二相水位がコラップスした場合の水位である。また、図中には、174分付近で測定された炉心のコラップス水位の測定値と、ASTECコードの炉心のコラップス水位の計算値⁽¹⁹⁾を示している。

崩壊熱分の蒸発量を補えないために、炉心水位の計算値は時間と共に低下し、138分からは境界条件で与えた炉心入口流量が8 kg/sから3 kg/sに減少するため、更に急激に低下している。MAAP5の炉心のコラップス水位の計算値は、174分付近の測定値に近い値を示している。また、RCPが全台停止した初期(100分)の時間帯を除くと、MAAP5とASTECの174分までの炉心のコラップス水位の計算値は比較的近い値を示している。

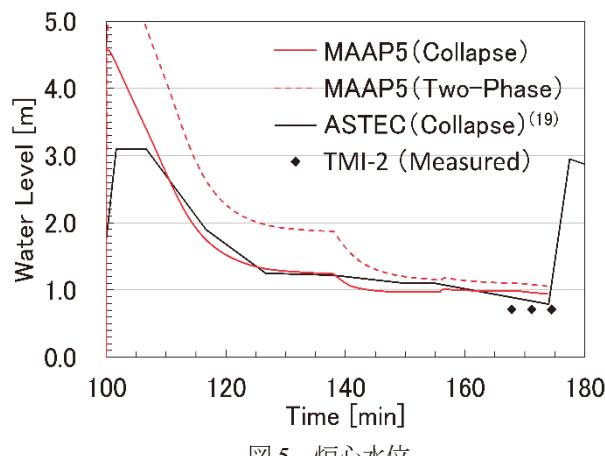


図 5 炉心水位

この時の炉心中央チャンネル(図2(a)のch1)頂部ノードの被覆管温度の計算値を図6に示す。炉心中央チャンネル頂部の被覆管温度の計算値は、炉心水位の低下により蒸気に露出することでヒートアップに至った。約146分からジルコニウム-水反応による発熱も相まってヒートアップが急激に進んでいる。その後、約152分に中央チャンネル頂部の燃料棒がリロケーションし、燃料棒が該当計算ノードに存在しなくなることで、被覆管温度の計算は終了している。

図中にはTMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾中で、スペインのCTN(Catedra De Technologia Nuclear)が

MARCH⁽¹⁹⁾で計算したMARCH-CTN、米国 Nuclear Regulatory Commission下でBCD(Battelle Laboratories, Columbus Division)がMARCHで計算したMARCH-BCDの計算結果を示す。TMI-2 Analysis Exercise Final Report⁽¹⁾中で、MARCH-CTNは最も被覆管のヒートアップが早く、MARCH-BCDは最も遅い。本計算のヒートアップ開始時刻は、両解析コードのヒートアップ開始時刻の間にあり、被覆管温度の挙動も類似している。

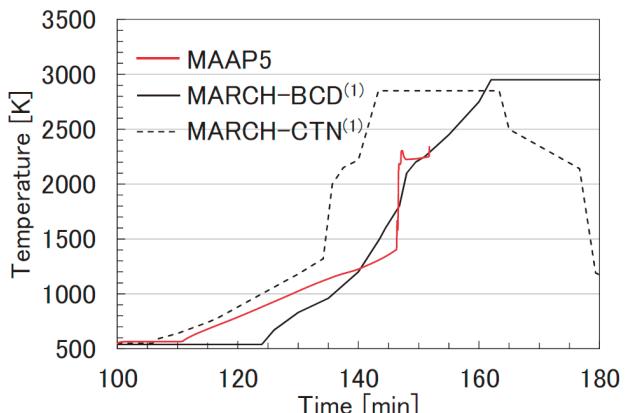


図 6 炉心中央部頂部の被覆管温度

本計算の水素発生量の時間変化を図7に示す。図中には水素発生量の測定値とASTECの計算値⁽²⁰⁾も示している。被覆管温度の上昇により、約146分からジルコニウム-水反応が顕著となることで水素発生量は急激に増えている。そして約157分からの水素発生量は一定となり、174分でのMAAP5の水素発生量の計算値は測定値とほぼ一致している。

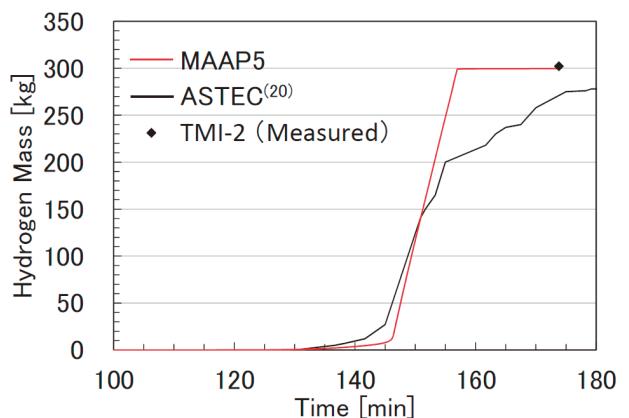


図 7 水素発生量

炉心領域(図2(a)のch1～ch7)およびバイパス領域(図2(a)のch9)の炉心出口の蒸気流量を図8に示す。炉心出口の蒸気流量の計算値は、約146分から157分まではほぼ0

kg/s となっている。これは炉心領域の蒸気がジルコニウム-水反応にほぼ全量消費されたためである。約 157 分での炉心領域の流路閉塞により蒸気がバイパス領域に迂回することで、それまでほぼ 0 kg/s であったバイパス領域の炉心出口の蒸気流量は急激に増加している。

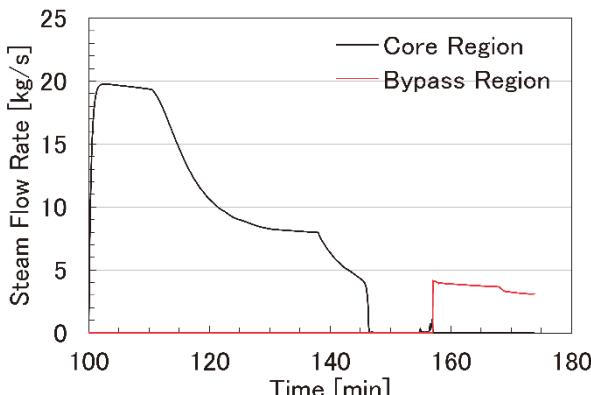


図 8 炉心出口の蒸気流量

図 7 に示した水素発生量の MAAP5 の計算値で約 157 分から水素発生量が一定となっているのは、炉心領域の流路閉塞によりバイパス領域に蒸気が流れるためである。図 7 中の ASTEC の計算⁽¹⁹⁾では 174 分まで水素発生量が増加していることから、ASTEC では炉心領域で完全な流路閉塞が起きていないと仮定していると考えられる。

100 分と 174 分における高さ方向の炉心材料の MAAP5 による炉心質量分布を比較して図 9 に示す。100 分では炉心が健全な形状を保っており、高さ方向に一様な炉心質量分布である。時間とともに炉心損傷が進み、約 3~4m の炉心上部領域の質量は約 1~3m の炉心中央領域へリロケーションする結果となり、発熱長上端近くでの質量は 0 kg になった。また、174 分時点で炉心水位が約 1 m である影響で、1 m 以下には炉心材料がリロケーションしていないことがわかる。

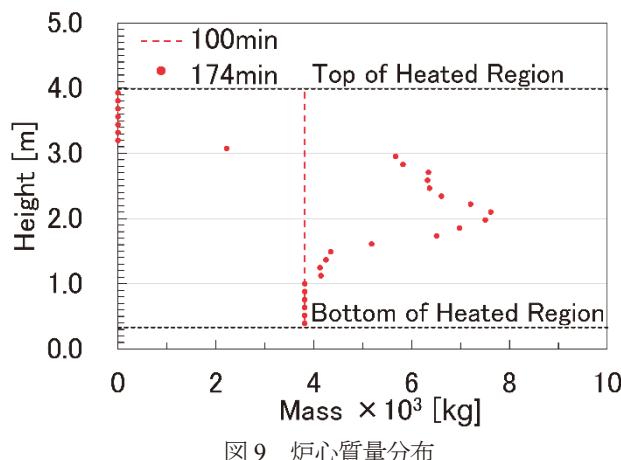


図 9 炉心質量分布

以上から本計算で設定している初期条件、境界条件で 174 分付における炉心コラプラス水位、水素発生量の MAAP5 の計算値と測定値がほぼ一致していること、さらに、他の SA 解析コードの被覆管温度の計算値と同様な挙動を示していることから、3.2 節以降では本解析条件をベースケースとして検討する。

ジルコニウム-水反応速度は、酸化反応熱量に関係するため、炉心損傷およびリロケーションに与える影響が大きいと考えられる。ベースケースでは、ジルコニウム-水反応速度式は、低温域で Cathcart 式、高温域で Baker-Just 式を使用している。ジルコニウム-水反応速度の検討では、当該の式をベースケースとし、この反応速度式を変えるケースを検討ケースとして感度解析する。

炉心上部燃料棒のコラプラス条件について、模式図を図 10 に示す。ベースケースは、コラプラスと判定された領域 1 だけでなく、領域 2 の燃料棒もコラプラスする。検討ケースでは、領域 2 の燃料棒が残る。残った燃料棒はジルコニウム-水反応が維持されやすく、水素発生量が増加する可能性があるため、検討ケースで感度解析する。

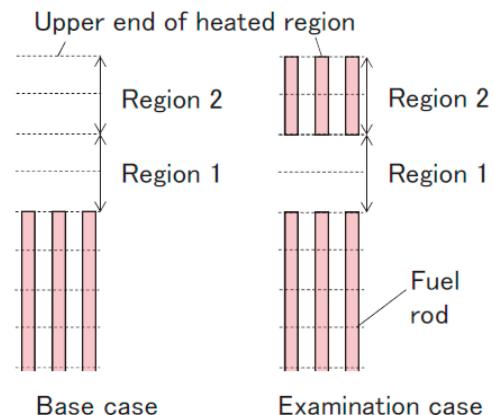


図 10 炉心上部燃料棒のコラプラス条件の模式図

3.2 ジルコニウム-水反応の影響評価

ジルコニウム-水反応速度は、酸化反応熱量に関係するため、炉心損傷およびリロケーションに与える影響が大きいと考えられる。3.1 節で考察した初期条件、境界条件での計算結果をベースケースとし、ジルコニウム-水反応速度式を変えて炉心損傷およびリロケーションについて検討する。ジルコニウム-水反応速度式は、以下の 4 ケースとした。

ベースケース：Cathcart&Baker-Just 式

$1875K < T$: Baker-Just 式, $1850K < T \leq 1875K$: 内挿,

$T \leq 1850K$: Cathcart 式

ケース1：MATPROモデル

$1875K < T$ ：高温域の式, $1850 < T \leq 1875K$ ：内挿, $T \leq 1850K$ ：低温域の式

ケース2：Cathcart&Urbanic-Heidrick式

$1875K < T$ ：Urbanic-Heidrick式,

$1850K < T \leq 1875K$ ：内挿, $T \leq 1850K$ ：Cathcart式

ケース3：Cathcart&Prater式

$2550K < T$ ：Prater式, $1800K < T \leq 2550K$ ：内挿, $T \leq 1800K$ ：Cathcart式

各反応速度式の酸化膜厚さの成長速度を図11に示す。

高温域では、ケース1, 2はベースケースより反応速度が小さく、ケース3は反応速度が大きい。

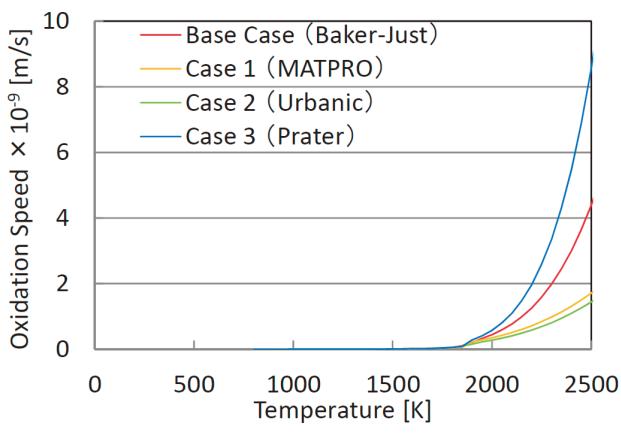


図11 各ケースの酸化膜厚さ成長速度

各ケースの水素発生量に及ぼすジルコニウム-水反応速度の影響を図12に示す。

ベースケースでは、約157分で水素発生量は300kgで一定となる。反応速度の小さいケース1, 2では、約153～154分で水素発生量の増加率が鈍化し、174分ではベースケースより少なくなった。反応速度の大きいケース3では、約161分でベースケースより多い水素発生量で一定となった。

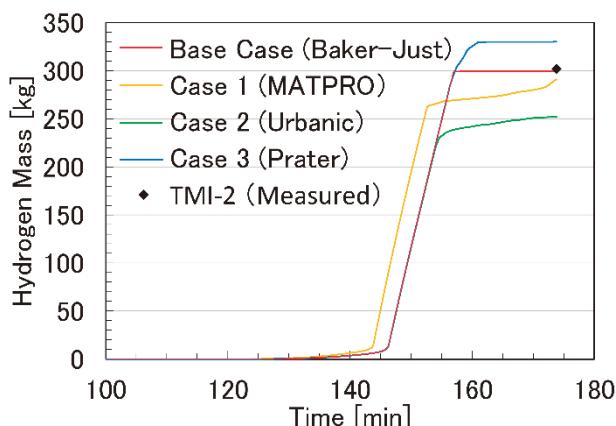


図12 水素発生量に及ぼすZr-水反応速度の影響

各ケースにおける炉心質量分布（174分）に及ぼすジルコニウム-水反応速度の影響を図13に示す。図中には計算開始時（100分）の炉心質量の高さ方向分布を比較のために破線で示している。炉心質量分布（174分）では、いずれのケースでも水に浸かっている炉心高さ約1.0m以下でリロケーションは起きなかった。炉心高さ約3.2～3.9mで、ベースケースおよびケース1では炉心質量が0kg、ケース2, 3では炉心質量が僅かに残った。これは、ケース2, 3の低温域の反応速度が、ベースケースおよびケース1より僅かに小さく、反応による昇温が遅れたためと考えられる。反応速度の小さいケース1, 2では、最大炉心質量はベースケースとほぼ同じとなったが、最大炉心質量の炉心高さは約2.5mとなり、ベースケースの約2.1mより高くなかった。反応速度の大きいケース3では、最大の炉心質量はベースケースとほぼ同じになったが、最大の炉心質量の炉心高さは約1.7mとなり、ベースケースより低くなかった。

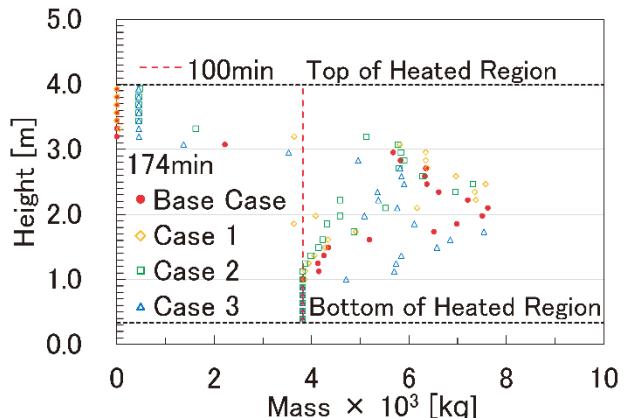


図13 炉心質量分布に及ぼすZr-水反応速度の影響

炉心中央チャンネル（図2(a)のch1）の頂部、中部領域（炉心高さ約2.3m）および下部領域（炉心高さ約1.3m）の被覆管温度に及ぼすジルコニウム-水反応速度の影響を図14、図15、図16に示す。頂部では、ケース1は反応速度が低温域で僅かに速いため、他ケースよりヒートアップ開始が速いが、全体としてはどのケースも同様の挙動となった。中部領域では、約160分に着目すると、反応速度の小さいケース1, 2はベースケースより温度が低くなつた。反応速度の大きいケース3もベースケースより僅かに温度が低くなつたが、下部領域では、ケース3は他ケースより大幅に高くなつた。

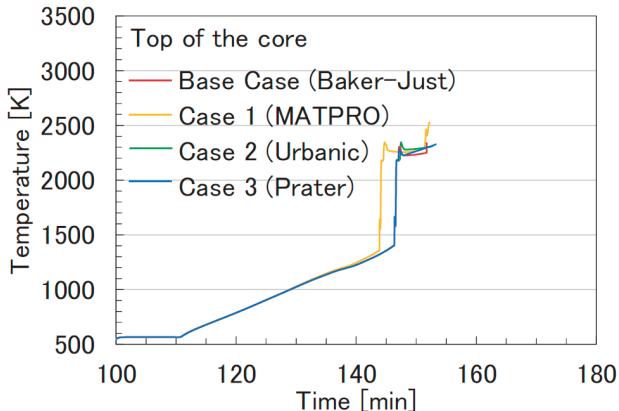


図14 被覆管温度に及ぼすZr-水反応速度の影響
(頂部)

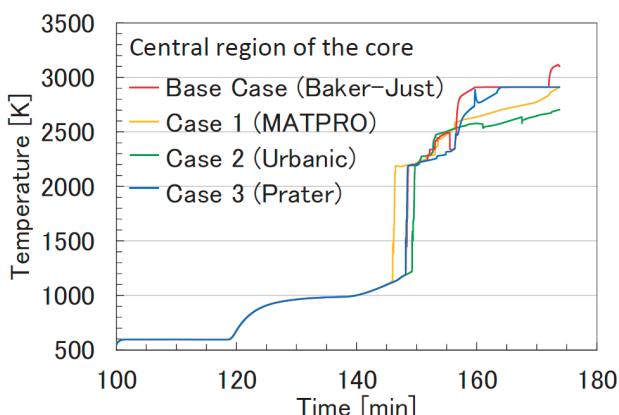


図15 被覆管温度に及ぼすZr-水反応速度の影響
(中部領域)

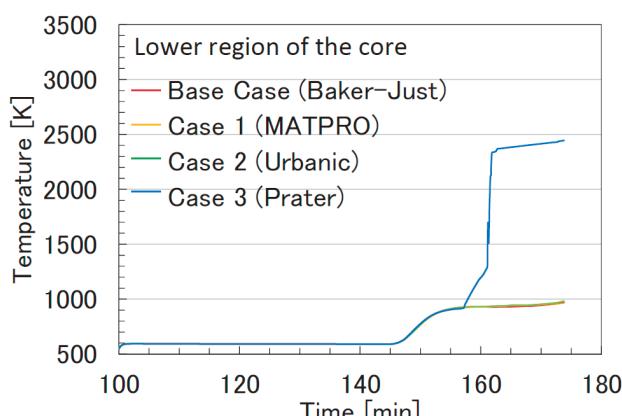


図16 被覆管温度に及ぼすZr-水反応速度の影響
(下部領域)

影響評価として、炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響を評価する。3.1節で考察した初期条件、境界条件での計算結果をベースケースとして、図10のとおり、領域1および領域2の燃料棒が残らないケースをベースケース、領域2の燃料棒が残るケースをケース4とする。

水素発生量に及ぼす燃料棒のコラプス範囲の影響を図17に示す。ケース4は、ベースケースと大きな差はなかった。ケース4では、領域2のジルコニウム-水反応が維持される。一方、ベースケースでは、コラプスした燃料棒がより温度が高い炉心中部領域へ移動し、ベースケースでもジルコニウム-水反応が維持されるため、ベースケースとケース4で水素発生量に大きな差はなかったと考えられる。

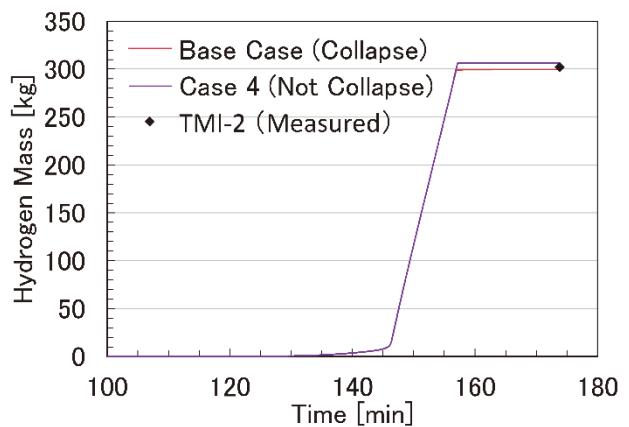


図17 水素発生量に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響

炉心質量分布(174分)に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響を図18に示す。ケース4では、ベースケースと同様に炉心水位である炉心高さ約1.0m以下ではリロケーションは起きなかった。ベースケースでは炉心高さ約3.2~3.9mで炉心質量が0kgになるが、ケース4では炉心高さ約3.7~3.9mで炉心質量が0kgにならなかった。炉心高さ約3.9mの頂部ではリロケーションは起きておらず、炉心上部領域の炉心質量は、下方へのリロケーションが少なくなった。これは、炉心上部領域に燃料棒が残ったためである。最大の炉心質量はベースケースより僅かに増加したが、最大の炉心質量の炉心高さは約2.1mでベースケースとほぼ変わらなかった。

3.3 炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響評価

燃料棒のコラプス範囲は、直接的にリロケーションに関係すると考えられる。燃料棒のコラプス範囲を変えた影

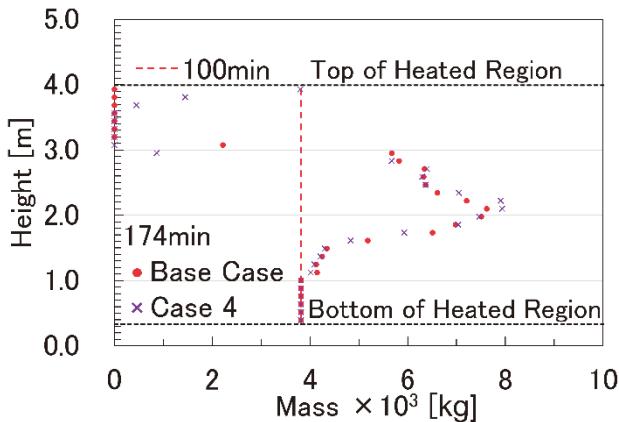


図18 炉心質量分布に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響

炉心中央chの頂部、中部領域（炉心高さ約2.3m）および下部領域（炉心高さ約1.3m）の被覆管温度に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響を図19、図20、図21に示す。頂部のベースケースでは、約152分でリロケーションにより被覆管温度の計算値が終わっているが、頂部のケース4では燃料棒が残り、被覆管温度の計算値は上昇した。約157分で温度が急上昇した後、緩やかに温度上昇を続け174分で約2700Kまで上昇したが、約152分まではベースケースとほぼ同様の挙動となった。中部領域でもベースケースとほぼ同様の挙動となり、下部領域でもほぼ差はなかった。

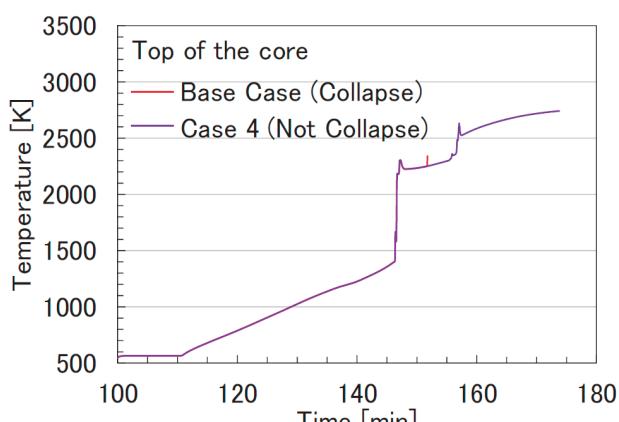


図19 被覆管温度に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響（頂部）

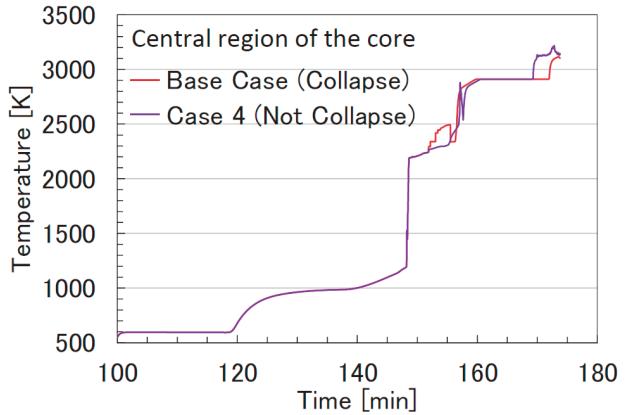


図20 被覆管温度に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響（中部領域）

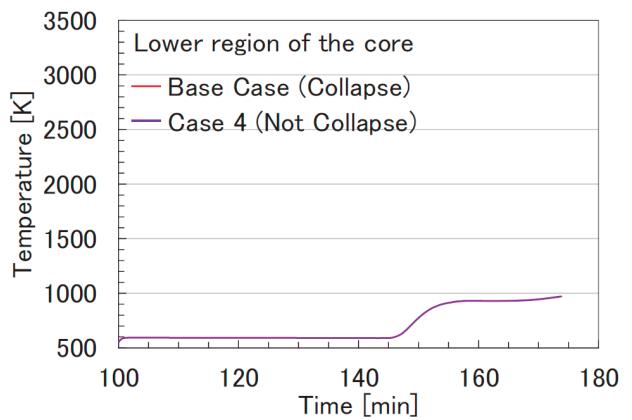


図21 被覆管温度に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響（下部領域）

4. おわりに

本報告では、TMI-2炉心のMAAP5用の解析体系をベースとして、健全な炉心形状からデブリベッドが形成される事故早期の100-174分を対象に、事故時の炉心損傷およびリロケーションに及ぼすジルコニウム-水反応および炉心上部燃料棒のコラプス条件の影響を評価した。

ジルコニウム-水反応速度の検討では、低温域でCathcart式、高温域でBaker-Just式を使用するケースをベースケースとし、この反応速度式を変えるケースを検討ケースとして感度解析した。炉心上部燃料棒のコラプス条件の検討では、コラプスと判定された燃料棒の高さ領域より上方の領域の燃料棒が残らないケースをベースケースとし、燃料棒が残るケースを検討ケースとして感度解析した。以下に、結論を示す。

(1) 水素発生量, 炉心質量分布 (174分), 炉心中央部チャンネル頂部ノードの被覆管温度に及ぼすジルコニウム-水反応の影響を評価した. 高さ方向の炉心質量分布は, 反応速度の小さいケースでは炉心質量のピーク位置が高く, 反応速度の大きいケースでは低くなつた. これは, ジルコニウム-水反応速度に応じて, 水素発生量, 被覆管温度が変化し, リロケーションする炉心燃料の高さ方向の領域が変化したためと考えられる.

(2) 水素発生量, 炉心質量分布 (174分), 炉心中央部チャンネル頂部の被覆管温度に及ぼす炉心上部燃料棒のコラプラス条件の影響を評価した. 炉心上部領域に燃料棒が残るケースでは, 若干燃料材料の下方へのリロケーションが少なくなつたが, コラプラス条件が水素発生量, 被覆管温度に及ぼす影響は軽微であった. 炉心上部領域に燃料棒が残るケースでは, その領域でのジルコニウム-水反応が維持される. 一方, ベースケースでも, コラプラスした燃料棒がより温度が高い炉心中央部領域へ移動し, ジルコニウム-水反応が維持されるため, 水素発生量, 被覆管温度に大きな差はなかつたと考えられる.

(7) D. A. Petti, Z. R. Martinson, R. R. Hobbins, et al., Power Burst Facility (PBF) Severe Fuel Damage Test 1-4, Test Results Report, NUREG/CR-5163, EGG-2542 (1989).

(8) E. W. Coryell, Summary of Important Results and SCDAP/RELAP5 Analysis for OECD LOFT Experiment LP-FP-2, NUREG/CR-6160, NEA-CSNI-R(94)3, EGG-2721 (1994).

(9) B. Clément, N. Hanniet-Girault, G. Repetto, et al., LWR severe accident simulation: synthesis of the results and interpretation of the first Phebus FP experiment FPT0, Nuclear Engineering and Design 226 (2003) 5–82.

(10) K. Nishida, N. Sano, T. Kusunoki, M. Murase, Evaluation of temperature and flow area variations through the fuel degradation and relocation of the SFD Test 1-4, Nuclear Engineering and Design 392 (2022).

(11) 西田 浩二, 佐野 直樹, 楠木 貴世志, 村瀬 道雄, シビアアクシデント時の炉心燃料の被覆管温度挙動, INSS JOURNAL Vol.29 2022.

(12) K. Nishida, N. Sano, S. Sakurai, M. Murase, Evaluation of temperatures and flow areas of the Phebus Test FPT0, Nuclear Engineering and Technology 56 (2024) 886–892.

(13) 西田 浩二, 櫻井 征太郎, 村瀬 道雄, TMI-2 事故早期の炉心損傷, リロケーションの MAAP5 解析, INSS JOURNAL Vol.31 (2024).

(14) Analysis of Three Mile Island-Unit 2 Accident, NSAC-80-1, EPRI-NSAC-80-1 (1980).

(15) 佐藤 一男, TMI-2 事故例にみる原子炉安全性に対する計測制御の役割, 計測と制御 Vol.8 No.12 (1977).

(16) TMI-2 事故の技術的検討・評価報告書, JAERI-M 8373, 日本原子力研究所 (1979).

(17) J. L. Anderson, Recommended HPI Rates for the TMI-2 Analysis Exercise (0-300 Minutes), EGG-TMI-7833, EG&G Idaho, Inc. (1987).

(18) C. Y. Paik, P. McMinn, C. Henry, W. Luangdilok, Validation Status of MAAP5 Core Melt Progression Model, ICONE22-30405, Prague, Czech Republic (2014).

(19) 炉心損傷事故調査解析タスクフォース, JAERI-M 84-055, 日本原子力研究所(1984)345-355.

(20) G. Bandini, F. D. Rosa, ASTEC validation on TMI-2 and LOFT LP-FP-2, Nuclear Engineering and Design 272 (2014) 163-172.

引用文献

(1) TMI-2 Analysis Exercise Task Group, TMI-2 Analysis Exercise Final Report, OECD Report, NEA/CSNI/R(1991)8.

(2) Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project), NEA/CSNI/R(2015)18.

(3) Modular Accident Analysis Program (MAAP5) Applications Assessment, 1011756, Electric Power Research Institute (2005).

(4) R. O. Gauntt, R. K. Cole, C. M. Erickson, et al., MELCOR Computer Code Manuals - Demonstration Problems Version 1.8.5, NUREG/CR-6119, Volume 3 (2001).

(5) D. L. Luxat, et al., MAAP-MELCOR Crosswalk Phase 1 Study, Nuclear Technology, Vol. 196, 684-697 (2016).

(6) Edited by M. Farmer, Reactor Safety Gap Evaluation of Accident Tolerant Components and Severe Accident Analysis, ANL/NE-15/4 (2015).