

JAERI - M
89-213

炉心損傷詳細解析コード SCDAP による
TMI-2 事故時再冠水効果感度解析

1989年12月

日高 昭秀・杉本 純・松本 英一*・早田 邦久

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-
mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1989

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 榎高野高速印刷

炉心損傷詳細解析コードSCDAPによる
TMI-2事故時再冠水効果感度解析

日本原子力研究所東海研究所燃料安全工学部
日高 昭秀・杉本 純・松本 英一*・早田 邦久

(1989年11月27日受理)

軽水炉のシビアアクシデントを早期に終息させるためには、破損した炉心を早期に冠水させ冷却することが重要である。しかしながら損傷した炉心を冷却水で冠水すると、酸化されていないZrと新たに供給される水蒸気が反応し水素が発生すると共に、被覆管温度の上昇とそれに伴う燃料溶融の可能性がある。1988年6月に西独カールスルーエ原子力研究所(KfK)において実施されたCORA-12実験では、冷却水注入時に被覆管温度の上昇が観測された。したがって、軽水炉のシビアアクシデントを早期に終息させるための手段として再冠水を行う場合には、水素の発生と炉心損傷の進展の加速に十分注意を払う必要がある。

日本原子力研究所では、日米SFD(Severe Fuel Damage)研究計画協定によって米国NRCから入手したSCDAP/Model/V18を用いて、シビアアクシデント時の炉心損傷挙動解析を実施しているが、その一環として再冠水時のジルコニウム-水反応による被覆管温度の上昇及び水素発生量の増加現象を把握することを目的とした感度解析を行った。

解析はTMI-2事故を対象とし、事故後100～174分間に再冠水が行われた場合を想定し、再冠水による水素発生と炉心損傷への影響を評価した。感度解析の結果、以下の結論が得られた。

- (1) CORA-12実験において観測された再冠水時の上部被覆管温度上昇と同様の挙動が、TMI-2事故において事故発生後100分～174分間に再冠水を想定した場合にも起こりうる可能性がある。
- (2) 再冠水直前の炉心が水蒸気枯渇状態にあり、燃料被覆管の温度が1500K前後で未酸化部分が存在し、かつ再冠水速度が遅い場合には、再冠水中に上部被覆管でジルコニウム-水反応が急速に進行し、水素発生量が増大する可能性がある。
- (3) シビアアクシデントの事故管理を行う場合には、水素発生量と再冠水開始時刻及び再冠水速度との関係を考慮する必要がある。

Sensitivity analyses on reflooding effect on the TMI-2 accident
by the SCDAP code

Akihide HIDAKA, Jun SUGIMOTO, Eiichi MATSUMOTO*
and Kunihisa SODA

Department of Fuel Safety Research
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received November 27, 1989)

It is important to take a prompt action for quenching the degraded core by reflooding in order to terminate a severe accident of a light water reactor at an early stage. However, the reflooding could result in additional hydrogen generation and temperature rise of fuel cladding due to the metal-water reaction of the remaining unoxidized Zr cladding. Temperature rise of fuel cladding during reflooding was observed in the CORA-12 experiment at KfK in June, 1988. It is therefore important to take consideration of the increase in hydrogen generation and the acceleration of core melt progression in the case when reflooding is conducted as a measure for terminating a severe accident.

Severe accident analyses have been performed with the SCDAP/Mod1/V18 code which was obtained based on the USNRC/JAERI SFD agreement. As a part of the analyses, sensitivity analyses were performed in order to investigate the effect of reflooding on the hydrogen generation and temperature rise of the fuel cladding due to Zr-water reaction.

The sensitivity analyses were conducted for the TMI-2 accident assuming that the reflooding was initiated by an operator action between 100 and 174 minutes after the accident initiation. The following conclusions were obtained from the present sensitivity analyses.

* CSK Corporation

- (1) There is a possibility of temperature rise of cladding in the upper part of the core during the reflooding as was observed in the CORA-12 experiment at KfK, in the case when the reflooding was assumed to be initiated in the TMI-2 accident by an operator action during 100~174 minutes after the accident initiation.
- (2) Reflooding of degraded core could result in hydrogen generation and temperature rise of the upper fuel cladding in the case that the core condition before reflooding was under steam starvation, temperature of the remaining unoxidized Zr was at about 1500 K and the reflooding was slow.
- (3) For accident management of severe accident, the relationship between hydrogen generation, initiation timing and rate of reflooding should be taken into account.

Keywords: Severe Accident, Accident Management, Reflooding, TMI-2
Accident, SCDAP Code, Hydrogen Generation, Steam Starvation,
Zr-Water Reaction

目 次

1. 序論	1
2. 解析の内容	4
2.1 TMI-2事故の概要	4
2.2 感度解析	4
3. 解析の方法	10
3.1 計算コード	10
3.2 入力データ	11
3.2.1 ノード分割	11
3.2.2 熱水力境界条件	11
3.2.3 再冠水時の炉心入口流量	12
3.3 解析モデル	15
4. 解析結果	28
4.1 質量流量一定ケース	28
4.2 水蒸気枯渇ケース	30
5. 結論	85
謝辞	85
参考文献	86

Contents

1. Introduction	1
2. Subjects of Analysis	4
2.1 Outline of the TMI-2 Accident	4
2.2 Sensitivity Analyses	4
3. Method of Analysis	10
3.1 Computer Code	10
3.2 Input Data	11
3.2.1 Noding	11
3.2.2 Thermo-hydraulic Boundary Conditions	11
3.2.3 Inlet Flow Rate during Reflooding	12
3.3 Analytical Models	15
4. Results of Analysis	28
4.1 Constant Mass Inlet Flow Conditions	28
4.2 Steam Starved Conditions	30
5. Conclusions	85
Acknowledgement	85
References	86

1. 序論

軽水炉のシビアアクシデントを早期に終息させるためには、破損した炉心を早期に冠水させ冷却することが重要である。TMI-2事故では、非常用注入系を一時的に止めたこと等により冷却が不十分となり、炉心が大幅に損傷するに至ったと推定されている^{1), 2), 3)}。

一方、損傷した炉心を冷却水で冠水すると、酸化されていないZrと新たに供給される水蒸気が反応し水素が発生すると共に、被覆管温度の上昇とそれに伴う燃料溶融の可能性がある。1988年6月に西独カールスルーエ原子力研究所(KfK)において実施されたCORA-12実験⁴⁾では、冷却水注入時の被覆管温度の上昇が観測された。このことから、軽水炉のシビアアクシデントを早期に終息させるための手段として損傷炉心に冷却水を注入する、いわゆる再冠水を行う場合には、水素の発生と炉心損傷の進展の加速に十分注意を払う必要があるといえる。にCORA-12実験で観測された軸方向高さ別被覆管温度の経時変化を図1.1に、炉心雰囲気中水素量の経時変化を図1.2に示す。

日本原子力研究所では、日米SFD(Severe Fuel Damage)研究計画協定によって米NRCから入手したSCDAP/RELAP5統合コード⁵⁾を用いて、シビアアクシデント時の炉心損傷挙動解析を実施しているが、その一環としてシビアアクシデント時の事故管理対策に関する有用な情報を提供することを意図して、この統合コードのうちSCDAP/Mod1/V18⁶⁾を用いて、再冠水時のジルコニウム-水反応による被覆管温度の上昇、及び水素発生量の増加現象を把握することを目的とした感度解析を行った。解析はTMI-2事故を対象とし、事故後100~174分の間に再冠水が行われたとする場合を想定し、再冠水による水素発生と炉心損傷への影響を評価した。本報告書は、これらの評価結果をまとめたものである。

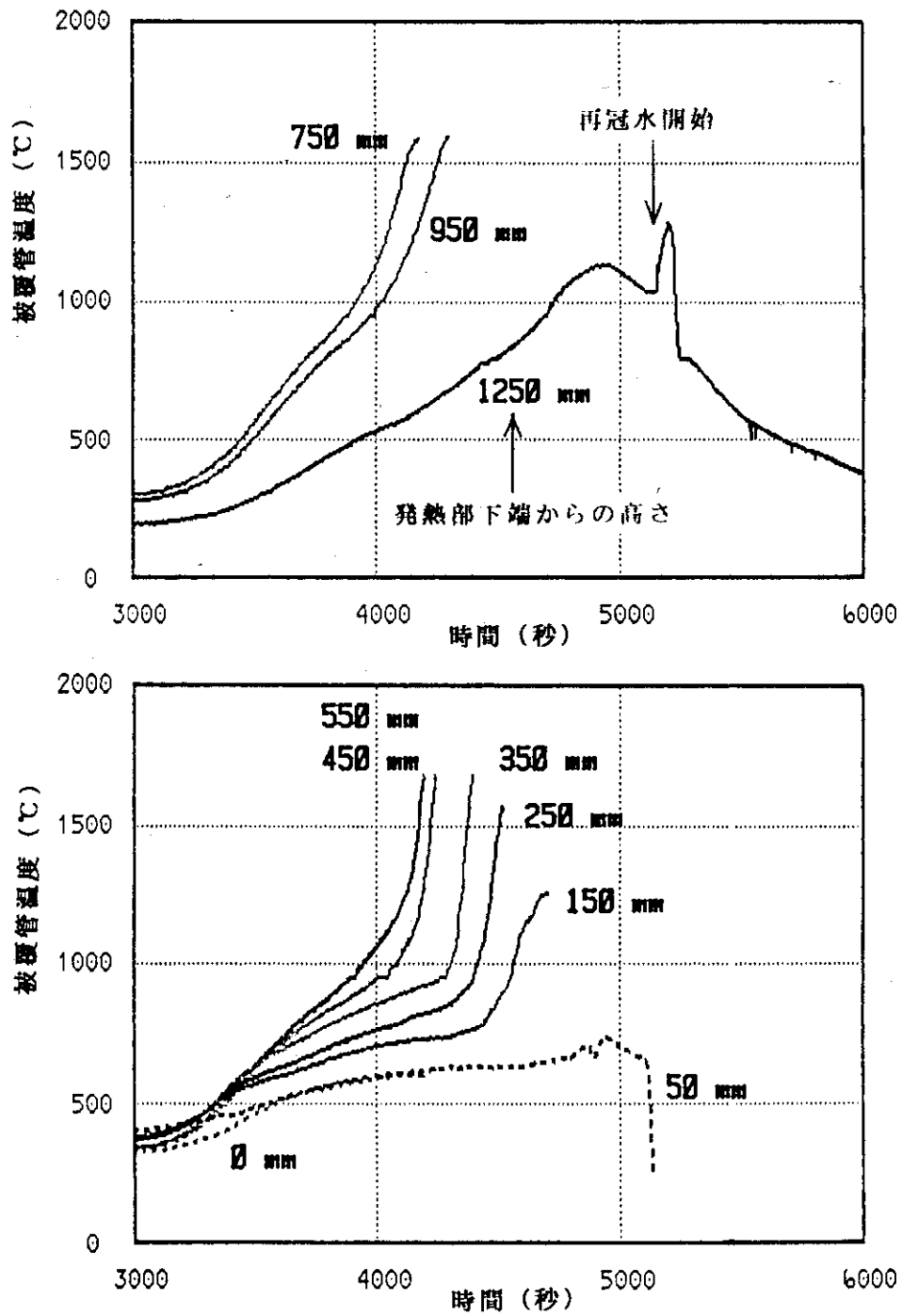


図1. 1 CORA-12 実験で観測された被覆管温度の経時変化²⁾

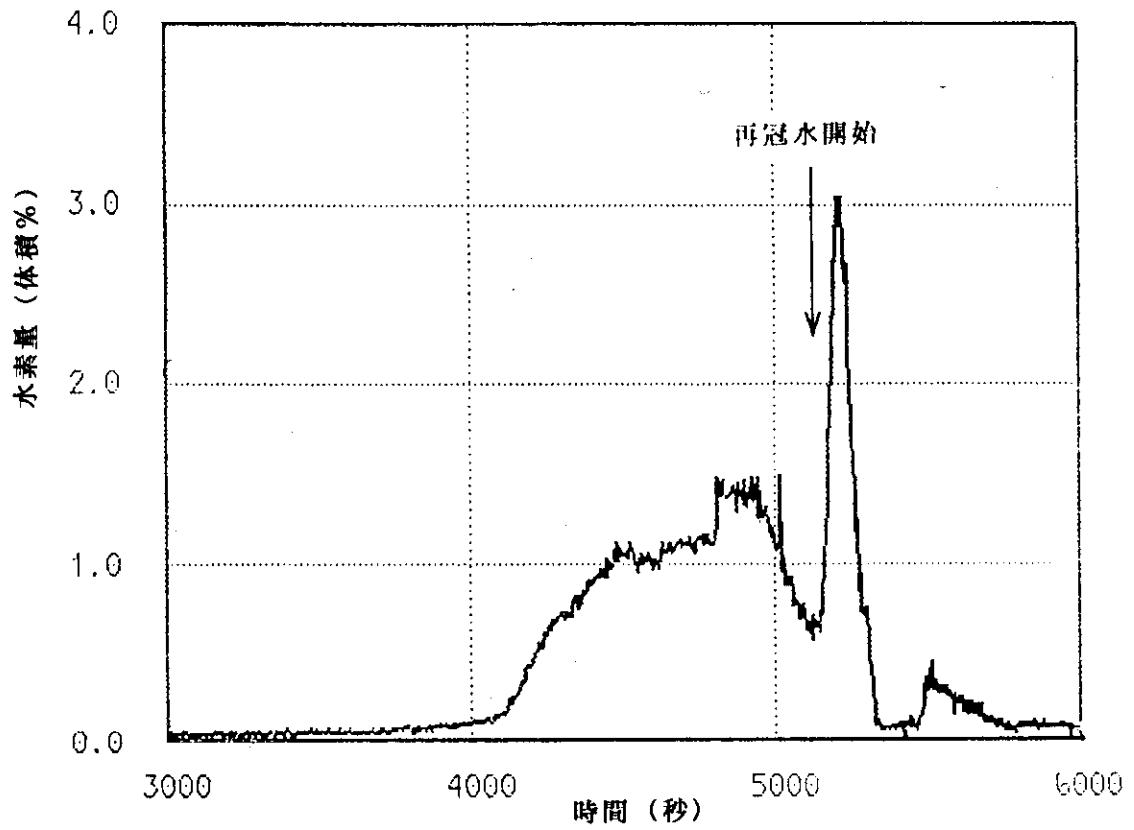


図1. 2 CORA-12 実験で観測された炉心雰囲気中水素量の経時変化²⁾

2. 解析の内容

2.1 TMI-2事故の概要

1979年3月に事故を起こした米国ペンシルバニア州スリーマイルアイランド島2号機(TMI-2)は、Babcock & Wilcox社製の2ループ型加圧水型原子炉(PWR)である。TMI-2号炉の1次冷却系の配置図⁷⁾を図2.1に示す。一次系には、2基の蒸気発生器、4台の冷却材ポンプ及び1基の加圧器がある。表2.1に圧力容器の詳細と通常運転時の一次系熱水力状態⁸⁾を示す。

炉心には15×15の燃料棒から構成されている燃料集合体が177体装荷されている。事故発生当時は、定格出力2,772MWの約97%で定常運転されていた。事故の発端は、主給水系の復水脱塩装置の弁が閉鎖し、給水ポンプが吸入圧力低により停止したことである。復水脱塩装置の弁が閉鎖した原因は、弁を作動させる計装用圧縮空気系に水がまぎれこんだためとされている。主給水ポンプトリップとほぼ同時に発電用タービンが停止し、補助給水ポンプが自動起動した。しかし出口弁が閉だったために補助給水ポンプからの蒸気発生器への給水は行われず、そのため蒸気発生器による除熱が行われなくなり、原子炉の一次冷却系の圧力が上昇した。一次系圧力が上昇した結果加圧器の圧力逃し弁が開いたが、さらに圧力は上昇し続け、原子炉は緊急停止した。

その後、原子炉が停止したことと逃し弁からの蒸気の放出が続いたため一次系圧力は下がっていったが、逃し弁は閉じるべき圧力の値になっても閉じず、開固着の状態となった。そのため一次系内圧力がさらに低下し、約2分後に緊急炉心冷却系(ECCS)が起動した。しかし炉心で発生していた蒸気により、一次冷却水は加圧器中に押し上げられ、加圧器水位は上昇していた。ここで本来なら、逃し弁から流失している冷却材を補給すべきであったが、この加圧器の水位上昇を読みとった運転員は、圧力抑制が困難になることを恐れ、高圧炉心注入系(HPCI)2台のポンプのうち1台を停止、残りの1台の流量を最低限に絞り、さらに一次冷却水を原子炉から抜くため抽出弁を開いた。この結果一次冷却材喪失事故(LOCA)が進行してしまい、炉心冷却の不足から、燃料損傷が大幅に進行してしまったのである。

2.2 感度解析

本解析の目的は、TMI-2事故時に炉心を再冠水し、事故を早期に収束しようとした場合を想定して、再冠水時のジルコニウム-水反応の影響の程度を把握することである。このため本解析では、炉心入口冷却材流量、再冠水開始時刻及び再冠水速度をパラメータとして感度解析を行い、水素発生、炉心損傷進展への影響について調べた。対象とした期間は、一次冷却系ポンプの振動のため一次冷却系ポンプ2台(全4台のうち2台はすでに停止)を停止した事故後100分から、再び一次冷却系ポンプ

1台を起動する174分までである。この期間は、初期炉心損傷期間と呼ばれ、ポンプを止めることにより炉心水位が低下し、炉心が露出したことにより、炉心加熱の進んだ時期である。この期間中に被覆管の膨張、破裂が起り、R P放出が始ったとされている。

炉心入口冷却材流量は、事故後100分～174分の冷却材質量流量が4 kg / s で炉心に蒸気が供給される質量流量が一定のケースと、事故後125分～160分間の冷却材質量流量が0 kg / s となり炉心への蒸気供給が一時的に停止する水蒸気枯渇ケースの2つの場合を想定した。質量流量一定ケースは、一次冷却系内のマスバランス解析等から、最も確からしい事故時の炉心入口冷却材流量とされており、水蒸気枯渇ケースは、炉心の最終形状等から可能性のある炉心入口冷却材流量の一つと考えられている⁹⁾。再冠水開始時刻については、炉心露出が始った後に開始されたものとした。再冠水速度は、高圧炉心注入系(HPCI)1台のみが作動する場合に対応した5 mm / s (再冠水所要時間; 約10分)と高圧炉心注入系がすべて作動する場合に対応した20 mm / s (再冠水所要時間; 約2.5分)の間で変化するものとした。

感度解析は、質量流量一定ケース、水蒸気枯渇ケースごとにそれぞれ表2.2及び表2.3に示すように、再冠水速度、再冠水開始時刻をパラメータとした解析を行った。

表 2. 1 T M 1 - 2 号炉の圧力容器と一次系熱水力状態

内径	4.34m (171 in)
全高	11.8m (39 ft)
運転圧力	15.5MPa (2,185psig)
流量	62000m ³ /h (137.9×10 ⁶ lb/h)
入口温度	291.4℃ (565° F)
出口温度	319.8℃ (607.7° F)

表 2. 2 質量流量一定ケースデータを用いた感度解析
・再冠水後の炉心水位 H₀ = 3.6576 m

ケース 番号	再冠水開始 時刻(分)	再冠水速度 (mm/s)	再冠水所要 時間(s)
1	120	10	195.1
2	125	10	256.3
3	130	10	271.3
4	135	10	277.5
5	140	10	283.5
6	145	10	277.4
7	150	10	274.3
8	155	10	271.3
9	160	10	271.3
10	165	10	271.3
11	170	10	277.4

表 2. 3 水蒸気枯渇ケースデータを用いた感度解析 (1/2)
 ・再冠水開始時間及び再冠水所要時間をパラメータとした
 感度解析、再冠水後の炉心水位 $H_0 = 3.6576 \text{ m}$

ケース 番号	再冠水開始 時刻(分)	再冠水速度 (mm/s)	再冠水所要 時間 (s)
12	130	10	271.3
13	135	10	277.5
14	140	10	283.5
15	145	10	277.4
16	150	10	274.3
17	155	10	271.3
18	160	10	271.3
19	130	20	135.6
20	135	20	138.7
21	140	20	141.7
22	145	20	138.7
23	150	20	137.2
24	155	20	135.6
25	160	20	135.6

表 2. 3 水蒸気枯渇ケースデータを用いた感度解析 (2 / 2)

・再冠水開始時間、再冠水所要時間をパラメータとした
感度解析、再冠水後の炉心水位 $H_0 = 3.6576 \text{ m}$

ケース 番号	再冠水開始 時刻(分)	再冠水速度 (mm/s)	再冠水所要 時間(s)
26	130	5	542.5
27	135	5	555.0
28	140	5	567.0
29	145	5	554.7
30	150	5	548.6
31	155	5	542.5
32	160	5	542.5

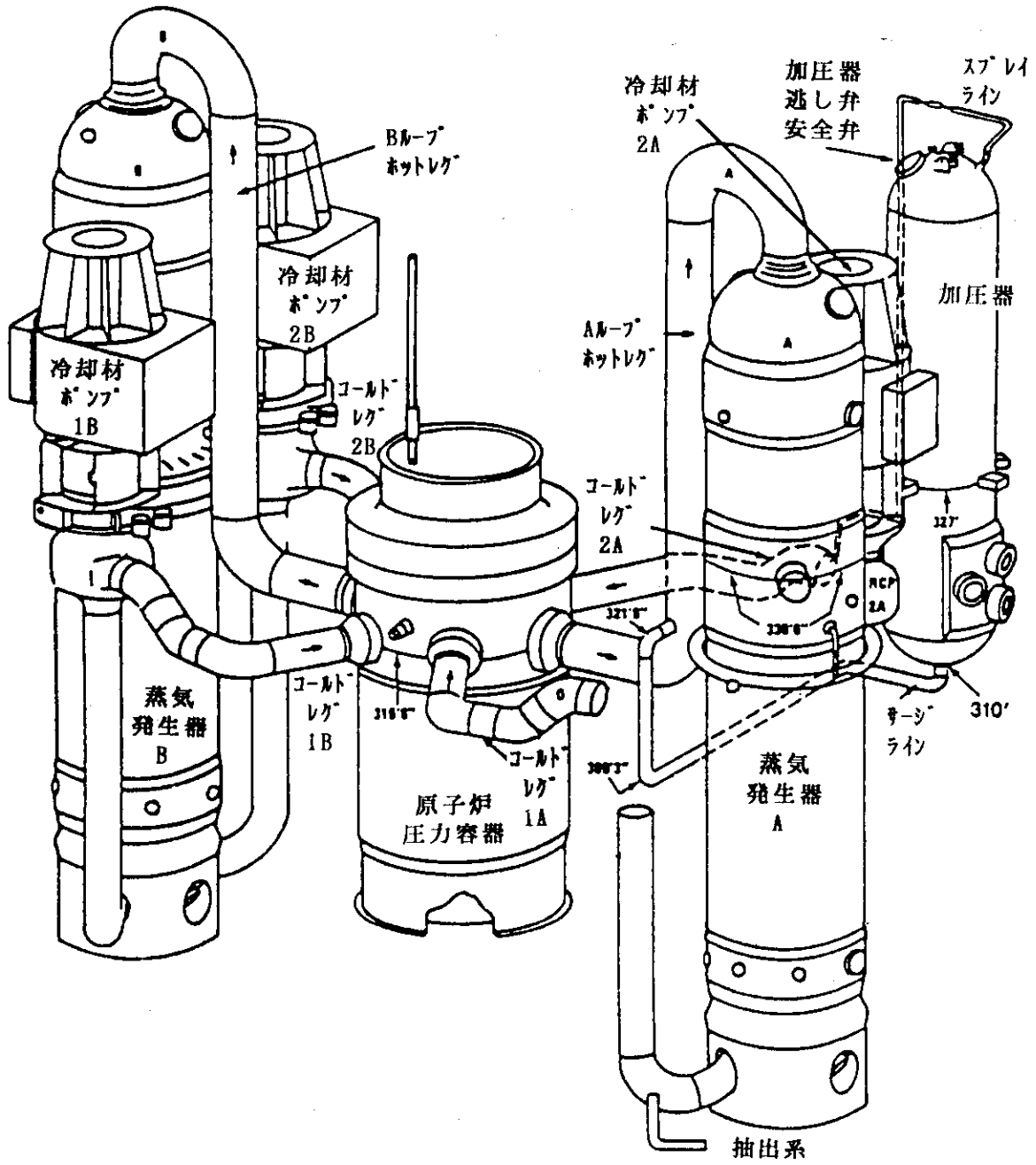


図 2. 1 TMI-2号炉の一次冷却系の配置図

3. 解析の方法

3.1 計算コード

本解析で使用した計算コードは、シビアアクシデント時の詳細な炉心損傷進展挙動の解析を行なうSCDAP (Severe Core Damage Analysis Package) コード⁶⁾である。SCDAPコードは、アイダホ国立工学研究所 (INEL) において過渡事象時の燃料棒挙動解析コードFRAP-T6¹⁰⁾とBWRのLOCA時の最適予測コードTRAC-BD1¹¹⁾を基本に、新たに炉心損傷事故時の現象に関するモデルを追加し、1982年から開発されている計算コードである。1986年以降、一次系熱水力解析コードRELAP5/MOD2¹²⁾、及び一次系内のFP挙動解析コードTRAP-MELT2¹³⁾と統合されて、シビアアクシデント時の一次系内熱流動挙動及び燃料損傷過程に関する解析、FPの放出及び一次系内のFP移行解析を総合的に行なうSCDAP/RELAP5コードの一部として引続き開発が進められている。SCDAPコード開発の変遷を図3.1に示す。

原研は、米国NRCとのSFD (Severe Fuel Damage) 研究計画協定に基づいて、1986年以降、開発過程にあるSCDAP/RELAP5コードの改良最新版を順次入手してきている。1989年3月現在、原研のFACOM M-780計算機上で利用可能なSCDAP/RELAP5コードは、SCDAP/RELAP5/Mod 0/C47である。引続き1988年11月に入手したSCDAP/RELAP5/Mod 1/C22のIBM版からFACOM版への変換作業を行っており、1989年7月以降に利用可能になる予定である。

SCDAP/RELAP5/Mod 0/C47コードは、SCDAP単体またはRELAP5単体でも使用できるが、SCDAP/RELAP5/Mod 0/C47コードのリスタート機能がFACOM計算機上で完全には機能しないこと、及び本解析の目的、内容からSCDAPコードを単体で使用する方が効率的であると考えられること等の理由から、本感度解析では、統合コードとしてのSCDAP/RELAP5ではなく、単体コードとしてのSCDAP/MOD1/V18のみを使用して解析を行った。

SCDAP/MOD1/V18コードは、以下に示すような諸現象を計算することができる。

- ・ 被覆管の酸化と水素の発生
- ・ 被覆管の膨張 (バルーニング) と破裂
- ・ 燃料棒からのFPの放出
- ・ 燃料温度上昇時の燃料バンドル形状の変化
- ・ 燃料、被覆管の液化及び溶融
- ・ 液化した燃料バンドル構造物の流化及び再固化 (リロケーション)

・再冠水後のデブリ形成及びデブリ挙動

SCDAPコードは、炉心露出後早期の炉心損傷過程を詳細に解析することを主目的としており、燃料棒の初期の損傷過程は詳細にモデル化されているが、後期に生じる圧力容器の溶融貫通まではモデル化されていない。

3. 2 入力データ

3. 2. 1 ノード分割

TMI-2原子炉の炉心断面とその構成要素⁸⁾を図3. 2に示す。SCDAPコードを用いた本解析では、全炉心を図3. 3に示す5つのコンポーネントに分割しモデル化した。このうち燃料集合体コンポーネントは、図3. 3に示すように燃料バンドル全体を中央部、中間部、周辺部の3領域に分割しモデル化した。制御棒コンポーネントは、完全挿入制御棒、部分挿入制御棒、可燃性毒物をモデル化した。ただし部分挿入制御棒は、4本で完全挿入制御棒1本に相当するとしてモデル化した。炉心周辺構造物コンポーネントは、バッフル板、炉心槽、熱遮蔽体、炉容器等をモデル化した。

燃料棒は、図3. 4に示すように軸方向に10分割、径方向に5分割、すなわち燃料部分を3領域、ギャップ、燃料被覆管をそれぞれ1領域に分割した。制御棒は、図3. 5に示すように軸方向は燃料棒と同様に10分割とし、径方向はステンレス鋼、中性子吸収材をそれぞれ1領域に分割した。

3. 2. 2 熱水力境界条件

SCDAP単体コードは、一次系圧力、炉心入口部の冷却材のエンタルピー、炉心入口流量、炉心水位等に関する熱水力境界条件を入力で与える必要がある。

本解析に用いた熱水力境界条件は、OECD/NEA/CSNIによるTMI-2事故標準問題解析¹⁴⁾で実施された質量流量一定ケース(Nominal Case; BCM04)と水蒸気枯渇ケース(Sensitivity Case; BCM05)である。これらのケースは、炉心入口冷却材流量のみが異なり、他の熱水力境界データは等しい。両ケースの炉心入口冷却材流量は、図3. 6に示すように与えられている。

本解析では、熱水力境界条件のうち、炉心入口冷却材流量と炉心水位のみが再冠水時に変化するものとした。一次系圧力及び炉心入口部の冷却材エンタルピーは、再冠水中の燃料棒の挙動に影響を与えないものとし、一次系圧力については図3. 7に示す事故時の計測データ¹⁵⁾を、炉心入口部の冷却材エンタルピーについては、TMI-2事故標準問題で用いられた値をそのまま用いた。炉心水位は、上昇速度を一定とし、再冠水終了時に水位が燃料棒の上端まで上昇するものとした。

3. 2. 3 再冠水時の炉心入口流量

本解析では、TMI-2 事故標準問題で与えられている炉心入口流量に再冠水に必要な流量を加えて補正した値を入口流量として用いた。

再冠水の開始により燃料棒の急冷が進行すると冷却材が蒸発し、炉心には大量の水蒸気が発生する。また全炉心の再冠水が完了した後も燃料棒から放出される崩壊熱のために、再冠水中ほどではないが多くの場合水蒸気が発生する。そのため、この蒸発により炉心から失われる冷却材の量を考慮して再冠水中及び再冠水後の炉心入口冷却材質量流量を補正する必要がある。

(1) 再冠水中の炉心入口冷却材流量

再冠水中の全炉心入口冷却材流量(F_s)は、蒸発による損失がないとして再冠水高さまで水位を上昇させるために必要となる冷却材の量に、蒸発により炉心から失われる冷却材の量を加えたものとして与えられる。すなわち、

$$\begin{aligned} \text{再冠水中の炉心入口流量}(F_s) = & \left[\text{「炉心の流路断面積} \times \text{再冠水高さ」} \right. \\ & \times \text{「水の比重量」} \\ & + \text{「再冠水高さに相当する燃料棒内の蓄積熱}(Q_1) \\ & \text{及び崩壊熱}(Q_2) \text{がすべて冷却材に移行した} \\ & \text{場合に蒸気になる冷却材の量} \left. \right] \\ & \div \text{「再冠水所要時間」} \\ & + \text{「TMI-2 事故時の炉心入口流量}(F_0) \left. \right] \end{aligned} \quad (3.1)$$

ここで、TMI-2 事故時の炉心入口流量(F_0)は、再冠水が行われない場合の炉心入口冷却材流量であり、炉心水位以下の燃料棒の崩壊熱により蒸気になる冷却材の量に等しい。

1) 冠水高さまでの蓄水に対応する冷却材質量流量

蒸発による損失がないとして再冠水高さまで水位を上昇させるために必要となる冷却材の質量流量 F_1 (kg/s)、すなわち(3.1)式の第1項は次のように与えられる。

$$F_1 = \frac{H \cdot S_1}{t \cdot v} \quad (3.2)$$

ここで、

- H : 冠水高さ (m)
 S_1 : 流路面積 (m^2)
 t : 再冠水に要する時間 (s)
 v : 飽和冷却水の比容積 (m^3/kg)

である。

2) 蒸発分に対応する冷却材の質量流量

本解析では、再冠水時に蒸発する冷却材の量を、炉心水位の上昇分に対応する燃料棒からの蓄積熱の放出 (顕熱) Q_1 (J) 及び燃料棒内の核分裂生成物 (FP) の崩壊熱 Q_2 (J) がすべて冷却材に移行した場合に蒸気になる水の量に等しいと仮定した。

燃料棒からの蓄積熱の放出 Q_1 (J) は、燃料被覆管 (ZR) からの蓄積熱の放出を無視すると次式で与えられる。

$$Q_1 = C \cdot \gamma \cdot S_2 \cdot H \cdot N \cdot (\Delta T) \quad (3.3)$$

ここで、

- C : UO_2 の比熱 ($J/kg/K$)
 γ : UO_2 の比重量 (kg/m^3)
 S_2 : 燃料ペレットを含む燃料棒の断面積 (m^2)
 ΔT : 再冠水直前の露出部の燃料棒の平均温度 T_m と冷却材の飽和温度 T_s との差 (K)
 N : 燃料棒の本数

である。

再冠水直前の露出部の燃料棒の平均温度 T_m (K) は次式によって計算した。

$$T_m = \frac{\sum_{i=i_0}^{10} (T_{c_i} \cdot l_i)}{\sum_{i=i_0}^{10} l_i} \quad (3.4)$$

ここで、

- T_{c_i} : 軸方向ノード i の再冠水直前の燃料棒温度 (K)
 l_i : 軸方向ノード i の燃料棒の軸方向長さ (m)
 i_0 : 露出している燃料棒の最下端の軸方向ノード番号

である。

燃料棒内の FP (Fission Product) の崩壊熱 Q_2 (J) は次式で与えられる。ただ

し本解析では燃料棒軸方向の崩壊熱分布を無視した。

$$Q_2 = P \times 10^3 \cdot (H/L) \cdot t \quad (3.5)$$

ここで、

P : 全炉心の崩壊熱 (kW)

L : 燃料棒の長さ (m)

である。

3) 再冠水中の冷却材の質量流量

したがって、再冠水中の炉心入口における冷却材質量流量 F_s (kg/s) は、冷却材の蒸発熱を γ_1 (J/kg) とすると次式で与えられる。

$$F_s = \frac{H \cdot S_1}{v \cdot t} + \frac{1}{\gamma_1 \cdot t} (Q_1 + Q_2) + F_0$$

$$= \frac{H}{t} \left[\frac{S_1}{v} + \frac{1}{\gamma_1} \{ C \cdot \gamma \cdot S_2 \cdot N \cdot (\Delta T) + P \times 10^3 \cdot (1/L) \cdot t \} \right] + F_0 \quad (3.6)$$

(2) 再冠水後の冷却材の質量流量

再冠水後の炉心入口における冷却材質量流量は、炉心水位の上昇分に対応する燃料棒内の FP の崩壊熱 Q_2 (J) がすべて冷却材に移行した場合に蒸気になる水の量に、TMI-2 事故時の炉心入口流量 F_0 (kg/s) を加えたものである。再冠水後の炉心入口における冷却材質量流量 F_e (kg/s) は、次式で与えられる。

$$F_e = \frac{1}{\gamma_1} \times (P \times 10^3 \cdot H/L) + F_0 \quad (3.7)$$

ここで、式中に表われる諸量は、TMI-2 号炉の最終安全解析報告書³⁾、伝熱工学資料¹⁶⁾及び蒸気表¹⁷⁾等から以下の値を用いた。

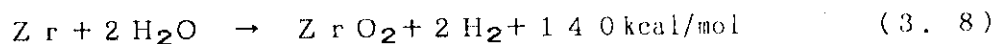
流路面積	: $S_1 = 4.86 \text{ (m}^2\text{)}$
UO ₂ の比熱	: $C = 2.344 \times 10^2 \text{ (J/kg/K)}$
UO ₂ の比重量	: $\gamma = 1.098 \times 10^4 \text{ (kg/m}^3\text{)}$
燃料棒の断面積	: $S_2 = 6.94 \times 10^{-5} \text{ (m}^2\text{)}$
燃料棒の本数	: $N = 36816 \text{ (本)}$
燃料棒の長さ	: $L = 3.6576 \text{ (m)}$

以上の計算式とデータを用いて求めた再冠水中及び再冠水後の炉心入口冷却材質量流量の計算結果を表3.1に示す。

3.3 解析モデル

(1) ジルコニウム-水反応評価モデル

ジルコニウム-水反応は次式のように進行する酸化発熱反応である。



SCDAPコードでは、このジルコニウム-水反応による酸化量を評価するモデルとして、以下に示す放物線則で表す実験式を用いてジルコニウム金属中の酸素質量の増加を計算している。反応速度の温度依存性はArrhenius型であり、放物線則定数A、Bは、1273 K~1853 KはCathcart-Pawellの式¹⁸⁾、1853 K~ジルコニウムの融点はUrbanicの式¹⁹⁾を用いている。ただし、SCDAPコードの現バージョン(Mod1/V18)では、被覆管温度がZr、ZrO₂またはZr-U-O共晶体の溶融温度に達するとジルコニウム-水反応が停止するようにモデル化されている。

$$W dW/dt = A \exp(-B/T) \quad (3.9)$$

ここで

- W : ジルコニウム-水反応によるジルコニウム金属中の酸素質量の増加
(kg/m²/s)
- T : 被覆管温度 (K)
- A : 放物線則定数 [(kg/m²)²/s]²⁰⁾
Cathcart-Pawell: 33.60, Urbanic: 10.85
- B : 放物線則定数 (K)²⁰⁾
Cathcart-Pawell: 20065, Urbanic: 16610

である。

(2) 被覆管の酸化割合

本解析では、軸方向ノード番号 i 、コンポーネント番号 j の時刻 t における被覆管の酸化割合 $O X D R A T_{i j}$ を次式に示すように定義した。

$$O X D R A T_{i j}(t) = \frac{Z r O_2 M S_{i j}(t)}{[Z r M S_{i j}(t) + Z r O_2 M S_{i j}(t)]} \quad (3.10)$$

ここで、

$Z r M S_{i j}$: 軸方向ノード番号 i 、コンポーネント番号 j の時刻 t における未酸化ジルコニウムの質量 (kg)

$Z r O_2 M S_{i j}$: 軸方向ノード番号 i 、コンポーネント番号 j の時刻 t における酸化ジルコニウムの質量 (kg)

である。したがって、(3.10) 式によって計算される被覆管の酸化割合は、時刻 t に軸方向ノード番号 i 、コンポーネント番号 j に存在している被覆管の酸化割合であり、溶融等により下方へ移行した $Z r$ の酸化割合は考慮されていない。

(3) 水蒸気枯渇によるジルコニウム-水反応の抑制

ジルコニウム-水反応による単位時間あたりの被覆管表面における水蒸気の消費量は次式で与えられる。

$$H_2O_{\text{removed}} = \frac{dW}{dt} \times S \times \frac{[2H_2O]}{[O_2]} = \frac{9}{8} \times \frac{dW}{dt} \times S \quad (3.11)$$

ここで、

W : ジルコニウム-水反応によるジルコニウム金属中の酸素質量の増加 (kg/m²/s)

S : 被覆管表面積 (m²)

$[2H_2O]$: 水の原子量 $\times 2$; 36.0307

$[O_2]$: 酸素分子の原子量; 31.9988

である。水蒸気の消費量は、被覆管表面における蒸気流量に等しいかまたは小さくなければならない。したがって被覆管表面における蒸気流量を m (kg/s) とすると次式の条件式が成立する。

$$dW/dt \leq \frac{8m}{9S} \quad (3.12)$$

SCDAPコードは、(3.12)式から水蒸気枯渇によるジルコニウム-水反応の抑制を計算する。すなわち、右辺の蒸気流量 m が小さくなり炉心が水蒸気枯渇状態になると、 dW/dt (酸化によるジルコニウム金属中の酸素質量の増加) は右辺より大きくならないように制限され、ジルコニウム-水反応の進行は抑制される。

表 3. 1 再冠水時の炉心入口冷却材質量流量の計算に用いた値及び計算結果 (1/3)

炉心入口流量	ケース	再冠水開始時刻 (min)	再冠水所要時間 t(sec)	燃料棒と冷却材の温度差 $\Delta T(^{\circ}\text{C})$	飽和冷却水の比容積 $v(\text{m}^3/\text{kg})$	冷却材の蒸発熱 $\gamma_1(\text{J}/\text{kg})$	冠水高さ H (m)	全炉心の崩壊熱 P (kW)	再冠水中の冷却材流量 $F_s(\text{kg}/\text{s})$	再冠水後の冷却材流量 $F_e(\text{kg}/\text{s})$
質量流量一定 (標準) ケース	1	120	195.07	728.72	0.00128416	1.643×10^6	1.9507	3.2×10^4	81.40	14.40
	2	125	256.03	849.95	0.00126573	1.683×10^6	2.5603	3.2×10^4	88.92	17.31
	3	130	271.27	1190.05	0.00126063	1.694×10^6	2.7127	3.1×10^4	102.32	17.57
	4	135	277.46	1618.95	0.00126573	1.683×10^6	2.7746	3.0×10^4	119.18	17.52
	5	140	283.46	1753.02	0.00127079	1.672×10^6	2.8346	3.0×10^4	125.11	17.91
	6	145	277.37	1843.63	0.00127917	1.653×10^6	2.7737	3.0×10^4	129.10	17.76
	7	150	274.32	1891.63	0.00129244	1.625×10^6	2.7432	3.0×10^4	132.00	17.85
	8	155	271.27	1883.65	0.00131214	1.585×10^6	2.7127	3.0×10^4	133.24	18.04
	9	160	271.27	1863.18	0.00133499	1.538×10^6	2.7127	2.9×10^4	134.06	17.98
	10	165	271.27	1840.43	0.00136443	1.480×10^6	2.7127	2.9×10^4	135.92	18.53
	11	170	277.37	1829.30	0.00139090	1.430×10^6	2.7737	2.8×10^4	137.92	18.85

表 3. 1 再冠水時の炉心入口冷却材質量流量の計算に用いた値及び計算結果 (2/3)

炉心入口流量	ケース	再冠水開始時刻 (min)	再冠水所要時間 t (sec)	燃料棒と冷却材の温度差 ΔT ($^{\circ}\text{C}$)	飽和冷却水の比容積 v (m^3/kg)	冷却材の蒸発熱 γ_1 (J/kg)	冠水高さ H (m)	全炉心の崩壊熱 P (kW)	再冠水中の冷却材流量 F_s (kg/s)	再冠水後の冷却材流量 F_e (kg/s)
水蒸気枯渇 ケース	12	130	271.27	902.05	0.00126063	1.694×10^6	2.7127	3.1×10^4	87.14	13.57
	13	135	277.46	1208.35	0.00126573	1.683×10^6	2.7746	3.0×10^4	99.14	13.52
	14	140	283.46	1458.92	0.00127079	1.672×10^6	2.8346	3.0×10^4	109.54	13.91
	15	145	277.37	1674.63	0.00127917	1.653×10^6	2.7737	3.0×10^4	118.38	13.76
	16	150	274.32	1805.63	0.00129244	1.625×10^6	2.7432	3.0×10^4	124.52	13.84
	17	155	271.27	1914.85	0.00131214	1.585×10^6	2.7127	3.0×10^4	130.54	14.04
	18	160	271.27	1979.18	0.00133499	1.538×10^6	2.7127	2.9×10^4	146.02	24.98
	19	130	135.64	902.05	0.00126063	1.694×10^6	2.7127	3.1×10^4	160.71	13.57
	20	135	138.73	1208.35	0.00126573	1.683×10^6	2.7746	3.0×10^4	184.75	13.52
	21	140	141.73	1458.92	0.00127079	1.673×10^6	2.8346	3.0×10^4	205.17	13.91
	22	145	138.69	1674.63	0.00127917	1.654×10^6	2.7737	3.0×10^4	222.99	13.76

表 3. 1 再冠水時の炉心入口冷却材質量流量の計算に用いた値及び計算結果 (3/3)

炉心入口流量	ケース	再冠水開始時刻 (min)	再冠水所要時間 t(sec)	燃料棒と冷却材の温度差 ΔT (°C)	飽和冷却水の比容積 v (m ³ /kg)	冷却材の蒸発熱 γ_1 (J/kg)	冠水高さ H (m)	全炉心の崩壊熱 P (kW)	再冠水中の冷却材流量 F_s (kg/s)	再冠水後の冷却材流量 F_e (kg/s)
水蒸気枯渇 ケース	23	150	137.16	1805.63	0.00129244	1.625×10^6	2.7432	3.0×10^4	235.20	13.84
	24	155	135.64	1914.85	0.00131214	1.585×10^6	2.7127	3.0×10^4	247.09	14.04
	25	160	135.64	1909.18	0.00133499	1.538×10^6	2.7127	2.9×10^4	261.13	24.98
	26	130	542.54	902.05	0.00126063	1.694×10^6	2.7127	3.1×10^4	50.36	13.57
	27	135	554.92	1208.35	0.00126573	1.683×10^6	2.7746	3.0×10^4	56.33	13.52
	28	140	566.92	1458.92	0.00127079	1.672×10^6	2.8346	3.0×10^4	61.72	13.91
	29	145	554.74	1674.63	0.00127917	1.653×10^6	2.7737	3.0×10^4	66.07	13.76
	30	150	548.64	1805.63	0.00129244	1.625×10^6	2.7432	3.0×10^4	69.18	13.85
	31	155	542.54	1914.85	0.00131214	1.585×10^6	2.7127	3.0×10^4	72.29	25.04
	32	160	542.54	1979.18	0.00133499	1.538×10^6	2.7127	2.9×10^4	85.50	24.98

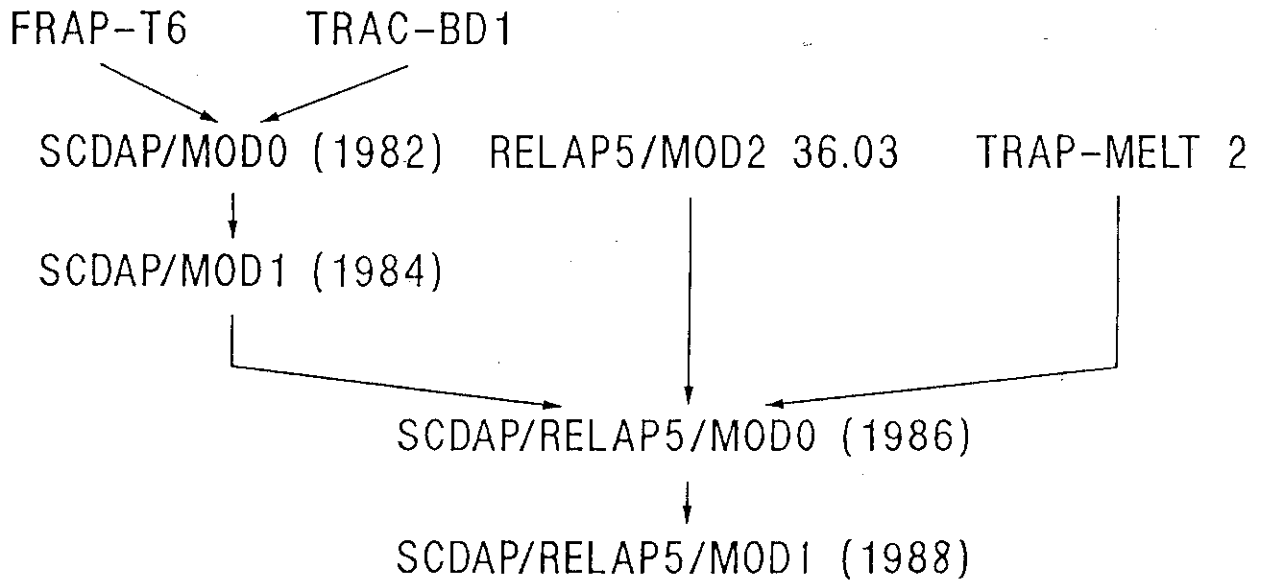
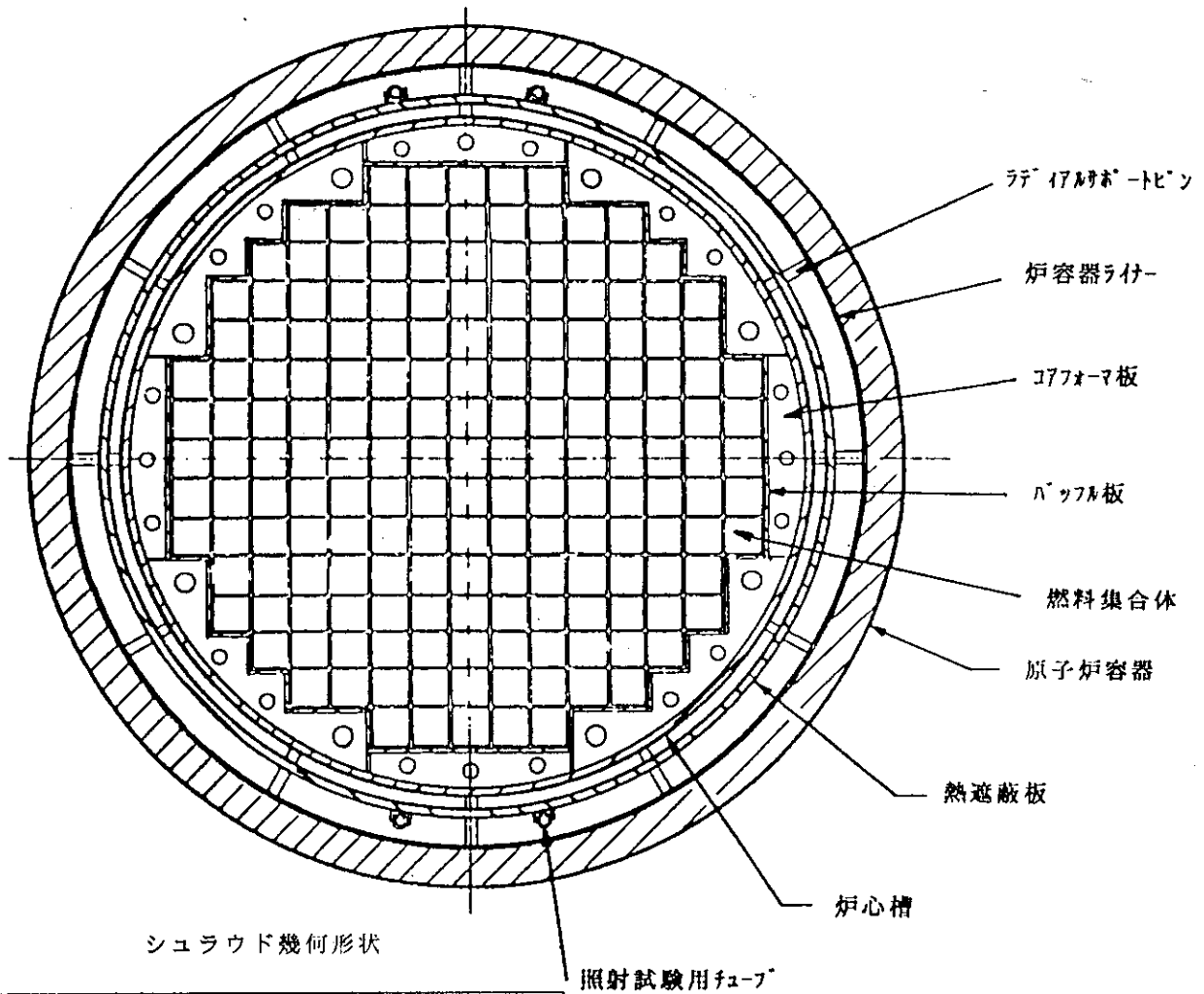
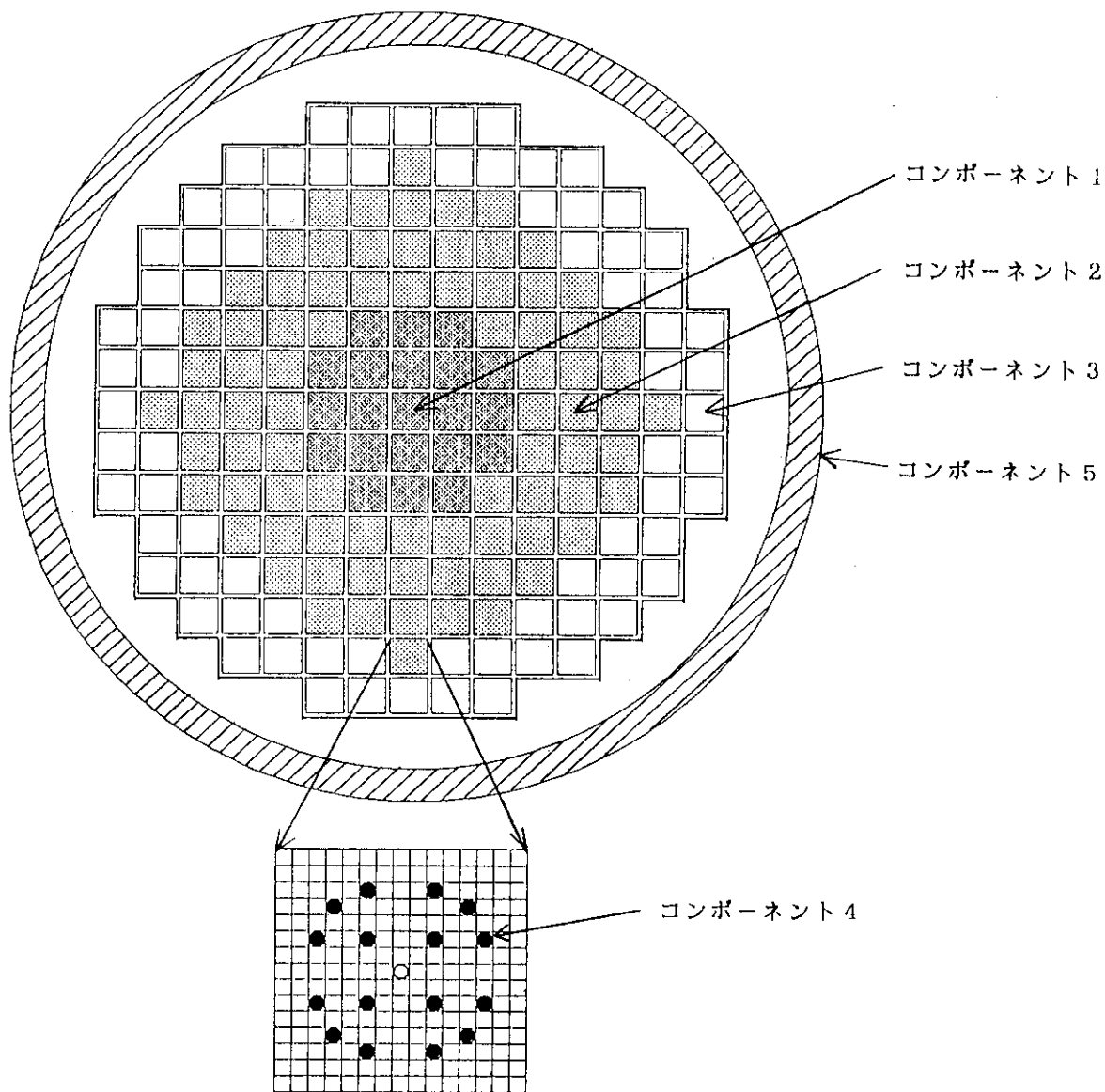


図3. 1 SCDAPコード開発の変遷



バップル板	有効内側半径	1.611 m
	有効外側半径	1.640 m
	材質	ステンレス鋼
炉心槽	有効内側半径	1.793 m
	有効外側半径	1.842 m
	材質	ステンレス鋼
熱遮断体	有効内側半径	1.867 m
	有効外側半径	1.918 m
	材質	ステンレス鋼
炉容器	有効内側半径	2.172 m
	有効外側半径	2.385 m
	材質	炭素鋼

図3.2 TMI-2号炉の炉心断面とその構成要素

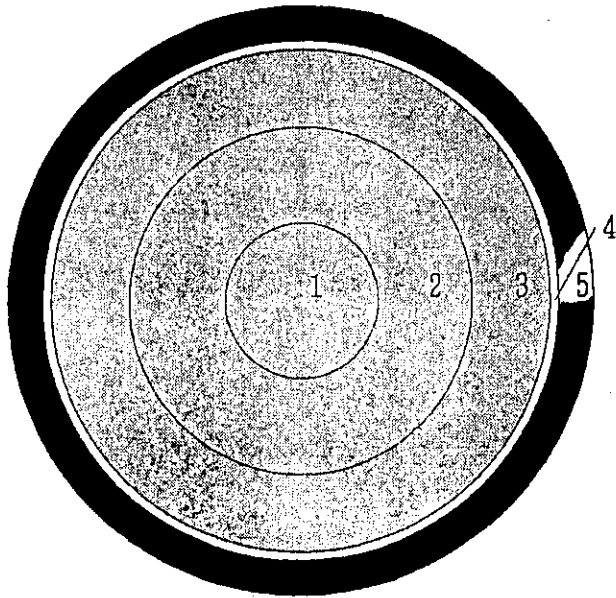


SCDAPコードによる炉心部のノーディング

コンポーネント	部 位	
1	燃料集合体	中心部 (燃料棒 ; 4368本)
2		中間部 (燃料棒 ; 16640本)
3		周辺部 (燃料棒 ; 15808本)
4	制御棒 (可燃性毒物を含む) ; 2096本	
5	炉心周辺構造物 (ハッフル板、炉心槽、熱遮蔽体、炉容器等)	

図3. 3 SCDAPコードの炉心領域のモデル化

- 燃料被覆管 (Zr)
- ギャップ
- 燃料 (UO₂)



(m) 3.6576	10
3.0480	9
2.4384	8
2.1336	7
1.8288	6
1.5240	5
1.2192	4
0.9144	3
0.6096	2
0.3048	1
0.0	

燃料棒の径方向のノーディング

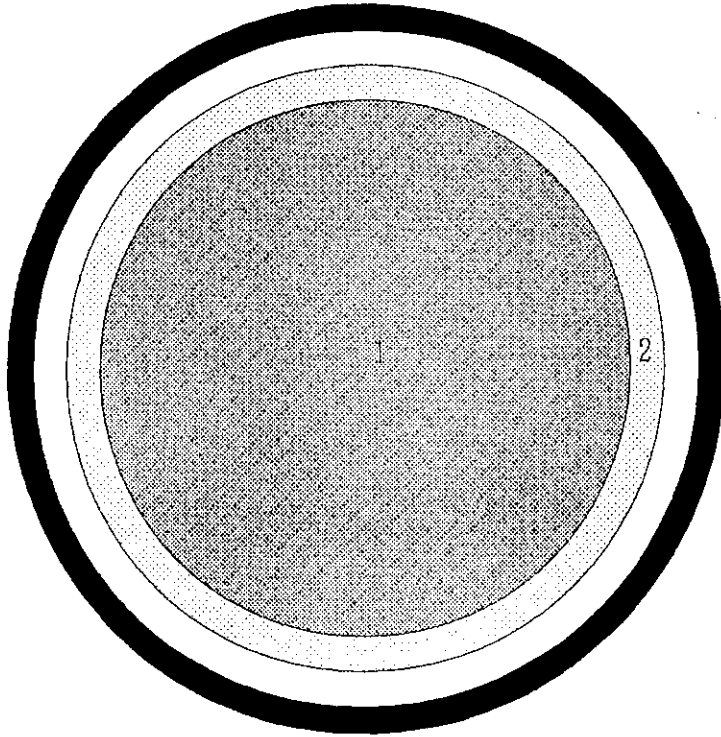
燃料棒の軸方向のノーディング

燃料棒幾何形状

径方向ノード数	5
燃料棒間ピッチ	0.014427 m
燃料ペレット半径	0.004699 m
被覆管内側半径	0.004788 m
被覆管外側半径	0.005461 m

図3.4 SCDAPコードの燃料棒解析モデル

- 制御棒案内管 (Z r)
- ギャップ
- ▨ ステンレス鋼
- ▩ 中性子吸収材 (制御棒; Ag, In, Cd)
(可燃性毒物; Al₂O₃-B₄C)



(m)

3.6576	10
3.0480	9
2.4384	8
2.1336	7
1.8288	6
1.5240	5
1.2192	4
0.9144	3
0.6096	2
0.3048	1
0.0	

制御棒の径方向のノーディング

制御棒の軸方向のノーディング

制御棒幾何形状

制御棒数	2096
径方向ノード数	2
ステンレス鋼被覆管内側半径	0.005058 m
ステンレス鋼被覆管外側半径	0.005558 m
Zr案内管内側半径	0.006325 m
Zr案内管外側半径	0.006731 m

図3.5 SCDAPコードの制御棒解析モデル

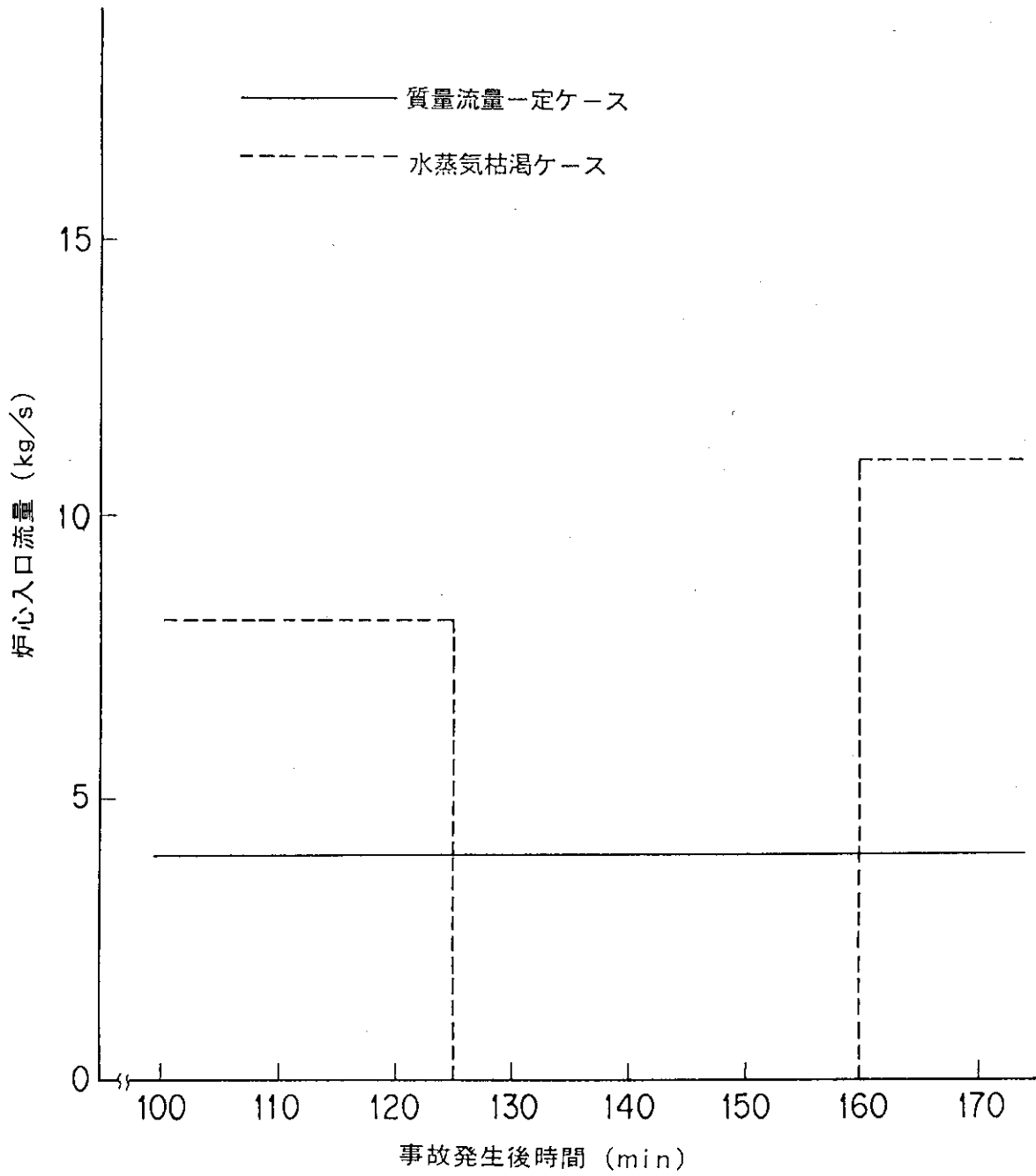


図3. 6 質量流量一定ケース及び水蒸気枯渇ケースの炉心入口流量の経時変化

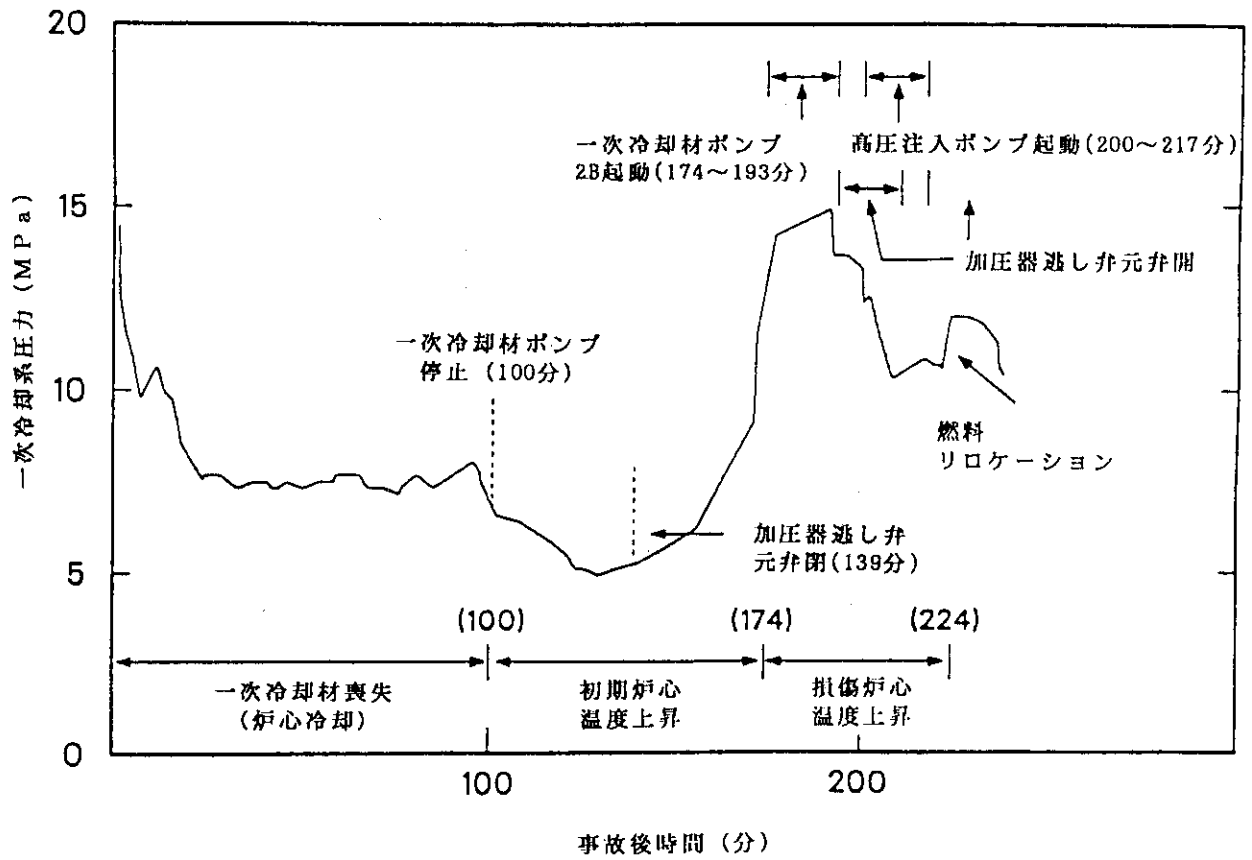


図3. 7 TMI-2事故の冷却系内圧力の経時変化

4. 解析結果

4. 1 質量流量一定ケース

(1) ベースケース解析

ベースケースとして再冠水が行われなかった場合を解析し、再冠水が行われた場合との比較のための基準解析とした。

被覆管温度の経時変化を図4. 1に示す。図中の数字は、燃料棒の軸方向ノード番号に対応し、10が燃料棒上端に、1が燃料棒下端に対応している。事故後110分頃から、炉心水位低下のために被覆管温度は上部から順に上昇し始め、130分頃のジルコニウム-水反応の活発化とともに温度上昇は加速され、その後まもなくノード番号7以上の被覆管温度は、ジルコニウムの溶融温度としてSCDAPコードで設定された2500Kに達しているのがわかる。ノード番号6の被覆管温度もやや遅れて融点に到達する。被覆管温度が融点に達すると、SCDAPコードはジルコニウム-水反応を停止するようにモデル化しているため、ノード番号6、7、8の被覆管温度はその後下降し始める。ノード番号9、10の被覆管は、Zr-U-Oの共結晶を作るために約2260Kで溶融し、ジルコニウム-水反応もその時点で停止するが、燃料ペレット内で発生する崩壊熱によりその後もノード番号9、10の被覆管温度はゆるやかに上昇を続ける。

被覆管軸方向ノード別酸化割合の経時変化を表4. 1に示す。事故後130分から135分の間にノード番号7以上の被覆管は、ジルコニウム-水反応の活発化によりすべて酸化する。ノード番号6の被覆管は、それよりやや遅れて145分から150分の間にすべて酸化する。

水素発生率及び水素発生量の経時変化を図4. 2に示す。事故後130分以降、被覆管温度の上昇に伴ってジルコニウム-水反応が活発化し、水素発生量が増加するのがわかる。また、135分頃に一旦水素発生率が低下するが、これはノード番号7以上の被覆管温度が融点に達し、その部分のジルコニウム-水反応がSCDAPコードの解析条件から停止したことによる。その後ノード番号6の被覆管がヒートアップし水素発生率も増加していくが、146分頃に融点に達すると再び水素の発生率が低下する。165分頃の一時的な水素発生率の増加は、制御棒案内管(Zr)の酸化によるものである。制御棒案内管の軸方向ノード別酸化割合の経時変化を図4. 3に示す。165分頃の制御棒案内管の酸化割合の急激な増加は、上部制御棒案内管の下部ノードへのリロケーションに関係している。

時刻174分における総水素発生量は約310kgに見積もられた。この結果は、TMI-2事故時の事故後174分における水素発生量に関する他の解析結果²¹⁾とほぼ一致している。

(2) 再冠水感度解析

再冠水感度解析では、質量流量を一定とした上、再冠水速度を 10 mm/s とし、再冠水開始時刻を $120\text{分} \sim 170\text{分}$ まで 5分 毎に変化させた。ただし、再冠水速度を 10 mm/s とした場合の感度解析結果から、後述するように再冠水速度を変化させても再冠水時のジルコニウム-水反応の進行はわずかであることが明らかになったため、ここでは再冠水速度を変化させた場合の感度解析は行わなかった。

質量流量一定ケースで再冠水開始時刻を変化させた場合の上部燃料被覆管（軸方向ノード番号10）の温度、酸化割合及び水素発生率の経時変化を図4.4～図4.14に示す。これらの解析結果から、ノード番号10の被覆管温度は、質量流量一定ケースの全感度解析ケースにおいて再冠水開始と同時に下降し始め、再冠水終了時に冷却材の温度まで低下するのがわかる。被覆管は、 118分 頃から酸化し始め 133分 にその酸化割合が 100% になる。したがって、 133分 以前に再冠水を行った場合にはジルコニウム-水反応が活発化する可能性がある。しかしながら解析結果はジルコニウム-水反応は活発化せず、ただちにノード番号10の被覆管は冷却された。これは、質量流量一定ケースでは一定の割合で冷却材が供給され炉心に十分な水蒸気が存在するために、再冠水直前の被覆管表面におけるジルコニウム-水反応は抑制された状態になっておらず、再冠水により新たに供給された蒸気の大部分が、ジルコニウム-水反応ではなく被覆管の冷却に使用されたためであると考えられる。これらの考察から、質量流量一定ケースでは、再冠水によってジルコニウム-水反応はほとんど進行せず、被覆管温度の一時的な上昇も水素の追加発生もほとんど起こらないことが明らかになった。

次に再冠水が行われた場合の時刻 174分 における全炉心の総水素発生量の計算結果を表4.2に示す。総水素発生量は、再冠水開始時刻が遅くなるにつれてしだいに大きくなり、図4.2に示した再冠水を行わない場合の水素発生量である 310 kg に近づいていくのがわかる。

後述する水蒸気枯渇ケースでは、再冠水速度が 10 mm/s の場合、 140分 に再冠水される場合が全炉心の総水素発生量が最大となるが、同様に質量流量一定ケースにおいても 140分 に再冠水される場合を水蒸気枯渇ケースとの比較のために選択し、総水素発生量の解析結果について以下に述べる。 $140\text{分} \sim 145\text{分}$ に再冠水が行われた場合の全炉心の水素発生割合及び総水素発生量の経時変化を図4.15に示す。 140分 の再冠水開始と同時に水素がわずかに発生し、最終的な総水素発生量は再冠水を行わない場合よりも約 65 kg 少ない 244 kg に見積もられた。被覆管表面では、図4.8の被覆管温度、水素発生率にも示したように、再冠水により蒸気が供給されてもジルコニウム-水反応は活発化しない。ところが制御棒案内管（Zr）上部において若干水蒸気枯渇状態となっているために、このようなわずかな水素発生量の増加が見られた。 140分 に再冠水が行われた場合の制御棒案内管上部（ノード番号10）の酸化割合の経時変化を図4.16に示す。再冠水と同時に制御棒案内管上部

の酸化が急速に進行するのがわかる。

質量流量一定ケースにおいて、再冠水速度が 10 mm/s で再冠水開始時刻を 120 分から 170 分まで 5 分毎に変化させた場合の 174 分における総水素発生量を図 4. 17 に示す。図中の破線は、再冠水を行わない場合の 174 分における水素発生量を示している。質量流量一定ケースの場合、174 分以前に再冠水を行うことにより再冠水を行わない場合よりも水素発生量は低減される。また、再冠水開始時期が早い程水素発生量は低減される。これは、再冠水を早期に行う程ジルコニウム-水反応の反応時間が短縮されるのと、質量流量一定ケースでは再冠水時の水素発生量がわずかであるためである。事故管理の観点からは、特に事故後 125～135 分の間に急激に水素発生量が増大するので、それ以前に再冠水操作を行うことがシビアアクシデントの影響を低減する上で有効かつ重要であると言える。

4. 2 水蒸気枯渇ケース

(1) ベースケース解析

再冠水が行われない場合を比較のためのベースケースとした。被覆管温度の経時変化を図 4. 18 に示す。水蒸気枯渇ケースでは、125 分以降炉心入口冷却材流量が 0 になり炉心が水蒸気枯渇状態となるため、ジルコニウム-水反応が抑制され、全体的に被覆管温度の上昇割合がゆるやかであることがわかる。

質量流量一定ケースでは 130 分過ぎに上部被覆管温度は融点に達したが、水蒸気枯渇ケースでは、約 20 分遅れて 150 分過ぎに中間部高さの被覆管温度が融点に到達する。上部被覆管（ノード番号 9、10）の温度は、下部のノードで水蒸気が消費されるためにジルコニウム-水反応が抑制され、中間部よりもヒートアップが遅れる。160 分に炉心入口冷却材流量が回復すると、被覆管ノード番号 4 及び、ジルコニウムの融点を越えたため、SCDAP コードのモデルの条件からジルコニウム-水反応が停止した被覆管ノード番号 5、6、7、8 の温度は蒸気冷却により急速に低下するのに対し、160 分以前に融点に達していないノード番号 9、10 の被覆管温度は、ジルコニウム-水反応の活発化により上昇するのがわかる。被覆管から冷却材への単位時間、単位面積当たりの伝熱量を図 4. 19 に示す。160 分の炉心入口冷却材流量の回復と同時に下部の被覆管から順に冷却材への伝熱量が増加し、ノード番号 8 以下の被覆管は蒸気により冷却されるのがわかる。またノード番号 9、10 の被覆管表面では、160 分以降、ジルコニウム-水反応により生じた熱が冷却材（蒸気）へ移行する場合と、逆に、下部の被覆管により加熱された冷却材（蒸気）から熱が被覆管に流入する場合とが交互に繰返される。

被覆管軸方向ノード別酸化割合の経時変化を表 4. 1 に示す。同表の左側に示した質量流量一定ケースの被覆管酸化割合と比べて、水蒸気枯渇ケースのそれは、炉心入

口冷却材流量が回復する160分まで炉心が水蒸気枯渇状態であるために酸化が抑制されるのわかる。またノード番号9、10の上部被覆管は、炉心入口冷却材流量の回復により供給された蒸気によってジルコニウム-水反応が活発化し、160分～165分の間はすべて酸化される。

水素発生率及び水素発生量の経時変化を図4.20に示す。同図から120分頃から水素が発生し始めること、炉心入口流量が0になる125分～160分までは、炉心が水蒸気枯渇状態となりジルコニウム-水反応が抑制されるために水素発生量が低く抑えられること、また160分に炉心入口流量が回復すると、上部被覆管でのジルコニウム-水反応が活発化するため水素発生量が増加すること、さらに165分に制御棒案内管の酸化のために水素発生量が階段状に増加するのがわかる。制御棒案内管の軸方向ノード別酸化割合の経時変化を図4.21に示す。165分以降、ノード番号7以上の制御棒案内管の酸化が急速に進行しているのわかる。時刻174分における総水素発生量は、質量流量一定ケースの約5分の1である68kgになった。ただし、TMI-2事故では174分に冷却材ポンプが1台作動しており、最終的な総水素発生量は、ポンプによって炉心に供給された蒸気によりジルコニウム-水反応が促進され、68kgよりも多くなっていると思われる。

(2) 再冠水感度解析

水蒸気枯渇ケースの感度解析では、再冠水速度を5～20mm/s、再冠水開始時刻を130分～160分まで5分毎に変化させた。

再冠水速度が10mm/sの場合の上部燃料被覆管(軸方向ノード番号10)の温度、酸化割合及び水素発生率の計算結果を図4.22～図4.28に示す。ノード番号10の被覆管温度は、再冠水開始と同時にジルコニウム-水反応の活発化により一時的に上昇し、間もなく下降に転じ、再冠水終了時に冷却材の温度まで低下している。この結果は、図1.1に示したCORA-12実験で観測された被覆管温度の上昇挙動と同様の現象であると考えられる。すなわち、TMI-2事故のような実炉のシビアアクシデントにおいても、同様の現象が起こり得る可能性があることを示唆している。再冠水時の温度上昇幅は最も大きい場合(再冠水開始時刻140分、図4.24参照)で約450Kになった。水素発生率は、125分以降炉心入口冷却材流量が0になり、炉心が水蒸気枯渇状態となるために一旦低下するが、再冠水と同時にいずれの場合も急上昇している。酸化割合も同様に、再冠水前は低く抑えられているが、再冠水と同時に被覆管の未酸化部分において酸化が急速に進行し階段状に急上昇する。水蒸気枯渇ケースの場合、ジルコニウム-水反応が抑制されるために、いずれの感度解析ケースの場合も再冠水前の被覆管の酸化割合は100%に達していない。

再冠水速度が20mm/sの場合の上部燃料被覆管(軸方向ノード番号10)の温度、酸化割合及び水素発生率の計算結果を図4.29～図4.35に示す。被覆管温度は、同様に再冠水直後に一時的に上昇するがその上昇幅は小さい。再冠水時の温度

上昇幅は最も大きい場合（再冠水開始時刻150分、図4.33参照）でも約300Kであった。理由は、再冠水速度が速く単位時間当たりの蒸気流量が大きいため、炉心に供給された蒸気は、ジルコニウム-水反応による被覆管の昇温に寄与するばかりではなく、被覆管の冷却にもそのかなりの部分が寄与するためであると考えられる。

再冠水速度が5mm/sの場合の上部燃料被覆管（軸方向ノード番号10）の温度、酸化割合及び水素発生率の計算結果を図4.36～図4.42に示す。被覆管温度は、同様に再冠水直後に一時的に上昇するが、再冠水速度が20mm/secの場合と違ってその上昇幅は大きい。再冠水時の温度上昇幅は最も大きい場合（再冠水開始時刻140分、図4.38参照）で約600Kになった。理由は、再冠水速度が遅いため長期間に渡ってジルコニウム-水反応が進行するのと、再冠水時の単位時間当たりの蒸気流量が前述の2者と比べて少ないので蒸気冷却の寄与が小さいためであると考えられる。

次に全感度解析ケースに関する再冠水時の被覆管温度上昇ノード番号と時刻174分における総水素発生量の計算結果を表4.3に示す。表において、上段は再冠水時の被覆管温度上昇ノードを、下段は174分における総水素発生量を示している。表から、再冠水時の被覆管温度上昇部は上部であり、再冠水速度が遅い程、より下方の被覆管ノードまで再冠水時に温度が上昇するのがわかる。

事故後174分における被覆管の軸方向ノード別酸化割合を表4.4に示す。再冠水開始時刻が遅くなる程、また上部の被覆管程、被覆管の酸化が進行している。さらに再冠水速度が遅い程、全体的に被覆管の酸化が進行している。再冠水開始時刻145分における上部被覆管の酸化割合は、140分や150分以降に再冠水が行われる場合と比較して酸化割合が低くなっている。これは、140分再冠水の場合はノード番号8、9の上部の被覆管が主に酸化するのに対して、145分再冠水の場合はノード番号5、6、7の中間部高さの被覆管が主に酸化するためである。これらは、図4.18に示した被覆管の温度変化から説明することができる。140分ではノード番号8の被覆管温度が最高であるが、145分ではノード番号5の被覆管温度が最高になる。すなわち温度の関数であるジルコニウム-水反応が再冠水直前の温度分布に従って進行した結果と解釈することができる。150分以降については、中間部高さの被覆管温度はジルコニウムの融点を越え、SCDAPコードの解析条件からその部分におけるジルコニウム-水反応が停止するために、再冠水時の被覆管温度上昇部は中間部から上部に移行する。

このうち本報では、再冠水速度が10mm/sの感度解析で総水素発生量が最大となる事故後140分に再冠水が行われる場合に注目して、総水素発生量の時間変化の解析結果について以下に述べる。140分に再冠水が行われた場合の全炉心の水素の発生割合及び総水素発生量の経時変化を図4.43に示す。140分の再冠水開始と同時に水素発生割合が急激に増大し、最終的な総水素発生量は、再冠水が行われない場合の174分における水素発生量である68kgよりも多い121kgになった。TMI-2事故では、174分以降冷却材ポンプが1台起動するので、それにより蒸

気が炉心に送り込まれ、さらにジルコニウム-水反応が進行し、水蒸気枯渇ケースの最終的な水素発生量は68kgよりも増大すると予想される。このことはベースケース解析でも述べたとおりである。またTMI-2事故では最終的に約400kgの水素が発生したと評価されている²¹⁾ので、この121kgの水素発生量は事故管理の観点からみて危機的な量ではないと考えられる。しかしながらこの結果は、再冠水を行わなければもっと後期に発生するはずの水素が、再冠水操作によってその発生時期が再冠水直後まで早められる可能性があることを意味している。

再冠水開始時刻及び再冠水速度を変化させた場合の174分における総水素発生量を図4.44に示す。再冠水速度が5mm/sまたは10mm/sの場合、135分以前に再冠水を行えば再冠水開始時期が早い程水素発生量は低くなるが、140分前後に再冠水を行うと大量の水素が発生するのがわかる。また再冠水開始時刻140分の水素発生量をピークにして、それより再冠水開始時刻が早い場合も遅い場合も若干のバラツキはあるものの水素発生量は減少すること、さらに再冠水速度が遅いほど水素発生量は増加する傾向にあるのがわかる。再冠水速度が20mm/secの場合は、発生する水素の絶対量は少ないが、再冠水開始時刻が遅くなる程水素発生量が増加する傾向にある。

再冠水開始時刻140分の水素発生量が最大となる原因については、140分以前はまだ被覆管温度が十分に上昇しておらず、ジルコニウム-水反応があまり進行しなかったためと考えられる。140分以降は、被覆管温度はジルコニウム-水反応が急速に進行するのに十分上昇しているが(1500K以上)、SCDAPコードでは、被覆管温度が融点に達するとジルコニウム-水反応が停止するようにモデル化されていて、140分以降の場合、被覆管温度はただちに融点として設定した2500Kに到達し、ジルコニウム-水反応が起こる時間が短くなるため、再冠水開始時刻が遅くなるほど水素発生量の計算値は減少したと考えられる。これらの理由から、再冠水直前の被覆管温度が1500K前後で反応時間が十分にあった再冠水開始時刻140分の場合が、最もジルコニウム-水反応が進行し、水素の発生量が最大になったと考えられる。

また再冠水速度が遅いほど、水蒸気枯渇状態から蒸気が供給されて再冠水終了されるまでの時間が長くなり、ジルコニウム-水反応が長期に渡って進行するため水素発生量が多くなったと考えられる。

再冠水速度が速い場合、再冠水開始時刻が遅くなる程水素発生量が増加する傾向は以下のように考えることができる。再冠水速度が速い場合は、単位時間当たりに炉心に供給される蒸気の量が多いために、ジルコニウム-水反応による昇温効果よりも蒸気冷却の効果の方が大きい。このため、再冠水直前の被覆管温度がしだいに高くなる事故の後期程、冠水するまでの間の被覆管温度が高く保たれ、ジルコニウム-水反応が進行し水素発生量が増加すると考えられる。

以上、水蒸気枯渇ケースの感度解析から得られた知見を事故管理の観点からまとめると、以下の結論が得られる。炉心が水蒸気枯渇状態にある場合、再冠水をできるだ

け早期に行うことが重要で、再冠水速度はできるだけ速い（高圧炉心注入系をすべて作動する）方が望ましいが、それができない場合は、再冠水時に発生する水素の量に注意する必要がある。

表4. 1 質量流量一定ケース及び水蒸気枯渇ケースデータを用いて解析した場合の被覆管軸方向ノード別酸化割合の経時変化(TMI-2事故; 再冠水が行われない場合)

事故後時間 (分)	質量流量一定ケース										水蒸気枯渇ケース																				
	上方←					被覆管ノード番号					→下方					上方←					被覆管ノード番号					→下方					
	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1	
130	10	18	12	4	1	0	0	0	0	10	100	100	100	23	10	0	0	0	0	1	3	1	1	0	0	0	0	0	0		
135	100	100	100	100	23	10	0	0	0	1	3	1	1	1	2	1	0	0	0	1	3	1	1	1	1	2	1	0	0		
140	100	100	100	100	26	10	0	0	0	1	3	1	1	1	3	4	0	0	0	1	3	1	1	1	1	3	4	0	0		
145	100	100	100	100	35	11	0	0	0	1	3	1	1	1	36	5	0	0	0	1	3	1	1	1	1	36	5	0	0		
150	100	100	100	100	100	21	10	0	0	1	4	20	15	16	36	6	0	0	0	1	4	20	15	16	36	6	0	0	0		
155	100	100	100	100	100	22	10	0	0	1	5	20	15	16	36	6	0	0	0	1	5	20	15	16	36	6	0	0	0		
160	100	100	100	100	100	23	10	0	0	2	6	20	15	16	36	6	0	0	0	2	6	20	15	16	36	6	0	0	0		
165	100	100	100	100	100	24	10	0	0	100	100	100	20	15	16	36	6	4	0	0	100	100	100	20	15	16	36	6	4	0	0

表 4. 2 再冠水が行われた場合の総水素発生量
(質量流量一定ケース)

再冠水開始時刻 (分)	再冠水速度 (mm/s)	総水素発生量 (kg)
120	10	0
125	10	11
130	10	93
135	10	231
140	10	244
145	10	269
150	10	287
155	10	293
160	10	295
165	10	297
170	10	305

表4.3 再冠水時の被覆管温度上昇部と水素発生量に関する計算結果
(水蒸気枯渇ケース)

	(上段) 再冠水時の被覆管温度上昇ノード (下段) 174分における総水素発生量		
再冠水速度(mm/s)	20	10	5
再冠水開始時刻 130分	11kg	12.5kg	16kg
135分	18.3kg	⑩、⑨ 26.3kg	44kg
140分	⑩、⑨ 50kg	⑩、⑨、⑦ 121kg	⑩⑨⑧⑦⑥ 181kg
145分	26.3kg	⑩ 39.2kg	⑩ 99kg
150分	⑩、⑨ 65kg	⑩、⑨ 82kg	⑩、⑨ 58kg
155分	⑩、⑨、⑦ 75kg	⑩、⑨、⑦ 83kg	⑩、⑨、⑦ 52kg
160分	⑩、⑨ 38kg	⑩、⑨、⑦ 37.5kg	⑩、⑨ 42.5kg

表4.4 事故後174分における被覆管のノード別酸化割合(1/3)
(再冠水速度; 10mm/s)

(水蒸気枯渇ケース)

再冠水開始時刻 (分)	被覆管酸化割合(%)									
	上方← 被覆管ノード番号 →下方									
	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1
130	2	4	2	1	1	0	0	0	0	0
135	5	7	6	4	2	2	1	0	0	0
140	28	35	66	25	15	10	3	0	0	0
145	11	12	37	28	20	36	8	0	0	0
150	100	63	20	15	15	36	6	1	0	0
155	100	100	20	15	15	36	6	3	0	0
160	100	88	20	15	15	36	6	2	0	0

表4.4 事故後174分における被覆管のノード別酸化割合(2/3)
(再冠水速度; 20 mm/s)

(水蒸気粘濁ケース)

再冠水開始時刻 (分)	被覆管酸化割合 (%)									
	上方 ← 被覆管ノード番号 → 下方									
	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1
130	1	3	1	1	0	0	0	0	0	0
135	2	5	4	2	1	1	1	0	0	0
140	8	13	17	9	7	3	0	0	0	0
145	7	10	46	38	29	38	8	0	0	0
150	100	35	20	15	16	37	6	1	0	0
155	100	42	20	15	16	36	6	1	0	0
160	100	89	20	15	15	36	5	2	0	0

表4.4 事故後174分における被覆管のノード別酸化割合(3/3)
(再冠水速度: 5 mm/s)

(水蒸気枯渇ケース)

再冠水開始時刻 (分)	被覆管酸化割合 (%)									
	上方 ← 被覆管ノード番号 → 下方									
	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1
130	2	4	2	1	0	0	0	0	0	0
135	9	12	10	6	3	2	1	0	0	0
140	100	75	61	70	30	16	3	0	0	0
145	44	18	38	33	20	36	8	0	0	0
150	100	100	20	15	15	36	6	5	0	0
155	100	100	20	15	15	36	6	3	0	0
160	100	89	20	15	15	36	6	2	0	0

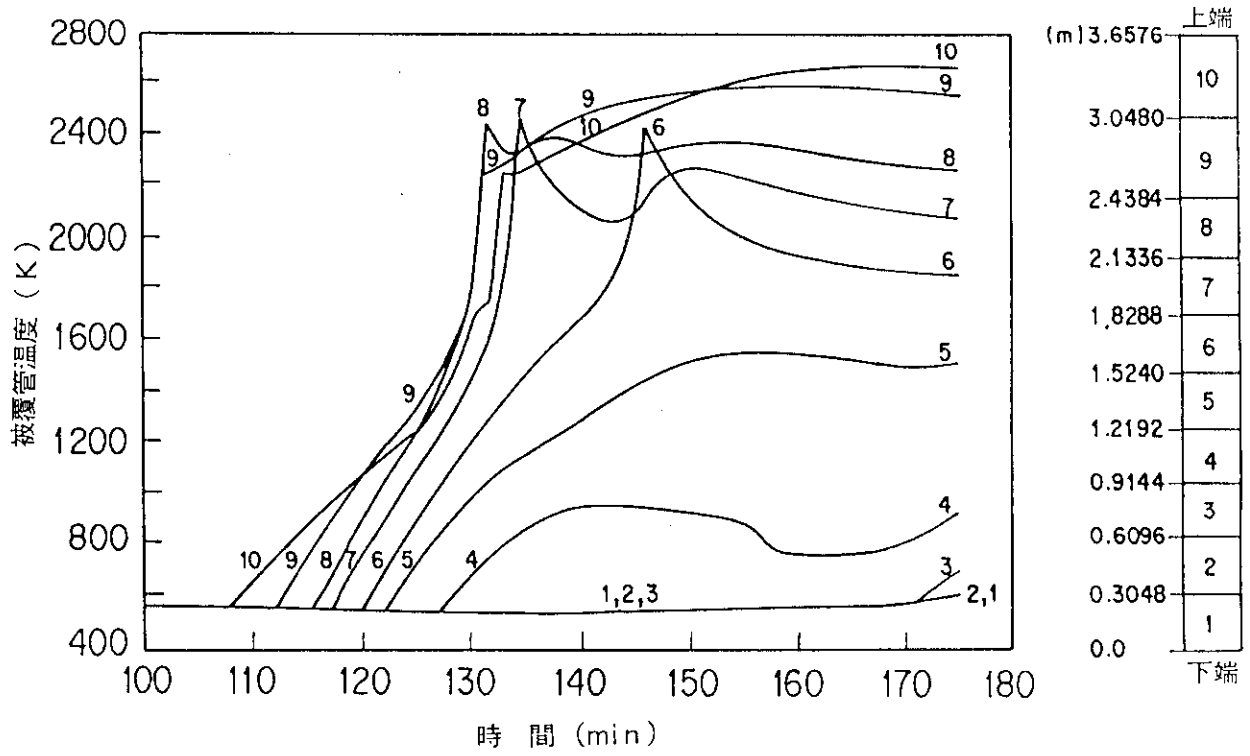


図4. 1 TMI-2事故時の被覆管温度（質量流量一定ケース、再冠水無し）

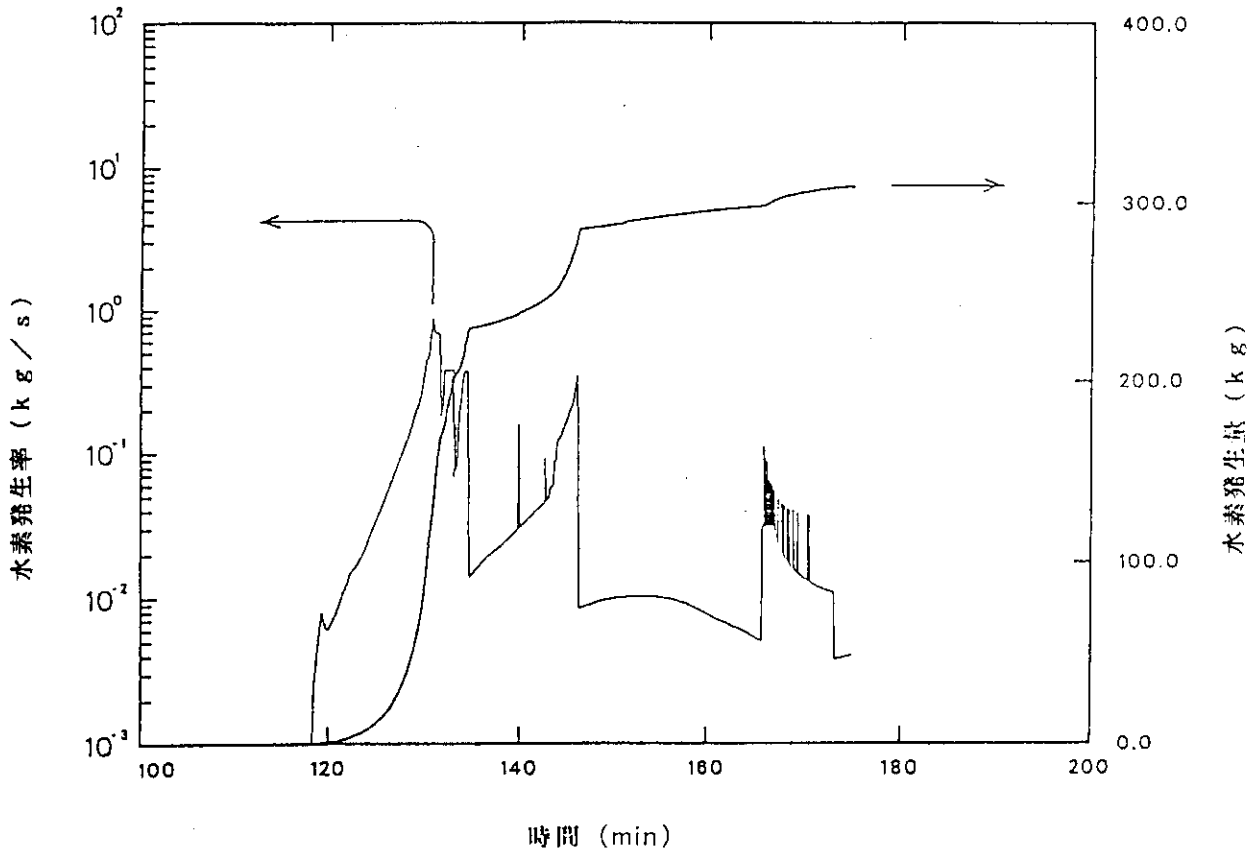


図4. 2 TMI-2事故時の水素発生率及び水素発生量（質量流量一定ケース、再冠水無し）

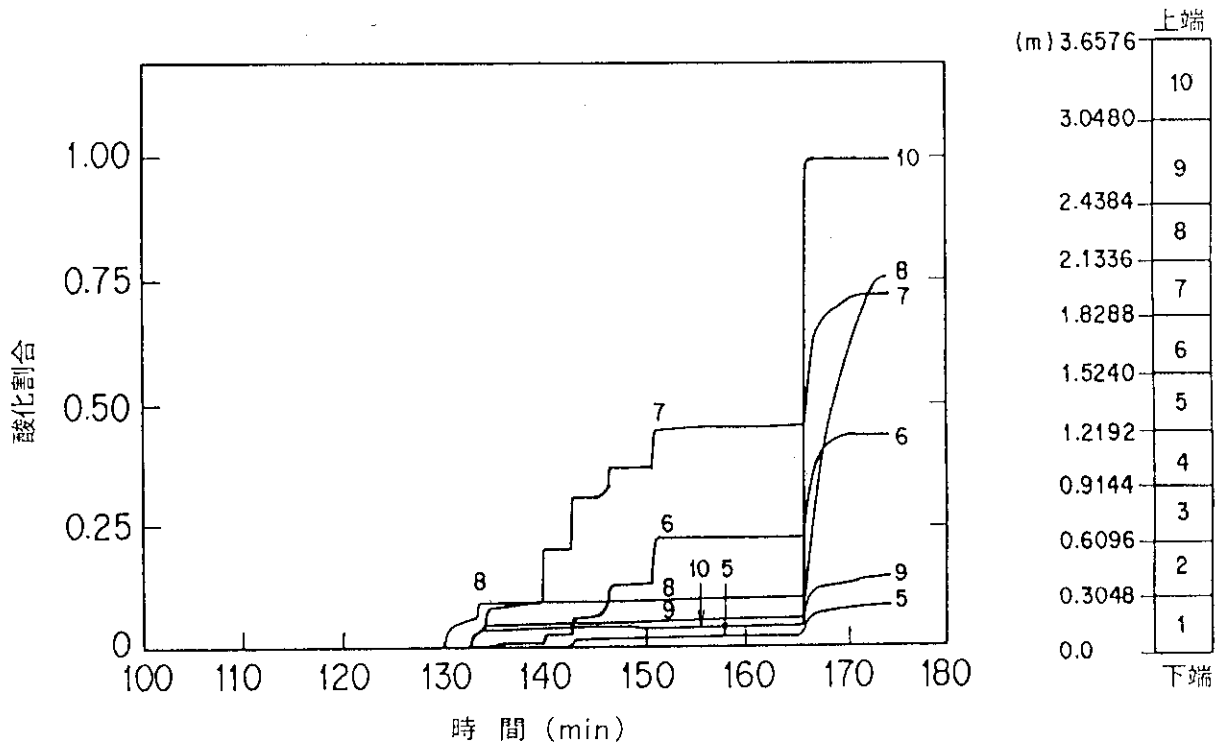


図4. 3 TMI-2事故時の制御棒案内管の酸化割合（質量流量一定ケース、再冠水無し）

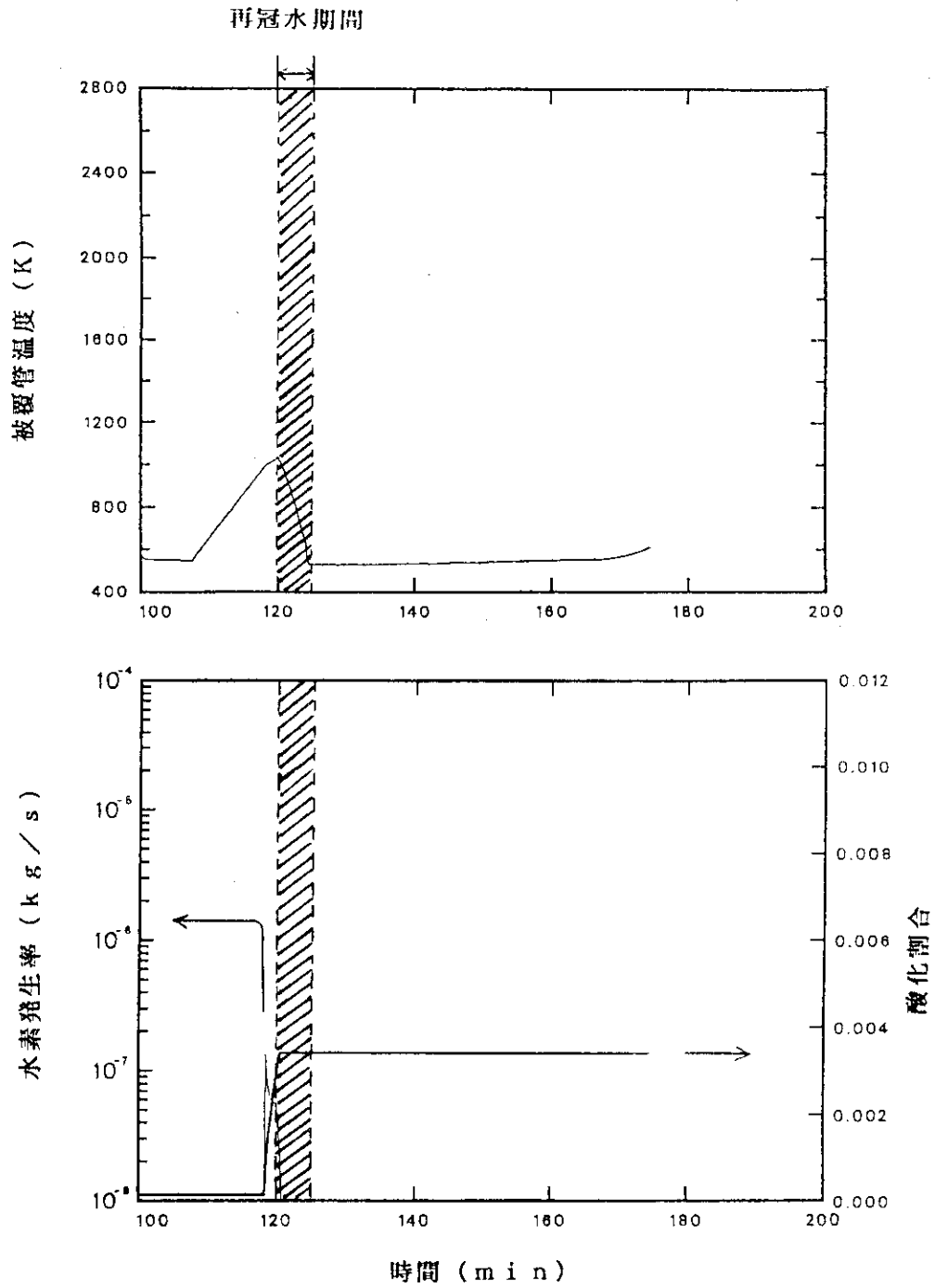


図4. 4 120分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

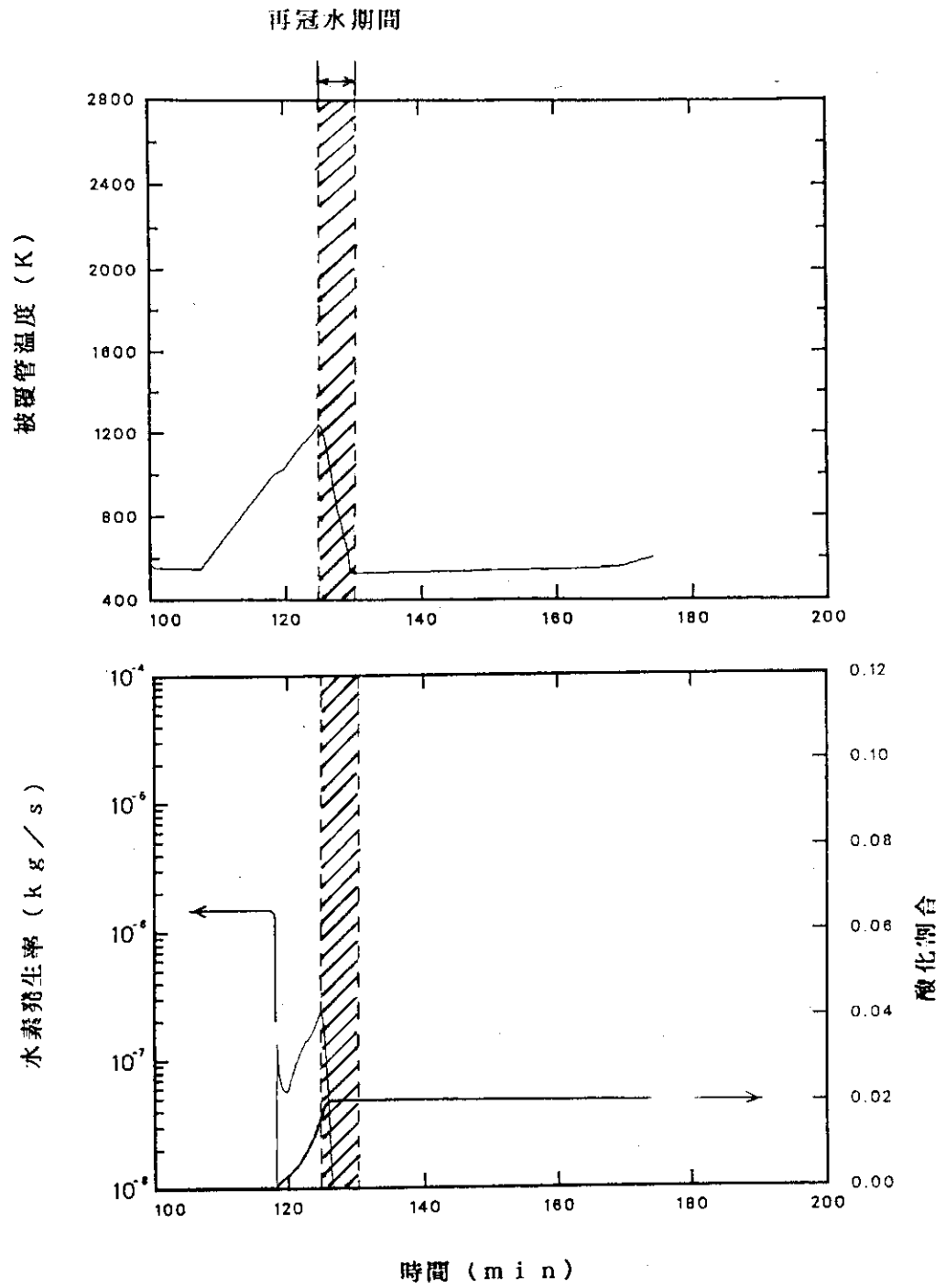


図4. 5 125分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

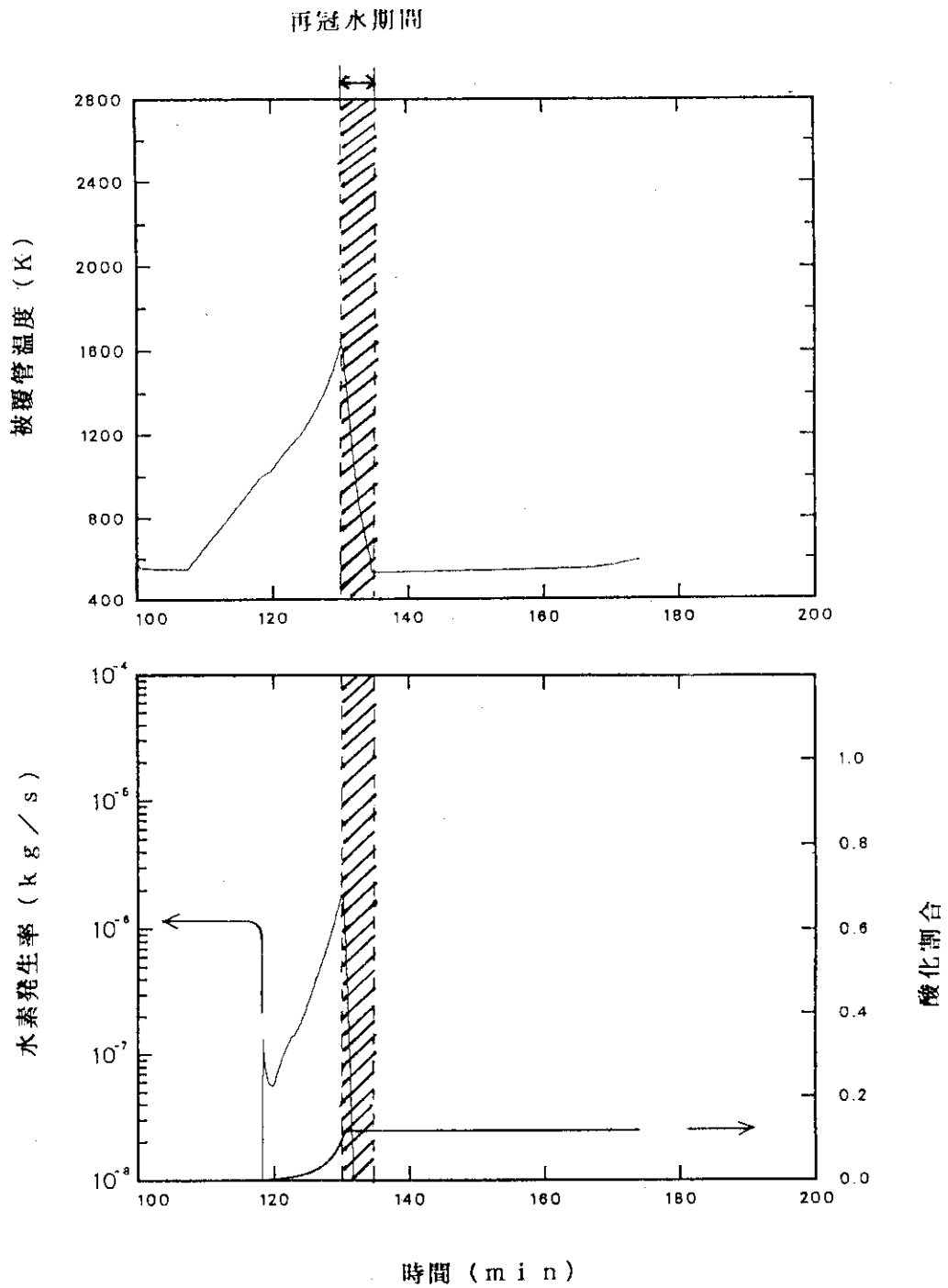


図4. 6 130分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合(質量流量一定ケース)

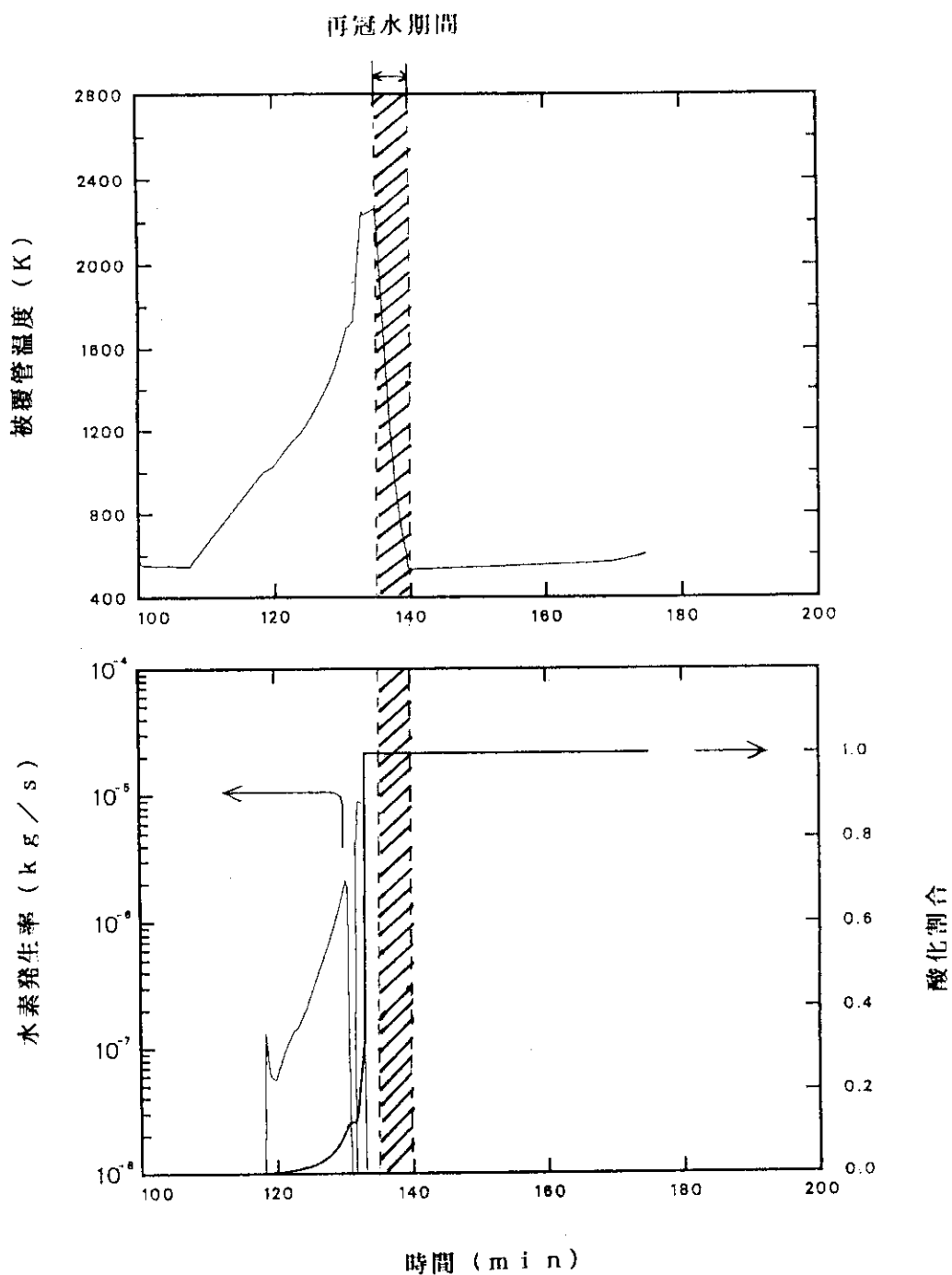


図4. 7 135分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合(質量流量一定ケース)

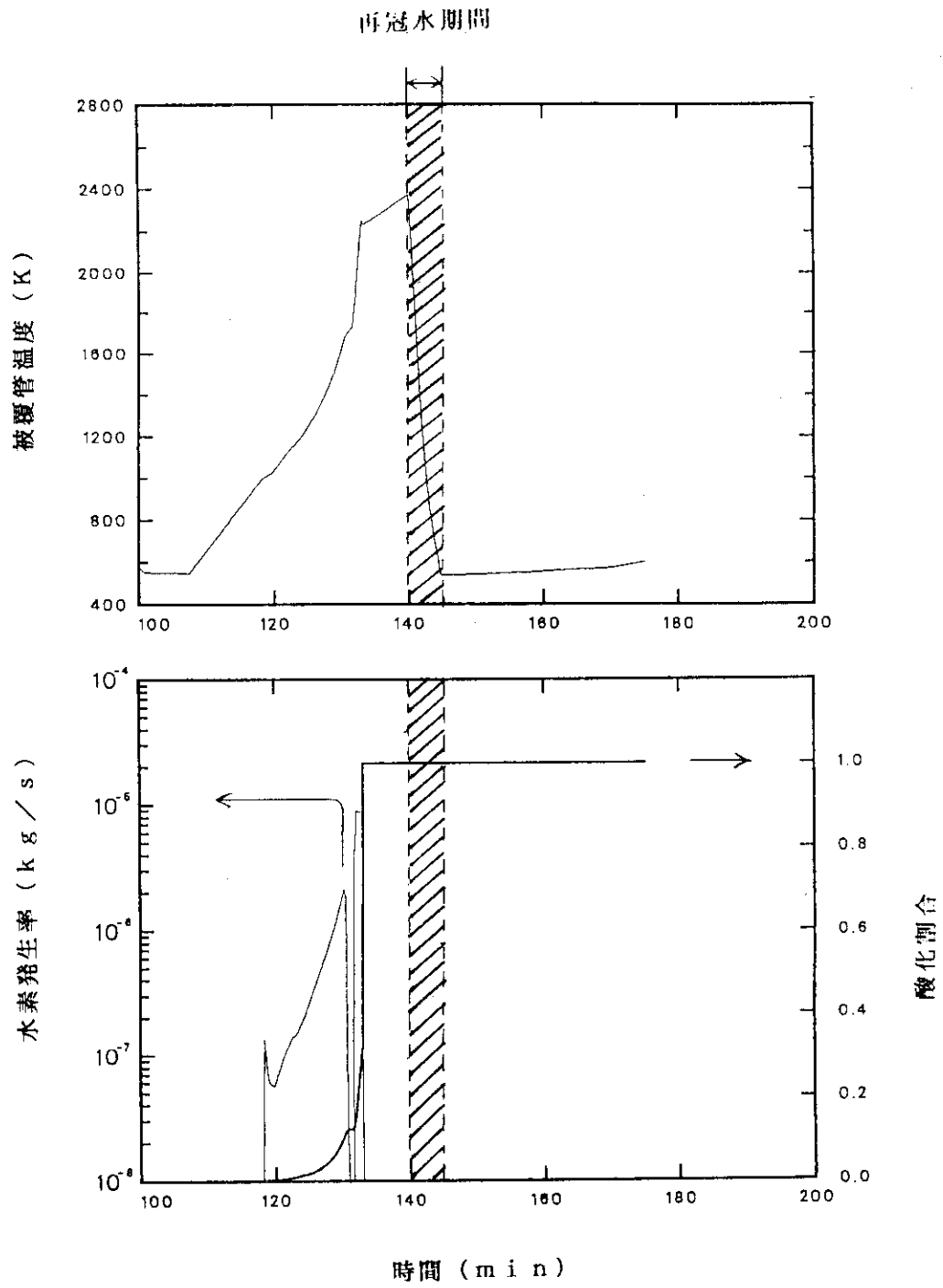


図4. 8 140分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

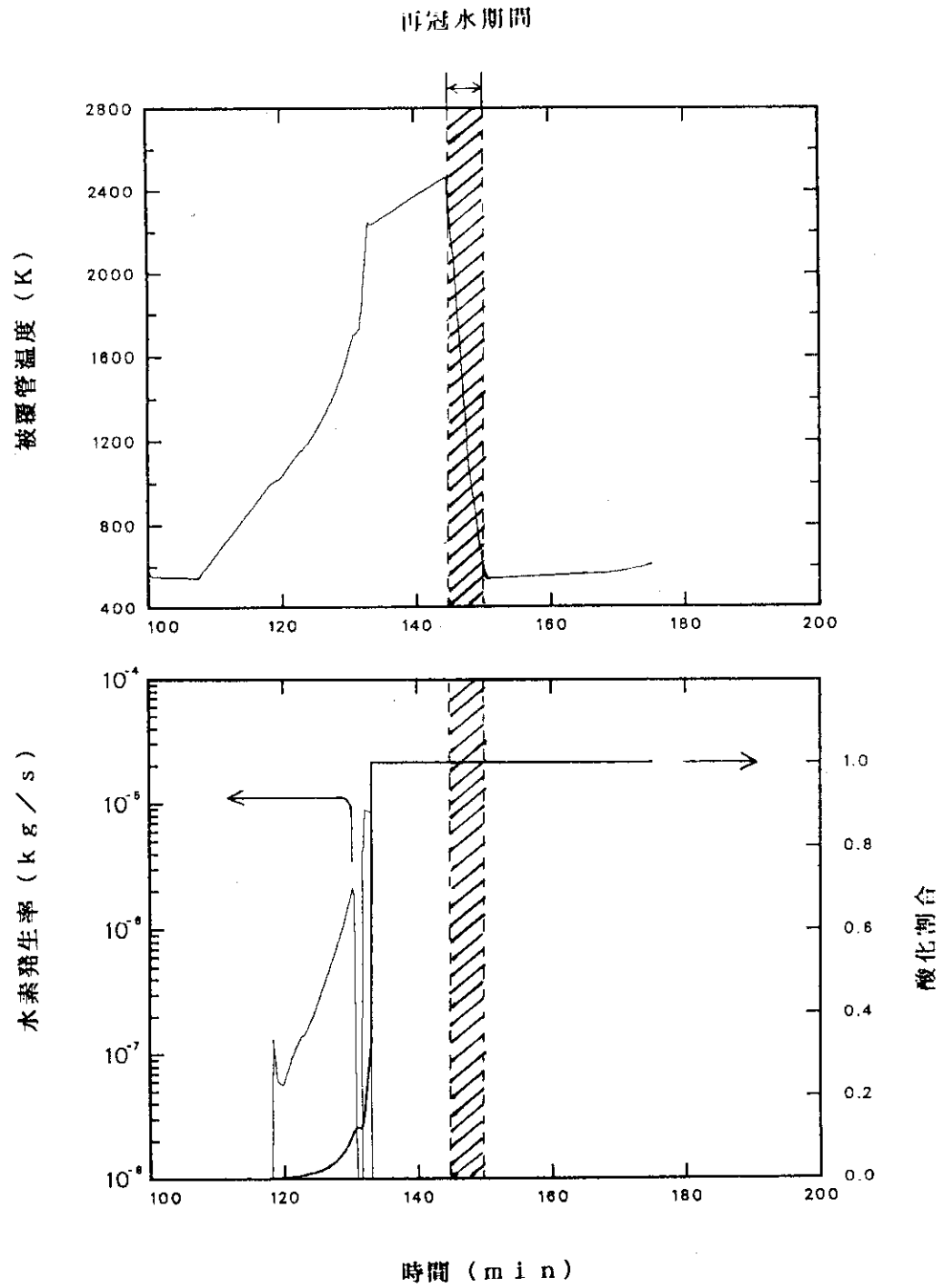


図4. 9 145分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

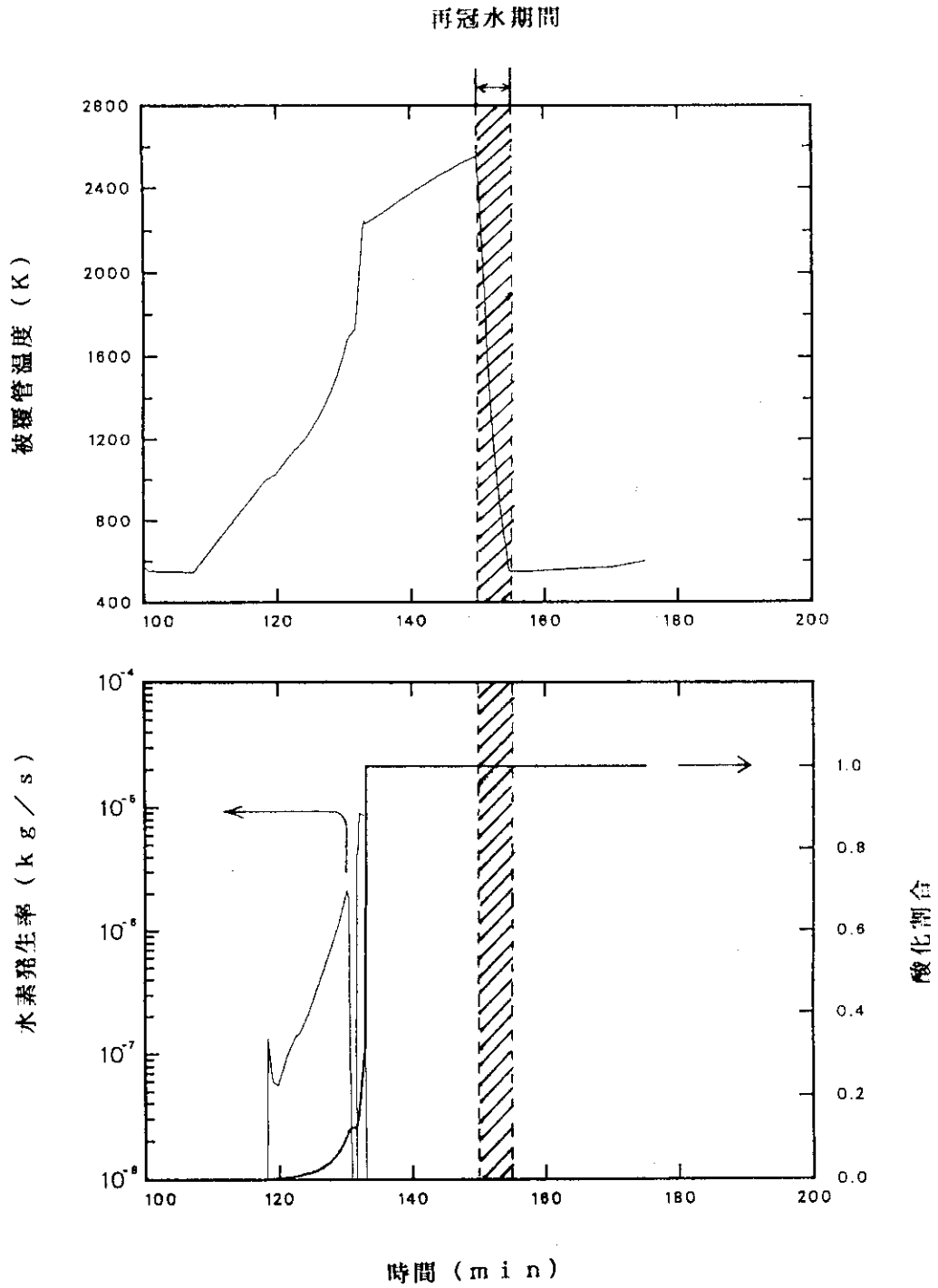


図4. 10 150分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

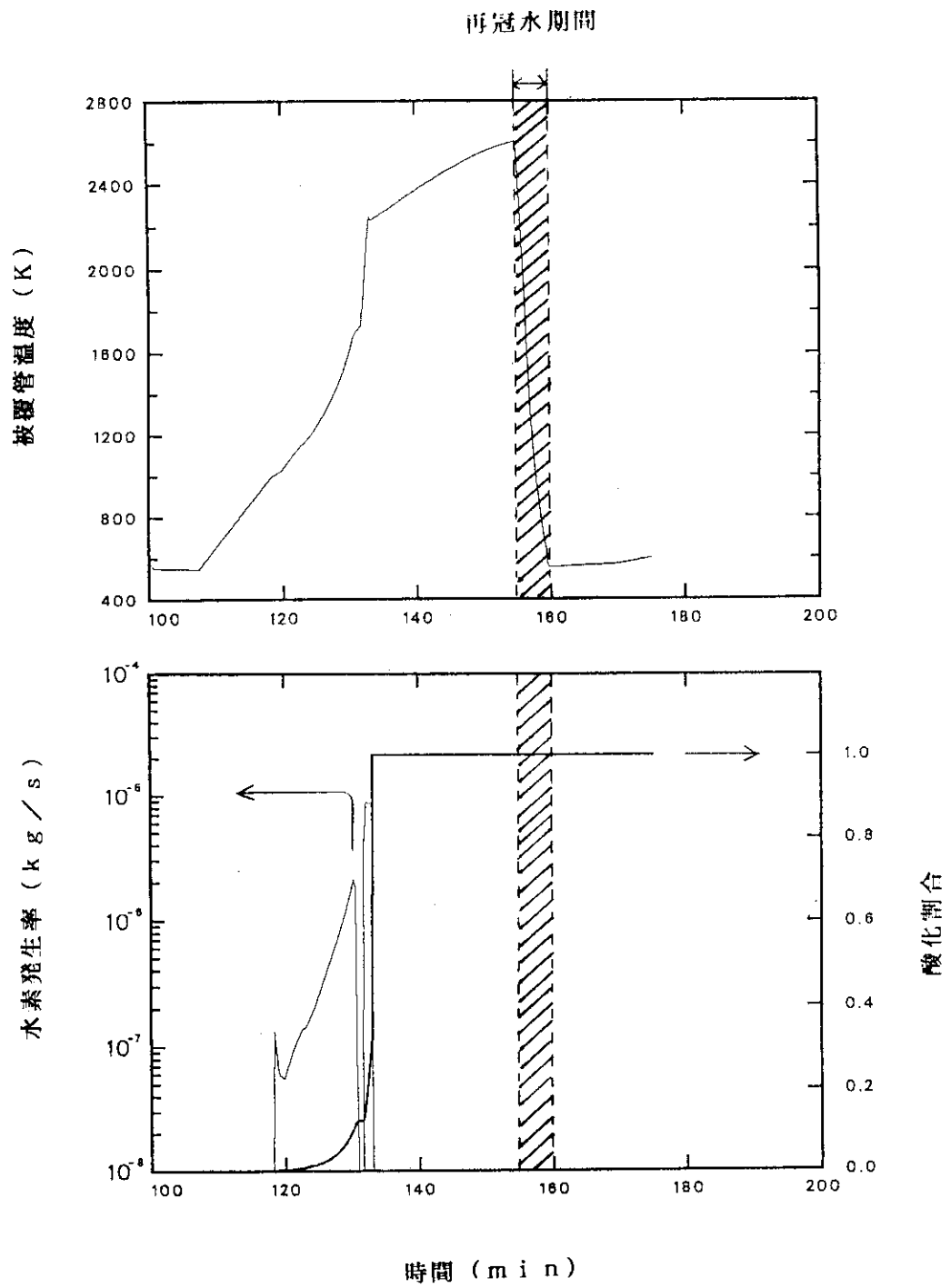


図4. 11 155分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

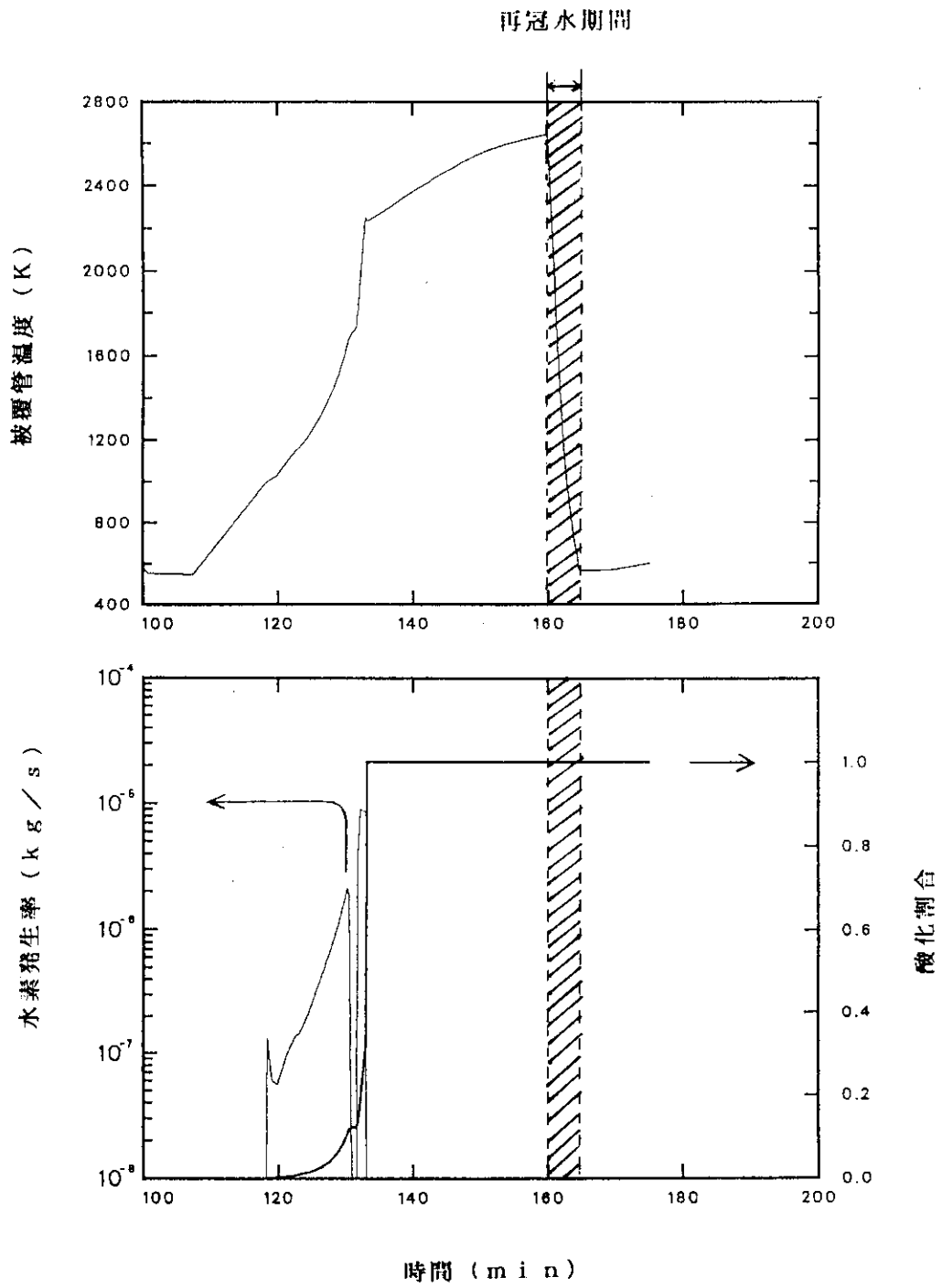


図4. 12 160分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

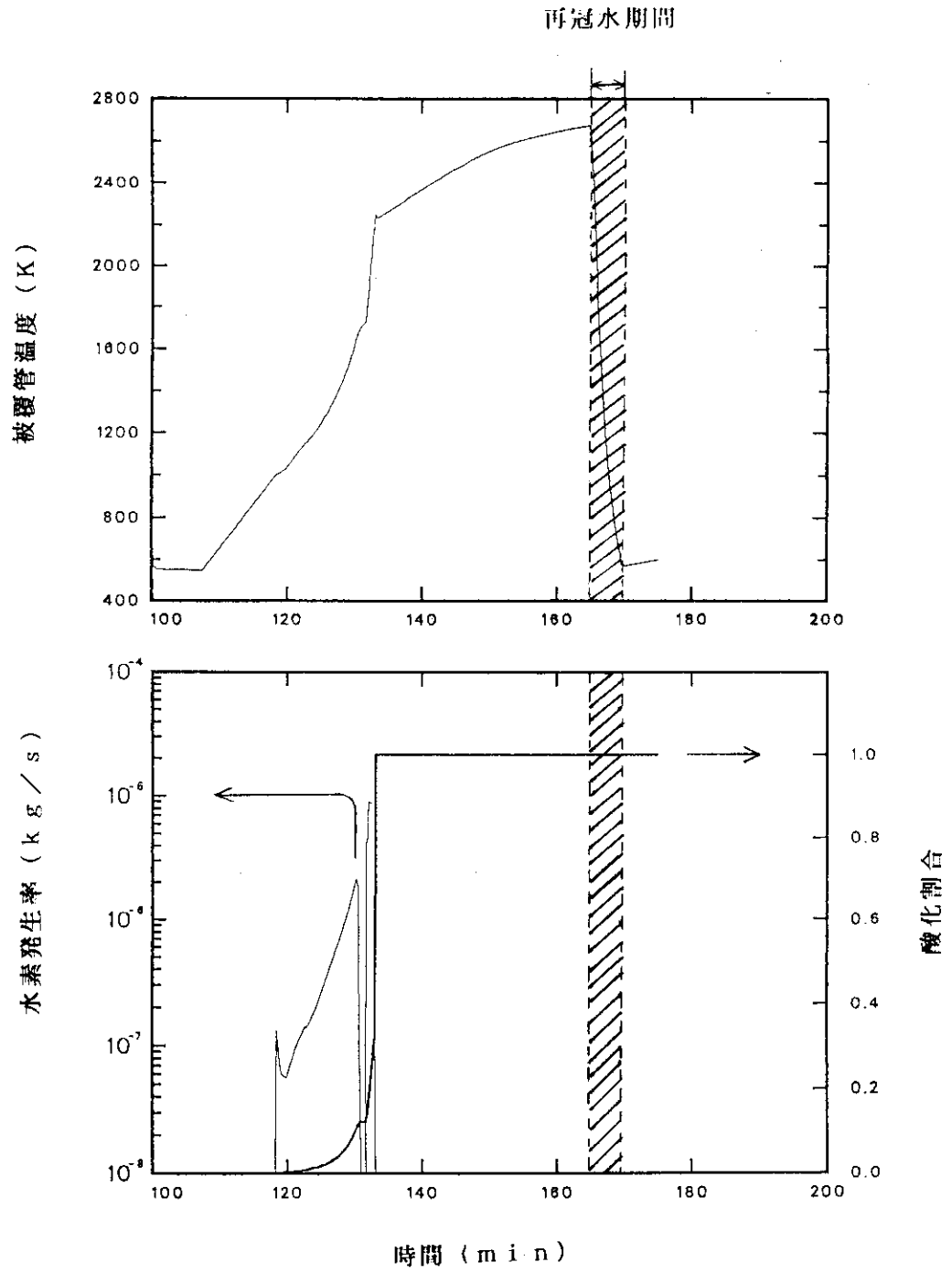


図4. 1.3 165分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合(質量流量一定ケース)

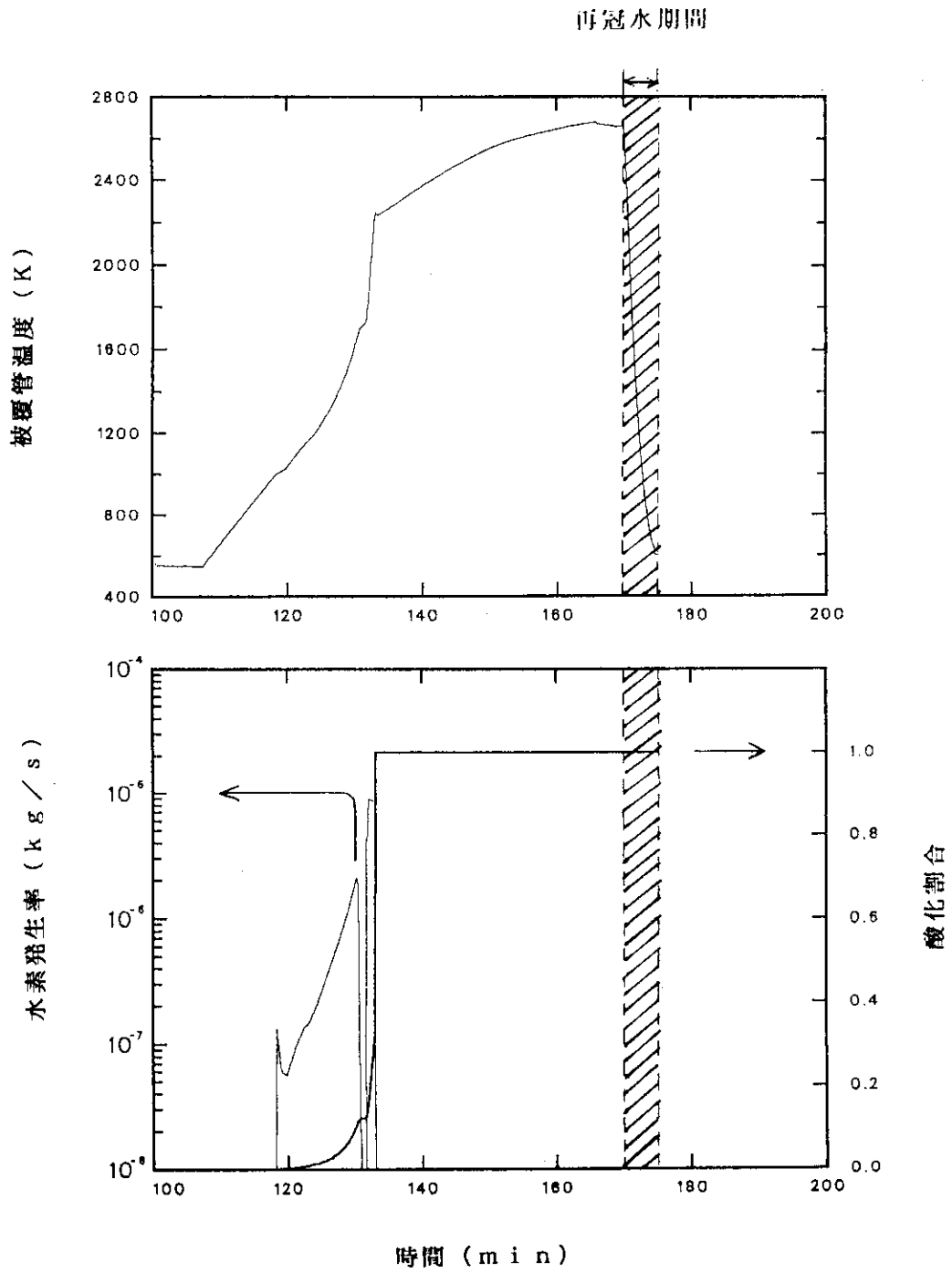


図4. 14 170分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（質量流量一定ケース）

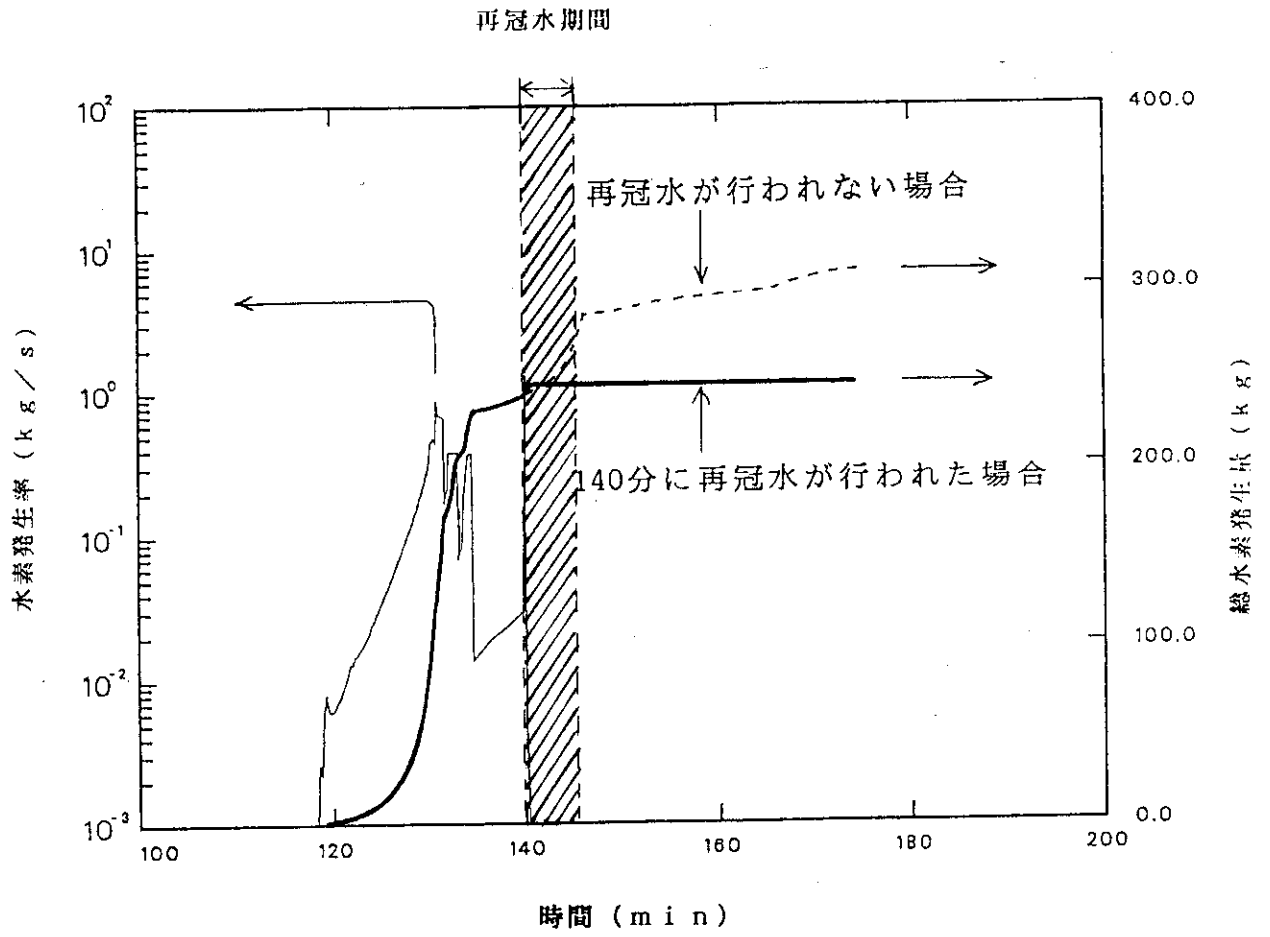


図4. 15 140分に再冠水が行われた場合の水素発生率及び総水素発生量
(質量流量一定ケース)

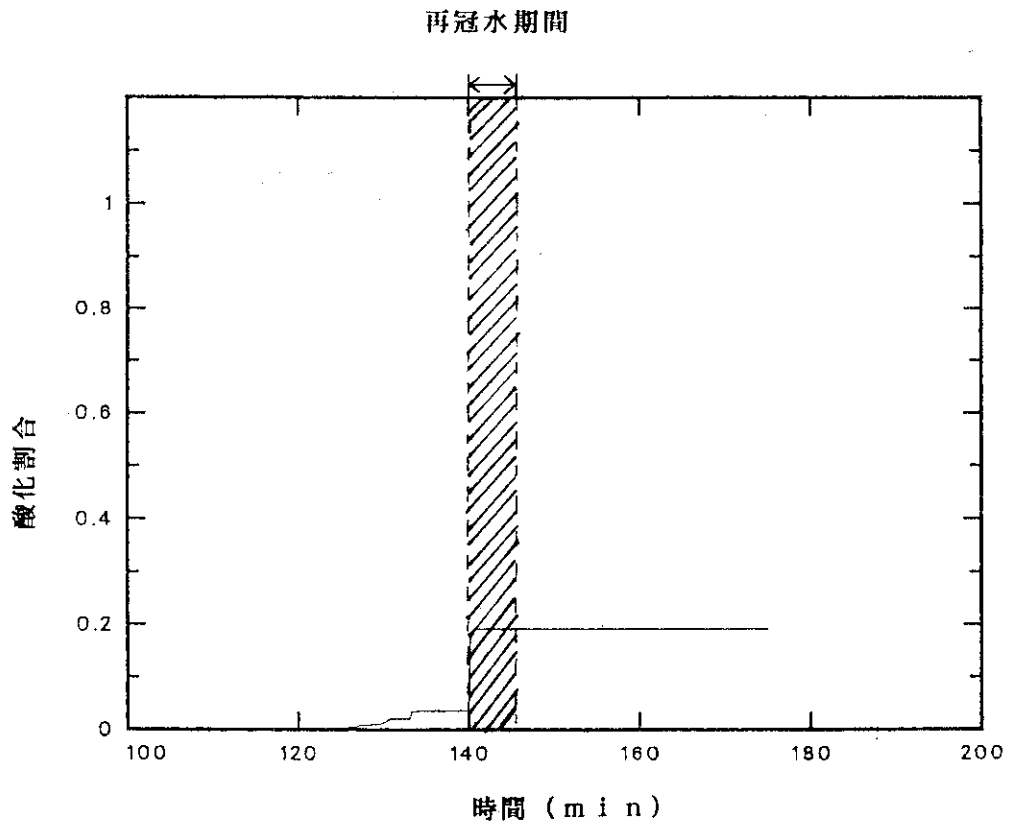


図4. 16 140分に再冠水が行われた場合の制御棒案内管上部の酸化割合の
(質量流量一定ケース)

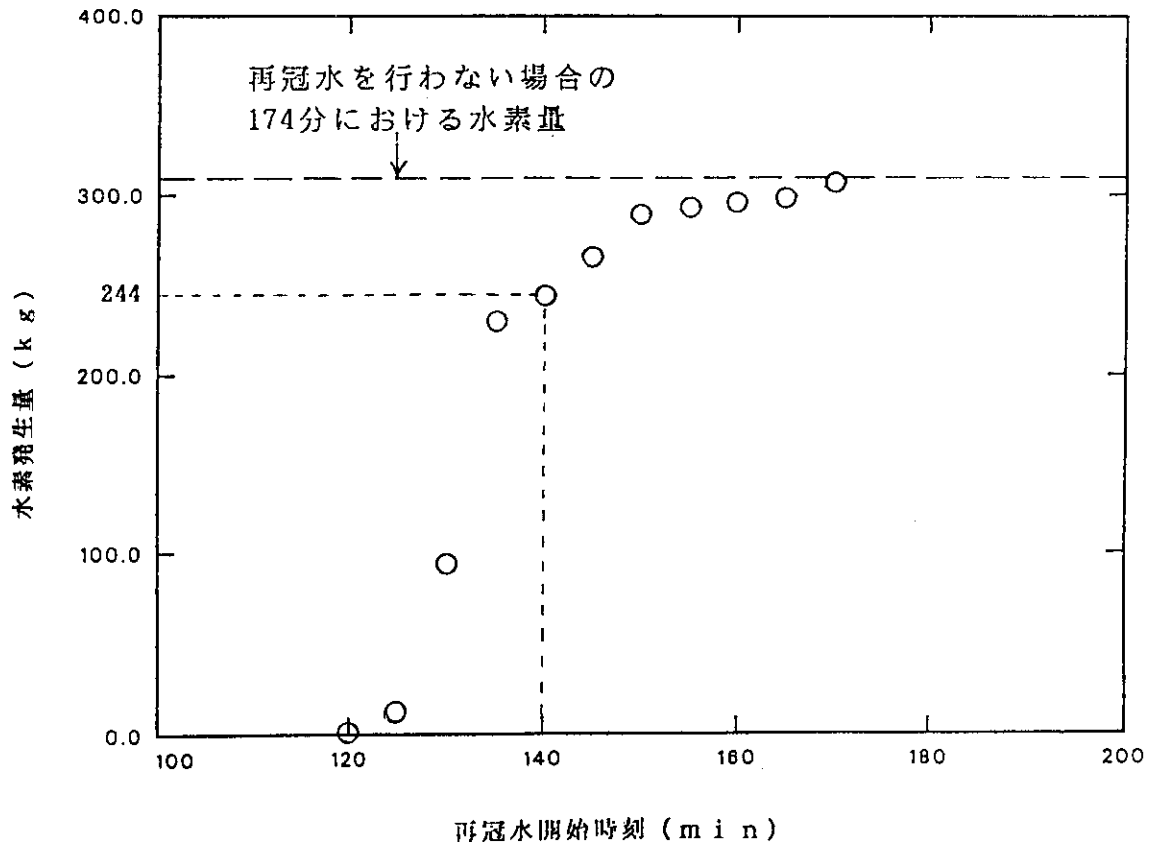


図4. 17 再冠水開始時刻を変化させた場合の総水素発生量（再冠水速度； 10 mm/sec ）（質量流量一定ケース）

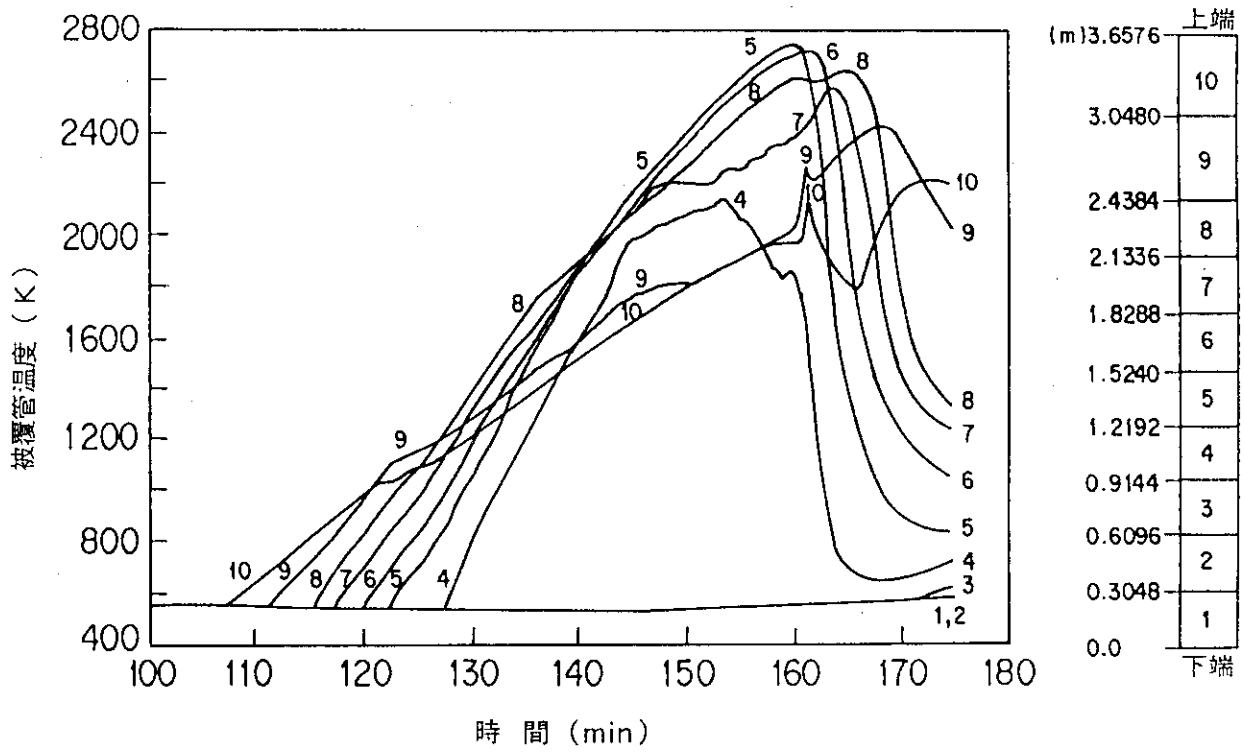


図4. 18 TMI-2事故時の被覆管温度 (水蒸気枯渇ケース、再冠水無し)

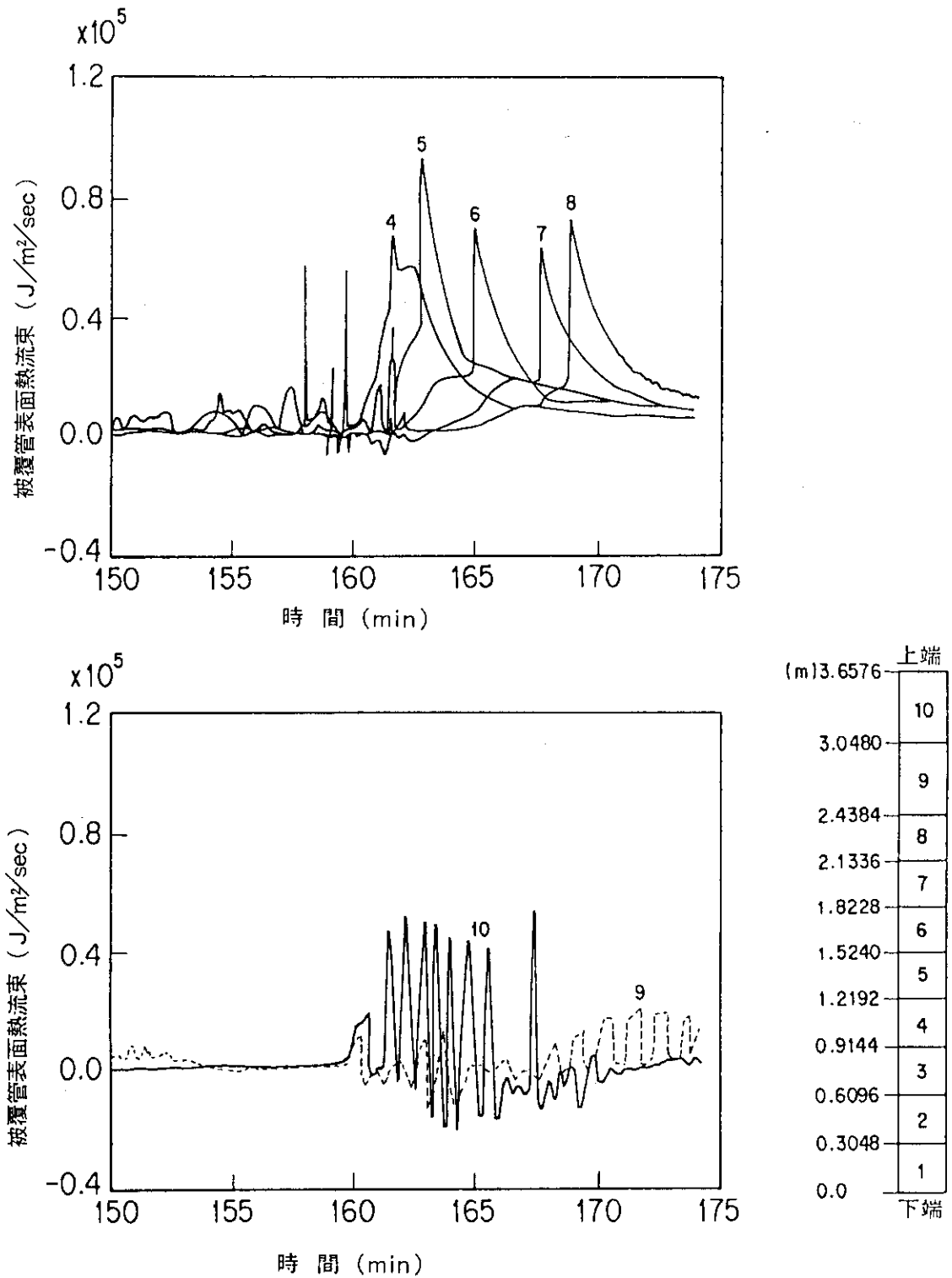


図4. 19 TMI-2事故時の被覆管から冷却材への伝熱量（水蒸気枯渇ケース、再冠水無し）

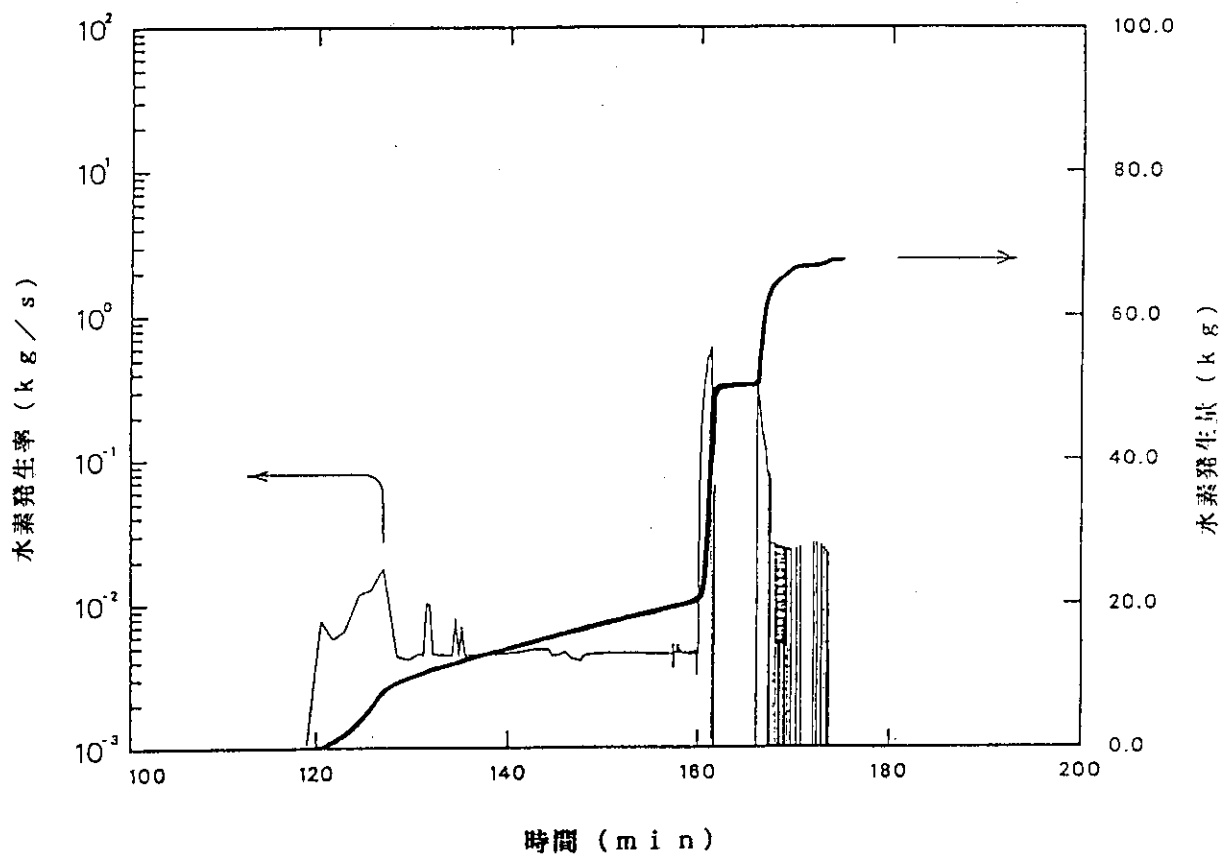


図4. 20 TMI-2事故時の水素発生率及び水素発生量
(水蒸気枯渇ケース、再冠水無し)

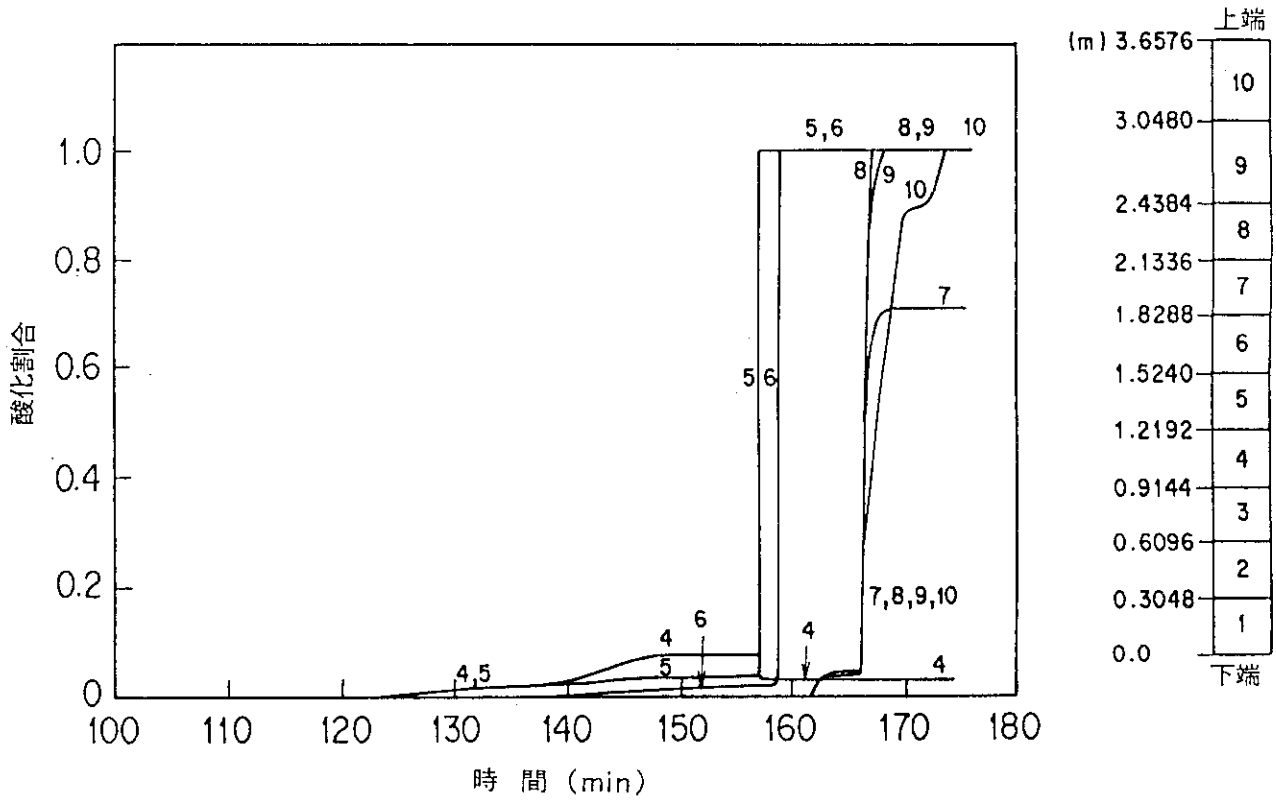


図4. 21 TMI-2事故時の制御棒案内管の酸化割合（水蒸気枯渇ケース、再冠水無し）

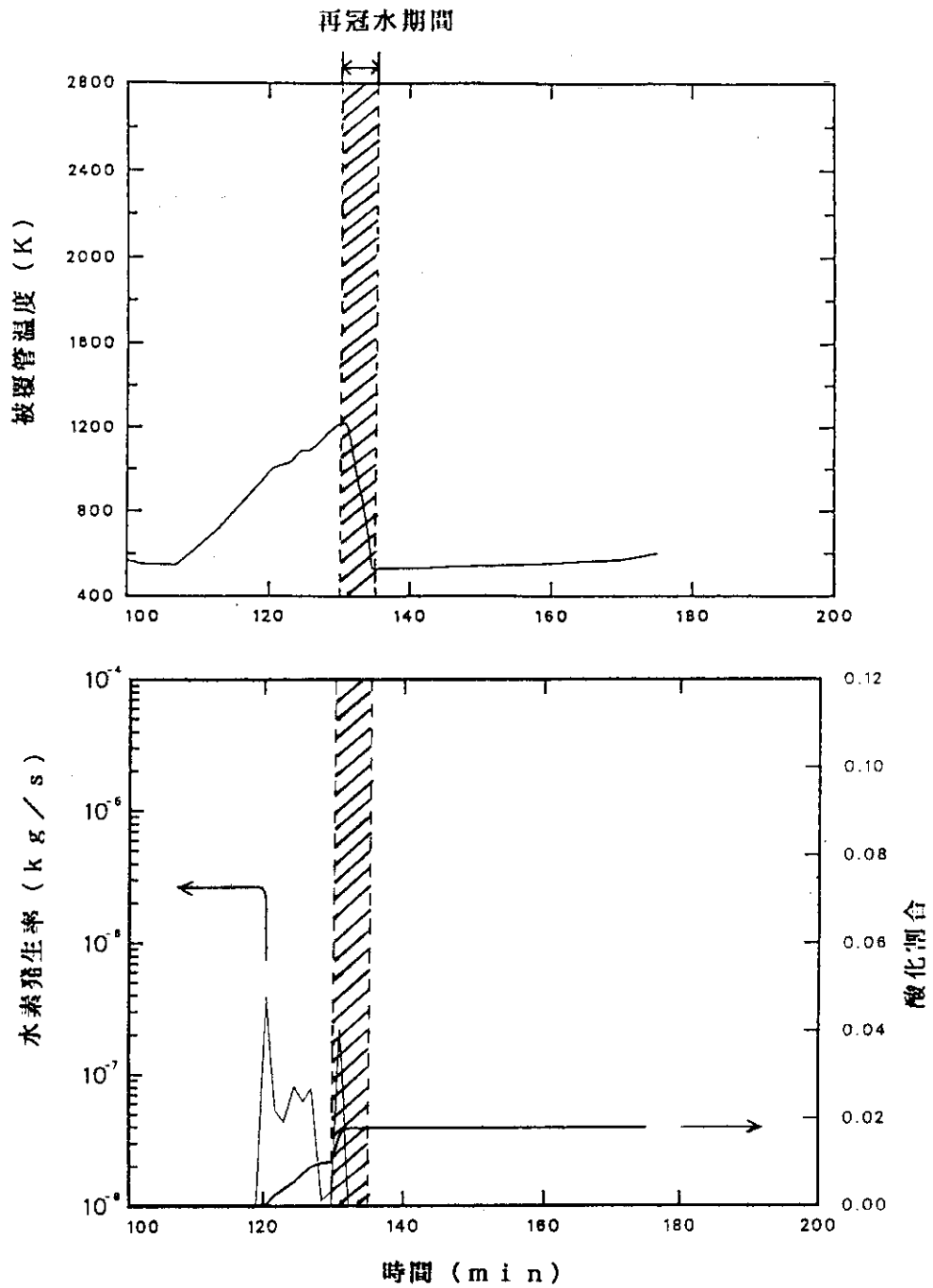


図4. 2.2 130分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合 (再冠水速度: 10 mm/sec, 水蒸気枯渇ケース)

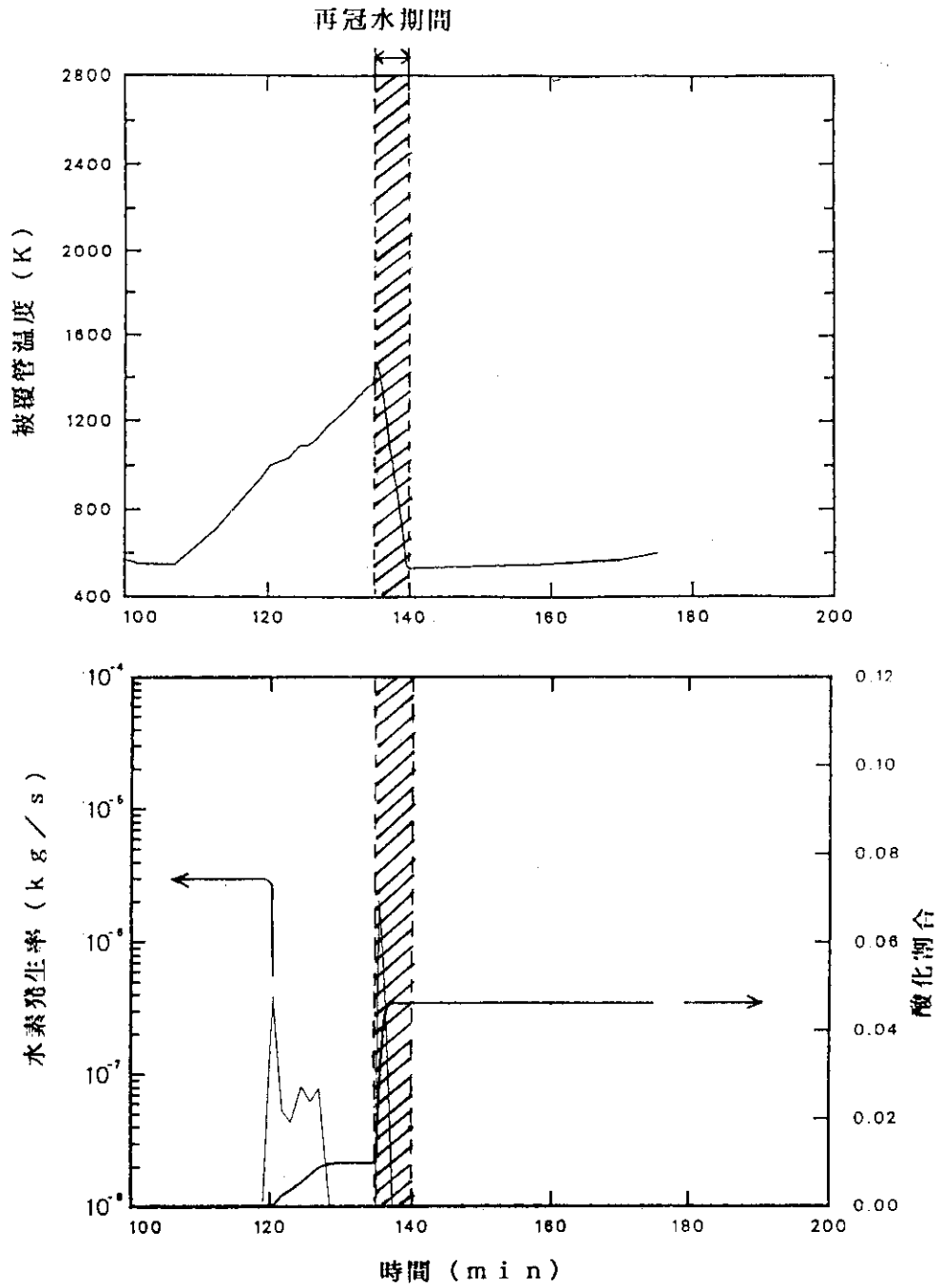


図4. 23 135分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；10 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

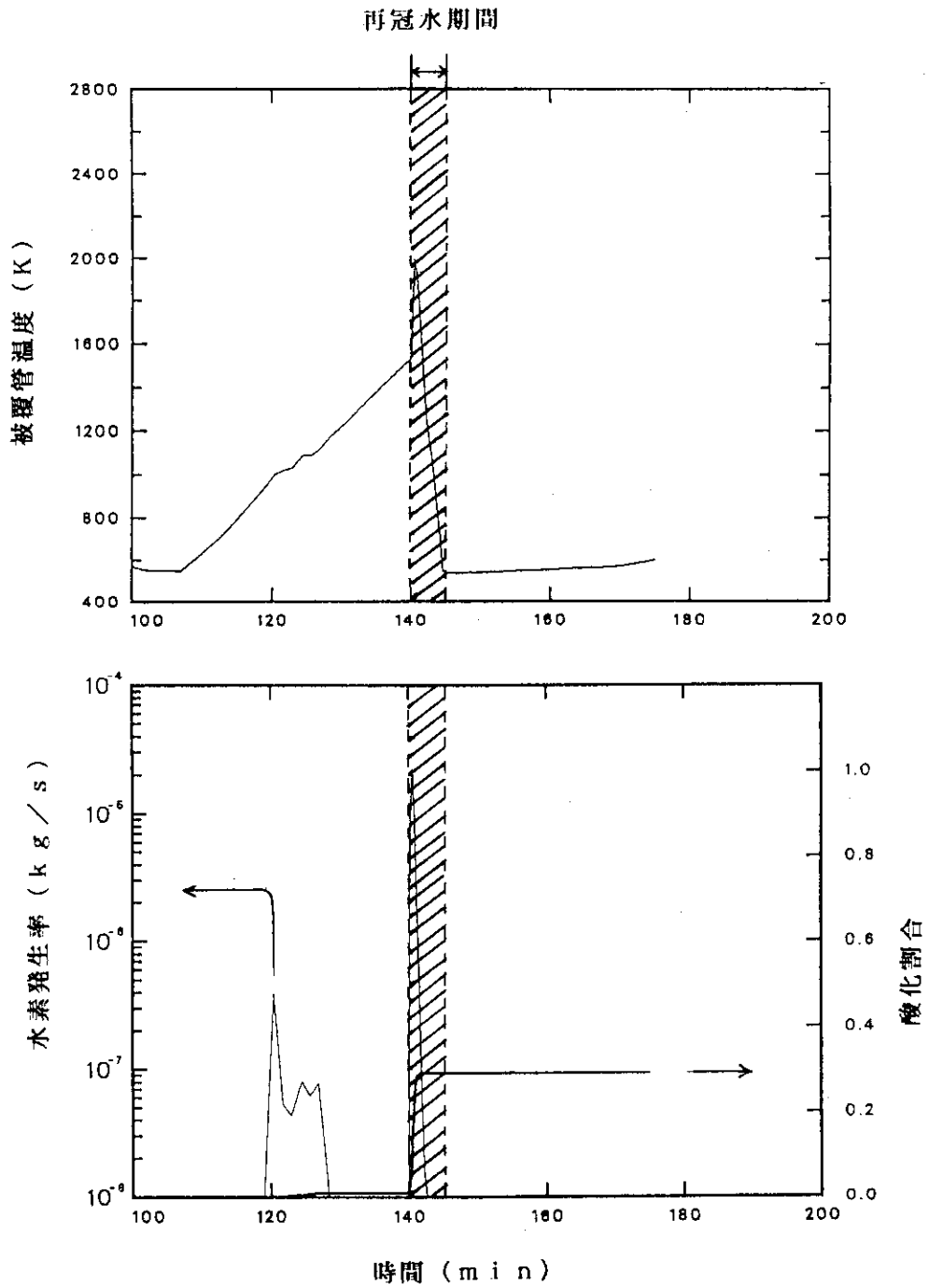


図4. 24 140分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；10 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

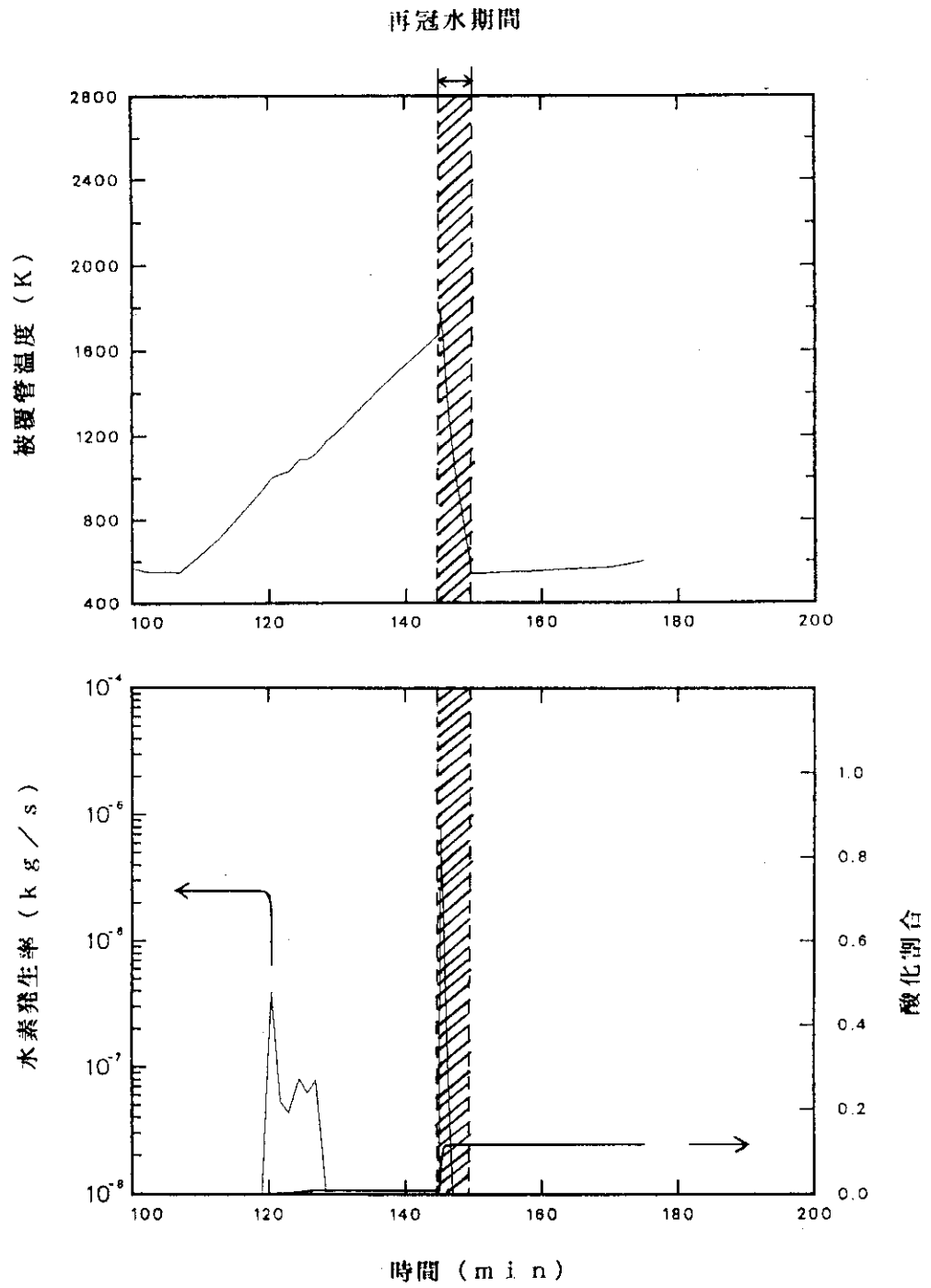


図4. 25 145分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；10 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

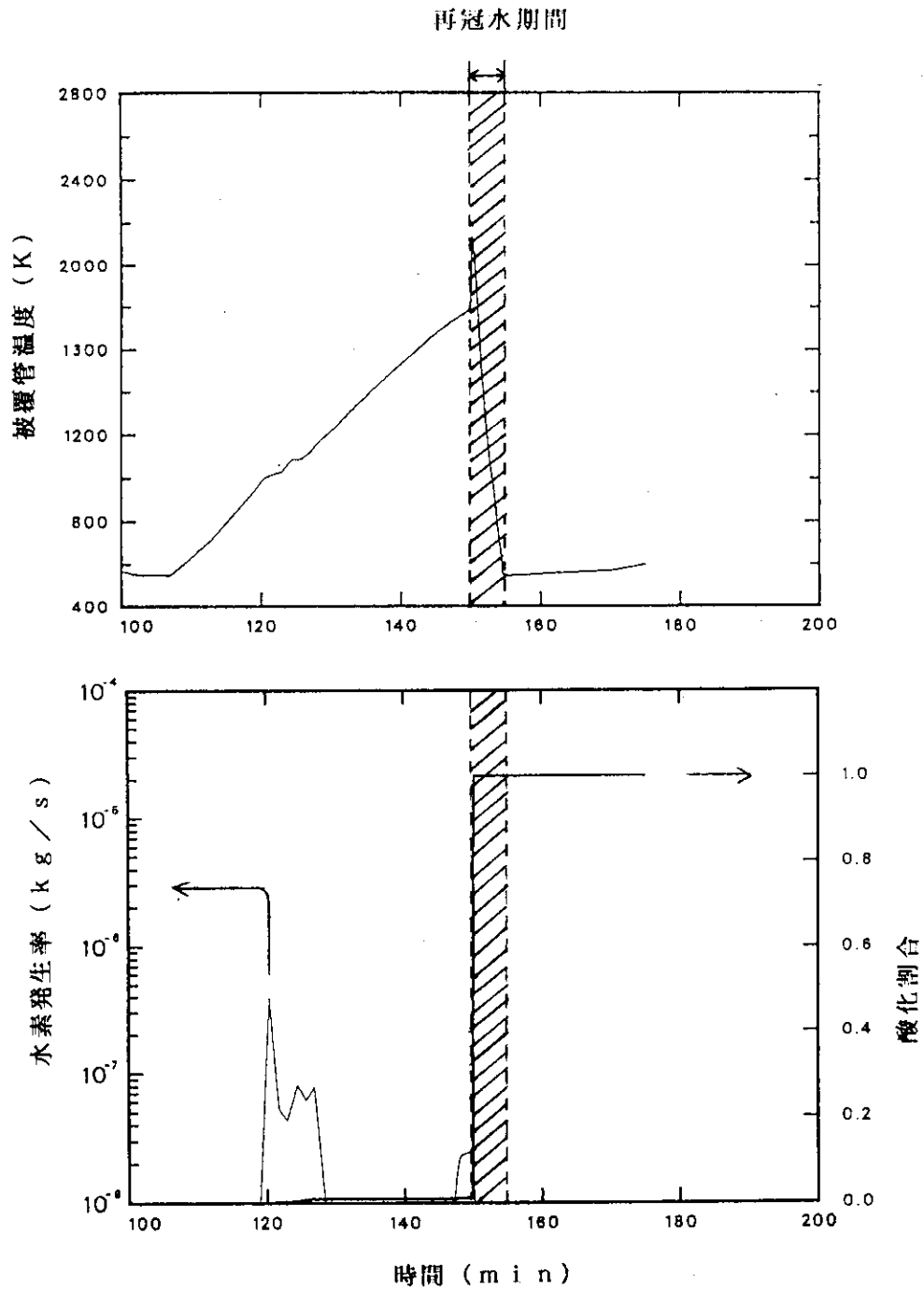


図4. 26 150分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；10mm/sec, 水蒸気枯渴ケース）

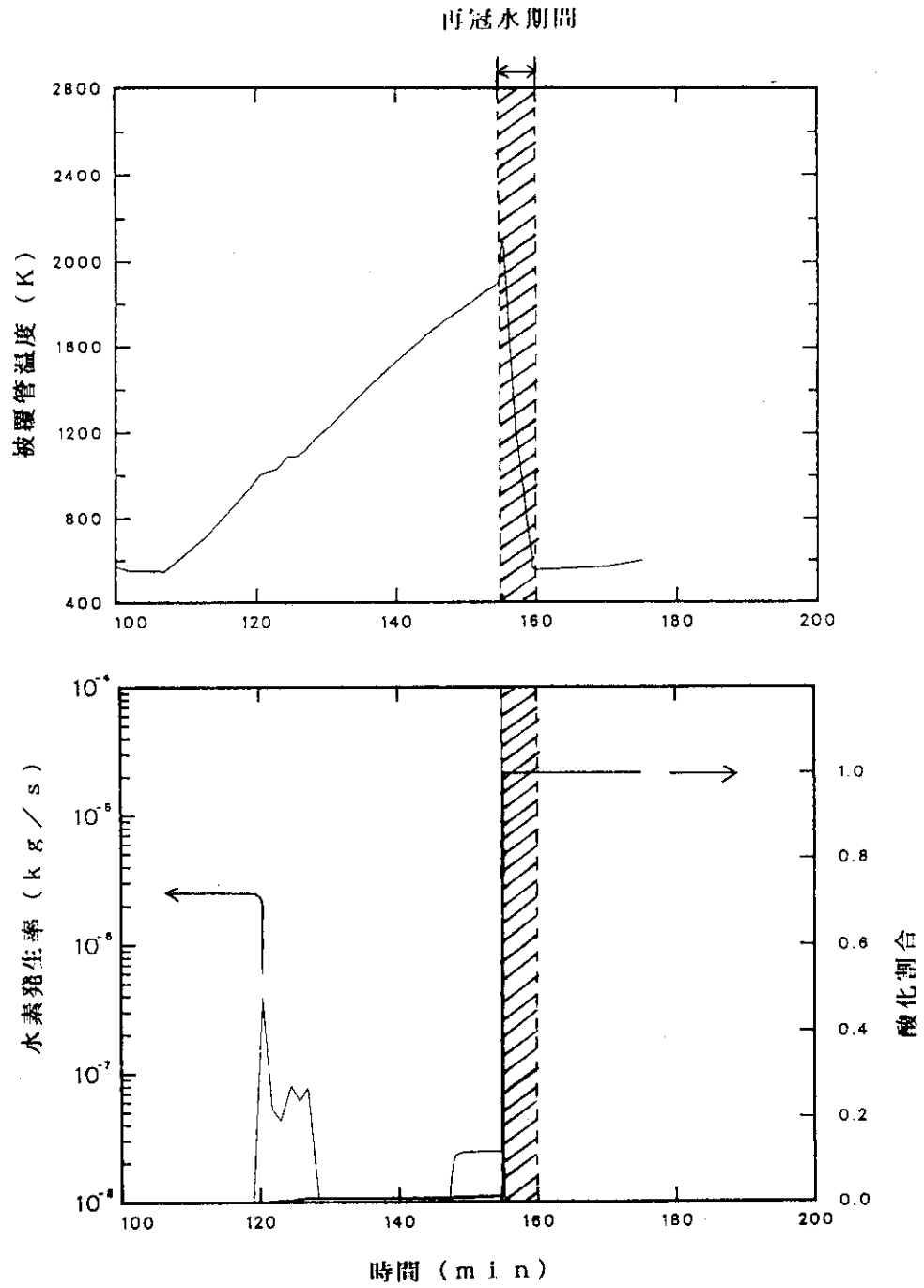


図4. 2.7 155分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；10 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

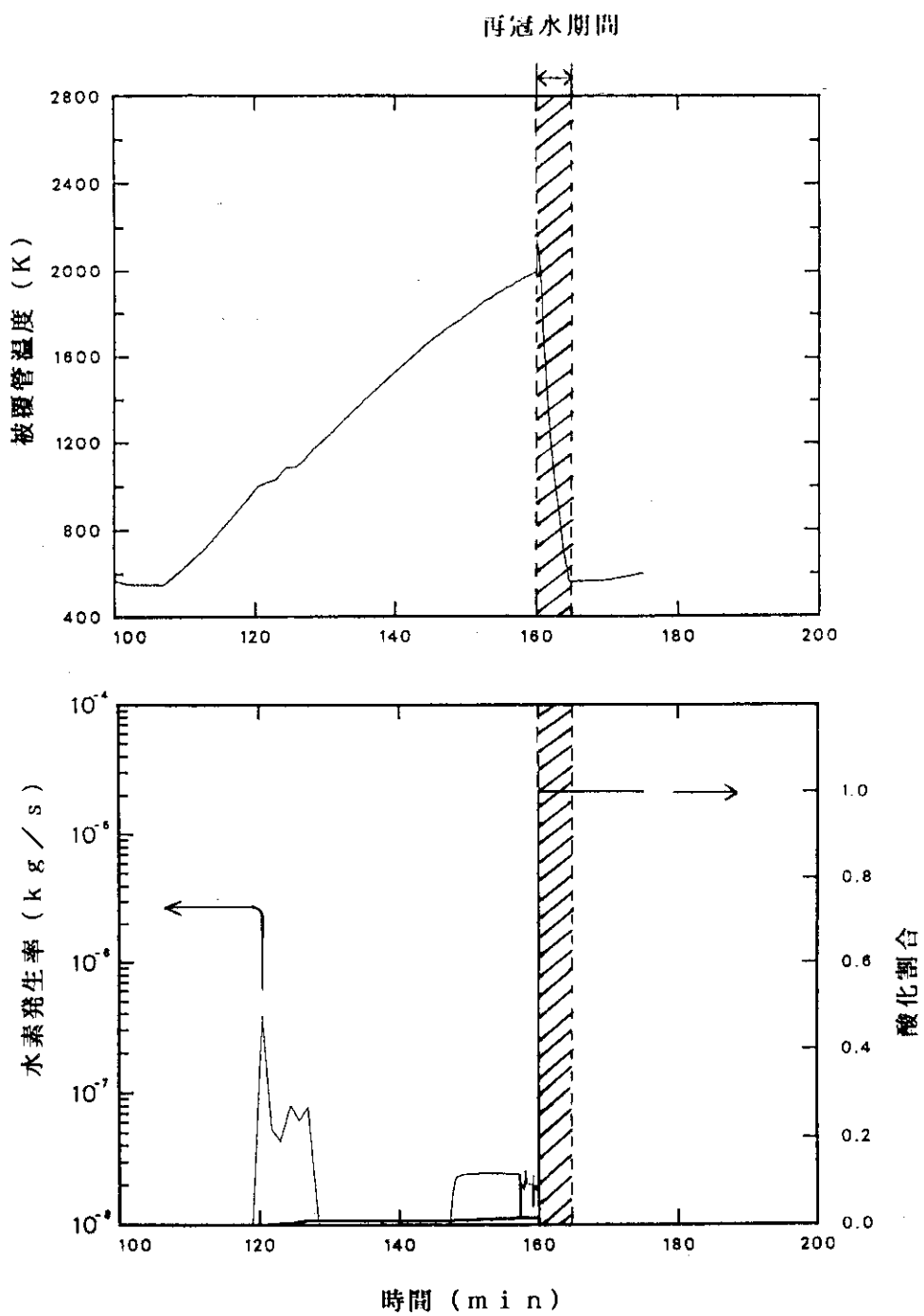


図4. 28 160分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；10 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

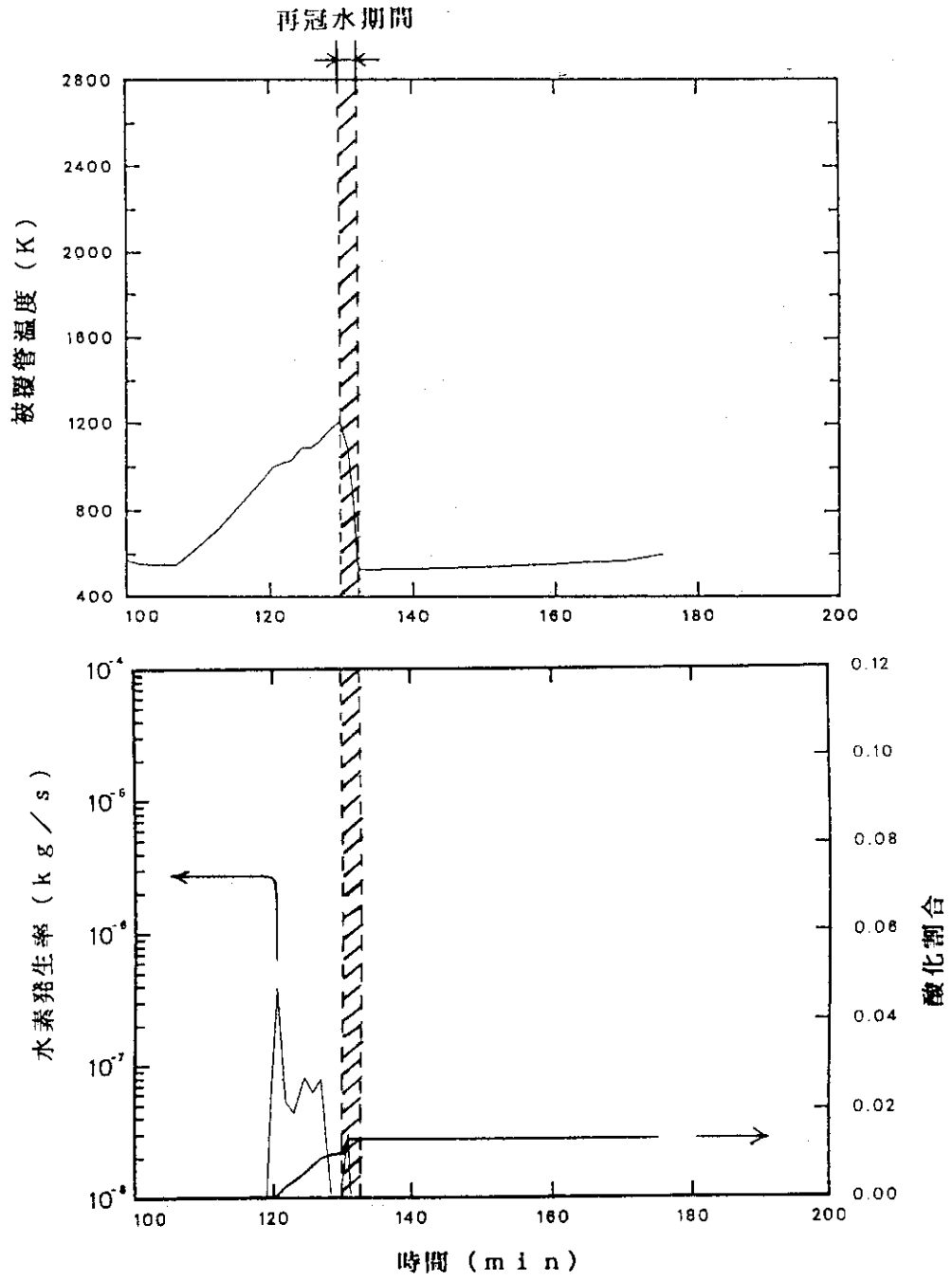


図4. 29 130分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；20 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

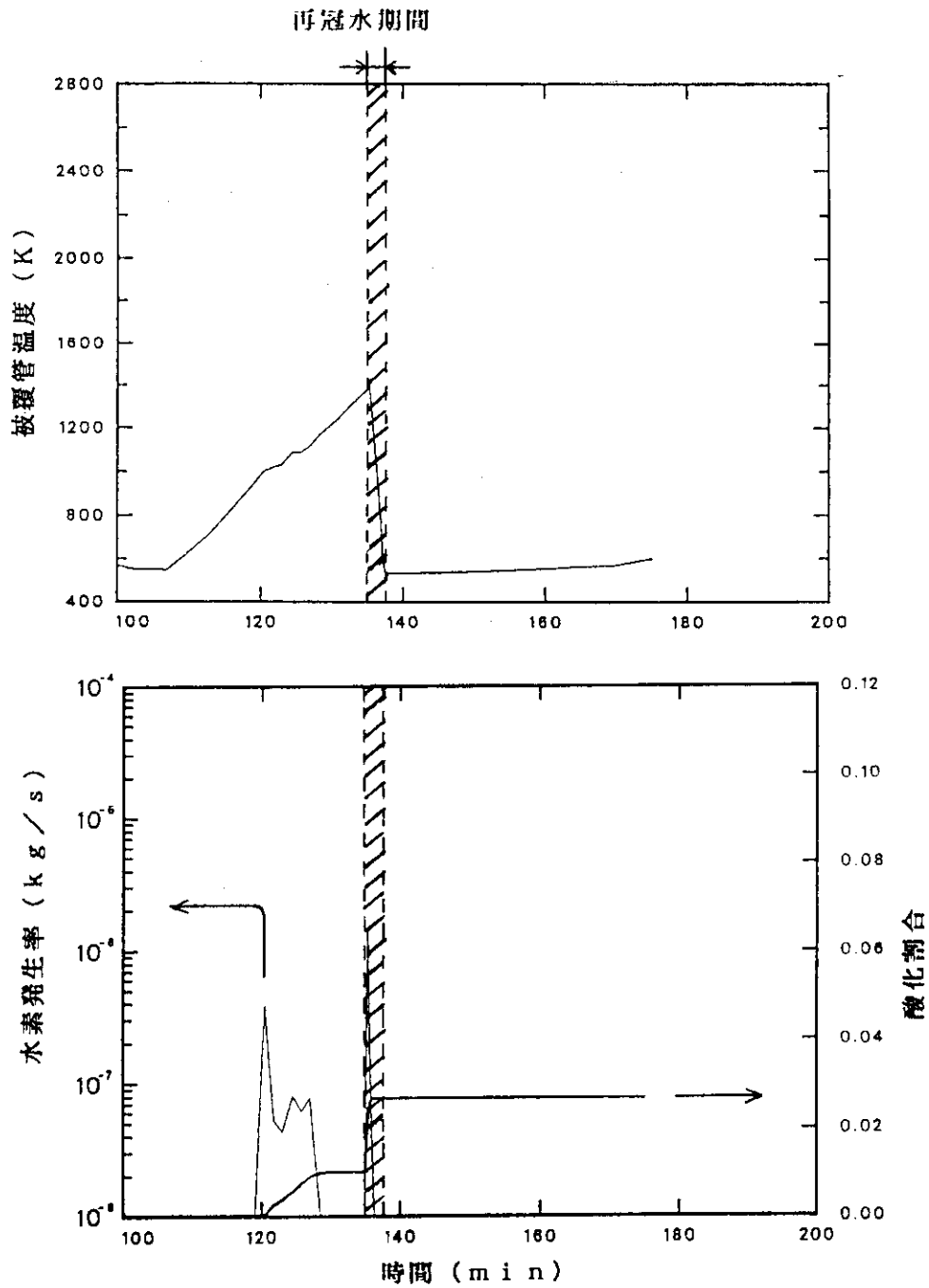


図4. 30 135分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；20 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

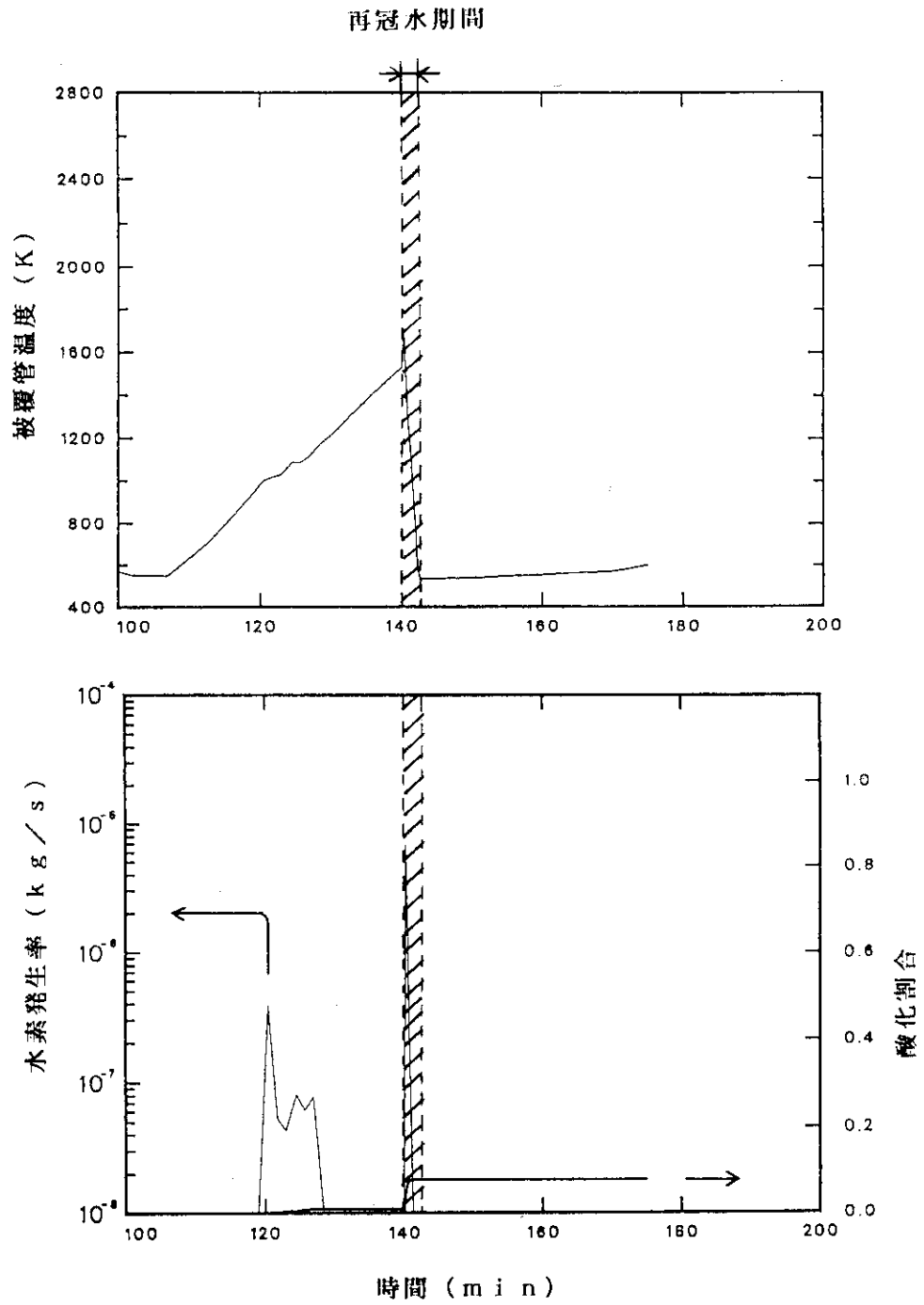


図4. 31 140分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度：20 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

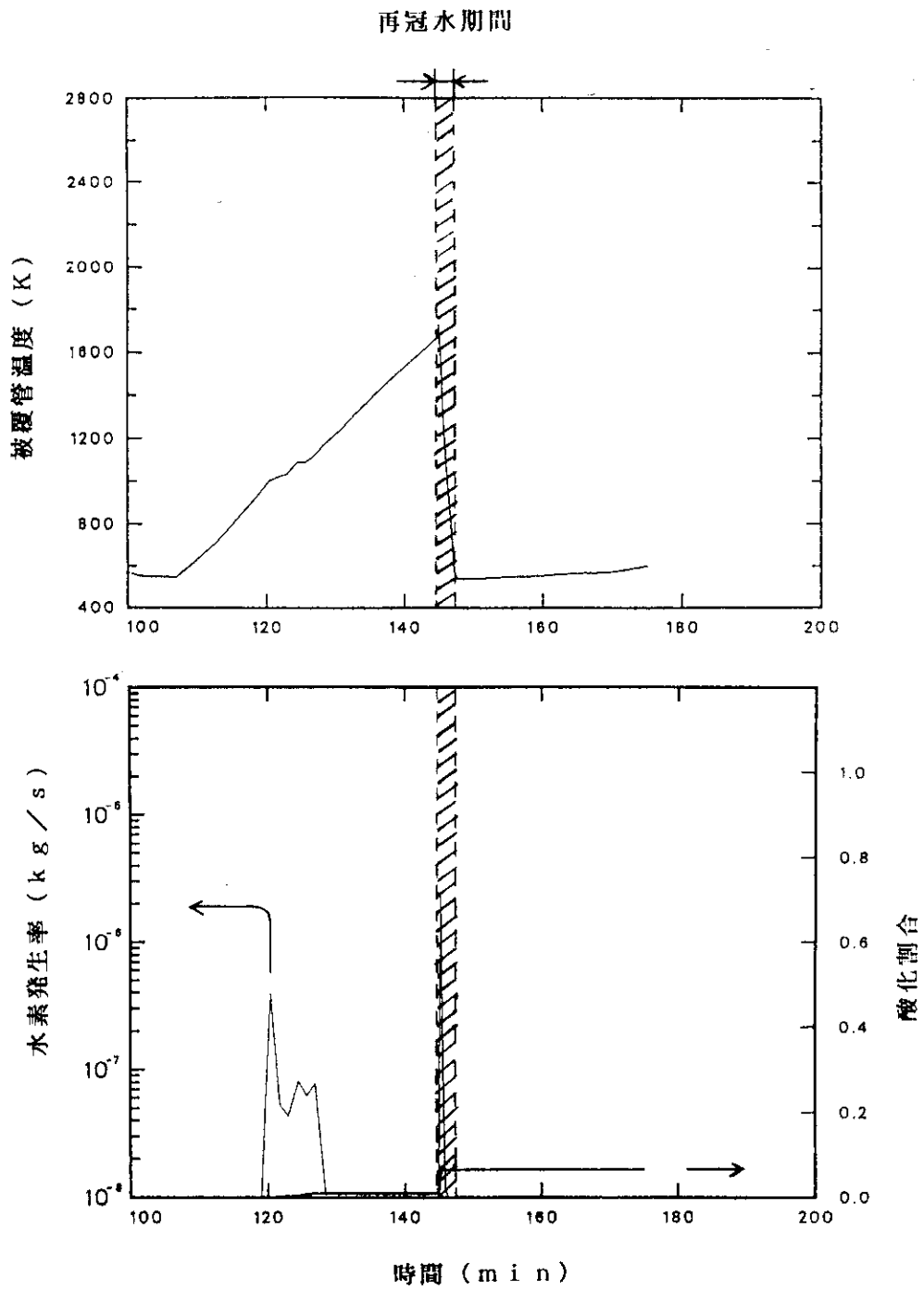


図4. 3.2 145分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；20mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

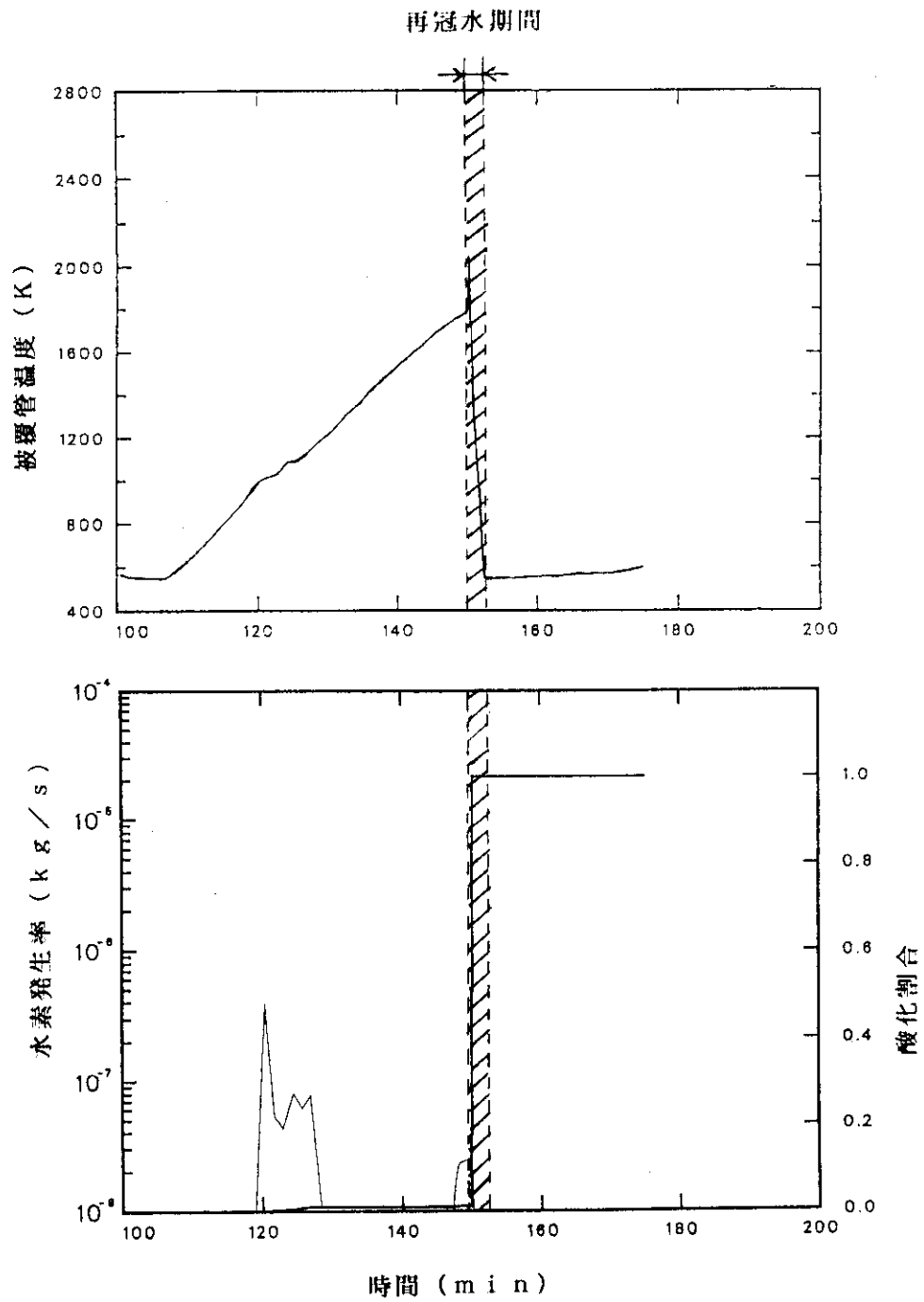


図4. 33 150分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合 (再冠水速度; 20 mm/sec, 水蒸気枯渇ケース)

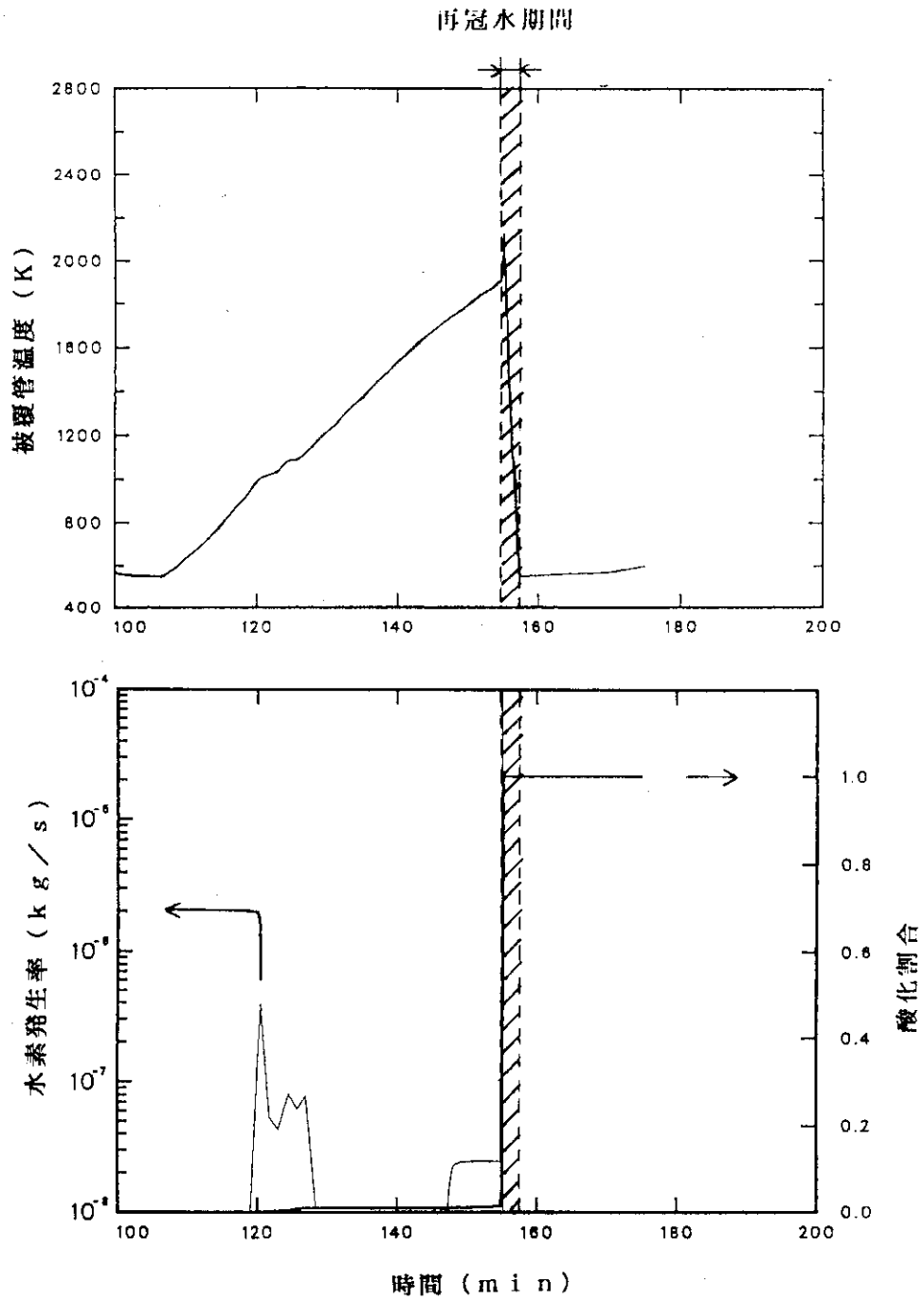


図4. 34 155分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；20 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

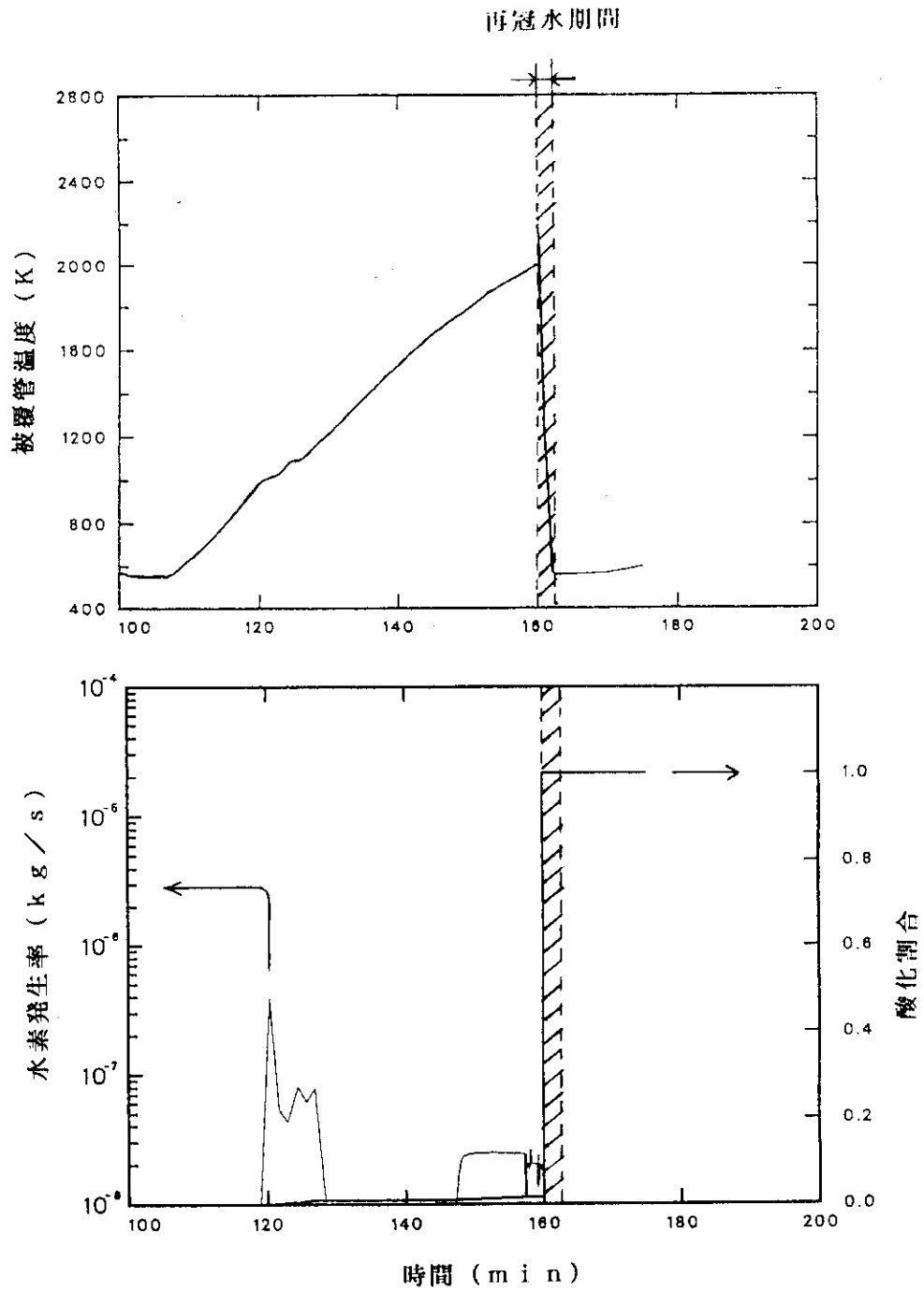


図4. 35 160分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合 (再冠水速度; 20 mm/sec, 水蒸気枯渇ケース)

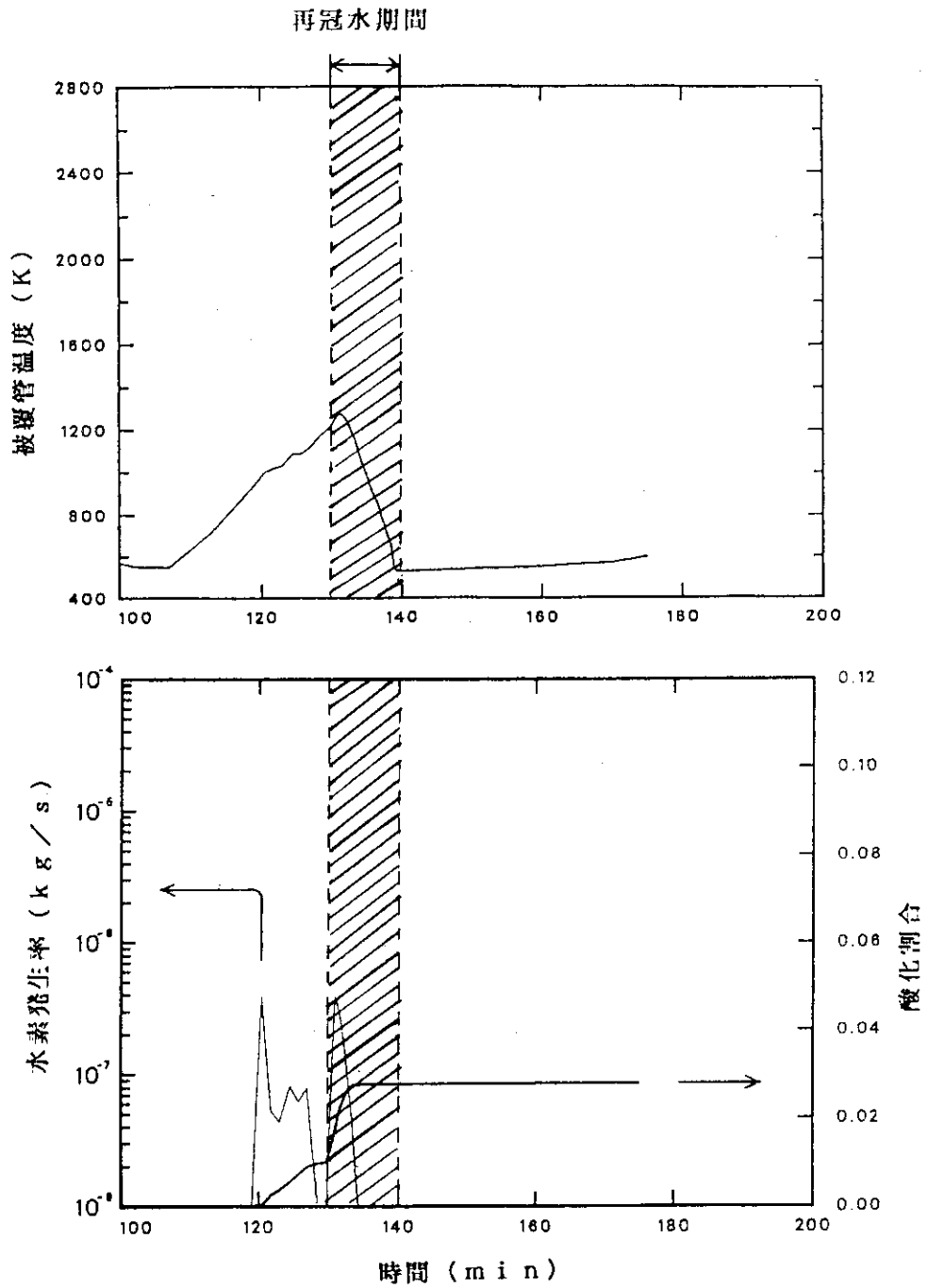


図4. 36 130分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；5 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

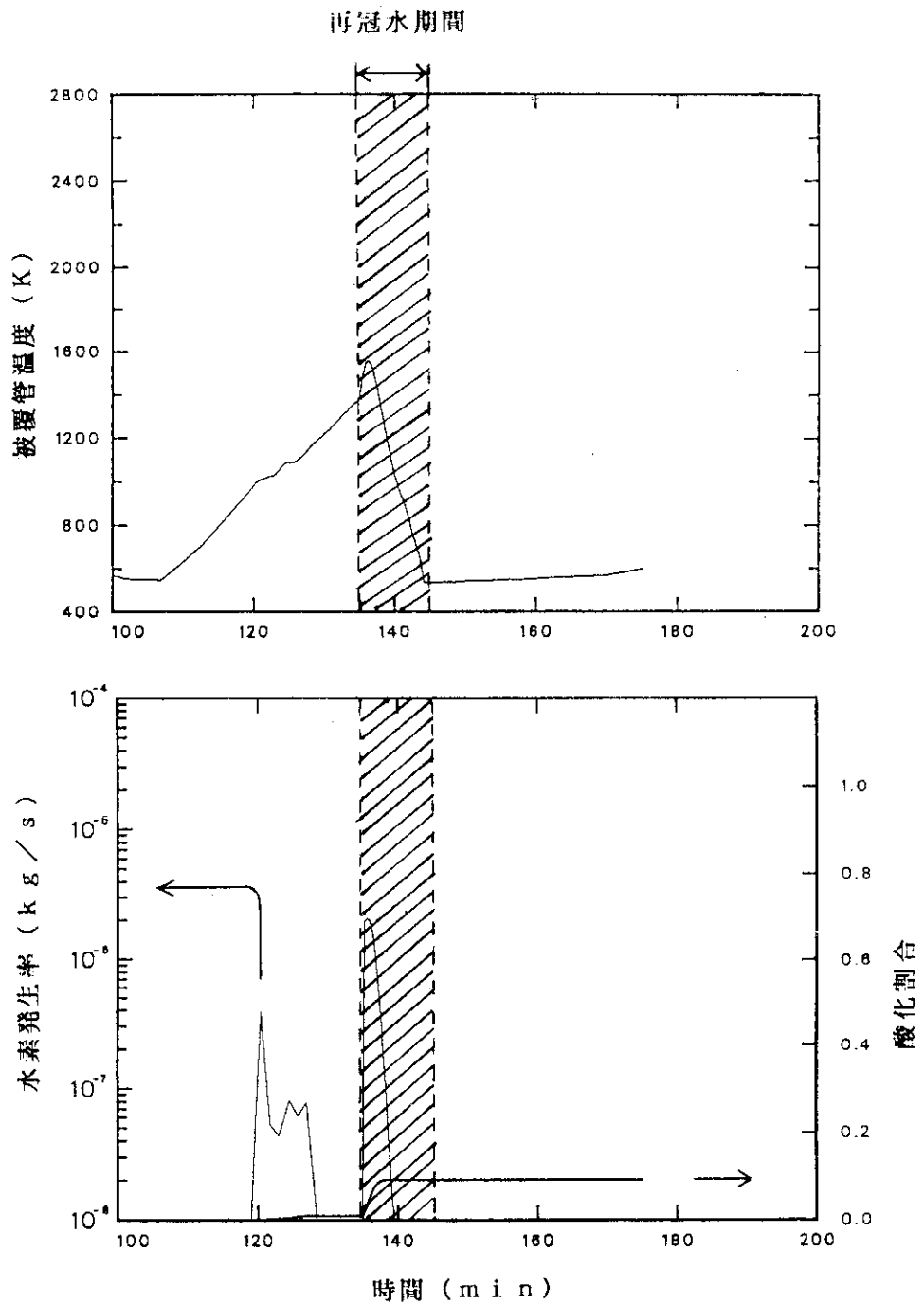


図4. 37 - 135分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度：5 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

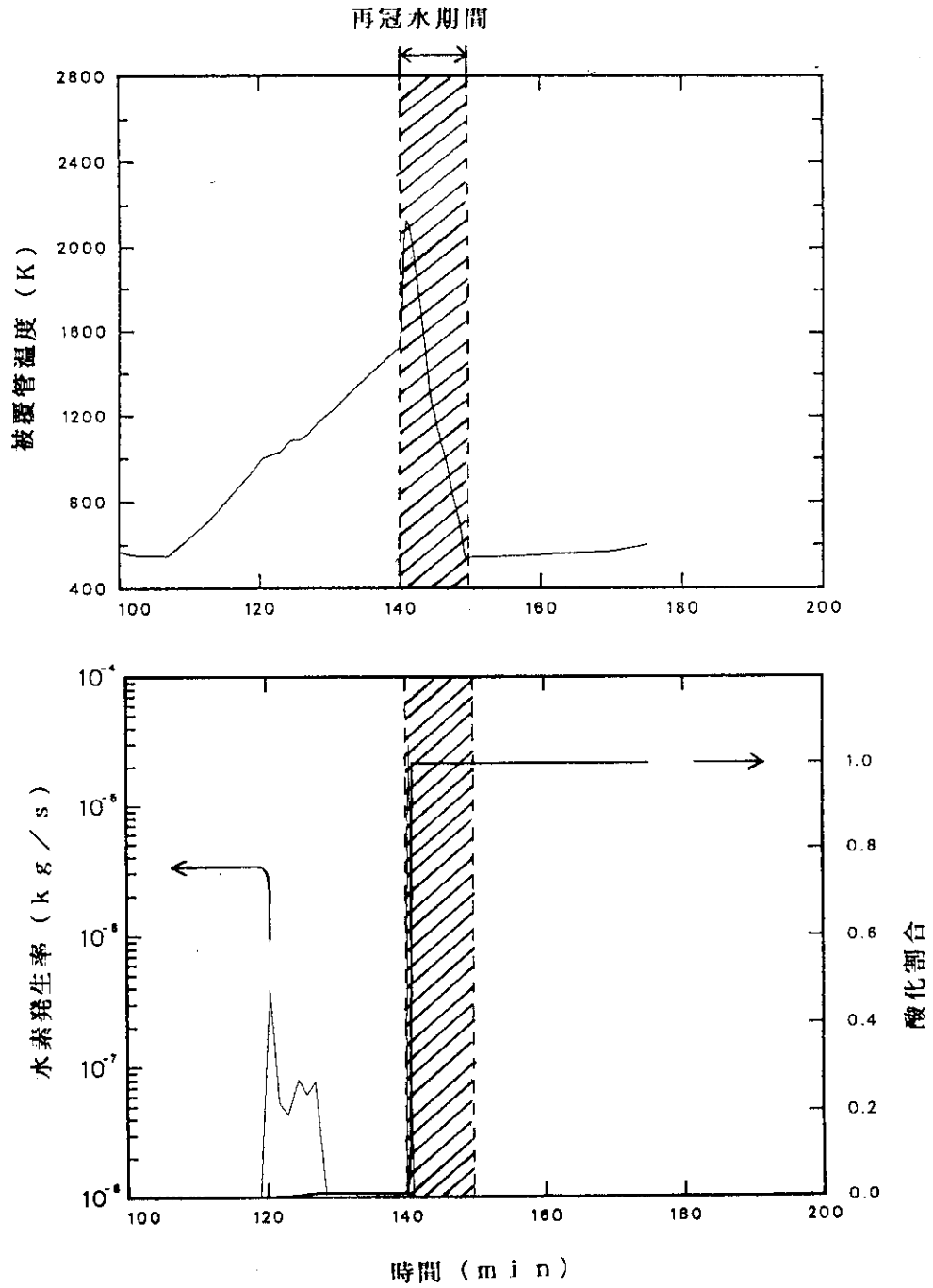


図4. 38 140分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度：5 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

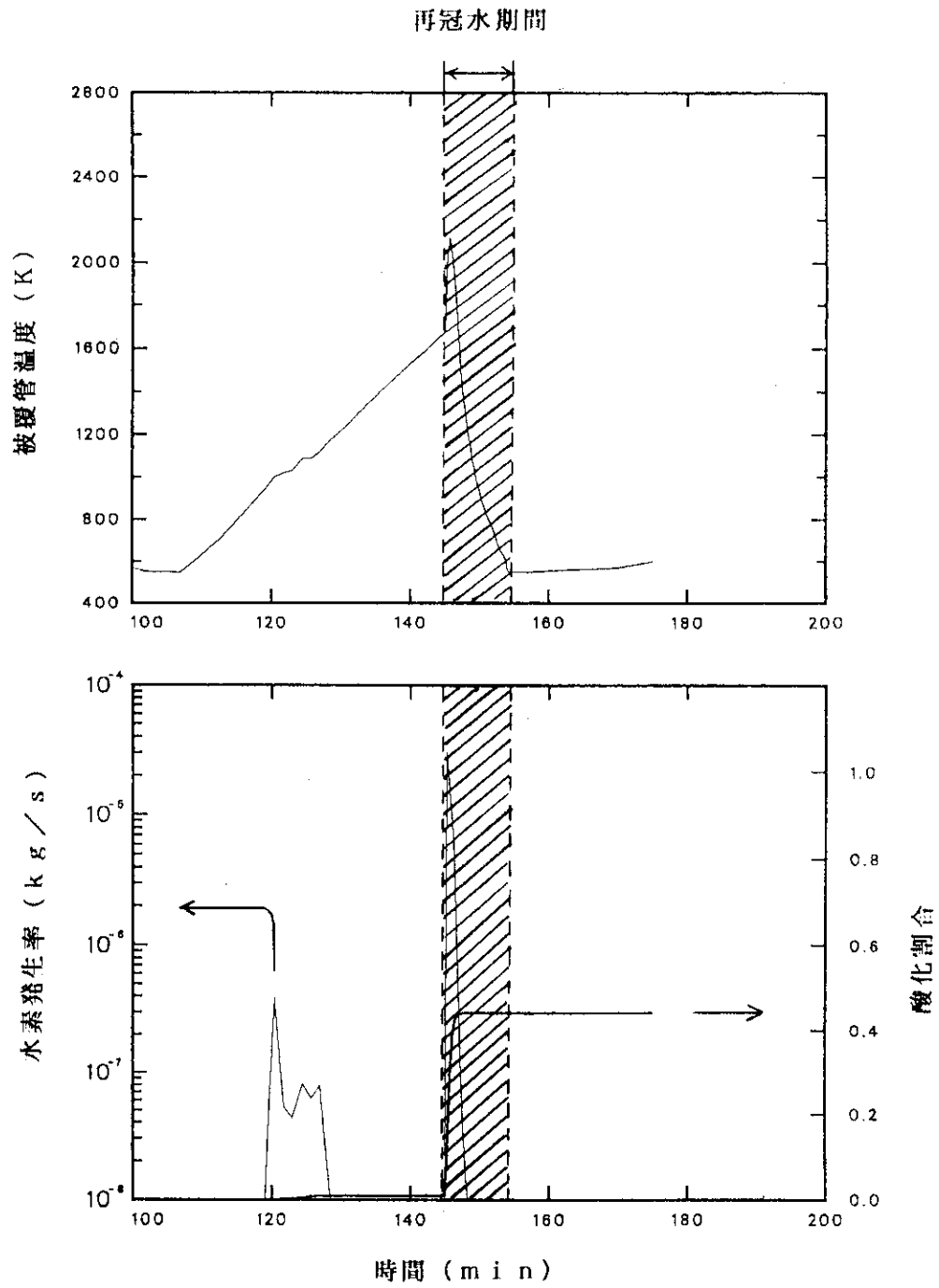


図4. 39 145分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；5mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

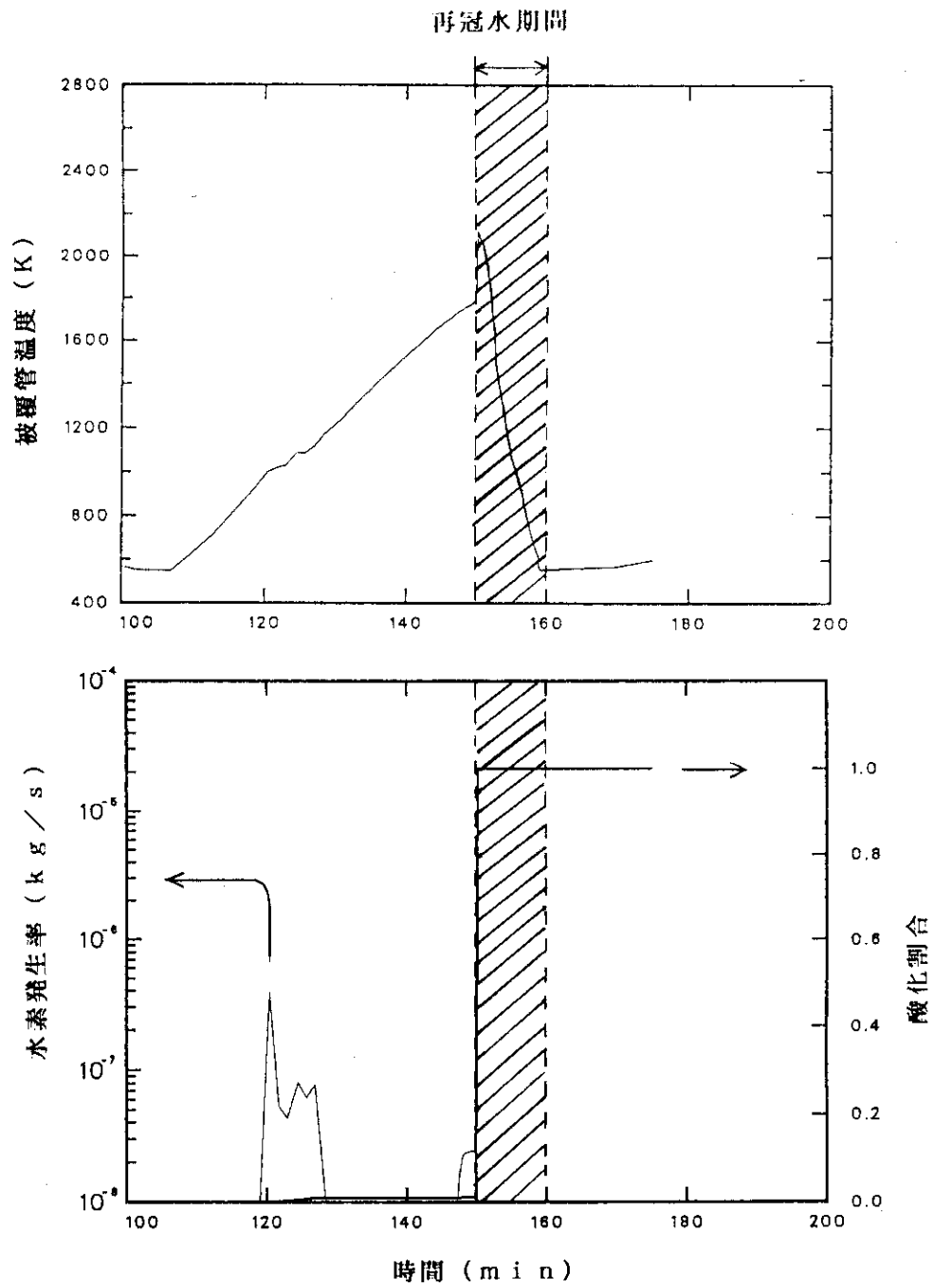


図4. 40 150分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；5 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

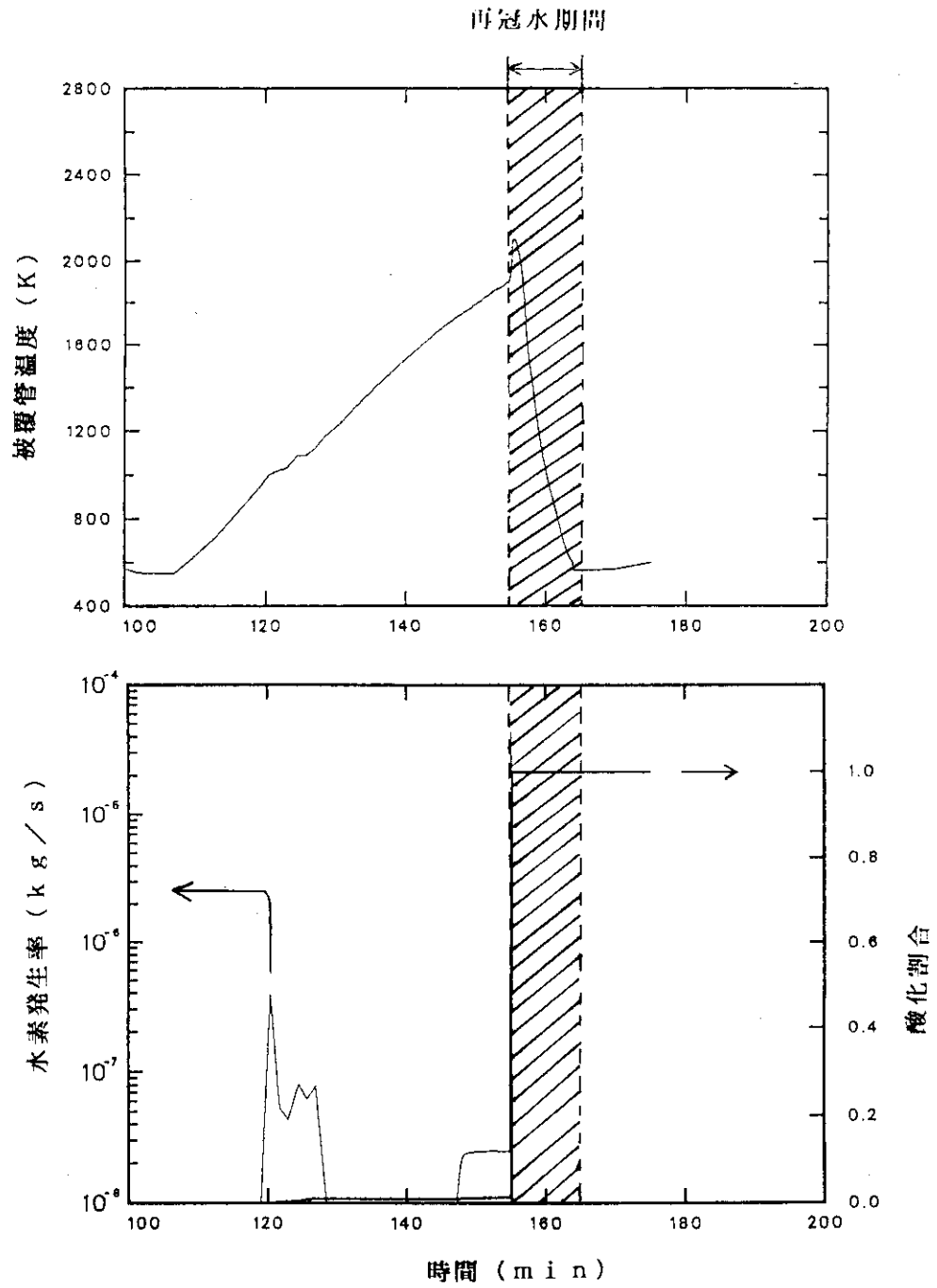


図4. 41 155分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合（再冠水速度；5 mm/sec，水蒸気枯渇ケース）

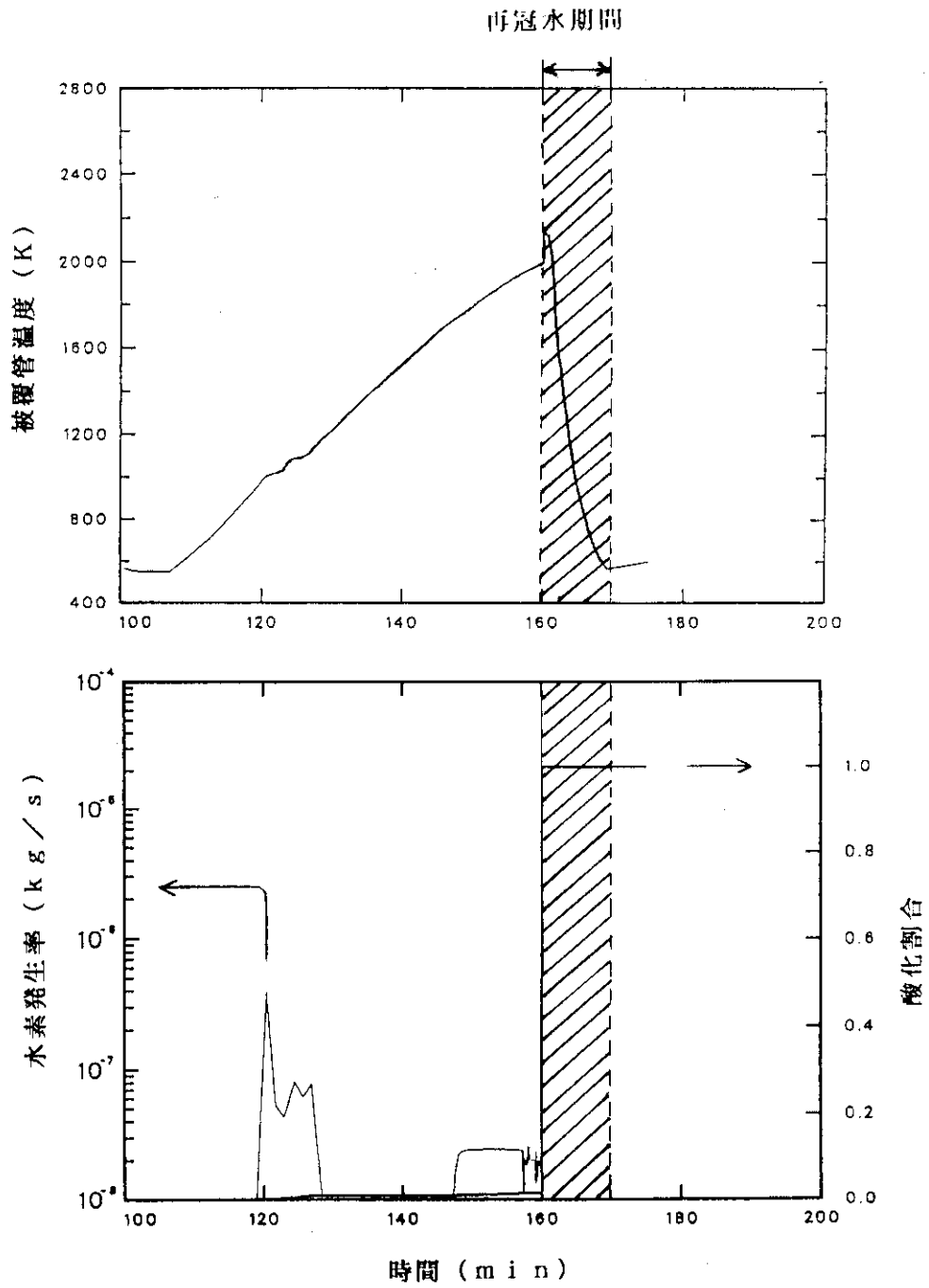


図4. 42 160分に再冠水が行われた場合の上部被覆管の温度、水素発生率及び酸化割合 (再冠水速度; 5 mm/sec, 水蒸気枯渇ケース)

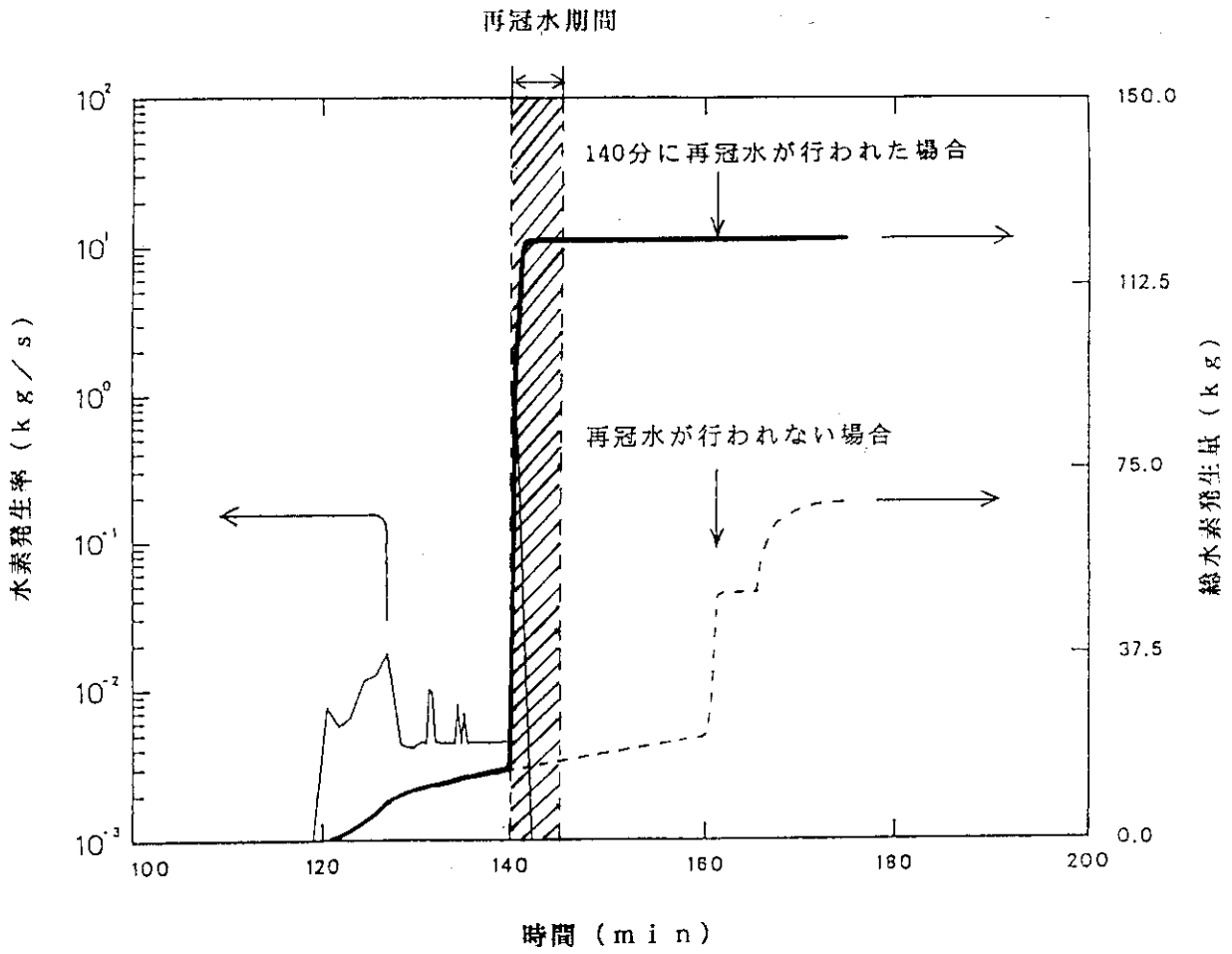


図4. 43 140分に再冠水が行われた場合の水素発生率及び総水素発生量
(水蒸気枯渇ケース)

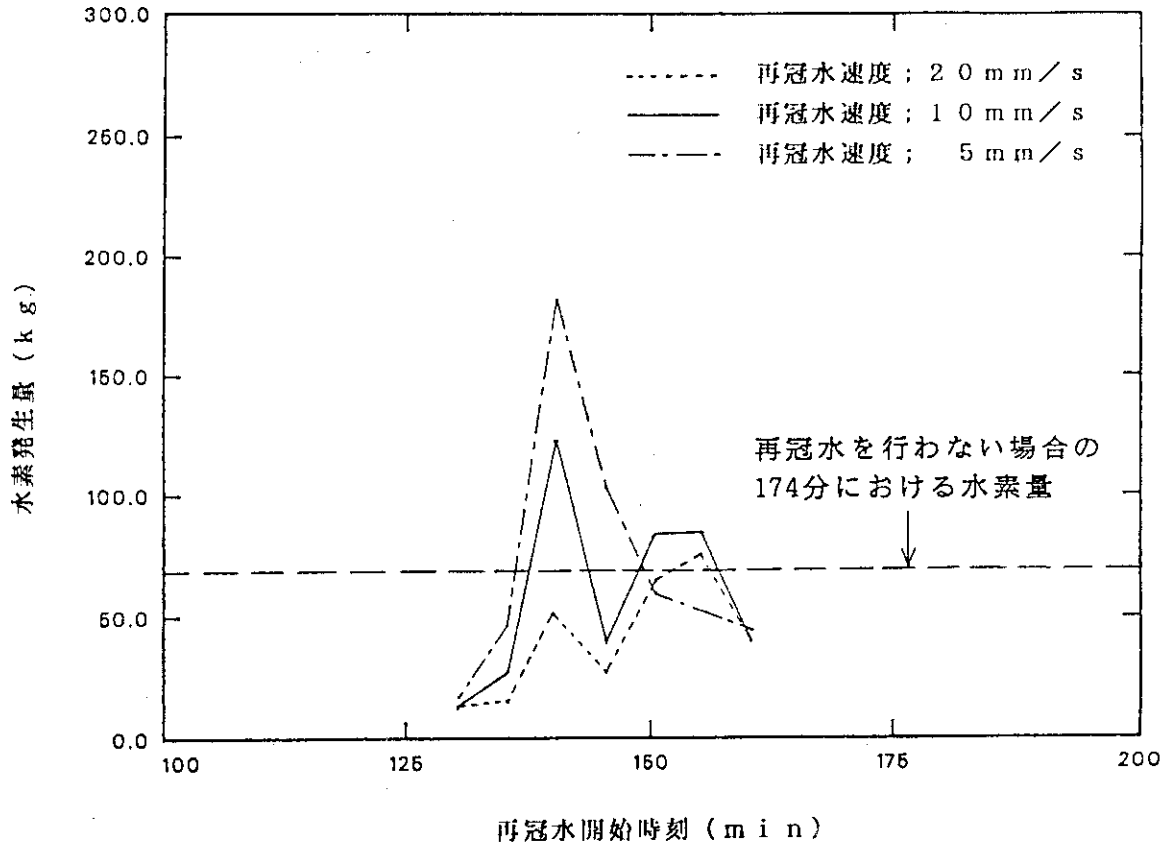


図4. 4.4 再冠水開始時刻及び再冠水速度を変化させた場合の総水素発生量
(水蒸気枯渇ケース)

5. 結論

炉心損傷詳細解析コードSCDAP/MOD1/V18を用いて、TMI-2事故において事故発生後100～174分間に再冠水が行われた場合を想定して、再冠水時の燃料被覆管温度及び水素発生量に関して感度解析を実施した。主な結論は次のとおりである。

- (1) CORA-12実験において観測された再冠水時の上部被覆管温度上昇と同様の挙動が、TMI-2事故において事故発生後100分～174分間に再冠水を想定した場合にも起こりうる可能性がある。
- (2) 再冠水直前の炉心が水蒸気枯渇状態にあり、燃料被覆管の温度が1500K前後で未酸化部分が存在し、かつ再冠水速度が遅い場合には、再冠水中に上部被覆管でジルコニウム-水反応が急速に進行し、水素発生量が増大する可能性がある。
- (3) シビアアクシデントの事故管理を行う場合には、水素発生量と再冠水開始時刻及び再冠水速度との関係を考慮する必要がある。

謝辞

本研究の遂行に当たっては、燃料安全工学部市川遼生部長ならびに小林岩夫次長に多くの御助言、御指導を頂きました。ここに深く感謝致します。また燃料安全工学部炉心損傷安全研究室の橋本和一郎氏には、研究の当初よりTMI-2事故標準問題解析及びその入力データについて数多くの技術的コメントを頂きましたことに深く謝意を表します。

5. 結論

炉心損傷詳細解析コードSCDAP/MOD1/V18を用いて、TMI-2事故において事故発生後100～174分間に再冠水が行われた場合を想定して、再冠水時の燃料被覆管温度及び水素発生量に関して感度解析を実施した。主な結論は次のとおりである。

- (1) CORA-12実験において観測された再冠水時の上部被覆管温度上昇と同様の挙動が、TMI-2事故において事故発生後100分～174分間に再冠水を想定した場合にも起こりうる可能性がある。
- (2) 再冠水直前の炉心が水蒸気枯渇状態にあり、燃料被覆管の温度が1500K前後で未酸化部分が存在し、かつ再冠水速度が遅い場合には、再冠水中に上部被覆管でジルコニウム-水反応が急速に進行し、水素発生量が増大する可能性がある。
- (3) シビアアクシデントの事故管理を行う場合には、水素発生量と再冠水開始時刻及び再冠水速度との関係を考慮する必要がある。

謝辞

本研究の遂行に当たっては、燃料安全工学部市川遼生部長ならびに小林岩夫次長に多くの御助言、御指導を頂きました。ここに深く感謝致します。また燃料安全工学部炉心損傷安全研究室の橋本和一郎氏には、研究の当初よりTMI-2事故標準問題解析及びその入力データについて数多くの技術的コメントを頂きましたことに深く謝意を表します。

参考文献

- 1) 原子力安全委員会, 米国原子力発電所事故調査報告書-第3次-(1981).
- 2) EG and G Idaho, Inc., US Department of Energy Three Mile Island Research and Development Program : 1988 Annual Report, G E N D - 0 6 4 (1989).
- 3) J.M. Broughton, "A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident," Nuclear Technology Vol.87, No.1 (1989).
- 4) CORA-12 experiment, KfK-4368, To be published in 1989.
- 5) T.C. Cheng et al., "RELAP5/SCDAP - An integrated code for severe accident analysis," Proceedings of the thirteenth water reactor safety research information meeting, N U R E G / C P - 0 0 7 2 (1985).
- 6) G.A. Berna et al., SCDAP/Mod1/VO: A computer code for the analysis of LWR vessel behavior during severe accident transients, I S - S A A M - 8 3 - 0 0 2, Rev.1 (1984).
- 7) J. Greenberg, RCS Characterization and SNM Accountability: Trace Fuel Circulation in the RCS, Reactor Building, and Auxiliary Building, ANS/TRANSACTIONS vol.57 (1988).
- 8) Metropolitan Edison Company, "Three Mile Island Nuclear Station Unit 2. FSAR," D O C K E T 5 0 3 2 0 (1974).
- 9) J.L. Anderson, "Recommended HPI (High Pressure Injection) Rates for the TMI-2 Analysis Exercises (0 to 300 minutes)," E G G - T M I - 7 8 3 3 (1987).
- 10) R. Chambers, "FRAP-T6 calculations of fuel rod behavior during overpower transients," Proceedings of the international meeting on thermal nuclear reactor safety, N U R E G / C P - 0 0 2 7, Vol.2 (1983).
- 11) J.W. Spore et al., TRAC-BD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Loss-of-Coolant Accident Analysis, N U R E G / C R - 2 1 7 8 (1981).
- 12) V.H. Ransom, et al., RELAP5 Mod2 Code Manual Volumes 1 and 2, N U R E G / C R - 4 3 1 2 (1985).
- 13) H. Jordan et al., "TRAP-MELT2 User's Manual," N U R E G / C R - 4 2 0 5 (1985).
- 14) D. Giessing, The TMI analysis exercise, ANS/TRANSACTIONS vol.57 (1988).
- 15) J.M. Broughton, et al., A Scenario of the TMI-2 Accident, ANS/TRANSACTIONS vol.57 (1988).

- 16) "伝熱工学資料", 日本機械学会 (1962).
- 17) "蒸気表", 日本機械学会 (1968).
- 18) J.V. Cathcart, et al., Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics IV. Reaction Rate Studies, ORNL/NUREG-17 (1977).
- 19) V.F. Urbanic, et al., "High-Temperature Oxidation of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 in Steam," Journal of Nuclear Materials, 75 (1978).
- 20) D.L. Hargman, et al., MATPRO-Version11 (Revision 2), A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, NUREG/CR-0479 (1981).
- 21) J.O. Henrie, et al., "Lessons Learned from Hydrogen Generation and Burning During the TMI Event," GEND-061 (1987).