

蒸気発生器伝熱管破損解析コードの開発(Ⅱ)

— ナトリウム側伝熱モデルの改良 —

(研究報告)

2003年5月

核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

電話：029-282-1122（代表）

ファックス：029-282-7980

電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,

Japan

© 核燃料サイクル開発機構

(Japan Nuclear Cycle Development Institute)

2003

JNC TN9400 2003-031
2003 年 5 月

蒸気発生器伝熱管破損解析コードの開発（Ⅱ） —ナトリウム側伝熱モデルの改良—

浜田広次*、栗原成計*

要旨

蒸気発生器水リーク時の高温ラプチャ型破損に対する伝熱管の構造健全性を合理的に評価するために、ナトリウムー水反応ジェットが隣接伝熱管に及ぼす熱的な影響を検討し、新伝熱モデル等の開発と適用解析を実施した。本報で得られた主な成果を以下にまとめた。

- (1) 反応ジェットにさらされたターゲット伝熱管における熱流束および熱伝達率の詳細評価手法を開発した。本手法を用いると、従来のモデルと比較して熱流束を現実的に評価できることを確認した。
- (2) 反応ジェットと伝熱管との間の伝熱特性を二相流モデルで理論的に検討し、伝熱特性に及ぼすカバーガス圧力と流体温度の影響を考慮した新伝熱モデルを開発した。本モデルにより、合理的な実験整理式および SWAT-1R 等試験データに基づく実験係数の暫定値を導出することができた。
- (3) 高温ラプチャ解析コード TRUE に新伝熱モデル等を反映し、SWAT-3 等のナトリウムー水反応試験データにより、モデルの保守性を確認した。
- (4) 新伝熱モデルによる英国 PFR 大リーク事故への適用解析では、従来の解析結果と大きく異なること、すなわち、伝熱管内の減圧特性の重要性を確認できた。
- (5) 新伝熱モデル等による「もんじゅ」蒸発器への適用解析では、従来の解析結果が十分保守的であり、現実的には累積損傷の最大値が 25% 程度低減できる見通しであることを確認した。

*) 大洗工学センター 要素技術開発部 熱化学安全試験グループ

JNC TN9400 2003-031
May, 2003

Development of Tube Rupture Evaluation Code for FBR Steam Generator (II)
- Modification of Heat Transfer Model in Sodium Side -

H. Hamada*, A. Kurihara*

ABSTRACT

The thermal effect of sodium-water reaction jet on neighboring heat transfer tubes was examined to rationally evaluate the structural integrity of the tube for overheating rupture under a water leak in an FBR steam generator. Then, the development of new heat transfer model and the application analysis were carried out. Main results in this paper are as follows.

- (1) The evaluation method of heat flux and heat transfer coefficient (HTC) on the tube exposed to reaction jet was developed. By using the method, it was confirmed that the heat flux could be realistically evaluated in comparison with the previous method.
- (2) The HTC between reaction jet and the tube was theoretically examined in the two-phase flow model, and new heat transfer model considering the effect of fluid temperature and cover gas pressure was developed. By applying the model, a tentative experimental correlation was conservatively obtained by using SWAT-1R test data.
- (3) The new model was incorporated to the Tube Rupture Evaluation Code (TRUE), and the conservatism of the model was confirmed by using sodium-water reaction data such as the SWAT-3 tests.
- (4) In the application analysis of the PFR large leak event, there was no significant difference of calculation results between the new model and previous one; the importance of depressurization in the tube was confirmed.
- (5) In the application analysis of the Monju evaporator, it was confirmed that the calculation result in the previous model would be more conservative than that in the new one and that the maximum cumulative damage of 25% could be reduced in the new model.

*) Thermo-chemistry Safety Engineering Group, Advanced Technology Division,
O-arai Engineering Center

目次

| | Page |
|-----------------------|------|
| 要旨 | i |
| ABSTRACT | ii |
| 目次 | iii |
| 図表リスト | iv |
| 記号表 | vi |
| 1. 緒言 | 1 |
| 2. 熱伝達率の評価 | 2 |
| 2. 1 評価体系の検討 | 2 |
| 2. 2 評価モデルの開発 | 3 |
| 2. 3 確認計算 | 6 |
| 3. 伝熱挙動の評価 | 8 |
| 3. 1 はじめに | 8 |
| 3. 2 伝熱挙動のモデル化 | 8 |
| 3. 3 試験データへの適用 | 12 |
| 3. 4 考察 | 14 |
| 3. 5 まとめ | 15 |
| 4. 高温ラプチャ評価への適用 | 16 |
| 4. 1 SWAT-3 試験等への適用 | 16 |
| 4. 2 PFR 大リーク事故への適用 | 17 |
| 4. 3 「もんじゅ」への適用 | 18 |
| 5. 結言 | 20 |
| 謝辞 | 21 |
| 参考文献 | 22 |
| 付録A 気相と液相の温度評価 | 57 |
| 付録B 単相状態での熱伝達率 | 60 |
| 付録C SWAT-1R/HT-3 試験結果 | 62 |
| 付録D TRUE コードマニュアル | 66 |
| 付録E TRUE コードモデル改良 | 77 |
| 付録F 設備改善前での解析比較 | 82 |

図表リスト

| | Page |
|--|------|
| 表 4. 1 「もんじゅ」蒸発器解析結果のまとめ(新旧モデルの比較) ----- | 24 |
| 図 2. 1 逆ラプラス変換モデルの概要 ----- | 26 |
| 図 2. 2 (a) 平板モデル ----- | 27 |
| 図 2. 2 (b) 円筒モデル ----- | 27 |
| 図 2. 3 伝熱管肉厚と熱流束比の関係 ----- | 27 |
| 図 2. 4 反応域の熱流束と熱伝達率の時間変化(SWAT-3/Run19) ----- | 28 |
| 図 2. 5 反応域の温度と実効熱伝達率との相関(SWAT-3/Run19) ----- | 28 |
| 図 2. 6 (a) 半径方向の温度分布 ----- | 29 |
| 図 2. 6 (b) 温度の時間変化 ----- | 29 |
| 図 2. 7 (a) 定常モデルでの計算結果 ----- | 30 |
| 図 2. 7 (b) 非定常モデルでの計算結果 ----- | 30 |
| 図 2. 8 (a) 定常モデルでの解析結果と従来モデルとの比較 ----- | 31 |
| 図 2. 8 (b) 非定常モデルでの解析結果と従来モデルとの比較 ----- | 32 |
| 図 3. 1 热流束と実効熱伝達率のボイド率依存性 ----- | 33 |
| 図 3. 2 反応温度の上昇と実効熱伝達率の関係 ----- | 33 |
| 図 3. 3 反応温度と外壁面温度の差と熱流束、実効熱伝達率の関係 ----- | 34 |
| 図 3. 4 リーク部からの距離とナトリウム流速の依存性 ----- | 34 |
| 図 3. 5 SWAT-1R/HT-1 試験時の熱電対配置----- | 35 |
| 図 3. 6 SWAT-1R/HT-2 試験時の熱電対配置----- | 36 |
| 図 3. 7 SWAT-1R/HT-1 試験時の熱伝達率----- | 37 |
| 図 3. 8 SWAT-1R/HT-2 試験時の熱伝達率----- | 37 |
| 図 3. 9 SWAT-3/Run19 試験時の熱電対配置----- | 38 |
| 図 3. 1 0 SWAT-3/Run19 試験時の熱伝達率----- | 38 |
| 図 3. 1 1 SWAT-1R/HT-1 試験時の気液温度の推定値と外壁面温度----- | 39 |
| 図 3. 1 2 SWAT-1R/HT-2 試験時の気液温度の推定値と外壁面温度----- | 41 |
| 図 3. 1 3 ナトリウムの飽和曲線 ----- | 43 |
| 図 3. 1 4 SWAT-1R/HT-2 試験(TE57-58-59)と解析の比較----- | 44 |
| 図 3. 1 5 SWAT-1R/HT-2 試験(TE109-110-111)と解析の比較----- | 44 |
| 図 3. 1 6 実効熱伝達率の沸点依存性(1) ----- | 45 |
| 図 3. 1 7 実効熱伝達率の沸点依存性(2) ----- | 45 |

Page

| | |
|---|----|
| 図 4. 1 ナトリウムー水反応試験での高温ラプチャ解析(破損時間の比較) ----- | 46 |
| 図 4. 2 PFR 事故の高温ラプチャ解析結果(低速ブローダウン系)----- | 47 |
| 図 4. 3 PFR 事故の高温ラプチャ解析結果(高速ブローダウン系)----- | 48 |
| 図 4. 4 飽和曲線と解析条件の比較 ----- | 49 |
| 図 4. 5 「もんじゅ」定格運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 上部)----- | 50 |
| 図 4. 6 「もんじゅ」定格運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 中部)----- | 51 |
| 図 4. 7 「もんじゅ」定格運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 下部)----- | 52 |
| 図 4. 8 「もんじゅ」40%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 中部)----- | 53 |
| 図 4. 9 「もんじゅ」40%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 下部)----- | 54 |
| 図 4. 10 「もんじゅ」10%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 中部)----- | 55 |
| 図 4. 11 「もんじゅ」10%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 下部)----- | 56 |

記号表

(記号)

| | |
|--------------------|---------------------------------------|
| A : | 面積 m^2 |
| C_p : | 定圧比熱 J/kgK |
| D : | 直径 m |
| h : | 熱伝達率 $\text{W/m}^2\text{K}$ |
| h_{\max} : | 熱伝達率の最大値 $\text{W/m}^2\text{K}$ |
| L : | 板厚あるいは距離 m |
| J : | 熱発生率 J/m^3 |
| m_g : | 単気泡の質量 kg |
| M_1 : | 単位体積当たりのナトリウムの質量 kg/m^3 |
| N : | 気泡の個数密度 個/ m^3 |
| Nu : | ヌッセルト数 |
| Pr : | プラントル数 |
| q : | 熱流束 W/m^2 |
| q_{\max} : | 熱流束の最大値 W/m^2 |
| r : | 伝熱管の径方向座標 m |
| R : | 変数変換後の伝熱管の径方向座標 $\equiv \log r$ |
| Re : | レイノルズ数 |
| T : | 温度 $^\circ\text{C}$ |
| T_b : | ナトリウムの沸点 $^\circ\text{C}$ |
| T_f : | 反応ジェットの温度 $^\circ\text{C}$ |
| T_{g0}, T_{10} : | 反応直後の気相および液相の温度 $^\circ\text{C}$ |
| T_w : | 伝熱管の外壁面温度 $^\circ\text{C}$ |
| T_∞ : | ナトリウムの周囲温度 $^\circ\text{C}$ |
| t : | 伝熱管の肉厚 mm 、あるいは時間座標 秒 |
| U : | ナトリウムの流速 m/s |
| α : | 温度伝導率 m^2/s 、あるいはボイド率 |
| λ : | 熱伝導率 Wm/K |
| ρ : | 密度 kg/m^3 |

(添字)

| | |
|----------|------------------|
| 1, 2など : | 位置を表す |
| g, 1 : | それぞれ気相および液相を表す |
| P, T : | それぞれ、平板および伝熱管を表す |

1. 緒言

高速炉蒸気発生器（以下、SGと略す）の水リーク時には、高温・腐食性のナトリウム－水反応ジェットが形成される。従って、反応ジェットにさらされた伝熱管の損耗（ウェステージ）挙動とともに、高温過熱時の機械的破損（高温ラプチャ）挙動の把握がSG伝熱管の破損伝播評価上重要である。

高温ラプチャは伝熱管の寸法・材質を始めとするSGの設計や運転条件に大きく影響される。このため、ナトリウムの高温化や水蒸気系の高温・高圧化が指向され、条件的に厳しいと予想される実証炉SGを対象として、平成3年頃から改良9Cr-1Mo鋼伝熱管の高温強度データの整備^[1]および高温ラプチャ評価手法の開発^[2, 3, 4]を開始した。当初は、高温ラプチャによる伝熱管の変形・破損挙動を含む詳細な破損伝播評価手法の開発を目指して、汎用非線形解析コードであるAUTODYNやFINASによる解析を進めていた。その後、平成9年の原型炉「もんじゅ」安全総点検作業の一環として、SG伝熱管の高温ラプチャ破損に対する安全裕度を定量的に評価する必要が生じたことから、伝熱管の高温過熱時の破損強度を評価する簡易構造モデルに基づく応力算定法の検討および2.25Cr-1Mo鋼の高温強度データの整備^[5]を得て、高温ラプチャ評価モデルをプログラム化した蒸気発生器伝熱管破損コードの開発^[6]および実機評価^[7, 8, 9]を実施した。

本報は、蒸気発生器伝熱管破損解析コードの第二報として、主にナトリウム側の伝熱モデルの改良と適用解析を行った結果について報告する。以下では、第2章で熱伝達率の評価モデル、第3章で伝熱挙動の評価モデル、第4章で試験データによる検証解析と実機SGへの適用解析を記載し、最後に第5章で結言を述べる。

2. 熱伝達率の評価

2.1 評価体系の検討

ナトリウムー水反応ジェットと伝熱管の間の熱伝達率評価手法として、古くは管外熱伝達率をパラメータとして一次元非定常熱伝導解析による計算結果と試験結果との比較により推定する方法^[10]を採用していたが、その後、逆ラプラス変換とその数値逆変換を利用して平板モデルでの壁面の熱流束と熱伝達率を直接算出する方法^[11]に改良された。図2.1に逆ラプラス変換モデルの概要を示すが、詳細は既報を参照されたい。

平成11年度より開始したSWAT-1R試験(熱伝達率測定試験)では、最近の数値計算手法の進歩を反映して、試験体系に忠実である円筒モデルにより伝熱管壁面の熱流束と熱伝達率を数値的に直接計算する方法を採用した。その詳細については次節で記載する。ここでは、平板および円筒の評価体系の違いに着目して、熱伝達率へ及ぼす影響を検討する。

簡単のために定常モデルを仮定して、平板および円筒モデルでの熱流束の違いを評価する。教科書^[12]等によると、図2.2(a)に示すような板厚L(m)、熱伝導率λ(W/mK)の平板における温度分布が、内壁面温度T₁(°C)、外壁面温度T₂(°C)で定常状態にあるとき、その壁面を流れる熱流束q_p(W/m²)は以下で表される。

$$q_p = \frac{\lambda(T_1 - T_2)}{L}$$

図2.2(b)に示すような内半径r₁(m)、外半径r₂(m)の円筒においては、内外壁面温度がT₁、T₂で定常状態であるとき、軸方向の単位長さ当たりの熱量(W/m)は $2\pi\lambda(T_1 - T_2)/\ln(r_2/r_1)$ となるので、外壁面を流れる熱流束q_{T2}(W/m²)は以下となる。

$$q_{T2} = \frac{2\pi\lambda(T_1 - T_2)}{2\pi r_2 \ln(r_2/r_1)} = \frac{\lambda(T_1 - T_2)}{r_2 \ln(r_2/r_1)}$$

q_pとq_{T2}の比をとり、L=r₂-r₁を代入すると、次式が得られる。

$$\frac{q_{T2}}{q_p} = \frac{L}{r_2 \ln(r_2/r_1)} = \frac{r_2/r_1 - 1}{(r_2/r_1) \ln(r_2/r_1)}$$

同様に、内壁面を流れる熱流束q_{T1}およびq_pとq_{T1}の比は次式となる。

$$\frac{q_{T1}}{q_p} = \frac{2\pi\lambda(T_1 - T_2)}{2\pi r_1 \ln(r_2/r_1)} = \frac{\lambda(T_1 - T_2)}{r_1 \ln(r_2/r_1)}$$

$$\frac{q_{T1}}{q_p} = \frac{L}{r_1 \ln(r_2/r_1)} = \frac{r_2/r_1 - 1}{\ln(r_2/r_1)}.$$

伝熱管の外径を 31.8mm と固定して、肉厚が 2mm から 5mm に変化する場合の q_T/q_{P2} と q_T/q_{P1} を計算した結果を図 2.3 に示す。肉厚が小さいほど q_T/q_P は 1 に近づき、平板と円筒の違いは小さくなる。過去の SWAT-3 試験では、注水前の熱伝達率測定管の肉厚が 3~4mm であり、平板モデルにより外壁面での熱流束を評価していることから、平板と円筒外壁面での熱流束の比 q_{T2}/q_P は約 0.9 となる。従って、平板モデルは円筒モデルに比べ 10% 程度熱流束(あるいは熱流束をナトリウム温度と伝熱管外壁面の温度差で除した実効熱伝達率)を大きく見積もっていた可能性がある。

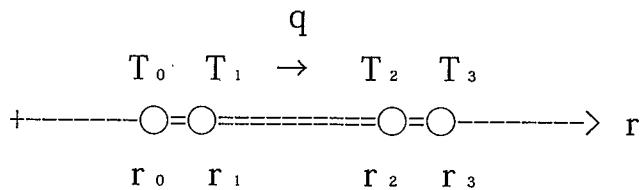
しかしながら、図2.4^[7,9]に示すように、SWAT-3試験データの熱流束と熱伝達率の時間的変動は±10%を超える程度生じており、また従来の高温ラップチャ評価^[7,9]に際しては、図2.5に示すようにSWAT-3試験データの上限値を採用して保守側に熱伝達率を算出していることから、平板モデルから円筒モデルへの変更に伴う従来の高温ラップチャ評価への影響は十分少ないものと考えられる。

2.2 評価モデルの開発

SWAT-1R 試験では、熱伝達率測定管の壁面に埋め込んだ熱電対 2 点の温度データおよび外壁面から約 2 mm 離したナトリウム側の温度データを用いて、伝熱管外壁面の熱流束と熱伝達率を評価する。評価に際しては、一次元円筒座標体系を採用し、定常および非定常の二通りをモデル化する。詳細を以下に記す。

2.2.1 定常モデル

熱伝導率が λ (W/mK) の管壁内の 2 点の位置 r_1 、 r_2 での温度 T_1 、 T_2 が既知であれば、任意の半径 r における熱流束 q (W/m²) と管壁温度 T (°C) は、定常熱伝導方程式により次式で求められる。



$$T = T_1 + \frac{(T_2 - T_1) + \frac{J}{4\lambda} (r_2^2 - r_1^2)}{\ln(r/r_1)/\ln(r_2/r_1)} - \frac{J}{4\lambda} (r^2 - r_1^2). \dots \quad (2.2)$$

J は個体内での熱発生率(W/m^3)であるが、ここではゼロとする。外壁面の熱流束と温度は $r=r_3$ を代入して求められることから、外壁面の熱伝達率を $h_3(\text{W}/\text{m}^2 \text{K})$ 、管外のナトリウム温度を T_f とすれば、以下の式により管外の実効熱伝達率が求まる。

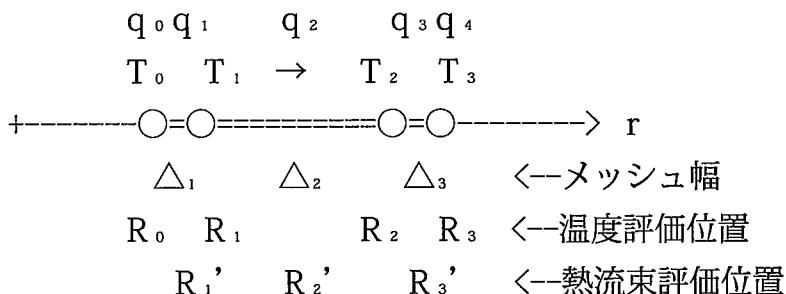
(2.1)式と(2.2)式の計算においては、評価位置に対応する管壁温度の物性値(熱伝導率 λ 等)を使用する。

2.2.2 非定常モデル

非定常問題は、個体の非定常熱伝導方程式に基づいて、2点で計測された温度変化から計算^[13]する。伝熱管の密度 ρ 、熱伝導率 λ 、比熱 C_p 、熱発生率 J （ゼロを入力）とし、それらが一定である場合の非定常熱伝導方程式は、 $\lambda / \rho C_p$ を温度伝導率 α とおいて、時間を t 、管壁内の温度を T とすると次式となる。

上式を半径 r の円筒座標で表し、 $R = \log r$ で定義される独立変数の変換を行うと、

となる。これを時間メッシュ Δt 、空間メッシュ $\Delta_i = R_i - R_{i-1}$ （ただし $i=1 \sim 3$ ）を用いて、以下のように差分化する。



ただし、 $i=1, 2$

これを(2.5)式に代入することで、内壁面の温度 T_0 と外壁面の温度 T_3 が計算できる。また、変数変換後の熱流束は、

で与えられることから、位置 $R'_{i+1} = R_{i+1} + \Delta_i / 2$ での熱流束 q_i は次式で計算できる。

$$q_i = -\lambda e^{-R_i} \frac{T_i^n - T_{i-1}^n}{\Delta_i}. \quad \dots \quad (2.9)$$

ただし、 $i=1 \sim 3$

内壁面の熱流束 q_0 と外壁面の熱流束 q_4 は、それぞれ 2 点 $R'_1 \sim R'_2$ 、 $R'_2 \sim R'_3$ の間がリニアという条件を仮定して求める。 q_4 に対しては、次式となる。

外壁面の熱流束 q_4 が求まると、外壁面の熱伝達率を h_4 、管外のナトリウム温度を T_f とすれば、以下の式により管外の実効熱伝達率が求まる。

温度および熱流束の計算においては、各評価位置での管壁温度に対する物性値（熱伝導率 λ 等）を使用する。

2.2.3 モデルの検証

ここでは、前述のモデルの妥当性を検証する。検証方法としては、SWAT-1R 試験で用いる熱伝達率計測伝熱管の形状を対象として、一次元熱伝導方程式により管内外の境界条件(温度と熱伝達率)を与えた温度分布解析を行い、管壁の温度履歴を解析的に計算する。そこで得られた 2 点の温度データを用い、前述のモデルを適用することで管外熱伝達率が精度よく計算できることを確認する。

(a) 温度分布解析

伝熱管は 2.25Cr-1Mo 鋼、サイズは公称値: $31.8\text{mm}\phi \times 10\text{mm}\text{t}$ とする。境界条件としては、暫定的に以下の水リーク条件^[7]を与えた。

流体温度(°C) 管内/管外 : 369.9/468.7(水リーク前)
405.0/1170(水リーク後)

熱伝達率(W/m²K) 管内/管外 : 10768/35937(水リーク前)
8524.3/4300(水リーク後)

解析方法としては、非定常および定常解析とともに、TRUE プログラム^[6]を使用した。空間メッシュを 12、時間メッシュを 20msec とした場合の半径方向温度分布を図 2.6(a)、温度の時間変化を図 2.6(b)に示す。両図により、初期温度分布(水リーク前の時刻ゼロ)から、リーク後時間が経過するに従い急激に温度が上昇するが、20~30 秒以降では定常解析結果である温度分布とほぼ一致することがわかる。

(b) 管外熱伝達率解析

2.2 節の非定常および定常モデルを用いて管外熱伝達率の計算を行った。使用した温度データは、前述(a)の解析結果のうち、外壁面から約 1.3mm 内側と約 2.4mm 内側の 2 点とした。定常モデルの解析結果を図 2.7(a)、非定常モデルの解析結果を図 2.7(b)に示す。定常モデルでは、温度分布が定常値に近づく約 20 秒以降(図 2.6(a)、(b)参照)で厳密解(すなわち、計算に用いた境界条件: 4300W/m²K)に近づくが、非定常モデルでは、瞬時に厳密解と一致しており、計算精度や応答性の良いことがわかる。以上より、2.2 節の評価モデルの妥当性を確認できる。

2.3 確認計算

SWAT-3/Run-19 試験で得られた熱伝達率測定管の温度(T1102, T1106, T1110)を用いて、2.2 節の評価モデルによる管外熱伝達率の計算を、定常モデルおよび非定常モデルで実施した。その結果を、逆ラプラス変換による管外熱伝達率の計算結果と比較して図 2.8 に示す。同図(a)、(b)の上側は外壁面の熱流束で、下側がそれより計算した熱伝達率である。

2.1 節に記載した評価体系の違いの影響により、今回の評価モデルを用いた方が逆ラプラス変換による値よりも平均的な熱流束は小さくなるが、計算される熱伝達率は概ね一致することがわかる。熱伝達率はナトリウムの温度と外壁面の温度の差で除しているため、ナトリウム温度の大きな変動(気相と液相が混在することにより温度変動が大きくなる)に伴い、熱伝達率の変動幅も大きくなる。非定常モデルを用いると、定常モデルより変動幅は更に大きくなるが、高周波成分を除いた平均的な値は逆ラプラス変換による値と概ね

等しいこと、また定常モデルと非定常モデルで熱伝達率の平均値に大きな相違が生じないことを確認できた。

以上より、本評価モデルに基づく計算結果は、従来の評価手法に基づく計算結果と比べて、大きく異なるもので無いことが確認できる。

3. 伝熱挙動の評価

3.1 はじめに

SWAT-3/Run19 試験や SWAT-1R/HT-1, 2 試験等で得られた反応ジェットと熱伝達率測定管の伝熱特性は、以下の傾向を示した。

①注水後から時間が経過すると、熱流束は概ね一定値となる

②実効熱伝達率は反応温度と逆相関の関係がある

これらの傾向の理由を理論的に解明し、かつ、最適な実験整理式を導出することを目的として、反応ジェットと伝熱管との伝熱挙動の検討を行った。その結果について、以下に記載する。

3.2 伝熱挙動のモデル化

3.2.1 热伝達の解析モデル

反応ジェットから伝熱管への熱流束 q は、気相と伝熱面、液相と伝熱面の接触によるものと各相に分離して、次式のように与えることができる。

$$q = q_{(\text{気相} \rightarrow \text{伝熱面})} + q_{(\text{液相} \rightarrow \text{伝熱面})} \quad (3.1)$$

ここで、単相状態を想定した場合の各相の熱流束を導入する。 h_g と h_l を単相状態における伝熱面と流体（気相と液相）との熱伝達率とし、伝熱面の温度を T_w 、気相の温度を T_g 、液相の温度を T_l とすれば、単相状態における気相と液相の熱流束 $q'_{(\text{気相} \rightarrow \text{伝熱面})}$ 、 $q'_{(\text{液相} \rightarrow \text{伝熱面})}$ は以下で表せる。

$$q'_{(\text{気相} \rightarrow \text{伝熱面})} = h_g (T_g - T_w).$$

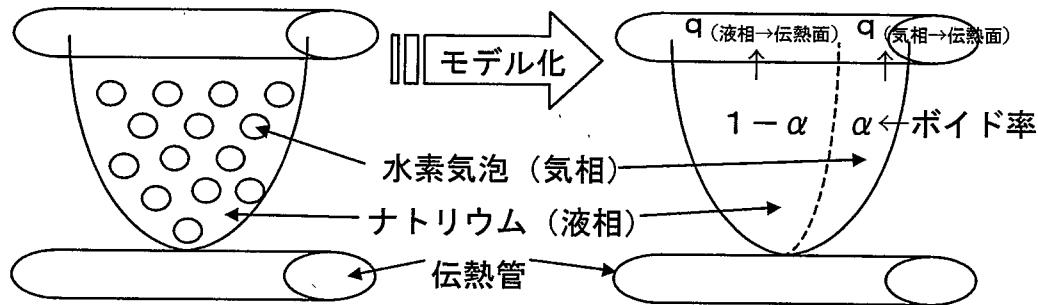
$$q'_{(\text{液相} \rightarrow \text{伝熱面})} = h_l (T_l - T_w).$$

二流体モデルにおける壁面熱流束の実際的な評価方法として、平均ボイド率を用いて、壁面熱流束を各相に適当に配分する方法が取られる^[14]。従って、ここでは伝熱面近傍のボイド率 α を定義し、それを用いて壁面熱流束を気相と液相にリニアに配分するモデルを採用することとし、次式を得る。

$$q_{(\text{気相} \rightarrow \text{伝熱面})} = \alpha q'_{(\text{気相} \rightarrow \text{伝熱面})}.$$

$$q_{(\text{液相} \rightarrow \text{伝熱面})} = (1 - \alpha) q'_{(\text{液相} \rightarrow \text{伝熱面})}.$$

上式を(3.1)式に代入して、次式を得る。



一方、試験で求まる実効熱伝達率 h は、反応ジェットの実測温度を T_f として、以下で定義される。

(3.2)式と(3.3)式より、

が得られる。ナトリウムー水反応によって発生した熱は、最終的に気相である水素と液相であるナトリウムおよび反応生成物に配分されることになるが、熱容量の小さい気相は温度が上がり易く、また相対的に気相ー液相間または気相ー構造物（伝熱管）間の熱伝達率は小さい。したがって、一度上昇した気相の温度は、水素の発生からそれが伝熱管に衝突するまでの短時間で大きく低下することはないと考えられる。そこで、簡単のために実測される高温の温度 T_f は気相の温度 T_g と概ね等しい ($T_f \approx T_g$) と仮定すれば、

となる。反応ジェットが安定して存在している状態では、反応ジェット内のある定位置での平均的な反応ジェットの流速 U およびボイド率 α は時間的に大きく変化しないと考えられる。その場合、気相と液相の温度差($T_g - T_l$)がゼロであれば(3.5)式の実効熱伝達率 h は一定値となるが、気相と液相に温度差が生じるに従い h は減少していくことがわかる。 h

の減少分を Δh とすると、

$$\Delta h = (1 - \alpha)h_l \frac{T_g - T_l}{T_g - T_w}.$$

と書ける。ここで、反応直後の気相と液相の温度を T_{g0} 、 T_{l0} とすれば、付録 A の検討結果に基づく関係式 : $T_g - T_l = (T_{g0} - T_{l0}) e^{-\alpha L/U}$ を用いて、(3.5)式は、

$$h = \{\alpha h_g + (1 - \alpha)h_l\} - (1 - \alpha)h_l \frac{T_{g0} - T_{l0}}{T_g - T_w} e^{-\alpha L/U}. \quad (3.6)$$

となる。また、付録 B の検討結果に基づき、 αh_g は $(1 - \alpha)h_l$ に比べ充分小さいので無視すれば、

$$h = (1 - \alpha)h_l \left\{ 1 - \frac{T_{g0} - T_{l0}}{T_g - T_w} e^{-\alpha L/U} \right\}. \quad (3.7)$$

と簡単化できる。なお、付録 A は液相の分散・ミキシング効果をモデル化しない単純体系をモデル化しているため、厳密には、 $(T_{g0} - T_{l0}) e^{-\alpha L/U}$ の項にその効果を含ませる必要がある。

反応直後のナトリウム温度は周囲温度（反応熱が加わる前の初期ナトリウム温度） T_∞ から ΔT だけ上昇すると考えて、 $T_{l0} = T_\infty + \Delta T$ とする。また、付録 A より $T_{g0} = (T_g + T_{l0}R_g)/(1 + R_g)$ であるから、

$$\begin{aligned} T_{g0} - T_{l0} &= \frac{T_g + (T_\infty + \Delta T)R_g}{1 + R_g} - (T_\infty + \Delta T) \\ &= (T_g - T_\infty - \Delta T)e^{\frac{\alpha L}{U}} \end{aligned}$$

となる。ここで、付録 A で記載したように気泡が存在するようなボイド率の範囲を想定すると、 $\alpha \rho_g C_{pg}$ は $(1 - \alpha) \rho_l C_{pl}$ に比べて充分小さいため、

$$R_g = \frac{(1 - \alpha)\rho_l C_{pl} \left(e^{\frac{-\alpha L}{U}} - 1 \right)}{\alpha \rho_g C_{pg} + (1 - \alpha)\rho_l C_{pl}} \approx e^{\frac{-\alpha L}{U}} - 1.$$

とした。従って、(3.6)式と(3.7)式は以下となる。

$$h = \left\{ \alpha h_g + (1-\alpha) h_l \right\} - (1-\alpha) h_l \frac{T_g - T_\infty - \Delta T}{T_g - T_w} \div (1-\alpha) h_l \left(1 - \frac{T_g - T_\infty - \Delta T}{T_g - T_w} \right). \quad \dots \dots \dots \quad (3.8)$$

あるいは、

$$h = (1-\alpha) h_l \frac{T_\infty + \Delta T - T_w}{T_g - T_w}. \quad \dots \dots \dots \quad (3.9)$$

上式中の($T_\infty + \Delta T - T_w$)の項は、その導出過程から、ボイド率 α 、ノズルからの距離 L 、反応ジェットの流速 U 、液相の分散・ミキシング等の効果を全て含んだものであり、また物理的には液相と壁面の温度差（過熱度）に相当する。特に、 $T_\infty + \Delta T$ の値は反応直後のナトリウム温度と定義されることから、その最大値はナトリウムの沸点 T_b で規定されることになり、それは圧力依存性を有する。

3.2.2 解析モデルの傾向

(3.8)式の変化をグラフ化し、傾向を確認する。付録Bの検討結果等に基づいて、 h_g' と h_l' はそれぞれ暫定値 100、200,000W/m²K、また「もんじゅ」定格運転状態の蒸発器管束部中部条件相当^[9]として管内の熱伝達率は暫定値 30,000W/m²K とする。周囲のナトリウム温度は 470°C (初期温度) であるが、それが化学反応により $\Delta T = 200^\circ\text{C}$ 上昇 (すなわち、 $T_{10} = 670^\circ\text{C}$) し、試験で測定される反応温度 ($T_r \approx T_g$) は 960°C とする。

図3.1には、ボイド率 α をパラメータとした場合の熱流束 q と、それを管壁と流体の温度差で除して得られる実効熱伝達率を示す。試験で得られる熱伝達率 h に相当するのは実線 ($= q / (T_g - T_w)$) である。実線は、ボイド率がゼロから 0.8 程度までの範囲で大きく変化しないが、およそ 0.9 を超えると急激に小さくなる。熱流束 q の挙動も同様である。

ボイド率を 0.9 に固定して、反応温度を 500°C から 1200°C に変えた場合の熱流束と実効熱伝達率の関係を図3.2、3.3に示す。ここでの仮定として、反応温度が 670°C に達するまでは気相と液相を同じ温度とし、反応温度がそれ以上の場合には、液相の温度は一定 ($T_{10} = 670^\circ\text{C}$) で、気相の温度のみが上昇するとした。図3.2は横軸を $T_g - T_\infty$ とした相関図で、 $T_g - T_\infty$ が 200°C ($= \Delta T$) に達した以降は実効熱伝達率 h が大幅に減少することがわかる。図3.3は横軸を $T_g - T_w$ とした相関図である。気相と液相の温度が上昇する間は熱流束も上昇しているが、液相が一定温度に達した以降は気相温度が上昇しても熱流束は概ね一定値に留まる。すなわち、気相による伝熱管への伝熱効果はほとんど小さく、その大部分は液相による伝熱効果であることがわかる。一方、実効熱伝達率 h は傾き 1 で低下していく。

また、図3.1の計算条件で、単にノズルからの距離 L あるいは反応ジェットの流速 U だ

けを変えた場合の実効熱伝達率 h の変化の様子を図 3.4 に示す。距離 L が離れるか、流速 U が小さくなるほど、気相と液相の温度差が小さくなることから、実効熱伝達率は大きくなることがわかる。

以上より、実効熱伝達率の最大値は $\alpha h_g + (1 - \alpha)h_i \approx (1 - \alpha)h_i$ であること、熱流束は液相の昇温の程度に依存するが、気相の温度に対する依存性は小さいことが確認できる。

(3.9)式から、その熱流束は $(1-\alpha)h_1(T_\infty + \Delta T - T_w)$ で与えられる。従って、実効熱伝達率と熱流束の最大値を $h_{\max} = \{(1-\alpha)h_1\}_{\max}$ 、 $q_{\max} = \{(1-\alpha)h_1(T_\infty + \Delta T - T_w)\}_{\max}$ で定義して、(3.9)式を以下のように書くことができる。

(3.10)式では、ナトリウムの沸点 T_b を考慮した制限を設けており、(3.11)式では、 $(T_g - T_w)$ が数値的に十分小さくなつた場合でも、実効熱伝達率 h が h_{max} の値を超えることがないように考慮している。(3.10)式、(3.11)式の h_{max} と q_{max} に試験データから得られる最大値、 T_b にナトリウムの沸点を与えることにより、試験データを包絡する実効熱伝達率 h の整理式が導出できる。

3.3 試験データへの適用

水リークに伴う反応ジェットの熱的影響を確認するために、SWAT-1R 試験装置により注水率をパラメータとした3ケース (Run-HT1: 158g/s, HT-2: 337g/s, HT-3: 542g/s) の試験が実施^[15]された。このうち Run-HT3 は、注水試験中に反応ジェットの影響で多くの熱電対が破損したことから、ここでは熱電対の破損が少ないケースである HT-1 と HT-2 について試験データへの適用を行った。HT-3 については、健全と判断される熱電対を対象として、試験データへ適用した結果を付録Cに示す。図3.5、3.6に、HT-1、HT-2 試験時の熱電対配置を示す。各試験で得られた実効熱伝達率 h と温度差 ($T_g - T_w$) の相関を図3.7、3.8 に示す。図の実効熱伝達率については、2.3節で記した気相と液相の存在により生じる温度変動に起因する高周波変動は無くなるように平均化処理を行っている。また試験データは、蒸気の噴出開始直後と噴出終了直後を除いて反応温度が概ね安定していると思われる2秒から28秒の間のデータについて示した。HT-1 試験の図3.7では、管内冷却をしていない伝熱管の熱電対データ TE40 が注水直後の数秒間高温にさらされたが、その後は反応温度が上昇しないため、熱流束が負となって試験データが図示されない。それ以外の試験データによると、実効熱伝達率が概ね一定値になる領域と、傾きが-1となる領域が確認で

きる。後者については、相対的に高い反応温度(700°C以上)である傾き-1のデータ群(TE30、TE85、TE88)と、相対的に反応温度が上がらない(500°C以下)傾き-1のデータ群(TE27、TE37、TE61、TE64)の2つに分散した。HT-2試験の図3.8についても、全体的な傾向は図3.7と同様である。HT-1、HT-2の両試験データからは、 $h_{max} \approx 1.23 \times 10^5 \text{W/m}^2\text{K}$ 、 $q_{max} \approx 2.00 \times 10^6 \text{W/m}^2$ と定めることができる。

SWAT-3/Run19試験と比較するため、図3.9にRun19試験時の熱電対配置、図3.10に図3.7、3.8と同様の方法でデータを整理した。SWAT-1R試験データとの違いは、熱伝達率の計算方法に従来の逆ラプラス変換方法を採用している点である。そのため、2.1節で述べたように熱流束を若干高めに評価する以外は、概ね図3.7、3.8と同様の傾向を見出せる。

(3.9)式で $h_{max} = (1 - \alpha)h_1$ を与えると、任意の時刻の h に対して Δt を逆算することができる。各計測点での h_{max} を用いて計算したナトリウム温度と試験で得られた反応温度、外壁面温度を比較して図3.11(HT-1試験)、図3.12(HT-2試験)に示す。HT-1試験では、反応温度が500°C程度と低い(図3.11(a)～(d)参照)と、ナトリウム温度と反応温度の差は小さいが、反応温度が700°C程度に高い(図3.11(f)と(g)参照)と温度差は最大で約50°C、反応温度が1000°Cを超える(図3.11(e)参照)と温度差は最大で約400°C程度となった。図3.11(e)からは、ナトリウムの最高温度が15秒付近の950～960°Cで頭打ちとなっており、この温度は試験時のカバーガス圧力(0.2MPa)に対する沸点(図3.13参照)に概ね等しい。

HT-2試験では、熱伝達率測定管(No.31)の反応ジェット側に近い側の計測点(図3.12(b)～(d)参照)で反応温度が850～900°C、温度差の最大が約100°C、その反対側(図3.12(e)～(g)参照)で反応温度が650～730°C、温度差の最大が約50°C、注水ノズルに最も近い管内冷却されない伝熱管の計測点(TE57-58-59、図3.12(a)参照)では反応温度が約1000°Cを超えるが、温度差が注水直後で50°C程度となった。ナトリウム温度の最高は、その時の圧力(0.27MPa)の沸点(約1000°C)に概ね等しい。

TE57-58-59について、反応温度 T_g 、ナトリウム温度 T_1 、外壁面温度 T_w 、熱流束 q 、実効熱伝達率 h の変化を図3.14に示す。 q と h には、試験データである $q(\text{Exp.})$ 、 $h(\text{Exp.})$ と(3.10)式、(3.11)式の計算値である $q(\text{Ana.})$ 、 $h(\text{Ana.})$ を併せて示す。前述のように、 T_1 の最大値は約1000°Cで圧力に対するナトリウムの沸点に相当するため、(3.10)式の T_b にはその最大値を与えた。図では3秒を過ぎるあたりでナトリウムの沸点に近づくため、反応温度と外壁面温度の差は非常に小さく、試験および解析の熱流束も小さい値となる。それでも外壁面温度がナトリウム温度を超えることはない。そこでは、試験と解析の実効熱伝達率は最大となる。TE57-58-59で特記すべき点として、この計測伝熱管はナトリウムによる管内冷却をしていない伝熱管であった。それにもかかわらず、管壁温度の最高温度はナ

トリウムの沸点相当を超えたかった。これは、水素ガスによる加熱効果以上に、周囲のナトリウムによる冷却効果が大きいことを意味している。

TE109-110-111について、試験の h_{\max} 、 q_{\max} 、およびラプチャ板破裂後のカバーガス圧に対するナトリウムの沸点(930°C)を使用した場合の温度 $T_g - T_w$ と実効熱伝達率 h (Exp.)、 h (Ana.)の関係を図3.15に示す。(3.10)式および(3.11)式の解析は何れも試験値の上限に位置することを確認できる。

以上より、(3.10)式および(3.11)式を用いれば、解析の実効熱伝達率は試験データの挙動を良好に模擬可能で、かつ解析の値は、試験データを包絡できることを確認できる。

3.4 考察

試験で測定される反応温度が気相(水素ガス)の温度に等しいと仮定すれば、3.2節の解析モデルの傾向と3.3節の試験データの傾向はほぼ一致する結果が得られ、試験データの定性的な傾向を説明できる。従って、3.2節の解析モデルは概ね妥当と考えられる。

3.2節の解析モデルに基づくと、以下の傾向を予想できる。

- ① 高ボイド率域を除けば、実効熱伝達率のボイド率依存性は小さい。
- ② 実効熱伝達率の上限は、液相(ナトリウム)単相流の熱伝達率で規定される。同様に、下限は気相(水素ガス)単相流の熱伝達率で規定される。
- ③ 反応ジェットから伝熱管への熱流束および実効熱伝達率の大きさは、反応直後のナトリウムの温度上昇に依存する。
- ④ 気相の温度上昇に比べて、液相(ナトリウム)の温度上昇は小さい。
- ⑤ 伝熱管の外表面温度は、ナトリウム温度を上回ることはない。(ナトリウム温度になると、逆にナトリウムによる冷却の効果が生じるため。)

ここで、ナトリウム温度の上限にその圧力での沸点 T_b を与えると、反応ジェットと伝熱管の熱流束および実効熱伝達率の最大値を予測できる。一例として、TE57-58-59で得た q_{\max} と h_{\max} を用いて、ナトリウムの沸点を900°C(約0.12MPa相当)、1000°C(約0.27MPa相当)、1100°C(約0.56MPa相当)と変化させた場合の温度と実効熱伝達率の関係を図3.16、3.17に示す。図3.16は横軸を T_g 、図3.17は $T_g - T_w$ とした。図の○、△、□はそれぞれ900、1000、1100°Cに対する実効熱伝達率 h である。図3.16より、沸点上昇(圧力上昇)に従い、実効熱伝達率は急激に大きくなることがわかる。図3.17より、沸点上昇(圧力上昇)に従い、傾き-1の直線は右側に並行移動していくことが確認できる。

3.5 まとめ

試験で得られた伝熱特性の傾向：

- ①熱流束が概ね一定値となる
- ②実効熱伝達率は反応温度と逆相関の関係がある

については、以下の理由によるものと推定する。

- ・反応温度はガス温度を測定しており、それは沸点以上に高くなり得る。
- ・ナトリウム温度は反応直後の温度から大きく変化せず、それは沸点を超えない。
- ・熱流束はナトリウムと伝熱管の伝熱が支配的であるため、概ね一定値となる。
- ・一定値の熱流束を反応温度と外壁面温度の差で除した実効熱伝達率は、ガス温度の上昇に伴い逆相関（両対数で傾き-1）の関係となる。

また、ナトリウム単相の熱伝達率、ボイド率、初期ナトリウム温度、反応直後のナトリウム温度上昇がわかれば、実効熱伝達率の予測が可能であり、その最大値はナトリウムの沸点で評価した値で抑えられる。

4. 高温ラプチャ評価への適用

第3章で導出した熱伝達率評価モデルを TRUE コード^[6] (Ver 1.83) に反映し、また付録 E に示す伝熱管の温度依存物性値や損耗（ウェステージ）モデルの改良等を加え、新バージョン (Ver 2.13) を開発した。新コードの入力データ等の変更点については、付録 D に記載する。ここでは、新コードを用いて SWAT-3 試験、英国 PFR 大リーケ事故、および「もんじゅ」水リーケ事故解析へ適用した結果について記載する。

4.1 SWAT-3 試験等への適用

新コードを SWAT-3 および米国 LLTR の破損伝播試験結果へ適用した。その際、解析モデルおよび解析条件は、基本的に既報（旧モデルと略す）^[9]と同じとした。旧モデルとの違いは、以下の 3 点である。

- ① 热伝達率評価モデルに(3.10)式と(3.11)式を適用し、SWAT-1R/HT-1、HT-2 試験データから求まる $h_{\max} \doteq 1.23 \times 10^5 \text{W/m}^2\text{K}$ 、 $q_{\max} \doteq 2.00 \times 10^6 \text{W/m}^2$ を計算条件として追加した。
- ② SWAT-3 試験でのナトリウムの沸点 T_b については、試験で測定されたカバーガス圧力を沸点に変換し、時系列データとして入力した。ただし、LLTR/A-5 試験のカバーガス圧力変化は不明であることから、沸点は旧モデルと同じ反応温度(1210°C)とした。文献^[16]によると、A-5 試験の注水時の平均的なカバーガス圧力は 1.89MPa と報告されていることから、注水時の平均的なカバーガス圧力をおよそ半分の 1 MPa とすると、図 3.1.3 から沸点は約 1200°C に相当する。従って、1210°C の仮定は、大きな誤差要因となるものでないと考える。
- ③ 損耗モデルについては、使用した場合と使用しない場合の 2 ケースを想定した。

新モデルでの解析と試験データの破損時間を比較した結果を図 4.1 に示す。解析の破損時間は、延性及びクリープのうち何れか早く破損条件に達した時間を示している。旧モデル（既報^[9]の図 6.2.1）での解析の破損時間（同じく延性及びクリープのうち何れか早く破損条件に達した時間）と比較すると、新伝熱モデルでの解析結果に有する保守性は、旧モデルと概ね同程度であることを確認できる。ただし、LLTR/A-5 試験に関しては、旧モデルでは SWAT-3 試験に比べ解析の裕度が相対的に小さかったが、今回の新伝熱モデルでは、解析の裕度が SWAT-3 試験と概ね同程度となった。また、新伝熱モデルに加え損耗モデルを採用すると、より解析と試験の結果が近づくものの、解析の保守性は依然十分に確保されていることがわかる。

4.2 PFR 大リーク事故への適用

新コードを PFR 大リーク事故へ適用した。ここでも、解析モデルや条件を既報^[9]と同じとした。異なる点は、以下に記す。

- ① (3.10)式と(3.11)式の熱伝達率評価モデルで、 $h_{\max} \doteq 1.23 \times 10^5 \text{W/m}^2\text{K}$ 、 $q_{\max} \doteq 2.00 \times 10^6 \text{W/m}^2$ を計算条件として与えた。
- ② ナトリウム側の反応温度および沸点 T_b については、事故報告論文^[17, 18]を参考にして、以下のように仮定した。まず、過熱器の圧力開放板が作動するまでの数十秒は伝熱管 #16（フレッティングによる疲労クラックで初期破損孔に拡大が生じた伝熱管）による中規模な水リークが生じていたことから、カバーガス圧は保守側に初期の 0.3MPa から圧力開放板の作動圧力^[18]の約 0.6MPa まで変化するとして、その沸点相当である 1000～1100°C を反応温度および沸点としてリニアに与える。同論文の事故解析結果 (Best Estimate Final Escalation) によると、#16 の水リークに起因する伝熱管の破損伝播はトリップ後 8 秒までに発生し、その時点では水系の圧力は約 7 MPa 程度まで低下したとされ、また論文^[17]では、反応温度はカバーガス圧力 1 MPa 相当の 1235°Cまで上昇したとされる。同論文の伝熱管分類であるカテゴリー 1 とカテゴリー 2 に属する 15 本の伝熱管は水系圧力が 7 MPa に達するまでに破損したとされ、またカテゴリー 3 とカテゴリー 4 とされる残りの伝熱管は、最高 1345°Cにさらされて 7～4 MPa の低い圧力で破損したとされる。論文^[18]によると、水系圧力が 4 MPa まで低下するのはトリップ後 10 秒と考えられる。以上より、ナトリウム側の条件としてトリップ後 8 秒時点で反応温度および沸点が 1250°C、トリップ後 10 秒時点で反応温度が 1350°Cとなるように、解析条件を与えた。トリップ後 8 秒以降の沸点については、論文^[18]の解析結果 (IHX 圧力) で、トリップ後 5 秒を過ぎると直前のピーク値約 1 MPa から次第に圧力が低下していることから、沸点としては 1 MPa 相当の 1250°Cを与えた。
- ③ なお、解析対象とする PFR 過熱器の伝熱管は SUS316 で耐損耗性に優れる材質であり、かつ隣接管の 2 次破損に到る時間も極めて短いことから、損耗モデルは特に採用せず旧モデルと同じ扱いとした。

以上の条件を与えて、新モデルで解析した結果を図 4.2～図 4.3 に示す。図 4.2 は事故当時の低速ブローダウン体系を模擬したものであり、図 4.3 は事故後に設置された高速ブローダウン系を模擬したものである。前者は、低速ブローによる減圧効果が直ちに得られなかつたため、トリップ後 2.7 秒で延性破損 (7.2 秒でクリープ破損) の条件に達して

いる。事故報告では、トリップ後3秒間で初期水リーク管を含む9本がウェステージ及び高温ラプチャ破損し、続く5秒間（トリップ後8秒に相当）で残りの31本が高温ラプチャ破損したと推定されており、解析結果は推定と概ね良く一致していると考える。一方後者では、早い減圧効果のため伝熱管の生じる応力は常に伝熱管強度を下回っており、伝熱管は破損条件に至らなかった。従って、PFR 改造後に設置された高速ブローダウン体系の有効性が示される。なお、新モデルで得られた解析結果は、既報^[9]と大きく異なるものでないことを確認できた。

4.3 「もんじゅ」への適用

新コードを「もんじゅ」高温ラプチャ解析へ適用した。ここでも、解析モデルと条件は基本的に既報^[9]と同じとした。解析ケースは、定常運転条件および蒸発器のカバーガス圧力計信号によるトリップとその後の水ブロー条件とし、既報^[9]の表8.2.1に示すように、定格運転条件の上部（リンク13）、中部（リンク9）、下部（リンク6）、40%給水運転条件の中部（リンク9）、下部（リンク8）、10%給水運転条件の上部（リンク13）、下部（リンク11）とした。解析条件のうち、既報と異なる点のみ以下に記す。

- ① (3.10)式と(3.11)式の熱伝達率評価モデルで、 $h_{\max} \doteq 1.23 \times 10^5 \text{W/m}^2\text{K}$ 、 $q_{\max} \doteq 2.0 \times 10^6 \text{W/m}^2$ を計算条件として与えた。
- ② ナトリウムの沸点 T_B については、蒸発器の初期カバーガス圧力が0.2MPa、圧力開放板の作動圧力が0.45MPaであることから、沸点962°C (0.2MPa)、1073 (0.45MPa)を与えた。その際、1.5kg/s の初期水リーク率は一定を仮定していることから、カバーガス圧力は時間とともにリニアに変化することを考慮して、図4.4に示すような直線で近似した。
- ③ 損耗モデルを採用した。

以上のモデルでの解析結果を図4.5～図4.11に示す。図4.5～7は定格運転条件、図4.8～9は10%給水運転条件、図4.10～11は同運転条件を示す。また、主な解析結果を既報の旧モデルと比較して表4.1に示す。

解析では、何れの条件でも伝熱管に延性破損およびクリープ破損が発生しないという結果となった。これは、既報の解析結果と異なるものではない。表4.1からは、応力と引張強さの比は新旧モデルでさほど大きな違いが見られない。累積損傷については、定格運転条件で一部値が増減するケースもあるが、その最大値を示すリンク9で比較すると0.34が0.32と小さくなっている。一方、40%給水運転及び10%給水運転条件では、何れのケースについても値が小さくなっている。特に、従来最も厳しいと考えられていた10%給水

運転条件については、その最大値 0.44 が 0.28 と小さくなっていることがわかる。なお、全てのケースを通して累積損傷の最大値をみると、0.44（10%給水運転管束部下部での値）が 0.32（定格運転管束部中部での値）となり、約 25%程度小さくなっている。

なお、付録 F に「もんじゅ」設備改造前について新旧比較をした結果を示すが、設備改造前についても、前述と同じく特に累積損傷において裕度が大きく増していることがわかる。

5. 結言

SG 水リーク時の高温ラプチャ型破損に対する伝熱管の構造健全性を合理的に評価するために、ナトリウムー水反応ジェットが隣接伝熱管に及ぼす熱的な影響を検討し、カバーガス圧力の効果を考慮した新伝熱モデル等を開発するとともに、これを用いた適用解析を実施した。本報で得られた主な成果を以下にまとめる。

- (1)ナトリウムー水反応ジェットにさらされたターゲット伝熱管における熱流束および熱伝達率の詳細評価手法を開発した。本手法を用いると、従来のモデルと比較して熱流束を現実的に評価できることを確認した。
- (2)反応ジェットと伝熱管の間の伝熱特性を二相流モデルで理論的に検討し、伝熱特性に及ぼすカバーガス圧力と流体温度の影響を考慮した新伝熱モデルを開発した。本モデルにより、合理的な実験整理式および SWAT-1R 等試験データに基づく実験係数の暫定値を導出することができた。
- (3)高温ラプチャ解析コード TRUE に新伝熱モデル等を反映し、SWAT-3 等のナトリウムー水反応試験データにより、モデルの保守性を確認した。
- (4)新伝熱モデルによる英国 PFR 大リーク事故への適用解析では、従来の解析結果と大きく異なること、すなわち、伝熱管内の減圧特性の重要性を確認できた。
- (5)新伝熱モデル等による「もんじゅ」蒸発器への適用解析では、従来の解析結果が十分保守的であり、現実的には累積損傷の最大値が 25%程度低減できる見通しであることを確認した。

高温ラプチャ解析の計算精度を向上し、高信頼性を確保するための今後の課題としては、SWAT-1R 試験データの蓄積によるカバーガス圧力依存性の実験的な確認が必要と考える。

謝辞

本試験の実施については清野裕 研究員、西村正弘 副主任研究員、下山一仁 副主任技術員および東興機械工業(株)殿に、試験データ整理については原子力システム(株)の小野功氏に作業を担当して頂き、ここに感謝の意を表します。

本研究の実施にあたり、試験・解析等において常に有益な助言と共にご指導を頂いた要素技術開発部 田辺裕美 次長、熱化学安全試験グループ 宮原信哉 グループリーダ、および新技術開発試験グループ 三宅収 グループリーダに深く感謝の意を表します。

本報告書の発行にあたり、有益な助言とご指導を頂いた本社訴訟対策室 黒羽光男 室長代理およびもんじゅ技術課 宮川明 技術主幹に感謝の意を表します。

参考文献

- [1] 和田雄作、青木昌典、「高温急速加熱バースト解析用弾塑性応力一ひずみ関係2直線近似法」、日本原子力学会 1995 年秋の大会予稿集 F95 (1995. 10)
- [2] 浜田広次、栗原成計、「火薬トーチ模擬試験による蒸気発生器伝熱管破損評価法の検証」、日本原子力学会 1996 年春の年会予稿集 F 28(1996. 3)
- [3] 浜田広次、田辺裕美、「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ解析 II — 英国 PFR 過熱器の大リーク事故解析ー」、PNC TN9410 96-027(1995. 12)
- [4] 浜田広次、田辺裕美、「PFR 過熱器の伝熱管破損における水蒸気減圧系の効果の確認」、日本原子力学会 1996 年秋の大会予稿集 G56(1996. 10)
- [5] 小峰龍司、和田雄作、「急速加熱による円筒の内圧破断に関する構造健全性評価手法の研究」、PNC TN9410 98-086(1998. 8)
- [6] 浜田広次、栗原成計、「蒸気発生器伝熱管破損解析コードの開発」、JNC TN9400 2000-091(2000. 7)
- [7] 田辺裕美、和田雄作ほか、「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用」、PNC TN9410 98-029(1998. 6)
- [8] 三宅収、浜田広次ほか、「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用(II)」、PNC TN9400 2001-099(2001. 11)
- [9] 三宅収、浜田広次ほか、「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用(III)」、PNC TN9400 2001-130(2002. 3)
- [10] 田辺裕美、佐藤稔ほか、「蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT-3)による破損伝播試験(IV)」、PNC TN941 83-158(1983. 11)
- [11] 田辺裕美、渡辺智夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT-3)による破損伝播試験(V)」、PNC TN9410 86-104(1986. 9)
- [12] たとえば、甲藤好郎、「伝熱概論」、養賢堂
- [13] 甲藤好郎、佐藤俊ほか、「伝熱学特論」、養賢堂
- [14] 日本原子力学会熱流動部会編、「気液二相流の数値解析」、66 頁、朝倉書店
- [15] 西村正弘、下山一仁ほか、「ナトリウム—水反応時の熱的影響確認試験」、JNC TN9400 2003-014 (2003. 3)
- [16] C. E. Bordman, M. Hui etc., "TEST RESULTS OF SODIUM-WATER REACTION TESTING IN NEAR PROTOTYPICAL LMR STEAM GENERATOR", Proceeding of the IAEA/IWGFR Specialists' Meeting on Steam Generator Failure and Failure Propagation Experience, Aix-en-Provence, France, Sept. 1990

- [17] A. M. Judd, R. Currie etc., "The under-sodium leak in the PFR superheater 2, February 1987", Nucl. Energy, 1992, Vol.31, No.3, June, 221-230
- [18] R. Currie, G. A. B. Linekar etc., "The under-sodium leak in the PFR superheater 2 in February 1987", Proceeding of the IAEA/IWGFR Specialists' Meeting on Steam Generator Failure and Failure Propagation Experience, Aix-en-Provence, France, Sept. 1990

表4.1 「もんじゅ」蒸発器解析結果のまとめ(新旧モデルの比較) 1/2
 <設備改造後、カバーガス圧力計信号検出、伝熱管肉厚3.5mm>

| 運転状態 | | 定格運転 | | | | | | | |
|--------|--------------------------|-------|------|------|-------|------|-------|-------|-------|
| 水リーフ位置 | | 管東部上部 | | | 管東部中部 | | | 管東部下部 | |
| リンク番号 | | 13 | | | 9 | | | 6 | |
| 採用モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 新モデル |
| プロ | 管壁温度(℃) | 776 | 858 | 831 | 899 | 899 | 581 | 576 | 576 |
| 一開始前 | 引張強さ(N/mm ²) | 91.9 | 82.4 | 82.4 | 82.4 | 82.4 | 250.0 | 250.0 | 257.0 |
| | 応力(N/mm ²) | 69.8 | 67.3 | 71.2 | 68.6 | 68.6 | 71.5 | 71.5 | 68.8 |
| | 応力/引張強さ(-) | 0.76 | 0.82 | 0.86 | 0.83 | 0.83 | 0.29 | 0.29 | 0.27 |
| プロ | 時刻(s) | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 5 | 5 | 8 |
| 一開始後 | 管壁温度(℃) | 776 | 858 | 831 | 899 | 899 | 805 | 805 | 976 |
| | 引張強さ(N/mm ²) | 91.9 | 82.4 | 82.4 | 82.4 | 82.4 | 82.4 | 82.4 | 67.6 |
| | 応力(N/mm ²) | 69.8 | 67.3 | 71.2 | 68.6 | 68.6 | 57.2 | 57.2 | 49.1 |
| | 応力/引張強さ(-) | 0.76 | 0.82 | 0.86 | 0.83 | 0.83 | 0.69 | 0.69 | 0.73 |
| | 累積損傷(-) | 0.15 | 0.23 | 0.34 | 0.32 | 0.32 | 0.09 | 0.09 | 0.11 |
| | 参照図 | - | 図4.5 | - | 図4.6 | - | 図4.7 | 図4.7 | 図4.7 |

表4.1 「もんじゅ」蒸発器解析結果のまとめ(新旧モデルの比較) 2/2
 <設備改造後、カバーガス圧力計信号検出、伝熱管肉厚3.5mm>

| 運転状態 | | 40%給水運転 | | | | 10%給水運転 | | | |
|---------|--------------------------|---------|------|-------|------|---------|-------|-------|-------|
| 水リーフ位置 | | 管東部中部 | | 管東部下部 | | 管東部上部 | | 管東部下部 | |
| リンク番号 | | 9 | | 8 | | 13 | | 11 | |
| 採用モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル |
| プロ | 管壁温度(°C) | 902 | 936 | 900 | 937 | 829 | 901 | 819 | 890 |
| 一開始前 | 引張強さ(N/mm ²) | 82.1 | 76.7 | 82.4 | 76.6 | 82.4 | 82.2 | 82.4 | 82.4 |
| 一開始後 | 応力(N/mm ²) | 61.0 | 58.6 | 61.0 | 58.6 | 59.2 | 56.5 | 59.2 | 56.6 |
| 一開始後 | 応力/引張強さ(-) | 0.74 | 0.76 | 0.74 | 0.77 | 0.72 | 0.69 | 0.72 | 0.69 |
| プロ | 時刻(s) | 6 | 0 | 9 | 0 | 0 | 0 | 21 | 0 |
| 一開始後 | 管壁温度(°C) | 1004 | 936 | 1019 | 937 | 829 | 901 | 1067 | 890 |
| 一開始後 | 引張強さ(N/mm ²) | 59.8 | 76.7 | 56.4 | 76.6 | 82.4 | 82.2 | 45.8 | 82.4 |
| 一開始後 | 応力(N/mm ²) | 47.1 | 58.6 | 41.9 | 58.6 | 59.2 | 56.5 | 33.2 | 56.6 |
| 一開始後 | 応力/引張強さ(-) | 0.79 | 0.76 | 0.74 | 0.77 | 0.72 | 0.69 | 0.73 | 0.69 |
| 累積損傷(-) | | 0.31 | 0.21 | 0.27 | 0.20 | 0.23 | 0.23 | 0.44 | 0.28 |
| 参考図 | | — | 図4.8 | — | 図4.9 | — | 図4.10 | — | 図4.11 |

ナトリウム-水反応熱の伝熱管壁への入熱条件を評価するために、伝熱管壁内の2点の温度測定値から熱流束を求め、さらに反応部の温度と外表面温度との差で除して、実効的熱伝達係数を求めた。

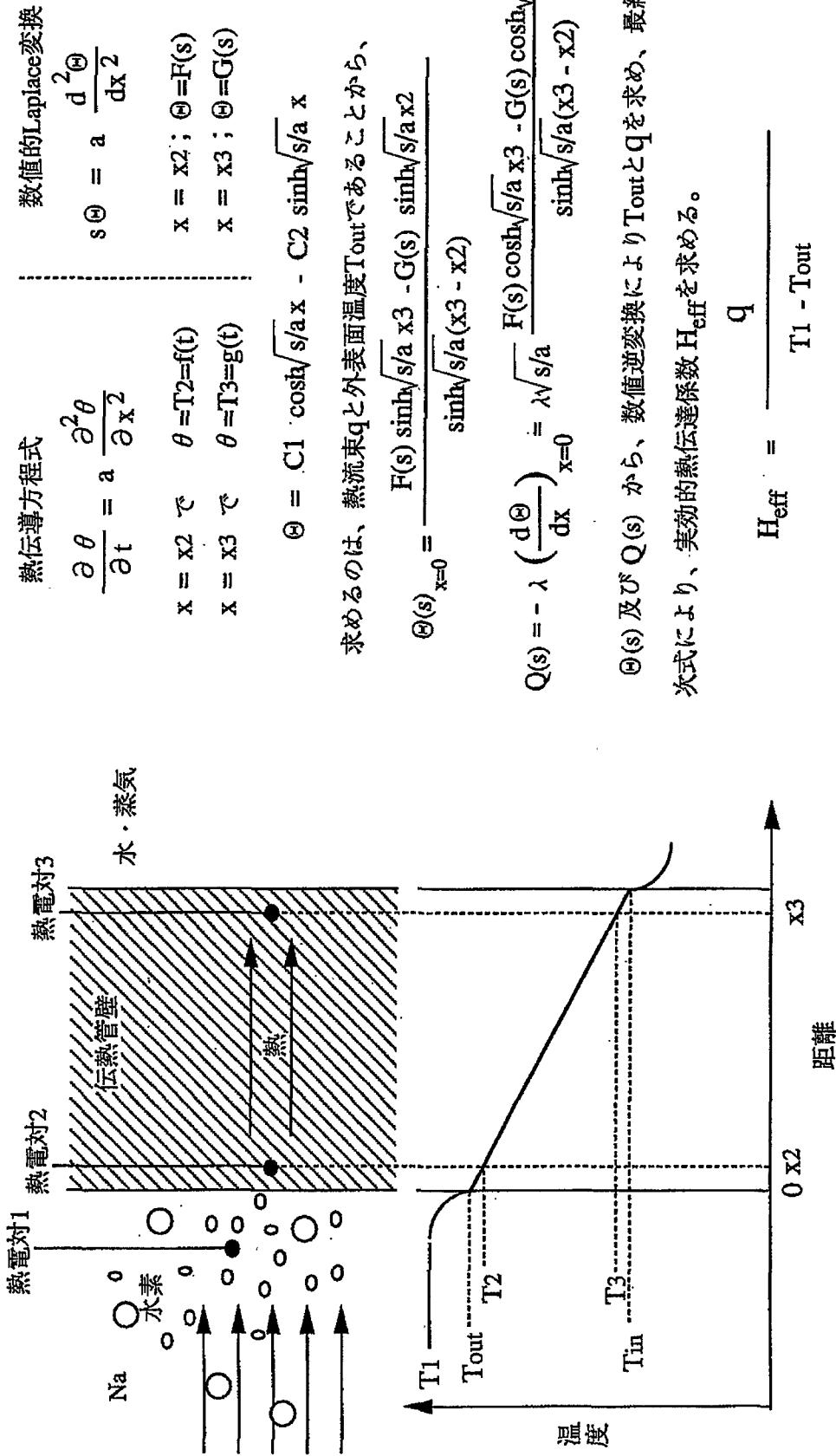


図2.1 逆ラプラス変換モデルの概要

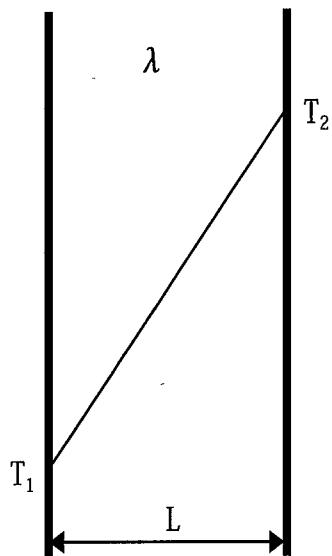


図2.2(a) 平板モデル

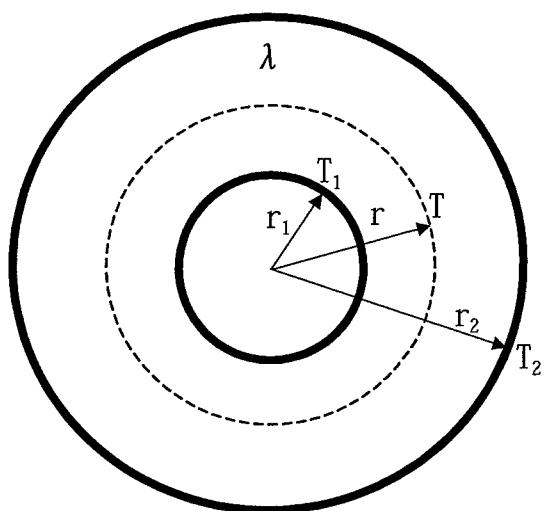


図2.2(b) 円筒モデル

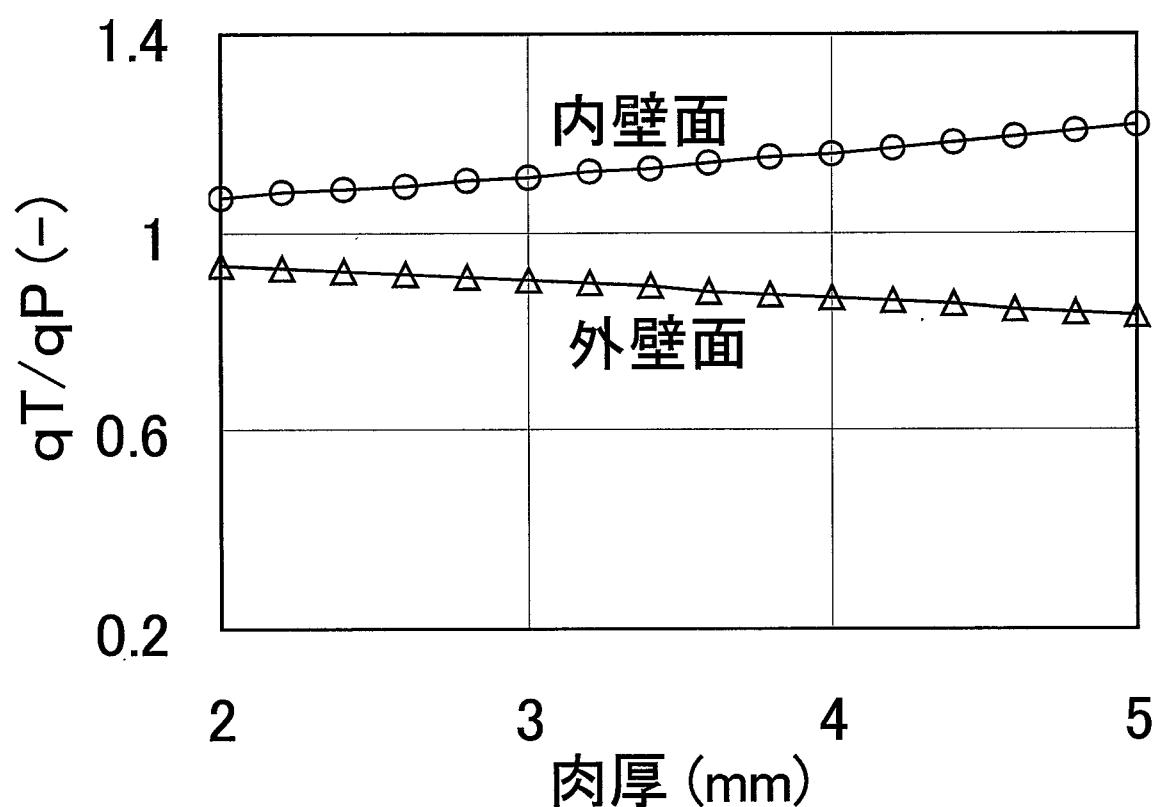


図2.3 伝熱管肉厚と熱流束比の関係

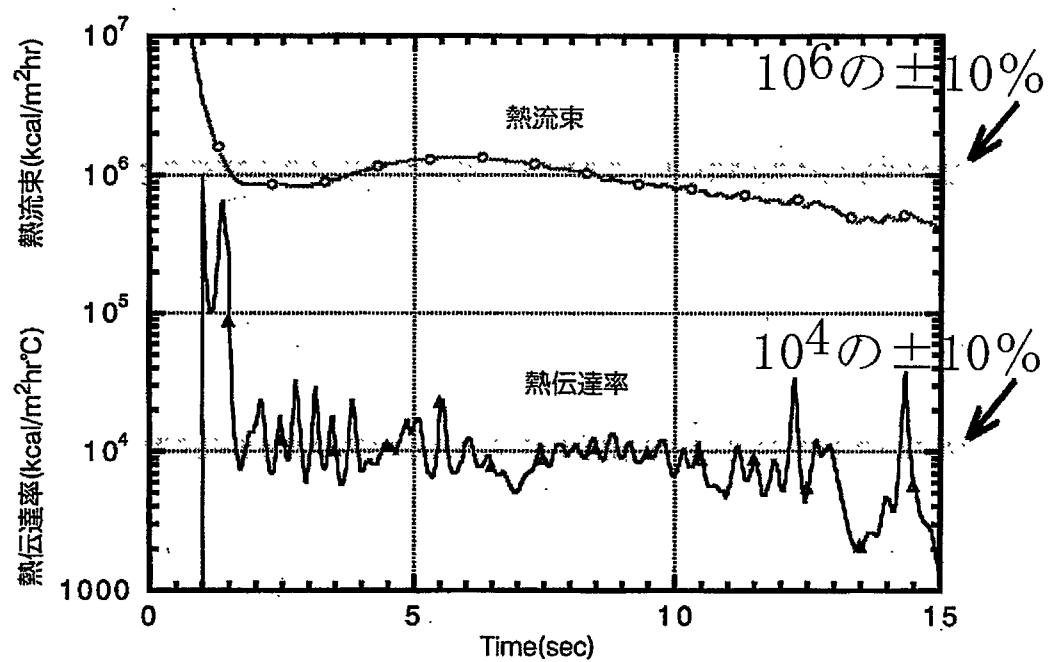


図 2.4 反応域の熱流束と熱伝達率の時間変化(SWAT-3/Run19)

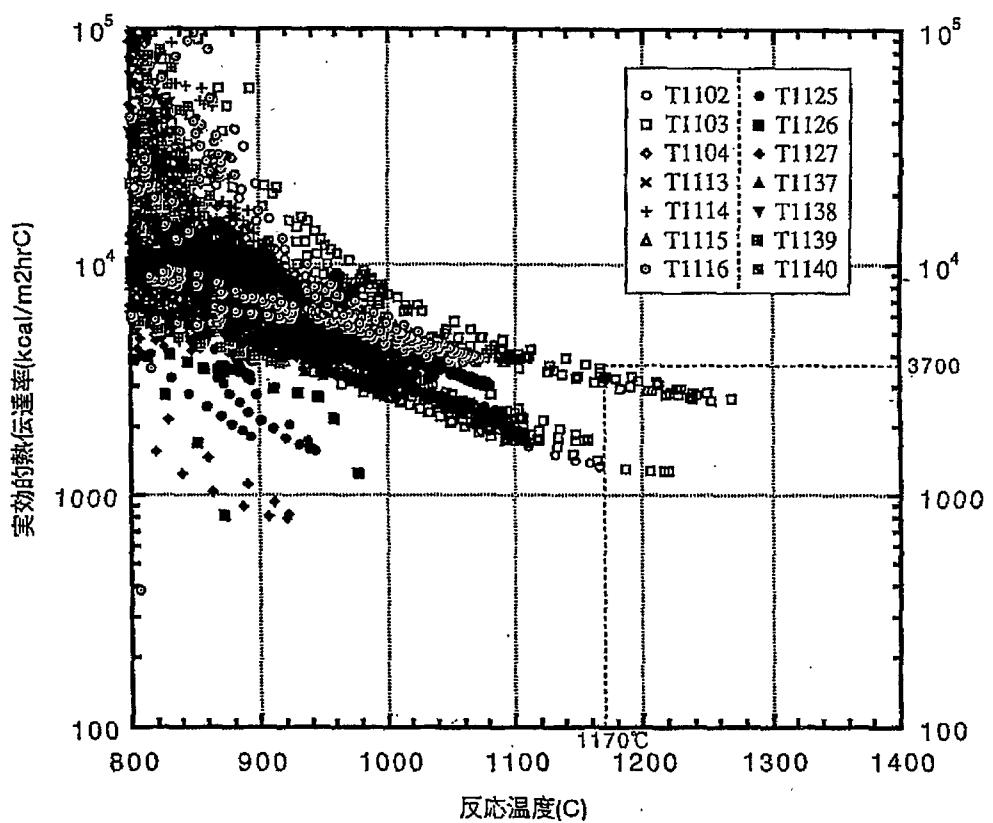


図 2.5 反応域の温度と実効熱伝達率との相関(SWAT-3/Run19)

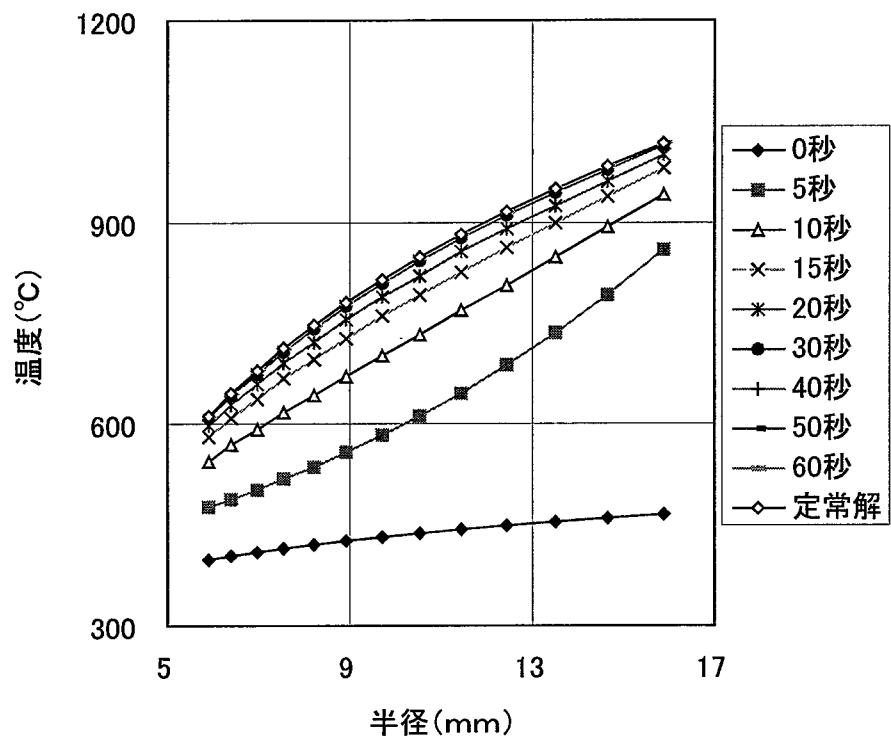


図 2.6 (a) 半径方向の温度分布

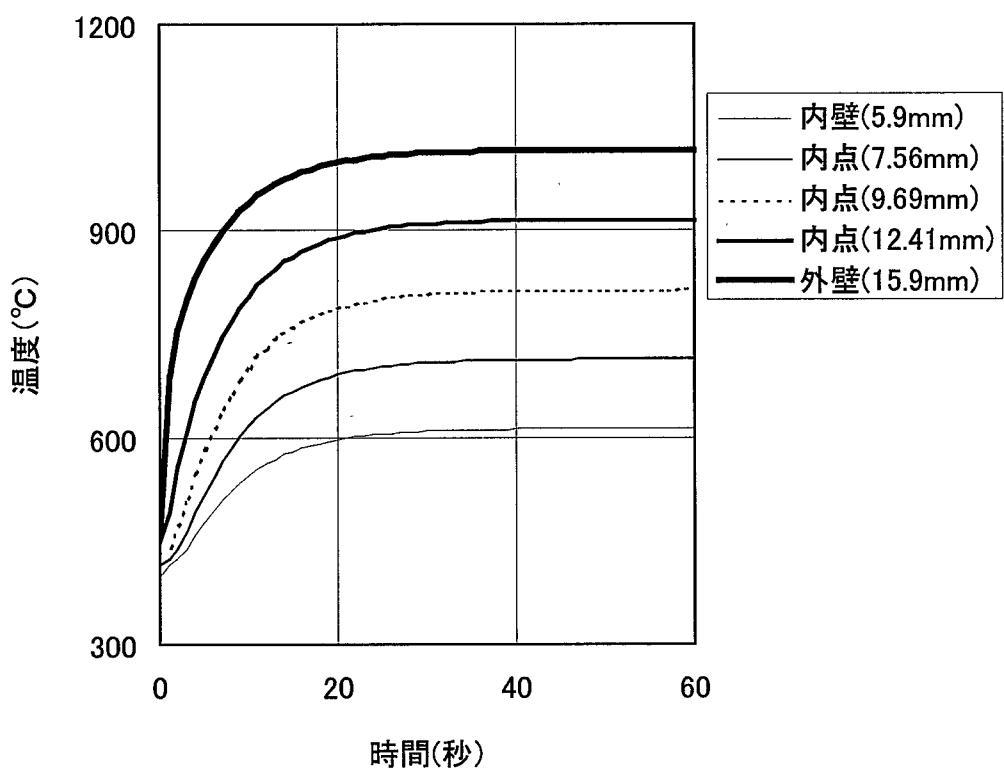


図 2.6 (b) 温度の時間変化

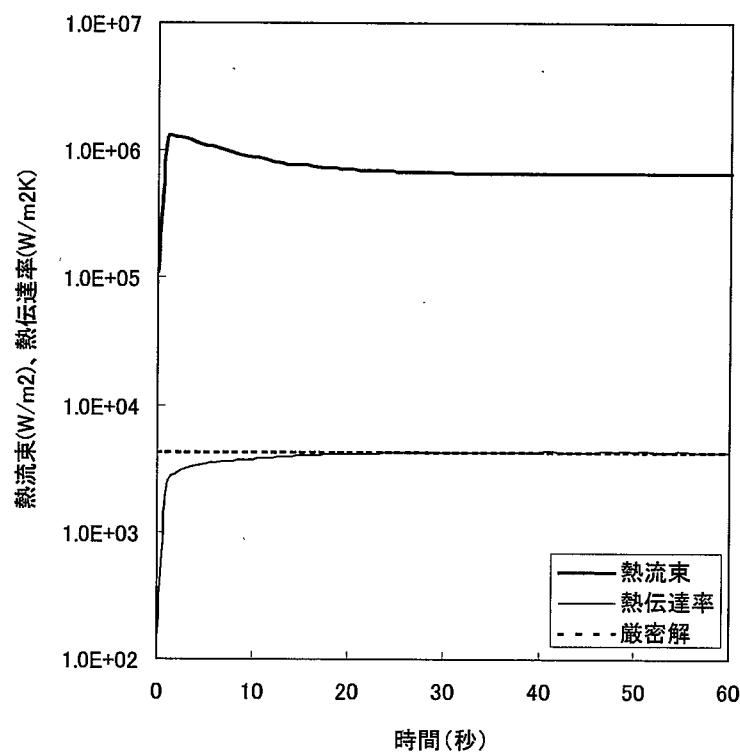


図 2.7 (a) 定常モデルでの計算結果

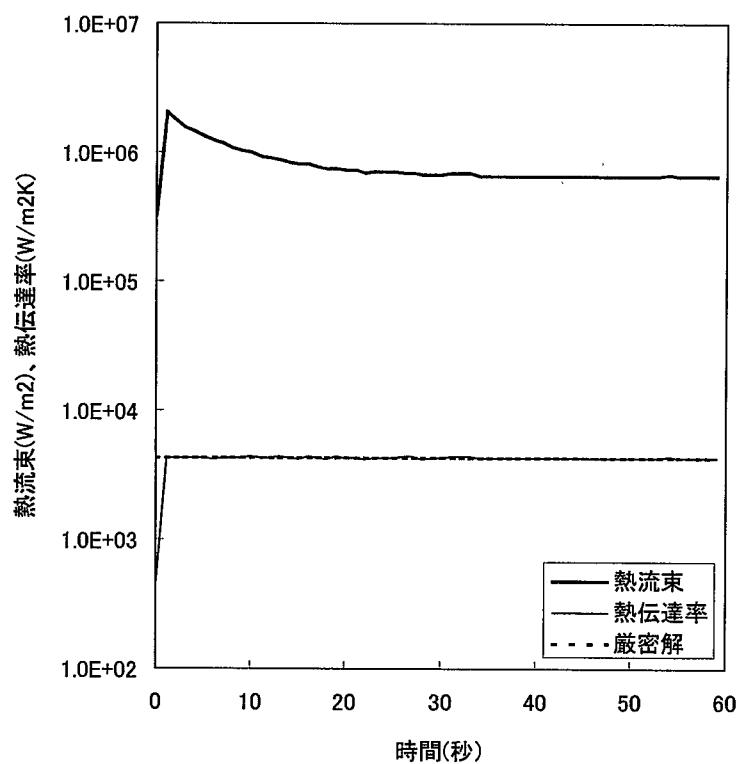


図 2.7 (b) 非定常モデルでの計算結果

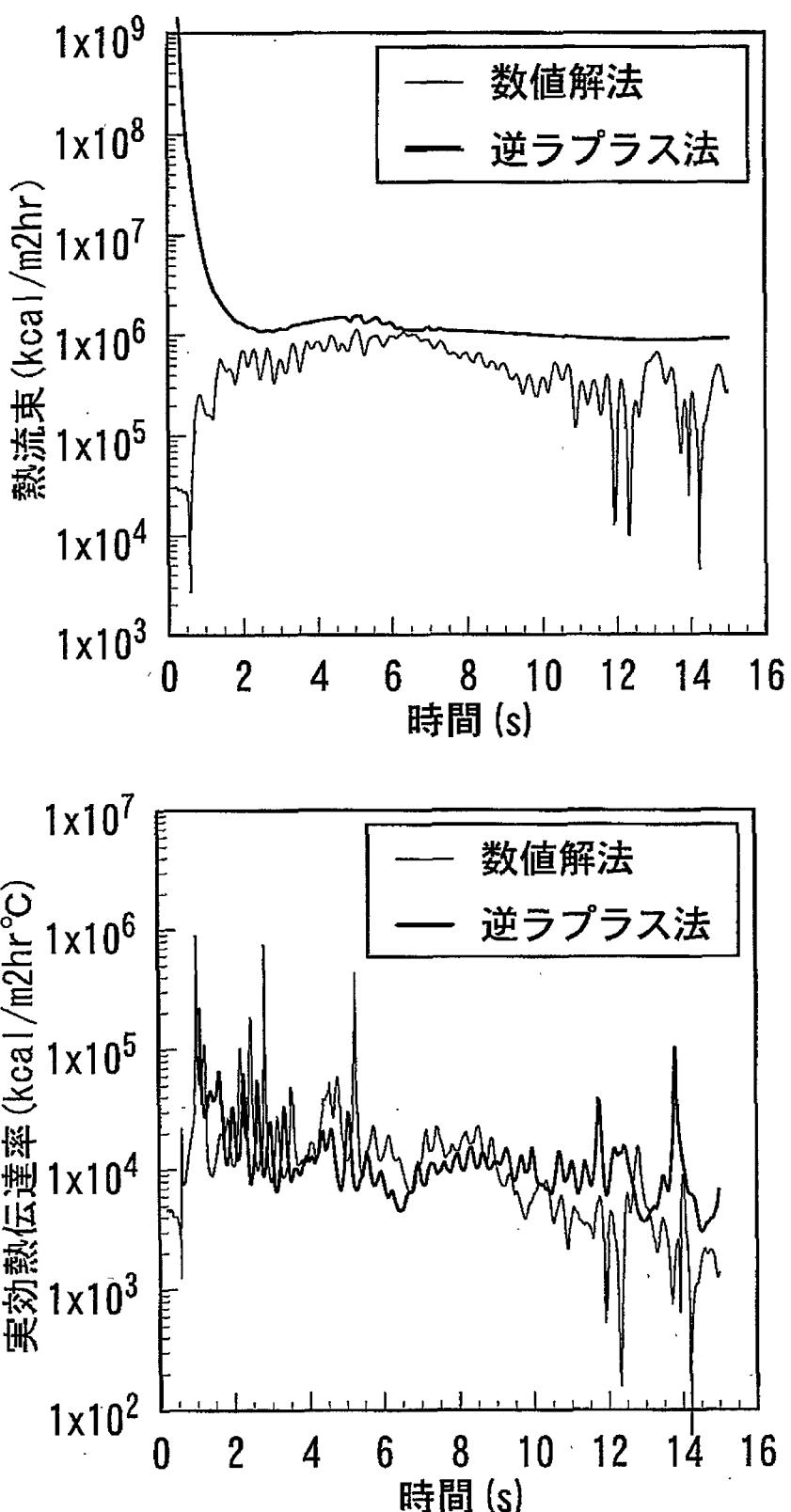


図2.8 (a) 定常モデルでの解析結果と従来モデルとの比較

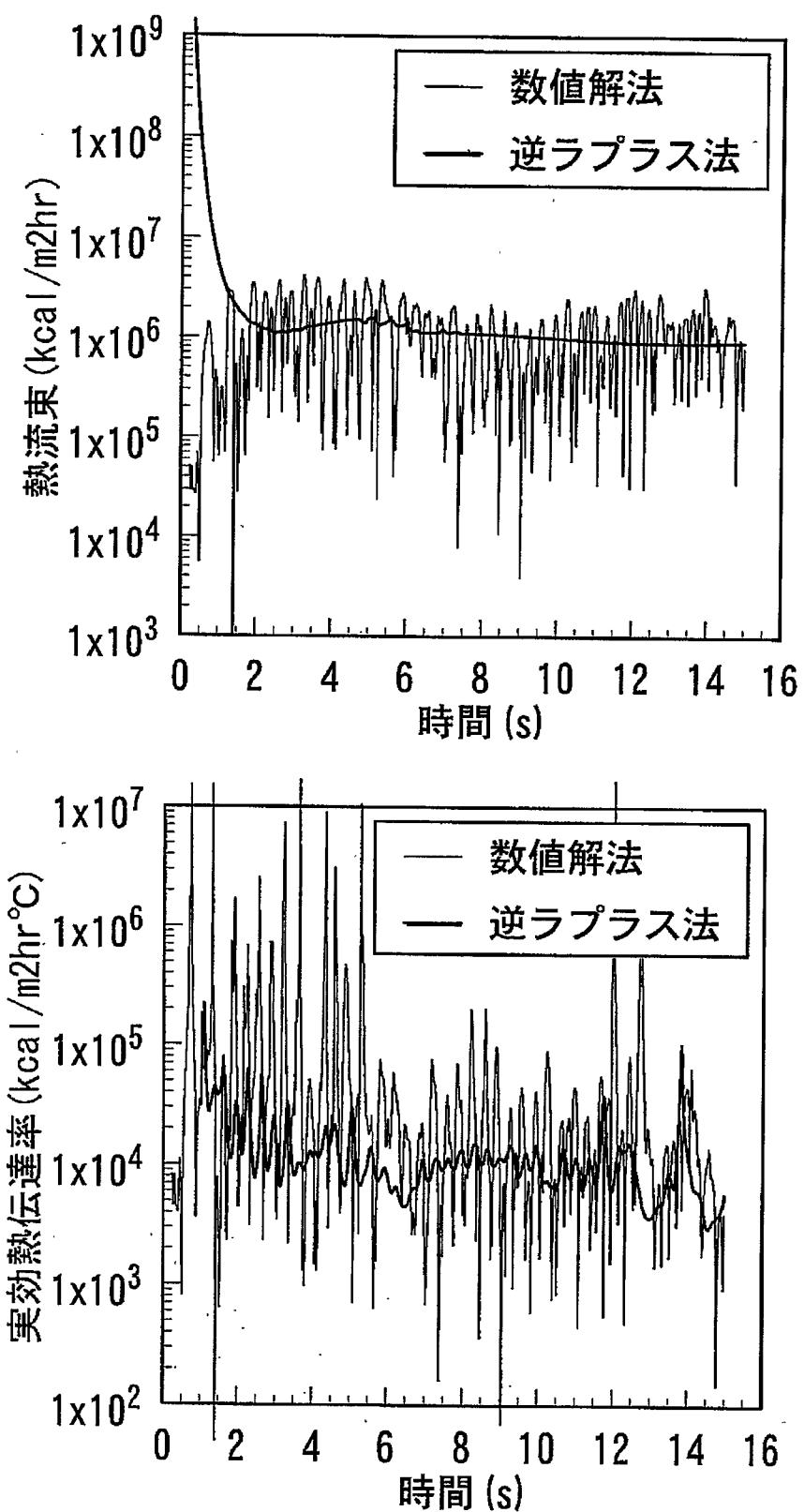


図 2.8 (b) 非定常モデルでの解析結果と従来モデルとの比較

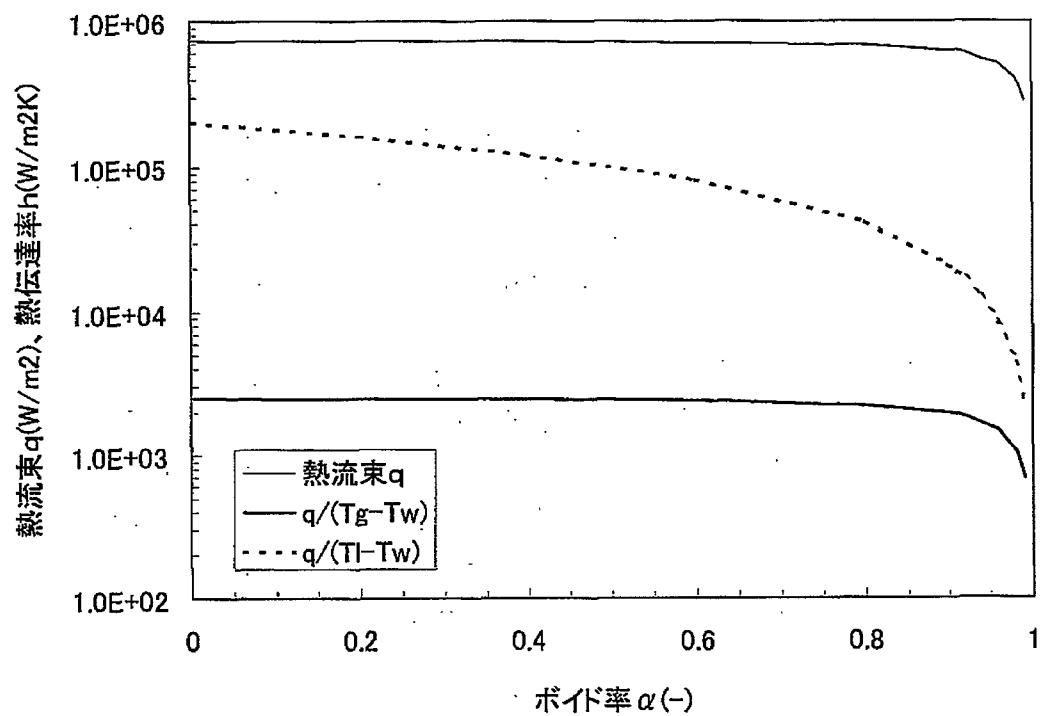


図 3.1 热流束と実効熱伝達率のボイド率依存性

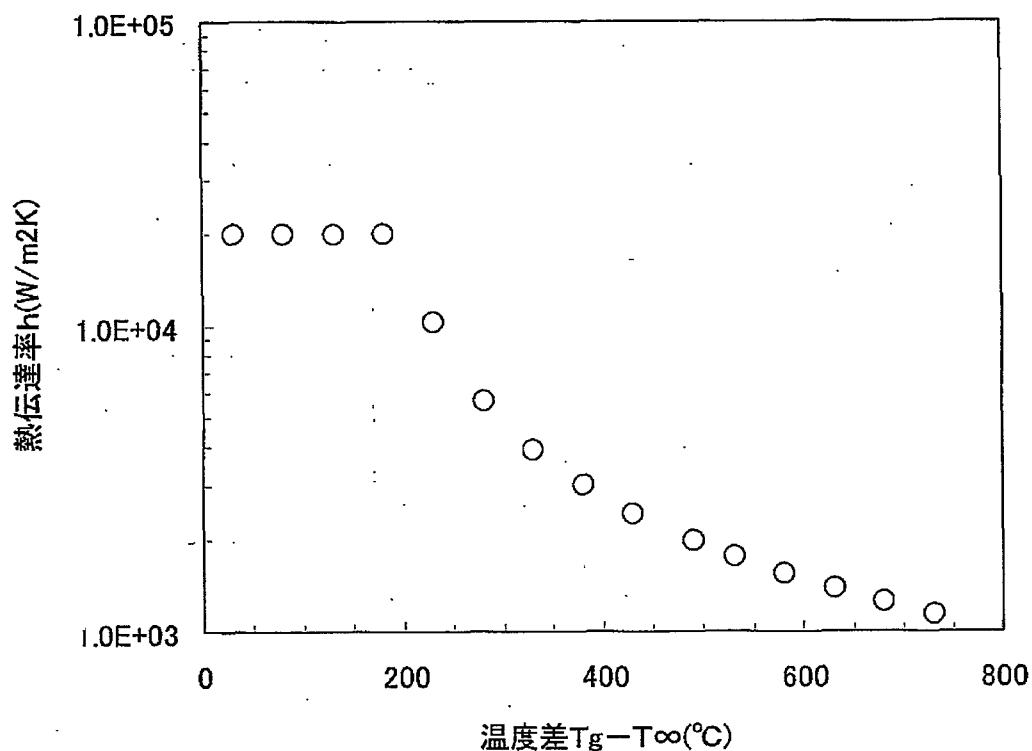


図 3.2 反応温度の上昇と実効熱伝達率の関係

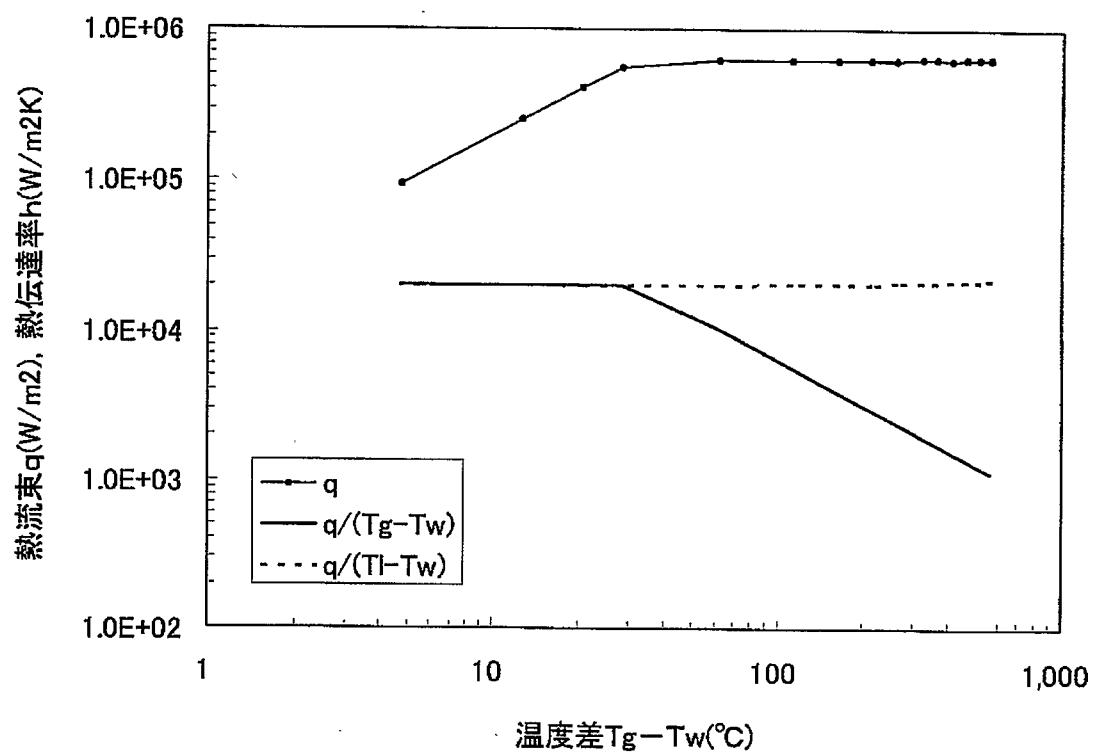


図3.3 反応温度と外壁面温度の差と熱流束、実効熱伝達率の関係

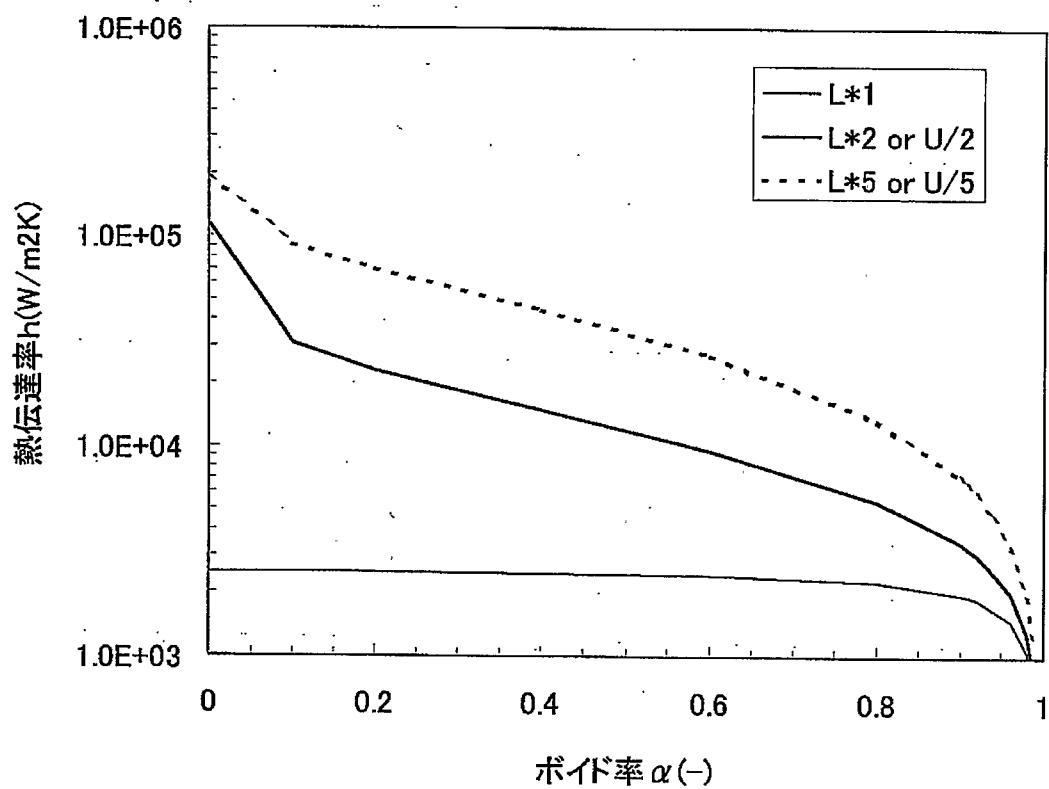


図3.4 リーク部からの距離とナトリウム流速の依存

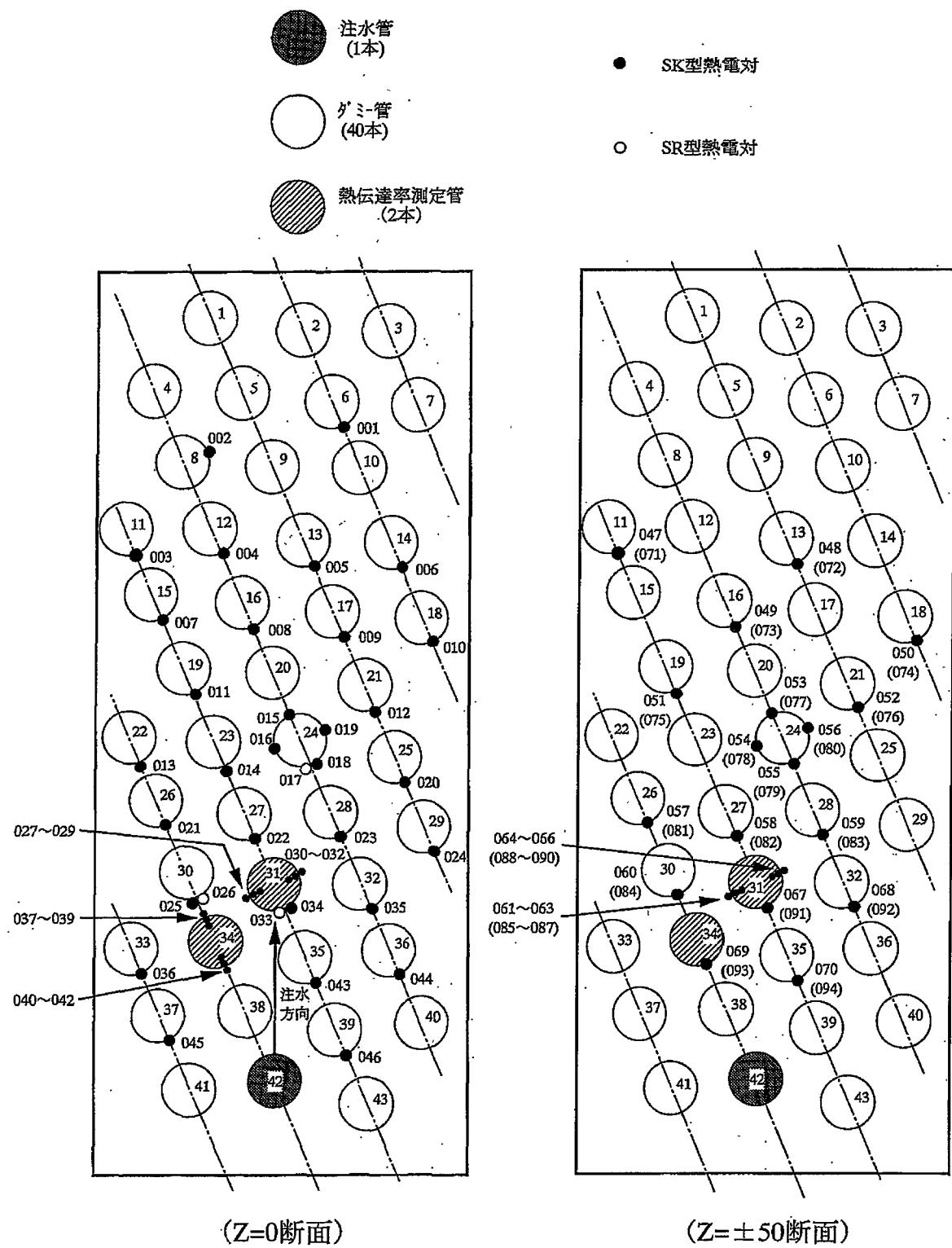


図 3.5 SWAT-1R/HT-1 試験時の熱電対配置

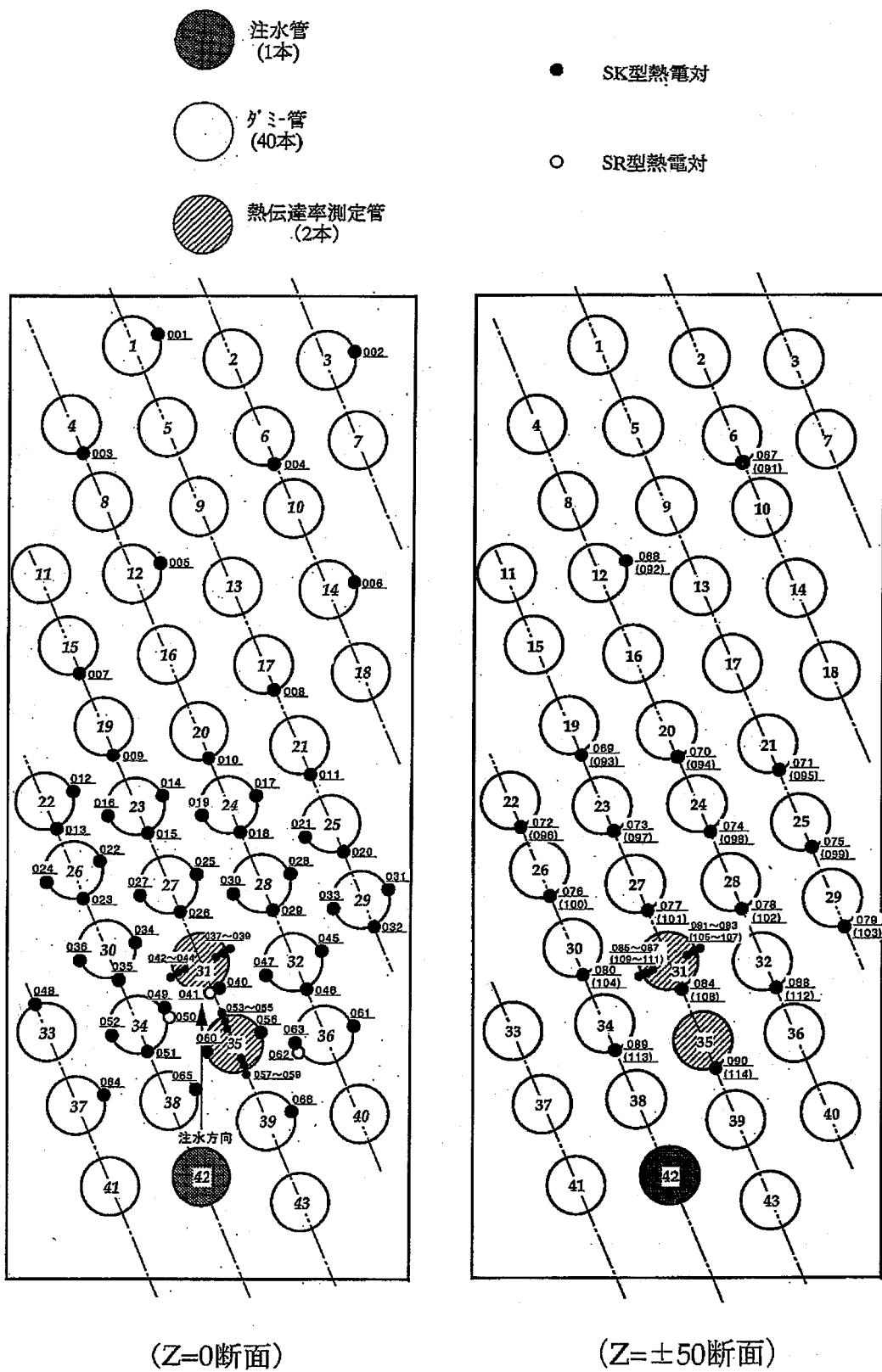


図3.6 SWAT-1R/HT-2 試験時の熱電対配置

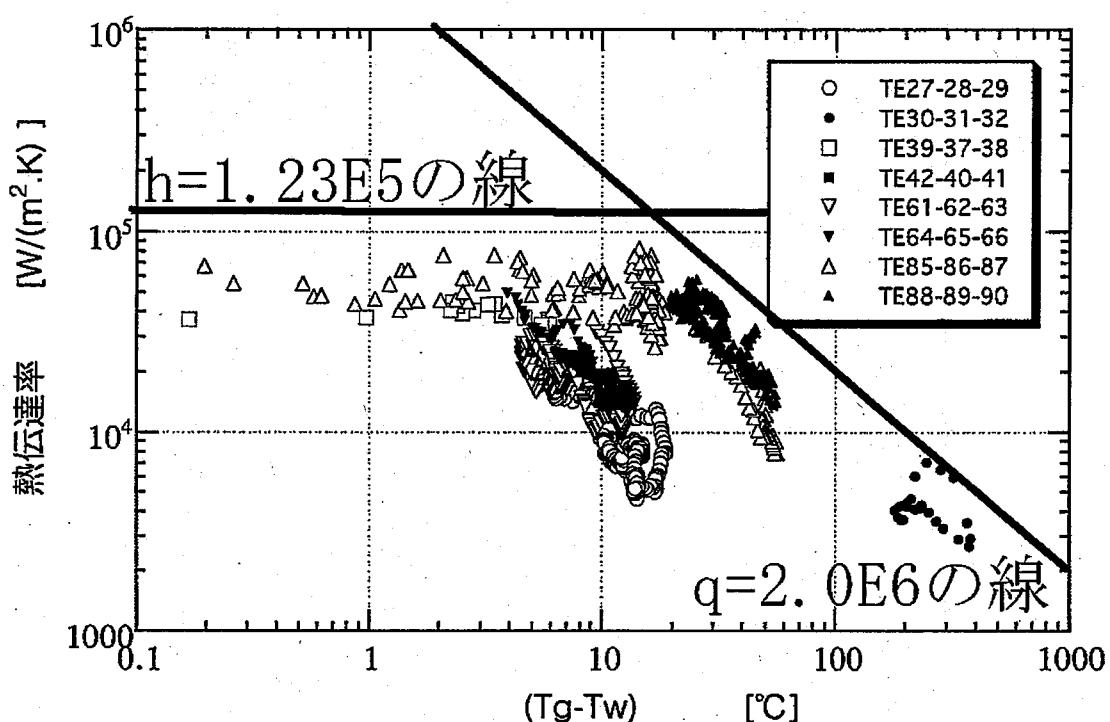


図3.7 SWAT-1R/HT-1 試験時の熱伝達率

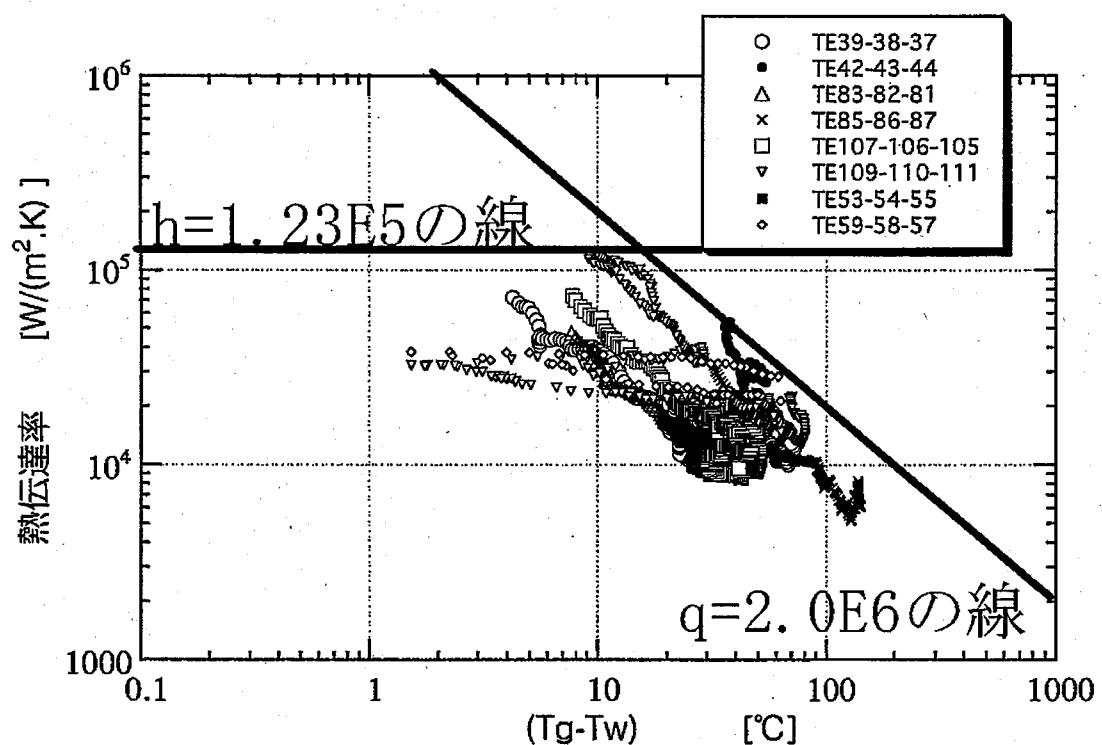


図3.8 SWAT-1R/HT-2 試験時の熱伝達率

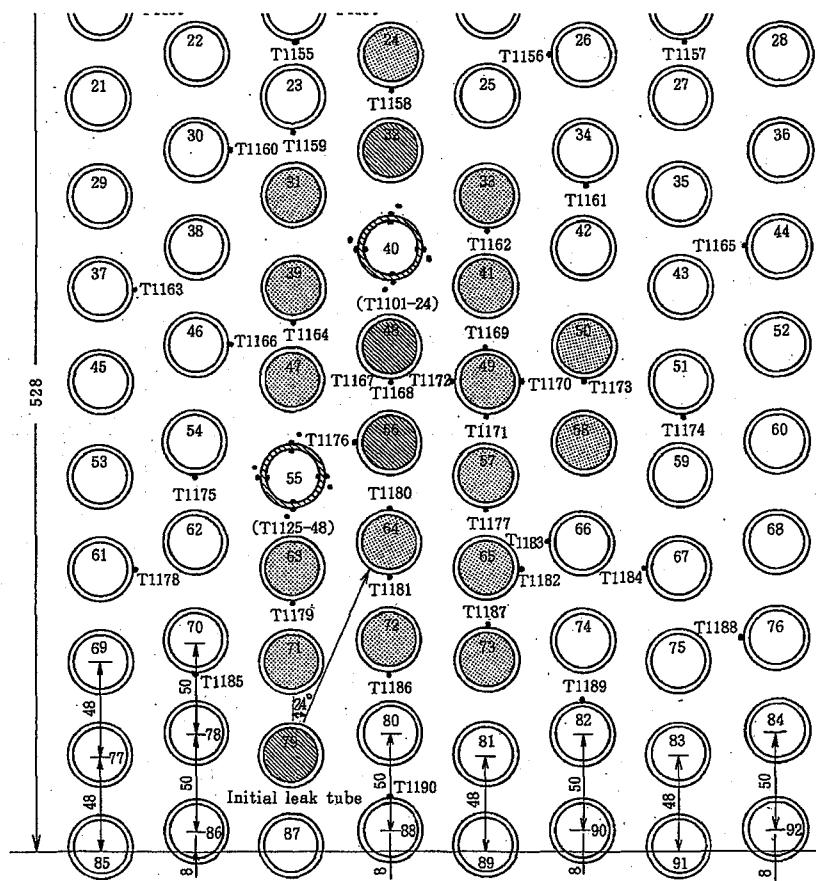


図 3.9 SWAT-3/Run19 試験時の熱電対配置

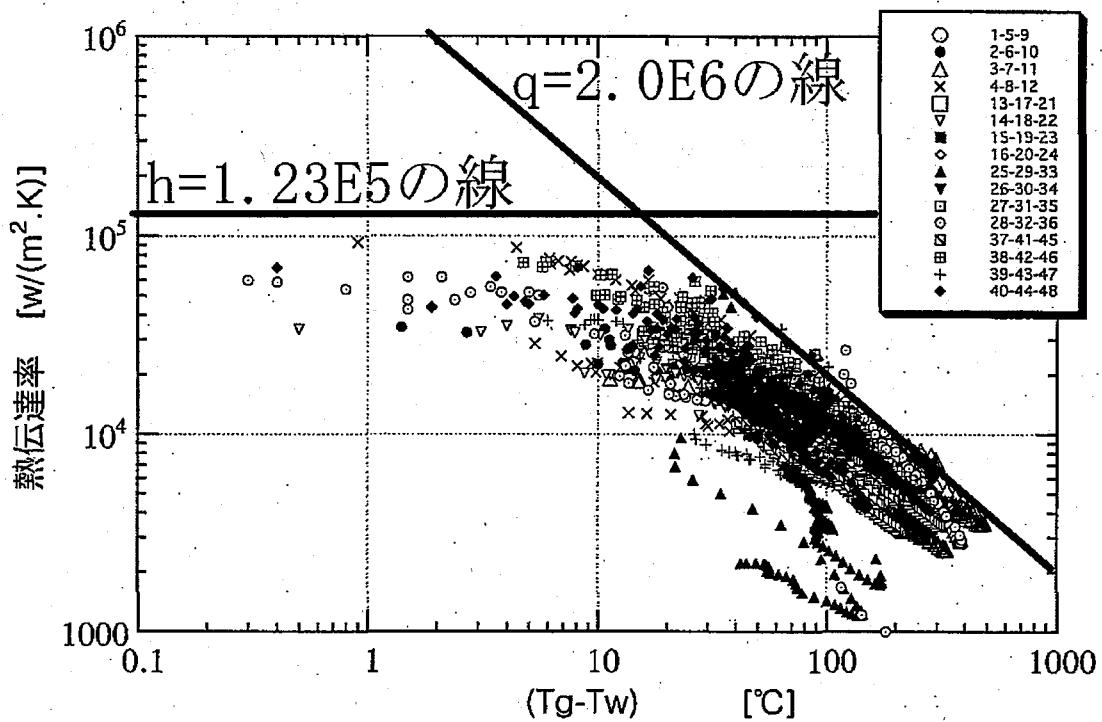


図 3.10 SWAT-3/Run19 試験時の熱伝達率

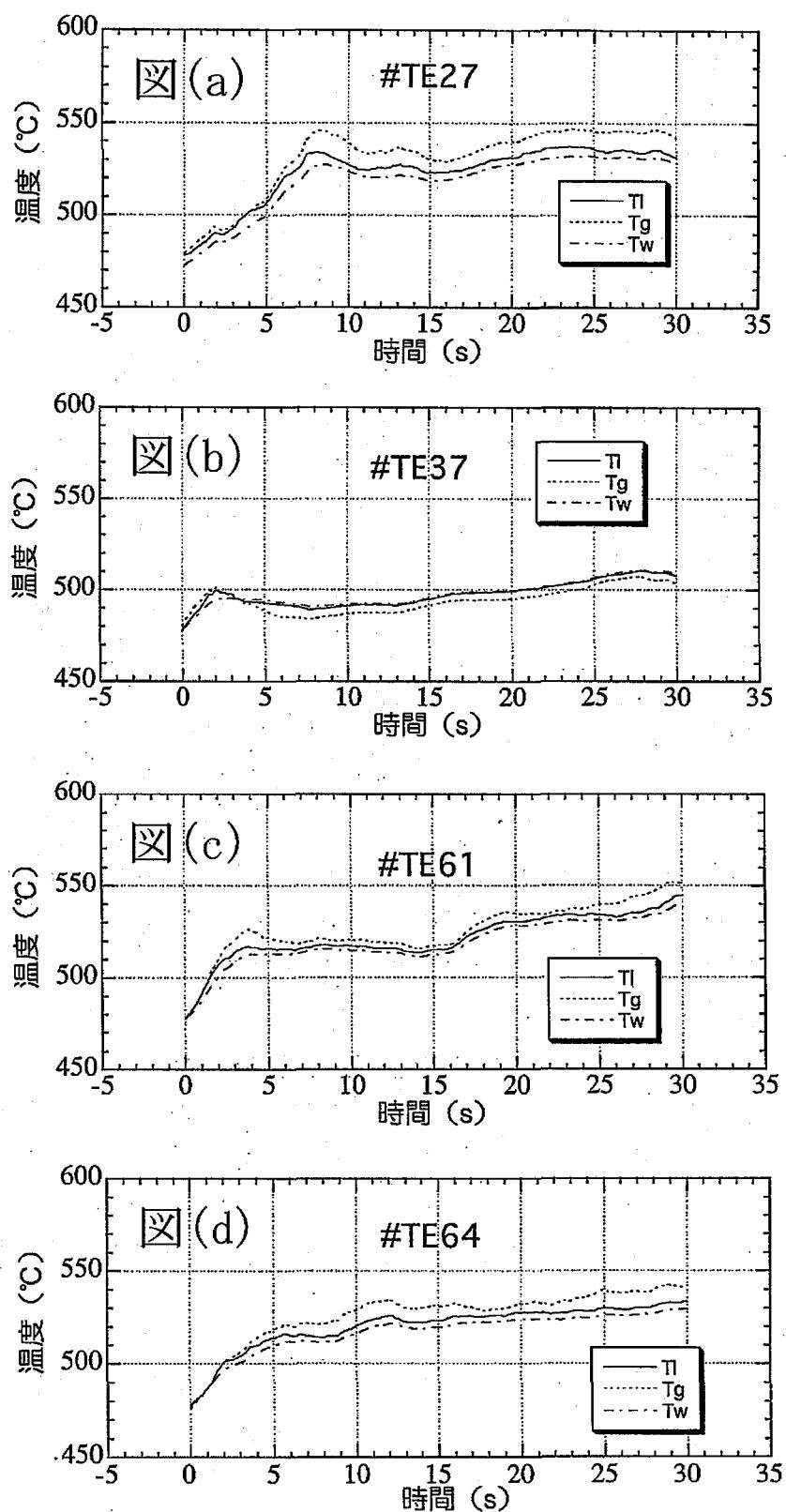


図3.1.1 SWAT-1R/HT-1 試験時の気液温度の推定値と外壁面温度(1/2)

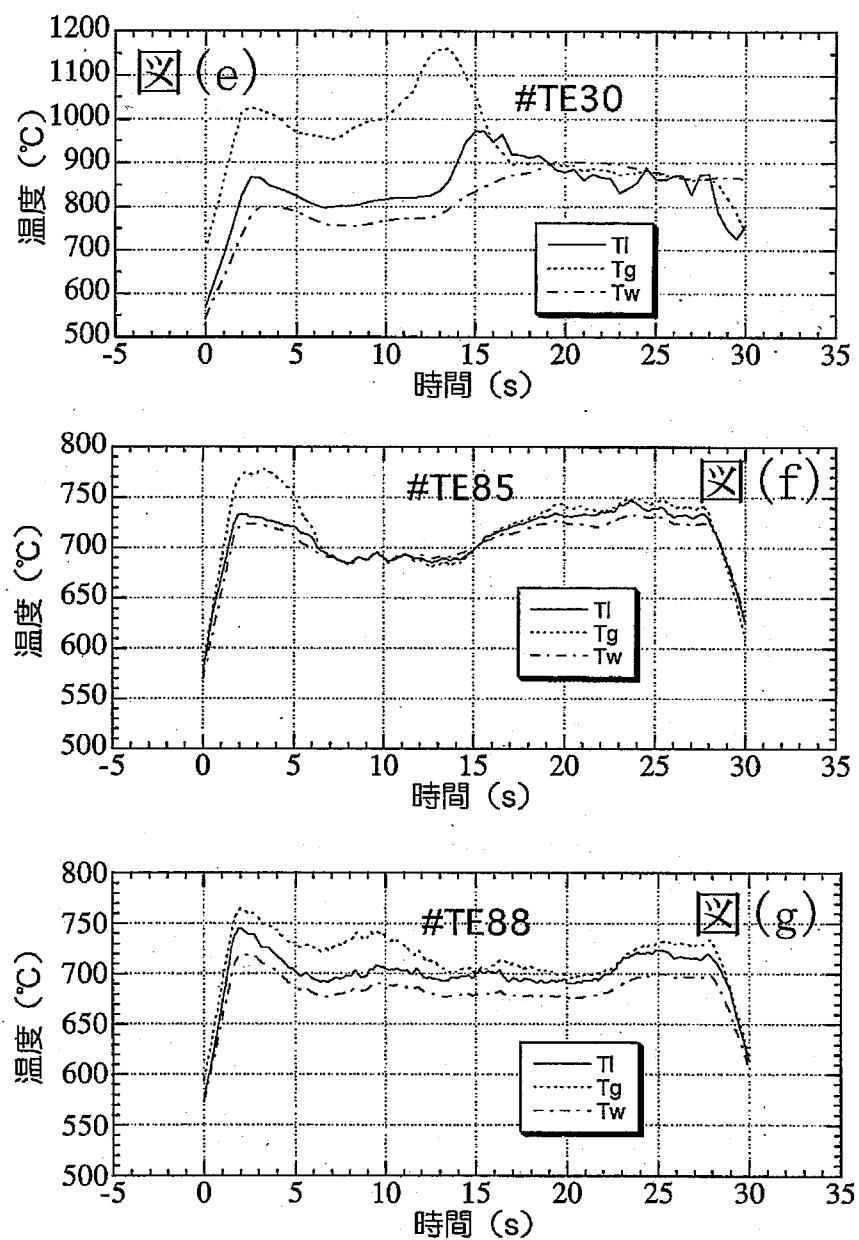


図3.1.1 SWAT-1R/HT-1 試験時の気液温度の推定値と外壁面温度(2/2)

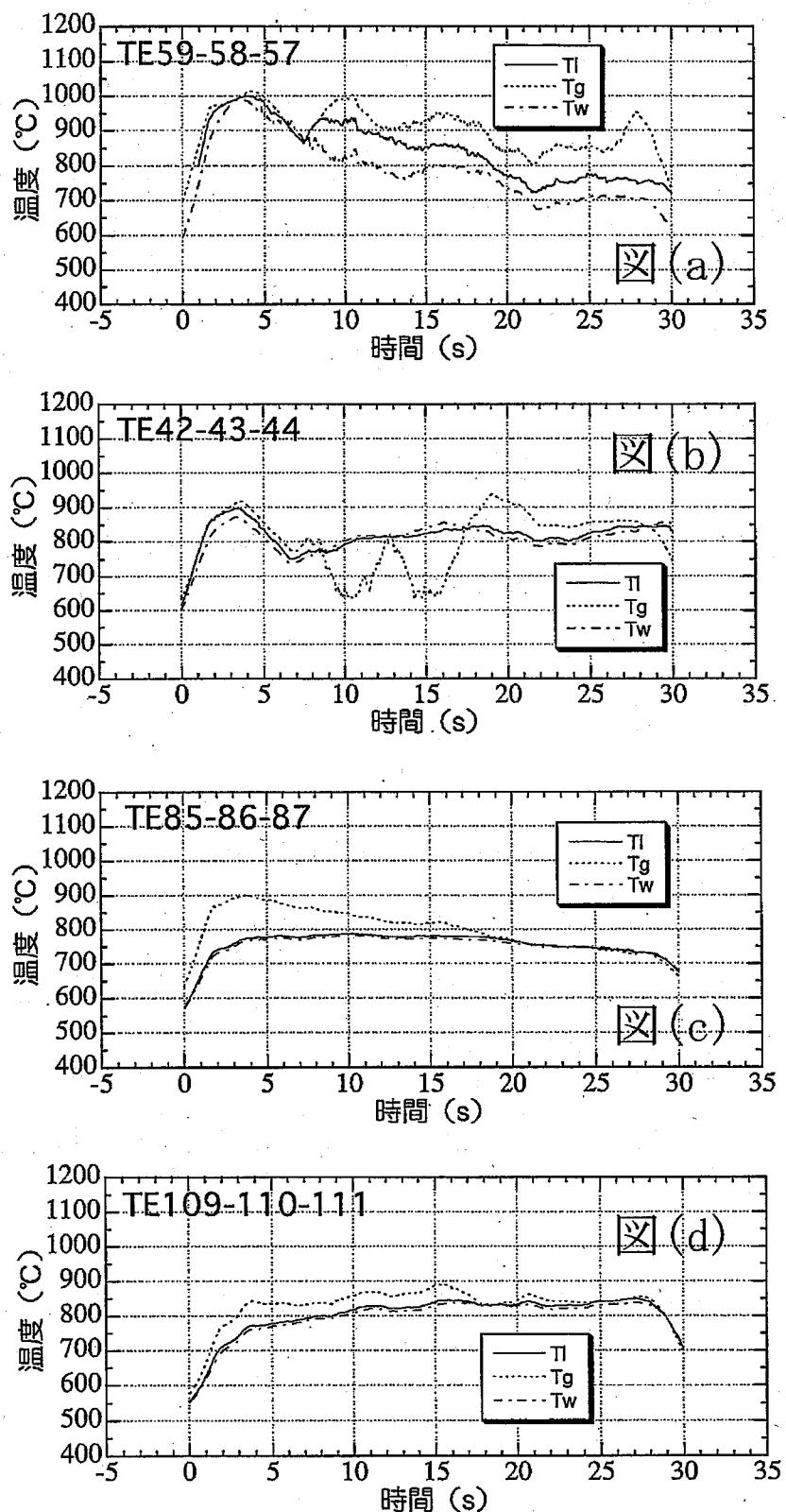


図3.12 SWAT-1R/HT-2 試験時の気液温度の推定値と外壁面温度(1/2)

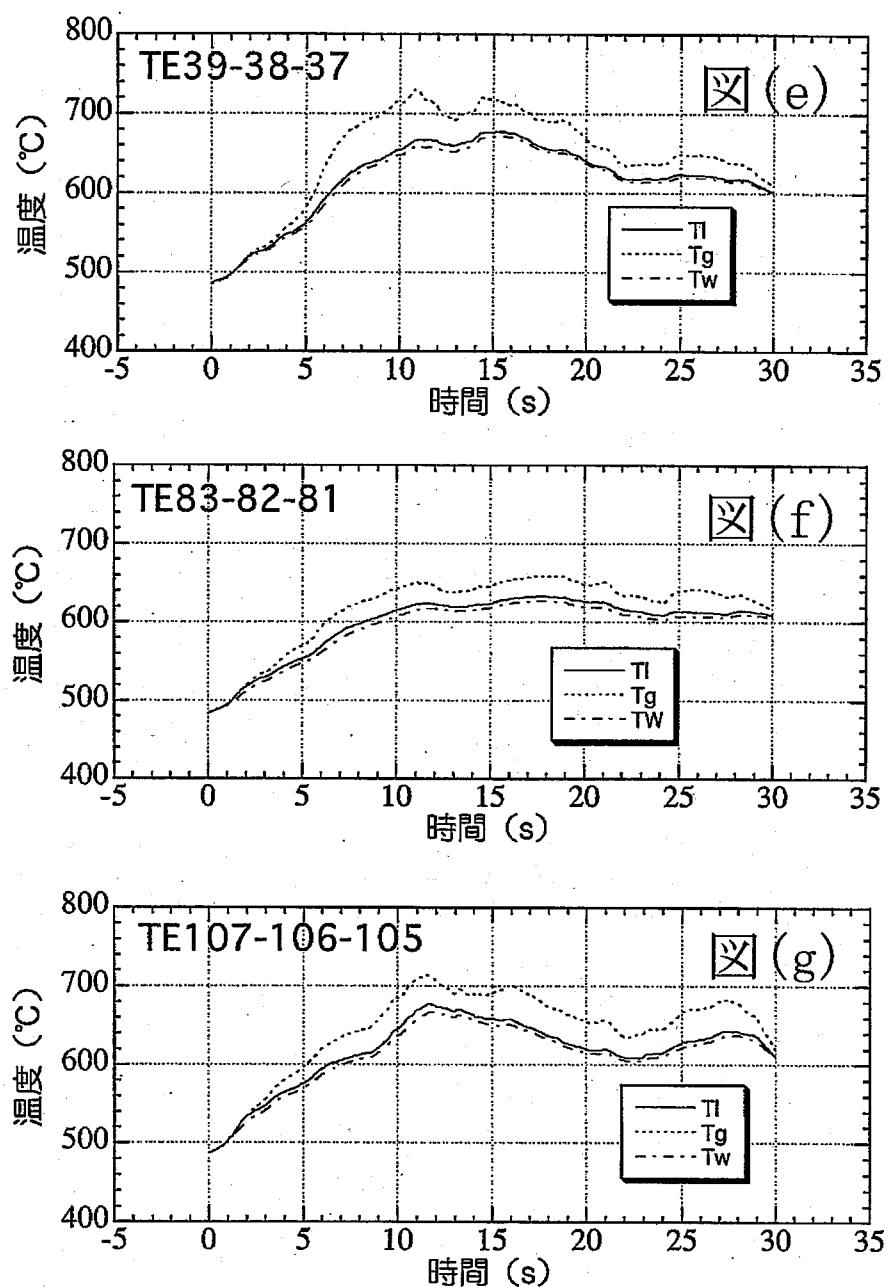


図3.1.2 SWAT-1R/HT-2試験時の気液温度の推定値と外壁面温度(2/2)

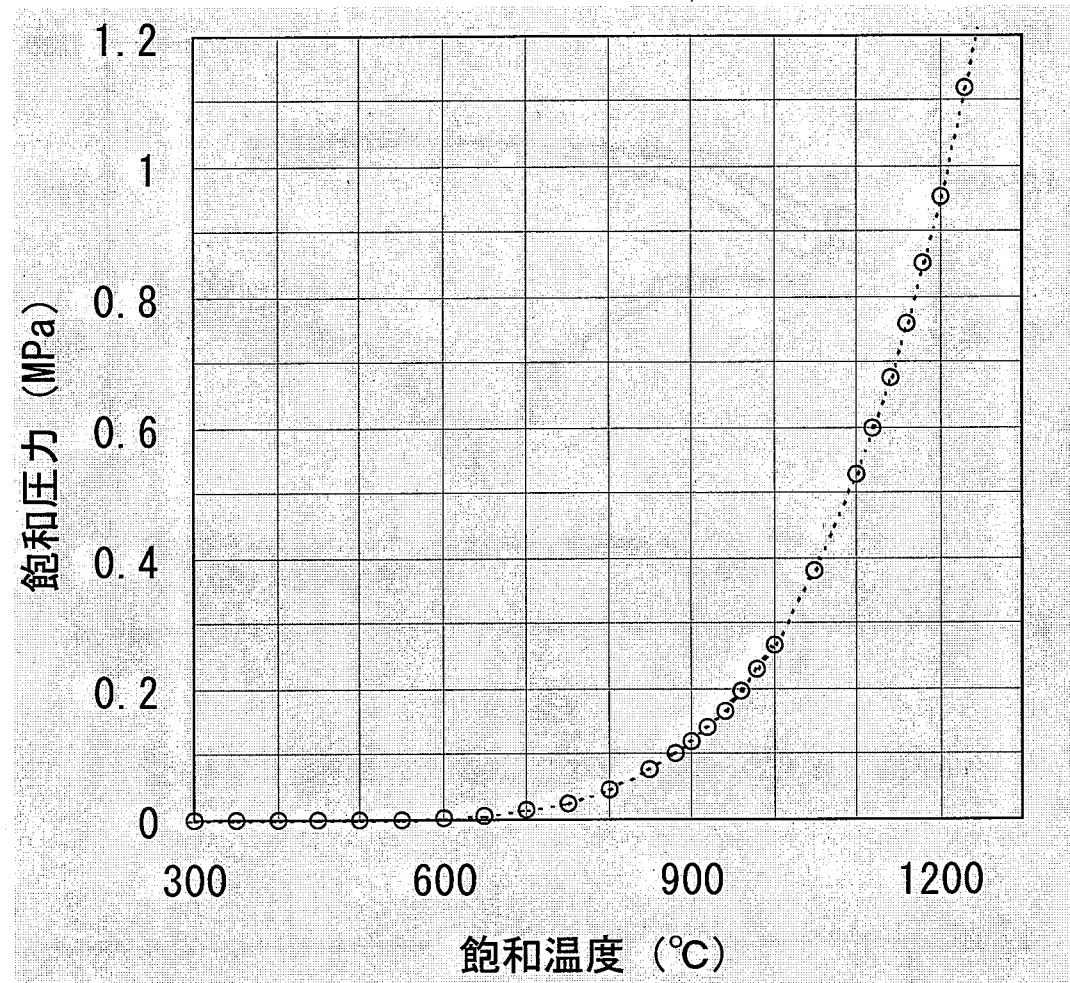


図3.13 ナトリウムの飽和曲線

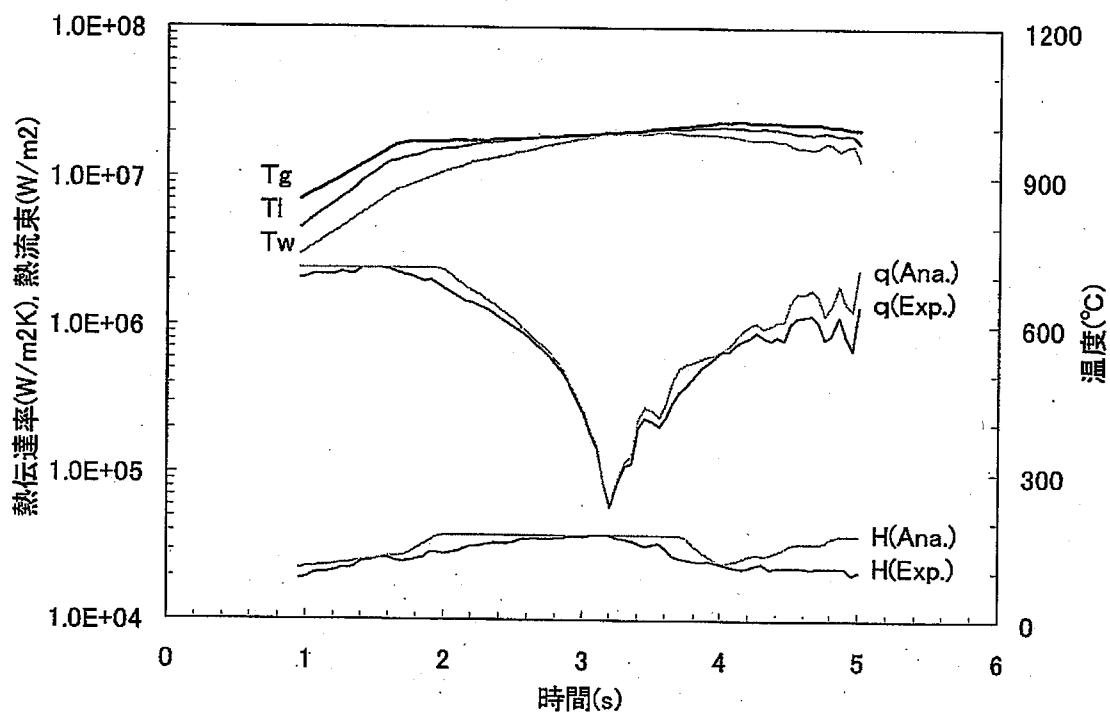


図 3.14 SWAT-1R/HT-2 試験(TE57-58-59)と解析の比較

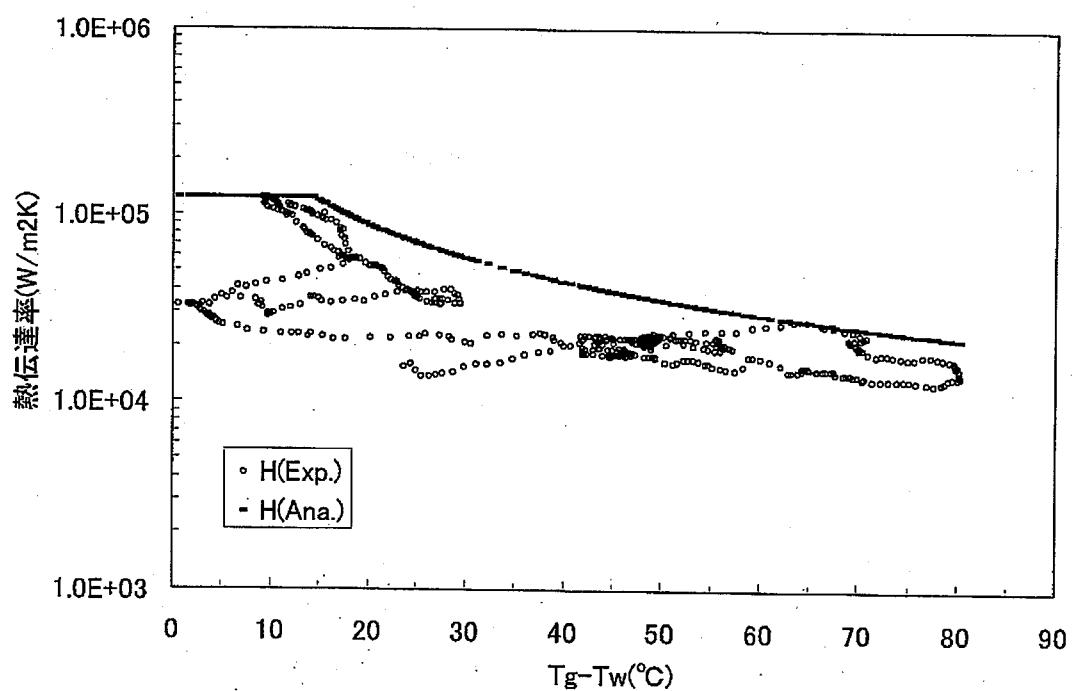


図 3.15 SWAT-1R/HT-2 試験(TE109-110-111)と解析の比較

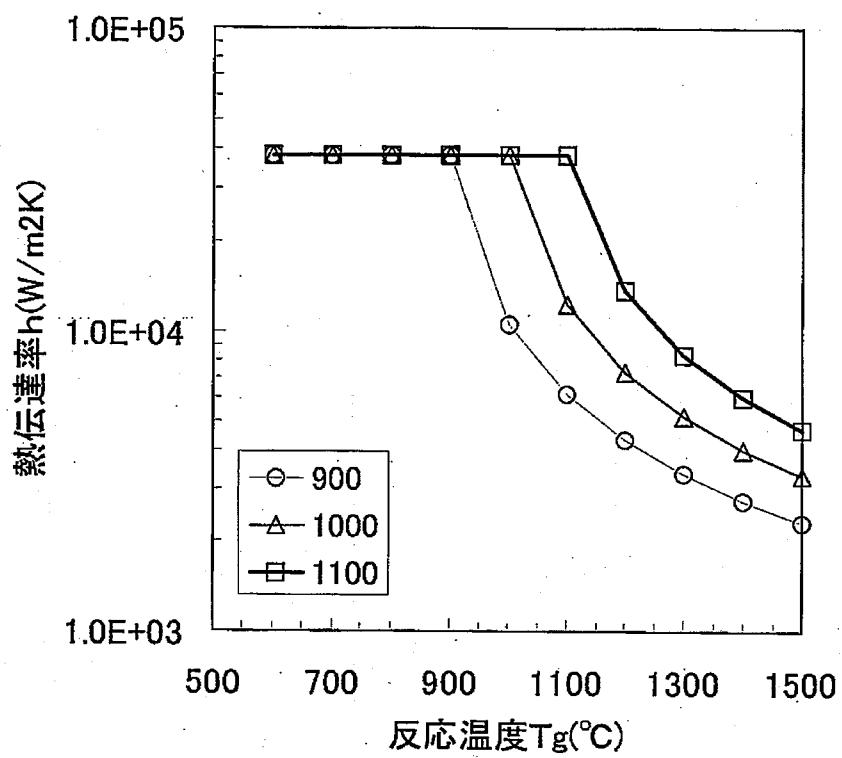


図3.16 実効熱伝達率の沸点依存性(1)

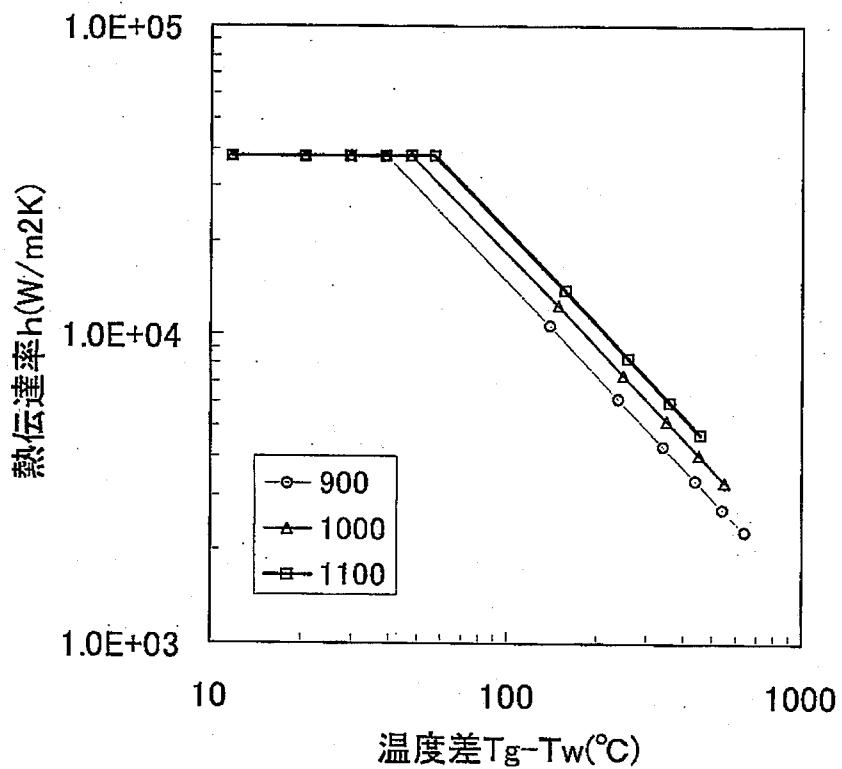


図3.17 実効熱伝達率の沸点依存性(2)

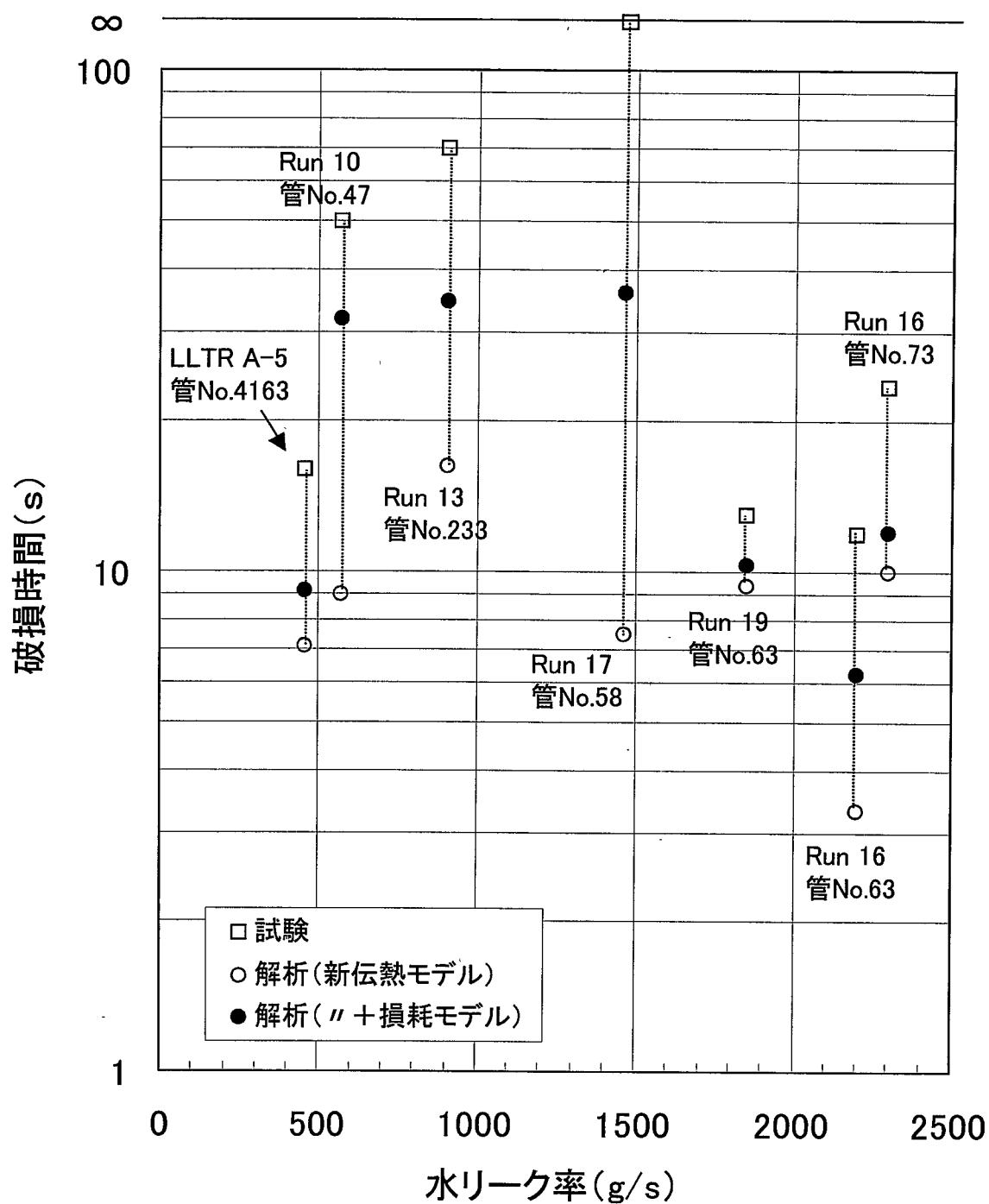


図 4.1 ナトリウムー水反応試験での高温ラプチャ解析(破損時間の比較)

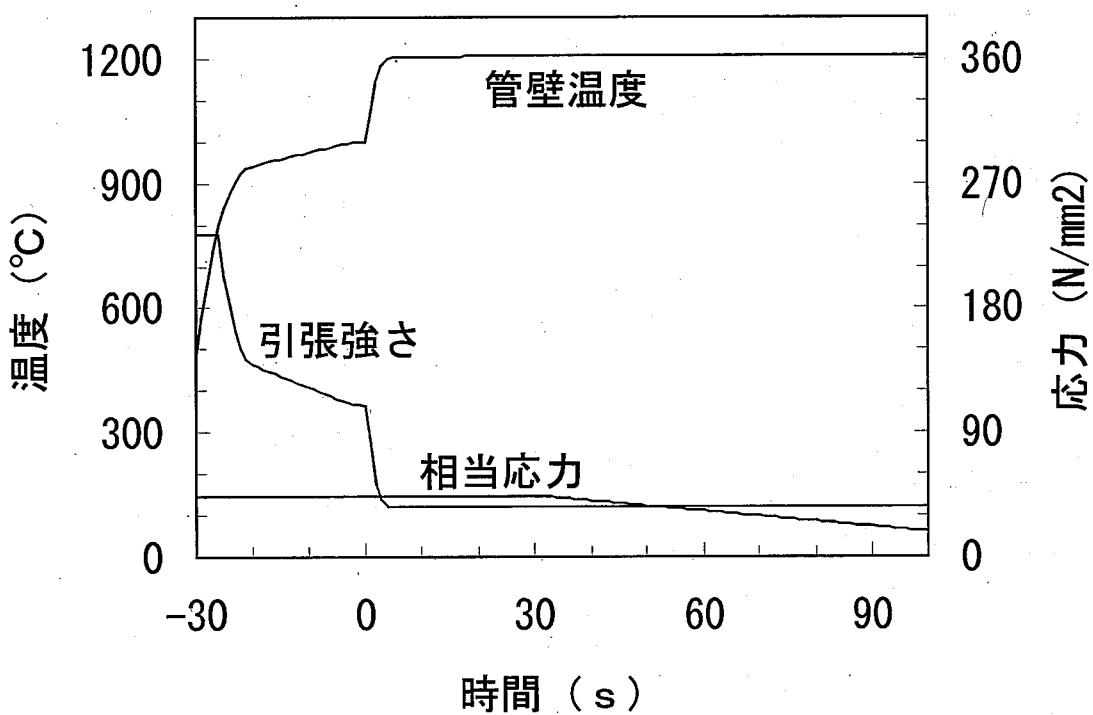
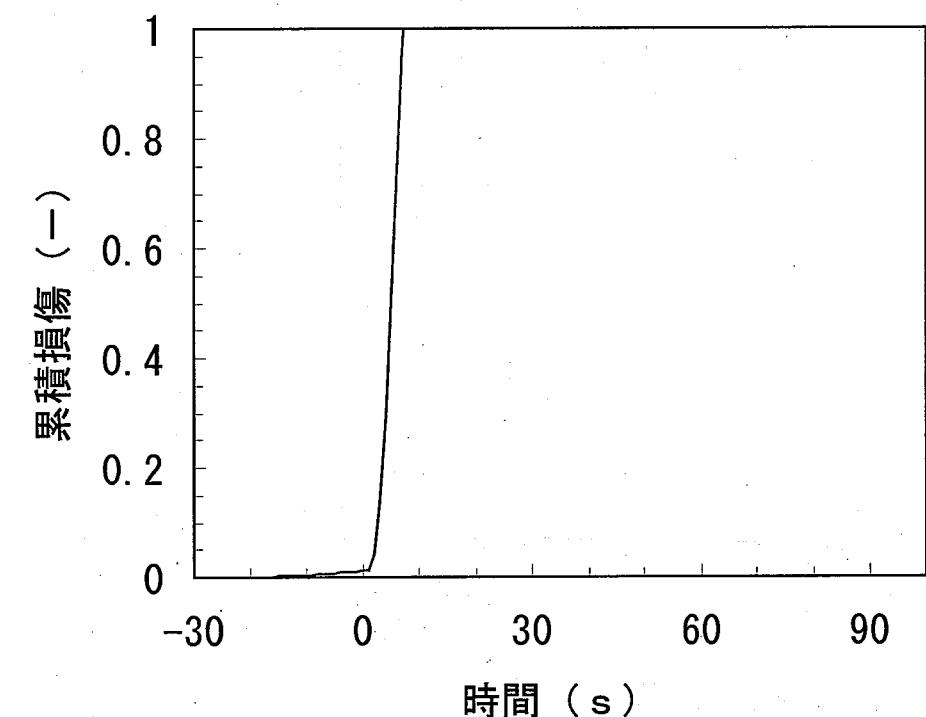


図 4.2 PFR 事故の高温ラプチャ解析結果(低速ブローダウン系)

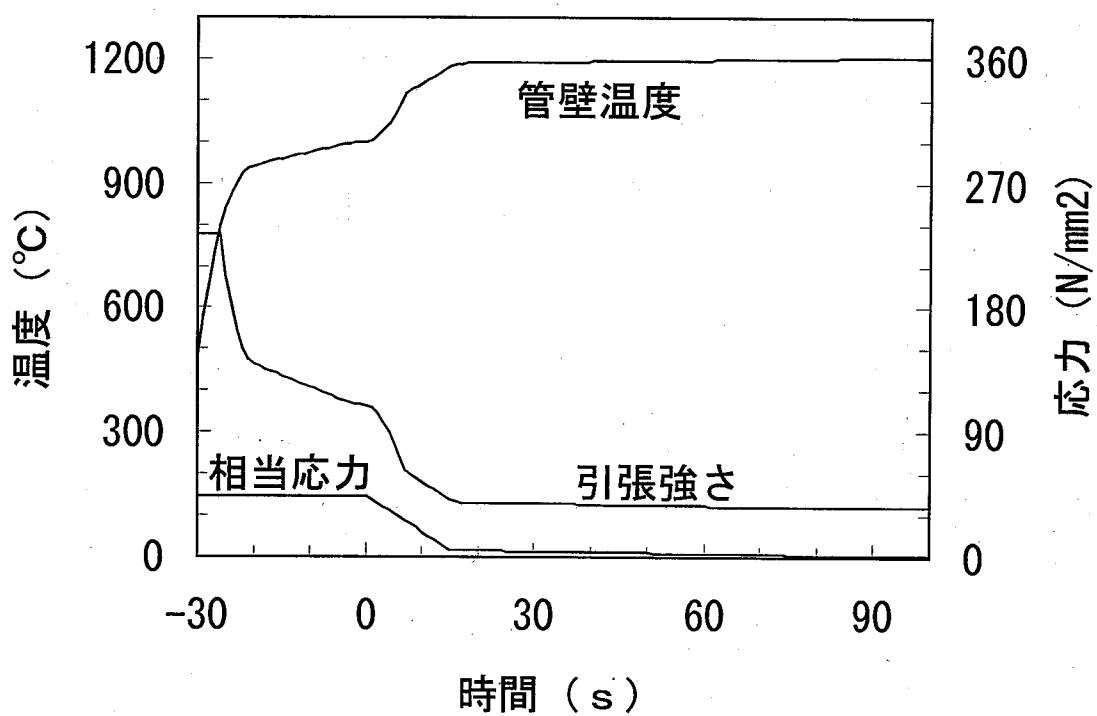
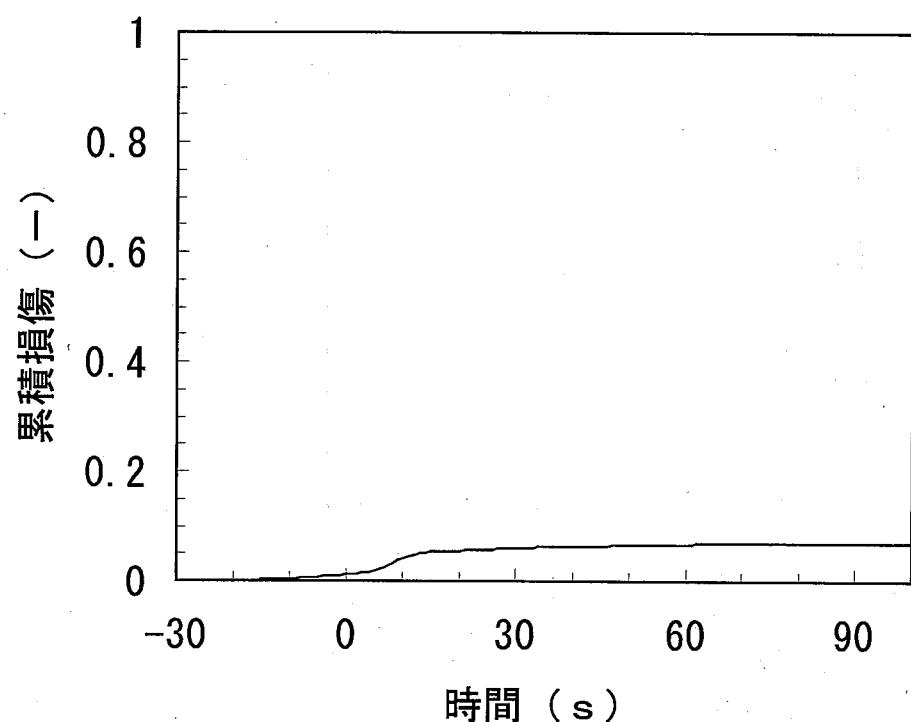


図 4.3 PFR 事故の高温ラプチャ解析結果(高速プローダウン系)

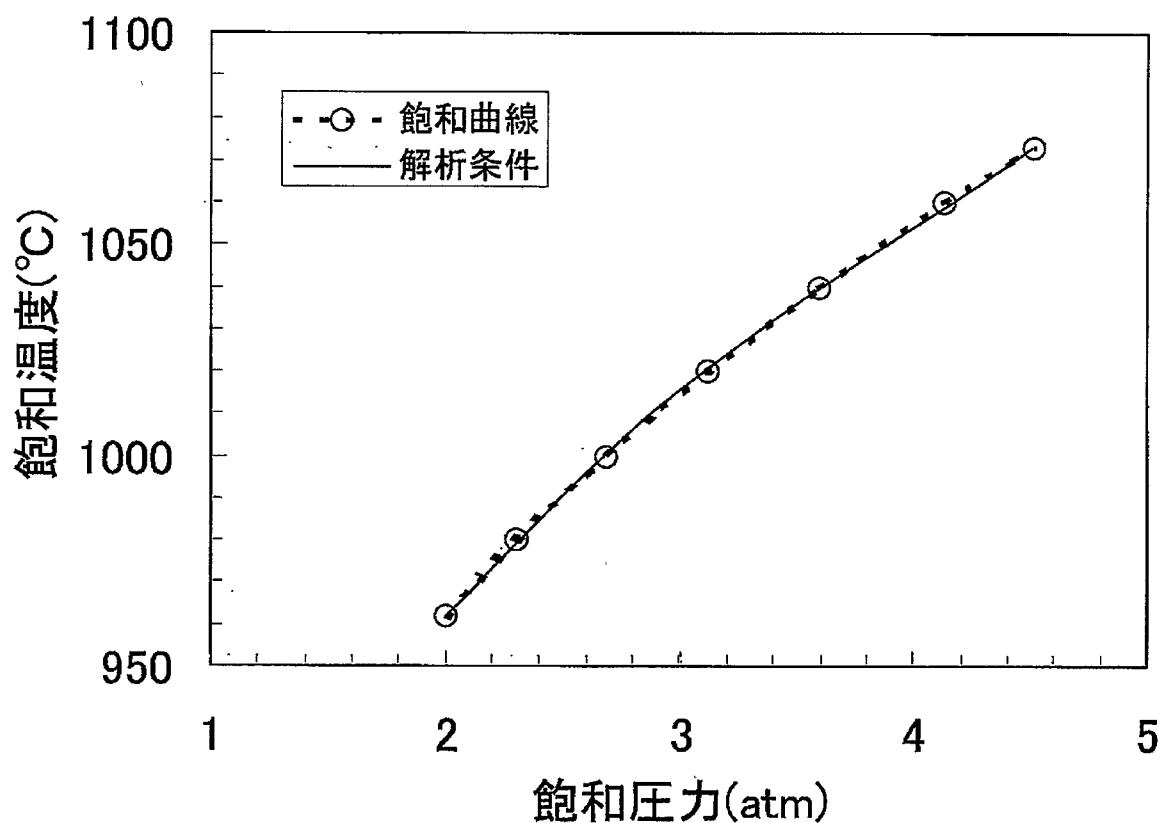


図4.4 飽和曲線と解析条件の比較

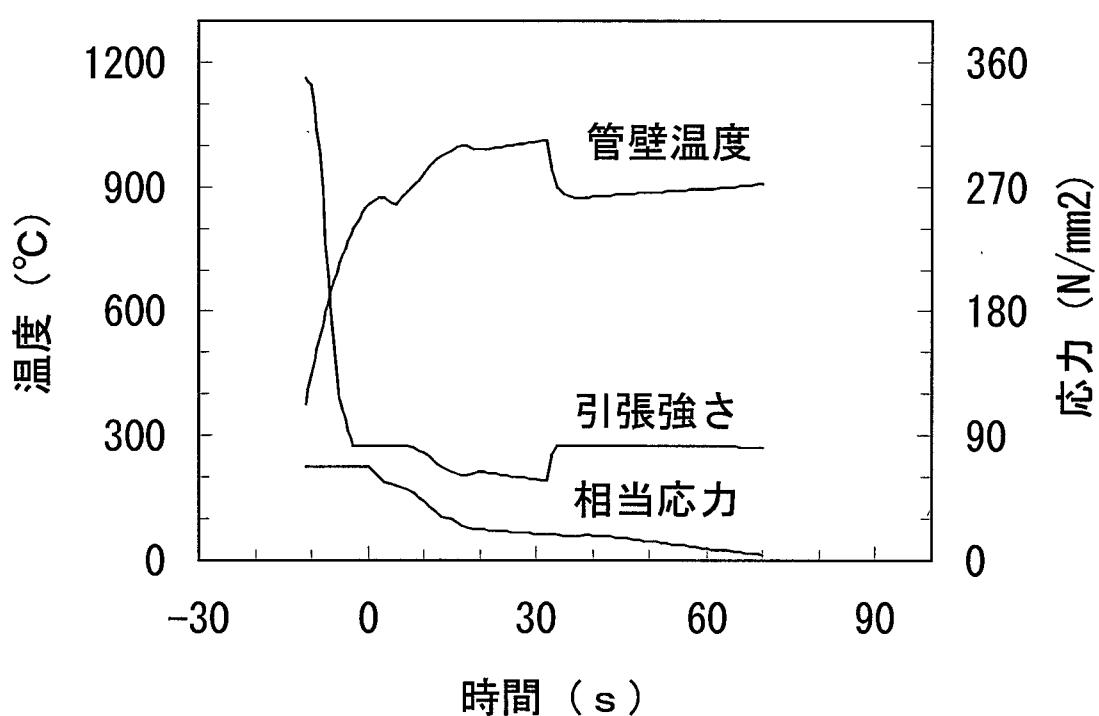
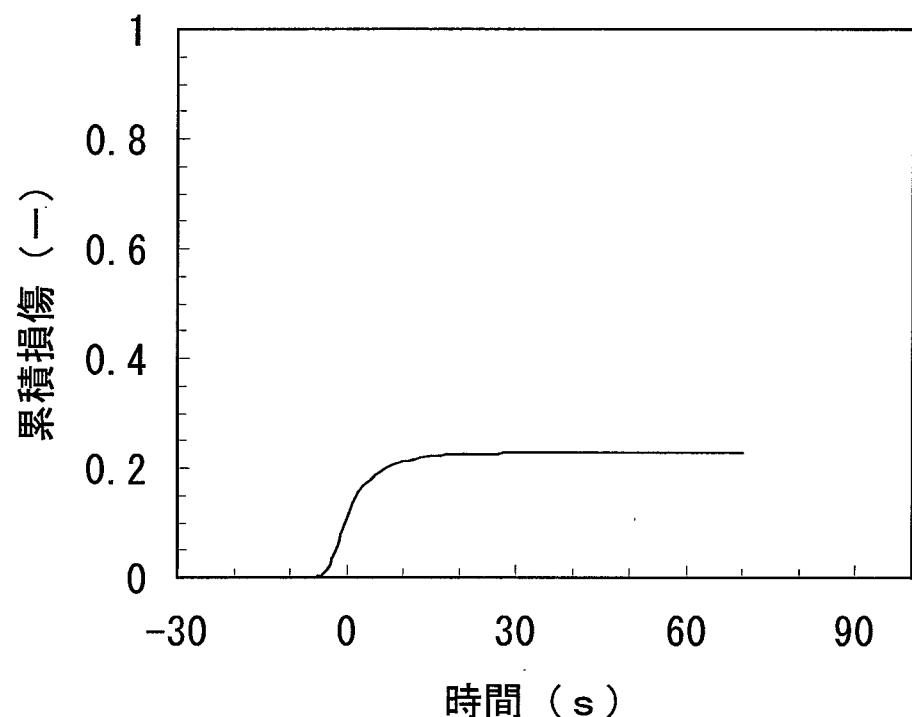


図4.5 「もんじゅ」定格運転時の高温ラプチャ解析結果(EV上部)

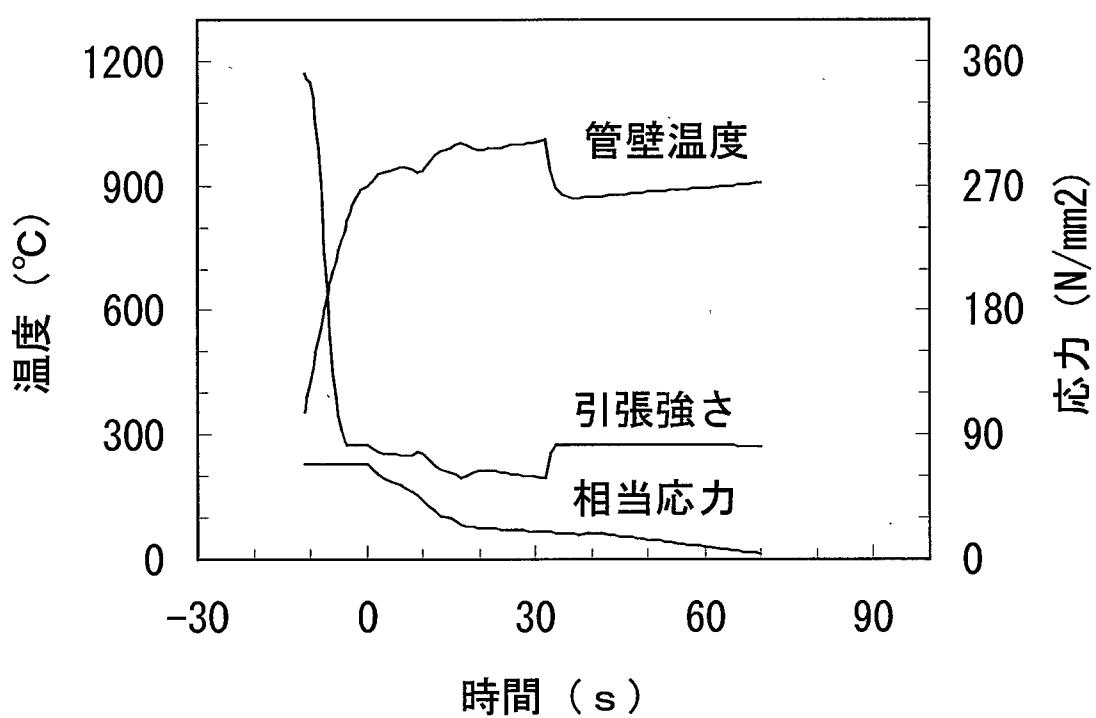
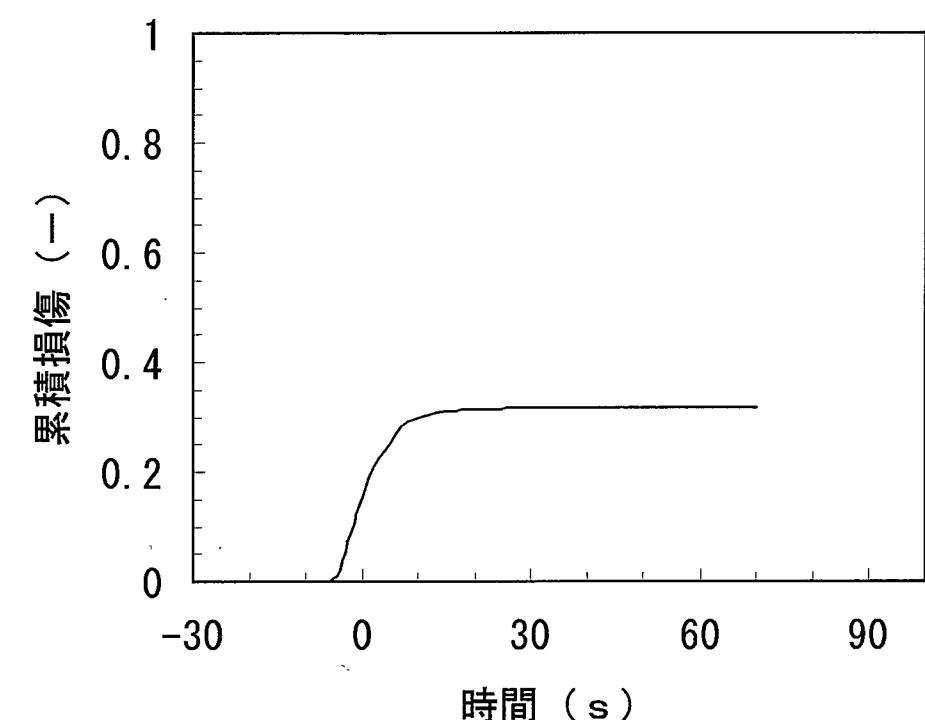


図4.6 「もんじゅ」定格運転時の高温ラップチャ解析結果(EV中部)

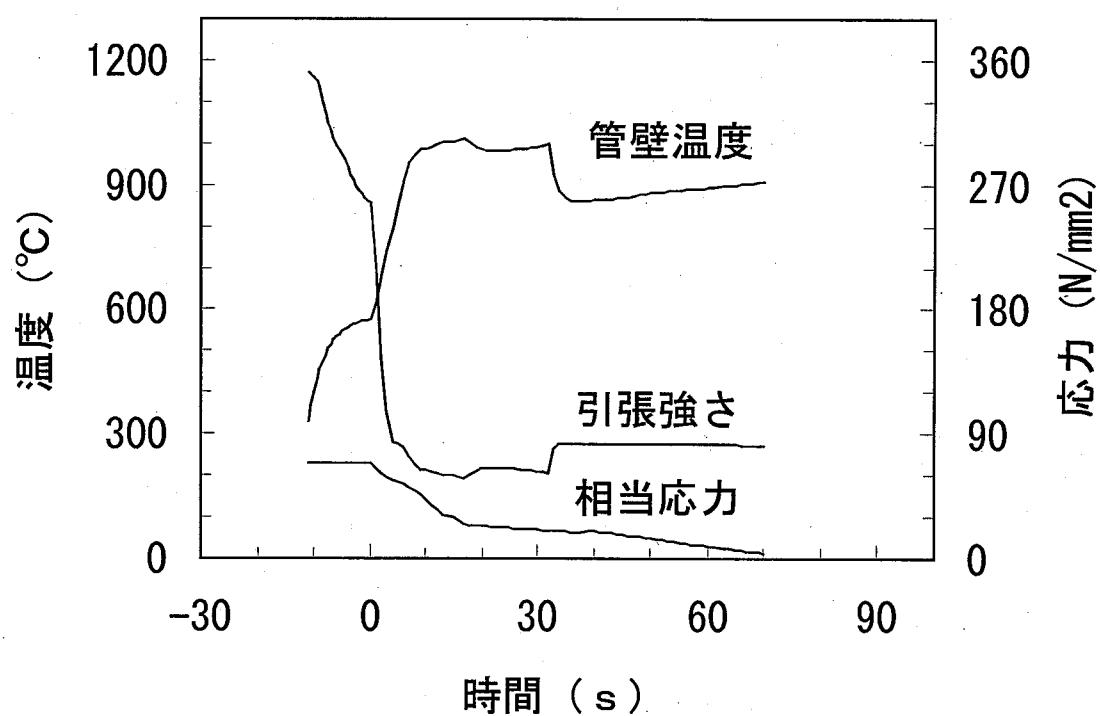
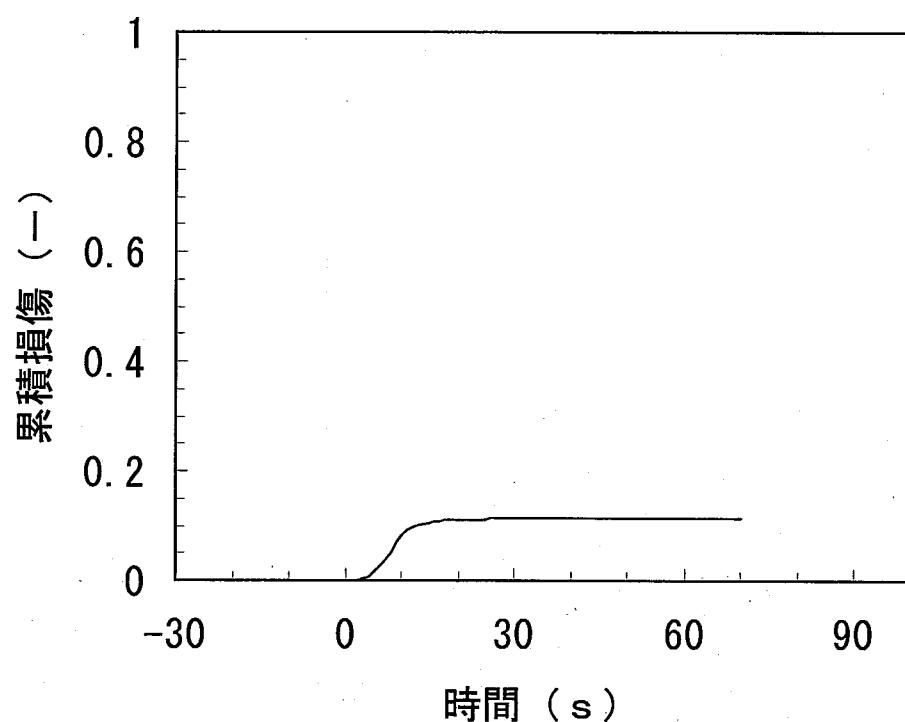


図4.7 「もんじゅ」定格運転時の高温ラプチャ解析結果(EV下部)

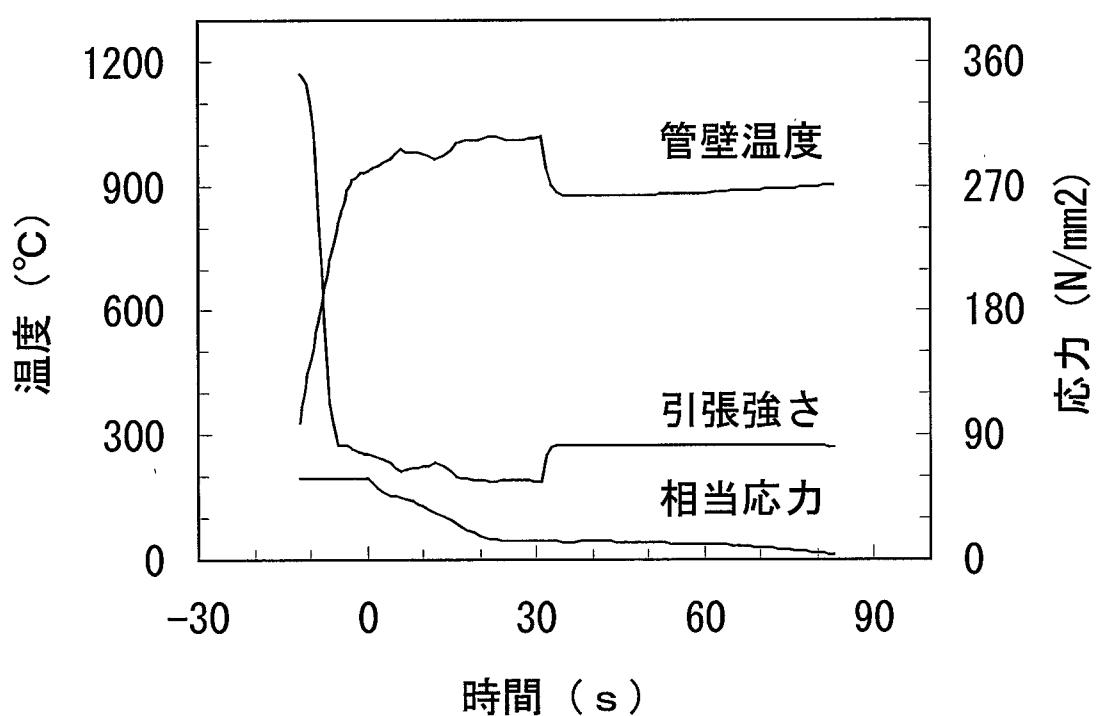
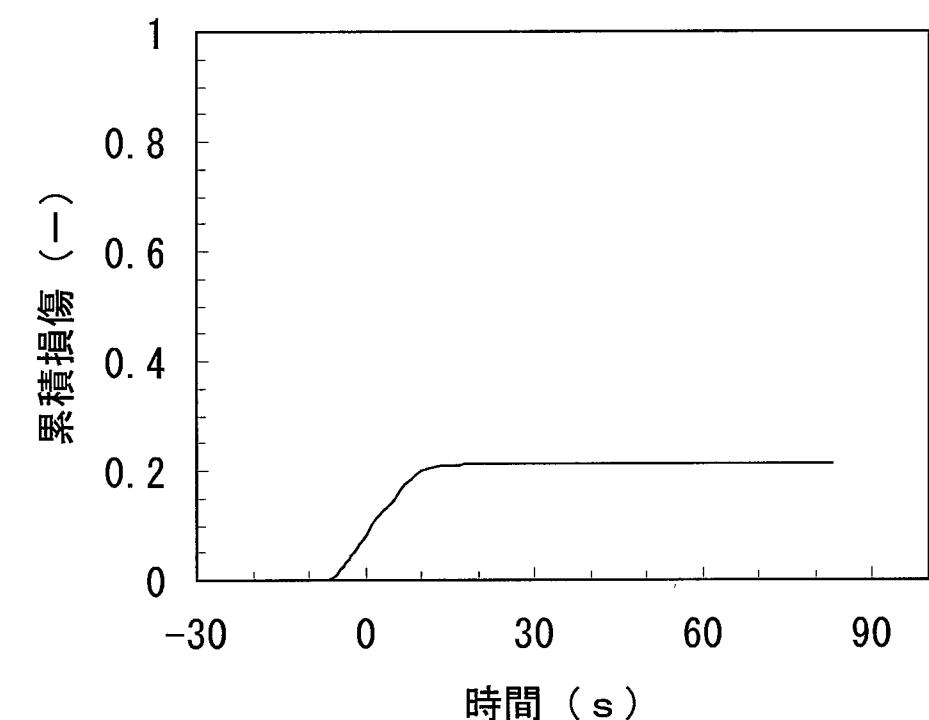


図4.8 「もんじゅ」40%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV中部)

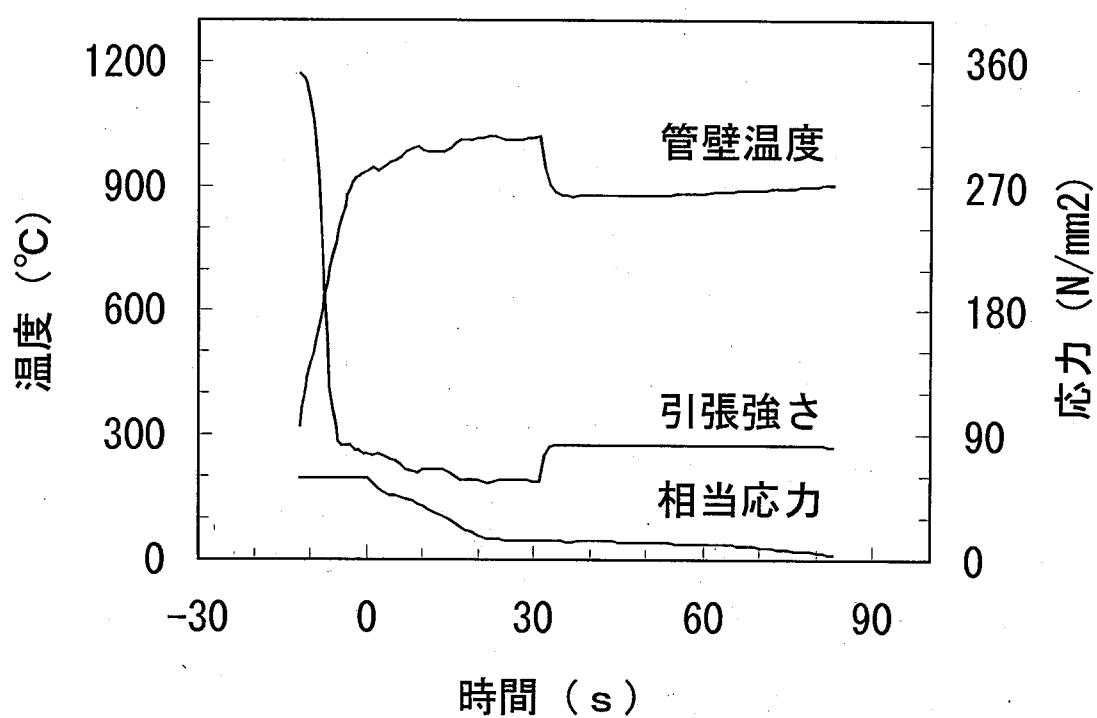
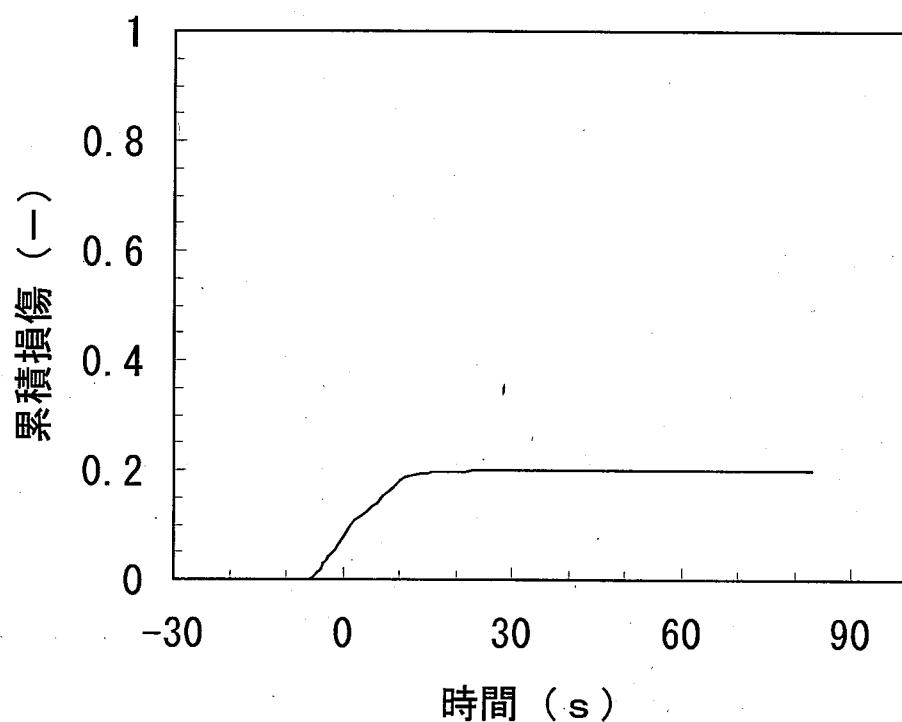


図 4.9 「もんじゅ」 40%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV下部)

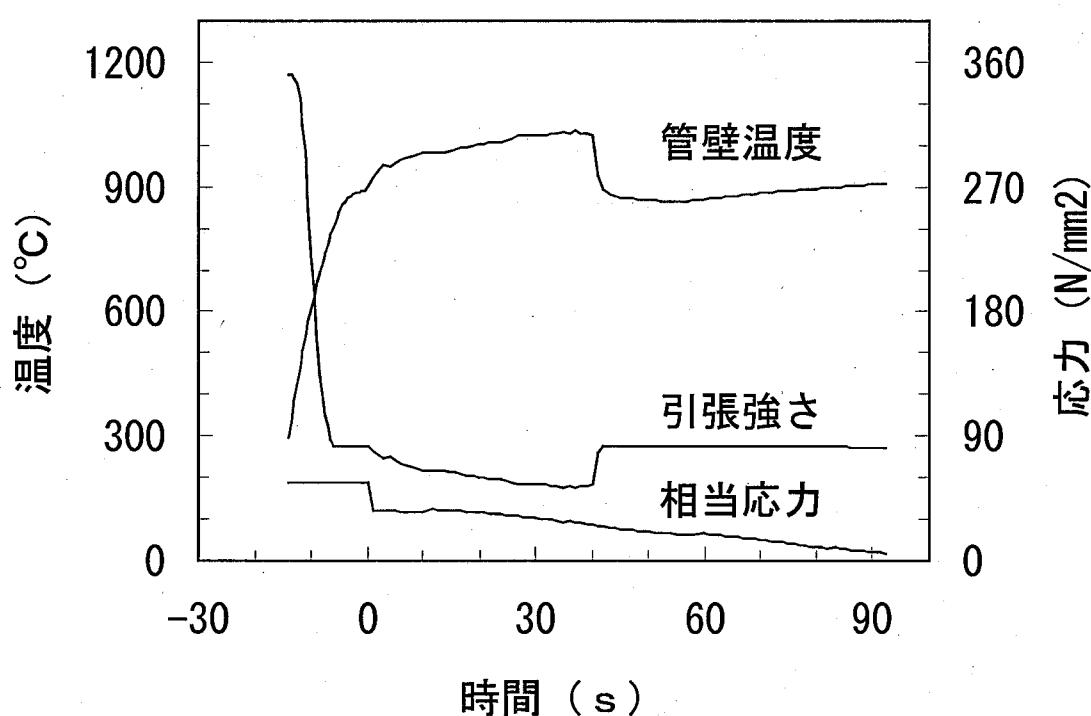
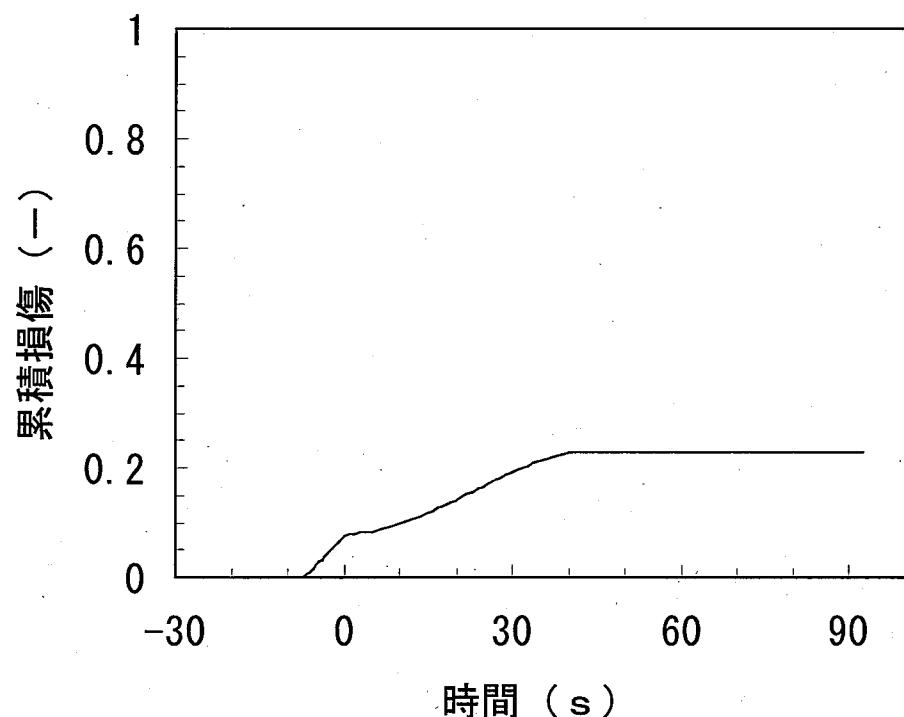


図 4.10 「もんじゅ」 10%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV 中部)

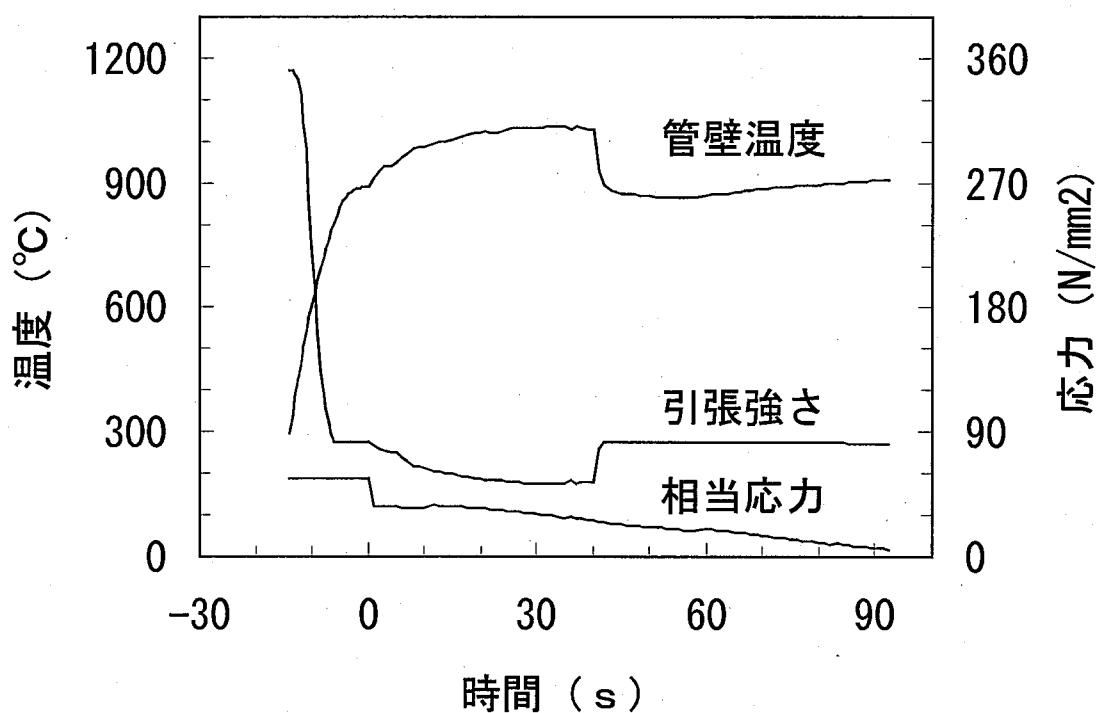
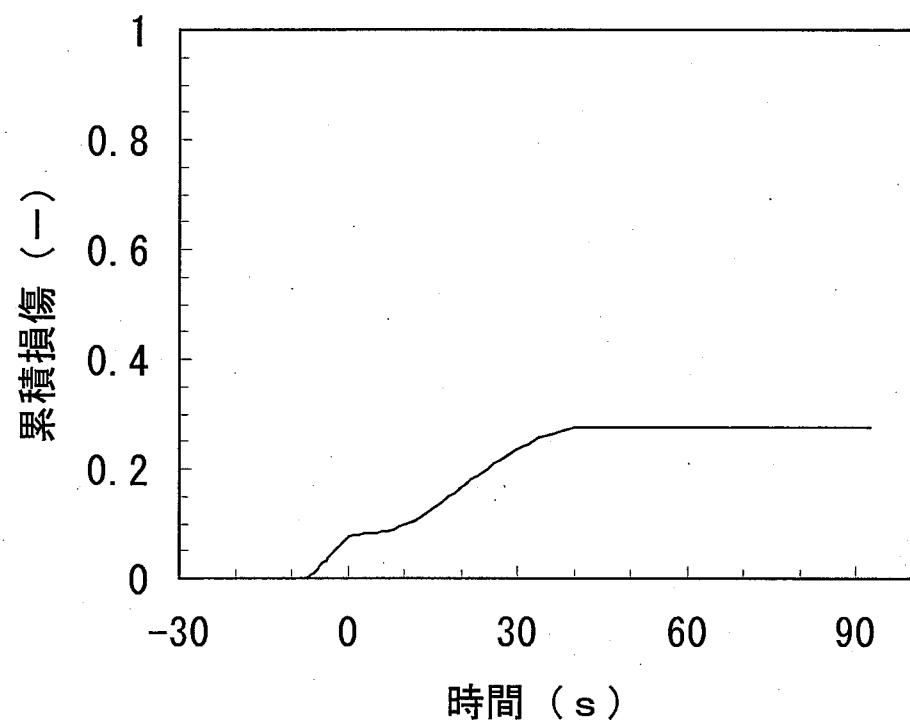


図 4.11 「もんじゅ」 10%給水運転時の高温ラプチャ解析結果(EV下部)

付録A 気相と液相の温度評価

時刻 $t = 0$ の時にナトリウム中に直径 D_g (m) の気泡が個数密度 N (個/m³) で発生し、それが一定流速 U でナトリウムと共に流れていると仮定する。単気泡の質量 m_g 、比熱 c_{pg} 、表面積 A_g 、気泡とナトリウムの熱伝達率 h_{g1} とし、簡単のために気泡の溶解や空間的な温度分布は考えず気泡温度を T_g 、ナトリウム温度を T_1 とする。さて、気泡温度が微小な時間 dt で dT_g だけ低下する場合、

が成り立つ。ここで $A_g = \pi D_g^2$ 、 $m_g = \rho_g \pi D_g^3 / 6$ である。また、単位体積あたりのナトリウムの質量 M_1 、比熱 c_{p1} として、ナトリウム温度の上昇 dT_1 を考えると、

が成り立つ。ここで、 $M_1 = \rho_1 (1 - N \pi D_g^3 / 6)$ である。(A.1)式から(A.2)式を引いて、温度差($T_g - T_1$)に関する微分方程式を解くと、

$$\frac{d(T_g - T_l)}{dt} = -h_{gl} A_g \left(\frac{1}{m_g c_{pg}} + \frac{N}{M_l c_{pl}} \right) (T_g - T_l).$$

となる。ここで、 $a = h_{g1} A_g \{1/m_g c_{pg} + N/M_1 c_{p1}\}$ であり、 $(T_{g0} - T_{10})$ は時刻 $t = 0$ での初期条件（化学反応により水素ガス気泡が発生した直後の気相と液相の温度）である。なお、ボイド率 α を $\alpha = N \pi D_g^3 / 6$ と定義すれば、係数 a は、

$$a = N h_{g_l} A_g \left\{ \frac{1}{\alpha \rho_g c_{pg}} + \frac{1}{(1-\alpha) \rho_l c_{pl}} \right\}.$$

となる。液相中に気相の発生する位置（反応点）から距離 L 離れた場所では、 $t = L/U$ の接触時間となるので、(A.3)式は以下となる。

ここで、

$$\dot{T}_m = \frac{\alpha \rho_g c_{pg} T_{g0} + (1-\alpha) \rho_l c_{pl} T_{l0}}{\alpha \rho_g c_{pg} + (1-\alpha) \rho_l c_{pl}}.$$

とおくと、(A.4)式は次式に分けられる。

さらに、

$$R_g = \frac{(1-\alpha)\rho_l c_{pl}(e^{-\alpha L/U} - 1)}{\alpha\rho_g c_{pg} + (1-\alpha)\rho_l c_{pl}}.$$

$$R_t = \frac{\alpha \rho_g c_{pg} (1 - e^{-aL/U})}{\alpha \rho_g c_{pg} + (1 - \alpha) \rho_l c_{pl}}.$$

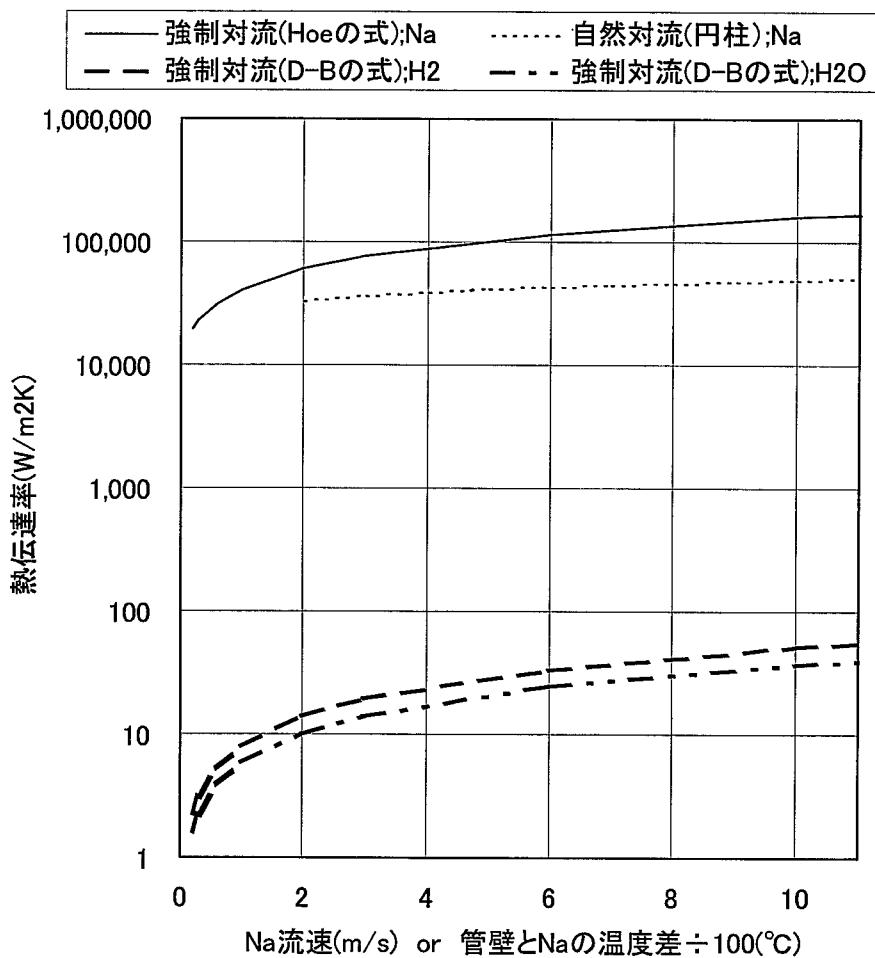
とおくと、逆算により

となる。すなわち、 T_g と T_{10} を仮定すると(A.7)式で T_{g_0} が求まり、それを用いて(A.4)式あるいは(A.6)式で T_1 が求まる。

付録B 単相状態での熱伝達率

図Bにナトリウム、ナトリウム蒸気、水素ガスの単相状態における熱伝達率 h を示す。気相の熱伝達率 h_g は、一般流体の強制対流熱伝達(Dittus-Boelter)の(B.1)式、液相の熱伝達率 h_l は、液体金属の強制対流熱伝達率(Hoe)の(B.2)式とした。

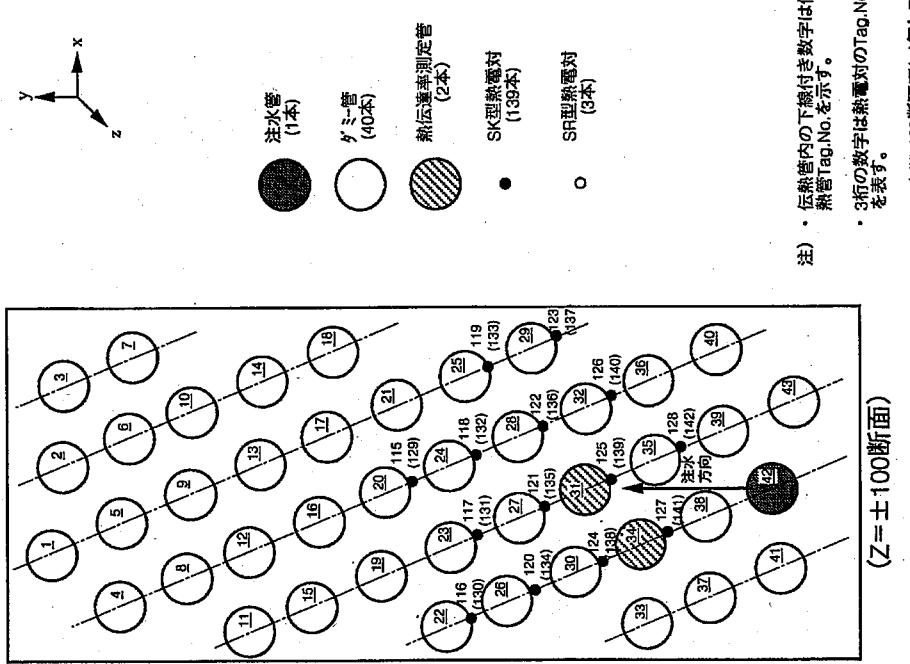
また参考までに、円柱の自然対流の式を用いた熱伝達率についても図示している。強制対流熱伝達率計算時の流速のオーダについては、LEAP-JET の解析結果を参考とした。すなわち、熱伝達率測定管の位置では、時刻 10 秒で水素（気相）流速が 5～10m/s、ナトリウム（液相）流速が 7～20m/s であったことから、その範囲ではナトリウム蒸気および水素ガスの熱伝達率 h_g は $100\text{W/m}^2\text{K}$ を下回るが、ナトリウムの熱伝達率 h_1 は $2 \times 10^5\text{W/m}^2\text{K}$ 程度であると予想される。そのようなオーダの熱伝達率では、 αh_g の値は $(1 - \alpha) h_1$ に比べ充分小さく、実効熱伝達率 h を支配するのは $(1 - \alpha) h_1$ であると推測できる。



図B 単相状態の熱伝達率の比較

付録C SWAT-1R/HT-3 試験結果

図C. 1にSWAT-1R/HT-3試験時の熱電対配置を示す。この試験で得られた実効熱伝達率 h と温度差($T_g - T_w$)の相関を図C. 2に示す。データ処理の方法については、3.3節と同様としたので説明は割愛する。ここで使用した熱電対は、TE81-82-83(データ:0~13.5秒→プロット:2~13.5秒)、TE105-106-107(データ:0~8秒→プロット:2~8秒)、TE51-52-53(データ:0~29.8秒→プロット:2~28秒)の3組とした。なお、TE51-52-53以外の前者2組は、それぞれ注水試験後に熱電対が破損していたが、温度挙動から有効と考えられる時間(各々13.5秒、8秒)まではプロットした。ただし、破損時刻を明確に同定できていないことから、破損後のデータが含まれている可能性がある。



- 伝熱管内の下端付き数字は伝熱管Tag.No.を示す。
- 3桁の数字は熱電対のTag.No.を表す。
- $Z = \pm 50, 100$ 断面で、 \backslash 無しTag.No.は+側、 \swarrow 付きTag.No.は-側のTag.No.である。

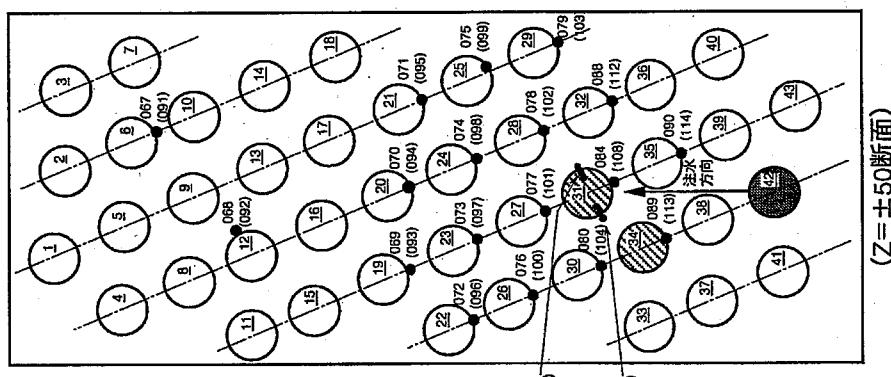
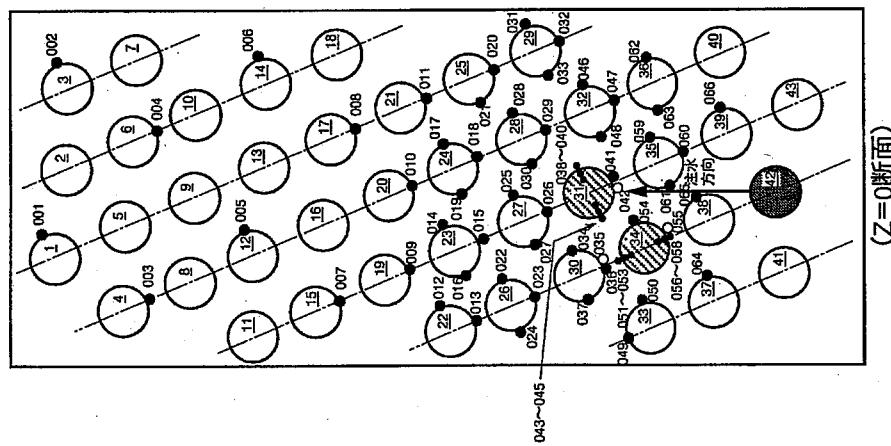


図 C. 1 SWAT-1R/HT-3 試験時の熱電対配置



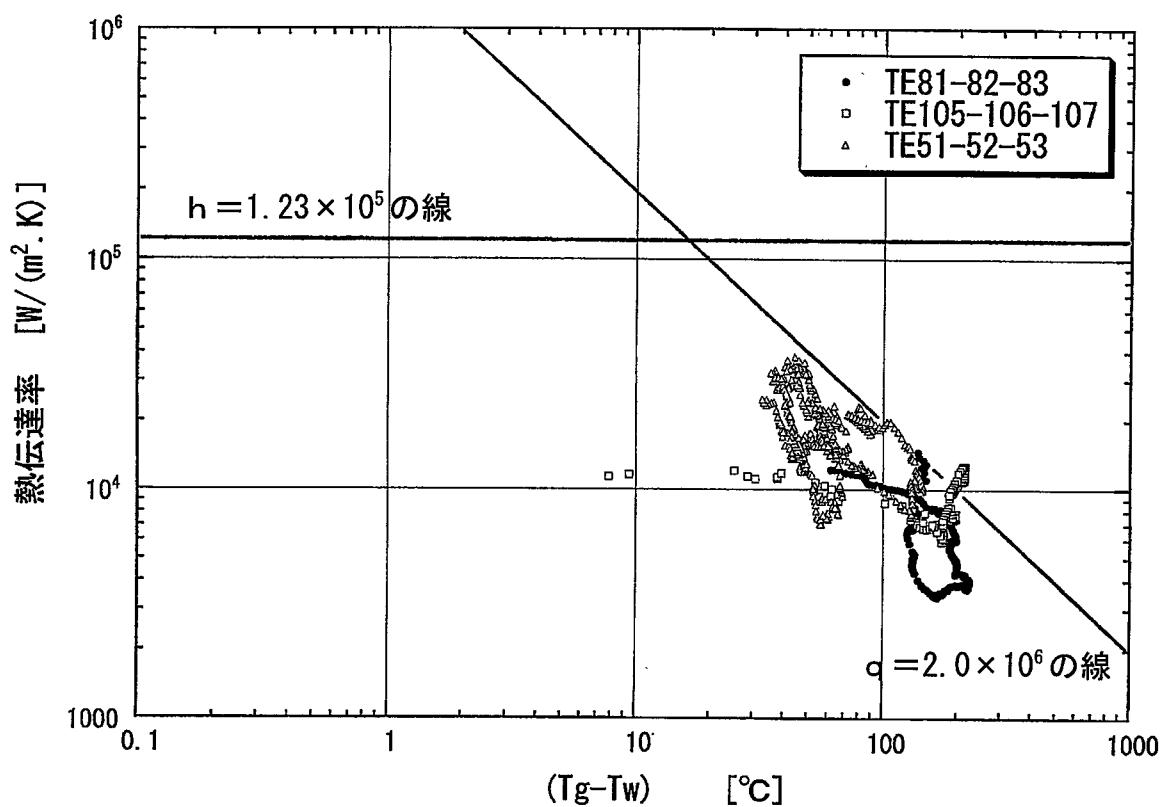


図 C. 2 SWAT-1R/HT-3 試験時の熱伝達率

付録D TRUE コードマニュアル

(Ver. 2.13)

D. 1 コードの概要

以下では、解析コード TRUE Ver. 2.13 の使用マニュアルを記載する。旧バージョンとの違いは、アンダーライン”_”で示している。

解析コードの主な計算の流れを図D. 1に、プログラム構成を図D. 2に示す。解析コードはWINDOWS パーソナルコンピュータあるいはUNIXワークステーション上で起動できるように作成している。

D. 2 入力マニュアル

D. 2. 1 データフォーマット

データのうち、1つの計算ケース（1ブロック）は以下のフォーマットで構成され、これが必要ケース分繰り返される。データの1行は72文字（バイト）以下とする。

- (1) タイトル：1行
 - (2) 整数データ：必要な数だけ
 - (3) 区切りデータ”0”：1行
 - (4) 実数データ：必要な数だけ
 - (5) 区切りデータ”0”：1行
- (2)と(4)のデータは、1行に記載するデータについての先頭アドレス、末尾アドレスに続いて、その数だけのデータを記入する。アドレスやデータの区切りとして1文字以上の空白を必要とするが、数値はフリーフォーマットで入力する。上記(1)以外には”/*”を開始記号、”*/”を終了記号とするコメントをその間に入れられるが、コメントが2行に渡ることはできない。

D. 2. 1 入力データの説明

以下の各アドレスのデータを指定する。順番は任意であるが、同一アドレスにデータを指定した場合には、最後に指定したデータが有効になる。なお、データを指定しない場合には、通常デフォルトでゼロが入力される。

以下では、整数データと実数データのアドレスおよびその説明を記す。

（整数データ）

1： 計算の制御

-1=TRUE プログラム終了

0=当該ブロックをスキップする（指定データはメモリに保存される）

- 1=当該ブロックをスキップする(指定データはゼロクリアされる)
- 2=当該ブロック条件で実行する(実行後のデータはメモリに保存される)
- 3=当該ブロック条件で実行する(実行後のデータはゼロクリアされる)

2 : リスタートファイルの作成

0=作成しない。

1=作成する。ユニット番号”02”でファイルを指定すること

3 : 内壁面の境界条件の与え方

0=熱流束を与える。

1=熱伝達率と内部流体温度を与える。

2=内壁面温度を与える。

4 : 外壁面の境界条件の与え方

0=熱流束を与える。

1=熱伝達率と外部流体温度を与える。

2=外壁面温度を与える。

5 : 管壁の肉厚方向の分割数

6 : 初期(計算開始時)の伝熱管温度分布

0=一定温度(実数 #15 の値)を与える。

1=温度分布(実数 #30以降)を与える。

7 : 伝熱管の破損判断基準

3=降伏応力を使用する。

4=引張強さを使用する。

5=クリープ強度(累積損傷モデル)を使用する。

注) 通常はこのモデル(=5)で計算する。

8 : 伝熱管の材料

1=改良 9Cr-1Mo 鋼

2=2.25Cr-1Mo 鋼

3=SUS321 鋼

9 : 応力の計算方法 1

0=圧力容器設計式:応力= $P(D_i + 1.2t)/2t = P(D_o - 0.8t)/2t$ に基づく。

1=薄肉円筒モデル、Mises の内外面平均相当応力に基づく。

-1=薄肉円筒モデル、Tresca の内外面平均相当応力に基づく。

2=厚肉円筒モデル、Mises の内外面平均相当応力に基づく。

-2=厚肉円筒モデル、Tresca の内外面平均相当応力に基づく。

10： 応力の計算方法 2 (整数 # 9 が 2 or -2 で有効)

1=拘束条件

2=開放条件

3=閉鎖条件

11： 水側データのユニット番号

水側条件 (熱伝達率、温度、圧力) をテーブルで与える場合には、ユニット番号を指定する(1, 2, 6, 10 以外で、整数 # 13 や # 15 と重ならないこと)。ゼロなら実数データ指定の固定値となる。

12： 熱伝導計算方法の指定

0=非定常計算を行う。

1=定常計算(現在のところ、# 3 と # 4 が 1 の場合のみ有効) を行う。

13： プロットファイルのユニット番号

プロットファイルを作成する場合にはユニット番号を指定する(1, 2, 6, 10 以外で、整数 # 11 や # 15 と重ならないこと)。ゼロならプロットファイルを作成しない。非定常計算 (整数 # 12 が 0) でのみ有効。

14： プロット間隔の指定 (= 0 の場合は全てプロット)

15： ナトリウム側データのユニット番号

ナトリウム側条件 (熱伝達率、温度) をテーブルで与える場合にはユニット番号を指定する(1, 2, 6, 10 以外で、整数 # 11 や # 13 と重ならないこと)。ゼロなら実数データ指定の値となる。

16： 累積損傷の初期値の与え方

0=ゼロを初期値として与える

1=前ブロックの計算結果を初期値として与える

(定常運転状態から水プローチの運転状態を連続して計算する場合に使用)

17： 熱伝達率の計算方法の指定

0=従来の計算方法(熱伝達率と反応温度を使用)に従う

1 以上=新モデルでの計算方法((3.10)式、(3.11)式を使用)

ここで与える値は、定常計算時(#12 が 1 の場合)の収束計算に用いる最大繰り返し回数となる。

18： 損耗(ウェステージ)モデルの指定

0=考慮しない

1=考慮する(損耗率は実数 # 24 で与える)

19： 温度依存物性値モデルの指定

0=考慮しない(物性値は実数 # 6、7, 8 で指定する)

1=考慮する(現在のところ、# 8が2、すなわち 2.25Cr-1Mo 鋼の場合のみ有効)

(実数データ)

- 1 : 計算開始時刻 (秒)
- 2 : 計算ステップ (秒)
- 3 : 計算回数 (回)、計算ステップ×計算回数まで計算する。(32767 回以下のこと)
- 4 : 伝熱管の外径 (mm)
- 5 : 伝熱管の肉厚 (mm)
- 6 : 伝熱管の熱伝導率 (W/mK)
- 7 : 伝熱管の密度 (kg/m³)
- 8 : 伝熱管の比熱 (J/kgK)
- 9 : 伝熱管内壁面の熱流束 (W/m²)、境界条件とする場合のみ有効
- 10 : 伝熱管外壁面の熱流束 (W/m²)、境界条件とする場合のみ有効
- 11 : 伝熱管内壁面の熱伝達率 (W/m²K)、境界条件とする場合のみ有効
- 12 : 伝熱管外壁面の熱伝達率 (W/m²K)、境界条件とする場合のみ有効
- 13 : 水蒸気側の温度 (°C)
- 14 : ナトリウム側の温度 (°C)
- 15 : 伝熱管温度 1 (°C)、整数 # 6 が 0 の場合のみ有効
- 16 : 熱発生率 (W/m³)
- 17 : 水蒸気側の圧力 (kg/cm²g)、整数 # 11 が 0 の場合のみ有効
- 18 : ポアソン比 (—)、整数 # 9 が 2 でかつ # 10 が 1 の場合のみ有効
- 19 : 引張強さの補正係数 (—)、整数 # 7 が 3, 4 で有効 (通常 1.00 を与える)
クリープ強度式の時間係数 (—)、整数 # 7 が 5 で有効 (通常 3.00 を与える)
- 20 : 伝熱管外壁面の熱伝達率の最大値 (W/m²K)、(3.10)式中の h_{max}
- 21 : 伝熱管外壁面の熱流束の最大値 (W/m²)、(3.10)式中の q_{max}
- 22 : ナトリウムの沸点 (°C)、(3.10)式中の T_b
- 23 : 定常計算時(整数 # 12 が 1 の場合)で収束計算の判定に用いる温度の許容誤差
(°C)、整数 # 17 が 1 以上の場合に有効で、整数 # 17 の繰り返し数あるいは、
許容誤差の何れかの条件に達すると計算を終了する。
- 24 : 伝熱管の損耗率 (mm/s)
- 30～ : 伝熱管温度 2 (°C)、整数 # 6 が 1 の場合のみ有効
温度分布を与える場合、# 30 から分割数 (整数 # 5) + 1 個分を与える。
最大は # 50 まで。本データは、1 ブロックの計算後に温度が自動更新される。

D. 2.2 ナトリウム側条件のテーブル

ナトリウム側条件をテーブルデータで与える（整数#15で指定する）場合には、以下に示すように、1行毎に時間（秒）、反応温度（℃）、熱伝達率（W/m²K）、(3.10)式の最大熱伝達率 h_{max} (W/m²K)、最大熱流束 q_{max} (W/m²)、ナトリウムの沸点 T_B (℃) を入力する。ただし、先頭の1行のみはコメント行となる。本データの数は800行以下とすること。なお、反応温度と熱伝達率を使用する場合（あるいはその逆の場合）でも、すべてのデータを入力すること。

| Time | Temp. | HTC | <u>h_{max}</u> | <u>q_{max}</u> | <u>T_B</u> |
|------|--------|--------|-----------------------------|-----------------------------|-------------------------|
| 0.0 | 1000. | 10000. | <u>1.23E5</u> | <u>2.0E6</u> | <u>1000.</u> |
| 1.0 | 1062.5 | 7000. | <u>1.23E5</u> | <u>2.0E6</u> | <u>1000.</u> |
| : | : | : | ⋮ | ⋮ | ⋮ |
| 29. | 1250. | 4000. | <u>1.23E5</u> | <u>2.0E6</u> | <u>1000.</u> |
| 30. | 1000. | 10000. | <u>1.23E5</u> | <u>2.0E6</u> | <u>1000.</u> |

D. 2.3 水蒸気側条件のテーブル

水蒸気側条件のテーブルは通常は、データ変換プログラム（CONV）により作成するが、データの数は、800行以下とすること。データ変換プログラムについては、前報^[6]のAPPENDIX-Cを参照のこと。

D. 3 出力マニュアル

D. 3.1 材料強度評価モデル：整数#7が3、4の場合

ユニット番号6では、制御用データに続いて以下のようない算結果（サンプル）を出力する。

計算結果は、1ケース毎に、タイトルに続いて、非定常計算で破損する場合は破損時刻での状態と計算最終時刻の状態を出力する。定常計算では定常状態を出力する。

以下のサンプルの3行目は、「TIME=.00」が出力時刻、「BTEMP=300.0」が管壁の平均温度（℃）、「SIGMF=35.85」がその温度での引張強さ＝破損判断基準値（kg/mm²）、「SIGMP=5.42(6.42 4.42)」が相当応力（kg/mm²）で、初めが内外面平均値、次が内壁面、次が外壁面の値である。「IRUP=0」はその時刻で延性による破損をしているか否かを示し、「0」が破損無し、「***」が破損有りとなる。4行目は、「SIGMU= 35.85」が補正等を加えない引張強さ（kg/mm²）である。5～6行目は伝熱管の半径（mm）とそこでの温度（℃）を示す。

Steady State Condition -present design-

```
TIME= .00 BTEMP= 300.0 SIGMF= 35.85 SIGMP= 5.42 ( 6.42 4.42) IRUP= 0
SIGMU= 35.85
12.20 12.43 12.67 12.91 13.16 13.41 13.67 13.93 14.20 14.47 14.74 15.02 15.31
300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0
```

D. 3. 2 クリープ強度評価モデル：整数# 7が5の場合

前記と同様の出力に加え、4行目において出力時点における累積損傷：SDTTR（-）とクリープ破断時間：TR（秒）、クリープによる破損の有無：IRUPC（-）について以下のように出力される。

Steady State Condition -present design-

```
TIME= .00 BTEMP= 300.0 SIGMF= 35.85 SIGMP= 5.42 ( 6.42 4.42) IRUP= 0
SDTTR= .000 TR= 1.333E+25 IRUPC= 0
12.20 12.43 12.67 12.91 13.16 13.41 13.67 13.93 14.20 14.47 14.74 15.02 15.31
300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0 300.0
```

D. 4 プロット出力

D. 4. 1 引張強度評価モデル：整数# 7が3、4の場合

このモデルでプロットファイルの作成を指定した場合には、以下に示すように、1行毎に時間(秒)、伝熱管の平均温度(°C)、平均温度に対応する補正後の伝熱管強度：Su1(kg/mm²)、補正前の伝熱管強度：Su2(kg/mm²)、管壁応力：Seq(kg/mm²)、内壁面温度 Tin (°C)、内壁面熱伝達率 ALPIN (W/m²K)、内壁面熱流束 Qin (W/m²)、外壁面温度 Tout (°C)、外壁面熱伝達率 ALPOUT (W/m²K)、外壁面熱流束 Qout (W/m²)がベタ打ちされて出力される。本データを汎用の表計算プログラム等で図形処理する。

| Time | Temp. | Su1 | Su0 | Seq | Tin | <u>ALPIN</u> | Qin | Tout | <u>ALPOUT</u> | Qout |
|-------|--------|-------|-------|------|-----|--------------|-----|------|---------------|------|
| .00 | 732.8 | 13.36 | 13.36 | 5.47 | : | : | : | : | : | : |
| .30 | 739.1 | 12.64 | 12.64 | 5.47 | : | : | : | : | : | : |
| : | : | : | : | : | : | : | : | : | : | : |
| 29.70 | 1000.1 | 5.16 | 4.30 | 1.45 | : | : | : | : | : | : |
| 30.00 | 999.3 | 5.18 | 4.32 | 1.41 | : | : | : | : | : | : |

D. 4.2 クリープ強度評価モデル：整数# 7が5の場合

このモデルでプロットファイルの作成を指定した場合には、以下に示すように、1行毎に時間(秒)、伝熱管の平均温度(℃)、平均温度に対応する伝熱管強度： S_u (kg/mm²)、管壁応力： S_{eq} (kg/mm²)、累積損傷和： S_{dt}/tR (-)、クリープ破断時間： tR (秒)、内壁面温度 T_{in} (℃)、内壁面熱伝達率 $ALPIN$ (W/m²K)、内壁面熱流束 Q_{in} (W/m²)、外壁面温度 T_{out} (℃)、外壁面熱伝達率 $ALPOUT$ (W/m²K)、外壁面熱流束 Q_{out} (W/m²)がベタ打ちされて出力される。本データを汎用の表計算プログラム等で図形処理する。

| Time | Temp. | S_u | S_{eq} | S_{dt}/tR | tR | T_{in} | <u>$ALPIN$</u> | Q_{in} | T_{out} | <u>$ALPOUT$</u> | Q_{out} |
|-------|--------|-------|----------|-------------|----------|----------|---------------------------|----------|-----------|----------------------------|-----------|
| .00 | 732.8 | 13.36 | 5.47 | .000 | 7.37E+06 | : | : | : | : | : | : |
| .30 | 739.1 | 12.64 | 5.47 | .000 | 5.30E+06 | : | : | : | : | : | : |
| 29.70 | 1000.1 | 5.16 | 1.45 | .075 | 5.87E+05 | : | : | : | : | : | : |
| 30.00 | 999.3 | 5.18 | 1.41 | .075 | 7.27E+05 | : | : | : | : | : | : |

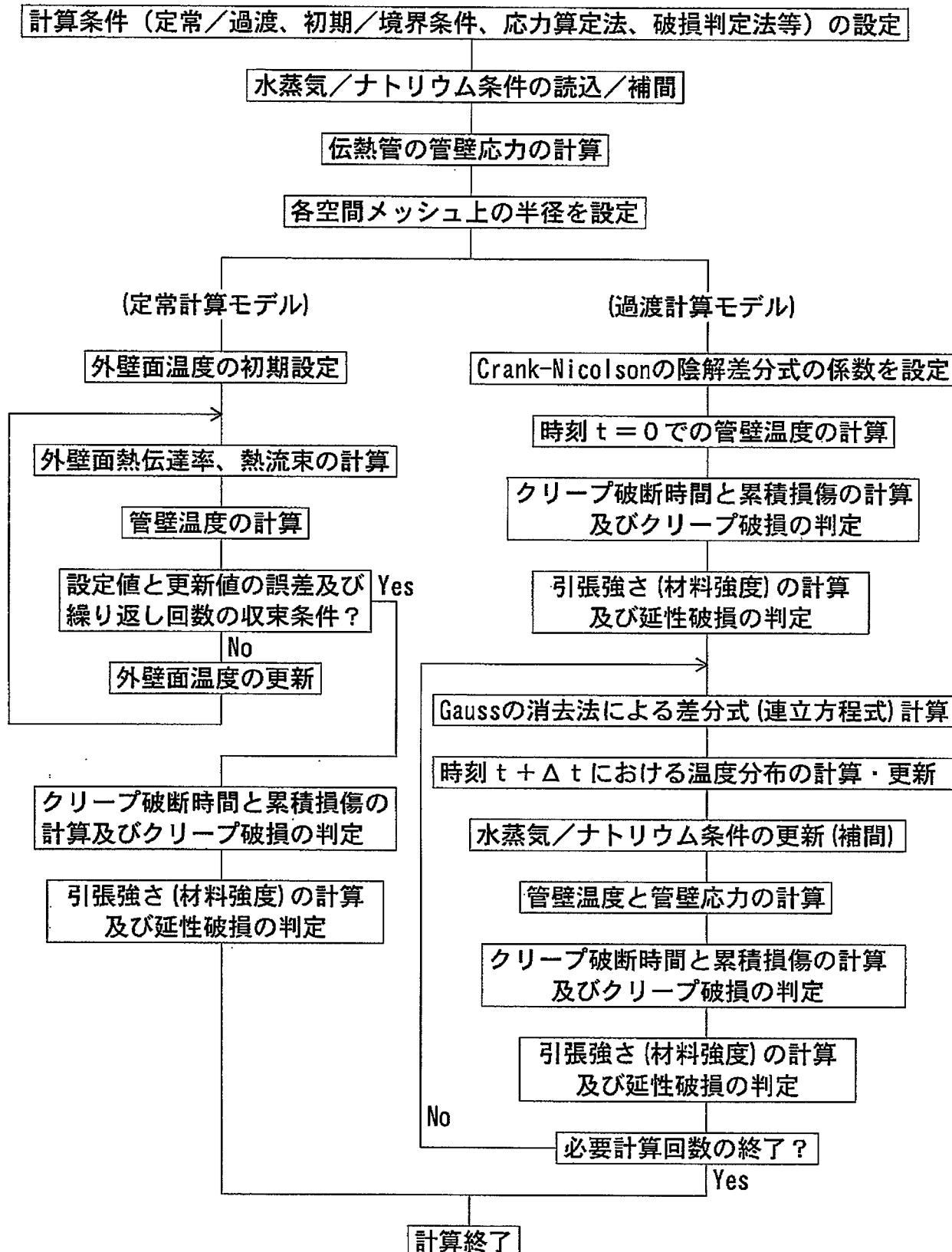
D. 5 コードの起動方法

例えば「TRUE ft01pnc.dat ft03wrt.txt ft04plt.txt ft06out.txt」とタイプすることで、高温ラップチャ計算が行われる。ここで、pnc.datは制御データファイル、wrt.txtは水蒸気側条件のテーブルファイル、plt.txtは計算結果のプロット出力ファイル、out.txtはリスト出力ファイルである。このように、起動パラメータではファイルのユニット番号とファイル名を指定する。“ft”の後に続く2桁の整数がユニット番号でそれにファイル名が続く。ユニット番号“01”は制御用データ(ファイル名“pnc.dat”)、“06”は出力リスト(ファイル保存したければファイル名“out.txt”、標準出力(モニター画面)したければ“con”あるいは“user”、ただし“user”はウインドウズのみで有効)、プリントアウトしたければ“prn”)、“02”はリストアートファイル、“10”はテンポラリファイルに割り当てられており、何れも記載以外の用途では使えない番号である。なお、FORTRANコンパイラによっては、ユニット番号“05”を出力用に使えない場合があるので注意のこと。ファイル出力を指定する場合、同名のファイルが存在するとプログラムの実行とともに既存のファイルは消される(上書きされる)ので注意のこと。また、ファイル名に"/", "-", "=", ";", "," の5文字は使えない。コードの実行例を以下に示す。”>”以降がタイプ入力である。

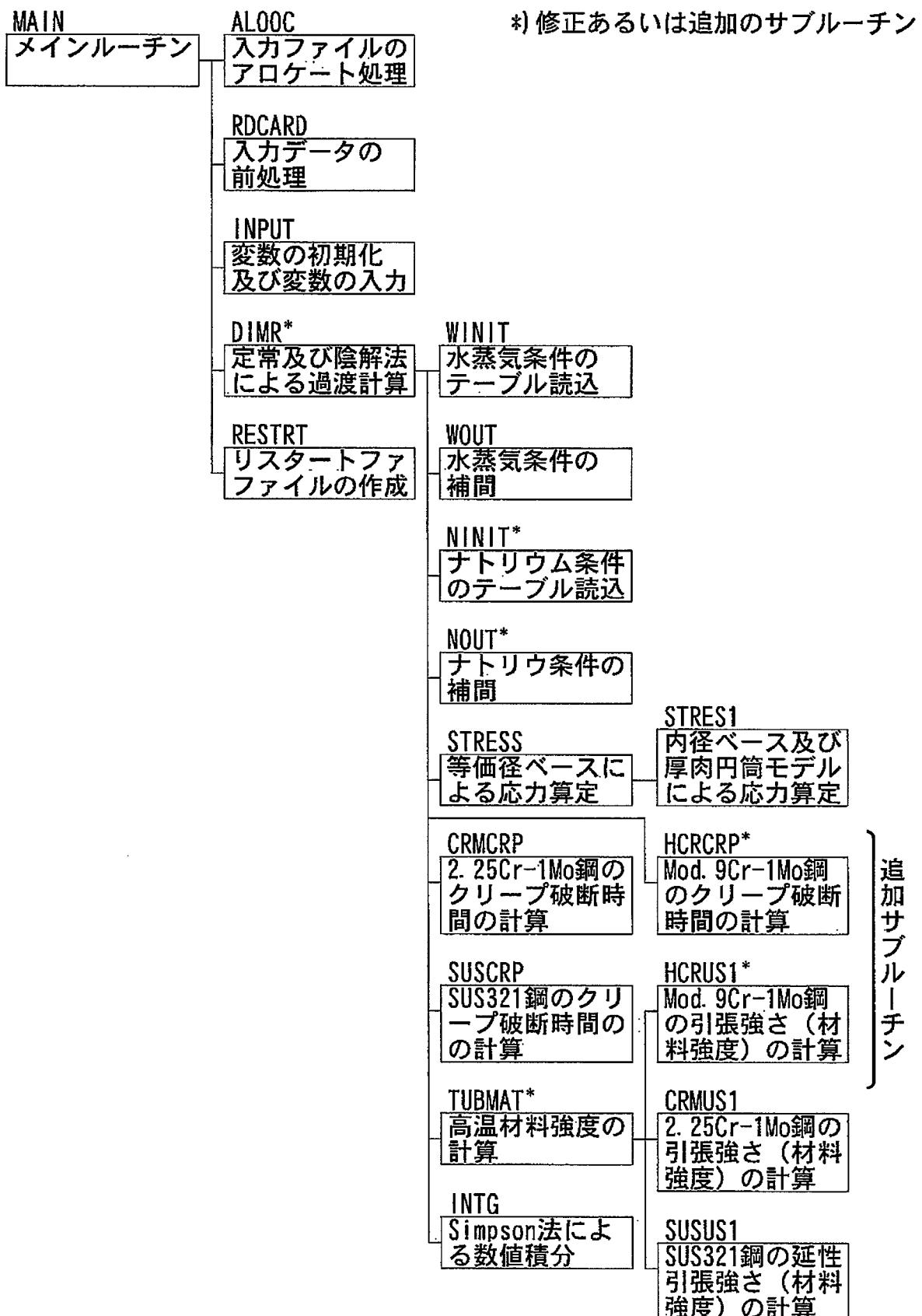
>TRUE ft01pnc.dat ft03wtr.txt ft04plt.txt ft06out.txt

```
>>> ALLOCATE UNIT 1 TO 'pnc.dat' <<<
>>> ALLOCATE UNIT 3 TO 'wtr.txt' <<<
>>> ALLOCATE UNIT 4 TO 'plt.txt' <<<
>>> ALLOCATE UNIT 6 TO 'out.txt' <<<
```

Stop - Program terminated.



図D.1 主な計算の流れ



図D. 2 プログラム構成

付録E TRUE コードモデル改良

E. 1 伝熱管の物性値

TRUE 解析で使用する伝熱管の物性値は、比熱 C_p 、熱伝導率 λ 、密度 ρ であるが、管壁温度を計算する場合には、温度伝導率 $\alpha = \lambda / (\rho C_p)$ の形で熱伝導方程式を解いている。

実機 SG 伝熱管材である 2.25Cr-1Mo 鋼の物性値は、過去に調査^[E-1]あるいは測定・定式化^[E-2]されているが、通常運転時の温度条件に余裕を見て、約 600°Cまでの温度範囲を対象としている。それより高温側で物性値を測定した結果^[E-3]もあるが、それでも 800°C程度を上限としている。これら実験式^[E-2]（ただし 600°Cを超える適用範囲外については外挿）と実測値^[E-3]を比較したところ、図 E. 1 に示すように、700~800°C程度までは両者間に大きな違いがなく、おおむね実験式は外挿可能である。

過去の高温ラップチャ解析^[7]では、800°C相当の 2.25Cr-1Mo 鋼の物性値を固定して与えていた。この解析結果からは、実機 SG 伝熱管の延性破損及びクリープ破損で厳しくなる管壁温度は、およそ 800°C以上の高温域であり、それ以下の温度では延性破損及びクリープ破損とともに高温ラップチャへの影響は小さいことが分かる。一方、物性値を変えた TRUE の感度解析により、温度伝導率が大きいほど管壁温度（延性破損）と累積損傷和（クリープ破損）が厳しくなることを確認している。したがって、800°Cを超える高温域での高温ラップチャ評価に対しては、温度伝導率を保守側（大きめ）に設定することとする。

以上の検討結果から、TRUE 解析で使用する物性値（組込式）は、700~800°C程度まで温度依存の実験式を適用する。また、それを超える高温域での物性値については、以下のように取り扱う。比熱 C_p は、図 E. 1 (a)に示すように 800°Cまで実験式を外挿し、それ以上の高温域の物性値は、800°Cの値で固定する。熱伝導率 λ は、図 E. 1 (b)に示すように 800°Cの実測値になる温度までは実験式を外挿して使うが、それ以上の高温域の物性値は、800°Cの実測値で固定する。この設定により、800°Cを超える高温域では、温度伝導率は実験式より保守側になっている。密度 ρ については、温度依存性が小さいこと、及び TRUE 解析のメッシュ体系は温度依存させずに固定していることから、伝熱管寸法を測定した室温相当の値を使用する。TRUE では温度伝導率 α を $\lambda / (\rho C_p)$ として計算することから、前述の比熱 C_p と熱伝導率 λ を用いて、密度 ρ を室温相当とした場合の温度伝導率を図 E. 1 (c)に示す。TRUE では、温度伝導率が実測値の 800°Cの値を下回る場合、保守的に 800°Cの物性値で固定して使用する。

E. 2 損耗（ウェステージ）

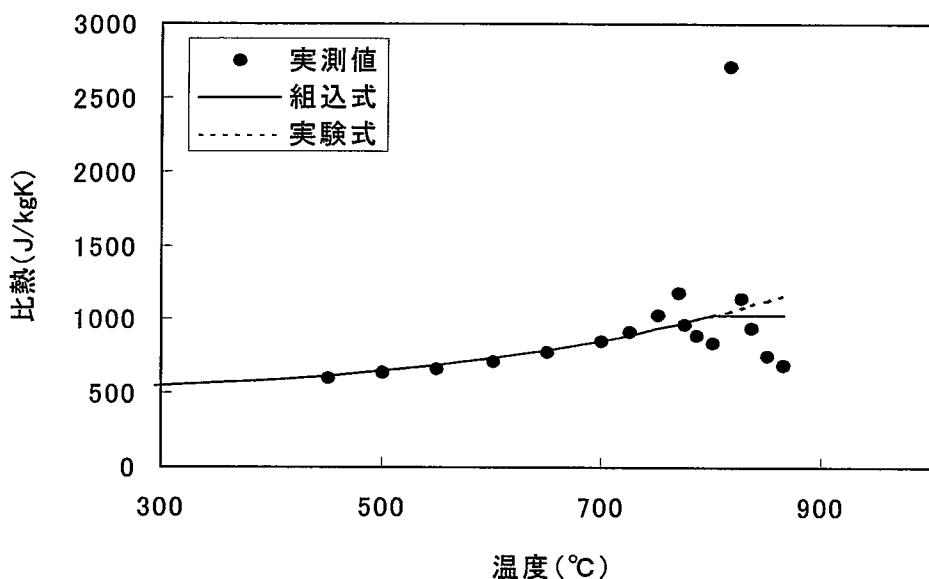
ナトリウムー水反応時に発生する損耗（ウェステージ）現象をモデル化するために、TRUE コードに対して以下のような改良を行った。TRUE コードでは、熱伝導方程式を半径 r を $R=\log r$ で座標変換して、差分計算^[6]している。空間メッシュは変換後の座標で等間隔に取られることから、その最外メッシュの 1 つを損耗するのに要する時間を求め、その時

間内では最外メッシュが存在するものとして計算する。その時間を超えた場合には、先の最外メッシュを無くした状態で現在の最外メッシュの損耗時間だけ計算し、以下これを繰り返すものとした。

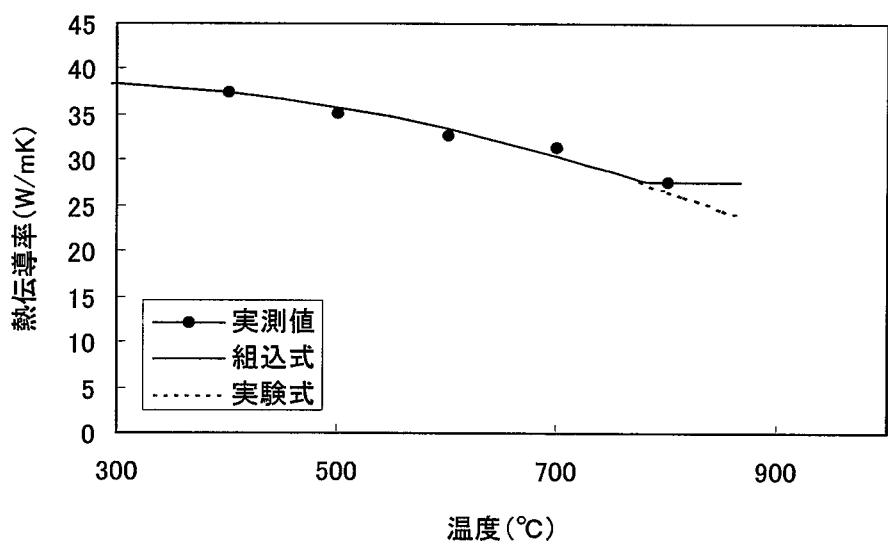
新旧モデルを比較した試計算の結果を図E.2に示す。図の左が旧モデル、右が新モデルである。図E.2では、新モデルで累積損傷が大幅に小さくなる。これは、旧モデルでは計算開始時点で予め損耗分を減肉していたのに対し、新モデルでは計算開始時点で本来の伝熱管肉厚を有していることから、計算初期の厚肉効果により累積損傷の増加が抑えられたことによる。

(参考文献)

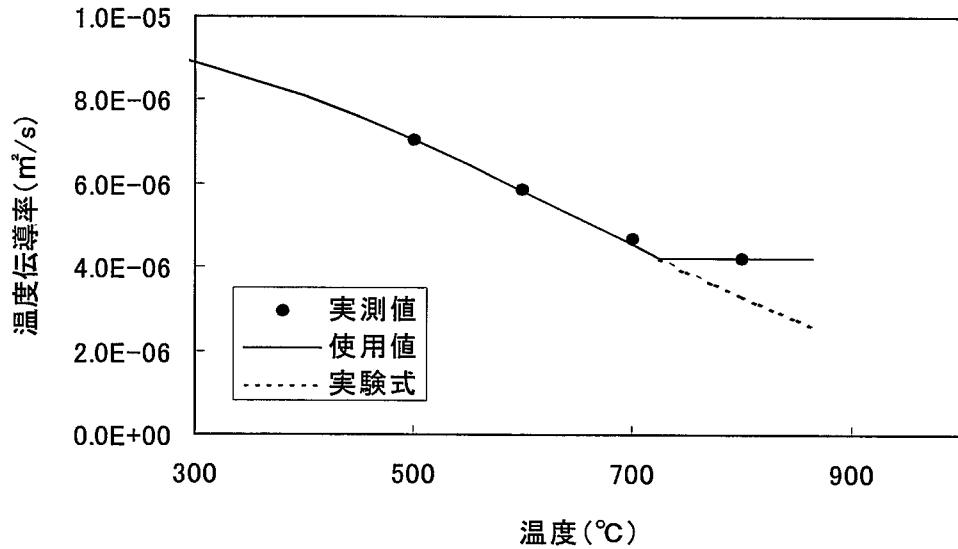
- [E-1] 高須宏雄、磯崎三喜男、姫野嘉昭、井口達郎、「ナトリウム技術実用物性値表」、TN941 81-73 1981
- [E-2] 久保田淳、鎌田滋、竹内孝行、栗山正明、土屋毎雄、川真田和雄、「レーザフラッシュ法による $2\cdot1/4Cr-1Mo$ 鋼の熱伝導率測定実験報告書」、TN941 78-04 1978
- [E-3] 木村英隆、菅谷圭、吉田英一、和田雄作、「FBR構造材料の物性値測定（その1）各種圧延鋼板の物性値測定」、TN9410 90-094 1990



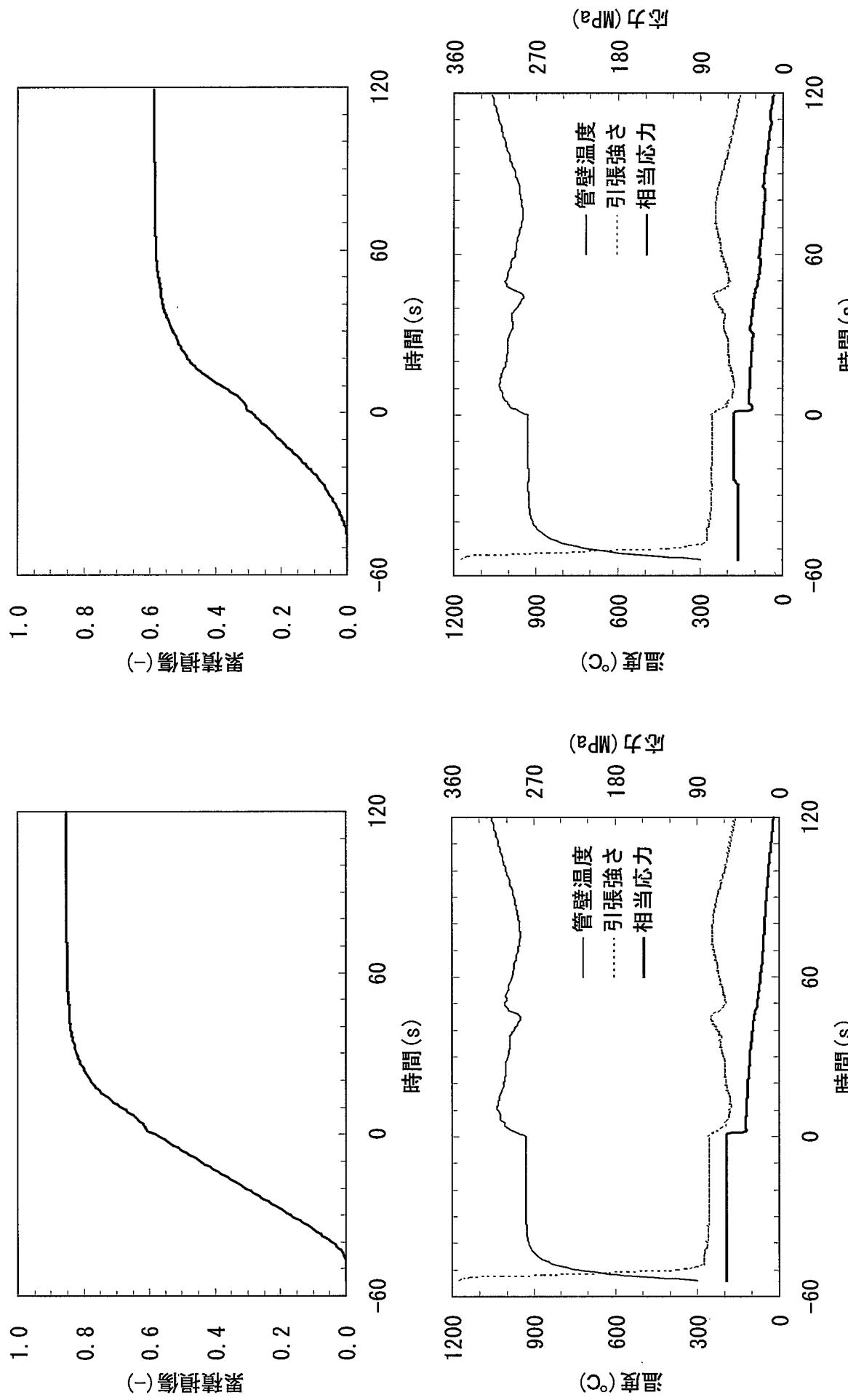
図E. 1 (a) 比熱の温度依存性



図E. 1 (b) 热伝導率の温度依存性



図E. 1 (c) 温度伝導率の温度依存性



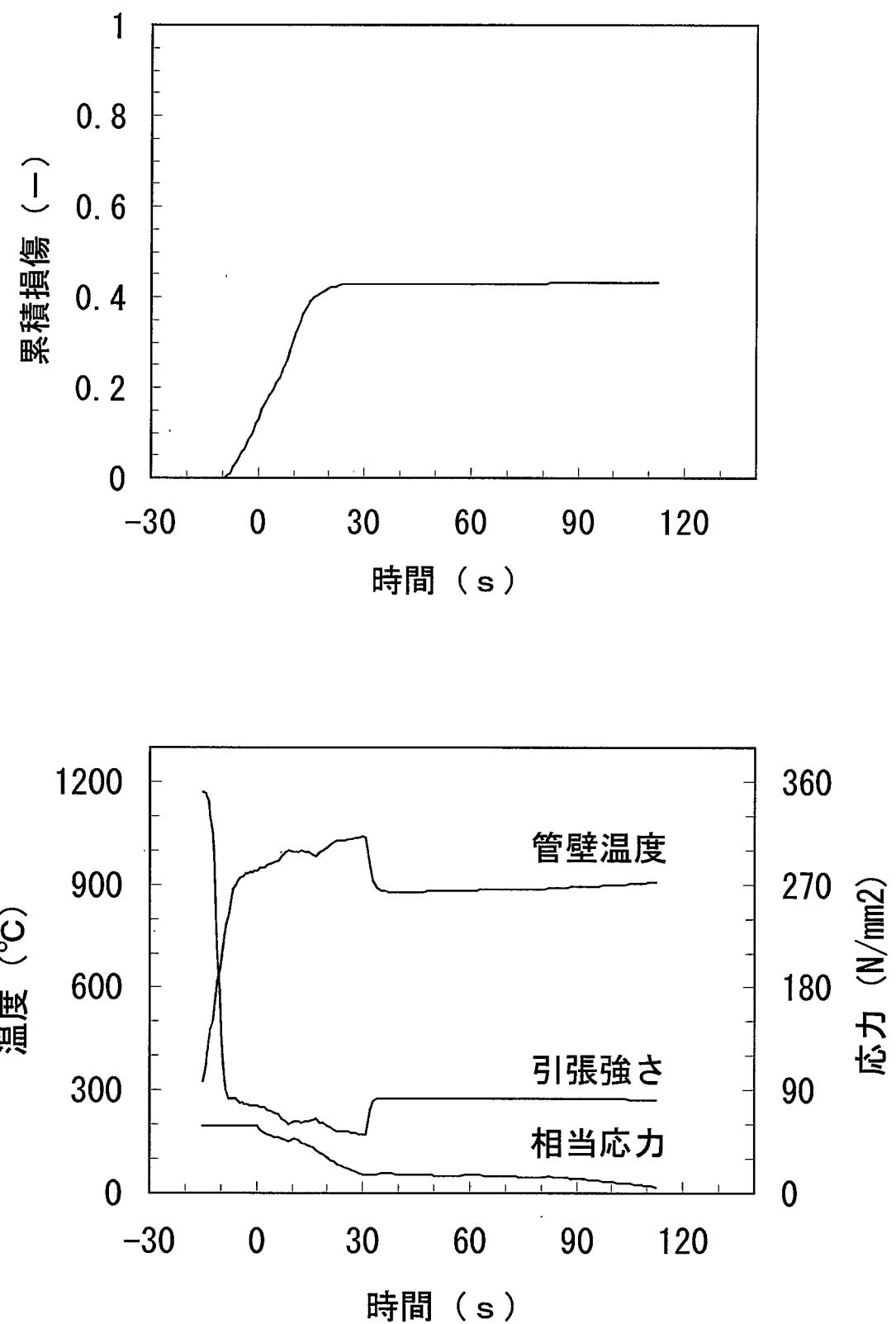
図E. 2 (a) 試計算例 (旧モデル)

図E. 2 (b) 試計算例 (新モデル)

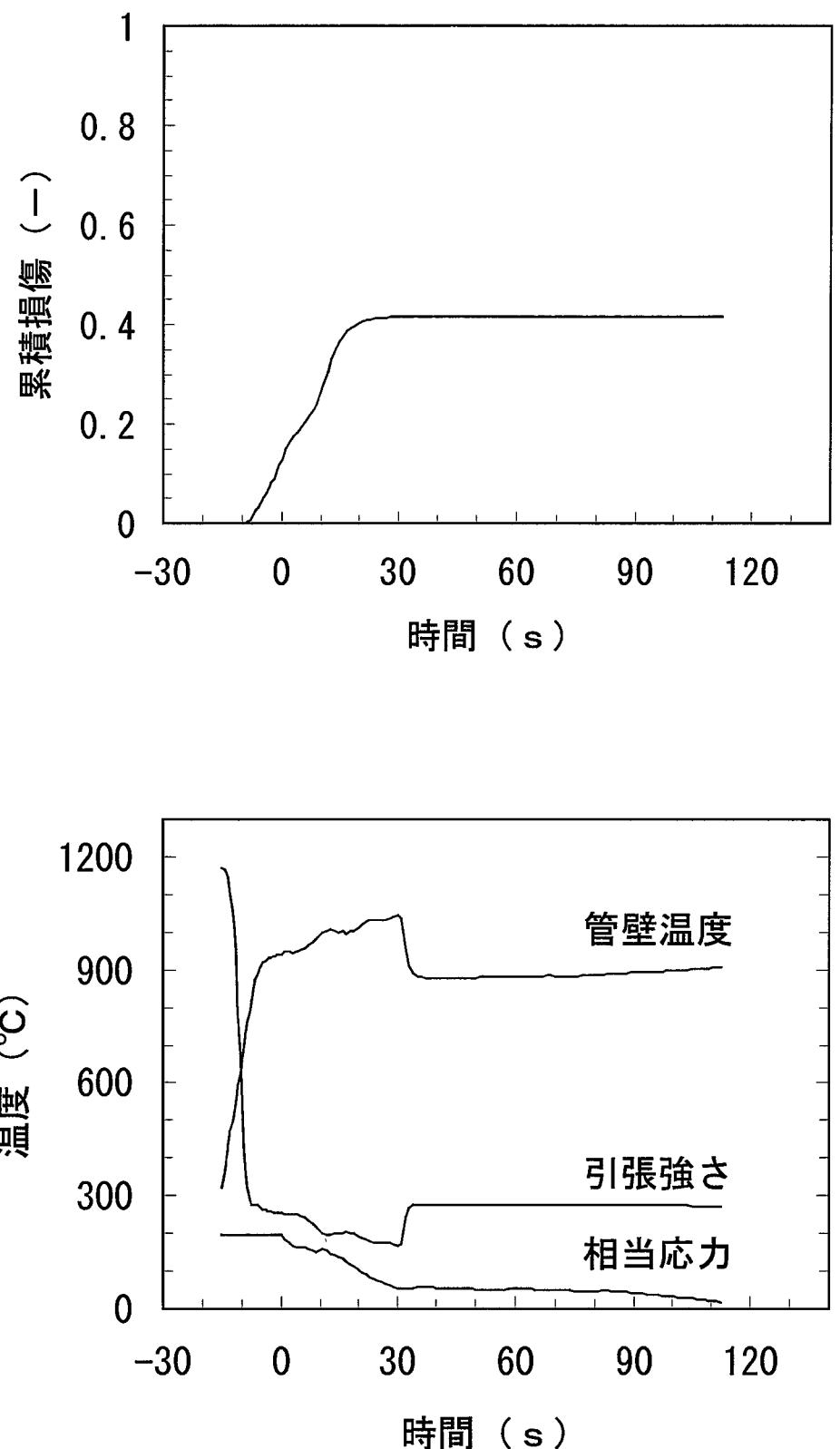
付録 F 設備改善前での解析比較

表 F. 1 「もんじゅ」蒸発器解析結果（既報^[9]のAPPENDIX-E、表2）の新旧比較
 <設備改造前、カバーガス圧力計信号検出、伝熱管肉厚3.5mm、制御誤差考慮>

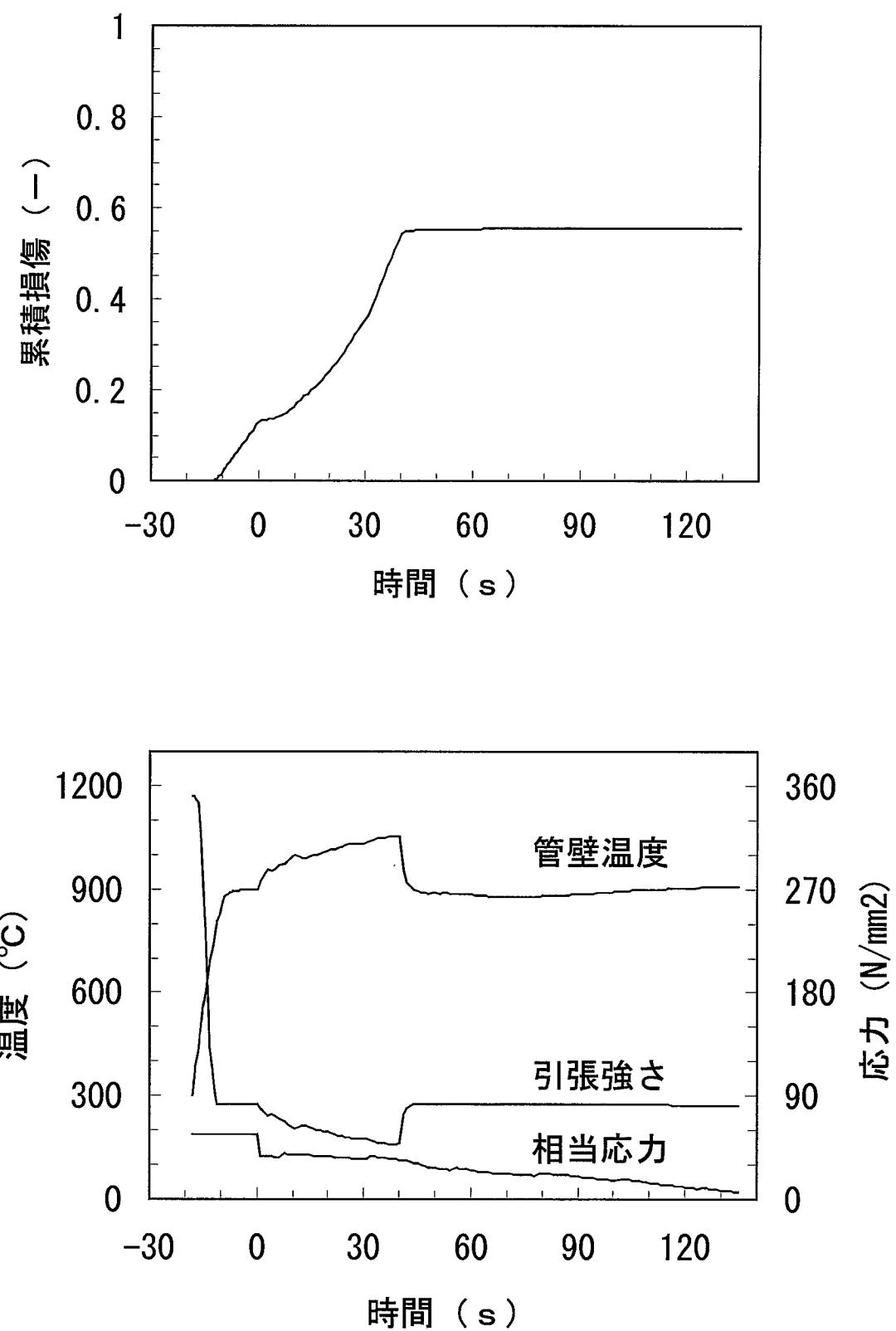
| 運転状態 | | 40%給水運転 | | | | 10%給水運転 | | | |
|--------|--------------------------|---------|-------|-------|-------|---------|-------|-------|-------|
| 水リーフ位置 | | 管束部中部 | | 管束部下部 | | 管束部上部 | | 管束部中部 | |
| リンク番号 | | 9 | | 8 | | 13 | | 12 | |
| 採用モデル | 採用モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル | 旧モデル | 新モデル |
| プロ | 管壁温度(°C) | 932 | 940 | 933 | 942 | 845 | 900 | 845 | 901 |
| 一開始 | 引張強さ(N/mm ²) | 77.4 | 76.1 | 77.3 | 75.9 | 82.4 | 82.3 | 82.4 | 82.3 |
| 前 | 応力(N/mm ²) | 61.5 | 58.5 | 61.5 | 58.4 | 60.0 | 56.5 | 60.1 | 56.6 |
| 後 | 応力/引張強さ(-) | 0.80 | 0.77 | 0.80 | 0.77 | 0.73 | 0.69 | 0.73 | 0.69 |
| プロ | 時刻(s) | 9 | 0 | 13 | 10.8 | 27 | 34 | 22 | 32 |
| 一開始 | 管壁温度(°C) | 1041 | 940 | 1050 | 1000 | 1068 | 1049 | 1072 | 1047 |
| 後 | 引張強さ(N/mm ²) | 51.1 | 76.1 | 48.9 | 60.7 | 45.4 | 49.2 | 44.8 | 49.6 |
| | 応力(N/mm ²) | 48.0 | 58.5 | 42.7 | 47.5 | 34.8 | 36.7 | 36.1 | 37.5 |
| | 応力/引張強さ(-) | 0.94 | 0.77 | 0.87 | 0.78 | 0.77 | 0.75 | 0.81 | 0.75 |
| | 累積損傷(-) | 0.84 | 0.43 | 0.66 | 0.42 | 0.80 | 0.56 | 0.99 | 0.58 |
| | 参照図 | — | 図F. 1 | — | 図F. 2 | — | 図F. 3 | — | 図F. 4 |



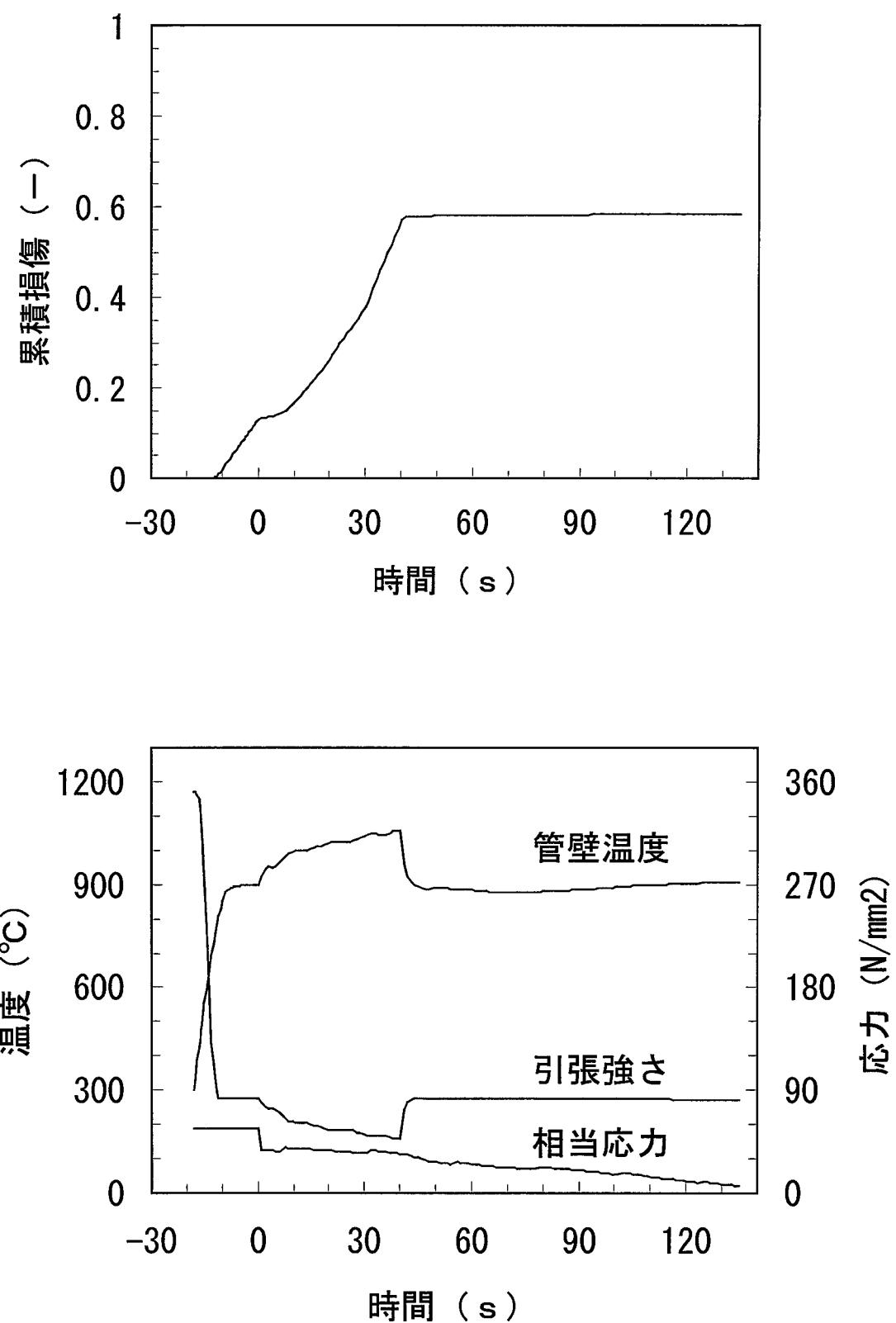
図F.1 「もんじゅ」現状設備、40%給水運転、管東部中部の解析結果



図F.2 「もんじゅ」現状設備、40%給水運転、管東部下部の解析結果



図F.3 「もんじゅ」現状設備、10%給水運転、管束部上部の解析結果



図F.4 「もんじゅ」現状設備、10%給水運転、管束部中部の解析結果