

# 蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ解析

—火薬トーチによる高温ラプチャ模擬試験の検証解析—

1995年9月

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

## 蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ解析

－火薬トーチによる高温ラプチャ模擬試験の検証解析－

浜田広次\*

### 要旨

FBR蒸気発生器(SG)で水リークによるナトリウム-水反応ジェットが生じると、隣接伝熱管が急速に高温状態に曝される。このような条件下でも、管壁の機械的強度の低下による高温ラプチャが生じないことを確認することが安全上重要である。

高温ラプチャ評価に向けて、これまで構造解析コードFINASによる1次元解析モデルを使用してきたが、本モデルの妥当性を確認するために、火薬トーチの火炎噴流により高温ラプチャを模擬した試験及び同解析モデルの検証を行った。その結果、以下が明らかになった。

- ①同じ管内圧力でも、蒸気封入管はラプチャ破損し、蒸気流動管には破損が生じないことから、高温ラプチャでは管内冷却(除熱)効果が大きい。
- ②同じ封入管でも、管外熱伝達率が小さい加圧管は破損しないことから、管内冷却効果と同様に反応ジェットによる管外熱伝達率の効果が大きい。
- ③以上の傾向は、破損時間などが幾分保守的となるものの、FINASによる試験解析においても充分説明できることから、本解析モデルの妥当性が確認できる。

以上の知見を踏まえ、今後火薬トーチ等による高温ラプチャ模擬試験及びコード検証を実施していく上での課題として、以下を提案した。

試験条件となる実際のナトリウム-水反応ジェットによる管外熱伝達率を正確に把握し、試験条件の設定に反映すること。実機の管内条件を模擬するため、試験体には高圧の過熱蒸気を供給できる設備に変更すること。また、反応ジェットでは伝熱管の周方向及び軸方向に温度分布が生じることから、より現実的な高温ラプチャ解析には多次元(2～3次元)モデルを採用する必要があること。

---

\*) 安全工学部 プラント安全工学室

**Overheating Failure Analysis of Steam Generator Tubes**  
- Validation Analysis of Explosive Torch Overheating Test-

H. Hamada<sup>\*1)</sup>

**ABSTRACT**

Neighboring tubes in an FBR Steam Generator (SG) would suffer from overheating if a sodium-water reaction jet were formed due to water leakage in the SG. On the safety aspect of the SGs, it is important to confirm that the neighboring tubes would not fail under such an overheating condition.

An analytical model using the structural integrity analysis code, FINAS, has been prepared to evaluate the overheating failure and here an explosive torch overheating test was analyzed to validate the FINAS model. These experiments and analysis indicate that the overheating failure is closely associated with heat transfer coefficients (HTCs) of outer and inner tube wall and that the FINAS model conservatively predicts the overheating failure within acceptable accuracy.

For making progress in further tests like an explosive torch test and its code validation, it would be required that sodium-water reaction experiments should be performed to provide the data on the HTCs, high pressurized and superheated steam should be supplied in the explosive torch test, and that a multidimensional analytical model should be developed to closely predict the temperature distribution in the axial (z-) and circumferential ( $\theta$ -) directions on the tube wall.

---

\*1) Plant Safety Engineering Section, Safety Engineering Division

# 目次

Page

1. はじめに	1
2. 火薬トーチ試験	1
2. 1 試験目的	1
2. 2 試験装置	1
2. 3 試験ケース	2
2. 4 試験結果	2
3. 解析モデル	3
3. 1 使用コード	3
3. 2 構造モデル	3
3. 3 使用要素	3
3. 4 有限要素モデル	4
3. 5 材料モデル	4
3. 6 変形モデル	4
3. 7 境界条件	4
3. 8 解析条件	5
4. 入力データ	5
4. 1 火炎噴流温度	5
4. 2 火炎噴流（管外）熱伝達率	5
4. 3 管内温度	6
4. 4 管内圧力	6
4. 5 管内熱伝達率	6
5. 解析結果	8
5. 1 解析ケース	8
5. 2 判定条件	8
5. 3 解析結果	9

	Page
6. 考 察-----	9
6. 1 ケースC502-----	9
6. 2 ケースC503-----	9
6. 3 ケースC504-----	10
7. おわりに-----	11
参考図書-----	12
謝 辞-----	12
付録1 火薬トーチ試験予備解析	

## 図表リスト

		Page
表 1	全試験ケース一覧-----	1 3
表 2	試験ケース及び結果のまとめ-----	1 4
図 1	試験装置の主要部-----	1 5
図 2	熱電対の取付位置-----	1 6
図 3	ケースC501の温度履歴-----	1 7
図 4	ケースC502の温度履歴-----	1 8
図 5	ケースC503の温度履歴-----	1 9
図 6	ケースC504の温度履歴-----	2 0
図 7	管外熱伝達率の推定-----	2 1
図 8	F I N A S解析モデルの概念-----	2 2
図 9	管内の圧力履歴-----	2 3
図10	解析ケースA502の管壁温と応力の関係-----	2 4
図11	解析ケースA503の管壁温と応力の関係-----	2 5
図12	解析ケースA504-1の管壁温と応力の関係-----	2 6
図13	解析ケースA504-2の管壁温と応力の関係-----	2 7

# 1. はじめに

FBR蒸気発生器（SG）内で水リークによるナトリウム-水反応ジェットが形成されると、隣接伝熱管が極めて急速（約十秒以内）に高温状態（ $\sim 1200^{\circ}\text{C}$ ）に曝される。このような条件下で、管壁の機械的強度の低下による高温ラプチャが生じないことを確認することが安全上重要である。

本報では、ナトリウム-水反応ジェットを模擬した火薬トーチ・火炎噴流により窒素ガス及び蒸気で内部加圧した伝熱管を急速加熱した高温ラプチャ試験結果を用いて、構造解析コードFINASで採用した高温ラプチャ解析モデルを試験検証した結果について報告する。

## 2. 火薬トーチ試験

本試験は、平成6年度の契約により川崎重工株式会社にて実施したものである。詳細は報告書<sup>[1]</sup>に記載してあるので、以下では概要のみを記す。

### 2.1 試験目的

火薬トーチ試験は、SGの水リーク事故時に想定される隣接伝熱管の加熱状況を試験的に模擬するものである。本試験では、窒素ガスあるいは蒸気により伝熱管内を加圧した状態で、伝熱管壁の一部を火薬トーチによる火炎噴流で急速加熱し、その時の伝熱管の機械的破損挙動を調べ、基礎となる試験データを蓄積することを目的としている。

### 2.2 試験装置

試験装置の主要部を図1に示す。試験体である伝熱管内には、流れのない窒素ガス、飽和蒸気、及び流れのある飽和蒸気を供給できるようになっており、その中央部に火薬トーチの火炎噴流を衝突させる。火炎噴流の条件は、実際に生じるナトリウム-水反応ジェットに合わせるために伝熱管近傍部で温度約 $1200^{\circ}\text{C}$ 、火炎直径約 $100\text{mm}$ となるよう設定した。伝熱管は材質：Mod.9Cr-1Mo鋼、サイズ： $31.8\text{mm}\phi \times 3.8\text{mm}^t$ のバージン材を使用した。既設蒸気発生条件の制限上（最高 $100\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ ）、試験時に伝熱管が破裂する肉厚として外径を $1.3\text{mm}^t$ まで減肉加工した状態で試験を行った。なお、減肉についての検討結果を付録1に記載した。

温度計測は、火炎測定用に $1.6\text{mm}$ のシースR型熱電対（最大 $1300^{\circ}\text{C}$ 、応答時間 $0.9$ 秒）を



用い、伝熱管表面及び蒸気温度は1.0mmのシースK型熱電対（最大1000℃、応答時間0.5秒）を用いた。その他、伝熱管内の圧力計測も行った。計測位置を図2に示す。

### 2.3 試験ケース

予備試験と本試験が行われており、その全試験ケースを表1に示す。予備試験(C501)では、火炎噴流と伝熱管の熱伝達率を推定するために、伝熱管と同じ外径の中実棒を用いて火炎温度、中実棒外表面及び外表面から約2.35mm深さの内部温度を計測した。本試験では、①窒素ガス加圧(C502：流れ無し、室温)、②飽和蒸気加圧(C503：流れ無し、飽和温度310℃)、③飽和蒸気流動(C504：流速12.7m/s、飽和温度310℃)の3ケースを実施したが、管内圧力はいずれも100kg/cm<sup>2</sup>gに固定した。

### 2.4 試験結果

全試験：C501～C504で得られた各熱電対計測点での温度履歴をそれぞれ図3～図6に示す。

#### 2.4.1 予備試験(C501)

ケースC501は火炎噴流とターゲット伝熱管距離を100mmに設定し、そのときの管外熱伝達率を推定するために実施した。熱伝達率の算出には、汎用伝熱ネットワークコードTRUMPを用いて管外熱伝達率をパラメータにした過渡計算を行い、実際の外表面温度履歴に最も近い結果が得られる熱伝達率を得るものとした。詳細は報告書<sup>[1]</sup>に記載しているので、その解析結果だけを図7に示す。本火炎噴流では約6秒を境にそれ以前は着火時の火炎、それ以降は通常燃焼時の火炎と2段階の燃焼挙動が見られるが、前者は1000kcal/m<sup>2</sup>h℃の熱伝達率で良好な一致が得られている。通常燃焼時の火炎では管壁温度に急激な上昇が見られており、熱伝達率が著しく大きくなることがわかる。その温度挙動は、6秒以降の熱伝達率を3000～5000kcal/m<sup>2</sup>h℃の範囲で変化させた場合の曲線と近い。これらの試験の温度履歴から熱伝達率は時間的に変化していることが推測できるが、最大でも概ね5000kcal/m<sup>2</sup>h℃の熱伝達率であると考えられる。

#### 2.4.2 窒素封入試験(C502)

ケースC502では、火炎噴流とターゲット伝熱管距離を350mmに設定した。そのため、火炎噴流が充分伝熱管に到達せず、伝熱管の表面温度は650℃程度までしか上昇しなかった。従って、伝熱管には高温ラプチャがみられなかった。

### 2.4.3 蒸気封入試験 (C503)

ケースC503では、火炎噴流とターゲット伝熱管距離を150mmに設定した。この試験では、火炎噴流温度が約1200℃、伝熱管表面温度が約1150℃となり、伝熱管に大破損口が生じており、いわゆる高温ラプチャが発生した。図9bの管内圧力の変化から、伝熱管の破損時刻は火薬トーチ着火後約6.5秒と推定できた。

### 2.4.4 蒸気流動試験 (C504)

ケースC504では、火炎噴流とターゲット伝熱管距離を前ケース (C503) と同じ150mmに設定した。この試験では熱電対の振れ等により必ずしも正確な温度計測が行われなかったが、一般的に火薬トーチによる火炎噴流の再現性は確認されていることから、火炎噴流温度及び伝熱管表面温度は前ケースとほぼ同等であると推定できる。しかしながら、本ケースではターゲット伝熱管に高温ラプチャ型破損は見られず、管壁にわずかな膨らみと直径約2mm程度の開口が生じた。開口はこのように小さいことから、管内圧力の変化による破損時間の同定は困難であるが、ビデオ撮影で収録された蒸気の噴出音から破損時間を着火後約12秒と推定できた。

## 3. 解析モデル

### 3.1 使用コード

汎用非線形構造解析コード：FINAS (Finite Element Nonlinear Structural Analysis System) <sup>[2]</sup>を用いて、非定常熱伝導解析による温度分布を考慮した熱弾塑性解析を行った。

### 3.2 構造モデル

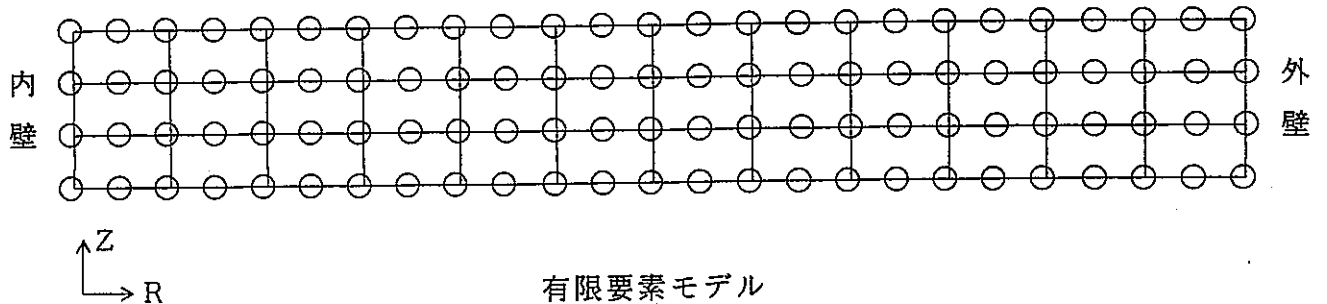
内径26.8mm × 外径29.4mm (肉厚1.3mm) の伝熱管に管内圧力Pが負荷することで、管壁断面に応力 ( $\sigma_R$ 、 $\sigma_Z$ 、 $\sigma_t$ ) が作用する。

### 3.3 使用要素

QAX8：8接点四辺形軸対象要素 (図8に示す)

### 3.4 有限要素モデル

伝熱管の直径断面において、軸方向に3層、半径方向に12層の要素をとり、1要素は8接点（下図の○に相当）からなる有限要素モデルとした。



### 3.5 材料モデル

質量密度： $\rho =$ （温度の関数で表したデータ： $\text{kg}/\text{mm}^3$ ）

弾性係数： $E =$ （温度の関数で表したデータ： $\text{kg}/\text{mm}^2$ ）

降伏条件：Misesの降伏条件

ポアソン比： $\nu =$ （温度の関数で表したデータ：-）

加工硬化係数： $H' =$ （温度の関数で表したデータ： $\text{kg}/\text{mm}^2$ ）

塑性硬化則：等方硬化モデル

降伏強度： $\sigma_y =$ （温度の関数で表した単軸引張試験データ： $\text{kg}/\text{mm}^2$ ）

真破断強度： $\sigma_r = (1.5 \times \sigma_u)$ で定義

ただし $\sigma_u$ （温度の関数で表した単軸引張試験データ： $\text{kg}/\text{mm}^2$ ）

は引張強さである。真破断強度で定義した引張強さの1.5倍は必ずしも厳密に試験で得たものではないが、ここでは、報告書<sup>[4]</sup>で示す近似的な推定法に基づく値を参考にして、暫定的に使用した。

### 3.6 変形モデル

小変形モデルと大変形モデルが選択できるが、塑性開始後の挙動を正確に評価するために大変形モデルを採用した。

### 3.7 境界条件

内壁面では管内圧力に相当する半径方向の応力（ $\sigma_r$ ）を与え、外壁面では自由端条件を与える。

### 3.8 解析条件

弾塑性解析では、境界条件となる管内圧力に第2章の火薬トーチ試験で得られたデータをテーブル化して与える。また熱伝導解析では、試験で得られた火炎噴流温度と管内温度、また同試験で推定される管内／管外の熱伝達率をテーブル化して与える。

## 4. 入力データ

試験解析は、中実棒による予備試験(C501)を除いて、管内ををガス加圧(C502)、蒸気加圧(C503)、及び蒸気流動(C504)した本試験について行った。それらの主な入力データを以下に示す。

### 4.1 火炎噴流温度

#### 4.1.1 ケースC502

図4中の $T_1$ をテーブル化して使用する。

#### 4.1.2 ケースC503

図5中の $T_1$ をテーブル化して使用する。

#### 4.1.3 ケースC504

図6中の $T_1$ をテーブル化して使用する。

### 4.2 火炎噴流（管外）熱伝達率

#### 4.2.1 ケースC502

図4中の温度履歴 $T_1$ は、中実棒を用いた予備試験（図3中）の温度履歴 $T_1$ の初期約6秒までの温度履歴と類似していることから、予備試験での熱伝達率の推定値である $1000\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ を与えることにする。（第2.4.1節参照のこと）

#### 4.2.2 ケースC503

図5中の約1.5秒までの温度履歴 $T_1$ は、中実棒を用いた予備試験の初期6秒までの温度履歴と類似していることから、時刻ゼロ秒から1.5秒までは $1000\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ を与える。また同図の約3.5秒以降は、ほぼ一定の温度となり火炎噴流は安定していると推定できること

から、時刻3.5秒以降は $5000\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ で一定とする。時刻1.5～3.5秒の間は熱伝達率がリニアに変化するものと仮定し、時刻1.5秒で $1000\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、3.5秒で $5000\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ となるリニアな値を与える。

#### 4.2.3 ケースC504

上記のケースC503と同じ値を用いる。

### 4.3 管内温度

#### 4.3.1 ケースC502

図4中の $T_s$ を用いる。

#### 4.3.2 ケースC503

図5中の温度履歴 $T_s$ を参考にして、 $310^\circ\text{C}$ で一定とする。

#### 4.3.3 ケースC504

図6中の温度履歴 $T_s$ を参考にして、 $310^\circ\text{C}$ で一定とする。

### 4.4 管内圧力

#### 4.4.1 ケースC502

図9.aを参考にして、 $10\text{MPa}$ の一定値とする。

#### 4.4.2 ケースC503

図9.bを参考にして、 $10\text{MPa}$ の一定値とする。

#### 4.4.3 ケースC504

図9.cを参考にして、 $10\text{MPa}$ の一定値とする。

### 4.5 管内熱伝達率

#### 4.5.1 ケースC502

窒素ガスか蒸気かの違いはあるものの、密封された状態でありオーダ的にはさほど違わないと考えられることから、近似的に以下のケースC503と同じ値を用いる。

#### 4.5.2 ケースC503

本ケースでは、伝熱管内の流動が無いことから、伝熱工学資料<sup>[9]</sup>の「2.3.3 管路およ

び熱サイフオンの自然対流熱伝達、a.管内の自然対流熱伝達」における壁温一定の層流熱伝達の式をを参考にして、管内熱伝達率を算出する。

平均温度  $t_m = 310^\circ\text{C}$ 、管壁温度  $t_w = 500^\circ\text{C}$ 、膨張係数  $\beta$  を近似的に空気  $100^\circ\text{C}$  に対する値： $3.6 \times 10^{-3}$ を用いると、本体系でのグラスホフ数は

$$\begin{aligned} Gr &= g \beta d^3 (t_w - t_m) / \nu_f^2 \\ &= 9.8 \times 0.0036 \times 0.0242^3 \times 190 \div (0.389 \times 10^{-6})^2 \\ &\approx 6.3 \times 10^8 \end{aligned}$$

となる。また、管路の断面形状を考慮した代表寸法： $\xi = 0.198 \times 0.0242$ 、管路長さ（伝熱管長さ）： $L = 0.8$ 、プラントル数： $Pr = 1.69$ であることから、本体系での修正レーレ一数： $Ra$ は、

$$\begin{aligned} Ra &= Pr Gr \xi / L \\ &= (1.69) \times (6.3 \times 10^8) \times (0.198 \times 0.0242) \div 0.8 \\ &\approx 6.4 \times 10^6 \end{aligned}$$

となり充分大きいことから、ヌセルト数を以下の式（ただし  $Pr$ 数が  $0.7$ の場合に適用）で計算すると、

$$\begin{aligned} Nu &= 0.795 (Pr / (1 + 2 Pr^{0.5} + 2 Pr))^{0.25} Ra^{0.25} \\ &= 0.795 (1.69 / (1 + 2 \times 1.69^{0.5} + 2 \times 1.69))^{0.25} (6.4 \times 10^6)^{0.25} \\ &\approx 28.0 \end{aligned}$$

となる。プラントル数の違いを補正するため、修正係数： $K = 0.75$ を上記ヌセルト数に乘じれば、

$$Nu = 0.75 \times 28 \approx 21$$

が得られる。従って、管内の熱伝達率として

$$\begin{aligned} \alpha &= 21 \div 0.0242 \times 0.076 \\ &\approx 66 \text{ W/m}^2\text{K} \\ &\approx \underline{57 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}} \end{aligned}$$

が得られる。

#### 4.5.3 ケース C 5 0 4

図 9 c の管内圧力  $P_1$  は、時刻ゼロ秒で約  $10\text{MPa}$ 、伝熱管破裂時（約  $6.5$ 秒）で約  $7.6\text{MPa}$

となっている。伝熱管破裂時までの短時間における管内圧力降下はほぼリニアと見なせることから、伝熱管破裂時までの圧力を平均値  $P_m = 8.8\text{MPa}$  で代表する。圧力  $P_m$  に対応する蒸気の飽和温度は  $T_m = \text{約}302^\circ\text{C}$  である。このときの管内の熱伝達率は、伝熱工学資料<sup>[3]</sup>の「円管内の乱流熱伝達率」における発達した乱流熱伝達率の実験式（従来から広く用いられている簡便な形の整理式である Dittus-Boelter の式）：

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

を参考にして、管内熱伝達率を算出する。報告書<sup>[1]</sup>より管内蒸気流速  $v$  は約  $12.7\text{m/s}$  であることから、上式中のレイノルズ数、プラントル数、及びヌセルト数は、

$$Re = vD / \nu = 12.7 \times 0.0242 \div (4.5 \times 10^{-7}) \doteq 6.83 \times 10^5$$

$$Pr = C_p \mu / \lambda = 1.33 \times (1.95 \times 10^{-5}) \times 3600 \div (5.96 \times 10^{-2}) \doteq 1.57$$

$$Nu = 0.023 \times (6.83 \times 10^5)^{0.8} \times 1.57^{0.4} \doteq 1300$$

となる。従って、熱伝達率  $\alpha$  は

$$\alpha = 1300 \div 0.0242 \times (5.96 \times 10^{-2})$$

$$\doteq \underline{3200 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}}$$

となる。

ちなみに、圧力  $10\text{MPa}$  における飽和蒸気条件（飽和温度約  $110^\circ\text{C}$ ）で前述と同様の計算を行うと、熱伝達率は  $\alpha \doteq \underline{3900 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}}$  となる。

## 5. 解析結果

### 5.1 解析ケース

表 2 に示す全 4 ケースについて解析を実施した。ケース A504-1 とケース A504-2 は管内の熱伝達率の与え方を変えたもので、前者が  $3200\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、後者が  $3900\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$  としている。その熱伝達率の根拠については、第 4.5.3 節を参考のこと。

### 5.2 判定条件

塑性開始と破損開始の条件については、以下を仮定する。

塑性開始： Von Mises の相当応力  $\sigma_{eq}$  が降伏強度  $\sigma_Y$ （0.2% 降伏強度）を越えた時

破損開始： 以下の2種類を考える

①応力破損： 同相当応力 $\sigma_{eq}$ が暫定真破断強度 $\sigma_f (=1.5 \times \sigma_u$ ：単軸引張強さ)を越えた時

②歪み破損： 相当塑性歪みE.P.Sが極限歪み $\varepsilon_u (=0.2$ ：暫定値)を越えた時

なお、上記の開始条件については、半径方向に分割した12要素の中で最も早く上記条件を満たした要素について判定するものとする。

### 5.3 解析結果

全ケースの解析結果を表2にまとめる。また、ケースA502～ケースA504-2について、最初に破損した要素あるいは解析で最も厳しくなる要素における管壁温度及び相当応力の時間履歴をそれぞれ図10～図13に示す。

## 6. 考察

### 6.1 ケースC502

ケースC502の試験では、火炎噴流による表面温度の上昇は650℃程度と低いため、管壁に高温ラブチャは生じなかった。一方、解析結果である応力履歴及び管壁温度(図10)によれば、管壁温度は時間とともに上昇するが、管外の熱伝達率が小さいことから、管壁温度は最大でも600℃を下回っている。600℃における降伏強度、暫定真破断強度(=引張強度の1.5倍)はそれぞれ約27、49kg/mm<sup>2</sup>となっており、600℃以上の温度ではその値以上の強度を有することから、解析で得られる相当応力は降伏強度及び暫定真破断強度に達していないことがわかる。すなわち、解析結果からも管壁に塑性及び破損は生じていないと判断できる。この解析結果は、試験結果と一致している。

### 6.2 ケースC503

ケースC503の試験では、火炎噴流により表面温度が約1150℃と高温になるため、着火約6.5秒後に高温ラブチャが発生した。図11に示す応力履歴の解析結果では、前ケースと同様に管壁温度の上昇に伴い降伏強度(記号△)、引張強度(記号□)、暫定真破断強度(記号×：=引張強度の1.5倍)等の材料強度は低下しており、約4秒弱で相当応力が降伏強度を越えるようになる。その時点で、解析上は管壁に塑性変形が生じる。また約4.5秒で相当応力が暫定真破断強度を越えるようになり、そこで管壁が高温ラブチャすると判



断できる。

相当応力が降伏強度に達した以降は、コード内の解法に起因する振動が生じるものの、急峻な相当応力の上昇が見られる。簡単のために、 $PD/2t$ （ただし、 $P$ は管内圧力、 $D$ は内径、 $t$ は管壁肉厚を示す）で表せる周方向応力： $\sigma_t$ について考える。仮に、管壁に温度分布が無く、塑性変形では（単位長さ当たりの）管壁の体積が変化しないと仮定すると、

$$\pi ((D + 2t)^2 - D^2) / 4 = \text{const.} \quad \text{から} \quad D = (\text{const.} - t^2) / t$$

$$\text{従って、} \quad \sigma_t = P (\text{const.} / t^2 - 1) / 2$$

と書き換えることができる。すなわち、圧力 $P$ の変化に対して、分母にある肉厚 $t$ の変化は2乗の効果で影響することから、塑性変形により $t$ が小さくなると、管壁に生じる応力は急激に大きくなる（ $t \rightarrow 0$ で、 $\sigma_t \rightarrow \infty$ ）ことが予測できる。従って、本解析結果に見られる急峻な相当応力の上昇挙動は、定性的に妥当なものと考えられる。

以上から、（管内冷却が無い状況で）管壁の相当応力が降伏強度に達したら、極めて早く圧力を下げない限り相当応力は暫定真破断強度にまで達してしまい、いわゆる高温ラプチャが生じる可能性があるということが推測できる。

なお、表2からもわかるように、5.2節で定義した破損判定（応力破損と歪み破損）の違いによる破損開始時刻に関しては、両者に有意な相違は見られないが、前者は0.4秒程度早く破損する結果が得られている。

### 6.3 ケースC504

ケースC504の試験では、前ケースと同様に表面温度は高温になったにもかかわらず高温ラプチャは見られないが、管壁の膨らみと直径約2mmの開口（約12秒後）が生じた。図12と図13に管壁温度、相当応力、及び材料強度を示す。なお、材料強度の実験式は600～1200℃の温度範囲について有効なため、管壁温度が600℃を下回る領域に関しては、材料データのプロットは示していない（プロットのない領域は600℃での値以上の応力値になっている）。管内熱伝達率の与え方により絶対値は異なるものの、6～7秒の間で管壁は最高温度に達するが、それでも700℃を越えない。その最高温度付近で、材料強度は最小で、相当応力と材料強度との差も最も小さくなるが、例えば降伏強度に対してはケースA504-1で約3、ケースA504-2で約4 kg/mm<sup>2</sup>の応力差である。それでも暫定真破断強度（＝引張強度の1.5倍）との差は大きく、それぞれ約18、21kg/mm<sup>2</sup>である。試験時の熱電対からの火炎噴流温度の計測誤差、推定した管内外の熱伝達率の精度等を勘案すれば、極めて短い時間において相当応力が降伏強度を超えていた可能性は充分考えられるが、暫定真破断強度を超えていた可能性はほとんどないと言える。すなわち、解析結果からも、試験で見られ

たような伝熱管壁の膨らみと言った塑性が生じていることの説明は可能であると考えられる。ただし、試験で見られたようなピンホールについては、火炎ジェットによる温度上昇が局所的に生じた（フォーカシングされた）ためであると考えた方が合理的である。

## 7. おわりに

本試験は1.3mmの薄肉伝熱管を使用し、火薬トーチによる火炎噴流を用いて行った模擬試験であるが、その試験及び解析から以下のことが明らかになった。

管内圧力が同じでも、蒸気封入管はラプチャ破損し、蒸気流動管には同破損が生じないことから、高温ラプチャでは管内冷却（除熱）効果が極めて大きいことがわかる。すなわち、管内冷却（及び減圧）効果が十分であれば、SG伝熱管の高温ラプチャを回避できる可能性がある。また同じ封入管でも、管外熱伝達率が小さいガス加圧管は破損していないことから、管内冷却効果と同様に反応ジェットによる管外熱伝達率の影響も極めて大きいことがわかる。以上の知見は、今後高温ラプチャ模擬試験を実施する上で、管内の蒸気条件及び管外の反応ジェット条件（温度、熱伝達率など）を実機に対して可能な限り忠実に模擬する必要があることを意味する。

また、以上の試験で得られた傾向は、破損時間などが幾分保守的となるものの1次元モデルを採用したFINASコードによる試験解析においても確認できたことから、本解析手法及び解析モデルは妥当であるものと考えられる。

今回の試験及び解析で得られた知見を踏まえ、今後火薬トーチ・火炎噴流等による高温ラプチャ模擬試験を実施していく上での課題を以下にまとめる。

試験条件となる実際のナトリウム-水反応ジェットによる管外熱伝達率を正確に把握し、火炎噴流条件の設定に反映すること。本件に関しては、厳密には別途計画しているナトリウムを用いた基礎試験：熱伝達率測定試験の結果を待つ必要があるが、過去のナトリウム-水反応試験から推定される管外熱伝達率（約1万kcal/m<sup>2</sup>h℃）を考慮すると、少なくとも今回の火炎噴流の倍程度まで管外熱伝達率を上げることになり、そのためには火薬の設計・確認試験が不可欠である。また、今回の火炎噴流で生じたと考えられるフォーカシングの無い安定した火炎噴流の設計も必要であろう。一方、計測上の課題としては、管内外の熱伝達率をより正確に同定できる計測手法を確立する必要がある。

前述したように、今回は蒸気供給上の制限から伝熱管肉厚を減肉して試験を行ったが、

実機条件との相違を少なくするためには伝熱管の肉厚を厚肉（3.8mm程度）とし、併せて使用する蒸気発生器を約190kg/cm<sup>2</sup>g程度の過熱蒸気が供給できるように改造する必要がある。

最後に、今回の試験でも見られたように火炎噴流加熱の場合には伝熱管に周方向及び軸方向の温度分布が生じていることから、その検証解析には多次元モデル（2～3次元）を採用する必要がある。

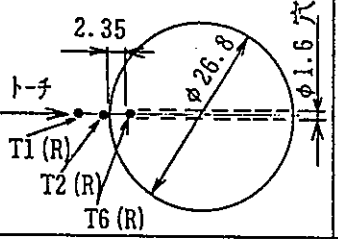
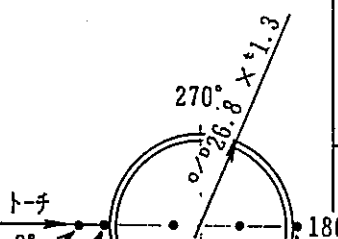
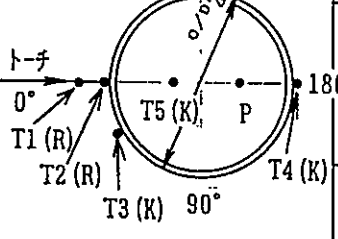
## 参考図書

- [1]吉江、岩崎ほか、「高温ラプチャ基礎試験」、PNC PJ9055 95-006 (1995.3)
- [2]「FINAS VERSION 12.0 使用説明書」、PNC TN9520 92-006
- [3]「伝熱工学資料 改訂第4版」、日本機械学会、p.56及びp.74
- [4]青木、吉田ほか、「Mod.9Cr-1Mo鋼、2 1/4Cr-1Mo鋼およびSUS321の超高温特性（I）」、PNC ZN9410 94-262 (1994.9)

## 謝 辞

本研究を行うにあたり、試験・解析等の計画・運営において常に有益な助言及び指導を頂いた田辺裕美室長に深く感謝致します。本試験を行うにあたり、事業団担当として準備・調整等をして頂いた栗原成計研究員に感謝致します。また、本解析を行うにあたり、入力データの作成・解析を実施して頂いた原子力システム開発小野功氏に感謝致します。最後に、FINASコード用材料データを作成するにあたり、有益な助言及び教示を頂いた基盤技術開発部構造材料開発室和田雄作室長に感謝致します。

表1 全試験ケース一覧

試験番号	試験	管内条件	試験体	計測点	トーチ～試験体表面間距離 mm	火炎温度 °C	噴破穴径 mm	備考	
C501*	本試験	—	中実棒 φ26.8×SS400		100	1570	—	T1; 火炎温度 T2; 試験体表面温度 T3; 表面軸方向分布 (80mm) T4; 表面周方向分布 (180°) T5; 蒸気温度 T6; 内壁温度 P; 蒸気圧力	
C502		N <sub>2</sub> ガス 100kg/cm <sup>2</sup> g	素材; φ31.8 × 3.8 × Mod. 9Cr-1Mo 加工後; φ26.8 × 1.3		350	670	—		
C503		100kg/cm <sup>2</sup> g 310°C 飽和蒸気 (流さない)				150	1270	大噴破 (切断)	
C504		100kg/cm <sup>2</sup> g 310°C 飽和蒸気 (流す)				150	1115	1.5	出口オリフィス 口径; φ5mm 蒸気速度; 12.7 <sup>m</sup> /s

\* Test No. C501は、本試験を開始するに当たって、火薬トーチ校正試験である。  
この結果と Test No. C502 により、火薬トーチ、火炎温度を 1200 °C (目標)  
となるように火薬トーチ～試験体表面間の距離を設定した。

表2 解析ケース及び結果のまとめ

解析 ケース	管内条件			管外条件		試験結果	解析結果		
	気体圧力 kg/cm <sup>2</sup> g	気体温度 ℃	熱伝達率 kcal/m <sup>2</sup> h℃	火炎温度 ℃	熱伝達率 kcal/m <sup>2</sup> h℃	伝熱管 の状態	塑性 変形	応力 破損	歪み 破損
A502	100 (1.3mm <sup>t</sup> )	図4中 の T <sub>5</sub>	57	図4中 の T <sub>1</sub>	1000	破損無し	無し	無し	無し
A503		310		3200	図5中 の T <sub>1</sub>	0~1.5s 1000	6.5秒後 に高温ラ ブチヤ発生	有り	有り (4.5秒 後)
A504 -1			図6中 の T <sub>1</sub>		1.5~3.5s 1000~ 5000	12秒後に 小破損 (ビソール) が発生	無し	無し	無し
A504 -2					3.5s~ 5000	無し	無し	無し	

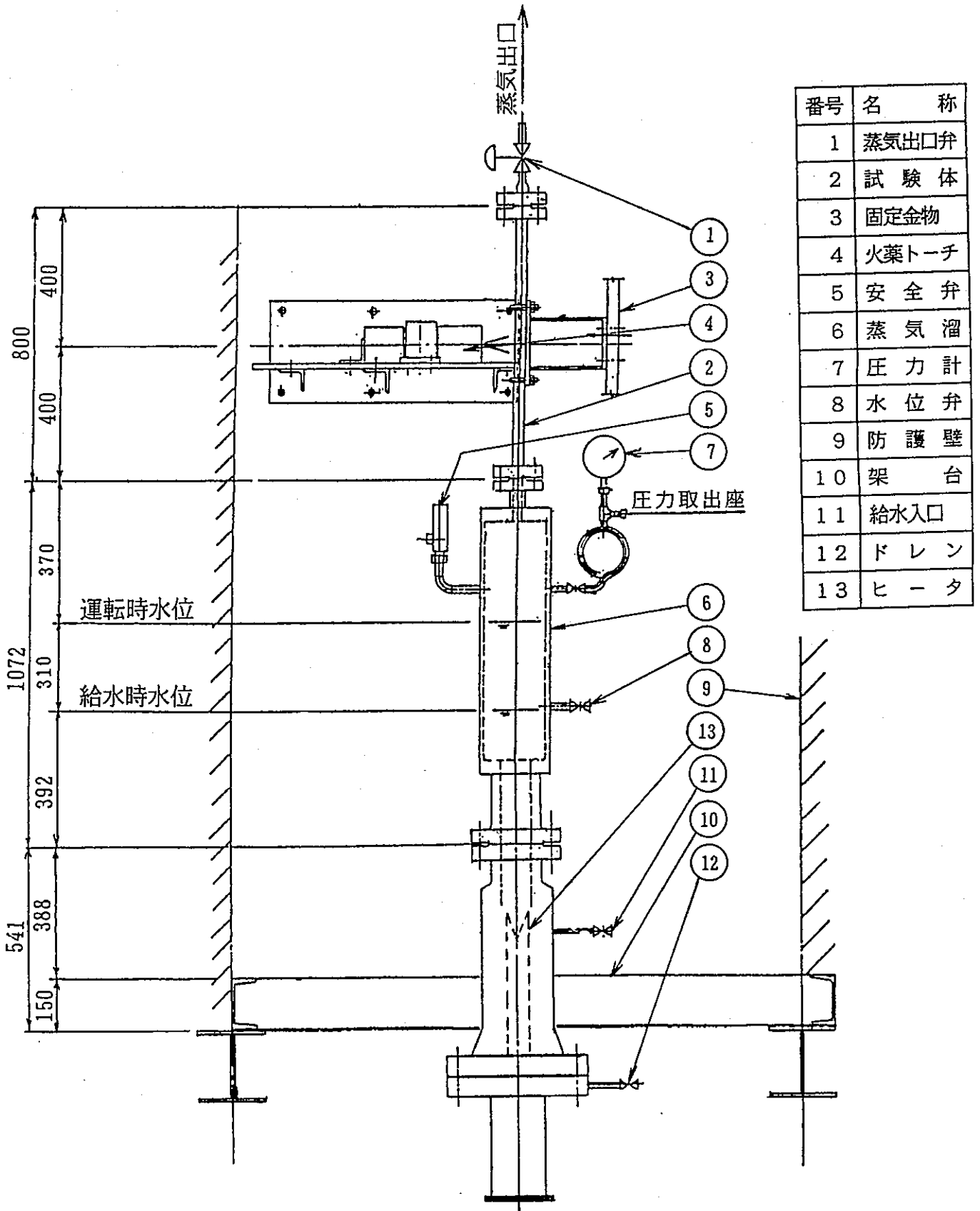


図 1 試験装置の主要部

計測点記号	計測位置	熱電対型式
T1	火炎温度	R φ 1.6
T2	試験体表面温度	R φ 1.6
T3	試験体表面軸方向分布温度	K φ 1.0
T4	試験体表面周方向分布温度	K φ 1.0
T5	蒸気温度	K φ 1.0
T6	試験体内壁温度	R φ 1.6
P	蒸気圧力	—

火薬トーチ →

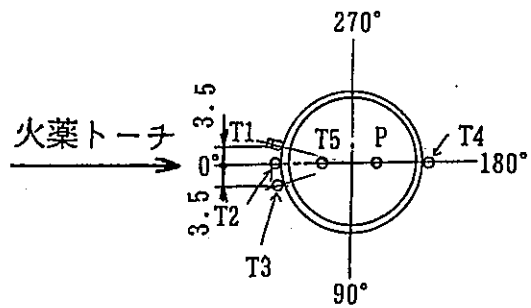
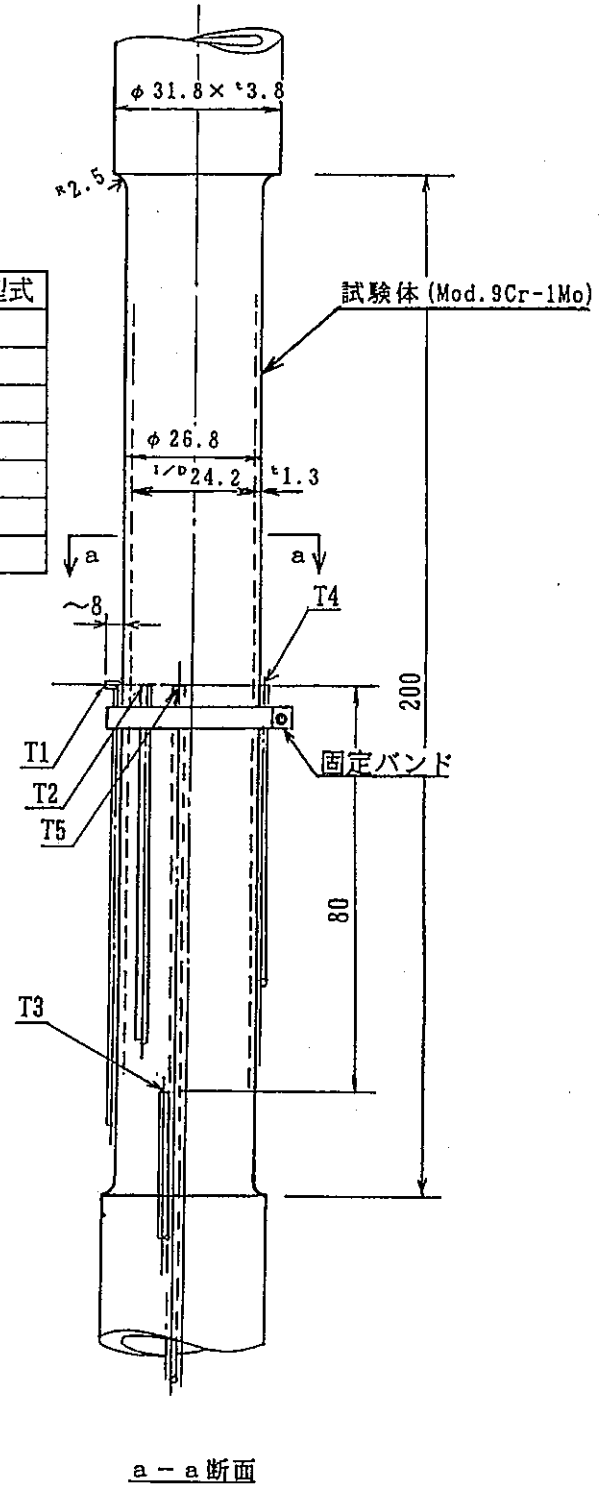


図 2 熱電対の取付位置

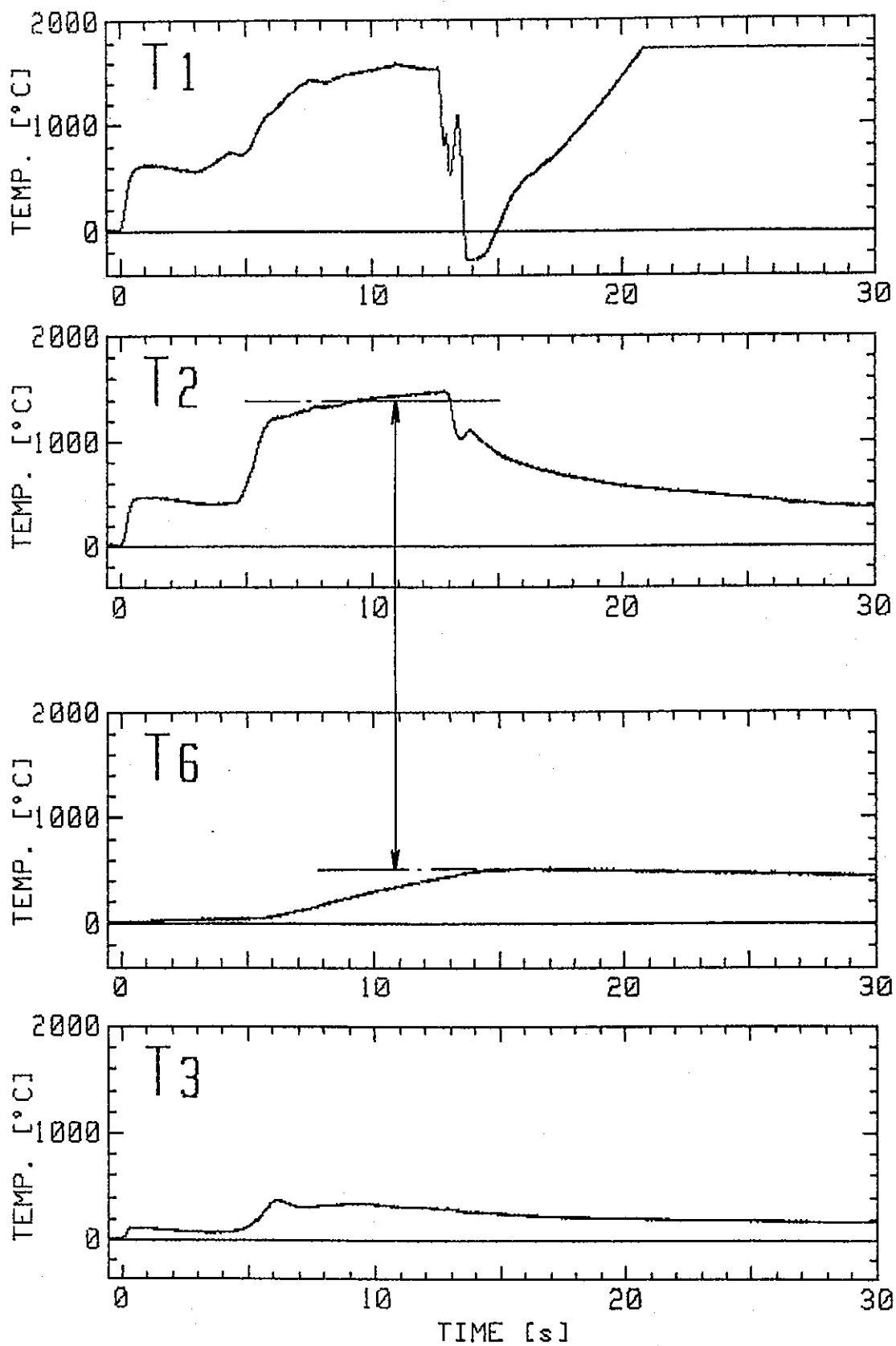


図3 ケースC501の温度履歴



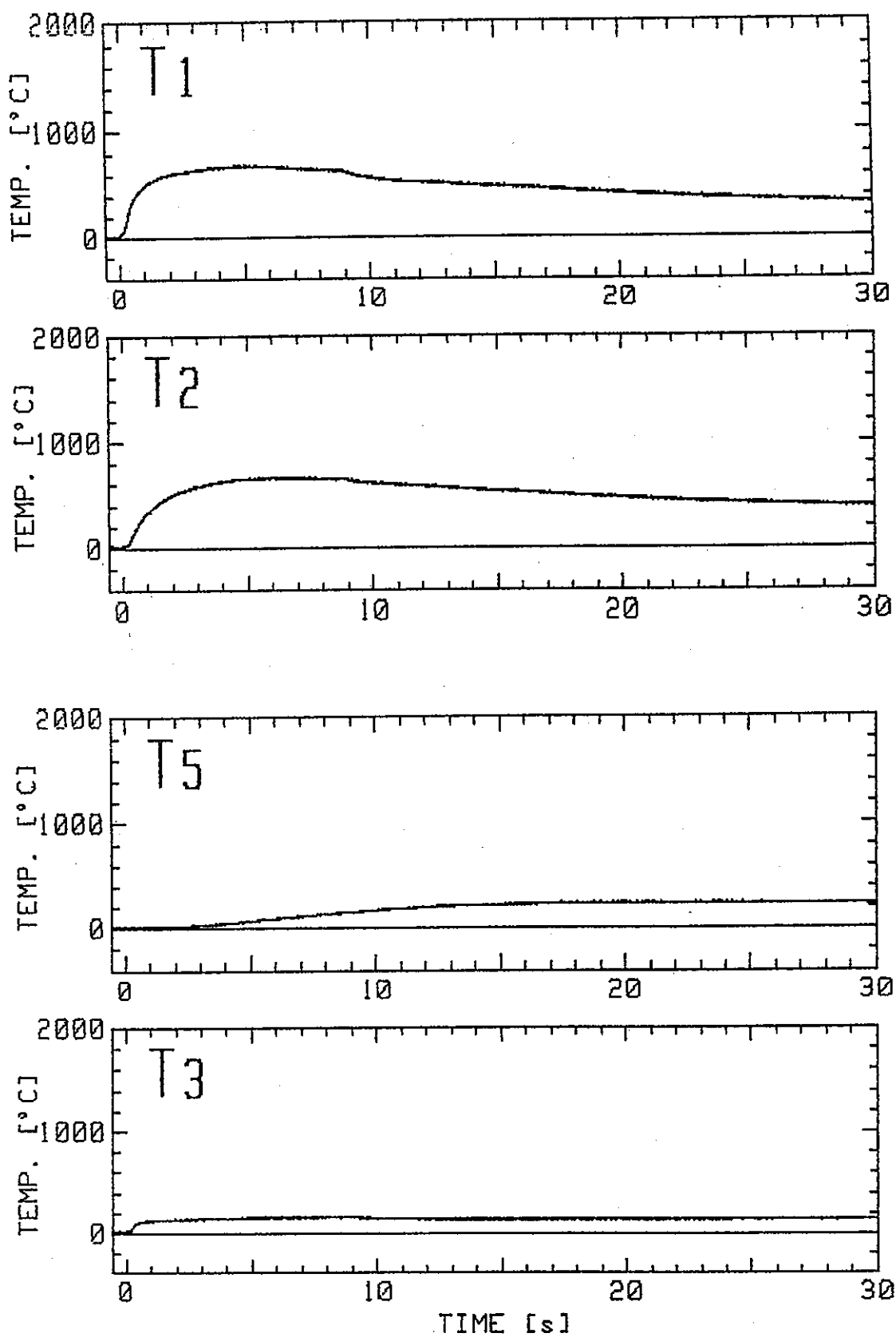


図4 ケースC502の温度履歴

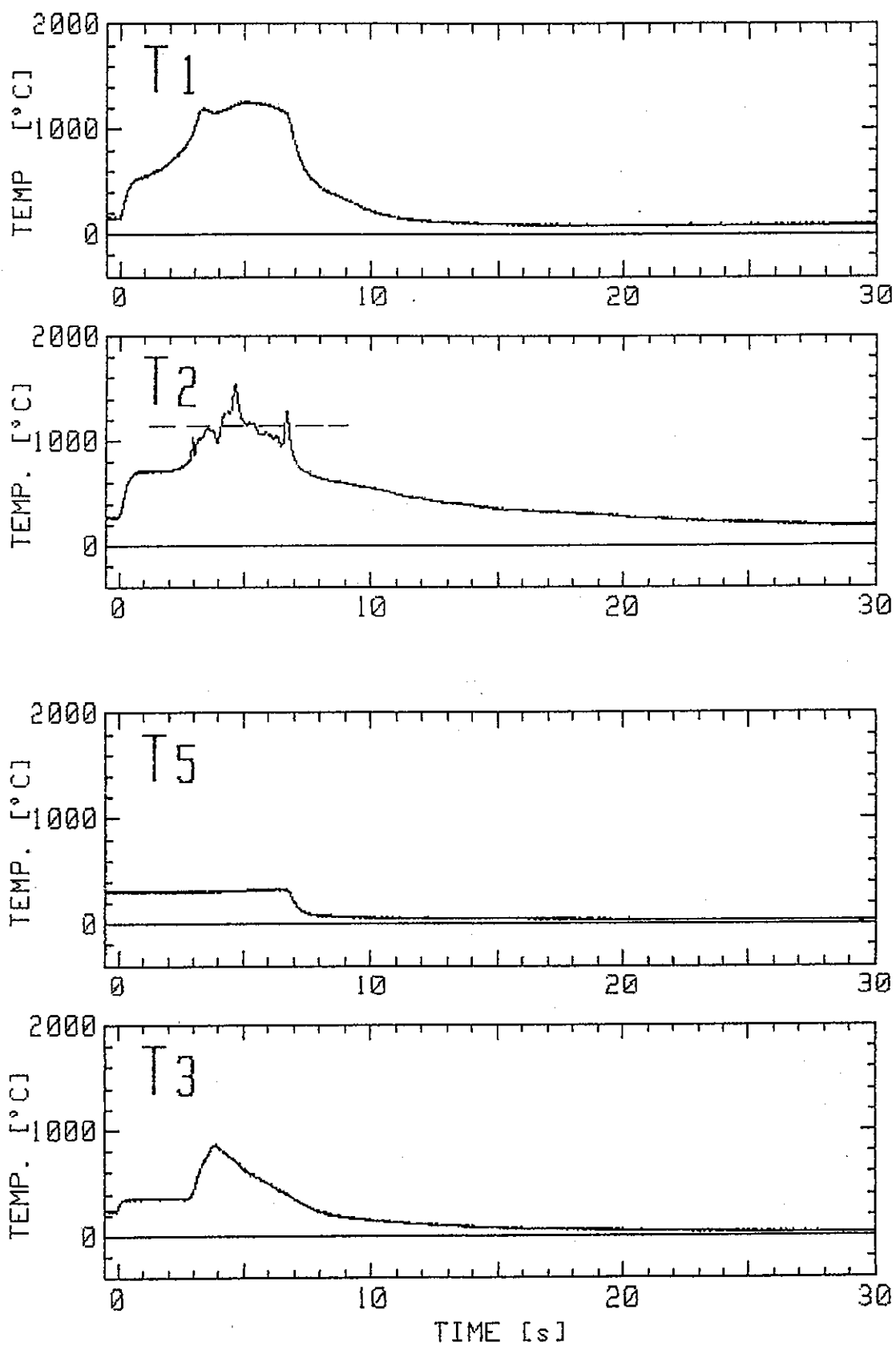


図5 ケースC503の温度履歴

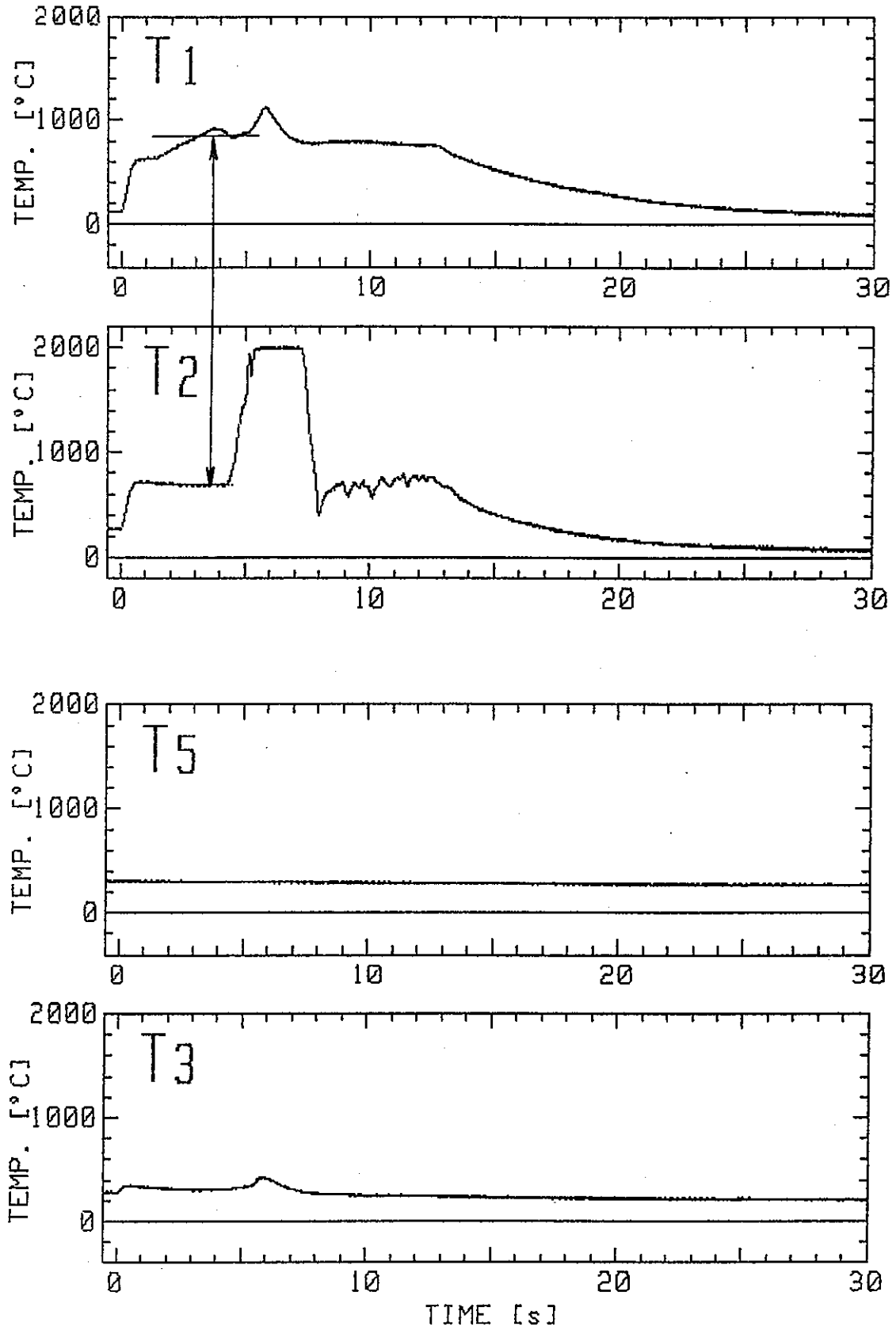


図6 ケースC504の温度履歴

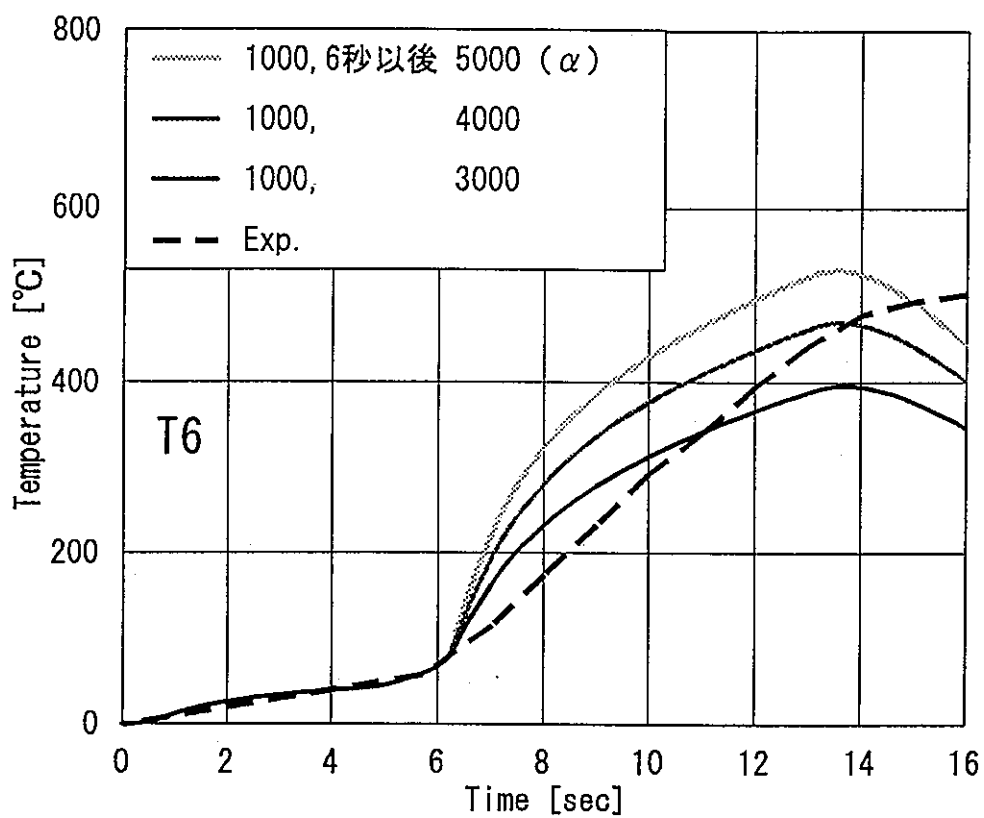
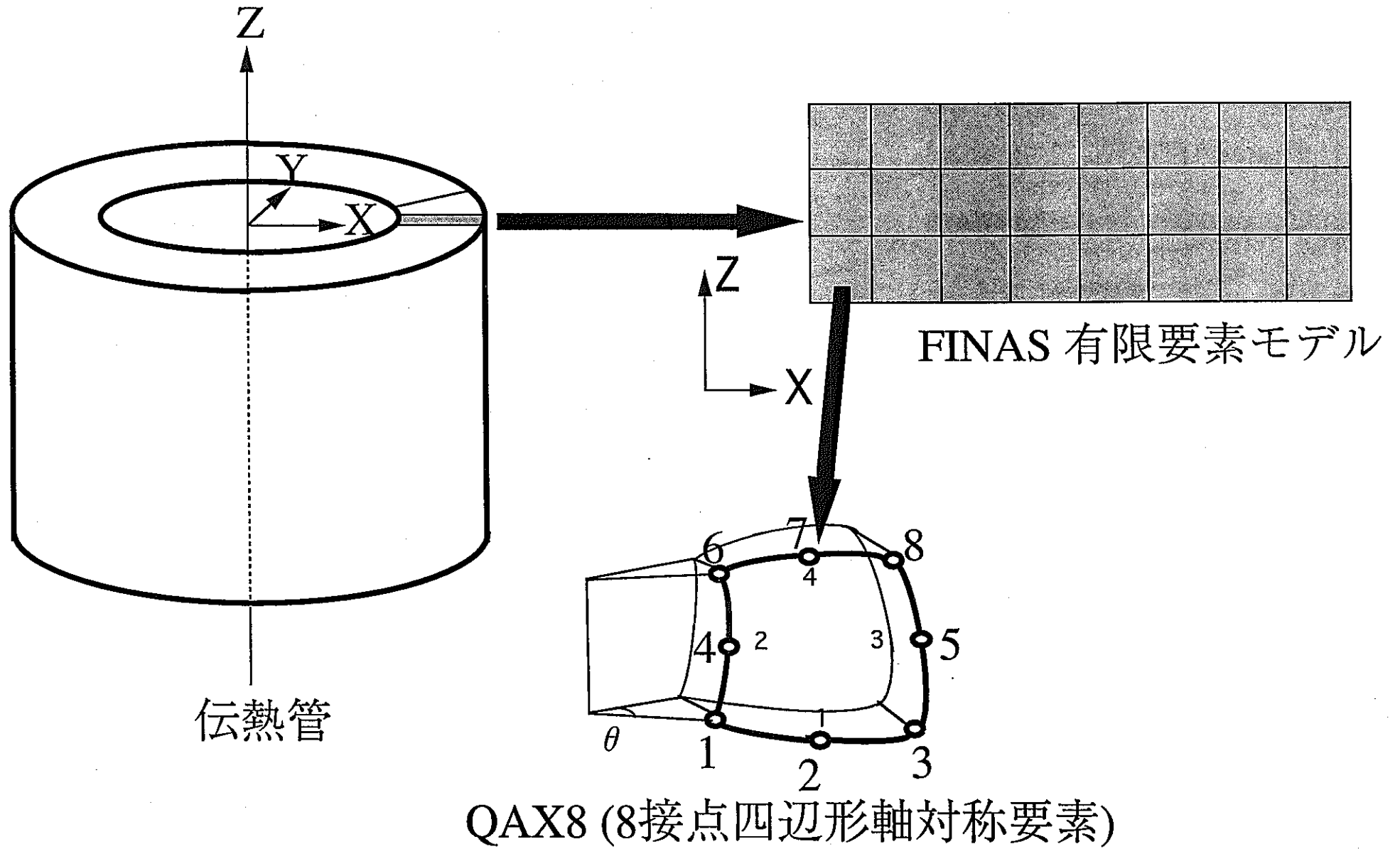
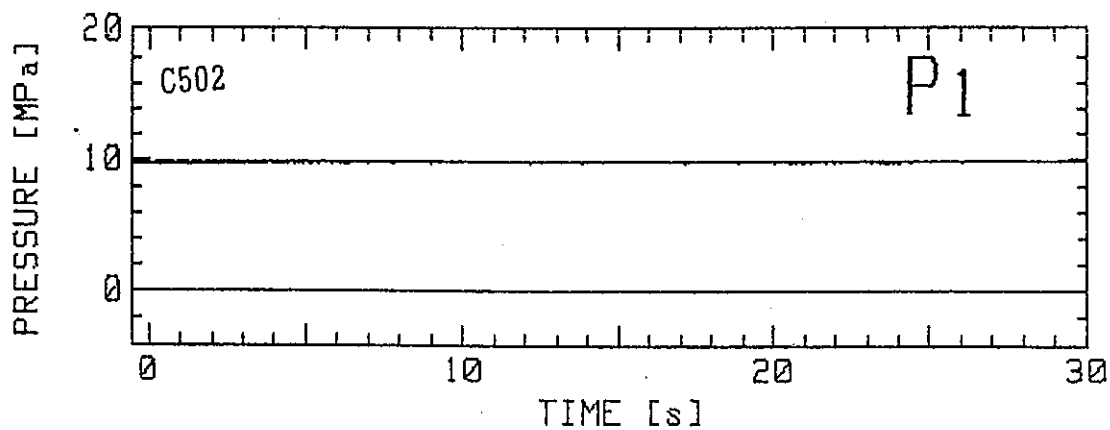


図7 管外熱伝達率の推定

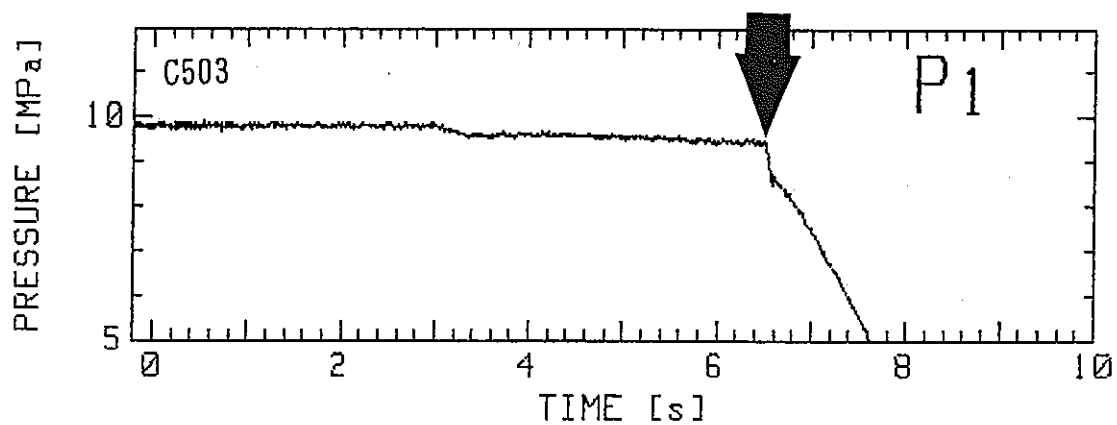


QAX8 (8接点四辺形軸対称要素)

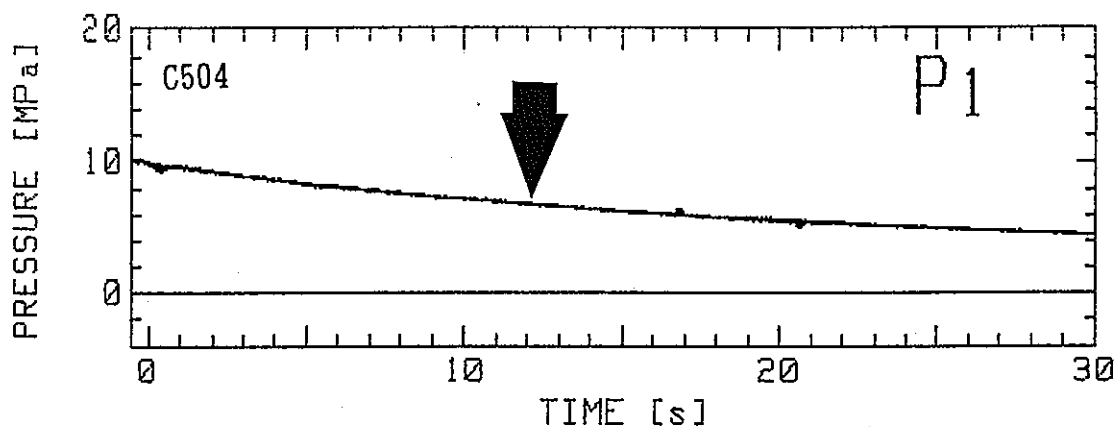
図8 FINAS解析モデルの概念



(a)



(b)



(c)

図9 管内の圧力履歴

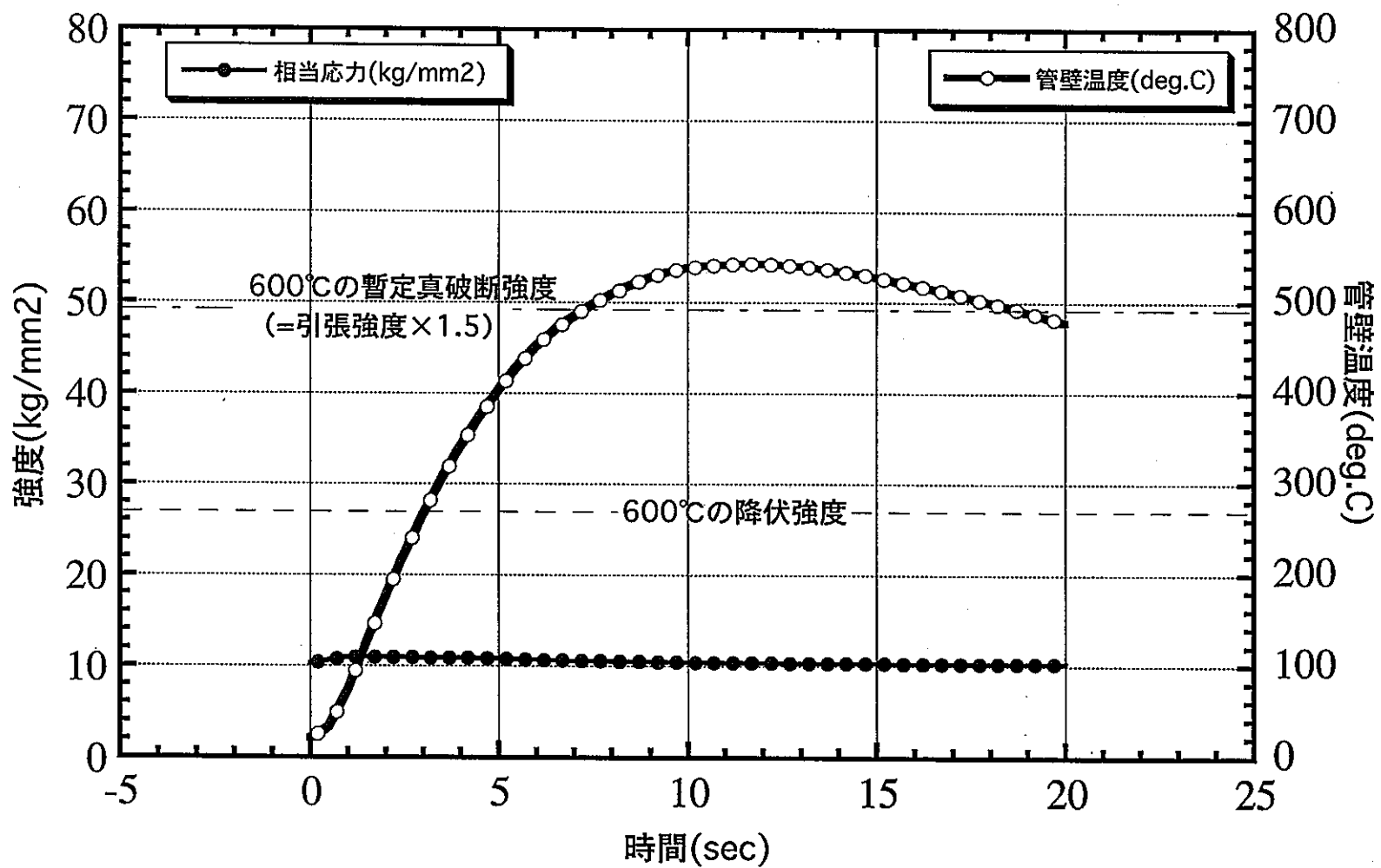


図10 解析ケースA502の管壁温度と応力の関係

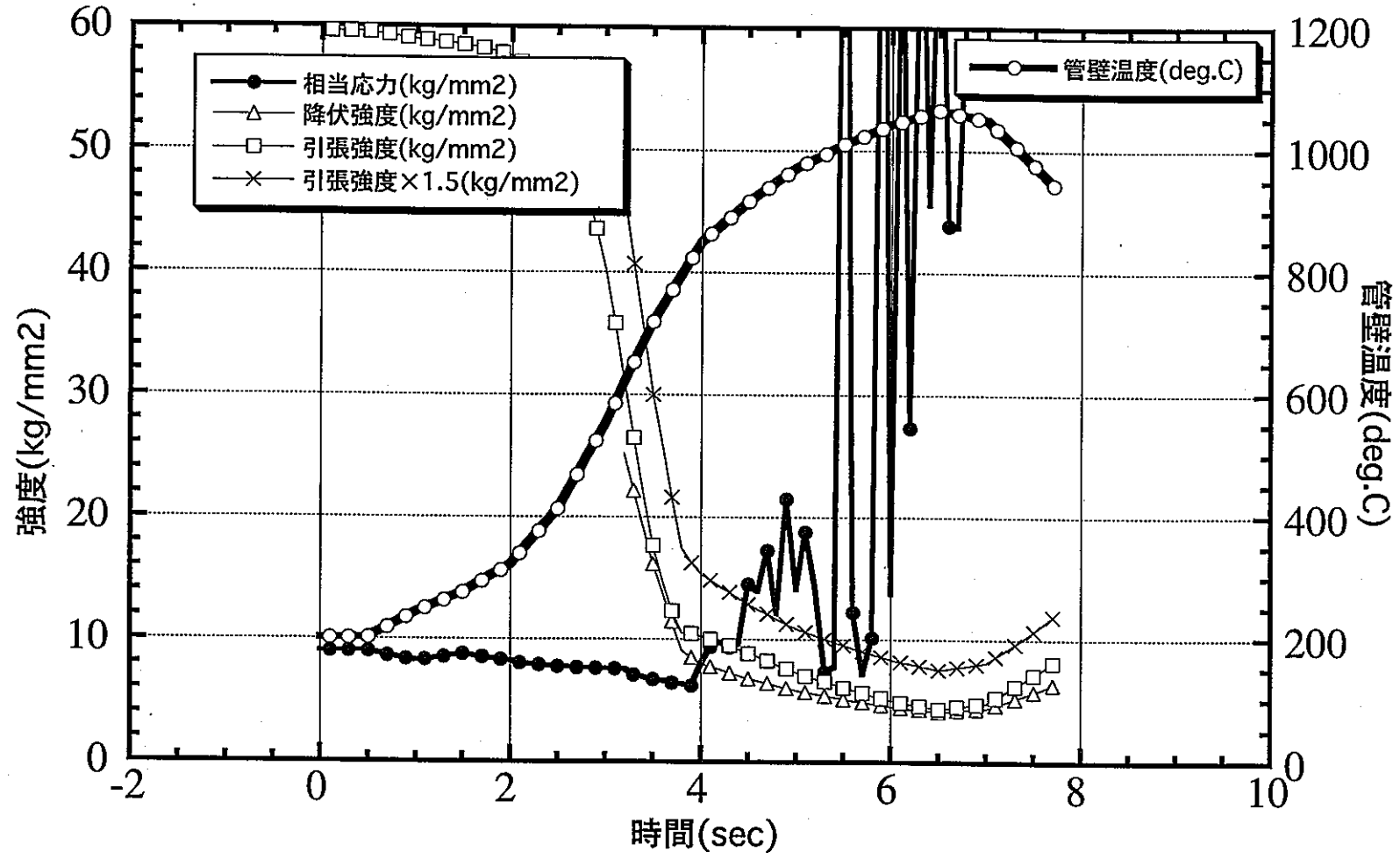


図11 解析ケースA503の管壁温度と応力の関係



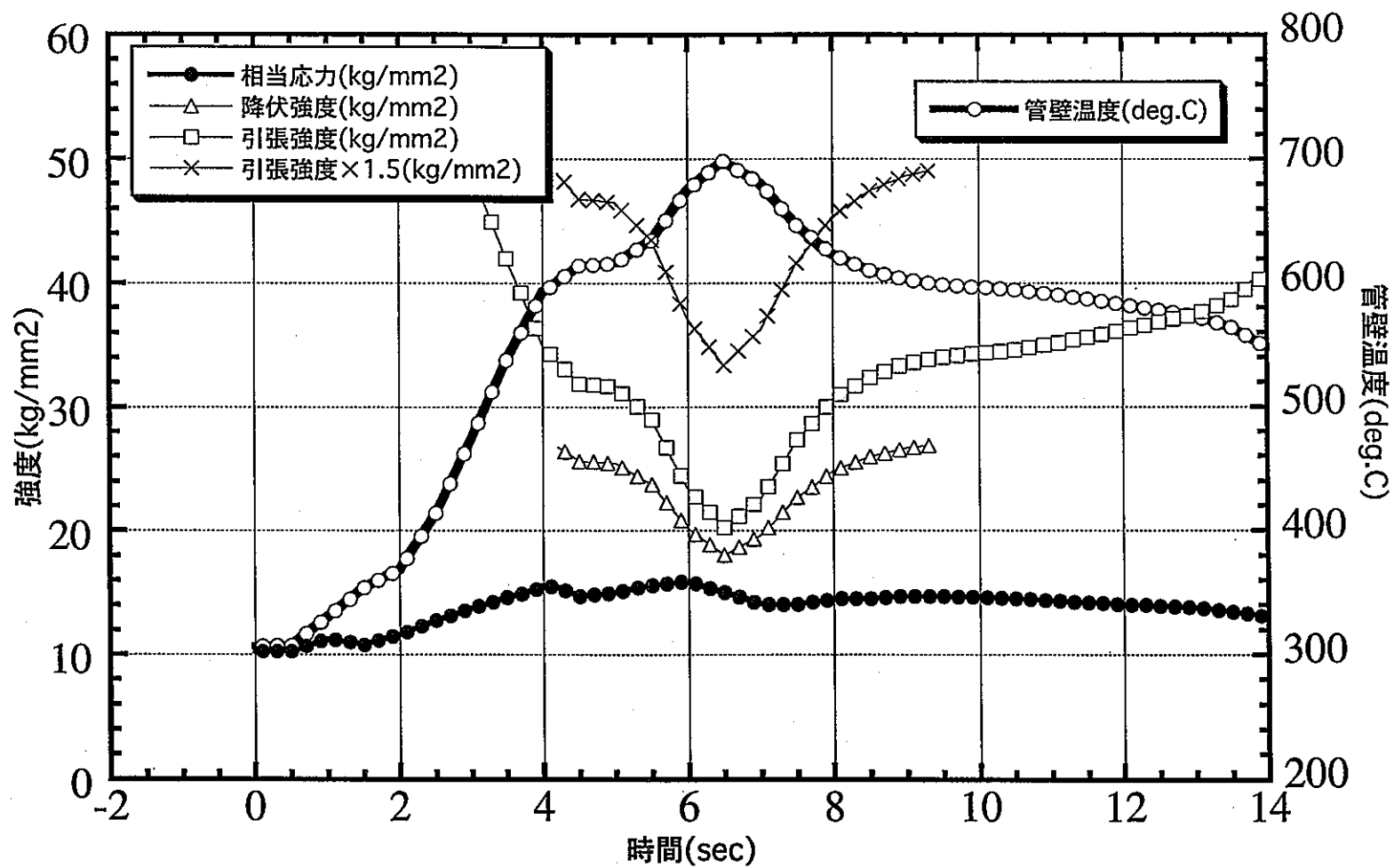


図12 解析ケースA504-1の管壁温度と応力の関係

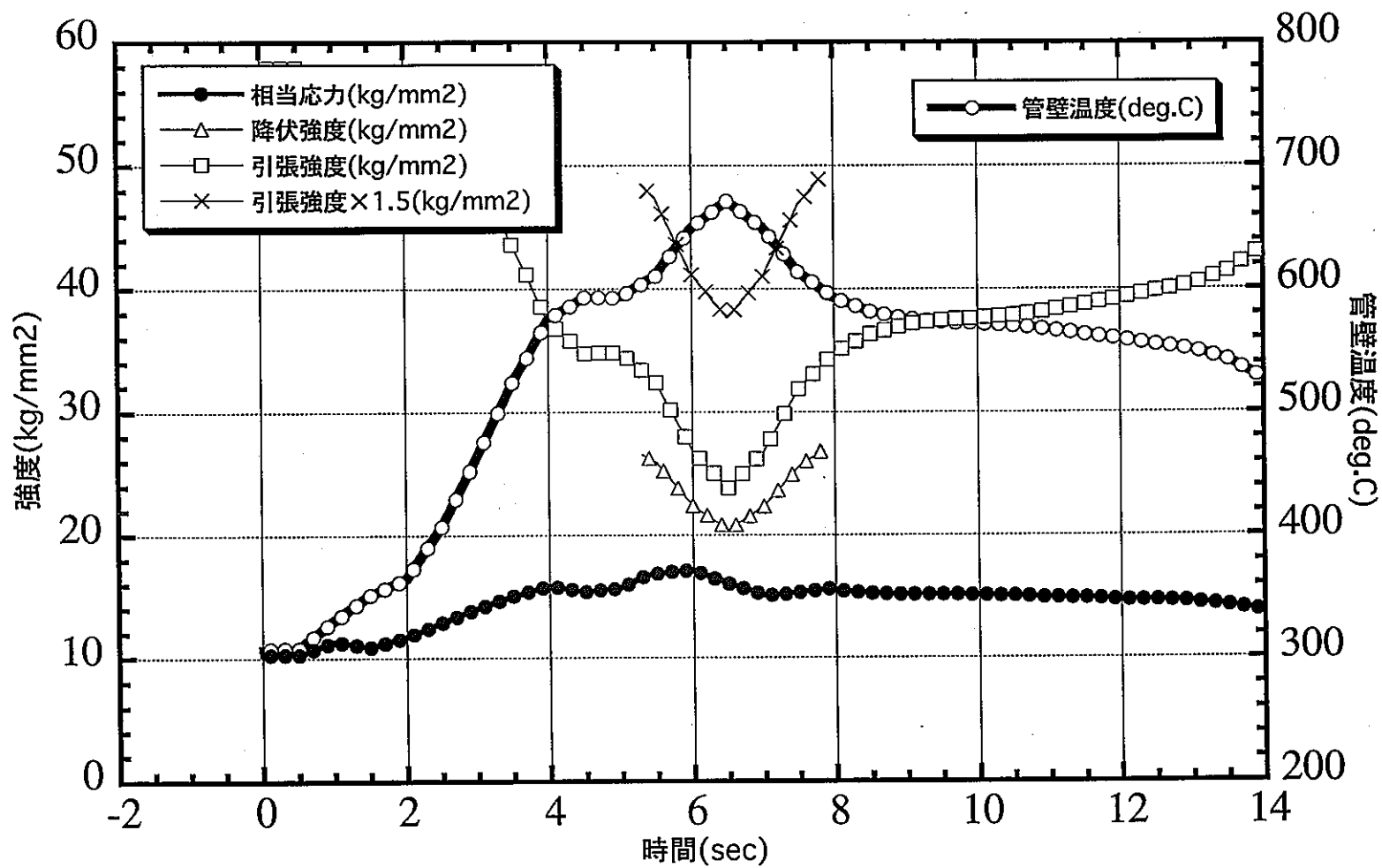


図13 解析ケースA504-2の管壁温度と応力の関係

## 付録 1. 火薬トーチ試験予備解析

火薬トーチによる高温ラプチャ試験では、以下に示す3ケースが計画されている。使用する伝熱管はMod.9Cr-1Mo鋼で、 $31.8^D \times 3.8^T$ mmの形状であるが、加圧が小さいため本条件では管壁がラプチャしない可能性が高い。従って、管壁を減肉した条件でラプチャ試験を実施することにした。

- ① CASE1：窒素加圧（100kg/cm<sup>2</sup>）
- ② CASE2：蒸気加圧（100kg/cm<sup>2</sup>）、蒸気温度（約310℃）、流れなし
- ③ CASE3：蒸気加圧（100kg/cm<sup>2</sup>）、蒸気温度（約310℃）、流れあり

最適な肉厚を求めるために、肉厚をパラメータとしてFINASによるラプチャ解析を行った。解析条件として与える管外熱伝達率は、別途実施する予備試験の結果を待たないと得られないが、ここでは1000kcal/m<sup>2</sup>hr℃を与えた。伝熱工学資料でみるボイラ等の平均熱伝達率は高々百kcal/m<sup>2</sup>hr℃程度であるが、火炎のように局所加熱になると熱伝達率が良くなること、また火薬トーチの場合には火炎の噴出速度が早いため熱伝達率が良くなると考えられることから、暫定値として定めたものである。管内熱伝達率には、自然対流オーダとして50kcal/m<sup>2</sup>hr℃を与えた。解析結果の詳細は別途報告される予定であるが、火薬の燃焼時間（20秒）内における破損の有無を、応力破壊によるもの（判定Ⅰ）、ひずみ破壊によるもの（判定Ⅱ）で評価したところ、以下のような結果が得られた。

肉厚 (mm)	3.8	3.3	2.8	2.3	1.8	1.3	1.0	
判定Ⅰ	○	○	○	○	○	×	×	○：破損なし
判定Ⅱ	○	○	○	○	×	×	×	×：破損あり

以上より、どちらの判定基準も満たす肉厚：1.3mmを、本ラプチャ試験に用いることにしたい。