

蒸気発生器伝熱管破損模擬試験 (TRUST-1) の評価

1996年6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下さい。

〒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-chō, 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) 1996

蒸気発生器伝熱管破損模擬試験 (TRUST-1) の評価

林田 禎彦*, 浜田 広次*

要旨

高速増殖炉 (FBR) 蒸気発生器 (SG) 内での中規模な水リーク事故時には、高温・腐食性のナトリウム-水反応ジェットが形成するため、隣接する伝熱管の損耗 (ウェステージ) とともに、高温過熱 (オーバヒーティング) 時の破損挙動を評価する必要がある。特に大型化が指向される実証炉 SG では、原型炉 SG に比べてナトリウムの高温化、水蒸気系の高温・高圧化等が指向されていることから、高温過熱時の伝熱管破損に対する合理的な評価手法の確立が重要となる。

本報では、Mod. 9Cr-1Mo鋼 SG 伝熱管の高温高圧時の破損挙動を解明するため、伝熱管内を窒素ガスで密封・加圧し、管壁を高周波誘導加熱により急速加熱してナトリウム-水反応状況を模擬する伝熱管破損模擬試験 (Tube Rupture Simulation Test-1: TRUST-1) を行い、以下の結果を得た。

- (1) 伝熱管破損時の内圧から求まる破損応力は材料引張強さより充分大きい値となり、材料引張強さを破損判断基準とする際の保守性が示された。
- (2) 破損応力に対する昇温速度の影響としては、破損温度が低いほど、昇温速度が小さくなるに従って引張強さからの裕度が小さくなる傾向がみられた。
- (3) 定常クリープを仮定して導出した理論式を用い、適切な実験係数を定めれば、以上の実験データ (破損応力) を良好に評価可能なことが示された。

*) 動燃大洗工学センター 安全工学部 プラント安全工学室

Evaluation of Tube Rupture Simulation Test (TRUST-1) for FBR Steam Generators

Y. Hayashida*, H. Hamada*

ABSTRACT

The intermediate water leak in an FBR Steam Generator (SG) causes a high temperature and corrosive sodium-water reaction jet. In such cases, it is necessary to evaluate the wastage and overheating rupture behavior of heat transfer tubes. Especially, in the large SG that aims at high temperature of sodium and high temperature/pressure of water, the establishment of the rational evaluation method is important.

In this paper, as a basic experiment to make clear the phenomenon of overheating rupture, tests and analysis of Tube Rupture Simulation Test-1 (TRUST-1) were conducted. TRUST-1 simulates the overheating rupture of the tube made of Mod.9Cr-1Mo steel by nitrogen gaspressurization and quick induction heating. The result of TRUST-1 are as follows:

- (1) The breaking strength predicted by the internal pressure is larger than the tensile strength of the tube material.
- (2) The margin of the breaking strength from the tensile strength of the tube material has a tendency of decreasing with the heating rate, especially in the lower temperature region.
- (3) Using an theoretical formula that is deduced from the steady creep model and appropriate experimental coefficients that are determined by the test data, the breaking strength can be reasonably evaluated.

*) Plant Safety Engineering Section, Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center, PNC

目 次

	Page
1. 緒言-----	1
2. 試験装置-----	2
2.1 試験体-----	2
2.2 試験装置-----	2
3. 試験結果-----	5
3.1 パラメータ-----	5
3.2 試験方法-----	6
3.3 試験条件-----	6
3.4 試験結果-----	6
4. 考察-----	12
5. 結言-----	13
謝辞-----	14
参考文献-----	15

図表リスト

		Page
写真 2.2-1	試験室-----	16
写真 2.2-2	試験部-----	16
表 3.3-1	試験ケース-----	17
図 2.1-1	試験体構造図-----	18
図 2.1-2	熱電対取付図-----	19
図 2.2-1	試験装置構成図-----	20
図 2.2-2	加圧系統図-----	21
図 2.2-3	計測系統図-----	22
図 3.1-1	反応温度とNa/水比の関係-----	23
図 3.4-1	伝熱管肉厚測定位置-----	24
図 3.4-2	伝熱管肉厚測定結果-----	25
図 3.4-3	伝熱管外径測定結果-----	26
図 3.4-4	破損形状の測定結果-----	27
図 3.4-5 (A)	試験結果の一例 (PM-002) -----	28
図 3.4-5 (B)	試験結果の一例 (PM-002) -----	29
図 3.4-6	試験結果と材料データの比較-----	30
図 3.4-7 (A)	実験係数の導出 (1 / 2) -----	31
図 3.4-7 (B)	実験係数の導出 (2 / 2) -----	31
図 3.4-8	試験結果と実験式の比較-----	32

1. 緒言

高速増殖炉（FBR）蒸気発生器（SG）内での中規模な水リーク事故時には、高温・腐食性のナトリウム-水反応ジェットが形成するため、隣接する伝熱管の損耗（ウェステージ）型破損とともに、高温過熱（オーバヒーティング）時の機械的破損（以下、高温ラプチャと称す）挙動を評価する必要がある。伝熱管の破損挙動は、その寸法・材質を始めとするSGの設計や運転条件に影響されるため、原型炉SGと設計が異なりナトリウムの高温化、水蒸気系の高温・高圧化が指向される実証炉SGでは、SGの特徴を踏まえた上での評価が不可欠である。

SGの設計基準リーク（DBL）の選定はFBRプラントにおける安全性確保の重要な一項目であることから、適切なDBLを選定する上では、伝熱管の破損挙動、とりわけ影響が大きいと考えられる高温ラプチャに対する合理的な評価手法の確立が重要である。

本報では、Mod.9Cr-1Mo鋼SG伝熱管の高温高圧時の破損挙動を解明するため、管内を窒素ガスで密封・加圧し、管壁を高周波誘導加熱により急速加熱してナトリウム-水反応状況を模擬する伝熱管破損模擬試験（Tube Rupture Simulation Test-1: TRUST-1）を行い、高温ラプチャ時の伝熱管破損挙動を実験的に確認した結果について報告する。

2. 試験装置

2.1 試験体

2.1.1 材料

試験体（伝熱管）の材料には、実証炉のSG伝熱管材料として有望視されているMod. 9Cr-1Mo鋼を用い、以下の仕様のチューブを製作した。

品名 & 規格： COLD FINISHED SEAMLESS STEEL TUBE,
STBA TEMPALLOY F9S, PLAIN END

寸法（公称）： $31.8\text{mm}^{\text{OD}} \times 3.2\text{mm}^{\text{T}} \times 5000\text{mm}^{\text{L}}$

注）伝熱管の肉厚及び外径の実寸は、3.4.1(1)に記載する。
なお、実証炉SGの肉厚は、 3.9mm （+20%，-0%）の計画であるが、これからナトリウム側腐食代 0.3mm 、水側腐食代 0.1mm 、曲げ加工代 0.2mm を差し引いた肉厚よりさらに 0.1mm 薄くしたものとしている。

2.1.2 形状・寸法

試験体の構造を図2.1-1に示す。試験体は伝熱管部とその両端に溶接される端栓部及びフランジ部から構成される。フランジ部には加圧系統と接続するための1/4インチステンレス（SUS316）パイプを溶接しており、試験体は加圧口を除いて密閉構造となる。伝熱管部は前項2.1.1の材料を切断して長さ約 700mm とし、また端栓部及びフランジ部にはステンレス（SUS316）の加工品を用いた。伝熱管部には、外壁温度の測定のためにR型熱電対を図2.1-2に示すように設置した。

2.2 試験装置

試験装置は、昇温及び制御系統、加圧系統、計測系統、試験室及び試験部の主な4系統から構成される。図2.2-1に試験装置の構成を示した。各々の詳細は以下で述べる。

2.2.1 昇温及び制御系統

ナトリウム-水反応ジェットに曝されている伝熱管の局所的な高温状態を模擬するための系統である。高周波誘導加熱装置（日本電子(株)製JSH-150型サイリスタインバータ）では、高周波電力（発信周波数 $7 \sim 9.9\text{kHz}$ の1波）を整合器を経由して誘導加熱コイ

ルに供給し、そのコイルの内側に設置された試験体の昇温・加熱を非接触により行う。制御系統では、伝熱管壁に取付けられたR型熱電対（図2.1-2の#3）により温度を計測・監視し、目標となる昇温速度及び最高温度、設定温度保持などの加熱制御（直流出力型PID式、サンプリング周期0.1秒）を行う。

誘導加熱コイル（内径75mm×長さ250mm）では、均熱部の加熱幅を150mmとした。

2.2.2 加圧系統

伝熱管内の蒸気圧力を模擬するための系統である。窒素ガスボンベから試験体へ直接配管で接続され、その経路上に安全弁及び圧力測定用のトランスデューサ、加圧操作のバルブを設置している。図2.2-2に加圧系統の詳細を示す。

2.2.3 計測系統

実験データを計測及び収録するための系統である。計測・収録するデータは試験体の外壁面温度及び内部圧力で、それらは全てデータレコーダによりデジタル収録される。図2.2-3に計測系統図を示す。

(1) 試験体外壁面温度

伝熱管外壁に取付けられたR型熱電対（Pt-Pt-Rh13%、0.25級、0.5mmφ）の起電力を室温補正及び増幅し、データレコーダによってデジタル収録する。

(2) 試験体内部圧力

加圧系統上に配置されたトランスデューサ（共和電業製PGS-300KA型）の出力を増幅し、データレコーダによってデジタル収録する。

2.2.4 試験室及び試験部

実験時の作業員及び機材の防護目的から、試験室（写真2.2-1）を設置した。試験室は、厚さ2mmの鉄板により囲まれた箱型の構造で内部へ出入りするためのドアを有しており、加圧系統及び試験体を収納する試験部（写真2.2-2）を内包する。試験部は厚さ2mmの鉄製のパンチングにより箱型全閉構造（開閉操作は可能）とした。その内部には、試験体を固定する架台及びその下部に試験体破損時に放出される窒素ガスを排気するためのダクト及びファンを設けている。

実験の際には、試験体のフランジ面を架台に固定することで伝熱管の軸が高周波誘導コイル内で鉛直となるよう設置する。試験体を架台へ固定した際の上部の端栓部分は、伝熱管が1000℃を超える加熱により自重で挫屈して高周波誘導コイルなどへ接触

- ・短絡するのを防ぐためにガイド管に通しており、試験体加熱時の熱膨張による軸方向の変位を拘束しない構造としている。

3. 試験結果

3.1 パラメータ

実験においては最高温度、昇温速度、管内圧力の3つのパラメータを選定した。伝熱管材料は2.1.1項で述べたMod.9Cr-1Mo鋼で、伝熱管部に初期欠陥は設けていない。

3.1.1 最高温度

最高温度は、ナトリウムと水の反応温度と関係する。文献^[1]によると反応温度はナトリウムと水の比によって変化することが知られており、図3.1-1^[1]に示すようにナトリウム/水比が大きいと反応温度は低くて800℃～1100℃であるが、ナトリウム/水比が減少すると反応温度は上昇して、約1のところで最大となる。そして、ナトリウム/水比が1より小さくなると反応温度はまた低くなる。反応温度は圧力にも依存しており、圧力が高いと反応温度も上昇する。

高温ラプチャに影響を及ぼすような安定したナトリウム-水反応ジェットが形成している状態ではナトリウム/水比は比較的大きいものと考えられること、またこれまでのSWAT試験結果等から判断して、試験パラメータである最高温度は1200℃を最大とした。

3.1.2 昇温速度

昇温速度は、ナトリウム-水反応ジェットと伝熱管の管外熱伝達率、伝熱管の管内熱伝達率、伝熱管の熱容量（形状、比熱、熱伝導率）などに関係する。例えば、管外熱伝達率が管内熱伝達率より大きいとか、伝熱管肉厚が薄い場合にはナトリウム-水反応ジェットに曝された部分での伝熱管の昇温速度も大きくなる。

PFR過熱器の大リーク事故^[1,2]の経験によると、初期リークの拡大に続くフレッキング損傷を受けた隣接管の破損により中～大リーク規模の反応ジェットが発生してから数秒（約8秒）で多数の伝熱管に2次破損（高温ラプチャ）が発生している。高温ラプチャ発生時の伝熱管温度を1200℃と仮定して、運転温度（560℃）からの昇温速度を単純計算すると約80℃/秒となる。従って、今回のパラメータ試験では余裕をみて約90℃/秒を最高昇温速度に設定した。

3.1.3 伝熱管内圧

蒸気発生器の通常運転時には、伝熱管を高温・高圧の蒸気が流れている。ナトリウ

ム-水反応ジェットにより伝熱管が熱せられ管内温度が上昇すると、この蒸気圧も通常運転時より上昇する可能性がある。蒸気圧の上昇の程度は、ナトリウム-水反応ジェットによる過熱の程度、オリフィスの有無、伝熱管長・形状、ヘッド容積など蒸気発生器の設計に依存する。この管内圧力は伝熱管壁のフープ応力と関係するため、圧力の高温ラプチャに及ぼす影響も大きいものと考えられる。

現在の実証炉SG設計では高温・高圧の蒸気条件を指向しているため、SG出口部では $175\text{kg/cm}^2\text{g}$ 程度になる。前述の蒸気圧の上昇要因及び試験装置の設計条件を考慮して、試験時の管内圧力を設定した。

3.2 試験方法

試験体の加熱は、高周波誘導加熱装置の制御機器に昇温速度及び到達最高温度、到達最高温度での保持時間などの昇温制御パラメータを与え、自動制御により実施した。試験体の内部加圧は、窒素ガスを試験体及び加圧系統内に初期充填しておき、密閉状態で試験体を昇温することで、試験体内の窒素ガス加熱に伴う圧力の上昇分を考慮して設定した。

試験終了の条件は、試験体が破損した時点か、破損しない場合には試験体の温度が設定最高温度に到達後一定の時間（数十秒程度）を経過した時点とした。

試験開始から終了までの間には、試験体内圧の変化及び試験体外壁の温度の経時履歴を計測・記録した。

3.3 試験条件

伝熱管の破損条件としては主に管壁温度及び管内圧力が重要な要因であることから、材料試験で得られたMod.9Cr-1Mo鋼の高温域での引張強さ σ_t を伝熱管周方向応力に当てはめ、伝熱管肉厚及び内径を用いて破損条件（管内圧力）を予め推定し、試験条件を設定した。その際、伝熱管肉厚及び内径の値は、それぞれ公称値を与えた。

最高温度は 1000°C 、 1100°C 、 1200°C 、昇温速度は $10^{\circ}\text{C}/\text{秒}$ 、 $40^{\circ}\text{C}/\text{秒}$ 、 $90^{\circ}\text{C}/\text{秒}$ の各3種類とした。更に各条件（到達最高温度）で必要な管内圧力が得られるように、試験体の初期封入圧力は予備試験結果を反映して設定した。表3.3-1に全試験ケースを示す。

3.4 試験結果

試験終了後に得られた試験体の破損状況、計測された試験体の壁面温度及び管内圧力のそれぞれについて以下に記す。

3.4.1 試験体の破損状況

実験後の試験体は、伝熱管部の熱電対取付け位置の端から上部に110mm、下部に100mm程度の位置で切断して取り出し、伝熱管の肉厚及び外径、破損部分の各種長さの測定を行った。測定にはノギスと巻尺を用いた。

(1) 肉厚及び外径の測定

取り出した伝熱管の上下の切断面で肉厚及び外径を測定した。肉厚については上下の切断面で軸方向の熱電対配置の位置を基準に周方向に90度間隔で4点測定し、外径については上下の切断面で軸方向の熱電対配置の位置を基準に0度-180度間、90度-270度間の2点測定した。図3.4-1に肉厚測定位置を示す。また、図3.4-2に肉厚測定結果、図3.4-3に外径測定結果をそれぞれ示す。

伝熱管の肉厚は3.4mm～3.6mmの間で、平均は3.53mmであった。また、伝熱管の外径は31.8mm～31.9mmの間で、平均は31.83mmであった。

(2) 破損口形状の測定

伝熱管の破損口の軸方向長さ、周方向長さ、破損口横断面の背面周方向長さをそれぞれ測定した。測定結果については、破損口の軸方向長さ(a)と周方向長さ(b)から楕円型と仮定して求めた開口面積($\pi a b / 4$)及び破損横断面の背面周方向長さ(L)から求まる破損前の周方向長さ(L_0)に対する歪み($\epsilon = (L - L_0) / L_0$)の結果を併せて図3.4-4に示す。同図には、比較的ばらつきの少ない昇温速度10℃/秒のデータに対する直線近似式も示している。

以上から、破損時の管内圧力の増大(あるいは、管壁温度の低下)と併に開口面積が増大する傾向や周方向最大歪みが僅かであるが小さくなる傾向を確認できるものの、データのばらつきによりそれらの定量的な評価は難しいと判断される。

3.4.2 破損時点の推定と試験結果

実験で得られたデータの一例(最も厳しい試験条件)を図3.4-5に示す。図の(A)は伝熱管軸方向の温度及び管内圧力の計測結果であり、(B)は伝熱管加熱中央部周方向の温度及び管内圧力の計測結果である。なお、図の横軸は計測開始からの時間を示している。これらの試験データを評価する上での考え方及び結果を以下に記す。

(1) 破損点の温度

実験後の観察結果からは、必ずしも熱電対の取付けられた位置で破損が起って

いない。しかしながら、試験体は図2.1-2に示す熱電対配置で全7点の壁面温度を測定していることから、破損点へ最も近接している熱電対の測定結果を破損点での温度と見なした。従って、伝熱管の破損は温度が最も高く強度が弱くなった箇所が生じると考えると、実際の破損点の温度は近接した熱電対出力値よりも高くなっている可能性がある。

(2) 破損時刻

伝熱管の破損時刻については、破損前後の形状変化に伴い内容積が変化することで生じる管内の圧力挙動に着目して評価した。すなわち、実験後の観察結果から試験体の塑性変形量を推定し、測定データ上で伝熱管の圧力が急激に降下する領域において、塑性変形に伴う内容積の増加分から推定される圧力の減少予測値を越えて伝熱管内の圧力減少が生じた点を破損時刻とした。

(3) 実験データ

図3.4-6に破損時の伝熱管温度と破損応力との関係を示した。ここでの破損応力は、破損時の管内圧力を健全な伝熱管肉厚（実測値）に対するものとして算出している。また同図には、比較のため材料データである引張強さ及び降伏応力とその最小2乗曲線を示した。

(4) 理論式の検討

以下では、実験データをベストフィットするための理論式の導出を試みる。

本実験では、伝熱管を室温状態から急速に高温状態にして（最大で約90℃/秒）、破損に至らしめる。すなわち、極めて短い時間（最小で十数秒）であるが、伝熱管は数百度の高温を保持していることになるため、クリープ現象も考慮して実験データを評価する必要がある。

高温状態において一定荷重の下で材料の変形が進行する状況は、クリープ速度（クリープによる歪み速度）の挙動により遷移域（第1期）、定常域（第2期）、加速域（第3期）に分類でき、これらの状態を経て材料が破断に至るとされている^[3]。定常域は、クリープ速度がほぼ一定で変形する状態であり、最終的な破断に至るまでの全時間のうちで、多くの時間を占めている。従って、簡単のためにここではクリープ挙動として定常域のみを考慮することにする。

定常クリープ過程では、変形による歪み効果と熱による回復（軟化）が同時に進行しており、両者が平衡した状態と考えることができる。これを式で表すと、

$$d\sigma = \frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} d\varepsilon + \frac{\partial \sigma}{\partial \tau} d\tau \quad (3.1)$$

となる。 σ は材料に発生する応力 (kgf/mm²)、 ε はひずみ (-)、 τ は時間 (秒) である。ここで定常クリープの場合には $d\sigma = 0$ とできるため、

$$\frac{d\varepsilon}{d\tau} = - \frac{\partial \sigma / \partial \tau}{\partial \sigma / \partial \varepsilon} = - \frac{\partial \sigma / \partial \tau}{h} \quad (3.2)$$

となる。上式の分母の h はひずみ硬化率 (kgf/mm²) に相当し、分子の $-\partial \sigma / \partial \tau$ は定常クリープに対する回復の効果を表す。

さて、伝熱管の内圧を P (kgf/mm²)、内径を D (mm)、肉厚を t (mm) とした場合、伝熱管に発生する周方向応力は $\sigma = PD/2t$ で表せる。クリープの効果が無い場合には、周方向応力が材料の引張強さ σ_t になった条件で伝熱管が破裂すると仮定できる。この仮定は、既報の伝熱管内圧破壊試験^[4]の結果の中で、無欠陥伝熱管を破裂させた以下のデータ (引用) から、その妥当性が確認できる。

No	外径 mm	肉厚 mm	温度 ℃	破損圧力 kgf/mm ²	周方向応力 kgf/mm ²	引張強さ kgf/mm ²	誤差 %
1	20.0	2.11	550	10.50	39.49	38.68	+2.09
2	20.0	2.11	550	10.20	38.14	38.68	-1.40

定常クリープが生じている場合、(3.2) 式を変形すると以下となる。

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \tau} = -h \frac{d\varepsilon}{d\tau} \quad (3.3)$$

ここでひずみ硬化率 h を定数と見なして、時間 τ について上式を積分すると、次式となる。ここでは、定常クリープを考えているため $d\varepsilon/d\tau$ は時間によらない値である。

$$\Delta \sigma = -h \frac{d\varepsilon}{d\tau} \Delta \tau \quad (3.4)$$

$\Delta \tau$ は昇温開始、すなわち伝熱管壁のクリープ開始（時刻ゼロ）から破裂までの時間に相当し、 $\Delta \sigma$ は定常クリープ（ひずみ硬化）による破損応力の変化分と見なせる。すなわち、時刻ゼロでの応力を σ 、破損時の応力を σ_f とすると、 $\Delta \sigma = \sigma_f - \sigma$ となる。さらに図書^[3]などによると、定常クリープひずみは時間の関数として、 $\epsilon = a \sigma^m \tau$ で表せることから、 $d\epsilon/d\tau = a \sigma^m$ とおくと、上式は以下となる。

$$\sigma - \sigma_f - h a \sigma^m \Delta \tau = 0 \quad (3.5)$$

従って、実験データから係数 $h a$ 及び m を定めれば、伝熱管が破損する際の周方向応力 σ を予測できる。なお、上式の $\Delta \tau$ に対しては、現実的にはクリープに寄与している時間（変形／塑性～破損）を当てはめるべきであるが、実験からそのクリープ時間を定めるのは不可能であることから、ここでは昇温開始から破損までの時間を当てはめることにする。この場合には、実際の $\Delta \tau$ より大きな値となり、 $h a$ の中にその分の誤差を含むことになるが、逆に本実験式から破損応力を推定する場合には $\Delta \tau = (T_f - T_0)/v$ で与えることができるため、簡便に破損応力を求めることができる。ただし、 T_f は破損時の管壁温度(K)、 T_0 は昇温開始時の管壁温度(K)、 v は設定した昇温速度(K/秒)である。

上式を以下のように変形して、各昇温速度に対して1次の最小自乗法により求めた直線を図3.4.7 aに示す。また、同図 a の直線の傾き及び切片から求めた実験係数 $h a$ 及び m の昇温速度に対する2次近似曲線を図3.4.7 bに示す。

$$\log \{(\sigma - \sigma_f)/\Delta \tau\} = \log(h a) + m \cdot \log(\sigma) \quad (3.6)$$

以上で求められた実験係数を(3.5)式に適用し、繰り返し計算法により伝熱管の破損応力を求めた結果を、図3.4.8に示す。図は、昇温速度10℃/sと90℃/sについてのみ示しているが、図のように(3.5)式の理論式を用いると、実験データをうまく評価できることがわかる。

(5) 試験結果のまとめ

試験結果からは以下のことが明らかになった。

- ・破損口径面積は破損圧力が高いほど大きく、周方向最大歪みは破損圧力が高い（＝破損温度が低い）ほど僅かであるが小さくなる傾向が見られる。
- ・高温ラプチャ時には、材料引張強さよりも高い応力値で伝熱管が破裂する。

- ・昇温速度が（90℃/秒と）早いところでは、管壁温度と破損応力との関係は材料引張強さに類似した傾向を示すが、破損応力は引張強さより約1.4kgf/mm²以上大きい。昇温速度が（10℃/秒と）遅くなると、特に破損温度の低いところほど破損応力が引張強さに漸近してきて、引張強さからの裕度が小さくなる。
- ・定常クリープを仮定して導出した理論式及び実験データから求まる実験係数を用いれば、実験データ（破損応力）をうまく評価することができる。

4. 考察

- ・ 破損口径面積は破損時の圧力が高いほど大きく、周方向最大歪みは破損時の圧力が高い（＝破損時の温度が低い）ほど僅かであるが小さくなる傾向が見られる。

伝熱管を内圧を受ける両端密閉の薄肉容器と考えれば、薄肉容器の内圧による応力は円周応力が最大で軸応力の2倍である^[5]。このとき破損口は軸方向に沿って周方向に開く形となり、破損時に伝熱管壁を周方向及び径方向に押し広げる力（窒素ガスのエネルギー）が内圧に関係していることを考慮すれば、破損圧力が高いほど破損口が大きくなるのは定性的に妥当な結果である。

また本実験での破損圧力が高いケースは、破損温度が低い条件に対応している。逆に破損圧力が低いケースは破損温度が高い条件に対応するが、そのような場合には、同じ昇温速度であれば破損までの時間が長く、それだけ長い期間高い温度に曝されていることになるため、クリープの効果が生じやすい状態である。従って、クリープ現象による破損時の最大歪みが大きくなったものとする。すなわち、破損圧力が高いほど最大歪みは小さくなると言える。

- ・ 材料引張強さよりも高い応力値で伝熱管が破裂する。その際、昇温速度が大きいところでは、管壁温度と破損応力との関係は材料引張強さに類似した傾向を示すが、昇温速度が小さくなると、特に破損温度の低いところほど破損応力の引張強さからの裕度が小さくなる傾向がある。

材料引張強さよりも高い応力値で伝熱管が破裂するのは、3.4.2節でも記載した様に、クリープによる歪み硬化（ $h a \sigma^m \Delta \tau$ ）の影響と考えられる。破損温度が高い所では、昇温速度による破損応力の違いは見られなくなるが、これは、高温ほどクリープの効果が顕著になり、クリープによる歪み速度の違いが小さくなった（歪み硬化の違いが小さくなった）と推定する。一方、破損温度が低いと、昇温速度が小さいほど破損応力の引張強さからの裕度が小さくなるが、これは、昇温速度が小さいと破損までの時間も長くなることから、それだけクリープによる歪み速度が小さくなることに起因すると推定する。

6. 結言

密閉したMod. 9Cr-1Mo鋼伝熱管を窒素加圧し、局所的に高周波誘導加熱することでナトリウム-水反応時の過熱現象を模擬した実験を行った。その試験結果から以下の知見を得た。

- (1) 高温ラプチャによる破損開口部の面積は、破損時の内圧が高いほど大きく、周方向最大歪みは、破損時の温度が低いほど小さくなる傾向を確認できた。
- (2) 高温ラプチャ時の内圧から求まる破損応力は材料引張強さより充分大きい値となり、材料引張強さを破損判断基準とする際の保守性が示された。
- (3) 破損応力に対する昇温速度の影響としては、破損温度が低いほど、昇温速度が小さくなるに従って引張強さからの裕度が小さくなる傾向がみられた。
- (4) 定常クリープを仮定して導出した理論式を用い、適切な実験係数を定めれば、以上の実験データ（破損応力）を良好に評価可能なことが示された。

（今後の課題）

今回は、最高温度、昇温速度、管内圧力の3つをパラメータとして実験を行った。今後は、管内の流体条件、加熱幅、伝熱管材質、初期欠陥の有無などもパラメータとして幅広い状況でのデータの蓄積を計り、高温ラプチャ発生条件の絞り込みを行っていく必要があると考える。

謝 辞

本研究実施にあたり、試験・解析などの計画・実施において常に有益な助言と共にご指導下さいました次の方々に深く感謝の意を表します。

安全工学部

プラント安全工学室 田辺裕美室長、栗原成計研究員

原子炉工学室 望月弘保室長、仲井悟室長代理、谷田部敏男副主任研究員

機器・構造安全工学室 青木昌典研究員

原子力システム株式会社の小野功氏には、データ整理及びユーティリティソフトの整備など積極的かつ精力的に取り組んで頂いた。ここに感謝の意を表します。

本試験実施の際には、現場作業及び試験装置運用・保守など常陽産業株式会社、東興機械工業株式会社の職員の方々の協力を頂いた。ここに感謝の意を表します。

参考文献

- [1] C.Robertson, J.Walford, "THE LEAK IN SUPER HEATER 2 - PFR FEBRUARY 1987", LIMET '88, Avignon (1988.10)
- [2] 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)
- [3] 小寺沢良一、「材料強度学要論」、(株)マクロウヒル好學社(1979.10)
- [4] Wakai, T., Watashi, k., "LBB asesment for steam generator tube having an initial flaw", Transaction of the 13th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SmiRT 13), August 13-18, 1995
- [5] 鶴戸口英善、川田雄一、倉西正嗣、「材料力学上巻」、(株)裳華房(1986.3)

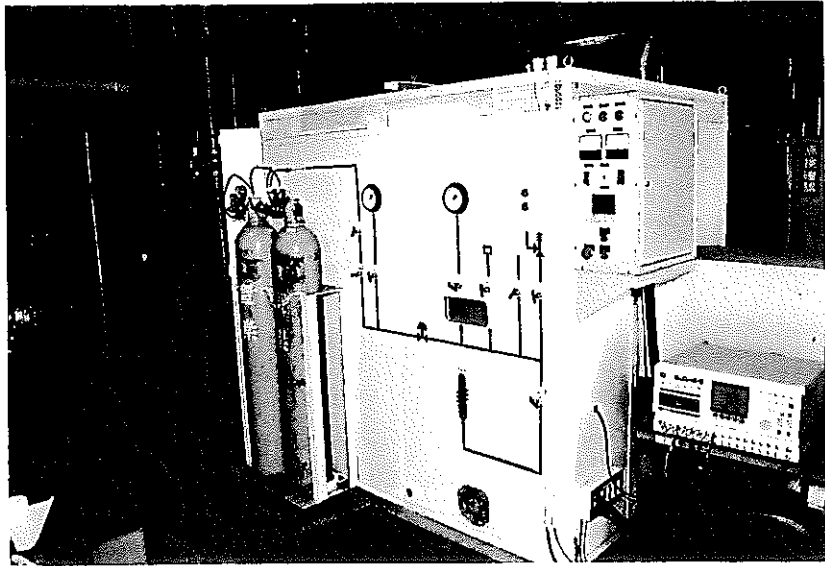


写真 2.2-1 試験室

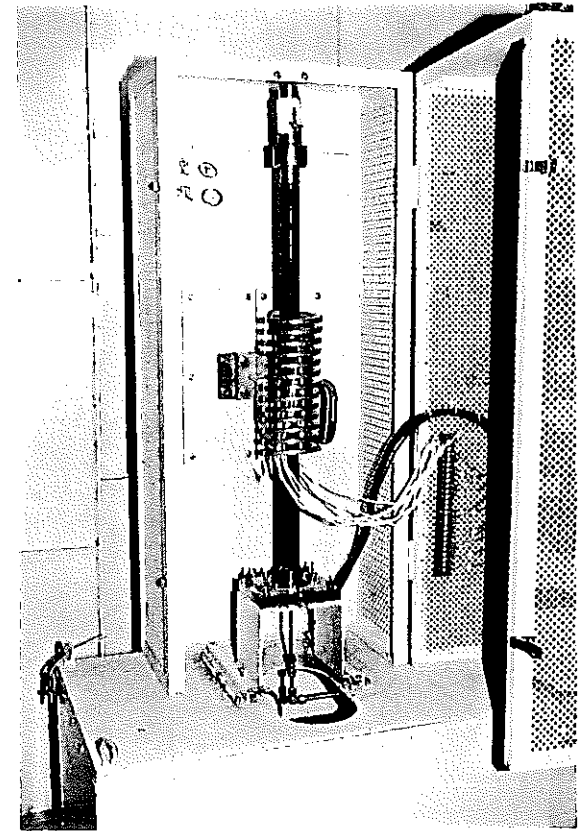


写真 2.2-2 試験部

表 3.3-1 試験ケース

試験番号	昇温速度 (°C/秒)	破損時の温度 予測/実験 (°C)	破損時の圧力 予測/実験 (kg/cm ² G)
PM-001	90	1,100/1,079	160/160
PM-002		1,200/1,197	107/105
PM-003		1,030/1,012	240/222
PM-004	40	1,200/1,169	107/110
PM-005		1,100/1,036	160/160
PM-006		1,030/1,007	240/212
PM-007	10	1,200/1,190	107/108
PM-008		1,100/1,050	160/161
PM-009		1,030/992	240/214

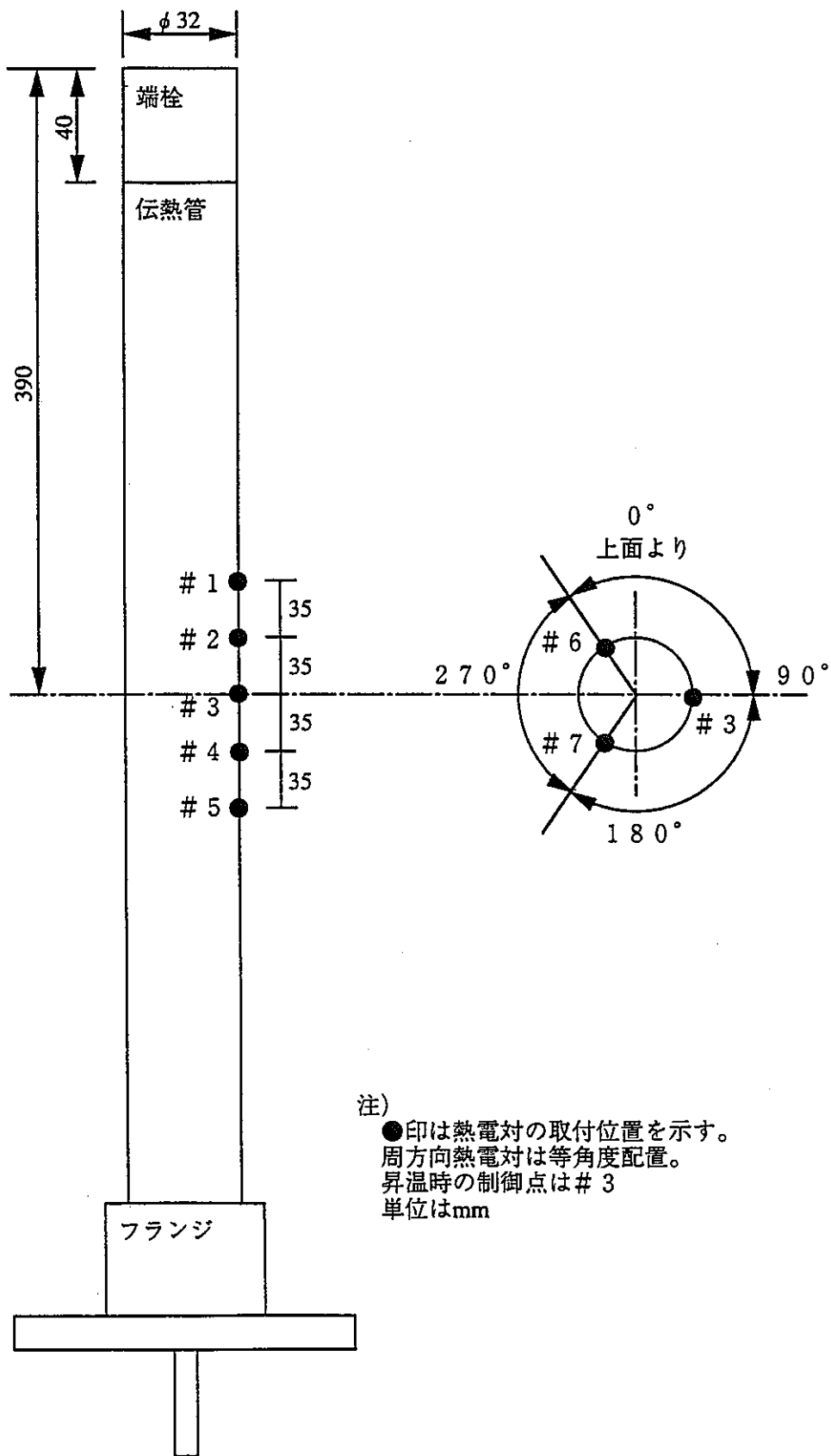


図 2.1-2 熱電対取付図

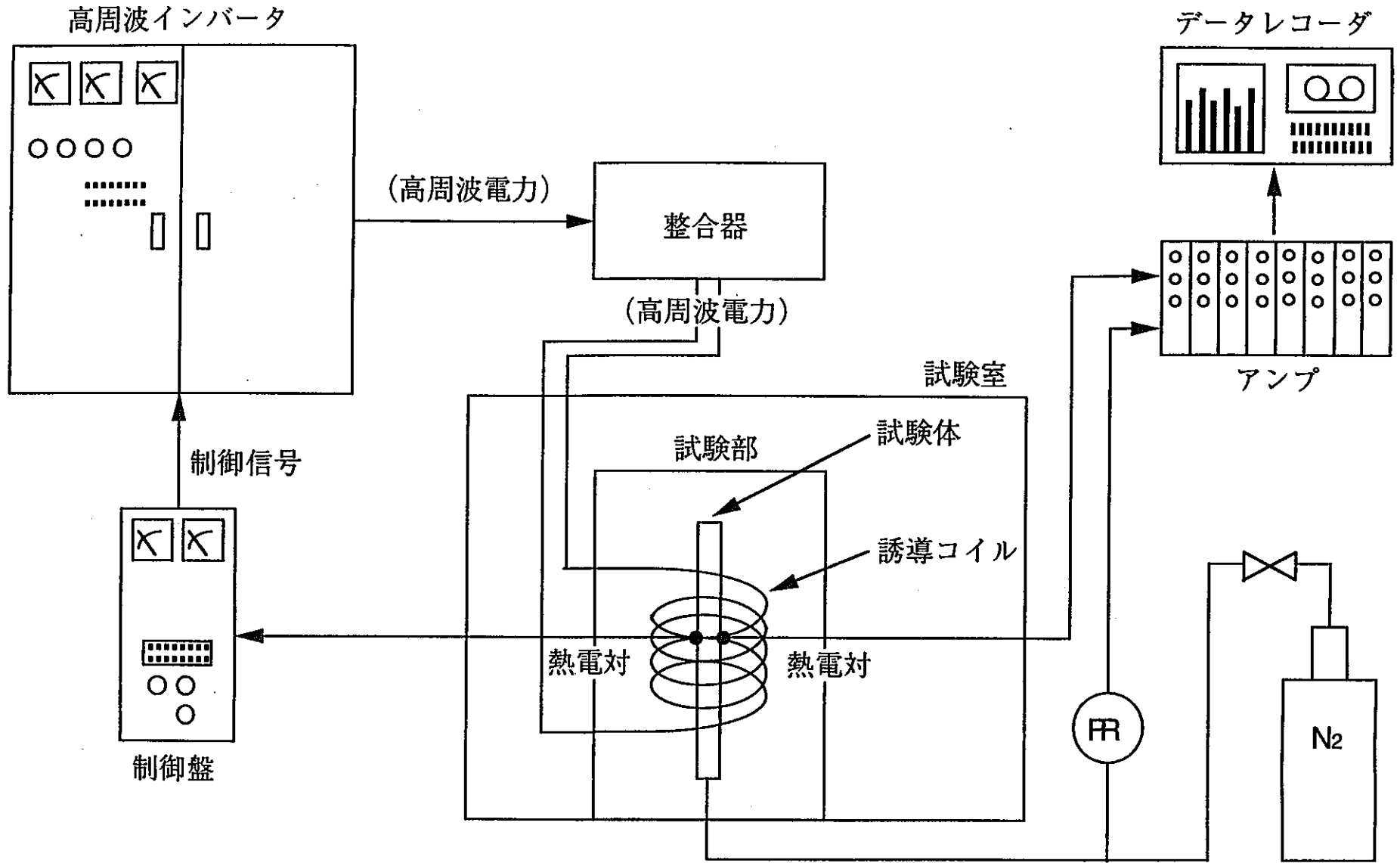


図 2.2-1 試験装置構成図

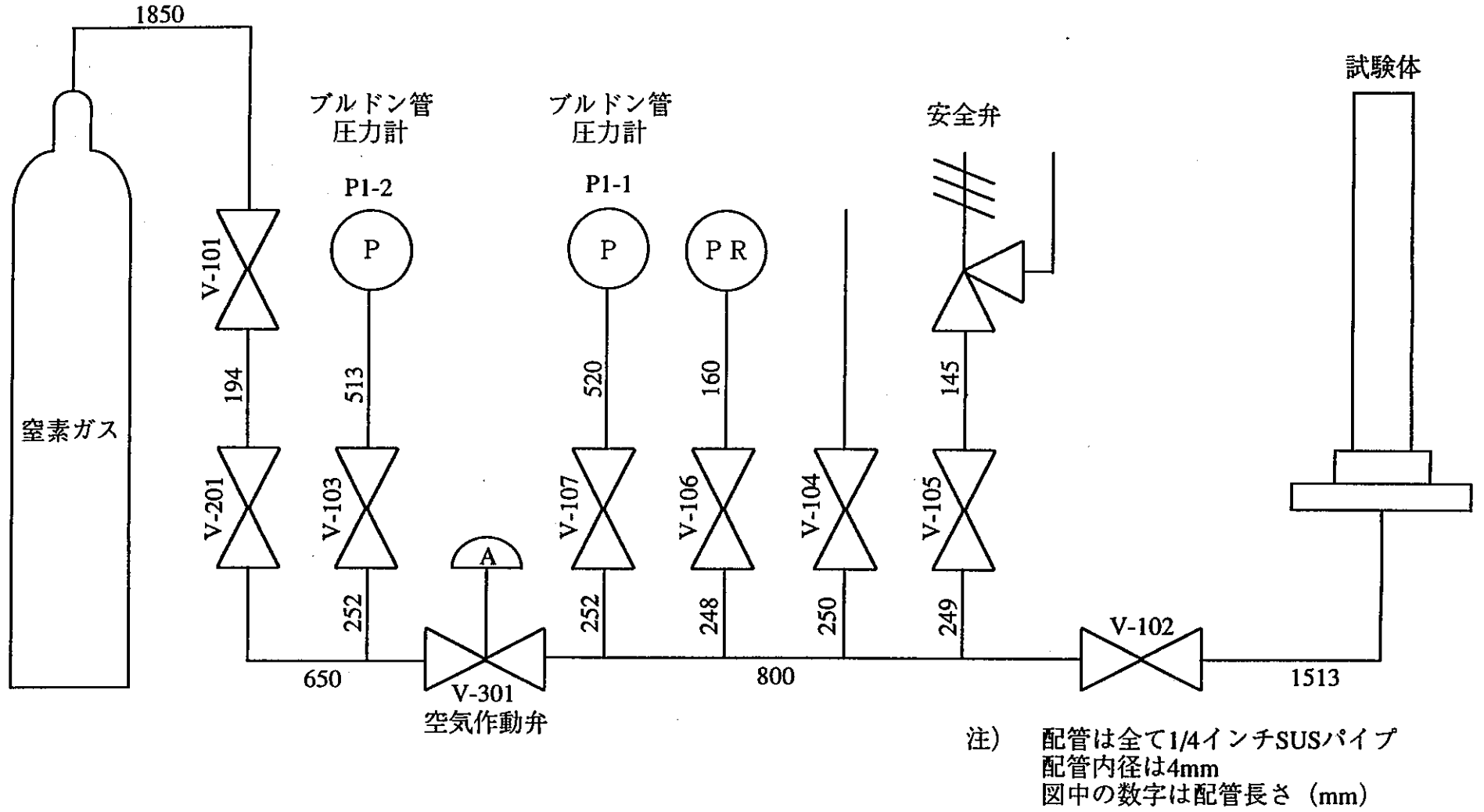


図 2. 2-2 加圧系統図

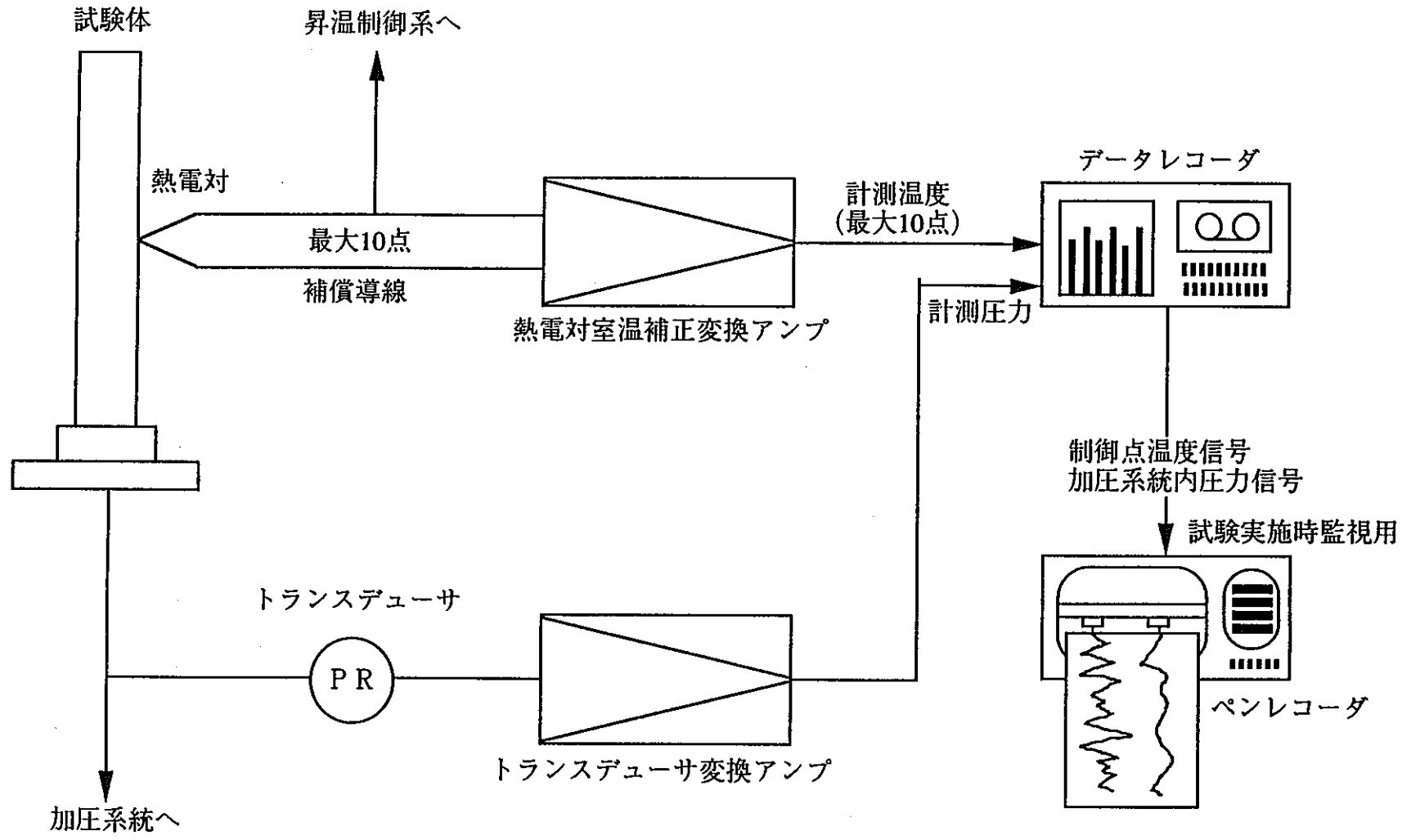


図 2.2-3 計測系統図

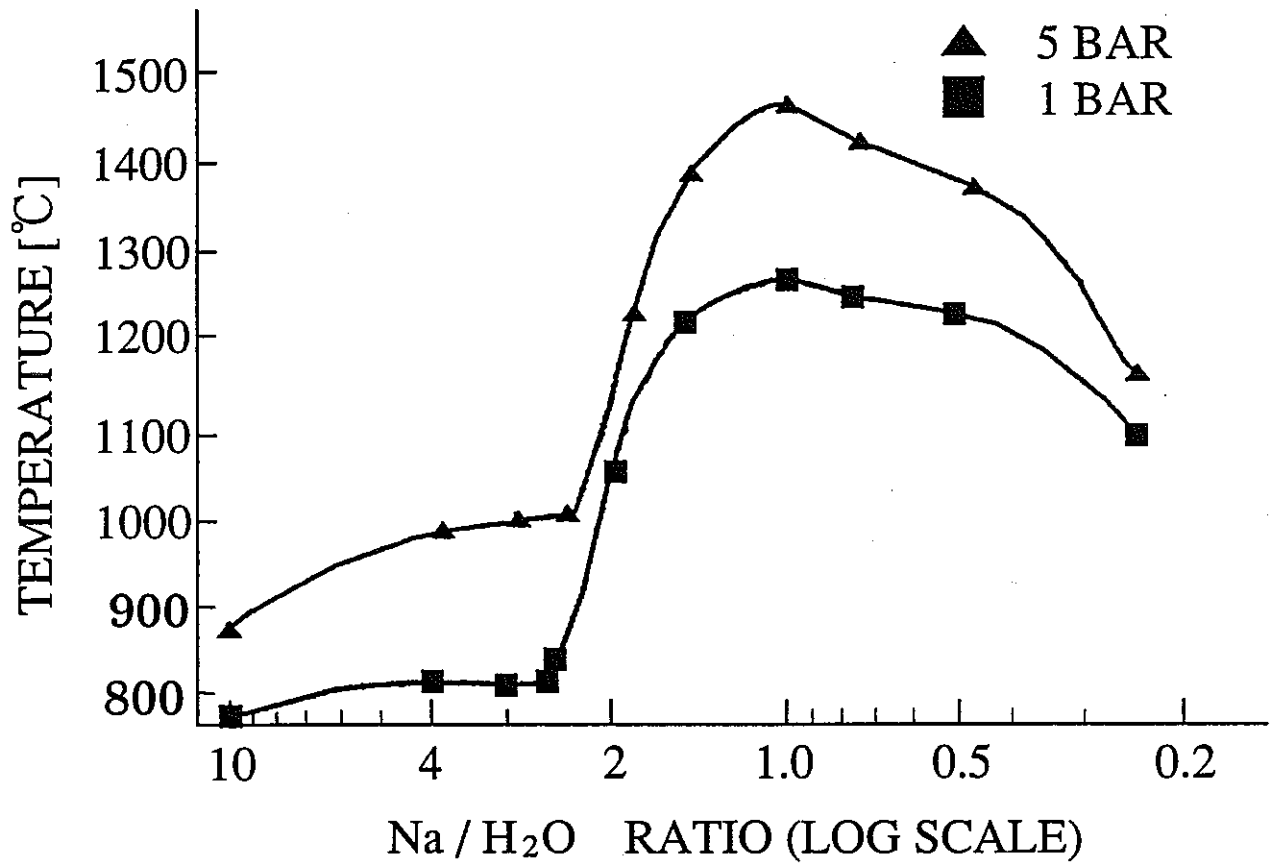


図3.1-1 反応温度とNa/水比の関係^[1]

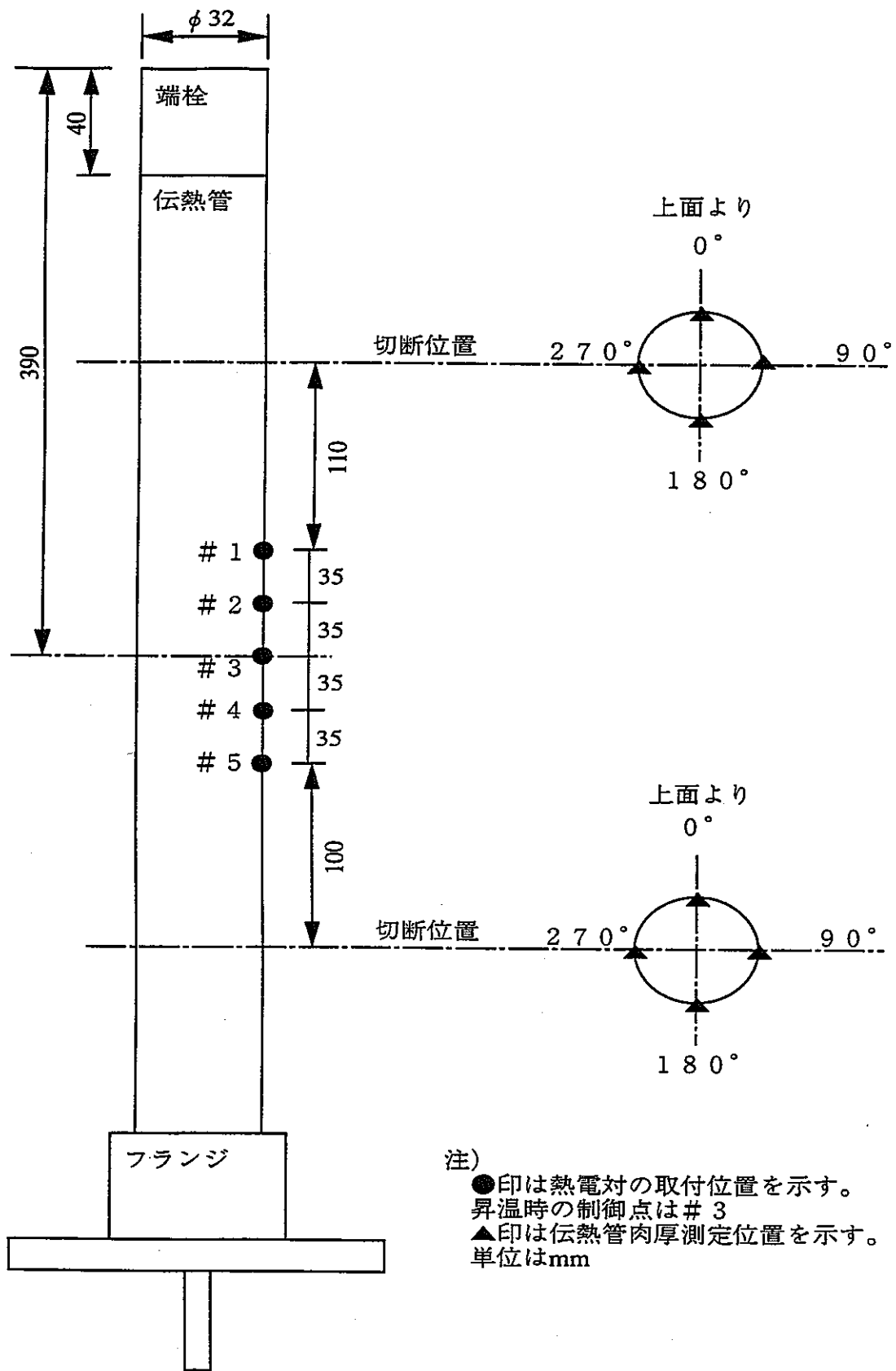


図 3.4-1 伝熱管肉厚測定位置

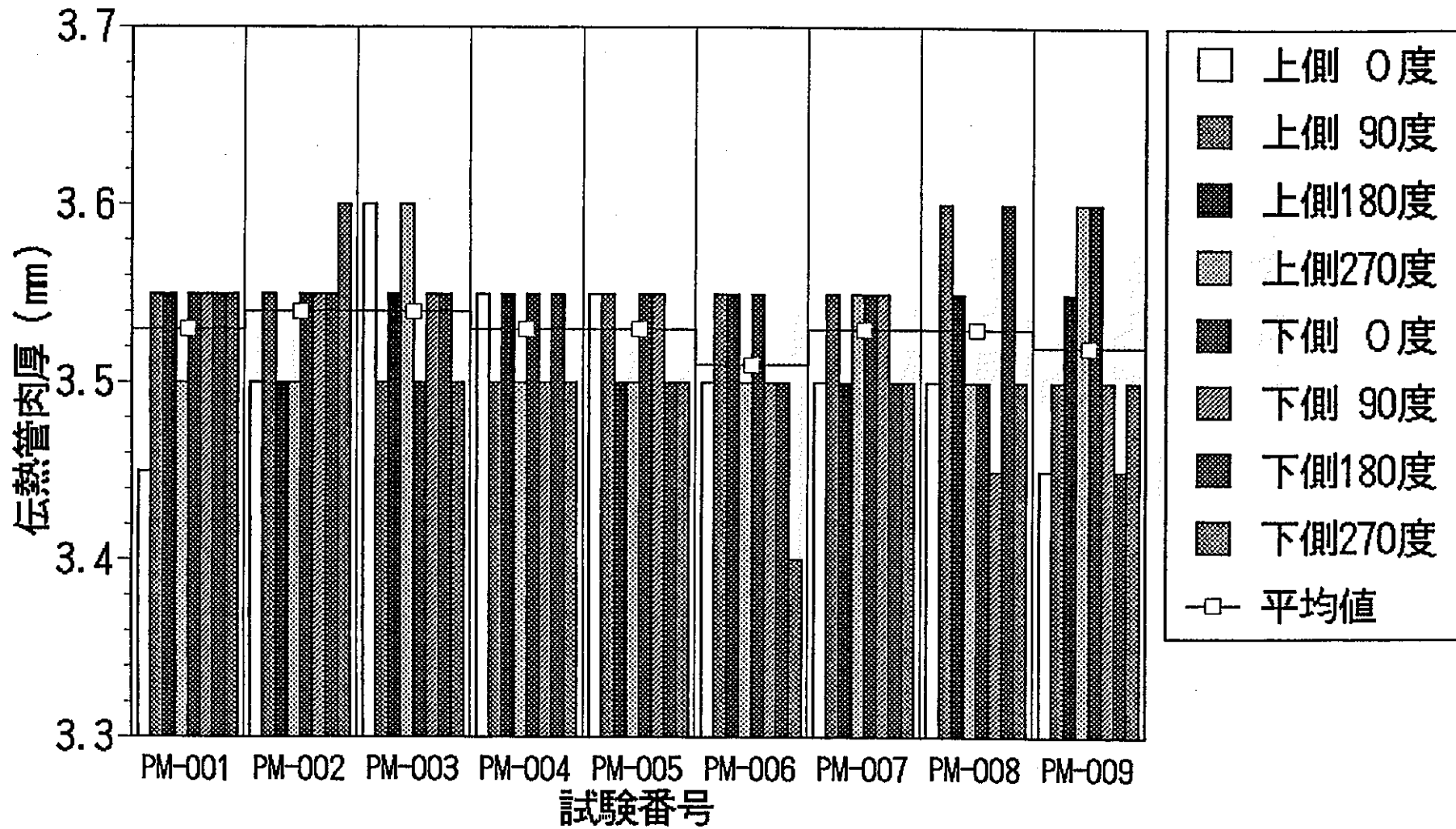


図 3.4-2 伝熱管肉厚測定結果

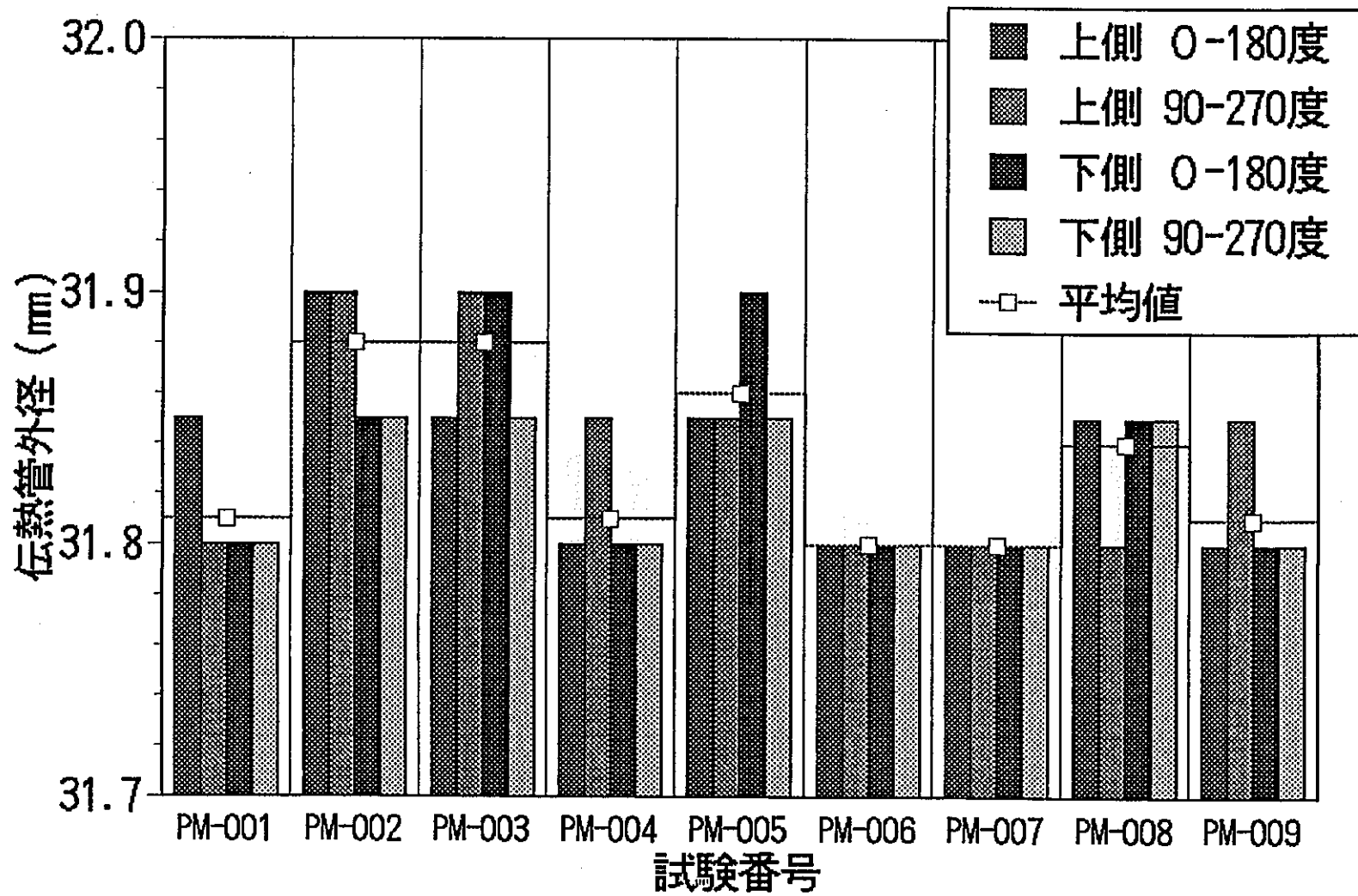


図 3.4-3 伝熱管外径測定結果

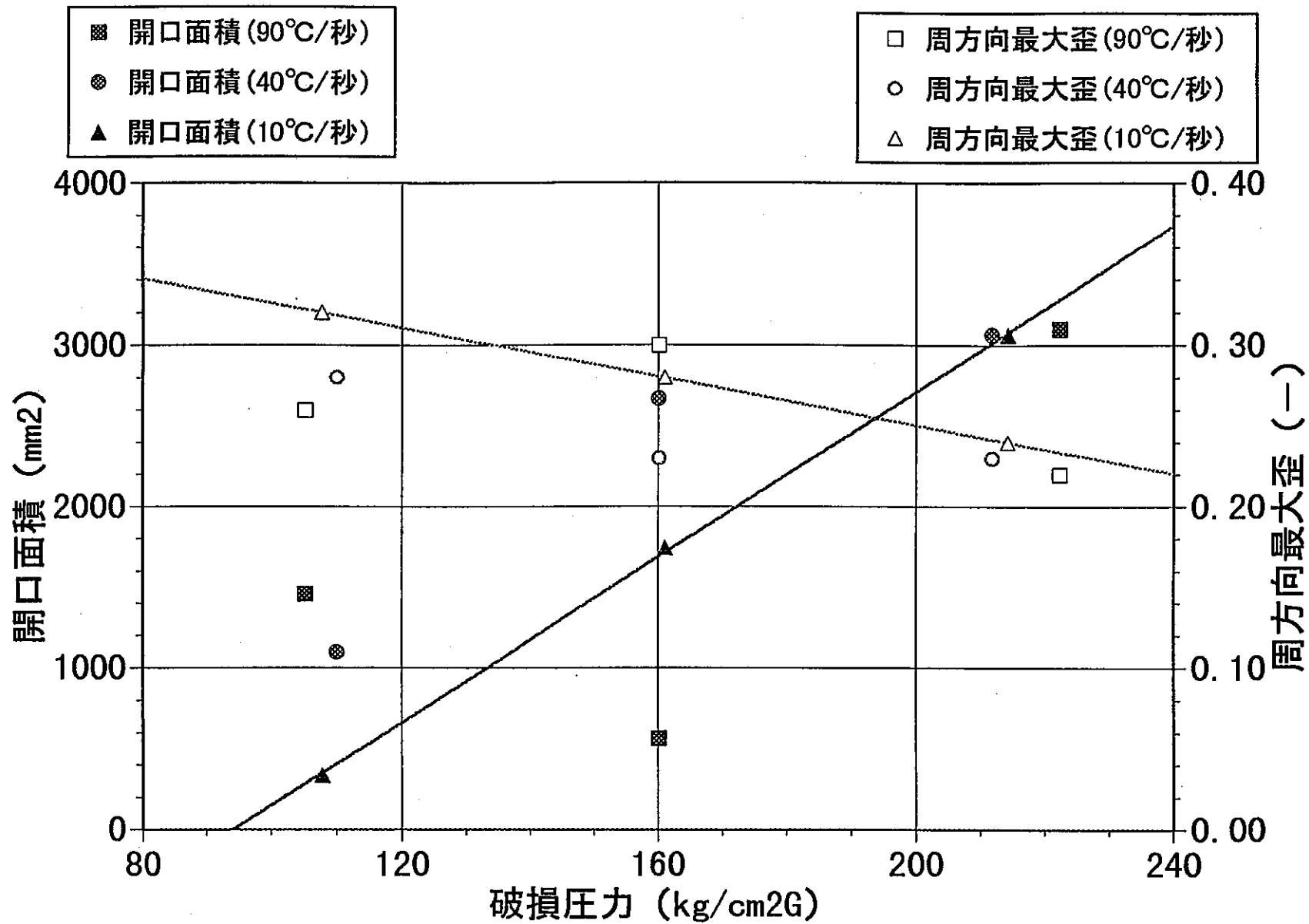


図 3.4-4 破損形状の測定結果

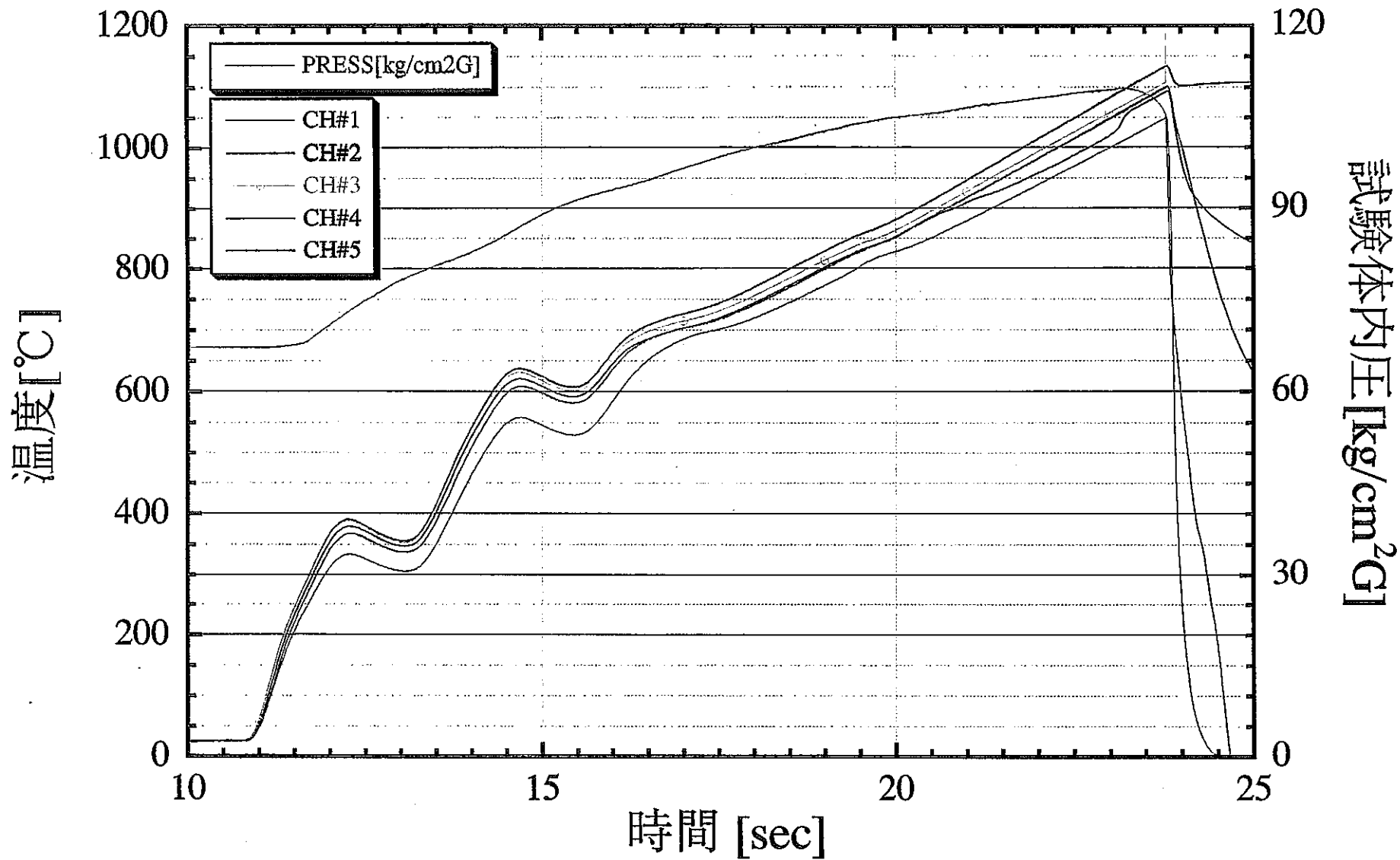


図 3.4-5 (A) 試験結果の一例 (PM-002)

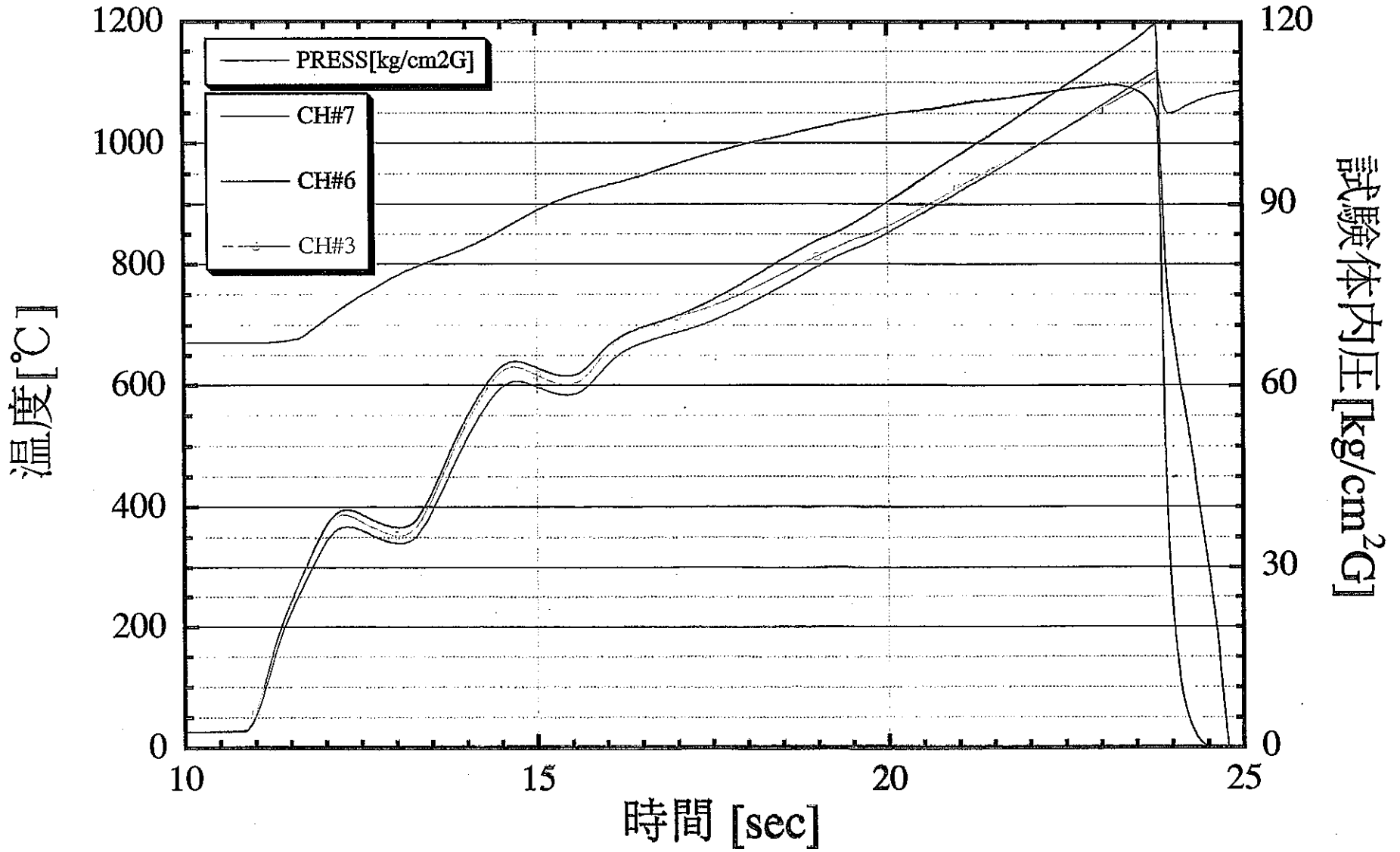


図 3.4-5 (B) 試験結果の一例 (PM-002)

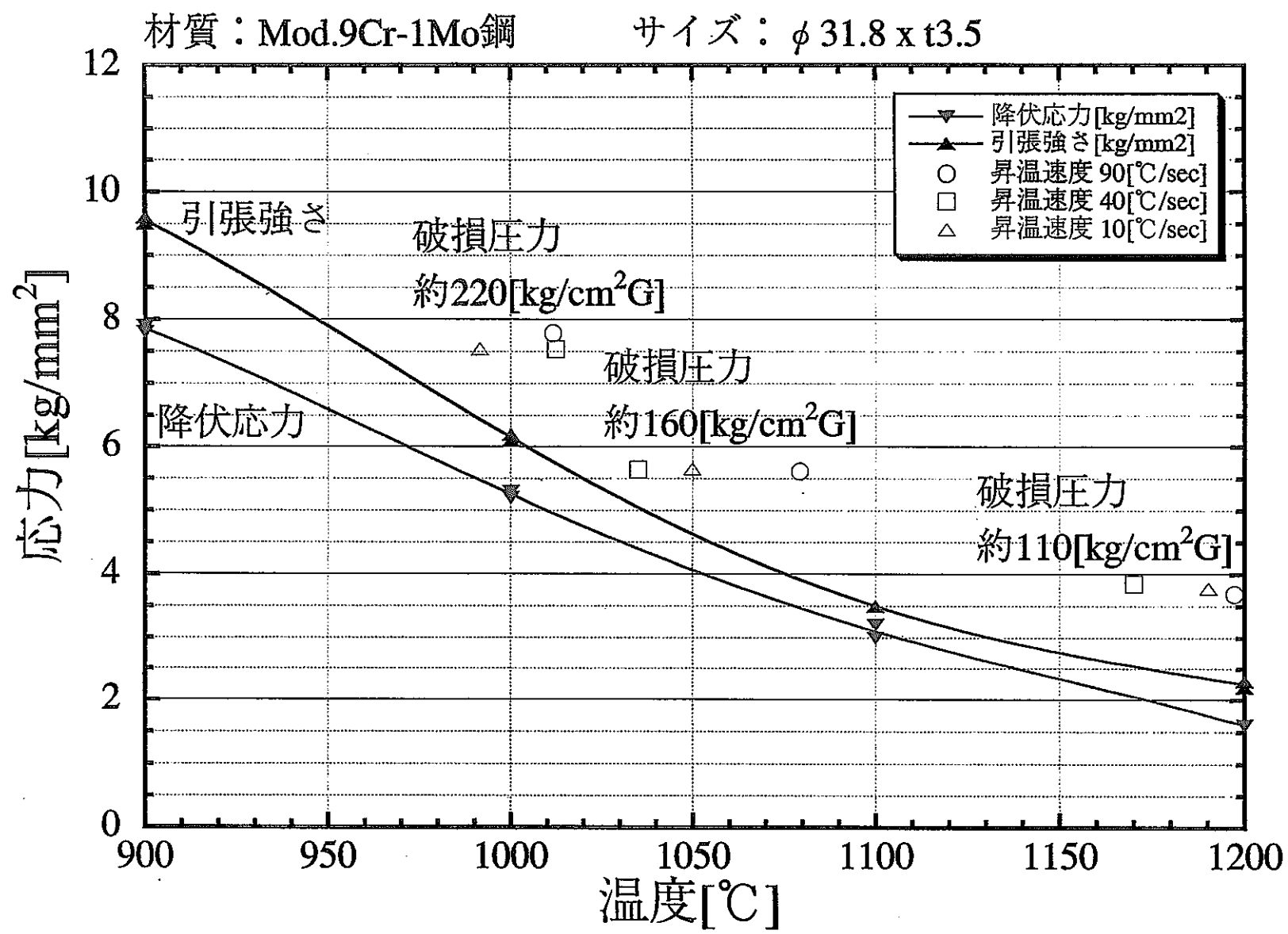


図 3.4-6 試験結果と材料データの比較

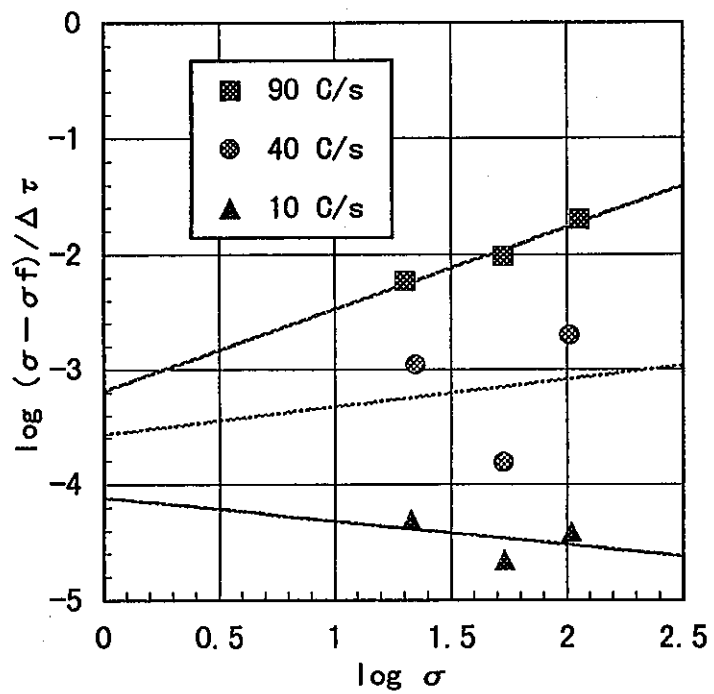


図 3.4-7 (A) 実験係数の導出 (1 / 2)

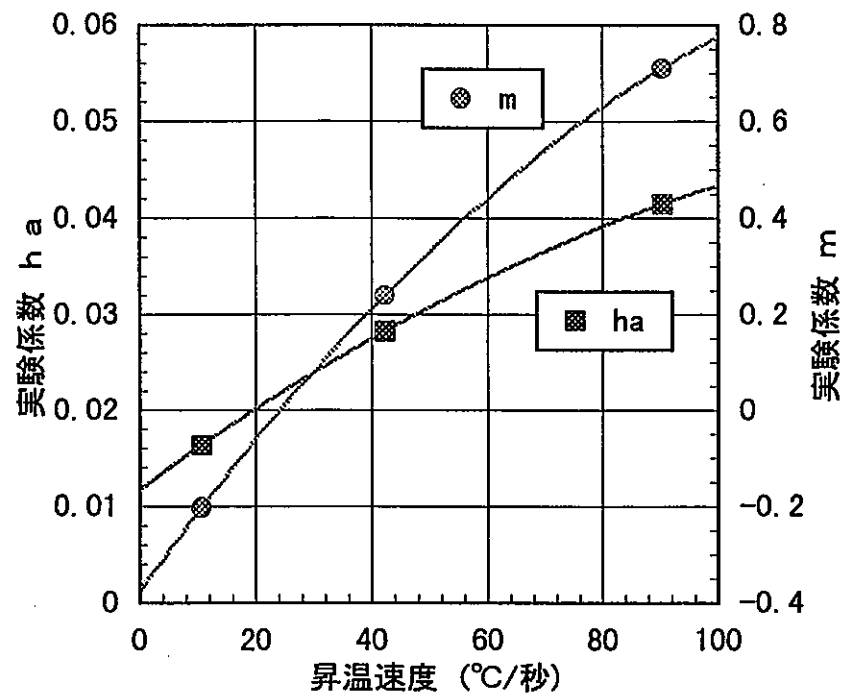


図 3.4-7 (B) 実験係数の導出 (2 / 2)

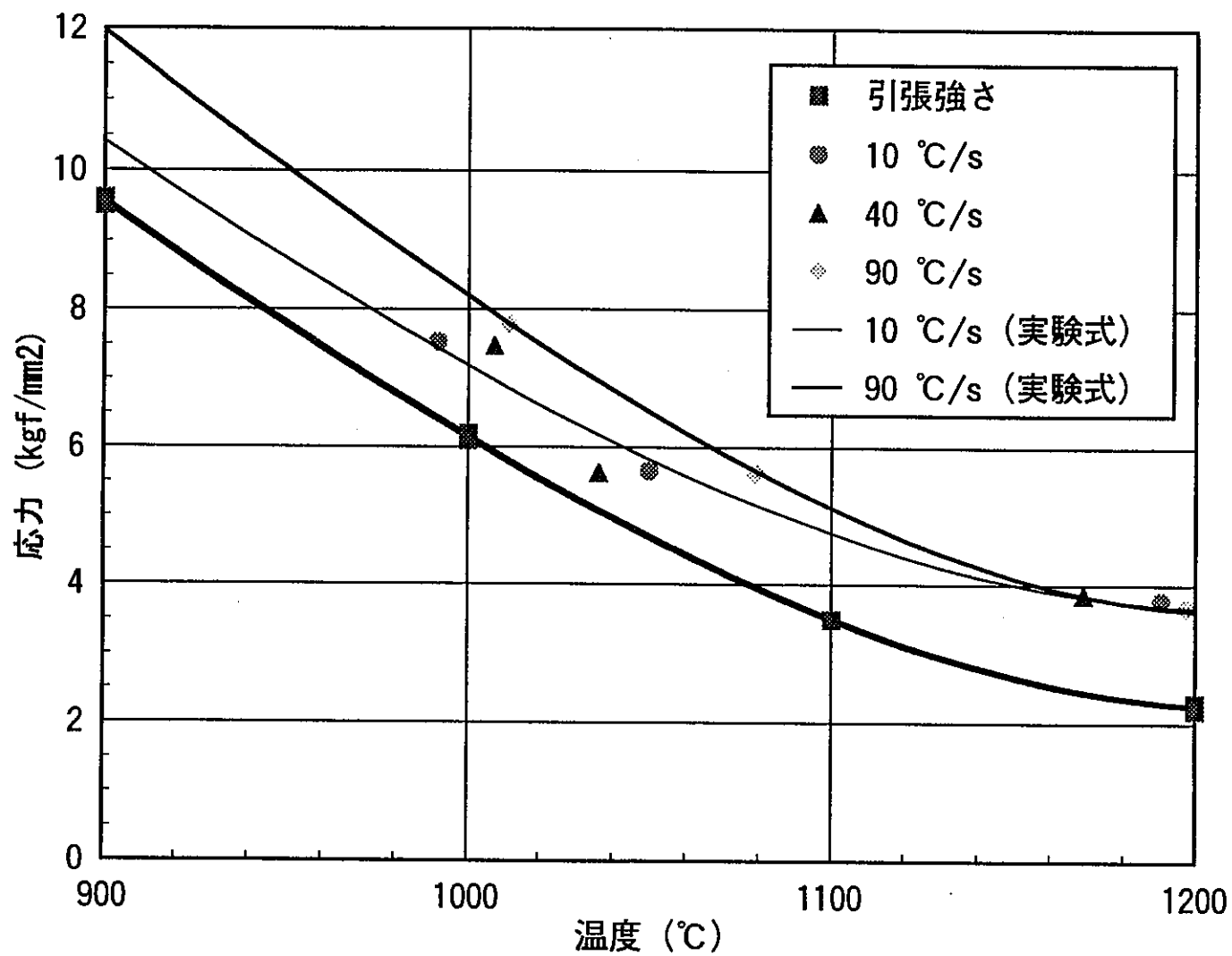


図 3.4-8 試験結果と実験式の比較