

JAERI-Tech  
2002-091

JP0250578



HTTRの出力上昇試験結果に基づく  
中間熱交換器の構造強度評価

2002年12月

竹田 武司・橘 幸男・中川 繁昭

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.  
Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2002

編集兼発行 日本原子力研究所

H T T R の出力上昇試験結果に基づく  
中間熱交換器の構造強度評価

日本原子力研究所大洗研究所高温工学試験研究炉開発部

竹田 武司・橋 幸男・中川 繁昭

(2002年10月4日受理)

H T T R (高温工学試験研究炉)の中間熱交換器(I H X)は、ヘリウム／ヘリウムの熱交換器であり、高温ガス炉の核熱利用を将来実証する上で重要な機器である。I H Xの熱容量は10MWであり、ヘリカルコイル状の伝熱管を96本有している。I H Xの構造設計では、内部構造物のうち、ハステロイX R材である伝熱管、内筒等に対して弾クリープ解析を実施している。

H T T R の出力上昇試験の中で、原子炉スクラム時における I H X 内の冷却材温度変化は設計時の想定より早いことがわかった。そこで、出力上昇試験で得られた冷却材温度データに基づき、想定した高温試験運転で全出力(30MW)からの原子炉スクラム時の冷却材温度変化が、I H Xの伝熱管、内筒下部レジューサの構造強度に及ぼす影響について調べた。その結果、寿命期間中( $10^5$  h)の累積クリープ主ひずみ、累積クリープ疲れ損傷係数は、「高温ガス炉第1種機器の高温構造設計指針」に定められた制限値を満足していることを確認した。

Structural Integrity Assessment of Intermediate Heat Exchanger in the HTTR  
Based on Results of Rise-to-power Test

Takeshi TAKEDA, Yukio TACHIBANA and Shigeaki NAKAGAWA

Department of HTTR Project  
Oarai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Oarai-machi, Higashibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received October 4, 2002)

A helium / helium intermediate heat exchanger (IHX) in the high temperature engineering test reactor (HTTR) is an essential component for demonstration of future nuclear process heat utilization of high temperature gas-cooled reactor (HTGR). The IHX with a heat capacity of 10 MW has 96 helically-coiled heat transfer tubes. Structural design for the IHX had been conducted through elastic-creep analysis of superalloy Hastelloy XR components such as heat transfer tubes and center pipe.

In the HTTR rise-to-power test, it was clarified that temperature of the coolant in the IHX at the reactor scrams changes more rapidly than expected in the design. Effects of the IHX coolant temperature change, at anticipated reactor scram from the full power of 30 MW at high temperature test operation, on structural integrity of the heat transfer tubes and the lower reducer of the center pipe were investigated analytically based on the coolant temperature data obtained from the rise-to-power test. As results of the assessment, it was confirmed that cumulative principal creep strain, cumulative creep and fatigue damage factor of the IHX components during  $10^5$  h of the HTTR lifetime should be below the allowable limits, which are established in the high-temperature structural design code for the HTGR Class 1 components.

Keywords: HTGR, HTTR, Rise-to-power Test, Intermediate Heat Exchanger, Structural Design, Elastic-creep Analysis, Reactor Scram, Creep Strain, Creep Damage, Lifetime

## 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. 弾クリープ解析による構造評価方法 .....	9
3. 伝熱管の構造強度評価 .....	12
3.1 伝熱管の評価条件 .....	12
3.2 伝熱管の評価結果 .....	14
4. 内筒下部レジューサの構造強度評価 .....	21
4.1 内筒下部レジューサの評価条件 .....	21
4.2 内筒下部レジューサの評価結果 .....	22
5. 結 言 .....	44
謝 辞 .....	44
参考文献 .....	45

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Structural Evaluation Procedure Based on Elastic-creep Analysis .....	9
3. Structural Integrity Assessment of Heat Transfer Tubes .....	12
3.1 Evaluation Conditions of Heat Transfer Tubes .....	12
3.2 Evaluation Results of Heat Transfer Tubes .....	14
4. Structural Integrity Assessment of Lower Reducer of Center Pipe .....	21
4.1 Evaluation Conditions of Lower Reducer of Center Pipe .....	21
4.2 Evaluation Results of Lower Reducer of Center Pipe .....	22
5. Conclusions .....	44
Acknowledgements .....	44
References .....	45

**This is a blank page.**

## 1. 緒 言

電力以外への原子力エネルギーの利用拡大を図る観点から、高温ガス炉の核熱利用による水素製造を将来実証する上で、高温のクリーンなヘリウムガスを供給する中間熱交換器は重要な機器である。高温工学試験研究炉 (High Temperature Engineering Test Reactor : HTTR) <sup>(1)</sup> は、Table 1.1 に示すように原子炉出口冷却材温度が 850°C (定格運転時), 950°C (高温試験運転時), 熱出力が 30MW の黒鉛減速、ヘリウムガス冷却型の高温ガス炉である。HTTR は、高温ガス炉の技術基盤の確立と技術の高度化、高温工学に関する先端的基礎研究を目的として、日本原子力研究所・大洗研究所に設置された。HTTR は 1998 年 11 月 10 日に初臨界を達成し、1999 年 9 月から段階的に原子炉出力を上昇させる出力上昇試験を開始し、2001 年 12 月 7 日に定格運転で初めて全出力 (30MW) を達成した <sup>(2)</sup>。

Fig. 1.1 に HTTR の原子炉冷却系統施設の系統図を示す。主冷却系のうち、1 次冷却設備には中間熱交換器と 1 次加圧水冷却器の 2 種類の熱交換器がある。原子炉と中間熱交換器、1 次加圧水冷却器を接続する配管、中間熱交換器と 2 次加圧水冷却器を接続する配管は二重管構造であり、二重管ライナの内側を高温のヘリウムガスが流れ、内管と外管の間を低温のヘリウムガスが流れる。炉心からの熱は、最終的に加圧水冷却設備の空気冷却器から大気へ放散される。

Table 1.2 に中間熱交換器の主要諸元、Fig. 1.2 に鳥瞰図、Fig. 1.3 に構造図を示す。中間熱交換器は、最内層から最外層までピッチ 47mm の 6 層で構成されたヘリカルコイル状の伝熱管を 96 本有しており、管外を 1 次ヘリウムガス、管内を 2 次ヘリウムガスが流れる。伝熱管を下降しながら加熱された 2 次ヘリウムガスは、下部の高温ヘッダ内に集められた後、内筒内を上昇して 2 次ヘリウム冷却設備二重管へ流出する。2 次ヘリウムガスの圧力は 1 次ヘリウムガスの圧力より約 0.1MPa 高く制御され、万一 1 次ヘリウムガスと 2 次ヘリウムガス間の圧力バウンダリが破損しても放射性物質が 2 次側に漏洩しないようにしている。

中間熱交換器の構造設計は「高温ガス炉第 1 種機器の高温構造設計指針」<sup>(3, 4)</sup>に基づき実施し、構造強度について、材料のクリープ特性、クリープ疲れ特性等を考慮して定められた制限値と比較している<sup>(5, 6)</sup>。中間熱交換器の 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼製の胴部の構造強度評価は軽水炉と同様に弾性解析に基づき実施している。一方、使用温度が 900°C を超え、1 次と 2 次ヘリウムガス間の圧力バウンダリを形成している伝熱管、内筒、高温ヘッダ等の材料にはハステロイ X R<sup>(7)</sup> を用いており、これらの構造強度評価では、弾クリープ解析により非弾性ひずみ (クリープひずみ) を直接求めている。クリープの解析方法として、単軸クリープ則と Mises の流れ則を使用している。また、硬化則はひずみ硬化則を採用している。構造解析には、有限要素法による汎用構造解析システム ‘F I N A S’<sup>(8)</sup> を使用している。

Table 1.3 に示すように、HTTR の出力上昇試験の中で、中間熱交換器と 1 次加圧水冷却器

により除熱を行う並列運転時において、2000年6月6日に定格運転で原子炉出力9MWから手動トリップによりスクラムさせた試験(手動スクラム試験)、2001年3月1日に定格運転で15MWから商用電源の手動遮断によりスクラムさせた試験(商用電源喪失試験)、2002年3月6日に定格運転で30MWから商用電源喪失試験を実施した<sup>(9)</sup>。また、2001年5月16日には並列・高温試験運転で原子炉出力15MWから落雷による商用電源喪失により原子炉がスクラムした。

手動スクラム試験時にはトリップ直後補助冷却設備が起動し、また、商用電源喪失時には非常用発電機からの給電により喪失から約50秒後補助冷却設備が起動し、炉心を直接冷却する。核分裂生成物の崩壊熱および炉心の残留熱は、最終的に補助冷却設備の空気冷却器から大気へ放散される。

原子炉スクラム時においてヘリウム循環機が10秒以内で急速制動停止することから、中間熱交換器内の冷却材の温度変化は極めて緩やかとなり、原子炉スクラム事象については、想定される運転状態Ⅰ～Ⅲの全事象の中で熱過度の代表事象である通常停止および原子炉出力のステップ状制御目標値変更時の出力変化特性を調べる試験運転の熱過渡事象に包絡されていると考えていた。

しかし、原子炉スクラム時における中間熱交換器内の冷却材温度変化は設計時の想定より早いことがわかった。一例として、高温試験運転で原子炉出力15MWからの商用電源喪失による原子炉スクラム時の結果をFig. 1.4に示す。中でも、高温ヘッダ部近くの伝熱管下部1層と2層の間(ID No. 13A250, 13A252)の1次ヘリウムガス温度降下率は、他の1次ヘリウムガス温度降下率より大きい。

そこで、HTTRの出力上昇試験中の原子炉スクラム時における冷却材温度データに基づき、想定した高温試験運転で全出力(30MW)からの原子炉スクラム時の冷却材温度変化が、中間熱交換器の内部構造物のうち、構造材温度が最も高い伝熱管、累積クリープ損傷係数が最も大きい内筒下部レジューサの構造強度に及ぼす影響について調べた。構造強度評価の中で、原子炉スクラムの繰返し回数は、運転状態Ⅱでの最大繰返し回数を考慮し、保守的に200回を想定した。また、設計における定常運転に対する累積クリープ主ひずみ、累積クリープ疲れ損傷係数の解析結果に原子炉スクラムに対する解析結果を加算した。

本報は、HTTRの出力上昇試験結果に基づく中間熱交換器の構造強度評価結果について報告するものである。2章では、弾クリープ解析による構造評価方法について述べる。3章、4章では、中間熱交換器の伝熱管、内筒下部レジューサそれぞれに対する構造強度評価条件および評価結果について述べる。

Table 1.1 Major specifications of the HTTR

Thermal power	30 MW
Outlet coolant temperature	850°C (rated operation), 950°C (high temperature test operation)
Inlet coolant temperature	395°C
Mass flow rate of primary coolant	12.4 kg/s (rated operation), 10.2 kg/s (high temperature test operation)
Primary coolant pressure	4 MPa
Core structure	Graphite
Equivalent core diameter	2.3 m
Effective core height	2.9 m
Average power density	2.5 W/cm <sup>3</sup>
Fuel	Low-enriched UO <sub>2</sub>
Uranium enrichment	3-10 wt% (average 6 wt%)
Fuel type	Pin-in-block
Coolant	Helium gas
Direction of coolant flow	Downward flow
Number of fuel assembly	150
Number of fuel columns	30
Plant lifetime	20 yr

Table 1.2 Major specifications of intermediate heat exchanger

Type	Vertical helically-coiled counter flow
Number	1
Heat capacity	10 MW
Design temperature	
Outer shell	430°C
Heat transfer tube	955°C
Design pressure	
Outer shell	4.7 MPa
Heat transfer tube	0.29 MPa (differential pressure)
Dimension	
Outer diameter of heat transfer tube	31.8 mm
Thickness of heat transfer tube	3.5 mm
Outer diameter of outer shell	1.9 m
Total height	10.0 m
Material	
Shell	2 1/4 Cr-1 Mo steel
Heat transfer tube, center pipe and hot header	Hastelloy XR

Table 1.3 Summary of reactor scram events at parallel loaded operation

Date	Initial reactor power (MW)	Operational mode	Event
6 June 2000	9	Rated operation	Manual scram test
1 March 2001	15	Rated operation	Loss of off-site electric power test
16 May 2001	15	High temperature test operation	Loss of off-site electric power
6 March 2002	30	Rated operation	Loss of off-site electric power test

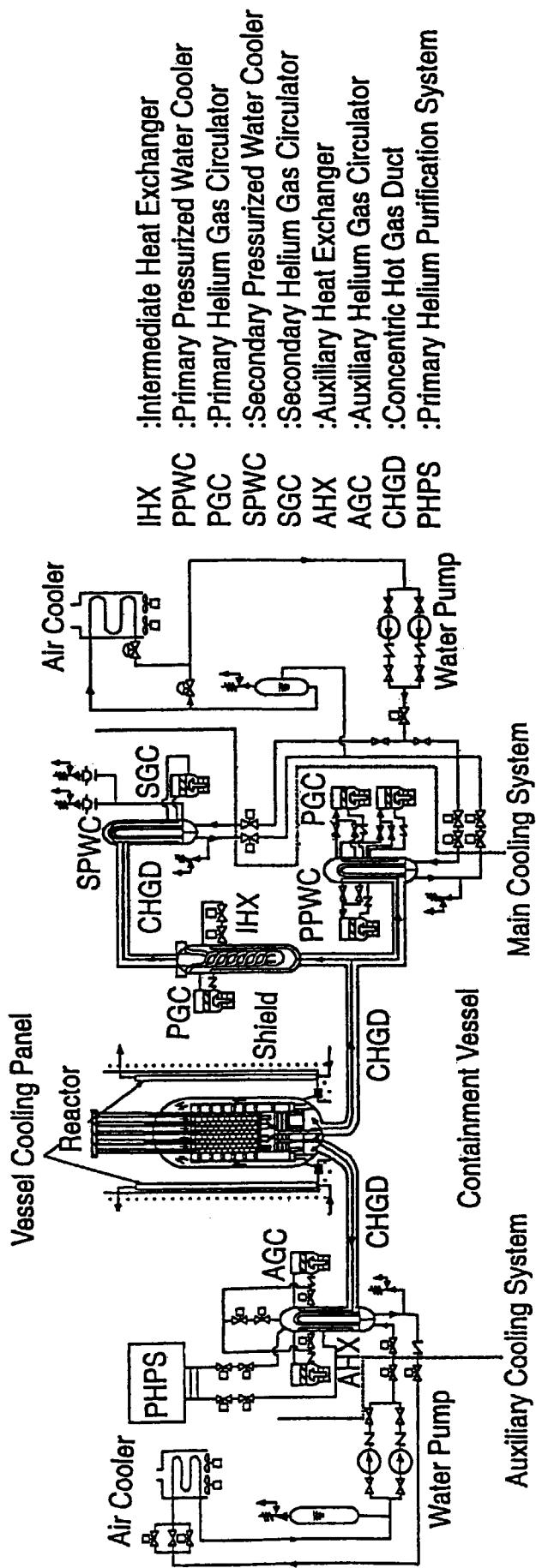


Fig. 1.1 Schematic diagram of reactor cooling system of the HTTR

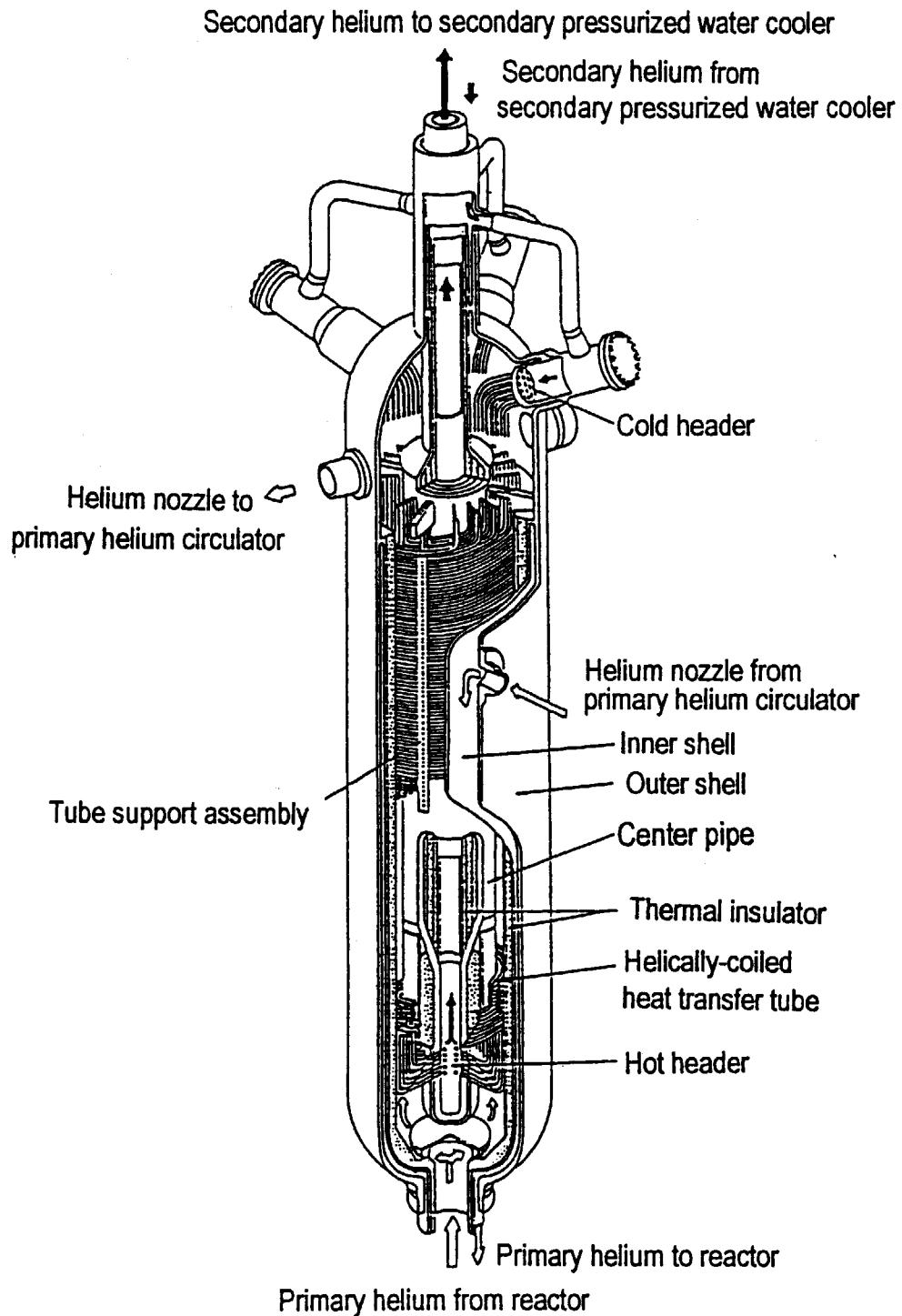


Fig. 1.2 Bird's-eye view of intermediate heat exchanger

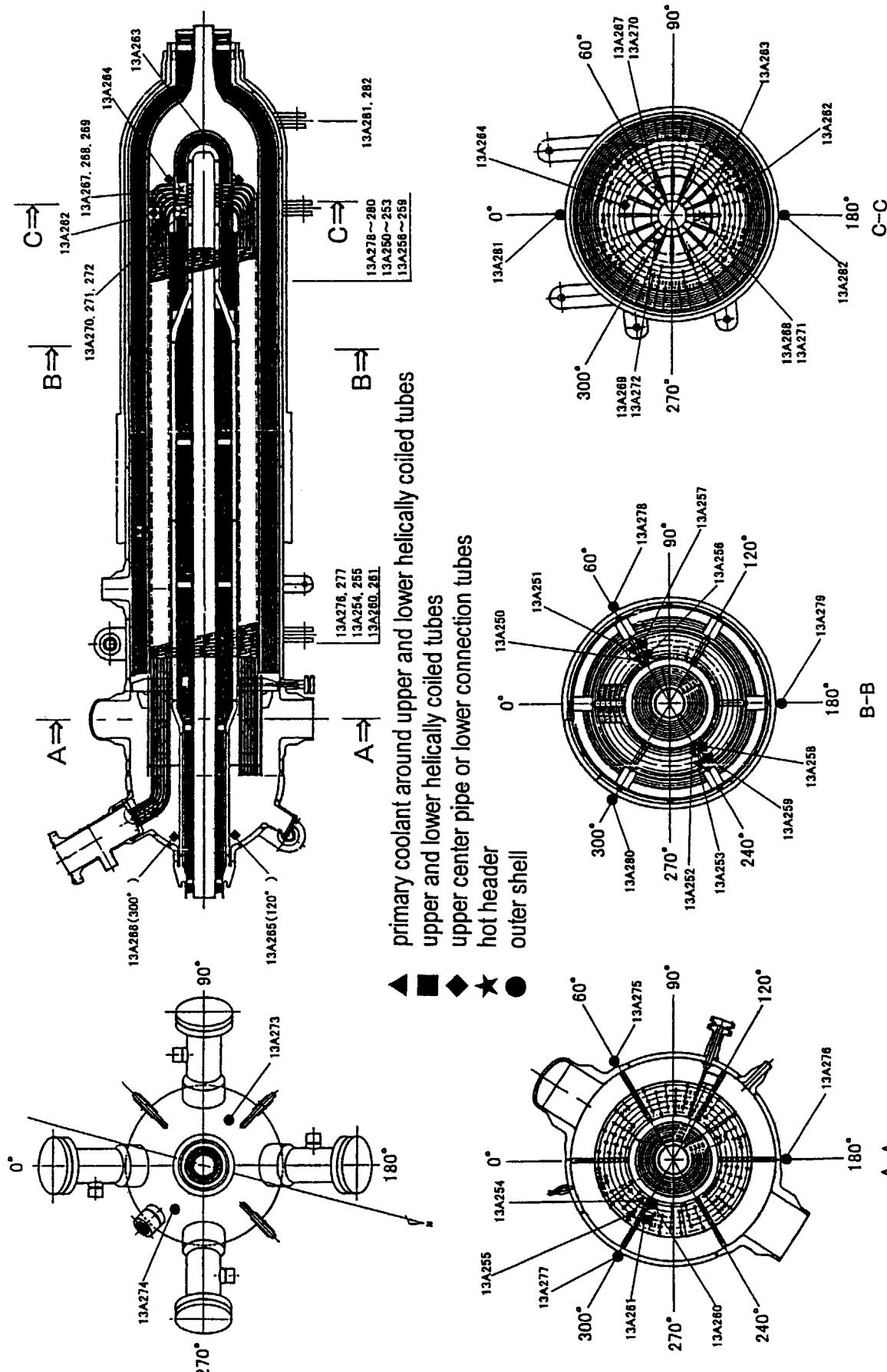


Fig. 1.3 Structural drawing of intermediate heat exchanger

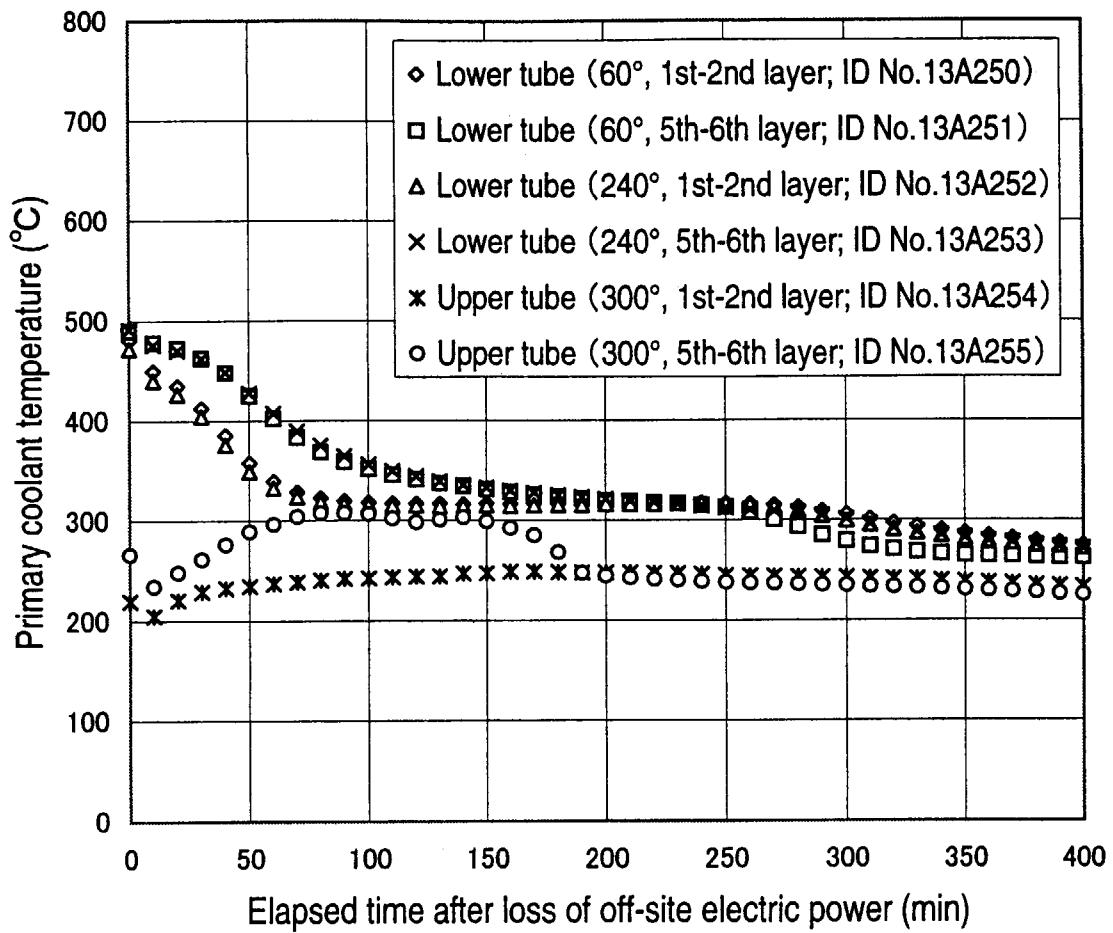


Fig. 1.4 Transient temperature of primary coolant in intermediate heat exchanger during reactor scram caused by loss of off-site electric power from 15 MW at high temperature test operation (16 May 2001)

## 2. 弾クリープ解析による構造評価方法<sup>(6)</sup>

### (1) 代表事象の選定

中間熱交換器の構造設計では、寿命期間中に想定される事象を包絡する代表事象を選定して強度評価を実施している。クリープ疲れ損傷に寄与する2次応力のうち支配的な応力は熱応力であり、冷却材の温度変化率および温度変化量が最大となる事象を代表事象に選定した。また、構造物の温度が最大となる事象は、熱応力の大きさに係わらず代表事象に選定した。さらに、高温での保持時間および事象の発生頻度を考慮して代表事象を選定した。

運転状態Ⅰについては、冷却材の温度変化率または温度変化量が大きい定格運転、高温試験運転の起動、停止および原子炉出力のステップ状制御目標値変更時の出力変化特性を調べる試験運転を代表事象に選定した。運転状態Ⅱについては、冷却材の温度変化率または温度変化量が最大となる出力制御系異常と、構造物温度が最大となる高温高圧保持事象(保持時間1h)を代表事象に選定した。運転状態Ⅲについては、冷却材の温度変化率と温度変化量が最大となる2次ヘリウム循環機の制御異常と、構造物温度が最大となる高温高圧保持事象(保持時間10h)を代表事象に選定した。

クリープひずみ、クリープ損傷係数は、運転状態Ⅰ～Ⅲの事象に対して評価する。よって、運転状態毎に選定した代表事象の中から、さらに熱応力、温度、高温での運転時間および事象の発生頻度を考慮し、クリープひずみ、クリープ損傷係数が最大となる事象を選定した。

HTTRでは合計10<sup>5</sup>hの運転を想定しており、起動、停止の回数は定格運転最大226回、高温試験運転最大174回を想定している。最も頻繁に原子炉の起動、停止が行われることとし、運転時間の10<sup>5</sup>hをサイクル数の合計400回で除することで、選定した代表事象の1サイクル当たりの保持時間を250hと定めている。

### (2) 単軸クリープ則

Garofalo型の状態方程式(2.1)を用いる。

$$\varepsilon_c = \varepsilon_t (1 - e^{-rt}) + \varepsilon_{\min} \cdot t \quad (2.1)$$

ここで、 $\varepsilon_c$ ：クリープひずみ(mm/mm),

$\varepsilon_t$ ：最大1次クリープひずみ(mm/mm),

$r$ ：1次クリープの時定数の逆数(1/h),

$t$ ：時間(h),

$\varepsilon_{\min}$ ：最小クリープひずみ速度(mm/mm/h)

## (3) 流れ則

単軸クリープ則を多軸応力状態へ拡張する場合の流れ則として、Mises の流れ則の式(2.2)を用いる。

$$\varepsilon_{cij} = \lambda \cdot S_{ij} = \frac{3\varepsilon_{ceq}}{2\sigma_{eq}} \cdot S_{ij} \quad (2.2)$$

ここで、 $\varepsilon_{cij}$ ：クリープひずみ速度テンソル (mm/mm/h),

$\lambda$ ：スカラ関数 (mm<sup>2</sup>/kg/h),

$\varepsilon_{ceq}$ ：相当クリープひずみ速度 (mm/mm/h),

$\sigma_{eq}$ ：相当応力 (kg/mm<sup>2</sup>),

$S_{ij}$ ：偏差応力テンソル (kg/mm<sup>2</sup>)

## (4) 硬化則

単軸クリープ則および流れ則を変動応力温度状態に適用する硬化則として、ひずみ硬化則を採用している。

## (5) クリープひずみの外挿方法

寿命期間中 ( $10^5$  h) の累積クリープひずみは、解析を実施した最後のサイクルとその前のサイクルとの差 (クリープひずみの増分値) と運転サイクルの積により外挿する。クリープひずみの増分値が単調減少することを初期の数サイクルの解析により確認する。選定した代表事象のクリープひずみ成分の外挿方法は式(2.3)で表される。

$$\varepsilon_{ij}(eoc, k) = \varepsilon_{ij}(last, k) + \{\varepsilon_{ij}(last, k) - \varepsilon_{ij}(last-1, k)\} \cdot (N - last) \quad (2.3)$$

ここで、 $\varepsilon_{ij}(eoc, k)$ ：代表事象 k の末期でのクリープひずみ成分 (mm/mm),

eoc：代表事象 k の末期,

last：代表事象 k について解析を実施した最後のサイクル番号,

N：代表事象 k の全サイクル数

次に、外挿した寿命期間中の累積クリープひずみ成分から、評価断面における壁厚平均ひずみおよび壁厚内の等価線形ひずみ分布により定める表面ひずみを求め、それぞれの累積クリープ主ひずみ (最大主値) を計算する。さらに、クリープひずみを保守的に評価するため、全ての代表事象末期のクリープ主ひずみ  $\varepsilon_{ps}(eoc, k)$  を合計して、式(2.4)により寿命期間中の累積クリープ主ひずみを求める。

$$\varepsilon_{ps}(eoc) = \sum_k \varepsilon_{ps}(eoc, k) \quad (2.4)$$

## (6) クリープ損傷係数の外挿方法

クリープ損傷係数は、解析を実施した最後のサイクルのクリープ損傷係数と運転サイクルの積により外挿する。評価断面における Mises の相当応力 ( $\sigma_{eq}$ ) を解析ステップ時間毎に求め、 $\sigma_{eq}$  とその時の温度 (T) に対応する設計クリープ破断応力強さ ( $S_R$ ) から各サイクルのクリープ損傷係数  $D_c(n)$  を式 (2.5) により計算する。

$$D_c(n) = 2 \sum \frac{\Delta t_i}{T_{di}^*} \quad (2.5)$$

ここで、 $T_{di}^*$ ：時点 i における温度 (T) および  $\sigma_{eq}^*$  に対する  $S_R$  曲線からの許容時間 (h)，

$\sigma_{eq}^*$ ： $\sigma_{eq,i}$  と  $\sigma_{eq,i+1}$  の最大値 (kg/mm<sup>2</sup>)，

$\Delta t_i$ ：時間 i から時間 i + 1 までの時間増分 (h)，

係数 2：「高温ガス炉第 1 種機器の高温構造設計指針」に定められた安全裕度

次に、各サイクルのクリープ損傷係数が単調減少することを初期の数サイクルの解析により確認する。寿命末期のクリープ損傷係数は式 (2.6) に従い、外挿する。

$$D_c(eoc, k) = \sum_1^{last} D_c(n, k) + D_c(last, k) \cdot (N - last) \quad (2.6)$$

ここで、 $D_c(eoc, k)$ ：代表事象 k の末期でのクリープ損傷係数，

$D_c(n, k)$ ：代表事象 k のサイクル番号 (n) におけるクリープ損傷係数

さらに、全ての代表事象末期のクリープ損傷係数  $D_c(eoc, k)$  を合計して、式 (2.7) により累積クリープ損傷係数を求める。

$$D_c(eoc) = \sum_k D_c(eoc, k) \quad (2.7)$$

### 3. 伝熱管の構造強度評価

#### 3. 1 伝熱管の評価条件

伝熱管の評価対象は、設計時と同様、高温ヘッダから伝熱管第1ベンド部までの水平距離が短く、内筒と伝熱管の温度差に起因する熱応力が最も大きくなる最内層(第1層)の開き角度45°の伝熱管とした。

Fig. 3.1 に伝熱管全体梁モデルを示す。本全体梁モデルは、下部連絡管を7分割、伝熱管を周方向に12分割し、伝熱管の巻数は伝熱管の支持点の影響が及ばない範囲まで考慮した。境界条件として、伝熱管の支持点に熱膨張による強制変位を与え、拘束条件を入力した。

Figs. 3.2, 3.3 にそれぞれ伝熱管の温度解析用モデル、弾クリープ解析用モデルを示す。これらのモデルは、伝熱管を肉厚方向に5分割した。中でも、内外面近傍はピーク応力を正確に求めるために細かく分割した。熱伝達の境界条件として、伝熱管内外面に冷却材の温度および熱伝達率を与えた。伝熱管の弾クリープ解析では、圧力、熱過渡荷重および伝熱管全体梁モデル解析により得られた内筒と伝熱管の温度差に起因する部材力(伝熱管軸方向に働く力)を入力条件としたモデルを用いた。高温試験運転における伝熱管の温度計算に用いた冷却材の熱伝達率相関式(3.1)～(3.5)を以下に示す。

(a) 伝熱管外面① [Nu( $800 < Re \leq 7000$ )<sup>(10)</sup>, Nu( $7000 < Re$ )<sup>(11)</sup>]

$$Nu = Co \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4} \cdot C \quad (800 < Re \leq 7000) \quad (3.1)$$

$$Nu = 0.33 \cdot Re^{0.6} \cdot Pr^{0.3} \cdot Ch \quad (7000 < Re) \quad (3.2)$$

ここで、Nu : ヌセルト数( $= h \cdot De / k$ )、

h : 热伝達率(W/m<sup>2</sup>·K)、

De : 等価直径(m)、

k : 热伝導率(W/m·K)、

Re : レイノルズ数( $= De \cdot Uo / \nu$ )、

Uo : 管外流の平均速度(m/s)、

$\nu$  : 動粘性係数(m<sup>2</sup>/s)、

Pr : プラントル数( $= Cp \cdot \mu / k$ )、

Cp : 比熱(J/kg·K)、

$\mu$  : 粘性係数(kg/m·s)、

Co : 伝熱管偏平、偏心を考慮しない基準値による係数( $= 0.057$ )、

C : 管配列、製作公差等に依存した係数( $= 0.835$ )、

Ch : 管群配列による係数( $= 0.9$ )

(b) 伝熱管内面②<sup>(1,2)</sup>

$$Nu = 0.0223 \cdot Re^{(5/6)} \cdot (di/Dm)^{(1/12)} \cdot \frac{Pr}{Pr^{0.6} - 0.057} \cdot [1 + \frac{0.0615}{\{Re \cdot (di/Dm)^{2.5}\}^{(1/6)}}] \quad (3.3)$$

ここで, Nu : ヌセルト数 (= h · di / k),

h : 热伝達率 (W/m<sup>2</sup>·K),

di : 管内径 (m),

k : 热伝導率 (W/m·K),

Re : レイノルズ数 (= De · Ui / ν),

Ui : 管内流の平均速度 (m/s),

ν : 動粘性係数 (m<sup>2</sup>/s),

Dm : ヘリカルコイルの平均直径 (m),

Pr : プラントル数 (= Cp · μ / k),

Cp : 比熱 (J/kg·K),

μ : 粘性係数 (kg/m·s)

(c) 下部連絡管外面①<sup>(1,3)</sup>

$$Nu = 0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{(1/3)} \cdot \{1 + (\frac{de}{L})^{0.7}\} \quad (3.4)$$

ここで, Nu : ヌセルト数,

Re : レイノルズ数,

Pr : プラントル数,

de : 相当直径 (m),

L : 下部連絡管部長さ (m)

(d) 下部連絡管内面②<sup>(1,4)</sup>

$$Nu = 0.021 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{(1/3)} \quad (3.5)$$

ここで, Nu : ヌセルト数,

Re : レイノルズ数,

Pr : プラントル数

Fig. 3.4 に示す原子炉スクラム時の温度条件として, 伝熱管外面には原子炉スクラム時における温度変化率と温度変化量が最も大きい伝熱管下部 1 層と 2 層の間の 1 次ヘリウムガス温度に基づく温度を用いることとし, 伝熱管内面には原子炉スクラム時における 2 次ヘリウムガス出口温度に基づく温度を用いることとした。高温試験運転で全出力 (30MW) における冷却材温度は,

これまでにH T T Rで経験した高温試験運転での原子炉出力9～20MWにおける温度データを線形外挿して予測した。過渡冷却材温度は、高温試験運転で原子炉出力15MWからの商用電源喪失時における結果に基づき、その温度変化率は定格運転で9MWからの手動スクラム試験、15MW、30MWからの商用電源喪失試験の結果に保守性を考慮して定めた。即ち、1次ヘリウムガスの温度変化率は高温試験運転で15MWからの商用電源喪失試験時における温度変化率の2倍とし、2次ヘリウムガスの温度変化率は高温試験運転で15MWからの商用電源喪失試験時における温度変化率の3倍とした。

原子炉スクラム後、1次ヘリウムガス温度の急激な低下が生じ、1次ヘリウムガス温度は2次ヘリウムガス温度より低くなった。その後、1次ヘリウムガス温度を上回る2次ヘリウムガス温度の低下により、1次ヘリウムガス温度が再び2次ヘリウムガス温度より高くなつた。

熱伝達率条件として、伝熱管外面①には自然対流と伝熱促進板の輻射効果を考慮した冷却材の等価熱伝達率を用いることとし、伝熱管内面②には自然対流による冷却材の熱伝達率を用いることとした。Fig. 3.5に示す弾クリープ解析用熱過渡条件は、設計時用いた条件で定常運転(第2サイクル目)後の通常停止時の一箇所を原子炉スクラムの熱過渡条件に置き換えたものを使用した。即ち、第1サイクル目は通常起動一定常運転(250h)－通常停止、第2サイクル目は通常起動一定常運転(250h)－原子炉スクラム、第3サイクル目は第1サイクル目を繰返すこととした。

### 3. 2 伝熱管の評価結果

Fig. 3.6に第2サイクル目(通常起動一定常運転－原子炉スクラム)の伝熱管内外面の温度解析結果を示す。原子炉スクラムでは冷却材流量零による伝熱管内外面の温度上昇が生じたが、冷却材の熱伝達率が低下することにより、伝熱管内外面の顕著な温度差は生じなかつた。故に、伝熱管の内外面温度差による熱応力の影響は小さい。

Fig. 3.7にMisesの相当応力の時間変化を示す。1次ヘリウムガスの温度上昇に伴い、伝熱管温度がクリープ域に入ると、熱応力は大幅に緩和し、Misesの相当応力は急激に緩和した。第1サイクル終了時の降温中に伝熱管内外面の温度差が大きくなり、Misesの相当応力が上昇するが、温度が低下するに従い再び低下した。第2サイクルの運転が開始されると、Misesの相当応力は第1サイクルの運転末期の応力とほぼ等しくなつた後緩和した。

Figs. 3.8, 3.9にそれぞれ累積クリープ主ひずみ、累積クリープ損傷係数の時間変化を示す。累積クリープ主ひずみ、累積クリープ損傷係数は、応力緩和の大きく進行する第1サイクルで増加した。第3サイクルの累積クリープ主ひずみ、累積クリープ損傷係数は原子炉スクラムに起因して、第2サイクルに比べてその増加量は大きくなるが、両サイクルにおける増加は第1サイクルに比べて緩やかであった。

Table 3.1に寿命期間中( $10^5$ h)の伝熱管の累積クリープ主ひずみ、累積クリープ疲れ損傷係数

に対する本構造強度評価結果と設計時の評価結果を比較して示す。累積クリープ主ひずみに対する本構造強度評価結果(膜ひずみが0.0016, 膜と曲げひずみの合計最大値が0.0025)は、設計時の評価結果から増加したものの増加分は小さく、「高温ガス炉第1種機器の高温構造設計指針」に定められた制限値(膜ひずみに対して0.01, 膜と曲げひずみの合計値に対して0.02)を満足していることを確認した。

また、累積クリープ損傷係数と弾性解析に基づく累積疲れ損傷係数を線形加算した累積クリープ疲れ損傷係数が最大となるのは設計時と同様伝熱管内面であった。本構造強度評価結果(0.29)は、設計時の評価結果(0.26)から増加したものの増加分は小さく、「高温ガス炉第1種機器の高温構造設計指針」に定められた制限値(1.0)を満足していることを確認した。

Table 3.1 Cumulative principal creep strain, cumulative creep and fatigue damage factors of heat transfer tubes at first layer in intermediate heat exchanger during lifetime

	Evaluation items		Evaluation result	Allowable limit
Design	$\varepsilon_c$	Membrane	0.0013	0.01
		Membrane+Bending (inner surface)	0.0021	0.02
		Membrane+Bending (outer surface)	0.0005	0.02
	$D_c$	Inner surface	0.187	—
		Outer surface	0.106	—
	$D_f$	Inner surface	0.072	—
		Outer surface	0.066	—
	$D_c+D_f$	Inner surface	0.26	1.0
		Outer surface	0.18	1.0
Present study	$\varepsilon_c$	Membrane	0.0016	0.01
		Membrane+Bending (inner surface)	0.0025	0.02
		Membrane+Bending (outer surface)	0.0005	0.02
	$D_c$	Inner surface	0.218	—
		Outer surface	0.118	—
	$D_f$	Inner surface	0.072	—
		Outer surface	0.066	—
	$D_c+D_f$	Inner surface	0.29	1.0
		Outer surface	0.19	1.0

$\varepsilon_c$ : cumulative principal creep strain,  $D_c$ : cumulative creep damage factor,  $D_f$ : cumulative fatigue damage factor

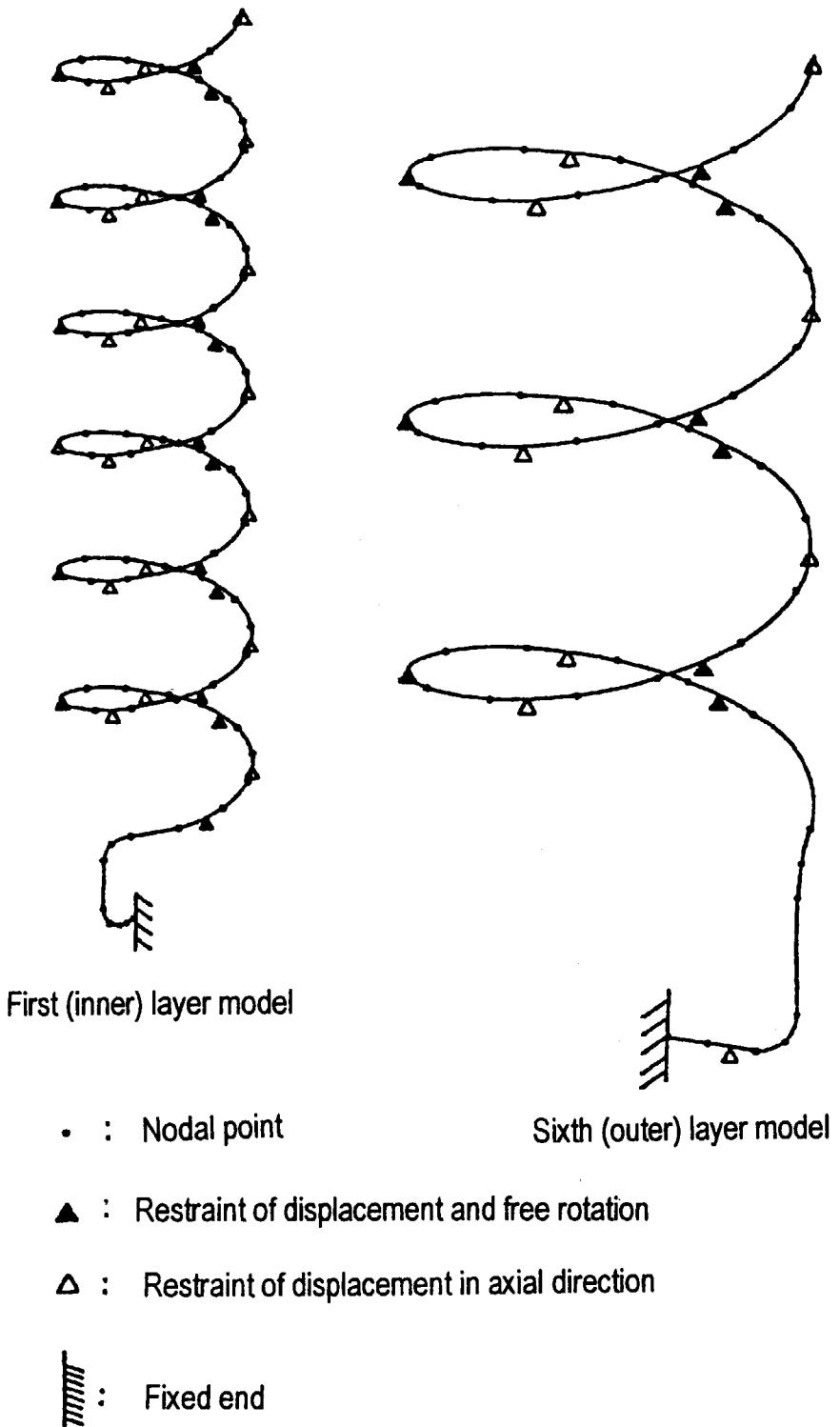


Fig. 3.1 Overall beam model of heat transfer tube in intermediate heat exchanger for load analysis

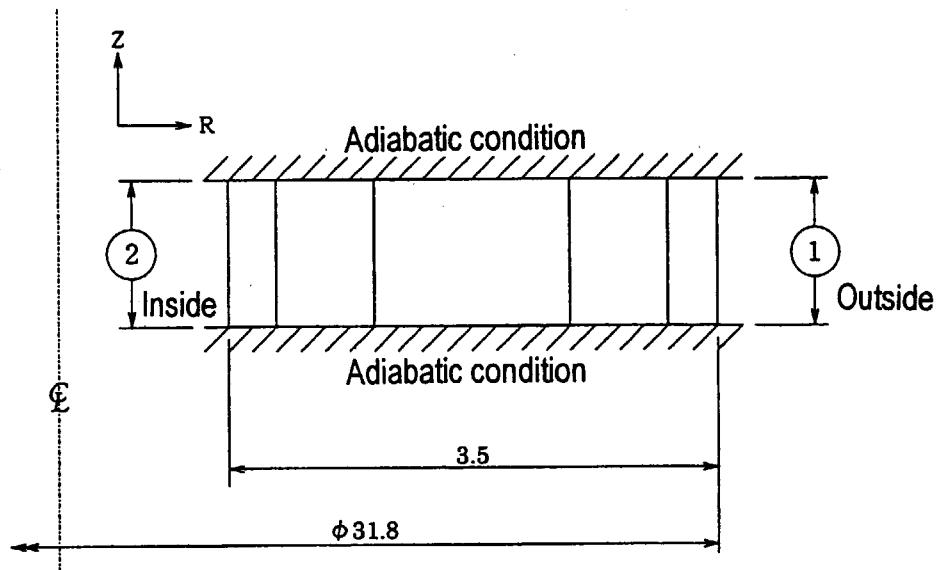


Fig. 3.2 Axis-symmetric model of heat transfer tube in intermediate heat exchanger for temperature analysis

- $P_1$  :Primary coolant pressure
- $P_2$  :Secondary coolant pressure
- $F$  :Thrust force by pressure
- $F_B$  :Axial force by creep analysis with beam model

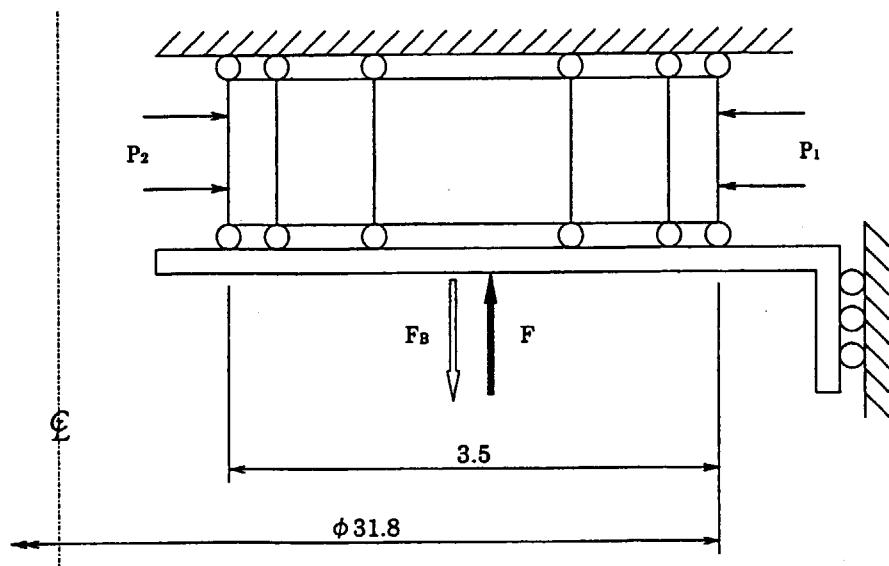


Fig. 3.3 Axis-symmetric model of heat transfer tube in intermediate heat exchanger for elastic-creep analysis

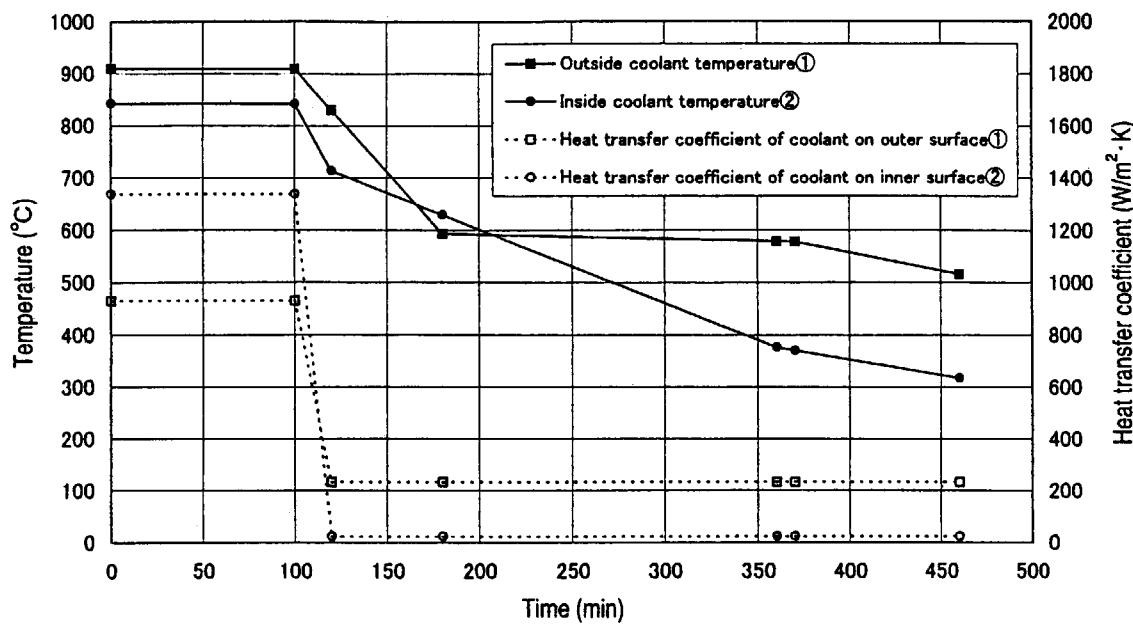


Fig. 3.4 Transient thermal condition of heat transfer tube in intermediate heat exchanger in scram event

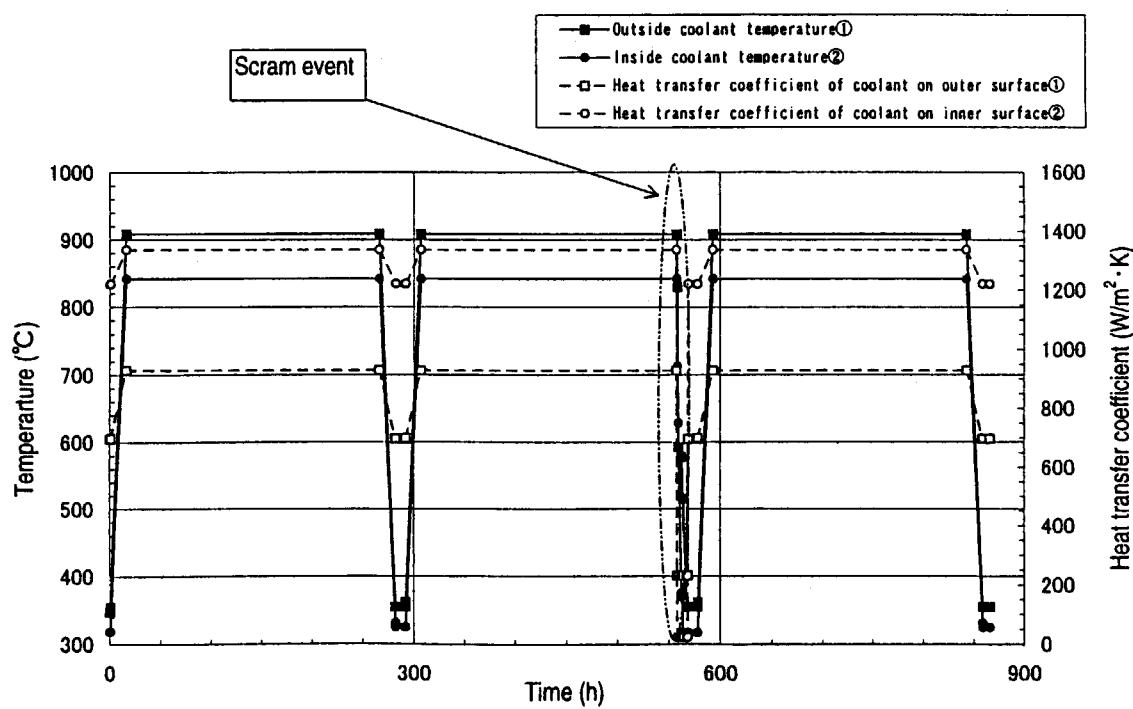


Fig. 3.5 Transient thermal condition of heat transfer tube in intermediate heat exchanger for elastic-creep analysis

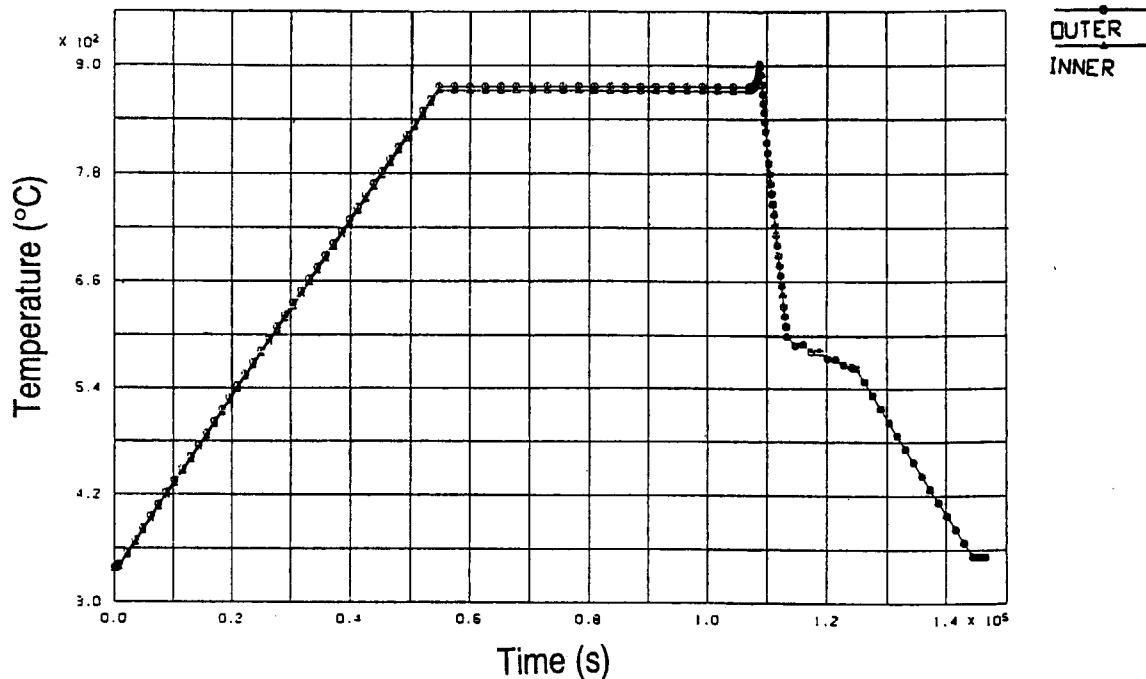


Fig. 3.6 Transient temperature of heat transfer tube in intermediate heat exchanger during thermal loads (normal startup, steady-state operation and reactor scram)

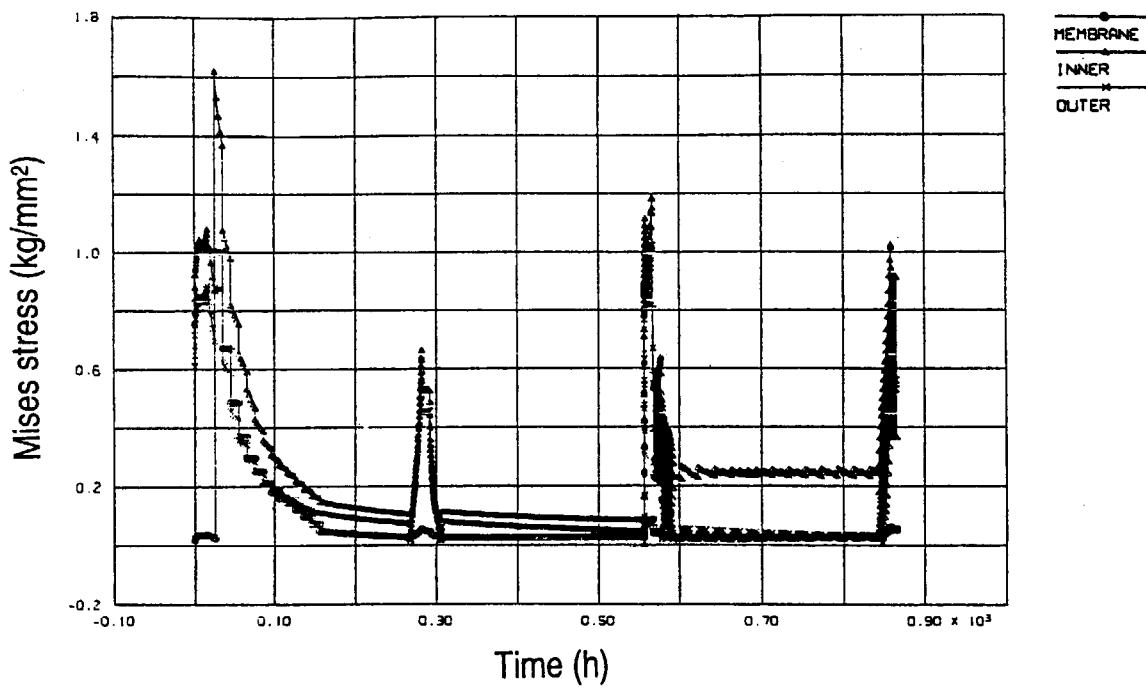


Fig. 3.7 Transient Mises stress of heat transfer tube in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

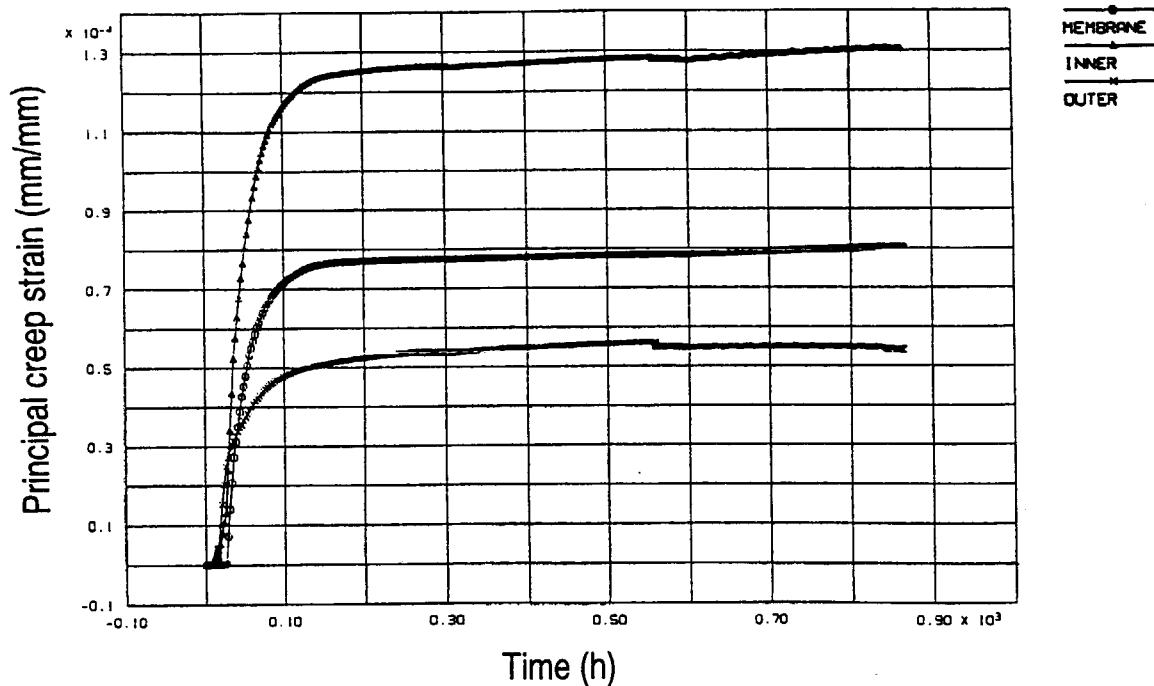


Fig. 3.8 Transient Principal creep strain of heat transfer tube in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

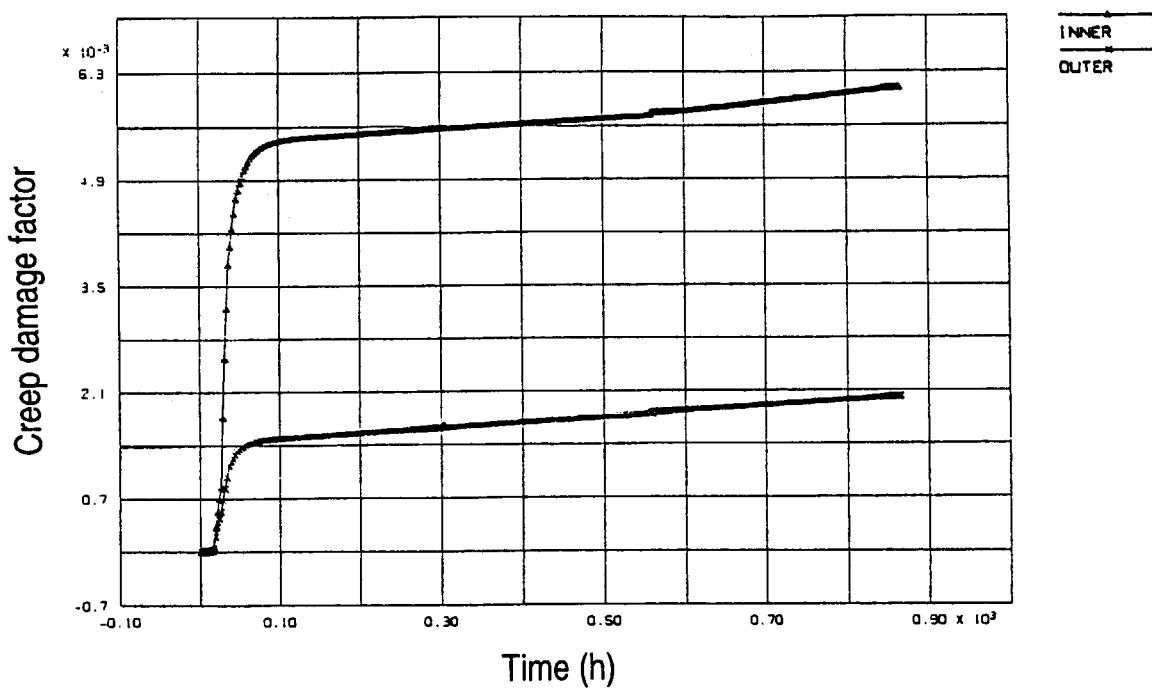


Fig. 3.9 Transient creep damage factor of heat transfer tube in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

## 4. 内筒下部レジューサの構造強度評価

### 4. 1 内筒下部レジューサの評価条件

Fig. 4.1 に示すように、内筒上部の内側、内筒下部の外側には、アルミナ・シリカからなる繊維系の断熱材(カオウール)を設置しており、軸方向温度差を低減している。内筒下部レジューサの評価対象は、設計時と同様、図中の評価断面1～6とした。ここで、評価断面1、2はテーパー部上部外面、評価断面3、4はテーパー部中央部、評価断面5、6はテーパー部下部内面である。

Figs. 4.2, 4.3 にそれぞれ内筒下部レジューサの温度解析用モデル、弾クリープ解析用モデルを示す。熱伝達の境界条件として、内筒下部レジューサ内外面に冷却材の温度および熱伝達率を与えた。内筒下部レジューサに施工されている断熱材は、熱伝導要素として模擬した。内筒下部レジューサの弾クリープ解析では、自重、圧力、熱過渡荷重を入力条件としたモデルを用いた。高温試験運転における内筒下部レジューサの温度計算に用いた冷却材の熱伝達率相関式(4.1), (4.2)を以下に示す。なお、内筒下部レジューサ内面②と外面④において、断熱材を施工していない部位については、自然対流と輻射効果を考慮した冷却材の等価熱伝達率を与えた。

#### (a) 内筒下部レジューサ内面①<sup>(1,4)</sup>

$$Nu = 0.021 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{(1/3)} \quad (4.1)$$

ここで、Nu : ヌセルト数,

Re : レイノルズ数,

Pr : プラントル数

#### (b) 内筒下部レジューサ外面③<sup>(1,3)</sup>

$$Nu = 0.037 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{(1/3)} \quad (4.2)$$

ここで、Nu : ヌセルト数,

Re : レイノルズ数,

Pr : プラントル数

Fig. 4.4 に示す原子炉スクラム時の温度条件として、内筒下部レジューサ外面には原子炉スクラム時における温度変化率と温度変化量が最も大きい伝熱管下部1層と2層の間の1次ヘリウムガス温度に対して、設計時の伝熱管当該部と内筒下部レジューサ当該部の温度差に基づく予測値を用いることとし、内筒下部レジューサ内面には原子炉スクラム時における2次ヘリウムガス出口温度に基づく温度を用いることとした。

熱伝達率条件として、内筒下部レジューサ内面①と外面③には自然対流による冷却材の熱伝達

率を用いることとし、同内面②と外面④において、断熱材を施工していない部位には自然対流と輻射効果を考慮した冷却材の等価熱伝達率を用いることとした。Fig. 4.5 に示す弾クリープ解析用熱過渡条件は、設計時用いた条件(クリープ域となる 650°C を超える温度領域における通常起動、停止時の昇降温速度: 15°C/h)で定常運転(第2サイクル目)後の通常停止時の一箇所を原子炉スクラムの熱過渡条件に置き換えたものを使用した。

#### 4. 2 内筒下部レジューサの評価結果

Figs. 4.6~4.11 にそれぞれ評価断面 1 ~ 6 における第2サイクル目(通常起動-定常運転-原子炉スクラム)の内筒下部レジューサ内外面の温度解析結果を示す。原子炉スクラムでは、内筒下部レジューサのテーパー部の上部外面(評価断面 2), 中央部(評価断面 4), 下部内面(評価断面 5)での急激な温度低下に起因して、内筒下部レジューサの内外面温度差が大きくなることがわかった。故に、この領域近傍の断面に大きな熱応力が生じた。ここで、評価断面 1 の肉厚(55mm)は評価断面 2 の肉厚(65mm)より小さいことから、評価断面 1 の内外面温度差は評価断面 2 の結果より小さくなつた。

Figs. 4.12~4.17 にそれぞれ評価断面 1 ~ 6 における Mises の相当応力の時間変化を示す。1 次ヘリウムガスの温度上昇に伴い、内筒下部レジューサ温度がクリープ域に入ると、熱応力は大幅に緩和し、Mises の相当応力は急激に緩和した。原子炉スクラム時には内筒下部レジューサの内外面温度差が急激に大きくなり、顕著な熱応力の発生に伴い Mises の相当応力が著しく上昇した。Mises の相当応力の最大値は評価断面 4 において約 8.2kg/mm<sup>2</sup>, 評価断面 5 において約 9.3kg/mm<sup>2</sup> であり、他の評価断面における結果より大きくなつた。

Figs. 4.18~4.23 にそれぞれ評価断面 1 ~ 6 における累積クリープ主ひずみの時間変化を示す。累積クリープ主ひずみは、応力緩和の大きく進行する第1サイクルで増加した。評価断面 2, 5, 6 において、原子炉スクラム時に累積クリープ主ひずみが顕著に減少する傾向が確認された。第2サイクル、第3サイクルにおける累積クリープ主ひずみの増加は、第1サイクルに比べて緩やかであった。

Figs. 4.24~4.29 にそれぞれ評価断面 1 ~ 6 における累積クリープ損傷係数の時間変化を示す。評価断面 2 の外面、評価断面 4, 5 の内面における累積クリープ損傷係数は、他の評価断面における結果より大きくなつた。累積クリープ損傷係数は、評価断面 1, 2 において、定常運転時に直線的に増加し、原子炉スクラム時に著しく増加した。中でも、評価断面 2 の外面における増加(約  $1.9 \times 10^{-3}$ )が顕著であった。また、評価断面 4, 5 の内面において、原子炉スクラムに起因した第3サイクルの累積クリープ損傷係数の増加は、第1サイクルに比べて緩やかであった。

Table 4.1 に寿命期間中( $10^5$  h)の内筒下部レジューサの累積クリープ主ひずみ、累積クリープ疲れ損傷係数に対する本構造強度評価結果と設計時の評価結果を比較して示す。累積クリープ主

ひずみが最大となる評価断面は、設計時と同様評価断面 5 であり、本構造強度評価結果(膜ひずみが 0.0003、膜と曲げひずみの合計値が 0.0026)は、設計時の評価結果と同等であり、「高温ガス炉第 1 種機器の高温構造設計指針」に定められた制限値(膜ひずみに対して 0.01、膜と曲げひずみの合計値に対して 0.02)を満足していることを確認した。

また、累積クリープ損傷係数と弾性解析に基づく累積疲れ損傷係数を線形加算した累積クリープ疲れ損傷係数が最大となる評価断面は、設計時が評価断面 5 と 6 の内面であったのに対し、本構造強度評価結果では評価断面 2 の外側となった。ここで、Fig. 4.30 に第 2 サイクル目(通常起動-定常運転-原子炉スクラム)の評価断面 2 における周方向の熱応力の時間変化を示す。原子炉スクラム後、1 次・2 次ヘリウムガス温度が共に急激に低下するが、内筒上部内側の断熱材の影響により、評価断面 2 の内面温度は外側温度より高くなる。そのため、評価断面 2 の外側において顕著な周方向の引張応力(最大値: 約  $4.0 \text{ kg/mm}^2$ )が生じ、その結果、当該部において最大累積クリープ疲れ損傷係数が生じた。

本構造強度評価における原子炉スクラムの熱過渡条件は、原子炉スクラム後に 1 次ヘリウムガス温度が急激に低下し、2 次ヘリウムガス温度より低くなることを想定している。また、原子炉スクラムの繰り返し回数を 200 回と保守的に想定している。このような設計時の評価条件との違いにより、評価断面 2 の外側における累積クリープ疲れ損傷係数(0.47)は設計時の評価結果(0.28)から増加したが、「高温ガス炉第 1 種機器の高温構造設計指針」に定められた制限値(1.0)を満足していることを確認した。

Table 4.1(1/3) Cumulative principal creep strain, cumulative creep and fatigue damage factors of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during lifetime

	EC	Evaluation items	Evaluation result	Allowable limit
Design	1	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0008	0.01
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (inner surface)	0.0004	0.02
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (outer surface)	0.0009	0.02
	$D_c$	$D_c$ Inner surface	0.076	—
		$D_c$ Outer surface	0.111	—
	$D_f$	$D_f$ Inner surface	0.001	—
		$D_f$ Outer surface	0.001	—
	$D_c+D_f$	$D_c+D_f$ Inner surface	0.08	1.0
		$D_c+D_f$ Outer surface	0.12	1.0
	2	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0007	0.01
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (inner surface)	0.0006	0.02
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (outer surface)	0.0008	0.02
	$D_c$	$D_c$ Inner surface	0.078	—
		$D_c$ Outer surface	0.107	—
	$D_f$	$D_f$ Inner surface	0.001	—
		$D_f$ Outer surface	0.001	—
Present Study	1	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0005	0.01
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (inner surface)	0.0003	0.02
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (outer surface)	0.0006	0.02
	$D_c$	$D_c$ Inner surface	0.101	—
		$D_c$ Outer surface	0.142	—
	$D_f$	$D_f$ Inner surface	0.002	—
		$D_f$ Outer surface	0.001	—
	$D_c+D_f$	$D_c+D_f$ Inner surface	0.11	1.0
		$D_c+D_f$ Outer surface	0.15	1.0
	2	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0002	0.01
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (inner surface)	0.0003	0.02
		$\varepsilon_c$ Membrane+Bending (outer surface)	0.0013	0.02
	$D_c$	$D_c$ Inner surface	0.083	—
		$D_c$ Outer surface	0.460	—
	$D_f$	$D_f$ Inner surface	0.001	—
		$D_f$ Outer surface	0.002	—
	$D_c+D_f$	$D_c+D_f$ Inner surface	0.09	1.0
		$D_c+D_f$ Outer surface	0.47	1.0

EC; evaluation cross section,  $\varepsilon_c$ ; cumulative principal creep strain,  $D_c$ ; cumulative creep damage factor,  $D_f$ ; cumulative fatigue damage factor

Table 4.1(2/3) Cumulative principal creep strain, cumulative creep and fatigue damage factors of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during lifetime

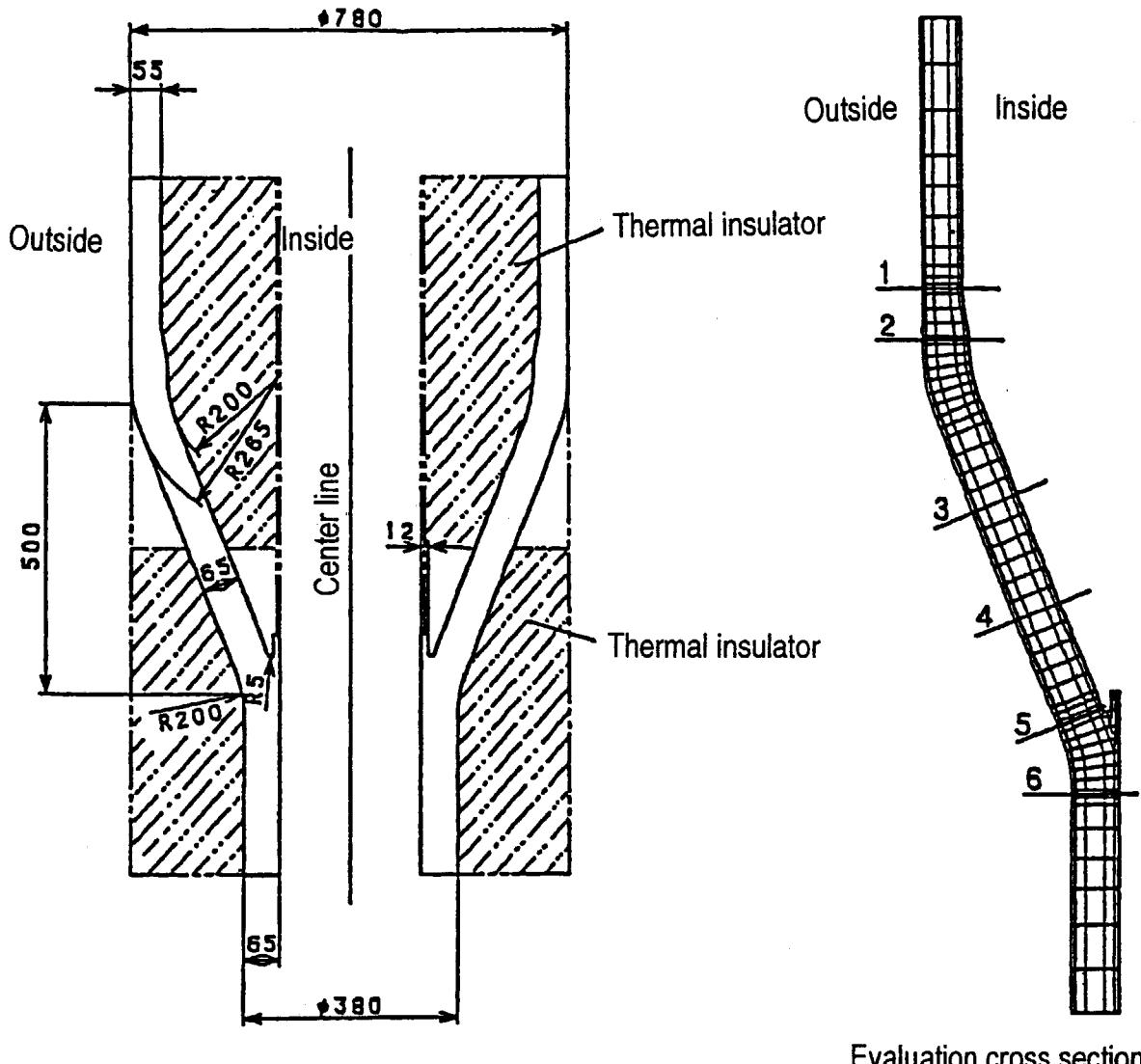
	EC	Evaluation items	Evaluation result	Allowable limit
Design	3	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0011	0.01
		Membrane+Bending (inner surface)	0.0006	0.02
		Membrane+Bending (outer surface)	0.0012	0.02
	$D_c$	Inner surface	0.076	—
		Outer surface	0.110	—
	$D_f$	Inner surface	0.001	—
		Outer surface	0.001	—
	$D_c+D_f$	Inner surface	0.08	1.0
		Outer surface	0.12	1.0
	4	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0009	0.01
		Membrane+Bending (inner surface)	0.0027	0.02
		Membrane+Bending (outer surface)	0.0013	0.02
	$D_c$	Inner surface	0.077	—
		Outer surface	0.081	—
	$D_f$	Inner surface	0.001	—
		Outer surface	0.001	—
Present Study	3	$D_c+D_f$ Inner surface	0.08	1.0
		Outer surface	0.09	1.0
	4	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0006	0.01
		Membrane+Bending (inner surface)	0.0002	0.02
		Membrane+Bending (outer surface)	0.0006	0.02
		$D_c$ Inner surface	0.114	—
		Outer surface	0.126	—
	$D_f$	Inner surface	0.001	—
		Outer surface	0.001	—
	$D_c+D_f$	Inner surface	0.12	1.0
		Outer surface	0.13	1.0
	4	$\varepsilon_c$ Membrane	0.0006	0.01
		Membrane+Bending (inner surface)	0.0022	0.02
		Membrane+Bending (outer surface)	0.0013	0.02
	$D_c$	Inner surface	0.392	—
		Outer surface	0.086	—
	$D_f$	Inner surface	0.001	—
		Outer surface	0.001	—
	$D_c+D_f$	Inner surface	0.40	1.0
		Outer surface	0.09	1.0

EC; evaluation cross section,  $\varepsilon_c$ ; cumulative principal creep strain,  $D_c$ ; cumulative creep damage factor,  $D_f$ ; cumulative fatigue damage factor

Table 4.1(3/3) Cumulative principal creep strain, cumulative creep and fatigue damage factors of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during lifetime

	EC	Evaluation items		Evaluation result	Allowable limit
Design	5	$\varepsilon_c$	Membrane	0.0006	0.01
			Membrane+Bending (inner surface)	0.0032	0.02
			Membrane+Bending (outer surface)	0.0023	0.02
		$D_c$	Inner surface	0.259	—
			Outer surface	0.080	—
		$D_f$	Inner surface	0.002	—
			Outer surface	0.001	—
		$D_c+D_f$	Inner surface	0.27	1.0
			Outer surface	0.09	1.0
Present Study	6	$\varepsilon_c$	Membrane	0.0010	0.01
			Membrane+Bending (inner surface)	0.0014	0.02
			Membrane+Bending (outer surface)	0.0007	0.02
		$D_c$	Inner surface	0.270	—
			Outer surface	0.096	—
		$D_f$	Inner surface	0.001	—
			Outer surface	0.001	—
		$D_c+D_f$	Inner surface	0.28	1.0
			Outer surface	0.10	1.0
Present Study	5	$\varepsilon_c$	Membrane	0.0003	0.01
			Membrane+Bending (inner surface)	0.0026	0.02
			Membrane+Bending (outer surface)	0.0025	0.02
		$D_c$	Inner surface	0.371	—
			Outer surface	0.112	—
		$D_f$	Inner surface	0.002	—
			Outer surface	0.001	—
		$D_c+D_f$	Inner surface	0.38	1.0
			Outer surface	0.12	1.0
Present Study	6	$\varepsilon_c$	Membrane	0.0006	0.01
			Membrane+Bending (inner surface)	0.0014	0.02
			Membrane+Bending (outer surface)	0.0009	0.02
		$D_c$	Inner surface	0.096	—
			Outer surface	0.090	—
		$D_f$	Inner surface	0.001	—
			Outer surface	0.001	—
		$D_c+D_f$	Inner surface	0.10	1.0
			Outer surface	0.10	1.0

EC; evaluation cross section,  $\varepsilon_c$ ; cumulative principal creep strain,  $D_c$ ; cumulative creep damage factor,  $D_f$ ; cumulative fatigue damage factor



Evaluation cross section

Fig. 4.1 Vertical view of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger

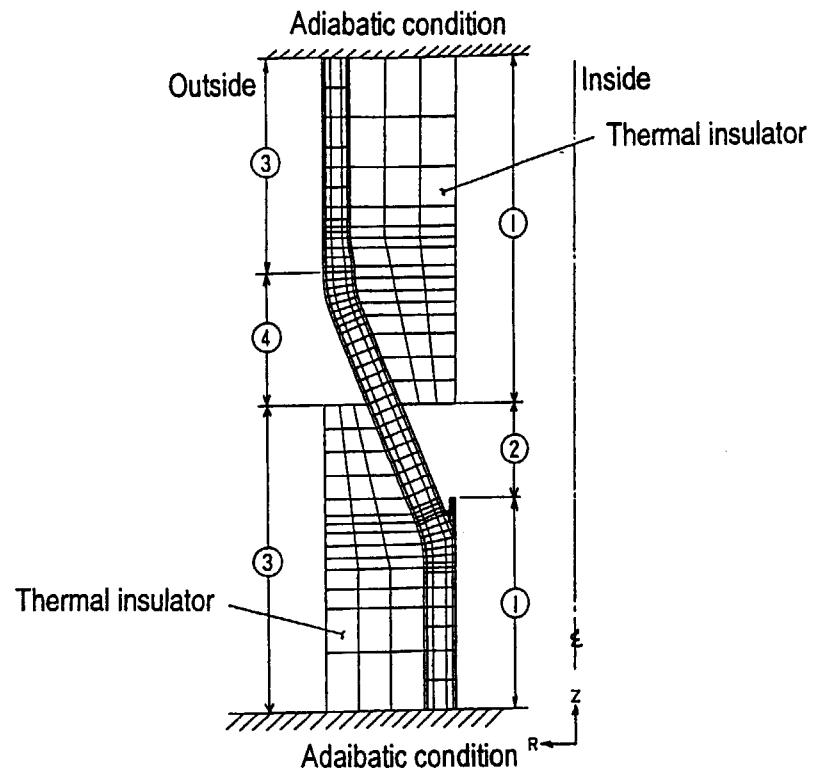


Fig. 4.2 Axis-symmetric model of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger for temperature analysis

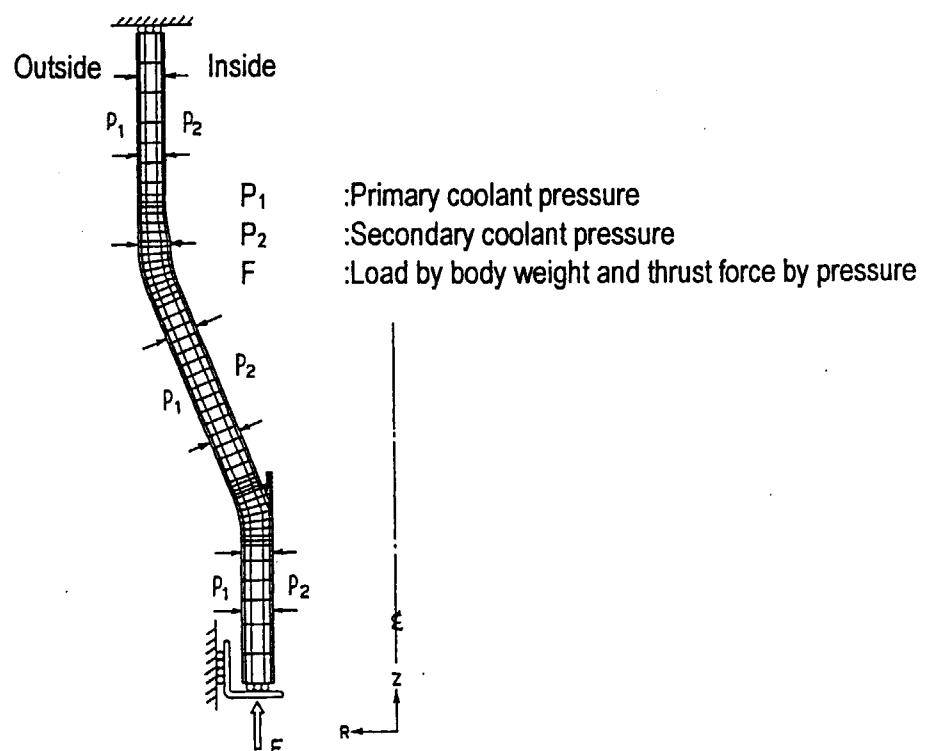
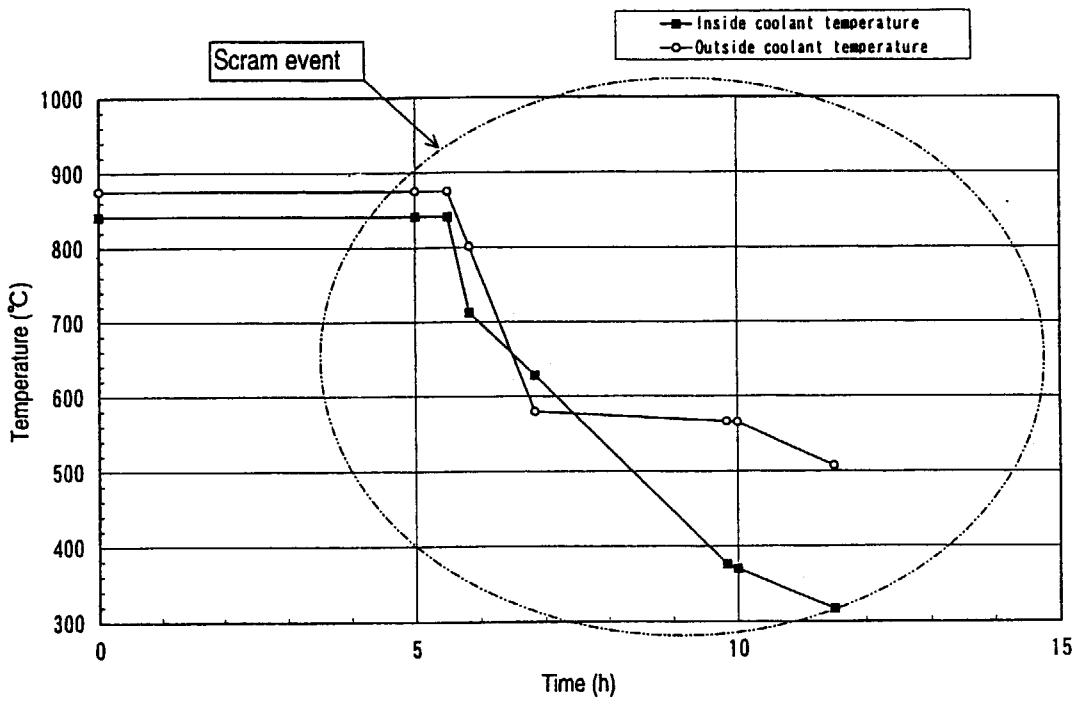
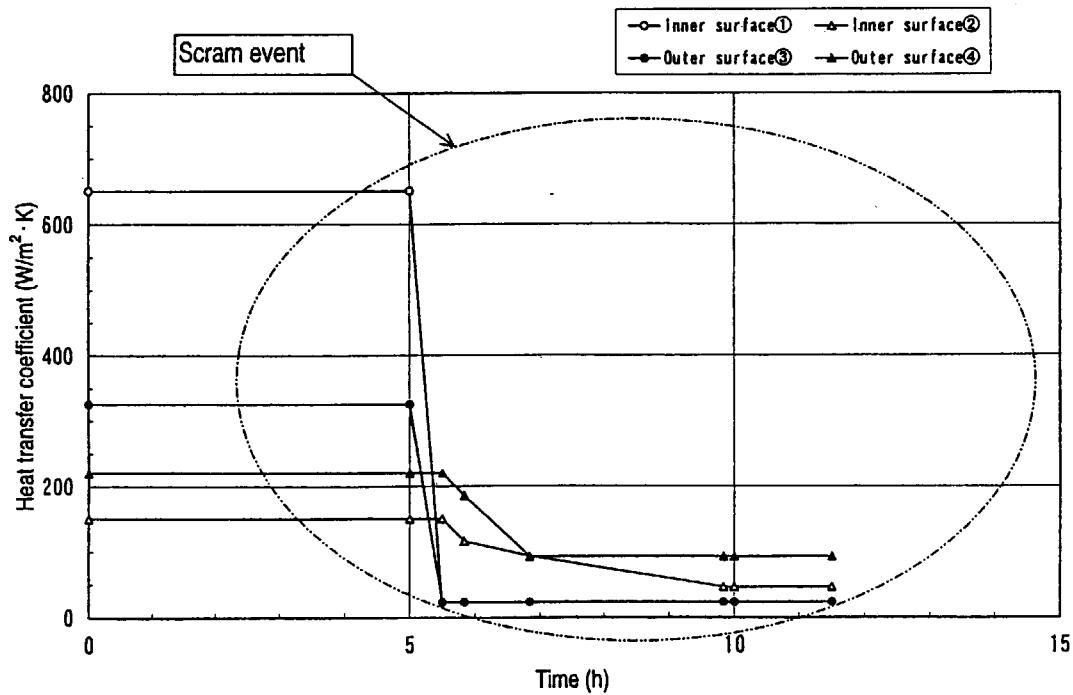


Fig. 4.3 Axis-symmetric model of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger for elastic-creep analysis

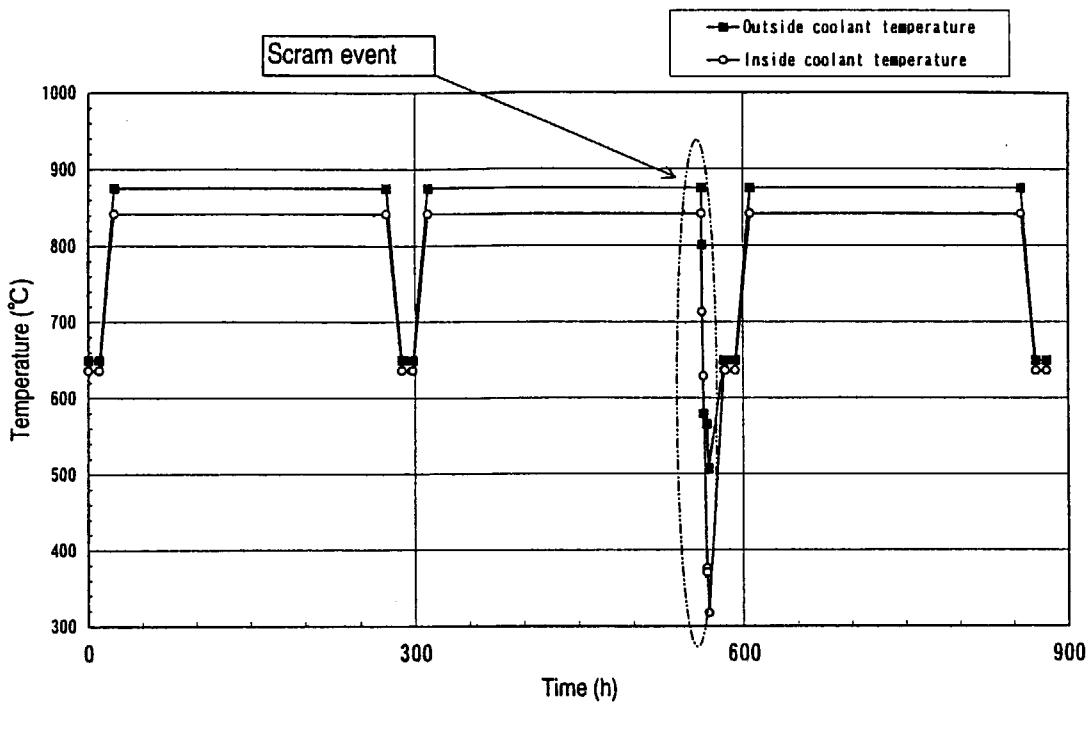


(a) coolant temperature

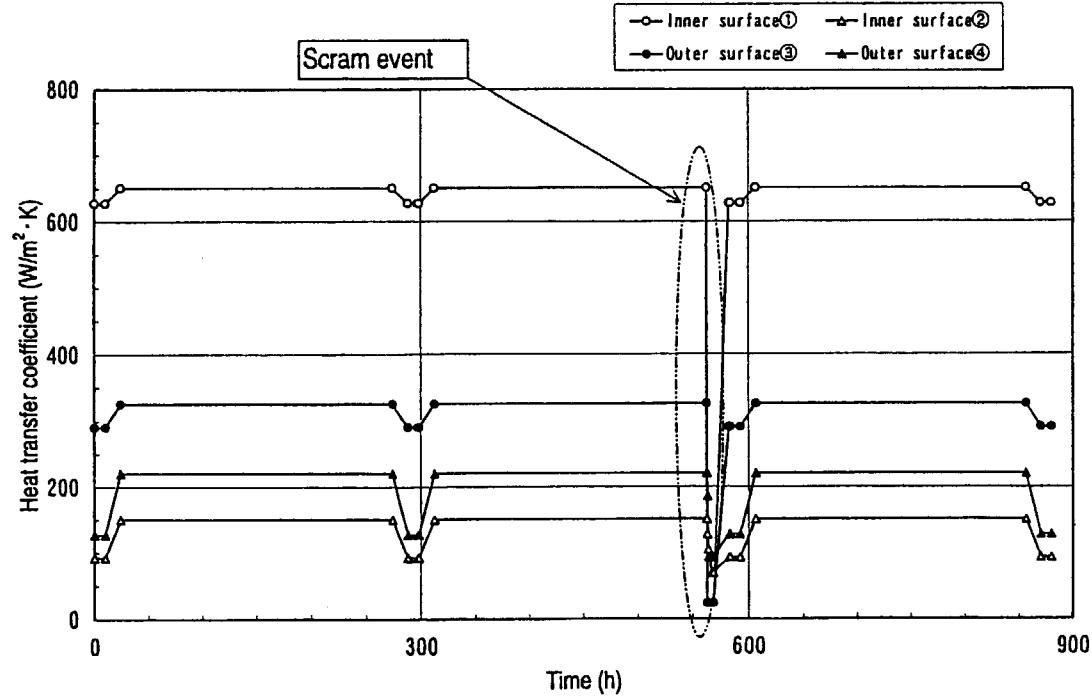


(b) heat transfer coefficient of coolant

Fig. 4.4 Transient thermal condition of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger in scram event



(a) coolant temperature



(b) heat transfer coefficient of coolant

Fig. 4.5 Transient thermal condition of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger for elastic-creep analysis

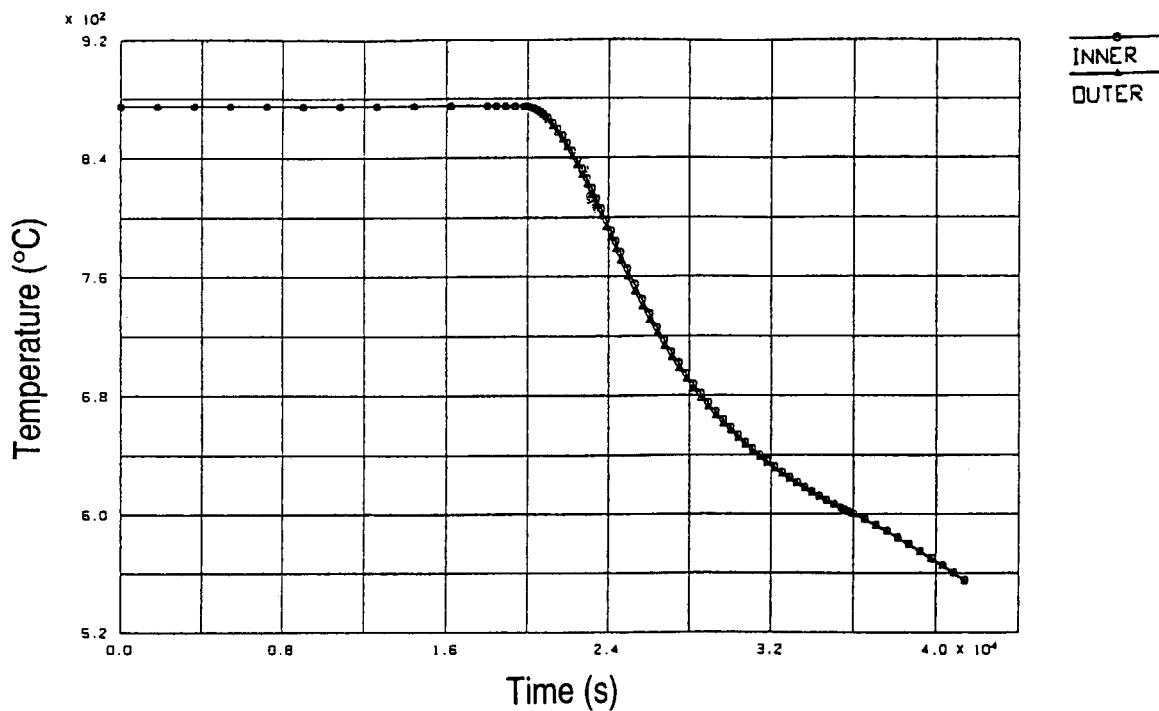


Fig. 4.6 Transient temperature at evaluation cross section 1 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during thermal loads (steady-state operation and reactor scram)

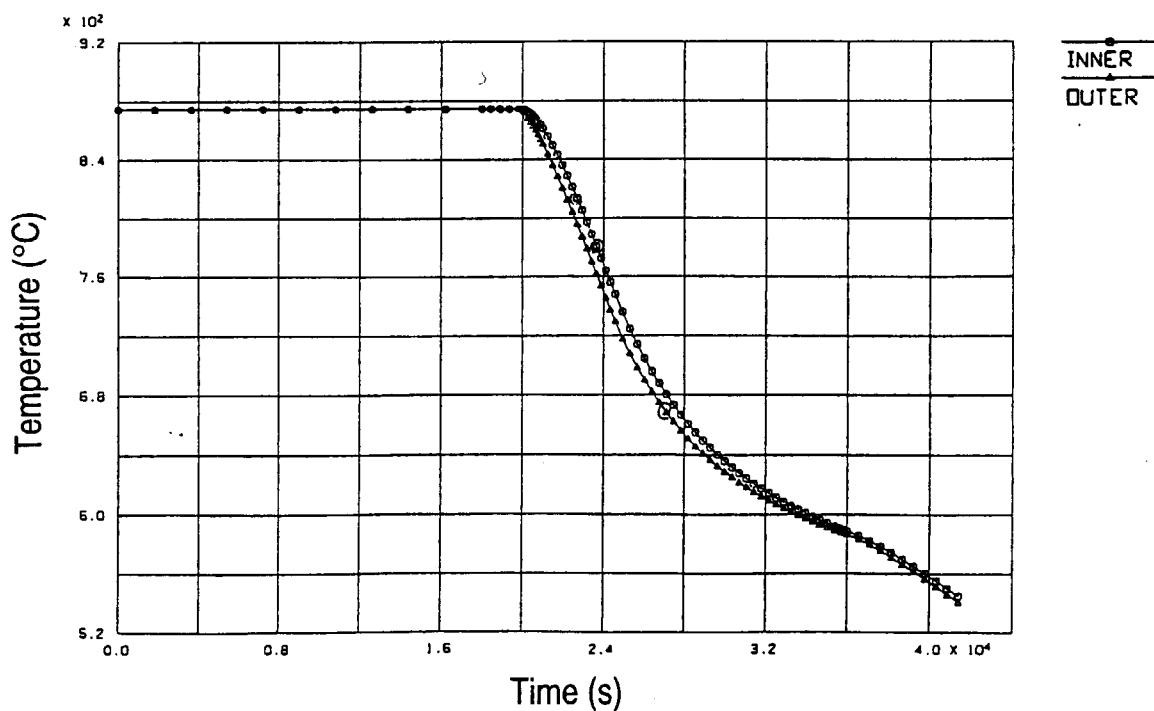


Fig. 4.7 Transient temperature at evaluation cross section 2 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during thermal loads (steady-state operation and reactor scram)

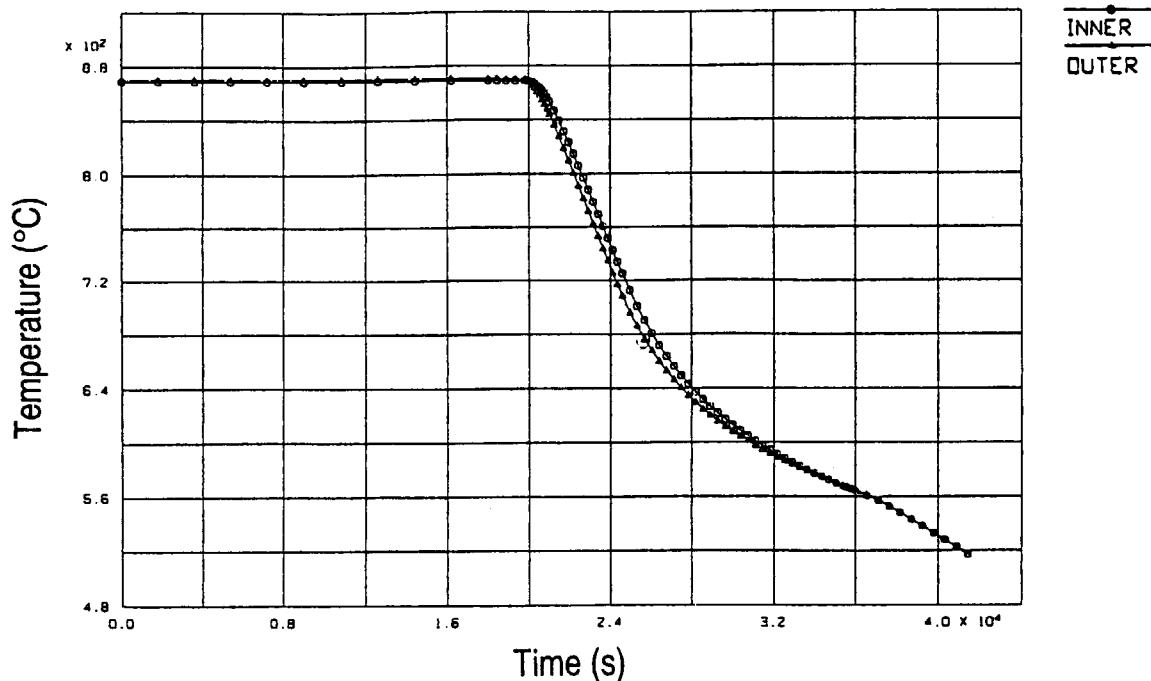


Fig. 4.8 Transient temperature at evaluation cross section 3 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during thermal loads (steady-state operation and reactor scram)

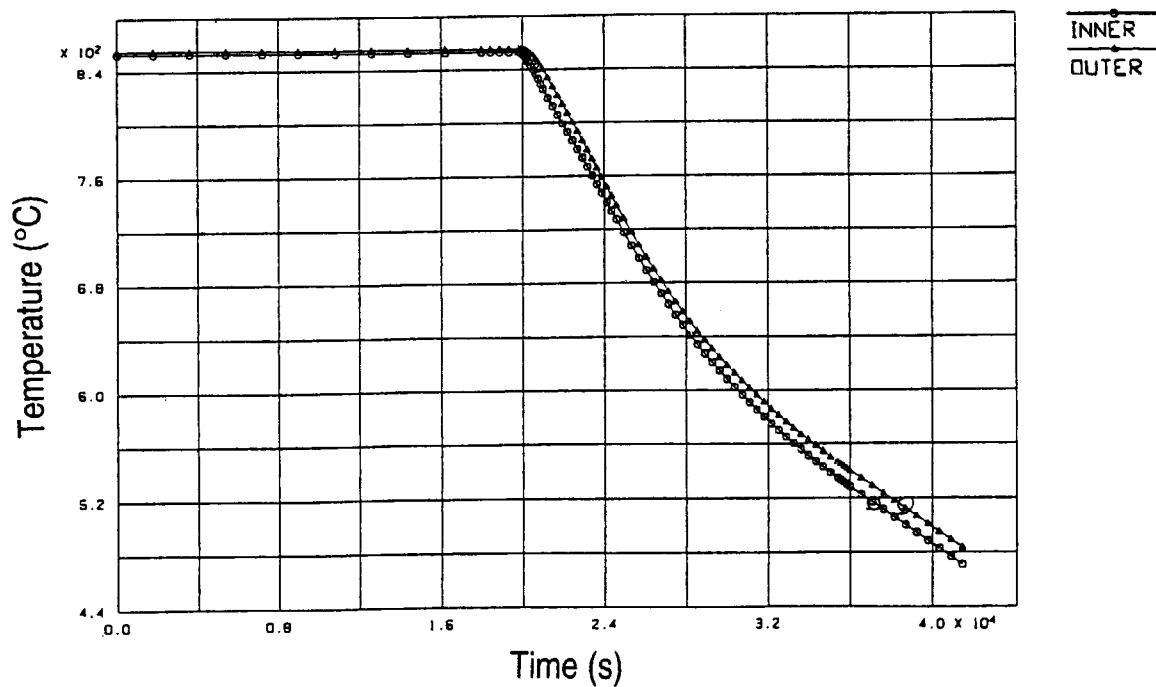


Fig. 4.9 Transient temperature at evaluation cross section 4 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during thermal loads (steady-state operation and reactor scram)

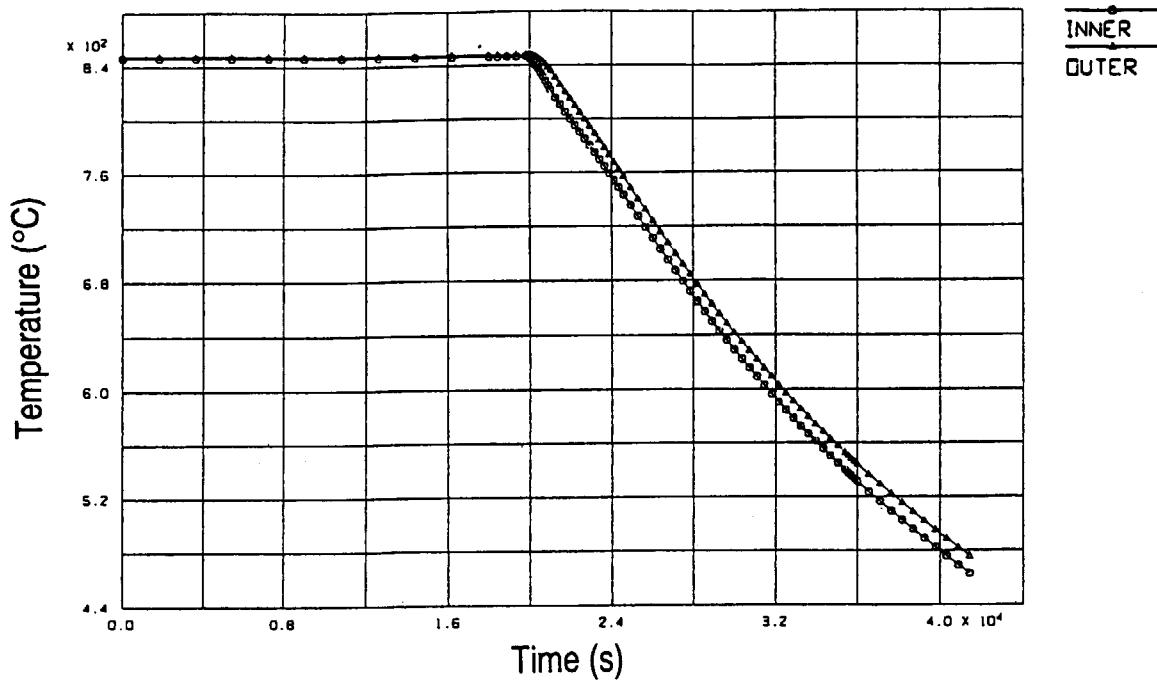


Fig. 4.10 Transient temperature at evaluation cross section 5 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during thermal loads (steady-state operation and reactor scram)

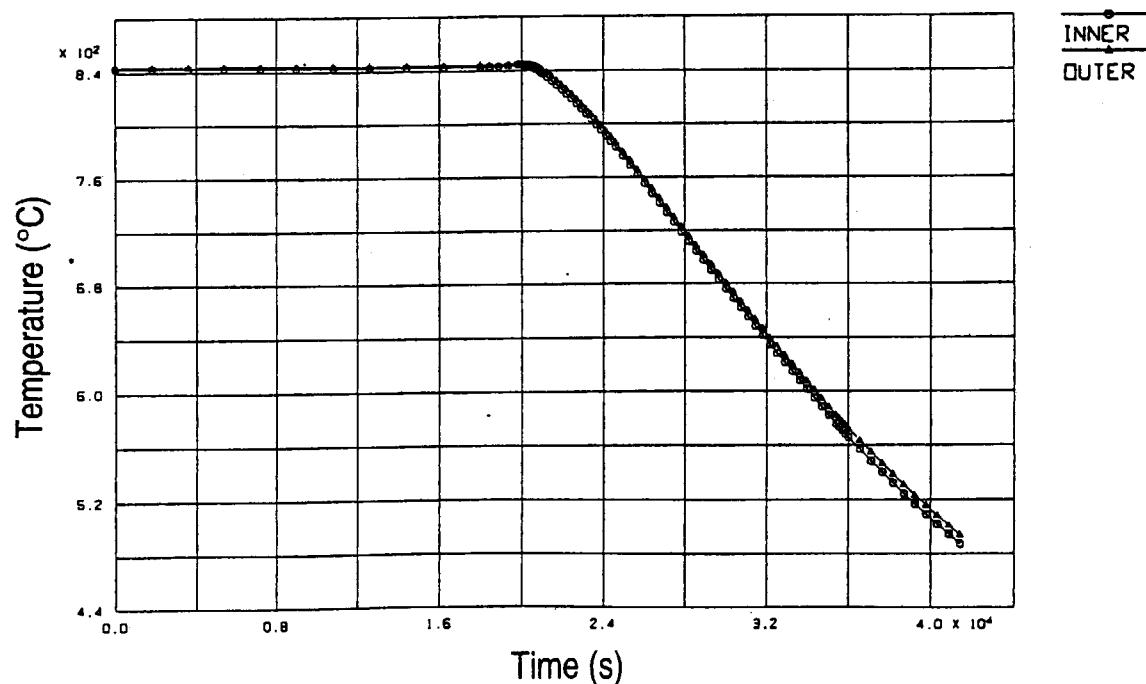


Fig. 4.11 Transient temperature at evaluation cross section 6 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during thermal loads (steady-state operation and reactor scram)

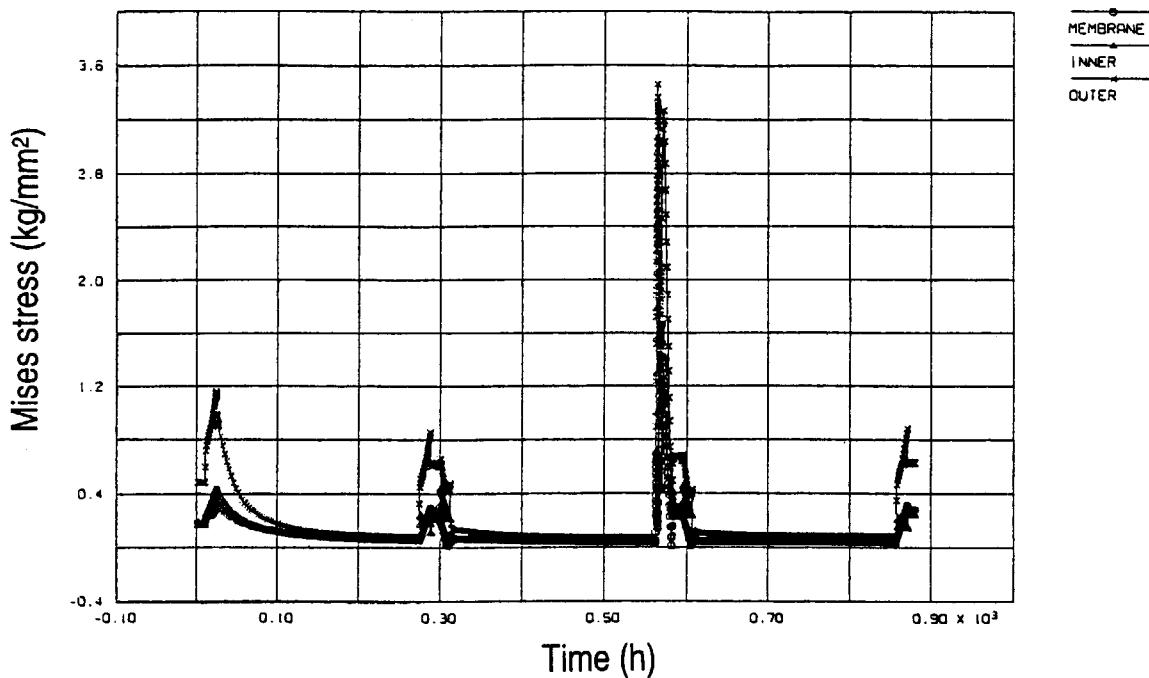


Fig. 4.12 Transient Mises stress at evaluation cross section 1 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

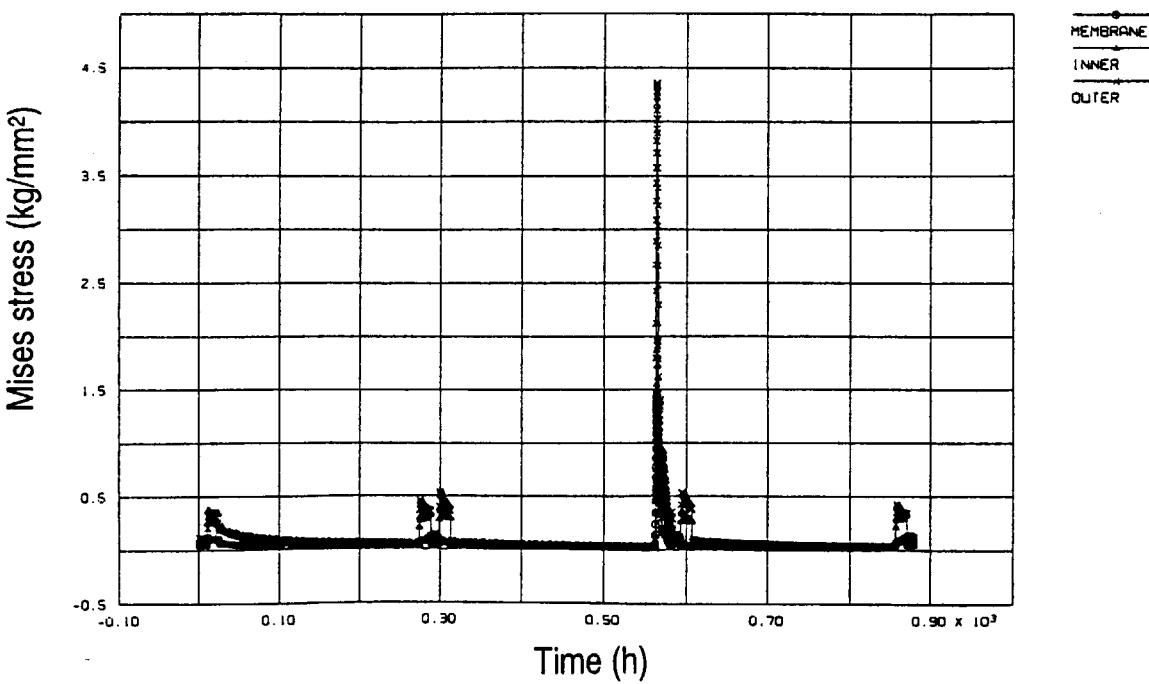


Fig. 4.13 Transient Mises stress at evaluation cross section 2 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

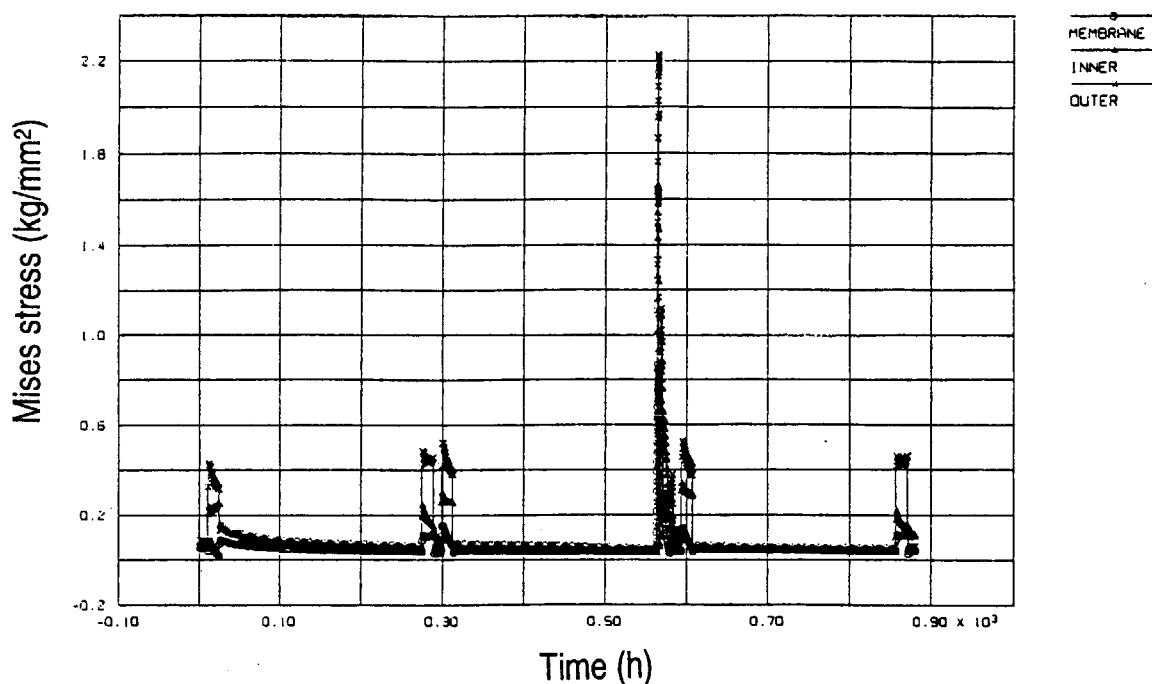


Fig. 4.14 Transient Mises stress at evaluation cross section 3 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

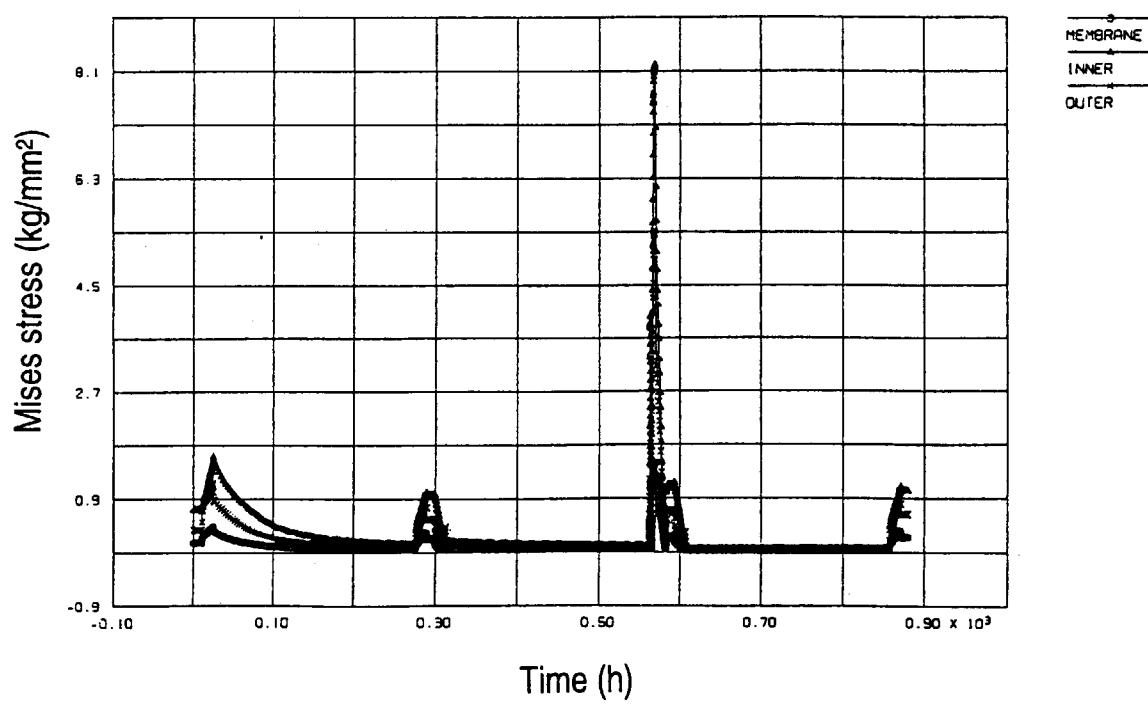


Fig. 4.15 Transient Mises stress at evaluation cross section 4 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

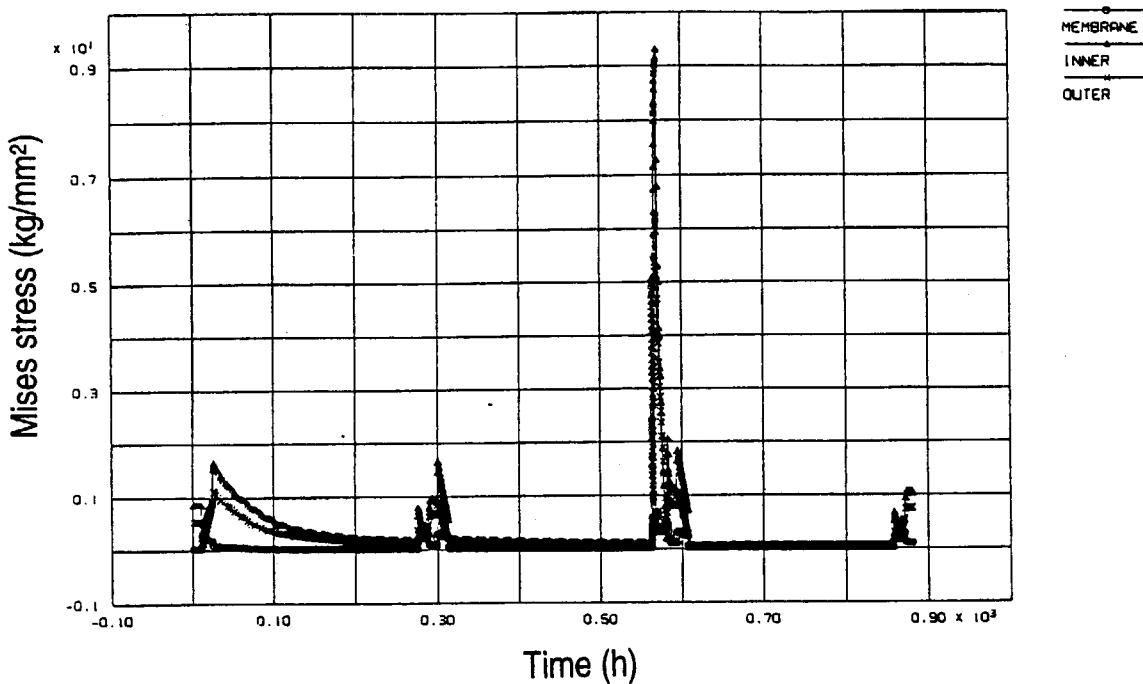


Fig. 4.16 Transient Mises stress at evaluation cross section 5 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

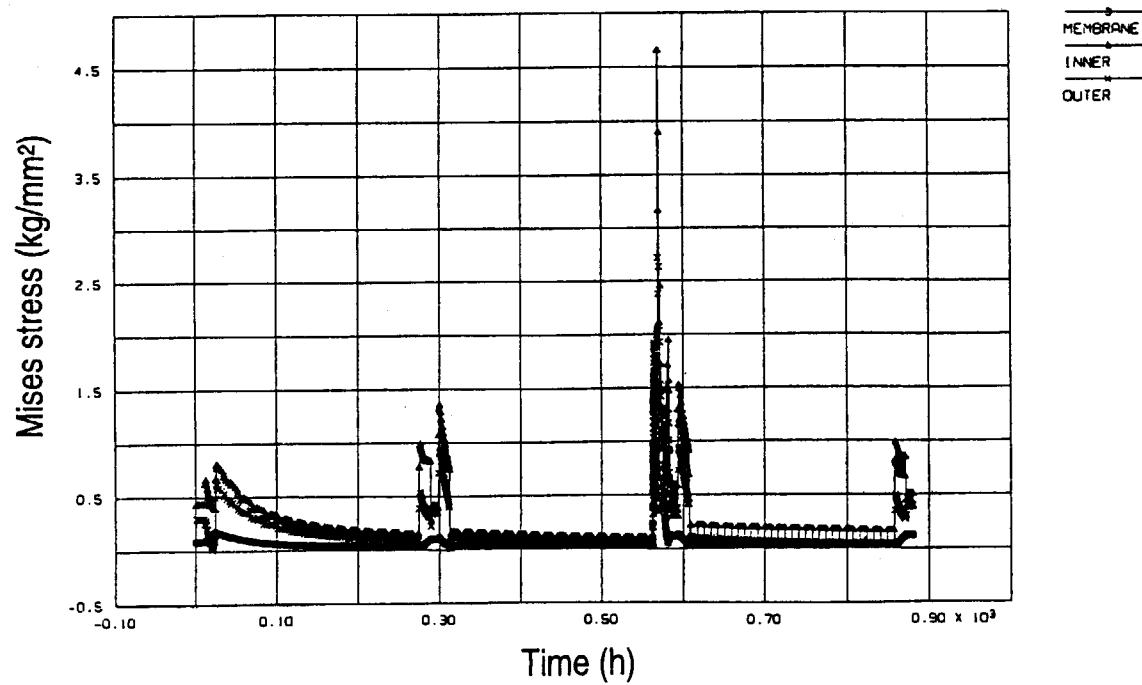


Fig. 4.17 Transient Mises stress at evaluation cross section 6 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

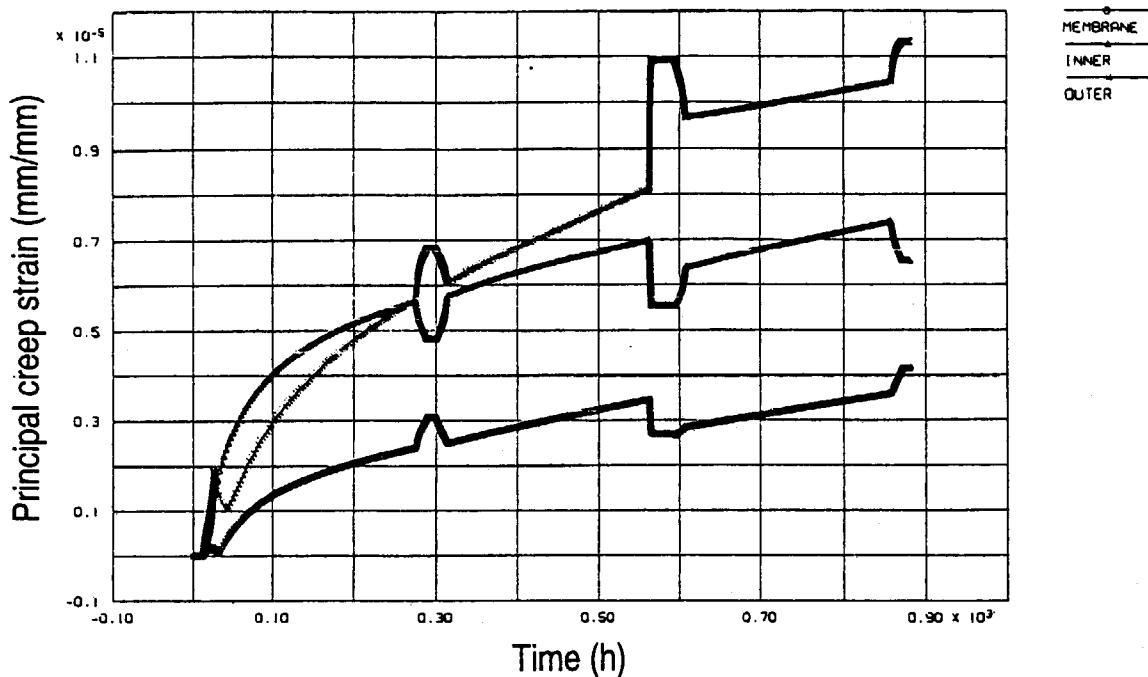


Fig. 4.18 Transient Principal creep strain at evaluation cross section 1 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

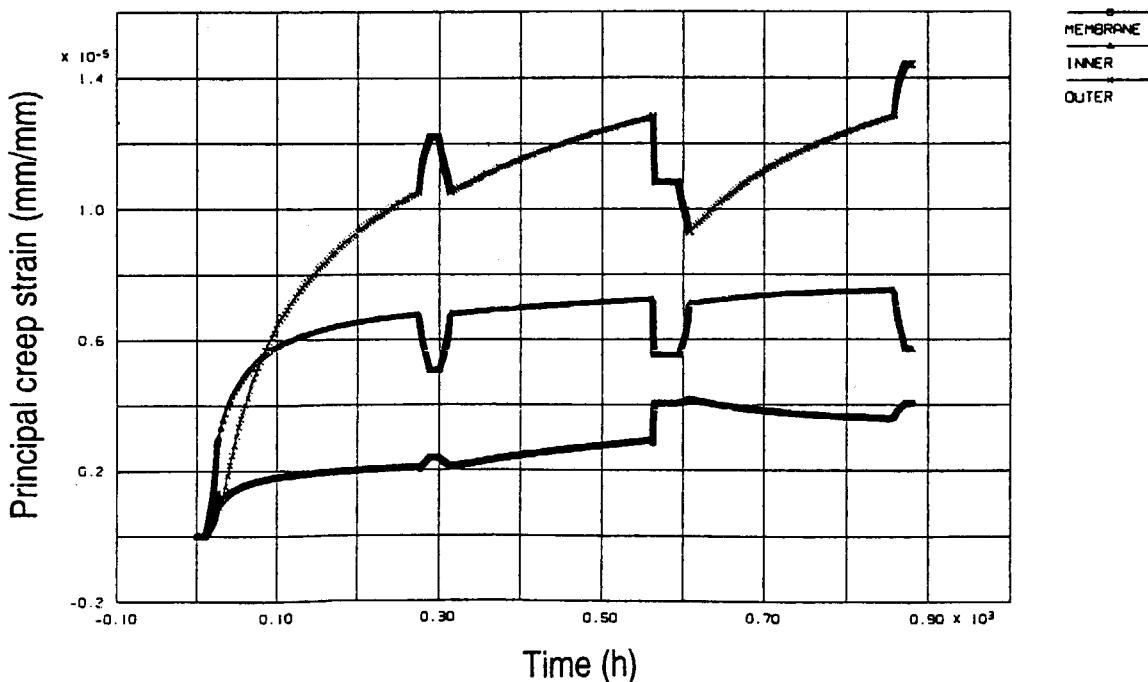


Fig. 4.19 Transient Principal creep strain at evaluation cross section 2 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

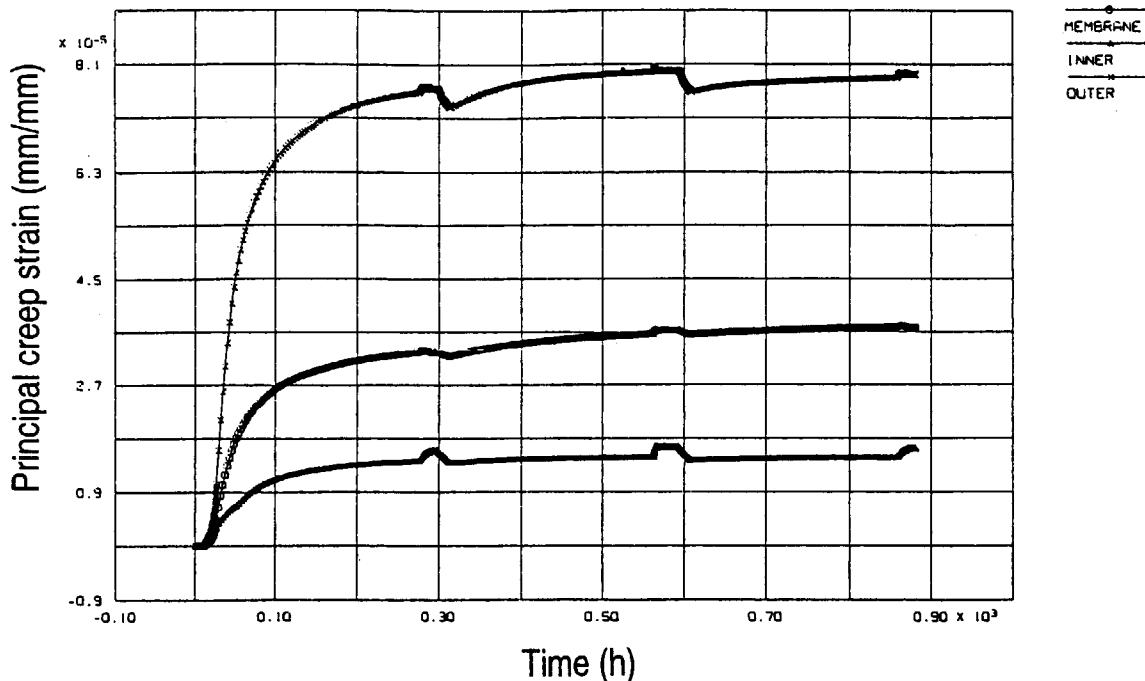


Fig. 4.20 Transient Principal creep strain at evaluation cross section 3 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

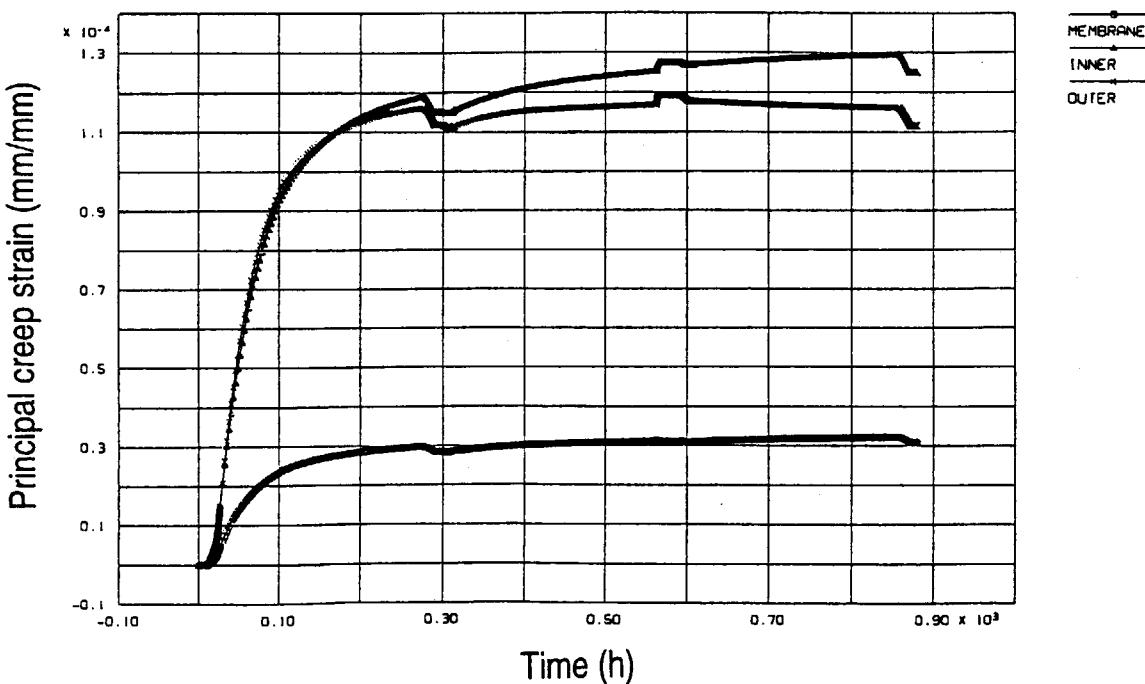


Fig. 4.21 Transient Principal creep strain at evaluation cross section 4 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

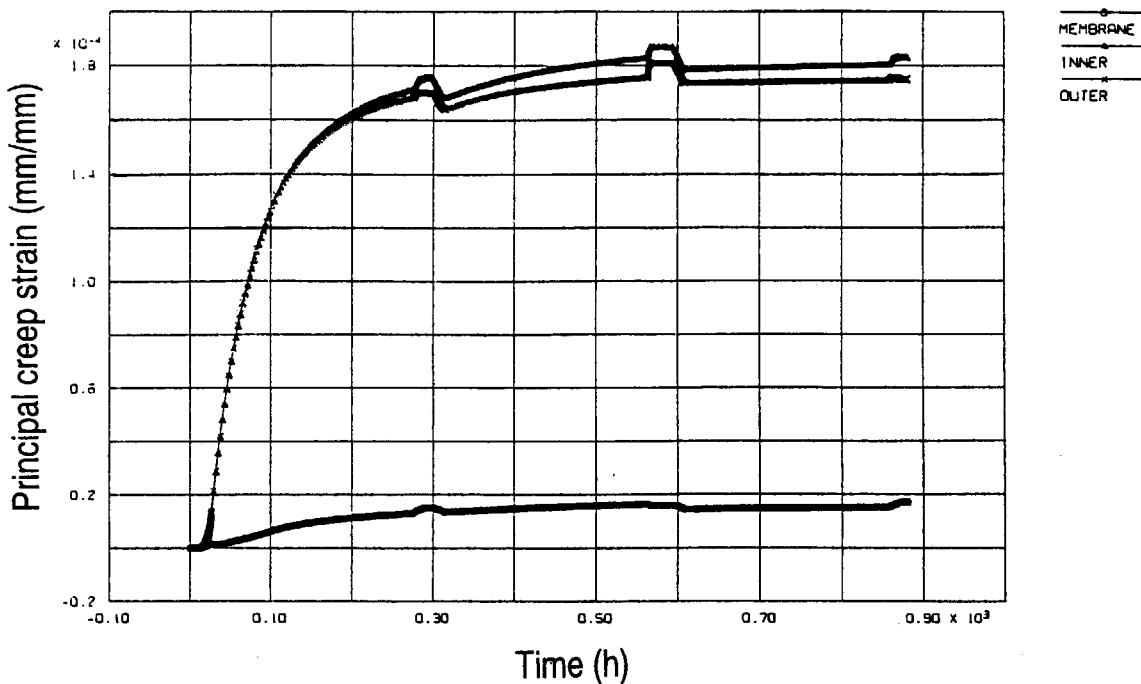


Fig. 4.22 Transient Principal creep strain at evaluation cross section 5 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

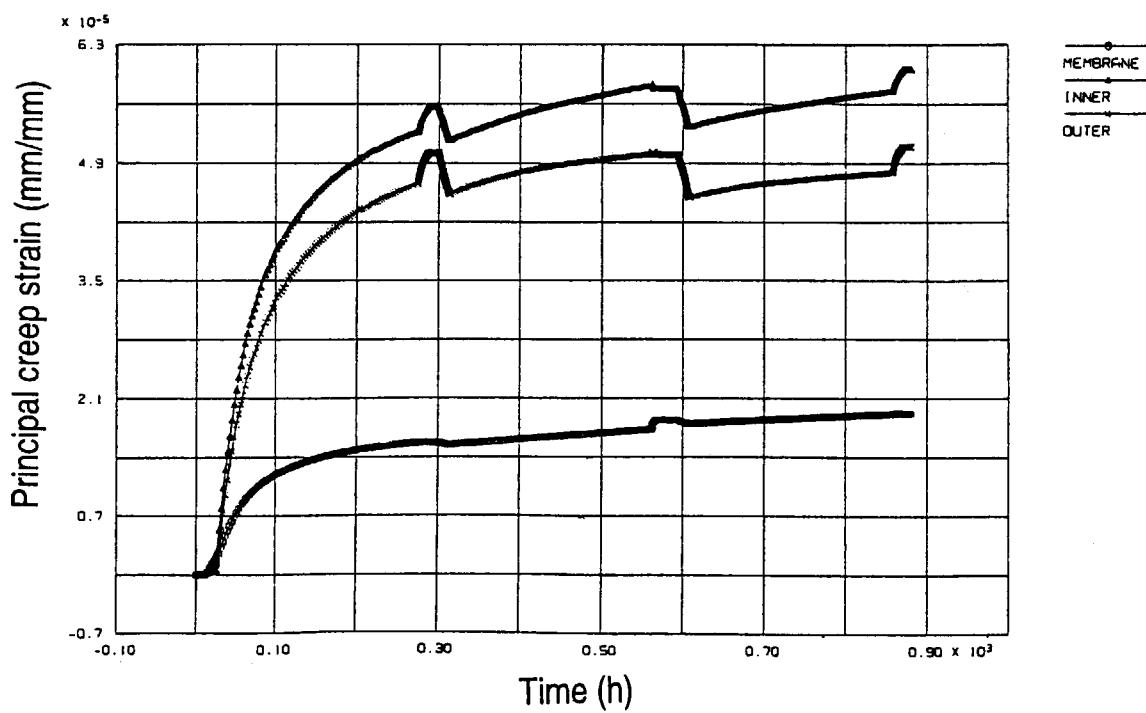


Fig. 4.23 Transient Principal creep strain at evaluation cross section 6 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

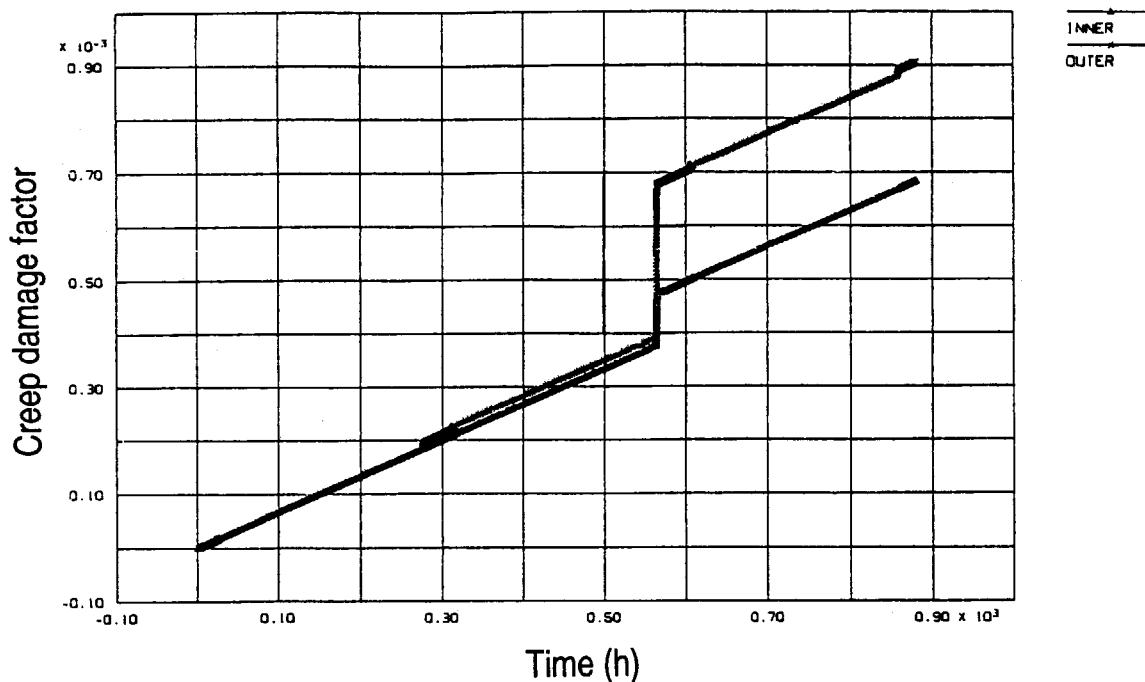


Fig. 4.24 Transient creep damage factor at evaluation cross section 1 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

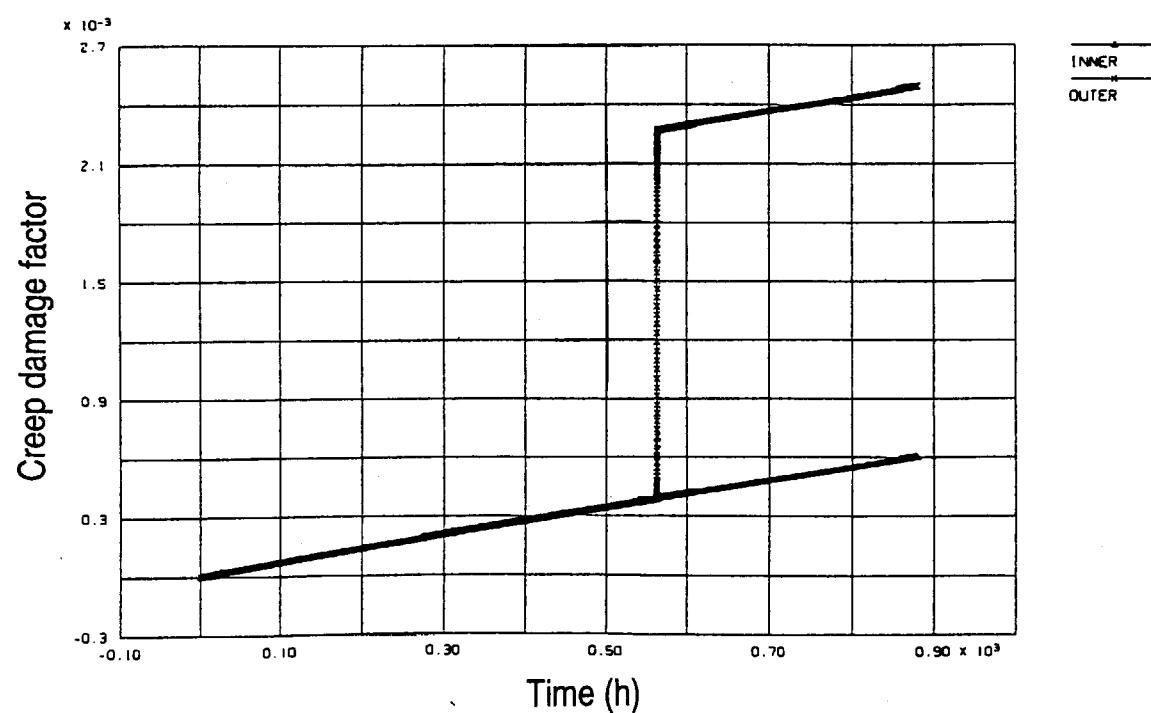


Fig. 4.25 Transient creep damage factor at evaluation cross section 2 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

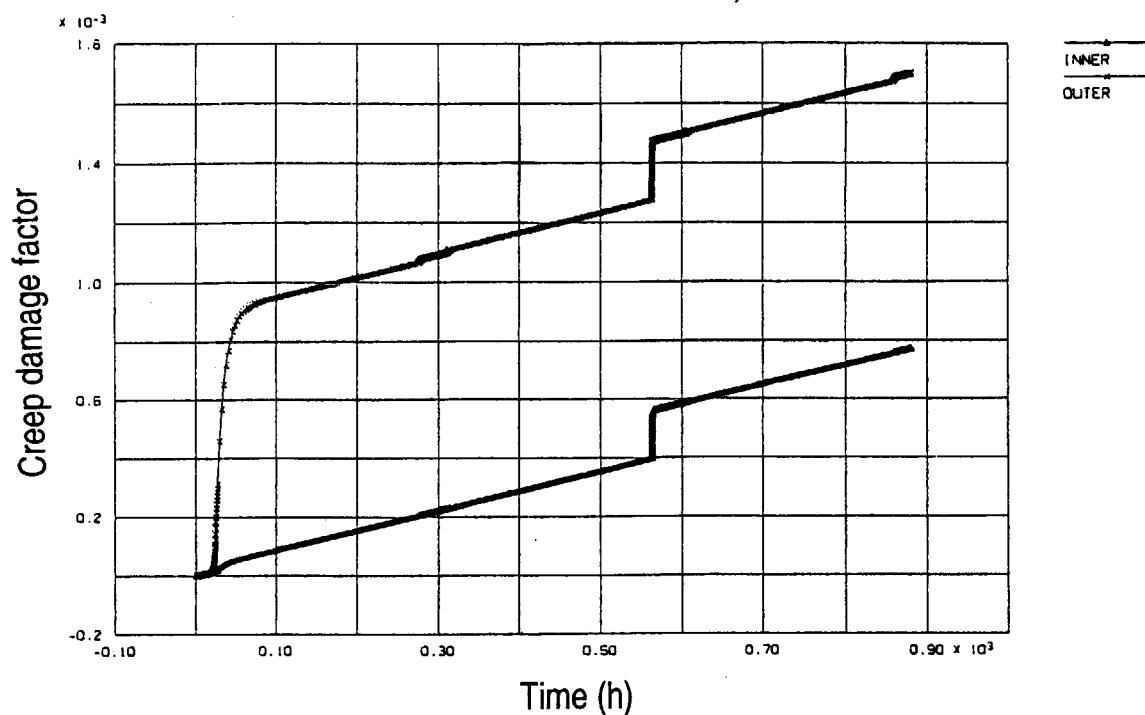


Fig. 4.26 Transient creep damage factor at evaluation cross section 3 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

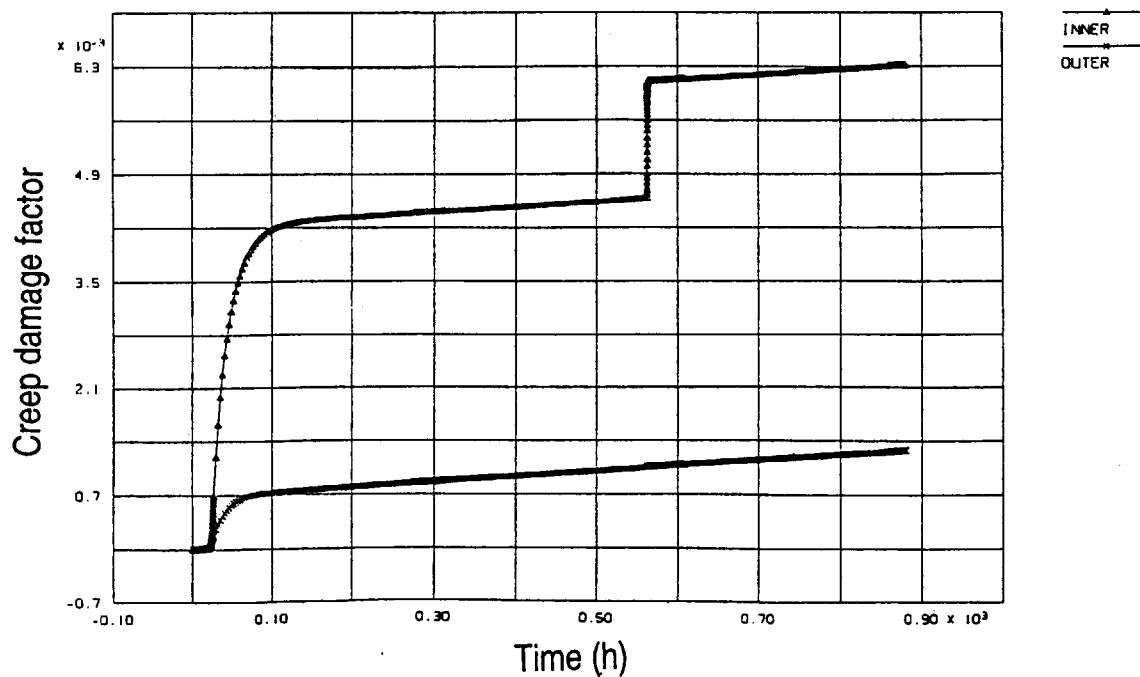


Fig. 4.27 Transient creep damage factor at evaluation cross section 4 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

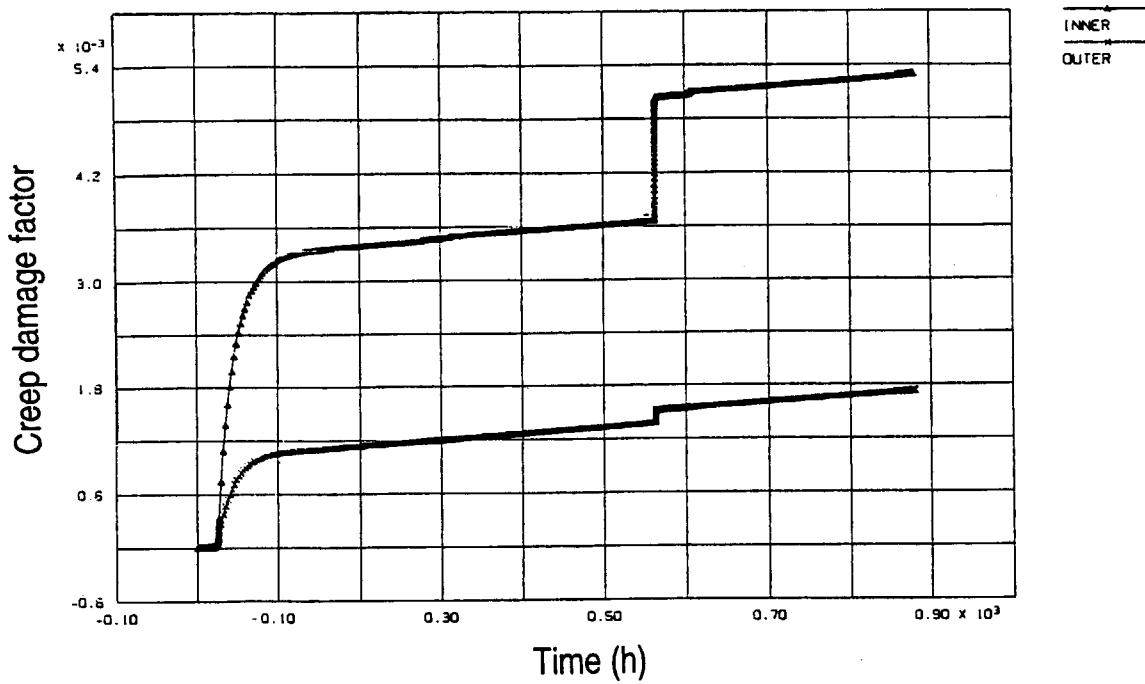


Fig. 4.28 Transient creep damage factor at evaluation cross section 5 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

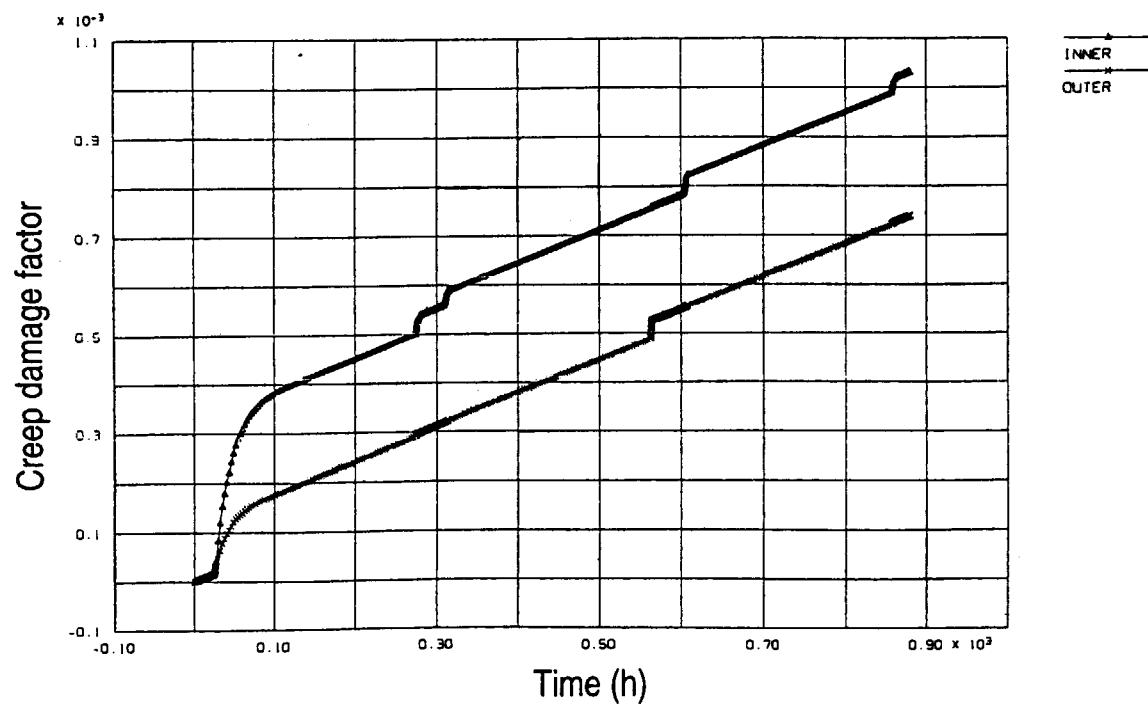


Fig. 4.29 Transient creep damage factor at evaluation cross section 6 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during first three thermal load cycles

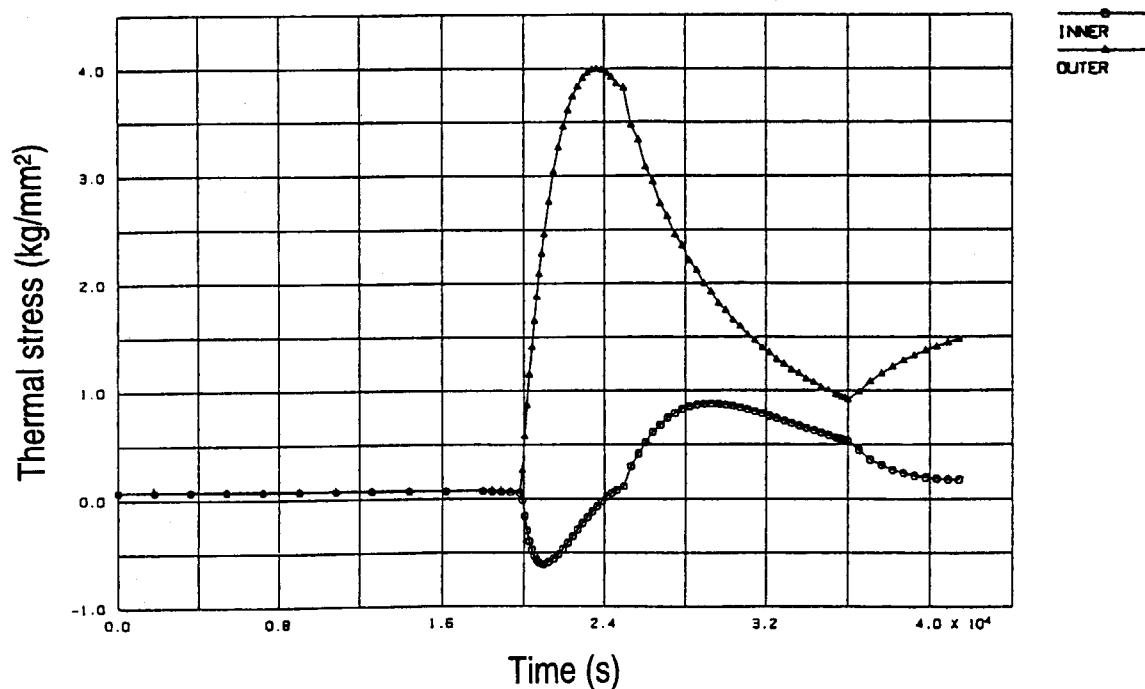


Fig. 4.30 Transient circumferentially thermal stress at evaluation cross section 2 of lower reducer of center pipe in intermediate heat exchanger during thermal loads (steady-state operation and reactor scram)

## 5. 結 言

H T T R の出力上昇試験中の原子炉スクラム時における冷却材温度データに基づき、想定した高温試験運転で全出力(30MW)からの原子炉スクラム時の冷却材温度変化が中間熱交換器の内部構造物のうち、構造材温度が最も高い伝熱管、累積クリープ損傷係数が最も大きい内筒下部レジューサの構造強度に及ぼす影響について調べた。構造強度評価の中で、原子炉スクラムの繰返し回数は、運転状態Ⅱでの最大繰返し回数を考慮し、保守的に200回を想定した。また、設計における定常運転に対する累積クリープ主ひずみ、累積クリープ疲れ損傷係数の解析結果に原子炉スクラムに対する解析結果を加算した。

中間熱交換器の構造強度評価を通じて得られた知見を以下に示す。

- (1) 中間熱交換器の伝熱管内外面において、原子炉スクラム後の温度上昇が生じたが、冷却材流量は零のため熱伝達率は小さく、伝熱管内外面の温度差による熱応力の影響は小さい。そのため、伝熱管内外面において、累積クリープ主ひずみ、累積クリープ疲れ損傷係数は、設計時の評価結果から増加したもののが増加分は小さい。
- (2) 中間熱交換器の内筒下部レジューサでは、テーパー部の上部外面の厚肉部(肉厚:65mm)において、原子炉スクラム後に急激な温度降下が生じ、この領域近傍の断面に大きな熱応力が生じることがわかった。これにより、テーパー部の上部外面の厚肉部(Fig. 4.1 中の評価断面2)において累積クリープ疲れ損傷係数は最大となり、設計時の評価結果から増加した。
- (3) 中間熱交換器の伝熱管、内筒下部レジューサに対する寿命期間中( $10^5$ h)の累積クリープ主ひずみ、累積クリープ疲れ損傷係数は、「高温ガス炉第1種機器の高温構造設計指針」に定められた制限値を満足していることを確認した。

本構造強度評価結果から、高温試験運転時における中間熱交換器の構造健全性は維持できると判断した。

## 謝 辞

H T T R 出力上昇試験の実施に当り、高温工学試験研究炉開発部の関係各位に深謝致します。また、本報をまとめるに当たり有益な助言を戴きました高温工学試験研究炉開発部H T T R技術開発室の伊与久 達夫室長、核熱利用研究部熱利用システム研究グループの西原 哲夫氏に深謝致します。さらに、中間熱交換器の構造評価の実施に当たりご尽力を戴きました(株)東芝の丸山 茂樹氏、石川島播磨重工業(株)の大谷 章仁氏に深謝致します。

## 参考文献

- (1) Saito, S., et al., Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), Report JAERI 1332, Japan Atomic Energy Research Institute, 1994.
- (2) 中川 繁昭, 藤本 望, 島川 聰司, 野尻 直喜, 竹田 武司, 他, 高温工学試験研究炉の出力上昇試験—試験経過及び結果の概要一, JAERI-Tech 2002-069, 日本原子力研究所, 2002.
- (3) 日本原子力研究所, 高温工学試験研究炉の高温構造設計方針, JAERI-M 89-005, 日本原子力研究所, 1989.
- (4) Hada, K., Nishiguchi, I., Muto, Y., Tsuji, H., Development of Metallic Materials and a High-temperature Structural Design Code for the HTTR, Nuclear Engineering and Design, 132(1), 1-11, 1991.
- (5) 國富 一彦, 篠崎 正幸, 深谷 好夫, 大久保 実, 馬場 治, 丸山 茂樹, 大谷 章仁, 高温工学試験研究炉の中間熱交換器伝熱管強度評価, JAERI-M 92-147, 日本原子力研究所, 1992.
- (6) 國富 一彦, 竹田 武司, 篠崎 正幸, 大久保 実, 丸山 茂樹, 小池上 一, 高温工学試験研究炉の中間熱交換器の構造設計, 日本原子力学会誌, 37 (4), 316-326, 1995.
- (7) Shindo, M., Kondo, T., Studies on Improving Compatibility of Nickel-base Alloys with High Temperature Helium-Cooled Reactor (VHTR) Environment, BNES Conf., Gas-cooled Reactors Today, Bristol, 1982.
- (8) 岩田 耕司, コンピュータコードの開発と利用 1. 汎用非線形構造解析システム F INAS の開発と利用, 動燃(現 核燃料サイクル開発機構)技報, 76, 7-15, 1990.
- (9) Takeda, T., Nakagawa, S., Fujimoto, N., Tachibana, Y., Iyoku, T., Data on Loss of Off-site Electric Power Simulation Tests of the High Temperature Engineering Test Reactor, Report JAERI-Data/Code 2002-015, Japan Atomic Energy Research Institute, 2002.
- (10) 森 康夫, 渡辺 健次, 平 辰二, 固体ふく射を利用した伝熱特性向上法の研究(第2報, 热交換器による実験), 日本機械学会論文集(B編), 46(408), 1523-1531, 1980.
- (11) Fishenden, M., Saunders, O. A., Introduction to Heat Transfer, Oxford Clarenden Press, 132, 1950.
- (12) Hirano, M., Hada, K., Development of THYDE-HTGR: Computer Code for Transient Thermal-hydraulics of High-temperature Gas-cooled Reactor, Report JAERI-M 90-071, Japan Atomic Energy Research Institute, 1990.
- (13) 日本機械学会編, 伝熱工学資料(第3版), 日本機械学会, 1975.
- (14) 森 康夫, 渡辺 健次, 高負荷加熱による管内伝熱性能の劣化に関する研究, 日本機械学会論文集(B編), 45(397), 1343-1352, 1979.

This is a blank page.

## 国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s <sup>-1</sup>
力	ニュートン	N	m·kg/s <sup>2</sup>
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m <sup>2</sup>
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
功率、放熱束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m <sup>2</sup>
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
放熱能	ベクレル	Bq	s <sup>-1</sup>
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 <sup>18</sup>	エクサ	E
10 <sup>15</sup>	ペタ	P
10 <sup>12</sup>	テラ	T
10 <sup>9</sup>	ギガ	G
10 <sup>6</sup>	メガ	M
10 <sup>3</sup>	キロ	k
10 <sup>2</sup>	ヘクト	h
10 <sup>1</sup>	デカ	da
10 <sup>-1</sup>	デシ	d
10 <sup>-2</sup>	センチ	c
10 <sup>-3</sup>	ミリ	m
10 <sup>-6</sup>	マイクロ	μ
10 <sup>-9</sup>	ナノ	n
10 <sup>-12</sup>	ピコ	p
10 <sup>-15</sup>	フェムト	f
10 <sup>-18</sup>	アト	a

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表す場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

## 換 算 表

力	N(=10 <sup>5</sup> dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
9.80665	1	2.20462	
4.44822	0.453592	1	

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa}\cdot\text{s}(N\cdot\text{s}/\text{m}^2) = 10 \text{ P(ポアズ)}(\text{g}/(\text{cm}\cdot\text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)}(\text{cm}^2/\text{s})$$

圧	MPa(=10 bar)	kgf/cm <sup>2</sup>	atm	mmHg(Torr)	lbf/in <sup>2</sup> (psi)
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322 × 10 <sup>-4</sup>	1.35951 × 10 <sup>-3</sup>	1.31579 × 10 <sup>-3</sup>	1	1.93368 × 10 <sup>-2</sup>
	6.89476 × 10 <sup>-3</sup>	7.03070 × 10 <sup>-2</sup>	6.80460 × 10 <sup>-2</sup>	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 <sup>7</sup> erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft · lbf	eV	1 cal = 4.18605 J(計量法)	
								= 4.184 J(熱化学)	
	1	0.101972	2.77778 × 10 <sup>-7</sup>	0.238889	9.47813 × 10 <sup>-4</sup>	0.737562	6.24150 × 10 <sup>18</sup>		
	9.80665	1	2.72407 × 10 <sup>-6</sup>	2.34270	9.29487 × 10 <sup>-3</sup>	7.23301	6.12082 × 10 <sup>19</sup>		
	3.6 × 10 <sup>6</sup>	3.67098 × 10 <sup>5</sup>	1	8.59999 × 10 <sup>5</sup>	3412.13	2.65522 × 10 <sup>6</sup>	2.24694 × 10 <sup>25</sup>		
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 <sup>-6</sup>	1	3.96759 × 10 <sup>-3</sup>	3.08747	2.61272 × 10 <sup>19</sup>		
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 <sup>-4</sup>	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 <sup>21</sup>		
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 <sup>-7</sup>	0.323890	1.28506 × 10 <sup>-3</sup>	1	8.46233 × 10 <sup>18</sup>		
	1.60218 × 10 <sup>-19</sup>	1.63377 × 10 <sup>-20</sup>	4.45050 × 10 <sup>-26</sup>	3.82743 × 10 <sup>-20</sup>	1.51857 × 10 <sup>-22</sup>	1.18171 × 10 <sup>-19</sup>	1		

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad	照射線量	C/kg	R
	1	2.70270 × 10 <sup>-11</sup>		1	100		1	3876
	3.7 × 10 <sup>10</sup>	1	0.01	1		2.58 × 10 <sup>-4</sup>	1	

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

HTTRの出力上昇試験結果に基づく中間熱交換器の構造強度評価



古紙配合率100%  
白色度70%再生紙を使用しています