

JAERI-M
82-111

ジルカロイ管変形解析コードBALBUR
の開発と評価

1982年9月

鈴木 元衛・大坪 直昭*

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

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

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 山田軽印刷所

ジルカロイ管変形解析コードBALBURの開発と評価

東海研究所安全工学部

鈴木元衛・大坪直昭*

(1982年8月2日受理)

軽水炉の冷却材喪失事故における、燃料棒のジルカロイ被覆管の局所的変形を予測する計算機コードBALBURを開発した。本コードでは、被覆管のふくれ変形は薄肉円筒殻上のノードの半径方向への変位によって模擬される。計算値に対して、実測値と比較しつつ、コードの評価を行った。実験値は、主に直接加熱の単一棒破裂試験によって得られたものである。パラメーターの値を様々に変えて計算した結果を比較し、検討を加えた結果、以下の結論に達した。

- (1) 物性値を、その不確定性の範囲内で調整することにより予測値は実験値に近づくが、物理的考察に基づいた修正もなお必要である。
- (2) 円周方向温度差が、軸非対称歪の増大に与える効果は非常に大きい。
- (3) 破裂判定基準には、何らかの局所的条件を入れる必要がある。

* センチュリ・リサーチセンター

Development and Assessment of a Computer Code BALBUR
for the Analysis of Deformation of a Zircaloy Tube

Motoye SUZUKI and Naoaki OHTSUBO*

Division of Nuclear Safety Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received August 2, 1982)

A computer code BALBUR has been developed to predict the local deformation of zircaloy cladding of fuel rod in a loss-of-coolant accident of LWR. In the code, cladding ballooning is simulated by radial displacement of nodes on a cylindrical shell. Assessment of the code has been made on the calculated results in comparison with measured data. Experimental values are those obtained mainly in a directly heated single rod burst test. Comparison among the results calculated with various values of parameters and discussion on it have led to the following conclusion:

- (1) Adjustment of material properties within their uncertainty limit permits predicted values to become close to experimental data, but modifications based on physical considerations are also needed.
- (2) The effect of azimuthal temperature difference on the axi-asymmetrical increase of strain is very large.
- (3) Burst criteria must have some local conditions of deformation.

Keywords: LWR, LOCA, Zircaloy Cladding, Ballooning, Burst Criteria, Cylindrical Shell, Computer Prediction Deformation, BALBUR Code

* Century Research Center Ltd., Tokyo

目 次

1. 序言	1
2. モデル	1
2.1 現象	1
2.2 計算モデル	2
2.2.1 前提	2
2.2.2 計算法	2
2.3 温度分布	6
2.4 酸化計算	7
2.4.1 前提	7
2.4.2 計算法	7
3. 物性値	10
3.1 応力-歪関係式	10
3.2 異方性係数	11
4. 実験との比較および考察	13
4.1 条件	13
4.2 結果と考察	14
5. 結論	19
References	20
表および図	21
入力マニュアル	49
サンプル入出力	56

CONTENTS

1. Introduction	1
2. Model.....	1
2.1 Phenomenon	1
2.2 Calculation Model	2
2.2.1 Assumption	2
2.2.2 Method	2
2.3 Temperature distribution	6
2.4 Oxidation calculation	7
2.4.1 Assumption	7
2.4.2 Method	7
3. Material properties	10
3.1 Stress-strain relationship	10
3.2 Anisotropy coefficients	11
4. Comparison with experiments and discussion	13
4.1 Conditions	13
4.2 Results and discussion	14
5. Conclusion	19
References	20
Tables and Figures	21
Input Manual	49
Sample In/Output	56

1. 序 言

軽水炉で想定される冷却材喪失事故 (Loss-of-Coolant Accident, LOCA)において、燃料集合体中の各々の燃料棒のジルカロイ被覆管においては、温度が急速に上昇し、かつ系圧力の低下に伴って被覆管に作用する内外圧差が増大する。このため被覆管は局所的なふくれ変形をおこし、破裂に至ると想定されている。この変形は、緊急冷却水の集合体内流路を減少させ、したがって炉心冷却の効果を減殺する可能性がある。冷却効果の減少による被覆管温度の上昇は、^{(1), (2)}ジルコニウムー水反応（酸化反応）を加速することによって被覆管の著しい脆化につながる。^{(3), (4)}また、変形による肉厚減少は脆化と相まって、被覆管の核分裂生成物放出バリヤーとしての機械的強度を低下させる。また破裂開口部から内部に流入した水蒸気は内面酸化を起こし、その際生成される水素は被覆管をさらに脆化させるが、この内面酸化挙動はふくれ変形挙動に依存する。このようにLOCAにおけるジルカロイ被覆管の変形は、集合体全体の健全性、炉心の熱水力条件などを規定する重要な因子となる。

したがって、このふくれ変形挙動を解明する目的で、模擬燃料集合体や単一被覆管試料を用いた変形実験が従来数多く行われてきた。著者も、単一被覆管実験を行った一人である。こうした実験によって、変形量や破裂応力の温度依存性、温度勾配依存性等の知見が得られている。

一方、実験結果の解析および想定された条件下での変形予測も同時に重要であり、ふくれ変形を単一の被覆管に限定して予測するコード開発のいくつかの試みがされている。単一の被覆管を対象とした以上、これらのコードでは、集合体の被覆管として当然予想される隣接燃料棒との熱的・機械的相互作用は無視される。そして、与えられた初期条件、温度・圧力ヒストリーのもとで、破裂歪量（破裂温度）を予測することを最大の目的としている。

本研究においても、単一の被覆管を対象とし、計算結果としての変形に及ぼす諸パラメーターの効果、モデルの妥当性、および予測を可能にするための、モデルに備わるべき必要条件の考察等を行った。

2. モ デ ル

2.1 現 象

ジルカロイ被覆管のLOCA条件下の変形に関し、実験的に求められた主要な特徴を、次に示す。

1. 高温（～1,000K以上）に加熱された被覆管が内外圧差によってふくれ変形する。
2. 被覆管の温度勾配は、一般に軸方向、周方向に存在し、変形に影響を及ぼす。
3. 変形による歪と歪速度は、温度、内外圧差、変形過程の形状等の複雑な関数であり、破裂歪は10～150%（公称）、歪速度は $10^{-4} \sim 10^1 / \text{sec}$ （公称）の広範囲にわたる。^{(10), (11)}

1. 序 言

軽水炉で想定される冷却材喪失事故 (Loss-of-Coolant Accident, LOCA)において、燃料集合体中の各々の燃料棒のジルカロイ被覆管においては、温度が急速に上昇し、かつ系圧力の低下に伴って被覆管に作用する内外圧差が増大する。このため被覆管は局所的なふくれ変形をおこし、破裂に至ると想定されている。この変形は、緊急冷却水の集合体内流路を減少させ、したがって炉心冷却の効果を減殺する可能性がある。冷却効果の減少による被覆管温度の上昇は、^{(1), (2)}ジルコニウムー水反応（酸化反応）を加速することによって被覆管の著しい脆化につながる。^{(3), (4)}また、変形による肉厚減少は脆化と相まって、被覆管の核分裂生成物放出バリヤーとしての機械的強度を低下させる。また破裂開口部から内部に流入した水蒸気は内面酸化を起こし、その際生成される水素は被覆管をさらに脆化させるが、この内面酸化挙動はふくれ変形挙動に依存する。このようにLOCAにおけるジルカロイ被覆管の変形は、集合体全体の健全性、炉心の熱水力条件などを規定する重要な因子となる。

したがって、このふくれ変形挙動を解明する目的で、模擬燃料集合体や単一被覆管試料を用いた変形実験が従来数多く行われてきた。著者も、単一被覆管実験を行った一人である。こうした実験によって、変形量や破裂応力の温度依存性、温度勾配依存性等の知見が得られている。

一方、実験結果の解析および想定された条件下での変形予測も同時に重要であり、ふくれ変形を単一の被覆管に限定して予測するコード開発のいくつかの試みがされている。単一の被覆管を対象とした以上、これらのコードでは、集合体の被覆管として当然予想される隣接燃料棒との熱的・機械的相互作用は無視される。そして、与えられた初期条件、温度・圧力ヒストリーのもとで、破裂歪量（破裂温度）を予測することを最大の目的としている。

本研究においても、単一の被覆管を対象とし、計算結果としての変形に及ぼす諸パラメーターの効果、モデルの妥当性、および予測を可能にするための、モデルに備わるべき必要条件の考察等を行った。

2. モ デ ル

2.1 現 象

ジルカロイ被覆管のLOCA条件下の変形に関し、実験的に求められた主要な特徴を、次に示す。

1. 高温（～1,000K以上）に加熱された被覆管が内外圧差によってふくれ変形する。
2. 被覆管の温度勾配は、一般に軸方向、周方向に存在し、変形に影響を及ぼす。
3. 変形による歪と歪速度は、温度、内外圧差、変形過程の形状等の複雑な関数であり、破裂歪は10～150%（公称）、歪速度は $10^{-4} \sim 10^1 / \text{sec}$ （公称）の広範囲にわたる。^{(10), (11)}

4. 破裂歪量には強い温度依存性があり、昇温速度依存性もある。また、被覆管の拘束条件にも影響される。

2.2 計算モデル

2.2.1 前提

本コードの名称BALBURは、被覆管のBallooning and Burstに由来する。計算手法は、⁽⁸⁾基本的方法をFRAP-T 5のサブコードBALLOONから借用し、拡張したものである。すなわち、

1. ある軸長の1本の被覆管を、薄肉円筒として扱う。
2. 軸方向に直角にメッシュを切り、被覆管の変形を、メッシュのノードの運動として扱う。
Fig. 1およびFig 2にこの方法を示す。ただしFig. 1は、三次元計算の場合のノードを示している。各ノードは、被覆管の中心軸に直交する平面上を、半径方向外向きに移動する。またこれらの平面の軸方向レベルは一定不変である。
3. 軸対称条件、すなわち円周方向の温度差がない場合、円周方向のノードは1点のみで計算すればよい（軸対称二次元）。また、円周方向に温度勾配がある場合（三次元）、円周方向にメッシュを切り、何点かのノードを与えて、それらすべてのノードの運動を計算する（Fig. 3-A参照）。ただしこの場合、各ノードはすべて初期中心と初期ノード位置とを結ぶ直線の延長上に位置する。
4. 内外圧差と被覆管の温度の履歴は、入力によって与えられる。ただし内外圧差の変化については、温度と変形形状とから外圧を一定と仮定した上で近似的に計算することが可能である。^[12]
5. 物性値は原則として、MATPRO-11(Rev. 1)記載の値を適用する。

なお、全体のFlowchartおよび主要なサブルーチンの機能をTable 1に示す。

2.2.2 計算法

ノードの運動は、次のように算出する（Fig. 2, 3 参照）。

- 1) あるタイムステップ t_1 において、あるノード $N_{i,j}$ において次式が成立するものとする。

$$\epsilon_{\theta i j} = \epsilon_{\theta i j}^* + a \cdot \Delta t \quad \dots \dots (1)$$

$$\epsilon_{z i j} = \epsilon_{z i j}^* + b \cdot \Delta t \quad \dots \dots (2)$$

ここで、 $\epsilon_{\theta i j}$, $\epsilon_{z i j}$ は、ノード $N_{i,j}$ の代表するメッシュセグメントにおける円周方向真歪および軸方向真歪であり、*印は前タイムステップ t_{1-1} での値を示す。また Δt は、ノード $N_{i,j}$ に対して時刻 t_1 においても被覆管がふくれていくと仮定したときのノードと中心軸との距離の半径方向増分であり、

$$a = \frac{\partial \epsilon_{\theta i j}}{\partial r} = \frac{1}{R_{\theta i j}} \quad \dots \dots (3)$$

$$b = \frac{\partial \epsilon_{z i j}}{\partial r} = \frac{1}{R_{z i j}} \quad \dots \dots (4)$$

である。ただし $R_{\theta i j}$, $R_{z i j}$ は、それぞれノード $N_{i,j}$ における円周方向および中心軸（＝Z軸）

方向の曲率半径である。二次元計算の場合、 $R_{\theta j}$ は $R_{\theta j}$ 、ノード $N_{i,j}$ は N_i (i は Z 軸方向の刻みを示す) と書ける。また $R_{\theta i}$ は中心軸とノード N_i を結ぶ線分の長さとなる。三次元計算の場合、 $R_{\theta ij}$ は $N_{i,\theta-1}$ 、 $N_{i,j}$ 、 $N_{i,j,j+1}$ (Fig. 3-A における U, V, W) の 3 点を通る円弧の曲率半径となる。また R_{zij} は、ノード $N_{i,j}$ とその上下 2 ノード (Fig. 3-B における l, m, n) を通る円弧の曲率半径である。

以下においては、 $\epsilon_{\theta ij}$ 、 ϵ_{zij} を ϵ_θ 、 ϵ_z と略記する。さて、全真歪 ϵ_θ 、 ϵ_z は、以下の三成分よりなる。

$$\epsilon_\theta = \epsilon_\theta^e + \epsilon_\theta^p + \epsilon_\theta^t \quad \dots\dots(5)$$

$$\epsilon_z = \epsilon_z^e + \epsilon_z^p + \epsilon_z^t \quad \dots\dots(6)$$

ここで ϵ^e : 弹性歪

ϵ^p : 塑性歪

ϵ^t : 熱歪

である。応力を、円周方向、Z 軸方向および半径方向成分をそれぞれ σ_θ 、 σ_z 、 σ_r とし、ボアソン比を ν 、ヤング率を E とすれば、弾性歪に対し次式が成り立つ。

$$\epsilon_\theta^e = \frac{1}{E} [\sigma_\theta - \nu (\sigma_z + \sigma_r)] \quad \dots\dots(7)$$

$$\epsilon_z^e = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu (\sigma_\theta + \sigma_r)] \quad \dots\dots(8)$$

ここで、薄肉近似ゆえ、 $\sigma_r = 0$ とすると、

$$\epsilon_\theta^e = \frac{1}{E} (\sigma_\theta - \nu \sigma_z) \quad \dots\dots(9)$$

$$\epsilon_z^e = \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu \sigma_\theta) \quad \dots\dots(10)$$

となる。また、円球殻に作用する内圧 P (差圧)、肉厚 h と、応力および曲率半径の関係は、

$$\frac{P}{h} = \frac{\sigma_\theta}{R_\theta} + \frac{\sigma_z}{R_z} \quad \dots\dots(11)$$

で与えられる (Fig. 2 参照)。(10)式に(6)式の ϵ_z^e を代入し、(2)式を用いて σ_z について整理すると、次式を得る。

$$\sigma_z = E \{ \epsilon_z^* - (\epsilon_z^t + \epsilon_z^p) + b \cdot \Delta r \} + \nu \sigma_\theta \quad \dots\dots(12)$$

式(1)、(5)、(9)、(12)より、 σ_θ は、

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1-\nu^2} [\{ \epsilon_\theta^* - (\epsilon_\theta^t + \epsilon_\theta^p) + a \Delta r \} + \nu \{ \epsilon_z^* - (\epsilon_z^t + \epsilon_z^p) + b \Delta r \}] \quad \dots\dots(13)$$

と書ける。

式(12)、(13)を式(11)に代入し、 Δr について解くと、

$$\Delta r = \left(\frac{P}{hE} - B \right) / A \quad \dots\dots(14)$$

となる。ただし、

$$A = \frac{a + \nu b}{R_\theta(1 - \nu^2)} + \frac{b}{R_z} + \frac{\nu(a + \nu b)}{(1 - \nu^2)R_z} \quad \dots\dots(15)$$

$$B = \frac{\varepsilon_\theta^d + r \varepsilon_z^d}{R_\theta(1 - \nu^2)} + \frac{\varepsilon_z^d}{R_z} + \frac{\nu(\varepsilon_\theta^d + \nu \varepsilon_z^d)}{(1 - \nu^2)R_z} \quad \dots\dots(16)$$

$$\varepsilon^d = \varepsilon^* - (\varepsilon^T + \varepsilon^P) \quad \dots\dots(17)$$

である。

式(14)は、差圧と応力、曲率が、変位 Δr の追加によって平衡したときの差圧と Δr の関係を表わしている。式(1)～(17)を用いて、くり返し計算によって各ノードの追加変位 Δr を算出し、内圧と応力、歪、曲率の平衡を各タイムステップごとに求めていく。したがって、メッシュセグメントに働く曲げモーメントを無視することになる。

くり返し計算の方法を以下に述べる。

1) 肉厚 h は、くり返し計算の間一定とする。初期肉厚を h_0 とすれば

$$h = h_0 \exp(-\varepsilon_\theta - \varepsilon_z) \quad \dots\dots(18)$$

であるが、くり返し計算中の各ステップ中の h の変化は微小なので、 h は、各タイムステップにおいて ε_θ 、 ε_z が求まった後に式(18)より算出する。

2) 式(17)の ε^T には、温度 T より算出した

$$\varepsilon^T = \alpha T \quad \dots\dots(19)$$

を代入する。ただし α は線膨張係数である。

3) くり返し計算の開始時には、式(17)の ε^P には、前タイムステップにおける値を用いる。すると式(17)において ε^* 、 ε^T 、 ε^P は既知となり、 ε^d が求められる。また、 a 、 b 、 R_θ 、 R_z は、それぞれ前タイムステップにおける算出値を初期値として用いる。すると式(15)、(16)より A やび B の値が定まり、既知の差圧 P 、肉厚 h 、ヤング率 E とともに、式(14)より Δr が求められる。

次にこの Δr を式(12)、(13)へ代入し、応力を求める。

求めた応力より、相当応力 σ_e を次式にしたがって求める。ただし、〔〕内は等方性の場合である。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_e &= \frac{1}{\sqrt{2}} \left\{ \sigma_z^2 + \sigma_\theta^2 + (\sigma_z - \sigma_\theta)^2 \right\}^{1/2} \\ \sigma_e &= \left\{ A1S (\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + A2S \sigma_\theta^2 + A3S \sigma_z^2 \right\}^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(20)$$

ここで、 $A1S$ 、 $A2S$ 、 $A3S$ は異方性係数である。

3) 求めた σ_e を用いて、Prandtl-Reuss の流れ則により、各塑性歪増分 $d\varepsilon_\theta^P$ 、 $d\varepsilon_z^P$ を次のように求める。

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_\theta^P &= \frac{d\varepsilon_e}{\sigma_e} \left\{ -\sigma_z A1E + \sigma_\theta (A2E + A1E) \right\} \\ d\varepsilon_z^P &= \frac{d\varepsilon_e}{\sigma_e} \left\{ \sigma_z (A1E + A3E) - \sigma_\theta A1E \right\} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots(21)$$

ただし、 $d\varepsilon_e$ は相当歪増分であり、次のように算出される。まず、 $d\varepsilon_e$ および相当歪速度

増分 $d\dot{\varepsilon}_e$ を定義する。すなわち、

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_e = \varepsilon_e^* + d\varepsilon_e \\ \dot{\varepsilon}_e = \dot{\varepsilon}_e^* + d\dot{\varepsilon}_e \end{array} \right. \quad \dots\dots(22)$$

.....(23)

ここで、

$$d\varepsilon_e = \left(\frac{1}{A_1 E A_2 E + A_2 E A_3 E + A_3 E A_1 E} \right) [A_1 E (A_2 E d\varepsilon_z - A_3 E d\varepsilon_\theta)^2 + A_2 E (A_3 E d\varepsilon_\theta - A_1 E d\varepsilon_r)^2 + A_3 E (A_1 E d\varepsilon_r - A_2 E d\varepsilon_\theta)^2]^{1/2} \quad \dots\dots(24)$$

である。

薄肉近似では $d\varepsilon_r = 0$ となるので、式(24)は、

$$d\varepsilon_e = \left(\frac{1}{A_1 E A_2 E + A_2 E A_3 E + A_3 E A_1 E} \right) [A_1 E (A_2 E d\varepsilon_z - A_3 E d\varepsilon_\theta)^2 + A_2 E (A_3 E d\varepsilon_\theta)^2 + A_3 E (A_2 E d\varepsilon_z)^2]^{1/2} \quad \dots\dots(25)$$

となる。ただし、 $A_1 E$, $A_2 E$, $A_3 E$ はそれぞれ異方性係数である。また、 $d\dot{\varepsilon}_e$ は、式(25)の両辺の ε を $\dot{\varepsilon}$ としたものである。ここで、タイムステップの幅を Δt , その間の ε_e の増分を $d\varepsilon_e$ とすると、

$$\dot{\varepsilon}_e = \frac{d\varepsilon_e}{\Delta t} \approx \frac{d\varepsilon_e}{\Delta t} \quad \dots\dots(26)$$

が成り立つ。

一方、応力-歪関係式をMATPRO-11にしたがって

$$\sigma_e = K(\varepsilon_e)^n (\dot{\varepsilon}_e / 10^{-3})^m \quad \dots\dots(27)$$

とする。ただし、 K :応力強度係数

n :加工硬化指数

m :歪速度依存性指数

であり、これらについては後述する。

さて、前ステップでの値 ε_e^* , $\dot{\varepsilon}_e^*$ を初期値として、これに仮想的な増分 $d\varepsilon_e$ を考える。すなわち、

$$\varepsilon_e = \varepsilon_e^* + d\varepsilon_e \quad \dots\dots(28-a)$$

$$\dot{\varepsilon}_e = \frac{d\varepsilon_e}{\Delta t} \quad \dots\dots(28-b)$$

これらを式(27)に代入すると、

$$\sigma_e = K \left(\varepsilon_e^* + d\varepsilon_e \right)^n \left(\frac{1}{10^{-3}} \cdot \frac{d\varepsilon_e}{\Delta t} \right)^m \quad \dots\dots(27-a)$$

となる。式(27-a)においては、 K , ε_e^* , Δt , m , n は既知であり、 σ_e の値に式(20)を用いれば、 $d\varepsilon_e$ の値が算出される。ただし式(27-a)から $d\varepsilon_e$ を求めるにはくり返し計算によらなければならない。さて、こうして求めた $d\varepsilon_e$ を式(21)に代入すれば、 $d\varepsilon_\theta^p$, $d\varepsilon_z^p$ が求めら

れる。すると、

$$\left\{ \begin{array}{l} \epsilon_{\theta}^P = \epsilon_{\theta}^{P*} + d\epsilon_{\theta}^P \\ \epsilon_z^P = \epsilon_z^{P*} + d\epsilon_z^P \end{array} \right\} \quad \dots\dots(29)$$

より、新しい ϵ_{θ}^P , ϵ_z^P が求められる。この値を式(5), (6)へ代入し、再度同じ計算をくり返す。

4) このくり返し計算によって $\Delta t = 0$ となったとき、それが変形形状と差圧、応力、歪、歪速度の平衡が成立したことになる。すなわち、タイムステップ t_1 では、それ以上の変形は起こらないことを意味する。すべてのノードに対して平衡が成立すると、そのタイムステップにおける計算は完了する。

5) ここで、各々のノードにおける歪量をノードの相対的位置に結びつける定義を述べておく(Fig. 3-A, 3-B 参照)。

あるノードにおける公称歪 e_{θ} は、三次元の場合そのノードをはさむ2ノードを含む3ノードを通る円弧の長さを L_{θ} として、

$$e_{\theta} = \frac{L_{\theta}}{L_{\theta,0}}$$

と書ける。ただし、 $L_{\theta,0}$ は初期長さである。また、真歪 ϵ_{θ} は、

$$\epsilon_{\theta} = \ln(e_{\theta} + 1)$$

である。また二次元(軸対称)の場合は、

$$\left\{ \begin{array}{l} e_{\theta} = \frac{R_{\theta}}{R_{\theta,0}} \\ \epsilon_{\theta} = \ln(e_{\theta} + 1) \end{array} \right. \quad \dots\dots (30-a)$$

$$\dots\dots (30-b)$$

である。 e_z , ϵ_z についても同様に、あるノードとそのノードをはさむ上下の2ノードを含む3ノードを通る円弧の長さを L_z とすれば、

$$e_z = \frac{L_z}{L_{z,0}} \quad \dots\dots (31-a)$$

$$\epsilon_z = \ln(e_z + 1) \quad \dots\dots (31-b)$$

である。ただし、 $L_{z,0}$ は、円弧の初期長さである。

2.3 温度分布

被覆管の温度分布は、入力データより以下の方法で算出される。

1) 軸方向温度分布の入力データとして、 z 方向に一列に最大10点までのノードの温度履歴を与えることができる。また、入力によって温度が指定されたノードの間に位置し、温度が指定されていないノードの温度は、直線内挿か、ラグランジュの補間法のいづれかを入力によって選択することによって評価される。

2) 円周方向に温度勾配を与える場合は、次式にしたがって行われる。同一 z レベルの円周上のあるノード N_i の温度 T_i は、

$$T_i = T_s + (f_1 T_s + f_2) \cdot f_{\theta,i} - (R_i - R_c) \cdot f_3 \quad \dots\dots(32)$$

ここで、 T_s ：入力データで与えられた軸方向温度分布上の温度

f_1, f_2, f_3 ：温度勾配の形状を与える入力係数

$f_{\theta,i}$ ：ノード N_i に対する入力係数

R_i ：ノード N_i の半径

R_c ： N_i のある平面上で温度最低点ノードの半径

式(32)の右辺第3項は、せり出したノードの熱伝達促進効果を考慮したものである。

2.4 酸化計算

2.4.1 前提

ジルカロイ被覆管は、水蒸気を含む雰囲気中で加熱されると、次式の酸化反応（Zr – 水反応）を起こす。



この反応は、Fig. 4 に示すように、水蒸気に接した外面に ZrO_2 の酸化膜、そのすぐ内側に酸素リッチな α 相、また~1,230 K 以上では α 相の内側に β 相が接し、より内側へ酸素が拡散していく形で進行する。⁽¹³⁾ ジルカロイの機械的性質は酸素含有量に影響を受けるので、酸化による酸素濃度の増加を計算し、応力–歪関係式における物性値に反映させる必要がある。本コードではこの酸化計算を以下の仮定のもとに行う。

(1) 酸化しつつある被覆管は、温度の高低にかかわらず Fig. 5 に示したような(酸化膜+ α 相)の構成とし、 β 相の存在は無視する。

(2) 酸素濃度分布の計算は、 α 相内のみ行う。

(3) α 相内の平均酸素濃度に対して、機械的性質の変化が対応するものとする。

これらの仮定を設けた理由は、次のとおりである。すなわち、変形の温度履歴においては、~1,230 K 以上となるケースにおいてもその時間はかなり短く、酸素濃度分布が α – 相の状態における分布の形からそれほど変化しないであろうと考えられる。また、 β 相内の酸素濃度分布まで計算するには、きわめて長い計算時間が必要となり、それによって得られる情報に比較して非効率である。

また、平均酸素濃度の算出は、MATPRO-11における物性値が平均濃度依存の形をとっていることによる。

2.4.2 計算法

酸化計算は、酸化膜厚の増大と α 相酸素拡散の評価の二計算からなる。酸素の拡散計算においては、解の安定性や酸化膜–金属界面の移動という見地から、コード全体を律しているタイムステップの幅とは別に、酸化計算サブルーチン内でサブタイムステップを切る。

1) 酸化膜厚增加の計算

酸化膜厚 W の増加は、放物線則にしたがう。すなわち、

$$W^2 = K_p \cdot t \quad \dots\dots(34)$$

ここで, K_p : 反応定数

t : 時間 (sec)

であり,

$$K_p = 1.126 \times 10^{-2} \cdot \exp(-1.502 \times 10^5 / RT)^{(12)} (\text{cm}^2/\text{sec}) \quad \dots\dots(35)$$

である。ただし $R = 8.314 \text{ J/mol}\cdot\text{k}$ 式(33)を差分式化すると、次式が得られる。

$$W_{i+1} = W_i + \frac{K_p}{2 W_i^2} \Delta t \quad \dots\dots(36)$$

ただし, W_{i+1} : 現タイムステップでの酸化膜厚 (μm)

W_i : 前タイムステップでの酸化膜厚 (μm)

式(36)を用いて計算を行う。ただしジルカロイと酸化膜の密度をそれぞれ $6.49, 5.82 \text{ g/cm}^3$ とする。

2) α 相平均酸素濃度

α 相内酸素濃度分布の算出には、次の拡散方程式を解く。(Fig. 5 参照)

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \nabla^2 C \quad \dots\dots(37)$$

ただし, C : 酸素濃度 (gram/cm^3)

t : 時間 (sec)

$$D: \text{拡散係数} = 3.923 \exp(-51000/RT) (\text{cm}^2/\text{sec})^{(14)}$$

∇ : 円筒座標系のラプラシアン

である。式(37)を、クランク・ニコルソンの方法により差分式化すると、

$$\begin{aligned} \frac{C_i^* - C_i}{\Delta t} \cdot v_i \cdot 2\pi \Delta Z &= 2\pi \Delta Z \left[\left\{ D_{i-1/2} (C_{i-1}^* - C_i^*) \cdot \frac{r_{i-1/2}}{\Delta r_{i-1/2}} + D_{i+1/2}^* \right. \right. \\ &\quad \left. \left. (C_{i+1}^* - C_i^*) \times \frac{r_{i+1/2}}{\Delta r_{i+1/2}} \right\} / 2 + \left\{ D_{i-1/2} (C_{i-1} - C_i) \cdot \frac{r_{i-1/2}}{\Delta r_{i-1/2}} + D_{i-1/2} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. (C_{i+1} - C_i) \times \frac{r_{i+1/2}}{\Delta r_{i+1/2}} \right\} / 2 \right] \end{aligned} \quad \dots\dots(38)$$

ただし, $v_i = (r_{i+1/2}^2 - r_{i-1/2}^2) / 2$

r_i : 肉厚方向に切ったメッシュのメッシュ点 i の半径

*: 今ステップの未知量

である。式(38)を C_{i-1}^* , C_i^* , C_{i+1}^* について整理すると、

$$\begin{aligned} -D_{i-1/2} \cdot \frac{r_{i-1/2}}{\Delta r_{i-1/2}} C_{i-1}^* + \left(\frac{v_i}{\Delta t} + D_{i-1/2} \frac{r_{i-1/2}}{\Delta r_{i-1/2}} + D_{i+1/2} \frac{r_{i+1/2}}{\Delta r_{i+1/2}} \right) C_i^* \\ -D_{i+1/2} \frac{r_{i+1/2}}{\Delta r_{i+1/2}} C_{i+1}^* = \frac{v_i}{\Delta t} C_i + \{ \text{old} \} \end{aligned} \quad \dots\dots(39)$$

式(39)の右辺の { old } は、式(38)の右辺 [] 内第2項である。式(39)の C_{i-1}^* , C_i^* , C_{i+1}^* の係数および右辺をそれぞれ α_i , β_i , r_i , σ_i とすると、

$$\alpha_i C_{i-1}^* + \beta_i C_i^* + r_i C_{i+1}^* = \sigma_i \quad \dots\dots(40)$$

ここで、上式を前進消去を行った形で表わすために上式と次式より、変換を行う。すなわち

$$C_{i-1}^* + A_{i-1} C_i^* = B_{i-1} \quad \dots\dots(41)$$

C_{i-1}^* について式(40)に代入し、整理すると、

$$(\beta_i - A_{i-1} \alpha_i) C_i^* + r_i C_{i+1}^* = \sigma_i - \alpha_i B_{i-1}$$

すなわち、

$$C_i^* + \frac{r_i}{\beta_i - A_{i-1} \alpha_i} C_{i+1}^* = (\sigma_i - \alpha_i B_{i-1}) / (\beta_i - A_{i-1} \alpha_i)$$

したがって、

$$C_i^* + A_i C_{i+1}^* = B_i \quad \dots\dots(42)$$

ここで、

$$A_i = r_i / (\beta_i A_{i-1} \alpha_i)$$

$$B_i = (\sigma_i - \alpha_i B_{i-1}) / (\beta_i A_{i-1} \alpha_i)$$

である。

被覆管内面よりメッシュ番号をつけて、内面より前進消法を行うための境界条件は、

(1) 内面酸化がある場合

内面での酸素濃度を C_{in} として

$$C_1 = C_{in}$$

これは、式(42)の形に表わすと、

$$\begin{cases} C_1^* + A_1 C_2^* = B_1 \\ A_1 = 0, \quad B_1 = C_{in} \end{cases}$$

(2) 内面酸化がない場合

式(38)で

$$D_{i-1/2}^* (C_{i-1}^* - C_i^*), \quad D_{i+1/2}^* (C_{i+1}^* - C_{i+2}^*) の項を 0 として、$$

$$\beta_1 C_1^* + r_1 C_2^* = \sigma_1$$

$$\beta_1 = \frac{v_1}{4t} + D_{1+1/2} \frac{r_{1+1/2}}{4r_{1+1/2}}$$

$$r_1 = - D_{1+1/2} \frac{r_{1+1/2}}{4r_{1+1/2}}$$

$$\sigma_1 = \frac{v_1}{4t} C_1 + \{ \text{old} \}$$

$$C_1^* + A_1 C_2^* = B_1$$

$$A_1 = r_1 / B_1$$

$$B_1 = \sigma_1 / \beta_1$$

を得る。外面すなわち ZrO_2 との境界面では常に $C_N^* = C_{out} = 0.45365 \times 10^{-6} \text{ gr/cm}^3$ である。

以上の境界条件のもとに、式(42)を前進消去法により解いて、 α 相内酸素濃度分布を求める。

求めた分布の平均値を算出し、機械的性質の変化に反映させる。

3. 物性値

3.1 応力-歪関係式

塑性変形領域における応力-歪関係式については、2.2.2にも述べたように、式(27)を用いている。相当応力と相当歪の概念と表式を大塑性変形に一般に適用可能であることは、文献(18)において示されている。さて、式(27)

$$\sigma_e = K \epsilon_e^m \left(\frac{\dot{\epsilon}_e}{10^{-3}} \right)^m \quad \dots \dots (27)$$

において、係数はMATPRO-11によれば、次のような実験式によって表わされる。

(1) 応力強度係数K(Pa)

$$\left. \begin{array}{ll} T \leq 750 \text{ K} & K = 1.17628 \times 10^9 + T \{ 4.54859 \times 10^5 \\ & + T (-3.28185 \times 10^3 + 1.72752 T) \} \\ 750 < T \leq 1090 & K = 2.522488 \times 10^6 \exp (2.8500027 \times 10^6 / T^2) \\ 1090 < T \leq 1255 & K = 1.841376039 \times 10^8 - 1.4345448 \times 10^5 T \\ 1255 < T \leq 2100 & K = 4.330 \times 10^7 + T \{ (-6.685 \times 10^4 + T \\ & (3.7579 \times 10^1 - 7.33 \times 10^{-3} T) \} \end{array} \right\} \quad \dots \dots (43)$$

(2) 歪速度依存性指数m

$$T \leq 730 \text{ K} \quad m = 0.02 \quad \dots \dots (44-a)$$

$$\begin{aligned} 730 < T \leq 900 \quad m = & 2.063172161 \times 10 \\ & + T \{ -7.704552983 \times 10^{-2} + T (9.504843067 \times 10^{-5} \\ & - 3.860960716 \times 10^{-8} T) \} \end{aligned} \quad \dots \dots (44-b)$$

$$900 < T \leq 1090 \quad m = -6.47 \times 10^{-2} + 2.204 \times 10^{-4} T \quad \dots \dots (44-c)$$

$$\begin{aligned} 1090 < T \leq 1172.5 \quad m = & -6.47 \times 10^{-2} + 2.203 \times 10^{-4} T \\ & + \left[\begin{array}{l} 0 \text{ for } \dot{\epsilon} \geq 6.34 \times 10^{-3} / \text{sec.} \\ \text{or} \\ 6.78 \times 10^{-2} \left(\frac{T - 1090}{82.5} \right) \ln \left(\frac{6.34 \times 10^{-3}}{\dot{\epsilon}} \right) \end{array} \right] \end{aligned} \quad \dots \dots (44-d)$$

$$\begin{aligned} 1172.5 < T \leq 1255 \quad m = & -6.47 \times 10^{-2} + 2.203 \times 10^{-4} T \\ & + \left[\begin{array}{l} 0 \text{ for } \dot{\epsilon} \geq 6.34 \times 10^{-3} / \text{sec.} \\ \text{or} \\ 6.78 \times 10^{-2} \left(\frac{1255 - T}{82.5} \right) \ln \left(\frac{6.34 \times 10^{-3}}{\dot{\epsilon}} \right) \end{array} \right] \end{aligned} \quad \dots \dots (44-e)$$

$$1255 < T \leq 2100 \quad m = -6.47 \times 10^{-2} \times 2.203 \times 10^{-4} T \quad \dots \dots (44-f)$$

(3) 加工硬化指数 n

$$T \leq 1099.0772 \cdots n = 9.490 \times 10^{-2} + T \{ 1.165 \times 10^{-3} \\ + T (-1.992 \times 10^6 + 9.588 \times 10^{-10} T) \} \quad \dots (45-a)$$

$$1099.0772 < T \leq 1600 \cdots n = -0.22655119 + 2.5 \times 10^{-4} T \quad \dots (45-b)$$

$$1600 < T \cdots n = 0.17344880 \quad \dots (45-c)$$

また、K, m, n に対して、冷間加工量 (COLDW) と平均酸素濃度 (Y) の効果を加味する修正係数が用意されている。

(4) K に対して

冷間加工の効果は、K の増加となる。すなわち、K の増分を ΔK とすると、

$$\Delta K = 0.546 \cdot COLDW \quad \dots (46)$$

平均酸素濃度については、修正係数 RKO をかける。

$$RKO = 1 + \left[1120 - 990 / \left\{ \exp \left(\frac{T - 1300}{61} \right) + 1 \right\} \right] Y \quad \dots (47)$$

(5) m に対して

冷間加工の効果はない。平均酸素濃度の増加については次の修正係数をかける。

$$RMO = \exp (-69 Y) \quad \dots (48)$$

(6) n に対して

冷間加工に対する修正係数は次のように与えられる。

$$RIC = 0.847 \exp (-39.2 \cdot COLDW) + 0.153 + COLDW (-9.16 \times 10^{-2} \\ + 0.229 \cdot COLDW) \quad \dots (49)$$

ただし、COLDW : 冷間加工による断面減少率

Y : 平均酸素濃度増加量 (kg oxygen/kg ziraloy)

である。

さらに、実験式を導出する際に基づいたデータのバラツキによる K, m, n の値の不確定さ (UK, Um, Un と書く) は、以下の通りである。

$$UK = \begin{cases} 77 \times 10^6 \cdots T \leq 700 \text{ K} \\ 110.43693 \times 10^6 - 4.7767045 \times 10^4 T \cdots 700 < T \leq 800 \\ \pm 33.3 \% \cdots 800 < T \end{cases} \quad \dots (50)$$

$$Un = \begin{cases} 0.017 \cdots T < 700 \\ -2.8405405 \times 10^{-2} + 1.64864864 \times 10^{-5} T \cdots 700 < T \leq 1255 \\ 0.053 \cdots T > 1255 \end{cases} \quad \dots (51)$$

$$Um = \begin{cases} 0.01 \cdots T < 700 \\ -2.97992 \times 10^{-2} + 5.6856 \times 10^{-5} T \cdots 700 \leq T \leq 900 \\ 16 \% \cdots 900 < T \end{cases} \quad \dots (52)$$

3.2 異方性係数

ジルコニウムおよびジルカロイの α 相は六方晶であり、異方性を持つ。この異方性は同時に

塑性歪依存性があるので、塑性変形解析を一層複雑にしている。MATPRO-11では、式(20)～(25)に示した異方性係数を下記のように表わしているが、これらは立脚すべき理論、データとも不十分であり、暫定的な性格のものであると思われる。

$$\begin{cases} A1S = (1.5 f_r - 0.5) g(T) + 0.5 \\ A2S = (1.5 f_z - 0.5) g(T) + 0.5 \\ A3S = (1.5 f_\theta - 0.5) g(T) + 0.5 \end{cases} \quad \cdots \cdots (53-a), (53-b), (53-c)$$

$$\left. \begin{array}{l} g(T) = 1.0 \quad \cdots T \leq 1090 \text{ K} \\ = 0.0 \quad \cdots T \geq 1255 \\ = 1.0 - \frac{T - 1090}{165} \quad \cdots 1090 < T < 1255 \end{array} \right\} \quad \cdots \cdots 54$$

f_r, f_z, f_θ は歪とともに変化し、その初期値は、それぞれ $f_r = 0.66, f_z = 0.06, f_\theta = 0.28$ であり、変化分 $\Delta f_r, \Delta f_z, \Delta f_\theta$ は、

$$\left. \begin{array}{l} \Delta f_r = -d\varepsilon_r (-1.505 + 0.00895 \cdot T) \\ \Delta f_z = -d\varepsilon_z (-1.505 + 0.00895 \cdot T) \\ \Delta f_\theta = -d\varepsilon_\theta (-1.505 + 0.00895 \cdot T) \end{array} \right\} \quad \cdots \cdots 55$$

と与えられる。

$$\begin{aligned} \text{ただし, } T &= 644 \quad \cdots \cdots T < 644 \text{ K} \\ T &= T \quad \cdots \cdots 644 \leq T \leq 1090 \\ T &= 1090 \quad \cdots \quad 1090 < T \end{aligned}$$

である。

また、

$$A1E = \frac{A1S + \{(1.5 f'_r - 0.5) g(T) + 0.5\} \exp\left(\frac{T - 725}{18}\right)}{\exp\left(\frac{T - 725}{18}\right) + 1} \quad \cdots \cdots (56-a)$$

$$A2E = \frac{A2S + \{(1.5 f'_z - 0.5) g(T) + 0.5\} \exp\left(\frac{T - 725}{18}\right)}{\exp\left(\frac{T - 725}{18}\right) + 1} \quad \cdots \cdots (56-b)$$

$$A3E = \frac{A3S + \{(1.5 f'_\theta - 0.5) g(T) + 0.5\} \exp\left(\frac{T - 725}{18}\right)}{\exp\left(\frac{T - 725}{18}\right) + 1} \quad \cdots \cdots (56-c)$$

f'_z, f'_r, f'_θ は、それぞれ初期値が $1/3$ であり、変化分 $\Delta f'$ は、式(55)と同様にして求められる。

さらに、MATPRO-11は、加工残留歪の焼純効果を模擬するサブコードCANEALを持っており、本コードもこのサブコードを採用した。CANEALによれば、Kおよびnに対して有効なCOLDWの値は、幅 Δt のタイムステップにおいて変化し、タイムステップの開始点の値

に対する終点の値の比は、以下の通りである。

$$FK = \exp \left\{ -1.504 \cdot \Delta t \cdot \exp (-2.33 \times 10^{18} / T^6) \right\} \quad \dots \dots (57)$$

ただし、FK : K の値に対して、有効なCOLDWの値に関する比

T : 溫度 (K)

であり、またnの値に対して有効なCOLDWの値に関する比は、

$$FN = \exp \left\{ -12.032 \cdot \Delta t \cdot \exp \left(-\frac{2.33 \times 10^{18}}{T^6} \right) \right\} \quad \dots \dots (58)$$

となる。ただし、式(57), (58)はいづれも等温過程における式であり、温度変化する場合は、MATPRO-11によれば次のような修正を加える。すなわち、

式(57), (58)中の $\exp \left(-\frac{2.33 \times 10^{18}}{T^6} \right)$ に対して、

$$\exp \left(\frac{-Q}{T^m} \right) \rightarrow \left\{ \exp \left(\frac{-Q}{TO^m} \right) \right\} \frac{\left[\exp \left\{ Q \left(\frac{dT}{dt} \right) \cdot \Delta t \cdot \left(\frac{m}{TO^{m+1}} \right) \right\} - 1 \right]}{Q \left(\frac{dT}{dt} \right) \Delta t \left(\frac{m}{TO^{m+1}} \right)} \quad \dots \dots (59)$$

という置き換えを行う。

ここで、 $Q = 2.33 \times 10^{18}$

$m = 6$

TO : タイムステップ開始時の温度

$\frac{dT}{dt}$: タイムステップ中予想される平均的温度変化速度

である。

4. 実験との比較および考察

4.1 条件

本コードによる計算が、ジルカロイ管の現実の高温変形をどの程度正確に模擬しうるかを評価する目的で、変形実験における実測値と、計算値を比較した。

計算の各ケースにおける入力データは、実測した内圧、温度分布、温度履歴、寸法等であるが、温度分布のデータは試料の全域にわたって測定されたものではなく、数カ所の代表的な点における値である。したがって、計算においては、温度の実測データのない部分については、推定した値を用いた。

ジルカロイの変形実験の内容については、文献(11)を参照されたい。要点のみを述べれば、以下のようになる。

試料は、外径 10.73 mm、肉厚 0.625 mm の PWR 用ジルカロイ-4 管である。この管にヘリウムないしアルゴンで内圧をかけ、空気中または水蒸気中にて昇温させ、破裂させた。加熱方

に対する終点の値の比は、以下の通りである。

$$FK = \exp \left\{ -1.504 \cdot \Delta t \cdot \exp (-2.33 \times 10^{18} / T^6) \right\} \quad \dots \dots (57)$$

ただし、FK : K の値に対して、有効なCOLDWの値に関する比

T : 溫度 (K)

であり、またnの値に対して有効なCOLDWの値に関する比は、

$$FN = \exp \left\{ -12.032 \cdot \Delta t \cdot \exp \left(-\frac{2.33 \times 10^{18}}{T^6} \right) \right\} \quad \dots \dots (58)$$

となる。ただし、式(57), (58)はいづれも等温過程における式であり、温度変化する場合は、MATPRO-11によれば次のような修正を加える。すなわち、

式(57), (58)中の $\exp \left(-\frac{2.33 \times 10^{18}}{T^6} \right)$ に対して、

$$\exp \left(\frac{-Q}{T^m} \right) \rightarrow \left\{ \exp \left(\frac{-Q}{TO^m} \right) \right\} \frac{\left[\exp \left\{ Q \left(\frac{dT}{dt} \right) \cdot \Delta t \cdot \left(\frac{m}{TO^{m+1}} \right) \right\} - 1 \right]}{Q \left(\frac{dT}{dt} \right) \Delta t \left(\frac{m}{TO^{m+1}} \right)} \quad \dots \dots (59)$$

という置き換えを行う。

ここで、 $Q = 2.33 \times 10^{18}$

$m = 6$

TO : タイムステップ開始時の温度

$\frac{dT}{dt}$: タイムステップ中予想される平均的温度変化速度

である。

4. 実験との比較および考察

4.1 條件

本コードによる計算が、ジルカロイ管の現実の高温変形をどの程度正確に模擬しうるかを評価する目的で、変形実験における実測値と、計算値を比較した。

計算の各ケースにおける入力データは、実測した内圧、温度分布、温度履歴、寸法等であるが、温度分布のデータは試料の全域にわたって測定されたものではなく、数カ所の代表的な点における値である。したがって、計算においては、温度の実測データのない部分については、推定した値を用いた。

ジルカロイの変形実験の内容については、文献(1)を参照されたい。要点のみを述べれば、以下のようになる。

試料は、外径 10.73 mm、肉厚 0.625 mm の PWR 用ジルカロイ-4 管である。この管にヘリウムないしアルゴンで内圧をかけ、空気中または水蒸気中にて昇温させ、破裂させた。加熱方

法は、試料に直接に AC 電流を流して抵抗発熱させる直接通電法（以後 D 法と略す）と、試料内部に絶縁された電気ヒーターを入れ、これを発熱させて加熱する内部中心加熱（以後 I 法と略す）の二方法を実施した。変形の過程は、試料のシルエットを連続的に写真撮影することにより測定した。試料温度は、試料外表面に直径 0.1 mm の熱電対をスポット溶接することにより制御、測定した。D 法、I 法とも試料の下端は拘束されている。

以上が概略である。変形挙動を左右する因子の中で最も効果が大きいものは、試料温度である。I 法の試料は、加熱されたとき中心軸方向の温度勾配が大きい。それに比較して D 法の試料においては円周方向の温度差が小さく（高々 5 K 程度）、軸方向の温度勾配も小さい。D 法は測定温度データもより信頼性が高いので、計算との比較対象として価値が高い。したがって、以下の比較においては D 法の諸ケースを重点に扱い、I 法のケースは参考として示すにとどめる。ところで、この変形実験においては、パラメータとして初期内圧を約 1.5, 4.0, 8.0 MPa の三段階にとり、その各々に対して昇温速度を D 法では約 6, 12, 24, 40 K/sec, I 法では 6, 12, 24, 36 K/sec の四段階をとった。すなわち二方法において各々 12 ケースの実験条件を設定、実施した。以後、それらのケースを示す場合、内圧—加熱方法（D か I）—昇温速度の順に、たとえば 15-D-24（初期内圧 1.5 MPa, D 法, 24 K/sec で昇温）というように数字と文字を連ねて条件を示すこととする。

4.2 結果と考察

D 法の 12 ケースにおける、被覆管の径方向歪の実測値と計算値を Fig. 6～17 に、また計算によるプロッター出力図と、その図と同一スケールにプリントした試料の写真を Fig. 18～29 に並べて示す。また I 法の 12 ケースについても、同様に径方向歪を Fig. 30～41 に、プロッター図と写真を Fig. 42～53 に示す。Fig. 6～17 における各曲線およびスケールの説明を以下に述べる。横軸は、試料被覆管にとりつけた熱電対中最高の指示を与えるもの（軸方向中央よりやや上の箇所）の温度が各図に付記した値を越えた時点を起点とした経過時間である。縦軸は、変形していく試料のふくれ量が最大の部分の径方向公称歪である。各図中、Exp. と示した太線は実測値、Ⓐ～Ⓓ、Ⓐ，Ⓐ，Ⓐ，Ⓐ のインデックスを付記した曲線はパラメーターを変えて行った計算値である。ただし実測値は、破裂の瞬間で終っている。これらのインデックスの内容を Table 2 にまとめて示すとともに、以下に説明する。

- Ⓐ … K, m を与える式(43), (44)を修正して用い、異方性があるものとして計算。
- Ⓑ … m を式(44)のまま用い、それ以外は Ⓐ と同じ条件で計算。
- Ⓒ … K と m は修正したが、等方性を仮定して計算、すなわち、 $A_1 S = A_2 S = A_3 S = A_1 E = A_2 E = A_3 E = 0.5$ とする。
- Ⓓ … Ⓐ と同様の条件。しかし、軸方向の温度勾配はなく、最高温度点の温度ヒストリーハーが全ノードに適用される。すなわち一次元計算。
- Ⓔ … K を式(42)のまま用い、それ以外は Ⓐ と同じ条件で計算。
- Ⓕ … 初期冷間加工度を 30% として計算。本ケース以外においては、I 法のケースをも含めてすべて 5% で計算している。

- (Ox)…外表面の酸化を行った計算。

次に、Fig. 30～41 に示した I 法の各ケースのインデックスを Table 3 にまとめると同時に D 法の場合と同様の説明をする。これらの図においては、パラメーターの内容のみ、D 法のケースと若干異っているだけである。すなわち、

- (A) … D法の (A) と同じ条件で計算。
 - (B) … D法の (C) と同じ条件で計算。
 - (C) … D法の (K) と同じ条件で計算。

次に、Fig. 54～56 は、D 法の 3 ケース 15-D-6, 40-D-6, 80-D-6 の、パラメータ条件を A の内容とし、さらに円周方向に温度勾配をつけた計算の結果であり、横軸の意味は、Fig. 6～17 等と同様である。温度勾配としては、実測の温度履歴をベースとして、周方向に +3 % と 0.9 % ($\theta = \pi$ の位置で) を与えた。すなわち、実測値（入力値）がある時点だとえば 1000 K であるノードから円周角 π へだたった反対側のノードの温度は、1030 K あるいは 1009 K となり、その間のノードの温度には円周角 θ の値に比例した直線的勾配が与えられる。勾配が $0.9\%/\pi$ の場合の、軸方向最大変形レベルにおける公称半径歪の最大値を①、最小値を②、両者の平均を破線で示す。同様に、勾配が $3\%/\pi$ の場合の公称半径歪の最大値を③、最小値を④、平均を破線で示す。

次に、以上の計算を行った理由および結果に関する考察を述べる。

— Kとmの修正 —

テストランの結果、Kの値として式(43)をそのまま用いたのでは、D法およびI法の24ケースを通した傾向として被覆管の強度が低すぎ変形の立ち上りが余りに早いことが判明した。Fig. 6, 10, 14 の (K) および Fig. 34, 36, 38 の (C) で示した曲線にその傾向が示されている。式(43)のKの値には、 $T > 800$ Kで±33.3 %の不確実性式(50)があることに注目し、この範囲内でKの値に修正係数をかけて用いた。Fig. 57 に示すように、この修正係数に温度依存性を持たせた。Fig. 57 の示すものは、試行錯誤法によって求めた暫定的な値であるが、(K)以外にも計算結果を左右するパラメーター、物性値はあり、Fig. 57 の値の性格は、最善の修正を意味するものではなく、Kの修正によって計算値を実測値に近づけることが可能である程度を、諸ケースを通じて示すものであるといえよう。ただ、Fig. 57 の形から、式(43)は概して高温 α 相で低目であることがうかがわれる。

また、 m の値を決める式(44)の導出において基づいた m の実測データにおける歪速度 $\dot{\epsilon}$ は、
 561 K付近の2個の $4/\text{sec.}$ というデータを除けば、 $10^{-5} \sim 10^{-2}/\text{sec.}$ の範囲である。⁽¹²⁾ 本コードにおいては、 $\dot{\epsilon} \approx 6/\text{sec.}$ 程度まで式(44)を用いているが、これは厳密には実験的根拠のない便宜的な方法である。さて、計算上変形曲線が立ち上ってきたとき、すなわち $\dot{\epsilon}$ が $\sim 10^{-1}/\text{sec.}$ を越えた頃以後、ケースによっては $\dot{\epsilon}$ が急速に増大しそぎ、ごく短時間で $\dot{\epsilon} \sim 6$ 程度まで達してしまう。この結果として歪のカーブはFig. 6～17 のBのカーブにて示した如く、実測値より急陵に立ち上る。ここで、 $\dot{\epsilon} \geq 10^{-1}/\text{sec.}$ となったとき、 m を

$$m^* = m (1.0 + 0.1 \times \epsilon) \quad \dots \dots 60$$

のように増大させて、急陵な立ち上りをある程度抑える効果を試行したのが(B)と比較した(A)の曲線である。なお、式60の形自体には物理的根拠はないが、歪速度のある程度以上の増

大は歪の増大に対する抵抗力を一段と強めることは、転位の運動速度の増大に限りがあることにより、一般に考えられうる。Ⓐの曲線の形自体は、Ⓑより実測値の曲線に近づくことがわかる(Fig. 10, 12, 14などのケース)。

一 円周方向温度差

被覆管に円周方向の温度差(勾配)があると、温度の低い側の歪速度は低く、高い側が優先的にふくれ変形し、破裂し、結果として全体の円周方向歪量は温度差がない場合より減少する。計算においても、Fig. 54～56に示した様に、温度差の効果は大きい。この3図を比較すると、次のこと気につく。

(1) 周方向温度差による歪量の差は、歪の増大につれ増加するが、特に歪速度の大きい立ち上り領域に至ると、勾配が $3\%/\pi$ の場合二者の比は10倍近くにまで達する。

(2) 温度差による歪量と速度の差は、内圧が低いケースの方が大である。すなわち、80-D-6(Fig. 57)→40-D-6(Fig. 56)→15-D-6(Fig. 55)の順に増大していく。このことは、式⑦で表わされた相当応力 σ_e の温度依存性が高温ほど大であることによって説明されよう。すなわち、加工硬化指数nの値は~1000K(~730°C)を越えてから増大を始める。すると、式⑦中の ϵ^n の値は、 $\epsilon < 1$ である限り、nの増大につれ、同一の ϵ の値に対して減少していく。一方、同一の変形量においては内圧の低いケースほど温度は高いので、~1000K以上、歪量が数パーセントに達する温度領域では、内圧の低いケースほど ϵ^n の値は同一の ϵ の値に対して小さくなる。また、Kの値も式④にしたがって温度の上昇とともに減少する。こうして、Kと ϵ^n の積は、温度の上昇とともに急速に減少し、 σ_e の減少の温度依存性は、~1300K程度までは、温度上昇とともに増大する。したがって、内圧が低く同一の ϵ の値が生じるときの温度が高いケースほど、周方向温度差に対して敏感になると考えられる。

一 異方性と等方性

α -ジルカロイの結晶型は六方密(hcp)であり、異方性を持つので、変形挙動は複雑である。本コードにおいては式②, ③, ④, ⑤等により異方性を扱っているが、これらの式は、MATPRO-11によれば以下のようにコメントされている。すなわち、Hillの八面体塑性ボテンシャル理論に基づいて、これらの式は、引張応力と圧縮応力とが同一の効果を持つことを前提としているが、ジルカロイにおいては同一強度の引張応力と圧縮応力では、生じる歪の絶対値が異なる。したがってHillの理論はジルカロイの全応力状態に適用するのは困難である。また式②, ③, ④, ⑤の導出にあたって、データや組織と異方性係数の結びつけ方等に不十分性が残っている。

ところで実際の燃料被覆管用のジルカロイ管は、製造時その<0001>軸が半径方向と鋭角をなすような集合組織となり、これはMATPRO-11の異方性係数の初期値に反映されているが肉厚減少には抑制的に働く。したがって、局所的ふくれ変形は、軸方向上下の部分からメタルをふくれた部分に引き込む(ないしは軸方向に収縮する)傾向を持つ。また、試料の軸方向拘束は、変形を抑える効果を持つ。

一方、Fig. 6～17のⒶとⒸのカーブを比較すると、一般にⒶのカーブがⒸを上回っている。すなわち、等方性より異方性の方が、計算上ではより変形が容易であることを示している。この理由は、変形が進むにつれて式53～56で示した異方性係数A1S, A2S, A3S,

A1E, A2E, A3Eが、ますます一方的に<0001>軸が半径方向に並ぶ状態に相当する不合理な値をとることによると思われる。

— 冷間加工度 —

変形計算の初期条件の1つとして冷間加工度(COLDW)があり、式(57), (58)によってKおよびnに影響する。このパラメーターはジルカロイの高温変形前塑性加工履歴を近似するものであるが、実際の製造工程では最後に歪取り焼鈍がされており、その状態をどの程度の値の断面積減少率に相当するかを推定するのは困難である。したがって本コードの計算例においては暫定的にCOLDW=0.05(5%の断面積減少率)を標準値とした。ただし、COLDW=0.3とした試算も行った。(Fig. 6~17のWを参照) 15-D-6, 40-D-6(Fig. 6と10)のケースにおいては、(W)の曲線は(A)の曲線とほとんど差はないが、80-D-6(Fig. 14)のケースにおいては、(W)の曲線はかなり歪の増大が遅れる。これは前2ケースにおいては温度上昇が大きいためCANEALによってCOLDWの有効な値が急速に減少するためと考えられる。

— 被覆管の酸化 —

試料の、破裂に至る高温変形中の外表面の酸化による金属相の厚み減少量は、高々数 μm のオーダーであり無視しうる。しかし、金属相内に拡散した酸素が機械的性質に及ぼす効果は、必ずしも無視できない。MATPRO-11にしたがえば、ジルカロイの酸素濃度が高まればKは増大するが、m, nの変化は単純ではない。しかし、これに関するMATPRO-11の実験式は、裏づけのデータが不十分であり、したがって酸化を伴う計算(Fig. 6, 10, 14の(Ox)の曲線)と、伴わない計算(Aの曲線)との比較は、本質的におよその定性的傾向をつかむという意味以上のものではない。

— 1次元計算 —

本コードの計算手法は、2章にも述べたとおり曲げモーメントを一切無視している。一方、実際の変形はFig. 26等にみられるように紡錘形をなすので、中心軸方向に沿った変形量分布の勾配による曲げモーメントが変形の過程で発生するであろう。言い換えれば、変形の軸方向に不均一な進行は、変形の進んでいる部分が曲げモーメントによる抵抗力に逆らいつつより外側へせり出していく過程をとる。ところで、Fig. 6~17およびFig. 30~41中、D法の(D)で示した曲線以外は、すべて二次元計算の結果である。ここでは、曲げモーメントによる抵抗は模擬できないものの、軸方向の温度勾配の存在によるノードの計算上のせり出しに対する抵抗は存在する。

中心軸方向の温度勾配をなくした一次元計算の結果である(D)の曲線は、その温度入力として二次元計算における最高温度レベル(=最大変形レベル)の温度履歴を適用して得られたものである。ここでFig. 6~17における(A)と(D)の曲線を比較すると、総体的に(D)の曲線が(A)より上側にあるものの、両者の差はそれほど大きくないことがわかる。この差は、中心軸方向の温度勾配の存在による、計算アルゴリズム上の、変形に対する抵抗の大きさを示している。

一方、実験においては、ふくれた領域には、その部分をはさんだ上下の変形量の小さな部分からメタルが移動する傾向のあることが見出されている。たとえば、試料の最大変形レベルの断面積は、変形前の断面積より増加する傾向がある。しかし、本コードのモデルにおいては、

ノードの中心軸方向レベルは2節にも述べたように固定である。このことが計算上変形に対し持つ効果は抑制的であるのか促進的であるかを判断するのは困難である。その理由を次に示す。メタルの中心軸方向の移動がない場合、ふくれていく領域の肉厚は、移動がある場合に比べて減少の度が大きく、このことは一方では内圧に対する抵抗力がそれだけ低く変形促進因子となりそうだが、しかし歪と歪速度はそれだけ増大するので、加工硬化などの増大により抵抗力は必ずしも低くなる方向にのみ進むわけではない。

— 破裂挙動 —

Fig. 18~29 および Fig. 42~53 に示した、プロッター出力図と破裂した試料写真の比較を以下で行う。これらのプロッター出力図は、各図中Ⓐで示される曲線を算出した計算において、直径歪の値が実験の破裂歪と同一になった時刻に最も近い時刻の出力図である。ただし、計算上の直径歪が実測値を越えないケースにおいては、破裂時刻における出力図である。D法の各ケースについては、Fig 25, 26 のケースを除いて、図と試料の外形はほぼ一致している。この2ケースは、破裂温度が、破裂変形量が極小となる ($\alpha + \beta$) 二相温度域にある。I法においては、いづれもきわめて近似度が低い。この理由は、内部ヒーターによる加熱という、中心軸方向、円周方向双方に温度勾配や温度ムラの大きく発生する加熱方法に帰因すると思われる。すなわち、I法の実験によって得られた温度データは、実際の不均一な温度分布を正確に表現しえず、また計算においてもさらに二次元化という近似を行っていることが、計算図と写真との差を生んでいる。

次に、Table 4 および Table 5 に、各ケースにおける破裂歪の計測値 ϵ_B (公称歪)、破裂時刻 t_B (定義は、各 Fig. を参照)、計算上の最大変形部の歪が ϵ_B に等しい値に達した時刻 t_{cal} 、実測した破裂温度 T_B 、計算上の t_{cal} における最大変形ノードの温度 T_c 、そのノードの時刻 t_{cal} における接線方向応力 S_c の計算値、および、MATPRO-11による破裂接線方向応力の予測値 S_p を、比較のために示す。 S_p は、MATPRO-11によれば、破裂判定基準の一つの表現として、次の実験式によって算出される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\theta_B} &= 1.36 K_A \quad (T < 750 \text{ K}) \\ \sigma_{\theta_B} &= 46.861429 K_A \exp(-1.9901087 \times 10^6 / T^2) \\ &\quad (750 \leq T \leq 1050) \\ \sigma_{\theta_B} &= 7.7 K_A \quad (1050 < T) \end{aligned} \right\} \quad \begin{array}{l} \cdots \cdots (61-a) \\ \cdots \cdots (61-b) \\ \cdots \cdots (61-c) \end{array}$$

ただし、 σ_{θ_B} : 破裂接線方向応力 = S_p (Pa)

K_A : 式(43)によって表わされた K (Pa)

T : 温度 (K)

である。

また、不確定性は、±17%である。

Table 4 および Table 5 より、次の特徴が読みとれる。

- (1) 大部分のケースにおいて、 t_{cal} の値は t_B の値に近い。しかし、時刻 t_{cal} における S_c の値は、ケース 15-I-36, 15-D-24, 15-D-40 を除いて S_p の値よりかなり低くなる。仮に破裂判定基準としての実測値から帰納された S_p の値が、正しいとすれば、 S_c の低い値の理由に対して、次のような解釈ないしは条件が与えられよう。

(1) 計算においては接線方向応力 σ_θ の値は、2.2で説明した通り、相当応力 σ_e の値に依存するが、 σ_e は式(27)の形にもみられるように、歪速度 $\dot{\epsilon}$ が $10^{-3}/\text{sec}$ 以上になると、歪速度依存性指数 m に非常に敏感に依存する。したがって、計算上破裂時点近くの歪曲線の急険な立ち上り部分においては、 S_c は m に強く依存する。 m の値は $\dot{\epsilon}$ が $0.1/\text{sec}$ までの範囲のデータから帰納されており、これ以上の領域においていかなる値となるかは簡単に予測はしがたい。しかし S_c の値を S_p に近づける程度の変化は m の値の変化としては、大きなものではない。すなわち、 m の実験式をより大きな値の $\dot{\epsilon}$ のデータも含めて決定し、正確度を増せば、 S_c は S_p に近づく可能性が大きい。

(2) 式(61-a, -b, -c)を導出するデータの計測においては、試料の破裂開口近傍の局所的に肉厚が減少した部分の肉厚より破裂応力を算出している。一方、本計算においては、応力は平均肉厚によって算出しているので、 S_c は S_p より低くなる。逆にこのことは、計算によって破裂時刻や破裂歪を予測するには局所的な条件（肉厚や応力の分布）を破裂の判定基準に含ませる必要のあることを示唆している。すなわち、破裂を起こす条件を規定するのは、破裂部周辺の変形状況（マクロな形状、応力-歪分布etc.）であり、さらにその状況は温度分布およびその形成と強く相互作用する性格のものである。こうした規定要因の予測は被覆管の軸方向少くとも数cmの領域を計算対象として初めて可能になるものであるが、その全体的変形計算の過程において破裂に結びつく局所条件がいつどのように形成されるかを判断するアルゴリズムを実現しない限り、破裂歪や破裂温度の予測はできないであろう。一たん局所条件が満たされたと判断すれば、次は局所的（特定の高さレベルにおける円周の一部分およびその周辺の）応力・歪の計算に移り、破裂の判断を下せばよい。破裂判定基準を軸対称の全般的計算に直接適用して、破裂歪などを算出した従来の計算例においては、予測値と実測値の差が大きい。あるいは実測値が予測値の周辺に大きくバラつくのは、以上のような理由によるものと思われる。

5. 結論

軽水炉のLOCA時の燃料棒被覆管の変形挙動を解析する計算コードBALBURを開発し、実験と計算の比較検討を行った。その結果得られた主要な知見は以下の通りである。

- (1) 歪増大履歴の計算値は、応力-歪関係式に用いたMATPRO-11からの物性値を単に数值上で修正することによって、実測値に接近させることが可能である。しかし、実測データや物理的意味をふまえての修正が特に異方性係数の算出法、酸素の機械的性質に及ぼす効果、応力の歪速度依存性などにおいて、必要である。
- (2) 円周方向温度差が歪の増大に与える効果は極めて大きいことが計算によっても確認された。このことは、破裂判定基準のあり方とも関連している。
- (3) 1次元計算（軸対称・単位軸長）と2次元計算（軸対称・軸方向複数ノード）の計算結果の相違は大きいものではない。
- (4) 計算による破裂歪や破裂温度の予測には、全般的な変形の計算から生成した局所的な条件を破裂の判定基準に含ませる必要がある。

(1) 計算においては接線方向応力 σ_θ の値は、2.2で説明した通り、相当応力 σ_e の値に依存するが、 σ_e は式(27)の形にもみられるように、歪速度 $\dot{\epsilon}$ が $10^{-3}/\text{sec}$ 以上になると、歪速度依存性指数 m に非常に敏感に依存する。したがって、計算上破裂時点近くの歪曲線の急険な立ち上り部分においては、 S_c は m に強く依存する。 m の値は $\dot{\epsilon}$ が $0.1/\text{sec}$ までの範囲のデータから帰納されており、これ以上の領域においていかなる値となるかは簡単に予測はしがたい。しかし S_c の値を S_p に近づける程度の変化は m の値の変化としては、大きなものではない。すなわち、 m の実験式をより大きな値の $\dot{\epsilon}$ のデータも含めて決定し、正確度を増せば、 S_c は S_p に近づく可能性が大きい。

(2) 式(61-a, -b, -c)を導出するデータの計測においては、試料の破裂開口近傍の局所的に肉厚が減少した部分の肉厚より破裂応力を算出している。一方、本計算においては、応力は平均肉厚によって算出しているので、 S_c は S_p より低くなる。逆にこのことは、計算によって破裂時刻や破裂歪を予測するには局所的な条件（肉厚や応力の分布）を破裂の判定基準に含ませる必要のあることを示唆している。すなわち、破裂を起こす条件を規定するのは、破裂部周辺の変形状況（マクロな形状、応力-歪分布etc.）であり、さらにその状況は温度分布およびその形成と強く相互作用する性格のものである。こうした規定要因の予測は被覆管の軸方向少くとも数cmの領域を計算対象として初めて可能になるものであるが、その全体的変形計算の過程において破裂に結びつく局所条件がいつどのように形成されるかを判断するアルゴリズムを実現しない限り、破裂歪や破裂温度の予測はできないであろう。一たん局所条件が満たされたと判断すれば、次は局所的（特定の高さレベルにおける円周の一部分およびその周辺の）応力・歪の計算に移り、破裂の判断を下せばよい。破裂判定基準を軸対称の全般的計算に直接適用して、破裂歪などを算出した従来の計算例においては、予測値と実測値の差が大きい。あるいは実測値が予測値の周辺に大きくバラつくのは、以上のような理由によるものと思われる。

5. 結論

軽水炉のLOCA時の燃料棒被覆管の変形挙動を解析する計算コードBALBURを開発し、実験と計算の比較検討を行った。その結果得られた主要な知見は以下の通りである。

- (1) 歪増大履歴の計算値は、応力-歪関係式に用いたMATPRO-11からの物性値を単に数值上で修正することによって、実測値に接近させることが可能である。しかし、実測データや物理的意味をふまえての修正が特に異方性係数の算出法、酸素の機械的性質に及ぼす効果、応力の歪速度依存性などにおいて、必要である。
- (2) 円周方向温度差が歪の増大に与える効果は極めて大きいことが計算によっても確認された。このことは、破裂判定基準のあり方とも関連している。
- (3) 1次元計算（軸対称・単位軸長）と2次元計算（軸対称・軸方向複数ノード）の計算結果の相違は大きいものではない。
- (4) 計算による破裂歪や破裂温度の予測には、全般的な変形の計算から生成した局所的な条件を破裂の判定基準に含ませる必要がある。

References:

- (1) HOBSON, D.O., RITTENHOUSE, P.L.: ORNL-4758 (1972)
- (2) KAWASAKI, S., FURUTA, T., SUZUKI, M.: J.Nucl.Sci.Technol.
15 (8), (1978)
- (3) 本間功三, 橋本政男, 古田照夫, 大友 隆, 川崎 了 : JAERI-M 6602 (1976)
- (4) UETSUKA, H., FURUTA, T., KAWASAKI, S.: J.Nucl.Sci.Technol.
18 (9) (1981)
- (5) LIN, E.I.H.: CONF-70807-48 (1977)
- (6) BROZKA, B., CHELIOTIS, G., KNICK, A., SENSKI, G.: 4th SMIRT c1/8
(1977)
- (7) MERCKX, K.R.: 4th SMIRT c3/7 (1977)
- (8) SIEFKEN, L.J., BOHN, M.P., PECK, S.O., DEARIEN, J.A.:
NUREG/CR-0840, TREE-1281 (1979)
- (9) NEITZEL, H.J., ROSINGER, H.E.: AECL-6420 (1980)
- (10) CHUNG, H.M., KASSNER, T.F.: NUREG/CR-0344, ANL-7731 (1978)
- (11) SUZUKI, M.: JAERI-M 8523 (1979)
- (12) HAGRMAN, D.L., REYMANN, G.A.: NUREG/CR-0497.TREE-1280(Rev.1)
(1980)
- (13) CHUNG, H.M., GARDE, A.M., KASSNER, T.F.: ANL-75-58 (1975)
- (14) PAWEL, R.E.: ORNL/NUREG-5 (1976)
- (15) WIEHR, K., HE.SCHMIDT : KFK-2345 (1977)
- (16) HINDLE, E.D., MANN, C.A.: ND-R-364(s) (1980)
- (17) FURUTA, T., KAWASAKI, S., HASHIMOTO, M., OHTOMO, T.: J.Nucl.Sci.Technol.
15 (10) (1978)
- (18) MERCKLE, J.G.: ORNL-4138 (1967)

Table I Flowchart and Functions of Subroutines

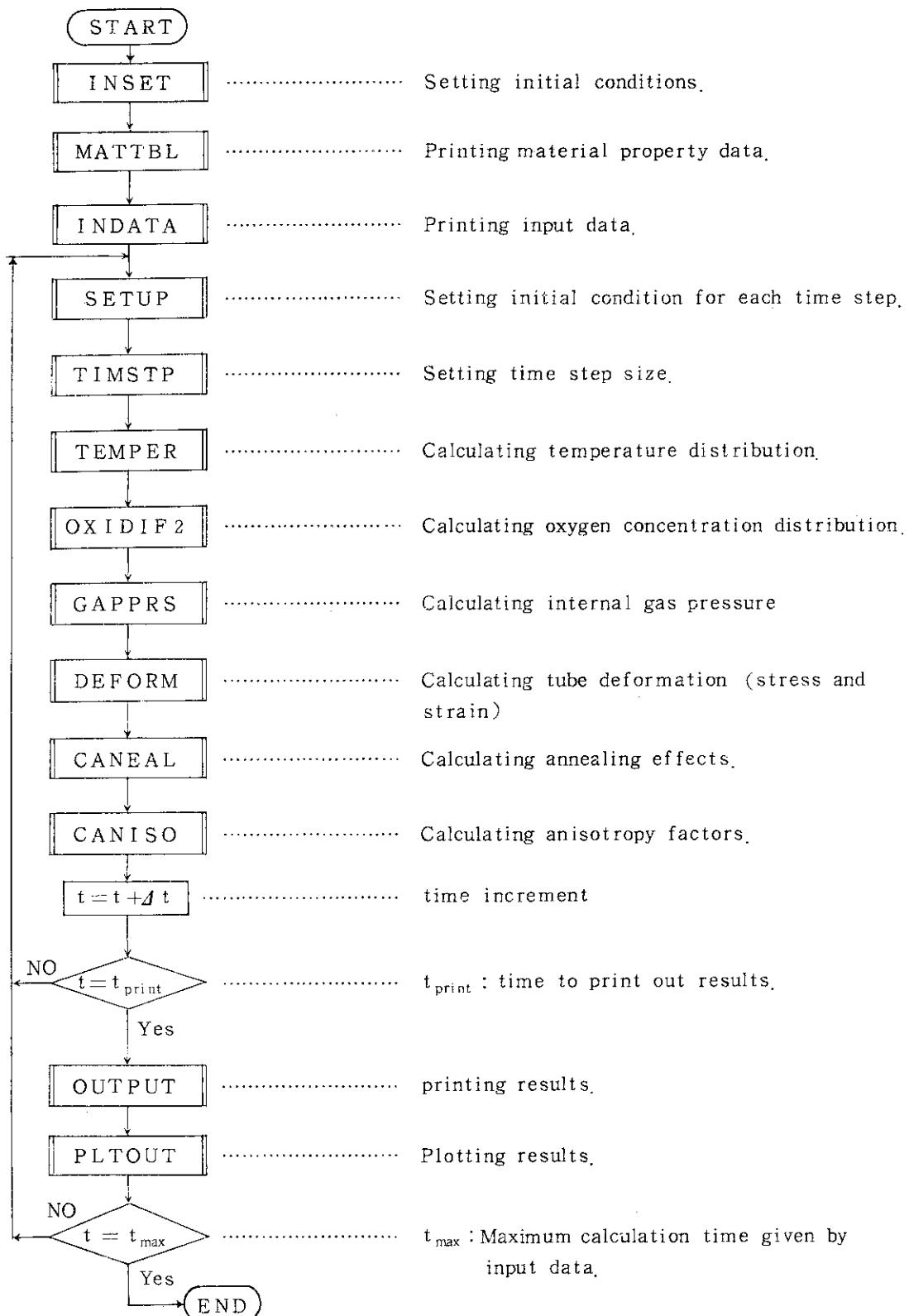


Table 2 Comment on Figures 6 - 17 of D-method series
 The meanings of indications \textcircled{A} , \textcircled{B} , \textcircled{C} , \textcircled{D} , \textcircled{K} , \textcircled{W} and $\textcircled{\text{Ox}}$
 are tabulated as follows:

Parameters \ Symbols	\textcircled{A}	\textcircled{B}	\textcircled{C}	\textcircled{D}	\textcircled{K}	\textcircled{W}	$\textcircled{\text{Ox}}$
Modification on K	Yes	Yes	Yes	Yes	No	Yes	Yes
Modification on m	Yes	No	Yes	Yes	Yes	Yes	Yes
Anisotropy	Yes	Yes	—	Yes	Yes	Yes	Yes
Isotropy	—	—	Yes	—	—	—	—
Two-dimension	Yes	Yes	Yes	—	Yes	Yes	Yes
One-dimension	—	—	—	Yes	—	—	—
Coldwork(%)	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	30.	0.5
Oxidation	No	No	No	No	No	No	Yes

Table 3 Comment on Figures 30 - 41 of I-method series

- (A) --- The same condition as the case \textcircled{A} in D-method series.
- (B) --- The same condition as the case \textcircled{C} in D-method series.
- (C) --- The same condition as the case \textcircled{K} in D-method series.

Comment I on Figs.18 - 29 and Figs.42 - 53

The calculated shape (plotter output) in each Figure is drawn at the time when calculated diametral strain at the most expanded axial elevation is equal to or only slightly different from the burst strain of the corresponding specimen.

Table 4 Comparison of Calculated Results and Measured Data

ϵ_B : Measured burst strain (Engineering).

t_B : Measured burst time (sec.).(see Figs. 6~17)

$t_{cal.}$: Calculated time to produce the same strain as ϵ_B .

T_B : Measured burst temperature (K).

$T_{cal.}$: Calculated temperature at $t_{cal.}$. (K)

S_C : Calculated hoop stress at $t_{cal.}$ (MPa)

S_p : Predicted hoop stress by MATPRO-II at $t_{cal.}$ (MPa).
(using modified strength coefficient K)

Symbols Cases \	ϵ_B	t_B	$t_{cal.}$	T_B	$T_{cal.}$	S_C	S_p
15-D-6	0.53	105.0	104.50	1235	1234	29.4	54.8
15-D-12	0.63	56.0	55.45	1260	1254	25.8	33.4
15-D-24	0.74	33.0	31.67	1283	1265	34.4	31.4
15-D-40	0.90	19.0	18.01	1339	1299	39.1	29.1
40-D-6	0.48	84.0	82.54	1171	1164	62.3	150.1
40-D-12	0.405	50.0	49.13	1188	1178	59.3	116.9
40-D-24	0.50	27.0	26.07	1218	1199	67.9	93.5
40-D-40	0.53	17.0	16.96	1210	1209.5	60.0	81.3
80-D-6	1.25	75.0	73.16	1088	1076	194.6	286.9
80-D-12	1.27	40.5	39.08	1094	1080	214.9	281.7
80-D-24	1.09	22.0	—	1119	—	157.9	227.7
80-D-40	0.935	14.0	—	1148	—	143.5	179.8

Table 5 Comparison of Calculated Results and Measured Data

- ϵ_B : Measured burst strain (Engineering).
 t_B : Measured burst time (sec.).(see Figs. 30~41)
 $t_{cal.}$: Calculated time to produce the same strain as ϵ_B .
 T_B : Measured burst temperature (K).
 $T_{cal.}$: Calculated temperature at $t_{cal.}$. (K)
 s_c : Calculated hoop stress at $t_{cal.}$ (MPa)
 s_p : Predicted hoop stress by MATPRO-11 at $t_{cal.}$ (MPa).
 (using modified strength coefficient K)

Symbols Cases \	ϵ_B	t_B	$t_{cal.}$	T_B	$T_{cal.}$	s_c	s_p
15-I-6	0.42	115.5	—	1196	—	18.0	96.8
15-I-12	0.476	74.5	—	1214	—	11.8	76.9
15-I-24	0.39	35.0	33.81	1228	1250	20.5	37.7
15-I-36	0.93	25.0	22.03	1285	1276	41.1	32.3
40-I-6	0.76	118.0	—	1128	—	46.8	216.6
40-I-12	0.58	68.0	63.78	1166	1165	84.1	148.3
40-I-24	0.33	31.0	—	1173	—	35.6	127.1
40-I-36	0.21	23.0	22.25	1194	1192.7	41.6	100.1
80-I-6	0.50	93.8	93.15	1028	1021	110.5	339.8
80-I-12	0.58	58.0	55.16	1051	1059	125.0	310.7
80-I-24	0.56	30.0	—	1089	—	76.4	270.6
80-I-36	0.51	21.75	—	1091	—	76.5	268.1

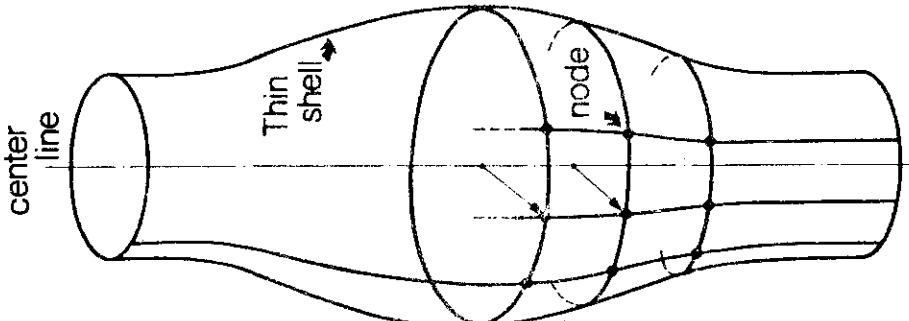


Fig.1
Simulation of Zircaloy tube ballooning by Radial Displacement of Nodes at Constant Axial Elevation.

- 10 -

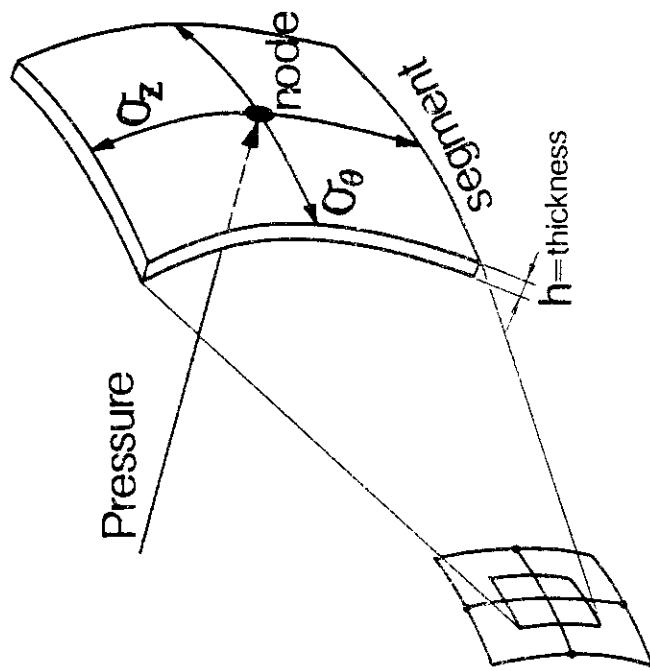


Fig.2
Tube segment and stresses produced by internal pressure.
Each node represents a cladding material segment, where internal or differential pressure is exerted on the node to produce hoop and axial stresses and strains within the segment.

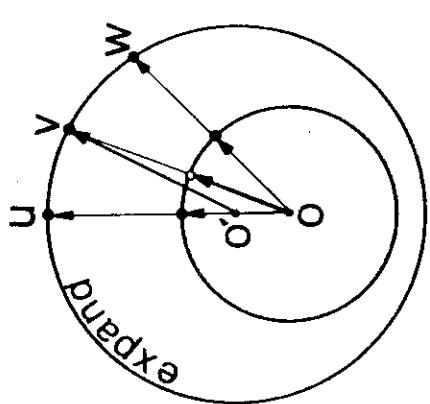


Fig. 3-A Displacement of the Center of Curvature in Three-Dimensional Calculation.

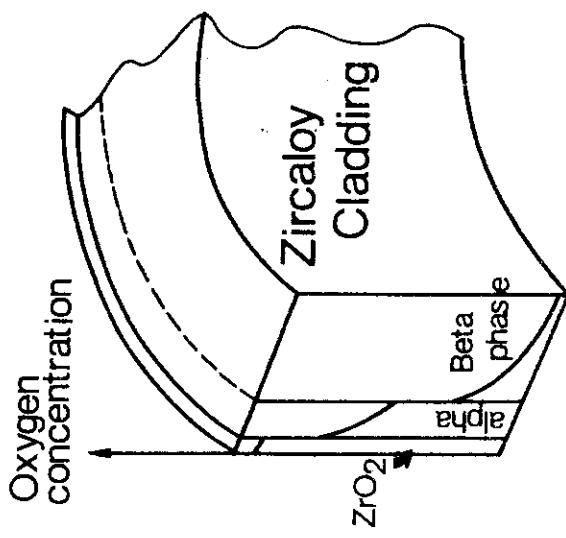


Fig. 4 Schematic of Oxygen Distribution across Zircaloy Tube Wall above 1100 K.

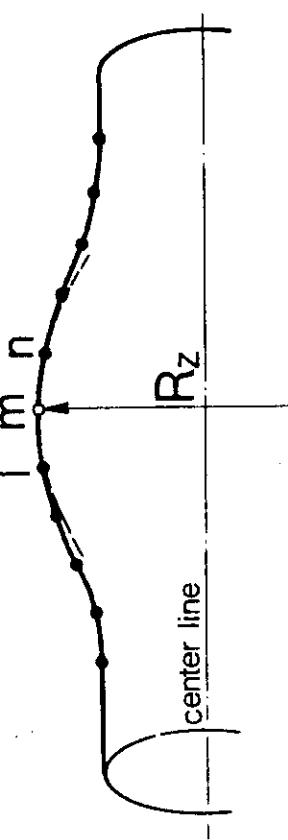


Fig. 3-B Calculation of Curvature in the Axial Direction by Fitting an Arc to Three Nodes.

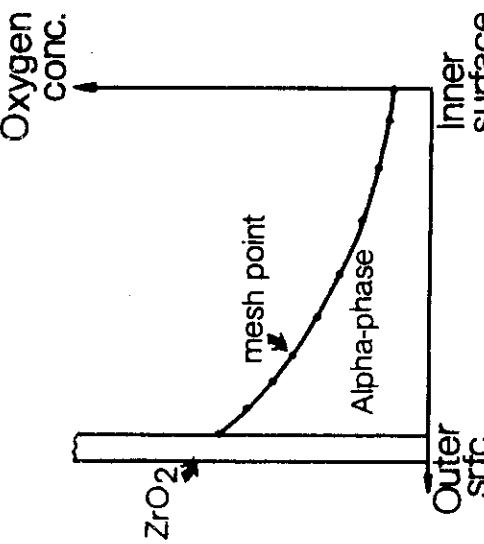


Fig. 5 Model of Oxygen Distribution Calculation in Alpha-phase Zircaloy.

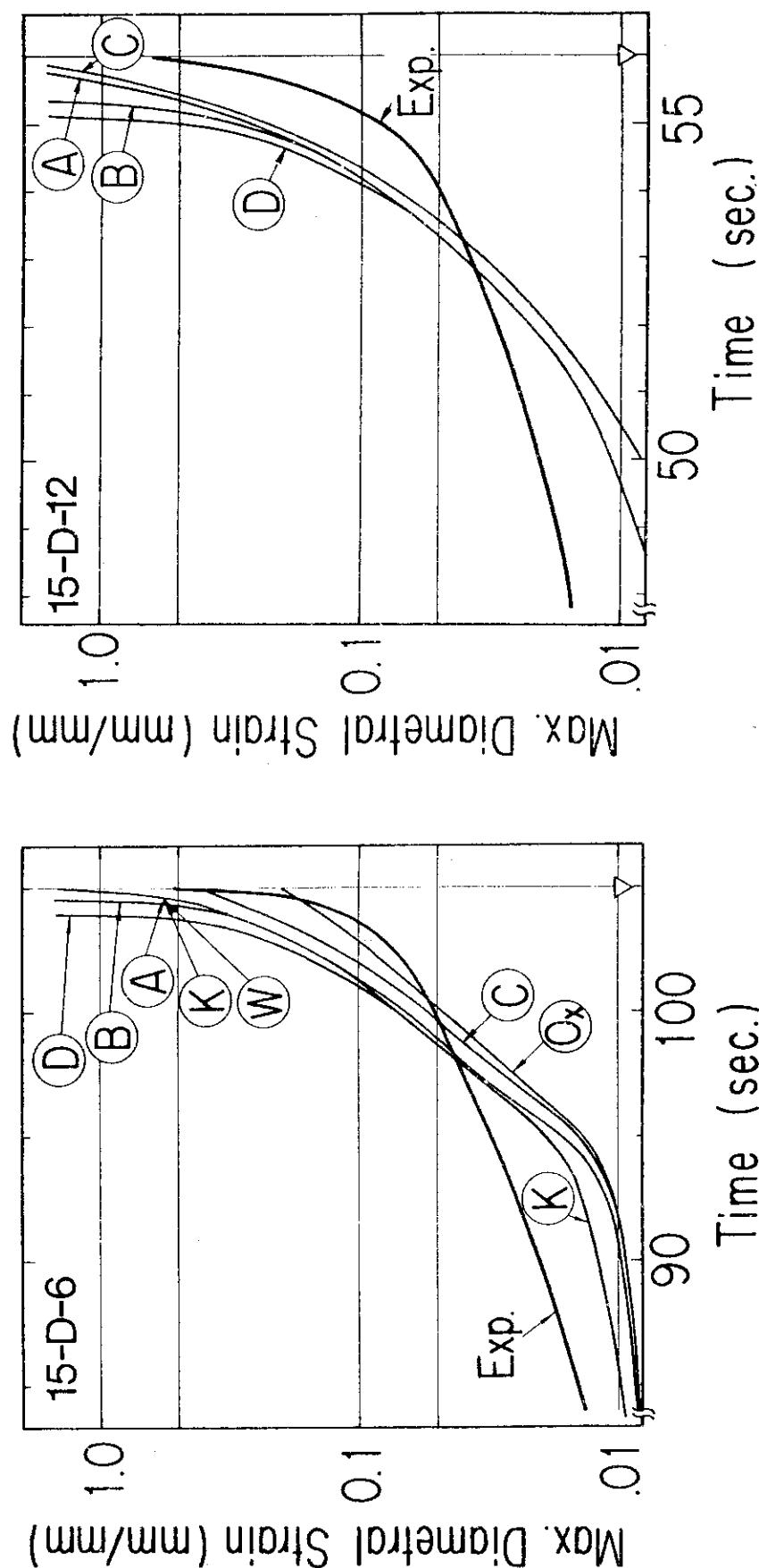


Fig. 6 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 703 K. ∇ ...Burst time

Fig. 7 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the most Expanded Axial Elevation.

The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 523 K. ∇ ...Burst time

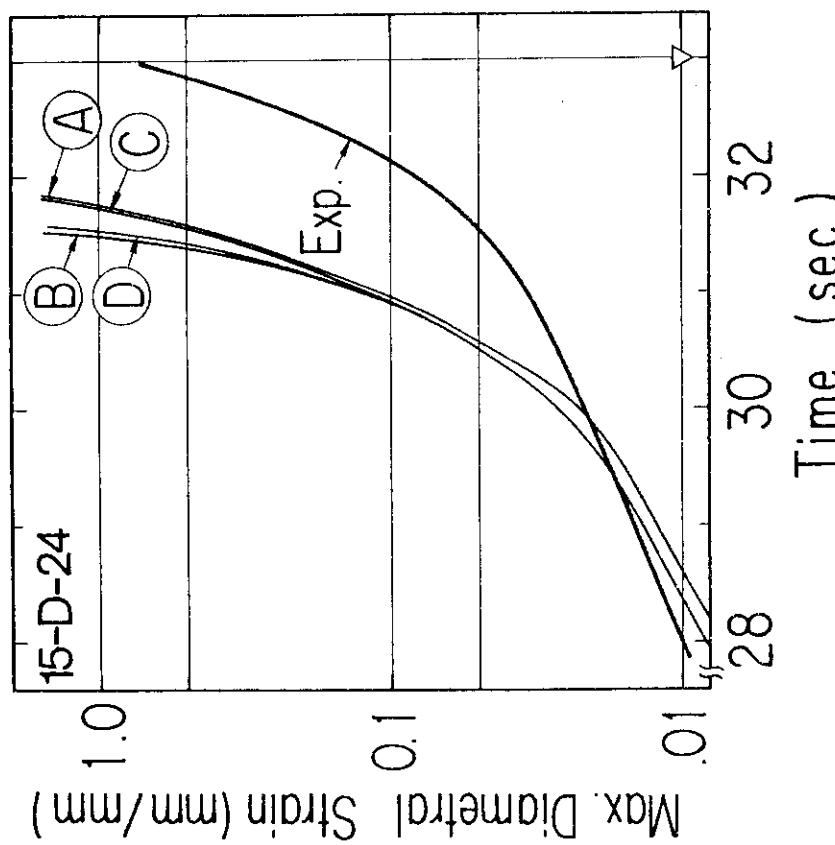
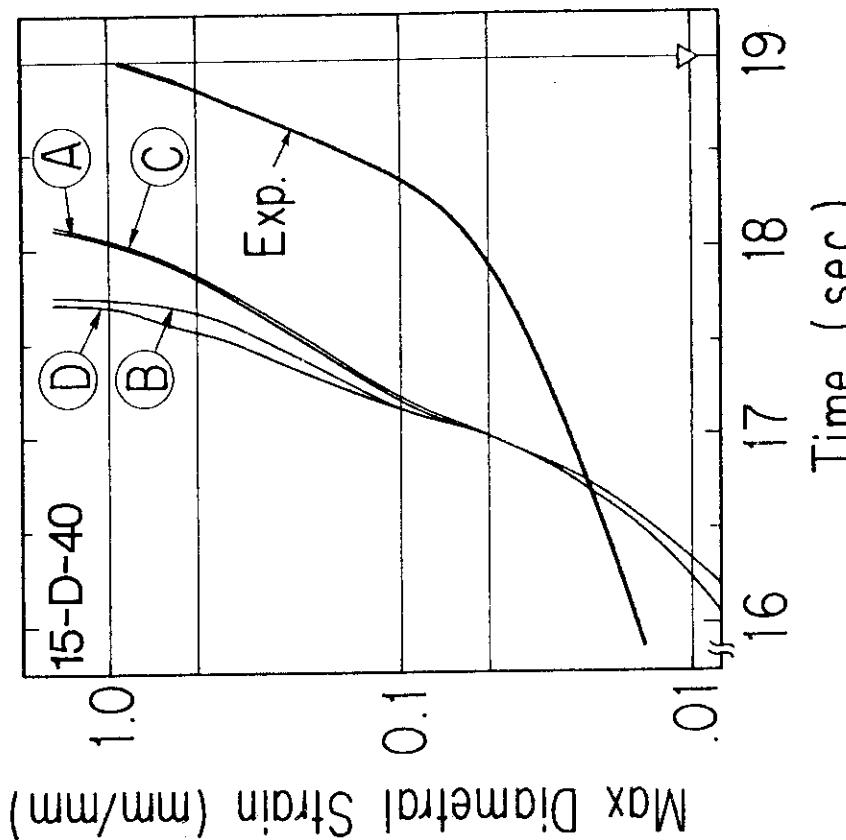
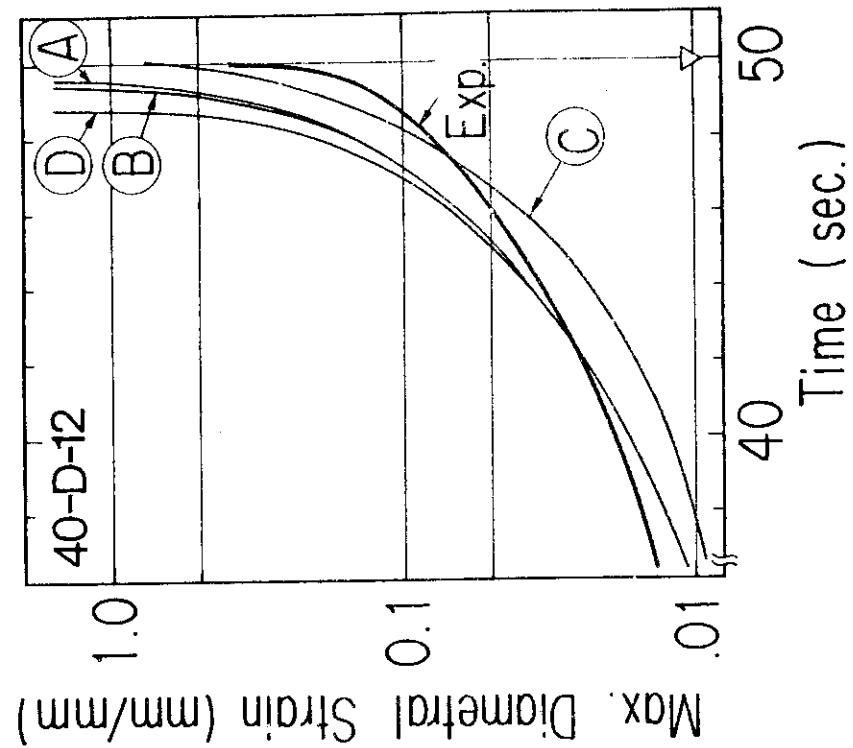
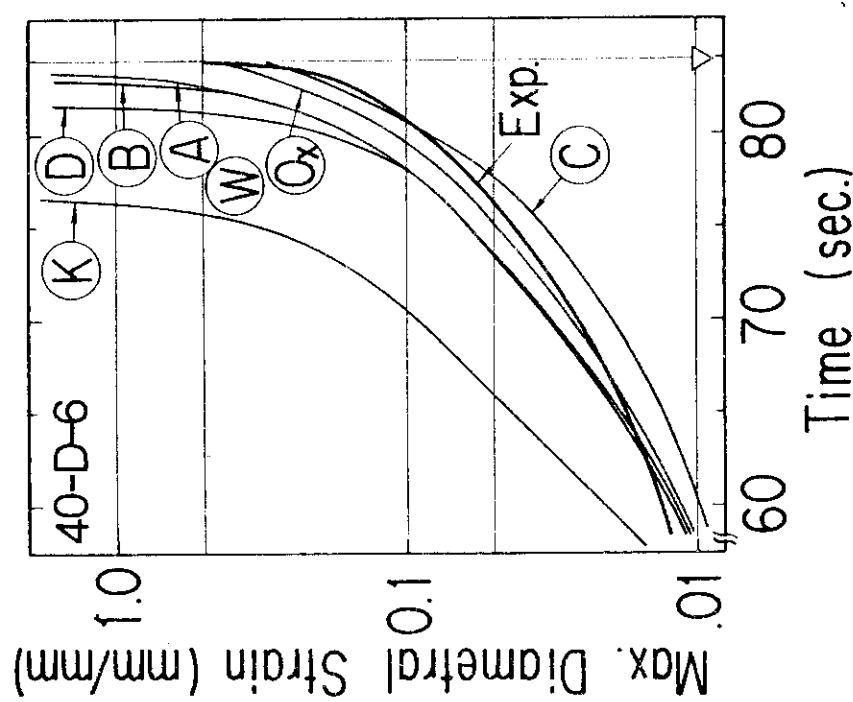


Fig. 8 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 578 K. ∇ ...Burst time

Fig. 9 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.

The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 517 K. ∇ ...Burst time



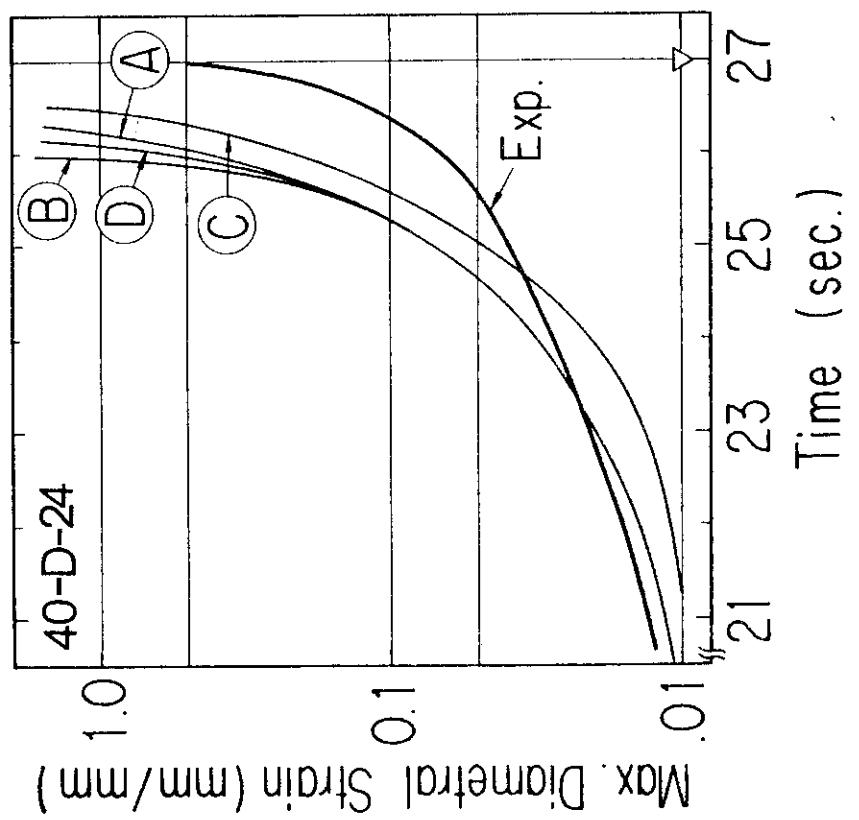
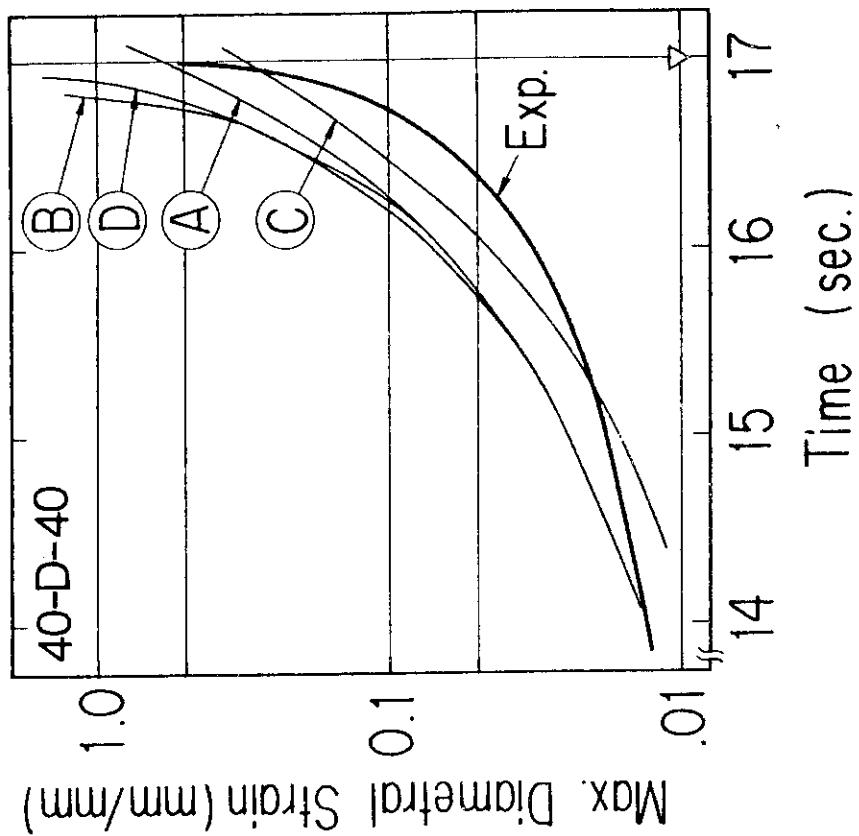


Fig.12 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 568 K. ∇ ... Burst time

Fig.13 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 558 K. ∇ ... Burst time

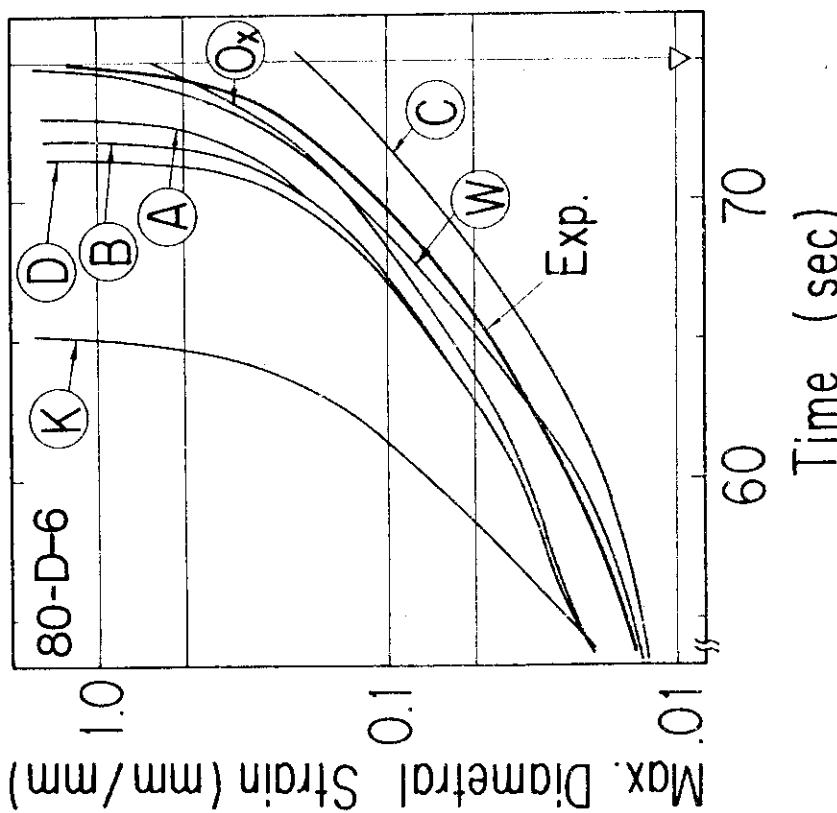
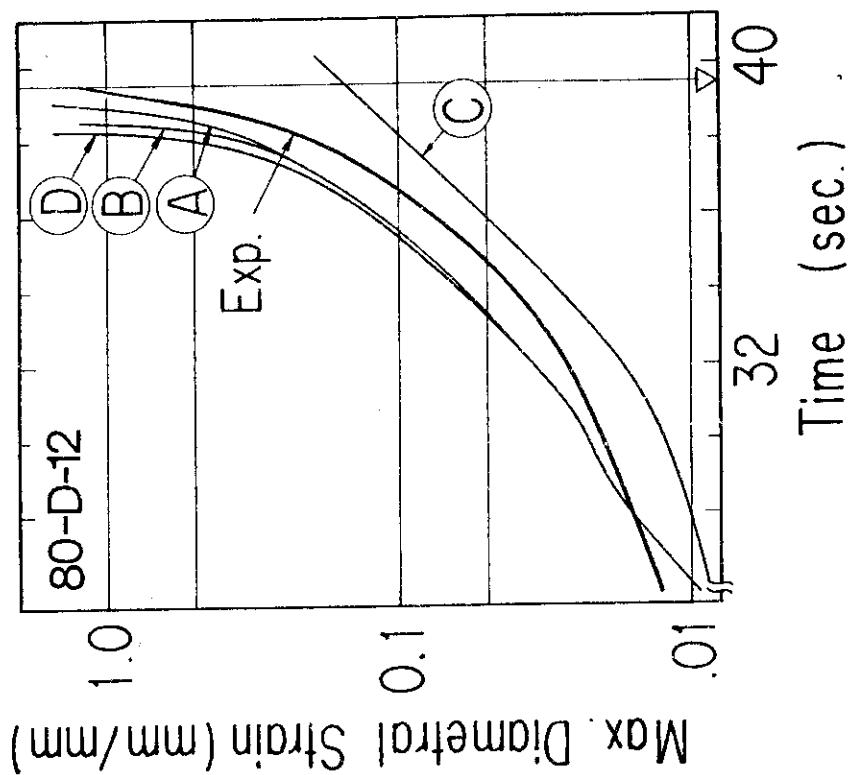


Fig. 14 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 588 K. ∇ ...Burst time

Fig. 15 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 589 K. ∇ ...Burst time

Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 589 K. ∇Burst time

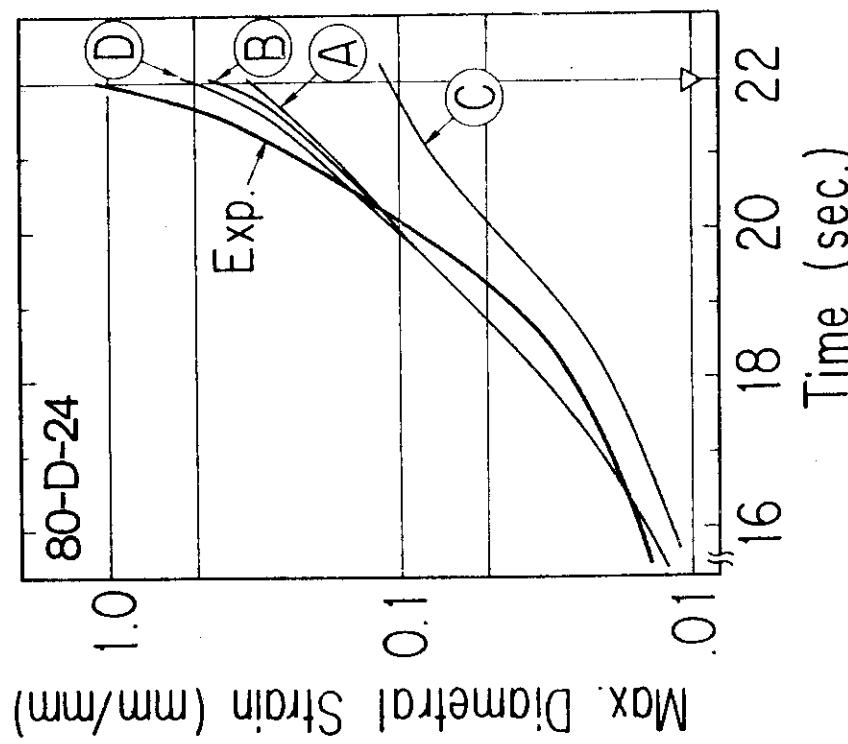
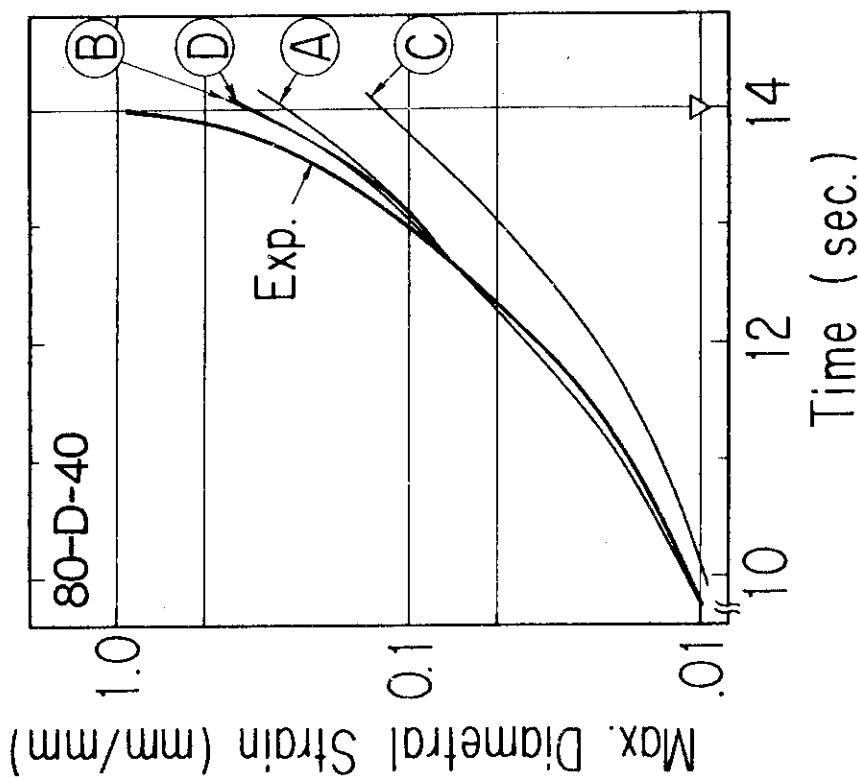


Fig.16 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.

The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 575 K. ∇ ...Burst time

Fig.17 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.

The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 533 K. ∇ ...Burst time

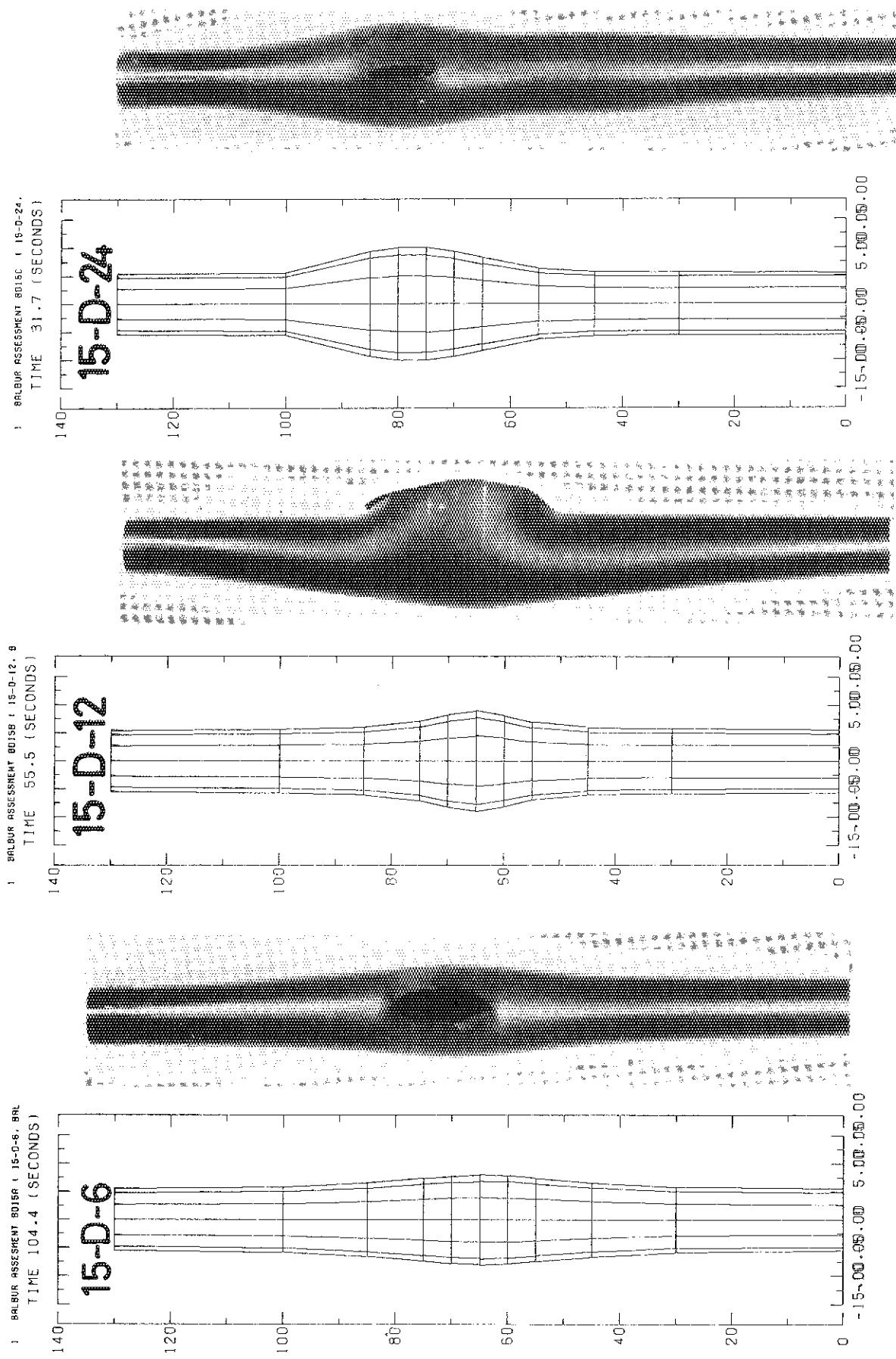


Fig.18 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.19 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.20 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.20 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

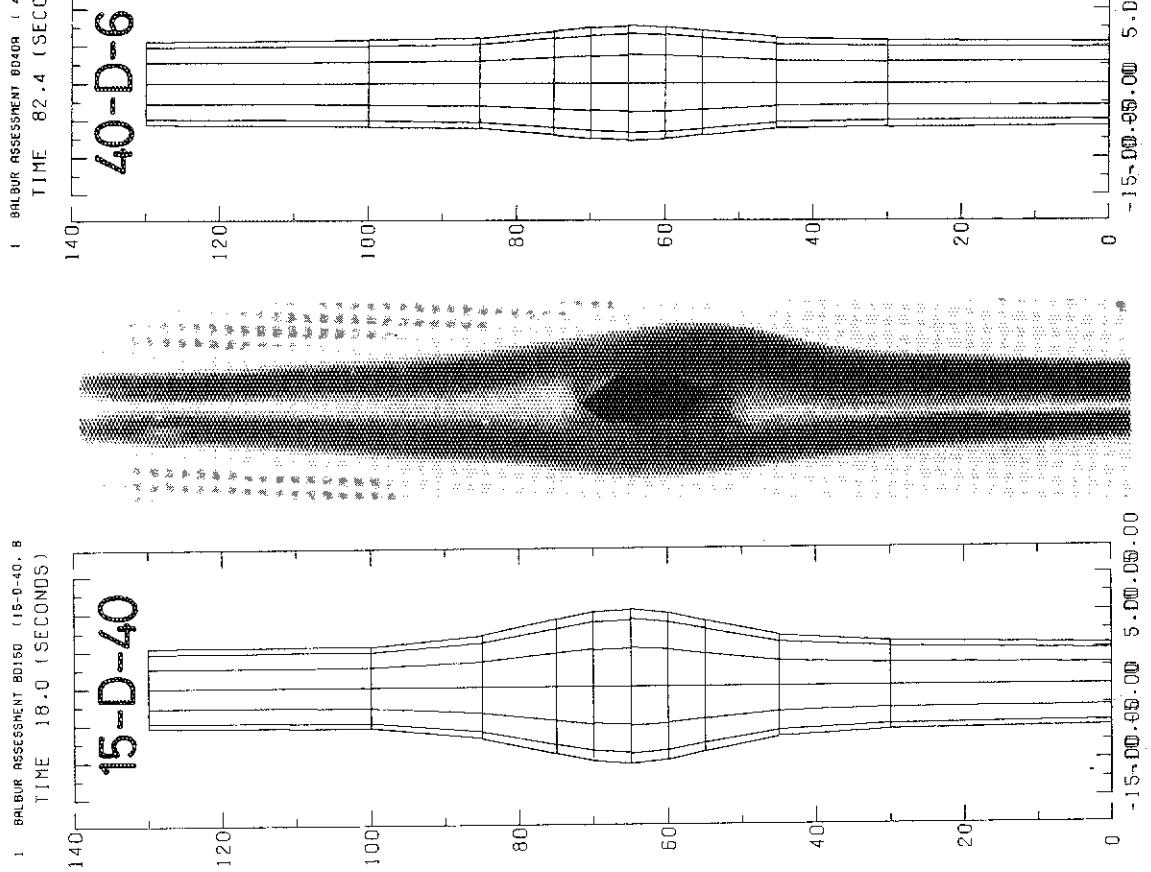


Fig.21 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.22 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

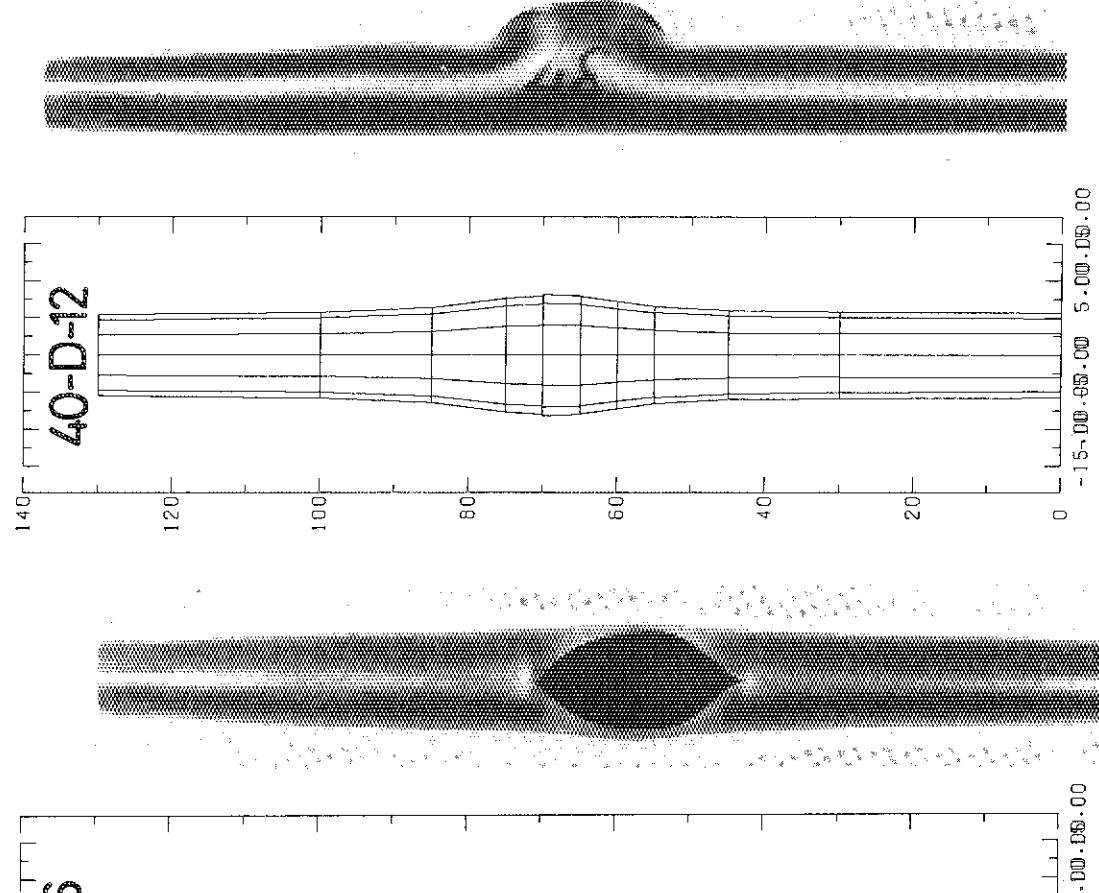


Fig.23 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

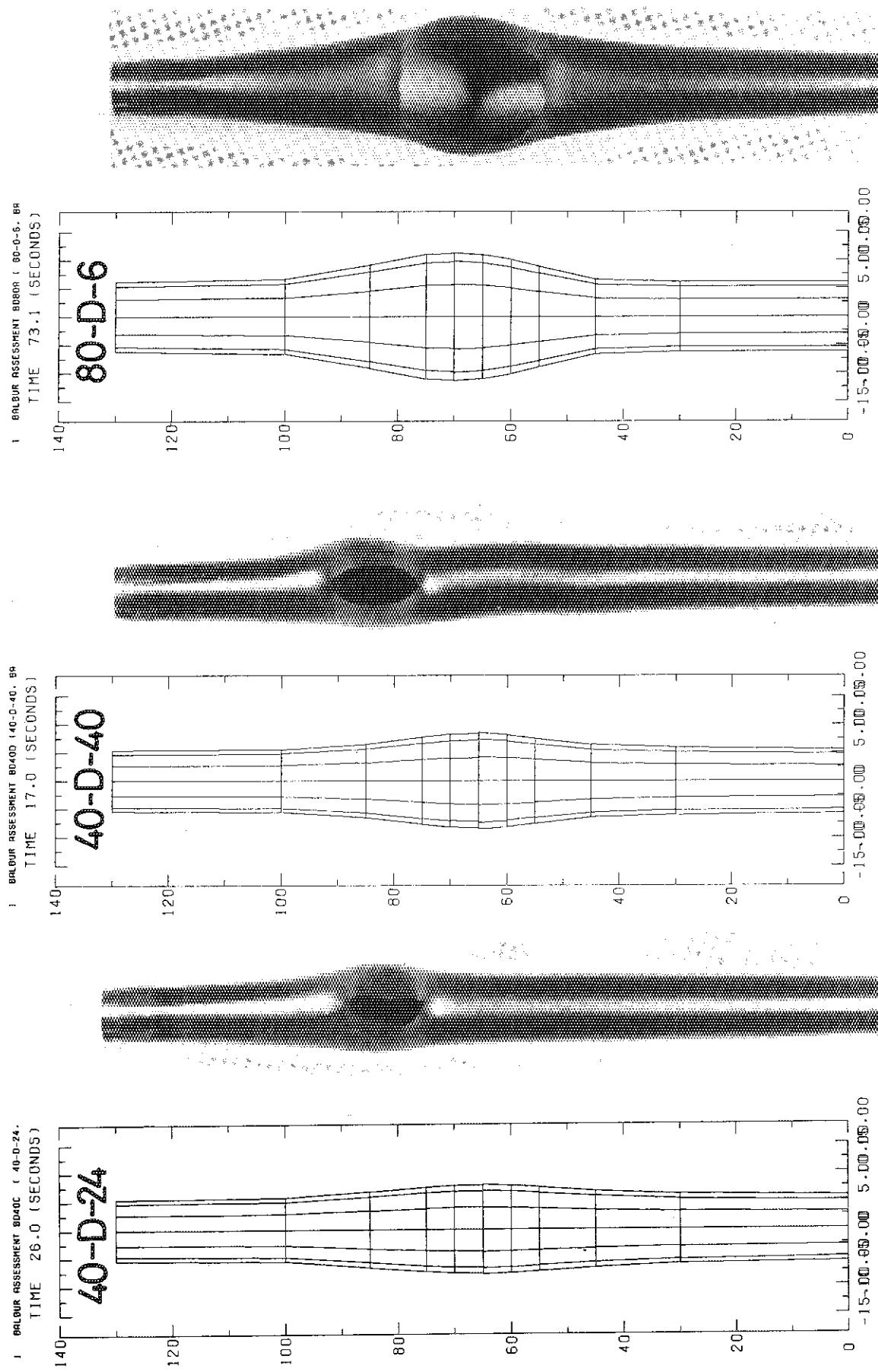


Fig.24 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.25 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.26 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

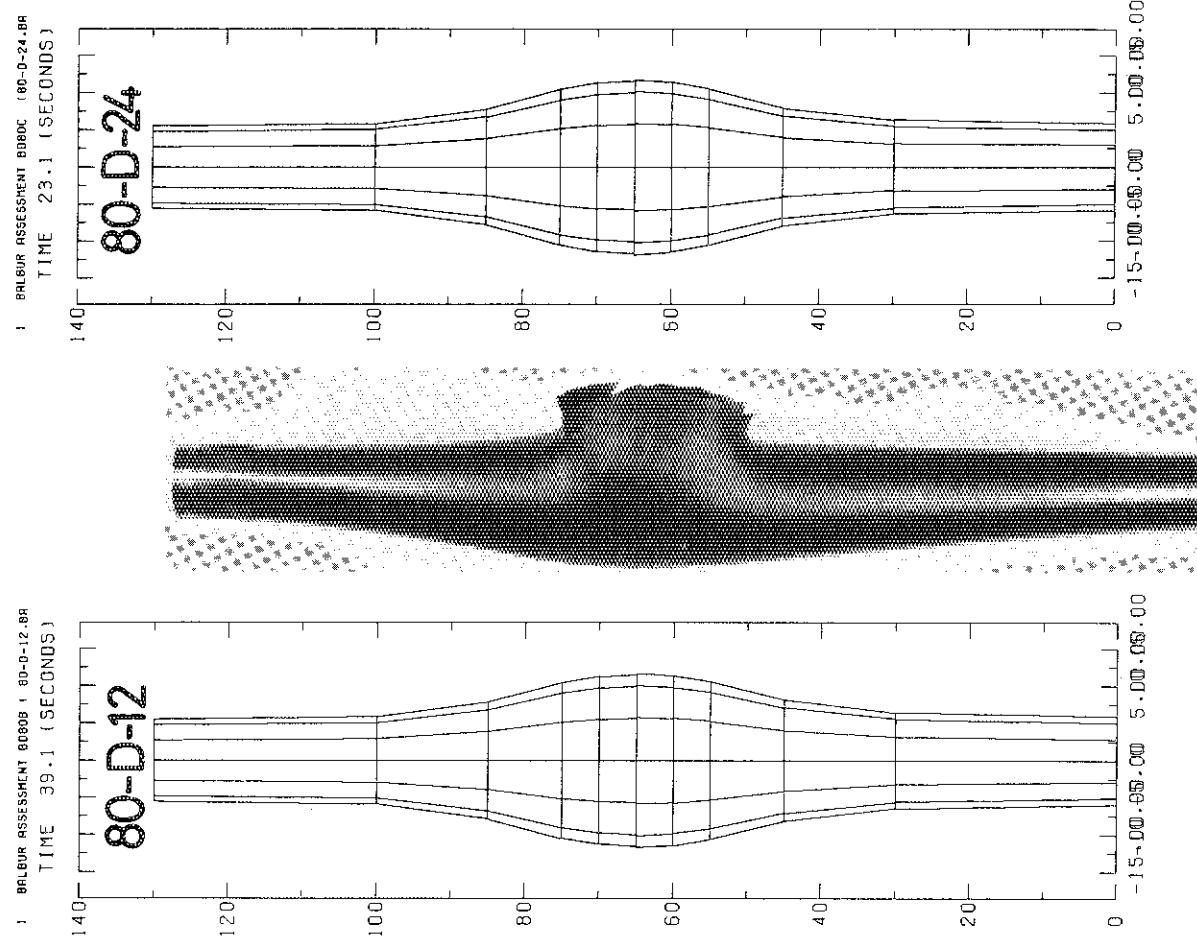


Fig.27 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

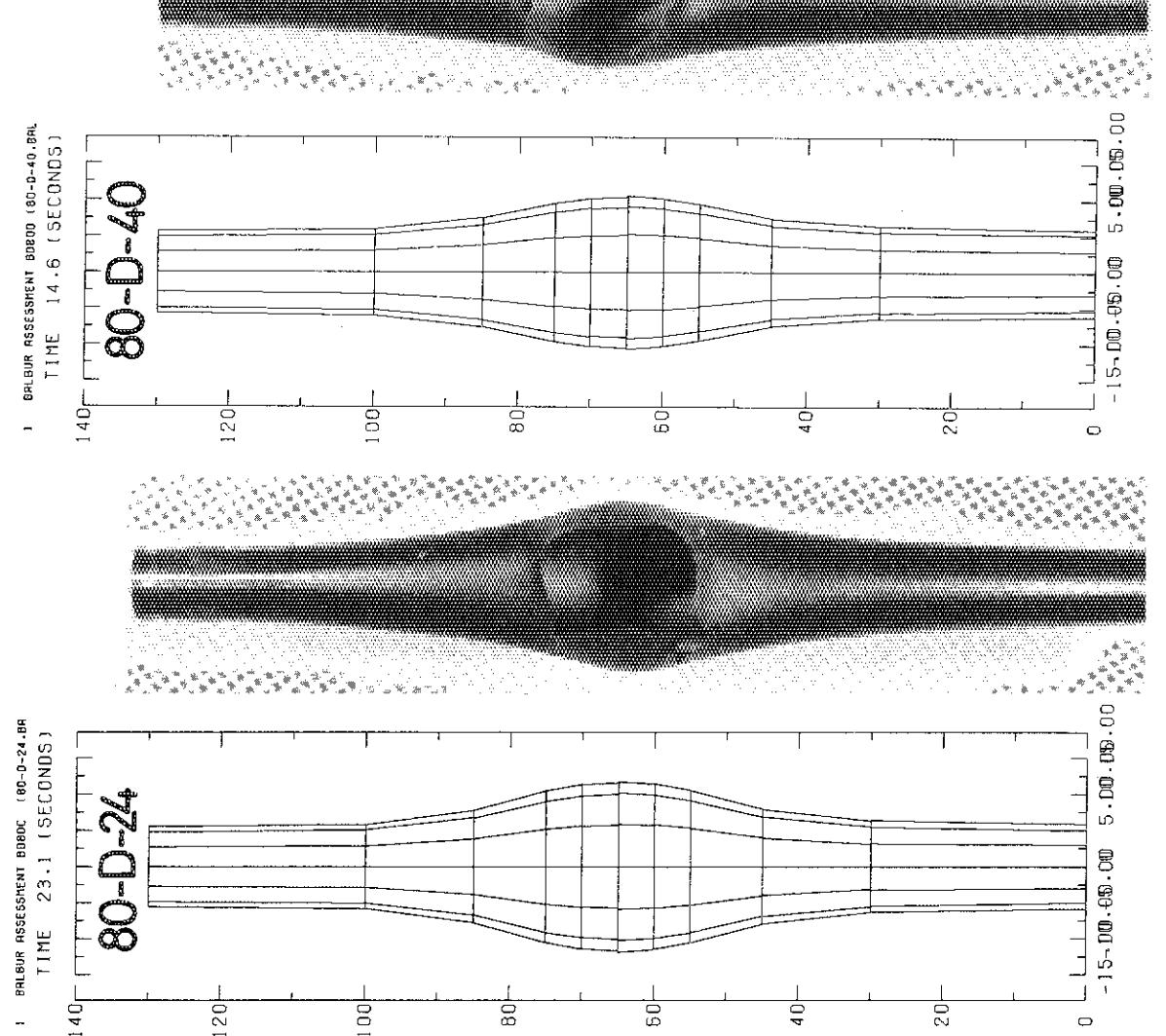
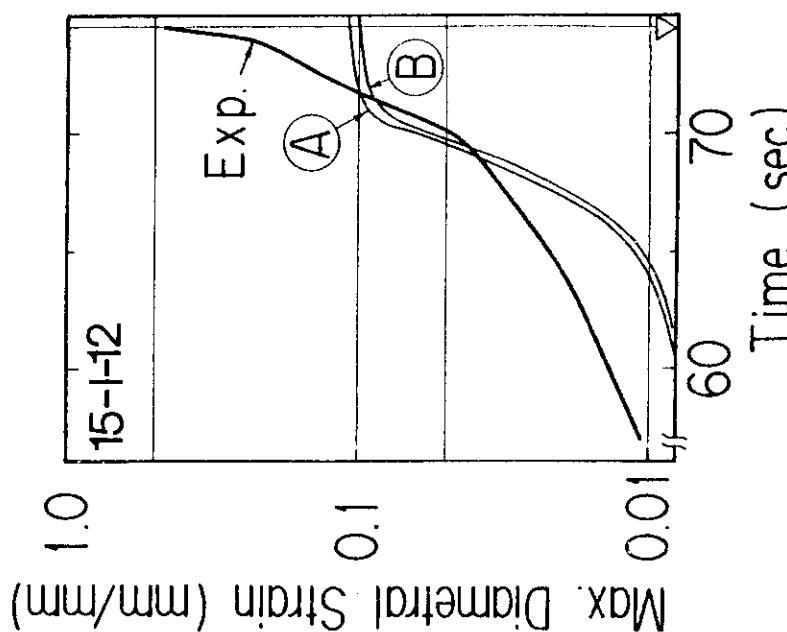
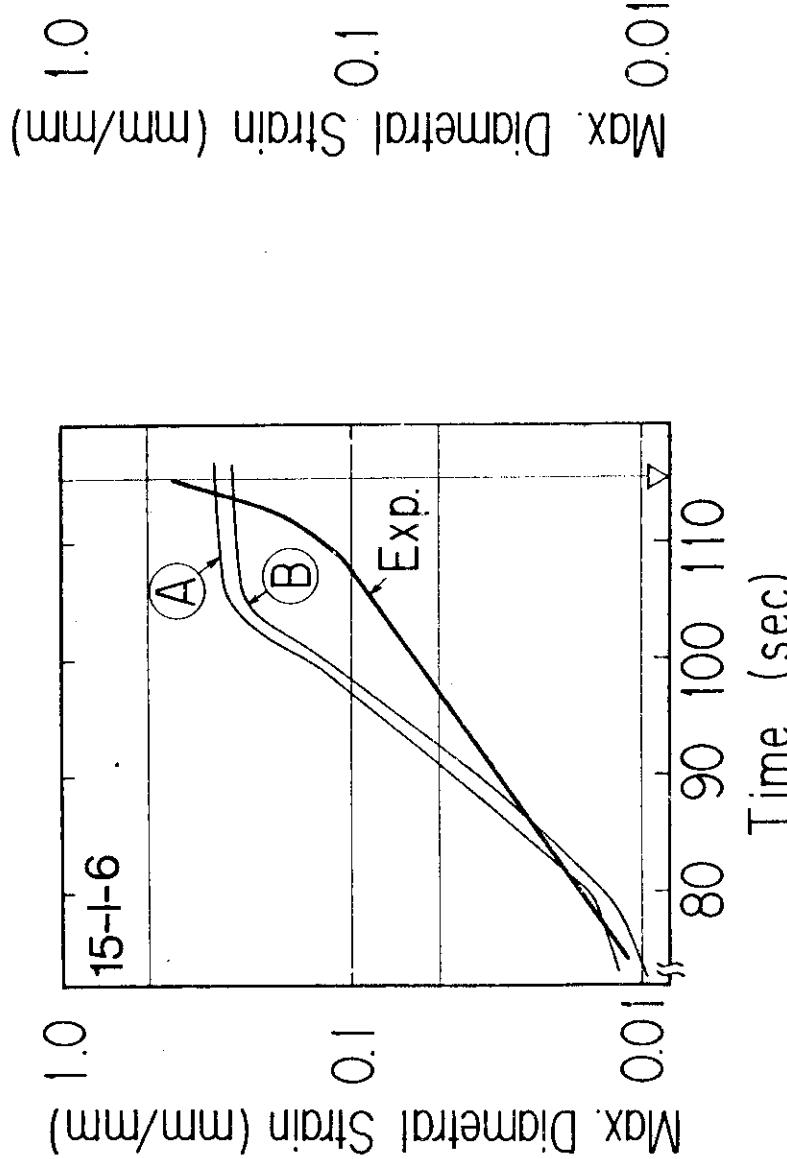


Fig.28 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.29 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.



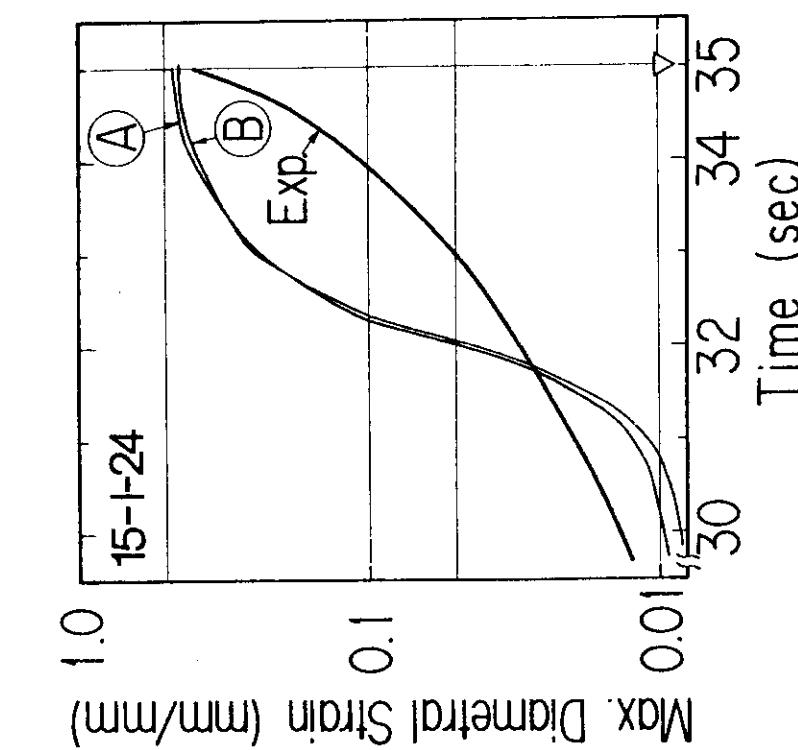


Fig.32 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 578 K. ∇ ...Burst time

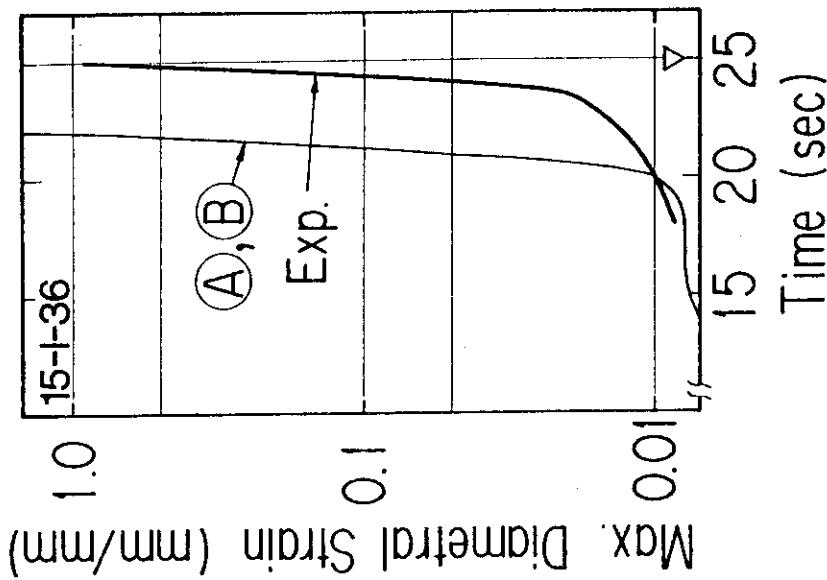


Fig.33 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 573 K. ∇ ...Burst time

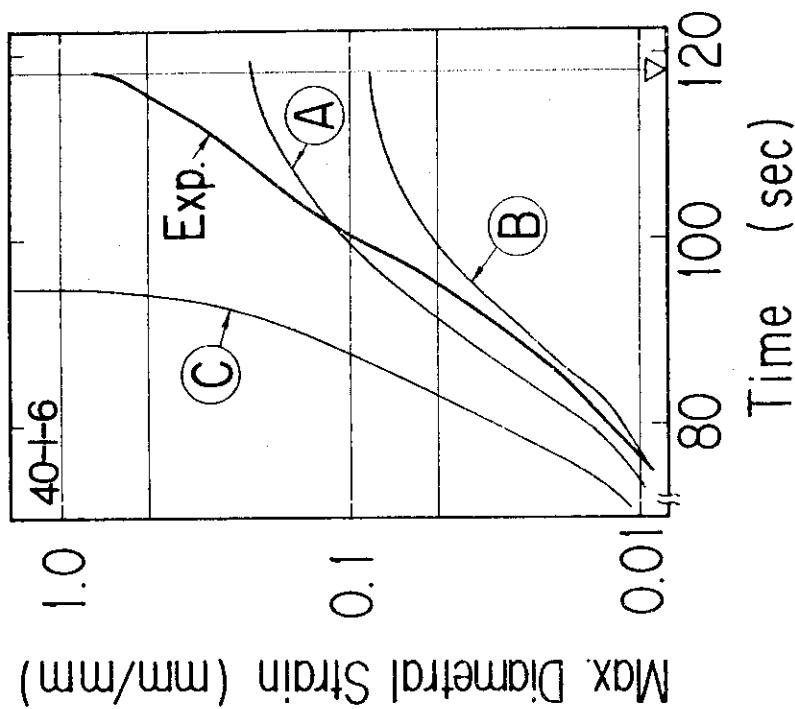


Fig.34 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 553 K. ∇Burst time

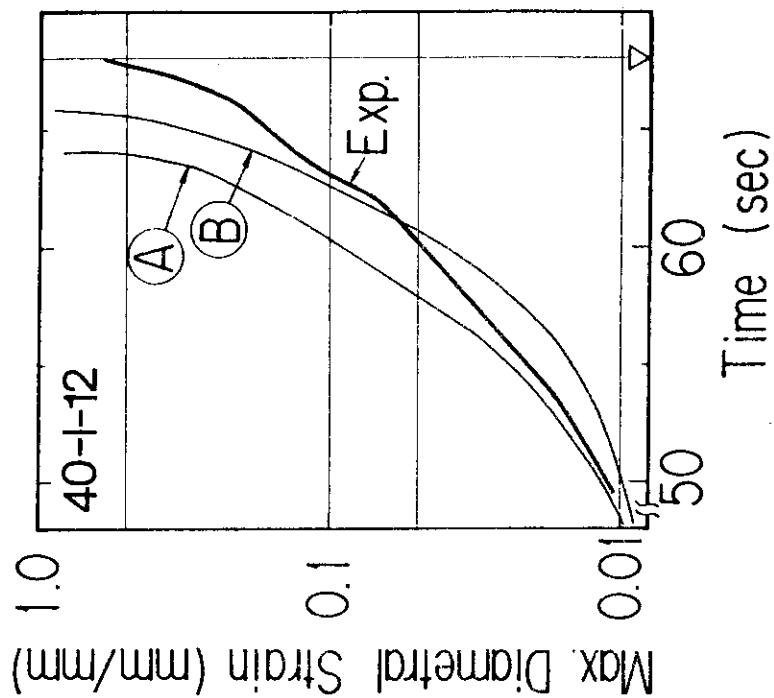


Fig.35 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 475 K. ∇Burst time

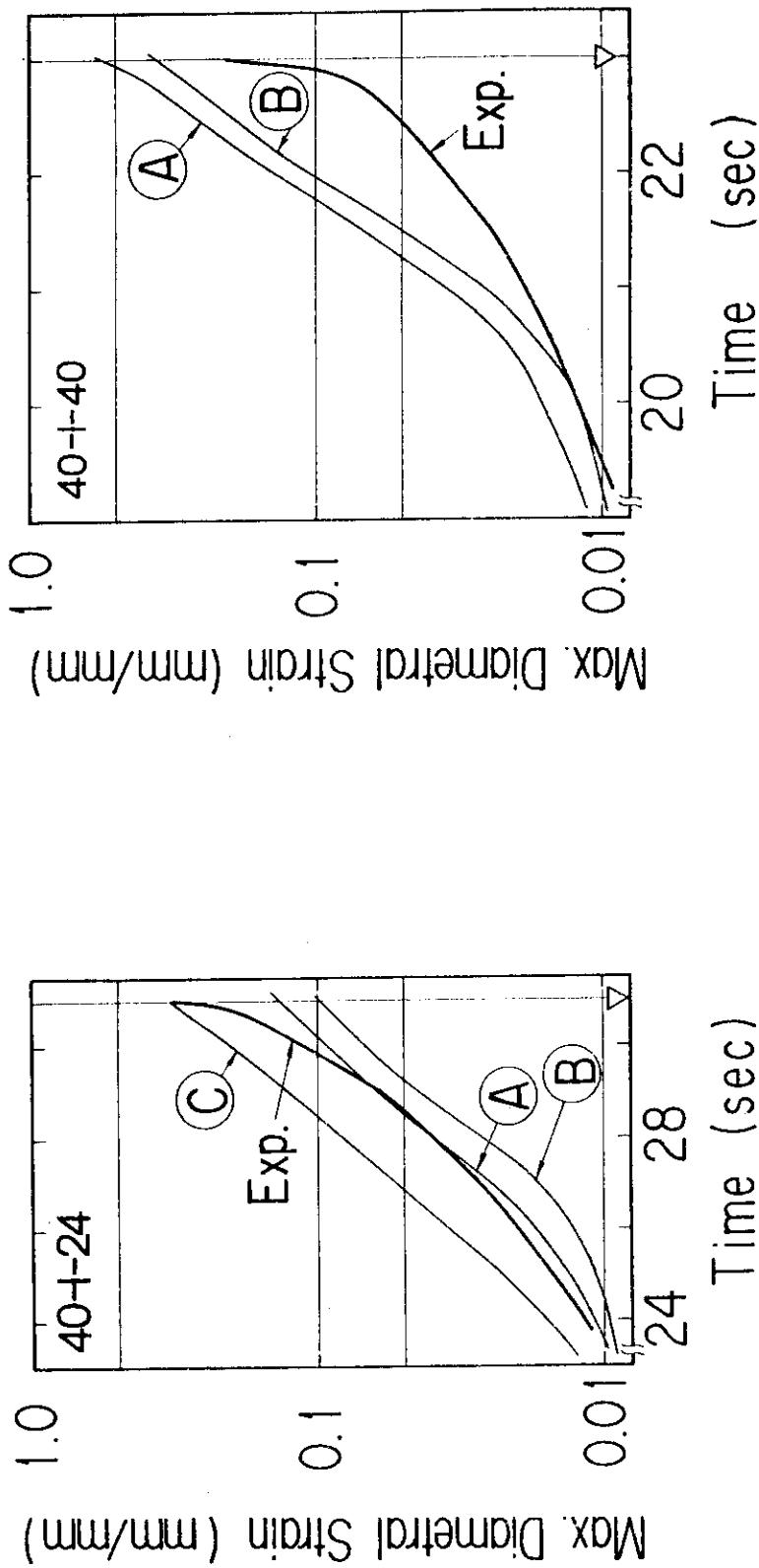


Fig.36 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 528 K. ∇Burst time

Fig.37 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 483 K.
 ∇Burst time

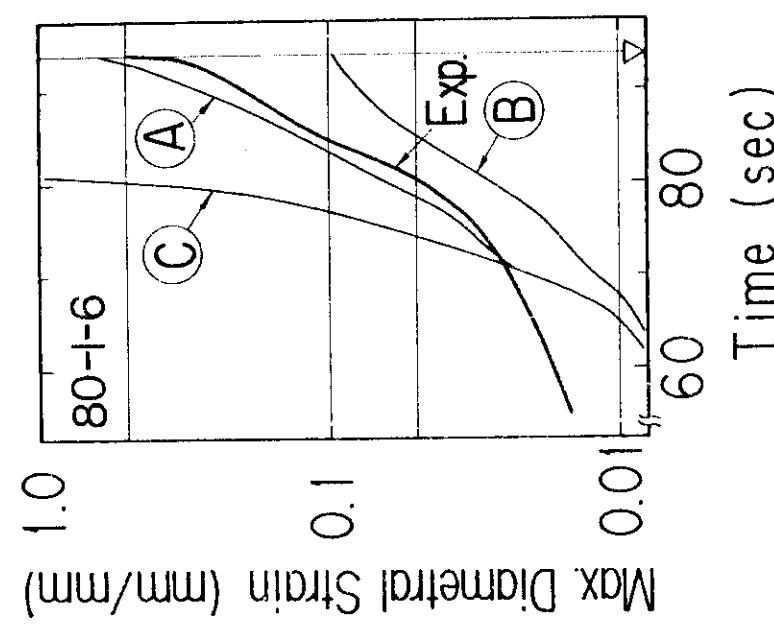


Fig.38 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 511 K. ∇ ... Burst time

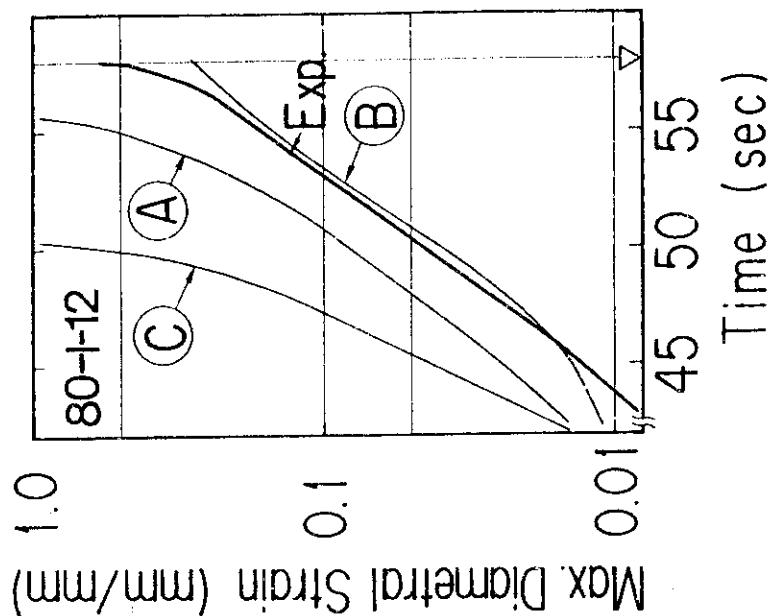


Fig.39 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 484 K. ∇ ... Burst time

Fig.39 Comparison of Calculated and Measured Diametral Strain at the Most Expanded Axial Elevation.

The abscissa is the time elapsed from the moment the hottest node temperature exceeded 484 K. ∇ ... Burst time

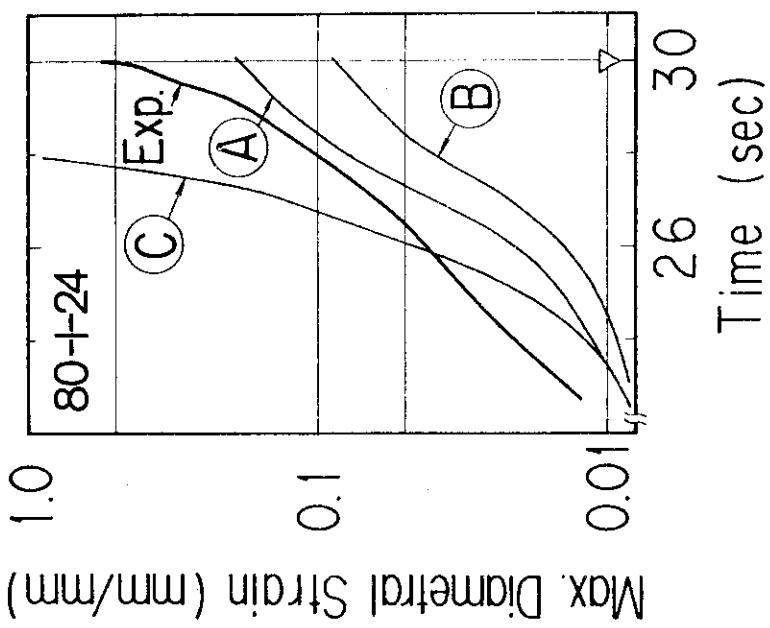
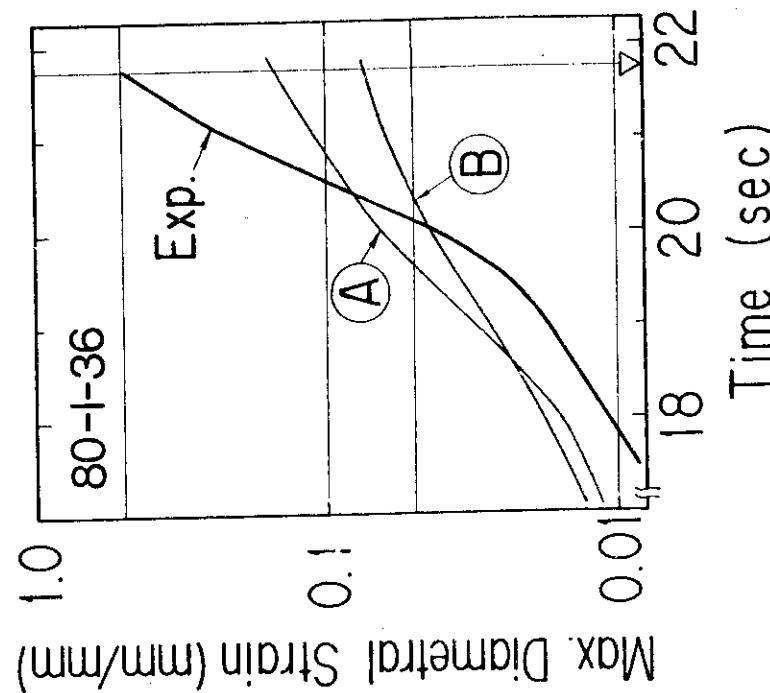


Fig.40 Comparison of Calculated and Measured
Diametral Strain at the Most Expanded
Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the
moment the hottest node temperature
exceeded 473 K. ∇Burst time

Fig.41 Comparison of Calculated and Measured
Diametral Strain at the Most Expanded
Axial Elevation.
The abscissa is the time elapsed from the
moment the hottest node temperature exceeded
468 K. ∇Burst time

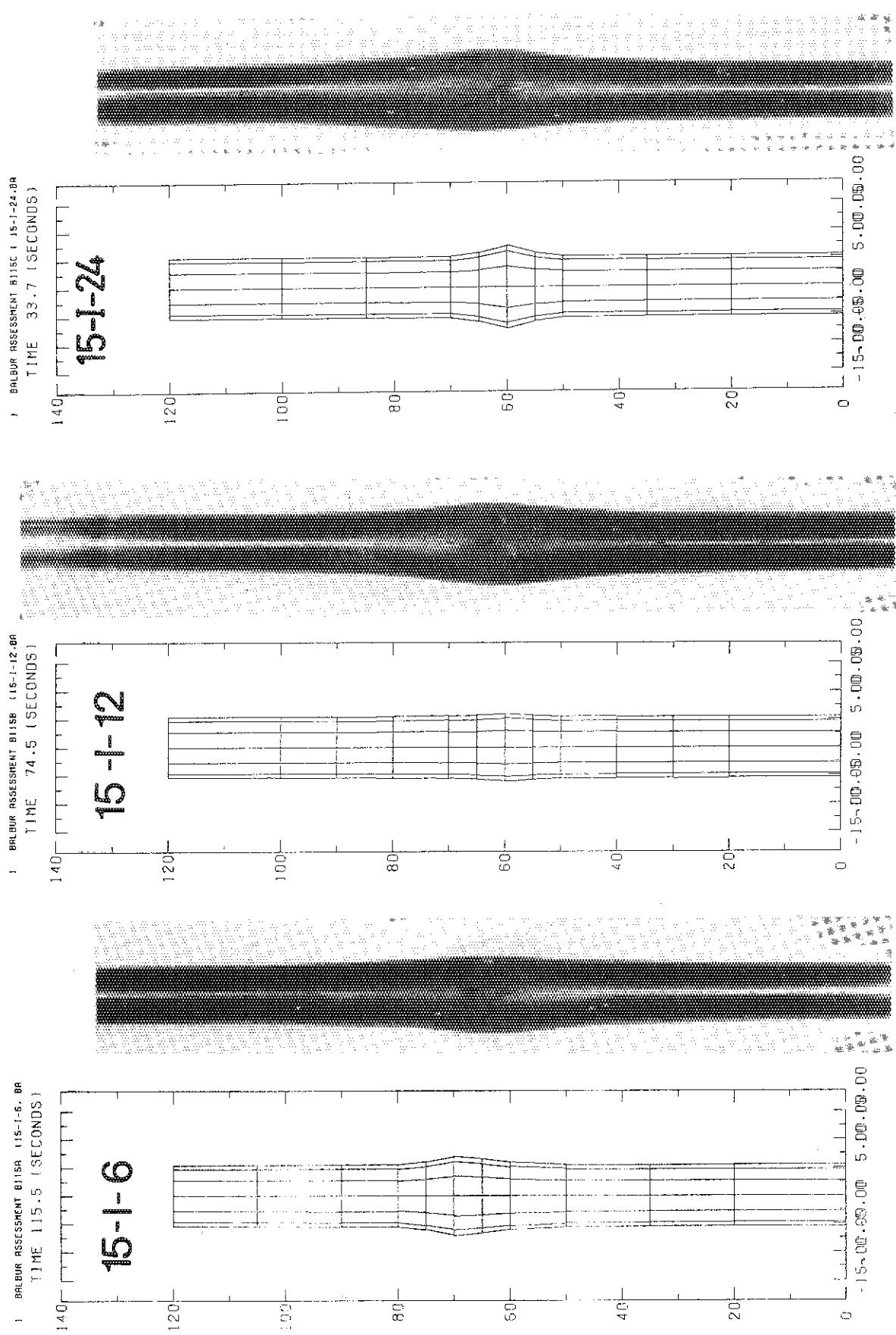


Fig.42 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.43 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.44 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

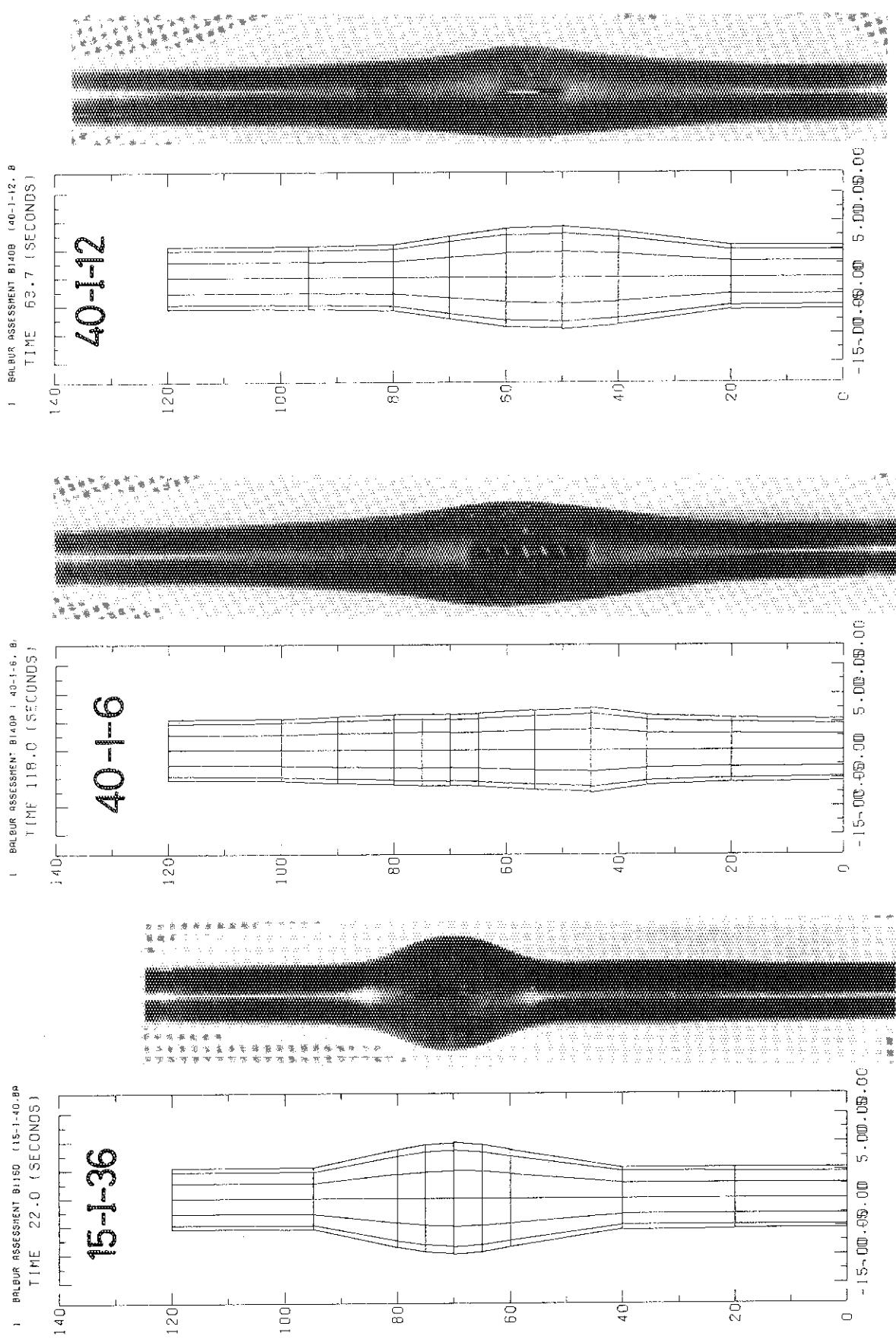


Fig.45 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.46 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.47 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

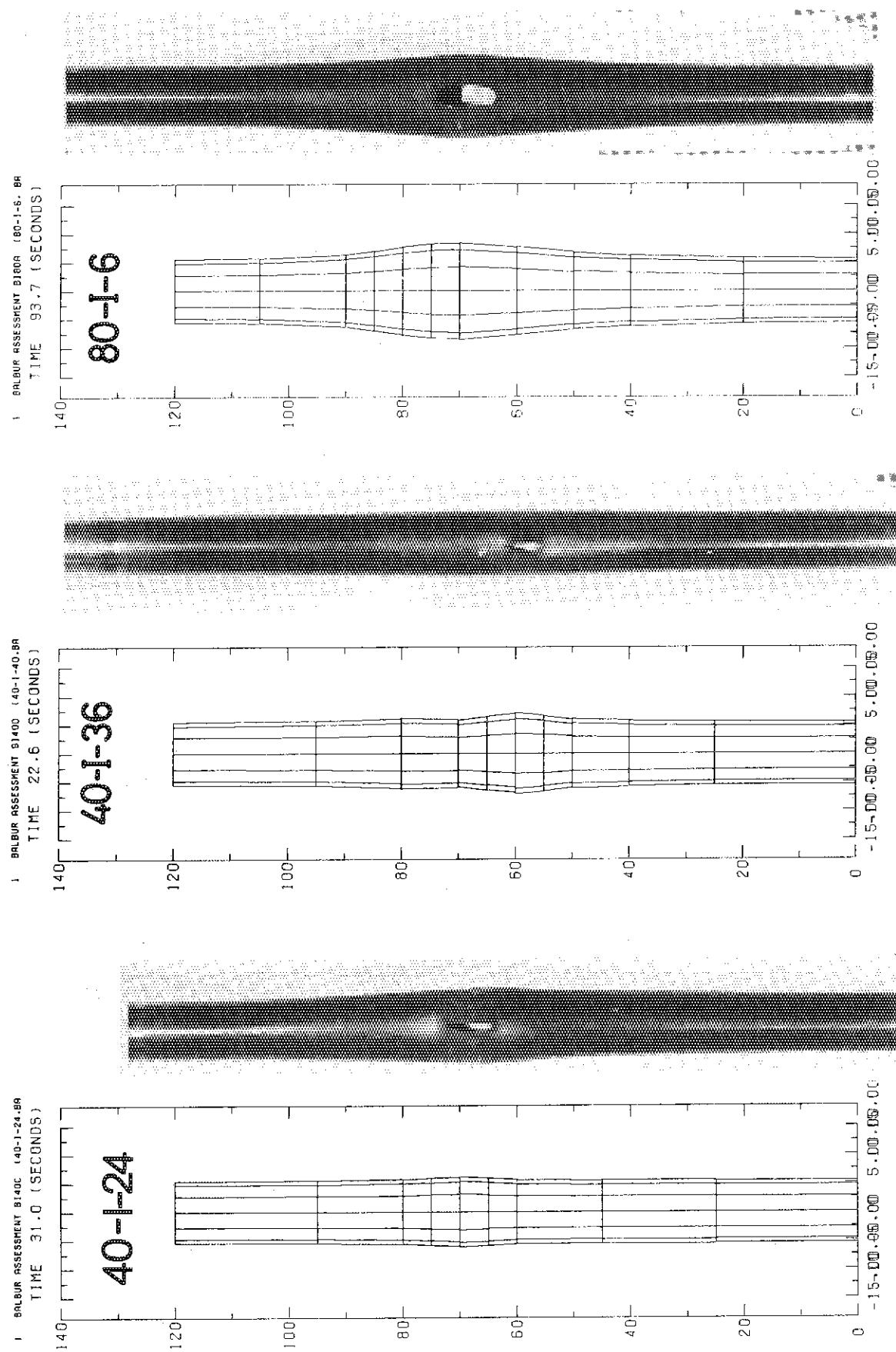


Fig.48 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.49 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.50 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

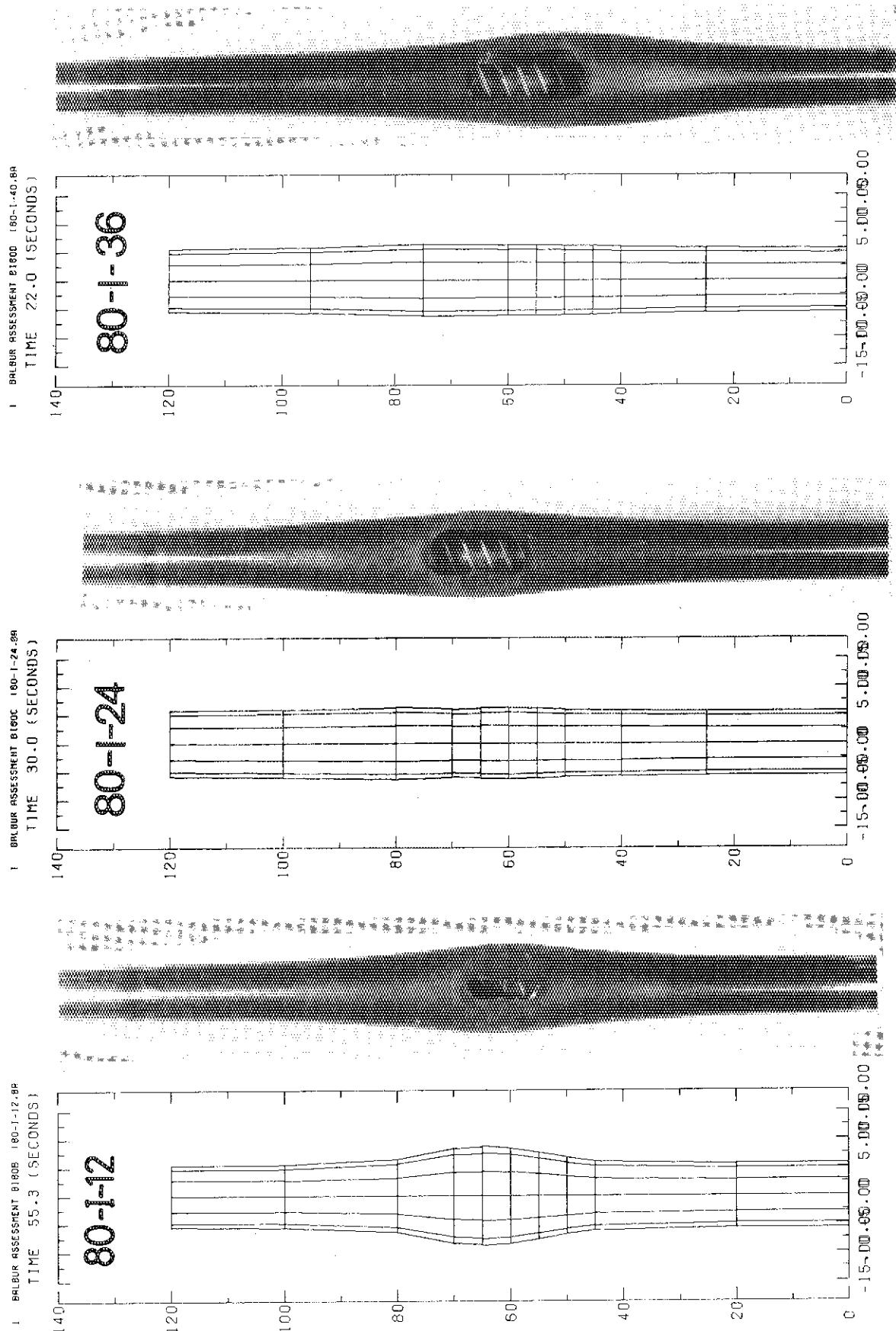


Fig.51 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.52 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

Fig.53 Comparison of Specimen Photograph and Its Calculated Shape.

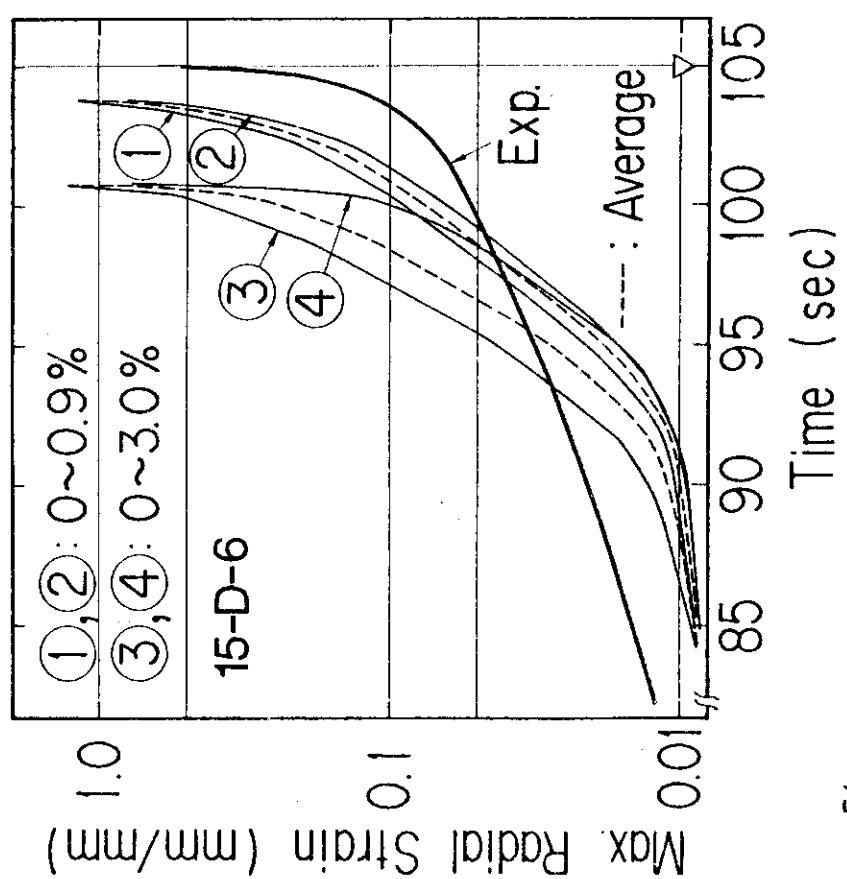


Fig.54

Comparison among three-dimensional calculations with azimuthal temperature gradients.

- (2), (4) --- Cold side strain curve.
- (1), (3) --- Hot side strain curve.
- (1), (2) --- Azimuthal temperature gradient is $0.9\%/\pi$. (Hot side temperature is 1.009 times cold side temperature (K).)
- (3), (4) --- Azimuthal temperature gradient is $3\%/\pi$.

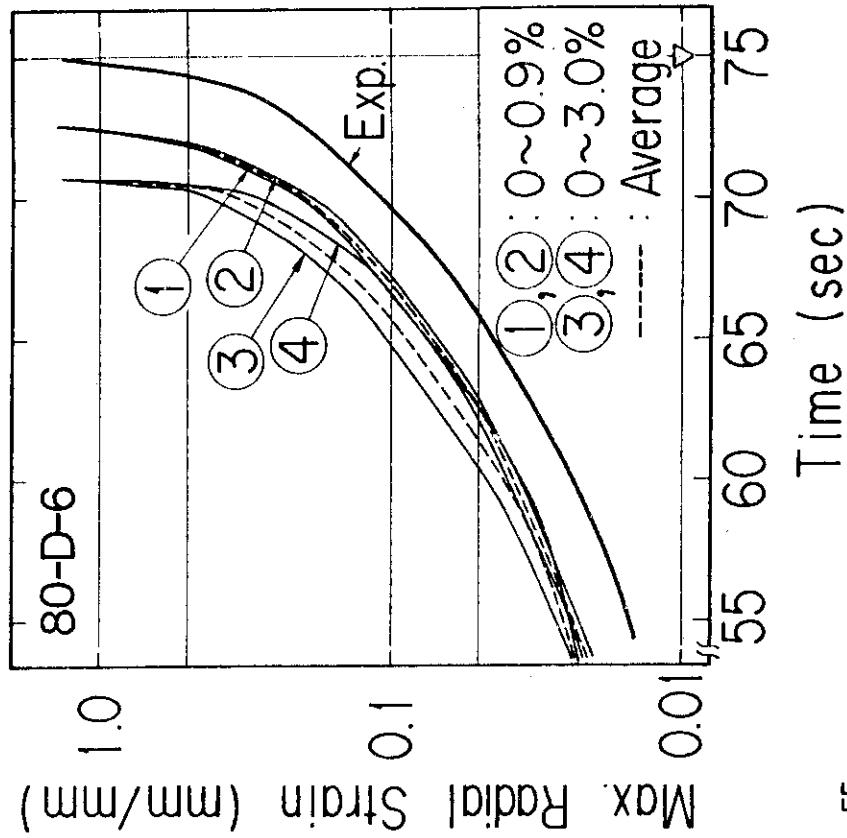


Fig.55

Comparison among three-dimensional calculations with azimuthal temperature gradients.

- (2), (4) --- Cold side strain curve.
- (1), (3) --- Hot side strain curve.
- (1), (2) --- Azimuthal temperature gradient is $0.9\%/\pi$. (Hot side temperature is 1.009 times cold side temperature (K).)
- (3), (4) --- Azimuthal temperature gradient is $3\%/\pi$.

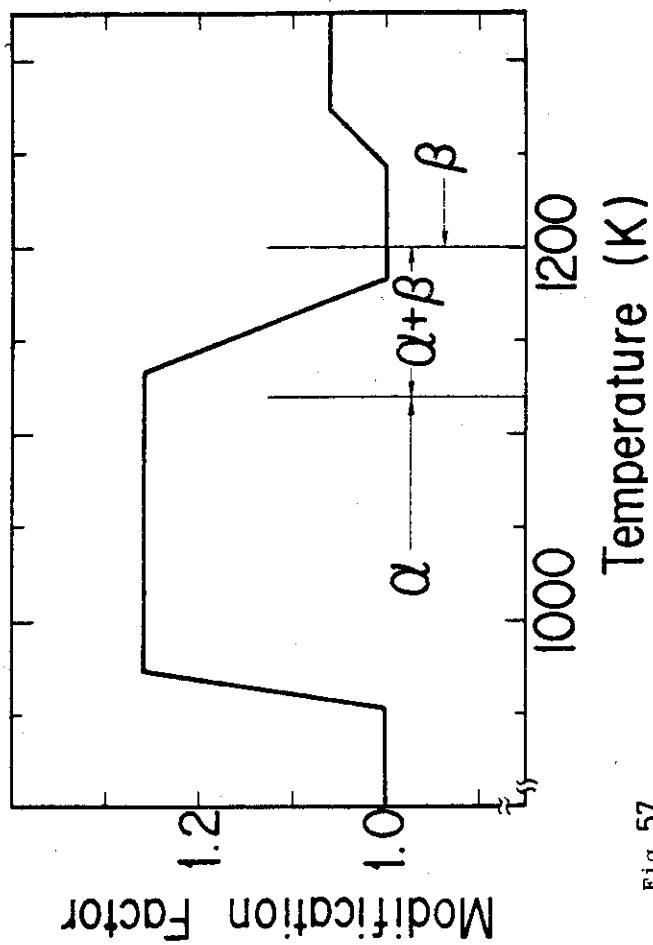


Fig. 57

Temperature-dependent modification factor on the strength coefficient K
This factor is a tentative value to decrease the differences between calculated results and measured data.

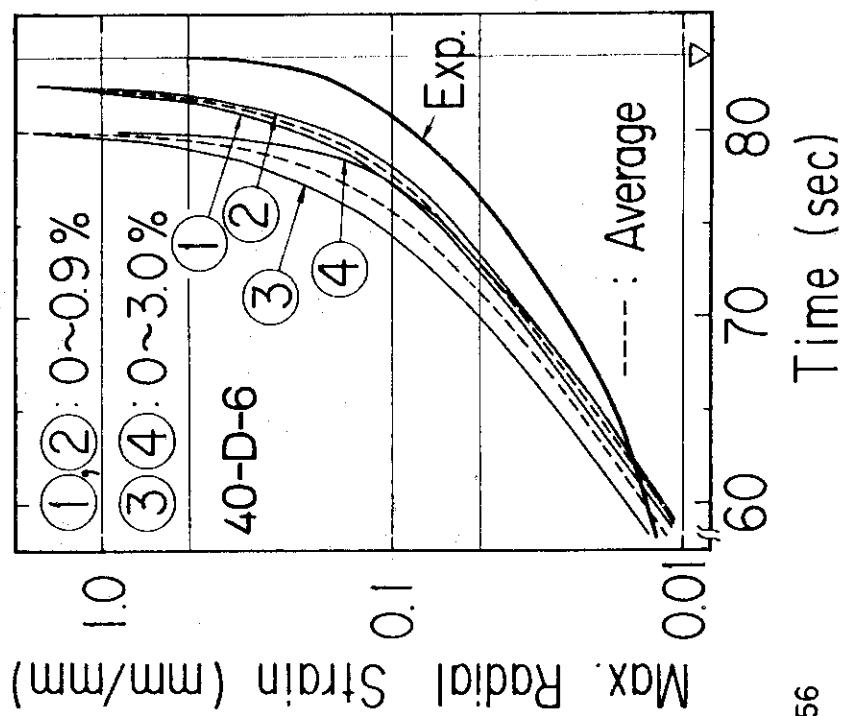


Fig. 56

Comparison among three-dimensional calculations with azimuthal temperature gradients.

- (2), (4) --- Cold side strain curve.
- (1), (3) --- Hot side strain curve.

- (1), (2) --- Azimuthal temperature gradient is $0.9\pi/\pi$. (Hot side temperature is 1.009 times cold side temperature (K)).
- (3), (4) --- Azimuthal temperature gradient is $3\pi/\pi$.

入力マニュアル（変形計算プログラム）

パラメーター	単位	アレイ	説明	省略値
ZL	mm		被覆管長さ	130.0
RCO	mm		初期被覆管外半径	5.375
RCI	mm		初期被覆管内半径	4.74
NZ			軸方向ノード数	
ELEV	mm		軸方向ノードの各高さ（NZ）個入力	
COLDW	mm ² /mm ²		初期冷間加工度	0.05
NTHET			円周方向ノード数	
NELEVT			軸方向温度分布入力点数 $3 \leq NELEVT \leq 6$	3
ELEVT	mm		軸方向温度入力点の各軸方向高さ (NELEVT) 個	
ITOPT			= 1 : 軸方向温度分布を入力された上 下 2 点より直線内挿 = 2 : 上下 3 点よりラグランジュの補 間式で内挿	1
TEMP0	°C		初期温度	
COEFT		(3)	円周方向温度分布計算式係数 $T_i = T_{av} - COEFT(1) * T_{av} + COEFT(2) * TFTHET(i) - (R_i - R_{cold}) * COEFT(3)$	0.01 0, 0,
TFTHET			(NTHET) 個必要とする。	
IGPRES			= 1 : 内圧計算をする, = 0 : 計算しない。	0
VPLENO	mm ³		初期プレナム体積 [IGPRES=1 のとき]	0.0
PRESO	Pa		初期ギャップガス圧力 [IGPRES=1 のとき]	0.0

パラメーター	単位	アレイ	説明	省略値
DTPLEN	°C		プレナム温度の被覆管最上ノード点温度からの変化量	0.0
I1DIM			軸対称変形計算オプション, = 0 : 非軸対称, = 1 : 軸対称	1
IANISO			異方性計算指定データ, = 0 : 等方性材料として計算, = 1 : 異方性計算 (MATPRO-11)	1
IANIC			異方性ファクターF, G, Hを固定して異方性計算を行う(1), 0 : 行わない。	0
IBST			= 1 : 応力が一定値に達したらバーストしたものとして計算止め, = 0 : 計算を続ける。	0
TLOWMW OXCNO	°C		酸化計算開始最低温度	700.0
COEFMW		(2)	酸化膜厚み計算式の係数	3.3×10^{-3} 4.55×10^4
RATEMW	W/gr-Zr		酸化発熱量	6512, 0
IRUPT			被覆管酸化計算指定パラメーター = 0 : 外面酸化, < 0 : 酸化計算をしない。	-1
TIME0	sec.		計算開始時間	0.0
TMAX	sec.		計算最大時間	
COEFR		(2)	変形増加量計算式の係数 $dh = R * COEFR(1) * (1 - F + COEFR(2))$	0, 0
COEFL		(2)	初期半径増加計算に用いる加速因子 $R = R + R * f(\epsilon_e^P) * \dot{\epsilon}_e^P * \Delta t$ $f(\epsilon_e^P) = COEFL(1) + COEFL(2) * \epsilon_e^P$	(1)= 0.9 (2)= 0.1
IDOPT			= 0 : 歪には塑性分しか考えない。 = 1 : 歪に熱歪を入れる, 10 : 弹性歪を入れる, = 11 : 歪は, 塑性, 弹性, 热歪を含む。	11

パラメーター	単位	アレイ	説明	省略値
ELLMT	mm/mm		初期半径増加計算を開始する歪量	0.05
EEPSM	mm/mm		1 タイムステップ間の最大歪増分量； 歪増分量にしたがい、タイムステップ の自動分割に用いる。	5×10^{-4}
TEPSM	°C		1 タイムステップ間の最大温度変化量 タイムステップ自動分割に用いる。	0.5
EDLIMT	mm/mm sec.		歪速度最大値。この値に達したときは 計算を止める。	6.0
ITERPM			半径増分ループ最大回数	10
DTMIN	sec.		最小タイムステップサイズ	10^{-5}
NDT			時間対タイムステップサイズテーブル TVSDT の大きさ	
TVSDT	sec.	(2, NDT)	時間対タイムステップサイズのテーブ ル (1, i) = time, (2, i) = time step size	
NHIST			ヒストリー・データ・テーブルの大き さ	
1 HIST 2 3 4 5 ⋮ 4+NELEV	sec. W/mm Pa Pa °C ⋮ °C	(20, NHIST)	時間 線出力 ギャップ内圧 被覆管外圧 被覆管温度 at ELEV(1) ⋮ " at ELEV(4+NELEV)	
IPRND		(NZ)	IPRND(i)=1 : 軸方向ノード i を を出力する。 = 0 : 出力しない。	1
IPRVAL		(i)	= 1 : 次に示す変数を出力する。 = 0 : " 出力しない。 i = 1 : 半径 2 : 円周方向曲率 3 : 軸方向曲率 4 : 肉厚	

パラメーター	単位	アレイ	説明	省略値
			$i = 5$: 温度 $6, 7, 8$: 全歪 (θ, z, r) $9, 10, 11$: 塑性歪 (θ, z, r) $12, 13$: 相当塑性歪速度 (前ステップ, 今ステップ) $14, 15$: 応力 (θ, z) 16 : 相当応力	
DTPRIN	sec.		プリント出力間隔 (--定値)	0.02
DELPRE	mm/mm		プリント出力を行う歪間隔；入力で指 定したプリント時刻でなくても、前回 のプリント時刻からDELPRE量の歪 が増加したときは出力	0.01
NDP			時刻対プリント出力間隔の指定；一定 間隔でのプリント出力の場合は、省略	
TVSDP	(2, NDP)		時刻対プリント出力間隔のテーブル $TVSDP(1, i)$ 時刻 t $TVSDP(2, i)$ プリント間隔 Δt t_i 以降 Δt_{pi} ごとにプリント出力	

プロットプログラム概要

本コードに付属したプロットプログラムは、以下の2種の作図が行える。

(1) 時刻 t 対各種計算値のプロット

- 1) 温度
- 2) 内圧
- 3) 肉厚
- 4) 相当歪
- 5) 相当応力
- 6) 被覆管外径
- 7) 1), 2), 6) の同一画面上への重ね合わせプロット

以上の図を、入力で指定されたノード点に対してプロットする。ただし、最大6ノードまで。

(2) 被覆管中心軸に垂直な断面のプロット

入入力で指定されたノード点から、入力で指定されたある軸方向レベルにあるノードまで含むところの、複数個の軸方向レベルのある時刻の断面図を、同一画面に重ね合わせプロットする。

(3) 被覆管を中心軸に垂直な方向から見た場合の外形形状のプロット。

以上の各図は、入力の指定によって、必要なもののみ作図させることができる。

プロット作図プログラム制御マニュアル

パラメーター	単位	アレイ	説明
NODE			プロットするノード数、最大6点
II		(NODE)	プロットする各ノードの円周方向メッシュ番号
JJ		(NODE)	プロットする各ノードの軸方向メッシュ番号
TBLX	sec. or mm	(5)	時間軸データ TBLX(1)=時間軸最小値 (sec) TBLX(2)=時間軸最大値 (sec) TBLX(3)=時間軸目盛幅 (sec) TBLX(4)=時間軸原点の画面上X座標 (mm) TBLX(5)=時間軸原点-最大値間長さ (mm)
TBLY	°C or mm	(5, 8)	TBLY(1, 1)=温度軸最小値 (°C) TBLY(2, 1)=温度軸最大値 (°C) TBLY(3, 1)=温度軸目盛幅 (°C) TBLY(4, 1)=温度軸原点の画面上Y座標 (mm) TBLY(5, 1)=温度軸の原点-最大値間長さ (mm) TBLY(i, 2): 温度の代りに被覆管内圧に関して 作図するというだけで、他は1 (温度)と同様 TBLY(i, 3): 被覆管肉厚について、同様の作図 TBLY(i, 4): 相当歪について、" TBLY(i, 5): 相当応力について、" TBLY(i, 6): 被覆管外径について、" TBLY(i, 7): 被覆管横断面のX軸について、" TBLY(i, 8): " のY軸について、"
IFPLOT		(10)	IFPLOT(i)=0: 図iをプロットしない。 =1: 図iをプロットする。 iの値に対応する変数は、下の通り i=1: 温度 (°C) 2: 被覆管内圧 (MPa) 3: 肉厚 (mm) 4: 相当歪 (mm/mm) 5: 相当応力 (MPa)

パラメーター	単位	アレイ	説明
			6 : 被覆管外径 (mm) 7 : 被覆管横断面 8 : 被覆管外形形状
TBLF	mm		外形形状図の座標軸に関するデータ TBLF(1, 1)=X軸最小値 (2, 1)= " 最大値 (3, 1)= " 目盛幅 (4, 1)=原点の用紙上横位置 (5, 1)=X軸長さ TBLF(1, 2)=Y軸最小値 (2, 2)= " 最大値 (3, 2)= " 目盛幅 (4, 2)=原点の用紙上縦位置 (5, 2)=Y軸長さ

Sample In/Output

TIME	MAXIMUM CALCULATION TIME PER 1000 INTERVALS	TIME	MAXIMUM CALCULATION TIME PER 1000 INTERVALS
INITIAL PLATE THICKNESS STEP SIZE	0.000E+00 (MM)	INITIAL PLATE THICKNESS STEP SIZE	0.000E+00 (MM)
INITIAL PLATE THICKNESS INCREMENT FOR ONE TIME STEP	0.100E-04 (MM/MM)	INITIAL PLATE THICKNESS INCREMENT FOR ONE TIME STEP	0.100E-04 (MM/MM)
INITIAL PLATE THICKNESS, INCREMENT FOR ONE TIME STEP	4.000E-06 (MM/MM)	INITIAL PLATE THICKNESS, INCREMENT FOR ONE TIME STEP	1.700E-06 (MM/MM)
MAXIMUM PLATE THICKNESS (STOP IF EXCEED IT)	6.000E+00 (MM)	MAXIMUM PLATE THICKNESS (STOP IF EXCEED IT)	6.000E+00 (MM)
PLATE THICKNESS RADIUS AT TEMPO	4.74000 (MM)	PLATE THICKNESS RADIUS AT TEMPO	5.36500 (MM)
PLATE CENTER COORDINATES AT TEMPO	0.0 (MM)	PLATE CENTER COORDINATES AT TEMPO	0.0 (MM)
INITIAL TEMPERATURE	25.000 (DEG.C)	INITIAL TEMPERATURE	25.000 (DEG.C)
INITIAL OXYGEN CONCENTRATION CAL.	8.000E-06 (QR/MM**3)	INITIAL OXYGEN CONCENTRATION CAL.	8.000E-06 (QR/MM**3)
OPTIONS FOR GAP PRESSURE CAL.	0.0 (MM**3)	OPTIONS FOR GAP PRESSURE CAL.	0.0 (MM**3)
INITIAL PLATE VOLUME	1.000E+05 (CM3)	INITIAL PLATE VOLUME	1.000E+05 (CM3)
INITIAL INNER PRESSURE	0.0 (PA)	INITIAL INNER PRESSURE	0.0 (PA)
INITIAL GAS POSITION BY INSERT	0.0 (CMOL)	INITIAL GAS POSITION BY INSERT	0.0 (CMOL)
PRELIMINARY TEMPS. DRAFT FROM TOP OF CLADDING	0.0 (DEG.C)	PRELIMINARY TEMPS. DRAFT FROM TOP OF CLADDING	0.0 (DEG.C)
PASSED/REACHED FOR PRINT OUT INTERVAL	0.020000 (CM/MM)	PASSED/REACHED FOR PRINT OUT INTERVAL	0.022005 (CM/MM)
CPTIME=	0.03	PAGE(1 / 2)

33,000 0.0 1.31E+05 0.0 866.00 875.00 885.00 892.00 885.00 876.00 847.00
 33,000 0.0 1.31E+05 0.0 351.00 381.00 391.00 398.00 391.00 382.00 352.00

1 BALUR ASSESSMENT ED40A (40-D-6, BALMMP)
 STEP= 1 TIME= 0.0 DT = 1.00E-05 0.0

CPTIME= 0.06 PAGE(1 / 3)

HISTORY DATA

TIME	POWER	GAP GAS	COOLANT	CLADDING						
(SEC.)	(W/MAN)	(PA)	PRESSURE	TEMP.	(DEG.C)					
0.100E-04 0.0	0.387E+07 0.0	303.	329.	337.	340.	337.	330.	305.	305.	305.
AXIAL NODE 3 ELEVATION=	45.00(MMM)	CIRCUM L= 33.801	1	1	1	ELEVATION=	65.00(MMM)	CIRCUM L= 33.804		
CIRCUM. NODE	1	5.37970	5.37970	5.37970	5.37970		1	1	1	1
RADIUS (MM)		5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00					
CIRCLE. CURVE (MM)		-6.69E+05	-6.69E+05	-6.69E+05	-6.69E+05					
AXIAL. CURVE (MM)		0.62642	0.62642	0.62642	0.62642					
CLAD. THICK (MM)		329.329	329.329	329.329	329.329					
TEMPERATURE (DEG.C)		0.002764	0.002764	0.002764	0.002764					
STRAIGHT (MM)		0.0	0.0	0.0	0.0					
S. STRAIN(2) (MM)		0.0	0.0	0.0	0.0					
STRAINING (MM/MM)		0.002273	0.002273	0.002273	0.002273					
PLASTIC STRAIN(7)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
PLASTIC STRAIN(7C)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
PLASTIC STRAIN(2)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
PLASTIC STRAIN(2C)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
EQ. STRAIN RATE (SFEC-1)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
PRE. EQ. STRAIN RATE	29.23	29.23	29.23	29.23	29.23					
STRESS(2) (MPA)	-98.87	-98.87	-98.87	-98.87	-98.87					
STRESS(2C) (MPA)	132.22	132.22	132.22	132.22	132.22					
OXI. CON. (GR/MAN3)	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06					

1 BALUR ASSESSMENT ED40A (40-D-6, BALMMP)
 STEP= 1 TIME= 5.1552 DT = 2.26E-01 2.26E-01

CPTIME= 0.22 PAGE(1 / 4)

HISTORY DATA

TIME	POWER	GAP GAS	COOLANT	CLADDING						
(SEC.)	(W/MAN)	(PA)	PRESSURE	TEMP.	(DEG.C)					
5.1552 0.0	0.394E+07 0.0	341.	367.	375.	379.	375.	375.	368.	368.	368.
AXIAL NODE 3 ELEVATION=	45.00(MMM)	CIRCUM L= 33.811	1	1	1	ELEVATION=	65.00(MMM)	CIRCUM L= 33.814		
CIRCUM. NODE	1	5.38137	5.38137	5.38137	5.38137		1	1	1	1
RADIUS (MM)		5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00					
CIRCLE. CURVE (MM)		-6.30E+05	-6.30E+05	-6.30E+05	-6.30E+05					
AXIAL. CURVE (MM)		0.62660	0.62660	0.62660	0.62660					
CLAD. THICK (MM)		367.645	367.645	367.645	367.645					
TEMPERATURE (DEG.C)		0.003075	0.003075	0.003075	0.003075					
S. STRAIN(2) (MM/MM)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
PLASTIC STRAIN(7)	0.002563	0.002563	0.002563	0.002563	0.002563					
PLASTIC STRAIN(7C)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
PLASTIC STRAIN(2)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
PLASTIC STRAIN(2C)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
EQ. STRAIN RATE (SFEC-1)	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0					
STRESS(2) (MPA)	29.84	29.84	29.84	29.84	29.84					
STRESS(2C) (MPA)	-108.76	-108.76	-108.76	-108.76	-108.76					
OXI. CON. (GR/MAN3)	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06					

CPTIME= 0.22 PAGE(1 / 4)

1 BALBUR ASSESSMENT BD40A (40-0-6, BALMMP)
 STEP= 67 TIME= 10.6524 DT = 2.26E-01 2.26E-01

CPTIME= 0.39 PAGE(1/ 5)

HISTORY DATA			POWER			GAP GAS			COOLANT			CLADDING		
TIME	(SEC.)	(W/MM)	TEMP.	PRESSURE	(PA)	TEMP.	PRESSURE	(PA)	TEMP.	PRESSURE	(PA)	DEG.C	DEG.C	
10.6	0.0	0.401E+07	0.0	390.	4.06.	4.14.	4.18.	4.14.	4.18.	4.22.	4.26.	407.	382.	
AXIAL NODE 3 ELEVATION= 45.00(MM) CIRCUM L= 33.822														
CIRCUM. NODE 1 RADIUS (MM) 5.38307	1	5.38307	5.38307	5.38307	5.38307	5.38307	5.38307	5.38307	5.38307	5.38307	5.38307	1	1	
CIRCUM. CURVE (MM) 5.07E+00	0.0	5.07E+00	1	1										
AXIAL. THICK (MM) -5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05	-5.72E+05			
CLAD. THICK (MM) 0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679	0.62679			
TEMPERATURE (DEG. C) 4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354	4.06.354			
STRAIN(R) (MM/MM) 0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390	0.003390			
STRAIN(C) (MM/MM) 0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0			
STRAIN(R) (GIG/NM) 0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856	0.002856			
PLASTIC STRAIN(C) 0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0			
PLASTIC STRAIN(R) 0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0			
TOL. STRAIN RATE (SEC-1) 0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0			
PRE. EN. STRAIN RATE (GPA) 30.44	30.44	30.44	30.44	30.44	30.44	30.44	30.44	30.44	30.44	30.44	30.44			
STRESS(S) (MPA) -117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94	-117.94			
STRESS(O) (MPA) 106.85	106.85	106.85	106.85	106.85	106.85	106.85	106.85	106.85	106.85	106.85	106.85			
OXI.CUR (GR/MM3) 8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06			

1 BALBUR ASSESSMENT BD40A (40-0-6, BALMMP)
 STEP= 70 TIME= 15.5715 DT = 2.26E-01 2.26E-01

HISTORY DATA			POWER			GAP GAS			COOLANT			CLADDING		
TIME	(SEC.)	(W/MM)	TEMP.	PRESSURE	(PA)	TEMP.	PRESSURE	(PA)	TEMP.	PRESSURE	(PA)	DEG.C	DEG.C	
15.6	0.0	0.403E+07	0.0	419.	445.	445.	445.	445.	445.	445.	445.	446.	421.	
AXIAL NODE 3 ELEVATION= 45.00(MM) CIRCUM L= 33.833														
CIRCUM. NODE 1 RADIUS (MM) 5.38480	1	5.38480	5.38480	5.38480	5.38480	5.38480	5.38480	5.38480	5.38480	5.38480	5.38480	1	1	
CIRCUM. CURVE (MM) 5.07E+00	0.0	5.07E+00	1	1										
AXIAL. CURVE (MM) -5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05	-5.82E+05			
CLAD. THICK (MM) 0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697	0.62697			
TEMPERATURE (DEG. C) 445.063	445.063	445.063	445.063	445.063	445.063	445.063	445.063	445.063	445.063	445.063	445.063			
STRAIN(C) (MM/MM) 0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715	0.003715			
STRAIN(R) (MM/MM) 0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0			
PLASTIC STRAIN(C) 0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152	0.003152			
PLASTIC STRAIN(R) 0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0			
PLASTIC STRAIN(Z) 0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0			
STRESS(C) (MPA) 112.97	112.97	112.97	112.97	112.97	112.97	112.97	112.97	112.97	112.97	112.97	112.97			
STRESS(O) (MPA) 8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06			

1 60 -

1 BALBUR ASSESSMENT BD40A (40-0-6, BALMMP)
 STEP= 93 TIME= 20.7796 DT = 2.26E-01 2.26E-01

CPTIME= 0.55 PAGE(1/ 6)

1 BALBUR ASSESSMENT BD40A (40-0-6, BALMMP)
 STEP= 93 TIME= 20.7796 DT = 2.26E-01 2.26E-01

CPTIME= 0.72 PAGE(1/ 7)

HISTORY DATA		POWER	GAP GAS	COOLANT	CLADDING			
FIRE	(SEC.)	(W/MMA)	PRESSURE (PA)	PRESSURE (PA)	TEMP. (DEG.C)			
20.0	0.0	0.41E+07	0.0	458.	483.	492.	496.	492.
AXIAL NODE	3	ELEVATION=	45.00(CMM)	CIRCUM L= 33.844	AXIAL NODE 6	ELEVATION=	65.00(MM)	CIRCU M L= 33.847
CIRCUM. RODGE		1	1	1	1	1	1	1
RADIUS (MM)		5.38657	5.38657	5.38657	5.38715	5.38715	5.38715	5.38715
CIRCUM. CURVE (MM)		5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00
AXIAL. CURVE (MM)		-5.07E+05	-5.07E+05	-5.07E+05	-5.07E+05	-5.07E+05	-5.07E+05	-5.07E+05
CLAD. THICK (MM)		0.62116	0.62716	0.62716	0.62716	0.62716	0.62716	0.62716
TEMPERATURE (DEG.C)		483.771	483.771	483.771	483.771	483.771	483.771	483.771
STRAIN(%) (MM/MM)		0.000645	0.004045	0.004045	0.004045	0.004045	0.004045	0.004045
STRAIN(%) (MM/MM)		0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
STRAIN(%) (MM/MM)		0.003448	0.003448	0.003448	0.003448	0.003448	0.003448	0.003448
PLASTIC STRAIN(%)		9.585E-06	9.586E-06	9.586E-06	9.586E-06	9.586E-06	9.586E-06	9.586E-06
PLASTIC STRAIN(%)		-1.257E-05	-1.257E-05	-1.257E-05	-1.257E-05	-1.257E-05	-1.257E-05	-1.257E-05
PLASTIC STRAIN(%)		2.988E-06	2.988E-06	2.988E-06	2.988E-06	2.988E-06	2.988E-06	2.988E-06
EQ. STRAIN RATE (SEC-1)		3.162E-06	3.162E-06	3.162E-06	3.162E-06	3.162E-06	3.162E-06	3.162E-06
EQ. EQ. STRAIN RATE		3.16E-06	3.16E-06	3.16E-06	3.16E-06	3.16E-06	3.16E-06	3.16E-06
STRESS(SI) (GPA)		31.51	31.51	31.51	31.51	31.51	31.51	31.51
STRESS(SI) (GPA)		-132.89	-132.89	-132.89	-132.89	-132.89	-132.89	-132.89
STRESS(SI) (GPA)		117.99	117.99	117.99	117.99	117.99	117.99	117.99
OXY. CON		8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06

STEP= 1 BALBUR ASSESSMENT RD40A (40-0-6, BALMMP)

CPTIME= 0.89 PAGE(1 / 8)

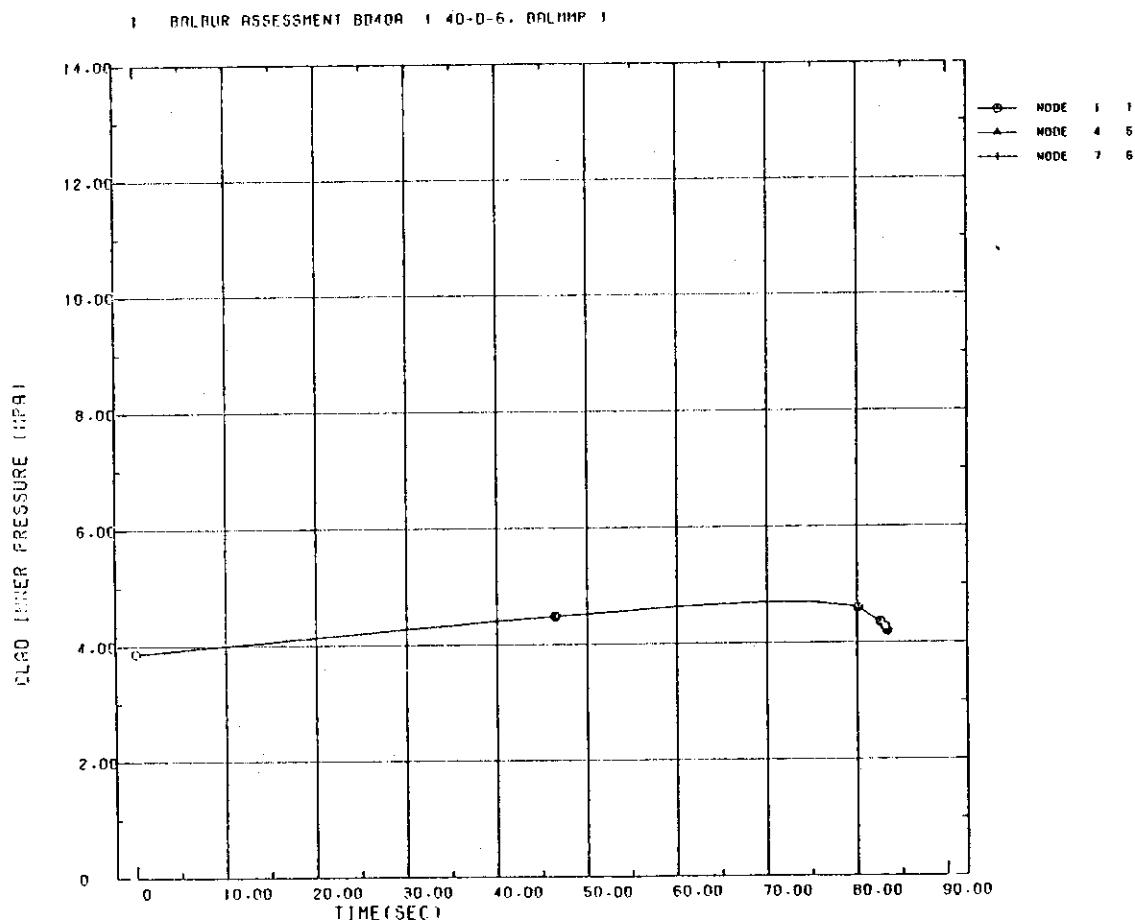
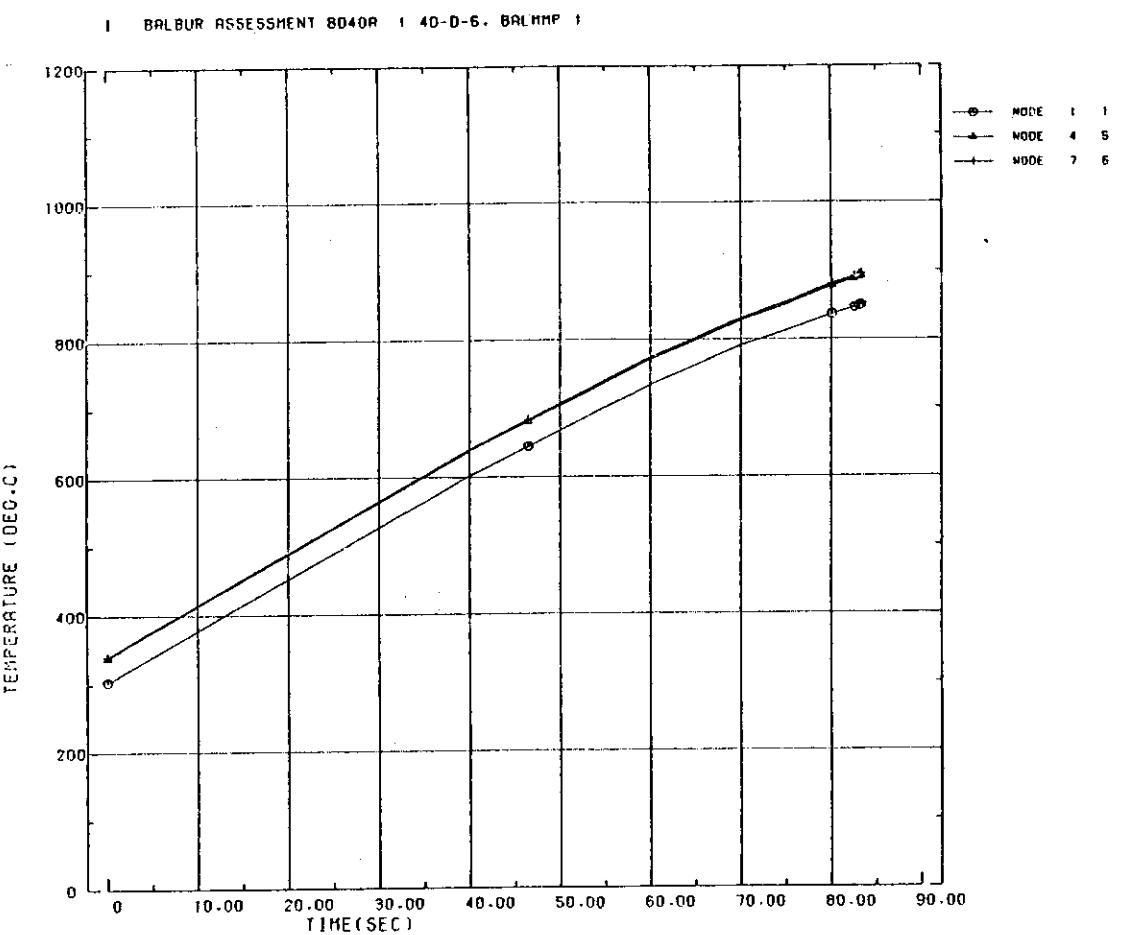
HISTORY DATA		POWER	GAP GAS	COOLANT	CLADDING			
FIRE	(SEC.)	(W/MMA)	PRESSURE (PA)	PRESSURE (PA)	TEMP. (DEG.C)			
26.0	0.0	0.422E+07	0.0	497.	522.	531.	535.	523.
AXIAL NODE	3	ELEVATION=	45.00(CMM)	CIRCUM L= 33.845	AXIAL NODE 6	ELEVATION=	65.00(MM)	CIRCU M L= 33.859
CIRCUM. RODE		1	1	1	1	1	1	1
RADIUS (MM)		5.38837	5.38837	5.38837	5.38900	5.38900	5.38900	5.38900
CIRCUM. CURVE (MM)		5.07E+00	5.07E+00	5.07E+00	5.08E+00	5.08E+00	5.08E+00	5.08E+00
AXIAL. CURVE (MM)		-4.57E+05	-4.57E+05	-4.57E+05	6.43E+04	6.43E+04	6.43E+04	6.43E+04
CLAD. THICK (MM)		0.62735	0.62735	0.62735	0.62735	0.62735	0.62735	0.62735
TEMPERATURE (DEG.C)		522.480	522.480	522.480	522.480	522.480	522.480	522.480
STRAIN(%) (MM/MM)		0.004381	0.004381	0.004381	0.004381	0.004381	0.004381	0.004381
STRAIN(%) (MM/MM)		0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
STRAIN(%) (MM/MM)		0.003746	0.003746	0.003746	0.003746	0.003746	0.003746	0.003746
PLASTIC STRAIN(%)		2.515E-05	2.515E-05	2.515E-05	2.515E-05	2.515E-05	2.515E-05	2.515E-05
PLASTIC STRAIN(%)		-3.557E-05	-3.557E-05	-3.557E-05	-3.557E-05	-3.557E-05	-3.557E-05	-3.557E-05
PLASTIC STRAIN(%)		1.042E-05	1.042E-05	1.042E-05	1.042E-05	1.042E-05	1.042E-05	1.042E-05
EQ. STRAIN RATE (SEC-1)		6.667E-06	6.667E-06	6.667E-06	6.667E-06	6.667E-06	6.667E-06	6.667E-06
EQ. EQ. STRAIN RATE		5.63E-06	5.63E-06	5.63E-06	5.63E-06	5.63E-06	5.63E-06	5.63E-06
STRESS(SI) (GPA)		32.04	32.04	32.04	32.04	32.04	32.04	32.04
STRESS(SI) (GPA)		-138.13	-138.13	-138.13	-138.13	-138.13	-138.13	-138.13
STRESS(SI) (GPA)		122.04	122.04	122.04	122.04	122.04	122.04	122.04
OXY. CON		8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06	8.00E-06

STEP= 139 TIME= 31.1058 DT = 2.26E-01 2.26E-01

HISTORY DATA
FIRE POWER GAP GAS COOLANT CLADDING

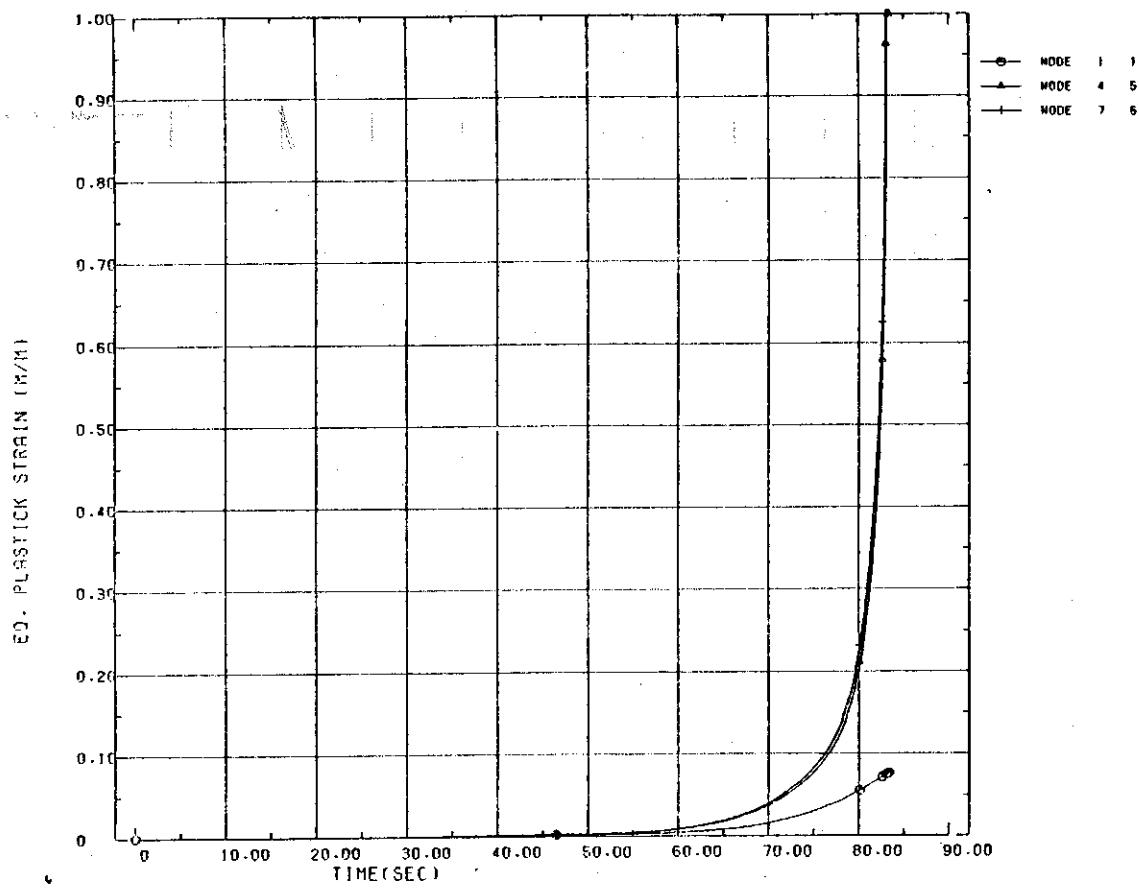
CPTIME= 1.06 PAGE(1 / 9)

JAERI-M 82-111

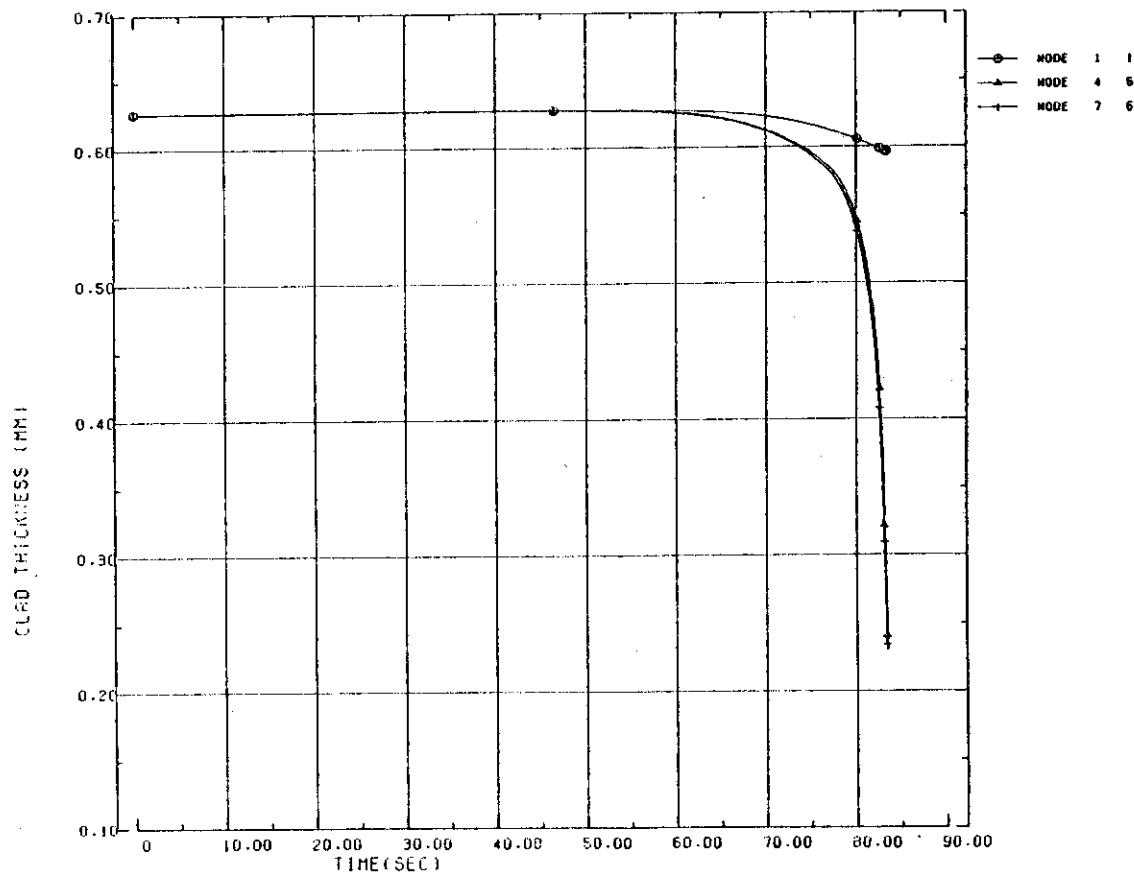


JAERI-M 82-111

I BALBUR ASSESSMENT BD40R I 40-0-6, BALMMP I

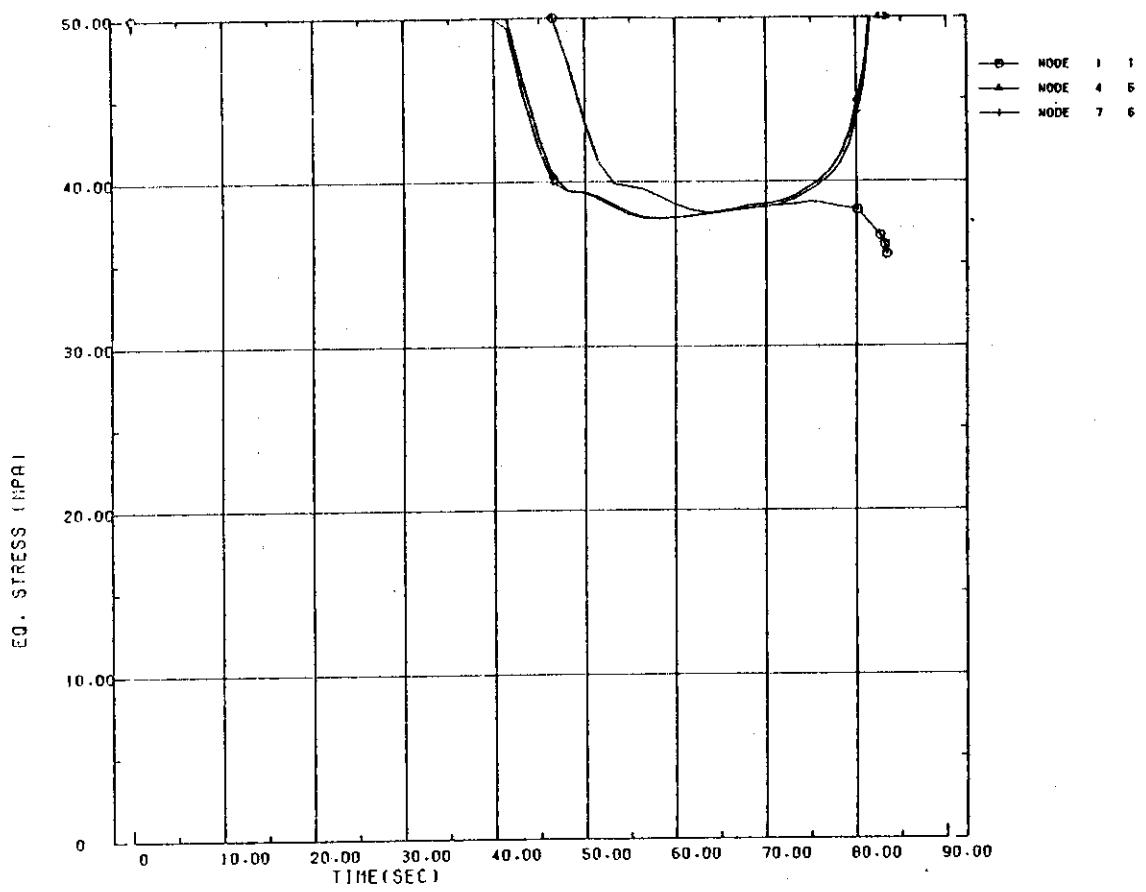


I BALBUR ASSESSMENT BD40R I 40-0-6, BALMMP I

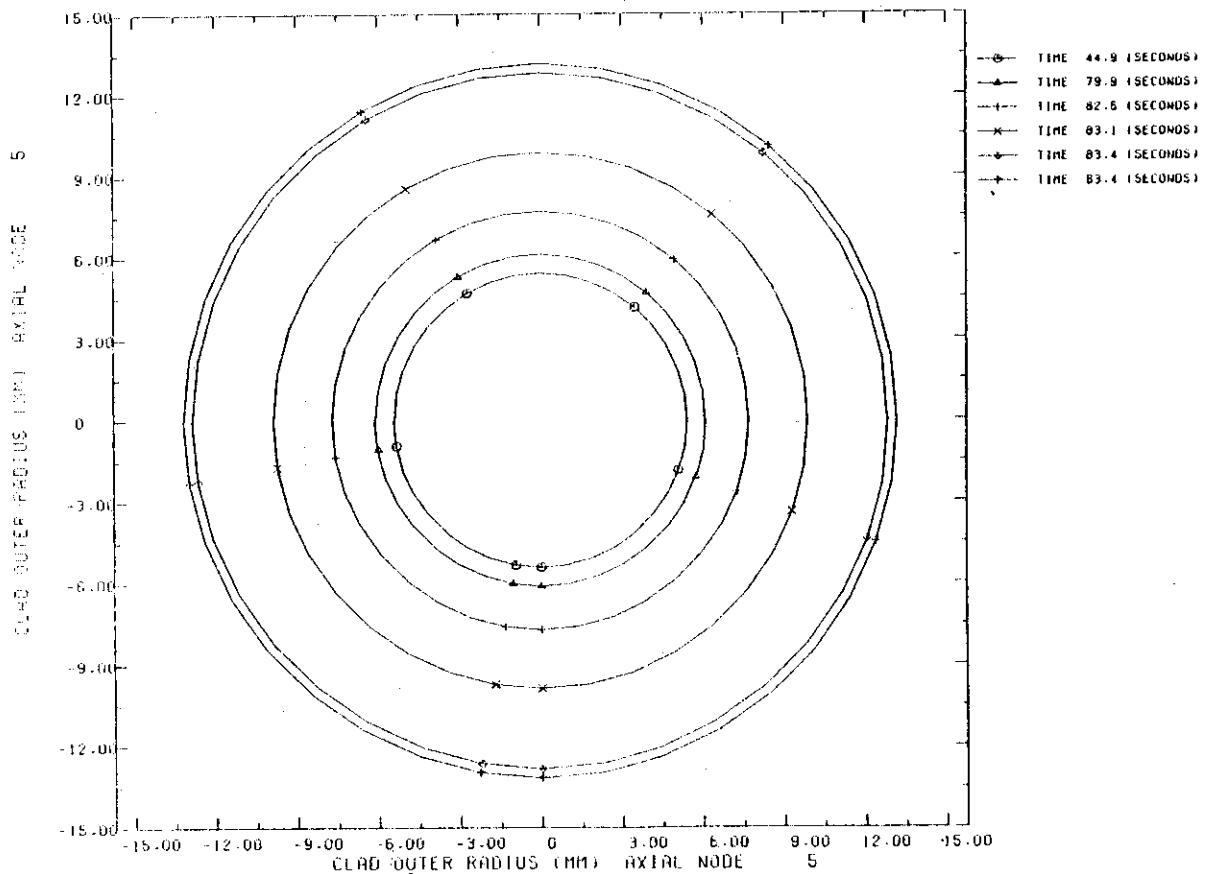


JAERI-M 82-111

I BALBUR ASSESSMENT 8040R (40-D-6, BHLMP)



I BALBUR ASSESSMENT 8040R (40-D-6, BHLMP)



JAERI-M 82-111

