JP0150811

JAERI-Research
2001-047

原子炉冷却系配管のクリープ挙動に関する解析的研究

(委託研究)

2001年10月

宮崎　則幸*・萩原　世也*・茅野　栄一*
丸山　結・橋本　和一郎・前田　章雄*

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。
入手の問合わせは、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、お申し越し下さい。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行っております。

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, 2001
編集兼発行　日本原子力研究所

JAERI－Research 2001－047

原子炉冷却系配管のクリープ挙動に関する解析的研究
（委託研究）

日本原子力研究所東海研究所安全性試験研究センター原子炉安全工学部
宮崎 則幸*1・萩原 世也*2・茅野 栄一*3・丸山 結※1
橋本 和一郎※2・前田 章雄*3

（2001年9月12日受理）

軽水炉のシビアアクシデント時には、損傷炉心から流入する高温気体からの伝熱及び沈着した核分裂生成物から放出される崩壊熱によって原子炉冷却系配管が加熱され、内圧が高い場合には配管が破損する可能性がある。破損の形態は高温における短時間クリープと推測される。シビアアクシデント時の配管の構造健全性評価のためには、従来解析で考慮されることが少なかった第3期クリープ挙動を考慮したクリープ構成式を用い、この様な高温短時間クリープ変形を精度良く解析する手法を開発する必要がある。

本研究ではまず、Kachanov-Ravotnov の等方性損傷理論を用いて第3期クリープ挙動を考慮したクリープ構成式を作成するとともに、原子力グレード SUS316 冷間引抜き材及び SUS316 熱間押出し材について原研で取得した実験データを基に、構成式の定数を決定した。さらに、得られた構成式を用いて等温クリープおよび非等温クリープ条件で配管の局所有限要素法解析を行い、損傷変数により内部損傷を定量評価できることを示した。特に、損傷変数により、配管の外壁部から破損するという原研が円管を用いて行った配管高温負荷試験での結果と一致する破損状況を示すことができることを確認した。

本研究は、平成9年度から11年度までの委託研究の成果をまとめたものである。
東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4
※1 （財）原子力発電技術機構に出向中
※2 核燃料サイクル開発機構に出向中
*1 九州大学
*2 佐賀大学
*3 エム・アール・アイ システムズ株式会社

Analytical Study on Creep Behavior of a Tube of Coolant Piping System in Nuclear Power Plant

(Contract Research)

Noriyuki MIYAZAKI[*1], Seiya HAGIHARA[*2], Eiichi CHINO[*3],
Yu MARUYAMA[※1], Kazuichiro HASHIMOTO[※2] and Akio MAEDA[*3]

Department of Reactor Safety Research
Nuclear Safety Research Center
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received September 12, 2001)

During severe accident of a light water reactor (LWR), reactor coolant piping would be damaged when the piping is subjected to high internal pressure and very high temperature due to heat transfer from high-temperature gas and decay heat from wall-deposited fission product (FP), both from degraded core. In such a case, high-temperature fast creep deformation could be the main cause for the pipe failure. For the evaluation of piping integrity during severe accidents, a method to predict such high-temperature fast creep deformation should be developed, using a creep constitutive equation considering tertiary creep behavior which has not been considered well in the pipe failure analyses.

In this study, a creep constitutive equation was developed first based on the Kachanov-Ravotnov isotropic damage rule that considers the tertiary creep behavior. JAERI creep tensile test data for both nuclear-grade cold-drawn SUS316N and hot-extruded SUS316 materials were used to determine coefficients of the developed constitutive equation.

This work was performed as a contract research from FY1997 to FY1999.

※1 on loan to Nuclear Power Engineering Corporation (NUPEC)
※2 on loan to Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC)
*1 Kyushu University
*2 Saga University
*3 MRI Systems Inc.

Using the developed constitutive equation, finite element analyses were performed for local creep deformation of coolant piping under two temperature conditions: uniform temperature and temperature gradient. The analytical results indicated the damage variable being integrated following the evolution of creep damage can indicate pipe wall internal damage condition quantitatively. The damage variable was confirmed further to be able to reproduce the observation in JAERI piping failure tests, that is, pipe failure from the wall outside.

Keywords: Severe Accident, Reactor Coolant Piping, Pipe Failure, Fast Creep Deformation, Tertiary Creep Behavior, Isotropic Damage Rule, Creep Constitutive Equation, Damage Variable

This is a blank page.

目　次

１．　緒言 1

２．　解析方法 1
2.1　有限要素法の定式化 1
2.2　クリープ損傷を考慮したクリープ構成式 2

３．　各温度におけるクリープ構成式 4
3.1　係数の決定 4
3.2　温度による係数の変化 4

４．　内圧を受ける円管のクリープ解析 4
4.1　等温状態における円管のクリープ解析
（２次元解析、部分連成解析） 5
4.2　温度分布を持つ円管のクリープ解析（２次元解析） 5
4.2.1　部分連成解析 5
4.2.2　完全連成解析 6

５．　結言 6

参考文献 7

Contents

1. Introduction 1

2. Method of Analysis 1
2.1 Formulation of Finite Element Method 1
2.2 Creep Constitutive Law Taking Account of Creep Damage 2

3. Creep Constitutive Equation under Elevated Temperatures 4
3.1 Determination of Constants 4
3.2 Temperature Dependency of Constant Value 4

4. Creep Analyses of Tube Subjected to Internal Pressure 4
4.1 Creep Analysis of Tube under Uniform Temperature
(2-Dimensional Analysis, Partly Coupled Approach) 5
4.2 Creep Analysis of Tube with Temperature Gradient
(2-Dimensional Analysis) 5
4.2.1 Partly Coupled Approach 5
4.2.2 Fully Coupled Approach 6

5. Conclusions 6

References 7

1．緒言

軽水炉のシビアアクシデント時には，損傷した炉心領域で過熱された，水蒸気を主成分とする高温気体が原子炉冷却性配管内に流入する．原子炉冷却系内の圧力が高圧の状態で事故が進展する高圧シーケンスにおいて，圧力負荷と併せて過度の熱負荷が配管に加わると，配管のクリープ変形及び破損が生じる可能性がある．また，場合によっては，燃料から放出され配管内壁に付着した核分裂生成物（FP：Fission Product）からの崩壊熱が配管への熱負荷として与えられることが考えられる．原子炉冷却系配管の破損時期及び破損部位はその後の事故進展やソースタームに大きな影響を及ぼし得る．このような背景から，日本原子力研究所（以下，原研と略す）において，シビアアクシデント時の原子炉冷却系配管の破損に関連する研究が進められている[1][2][3].

配管破損が問題となる事故シーケンスでは，炉心の著しい損傷が生じてから短時間で配管の温度が1000℃程度の高温に達することが予想される[4]．したがって，配管の変形や破損を精度良く予測するためには，高温における短時間クリープ挙動の評価が必要となる．このことは，速い変形速度を伴う第３期クリープ挙動を考慮することの重要性を示している．しかしながら，これまでの多くの解析が定常クリープの構成式を用いて行われ，第３期のクリープを考慮した解析は行われていない．

第３期クリープ領域においては，クリープボイドなどのクリープ損傷により，クリープひずみが加速度的に増加し，それに伴うクリープによる変形が増幅され，破損が生じることが考えられる．この第３期クリープの挙動を解析に取り入れるためには，クリープ試験から得られた時間－クリープひずみ曲線をクリープ構成式により忠実に表すことが不可欠である．すなわち，クリープ損傷を考慮したクリープ構成式を取り入れた有限要素法解析を行うことが必要になる．このような解析では，損傷変数により構造材のクリープ損傷状態を記述するため，クリープ損傷による配管の破損の判定を明確に行うことができる．第３期クリープを表すことができるクリープ損傷を考慮した構成式の構築は多くの研究者が行っている．ここでは，原子力用SUS316の冷間引抜き材とSUS316熱間押出し材について，600℃から1150℃の温度における単軸クリープ試験より得られた時間－クリープひずみ曲線[5]をミーゼスのクリープ理論，及びKachanov-Rabotnovの等方損傷理論[6]によるクリープ構成式で，温度分布を持つ配管のクリープ損傷解析を行い，配管の損傷状態を定量的に表すことを試みた．

2．解析方法

2.1　有限要素法の定式化

クリープ解析を行う有限要素法の定式化においては，クリープひずみは初期ひずみとして

取り扱う．弾性ひずみε_{ij}^{e}とクリープひずみε_{ij}^{c}が互いに分離可能であると仮定し，全ひずみε_{ij}はこれらの和として次式の形で定義する．

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{e} + \varepsilon_{ij}^{c} \tag{1}$$

したがって，それぞれのひずみの増分を考えることによりひずみ増分は以下のように記述できる．

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^{e} + \Delta\varepsilon_{ij}^{c} \tag{2}$$

このひずみ増分を用いて逐次線形化による増分型のエネルギ汎関数は以下のように記述できる．

$$\Delta\pi = \int_{v} \{(\sigma_{ij}^{N} + \frac{1}{2}\Delta\sigma_{ij})\Delta\varepsilon_{ij}dV - \int_{s} (\bar{T}_{i}^{N} + \Delta\bar{T}_{i})\,\Delta u_{i}dS$$
$$- \int_{v} (\bar{F}_{i}^{N} + \Delta\bar{F}_{i})\,\Delta u_{i}dV \tag{3}$$

ここで，σ_{ij}^{N}，$\Delta\sigma_{ij}$はある荷重および時間増分ステップNでの応力および応力増分，$\Delta\varepsilon_{ij}$はひずみ増分，Δu_{i}は変位増分，$\bar{F}_{i}^{N}$，$\Delta\bar{F}_{i}$は体積力およびその増分であり，$\bar{T}_{i}^{N}$，$\Delta\bar{T}_{i}$は規定された表面力およびその増分である．この増分型のエネルギ汎関数を用い，体積力が０の場合に増分ステップNに対して定式化を行うと以下のクリープ問題に関する増分型の有限要素平衡方程式が得られる．

$$K_{ij}\,\Delta q_{j} = F_{i}^{aN} + \Delta F_{i}^{a} + \Delta F_{i}^{c} - R_{i} \tag{4}$$

ここで，K_{ij}は剛性マトリックス，Δq_{j}は節点変位増分ベクトル，F_{i}^{aN}は初期外荷重ベクトル，ΔF_{i}^{a}は作用外荷重増分ベクトル，ΔF_{i}^{c}はクリープによる見かけの荷重ベクトル，R_{i}は非線形による応力不均衡を補正する節点荷重残差ベクトルである．式(4)を各時間増分ステップで解くことにより変位増分を求める．逐次線形化にともなう増分ステップNでの応力不均衡力はNewton-Raphson法による繰り返し計算で修正する．

2.2　クリープ損傷を考慮したクリープ構成式

本論文で採用するクリープ損傷を考慮した構成則の提案はHayhurst[7]の損傷発展則を用い

てKachanov-Rabotnovの理論[6]に基づき，劉，村上ら[8][9][10]が行っており，そのクリープ構成式は以下の式で表される．

$$\frac{d\varepsilon^c}{dt} = B\left(\frac{\bar{\sigma}}{1-D}\right)^n + c\beta\bar{\sigma}^m \exp(-ct) \tag{5}$$

式(5)においては初期クリープの構成式がexponential型であり，このときの損傷発展則(1)(3)(4)には，以下の式(6)を採用した．

$$\frac{dD}{dt} = \frac{A}{q+1}\frac{\left[\alpha\sigma_1 + (1-\alpha)\bar{\sigma}\right]^p}{(1-D)^q} \tag{6}$$

ここで，ε^cは相当クリープひずみ，$\bar{\sigma}$は相当応力，tは時間，Dは損傷変数，σ_1は主応力である．

縦弾性係数については，損傷変数Dを考慮した材料の縦弾性係数$E(D)$は以下のものを考える．

$$E(D) = E_0(1-D) \tag{7}$$

$$E(D) = \begin{cases} E_0 & D \le D_{cr} \\ 0 & D \ge D_{cr} \end{cases} \tag{8}$$

ここでE_0は初期の縦弾性係数であり，D_{cr}は損傷変数の臨界値である．式(7)はクリープボイドの成長とともに断面積が減少し，みかけの縦弾性係数の低下を引き起こすとした完全連成解析に用いる式である[8]．また，式(8)は縦弾性係数が臨界損傷率以下では縦弾性係数を変化させず，臨界値に達すると零になる部分連成解析に用いる式である[8]．

本解析ではクリープひずみ速度をひずみ硬化則により求める．クリープひずみ速度を算出するのに式(4)，(5)と式(6)を組み合わせた構成式ではクリープひずみを用いてクリープひずみ速度を陽な形に表すことが困難であるため，Newton-Raphson法を用いて繰り返し収束計算により求めた．クリープひずみの多軸への拡張はミーゼス型のクリープポテンシャル理論に従い以下の式を用いた．

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^c}{dt} = \frac{3}{2}\frac{d\varepsilon^c}{dt}\frac{s_{ij}}{\bar{\sigma}} \tag{9}$$

ここで，s_{ij}は偏差応力であり，$s_{ij}=\sigma_{ij}-\sigma_{ii}/3$である．これらを用いて式(1)を解き，クリープ損傷を考慮した解析を行うことができる．

3．各温度におけるクリープ構成式

3.1 係数の決定

式(5)，(6)からなるクリープ損傷を考慮したクリープ構成式には９個の係数が存在する．この９個の係数を決定することによりクリープ曲線を描く．ここでクリープ構成式を作成するもととなる実験結果は，冷間引抜管から切り出した試験片における単軸クリープ試験の結果であり，600℃，650℃，700℃，750℃，800℃，850℃，900℃，950℃，1000℃，1050℃，1100℃，1150℃の各温度について行われている．また，熱間押し出し管から切り出した試験片における単軸クリープ試験の結果は，600℃，700℃，800℃，850℃，900℃，950℃，1000℃，1050℃，1100℃，1150℃の各温度について行われている．上記の各温度についてそれぞれ何種類かの引張り応力を負荷した場合のクリープひずみ－時間曲線が得られている．これをもとにそれぞれの温度に対して９個の係数を決定し，クリープ構成式を作成した．Table 1とTable 2には冷間引抜き材と熱間押出し材の各温度において得られた各係数の値をそれぞれ示し，Fig.1～Fig.12には冷間引抜き材のFig.13～Fig.22には，式(5)，(6)のクリープ構成式を用いて一様引張りのＦＥＭ解析を行うことにより得られたクリープ曲線と実験から得られたクリープ曲線とをプロットしている．ここで，冷間引抜き材の800℃以上の温度と熱間押出し材では実験結果からは明らかな初期クリープ現象が見られないので初期クリープに関する係数β，c，mは設定していない．

3.2 温度による係数の変化

温度変化を伴う過程においてクリープ損傷解析を行う場合に3.1節の各温度で得られた係数が温度に対して連続的に変化するように決定することが望ましい．このときqについては一定としてクリープ構成式を作成した．またαについては，損傷発展則への相当応力と主応力の関わり合いであり単軸クリープ試験においては決定できない．したがって個々の解析において状態を考慮し解析を行う．

4．内圧を受ける円管のクリープ解析

第3章で示したクリープ係数を温度に対する依存性も含めて式(5)，(6)で示したクリープ構成則，損傷発展則に適用し，原研で実施した内圧を受ける冷間引抜き材円管の破損試験[1]についてクリープ解析を行った．解析した円管の形状と解析における境界条件はFig.23に示

す通りであり，円管のFEMの２次元のメッシュ分割図をFig. 24にそれぞれ示す．解析は汎用有限要素法解析コードABAQUS（２次元解析）において部分連成解析を行い．著者らが作成した有限要素法解析コード（２次元解析）においては完全連成解析を行った．２次元解析においては400要素，材料定数のうち，縦弾性係数は冷間引抜き材の900℃および1000℃のデータ[5]から950℃の値を内挿して求め使用した．ポアソン比は以下の値を用いた．

冷間引抜き材：　縦弾性係数：$E = 108.750\ GPa$，ポアソン比：$\nu = 0.3$

また，弾性係数については式(8)を用いる部分連成解析の他に式(7)を用いた完全連成解析も行った．損傷変数の臨界値は式(5)，(6)において$(1 - D)$が式の分母となるので数値的なエラーを考慮し損傷臨界値$D_{cr} = 0.95$とした．

荷重条件については$9.8MPa$の内圧を負荷した．また，２次元解析において平面ひずみ状態を仮定した２次元微小変形理論によりクリープ解析を行った．

4.1 等温状態における円管のクリープ解析（２次元，部分連成解析）

汎用有限要素法コードABAQUSを用いて円管内の温度分布が950℃一定と仮定してクリープ解析を行った．Fig.25にクリープ損傷を考慮しない解析における4.44h経過後の変形図を示す．また，Fig.26に4.40時間経過後の冷間引抜き材の変形図と損傷変数分布図を示す．Fig.27に変形図に併せて円管内の相当応力分布図を示す．ここで，縦弾性係数は損傷変数Dにより変化しないとする部分連成解析により解析を行った．

クリープ損傷を考慮した場合は，クリープ損傷を考慮しない場合と比較して大きな変形が現れており，クリープ損傷を考慮した構成則の影響が見られる．また損傷変数値は内壁ほど高く，最高値は0.11程度であることが分かる．相当応力は内壁ほど高く，また損傷変数値の分布も内壁側が高い．

4.2 温度分布を持つ円管のクリープ解析（２次元解析）

4.2.1　部分連成解析

汎用有限要素法コードABAQUSを用いてFig.28に示すように円管内の周方向に温度分布を与え，最高で1000℃，最低で850℃の分布を持つと仮定してクリープ解析を行った．ただし，クリープ実験等においては円管は断熱材で包まれているため，厚み方向温度分布はないと仮定して解析を行った．また，ABAQUSにおいては式(6)における係数を$\alpha = 0.0$として解析を行った．Fig.29に4.38時間経過後の円管の変形図を示す．Fig.30に4.38時間経過後の冷間引抜き材の損傷変数分布図をそれぞれ示す．また，Fig.31に相当応力の分布図を示す．さらに比較のために，4.30時間経過後のクリープ損傷を考慮しない場合の変形図をFig.32に示す．

このときの変形状態はFig.25の等温状態の変形とは異なり，不均一な変形となっている．

特に温度が1000℃に近い部分では特に大きな変形が起こっている．変形のもっとも大きな部分の対称軸付近では，損傷変数値が全体的に高くなっており，等温状態の解析とは異なっている．これは配管信頼性実証試験において，円管の肉厚が薄くなった部分から，破壊しているという事実と一致している．さらに，変形が損傷を考慮した方が大きく変形していることがわかる．

Fig.33にはさらに時間が経過し，7.25時間経過後の損傷変数の分布図を示す．7.25時間経過後は損傷が約0.6近くに到達しており，また，円管の外壁側が損傷の度合いが高いことがよく分かる．

次に最高温度を1150℃に上げて解析を行い，0.322時間経過後の損傷変数の分布をFig.34に示す．損傷は0.322時間ですでに0.5以上に達しており，最高温度が1000℃の場合よりかなり早い時間で損傷が高くなることが分かる．

4.2.2　完全連成解析

(1)$\alpha = 0.0$の場合

完全連成解析は著者らが作成した有限要素法解析コードを用いて解析を行った．式(6)において$\alpha = 0.0$とすると，損傷発展式において損傷変数が相当応力のみの関数となる．4.1.1節と同様に，Fig.28に示すような円管内の周方向に温度分布を持ち，最高で1000℃，最低で850℃の分布を持つと仮定してクリープ解析を行った．ポストプロセッサの関係上変形図は示すことはできないが，Fig.35に5時間経過後の損傷変数分布図を示す．また，Fig.36に相当応力の分布図を示す．損傷変数の最大値はこのグラフからは読みとれないが最大0.5程度となっており，同程度の時間における部分連成解析の場合の倍以上となっている．ただし，損傷変数の最大は円管の内壁側になっているが，外壁側も損傷は大きくなっている．また，相当応力の応力の分布は，部分連成解析と同様に温度の低い側で大きくなっている．

(2)$\alpha = 1.0$の場合

式(6)において$\alpha = 1.0$とすると，損傷発展式において損傷変数が最大主応力の関数となる．(1)での解析と同条件で解析を行い，Fig.37に4時間経過後の冷間引抜き材損傷変数分布図を示す．損傷変数は円管肉厚の中央部から臨界値に到達し，4時間弱経過後には円管外壁に貫通しており，ほぼ4時間で破損するという解析結果が得られた．これは配管信頼性実証試験から得られた，円管の外壁側から破損しているという事実と昇温後約2-3時間経過後に破損するという実験結果に近い解析結果が得られている．

5．結言

軽水炉のシビアアクシデント時における原子炉冷却系配管の健全性評価のために，クリー

プ損傷を考慮したクリープ構成式と損傷発展式を用いて円管のクリープ挙動解析を行い，損傷変数値により内部損傷を定量的に表すことができることを示した．

部分連成解析では，汎用有限要素法解析コードABAQUSを用いて，円管が等温の場合と周方向に温度分布を持つ場合との比較を行い，周方向に温度分布を持つ場合に，両ケースにおいて変形状態が大きくなる異なることを示した．また，配管の温度が高い部分でクリープ変形が進み，損傷が外壁側から蓄積されることを定量的に示した．これは，原研で実施されたシビアアクシデント条件下の配管破損試験において，温度の高いところのクリープ変形が大きく，また外壁側から破損するという知見と一致していることを示した．

完全連成解析においても，部分連成解析と同様に損傷発展則を定義した場合に，損傷変数が外壁に近い部分から臨界値に近づくことを示した．また，破損時間についても，破損試験の結果よりもやや長いが，損傷変数を用いることにより破損までの時間を概ね再現することができた．

配管破損試験との破損時間の差異の原因については，昇温過程の時間を比較した破損時間に含めていないこと，軸方向曲げ応力の影響や高温での降伏応力の低下を考慮していないことなどが考えられる．これらのことを考慮するとより，配管破損試験の結果に近くなるものと考えられる．

本報告は平成９年度から平成１１年度までの委託研究成果をまとめたものである．

参考文献

[1] Maeda, A., et al., Thermal and Structural Responses of Reactor Piping under Elevated Temperature and Pressure Conditions, Proc. 5th International Conference on Nuclear Engineering, Nice, France, May 26-30, 1997.

[2] Maeda, A., et al., Creep Analysis of Piping with Elevated Internal Pressure and Temperature, Proc. 7th International Conference on Nuclear Engineering, Tokyo, Japan, April 19-23, 1999.

[3] Chino, E., et al., Post-Test Creep Analysis of Piping Failure Tests in WIND Project, Proc. Workshop on Severe Accident Research, Japan, November 8-10, 1999, JAERI-Conf 2000-015.

[4] Hidaka, A., et al., Evaluation of Steam Generator U-Tube Integrity during PWR Station Blackout with Secondary System Depressurization, JAERI-Research 99-067, December, 1999.

[5] 前田，他，私信

[6] Kachanov, L.M., Introduction to continuum damage mechanics, Marinus Nijihoff Pub., 11, 1986.

[7] Hayhurst, D. R., Brown, P. R. and Morroison, C. J., The Role of Continuum Damage Creep Crack Growth, Philosophical Transactions of the Royal Society London, A, 311 131-158, 1984 .

[8] 劉, 村上, 早川, クリープき裂進展解析の損傷力学的方法における有限要素依存性と応力特異性, 日本機械学会論文集, 59-564, A, 1811-1818, 1993 .

[9] 劉, 村上, 山田, 金川, 損傷発展式の応力敏感性と局所的解析法における有限要素依存性, 材料, 44-507, 1417-1422, 1993.

[10] 劉, 村上, 山田, 金川, クリープ破壊に対する局所的解析法の有限要素依存性, 日本機械学会論文集, 61-589, A, 2030-2036, 1995.

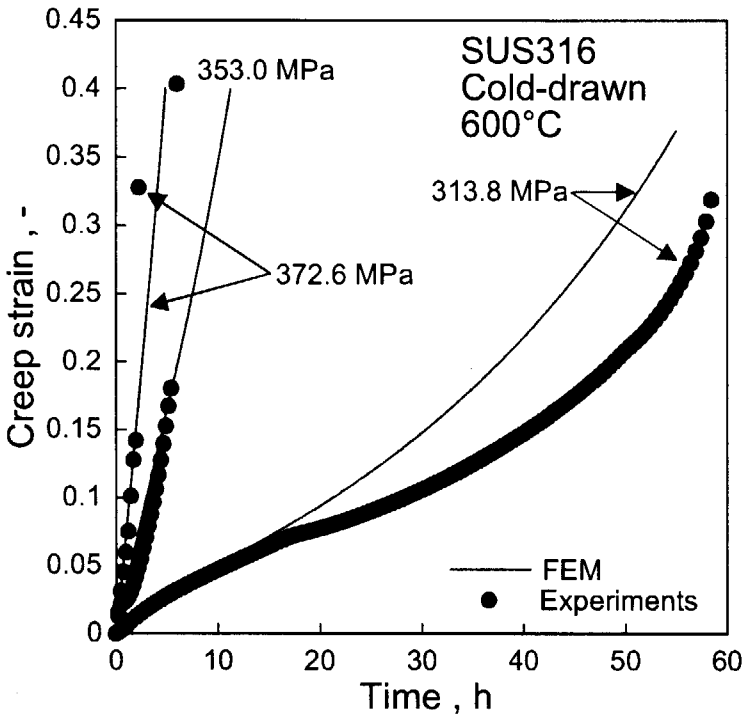

Fig.1 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，600℃）

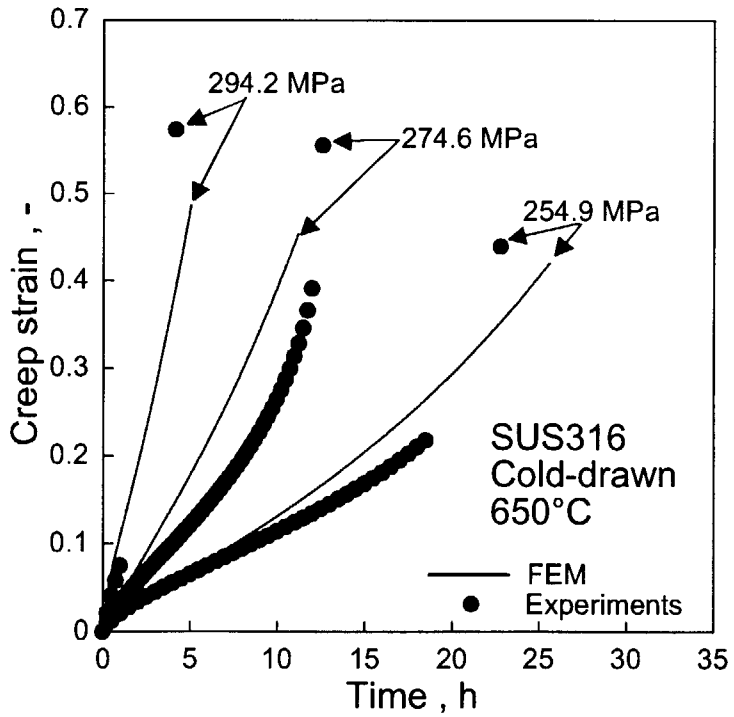

Fig.2 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，650℃）

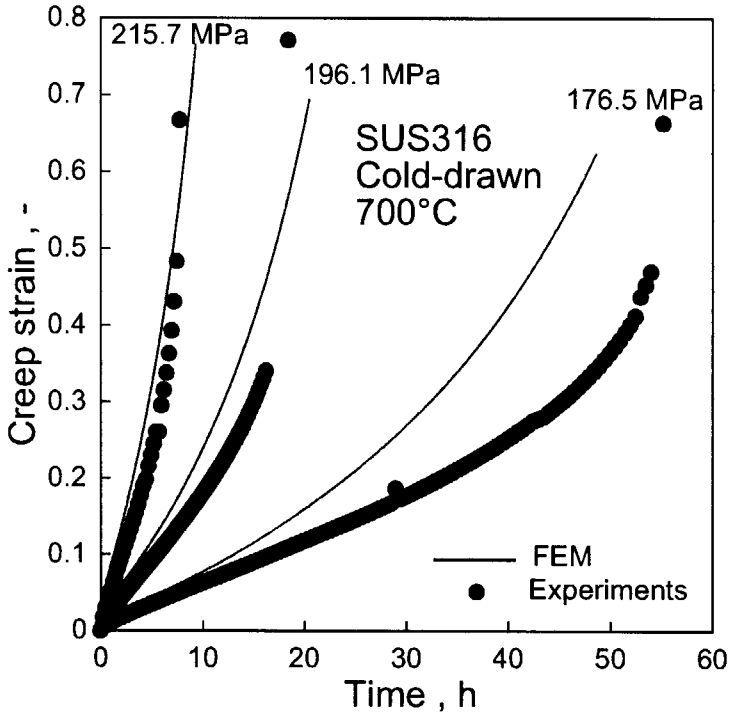

Fig.3 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，700℃）

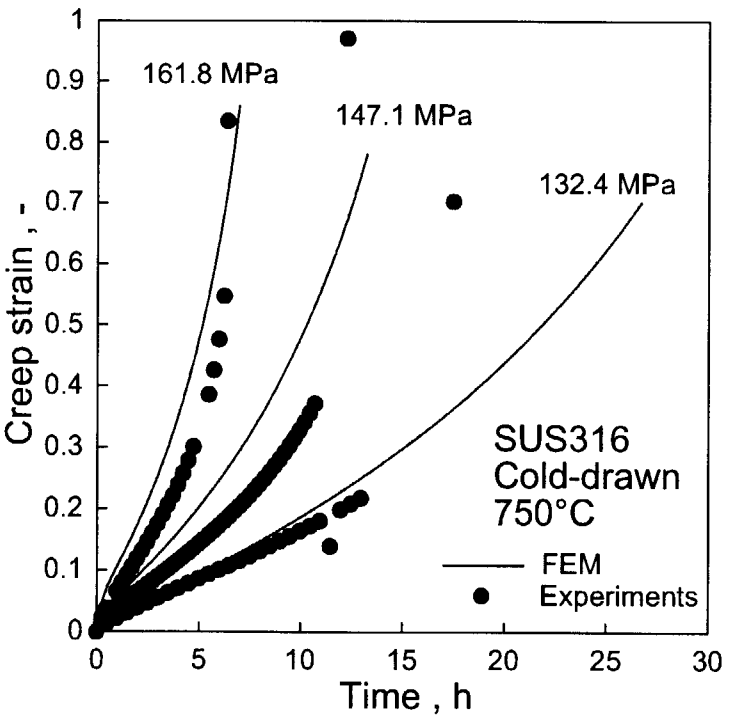

Fig.4 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，750℃）

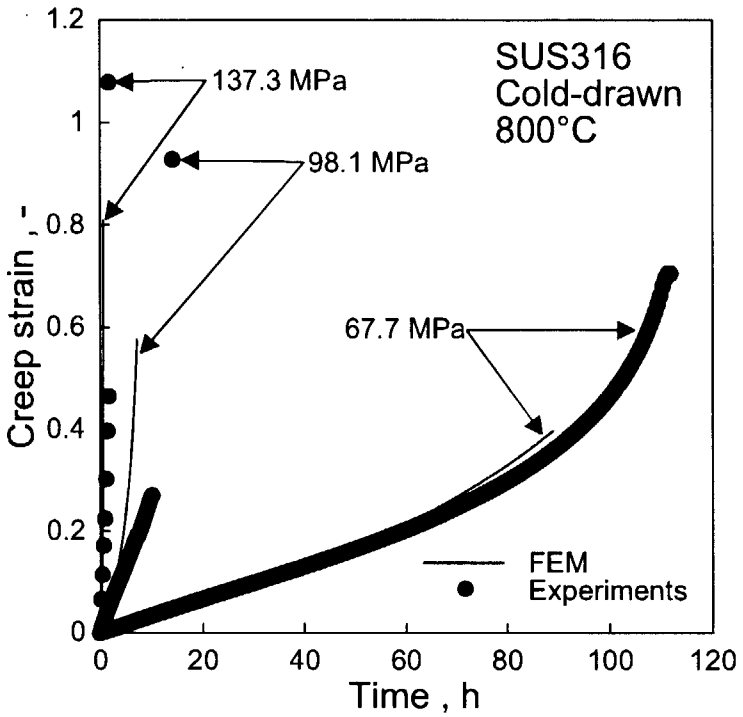

Fig.5 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，800℃）

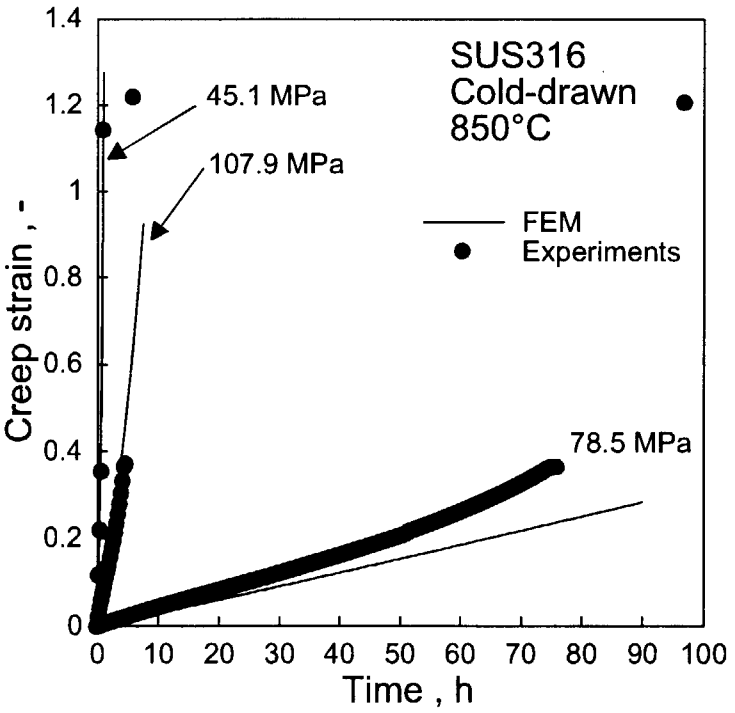

Fig.6 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，850℃）

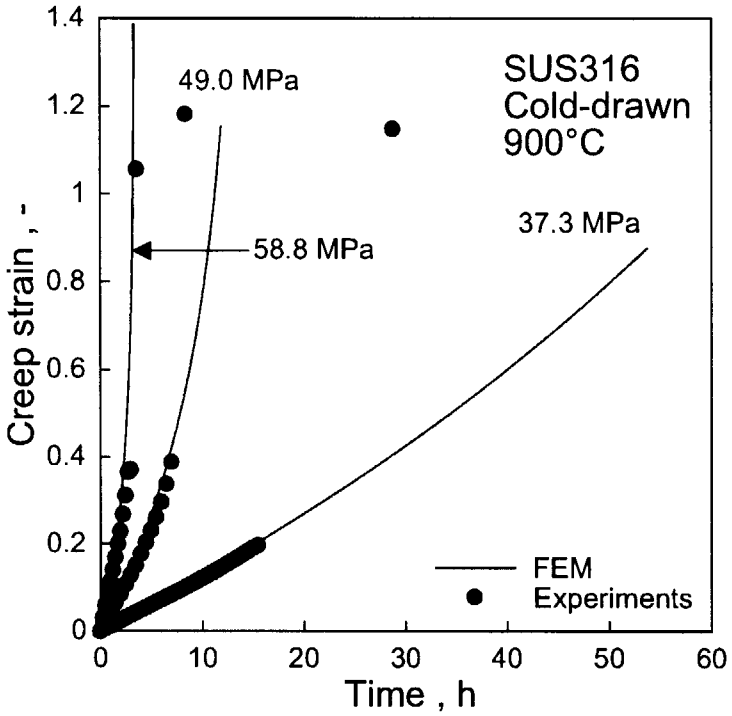

Fig.7 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，900℃）

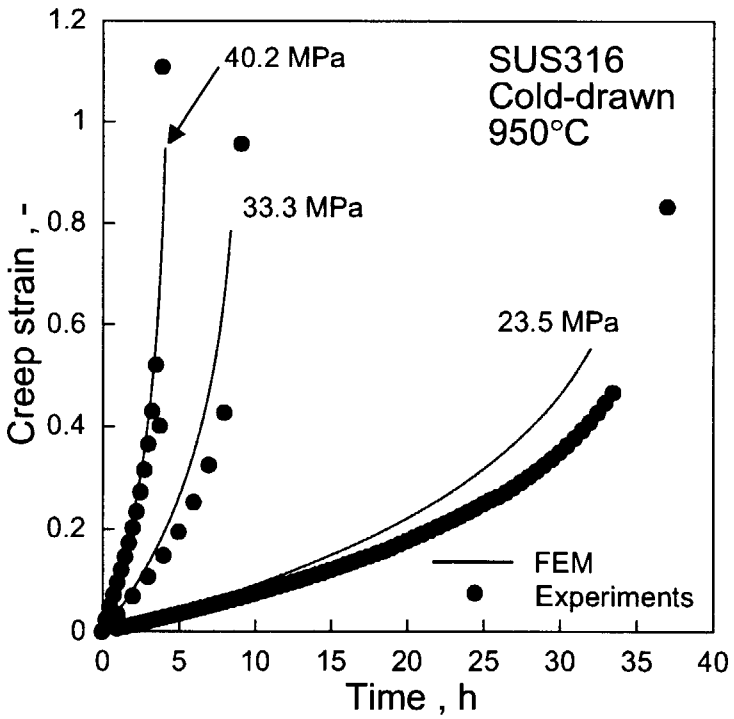

Fig.8 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，950℃）

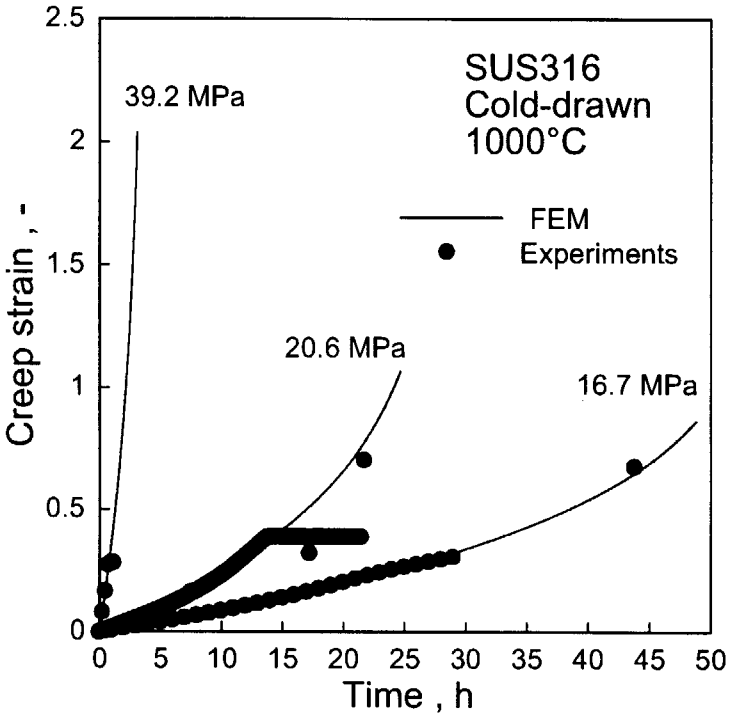

Fig.9 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，1000℃）

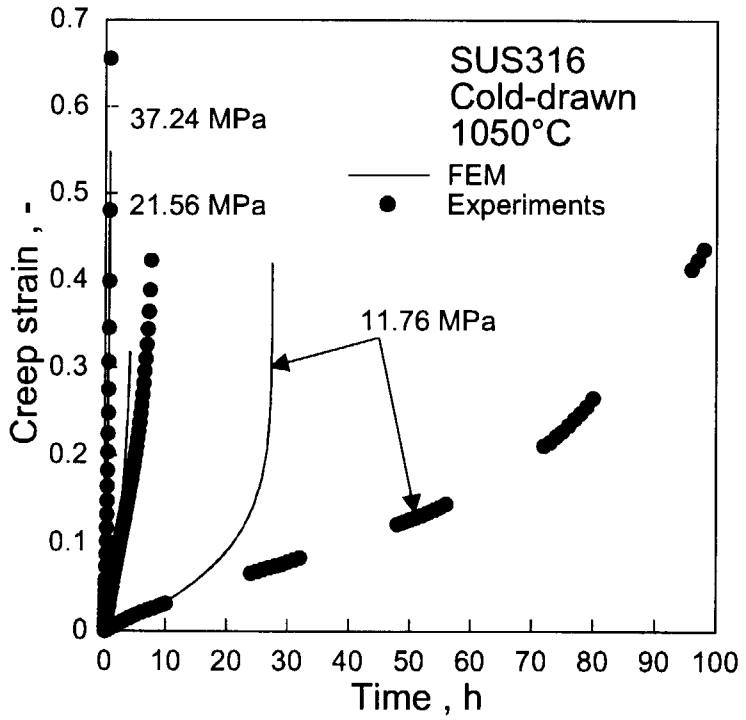

Fig.10 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，1050℃）

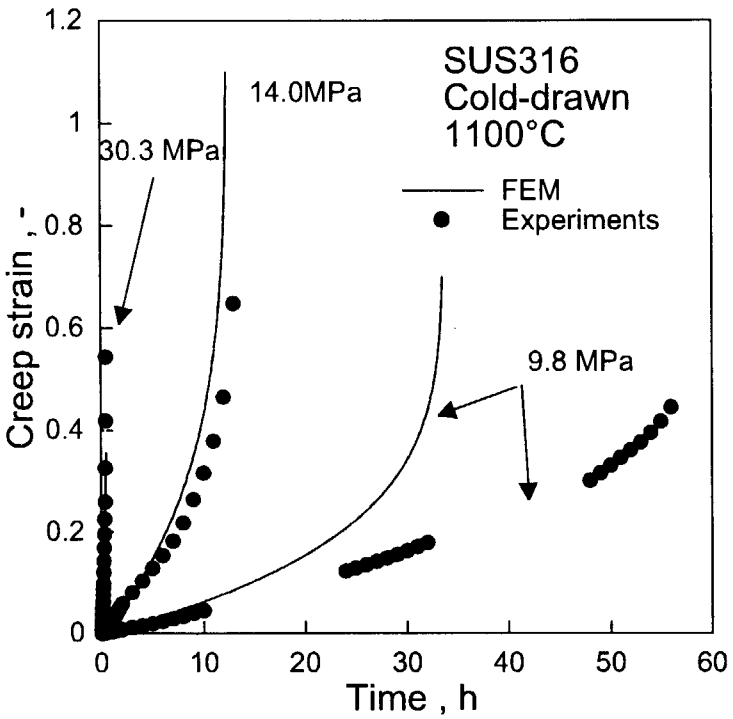

Fig.11 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，1100℃）

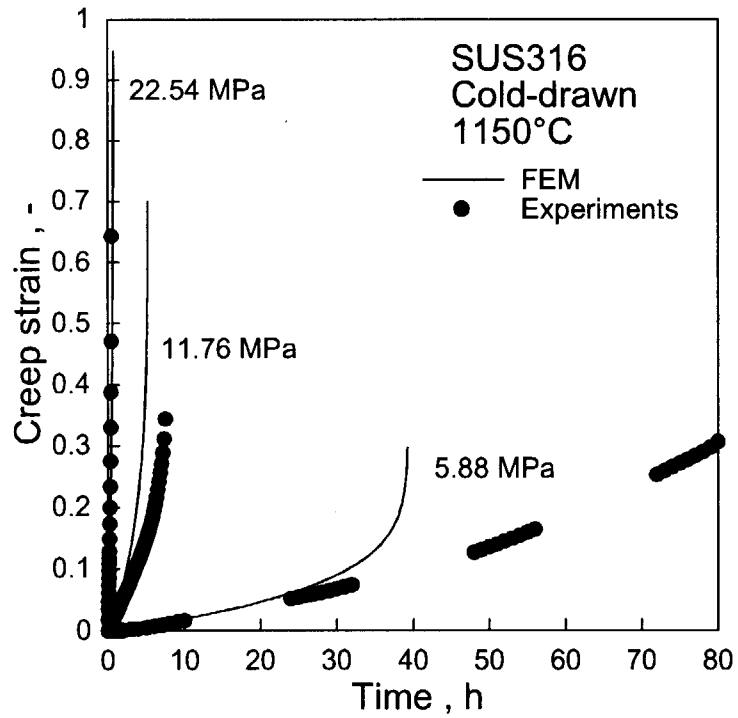

Fig.12 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（冷間引抜き材，1150℃）

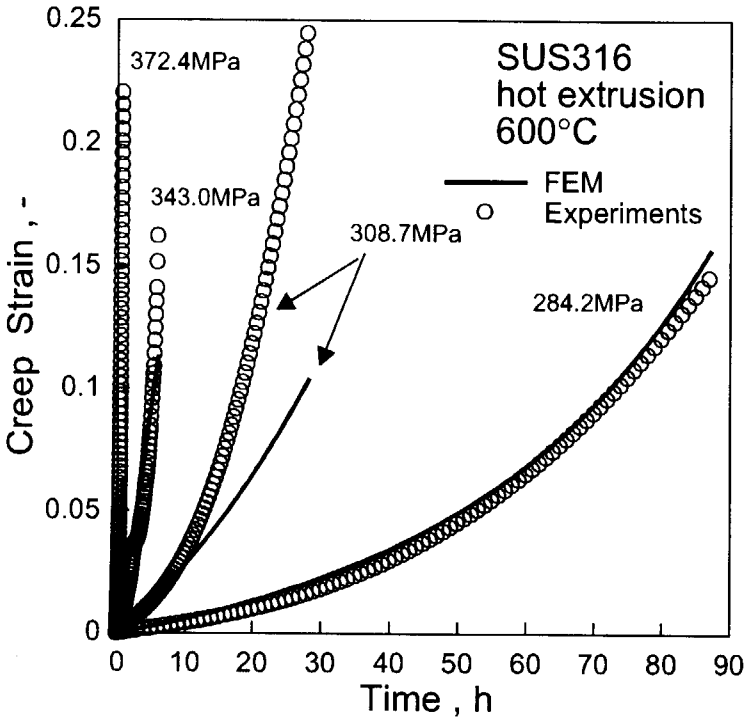

Fig.13 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，600℃）

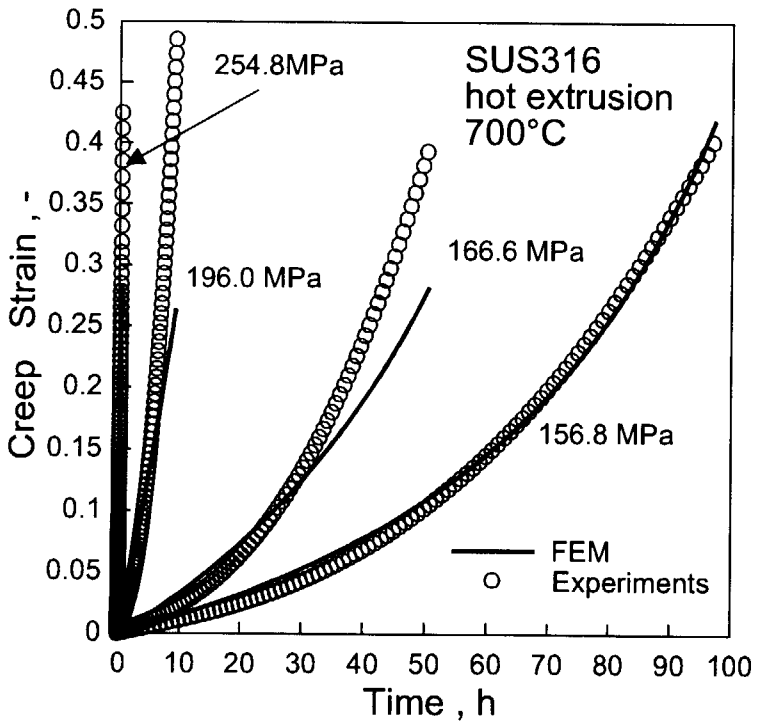

Fig.14 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，700℃）

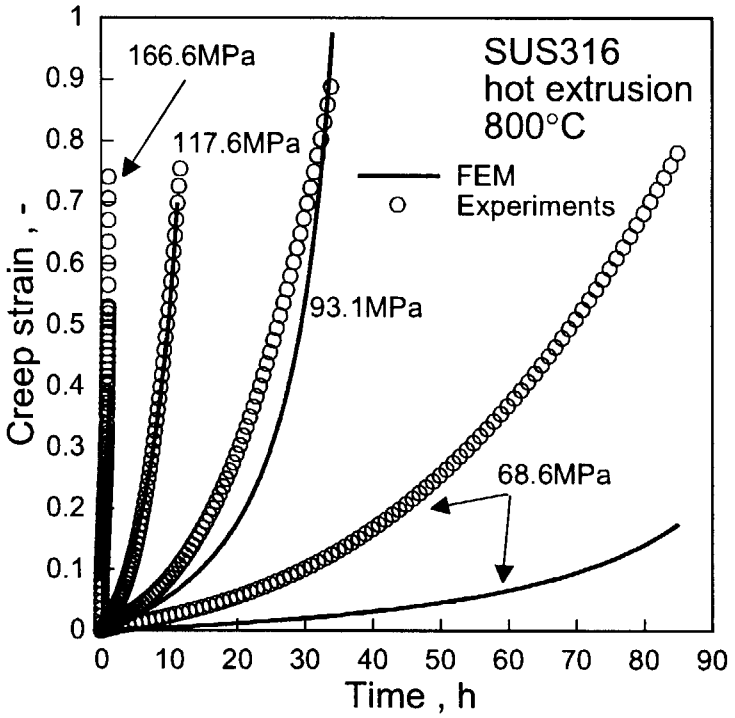

Fig.15 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，800℃）

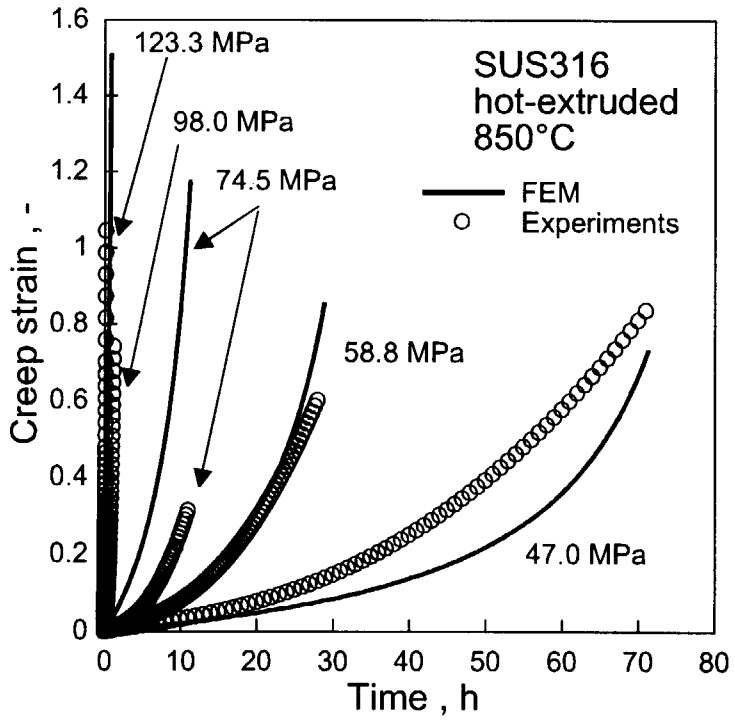

Fig.16 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，850℃）

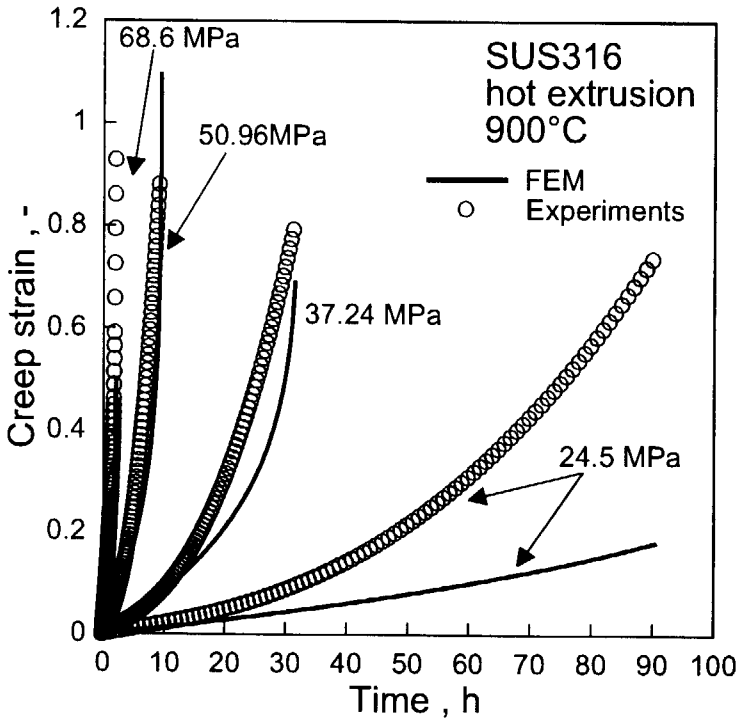

Fig.17 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，900℃）

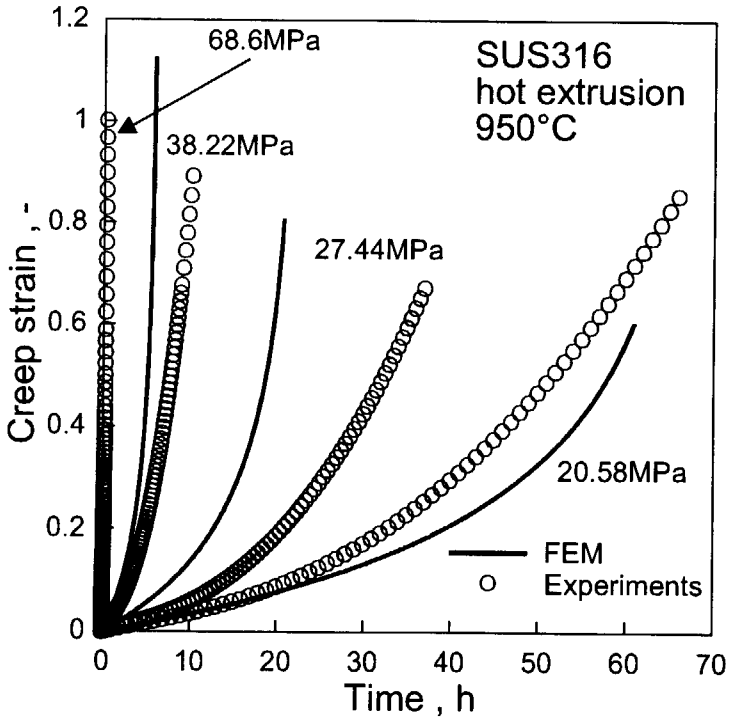

Fig.18 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，950℃）

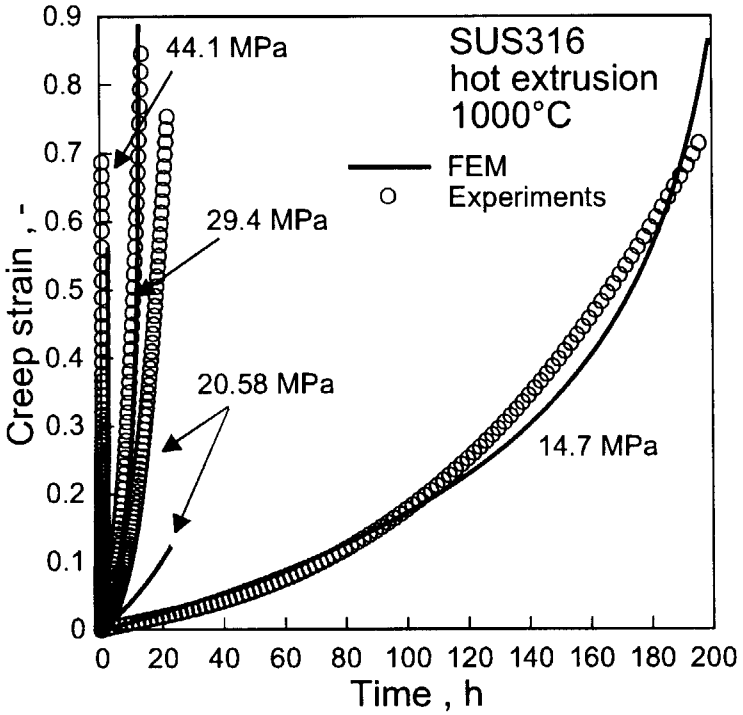

Fig.19 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，1000℃）

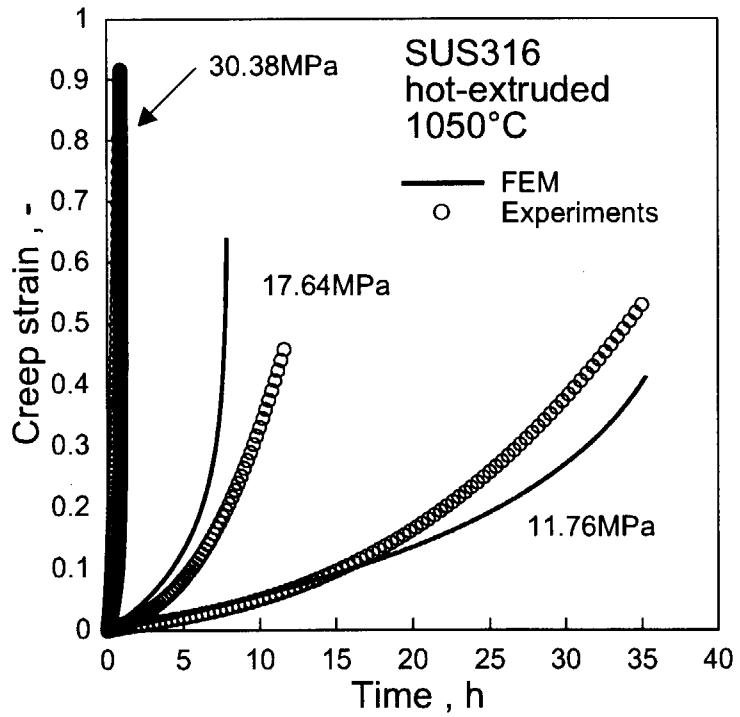

Fig.20 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，1050℃）

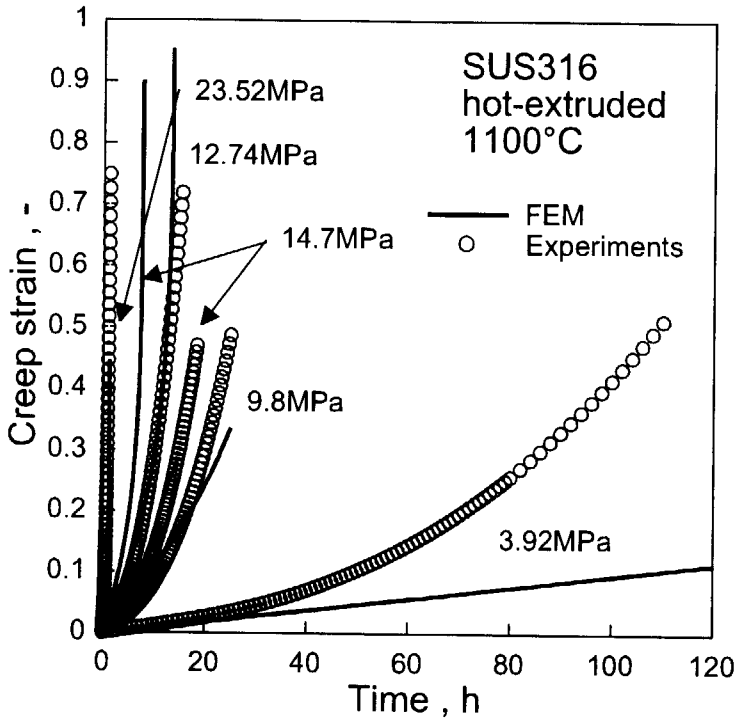

Fig.21 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，1100℃）

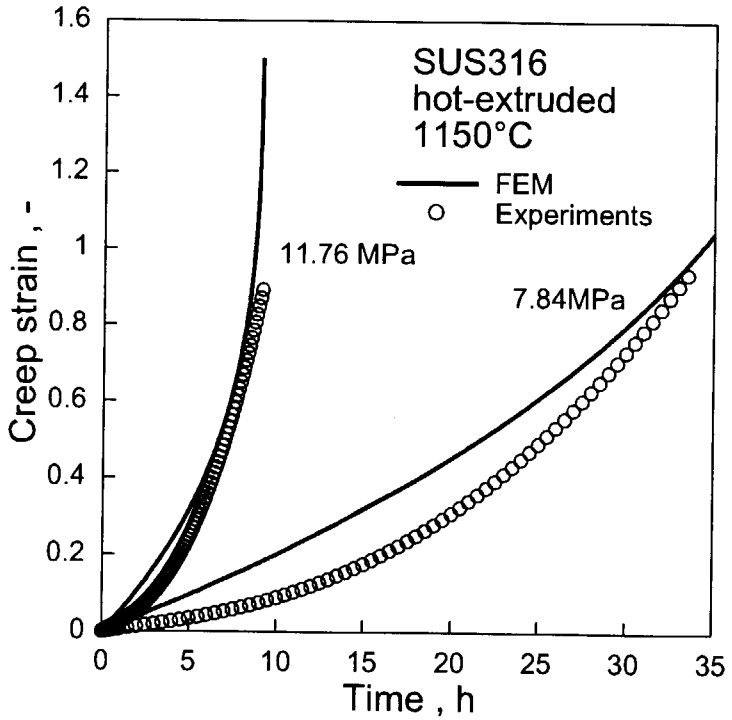

Fig.22 単軸クリープ試験とFEM解析のクリープ曲線（熱間押出し材，1150℃）

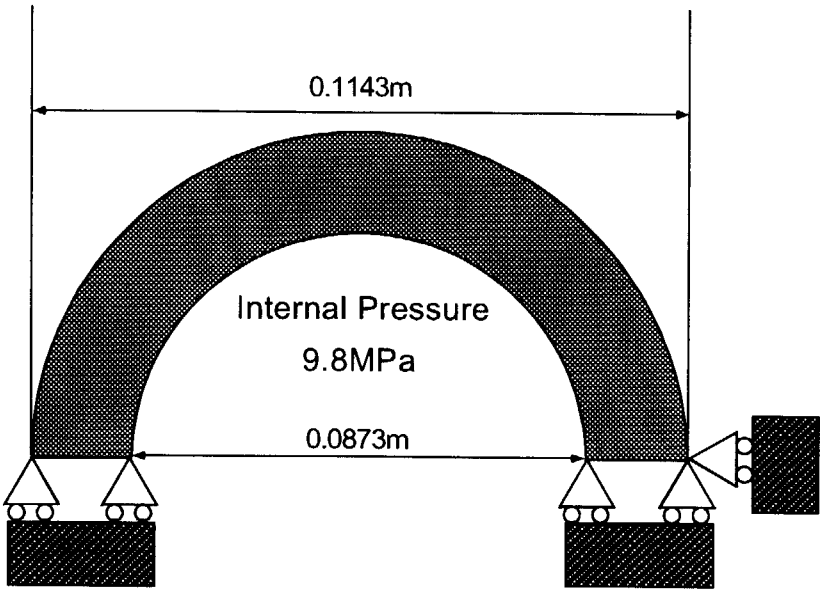

Fig.23 有限要素解析に用いた円管の形状と解析モデル

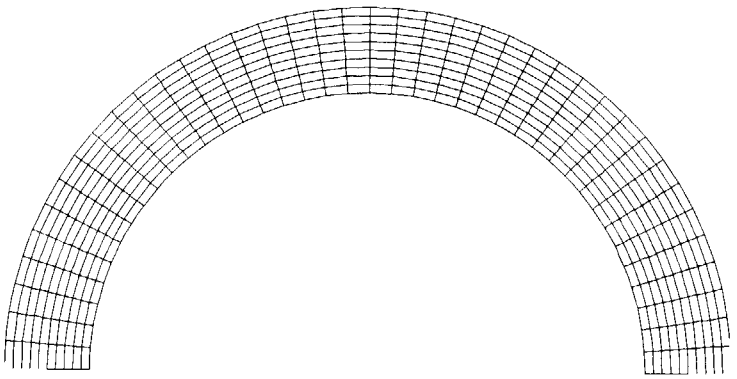

Fig.24 有限要素解析メッシュ（400 要素）

This is a blank page.

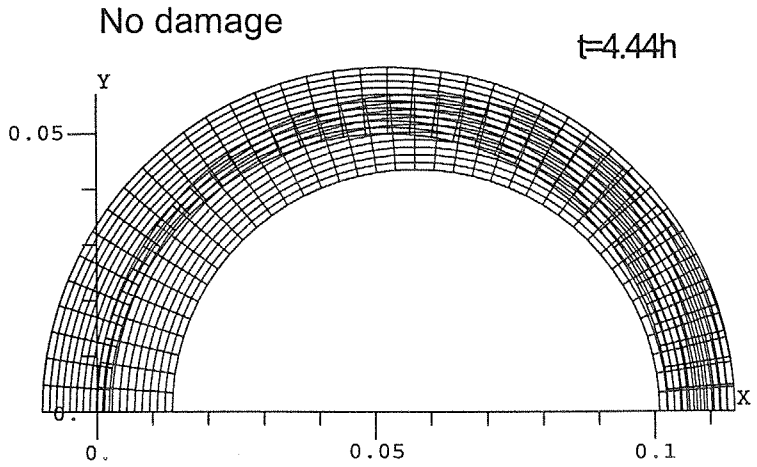

Fig.25 円管の変形図（950℃等温，クリープ損傷を考慮しない場合）

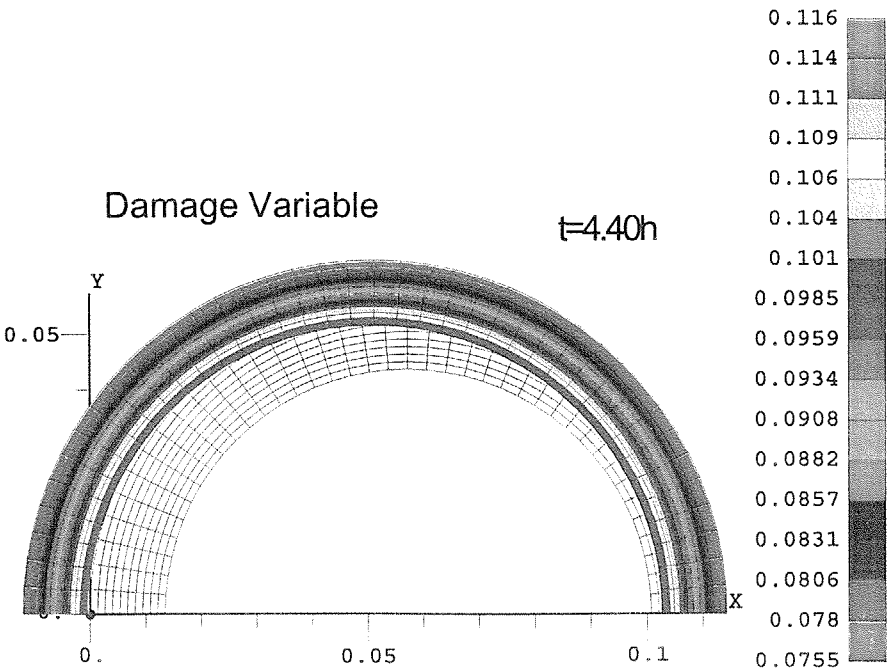

Fig.26 円管の変形と損傷変数の分布（950℃等温，部分連成，クリープ損傷を考慮した場合）

This is a blank page.

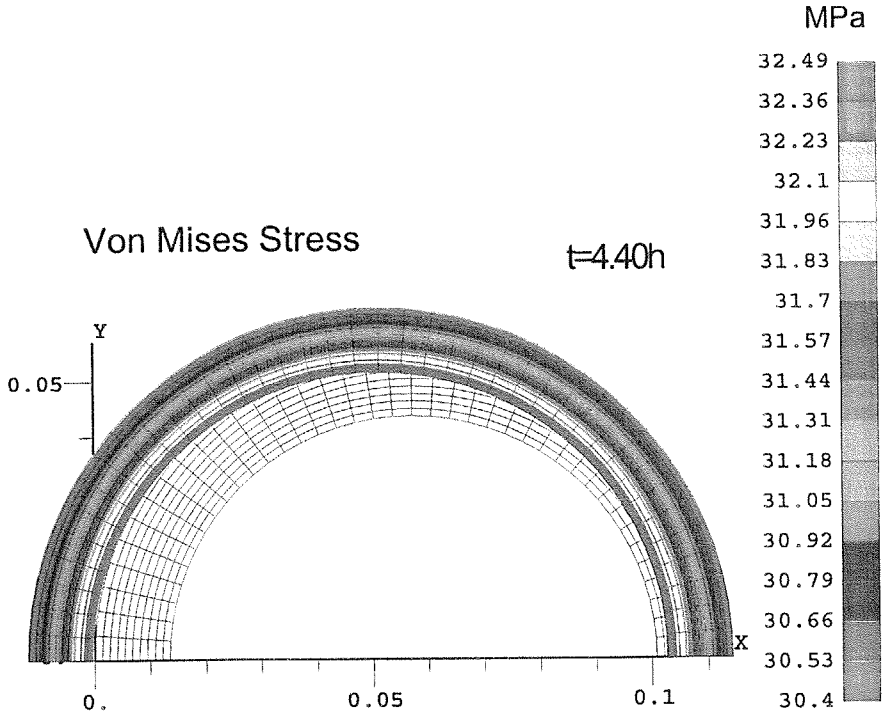

Fig.27 円管の変形とMises応力の分布（950℃等温，
部分連成，クリープ損傷を考慮した場合）

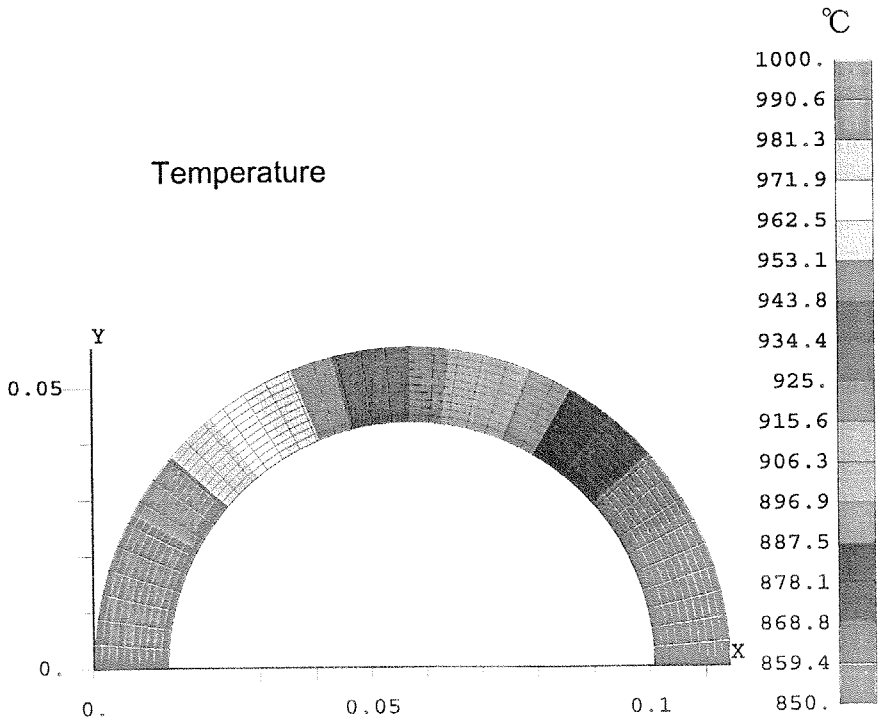

Fig.28 円管に与えた温度分布（非等温解析）

This is a blank page.

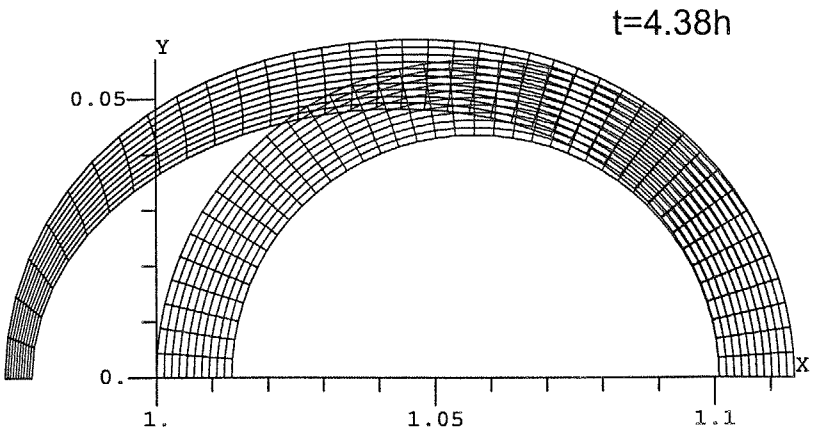

Fig.29 円管の変形と損傷変数の分布（非等温，部分連成，クリープ損傷を考慮した場合）

This is a blank page.

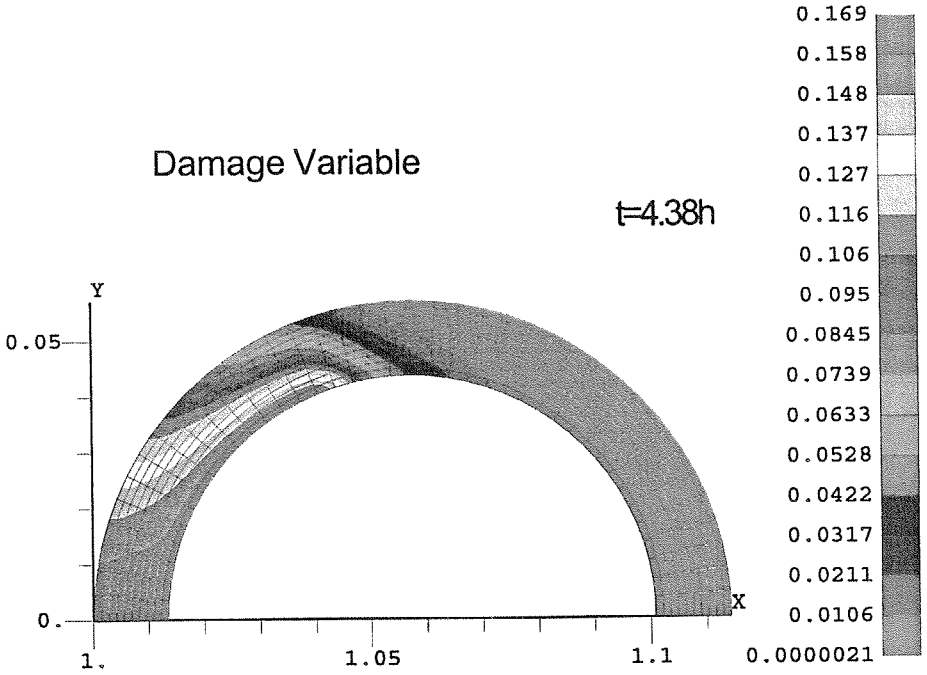

Fig.30 円管の変形と損傷変数の分布（非等温，部分連成，クリープ損傷を考慮した場合）

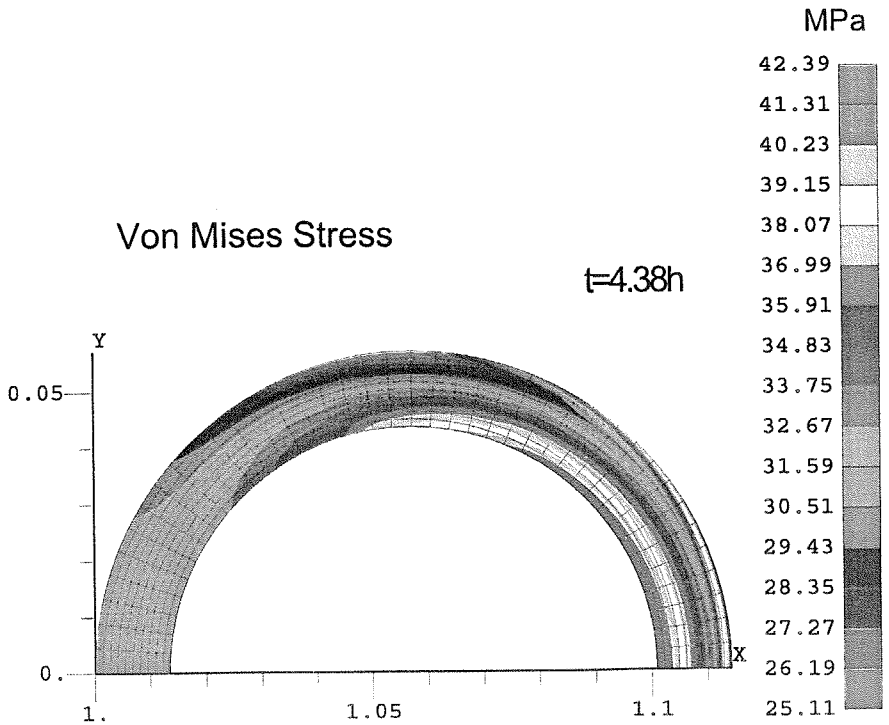

Fig.31 円管の変形とMises応力の分布（非等温，部分連成，クリープ損傷を考慮した場合）

This is a blank page.

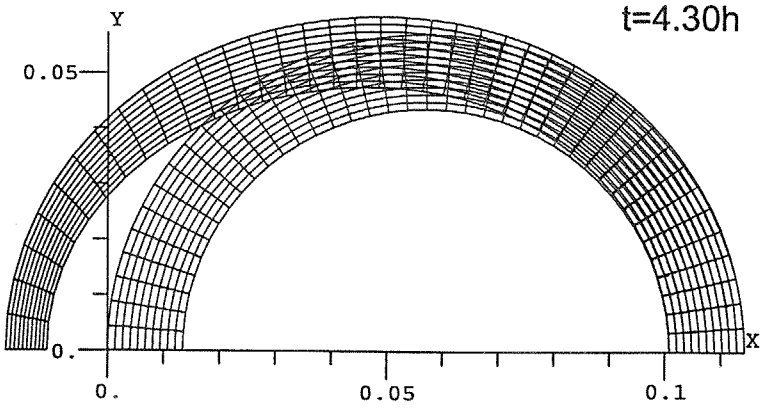

Fig.32 円管の変形（非等温，部分連成，クリープ損傷を考慮しない場合）

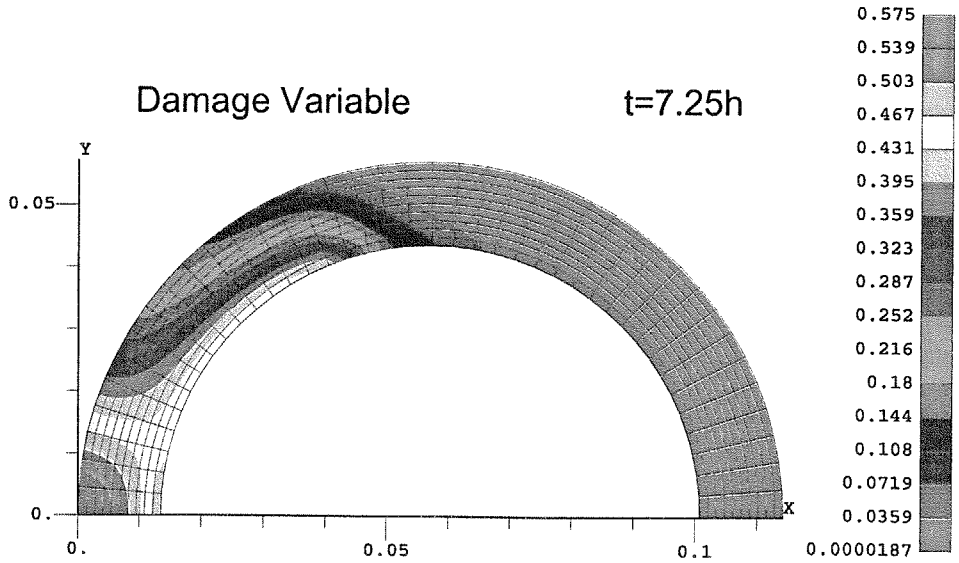

Fig.33 損傷変数の分布（非等温，部分連成，クリープ損傷を考慮した場合）

This is a blank page.

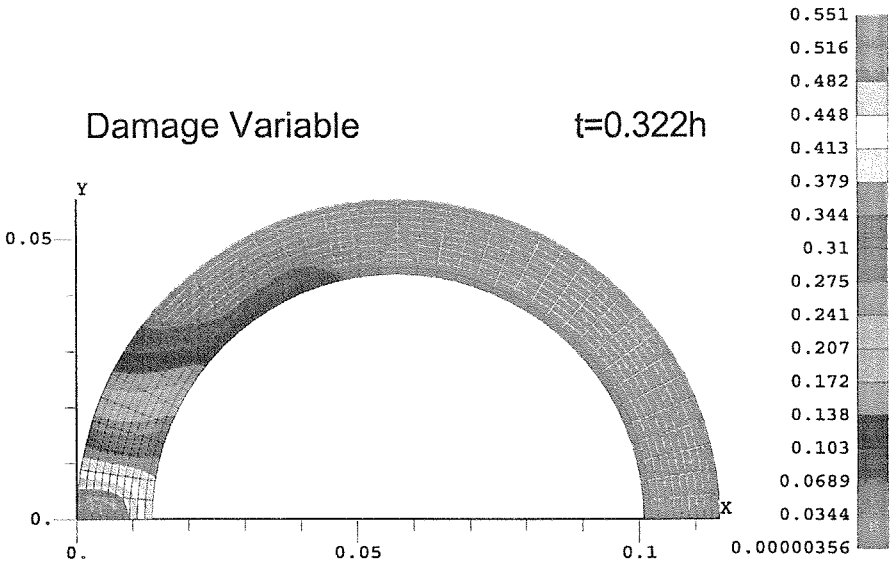

Fig.34 損傷変数の分布（非等温，部分連成，クリープ損傷を考慮した場合）

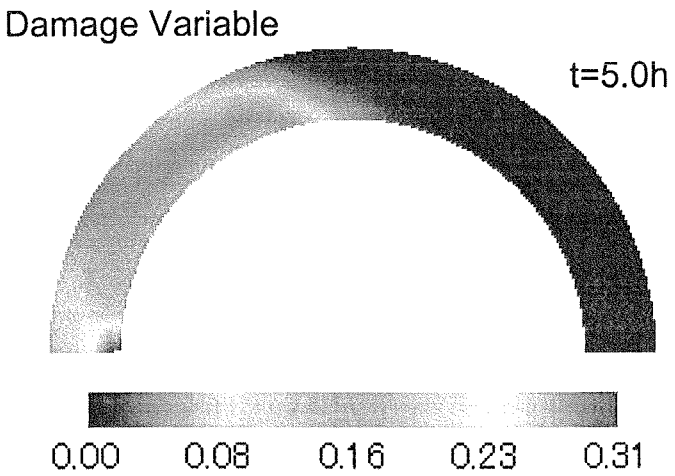

Fig.35 損傷変数の分布（非等温，完全連成，クリープ損傷を考慮した場合）

This is a blank page.

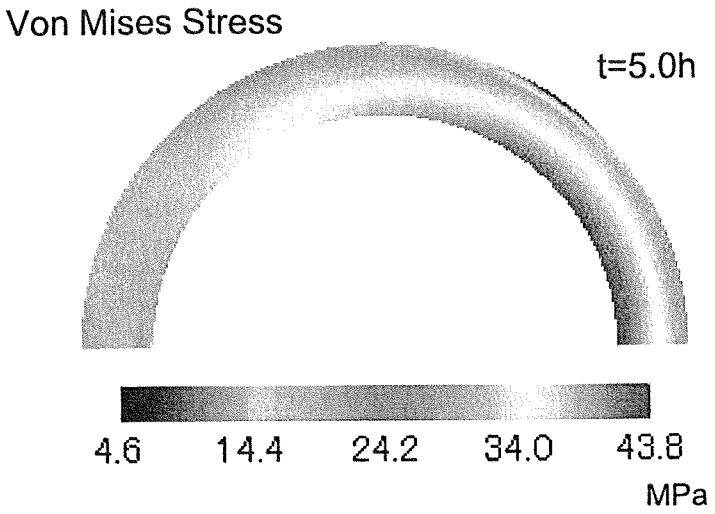

Fig.36 損傷変数の分布（非等温，完全連成，クリープ損傷を考慮した場合）

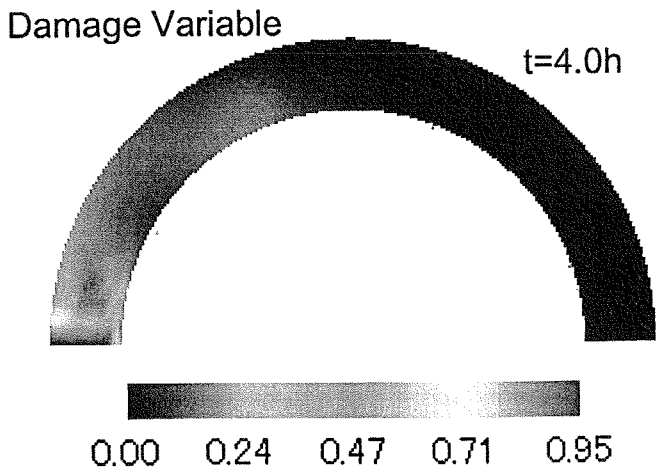

Fig.37 損傷変数の分布（非等温，完全連成，クリープ損傷を考慮した場合）

This is a blank page.

Table 1 SUS316 冷間引抜き材の各温度における
式(5), (6)中の係数値

Temperature° C	Damage & Creep Constants							
	A	q	p	B	n	c	β	m
600	9.700000E-22	4.0	7.5300	1.4871E-46	17.34687	0.5	3.7E-15	5.07500
650	5.000000E-21	4.0	7.6400	4.7723E-36	13.83154	3.5	3.5E-15	5.29999
700	4.503300E-19	4.0	7.3000	1.6534E-25	10.02782	5.0	1.2E-14	5.38000
750	2.244305E-18	4.0	7.5420	1.2481E-16	6.627138	5.0	2.3E-14	5.58000
800	4.500000E-17	4.0	7.7407	4.9234E-15	6.405488	-	-	-
850	1.500000E-16	4.0	7.7407	4.1919E-13	5.957083	-	-	-
900	6.000000E-15	4.0	7.7407	5.6771E-10	4.670127	-	-	-
950	9.0000000E-8	4.0	4.0000	5.6859E-09	4.479798	-	-	-
1000	2.2500000E-6	4.0	3.2000	4.6727E-08	4.293790	-	-	-
1050	2.2500000E-5	4.0	3.0000	9.0000E-08	4.200000	-	-	-
1100	5.0000000E-5	4.0	2.8000	4.2170E-07	4.150385	-	-	-
1150	1.5000000E-4	4.0	2.9000	1.0000E-06	4.226699	-	-	-

Table 2 SUS316 熱間押出し材の各温度における
式(5), (6)中の係数値

Temperature° C	Damage & Creep Constants				
	A	q	p	B	n
600	2.50E-9	2.0	2.50	4.56E-49	18.40000
700	1.00E-9	2.0	3.00	9.81E-32	12.80000
800	4.10E-9	2.0	3.43	7.00E-17	7.000000
850	8.90E-9	2.0	3.65	7.11E-14	6.226016
900	2.10E-8	2.0	3.93	3.04E-9	4.062037
950	1.10E-7	2.0	4.00	2.67E-8	3.857000
1000	1.00E-7	2.0	4.00	1.00E-7	3.500000
1050	1.30E-7	2.0	4.00	3.01E-6	3.020000
1100	2.80E-6	2.0	4.00	3.04E-5	2.500000
1150	5.80E-6	2.0	4.00	1.42E-4	2.360000

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 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 eV = 1.60218 × 10^{-19} J

1 u = 1.66054 × 10^{-27} kg

表 5　SI 接頭語

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

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^{-1}
力	ニュートン	N	m·kg/s^2
圧力，応力	パスカル	Pa	N/m^2
エネルギー，仕事，熱量	ジュール	J	N·m
工率，放射束	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^2
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	℃	
光束	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m^2
放射能	ベクレル	Bq	s^{-1}
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表 4　SI と共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーン	b
バール	bar
ガル	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å = 0.1 nm = 10^{-10} m

1 b = 100 fm^2 = 10^{-28} m^2

1 bar = 0.1 MPa = 10^5 Pa

1 Gal = 1 cm/s^2 = 10^{-2} m/s^2

1 Ci = 3.7 × 10^{10} Bq

1 R = 2.58 × 10^{-4} C/kg

1 rad = 1 cGy = 10^{-2} Gy

1 rem = 1 cSv = 10^{-2} Sv

（注）

1. 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，1 eV および 1 u の値は CODATA の 1986 年推奨値によった。
2. 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。
3. bar は，JIS では流体の圧力を表わす場合に限り表 2 のカテゴリーに分類されている。
4. 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(=10^5 dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

粘　度　1 Pa·s(N·s/m^2) = 10 P(ポアズ)(g/(cm·s))

動粘度　1 m^2/s = 10^4 St(ストークス)(cm^2/s)

圧力	MPa(=10 bar)	kgf/cm^2	atm	mmHg(Torr)	lbf/in^2(psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062 × 10^3	145.038
	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322 × 10^{-4}	1.35951 × 10^{-3}	1.31579 × 10^{-3}	1	1.93368 × 10^{-2}
	6.89476 × 10^{-3}	7.03070 × 10^{-2}	6.80460 × 10^{-2}	51.7149	1

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

1 cal = 4.18605 J (計量法)

= 4.184 J (熱化学)

= 4.1855 J (15 °C)

= 4.1868 J (国際蒸気表)

仕事率　1 PS (仏馬力)

= 75 kgf·m/s

= 735.499 W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270 × 10^{-11}
	3.7 × 10^{10}	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58 × 10^{-4}	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

（86 年 12 月 26 日現在）

原子炉冷却系配管のクリープ挙動に関する解析的研究（委託研究）

R100
古紙配合率100%
白色度70%再生紙を使用しています