

論 文

UDC 669.15-194.56 : 669.14.018.44 : 620.172.251.2 : 539.434.015.1

オーステナイト耐熱鋼切り欠き材のクリープ
破断強さにおよぼす粒界反応の影響藤田 春彦*・田中 学*・坂木 庸晃*²Effect of the Grain Boundary Reaction on the Notched Creep
Rupture Strength of the Austenitic Heat Resisting Steel

Haruhiko FUJITA, Manabu TANAKA, and Tsune-aki SAKAKI

Synopsis:

An analysis of stress and strain during creep was made on the notched bar specimens of austenitic 21-4N steel by finite element method.

A decrease in the stress concentration at notch root due to creep deformation occurred more rapidly in the notch-strengthened ductile specimen with 36% of the grain boundary reaction (GBR) than in the notch-weakened brittle one of greater hardness (4% GBR). The equivalent strain at notch root was smaller than that of smooth specimen except in the early stage of creep in the ductile steel, but the former was always larger than the latter in the strongly notch-weakened one.

In the brittle specimen, an increase in nominal stress enhanced the creep deformation at notch root and consequently lowered rupture time ratio of the notched specimen to the smooth one. Almost of the rupture life was spent in the creep deformation before the initiation of grain boundary cracks in the notched specimen as well as in the smooth specimen, independent of amount of GBR. Amount of plastic deformation necessary to initiate cracks was larger in the ductile specimen than in the brittle one. This is considered to greatly affect the rupture life of the notched specimen.

1. 緒 言

オーステナイト耐熱鋼や Ni 基耐熱合金などの実用合金においては、切り欠きの存在がクリープ破断強さへどのような影響を与えるかはとくに重要な問題のひとつであるが、これまでに多くの研究^{1)~4)}がなされたにもかかわらず、切り欠き強化および切り欠き弱化的原因については十分明らかにされていなかった。これは材料特性や切り欠き部の形状と試験片寸法、さらには試験条件などの力学的および材料学的諸因子が相互に作用し合つて、切り欠き材のクリープ破断強さへ複雑な影響をおよぼすためと考えられる。これまでに力学的見地からは有限要素法によつて切り欠き材のクリープ変形中の応力およびひずみの解析が行われ、応力およびひずみ分布におよぼす試験片の幾何学的形状の影響などについて検討がなされてきた⁵⁾⁶⁾。また、従来の材料学的な研究から定性的に、クリープ変形中の延性が十分大きい材料では切り欠き強化となる傾向にあることが知られており、材料の延

性と切り欠き材のクリープ破断強さとは密接な関係がある。さらに、現在の有限要素法によるクリープ解析の限界から、クリープ中の組織変化やき裂の発生によるクリープ変形挙動およびクリープ破断特性の変化が生じない材料についてのみ、定量的な議論ができると考えられるが、従来の研究ではこの点について明確にされていなかった。したがつて、切り欠き強化および切り欠き弱化的つき力学的な解析を行う場合、上述のことを考慮する必要がある。

さて、現在内燃機関用排気弁に汎用されているオーステナイト系の 21-4N 鋼では、熱処理条件によつては通常の粒内析出のほかに粒界からパーライト状のノジュールが粒界反応によつて生じる^{7)~9)}。高温の 600°C~700°C でのクリープ破断試験においては、粒界反応がほとんど起こらない材料では切り欠き弱化的となるが、約 10% 以上の粒界反応が起こつたものではとくに材料の延性が向上し、この結果切り欠き強化となる傾向がみられた¹⁰⁾。また、平滑材では反応量によらず破断寿命の約 80~90%

昭和 52 年 4 月本会講演大会にて一部発表 昭和 55 年 7 月 7 日受付 (Received July 7, 1980)

* 秋田大学鉱山学部 工博 (The Mining College, Akita University, 1-1 Tegatagakuen-cho Akita 010)

*² 東京都立大学工学部 工博 (Faculty of Technology, Tokyo Metropolitan University)

の時点まではき裂は認められず、き裂発生までの変形に要する時間が寿命の大部分を占める¹⁰⁾。したがって、このような析出形態の違いが切り欠き材のクリープ強さにおよぼす影響について明らかにすることは実用的にも十分意義がある。本研究においては粒界反応量（面積率）の異なる 21-4N 鋼の平滑材および切り欠き材のクリープ破断試験の結果をもとにして、典型的な切り欠き強化ならびに切り欠き弱化を示す二種類の材料につき有限要素法によつて 700°C におけるクリープ変形中の切り欠き材の応力およびひずみの解析を行い、析出形態と切り欠き材のクリープ破断強さとの関連について検討した。

2. 供試材および実験方法

本研究では標準組成の 21-4N 鋼 (0.51% C-0.40% N-20.22% Cr-3.90% Ni-8.75% Mn-残り Fe) を供試材として用いた。これに種々の熱処理を施し、硬さを一定 (Hv 約 320) として粒界反応量（面積率）を変えたり、硬さを Hv 約 357 に高めたのち、直径 7.5 mm, 最小断面の直径 5.5 mm, 切り欠き底半径 0.5 mm ($K_t = 2.4$) の V 型環状切り欠き付試験片および組織観察用の二重切り欠き付試験片と、直径 5.5 mm, 標点距離 30 mm の平滑試験片に加工した。クリープ破断試験はおもに 700°C で容量 1.5 t の単一レバー式クリープ破断試験機によつて行つた。さらに、クリープ破断後の試験片につき主として光頭によつて微視的き裂の様相を調べた。

3. 有限要素法による計算の概要

有限要素法による応力およびひずみの解析には種々の方法があるが、本研究ではクリープ変形の問題に適し、また、比較的容易な方法である初期ひずみ法を用いた¹¹⁾。実験に用いた 21-4N 鋼は平滑材のクリープ破断試験では粒界反応量によらず、クリープ速度がほぼ一定とみなせるいわゆる定常クリープ期が長い。また、この場合定常クリープ速度 $\dot{\epsilon}_s$ の応力依存性は $\dot{\epsilon}_s = A\sigma^n$ のような指数則によく合う。したがって、切り欠き材の場合にもミーゼス形の相当応力 σ_{ep} と相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{eqp}$ の間に $\dot{\epsilon}_{eqp} = A\sigma_{ep}^n$ という関係が成立すると仮定した。また、実際の計算においては文献 6) の大路らと同じ無次元化したクリープの式を用いた。計算の基礎式などは文献 6) と 11) に示されているのでここでは述べないが、本研究における電子計算機による計算の概要はつぎのとおりである。

①時間 $t=0$ において弾性計算を行う

② $t=0$ から $t=\Delta t$ までの間は応力状態が変化しないものとして、各要素のクリープひずみ増分 $\{\Delta\epsilon_c\}$ を $\dot{\epsilon}_{eqp}$

$= A\sigma_{ep}^n \Delta t$ を用いて求める。

③ $\{\Delta\epsilon_c\}$ を初期ひずみとみなして弾性計算を行い、各節点における荷重増分を求めて $\{\Delta\epsilon_c\}$ による各要素の変位、全ひずみおよび応力の増分 $\{\Delta u\}$, $\{\Delta\epsilon\}$, $\{\Delta\sigma\}$ を計算する。

④この $\{\Delta u\}$, $\{\Delta\epsilon\}$, $\{\Delta\sigma\}$ を直前の時間における各要素の値に加え、新しい変位、ひずみおよび応力の状態を決定する。

⑤以上の②～④までの過程をほぼ定常状態になる所定の時間まで繰り返す。

本研究ではクリープ変形による節点座標の変化を考慮して計算を行つた。Fig. 1 は本研究で用いた切り欠き付試験片の切り欠き部付近の 1/4 の要素分割図で、141 要素 87 節点である。初期条件は荷重の作用する各節点の変位が等しくなるように共役傾斜法¹²⁾によつて荷重を求め精度の高い弾性解を求めたのち、SOR 法¹³⁾によつてクリープ変形の各段階の計算を行つた。なお、これらの反復法の計算による誤差は最大約 1% であつた。切り欠き底の各応力は各要素の重心の値を用い外挿によつて求めた。また、21-4N 鋼の 700°C でのヤング率 E とポアソン比 ν の値は不明なので、計算では同様のオーステナイト鋼である AISI 316 鋼の値 $E = 14\,300 \text{ kg/mm}^2$, $\nu = 0.29$ を用いた¹⁴⁾。

4. 実験結果および考察

4.1 クリープ破断試験の結果について

700°C における切り欠き材のクリープ破断試験の結果

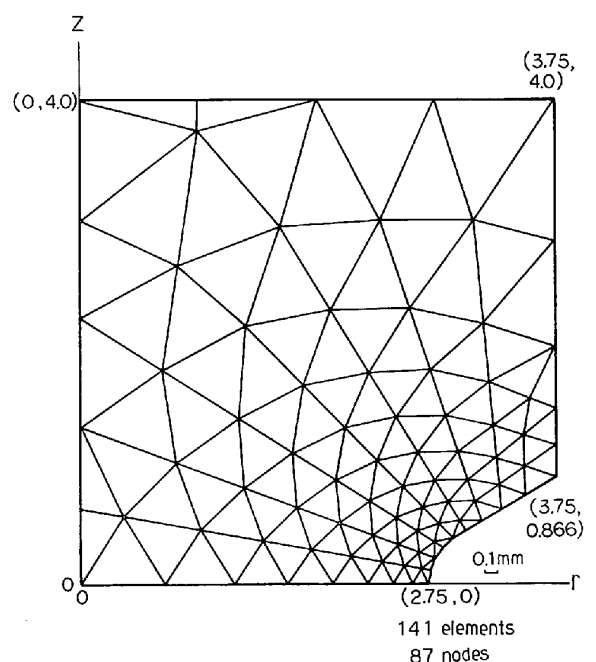


Fig. 1. Finite element model in this work.

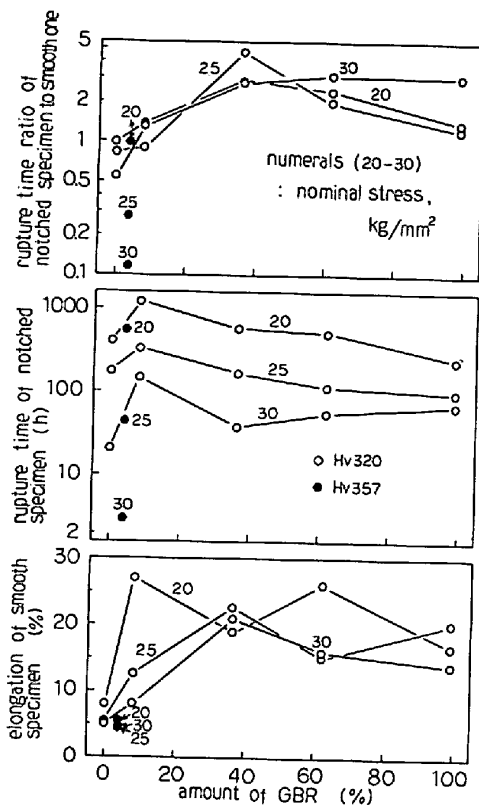


Fig. 2. Relationship between creep rupture properties at 700°C and amount of the grain boundary reaction.

を Fig. 2 に示した。粒界反応量が8%以上の材料は反応量0%の材料や硬さの高い材料と同じ程度か、それを上回るクリープ破断強さを示し、反応量8%付近で破断時間は最も長くなる。一方、平滑材の破断伸びは反応量8%以上の材料で大きくなるが、このような延性の増加に対応して反応量8%以上の材料ではほぼ切り欠き強化となつている。たとえば、反応量36%の材料では破断伸びは約18~22%と大体一定で、平滑材に対する切り欠き材の破断時間比は2.7~4.7である。これらに対して、硬さの高い材料と反応量0%の材料では平滑材の破断伸びが小さく、とくに前者では約4.4~5.5%である。これらの材料は公称応力が高くなるほど著しい切り欠き弱を示す傾向にあり、興味深い。また、試験後の組織と硬さの変化はほとんどなかつた。

このように粒界反応量や硬さの違いによつて切り欠き材のクリープ破断強さは影響されるが、これらの材料のうち典型的な切り欠き強化を示す硬さ Hv 320、反応量36%の材料を延性材、切り欠き弱を示す硬さ Hv 357、反応量4%のものをぜい性材と呼び、以後これら二鋼の実験結果および有限要素法による計算結果についておもに述べる。

Fig. 3 に延性材とぜい性材の600~800°Cにおける

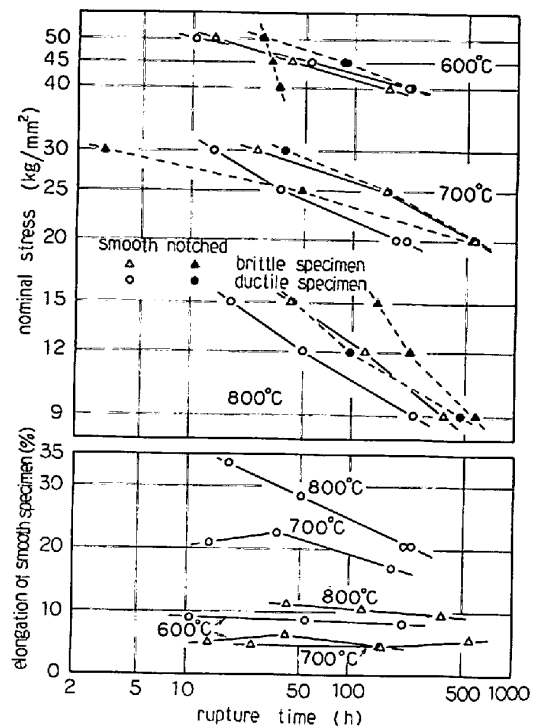


Fig. 3. Creep rupture properties of the ductile (Hv 320, 36%GBR) and the brittle (Hv 357, 4%GBR) specimens.

クリープ破断試験の結果を示した。延性材ではいずれの試験条件でも平滑材の延性が高いために切り欠き強化となり、平滑材の延性が低いぜい性材ではとくに700°Cにおいて公称応力の増加とともに著しい切り欠き弱を示し、600°Cの高応力側と800°Cで切り欠き強化となるほかはほぼ切り欠き弱となる。この800°Cにおける切り欠き強化は明らかに延性が高くなることによるが、600°Cでは平滑材の延性が低いので高応力側での切り欠き強化を延性の大小のみでは説明できない。この点については、600°Cの高応力側で平滑材と異なり、切り欠き材の破壊様式が完全な粒界破壊でなく一部に粒内破壊が起こるので、これにともなう局所的な延性の増加がぜい性材の切り欠き強化と関係があると考えられる。

上述の延性材とぜい性材について $\dot{\epsilon}_{eq} = A\sigma_{eq}^n$ の A と n を平滑材のクリープ試験の結果から求めたところ、700°Cでは前者は $A = 1.11 \times 10^{-13}$, $n = 7.31$, 後者は $A = 9.72 \times 10^{-15}$, $n = 7.50$ であつた。以下に上述の二種類の材料の切り欠き材について行つた有限要素法による700°Cクリープ中の応力およびひずみの解析結果を述べる。

4.2 有限要素法による切欠材のクリープ解析

700°Cで公称応力が25 kg/mm²の場合について、クリープ変形による切り欠き底での軸方向応力 σ_z 、相当応

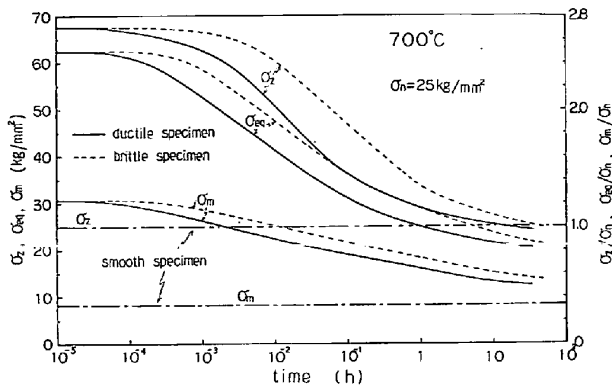


Fig. 4. Change in the axial stress σ_z , the equivalent stress σ_{eq} and the mean stress σ_m at notch root during creep at 700°C, 25kg/mm².

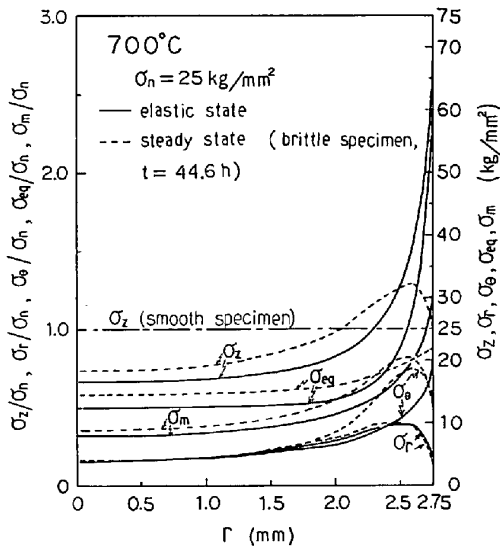


Fig. 5. Stress distribution in the minimum cross section at notch root during creep at 700°C, 25kg/mm².

力 σ_{eq} , および平均応力 $\sigma_m = (\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)/3$, σ_r : 半径方向応力, σ_θ : 円周方向応力) の低下の様子を Fig. 4 に示した. 延性材の方がぜい性材よりも σ_z , σ_{eq} , σ_m の低下が早期に起こり, また, 両方の材料において σ_z , σ_{eq} の値はクリープ変形が進むと公称応力の値よりも小さくなって, ほぼ一定値に近づく. また, 大南らは 1Cr-1Mo-1/4V 鋼のクリープ解析で, 切り欠き強化となる場合は切り欠き底の平均応力 σ_m は平滑材のそれに比べて小さく, 切り欠き弱化する時には逆になることを報告している¹⁰⁾が, 本研究では切り欠き強化, 切り欠き弱化を示す材料のいずれにおいても, 切り欠き底での平均応力 σ_m は長時間経過後も平滑材の値より高くなっている.

Fig. 5 に弾性状態とほぼ定常状態における切り欠き底

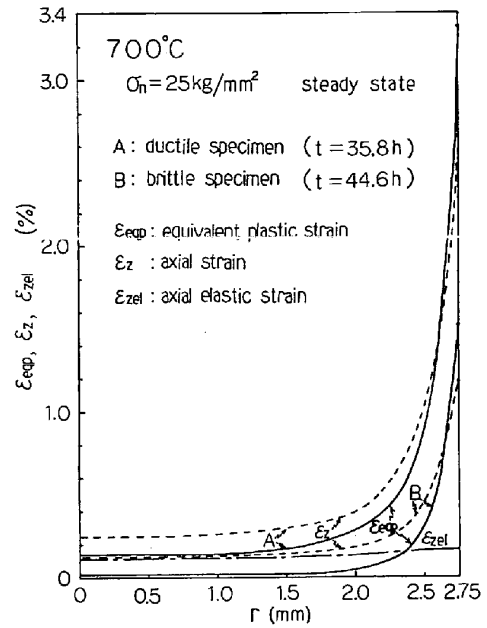


Fig. 6. Steady-state strain distribution in the minimum cross section at notch root during creep at 700°C, 25 kg/mm².

最小断面内の応力分布を示した. 定常状態に近いと材料の違いによる応力分布の差はほとんどないので, ぜい性化材の切り欠き材で破断が起こる時点での計算値のみを示した. まず, 弾性状態では σ_z は切り欠き底で最大となり, 計算による応力集中係数 $K_{FEM} = 2.70$ で, 切り欠き係数 $K_t = 2.4$ よりも少し大きい. また, 軸方向応力 σ_z , 接線方向応力 σ_θ , 半径方向応力 σ_r などの分布についても従来の研究報告⁵⁾⁶⁾と傾向は一致する. 定常状態では σ_z , σ_θ および σ_m は切り欠き底から少し内部に入ったところに最大値が移っており, $K_{FEM} = 1.29$ 程度になる. また, 弾性状態と比べると各応力の平均化の起きていることが明らかである.

つぎに, 公称応力が 25 kg/mm² で, 延性材については平滑材の破断が, ぜい性材については切り欠き材の破断が起こる時点での, 最小断面内の軸方向ひずみ ϵ_z と相当塑性ひずみ ϵ_{eqp} の分布を Fig. 6 に示した. この状態での軸方向弾性ひずみ ϵ_{zel} は材料にほぼ無関係である. ϵ_{eqp} と ϵ_z は切り欠き底で最大となるが, 内部では非常に小さく, これは大路らの報告⁶⁾と傾向が同じである. また, 延性材ではぜい性材よりも塑性変形量は大きい. 切り欠き強化を示す延性材では平滑材の破断時間にあたる 35.8 h で切り欠き底の ϵ_{eqp} は 3.3% を越えるが, まだき裂は生じない. しかし, ぜい性材では切り欠き底の ϵ_{eqp} が 1.52% となる 44.6 h で切り欠き材は破断しており, この値は同じ材料の平滑材の破断伸びよりも小さい.

4.3 材料の切り欠き強化および切り欠き弱化におよぼす諸因子の影響

上述の切り欠き材の切り欠き底における相当ひずみ ϵ_{eq} (相当塑性ひずみ ϵ_{eqp} と相当弾性ひずみ ϵ_{eqe} の和) の時間的变化を Fig. 7 に示した. 直線は定常クリープモデルによる平滑材の値である. 切り欠き強化を示す延性材では変形の初期にはクリープ速度およびクリープ変形量とも平滑材の値より大きい, クリープ速度が時間の経過とともに急速に減少するため, 切り欠き底の相当ひずみ ϵ_{eq} は平滑材の値よりもかなり小さくなる. 一方, 切り欠き弱化となるぜい性材でも切り欠き底のクリープ速度は時間とともに減少するが, 著しい切り欠き弱化を示す 25 kg/mm² 以上の公称応力では切り欠き底の相当ひずみ ϵ_{eq} は平滑材の値よりも常に大きい. これらのことは大南らの報告¹⁰⁾と傾向が一致する. さらに Fig. 8 をみると, ぜい性材では切り欠き材の破断時における切り欠き底のクリープひずみ (相当塑性ひずみ ϵ_{eqp}) は約 1.1~1.9% で, 平滑材の破断伸びの約 4.4~5.5% に比べて小さく, 実験で求めた平滑材のき裂発生時のクリープひずみ約 2.2% (応力 25 kg/mm²) に近い. また, 定常クリープモデルによる平滑材のク

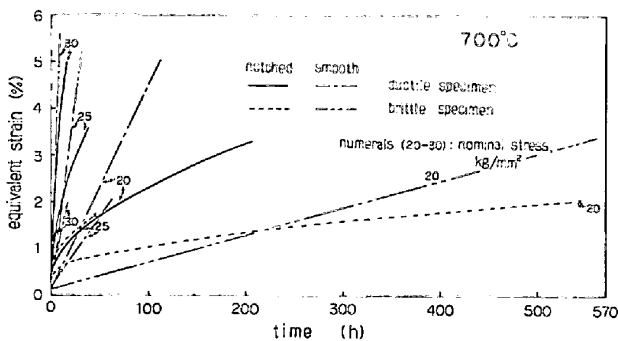


Fig. 7. Change in the equivalent strain at notch root in the ductile and the brittle specimens during creep at 700°C.

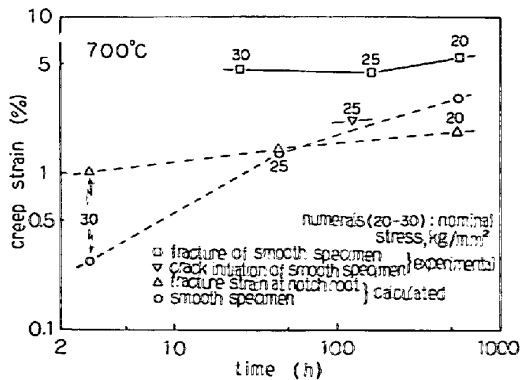


Fig. 8. Creep strains at notch root and of smooth specimen of the brittle steel at 700°C.

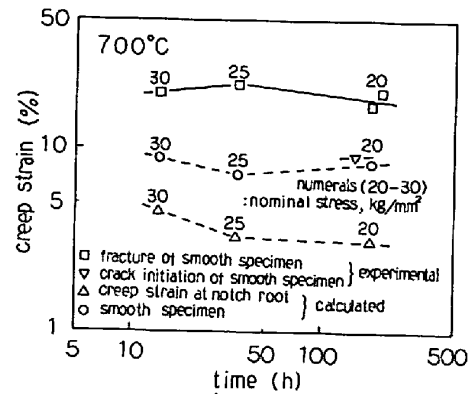
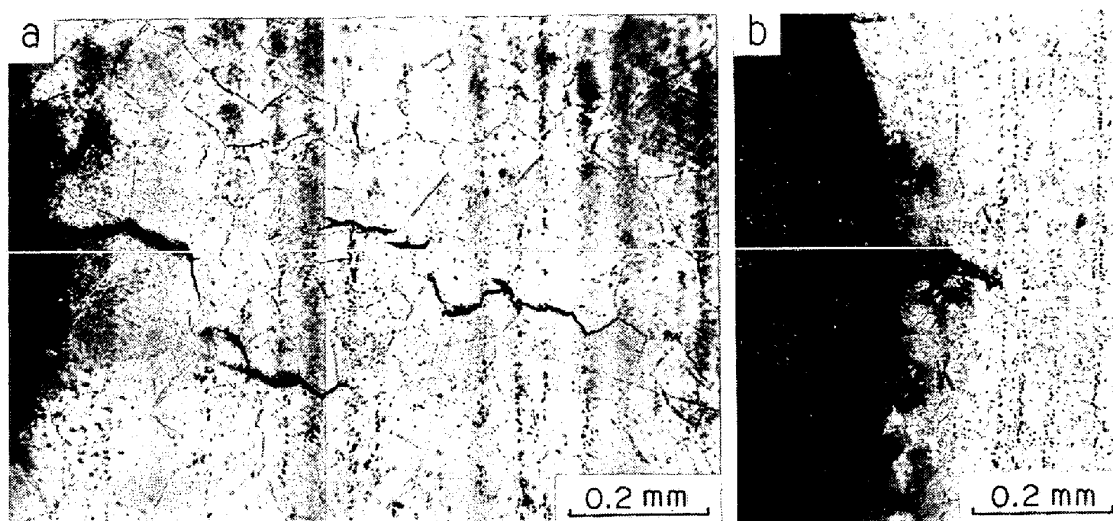


Fig. 9. Creep strains at notch root and of smooth specimen of the ductile steel at 700°C.

プひずみに比べて, 切り欠き材の切り欠き底のクリープひずみは公称応力が高くなると相対的に大きくなる. この計算結果は高応力側ほど著しい切り欠き弱化を示すという実験結果を説明するものである. 一方, Fig. 9 の延性材では平滑材の破断時に相当する時点での切り欠き材の切り欠き底でのクリープひずみは 4.6~3.0% 程度で, 定常クリープモデルの値の約 1/2~1/3 であり, Fig. 2, 3 にみられる切り欠き強化に対応する. また, 平滑材のき裂発生時のクリープひずみは約 9.2% (応力 20 kg/mm²) でぜい性材よりもかなり大きい, これはすでに報告したように¹⁰⁾, 粒界反応の起こった材料ではき裂の発生と成長に大きな塑性変形を必要とするためである. さらに, 延性材でも Fig. 4 に示したように切り欠き底での平均応力は平滑材の値より高く, 一般に知られているように, このような切り欠き底での三軸応力化による塑性変形の拘束も切り欠き強化に寄与すると考えられる.

つぎに, ぜい性材の切り欠き弱化について考察する. ぜい性材の破断直前の平均応力 σ_m は Fig. 5 のように切り欠き底表面から少し内部に入ったところで最高となるが, 切り欠き底においても平滑材のそれよりはかなり大きい. 平均応力 σ_m と切り欠き材のき裂発生との関連についてはすでに報告されており⁵⁾, Fig. 8 においても公称応力が大きくなつて σ_m の値が増すと切り欠き底の破断時のクリープひずみは少し小さくなる. しかし, 本研究ではクリープ変形挙動を定常クリープモデルによって近似して解析を行っている点を考慮すると, この程度の変化はあまり大きなものではないといえる. したがって, ぜい性材では公称応力が 20~30 kg/mm² では, 1.1~1.9% 程度のクリープひずみに達すると切り欠き底にき裂が発生して, これが平滑材よりも高い平均応力のもとで急速に伝播し破断に至ると考えられる. 以上の計算結果から, 従来の報告¹⁰⁾と同様につぎのように考え



(a) Brittle specimen (Hv 357, 4% GBR) (b) Ductile specimen (Hv 320, 36% GBR)

Photo. 1. Grain boundary cracks at notch root occurred during creep at 700°C, 25 kg/mm²

られる。ぜい性材の切り欠き材では公称応力が高くなるほど切り欠き底のクリープ変形が平滑材のそれよりも相対的に著しく起こり、ほぼ一定のクリープひずみに達したときき裂が生じて高い平均応力のもとで急速に伝播することが、700°Cで高応力になるほど著しい切り欠き弱化を示すおもな原因である。これに対して、延性材ではクリープ変形にもなつて切り欠き底における応力集中が急速に緩和され、切り欠き底での相当応力の低下が起こつてその値が平滑材の引張応力よりも低くなるとともに、三軸応力化による塑性変形の拘束が起こつて平滑材よりもクリープ変形が相対的に起こりにくくなり、き裂発生が遅延するため切り欠き強化を示す。

4.4 切り欠き材におけるクリープき裂の発生について

上述のように従来の多くの報告と同じく本研究でも材料の変形挙動および延性の違いは切り欠き材のクリープ破断強さに大きな影響をおよぼすが、つぎにこの点について組織観察の結果をもとに検討した。Photo. 1は公称応力 25 kg/mm²でクリープ破断させた二重切り欠き材の未破断部の切り欠き底の光顕写真である。Photo. 1(a)のぜい性材では長い直線的な粒界き裂が、クリープひずみが最大となる切り欠き底表面から生じるが、Photo. 1(b)の延性材では前報¹⁰⁾で述べたように粒界反応ノジュールの界面にき裂が起こりやすく¹⁰⁾、切り欠き底の広い範囲にわたつて多数の短いき裂が生じる。また、破面を走査電顕で調べると延性材ではdimple破面が、ぜい性材では粒界破面が観察された。大谷ら⁵⁾は切り欠き丸棒試験片におけるクリープき裂発生位置と平均応力 σ_m のピーク位置との間に対応があることを示唆しているが、本研究ではぜい性材と延性材の両方において定常状態での σ_m のピーク位置はき裂発生場所の切り

欠き底ではなく、少し内部に入つたところにあり、一方、相当応力 σ_{eq} は切り欠き底で最大となる。大南ら¹⁵⁾は切り欠き材のき裂発生をの要因として、切り欠き底での相当応力のほかにそこでの平均応力の大きさも考えているが、本研究では切り欠き底の平均応力の材料による差はほとんどなく、また、上述の解析結果からみて、延性材とぜい性材の両方のき裂発生を支配するのは、切り欠き底での相当応力とき裂発生までの材料の延性の大きさであり、平均応力の影響は小さいと考えられる。切り欠き材のき裂伝播についての詳細な観察は行っていないが、平滑材と同じく切り欠き材でもき裂は材料の延性の大小によらず、破断時間の約80~90%の第Ⅲ期クリープ中に生じるので、切り欠き材の破断寿命はほぼき裂発生までの時間によつてきまると考えられる。硬さの高いぜい性材ではわずかなクリープ変形によつて切り欠き底にき裂が発生するが、粒界反応量36%の延性材ではその発生に大きな塑性変形を必要とする。このようなき裂発生までの延性の違いが切り欠き強化および切り欠き弱化に大きな影響をおよぼす。

5. 結 言

オーステナイト系の21-4N耐熱鋼を用い、切り欠き材のクリープ破断強さにおよぼす材料特性の影響について、有限要素法による切り欠き材のクリープ中の応力およびひずみの解析を行い検討した。以下に得られた結果を要約する。

(1) 700°Cにおいて切り欠き強化となる延性材(Hv 320, 粒界反応量36%の材料)では、クリープ中の切り欠き底の相当応力、軸方向応力および平均応力の低下は切り欠き弱化を示すぜい性材(Hv 357, 粒界反応

量4%の材料)よりも早く起こる。また、弾性状態では軸方向応力の最大値は切り欠き底にあつて応力集中係数は2.70であるが、定常状態に近づくと材料や公称応力によらず軸方向応力の最大値は内部へ移り、応力集中係数はたとえば25 kg/mm²の公称応力では1.29程度に低下する。定常状態では平均応力の最大値も内部へ移るが、切り欠き底でのその値は材料によらず平滑材の値より高い。

(2) 切り欠き底の相当ひずみ(相当塑性ひずみと相当弾性ひずみの和)およびクリープ速度は、クリープ変形の初期を除けば延性材においては定常クリープモデルによる平滑材の値より小さいが、ぜい性材で著しい切り欠き弱化を示す高応力側では切り欠き底の相当ひずみはモデル化した平滑材の値よりつねに大きい。また、ぜい性材では高応力になるほど切り欠き底のクリープ変形が定常クリープモデルの平滑材のそれよりも相対的に急速に起こる。

(3) ぜい性材では公称応力が高いほど切り欠き底のクリープ変形が平滑材に比べて急速に起こるため、700°Cの切り欠き材のクリープ破断試験において高応力ほど著しい切り欠き弱化を示すことが明らかとなつた。また、本研究においても従来の報告と同様、つぎのように考えられる。すなわち、延性材の切り欠き強化はクリープ変形による切り欠き底の応力集中の急速な低下と、切り欠き底の三軸応力化による塑性変形の拘束によつて、平滑材よりも切り欠き材のクリープ変形が起こりにくくなるために生じる。一方、ぜい性材では切り欠き底の応力集中が十分低くならないうちにクリープ変形が進み、切り欠き底のクリープひずみがほぼ一定の値に達したときに破壊が起こる。

(4) 二重切り欠き材の破断後の未破断部切り欠き底の光顕観察によると、ぜい性材では切り欠き底に長い粒界き裂が、延性材では切り欠き底の広い範囲に多数の微小き裂が認められた。この組織観察とクリープ解析の両方の結果から、ぜい性材、延性材のいずれでも切り欠き材のき裂発生を支配するのは切り欠き底での相当応力とき裂発生までの材料の延性の大きさであり、従来の報告とは異なり平均応力の影響は比較的小さいと考えられる。すなわち、延性材では粒界反応ノジュールの界面にき裂が生じやすく、このようなき裂の発生までに大きな

塑性変形を必要とするが、ぜい性材ではわずかな塑性変形でき裂が発生する。このようなき裂の発生までの延性の違いが切り欠き強化および切り欠き弱化に影響をおよぼす。また、平滑材と同じく切り欠き材でもき裂は材料の延性の大小によらず、破断時間の約80~90%の第三期クリープ中に生じるので、切り欠き材の破断寿命はほぼき裂発生までの時間によつて決まる。

終わりに、本研究を行うのにあつて御助力をいただいた東京都立大学工学部 宮川大海教授、電子計算機による計算について御協力いただいた東京都立大学工学部中村研究室の浅古豊助手および供試材を提供して下さつた日鍛バルブ株式会社に深く感謝致します。

文 献

- 1) H. R. VOORHEES, J. W. FREEMAN, and J. A. HERZOG: Trans. ASME, Ser. D, 84 (1962) 6, p. 207
- 2) 栗山良員, 雑賀喜規, 服部常一: 材料試験, 11, (1962) 3, p. 157
- 3) 嵯峨卓郎, 宮川大海, 小林光征, 藤代 大: 鉄と鋼, 56 (197) 1, p. 55
- 4) A. S. TETELMAN and A. J. McEVILY, 宮本 博 訳: 構造材料の強度と破壊 2, (1970), p. 68 [培風館]
- 5) 大谷隆一, 伊藤 隆: 材料, 20 (1971) 7, p. 864
- 6) 大路清嗣, 小倉敬二, 中野達也: 日本機械学会論文集, 39 (1973) 3, p. 822
- 7) 小林光征, 田中 学, 宮川大海, 嵯峨卓郎, 藤代 大: 鉄と鋼, 58 (1972) 14, p. 1984
- 8) 田中 学, 宮川大海, 藤代 大: 日本金属学会誌 38 (1974) 10, p. 899
- 9) 田中 学, 宮川大海, 坂本庸晃, 藤代 大: 日本金属学会誌, 40 (1976) 5, p. 543
- 10) 田中 学, 宮川大海, 坂本庸晃, 藤代 大: 鉄と鋼, 65 (1979) 7, p. 939
- 11) O. C. ZIENKIEWICZ, 吉識雅夫, 山田嘉昭監訳: 基礎工学におけるマトリックス有限要素法, (1977), p. 80, 369 [培風館]
- 12) 山田嘉昭: 塑性・粘弾性, コンピュータによる構造工学講座II-2-A, (1975), p. 175 [培風館]
- 13) O. C. ZIENKIEWICZ, 吉識雅夫, 山田嘉昭監訳: 基礎工学におけるマトリックス有限要素法, (1977), p. 512 [培風館]
- 14) 村松篤良: 日本機械学会誌, 68 (1965) 11, p. 111
- 15) 大南正瑛, 梅田 清, 阿波屋義照, 高田昶男: 日本機械学会論文集, 42 (1976) 2, p. 335