

繰返し荷重下における構造用鋼の 延性き裂発生挙動

石川 信行*・小林 泰男*²・栗原 正好*・大沢 絃一*・豊田 政男*³

Ductile Crack Initiation Behavior of Structural Steel under Cyclic Loading

Nobuyuki ISHIKAWA, Yasuo KOBAYASHI, Masayoshi KURIHARA, Koichi OSAWA and Masao TOYODA

Synopsis : Ductile crack initiation behavior of structural steel under cyclic loading was investigated using notched round bar specimens with comparing to monotonic loading. FEM analysis was carried out to determine the effects of equivalent plastic strain and stress triaxiality on ductile crack initiation. Under cyclic loading, ductile crack initiated at notch tip for all specimens differing in root radius, even for the specimen with root radius of 1.0 mm which crack initiated in the center of the specimen under monotonic loading. In the case of the specimen with large root radius under monotonic loading, it is considered that void growth and coalescence is promoted by a large stress triaxiality and it leads to ductile crack initiation in the center of the specimen. On the contrary, under cyclic loading or under monotonic loading with small root radius, deformation in the center of the specimen is small, and crack initiated at the notch tip by accumulation of equivalent plastic strain under cyclic loading or concentration of strain at notch tip. It can be stated that, effect of stress triaxiality on ductile crack initiation at notch tip is small, and crack initiates at notch tip when equivalent plastic strain exceeds a certain level of strain.

Key words : structural steel; cyclic loading; ductile fracture; crack initiation; equivalent plastic strain; stress triaxiality; FEM analysis.

1. 緒言

鉄骨建築物および構造用鋼材の耐震性能は、一般的には塑性変形倍率や鋼材の降伏比（降伏応力／引張強度）に代表されるように、構造物または鋼材の塑性変形性能によって評価されている。これは塑性変形によるエネルギー吸収によって建築物の崩壊を防ごうとする考えに基づいており、基本的には脆性破壊による崩壊は考慮されていない。しかし大規模な地震においては、柱梁接合部等の応力集中部から延性的にき裂が発生、進展し脆性破壊の起点と成りうることは以前より指摘されており¹⁾、近年の地震被害でもそのような事例が報告されている^{2,3)}。このような延性き裂の発生、進展をともなった脆性破壊に対して、鋼材の耐震性能を正しく評価するためには、鋼材の延性き裂発生特性を十分に把握することが重要となると考えられる。

延性破壊は介在物から発生したマイクロボイドの成長、連結によって生じるとされており、マイクロボイドの成長が三軸応力場によって促進されることについて McClintock⁴⁾、Rice⁵⁾ が理論的な検討を行っている。延性き裂発生条件に関しては、数多くの実験的検討がなされており、大塚ら⁶⁾ は環状切欠試験片を用いた実験を行い、応力三軸度の増加により延性き裂の発生歪が低下することを示した。島貫らは同様な実験とFEM解析によってき裂発生時の応力三軸

度と相当塑性歪の関係を明らかにするとともに⁷⁾、この考え方を柱梁接合部に拡張し耐震性の評価を行っている⁸⁾。

しかしながら、これまでの延性き裂発生に関する研究のほとんどは単調載荷条件によるものであり、地震に相当する繰返し荷重下でのき裂発生挙動に関する報告は少ない⁹⁾。また、き裂発生条件を正確に求めるためには、き裂発生部の局所的な応力歪解析が不可欠であるが、地震被害でも見られたような応力集中部表面からのき裂発生に対する詳しい検討はあまりなされていない。そこで本論文においては、切欠丸棒試験片を用いた繰返し載荷試験により延性き裂発生挙動を調査し、FEMを用いた応力歪解析によって延性き裂発生条件を明確にするとともに、単調載荷によるき裂発生条件との比較検討を行った。

2. 実験方法

供試鋼は建築構造用鋼材として広く使用されているJIS SN490B（板厚25 mm）を用いた。基本的な化学成分は0.14C-0.3Si-1.55Mnであるが、S含有量は0.003%であり、介在物量は極めて少ない。また供試鋼の平均結晶粒径は12.4 μmであった。供試鋼の機械的性質をTable 1に示す。この鋼板の圧延方向からFig. 1に示した環状切欠付丸棒試験片を採取し載荷試験に供した。ここで、切欠形状は切欠

平成10年7月27日受付 平成10年10月5日受理 (Received on July 27, 1998; Accepted on Oct. 5, 1998)

* NKK総合材料技術研究所 (Materials & Processing Research Center, NKK Corp., 1 Koukan-cho Fukuyama 721-8510)

* 2 NKK福山製鉄所 (Fukuyama Works, NKK Corp.)

* 3 大阪大学大学院工学研究科 (Graduate school of Engineering, Osaka University)

深さ2mm一定とし、切欠底半径 R を0.1~1.0mmに変化させた。Fig. 1中の弾性応力集中係数は $Kt=1+2\sqrt{(a/R)}$ 、(a :切欠深さ、 R :切欠底半径)として求めた値である。荷重方法は単調荷重と繰返し荷重の2条件とし、単調荷重試験は25tonオートグラフで、繰返し荷重試験は10ton疲労試験機によって実施した。繰返し荷重試験は、標点間平均歪で $\pm 0.5, 1.0, 1.5\%$ の歪一定とした。また、いずれの試験でもき裂発生状況を確認するため、試験片が破断する前に荷重を中断し、切欠部の断面を観察した。

Table 1. Mechanical properties of the steel used.

Tensile properties						Impact properties	
YS (MPa)	TS (MPa)	YR (%)	EL (%)	uEL (%)	RA (%)	vTs (°C)	vE0 (J)
394	554	72	38	18	79	-2	84

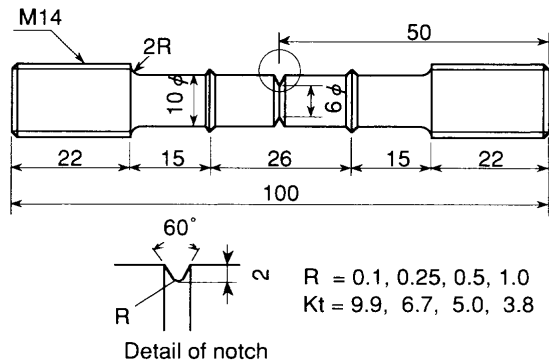


Fig. 1. Configuration of notched round bar specimen.

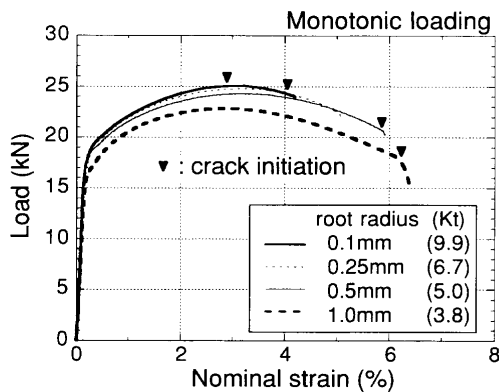


Fig. 2. Load-nominal strain curves under monotonic loading.

3. 実験結果

3.1 単調荷重による延性き裂発生挙動

Fig. 2に単調荷重試験での荷重-歪曲線を示す。歪は評点間の平均歪とした。切欠底半径 $R=1.0$ mm (1.0R) および0.1mm (0.1R) について、破断する前に荷重を中止し、切欠底断面を観察した結果をFig. 3, 4に示す。0.1Rの場合、平均歪が約2.9%で切欠底表面から延性き裂が生じているのに対し、1.0Rの場合は、平均歪が約6.0%を超えた付近で試験片中央部から延性き裂が発生している。試験片中心部からのき裂発生は、介在物を起点としたボイドの発生、成長によるといえるが、切欠底でのき裂発生は、はじめにすべり変形によると思われるき裂が表面から斜め方向に発生し、ボイドの成長とともにき裂が成長していると考えられる。また、切欠底半径 $R=0.5$ mm (0.5R) の場合は平均歪が5.8%のときに切欠底からき裂が発生したが、試験片中心部にもボイドが発生しており、延性き裂の発生は切欠底と試験片中心部からほぼ同時に起こったと考えられる。

このような切欠底断面の観察からき裂発生時期を同定し、Fig. 2中にき裂発生を点示した。1.0R, 0.5Rの場合は破断直前にき裂が発生しているが、0.25R, 0.1Rの場合は最高荷重点付近でき裂を生じている。いずれの場合も大きく塑性変形した後に延性き裂が発生しているが、き裂発生時の切欠底断面の真歪と切欠底半径の関係はFig. 5のようになる。なお、切欠底の真歪はその断面変化より次式で表される。

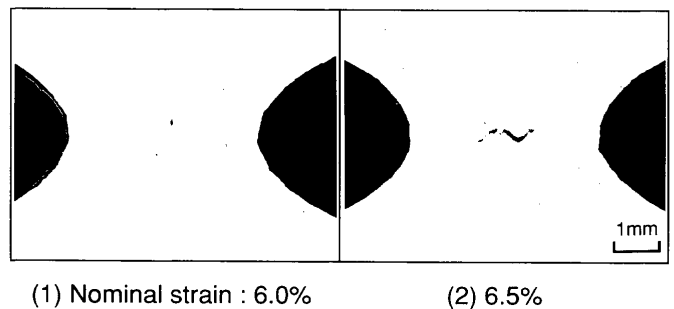


Fig. 4. Crack initiation at the center of the specimen under monotonic loading. (1.0R, $Kt=3.8$)

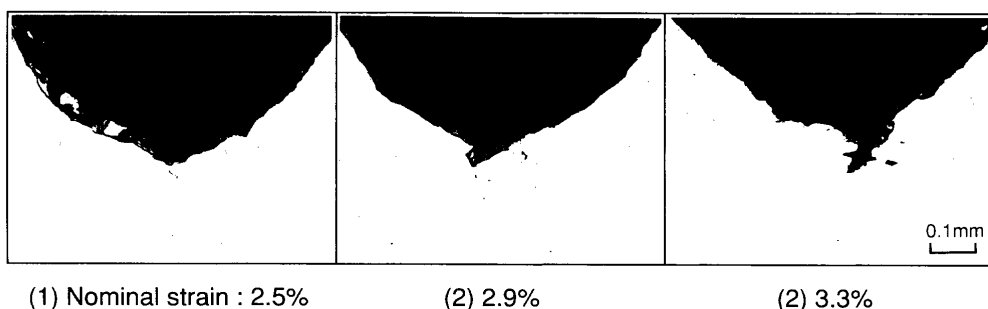


Fig. 3. Crack initiation at the notch tip under monotonic loading. (0.1R, $Kt=9.9$)

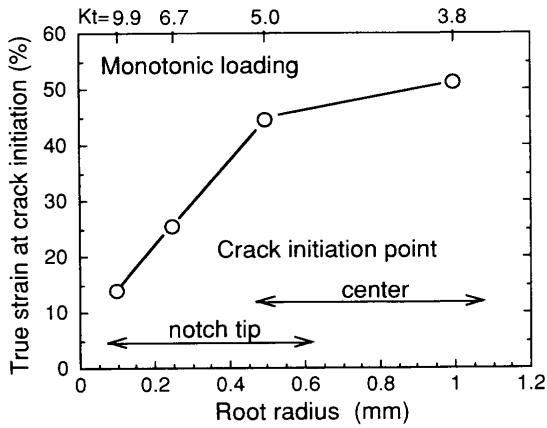


Fig. 5. Relation between root radius of the specimen and true strain at crack initiation.

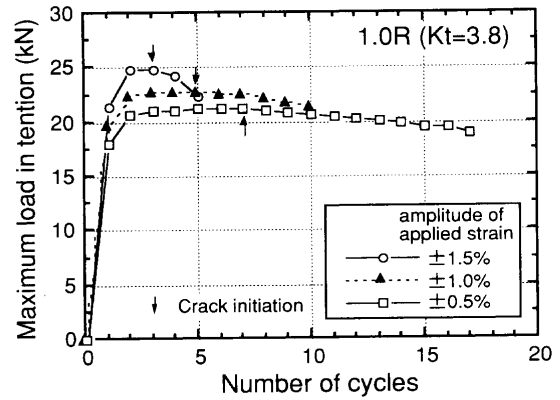


Fig. 6. Change in the maximum load in tension side under cyclic loading.

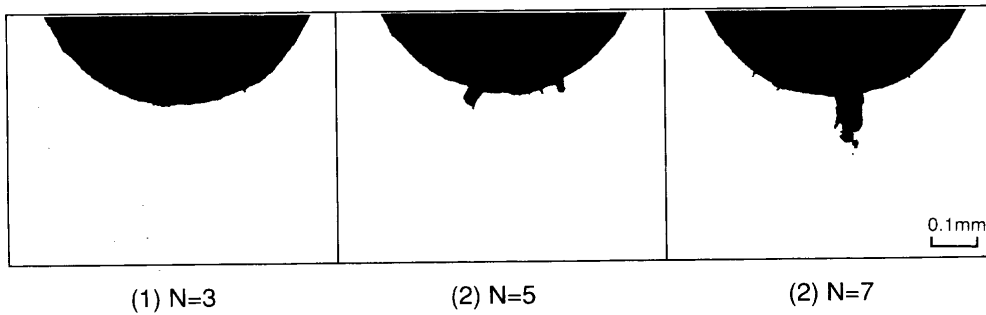


Fig. 7. Crack initiation at the notch tip under cyclic loading. (1.0R, Kt=3.8, amplitude of applied strain: ±1.0%)

$$e = 2 \ln(d_0/d) \dots\dots\dots (1)$$

d_0 : 初期直径, d : 変形後の直径

切欠き底半径が小さいほどき裂発生までの切欠底の変形量は少なくなり、延性き裂の発生位置は試験片中心部から切欠底表面へ変化している。

3・2 繰返し荷重による延性き裂発生挙動

1.0Rの場合について、繰返し荷重試験での各サイクルごとの引張側最高荷重の変化を Fig. 6 に示す。繰返し数の増加とともにはじめは荷重が増加するが、ある回数で最大となり、以後低下している。また、歪振幅が大きいほど荷重が大きくなるが、最大に達する繰返し数は少なくなっている。1.0Rで歪振幅±1.0%の場合について、繰返し数N=3, 5, 7回の引張側で試験を停止し、切欠底を観察した結果を Fig. 7 に示す。N=3ではき裂の発生は見られないが、N=5で切欠底からき裂が発生しており、その後進展していることがわかる。き裂発生形態は0.1Rの単調荷重の場合と同様に、すべり線方向に沿った表面からのき裂発生と考えられる。他の条件についても同様の観察からき裂発生時期を同定し、Fig. 6 中に示した。き裂発生時期は、引張側の荷重が最大となりその後低下し始める点に対応している。き裂発生までの繰返し数と切欠底半径および歪振幅の関係を Fig. 8 に示す。き裂発生までの繰返し数は切欠底半径が小

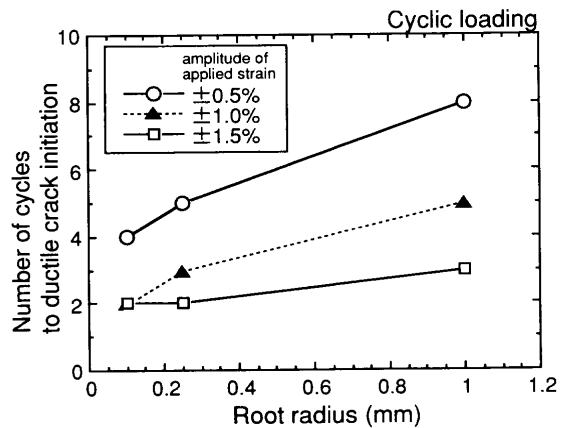


Fig. 8. Relation between number of cycles to crack initiation and root radius.

さいほど、または歪振幅が大ほど小さくなっている。また、単調荷重では試験片中心からき裂が発生した1.0Rの場合も含め、繰返し荷重試験でのき裂発生位置は、今回行った全ての条件で切欠底表面だった。このように、単調荷重ではき裂を生じないような小さな歪振幅でも、繰返しにより切欠底から延性き裂が発生した。

4. 考察

4.1 き裂発生限界に及ぼす相当塑性歪と応力三軸度の影響

一般に、延性き裂発生クライテリアは塑性歪一定の条件で与えられ、その限界塑性歪は応力三軸度の影響を受ける。そこで、まずはFEMにより単調載荷の場合の切欠部の応力歪解析を行い、き裂発生時の相当塑性歪と応力三軸度の関係を求めた。

応力三軸度 S は次式によって与えられる。

$$S = \sigma_m / \sigma_{eq} \dots \dots \dots (2)$$

ここで σ_m は静水圧応力、 σ_{eq} は Von Mises の相当応力であり、

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \dots \dots \dots (3)$$

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \dots \dots \dots (4)$$

で与えられる。相当塑性歪 ϵ_{eq}^p は歪増分の累積値として求め、次式で表される。

$$\epsilon_{eq}^p = \int_0^t d\epsilon^p \dots \dots \dots (5)$$

$$d\epsilon^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \{ (d\epsilon_1^p - d\epsilon_2^p)^2 + (d\epsilon_2^p - d\epsilon_3^p)^2 + (d\epsilon_3^p - d\epsilon_1^p)^2 \}^{1/2} \dots \dots \dots (6)$$

解析プログラムは ADINA (ADINA R&D Inc.) を使用し、8 接点軸対称モデルにより解析を行った。メッシュ分割の例を Fig. 9 に示す。切欠底の最小要素サイズは、0.1R の場合が約 $10 \times 25 \mu\text{m}$ 、1.0R の場合が約 $50 \times 50 \mu\text{m}$ であり、切欠形状によって変化させている。また、材料の応力-歪関係は、同一の SN490B 鋼の引張試験から得られた応力-歪曲線を用いた。

き裂発生時における切欠底断面の相当塑性歪と応力三軸度の分布を Fig.10 に示す。0.25R、0.1R ではノッチ先端部が大きく変形しているが、中心部の変形量は小さい。これに対し、1.0R、0.5R では内部まで大きく変形している。応力三軸度の分布では、1.0R、0.5R の場合、中心部で応力三軸度が最大となっているが、切欠底半径が小さくなるとピークの位置が切欠底の方向へ変化している。また、いずれの場合も切欠底が最も低い値を示している。Fig. 5 にも示したように、き裂発生場所は 1.0R の場合は試験片中心部、0.25R、0.1R の場合は切欠底表面、0.5R の場合はその両方であったが、大塚ら⁶⁾ や桑村ら¹⁰⁾ も同様の検討を行っており、切欠が鋭い場合は切欠底から延性き裂が発生することが明らかになっている。ここで、き裂発生を支配するパラ

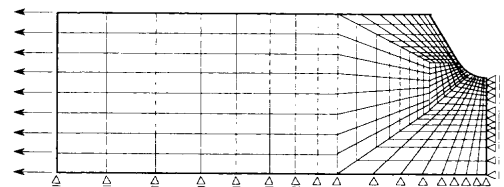
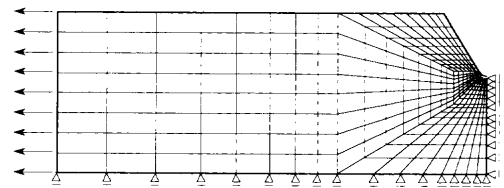


Fig. 9. Examples of the meshes for FEM analysis.

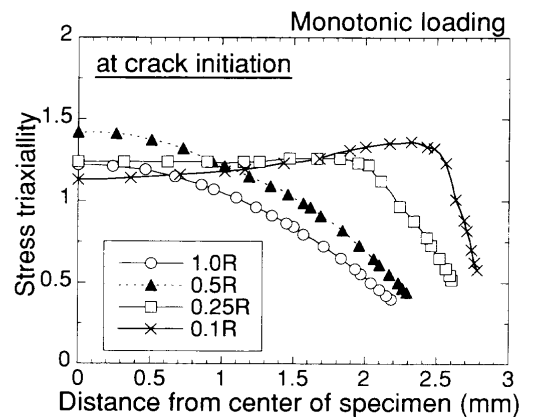
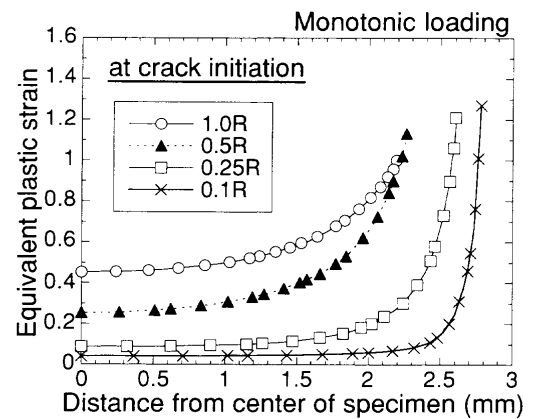


Fig. 10. Distribution of equivalent plastic strain and triaxiality in the notch section at crack initiation point.

メータとして両者とも、切欠部の相当塑性歪と応力三軸度をあげているが、大塚らは切欠底断面の硬度から塑性歪を推定しており、切欠底の極近傍については、必ずしも正確な測定がなされているとは言い難い。また、桑村らは FEM 解析により応力三軸度が最大となる位置での相当塑性歪と応力三軸度を求め、き裂発生時の切欠底断面の平均真歪が真一様伸び前後になるとしている。しかし、Fig.10 に示したように、切欠が鋭い場合でも応力三軸度のピーク

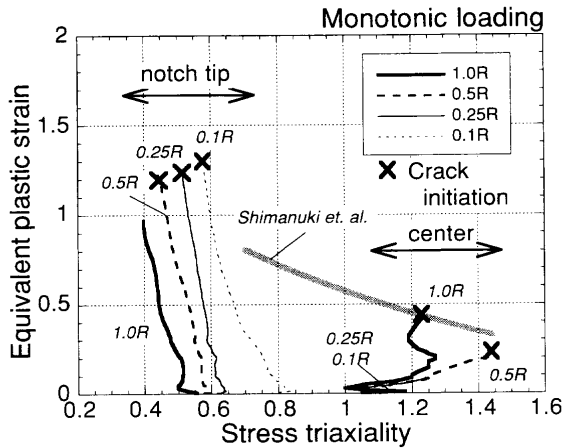


Fig. 11. Traces of equivalent plastic strain and stress triaxiality during monotonic loading.

位置は切欠底表面より内部に位置しており、き裂発生位置と対応していないことから、切欠底からの延性き裂発生条件を正確に求めるためには、切欠底表面のごく近傍についての相当塑性歪と応力三軸度の関係を明らかにする必要がある。

そこで、き裂発生までの切欠底および試験片中心部での相当塑性歪と応力三軸度の変化を Fig.11 に示す。切欠底については表面から 25 μm の位置で評価したが、これはき裂と認識されるためにはミクロクラックがある程度成長する必要があり、その大きさとして変形前の結晶粒径程度が妥当と考えたからである。Fig.11 では、変形過程で相当塑性歪と応力三軸度は変化しており、切欠形状によってその経路が異なっている。1.0R の場合、応力三軸度の高い試験片中心部も大きく変形するため、中心部の方が早く限界の相当塑性歪に達すると考えられる。また、その限界相当塑性歪は島貫ら⁷⁾の報告とほぼ一致している。一方、0.25R、0.1R の場合は試験片中心部はほとんど変形せず、切欠底の歪が大きく上昇するため、応力三軸度が小さくとも切欠底からき裂が発生したと考えられる。また、0.5R の場合は試験片中心部と切欠底の両方の相当塑性歪が同時に限界値に達したため、両方からき裂が発生したと考えられる。

4.2 繰返し荷重による建築用鋼材の加工硬化挙動

大きな塑性変形を受ける構造物の挙動は、鋼材の加工硬化特性の影響を大きく受けるため、FEM 等による構造解析においては、より正確な材料の応力-歪関係が必要とされる。しかし、繰返し変形を受ける場合は、その変形過程で材料特性が変化するため、通常の単調引張試験によって得られる応力-歪関係では、繰返しの歪履歴を正確に表現することはできない。そこで、平滑丸棒試験片を用いた繰返し荷重試験(振幅変動法¹¹⁾)により、供試鋼の繰返し応力-歪曲線を測定した。一般的にはヒステリシスが安定するまで歪振幅の漸増-漸減の操作を数回繰返すが、本研究での繰返し荷重回数は高々数回程度であることから、最初

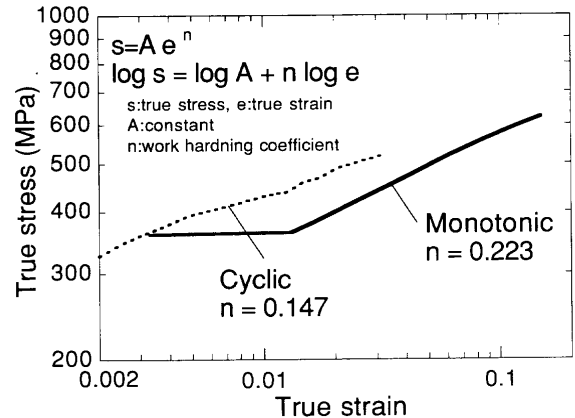


Fig. 12. True stress-true strain curves under monotonic and cyclic loading.

の漸増時のヒステリシスから繰返し応力-歪曲線を得た。

今回の試験に用いた SN490B 鋼の繰返し応力-歪曲線(真応力-真歪)を Fig.12 に示す。比較のため通常の応力-歪曲線も示した。繰返し応力-歪曲線ではリュウダス伸びが見られないため、歪が小さい範囲では単調引張に比べ応力が高くなっている。しかし、両対数の真応力-真歪曲線の傾きで表される加工硬化指数 (n 値) は繰返し荷重の場合の方が小さくなっている。このことは、繰返し荷重の場合、加工硬化による強度上昇量が小さいため、塑性化する領域が広がらず、単調荷重に比べ切欠部への歪集中が大きくなることを意味していると考えられる。

4.3 き裂発生限界に及ぼす繰返し荷重の影響

次に、繰返し荷重での延性き裂発生条件について検討を行った。鋼材の繰返し塑性変形を記述する構成式に関する研究は多く、様々なモデル¹²⁻¹⁴⁾が提案されているが、本論文においては単調荷重の場合と同一の解析コードで扱える利便性を考え、繰返し応力-歪曲線を用いて FEM 解析を行った。解析コードは前章と同じ ADINA を使い、材料の応力-歪関係として Fig.12 の繰返し応力-歪曲線を用いた。また、材料の加工硬化特性は等方硬化材料とした。1.0R で歪振幅 $\pm 1.0\%$ の場合の荷重-歪曲線を Fig.13 に示す。計算結果と実験結果は比較的よく一致していると考えられる。

1.0R で歪振幅が $\pm 1.0\%$ の場合の各サイクルごと(引張側)の切欠底での相当塑性歪と応力三軸度の分布を Fig.14 に示す。試験片中央部での塑性変形量はわずかであるが、切欠底では繰返し数が増えるにつれて歪が累積されるため、相当塑性歪が大きく上昇している。また、応力三軸度は試験片中央部が高く、切欠底が最も低くなっているが、繰返し変形によってその分布はほとんど変化していない。繰返し荷重でのき裂発生位置は全て切欠底表面だったことから、切欠底での各サイクルごと相当塑性歪と応力三軸度の変化を、単調荷重試験で得られたき裂発生点での相当塑性歪と応力三軸度の関係と合わせて Fig.15 に示した。繰返

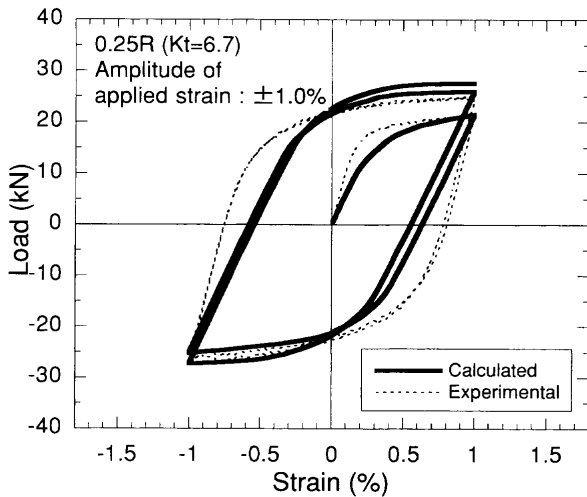


Fig. 13. Load-strain curves under cyclic loading.

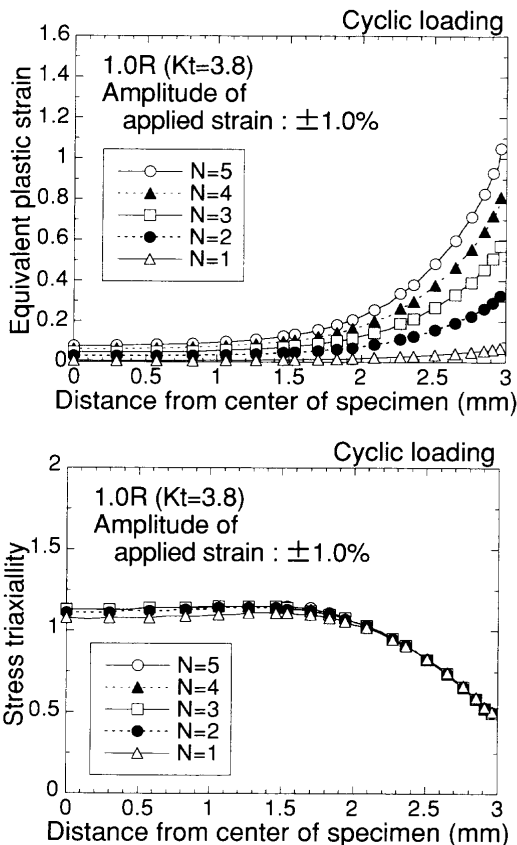


Fig. 14. Distribution of equivalent plastic strain and triaxiality in the notch section of each cycle in the tension side under cyclic loading.

し数が増えるに従って切欠底の相当塑性歪は増加しており、相当塑性歪が約1.0を超えると延性き裂が発生している。また、切欠底半径が小さいほど各サイクルでの歪の増加量が大きくなるため、少ない回数で限界の相当塑性歪に到達し切欠底から延性き裂が発生したと考えられる。繰返し荷重によるき裂発生時の相当塑性歪は単調荷重で切欠底からき裂が発生する場合とほぼ等しいことから、切欠底表面からの延性き裂発生は、荷重方法によらず相当塑性歪が

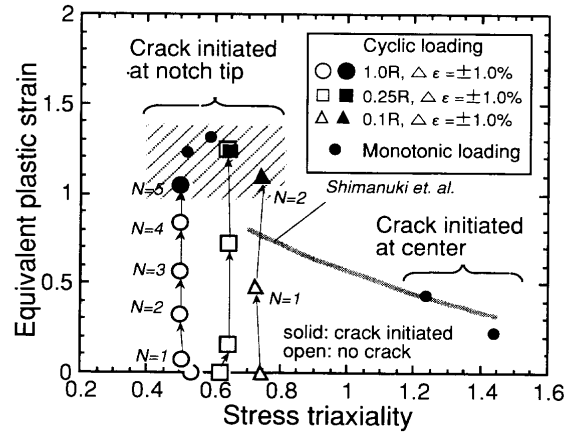


Fig. 15. Relation between equivalent plastic strain and stress triaxiality at crack initiation point and trace during cyclic loading.

ある値に達したときに生じると考えられる。

5. 結言

環状切欠付丸棒試験片を用いて、繰返し荷重下での延性き裂発生条件に及ぼす相当塑性歪と応力三軸度の影響を調査し、単調荷重の場合との比較検討を行った結果、以下の結論を得た。

(1) 単調荷重の場合、切欠底形状が1.0Rでは試験片中心部から、0.25R, 0.1Rでは切欠底から、0.5Rではその両方から延性き裂が発生したが、繰返し荷重では全ての試験片形状で切欠底から延性き裂が発生した。

(2) 試験片中心部からの延性き裂発生は、介在物を起点としたボイドの発生、成長によるといえるが、切欠底でのき裂発生は、はじめにすべり変形によると思われるき裂が表面から斜め方向に発生し、ボイドの成長とともにき裂が成長していると考えられる。

(3) 繰返し荷重の場合、切欠底半径が小さいほどまたは歪振幅が大きいほど少ない繰返し数で延性き裂が発生した。

(4) 単調荷重で切欠底半径が大きい場合は、応力三軸度の高い試験片中央部も大きく塑性変形するため、マイクロボイドの成長、連結により試験片中央部から延性き裂が発生したと考えられる。

(5) 単調荷重で切欠底半径が小さい場合や繰返し荷重の場合、試験片中心部はほとんど変形しないが、切欠底での歪集中または繰返しによる歪の累積のため切欠底から延性き裂が発生する。また、切欠底からのき裂発生に対しては応力三軸度の影響は小さく、相当塑性歪がある値を越えた時点で延性き裂が発生すると思われる。

文 献

- 1) 秋山 宏, 桑村 仁, 山田 哲, 邸 榮政, 菊川春三: 日本

- 建築学会構造工学論文集, **38B** (1992), 399.
- 2) 岡田忠義, 森田耕次, 佐々木 聡, 島貫広志, 寺岡 勝: 日本建築学会大会学術講演梗概要, (1996), 841.
 - 3) 杉本浩一, 高橋泰彦: 日本建築学会大会学術講演梗概要, (1996), 857.
 - 4) F.A.McClintock: *J. Appl. Mech.*, **35** (1968), 363.
 - 5) J.R.Rice and D.M.Tracey: *J. Mech. Phys. Solids*, **17** (1969), 201.
 - 6) A.Ohtsuka, T.Tomita, S.Nishimura, M.Kimura and M.Umabuchi: *J. Soc. Mater. Sci., Jpn.*, **29**, (1980) 322, 55.
 - 7) 島貫広志, 萩原行人: 溶接学会全国大会講演概要, **55** (1994), 412.
 - 8) H.Shimanuki, H.Huruya, T.Inoue, J.Kobayashi and H.Mabuchi: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 1172.
 - 9) 桑村 仁: 日本建築学会鋼造形論文集, **461** (1994), 123.
 - 10) 桑村 仁, 山本恵市: 日本建築学会鋼造形論文集, **477** (1995), 129.
 - 11) 疲労設計便覧, 日本材料学会編, 養賢堂, 東京, (1995), 126.
 - 12) Z.Morz: *J. Mech. Phys. Solids*, **15** (1967), 163.
 - 13) Y.F.Dafalias and E.P.Popov: *Acta Mecanica*, **21** (1975), 173.
 - 14) N.Nishimura, K.Ono and K.Ikeuchi: *Proc. Jpn. Soc. Civ. Eng.*, **513** (1995), 27.