オーステナイト系ステンレス鋼の環状切欠き丸棒のねじり疲労寿命[†]

田 中 啓 介* 橋 本 篤**
成 田 純 一*** 江 上 登*

Fatigue Life of Circumferentially Notched Bars of Austenitic Stainless Steel under Cyclic Torsion with and without Static Tension

by

Keisuke TANAKA*, Atsushi HASHIMOTO**, Junichi NARITA*** and Noboru EGAMI*

Fatigue tests were conducted for circumferentially notched bars of austenitic stainless steel, JIS SUS316L, under cyclic torsion with and without static tension. For the case of cyclic torsion without static tension, the fatigue life of notched bars was found to be longer than that of smooth bars and to increase with increasing stress concentration under the same amplitude of the nominal torsional stress. This notch-strengthening effect is anomalous for the conventional fatigue design criterion. On the other hand, the fatigue life decreased with increasing stress concentration, when the static tension was superposed on cyclic torsion. To investigate the anomalous behavior, the initiation and propagation of fatigue cracks at the notch root were monitored by the direct-current electrical potential method and the compliance method. For the case of cyclic torsion without static tension, the crack propagation life increased with increasing stress concentration, while the crack initiation life decreased. The anomalous behavior of the notch effect was ascribed to the larger retardation of fatigue crack propagation by crack surface contact for sharper notches. The superposition of static tension reduced the retardation due to the smaller amount of crack surface contact, which gave rise well-known notch-weakening of the fatigue strength.

Key words: Fatigue, Notch effect, Torsional fatigue, Crack initiation, Crack propagation, Electrical potential method

1 緒 言

機械構造物の疲労破壊は何らかの応力集中部を起点としており、応力集中を有する部材の疲労寿命の予測および強度設計手法の確立が必要である。設計では、切欠き係数などのパラメータを用いて、切欠きによる疲労限度や寿命の低下が評価されている^{1), 2)}。従来の切欠き疲労の研究では、軸力や曲げの場合が多くなされているが、ねじりに関する検討は十分ではない。

オーステナイト系ステンレス鋼は原子力用機器の材料として最も重要な材料の一つであるが、この材料の環状切欠きを持つ丸棒試験片のねじり疲労寿命が、平滑試験片の寿命より長くなるという切欠き強化の特異現象が報告されている^{3), 4)}。一方、繰返しねじりに静的引張りが作用するときにはこの特異現象は生じず、切欠きが鋭い方が短寿命となる、この原因は明確でない。

本研究では、この特異な挙動を明らかにするため、オーステナイト系ステンレス鋼切欠き材のねじり疲労において、静的引張りが重畳しない場合とした場合について、直流電位差法により、き裂の発生・進展の自動計測を行い、切欠きが疲労寿命に及ぼす影響を、き裂発生寿命とき裂進展寿命に分けて検討した。

2 実験方法

2・1 材料および試験片

実験使用した材料は熱間圧延オーステナイト系ステンレス鋼 (JIS SUS316L) であり、化学成分は、0.009C, 1.26Mn, 12.13Ni, 17.59Cr, 2.09Mo (mass%) である。溶体化処理した 47mm の熱間圧延板から試験片を、長手方向が圧延方向に一致する方向に加工した。

試験片形状は平行部の直径が 16mm、長さ 40mm の平滑試験片 (SM-M と称する) と、直径は 16mm で、深さ 2.65mm の環状切欠きを入れた 3 種類の切欠き試験片を用いた。切欠き試験片形状を Fig. 1 に示す。3 種類の切欠き試験片の切欠き底半径は、4.5mm, 1.07mm, 0.22mm である。これらの試験片を NA, NB, NC と称する。試験片は、マシーニングセンターで加工後に、エメリーペーパーで #2000 まで研磨した後、ダイヤモンド (9 μ m), アルミナ (1.0 μ m, 0.3 μ m, 0.1 μ m) の順にバフ研磨で鏡面仕上げをしたのち疲労試験に供した。NA, NB, NC の試験片のねじりに対する弾性応力集中率を有限要素法で求めたが、それぞれ 1.17, 1.55, 2.54 であった。また、切欠き底の観察を容易にするため NA 材で切欠きを含む平行部の寸法を 1.5 倍した試験片も製作したが、これを NA-M と称する。

[†] 原稿受理 平成 21 年 4 月 14 日 Received Apr. 14, 2009 ©2009 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 名城大学理工学部 〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口, Dept. Mech. Eng., Meijo Univ., Tempaku-ku, Nagoya 468-8502

** 名城大学理工学部 (現在 豊田合成(株)) 〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口, Dept. Mech. Eng., Meijo Univ., Tempaku-ku, Nagoya, 468-8502

*** 名城大学大学院生 〒468-8502 名古屋市天白区塩釜口, Graduate Student., Meijo Univ., Tempaku-ku, Nagoya, 468-8502

Fig. 1 Shape and dimensions of notched specimens (dimensions are in mm).

2・2 疲労試験

疲労試験には引張りねじり複合疲労試験機（島津製作所製 EHF-ED10/TQ-40L）を使用した。疲労試験は荷重振幅一定の両振りで行い、荷重比は $R = -1$ である。荷重波形は三角波で、周波数は $0.2 \sim 2.0\text{Hz}$ である。負荷条件は繰返しねじり単独のケース A と、繰返しねじりに静的引張応力を重畳したケース B である。ねじり応力振幅 τ_a は、ねじりモーメント（トルク）振幅 T_a より次式で求めた公称応力である。

$$\tau_a = 16T_a / \pi d^3 \quad (1)$$

ここで、 d は最小断面直径である。また、ケース A のせん断応力振幅は、 180MPa と 200MPa である。また、ケース B は、せん断応力振幅に重畳して、大きさの同じ静的引張応力を負荷した。応力 σ_m は軸力 P を最小断面積で除した次式で求めた。

$$\sigma_m = 4P / \pi d^2 \quad (2)$$

繰返し変形の測定は、室温用軸ねじり伸び計（MTS 社製 Model 632.80）を用いて切欠きをはさんでゲージ長 25mm の間隔のねじれ角を測定した。さらに、各繰返し数におけるトルクとねじれ角の関係は、モバイル高速波形レコーダ（KEYENCE NR-2000）を用い、1 サイクルでの測定点が 200 点以上となるように計測した。

2・3 直流電位差法

き裂の発生と進展の連続観察に直流電位差法も合わせて用いた。直流電位差法は直流安定化電源から 15A の電流を試験片の切欠きから十分離れた部分に銅線をねじ止めて流し、切欠きの上下端にスポット溶接したニッケル線（直径 0.5mm ）を介して電位を測定した。測定装置はデジタルマイクロメータ（ADVANTEST 社製 R6871E-DC）を用いた。

2・4 き裂および破面の顕微鏡観察

一部の試験片に関しては、疲労試験を中断して表面観察を行った。表面観察はデジタルマイクロスコープ（ソニック（株）製 BS-D8000 III-T）を用いて観察した。

試験終了した破断試験片については破面のマクロ観察とともに、電界放射走査型電子顕微鏡（SEM）（日本電子（株）製 JSM-7000FJ）で観察した。

3 実験結果

3・1 S-N 関係

繰返しねじり単独のケース A の場合のせん断応力振幅と破断寿命の関係（S-N 関係）を Fig. 2 に示す。図において、同一応力でも、切欠き材の方が寿命は長く、かつ 180MPa において明確に認められるように、切欠きが鋭く、応力集中度が大きくなるほど寿命は長くなる。つまり、切欠きにより弱化ではなく、強化となっており、従来の切欠き疲労の常識からすると異常現象と見なされる。

静的引張りが重畳したケース B の場合の結果を Fig. 3 に示す。この場合には切欠き材の寿命は平滑材より短く、かつ切欠きが鋭くなるほど寿命が短くなる。平滑材の寿命は、平均引張りが重畳する方が長くなるが、オーステナイト鋼に関するこの現象は、すでに報告されており、⁴⁾ 次項に述べるように、同じせん断応力振幅でも引張平均応力を重畳した方が、加工硬化により塑性ひずみの振幅が小さくなるためとされている。

3・2 トルクとねじれ角の関係

繰返し単独の場合で応力振幅 180MPa における、トルクとねじれ角の関係を Fig. 4 に示す。(a) が疲労初期、(b) が破断直前 $N = 1.55 \times 10^5$ のループである。初期のループは疲労により広がるとともに、最大荷重と最小荷

Fig. 2 Relation between stress amplitude and number of cycles to fracture under cyclic torsion (case A).

Fig. 3 Relation between stress amplitude and number of cycles to fracture under cyclic torsion with static tension (case B).

Fig. 4 Relation between torque and twist angle of SM-M specimen under cyclic torsion $\tau_a = 180\text{MPa}$, $\sigma_m = 0$ (case A).

重の近傍で、変曲点が見られる。切欠き材についても同様に、疲労により初期のループが広がるとともに変曲点が認められようになる。Fig. 5に切欠き材 NA, NB, NCの破断直前のループを示す。変曲点は切欠き材の鋭い方が強調される。この変曲点は後述するようにき裂面の接触に起因する。

繰返しねじりに引張りが重畳した場合で応力振幅 180MPa での、平滑材の疲労初期および破断直前の $N = 2.20 \times 10^5$ でのループを Fig. 6 に示す。Fig. 4 と比較して、ループの幅が小さいことが静的引張り重畳により寿命が長くなることに対応する。また、破壊直前でもループに変曲点は認められない。切欠き材に関してもほぼ同様

Fig. 6 Relation between torque and twist angle of SM-M specimen under cyclic torsion $\tau_a = 180\text{MPa}$, $\sigma_m = 180\text{MPa}$ (case B).

の結果で、ケース A の場合と比較するとループ幅は小さく、また疲労破断直前でもループに変曲点はほとんど認められなかった (Fig. 15 参照)。

3・3 電位差の疲労過程中的変化

ねじり応力振幅 180MPa を負荷した場合の切欠き上下端での直流電位差の初期値に対する比の疲労過程中的変化を Fig. 7 に示す。電位差が急激に上昇する点がき裂発生繰返し数に対応すると考えられる。図において非常に興味深い点は、切欠きが最も鋭い NC 材の上昇が最も早く、ついで NB 材で、NA 材が最も上昇開始が遅い。しかしながら、上昇する速度は NC 材が最も遅く、ついで NB, NA 材と早くなる。最終的な破断繰返し数は、NC

Fig. 5 Relation between torque and twist angle of NA, NB, and NC specimens under cyclic torsion $\tau_a = 180\text{MPa}$, $\sigma_m = 0$ (case A).

Fig. 7 Change of electrical potential with number of stress cycles under cyclic torsion $\tau_a = 180\text{MPa}$, $\sigma_m = 0$ (case A).

材が最も長く、ついでNB、NAと短くなる。言い換えると、き裂発生寿命は切欠きが鋭い方が短い、進展が遅くなるために最終的な破断繰返し数が長くなると理解される。なお、200MPaの場合についても同様の結果が得られた。

一方、静的引張りが重畳した場合の応力振幅 180MPa での、電位差と繰返し数の関係を Fig. 8 に示す。切欠きが鋭くなるに従い、電位差の上昇開始点も早くなり、破断寿命の短くなる。

次章において電位差の急激な上昇点をき裂発生と定義して、発生寿命と進展寿命に分離して切欠き効果を検討するが、平滑材に対しては電位差法の適用が困難であった。そこで、ヒステリシスループの最小荷重点を起点とした直線部から求められるコンプライアンスの変化からき裂発生繰返し数を同定した。⁵⁾

3・4 き裂および破面の観察

ケース A と B について、NA-M 試験片で応力振幅 180MPa を加えた場合で、電位差が $V/V_0 = 1.1$ となった繰返し数において疲労試験を中断し、切欠き底の顕微鏡

Fig. 8 Change of electrical potential with number of stress cycles under cyclic torsion $\tau_a = 180\text{MPa}$, $\sigma_m = 180\text{MPa}$ (case B).

観察を行った。Fig. 9 にケース A およびケース B の結果を示す。いずれの場合もき裂が認められるが、その様相は異なっている。図において上下方向が試験片に軸方向であるが、繰返しねじり単独のケース A では、主に軸方向に発生したステージ I のき裂から 45 度方向に分岐き裂が生じ、一部分岐き裂が交差している。このように主応力方向に垂直に進展するき裂は、長くなるにしたがい、切欠き領域から出て応力の低い領域に入るため進展速度が落ちることが予想される。また、き裂同士連結したのちにのこぎり状の破面となるため破面接触が大きくなる。一方、引張りが重畳したケース B では、軸垂直方向に伸びたステージ I き裂から 45 度方向に分岐き裂が成長しているが、それらが連結しており、き裂のジグザグの程度もケース A に比較して小さくなっている。この原因は、重畳する引張りによりステージ I き裂が軸直角方向に進みやすくなるためと考えられる。⁵⁾

Fig. 10 に平滑材 (SM-M) の繰返しねじり単独のケース A のマクロ破壊様相と破面から離れた位置での顕微鏡写真を示す。マクロ破面は軸に対して 45 度方向となり、微視的にはステージ I から分岐したステージ II のき裂が多数認められる、静的引張りが重畳したケース B の同様な

(a) Case A, $\tau_a = 180\text{MPa}$, $\sigma_m = 0$, $N = 3.11 \times 10^5$

(b) Case B, $\tau_a = 180\text{MPa}$, $\sigma_m = 180\text{MPa}$, $N = 1.88 \times 10^5$

Fig. 9 Optical micrographs of NA-M specimens fatigued under $\tau_a = 180\text{MPa}$ at $V/V_0 = 1.1$.

Fig. 10 SM-M specimen fatigued under cyclic torsion
 $\tau_a = 200\text{MPa}$, $\sigma_m = 0$, $N_f = 5.84 \times 10^4$ (case A).

結果を Fig. 11 に示す. マクロ破面は軸直角方向に近づいており, 微視的にもき裂が連結して軸直角方向に開口している.

Fig. 12 に破面のマクロ写真の例を示すが, ケース A ではファクトリーループが明確であるのに対して, ケース B では明確でない. このこともケース B では, き裂がほぼ軸直角方向に進展しやすいことと対応している.

4 考 察

4・1 き裂発生寿命

切欠き材に関して電位差が急激に上昇する繰返し数を, また平滑材についてはコンプライアンスが急激に上昇する繰返し数を, き裂発生繰返し数 N_c とした. 繰返しね

Fig. 11 SM-M specimen fatigued under cyclic torsion with static tension, $\tau_a = 200\text{MPa}$, $\sigma_m = 200\text{MPa}$, $N_f = 1.02 \times 10^5$ (case B).

Fig. 12 Fracture surface of fatigued NA specimens.

じり単独の場合を Table 1 にまとめる. き裂発生繰返し数 N_c の全寿命 N_f に対する比を求め, ここでは発生寿命比と称する. 発生寿命比は, 切欠きが鋭くなるほど小さくなり, また応力レベルが低いほうが小さくなる.

一方, 静的引張りが重畳したケース B の同様な結果を Table 2 まとめる. この場合発生寿命比は, 切欠きが鋭くなるほど小さくなる傾向は同様であるが, 応力レベルが低い方が大きくなる傾向がある. さらに顕著な点は, この比は繰返しねじり単独の方が明らかに小さく, 全寿命においてき裂進展に費やされる割合が大きい.

Fig. 13 には応力振幅と N_c との関係を示す. 同一応力振幅で比較すると, 平滑材では静的引張りを重畳した方が長寿命であるが, NB 材, NC 材では逆に短寿命となる. 鈍い切欠きの NA 材ではほぼ等しい. 平滑材では, 静的引張り重畳による加工硬化のため塑性ひずみ範囲の減少によりき裂発生が遅くなるが, 切欠き材の切欠き底

Table 1 Fatigue tests results for cyclic torsion (case A).

Specimen number	Stress amplitude τ_a (MPa)	Number of cycle to fracture N_f	Number of cycle to crack initiation N_c	Cycle ratio N_c/N_f
SM-M1	200	5.84×10^4	4.6×10^4	0.788
SM-M3	180	1.56×10^5	1.2×10^5	0.771
NA1	200	9.93×10^4	6.0×10^4	0.604
NA3	200	7.63×10^4	4.5×10^4	0.59
NA4	180	2.63×10^5	1.5×10^5	0.571
NB1	200	8.54×10^4	3.0×10^4	0.351
NB3	180	3.22×10^5	1.0×10^5	0.311
NC2	200	1.25×10^5	5.5×10^3	0.044
NC8	200	9.26×10^4	4.0×10^3	0.043
NC9	200	7.58×10^4	3.1×10^3	0.041
NC11	180	1.28×10^6	2.0×10^4	0.016

Table 2 Fatigue tests results for cyclic torsion with static tension (case B).

Specimen number	Stress amplitude τ_a (MPa)	Number of cycle to fracture N_f	Number of cycle to crack initiation N_c	Cycle ratio N_c/N_f
SM-M2	200	1.02×10^5	9.8×10^4	0.957
SM-M4	180	2.21×10^5	2.0×10^5	0.906
NA2	200	6.85×10^4	5.0×10^4	0.73
NA5	180	2.05×10^5	1.8×10^5	0.879
NB2	200	3.91×10^4	2.5×10^4	0.636
NB4	180	9.96×10^4	8.5×10^4	0.853
NC5	200	5.07×10^3	2.4×10^3	0.473
NC6	200	4.66×10^3	1.4×10^3	0.301
NC7	200	4.48×10^3	1.4×10^3	0.312
NC12	180	1.84×10^4	1.1×10^4	0.6

Fig. 13 Relation between stress amplitude and number of cycles to crack initiation.

では、同一切欠きでもひずみの集中は引張りが重畳した方が大きくなること、ひずみゲージによる切欠き底ひずみの測定によって確かめられている。⁴⁾このひずみ集中に及ぼす静的引張の影響は、切欠き形状に依存していると考えられ、今後、定量的に切欠き底のひずみ挙動を予測する手法を開発することが重要である。

4・2 き裂進展挙動

繰返しねじり単独の場合の疲労き裂の進展は、ファクトリーループを形成するき裂面間の接触により大きく遅延される。^{7), 8)}き裂面の接触状況を検討するため、破断直前において一サイクル中の電位差の変化を記録した。

NB 試験片のねじり応力振幅 200MPa の疲労試験の場合の電位差の変化を、トルクねじれ角関係とともに Fig. 14 に示す。この両者の変化はのこぎり型の破面のせん断変位による接触挙動から説明できる。① 最小モーメントではのこぎり破面の一方のき裂面（これを負の傾斜面とする）が接触しているが、② でき裂面の接触が離れはじめ、同時に電位差が大きくなる。③ ではほぼ完全に離れた状態であり、電位差は最大となる。さらにモーメントが上昇すると④ で正の面の接触が始まり、⑤ 逆の面の接触が大きくなり、電位差は最小となる。一サイクルに

Fig. 14 Changes of twist angle and potential with applied torque for NB specimen under cyclic torsion $\tau_a = 200\text{MPa}$ at $N = 8.40 \times 10^4$.

において、電位差が最大となる点が異なる。このヒステリシスは接触における摩擦の影響であると考えられる。

Fig. 15 に引張応力が重畳した場合を示す。一サイクル中のトルクとねじれ角との関係に変曲点はほとんど認められず、また電位差の変化も小さい。このことは、き裂面同士の接触の程度が非常に小さいことに対応する。

ここで、切欠き形状が疲労き裂進展挙動に及ぼす影響を明確にするために電位差の測定値より、付録に述べる検定曲線を使用してき裂長さを求めた。き裂長さと繰返し数の関係からき裂進展速度を求め、き裂長さに対する変化を Fig. 16 に示す。図はせん断応力振幅 180MPa の場合であるが、繰返しねじり単独のケース A において、NA, NB 材ではき裂長さが短い領域では、き裂進展速度はあまり変化せず、き裂が長くなって増大する。NC 材では、き裂進展速度は初期に低下し長さ 1mm 程度で極小点を取った後に増大する。同一き裂長さでのき裂進展速度は、切欠きが鋭いほど遅く、き裂の遅延の程度が大きく、進展寿命が長くなることに対応する。

一方、引張りが重畳したケース B では、き裂進展速度はき裂長さとともに単調に増大し、この進展速度は切欠

Fig. 15 Changes of twist angle and potential with applied torque for NB specimen under cyclic torsion $\tau_a = 200\text{MPa}$ at $N = 3.99 \times 10^4$ with static tension.

Fig. 16 Change of crack propagation rate with number of stress cycles under cyclic torsion $\tau_a = 180\text{MPa}$ with and without static tension.

きが鋭い方が速い。これは、き裂長さが短い領域では同一応力でもき裂が鋭い方が応力拡大係数が大きいことに対応する。

切欠き底でのき裂の進展挙動を定量的に予測するためにはき裂の3次元的な形状、大きな塑性変形による弾塑性効果などを考慮した破壊力学的取扱いが必要である。

5 結 言

(1) 繰返しねじり単独の場合、同一応力振幅でも、切欠きが鋭く、応力集中が大きくなるほど寿命は長くなる。一方、静的引張りが重畳した場合には、切欠き材の寿命は平滑材より短く、かつ切欠きが鋭くなるほど寿命が短くなる。

(2) 繰返しねじり単独の場合には、電位差法で測定したき裂発生寿命は切欠きが鋭くなるほど短くなり、き裂進展寿命は長くなる。一方、静的引張りを重畳した場合にはき裂発生寿命および進展寿命ともに切欠きが鋭い方が短くなる。

(3) き裂発生寿命は同一応力振幅で比較すると、平滑材では静的引張りを重畳した方が長寿命であるが、切欠きの鋭い場合には、逆に短寿命となる。

(4) 切欠き材におけるき裂進展の遅延はのこぎり状の破面が接触することが主因と考えられ、静的引張りが無い場合には接触の程度が大きく遅延も大きい。静的引張りが重畳すると接触は認められない。

(5) 繰返しねじり単独の場合に、切欠き底でのき裂長さが短い領域では、き裂進展速度はあまり変化しないか低下する。また、切欠きが鋭いほど遅くなる。一方、引張りが重畳した場合には、き裂進展速度はき裂長さとともに単調に増大し、この進展速度は切欠きが鋭い方が速い。

Fig. 17 Relation between electrical potential and crack length for notched specimens, NA, NB and NC.

付録 電位差とき裂長さの関係

電位差とき裂長さの検定曲線は、き裂が切欠きから同心円上に内部に向かって進展すると仮定し、有限要素法による静電場解析より求めた。市販の Marc Ver.2005 を使用し、軸対称 4 節点 4 角形一次要素を用いた。種々のき裂を有する試験片に一定の電流を流し、切欠き両端での電位差 V を求め、それをき裂長さ零のときの電位差 V_0 との比を求めた。Fig. 17 に V/V_0 とき裂長さな関係を示す。き裂長さは最小断面の半径で正規化した。同一の電位差でのき裂長さは、NA, NB, NC 材の順に短くなる。各試験片に対して、電位差をき裂長さの 6 次多項式で近似し、この関係を用いて電位差の測定値からき裂長さを求めた。

本研究を遂行するに当たりご助言を戴きました秋庭義明教授（横浜国立大学）ならびに來海博央准教授（名城大学）に感謝いたします。また、本研究は、東京電力(株)、北海道電力(株)、東北電力(株)、中部電力(株)、北陸電力(株)、関西電力(株)、中国電力(株)、四国電力(株)、九州電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)からの委託研究として、日本溶接協会 原子力研究委員会 MF Ⅲ 小委員会で行われたものである。

参 考 文 献

- 1) J. A. Bannantine, J. L. Comer and J. L. Handbook, "Fundamentals of Metal Fatigue Analysis", p.124 (1990) Prentice-Hall.
- 2) JSMS, "Fatigue Design Handbook", p.19 (1995) Yokendo.
- 3) Research Report, JWES-AE-0606, "Research on Fatigue Properties under Multiaxial State of Stress-Phase 2" (2007) JWES.
- 4) T. Oshikiri and K. Ohkawa, "Effect of Stress Concentration on Torsional Fatigue Behavior of Steels", Proceeding of the 56th JSMS Annual Meeting, p.363 (2007).
- 5) A. Hashimoto, J. Narita, K. Tanaka and N. Egami, "Fatigue Crack Initiation and Propagation of Circumferentially Notched Specimens under Combined Loading", Proceeding of JSME Fatigue Symposium, p.178 (2008).
- 6) A. Otsuka, K. Mori, T. Oshima and S. Tsuyama, "Fatigue Crack Growth of Steel and Aluminum Alloy Specimens under Mode II Loading", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.29, p.1042 (1980).
- 7) E. K. Tschegg and S. E. Stanzil, "The Significance of Sliding Mode Crack Closure on Mode III Fatigue Crack Growth", ASTM STP 924, p.214 (1988).
- 8) K. Tanaka, Y. Akiniwa and H. Yu, "The Propagation of a Circumferential Fatigue Crack in Medium-Carbon Steel Bars under Combined Torsional and Axial Loadings", ASTM STP 1359, p.295 (1999).