

ねじり一軸力負荷における鉄鋼薄肉円管試験片における
円孔からの疲労き裂の伝ば挙動*田中啓介^{*1}, 秋庭義明^{*1}
高橋晶広^{*2}, 御厨照明^{*1}Fatigue Crack Propagation from a Hole in Thin-Walled
Tubular Steel Specimens under Torsional-Axial LoadingKeisuke TANAKA^{*3}, Yoshiaki AKINIWA,
Akihiro TAKAHASHI and Teruaki MIKURIYA^{*3} Department of Mechanical Engineering, Nagoya University,
Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya-shi, Aichi, 464-8603 Japan

Fatigue tests of crack propagation from a circular notch in thin-walled tubular specimens made of a medium-carbon steel were performed under cyclic torsion with and without superposed static and cyclic axial loading. The propagation path of Mode I fatigue cracks followed the direction perpendicular to the maximum direction of the total range of the normal stress. The propagation rate was faster than the uniaxial data when compared at the same range of the stress intensity factor or the effective stress intensity factor. The negative nonsingular stress induced excessive plasticity ahead of the fatigue crack, which accelerated the fatigue crack. The J -integral range was proved to be an appropriate parameter for crack propagation with excessive plasticity under combined loading.

Key Words: Fatigue, Crack Propagation, Torsion, Combined Stress, Stress Intensity Factor, Crack Opening Displacement, J -Integral

1. 緒 言

機械構造物の長期信頼性を保証するためには、材料の疲労に関する対策が不可欠である。き裂を含む構造物の損傷許容設計においては、疲労き裂の進展挙動の予測が重要であり、応力拡大係数をパラメータとする破壊力学を用いることで予測が可能になってきている。また、実用部材の疲労破壊は応力集中源から破壊が進行することから、切欠きからの疲労き裂進展に関する研究は多く行われている。しかしながら、これらの研究の大部分は引張圧縮負荷条件下で行われている。実用上、配管や動力伝達軸等において問題となるねじり負荷、ねじりと曲げあるいは軸力が重畳した複合負荷条件下における疲労き裂進展に関する研究は少ない。

Millerら⁽¹⁾は、十字型試験片を使用し、円孔からのき裂進展速度が2軸応力比によって異なり、

き裂に平行な応力が圧縮の場合にはき裂進展速度が加速することが報告しており、その原因を塑性変形が大きくなるためとしている。このようなき裂に平行な応力を T 応力と称する⁽²⁾が、この T 応力が圧縮の場合における疲労き裂進展を、応力拡大係数範囲をパラメータとして単軸の場合と比較すると加速側となることはよく知られている^{(1),(3),(4)}。また、ねじりを負荷した円筒における円孔あるいは円周方向の予き裂からのき裂進展は、主応力方向に垂直となりこのときの T 応力は圧縮となる。実際のねじり負荷条件下におけるき裂進展の加速現象に関しても、Yokoboriら⁽⁵⁾、星出ら⁽⁶⁾あるいは田中ら⁽⁷⁾によって報告されている。さらに、星出ら^{(6),(8)}はこの場合の加速現象を J 積分をパラメータとして予測することを試みているが十分ではない。

そこで、本研究では円孔を有する炭素鋼の薄肉円筒において繰返しねじり試験および繰返しねじりと静的ないしは動的軸力重畳条件下で疲労試験を行い、二軸応力状態におけるき裂進展挙動

* 原稿受付 2002年11月7日。

^{*1} 正員, 名古屋大学工学部(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)。^{*2} 名古屋大学大学院学生。

E-mail: k_tanaka@mech.nagoya-u.ac.jp

の詳細を観察する。また、二軸用変位計を用いてき裂の開閉口挙動を測定し、応力拡大係数及び J 積分範囲を用いて疲労き裂伝ば挙動の破壊力学的検討を行う。

2. 実験方法

2.1 材料および試験片 試験材料として機械構造用中炭素鋼 (JIS S45C) の完全焼き鈍し材を用いた。化学組成は (wt.%) : C 0.43, Si 0.19, Mn 0.81, P 0.022, Cu 0.01, Ni 0.02, Cr 0.14 である。下降伏点は 319 MPa, 引張り強さは 583 MPa, ヤング率は 216 GPa, ポアソン比は 0.279 である。また、平滑材の回転曲げ疲労限度は 223 MPa である。なお、ビッカース硬さは 164 である。

試験には平行部の外径が 16 mm で肉厚 1 mm の中空円筒試験片を使用した。試験片内部はホーニング加工を施した。加工後、試験片平行部を #800 までエメリー紙で研磨した後、電解研磨、 $0.05 \mu\text{m}$ のアルミナの順で鏡面に仕上げた。その後、試験片中心に直径 1 mm のドリルで円孔を導入し、バリを $0.05 \mu\text{m}$ のアルミナで除去した。最後に 850°C で 1 時間の真空焼きなましを行い、疲労試験に供した。

2.2 疲労試験 疲労試験は電気油圧サーボ式引張圧縮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。荷重条件は表 1 に示すような 5 ケースについて行った。Case A, B はねじり単独で R 比が -1 と 0 の場合、Case C, D はねじりに静的軸方向応力を重畳させた。また Case E は動的な軸方向応力を in-phase で重畳させた。また、表中の軸応力 σ およびせん断応力 τ は次式で求めた。

$$\sigma = \frac{4P}{\pi(D^2 - d^2)} \quad (1)$$

Table 1. Conditions of fatigue test.

	Tensile stress σ (MPa)	Torsional stress amplitude τ_a (MPa)	Torsional stress ratio R_τ
Case A	$\sigma_s=0$ (static)	100	-1
Case B	$\sigma_s=0$ (static)	90	0
Case C	$\sigma_s=100$ (static)	100	-1
Case D	$\sigma_s=200$ (static)	100	-1
Case E	$\sigma_a=100$ (cyclic)	100	-1

$$\tau = \frac{16M}{\pi(D+d)^2(D-d)} \quad (2)$$

ただし、 P は軸力、 M はねじりモーメント、 D および d はそれぞれ試験片の外径、内径である。試験はすべて室温大気中で、周波数は 3 Hz から 20 Hz, 荷重波形は三角波である。

2.3 き裂の観察 適宜試験を止めて、き裂の観察およびき裂長さ測定をデジタルマイクロスコープ (KEYENCE VH-6300) を用いて行った。また、レプリカを用いて光学顕微鏡によりき裂を詳細に観察した。

図 1 は Case A において発生したき裂の模式図である。上下方向が軸方向である。およそ、き裂は図 1 に示すような主応力に垂直な 4 方向に進展すると予想される。それぞれき裂を時計回りに 1, 2, 3, 4 と称する。き裂進展角度 θ は、軸垂直方向から反時計方向に測定した。最大せん断応力作用するとき、き裂 2, 4 の面に垂直方向主応力は $\sigma_1 = \tau$ で、平行方向は $\sigma_2 = -\sigma_1 = -\tau$ である。き裂進展速度は、円孔からき裂先端までの実際の長さをき裂長さ c とし、セカント法で求めた。なお、き裂が 2 本しか出ないときにはその 2 本のみについて測定した。

2.4 き裂開口変位測定 き裂開口変位挙動を測定するため、円孔の上下に変位計⁽⁶⁾を装着し、軸方向と円周方向の変位と荷重の関係を計測する。変位計を取り付けるために試験片に対して、円孔の上下に穴を直径 0.2 mm のドリルであけた。その穴の深さは浅く、穴の間隔は 1.8 mm である。この穴に変位計の針を入れて固定し、軸方向と円周方向の変位を測定した。変位計には差

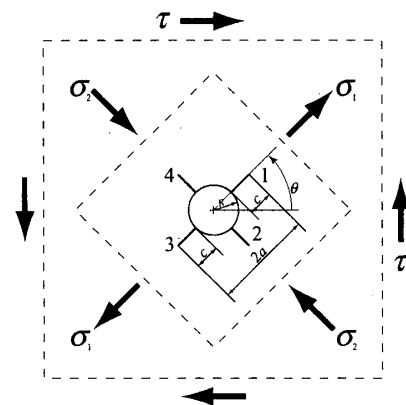


Fig. 1. Four cracks emanating from a hole.

Table 2. Crack propagation angles [degree].

Crack No.	Case A			Case B			Case C			Case D				Case E		
	(i)	(ii)	(iii)	(i)	(ii)	(iii)	(i)	(ii)	(iii)	(i)	(ii)	(ii')	(iii)	(i)	(ii)	(iii)
1	45.1	45	45	-	-	-	49	32	45	42.7	45	33	45	-	58.3	58.3
2	-46.5	-45	-45	-46.3	-45	-45	-46	-32	-45	-46.5	-45	-33	-45	-35.5	-31.7	-31.7
3	-133	-135	-135	-	-	-	-137	-148	-135	-136	-135	-147	-135	-	-122	-122
4	138	135	135	134	135	135	134	148	135	136	135	147	135	142	148	148

(i) Experimental data, (ii) Prediction ($\Delta\sigma_{\theta\max}^+$) from criterion I, (iii) Prediction ($\Delta\sigma_{\theta\max}^{\text{total}}$) from criterion II
(ii') Prediction ($\Delta\sigma_{\theta\max}^+$) from criterion I based on tangential stress around hole.

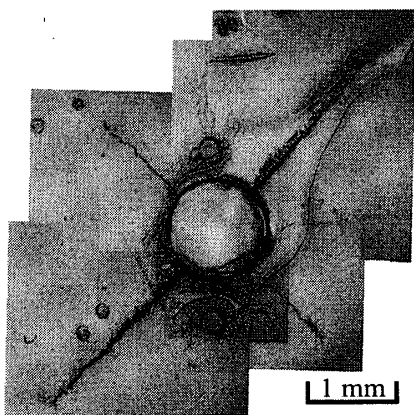


Fig. 2. Optical micrograph of fatigue cracks.

動変圧器が2個ついており、軸方向変位 (u_x) および円周方向変位 (u_θ) が同時に測定可能である。変位計を取り付けてから荷重を変化させて、その時の変位と荷重をパーソナルコンピュータで取り込み一荷重サイクルのループを採取した。

3. 実験結果および考察

3.1 き裂進展方向 Case A において繰返し数 $N=2.86 \times 10^5$ におけるき裂のレプリカ写真を図2に示す。図に示すように4箇所からき裂がでており、ほぼ直線的に伝ばしている。また、き裂長さは、両振りであるので4方向ともほぼ同一長さになるべきだが、わずかな荷重の片よりのためか、き裂1、き裂3がき裂4、き裂2に比べて長くなった。ただし前2者および後2者はそれぞれほぼ等しい。Case A, C, D の場合には、円孔から4個のき裂が発生したが、Case B, E の時には2個のき裂のみが発生した。いずれの場合もき裂は、ほぼ直線的に進展した。き裂の伝ば角度を測定した結果をまとめて表2の(i)行に示す。

き裂の進展方向を公称応力をもとに検討する。図3(a)に示す軸応力 σ とねじり応力 τ を受ける場

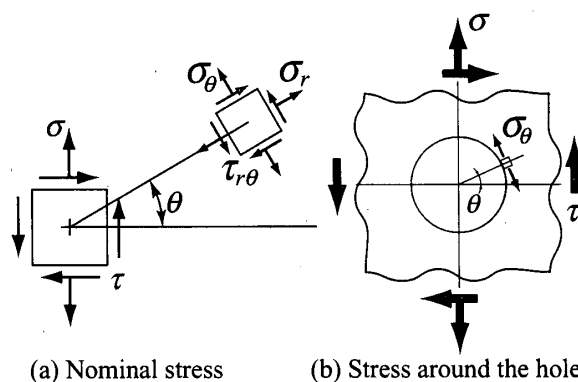


Fig. 3. Relation between loading stress and tangential stress.

合、水平軸から反時計回りに θ 回転した面に働く垂直応力を σ_θ とする。このときの接線応力 σ_θ は次式で与えられる。

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma}{2} + \frac{\sigma}{2} \cos 2\theta - \tau \sin 2\theta \quad (3)$$

ここで、垂直応力 σ およびせん断応力 τ は時間 t と角速度 ω を用いて次のようになる：

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_s & (\text{for static case}) \\ &= \sigma_a \sin \omega t & (\text{for cyclic case}) \end{aligned} \quad (4)$$

$$\tau = \tau_a \sin \omega t \quad (\text{for cyclic case}) \quad (5)$$

式(3)に式(4)と(5)を代入し、各負荷条件での σ_θ の振れ幅 $\Delta\sigma_\theta$ を求めた。ここでき裂の進展方向として振れ幅の正の範囲 $\Delta\sigma_{\theta\max}^+$ が最大の方向に垂直にき裂が進展するクライテリオンIと、負の範囲を含めての全振れ幅 $\Delta\sigma_{\theta\max}^{\text{total}}$ が最大の方向に垂直にき裂が進展するとするクライテリオンIIで予測した。表2の(ii),(iii)に予測き裂伝ば方向を示す。クライテリオンIとIIが判別できるのは、Case Cの場合である。

Table 3. Stress conditions at crack plane.

Crack	Case A	Case B	Case C	Case D	Case E
$\sigma_{y \max}$	100	0	150	200	61.8
1,3 $\sigma_{y \min}$	-100	-180	-50	0	-61.8
R_2	-1	-	-0.333	0	-1
$\sigma_{y \max}$	100	180	150	200	161.8
2,4 $\sigma_{y \min}$	-100	0	-50	0	-161.8
R_1	-1	0	-0.333	0	-1

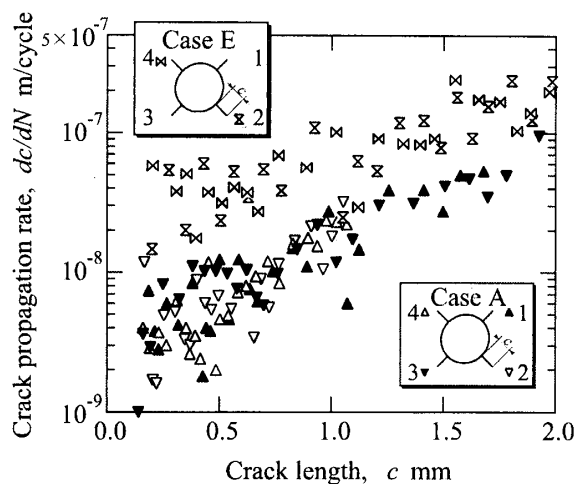


Fig. 4. Fatigue crack propagation rate vs. crack length.

一方、図 3 (b) に示す円孔縁の接線応力 σ_θ は次式となる。

$$\sigma_\theta = \sigma + 2\sigma \cos 2\theta - 4\tau \sin 2\theta \quad (6)$$

これに、式 (4) (5) を代入して同様にクライテリオン I と II を検討する。この場合の計算結果は、Case D のクライテリオン I の場合のみ公称応力を基にした予測結果と異なる。この時、き裂番号順にそれぞれ、 $33^\circ, -33^\circ, -147^\circ, 147^\circ$ となる。これを表 2 中の Case D (ii') で示す。

表 2 において、実験結果と予測角度を比較すると、いずれの場合にも、クライテリオン II の σ_θ の全幅が最大の方向に垂直方向にき裂が進展した。またこのとき、 $\Delta\sigma_\theta$ は主応力となるので、応力変動成分の主応力に対し垂直方向にき裂は伝ばすると結論できる。ここで、 $\Delta\sigma_\theta$ の圧縮応力を含める理由を検討するためには、き裂先端の応力状態からの検討が必要である。

次に、主応力に対し垂直方向にき裂が進展するとしたときの各き裂面における垂直公称応力 σ_y を表 3 に示す。表中の、 R_1 はき裂 2-4 の応力比を、 R_2 はき裂 1-3 の応力比を表している。Case B

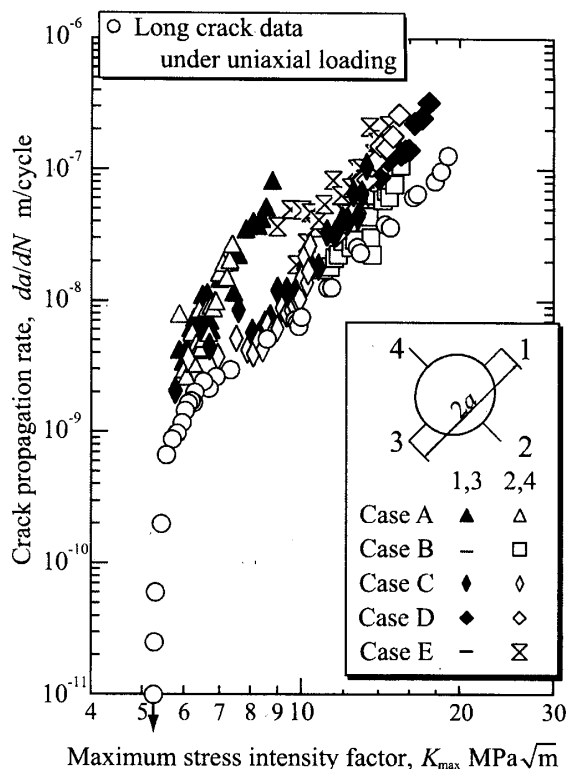


Fig. 5. Relation between crack propagation rate and maximum stress intensity factor.

においては、き裂 1-3 面では応力振幅が大きいが、最大応力が 0 MPa であるためにき裂が発生しなかったと考えられる。また、Case E におけるき裂 1-3 は、応力振幅が約 60 MPa と小さいためにき裂が発生しなかったと考えられる。

3.2 き裂長さとき裂進展速度の関係 図 4 にき裂進展速度とき裂長さの関係を示す。Case A および E において、き裂進展速度は c が小さい場合はじめに変化はあまり見られなく、横ばいもしくは減少しているように見られる。この時のき裂長さがおおよそ 0.6mm までで、それ以上のき裂長さにおいては、き裂進展速度は加速していく。

3.3 き裂進展速度と最大応力拡大係数の関係 図 5 にき裂進展速度と最大応力拡大係数 K_{\max} との関係を示す。ここでは、図 1 のき裂 1,3 および 2,4 に対して全長 $2a$ を採用し、この変化よりき裂進展速度を求めた。また、上述のき裂進展方向において円孔による応力集中を考慮し、付録に述べる手法で応力拡大係数を補正した。図中の○印のデータは、張らによる同一材料で単軸応力下 (荷重制御、応力比 $R=-1$) での長いき裂の進展データである⁽⁹⁾。彼らの da/dN と K_{\max} の関係は、 $R=0, -$

0.5, -2 の場合も $R = -1$ とほとんど異なるないため、単軸データとして比較する。き裂進展初期は単軸のデータに近いが、き裂が進展するにしたがって、すべてのデータは単軸のデータより高速度側に分布し、傾きが大きい。この傾きは、Case

A の時に最も大きく、同一の K においても、他の条件より高速度側に分布している。付録に述べるように、Case A の時は他の条件に比べてき裂平行応力 (T 応力) が圧縮に最大であることから、き裂平行応力がき裂進展に寄与していると考えられる。

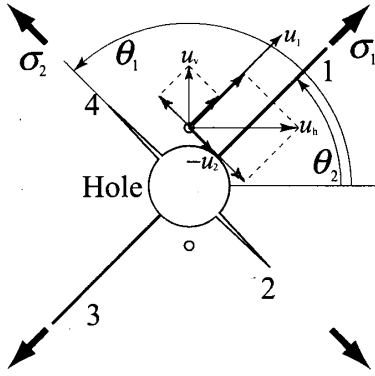


Fig. 6. Derivation of crack opening displacement from measured displacement.

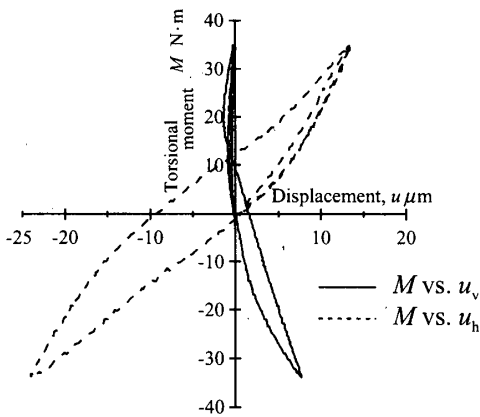
3.4 き裂開口変位 図6のように、軸方向変位 u_v と円周方向変位 u_h から、き裂面に垂直な2方向に投影した変位 u_1 および u_2 を求めた。ここで、 u_1 はき裂2-4の開口変位を、 u_2 はき裂1-3の開口変位を示す。き裂面を水平方向から反時計回りに測った角度を θ とすれば、以下の様な式になる。

$$u_1 = -u_v \cos \theta_1 + u_h \sin \theta_1 \quad (7)$$

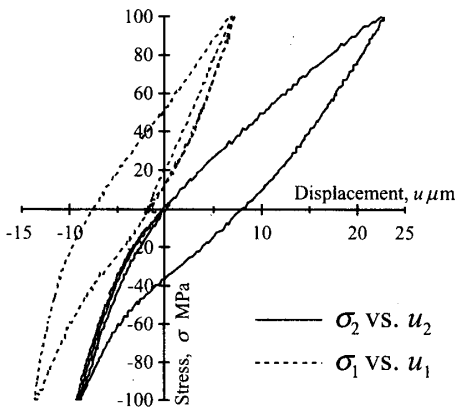
$$u_2 = u_v \cos \theta_2 - u_h \sin \theta_2 \quad (8)$$

ただし、 θ_1 、 θ_2 はそれぞれき裂2-4、き裂1-3の進展角度である。

図7(a)は、Case Aにおいて測定した u_v および u_h とねじりモーメント M の変化を示している。式(7)、(8)を用いてき裂開口変位 u_1 および u_2 を求め、また、式(3)より、き裂に対して垂直な応力を計



(a) Load vs. displacement curve



(b) Stress vs. displacement curve

Fig. 7. Displacement curve

(Case A, $R = -1$, $\tau_a = 100 \text{ MPa}$, $N = 2.86 \times 10^5$).

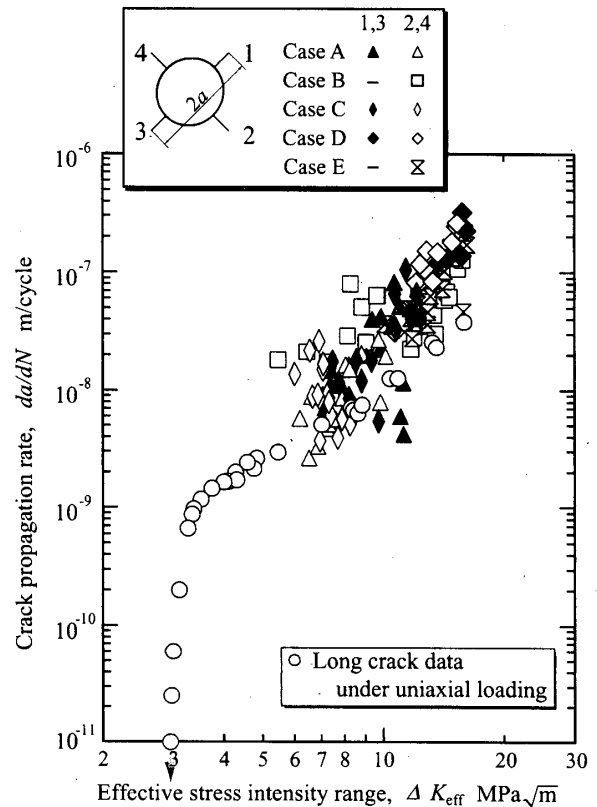


Fig. 8. Relation between crack propagation rate and effective stress intensity range.

算し、 σ_1-u_1 と σ_2-u_2 の関係を図7(b)に示す。この線図は、従来から報告されている単軸の場合と似ている。また、ループに大きな幅が認められ、塑性成分が大きいことが分かる。全ての条件において図7(b)と同様なループが認められた。これらのループより、除荷弾性コンプライアンス法⁽¹⁰⁾を用いてき裂開口点を求めた。

3.5 有効応力拡大係数範囲による評価 き裂開口点を定めることにより、き裂開口応力拡大係数 K_{op} を求め、次式で有効応力拡大係数を求めた。

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (9)$$

図8にき裂進展速度と ΔK_{eff} の関係を示す。前述したように、○印のデータは同一材料における単軸応力下での長いき裂の結果である⁽⁹⁾。

表3に示したように、き裂面に対して圧縮応力がかからないCase B, Dの場合はき裂が短い時でも最大荷重が大きい。そのために長いき裂と一致しないと考えられる。また、全ての条件においてき裂が長くなると、長いき裂に比べて高速度側に分布している。これは、き裂平行応力のT応力が圧縮であるためき裂先端近傍において塑性変形が大規模に生じ、有効応力拡大係数を用いて整理できないと考えられる。

3.6 J積分範囲による評価 J積分は、図7で示した荷重-変位関係より、次の簡便法で評価した。星出らは、長い中央き裂を有する平板に一軸荷重が加わる場合のRiceらの簡便式^{(11), (12)}を、荷重Pとき裂中央開口変位u関係に適用すると、短いき裂に対してもJ積分が評価できることを示

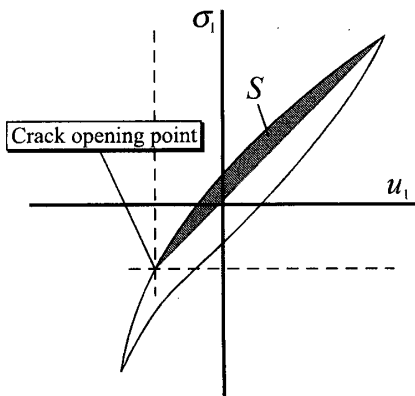


Fig. 9. Evaluation of ΔJ integral.

した⁽⁸⁾。

$$J = \frac{K^2}{E} + \left[\int_0^u P du - \frac{1}{2} Pu \right] / B(W-a) \quad (10)$$

ここで、Kは応力拡大係数、Eがヤング率、Bは板厚、Wは板幅の半分、aはき裂半長である。上式を、遠方応力

$$\sigma = P/2BW \quad (11)$$

で書き換えると

$$J = \frac{K^2}{E} + \left[\int_0^u \sigma du - \frac{1}{2} \sigma u \right] \frac{2W}{W-a} \quad (12)$$

となる。この関係を σ_1-u_1 および σ_2-u_2 ループに対して適用する。図9のSを代入してJ積分は次式となる。

$$\Delta J = \frac{\Delta K_{eff}^2}{E} + 2S \quad (13)$$

ここで、き裂長さが短いとし $a/W = 0$ とした。

式(13)で評価したJ積分範囲とき裂進展速度との関係を図10に示す。ここで単軸のデータは、図8の○印の ΔK_{eff} より式(13)で $S=0$ として、 ΔJ に換算してプロットした。また、●はTanakaらの同一材料における中実丸棒環状き裂の単軸応

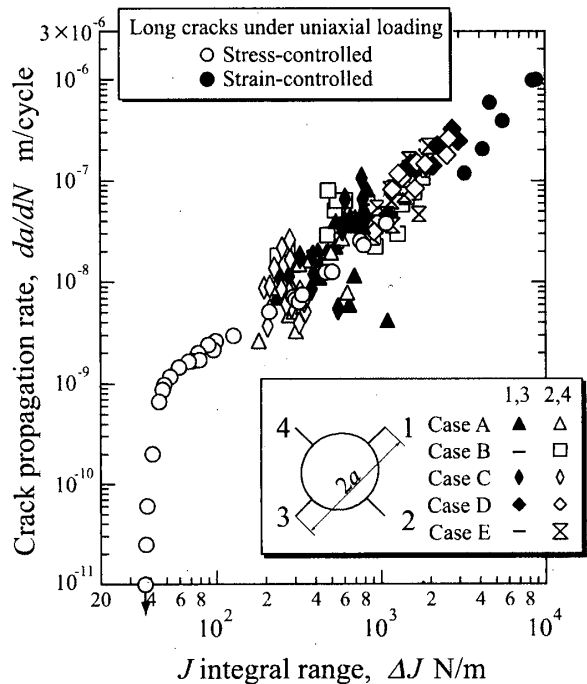


Fig. 10. Relation between crack propagation rate and ΔJ integral.

力下 (変位制御, ひずみ比 -1) での試験結果である⁽¹³⁾. 図において全てのデータは単軸のものと一致していることがわかる. このことにより, J 積分範囲は, T 応力が圧縮となる場合においてき裂先端に生じる大規模塑性域を伴ったき裂進展のパラメータであるといえる.

4. 結 言

円孔を有する, 構造用中炭素鋼 (JIS S45C) の薄肉円筒試験片を用い, 繰返しねじり単独および繰返しねじりと静的ないしは動的軸力重畳条件下での疲労試験を行ない, き裂進展方向およびき裂進展速度の支配力学パラメータを検討した. 主な結果を以下にまとめる.

(1) き裂進展方向は, 垂直応力の圧縮も考慮した振幅 $\Delta\sigma_y$ が最大の方に対して垂直方向であった. また, 同様にき裂の発生位置も $\Delta\sigma_y$ が最大に垂直方向であった.

(2) 全ての実験条件において, き裂進展速度は, 同一の応力拡大係数で比べると, 単軸応力下の場合に比較して高速度側であった.

(3) き裂進展速度は, 有効応力拡大係数範囲を用いて整理しても, なお, 二軸の場合は単軸応力下に対して高速度側にある. 圧縮のき裂平行応力 (T 応力) により, き裂の先端に大規模塑性域があるためと考えられる.

(4) 荷重と変位の関係より J 積分範囲 ΔJ を求め, き裂進展速度との関係を求めると, 単軸のものとよく一致した. このことから ΔJ が, 有効な破壊力学パラメータであることが結論できる.

付録 1 切欠き底き裂の応力拡大係数

本実験における, き裂の応力拡大係数は, BFM (Body force method: 体積力法)⁽¹⁴⁾ で求めた. すべて平面応力状態で弾性解析を行った. 図 11 に解析モデルを示す. き裂の進展角度は, 応力変動成分の主応力に対して垂直にき裂が進展するとし, 円孔から等しい長さののびた4個のき裂があるモデルを作成した. 図で円孔の半径を R , 円孔からのき裂長さを c , R と c の和を a とした. また水平方向のき裂に注目し, 疲労試験で最大荷重が加わっているときにおいて K の最大値を求める. 垂直方向の応力値を σ_y , 水平方向の応力値を σ_x , せん断応力を τ_{xy} , それぞれの比を $\lambda = \sigma_x / \sigma_y$, $\eta = \tau_{xy} / \sigma_y$ とする. 水平方向のき裂の応力拡大係数の計算結果を以下の式により近似した.

$$K = \sigma_y \sqrt{\pi a} F_a = \sigma_y \sqrt{\pi c} F_c \tag{14}$$

$$F_a = \sqrt{1 - \frac{R}{a}} \times \frac{1.1215 \times K_1 + w_0 \left(\frac{a}{R} - 1\right) + w_1 \left(\frac{a}{R} - 1\right)^2}{1 + w_2 \left(\frac{a}{R} - 1\right) + w_1 \left(\frac{a}{R} - 1\right)^2} \tag{15}$$

$$F_c = \frac{1.1215 \times K_1 + w_0 \left(\frac{c}{R}\right) + w_1 \left(\frac{c}{R}\right)^2}{1 + w_2 \left(\frac{c}{R}\right) + w_1 \left(\frac{c}{R}\right)^2} \tag{16}$$

Table 4. Coefficients of stress intensity factor.

	Stress ratio		Coefficients		
	λ	η	w_0	w_1	w_2
Case A,B	-1	0	5.361	4.018	3.765
Case C	-0.333	0.333	5.747	4.259	3.857
Case D	0	0.5	6.005	4.423	3.944
Case E	-0.382	0	5.707	4.229	3.845

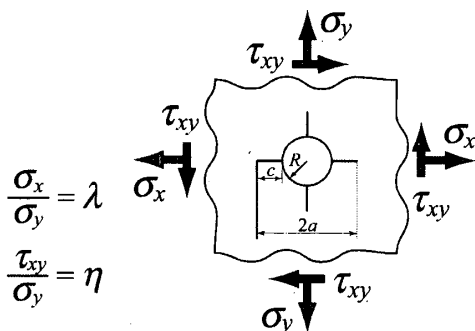


Fig. 11. Cracks emanating from a hole.

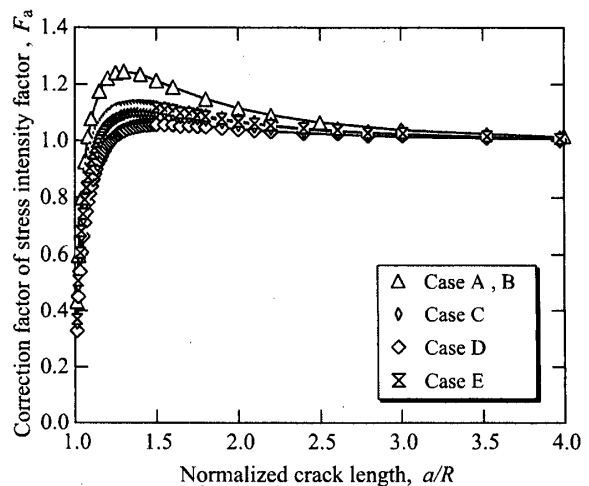
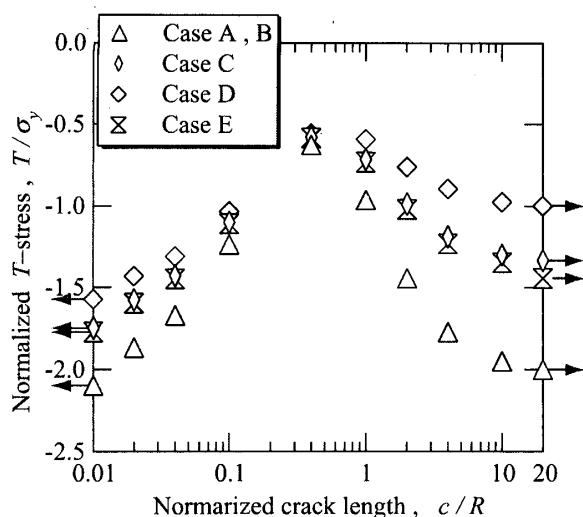


Fig. 12. Correction factor of stress intensity factor.

Fig. 13. T -stress for a crack from hole.

ただし K_1 は円孔縁の応力集中係数, w_0, w_1, w_2 は近似係数で, 試験条件により異なる. 計算ではき裂を 4 個導入したが, 上下方向のき裂はいずれの場合も閉じており, き裂が左右 2 個の場合と計算結果は異なる.

図 12 には F_a の近似曲線を示す. 表 4 には, 各試験条件において解析を行った応力の比および解析結果を近似することにより求めた係数を示した. ここで, Case A と Case B は等しく, この場合, き裂進展方向は軸方向に対して 45° 方向であり, $\sigma_x/\sigma_y = -1$ で求めた. 他の Case C から E では, 本文中に述べたようにき裂進展方向は応力変動成分の主応力方向に垂直であるが, 最大主応力となった時の, $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ を求めてそれぞれの場合について計算した. なお, モード I の応力拡大係数に対して, せん断応力 τ_{xy} はほとんど影響せず, 無視してもよい. このことは, 式 (6) より分かるように, 応力分布でせん断応力が作用する場合の円孔縁上における $\theta=0$ の面では, 接線応力およびせん断応力が零であるためである. なお, 本研究の Case A, B については, Newman も数値計算をしている⁽¹⁵⁾が, その結果と一致した.

付録 2 切欠き底き裂の T 応力

また, BFM を用いてき裂平行応力 (T 応力) を求めた. 応力拡大係数の補正と同様の解析モデル

を用い応力状態を求めた. 以下の式に示すようにき裂前方 r の位置でのき裂面に垂直方向の応力 σ_r より T 応力を算出した.

$$T = \lim_{r \rightarrow 0} \left(\sigma_r - \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \right) \quad (17)$$

ここで r は, き裂先端を原点としてき裂面に平行方向 (x 方向) の距離である. また, K は解析より求めた応力拡大係数である.

各状態において, 式 (17) より求めた T がき裂先端近傍でほぼ一定となるが, この平均値を T 応力として求めた. 図 13 に計算結果を σ_y に対する比で示す. ここで両縦軸上のデータは, 極限としてそれぞれ半無限板中のき裂および円孔のない十字き裂について計算した値である.

全ての場合において, き裂長さが半径の半長近傍で極大値をとる. これは, 円孔の応力集中によるものであると考えられる. き裂が円孔より大きくなった場合, Case D, C, E, A (B) の順に T 応力は圧縮に大きくなる.

参 考 文 献

- (1) K. J. Miller, Metal Sci., **11** (1977), 432-438.
- (2) J. R. Rice, J. Mech. Phys. Solids, **22** (1974), 1417-26.
- (3) H. Kitagawa, R. Yuuki and K. Tohgo, Fatigue Eng. Master. Struct., **2** (1972), 195-206.
- (4) T. Hoshide, K. Tanaka and A. Yamada, Fatigue Eng. Mater. Struct., **4** (1981), 355-366.
- (5) Yokobori, A. T., Jr., Yokobori, T., Sato, K., Syoji, K., Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct., **8** (1985), 315-325.
- (6) 星出敏彦, 河端亮介, 山川倫央, 井上達雄, 材料, **38**-426 (1989), 280-286
- (7) 田中啓介, 秋庭義明, 御厨照明, 田中光一, 日本機械学会論文集 (A 編) **67**-664 (2001), 2032-2038.
- (8) 星出敏彦, 山田晃, 田中啓介, 材料, **32**-356 (1983), 528-534
- (9) 張 洛明, 秋庭義明, 田中啓介, 日本機械学会論文集 (A 編), **64**-621 (1998), 1221-1228
- (10) 菊川真, 城野政弘, 田中健一, 高谷勝, 材料, **25**-276 (1976), 899-903
- (11) J. R. Rice, P. C. Paris and J. G. Merkle, ASTM STP **536** (1973), 231-245
- (12) N. E. Dowling, ASTM STP **601** (1976), 19-32
- (13) K. Tanaka, Y. Akiniwa and H. Yu, Mixed-Mode Crack Propagation, ASTM STP **1359** (1999), 295-311
- (14) 西谷弘信, 日本機械学会論文集, **70** (1967), 627-635.
- (15) J. C. Newman, Jr., NASA TND-6376 (1971), 1-45