

ねじり疲れき裂の表皮および深さ 方向進展の相関について*

追分重義**

道端久紀**

宇野和雄**

(昭和47年4月15日受理)

Relation between the Torsional Fatigue Crack Propagation towards the Superficial and the Radial Direction

by Shigeyoshi OIWAKE, Hisanori DOBA
and Kazuo UNO

Fatigue crack propagation is investigated for carbon steel test pieces of plain circular section in torsional fatigue test, with a special intention to find relation between the propagation for the superficial direction and the radial one.

The results obtained by this study are as follows.

1. The deeper the cracks progress for the radial direction, the higher the propagating rate for the superficial one, and vice versa, it was derived by analysis.
2. In both the total length of the superficial cracks and the mean depth of the radial cracks versus cycles curve, there is a sudden bent on the way. As for the former curve, the bent lies in the early cycle, before which cracks having originated from the persistent slip bands seem to be dominant, and after which cracks from the crack tips do. With the progress of the cycle, the rise of the superficial propagating rate diminishes due to the thinner plastic zones around the crack tips through the principle stated in the previous item.
3. Experiment shows that the fatigue internal energy is proportional nearly to the cubic root of the fatigue crack surface area, e.g. the total length of superficial cracks multiplied by the mean radial depth of cracks.

1. 緒 言

繰返しねじりを受ける炭素鋼平滑試験片に生ずる疲れき裂の進展を、その表皮および深さ方向の相関について解析し、実験結果を考察した。なお疲れ試験中に疲れ部に消費される可逆エネルギーとき裂の進展との量的関係も示した。

* 日本機械学会第50期全国大会講演会(昭47.8.28)にて講演

** 北見工業大学機械工学科

2. 理 論

従来繰返しねじりによるき裂の進展については単純せん断を受ける板^{1),2)},単純せん断を受ける切欠きを有する板³⁾,ねじりを受ける円板の外周から板厚いっぱい半径方向き裂が進展する場合⁴⁾等に対して解析がなされている。いずれの場合も2次元の進展を取扱っている。

さて平滑丸棒のねじり疲れき裂の進展については表皮および深さ方向進展の同時性に関して考慮を払わなければならない。丸棒の薄い表層に存在する penny-shaped なき裂の先端が進展を開始する時期においては,その先端部も含む丸棒全体の表層がそれまでにすでに形成されている転位,すべり線,すべり帯,残存すべり帯 (persistent slip band) 等の存在によって処女状態からかなり変質された状態になっている。弾性係数については処女状態で G , 変質された状態で G' とすると,変質層は塑性ひずみを含むので G' は見掛けの弾性係数,いわゆる割線弾性係数⁵⁾ である。疲れ層のひずみ γ は弾性ひずみ γ_e と塑性ひずみ γ_p との和で,

$$\gamma = \gamma_e + \gamma_p \quad (1)$$

$$G' = G(1 - \gamma_p/\gamma) < G \quad (2)$$

いまき裂近傍の材料の機械的状态をき裂の深さまでが弾性係数の小さい被膜,これより深部が弾性係数の大きい母材より構成される模型で表わすことにする。さてねじりを受ける丸棒の最大せん断応力方向のき裂の先端近傍の応力やひずみの状態は,き裂を有する板が単純せん断を受ける場合に類似する。以上により問題のより簡単な解析のために,図1に示すような,被膜層にき裂を有する被膜板が繰返し単純せん断を受ける模型を考え,これに対して解析を行なった。

き裂の先端を通る表面の垂線を z 軸,疲れ層と弾性層の接触面と z 軸との交点 O を原点,き裂の方向でいまその進展を問題とするき裂の先端の向きを $+x$ 軸とした。被膜も含めた板厚を一定 H とし,疲れ層および弾性層の厚さをそれぞれ mH および nH とした。疲れ層と弾性層とが面 xy で接着しないで,たんに接触した状態で外力を受けたときに,それぞれに $K\gamma_B$ および γ_B なる,厚さについて一様なひずみを生ずるものと仮定する。ここに K はき裂の先端におけるひずみ集中係数とする。ついで両層が接着されたときには, $z=0$ の位置におけるひずみは両層とも強制的に同じ γ_0 にさせられるのである。このことは, $z=0$ 位置において疲れ層には $\gamma_0 - K\gamma_B$,弾性層には $\gamma_0 - \gamma_B$ なるひずみを外部から与えることと同値である。

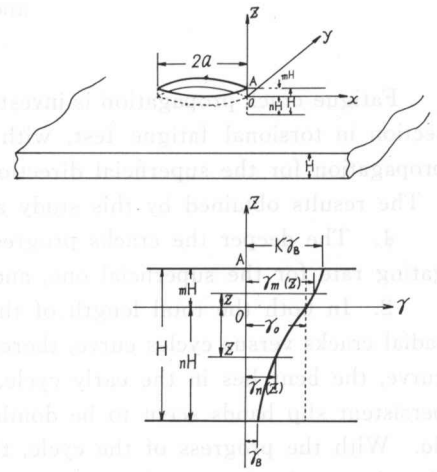


図1 き裂先端近傍の模型

Fig. 1. Model around the crack tip.

$$\left. \begin{aligned} [\dot{\gamma}_m(z)]_{z=mH} &= K\dot{\gamma}_B \\ [\dot{\gamma}_n(z)]_{z=-nH} &= \dot{\gamma}_B \\ [\dot{\gamma}_m(z)]_{z=0} &= [\dot{\gamma}_n(z)]_{z=0} = \dot{\gamma}_0 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここで両層のひずみの厚さについての勾配を表わす関数を $f_m(z)$ および $f_n(z)$ とし、接触面から z の距離におけるひずみを両層でそれぞれ、

$$\left. \begin{aligned} \dot{\gamma}_m(z) &= \dot{\gamma}_0 + (K\dot{\gamma}_B - \dot{\gamma}_0)f_m(z), \quad 0 \leq z \leq mH \\ \dot{\gamma}_n(z) &= \dot{\gamma}_0 + (\dot{\gamma}_0 - \dot{\gamma}_B)f_n(z), \quad -nH \leq z \leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

とする。ただし式 (4) は式 (3) の境界条件を満足しなければならないから、

$$\left. \begin{aligned} [f_m(z)]_{z=0} &= 0, \quad [f_m(z)]_{z=mH} = 1 \\ [f_n(z)]_{z=0} &= 0, \quad [f_n(z)]_{z=-nH} = -1 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

でなければならない。

さて疲れ層における応力の減少量の総和は弾性層における応力の増加量の総和に等しいと置けるから、

$$\int_0^{mH} G_m (K\dot{\gamma}_B - \dot{\gamma}_0) f_m(z) dz = \int_{-nH}^0 G_n (\dot{\gamma}_0 - \dot{\gamma}_B) f_n(z) dz \quad (6)$$

式 (6) より、

$$\dot{\gamma}_0 = k\dot{\gamma}_B, \quad k = \frac{K(G_m/G_n)(F_m/F_n) + 1}{(G_m/G_n)(F_m/F_n) + 1}, \quad (7)$$

ただし、

$$F_m = \int_0^{mH} f_m(z) dz, \quad F_n = \int_{-nH}^0 f_n(z) dz \quad (8)$$

式 (7) の $\dot{\gamma}_0$ を式 (4) に代入すると、

$$\left. \begin{aligned} \dot{\gamma}_m(z) &= \{k + (K - k)f_m(z)\} \dot{\gamma}_B \\ \dot{\gamma}_n(z) &= \{k + (k - 1)f_n(z)\} \dot{\gamma}_B \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

疲れ層の平均応力は、

$$\begin{aligned} [\tau_m]_{\text{mean}} &= \frac{1}{mH} \int_0^{mH} G_m \dot{\gamma}_m(z) dz \\ &= \frac{G_m \dot{\gamma}_B}{mH} \int_0^{mH} \{k + (K - k)f_m(z)\} dz \end{aligned} \quad (10a)$$

弾性層の平均応力は、

$$\begin{aligned} [\tau_n]_{\text{mean}} &= \frac{1}{nH} \int_{-nH}^0 G_n \dot{\gamma}_n(z) dz \\ &= \frac{G_n \dot{\gamma}_B}{nH} \int_{-nH}^0 \{k + (k - 1)f_n(z)\} dz \end{aligned} \quad (10b)$$

$f(z)$ のもっとも簡単な形の一つとして、

$$f_m(z) = z/(mH), \quad f_n(z) = z/(nH) \tag{11}$$

とおくと、式 (8) は、

$$\left. \begin{aligned} F_m &= \int_0^{mH} f_m(z) dz = mH/2 \\ F_n &= \int_{-nH}^0 f_n(z) dz = nH/2 \end{aligned} \right\} \tag{12}$$

式 (7), (10 a) および (12) より、

$$[\tau_m]_{\text{mean}} = \frac{1}{2} G_m \gamma_B (K+k) \tag{13}$$

$$k = \frac{K(m/n)(G_m/G_n)+1}{(m/n)(G_m/G_n)+1} \tag{14}$$

$K > 1$ であるから m/n または G_m/G_n が小さいほど k は小さく、したがって式 (13) により $[\tau_m]_{\text{mean}}$ は小さく、き裂の先端に作用する応力は小さくなり、表皮き裂の進展量は減る。いいかえれば疲れ層が薄いほど、または G_m/G_n が小さいほど、き裂の先端に作用する応力は小さくなり、表皮き裂の進展は鈍ることになる。反対に疲れ層が厚いほどまたは G_m/G_n が大きいほどき裂の先端に作用する応力は大きくなり、表皮き裂の進展は増すことになる。

3. 実 験

供試した S 35 C 焼鈍材の化学的成分および機械的性質は表 1 に、試験片の形状、寸法は図 2 にこれを示す。西原式曲げねじり疲れ試験機で 900 r.p.m. の両振りねじり、繰返し試験を行った。図 3 は繰返し試験中の試験片近傍の測定系で、試験片両側の chuck に貼った strain gage および試験片に取付けた熱電対の温接点より疲れ試験中の試験トルク T 、供試部の疲れに振向けられるトルク T_w 、供試部の表面温度 θ 、供試部に消費される不可逆エネルギー W 、供試部の発熱量 Q 、サイクル当りの発熱量の変化率 q_a などを求めることができるようになっている。図 4 (a)~(d) はサイクルの進行に伴うこれらの量の変化を示す例である。

応力振幅は $\tau = 13.0, 14.5, 16.0, 17.5$ kg/mm^2 の 4 段階で、数カ所のサイクルで試験機を停止し、き裂を調べた。表皮き裂

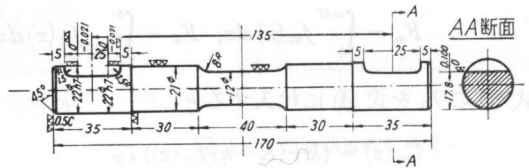


図 2 試験片
Fig. 2. Test piece.

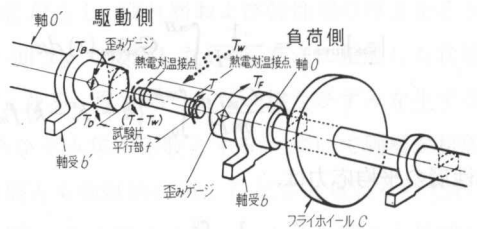


図 3 試験片付近の計測系
Fig. 3. Measuring apparatus around the test piece.

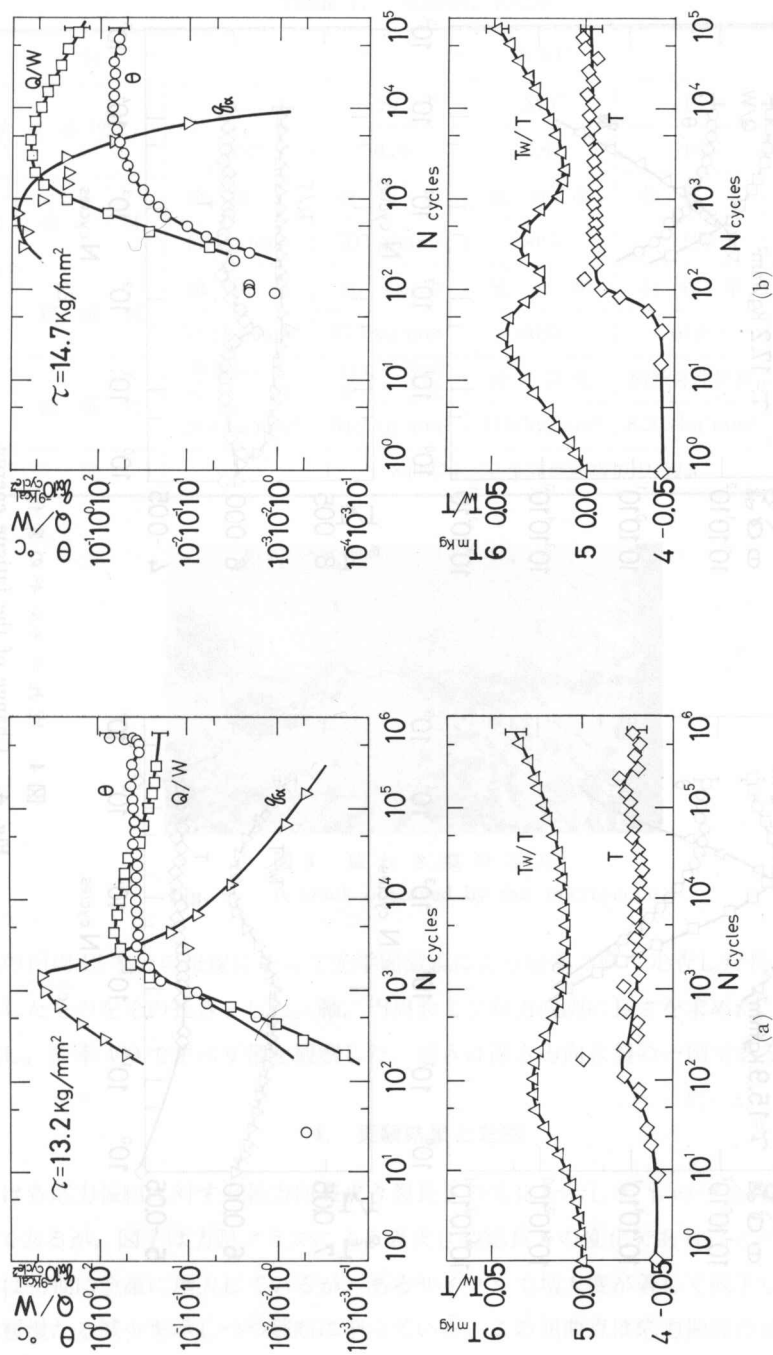


図 4 疲れエネルギーの変化
Fig. 4. Change of the fatigue energy.

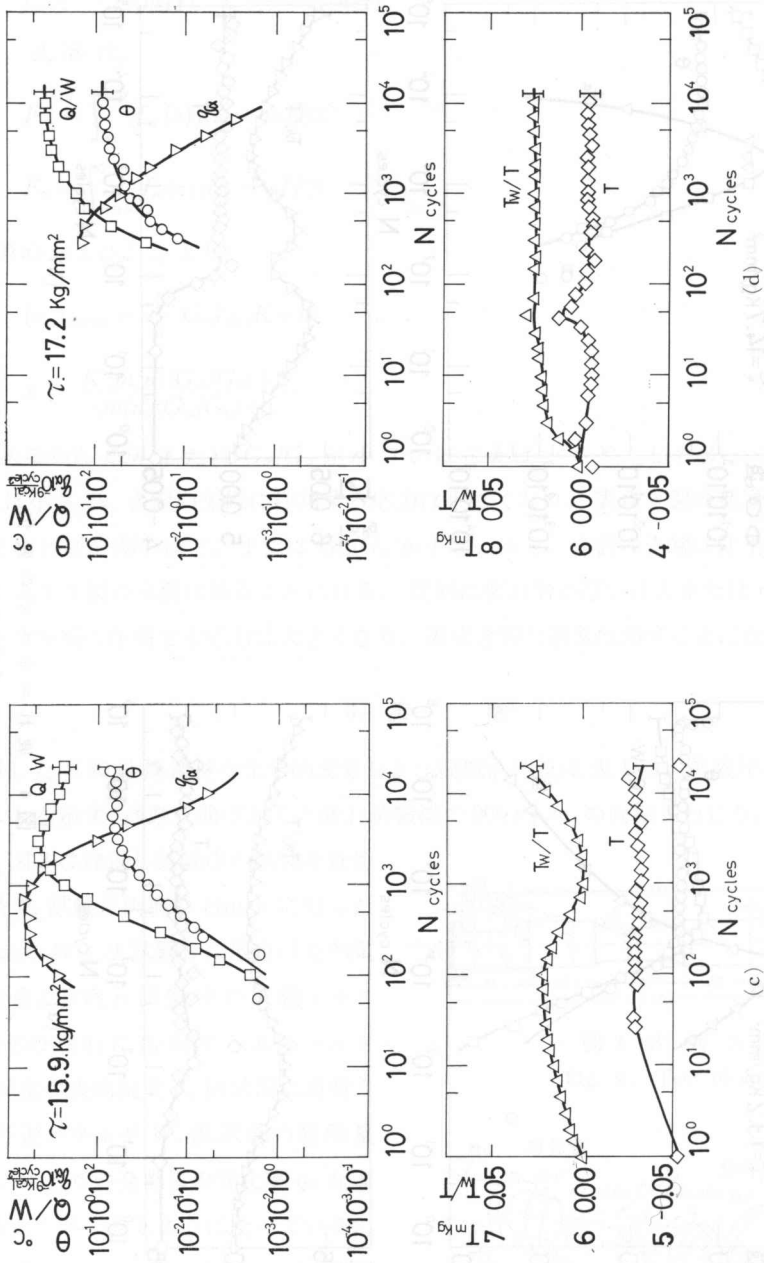


図 4 疲れエネルギーの変化
 Fig. 4. Change of the fatigue energy.

表 1 供 試 材
Table 1. Material tested

材 料			S35C				
化 学 成 分 (%)			C	Si	Mn	P	S
			0.32	0.26	0.64	0.015	0.013
機 械 的 性 質	引 張 り	生 材	降 伏 点	抗 張 力	延 伸 率	収 縮 率	シャルビ
			52 kg/mm ²	70 kg/mm ²	30%	71%	23
	焼 純 材	降 伏 点	抗 張 力	延 伸 率	収 縮 率		
		33.2 kg/mm ²	57.1 kg/mm ²	40%	64%		
	ね じ り	焼 純 材	降伏ねじり 応 力	ねじり破壊 係 数	耐 久 限 度	剪断弾性係数	
			20.3 kg/mm ²	54.2 kg/mm ²	11.5 kg/mm ²	8.203 kg/mm ²	
焼 純			840°C に 30 分間焼純後炉中冷却				

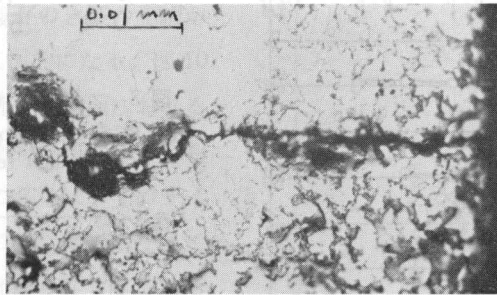


図 5 疲れき裂の写真

Fig. 5. A crack observed by the microscope.

は供試部の円周 12 等分の母線にそって光学顕微鏡により倍率 200 で走査した長さの和を全円周に換算したものをその長さとした。軸、円周および斜方向別に長さを求めた。表皮をナイタルで腐蝕し、倍率 400 ですべり帯を観察した。図 5 は深さ方向き裂の一例である。

4. 実験結果と考察

図 6 は各応力振幅に対する軸方向表皮き裂長さの変化を示したものである。図 6 は log-log 表示であるが、図 7 は方眼グラフによる表皮き裂総長さの変化である。どの応力振幅でもき裂長さは初期に急激に増大しているが、あるサイクルで増大度が著しく低下し、この後は進展速度は緩慢なる減少を示しつつ破断に至っている。この屈曲点は応力振幅の低いほど低い。初期の急激な増大はつぎのように解される。き裂長さとすべり帯長さの変化の傾向が繰返し日より早い時期ほど似ており、き裂生成の割合が残存すべり帯 (persistent slip band) からがもっとも多いと思われる⁷⁾。図 8 は表皮方向のすべり帯の各サイクルでの発見個数の変化を顕微

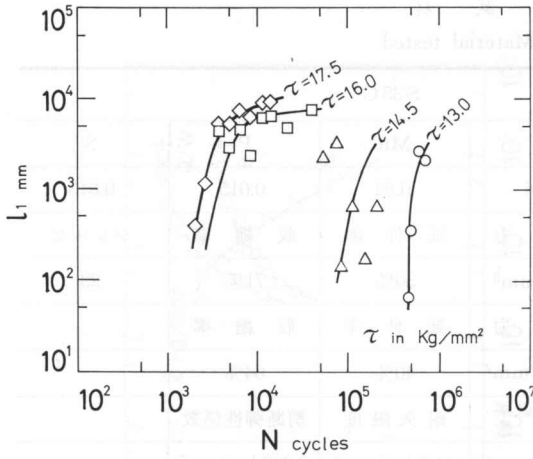


図 6 表皮き裂長さの変化

Fig. 6. Change of the superficial crack length.

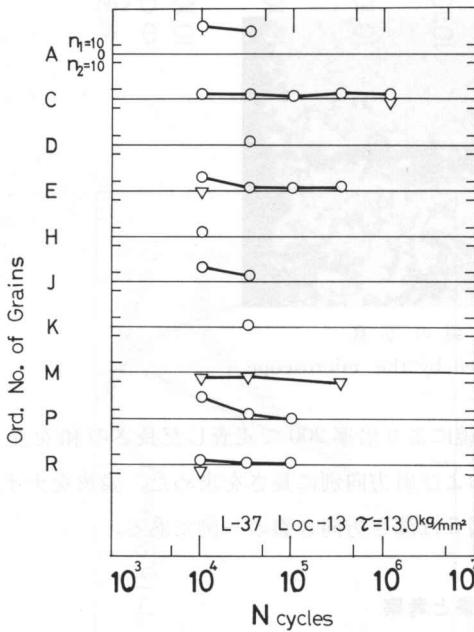


図 7 表皮き裂長さの変化

Fig. 7. Change of the superficial crack length.

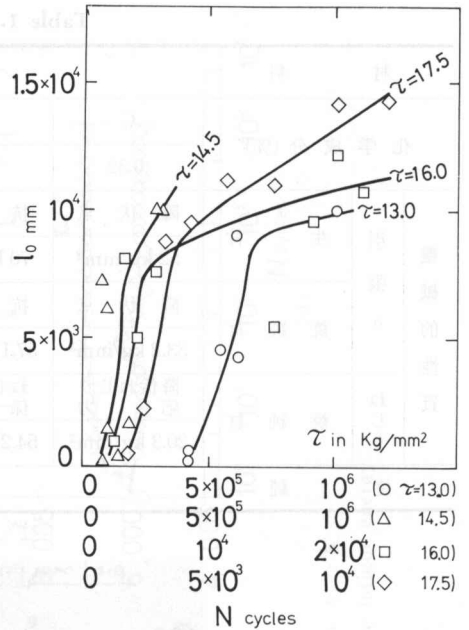


図 8 フェライト粒内のすべり帯の発生数

Fig. 8. Number of slip-bands newly found in each ferrite grain.

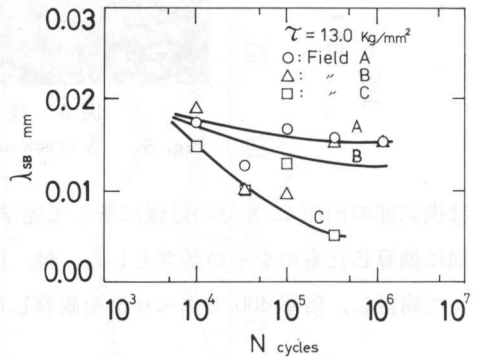


図 9 フェライト粒内のすべり帯の長さの変化

Fig. 9. Rise of the length of slip-bands in ferrite grains.

鏡の1視野内の Ferrite grain の各々について示したものである。ただし発見個数のなかには、その前に観測したサイクルまでに発見したすべり線の延長位置に発見するものも含む。しかし延長位置で発見したものは少なかった。新しい生成は初期には多いが、あるサイクル以後は減ることが図8からわかる。図9は図8と同じ応力振幅 $\tau = 13.0 \text{ kg/mm}^2$ で試験した3本の試験片の各々の視野における Ferrite 内の新発見のすべり線の長さの和の変化を見せたものであ

る。新発見のすべり線の長さの和もあるサイクル以後は減ることが図からわかる。図 8, 9 をまとめていうと、 $\tau=13.0 \text{ kg/mm}^2$ の振幅では 10^4 サイクルもしくはそれよりも早い時期まではすべり帯の発生はサイクルとともに増加するがその時期以後は減っている。この時期は図 6, 7 から $6 \sim 7 \times 10^5$ サイクル近辺と思われる。他の応力振幅についてもこの屈曲点のサイクルは図からおおむね知られる。応力の高いほど屈曲点のサイクルは低く、 $\tau=17.5 \text{ kg/mm}^2$ では $3 \sim 5 \times 10^3$ サイクル近辺になっている。

上記の屈曲点の後のサイクルでは表皮方向疲れき裂の進展は既存のき裂の先端から行なわれるものが支配的になる。図 10 は応力振幅ごとの供試部の横断面におけるき裂深さの平均値の変化を示す。一つの断面でのき裂の観測個数の多くは、そのサイクルにおける表皮き裂の先端部ではなくてき裂の表面長さの中間部に存在するであろうことは、前者に比べ後者が遙かに長いことから理解される。図 10 の平均き裂深さはサイクルの進行とともに増加率を増しているが、これは 2 次元的拘束のないために深さ方向に進展しやすい表皮き裂の中間部の深さの変化を反映しているといえる。き裂の既存長さがこの時期ではかなり増大している

ので疲れエネルギーの多くが中間部の深さ方向への進展に振向けられ、き裂先端部の深さ方向進展は、この時期以前よりも減るのではないと思われる。これは 2 で述べた所論によりき裂先端からの進展を阻害するので、表面き裂が屈曲点後に進展が鈍る傾向が理解される。式 (14) でかりに m/n が変わらないとしても、疲れが進むとともに割線弾性係数 G_m が減ることによって k は減る。式 (13) によって $[\tau_m]_{\text{mean}}$ が減り、表皮き裂の進展速度が鈍ると解される。

図 11 にき裂表面積 (表皮き裂長さ \times 平均き裂深さ) A の変化を応力振幅べつに示した。図 12 は疲れ内部エネルギーの蓄積量 \bar{S} とき裂表面積 A との関係を示す。図からどの応力振幅に

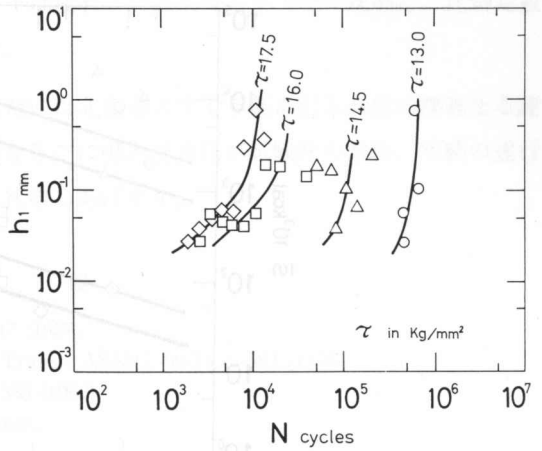


図 10 き裂の平均深さ
Fig. 10. Mean depth of cracks.

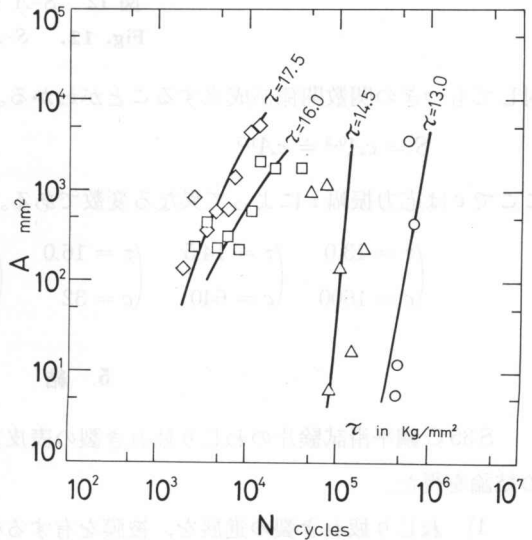


図 11 き裂表面積の変化
Fig. 11. Change of the crack area.

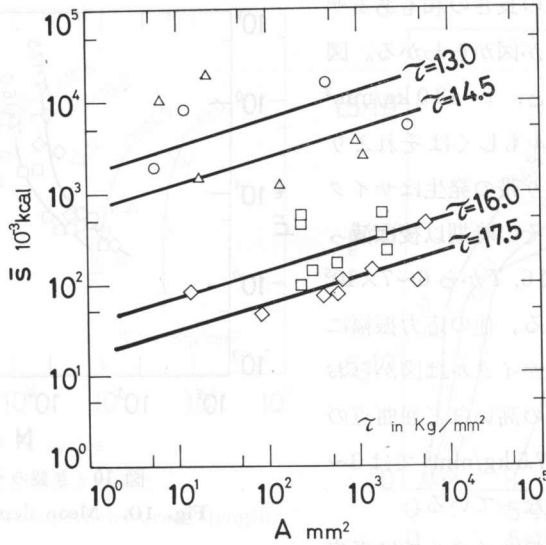


図 12 \bar{S} - A 曲 線
Fig. 12. \bar{S} - A curve.

対してもつぎの関数関係が成立することがわかる。

$$\bar{S} = cA^{0.3} \div cA^{1/3} \tag{14}$$

ここで c は応力振幅 τ によって異なる変数である。

$$\begin{pmatrix} \tau = 13.0 \\ c = 1600 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} \tau = 14.5 \\ c = 640 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} \tau = 16.0 \\ c = 32 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} \tau = 17.5 \\ c = 16 \end{pmatrix}$$

5. 結 言

S35C 鋼平滑試験片のねじり疲れき裂の表皮方向および深さ方向進展の相関を調べ、つぎの結論を得た。

1) ねじり疲れき裂の進展を、被膜を有する板が単純ねじりの繰返しを受ける模型に置きかえて解析した結果、供試材の表面層の疲れの影響を受けている厚さが薄いほど、この表面層に存在するき裂の先端部からき裂が進展することが拘束される。この逆もいえる。

2) 繰返しの初期では表皮き裂の進展は急で、あるサイクルに達すると急に遅くなり、その後はしだいに遅くなる傾向を持つ。初期にはき裂長さの増加はすべり帯長さの増加と同じ傾向を示すことから、主として残存すべり帯からき裂が生成すると思われる。上記のサイクル以後は既存のき裂先端部からの進展が多くなるが、これはき裂の先端部の疲れ層は中間部のそれよりも浅く、1)により表皮方向進展速度が鈍化するためでないかと思われる。先端部近傍の割線弾性係数がサイクルの進むにつれて小さくなることも表皮方向進展速度の低下を来す原因と思われる。

3) 供試材の疲れによる蓄積内部エネルギーは疲れき裂表面積の立方根に比例し、比例定数は応力振幅に依存するという実験結果を得た。

終わりに本研究に対し終始御助言をいただいた北海道大学工学部半沢宏教授に深甚なる謝意を表します。本学機械工学科技官阿部清氏ならびに鳴沢勇吉氏が試験片の製作、実験の遂行に多大な協力をされたことに対し衷心よりお礼申し上げます。

文 献

- 1) J. A. H. Hult: J. Mech. Phys. solids, **6**, 47 (1957).
- 2) F. A. Mc'Clintock: J. appl. mech., **25** & Trans. ASME, **80**-Dec, 582 (1958).
- 3) M. F. Koskinen: ASME Ser. B, **85**-Dec, 585 (1963).
- 4) G. C. Sih: J. appl. mech., **30**-Sept, 419 (1963).
- 5) 日本材料学会: 金属の疲労, 25 (1964), 丸善.
- 6) 追分重義, 宇野和雄: 北見工大研報, **2**-3, 397 (1969).
- 7) 追分重義, 宇野和雄: 日機協会道支部講演論文集, **712**-1, 21 (1971).