

予加工を与えた炭素鋼横穴材の疲れ挙動*

— 予引張材のねじり疲れの場合 —

追分重義**

宇野和雄**

三浦節男**

(昭和58年10月8日受理)

The Behavior of Metal Fatigue in Pre-strained Carbon-Steel Specimens with a Transverse Circular Hole

— as the Pre-strain Tensile and the Fatigue Test Torsional —

by Shigeyoshi OIWAKE, Kazuo UNO and Setsuo MIURA

Carbon-steel specimens which had been pre-strained in tension and had a lateral hole made in them, were tested in cyclic torsion to examine the fatigue strength, fatigue crack propagation and opening as well, etc. Characteristic results obtained were as follows.

1) As the hole diameter δ stayed constant and the pre-strain ε varied, $\tau-N$, $l-N/N_F$, $i-N/N_F$ and $\tau_w-\lambda$ relations showed that the order of the parameter ε as 0, 2, 14% realized the order of the level of the fatigue strength τ_T or τ_w , crack length l , non-opening ratio i , and $\tau_w-\lambda$ (endurance limit-stress gradient) curves.

2) The time strength τ_T increased before $N \doteq 10^{6.5}$ cycles as the lateral hole diminished as $\delta=3.6, 2.4, 1.2, 0$ mm, though it was exclusively high by $\delta=0$ mm.

For the later cycles, τ_T increased—not always as the hole size decreased, and their relations were expressed in the $\tau_w-\lambda$ curves. The more the prestrain ε , the higher the level of the curve. The bottom of the endurance limit τ_w lay for the diameter ratio $\delta/d \doteq 0.2 \sim 0.3$.

3) The crack propagation was of Frost and Dugdale type as was also the case of the rotary bending and push-pull fatigue as well.

4) For the phenomena about the hardness, as the cycle ratio N/N_F increased, H_V increased by $\varepsilon=0, 2\%$ from the early cycle or after a slight decrease, and decreased by $\varepsilon=14\%$ from the early cycle or after a slight increase.

5) The non-opening ratio i for $N/N_F=0.6 \sim 0.7$ levelled higher in the order of $\varepsilon=0, 2, 14\%$.

* 日本機械学会北海道支部講演会にて講演 (昭58.9.2)

** 北見工業大学機械工学科

1. 緒 言

回転曲げ疲れおよび引圧疲れについての同様の研究^{1)~3)}は筆者らがかねて実施し、いくつかの知見を得たが、本稿ではねじり疲れの場合を報告する。

疲れは非常に微視的、多因子的かつ統計的現象であるので、試験環境や条件は入念に管理した。疲れ強さ、疲れき裂の進展、疲れき裂の開閉、疲れに伴う硬さの変化などを調べたので、これを報告する。

2. 実 験

供試した機械構造用炭素鋼 S35C の化学成分、生材および焼鈍材の引張りおよびねじりに関する機械的性質および焼鈍条件を表-1 に示した。すなわち生材にこの二重焼鈍を施して、生材の有する帯状組織などの圧延効果の除去、組織の微細化や均質化などを図った。試験片は、図-1 に示す形状、寸法に機械加工した後、供試部を電解および化学研磨することにより表面層を直径で約 100 μm 減らして、加工変質層の除去を図った。つぎに予ひずみや横穴径が疲れに

表-1 供試材の性質

材 料		機 械 構 造 用 炭 素 鋼 S 35 C									
化学成分 (%)		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr		
		.36	.20	.72	.022	.016	.01	.03	.03		
機 械 的 性 質	引 張 り	降伏応力 MPa		抗 張 力 MPa		延 伸 率 %		収 縮 率 %			
		341		590		25.1		56.4			
	ね じ り	焼鈍材		297		533		27.5		55.4	
		降伏ねじり応力 MPa		ねじり破壊係数 MPa		せん断弾性係数 GPa		ビッカース硬さ			
		238		650		79.9		172.1			
		焼鈍材		205		605		79.9		148.9	
焼 鈍 条 件		1120°C にて 12 時間保持後炉中冷却 さらに 850°C に 50 min 保持後炉中冷却									

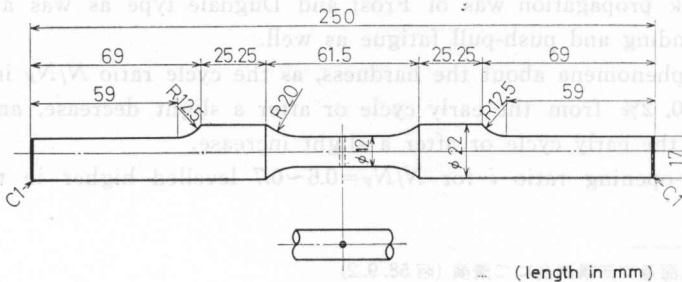


図-1 供試片の形状、寸法

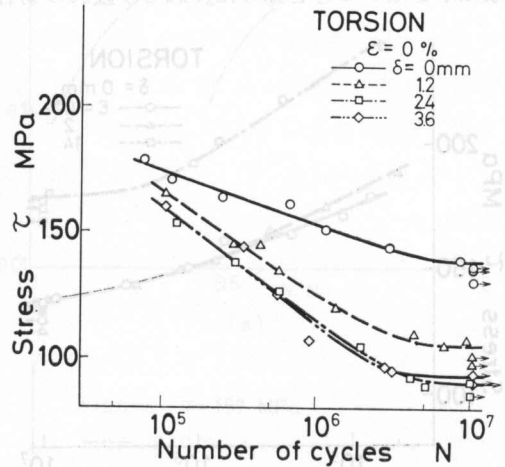
与える影響を調べるために、供試材に引張りひずみ $\epsilon=0, 2, 14\%$ を万能試験機で与えた後に、平行部中央に横穴、 $\delta=0, 1.2, 2.4, 3.6 \text{ mm}$ を開け、平行部と穴の内面をまた電解および化学研磨して、加工変質層の除去を図った^{4)~10)}。

本実験で使用した疲れ試験機は油圧サーボ式ねじり疲れ試験機で、繰返速度は 30 Hz にした。前記のひずみ3通り、横穴径4通りの組合せ、つごうひずみと横穴径の組合せ12通りに対して定応力疲れ試験を行って SN 曲線^{6)~9)} を求めた。また $\delta=1.2, 2.4, 3.6 \text{ mm}$ とひずみ $\epsilon=0, 2, 14\%$ との組合せ9通りに対して、応力振幅 $\tau=157 \text{ MPa}$ で疲れ破断するまで数回試験機を停止して、供試材の硬さ、疲れき裂の進展、き裂開閉幅などを測定した^{10),11)}。硬さは微小ヴィッカース硬さ計で測り、圧子力を 2.94 N ($\approx 300 \text{ grf}$)、保持時間を 15 s にした。き裂の開閉幅の測定は、供試片に静的ねじりを与えて行なった。すなわち測定サイクルで試験機を停めて、供試材を取外し、き裂先端を含む平行部母線上、き裂振分ピッチ $180 \mu\text{m}$ でヴィッカース圧痕を穿って硬さを求め、またこれを疲れき裂の進展、開閉幅を測定するための標点とした。

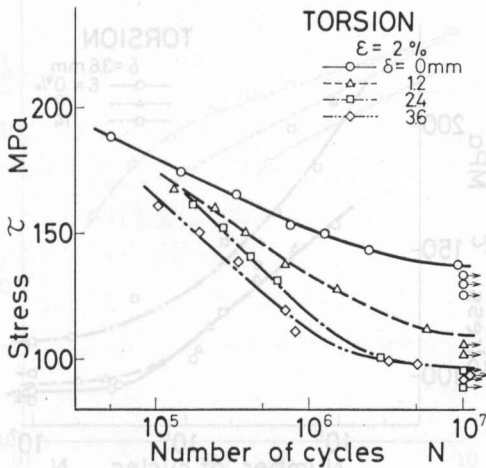
3. 実験結果と考察

3.1 SN 曲線

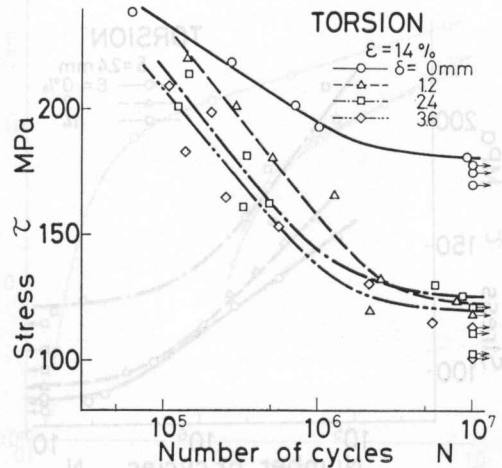
定応力ねじり疲れ試験を行って、横穴径 δ とひずみ ϵ との組合せ12通りに対する



(a)



(b)



(c)

図-2(a), (b), (c) $S-N$ 曲線 ($\epsilon = \text{const.}$, $\delta = \text{variab.}$)

SN 曲線を描いた。図-2(a), (b), (c)にはそれぞれ $\varepsilon=0, 2, 14\%$ の際の δ をパラメータとする曲線群を、さらに図-3(a), (b), (c), (d)にはそれぞれ $\delta=0, 1.2, 2.4, 3.6$ mm の際の ε をパラメータとする曲線群を示した。 $\varepsilon=\text{const.}$ のときは図-2から繰返数 $N=10^{6.5}$ c あたりまでは、時間強度は $\delta=3.6, 2.4, 1.2, 0$ mm の順に、より高くなるが、これより耐久限度に近づくサイクルでは、 $\delta=0$ mm のときの耐久限度がきわだって高く、ほかの δ では 10^7 サイクルあたりから始まる耐久限度に向って進む過程でSN曲線の上下の出入が見られる。 $\delta=\text{const.}$ のときは、図-3のように、曲線のレベルは $\varepsilon=0, 2, 14\%$ の順に、より高くなった。回転曲げ疲れや引圧疲れで、 $\varepsilon=2, 0, 14\%$ の順になるのとは異なる。すなわちねじり疲れの際には、回転曲げや引圧疲れにおいて、予引張が2%程度の材料の疲れ強さが予引張0%の材料のそれより低くなった現象は示さないことを知った。ねじり疲れの場合、筆者らの実験では、き裂長さは、軸方向き裂が

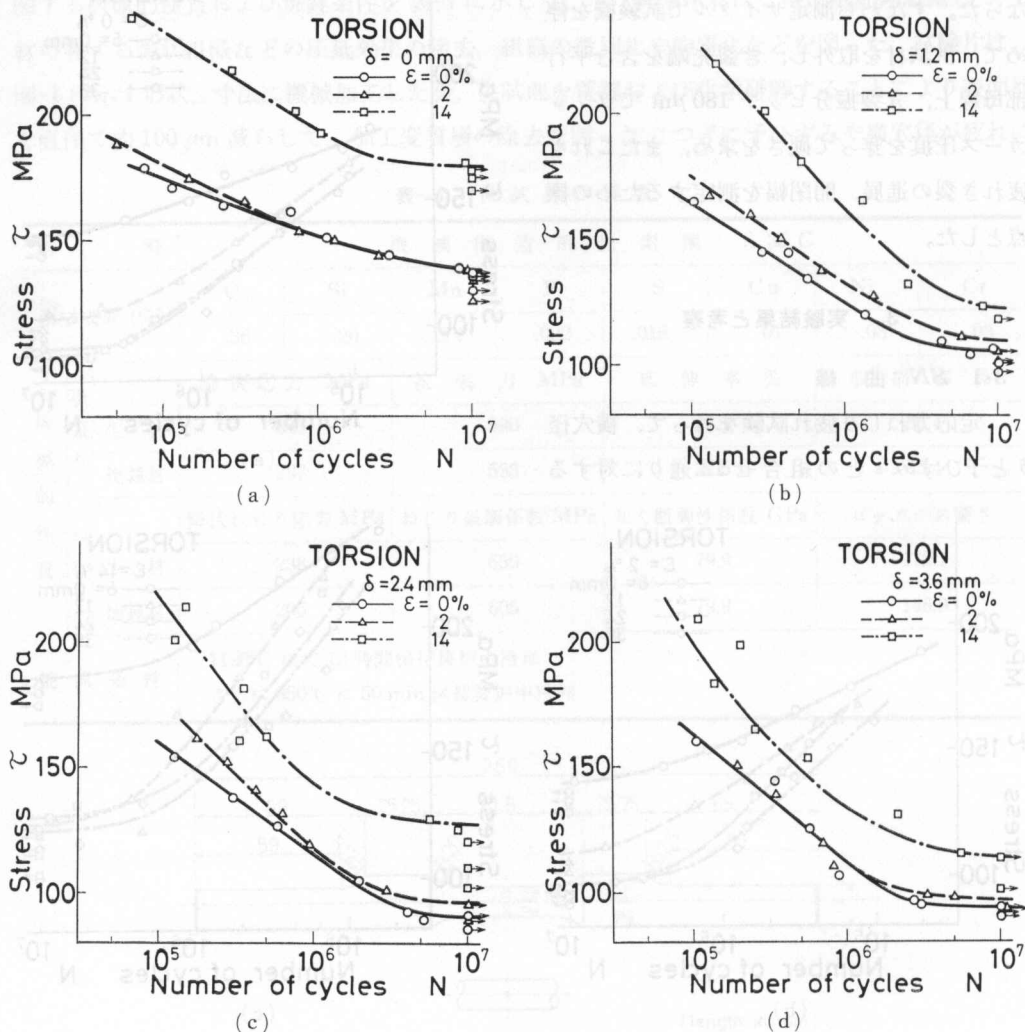


図-3 (a), (b), (c), (d) S-N 曲線 ($\delta=\text{const.}$, $\delta=\text{variab.}$)

もっとも長く、円周方向き裂がその1/10、斜方向き裂がさらにその1/10程度になり、破壊様式は明らかに軸方向せん断形である^{12)~15)}。予引張材の回転曲げ疲れおよび引圧疲れの場合には予引張りの方向と繰返応力の方向とが同じで、予加工が2%程度ならば、加工軟化を来たすに適した加工度になるために、疲れ強さが、予ひずみ $\epsilon=2, 0, 14\%$ の順に、より高くなったのとは対照的に、ねじり疲れの場合には予引張りの方向と繰返応力の方向とが異なっており、45度をなすために、予加工の影響が減り、予加工2%材では加工軟化するに至らずに、やや加工硬化する状態に留まるために、疲れ強さが $\epsilon=0, 2, 14\%$ の順に、より高まると解される。

3.2 疲れき裂の進展

図-4 (a), (b), (c) は応力振幅 $\tau=157$ MPa の際の $l-N/N_F$ (疲れき裂長さ—繰返数比)

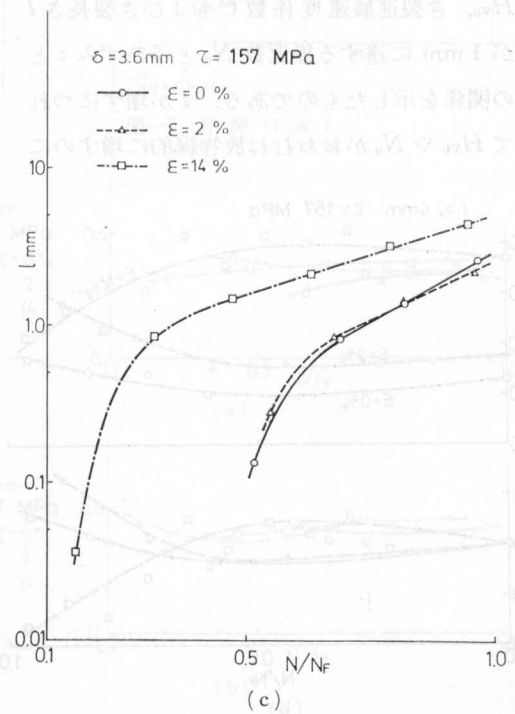
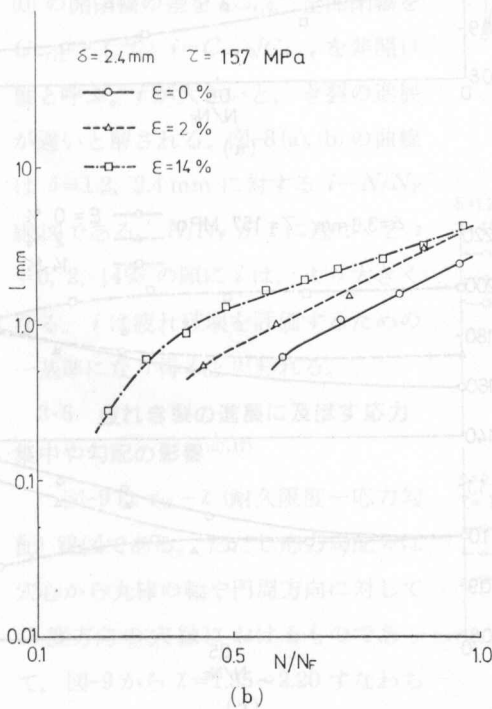
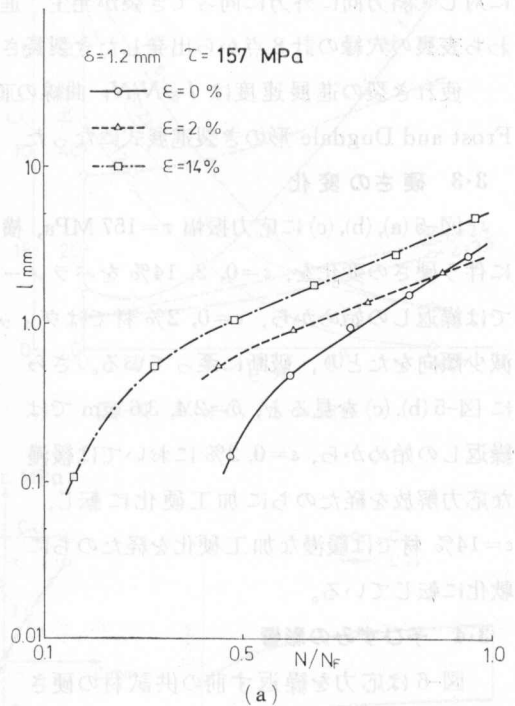


図-4 (a), (b), (c) 疲れの進行に伴うき裂長さの変化

曲線である。ここでき裂長さとしたのは、穴のある供試片ごとに、穴縁から供試片の軸や円周に対して斜方向に外方に向ってき裂が発生、進展する穴縁上の点が1穴縁について4点、すなわち表裏の穴縁の計8点から出発したき裂長さの1出発点あたりの平均値である。

疲れき裂の進展速度は $l-N/N_F$ 曲線の直線部から求めた。すなわち $dl/dN=C l$ なる Frost and Dugdale 形のき裂進展式になった。

3.3 硬さの変化

図-5 (a), (b), (c) に応力振幅 $\tau=157$ MPa, 横穴径 $\delta=1.2, 2.4, 3.6$ mm における、疲れの進行に伴う硬さの変化を、 $\epsilon=0, 2, 14\%$ をパラメータとして示した。図-5 (a) を見ると、 $\delta=1.2$ mm では繰返しの始めから、 $\epsilon=0, 2\%$ 材ではヴィッカース硬さ H_V が増大傾向を、 $\epsilon=14\%$ 材では減少傾向をたどり、破断に至っている。さらに図-5 (b), (c) を見ると、 $\delta=2.4, 3.6$ mm では繰返しの始めから、 $\epsilon=0, 2\%$ においては緩やかな応力解放を経たのちに加工硬化に転じ、 $\epsilon=14\%$ 材では緩やかな加工硬化を経たのちに軟化に転じている。

3.4 予ひずみの影響

図-6 は応力を繰返す前の供試材の硬さ H_{V0} , き裂進展速度係数 C およびき裂長さ l が 1 mm に達する繰返数 N_0 と予ひずみ ϵ との関係を示したものである。 ϵ が増すにつれて H_{V0} や N_0 がおおむね放物線的に増すのに

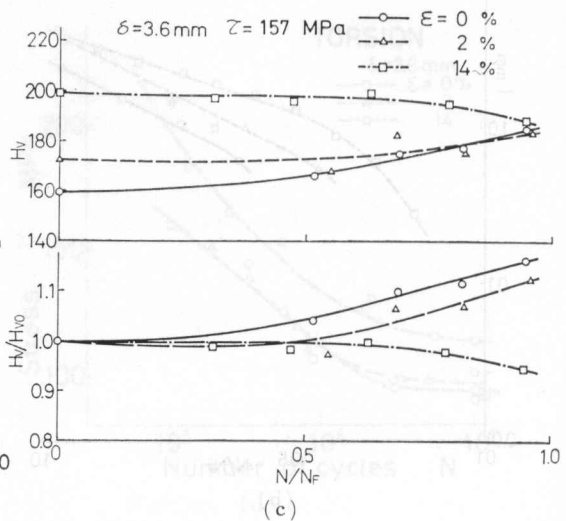
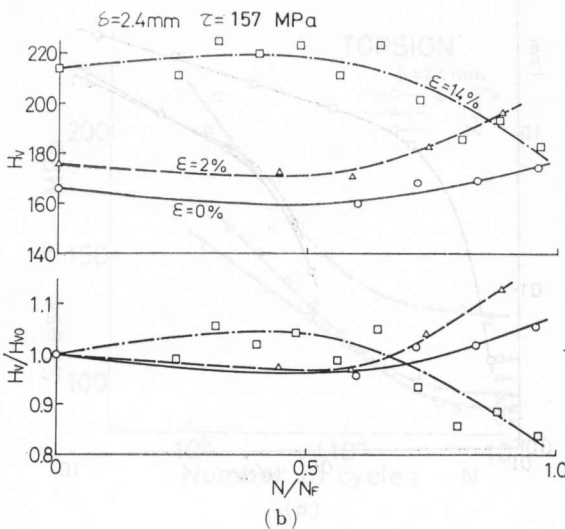
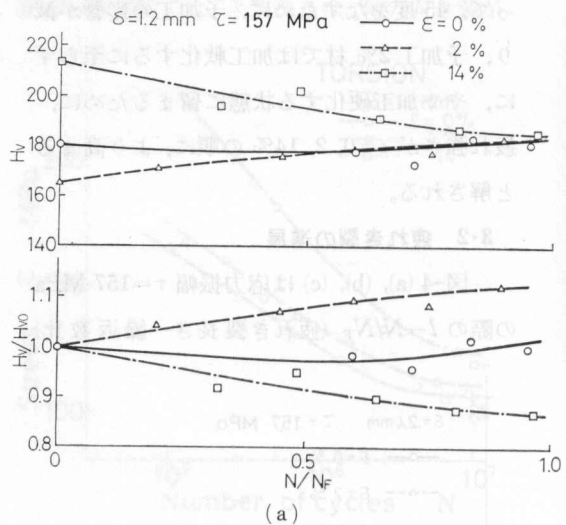


図-5 (a), (b), (c) 疲れの進行に伴う硬さの変化

対し、き裂進展速度係数 C は減少し、
 径 δ をパラメータとする $C-\varepsilon$ 曲線は
 δ が小さくなるにつれて、より低位の
 $C=\text{const.}$ に漸近する。 $C=\text{const.}$ 線
 に乗るのはおおむね $\varepsilon=14\sim 15\%$ で
 ある。

3.5 疲れき裂の開閉

疲れき裂の開閉を調べるために、
 応力振幅 $\tau=157\text{ MPa}$ を繰返してねじ
 り疲れ試験を行い、図-8 (a), (b), $i-N/N_F$ (非開口度一繰返数比) 曲線を得
 た。ここで非開口度 i は図-7 のよう
 に定義される。き裂の先端だけでなく、
 き裂の中間の開閉も測定したの
 であるが、き裂の全長にわたる開閉
 幅の平均を応力 0, $\pm\tau/2, \pm\tau$ 対
 して求め、応力 $(-\tau)$ に対する応力
 (0) の開閉幅の差を $C_{-\tau,0}$ 、全開閉幅を
 $C_{-\tau,\tau}$ として、 $i=C_{-\tau,0}/C_{-\tau,\tau}$ を非開口
 度と呼ぶ。 i が大きいと、き裂の進展
 が遅いと解される。図-8 (a), (b) の曲線
 は $\delta=1.2, 2.4\text{ mm}$ に対する $i-N/N_F$
 線図である。 N/N_F が 1 に近づくと ε
 $=0, 2, 14\%$ の順に i は、より大き
 くなる。 i は疲れ破壊を評価するための
 一基準になり得ると思われる。

3.6 疲れき裂の進展に及ぼす応力

集中や勾配の影響^{16), 17)}

図-9 は $\tau_w-\lambda$ (耐久限度一応力勾
 配) 線図である。ただし応力勾配 λ は
 穴心から丸棒の軸や円周方向に対して
 45度方向の穴縁におけるものであ
 って、図-9 から $\lambda=1.55\sim 2.20$ すなわち
 $\delta/d=0.2\sim 0.3$ 付近に耐久限度の極小

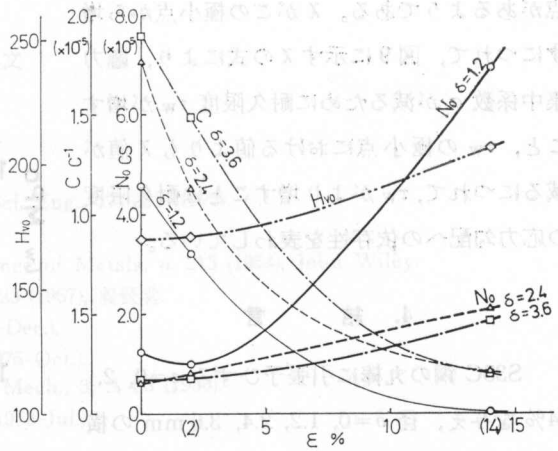
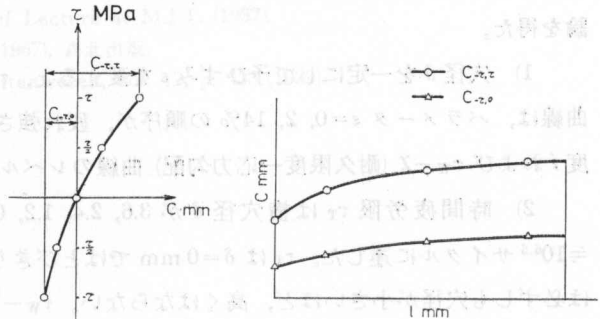
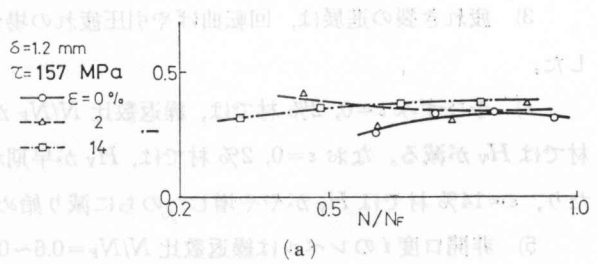


図-6 $H_{v0}, C, N_0-\varepsilon$ 曲線

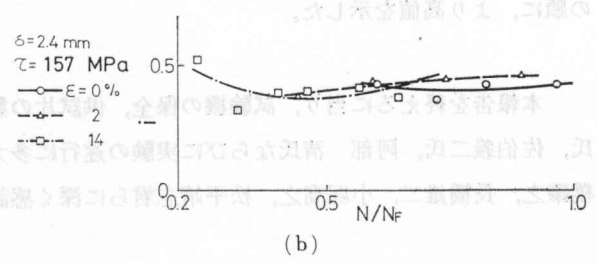


$i = C_{-\tau,0} / C_{-\tau,\tau}$

図-7 非開口度 i



(a)



(b)

図-8 (a), (b) 疲れの進行に伴う非開口度 i の変化

点があるようである。 λ がこの極小点から増すにつれて、図9に示す λ の式により、応力集中係数 α が減るために耐久限度 τ_w が増すこと、 τ_w の極小点における値よりも λ 値が減るにつれて、 τ_w がより増すことは耐久限度の応力勾配への依存性を表わしている。

4. 結 言

S35C 鋼の丸棒に引張り予ひずみ $\varepsilon=0, 2, 14\%$ を与え、径 $\delta=0, 1.2, 2.4, 3.6$ mm の横穴を開けてからねじりを繰返して、疲れ強さ、疲れき裂の進展や開閉などを調べてつぎの結論を得た。

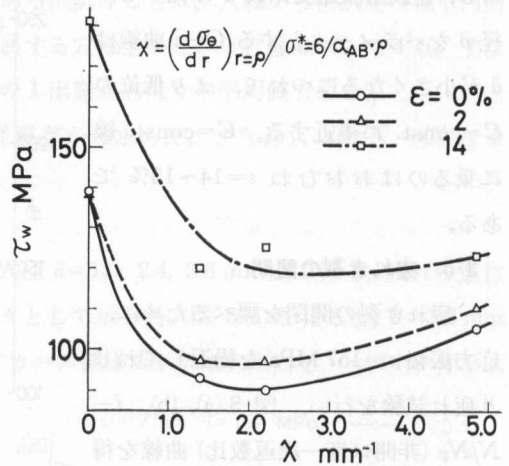


図-9 $\tau_w-\lambda$ 曲線

1) 穴径 δ を一定にして予ひずみ ε を変えると、 $\tau-N$, $l-N/N_F$, $i-N/N_F$ および $\tau_w-\lambda$ 曲線は、パラメータ $\varepsilon=0, 2, 14\%$ の順序が、疲れ強さ τ_T , 耐久限度 τ_w , き裂長さ l , 非開口度 i および $\tau_w-\lambda$ (耐久限度-応力勾配) 曲線のレベルの順序と同じになることを示した。

2) 時間疲労限 τ_T は横穴径 δ が 3.6, 2.4, 1.2, 0 mm と減るにつれて、より高くなり $N \approx 10^{6.5}$ サイクルに達した。 τ_T は $\delta=0$ mm ではとびきり高く、 $N \approx 10^{6.5}$ サイクルを過ぎると τ_T は必ずしも穴径が小さいほど、高くはならない。 $\tau_w-\lambda$ 曲線は予ひずみが大きいほど、そのレベルが高いことを示した。また耐久限度 τ_w の底値が直径比 $\delta/d \approx 0.2 \sim 0.3$ に存在することが示された。

3) 疲れき裂の進展は、回転曲げや引圧疲れの場合と同様に、Frost and Dugdale 形を示した。

4) 予ひずみ $\varepsilon=0, 2\%$ 材では、繰返数比 N/N_F が増すにつれて硬さ H_V が増し、 $\varepsilon=14\%$ 材では H_V が減る。なお $\varepsilon=0, 2\%$ 材では、 H_V が早期から、またはやや減ったのちに増し始めたり、 $\varepsilon=14\%$ 材では H_V がやや増したのちに減り始めたこともあった。

5) 非開口度 i のレベルは繰返数比 $N/N_F=0.6 \sim 0.7$ では、供試材の予ひずみ $\varepsilon=0, 2, 14\%$ の順に、より高値を示した。

本報告を終えるに当たり、試験機の保全、供試片の製作等に尽力された本学科技官千田 栄氏、佐伯義二氏、阿部 清氏ならびに実験の遂行に多大の協力をされた当時機械工学科学生高橋肇之、長橋雄二、小塚高之、松平靖志君らに深く感謝の意を表す。

文 献

- 1) 追分ほか：機講論，772-1 (1977).
- 2) 追分ほか：機講論，782-1 (1978).
- 3) 追分ほか：機講論，812-2 (1981).
- 4) Radhakrishnan, V. M. et al.: Mat. Sci. Eng., 17, 283 (1975).
- 5) 小林英男ほか：機論，43, 416 (1977).
- 6) Lessels, J. M.: Strength and Resistance of Metals, p. 213 (1954), John Wiley.
- 7) 石橋 正：金属の疲労と破壊の防止，p. 23 (1967), 養賢堂.
- 8) 林 健吉：材料，19, 207, p. 1075 (1970-Dec.).
- 9) 戸髭恵郎ほか：材料，24, 265, p. 933 (1975-Oct.).
- 10) Peterson, R. E. and Wahl: J. Appl. Mech., 3, A-55 (1936).
- 11) 西谷弘信ほか：機論，39, 323, p. 2205 (1973-Jul.).
- 12) 追分ほか：機講論，702-1 (1970).
- 13) Neuber, H.: Kerbspannungslehre, 2te Aufl. (1958), Springer.
- 14) McClintock, F. A.: Int. Conf. Fatigue of Metals, London (1956).
- 15) Gough, H. J.: Unpublished notes of Lecture at M.I.T. (1937).
- 16) 西田正孝：応力集中，p. 88, 224, 326 (1967), 森北出版.
- 17) Hempel, M.: Archiv. für Eischenhüttenwesen, vol. 12, p. 433 (1939).

Nomenclature

J letters	The values for total system.
j letters	The values for each unit.
C, c, d	Characteristic constants of No. m thermal unit.
P	Expected value of P .
F	Fuel cost of No. m thermal unit.
F^*	System operating cost ($= \sum F_j$).
$F(P)$	System operating cost when load equals P and economic operation is done by eq. (3).
$F(P)_{opt}$	System operating cost when load equals P and the emission constraint is considered by eq. (10).
P_m	Output power of No. m thermal unit.
\hat{P}_m, \hat{P}_m	Upper and lower limits of P_m .
\hat{G}, \hat{G}	These mean $\Delta \hat{P}_m$ and $\Delta \hat{P}_m$ respectively.
P	System load.

* The report is scheduled by Hokkaido Section Joint Convention of Four Institute of Electrical Engineers in Japan (October 1980).

** Department of Electrical Engineering, Kitami Institute of Technology.