

### 中炭素鋼のねじり疲労挙動に及ぼす平均応力の影響

三角, 正明 / Misumi, Masaaki / Ohkawa, Isao / Cheng, Xu /  
程, 序 / 大川, 功

---

(出版者 / Publisher)  
社団法人日本材料学会

(雑誌名 / Journal or Publication Title)  
材料 / 材料

(号 / Number)  
2

(開始ページ / Start Page)  
199

(終了ページ / End Page)  
206

(発行年 / Year)  
2004-02-15

中炭素鋼のねじり疲労挙動に及ぼす平均応力の影響<sup>†</sup>

程 序\* 大 川 功\*\* 三 角 正 明\*\*\*

Effect of Mean Stress on Torsional Fatigue  
Behavior of a Medium Carbon Steel

by

Xu CHENG\*, Isao OHKAWA\*\* and Masaaki MISUMI\*\*\*

Load-controlled fatigue tests were conducted on smooth tubular specimens of an annealed medium carbon steel under fully-reversed torsion with superimposed static torque or tension. Effect of mean stress on initiation and growth of short crack was studied in the intermediate life regime. Microcracks initiated around the maximum shear stress amplitude planes rather than the planes of maximum shear stress, irrespective of mean stress conditions. The dominant crack grew accompanying coalescence of the shear cracks initiated in the early stage of life and the preferential growth direction was different depending on the type of mean stress. The increase of the crack growth rate and the reduction of the fatigue life with application of mean stress were slight in the present material. The relatively smaller mean stress effect appeared to be resulted from the decrease of the plastic shear strain amplitude with static loading. Therefore, two-stage short crack growth model proposed by Hobson and Brown was modified incorporating the effects of mean stress acting on the crack planes and the hardening/softening of material. The model showed a satisfactory estimation of fatigue lives in torsion under various mean stress conditions.

**Key words** : Torsion, Mean stress, Carbon steel, Stress-strain response, Short crack, Crack growth rate, Fatigue life

## 1 緒 論

ねじり疲労におけるき裂成長は、材料<sup>1), 2)</sup>繰返し応力/ひずみレベル<sup>1)~3)</sup>切欠きの有無<sup>1), 4), 5)</sup>など多くの因子に依存する。切欠き材では、主き裂は巨視的には主応力/ひずみに垂直または最大せん断応力/ひずみに沿った方向に成長するが、成長モードは材料や切欠きの形状により異なることが報告されている。<sup>1)</sup>また平滑材では、繰返し初期の微視的モードⅡき裂が引続き巨視的モードⅡき裂へと成長するか、もしくは分岐してモードⅠ成長し破断に至るが、初期モードⅡき裂成長がほとんど認められない場合もある。このき裂成長は、繰返し応力/ひずみレベルに依存するが、<sup>1)~3)</sup>介在物や異方性の有無など微視的組織の影響も強く受けるため、<sup>2), 4), 6), 7)</sup>成長挙動は材料により大きく異なる。このことから、疲労寿命評価にあたってはき裂成長挙動の材料による相違を十分考慮すべきであることが指摘されている。

静的負荷にともないき裂成長面上に生ずる平均応力も、平滑材のねじり疲労挙動に影響を及ぼす。静的ねじりの付加はき裂成長速度を増加させ、モードⅠ成長方向にも影響を与える。<sup>8)</sup>また、静的引張り/圧縮の付加は寿命を減少/増加させるのみならず、成長モードの遷移時期や遷移時のき裂長さにも影響するなどの結果も得られている。<sup>9), 10)</sup>しかし、静的負荷が寿命に及ぼす影響がほとんど認められない場合もあることから、<sup>11)</sup>この平均応力効果に

は、静的負荷による応力状態の変化のみならず、材料の微視的組織も密接に関係していると考えられる。さらに静的荷重の付加にともなう繰返し硬化/軟化特性の変化や、荷重制御試験の場合、高応力域では繰返しにともなうラチェット変形も平均応力効果に影響を与えると考えられる。

本研究では、中炭素鋼平滑試験片を用い、両振ねじりに静的な引張りあるいはねじりを付加して中サイクル寿命域において疲労試験を行った。平均応力下における微小き裂の分布や主き裂の成長過程を詳細に観察するとともに繰返し変形挙動についても調べ、平滑材のねじり疲労挙動に及ぼす平均応力の影響について考察した。

## 2 試料および実験方法

素材はφ21mmの機械構造用炭素鋼 S45C 丸棒で、軸方向にフェライト/パーライトの層状組織を有している。切断法により求めたフェライトの軸方向平均長さ  $d$  は 13μm である。供試材の化学成分と機械的性質を Table I に示す。丸棒素材より Fig. 1 に示す中空試験片に切削加工後、850℃で1時間保持後炉冷の熱処理を施した。表面き裂観察には、Fig. 1 中の A 部に浅く鈍い切欠きを有する試験片を用いた。ここで Fig. 1 とほぼ相似形の切欠きを有する本供試材の中実試験片の両振ねじりでの切欠き係数は 1.06 と小さいことから、<sup>12)</sup>この切欠きによる応力集中がき裂成長に及ぼす影響は軽微であると考えられる。

† 原稿受理 平成 15 年 4 月 1 日 Received Apr. 1, 2003

\* 学生会員 法政大学大学院 〒184-8584 小金井市梶野町, Graduate Student, Hosei Univ., Kajino-cho, Koganei, 184-8584

\*\* 正 会 員 法政大学工学部機械工学科 〒184-8584 小金井市梶野町, Dept. of Mech. Eng., Hosei Univ., Kajino-cho, Koganei, 184-8584

\*\*\* 正 会 員 成蹊大学工学部機械工学科 〒180-8633 武蔵野市吉祥寺北町, Dept. of Mech. Eng., Seikei Univ., Kichijoji, Musasino 180-8633

Table 1. Chemical composition and mechanical properties.

| Chemical composition    | C       | Si   | Mn   | P     | S     | Cu   | Ni   | Cr   |
|-------------------------|---------|------|------|-------|-------|------|------|------|
|                         | 0.45    | 0.18 | 0.67 | 0.027 | 0.012 | 0.06 | 0.05 | 0.12 |
| Mechanical properties   |         |      |      |       |       |      |      |      |
| Yield stress in tension | 371 MPa |      |      |       |       |      |      |      |
| Tensile strength        | 591 MPa |      |      |       |       |      |      |      |
| Elongation              | 30.5 %  |      |      |       |       |      |      |      |
| Contraction of area     | 50.1 %  |      |      |       |       |      |      |      |
| Yield stress in torsion | 243 MPa |      |      |       |       |      |      |      |
| Torsional strength      | 663 MPa |      |      |       |       |      |      |      |
| Micro-Vickers hardness  | 184 HV  |      |      |       |       |      |      |      |

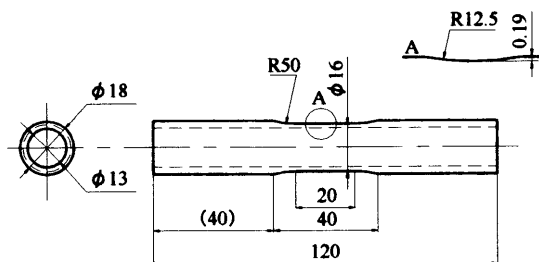


Fig. 1. Configuration of specimen.

後述の繰返し応力と平均応力は切欠きの影響を無視した公称応力である。

疲労試験には電気油圧サーボ試験機を用い、荷重およびトルク制御方式で、周波数 5Hz で正弦波の両振りねじりを与え、これに静的引張りまたは静的ねじりのいずれか一方を付加した。繰返しねじり応力振幅  $\tau_a$  は 145 MPa から 195MPa の範囲で、これは両振りねじりでは  $10^5 \sim 10^6$  回の寿命域に対応する。引張り平均応力  $\sigma_m$  は 96 および 176MPa とし、ねじり平均応力  $\tau_m$  は 55 および 110MPa とした。なお、静的荷重付加にともなうラチェット変形による試験片直径の変化を考慮して、応力が一定となるよう試験途中で間欠的に荷重およびトルクの補正を行った。また、最大き裂長さが 3mm を超えた時点で破壊とみなした。

ロゼットゲージを用い、多数試験片法および振幅変動法に準じて、両振りねじりおよび各平均応力条件下での繰返しせん断応力—ひずみ関係を求めた。また、予め試験部に付けたマイクロピッカース圧痕の位置の変化より、繰返しにともなうラチェットひずみの累積過程を調べた。表面き裂の成長挙動の観察にはレプリカ法を用い、主き裂の成長経路から離れた箇所において、寿命の 3 ~ 90% の段階における微小き裂の長さや方向の分布を調べた。また、多数き裂の合体をとめない形成される主き裂の成長過程を詳細に観察した。

### 3 実験結果および考察

#### 3.1 繰返し変形挙動

各荷重条件下での疲労過程におけるせん断塑性ひずみは繰返し初期に増加した後漸減した。Fig. 2 はひずみ安定時の繰返しせん断応力—せん断塑性ひずみ関係を示したものである。図中の直線は両者の関係を  $\tau_a = k\gamma_{pa}^n$  により回帰したものであり、 $k$ 、 $n$  はそれぞれ繰返し強度係数および加工硬化指数の値である。本供試材では、平均応力  $\tau_m$ 、 $\sigma_m$  のいずれを付加しても  $k$  および  $n$  の値は両振

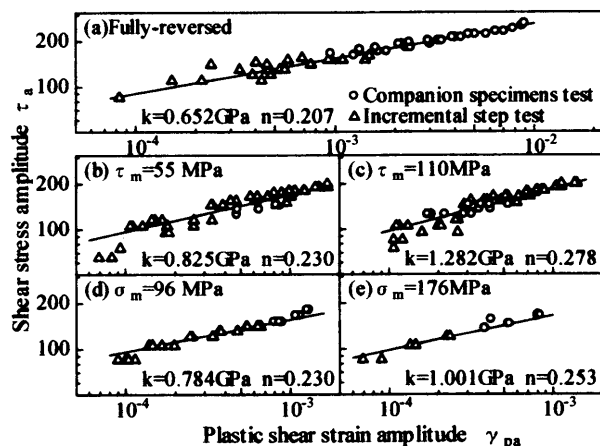


Fig. 2. Cyclic stress-strain curves.

りの場合よりも増加する。すなわち、疲労試験を行った応力域では、平均応力の付加にともなって材料はより硬化し、せん断塑性ひずみ振幅は減少する。平均応力が増加するほどこの傾向は著しい。

平均応力付加にともなうラチェットひずみの累積過程を Fig. 3 に示す。ラチェットひずみ  $\gamma_c$ 、 $\epsilon_c$  の累積は繰返し応力および平均応力が大きいほど著しい。繰返し過程でのひずみ振幅の減少に対応して、ラチェットひずみの累積速度は漸減し、ひずみの累積過程は両対数線上で直線状となる。

#### 3.2 微小き裂の分布

Fig. 4 (a)~(c) は  $\tau_a = 180$ MPa の各平均応力下において、繰返し初期（繰返し数比  $N/N_f \approx 0.03$ ）に発生した微小き裂の方向の分布を示したものである。ここで、き裂両端を結んだ直線の長さをき裂長さ  $a$  とし、この直線が試験片周方向となす角度をき裂角度  $\theta_c$  とした。負荷せん断応力振幅  $\tau_a$  により無次元化した、 $\theta_c$  方向でのせん断応力の振幅  $\tau_{\theta a}$  と最大値  $\tau_{\theta max}$  の分布も合わせて示しているが、 $\tau_{\theta max}$  の分布は平均応力の付加条件により異なり、(c) の  $\sigma_m$  の付加では、 $\tau_{\theta a}$  と  $\tau_{\theta max}$  が最大となる方向は、

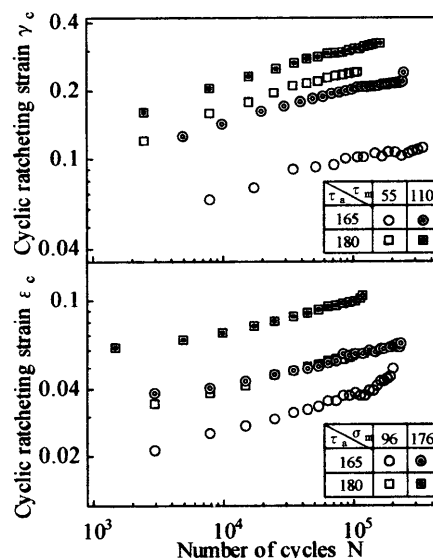


Fig. 3. Cumulation of cyclic ratcheting strain.

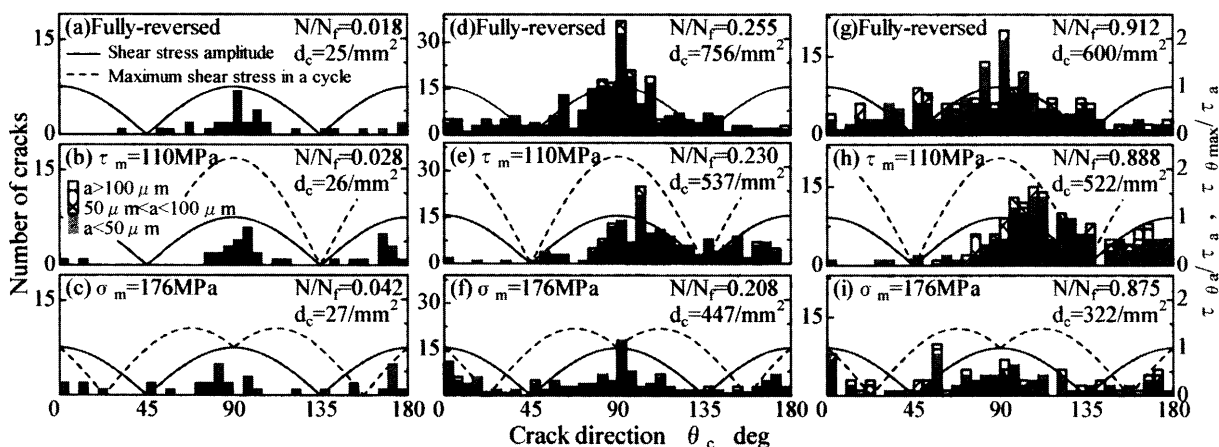


Fig. 4. Distribution of microcracks at 3, 25 and 90% of the lifetime ( $\tau_a = 180\text{MPa}$ , observed area =  $0.32 \sim 1.23\text{mm}^2$ ).

13° 隔たっている。しかし、(a)~(c) のいずれもき裂は  $\theta_c = 0^\circ, 90^\circ$  の近傍に発生しており、き裂密度  $d_c$  もほぼ等しいことから、微小き裂の発生は  $\tau_{\theta a}$  よりむしろせん断応力振幅  $\tau_{\theta a}$  に支配されることがわかる。 $\theta_c = 90^\circ$  付近にき裂が多いのは軸方向に沿う層状組織の影響によるものと考えられる。

Fig. 4 (d)~(f) は  $N/N_f \approx 0.25$  時点の、また Fig. 4 (g)~(i) は  $N/N_f \approx 0.9$  時点のき裂分布を表したものであるが、繰返しにともないき裂密度  $d_c$  は急増している。き裂方向の分布もより広範囲となるが、これはき裂が微視組織の影響を受けつつ、合体をともない、屈曲しながら成長するためである。また  $\tau_m$  付加の場合、き裂方向の分布は右方に偏っているが、Fig. 3 より  $N/N_f = 0.888$  ( $N = 9.5 \times 10^4$  回) 時点でのラチェットひずみは  $\gamma_c = 0.319$  で、これに対応するねじれ角は約  $18^\circ$  となり、この分布の偏りとほぼ符合することから、これは繰返しラチェット変形の影響によるものである。

Table II は観察範囲を  $0.32\text{mm}^2$  に限定し、この領域に発生したき裂個々の成長をより詳細に調べたものである。表中の  $n_t$  は繰返しの各時点におけるき裂の総数、 $n_i$  はき裂の発生数、 $n_c$  はき裂合体の回数（たとえば3本のき裂が合体して1本のき裂になるとき、 $n_c = 2$  とした）、 $n_s$  は合体することなく単独成長したき裂の個数を表している、 $a_{max}$ 、 $a_{ave}$  は最長および平均のき裂長さである。き裂個

数は  $N/N_f \approx 0.25$  の比較的早い時期に急増した後減少する。これは初期に発生したせん断型き裂の合体が頻繁に起こり、かつ繰返し硬化によりき裂発生数が減少するためである。平均応力付加の場合のき裂発生数が少ないのは、前述のように、両振りよりも硬化が著しく、繰返し塑性ひずみが減少するためであると考えられる。繰返し終期には長さが  $200\mu\text{m}$  を超えるき裂も見られたが、複数のき裂の合体をともなって成長するため屈曲が著しく、その形状は初期に発生したせん断型き裂の分布と密度に依存する。

### 3.3 主き裂の成長過程

平滑材の場合、とくに高応力下では、多数発生したせん断型き裂が合体しながら伝ばし、主き裂の成長に寄与する。そこで破壊直前に採取したレプリカから、最終的な主き裂の成長経路を確認し、この経路上で発生・成長し、主き裂の形成に関与した個々のき裂の成長過程を詳細に観察した。Fig. 5 はこれらのき裂の発生時期を示したものであり、括弧内の数字は主き裂成長に関与したき

Table II. Changes in number and size of microcracks ( $\tau_a = 180\text{MPa}$ , observed area =  $0.32\text{mm}^2$ ).

| Mean stress<br>MPa | Cycle ratio<br>N/Nf | Number of cracks |       |       |       | Crack length $\mu\text{m}$ |           |
|--------------------|---------------------|------------------|-------|-------|-------|----------------------------|-----------|
|                    |                     | $n_t$            | $n_i$ | $n_c$ | $n_s$ | $a_{max}$                  | $a_{ave}$ |
| Fully-reversed     | 0.018               | 31               | 31    |       |       | 38                         | 15.8      |
|                    | 0.255               | 242              | 212   | 1     | 29    | 71                         | 22.4      |
|                    | 0.912               | 192              | 19    | 108   | 133   | 193                        | 30.5      |
| $\tau_m = 110$     | 0.028               | 33               | 33    |       |       | 42                         | 16.8      |
|                    | 0.230               | 172              | 140   | 2     | 30    | 66                         | 20.6      |
|                    | 0.880               | 167              | 36    | 67    | 104   | 165                        | 33.1      |
| $\sigma_m = 176$   | 0.042               | 34               | 34    |       |       | 27                         | 14.7      |
|                    | 0.208               | 143              | 110   | 1     | 32    | 120                        | 22.1      |
|                    | 0.875               | 103              | 13    | 72    | 70    | 274                        | 42.5      |

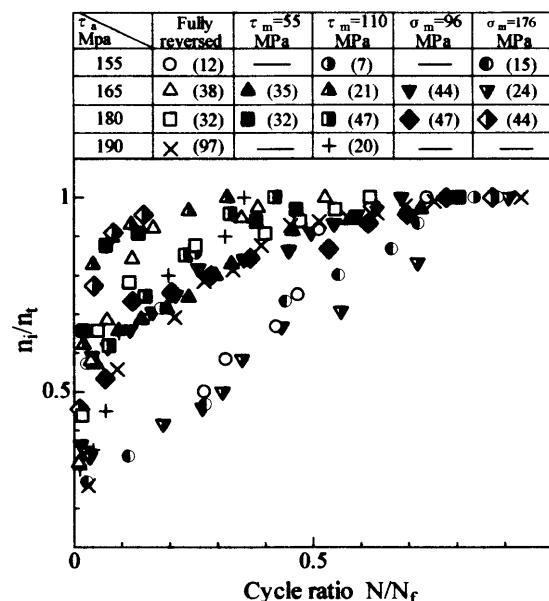


Fig. 5. Initiation of cracks composing the dominant crack.

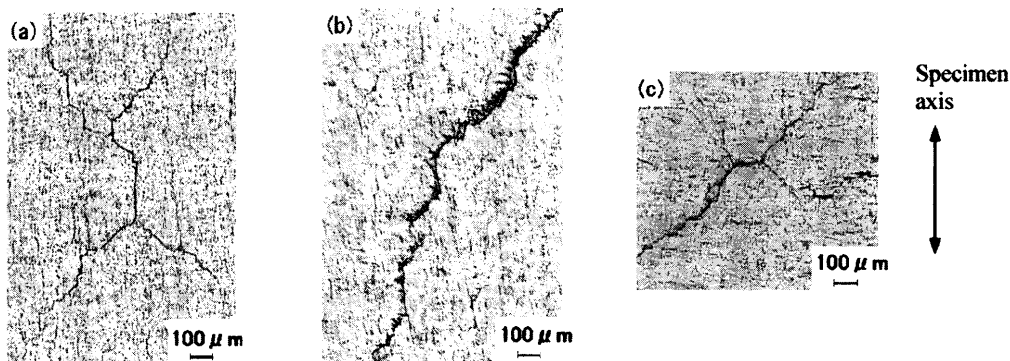


Fig. 6. Surface crack profile. (a)  $\tau_a = 175\text{MPa}$ , fully-reversed, (b)  $\tau_a = 175\text{MPa}$ ,  $\tau_m = 55\text{MPa}$ , (c)  $\tau_a = 180\text{MPa}$ ,  $\sigma_m = 176\text{MPa}$ .

裂の総数  $n_t$  である。繰返しの各時点までに発生したき裂の累積数  $n_i$  を求め、その比率  $n_i/n_t$  を繰返し数比に対して表示した。低応力レベルではき裂の発生数が少なく、発生時期は相対的に遅いが、高応力ではき裂の大半は繰返し初期に発生し、これらが成長、合体して主き裂の成長に寄与することがわかる。

主き裂の形状を Fig. 6 に示す。主き裂は試験片軸方向のせん断型き裂を起点として成長する場合が圧倒的に多く、合体をともなって伝ばした後、Fig. 6 (a) の両振りではほぼ主応力面に沿った二方向に分岐したが、平均せん断応力付加の場合、最大引張り応力を生ずる面の方向にのみき裂方向が遷移した (Fig. 6 (b))。また平均引張り応力が大きい場合、Fig. 6 (c) に示すように、周方向のき裂を起点としてせん断型成長した後、二つの主応力面に沿って分岐する場合もみられた。

Fig. 7 にき裂方向の遷移時期および遷移時のせん断型成長部のき裂長さを示す。破壊に関与したき裂のうち複数のき裂が分岐する場合は、これらをすべて表示した。

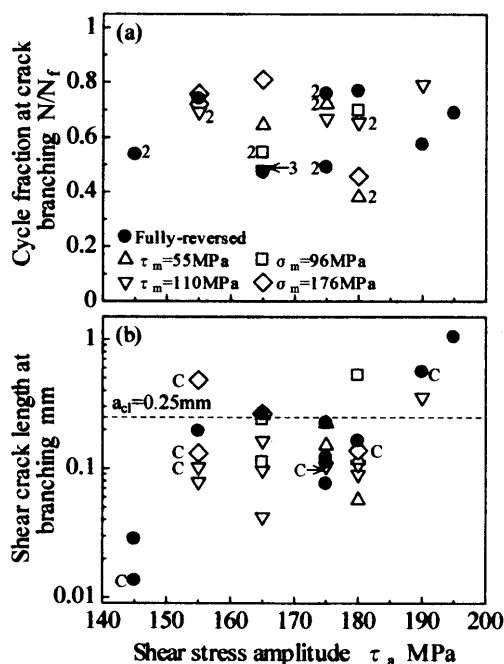


Fig. 7. Cycle fraction and shear crack length at branching.

プロット点横の数字は重なっているデータ点の個数で、記号 C はせん断型き裂が周方向に成長したことを示している。き裂方向の遷移時期の応力依存性についてはばらつきが大きいため明確ではないが、両振りでの遷移時のき裂長さは繰返し応力の増加につれて長くなる。また同一繰返し応力において比較すると、平均応力付加により遷移時のき裂長さは両振りよりもやや短くなる傾向が認められる。き裂方向遷移後は、初期に発生したせん断型き裂の合体にともなって階段状にモード I 成長するが、同程度の大きさのき裂と合体して巨視的には最大せん断方向に成長し、最終的に再度巨視的分岐を示す場合もある。

### 3・4 主き裂の成長速度

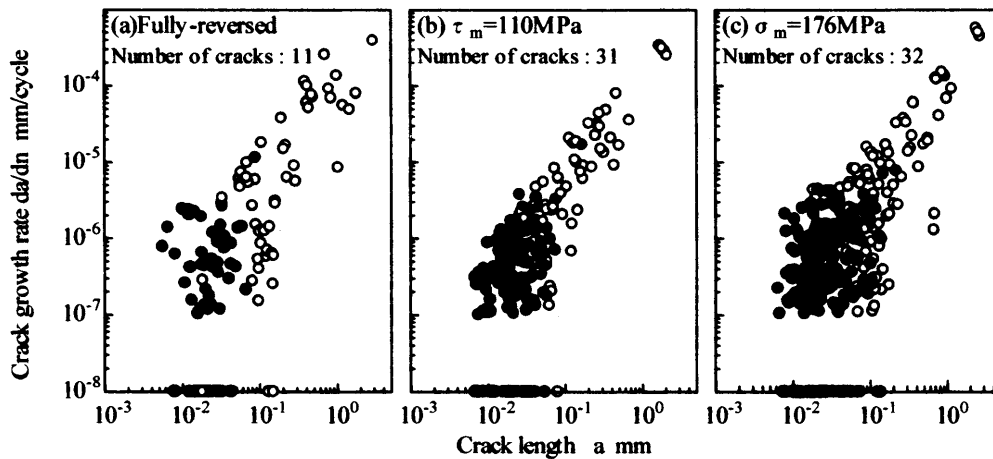
Fig. 8 は、繰返し応力  $\tau_a = 180\text{MPa}$  の各平均応力条件下におけるき裂成長速度の変化をき裂長さに対して示したものである。破壊に関与した複数のき裂のうち、繰返しのごく初期に発生して単独成長した後、さらに合体しながら連続的に成長したき裂のみを選んで表示した。図中、繰返し初期の単独成長を●印で、合体後の成長を○印で区別した。また、成長速度が  $1 \times 10^{-7}\text{mm/cycle}$  以下に低下する場合は一時的な停留とみなし、下端にまとめて表示した。とくにき裂長さの短い領域では、結晶粒界などの微視組織の影響を受けるため、成長速度は大きくばらついており、負荷条件による成長速度の相違を直接対比するのは困難である。そこで、次式に示す Hobson-Brown モデル<sup>13)</sup>を用いて成長速度を整理した。

$$da/dN = C_m(d_i - a) \quad (1)$$

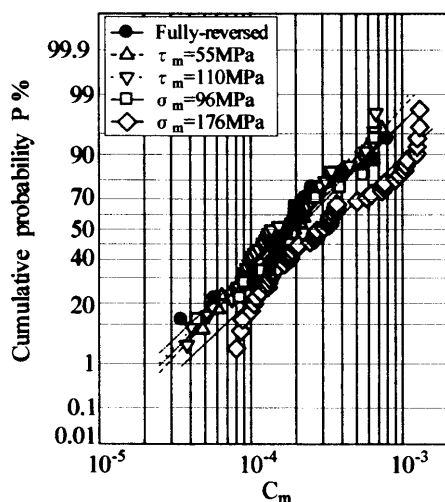
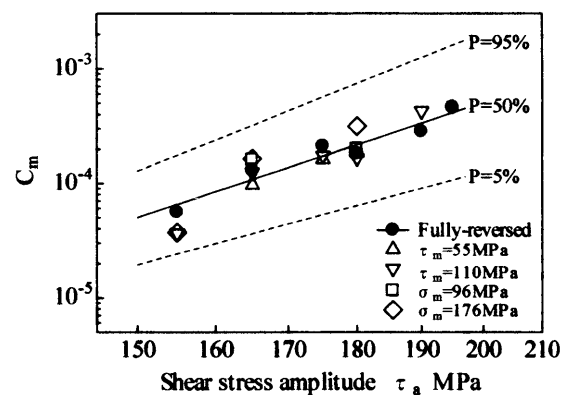
$$da/dN = C_p a - D \quad (2)$$

式 (1), (2) はそれぞれ、微視組織のおよび物理的微小き裂に対する成長則であり、 $C_m$ ,  $C_p$  は応力/ひずみ状態に依存する材料定数である。また、 $d_i$  ( $i = 1, 2, 3 \dots$ ) はき裂発生箇所から  $i$  番目の微視組織のバリアまでの距離、 $D$  は下限界におけるき裂成長速度を表す。

一時的停留が頻繁に認められる初期の成長域では、き裂は  $\tau_a = 145\text{MPa}$  の低応力の場合を除き、いずれもせん断型成長をしている (Fig. 7)。そこで、き裂合体の影響を含まない単独のせん断型成長のデータ (Fig. 8 中の●印) を用い、式 (1) によりこの領域での成長挙動を整理

Fig. 8. Crack growth rate vs. crack length at  $\tau_a = 180\text{MPa}$ .

した。き裂長さ  $a$  の増加にともない、成長速度  $da/dN$  は連続的な加減速を繰返すが、式 (1) はこの  $da/dN$  と  $a$  の関係が減速時には両真数線図上の直線で表されることを示す。よって、各き裂に対して  $da/dN$ - $a$  線図を描き、複数の減速部分に対して個々に直線回帰し、その勾配から複数の  $C_m$  の値を得た。 $C_m$  の値は個々の結晶粒の大きさや方位に依存し、確率過程的特質を有するため大きなばらつきがある。そこで、これらを順序統計量として植位法により累積確率を求め、対数正規確率紙上にプロットした。Fig. 9 は  $\tau_a = 180\text{MPa}$  の場合であるが、他の応力条件の場合も含め、 $C_m$  の分布はほぼ対数正規形となった。Fig. 10 は累積確率  $P = 50\%$  での  $C_m$  の値を繰返し応力に対して表示したものである。図中の直線は両振りの  $P = 5, 50$  および  $95\%$  での  $C_m$  に対する回帰直線である。 $C_m$  は繰返し応力レベルが高くなるにつれて増加するが、平均応力の付加にともなう顕著な増加は認められない。上記の  $da/dN$ - $a$  線図において、減速部分に対して引いた複数の回帰直線を下方に延長した線が横軸 ( $a$  軸) と交わる点を求めると、これらの点では  $da/dN = 0$  となるから、その横座標はき裂成長に一時的な停留が現れる時のき裂長さ、すなわち、き裂発生箇所から微視組織的バ

Fig. 9. Distribution of parameter  $C_m$  at  $\tau_a = 180\text{MPa}$ .Fig. 10. Dependence of parameter  $C_m$  on shear stress amplitude.

リアまでの距離を表していると考えられる。よって、隣り合うこれらの点の間隔から微視組織的バリア寸法を計算した。バリア寸法のばらつきはほぼ正規分布形となり、累積確率  $50\%$  での値は  $15.3\mu\text{m}$  で、結晶粒径  $d = 13\mu\text{m}$  に近い値となった。

き裂長さがおおよそ  $250\mu\text{m}$  を超えると、き裂の合体による加速および合体直後の一時的減速はあるものの、成長速度の顕著な増減は見られなかった。そこで、限界き裂長さ  $a_{cl} = 250\mu\text{m}$  以上では微視的組織の影響は小さいと仮定して、これ以降の成長過程を式 (2) により整理した。ここで Fig. 7 から明らかなように、高応力域を除けば  $a_{cl}$  以上の長さではき裂はモード I 成長していることから、 $\pm 45^\circ$  方向に投影したき裂長さを用いた。 $da/dN$  と  $a$  の関係を両真数線図上にプロットし、回帰直線の勾配から係数  $C_p$  を求めた。き裂方向遷移時の長さが  $250\mu\text{m}$  以上となる高応力の場合、分岐後のき裂成長データのみを用いて  $C_p$  を決定した。Fig. 11 は、係数  $C_p$  の繰返し応力依存性を示したものであり、図中の直線は両振りの  $C_p$  に対する回帰直線である。 $C_p$  は繰返し応力レベルが高くなるにつれて増加するが、平均応力の付加にともなう顕著な増加は認められない。なお、両振りの疲労限度  $\tau_a = 140\text{MPa}$  において上記の限界き裂長さ  $a_{cl} = 250\mu\text{m}$  程度の停留き裂が認められたことから、Fig. 11 の回帰直線

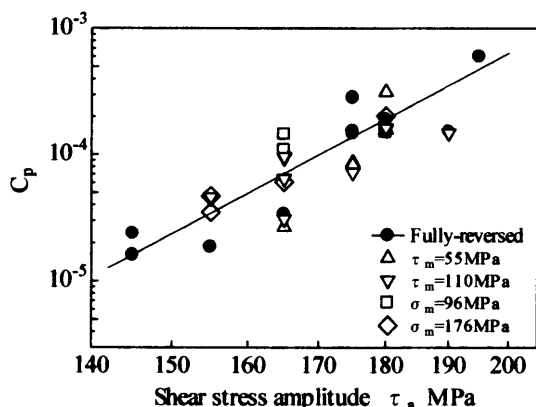


Fig. 11. Dependence of parameter  $C_p$  on shear stress amplitude.

より得られる疲労限度での  $C_p$  の値を用い, 式 (2) において  $a = a_{cl}$  で  $da/dN = 0$  とおくと, 下限界での成長速度  $D = 3.26 \times 10^{-6}$  mm/cycle が得られた.

### 3・5 主き裂の成長に及ぼす平均応力の影響

Fig. 7 に示すように, き裂成長モードの遷移時のき裂長さは応力レベルにより異なるが, 式 (1) の適用限界  $a_{cl}$  以下ではモード II, これを超えると式 (2) にしたがってモード I 成長するとして, これに平均応力付加の影響を考慮したき裂成長則について以下検討する.

Fig. 10 および Fig. 11 から明らかなように, 式 (1), (2) 中の係数  $C_m$ ,  $C_p$  は, 両振りではほぼ繰返し応力  $\tau_a$  のべき乗則にしたがい変化する. 平均せん断応力  $\tau_m$  または平均垂直応力  $\sigma_m$  を付加した場合も, 係数  $C_m$  はモード II 成長面上での応力状態に基づく次式の等価せん断応力  $\tau_{eq}$  のべき乗則にしたがって変化するものと仮定する.<sup>9), 14), 15)</sup>

$$C_m = A \tau_{eq}^\alpha \quad (3)$$

$$\tau_{eq} = \tau_a + m_{II_s} \tau_m \quad (\tau_m \text{ 付加の場合})$$

$$\tau_{eq} = \tau_a + m_{II_n} \sigma_m \quad (\sigma_m \text{ 付加の場合})$$

ここで,  $m_{II_s}$  および  $m_{II_n}$  はそれぞれ, モード II 成長面上での平均せん断および垂直応力のき裂成長への寄与の割合を表す係数であり,  $\sigma_m$  付加の場合, 成長方向は試験片周方向を想定している. 同様に, モード I 成長面上での平均垂直応力のき裂成長への寄与の程度を表す係数を  $m_{I_n}$  として, 係数  $C_p$  の応力依存性を次式の等価応力  $\sigma_{eq}$  のべき乗則で表す.

$$C_p = B \sigma_{eq}^\beta \quad (4)$$

$$\sigma_{eq} = \tau_a + m_{I_n} \tau_m \quad (\tau_m \text{ 付加の場合})$$

$$\sigma_{eq} = \tau_a + m_{I_n} \sigma_m / 2 \quad (\sigma_m \text{ 付加の場合})$$

ここで式 (3), (4) 中の  $A$ ,  $\alpha$ ,  $B$ , および  $\beta$  は材料定数である.

平均応力を付加すると, き裂成長面上での応力状態が変化するのみならず, Fig. 2 に示すように, 応力-ひずみ応答など材料の変形挙動も変化する. このことから, 平均応力の付加にともなう軟化/硬化によりこれらの材料定数も変化する. これがき裂成長に影響を及ぼすと考えられる. ここでは, 平均応力付加による繰返しせん断塑性ひずみ振幅の変化に着目し, 軟化/硬化にともない定

数  $A$ ,  $B$  が次式のように変化すると仮定した.

$$A = A(\tau_a, \tau_m, \sigma_m) = A_0 \text{Exp}[h(\gamma_{pa} - \gamma_{pa0})/\gamma_{pa0}], \\ B = B(\tau_a, \tau_m, \sigma_m) = B_0 \text{Exp}[h(\gamma_{pa} - \gamma_{pa0})/\gamma_{pa0}] \quad (5)$$

式中の  $A_0$ ,  $B_0$  は両振りにおける  $A$ ,  $B$  の値,  $\gamma_{pa0}$  および  $\gamma_{pa}$  はそれぞれ両振りと平均応力付加時の繰返しせん断塑性ひずみ振幅,  $h$  は定数である. 指数  $\alpha$ ,  $\beta$  は平均応力付加により変化しないものとした. 式 (5) では, 平均応力付加による軟化/硬化を無視できる場合  $\gamma_{pa} = \gamma_{pa0}$  となり,  $A = A_0$ ,  $B = B_0$  と材料定数は変化しないから, 平均応力の付加がき裂成長に及ぼす影響は, き裂成長面上に生ずる平均応力の影響, すなわち等価応力  $\tau_{eq}$  および  $\sigma_{eq}$  の増加のみにより表されることを意味する.

本供試材の  $C_m$ ,  $C_p$  の試験結果に対し, 応力依存性を表す式 (3)~(5) を適用し, 式中の定数を決定した. Fig. 10 および Fig. 11 中の両振りに対する回帰直線から, 定数  $A_0 = 1.50 \times 10^{-25}$ ,  $\alpha = 9.62$ ,  $B_0 = 2.75 \times 10^{-30}$  および  $\beta = 11.46$  が得られた. また, これらの定数と繰返し応力-ひずみ線図 (Fig. 2) から求めた塑性ひずみ振幅を用い,  $h$  の値を仮定して試行錯誤法により式 (3), (4) を回帰した結果, 各平均応力条件下における  $C_m$  と  $C_p$  の値 ( $C_m$  は成長速度の速い累積確率  $P = 95\%$  での値) に対し,  $h = 1.5$ ,  $m_{II_s} = 0.13$ ,  $m_{II_n} = 0.10$  および  $m_{I_n} = 0.10$  が得られた. このようにして定めた係数から計算される  $C_m$  と  $C_p$  の値を実測値と比較すると, いずれも係数 2 の範囲に収まることがわかった.

### 3・6 疲労寿命に及ぼす平均応力の影響

繰返しせん断応力振幅と疲労寿命の関係を図 12 に示す. 平均応力  $\tau_m = 110$  MPa,  $\sigma_m = 176$  MPa の場合ともに, 両振りに対する寿命の減少率はおおよそ 30% 程度で, 寿命に及ぼす平均応力の影響は比較的小さい. 本供試材では平均応力の付加にともなう硬化し, せん断塑性ひずみ振幅は両振りよりも減少する. 静的引張り応力付加の場合は非比例負荷となるが, 応力の主軸の回転にともなう硬化の影響もこれに含まれる. この硬化にともない式 (5) の定数  $A$ ,  $B$  は両振りでの値  $A_0$ ,  $B_0$  よりも減少するため, 平均応力付加により等価応力  $\tau_{eq}$  および  $\sigma_{eq}$  は増加するにもかかわらず, Fig. 10 および Fig. 11 に示す

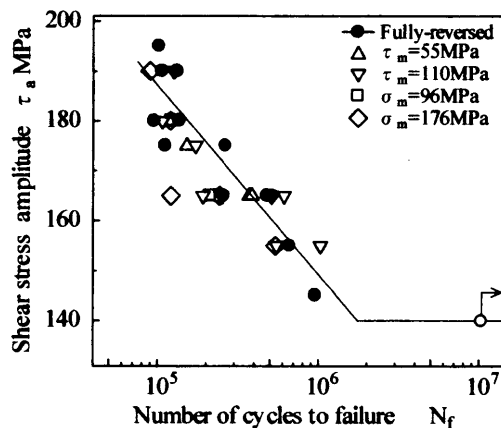


Fig. 12. Effect of mean stress on S-N relation.

ように  $C_m$ ,  $C_p$  はさほど増加しない, このため, 本供試材では寿命に及ぼす平均応力効果が小さく現れたと考えられる。

平均応力付加にともなう定数  $A$ ,  $B$  の変化は, 材料全体の硬化/軟化に対応するものであり, 局所的なものではないが, き裂成長に直接関係するき裂先端での繰返し塑性ひずみに影響を及ぼす。平滑材のねじり疲労における平均応力効果について, ひずみ挙動の変化についても合わせて調べた報告例は数少ないが, 平均応力付加により繰返しひずみが増加するか<sup>10)</sup> もしくは変化がない<sup>9)</sup> 場合, 平均応力の寿命への影響は顕著に現れており, これは定数  $A$ ,  $B$  の両振りでの値  $A_0$ ,  $B_0$  に対する比率が, 本供試材よりも大きいためであると考えられることができる。仮に本供試材において, 平均応力付加にともなう硬化の影響を無視すると, 本研究の応力条件では,  $\tau_m$  の付加により  $C_m$  は最大で両振りの2.3倍,  $C_p$  は2.2倍となり, また  $\sigma_m$  の付加により  $C_m$  は2.8倍,  $C_p$  も1.9倍程度まで増加することになる。これは平均応力付加にともなう硬化/軟化の影響を無視し得るばね鋼のねじり疲労において, き裂成長に及ぼす静的引張り荷重の影響を調べて得られた結果<sup>9)</sup> と同程度の増加となる。このことは, 本供試材において平均応力付加にともなう  $C_m$ ,  $C_p$  の増加が小さいのは, この硬化が影響していることを示している。なお, 平均応力付加により生ずる繰返しラチェットひずみ (Fig. 3) は繰返しひずみの減少に対応しており, 材料の延性低下に寄与し寿命に影響を及ぼすことから,<sup>16)</sup> 式 (5) の  $A$ ,  $B$  の変化を繰返しラチェットひずみを用いて表すこともできると思われる。

平均応力の有無によらず  $A = A_0$ ,  $B = B_0$  としたとき, 式 (3), (4) は硬化/軟化の影響を無視し得る場合の平均応力効果を表し, これはき裂成長面上に作用する等価応力  $\tau_{eq}$  および  $\sigma_{eq}$  の変化のみによる。すなわち, 式 (3) のモードII成長では,  $\tau_m$  付加により平均せん断応力を, また  $\sigma_m$  付加では平均引張り応力を生じ, さらに式 (4) のモードI成長ではいずれも平均引張り応力を生じ, これらがき裂成長に寄与する。き裂面が接触している場合, モードII成長では摩擦の影響によりすべり変位は減少し, き裂先端でのモードII有効応力拡大係数は公称値よりも低下する。<sup>17)</sup> また, 分岐後のき裂先端でのモードI応力拡大係数もモードII面の摩擦により減少することが報告されている。<sup>18)</sup> き裂面に働く平均引張り応力は, このき裂面接触の影響を緩和し, また, き裂面の粗さが小さい場合, モードII成長面上の平均せん断応力も効果的にき裂成長速度を増加させる。<sup>8)</sup> 各平均応力条件下でのき裂面接触の影響を定量的に評価するのは容易ではないが, その影響は式 (3), (4) 中の定数  $m_{II_s}$ ,  $m_{II_n}$  および  $m_{I_n}$  に含まれると考えられる。本研究では, 微小き裂の成長を経験則, 式 (1), (2) を用いて整理したが, 一方, 微視組織の影響を受けない物理的微小き裂の成長に対しては種々の破壊力学パラメータの適用が有用であることが指摘されている。<sup>19), 20)</sup> 本研究では平均応力を含むため, 最大応力は高応力域にまで及ぶが, これらのパラメータのうち, 繰

返し  $J$  積分範囲  $\Delta J$  は広範囲の応力域に対して適用可能で, 平均応力付加による硬化/軟化も Fig. 2 の巨視的応力-ひずみ関係により考慮し得ることから, 平均応力下での物理的微小き裂成長の統一的な整理に有効であると考えられる。各平均応力下でのき裂成長にともなうき裂面形状やき裂開口比の変化などについての観察を含め, この  $\Delta J$  による微小き裂成長の整理についても今後検討する予定である。

3・5節において算出した  $C_m$  と  $C_p$  を用いて, 式 (1), (2) より疲労寿命を求めた<sup>9)</sup> ここで, モードIIからIへの遷移時のき裂長さ (Fig. 7) は応力条件により異なり, ステージIからIIへの遷移時の限界き裂長さ  $a_{cl} = 250 \mu\text{m}$  とは一致しないが,  $\tau_a = 155$  から  $180 \text{MPa}$  までの応力域では同程度とみなせる。そこでこの応力域における寿命を算出した。本研究では  $3 \sim 5 \mu\text{m}$  のき裂が認められた時点をき裂発生としているため, 発生時のき裂長さを  $a_0 = 3 \mu\text{m}$ ,  $d_i$  を結晶粒径  $d = 13 \mu\text{m}$  の整数倍と仮定し, 式 (1) を  $a_{cl} = 250 \mu\text{m}$  まで積分して寿命  $N_1$  を求めた。さらに,  $a_{cl}$  から破壊時き裂長さ  $a_f = 3 \text{mm}$  まで式 (2) を積分して寿命  $N_2$  を計算した。Fig. 5 に示すように, 主き裂はいずれも繰返しのごく初期に発生するので, き裂発生寿命を無視し, 全寿命を  $N_f = N_1 + N_2$  とした。Fig. 13 は, 式 (1), (2) より得られた寿命を実寿命と比較したものであるが, 静的負荷により生ずるき裂成長面上の平均応力と硬化の影響の双方を考慮することにより, 各平均応力条件下における供試材の疲労寿命をほぼ表し得ることがわかる。本研究では  $N_2$  の算出に際しき裂合体の影響はとくに考慮しておらず, 合体時の成長速度の加速とその直後の減速を含む主き裂成長データを直線回帰して得た係数  $C_p$  を用いているため,  $N_2$  は合体による加減速の影響が平均化されたき裂成長に対する寿命を表している。しかし, 発生き裂数が多くき裂合体の頻度が高い高応力短寿命域では, 寿命予測にあたって, き裂合体が寿命に及ぼす影響を別途考慮することが不可欠である。なお, き裂分岐が早期に起こる低応力レベルではモードI, ステージI成長の, また, モードII成長期間の長い高応力レベルではモードII, ステージII成長につ

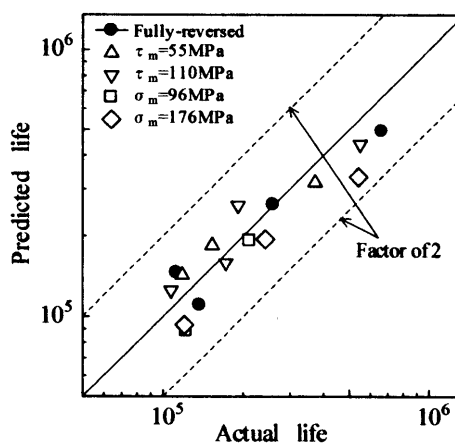


Fig. 13. Comparison between actual and calculated life for various stress conditions.



いてのき裂成長特性が得られれば, 式 (1), (2) の微小き裂成長モデルを用いて, 上記と同様な手法で寿命評価が可能であると考えられる。

#### 4 結 論

中炭素鋼 S45C 平滑中空試験片を用い, 両振りねじりに静的な引張りまたは静的ねじりを付加して中サイクル寿命域において疲労試験を行い, 平均応力がき裂の成長挙動に及ぼす影響について検討した。微視的き裂は, 平均応力の付加条件によらず, 最大せん断応力振幅を生ずる試験片軸および周方向の近傍に発生するが, 層状組織の影響を受けて軸方向に沿うき裂が多い。主き裂は繰返し初期に発生した軸方向の微視的モード II き裂を起点として成長する場合が多く, 合体をともなって伝ばした後, 両振りでは主応力面に沿った二方向に分岐したが, 平均せん断応力付加の場合, 最大引張り応力面方向にのみき裂方向が遷移した。また平均引張り応力が大きい場合, 周方向き裂を起点としてせん断型成長した後, 二つの主応力面に沿って分岐する場合も見られた。

Hobson-Brown の微小き裂成長則に基づき, 各平均応力条件下でのモード II および I のき裂成長速度を比較した。本供試材では, 試験を行った応力域において静的引張りおよび静的ねじりがき裂成長速度に及ぼす影響は比較的小さく, 疲労寿命の減少率も小さい。き裂成長面上に生ずる平均せん断および垂直応力はき裂成長に寄与するが, これに加えて, 静的負荷にともなう材料の硬化/軟化も, ひずみ挙動の変化を通じて, き裂成長に影響を及ぼすと考えられる。これらの影響を組み込んだ微小き裂成長則を用いて, き裂成長および疲労寿命に及ぼす平均応力効果について検討したところ, 供試材のねじり疲労に及ぼす平均応力効果が小さいのは, 静的負荷にともなう硬化により繰返しせん断塑性ひずみ振幅が両振りよりも減少することから説明し得ることがわかった。

#### 参 考 文 献

- 1) 旭吉雅健, 坂根政男, 能瀬春雄, 日本機械学会論文集, A-68, 81 (2002).
- 2) J. A. Bannantine and D. F. Socie, ASTM STP 942, 899 (1988).
- 3) N. J. Hurd and P. E. Irving, ASTM STP 853, 267 (1985).
- 4) 西谷弘信, 福田孝之, 日本機械学会論文集, A-59, 311 (1993).
- 5) M. Sakane, M. Ohnami and N. Hamada, Trans. ASME, J. Engng. Mater. Tech., **110**, 48 (1988).
- 6) G. Murtaza and R. Akid, Int. J. Fatigue, **17**, 207 (1995).
- 7) E. P. Carbonell and M. W. Brown, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., **9**, 15 (1986).
- 8) C. H. Wang and K. J. Miller, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., **14**, 293 (1991).
- 9) W. Zhang and R. Akid, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., **20**, 167 (1997).
- 10) M. N. Rizk, Curr. Adv. Mech. Des. Prod., 317 (1981).
- 11) W. Zhang and R. Akid, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., **20**, 547 (1997).
- 12) 大川 功, 高橋秀夫, 程 序, 三角正明, 日本材料学会第 47 期学術講演会講演論文集, 23 (1998).
- 13) P. D. Hobson, M. W. Brown and E. R. de los Rios, "The Behaviour of Short Fatigue Cracks", p.441 (1986) EGF Pub.1.
- 14) W. N. Findley, J. Engng. Industry, 301 (1959).
- 15) D. F. Socie and T. W. Shield, J. Engng. Mater. Tech., **106**, 227 (1984).
- 16) 原田昭治, 遠藤達雄, 福島良博, 安東秀夫, 日本機械学会論文集, A-54, 949 (1988).
- 17) M. C. Smith and R. A. Smith, ASTM STP924, 260 (1988).
- 18) R. Zong, Engng. Fract. Mech., **49**, 487 (1994).
- 19) 星出敏彦, 藤村 哲, 山田敏郎, 日本機械学会論文集, A-50, 320 (1984).
- 20) 小川 壽, 幡中憲治, 山本昭幸, 日本機械学会論文集, A-54, 1322 (1988).