低炭素鋼の疲労強度特性に及ぼす繰返し速度の影響*

堤 紀子^{*1}, 城本 晃^{*2}
Veronique DOQUET^{*3}, 村上 敬宜^{*4}

Effect of Test Frequency on Fatigue Strength of Low Carbon Steel

Noriko TSUTSUMI, Akira SHIROMOTO,
Veronique DOQUET and Yukitaka MURAKAMI^{*5}^{*5} Department of Mechanical Engineering Science, Kyushu University,
744 Motoooka, Nishi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka, 819-0395 Japan

The ultrasonic fatigue tests (test frequency : 20 kHz) and the conventional tension compression fatigue tests (10 Hz) have been conducted using the annealed and 10% pre-strained specimens of 0.13% carbon steel. Two small artificial holes (diameter and depth : 100 μ m) were introduced onto the specimen surface to investigate the effect of test frequency on the crack initiation and growth behavior. In order to suppress the temperature rise of the ultrasonic fatigue specimens, the intermittent ultrasonic loading method and the air cooling were used. The dynamic stress concentration factor and the stress intensity factor under the ultrasonic fatigue tests were calculated. It has been revealed that the dynamic stress concentration factors for a small circular hole and a small spherical cavity and the dynamic stress intensity factor for a penny-shaped crack are almost the same as those at low strain rates from the conventional tension compression fatigue tests. On the other hand, the fatigue properties were dependent on the test frequency. The ultrasonic fatigue tests showed longer fatigue life and lower fatigue crack growth rate for the annealed and 10% pre-strained specimens. The evident slip bands were not observed in the neighborhood of the crack in the annealed specimen under the ultrasonic fatigue tests, while the slip bands were observed in the wide area around the crack under the conventional fatigue tests. Slip bands were observed slightly in the 10% pre-strained specimen under the ultrasonic fatigue tests. In order to determine the stress-strain curve for 0.13% carbon steel under the high strain rates, the Split Hopkinson Bar tests were carried out. The yield stress and deformation stress were increased with the strain rate. Thus, the effect of test frequency on fatigue strength can be explained from the viewpoint of the effect of test frequency on fatigue crack growth for 0.13% carbon steel.

Key Words : Fatigue, Ultrasonic Fatigue Test, Stress Wave, Test Frequency, Low Carbon Steel, Crack Propagation, Stress Concentration Factor, Stress Intensity Factor, Split Hopkinson Bar Test

1. 緒 論

従来, 10^7 回の一定繰返し応力に耐えた鉄鋼材料はそれ以上繰返し応力を負荷しても破断しないといわれていた。材料が 10^7 回の繰返しに耐える最大の応力振幅を疲労限度といい、機械・構造物の疲労強度設計の重要な基本データとして利用されている。しかしながら、内藤ら^①, Naito ら^②の研究により、高強度鋼は繰返し数 $N > 10^7$ でも疲労破壊が起こる場合があることが報告された。江村・浅見^③, 阿部・金澤^④は $N > 10^7$ での疲労破壊は材料内部の非金属介在物を起点とするものであることを報告している。村上ら^⑤は非金属介在物

周辺にトラップされた水素が $N > 10^7$ の疲労破壊を引き起こすことを指摘している。また、アルミニウム合金などの非鉄金属では鉄鋼材料のようにき裂が停留現象を示すことがなく、 $N > 10^7$ でも疲労破壊が起こることが知られている。このような事情で、機械・構造物の長期間使用に対する安全性および信頼性を保証するには $N > 10^7$ の疲労データを得ることが必要となっている。しかし、通常の疲労試験機で $N > 10^7$ の疲労データを得るには非常に長い時間を要する。例えば、 $N = 10^8$ までの疲労試験を行う場合、繰返し速度 10Hz では約 3 年、100Hz でも 4 ヶ月かかる。そのため、試験時間短縮を目的として高い繰返し速度で疲労試験を行うことができる超音波疲労試験機の使用が試みられている。繰返し速度 20kHz の超音波疲労試験機を使用すると、約 14 時間で $N = 10^8$ を達成することができる。しかしながら、超音波疲労試験は繰返し速度が非常に高いので、試験片の発熱および疲労強度に及ぼす繰返し速度の影響が

* 原稿受付 2005 年 7 月 11 日。

^{*1} 正員、九州大学大学院工学府 (〒819-0395 福岡市西区元岡 744)。^{*2} 本田技研工業(株) (〒107-8556 東京都港区南青山 2-1-1) [元：九州大学大学院工学府]。^{*3} Ecole Polytechnique (91128 Palaiseau Cedex U.R.A. C.N.R.S. 317, France)。^{*4} 正員、九州大学大学院工学府。

E-mail : ymura@mech.kyushu-u.ac.jp

問題となっている。疲労強度の繰返し速度依存性についてはいくつかの研究が行われており、高強度鋼⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾、チタン合金⁽¹¹⁾⁽¹²⁾およびアルミニウム合金⁽¹³⁾では繰返し速度の影響は小さいといわれている。著者らのアルミニウム合金に関する研究⁽¹³⁾では、 $N < 10^7$ の領域で超音波疲労試験(繰返し速度 20kHz)と通常の引張圧縮疲労試験(50-80Hz)の疲労寿命はほぼ一致した。一方、 $N > 10^7$ の領域で超音波疲労試験の疲労寿命は通常の引張圧縮疲労試験の数十倍であった。軟鋼の疲労強度に及ぼす繰返し速度の影響についてもいくつか研究が行われている⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。純鉄や軟鋼では、繰返し速度が高いほど疲労強度も高いことを栗谷・片桐⁽¹⁵⁾は報告している。この原因は転位運動がひずみ速度に追従できないことによるといわれている。そこで、切欠きをつけ、疲労き裂進展が疲労寿命の大部分を占めるようにすると、ひずみが切欠き底やき裂先端に集中するので、転位運動がひずみ速度に追従できなくなる現象が緩和され、結果として超音波疲労寿命は通常の疲労寿命に近づくと考えられる。このことは Ti-6Al-4V チタン合金を用いた試験で実証されている⁽¹⁶⁾。一方、超長寿命領域で介在物が起点となって疲労破壊を起こす高強度材においても繰返し速度の影響が明確になっているとはいえない。介在物が疲労破壊起点の場合にはき裂進展の機構を直接観察することは困難であるので、本研究ではまずフェライト・パーライト組織のき裂進展機構に及ぼす繰返し速度の影響を調べた。純鉄や軟鋼の疲労破壊

機構の大部分を占めるき裂進展特性に関して微視的な観察にもとづいて繰返し速度の影響を調べた研究は見当たらない。種々の材料の超長寿命疲労試験で超音波疲労試験機の使用の妥当性を示すためには、疲労強度特性における繰返し速度依存性の有無とその基本機構を明らかにする必要がある。

本研究では、超音波疲労試験機(20kHz)および通常の油圧サーボ引張圧縮疲労試験機(10Hz)を使用して、低炭素鋼 S10C の疲労強度、特にき裂進展特性に及ぼす繰返し速度の影響を明らかにする。試験片には焼鈍し材に加えて予ひずみ材を使用した。さらに Split Hopkinson 棒法による衝撃圧縮試験を行い、低炭素鋼における降伏点などの機械的性質のひずみ速度依存性が疲労破壊機構にどのように影響を及ぼすかを明らかにする。

2 供試材および実験方法

供試材は低炭素鋼 S10C である。焼鈍し材および 10%の予ひずみ材を疲労試験片として使用した。表 1 に S10C の化学成分を示す。図 1 に焼鈍し材の応力-ひずみ線図を示す。引張試験では引張強さまでを測定したので、試験片にくびれが発生してから破断するまでの応力-ひずみ線図の挙動は概略として推定線で示す。さらに、公称 10%の予ひずみを予ひずみ材に与えて、除荷したときの挙動を一点鎖線で示す。予ひずみ材の除荷後のひずみは 9.94%である。表 2 に S10C の降伏点および引張強さを示す。また、Split Hopkinson 棒法による焼鈍し材の衝撃圧縮試験も行い、高ひずみ速度での応力-ひずみ線図を測定した。この実験結果については後で考察する。

図 2 に超音波疲労試験および通常の引張圧縮疲労試験の試験片形状を示す。き裂進展挙動を観察するため、焼鈍し材および 10%の予ひずみ材の試験片中央部の円周を 2 分割する位置にそれぞれ直径、深さともに 100 μ m の 2 つの人工微小穴を導入した。図 3 に人工微小穴の形状を示す。

超音波疲労試験では試験片形状で試験片に負荷できる応力の範囲が決まる。焼鈍し材および 10%の予ひずみ材の超音波疲労試験片はそれぞれの疲労試験での負荷応力にあわせて形状を決めた。

焼鈍し材は 900°C $\times$ 60min で熱処理を施した。試験片製作後、表面をバフ研摩し、真空焼鈍(600°C $\times$ 60min)を行った。焼鈍し材の硬さは HV $\approx$ 123 (測定荷重 200gf, 10 点平均, ばらつき 8%以下)である。

超音波疲労試験での固溶原子による転位の固着および加工硬化の影響を調べるために、予ひずみ材の疲労

Table 1 Chemical composition of 0.13% carbon steel (wt%).

C	Si	Mn	P	S	Cu	Al	Ni+Cr
0.13	0.22	0.39	0.013	0.022	0.09	0.01	0.10

Fig. 1 Tensile stress-strain curve for the annealed specimen of 0.13% carbon steel. Strain rate: 56×10^{-6} /sec.

Table 2 Yield stress and tensile strength of 0.13% carbon steel.

Strain rate: 56×10^{-6} /sec.

Upper yield stress σ_u	Lower yield stress σ_l	Tensile strength σ_b
338MPa	210MPa	370MPa

Fig. 2 Shape and dimensions of specimens; dimensions in mm.

Fig. 3 Dimensions of the small artificial hole.

試験も行った。予ひずみ材は 10%の引張りひずみを与えて疲労試験片を製作した後、試験片表面をエメリー紙で #2000 まで研磨し、電解研磨で表面を 30μm 以上除去した。予ひずみ材の硬さは $HV=160$ (測定荷重 200gf, 10 点平均, ばらつき 5%以下)である。ひずみ時効の影響を抑えるため、10%の予ひずみを与えてから 2 週間 (2×10^4 min)以内に予ひずみ材の疲労試験を行った。

超音波疲労試験は繰返し速度が非常に高いので、試験片が発熱する場合がある。超音波疲労試験中は試験片温度が 35°C 以下に保たれるように、強制空冷および超音波振動の負荷と停止を交互に繰返す断続負荷⁽⁶⁾を行った。断続負荷は超音波振動を負荷時間 200-400msec, 停止時間 600-1200msec で調整した。超音波疲労試験では設定した応力振幅の 80%を超える繰返し応力を繰返し数 N としてカウントした。

超音波疲労試験は試験片に縦波(P 波)の定常波を発生させて疲労試験を行う。試験片のき裂がある程度長くなると、試験片の共振周波数が低下して超音波疲労試験の繰返し速度も低下し、最後には超音波疲労試験機での疲労試験が困難になるほど繰返し速度が低下する。超音波疲労試験では破断までの繰返し数 N_f として、超音波疲労試験開始時の繰返し速度 20kHz から

200Hz 低下したときの繰返し数 N を用いた。

超音波疲労試験では通常、試験片中央部に発生する最大応力振幅は渦電流式変位計を使用し、試験片の端面変位から算出する。この方法では応力振幅に無視できない誤差が生じることをあらかじめ予備試験で確認した。そこで、より正確な応力振幅を求めるために、予備試験片の中央部にひずみゲージを貼り、真の応力振幅を求め、端面変位から算出した応力振幅との較正曲線を作成した。実際の疲労試験では端面変位を測定して応力振幅を算出し、その較正曲線から真の応力振幅を求めた。軟鋼の疲労試験ではマクロ的には弾性変形でも無視できない程度の塑性変形が生じていることが考えられる。しかし、後で詳しく述べるように、超音波疲労試験でのき裂進展観察ではき裂周辺のすべり帯が極めて少ないことから、超音波疲労試験での塑性変形は通常の引張り圧縮疲労試験より極めて小さいと考え、ひずみから応力の算出に際しては弾性変形として取扱った。

通常の引張り圧縮疲労試験片の周方向を 4 分割する位置にそれぞれひずみゲージを貼り、取付けの際に試験片に曲げがかからないようにして疲労試験を行った。

3. 応力集中および応力拡大係数に及ぼす

調和応力波負荷の影響

切欠きや介在物などの欠陥の応力集中およびき裂の応力拡大係数が調和応力波負荷の影響を受ければ、当然疲労強度にもその影響が出てくることが考えられる。これまでこの観点から超音波疲労試験の結果を考察した研究は見当たらない。人工微小穴つき試験片を用いた疲労試験と並行して、動的理論解析および有限要素法解析を行い、応力波が応力集中係数および応力拡大係数に及ぼす影響を明らかにした。

3・1 円孔を持つ無限板の応力集中に及ぼす調和応力波負荷の影響

円孔を持つ無限板に調和波(P 波)が作用する場合の応力解析理論は $Pac^{(7)}$ によって示されており、動的応力集中係数は調和波の波長、ポアソン比および円孔の直径で決まる。本研究の解析もそれに従って行った。解析モデルはヤング率 $E=206\text{GPa}$, ポアソン比 $\nu=0.3$, 密度 $\rho=7850\text{kg/m}^3$, P 波の周波数 $f=20\text{kHz}$ として計算した。図 4 に直径 $2a$ の円孔を持つ無限板に周波数 20kHz の P 波の定常波が作用する場合の応力集中係数と円孔の直径の関係を示す。円孔の直径が $100\mu\text{m}$ の場合、円孔縁の $\theta=\pi/2$ での動的応力集中係数は $K_t=3.00006$ であり、静的応力集中係数 $K_t=3$ にほぼ等しい(図 4)。このことから、直径 $100\mu\text{m}$ の人工微小穴を持つ丸棒試験片の場合でも動的応力集中と静的応力集中の差は無視できると考えてよいであろう。仮

Fig. 4 Stress concentration factor at $\theta=\pi/2$ of a circular hole under P wave (20kHz), $E=206\text{GPa}$, $\nu=0.3$, $\rho=7850\text{kg/m}^3$.

に円孔の直径が 1mm の場合でも、動的応力集中係数は $K_t=3.00318$ であり、静的応力集中係数に比べてわずかに 0.11% 高くなるだけである。

3・2 球状欠陥を持つ丸棒の応力集中に及ぼす調和応力波負荷の影響 有限要素法解析ソフト ANSYS を用いて、中心に球状欠陥を持つ丸棒に定常的な調和波(P 波)が作用する場合の応力集中を解析した。解析モデルはヤング率 $E=206\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ 、密度 $\rho=7850\text{kg/m}^3$ 、調和波の周波数 $f=20\text{kHz}$ 、球状欠陥の直径 $2a=100\mu\text{m}$ である。解析では超音波疲労試験と同じように丸棒中央部で最大応力を発生させるため、周波数 $f=20\text{kHz}$ で丸棒の固有振動数と一致するように丸棒の直径 10mm、長さ 128mm とした。解析要素は 2 次元 8 節点の軸対称要素を使用した。図 5 に有限要素法解析での要素の分割の様子を示す。球状欠陥付近の要素は円周を 128 等分する大きさに分割し、丸棒表面では丸棒の直径を 40 等分する大きさに要素を分割して、丸棒中心の球状欠陥から丸棒表面までの要素がしだいに大きくなるように分割した。

図 6 に z 軸方向に調和波(P 波)が作用する場合および静的引張応力が作用する場合の r 軸上の周方向応力 α_ψ を示す。ここで、 α は z 軸方向の公称応力である。図 6 からわかるように、調和波が作用する場合の α_ψ は静的引張応力が作用する場合とほぼ同じである。超音波疲労試験で調和波が伝ばした場合の直径 $100\mu\text{m}$ の球状欠陥縁($\psi=\pi/2$)の応力集中係数は $K_t=2.043$ となり、静的引張りの場合の応力集中係数 $K_t=2.045^{(2)}$ との差は無視できる程度である。仮に球状欠陥の直径が 1mm の場合でも、動的応力集中係数は $K_t=2.040$ であり、静的応力集中係数より 0.25% 低いだけである。

3・3 円板状き裂の応力拡大係数に及ぼす調和応力波負荷の影響 図 7 に円板状き裂を持つ無限体に調和波(P 波)が伝ばする場合の動的応力拡大係数 K_I の計算結果⁽²⁾を示す。超音波疲労試験中に観察され

た最大のき裂長さは $2a=27\text{mm}$ であり、試験片中のき裂がこの長さに成長した段階でも試験片の共振周波数は低下せず 20kHz であった。き裂長さ $2a=27\text{mm}$ の円板状き裂を持つ無限体に調和波(P 波)が伝ばする場合、機械的性質が $E=206\text{GPa}$, $\nu=0.3$, $\rho=7850\text{kg/m}^3$ では

Fig. 5 Finite element mesh. (a) Central part of the round bar. (b) Vicinity of the spherical defect ($2a=100\mu\text{m}$).

Fig. 6 Stress distribution along r -axis ($\psi=\pi/2$) under P wave ($f=20\text{kHz}$) and under static tension, $2a=100\mu\text{m}$, $E=206\text{GPa}$, $\nu=0.3$, $\rho=7850\text{kg/m}^3$, σ_z : remote nominal stress in z -direction.

$$K_I = \frac{2}{\pi} F_I \sigma \sqrt{\pi a}, c_1 = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}}$$

Fig. 7 Stress intensity factor for a penny-shaped crack subjected to a harmonic stress wave⁽²⁾. ω : Angular frequency of incident wave, a : Radius of the penny-shaped crack, c_1 : Longitudinal wave velocity, E : Young's modulus, ν : Poisson's ratio, ρ : Mass density, σ : Stress amplitude of incident wave.

$\alpha/\alpha_0=2.85 \times 10^{-2}$ となり、動的応力拡大係数は静的応力拡大係数よりも 1%未満高いだけである。また、図 7 に示すように、き裂長さが小さいほど動的応力拡大係数は静的応力拡大係数に近づくので、超音波疲労試験でき裂の応力拡大係数に及ぼす繰返し速度の影響は無視できると考えられる。

以上の解析結果から、20kHz の超音波疲労試験においては直径 100 μm 以下の欠陥の応力集中並びにそれから発生したき裂の応力拡大係数に及ぼす調和応力波負荷の影響はほとんどないと考えられる。この結果は本実験結果のみならず、今後の超音波疲労試験結果を検討する際に役立つ。

4. 実験結果および考察

4・1 S-N 線図およびき裂進展速度に及ぼす予ひずみと繰返し速度の影響 図 8 に S10C 焼鈍し材および 10%の予ひずみ材の S-N 線図を示す。焼鈍し材および 10%の予ひずみ材はともに超音波疲労試験(20kHz, ひずみ速度 126/sec 相当)のほうが通常の引張圧縮疲労試験

Fig. 8 S-N data for annealed and 10% pre-stained specimens.

Fig. 9 Relationship between the crack growth rate and the stress intensity factor range (10% pre-stained and annealed).

試験(10Hz, ひずみ速度 $63 \times 10^{-2}/\text{sec}$ 相当)よりも疲労寿命が長く、疲労限度も高い。それぞれの疲労試験のひずみ速度は応力振幅が $\alpha_0=206\text{MPa}$ ($\epsilon_0=1 \times 10^{-3}$) の場合のひずみの正弦波から求めた最大ひずみ速度で近似している。通常の引張圧縮疲労試験に対する超音波疲労試験での疲労限度の上昇の割合は焼鈍し材も 10%の予ひずみ材もほぼ同じ程度である。また、レプリカで初めてき裂が観察された繰返し数をき裂発生回数 N_i とすると、超音波疲労試験および通常の引張圧縮疲労試験の N_i は N_f のほぼ 10 分の 1 であった。したがって、焼鈍し材と 10%の予ひずみ材はともにき裂発生回数 N_i も超音波疲労試験のほうが長い。

図 9 にき裂進展速度 da/dN と応力拡大係数幅 ΔK の関係を示す。応力拡大係数幅 ΔK は試験片表面に半円き裂が存在するものとし⁽⁹⁾, $\Delta\sigma=2\alpha_0$ として求めた。ここでは、直径、深さともに 100 μm の人工微小欠陥から発生したき裂が半円き裂の条件を満たすと考えられる表面き裂全長が 200 μm 以上のデータを使用している。図 9 からわかるように、き裂進展速度は通常の引張圧縮疲労試験よりも超音波疲労試験のほうが遅い。これは図 8 の S-N 特性と対応している。さらに、同一材料かつ同一試験を行った試験片はどれも応力振幅が高いほうがき裂進展速度も高い。これは微小き裂の観点から次のように説明できる。応力拡大係数 K_I は一般に式(1)で定義される。

$$K_I = C\sigma\sqrt{\pi a} \quad (1)$$

ここで、 C : き裂形状や試験片形状に関する係数、 σ : 無限遠方での応力、 a : き裂長さである。式(1)より K_I が一定で、 σ と a が異なる 2 つの場合を比較すると、 σ が大きいほうが a は小さい。また、き裂先端周辺の軸方向応力は厳密には $\sigma_y = K_I/\sqrt{2\pi r}$ ではなく、式(2)で表わされる。

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{1+r/a}{\sqrt{1+r/2a}} \quad (2)$$

ここで、 r : き裂先端からの距離である。 K_I および r が一定でも、 a が小さいほど ra は大きくなり、 σ_y は高い。すなわち、 K_I が一定の場合、微小き裂近傍の軸方向応力 σ_y は長いき裂よりも高い。したがって、微小き裂のほうがき裂先端近傍の応力状態が厳しくなり、き裂進展速度に図 9 のような応力依存性が現れたと考えられる。

S35C と S45C 鋼⁽⁹⁾, Ti-6Al-4V チタン合金⁽¹⁰⁾の疲労き裂進展特性は通常試験と超音波試験で一致している。これに対応して疲労寿命特性も高強度鋼⁽⁹⁾と切欠きを導入した Ti-6Al-4V チタン合金⁽¹¹⁾の疲労寿命特性も両試

験で差がない。一方、本研究の人工微小穴を導入した S10C を含めて低強度鋼⁽⁴⁾の疲労寿命は超音波試験の方が長くなり、疲労き裂進展は図 9 に示したように遅くなる。通常疲労と超音波疲労の相違についてはこれまでき裂発生・進展の観点から検討されてきたが、本研究の結果はき裂進展の観点、特に低強度材では微小き裂進展の観点からも検討する必要があることを示している。そこで、以下ではき裂先端の変形状態の観察と Split Hopkinson 棒試験結果に基づいた検討を行う。

4・2 き裂進展挙動の観察 図 10 に通常の引張圧縮疲労試験(10Hz)および超音波疲労試験(20kHz)での焼鈍し材のき裂の写真を示す。通常の引張圧縮疲労試験

Fig. 10 Crack emanating from a small artificial hole of an annealed specimen. (a) Crack under the conventional tension compression fatigue test, $R = -1$, $\sigma_a = 190\text{MPa}$, $N_f = 3.6 \times 10^5$, $N_f = 5.10 \times 10^5$. (b) Crack under the ultrasonic fatigue test, $R = -1$, $\sigma_a = 223\text{MPa}$, $N_f = 3.0 \times 10^6$, $N_f = 3.73 \times 10^6$.

Fig. 11 Crack emanating from a small artificial hole of a 10% pre-strained specimen. (a) Crack under the conventional tension compression fatigue test, $R = -1$, $\sigma_a = 220\text{MPa}$, $N_f = 2.3 \times 10^5$, $N_f = 2.93 \times 10^5$. (b) Crack under the ultrasonic fatigue test, $R = -1$, $\sigma_a = 258\text{MPa}$, $N_f = 1.1 \times 10^6$, $N_f = 1.44 \times 10^6$.

験での焼鈍し材にはき裂周辺の広い範囲で多くのすべり帯が観察された(図 10(a)). 一方、超音波疲労試験での焼鈍し材のき裂周辺にはすべり帯がほとんど観察されなかった(図 10(b)).

図 11 に通常の引張圧縮疲労試験(10Hz)および超音波疲労試験(20kHz)での 10% の予ひずみ材のき裂の写真を示す。通常の引張圧縮疲労試験では焼鈍し材と同様に 10% の予ひずみ材のき裂周辺の広い範囲ですべり帯が観察された(図 11(a)). 一方、超音波疲労試験では 10% の予ひずみ材のき裂近傍のみすべり帯が観察された(図 11(b)). 通常の引張圧縮疲労試験に比べて、焼鈍し材および 10% の予ひずみ材はともに超音波疲労試験でのすべり帯の発生が極めて少ない。この違いを明らかにするために、焼鈍し材の疲労試験後のき裂周辺の硬さを測定した。

図 12 に人工微小穴縁から試験片円周方向に 100μm 離れた場所での疲労試験後の焼鈍し材のき裂周辺の硬さ(測定荷重 50gf)を示す。通常の引張圧縮疲労試験片(10Hz)は応力振幅 190MPa、超音波疲労試験片(20kHz)は応力振幅 239MPa で疲労試験を行った結果である。通常の引張圧縮疲労試験後はき裂から軸方向に 300μm の範囲で試験片表面の硬さが上昇しており、き裂近傍の広い範囲で繰返し塑性変形による加工硬化が起こっていると考えられる。一方、超音波疲労試験後のき裂周辺の硬さはほとんど変化していない。このことと図 10 を併せて考えると、超音波疲労試験における疲労き裂の周辺ではき裂の進展にともなう塑性変形が極めて狭い領域に限定されていることになる。

Fig. 12 Vickers hardness in the vicinity of the crack at the annealed specimen surface.

Fig. 13 Dynamic stress-strain behavior of 0.13% carbon steel in compression.

4・3 動的応力-ひずみ曲線の計測とき裂先端の降伏特性 一般に、低炭素鋼に多く含まれるフェライト組織の結晶構造は体心立方格子である。体心立方格子は他の結晶構造に比べてらせん転位のパイエルス応力が非常に大きく、運動速度は小さい²⁾。そのため、フェライト組織は降伏点や引張強さなどの機械的性質に対してひずみ速度依存性を持ち、ひずみ速度が高いほど降伏点および引張り強さも高いことが知られている²⁾。そこで、本研究では疲労試験に用いたのと同じ材料の動的応力-ひずみ特性を Split Hopkinson 棒法で計測した。

図 13(a)に Split Hopkinson 棒法による衝撃圧縮試験で測定した S10C 焼鈍し材の応力-ひずみ線図を示す。図 13 の応力およびひずみはそれぞれ真応力、真ひずみである。衝撃圧縮試験のひずみ速度が高いほど、変形応力は高い。図 13(b)に衝撃圧縮試験および引張試験で得られた上降伏点と下降伏点を示す。ひずみ速度が高いほど上降伏点および下降伏点は高い。超音波疲労試験のひずみ速度(126/sec 相当)での上降伏点は 500MPa 程度であり、通常の引張圧縮疲労試験のひずみ速度(6.3×10^{-2} /sec 相当)での上降伏点 380MPa 程度よりも 34%高い。超音波疲労試験のひずみ速度では下降伏点は 400MPa 程度であり、通常の引張圧縮疲労試験のひずみ速度では 220MPa 程度である。

以上の焼鈍し材および 10%の予ひずみ材の結果をまとめて考察すると次のようになる。超音波疲労試験での応力の負荷は応力波の伝ばによって生じる。弾性波の伝ば速度 V_p は $\sqrt{E/\rho}$ に比例する。通常の引張圧縮疲労試験のような低ひずみ速度負荷でも超音波疲労試験のような高ひずみ速度負荷でも、本研究の条件下で

は応力拡大係数はほぼ等しいので弾性応力分布もほぼ等しい。しかし、実際にはき裂先端で降伏が起る。低ひずみ速度ではき裂先端の塑性域は Dugdale モデルで計算できる程度の寸法にまで広がる。一方、高ひずみ速度では塑性域は塑性応力波の伝ばによって形成され、塑性域寸法は塑性応力波の伝ば速度 V_p に影響を受ける。 V_p は $\sqrt{(d\sigma/d\varepsilon)/\rho}$ に比例し、 $d\sigma/d\varepsilon$ は動的応力-ひずみ曲線の加工硬化率である。超音波疲労試験ではき裂発生直後に塑性応力波の伝ばにより、き裂先端で降伏が起る。焼鈍し材では降伏点直後に $d\sigma/d\varepsilon$ は 0 に近い極めて小さな値となる。塑性域では V_p も 0 に近い値となり、超音波疲労試験でのき裂先端の塑性域は拡大が困難となる。この結果が図 10(b)に現れているのである。一方、10%の予ひずみ材では $d\sigma/d\varepsilon$ は若干増加するものの E に比べると桁違いに小さな値となる。10%の予ひずみ材では $d\sigma/d\varepsilon$ が焼鈍し材に比べて若干大きくなるので、図 11(b)に示すようなすべり帯がき裂近傍のみに観察されることになる。このように、塑性域の形成がき裂先端の狭い領域に限られるため、結果的にき裂進展速度が低下し、疲労寿命は長くなる。

5. 結 言

低炭素鋼 S10C 焼鈍し材および 10%予ひずみ材を用いて超音波疲労試験(20kHz, ひずみ速度 126/sec 相当)および通常の油圧サーボによる引張圧縮疲労試験(10Hz, ひずみ速度 6.3×10^{-2} /sec 相当)を行った。動的応力集中解析および動的応力-ひずみ曲線の計測も行い、疲労強度およびき裂進展挙動に及ぼす繰返し速度の影響を明らかにした。結果は以下のようにまとめられる。

(1) 円孔を持つ無限板および中心に球状欠陥を持つ丸棒に 20kHz の P 波が伝ばする場合の動的応力集中を解析した。直径 1mm 以下の円孔や球状欠陥の動的応力集中係数は静的応力集中係数とほぼ等しい。このことから、超音波疲労試験では直径 1mm 以下の球状欠陥の応力集中係数に及ぼす繰返し速度の影響は無視できる。この結論はその他の欠陥や介在物などの影響にも応用できるものと考えられる。

(2) 円板状き裂を持つ無限体に 20kHz の P 波が伝ばする場合の動的拡大係数を計算した。超音波疲労試験で観察された最大き裂長さ $2a=27\text{mm}$ が円板状き裂長さである場合、動的応力拡大係数は静的応力拡大係数とほぼ等しい。き裂が小さいほど動的応力拡大係数は静的応力拡大係数に近づくので、超音波疲労試験でのき裂の応力拡大係数に及ぼす繰返し速度の影響は無視できると考えられる。

(3) 焼鈍し材および 10% の予ひずみ材はともに超音波疲労試験の方が通常の引張圧縮疲労試験よりも疲労寿命が長く、疲労限度も高い。また、き裂進展速度は超音波疲労試験の方が遅い。

(4) Split Hopkinson 棒法による衝撃圧縮試験により高ひずみ速度での応力-ひずみ線図を求めた。S10C はひずみ速度が高いほど降伏点および変形応力が高い。これは S10C に多く含まれるフェライト組織のらせん転位の運動により引き起こされると考えられる。

(5) 通常の引張圧縮疲労試験での焼鈍し材および 10% の予ひずみ材ともにき裂周辺の広い範囲ですべり帯が観察された。一方、超音波疲労試験では焼鈍し材のき裂近傍にはすべり帯がほとんど観察されず、10% の予ひずみ材はき裂近傍のみにすべり帯が観察された。超音波疲労試験ではき裂先端の塑性域寸法は塑性応力波の伝ば速度に影響を受ける。塑性応力波の伝ば速度は加工硬化率の平方根 $\sqrt{d\sigma/de}$ に比例するので、降伏後の $d\sigma/de$ の値が小さい焼鈍し材では塑性域の拡大が困難となり、すべり帯は発生しない。一方、10% の予ひずみ材では降伏後の $d\sigma/de$ の値が焼鈍し材より若干増加するためにき裂近傍のみにすべり帯が発生する。塑性域の形成はき裂先端の狭い領域に限られるためにき裂進展速度が低下し、疲労寿命が長くなる。

謝 辞

本研究は平成 14-18 年度科学研究補助金「特別推進研究」課題番号 14001002 の交付を受けて行われたものである。また、著者の一人は日本学術振興会の特別研究員であり、本研究は科学研究費補助金（特別研究員奨励費）の交付を受けて行ったものであることを記し、

謝意を表する。

Split Hopkinson 棒法による衝撃圧縮試験に御協力いただいた Ecole Polytechnique の G. Gary 博士に謝意を表する。また、有益なご討論をいただいた九州大学工学研究院、松岡三郎助教教授にも謝意を表する。

参考文献

- (1) 内藤武志・植田秀夫・菊池雅男, 材料, **32**-361 (1983), 1162-1166.
- (2) Naito, T., Ueda, H. and Kikuchi, M., *Met. Trans. A*, **15A** (1984), 1431-1436.
- (3) 江村秀樹・浅見克敏, 機論, **55**-509, A (1989), 45-50.
- (4) 阿部孝行・金澤健二, 材料, **45**-1 (1996), 9-15.
- (5) 村上敬宜・植田徹・野本哲志・村上保夫, 機論, **66**-642, A (2000), 311-319.
- (6) Wang, Q. Y., Berard, J. Y., Dubarre, A., Baudry, G., Rathery, S. and Bathias, C., *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, **22** (1999), 667-672.
- (7) 石井仁・山中一史・東郷敬一郎, 第 25 回疲労シンポジウム講演論文集 (2000), 199-202.
- (8) 古谷佳之・松岡三郎・阿部孝行・山口弘二, 機論, **68**-667, A (2002), 99-105.
- (9) 阿部孝行・古谷佳之・松岡三郎, 機論, **70**-696, A (2004), 1050-1057.
- (10) Ritchie, R. O., Davidson, D. L., Boyce, B. L., Campbell, J. P. and Roder, O., *Fatigue Fract. Enging. Mater. Struct.*, **22** (1999), 621-631.
- (11) 竹内悦男・古谷佳之・長島伸夫・宮原健介・松岡三郎, 機論, **70**-696, A (2004), 1124-1130.
- (12) Mayer, H., Papakyriacou, M., Pippan, R. and Stanzl-Tschegg, S., *Mater. Sci. Eng.*, **A314** (2001), 48-54.
- (13) Tsutsumi, N., Shiromoto, A. and Murakami, Y., *Proc. Inter. Conf. ATEM 2003*, (2003), OS11W0374.PDF.
- (14) 菊川真・大路清嗣・小倉敬二, 機論, **32**-235 (1966), 363-370.
- (15) 栗谷丈夫・片桐一宗, 機論, **34**-261 (1968), 833-841.
- (16) Stanzl-Tschegg, S. E., *Fatigue '96*, **3** (1996), 1187, Pergamon Press.
- (17) Pao, Y. H., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, **29** (1962), 299-305.
- (18) Timoshenko, S. P. and Goodier, J. N., *Theory of Elasticity*, (1970), 396-398, McGraw-Hill.
- (19) Sih, G. C. and Loeber, J. F., *J. Acoust. Soc. Am.*, **46** (1968), 711-721.
- (20) Mal, A. K., *Inter. J. Eng. Sci.*, **8** (1970), 381-388.

- (21) Chen, E. P. and Sih, G. C., *Elastodynamic crack problems*, (1977), 119-212, Noordhoff.
- (22) Murakami, Y.; Editor-in-chief, *Stress Intensity Factors Handbook*, **2** (1987), 1430-1432, Pergamon Press.
- (23) Murakami, Y.; Editor-in-chief, *Stress Intensity Factors Handbook*, **2** (1987), 659-665, Pergamon Press.
- (24) 松尾彰敏・來海博央・江上登・西村繁仁, 日本機械学会 2003 年度年次大会講演論文集, 137-138.
- (25) 加藤雅治, 入門云位論, (2003), 115-117, 裳華房.
- (26) Manjoine, M. J., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, **11** (1944), A211-A218.
- (27) 石橋正, 金属の強さ, (1961), 23-25, 養賢堂.
-