低サイクル疲労におけるヤング率とポアソン比*

松岡 三郎**, 湯山 道也**, 西島 敏**

Young's Modulus and Poisson's Ratio on Low-Cycle Fatigue

Saburo MATSUOKA, Michinari YUYAMA, and Satoshi NISHIJIMA

Axial and diametral-strain-controlled low-cycle fatigue tests were performed on carbon and low-alloy steels with both an axial and a diametral extensometer mounted on the same cylindrical specimen. The results obtained are summarized as follows. (1) Young's modulus, E , under cyclic plastic deformation was given by $E = \sigma_a / \varepsilon_{ea}^t = \sigma_a / (\varepsilon_{ea}^t - \varepsilon_{pa}^t)$, where σ_a is stress amplitude, and ε_{ea}^t , ε_{ea}^t and ε_{pa}^t are total, elastic and plastic strain amplitudes in the axial direction, respectively. E was nearly equal to 206 GPa when $\varepsilon_{pa}^t = 0$, while it decreased with increasing ε_{pa}^t . (2) Poisson's ratio for elastic and plastic strain, $\nu_e = -(\varepsilon_{ea}^d / \varepsilon_{ea}^t)$ and $\nu_p = -(\varepsilon_{pa}^d / \varepsilon_{pa}^t)$, were nearly equal to 0.3 and 0.5, respectively, where ε_{ea}^d and ε_{pa}^d are diametral elastic and plastic strain amplitudes. (3) Strain-fatigue life properties for axial and diametral strain-controlled tests were coincident each other when the axial strain was calculated from the measured diametral strain through an equation of transformation on the assumption that $E = 206$ GPa, $\nu_e = 0.3$ and $\nu_p = 0.5$.

Key Words: Metallic Materials, Low-Cycle Fatigue, Axial Strain, Diametral Strain, Young's Modulus, Poisson's Ratio

1. 緒 言

低サイクル疲労試験においては応力とひずみ関係が図1の模式図に示すようにヒステリシスループを描くので全ひずみ振幅 ε_{ta} を弾性ひずみ振幅 ε_{ea} と塑性ひずみ振幅 ε_{pa} に分ける必要がある。この方法として次の2種類が考えられる。

(1) 図1のように $\sigma = 0$ 時のヒステリシスループ幅より塑性ひずみ振幅 ε_{pa} を決め、次に弾性ひずみ振幅 $\varepsilon_{ea} = \varepsilon_{ta} - \varepsilon_{pa}$ を決める。

(2) 弾性ひずみ振幅を $\varepsilon_{ea} = \sigma_a / E_0$ で決め、次に塑性ひずみ振幅 $\varepsilon_{pa} = \varepsilon_{ta} - \varepsilon_{ea}$ を決める。ここで、 σ_a は応力振幅、 E_0 はヤング率である。

(1)の方法では ε_{pa} を実験的に決めることができるが、 ε_{ea} の中にバウシingerひずみ ε_r が含まれる。一方、(2)の方法は理論計算や数値計算において用いられ、便利であるが、 E_0 を実測または仮定しなくてはならず、さらに ε_{pa} の中に ε_r が含まれる。

また、低サイクル疲労試験は平行部付試験片を用いて軸ひずみを制御する場合と砂時計形試験片を用いて

径ひずみを制御する場合の両方が規格化されており、実測の径ひずみは次式を用いて軸ひずみに換算される⁽¹⁾。

$$\varepsilon_{ta}^t = \sigma_a / E_0 - \varepsilon_{pa}^t / \nu_p - (\nu_e \cdot \sigma_a) / (\nu_p \cdot E_0) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、

$$\nu_e = -(\varepsilon_{ea}^d / \varepsilon_{ea}^t) \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\nu_p = -(\varepsilon_{pa}^d / \varepsilon_{pa}^t) \quad \dots\dots\dots (3)$$

図1 ヒステリシスループの模式図

* 昭和61年11月26日 第941回講演会において講演、原稿受付 昭和61年5月24日。

** 正員、金属材料技術研究所 (〒153 東京都目黒区中目黒2-3-12)。

表 1 熱処理条件と機械的性質

Material	Heat treatment	σ_y (N/mm ²)	σ_b (N/mm ²)	δ (%)
S35C (Heat C, G, K)	865N	396	565	36
	550T	414	617	32
	600T	587	780	24
	865 °C/0.5h, WQ	480	656	28
	650T	513	669	29
S45C (Heat B, F, I)	845N	432	659	27
	550T	462	672	30
	600T	702	863	20
	845 °C/0.5h, WQ	551	774	23
	650T	588	730	25
SCr440 (Heat D, H, J)	550T	903	1006	18
	600T	813	921	21
	855 °C/0.5h, OQ	845	953	21
	650T	717	840	25
	650T	775	864	23
SCM435 (Heat B, K, N)	550T	1011	1085	18
	600T	859	973	20
	855 °C/0.5h, OQ	967	1067	20
	650T	775	864	23
	650T	775	864	23

図 2 軸用と径用の伸び計の取付状態

ここで、ひずみの上側に付けた文字 l と d はそれぞれ軸ひずみと径ひずみを表している。 ν_e と ν_p は弾性ひずみと塑性ひずみに対するポアソン比で、以後弾性ポアソン比、塑性ポアソン比と呼ぶ。なお、式(1)においては ϵ_{ea} と ϵ_{pa} の定義法は前述の(2)の方法によっている。

以上のように E_0 , ν_e , ν_p の値は低サイクル疲労データを整理するような身近な問題でも必要である。しかし、一般には教科書やデータ集⁽²⁾に記載されている $E_0 = 206$ GPa, $\nu_e = 0.3$, $\nu_p = 0.5$ が用いられており、低サイクル疲労試験下でこれらを実測し、検討した研究⁽³⁾は非常に少ない。

著者らは国産の機械構造用鋼につき合計で 15 鋼種、62 チャージの材料にわたって低サイクル疲労に関する系統的な基礎研究⁽⁴⁾⁽⁵⁾を実施し、その結果を踏まえて同鋼種の低サイクル疲労特性に関するデータシート作成⁽⁶⁾を開始した。これらの研究においては軸ひずみ制御試験を採用したが、データシート作成に用いた S 35 C, S 45 C, SCr 440, SCM 435 の 4 鋼種、12 チャージの材料については径ひずみの測定も同時に実施してきた。本報では、これらの結果に基づき低サイクル疲労時におけるポアソン比とヤング率について報告す

図 3 パーソナルコンピュータシステム

る。また、一部径ひずみ制御試験も行い、その結果を軸ひずみ制御試験結果と比較する。

2. 供 試 材

供試材は炭素鋼 S 35 C と S 45 C, 低合金鋼 SCr 440 と SCM 435 の熱間圧延丸棒であり、それぞれ 3 チャージずつ採取した。これらの材料の製造履歴、化学成分、熱処理条件、機械的性質に関する情報は金属材料技術研究所疲れデータシート No. 38, 39 (1984), No. 44 と 45 (1985)⁽⁶⁾に示したが、便宜のために表 1 には熱処理条件と機械的性質を示す。フェライト/パーライト組織の焼ならし材と高温焼もどしマルテンサイト組織の調質材がある。なお、表 1 で機械的性質の値が 3 個の場合は 3 チャージ、1 個の場合は 1 チャージについて熱処理を施し、引張試験と疲労試験をそれぞれ行った。

3. 実 験 方 法

3.1 低サイクル試験 図 2, 3 に示すように、試験片は直径 8 mm, 平行部長さ 16 mm の平滑丸棒試験片に軸ひずみ用と径ひずみ用のゲージ式伸び計をいっしょに取付け、容量 50 kN サーボ油圧式試験機を用いて室温で行った。伸び計の標点間距離はともに 8 mm である。制御対象は軸方向の全ひずみ ϵ_{ia} とした

が、径方向の全ひずみ $\epsilon_{\text{ta}}^{\text{t}}$ を制御する試験も一部実施した。試験速度は $5 \times 10^{-3}/\text{s}$ である。

3.2 データ集録 主に弾性域内で荷重制御高サイクル試験に比べて、塑性変形を伴うひずみ制御低サイクル試験では所定の繰返し数ごとにヒステリシスループを記録し、それぞれのループに対応した応力振幅や塑性ひずみを求める必要があるため、データ量と計算量はかなり大きくなる。そこで、図3に示すようなパーソナルコンピュータによるデータ集録システムを用いた。このシステムの概要は次のとおりである。

(1) 荷重、軸ひずみ、径ひずみの値を同時刻に集録するため、サンプルホールドをマルチプレクサの前に配置した。コンピュータへの全取り込み時間は一点あたり2msである。また、コンピュータは62KBのメモリを有している。

(2) 軸と径ひずみの両方に対するヒステリシスループの集録例を図4に示す。プラス印は集録点であり、これらをスプライン関数で結んで実線で示した。集録点数は上下ループで等応力間隔に30点ずつとし、ループ両端の点は試験機の関数発生器が発振するパルス信号を利用して割り込み取得した。

(3) 上記のループデータは繰返し数が対数目盛上で等間隔($=0.1$) 増えるごとにコンピュータ内のメモリに保存し、試験後にプリンタやフロッピーディスクに出力するようにした。

4. 実験結果と考察

4.1 ヤング率とポアソン比 軸ひずみ制御試験のもとで得られたヤング率、弾性ポアソン比と塑性ポアソン比について述べる。

4.1.1 ヤング率 ヤング率は弾性変形下での応

力と軸ひずみ関係のこう配と定義されているが、図1、4に示したような塑性変形を伴う繰返し変形下では便宜上次式で定義した。

$$E = \sigma_a / \epsilon_{\text{ea}}^{\text{t}} = \sigma_a / (\epsilon_{\text{ia}}^{\text{t}} - \epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}}) \quad (4)$$

全ひずみを一定に制御している場合には、周知のように材料の繰返し変形挙動に対応して、応力振幅と塑性ひずみ振幅の値は繰返し数とともに変化するが⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾、ここでは破断繰返し数の1/2の時の値を代表値として用いた。また、弾性と塑性ひずみ成分の分離は実験的に容易な緒言で述べた(1)の方法、すなわち塑性成分 $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}}$ をヒステリシスループ幅から決め、次に弾性成分 $\epsilon_{\text{ea}}^{\text{t}} = \epsilon_{\text{ia}}^{\text{t}} - \epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}}$ を決めた。そこで、 $\epsilon_{\text{ea}}^{\text{t}}$ の中にパウシンガーひずみ $\epsilon_{\text{f}}^{\text{t}}$ が含まれている。

図5に式(4)で決定したヤング率 E を軸塑性ひずみ振幅 $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}}$ に対して示す。ばらつきが多少あるが、全体的傾向としては $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}} = 0$ 付近の E 値はデータ集⁽²⁾などに記載されている値($=260 \text{ GPa}$)に近いが、 $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}}$ が大きくなるにつれて E 値は低下している。この原因は $\epsilon_{\text{ea}}^{\text{t}}$ の中にパウシンガーひずみ $\epsilon_{\text{f}}^{\text{t}}$ が含まれていることによる。いま、真の弾性ひずみを $\epsilon_{\text{ea},0}^{\text{t}}$ 、真のヤング率を E_0 とすると次式の関係が得られる。

$$\epsilon_{\text{f}}^{\text{t}} / \epsilon_{\text{ea},0}^{\text{t}} = \frac{E_0}{E} - 1 \quad (5)$$

そこで、 $E_0 = 206 \text{ GPa}$ 、図5で $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}} = 1.5\%$ 付近で $E = 170 \text{ GPa}$ を仮定すると、 $\epsilon_{\text{f}}^{\text{t}} / \epsilon_{\text{ea},0}^{\text{t}} = 0.21$ となり、 $\epsilon_{\text{ea}}^{\text{t}} (= \epsilon_{\text{ea},0}^{\text{t}} + \epsilon_{\text{f}}^{\text{t}})$ の中には本実験の範囲内では最大で20%程度のパウシンガーひずみが含まれていることになる。この場合の $\epsilon_{\text{f}}^{\text{t}}$ の $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}}$ に対する割合は、 $\epsilon_{\text{ea},0}^{\text{t}} = \sigma_a / E_0$ であるので、最も低強度のS35C焼ならし材において約3%になる。この材料の $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}} \approx 1.5\%$ 時の σ_a は約450 MPaである⁽⁶⁾。

図4 軸方向と径方向のヒステリシスループの集録例

図5 ヤング率 E と軸塑性ひずみ振幅 $\epsilon_{\text{pa}}^{\text{t}}$ の関係

4・1・2 弾性ポアソン比 図6に式(2)より求めた弾性ポアソン比 ν_e を軸塑性ひずみ振幅 ϵ_{pa}^l に対して示す。 ϵ_{pa}^l が大きくなると ν_e のばらつきが大きくなるが、図5のEの場合とは異なり、 ν_e は ϵ_{pa}^l に依存せず、ほぼ0.3となった。

上述したように、弾性ひずみ振幅 ϵ_{ea} の中には本実験の範囲内では最大で20%程度のバウシingerひずみ ϵ_r が含まれていた。この点を考慮すると、図6に示した弾性ポアソン比 ν_e は真の値 $\nu_{e,0}$ との間に次式の関係が成立する。

$$\nu_e = \nu_{e,0} \times \frac{1 + \epsilon_r^d / \epsilon_{ea,0}^d}{1 + \epsilon_r^l / \epsilon_{ea,0}^l} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、軸方向の $\epsilon_r^l / \epsilon_{ea,0}^l$ 比と径方向の $\epsilon_r^d / \epsilon_{ea,0}^d$ 比が同じになることは容易に想像できるから、 ν_e は $\nu_{e,0}$ に等

しいと考えられる。

4・1・3 塑性ポアソン比 図7に塑性ポアソン比 ν_p と軸塑性ひずみ振幅 ϵ_{pa}^l の関係を示す。 ν_p は $\epsilon_{pa}^l < 1\%$ の範囲では0.5を境として上下にばらついているが、 ϵ_{pa}^l が大きくなるにつれて上側に大きくばらつくようになり、結果として図6の ν_e の場合よりばらつきが著しく大きくなった。

図8に塑性ポアソン比 ν_p と繰返し数比 N/N_f の関係を、軸全ひずみ ϵ_{ta}^l をパラメータにし、S45C鋼、Iチャージの焼ならし材の場合を例にして示す。ここで、 N_f は破断繰返し数である。 $\epsilon_{ta}^l = 0.4, 0.6$ と0.9%の場合には $\nu_p \approx 0.5$ で、 N/N_f にほとんど依存していないが、 $\epsilon_{ta}^l = 1.4\%$ の場合には ν_p は N/N_f の増加につれて増大しており、これが図7における高ひずみ側での ν_p の大きなばらつきの原因になっている。

また、図7の結果を材料に注目して調べると、○印の焼ならし材のほうが△印と□印の焼入れ・焼もどし材においてよりは ν_p のばらつきが小さくなっている。この場合ほど明確ではないが、同様の傾向は図5のヤング率、図6の弾性ポアソン比の場合にも見られる。当然のことながら、焼ならし材はフェライト/パーライト組織、焼入れ・焼もどし材は焼もどしマルテンサイト組織である。さらに、前報⁽⁴⁾⁽⁵⁾の結果によると、焼入れ・焼もどし材は著しい繰返し軟化を示すのに対して、焼ならし材は安定な繰返し変形挙動を示す。

以上、この節で得た結果によると、ヤング率、弾性と塑性ポアソン比の各々の値は繰返し塑性変形下でも教科書やデータ集⁽²⁾に記載されている値($E=206$ GPa, $\nu_e=0.3$, $\nu_p=0.5$)に近いと考えられる。しかし、繰返し変形のもとではバウシingerひずみの取扱いに注意する必要がある。また、高ひずみ域で ν_p が0.5より著しく大きくなる点についてはさらに検討が必要で、これには以下の軸ひずみと径ひずみの対応関係を調べるのが役立つと考えられる。

図6 弾性ポアソン比 ν_e と軸塑性ひずみ振幅 ϵ_{pa}^l の関係

図7 塑性ポアソン比 ν_p と軸塑性ひずみ振幅 ϵ_{pa}^l の関係

図8 塑性ポアソン比の試験中の変化

4・2 軸ひずみと径ひずみの関係 今まで $N_f/2$ のときの安定なヒステリシスループの両端の2点と $\sigma=0$ 上の2点の合計4点のみを対象にしてきたが、ここではループ上のすべての点を対象にする。

4・2・1 全ひずみの軸方向と径方向の関係 図9の縦軸は径全ひずみ ε_d^t 、横軸は軸全ひずみ ε_t^t であり、S45C鋼の焼ならし材の結果を $\varepsilon_{ta}^t=0.4$ と1.4%の場合について示してある。この関係はループを描く。同様な結果は他の研究者⁽³⁾によっても報告されている。この原因は、図4も参照するとわかりやすいが、 ε_{ta}^t と ε_{ta}^t 関係のこう配が弾性ひずみ成分が支配的な場合には $\nu_e (=0.3)$ に近く、塑性ひずみ成分が多くなると $\nu_p (=0.5)$ に近くなることによる。

4・2・2 塑性ひずみの軸方向と径方向の関係 図9の結果を塑性ひずみどうしの関係で整理して図10に示す。軸と径塑性ひずみ ε_p^t と ε_p^d は次式

$$\varepsilon_p^t = \varepsilon_t^t - \sigma/E \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\varepsilon_p^d = \varepsilon_t^d - \nu_e \cdot \sigma/E \quad \dots\dots\dots (8)$$

で計算した。その際に、ヤング率 E と弾性ポアソン比 ν_e は図5、6の結果より $E (=E_0)=206$ GPa, $\nu_e (=$

$\nu_{e,0})=0.3$ と仮定した。そこで、式(7)、(8)で求めた塑性ひずみ振幅にはパウシンガーひずみが含まれているが、その割合は4・1・1項で述べたように小さい。図10の結果をまとめると次のようになる。

(1) 軸と径方向の塑性ひずみどうしの関係はループを描かなかった。

(2) 図8では ν_p は径方向の $\sigma=0$ 上のヒステリシスループ幅を軸方向のそれと除して求めたが、これは図10の関係では両極端の2点を結んだ直線のこう配に等しい。このようにして求めた ν_p 値を図10の右上に示した。図10(a)の場合には ε_p^t と ε_p^d は直線で、そのこう配は0.5となった。一方、図10(b)の場合には試験片が伸びている状態ではこの配は0.5に近かったが、縮んだ状態では0.5より大きくなり、そのため両端を直線で結んで得られる平均的な ν_p 値は0.64となった。

4・2・3 軸方向の全ひずみの実測値と換算値の比較

最後に式(1)を用いて径ひずみを軸ひずみに換算し、それと実測の軸ひずみとの関係を図11に示す。計算に際しては、 $E=206$ GPa, $\nu_e=0.3$ を仮定し、 ν_p は

図9 軸と径方向の全ひずみの関係
S45C(a), (b) $\varepsilon_{ta}^t=0.4, 1.4\%$

図10 軸と径方向の塑性ひずみの関係
S45C(a), (b) $\varepsilon_{ta}^t=0.4, 1.4\%$

図11 全ひずみの実測値と換算値の関係
S45C(a), (b) $\varepsilon_{ta}^t=0.4, 1.4\%$

図 11 中に示したヒステリシスループの幅より求めた値を用いた。 $\epsilon_{ia}^e=0.4$ と 1.4% の場合ともに実測値と換算値は実線で示すようによく一致した。 $\epsilon_{ia}^e=1.4\%$ の場合には ν_p の実測値が 0.64 であったので、 $\nu_p=0.5$ と仮定した場合も計算し、点線で示した。この場合は換算値のほうが実測値よりも大きくなり、また両者の間でループが生じた。

以上、この節では $E=206$ GPa, $\nu_e=0.3$ の仮定のもとに、一サイクル中の軸と径方向の塑性ひずみの関係、すなわち ν_p の変化を調べたことになる。図 10(b)の結果によると、 ν_p が 0.5 より上側にずれる挙動は圧縮時に塑性ひずみが軸方向よりも径方向で大きくなるのが原因である。このような挙動を最も簡単に説明するためには試験片が圧縮時に太鼓状になると考えればよいが、実証はできておらず、今後他の考え方も含めて検討する必要がある。

4.3 低サイクル疲労特性 以上、軸ひずみ低サイクル疲労試験下におけるヤング率とポアソン比について検討してきたが、実際の問題としては低サイクル疲労特性が軸ひずみ試験と径ひずみ試験の間で差があるかどうかは重要である。ここでは、一部実施した径ひずみ制御試験結果を加えて、この点について述べる。

図 12 は軸方向の全ひずみ振幅と破断繰返し数の関係を示している。図 12(a) は実測の全軸ひずみ振幅でまとめた結果。○, △, □ の記号は軸ひずみ制御試験結果、+ と × の記号は径ひずみ制御試験下で実測された全軸ひずみでまとめた結果である。これらの結果は多少ばらついているが、材料や制御方法には依存しなかった。

図 12(b) は式 (1) を用いて実測の径ひずみを軸ひずみに換算して整理した結果である。ここで、 $E=206$ GPa, $\nu_e=0.3$, $\nu_p=0.5$ と仮定した。図 12(b) 中の横線は図 12(a) の各々の全ひずみレベルと対応しており、 N_f は同じ試験片で得ているので、そのばらつき幅は図 12(a), (b) で等しい。換算した全軸ひずみを用いて整理した結果は実測値による結果とよく一致したが、換算値を用いた場合には高ひずみ側で上側にばらつく傾向となった。このことをさらに明確にするために、図 13 に実測の全ひずみ振幅と換算した全ひずみ振幅の関係を示す。両者の関係は低ひずみ側では非常によいが、高ひずみ側では図 7 の塑性ポアソン比の挙動を反映して換算値は大きく上側にばらついている。ただし、この差は図 12(b) の両対数グラフ上では目立たない。

なお、径ひずみ制御試験で得た、 E , ν_e , ν_p はそれぞ

れ + と × 印を用いて図 5~7 に示したが、それらは軸ひずみ制御試験で得た結果と同傾向となった。

この節では軸ひずみ制御と径ひずみ制御による低サイクル疲労特性の関係について述べたが、 $E=206$ GPa, $\nu_e=0.3$, $\nu_p=0.5$ を用いて式 (1) により実測の径ひずみを軸ひずみに換算すると、両制御法による疲労特性は高ひずみ側で多少異なるが、低ひずみ側では非常によく一致することが明らかになった。しかし、この結論は平行部付きの丸棒試験片において得られたもので、通常径ひずみ制御試験に用いられる砂時計形試験片においては異なる可能性がある。Bui-Quoc ら⁽³⁾ は低サイクル疲労特性に対して試験片形状の影響があることを報告し、その原因として砂時計形試験片では肩部の拘束のため、塑性変形が押さえられることを挙げている。また、図 7 で ν_p が高 ϵ_{pa}^e 側で上側にばらつ

(a) 実測値

(b) 換算値

図 12 軸方向の全ひずみ振幅と疲労寿命の関係

図 13 軸方向の全ひずみ振幅の実測値と換算値の関係

く原因は図 10(b)の一サイクル中の軸と径方向の塑性ひずみの関係から圧縮時に試験片が太鼓状になることによる可能性を示したが、この挙動は試験片肩部の拘束を考慮に入れると理解しやすい。本研究では ASTM 規格⁽¹⁾に従って肩部の影響を除くため軸伸び計の外側に直径の 1/2 の平行部が存在するようにしたが、図 7 の ν_p に関する結果は ε_{pa} が 1% 以上になると ASTM 規格でも不充分であることを示唆している。

5. 結 論

機械構造用炭素鋼 S 35 C と S 45 C および低合金鋼 SCr 440 と SCM 435 を用い、同一の平行部付き丸棒

試験片に軸伸び計と径伸び計を取付け、軸ひずみ制御または径ひずみ制御による低サイクル疲労試験を実施し、次の結論を得た。

(1) 繰返し塑性変形下のヤング率 E は塑性ひずみ振幅の減少とともに増加し、弾性変形域では 206 GPa になることを明らかにした。この原因は繰返し塑性変形下で生じるバウシinger ひずみによる。

(2) 軸塑性ひずみ振幅が 1% 以下では、弾性ひずみと塑性ひずみに対するポアソン比 ν_e と ν_p はそれぞれ約 0.3 と 0.5 になった。軸塑性ひずみが 1% 以上になると両ポアソン比はばらつきが大きくなり、この挙動は試験片が圧縮時に太鼓状になることと関連するものと考えられる。

(3) 軸ひずみ制御と径ひずみ制御による低サイクル疲労寿命特性を、 $E=206$ GPa, $\nu_e=0.3$, $\nu_p=0.5$ のもとで実測の径ひずみを軸ひずみに換算して比較するとよく一致した。

文 献

- (1) ASTM Standard, E 606-77 T (1980).
- (2) 日本機械学会編, 日本機械学会技術資料, 金属材料の弾性係数 (昭 55).
- (3) Bui-Quoc, T. and Biron, A., *Exp. Mech.*, (1978), 127.
- (4) 西島・ほか 4 名, 機論, 46-412, A (昭 55), 1314.
- (5) 西島・ほか 4 名, 機論, 50-453, A (昭 59), 1011.
- (6) 金属材料技術研究所疲れデータシート, No. 38, 39 (昭 59), No. 44, 45 (昭 60).
- (7) 幡中・藤岡, 機論, 50-451, A (昭 59), 291.
- (8) 幡中・ほか 2 名, 機論, 51-465, A (昭 60), 1273.

討 論

〔質問〕 幡 中 憲 治 (山口大学工学部)

以下の三点につきご意見をいただければ幸いです。

(1) 砂時計形試験片による径方向ひずみ制御試験結果と円柱形試験片による軸方向ひずみ制御試験結果とを比較すると、軸方向ひずみ-疲労寿命曲線は高ひずみ域において、砂時計形試験片において円柱形試験片におけるより長寿命側に位置する^{(3)(付 1)}。これについてご見解を賜れば幸いです。

(2) Bui-Quoc 氏⁽³⁾および質問者ら^(付 1)は、それぞれ、 ν_p は 0.5 よりも小さい $\nu_p=0.48$ (SUS 304 Stainless steel) および $\nu_p=0.45$ (SNCM 439 調質材) を得ている。この点につきご意見があれば承りたい。

(3) 軸方向ひずみ制御試験と径方向ひずみ制御試験

で得られる繰返し応力-ひずみ曲線を比較した結果はどうか。データをお持ちならお示しいただければ幸いです。

〔回答〕 (1) ご質問の理由は砂時計形試験片の肩部の拘束のため塑性ひずみが拘束された⁽³⁾と考えるのが妥当だと思う。本論文中でも述べたが、円柱形試験片に伸び計を ASTM 規格⁽¹⁾を満たして取付けた場合でも高ひずみ側で試験片肩部の拘束の影響が現れ、これが塑性ポアソン比が 0.5 より上側に大きくばらつく原因と考えた。

(2) S35C と S45C 鋼の焼ならし材と焼もどし材、SCr440 と SCM435 鋼の焼もどし材を用いた本実験範囲内では ν_p は材料により個々の値を有するという結論は得られず、低ひずみ側においては 0.5 を境として

付図 1

上下にばらついた。

(3) 付図 1 に S45C と SCr440 鋼の焼もどし材で得られた繰返し応力-ひずみ曲線を示す。白抜き印は径ひずみ制御試験のもとで軸ひずみを実測した場合、黒抜き印は径ひずみより軸ひずみを換算した場合である。軸ひずみを換算した結果は実測した結果よりも高ひずみ側で右側にずれており、本文中の図 13 の結果と同傾向となる。また、これらの径ひずみ制御試験の結果は実線で示した軸ひずみ制御試験結果のばらつき範囲内にある。

(付 1) 潘中・藤満, 機論, 52-484, A(昭 61), 2566.