一般構造用圧延鋼材 SS400 の疲労過程における塑性ひずみ幅の変化* (ロジスティック解析に基づく解明)

服 部 修 次*¹, 後 藤 光 昭*²

Variation in Plastic Strain Range of a Rolled Steel for General Structures SS400 during Fatigue Process (Based on Logistic Analyses)

Shuji HATTORI*³ and Mitsuaki GOTOH*³ Fukui University, Dept. of Mechanical Engineering, 3-9-1, Bunkyo, Fukui-shi, Fukui, 910-8507 Japan

The plastic strain range of stress-strain curve during fatigue process was measured for an annealed and a rolled steel for general structure SS400. It was found that variation in plastic strain range $\Delta\epsilon_p$ was expressed using movable dislocation density ρ and Burgers vector b . The movable dislocation density was estimated from the plastic strain range and was expressed as a function of the number of stress cycles n by the following equations using a model based on the multiplication and annihilation process of dislocations. $\Delta\epsilon_p = \sqrt{\rho} b$, $\rho = 1 / \left(\frac{\beta}{\alpha} + \frac{1}{\rho_0} e^{-\alpha n} + \frac{\beta k}{\alpha} n \right)$. It was concluded that the calculation using this equation corresponds well with plastic strain range.

Key Words: Fatigue, Iron and Steel, Dislocation, Logistic Curve, Softening, Hardening

1. 緒 言

金属材料の疲労過程における性質の変化に関する研究は、疲労き裂発生予測、疲労限度やき裂進展機構の解明、疲労破壊を防止するための余寿命予測法の確立を遂行する上で極めて重要な課題である。そのためには、疲労過程で検出される物理量の基本的な理解と定量的な記述が不可欠である。

最近、レーザスペックセンサを用いて求められた材料の表面粗さの変化、また磁気的物理量の変化、AE カウントの総数の変化は転位の運動、または転位の集積と深く関係していることが明らかにされている⁽¹⁾。著者の一人ら⁽²⁾は先に、高サイクル疲労過程における炭素鋼の焼なまし材の転位密度の変化は、初期には緩やかに、その後、急速に増加して次第に一定値に近づく、いわゆるロジスティックカーブで表示でき、実験結果とよく対応することを見出した。ほぼ同時期、越智ら⁽³⁾も S15C 炭素鋼焼なまし材で同様な傾向を示すことを報告している。ロジスティックカーブは

最近、技術の大きな進歩(例えば自動車の生産台数、鉄鋼材料の生産数)や人口の増加なども表示できることが報告されていて、非常に有用な関数であることが明らかにされている⁽⁴⁾。

一方、金属材料の疲労過程に生じる応力-ひずみ履歴曲線は計測が比較的容易であり、しかも試験を中断せずに連続的に測定できる利点を持つことから研究が多数行われてきた⁽⁵⁾⁻⁽⁹⁾。塑性ひずみ幅の変化が可動転位密度の変化と対応させることができ、ロジスティックカーブによって記述できれば、疲労機構の解明や損傷の定量的な評価にも大きく寄与するものと考えられる。

本研究では一般構造用圧延鋼材 SS400 の焼なまし材と圧延材の疲労過程における塑性ひずみ幅の変化を定量的に検討するために、最初に疲労過程に生じる応力-ひずみ曲線の塑性ひずみ幅を測定した。次いで、転位の増殖、消滅過程に基づく可動転位密度の変化モデルを作成し、このモデルから得られる塑性ひずみ幅の変化と実験結果を比較検討した。さらに解析から得られる各パラメータについて検討した。

2. 供試材料および試験方法

供試材料は、厚さ 1 mm の一般構造用圧延鋼材

* 原稿受付 2001 年 11 月 2 日。

*¹ 正員、福井大学工学部(〒910-8507 福井市文京 3-9-1)。*² 学生員、福井大学大学院。

E-mail: hattori@mech.fukui-u.ac.jp

繰返し荷重が作用して転位密度が増加すると転位が移動しにくくなり、可動転位の移動距離が減少するとして

$$s=1/\sqrt{\rho} \quad \dots\dots\dots (2)$$

を仮定し、式(1)に代入すると

$$\Delta\epsilon_p = \sqrt{\rho b} \quad \dots\dots\dots (3)$$

が得られる。したがって、可動転位密度の変化がわかれば塑性ひずみ幅の変化がわかることになる。式(3)を用いて実際に測定した塑性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_p$ (100 μ strain $\sim$ 1 000 μ strain) と鉄鋼材料のバーガースペクトル長さ 2.48×10^{-8} cm から可動転位密度を算出すると $10^9 \sim 10^{10}$ cm $^{-2}$ となる。一般に塑性変形により強加工された金属材料の転位密度は $10^{10} \sim 10^{12}$ cm $^{-2}$ である⁽¹²⁾ ので、1 $\sim$ 10%程度が可動転位密度であると考えれば式(2)の仮定はほぼ妥当であると考えられる。

次に繰返し数に伴う可動転位密度の変化についてのモデルを作成した。図5はモデル図である。(a)は転位の増殖過程、(b)は消滅過程を示す。図5(a)に

示すように転位源 S は可動転位密度 ρ が高くなると多数存在すると考えられる。一方、可動転位密度 ρ が増加すれば転位同士が出合う確率が高くなり、正負の転位によって消滅が生じる。したがって荷重1サイクル当たりの転位密度の変化は次式で得られる。

$$d\rho/dn = \alpha\rho - \beta\rho^2 \quad \dots\dots\dots (4)$$

転位密度は初期転位密度 $\rho = \rho_0$ をもとに解けば

$$\rho = \frac{1}{\frac{\beta}{\alpha} + Ce^{-\alpha n}}, \quad C = \frac{1}{\rho_0} - \frac{\beta}{\alpha} \quad \dots\dots\dots (5)$$

となり、ロジスティックカーブを与える。しかし、式(5)は初期に潜伏期を示し、急増後に一定値に漸増する S 字形曲線を表し、塑性ひずみ幅の変化に見られるような減少傾向を表すことができない。そこで式(4)の可動転位消滅の項に $(1+kn)$ の補正係数を追加し、繰返し数に伴うタングルの形成等によって可動転位密度が減少することを想定した。補正係数を考慮すると次式のようになる。

$$d\rho/dn = \alpha\rho - \beta(1+kn)\rho^2 \quad \dots\dots\dots (6)$$

式(6)を解くと次式が得られる。

$$\rho = \frac{1}{\left(\frac{\beta}{\alpha} - \frac{\beta k}{\alpha^2}\right) + Ce^{-\alpha n} + \frac{\beta k}{\alpha} n} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 α は塑性ひずみ幅の急増したときの繰返し数(転位の増殖のしやすさ)、 β は可動転位の消滅、 α/β はピーク値、 C は初期可動転位密度(本研究では 10^6 /cm 2 を想定)の逆数、 k は荷重1サイクル当たりの硬化量を表している。 $k=0$ とおけば式(5)と一致する。

図6の曲線は式(7)と式(3)をあてはめたもので、焼なまし材、圧延材とも、どの応力振幅でも繰返し数に伴う塑性ひずみ幅の変化が式(7)と式(3)で表示できる。

表3、4は式(3)から推定した可動転位密度の変化に式(7)をあてはめたときに得られた各パラメータの値である。焼なまし材の β/α の値は $\beta k/\alpha^2$ に比べ

(a) Annealed steel

(b) Rolled steel

Fig. 4 Variation in plastic strain range

Fig. 5 Schematic illustration of the multiplication and annihilation of dislocations

1000 倍程度であるので次式で近似できる。また β/α に比べて $1/\rho_0$ が大きいので、 $C=1/\rho_0$ (10^{-6} cm) で近似できる。

$$\rho = \frac{1}{\frac{\beta}{\alpha} + \frac{1}{\rho_0} e^{-an} + \frac{\beta k}{\alpha} n} \quad \dots\dots\dots (8)$$

したがって、塑性ひずみ幅 $\Delta\varepsilon_p$ の変化は、 α 、 α/β 、 k のわずか三つのパラメータを用いた式(3)、式(8)で評価できる。

3.3 各パラメータの応力振幅依存性 3.3節では各パラメータの応力振幅依存性について検討する。最初に荷重1サイクル当たりの転位密度の増加率を与える α について考察する。繰返し数の初期段階を考えて式(8)の硬化項 $\beta k n/\alpha$ を零とすると

$$\rho = \frac{1}{\frac{\beta}{\alpha} + \frac{1}{\rho_0} e^{-an}} = \frac{\alpha}{\beta} \frac{1}{1 + \frac{\alpha}{\beta} \frac{1}{\rho_0} e^{-an}} \quad \dots\dots\dots (9)$$

が得られる。 n が ∞ のときは $\rho = \alpha/\beta$ の一定値となる。

今仮に、 $an=1$ となる繰返し数 n を考える。表3よ

り $\alpha/\beta=10^9$ cm²、初期可動転位密度 ρ_0 を 10^6 /cm² とすると

$$\frac{\alpha}{\beta} \frac{1}{\rho_0} e^{-an} = 368$$

となり、式(9)に代入すると、 $\rho=0.0027\alpha/\beta$ が得られる。この式を式(3)に代入すると

$$\Delta\varepsilon_p = 0.052 \sqrt{\frac{\alpha}{\beta}} b \quad \dots\dots\dots (10)$$

となる。 $\sqrt{\alpha/\beta} b$ が $\Delta\varepsilon_p$ のピークであることを考慮すると、 $an=1$ は $\Delta\varepsilon_p$ がピーク値の約5%となる条件を示すことになる。したがって、 α はピーク値の約5%となる繰返し数の逆数を与えていることがわかる。図7は α の応力振幅依存性を両対数紙上で示したものである。 α は応力振幅のべき乗で増加し、圧延材のほうが急こう配で変化する。このことは圧延材では応力を少し減少させても塑性ひずみ幅が急増する繰返し数が著しく遅くなることを示している。

図8は、 $\Delta\varepsilon_p$ のピーク値に関係する α/β の応力振幅依存性を示したものである。黒印は、図6の曲線のあてはめから求めた結果、白印は、一定の応力で試験を

(a) Annealed steel

(b) Rolled steel

Fig. 6 Variation in plastic strain range

Table 3 Parameters of annealed SS 400

Stress amplitude (MPa)	α ($\times 10^3$) (cycle ⁻¹)	α/β ($\times 10^9$) (cm ²)	k ($\times 10^6$) (cycle ⁻¹)	β/α ($\times 10^9$) (cm ²)	$\beta k/\alpha^2$ ($\times 10^{-9}$) (cm ²)
230	3.7	2.0	3.79	0.50	0.0005
220	0.7	1.1	8.36	0.91	0.01
210	0.7	1.0	13.4	1.00	0.02
200	0.5	0.5	1.34	2.00	0.005
170	0.3	0.3	0.50	3.33	0.0055

Table 4 Parameters of rolled SS 400

Stress amplitude (MPa)	α ($\times 10^3$) (cycle ⁻¹)	α/β ($\times 10^9$) (cm ²)	k ($\times 10^6$) (cycle ⁻¹)	β/α ($\times 10^9$) (cm ²)	$\beta k/\alpha^2$ ($\times 10^{-9}$) (cm ²)
300	3.00	20.0	0.00	0.05	0.00
280	1.55	6.0	0.00	0.17	0.00
258	0.85	2.0	0.00	0.50	0.00
240	0.08	0.3	0.00	3.33	0.00

Fig. 7 Relation between α and stress amplitude

して $\Delta \varepsilon_p$ がピーク値に達したときに応力を段階的に変化させて求めた結果である。白印は黒印とよく一致していて、 $\Delta \varepsilon_p$ のピーク値までの繰返し数ではそれほど履歴によらないことを示している。焼なまし材の直線部のこう配は 10.1, 圧延材は 13.7 である。一般に材料に繰返し荷重を加えたときの応力-ひずみの関係は,

$$\sigma = K' \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} \right)^{n'} \quad \dots\dots\dots (11)$$

を表示でき⁽¹³⁾, σ は応力振幅, $\Delta \varepsilon_p$ は塑性ひずみ幅, n' は繰返し硬化指数, K' は繰返し強度係数である。 n' は材料によらず 0.1~0.2 であることが報告されている。 $\rho \propto \Delta \varepsilon_p^2$ を考慮すると, 本研究で求めた指数はこの結果とほぼ一致している。また, 焼なまし材では応力振幅 160 MPa 付近で, 圧延材では 230 MPa 付近で α/β の値が急激に小さくなる。

図 9 は 1 サイクル当たりの硬化量 k の応力振幅依存性を調べたもので, 応力振幅依存性は α や α/β に比

Fig. 8 Relation between α/β and stress amplitude

Fig. 9 Relation between k and stress amplitude

べてほとんど認められない。したがって, 焼なまし材では平均値をとると $k=6.7 \times 10^{-6}$, 圧延材では $k=0$ となる。

3.4 Manson-Coffin 則を用いた $S-N$ 曲線 塑性ひずみ幅の変化挙動の利用例とし, 3.4 節では材料の軟化硬化挙動が高サイクル疲労の寿命にどのように影響しているのかを検討した。

菊川⁽¹⁵⁾ は低サイクル疲労で試験した塑性ひずみ-破断繰返し数の関係が S 20 C 炭素鋼をはじめ, 焼なまし, 焼ならしのまま, もしくは熱間圧延のままの低, 中炭素鋼, 焼なまし銅については高繰返し数領域についても成り立つことを報告している。

図 10 の○印は S 20 C 圧延材の低サイクル疲労の結果で, □印, ◇印は高サイクル疲労の結果である。さらに詳細に検討するために, 著者の一人ら⁽¹⁶⁾ が疲労寿命に及ぼす時効硬化の影響を調べるために各種の温

Fig. 10 Manson-Coffin plots

Fig. 11 $S-N$ curves

度で水焼入れした S 10 C リムド鋼, キルド鋼の結果 (△印), Radhakrishnan⁽¹⁷⁾ が 680°C, 3 時間で焼なました S 15 C 材 (▽印), 600°C で 3 時間焼なました純銅 (▲印) の結果も示してある。このように S 10 C を含めて広範囲の低炭素鋼, 中炭素鋼について, 高サイクル疲労でも Manson-Coffin 則が成立し, 直線のこう配が 0.58 であることがわかる。この Manson-Coffin 則と塑性ひずみ幅の挙動から $S-N$ 曲線を推定した。

SS 400 の焼なまし材では, 応力振幅 170 MPa~280 MPa に対し, 圧延材では 235 MPa~300 MPa に対して 1 サイクル当たりの増殖係数 α を図 6 の, α/β を図 8 の直線から求めた。また, 1 サイクル当たりの硬化量 k を $6.7 \times 10^{-6}/\text{cycle}$, バーガースペクトル長さ b を $2.5 \times 10^8 \text{ cm}$ の値を用い, 式 (8), 式 (3) に代入し, 繰返し数に伴う塑性ひずみ値の変化を求め, 菊川のランダム荷重の場合⁽¹⁵⁾ と同様に, 以下の式で平均塑性ひずみ幅を求めた。

$$\overline{\Delta \varepsilon_p} = \left\{ \frac{1}{N} \int_0^N \Delta \varepsilon_p' dn \right\}^{1/\alpha'} \dots\dots\dots (12)$$

n : 繰返し数

N : 破断繰返し数

ただし, α' の値は 1.72 を用いた。

それぞれの応力振幅で得られた $\overline{\Delta \varepsilon_p}$ を用いて, 図 10 の Manson-Coffin 線図の直線を用いて破断繰返し数を決定した。図 11 の○印, □印はこのようにして求めた焼なまし材と圧延材の計算値である。図中の●印, ■印は疲労試験で得られた試験片の破断繰返し数で平均塑性ひずみ幅と Manson-Coffin 則から求めた計算値とよく一致していることがわかる。一方, 図中の△印は, 焼なまし材の塑性ひずみ幅の変化においてピーク以後の硬化がないものと仮定し, $k=0$ として計算した結果である。硬化する場合に比べて寿命が約 1/4 程度に短くなっているのと同時に, $S-N$ 曲線のこう配も緩やかになっていて実験結果とは一致していない。

このように, 金属材料の長寿命疲労を評価する場合には, 材料の定量的な軟化硬化挙動を考慮する必要があることがわかる。

4. 結 言

本研究において, 一般構造用圧延鋼材 SS 400 の焼

なまし材と圧延材を用いて疲労過程に生じる応力-ひずみ履歴曲線から塑性ひずみ幅を測定し, 転位の増殖と消滅過程に基づくモデルを作成して塑性ひずみ幅の変化についてロジスティック解析を行った。さらに Manson-Coffin 則を用いて高サイクル疲労域における $S-N$ 曲線の推定を行った。その結果以下のようなことが明らかになった。

(1) ロジスティック曲線を表す式 (4) の消滅項- $\beta\rho^2$ に補正係数 $(1+kn)$ を追加することにより, 繰返し数に伴う塑性ひずみ幅の変化を表現することができる。

(2) SS 400 の焼なまし材, 圧延材の繰返し数に伴う塑性ひずみ幅の変化が α , α/β , k のわずか三つのパラメータを用いた次式で評価できる。

$$\Delta \varepsilon_p = \sqrt{\rho} b$$

$$\rho = \frac{1}{\frac{\beta}{\alpha} + \frac{1}{\rho_0} e^{-\alpha n} + \frac{\beta k}{\alpha} n}$$

ただし, α , β は定数, ρ_0 は疲労試験前の転位密度であり, k は 1 サイクル当たりの硬化係数である。

(3) 材料の疲労寿命を評価するには, 定量的な軟化硬化挙動を考慮する必要がある。

文 献

- (1) 例えば, 高橋正氣, あたりあ, 35-6 (1996), 649-654.
- (2) 田中道七・服部修次, 第 14 回疲労シンポジウム前刷集, (1980-11), 106-110; 服部修次・田中道七, 材料, 3-350 (1982), 1061-1067.
- (3) 越智保雄・ほか 2 名, 機論, 48-433, A (1982), 1092-1101.
- (4) 吉村達彦, 機誌, 99-936 (1996), 937-944.
- (5) 越智保雄・佐々木茂美, 機論, 53-492, A (1987), 1508-1514.
- (6) 越智保雄・佐々木茂美, 材料, 25 (1976), 953-959.
- (7) 猪飼靖・ほか 3 名, 材料, 48-10 (1999), 1130-1134.
- (8) 幡中憲治・ほか 2 名, 機論, 62-596, A (1996), 1008-1016.
- (9) 幡中憲治・ほか 2 名, 機論, 63-611, A (1997), 1403-1410.
- (10) 日本材料学会編, 金属材料疲労強度データ集, 2 (1982), 0929, 0954.
- (11) 幸田成康, 金属物理学序論, (1978), 230-233, コロナ社.
- (12) 日本材料学会編, 機械材料学, (2000), 17-28.
- (13) 日本材料学会編, 疲労設計便覧, (1995), 125-129, 養賢堂.
- (14) 菊川真, 材料, 75-646 (1972), 1485-1497.
- (15) 菊川真, 機論, 35-278 (1969), 2020-2031.
- (16) 田中道七・服部修次, 材料, 38-305, (1972) 8-15.
- (17) Radhakrishnan, *Exp. Mech.*, (1978), 292-296.