

## 討29 高温構造材料のクリープ疲労寿命予測方法

日本鋼管(株)中央研究所 工博 山田 武海  
 関口 英男, 東 祥三

### I はじめに

省エネ化や省人化のため、内燃機関の高温構造材は起動停止や出力変動にともなう過大な熱応力を頻繁に受けるようになってきている。従って、熱疲労あるいはクリープ疲労を考慮した内燃機関の設計が必要である。また既に稼働中の機器においても、これらの高温疲労を考慮した余寿命評価をして、保守管理基準を決めなければならない。

このため、高温低サイクル疲労やクリープ疲労の研究が盛んに行なわれるようになった。高温クリープ疲労寿命の評価は実際に疲労試験を最後まで行なって、その代表的(多くは寿命の半分の繰返し数における)ヒステリシスループと寿命との関係からいくつかの材料定数を決定して行なうといった方法がとられていた。しかしこういった方法では化学組成や組織の変化による材質の変化が高温疲労特性にどのような影響を及ぼすものが考慮されていないため、同一規格材でもチャージやロットが異なるたびに疲労試験をして材料定数を決めなければならない。

そこで、筆者らはオーステナイト系ステンレス鋼の化学組成や熱処理条件を変化させて、これらが高温クリープ疲労特性に及ぼす影響を調べ、1サイクル目のヒステリシスループと疲労硬化係数および引張強度から高温クリープ疲労寿命を予測する方法を提案した<sup>1~6)</sup>。しかしこの方法には疲労硬化係数を求めるために少なくともfast-fast波形の疲労試験を行なわなければならないという欠点がある。この欠点を克服するため、本報では引張試験結果と1サイクル目のヒステリシスループから高温クリープ疲労寿命を予測する方法を検討して、提案した。これはこれまでの寿命予測方法と異なり、疲労試験を最後まで行なわずに寿命を予測することができ、約90%の実験点がfactor of twoの範囲内に入る。

Table 1. Chemical Composition & Grain Size of the Steels.

### II 供試材ならびに実験方法

#### 2.1 供試材

Table 1に示す14種類のオーステナイト系ステンレス鋼を用いた。これらの鋼は大気中で高周波炉にて溶製し、1150℃で圧延した。

30×30×220(mm)に切断後、1150℃×1h. W.Q.の溶体化処理をして試験に供した。

#### 2.2 引張試験

寿命予測のための基礎データを得るため、それぞれの疲労試験温度で、1.0%/sのひずみ速度で引張試験を行なった。

#### 2.3 高温クリープ疲労試験

試験は高周波誘導加熱式の油圧サーボ試験機を用いて、完全両振り軸ひずみ制御にて行なった。

試験条件の概要を以下に示す。

試験温度 RT~750℃(おもに600℃)

全ひずみ範囲 0.8~2.0%

|       | Chemical Composition(%) |       |       |      |      | Grain Size |
|-------|-------------------------|-------|-------|------|------|------------|
|       | C                       | Ni    | Cr    | Mo   | Nb   | Dr(μm)     |
| C-0   | 0.008                   | 9.10  | 17.43 | —    | —    | 115        |
| C-5   | 0.057                   | 9.07  | 18.87 | —    | —    | 90         |
| C-10  | 0.112                   | 9.16  | 19.05 | —    | —    | 77         |
| C-15  | 0.148                   | 9.16  | 18.14 | —    | —    | 111        |
| Mo-0  | 0.062                   | 12.47 | 16.67 | —    | —    | 82         |
| Mo-1  | 0.059                   | 12.18 | 16.51 | 1.13 | —    | 95         |
| Mo-2  | 0.064                   | 12.89 | 17.07 | 2.23 | —    | 78         |
| Mo-3  | 0.055                   | 12.47 | 16.85 | 3.15 | —    | 105        |
| Mo-5  | 0.052                   | 12.75 | 17.51 | 5.27 | —    | 56         |
| Nb-0  | 0.053                   | 11.46 | 17.95 | —    | —    | 103        |
| Nb-2  | 0.052                   | 11.50 | 17.69 | —    | 0.20 | 59         |
| Nb-5  | 0.054                   | 11.59 | 17.90 | —    | 0.57 | 30         |
| Nb-10 | 0.053                   | 11.72 | 18.09 | —    | 1.18 | 23         |
| Nb-20 | 0.057                   | 11.39 | 17.85 | —    | 2.28 | 19         |

ひずみ波形 三角波

|       |              |       |                     |
|-------|--------------|-------|---------------------|
| ひずみ速度 | fast-fast 波形 | 引張・圧縮 | 1.0 % / s           |
|       | slow-fast 波形 | 引張    | 0.0 0 1 ~ 1.0 % / s |
|       |              | 圧縮    | 1.0 % / s 一定        |
|       | fast-slow 波形 | 引張    | 1.0 % / s 一定        |
|       |              | 圧縮    | 0.0 0 1 ~ 1.0 % / s |
|       | slow-slow 波形 | 引張・圧縮 | 0.0 0 1 ~ 1.0 % / s |

なお寿命は応力範囲が試験中の最大応力範囲の 3 / 4 以下になる繰返し数で示す。

III クリープ疲労寿命予測方法の検討

寿命予測法の検討に用いるデータはいずれも既に報告したものであるので<sup>1~7)</sup>, 化学組成の変化が疲労特性に及ぼす影響については言及せずに, 高温クリープ疲労寿命の予測方法をどのように決定していったかを述べる。

3.1 寿命予測のための基本式の決定

C系鋼の fast-fast 形疲労試験結果について検討した結果, Tomkins の式を改良した以下の実験式を低サイクル疲労寿命 ( $N_{fp}$ ) の予測に用いることにする。

$$N_{fp1} = \frac{0.2 E \sigma_B^2}{(\Delta \epsilon_p N_{f/2})^{1+n} (\Delta \sigma N_{f/2})^2} \dots\dots\dots (1)$$

ここで,  $E$  は弾性定数,  $\Delta \epsilon_p N_{f/2}$  および  $\Delta \sigma N_{f/2}$  はそれぞれ寿命の半分のサイクル数における塑性ひずみ範囲 (%) および応力範囲 ( $kg/mm^2$ ),  $\sigma_B$  は引張強さ ( $kg/mm^2$ ),  $n$  は加工硬化指数である。Fig.1 は C 系鋼の室温から 750 °C の温度における fast-fast 形試験の寿命予測を式(1)を用いて行なった結果であり, factor of 1.5 のバンドの中に全プロットが入っている。

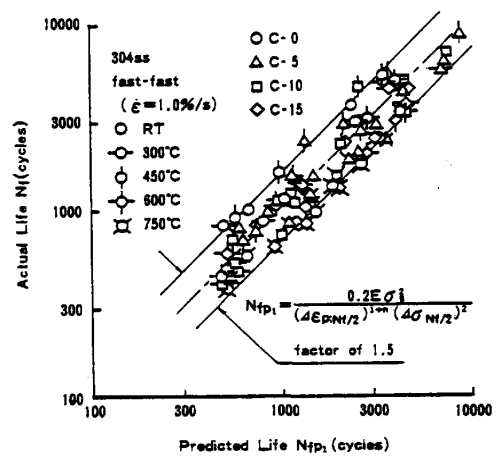


Fig. 1 Relationships between  $N_{fp1}$  and  $N_f$ .

次に式(1)をクリープ疲労にまで拡張することを検討する。Fig.2 は C 系鋼のクリープ疲労試験寿命 ( $N_f$ ) と式(1)により予測した寿命との比 ( $N_f/N_{fp1}$ ) を  $\{ \dot{\epsilon}_T^{0.4} + (1 - \dot{\epsilon}_C^{0.4}) \times \dot{\epsilon}_C^{0.4} \}$  に対してプロットしたものである。これらの間には良い相関関係があるので, クリープ疲労寿命の予測式として以下の実験式(2)を用いる。

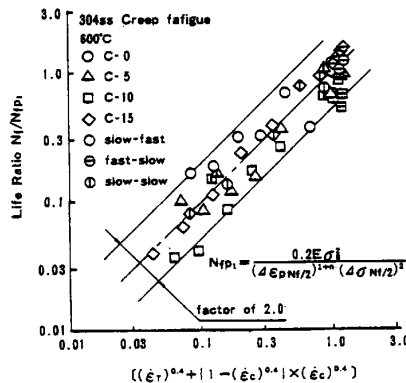


Fig. 2 Relationships between  $N_f/N_{fp1}$  and  $\{ (\dot{\epsilon}_T)^{0.4} + 1 - (\dot{\epsilon}_C)^{0.4} \} \times (\dot{\epsilon}_C)^{0.4}$

$$N_{fp2} = \frac{0.2 E \sigma_B^2 \{ \dot{\epsilon}_T^{0.4} + (1 - \dot{\epsilon}_C^{0.4}) \dot{\epsilon}_C^{0.4} \}}{(\Delta \epsilon_p N_{f/2})^{1+n} \cdot (\Delta \sigma N_{f/2})^2} \dots\dots\dots (2)$$

式(2)を用いて全ての C 系鋼の高温クリープ疲労について予測した寿命  $N_{fp2}$  と実測寿命との関係を Fig. 3 に示す。ほとんど全てのプロットが factor of two のバンドの中に入っている。

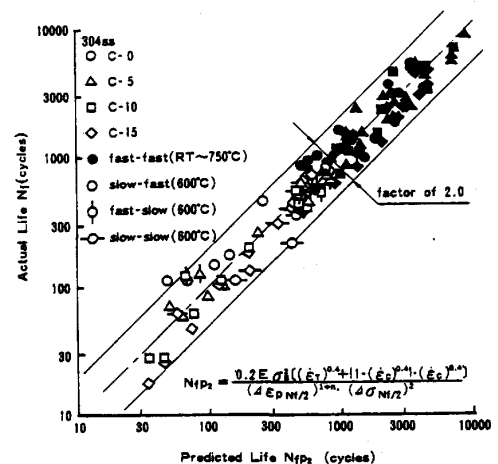


Fig. 3 Relationships between  $N_{fp2}$  and  $N_f$ .

3.2 1サイクル目のヒステリシスループからの寿命予測

式(2)における $\Delta \epsilon_p N_{f/2}$  と $\Delta \sigma N_{f/2}$  とは $N_f$ が決まらない限り求められない。すなわち疲労試験を最後まで行なわない限り、与えられた材料の寿命予測はできない。そこで1サイクル目の塑性ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{p1}$  (%)および応力範囲 $\Delta \sigma_1$  ( $kg/mm^2$ )から $\Delta \epsilon_p N_{f/2}$  および $\Delta \sigma N_{f/2}$  をそれぞれ予測することを試みる。

Fig. 4 は以下の実験式(3)により予測した結果と実測値との関係をC系鋼について示す。

$$\Delta \epsilon_p N_{f/2} = (1-n^2) \Delta \epsilon_{p1} \dots \dots \dots (3)$$

プロットは全て factor of 1.3 のバンドの中に入っている。

同様に $\Delta \sigma N_{f/2}$  を以下の実験式(4)を用いて予測した値と実測値との関係を Fig. 5 に示す。

$$\Delta \sigma N_{f/2} = \Delta \sigma_1 + \frac{e^{10n} (\Delta \epsilon_t)^n}{2} \dots \dots \dots (4)$$

ここで $\Delta \epsilon_t$ は全ひずみ範囲を示す。ほとんど全てのプロットが factor of 1.4 のバンドの中に入っている。なお fast-fast 形試験のプロットのうちで、高 $\Delta \sigma N_{f/2}$  側に大きくはずれたプロットが3つあるが、これはC-0鋼の室温における試験結果であり、加工誘起マルテンサイトが試験中に生じたものである。

式(3)と式(4)を式(2)に代入すると寿命予測式(5)が得られる。

$$N_{fp3} = \frac{0.2 E \sigma_B^2 \{ \dot{\epsilon}_T^{0.4} + (1 - \dot{\epsilon}_C^{0.4}) \dot{\epsilon}_C^{0.4} \}}{\{(1-n^2) \Delta \epsilon_{p1}\}^{1+n} \cdot (\Delta \sigma_1 + \frac{e^{10n} (\Delta \epsilon_t)^n}{2})^2} \dots \dots \dots (5)$$

Fig. 3 に示したC系鋼の全結果について、式(5)により予測した値と実測値との関係を Fig. 6 に示す。ほとんど全てのプロットが factor of two のバンドの中に入っている。いうまでもなくクリープを考慮しないでよい温度では式(5)の $\{ \dot{\epsilon}_T^{0.4} + (1 - \dot{\epsilon}_C^{0.4}) \cdot \dot{\epsilon}_C^{0.4} \}$ の項は除かなければならない。

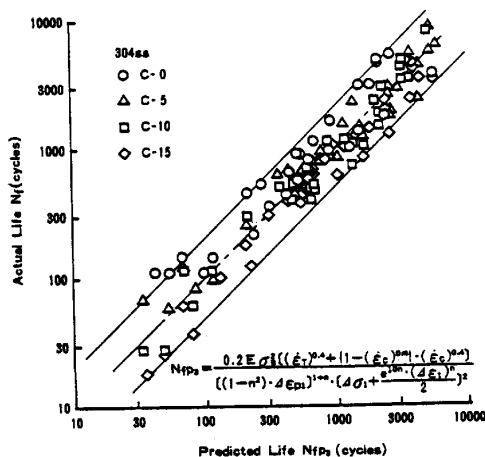


Fig. 6 Relationships between  $N_{fp3}$  and  $N_f$ .

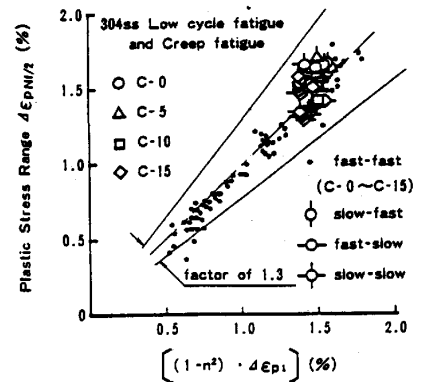


Fig. 4 Relationships between  $(1-n^2) \Delta \epsilon_{p1}$  and  $\Delta \epsilon_p N_{f/2}$ .

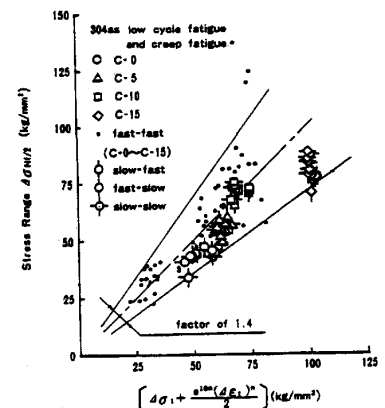


Fig. 5 Relationships between  $(\Delta \sigma_1 + \frac{e^{10n} (\Delta \epsilon_t)^n}{2})$  and  $\Delta \sigma N_{f/2}$ .

3.3 結晶粒径の影響への配慮

これまで検討してきたC系鋼ではTable 1 に示すように結晶粒径は77~115  $\mu m$ の範囲にあり、結晶粒径の影響をとりたてて考える必要はなかった。しかしMo系鋼やNb系鋼では大幅に結晶粒径が異なるため、これを考慮する必要がある。

そこで、Mo系鋼とNb系鋼の fast-fast 形試験結果について、式(5)により予測した寿命 $N_{fp3}$ と実測値との関係を検討した。Fig. 7 に示すように細粒の鋼ほどプロットが低 $N_f$ 側にある。これらの試験はいずれも短時間のものであるので析出などの組織的变化はほとんど生じていない。そこで結晶粒径 $D_T$  ( $\mu m$ )による式(6)の補正を検討し、以下の実験式を得た。

$$N_{fp4} = \frac{0.02 E \sigma_B^2 \{ \dot{\epsilon}_T^{0.4} + (1 - \dot{\epsilon}_C^{0.4}) \dot{\epsilon}_C^{0.4} \} \sqrt{D_T}}{\{ (1 - n^2) \Delta \epsilon_{p1} \}^{1+n} (\Delta \sigma_1 + e^{10n} (\Delta \epsilon_T)^n / 2)^2} \dots\dots\dots (6)$$

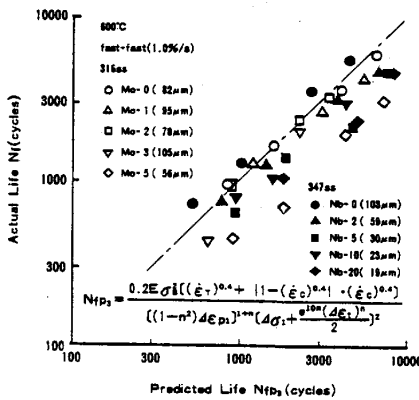


Fig. 7 Relationships between  $N_{fp2}$  and  $N_f$ .

データに適用した結果，13個のうちの10個の $N_{fp2}$ が0.125～0.500の範囲内に入った。クリーブ破断データでは $N_{fp2}$ は0.25であると考えられるので式(2)はクリーブデータにまで適用することができるといえる。

またA299鋼の370℃の低サイクル疲労試験結果について，式(6)を適用して寿命予測をした結果，factor of twoの予測ができることがわかった。

このように本寿命予測法は汎用性をもっており，しかも簡便である。

IV 結 言

オーステナイト系ステンレス鋼の高温クリーブ疲労試験結果の解析をして，1サイクル目のヒステリシスループと引張試験結果から高温クリーブ疲労寿命をfactor of twoの範囲で予測できる簡便な寿命予測方法を提案した。この方法は他の鋼種やクリーブ破断にも適用できる。

文 献

- 1) 山田，鉄と鋼，69(1983)5，S696
- 2) 山田，鉄と鋼，69(1983)5，S697
- 3) 山田，鉄と鋼，69(1983)13，S1329
- 4) 山田，鉄と鋼，69(1983)13，S1330
- 5) 山田，関口，東，鉄と鋼，70(1984)5，S598
- 6) 山田，関口，東，鉄と鋼，70(1984)5，S599
- 7) 山田，関口，東，鉄と鋼，70(1984)13，発表予定

Mo系鋼とNb系鋼のすべての試験結果について，式(6)により予測した寿命 $N_{fp4}$ と実測値との関係をFig. 8に示した。ほとんど全てのプロットがfactor of twoのバンドの中に入っている。

式(6)を本報で用いた全てのデータに適用して予測した寿命( $N_{fp4}$ )と実測寿命( $N_f$ )との比 $N_{fp4}/N_f$ のヒストグラムをFig. 9に示した。約90%のデータがfactor of twoの範囲(0.5～2.0)の中に入っており，式(6)によりオーステナイト系ステンレス鋼の高温クリーブ疲労寿命を最後まで疲労試験をすることなしに高い精度で予測できることがわかった。

3.4 適用範囲の拡大

式(2)を304ステンレス鋼の600～750℃のクリーブ破断

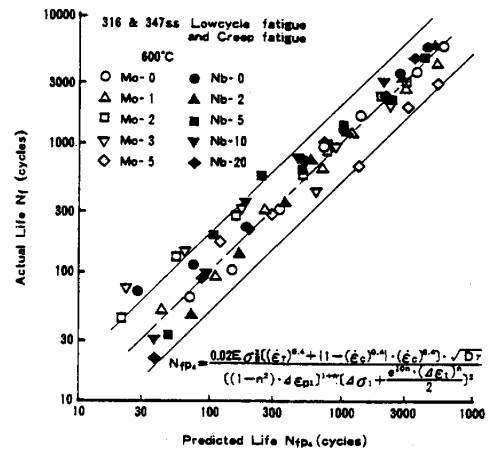


Fig. 8 Relationships between  $N_{fp4}$  and  $N_f$ .

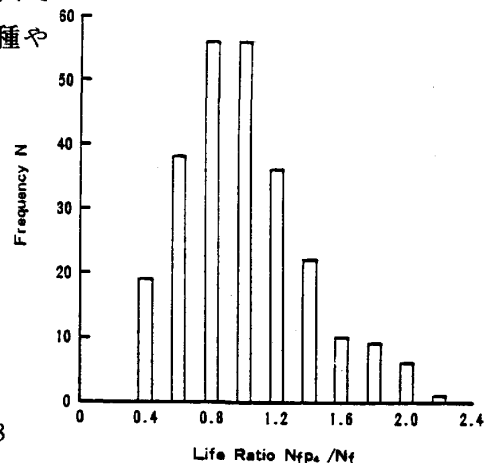


Fig. 9 Histogram of  $N_{fp4}/N_f$ .