Mod.9Cr-1Mo 鋼のクリープ疲労損傷則の改良[†]

時 政 勝 行^{*} 高 畑 智^{**}

Improvement of Creep-Fatigue Damage Rule for Mod.9Cr-1Mo Steel

by

Katsuyuki TOKIMASA^{*} and Satoshi TAKAHATA^{**}

A genetic algorithm (GA) is a mathematical search technique based on the principle of natural selection and genetic combination, and there are many problems in the research fields of the mechanical behavior of materials to which a GA can be applied. The present paper investigates the improvement of creep-fatigue damage rule for Mod.9Cr-1Mo steel by using the GA program, which was developed by the authors in order to estimate the values of material parameters required to describe the creep-fatigue damage growth models of materials. Three kinds of creep-fatigue damage growth models were studied, such as a model proposed for Mod.9Cr-1Mo steel, a model proposed for 316LC steel and a more general model proposed in the present study. Optimization of material parameters in each model by GA analysis was conducted based on the results of constant-strain amplitude creep-fatigue tests and two-step variable-strain waveform creep-fatigue tests. As the results, it is found that the 316LC type creep-fatigue damage growth model can predict more precisely creep-fatigue crack growth behaviors and remaining life of Mod.9Cr-1Mo steel than the other two models.

Key words : Creep-fatigue, Damage rule, Life evaluation, Genetic algorithms, Mod.9Cr-1Mo steel

1 緒 言

筆者らは、クリープ疲労条件下で使用される高温機器要素の余寿命評価に際してはその機器要素の寿命評価に使用した材料の損傷則を使用すべきであるとの考えに立って、研究を推進中であり、これまでに、クリープ疲労条件下で使用される高温機器要素の余寿命評価のための具体的方法として、ひずみ範囲分割概念に基づく損傷則^{1)~3)}を利用する方法を提案した。この方法によれば、負荷ひずみの種類がわかっていれば、ある時点で観察される微小き裂の最大値を用いて、その時点における損傷値、負荷ひずみの大きさおよび余寿命を定量的に評価でき、運転条件を余寿命評価前後で変更する場合の余寿命をも定量的に評価できる。

既報において、一定ひずみ振幅両振負荷を受ける Mod.9Cr-1Mo 鋼および 316LC 鋼の余寿命評価へこの手法を適用した結果を報告したが、^{4)~7)}316LC 鋼の場合には予測精度がきわめて良好であったのに対し、Mod.9Cr-1Mo 鋼の場合にはそれ自身のクリープ疲労損傷則を用いた場合に予測精度が良好となることが明らかとなった。このことから、Mod.9Cr-1Mo 鋼については、材料パラメータのより最適な決定およびクリープ疲労損傷則の更なる改善検討が必要であると判断された。

一方、筆者らの最近の研究によれば、材料のクリープ疲労損傷則を記述する材料パラメータの決定に遺伝的アルゴリズム (GA) を用いた最適化手法が有用であり、そ

れら材料パラメータが一定振幅および二段二重変動ひずみ波形実験データを用いて決定できることが明らかである。^{8),9)}

そこで、本報においては、Mod.9Cr-1Mo 鋼のクリープ疲労損傷則の改良検討に GA を適用し、3つの損傷則、すなわち、最初に導かれた Mod.9Cr-1Mo 鋼の損傷則、316LC 鋼と同じ形の損傷則および 316LC 鋼タイプの損傷則をより一般化した形の損傷則について、それらを記述する材料パラメータを、現存の二段二重変動ひずみ波形実験データ^{10),11)}を用いて、最適に決定することを試みた。

その結果、316LC 鋼と同じ形の損傷則を用いて最適決定された材料パラメータが、一定ひずみ振幅両振負荷を受ける Mod.9Cr-1Mo 鋼試験片表面の最大き裂長と計測データ⁴⁾を最も良好に予測することが明らかとなった。

2 検討したクリープ疲労損傷則とそれらを記述する材料パラメータについて

2・1 クリープ疲労き裂進展モデル³⁾

クリープ疲労損傷則を導くために筆者らが設定したクリープ疲労き裂の発生進展モデルは以下に示す通りである。

(1) 材料中には $\Delta\epsilon_{ij}$ に対応して材料固有のき裂発生源が存在し、初期き裂として active となるときのそれらの大きさは $2(a_o)_{ij}$ である。すなわち、一般には、 $2(a_o)_{pp}$, $2(a_o)_{pc}$, $2(a_o)_{cp}$, $2(a_o)_{cc}$ の4つのき裂発生源が存在する。

(2) 材料に繰り返される非弾性変形が1種類の $\Delta\epsilon_{ij}$ で構成される場合、 $\Delta\epsilon_{ij}$ がある限界以上大きい場合にはき

[†] 原稿受理 平成 16 年 5 月 7 日 Received May 7, 2004

^{*} 正 会 員 近畿大学生理工学部生体機械工学科 〒649-6493 和歌山県那賀郡西三谷, Dept. of Mech. Eng. And Biomimetics, School of Biology-Oriented Sci. And Tech., Kinki Univ., Naga-gun, Wakayama, 649-6493

^{**} エヌ・ティ・ティ・システム開発(株) 〒530-0041 大阪市北区天神橋, NTT SYSTEM DEVELOPMENT Co., LTD., Kita-ku, Osaka, 530-0041

裂発生寿命は全寿命 N_{ij} に比べて無視でき、寿命 N_{ij} は初期き裂 $2(a_o)_{ij}$ から $2(a_f)_{ij}$ までのき裂進展寿命に等しい。また、 $2(a_o)_{ij}$ 、 $2(a_f)_{ij}$ は材料固有の値である。

(3) 材料に繰り返される非弾性変形が2種類以上の $\Delta\epsilon_{ij}$ の和で構成される場合、たとえば、 $\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{cc} + \Delta\epsilon_{pc}$ (あるいは $\Delta\epsilon_{cp}$) $\equiv \Sigma\Delta\epsilon_{ij}$ のとき、 $\Sigma\Delta\epsilon_{ij}$ の影響を受けて active となるき裂発生源 $2(a_o)_{pp+cc+pc \text{ or } cp} \equiv 2(a_o)_{\Sigma ij}$ が存在し、 $2(a_o)_{\Sigma ij} \rightarrow 2(a)_{\Sigma ij} \rightarrow 2(a_c)_{\Sigma ij}$ と進展し破断に至る。き裂先端からのき裂進展量は、各々の $\Delta\epsilon_{ij}$ 成分に対応した進展量の和に等しい。ここで、 $2(a_c)_{\Sigma ij}$ は破断時 (N_f サイクル後) のき裂長さである。また、破断に至るき裂発生源の半長 $(a_o)_{\Sigma ij}$ は、 $(a_o)_{pp}$ 、 $(a_o)_{pc}$ 、 $(a_o)_{cp}$ 、 $(a_o)_{cc}$ のいずれかに等しく、最も大きい分割ひずみ範囲成分 ($\Delta\epsilon_{pp}$ 、 $\Delta\epsilon_{pc}$ 、 $\Delta\epsilon_{cp}$ 、 $\Delta\epsilon_{cc}$ のいずれか) に対応する。

(4) 上記 (2)、(3) において、き裂発生源からのき裂は、微小き裂進展領域では、現実には分布き裂の状態になると考えられるが、ここでは仮想的な単一き裂を想定し、この仮想き裂が巨視的き裂進展則に従うものとする。

(5) き裂進展曲線すなわち a - n 関係はひずみ条件によって異なり、ひずみ条件を繰り返し途中で変化させた場合、き裂は変化後のひずみ条件によって決まるき裂進展曲線に従って進展し、遅延・加速効果は無視できるものとする。

2・2 316LC 鋼タイプのクリープ疲労損傷則

上記き裂発生進展モデルに基づいて導かれた 316LC 鋼の場合のクリープ疲労損傷則を以下に示す。

(1) $\Delta\epsilon_{pp}$ が単独に繰り返される PP 波形の場合、ひずみがある限界値 $(\Delta\epsilon_{pp})_{cr}$ 以下になると、き裂発生寿命は全寿命に対して無視できなくなり、き裂進展曲線は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{n}{N_{pp}} &= \alpha + (1-\alpha) \frac{\ln(a/a_o)_{pp}}{\ln(a_f/a_o)_{pp}} \\ \alpha &= C_1 \log \Delta\epsilon_{pp} + C_2 \quad (C_1, C_2: \text{材料定数}) \\ \alpha &= 0 \quad (\Delta\epsilon_{pp} \geq (\Delta\epsilon_{pp})_{cr}) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

(2) $\Delta\epsilon_{in} = \Sigma\Delta\epsilon_{ij}$ が繰り返されるときの、 $\Delta\epsilon_{in}$ がある限界値 $(\Delta\epsilon_{pp})_{cr}$ 以下になると、き裂発生寿命は全寿命に対して無視できなくなる。 $F_{ij} = \Delta\epsilon_{ij}/\Delta\epsilon_{in}$ とおくと、き裂進展曲線は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{n}{N_f} &= \alpha + (1-\alpha) \frac{\ln(a/a_o)_{\Sigma ij}}{\ln(a_c/a_o)_{\Sigma ij}} \\ \alpha &= C_1 \log \Delta\epsilon_{in} + C_2 \\ \alpha &= 0 \quad (\Delta\epsilon_{in} \geq (\Delta\epsilon_{pp})_{cr}) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\ln(a_c/a_o)_{\Sigma ij} = \frac{\sum (B'_{ij} F_{ij}^{1/m_{ij}} \Delta\epsilon_{in}^{1/m_{ij}})}{\sum \{B'_{ij} F_{ij}^{1/m_{ij}} \Delta\epsilon_{in}^{1/m_{ij}} / \ln(a_f/a_o)_{ij}\}} \quad (3)$$

(3) IJ 波形下 ($\Delta\epsilon_{in} = \Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{ij}$ 、 $ij = pc, cp \text{ or } cc$) における初期き裂長さ $2(a_o)_{pp+ij}$ は、 $2(a_o)_{pp}$ 、 $2(a_o)_{ij}$ のいずれかに等しく、次のような規則に従う。

$$\left. \begin{aligned} 2(a_o)_{pp+ij} &= 2(a_o)_{ij} \quad (\Delta\epsilon_{ij} \geq \Delta\epsilon_{pp}) \\ 2(a_o)_{pp+ij} &= 2(a_o)_{pp} \quad (\Delta\epsilon_{ij} < \Delta\epsilon_{pp}) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

上述の式中で、 m_{ij} 、 B'_{ij} は平滑材の高温クリープ疲労特性および平滑試験片における半円状き裂の進展特性を

それぞれ式 (5)、(6) のように表示したときの定数であり、また、一般的に寿命 N_f は式 (7) で与えられる。

$$\Delta\epsilon_{ij} = A_{ij} \{(1-\alpha) N_{ij}\}^{-m_{ij}} \quad (i, j = p, c) \quad (5)$$

$$(da/dN)_{ij} = B'_{ij} \Delta\epsilon_{ij}^{1/m_{ij}} a \quad (i, j = p, c) \quad (6)$$

$$\frac{1}{(1-\alpha) N_f} = \sum \{B'_{ij} F_{ij}^{1/m_{ij}} \Delta\epsilon_{in}^{1/m_{ij}} / \ln(a_f/a_o)_{ij}\} \quad (7)$$

上記損傷則を記述するために必要な材料パラメータは、 A_{ij} 、 m_{ij} 、 B'_{ij} 、 $(a_o)_{ij}$ 、 $(a_f)_{ij}$ 、 C_1 、 C_2 および $(\Delta\epsilon_{pp})_{cr}$ の 23 個であるが、これらの間には次式に示す関係式が成立する。

$$B'_{ij} = \ln(a_f/a_o)_{ij} / A_{ij}^{1/m_{ij}} \quad (8)$$

$$C_1 \log(\Delta\epsilon_{pp})_{cr} + C_2 = 0 \quad (9)$$

式 (1) および (2) はその材料におけるき裂発生寿命則と呼ぶべきものである。

2・3 Mod.9Cr-1Mo 鋼について最初に導かれたクリープ疲労損傷則

Mod.9Cr-1Mo 鋼について最初に導かれたクリープ疲労損傷則は、316LC 鋼の場合の損傷則において、式 (2) の α の存在を無視できるとしたものである。

2・4 316LC 鋼の場合よりもさらに一般化したクリープ疲労損傷則

$\Delta\epsilon_{in} = \Sigma\Delta\epsilon_{ij}$ が繰返されるときのき裂発生寿命則式 (1) および (2) を次式 (10) のように一般化したクリープ疲労損傷則を検討した。

$$\frac{n}{N_{ij}} = \alpha_{ij} + (1-\alpha_{ij}) \frac{\ln(a/a_o)_{ij}}{\ln(a_f/a_o)_{ij}} \quad (10-1)$$

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{ij} &= C_{1ij} \log \Delta\epsilon_{ij} + C_{2ij} \quad (\Delta\epsilon_{ij} < (\Delta\epsilon_{ij})_{cr}) \\ \alpha_{ij} &= 0 \quad (\Delta\epsilon_{ij} \geq (\Delta\epsilon_{ij})_{cr}) \end{aligned} \right\} \quad (10-2)$$

式 (10) に含まれる定数は、 C_{1ij} 、 C_{2ij} および $(\Delta\epsilon_{ij})_{cr}$ の 12 個である。これらの間には式 (11) に示す 4 つの関係式が成立し、独立な材料パラメータは 8 つである。

$$C_{1ij} \log(\Delta\epsilon_{ij})_{cr} + C_{2ij} = 0 \quad (ij = pp, pc, cp, cc) \quad (11)$$

3 検討方法

本報では、以下に示すような Case1 ~ Case3 の場合について、遺伝的アルゴリズムにより材料パラメータの最適決定を行った。

Case 1 : Mod.9Cr-1Mo 鋼について最初に導かれた損傷則を用いた場合。

Case 2 : 316LC 鋼と同じ形の損傷則を用いた場合

Case 3 : より一般化した損傷則を用いた場合

材料パラメータ決定に際しては、8 つの A_{ij} および m_{ij} は既知であるとし、Table I に示す実験で定められた値を用い、残りの材料パラメータ (Case 1 および 2 では B'_{ij} 、 $(a_o)_{ij}$ 、 $(a_f)_{ij}$ 、 C_1 、 C_2 および $(\Delta\epsilon_{pp})_{cr}$ の 15 個、Case 3 では B'_{ij} 、 $(a_o)_{ij}$ 、 $(a_f)_{ij}$ 、 C_{1ij} 、 C_{2ij} および $(\Delta\epsilon_{ij})_{cr}$ の 24 個)

Table I . The values of A_{ij} and m_{ij} .

A_{pp}	A_{pc}	A_{cp}	A_{cc}	$1/m_{pp}$	$1/m_{pc}$	$1/m_{cp}$	$1/m_{cc}$
1.24	264	0.454	284	1.43	1.08	1.45	1.15

を 148 個の二段二重変動ひずみクリープ疲労試験データ^{10), 11)}を用いて遺伝的アルゴリズム (GA) で最適決定した。148 個の二段二重変動ひずみクリープ疲労試験データの内訳は、Table II に示すとおり、変動ひずみ振幅試験 (PP, PC, CP および CP 波形下での High-Low および Low-High 試験) とひずみ波形変動試験 (一定ひずみ振幅条件下で PP 波形→CP 波形および CP 波形→PP 波形) である。計算は、次の 2 つの方法で行った。

方法 A: 148 個の二段二重変動ひずみ波形クリープ疲労実験データすべてを用いて残りの材料パラメータを同時に決定する方法

方法 B: 最初に 75 個の二段二重変動ひずみ波形 PP 試験データを用いて添字 $ij = pp$ の材料パラメータを決定したあと順次二段二重変動ひずみ波形 PC 試験データ (15 個)、CP 試験データ (45 個) および CC 試験データ (13 個) を用いて添字 $ij = pc, cp$ および cc の材料パラメータを決定する方法。

GA プログラムでは、世代ごとに決定した材料パラメータを用いて対応する実験寿命の推定値を計算し、推定寿命と実験寿命との比の平均値 μ と標準偏差 σ を求め、標準偏差 $\sigma = 0.35$ 以下を適合の指標とした。また、最終き裂半長 $(a_i)_{pp}$ は 5mm、4 つの初期き裂半長 $(a_o)_{ij}$ については 0.1mm 以下となるよう制限を設けた。

二段二重変動ひずみ振幅試験の場合、実験寿命は $\Delta\epsilon_{in1} = \Delta\epsilon_{pp1} + \Delta\epsilon_{ij1}$ が n_1 回繰り返されたあと、 $\Delta\epsilon_{in2} = \Delta\epsilon_{pp2} + \Delta\epsilon_{ij2}$ が繰り返されたときの余寿命 n_2 として得られる。

Case 1 の場合の余寿命 n_2 の計算式は前報⁹⁾に詳述したが、基本的には次に示す Case 2 の場合において PP 試験の場合のみき裂発生寿命 (すなわち α) を考慮すればよい。

Case 2 の場合、余寿命 n_2 は次式で計算する。

$$\frac{n_2}{N_{f2}} = (1 - \alpha_2) \frac{\ln a_{c2}/a_1}{\ln(a_{c2}/a_{o2})_{\Sigma ij}} \quad (12-1)$$

$$\frac{n_1}{N_{f1}} = \alpha_1 + (1 - \alpha_1) \frac{\ln \frac{a_1}{(a_{o1})_{\Sigma ij}}}{\ln(a_{c1}/a_{o1})_{\Sigma ij}} \quad (12-2)$$

式 (12) は式 (2) より導くことができる。各量の添字 1 および 2 は、 $\Delta\epsilon_{in1}$ および $\Delta\epsilon_{in2}$ に対応している。

Case 3 の場合、き裂発生寿命 n_i の 1 段階目および 2 段階目のひずみ条件での値を n_{i1} および n_{i2} 、初期き裂半長 $(a_o)_{pp+ij}$ の 1 段階目および 2 段階目のひずみ条件での値を $(a_{o1})_{pp+ij}$ および $(a_{o2})_{pp+ij}$ 、 α_{pp} および α_{ij} の 1 段階目および

2 段階目のひずみ条件での値を α_{pp1} および α_{ij1} 、 α_{pp2} および α_{ij2} とすると以下に示すようになる。

1) $n_1 \geq n_{i1}$ のとき、1 段階目のひずみレベルが繰返されたあとのき裂半長 a_1 は次式で与えられる。

$$\ln \left\{ \frac{a_1}{(a_{o1})_{pp+ij}} \right\} = (n_1 - n_i) \times \left\{ \frac{\ln(a_f/a_o)_{pp}}{(1 - \alpha_{pp1})(A_{pp}/\Delta\epsilon_{pp1})^{1/m_{pp}}} + \frac{\ln(a_f/a_o)_{ij}}{(1 - \alpha_{ij1})(A_{ij}/\Delta\epsilon_{ij1})^{1/m_{ij}}} \right\} \quad (13)$$

余寿命 n_2 は、 $a_1 \geq (a_{o2})_{pp+ij}$ であれば、

$$n_2 = \ln \left(\frac{a_{c2}}{a_1} \right)_{pp+ij} + \left\{ \frac{\ln(a_f/a_o)_{pp}}{(1 - \alpha_{pp2})(A_{pp}/\Delta\epsilon_{pp2})^{1/m_{pp}}} + \frac{\ln(a_f/a_o)_{ij}}{(1 - \alpha_{ij2})(A_{ij}/\Delta\epsilon_{ij2})^{1/m_{ij}}} \right\} \quad (14)$$

で与えられ、 $a_1 < (a_{o2})_{pp+ij}$ であれば、式 (14) で $n_2 \rightarrow n_2 - n_{i2}$ 、 $(a_1)_{pp+ij} \rightarrow (a_{o2})_{pp+ij}$ とおいた式で与えられる。

き裂発生寿命 n_i は、 $(n_i)_{pp}$ および $(n_i)_{ij}$ を、

$$\left. \begin{aligned} (n_i)_{pp} &= \alpha_{pp} (A_{pp}/\Delta\epsilon_{pp})^{1/m_{pp}} \\ (n_i)_{ij} &= \alpha_{ij} (A_{ij}/\Delta\epsilon_{ij})^{1/m_{ij}} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

で計算し、その小さい方とする。そして、 $(a_o)_{pp+ij}$ の値については、 $n_i = (n_i)_{pp}$ のとき $(a_o)_{pp+ij} = (a_o)_{pp}$ 、 $n_i = (n_i)_{ij}$ のとき $(a_o)_{pp+ij} = (a_o)_{ij}$ とし、き裂発生寿命が無視できる場合は $\Delta\epsilon_{in}$ 中の大きな方の分割非弾性ひずみ範囲成分に対応する初期き裂半長に等しいとした。また、Case 2 の式 (12) 中の α に相当する値は、次式で計算することが出来る。

$$\alpha = n_i/N_f = n_i \left\{ \left(\frac{\Delta\epsilon_{pp}}{A_{pp}} \right)^{1/m_{pp}} + \left(\frac{\Delta\epsilon_{ij}}{A_{ij}} \right)^{1/m_{ij}} \right\} \quad (16)$$

式 (14) 中の $\Delta\epsilon_{in}$ が繰返されたときの $(a_c)_{pp+ij}$ は次式で与えられる。

$$\ln(a_c/a_o)_{pp+ij} = (N_f - n_i) \times \left\{ \frac{\ln(a_f/a_o)_{pp}}{(1 - \alpha_{pp})(A_{pp}/\Delta\epsilon_{pp})^{1/m_{pp}}} + \frac{\ln(a_f/a_o)_{ij}}{(1 - \alpha_{ij})(A_{ij}/\Delta\epsilon_{ij})^{1/m_{ij}}} \right\} \quad (17)$$

2) $n_1 < n_{i1}$ のとき、1 段階目のひずみレベルが繰返されたあとき裂発生は無かったことになるので、余寿命 n_2 は、式 (14) で $n_2 \rightarrow n_2 - n_{i2}$ 、 $(a_1)_{pp+ij} \rightarrow (a_{o2})_{pp+ij}$ として求める。

4 結果および考察

4.1 材料パラメータの計算結果

Case 1, Case 2 および Case 3 の場合に GA で最適決定された材料パラメータの値を実験的に決定された値と比較して Table III に示す。また、このときの二段二重変動ひずみクリープ疲労試験寿命 n_{2exp} と GA で決定された材料定数を用いて計算した寿命 n_{2GA} との対応関係を Fig. 1 にまとめて示す。Fig. 1 から明らかなように、GA 計算の適合度上からみると、材料定数の決定方法については方法 A の方が方法 B よりもわずかながら優れており、クリープ疲労損傷則については Case 1 と Case 2 では大

Table II. The numbers of variable-amplitude creep-fatigue test data used to determine the material parameters describing the creep-fatigue properties of Mod.9Cr-1Mo steel.

Variable amplitude tests				Variable waveform	Estimated testing period (hrs)
PP	PC	CP	CC	PP↔CP	
75	15	17	13	28	899

差なく Case 3 が若干劣っていることがわかる。また、方法 A と方法 B の差は、Case 3 の場合に最も大きく、この場合、方法 B で CP 試験データ 2 点の予測値が大きく 1 対 1 対応からずれる傾向にある。

Table III. The value of $(a_f)_{ij}$, $(a_o)_{ij}$, $(\Delta\epsilon_{ij})_{cr}$, C_{1ij} and C_{2ij} .

Material parameters (Experimental value)		GA analysis					
		Case 1		Case 2		Case 3	
		A	B	A	B	A	B
$(a_f)_{PP}$ (mm)	5	5	5	5	5	5	5
$(a_f)_{PC}$ (mm)	1.67	1.67	0.342	4.14	5	1.43	3.43
$(a_f)_{CP}$ (mm)	1.82	1.82	1.29	2.35	1.83	2.08	1.15
$(a_f)_{CC}$ (mm)	1.82	1.82	5	4.98	5	4.06	4.98
$(a_o)_{PP}$ (mm)	0.023	0.031	0.027	0.044	0.027	0.080	0.027
$(a_o)_{PC}$ (mm)	0.046	0.042	0.062	0.035	0.015	0.033	0.022
$(a_o)_{CP}$ (mm)	0.046	0.080	0.072	0.084	0.049	0.072	0.026
$(a_o)_{CC}$ (mm)	0.046	0.075	0.060	0.036	0.013	0.001	0.0001
$(\Delta\epsilon_{ij})_{cr}$	PP	0.006	0.009	0.01	0.0060	0.0075	0.0096
	PC					0.0010	0.0022
	CP					0.0013	0.0013
	CC					0.0011	0.0099
C_{1ij}	PP	-0.920	-0.790	-0.69	-0.739	-0.692	-0.688
	PC					-0.993	-0.493
	CP					-3.593	-3.746
	CC					-1.435	-0.235
C_{2ij}	PP	-2.08	-1.81	-1.39	-1.63	-1.47	-1.39
	PC					-2.96	-1.31
	CP					-10.35	-10.75
	CC					-4.25	-0.47

4・2 一定ひずみ振幅完全両振クリープ疲労試験における表面き裂長さの予測結果

Table I および III の結果をもとに、Mod.9Cr-1Mo 鋼の一定ひずみ振幅完全両振クリープ疲労試験中に観察された表面き裂長さ⁴⁾を予測した。Fig. 2 は、PP、PC、CP および CC 試験の $\Delta\epsilon_t = 1\%$ の場合の表面き裂長さの実測値と予測値を比較したものであり、Fig. 3 および Fig. 4 は、同様の結果を $\Delta\epsilon_t = 0.3\% \sim 0.5\%$ の場合に示したものである。PP 試験の場合のき裂成長曲線の予測精度は、Case 2 (方法 B) の場合に特に良好な結果が得られている。CP 試験の場合もほぼ同様の結果が得られている。PC 試験の場合は、 $\Delta\epsilon_t = 0.4\%$ の場合に若干 Case 2 (方法 A) に劣るが、それ以外の条件では Case 2 (方法 B) が優れている。CC 試験 $\Delta\epsilon_t = 1.0\%$ および 0.4% の場合で Case 2 (方法 A) が優れているが、全般的に見て、Case 2 (方法 B) が表面き裂成長の予測性は良好であるといえる。

本論文で提案した、より一般的なき裂発生寿命則である Case 3 の場合は、Fig. 2 ～ Fig. 4 から明らかなように、CC 試験の場合にきわめて小さい初期き裂長さを予測している。とくに、その傾向は方法 B の場合に著しい。このことは、Table III 示すように、CC 試験データ数が他の場合に比べ最も少ないことに関係している可能性があり、Case 3 については今後さらに検討を続ける必要があると判断される。

Fig. 1. Comparison between experimental lives, n_{2exp} , and those estimated by GA using the proposed creep-fatigue damage models, n_{2GA} , for variable strain waveform test results.

Fig. 2. Predicted surface crack growth curves of constant-amplitude PP, PC, CP and CC tests compared with the observed ones. ($\Delta\epsilon_t = 1.0\%$)

Fig. 3. Predicted surface crack growth curves of constant-amplitude PP, PC, CP and CC tests compared with the observed ones. ($\Delta\epsilon_t = 0.3\%$, for PP test and 0.5% , for PC, CP and CC tests)

4.3 一定ひずみ振幅完全両振クリープ疲労試験における余寿命推定精度について

筆者らの一人は、既報4)において、き裂発生寿命則としてCase1, 材料パラメータとして実験的に求められた値 (Table I および III) を使用し、Fig. 2 ~ Fig. 4 に示した一定ひずみ振幅クリープ疲労試験の途中で測定したき裂長さ $2a$ と繰返し数 n から、余寿命を推定する方法を提案し、推定余寿命と実際の余寿命の比が $0.5 \sim 4$ 程度となること、また同時に予測できる作用非弾性ひずみ範囲と材料損傷値については、それぞれ、実際の値の $0.4 \sim 1.6$ 倍および $0.33 \sim 1.5$ 倍となることを報告している。

また、既報6)および7)においては、材料パラメータとして実験的に求められた値をそのまま使用し、き裂発生寿命則としてCase 2を用いて同様の方法で余寿命評価を実施し、余寿命については、実測値の $0.33 \sim 3$ 倍程度、作用非弾性ひずみ範囲と材料損傷値については、実際の値の $0.5 \sim 2$ 倍程度に改善されることを報告している。

そこで、本論文において最適に決定された材料パラメータを用いて、同様の余寿命評価を実施し、余寿命の評価精度がどの程度に改善されるかを調べた。Fig. 5 および Fig. 6 に、き裂発生寿命則としてCase 2, 材料パラメータとしてB方法で最適決定した値を用いて余寿命評価し

Fig. 4. Predicted surface crack growth curves of constant-amplitude PC and CC tests compared with the observed ones. ($\Delta\epsilon_t = 0.4\%$)

Fig. 5. The results of the remaining life evaluation of Mod.-Cr-1Mo steel based on the procedure proposed by the authors.

Fig. 6. The change in the ratio of the predicted value to the experimental one of remaining life and applied inelastic strain range during creep-fatigue tests.

た結果を示す。推定余寿命が実験余寿命の3倍程度の点が2, 3認められるものの、ほとんどは実験余寿命の2倍程度以下に収まっており、既報6)および7)よりもかなり安全側の推定結果が得られていると判断された。作用非弾性ひずみ範囲と材料損傷値についても、既報よりも予測精度は劣るものの、より安全側の推定がなされていると判断された。すなわち、Fig. 5において、非弾性ひずみ範囲は、 $\Delta\epsilon_t = 1\%$ の場合以外はほぼ安全側の推定となっており、材料損傷値については、実際の値の0.5倍～1倍となる場合が少なくなっており、1倍以上となる場合が多くなっている。ひずみ波形の影響については、Fig. 6に見られるように、CP波形の場合にはほとんどの場合に推定精度が大きく危険側となっており、実際の1.5倍～3倍の推定余寿命となっている。作用非弾性ひずみ範囲の推定値もこれを反映しており、CP波形の場合に実際の1倍以下の危険側の推定値が得られている。

5 結 言

Mod.9Cr-1Mo 鋼のクリープ疲労損傷則の改良とそれを記述するために必要な材料パラメータ値の最適化について、遺伝的アルゴリズムに基づく最適化手法を用いて検

討した。3つのクリープ疲労損傷モデル, すなわち, Mod.9Cr-1Mo 鋼に対して最初に提案され損傷モデル, その後 316LC 鋼に対して提案された損傷モデルおよび本論文で提案されたより一般化された損傷モデルを対象とし, 各モデルを記述する材料パラメータの最適値を求めた。その結果, 以下のことが明らかとなった。

(1) 一定ひずみ振幅および二段二重変動ひずみ波形クリープ疲労試験寿命を満足すべき精度で予測できるクリープ疲労損傷モデルは, 316LC 鋼について提案されたクリープ疲労損傷モデルである。

(2) その材料パラメータの決定に際しては, 最初に PP 試験データを用いて添字 $ij = pp$ の材料パラメータを決定したあと, 順次 IJ 試験データを用いて添字 $ij = pc$, cp および cc の材料パラメータを決定する方法が良く, 全てデータを用いて一度にすべての材料パラメータの値を決定する方法よりも, 一定ひずみ振幅クリープ疲労試験におけるき裂進展の予測性, 余寿命予測性の点で優れている。すなわち, CP 試験における余寿命予測値が実際の約 2.5 倍以下の精度である以外は, すべての場合でほ

ぼ 2 倍以下の精度での安全側の予測が可能である。

(3) 本論文で提案した一般化したクリープ疲労損傷モデルの検討には, 更なるデータの蓄積が必要である。

参 考 文 献

- 1) 時政勝行, 宮原光雄, 日本機械学会論文集, A-60, 591 (1994).
- 2) M. Miyahara and K. Tokimasa, MSRI, **3**, 49 (1997).
- 3) 宮原光雄, 時政勝行, 材料, **48**, 130 (1999).
- 4) 時政勝行, 宮原光雄, 材料, **48**, 144 (1999).
- 5) 時政勝行, 宮原光雄, 材料, **51**, 314 (2002).
- 6) K. Tokimasa and M. Miyahara, Acta Metallurgica Sinica (English Letters), **12**, 59 (1999).
- 7) K. Tokimasa and M. Miyahara, Proc. 8th ICM, Vol. III, 1172 (1999).
- 8) 時政勝行, 高畑 智, 材料, **52**, 173 (2003).
- 9) K. Tokimasa and S. Takahata, Proc. 9th ICM, ¥PDF¥298. PDF (CD-ROM) (2003).
- 10) 宮原光雄, 時政勝行, 材料, **44**, 71 (1995).