

# 改良 9Cr-1Mo 鋼のクリープ挙動を推定するための Ω法の改良

朴 奎侠\*・増山 不二光\*<sup>2</sup>・遠藤 孝雄\*<sup>3</sup>

Improvement of Ω Method to Estimate Creep Behavior of a Mod.9Cr-1Mo Steel

Kyu Seop PARK, Fujimitsu MASUYAMA and Takao ENDO

**Synopsis :** In order to predict creep behavior of a Mod.9Cr-1Mo steel, an equation for logarithmic creep giving below has been exploited to describe pronounced primary creep.

$$\varepsilon = (1/\Omega^*) \ln(\Omega^* \dot{\varepsilon}_0^* t + 1),$$

where  $\dot{\varepsilon}_0^*$  is the initial strain rate and  $\Omega^*$  is the gradient between logarithm of strain rate and true strain in a primary creep stage. Differentiation of the above equation with respect to time yields the following equation:

$$\dot{\varepsilon} = \ln \dot{\varepsilon}_0^* - \Omega^* \varepsilon.$$

Designating a primary creep duration by  $t^*$ , creep life  $t_r$  can be expressed by the following equation:

$$t_r = t^* + e^{-\Omega^* \varepsilon} / (\Omega \dot{\varepsilon}_0),$$

where  $t^*$  is given below:

$$t^* = (e^{\Omega^* \varepsilon} - 1) / (\Omega^* \dot{\varepsilon}_0^*).$$

Since relatively good correlations were seen between  $\dot{\varepsilon}_0^*$  and  $\dot{\varepsilon}_0$  and between  $\Omega^*$  and  $\Omega$  as below, the total creep life under a given condition can be described as a function of  $\Omega$  and  $\dot{\varepsilon}_0$ .

$$\dot{\varepsilon}_0^* = 0.138 \cdot \dot{\varepsilon}_0^{0.725},$$

and

$$\Omega^*/\Omega = A_{\Omega^*/\Omega} \cdot \sigma_0^{-n_{\Omega^*/\Omega}} \cdot \exp(Q_{\Omega^*/\Omega}/RT),$$

where  $A_{\Omega^*/\Omega}$  is temperature and stress independent constant,  $n_{\Omega^*/\Omega}$  is the stress exponent of  $\Omega^*/\Omega$ , and  $Q_{\Omega^*/\Omega}$  is the temperature-dependent parameter of  $\Omega^*/\Omega$ . They are, respectively,  $2.82 \times 10^3/s$ ,  $2.0 \pm 0.1$  and  $21 \pm 1$  kJ/mol. Furthermore, since there is a relationship between  $\Omega$  and  $\dot{\varepsilon}_0$ , creep life  $t_r$  can be expressed by a single parameter out of four parameters,  $\dot{\varepsilon}_0^*$ ,  $\dot{\varepsilon}_0$ ,  $\Omega^*$  and  $\Omega$ .

**Keywords :** Ω method; primary creep; modified Ω method; creep life; initial strain rate; logarithmic creep; strain rate acceleration factor.

## 1. 緒言

クリープ寿命を推定するために種々の方法が提案されてきた。しばしば利用される方法はクリープ破断時間と応力との関係を定式化する方法で、Larson-Miller法<sup>1)</sup>やManson-Hafner法<sup>2)</sup>がこれに属する。通常、長時間のデータはクリープ破断試験から得るのでこれらの方法は有効である。クリープ破断試験とは異なり、クリープ曲線が記録されている場合には、最小クリープ速度とクリープ寿命との間に存在する経験則 (Monkman-Grant 則<sup>3)</sup>) も寿命予測に利用されている。一般に、最小クリープ速度は応力と温度

の関数であるから、最小クリープ速度の構成方程式を予め決定すれば、Monkman-Grant則を用いて任意の応力および温度のクリープ寿命が推定でき、これらの方法はパラメータ法と呼ばれている。パラメータ法では長時間のクリープ試験を行っても最小クリープ速度や破断寿命などの限られた情報のみを寿命予測に利用している。

これらの方法に対し、クリープ曲線全体が持つ情報をクリープ寿命予測に反映しようという試みが行われるようになった。一つはθ投影法<sup>4,5)</sup>で、他の一つはΩ法<sup>6-15)</sup>である。θ投影法では3つまたは4つのパラメータでクリープ曲線を記述し、それらのパラメータを用いて寿命を予測す

平成10年10月27日受付 平成11年3月5日受理 (Received on Oct. 27, 1998; Accepted on Mar. 5, 1999)

\* 横浜国立大学大学院生 (Graduate Student, Yokohama National University)

\*<sup>2</sup> 三菱重工業 (株) 長崎研究所 (Nagasaki Research & Development Center, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.)

\*<sup>3</sup> 横浜国立大学工学部 (Faculty of Engineering, Yokohama National University, 79-5 Tokiwadai Hodogaya-ku Yokohama 240-8501)

る。この方法では、第1次および第3次クリープの関数形を予め定め、誤差が最小になるように3または4個のパラメータの値を決定しているため、パラメータの物理的な意味が曖昧である。しかし、従来の方法では許される外挿時間が実験データの3倍程度と考えられているが、θ投影法では寿命の推定精度が飛躍的に向上し、長時間の外挿が可能になると報告されている。

クリープ曲線が持つ全情報に注目している点では、Ω法もθ投影法と同じであるが、Ω法ではわずか2個のパラメータしか用いない。それゆえ、極めて簡便で、用いられるパラメータの物理的な意味が明確という大きな利点がある。Ω法のパラメータの数が少ないのは、多く実用鋼のクリープ曲線が殆ど第3次クリープ域であることに依拠しているが、全寿命のうちで第1次クリープが占める割合が増加すれば、2個以上のパラメータが必要になる。ここでは、2個のパラメータでクリープ挙動を推定する方法を「既存のΩ法」と呼ぶことにする。

著者ら<sup>16,17)</sup>はMod.9Cr-1Mo鋼における定荷重クリープ曲線の第3次クリープ挙動を既存のΩ法で解析し、仮想的初期歪速度およびΩ値の温度および応力依存性を既に報告した<sup>16,17)</sup>。また、これらの値を用いてクリープ寿命を予測したところ、推定寿命が実測寿命よりも長くなることが判明した<sup>17)</sup>。これは、マルテンサイト組織を持つMod.9Cr-1Mo鋼の第1次クリープの期間が長く、第3次クリープ挙動のみに注目する既存のΩ法では、精度の高い寿命予測ができないことを示している。このように、既存のΩ法では予測精度上の問題があるにもかかわらず、Ω法による予寿命推定の精度が他の既存の寿命予測法よりも優れていることを野中ら<sup>18)</sup>は示している。

丸山ら<sup>19)</sup>は既存のΩ法に改良を加え、第1次クリープをも考慮した。彼等は第1次クリープを記述するのに2個のパラメータを用いているので、簡便であるΩ法の利点がかかり失われている。本研究では、第1次クリープおよび第3次クリープをそれぞれ2個のパラメータで表現し、これらのパラメータ相互の関係を明らかにすることによってパラメータの数を減らすことを試みた。その結果、原理的には第3次クリープを特徴付けるパラメータの一つであるΩ値によって第1次および第3次クリープ挙動のみならずクリープ寿命をも記述できることが明らかになった。本報告では、その結果について報告する。

## 2. 第1次および第3次クリープの定式化

定荷重クリープ試験において刻々の歪速度( $\dot{\epsilon}$ )の対数と真歪( $\epsilon$ )との関係を模式的に示すとFig. 1のようである。図において $\Omega^*$ は点線の勾配、 $\dot{\epsilon}_0^*$ は点線と縦軸との交点における歪速度、 $\Omega$ は実線の勾配、 $\dot{\epsilon}_0$ は実線と縦軸との交点における歪速度、 $\epsilon^*$ は点線と実線との交点における歪、

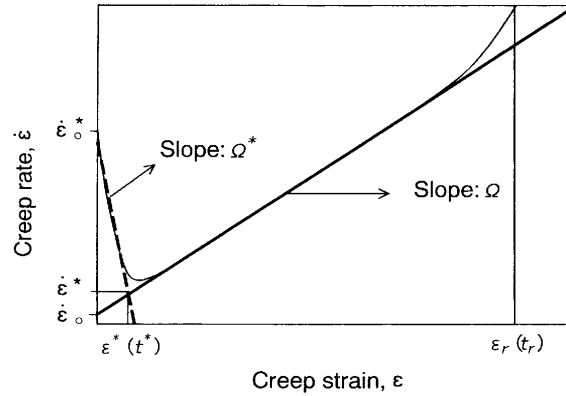


Fig. 1. Schematic illustration of logarithm of strain rate plotted against true strain of the Mod.9Cr-1Mo steel.

$t_r$ はクリープ破断時間、 $t^*$ は歪が $\epsilon^*$ の時のクリープ経過時間である。

定荷重クリープ試験では、第3次クリープの挙動がFig. 1の実線で表されることが幾つかの耐熱鋼で確認されており、Fig. 1の実線は式(1)で表わされる。

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln \dot{\epsilon}_0 + \Omega \epsilon \quad \dots \dots \dots (1)$$

クリープの全域で式(1)が成立する場合には、クリープ寿命 $t_r$ は式(2)で表すことができる。

$$t_r = 1/(\Omega \dot{\epsilon}_0) \quad \dots \dots \dots (2)$$

クリープ曲線において第1次クリープが占める時間が短い場合には、クリープ寿命が式(2)で精度よく推定できる。しかし、最近開発されている耐熱鋼の多くは焼戻しマルテンサイト組織鋼を有しているため、第1次クリープの時間が相対的に長く、式(2)から推定したクリープ寿命は実測されたクリープ寿命よりも長い。それゆえ、測定の精度を向上させるためには第1次クリープ挙動をも考慮しなければならない。

これまでに、第1次クリープ挙動を定式化する種々の方法が提案されてきたが、ここでは第1次クリープ挙動を対数クリープで近似する方法を試みる。対数クリープは以下に示す式で表される。

$$\epsilon = (1/\Omega^*) \ln(\Omega^* \dot{\epsilon}_0^* t + 1) \quad \dots \dots \dots (3)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_0^*$ は初期歪速度で、Fig. 1における点線と縦軸との交点であり、 $\Omega^*$ は点線の勾配である。両辺を時間で微分すると式(4)が得られ、式(4)はFig. 1における点線を表わしている。

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln \dot{\epsilon}_0^* - \Omega^* \epsilon \quad \dots \dots \dots (4)$$

第1次クリープの全域が式(4)で記述できると仮定し、式(4)を時間 $t=t_0$ から $t=t^*$ まで積分すると、第1次クリープ中に費やした時間 $t^*$ が次式で表される。

$$t^* - t_0 = (e^{\Omega^* \epsilon^*} - e^{\Omega^* \epsilon_0}) / (\Omega^* \dot{\epsilon}_0^*) \dots (5)$$

ここに、 $t_0 \approx 0$  で、 $e^{\Omega^* \epsilon_0} \approx 1$  であるから、歪が  $\epsilon^*$  に到達するまでの時間、 $t^*$  は次式のように表わされる。

$$\therefore t^* = (e^{\Omega^* \epsilon^*} - 1) / (\Omega^* \dot{\epsilon}_0^*) \dots (6)$$

同様にして、式 (1) から  $t^*$  から  $t_r$  までの時間は次式で表わされる。

$$t_r - t^* = (e^{-\Omega \epsilon_r} - e^{-\Omega \epsilon^*}) / \Omega \dot{\epsilon}_0 \dots (7)$$

一般に  $e^{-\Omega \epsilon_r} \approx 0$  が成立するので、式 (7) は式 (8) のように表される。

$$t_r = t^* + e^{-\Omega \epsilon^*} / (\Omega \dot{\epsilon}_0) \dots (8)$$

式 (6) および式 (7) から、第1次クリープをも考慮したクリープ寿命を推定することができる。式 (8) における  $\epsilon^*$  は、Fig. 1 に示した2つの直線の交点における歪で、次式で表される。

$$\epsilon^* = \{ \ln(\dot{\epsilon}_0^* / \dot{\epsilon}_0) \} / (\Omega + \Omega^*) \dots (9)$$

Fig. 1 から分かるように  $\epsilon^*$  は最小クリープ速度に対応する真歪に近い値である。

### 3. 実験方法

供試材は従来 9Cr-1Mo 鋼に微量の V, Nb を添加し、Si, Ni, N, Al の含有量が規格化されたマルテンサイト単相組織を持つ Mod.9Cr-1Mo 鋼<sup>20,21)</sup> で、ASTM, A213 に規定された焼ならし (1040°C 以上)、焼戻し (730°C 以上) の状態である。

クリープ試験は一定荷重方式である。また、クリープ試験の前には、いずれの場合にも試験温度で 86.4 ks 保持して熱的な安定を確認した後に応力を負荷した。

### 4. 結果

#### 4.1 第1次クリープ挙動

Fig. 2 は歪速度の対数と真歪との関係を表わしたもので、試験初期応力 147.1 MPa、温度が 883~923 K の結果である。いずれの温度においても、第3次クリープ域においては、式 (1) で表される線形の関係が比較的広い歪域で成立している。図から明らかなように、直線の勾配、すなわち  $\Omega$  の値は温度が高くなればなるほど小さくなり、 $\dot{\epsilon}_0$  は大きい。ここでは図を省くが、温度が一定の場合、応力が高いほど  $\dot{\epsilon}_0$  は大きくなり、 $\Omega$  の値は小さくなる。これらの関係は前報で詳細に述べ、定式化された<sup>16,17)</sup>。Mod.9Cr-1Mo 鋼の場合、第1次クリープ域における歪速度の変化が大きく、1桁以上変化する場合もある。厳しくいえば、式

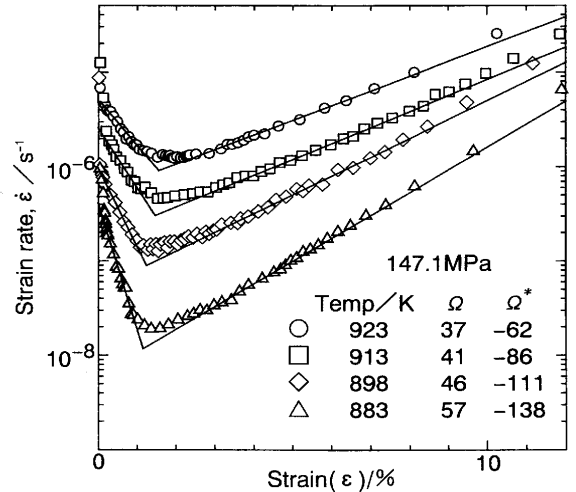


Fig. 2. Relationship between creep rate and creep strain at various temperatures.

(3) で表現できる歪域は広くはない。また、第1次クリープの後期、すなわち最小クリープに近づくとき直線から著しくずれてくるので、式 (3) で近似できる歪域を定めることは容易ではない。しかし、後に触れるように、この歪域が多少変化しても、計算によるクリープ曲線と実測クリープ曲線との差やクリープ寿命の推定精度に大きな影響はない。以下では Fig. 2 の直線を決定する具体的な手法と基本的な考え方について簡単に触れる。一般に、クリープ曲線を精度よく記述するには、数多くのパラメータを用いれば記述の精度は高くなるが、それらのパラメータと温度や応力のような試験条件に関係した示強度との関係を簡単な関数関係で表現することが困難になる。3個または4個のパラメータを用いる  $\Theta$  法<sup>4,5)</sup> はクリープ曲線を記述する優れた方法であるが、ここでは、クリープ曲線の特徴を比較的よく捉え、しかもクリープ寿命予測に役立つ簡単なパラメータを見つけることを意図して第1次クリープを対数クリープで表現することを試みた。第1次クリープを式 (3) で、第3次クリープを式 (1) で近似するに当たっては、以下のような手続きをした。すなわち、第1次クリープに対しては、第1次クリープ中の時間の大部分を占める「真歪が 0.2%」のところから「最小クリープ速度における真歪の値から 0.4% 差し引いた歪」における歪速度と真歪の関係を用いて直線の勾配を決定した。また、第3次クリープを記述する場合には、「最小クリープ速度における真歪の値に +0.4% の真歪を加えたところから真歪が 9% までの値を用いて直線の勾配を決定した。なお、9% の真歪はクリープ試験片のネッキングが起こる前の真歪に対応する。

Fig. 2 で注目すべきことは、式 (4) の傾き、すなわち  $\Omega^*$  の絶対値が応力が高ければ高いほど小さくなること、第1次クリープの直線と縦軸との交点での歪速度  $\dot{\epsilon}_0^*$  が大きくなることなどである。

式 (4) と実測値との関係で、 $\dot{\epsilon}_0^*$  と時刻  $t=0$  における実

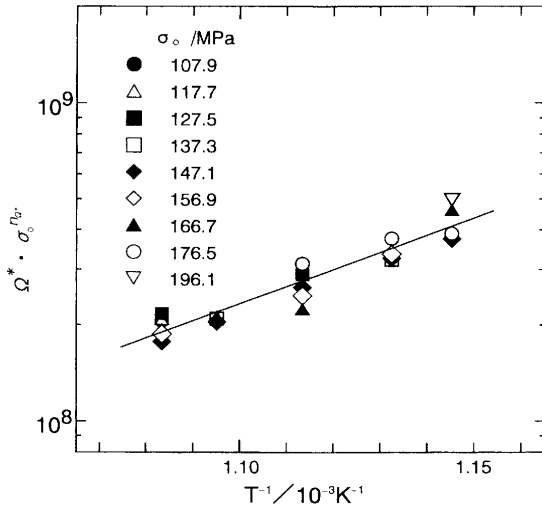


Fig. 3. Effect of temperature on the magnitude of stress-compensated  $\Omega^*$  value.

測定の初期歪速度とは必ずしも一致しない。その理由は、式(4)がFig.2の時刻  $t=0$  における切線を表しているのではなく、第1次クリープ域において対数クリープと見なし得る範囲におけるパラメータとして  $\Omega^*$  および  $\dot{\epsilon}_0^*$  の値を決定しているからである。

4.2  $\Omega^*$ の温度および応力依存性

ここでは図を省くが、 $\Omega^*$ の初期応力および温度依存性は次式のように表わされる。

$$\Omega^* \propto \sigma_0^{-n_{\Omega^*}} \dots (10)$$

$$\Omega^* \propto \exp(Q_{\Omega^*}/RT) \dots (11)$$

ここに  $n_{\Omega^*}$  は  $\Omega^*$  に関する応力指数、 $Q_{\Omega^*}$  は  $\Omega^*$  の温度依存性パラメータで、その値はそれぞれ  $2.94 \pm 0.5$ ,  $103 \pm 1$  kJ/mol である。

式(10)および式(11)から  $\Omega^*$  は以下のように記述できる。

$$\Omega^* = A_{\Omega^*} \cdot \sigma_0^{-n_{\Omega^*}} \cdot \exp(Q_{\Omega^*}/RT) \dots (12)$$

ここに、 $A_{\Omega^*}$  は温度および応力に依存しない定数で、 $2.77 \times 10^2$  である。

式(12)の妥当性を検討するために、縦軸に  $\Omega^* \cdot \sigma_0^{-n_{\Omega^*}}$ 、横軸を温度の逆数をとって図示した結果をFig.3に示す。Fig.3から得た  $Q_{\Omega^*}$  の値は103.1 kJ/molで、 $\Omega^*$ の温度および応力依存性が式(12)で表わされることが分かる。

4.3 パラメータ同士の関係

4.2において2つのパラメータを用いて第1次クリープを記述したが、第3次クリープ挙動を記述するのに2個のパラメータを用いているので、クリープ曲線を記述するのに4個のパラメータ、すなわち、 $\Omega$ ,  $\Omega^*$ ,  $\dot{\epsilon}_0$  および  $\dot{\epsilon}_0^*$  を用いている。 $\Omega$ 法の利点<sup>15,22)</sup>はパラメータの数が少ないことであるが、4個のパラメータを用いると $\Omega$ 法の利点が著しく損なわれる。それゆえ、ここではパラメータ相互の関係

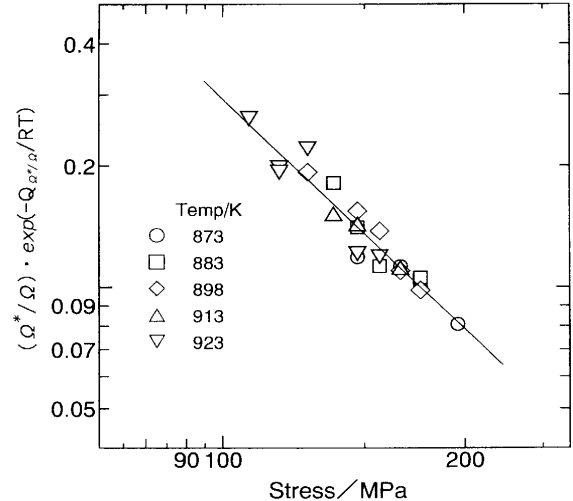


Fig. 4. Effect of stress on the magnitude of temperature-compensated  $\Omega^*/\Omega$  value.

を調べて実質的に必要なパラメータの数を減らす試みをする。

4.3.1  $\Omega^*/\Omega$ の温度および応力依存性

仮想的初期歪速度および  $\Omega$  の構成方程式は前報<sup>16,17)</sup>で検討したように次式で表わされる。

$$\dot{\epsilon}_0 = A_0 \cdot \sigma_0^{n_0} \cdot \exp(-Q_0/RT) \dots (13)$$

$$\Omega = A_{\Omega} \cdot \sigma_0^{-n_{\Omega}} \cdot \exp(Q_{\Omega}/RT) \dots (14)$$

ここに、 $A_0$  および  $A_{\Omega}$  は温度および応力に依存しない定数、 $n_0$  は応力指数、 $n_{\Omega}$  は  $\Omega$  に関する応力指数、 $Q_0$  は仮想的初期歪速度に関する見掛けの活性化エネルギー、 $Q_{\Omega}$  は  $\Omega$  に関する温度依存性パラメータである。 $A_0$ ,  $A_{\Omega}$ ,  $n_0$ ,  $n_{\Omega}$ ,  $Q_0$ ,  $Q_{\Omega}$  の値はそれぞれ  $1.08 \times 10^8/s$ , 0.15,  $13.0 \pm 0.2$ , -1.46,  $751 \pm 5$  kJ/mol,  $101 \pm 1$  kJ/mol である。Fig.2から分かるように  $\Omega$  の値が増加すると  $\Omega^*$  の絶対値も増加するので、両者の間には一定の関係が期待できる。ここでは図を省略するが、 $\Omega^*/\Omega$ の初期応力および温度依存性から  $\Omega^*/\Omega$  は次式のように表わされる。

$$\Omega^*/\Omega = A_{\Omega^*/\Omega} \cdot \sigma_0^{-n_{\Omega^*/\Omega}} \cdot \exp(Q_{\Omega^*/\Omega}/RT) \dots (15)$$

ここに、 $A_{\Omega^*/\Omega}$  は温度および応力に依存しない定数、 $n_{\Omega^*/\Omega}$  は  $\Omega^*/\Omega$  に関する応力指数、 $Q_{\Omega^*/\Omega}$  は  $\Omega^*/\Omega$  に関する温度依存性パラメータで、それぞれ、 $2.05 \times 10^3$ ,  $2 \pm 0.1$ ,  $21 \pm 1$  kJ/mol である。

式(15)の妥当性を検討するために、縦軸に  $(\Omega^*/\Omega)^* \cdot \exp(-Q_{\Omega^*/\Omega}/RT)$ 、横軸を応力をとって図示した結果をFig.4に示す。Fig.4から得た  $n_{\Omega^*/\Omega}$  の値は1.92で、 $\Omega^*$ の温度および応力依存性が式(17)で表わされることが分かる。

4.3.2  $\dot{\epsilon}_0^*$ と $\dot{\epsilon}_0$ との関係

$\Omega^*$ の場合と同様にして  $\dot{\epsilon}_0^*$ の初期応力および温度依存性を定式化することができるが、実際にはかなり困難である。その理由は  $\Omega^*$ の絶対値が  $\Omega$  よりも大きく、しかも式(4)

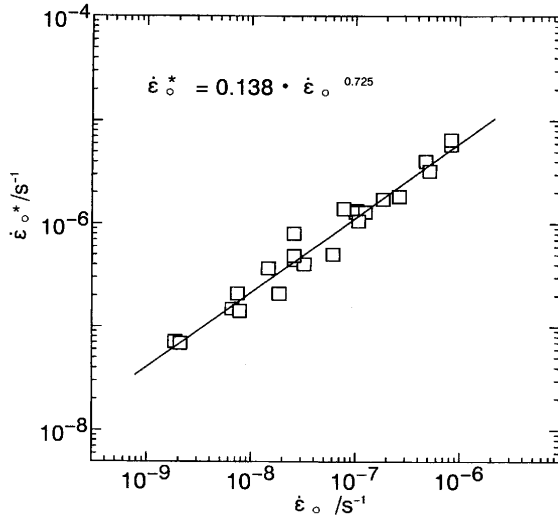


Fig. 5. Relationship between  $\dot{\epsilon}_0^*$  and  $\dot{\epsilon}_0$ .

で近似できる歪域が小さいからである。このような場合、 $\Omega^*$ のわずかな誤差で $\dot{\epsilon}_0^*$ の値に大きな影響を及ぼす。それゆえ、ここでは、 $\dot{\epsilon}_0^*$ の初期応力および温度依存性を直接決定することを諦めて、 $\dot{\epsilon}_0^*$ と $\dot{\epsilon}_0$ との関係を調べる。Fig. 5は縦軸に $\dot{\epsilon}_0^*$ の実測値を、横軸に仮想的初期歪速度 $\dot{\epsilon}_0$ の実測値をとって図示したものである。図から分かるように両者の間に比較的強い相関性が存在する。最小自乗法で回帰した結果、 $\dot{\epsilon}_0^*$ は次式のように $\dot{\epsilon}_0$ と関係付けられる。

$$\dot{\epsilon}_0^* = a \dot{\epsilon}_0^b \dots \dots \dots (16)$$

ここに、 $a$ および $b$ は $\dot{\epsilon}_0$ に依存しない定数で、それぞれ0.138および0.725である。図は省くが、式(16)の妥当性を確認するために、式(16)から計算した値を実測値と比較した結果、両者はよく一致することを確認した。このことは、式(16)から $\dot{\epsilon}_0^*$ の推定ができることを意味している。以上のように、 $\dot{\epsilon}_0^*$ は $\dot{\epsilon}_0$ と関係付けられ、 $\Omega^*$ は $\Omega$ と関係付けられるから、これまで4個のパラメータを用いて第1次および第3次クリープを表現してきたが、実は第3次クリープを特徴付ける2個のパラメータで第1次クリープも表現できることが分かる。

## 5. 考察

### 5.1 クリープ曲線の再現性

本研究では、第1次クリープの挙動を $\dot{\epsilon}_0^*$ と $\Omega^*$ を用いて近似的に表わし、これらの値の温度および応力依存性を定式化した。ここでは、これらの構成方程式を用いてクリープ曲線が再現できるか否かを検討する。式(3)において、或る応力および温度の $\dot{\epsilon}_0^*$ と $\Omega^*$ を代入すると時刻 $t$  ( $t < t^*$ )の歪が与えられるのでクリープ曲線を描くことができる。 $t^*$ の値は歪が $\epsilon^*$ のときの時間で、式(6)で与えられ、 $\epsilon^*$ の値は式(9)によって与えられる。第3次クリープの場合は、

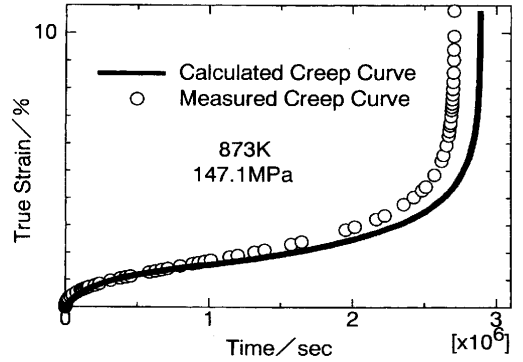


Fig. 6. Comparison between calculated and measured creep curve of Mod.9Cr-1Mo steel.

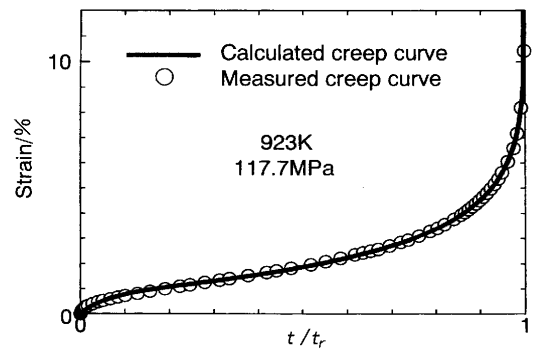


Fig. 7. Comparison between calculated and measured creep curve of Mod.9Cr-1Mo steel.

式(1)を積分すると次式が得られる。

$$\epsilon = (1/\Omega) \ln[1/(1 - \Omega \dot{\epsilon}_0 t)] \dots \dots \dots (17)$$

任意の第3次クリープ域の曲線は予め定めた温度および応力に対応する $\Omega$ および $\dot{\epsilon}_0$ の値を用い、時刻 $t^*$ から $t$  ( $t_r > t > t^*$ )までの時間を式(17)に代入すると時刻 $t^*$ から増加した歪の増分が得られる。時刻 $t$  ( $t_r > t > t^*$ )における全クリープ歪は時刻 $t^*$ 以降の歪に $\epsilon^*$ の歪を加えることによって得られる。Fig. 6はこのようにして得たクリープ曲線で、試験温度が873 K、応力が147.1 MPaの場合である。Fig. 6の試験条件の場合、実測した破断時間は752 hで計算による破断時間は812 hである。この場合、誤差は8%であるが、本研究の試験条件では誤差が12%を越える場合はなかった。

Fig. 7はFig. 6の結果に対応する規格化クリープ曲線で、横軸の時間は破断時間 $t_r$ で規格化してある。Fig. 7から実測値(○印)が計算で得たクリープ曲線(実線)とよく一致することが分かる。Fig. 7は試験温度が923 K、応力が117.7 MPaの場合であるが、その他のクリープ試験条件でも、計算で得た規格化クリープ曲線と実測で得た規格化クリープ曲線がよく一致することを確認した。

### 5.2 クリープ破断寿命

第3次クリープを特徴づける $\Omega$ と仮想的初期歪速度( $\dot{\epsilon}_0$ )を用いて式(2)から予想したクリープ寿命が実測値よりも長いことは前報で示した<sup>17)</sup>。この理由はMod.9Cr-1Mo

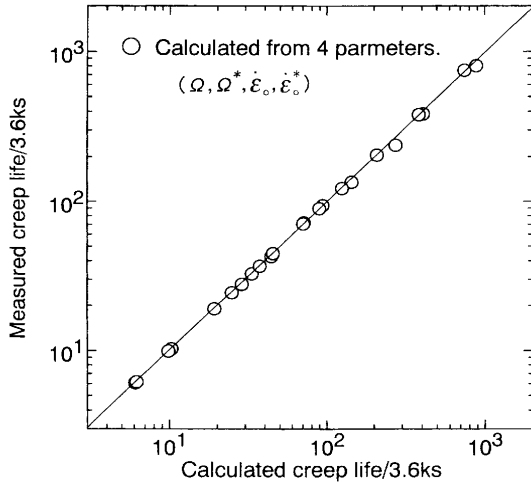


Fig. 8. Comparison of calculated creep life with experimental one.

鋼の第1次クリープの期間が長いこと、第1次クリープ中の歪速度の変化が大きいこと、 $\Omega$ の値が大きくなり、したがって、 $\epsilon_0$ が最小クリープ速度よりもかなり小さいことと関係している。それゆえ、第1次クリープを対数クリープで近似して第1次クリープ中に消費する時間を定量的に表現する方法を試みたが、これも近似に過ぎない。

Fig. 1において、点線に沿って歪が $\epsilon^*$ になるまでの時間は式(6)から計算できるが、この時間は実際に歪が $\epsilon^*$ に到達する時間よりも長い。この理由は歪が $\epsilon^*$ に近い所では、式(6)から予測される歪速度よりも実際の歪速度が大きいからである。また、第3次クリープについても歪が $\epsilon^*$ に近い所では、式(1)から期待される歪速度よりも実際の歪速度が大きい。それゆえ、本研究で試みた手法によって、どの程度の精度でクリープ寿命が推定できるかを調べた。Fig. 8はその結果である。Fig. 8においては、第1次および第3次クリープのパラメータ、すなわち、 $\epsilon_0^*$ 、 $\Omega^*$ 、 $\epsilon_0$ および $\Omega$ を用いてクリープ寿命を計算し、実測のクリープ寿命と比較した。Fig. 8から明らかなように計算によるクリープ寿命と実測値は大変よい一致を示す。このことは、式(4)および式(1)は、それぞれ第1次および第3次クリープの全域を表していないが、クリープ寿命を推定する場合、この程度の近似で支障がないことを示すものである。

上記の方法はクリープ寿命の推定に4個のパラメータを用いている。とりわけ、第1次クリープを特徴付ける $\epsilon_0^*$ および $\Omega^*$ の決定は作業量も多く大変面倒である。そもそも、 $\Omega$ 法の利点はパラメータの数が少なく簡便で、しかも、 $\epsilon_0$ および $\Omega$ の意味が明白なことである。これに対し、本研究で検討した方法はパラメータの数が多く、 $\Omega$ 法の簡便さを著しく損ねている。この観点に立って、 $\epsilon_0^*$ と $\epsilon_0$ 、 $\Omega^*$ と $\Omega$ とを関係付けることを試みたところ、これらの間による相関が見いだされた。換言すれば、導入した4つのパラ

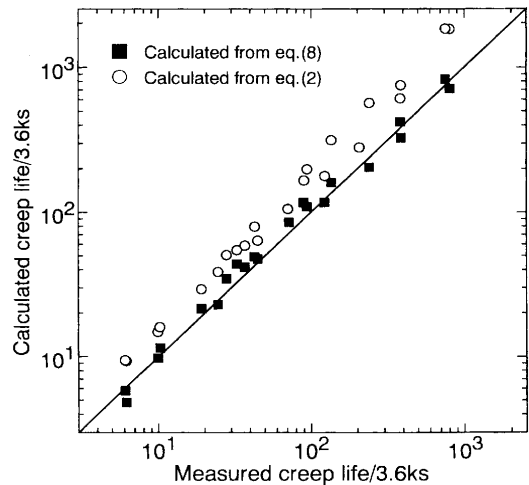


Fig. 9. Comparison of calculated creep life with experimental one.

メータ、すなわち $\epsilon_0^*$ 、 $\Omega^*$ 、 $\epsilon_0$ および $\Omega$ は何れも独立変数ではない。以下では、得られた構成法定式を利用し、任意の応力および温度におけるクリープ寿命を推定する手法について述べる。

まず、式(13)および式(14)を用いて任意の応力および温度の $\epsilon_0$ と $\Omega$ を決定する。 $\epsilon_0$ が分かればその応力における $\epsilon_0^*$ が式(18)から得られる。 $\Omega$ の値が分かっているため、式(17)から $\Omega^*$ の値が得られる。これらの値が分かれば、式(9)から $\epsilon^*$ の値が定まる。 $\epsilon^*$ の値が分かれば、式(6)から $t^*$ の値が分かり、 $t^*$ の値が分かれば式(8)からクリープ寿命が推定できる。Fig. 9はこの手法で推定したクリープ寿命と実測値との比較である。Fig. 8の場合よりも若干ばらつきが大きくなるが、推定値と実測値との一致はよい。この事実は本研究で得た構成方程式が寿命推定において有効であることを示している。また、Fig. 9の白丸は既存の $\Omega$ 法( $\Omega$ 値と $\epsilon_0$ のみの値からクリープ寿命を推定する方法)による推定値で、この値は実測値よりも長い。

### 5.3 第1次クリープの特徴

前報<sup>16,17)</sup>でも指摘したように、本鋼の特徴は第1次クリープ域が長いこと(クリープ試験条件にも依存するが、第1次クリープ域の長さは、全寿命のほぼ30%程度である)、第1次クリープ域の歪速度変化が大きいことである。これは本鋼が高転位密度の焼戻マルテンサイト組織を有しているからと考えられる。本研究では、第1次クリープを対数クリープで近似したが、以下では対数クリープに対する既存の理論を基にして対数クリープで近似することの適否を議論する。一般に、対数クリープは運動転位密度の減少と関係付けて解釈されている。実際、Li<sup>23)</sup>やAkulov<sup>24)</sup>は転位の動力学的アプローチに基づき対数クリープを導いている。

いま、運動転位の生成が転位密度に比例し、運動転位の

消滅は転位密度の二乗に比例すると仮定すれば、運動転位密度の時間変化率は次式で与えられる。

$$d\rho/dt = k_1\rho - k_2\rho^2 \dots\dots\dots(18)$$

ここに、 $\rho$ は運動転位密度、 $t$ は時間、 $k_1$ および $k_2$ は温度および応力に依存する定数である。ここで、第一次クリープ中の歪速度の変化が転位速度の変化によるのではなく、運動転位密度の変化のみによると仮定すると第1次クリープ中の歪は時間の関数として次のように表わされる。

$$\varepsilon = (\dot{\varepsilon}_s/k_1) \ln \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}_i - \dot{\varepsilon}_s}{\dot{\varepsilon}_s} \right) \{1 - \exp(-k_1 t)\} \right] \dots\dots\dots(19)$$

ここに、 $\dot{\varepsilon}_i$ は初期歪速度、 $\dot{\varepsilon}_s$ は定常クリープ速度である。ここで、 $\dot{\varepsilon}_i/\dot{\varepsilon}_s \gg 0$ 、 $k_1 t \ll 1$ を仮定すると式(19)は対数クリープになる。Akulovは、次式を仮定して式(19)を導いている。

$$d\rho/d\varepsilon = \alpha - \beta\rho \dots\dots\dots(20)$$

ここに、 $\alpha$ および $\beta$ は歪に依存しない定数である。

Akulov<sup>24)</sup>の取扱いで興味深い点は運動転位密度の変化が歪に依存するとしていることである。実際、焼戻しマルテンサイト組織鋼には多くの転位が存在するが、この転位密度は静的な焼鈍のみでは減少しない。しかし、微細なラスマルテンサイト組織がクリープ変形中には比較的簡単に粗大化することが示されている。このことは、応力と温度の助けで捕らえられていた転位がセル壁から脱出して、運動転位密度が減少することを示唆している。第一次クリープは歪の増加にともなう歪速度の減少によって特徴付けられるクリープ現象であるから、変形中の加工硬化と見ることもできる。この場合、歪の増加にともなう転位速度が減少することが期待される。第1次クリープ中の歪速度の変化が運動転位密度の減少に起因するのか、歪にともなう内部応力の変化、すなわち転位の運動速度の低下に起因するかは、今後の検討が必要である。

5・4 定荷重クリープにおける $\Omega$ 値の意義

3・3において温度と応力が定まれば $\Omega^*$ および $\dot{\varepsilon}_0^*$ がそれぞれ $\Omega$ および $\dot{\varepsilon}_0$ の一価関数であることを示した。本研究では、クリープ挙動を記述するのに4個のパラメータを導入したが、これらの間には式(15)および式(16)の関係があるから独立な変数は2個と考えることができる。さらに、 $\Omega$ および $\dot{\varepsilon}_0$ の構成方程式を見るとこれらの間にも一定の関係がある。実際、式(13)および式(14)から初期応力を消去すると次式が得られる。

$$\dot{\varepsilon}_0 = A_0 A \Omega^{(n_0/n_\Omega)} \Omega^{-n_0/n_\Omega} \exp[-\{Q_0 - (n_0/n_\Omega)Q_\Omega\}/RT] \dots\dots\dots(21)$$

上式から明らかなように、温度を指定すれば $\dot{\varepsilon}_0$ は $\Omega$ の一価関数である。このことは、 $\Omega$ の値が定まれば、1次クリープ曲線の形状、1次クリープの時間の割合、全クリー

プ寿命、規格化クリープ時間におけるクリープ歪も定まることを意味しており、 $\Omega$ 値は定荷重クリープ挙動を支配する材料定数であることを意味している。現在、 $\Omega$ の物理的意味については限られたことしか明らかにされていないが、以下では $\Omega$ の中身について少し議論を深める。

前報<sup>16)</sup>で示したように仮想的初期歪速度は式(13)で表現できる。Mod.9Cr-1Mo鋼のクリープ挙動に及ぼす予変形の影響を検討したところ、応力指数は予変形の程度に依存しないことが明らかになった<sup>25)</sup>。また、見掛けの活性化エネルギーに及ぼす予変形の影響を調べたところ、予変形歪が3% (ほぼ最小クリープに対応する歪) までは見掛けの活性化エネルギーが予歪の増加とともに減少するが、予歪が3%を越えると一定の値を示すことが分かった<sup>25)</sup>。つまり、応力指数および見掛けの活性化エネルギーは歪に依存しないから、歪速度は次式のように書ける。

$$\dot{\varepsilon} = A\sigma^{n_0} \exp(-Q_0/RT) \dots\dots\dots(22)$$

ここに、 $A$ は歪に依存するが温度および応力に依存しない定数、 $\sigma$ は真応力である。定荷重試験では歪とともに応力が増加し、初期応力が $\sigma_0$ のとき真応力 $\sigma$ は次式で表わされる。

$$\sigma = \sigma_0 \exp(\varepsilon) \dots\dots\dots(23)$$

したがって、式(23)を用いると式(22)は以下のように表わされる。

$$\dot{\varepsilon} = A \exp(n_0\varepsilon) \sigma_0^{n_0} \exp(-Q_0/RT) \dots\dots\dots(24)$$

歪の増加にともなう $A$ の増加としてはクリープポイド、マイクロクラック等の損傷が試験片の有効断面積を減少させることによって歪速度が増加する影響も考えられる。Prager<sup>7)</sup>によればその影響は $\exp(C\varepsilon)$ であたえられる。これらの因子を考慮すると式(24)は次のように表わされる。

$$\dot{\varepsilon} = A_0 \exp(n_0\varepsilon) \exp(C\varepsilon) \sigma_0^{n_0} \exp(-Q_0/RT) \dots\dots\dots(25)$$

ここに、 $A_0$ は温度および応力には依存しないが、歪の増加にともなう組織の変化によって変化する値である。式(25)を基にして $\Omega$ を計算すると以下のようである。

$$\Omega = \partial \ln \dot{\varepsilon} / \partial \varepsilon = \partial \ln A_0 / \partial \varepsilon + n_0 + C.$$

ここに、 $\partial \ln A_0 / \partial \varepsilon$ は応力の増加および歪の増加で下部組織が変化し、その結果として歪速度が増加することを表わす項である。延性材料では $C$ の値が小さいから $\Omega$ の値は $(\partial \ln A_0 / \partial \varepsilon)$ と $n_0$ の和である。

単相材料のAlおよびAl-Mg合金で $\Omega$ 値と $n_0$ の値を比較したところ、低応力において両者はよい一致を示した<sup>26)</sup>。このことは、 $(\partial \ln A_0 / \partial \varepsilon) = 0$ であることを意味している。換言すれば、定荷重試験クリープ試験では、応力は刻々変化しているが、単相材料では組織因子 $A$ が常に一定

の値であることを意味している。一方、本鋼の場合はΩの値が常に $n_0$ の値よりも大きく、35から81程度、 $n_0$ の値は凡そ13.0程度であるから、応力が増すと $(\partial \ln A_0 / \partial \epsilon)$ の値が22から68程度にまで変化することを示している。Ωの値はクリープ特性を支配する重要なパラメータであるから、今後は $(\partial \ln A_0 / \partial \epsilon)$ の値に注目した組織学的検討が必要である。

最後に、クリープ挙動を支配する因子が1個の独立変数であるかどうかについて議論する。本研究では4個のパラメータ、すなわち $\dot{\epsilon}_m$ 、 $\Omega^*$ 、 $\dot{\epsilon}_0$ およびΩを導入したが、これらの間には3個の関係式、すなわち、式(15)、式(16)および式(21)が存在するので、独立変数はこれらのパラメータのうちの任意の1個である。この結論がどの程度正しいかを厳密に論じることは容易ではない。その理由は、クリープ挙動を記述するために導入した式(1)および式(3)が元々近似式に過ぎないからである。しかしながら、「クリープ挙動が1個のパラメータで記述できる」とする本研究の結論は健全な結論のように思われる。なぜなら、古くから知られているMonkman-Grant則<sup>3)</sup>は次式で表わされる。

$$\dot{\epsilon}_m Y \cdot t_r = K_{MG} \dots \dots \dots (26)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_m$ は最小クリープ速度、Yおよび $K_{MG}$ は定数である。この式はクリープ寿命が1つのパラメータ、すなわち最小クリープ速度で定まることを示している。ここでは示さないが、最小クリープ速度は仮想的初期歪速度と良い相関があるから最小クリープ速度を仮想的初期歪速度に置き換えると、本研究で得た結論と同じ結論を導くことができる。大きな違いは、Monkman-Grant則に現れる定数、すなわちY、 $K_{MG}$ および最小クリープ速度を用いても第3次クリープ挙動や第1次クリープ挙動を予測できないが、本研究で得た構成方程式からは、これらの挙動が予想できることである。

## 6. 結論

第1次クリープを対数クリープで近似することによって、第1次クリープが顕著な場合にも適用可能なように「既存のΩ法」を拡張した。また、新しく提案した解析手法でマルテンサイト単相組織を持つMod.9Cr-1Mo鋼のクリープ挙動を解析して以下の結果を得た。

(1) 第3次クリープ挙動を式(1)で近似した場合、 $\dot{\epsilon}_0$ およびΩの温度および応力依存性は式(13)および式(14)で表わされる。

(2) 第1次クリープ挙動を式(3)の対数クリープの式で近似した場合、 $\Omega^*$ の応力および温度依存性は式(12)で表わされる。また、 $\dot{\epsilon}_0^*$ 、および $\Omega^*$ は、それぞれ $\dot{\epsilon}_0$ およびΩと相関があり、それらの関係は式(15)および式(16)で

与えられる。

(3) これらの式を用いると、任意の応力および温度におけるクリープ曲線を描くことができ、計算曲線と実測のクリープ曲線はよく一致する。

(4) Mod.9Cr-1Mo鋼の場合、全クリープ寿命のうちで第1次クリープの占める割合は大きい。それゆえ第3次クリープのみに注目した既存のΩ法からクリープ寿命を推定すると、本実験の下で推定クリープ寿命は実測寿命の2から2.5倍程度になる。

(5) 第1次クリープを考慮してクリープ寿命を推定すると、計算寿命と実測寿命とはよく一致する。

(6) クリープ曲線を記述するために4個のパラメータ、すなわち $\dot{\epsilon}_0^*$ 、 $\Omega^*$ 、 $\dot{\epsilon}_0$ およびΩを導入したが、これらの間には式(21)、式(15)および式(16)の関係があるので、これらのパラメータのうちの一つを用いるとクリープ曲線の形状、第1次クリープの時間の割合、規格化クリープ時間におけるクリープ速度およびクリープ寿命が予測できる。

## 文 献

- 1) F.R.Larson and Miller: *Trans. ASME*, **74** (1952), 765.
- 2) S.S.Monson and A.M.Haferd: NASA TN2890, (1952).
- 3) F.C.Monkman and N.S.Grant: *Proc. ASTM*, **56** (1956), 593.
- 4) R.W.Evans, J.D.Parker and B.Wilshire: *Recent Advances in Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Prineridge Press, Swansea, (1982), 135.
- 5) K.Maruyama and H.Oikawa: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 26.
- 6) M.Prager: *J. Press. Vess. Tech.*, **117** (1995), 95.
- 7) M.Prager: *Strength of Materials*, ed. by H.Oikawa, K.Maruyama, S.Takeuchi and M.Yamaguchi, JIM, Sendai, (1994), 571.
- 8) M.Prager and F.Masuyama: *Proc. of ICSCMA 10*, ed. by H.Oikawa, K.Maruyama, S.Takeuchi and M.Yamaguchi, JIM, Sendai, (1994), 575.
- 9) T.Endo and J.Shi: *Strength of Materials*, ed. by H.Oikawa, K.Maruyama, S.Takeuchi and M.Yamaguchi, JIM, Sendai, (1994), 665.
- 10) J.Shi and T.Endo: *Scr. Metall. Mater.*, **32** (1995), 1159.
- 11) T.Endo and J.Shi: *Materials Aging and Component Life Extension*, vol. 1, ed. by V.Bicego, A.Nitta and R.Viswanatham, CISE, Engineering Materials Advisory Services Ltd., West Midlands, (1995), 429.
- 12) J.Shi and T.Endo: *Tetsu-to-Hagané*, **80** (1994), 795.
- 13) J.Shi, K.Tai and T.Endo: *Tetsu-to-Hagané*, **81** (1995), 839.
- 14) T.Endo, J.Shi and F.Masuyama: *Tetsu-to-Hagané*, **81** (1995), 862.
- 15) T.Endo and F.Masuyama: *Materia Jpn.*, **36** (1997), 225.
- 16) K.S.Park, F.Masuyama and T.Endo: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 526.
- 17) K.S.Park, F.Masuyama and T.Endo: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 553.
- 18) I.Nonaka, S.Torihata, S.Kihara, H.Umaki and K.Maruyama: *J. Soc. Mater. Sci., Jpn.*, **46** (1997), 438.
- 19) K.Maruyama, I.Nonaka, K.Sawada, H.Sato, J.Koike and H.Umaki: *ISIJ Int.*, **37** (1997), 419.
- 20) V.K.Sikka: *Conf. on Ferritic Alloys for Use in Nuclear Energy Technologies*, ASM, Ohio, (1983), 317.
- 21) V.K.Sikka, M.G.Cowgill and B.W.Roberts: *Conf. on Ferritic Alloys for Use in Nuclear Energy Technologies*, ASM, Ohio, (1983), 413.
- 22) F.Masuyama and T.Yokoyama: *J. High Press Inst. Jpn.*, **34** (1996), 153.
- 23) J.C.M.Li: *Acta Metall.*, **11** (1963), 1269.
- 24) N.S.Akulov: *Acta Metall.*, **12** (1964), 1195.
- 25) K.S.Park, F.Masuyama and T.Endo: *Case Histories on Integrity and Failure in Industry (CHIFI)*, Milan-Italy, Sept. 27-Oct. 1, 1999 で一部発表予定
- 26) K.S.Park, F.Masuyama and T.Endo: 日本金属学会1998年秋期大会で発表