

2.25Cr-1Mo鋼のクリープ損傷に及ぼす応力及び歪みの影響

遠藤 孝雄*・戴 国政*²・増山 不二光*³

Influence of Stress and Strain on the Creep Damage of a 2.25Cr-1Mo Steel

Takao ENDO, Kuocheng TAI and Fujimitsu MASUYAMA

Synopsis : The effect of pre-creep on the creep life has been investigated over a stress range from 78.4 to 125 MPa at 873K. It was found that the creep life was decreased with increasing pre-creep stress and strain. In the case where the time elapsed for pre-straining is relatively short ($t \leq 3.6 \times 10^5$ s), and thereby creep damage due to aging is unimportant, pre-creep strain has a dominant effect on the creep damage. Defining the creep damage parameter, Φ as the ratio of the minimum creep rate of a damaged specimen to that of an unused specimen, the extent of the structural deterioration is expressed as a function of pre-strain, ϵ_P as follows :

$$\Phi_P = (a \cdot \epsilon_P + 1)^b$$

where a and b are constants of the magnitude of 0.60 and 0.74 at 873K, respectively. The Monkman-Grant rule was obeyed for the damaged specimens, and the relationship between creep life and minimum creep rate is expressed as follows :

$$(t_r/s) \cdot (\dot{\epsilon}_m/s^{-1})^Y = K_P$$

where Y and K_P are constant independent of stress, and their values are 1.63 and 4.18×10^{-6} , respectively.

Key words : 2.25Cr-1Mo Steel ; Creep life ; Creep damage ; Pre-strain ; Monkman-Grant rule.

1. 緒言

フェライト系耐熱鋼の2.25Cr-1Mo鋼はボイラー用鋼管として火力発電設備などに多用され、実績の多い耐熱鋼であるが¹、多くの火力発電設備の累計運転時間が10万時間を越えるに至り、クリープ余寿命評価技術の確立と精度の向上が重要な課題になってきている¹⁾。

本鋼の溶接熱影響部は脆性材料として、母材は延性材料として振舞う²⁾。脆性材料に対しては、種々の物理特性計測、組織調査、クリープポイドの定量計測結果に基づくAパラメータ法など、種々の余寿命評価³⁾⁴⁾が利用できるが、これら手法は延性材料に適用できない。延性材料に対しては、外形や肉厚等の寸法計測⁵⁾、クリープ曲線の推定(θ プロジェクション法)⁶⁾⁷⁾、組織変化に基づく余寿命評価法⁸⁾などが利用できるが、延性材料の余寿命予測精度は高くない。これは、延性材の組織変化が極めて徐々に進行するので組織劣化の程度を精度良く分級することが困難なこと、個々の劣化因子の影響並びにこれらの因子が重畳された時の複合効果が明らかにされていないためである。

本研究は、未使用材に予クリープを施し、その時の応力

および予歪が再負荷クリープ試験の余寿命および最小クリープ速度等に及ぼす影響を調べる目的で行ったもので、予クリープによる損傷が予歪のみに依存し、応力には殆ど依存しないことが明らかにされた。この結果は予クリープに関する従来の研究報告⁹⁾¹⁰⁾と大変異なっているので過去の研究と対比させてその理由を議論する。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材は2.25Cr-1Mo鋼(JIS STBA 24)の鋼管で、外径45mm、肉厚10.2mm、その化学組成は重量%で、C:0.10、Si:0.27、Mn:0.43、P:0.014、S:0.008、Cr:2.07、Mo:0.90、Fe:Bal.である。受入れ材の熱履歴は、1213Kで1.8ksオーステナイト化した後、993Kまで炉冷(冷却速度は0.056K/s)し、その後大気中で冷却したものである。

2.2 クリープ試験

クリープ試験には最大負荷が3tのレバー式のシングル型クリープ試験機を用い、以下に示す2種類のクリープ試験で予歪を与えた。クリープ試験片は平行部の直径が6mm、

平成5年9月20日受付 平成6年2月4日受理 (Received on Sep. 20, 1993; Accepted on Feb. 4, 1994)

* 横浜国立大学工学部 (Faculty of Engineering, Yokohama National University, 156 Tokiwadai Hodogaya Yokohama 240)

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

* 3 三菱重工業(株)長崎研究所 (Nagasaki Research and Development Center, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.)

標点間距離が30mmである。

(a) 予クリープ試験(I)

試験温度は873Kで、予クリープ時の応力は78.4, 98.0, 108, 118および127MPaである。予クリープ時間はいずれの応力の場合も72ksとした。予クリープを施した後は応力を完全に除荷し、予クリープ試験と同じ温度で3.6ks保持した後に再負荷クリープ試験を行った。再負荷時の初期応力は常に98.0 MPaである。なお、クリープ歪の変化にともなう断面減少で応力は変化し、最小クリープ速度も変化する。しかし、本研究ではクリープ歪にともなう応力の変化ならびに歪速度の変化は考慮していない。また、この影響については4.4節で簡単に触れる。

(b) 予クリープ試験(II)

予クリープ中の組織劣化に影響を及ぼす可能性のある因子として、高温保持温度、高温保持時間、予クリープ歪、予クリープ時の応力などが考えられる。予クリープ試験(I)では、これらの因子のうち高温保持温度、高温保持時間を固定した。しかし、予クリープによって後続のクリープ特性に影響が生じて歪の影響が予クリープ応力の影響が明らかにすることはできないので予クリープ試験(II)を試みた。予クリープ試験(II)では高温保持温度、予クリープ時の応力を118または127MPaに固定した。この場合は、高温保持時間と予クリープ歪が変数になる。しかし、予クリープ歪を変化させるためには予クリープ時間を変化させる必要があるため予クリープによって後続のクリープ特性に影響が生じて時間の影響が予クリープ歪の影響が明らかにすることはできない。それゆえ、予備実験の結果を踏まえて予クリープ時間を360ks以内にした。その理由は、873 Kにおいて360ksの無負荷時効を施したことによる寿命の低下は未使用材のクリープ寿命に比して9%程度であるが、予クリープ中に生じる時効の影響が予クリープ歪の影響よりも大きくなるように配慮したからである。予クリープ試験後の再負荷クリープ試験の方法は予クリープ試験(I)と同様にした。

3. 実験結果

3.1 予クリープ試験(I)後のクリープ破断特性

予クリープ試験(I)においては、試験温度と予クリープ時間を固定しているから、予クリープ応力を変化させると予クリープ歪が自動的に変化する。具体的に示すと、応力が78.4, 98.0, 108, 118, 127MPaの時の予歪量は、それぞれ0.14, 0.99, 2.7, 4.4および15%である。組織の劣化度に影響を及ぼす因子として試験温度、高温保持時間、予クリープ歪、予クリープ応力等が考えられ、予クリープ試験(I)では、前2者が固定されているが、予クリープ応力または予クリープ歪の影響を単独に取り出すことはできない。以下ではクリープ損傷の目安として再負荷クリープ時のク

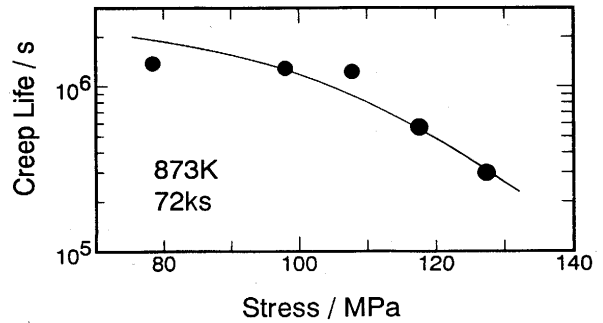


Fig. 1. Creep life after re-loading as a function of pre-creep stress in the pre-creep mode (I).

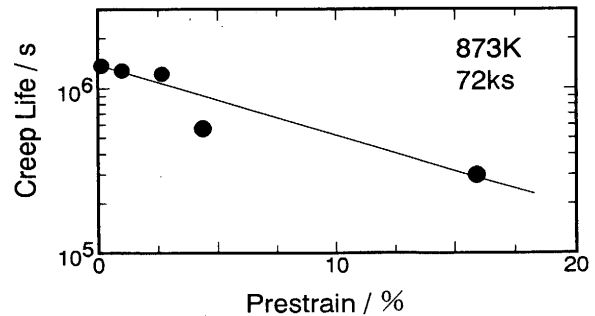


Fig. 2. Creep life after re-loading as a function of pre-strain in the pre-creep mode (I).

リープ破断時間 t_r を選び、 t_r と予クリープ応力及び予クリープ歪との関係をFig. 1 およびFig. 2 に示す。これらの図から明らかなように、少なくとも見かけ上は予クリープ応力が増加しても、予クリープ歪が増加しても再負荷クリープ試験時のクリープ破断寿命が短くなることが分かる。

3.2 予クリープ試験(II)後のクリープ破断特性

予クリープ試験(II)における再負荷後のクリープ寿命 t_r と予クリープ時間 t_p との関係をFig. 3 に示す。図から、予クリープ時の応力が一定ならば予クリープ時間が増すとクリープ寿命が短くなること、予クリープ時間が同じであれば、予クリープ時の応力が高いときクリープ寿命が減少することが分かる。しかし、予クリープ試験(II)においては、試験温度と予クリープ応力が固定されているので予クリープ

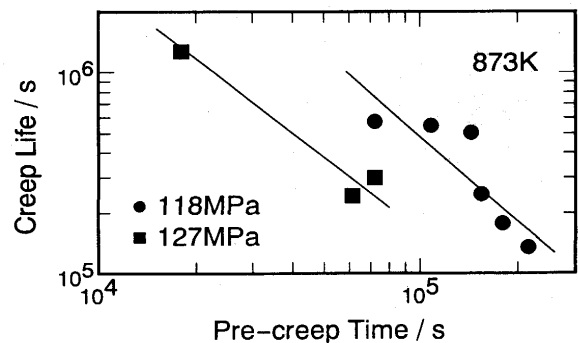


Fig. 3. Creep life after re-loading versus pre-creep time in the pre-creep mode (II).

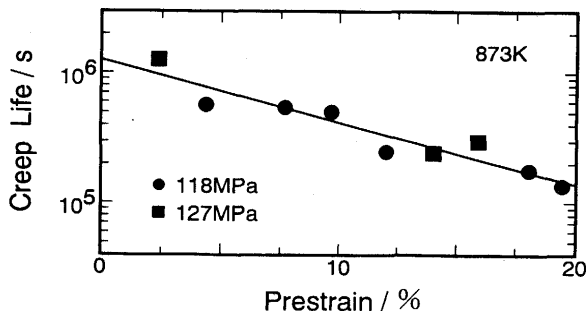


Fig. 4. Creep life after re-loading versus pre-strain in the pre-creep mode (II).

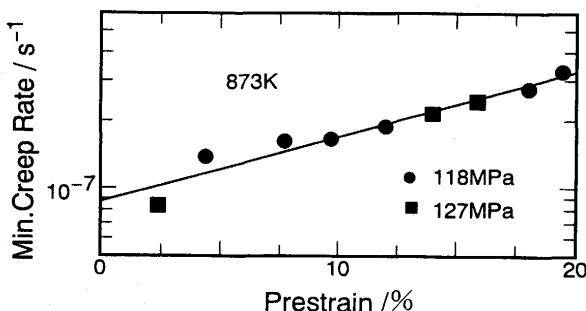


Fig. 5. Minimum creep rate after re-loading as a function of pre-strain in the pre-creep mode (II).

時間とともに予クリープ歪も増加する。従って、予クリープ時間を一定にして破断寿命を比較すると、応力が高いほど予クリープ歪が大きくなる。そこでFig. 3の t_r を予歪に対して図示するとFig. 4のようになる。図から明らかなように破断寿命は殆ど応力に依存せずクリープ寿命が予歪の一価関数として表せるように見える。Fig. 5は再負荷クリープの最小クリープ速度 $\dot{\epsilon}_m$ と予歪との関係であるが、ここにおいても $\dot{\epsilon}_m$ は予歪の一価関数のように見える。これらのことはクリープ損傷に及ぼす応力の影響が予クリープ歪に比し小さいことを示唆している。

3.3 Monkman-Grant則及び破断伸びに及ぼす予変形の影響

多くの純金属および合金材料のクリープにおいて、クリープ破断寿命と最小クリープ速度との関係を両対数グラフ上に示すと良い直線関係が得られ、この関係はMonkman-Grant則¹⁰⁾と呼ばれている。

Fig. 6は予クリープ試験(I)及び(II)において得られた再負荷時のクリープ破断寿命と最小クリープ速度との関係で、 $\text{Log } \dot{\epsilon}_m$ と $\text{Log } t_r$ の間にはかなりよい直線関係が成立し、以下のように表される。

$$\text{Log}(t_r/s) = -5.38 - 1.63 \text{Log}(\dot{\epsilon}_m/s^{-1}) \quad \dots\dots\dots (1)$$

この関係は、一般に次の形で示される。

$$t_r \cdot \dot{\epsilon}_m^Y = K_P \quad \dots\dots\dots (2)$$

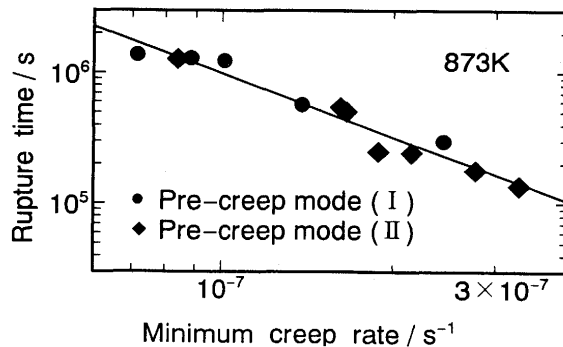


Fig. 6. Creep life versus minimum creep rate of degraded specimens in the pre-creep modes (I) and (II).

ここに、 Y および K_P はいずれも応力に依存しない定数で、それぞれの値は1.63および 4.18×10^{-6} である。また、これらの値は未使用材の値($Y=0.762, K=2.07$)¹¹⁾と異なっている。一般に、 Y の値が増加すると K の値は著しく小さくなるので Y および K の変化が予歪による本質的な影響が否かは明らかではない。

再負荷クリープ試験の破断伸びと予クリープ変形歪量との関係を示す図は割愛するが、本実験範囲では予クリープ歪と再負荷クリープ時の破断歪の和はばらつきの範囲で一定であった。

4. 考察

4.1 歪の影響と応力の影響との分離

一般にクリープ損傷の程度は劣化材のクリープ寿命と未使用材のそれとを比較して評価するが、組織劣化材においてもMonkman-Grant則が成立するので最小クリープ速度もクリープ損傷の良い目安になる。ここでは最小クリープ速度の比を用いてクリープ損傷の程度を表すことにする。

$$\Phi = \langle \dot{\epsilon}_m \rangle / \dot{\epsilon}_m \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 Φ はクリープ損傷度、 $\langle \dot{\epsilon}_m \rangle$ は組織劣化材の最小クリープ速度、 $\dot{\epsilon}_m$ は劣化材と同じ条件の下でクリープ試験したときに得られる未使用材の最小クリープ速度である。 Φ を用いてクリープ損傷の程度を論じるときには、組織劣化の程度が同じであっても Φ を決定するときの応力(再負荷クリープ試験時の応力)に依存することに注意しなければならない。その理由は $\langle \dot{\epsilon}_m \rangle$ の応力依存性指数と $\dot{\epsilon}_m$ のそれとが一般には異なるからである。

Fig. 7はFig. 5の結果を Φ を用いて表したもので、クリープ損傷が予歪による場合は添字の“p”を付すことにする。Fig. 5から Φ_p を求める際には118および128MPaにおける未使用材の最小クリープ速度が必要になる。それらの値は前報¹¹⁾で得た最小クリープ速度の状態方程式(4)式を用いた。

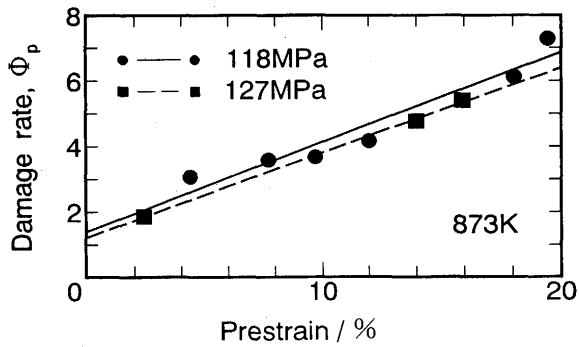


Fig. 7. Creep damage rate, Φ_P as a function of pre-strain in the pre-creep mode (II).

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_m &= 1.14 \times 10^{-24} \cdot (\sigma/\text{MPa})^n \\ n &= 1.78 \times 10^{-2} \cdot (T/\text{K})^{-7.29} \end{aligned} \quad (4)$$

Fig. 7を見ると予クリープ歪が同じであっても予クリープ応力が高い点線の方が応力が低い場合の実線のクリープ損傷度よりも小さいように見える。この理由の一つとしてクリープ変形時間の影響が考えられる。換言すれば、応力が高い程同じ予クリープ歪に到達する時間が短くなるのでクリープ損傷度が低くなっているとも考えられる。そこで試験片が高温に保持されている間に生じるクリープ損傷度を以下の要領で補正した。即ち、未使用材を873Kで7.2ks~28.8Ms無負荷で時効した後98MPaでクリープ変形し、無負荷時効によるクリープ損傷度 Φ_A を決定すると次式が得られる。

$$\Phi_A = [4.06 \times 10^{-7} \cdot (t/s) + 1]^{0.74} \quad (5)$$

予クリープ試験(II)において予クリープ時間が t_1 の場合、 $t=t_1$, $t=72\text{ks}$ に対応する Φ_A の値、即ち $\Phi_{A,1}$ および $\Phi_{A,2}$ を式(5)から算出し、実測した Φ_P の値から $(\Phi_{A,1}-\Phi_{A,2})$ を差し引いた。この操作によっていずれの場合も高温保持時間が72ksの場合に換算した。しかし、補正によって得られた図はFig. 7と殆ど変化がないことが分かった。このことは予クリープ中の時効効果よりも予クリープ歪の効果の方が大きい実験条件の下で予歪の影響が調べられたことを意味している。実際、予クリープ試験(II)の場合、予クリープ時間は18~216ksであるから、 Φ_A の変化は式(5)より1.005~1.064程度である。これに対し、予歪による Φ_P の変化は、1.8~7.0程度であるから予変形中の時効による損傷は実質的には無視できる。したがって、Fig. 7において同じ予クリープ歪のところのクリープ損傷度を比較することは、組織劣化を支配すると考えられる因子、即ち、高温保持温度、高温保持時間、予クリープ歪、予クリープ応力の内の前3者を固定したことになるから、点線と実線との相違は予クリープ応力の相違のみに由来していることになる。従って、Fig. 7で実線と点線との相違が測定点のばらつきの程度であることは、クリープ損傷に及ぼす予クリープ応力の

影響が殆ど意味を持たないことを示している。

4・2 クリープ損傷度 Φ_P の定式化

前節において、クリープ損傷度に及ぼす時効時間と予クリープ応力の影響が実質的には無視できる範囲で実験が行われたことを確認した。それゆえ、予クリープ時の応力の相違を無視して予クリープ試験(I)及び(II)における全ての結果から Φ_P と予クリープ歪との関係を求めるとFig. 8が得られる。Fig. 8が示すようにクリープ損傷度 Φ_P は応力に依存せずほぼ一本の直線上に集まっている。そこで、この直線を定式化すると以下ようになる。

$$\Phi_P = 0.240 \cdot (\epsilon_P/\%) + 1.60 \quad (6)$$

ここに、 Φ_P は予クリープ歪によるクリープ損傷度、 ϵ_P は予クリープ歪である。式(6)の問題点は ϵ_P がゼロの時、即ち未使用材のクリープ損傷度が1.60になって1よりも大きいことである。この理由は予クリープ歪の影響は低歪のときに大きいことの他に Φ_P を決定する方法に由来する。つまり、 Φ_P は最小クリープ速度の比として表しているの、再負荷クリープ試験における最小クリープ速度を与える歪 ϵ_m よりも予クリープ歪 ϵ_P が小さい場合には正しい予クリープの影響を表し得ないためである。そこで、未使用材のクリープ損傷度が1になるような簡単な関数を用いて予クリープ歪の影響を定式化する。

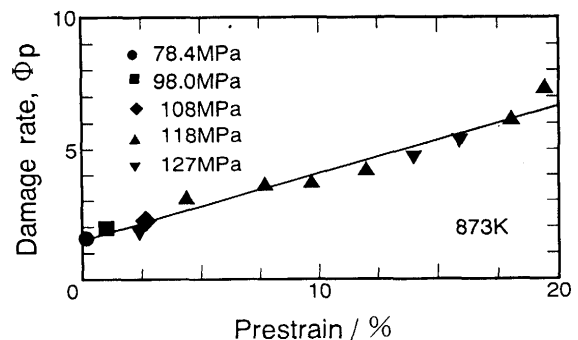


Fig. 8. Creep damage rate, Φ_P versus pre-strain in the pre-creep modes (I) and (II). The solid line represents the Φ_P versus pre-strain relationship obtained from eq. (6).

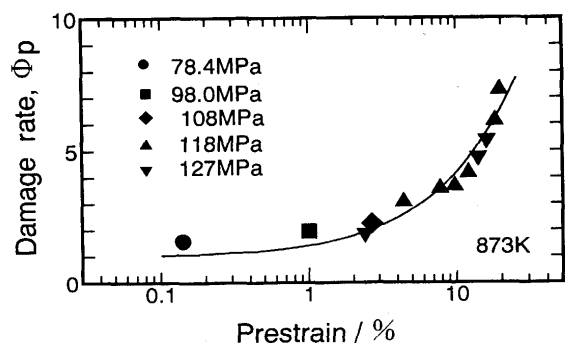


Fig. 9. Comparison of equation (7) with the value of creep damage rate, Φ_P .

Fig. 9 は式 (7) を用いて近似した曲線と測定点との比較で、低歪領域でずれが大きくなるが予歪がゼロの時 Φ_P は 1 になる。

$$\Phi_P = (a \cdot \epsilon_P + 1)^b \dots \dots \dots (7)$$

ここに、定数 a 及び b はそれぞれ 0.60 および 0.74 で、この式を用いると、予クリープ変形歪量がゼロのとき、当然クリープ損傷度は 1 になる。

4.3 従来の研究との比較

配管部材の使用履歴が明らかにされている場合は、 θ プロジェクション法⁶⁾、或は改良 θ 法⁷⁾ を適用することによって最小クリープ速度を推定し、それを基礎にして原理的には余寿命を推定できる。しかし、この方法は、操業温度や応力が変動した場合には適用し難い。また、配管の際に鋼管を曲げるなど、配管部材は使用履歴が明らかでない場合が多いので、これらの方法の適用には制限がある。一方、配管部材の外径及び肉厚等を直接計測する方法は履歴が明らかでなくても適用可能である点において前者に比べて有利な面があるが、酸化や腐食の影響を直接受けるために精度の高い歪の測定が困難であり⁸⁾、予歪を与えるために要する時間が長いと時効によるクリープ損傷が重畳されるから、一般には予歪の大きさだけでクリープ余寿命を議論することはできない。これに対し、本実験で得られた式 (6) は歪のみの影響を示したものであるから時効の影響が無視できないときには適用できない。ここでは、本研究の結果と複雑な予クリープに関する従来の予クリープに関する報告との比較を試みる。

浅川ら⁹⁾は 2.25Cr-1Mo 鋼の予歪量から寿命予測を試みており、Fig.10 はその結果の一部である。図において白丸および黒丸は予歪後に応力が 78.4~118MPa の下で再負荷クリープ試験を行った結果である。また、図中の曲線 (strain method) は温度 873K、応力 78MPa におけるクリープ歪と寿命消費率との関係から得られたものである。図において予歪が 10% のところを見ると、予歪を与えたときの平均歪

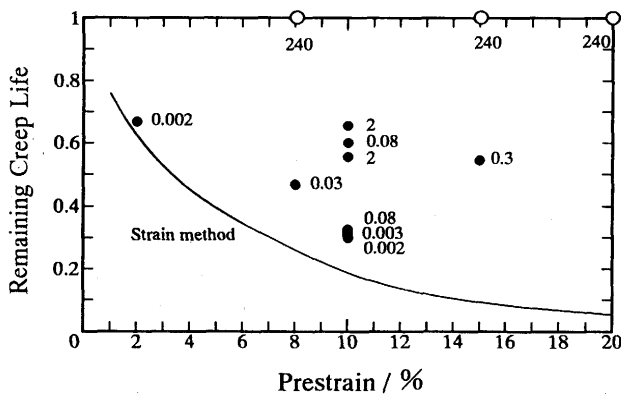


Fig. 10. Remaining creep life versus pre-strain for a 2.25 Cr-1Mo steel⁹⁾. The numerals indicate the average pre-creep rate in %/hr.

速度 (図中の数字は %/h を示している) によって再負荷時のクリープ寿命が変化しているのが分かる。浅川らの結果は再負荷クリープ寿命がほぼ歪の一価関数で表される本研究の結果とは異なっている。また、図中の白丸印は 873K の引張試験で予歪を与えた場合で、再負荷クリープ試験における余寿命が全く予歪に依存していない。彼らの論文には詳細な説明がないが、恐らく平均歪速度の影響であろう。平均歪速度が同じであっても余寿命が異なっている場合があるが、これは予クリープ時の温度が異なっているためだと思われる。翻って、本研究における試験 (I) では、平均歪速度が異なっているが、クリープ損傷は殆ど歪量のみで支配されている。この相違は予変形時間 (時効時間) の相違と考えざるを得ない。実際、浅川らの実験条件では 10% の予歪を与えるのに要する時間が $150 \sim 1.8 \times 10^7$ s の間で変化していることが図から読み取れる。これらのことから、クリープ損傷度に及ぼす平均歪速度の影響は重要ではないと結論される。

増山ら⁹⁾は 2.25Cr-1Mo 鋼のクリープ中断試験後に組織観察を行い、粒界に析出する炭化物が中断時間の増加とともに球状化することを見出している。Fig.11 はその結果の一部を図示したもので、●印は無負荷の状態の球状化率 (析出物を楕円で近似し、長径に対する短径比で表したもの) と時効時間との関係、■、▲は球状化率とクリープ中断時間

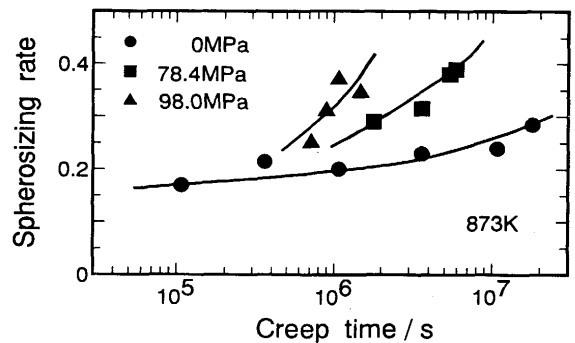


Fig. 11. Spheroidizing rate of carbides along grain boundaries versus creep interruption duration elapsed at 873K⁹⁾.

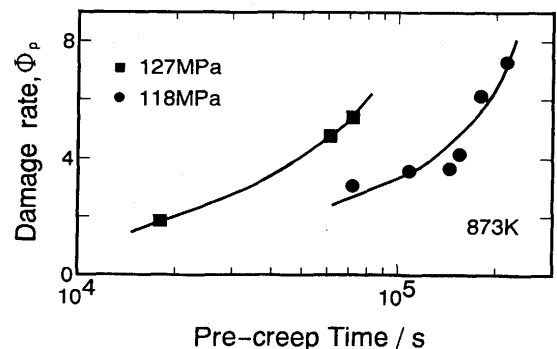


Fig. 12. Creep damage rate, Φ_P versus logarithm of pre-creep time replotted from Fig.7.

との関係である。Fig.11において、高温に保持された時間が等しいところで比較すると、応力が高いほど球状化率が高くなり、球状化率、換言すれば組織の劣化度が応力によって促進されているように見える。彼らは球状化率を測定した時点のクリープ歪を示していないが、応力の加速効果に見える変化は予歪の大小による変化と考えられる。実際、Fig. 7の結果を予クリープ時間の関数として示すとFig.12が得られ、Fig.11と良く似ている。このことは上記の推論を支持するものである。また、増山らの結果においては、クリープ中断時間が長い場合も含まれていることから時効の影響も重畳されているであろう。

4・4 予歪によるクリープ損傷促進の原因について

本実験の条件の下では、即ち、予クリープ時間が一定か或は予変形中の時効の影響が小さいときには、クリープ損傷に及ぼす主要な因子が歪量であることを3.1および3.2節で確かめた。また、3.3節では予クリープによって、恐らくはクリープ予歪によって粒界炭化物の球状化率が加速されること、換言すれば、組織の安定度に予クリープが影響を及ぼすことを見た。このように、クリープ損傷に予歪が影響を及ぼす機構として少なくとも2つの可能性が考えられる。即ち、第1の可能性は予歪によって導入された転位が運動転位密度の増加に寄与し、結果として再負荷クリープ時の歪速度を増加させる機構、第2の可能性は予クリープ時に導入された転位が短回路の拡散経路として寄与し、その結果として拡散を伴う組織の劣化を促進させる機構である。増山の結果は第2の可能性を示唆する結果である。

今、第1の可能性が殆どなく、短回路拡散による組織変化が期待できない場合、即ち試験温度が低いか或は予クリープ時間が短い場合を考えると、予クリープによる余寿命の変化は生じない。Fig.10における引張試験の結果はこのような場合に相当するのであろう。今後詳細な検討が必要である。

これまで議論してきたように、予歪量から余寿命を推定する場合には予変形時の変形条件を十分考慮しなければならない。現実的な操業条件の場合には、 1.1×10^5 h程度使用されても歪は高々1%弱であるから、式(7)から推定される劣化度 Φ_P は1.4程度であるのに対し、時効による Φ_A の変化はこれよりもはるかに大きいので、操業中のクリープ損傷はほぼ時効による組織変化に由来すると考えて良い。また、本報告では歪の増加にともなう断面減少による応力の増加ならびに歪速度の増加を考慮せずに議論を進めてきた。これは最小クリープ速度の状態方程式における応力指

数が試験片のクリープ損傷度に依存するのでクリープ損傷度の変化にともなう歪速度の変化が評価できないからである。今後はこの問題と時効と歪の効果が重畳された場合のクリープ損傷等を定式化する必要がある、現在検討を続けている。

5. 結論

2.25Cr-1Mo鋼のクリープ損傷に及ぼす予クリープ応力およびクリープ予歪の影響を温度873K、応力78.4~127MPa、予歪0.14~19.4%の範囲で調べた。得られた結果を要約すると以下のようである。

1) 予クリープを施すと、クリープ寿命 t_r は減少し、最小クリープ速度 $\dot{\epsilon}_m$ は増加する。

2) 応力がクリープ損傷に及ぼす影響はきわめて小さい。

3) 時効によるクリープ損傷が小さい場合、クリープ損傷に及ぼす歪 ϵ_P の影響は次式で与えられる。

$$\Phi_P = (a \cdot \epsilon_P + 1)^b$$

ここに、定数 a 及び b は873Kにおいてそれぞれ0.60および0.74である。

4) 予クリープによって損傷を受けた材料においてもMonkman-Grant則が成立し、その関係は次式で与えられる。

$$(t_r/s) \cdot (\dot{\epsilon}_m/s^{-1})^Y = K_P$$

ここに、 Y および K_P はいずれも応力に依存しない定数で、それぞれの値は1.63, 4.18×10^{-6} である。

文 献

- 1) 須藤義悦, 田中元幸, 村山勝明, 河村友槌, 佐田哲朗, 増山不二光, 中島清孝: 火力原子力発電, **39** (1988), p.727
- 2) 新谷紀雄: 第124・125回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会編, (1988), p.1
- 3) 増山不二光, 西村宣彦, 今里敏幸: 日本材料学会, 第40期第3回高温強度部門委員会, 講演会資料, (1992)
- 4) 新谷紀雄: 機械の研究, **41** (1989), p.669
- 5) 浅川幸一, 大友 暁, 雑賀喜規: 鉄と鋼, **65** (1979), p.869
- 6) R. W. Evans, J. Parker and B. Wilshire: Recent Advances in Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures, ed. by B. Wilshire and D. J. Owen, (1982), p.135 [Pineridge Press, Swansea (UK)]
- 7) 丸山公一, 原田千里, 及川 洪: 材料, **34** (1985), p.1289
- 8) 増山不二光, 西村宣彦: 日本金属学会会報, **27** (1988), p.287
- 9) F. Masuyama, N. Nishimura and Y. Takeda; High Temp. Tech., **8** (1990), p.257
- 10) F. C. Monkman and N. S. Grant: Proc. JASTM, **56** (1956), p.593
- 11) 戴 国政, 増山不二光, 遠藤孝雄: 鉄と鋼, **79** (1993), p.1115