過応力概念を用いた改良 9Cr-1Mo 鋼の クリープ疲労寿命評価†

田 口 耕 世* 菅 野 悦 朗**
尾 崎 哲* 宇 野 哲 老***

Creep-Fatigue Life Evaluation Based on the Overstress Concept for Modified 9Cr-1Mo Steel

by

Kosei TAGUCHI*, Etsuro KANNO**, Satoru OZAKI*
and Tetsuro UNO***

Low-cycle fatigue tests were conducted in order to investigate the effects of strain wave shape, strain hold time and mean stress on the low-cycle fatigue properties of modified 9Cr-1Mo steel at 550°C in air.

The life reduction of fast-slow and compressive-strain hold cycling was observed at the same degree as slow-fast and tensile-strain hold cycling, respectively. But the life of both tensile- and compressive-strain hold cycling with the same hold time approximately equaled that of fast-fast cycling.

We concluded that the life reduction was caused by the time-dependent damage which was induced by the difference of the tension going period from the compression going period.

However, the mean stress effect may be another cause for the life reduction, because the positive mean stress was noticeable for fast-slow cycling.

A creep-fatigue damage model connected with the overstress was applied to the life prediction. By analyzing the stress-strain response under unloading, the degree of overstress was experimentally determined as a function of the inelastic-strain rate. Based on our test results, the time-dependent damage parameter of the damage model was modified. The predicted lives by this modified damage model agreed well with the experimental results.

Key words : Creep-fatigue, Life prediction, Damage evaluation, Overstress,
Modified 9Cr-1Mo steel

1 緒 言

高速増殖炉などの高温構造材料については、より信頼性・経済性に優れたものが要求されているが、最近では、耐応力腐食割れ、耐熱応力および高温強度などに優れたフェライト系の高クロムモリブデン鋼、特に ORNL を中心に開発された改良 9Cr-1Mo 鋼が注目されている¹⁾。

クリープが顕著になる高温域では、クリープ疲労相互作用下における材料の低サイクル疲労特性を把握することが特に重要であるが、改良 9Cr-1Mo 鋼に関する報告は数少ない^{2), 3)}。服部らはこの材料において圧縮保持の場合に引張保持よりも寿命が低下するというひずみ保持効果を報告しており、その要因として酸化効果を

を考えている。また野中らは、2¼Cr-1Mo 鋼に関して同様の酸化効果を詳細に検討している。一方、Ostergren⁵⁾は、Cr-Mo-V 鋼、Ni 基合金の同様なひずみ保持効果を平均応力の効果によるものと報告している。また、浅山らも 2¼Cr-1Mo 鋼に関して、大気中および高真空中における Fast-Slow 波での寿命低下を平均応力の効果によるものとしている^{6), 9), 10)}。

以上のように酸化雰囲気における低サイクル疲労寿命に及ぼす時間依存損傷と平均応力との影響について明確な結論が得られておらず、特に改良 9Cr-1Mo 鋼においては先述のとおりこれらの影響に関する報告はほとんどない。

また、クリープ疲労相互作用下における寿命予測法

† 原稿受理 昭和63年9月29日 Received Sep. 29, 1988

* 正 会 員 (株)東芝原子力技術研究所 横浜市磯子区新杉田町, Nuclear Engineering Laboratory, Toshiba Corporation, Shinsugita-cho, Isogo-ku, Yokohama

** (株)東芝原子力技術研究所 横浜市磯子区新杉田町, Nuclear Engineering Laboratory, Toshiba Corporation, Shinsugita-cho, Isogo-ku, Yokohama

*** (株)東芝原子力材料化学技術部 横浜市磯子区新杉田町, Applied Metallurgy and Chemistry Department, Toshiba Corporation, Shinsugita-cho, Isogo-ku, Yokohama

としていままでに線形損傷則やひずみ範囲分割法など種々に提案されているが、より高精度な寿命予測法が望まれている。Morishita^{7),8)}らが提案した過応力 (Overstress) を用いたクリープ疲労損傷モデルは、非弾性変形に直接寄与する応力成分である過応力を損傷パラメータとして用いており、損傷機構を反映した寿命予測法と考えられる。この損傷モデルは、高真空中における SUS304 鋼を対象として提案されたが、さらに浅山^{9),10)}らは、高真空中における 2¼Cr-1Mo 鋼に対しても同モデルにより良い精度で寿命を予測できることを報告している。

本研究では、改良 9Cr-1Mo 鋼の 550°C における低サイクル疲労試験を大気中で行い、上記のようなひずみ保持効果、ひずみ波形効果および平均応力効果を中心に低サイクル疲労特性を調べた。さらに、試験結果に過応力を用いたクリープ疲労損傷モデルを適用し、その寿命予測法としての妥当性を検証した。

2 試験方法

供試材は、改良 9Cr-1Mo 鋼の鍛造板 (板厚 250 mm) の焼ならし、焼もどし材である。Table I に供試材の化学成分、熱処理条件を、Table II に機械的性質を示す。

低サイクル疲労試験片は、板厚の 1/4~3/4 の位置から鍛伸方向に垂直な方向に採取した平滑丸棒試験片 (直径 8 mm, 平行部 16 mm) である。

試験装置は 5 ton 電気油圧サーボ式引張圧縮疲労試験機 (東京衡機製造所製) であり、試験片の加熱には電気炉を用いた。

低サイクル疲労試験としては、550°C の大気中において軸ひずみ制御の引張圧縮クリープ疲労試験を実施した。試験に用いたひずみ波形は、対称三角波 (ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_t = 10^{-3}, 10^{-4} \text{ s}^{-1}$)、非対称三角波 ($\dot{\epsilon}_t = 10^{-3}$ と 10^{-5} s^{-1} とを組合わせた Slow-Fast 波, Fast-Slow 波)、およびひずみ保持波 (引張保持 180, 600, 3600

sec, 圧縮保持 600 sec, 両側保持各 300 sec) である。また、応力ひずみ挙動に及ぼすひずみ速度の影響を調べるために上記の対称三角波の試験より遅いひずみ速度 $10^{-5} \sim 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ の対称三角波 (全ひずみ範囲 0.02) の繰返し試験 (数~数十サイクル) を行った。

3 試験結果および考察

本材料は、Fig. 1 (a)(b) に示すように 550°C におい

(a) Cyclic stress-strain behavior in a constant strain range.

(b) Relationship between peak stress and number of cycles.

(c) Monotonic stress-strain behavior at $\dot{\epsilon}_t = 10^{-3} \sim 10^{-7} \text{ s}^{-1}$.

Fig. 1. Examples of typical inelastic behavior.

Table I. Chemical composition and heat treatment.

C	0.08	Cr	8.54
Si	0.24	Mo	0.96
Mn	0.49	V	0.19
P	0.008	Nb	0.06
S	0.001	Al	0.010
Ni	0.20	N	0.036 (wt %)

Normalized at 1050°C for 4hr and tempered at 750°C for 5hr

Table II. Mechanical properties.

Temperature	0.2 % proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
RT	490	627	23
550°C	321	351	32

Fig. 2. Relationship between total strain range and number of cycles to failure.

Fig. 3. Relationship between number of cycles to failure and difference of tension going period τ_T from compression going period τ_C .

て繰返し軟化挙動を示す。また、Fig. 1(c)にひずみ速度 $10^{-3} \sim 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ の単調応力ひずみ挙動を示すが、ひずみ速度の影響が顕著にみられている。

クリープ疲労試験結果を Fig. 2 および Fig. 3 に示す。Fig. 2 はひずみ保持のない波形に対して全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_f$ と寿命 N_f との関係を示したものであり、図中の実線は、ひずみ速度 10^{-3} s^{-1} の対称三角波（以下、Fast-Fast 波と称す）の最適疲労曲線を示している。ここで、寿命 N_f は最大応力が定常値から 25 % 減少したときの繰返し数を定義した。

Fig. 2 より、ひずみ速度効果、ひずみ波形効果について以下のことが言える。

- (1) ひずみ速度を一桁遅くしても寿命の低下は無い。
- (2) Slow-Fast 波では Fast-Fast 波よりも寿命が低下し、特にひずみ範囲 0.02 の高ひずみ側で低下の程度が著しい。
- (3) Fast-Slow 波でも寿命が低下するが、低下の程度は Slow-Fast 波と同等あるいはやや小さい。

Fig. 3 に引張移行行程の時間 τ_T (引張保持時間を含む) と圧縮移行行程の時間 τ_C (圧縮保持時間を含む)

との差の絶対値と寿命との関係を全ひずみ範囲 0.01 および 0.02 について示す。

Fig. 3 から前記 (1) のようなひずみ速度効果、および (2)(3) のようなひずみ波形効果が確認できる。また、ひずみ保持効果について以下のことが言える。

- (4) 全ひずみ範囲 0.01 の引張保持試験結果から、保持時間が長くなるにつれて寿命はやや低下する。
- (5) 600 sec のひずみ保持試験結果から、圧縮保持のほうが引張保持よりも寿命低下がやや大きい。
- (6) 引張移行行程と圧縮移行行程の時間が等しい波形（対称三角波、両側ひずみ保持波）では寿命の低下はほとんどない。

これから、本材料は大気中では引張移行行程と圧縮移行行程との時間の差があるときに時間依存損傷により寿命が低下する、と言うことができる。すなわち、時間依存損傷は引張移行行程と圧縮移行行程とで逆符号に累積し、その差の絶対値が 1 サイクル中の時間依存損傷であると仮定できることになる。これは、粒界すべりが引張移行行程と圧縮移行行程とで逆方向に起こり、その差を 1 サイクル中の粒界損傷とすることにも対応している。ここで、引張移行行程と圧縮移行行程とで時間依存損傷の絶対値は異なることが考えられるが、両行程の時間が等しいと寿命の低下はほとんどないことから、両行程で時間依存損傷の絶対値はほぼ等しいと推論できる。

以上より、非対称波形と引張および圧縮保持波形における寿命低下を引張移行行程と圧縮移行行程との時間の差に起因する時間依存損傷で説明できた。

大気中と高真空中との試験結果の比較から、酸化効果による寿命低下の程度は試験ひずみ波形に強く依存することが 2¼Cr-1Mo 鋼について報告されている。このように大気中の酸化雰囲気においては、クリープ、疲労、酸化の影響が複雑に相互作用しており、材料、温度、試験波形などの違いによりどの効果が低サイクル疲労強度に顕著に影響するかが問題となってくるものと考えられる。本研究の範囲においては、酸化効果によると指摘されている圧縮ひずみ保持波形での引張ひずみ保持波形より顕著な寿命低下はみられておらず、試験結果にみられた両波形での同程度の寿命低下は前述のように時間依存損傷で統一的に説明できることがわかった。ただし、酸化効果がより顕著となる場合には、野中ら⁴⁾のようにその効果を分離して取り扱うことが必要になってくるものと考えられる。

次に平均応力の効果により Fast-Slow 波および圧縮ひずみ保持波の寿命が低下すると指摘されている点について検討する。

Fig. 4 に平均応力と全ひずみ範囲との関係を示す。ここで平均応力は、約 $N_f/2$ サイクルの最大応力と最

Fig. 4. Relationship between mean stress and total strain range.

小応力との平均値である。

引張移行行程と圧縮移行行程の時間が等しい波形では平均応力はほとんどなく、引張移行行程の時間の方が長い波形（Slow-Fast 波、引張ひずみ保持波）では負の平均応力、圧縮移行行程の時間の方が長い波形（Fast-Slow 波、圧縮ひずみ保持波）では大部分が正の平均応力となっている。しかし、全ひずみ範囲 0.02 の圧縮ひずみ保持では傾向が異なり、平均応力はほとんどなく、しかも若干負の値である。

したがって、圧縮ひずみ保持波での寿命低下は正の平均応力によるものではなく時間依存損傷によるものであると言える。また、Fast-Slow 波での寿命低下は正の平均応力による可能性が認められた。しかし、この寿命低下は前述のように時間依存損傷によっても説明でき、さらに酸化効果との関連も考えられるため、その主原因を明確にすることは今後の検討課題と考えている。

4 過応力を用いた損傷モデルによる

Fig. 5. Schematic illustrations of stress and back stress behavior.

クリープ疲労寿命予測

4・1 過応力の決定

本章では、緒言に述べた過応力を用いた損傷モデルを低サイクル疲労試験結果に適用し、その妥当性を検討する。

そのために、まず、試験で得られた負荷反転後の応力ひずみ応答の解析により背応力および過応力を決定した。1 サイクル中の応力および背応力-ひずみ関係と負荷反転前後の応力および背応力の時刻歴との概念図をそれぞれ Fig. 5 (a)(b) に、また Fast-Fast 波の試験で得られた第 1 サイクルおよび約 $N_f/2$ サイクルのピークからの除荷時の応力-非弾性ひずみ関係をそれぞれ Fig. 6 (a)(b) に示す。Fig. 5 (a) に示したように P 点での除荷直後、非弾性ひずみはごくわずかながら正の方向に増加し、その後一定となる領域 Q-R があり、さらに応力が減少すると負の方向に進行する。そこで、非弾性ひずみ一定となる領域の下限値 R 点の非弾性ひずみが除荷方向に進み出す応力を背応力、さらに作用応力と背応力との差をピーク時 P 点の過応力と定義した。

ここで、過応力は非弾性変形に直接寄与する応力成分、背応力は非弾性変形に抵抗する強さである材料の内部応力の一種である。これらの物理的意味は簡単に

Fig. 6. Stress-strain behavior under unloading and back stress-strain curves at determined (a) first cycle and (b) about $N_f/2$ cycle.

は、背応力は転位の集積などによる作用応力に抵抗する応力、過応力は可動転位に直接働く正味応力と考えられる。

本材料は繰返し軟化挙動を示すが、繰返しひずみに伴う背応力、過応力の変化を調べた結果、過応力はひずみ範囲には依存せず、また繰返しひずみに伴ってほとんど変化しないことがわかった。なお Fig. 5 からわかるように過応力の符号は非弾性ひずみ速度の符号に対応している。また圧縮側の過応力の絶対値は Fig. 6 (b) に示したように引張側とほぼ同じ値であった。この結果、背応力-非弾性ひずみ関係は Fig. 6(a)(b) の破線で示すように表される。

また、Fig. 6(a) にはひずみ速度 10^{-7} s^{-1} の応力-非弾性ひずみ曲線を示してある。この曲線は、背応力-非弾性ひずみ曲線とほぼ平行であるので、その差の応力をひずみ速度 10^{-7} s^{-1} に対応する過応力とした。ひずみ速度 $10^{-4} \sim 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ についても同様に過応力を決定した。得られた非弾性ひずみ速度と過応力との関係を Fig. 7 に白丸と実線で示す。ところでこの決定法は、背応力が非弾性ひずみ速度に依存しないことを仮定しており、決定した背応力-非弾性ひずみ関係は、無限に遅いひずみ速度での準静的応力-非弾性ひずみ関係^{11),12)}に対応するものと考えている。

この決定手法を検証するために、遅いひずみ速度 $10^{-4} \sim 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ の対称三角波、Slow-Fast 波、Fast-Slow 波に関して、ピークからの除荷時の応力-非弾性ひずみ関係から、Fast-Fast 波と同様の手法によりひずみ速度 $10^{-3} \sim 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ の過応力を決定した。結果を Fig. 7 に合せて示すが、これらの値は先に決定した値（図中の白丸の値）とほぼ一致しており、本決定法の妥当性が確認できた。ただし、遅いひずみ速度 10^{-7} s^{-1} 時のデータにはやや差異があるが、これは除荷中の背応力の熱回復が大きいためと考えられる。

4・2 過応力を用いた損傷モデルの適用

この損傷モデルは、元来、高真空中におけるクリープ疲労寿命を予測するために提案されたが⁷⁾⁻¹⁰⁾、本研究では大気中 550°C の酸化雰囲気における低サイクル

Fig. 7. Relationship between overstress and strain rate.

疲労試験結果へ適用する。この適用においては、3章での試験結果の検討から寿命低下はすべて時間依存損傷に起因できるので、平均応力の効果は特に考慮していない。

この損傷モデルは、次のような過応力に基づく1サイクル当りの時間非依存および時間依存損傷パラメータ D_i , D_D に基づいている。⁷⁾⁻¹⁰⁾

$$D_i = \int_{\text{cycle}} (\sigma - \alpha) d\epsilon_i \quad (1)$$

$$D_D = \int_{\text{cycle}} (\sigma - \alpha) dt \quad (\text{但し, } D_D \geq 0) \quad (2)$$

ところで、式(2)では時間依存損傷は引張移行行程で累積し、圧縮移行行程で回復し、累積値は負にならないことになる。しかし、3章での検討結果から、本材料の 550°C の大気中においては、時間依存損傷は引張移行行程と圧縮移行行程とで逆符号に累積し、両者の和の絶対値が1サイクル中の時間依存損傷であると考え、式(2)を次式(3)のように改良した。

Fig. 8. Correlation (a) between time-independent damage Φ_i and its parameter D_i for fast-fast cycling and (b) between time-dependent damage Φ_D and its parameter D_D for slow-fast cycling.

Fig. 9. Comparison between observed and predicted lives by overstress damage equations.

$$D_b = \left| \int_{\text{cycle}} (\sigma - \alpha) dt \right| \quad (3)$$

ここで、 D_i は有効非弾性ひずみエネルギーに相当するもので、Fig. 5(a)の斜線部分の面積に対応する。また、 D_b は過応力の1サイクル中の時間積分値で、過応力の符号を考慮すると Fig. 5(b)の斜線部分(A)と(B)の面積の差に対応する。

各波形の D_i 、 D_b は、Fig. 7 に示した過応力と非弾性ひずみ速度との関係をもとにして、試験で得られた約 $N_f/2$ サイクルの応力、ひずみ、時間のデータから、式(1)(3)の積分を実施することで求めた。

さらに Fast-Fast 波に関する1サイクル当りの時間非依存損傷 $\Phi_i (=1/N_f)$ と D_i との相関 (Fig. 8(a))、および寿命低下の顕著であった Slow-Fast 波に関する1サイクル当りの時間依存損傷 $\Phi_b (=1/N_f - \Phi_i^{(7-10)})$ と D_b との相関 (Fig. 8(b)) から高真空中での結果と同様な次のような実験式がそれぞれ得られた。

$$\Phi_i = A \cdot D_i^m \quad (4)$$

$$\Phi_b = B \cdot D_b^n \quad (5)$$

決定した材料定数 A 、 B 、 m 、 n の値は以下のようになった。

$$A = 2.11 \times 10^{-4}, m = 1.21$$

$$B = 6.19 \times 10^{-17}, n = 2.48$$

ここで A 、 B の単位はそれぞれ $[\text{MPa}]^{-m}$ 、 $[\text{MPa} \cdot \text{s}]^{-n}$ である。

最終的にこの損傷モデルは次の寿命予測式で表される。

$$(\Phi_i + \Phi_b) N_f = 1 \quad (6)$$

このクリープ疲労損傷モデルにより算出した予測寿命と試験で得られた実寿命とを比較して Fig. 9 に示す。予測寿命は実寿命とよく一致しており、本研究で用いた損傷モデルの妥当性が示された。

5 結 言

改良 9Cr-1Mo 鋼の 550°C における低サイクル疲労試験を大気で行い、ひずみ保持効果、ひずみ波形効果および平均応力効果を中心に低サイクル疲労特性を調べた。さらに、過応力 (Overstress) を用いたクリープ疲労損傷モデルを適用し、その寿命予測法としての妥当性を検証した。得られた結果は以下の通りである。

(1) Fast-Fast 波に比較して、Slow-Fast 波、Fast-Slow 波で寿命が同程度低下するひずみ波形効果、また引張および圧縮保持で寿命が同程度低下し、保持時間の等しい両側保持で寿命が低下しないひずみ保持効果がみられた。

(2) 上記 (1) のすべての低サイクル疲労特性は引張移行行程と圧縮移行行程との時間の差に起因する時間依存損傷により説明できた。

(3) Fast-Slow 波のすべてで正の平均応力が認められた。この波形での寿命低下は、この平均応力による可能性があるが、上記 (2) のように時間依存損傷によっても説明できるため、その主要原因の検討は今後の課題である。

(4) 試験で得られた負荷反転後の応力ひずみ応答の解析により過応力を決定し、過応力と非弾性ひずみ速度の関係求めた。損傷モデルにおける過応力を用いた時間依存損傷パラメータを上記 (2) の試験結果に基づき改良し、試験結果に適用した結果、本損傷モデルはクリープ疲労寿命を精度よく予測できることが示された。

(昭和63年5月27日 第37期通常総会および学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) 二瓶 勲, 原子力工業, **33**, 67 (1987).
- 2) 服部 博, 北川正樹, 大友 暁, 日本材料学会第23回高温強度シンポジウム前刷集, 167 (1985).
- 3) S. Matumoto, S. Kim and J. R. Weertman, Proc. Topical Conf. Ferritic Alloys for Use in Nuclear Energy Technologies, 507 (1987).
- 4) 野中 勇, 北川正樹, 大友 暁, 和田雄作, 鉄と鋼, **73**, 2267 (1987).
- 5) W. J. Ostergren, ASM-MPC, MPC-3, 179 (1976).
- 6) 浅山 泰, 程 時珍, 橘 幸男, 朝田泰英, 日本機械学会論文集, **53**, 2232 (1987).
- 7) M. Morisita, K. Taguchi, M. Satake, A. Ishikawa and Y. Asada, Proc. ICPVT5, ASME, 1109 (1984).
- 8) M. Morisita, K. Taguchi, T. Asayama, A. Ishikawa and Y. Asada, ASTM STP942, 487 (1988).
- 9) T. Asayama, S. Cheng, Y. Tachibana, A. Ishikawa and Y. Asada, "Low-Cycle Fatigue and Elasto-Plastic Behavior of Materials", 265 (1987) Elsevier.
- 10) T. Asayama, S. Cheng, Y. Asada, S. Mitsuhashi and Y. Tachibana, "9th SMIRT", L6/1, 227 (1987).
- 11) E. Krempl, Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., **101**, 380 (1979).
- 12) M. A. Eisenberg, C.-F. Yen, Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., **105**, 106 (1983).