高温両振り応力下の鋼の変形挙動*

藤 野 宗 昭** 石 川 文 紀*** 大 谷 隆 一**

Some Characteristics in Creep Deformation of Steels under Reversed Cyclic Stresses

by

Motoaki FUJINO, Fuminori ISHIKAWA and Ryuichi OHTANI

(Department of Engineering Science, Kyoto University, Kyoto)

Realistic constitutive equations of deformation under reversed cyclic stresses at elevated temperatures are necessary both for strain analysis of structural members and for fracture analysis of cracked materials. As the first step to obtain such equations, reversed cyclic creep tests were carried out on a carbon steel and an austenitic stainless steel under various conditions by changing stress amplitude, period (τ), the ratio of stresses in compressive and tensile periods ($\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$), and the ratio of compression hold time to tension hold time ($\tau_{\text{com}}/\tau_{\text{ten}}$). The following findings were obtained in the study.

The strain rates in the tensile and compressive periods under a perfectly reversed cyclic stress ($\sigma_{\max} = |\sigma_{\min}|$ and $\tau_{\text{ten}} = \tau_{\text{com}}$) are nearly equal to the primary creep rates in static creep tests at stresses equal to the maximum and the minimum stresses of the cyclic creep test, respectively. The strain rate in the tensile period under an imperfectly reversed cyclic stress ($\sigma_{\max} > |\sigma_{\min}|$, or $\tau_{\text{ten}} > \tau_{\text{com}}$) is smaller than the primary creep rate, but larger than secondary creep rate in a static creep test at a stress equal to the maximum stress. Strain hardening seems to be fully eliminated during creep deformation in the former case but partially in the latter case. Although these trends qualitatively support the auxiliary rule of strain hardening proposed by C.E. Pugh *et al.*, the observed strain rates are frequently larger than those estimated by using the auxiliary rule.

(Received May 28, 1979)

キー・ワード：クリープ，高温変形，変動応力，ラチェット，硬化則

1 結 言

近年の大型化・高効率化された高温用機器において部材は非弾性的な応答をする場合が多く、必然的に両振り繰返し応力下の変形解析が必要とされている。^{1)~4)}また、高温下の破壊現象についても、き裂先端近傍のひずみ場、とりわけクリープひずみ速度場の強度に支配されることが指摘されており、高温非弾性構成式の改善が^{5)~8)}広範な高温強度問題の解決に資すると期待される。⁹⁾

これまで、北川ら¹⁰⁾および Wilson¹¹⁾らの研究によって両振り繰返し応力下の1サイクルあたりの平均クリープ速度が静クリープ速度よりも大きいことが定性的に指摘され、金属組織学的な観点あるいは転位論の観点からの解釈が試みられた。¹²⁾さらに、これらの変形の特

徴を定量的に表示することが試みられているが、²⁾⁴⁾この方面の実験的検討は不十分なようである。

本研究では、炭素鋼とオーステナイト系ステンレス鋼について、引張・圧縮繰返し応力の大きさ、周期、引張応力と圧縮応力の比、引張期間と圧縮期間の長さの比などの種々異なる一連のクリープ試験を実施することによって、両振り繰返し応力下の変形挙動の特徴を明らかにする。一方、最近の高温機器設計における一つの傾向として、非弾性解析の実施が盛んになりつつあるが、その際には多くの場合、米国 Oak Ridge 国立研究所の Pugh らによって提案されたひずみ硬化則²⁾が用いられる傾向にある。したがって、この硬化則の適用性について最後にふれる。

2 実 験 方 法

2・1 材料および試験片

供試材は溶体化処理されたオーステナイト系ステン

* 原稿受理 昭和54年5月28日

** 正 会 員 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町

*** 京都大学大学院 京都市左京区吉田本町

Table I. Chemical compositions and heat treatments.

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Co	Fe
SUS 304*	0.06	0.60	1.30	0.28	0.30	—	8.67	18.20	—	—	bal.
S15C**	0.16	0.19	0.43	0.013	0.029	0.08	0.02	0.04	—	—	bal.

* 1100°C×1 hr and water quench.

** 900°C×1 hr and furnace cool.

Table III. Lists of test conditions.

(a) Perfectly-reversed loading ($R_\sigma = -1$, $R_\tau = 1$)

Material	T (°C)	$\sigma_{\max}$ (kgf/mm ²)			τ_{ten} (min)		
SUS 304	650	14,	16,	18	5,	15,	30 (60)
S15C	450	17,	20		5,	10,	30

(b) Imperfectly-reversed loading

Material	T (°C)	$\sigma_{\max}$ (kgf/mm ²)		τ_{ten} (min)	Variation of R_σ where $R_\tau = 1$	Variation of R_τ where $R_\sigma = -1$			
SUS 304	650	16,	18	5	-0.9, -0.8, -0.6, -0.4, 0	0.3,	0.1,	0.03,	0.01
S15C	450	17		5 (30)					

 $\sigma_{\max}$: Maximum stress τ_{ten} : Tension hold time R_σ : Stress ratio ($\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$) $\sigma_{\min}$: Minimum stress τ_{com} : Compression hold time R_τ : Time ratio ($\tau_{\text{com}}/\tau_{\text{ten}}$)

Table II. Mechanical properties at room temperature.

	$\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	σ_B (kg/mm ²)	δ (%)	ϕ (%)
SUS 304	23	57	71	79
S15C	25.5	39.7	42.1	70.7

Fig. 1. Test piece for reversed cyclic creep test.

レス鋼 (SUS 304) および焼なましされた機械構造用炭素鋼 (S15C) である。化学成分を Table I に、機械的性質を Table II に示す。試験片形状は Fig. 1 に示すとおりであって、筆者らが従来より高温低サイクル疲労の研究に供してきたものと同じである。¹³⁾

2・2 試験装置

試験装置は電気-油圧サーボ方式引張・圧縮疲労試験機、高周波発振器、台形波発生器、荷重計、伸び計、記録計、および真応力計算機からなる。本装置の主要部分は筆者らが熱疲労と高温低サイクル疲労の研究に使用してきたものであるが、今回、特に荷重測定の精度を高めるためにロードセルとロードアンプを更新し、また真応力制御を行うために初期標点距離に対する標

点距離の比 l/l_0 を荷重計の信号に乗ずるアナログ乗算機を導入した。荷重計の精度は ± 5 kgf、試験片標点間の温度差は $\pm 5^\circ\text{C}$ 、温度の経時的変化は $\pm 2^\circ\text{C}$ 以下である。

2・3 試験条件

採用した応力波形は台形波であり、引張応力に対する圧縮応力の比 (R_σ) が -1 で、かつ、引張保持時間に対する圧縮保持時間の比 (R_τ) が 1 の完全両振り、 $-1 < R_\sigma \leq 0$ 、かつ $R_\tau = 1$ の不完全両振り (第1種)、および、 $R_\sigma = -1$ 、かつ、 $0.01 \leq R_\tau < 1$ の不完全両振り (第2種) に3分類される。試験条件の詳細を Table III に記す。

3 完全両振り応力下のクリープ特性

3・1 ひずみ波形の特徴

完全両振り応力下のひずみ波形の特徴および試験開始後の経時的変化を概観するために、比較的倍率で記録されたひずみ波形の3例を Fig. 2 に示す。これによると、1サイクル目の引張負荷による著しい瞬間ひずみの発生は圧縮負荷時には現れないこと、2~3サイクル経過するとひずみ波形はほぼ定常化し引張応力下のひずみ波形は圧縮応力下のひずみ波形とほぼ対称となること、また、その波形は静クリープ試験で認められる第1期クリープ曲線に類似であることがわか

*1 立上り時間は約3秒である。立上り時間を1秒から10秒の範囲で変化させた場合に、同期間に発生するひずみの大きさが変化しなかったため、立上り期間内に発生したひずみを瞬間ひずみ (非時間依存性ひずみ)、それ以後に発生したひずみをクリープひずみ (時間依存性ひずみ) と称する。

Fig. 2. Three examples of strain wave in first stage of reversed cyclic creep tests.

る。今回の実験のように瞬間ひずみと同オーダーのクリープひずみの発生する場合には試験開始後5サイクル以後の波形は実験誤差内で一定とみなされるので以後の詳細な検討は5サイクル目のひずみ波形を対象にする。

Fig. 3 は4サイクル目の圧縮応力が除荷された時刻のひずみを原点にして、応力振幅の異なる場合のひずみ波形を比較したものである。引張応力下のひずみ波形は上に凸、圧縮応力下のそれは下に凸であって、それぞれの負荷期間内に材料はひずみ硬化することがわかる。ただし、圧縮応力下の波形を反転して引張応力下のそれに接続できないことから明らかなように、引張応力下のひずみ硬化が圧縮応力下のひずみ硬化として継承されない。

Fig. 3. Effect of stress amplitude on strain wave in reversed cyclic creep tests.

Fig. 4 は周期が異なる場合のひずみ波形を比較したものである。Fig. 3 の例と同様に引張応力下のひずみ波形が圧縮応力下のそれに対称であることがわかる。短周期の場合に比較して長周期下では1サイクル中に大きいひずみを発生しているにもかかわらず、瞬間ひずみの大きさおよびクリープひずみ速度はほぼ等しいようである。

3・2 ひずみ速度-時間関係

クリープ特性をより総合的に調べるために、Fig. 5 (a), (b)では5サイクル目の引張負荷開始後の時刻に対してひずみ速度をプロットした。両振り応力下のひず

Fig. 4. Effect of hold time on strain wave in reversed cyclic creep tests.

(a) In the case of SUS 304.

(b) In the case of S15C.

Fig. 5. $\log \dot{\epsilon}$ - $\log t$ relations in reversed cyclic creep tests.

み速度-時間関係は概略両対数グラフ上の右下りの直線で表されること、その傾きは低応力側で大きいこと、短時間の場合に比較して長周期の場合のひずみ速度は等しいか、あるいはS15Cの場合は少し大きいことがわかる。

Fig. 5 中には静クリープの第1期クリープに相当する1サイクル目のひずみ速度を点線で示している。これと比較して両振り繰返し応力下のひずみ速度は小さいようにみえるが、全ひずみに占めるクリープひずみが50%以上となるような比較的低応力・長周期の場合には有意差はないようである。

*2 最小30サイクル、最大150サイクル連続的に波形を観察して定常化傾向を確認した。

3.3 静クリープ特性との比較

両振り応力下のクリープ変形挙動の特徴を明確にするために、同一試験片、試験装置を用いて静クリープ（定応力）試験を実施した。伸び計の動作、試験片温度の均一性および時間上の制約のため、ひずみは15%以下、試験時間は100時間以下である。

SUS 304 のひずみ速度-時間関係を Fig. 6 (a) に、S15C のそれを Fig. 6 (b) に示す。試験開始後5分間のひずみ速度は両振り応力下のクリープ試験の1サイクル目のそれ (Fig. 5 (a), (b) の点線) に一致しており、試験の再現性は良好と考えられる。SUS 304 の $\log \dot{\epsilon}$ - $\log t$ 関係は変曲点を含むS字形であって、一般に報告されているクリープ特性¹⁵⁾、 $\dot{\epsilon} = a[1 - \exp(-rt)] + bt$ 、

(a) In the case of SUS 304.

(b) In the case of S15C.

Fig. 6. $\log \dot{\epsilon}$ - $\log t$ relations in static creep tests.

S15C の場合には $\dot{\epsilon} = at^m + bt$ に適合するようである。

ひずみ速度の応力依存性は長時間側（第2期クリープ域）で大きく、短時間側（第1期クリープ）で小さいことが多くの研究者によって報告されているが、今回の実験結果についても同様である。前節で述べたように両振り繰返し応力下のひずみ速度は第1期クリープ速度に一致する傾向にある。以上を考え併せると、両振り繰返し応力下の変形を静クリープデータ（一般に第2期クリープで代表される）に基づいて比例的に推定すると低応力側で危険側推定となることがわかる。

4 不完全両振り応力下のクリープ特性

4.1 ひずみ波形の特徴

前章では引張・圧縮の応力の大きさおよび期間の長さが等しく、変形が一方に進行しない（いわゆるラチェティングしない）場合の変形特性を明らかにした。本章ではラチェティングを生ずる応力条件下のクリープ特性を明らかにする。

完全両振り応力下で定常的なひずみ波形を得た後に引張期間の応力の大きさと期間の長さを一定に保ちつつ、圧縮期間の条件を Table III に記したように種々変化させた。圧縮応力の大きさを減じた場合のSUS 304 鋼のひずみ波形の代表例を Fig. 7 に示す。 $R_\sigma = -1$ の場合と比較して、 R_σ が -1 以上の場合には引張ひずみが漸増している。一方、 $R_\sigma = 0$ と $R_\sigma = -0.6$ の場合を比較すると、後者の平均応力が小さいにもかかわらず引張ひずみの漸増傾向はより著しい。^{*3}

Fig. 7. Typical strain waves under non-reversed, imperfectly reversed, and perfectly reversed cyclic stresses.

このような錯綜した変形の応力波形依存性を解明するために不完全両振り応力下で測定されたひずみ波形の中から5サイクル目のそれを代表例として抽出し、クリープ変形の開始時を時間軸の原点として描いたものが Fig. 8 である。同図上段は圧縮応力の大きさが引張応力よりも小さい場合を、下段は圧縮期間の長さ

*3 類似の現象は平、小寺沢らの動クリープ試験結果¹⁷⁾にも見いだすことができる。

Fig. 8. Effect of imperfectly reversed cyclic stress on deformation in both tension and compression periods (upper side; in the case of unbalanced magnitude of stress, lower side; of unbalanced period of stress).

が引張期間よりも短い場合を示す。上段の右図によると、 R_σ が -1 から -0.9 , -0.8 , -0.6 , -0.4 , 0 へ変化する、すなわち圧縮応力の大きさが減少する、に伴って圧縮方向のクリープ速度の低下することがわかる。一方、引張応力は一定であるにもかかわらず、 R_σ の上述の変化に伴い引張方向のクリープ速度もまた低下することが上段左図に示される。換言すれば、先行する一方向の変形（この場合は圧縮方向の変形）が抑制されると後続の逆方向の変形（引張方向の変形）もまた抑制されることがわかる。圧縮負荷期間の長さを減じると引張方向の変形挙動に同様の影響が現れることは下段の図から明らかである。このように、変形挙動とクリープひずみとの間に密接な関係のあることが予想されるが、この点については第 5 章で検討する。

4・2 ひずみ速度-時間関係

不完全両振り応力下のクリープ特性を総括的に調べるために、Table III (b)に記した種々の応力比 R_σ および時間比 R_τ の下で測定されたひずみ速度と時間の関係を両対数グラフ上にプロットした。ただし、この場合に代表例として採用した 5 サイクル目のひずみ波形は完全に定常的な波形ではない。

Fig. 9 の(a), (b)のそれぞれの上段の図によると、引張応力が一定であっても圧縮応力の大きさを減ざると (R_σ , -0.9 , -0.8 , -0.6 , -0.4 , 0) 引張期間のひずみ速度が減少することがわかる。また、下段の図によると、引張期間の長さが一定であっても圧縮期間の

Fig. 9. $\log \dot{\epsilon}$ - $\log t$ relations in 5th period under imperfectly reversed cyclic stresses.

長さを減ざると (R_τ , 0.3 , 0.1 , 0.03 , 0.01) 引張期間のひずみ速度の減少することがわかる。なお、紙面の都合で省略したが、SUS 304 鋼に最大応力が 18 kgf/mm^2 の不完全両振り応力を負荷した場合にもほぼ同様のひずみ速度時間の関係が得られた。

一般的に、不完全両振り応力下のひずみ速度は図中に示された完全両振り応力下のひずみ速度よりも小さく、静クリープ試験における第 2 期クリープ速度より大きい。

5 考 察

クリープポテンシャルの存在を仮定して、応力の反転および比例的でない負荷を受ける場合に適用可能な

クリープ変形の構成方程式を導出する二、三の試みがある。その一つは、等硬化化型のクリープポテンシャルと移動硬化型クリープポテンシャルを組合せる方法であり、¹⁴⁾他の一つは等方型クリープポテンシャル(Mises 型)の仮定の下に導出される構成式

$$\dot{\epsilon}_{ij}^c = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}^*}{\sigma^*} S_{ij} \quad (1)$$

(ここで S_{ij} は偏差応力, $\dot{\epsilon}^*$ および σ^* はそれぞれ等価ひずみ速度および等価応力である)において, 等価ひずみ速度-等価応力関係を支配するところの硬化パラメータ(スカラー量)を修正する方法である。単軸かつ一定応力下においても材料のクリープ変形特性が複雑多岐にわたることを想定すると, 引張クリープ試験から得られるクリープ変形特性を一部修正して応力の反転する場合に適用しようとする後者の方法はより実地的な手法と考えることができる。米国 Oak Ridge 国立研究所の C. E. Pugh らは後者の手法を推奨している²⁾ので, 以下ではそれを紹介し, 今回の実験結果への適用性を検討する。

5・1 Pugh らのひずみ硬化則

C. E. Pugh らは一方向クリープ変形に関するひずみ硬化則を応力反転時にも適用できるように修正した。ひずみ硬化則の補助法則とも称せられるものの内容は以下のとおりである。

(1) クリープひずみ速度 $\dot{\epsilon}^c$ は応力 σ , 温度 T , および適当な状態量, ここではひずみ硬化値 ϵ^H の関数 $\dot{\epsilon}^c = f(\sigma, T, \epsilon^H)$ (2)

である。この関数形は焼なまし材の静クリープ(定応力下のクリープ)曲線に基づいて決定されるものである。また, ϵ^H はひずみ硬化の程度を表すパラメータ(ひずみ硬化値)であって, それは次項に述べるようにクリープひずみの原点を移動させて測定されるクリープひずみの値である。

(2) 任意のサイクルの引張応力下のひずみ硬化値を決定するためのクリープひずみの原点 ϵ^+ は過去のクリープひずみの最小値に等しく, 圧縮応力下のそれを決定するためのクリープひずみの原点 ϵ^- は過去のクリープひずみの最大値に等しい。記号で表すと,

$$\left. \begin{aligned} \epsilon^H &= \epsilon^c - \epsilon^+, \quad \epsilon^+ = \text{Min. of } \epsilon^c \\ &\quad \dots \text{Tensile period} \\ \epsilon^H &= \epsilon^c - \epsilon^-, \quad \epsilon^- = \text{Max. of } \epsilon^c \\ &\quad \dots \text{Compressive period} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Fig. 10 の中段に示される静クリープ変形特性をもつ材料に同図上段のような両振り繰返し応力が負荷された場合に, Pugh らのひずみ硬化則を適用してみよう。第1回の引張($\sigma = \sigma_3$)期間のひずみ硬化値測定のためのひずみの原点 ϵ^+ はゼロであるから, (3)式によると時々刻々のクリープひずみが(2)式のひずみ硬化

Fig. 10. Presumed creep response by using the auxiliary rules of strain hardening(C. E. Pugh et al. (Ref. 2)).

値となる。したがって, 中段の図の一定応力(σ_3)下のクリープ曲線でひずみがゼロから ϵ_1 に至る区間に等しいひずみ波形が得られる。第1回の圧縮($\sigma = -\sigma_1$)期間のひずみ硬化値測定のためのひずみの原点は, 過去のクリープひずみの最大値, ϵ_1 , に等しく, また圧縮応力が負荷される瞬間のクリープひずみは ϵ_1 に等しいので(3)式によるとその瞬間のひずみ硬化値はゼロとなる。したがって, 中段の図の一定応力($-\sigma_1$)下のクリープ曲線のひずみの原点を ϵ_1 に移動した形状のひずみ波形が得られる。第2回の引張($\sigma = \sigma_2$)期間の ϵ^+ はゼロであるから, 引張応力が負荷された瞬間の ϵ^H は(3)式によるとその瞬間のクリープひずみ $\epsilon_1 - \epsilon_2$ に等しい。したがって, 中段の図の一定応力(σ_2)下のクリープ曲線でひずみが $\epsilon_1 - \epsilon_2$ の値以上となる区間に等しいひずみ波形が得られる。

5・2 実験結果との比較

Pugh らのひずみ硬化則によれば, 完全両振り応力下のひずみ波形は, 等しい応力下の静クリープ試験における第1期クリープ曲線を反転しつつ繰返す形状となる。Fig. 5 (a), (b)に集録された完全両振り応力下の実験結果は同硬化則の成立を支持している。

圧縮応力の大きさが引張応力よりも小さい場合(第1種)および圧縮期間が引張期間よりも短い場合(第2種)の不完全両振り応力下では, 引張方向にひずみが累積するので, 引張期間のひずみ硬化値を決定するためのクリープひずみの原点 ϵ^+ はゼロ, すなわち, ひずみ硬化値 ϵ^H はクリープひずみ ϵ^c に等しい。したがって, 引張期間のクリープひずみ速度は次式で表される。

$$\dot{\epsilon}^c = f(\sigma, T, \epsilon^c) \quad (4)$$

(4)式の有効性を検討するために SUS 304 鋼に最大応力を 16 kgf/mm² 一定にして種々の応力比および期間比で実施されたクリープ試験の結果について, ひずみ速度をクリープひずみに対して片対数グラフ上に

Fig. 11. Some typical relationships between strain rate and creep strain in 5th period under reversed cyclic stresses (SUS 304, 650°C, $\sigma_{\max}=16$ kgf/mm²).

プロットし、Fig. 11 に示す。同一試験結果についてすでに Fig. 9 の(a)では $\log \dot{\epsilon} - \log t$ 関係として示した。なお、図中の破線は(4)式の関係を表すが、これは応力が 16 kgf/mm² の静クリープ試験の結果を $\log \dot{\epsilon} - \log \epsilon^c$ 関係にプロットして得たものである。

Fig. 11 によると、応力比が -1 から -0.9 , -0.8 , -0.6 , -0.4 , 0 あるいは期間比が 1 から 0.3 , 0.1 , 0.03 , 0.01 に変化するに伴いクリープひずみは増加し、ひずみ速度が低下することがわかる。すなわち、Pugh らのひずみ硬化則は定性的に成立するようである。しかしながら詳細にみると、同一クリープひずみであっても応力比の大きい場合あるいは期間比の小さい場合のひずみ速度は(4)式による値よりも大きい。このような差異は応力の繰返しに伴って増大する傾向にあるので、Pugh らのひずみ硬化則は硬化(値)を過大評価、換言すればラチェットひずみを過小評価する危険性があるといわざるを得ない。

6 結 言

SI5C については 450°C、SUS 304 については 650°C で比較的短周期(主として 10 min)の引張・圧縮繰返し応力下のクリープ試験を実施し、以下の知見を得た。

(1) 引張・圧縮両期間の応力の大きさと期間の長さの等しい完全両振り条件下では、静クリープ試験の第1期クリープ曲線に類似の曲線を反転しつつ定常的に繰返す形状のひずみ波形が観察される。特に、全ひずみに対するクリープひずみの割合が 0.5 を越えるような比較的長周期・低応力の場合のひずみ波形は静クリープの第1期クリープ曲線に一致する。

(2) 引張・圧縮繰返し応力下の1サイクル中の平均ひずみ速度は静クリープ試験の第2期(定常)クリー

プ速度より大きい。また、その傾向は低応力条件下で助長される。

(3) 引張期間の応力および期間の長さを一定に保ち、圧縮期間の応力の大きさ、あるいは期間の長さを減ざると、完全両振りの場合に比して引張期間のひずみ速度は低下する。さらに、不完全両振り繰返し応力下のラチェットひずみの増加速度が静クリープあるいは間欠クリープにおけるひずみ速度よりも大きい場合のあることがわかった。

(4) 上記の知見は Pugh らの提案したひずみ硬化則の補助法則を定性的に支持する。しかしながら Fig. 11 に示したように同硬化則は硬化を過大評価すなわちひずみ速度を過小評価しラチェット変形の危険側推定となる場合があるのでさらに改善されなければならない。

(昭和54年5月22日 日本材料学会第28期総会学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 例えば、非弾性構造解析法実用化分科会，“非弾性構造解析の実用化に関する研究”，第1編，第2章(1978) 日本機械学会
- Pugh, C. E., “Constitutive Equations for Creep Analysis of LMFBR Components”, *Advances in Design for Elevated Temperature Environment*, 1 (1975).
- 村上澄男，材料，**28**, 251 (1979).
- 例えば、鈴木章彦，浜中順一，日本機械学会講演論文集，No. 790-3, 185 (1979).
- 大路清嗣，小倉敏二，久保司郎，日本機械学会論文集，**42**, 350 (1976).
- 小寺沢良一，森 時彦，材料，**26**, 948 (1977).
- Taira, S., R. Ohtani, and T. Kitamura, *Trans. ASME, Ser. H*, **101-2**, 154 (1979).
- Taira, S., R. Ohtani, and T. Komatsu, *ibid.*, 162 (1979).
- 例えば、長岐 滋，井上達雄，日本機械学会論文集，**44**, 3705 (1978).
- Kitagawa, M., C.E. Jaske, and J.D. Morrow, *AS TM STP* 459, 100 (1969).
- Wilson, E. G., *Proc. Conf. on Creep Strength in Steels and High Temperature Alloys at Sheffield University* (1972) Iron and Steel Institute, London
- Gittus, J.H., *Phil. Mag.*, **24**, 1423 (1971).
- 平 修二，藤野宗昭，高橋 務，材料，**27**, 434 (1978).
- 平 修二，藤野宗昭，土師 隆，材料，**22**, 110 (1973).
- Galofaro, F., “Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals” Chap. 2 (1965) MacMillan, New York
- 例えば、西原利夫，平 修二，田中吉之助，大路清嗣，材料試験，**7**, 254 (1958).
- 平 修二，小寺沢良一，小沢三敏，鈴木俊夫，日本機械学会論文集，**26**, 935 (1960).