クリープ・疲労重畳条件下のクリープ 変形挙動とその損傷評価について[†]

飯 塚 博* 藤 田 春 彦* 田 中 学**

Creep Deformation Behavior and Estimation of Creep Damage under Creep-Fatigue Condition

by

Hiroshi IIZUKA, Haruhiko FUJITA and Manabu TANAKA

(Mining College of Akita University, Akita)

Cyclic creep tests under reversed stress and combined creep-fatigue tests were carried out on SUS 304 stainless steel at 700°C in air. Creep stress was hold for 10 hr per one cycle in all the tests, and the fatigue loading inserted in creep-fatigue tests was the strain controlled triangular wave shape one. The creep behavior was examined in each test and a reasonable life prediction method under creep-fatigue conditions was discussed.

When creep stress was reloaded in cyclic creep or creep-fatigue tests, a transient creep was observed in each cycle and the steady-state creep rate changed in each test as compared with the monotonic creep. These behaviors were attributed to the combined effect of the inelastic strain range for reversed stress after creep loading ($\Delta\epsilon_{ep}$) and that for fatigue loading ($\Delta\epsilon_{pp}$). Thus the steady-state creep rate was influenced by creep stress as well as by the inelastic strain ranges of $\Delta\epsilon_{ep}$ and $\Delta\epsilon_{pp}$. Though the acceleration of steady-state creep rate was observed in both cyclic creep and creep-fatigue tests, there existed a certain correlation between the creep rate and the creep damage. This relation was found to be identical with that of monotonic creep data.

The rupture life of creep-fatigue tests was predictable within the factor of 2 by the linear damage rule using the above relation. The life prediction method by strain range partitioning gave also a good result, when based on the $\Delta\epsilon_{ep}-N_{ep}$ relationship that was calculated from the relation between the steady creep rate and the rupture life mentioned above.

(Received July 30, 1982)

キー・ワード：疲労，クリープ，非弾性ひずみ範囲，定常クリープ速度

1 緒 言

高温で使用する構造部材には装置の出力変動や起動・停止にともない応力やひずみの繰返しが作用する場合が多い。そのために単純なクリープ負荷による損傷の他に疲労損傷やクリープと疲労の相互作用を考慮した強度評価が必要となる。このようなクリープと疲労の重畳する条件下の強度評価で実用上きわめて重要な課題のひとつに、従来のクリープおよびクリープ破断データを利用して長時間の繰返し応力クリープやクリープと疲労の重畳する条件下の材料の破断寿命を正確に推定することがある。一般の定荷重クリープ破断では定常クリープ速度と破断寿命の間に良い相関が認

められている²⁾。また、クリープ変形成分が主体となる高温低サイクル疲労でも一般のクリープ破壊と同様にクリープ速度が重要な支配力学量である。したがって、クリープと疲労の重畳条件下では材料の変形および破壊に及ぼす加工硬化や回復の影響が複雑であるが、クリープ速度を支配力学量として取り扱うことによりそれらの影響もある程度考慮できると期待される。しかし、実際には定荷重クリープと片振りの繰返し応力クリープでは定常クリープ速度と破断時間の間に一定の関係が成り立つことが知られているが^{1,4)}、両振応力の繰返し応力クリープや疲労が途中に挿入された場合のクリープ変形についてはまだ研究が少なく、どのようなクリープ変形特性を示すかは十分明らかでない。また、近年ひずみ範囲分割法の考え方から繰返し応力クリープを、生じたひずみ成分に着目していわゆる CP 型あ

[†] 原稿受理 昭和57年7月30日

* 秋田大学鉱山学部 秋田市手形学園町

** 正 会 員 秋田大学鉱山学部 秋田市手形学園町

るいは CC 型疲労として取り扱うことが一部で検討されている。^{7,8)} ひずみ範囲分割法はクリープ疲労相互作用におけるひずみ波形効果を解明する新しい手法として注目されているが、繰返し応力クリープのように応力保持のある波形への寿命予測に適用した例は少なく、この方法を適用することの妥当性についてさらに検討する必要がある。

そこで、本研究では繰返し応力クリープの CP 型波形の破断試験を行い、両振り応力の繰返し応力クリープ変形の特徴を調べた。そして定常クリープ速度と破断寿命の関係を調べて定荷重クリープ試験の結果と比較した。また、繰返し応力クリープの損傷を CP 型疲労として取り扱うことの有効性を、ひずみ範囲分割法にもとづく寿命予測を行って実験結果との一致を調べて検討した。さらに、クリープ・疲労重畳条件下の変形挙動の特徴と内部組織と粒界ポイドの発生に着目した組織観察を行って考察した。

2 供試材および実験方法

供試材は市販の SUS 304 オーステナイト系ステンレス鋼であり、その化学成分を Table I に示す。これに 1150℃で30分間保持後水冷の溶体化処理を施した後に、標点間距離 12 mm、直径 6 mm のクリープ・疲労重畳試験用平滑丸棒試験片および標点間距離 30 mm、直径 6 mm の定荷重クリープ試験用平滑丸棒試験片を製作した。本研究で利用したクリープ試験の波形とクリープ・疲労重畳試験の波形を Fig. 1 に示す。重畳波形の基本となる繰返し応力クリープ ((a)波形) は累積ひずみの生じない両振り応力の台形波形である。(b)波形は(a)波形の途中に疲労繰返しを挿入したクリー

Table I. Chemical composition (wt. %).

Steel	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Fe
SUS 304	0.072	1.19	0.032	0.016	0.34	18.24	8.76	bal.

Fig. 1. Stress strain wave shape and hysteresis loops of creep portion in cyclic creep and creep-fatigue tests. $\Delta\epsilon_{cp}$; inelastic strain range, δ ; cumulative strain.

プ・疲労の重畳波形であり、(c)波形はクリープひずみが累積する重畳波形である。使用した試験機は電気油圧式の疲労試験機であり、試験はすべて 700℃大気中にて行った。クリープ保持時間はすべて10時間で、クリープ応力 (σ_c) は 77~123 MPa である。(a)(b)波形では最大圧縮応力値は弾性リセット検出器を使用して自動的に決定し、累積ひずみが生じないようにした。

(b)(c)のクリープ・疲労の重畳波形では1ブロックに $N=20$ 回の繰返しひずみに三角波を挿入しており、全ひずみ振幅 ($\Delta\epsilon_t$) は 0.2% と 1.0%、繰返し速度は 3 cpm である。また、比較のための定荷重クリープ試験を容量 19.6 kN の単一レバー式クリープ試験機にて行った。

粒界ポイド観察のための中断試験は破断時間がほぼ等しいと予測される定荷重クリープ試験 ($\sigma_c=100$ MPa, $t_r=1350$ hr) と (b)波形の重畳試験 ($\sigma_c=77$ MPa, $\Delta\epsilon_t=0.2\%$, $t_r=1600$ hr) において、寿命の60%と70%の時点で中断して行った。粒界ポイドの観察は走査型電子顕微鏡にて倍率 2400 倍で行った。また、破断後の試験片の破面から 2~3 mm 離れた部分につき薄膜試料を作成し、加速電圧 200 kV の透過型電子顕微鏡で転位組織を観察した。

3 実験結果

3.1 クリープ変形挙動

各波形ともクリープ応力再負荷時に遷移クリープ変形 (ϵ_t) が現れた。また、定常クリープ速度 ($\dot{\epsilon}_{ss}$) も同一応力の定荷重クリープ試験の値とは異っていた。ここで、各波形の遷移クリープ変形量および定荷重クリープ速度の代表値は寿命の 1/2 サイクル目のクリープ変形挙動をもとに Fig. 2 に示す方式で求めた。遷移クリープ変形量とクリープ応力の関係を Fig. 3 に示す。(b)(c)波形の比較により、累積ひずみを生じないように負荷した圧縮方向負荷が大きく影響していることがわかる。(b)波形では低クリープ応力側へゆくにしたがって一定値に漸近する傾向がある。これは低応力側ほど挿入した疲労の影響が圧縮方向負荷の影響に比較して大きく現れてくるためと考えられる。全ひずみ振幅が 1.0% の疲労を挿入した場合には遷移クリープ

Fig. 2. Transient creep deformation and steady-state creep rate at half-life cycle.

Fig. 3. Transient creep strain in cyclic creep and creep-fatigue tests with $\Delta\epsilon_f=0.2\%$ fatigue.

Fig. 4. Steady-state creep rate. The broken line indicates the data of monotonic creep

変形はほとんど現れなかった。Fig. 4 に定常クリープ速度とクリープ応力の関係を示す。全ひずみ振幅が0.2%の疲労を挿入した重畳波形すべてに加速現象がみられた。また、全ひずみ振幅が1.0%の疲労を挿入した波形では定常クリープ速度のクリープ応力依存性は小さい。(c)波形では高応力側で定荷重クリープ試験の結果とはほぼ一致するが、低応力側で加速される傾向が増す。繰返し応力クリープと(b)波形では、クリープ速度とクリープ応力の関係は各々ほぼ直線近似できる。つぎに、定荷重クリープ試験と繰返し応力クリープの定常クリープ速度と破断寿命の関係をFig. 5に示す。

Fig. 5. Relation between steady-state creep rate and time to rupture in cyclic creep and monotonic creep.

多少のばらつきはあるが両者ともよく一致している。クリープひずみが累積しない両振応力の繰返し応力クリープでも定常クリープ速度と破断寿命の間には一定の関係が成り立ち、さらにその関係は定荷重クリープ試験の結果に一致することがわかる。

3・2 寿命予測

Fig. 5 の結果をもとに(b)(c)波形の破断寿命を予測した結果を Fig. 6 (a)に示す。予測式は

$$\sum \left(\frac{t_e}{t_r} \right) + \sum \left(\frac{N}{N_f} \right) = 1 \quad (1)$$

Fig. 6. Comparison between the observed life and the predicted life, (a) by linear damage rule, (b) by strain range partitioning method.

t_r は Fig. 5 より求めた破断寿命、 t_e は10時間として N_f は $\Delta\epsilon_{in}-N_f$ 曲線より求めた破断繰返し数である。予測結果はばらつきが小さく全体的に安全側にある。 t_r を定荷重クリープ試験のクリープ応力と破断寿命の関係から求めた場合には長時間側で危険側にずれる傾向がみられたが、ひずみ速度をもとにした予測ではその傾向はない。この結果より、疲労が重畳する波形でも定常クリープ速度とクリープ損傷の間には一定の対応関係があると考えられる。

応力保持をとまなう波形を一種の疲労として取り扱い寿命を予測する方法は一部で試みられ、ある程度良い結果を得ている。^{7,8,11,12}そこで、本研究ではクリープ・疲労重畳波形の破断寿命を次式より予測した。

$$\frac{F_{ep}}{N_{ep}} + \frac{F_{pp}}{N_{pp}} + \frac{20}{N_{pp}} + \frac{\delta_c}{D_c} + \frac{\delta_p}{D_p} = \frac{1}{N_{pre}} \quad (2)$$

ここで F_{ij} は $\Delta\epsilon_{ij}/(\sum \Delta\epsilon_{kl})$ 、 $\Delta\epsilon_{ij}$ は非弾性ひずみ範囲、 N_{ij} は $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 曲線から求まる破断繰返し数 (prime は疲労期)、 δ_i は1サイクルで生じる累積ひ

ずみ, D_c は破断延性, そして N_{pre} は予測寿命値である. また, $\Delta\epsilon_{ep}-N_{ep}$ 特性は今回行った繰返し応力クリープの結果を使用した. 予測結果を Fig. 6 (b)に示す. (c)波形の寿命予測結果は良好であるが, (b)波形の寿命予測結果は多少安全側にずれる. $\Delta\epsilon_c$ が 0.2% の疲労を挿入した重畳波形の場合(b)波形では式(2)において非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{ep}$ に関係した F_{ep}/N_{ep} 項が損傷に最も大きく貢献し, (c)波形では δ_c/D_c の累積ひずみに関した項が最も大きく F_{ep}/N_{ep} 項の影響は小さい. また, 挿入した疲労の損傷 $20/N_{pp}'$ の影響も小さい. 以上のことから, (b)波形の寿命予測が安全側にずれるのは予測に用いた $\Delta\epsilon_{ep}-N_{ep}$ 特性が原因と考えられる.

3.3 粒界ポイド

本研究で行ったような長時間試験では粒界に大きな損傷が生じる^{3,7)}. また CP 型疲労の場合に, 塑性変形が支配的な圧縮変形時には変形はほとんど粒内変形であるが, この粒内変形が破壊の原因となる粒界ポイドの発生と成長の過程に何らかの影響を与えようと考えられる. そこで 1 サイクル中の応力変動の最も大きな重畳波形の(b)波形と定荷重クリープ試験の中断試験を行い, 粒界ポイドの発生状況を比較した. 発生した粒界ポイド数と破面 (あるいは最もくびれた部分) からの距離の関係を Fig. 7 に示す. 一般に重畳波形では粒界ポイドの発生数はやや多く, 破面近傍まではほぼ一定である. これに対し, 定荷重クリープ試験では粒界ポイド数は破面に近づくほど多くなる. このように粒界ポイド数の発生分布は定荷重クリープの場合と多少異っているが, くびれた部分では両者はほぼ同じ値になる. これより粒界ポイドは重畳波形ではクリープの場合と比べて標点間の比較的広い範囲にわたってほぼ同じ時期に発生し, ほぼ同一の割合で増加してゆくと考えら

Fig. 7. Relation between the number of voids at grain boundary and the distance from fracture surface or the necking point. t_r ; rupture time, t_c ; loading time.

れる.

4 考 察

応力変動にともなってクリープ変形が促進される現象は片振応力の繰返し応力クリープやクリープ・疲労の重畳波形で多く観察されている. Turner¹⁶⁾ は平均応力に両振りの疲労波形が重畳する波形でこの加速現象を調べ, クリープ変形の促進は平均応力よりも応力変動時の非弾性ひずみ範囲に主に影響されていると指摘した. さらに, そのクリープ変形の促進をひずみ駆動による転位の再配列の機構で説明した.

本研究の繰返し応力クリープとクリープ・疲労の重畳波形ではクリープ応力除荷後の圧縮方向荷荷によって非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{ep}$ が生じる. $\Delta\epsilon_{ep}$ と定常クリープ速度の関係を Fig. 8 に示す. 繰返し応力クリープと重畳波形の(b)波形は一つの直線で示すことができ

Fig. 8. Relation between steady-state creep rate and inelastic strain range $\Delta\epsilon_{ep}$.

る. すなわち, 定常クリープ速度は $\Delta\epsilon_{ep}$ の大きさによってほぼ決定される. また, $\Delta\epsilon_c$ が 1.0% の疲労を挿入した波形では $\Delta\epsilon_{ep}$ には依存しない. この場合は, 疲労繰返し中の非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{pp}$ が最も大きなひずみ量であるため, 定常クリープ速度は $\Delta\epsilon_{pp}$ の大きさに大きく影響されていると考えられる. (c)波形は $\Delta\epsilon_{ep}$ が小さくまたクリープひずみが引張方向に累積されてゆくのクリープ応力依存性が強い波形である. よって $\Delta\epsilon_c$ が 0.2% で $\Delta\epsilon_{pp}$ の小さい場合には応力変動による転位の再配列はあまり起らないと思われる. 以上の結果から, 非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{ep}$ あるいは $\Delta\epsilon_{pp}$ は定常クリープ速度に大きく影響することがわかる.

試験後の内部組織の透過型電子顕微鏡観察ではセル状組織が観察された. Turner¹⁷⁾ は疲労負荷後に引張変形を与え, 疲労によって形成されたセル組織が破壊され, 転位が再配列する状況を観察した. また, 長谷川, 辛島らは定常クリープ変形に与える前ひずみの影響を検討し, 定常クリープ以降の段階のクリープ組織に対する前ひずみの効果はセルの寸法には現れずにセル壁

内の平均転位間隔の変化に現れ, さらにクリープ変形に対する抵抗はセル壁内の平均転位間隔に関係していると指摘した. 本研究で形成されたセルの寸法を Fig. 9 に示す. $\Delta\epsilon_c$ が 0.2% の疲労を挿入した重畳波形ではセルの寸法はほぼ定荷重クリープの結果に一致し, 疲労挿入の影響や累積ひずみの影響は現れていない. また, $\Delta\epsilon_c$ が 1.0% の疲労を挿入した重畳波形では疲労繰返しのみにて形成されるセルの寸法に一致する大きさになった. セルの寸法は疲労あるいはクリープのどちらかの条件に一致する大きさになる. セル内の転位密度を測定した結果を Fig. 10 に示す. $\Delta\epsilon_c$ が 0.2% の疲労を挿入した重畳波形と定荷重クリープ試験の結果を比較すると, 重畳波形において転位は若干多くなっている. つぎに重畳波形と高温低サイクル疲労において形成されたセル組織の状況を Fig. 11 に示す. 両者とも $\Delta\epsilon_c$ は 1.0% である. セル壁は重畳波形の方がやや不明瞭であり, 純粋な疲労の場合とはセル壁の転位配列が異なっていることがわかる. また, セル内部の転位密度は重畳波形の方が少し高いようである.

Fig. 9. Relation between creep stress and cell size.

Fig. 10. Relation between creep stress and dislocation density in cell.

Fig. 11. Dislocation structure. (a) creep-fatigue test $\sigma_c=77$ MPa, $\Delta\epsilon_c=1.0\%$, (b) high-temperature low-cycle fatigue test $\Delta\epsilon_c=1.0\%$.

以上の結果から, 重畳波形では定荷重クリープ期に形成される転位組織がその後の変動応力によって破壊されるという, ひずみ駆動による転位の再配列と可動転位の増加が起っていると考えられる. すなわち, 繰返し応力クリープやクリープ・疲労の重畳波形ではクリープ負荷中に形成されて安定化した転位組織がその後の非弾性ひずみにより破壊され, それまでセル壁などの障害に止められていた転位は動くことができるようになる. このような動的回復と同時に高い変動応力のもとで転位の増殖が起り, セル内の可動転位密度が増す. その結果, 再クリープ負荷後のクリープ変形に遷移クリープ期が現れ定常クリープ速度も加速されると考えられる. このようなひずみ駆動による転位の再配列と可動転位の増加を考えれば, クリープ速度が加速される度合が例えば Fig. 4 に示したように $\Delta\epsilon_c$ が 0.2% のときに (c) 波形よりも (b) 波形で大きくなることなどが説明できる.

クリープ変形挙動は変動応力に大きく影響されるが, 定常クリープ速度と破断寿命の間には Fig. 5 に示したように良い相関があった. さらにその関係は定荷重クリープの結果にはほぼ一致していた. 一般に CC 型疲労よりも CP 型疲労の方が, さらに繰返し応力クリープでも引張方向に巨視的に累積ひずみの生じる波形の方が, 定常のクリープ速度と破断寿命の関係は定荷重クリープ特性に近づくと考えられている. 本研究の結果より累積ひずみの全くない CP 型疲労でも定荷重クリープと同じ定常クリープ速度と破断寿命の関係を示すことがわかる (Fig. 5). また, その関係をもとにクリープ・疲労の重畳波形の破断寿命が線形損傷則により良好に予測できる点が興味深い (Fig. 6). これに対

しひずみ範囲分割法による寿命予測は繰返し応力クリープの $\Delta\epsilon_{cp}N_{cp}$ 特性をもとに行ったにもかかわらず、Fig. 6 (b) のように重畳波形の(b)波形の予測が完全側にずれる傾向にあった。繰返し応力クリープの応力レベルや保持時間は重畳波形と同一である。さらに両者のクリープひずみ中の定常クリープひずみはクリープ損傷と比較的良い相関があると考えられることから、クリープひずみ中の遷移クリープひずみに波形によるばらつきの一因があると考えられる。そこで、クリープ期の非弾性ひずみ範囲として定常クリープひずみのみを取り扱って寿命予測を試みた。すなわち、 $\Delta\epsilon_{cp}N_{cp}$ 特性としては定常クリープ速度と破断寿命の関係

$$\dot{\epsilon}_{st}^{0.88} \times t_r = 0.29 \quad (3)$$

をもとに、 $\dot{\epsilon}_{st} = \Delta\epsilon_{cp}/10 \text{ hr}$, $t_r = N_{cp} \times 10 \text{ hr}$ の関係より、

$$N_{cp} = 0.22 \Delta\epsilon_{cp}^{-0.88} \quad (4)$$

1) を求め、重畳波形における非弾性ひずみ範囲も定常クリープひずみより求めた。そして式(2)のもとづいて寿命を予測した結果を Fig. 12 に示す。このように Fig. 6 (b) に示した予測結果よりもばらつきは小さい。すなわち、非弾性ひずみ範囲を求める際にはヒステリシスループから直接求めるよりも、定常クリープひずみのみをクリープひずみ成分として取り扱った方がクリープ損傷とさらに良い相関が得られ、ばらつきの少ない寿命予測が行える。遷移クリープひずみがどのような形で破断寿命に影響するかなどの詳細は明らかでないが、疲労寿命とクリープ変形ともなう非弾性ひずみとの関係は定常クリープひずみのみを用いて単純な形で表示することができる。

粒界ボイドの発生状況は定荷重クリープと重畳波形において、Fig. 7 に示したように前者ではやや局部的に発生する傾向があるのに対し、後者では標点間の少し広い範囲にわたって一様に多数発生していた。このことから、後者では純粋なクリープの場合に比べてク

リープ損傷が広い範囲にわたって一様に生じ、また、ほぼ一様に進行するという特色がある。しかし、Fig. 7 をみると両者のき裂の時間的増加の割合に大きな差はない。粒界ボイドの発生点としては粒界の段、濡れ性の悪い粒子、すべり帯によって生じた粒界の凹凸などがある。²¹⁾ このすべり帯によって生じる段には引張変形によって生じるものと圧縮変形によって生じるものがあるが、その両者がボイドの発生源として働くと考えられる。²²⁾ したがって、本研究の場合には粒内変形の大きなクリープ・疲労の重畳波形の場合により多くの段が生じ、より多くの粒界ボイドが発生したと思われる。

5 結 言

SUS 304 鋼を用いて700℃大気中にてクリープ累積ひずみの生じない両振応力の繰返し応力クリープとその波形の途中に疲労を挿入したクリープ・疲労の重畳波形の試験を行い、各波形のクリープ変形挙動を考察してどのような寿命予測法が適切かを検討した。結果を要約すると次のようになる。

(1) 両振応力の繰返し応力クリープ波形とクリープ・疲労の重畳波形のクリープ応力再負荷時に遷移クリープ現象や定常クリープ速度の加速現象が生じた。遷移クリープひずみや定常クリープ速度にはクリープ応力、クリープ累積ひずみを除くための圧縮方向負荷によって生じる非弾性ひずみ $\Delta\epsilon_{cp}$ 、さらに挿入した疲労の非弾性ひずみ $\Delta\epsilon_{ep}$ が重畳して影響すると考えられる。

(2) 定常クリープ速度に加速現象が現れたが、定常クリープ速度とクリープ損傷の間には良い相関があった。また、その関係は定荷重クリープ試験の結果に一致した。

(3) 定荷重クリープ試験および繰返し応力クリープ試験で成立した定常クリープ速度と破断寿命の関係から $\Delta\epsilon_{cp}N_{cp}$ 特性を求めて、ひずみ範囲分割法による寿命予測を行うと比較的良い予測結果が得られる。

(4) クリープ・疲労の重畳波形におけるクリープ損傷は純粋なクリープの場合に比べて広い範囲にわたって一様に生じ、また、ほぼ一様に進行する特色がある。

最後に、本研究を遂行するにあたり多くの助力を頂きました大阪大学工学部大路清嗣先生に深く感謝致します。また、実験遂行にご協力頂きました本学技官草原文夫氏および当時の学生である加茂谷嘉泰、小川洋、武智和範各氏に深く感謝致します。

(昭和57年6月5日 日本機械学会東北支部米沢地方にて一部講演)

参 考 文 献

- 1) 大谷隆一、鉄と鋼, **66**, 2106 (1980).
- 2) 例えば、平 修二、大谷隆一、“材料の高温強度論”, p.

Fig. 12. Comparison between the observed life and the life predicted by strain range partitioning method.

- 48 (1980) オーム社
- 3) 鉄鋼協会高温強度研究委員会共同研究結果報告書, ひずみ範囲分割法による 18Cr-8Ni 鋼の高温低サイクル疲労特性の検討 (1981) 鉄鋼協会
- 4) 川崎 正, 堀口正一, 渋谷 淳, 日本材料強度学会誌, **7**, 133 (1973).
- 5) 大南正瑛, 坂根政男, 機械の研究, **28**, 499 (1976).
- 6) H. Fujita, H. Iizuka and M. Tanaka, Proc. of 24th Japan Cong. Mat. Res., 62 (1981).
- 7) 八木晃一, 久保 清, 田中千秋, 材料, **28**, 400 (1979).
- 8) J.F. Saltsman and G.R. Halford, ASME-MPC Symposium on Creep-Fatigue Interaction, 283 (1976).
- 9) 朝田泰英, 第27回材料強度と破壊国内シンポジウム論文集, 63 (1982).
- 10) 平川賢爾, 時政勝行, 外山和男, 鉄と鋼, **65**, 906 (1979).
- 11) 藤田春彦, 飯塚 博, 田中 学, 日本機械学会講演論文集 (東北支部), No. 811-1, p. 1 (1981).
- 12) S.S. Manson and G.R. Halford, ASME-MPC Symposium on Creep-Fatigue Interaction, 299 (1976).
- 13) 平 修二, 藤野宗昭, 吉田 稔, 材料, **27**, 447 (1978).
- 14) 文献 2) の p. 120.
- 15) D.K. Shetty and M. Meshi, Met. Trans. A, **6A**, 349 (1975).
- 16) A.P.L. Turner and T.J. Martin, Met. Trans. A, **11A**, 475 (1980).
- 17) A.P.L. Turner, Met. Trans. A, **10A**, 225 (1979).
- 18) T. Hasegawa, S. Karashima and Y. Ikeuchi, Acta Met., **21**, 887 (1973).
- 19) 辛島誠一, 日本金属学会報, **18**, 469 (1979).
- 20) 大谷隆一, 第27回材料強度と破壊国内シンポジウム論文集, 75 (1982).
- 21) 太田定雄, 材料, **23**, 174 (1974).
- 22) T. Watanabe and W. Davies, Phil. Mag. A, **37**, 649 (1978).