クリープ疲労荷重下の SUS 316 ステンレス鋼の寿命予測†

八 木 晃 一* 金 丸 修**
久 保 清** 田 中 千 秋*

Life Prediction under Creep-Fatigue Loading Condition
for SUS 316 Stainless Steel

by

Koichi YAGI*, Osamu KANEMARU**, Kiyoshi KUBO**
and Chiaki TANAKA*

The understanding of long-term behavior and life prediction under creep-fatigue loading conditions are important subjects. It is considered that life prediction under creep-fatigue loading conditions should be related to the creep properties, because the long-term creep-fatigue behavior might be dominated by the creep properties. It was found from the combined creep-fatigue loading tests on SUS 316 stainless steel that the fracture criteria were correlatable to the creep fracture modes of the static creep tests performed under the creep loading condition of the combined creep-fatigue loading tests. A new life prediction method was proposed according to this result.

In order to verify this life prediction method, the fatigue tests with tensile strain holding wave form were carried out on SUS 316 stainless steel at 550, 650 and 750°C.

The predicted rupture life agreed well with the observed one. This life prediction method was more accurate than the method in which the life is predicted using only one fracture criterion (ex. $\phi_c + \phi_f = 1$). The dominant fracture modes under creep-fatigue loading conditions could be predicted using this method.

キー・ワード：クリープ疲労相互作用, 破壊基準, クリープ破壊様式, クリープ疲労複合荷重試験, SUS316 鋼

1 緒 言

高温機器用構造材料の寿命評価において長時間クリープ疲労挙動の検討は重要な課題の一つである。クリープ損傷・破壊機構は温度や応力条件により変る。このため、クリープ性質が大いに関連すると考えられる長時間のクリープ疲労荷重下の材料挙動はクリープ損傷・破壊機構と関連させて検討することが必要である。筆者らはいままでにクリープと疲労とが交互に繰返されるクリープ疲労複合荷重試験方法⁴⁾を用い、破断寿命に及ぼすクリープ損傷と疲労損傷とのかわり合いを調べた結果、線形寿命損傷則で評価したクリープ損傷量 (ϕ_c) と疲労損傷量 (ϕ_f) との関係は、クリープ疲労複合荷重試験のクリープ荷重条件で静クリープ試験を行った場合に得られたクリープ破壊様式と密接な関連があり、クリープ破壊様式 (損傷様式) に伴って複合荷重下の破壊基準 (ϕ_c vs. ϕ_f 関係) が変化することを明らかにした。この成果を基にして、種々のクリープ損傷様式でのクリープ損傷量とその損傷様式に対応して決まる破壊基準を使って、クリープ疲労荷重下の破断寿命を予測する方法を考えた。

本研究は、クリープ疲労複合荷重試験結果を基に考案したクリープ疲労荷重下の寿命予測法を提案し、この方法を使って SUS 316 ステンレス鋼の引張りずみ保持台形波疲労試験条件での寿命予測を行い、実測寿命と比較して本寿命予測法の検討を行ったものである。

2 寿命予測法の提案

SUS 304 鋼 および SUS 316 鋼 についてクリープ疲労複合荷重試験を行い、その結果、得られた ϕ_c vs. ϕ_f 関係とクリープ破壊様式との間に関連のあることが明らかとなった。^{5)~7)} ϕ_c vs. ϕ_f 関係は、クリープ疲労複合荷重条件で材料が破断するまでに許容し得るクリープ損傷量および疲労損傷量を示している。一般に、多結晶金属材料のクリープ破壊様式は高温・低応力 (長時間) 条件になるに従って、粒内破壊からキャビティ型粒界き裂による粒界破壊へと変化し、寿命を支配するクリープ損傷様式²⁾³⁾⁵⁾⁶⁾ 変る。したがって、長時間のクリープ疲労荷重下の破断寿命を予測するには、どのようなクリープ損傷を受けているか、その損傷様式の場合はどのような破壊基準が支配的であるかを知る必要がある。

† 原稿受理 昭和60年6月5日 Received June 5, 1985

* 正 会 員 金属材料技術研究所 東京都目黒区中目黒, National Research Institute for Metals, Nakameguro, Meguro-ku, Tokyo

** 金属材料技術研究所 東京都目黒区中目黒, National Research Institute for Metals, Nakameguro, Meguro-ku, Tokyo

材料のクリープ疲労挙動は引張ひずみ保持台形波疲労試験によって調べられることが多い。この試験の場合、引張ひずみ保持中に応力がし緩する。このため、リラクセーション中の応力値はクリープ破壊様式図上で2種類以上のクリープ破壊様式の領域にまたがることがあり得る (Fig. 1 (a)および(b))。

Fig. 1. Procedure to predict life under creep-fatigue loading condition.

本研究においては、引張ひずみ保持中の応力リラクセーション特性は既知であるとした。すなわち、引張ひずみ保持台形波疲労試験における破断繰返し数の半分での繰返し数で得られた応力リラクセーション曲線に基づいてクリープ損傷量の算出を行った。引張ひずみ保持台形波疲労試験の1サイクル中の各クリープ損傷様式に対応するクリープ損傷量は次式によって求めた。

$$(I) \quad \Delta\phi_{cw} = \int_0^{t_H} \frac{dt}{t_{RW}} \quad (1)$$

$$(II) \quad \Delta\phi_{cT} = \int_0^{t_H} \frac{dt}{t_{RT}} \quad (2)$$

$$(III) \quad \Delta\phi_{cO} = \int_0^{t_H} \frac{dt}{t_{RC}} \quad (3)$$

ここで、 $\Delta\phi_{cw}$ は静クリープ試験を行った場合にくさび型粒界き裂の成長により粒界破壊する損傷様式でのクリープ損傷量、 t_{RW} はこの損傷様式での静クリープ試験の破断時間、 $\Delta\phi_{cT}$ は粒内破壊する損傷様式でのクリープ損傷量、 t_{RT} はこの損傷様式での静クリープ試験の破断時間、 $\Delta\phi_{cO}$ は静クリープ試験を行った場合にキャビティ型粒界き裂の成長により粒界破壊する損傷様式でのクリープ損傷量、 t_{RC} はこの損傷様式での

の静クリープ試験の破断時間である。クリープ破壊様式図 (Fig. 1 (b)) は、種々の損傷様式に基づく破断時間 t_{RW} 、 t_{RT} および t_{RC} を求め、その中で最小値の破断時間になる損傷様式が成立する荷重条件を知ることにより作成される。1 サイクル中の疲労損傷量は次式によって求めた。

$$\Delta\phi_f = \frac{1}{N_f} \quad (4)$$

ここで、 N_f は引張ひずみ保持台形波疲労試験の全ひずみ幅で三角波疲労試験した場合の破断繰返し数である。

クリープ疲労複合荷重試験から得られた ϕ_c vs. ϕ_f 関係に基づいて SUS 316 鋼の引張ひずみ保持台形波疲労試験の破壊基準を次のように定めた。

(i) (I) の損傷条件の場合 (Fig. 1 (c) (i)),

$$\{\Delta\phi_{cw} + 2.66(\Delta\phi_{cw} \cdot \Delta\phi_f)^{1/2} + \Delta\phi_f\} \cdot N_{fpred} = 1 \quad (5)$$

(ii) (II) の損傷条件 (Fig. 1 (c) (ii)) で、

クリープ損傷の蓄積により破壊する場合には

$$\Delta\phi_{cT} \cdot N_{fpred} = 1 \quad (6)$$

疲労損傷の蓄積により破壊する場合には

$$\Delta\phi_f \cdot N_{fpred} = 1 \quad (7)$$

(iii) (III) の損傷条件の場合 (Fig. 1 (c) (iii)),

$$(\Delta\phi_{cO} + \Delta\phi_f) \cdot N_{fpred} = 1 \quad (8)$$

ここで、 N_{fpred} は各破壊基準での予測寿命である。(i) ~ (iii) の破壊基準から求められた N_{fpred} の中で最小値を与える破壊基準が寿命を支配する。なお、本研究においては、材料は 6%/min 以上のひずみ速度の場合にクリープ損傷の影響を受けないとした。

3 試験方法

3.1 供試材および試験片

供試材は SUS 316 鋼の鋼板 (板厚; 24 mm) で、化学成分を Table I に示す。

引張ひずみ保持台形波疲労試験で用いた試験片の直径は 6 mm、標点距離は 13.2 mm で、⁴⁾ クリープ疲労複合荷重試験に用いた試験片の形状寸法と同じである。

3.2 試験方法

引張ひずみ保持台形波疲労試験を寿命予測法の検証のために行った。本研究では、引張ひずみ保持台形波疲労試験の負荷および除荷のひずみ速度は 6%/min とし、引張ひずみ保持時間 (t_H) は 0.1 と 1.0 hr の 2 条件とした。全ひずみ幅 ($\Delta\epsilon_p$) は 1.5 ~ 0.6% である。試験温度は 550, 650 および 750℃ の 3 条件である。

Table I. Chemical composition of material (wt%).

C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni	Mo	Ti	Nb+Ta	B	Al	N
0.05	0.70	1.10	0.034	0.003	0.31	17.05	12.60	2.24	0.03	0.001	0.003	≤0.003	0.017

クリープ損傷量および疲労損傷量を評価する場合の基礎データとしての静クリープ試験結果および三角波疲労試験結果は既報のものを用いた。本研究においては、静クリープ試験から得られるクリープ破壊様式図が必要であり、これは既報の結果を使って作成した。

4 試験結果

4・1 引張りずみ保持台形波疲労試験結果

試験結果を Fig. 2 に示す。図に示すように保持時間 (t_H) が増加するに従って破断寿命は低下しており、その低下の程度は温度および全ひずみ幅によって異なっていた。すなわち、550℃および 750℃の場合は、650℃の場合よりも寿命低下の程度が大きかった。また、各温度とも全ひずみ幅が減少するに従って寿命低下の程度が大きくなる傾向がみられた。

Fig. 2. Results of fatigue tests with tensile strain holding wave form.

引張りずみ保持下の応力は緩する。各試験片の応力リラクセーション挙動は破断繰返し数の半分の繰返し数 ($N_{fh}/2$) における応力リラクセーション曲線で代表させることにした。応力リラクセーション曲線は 1 サイクルごとに温度変動等の影響を受けて複雑に変化していた。そこで、 $N_{fh}/2$ を中心として前後 5 サイクルから得られた 10 本の応力リラクセーション曲線を平均し、代表の応力リラクセーション曲線を得た。本研究の場合、この応力リラクセーション曲線は次式でよく表示することができた。

$$\ln \frac{\sigma_0}{\sigma} = \frac{A}{1+m} t^{1+m} \quad (9)$$

ここで、 σ は応力、 t は時間、 σ_0 は $t=0$ での応力、 m および A は定数である。本供試材について得られた σ_0 、 m および A と試験条件との関係を Fig. 3, 4 および 5 に示す。 σ_0 は $N_{fh}/2$ での最大応力をも意味している。Fig. 3 に示すように、550℃の引張りずみ保持

台形波疲労試験での σ_0 の値は三角波疲労試験における $N_f/2$ での最大応力よりも大きく、引張りずみ保持することによって材料が硬化したことを示していた。650℃の σ_0 の値は三角波疲労試験の最大応力よりも小さく、750℃の σ_0 の値はほぼ等しい。本試験条件の範囲では、 σ_0 に対する t_H の依存性は明らかにならなかった。 m の値は、Fig. 4 に示すように、温度、 $\Delta\epsilon_t$ 、

Fig. 3. Relation between total strain range and maximum stress at $N_{fh}/2$, σ_0 .

Fig. 4. Relation between total strain range and value of m .

Fig. 5. Relation between total strain range and value of A .

t_H に依存せず、ほぼ -0.8 であった。 A の値は温度に強く依存していた (Fig. 5)。 また、 A の値は、 550°C の場合に $\Delta\epsilon_t$ に依存していたが、 650 および 750°C ではほとんど依存していなかった。 Fig. 3~5 から、 σ_0 、 m および A と温度、 $\Delta\epsilon_t$ および t_H との間に定量的関係を得ることは、試験結果が少なくむずかしかったので、本報告では、試験結果ごとに、式(9)をあてはめて得た応力値を使ってクリープ損傷量を求めた。

4・2 破壊様式

破断した試験片の組織および破面を観察した。 Fig. 6 は組織観察でみられた代表的な損傷形態を示す。 (a) はくさび型粒界き裂であり、(b) は粒界の析出物とマトリックスとの界面に形成されたキャビティとそれが連結したき裂である。

Fig. 6. Microstructures of specimens ruptured in fatigue tests with tensile strain holding wave form. (a) 550°C , $\Delta\epsilon_t=1.0\%$, $t_H=1$ hr and (b) 750°C , $\Delta\epsilon_t=1.0\%$, $t_H=1$ hr.

破断試験片について組織観察した結果をまとめて Fig. 7 に示す。三角波疲労試験した試験片では粒界にき裂はみられなかった。 550°C の引張ひずみ保持台形波疲労試験および 650°C の $\Delta\epsilon_t$ が大きく、 $t_H=0.1$ hr の場合にはくさび型粒界き裂が観察された。 650°C の $\Delta\epsilon_t$ が小さく、 $t_H=1.0$ hr の場合および 750°C の場合には粒界にキャビティおよびキャビティが連結したき裂が観察された。

Fig. 8 は破面観察結果をまとめて示したものである。各温度とも三角波疲労試験の場合にはストライエーションが観察され、表面き裂が粒内に成長して破壊した様相を示していた。 また、 650°C 、 $t_H=0.1$ hr で $\Delta\epsilon_t \leq 1\%$ の場合も同様な破壊様式であった。 これら以外の試験条件では粒界破壊であった。 550°C の粒界破面は、 650 および 750°C とは異なり、明りょうな粒界ファセットがみられる破面であって、動的ひずみ時効によって粒内が硬化した場合にみられるクリープの粒界破面とよく似ていた。

4・3 静クリープ試験結果および三角波疲労試験結果の評価

Fig. 7. Micro-crackings.

Fig. 8. Fracture surfaces.

クリープ損傷量および疲労損傷量を算出するための基礎資料を得るため、静クリープ試験および三角波疲労試験を行った。応力・破断時間曲線についてはクリープ破断データに対して多項式回帰を行って、各温度ごとに次のような回帰式を得た。

$$550^\circ\text{C} ; \log t_R = 60.444 - 66.020 \log \sigma + 18.669 (\log \sigma)^2 \quad (10)$$

$$650^\circ\text{C} ; \log t_R = 1.1791 + 11.007 \log \sigma - 7.6703 (\log \sigma)^2 \quad (11)$$

$$750^\circ\text{C} ; \log t_R = 3.7893 + 5.1247 \log \sigma - 6.7351 (\log \sigma)^2 \quad (12)$$

ここで、 t_R は破断時間 (hr)、 σ は応力 (kgf/mm^2) である。全ひずみ幅・破断繰返し数曲線は Fig. 2 に

示した三角波疲労試験結果 ($t_H=0$ hr) に対して Coffin・Manson 式をあてはめて得た。得られた関係式は次のとおりである。

$$550^\circ\text{C}; \Delta\epsilon_i = 28.8 N_f^{-0.555} + 1.23 N_f^{-0.140} \quad (13)$$

$$650^\circ\text{C}; \Delta\epsilon_i = 103 N_f^{-0.745} + 1.27 N_f^{-0.169} \quad (14)$$

$$750^\circ\text{C}; \Delta\epsilon_i = 95.5 N_f^{-0.690} + 1.24 N_f^{-0.183} \quad (15)$$

ここで, $\Delta\epsilon_i$ は全ひずみ幅 (%), N_f は破断繰返し数である。

5 寿命予測

5.1 クリープ破壊様式図

本寿命予測法は, クリープ損傷量を評価する荷重条件でどのようなクリープ損傷様式になるかという情報を必要とする。静クリープ試験で得られるクリープ破壊様式は, 寿命を支配するクリープ損傷機構を反映したものである。Miller らはクリープ破壊様式図を解析的に得ている。本研究でも, Miller らが用いたと同じ構成式を使って, 本供試材についてのクリープ破壊様式図を解析的に作成することを試みた。解析的に得たクリープ破壊様式図は実験結果と定性的には合っていたが, 定量的にはかなり違っており, 得られた t_{RW} , t_{RT} および t_{RC} 値は寿命予測に使える精度ではなかった。そこで, 本研究では, 静クリープ試験をして破断した試験片についての組織および破面観察結果を使ってクリープ破壊様式図を作成した。クリープ破壊様式図を Fig. 9 に示す。図中の実線はそれぞれの破壊様式を分ける境界線である。

Fig. 9. Creep-fracture mode map.

クリープ破壊様式図は, 材料が種々のクリープ損傷様式を受けた中で, 最小の寿命値となる損傷様式による破壊様式を示したものである。そこで, 特定の破壊様式を示したデータのみを使って整理すれば, その破壊様式を導いた損傷様式における破断時間と応力 (σ ; kgf/mm²) および温度 (T ; K) との関係を見出すことができると考えた。各破壊様式ごとに求めた破断

時間関係式を次に示す。

$$T(19.651 + \log t_{RW}) = 26419 - 5024.5 \log \sigma \quad (16)$$

$$T(24.085 + \log t_{RT}) = 35154 - 8237.2 \log \sigma \quad (17)$$

$$T(17.353 + \log t_{RC}) = 25955 - 5732.7 \log \sigma \quad (18)$$

式(16)~(18)から得られた応力・破断時間曲線を Fig. 10 に示す。これらの曲線は実測値とよく一致していた。本研究では, これらの t_{RW} , t_{RT} , t_{RC} が式(1)~(3)に示した各損傷様式ごとの静クリープ試験での破断時間であるとした。なお, 図に示すように, t_{RW} はW領域で t_{RT} より長時間になり, T領域では t_{RT} より短時間になるので, 最小値が寿命を支配するという考え方にはあてはまらない。この条件では動的ひずみ時効による硬化がみられたが, このことと関係していると思われる。本研究においては, W型とT型の両破壊様式の領域に応力値がまたがる条件はなかった。

Fig. 10. Relation of stress to time to rupture in each creep fracture mode region of static creep test.

5.2 引張ひずみ保持台形波疲労試験における破断寿命の予測

式(9)で表された引張ひずみ保持中の応力リラクセーション曲線について, 式(16)~(18)の t_{RW} , t_{RT} および t_{RC} の値を使って, 式(1)~(3)から各損傷様式に対応するクリープ損傷量 ($\Delta\phi_{cW}$, $\Delta\phi_{cT}$, $\Delta\phi_{cC}$) を計算した。なお, 式(1)~(3)の計算は, 引張ひずみ保持時間を 0.01 hr ごとに分けて, その間は応力が一定であり, 階段状に応力がし緩するとして, 簡易的に行った。疲労損傷量 ($\Delta\phi_f$) は, 式(13)~(15)の関係を使って, 式(4)から求めた。

求めた $\Delta\phi_{cW}$, $\Delta\phi_{cT}$, $\Delta\phi_{cC}$ および $\Delta\phi_f$ を, 各クリープ損傷様式に対応する破壊基準式(5)~(8)に代入し, 各破壊基準式ごとに N_{fpred} を計算した。クリープ損傷を生ずる荷重条件が Fig. 9 の二つ以上の破壊様式領域を含む場合 (本研究では, 750°C, $t_H=1.0$ hr の場合) は, 求めた N_{fpred} の中で最小値が予測寿命で

Fig. 11. Comparison of predicted rupture life with observed one.

あるとした。なお、クリープ損傷を生ずる荷重条件が一つの破壊様式領域内にある場合には、対応する損傷様式の破壊基準式を使って予測寿命を求めた。予測寿命と実測寿命との比較を Fig. 11 に示す。図に示すように、予測寿命と実測寿命とはよく一致していた。なお、従来法との比較については考察において述べる。

Fig. 12 は、試験条件と予測寿命を支配した破壊基準との関係を示したものである。550℃の寿命は、破壊基準(i)の式(5)に支配されていた。この破壊基準に従うクリープ疲労荷重下では、動的ひずみ時効によるマトリックスの硬化と関連して、くさび型粒界き裂の発

Fig. 12. Fracture criteria used to predict life.

生、成長、連結により破壊が生ずると予測された。⁶⁾ 650℃, $\Delta\epsilon_t=1\%$, $t_H=0.1$ hr の場合は、破壊基準(ii)の疲労損傷(式(7))に支配されていた。650℃のその他の条件および 750℃の $t_H=0.1$ hr の場合は、破壊基準(ii)のクリープ損傷(式(6))に支配されていた。破壊基準(ii)の疲労損傷に支配される破壊は、表面き裂の粒内成長により生ずると予測された。⁶⁾ 他方、破壊基準(ii)のクリープ損傷による破壊様式は粒界破壊であると予測された。⁶⁾ 750℃, $t_H=1.0$ hr の場合は破壊基準(iii)(式(8))に支配されていた。この場合にはキャビティの形成と関連した粒界破壊であると予測された。⁶⁾ 破壊基準式から予測された破壊様式は、Fig. 7 および 8 に示した破断試験片の破壊様式に関する観察結果とよく一致していた。このことから、本寿命予測法は破壊様式をかなりよく予測できることがわかった。

6 考 察

本寿命予測法を用いて求めた予測寿命と他の方法を使って求めた予測寿命との比較、検討を行った。本研究では、比較のための寿命予測法として最もよく使用されている次式を破壊基準とする方法を選んだ。

$$(\Delta\phi_c + \Delta\phi_f) \cdot n_{fpred} = 1 \quad (19)$$

ここで、 n_{fpred} は式(19)によって予測される寿命である。 $\Delta\phi_c$ は次式から求めた。

$$\Delta\phi_c = \int_0^{t_H} \frac{dt}{t_R} \quad (20)$$

ここで、 t_R は式(10)~(12)で得られた値である。Fig. 12 は、本寿命予測法によって予測した寿命 N_{fpred} と式(19)による一つの破壊基準によって予測した寿命 n_{fpred} との比較を示す。 N_{fexp} は実測寿命である。本寿命予測法の N_{fpred}/N_{fexp} は 0.49~1.75 であり、一つの破壊基準による場合の n_{fpred}/N_{fexp} は 0.25~2.4 であった。一つの破壊基準による場合には、 n_{fpred}/N_{fexp} の値が試験条件によって偏っていた。また、 $\log(N_{fpred}/$

Fig. 13. Comparison of life predicted by this method with that predicted by the method using only one fracture criterion.

N_{fexp} の95%信頼区間は $\log(n_{fpred}/N_{fexp})$ の約1/2であった。これらのことから、クリープ損傷様式によって破壊基準を変える本寿命予測法は、精度よく、偏りない寿命を予測できることがわかった。

以上の結果から、本寿命予測法を構築する上で基礎になったクリープ疲労複合荷重試験の破壊基準と引張ひずみ保持台形波疲労試験の破壊基準とに違いのないことが示唆された。このことから、クリープ疲労相互作用に関する研究において、クリープ疲労複合荷重試験は引張ひずみ保持台形波疲労試験とともに有効な試験方法であり、長時間で起り得るクリープ損傷様式をあらかじめ試験条件（クリープ荷重条件）として設定できる点で有力な手段であると考えられる。

7 結 言

クリープ疲労複合荷重試験結果から得たクリープ損傷様式と破壊基準 (ϕ_c vs. ϕ_f 関係) との関連を基にしたクリープ疲労荷重下の寿命予測法を提案し、この方法を使って SUS 316 ステンレス鋼の引張ひずみ保持台形波疲労試験の寿命予測を行い、実測寿命と比較して本寿命予測法について検討した。その結果を要約すると次のとおりである。

(1) 本寿命予測法では、SUS 316 鋼についての寿命予測を行う場合に次のような破壊基準を用いた。(i) 静クリープ試験を行った場合にくさび型粒界き裂により粒界破壊するクリープ損傷様式の場合; $\{\Delta\phi_{cw} + 2.66(\Delta\phi_{cw} \cdot \Delta\phi_f)^{1/2} + \Delta\phi_f\} \cdot N_{fpred} = 1$, (ii) 粒内破壊する損傷様式の場合; $\Delta\phi_{cT} \cdot N_{fpred} = 1$ または $\Delta\phi_f \cdot N_{fpred} = 1$, (iii) キャビティにより粒界破壊する損傷様式の場合; $(\Delta\phi_{cG} + \Delta\phi_f) \cdot N_{fpred} = 1$. ここで、 $\Delta\phi_{cw} = \int_0^{t_H} dt/t_{RW}$, $\Delta\phi_{cT} = \int_0^{t_H} dt/t_{RT}$, $\Delta\phi_{cG} = \int_0^{t_H} dt/t_{RC}$. t_H は保持時間, t_{RW} , t_{RT} および t_{RC} はそれぞれ(i)の損

傷条件下, (ii)の損傷条件下および(iii)の損傷条件下での静クリープ破断時間である。 $\Delta\phi_f$ は疲労損傷量である。(i)~(iii)の破壊基準で求まる N_{fpred} の最小値を予測寿命とした。予測寿命は実測寿命とよく一致していた。

(2) 予測寿命を支配した破壊基準から予測された破壊様式は破断試験片の金属学的観察結果とよく対応していた。

(3) 本寿命予測法は、一つの破壊基準（本研究では $\phi_c + \phi_f = 1$ とした）だけで予測する方法と比べて、精度よく、偏りのない寿命予測ができることがわかった。

(4) クリープ疲労複合荷重試験方法は、長時間で起り得るクリープ損傷様式をあらかじめ試験条件として設定できる点でクリープ疲労相互作用に関する研究で有力な手段であることが示唆された。

(昭和60年5月21日 日本材料学会第34期学術講演会にて一部講演)

参 考 文 献

- 1) B. Tomkins, Trans. ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, **105**, 269 (1983).
- 2) R. J. Fields, T. Weerasooriya and M. F. Ashby, Metall. Trans. A, **11A**, 333 (1980).
- 3) 新谷紀雄, 田中秀雄, 村田正治, 貝瀬正次, 横井 信, 鉄と鋼, **71**, 114 (1985).
- 4) 八木晃一, 田中千秋, 久保 清, 材料試験技術, **30**, 53 (1985).
- 5) 八木晃一, 田中千秋, 久保 清, 材料, **33**, 1078(1984).
- 6) 八木晃一, 田中千秋, 久保 清, 材料, **33**, 1533(1984).
- 7) 八木晃一, 久保 清, 金丸 修, 田中千秋, 材料, **34**, 1333 (1985).
- 8) J. H. Gittus, Philos. Mag., **9**, 749 (1964).
- 9) D. A. Miller and T. G. Langdon, Metall. Trans. A, **10A**, 1635 (1979).