クリープ疲労複合荷重を受けた SUS 316 鋼の 650°C におけるクリープ疲労相互作用†

八 木 晃 一* 田 中 千 秋* 久 保 清**

Creep-Fatigue Interaction for SUS 316 Stainless Steel Subjected to Combined Creep-Fatigue Loadings at 650°C

by

Koichi YAGI, Chiaki TANAKA and Kiyoshi KUBO

(National Research Institute for Metals, Tokyo)

The combined creep-fatigue loading tests have been carried out on SUS 316 stainless steel at 650°C. The data obtained were evaluated using the linear life fraction damage rule. The results evaluated were discussed on the basis of the observations of cracking and fracture modes.

SUS 316 stainless steel under combined creep-fatigue loadings at 650°C was ruptured by an accumulation of either creep damage or fatigue damage. The better evaluation of accumulated creep damage to rupture could be made using a term of $\sum_1^{N_c} \epsilon_c / (\sum \epsilon_c)_{\text{cyclic}}$, where N_c is the number of combined creep-fatigue loading cycles to rupture, ϵ_c is the creep strain in creep loading part of combined creep-fatigue loading test, and $(\sum \epsilon_c)_{\text{cyclic}}$ is the creep strain to fracture in cyclic creep test.

The specimens of which the rupture life was evaluated by the accumulation of fatigue damage were fractured by the growth of fatigue transgranular cracks. On the other hand, the specimens of which the rupture life was evaluated by the accumulation of creep damage were fractured by the growth and linkage of wedge-type intergranular cracks. It is suggested from discussing on the present data and the previously obtained data for SUS 304 stainless steel at 700°C that further investigation is needed concerning the correlation between creep-fatigue interaction and creep fracture characteristics.

(Received Aug. 18, 1983)

キー・ワード：クリープ疲労複合荷重試験，クリープ疲労相互作用，SUS 316 鋼，クリープ破壊特性

1 緒 言

高温機器・構造物の高温・高圧化，大型化に伴って構造材料の使用される環境は過酷になっている。このような環境で使用される機器では起動・停止および出力変動に伴う温度変化から生ずる熱応力による荷重（応力）変動が構造部材に発生する。荷重変動による構造材料の挙動を理解し，その結果を機器部材の設計や保守管理に導入することは，機器の安全性・信頼性を確立するという点から重要な課題の一つである。

タービンロータで生ずる荷重変動を実験室で模擬するための荷重変動の簡略化の方法が Timo¹⁾ により提案されている。この考え方は他の熱応力が生ずる高温機器に対しても同様に適用できると考えられる。実機

での荷重変動を実験室で模擬する荷重波形の一つとして，クリープと疲労とを交互に繰返す方法がある。この試験方法は，起動・停止に伴う熱応力から生ずる荷重変動を疲労試験で，熱応力で発生する残留応力のリラクセーションや運転中の静負荷をクリープ試験で置換えたものである。このようなクリープと疲労とを交互に繰返す試験（以下クリープ疲労複合荷重試験と呼ぶ）はクリープ損傷と疲労損傷の評価が容易なこと，クリープ試験を定荷重クリープ試験機で行えば長時間クリープ疲労試験が手軽で安価にできるなどの長所を有している。クリープ疲労複合荷重試験方法での寿命が実機の寿命よりわずかに短くなることから，安全側の寿命が得られるので，実機に使用される構造材料の寿命等の挙動を調べる材料試験法としてクリープ疲労複合荷重試験は有効であると考えられる。しかし，クリープ疲労複合荷重試験による材料挙動の研究はいま

† 原稿受理 昭和58年8月18日

* 正 会 員 金属材料技術研究所 東京都目黒区中目黒

** 金属材料技術研究所 東京都目黒区中目黒

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

34)~7) 少なくとも、寿命予測に必要なクリープ疲労相互作用に関する現象の理解や損傷量を評価するための知見は十分に得られているとはいえない。

著者らはクリープ疲労複合荷重下での破断寿命に及ぼすクリープ損傷および疲労損傷の影響を明らかにし、その評価技術を確立するために系統的な研究を進めている^{8,9)}。本報告は、SUS 316 鋼を用いて試験因子を種々に変えたクリープ疲労複合荷重試験を 650°Cで行い、破断寿命に及ぼす試験因子やクリープ損傷・疲労損傷の影響を検討するとともに、金属組織や破面観察の検討からクリープ疲労複合荷重下での破断寿命とクリープ破壊特性との関係について、先に報告した SUS 304 鋼の結果と比較しつつ、考察したものである。

2 試験方法

2・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。固溶化熱処理条件は 1100°C/0.5 hr→水冷であり、ASTM 結晶粒度番号は約 6 である。常温での引張性質を Table II に示す。

Table II. Tensile properties of solution treated material at room temperature.

0.2% proof stress (kgf/mm ²)	Tensile strength (kgf/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
27	62	58	78

Fig. 1. Profile of specimen for combined creep-fatigue loading test.

本試験で用いた試験片の直径は 6 mm で、標点距離は 12 mm である。試験片の外観を Fig. 1 に示す。試験片は試験片軸が鋼板の圧延方向と一致するように採取した。試験片表面は 600 番の紙やすりで軸方向に研磨し、その後バフ研磨して仕上げた。

2・2 試験方法および試験条件

クリープ疲労複合荷重試験方法を Fig. 2 に示す⁸⁾。クリープ疲労複合荷重試験は、クリープ試験部分のクリープ応力 (σ_c) とクリープ時間 (t_c)、および疲労試験部分の全ひずみ幅 ($\Delta\epsilon_f$) と繰返し数 (N) の 4 試験

Fig. 2. Loading schedule of stress and strain, and hysteresis loops for combined creep-fatigue loading test.

因子をもっている。

本研究では σ_c 、 t_c 、 $\Delta\epsilon_f$ および N の値を種々に組合せてクリープ疲労複合荷重試験を行った。 σ_c は 17~21 kgf/mm²、 t_c は 5~50 hr、 $\Delta\epsilon_f$ は 0.6~1.5%、そして N は 2~70 cycles である。疲労試験部分の荷重波形は三角波で、ひずみ速度は 6%/min である。試験温度は 650°Cである。

クリープ疲労複合荷重試験結果の損傷評価に必要な基礎データを得るために定荷重クリープ試験とひずみ制御型疲労試験を行った。定荷重クリープ試験は直径が 10 mm、標点距離が 50 mm の試験片を用いて、定荷重クリープ試験機で行った。ひずみ制御型疲労試験はクリープ疲労複合荷重試験と同じ試験片を用いて、ひずみ速度が 6%/min の三角波で行った。

3 試験結果および考察

3・1 クリープ試験および疲労試験の結果

定荷重クリープ試験結果を Fig. 3 に示す。破断した試験片を調べた結果、本研究でのクリープ疲労複合荷重試験の σ_c と同じ応力条件で定荷重クリープ試験を行うと、試験片は粒内破壊することがわかった。

Fig. 4 はひずみ制御型疲労試験の結果を示す。疲労試験片の破面にはストライエーションが観察され、表面き裂が粒内を成長することにより試験片は破断したことを示していた。

3・2 クリープ疲労複合荷重試験結果

σ_c 、 t_c 、 $\Delta\epsilon_f$ および N を種々に組合せ、最長 1470 hr までの試験を行った。クリープ疲労複合荷重試験において試験片はすべて σ_c が負荷されているクリープ試験中に破断した。

Fig. 3. Relations of stress versus time to rupture, and of elongation and reduction of area versus time to rupture obtained from constant loading creep tests.

Fig. 4. Relation of total strain range versus number of cycles to failure obtained from strain controlled fatigue tests.

$\sigma_c = 17.5 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c = 10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t = 1\%$ および $N = 2 \sim 40$ cycles の場合についての複合荷重試験波形 (Fig. 2 に示すクリープと疲労の組合せ) ごとに生ずるクリープ試験部分のクリープひずみ (ϵ_c) と疲労試験部分の最大応力幅 ($\Delta\sigma_{\max}$) を Fig. 5 に示す。 ϵ_c は $N_{CF} = 2$ で $N_{CF} = 1$ の値よりも減少するが、その後徐々に増加し、破断直前で急速に増加している。 $\Delta\sigma_{\max}$ は初め減少し、その後増加している。ただし、 N の値が大きい場合には $\Delta\sigma_{\max}$ は破断直前で減少している。 N が 10 以上の場合には ϵ_c が急速に増加する N_{CF} の値と $\Delta\sigma_{\max}$ が急速に減少する N_{CF} の値とは対応している。なお、Fig. 5 に $N = 10$ の場合の実験結果が二つ (□印と●印) あり、傾向がやや異なっているが、これは実験条件や試験片材の採取位置等に起因する材質のわずかな違いの影響を受けたためと思われる。

クリープ疲労複合荷重試験における疲労試験部分の応力振幅は、Fig. 6 (a) に示すように、寿命の初期では繰返し加工硬化を示し、応力振幅の最大値 ($\Delta\sigma_{\max}$) は繰返し数 ($N-1$) 番目で生ずる (本試験方法では Fig. 2 に示すように疲労繰返し数 N 番目のひずみ幅 ($\Delta\epsilon_{t,N}$) が約半分になっているため)。しかし、寿命の

Fig. 5. Relations of creep strain versus combined cycles in creep loading, and of maximum stress range versus combined cycles in fatigue loading for combined creep-fatigue loading tests.

後半になると、Fig. 6 (b) に示すように、 $\Delta\sigma_{\max}$ が第 1 サイクルに生じ、その後応力振幅は繰返し軟化を示す。 $\sigma_c = 17.5 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c = 10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t = 1\%$, $N = 10$ cycles の場合について、 ϵ_c と $\Delta\sigma_{\max}$ の N_{CF} にともなう変化を Fig. 7 に示すが、疲労試験部分の応力振幅が繰返し加工硬化を示す状態から繰返し軟化を示す状態へ移りかわる N_{CF} の値付近で ϵ_c の増加が加速され、 $\Delta\sigma_{\max}$ の減少がやや加速されはじめるようにみえる。これらの挙動に関しては今後さらに検討したいと考えている。

Fig. 6. Changes of stress range in fatigue loading for combined creep-fatigue loading test. (a) earlier period in fracture life, and (b) later period in fracture life.

3.3 試験結果の線形寿命損傷則による評価

クリープ疲労複合荷重試験において破断までに蓄積されるクリープ損傷量 (ϕ_c) および疲労損傷量 (ϕ_f)

Fig. 7. Effect of transition of stress range from cyclic hardening to cyclic softening in fatigue loading for combined creep-fatigue loading test on creep strain and maximum stress range.

を線形寿命損傷則を用いて計算した。

$$\phi_c = \sum_{i=1}^{N_c} \frac{t_c}{t_R} \quad (1)$$

$$\phi_f = \sum_{i=1}^{N_f} \left(\frac{N-1}{N_f} + \frac{1}{N_{ff}} \right) \quad (2)$$

ここで、 N_c は複合荷重波形での破断までの繰返し数、 t_R は σ_c の応力で定荷重クリープ試験した場合の破断時間、 N_f は $\Delta\epsilon_f$ の全ひずみ幅でひずみ制御型疲労試験した場合の破断繰返し数、 N_{ff} は疲労試験部分での最終サイクル (第 N サイクル) のひずみ幅 (Fig. 2 の $\Delta\epsilon_{f,N}$) に対応する破断繰返し数である。なお、本クリープ疲労複合荷重試験において応力およびひずみを 0 にもどす操作が疲労試験部分の最終サイクルで行われるため、式(2)に第 2 項を付け加えたのである。

$\sigma_c = 17.5 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c = 10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_f = 1\%$ および $N = 2 \sim 40 \text{ cycles}$ の場合のクリープ疲労複合荷重試験結果について式(1)および(2)を使って求めた ϕ_c と ϕ_f との関係を図 8 に示す。図に示すように破断までに蓄積

Fig. 8. Relation of creep damage, ϕ_c , versus fatigue damage, ϕ_f , for SUS 316 stainless steel at 650°C under combined creep-fatigue loading of $\sigma_c = 17.5 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c = 10 \text{ hr}$ and $\Delta\epsilon_f = 1\%$.

される ϕ_c および ϕ_f はどちらか一方が一定値になっており、本試験条件でのクリープ疲労複合荷重下の破断寿命が ϕ_c か ϕ_f のどちらか一方の蓄積によって決まったことを示している。なお、図中の実験点に添えた数字は疲労試験部分の繰返し数 N と破断までの繰返し数 N_c を (N , N_c) のようにして示したものである。本研究で行ったすべてのクリープ疲労複合荷重試験の結果について求めた ϕ_c と ϕ_f との関係を Fig. 9 に示す。 ϕ_c と ϕ_f の関係には大きなばらつきがあるが、関係は Fig. 8 の場合と同じで、破断寿命は ϕ_c か ϕ_f のどちらか一方の蓄積によって決まっているようである。すなわち、SUS 316 鋼について 650°C で、本試験条件の範囲内でクリープ疲労複合荷重試験を行った場合に、その結果を線形寿命損傷則から評価すると、材料が受ける損傷のうちクリープ損傷量の割合が大きい条件では破断寿命は疲労損傷に関係せずクリープ損傷

Fig. 9. Relation of creep damage, ϕ_c , versus fatigue damage, ϕ_f , under combined creep-fatigue loading.

のみにより決まり、疲労損傷量の割合が大きい条件では破断寿命はクリープ損傷に関係せず疲労損傷のみにより決まるといような結果を示した。なお、Fig. 9 での ϕ_c - ϕ_f 関係のばらつきは主として σ_c および $\Delta\epsilon_f$ に関係していた。すなわち、 σ_c が増加すると、クリープ側で破壊する場合には ϕ_c は増加し、疲労側で破壊する場合には ϕ_f は減少する傾向がみられた。また、 $\Delta\epsilon_f$ が増加すると疲労側で破壊する場合には ϕ_f は減少する傾向であった。

3.4 ϕ_c - ϕ_f 関係に及ぼす σ_c の影響

クリープ疲労複合荷重試験では、Fig. 2 に示すように、クリープ試験部分の終りにクリープひずみを 0 にするようになっており、サイクリッククリープと疲労が交互に繰返される負荷方式となっている。クリープ疲労複合荷重試験結果の ϕ_c の評価では式(1)のように定荷重クリープ試験の破断時間を使っており、このことが ϕ_c - ϕ_f 関係のばらつきの原因と思われた。そこでクリープ疲労複合荷重試験におけるクリープ試験部

Fig. 10. Comparison of time to rupture in cyclic creep tests with that in constant loading creep tests.

分のみが繰返されるサイクリッククリープ試験を行い、その破断時間と定荷重クリープ試験の破断時間との比較を行った。破断時間の比較を Fig. 10 に示す。高応力側ではサイクリッククリープの破断時間の方が長い。応力が 17 kgf/mm² ぐらいで両破断時間は一致する。本クリープ疲労複合荷重試験の σ_c は 17~21 kgf/mm² であるので、 ϕ_c の評価に対して σ_c の影響があったと考えられる。そこでサイクリッククリープの破断時間 ($t_{Reyclic}$) を使ってクリープ損傷量 (ϕ_{cyclic}) の評価を試みた。

$$\phi_{cyclic} = \sum_{i=1}^{N_c} \frac{t_c}{t_{Reyclic}} \quad (3)$$

ϕ_{cyclic} と ϕ_f との関係を Fig. 11 に示す。クリープ損傷量を ϕ_c で評価するよりも ϕ_{cyclic} で評価する方が平均値は 1 に近づき (1.6→1.4), またばらつきも小さくなる ($4\phi_c > 4\phi_{cyclic}$)。しかし、破断までに蓄積されるクリープ損傷量と疲労損傷量との関係の基本は Fig. 10 と変わらない。

Fig. 11. Comparison of creep damage evaluated from time to rupture in constant loading creep tests, ϕ_c , with creep damage evaluated from time to rupture in cyclic creep tests, ϕ_{cyclic} , for combined creep-fatigue loading test results.

3・5 ひずみ比によるクリープ損傷量の評価

クリープ損傷量をひずみの消耗率から評価する考え方がある。

$$\phi_{cs} = \sum_{i=1}^{N_c} \frac{\epsilon_c}{\epsilon_f} \quad (4)$$

ここで、 ϵ_f は定荷重クリープ試験結果から得られる真の破断ひずみ [$\ln\{100/(100-\delta_c)\}$, δ_c : 破断絞り] である。この式(4)より求めた ϕ_{cs} と ϕ_f との関係を Fig. 12 に示す。式(1)や(3)で評価したクリープ損傷量のばらつきよりは小さいが、クリープ損傷量と疲労損傷量との関係は前の 2 通りと同じである。Fig. 12 に示すように ϕ_{cs} の平均値は 0.5 ぐらいでかなり小さい。サイクリッククリープ試験における破断までのクリープひずみ $\{(\sum \epsilon_c)_{cyclic}\}$ と ϵ_f との比較を Fig. 13 に示す。応力に対する $(\sum \epsilon_c)_{cyclic}$ の傾向は ϵ_f の場合と似て、最大値をとる放物線形をしているが、最大値を示す応力値は $(\sum \epsilon_c)_{cyclic}$ の方が高い。本試験条件の範囲 ($\sigma_c = 17 \sim 21$ kgf/mm²) での $(\sum \epsilon_c)_{cyclic} / \epsilon_f$ は 0.47~0.75 となり、Fig. 12 の破断までに蓄積されるクリープ損傷量 (ϕ_{cs}) とほぼ一致する。そこで式(4)の ϵ_f の代りに $(\sum \epsilon_c)_{cyclic}$ を用いてクリープ損傷量 ($\phi_{csyclic}$) を評価した。

$$\phi_{csyclic} = \sum_{i=1}^{N_c} \frac{\epsilon_c}{(\sum \epsilon_c)_{cyclic}} \quad (5)$$

$\phi_{csyclic}$ と ϕ_f との関係を Fig. 14 に示す。ばらつき

Fig. 12. Relation of creep damage evaluated from true strain ratio, ϕ_{cs} , versus fatigue damage, ϕ_f , under combined creep-fatigue loading.

Fig. 13. Comparison of true strain at fracture in constant loading creep tests, ϵ_f , with total creep strain to fracture in cyclic creep tests, $(\sum \epsilon_c)_{cyclic}$.

Fig. 14. Relation of creep damage evaluated from cyclic creep strain ratio, $\Sigma\epsilon_c/(\Sigma\epsilon_c)_{cyclic}$, versus fatigue damage, ϕ_f , under combined creep-fatigue loading.

はあるが、破断までに蓄積された $\phi_{c,cyclic}$ および ϕ_f はほぼ 1 である。このことから、本試験の範囲内でクリープ疲労複合荷重を受ける SUS 316 鋼は、式(2)で評価される疲労損傷量が 1 になるか、式(5)で評価されるクリープ損傷量が 1 になったときに破断するといえる。

本試験結果に対して種々の方法でクリープ損傷量の評価を試みたが、破断までに蓄積されるクリープ損傷量と疲労損傷量の関係は基本的には同じであった。すなわち、クリープ疲労複合荷重を受ける SUS 316 鋼の 650℃の破断寿命はクリープ損傷量が疲労損傷量のどちらか一方の損傷量によって決まっている。

3・6 SUS 304 鋼・700℃ の場合との比較および破壊様相

SUS 316 鋼についての 650℃, $\sigma_c=17.5 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c=10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t=1\%$ および $N=2\sim40 \text{ cycles}$ の場合の

Fig. 15. Comparison of relation between creep damage, ϕ_c , and fatigue damage, ϕ_f , for SUS 316 stainless steel at 650°C under combined creep-fatigue loading of $\sigma_c=17.5 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c=10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t=1\%$ with that for SUS 304 stainless steel at 700°C under combined creep-fatigue loading of $\sigma_c=8.8 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c=10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t=1\%$, and comparison of fracture and cracking modes for both steels.

$\phi_c-\phi_f$ 関係と SUS 304 鋼についての 700℃, $\sigma_c=8.8 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c=10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t=1\%$ および $N=2\sim20 \text{ cycles}$ の $\phi_c-\phi_f$ 関係との比較を Fig. 15 に示す。図からわかるように、SUS 316 鋼の破断寿命は ϕ_c か ϕ_f のどちらか一方によって決まっているが、SUS 304 鋼の破断寿命は ϕ_c と ϕ_f の両者の影響を受けて決まっている。

Fig. 16 に両鋼について破壊が ϕ_c に支配される試験条件でクリープ疲労複合荷重試験した場合に得られる代表的な破面を示す。SUS 316 鋼の場合は明りょうな岩状の粒界破面であるが、SUS 304 鋼の場合は粒界破面のまわりに延性破壊部分がある破面であり、両鋼の間に破壊機構の違いがあったことを暗示している。両鋼の破断後の試験片について組織観察したところくさび型粒界き裂やキャビティ型粒界き裂がみられた。両鋼でみられた破面と粒界き裂の形態を整理・分類して Fig. 15 に示す。SUS 316 鋼の粒界破壊した試験片ではくさび型粒界き裂がみられ、SUS 304 鋼の粒界破壊した試験片では一部にくさび型粒界き裂もみられたが、主としてキャビティ型粒界き裂であった。破面や金属組織の観察から、SUS 316 鋼について、 ϕ_f の蓄積によって破断寿命が決まった場合には、試験片は表面からの疲労き裂の成長によって破壊したと考えられる。他方、 ϕ_c の蓄積によって破断寿命が決まった場合には、くさび型粒界き裂の成長と連結によって破壊したと考えられる。

Fig. 16. Scanning electron microfractographs of specimens ruptured in combined creep-fatigue loading tests, (a) SUS 316 stainless steel, 650°C, $\sigma_c=17.5 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c=10 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t=1\%$, $N=5 \text{ cycles}$, (b) SUS 304 stainless steel, 700°C, $\sigma_c=8.8 \text{ kgf/mm}^2$, $t_c=69.4 \text{ hr}$, $\Delta\epsilon_t=1\%$, $N=8 \text{ cycles}$.

SUS 316 鋼および SUS 304 鋼のクリープ疲労複合荷重試験した試験片にみられるキャビティ型粒界き裂およびくさび型粒界き裂はクリープ破壊特性と関連するものであると考えられる。そこで、SUS 316 鋼および SUS 304 鋼のクリープ疲労複合荷重試験がどのようなクリープ条件で行われたかを検討した。Fig. 17は SUS 316 鋼および SUS 304 鋼の定荷重クリー

ブ試験で得られたクリープ破壊特性と Fig. 15 に示した両鋼のクリープ疲労複合荷重試験におけるクリープ条件 (ここでは σ_c) との関係を示している. SUS 316 鋼のクリープ疲労複合荷重試験の σ_c は粒内破壊する条件であった. SUS 304 鋼の場合の σ_c はくさび型粒界き裂とキャビティ型粒界き裂によって粒界破壊する条件であった. なお, SUS 316 鋼について, 定荷重クリープ試験で粒内破壊する応力条件でサイクリッククリープ試験した試験片はくさび型粒界き裂の成長と連結により破壊していた (Fig. 10). このように定荷重クリープ試験とサイクリッククリープ試験で破壊挙動に相違がみられたが, この相違および ϕ_c - ϕ_f 関係への影響については今後さらに検討を行いたいと考えている. クリープ破壊特性と ϕ_c - ϕ_f 関係との関連を本研究結果のみから早急に引き出すことはできないが, SUS 316 鋼と SUS 304 鋼の ϕ_c - ϕ_f 関係にはクリープ破壊特性が強く関与していると想像される. また, Fig. 17 から明らかなように長時間クリープ破壊が関係する条件下では必ず粒内破壊→粒界破壊などの破壊機構の変化が関与してくるので, クリープ疲労相互作用下の長時間寿命評価においてはクリープ破壊特性変化の影響は無視できないと思われる. なお, クリープ疲労複合荷重下の ϕ_c - ϕ_f 関係とクリープ破壊特性 (様式) との関係についての検討例はほとんどないと思われるので, 今後さらに実験例を積み上げていきたいと考えている.

Fig. 17. Creep fracture mechanism maps together with creep stresses in combined creep-fatigue loading tests for SUS316 and 304 stainless steels.

4 結 言

SUS 316 鋼について650℃でクリープ疲労複合荷重試験を行い, 破断寿命に及ぼすクリープ疲労複合荷重

試験の試験因子の影響やクリープ損傷と疲労損傷との関係を検討するとともに, 金属組織や破面観察の検討からクリープ疲労複合荷重下の破断寿命とクリープ破壊特性との関連について若干の検討を行った. その結果を要約すると次のとおりである.

(1) クリープ疲労複合荷重試験結果に対して線形寿命損傷則を用いて評価した結果, 本試験条件における破断寿命はクリープ損傷量か疲労損傷量のどちらか一方の蓄積により決まっていることがわかった.

(2) 破断までに蓄積されるクリープ損傷量は $\sum_1^N \epsilon_c / (\sum \epsilon_c)_{\text{eyclie}}$ でよく評価されることがわかった. ここで, ϵ_c はクリープ疲労複合荷重試験のクリープ試験部分のクリープひずみ, $(\sum \epsilon_c)_{\text{eyclie}}$ はサイクリッククリープ試験における破断までのクリープひずみ量である.

(3) 破面や金属組織の観察から, 疲労損傷の蓄積のみによって破断寿命が決まった場合には, 試験片は表面からの疲労き裂の成長によって破壊したと考えられた. 他方, クリープ損傷の蓄積のみによって破断寿命が決まった場合には, くさび型粒界き裂の成長と連結によって破壊したと考えられた.

(4) SUS 304 鋼の700℃におけるクリープ疲労複合荷重試験結果との比較から, クリープ疲労複合荷重試験結果から評価されるクリープ損傷-疲労損傷関係とクリープ破壊特性 (様式) との間に強い関連性のあることが示唆された.

(昭和57年9月17日 第20回高温強度シンポジウムにて一部講演)

参 考 文 献

- 1) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1, Case N47-17 (1979).
- 2) D. P. Timo, Proc. of Int. Conf. on Thermal Stress and Thermal Fatigue, CEBG, Berkley, 439 (1969).
- 3) K. H. Kloos, J. Granacher und P. Rieth, Arch. Eisenhüttenwes., **52**, 237 (1981).
- 4) D. Sidey, Mat. Sci. Engng., **33**, 189 (1978).
- 5) R. M. Curran and B. M. Wundt, 1976 ASME-MPC Symp. on Creep-Fatigue Interaction, ASME, 203 (1976).
- 6) H. Breitting, E. D. Großer and H. Lorenz, Arch. Eisenhüttenwes., **48**, 403 (1977).
- 7) 平川賢爾, 時政勝行, 外山和男, 行俊照夫, 吉川州彦, 日本機械学会講演論文集, No. 770-2, 218 (1977).
- 8) 八木晃一, 久保 清, 田中千秋, 材料, **28**, 400 (1979).
- 9) 八木晃一, 久保 清, 田中千秋, 材料, **29**, 928 (1980).