

© 1982 ISIJ

論文

Inconel 617 の高温低サイクル疲労特性に及ぼす 結晶粒径の影響

服部 博*・北川 正樹*²・大友 暁*

Effect of Grain Size on High Temperature Low-cycle Fatigue Properties of Inconel 617

Hiroshi HATTORI, Masaki KITAGAWA, and Akira OHTOMO

Synopsis :

The effect of grain size on the high temperature low-cycle fatigue behavior and other material strength properties of Inconel 617 was studied at 1273 K in air. The strain controlled low-cycle fatigue tests were conducted with a symmetrical (FF type) and an asymmetrical (SF type) strain wave forms. The latter wave form was used for the evaluation of creep-fatigue interaction.

The main results obtained in this study are as follows :

- 1) The tensile strength slightly increased with the increase of the grain diameter. On the other hand, the tensile ductility remarkably decreased with the increase of the grain diameter.
- 2) The creep rupture life remarkably increased with the increase of the grain diameter, especially at the lower stress levels. The effect of grain size on creep ductility has not detailed.
- 3) The low-cycle fatigue life remarkably decreased with the increase of the grain diameter, especially at the lower strain ranges.
- 4) The creep-fatigue life was less sensitive to the grain diameter than the fatigue life, because the grain size effects on creep and on fatigue were contrary. It is seemed that the creep-fatigue life is determined by the proportion of the creep and fatigue contribution.
- 5) The fatigue and creep-fatigue test results have good relations with the tensile and creep ductilities at the test temperature.

1. 緒 言

Ni 基耐熱合金 Inconel 617 は高温ガス冷却型原子炉の関連機器、石油化学プラントあるいはガスタービンの燃焼器などの高温装置用材料として、耐高温腐食および高温クリープ強度が優れた合金であり、これらの機器の開発と関連して高温強度に関するデータが収集されている。

上記機器のように 1073~1273K という高温度域で使用される構造材料の高温強度に影響を及ぼす材料因子については多くの報告があり、その一因子として結晶粒度の大きさを指摘するものも多い。特にクリープ強度に関する結晶粒径の影響については研究が多い^{1)~6)}。

また、SUS 321 HTB⁷⁾ あるいは NCF 800H⁸⁾⁹⁾ (Alloy 800H¹⁰⁾) についてはクリープ強度への配慮より規格において、オーステナイト粒度が指定されている。

一方、高温ガス冷却型原子炉の関連機器として研究開発された中間熱交換器の伝熱管に使用された Inconel 617 についても、最小クリープ強度を規定する必要から平均結晶粒径を ASTM 結晶粒度 3 あるいはそれより粗粒が推奨された¹¹⁾。

しかしながら、耐熱合金の高温低サイクル疲労特性における結晶粒径の影響については、純粋な疲労現象にクリープの効果が重畳するため不明な点も多く、また報告も極めて少ないのが現状である²⁾¹²⁾。

耐熱合金の高温強度に影響を及ぼす材料因子の中には、ある強度では正の寄与をするものが、他の強度においては負の寄与をする因子もしばしばあり、高温度域における材料強度評価を行う場合は引張強度、クリープおよび疲労特性といった総合的な視野で行う必要があり、このような観点から、高温低サイクル疲労特性における結晶粒径の影響を把握することは重要であると思われる。

昭和 56 年 11 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 11 月 16 日受付 (Received Nov. 16, 1981)

* 石川島播磨重工業(株)技術研究所 (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd., 3-1-15 Toyosu Koto-ku 135-91)

*² 石川島播磨重工業(株)技術研究所 Ph. D. (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.)

Table 1. Chemical composition of Inconel 617.

Chemical composition (wt%)									
C	Si	Mn	S	Fe	Cr	Co	Mo	Al	Ni
0.09	0.14	0.02	0.002	0.44	21.90	12.39	8.96	1.28	Bal.

Table 2. Conditions of solution heat treatment for changing the grain size.

Solution heat treatment	Average grain diameter
1 443 K × 1 h, W. Q. (As-received)	124 μ
1 523 K × 1.5 h, W. Q.	209 μ
1 523 K × 20 h, W. Q.	303 μ

本報告は、このような目的のために、Ni 基耐熱合金 Inconel 617 の高温低サイクル疲労特性を中心とする高温強度におよぼす結晶粒径の影響を明らかにし、高温強度相互の関連について検討を加えたものである。

2. 試 験 方 法

2.1 供試材

供試素材は市販の Ni 基耐熱合金 Inconel 617 で、熱間押し出し後、所定の固溶化熱処理 (1 443 K × 1 h, 水冷) が施されている直径 25.4 mmφ の丸棒である。結晶粒径の異なる試料を得るため、供試素材を高温加熱に伴う結晶粒粗大化現象を利用して、1 523 K で固溶化熱処理時間を二条件変えた試料と供試素材を合わせて、平均結晶粒径 124~303 μ の三種類の供試材を調整した。オーステナイト結晶粒度を ASTM 規格¹³⁾に従って決定すると粒度番号 3, 1.5 および 0.5 に相当する。供試材の化学成分を Table 1 に、熱処理条件を Table 2 に示す。Photo. 1 に金属組織を示す。粒内、粒界の析出物には顕著な差異は認められない。

2.2 試験条件

高温での試験はすべて 1 273 K で行つた。

高温引張試験は Fig. 1 (a) の試験片を用い、JIS-G0567「鉄鋼材料及び耐熱合金の高温引張試験方法」に準じて実施した。

クリープ破断試験は Fig. 1 (b) の試験片を用い、JIS-Z2272「金属材料の引張クリープ破断試験方法」に準じて実施した。

高温低サイクル疲労試験は Fig. 1 (c) の中央部直径 10 mm の砂時計型低サイクル疲労試験片 (中央部の理論応力集中係数 $K_t=1.04$) を用い、高周波誘導加熱方式の電気油圧サーボ型疲労試験機を使用した。疲労試験中の温度変動は ±2 K 以内、中央部の温度分布は均一で昇温後、約 1 h 保持して試験を実施した。

試験片中央最小直径部を石英棒で狭み径ひずみを検

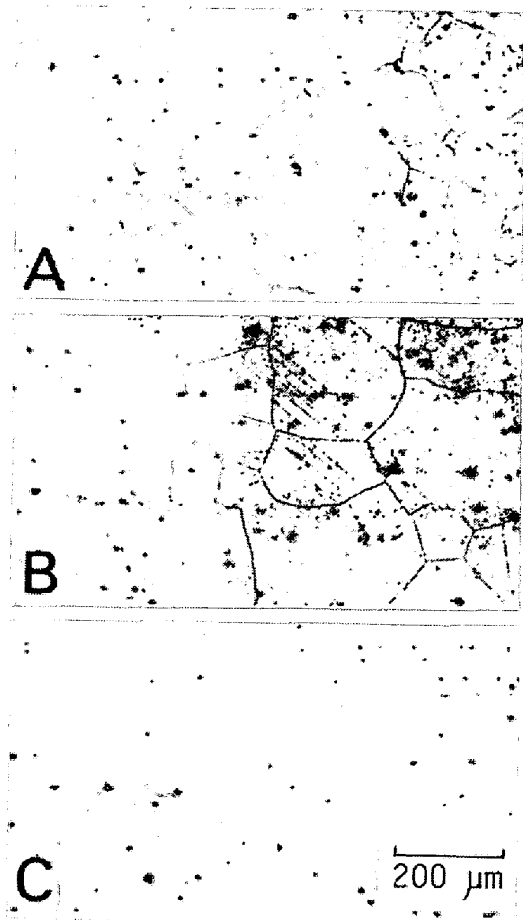


Photo. 1. Microstructures of Inconel 617 having three different grain sizes of (A) 124, (B) 209 and (C) 303 μm.

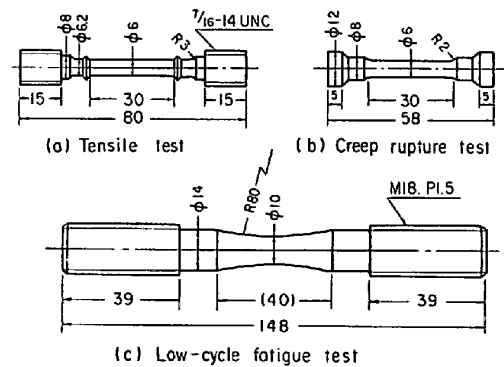


Fig. 1. Shape and dimensions of the high temperature tensile, creep rupture and low-cycle fatigue test specimens.

出、ストレイン・コンピュータを介して軸ひずみに換算したひずみで制御を行つた。低サイクル疲れ強さはひずみ速度 $10^{-3} s^{-1}$ の完全両振り対称ひずみ波形で、疲れ強さに及ぼすクリープ重畳の影響は負荷ひずみ速度 $10^{-5} s^{-1}$ 、除荷ひずみ速度 $10^{-3} s^{-1}$ の slow-fast 型の鋸歯状ひずみ波形の低サイクル疲労試験で評価した。

本報告における破断繰返し数 N_f は、ひずみ繰返し

しに伴う引張側応力振幅が飽和安定値あるいは最大値に達したのち、その値から 25% 減少した繰り返し数で定義した。

2.3 顕微鏡観察

クリープ破断および低サイクル疲労試験後の破面形態およびき裂発生状況を明らかにするため、破面と破面を含む縦断面の顕微鏡観察を行った。き裂は光学顕微鏡で、破面形態は走査型電子顕微鏡 (S.E.M.) により調査した。

3. 試験結果

3.1 高温引張特性およびクリープ破断特性

3.1.1 高温引張特性

Fig. 2 に 1273 K における高温引張特性と結晶粒径の関係を示す。0.2% 耐力および引張破断強さは結晶粒

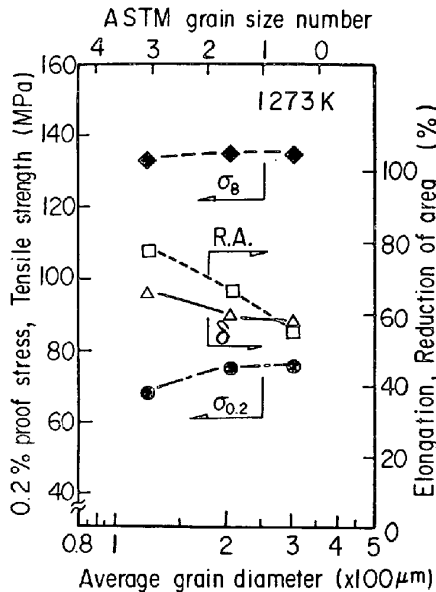


Fig. 2. Tensile properties for Inconel 617 with three different grain sizes at 1273 K.

が粗粒になるとわずかであるが増加する傾向が認められる。一方、破断伸びおよび破断絞りも粗粒になると逆に低下し、引張破断延性は細粒の方が優れている。

3.1.2 クリープ破断特性

Fig. 3 に 1273 K におけるクリープ破断特性と結晶粒径の関係を示す。同負荷応力におけるクリープ破断時間強さの比較では結晶粒が粗粒の方が長時間側になり、破断時間の差は高応力側では小さく、低応力側では大きい。一方、クリープ破断伸びおよびクリープ破断絞りは高応力側すなわちクリープ破断時間が短時間側では大きく、低応力側では低下する。クリープ破断伸びにおける結晶粒径による差は高応力側では大きく、低応力側では小さいが、クリープ破断絞りでは結晶粒径による差は顕著ではなく、クリープ破断延性における結晶粒径依存性は単調ではない。

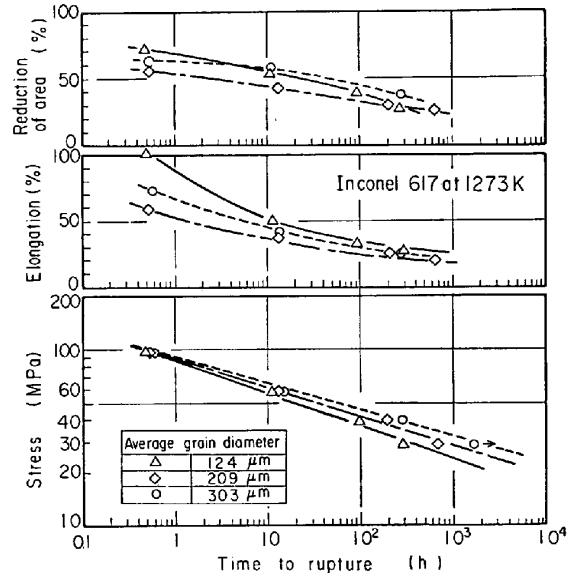


Fig. 3. Effect of grain size on the creep rupture properties of Inconel 617 at 1273 K.

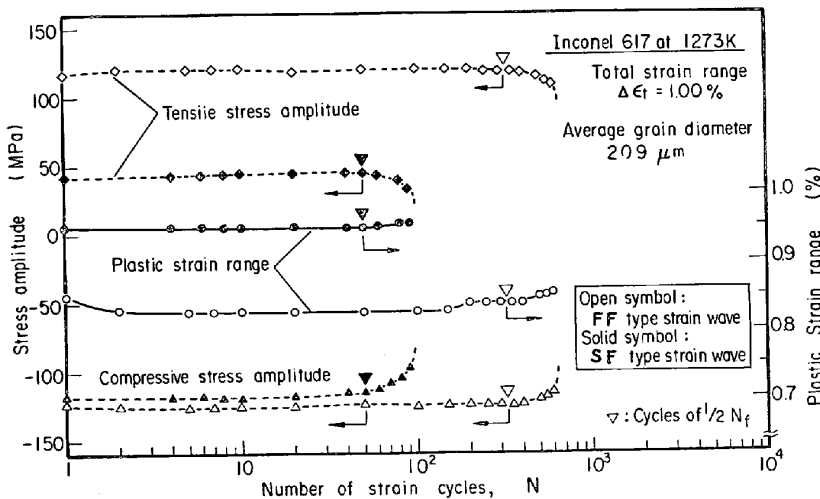


Fig. 4. Changes in the tensile and compressive stress amplitudes and the plastic strain range with increasing strain cycling.

3.2 高温低サイクル疲労特性

3.2.1 ひずみの繰り返しに伴う変形挙動

ひずみの繰り返しに伴う応力振幅および塑性ひずみ範囲の変化の一例を Fig. 4 に示す。対称ひずみ波形 (FF 型波形) および鋸歯状ひずみ波形 (SF 型波形) とともに、ひずみ繰り返しに伴う応力振幅の変化は極めて小さく、初期の数サイクルでわずかに繰り返し硬化し、飽和後の応力振幅はほとんど変化しない。また、塑性ひずみ範囲も疲労過程中ほぼ一定である。

3.2.2 対称ひずみ波形による疲労試験結果

Fig. 5 に対称ひずみ波形による低サイクル疲労試験の全ひずみ範囲と破断繰り返し数の関係を示す。Fig. 6 に負荷した全ひずみ範囲ごとに整理した破断繰り返し数に及ぼす結晶粒径の影響を示す。結晶粒が細粒のものほど破断繰り返し数は長寿命側にある。また、破断繰り返し

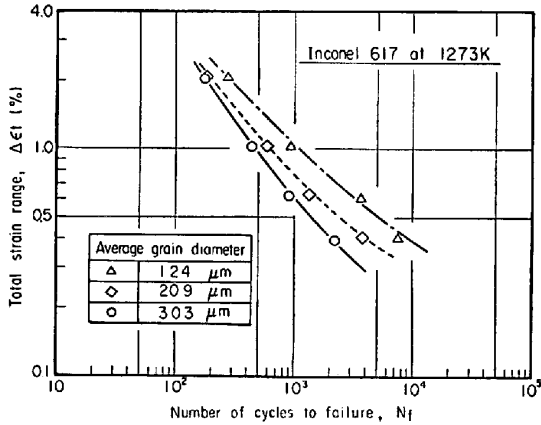


Fig. 5. Low-cycle fatigue lives for Inconel 617 with three different grain sizes at 1273 K.

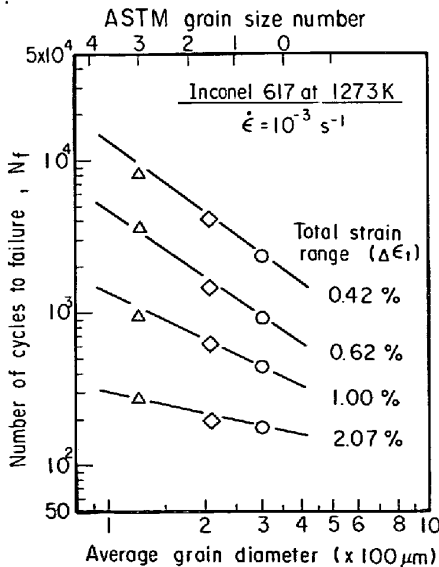


Fig. 6. Effect of grain size on the low-cycle fatigue lives of Inconel 617.

し数の結晶粒径依存性は低ひずみ範囲の方が大きい。

Fig. 7 に静的応力-ひずみ曲線と繰り返し応力-ひずみ関係の比較を示す。繰り返し応力-ひずみ関係は、破断繰り返し数の 1/2 近傍のサイクルにおけるヒステリシス・ループから決定した応力範囲と全ひずみ範囲をおのの 1/2 にした値を用いた。わずかであるが、繰り返し硬化の傾向を示している。静的応力-ひずみ曲線における 0.2% 耐力の値が Fig. 2 で示した高温引張試験結

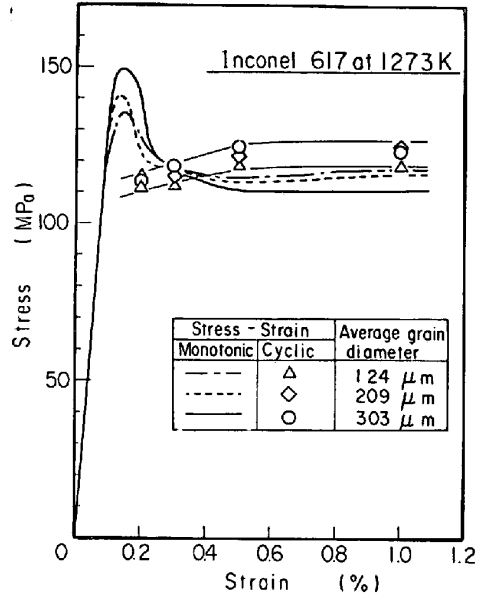


Fig. 7. Comparison of the monotonic stress-strain curve and the cyclic stress-strain relation of Inconel 617.

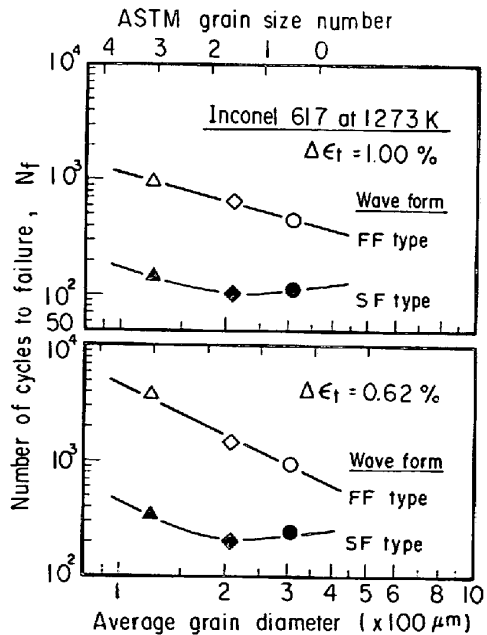


Fig. 8. Comparison of the grain size effects on fatigue life in case of the symmetrical triangular (FF) and slow-fast (SF) strain wave forms.

果と異なるのは、負荷ひずみ速度が異なるためである。繰り返し応力-ひずみ関係における結晶粒径の影響は明確ではない。

3.2.3 鋸歯状ひずみ波形による疲労試験結果

高温低サイクル疲労挙動に及ぼすクリープの効果を、slow-fast 型の鋸歯状ひずみ波形 (SF 型波形) による低サイクル疲労試験で評価した。Fig. 8 に対称ひずみ波形と鋸歯状ひずみ波形による低サイクル疲労寿命の比較を示す。破断繰り返し数の結晶粒径依存性は鋸歯状ひずみ波形においても認められるが、対称ひずみ波形の場合に比較して小さい。クリープの効果による破断繰り返し数の低下量は結晶粒が細粒の試料ほど大きい。しかしながら、Fig. 8 に示す両全ひずみ範囲の結果とも結晶粒径 209μ の試料の破断繰り返し数が最も短寿命になる傾向が認められる。

3.3 顕微鏡観察結果

Photo. 2 に 1273 K 、応力 39.2 MPa でクリープ破断した試料の破断部近傍の光学顕微鏡観察結果を示す。結晶粒が細粒の試料では多数の粒界割れが認められるのに対して、粗粒の試料では破断部近傍のみに割れが認められる。割れが発生している粒界には方向性が認められ、引張方向に対して垂直な粒界で割れが多く発生しているようである。

Photo. 3 に対称ひずみ波形と鋸歯状ひずみ波形による低サイクル疲労試験後の破面の目視および S.E.M. 観察結果の一例を示す。対称ひずみ波形の場合は、き裂は試験片表面から発生し試験片軸方向と垂直な方向に進展して破断に至る傾向が認められる。き裂の形態は発生点では粒界割れが支配的で、進展部では粒界-粒内割れの混合伝播である。一方、鋸歯状ひずみ波形の場合は対

称ひずみ波形と著しく異なる形態が認められる。すなわち、き裂の発生点が試験片の表面か内部であるか明確でなく、破面全体に大きな凹凸が観察でき、き裂の進展が粒界割れであることが容易にわかる。S.E.M. 観察でも破面全体が粒界割れであることが確認できる。

Photo. 4 に鋸歯状ひずみ波形で破断した試験片の破面近傍の縦断面の組織写真を示す。表面から内部にかけて縦断面全体に無数の粒界割れの発生が認められ、割れは試験片軸方向に対して垂直な方向が多い。このような割れは対称ひずみ波形の場合には観察されなかつた。

破面形態には結晶粒径による差は認められない。

4. 考 察

4.1 高温強度特性における結晶粒径の影響

伝熱管あるいは強度部材として用いられる市販の Inconel 617 は ASTM 粒度番号 3~4 あるいはそれより粗粒のものが多いため、平均結晶粒径を $124, 209$ および 303μ に調整した。高温引張、高温クリープ破断および高温低サイクル疲労の各特性における結晶粒径の影響をまとめると以下の傾向が明らかになつた。

- 高温引張強度……わずかであるが粗粒の方が強い。
- 高温引張延性……細粒の方が優れている。
- 高温クリープ破断時間強度……粗粒の方が強い。
- 高温クリープ破断延性……粒径による顕著な傾向は認められない。
- 高温低サイクル疲れ強さ……細粒の方が長寿命側。
- クリープ-疲れ強さ……傾向として細粒の方が優れているが、その差はわずかであり粒径 209μ の試料において極小点が存在する。

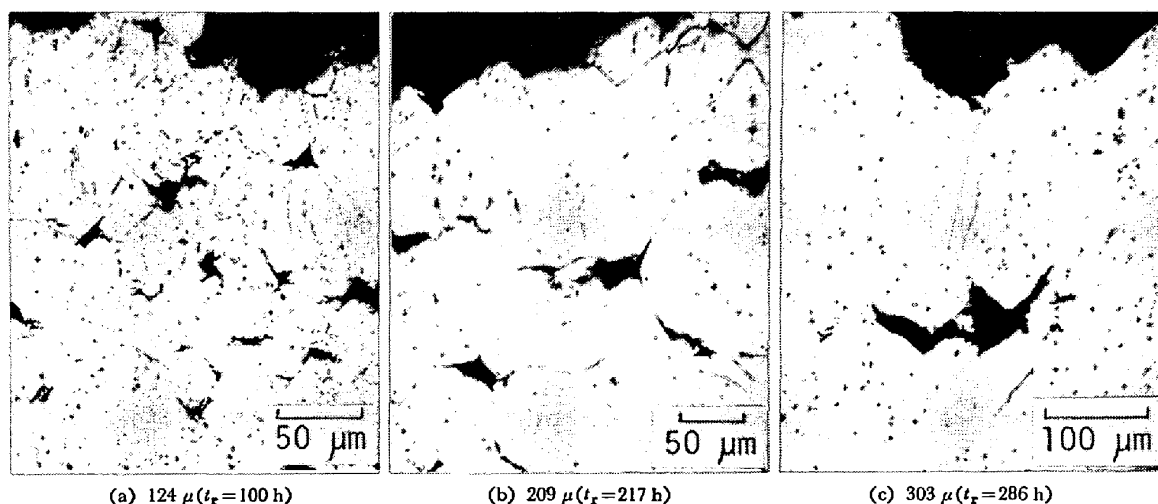
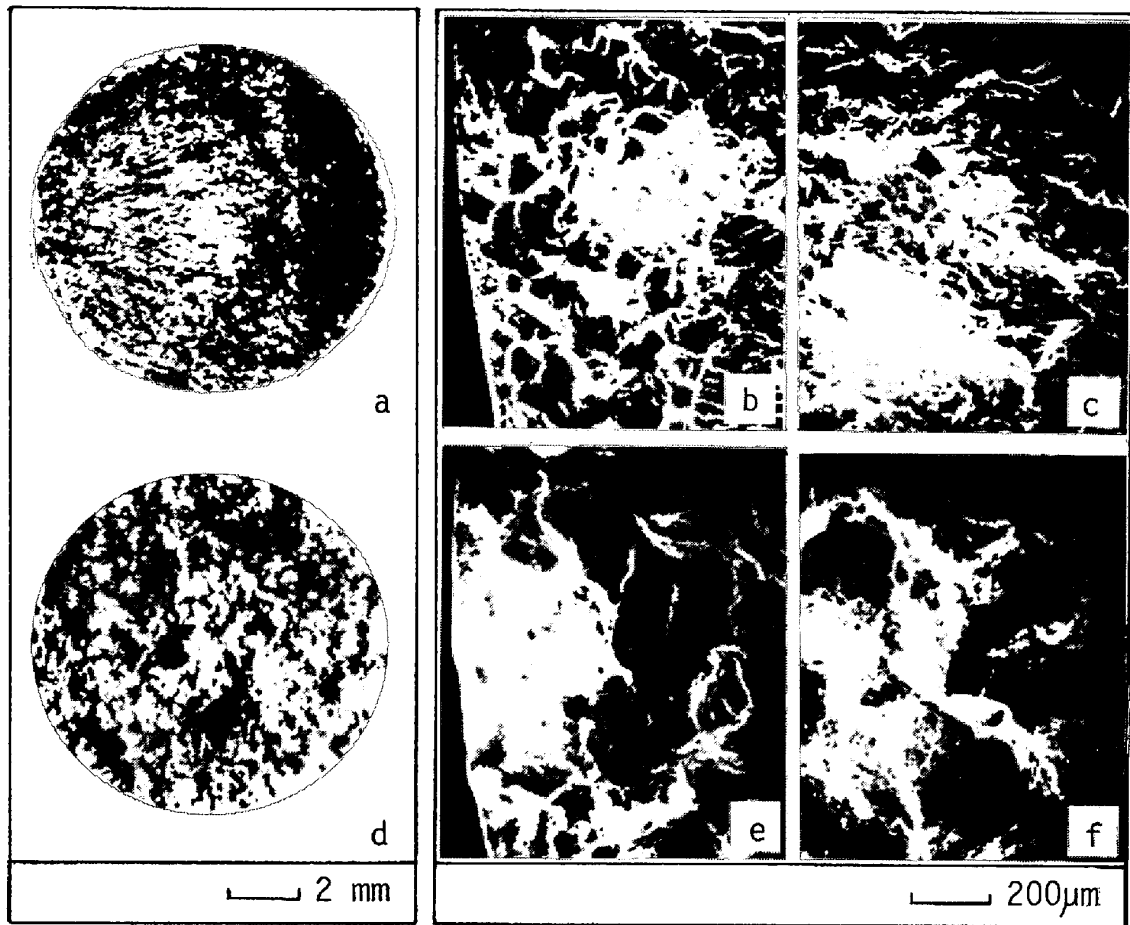


Photo. 2. Longitudinal cross-sectioned view near fracture surfaces of the specimens ruptured at 1273 K under the applied stress 39.2 MPa . Tensile axis is vertical.



(a)(b)(c) Av. G. D.=124 μ , FF type strain wave form $\Delta\epsilon_t=0.42\%$, $N_f=8000$ cycles
 (b) Crack initiation area, (c) Crack propagation area
 (d)(e)(f) Av. G. D.=209 μ , SF type strain wave from $\Delta\epsilon_t=1.00\%$, $N_f=98$ cycles
 (e) Surface of specimen, (f) Center of specimen

Photo. 3. Optical and scanning electron micrographs for the fracture surfaces of fatigued and creep-fatigued specimens.

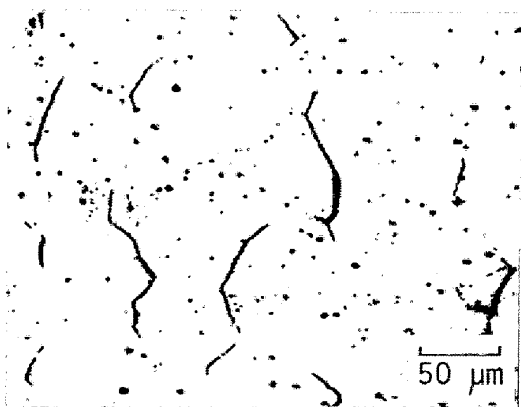


Photo. 4. Longitudinal cross-sectioned view near fracture surface of SF type fatigued specimen. Cyclic loading axis is horizontal. (Av. G. D.=209 μ , $\Delta\epsilon_t=1.00\%$, $N_f=98$ cycles)

これらの各特性における結晶粒径の影響について、他合金における報告と比較してみた。

4.1.1 高温引張特性

高温引張強度における結晶粒径の影響は比較的小さ

く、引張破断延性においては粒径の影響が顕著なことが明らかとなった。耐力および引張破断強さには、粒内変形強度が支配する短時間引張変形の影響と粒界の強度が支配する高温での高応力域クリープ変形の影響が重畳するため結晶粒径の影響が小さいものと思われる。一方、引張破断延性においては、藤岡ら²⁾の Hastelloy X における観察結果と同様な特徴が破断部近傍の縦断面の観察で認められた。すなわち、変形は粒内の変形が支配しているようであり、粗粒に比較して細粒の試料では結晶粒がよく伸びており、延性の大きな試料ではき裂の数は少ない。

4.1.2 高温クリープ破断特性

Inconel 617 の高温クリープ破断強度における本試験結果は、結晶粒が粗粒のものほどクリープ破断強度は強く、低応力負荷の場合は破断時間強さの差が大きくなることを示しており、実機使用負荷条件において評価する負荷応力は低応力であるので結晶粒径の大きさは重要な

因子であることを示唆している。

本試験結果は市販の 13 種の Inconel 617 について 1 273 K, 負荷応力 24.5 および 34.3 MPa でのクリープ破断時間を結晶粒径 40~400 μ の範囲で整理した結果⁵⁾とも傾向として良い一致を示した。クリープ特性における結晶粒径の影響については 17Cr-14Ni 鋼⁴⁾と Hastelloy X⁶⁾において結晶粒径を広範囲に変えて詳細な検討が行われ、ある結晶粒径を境にしてクリープ破断強度の結晶粒径依存性が逆転することが報告されている。すなわち、1 273 K における Hastelloy X では 20~100 μ の範囲で粗粒の方が強く、それ以上の範囲では粗粒の方が逆に弱い。また、藤岡ら²⁾によるとクリープ破断強度の結晶粒径依存性は試験温度によつて異なり、1 273 K においては結晶粒径 60~350 μ の範囲では粗粒の方が強いことが報告されている。両者で同じ結晶粒径依存性を示す結晶粒径の範囲が異なるのは、結晶粒径の影響に化学成分の差あるいは粒径調整の熱処理に伴う析出物の形態、分布による影響が含まれているためと思われる。

クリープ特性に及ぼす結晶粒径の効果については種々の議論がなされており、結晶の細粒化に伴う粒界すべりの変形量に対する寄与の増大¹⁴⁾、内部応力の減少⁴⁾⁶⁾、転位の発生および消滅源となる結晶粒界の総面積の増大⁴⁾¹⁵⁾、粒界面積の増加に伴う粒内での析出形態の変化²⁾などが指摘されている。本研究では、Inconel 617 のクリープ破断強度に及ぼす結晶粒径の効果について詳細な検討を行つてはいないが、1 273 K で粗粒の方がクリープ破断強度が強い原因としてはき裂の発生、伝播との関連を従来の指摘から推察して次の現象が考えられる。破断後の観察で認められるき裂は粒界三重点での W 型き裂と粒界上の R 型き裂であり、Photo. 2 の結果が示すように細粒に比較して粗粒の方が単位面積中に観察される粒界き裂が少なく、このことは粗粒の方がき裂の発生が起りにくく、き裂の成長速度も小さいため結果としてクリープ破断寿命が長くなる可能性をもつ。

クリープ破断延性の結晶粒径依存性は長時間クリープに伴う延性劣下と結晶粒径による影響が重畳するため単調ではなく、今後検討する必要がある。

4.1.3 高温低サイクル疲労特性

高温低サイクル疲労特性に及ぼす結晶粒径の影響について検討した報告は少なく、特に 1 273 K 近傍の高温域での系統的な研究は少ない。

山口ら¹²⁾は 873, 973 K において鋼種、チャージ、固溶熱処理条件が異なる 8 種類のオーステナイト系ステンレス鋼の高温低サイクル疲労試験結果を、結晶粒径に

注目して鋼種等による疲労寿命の相違を検討しており、それによると、温度、ひずみ速度により破壊形態が異なり、粒界割れが支配的な条件では結晶粒径が粗粒のものほど疲労寿命の低下が認められることを報告している。藤岡ら²⁾は Hastelloy X について 1 073~1 273 K で全ひずみ範囲 1.0% の疲労寿命を結晶粒径 60~350 μ の範囲で比較して、結晶粒径が細粒のほど長寿命であることを報告している。

Inconel 617 の高温低サイクル疲労特性における本試験結果は、細粒のものほど疲労寿命が長寿命を示し、他合金の傾向とも一致している。実機使用条件においては低ひずみ範囲の繰返しを考えられ、本試験結果が示すように低ひずみ範囲では結晶粒径による疲労寿命差が大きくなるので高温低サイクル疲労強度を重視する場合には、結晶粒径の大きさも重要な因子となり、クリープ破断強度とは逆に結晶粒径は細粒の方が推奨される。

高温低サイクル疲労破断による破面形態は、本試験条件では結晶粒径によらずき裂起点部では粒界割れ、進展部では粒界・粒内割れの混合形態であり、結晶粒径による差違は認められない。この観察から結晶粒径による疲労寿命差を結晶粒内と粒界との強度差および結晶粒の大きさで説明できる単純な仮説を考えてみた。すなわち、1 273 K のような高温では変形に対する結晶粒内と粒界の強度差が顕著であり、結晶粒界の方が弱い。また細粒の場合は粗粒に比較して、変形の繰返しにより 1 つの粒界に発生する粒界すべり量は小さく、粒界三重点におけるひずみ集中も小さいためき裂の発生および進展が遅く、結果として破断繰返し数が長寿命側になると思われる。

クリープ-疲れ強さに及ぼす結晶粒径の影響について検討した報告は極めて少ない。山口ら¹²⁾は前述のオーステナイト系ステンレス鋼において 873, 973 K でひずみ範囲 1.0%, 引張側 30 min ひずみ保持の台形ひずみ波を用いてクリープ-疲れ強さに及ぼす結晶粒径の影響を検討し、粗粒ほどクリープ-疲れ寿命が短いことを報告している。

著者ら¹⁶⁾は Inconel 617 について大気中、1 273 K においては引張側にひずみ保持を伴う台形ひずみ波形では、ひずみ保持中での応力リラクセーションが高温のため極めて急速に低応力レベルに達し、疲労に重畳するクリープの効果が弱く、対称ひずみ波形での疲労寿命に対する寿命低下が小さいことを報告している。本試験ではクリープの重畳によるクリープ-疲れ相互作用が最大になる条件を考慮して slow-fast 型の鋸歯状ひずみ波形 (SF 型波形) を採用したが、予想どおり本試験結果は

SF 型波形では疲労寿命が著しく低下することを明らかにした。また、本試験温度より低い温度域でも一般に slow-fast 型波形によつて求めた $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ 特性が疲労とクリープが重畳する条件下での寿命の下限を与えるとの報告もある¹⁷⁾。

SF 型波形による Photo. 4 に示すような破面近傍の特徴は SUS 304 鋼の 973, 1073 K における SF 型波形の破面においても観察されている¹⁸⁾。

クリープと疲労が重畳する場合の疲労寿命の結晶粒径依存性は、結晶粒径の範囲、温度により異なり、き裂の発生、伝播を支配している損傷に及ぼす結晶粒径の影響に左右される可能性がある。疲労とクリープにおける強度の結晶粒径依存性は Inconel 617 を含み一般に逆の傾向を示している。クリープ-疲れ強さは当然クリープによる損傷と疲労による損傷が重畳しているが、結晶粒が粗粒の場合は疲労に対して強度が弱く、疲労が寿命の支配因子となり、細粒の場合はクリープに対して強度が弱く、クリープが寿命の支配因子であるかもしれない。この仮定によれば本試験結果のようにある結晶粒径の大きさにクリープ-疲れ強さが極値をもつ現象が起こりうる。

4.2 高温低サイクル疲労特性と高温強度との関係

強度に及ぼす材料因子の影響を媒介として高温強度相互の関係を検討する場合、高温低サイクル疲労特性と他の高温強度の関係を把握することが最も合理的と考えられる。ここでは、高温引張特性およびクリープ破断特性を用いてクリープ-疲れ強さを含み高温低サイクル疲労強度の寿命予測を試みた。

高温引張特性を用いて高温低サイクル疲労強度を予測することは古くから試みられ、(1)引張破断延性と関連する Manson-Coffin 式、(2)引張強さおよび引張破断延性と関連する Universal slope 法が良く知られている。

しかしながら、(1)(2)の方法ではクリープ-疲れ強さの寿命予測ができないので、MANSON らが提案しているひずみ範囲分割法 (Strain range partitioning)¹⁹⁾ によつて検討した。

ひずみ範囲分割法によつて高温疲労寿命推定を行うには、各非弾性ひずみ範囲成分 $\Delta\epsilon_{ij}$ と寿命 N_{ij} の関係を求める必要がある。FF 型波形はひずみ速度 $10^{-3} s^{-1}$ であるが、1273 K という高温でもあり、厳密には実験で求まる非弾性ひずみ成分は $\Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{cc}$ で、破面形態もこれを示唆している。非弾性ひずみ成分をすべて $\Delta\epsilon_{pp}$ 成分にすることは実験的にも困難であり、また SF 型波形の除荷ひずみ速度が FF 型波形と同じであること

を考慮して $\Delta\epsilon'_{pp} = \Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{cc}$ を採用し、SF 型波形の非弾性ひずみ成分を $\Delta\epsilon'_{pp} + \Delta\epsilon_{cp}$ とした。 $\Delta\epsilon'_{pp}-N'_{pp}$ 関係は FF 型波形の結果をそのまま用い、 $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ 関係は SF 型波形の場合の寿命 N_f を用いて $1/N'_{pp} + 1/N_{cp} = 1/N_f$ なる線型被害則が成立すると仮定して決定した。

一方、MANSON は試験温度での引張破断延性 D_p およびクリープ破断延性 D_c によつて一般化した $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 関係を次式で表している。

$$\Delta\epsilon_{pp}/D_p = 0.75 N_{pp}^{-0.8} \dots\dots\dots (1a)$$

$$\Delta\epsilon_{cp}/D_c = 0.25 N_{cp}^{-0.8} \dots\dots\dots (1b)$$

ここで、 $D_i = -\ln(1-\varphi_i)$, φ_i : 試験温度での引張あるいはクリープ破断絞り。

$\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 関係で整理した実験結果と(1)式で求まる予測寿命を比較する場合、クリープ破断延性の値の採用が最も重要と考えられる。クリープ破断絞りはクリープ負荷応力あるいはそれに対応するクリープ破断時間に左右される特性であるので本報告では次の手順で決定した。

各結晶粒径においてクリープ負荷応力 σ と破断時間 t_r の関係を最小二乗近似で求めておき、次に SF 型波形試験での $1/2 N_f$ 近傍の各結晶粒径におけるヒステリシス・ループで引張側最大応力 σ_{max} を求め、 σ_{max} に対応する t_r を決めたのちクリープ破断絞りはこの t_r に対応する値をクリープ破断結果の補間で求めた。各結晶粒径における σ_{max} の値は、評価した二ひずみ範囲でほとんど差がなかつた。Table 3 に実験値との比較に用いた引張およびクリープ破断延性値を示す。

Fig. 9 に実験結果より決定した $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 関係と両破断延性によつて与えられる $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 関係の比較を示す。 $\Delta\epsilon_{pp}-N_{pp}$ においては実験値と推定値との間に、前述の仮定を行つても寿命および寿命の結晶粒径依存性に良い一致が認められるが、 $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ においては結晶粒径依存性および寿命予測とも一致しない。実験より決定した $\Delta\epsilon'_{pp}-N'_{pp}$ に認められる結晶粒径依存性のひずみ範囲による違いは、(1a)式による予測値では指数が一定であるため表現できない。

Table 3. Tensile and creep ductilities for strain range partitioning evaluation.

Average grain diameter	124 μ	209 μ	303 μ
D_p : Tensile ductility	1.091	0.909	0.867
σ_{max} : Maximum stress amplitude at $1/2 N_f$	46.1 MPa	44.1 MPa	50.0 MPa
t_r : Stress rupture time for σ_{max}	34.4 h	86.6 h	52.1 h
D_c : Creep ductility	0.616	0.386	0.635

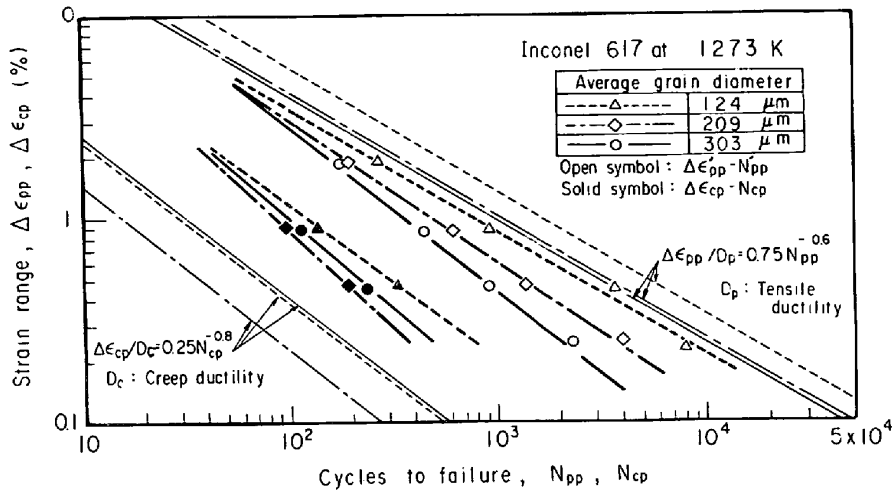


Fig. 9. Comparison of experimental lives and the lives predicted by $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ relations proposed by S. S. MANSON.

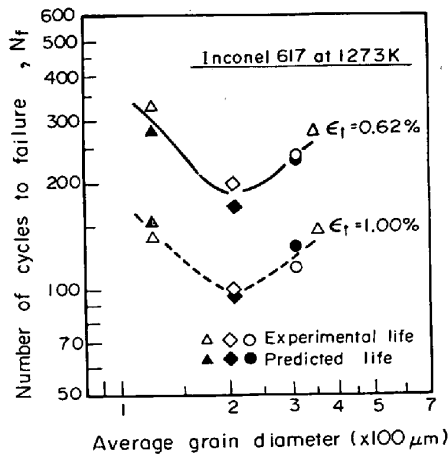


Fig. 10. Comparison of the experimental and the lives predicted by this work's rule.

クリープ-疲れ強さに関しては他の高温強度と良い相関が $\Delta\epsilon_{cp}-N_{cp}$ 関係に認められないため、クリープ損傷に延性消耗を考慮した新しい線型損傷則を仮定し評価を試みた。

$$\frac{1}{N_{pre}} = \frac{1}{N_f} + \alpha \frac{\Delta\epsilon_{in}}{D_c} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 N_{pre} : 予測寿命、 N_f : 試験温度の対称ひずみ波形試験での破断繰返し数、 $\Delta\epsilon_{in}$: 非弾性ひずみ範囲、 D_c : クリープ破断延性、 α : 定数。

クリープ破断延性値としては Table 3 の値を用い、 $\alpha = 0.35$ と仮定して計算した予測値と実験で求めたクリープ-疲れ強さの比較を Fig. 10 に示す。 α を 0.3~0.4 の範囲に採ると、結晶粒径依存性も極小点を持ち、実験結果と良い一致をすることがわかった。(2)式の汎用化に関しては α の値の選択における背景が明確でないため今後さらに検討する必要がある。

しかしながら、高温低サイクル疲労強度と他の高温強

度とは破断延性を媒介にすると比較的良好な相関が認められるようである。

5. 結 言

固溶化熱処理温度および時間によつて平均結晶粒径を 124~303 μ の範囲に調整した Ni 基耐熱合金 Inconel 617 について、1273 K で高温低サイクル疲労試験を中心に高温引張およびクリープ破断試験を行い、これらの高温強度特性に及ぼす結晶粒径の影響を明らかにした。また、高温低サイクル疲労強度と他の高温強度特性の関連についても検討を加えた。本研究より得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 引張強度においては結晶粒径依存性が極めて小さく、粗粒の方がわずかに強い。一方、引張破断延性は細粒の方が優れた延性を示す。結晶粒の変形は細粒のものほど大きく；またき裂の数も少ないことより延性の差は、き裂の発生と結晶粒の変形と関連している。

(2) クリープ破断時間強度は結晶粒が粗粒のものほど長寿命であり、寿命差は低応力側の方が著しい。クリープ破断延性における結晶粒径依存性は長時間クリープに伴う延性劣下と結晶粒径による影響が重畳するため単調ではない。試料に発生する粒界き裂の数は細粒のものほど多いことより、クリープ破断強度差はき裂発生の容易さとき裂成長速度の大きさにより説明できる。

(3) 高温低サイクル疲労においては結晶粒が細粒のものほど疲労寿命は長寿命であり、結晶粒径依存性は低ひずみ範囲ほど顕著である。破面形態はき裂起点部では粒界割れ、進展部では粒界-粒内割れの混合形態であり結晶粒径による差は認められない。疲労寿命の差は結晶粒径の大きさによる、粒界すべりの発生量の差とひずみ

集中の差に原因するき裂の発生および進展速度で説明できる。

(4) クリープ-疲れ強さにおいては細粒のものほどクリープの効果による疲労寿命の低下は大きくなるが、結果としてクリープ-疲労寿命の結晶粒径依存性は小さく、ある結晶粒径で極小点を示す傾向が認められた。破面形態はすべて粒界割れであり、き裂の起点が試験片表面か内部であるか明確ではなく、破断面近傍には試験片軸に垂直な多数の粒界割れが観察された。クリープ-疲れ強さはき裂の発生、伝播を支配する損傷に及ぼす結晶粒径の影響によつて決定される可能性がある。

(5) 高温低サイクル疲労強度と高温引張およびクリープ破断強度との関連を、ひずみ範囲分割法および延性消耗に基づくクリープ-疲れ線型損傷則によつて検討して、クリープ-疲れ強さを含む高温低サイクル疲労強度は引張破断延性およびクリープ破断延性と良い相関をもつことを明らかにした。

(6) 高温材料の強度評価の場合には使用条件において最も重視すべき高温強度は何であるかを検討し、総合的な視野で結晶粒径の大きさを決定しなければならないことがわかった。

文 献

- 1) 仲西恒雄, 松本紀昭, 河田 修: 日本金属学会誌, 41 (1977), p. 263
- 2) 藤岡順三, 村瀬公一, 松田昭三, 喜多 清: 学振 123 委研究報告, 19 (1978), p. 165
- 3) 田村 学, 亀村佳樹, 渡辺力蔵, 千葉芳孝: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 1022
- 4) 近藤義宏, 松尾 孝, 篠田隆之, 田中良平: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 896
- 5) 美野和明: 学振 123 委研究報告, 22 (1981), p. 75
- 6) 近藤義宏, 松尾 孝, 篠田隆之: 田中良平, 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1805
- 7) JIS-G 3463-1981
- 8) JIS-G 4901-1981
- 9) JIS-G 4902-1981
- 10) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-47
- 11) 美野和明: 私信
- 12) K. YAMAGUCHI and K. KANAZAWA: Met. Trans., 11A (1980), p. 1691
- 13) ASTM, Annual Book of ASTM Standards, E112-74 (1974)
- 14) R. LANGEBOG and R. ATTERMO: J. Mat. Sci., 4 (1969), p. 195
- 15) F. GAROFALO, W. F. DOMIS, and F. VON GEMMINGEN: Trans. AIME, 230 (1964), p. 1460
- 16) 服部 博, 北川正樹, 大友 暁, 雑賀善規: 日本材料学会第 18 回高温強度シンポジウム前刷 (1980), p. 83
- 17) 平川賢爾, 時政勝行: 鉄と鋼, 67 (1981), A 212
- 18) 平川賢爾, 時政勝行: 材料, 28 (1979), p. 386
- 19) S. S. MANSON: ASTM STP 520 (1973), p. 744