Ni 基単結晶超合金の十字型試験片を用いた 高温多軸低サイクル疲労試験法[†]

松田 憲 昭* 坂根 政 男** 大 畠 裕 司***
寄川 盛 男**** 増 野 浩 一**** 磯 部 展 宏*****
吉 成 明*****

Multiaxial Low Cycle Fatigue Test Method for Cruciform Specimen of Nickel-Base Single Crystal Superalloy

by

Noriaki MATSUDA*, Masao SAKANE**, Yuji OHATA***, Morio YORIKAWA****,
Kouichi MASUNO*****, Nobuhiro ISOBE***** and Akira YOSHINARI*****

This paper presented the multiaxial low cycle fatigue test method for cruciform specimens of YH61 nickel base single crystal superalloy. The elastic compliances were obtained in tensile and torsion tests using single crystal bar specimens whose specimen axis was aligned to the crystal growth directions of [100] and [110]. Elastic finite element analysis was performed to determine specimen shape and relationship between the specimen axis and crystal growth direction. Multiaxial low cycle fatigue tests were performed using the cruciform specimens whose x axis was aligned to the [001] direction and the y axis to [010], [110] and [210] directions both x and y axis were aligned to the <110> direction. Mises equivalent strain was not a suitable parameter and Mises equivalent stress was proved to be available for the correlating the multiaxial fatigue lives of the single crystal superalloy.

Key words: Nickel-base superalloy, Single crystal, Anisotropy, Multiaxial stress, Low cycle fatigue, High Temperature

1 緒 言

Ni 基超合金は優れた高温強度を有することから、ガスタービン翼材料として使用されている。しかし、高温では結晶粒界の強度が結晶粒内に比べて相対的に弱いことから、多くの結晶が不規則に並ぶ普通鍛造材や一方向凝固材に代わって、結晶粒界のまったくない単結晶超合金が開発^{1), 2)}され、航空機用エンジンでは、既に数多く搭載されており、産業用発電ガスタービンにも使用されつつある。しかし、多結晶材のような結晶方位のランダムな配向がないために、機械的特性は、顕著な結晶方位依存性がある。一方、ガスタービン翼では、熱応力や遠心力、圧力荷重が加わることで多軸応力場となることがある。³⁾したがって、多軸応力下にある単結晶翼の強度評価を行うためには異方性を考慮した構造設計法を開発する必要がある。

多軸応力場での疲労寿命評価については、坂根ら^{4)~6)}が十字型試験による高温低サイクル疲労試験装置を開発し、ステンレス鋼や低合金鋼を対象に、破損寿命に及ぼす主ひずみ比（最小ひずみと最大ひずみの比）の影響や

破壊形態を調べるとともに、クリープ疲労を含む低サイクル疲労破損パラメータについて幅広い検討を加えている。しかし、単結晶超合金に対する研究例^{7)~9)}は少なく、しかも、軸力—ねじり試験に限定されているため、実機が受ける多軸応力状態に近い負荷条件下での寿命評価法の開発が必要である。

本研究の目的は、従来、ステンレス鋼や低合金鋼などの等方性材料に対して開発、適用されていた十字型試験片を用いた多軸応力下の高温低サイクル疲労試験方法を強度や材料特性に結晶方位依存がある Ni 基単結晶超合金に適用するための手法を検討することである。まず、単結晶超合金の弾性定数を求め、この弾性定数と汎用非弾性構造解析プログラムの立方晶の弾性異方性解析機能を用いて、試験片標点部が等二軸応力状態となるように、十字型試験片の形状、寸法および試験片主軸と結晶方位の位置関係を検討した。次に、結晶方位を変えた十字型試験片を用いて、圧縮側にひずみ保持を有する疲労試験を行い、破損寿命評価パラメータを検討した。

[†] 原稿受理 平成 23 年 2 月 10 日 Received Feb. 10, 2011 ©2011 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 (株)日立エンジニアリング・アンド・サービス 〒317-8511 日立市幸町, Hitachi Eng. & Services Ltd., Saiwai, Hitachi, 317-8511

** 正 会 員 立命館大学理工学部機械工学科 〒525-8577 草津市野路東, Dept. of Mech. Eng., Ritsumeikan Univ., Noji-higashi, Kusatsu, 525-8577

*** 立命館大学大学理工学部機械工学科 〒525-8577 草津市野路東, Dept. of Mech. Eng., Ritsumeikan Univ., Noji-higashi, Kusatsu, 525-8577

**** (株)日立エンジニアリング・アンド・サービス 〒317-8511 日立市幸町, Hitachi Eng. & Services Ltd., Saiwai, Hitachi, 317-8511

***** 正 会 員 (株)日立製作所日立研究所 〒317-8511 日立市幸町, Hitachi Res. Lab., Hitachi Ltd., Saiwai, Hitachi, 317-8511

***** (株)日立製作所日立研究所 〒317-8511 日立市幸町, Hitachi Res. Lab., Hitachi Ltd., Saiwai, Hitachi, 317-8511

2 試験方法

2・1 供試材および試験片形状

本研究で用いた供試材は単結晶超合金 (YH61¹⁰⁾) であり, その化学成分を Table 1, 熱処理条件を Table 2 に示す. Table 3 に軸方向が [100] の結晶方位の引張試験から求めた機械的性質を室温と 1173K について示す. 室温では耐力と引張強さが 1000MPa を超えているが, 1173K においては, それらは低下し, 延性が増加している.

本研究では 3 種類の試験片を用いた. 試験片の形状を Fig. 1 に示す. Fig. 1 (a) は軸荷重を負荷して縦弾性定数を計測するための平行部長さ 20mm, 直径 10mm の中空丸棒試験片である. 試験片軸方向の結晶方位は [100] および [110] とした. (以下, [100], [010] および [001] のように結晶方位学的に等価な結晶方位をまとめて表す場合は < > と表示し, 特定の方位を表す場合は [] の記号を用いる). 同図 (b) は外径 13mm, 内径 10mm, 試験片の軸方向の結晶方位が [100] の中空円筒試験片であり, この試験片を用いてねじり試験から横弾性係数を計測した. 同図 (c) は多軸低サイクル疲労試験用の十字型試験片である. 試験片中心部の直径 8mm の部分が試験対象部分である. 今後, この部分を標点部と称する. また, x 軸および y 軸の試験機に固定する部分を腕部, x 軸の腕と y 軸の腕に扶まれ, 90° の角度の部分を肩部と呼ぶ. 試験片全体の大きさの単結晶素材は製作できないので, 標点部を含む肩部近傍の中央 110mm 角部分の素材は Ni 基単結晶合金 YH61 を用いたが, それより外側の部分は Ni 基鍛造合金 IN625 を TIG 溶接する構造とした. なお, 標点部の厚さは 1mm, 肩部厚さは 7mm とした. これらの寸法は後述する有限要素法による弾性応力解析より決定した. 十字型試験片の x および y 方向の結晶方位の組み合わせを Table 4 に示す. 本研究においては, x 軸を [001] に固定し, y 軸を [010], [210] および [110] の 3 方位に変化させた試験片, さらに, x 軸と y 軸ともに <110> とした試験片を製作し, これらを用いて, 多軸応力下での圧縮保持を有する疲労試験を行ない, 疲労強度に及ぼす結晶方位の影響を考察した.

Table 1 Chemical composition (wt%).

C	Cr	Co	Mo	W	Re	Ta	Nb	Al	Hf	B	Ni
0.07	7.1	1.0	0.8	8.8	1.4	8.9	0.8	5.1	0.25	0.02	Bal.

Table 2 Heat treatment condition.

Solution treatment	1250°C/4h+1260°C/4h+1270°C/4h+1280°C/4h, GFC
Aging	1080°C/4h,GFC + 871°C/20h,GFC

GFC ; Gas flow cooling

Table 3 Mechanical properties.

Temperature T (K)	0.2% proof stress $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation ϵ_t (%)
Room temperature	1047	1132	3.1
1173	583	943	17.1

(a) Solid bar specimen for tensile test

(b) Hollow cylinder specimen for torsion test

(c) Cruciform specimen for multiaxial fatigue test

Fig. 1 Three kinds of specimens used.

Table 4 Relationship between specimen axis and crystal direction for cruciform specimen and test results.

Case	Specimen axis	Crystal direction	Principal strain ratio ϕ	Mises's strain range $\Delta \epsilon$ (%)	Failure life Nf (cycle)	
					Control	Stroke
1	x	[0 0 1]	0.0	1.00	334	-
	y	[0 1 0]				
	z	[1 0 0]				
2	x	[0 0 1]	0.0	0.25	650	-
	y	[1 1 0]				
	z	[1 1 0]				
3	x	[0 0 1]	0.0	0.50	315	-
	y	[2 1 0]				
	z	[1 2 0]				
4	x	[1 1 0]	1.0	1.50 1.30	1100 1135	738 1030
	y	[1 1 0]				
	z	[1 0 0]				

2・2 試験方法

2・2・1 弾性定数測定方法 Fig. 1 (a) の中空丸棒試験片については電気炉加熱電気機械式クリープ疲労試験機を, Fig. 1 (b) の中空円筒試験片については, 高周波加熱ねじり試験用電気油圧サーボ疲労試験装置を用いた. 軸荷重負荷試験時の変位の測定は標点間距離 16mm の, ねじり試験においては, 標点距離 20mm の押し当て式の変位計 (直線性 1%) を用いて測定した. 試験は室温から 1223K の温度範囲とし, ひずみ速度は軸荷重負荷試験, ねじり試験いずれも 0.05%/s とした. なお, 実験は材料の弾性域にて行った.

2・2・2 十字型試験片による低サイクル疲労試験方法

(a) 試験装置の概要

Fig. 1 (c)の十字型試験片による多軸低サイクル疲労試験は十字型試験用電気油圧サーボ疲労試験装置を用いた。試験装置については、既報⁴⁾に詳述しているが、以下に、試験装置の概要を Fig. 2 を用いて説明する。試験装置は八角形のフレームに四本のアクチュエータを組込み、それぞれのアクチュエータにサーボバルブ、サーボアンプなどの4個の独立な制御回路を有していることから、4本のアクチュエータを独立に制御することができる。

試験片の加熱は高周波誘導加熱装置を用いた。渦巻き状の加熱コイルを用いて試験片の片側から加熱した。試験片加熱面と反対面の標点部近くの温度分布を放射温度計で測定した。測定結果の一例を Fig. 3 に示す。標点部近くの温度分布が $\pm 10\text{K}$ 以内になるようにコイルの形状とコイルの位置を調整した。なお、コイルと試験片とはほぼ密着状態であるため、加熱面の温度分布を計測することは技術的に困難であるため計測は行っていない。

試験片標点部のx方向とy方向の変位の計測は、試験片の反対側に取付けた伸び計を用いた。

(b) 試験条件

試験条件を Table 4 に示す。試験温度は1173Kとした。

疲労試験は標点部に取付けた伸び計によりxおよびy軸ひずみを計測し、これらのひずみ値が予め設定したひずみ値になるように、試験片つかみ部の変位を制御する方法（以下、ストローク制御と称す）とxおよびy軸のひずみ値が試験値になるように直接制御する方法（以下、ひずみ制御と称す）の2種の制御方法にて実施した。これは、標点部が高温状態にあり、ストローク制御で実験を実施すると、標点部以外の部分の弾性追従現象により、

Fig. 2 Control flow of the test apparatus.

Fig. 3 Temperature distribution for gage area of cruciform specimen.

標点部の応力—ひずみ挙動が直接標点部のひずみを制御するひずみ制御試験の挙動と異なる可能性があり、制御の方法による破損寿命に及ぼす影響を調べるために行ったものである。試験中に発生する荷重はロードセルで計測した。ひずみ波形は、通常、ガスタービン翼の外表面が高温で圧縮保持を有する負荷波形³⁾を受けることから、今回は圧縮側に10分間保持を有する完全両振三角波形とし、ミーゼス型の相当ひずみ速度にて $0.1\%/s$ とした。なお、実機の運転では長時間の保持を受けることから、今後長時間の保持を有する実験を行っていく予定である。破損繰返し数は引張荷重が定常状態から5%減少したときの繰返し数として定義した。ひずみの多軸度を表示するために、次式で定義する主ひずみ比 ϕ を採用した。

$$\phi = \varepsilon_x / \varepsilon_y \quad (1)$$

ここで、 ε_x と ε_y は、xまたはy方向の主ひずみである。

Table 4 に示すように Case 1～3 については、後述する有限要素解析に基づいて、十字型試験片肩部の応力が標点部よりも大幅に大きくならないように、主ひずみ比が0.0のストローク制御で実験を行なった。Case 4 については、主ひずみ比を1.0とした。

3 十字型試験片の試験片形状および方位の検討

3・1 Ni 基単結晶超合金の弾性定数

Ni 基単結晶超合金は立方晶の結晶構造を有している。立方晶の異方性を考慮した縦弾性係数は Fig. 4 に示す方位角 θ および ϕ の関数として次式¹¹⁾で表される。

$$E(\theta, \phi) = [S_{11} - 2(S_{11} - S_{12} - 0.5S_{44}) \cdot \sin^2 \theta (\cos^2 \theta + 0.25 \sin^2 \theta \cdot \sin^2 \phi)]^{-1} \quad (2)$$

ここで、 S_{ij} はコンプライアンス定数であり、立方晶では、独立な同定数は3個である。[100]方位の場合は $\theta = \phi = 0$ であり、[110]方位の場合は $\theta = 45^\circ$, $\phi = 0$ となる。

立方晶の弾性コンプライアンス定数を用いて特定の方向に対する縦弾性係数、横弾性係数およびポアソン比を計算することができる。<100>および<110>方位の縦弾性係数を $E_{<100>}$ および $E_{<110>}$ とし、<100>方位の垂直面の横弾性係数を $G_{<100>}$ 、ポアソン比を ν で表現すると、式(2)は以下になる。

$$E_{<100>} = 1/S_{11} \quad (3)$$

$$E_{<110>} = (0.5S_{11} + 0.5S_{12} + 0.25S_{44})^{-1} \quad (4)$$

$$G_{<100>} = 1/S_{44} \quad (5)$$

$$\nu = -S_{12}/S_{11} \quad (6)$$

縦弾性係数 $E_{<100>}$, $E_{<110>}$ はそれぞれ軸方向が[100]と[110]の試験片による軸荷重負荷試験、横弾性係数 G

Fig. 4 Definition of orientation angles θ and ϕ .

$\langle 100 \rangle$ は試験片軸方向が $[100]$ 方位の試験片のねじり試験から得られる。実験から求めたこれらの値を式 (3), (4), (5) の左辺に代入し、右辺の 3 個のコンプライアンス定数を求めることができる。得られた弾性コンプライアンス定数、縦弾性係数 E と横弾性係数 G およびポアソン比 ν の温度依存性を Fig. 5 ~ 7 に示す。

Fig. 5 において、室温のコンプライアンス値は $S_{11} = 0.78$, $S_{12} = -0.32$ および $S_{44} = 0.86$ ($\times 10^{-2}/\text{GPa}$) となり、純 Ni 単結晶の弾性コンプライアンス値^{12), 13)} $S_{11} = 0.73$, $S_{12} = -0.27$ および $S_{44} = 0.80$ ($\times 10^{-2}/\text{GPa}$) と近い値を示した。 S_{11} , S_{12} および S_{44} の値は温度上昇と共に大きくなり、逆に、Fig. 6 よび Fig. 7 に示した 3 個の弾性定数は温度上昇に伴って緩やかに減少する。ポアソン比は温度の影響を余り受けず、一定値 (0.41 ~ 0.44) を示した。

3・2 十字型試験片形状および方位の検討

単結晶十字型試験片を用いて、低サイクル疲労やクリープ疲労試験を実施する場合には、標点部に等二軸応力状態を作れ、しかも、き裂が標点部から発生して、破損寿命を評価できなければならない。そこで、前節で求めた

Fig. 5 Elastic compliance of single crystal superalloy.

Fig. 6 Young's and shear modulus of single crystal superalloy.

Fig. 7 Poisson's ratio of single crystal superalloy.

弾性定数を用いて、立方晶の弾性異方性を考慮した有限要素法解析を行ない、十字型試験片の標点部応力に及ぼす試験片板厚および結晶方位の影響を検討した。なお、弾性解析を行ったのは、単結晶超合金は高耐力材料であり、低サイクル疲労領域においても弾性ひずみが支配的であることから、弾性解析で低サイクル領域の変形を近似的に求められると考えたことによる。

3・2・1 解析モデルおよび解析条件

(1) 解析モデル

解析モデルを Fig. 8 に示す。Fig. 8 (a) は試験片板厚の影響を検討する解析で用いたモデルであり、 x 軸および y 軸を $\langle 001 \rangle$ 方位、肩部の板厚は 3.0, 5.0 および 7.0 mm、標点部のそれは 1.0 と 2.0 mm とした。モデル全体を単結晶超合金とし、3 次元 4 面体要素で分割し、要素数は 6002、節点数は 10195 である。Fig. 8 (b) は結晶方位の影響を検討するために用いたモデルである。肩部の板厚は 7.0、標点部のそれは 1.0 mm に固定し、Table 4 に示した 4 ケースの結晶方位について解析した。試験片標点部および肩部近傍の素材は Ni 基単結晶合金とし、腕部分は Ni 基鍛造合金 IN625 とした。要素数 7245、節点数 12480 である。

解析で使用した両モデル共に十字型試験片の 1/8 の形状について要素分割した。結晶方位によっては、解析モデル対称面の変位の対称性が問題となる。Ni 基単結晶超合金においては、すべり変形が (111) 面 $\langle 110 \rangle$ 方位で起こるので、今回、解析対象とした Table 4 の試験体モデルの方位の中で、Case 1, 2, 4 については、対称面での変位対称性があり、Case 3 については、対称性がないと考えられるが、今回の解析においてはすべてのケースについて対称性があるとして、十字型試験片の 1/8 の形状のモデルを使用することにした。

(2) 解析条件

有限要素解析の条件を Table 5 と Table 6 に示す。

Table 5 は標点部の応力に及ぼす試験片板厚の影響を検討した条件である。解析モデルは Fig. 8 (a) を用い、 x , y , および z 軸の方位は $\langle 001 \rangle$ とした。負荷は解析モデル腕端部に強制変位 (本解析では 0.1 mm) を与えた。

Table 6 は結晶方位の影響を検討する解析であり、特に、標点部と肩部の応力比と結晶方位との関係の検討を行った。同表中、Case 1 ~ 3 は主ひずみ比が 0.0、また、

(a) for effect of specimen thickness (b) for effect of crystal orientation

Fig. 8 Analysis models for cruciform specimen.

Case 4 は標点部の最大応力の検討を行うための解析であり、主ひずみ比が 1.0 になるように解析した。いずれの解析においても、標点部のミーゼス相当応力が 490MPa となるように、両腕部に強制変位を負荷した。なお、解析モデルの温度は 1173K 一定とし、材料定数は YH61 については Fig. 6, 7 の 1173K の値を、IN625 については縦弾性係数は 144.8GPa、ポアソン比 0.3 を用いた。

3・2・2 解析結果および考察

(1) 試験片板厚の影響

Fig. 8 (a) に示した x 軸および y 軸を $\langle 001 \rangle$ 方位としたモデルを用いて、標点部と肩部の応力と応力比および標点部応力に及ぼす板厚の影響を検討した。肩部と標点部のミーゼス相当応力の最大値および両応力の比、さらに、標点部のひずみ成分および主ひずみ比を Table 5 に示す。また、Fig. 9 に肩部および標点部の板厚がそれぞれ 7.0mm および 1.0mm の場合の相当応力分布を示す。Table 5 において、x 方向と y 方向に強制変位 (0.10mm) を負荷した場合、標点部の x 方向および y 方向の主ひずみ値は等しく、主ひずみ比は 1.0 となった。肩部および標点部の板厚がそれぞれ 7mm および 2mm の場合の Case 1-1 では肩部の相当応力が標点部の相当応力よりも大きくなり、応力比は 3.11 を示した。標点部板厚を薄くした結果、標点部の相当応力は相対的に増え、Case 1-4 の場合の両部での応力の比は 1.69 に減少した。しかし、肩部の相当応力が標点部よりも高い値を示す傾向は変わらなかった。これは、試験片の x 軸および y 軸を $\langle 100 \rangle$ 方位にすると、肩部は $\langle 100 \rangle$ から $\langle 110 \rangle$ の間の方位となり、肩部の縦弾性係数が x 軸や y 軸方向の値よりも大きくなることによると考える。

上記で肩部と標点部の応力比が最も小さくなった試験片 (標点部板厚: 1.0, 肩部板厚: 7.0mm) が、機械加工の容易さおよび標点部からき裂が発生する可能性が最も高いと考え、以降は本形状を基本にして検討した。

(2) 試験片方位の影響

十字型試験片の結晶方位が標点部の応力に及ぼす影響について解析した結果のまとめを Table 6 に示し、ミーゼス相当応力分布の一例として、Case 4 の結果を Fig. 10 に示す。Case 1 ~ 3 については、x 軸を $[001]$ としたため、主ひずみ比を 1.0 とすると、肩部の相当応力が標点部よりも大きくなることが予想されたため、主ひずみ比を 0.0 とした。逆に、Case 4 においては、肩部が $\langle 100 \rangle$

となり、肩部の応力が小さくなることが予想されたため、主ひずみ比を 1.0 として解析した。Table 6 において、Case 1 ~ 3 は、肩部の相当応力が標点部のそれよりも大きな値を示し、応力比は 1.25 ~ 1.38 となった。主ひずみ比を 1.0 から 0.0 にしてもこの傾向は変わらなかった。これに対し、x 軸および y 軸を $\langle 110 \rangle$ 方位とした Case 4 においては、肩部と標点部の相当応力の比は 0.93 となり、標点部の応力が肩部のそれよりも大きな値を示した。Fig. 9 と Fig. 10 は主ひずみ比が 1.0 での $\langle 100 \rangle$ 方位モデルと $\langle 110 \rangle$ 方位モデルの相当応力分布であり、両者を比較すると、肩部に発生する最大応力の場所が異なることが分かる。Fig. 9 の $\langle 100 \rangle$ 方位モデルにおいては、肩部中央において最大応力を示している。これは肩部中央が $\langle 110 \rangle$ 方位となり、弾性係数が他の場所よりも大きいことによると考える。一方、Fig. 10 の $\langle 110 \rangle$ 方位モデルにおいては、肩部中央の相当応力は 249MPa であり、最大応力 459MPa は肩部から腕部分に延びる境界に発生している。これは、肩部中央が $\langle 100 \rangle$ 方位となり、弾性係数が他の場所よりも小さいことによると、および形状不連続による応力集中のためと考える。Table 5 の応力比は肩部の最大相当応力と標点部相当応力との比であり、Case 1 ~ 3 については、最大応力は肩部中央に発生しており、応力比は表示の値となるが、Case 4 は前述のごとく肩部から腕部分に延びる境界

Fig. 9 Stress distribution for cruciform specimen axis with the crystal growth directions of $\langle 100 \rangle$.

Fig. 10 Stress distribution for cruciform specimen axis with the crystal growth directions of $\langle 110 \rangle$.

Table 5 Analysis results for cruciform specimen axis with the crystal growth directions of $\langle 100 \rangle$.

Case	Specimen axis	Crystal direction	Specimen thickness (mm)		Equivalent stress (MPa)		Stress ratio Shoulder / Center	Strain component at center (%)		Strain ratio ϕ
			Shoulder	Center	Shoulder	Center		ϵ_x	ϵ_y	
1-1	x	$[001]$	7	2	2351	756	3.11	0.48	0.48	1.0
1-2	y	$[010]$	3	1	3282	1400	2.34	—	—	—
1-3	z	$[100]$	5	1	2533	1310	1.93	—	—	—
1-4			7	1	2064	1218	1.69	0.58	0.58	1.0

の値である。他の場合と同様に肩部中央部の応力との比をとると 0.50 となり大幅に低下する。

以上の解析結果から、試験片主軸を $\langle 110 \rangle$ 方位とした Case 4 のみの試験片で、標点部のミーゼス相当応力が他の部分よりも大きくなり、き裂が標点部から発生する可能性があることが分かる。しかし、今回実施した解析は立方晶の異方性を考慮した弾性解析であり、実際では程度は少ないが塑性ひずみを伴うこと、および、ひずみ保持中においては、肩部の応力緩和が期待できることなどから、Case 1～4 の試験片を作成し、疲労試験を実施することとした。

4 十字型試験片による低サイクル疲労寿命試験

4・1 試験条件での応力の解析結果と実験結果の比較

前章で検討した Case 1～4 の試験片を作成し、圧縮ひずみ保持 10min を有する低サイクル疲労試験を実施した。実験条件は Table 6 に示した解析結果と同様とし、4 種類の試験片の標点部の相当応力が 490MPa となるように、標点部のひずみを決定し、強制変位を試験片腕端部に負荷した。Case 1～3 は主ひずみ比を 0.0 とし、Case 4 は 1.0 とした。Table 7 に実験と解析により得られた荷重、ひずみと変位の比較を示す。解析においては片振り条件で解析したため、実験結果の全範囲表示と比較するために Table 6 の値に 2 倍した値を記した。ただし、実験の変位値は、左右または上下のアクチュエータの変位計の和としたため、これと比較するために解析結果に対して 4 倍の値を表中に記した。

Table 7 において、x 軸を $[001]$ 、y 軸を $[010]$ とした Case 1 の試験片については、実験値と解析値の荷重値にわずかな相違がみられるが、標点部のひずみ成分はほぼ等しくなり、Case 2～4 については、荷重およびひずみ成分共に、解析値と実験値とはほぼ等しい値を示した。また、実験での主ひずみ比も Case 1～3 では 0.0、Case 4 では 1.0 となっており、精度良く実験が行われたことが

わかる。一方、変位は実験結果の方が解析結果よりも大きな値を示した。これは、実験では、治具およびアクチュエータの弾性変形などが加わったためと考えられる。

4・2 結晶方位とき裂発生状況

Fig. 11 に疲労試験終了後の標点部でのき裂発生状況を示す。Case 1 の x 軸を $[001]$ とし、y 軸を $[010]$ とした試験片においては、x 軸に対して、 45° の角度でき裂が進展した。この条件においては、相当応力が高い肩部からき裂が発生し、それが標点部に進展したのと考えられる。Case 2 の x 軸を $[100]$ とし、y 軸を $[110]$ とした試験片および Case 3 の x 軸を $[100]$ とし、y 軸を $[210]$ とした試験片については、標点部に y 軸に垂直にき裂が

Fig. 11 Crack initiation behavior of cruciform specimen on multiaxial low cycle fatigue test.

Table 6 Analysis results for cruciform specimens.

Case	Direction			Displacement (mm)		Load (kN)		Equivalent stress (MPa)		Stress ratio	Stress component (MPa)		Equivalent strain (%)	Strain component (%)			Strain ratio
	x	y	z	ϵ_x	ϵ_y	F_x	F_y	Shoulder	Center		σ_x	σ_y		ϵ_x	ϵ_y	ϵ_z	
1	[0 0 1]	[0 1 0]	[1 0 0]	0.075	0.135	28.0	37.8	667	482	1.38	226	556	0.50	0.02	0.45	-0.38	0.04
2	[0 0 1]	[1 1 0]	[1 1 0]	0.053	0.073	20.0	30.0	601	479	1.25	251	553	0.13	0.01	0.20	-0.06	0.05
3	[0 0 1]	[2 1 0]	[1 2 0]	0.063	0.097	24.0	35.5	655	497	1.29	254	585	0.25	0.01	0.32	-0.18	0.03
4	[1 1 0]	[1 1 0]	[1 0 0]	0.067	0.069	24.0	23.9	459	494	0.93	498	491	0.75	0.29	0.28	-0.46	1.03

Table 7 Comparison between analysis and experimental results for cruciform specimens.

Case	Direction			Experiment Analysis	Displacement (mm)		Load (kN)		Strain component (%)		Strain ratio
	x	y	z		ϵ_x	ϵ_y	F_x	F_y	ϵ_x	ϵ_y	
1	[0 0 1]	[0 1 0]	[1 0 0]	Experiment	0.46	0.82	42.9	66.0	-0.01	0.86	-0.01
				Analysis	0.30	0.54	56.0	75.6	0.04	0.90	0.04
				Experiment/Analysis	1.52	1.52	0.77	0.87	-0.18	0.95	—
				Experiment	0.33	0.66	34.4	57.9	0.05	0.40	0.13
2	[0 0 1]	[1 1 0]	[1 1 0]	Experiment	0.21	0.29	40.0	60.0	0.02	0.40	0.05
				Analysis	0.21	0.29	40.0	60.0	0.02	0.40	0.05
				Experiment/Analysis	1.56	2.27	0.86	0.97	2.50	1.00	—
				Experiment	0.42	0.85	42.9	72.2	0.04	0.60	0.07
3	[0 0 1]	[2 1 0]	[1 2 0]	Experiment	0.25	0.39	48.0	71.0	0.02	0.64	0.03
				Analysis	0.25	0.39	48.0	71.0	0.02	0.64	0.03
				Experiment/Analysis	1.65	2.19	0.89	1.02	2.20	0.93	—
				Experiment	0.46	0.56	43.0	43.9	0.58	0.58	1.00
4	[1 1 0]	[1 1 0]	[1 0 0]	Experiment	0.27	0.28	48.0	47.8	0.58	0.56	1.03
				Analysis	0.27	0.28	48.0	47.8	0.58	0.56	1.03
				Experiment/Analysis	1.70	2.01	0.90	0.92	1.00	1.04	—
				Experiment	0.27	0.28	48.0	47.8	0.58	0.56	1.03

発生した。これらの試験片では主ひずみ比が 0.0 であり、 x 軸よりも y 軸応力が大きく負荷された結果、 y 軸に垂直に直角にき裂が入ったものと考えられる。さらに、これらの試験片については、肩部にもき裂が発生した。これは解析では、肩部の相当応力が標点部よりも大きくなったが、塑性変形や応力緩和による応力再配分などにより、肩部と標点部の両方にき裂が入ったものとする。主ひずみ比が 1.0 の実験である Case 4 の x 軸および y 軸ともに $\langle 110 \rangle$ 方位とした試験片については、標点部内に x 軸と y 軸におおの垂直に複数のき裂が観察された。この試験片では肩部にはき裂は観察されず、標点部のみき裂発生が認められた。

以上に示したように、Ni 基単結晶超合金製十字型試験片を用いて軸力-軸力多軸低サイクル疲労試験を行ない、き裂を標点部から発生させるためには、検討した方位の範囲では、 x 軸および y 軸ともに $\langle 110 \rangle$ 方位とした十字型試験片のみであることがわかった。しかし、 $\langle 110 \rangle$ 方位以外の試験片を用いた実験においても、Ni 基単結晶超合金の多軸応力下における変形特性やミーゼス相当応力とき裂発生箇所との考察を行う上で有意義である。

4・3 結晶方位と破損寿命評価

x 軸を $[001]$ に固定し、 y 軸を $[010]$, $[110]$ または $[210]$ とした場合と、 x 軸および y 軸ともに $\langle 110 \rangle$ とした場合の 4 種類の結晶方位を有する試験片について、ミーゼス相当ひずみ範囲と破損繰返し数の関係を Table 3 および Fig. 12 に示す。Fig. 12 には比較のために試験片軸方向方位が $[001]$ および $[110]$ 方位の丸棒試験片を用いた圧縮ひずみ保持 10min を有する単軸応力下での疲労試験結果¹⁴⁾も併せて示した。4 種類の結晶方位を有する十字型試験片の実験結果は大きくばらついており、統一した傾向が得られていないこと。また、単軸応力下の丸棒試験片の結果と十字型試験片の試験結果も傾向が異なっていることが分かる。また、 $\langle 110 \rangle$ 試験片で実施したストローク制御での破損繰返し数はひずみ制御でのそれよりも長い値を示した。Fig. 13 にストローク制御とひずみ制御試験時の x 方向荷重と x 方向ひずみの関係を示す。ひずみ制御においては一定のひずみで繰り返えされているが、荷重値は、繰返しに伴って引張方向に移動している。これは、圧縮ひずみ保持中の応力緩和によるもので

Fig. 13 x directional load and strain hysteresis curves at stroke and strain control low cycle fatigue tests.

ある。一方、ストローク制御においては、繰返しに伴って、ひずみが負の方向に移動し、応力緩和による荷重の上昇がひずみ制御のときほど大きくない。これは、標点部外の高周部分ならびに腕部分の弾性追従現象によるものと考えられる。この応力緩和に伴う荷重の増加の相違が破損繰返し数の相違となって現れたものとする。

著者らは、Ni 基単結晶合金および一方凝固超合金の低サイクル疲労やクリープ疲労寿命評価においては、ひずみ範囲での評価よりも応力範囲での評価が結晶方位依存性を考慮できること³⁾を明らかにした。そこで、本報においても、応力範囲を用いて寿命評価を行なった。

Fig. 12 に示した結果をミーゼス相当応力範囲で再整理した結果を Fig. 14 に示す。試験片軸方向方位が $[001]$ および $[110]$ 方位の丸棒試験片による圧縮ひずみ保持を 10min を有する単軸疲労試験結果¹⁴⁾も併せて示した。十字型試験片の場合、破損寿命の 1/2 の繰返し数時の荷重範囲と応力解析結果の荷重値とミーゼス相当応力の関係から実験時のミーゼス相当応力範囲を求めた。なお、 x 軸および y 軸を $\langle 001 \rangle$ とした試験片については、試験片の肩部からき裂が入ったため、図の縦軸の値は肩部の応力値を用いた。Fig. 14 でミーゼス相当応力範囲と 4 種類の結晶方位を有する十字型試験片の破損繰返し数の関係はほぼ一本の直線で整理できることが分かる。さらに、丸棒試験片の破損繰返し数も十字型試験片の結果の上にプロットされた。したがって、ひずみ保持条件が同じなら、ミーゼス相当応力範囲を用いることにより、多軸応

Fig. 12 Relationship between Mises equivalent strain range and number of cycles to failure.

Fig. 14 Relationship between Mises equivalent stress range and number of cycles to failure.

力下の圧縮保持を有する疲労試験結果と単軸応力下の試験結果を統一的に評価できることがわかる。

今回の評価においては、4種類の結晶方位の十字型試験片と2種類の結晶方位の丸棒試験片による10分間の圧縮保持を有する低サイクル疲労試験結果に限定して寿命評価を行った。しかし、引張保持だけの場合、引張保持と圧縮保持が混在した場合、また、保持時間が異なる場合などのより広い範囲のクリープ疲労条件下での破壊寿命評価には、今後、更なる検討が必要である。

5 結 言

Ni 基単結晶超合金の十字型試験片を用いて 1173K において、軸力-軸力組合せ負荷での多軸低サイクル疲労試験方法の検討を行い、以下の結論を得た。

(1) 試験片軸方向を [001] および [110] 方位とした単軸試験片による引張り、ねじり試験から求めた縦弾性係数、横弾性係数を用いて、立方晶単結晶の縦弾性係数の方位角依存性の式より、立方晶の3つの独立な弾性コンプライアンス定数を求めることができることを示した。この方法によって得た YH61 の弾性コンプライアンス定数の値は純 Ni 単結晶材の値とほぼ一致した。

(2) 立方晶の弾性異方性を考慮した有限要素解析で十字型試験片の応力を解析した結果、試験片標点部に均一な二軸応力状態を得、標点部の応力が他の部分よりも大きくするためには、試験片の x 軸および y 軸の結晶方位を $\langle 110 \rangle$ 方位とする必要があることを明らかにした。

(3) 有限要素法解析結果を実験的に検証するため、x 軸および y 軸の結晶方位が $\langle 110 \rangle$ の十字型試験片を作成し、10分間の保持を伴う高温低サイクル疲労試験を実施したところ、試験片標点部からき裂が発生・進展した。このことから、単結晶の十字型試験片を用いて多軸クリープ疲労試験は上記方位を採ることによって可能となることが分かった。

(4) 4種類の結晶方位の十字型試験片および2種類の丸棒試験片の10分間の圧縮保持を持つ低サイクル疲労寿命はミーゼス相当ひずみ範囲を用いた整理では大きなばらつきが生じたが、ミーゼス相当応力範囲を用いれば、良好な結果を得ることができた。

参 考 文 献

- 1) Y. Fukui, M. Sato, Y. Kobayash, A. Yoshinari, K. Iijima, H. Tamaki, H. Matsuzaki and K. Wada, "Single crystal casting technology for nickel base superalloy buckets of industrial gas turbines", Proceedings of International Gas Turbine Congress, pp.III-7-12 (1995).
- 2) H. Harada, "Ni-base superalloys and new materials : present status and possibilities in future", Journal of the Gas Turbine Society of Japan, Vol.28, No.4, pp.14-20 (2000).

- 3) N. Matsuda, K. Ichikawa, Y. fukuda, A. Yoshinari and H. Toriya, "Evaluation of fatigue-creep interaction life using total strain energy criterion for superalloys and application for life evaluation of air cooled-blade of gas turbine", Journal of the Gas Turbine Society of Japan, Vol.23, No.89, pp.84-91 (1995).
- 4) M. Sakane and M. Ohnami, "High temperature biaxial low cycle fatigue using in cruciform specimen", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.37, No.414, pp.340-346 (1988).
- 5) T. Itoh, M. Sakane and M. Ohnami, "Nonproportional multi-axial low cycle fatigue using cruciform specimen at elevated temperature", Proceedings of the 5th International Conference on Creep of Materials, Lake Buena Vista, Florida, USA, pp.331-339 (1992).
- 6) T. Itoh, M. Sakane and M. Ohnami, "High temperature multiaxial low cycle fatigue of cruciform specimen", Transactions of the ASME, Vol.116, pp.90-98 (1996).
- 7) M. Kanda, M. Sakane, M. Ohnami and T. Hasebe, "High temperature multiaxial low cycle fatigue of CMSX-2 Ni-base single crystal superalloy", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.119, pp.153-160 (1997).
- 8) N. Hiyoshi and M. Sakane, "Tension-torsion multiaxial creep-fatigue for CMSX-2 Nickel base single crystal superalloy", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.50, No.2, pp.137-143 (2001).
- 9) M. Yorikawa, N. Matsuda, M. Sakane, N. Isobe, M. Tsuruki and A. Yoshinari, "Multiaxial low cycle fatigue of Nickel base single crystal superalloy", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.58, No.2, pp.149-154 (2009).
- 10) H. Tamaki, A. Yoshinari, A. Okayama and S. Nakamura, "Development of a low angle grain boundary resistant single crystal superalloy YH61", superalloys 2000, TMS, pp.757-766 (2000).
- 11) Nye, J. F, "Physical properties of crystal", pp.143-145 (1957) Oxford University Press.
- 12) S. Nagashima, "Shugou soshiki", pp.259-263 (1984) Maruzen.
- 13) T. Hasebe, M. Kanda, M. Sakane and M. Ohnami, "Multiaxial low cycle fatigue and cyclic constitutive relation of Nickel-base single crystal superalloy CMSX-2 at high temperature", Proceedings of the 4th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue, Paris, France, pp.169-182 (1994).
- 14) M. Yorikawa, N. Matsuda, M. Anbe, A. Yoshinari and N. Isobe, "Life prediction under creep-fatigue interaction for a Ni base single crystal superalloy", Proceedings of the 40th Symposium on Strength of Materials at High Temperatures, pp.120-124 (2002).