一方向凝固および単結晶超合金切欠材の 773 K における 高サイクル疲労強度評価*

伊藤 洋 茂^{*1}, 犬飼 隆 夫^{*1}

Evaluation of High Cycle Fatigue Properties for Notched Members of Directionally Solidified and Single Crystal Superalloys at 773 K

Hiroshige ITOH^{*2} and Takao INUKAI

^{*2} Power and Industrial System R & D Center, Toshiba Corporation,
2-4 Suehiro-cho, Tsurumi-ku, Yokohama-shi, Kanagawa, 230-0045 Japan

For studying the effect of crystallographic orientation and stress concentration on fatigue properties at 773 K, high cycle fatigue tests were conducted on conventional casting superalloys MM 247, directionally solidified superalloy CM 247 LC and single crystal superalloy CMSX-2. Following conclusions were obtained. 1) Fatigue cracks were initiated at material defects in smooth specimen, and the ratios of fatigue limit to tensile strength were lower than 0.3. 2) Loading conditions made the difference in fatigue limits of smooth specimen, that is, the predicted values from notched fatigue > rotating bending fatigue > axial loading fatigue, which is considered to be caused by the difference of the extent that material defects could take part in fatigue crack origins. 3) Notched fatigue strength of CMSX-2 can be unifiedly expressed by resolved shear stress in fatigue limit diagram, which is independent of crystallographic orientation.

Key Words: Fatigue, Material Testing, Notch, Anisotropy, Nonferrous Metal, Superalloy, Defect

1. 緒 言

ガスタービンなどの高温機器は熱効率向上のために高温化, 大容量化の傾向にあるが, 使用される部品は高温環境下でさらに苛酷な負荷を受けるため, その高温での強度を的確に把握することは機器の信頼性を確保する上でもますます重要になっている。ガスタービンにおいては従来から使用されてきた普通鑄造材(CC)に代わりクリープ強度等の高温強度の優れた一方向凝固材(DS)や単結晶材(SC)が適用される傾向にある。

しかし, これらの材料はその結晶構造から, 顕著な材料異方性を示すことが知られており, これまでにクリープ疲労を含めた低サイクル疲労寿命評価に非弾性異方性を考慮した検討⁽¹⁾⁽²⁾や, 弾性異方性構成式に基づく動翼等の振動特性解析⁽³⁾⁽⁴⁾など材料異方性に対する研究がされている。

しかし, 従来の研究では実際の部材が振動等により, 切欠部などの応力集中部から高サイクル疲労により破

損する実機強度を評価した研究は少ないようである。

本報は DS・SC 材について疲労強度の異方性を種々の切欠形状について検討するとともに, その系統的評価法について提案する。

2. 試 験 方 法

2.1 供試材および試験片 供試材は単結晶 Ni 基超合金 CMSX-2 および一方向凝固材 CM 247 LC である。また比較材として普通鑄造(CC)材の MAR-M 247 を用いた。表 1 に供試材の室温における機械的性質を示す。疲労試験は平滑材および切欠材について実施した。平滑材試験片は回転曲げについて平行部径 8 mm×25 mm 長, 軸荷重について平行部径 3.5 mm×6 mm 長の丸棒試験片である。いずれも荷重軸を結晶成長方位である [001] 方位に合わせて試験片を製作した。切欠試験片は図 1 に示すダブテイル型ジョイント試験片であり, フック面の傾斜角 θ を 45°~90° に変化させることによりフックコーナ部に発生する局部応力やその発生方位を種々の条件に変化させた。本試験片は翼の植込部をモデル化したものである。また SC 材については試験片端面と素材板厚方向の角度 ϕ を 0° (試験片端面 [100] 方位), 27° (試験片端面 [210] 方位), 45° (試験片端面 [110] 方位) に変化させて, 疲

* 原稿受付 2002 年 9 月 18 日。

^{*1} 正員, (株)東芝 電力・産業システム技術開発センター
(〒230-0045 横浜市中区鶴見区末広町 2-4).
E-mail: hiroshige.ito@toshiba.co.jp

疲労強度の異方性を調べた。

2・2 試験条件 切欠疲労試験は一定負荷状態での疲労挙動を想定し、試験片の 5×10 mm の基準ネック部分で 235 MPa となるように一定平均応力を与えて軸荷重制御の試験を実施した。試験環境は、大気中、温度 500°C (773 K) である。軸荷重平滑材は応力比 $R = -1 \sim 0$ で切欠材と同一環境で実施した。なお疲労限は試験本数が限られているため、 10^7 回以上の繰返し数で破断しない最も高い応力振幅として定めたが、得られる疲労振幅の精度が 10% 以内となるように、5 MPa 以内で疲労限を求めた。表 2 に試験条件をまとめて示す。

2・3 切欠試験片の FEM 解析 切欠試験片について応力集中の大きさを解明するために、材料の異方性を考慮した FEM 解析を行った。解析コードは marc であり、8 節点要素を用い、試験ジグとの接触部

には接触要素を適用して、摩擦係数を 0.6 とした。試験片上端部を固定支持し、フック部でジグと接触する条件で解析した。図 2 は解析結果の例として、材料を CMSX-2 とし、フック角 90° の試験片の解析結果である。材料変形の異方性のため、軸対称形状な試験片でありながら、発生する応力は中央部と端部で異なっている。最大応力はフックコーナー部で発生し、応力集中係数 K_t はネック部平均応力との比で表される。表 2 に試験条件とともに、各切欠試験片の応力集中係数 K_t をまとめて示す。 K_t がフック角の増大とともに大きくなるのは、摩擦力の影響の割合によると考えられる。

3. 試験結果

3・1 破面形態 図 3 と図 4 に SC 材の回転曲げ

Table 1 Mechanical properties at room temperature

Material	Yield Strength σ_y (MPa)	Tensile Strength σ_B (MPa)	Elongation (-)	Reduction of Area (-)
MM247	900	1118	0.073	0.106
CM247LC	881	1095	0.079	0.071
CMSX-2	880	891	0.156	0.109

Table 2 Test Condition

Item		Test Condition				
Material		MM247 (CC)	CM247LC (DS)	CMSX-2 (SC)		
Specimen Axis		—	Loading Direction:[001]			
Temperature		500°C(773K)				
Mean Stress		235MPa at neck section of 5mm×10mm				
Stress Concentration Factor Kt						
Rotated Angle ϕ		—	—	0°	27°	45°
Hook Angle θ	45°	4.36	4.61	4.71	4.68	4.48
	65°	4.63	4.63	5.46	—	—
	90°	4.20	5.06	5.22	—	—

Fig. 1 Shape and dimensions of dovetail specimen

Fig. 2 Stress distribution of dovetail specimen (CMSX-2, hook angle: 90°)

Fig. 3 SEM observation of fatigue fracture surface (rotating bending fatigue of CMSX-2)

疲労と軸疲労の破面を示す。CC 材や DS 材では不明りょうとなるが、いずれも平滑材試験での疲労き裂起点はすべてシュリネージ等の内在欠陥であった。そして軸荷重疲労では起点となる欠陥は材料内部となるが、回転曲げ疲労では外周部表層の欠陥が起点となっている。しかし切欠試験片では疲労破壊起点部に欠陥は見い出されず、欠陥の影響を受けることなく単なる応力の繰返しにより疲労破壊したものと考えられる。疲労き裂進展については DS 材では多少不明りょうとなるが、SC 材ではすべての疲労き裂は fcc 金属の主滑り面である {111} 面に沿って進展している。

以上より、き裂発生に関して、欠陥が材料内に均等に分布していると仮定すると、その存在する確率から、軸荷重疲労>回転曲げ疲労>切欠材疲労の順に疲労強度が材料の欠陥に関与する割合は高いと考えられる。

3・2 平滑材疲労強度 図 5 は平滑材の疲労強度を比較した例として、CM 247 LC の回転曲げ疲労と軸荷重疲労試験の結果を示す。回転曲げ疲労の疲労限

Fig. 4 SEM observation of fatigue fracture surface (axial loading fatigue of CMSX-2)

Fig. 5 S-N curves for CM 247 LC at 500°C

に比べ軸荷重疲労の同一応力比 $R=-1$ での疲労限は約 2/3 となっており、大きく疲労強度が異なる。これは CC 材である MM 247 についても同様な傾向がある。各材料を同一条件(軸疲労 $R=0$)で比較すると疲労限および時間強度とも CMSX-2>CM 247 LC>MM 247 の順となった。

3・3 切欠材疲労強度 ネック部の応力振幅をもとにして各切欠材の疲労強度を以下に比較する。図 6 は CMSX-2 のフック角度の依存性を示す。疲労限はフック角度 $\theta=45^\circ < 65^\circ < 90^\circ$ の順であるが、応力集中係数 K_t は $45^\circ < 90^\circ < 65^\circ$ の順であり、必ずしも K_t に対応していない。図 7 は CMSX-2 の結晶方位の影響を示す。疲労限は回転角度 $\phi=0^\circ < 45^\circ < 27^\circ$ の順であるが、時間強度に大きな差異はあまりない。図 8, 9 にフック角度 $\theta=45^\circ$ と 90° での材料間の強度比較を示す。 $\theta=45^\circ$ では疲労限は MM247>CM247LC>CMSX-2 の順となり、平滑材の軸疲労試験の結果と全く逆となっている。これは切欠材の疲労強度が材料に有する本来の強度に加えて材料異方性に起因する応力集中等により変化することを示している。また $\theta=$

Fig. 6 Effect of hook angle θ on fatigue strength of dovetail model for CMSX-2

Fig. 7 Effect of crystal direction ϕ on fatigue strength of dovetail model for CMSX-2

90°ではCMSX-2は最も高い疲労強度を示している。この値は $\theta=45^\circ$ における疲労限の約1.5倍であるが、 K_t は逆に $\theta=45^\circ$ のほうが小さく、この疲労強度差を単純に応力集中で説明するのは難しい。

図10は切欠材のフック角度と疲労限の関係を示す。CC材では $\theta=65^\circ$ が最も疲労限が低く、 $\theta=45^\circ, 90^\circ$ で同一の疲労限となっている。これに対してDS材、SC材ではフック角度を増すほど疲労強度が高くなる傾向が見られ、SC材の $\theta=90^\circ$ の条件が疲労限はもっとも

Fig. 8 Effect of material on fatigue strength of dovetail model for hook angle $\theta=45^\circ$

Fig. 9 Effect of material on fatigue strength of dovetail model for hook angle $\theta=90^\circ$

Fig. 10 Dependence of hook slant angle on nominal fatigue limit

高くなっている。

4. 考 察

4.1 疲労限度線図による評価 負荷方法により疲労強度に差異の見られた平滑材について疲労限度線図(修正 Goodman 線図)により検討を行った。図11はCM 247 LCの回転曲げ疲労と軸荷重疲労の疲労限を比較したものである。軸荷重疲労の $R=-1, 0$ の低応力比の条件では良好な直線関係にあり、回転曲げ疲労とは明らかに強度差が認められる。これはMM 247にも同様にみられ、破面形態の項で示したように、内在する欠陥の疲労破壊起点としての寄与する割合に関係すると考えられる。すなわち回転曲げ疲労では外周部の応力の高い部分の欠陥のみが起点になりうるが、軸荷重疲労では試験片内部すべての欠陥が起点になり得るため、疲労強度差が生じたものと考えられる。これはセラミックス等の脆性材料の破壊強度を決定する際に用いられる有効体積(応力こう配を有する部材に対して、最大応力が一様に作用する状態に置換したとき同じ破壊確率となる体積)の考え方と同様に評価で

Fig. 11 Comparison of fatigue limits for CM 247 LC in modified Goodman's diagram

Fig. 12 Comparison of fatigue limits between smooth specimen and dovetail model specimen for MM 247

き、回転曲げ疲労強度が軸荷重疲労強度に比べて高いのは有効体積が小さいためであると考えられる。

従来の文献データ⁽⁵⁾において回転曲げ疲労データから平均応力がある場合の平滑材の疲労強度を修正 Goodman 線図により推定した場合、危険側に評価するのは以上の理由によるものと考えられる。

図 12 は MM 247 の切欠材の試験結果をもとにして、公称応力振幅×応力集中係数によって、き裂を発生した局所の応力振幅 σ_a を推定し、疲労限度線図上に示したものである。応力振幅値より最大応力は降伏応力 σ_y を超えているため、平均応力を σ_m とすると

$$\sigma_a + \sigma_m = \sigma_y \quad \cdots \cdots (1)$$

の直線上で評価でき、これから推定される平均応力 0 の疲労限は約 $\pm 5\%$ の精度ではほぼ一致し、その値は回転曲げ疲労限の約 2 倍となる。この値と引張強さとの比を求めると 0.47~0.53 になり、通常の合金鋼の平均的な値を示す。すなわち CC 材では切欠材より得られる疲労限が元々基材の有する疲労限であることがわかる。逆に回転曲げ疲労限と軸疲労疲労限と引張強さに対する比は 0.265~0.352, 0.195~0.209 と通常の合金鋼の値に比べて非常に小さい。

Fig. 13 Evaluation of fatigue strength by equivalent stress for MM 247

Fig. 14 Evaluation of fatigue strength by equivalent stress for CM 247 LC

4.2 等価応力振幅による評価 時間強度を同一の指標で評価するために、平均応力 0 での応力振幅に置きなおした次式で与えられる等価応力振幅 σ_{eq} を用いて、切欠材の疲労強度を評価した。

$$\sigma_{eq} = (K_t \cdot \sigma_0 \cdot \sigma_B) / (K_t \cdot \sigma_0 + \sigma_B - \sigma_y) \quad \cdots \cdots (2)$$

ここで σ_0 は公称応力振幅値である。図 14 は MM 247 の等価応力振幅と破断繰返し数の関係を示す。図 14 より破断データはフック角の影響をあまり受けず、ほぼ同一の破断特性を示している。これは CC 材では切欠材の疲労強度が通常の応力集中を考慮した局所応力で評価されることを示すとともに、疲労強度が内在欠陥の影響を受けず、本来の基材の疲労強度で評価されることを示す。DS 材である CM 247 LC についても図 15 に示すように、公称応力振幅による評価に比べ破断特性のばらつきは小さくなっており、CC 材と同様に局所応力による疲労強度評価が可能である。

4.3 分解せん断応力による評価 SC 材については局所的な最大主応力による同様な評価では各切欠材の疲労強度を評価するにはデータをまとめることができず、不十分である。ここで SC 材の疲労き裂は一

Fig. 15 Modified Goodman's diagram based on resolved shear stress for CMSX-2

Fig. 16 Evaluation of fatigue strength by equivalent resolved shear stress for CMSX-2

定の滑り面に沿って伝ばすることから⁽⁶⁾、き裂発生についても滑り面における応力が最も重要であると考えられる。そこで fcc 金属の主滑り面である {111} 滑り面に対する分解せん断応力を FEM 解析結果より算出した。図 15 は結晶方位が明確な CMSX-2 について、疲労限での応力振幅と平均応力から得られる分解せん断応力を疲労限度線図上に示したものである。単軸応力場では分解せん断応力は単軸応力の $1/\sqrt{6}$ となるので、回転曲げ疲労限、耐力および引張強さは $1/\sqrt{6}$ の値で示してある。図 15 から得られる分解せん断応力での疲労限は等価応力振幅で 300~319 MPa のばらつきの小さな値に推定され、その値はフック角度に対する依存性もほとんどない。

次に CMSX-2 の疲労破断データを含む全データについて分解せん断応力による整理を行った。図 16 は応力振幅から得られる分解せん断応力 τ_0 を次式に示すように、平均応力 0 の等価応力振幅 τ_{eq} に換算して、破断繰返し数に対して表したものである。

$$\tau_{eq} = (\tau_0 \cdot \tau_B) / (\tau_0 + \tau_B - \tau_y) \dots \dots \dots (3)$$

ここで τ_B , τ_y は引張強さ、耐力に対応する分解せん断応力を示す。公称応力振幅や局所的な最大主応力による整理と比較して、分解せん断応力による評価はばらつきが非常に小さく、結晶方位やフック角度の影響は全く見られない。すなわち中温度域における SC 材等の材料異方性を有する材料については、分解せん断応力による疲労強度評価が有効であることがわかる。

なお本論文に掲載の商品の名称は、それぞれ商標として使用している場合がある。

5. 結 論

普通铸造(CC)材/一方向凝固(DS)材/単結晶(SC)材の平滑材および切欠材の 500°C における疲労試験を

実施し、以下の事柄が明らかとなった。

(1) 回転曲げおよび軸荷重による平滑材の疲労破壊の起点は材料の内在欠陥であり、その疲労限は引張強さの 0.20~0.35 と通常の合金鋼に比べて小さい。

(2) 疲労破壊の起点としての内在欠陥の関与する割合によって疲労限は切欠材(局部応力) > 回転曲げ疲労 > 軸荷重疲労の順となる。

(3) DS/SC 材の翼植込部を模擬した切欠試験片の疲労強度はフック角度 45°~90° の範囲内ではフック角度が大きくなるほど、疲労強度は増大し、SC 材のフック角度 90° の形状が公称応力振幅では最も高強度となる。

(4) 切欠材の疲労強度は CC 材や DS 材に対しては基材の疲労強度を基にして局部の最大主応力から求められる等価応力を用いて推定できる。

(5) SC 材の切欠材の疲労強度は応力集中部における {111} 面への分解せん断応力を基に、平均応力 0 の等価応力振幅を用いた評価によって試験条件に依らず統一的な評価が可能となる。

文 献

- (1) 例えば、廣瀬智一・ほか 4 名, 機講論, No. 93-63 (1993-10), 485-487.
- (2) 例えば、長谷部忠司・ほか 2 名, 材料, 42-478 (1993), 868-878.
- (3) 例えば、犬飼隆夫・ほか 3 名, 機講論, No. 95-10 (1995-9), 465-466.
- (4) 例えば、長谷部忠司・ほか 2 名, 機論, 59-561, A (1993), 149-155.
- (5) Sreeramesh, K. and Michael, A. M., Cyclic Deformation, Fracture, and Nondestructive Evaluation of Advanced Materials, ASTM STP, 1157 (1992), 136-150, ASTM.
- (6) 岡崎正和・ほか 2 名, 機講論, No. 920-72 (1992-9), 552-553.