Ni 基超合金 IN738LC の衝突損傷に及ぼす材料劣化の影響*

伊藤 洋 茂^{*1}, 岡 部 永 年^{*1}Effect of Material Degradation on Impact Damage
of Cast Ni-Base Superalloy IN738LC

Hiroshige ITOH and Nagatoshi OKABE

Nickel-base superalloy IN738LC is widely used for heavy-duty gas turbine buckets. But the buckets in current advanced gas turbines are exposed to extremely high temperature, which induces significant material degradation during service. Therefore an evaluation of the resistance against damage caused by foreign objects is required to establish a material degradation assessment system. In order to investigate the damage caused by impact from a projectile, the long-time aged material at 750°C-900°C up to 24 000 h of IN738LC are artificially produced and the single-particle fracture test was made on a particle impact test rig. In this study, introducing the fracture model, in which the strain rate controlling process is that dislocations move past γ' precipitates by looping, the critical velocity of impact fracture is explained as a function of projectile size, target thickness, mechanical property such as material elongation and the microstructural parameter of a ratio of the second power of the γ' interparticle distance to the γ' mean diameter. Furthermore, using measured impact loads, the relationship between normalized deformation work induced by impact projectile and impact velocity is discussed.

Key Words: Material Testing, Impact Strength, Nonferrous Metal, IN738LC, γ' precipitate, Projectile Size, Target Thickness, Elongation, Critical Velocity, Deformation Work

1. 緒 言

近年, 熱効率, 燃料の多様性, 運用の柔軟性, 環境適合性などの観点からガスタービンに廃熱回収ボイラおよび蒸気タービンを組合せたコンバインドサイクル発電プラントが積極的に建設されている。

しかし, その主機であるガスタービンは大容量化および, 駆動流体である燃焼ガスの高温化の傾向にあり, その高温部品は高温ガス環境下でより苛酷な負荷を受けることになる。このためこれら高温部品の寿命を的確に把握することはますます重要となり, ガスタービンおよびプラント全体の信頼性を確保する上でも不可欠である⁽¹⁾⁽²⁾。

高温部品である動静翼の使用壽命と考えられている材料面での現象としては, クリープや熱疲労等によるき裂の発生, 腐食, コーティング劣化による表面損傷等があるが, 特に動翼においては材料の経年的な劣化による異物衝突損傷 (Foreign Object Damage, F.O.D.) の増大も大きな寿命評価指針となっている。

動翼材は通常の飛来異物に対しては十分な耐衝撃性

を有するように設計されているが, 高温における長時間時効によって, 材料の靱性が低下すると, 異物衝突に対する抵抗性が急激に低下し, 一部の動翼には大きな欠損を生じる場合がある。

以上の観点からガスタービンの動翼材の劣化を異物衝突損傷の面から評価するため, 実験的にさまざまな条件で経年時効処理を行った材料につき, その衝突強度評価試験を実施して, 破損の限界特性に与える金属組織および静的機械強度の影響を解析した。

2. 試 験 方 法

本試験に供した鋳造 Ni 基超合金 IN738LC の化学組成を表 1 に示す。精密鋳造により作成したブロック材に対して, 1 120°C で 2 時間保持後, Ar ガス急冷の溶体化処理と, 843°C で 24 時間の時効処理を施した後, 下記の長時間時効処理に供した。長時間時効処理は実機の運転温度を考慮して, 750°C, 800°C, 850°C, 900°C の 4 温度とし, 10 000 h, 24 000 h の処理を行った。長時間時効処理を行わない新材相当の材料と長時間時効材の室温における機械的性質を表 2 に示す⁽³⁾。

試験片は 20 mm × 20 mm の板状試験片であり, 板厚を 1.5 mm と 2 mm とした。

使用した試験装置は既報⁽⁴⁾で示した試作小球衝突

* 原稿受付 平成 6 年 4 月 25 日。

^{*1} 正員, (株) 東芝重電技術研究所 (〒230 横浜市鶴見区末広町 1-9)。

試験装置である。使用小球は高炭素Cr軸受け鋼(SUJ2)の、4 mm 径と5 mm 径の小球であり、試験片の試験面に垂直に当てた。破損条件としては、破損時における高温燃焼ガスの翼内流入を考慮して、1回の衝突により試験片が板厚方向に局部貫通する条件とした。

図1に試験片の取付状況を示す。試験片は保持具の中央に取付けられ、その14 mm 径の部分で自由支持される。この治具の中央部の円筒部(内径14 mm, 外径17 mm)に4枚のひずみゲージを貼付して、小球衝突時の衝撃荷重を測定した。衝撃荷重の測定は試験装置の小球速度検出用の光電スイッチの作動をトリガとして開始し、直流型動ひずみ計によって行った。

試験条件をまとめて表3に示す。試験温度は実機使用温度に比べ材料の脆化の影響の現れやすい室温とした。

3. 試験結果

3.1 限界衝突速度 各試験材について同一径の小球を用い衝突速度を変えて3~4回の試験を行い、試験片が局部的に貫通して破損を開始する最小速度を求め、これを試験に用いた小球径での限界衝突速度

表1 供試材の化学組成

C	Ni	Cr	Co	Al	Ti	W	Mo	Ta	Cb	B	Zr
0.10	Bal.	15.8	8.60	3.58	3.40	2.90	1.68	1.63	0.87	0.01	0.06

表2 供試材の機械的性質(室温)

Aging Condition		Tensile Strength σ_B (MPa)	0.2% Yield Strength $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Elongation EL (%)	Reduction of Area RA (%)	Hardness (HV)
Temp(°C)	Time (h)					
—	0	879.7	780.6	5.3	9.8	385
750	10000	832.6	792.4	1.7	1.7	389
800	10000	839.5	776.7	2.1	0.9	380
	24000	877.7	789.5	1.9	6.6	386
850	10000	790.4	700.2	3.0	1.3	354
	24000	828.7	711.0	2.4	7.4	355
900	10000	760.0	679.6	4.0	3.3	353
	24000	778.7	665.9	1.9	4.9	340

図1 試験片取付状況

V_c とした。図2に代表的な試験材の試験結果を示す。図中白抜き記号は破損しない試験片、黒塗り記号は破損した試験片を示し、破損条件での下限速度が限界衝突速度 V_c を与える。限界衝突速度 V_c は小球が一定の限界衝突エネルギー E_0 に達したとき与えられるとすると、 m を小球の質量、 D を小球径、 ρ を密度として

$$m \cdot V_c^2 / 2 = \pi \rho D^3 \cdot V_c^2 / 12 = E_0 \dots \dots \dots (1)$$

が成り立つので、

$$V_c = \sqrt{12 E_0 / (\pi \rho)} D^{-3/2} \dots \dots \dots (2)$$

となり、限界衝突速度 V_c は小球径 D に対して-1.5乗の指数依存性をもつと考えられる。試験結果からは限界衝突速度 V_c は1.5 mmの厚さの試験片について両対数上で小球径 D と-1.27~-1.73の傾きをもつ直線で評価され、ほぼ一致した傾向を示している。図2はその一例を示す。

表3 試験条件

Item	Test Condition
Target Material	Ni-Base Superalloy (IN738LC)
Aging Temperature	750°C, 800°C, 850°C, 900°C
Aging Time	0h, 10000h, 24000h
Specimen Size	20×20×1.5 or 20×20×2 (mm)
Projectile Material	High Carbon Chromium Bearing Steel (SUJ2)
Projectile Diameter	4, 5 mm
Test Environment	Room Temperature in Air
Impact Velocity	150 ~ 360 m/s
Impact Angle	Perpendicular Angle (90°)

図2 限界衝突速度と小球径の関係

図3 未時効材および時効材の限界衝突速度特性

図3は以上のようにして得られた10000h時効材の1.5mm厚試験片における限界衝突速度特性曲線を新材の特性と比較して示したものである。長時間時効処理により特性曲線のレベルが低下しているが、最も限界速度が低下しているのは850°C時効材である。この傾向は24000h時効材についても同様に現れている。

次に以上の結果を基にして、時効温度と限界衝突速度の関係を検討した。図4に示すように、1.5mm厚試験片では、850°Cでの時効による限界衝突速度の低下が顕著であり、さらに新材から10000h材までの低下が、10000h材から24000h材への低下量より大きいこともわかる。新材を基準とした限界衝突速度の最大低下量は24%である。

図4 時効温度と限界衝突速度の関係

図5 衝突荷重の時間変化例

図6 限界衝突速度と力積/質量の関係

3.2 衝撃荷重波形 図5は本試験で得られる代表的な衝撃荷重の時間変化の例である。実線で示す波形は破損試験片の波形であり、破線は破損に至らなかった試験片の波形を示す。衝突時刻を零として表示しており、小球衝突とともに圧縮荷重が計測され、そのピークは20~40μsで生じている。なお小球が光電スイッチを通過してから衝突までの時間と光電スイッチと試験片間の距離から算出した小球速度は、光電スイッチによる計測速度とほぼ一致していた。

全体的に破損試験片のピーク荷重は破損に至らなかった試験片より大きく、また衝突時に圧縮側に占める面積も大きくなっている。ピーク荷重については小球の衝突位置に大きく変化するため、ばらつきが大きい。図6に示すように圧縮側荷重波形の時間積分である力積 M は小球の質量 m で除することにより、小球径の影響を受けず、限界衝突速度 V_c と良好な関係が得られている。力積 M は衝突前後の運動量変化を与え、同図からわかるように限界衝突速度 V_c とは線形関係であることから、次式が成り立つ。

$$M = \int P(t) dt \propto m \cdot V_c \quad (3)$$

ここで $P(t)$ は時間 t の関数としての衝撃力を示す。

3.3 損傷形態 図7に代表的な衝突損傷形態を示す。写真は小球の衝突した面と反対の面の損傷状況を示すものであるが、衝突面には小球径の大きさのくぼみが生じ、その深さは衝突速度が増すごとに深くなる。衝突面と反対の面には写真にみられるように、延性破壊による放射状き裂が生じ、中央部の破片が飛散

図7 代表的衝突損傷形態(板厚1.5mm, 小球径4mm)

図8 試験片変形量の計測法

する場合もある。この損傷形態は材料の長時間時効条件のいかにかわらず、同一である。

次に試験片の変形量を計測した。試験片は衝突部分が局部的に塑性変形するとともに、試験片全体も曲げ荷重を受け変形している。このため図8に示すように、衝突面を平板側にして、平板から試験片最頂部までの高さ h_p から試験片の厚さ h を減じて試験片の変形量 δ とし、これを計測した。変形量 δ は衝突速度とともに増加するが、図9に示すように衝突断面積 $\pi D^2/4$ で除して基準化した限界衝突速度での値 δ_c は、静的引張試験での静的破断特性(伸び E_L , 絞り RA)に依存せずほぼ一定となる。

3・4 き裂観察 図10に代表的な試験片に生じたき裂と組織の走査形電子顕微鏡観察結果を示す。本供試材は γ' 相 [$\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$] を主強化相とする材料であり、時効時間が長く、また時効温度が高いほど γ' 相の析出量は増大する傾向にある。写真ではき裂は塑性変形を受けて多少伸張された γ' 相をぬうように形成されている。このため小球衝突時に材料に生じた転位は γ' 相を切断して進むというより、 γ' 相をバイパスして進むと考えられる。本供試材は部分溶体化処理後、時効処理を施し、未時効状態でも γ' 相間の距離は γ' 相粒径に比較して大きく、転位が粒子によって湾曲するのに十分な距離を有する⁽³⁾。この結果から、衝突変形過程は転位ループの γ' 相での上昇により説明できると考えられる。

4. 検 討

4・1 衝突強度と金属組織の関係 小球衝突時の高速変形における変形速度すなわちひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は γ' 相の周りでの転位ループの上昇過程が律速過程となるモデルを考えると⁽⁵⁾

$$\dot{\epsilon} = C_0 \lambda^2 \sigma^n / d \quad (4)$$

ここで λ は γ' 相の相間距離, σ は作用応力, d は γ' 相の粒径, n は応力依存指数である。 λ^2/d を組織パラ

図9 基準化した限界変形量と伸びの関係

メータとして $\lambda^2/d = \zeta$ とおくと

$$\dot{\epsilon} = C_0 \zeta \sigma^n \quad (5)$$

そこで、式(5)を小球衝突時の負荷時間について積分すると

$$\epsilon_f = \int \dot{\epsilon} dt = C_0 \zeta \int \sigma^n dt \quad (6)$$

ここで、衝撃応力 σ は最大応力 $\sigma_{\max}$ の時間 t_f まで直線的に負荷されるとすると

$$\sigma(t) = \sigma_{\max} \cdot t / t_f \quad (7)$$

式(6)は式(7)を用いて

$$\epsilon_f = C_0 \zeta \sigma_{\max}^n \cdot t_f / (n+1) \quad (8)$$

ここで ϵ_f は破断ひずみであり、 C_0 は材料定数である。一方、最大応力 $\sigma_{\max}$ は曲げ応力が板厚 h の二乗に反比例することから、最大衝撃荷重 $P_{\max}$ を用いて

$$\sigma_{\max} = C_1 P_{\max} / h^2 \quad (9)$$

また小球の運動エネルギーの一定の割合が材料の変形仕事に消費されるとすると、限界変形仕事量 E_d は荷重が最大衝撃荷重 $P_{\max}$ まで時間的に直線的に負荷され、小球は試験片と接触しながら限界変形量 δ_c の距離を進むとして

$$E_d = P_{\max} \cdot \delta_c / 2 \quad (10)$$

すなわち衝突エネルギーとの関係は

$$P_{\max} \cdot \delta_c / 2 = k \cdot m \cdot V_c^2 / 2 \\ = k \pi \rho D^3 \cdot V_c^2 / 12 \quad (11)$$

ここで m は小球の質量, V_c は限界衝突速度, ρ は密度, D は小球径, k は比例定数とする。試験片の変形量 δ_c は各材料でほぼ一定であり、さらに C_2 を材料定数として、 $P_{\max}$ は式(10)より以下のように表される。

$$P_{\max} = C_2 D^3 \cdot V_c^2 \quad (12)$$

式(8), (9), (12)より $C (= C_0 \cdot C_1^n \cdot C_2^2)$ を材料定数として

$$\epsilon_f = C \cdot \zeta \cdot t_f (D^3 \cdot V_c^2 / h^2)^n / (n+1) \quad (13)$$

図10 代表的なき裂面と金属組織の観察結果(未時効材, 板厚 1.5 mm, 小球径 5 mm, 衝突速度 169.1 m/s)

すなわち限界速度 V_c は

$$V_c = [\epsilon_f(n+1)/(C \cdot \zeta \cdot t_f)]^{1/2n} \cdot h \cdot D^{-3/2} \dots (14)$$

上式において t_f は衝突条件のいかんにかかわらずほぼ一定の値であり、その平均値である $32.8 \mu\text{s}$ とした。また破断ひずみ ϵ_f については小球衝突時の高ひずみ速度条件での値が得られていないため、静的引張試験から得られた伸び E_t と比例する関係にあるとして、伸び E_t を破断ひずみ ϵ_f として用いた。組織パラメータ ζ の値は既報⁽³⁾ の値を用い、応力依存指数 n として Ansel と Weertman のモデル⁽⁵⁾ における値 $n=4$ を用いて、すべての限界衝突速度条件から、材料定数 C を求めた。

図 11 は限界衝突速度 V_c と ϵ_f/ζ の関係を示す。直線で示した評価式の値は実測値と良好な相関関係にある。評価式の傾きは $1/2n (=0.125)$ を表すが、試験結果と合致する傾向にある。

図 12 は評価式による限界衝突速度の推定値と実測値を比較したものであるが、約 $\pm 10\%$ の良好な精度で推定されている。

なお限界衝突速度 V_c を材料の硬さ H [HV]、伸び E_t [%]、試験片板厚 h [mm]、小球径 D [mm] を用いて実験式を得ると、

$$V_c = C_3 \cdot H^{0.907} \cdot E_t^{0.102} \cdot h^{1.28} \cdot D^{-1.50} \dots (15)$$

となり、伸び E_t 、試験片厚さ h 、小球径 D についての

指数は式(14)とほぼ一致した値である。

4.2 変形仕事量と衝突エネルギー 小球衝突時の材料の変形仕事量 E_d は式(7)で表され、衝突小球径や材料の厚さにより変化する。そこで材料の変形が小球の衝突断面積と材料の厚さをかけた部分の材料にのみ集中するとして、この部分の体積 ($=\pi \cdot D^2 \cdot h/4$) で、変形仕事量を除して正規化し、正規化変形仕事量 E_{do} を得た。

$$E_{do} = 2P_{\max} \cdot \delta_c / (\pi \cdot D^2 \cdot h) \dots (16)$$

また衝突速度 V は限界衝突速度 V_c で除することにより正規化して、両者の関係を調べた。図 13 に示すように、試験条件に依らず、限界衝突速度付近での両者の関係は一定であり、次式で表される。

$$E_{do} = E_{dc} \cdot (V/V_c)^{12.0} \dots (17)$$

ここで E_{dc} は限界衝突速度での正規化仕事量を表す。この結果は、限界衝突速度以下での損傷状態(変形量)から、その衝突条件での限界衝突速度を推定することができることを示している。

また衝突小球の有する衝突運動エネルギーが材料の限界条件に与える影響について以下に検討した。衝突エネルギー E_v についても衝突条件により変わり、衝突速度 V_c での運動エネルギーは次式で表される。

$$E_v = m \cdot V_c^2 / 2 = \pi \rho D^3 \cdot V_c^2 / 12 \dots (18)$$

次に衝突荷重による発生曲げ応力は板厚 h の二乗に反比例することから、衝突エネルギーをこの値で除す

図 11 限界衝突速度と ϵ_f/ζ の関係

図 13 正規化変形仕事量と正規化衝突速度の関係

図 12 限界衝突速度評価式の精度の検討

図 14 正規化衝突エネルギーと静的塑性仕事量の関係

ることにより正規化し、正規化衝突エネルギー E_{vo} を得た。

$$E_{vo} = \pi \rho D^3 \cdot V_c^2 / (12k^2) \quad \dots\dots\dots (19)$$

本試験材の静的変形仕事量として静的引張強度から得られる引張強さ σ_B と耐力 σ_y の平均値に伸び E_l を乗した塑性仕事パラメータ $E_p = (\sigma_B + \sigma_y) \cdot E_l / 2$ を用い、正規化衝突エネルギーとの関係を調べた。図 14 に示すように両者の関係は次式で近似される。

$$E_{vo} = E_{vc} + C_p \cdot E_p^{1.90} \quad \dots\dots\dots (20)$$

E_{vc} , C_p は定数であり、衝突条件に依らず、両者は一定の関係となっている。

5. 結 言

ガスタービン動翼材 IN738LC の経年劣化を異物衝突損傷の面から評価するため、実験室的にさまざまな条件で経年時効処理した材料について、その衝突強度試験を実施して、破損の限界特性に与える金属組織および静的機械強度の影響を解析し、以下の結果を得た。

(1) 時効温度 850°C での長時間時効材が未時効材に比べて最も限界衝突速度が低くなり、最大 24% 低下する。

(2) 衝突損傷形態は材料の時効条件のいかんにか

かわらず、延性破壊による放射状き裂を生じる形態を示す。

(3) 衝突時の材料のひずみ速度は材料の主強化相である γ' 相の周りでの転位ループの上昇過程により律速するとして、 γ' 相の相間距離および粒径を組織パラメータとし、静的破断伸びを用いて限界衝突速度を理論的に評価することができる。

(4) 材料の衝突部分の体積で正規化した変形仕事量は衝突条件に依らず限界衝突速度で正規化した速度と良好な関係となる。また限界衝突条件にある衝突エネルギーも材料の厚さの二乗で除することにより正規化して、静的変形仕事量と関係づけられる。

文 献

- (1) Stringer, J. and Viswanthan, R., in *Proceedings Conf. on Life Assessment & Repair Technology for Combustion Turbine Hot Section Components*, (1990), 1.
- (2) 吉岡・ほか 4 名, 学振耐熱金属材料第 123 委員会研究報告, **33-3**(1992), 335.
- (3) 岡部・ほか 3 名, ガスタービン秋季講演会講演論文集(1993-10), C-5, 277.
- (4) 伊藤・岡部, 機講論, No 920-78(1992-9), 10.
- (5) Ansell, G.S. and Weertman, J., *Trans. AIME*, **215** (1959), 838.