Ti-6Al-4V 合金の疲労き裂伝ば挙動に及ぼす異方性の影響[†]

橋 内 良 雄* 田 中 正 清*
吉 久 悦 二* 本 田 尚*

Influence of Anisotropy on Fatigue Crack Growth Behavior of Ti-6Al-4V Alloy

by

Yoshio KITSUNAI*, Masazumi TANAKA*, Etsuji YOSHIHISA*
and Takashi HONDA*

The fatigue crack growth tests under constant amplitude and two-step program loadings were carried out to assess the effect of anisotropy on the crack growth of a forged Ti-6Al-4V alloy. CT specimens were cut from three different orientations with regard to the rolling direction of the material. Crack closure was measured by a compliance method to examine the overloading effect on the crack growth during the two-step program loading. Fracture surface morphologies were examined by a scanning electron microscope to assess the crack growth mechanism of the material tested. It was found that the crack growth rate was almost independent of the orientation of the material, regardless of loading condition. The crack opening stress intensity under the two-step program loading was almost the same in each block and was governed by the maximum stress intensity factor in the block. The fatigue crack growth rate under two-step program loading was correlated well with an effective stress intensity factor range estimated based on the linear accumulation of the stress intensity factor ranges of each step in the block. Cleavage facets occupied the major portion of fracture surface of low ΔK region under constant amplitude loading. Fracture surface under program loading was covered with striations corresponding to the loading sequence. Large striation due to overloading seems to be formed through the blunting and resharpening mechanism at crack tip.

Key words: Fatigue crack growth, Anisotropy, Program loading, Crack closure, Fractography, Ti-6Al-4V

1 緒 言

チタン合金は比強度が高く、耐熱、耐食性にも優れていることから、航空機をはじめとして、海洋機器や化学装置に広く使用されている。とりわけ、 α 相(hcp構造)+ β 相(bcc構造)を有するTi-6Al-4Vは、代表的なチタン合金として知られており、耐熱性や軽量化の観点から今後ますます多方面で活用されるものと思われる。しかし、Ti-6Al-4Vはbccやfcc構造の鋼やアルミ合金とは異なり、組織感受性や異方性が強く、鉄鋼材料で認められるような引張り強さと疲労強度の間に相関が存在しないことが指摘されている¹⁾。このため、微視組織が疲労寿命や疲労き裂伝ば挙動に及ぼす影響が各種の条件下で調べられている。異方性の影響については、菅野らが純チタンを用いて詳細な研究を行っているが、チタン合金についての結果は少ないようである。本研究では、工業的に最も多く使用されているTi-6Al-4V合金について、一定振幅荷重および2段変動荷重試験を行い、疲労き裂伝ば挙

動に及ぼす異方性の影響について検討した。また、き裂伝ば機構についての知見を得るために、フラクトグラフィによる検討を行った。

2 試験片および実験方法

実験に供したTi-6Al-4Vは鍛造した直径150mmの丸棒(鍛造比約3.6)であって、化学成分をTable Iに、C-LおよびL-C方向から採取した引張り試験

Table I. Chemical composition of material used (wt. %).

Ti	Al	V	Fe	O	N
val.	6.75	4.50	0.30	0.20	0.050

Table II. Mechanical properties of material used.

Orientation	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
C-L	901	964	13.6
L-C	917	964	13.2

[†] 原稿受理 平成5年8月16日 Received Aug. 16, 1993

* 正 会 員 産業安全研究所 〒204 清瀬市梅園, Res. Inst. of Indust. Safety, Umezono, Kiyose, 204

Fig. 1. Microstructure of L-C orientation of Ti-6Al-4V.

Fig. 2. Specimen orientation with respect to the rolling direction.

片の機械的性質を Table II に示す。また、供試材の L-C 方向の金属組織を Fig. 1 に示す。

試験片は、Fig. 2 に示すように、C-R、C-L および L-C の 3 方向から採取した。試験片の形状は板厚 10 mm、板幅 51 mm の CT 試験片である。

疲労き裂伝ば試験は電気油圧式疲労試験機を用いて、一定振幅荷重および 2 種類のプログラム荷重 A、B を負荷して行った。応力比 R はいずれも 0.05、荷重波形は正弦波であって、繰返し速度は一定振幅荷重では 8~15 Hz、プログラム荷重の場合は 0.5~5 Hz である。プログラム荷重試験は式 (1) で定義する過荷重比 OLR が 100% となるように、変動荷重振幅を定めた。

$$OLR = [(P_{OL} - P_{MB}) / P_{MB}] \times 100 \quad (1)$$

ここで、 P_{MB} は基準荷重の最大値、 P_{OL} は過大荷重の最大値である。

各ステップの繰返し数 N_i と 1 ブロック当りの繰返し数 ΣN は、プログラム荷重 A では、 $N_1=99$, $N_2=1$, $\Sigma N=100$, プログラム荷重 B では $N_1=99$, $N_2=1$, $N_3=9$, $N_4=1$, $N_5=379$, $N_6=1$, $N_7=9$, $N_8=1$, $\Sigma N=500$ である。き裂伝ば速度 da/dN は、一定振幅荷重では Secant 法により求めた。変動荷重の場合は、1 ブロック当りのき裂伝ば長さ Δa を 1 ブロック

の繰返し数 ΣN で除すことにより求めた。き裂開口荷重の測定は、試験片の背面に 2 mm のひずみゲージを貼り、引算回路を用いてコンプライアンス法により行った。疲労試験後すべての破面について、走査電子顕微鏡を用いて観察を行った。

3 実験結果および考察

3.1 一定振幅荷重下の疲労き裂伝ば挙動

Fig. 3 は一定振幅荷重下の疲労き裂伝ば速度と ΔK の関係を示したもので、 $15 < \Delta K < 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲の da/dN と ΔK に対して最小自乗法を適用して求めた Paris 則の m の値は 2.8~3.3 である。 da/dN を比較すると、C-L 方位のデータが若干高速側にプロットされる傾向にあるが、ばらつきを考慮すると Paris 則の成立範囲において da/dN に顕著な異方性は存在しない。 $\Delta K < 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ においても C-L と L-C 方位の da/dN は同様な挙動を示しており、また ΔK_{th} もそれぞれ 5.76, 5.88 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であって、両者はほぼ一致している。この結果から明らかなように、き裂の伝ばが微視組織の影響を受け安くなる低 ΔK においても、異方性は認められない。Fig. 4 はき裂開口比 U と K_{max} の関係を示したもので、データのばらつきを勘案すると、 U に異方性の影響は反映されていない。Fig. 4 において、 K_{max} が約 15 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以下では K_{max} と共に U も増加し、 $15 < K_{max} < 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ではほぼ U が一定となり、最終破壊近傍の $K_{max} > 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ では再び増加し、約 1 と

Fig. 3. Effect of anisotropy on fatigue crack growth rate under constant amplitude loading.

Fig. 4. Relationship between crack opening ratio, U , and $K_{\max}$ under constant loading.

なっている。このような U の変化はこれまで他の材料で計測されたデータと同様な傾向を示している。

3・2 プログラム荷重下の疲労き裂伝ば挙動

プログラム荷重試験において、1ブロック当りの平均的なき裂伝ば速度を式(2)で示す等価応力拡大係数範囲に対してプロットした結果を Fig. 5 に示す。

$$\Delta K_m = \left(\frac{\sum_{i=1}^2 \Delta K_i^m N_i}{\sum N_i} \right)^{1/m} \quad (2)$$

ここで、 ΔK_i と N_i はステップ i での応力拡大係数範囲と繰返し数である。式(2)の m は、一定振幅荷重下での Paris 則の m が 2.8~3.3 であったことから、その平均値をとり $m=3$ を採用した。

Fig. 5 に見られるように、プログラム A および B のいずれの変動荷重の場合においても、 da/dN に異方性は現れてはいない。また、変動荷重下の da/dN は高 ΔK 域を除いて、散布帯で示す一定振幅の da/dN よりも低下しており、これまで種々の材料で報告されている結果と定性的には一致している。変動荷重

Fig. 5. Effect of anisotropy on fatigue crack growth rate under two-step program loading.

下における da/dN に遅延が生じる要因として、き裂開閉口、き裂の偏向、き裂先端の加工硬化、フレンジング酸化物等が報告されている。これらのうち、き裂開閉口が最も重要と考えられる。そこで、変動荷重下のき裂開閉口荷重 P_{op} の計測を行った。Fig. 6 は、プログラム B を負荷した場合の荷重と、引算回路を用いたき裂開閉口変位線図を、記録紙を送りながら X-Y レコーダに記録した結果であって、過大荷重を負荷する以前(図中の B)と以後(図中の A)でき裂開閉口レベルに変化は見られず、また、過大荷重を含めたき裂開閉口荷重 P_{op} は一点鎖線で示すように、ほぼ一定となっている。なお、 P_{op} は負荷レベルや試験片の方位

Fig. 6. Load-subtracted displacement curves under two step program loading.

Fig. 7. Relationship between crack opening ratio, U , and crack length ratio, a/W , under two-step program loading.

によらず, 1 ブロック中ではほぼ一定の値となっている。 P_{op} の測定結果を基にき裂開口比 U を求めて, き裂長さ比 a/W に対してプロットした結果を Fig. 7 に示す。図に見られるように, プログラム A, B 共にオープンシンボルで示す基準荷重のき裂開口比 U_L は, ソリッドシンボルで示す過大荷重のき裂開口比 U_H よりも低下している。変動荷重下の U は K_{max} が約 $25 \sim 60 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲に対する結果であるが, この結果を Fig. 4 の K_{max} のほぼ等しい範囲の U と比較すると, 荷重振幅の大きい過大荷重の U (すなわち U_H) とほぼ等しくなっている。しかし, U_L は 0.63 程度であって, 一定振幅荷重の場合の U よりもかなり小さく, 過大荷重によって作られた塑性域の影響を受けて, き裂が開口しにくくなっていることを示している。

3・3 有効応力拡大係数範囲とき裂伝ば速度

前記したように, き裂開口荷重レベル (き裂開口応力拡大係数 K_{op}) は 1 ブロック中ではほぼ一定であった。したがって変動荷重下におけるき裂伝ば速度は, 各ステップの最大応力拡大係数 $K_{i \max}$ から K_{op} を減じた有効応力拡大係数範囲によって支配されると考えられる。この有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{i \text{eff}}$ は, 式 (3) によって与えられる。

$$\Delta K_{i \text{eff}} = K_{i \max} - K_{op} = U_i \Delta K_i \quad (3)$$

ここで U_i は各ステップのき裂開口比である。

この $\Delta K_{i \text{eff}}$ を式 (2) の ΔK に代入すれば有効応力拡大係数範囲の m 乗重み平均が算出できる。

$$\Delta K_{\text{eff } m} = \left(\sum_{i=1}^2 \Delta K_{i \text{eff}}^m \frac{N_i}{\sum N_i} \right)^{1/m} \quad (4)$$

式 (4) で定義した有効応力拡大係数範囲の m 乗重み平均を用いて変動荷重下の da/dN を整理するに当たり, き裂開口比 U_i を Fig. 7 の結果から, $U_1 = 0.63$, $U_2 = 0.82$ と定めた。また, 一定振幅荷重の U は Fig. 4 に示したように, $15 < K_{max} < 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ で 0.8 程度となっていることから $U = 0.8$ とした。これらのき裂開口比を基に, 一定振幅荷重では $\Delta K_{\text{eff}} = U \Delta K$ を,

Fig. 8. Relationship between da/dN and effective stress intensity factor range, ΔK_{eff} , $\Delta K_{\text{eff } m}$, under constant amplitude and two-step program loadings.

変動荷重では式 (4) に示す有効応力拡大係数範囲を用いて Fig. 3 の一定振幅荷重および Fig. 5 の変動荷重の da/dN の再整理を行った。Fig. 8 はその結果を示したもので, 各 da/dN は傾斜が約 3 の比較的狭い散布帯中にプロットされ, 本方法による da/dN の整理が有効であることがわかる。

3・4 フラクトグラフィ

一定荷重振幅の場合, $\Delta K < 10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の低 ΔK 域では方位によらずへき開状の形態が出現し, その割合は ΔK_{th} に近づくにつれて増加する。Fig. 9 は一例として L-C 方位の ΔK_{th} 近傍の破面を示したもので, α 相に対応すると思われるファセットにへき開段が形成されている。前記したように α 相は hcp 構造を有

Fig. 9. Fractograph showing cleavage formed in low ΔK region under constant amplitude loading. $\Delta K = 6.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $da/dN = 3.43 \times 10^{-10} \text{ m/cycle}$. L-C orientation.

Fig. 10. Fractograph showing striation under constant amplitude loading. $\Delta K=30.9$ MPa $\sqrt{\text{m}}$, $da/dN=6.48 \times 10^{-7}$ m/cycle. C-R orientation.

しており、すべり面とへき開面が一致するので、 α 相中のすべり変形が粒界や針状組織を有する β 相に阻止されるために、へき開が発生すると推察される。ステレオ観察の結果、隣接へき開ファセット間でかなりの段差が作られている場合が多く、すべりが支配的な炭素鋼の ΔK_{th} 近傍よりも破面の凹凸が激しかった。このためチタン合金の場合には炭素鋼よりも破面あらさが ΔK_{th} に影響すると推察される。 $\Delta K > 15$ MPa $\sqrt{\text{m}}$ からはストライエーションが支配的な破面形態となっている (Fig. 10)。ストライエーションは多くの場合、一定の幅を有する帯状したプラトー部分 (Fig. 10 の A-B, B-C 間) に作られており、高 ΔK 域では帯状部分が隣接する境界において、破面に垂直な二次き裂がしばしば認められる。この帯の幅は Fig. 1 に示した α 相の幅と大略等しいことから、き裂が α 相を選択的に伝ばしているものと推察される。なお、ストライエーションの間隔はき裂伝ば速度とほぼ一致している。

Fig. 11 (a) はプログラム A を、Fig. 11 (b) はプログラム B を負荷した場合の破面形態を示したもので、プログラム荷重の場合にも異方性の影響は破面形態に反映されておらず、プログラムの過大荷重に対応した大きなストライエーション (Fig. 11 (b) の 1, 3, 5, 7) が形成されている。なお、高き裂伝ば速度域では大きなストライエーションの間に、基準荷重に対応する小さな間隔のストライエーションが作られている場合が多い。過大荷重と次の過大荷重が作用した場合に作られる大きな 2 個のストライエーション間隔、すなわち、1 ステップあるいは 1 ブロックのき裂伝ば距離は、それが形成された ΔK_{effm} または ΔK_{eff} に対応する da/dN (Fig. 8) に 1 ステップあるいは 1 ブロックの繰返し数 (N_i , $\sum N$) を乗じて求めた長さとはほぼ一致して

(a) Program loading A, $\Delta K_{effm}=11.8$ MPa $\sqrt{\text{m}}$, $da/dN=4.20 \times 10^{-8}$ m/cycle, C-L orientation.

(b) Program loading B, $\Delta K_{effm}=10.5$ MPa $\sqrt{\text{m}}$, $da/dN=2.41 \times 10^{-8}$ m/cycle, C-L orientation.

Fig. 11. Fracture morphologies resulting from application of two-step program loadings.

いる。このような関係は、変動荷重を受ける実機が破壊した場合に、変動荷重間の繰返し回数を推定するのに利用できる。

変動荷重の場合、各ステップの負荷レベルによってき裂が 45° に偏向しながらジグザグに伝ばする結果や、過大荷重負荷位置では一対の破面が凹と凸に対応する結果が報告されている。そこで、本実験のように過大荷重比が 100% の場合の一対の破面形状について検討するため、ステレオ・マッチングの手法を適用した。

Fig. 12. Matching fractographs of fracture surfaces resulting from application of two-step program loading and schematic illustration of fracture surfaces contours. Program loading B $\Delta K_{effm} = 14.1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $da/dN = 6.40 \times 10^{-8} \text{ m/cycle}$, C-L orientation.

Fig. 12 は、L-C 方位の試験片に対して、プログラム B の荷重を負荷した場合の破面のマッチング写真と破面形状をモデル的に示したもので、3 次元的形状はかなり複雑に変化しているが、過大荷重が作用した部分はストレッチゾーンと類似の形状となっている場合が多く、基本的にはこれまで示されているストライエーションモデルと同様、き裂先端の開口と鈍化を反映した形状となっている。

4 結 論

鍛造比が約 3.6 の Ti-6Al-4V 合金製の丸棒から CT 試験片を作製して、一定荷重振幅および二段変動荷重試験を行い、き裂伝ば挙動に及ぼす異方性の影響を調べた。結果は以下のように要約される。

(1) 鍛造した Ti-6Al-4V 合金の疲労き裂伝ば速度には、一定振幅荷重およびプログラム変動荷重のいずれの場合においても、異方性の影響は認められない。

(2) 変動荷重下におけるき裂開口荷重は、過大荷重が負荷される直前と過大荷重負荷後で変化は認められず、1 ブロック中ではほぼ一定となっている。過大荷重のき裂開口比 U_h は、基準荷重の開口比 U_L よりも高く、 U_h は一定荷重振幅におけるき裂開口比 U とほぼ同レベルとなっている。

(3) 2 種類のプログラム荷重（二段変動荷重）のき裂伝ば速度は、各段の最大応力拡大係数からき裂開口応力拡大係数を減じた応力拡大係数範囲を 3 乗重み平均した有効応力拡大係数範囲を用いて整理することができる。

(4) Ti-6Al-4V 合金の $\Delta K < 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の低 ΔK 域ではへき開ファセットが、 $\Delta K > 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の高 ΔK 域ではストライエーションが支配的な破面形態となっている。

(5) ステップ i での過大荷重と、ステップ $i+1$ での過大荷重によって作られる 2 個の大きなストライエーションの間隔、すなわちステップ i からステップ $i+1$ 間のき裂伝ば距離は、ステップ i における有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} あるいは ΔK_{effm} に対応する da/dN に、ステップ i からステップ $i+1$ 間までの繰返し数を乗じた値とほぼ等しい。

(6) 過大荷重によって作られるストライエーションの形状は、き裂先端の開口と鈍化を反映した形状となっている。

(平成 5 年 6 月 24 日 日本材料学会第 8 回フラクトグラフィシンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 皆川邦典, 鉄と鋼, **75**, 1104 (1989).
- 2) たとえば, 第 21 回疲労シンポジウム講演論文集 (1992) 日本材料学会
- 3) 菅野幹男, 梅津憲由, 佐竹忠昭, 材料, **41**, 48 (1992).
- 4) E. F. J. von Euw, R. W. Hertzberg and R. Roberts, ASTM STP 513, 230 (1972).
- 5) 松岡三郎, 田中紘一, 日本機械学会論文集, **44**, 375 (1978).
- 6) 菊川 真, 城野政弘, 近藤良之, 日本機械学会論文集, A-49, 278 (1983).
- 7) 小林英男, 橋内良雄, 井野幸雄, 成本朝雄, 岩館忠雄, 飯田国廣, 日本機械学会論文集, A-50, 820 (1984).
- 8) 城野政弘, 菅田 淳, 日本機械学会論文集, A-50, 1821 (1984).
- 9) S. Suresh, Eng. Fract. Mech., **18**, 577 (1983).
- 10) J. F. Knott and A. C. Pickard, Metal Science, **11**, 399 (1977).
- 11) S. Suresh, Scripta Metall., **16**, 995 (1982).
- 12) 小寺沢良一, 志茂大治郎, 近藤潤一, 材料, **27**, 54 (1978).