Ti-5 Al-2.5 Sn 合金の組合せ繰返し曲げおよび 繰返し振り応力による疲労破壊

Y.A. Shamanin* 横堀 武夫** 坂田 寛***

Yuri A. Shamanin, Takeo Yokobori and Hiroshi Sakata: Fatigue Fracture of Ti-5Al-2.5 Sn Alloy under Combined Alternating Bending and Torsional Stresses. The static strength and the fatigue strength of Ti-5 Al-2.5 Sn alloy was investigated.

Heat treatment improves the static fracture strength and the fatigue strength, and increases the ratio τ_w/σ_{wb} of reversed torsional fatigue limit τ_w to reversed bending fatigue limit σ_{wb} . Tensile lower and upper yield stresses and ultimate tensile strength increase linearly with respect to the inverse square root of grain size diameter. Elongation, reduction of area and torsional ductility are increased by heat treatment.

The dependence of the endurance limit under different combinations of alternating bending and torsional stresses has been obtained experimentally and compared with the theoretical criterions. The fatigue fracture criterion is given by the maximum shear stress criterion with a small error in the safe side for design use, whereas the criterion for the overall (macroscopic) direction of fatigue crack propagation is given by macroscopic (applied) tensile principal stress. It is to be noted these criterions do not necessarily agree with each other.

(Received December 2, 1975)

I. 緒 言

組合せ応力下でのチタン合金の疲労破壊に関しては、従来ほとんど知られていない。そこで著者の一人⁽¹⁾はさきに Ti-5 Al-2.5 Sn 合金について静振りと回転曲げとを組合せた場合の疲労限度に関する研究を行なった。その結果、静振り応力が Ti-5 Al-2.5 Sn 合金の回転曲げ疲労限度を低下せしめることを明らかにした。

本報はこれに続き、繰返し曲げ応力と繰返し振り応力が同時に作用し、かつ両応力とも同じ位相を持って、正負等大値間を変動する場合の Ti-5 Al-2.5 Sn 合金の疲労挙動についてしらべたものである。

II. 実験材料および実験方法

1. 実験材料

実験に用いた試料は Ti-5 Al-2.5 Sn 合金であり、その化学成分を Table 1 に示す。素材はアーク溶解によって得られたインゴットを熱間鍛造によりビレットにして、そ

Table 1 Chemical composition of the material used. (wt%)

C	Fe	N	O	H	Al	Sn
0.006	0.321	0.0053	0.151	0.0039	5.07	2.29

れを再び熱間鍛造により丸棒とし、さらに温間圧延することによって直径 25 mm の丸棒にしたものである。

結晶粒大きさのことなる試料を得るために、これに焼なまし熱処理を施し、その後、Fig. 1 に示すような試験片形状に機械加工して実験に供した。また、硬度測定および光学顕微鏡組織観察用試片として、22×8 mm、長さ 12 mm に切断して、圧延方向に平行な断面およびそれに垂直な断面をそれぞれ測定して、その平均値をとった。Table 2 に熱処理条件および得られた平均結晶粒径を示す。ここで、熱処理は、電気マッフル炉を使用し、試片の温度は、試片に近接して置かれたアルメル・クロメル熱電対で検出され、10°C 以内で制御された。また、Table 2 に記したように、圧延材、750°C で 2 hr 保持後空冷および 950°C で 2 hr 保持後空冷のものを、以下それぞれ A, B および C シリーズと称することにする。Photo. 1 に各シリーズの組織を示す。

2. 実験方法

引張り試験には、インストロン型引張り試験機を用いて行なった。静的振り試験には静振り試験機を用い、座屈を防ぐために試験片の中に中実丸棒を挿入して行なった。繰返し振り試験 ($\theta=0^\circ$, θ : 試験片軸と駆動軸の中心線とのなす角) および繰返し曲げ試験 ($\theta=90^\circ$) には、シエンク型疲労試験機を用い、組合せ振りおよび曲げ試験 ($\theta=20^\circ$, 45° , 65°) には、本研究室で設計された組合せ応力疲労試

* レニングラード工科大学 (Leningrad Shipbuilding Institute, the USSR)

** 東北大学工学部機械工学第二学科 (Department of Mechanical Engineering II, Faculty of Engineering, Tohoku University, Sendai)

*** 東北大学大学院 (Graduate School, Tohoku University, Sendai)

Fig.1 Dimension of the specimens.

(a) tensile specimen, (b) torsion specimen,
(c) fatigue specimen

Photo.1 Microstructure of the specimens.
(parallel to the rolling direction)
(a) Specimen series A, (b) Specimen series B, (c) Specimen series C

Table 2 Heat treatment and average grain size of the test specimens.

Specimen series symbol	Heat treatment	Average grain diameter (mm)
A	As rolled	0.0082
B	Annealed for 2 hr at 750°C, followed by air cooling	0.010
C	Annealed for 2 hr at 950°C, followed by air cooling	0.020

験機⁽²⁾を用いた。この組合せ応力疲労試験機を用いると、試験片を試験機主軸に対し適当な角 θ だけ傾けることによって、同位相の振りと曲げのモーメントを試験片に与えることができる。

なお、シェンク型疲労試験機および組合せ応力疲労試験機の作動時において、試験片に抵抗線ひずみゲージを貼り、電磁オシログラフを用いて、疲労試験中のひずみ波形が正常なことを確かめ、また同時に動的応力の割増量を求めて実験値を補正した。

硬度測定には、マイクロビッカース硬度計を用い、前述したように、試験面は、圧延方向に平行な断面およびそれに垂直な断面で、それぞれ機械加工後エメリー紙 0/6 まで研摩し、その後パフ研摩仕上げを行ない、試験荷重 1 kg

で、各 5 回硬度を測定してその平均値をとり、最後に両断面の平均値をとった。

試験は全て常温で行ない、疲労試験の繰返し速度は 3000 cpm とし、平均応力は零とした。また、本実験では、可視き裂が試験片に生じた時を破壊と定義している。

III. 実験結果および考察

1. 静的機械的性質

引張り試験における荷重-伸び曲線の典型例を Fig.2 に示す。これより、いわゆる不連続降伏(鋭い降伏)の様相が現われることがわかる。静的振り試験においてもこれが存在することが確認された。

引張りおよび静的振り試験の結果得られた機械的性質を Table 3 に示す。これらの値は 3 本の試験片の平均値であ

Fig. 2 Examples of load-elongation diagram of the materials used.

Table 3 Static mechanical properties.

Specimen series symbol	Tensile						Torsion			Vickers hardness
	kg/mm ²				%		kg/mm ²		degree	
	Upper yield stress	Lower yield stress	Ultimate tensile strength	True fracture stress	Elongation	Reduction in area	Yield point	Ultimate strength	Torsional angle prior to fracture	
A	90.1	90.0	94.0	124.1	15.4	36.3	56.9	62.2	52	335
B	89.5	88.7	92.7	136.4	22.2	46.5	51.6	74.8	266	291
C	85.5	85.5	89.8	130.2	22.6	43.5	53.3	75.9	247	289

る。また、Table 3 には硬さ試験の結果ものをせてある。この値は、圧延方向に平行な断面およびそれに垂直な断面との平均値である。

Fig. 3 には、A、B および C シリーズについて求めた静的機械的性質を、結晶粒大きさの平方根の逆数を横軸に

Fig. 3 Plots of the mechanical and fatigue properties against the inverse square root of grain size d or each series of the specimen tested.

σ_{su} $\times$ Upper yield stress
 σ_{sl} $\triangle$ Lower yield stress
 σ_B $\circ$ Ultimate tensile strength
 σ_T $\bullet$ True fracture stress
 σ_{wb} $\diamond$ Reversed bending fatigue limit
 τ_w ∇ Reversed torsion fatigue limit

として表わした。Fig. 3 において、引張り試験における上、下降伏点および極限引張り強さは、 $d^{-1/2}$ に対してほぼ直線の関係になり、Petch の関係式⁽³⁾、すなわち次式にしたがう。

$$\sigma = \sigma_0 + k \cdot d^{-1/2}$$

ここに、 σ_0 および k は定数である。しかし、振り試験では極限振り応力の方は、A シリーズよりも B、C シリーズのように焼なまし熱処理によって増加し、最終破壊時の振り角は約 5 倍に増加した。また、Fig. 2 からわかるように、B および C シリーズの荷重-伸び曲線にみられる不連

続降伏(鋭い降伏)は、A シリーズのそれより若干明瞭になった。

なお、Fig. 3 には破壊応力もプロットしてある。すなわち、破壊応力の方は、 $d^{-1/2}$ に対して直線の関係にはならず、上、下降伏点および極限引張り強さと異なる傾向を示していることは注目すべきである。

2. 疲労挙動

(1) 熱処理ないし結晶粒大きさの影響

A、B および C シリーズの $S-N$ 曲線をそれぞれ Fig. 4、Fig. 5 および Fig. 6 に示す。なお、Fig. 4 には繰返し振りおよび曲げの組合せ応力下におけるデータもプロットしてある。これらの図では、縦軸の疲労応力振幅は最大剪断応力 τ_{max} で表現している。これらの最終結果を Table 4 に示す。

各シリーズの繰返し曲げ疲労限度 σ_{wb} および繰返し振り疲労限度 τ_w を $d^{-1/2}$ に対してプロットすると、Fig. 3 のよ

Fig. 4 $S-N$ diagrams. (Series A)

Fig.5 S-N diagrams. (Series B)

Fig.6 S-N diagrams. (Series C)

うになる。この図からわかるように、繰返し曲げ疲労限度および繰返し振り疲労限度は、 $d^{-1/2}$ に対して直線的関係にはならず、破壊応力と同様な傾向を示している。すなわち、破壊応力および疲労限度は、上、下降伏点および極限引張り強さなどとは傾向を異にし、圧延材のものと焼なまし熱処理したものとで違った傾向を示している。焼なまし熱処理により結晶粒を変えた場合に、圧延材をふくめて上、下降伏点および極限引張り強さなどの塑性変形強度の方は、Petch の関係式⁽³⁾にしたがって変化するが、疲労破壊強度をふくめて破壊強度の方は、圧延材では結晶粒の不均一度が大きいので、その影響をうけて低下しているものと考えられる。

また、Table 4 には、繰返し振り疲労限度 τ_w と繰返し曲げ疲労限度 σ_{wb} との比 τ_w/σ_{wb} ものせてある。この比は、疲労限度あるいは疲労破壊のクライテリオン⁽⁴⁾の尺度である

が、Table 4 からわかるように、その比の値が焼なまし熱処理によって増加している。

(2) 組合せ曲げ・振り繰返し応力による疲労挙動

繰返し振りおよび曲げの組合せ応力下での疲労限度線図 (A シリーズ) を Fig. 7 に示す。この図では、横軸に、曲げ応力振幅 σ_a と繰返し曲げ疲労限度 σ_{wb} との比、縦軸に、振り応力振幅 τ_a と σ_{wb} との比をとり、無次元の形でとった。

Fig.7 Fatigue limit diagram under combined reversed bending and torsional stresses. (Series A). Hollow circle denotes experimental data.

これより、本実験の結果は、従来のクライテリオンのいずれとも一致せず、最大剪断応力クライテリオンおよび von Mises のクライテリオンによる理論曲線⁽⁴⁾の中間に位置することがわかる。したがって、Ti-5 Al-2.5 Sn 合金の組合せ応力下での疲労強度は、最大剪断応力クライテリオンを用いれば、かなりの精度をもって安全側に推定できる。なお、この図中太線で描いた曲線は、著者の一人によるこの場合に対する疲労破壊のクライテリオン⁽⁴⁾によるもので、実験結果に良く一致している。

疲労き裂の典型例を Photo. 2 に示す。実験に供した試験片の中で破壊したすべてのものについて、その疲労き裂の方向を観察すると、 $\theta = 90^\circ$ 、すなわち曲げのみの場合は試験片軸に直角であり、 $\theta = 0^\circ$ 、すなわち振りのみの場合

Table 4 Fatigue data.

Specimen series symbol	Position of specimen (degree)	Bending stress $\sigma_{a,wb}$ (kg/mm ²)	Torsional stress $\tau_{a,w}$ (kg/mm ²)	Maximum shear stress τ_{max} (fatigue limit) (kg/mm ²)	$\frac{\tau_w}{\sigma_{wb}}$
A	0	0	23.1	23.1	0.535
	20	11.3	24.3	25.2	
	45	27.8	17.9	22.6	
	65	38.6	9.9	21.7	
	90	43.2	0	21.6	
B	0	0	26.7	26.7	0.545
	90	49.0	0	24.5	
C	0	0	24.2	24.2	0.548
	90	44.2	0	22.1

Photo.2 Macroscopic direction of fatigue crack propagation. (Series A)

- (a) A 10 $\theta = 0^\circ$; $\tau_{\max} = 38.0 \text{ kg/mm}^2$
- (b) A 27 $\theta = 20^\circ$; $\tau_{\max} = 34.4 \text{ kg/mm}^2$
- (c) A 23 $\theta = 45^\circ$; $\tau_{\max} = 31.0 \text{ kg/mm}^2$
- (d) A 34 $\theta = 65^\circ$; $\tau_{\max} = 31.3 \text{ kg/mm}^2$
- (e) A 1 $\theta = 90^\circ$; $\tau_{\max} = 31.4 \text{ kg/mm}^2$

は試験片軸と 45° の角度をなす。すなわち、き裂は最大主応力の方向に直角である。

組合せ繰返し応力の下では、き裂はらせん状に成長し、試験片軸とのなす角度は、 45° と 90° の中間の値をとり、曲げ応力振幅 σ_a 、振り応力振幅 τ_a およびそれらの値との間の関係に依存する。

疲労き裂の方向の特徴は、著者たちによってさきに行なわれた低炭素鋼の場合⁽²⁾と全く同じである。

このように、振りおよび曲げの組合せ繰返し応力下においては、負荷(巨視)応力としての主応力が、疲労き裂伝播の方向を支配することがわかる。

一方、Fig.7 からわかるように、疲労破壊を支配するクライテリオンは、最大主応力クライテリオンと一致しない。

したがって、上述したように、疲労き裂伝播の巨視的方向を支配するクライテリオンと疲労破壊を支配するクライテリオンとを比較すると、次のことが結論される。すなわち、鋼の疲労破壊⁽²⁾および低炭素鋼の脆性破壊⁽⁵⁾において明らかにされたと同じように、疲労き裂伝播の巨視的方向

を支配するクライテリオンは、疲労破壊を支配するクライテリオンとは必ずしも一致しない。

IV. 結 論

Ti-5 Al-2.5 Sn 合金についての静的破壊および疲労挙動をしらべた結果次の結論を得た。

(1) 焼なまし熱処理によって引張り試験でのいわゆる不連続降伏(鋭い降伏)を明瞭にさせる。

(2) 焼なまし熱処理は静的破壊強度および疲労強度を圧延材よりも向上させ、また、繰返し振り疲労限度 τ_w と繰返し曲げ疲労限度 σ_{wb} との比 τ_w/σ_{wb} を増加させる。

(3) 上、下降伏点および極限引張り強さは、焼なまし熱処理の有無にかかわらず、結晶粒大きさの平方根の逆数に対して直線的に増加する。すなわち、Fetch の関係式にしたがう。

(4) 伸び、絞りおよび振りの延性的性質は焼なまし熱処理により増加する。

(5) 繰返し振りおよび曲げの組合せ応力の下における本合金の疲労強度は、von Mises のクライテリオンと最大剪断応力クライテリオンの中間に位置する。しかし、設計基準としては、最大剪断応力クライテリオンによって、かなりの精度をもって安全側に推定できる。

(6) 本合金の組合せ繰返し応力の下での疲労き裂伝播の巨視的方向は、負荷(巨視)応力としての主応力に支配される。

(7) 上記の(5)と(6)の結論から、疲労き裂伝播の巨視的方向を支配するクライテリオンは、疲労破壊を支配するクライテリオンとは必ずしも一致しない。

最後に、本研究を行なうにあたり、試料の作成などに関して株式会社神戸製鋼所の好意を得た。記して謝意を表します。

文 献

- (1) Y.A. Shamanin : Proc. Leningrad Shipbuilding Inst., **66**(1969).
- (2) T. Yokobori, I. Maekawa and S. Korekawa : Tech. Rep. Tohoku Univ., **28**(1963), No.1, 65.
- (3) N.J. Petch : J. Iron and Steel Inst., **174**(1953), 25.
- (4) T. Yokobori : J. Appl. Mech., **24**(1957), No.1, 77.
- (5) T. Yokobori : *An Interdisciplinary Approach to Fracture and Strength of Solids*, Wolters-Noordhoff Ltd., (1968), 152.