アルミニウムでろう接したチタン接合継手の曲げ

竹下 晋正 寺倉 祐二^{*1}

福井大学工学部機械工学科

J. Japan Inst. Metals, Vol. 64, No. 2 (2000), pp. 95-100
© 2000 The Japan Institute of Metals

Bending of Titanium Joint Brazed with Aluminum Filler Metal

Kunimasa Takeshita and Yuhji Terakura^{*1}

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Fukui University, Fukui 910-8507

Bending tests were performed using titanium joints brazed with aluminum filler metal. The influences of aluminum and Al_3Ti layer thickness on the bending moment at joint fracture were investigated.

The bending moment at joint fracture reaches its maximum value of $1.1 \text{ N}\cdot\text{m}$ at an aluminum layer thickness of $14 \mu\text{m}$, and decreases from 1 to $0.5 \text{ N}\cdot\text{m}$ as the aluminum layer thickness increases from 80 to $280 \mu\text{m}$, regardless of the Al_3Ti layer thickness. A small portion of the fracture surface of joints with relatively thin aluminum layers reveals that the ridges of the dimpled aluminum structure protruding above the surface, much more so than at the fracture surface of joints with relatively thick aluminum layers.

The bending moment at joint fracture is calculated using a finite element method of analysis, which considers ductile failure within the aluminum layer of the joint. The calculated results generally agree with experiment.

(Received September 22, 1999; In Final Form December 6, 1999)

Keywords: brazing, bending, bending moment, titanium, finite element method analysis, ductile failure

1. 緒 言

ろう接継手の引張強さは継手部の軟質相であるろう層厚さに強く依存し、継手部のろう層厚さがある特定の値で引張強さは最大値をとることが従来から報告されている¹⁻⁴⁾。筆者らもアルミニウムでろう接したチタン接合継手に関して、継手部のアルミニウム層厚さが、引張強さに及ぼす影響について報告している⁵⁾。それによると、 Al_3Ti 層厚さが薄い(厚さ $10 \mu\text{m}$ 未満)場合にはアルミニウム層厚さが $17 \mu\text{m}$ で引張強さは最大値 280 MPa をとり、 Al_3Ti 層厚さが厚い(厚さ $10 \sim 30 \mu\text{m}$)場合にはアルミニウム層厚さが $75 \mu\text{m}$ で引張強さは最大値 260 MPa をとることを報告している。さらに筆者らは、アルミニウム層内での延性破壊を考慮した有限要素法解析を行い、この実験結果を定量的に説明できることもあわせて示している。しかしながら、ろう接継手の曲げに関する研究はほとんどなされておらず、引張強さが最大となるろう接継手が曲げの場合も同様となるかは、必ずしも明らかではない。

そこで本研究では、アルミニウムでろう接したチタン接合継手の曲げ試験を行い、継手部のアルミニウム層厚さおよび Al_3Ti 層厚さが継手破断時の曲げモーメントに及ぼす影響を明らかにする。あわせて継手部のアルミニウム層内での延性破壊を考慮した有限要素法解析を行い、実験結果との比較、

検討を試みる。

2. 実験 方 法

ろう材には純度99.5%、厚さ5, 10, 50, $100 \mu\text{m}$ の4種類のアルミニウム箔を、母材には純度99.3%のチタン板(厚さ $1 \text{ mm} \times$ 幅 $15 \text{ mm} \times$ 長さ 100 mm)を用いた。

Fig. 1にろう接継手の作製手順と、曲げ試験に用いた試験片の形状および寸法を示す。まず、母材チタンの接合面に機械的研磨を施した後、アセトンとエタノールで脱脂し、さらにフッ硝酸水溶液($\text{HNO}_3 : 5 \text{ mL}$, $\text{HF} : 10 \text{ mL}$, $\text{H}_2\text{O} : 85 \text{ mL}$)で化学的研磨を施した後、蒸留水で洗浄した。次に脱脂、洗浄を施したアルミニウム箔を母材チタンの接合面どうし突き合わせて挟み込み、真空度約 10^{-2} Pa の炉中でろう接した後、炉中冷却した。冷却速度は $953 \sim 873 \text{ K}$ の温度範囲で 1 K/s であった。ろう接温度は 953 K とし、ろう接温度までの昇温速度は 1 K/s とした。継手部のアルミニウム層厚さと Al_3Ti 層厚さを変えるために、各ろう接毎にアルミニウム箔の厚さとろう接時間(設定時間: 1, 60, 600, 1800 s)を変化させた。

ろう接後の継手は突起部(Fig. 1(b)の斜線部)を切断し、切断面を#1500までのエメリー紙で研磨し、曲げ試験に用いた。曲げ試験はFig. 2に示すように4点曲げ方式で行い、荷重点間隔は 30 mm 、支点間隔は 80 mm とした。試験速度は 10^{-2} mm/s とし、試験時の荷重 P を計測した。4点曲げ方式では、荷重点間隔は一般的な曲げモーメントの状態にな

^{*1} 福井大学大学院生、現在：日立金属(株)(Graduate Student, Fukui University, Present address: Hitachi Metals Company)

Fig. 1 Schematic representation of (a) and (b) brazing procedure and (c) bending test specimen.

Fig. 2 Schematic drawing of the experimental setup for bending test.

る⁶⁾. この外力 $P(N)$ によって試験片の荷重点間に生ずる一様な曲げモーメント $M(N \cdot m)$ の値は, $M = P \times m/2$ (m : 荷重点と支点間の長さ, 本研究では $m = 0.025(m)$) の関係式⁶⁾を用いて求めた. 変位は試験片の表面にひずみゲージを貼付して読み取った. 継手部の変位に対してはゲージ長さ $200 \mu m$ のひずみゲージを試験片の引張り側表面の中央に貼付し, 母材チタンの変位に対してはゲージ長さ $2 mm$ のひずみゲージを試験片の引張り側表面でかつ継手部の近傍に貼付した.

切断した突起部は切断面を研磨して, 継手部観察用試料とした. 継手部観察および曲げ試験後の破断面観察には走査型電子顕微鏡(SEM)を用い, 同時にエネルギー分散 X 線分光器(EDX)で観察面の元素分析を行った. 後述する継手部のアルミニウム層および Al_3Ti 層の厚さは, EDX による元素分析結果から求めた.

3. 解析方法

継手破断時の曲げモーメントを定量的に検討するために, 後述する破壊条件式(式(2))を組み込んだ有限要素法による解析を行った. 用いたプログラムは弾性予測子-半径修正子法⁷⁾および有限変形理論^{8,9)}をもとに作成した有限変形弾塑性有限要素法解析プログラムである. 解析では, Fig. 1(c)に示されるように試験片の板幅は板厚に比べて十分に大きい

Fig. 3 Mesh division for finite element method of analysis: (a) overall region, and (b) an enlarged view of the portion J in (a).

Table 1 Mechanical properties used in finite element method of analysis.

	E/GPa	ν	σ_y/MPa	C/MPa	α	n
Al	71	0.33	20	120	2.55×10^{-3}	0.30
Al_3Ti	210	0.16	730	800	0.176	0.05
Ti	115	0.30	180	680	6.21×10^{-4}	0.18

ことから二次元平面ひずみ問題として取扱い, さらに試験片の左右の対称性を考慮した. Fig. 3に要素分割の一例を示す. 用いた要素は四節点アイソパラメトリック四辺形要素であり, 総要素数は1500である. 解析結果の精度の点から, Fig. 3(b)で示される継手部近傍および試験片の上下表面近傍で要素寸法を小さくした. 最小要素寸法は $7 \mu m$ (X 方向) $\times 1.25 \mu m$ (Y 方向) である.

解析に用いた継手構成相の材料定数を Table 1 に示す. ここで, E, ν, σ_y はヤング率, ポアソン比, 降伏応力である. C, α, n は塑性域でのひずみ硬化特性を $\bar{\sigma} = C(\alpha + \bar{\epsilon}_p)^n$ で近似させたときの定数である. ここで, $\bar{\sigma}, \bar{\epsilon}_p$ は相当応力, 相当塑性ひずみである. アルミニウム¹⁰⁾と Al_3Ti ^{11,12)}の材料定数は文献から引用した. チタンの材料定数は, ろう接と同一の条件で真空焼鈍を施したチタン板の引張試験結果から求めた.

4. 結果および考察

4.1 継手部組織

アルミニウム箔の厚さやろう接時間のいかににかかわらず, 母材チタンとろう材アルミニウムの界面部に金属間化合物 Al_3Ti が層状に生成する⁵⁾. Al_3Ti 層厚さ (δ_{Al_3Ti}) とろう接時間 (t) の平方根の間には直線関係が成立し, $t = 1 s$ のとき

$\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} = 2 \mu\text{m}$, $t = 1800 \text{ s}$ のとき $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} = 10 \mu\text{m}$ である。

4.2 曲げ特性

Fig. 4 に曲げモーメント M と試験片引張り側外縁での公称ひずみ ε_N の関係を示す。図中の破線は継手部の、実線は継手部近傍の母材チタンの公称ひずみに対応している。いずれの試験片も曲げモーメントが約 $0.75 \text{ N}\cdot\text{m}$ の範囲までで、曲げモーメントとチタンの公称ひずみの間に比例関係が認められる。この比例関係をもとにチタンのヤング率を求めると約 110 GPa であった。この値は報告されている値 $114.2 \text{ GPa}^{13)}$ および本研究で求めた 115 GPa に近い値である。Fig. 4(b) に示される継手部のアルミニウム層厚さが $14 \mu\text{m}$ の試験片は、継手破断時の曲げモーメント M_f の値は $1.1 \text{ N}\cdot\text{m}$ である。一方、アルミニウム層厚さが $3 \mu\text{m}$ と薄い Fig. 4(a) および $149 \mu\text{m}$ と厚い Fig. 4(c) の場合は M_f の値はそれぞれ $0.76, 0.72 \text{ N}\cdot\text{m}$ であり、Fig. 4(b) の場合のそれと比べて低下している。さらに以下に示す方法で見積もった継手破断時のアルミニウム層の公称ひずみ ε_A は、Fig. 4(b) の場合で 7.6% , Fig. 4(a), (c) の場合でそれぞれ $5.7, 5.0\%$ であり、 M_f 値の大小関係と対応している。

今、継手部のアルミニウム層厚さを $\delta_{\text{Al}} (\mu\text{m})$, Al_3Ti 層厚さを $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} (\mu\text{m})$ とすると、継手部に貼付したゲージ長さ $200 \mu\text{m}$ 中のアルミニウム, Al_3Ti , チタンの占める長さは、それぞれ $\delta_{\text{Al}} (\mu\text{m})$, $2\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} (\mu\text{m})$, $200 - \delta_{\text{Al}} - 2\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} (\mu\text{m})$ となる。Fig. 4(b) に示されるように、継手破断時のチタンの公称ひずみを ε_b , 継手部の公称ひずみを ε_j とし、さらに、 Al_3Ti は本実験の曲げモーメント範囲では弾性変形するとみなせることから、継手破断時のアルミニウム層の公称ひずみ $\varepsilon_A (\%)$

Fig. 4 Bending moment-nominal strain curves (solid lines: base metal, dotted lines: joint region with a gage length of $200 \mu\text{m}$) for brazed specimens with: (a) $\delta_{\text{Al}} = 3 \mu\text{m}$ and $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} = 4 \mu\text{m}$, (b) $\delta_{\text{Al}} = 14 \mu\text{m}$ and $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} = 7 \mu\text{m}$, and (c) $\delta_{\text{Al}} = 149 \mu\text{m}$ and $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} = 3 \mu\text{m}$.

は式(1)で見積もれる。

$$\varepsilon_A = \{200 \cdot (1 + \varepsilon_j) - (200 - \delta_{\text{Al}} - 2\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}}) \cdot (1 + \varepsilon_b) - 2\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}} \cdot (1 + M_f / (Z \cdot E)) - \delta_{\text{Al}}\} \times (100 / \delta_{\text{Al}}) \quad (1)$$

ここで、 Z は曲げ試験片の断面係数 ($= 2.5 \times 10^{-4} \text{ m}^3$), E は Al_3Ti のヤング率 ($= 210 \text{ GPa}$) である。

Fig. 5 に継手破断時の曲げモーメント M_f と継手部のアルミニウム層厚さ δ_{Al} および Al_3Ti 層厚さ $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}}$ の関係を示す。図中の実験値は Al_3Ti 層厚さが薄い場合 ($5 \mu\text{m}$ 未満) と厚い場合 ($5 \sim 10 \mu\text{m}$) に分けて示されている。破断時の曲げモーメントは Al_3Ti 層厚さにはほとんど影響を受けないが、アルミニウム層厚さには強く依存する。破断時の曲げモーメントはアルミニウム層厚さが $14 \mu\text{m}$ のとき最大値 $1.1 \text{ N}\cdot\text{m}$ をとるが、アルミニウム層厚さが 80 から $280 \mu\text{m}$ に増加すると 1 から $0.5 \text{ N}\cdot\text{m}$ に低下する。

4.3 破断面と破壊様式

曲げ試験片は、すべて継手部で破断した。Fig. 6 に破断面の SEM 写真を示す。Fig. 6 で写真左端は、Fig. 2 に示される試験片の下縁側表面であり、曲げ試験時に曲げモーメントによって最大引張力が作用する¹⁴⁾。一方、写真右端は、試験片の上縁側表面であり、曲げモーメントによって最大圧縮力が作用する¹⁴⁾。破断は、いずれの試験片も継手部下縁側から開始し、継手部上縁で完了した。継手部のアルミニウム層厚さが $22 \mu\text{m}$ の Fig. 6(b) と $77 \mu\text{m}$ の Fig. 6(c) の場合は、破断面のほぼ全域にわたってディンプルが認められる。これらの場合は、明らかにアルミニウム層内でのボイドの成長、合体による延性破壊が継手破断の主因と考えられる。一方、アルミニウム層厚さが $14 \mu\text{m}$ と薄い Fig. 6(a) の場合、破断面の大部分は不規則な段差を伴った比較的平坦な面で構成されているが、破断面の左右端近傍では一部ディンプルが認められる。EDX による元素分析から、平坦な面はチタンと Al_3Ti から成り、ディンプルの部分はアルミニウムで構成されていることが確認された。したがって Fig. 6(a) の場合も、アルミニウム層内でのボイドの成長が、継手破断の契機

Fig. 5 Influence of aluminum and Al_3Ti layer thickness on fracture bending moment of brazed specimens.

Fig. 6 SEM micrographs of the fracture surfaces of brazed specimens with: (a) $\delta_{Al}=14 \mu m$ and $\delta_{Al_3Ti}=7 \mu m$, (b) $\delta_{Al}=22 \mu m$ and $\delta_{Al_3Ti}=10 \mu m$, and (c) $\delta_{Al}=77 \mu m$ and $\delta_{Al_3Ti}=2 \mu m$.

であったと推察される。また Fig. 6(a), (b), (c)いずれの試験片も、破断面の継手部上縁近傍にはディンプルが観られないことから、圧縮応力下でのせん断破壊で継手は最終破断したと推察される。

4.4 破断時の曲げモーメント

有限要素法解析で継手破断時の曲げモーメントを定量的に検討するためには、適切な破壊条件式を解析プログラムに組み込む必要がある。前述したように破断面の観察から、継手部のアルミニウム層内でのボイド成長が継手破断の契機と考えられる。そこで本研究では、式(2)で表わされる破壊条件式⁵⁾を用いた。この式は LeRoy らが提示したボイド成長則¹⁵⁾をもとに、筆者らが導出した条件式である。

$$b = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left\{ 1 + a \cdot \sinh \left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \right) \right\} d\bar{\epsilon}, \quad (2)$$

ここで $\bar{\sigma}$ は相当応力、 σ_m は平均垂直応力、 $\bar{\epsilon}_f$ は破断時の相当ひずみ、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみであり、 a, b は定数である。

式(2)を用い、以下の手順で継手破断時の曲げモーメントを求めた。

(1) アルミニウム層内のすべての要素について、式(2)の右辺の相当ひずみ経路に沿った積分を数値的に行う。

(2) いずれかの要素の積分値が b に達したら計算を停止する。

(3) 計算を停止した時点での荷重を用いて、破断時の曲げモーメントを求める。

(1)から(3)の手順で破断時の曲げモーメントを求めるには、計算に先立って式(2)中の定数 a, b の値が与えられねばな

らない。しかしながら、これらの値をあらかじめ知ることはできないため、本研究ではこれらの値を実験値を用いて以下の手順で決定した。

- (1) a, b に任意の値を与える。
- (2) 7 種類の継手 (Al_3Ti 層厚さ $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}}$ は $2.5 \mu\text{m}$ と一定で、アルミニウム層厚さ δ_{Al} は $2.5, 10, 25, 50, 100, 200, 300 \mu\text{m}$) に関して、破断時の曲げモーメント M_f^e を計算する。
- (3) M_f^e と δ_{Al} の関係を、式 (3) の δ_{Al} に関する 4 次式で近似する。

$$M_f^e = C_0 + C_1 \cdot \delta_{\text{Al}} + C_2 \cdot (\delta_{\text{Al}})^2 + C_3 \cdot (\delta_{\text{Al}})^3 + C_4 \cdot (\delta_{\text{Al}})^4, \quad (3)$$
ここで C_0, C_1, C_2, C_3, C_4 は定数である。
- (4) Al_3Ti 層厚さが薄い場合 (厚さ $5 \mu\text{m}$ 未満) の実験値 (Fig. 5 で白丸で示される) から得られるアルミニウム層厚さ δ_{Al} を式 (3) に代入し、各々の δ_{Al} に対応する破断時の曲げモーメント $M_f^e(\delta_{\text{Al}}^i)$ を求める。
- (5) 式 (4) で表わされる偏差関数 S の値を求める。

$$S = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \{M_f^e(\delta_{\text{Al}}^i) - M_f^e(\delta_{\text{Al}}^i)\}^2}, \quad (4)$$

ここで n は実験値のデータ数、 $M_f^e(\delta_{\text{Al}}^i)$ は各 δ_{Al}^i に対応した実験から得られる破断時の曲げモーメントである。

- (6) S の最小値が求まるまで (1) から (5) の手順を繰り返す。

S の値は $a=0.013, b=0.9$ で最小となった。これらの値を用い、 Al_3Ti 層厚さが薄い場合 ($\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}}=2.5 \mu\text{m}$) について計算で求めた破断時の曲げモーメント M_f とアルミニウム層厚さ δ_{Al} の関係を Fig. 5 に実線で示す。この計算結果は、 Al_3Ti 層厚さが薄い場合 (厚さ $5 \mu\text{m}$ 未満) の実験結果と概ね一致している。次に $a=0.013, b=0.9$ の値を用い、 Al_3Ti 層厚さが厚い場合 ($\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}}=7.5 \mu\text{m}$) について計算で求めた破断時の曲げモーメント M_f とアルミニウム層厚さ δ_{Al} の関係を Fig. 5 に破線で示す。破断時の曲げモーメントは、アルミニウム層厚さが約 $80 \mu\text{m}$ 以上になると Al_3Ti 層厚さが薄い場合の計算結果とほぼ一致し、実験結果とも概ね一致している。しかしながら、アルミニウム層厚さが約 $80 \mu\text{m}$ よりも薄くなると、 Al_3Ti 層厚さが厚い場合の破断時の曲げモーメントは、 Al_3Ti 層厚さが薄い場合のそれよりも徐々に減少し、実験結果との間にも差異が認められる。この差異は、本解析で行った平面ひずみ近似に起因すると推察される。本解析では、試験片の板幅方向のひずみを無視し、この方向の変形を拘束している。そのため計算結果では板幅方向の応力が過大に見積もられる。この応力の過大評価は、式 (2) 中の応力 3 軸度 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ の過大評価をもたらし、ひいては継手破断時の曲げモーメントの過小評価に帰結する。試験片に曲げモーメントが作用すると、Fig. 3(b) に示される X-Y 面内での Al_3Ti 層の変形は、この層の厚さが薄いほど容易である。したがって Al_3Ti 層厚さが薄い場合には、この層と隣接するアルミニウム層も X-Y 面内で変形しやすく、この場合の計算結果には板幅方向の変形拘束の影響が比較的少なかったものと考えられる。しかしながら、この点に関してより詳細に検討するためには、三次元での解析を今後行う必要がある。

4.5 引張試験結果との比較

本研究で用いた曲げ試験片と同じ板幅、板厚を有するアル

ミニウムでろう接したチタン接合継手の引張試験では、 Al_3Ti 層厚さが $10 \mu\text{m}$ 未満の場合アルミニウム層厚さが $17 \mu\text{m}$ で引張強さは最大値 280 MPa をとる。さらにアルミニウム層厚さが約 $80 \mu\text{m}$ 以上になると引張強さは急激に低下し、 $300 \mu\text{m}$ では約 100 MPa にまで低下する⁵⁾。この引張強さとアルミニウム層厚さの関係は、Fig. 5 に示される破断時の曲げモーメントとアルミニウム層厚さの関係と類似している。

前述したように、曲げ試験片の破断は引張力が作用する試験片の継手部下縁側から始まり、かつ Fig. 6(a) に見られるようにアルミニウム層厚さが $14 \mu\text{m}$ と薄い場合でも破断面の試験片下縁側近傍にディンプルが認められる。このことは、曲げ変形では曲げモーメントによって継手内に応力勾配が存在する¹⁴⁾ものの、試験片の破断は引張変形の場合と同

Fig. 7 Calculated distributions of (a) triaxiality of stress state and of (b) effective strain within the aluminum layer region of a brazed specimen with $\delta_{\text{Al}}=25 \mu\text{m}$ and $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}}=5 \mu\text{m}$ subjected to a bending moment of $1 \text{ N}\cdot\text{m}$.

Fig. 8 Calculated distributions of (a) triaxiality of stress state and of (b) effective strain within the aluminum layer region of a brazed specimen with $\delta_{\text{Al}}=25 \mu\text{m}$ and $\delta_{\text{Al}_3\text{Ti}}=5 \mu\text{m}$ subjected to a nominal tensile stress of 280 MPa .

様に引張力の作用のもとでの継手部アルミニウム層内でのボイド成長が契機となることを示唆している。式(2)によるならば、ボイドの成長は応力3軸度 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ と相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ に支配される。したがって曲げ、引張ともに継手の破断は継手部アルミニウム層内でのボイドの成長が契機であるとするならば、例えば破断時の曲げモーメントおよび引張強さが最大するとき、両者の継手部アルミニウム層内での応力3軸度と相当ひずみの分布に類似点があるものと予想される。

Fig. 7は、 Al_3Ti 層厚さ5 μm 、アルミニウム層厚さ25 μm の継手に1 $\text{N}\cdot\text{m}$ の曲げモーメントを作用させたときの計算で求めたアルミニウム層内でのFig. 7(a)応力3軸度 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ とFig. 7(b)相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ 分布である。応力3軸度は下縁側から150 μm ほど内部の位置で10程度と最大になり、最も大きな3軸引張応力が生じる。またアルミニウム層は上・下縁から各々100 μm 程度内部の範囲内で変形が生じている。特に Al_3Ti 層との界面($Y=12.5\text{ }\mu\text{m}$)付近での変形が著しく、相当ひずみの値は0.8程度である。Fig. 8は曲げ試験片と同一の板幅、板厚を有する引張試験片に280 MPaの公称応力を作用させたときの計算で求めたアルミニウム層内でのFig. 8(a)応力3軸度 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ とFig. 8(b)相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ 分布である。計算は板幅方向のひずみを無視して平面ひずみ問題として取り扱い、かつ本研究と同じ手法を用いている。また継手部の Al_3Ti 層厚さ、アルミニウム層厚さは、それぞれ5, 25 μm である。Fig. 8でY方向が引張方向、X方向が厚さ方向であり、 $Y=12.5\text{ }\mu\text{m}$ の位置は Al_3Ti 層とアルミニウム層の界面、 $X=500\text{ }\mu\text{m}$ の位置は試験片表面である。応力3軸度は表面付近では3程度であるが、内部に入るにつれて増大し、表面から120 μm ほど内部の位置で13程度の最大値をとる。さらに内部では12程度のほぼ一定値をとる。またアルミニウム層は表面から80 μm 程度内部の範囲内で変形が生じている。特に Al_3Ti 層との界面付近での変形が著しく、相当ひずみの値は、0.5程度である。Fig. 7, 8を比較すると、曲げ試験で破断が開始する下縁近傍でのアルミニウム層内の応力3軸度と相当ひずみ分布は、引張試験の場合の表面近傍でのそれらと類似していることが分かる。

5. 結 論

アルミニウムでろう接したチタン接合継手の曲げ試験を行い、継手部のアルミニウム層厚さおよび Al_3Ti 層厚さが継手破断時の曲げモーメントに及ぼす影響について検討した。得られた結果を以下に示す。

(1) 継手破断時の曲げモーメントは Al_3Ti 層厚さにはほとんど影響を受けないが、アルミニウム層厚さには強く依存する。その値は、アルミニウム層厚さが14 μm のとき最大値1.1 $\text{N}\cdot\text{m}$ をとり、アルミニウム層厚さが80から280 μm に増加すると1から0.5 $\text{N}\cdot\text{m}$ に低下する。

(2) 継手部のアルミニウム層厚さが厚い場合のみならず薄い場合にも、ろう接継手の破断面にディンプルが認められる。

(3) 継手部のアルミニウム層内での延性破壊を考慮した有限要素法による解析結果は、実験結果を概ね説明しうる。

文 献

- 1) N. Bredzs: *Welding Journal*, **33**(1954), 545s-562s.
- 2) J. Colbus, C. G. Keel and G. M. Blanc: *Welding Journal*, **41**(1962), 413s-419s.
- 3) M. O' Brien, C. R. Rice and D. L. Olson: *Welding Journal*, **55**(1976), 25-27.
- 4) R. A. Musin, V. A. Antisverov, Y. A. Belikov, Y. U. Lyamin and A. N. Solokov: *Automatic Welding*, **32**(1979), 38-40.
- 5) K. Takeshita and Y. Terakura: *Metall. Mater. Trans. A*, **29A**(1998), 587-592.
- 6) H. Sudou: *Materials Testing*, Uchidarokakuho Pub. Co. Ltd., Tokyo, (1983), pp. 60-62.
- 7) H. L. Schreyer, R. F. Kulak and J. M. Kramer: *Trans. ASME, J. Pressure Vessel Tech.*, **101**(1979), 226-234.
- 8) Y. Yokouchi: *Nonlinear Finite Element Method for Metal Forming Analysis*, Corona Pub. Co. Ltd., Tokyo, (1994), pp. 89-105.
- 9) Y. Yamada: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, **33**(1982), 417-437.
- 10) L. F. Mondolfo: *Aluminum Alloys: Structure and Properties*, 1st ed., Butterworth and Co. Ltd., London, (1976), pp. 72-86.
- 11) M. Nakamura: *Bull. Jpn. Inst. Met.*, **30**(1991), 404-412.
- 12) H. Mabuchi and Y. Nakamura: *Bull. Jpn. Inst. Met.*, **30**(1991), 24-30.
- 13) S. Nagasaki: *Handbook of Metals Data*, 2nd ed., Maruzen Co. Ltd., Tokyo, (1984), p. 35.
- 14) H. Yamaguchi: *Elasticity and Plasticity*, Morikita Pub. Co. Ltd., Tokyo, (1975), pp. 223-227.
- 15) G. LeRoy, J. D. Embury, G. Edward and M. F. Ashby: *Acta Metall.*, **29**(1981), 1509-1522.