

(受理：昭和53年2月16日)

エポキシ系接着剤による鋼のスカーフジョイントの引張り接着強度とスカーフ角度との関係

松本 淳^{*}，小幡 鍊^{*}，鈴木 靖昭^{*}

Relation between Tensile Bonding Strength and Scarf Angle for Scarf Joints of Epoxy Adhesive Bonded Steel Plates

Jun MATSUMOTO, Ren OBATA, Yasuaki SUZUKI

Technical Center, Nippon Sharyo Seizo Kaisha, Ltd.
(1-1, Sanbonmatsu-cho, Atsuta-ku, Nagoya, 456-91 Japan)

Abstract

Analytical relations of the load capacity of adhesive scarf joints to their scarf angles have been derived in the cases where the adhesive behaves under each of the three yielding criteria, i.e., the maximum principal tensile-stress theory, the maximum principal shear stress theory (Tresca's yielding condition), and finally the octahedral shear stress theory (von Mises' yielding condition). In this analysis, the internal stress induced in the adhesive layer during curing has been considered.

The load capacity of steel-epoxy resin-steel scarf joints with various scarf angles have been measured.

It was concluded that the relation of the load capacity of scarf joints to scarf angles obtained from the experiment has the best agreement with the relation derived analytically by the principal tensile-stress theory in the analytical relations for three different yielding conditions.

(Received : February 16, 1978)

概 要

スカーフジョイントの接着層における2次元応力分布を、接着剤の硬化収縮による残留応力を考慮して解析的に求め、引張り接着強度とスカーフ角度との関係を、最大主応力説、最大せん断応力説 (Trescaの降伏条件)、および八面体せん断応力説 (von Misesの降伏条件)の3種類の降伏条件について導いた。さらに、エポキシ系接着剤により接着した軟鋼のスカーフジョイントの接着強度を数種類の角度について測定し、理論値との比較を行った結果、実験値は最大主応力説により導いた理論値に最もよく一致した。

1. 緒 言

スカーフジョイントの引張り接着強度とスカーフ角度との関係について、山口・天野^らは実験的な検討を行

っている。またLubkin²⁾は接着層内に2次元の応力を考え、各応力を均一とみなして、スカーフ角度と接着強度(降伏応力)との関係を理論的に導き、実験値との比較を行っている。その報告では、接着剤自体の単軸引張り強度(降伏応力)として、バットジョイントの引張り接着強度をそのまま用いているが、実際の接着層における応力は単軸とはみなし難く、その点に少し疑問が残る。

そこで本報告では、スカーフジョイント(バットジョイントを含む)の接着層内の2次元応力分布を接着剤の硬化収縮による残留応力も考慮して求め、バットジョイントの引張り接着強度の実験値と応力分布の計算結果とから求めた接着剤自体の引張り強度(降伏応力)、せん断強度(降伏応力)等を用いてLubkinが行ったのと同様に、最大主応力説、最大せん断応力説(Trescaの降伏条件)、および八面体せん断応力説(von Misesの降伏条件)によってスカーフ角度と引張り接着強度(降伏応力)との理論的關係を導いた。さらに、エポキシ系接着剤による鋼のスカーフジョイントの引張り接着強度を

^{*}日本車輛製造(株)技術センター
名古屋市熱田区三本松町1-1 〒456-91

実験により求め、理論値との比較検討を行ったところ、最大主応力説が最も適合するという結果を得た。なお、接着剤の硬化による平均収縮ひずみとしては、パイメタル法¹⁾により測定した値を用いた。それらの結果について報告する。

2. 接着強度の理論値

2.1 接着層内の応力分布

図1(a)のようなスカーフ接着部において、引張り荷重 F の方向に対してスカーフ角 θ をなす接着層の長さ方向を x 軸に、厚さ方向を y 軸にとり、 xy 面に垂直に z 軸をとる。被着材の厚さを t とし、幅を単位長さにとる。次に図1(b)のように接着層の xy 断面を厚さ $2h$ 、長さ $2l$ の長方形により近似し、接着剤を弾性体、被着材を剛体と仮定して xy 面内の2次元応力分布を求める。まず、引張り荷重 F の y 方向成分 $F \sin \theta$ による法線応力 σ_n および x 方向成分 $F \cos \theta$ によるせん断応力 τ_x はそれぞれ次式で与えられる。

$$\sigma_n = \frac{F}{t} \sin^2 \theta = \sigma_a \sin^2 \theta \quad (1)$$

$$\tau_x = \frac{F}{t} \sin \theta \cos \theta = \frac{\sigma_a}{2} \sin 2\theta \quad (2)$$

$$\sigma_a = \frac{F}{t} \quad (3)$$

ここに、 σ_a は荷重方向に平行な平均引張り応力である。 σ_n により接着層内に発生する応力分布を小島・井上²⁾の

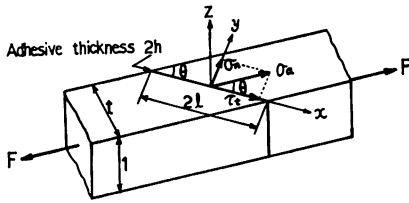


Fig. 1 (a) Schematic diagram showing dimensions and the stresses of an adhesive scarf joint under uniform tension F .

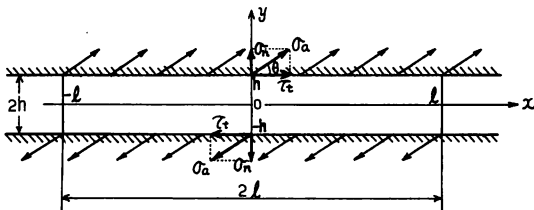


Fig. 1 (b) Dimensions and stress directions on the adhesive section of which the form simply expressed by a rectangle.

式により求め、そのせん断応力成分は(2)式の τ_x を加え合わせることににより接着層内に発生する応力を求めれば、以下の式ようになる。

$$\left. \begin{aligned} S_{x,t} &= \frac{\sigma_{x,t}}{\sigma_a} = \nu \sin^2 \theta [1 + F_1(x, y)] \\ F_1(x, y) &= -\frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} (-1)^{i+1} \{ (\sinh \lambda_i l + \lambda_i l \cosh \lambda_i l) \\ &\quad \times \cosh \lambda_i x - \sinh \lambda_i l \cdot \lambda_i x \sinh \lambda_i x \} \\ &\quad \times \cos \lambda_i y / [(2i-1)(\sinh \lambda_i l \cosh \lambda_i l + \lambda_i l)] \\ \lambda_i &= \frac{(2i-1)\pi}{2h}, \quad i=1, 2, 3, \dots \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} S_{y,t} &= \frac{\sigma_{y,t}}{\sigma_a} = \sin^2 \theta [1 + \nu F_2(x, y)] \\ F_2(x, y) &= \frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} (-1)^{i+1} \{ (\lambda_i l \cosh \lambda_i l - \sinh \lambda_i l) \\ &\quad \times \cosh \lambda_i x - \sinh \lambda_i l \cdot \lambda_i x \sinh \lambda_i x \} \\ &\quad \times \cos \lambda_i y / [(2i-1)(\sinh \lambda_i l \cosh \lambda_i l + \lambda_i l)] \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} T_{xy,t} &= \frac{\tau_{xy,t}}{\sigma_a} = \frac{1}{2} \sin 2\theta + \nu \sin^2 \theta F_3(x, y) \\ F_3(x, y) &= \frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} (-1)^{i+1} \{ \lambda_i l \cosh \lambda_i l \sinh \lambda_i x \\ &\quad - \sinh \lambda_i l \cdot \lambda_i x \cosh \lambda_i x \} \sin \lambda_i y \\ &\quad / [(2i-1)(\sinh \lambda_i l \cosh \lambda_i l + \lambda_i l)] \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

ただし、これらの式において、 S および T は垂直応力 σ およびせん断応力 τ を無次元化したものを表わし、 ν は接着剤のポアソン比、添字 x および y は軸方向を、添字 t は引張り荷重 F によるものであることをそれぞれ示す。 $F_1(x, y)$ 、 $F_2(x, y)$ および $F_3(x, y)$ はそれぞれ、図1(b)の接着層端面 ($x = \pm l$) $\rightarrow \sigma_x = -1$ の分布圧縮応力が加えられた場合の接着層内における σ_x 、 σ_y および τ_{xy} の分布³⁾である。

また、接着剤の硬化収縮により接着層内に発生する残留応力の分布は、小島・井上³⁾の式により、

$$\left. \begin{aligned} S_{x,s} &= \frac{\sigma_{x,s}}{\sigma_s} = 1 + F_1(x, y) \\ \sigma_s &= E \epsilon_s \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

$$S_{y,s} = \frac{\sigma_{y,s}}{\sigma_s} = F_2(x, y) \quad (8)$$

$$T_{xy,s} = \frac{\tau_{xy,s}}{\sigma_s} = F_3(x, y) \quad (9)$$

ここで、 σ_s は平均収縮応力、 E は接着剤の引張り弾性率、 ϵ_s は平均収縮ひずみ、添字 s は接着剤の収縮によるものであることを示す。(4)~(9)式により、収縮応力を考慮した場合の接着層内の応力分布は、

$$S_x = \frac{\sigma_x}{\sigma_a} = S_{x,t} + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_a}\right) S_{x,s} \quad (10)$$

$$S_y = \frac{\sigma_y}{\sigma_a} = S_{y,t} + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_a}\right) S_{y,s} \quad (11)$$

$$T_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{\sigma_a} = T_{xy,t} + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_a}\right) T_{xy,s} \quad (12)$$

(4)~(12)式は平面応力の場合の式であるが、平面ひずみの場合の応力はこれらの式において、 $\nu \rightarrow \nu/(1-\nu)$ 、 $E \rightarrow E/(1-\nu^2)$ のおきかえをすれば得られ、主応力の1つである z 方向の応力 $\sigma_z (S_z)$ は、

$$S_z = \frac{\sigma_z}{\sigma_a} = \nu (S_x + S_y) \quad (13)$$

により与えられる。したがって、以上の応力により主応力 $\sigma_1 (S_1)$ および $\sigma_2 (S_2)$ は平面応力および平面ひずみの場合ともに、次式により表わされる。

$$\left. \begin{matrix} S_1 \\ S_2 \end{matrix} \right\} = \frac{\sigma_1/\sigma_a}{\sigma_2/\sigma_a} = \frac{1}{2} [S_x + S_y \pm \sqrt{(S_x - S_y)^2 + 4T_{xy}^2}] \quad (14)$$

図1(a)のように引張り荷重を加えた場合、(13)および(14)式による計算の結果、主応力 σ_1 、 σ_2 および σ_z (平面ひずみの場合)の間には常に、平面応力の場合は $\sigma_1 > \sigma_2$ 、平面ひずみの場合は $\sigma_1 > \sigma_z > \sigma_2$ の関係があった。したがって最大主応力は σ_1 であり、最大せん断応力 $\tau_{max} (T_{max})$ は平面応力および平面ひずみの場合ともに次式で表わされる。

$$T_{max} = \frac{\tau_{max}}{\sigma_a} = \frac{S_1 - S_2}{2} = \frac{1}{2} \sqrt{(S_x - S_y)^2 + 4T_{xy}^2} \quad (15)$$

また、八面体せん断応力 $\tau_{oct} (T_{oct})$ は次式^{2,6)}のように表わされる。

平面応力の場合、

$$T_{oct} = \frac{\tau_{oct}}{\sigma_a} = \frac{1}{3} \sqrt{2(S_x^2 - S_x S_y + S_y^2 + 3T_{xy}^2)} \quad (16)$$

平面ひずみの場合は、

$$\begin{aligned} T_{oct} &= \frac{1}{3} \sqrt{(S_1 - S_2)^2 + (S_2 - S_z)^2 + (S_z - S_1)^2} \\ &= \frac{1}{3} \sqrt{(S_x - S_y)^2 + (S_y - S_z)^2 + (S_z - S_x)^2 + 6T_{xy}^2} \end{aligned} \quad (17)$$

これらの応力比 S_1 、 S_2 、 S_z 、 T_{max} および T_{oct} は、 l/h 、 θ 、 ν および σ_s/σ_a をパラメータとする $x/2h$ および $y/2h$ の関数である。

(14)~(17)式を用いて、 σ_1 、 τ_{max} および τ_{oct} を破壊基準にとった場合のスカーフジョイントの引張り接着強度(降伏応力)が決定できる。なお、 $3\tau_{oct}^2/4G$ (G はせん断弾性率)は形状変化のための弾性エネルギーに等しく、

八面体せん断応力説とせん断ひずみエネルギー説は、いずれも von Mises の降伏条件に対する一つの便宜的解釈である⁷⁾。

2.2 接着強度とスカーフ角度との理論的關係

σ_1 、 τ_{max} および τ_{oct} を破壊基準とした場合の接着強度(降伏時の σ_a)の理論値を求める。

(14)、(15)および(16)式より、それぞれ次式が得られる。

$$\sigma_a = \frac{\sigma_1}{S_1}, \quad \sigma_a = \frac{\tau_{max}}{T_{max}}, \quad \sigma_a = \frac{\tau_{oct}}{T_{oct}} \quad (18)$$

接着層内 (xy 面内)における S_1 、 T_{max} および T_{oct} の最大値を S_m 、 T_m および T_{om} とし、接着剤自体の降伏時における引張り応力、せん断応力および八面体せん断応力をそれぞれ σ_0 、 τ_0 および τ_{o0} とすれば、 σ_Y すなわち σ_1 、 τ_{max} あるいは τ_{oct} の値がそれぞれ σ_0 、 τ_0 あるいは τ_{o0} に達する時の平均引張り応力 σ_a の値は、それぞれ次式で与えられる。

$$\sigma_Y = \frac{\sigma_0}{S_m}, \quad \sigma_Y = \frac{\tau_0}{T_m}, \quad \sigma_Y = \frac{\tau_{o0}}{T_{om}} \quad (19)$$

(10)~(12)式および(14)~(17)式からわかるように、 $\sigma_s = 0$ の場合は S_1 、 T_{max} 、 T_{oct} 、 S_m 、 T_m および T_{om} が σ_s/σ_a に無関係になるため、 σ_Y は(19)式に σ_0 、 τ_0 あるいは τ_{o0} の値と、 l/h 、 θ および ν の値を代入すれば得られる。ところが、 $\sigma_s \neq 0$ の場合は、 $S_1 \sim T_{om}$ の値が σ_s/σ_a の値により変化し、(19)式の右辺が未知の数 $\sigma_Y (\sigma_a)$ の関数となるため、 σ_Y の値は(19)式が成立するように一次逆補間法¹⁴⁾を用いて数値的に決定した。 σ_Y の計算の基礎となる σ_0 、 τ_0 および τ_{o0} の値としては、接着剤注型板の引張り強度の実験値から求めることが考えられるが、その引張り試験片においては、応力分布、応力が負荷される接着剤の容積、欠陥の入る条件などが実際の接着層とはかなり異なっているため、あまり適当とはいえない。そのため、ここでは σ_{Y90} ($\theta = 90^\circ$ における σ_Y) としてバットジョイントの引張り接着強度の実験値(破断時の荷重/断面積)を用いて次式、

$$\left. \begin{matrix} \sigma_0 = \sigma_{Y90} S_{m90} \\ \tau_0 = \sigma_{Y90} T_{m90} \\ \tau_{o0} = \sigma_{Y90} T_{om90} \end{matrix} \right\} \quad (20)$$

により得た値を用いた。ここで S_{m90} 、 T_{m90} および T_{om90} はそれぞれ(14)、(15)式および(16)、(17)式に $\theta = 90^\circ$ 、 $\sigma_a = \sigma_{Y90}$ を代入した時の接着層内における S_1 、 T_{max} および T_{oct} の最大値である。

最大主応力説、最大せん断応力説および八面体せん断応力説における σ_Y/σ_{Y90} の値は、 $\sigma_s \neq 0$ の場合はそれぞれ(19)式が成立するように σ_Y を決定して求めなければならないが、 $\sigma_s = 0$ の場合はそれぞれ次の各式 $\propto l/h$ 、

θ および ν を単に代入することにより得られ、 σ_0 、 τ_0 および τ_{90} には無関係になる。

$$\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y90}} = \frac{S_{m90}}{S_m}, \quad \frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y90}} = \frac{T_{m90}}{T_m}, \quad \frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y90}} = \frac{T_{5m90}}{T_{5m}} \quad (21)$$

3. 実験方法

3.1 接着剤の引張り弾性率およびポアソン比の測定

本報告においては接着剤として、シェル化学(株)製エポキシ樹脂エピコート828に硬化剤としてジエチレントリアミンを当量の11 phr 添加したものをを用いた。

E および ν の測定においては、真空脱泡後注型し、20℃で10日間硬化させて得られた厚さ9.5 mmの接着剤の注型板を用いて、ASTM D638のType IIの形状(ダンベル型、平行部幅9.5 mm、平行部長さ50 mm)の引張り試験片を製作した。試験片中央の表裏には、2軸ストレインゲージ(共和電業製KFC-5-D16-11)を1枚ずつ貼り付け、曲げひずみの除去のためにそれらを直列に接続し、動ひずみ計(共和電業製DPM-6E)によりひずみを測定した。引張り試験は、東洋ボールドウィン社製テンシロンUTM-I-5000型引張り試験機により、クロスヘッドの移動速度を1.3 mm/minとして行った。

3.2 接着剤の硬化による収縮ひずみの測定

接着剤の体積収縮により発生する残留応力は、畑・武井ら⁸⁾によって種々の実験方法により検討がなされており、山室ら⁹⁾および小菅¹⁰⁾によりバイメタル法⁴⁾による研究が行われている。ここでは、使用した接着剤が硬化する際に、体積収縮により接着層内に発生する残留応力の概略値を得るために、バイメタル法⁴⁾による測定を行った。幅10 mm、長さ200 mm、厚さ0.13 mmのアルミニウム合金板(A1100P)に接着剤を膜厚約0.2 mmに塗布して試験片とし、2支点(間隔100 mm)上に保持して、20℃、50% RHにて10日間硬化させ、支点間中央のたわみの増加量を読み取り顕微鏡で測定した。平均収縮ひずみ ϵ_s および収縮応力の算出はAppendixの各計算式によって行った。

3.3 接着強度の測定

被着材には軟鋼SS41を用い、図2のような形状の、 $\theta=0^\circ$ のラップジョイント、 $\theta=15^\circ$ 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° のスカーフジョイントおよび $\theta=90^\circ$ のバットジョイントの7種類の接着試験片を製作した。形状はASTM D 2094-69を参考にして決めた。接着面積はいずれも一定(12.7 mm×12.7 mm)とした。接着面は、WAI-46(白色酸化アルミニウム、粒度46番)の砥石を使用し、研削方向を試験片の長手方向に平行として機械研削を行った。被着材はトリクロロエチレンを用いて超音波洗浄

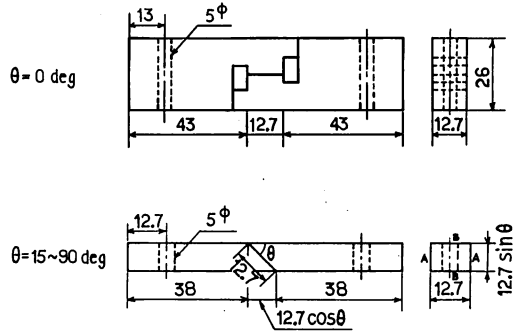


Fig. 2 Dimensions of the specimens.
upper: lap joint with scarf angle = 0 deg.
lower: scarf joint with scarf angle = 15 ~ 90 deg.

を行った。接着層の厚さが0.1 mmとなるように2つの被着材の接着面の間隔をあけてジグに固定し、接着部の底面および両側面にセロハンテープを貼りつけ、上部へあらかじめ真空脱泡した接着剤を滴下し、真空デシケータ中に入れて真空に引き、接着剤を2接着面間へ注入した。硬化条件は20℃にて10日間とした。接着面端部へはみ出た接着剤はサンドペーパー(#400~#1000)により研磨して除去した。研磨方向は長手方向に平行とした。 $\theta=15^\circ$ の試験片は図2の両B面の中央へ、 $\theta=30^\circ$ ~ 90° の試験片は両A面の中央へ、2個の被着材にまたがるように大ひずみ用ストレインゲージ(昭和測器製YF-5、ゲージ長5 mm)をそれぞれ1枚ずつ貼りつけ、直列接続して動ひずみ計によりひずみ(被着材および接着層の伸びの和)を測定した。引張り試験はテンシロンにより、クロスヘッドの移動速度を0.4 mm/minとして行った。

4. 結果および考察

4.1 接着剤の引張り弾性率およびポアソン比

接着剤の E および ν の実験値(試験片5個の平均値)を表1に示す。図3のように、接着剤の応力-ひずみ線図は破断に至るまでほぼ直線を示しており、塑性をほとんど示さない。

4.2 接着剤の硬化による平均収縮ひずみ

各試験片について、Appendixの各式により、収縮応力および平均収縮ひずみ ϵ_s の計算(平面ひずみ状態)を

Table 1 Young's modulus and Poisson's ratio for cured epoxy resin.

Young's modulus E (kg/mm^2)	Poisson's ratio
447	0.38

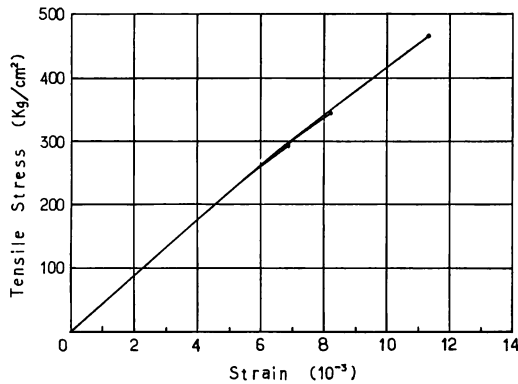


Fig. 3 Stress-strain curves for the cured epoxy resin obtained by the tensile tests.

行った。 E および ν の値は、接着剤については表1の実験値を、アルミ合金板については文献値¹¹⁾、 $E_2=7000 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\nu_2=0.33$ を用いた。得られた結果の平均値を表2に示す。 ϵ_s は 450×10^{-6} という値が得られた。また p_1 は 21.3 kg/cm^2 であり、エポキシ樹脂に関する山室ら¹²⁾の実験値におよそ等しい値が得られた。

Table 2 Experimental results obtained by bi-metal method

h_1 (mm)	h_2 (mm)	δ (mm)	ρ (mm)	P (kg)	p_1 (kg/cm ²)	p_2 (kg/cm ²)	$\epsilon_s = \Delta\alpha \Delta t$ (10 ⁻⁶)
0.207	0.131	1.98	633	0.0442	21.3	-33.8	450

Suffix 1: Adhesive, Suffix 2: Aluminum

4.3 接着層内の応力分布の計算結果

応力分布の基礎式である(4)~(6)式は $x/2h$ の関数であるが、 $l/h \geq 5$ の場合 $x/h \geq 5$ の範囲においては、約 1×10^{-7} の精度で $(l-x)/2h$ の関数である近似式³⁾に変換されるため応力は l/h にはよらない。本報告においては $l/h=127$ であるため、接着層のほとんどの範囲で近似式が成立する。

図4は $\theta=90^\circ$ (パットジョイント)、 $\epsilon_s=0$ の平面応力状態と平面ひずみ状態における S_1 、 T_{\max} および T_{oct} の分布の計算結果である。図において、 $X=(l-x)/2h$ 、 $Y=y/2h$ である。応力はいずれも接着層端部から約 $2h$ 内側へ入ったところでほぼ一定となる。 S_1 は接着層端部隅($X=0$ 、 $Y=0.5$)で最大値を示し、 T_{\max} および T_{oct} は接着層端より少し内側へ入ったところで最大値を示す。応力集中係数は、平面応力の場合および平面ひずみの場合についてそれぞれ、 $S_1: 1.09$ および 1.25 、 $T_{\max}: 1.52$ および 2.43 、 $T_{\text{oct}}: 1.14$ および 2.14 となっており、いずれも後者の場合の方が大きい。

図5は平面応力状態、 $\epsilon_s=0$ で、 $\theta=30^\circ$ および $\theta=60^\circ$ の場合の応力分布である。両者の傾向は類似しているが、応力比は $\theta=30^\circ$ の場合の方が $\theta=60^\circ$ の場合より小さく、したがって(19)式より前者の場合の方が引張り接着強度(降伏応力) σ_Y の理論値が大きくなる。 $\theta=60^\circ$ における T_{\max} を除き、他の応力は接着層端部隅で最大値を示している。応力集中

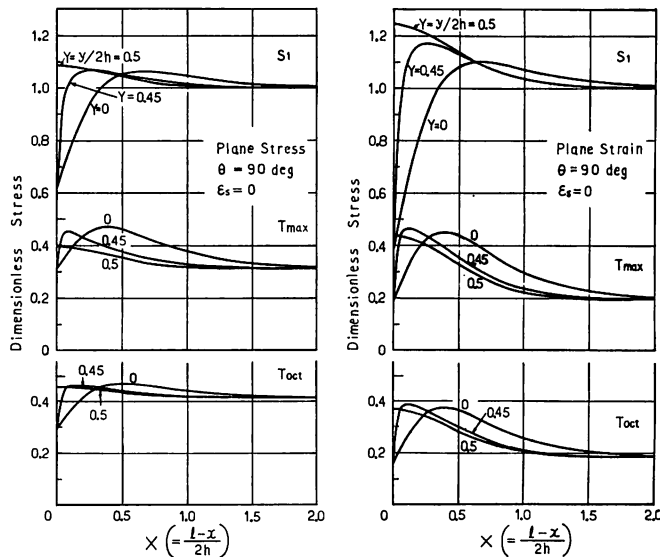


Fig. 4 Dimensionless expression of stress distributions on X-direction obtained from the equations (14), (15), (16), and (17) [$\theta=90 \text{ deg.}$, $\epsilon_s=0$].

係数は $\theta = 30^\circ$ および $\theta = 60^\circ$ の場合についてそれぞれ、 S_1 : 1.10 および 1.17, T_{max} : 1.14 および 1.35, T_{oct} : 1.13 および 1.26 である。

図6は $\theta = 45^\circ$, 平面応力状態で $\epsilon_s = 0$ および $\epsilon_s = 450 \times 10^{-6}$ (表2の実験値) の場合の応力分布である。応力集中係数は、 $\epsilon_s = 0$ の場合および $\epsilon_s = 450 \times 10^{-6}$ の場合

についてそれぞれ、 S_1 : 1.14 および 1.17, T_{max} : 1.23 および 1.32, T_{oct} : 1.20 および 1.27 である。また応力比の最大値 S_m , T_m および T_{om} は、 $\epsilon_s = 450 \times 10^{-6}$ を考慮することにより $\epsilon_s = 0$ の場合に比してそれぞれ、4.7, 5.9 および 5.3% 増加している。

$\theta = 90^\circ \sim 15^\circ$ においては、 ϵ_s の考慮による応力最大値

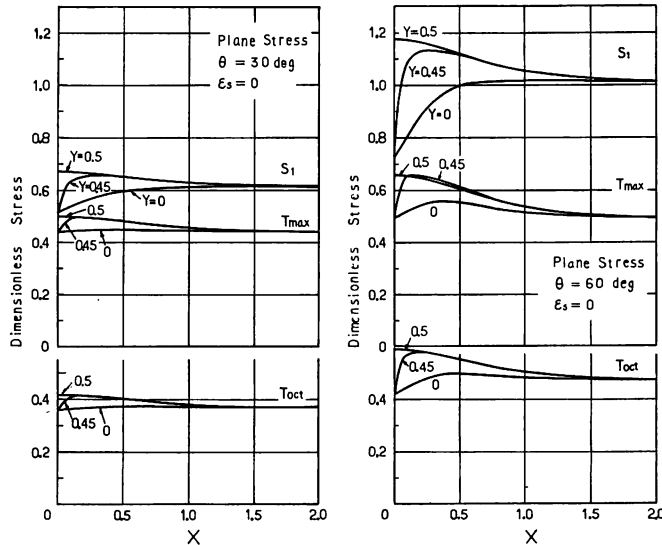


Fig. 5 Dimensionless expression of stress distributions on X-direction obtained from the equations (14), (15), and (16) [plane stress, $\epsilon_s = 0$].

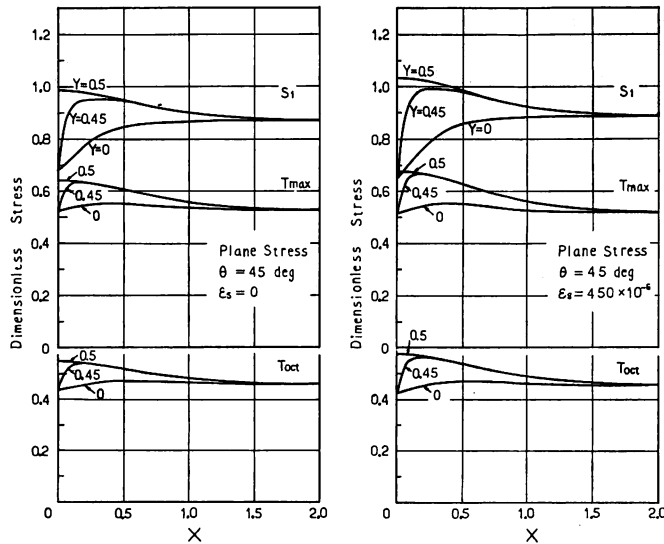


Fig. 6 Dimensionless expression of stress distributions on X-direction obtained from the equations (14), (15), and (16) [plane stress, $\theta = 45$ deg.].

のおよその増加率はそれぞれ、 S_m : 3~5%, T_m : -1~8%, $T_{\bar{m}}$: 0~8%であり、 θ が小さいほど大きい値となった。すなわち、 $\theta=90^\circ$ で平面応力の場合には、 ϵ_s の考慮による T_m および $T_{\bar{m}}$ の増加率が-1および0%となっているが、 $\theta=75^\circ$ 以下においては、いずれの場合も増加率は3%以上であった。(19)式によって、これらの S_m 、 T_m および $T_{\bar{m}}$ の増加(または減少)に対応し、引張り接着強度(降伏応力) σ_Y の理論値が減少(または増加)する。

4.4 接着層の破壊状態

引張り試験後の接着層の破面を肉眼で観察した結果、 $\theta=90^\circ$ および 75° については100%凝集破壊であるが、他の角度については θ が小さくなるに従って凝集破壊の面積が減少し、界面破壊の面積が増加していた。各試験片の両破断面を写真撮影して100個のごぼんに区切り、各ごぼん目について凝集破壊か否かを定めることにより、接着面積中の凝集破壊面積のおよその比率を調べたところ、それぞれ、 $\theta=60^\circ$: 85%, $\theta=45^\circ$: 60%, $\theta=30^\circ$: 50%, $\theta=15^\circ$: 55%, $\theta=0^\circ$: 30%であった。接着層の破面の例を図7に示す。 $\theta=15^\circ$ および 45° の破面において白く見えるのは、走査型電顕による観察によれば、接着剤が微粒子状に付着している部分であり、暗い部分は界面破壊により露出した軟鋼の表面である。

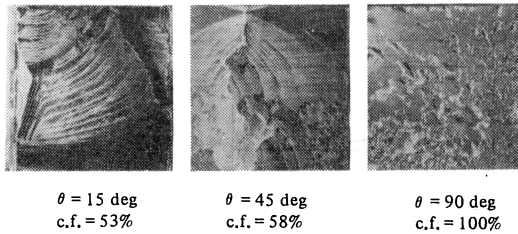


Fig. 7 Fracture surfaces of the adhesive layer of the scarf joints. (c.f.: percentage cohesion failure on the basis of bond area)

4.5 接着強度の理論値と実験値との比較

$(\sigma_Y/\sigma_{Y90}) \times \sin \theta$ の理論値を(21)式を用いて平面応力状態および平面ひずみ状態について計算し、その結果をそれぞれ図8(a)および図8(b)に示した。 $\sigma_Y \sin \theta$ は単位接着面積あたりの降伏時の荷重に等しく、 $\sigma_Y \sin \theta / \sigma_{Y90}$ はその任意の θ における値と $\theta=90^\circ$ (パットジョイント)における値との比である。 $\epsilon_s=0$ の場合に比して、 $\epsilon_s=450 \times 10^{-6}$ の場合は σ_Y/σ_{Y90} の理論値が減少している。そのおよその減少率は $\theta=75^\circ$ 以下において、最大主応力説の場合1~3%, 最大せん断応力説の場合3~7%

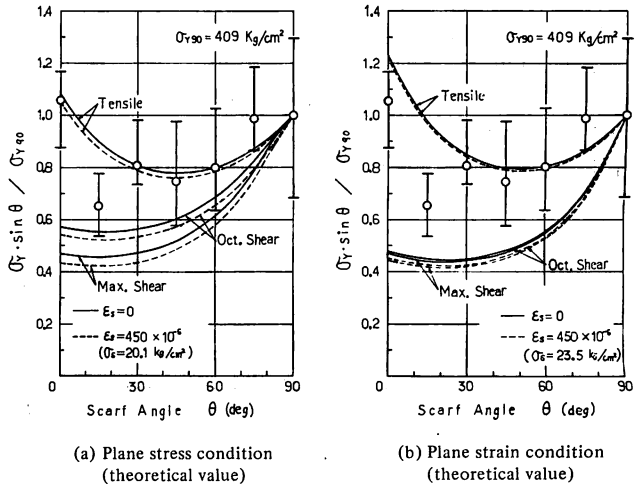


Fig. 8 Comparison of the theoretical results and the experimental results; dimensionless failure load ($\sigma_Y \sin \theta / \sigma_{Y90}$) v.s. scarf angle (θ).

~7%, 八面体せん断応力説の場合3~6%となっており、 θ が小さいほど大きな値を示した。また平面応力の場合に対して平面ひずみの場合 σ_Y/σ_{Y90} の値は、最大主応力説において0~9%の増加、最大せん断応力説において4~11%の減少、八面体せん断応力説において15~21%の減少をそれぞれ示しているが、両者の間に特に大きな差異はみられない。

図8(a)および(b)には接着強度の実験値(破断時の σ_s の値の $\theta=90^\circ$ における値に対する比、試験片数各10個)を理論値と比較して示した。3種類の破壊基準による理論値のうち、最大主応力説によるものが最も実験値に適合している。この結論はLubkinの報告²⁾と同一となった。その理由としては、前述(図3)のように用いた接着剤がほとんど塑性を示さないもろい材質であるこ

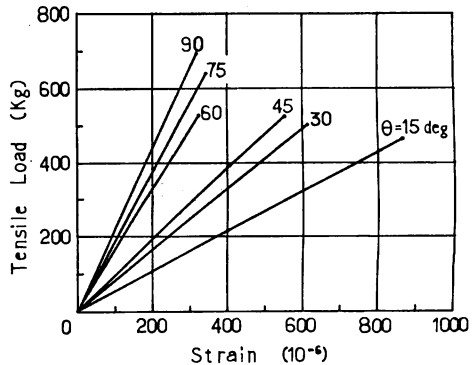


Fig. 9 Load-strain curves for the epoxy adhesive scarf joints with various scarf angles obtained by the tensile tests.

とが考えられる。図9のように、接着試験片の荷重-ひずみ線図(接着層の伸びは同図のひずみ値の35~50%に相当)も破断まではほぼ直線を示した。

5. 結 言

以上をまとめれば次のとおりである。

(1) スカーフジョイントの接着層断面を長方形により近似し、層内における2次元応力分布を接着剤の硬化収縮による残留応力も考慮して解析し、最大主応力 σ_1 、最大せん断応力 τ_{max} および八面体せん断応力 τ_{oct} をそれぞれ破壊基準とした時の σ_Y/σ_{Y90} と θ との理論的關係を導いた。

(2) 使用したエポキシ系接着剤の硬化による平均収縮ひずみ ϵ_s は、バイメタル法による測定の結果 450×10^{-6} という値が得られた。

(3) $\epsilon_s=0$ の場合に比して、 $\epsilon_s=450 \times 10^{-6}$ の場合は、接着層内における σ_1 、 τ_{max} および τ_{oct} の最大値は理論上それぞれ3~5%、-1~8%および0~8%増加(θ が小さいほど大)し、その増加に対応して σ_Y の理論値が減少する。

(4) 軟鋼のスカーフジョイントの引張り接着強度を測定し、 σ_Y/σ_{Y90} について理論値と比較した結果、最大主応力 σ_1 を破壊基準とした理論値が最も実験値に適合した。

(1977年6月21日第15回接着研究発表会にて発表)

Appendix: バイメタル試験片における応力およびひずみ

図A-1のような2枚の素材片をはり合わせたバイメタル試験片において、素材片1および2の縦弾性率を E_1 および E_2 ($E_1 < E_2$)、線膨張率を α_1 および α_2 ($\alpha_1 > \alpha_2$)、厚さを h_1 および h_2 、その和を H 、中立面からの距離を y (下向きを正)とし、幅を単位長さにとる。温度降下 Δt により素材片1および2の断面に作用する軸力を P_1 および P_2 とすれば、断面の内力はつり合うから次式¹³⁾が成立する。

$$P_1 = P_2 = P \tag{A-1}$$

P_1 および P_2 により試験片断面に働く偶力のモーメント M_c は、

$$M_c = \frac{PH}{2} \tag{A-2}$$

M_c により試験片は曲げをうけるが、単純曲げにおける試験片の中立軸の位置は、断面内の曲げ応力の総和が0であることから定まり、図A-1の \bar{y} は次式で与えられる。

$$\bar{y} = \frac{E_1(H^2 - h_2^2) + E_2 h_2^2}{2(E_1 h_1 + E_2 h_2)} \tag{A-3}$$

バイメタル試験片断面において、曲げ応力が中立軸に関して持つモーメントの総和 M は、

$$\left. \begin{aligned} M &= \frac{E_1}{\rho} \int_{-(H-\bar{y})}^{-(h_2-\bar{y})} y^2 dy + \frac{E_2}{\rho} \int_{-(h_2-\bar{y})}^{\bar{y}} y^2 dy \\ &= \frac{1}{\rho} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \\ E_1 I_1 &= \frac{E_1}{3} [(H-\bar{y})^3 - (h_2-\bar{y})^3] \\ E_2 I_2 &= \frac{E_2}{3} [(h_2-\bar{y})^3 + \bar{y}^3] \end{aligned} \right\} \tag{A-4}$$

ここに、 ρ は試験片の曲率半径、 $E_1 I_1$ および $E_2 I_2$ は素材1および2の曲げ剛性である。

(A-4)式のモーメント M は(A-2)式の偶力 M_c と等しくなければならないことから、 P が次式のように得られる。

$$P = \frac{2}{\rho H} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \tag{A-5}$$

両素材片の接着面における伸びは等しくなければならないことから次式⁴⁾、

$$-\alpha_1 \Delta t + \frac{P_1}{E_1 h_1} - \frac{h_2 - \bar{y}}{\rho} = -\alpha_2 \Delta t - \frac{P_2}{E_2 h_2} - \frac{h_2 - \bar{y}}{\rho} \tag{A-6}$$

が成立し、(A-1)および(A-6)式から収縮ひずみ $\Delta \alpha \Delta t$ が次式⁴⁾のように求められる。

$$\Delta \alpha \Delta t = (\alpha_1 - \alpha_2) \Delta t = P \left(\frac{1}{E_1 h_1} + \frac{1}{E_2 h_2} \right) \tag{A-7}$$

なお、 $\Delta \alpha \Delta t$ と $1/\rho$ との関係は、(A-5)および(A-7)式より次式のように表わされる。

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\Delta \alpha \Delta t}{\frac{2}{H} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \left(\frac{1}{E_1 h_1} + \frac{1}{E_2 h_2} \right)} \tag{A-8}$$

素材片1および2の任意の断面における曲げ応力 σ_{b1} および σ_{b2} は、ひずみを ϵ とすれば、

$$\sigma_{b1} = \epsilon E_1 = \frac{y E_1}{\rho}, \quad \sigma_{b2} = \epsilon E_2 = \frac{y E_2}{\rho} \tag{A-9}$$

により表わされ、この応力と軸力 P_1 および P_2 による応力、

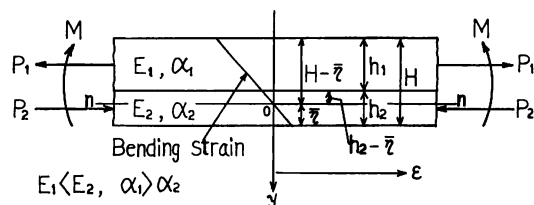


Fig. A-1 Deflection of a bi-metal strip caused by uniform cooling.

$$\left. \begin{aligned} p_1 &= \frac{P}{h_1} = \frac{2}{\rho H h_1} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \\ p_2 &= -\frac{P}{h_2} = -\frac{2}{\rho H h_2} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \end{aligned} \right\} \text{(A-10)}$$

とを加え合わせることで、温度降下 Δt により両素材材片の断面に発生している応力 σ_{s1} および σ_{s2} が得られ、次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{s1} &= \frac{1}{\rho} \left[\frac{2}{H h_1} (E_1 I_1 + E_2 I_2) + y E_1 \right] \\ \sigma_{s2} &= \frac{1}{\rho} \left[-\frac{2}{H h_2} (E_1 I_1 + E_2 I_2) + y E_2 \right] \end{aligned} \right\} \text{(A-11)}$$

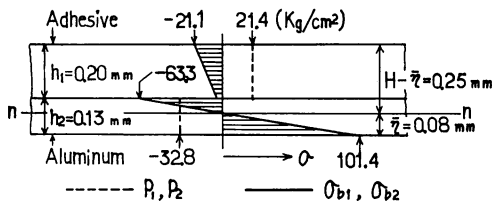


Fig. A-2 Distributions of normal stresses due to axial force and bending moment on a cross section of the adhesive-aluminum bi-metal strip.

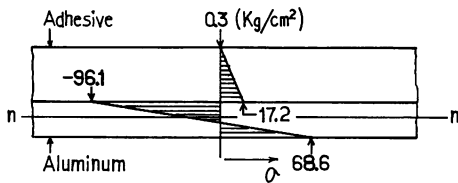


Fig. A-3 Distributions of normal stresses on any cross section of the adhesive-aluminum bi-metal strip caused by contraction of adhesive during curing.

以上は平面応力として解析した結果であるが、平面ひずみの場合の式は以上の式において $E \rightarrow E/(1-\nu^2)$ のおきかえをすれば得られる。

3.1において接着剤の収縮ひずみの測定に用いたバイメタル試験片のうち平均的な値を示した1例について、 σ_{b1} , σ_{b2} , p_1 および p_2 の計算結果(平面ひずみ状態)を図A-2に、それらの合応力 σ_{s1} および σ_{s2} の計算結果を図A-3に示す。 σ_{s1} および σ_{s2} の絶対値は接着剤とアルミ板との境界面において最大となった。

文 献

- 1) 山口章三郎, 天野晋武, 中川 満: 工学院大学研究報告, 第30号, 66 (1971).
- 2) J. L. Lubkin: *J. Appl. Mechanics*, **24**, 255 (1957).
- 3) 小島陽之助, 井上幸彦: 工業化学雑誌, **61**, 39 (1958).
- 4) 井上幸彦, 小島陽之助: 同上, 1108.
- 5) 小島陽之助, 井上幸彦: 同上, 43.
- 6) 山本善之: 応用数学力学講座11, 弾性・塑性, p.22, 朝倉書店(1971).
- 7) 横堀武夫: 材料強度学, p.3, 岩波書店(1971).
- 8) 畑 敏雄, 武井 昇, 中島孝平, 荻原 猛, 新井昇, 大島雄一: 第23回高分子討論会要旨集第1分冊, p.321 (1974).
- 9) 山室義行, 武井 昇, 畑 敏雄: 第14回接着研究発表会講演要旨集, p.23 (1976).
- 10) 小菅詔雄: 日本接着協会誌, **7**, 170 (1971).
- 11) 軽金属協会編: アルミニウムハンドブック, p.246, 朝倉書店(1963).
- 12) 山室義行, 畑 敏雄: 第15回接着研究発表会講演要旨集, p.7 (1977).
- 13) S. Timoshenko: *J. Optical Soc. Amer.*, **11**, 233 (1925).
- 14) 吉沢 正: 岩波講座, 基礎工学4, 数値解析, p.176, 岩波書店(1968).