

アクリル系高延性接着剤を用いて接着した薄板単純重ね合わせ 継手の引張りせん断試験における被着体の弾塑性曲げ変形

瀧口 三千弘^{*1}, 吉田 哲哉^{*2}, 上森 武^{*3}, 片平 卓志^{*4}, 吉田 総仁^{*5}

Elastic-Plastic Bending Deformation of Adhesively Bonded Sheet Metals using Highly Ductile Acrylic Adhesive in Tensile Single-Lap Shear Test

Michihiro TAKIGUCHI, Tetsuya YOSHIDA, Takeshi UEMORI,
Takashi KATAHIRA and Fusahito YOSHIDA

In this study, the elastic-plastic bending deformation of adhesively bonded sheet metals using highly ductile acrylic adhesive in tensile single lap shear test was investigated. We proposed an analytical model that the sheet is divided into a joint overlap and an arm, and analyzed the elastic-plastic bending deformation of sheet using the elementary method. From the experimental observation immediately before fracture, it was found that the bending deformation of sheet started not at just the end of the overlap, but at a bit inside of the overlap region. Hence, in the present analysis, a concept of effective overlap length where two sheets are firmly bonded is introduced. The deformation of sheet due to the difference in tensile shear load was discussed by comparing the experimental and analytical results. When all region of joint overlap was assumed to be effective overlap length, the analytical results of the bending angle of sheet after fracture were smaller than the experimental results under all loading conditions. This difference can be explained using the concept of effective overlap length. In addition, the bending angle of joint overlap rapidly increases when the sheet is thinner than the minimum thickness that the sheet does not yield, but even if it is thick, it does not become smaller than expected.

KEYWORDS : tensile lap shear test, adhesive joint, single-lap joint, elastic-plastic bending, numerical analysis, elementary method

1. まえがき

単純重ね合わせ継手 (以下, SLJ と略す) を用いた引張りせん断試験は, 接着強度を調べる方法の一つ

で, 一般によく用いられている¹⁾。しかし, SLJ の構造上被着体には必ず曲げ変形が生じ, 接着層にはせん断応力だけでなく引張り応力 (ピール応力²⁾) も作用する。被着体が厚板の場合には曲げ変形は比較的

*1 商船高等専門学校 名誉教授

*2 電子制御工学科

*3 岡山大学大学院 自然科学研究科 産業創成工学専攻

*4 商船学科

*5 株式会社 CEM 研究所

小さく(板は弾性変形),ピール応力の影響もわずかであるが,被着体が薄板の場合には曲げ変形はかなり大きくなり(板は弾塑性変形),ピール応力の影響は無視できなくなる。このように,被着体の厚さの決定は正しい接着特性を把握する上で非常に重要である。しかし,これまでのSLJの研究は,有限要素法を用いた継手の応力解析(主として接合部に注目)に関するものが多く³⁾,被着体の降伏(被着体の弾塑性変形)を踏まえた被着体厚さやラップ長さの影響を詳細に検討した研究は極めて少ない。

本研究はこうした点に注目し,引張りせん断試験における被着体の弾塑性曲げ変形を初等解法⁴⁾により検討した。なお,接着剤にはアクリル系の高延性接着剤を使用し,その接着強度特性の速度依存性^{5,6)}を利用して荷重レベルの大小の変更に用いた。

2. 実験

2.1 供試材及び試験方法

接着剤には,常温硬化型の二液主剤・変性アクリル系構造用接着剤ハードロック M-372-20(デンカ(株)製)を用いた。この接着剤は,通常のエポキシ系接着剤と同程度の接着強度を持ちながら同時に高い延性を有するという特徴がある。また,本接着剤には非常に強い速度依存性があることがわかっている^{5,6)}。被着体には,板厚が1mmのアルミニウム合金板(A5083P-O)を用いた。図1に,引張りせん断用の試験片形状と寸法を示す。接着部のラップ長さは8mm,板幅は25mmとした。接着層の厚さは0.1mm一定とした。接着にあたっては,被着体を#150のサンドペーパーで研磨後アセトン脱脂処理を行った。接着時の温度は $25\pm 2^{\circ}\text{C}$,湿度は $60\pm 10\%$ であった。なお,試験片の作成において,被着体は圧延方向と長手方向が一致するように切り出した。

図2に,被着体(A5083P-O)の応力-ひずみ曲線を示す。本結果は平行部長さ60mm,幅12.5mmの試験片(引張り軸と圧延方向が一致)を用いて,引張り速度0.1mm/minで行ったものである。この図において,プロット記号が実験結果であり,実線はそれを次のような近似式,すなわち弾性域においては,

$$\sigma = E\varepsilon \quad (E=70\text{GPa}) \quad (1)$$

塑性域においては,

$$\sigma = Y + C\varepsilon^n \quad (Y=170\text{MPa}, C=724\text{MPa}, n=0.73) \quad (2)$$

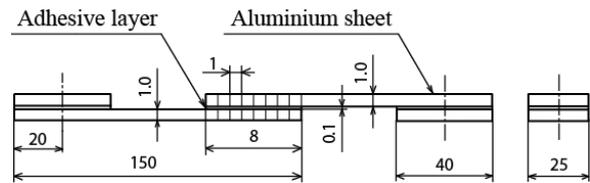


図1 試験片形状と寸法

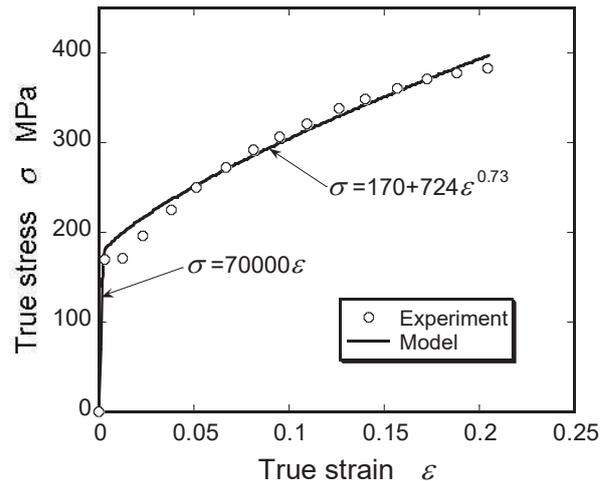


図2 被着体(A5083P-O)の応力-ひずみ曲線

で表したものである。式中, E はヤング率, Y は降伏強さである。解析では,これらの式を被着体の構成式として用いた。

引張りせん断試験は,島津オートグラフ(定格50kN)を用いて行った。試験時の引張荷重の測定は,試験機のロードセルを用いた。また,試験時の被着体や接着層の変形の様子を,図1に示すように試験片の接着部側面に1mm間隔のけがき線を入れ,50倍のマイクロスコープと高速度カメラ(300コマ/秒)を用いて観察した。引張りせん断試験はクロスヘッド変位速度一定とし,速度 V は0.01, 0.1, 1, 10及び100mm/minで行い,上述した接着強度特性の速度依存性を利用して荷重レベルの大小の変更に用いた。なお,試験は室温で行った。

2.2 実験結果

図3に,各引張り速度 V (mm/min)に対する最大引張り力 P (N/mm)の実験結果を示す。図4に,図3に対応する各引張り速度 V におけるせん断試験片の引張りせん断試験後(破断後)の被着体の変形状況を示す。この図から, V が速くなるほど(すなわ

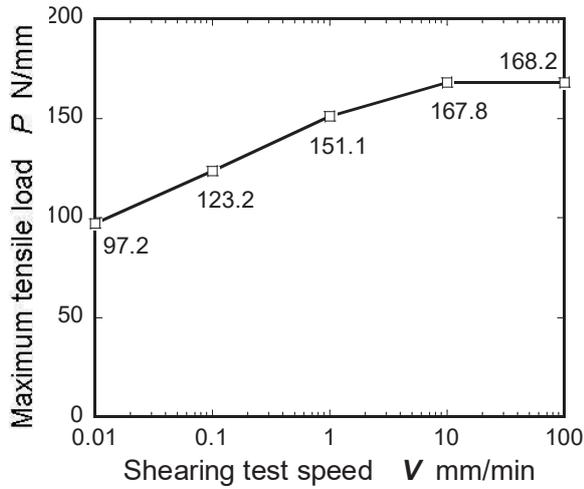


図3 各引張り速度 V に対する最大引張り力 P

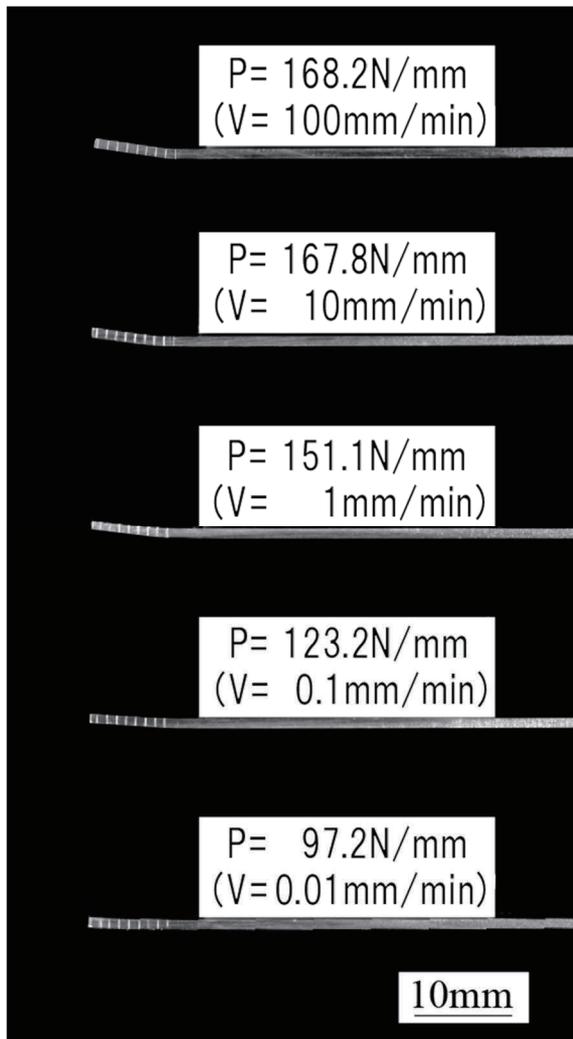


図4 SLJ 試験片の引張りせん断試験後 (破断後) の被着体の変形状況

ち、最大引張り力 P が大きくなるほど) 被着体に大きな曲げ変形が生じていることがわかる。

図5に、SLJの引張りせん断試験における被着体の弾塑性曲げ変形実験結果の一例 ($V=100\text{mm/min}$ の時)を示す。(a)が初期状態、(b)が破断直前の画像である。接着層の厚さの変化に注目すると、破断直前には大きなピール応力が作用していることがわかる。とりわけ、接着端部域(両側)で顕著である。このことにより、被着体の曲げ変形が接着端部からではなく接着部の途中(両側)から生じていることが観察できる。図中、 L_0 は被着体接合部の長さであり、 L_{ef} は破断直前の完全な接着域を示し、有効ラップ長さと呼ぶことにする。図6に、図5に示した試験片の破断面の様子を示す。この破断面の観察から、全面が凝集破壊であり接着状態は良好であったことがわかる。その結果として、破断後の二つの被着体の曲げ変形状態はほぼ同じであった。全ての試験片も同様であった。

図5と図6の実験結果から、本研究で使用しているアクリル系接着剤を用いた接着接手の接着層の破断が非常に延性的であり、そのことが被着体の弾塑性曲げ変形と大きく関係していることが推測できる。ここで提案する L_{ef} の考え方は、こうした高延性の接着剤を用いたSLJの弾塑性曲げ変形を考察するためには、とりわけ有用であると考えられる。

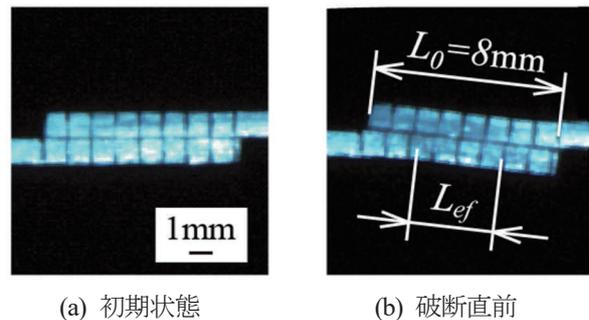


図5 SLJの引張りせん断試験における被着体の弾塑性曲げ変形実験結果の一例 ($V=100\text{mm/min}$)

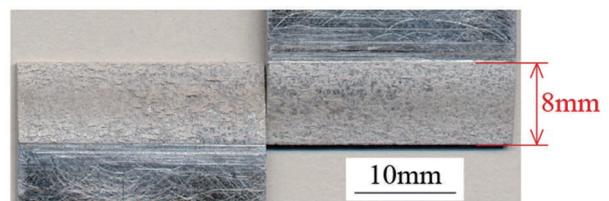


図6 図5に示した試験片の破断面の様子

3. 解析結果と考察

3. 1 被着体の弾塑性曲げ変形解析

以下に、初等解法⁴⁾を用いた被着体の弾塑性曲げ変形解析を示す。本解析の目的は、引張りせん断時の被着体接合部の傾き角や被着体に塑性変形が生じない(被着体が降伏しない)被着体厚さの決定等を、簡単に予測できるようにすることである。

図7に、薄板 SLJ 被着体の弾塑性曲げ変形解析モデルを示す。この図に示すように、被着体を接合部と腕部に分けて考え、それぞれの長さを L_0 , L とおく。ここで、 L は十分長い ($L \gg L_0$) ものとする。こう想定することで、解析をより簡単にすることができる。解析モデル中の L_{ef} は、前章の2.2節で述べた有効ラップ長さである。 L_{ef} は実験結果と解析結果の違いを考察する際に用いる。被着体の板厚は h , 接着層厚さを t_a とする。なお、接合部の傾き角 θ_0 は微小とする。また、以下に述べる解析において引張りせん断荷重 P (以下、引張り力とする) 及びモーメント M の単位は、被着体の幅を単位幅 (1mm) で扱い、それぞれ N/mm と N・mm/mm である。

(i) 接合部

接合部に生じるモーメント M_0 はモーメントの釣合いより、次のようになる。

$$M_0 = \frac{1}{2}(t_a + h)P \cos \theta_0 - \frac{1}{2}L_{ef}P \sin \theta_0 \quad (3)$$

$$\approx \frac{1}{2}P\{(t_a + h) - L_{ef}\theta_0\}$$

(ii) 腕部

腕部のモーメントは、次のようになる。

$$M = M_0 - Pu \quad (4)$$

被着体のたわみについては、板の曲げ剛性を D (弾性的場合は $D=EI$, I は板の断面二次モーメント) とおくと、次の微分方程式が与えられる。

$$\frac{d^2u}{dx^2} = -\frac{M}{D} \quad (5)$$

式(5)に式(4)を代入すると

$$\frac{d^2u}{dx^2} = -\frac{1}{D}(M_0 - Pu) \quad (6)$$

が得られる。

ここで、荷重点は十分長い ($L \rightarrow \infty$) として、この点 ($x = \infty$) のたわみ量を u_∞ とかくと、モーメントの釣合いより

$$M_0 = Pu_\infty, \therefore u_\infty = M_0/P \quad (7)$$

となるので、式(6)は次式のようにかける。

$$\frac{d^2u}{dx^2} = -\frac{P}{D}(u_\infty - u) \quad (8)$$

全域弾性的の場合 $D = D_e = EI$ の場合には、次のような解析解が得られる。

$$u = u_\infty(1 - e^{-\lambda x}), \lambda = \sqrt{P/D_e} \quad (9)$$

これより、 $x=0$ で θ_0 は次式のように求まる。

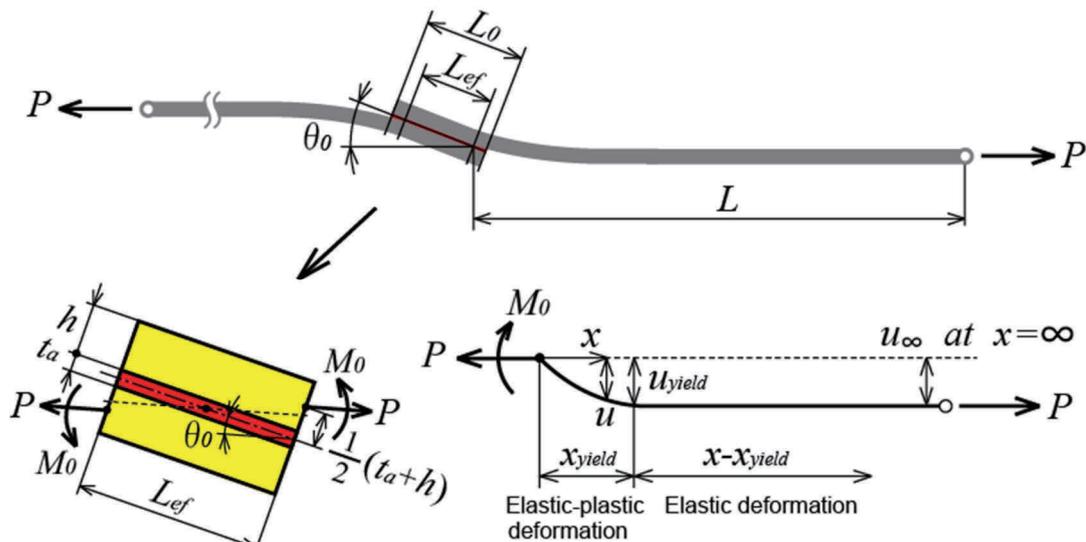


図7 薄板 SLJ 被着体の弾塑性曲げ変形解析モデル

$$\theta_0 = \left. \frac{du}{dx} \right|_{x=0} = \lambda u_\infty \quad (10)$$

式(3), (7), (10)より, 与えられた試験片寸法 (h, L_0, t_a) と引張り力 P に対して以下の関係が得られる。

$$u_\infty = \frac{t_a + h}{L_0 \lambda + 2}, \quad \lambda = \sqrt{P/D_e} \quad (11)$$

弾塑性解析

腕部が弾塑性曲げになる条件は

$$M = M_{yield} \quad (12)$$

である。式(4)と式(12)より, M_{yield} に対する u_{yield} は次式で得られる。

$$u = u_{yield} = \frac{1}{P} (M_0 - M_{yield}) \quad (13)$$

ここで, M_{yield} は与えられた P と板厚 h , 降伏強さ Y から次式のように求まる。

$$M_{yield} = \frac{1}{6} h (Yh - P) \quad (14)$$

図 7 中に, 腕部の弾塑性曲げ変形の模式図を示す。ここで, $0 \leq x \leq x_{yield}$ で弾塑性域, $x_{yield} \leq x$ で弾性域である。

次に, それぞれの弾塑性解析の手順を示す。

(a) $0 \leq x \leq x_{yield}$ の計算

- ① 引張り力 P を与える。そのときの M_{yield} を, 式(14)より計算する。
- ② θ_0 を仮定する。
- ③ 式(3)より M_0 , 式(13)より u_{yield} を計算する。
- ④ 式(8)を数値積分することにより, たわみ量 $u(x)$ を求める。
- ⑤ $u = u_{yield}$ となる $x = x_{yield}$ にて計算終了。このときのたわみ角を, θ_{yield}^p とかく。なお, θ_{yield}^p は被着体が塑性変形をしている領域側から求めた弾塑性境界位置におけるたわみ角である。

(b) $x_{yield} \leq x$ の計算

これは $x = x_{yield}$ で $u = u_{yield}$ となる弾性解であるので, 式(9)を参照しながら次のようになる。

$$u = u_{yield} + (u_\infty - u_{yield}) \left\{ 1 - e^{-\lambda(x-x_{yield})} \right\} \quad (15)$$

ここで, u_∞ , λ は式(11)による。

弾塑性境界 ($x = x_{yield}$) におけるたわみ角は次式で

求まる。

$$\theta_{yield}^e = \left. \frac{du}{dx} \right|_{x=x_{yield}} = \lambda (u_\infty - u_{yield}) \quad (16)$$

(c) $\theta_{yield}^p = \theta_{yield}^e$ となるような θ_0 の決定

これは(a)の②における θ_0 の仮定を修正し, $\theta_{yield}^p = \theta_{yield}^e$ になるまで, くり返し計算をすることにより決定する。本研究における数値計算においては, 収束判定を $|\theta_{yield}^p - \theta_{yield}^e| / \theta_{yield}^e < 0.005$ とした。以上のようにして, 弾塑性解が求まる。

3. 2 解析結果と考察

図 8 に, 被着体の弾塑性曲げ変形解析結果 ($h=1.0\text{mm}$, $t_a=0.1\text{mm}$, $L_{ef}=L_0=8\text{mm}$, $Y=170\text{MPa}$, $E=70\text{GPa}$) を示す。本結果は図 4 に対応しているが,

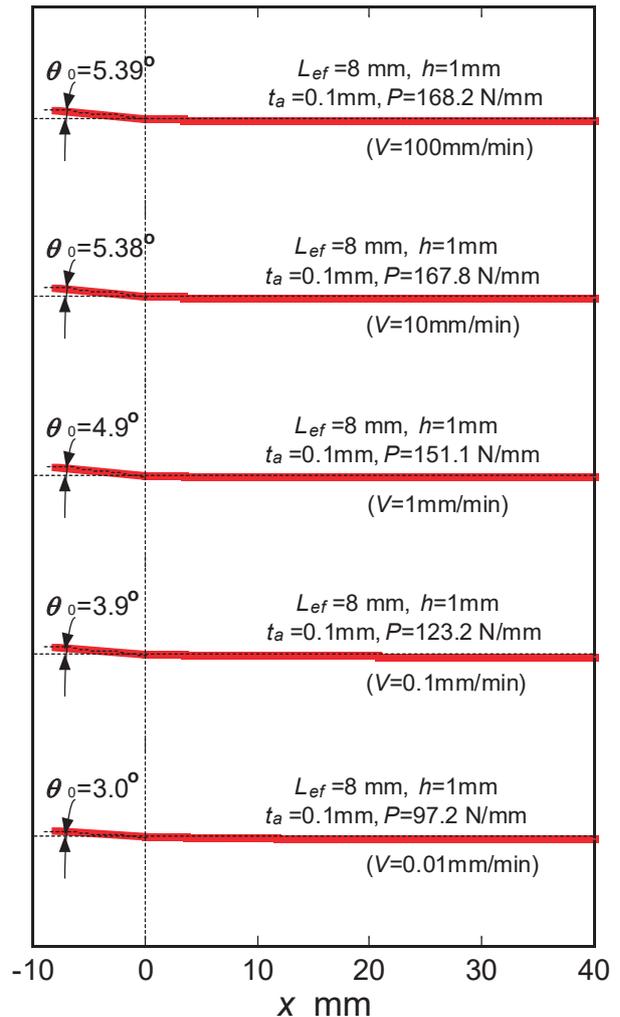


図 8 被着体の弾塑性曲げ変形解析結果 ($h=1.0\text{mm}$, $t_a=0.1\text{mm}$, $L_{ef}=L_0=8\text{mm}$, $Y=170\text{MPa}$, $E=70\text{GPa}$)

実験結果が破断後の形状であるのに対して、解析結果は破断直前の引張り力がかかった状態のものである。両者を比較すると、形状的には比較的よく一致している。図中 θ_0 は 5.4° となっているが、スプリングバック後は 4.2° と少し小さくなる。

図9に、引張りせん断速度 V の違い（解析においては引張り力 P の違い。図3のデータを使用）による被着体接合部傾き角 θ_0 の解析結果と実験結果の比較を示す。なお、本解析も $L_{ef}=L_0=8\text{mm}$ として行った。また、実験結果はスプリングバック後のものだけであるが、解析結果は引張り力がかかっている状態とスプリングバック後の両方を示してある。本SLJにおいては実験結果と解析結果のいずれにおいても、全ての速度において被着体は弾塑性変形であった。本結果において、スプリングバック後の実験結果と解析結果の値にはかなりの違いが見られる。その理由は、解析を前述のように $L_{ef}=L_0$ として行ったことによるものと推測する。すなわち、薄板の場合、引張り力 P が大きくなると（実験においては、引張りせん断速度 V が速くなると）図5に示すように被着体の曲げ変形（とりわけ被着体接合部）が大きくなり、そのことにより L_{ef} が L_0 より小さくなるためである。この点については、同様の実験観察結果も報告されている。

図10に、被着体接合部の有効ラップ長さ L_{ef} の違いが被着体接合部傾き角 θ_0 に及ぼす影響についての解析結果を示す。本結果より、 θ_0 は L_{ef} が小さくなると大幅に大きくなることわかる。参考までに $V=100\text{mm/min}$ において $L_{ef}=3.7\text{mm}$ として解析を行うと、スプリングバック後の θ_0 は、ほぼ実験値と同じ値になる。 L_{ef} を実際に測定することは難しいが、図5(b)の外観から推測すると（被着体の曲げ変形的位置に注目していただくとよい） $L_{ef}=3.7\text{mm}$ は比較的妥当な値である。このように、図9の実験結果と解析結果の違いは、接合部の有効ラップ長さの考え方をを用いることにより説明できるものと考えられる。

図11に、被着体の厚さ h の違いが被着体接合部傾き角 θ_0 に及ぼす影響についての解析結果を示す。なお、本結果は引張り力がかかっている時のものである。本結果から、本実験で用いた被着体の場合、厚さが 3.78mm ($h_{critical}$) 以上ないと被着体の一部は降伏し塑性変形が生じることがわかる。また、 $h_{critical}$ より被着体の厚さが薄いほど急激に被着体接合部傾き角 θ_0 が大きくなることわかる。その逆に、 $h_{critical}$ を

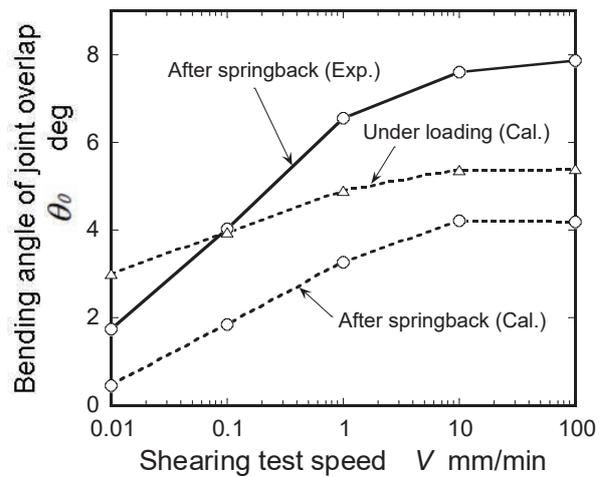


図9 引張りせん断速度 V の違いによる被着体接合部傾き角 θ_0 の解析結果と実験結果の比較

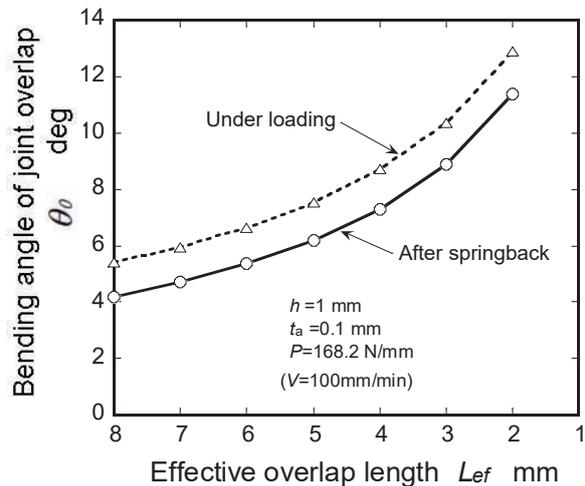


図10 被着体接合部の有効ラップ長さ L_{ef} の違いが被着体接合部傾き角 θ_0 に及ぼす影響

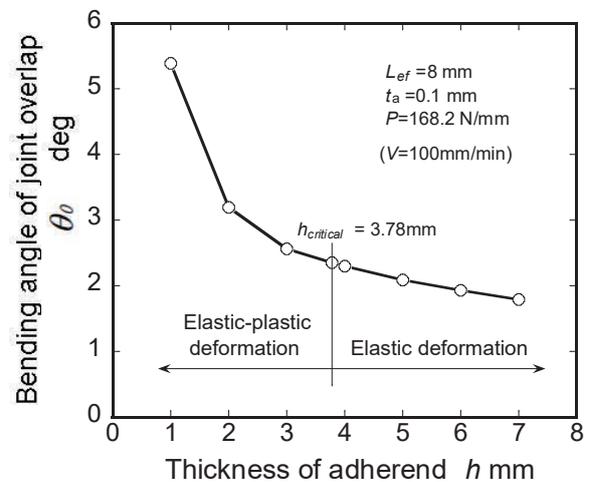


図11 被着体の厚さ h の違いが被着体接合部傾き角 θ_0 に及ぼす影響

超えて被着体を必要以上に厚くしても θ_0 はあまり小さくならないこともわかる。

4. あとがき

本研究では、アクリル系の高延性接着剤を用いた薄板 SLJ の引張りせん断試験における被着体の弾塑性曲げ変形について、初等解法を用いて検討した。得られた主な結論は、以下のとおりである。

- (1) 被着体を接合部と腕部に分けた解析モデルを提案した。接合部については、破断直前には接着端部域（両側）に大きなピール応力が作用すること、被着体の曲げ変形が接着端部からではなく接着部の途中（両側）から生じていることを確認したので、有効ラップ長さという考え方を導入しモデル化した。
- (2) 破断後の被着体接合部の傾き角は、接合部を全てラップ長さとした解析において、いずれの荷重条件においても解析結果が実験結果より小さくなった。この違いは、有効ラップ長さの考え方をを用いることにより説明できる。この考え方は、高延性接着剤を用いた薄板 SLJ の弾塑性曲げ変形を考える際に重要である。
- (3) 破断前の被着体接合部の傾き角は、被着体が降伏しない最小厚さを境に、薄くすると急激に大きくなるが、厚くしてもあまり小さくならない。こうした解析からも明らかなように、本研究で述べた引張りせん断試験における被着体の弾塑性曲げ変形解析は、単純重ね合わせ継ぎ手を用いた引張りせん断試験を行うにあたり、有効なツールになるものと考えている。

参考文献

- 1) K. Ikegami, T. Fujii, H. Kawagoe, H. Kyogoku, K. Motoie, K. Nohno, T. Sugibayashi, F. Yoshida : Benchmark tests on adhesive strengths in butt, single and double lap joints and double-cantilever beams, Int. J. Adhesion and Adhesives, Vol.16, pp.219-226 (1996)
- 2) M. Goland and E. Reissner : The stresses in cemented joints, J. Applied Mechanics, Vol.66, A17-A27 (1944)
- 3) 例えば, R. H. Andruet, D. A. Dillard, S. M. Holzer : Two- and three-dimensional geometrical nonlinear finite elements for analysis of adhesive joints, Int. J. Adhesion and Adhesives, Vol.21, pp.17-34 (2001)
- 4) 例えば, 吉田総仁著, 弾塑性力学の基礎, pp.171-179, 共立出版 (2001)
- 5) 瀧口三千弘・和泉淳・吉田総仁: 接着継手のせん断強度の速度依存性と応力緩和挙動, 日本機械学会論文集 A 編, 68-665, pp.126-131 (2002)
- 6) 吉田哲哉・瀧口三千弘・吉田総仁: 接着接合した金属薄板の塑性曲げに及ぼす温度・速度の影響, 日本機械学会論文集 A 編, 73-726, pp.292-299 (2007)
- 7) J. P. M. Goncalves, M. F. S. F. de Moura, A. G. Magalhaes, and P. M. S. T. de Castro, Application of interface finite elements to three-dimensional progressive failure analysis of adhesive joints : Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structure, Vol.26, pp.479-486 (2003)