

<論文>

(受理：平成8年1月22日)

引張りせん断荷重を受ける二重重ね合せ接着継手の
被着体材料特性が継手強度に及ぼす影響沢 俊行¹⁾・鈴木 靖昭²⁾・須賀 秀和³⁾・渡邊 茂樹⁴⁾

要 旨

引張りせん断荷重を受ける二重重ね合せ接着継手の応力分布を弾塑性有限要素法を用いて解析し、得られた応力分布より継手強度の推定を検討している。この解析に基づき、被着体の降伏応力、縦弾性係数及び被着体の厚さに対する重ね合せ長さ比が接着界面に及ぼす影響を明らかにし、得られた応力分布より、接着界面に生ずるき裂の進展を考慮にいれ、ミーゼスの降伏条件を用いて継手強度を推定した。さらに、継手強度に関する実験を行い、解析結果と実験結果はかなりよく一致した。その結果、被着体の降伏応力、縦弾性係数及び被着体の厚さに対する重ね合せ長さ比が大きくなると継手強度は向上するが、被着体の厚さに対する重ね合せ長さ比が10.3を超えると継手強度はほとんど向上しないことがわかった。

1. 緒 言

接着継手の設計に必要な継手内の応力分布は現在まで種々の荷重形態について研究がなされてきた。中でも単純重ね合せ接着継手は従来より軽量化の観点から機械構造物中に広く用いられており、これに関する研究¹⁻⁸⁾は数多くなされている。一方接着面積を増加させ、かつ継手の変形を拘束し継手強度を向上させる目的で使用されることが多い二重重ね合せ接着継手の応力、変形及び強度に関してはいくつかの研究⁹⁻¹²⁾を除いてあまりなされていないようである。さらに荷重の増加に伴い被着体が塑性変形を起こし、被着体の応力が継手強度に影響を及ぼすことも推測されるが、継手が塑性変形まで起こす場合を検討した研究は著者らの研究⁹⁾の他にはあまりなされていないのが現状のようである。著者らの研究⁹⁾において弾塑性有限要素解析を用いた引張りせん断荷重を受け

る二重重ね合せ接着継手の強度の推定を行っている。しかし一方法として強度推定結果は実験結果とかなりよく一致しているが、接着層の厚さ方向に接着層が降伏するときに接着界面の節点を外すという仮定の下であり、一般的挙動を必ずしも説明しているとは言い難い。このため継手強度の推定方法を別の観点から検討する必要がある。

そこで本研究では、二重重ね合せ接着継手に引張りせん断荷重が作用するときの接着界面の応力分布を明らかにすること及び継手強度に及ぼす被着体材料特性の影響を調べることを目的とし、ミーゼスの降伏条件を適用し、弾塑性問題として有限要素法により解析を行う。この際、界面き裂の発生及び進展は界面の各要素が予め測定されている接着剤の破壊応力に達したときにその要素の節点を外すという仮定を設けた。この仮定の下で各要素の節点を外す度に、外荷重 W を零から増加させ、次の要素が破壊応力に達するまで負荷するという計算過程を繰り返す方法を用いた。特に被着体の降伏応力及び縦弾性係数が接着界面の応力分布に及ぼす影響を明らかにし、得られた応力分布を用いて継手強度の推定を行い、さらに被着体の厚さに対する重ね合せ長さ比が継手強度に及ぼす影響を調べる。また、継手強度に関する実験を行い、解析結果と実験結果の比較検討も行う。

1) 山梨大学工学部
甲府市武田4-3-11 〒400

2) 日本車輛製造(株)
名古屋市熱田区三本松町1-1 〒456-11

3) 山梨大学大学院

4) 三菱自動車工業(株)
岡崎市小針町字北畑8-1 〒444

(原稿受付日：平成7年10月11日)

2. 解析方法

2.1 継手内の応力分布

図1は有限要素解析に用いた解析モデルを示す。被着体Iの降伏応力を σ_{Y1} 、縦弾性係数を E_1 、被着体IIのそれらを、 σ_{Y2} 及び E_2 とし、被着体I及び被着体IIは同寸法とし、長さ及び厚さを l_1 及び t_1 とする。接着層のそれらは σ_{Y3} 、 E_3 、 l_2 、及び t_2 とする。なお、実際の接着層厚さは被着体のそれに比べて小さいが、本図では接着層を相対的に拡大して示している。

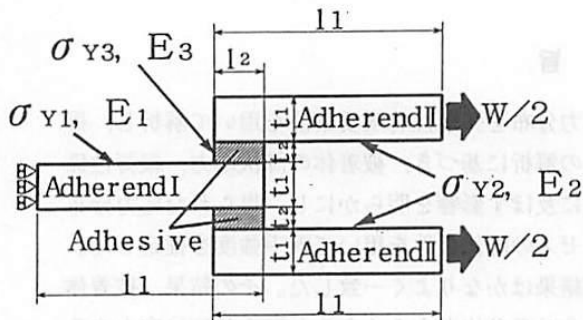


Fig. 1 Model for analysis

図2は有限要素解析における要素分割例を示す。対称性を考慮してx軸方向に関する対称軸より下部側について解析を行う。解析に用いた境界条件は、対称軸上と曲げ発生防止のための被着体の当て板 (Spacer, 図5参照) を接着する端部から、70(mm)までの部分においてY方向に固定し、被着体の端部に荷重W/2を作用させる。四角形要素を用い、平面ひずみ状態と仮定して弾塑性有限要素法を用いて解析を行う。総要素数は1980~2050であり、解析コードはMARCを使用した。なお、本解析の継手は $x=0$ 、 $y=+t_2/2$ 付近で特異応力が生じると考えられるので、その部分の要素を細かく分割して計算を行う。

被着体の材質は、アルミニウム合金A5052、A7075及び軟鋼SS400とし、エポキシ系接着剤 (豊田合成製NAVILOC EA9430) を使用した。図3はアルミニウム

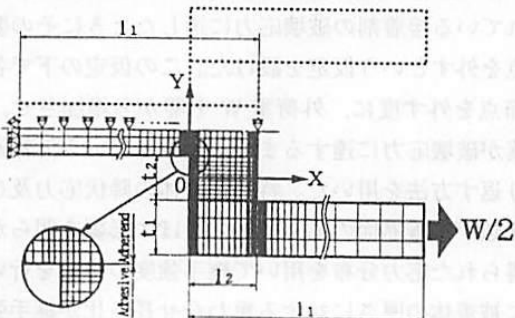


Fig. 2 Boundary conditions and an example of mesh divisions for FEM analysis

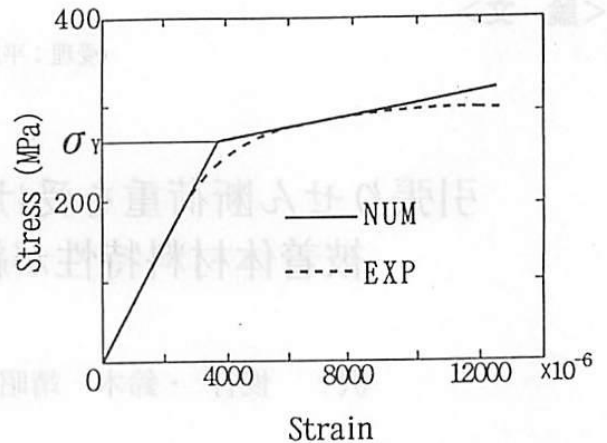


Fig. 3 Stress-strain diagram (A5052)

合金A5052の公称応力-ひずみ線図 (破線) の測定例を示す。表1はこれらの材料定数を示す。ここで、材料は弾・線形硬化塑性体と仮定し、表中のCの値は図3の実験により求めた材料の応力-ひずみ線図 (破線) を弾・線形硬化塑性体に近似したときの降伏後の傾き (実線) を示す。

Table 1 Mechanical properties of adherends and an adhesive

	Adherend A5052	Adherend A7075	Adherend SS400	Adhesive EA9430
Young's modulus E (GPa)	69.69	77.82	200.4	1.770
Poisson's ratio ν	0.314	0.308	0.291	0.370
Yield stress σ_Y (MPa)	261.7	779.1	424.7	30.38
C (GPa)	8.882	18.00	19.83	0.0304

2.2 継手強度の推定

本研究では有限要素法の弾塑性解析により二重重ね合せ接着継手に作用している荷重を徐々に増加させ、得られた接着層内の応力分布においてミーゼスの相当応力の最大値が接着剤の破壊応力 σ_a に達したとき、この要素の節点を外すことにした。この仮定の下で各節点を外す度に外荷重を零から次の要素の応力が破壊応力 σ_a に達するまで負荷する計算過程を繰り返す方法を採用した。この計算過程のなかで最大となる負荷荷重Wを継手強度とする。なお、接着剤の破壊応力 σ_a は、接着剤により作成されたダンベル型試験片を用いて予め測定しておく。

3. 実験方法

図4は実験に用いた試験片の形状及び寸法を示す。被着体の材質については降伏応力 σ_Y 及び縦弾性係数Eの差違が継手強度に及ぼす影響を調べるため、アルミニウム合金A5052, A7075及び軟鋼SS400の3種類の場合について実験を行う。重ね合せ長さ l_2 が継手強度に及ぼす影響を調べるために l_2 を $l_2=18.8\text{mm}$, 24.0mm , 及び 47.0mm とした。接着方法は、被着体の接着面をペーパーで研磨後脱脂洗浄し、エポキシ系構造用接着剤(NAVILOC EA9430)を用い、 20°C で24時間及び 80°C で8時間キュアさせる。接着層厚さは 0.05mm に統一した。図5は実験装置の概略を示す。この継手に曲げ変形を抑えるために当て板(Spacer)を接着により固定し、油圧式材料試験機(島津製作所(株)製, UH-50A)により荷重を負荷させ継手強度の測定を行う。強度のばらつきを考慮するために有効試験回数30回の統計処理を行い、本研究では継手の安全側設計の観点から95%非破壊確率値を継手強度の実験結果とした。なお、本接着剤の破壊応力 σ_a の測定値は $\sigma_a=43.2\text{MPa}$ となった。

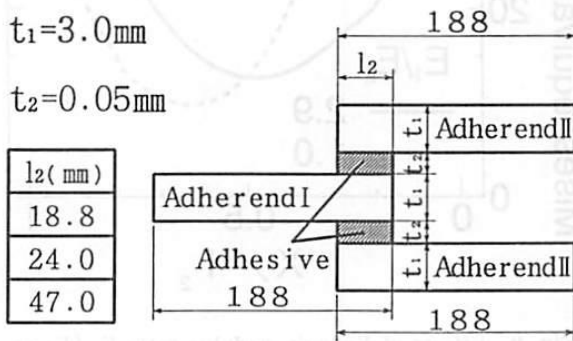


Fig. 4 Dimensions of double-lap joint used in experiment

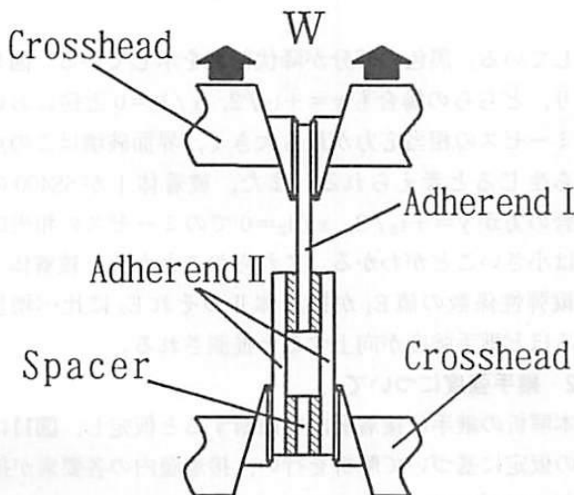


Fig. 5 Sketch of experimental apparatus

4. 解析結果及び実験結果との比較

4.1 接着界面の応力分布の計算結果

4.1.1 被着体の降伏応力の影響

図6及び図7は被着体Iの材質がアルミニウム合金A7075 ($\sigma_Y=779.1\text{MPa}$)及び被着体IIのそれがアルミニウム合金A5052 ($\sigma_Y=261.7\text{MPa}$)の場合と、被着体I及びIIの材質がいずれもアルミニウム合金A5052の場合の継手に $W=12\text{(kN)}$ の荷重を加えたときの被着体に最も近い接着層側の界面 ($y=+t_2/2$)の各応力成分の分布を示している。縦軸は被着体に最も近い接着層側の界面 ($y=+t_2/2$)における各応力成分を、横軸は接着層の端部からの距離 x を接着層長さ l_2 で無次元化した値を示している。

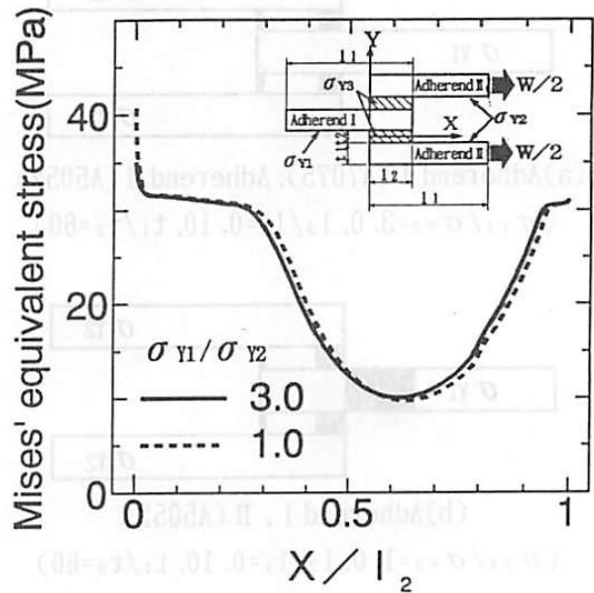


Fig. 6 Effects of yield stress ratio σ_{Y1}/σ_{Y2} of adherends on the interface stress distribution of Mises' equivalent stress ($y=+t_2/2$)

図8は降伏領域進展状況を示したものである。黒色の部分が降伏領域を示している。なお、実際の数値計算における接着層厚さは被着体のそれに比べて小さいが、接着層と被着体の界面付近の降伏領域進展状況を分かりやすくするために、接着層部分を実際の寸法比に比べて拡大して示している。図6より、どちらの場合も $y=+t_2/2$, $x/l_2=0$ 近傍においてミーゼスの相当応力が最も高くなっている。このためこの点から界面破壊が起こると推測される。また、被着体IがA5052の場合と比較して被着体IがA7075の場合の方が $y=+t_2/2$, $x/l_2=0$ でのミーゼスの相当応力は小さくなることから被着体Iの降伏応力 σ_{Y1} を大きくすることにより界面のミーゼ

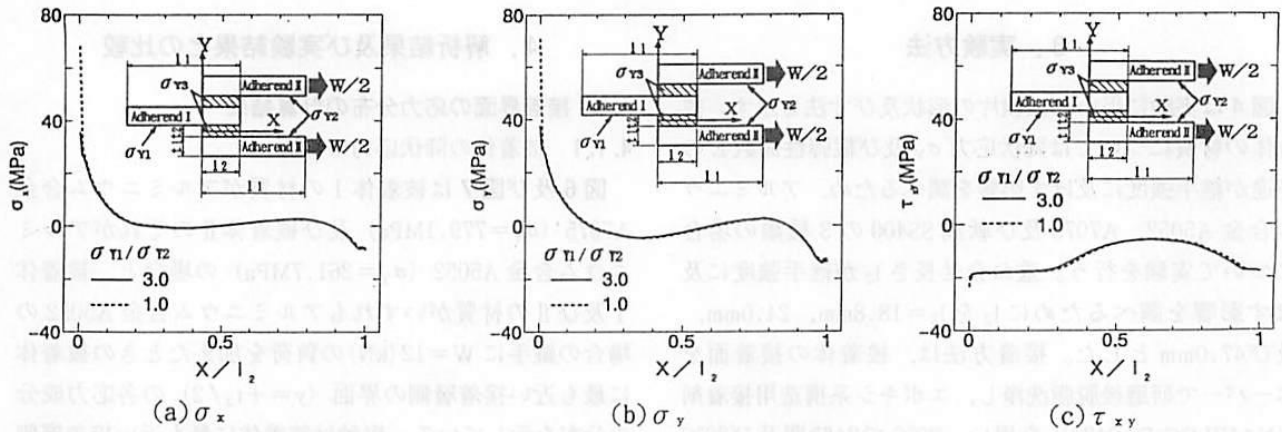


Fig. 7 Effects of yield stress ratio σ_{Y1}/σ_{Y2} of adherends on the interface stress distribution of σ_x , σ_y and τ_{xy} ($y=+t_2/2$)

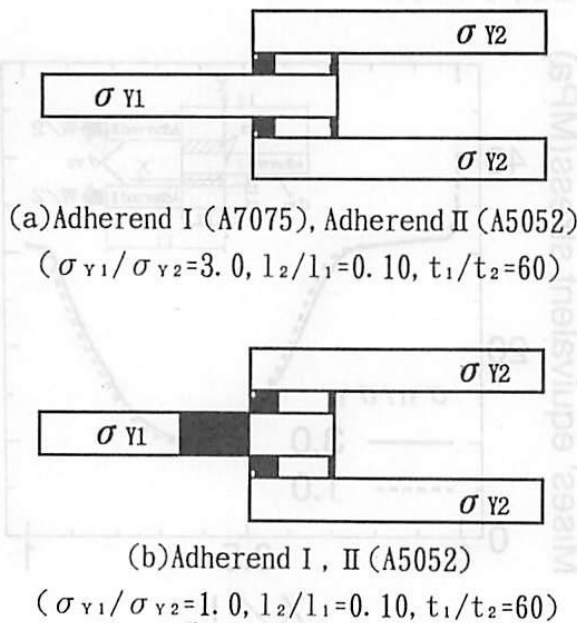


Fig. 8 Effect of yield stress ratio σ_{Y1}/σ_{Y2} on progress of yielded region when W is 12 (kN)

スの相当応力を緩和できることがわかる。さらに、図8の $y=+t_2/2$, $x/l_2=0$ 付近での降伏状況及びその点でのミーゼスの相当応力の大きさから、被着体Iが塑性変形を起こすとその点でのミーゼスの相当応力は大きくなると考えられる。

4.1.2 被着体の縦弾性係数の影響

図9は被着体Iの材質が軟鋼SS400 ($E_1=779.1\text{GPa}$)及び被着体IIのそれがアルミニウム合金A5052 ($E_2=69.69\text{GPa}$)の場合と、被着体I及びIIの材質がいずれもアルミニウム合金A5052の場合の継手に $W=12$ (kN)の荷重を加えたときの被着体に最も近い接着層側の界面 ($y=+t_2/2$)におけるミーゼスの相当応力分布を示している。図10はき裂の進展過程及び降伏領域進展状況を

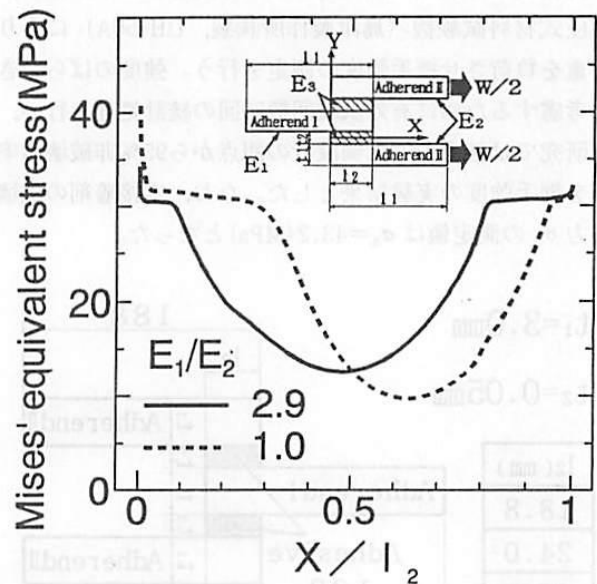


Fig. 9 Effects of Young's modulus ratio E_1/E_2 on the interface stress distribution of Mises' equivalent stress ($y=+t_2/2$)

示している。黒色の部分が降伏領域を示している。図9より、どちらの場合も $y=+t_2/2$, $x/l_2=0$ 近傍においてミーゼスの相当応力が最も大きく、界面破壊はこの点から生じると考えられる。また、被着体IがSS400の場合の方が $y=+t_2/2$, $x/l_2=0$ でのミーゼスの相当応力は小さいことがわかる。これらのことから、被着体Iの縦弾性係数の値 E_1 が被着体IIのそれ E_2 に比べ増加するほど継手強度が向上すると推測される。

4.2 継手強度について

本解析の継手は接着層内で破断すると仮定し、図11はその仮定に基づいて解析を行い、接着層内の各要素が接着剤の破壊応力 $\sigma_a (=43.2\text{MPa})$ に達すると、その要素の節点を外し、接着層内に進展するき裂の長さと同重

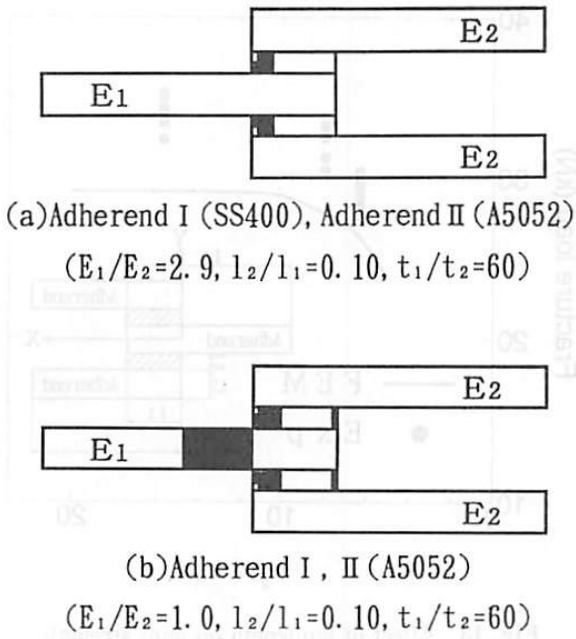
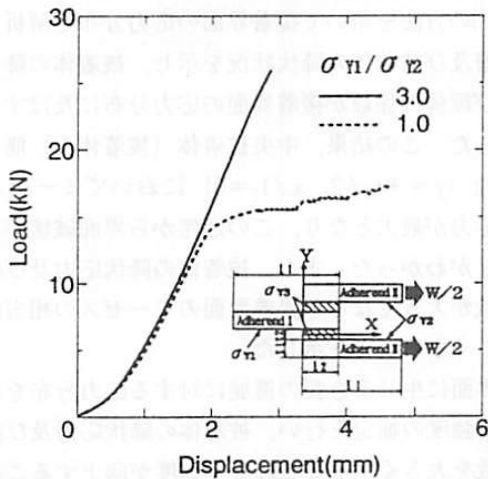


Fig. 10 Effects of Young's modulus ratio E_1/E_2 on progress of yielded region when W is 12 (kN)

W の関係を示している。なお、被着体 I 及び II の材質は軟鋼 SS400 を用いている。図 11 より、この場合の継手強度は接着層内にき裂が発生するときの荷重 W である。この W の作用により、き裂が界面に沿って進展し、ある位置より接着層中央部へき裂が進展し最終破断に至ると考えられる。すなわち、この場合の継手強度は $W=26.2$ (kN) である。

4.2.1 被着体の降伏応力の影響

表 2 は継手強度に関する実験結果 (Exp) と解析結果 (Num) の比較を示す。図 12 は図 5 の実験における荷重とストローク変位の関係を示している。縦軸は作用荷重



(a) Effects of yield stress for adherends on the Load-displacement diagram
 $(l_2/l_1=0.10, t_1/t_2=60)$

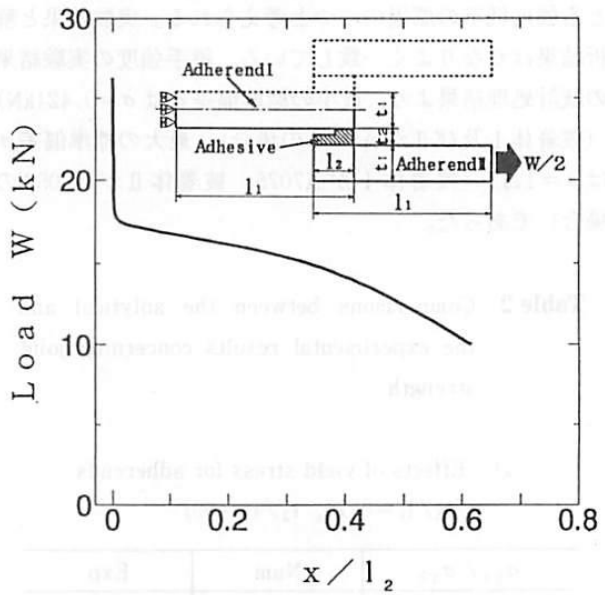
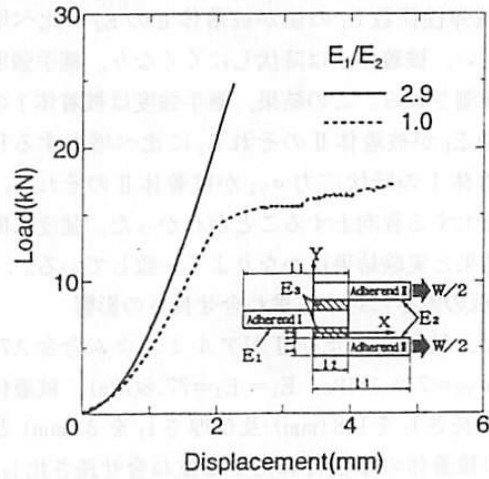


Fig. 11 Load-crack length diagram
 (The material of adherend I, II are SS400)

を横軸はそのときの材料試験機におけるストローク変位量を表す。図 12 (a) の荷重-ストローク変位線図において $\sigma_{y1}/\sigma_{y2}=1.0$ の伸びは $W=12$ (kN) における図 8 (b) に対応し、被着体 I の塑性変形が増大し、さらに荷重が増加すると、被着体 II の塑性変形へと進展することに対応する。表 2 及び図 12 (a) より、被着体 I の降伏応力 σ_{y1} が被着体 II のそれ σ_{y2} に比べ小さくなるに従い、継手強度の低下がみられた。これより、被着体 I の降伏応力 σ_{y1} が小さいと被着体 I が塑性変形を起こし、この塑性変形が継手強度を低下させる原因であることがわかる。また、作用荷重の増加に伴い被着体 II が降伏するとその曲がりが大きくなり、端部 ($y=+t_2/2, x/l_2=0$) におけるミーゼスの相当応力が大きくなるこ



(b) Effects of Young's modulus for adherends on the Load-displacement diagram
 $(l_2/l_1=0.10, t_1/t_2=60)$

Fig. 12 Load vs. displacement diagram for the shearing test

とも強度低下の原因の一つと考えられる。実験結果と解析結果はかなりよく一致している。継手強度の実験結果の統計処理結果より、最小の標準偏差 σ は $\sigma=0.42$ (kN) (被着体 I 及び II が A5052 の場合)、最大の標準偏差 σ は $\sigma=1.12$ (被着体 I が A7075, 被着体 II が A5052 の場合) であった。

Table 2 Comparisons between the analytical and the experimental results concerning joint strength

(a) Effects of yield stress for adherends
($l_2/l_1=0.10, t_1/t_2=60$)

$\sigma_{Y1} / \sigma_{Y2}$	Num	Exp
3.0	26.4	27.0
1.0	17.3	17.6

(b) Effects of Young's modulus for adherends
($l_2/l_1=0.10, t_1/t_2=60$)

E_1 / E_2	Num	Exp
2.9	24.1	24.6
1.0	17.3	17.6

4.2.2 被着体の縦弾性係数の影響

図12 (b) の荷重-ストローク変位線図は図10に対応する。すなわち、図12 (b) の $E_1/E_2=2.9$ の場合は、塑性変形が小さい。他方図10 (a) においては被着体 I 及び II の塑性変形は $W=12$ (kN) では未だ生じていないことに対応する。表 2, 図12 (b) 及び図10より、被着体 I の縦弾性係数 E_1 の値が被着体 II の E_2 に比べ増大するに従い、被着体 I は降伏しにくくなり、継手強度の向上が推測される。この結果、継手強度は被着体 I の縦弾性係数 E_1 が被着体 II のそれ E_2 に比べ増大する程、また被着体 I の降伏応力 σ_{Y1} が被着体 II のそれ σ_{Y2} に比べて増大する程向上することがわかった。強度に関する解析結果と実験結果はかなりよく一致している。

4.2.3 板の厚さに対する重ね合せ長さの影響

図13は、被着体 I 及び II がアルミニウム合金 A7075 ($\sigma_{Y1}=\sigma_{Y2}=779.1$ MPa, $E_1=E_2=77.8$ GPa), 被着体 I 及び II の長さ l_1 を 188 (mm) 及び厚さ t_1 を 3 (mm) とした場合の被着体の厚さ t_1 に対する重ね合せ長さ比 l_2/t_1 と継手強度の関係を示す。ただし、実験における継手強度も最大荷重を表す。図13より、被着体の厚さに対する重ね合せ長さの比 l_2/t_1 が約10程度まで継手強度は向上

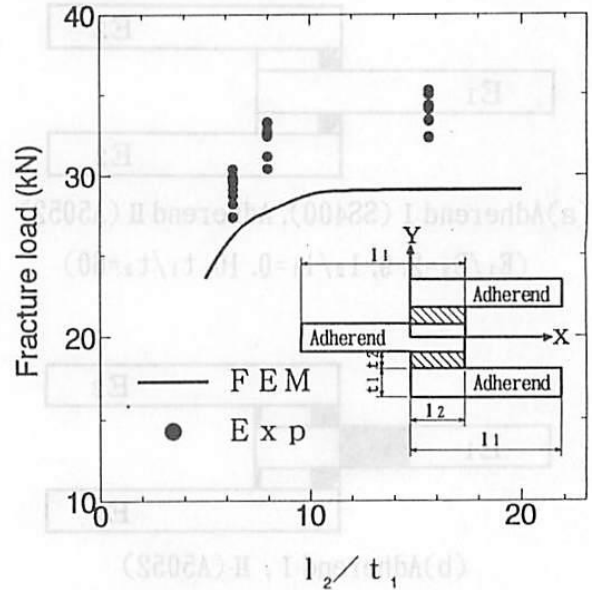


Fig. 13 Effect of lap length on joint strength

するが、さらに重ね合せ長さを増加させても継手強度は、ほとんど向上しないことがわかる。このことより、被着体の厚さ t_1 に対する重ね合せ長さ l_2 には最適な値が存在することが考えられ、本解析の最適な被着体の厚さに対する重ね合せ長さ比 l_2/t_1 は 10.3 であった。実験結果と解析結果はかなりよく一致している。

5. 結 言

本研究では、二重重ね合せ接着継手に引張りせん断荷重を作用させたときの接着層内の応力分布および継手強度に関して検討を行い、次の結果が得られた。

- (1) 被着体の塑性変形を考慮に入れて、継手内の応力分布を弾塑性有限要素法により解析し、特に界面き裂の進展に伴う界面の応力分布を解析した。
- (2) (1)の方法を用いて接着界面の応力分布を解析し、接着層及び被着体の降伏状況を示し、被着体の降伏応力及び縦弾性係数が接着界面の応力分布に及ぼす影響を示した。この結果、中央被着体(被着体 I)側の接着界面 ($y=+t_2/2, x/l_2=0$) においてミーゼスの相当応力が最大となり、この近傍から界面破壊が起こることがわかった。また、被着体の降伏応力及び縦弾性係数が大きくなると接着界面のミーゼスの相当応力が小さくなることを示した。
- (3) 界面に生じるき裂の進展に対する応力分布を用いて継手強度の推定を行い、被着体の降伏応力及び縦弾性係数を大きくすることにより強度が向上することを示した。さらに、被着体の厚さに対する重ね合せ長さには最適な値が存在することを示した。継手強度に関する実験を行い、実験結果と解析結果はかなりよく一致

した。

(1981).

文 献

1) Wah, T., Trans. ASME, J. Eng. Ind., 95, 174 (1973).
 2) Wah, T., Int. J. Mech. Sci., 18, 223 (1976).
 3) Adams, R.D., and Harris, J.A., J. Adhesion, 12, 193 (1988).
 4) Goland, M., Reissner, E., Trans. ASME, J. Appl. Mech., 5, A-17 (1944).
 5) Ojalvo, I.U. and Eidinoff, H.L., AIAAJ., 16-3 (1987).
 6) 沢・他3名, 機論, 59-564, A, 1881 (1993).
 7) Sawyer, J.W., Coopert, P, A., AIAA J, 19-11, 1443 (1981).
 8) Borgmeier, P.R., Devrise, K.L., Strozier, J.K. and Anderson, G.P., ASME AMD, 104, 151 (1989).
 9) 沢・他3名, 機論, 60-572, A, 998 (1994).
 10) Gilibert, Y., Klein, M.L. and Rigolot, A., ASTM Spec. Tech. Publ., 981, 39 (1988).
 11) Gilibert, Y., and Rigolot, A., ASTM Spec. Tech. Publ., 981, 145 (1988).
 12) 佐藤, 豊田・他4名, 溶接学会論文集, 3, 589 (1985).
 13) 米野, 征矢・他2名, 日本接着協会誌, 27(12), 506 (1991).

**Effect of Material Properties for Adherends on Joint Strength
of Double-Lap Joints Subjected to Tensile Shear Loads**

Toshiyuki SAWA¹⁾, Yasuaki SUZUKI²⁾, Hidekazu SUGA³⁾ and Shigeki WATANABE⁴⁾

^{1,3)}Department of Mechanical System, Yamanashi University

4-3-11, Takeda, Koufu, Yamanashi, 400

²⁾Nippon Auto Body Co. Ltd.

1-1, Sanbonmatsu, Atsuta-ku, Nagoya-shi, 456

⁴⁾Mitsubishi Motor Co. Ltd.

8-1, Azajikitabatake, Kobari, Okazaki-shi, 444

(Accepted for publication : January 22, 1996)

Abstract

Stress distributions of double-lap adhesive joints are analyzed using an elastoplastic finite-element method in order to predict joint strength. The effects of yield stress, Young's modulus of the adherends and the lap length on the interface stress distributions were demonstrated. In addition, the joint strength was estimated taking into account the crack growth produced at the interface using von Mises' criterion. Experiments were conducted on joint strength. The analytical results are in fairly good agreement with the experimental results concerning the joint strength. It is found that the joint strength increases as Young's modulus, yield stress of adherends and the lap length increase. However it is also found the joint strength is not increased when the lap length-thickness l_2 / t_1 is over 10.3.

(Received : October 11, 1995)