

<総合論文>

(受理：2021 年 8 月 19 日)

接着継手の特異応力場の強さ (ISSF) による強度評価について
(ISSF と破壊起点の関係)

高木 怜*・野田 尚昭**・石田 大貴*・佐野 義一*・鈴木 靖昭***

要 旨

突き合わせ継手などの接着強度は、接着端部に生じる特異応力場の強さ $ISSF = 一定$ として、簡便かつ実用的に評価できる。本論文では、スカーフ継手の強度も同様に $ISSF = 一定$ で表現できることを示すと同時に、 $ISSF$ の正確な解析結果に基づき、これらの破断面を詳細に観察した。その結果、接着破断面が巨視的には界面破壊に見える場合でも、高倍率で詳細に観察すると凝集破壊であることを示した。スカーフ継手の破断面には、羽根状の模様が確認できるが、この模様は界面のせん断応力 τ の影響が大きいため生じたものである。対象とした突き合わせ継手やスカーフ継手の破壊起点は、接着面の辺部の $20\ \mu\text{m}$ 程度のくぼみがはく離の起点となっていることを指摘した。また、スカーフ継手における接着層厚さが極端に厚いとき ($h \geq 5.0\text{mm}$) には、界面近くの破面が存在せず、破壊接着層を横切るように破壊が生じるため、十分な強度が得られないことが示された。

1. 緒 言

接着接合は重量・価格・生産性の面で有利であることから、船舶・航空機など様々な産業分野に広く用いられる。例えば、電子機器の小型・高機能・高性能化に伴い、半導体のパッケージング技術は、ロジックやメモリ用途で伝送信号の高速化や小型・薄型化に対応するため構造が多様化し、その重要性も増している。半導体パッケージングでは、半導体と基板の接続、樹脂による封止、半導体チップおよび配線の多層構造化などさまざまな異なる材料の組み合わせによって構成された界面を数多く含んでいる。このように異材接着界面が増えると、それぞれの界面端部で変形のミスマッチに起因した特異応力場が形成されるので、はく離破壊をもたらす危険性が高くなる。著者は、この特異応力場の強さ (Intensity of Singular Stress Field, $ISSF$) に注目し、接着強度が $ISSF = 一定$ で表現できることを示した (第 2 章参照)。

一般に、接着継手の破壊は接着層内部で破壊が生じる凝集破壊が推奨されており、接着剤と被着材がはく離し、これらの界面で破壊が生じる界面破壊が起きた場合、接着剤の選定をはじめとする接着設計・接着工程を見直すべきとされている¹⁾。ところで、接着剤自体の強度は、接着剤分子内の化学結合 (共有結合) に基づくもので、接着剤の実際の引張強度は、共有結合エネルギーから計算される理論的強度の $1/100 \sim 1/1000$ であるのに対し、通常の接着強度は、被着材と接着剤との間の水素結合 (エポキシ樹脂、ポリウレタン樹脂などの場合) またはファンデルワールス力に基づくものであり、その結合エネルギーは、化学結合に比して水素結合はおよそ $1/10$ 、ファンデルワールス力はおよそ $1/100$ と小さい²⁾。

そのため、接着破面の凝集破壊率を向上させるためには、研削、サンディングなどを行って実質接着面積の増加およびアンカー効果の増大を図ることが必要である²⁾。ここでの凝集破壊率とは、全接着面積の中で凝集破壊が確認できた面積の割合と定義される。この目的のため、本報告の実験では WAI-60 の砥石を用いた機械研削によって接着面に微細な凹凸を多数つくり実質接着面積を増加させる工夫がなされている。しかし、このような試験片を観察すると、巨視的観察では界面破壊か凝集破壊か確認が出来ないものが多々ある。

*九州工業大学工学研究院機械知能工学研究系

**九州工業大学機械知能工学科

福岡県北九州市戸畑区仙水町 1-1 〒804-8550

*** 鈴木接着剤研究所

愛知県一宮市千秋町浮野字屋敷 131 〒491-0806

(原稿受付日：2021 年 3 月 17 日)

そこで本報告では、このような破壊起点が凝集破壊または界面破壊のどちらであるかを、詳細な破面観察によって明らかにする。また、突合せ継手・スカーフ継手の破断面を詳細に観察して破壊起点を明らかにするとともに、その破壊起点と ISSF に基づく強度評価法との関係を明らかにする。

2. ISSF による接着強度評価法とその破面が接着界面近傍の凝集破壊であること

Fig. 1(a) に示すような角柱突合せ継手を考えると、接着界面縁の特異応力場の強さ ISSF ($K_{\sigma}^{Side}(y)$) は、真の応力 $\sigma_{z Real}^{Side}$ から次式^{3~13)} で定義される。

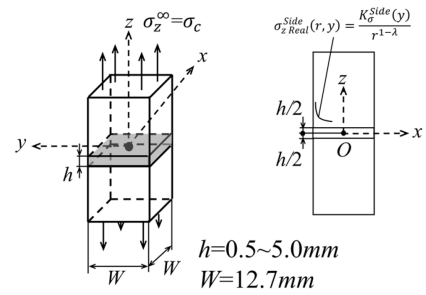
$$K_{\sigma}^{Side}(y) = \lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{Side}(r, y)] \quad (1)$$

ここで真の応力 $\sigma_{z Real}^{Side}(r, y)$ とは、実際に接着界面で発生する応力であり、 $\sigma_{z Real}^{Side}(r, y) = K_{\sigma}^{Side}(y)/r^{1-\lambda}$ で表される。また、 $\sigma_{z Real}^{Side}(r, y)$ における y は接着界面の一辺の中央を原点として接着層に平行な軸であり、 r は y に垂直な接着界面に沿った軸である。また、式 (2) に示すような無次元化された ISSF もよく用いられる。

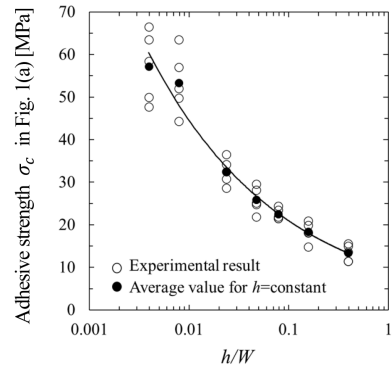
$$F_{\sigma}^{Side} = \frac{K_{\sigma}}{\sigma_c W^{1-\lambda}} \quad (2)$$

一般に突合せ継手 (Fig. 1(a)) を例にとると、接着強度は遠方での応力 σ_z^{∞} を用いて Fig. 1(b) のように表され、接着層厚さ h が増加するにつれて破断応力 σ_c は減少する。一方、特異応力場の強さ F_{σ} は接着層厚さ h の減少に伴って減少する (Fig. 1(c))。これは、特異応力が生じる界面上部と界面下部が近くなると、干渉が大きくなるためである^{3, 4)}。先の研究で、Fig. 1(a), (b) の突合せ継手の特異応力場の強さを解析によって求めた結果、特異応力場の強さ ISSF を用いれば、接着強度が $ISSF = \text{一定}$ ($K_{\sigma c} = 1.039 \pm 0.0643 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.315}$) で表せることを示した (Fig. 1(d))。すなわち、ISSF に注目することにより、簡便かつ実用的に接着強度を評価できる^{3~13)}。

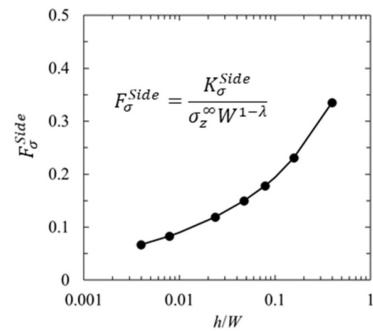
Table 1 に Fig. 1 に示す Suzuki^{14, 15)} らの試験片の被着材および接着剤の機械的性質と Dundurs parameter^{16, 17)} α, β 、特異性指数 λ ^{16, 17)} を示す。付録 A に Fig. 1(b) の結果を得た Suzuki^{14, 15)} らの実験方法についての詳細を示す。後述するスカーフ継手 (Fig. 8) の実験方法も同様である。異材接合端部の特異性指数 λ は Dundurs parameter のみによって一義的に決まることが知られており、界面での応力



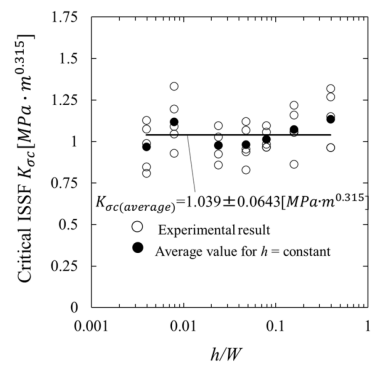
(a) Prismatic butt joint and 2D modelling



(b) Critical remote tensile stress σ_c



(c) Dimensionless ISSF F_{σ}^{Side} obtained by 2D modelling



(d) Critical ISSF

Fig. 1 Prismatic butt joint and debonding strength.

Table 1 Material properties of adhesive and adherend in Fig. 1(a) and in Fig. 8(a)^{14, 15)}.

Material		Young's modulus E [GPa]	Poisson's ratio ν	α	β	Butt joint λ	Scarf joint λ_1 λ_2	
Adherend	S35C	210	0.30	0.969	0.199	0.685	0.737	0.977
Adhesive	Epoxy resin	3.14	0.37					

$\sigma_{z, Real}^{Side}(r, y)$ は $\sigma_{z, Real}^{Side}(r, y) \propto 1/r^{1-\lambda}$ の特異性を有している。付録 B にこのような試験片の 3 次元形状を考慮した特異応力場の強さ ISSF の分布 $K_{\sigma}^{Side}(y)$ の解析方法の詳細を示す。

Fig. 2 に **Fig. 1(a)** の試験片に $\sigma_z^{\infty} = 1\text{MPa}$ を負荷させたときの種々の接着層厚さにおける無次元化 ISSF の分布 $F_{\sigma}^{Side}(y)$ を示す^{18, 19)}。 **Fig. 2(a)** は接着界面全体の F_{σ}^{Side} の分布であり、 **Fig. 2(b)** は $y/W = 0.45 \sim 0.5$ における F_{σ}^{Side} の分布である。 **Fig. 2** より接着層厚さ h が減少するにつれて $z = \pm h/2$ の特異応力場の干渉により F_{σ}^{Side} が減少することがわかる。図中の黒点は、実験におけるそれぞれ 5 本の試験片の破壊起点の位置である。また、 **Fig. 2(a)** の左端の数字は試験片の辺中央部での F_{σ}^{Side} の値であり、右端の数字はフィレット部での最大の F_{σ}^{Side} の値を示している (白点)。 **Fig. 2** に示すように F_{σ}^{Side} は接着面の角部近傍を除いてほぼ一定の値をとる。また、接着層厚さ $h \leq 2.0\text{mm}$ ($h/W \leq 0.157$) の範囲では、辺部中央部の F_{σ}^{Side} とコーナー部の F_{σ}^{Side} の最大値はほぼ同程度である。

Fig. 3(a) に突き合わせ継手の巨視的な破壊形態を示す。本研究で観察した突合せ継手の破壊起点はほとんどの場合 **Fig. 3(a)** に示すような接着界面近傍の凝集破壊である。また、 F_{σ} が最大となる接着面の辺部から生じることが多い (詳しくは 3 章で後述する)。このような典型的な破

面 (**Fig. 3(a)**) では、 $x = W/2, z = h/2$ の辺部から破壊が開始しているので、巨視的には界面破壊であるようにも見える。もし破断面が界面破壊であるなら、緒言に述べたように、接着剤の選定をはじめとする接着設計・接着工程を見直すべきとされている¹⁾。しかし、バルク接着剤の引張強度 65.5MPa ²⁾ に対して **Fig. 1(b)** に示すように、厚さ $h = 0.1\text{mm}$ の継手の引張強度は 58.8MPa であり、バルク接着剤とほぼ同等の強度が出ている。また、後述する **Fig. 5** の突合せ継手では、典型的な接着剤の破面であるミラー、ミスト、ハックル模様が観察される²⁰⁾。さらに、 **Fig. 11** のスカーフ継手でも同様に典型的な接着剤の破面である羽根状の模様が観察されており²⁰⁾、これまでの研究に示されているようにこれらの試験片で接着剤が残っていることが

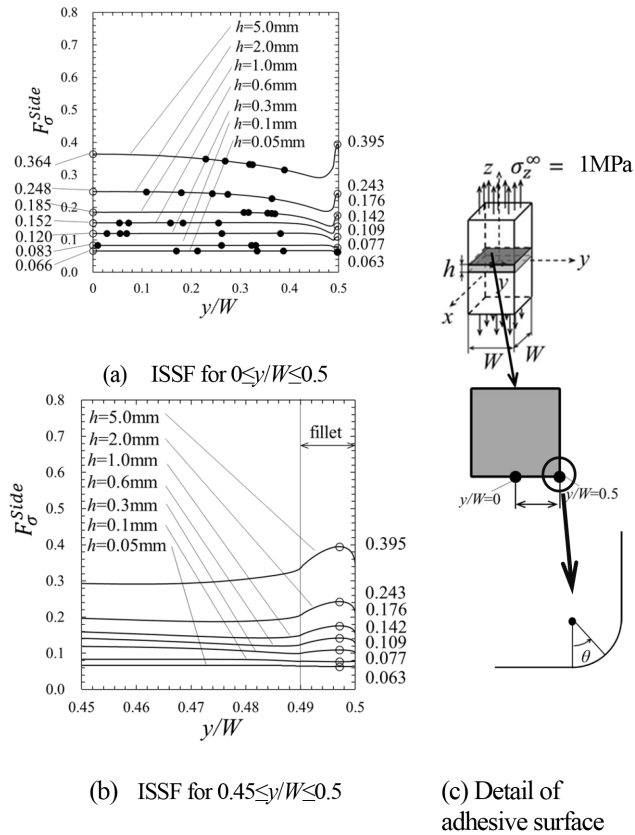


Fig. 2 ISSF distributions by varying adhesive thickness $F_{\sigma}^{Side} = 0.066 \sim 0.364$ at $y/W = 0$, $F_{\sigma}^{Side} = 0.063 \sim 0.395$ at $\theta = 45^\circ$ in **Fig. 4(c)**.

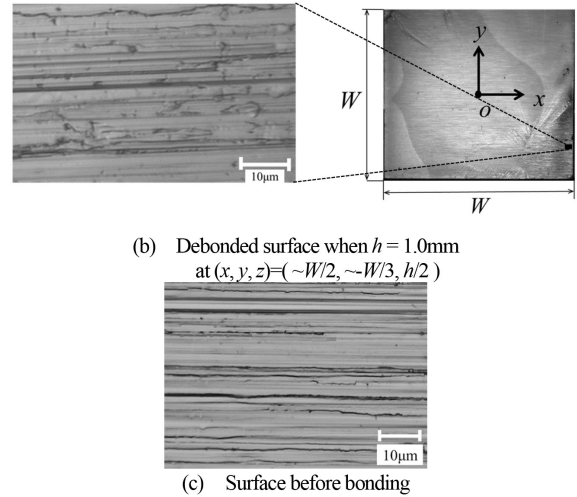
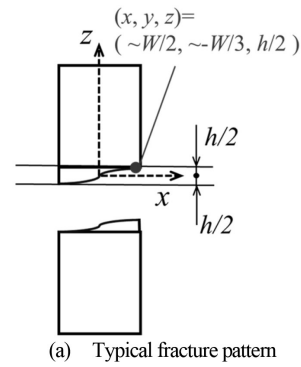


Fig. 3 Typical fracture surface of prismatic butt joint.

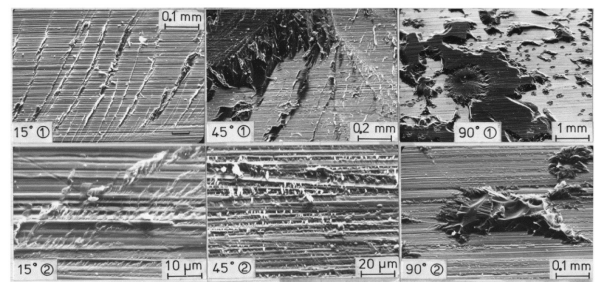


Fig. 4 SEM photographs of fracture surface²⁰⁾.

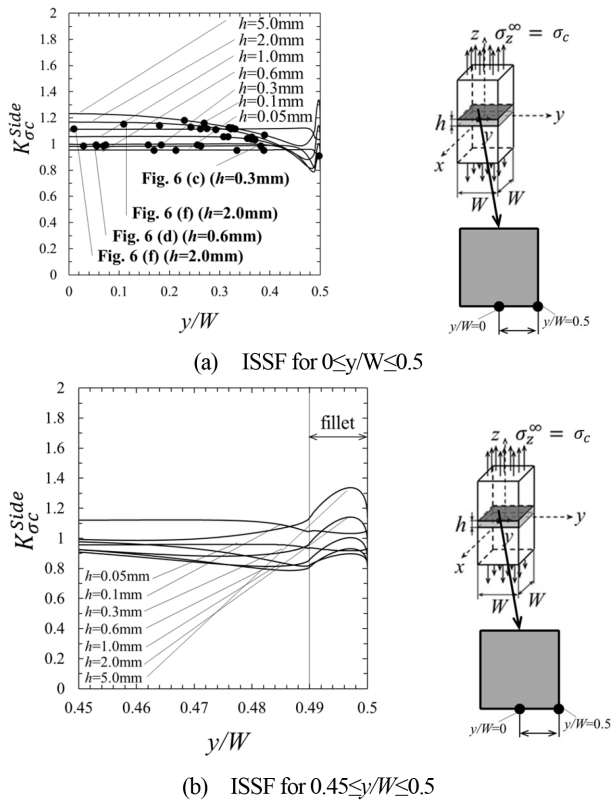
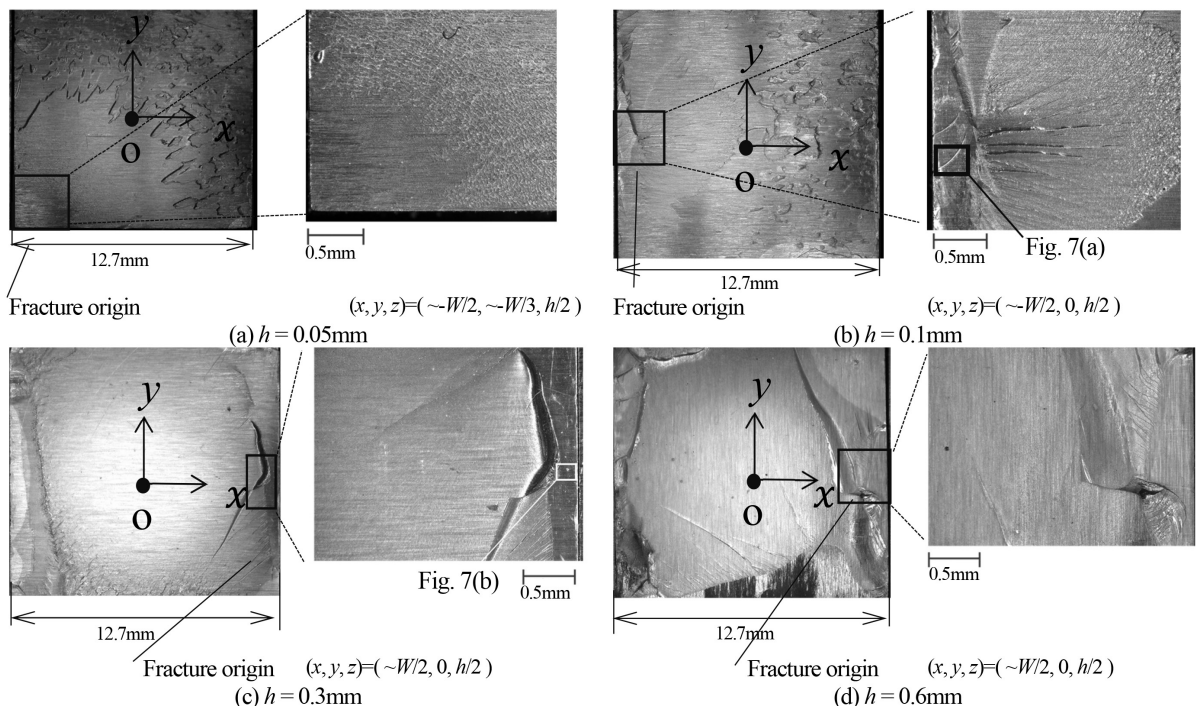


Fig. 5 Critical ISSF distributions by varying adhesive thickness.

明らかである。つまり、もし接着強度が不足しているのであれば、あらゆる箇所で明らかな界面破壊が生じると考えられるが、実際の破面は明確な接着剤の特徴を有する。このように凝集破壊が生じていることから、本研究で対象とした接着継手は接着剤自体の強度と同等の強度が出ていると考えられる。

Fig. 3(b) に接着層厚さ $h = 1.0\text{mm}$ の界面破壊と思われる部分 (Fig. 3(a) の黒点部分) を 3000 倍で撮影したものを示す。Fig. 3(c) は実験に使用した試験片と同じ加工条件で、接着剤を塗布する前の金属表面を 3000 倍で撮影したものである。Fig. 3(c) と比べると、Fig. 3(b) には、写真全体に細かい凹凸の模様が見られることから、被着材の軟鋼の研磨条痕の近傍に多数の接着剤片が付着していることが確認できる。また、Fig. 4 にスクープ継手および突合せ継手の接着層破面の SEM 写真を示す²⁰⁾。Fig. 4 に示した試験片の被着材材質、接着面の研磨砥石による研削方法、溶剤による超音波洗浄方法、接着剤の組成、および真空注入接着法は、すべて本論文で対象とした試験片と全く同一である。Fig. 4 においても研磨条痕付近に無数の微細な接着剤片が付着していることが分かり、研磨条痕の内部にも接着剤が侵入しているものと考えられる。著者ら以外の例として、遠藤²¹⁾ は、アルミニウム (表面に酸化物)/ポリエチレンの溶融接着系のはく離破面の ESCA スペクトルを測定した結果、SEM で界面破壊と判定される場合にも、アルミニウム面には炭素 C の増加と Al の減少が認められることを報告しており、接着によってポリエチレンの Al 側への移行が生じていることを確認している²¹⁾。ほぼ同様の結果が Clark ら²²⁾ によっても報告されており、Al のはく離表面は約 10\AA のポリエチレンで覆われていると結論づけている。このことから破壊起点は実際は金属表面近くでも凝集破壊を起こしており、100% の凝集破壊率が得られたといえる。また、接着界面の特異応力場の強さ ISSF は実用的な接着強度を表すことができると考えられる。



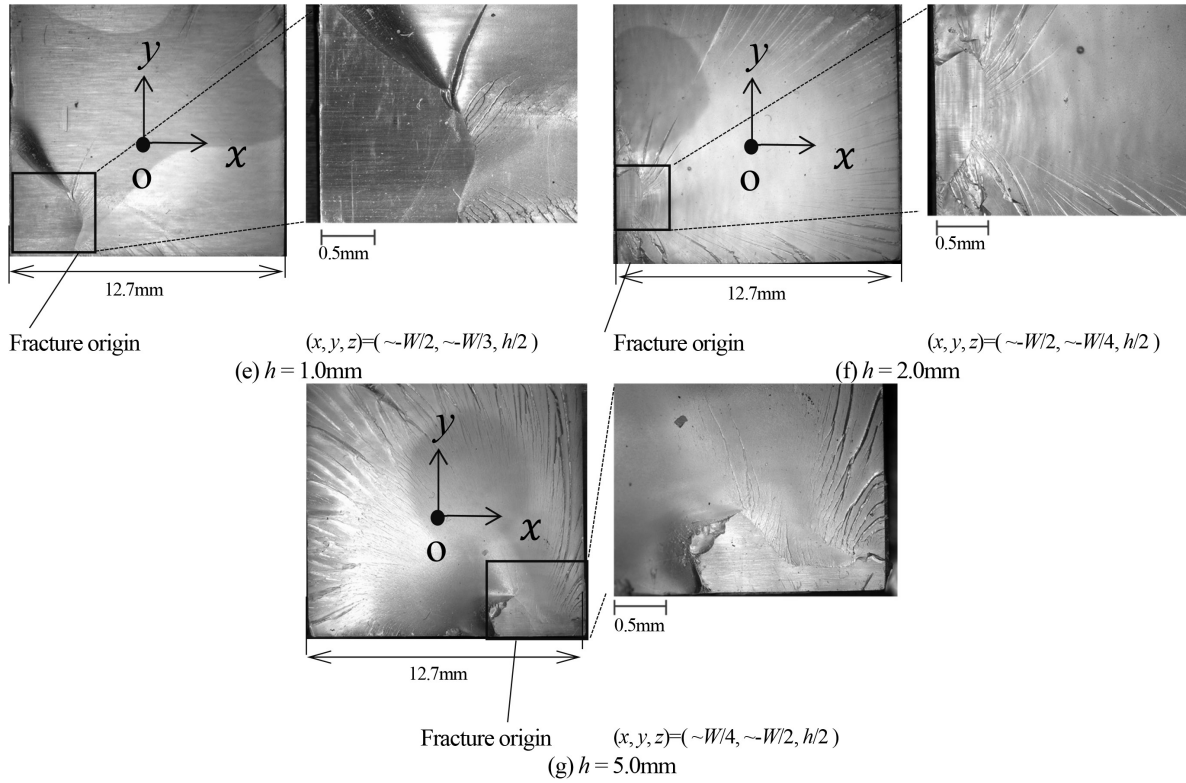


Fig. 6 The fracture surface in the butt joint specimens¹⁴⁾.

3. 突合せ継手の破壊起点

Fig. 5 は $\sigma_z^\infty = \sigma_c$ の破断時の ISSF の分布である。ここで黒点の位置は各接着層厚さ h に関する 5 本の試験片の破壊起点を示している。Fig. 6 に接着層厚さ $h = 0.05 \sim 5.0\text{mm}$ の各試験片における破断面を 1 本ずつ示している。左図は試験片全体、右図は破壊起点周辺の拡大図 (50 倍) である。Fig. 6 の試験片の破壊起点と対応する黒点を Fig. 5(a) に示した。破壊起点の位置は破面の放射状の模様から図中に示された範囲の中に存在していると考えられる。Fig. 5 および Fig. 6 に示すようにほとんどの破壊起点はコーナー部からではなく、 F_{σ}^{Side} の分布がほぼ一定となっている接着面の辺部に生じている。 $h = 5.0\text{mm}$ の場合には Fig. 2(a) に示すように辺中央部よりフィレット部の F_{σ}^{Side} のほうが大きい値となっているにも関わらず辺部より破壊が生じている。この理由は辺部では F_{σ}^{Side} の分布は一定となっているのに対し、コーナー部では F_{σ}^{Side} の最大領域が局所的であるためと考えられる。すなわち、コーナー部の F_{σ}^{Side} が辺部の F_{σ}^{Side} より大きくなる範囲は限定されるため、コーナー部周辺では破断は生じにくく、辺部のほうがより厳しい条件となる。このように応力集中部の破壊が最大応力のみでは決まらず、ある範囲の応力が破壊に寄与することが知られており^{23~25)}、その詳細を付録 C に示す。

なお、Fig. 2(a) および Fig. 6(a) の $h/W = 0.00394$ ($h = 0.05$

mm) の試験片のようにコーナー部より破壊が生じているものもある。接着層が薄い場合には Fig. 2(b) および Fig. 5(b) に示すように分布がコーナー部でもほぼ一定となることから、角部より破壊が発生する可能性が生じる。これにより、接着面のコーナー部では ISSF の最大値が局所的に生じるため、コーナー部は破壊起点となりにくいこ

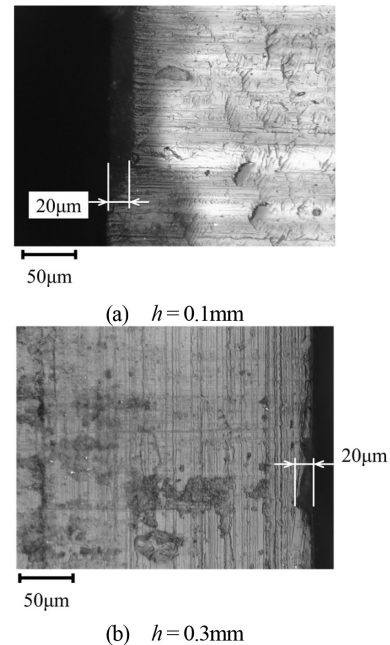


Fig. 7 Detail of fracture origin in Fig. 6(b) and Fig. 6(c) Whose size is about 20μm.

とが示された。

破壊起点の実証例として、Fig. 7 に接着層厚さ $h = 0.1, 0.3\text{mm}$ の試験片の起点付近の 1000 倍の拡大画像を示す。Fig. 7(a), (b) に示す 1000 倍の拡大画像から、起点付近の辺縁部に $20\mu\text{m}$ 程度のくぼみが確認できた。このくぼみは試験片の洗浄、接着等の取扱時に生じたものと推定される。このくぼみがはく離の起点となると考えられる。

4. スカーフ継手の破壊起点

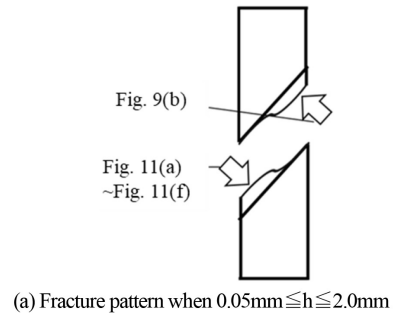
Fig. 8 に示すような $\theta=30^\circ$ のスカーフ継手の場合、Fig. 1(a) の突合せ継手 ($\theta=90^\circ$) と異なり、2つの異なる特異性指数 λ に対応する 2つの特異応力場が生じる。すなわち、界面端部から界面上を r 軸方向に r だけ離れた位置での応力 $\sigma_\theta(r)$ は式 (3) で表現することができる。

$$\sigma_\theta(r) = \frac{K_{\sigma,\lambda_1}}{r^{1-\lambda_1}} + \frac{K_{\sigma,\lambda_2}}{r^{1-\lambda_2}} \quad (3)$$

本研究で対象とした Suzuki らの試験片では、 $\lambda_1 = 0.737$, $\lambda_2 = 0.977$ である。 $\lambda_2 - \lambda_1 = 0.240 > 0$ より、界面端部近傍では $K_{\sigma,\lambda_2}/K_{\sigma,\lambda_1} \cdot r^{\lambda_2-\lambda_1} \ll 1$ となり、特異応力は第 1 項 $\sigma_{\theta,\lambda_1} = K_{\sigma,\lambda_1}/r^{1-\lambda_1}$ で支配されることになる。すなわち、式 (3) は以下のように表すことができる。

$$\sigma_\theta(r) = \frac{K_{\sigma,\lambda_1}}{r^{1-\lambda_1}} \left(1 + \frac{K_{\sigma,\lambda_2}}{K_{\sigma,\lambda_1}} r^{\lambda_2-\lambda_1} \right) \rightarrow \frac{K_{\sigma,\lambda_1}}{r^{1-\lambda_1}} \quad (r \rightarrow 0) \quad (4)$$

Fig. 9(a) に示すように、試験片の破壊は $h=0.05 \sim 2.0\text{mm}$ では、界面に沿うように進展する。Fig. 9(b) にスカーフ継手のほとんどの試験片で観察される羽根状模様を示す。この模様は典型的な接着剤の破面であり凝集破壊が生じている。この羽根状破面は Fig. 8 の①からスカーフ継手の斜めの辺である Fig. 8 の③に向かって伸びている。Suzuki らはこのような破面が生じる理由として、被着材面から主応力の方向に直角にき裂が生じた後、再び被着材面からの方向に直角にき裂が生じる、ということの繰り返しによって生じたものと推定している²⁶⁾。このようにスカーフ継手では突合せ継手とは異なる破面の模様が観察されるが、Fig. 10(a), (b) に示すように、スカーフ継手でも破壊強度は ISSF $K_{\sigma c}$ = 一定 ($K_{\sigma c} = 5.061 \pm 0.097 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.263}$) で表



(a) Fracture pattern when $0.05\text{mm} \leq h \leq 2.0\text{mm}$

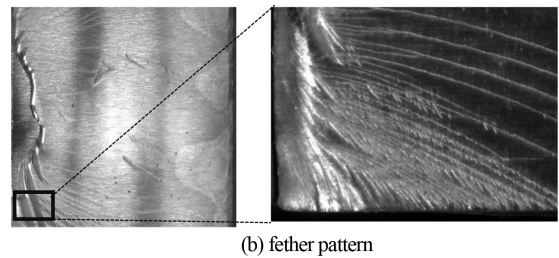


Fig. 9 Fracture pattern for scarf joint.

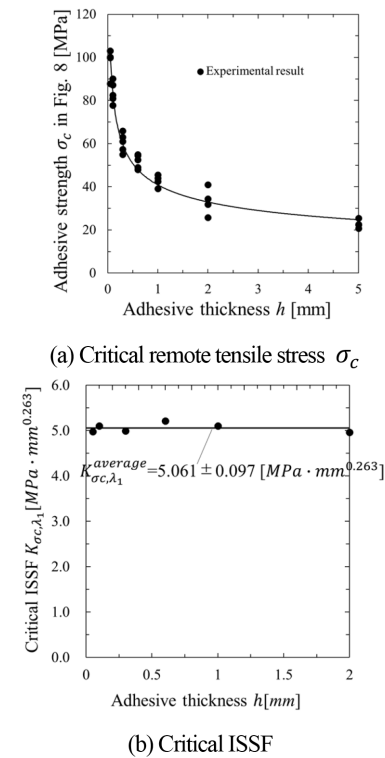


Fig.10 Debonding strength for scarf joint.

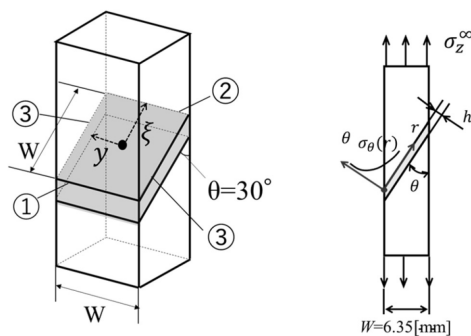


Fig. 8 Prismatic scarf joint.

される。

Fig. 11, Fig. 12 に接着層厚さ $h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$ の各試験片における破断面を 1 本ずつ示している。左図は試験片全体、右図は破壊起点周辺の拡大図である。Fig. 8 に示すように、今回実験に使われた試験片は、接着面が正方形になるよう加工されている^{14, 15)}。

破面観察の結果、 $h = 0.05 \sim 2.0\text{mm}$ のスカーフ継手の破壊はすべて、 $\xi = -W/2$ の辺 (Fig. 8 ①) から生じ、そこから

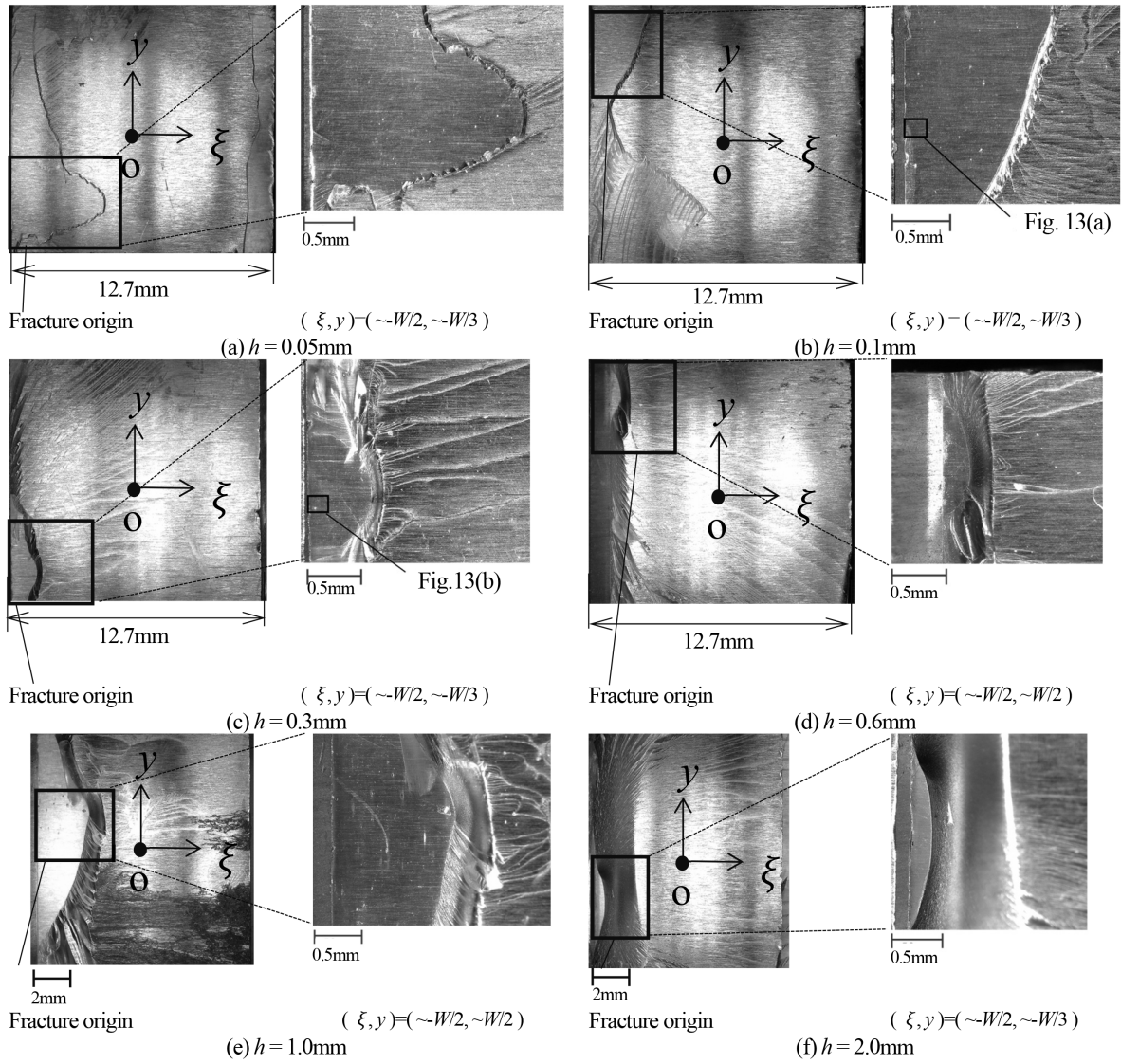


Fig. 11 The fracture surface in the scarf joint specimens¹⁴⁾ when $0.05 < h < 2.0$ whose fracture pattern is indicated in Fig. 9(a).

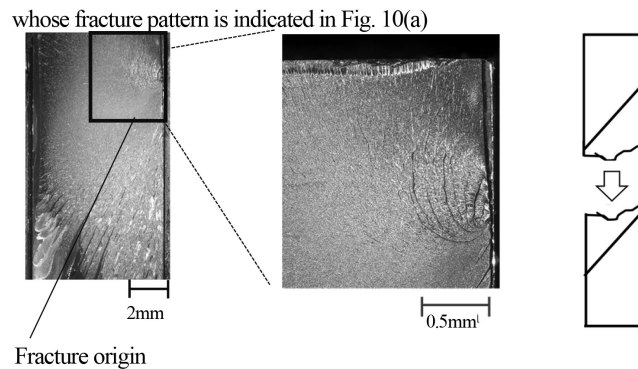


Fig. 12 The fracture surface in the scarf joint specimens¹⁴⁾ when $h = 5.0\text{mm}$.

$y = \pm W/2$ の辺 (Fig. 8③) に向かって生じていることが分かる。一方で、接着層厚さが $h = 5.0\text{mm}$ の時は、Fig. 12 に示すように、接着界面に沿ってではなく、接着層を横切るように破壊が生じていた。このような破壊の場合、Fig. 11 のような破壊を伴う試験片と比較して、接着強度は低下

するため、 $h = 0.05 \sim 2.0\text{mm}$ のように $\text{ISSF} = \text{一定}$ の条件 ($K_{oc} = 5.061 \pm 0.097 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.263}$) で表されない。Fig. 13 に $h = 0.1, 0.3\text{mm}$ の試験片の破壊起点近傍における 1000 倍の拡大画像を示す。Fig. 13 に示すように、 $h = 0.05 \sim 2.0\text{mm}$ のスカーフ継手には、突合せ継手の接着層厚さが薄

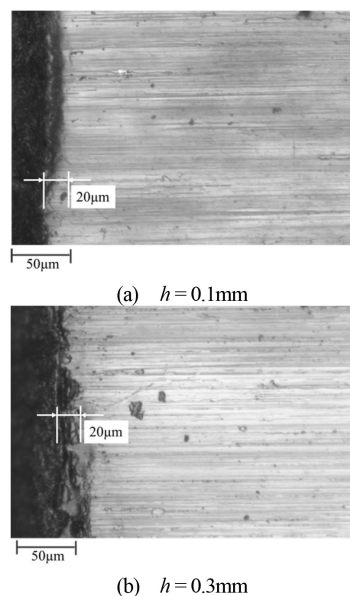


Fig. 13 Detail of fracture origin in Fig. 11 (b) and Fig. 11 (c) Whose size is about 20μm when $h \leq 2.0\text{mm}$.

い ($h \leq 0.3\text{mm}$) 時と同様に、起点付近の試験片端部のところどころに 20μm 程度のくぼみがあることが確認でき、このくぼみが破壊の起点となっていると考えられる。

5. 結 言

本研究では、突合せ継手とスカーフ継手の破断面について詳細な破面観察を行った。得られた結論をまとめると以下ようになる。

- (1) 突合せ継手において、巨視的には界面破壊に見える破断面であっても、凝集破壊であることを確認した。よって、ISSF が接着界面の特異応力場に注目したものであるが、実用的に接着強度を評価できることが示された。
- (2) 突合せ継手において、破壊起点は接着界面の辺にあり、そこに存在する 20μm 程度のくぼみが破壊起点に関係していることが分かった。
- (3) スカーフ継手における破壊起点の多くは、30° 角の辺部 (Fig. 8 の①) に存在し、突合せ継手と同様に、破壊起点での 20μm 程度のくぼみが関係している。
- (4) スカーフ継手の破断面の特徴として、羽根状の模様が確認できる。これは、界面のせん断応力 τ の影響が大きいと考えられる。
- (5) スカーフ継手 ($\theta = 30^\circ$) の接着強度は $\text{ISSF } K_{sc} = \text{一定}$ (Fig. 10 (b)) で表される。ただし、接着層厚さが極端に厚いとき ($h \geq 5.0\text{mm}$) は、接着層を横切るように破壊が生じるため他の場合とは異なり、十分な強度が得られない。

文 献

- 1) 松本秀俊, “よくわかる接着技術”, 日本実業出版社, p.50 (2018).
- 2) 鈴木靖昭, “接着工学”, 丸善出版, p.2, p.36, p.116 (2018).
- 3) 張 玉, 野田尚昭, 高石謙太郎, 蘭 欣, 日本機械学会論文集 A 編, **77**, 360 (2011).
- 4) 張 玉, 野田尚昭, 高石謙太郎, 蘭 欣, 日本機械学会論文集 A 編, **77**, 2076 (2011).
- 5) 野田尚昭, 高木 怜, 任 飛, 佐野義一, 高瀬 康, 宮崎達二郎, 鈴木靖昭, エレクトロニクス実装学会誌, **22**(4), 1, (2019).
- 6) 宮崎達二郎, 井上卓真, 野田尚昭, 佐野義一, 日本機械学会論文集, **84**, 18 (2018).
- 7) R. Takaki, N. A. Noda, F. Ren, Y. Sano, Y. Takase, T. Miyazaki, Y. Suzuki, X. Lan, *Int. J. Adhesion & Adhesives*, **102**, 102665 (2020).
- 8) Y. Zhang, N. A. Noda, P. Wu, M. Duan, *Int. J. Adhesion & Adhesives*, **57**, 105 (2015), the corrigendum of authorship is published in *Int. J. of Adhesion & Adhesives*, **60**, 130 (2015).
- 9) N. A. Noda, T. Miyazaki, R. Li, T. Uchikoba, Y. Sano, Y. Takase, *Int. J. Adhesion & Adhesives*, **61**, 46 (2015).
- 10) T. Miyazaki, N. A. Noda, F. Ren, Z. Wang, Y. Sano and K. Iida, *Int. J. Adhesion and Adhesives*, **77**, 118 (2017).
- 11) N. A. Noda, F. Ren, R. Takaki, Z. Wang, K. Oda, T. Miyazaki, Y. Sano, *Int. J. of Adhesion and Adhesives*, **85**, 234 (2018).
- 12) 野田尚昭, 任 飛, 高木 怜, 坪井健二, 佐野義一, 高瀬 康, 宮崎達二郎, エレクトロニクス実装学会誌, **21**(4), 1 (2018).
- 13) 野田尚昭, 堀田源治, 佐野義一, 高瀬 康, “異種接合材の材料力学と応力集中”, コロナ社, p. 115 (2017).
- 14) Y. Suzuki, *JSME Int. J.*, **30**, 1042 (1987).
- 15) 鈴木靖昭, 日本機械学会論文集 A 編, **53**, 514 (1987).
- 16) D. B. Bogy, *Trans. ASME, J. Applied Mechanics*, **35**, 460 (1968).
- 17) D. B. Bogy, *Trans. ASME, J. Applied Mechanics*, **38**, 377 (1971).
- 18) R. Takaki, N. A. Noda, Y. Sano, Y. Takase, Y. Suzuki, C. K. Chao, *Int. J. Adhesion & Adhesives*, **106**, 102810 (2021).
- 19) 高木 怜, 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬 康, 鈴木靖昭, 趙振綱, 張 季婷, エレクトロニクス実装学会誌, **23**, 507 (2020).
- 20) 鈴木靖昭, 日本機械学会論文集 A 編, **50**, 526 (1984).
- 21) H. Endo, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **12**, 168 (1976). (遠藤仁子, 日本接着協会誌)
- 22) D. T. Claerk, W.J. Feast, W.K.R. Musgrave, I. Ritchie, *J. polymer sci.: Polymer Chemistry Edition*, **13**, 857 (1975).
- 23) E. Siebel, M. Stieler, *VDI-Z*, **97**, 121 (1955).
- 24) 西谷弘信, 機械学会論文集, **34**, 371 (1968).
- 25) 村上敬宜: “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響”, 養賢堂, p. 24 (1993).
- 26) Y. Suzuki, J. Matsumoto, R. Obata, *J. Adhesion Soc. Jpn.*, **18**, 7 (1982). (鈴木靖昭, 松本 淳, 小幡 鍊, 日本接着協会誌)
- 27) 澤 武一, “目で見て合格 技能検定実技試験「普通旋盤作業 2 級」手順と解説”, 日刊工業新聞社 (2009).
- 28) 西谷弘信, 川村壮司, 藤崎 渉, 福田孝之, 日本機械学会論文集 A 編, **65**, 26 (1999).
- 29) 村上敬宜, 日本機械学会論文集, **42**, 2305 (1976).
- 30) 村上敬宜, 日本機械学会論文集, **42**, 3679 (1976).

〈付録 A 実験方法〉

Suzuki らが用いた突合せ継手およびスカーフ継手試験片の形状および寸法を Fig. A1 に示す^{14, 15, 20, 26)}。被着材には S35C, 接着剤にはエポキシ系ゼイ性接着剤を用いる。接着面は 12.7 mm × 12.7 mm の正方形であり、接着層厚さ

h は 0.05 ~ 5.0 mm としている。接着方法は接着剤の真空注入法による。接着面は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う。被着材はトリクロロエチレンを用いて超音波洗浄を行っている。接着層の厚さが設定の厚さとなるように2つ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張り付け (接着剤が端面から少しはみだすように考慮)、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接着面間へ注入するという方法を取り、気泡および湿気が接着層中に含まれることを極力防いだ。硬化条件は20°Cにて10日間とし、接着面からはみ出た接着剤は #400 → #1000 のサンドペーパーにより長手方向と平行に研磨し除去する。引張試験はテンシロンにより、クロスヘッドの移動速度を 0.4mm/min として行う。試験片には Fig. A2 のように上下一対のユニバーサル継手を用いて荷重を加える^{14, 15, 20, 26)}。

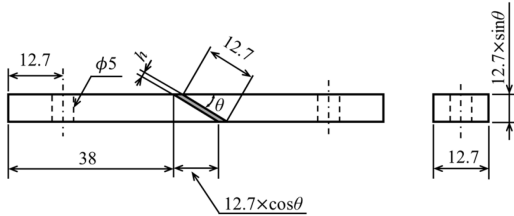


Fig. A1 Geometry and dimension of specimens.

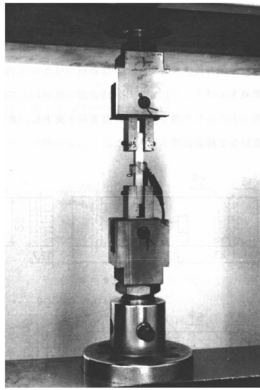


Fig. A2 Adhesive joint test specimen attached to a universal joints.

〈付録 B 比例法による ISSF の解析法とその収束性〉

Fig. B1 に Suzuki らが用いた角柱突合せ継手を示す。実際の試験片の角部における C0.2 の面取りを²⁷⁾、 $\rho=0.127\text{mm}$ ($\rho/W=0.01$) のフィレットで表現する⁵⁾。Fig. B2 にその FEM メッシュを示す。Fig. B2(a) は粗いメッシュで構成されたメインモデルであり、Fig. B2(b) は細かいメッシュで区切られたサブモデルである。まずメインモデルの解析によってサブモデルの変位境界条件を求め、その変位境界条件を用いてサブモデルで ISSF の解析を行った。先の研

究で著者らはサブモデルの z 方向の寸法を変化させたモデルを複数作成し、サブモデルの寸法を変化させても解析結果が変化しないことを確認している^{5, 6)}。解析モデルは Fig. B2 に示すような 8 節点六面体要素によって構成されている。解析コードには市販の Marc 2012 を用いた。

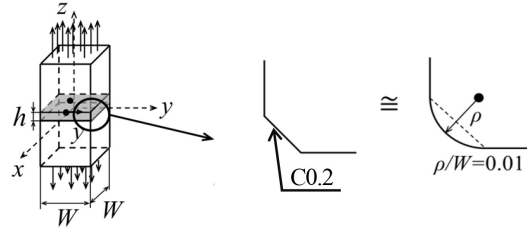


Fig. B1 Prismatic butt joint geometry with fillet.

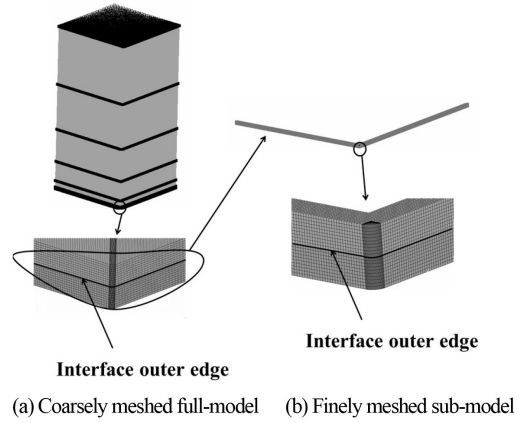


Fig. B2 FEM analysis modelling,

Fig. B1 に示すようなフィレットを設けた 3 次元接着モデルを考えると、接着界面縁の特異応力場の強さ ISSF ($K_{\sigma}^{Side}(y)$, $K_{\sigma}^{Side}(\theta)$) は、真の応力 $\sigma_{z Real}^{Side}(r, \theta)$ から次式で定義される。試験片角部には必ず Fig. B2 に示すような面取りが施される。実用上角部の ρ は最小の面取り寸法とみなし得る²⁷⁾ ので、ここでは、 $\rho/W=0.01$ としてモデルを作成した。

$$\begin{aligned} K_{\sigma}^{Side}(y) &= \lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{Side}(r, y)] \\ K_{\sigma}^{Side}(\theta) &= \lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{Side}(r, \theta)] \end{aligned} \quad (5)$$

次式で表される無次元値 (記号 $F_{\sigma}^{Side}(y)$, $F_{\sigma}^{Side}(\theta)$ で表す) を用いてフィレット部の ISSF を界面縁辺部の ISSF と比較する。

$$\begin{aligned} F_{\sigma}^{Side}(y) &= \frac{K_{\sigma}^{Side}(y)}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} = \frac{\lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{Side}(r, y)]}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} \\ F_{\sigma}^{Side}(\theta) &= \frac{K_{\sigma}^{Side}(\theta)}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} = \frac{\lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{Side}(r, \theta)]}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 σ_z^{∞} は遠方における z 方向垂直応力である。式 (6) に示すように $F_{\sigma}^{Side}(\theta)$ は $W^{1-\lambda}$ で無次元化されているので直線部の $F_{\sigma}^{Side}(y)$ ^{5, 6)} とも比較できる。式 (5) で λ は特異

性指数であり、式 (7) の特性方程式^{16,17)} を解くことによって得られる。記号 α と β は Dundurs の複合パラメータであり、被着材と接着剤のポアソン比 ν_j ($j=1$ は被着材, $j=2$ は接着剤を示す) と横弾性係数 G_j を用いて式 (8), 式 (9) によって定義される。 $\alpha(\alpha-2\beta) > 0$ のとき、界面端部で真の応力 $\sigma_{z Real}^{Side}$ は無限大となり、 $\sigma_{z Real}^{Side} \propto 1/r^{1-\lambda}$ ($\lambda < 1$) の特異性をもつことが知られている^{16,17)}。

$$\left[\sin^2 \left(\frac{\pi}{2} \lambda \right) - \lambda^2 \right]^2 \beta^2 + 2\lambda^2 \left[\sin^2 \left(\frac{\pi}{2} \lambda \right) - \lambda^2 \right]^2 \alpha \beta + \lambda^2 [\lambda^2 - 1] \alpha^2 + \frac{\sin^2(\lambda\pi)}{4} = 0 \quad (7)$$

$$\alpha = \frac{G_1(\kappa_2 + 1) - G_2(\kappa_1 + 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)}, \quad \beta = \frac{G_1(\kappa_2 - 1) - G_2(\kappa_1 - 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)} \quad (8)$$

$$\kappa_j = \begin{cases} \frac{3 - \nu_j}{1 + \nu_j} & (\text{plane stress}) \\ 3 - 4\nu_j & (\text{plane strain}) \end{cases} \quad (j = 1, 2) \quad (9)$$

有限要素法で得られる FEM 応力 $\sigma_{z FEM}^{Side}$ はメッシュサイズに影響するため、式 (5) から求めることはできない。特異応力場の強さ ISSF を FEM 解析で求めるには工夫が必要になる。著者らは先の研究で^{3~13)}、未知問題と基準問題を界面端部周辺でのメッシュパターンを揃えて FEM 解析し、未知問題と基準問題の FEM 応力の比に注目すれば、それが ISSF の比に一致することを明らかにした。ここで FEM 応力比の値に注目するのは、2つの問題のメッシュと材料組み合わせが同じであるため、誤差が打ち消されメッシュ依存性がなくなるためである^{3,4)}。未知問題の ISSF は、FEM 応力の比と厳密解のある基準問題の ISSF を掛け合わせることで求められる。FEM 応力の比については界面端部 (第ゼロ節点)^{3,4,8,9)} でなくともよいことから、先の解析法は第ゼロ節点法²⁸⁾ を包含する比例法^{5~7,29,30)} と呼ぶことができる。基準問題 ($K_\sigma^{REF}, F_\sigma^{REF}, \sigma_{z FEM}^{REF}(r)$) と未知問題 ($K_\sigma^{Side}, F_\sigma^{Side}, \sigma_{z FEM}^{Side}(r)$) には以下の関係が成立する (式 (10) で基準問題と未知問題の特異性指数 λ と σ_z^∞ は同じである)。

$$\begin{aligned} \frac{K_\sigma^{Side}}{K_\sigma^{REF}} &= \frac{F_\sigma^{Side} \sigma_z^\infty W^{1-\lambda}}{F_\sigma^{REF} \sigma_z^\infty W^{1-\lambda}} = \frac{\lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{Side}(r)]}{\lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{REF}(r)]} \\ &= \lim_{r \rightarrow 0} \frac{r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{Side}(r)}{r^{1-\lambda} \times \sigma_{z Real}^{REF}(r)} \\ &= \frac{\sigma_{z FEM}^{Side}(r)}{\sigma_{z FEM}^{REF}(r)} \\ &\text{but } \sigma_{z FEM}^{Side} \neq \sigma_{z Real}^{Side} \end{aligned} \quad (10)$$

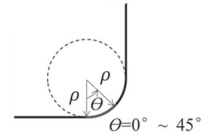
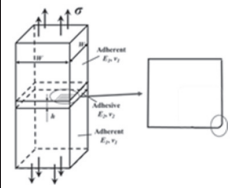
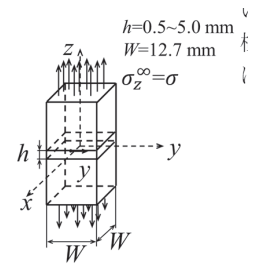
Table B1 に異なるメッシュサイズにおける FEM 応力の比を示す。ここで基準問題に、既に体積力法による厳密解が得られている 2次元板モデルを用いている。Table B1 (a)

は辺部、Table B1 (b) はフィレット部における値である。Table B1 に示すように、FEM 応力の比が直線部およびフィレット部のいずれにおいてもメッシュサイズに依存していない。本解析では、角部に曲率を設けており、界面近傍の局所的領域の極限では 2次元角部とみなせるため、フィレット部と直線部の特異性指数は理論的に一致する。Table B1 より数値解析的にもそれが実証されており、直線部およびフィレット部のいずれの箇所でも、FEM 応力の比から ISSF を精度良く求めることができる。

Table B1 Mesh independency of FEM stress ratio ($\rho/W=0.01$, $h/W=0.0236$).

(a) At straight side		
y/W	$\frac{\sigma_{z\ FEM}^{Side}}{\sigma_{z\ FEM}^{2D}} \Big _{h/W=0.01}$	
	$\sigma_{z\ FEM}^{2D} \Big _{h/W \geq 1}$	
	$e_{mir}=1/4000\text{mm}$	$e_{mir}=1/8000\text{mm}$
0.000	0.291	0.289
0.100	0.291	0.290
0.200	0.292	0.290
0.300	0.292	0.291
0.400	0.294	0.292
0.450	0.290	0.288
0.490	0.244	0.243

(b) At fillet			
θ	$\frac{\sigma_{z\ FEM}^{Side} _{h/W=0.01} - \tilde{\sigma}_{z\ FEM}^{Side}}{\sigma_{z\ FEM}^{2D} _{h/W \geq 1}}$		
	$e_{mir}=1/4000\text{mm}$	$e_{mir}=1/8000\text{mm}$	
0	0.244	0.243	
9	0.252	0.251	
18	0.258	0.257	
27	0.262	0.261	
36	0.265	0.264	
45	0.266	0.265	



〈付録 C 応力集中部の破壊が最大応力のみでは決まらずある範囲の応力が破壊に寄与すること〉

3章の突合せ継手の破壊起点では、辺中央部よりフィレット部の ISSF が大きい値となっているが、辺部より破壊が生じる。これはこのようなぜい性破壊や疲労破壊が最大応力のみでは決まらず、応力分布も破壊に寄与するためである。このように応力集中部の破壊が最大応力のみでは決まらず、ある範囲の応力が破壊に寄与することは切欠きの問題等でよく知られている^{23~25)}。すなわち、ここでは内部方向への応力変化の影響を例として、2次元切欠きの応力集中部からの破壊の考え方を示す。

Fig. C1(a), (b) に $\rho=\rho_1$ の切欠きと $\rho=\rho_2$ の応力分布を示す ($\rho_1 < \rho_2$)。遠方での引張応力が一定のとき $\rho_1 < \rho_2$ であるので最大応力は $\sigma_{max1} > \sigma_{max2}$ となる。しかし、その応力分布は ρ に影響する。例えば切欠き底の応力勾配 $\chi = |d\sigma^*/dy| = 2/\rho$,

$\sigma^* = \sigma_y / \sigma_{max}$ と表される^{23~25)}ので、

$$\begin{aligned} \sigma_{y1}(x) &> \sigma_{y2}(x) & x < \varepsilon \\ \sigma_{y1}(x) &= \sigma_{y2}(x) & x = \varepsilon \\ \sigma_{y1}(x) &< \sigma_{y2}(x) & x > \varepsilon \end{aligned} \quad (11)$$

となる。従って Fig. C1(a) のように、もし疲労破壊やぜい性破壊に関与する領域 (破壊プロセスゾーン) が 2ε 程度であれば、 $\rho = \rho_1$ と $\rho = \rho_2$ は同じ厳しさとなる。例えば、文献²⁴⁾ではき裂が発生する限界応力 (各切欠きによって異なる) を作用させたとき、切り欠き半径 ρ の異なる 4 つの場合に同程度損傷が観察されている。通常このようにある領域 2ε の応力が破壊に寄与するので、Fig. C1 を例にすると、もし破壊プロセスゾーンが 2ε より大きければ $\rho = \rho_2$ のほうで破壊が生じやすくなる。このように σ_{max} が大きくてもその応力が大きい範囲が限定されているならば、 σ_{max} が小さくてもその範囲が大きいときに破壊が生じることがあ

る。Fig. 2(a) の $h=5\text{mm}$ では辺中央部よりフィレット部の ISSF のほうが大きい値となっているがこの場合のフィレット部の ISSF は周方向に極めて局所的である。このことが ISSF が大きい値となっているにも関わらず辺部より破壊が生じている理由である。

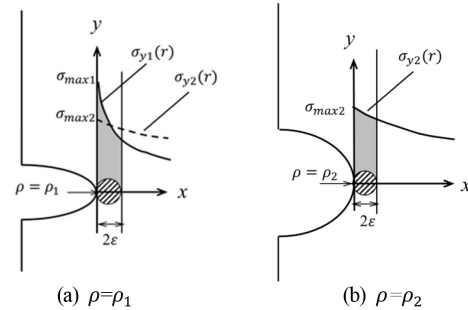


Fig. C1 Stress distribution and fracture process zone for 2D notched model.

<Comprehensive Paper>

The Adhesive Strength Evaluation Method in Terms of Intensity of Singular Stress Field (ISSF) (Fracture Origin in Relation to the ISSF)

Rei TAKAKI *, Nao-Aki NODA **, Daiki ISHIDA *, Yoshikazu SANO **, Yasuaki SUZUKI ***

* Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Engineering, Kyushu Institute of Technology,

** Department of Mechanical Engineering, Kyushu Institute of Technology,
1-1 Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu-shi, Fukuoka 804-8550, Japan

*** Suzuki Adhesion Institute of Technology,
131 Aza-yashiki, Ukino, Chiaki-cho, Ichinomiya-shi, Aichi 491-0806, Japan

(Accepted for publication : August 19, 2021)

Abstract

Most of the adhesive joint strength can be expressed as a constant value of the intensity of singular stress field (ISSF). The detail microscopic observation showed the adhesive fracture is cohesive and most of the fracture surface is close to the interface. This is because typical fracture pattern such as mirror, mist and hackle pattern can be seen for butt joint and feather pattern can be seen for scarf joint. For the scarf joint, the characteristic feather pattern can be seen due to the large shear stress at the interface. For both scarf and butt joints, it is seen that the fracture originates from microcracks about $20\mu\text{m}$ depth at the interface edge. When the adhesive thickness is larger than 5mm , the adhesive strength is smaller because the fracture occurs across the adhesive layer and no fracture near the interface.

Key words : Intensity of Singular Stress Field (ISSF), Strength, Fracture origin, Butt joint, Scarf joint

(Received : March 17, 2021)