

角柱突き合わせ継手の破壊起点の位置と特異応力場の強さとの関係について

高木 怜*, 野田 尚昭**, 佐野 義一**, 高瀬 康**, 鈴木 靖昭***, 趙 振綱****, 張 季婷*****

Fracture Origin of Prismatic Butt Joints in Relation to the Intensity of Singular Stress Field (ISSF)

Rei TAKAKI*, Nao-Aki NODA**, Yoshikazu SANO**, Yasushi TAKASE**,
Yasuaki SUZUKI***, Ching-Kong CHAO****, and Chiting CHANG*****

* 九州工業大学大学院工学府工学専攻 (〒 804-8550 福岡県北九州市戸畑区仙水町 1-1)

** 九州工業大学大学院工学研究院機械知能工学研究系 (〒 804-8550 福岡県北九州市戸畑区仙水町 1-1)

*** 鈴木接着技術研究所 (〒 491-0806 愛知県一宮市千秋町浮野字屋敷 131)

**** 台湾科技大学機械工程系 (10607 台北市大安区基隆路 4-43)

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

**Department of Mechanical and Control Engineering, Graduate School of Engineering, Kyushu Institute of Technology (1-1 Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu-shi, Fukuoka 804-8550)

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

**** Department of Mechanical Engineering, National Taiwan University of Science and Technology (No. 43 Keelung Road Sec. 4 Da'an-Dist. Taipei-City 10607, Taiwan)

概要 接着接合は重量・価格・生産性の面で優れており、その接着強度は、界面端部に生じる ISSF = 一定によって表現される。しかし、実際の接着構造は 3 次元形状を有するため、はく離が生じる起点を正確に把握し、その強度を適切に予測することが製品の信頼性を確保する上で重要である。本研究では、角柱状突き合わせ継手試験片において接着界面縁のどの部分から破壊が生じるのか実験的に明らかにし、その破壊起点が滑らかな界面縁の ISSF の分布のどこで生じるのか、正確な解析をもとに考察した。接着界面コーナー部の周辺では ISSF の極大値が局所的に生じるため、破壊起点となりやすく、ほとんどの破壊起点はコーナー部以外の界面縁で生じる。

Abstract

Adhesive joints are widely used in semiconductor packaging because of their light weight, low price, and high productivity. A recent study showed that the adhesive strength can be expressed as a constant value of the intensity of the singular stress field (ISSF) appearing at the interface end. However, since adhesive structures have complex three-dimensional geometries, it is necessary to find out where the debonding starts in relation to the ISSF to ensure product reliability. In this study, therefore, fundamental prismatic butt joint specimens are investigated considering the ISSF distribution along the interface circumference. It is found that most of the debonding starts from a point on the interface side except the interface corner where the peak ISSF appears in a limited region.

Key Words: Adhesion, Interface, Intensity of Singular Stress Field, 3D Butt Joint, Fracture Surface

1. 緒言

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^{1),2)}。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。接着接合は重量・価格・生産性の面で有利であることから、これらの界面に限らず、船舶・飛行機などさまざまな産業分野に広く用いられる^{3)~7)}。そのため、接着接合におけるはく離強度を適切に評価することは、半導体パッケージングだけでなく、工業製品の信頼性を確保する上で重要である^{8)~10)}。この接着強度を実験的に評価するには時間的、経済的負担が大きく、簡便かつ実用的なはく離基準の評価法

が求められる^{8)~12)}。

一般に異材接合界面では端部で応力が無限大となる特異応力場が形成されることが知られており¹³⁾、その特異応力場が接着強度に及ぼす影響について多く研究がなされている^{14)~25)}。過去の研究において著者らは特異応力場の強さ (Intensity of Singular Stress Field, ISSF) を 2 次元モデルによる有限要素法 (Finite Element Method, FEM) 解析によって求めた。その結果、Fig. 1(a) の突き合わせ継手において破断応力は接着層厚さによって変化する^{26),27)}(Fig. 1(b)) のに対し、ISSF は接着層厚さによらず ISSF = 一定 (Fig. 1(c)) で接着強度を評価できることを示した^{17)~25)}。

しかし、実際の接着構造は 3 次元形状を有するため、はく離が生じる起点を正確に把握した上で、その強度を適切に予測することが製品の信頼性を確保する上で重要である。そこで本研究では、最も基本的な角柱状突き合わせ継手試験片^{26),27)}において、接着界面縁のどの部分から破壊が

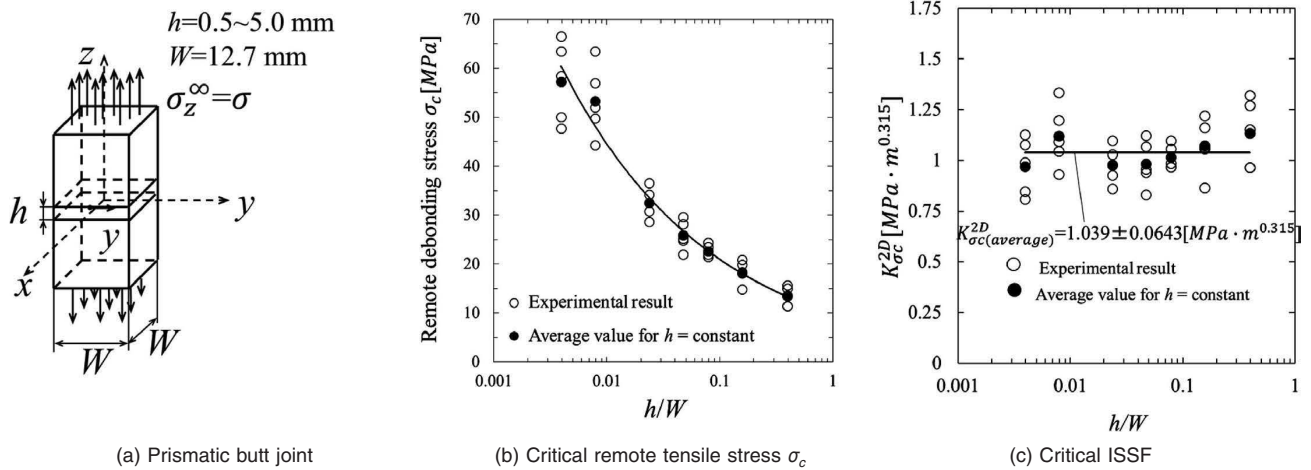


Fig. 1 Prismatic butt joint and debonding strength

生じるのかをまず破面観察によって実験的に明らかにする。そして、その破壊起点が滑らかな界面縁の ISSF の分布のどこで生じるのか、正確な解析^{24),25),28),29)}をもとに考察する。本研究で取り扱う角柱状突き合わせ継手試験片^{26),27)}は最も基本的な継手形状であるが、一般の接着構造のような直線部やコーナー部が含まれており、その議論は他の接着におけるはく離挙動を理解する上でも有用である。

2. 実験方法

本研究の破面観察は、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たものを対象とする^{26),27),30)}。エポキシ系延性接着剤や Araldite/Aluminum, Solder/Brass なども Fig. 1(c) のように ISSF = 一定として接着強度が評価できるので^{17)~25)}、ISSF 法や ISSF 法と等価な仮想き裂法^{20),31),32)}が有用であることが接着工学の専門書³³⁾にも紹介されている。一方、低剛性でゴムの特性が付与された Rubber-Epoxy 接着剤³⁴⁾では破壊靱性が接着層厚さに依存することが報告されているので注意が必要である。また、破壊条件が ISSF = 一定で表されるエポキシ系延性接着剤の観察も行ったが、その破壊起点は不明確であったので今回の研究対象としなかった。

実験に用いた突き合わせ継手試験片の形状および寸法を Fig. 2 に示す^{26),27),30)}。接着面は 12.7 mm × 12.7 mm の正方形であり、接着層厚さは 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った。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

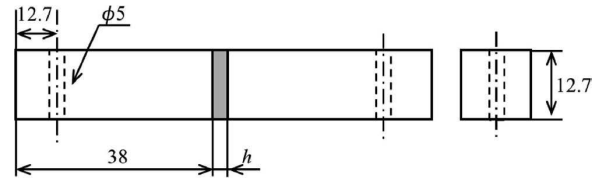


Fig. 2 Dimension of specimens

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した。

3. 解析方法（比例法）の概要と FEM メッシュに対する非依存性

本研究では、Suzuki ら^{26),27)}の試験片を対象として、有限要素法 (Finite Element Method, FEM) を用いた数値解析によって特異応力場の強さ ISSF の分布（記号 $K_{\sigma}^{Side}(y)$ (直線部)、 $K_{\sigma}^{Side}(\theta)$ (フィレット部) で表す) を求める。Table 1 に被着材および接着剤の機械的性質と後述する Dundurs parameter^{35),36)} α, β 、特異性指数 λ ^{35),36)} を示す。Fig. 3 に解析モデルを示す。Fig. 3, Fig. 4 に示すように角部には曲率 ρ が設けられており、本研究では実際のモデルと近い $\rho/W = 0.01$ を仮定している^{25),37)}。Fig. 3(a) は粗いメッシュで構成されたメインモデルを示しており、Fig. 3(b) は細かいメッシュで区切られたサブモデルを示している。本研究では、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^{24),25)}。解析モデルは Fig. 3 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. 3 に示すようなフィレットを設けた 3 次元接着モデル

Table 1. Material properties of adhesive and adherend^(26),27)

| Material | Young's modulus E [GPa] | Poisson's ratio ν | α | β | λ |
|----------|---------------------------|-----------------------|----------|---------|-----------|
| Adherend | S35C | 210 | 0.30 | 0.969 | 0.199 |
| Adhesive | Epoxy resin | 3.14 | 0.37 | | |

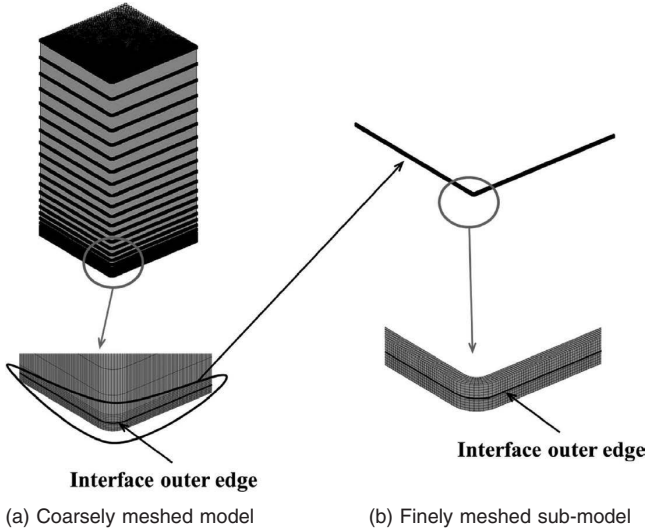


Fig. 3 Analysis model

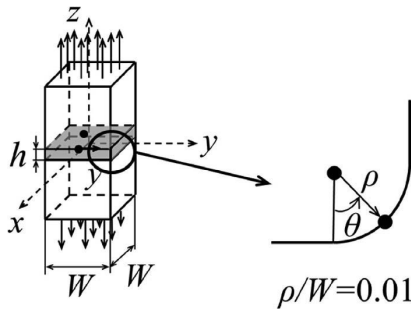


Fig. 4 Prismatic butt joint model with fillet considered in this study

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 $\sigma_{z,Real}^{Side}$ から次式で定義される。

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

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。

$$\begin{aligned} F_{\sigma}^{Side}(y) &= \frac{K_{\sigma}^{Side}(y)}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} = \frac{\lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z,Real}^{Side}(r, y)]}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} \\ F_{\sigma}^{Side}(\theta) &= \frac{K_{\sigma}^{Side}(\theta)}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} = \frac{\lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_{z,Real}^{Side}(r, \theta)]}{\sigma_z^{\infty} W^{1-\lambda}} \end{aligned} \quad (2)$$

ここで、 σ_z^{∞} は遠方における z 方向垂直応力である。式 (2) 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 $F_{\sigma}^{Side}(y)$ ^(24),25) とも比較できる。式 (1) で λ は特異性指数であり、式 (3) の特性方程式^(35),36) 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 (4), (5) 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^(35),36)。

$$\begin{aligned} & \left[\sin^2\left(\frac{\pi}{2}\lambda\right) - \lambda^2 \right]^2 \beta^2 + 2\lambda^2 \left[\sin^2\left(\frac{\pi}{2}\lambda\right) - \lambda^2 \right] \alpha\beta \\ & + \lambda^2 [\lambda^2 - 1] \alpha^2 + \frac{\sin^2(\lambda\pi)}{4} = 0 \end{aligned} \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{G_1(\kappa_2 + 1) - G_2(\kappa_1 + 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)}, \quad \beta = \frac{G_1(\kappa_2 - 1) - G_2(\kappa_1 - 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)} \quad (4)$$

$$\kappa_j = \begin{cases} \frac{3 - \nu_j}{1 + \nu_j} \text{ (plane stress)} \\ 3 - 4\nu_j \text{ (plane strain)} \end{cases} \quad (j=1,2) \quad (5)$$

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、 K_{σ}^{Side} を式 (1) 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^{(17)~(25)}、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^(17),18)。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）^{(17)~(20)} でなくともよいことから、先の解析法は第ゼロ節点法⁽³⁸⁾ を包含する比例法^(39),40) と呼ぶことができる。基準問題 (K_{σ}^{REF} , F_{σ}^{REF} , $\sigma_{z,FEM}^{REF}(r)$) と未知問題 (K_{σ}^{Side} , F_{σ}^{Side} , $\sigma_{z,FEM}^{Side}(r)$) には以下の関係が成立する（式 (6) 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）。

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

but $\sigma_{z,Side,FEM} \neq \sigma_{z,Side,Real}$

Table 2 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、既に体積法による厳密解が

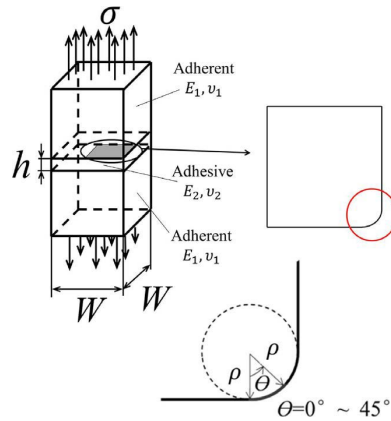
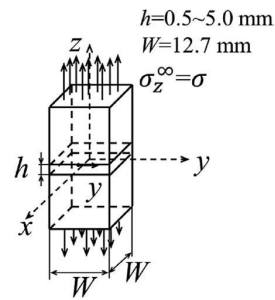
Table 2. Mesh independency of FEM stress ratio ($\rho/W = 0.01$, $h/W = 0.0236$)

(a) At straight

| y/W | $\frac{\sigma_{z,FEM}^{Side} _{h/W=0.01}}{\sigma_{z,FEM}^{2D} _{h/W \geq 1}}$ | |
|-------|---|------------------------|
| | $e_{min} = 1/4,000$ mm | $e_{min} = 1/8,000$ 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 | $\frac{\sigma_{z,FEM}^{Side} _{h/W=0.01} - \bar{\sigma}_{z,FEM}^{Side}}{\sigma_{z,FEM}^{2D} _{h/W \geq 1}}$ | |
|----------|---|------------------------|
| | $e_{min} = 1/4,000$ mm | $e_{min} = 1/8,000$ 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 |



得られている 2 次元板モデルを用いている。Table 2(a) は辺部、Table 2(b) はフィレット部における値である。Table 2 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 2 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。

4. 破面観察と解析結果との比較

Fig. 5 に接着層厚さ $h = 0.05, 0.1, 0.3, 0.6, 1.0, 2.0, 5.0$ mm ($h/W = 0.00394 \sim 0.394$) の各試験片における破断面を 3 本ずつ示している。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 に示すようにいずれの接着層厚さにおいても角部から離れた辺部から破壊が生じており、接着面の角部から破壊は生じていないことがわかる。

Fig. 6 に $\sigma_z^{\infty} = 1$ 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 の分布を示す。Fig. 6(a) は接着界面全体の ISSF の分布であり、Fig. 6(b) は $y/W = 0.45 \sim 0.5$ における ISSF の分布である。また、Fig. 7 は $\sigma_z^{\infty} = \sigma_c$ の破断時の ISSF の分布である。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を示している。破壊起

点の位置を 1 点に正確に把握することは困難であるため、ここでは、破壊起点と考えられる範囲の中心を代表させて破壊起点の位置としている。また、図中の白点はフィレット部における ISSF の最大値を示している。Fig. 6, 7 に示すように ISSF は接着面の辺部ではほぼ一定の値をとる。また、接着層厚さ $h \leq 2.0$ mm ($h/W \leq 0.157$) の範囲では、辺部中央部の ISSF とコーナー部の ISSF の最大値はほぼ同程度である。しかし、ほとんどの破壊起点はコーナー部からではなく接着面の辺部に生じている。特に、 $h/W = 0.394$ の場合において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にも関わらず辺部より破壊が生じている。この理由として、辺部では ISSF の分布は一定となっているのに対し、コーナー部では ISSF の最大領域が局所的であることが考えられる。すなわち、コーナー部の ISSF が直線部の ISSF 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。なお、Fig. 5(a) の $h/W = 0.00394$ ($h = 0.05$ mm) の右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。接着層が薄い場合では Fig. 6(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。本研究より、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とが示された。

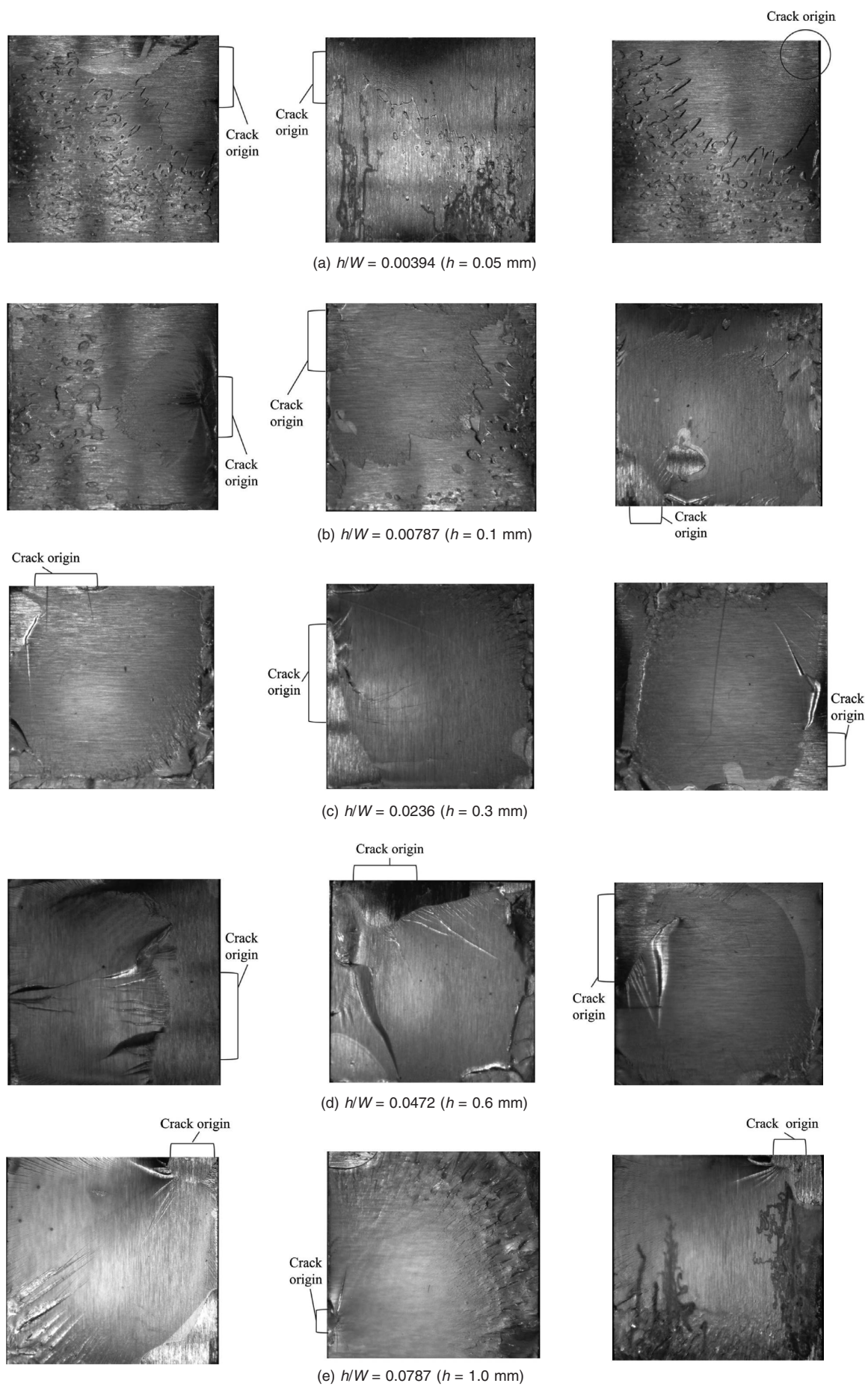


Fig. 5 The fracture surface in the Suzuki's specimens

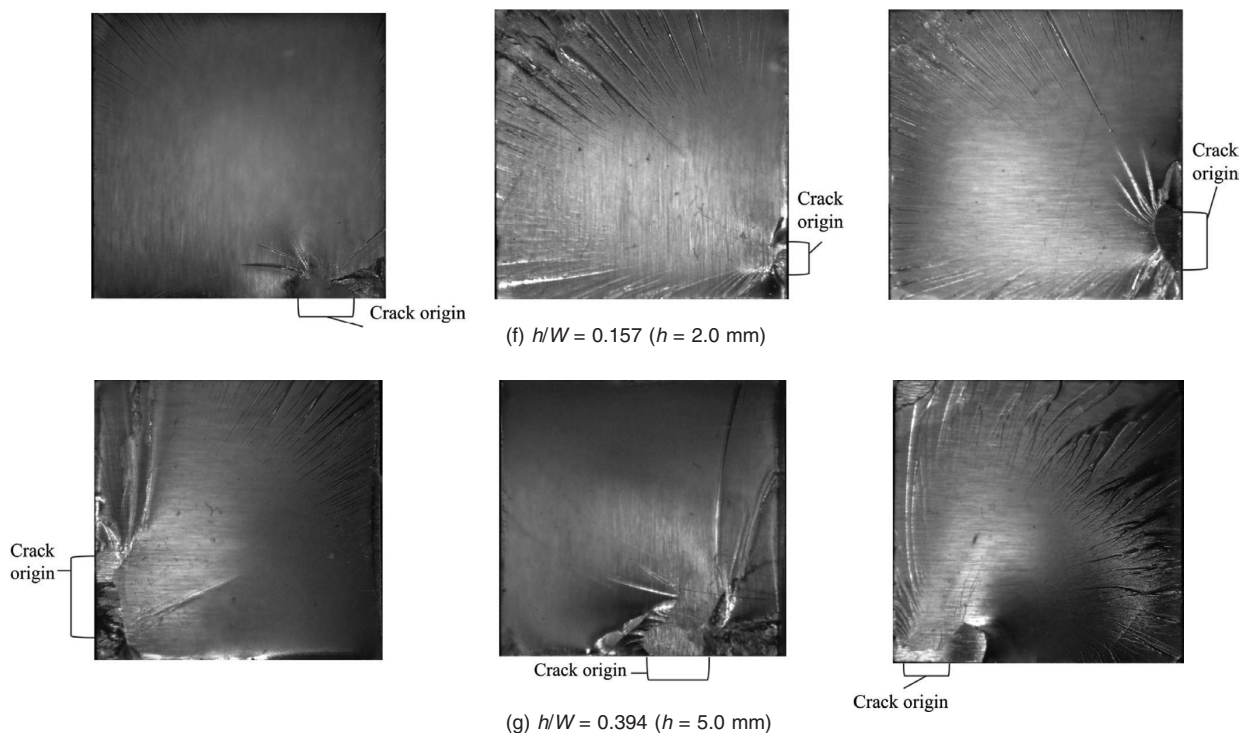


Fig. 5 (Continued)

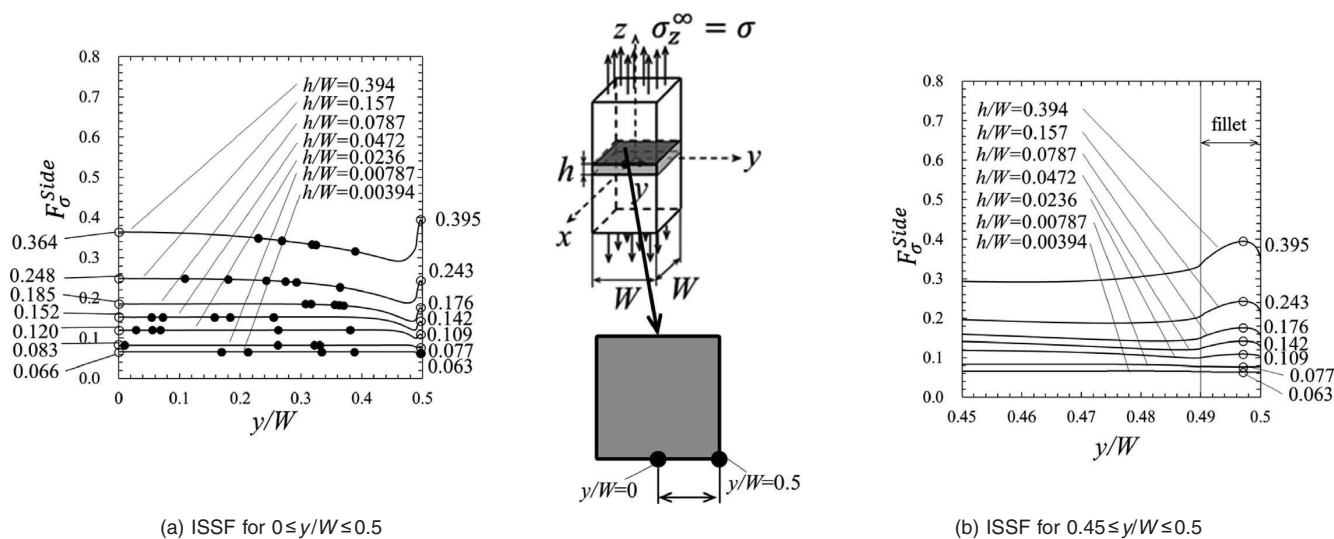


Fig. 6 ISSF distributions by varying adhesive thickness

5. 結言

本研究では、最も基本的な角柱状突き合わせ継手試験片において、接着界面縁のどの部分から破壊が生じるのか、破面観察によって実験的に明らかにした。また、その破壊起点が滑らかな界面縁のISSFの分布のどこでどのように生じるのか、正確な解析をもとに考察した。得られた結論をまとめると以下ようになる。

(1) 角柱状突き合わせ継手試験片において、詳細な破面観察を行った結果、破壊起点の大部分がコーナー部

以外の接着界面の辺で生じることを実験的に明らかにした。

- (2) 正確な界面縁のISSFの分布を求め、破壊起点を解析的に調べた結果、ISSFが最大で一定となる範囲 (Fig. 6, Fig. 7 参照) が多くの破壊起点となっている。
- (3) 接着層厚さ $h \leq 2.0$ mm ($h/W \leq 0.157$) の範囲では、界面縁中央部のISSFとコーナー部のISSFの最大値は同程度である。しかし、接着界面コーナー部ではISSFの極大値が局所的に生じており、その範囲が限定されるため、破壊起点となりにくい。

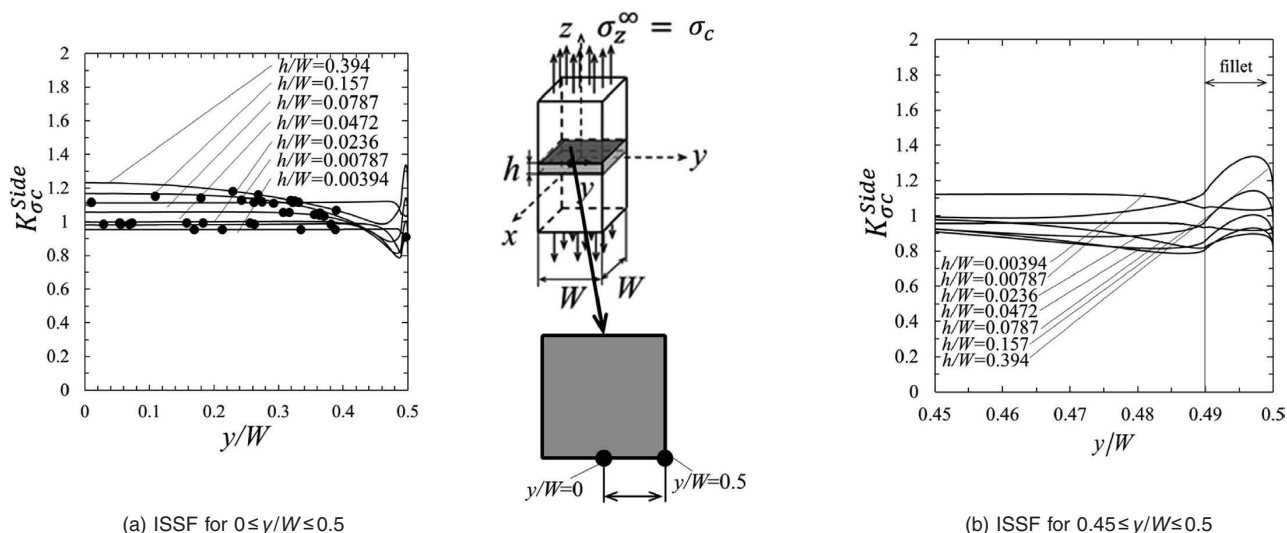


Fig. 7 Critical ISSF distributions by varying adhesive thickness

著者らが本研究で用いた解析モデル (Fig. 3) は、欠陥やき裂を想定していない完全接着モデルであるが、先の研究^{20),31),32)}で界面上の仮想き裂を想定しても同じ結論が得られることを説明している。また、このような ISSF 法や仮想き裂法の成果は最近まとめられた接着工学の専門書³³⁾にも記載されている。なお、今回得られた結論 (1) ~ (3) は Fig. 1 の角柱状突き合わせ試験片の引張りに関して得られたものである。他の試験片形状や熱応力に対して成立するか否かは今後検討する予定である。

(2019.12.3- 受理) [2020.6.22- J-STAGE 早期公開]

文 献

- 1) 安田雅昭：“電子機器用実装材料システム,” 日立化成テクニカルレポート, No. 40, pp. 1–12, 2003
- 2) 中村正志：“先端半導体用封止材料の技術動向,” パナソニック電気技報, Vol. 56, No. 4, pp. 9–16, 2008
- 3) K. Naito, M. Onta, and Y. Kogo: “The effect of adhesive thickness on tensile and shear strength of polyimide adhesive,” *International Journal of Adhesion & Adhesives*, Vol. 36, pp. 77–85, 2012
- 4) Z. X. Liu, Y. A. Huang, Z. P. Yin, S. Bennati, and P. S. Valvo: “A general solution for the two-dimensional stress analysis of balanced and unbalanced adhesively bonded joints,” *International Journal of Adhesion & Adhesives*, Vol. 54, pp. 112–123, 2014
- 5) M. A. Uddin, M. Y. Ali, and H. P. Chan: “Achieving optimum adhesion of conductive adhesive bonded flip-chip on flex packages,” *Reviews on Advances Materials Science*, Vol. 21, No. 2, pp. 165–172, 2009
- 6) Z. Huang, P. Kumar, I. Dutta, J. H. L. Pang, and R. Sidhu: “A general methodology for calculating mixed mode stress intensity factors and fracture toughness of solder joints with interfacial cracks,” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 131, pp. 9–25, 2014
- 7) Y. Kitasako, M. F. Burrow, T. Nikaido, N. Harada, S. Inokoshi, T. Yamada, and T. Takatsu: “Shear and tensile bond testing for resin cement evaluation,” *Dental Materials*, Vol. 11, No. 5–6, pp. 298–304, 1995
- 8) 渋谷忠弘：“異種材料接合端部のはく離発生強度の破壊力学的評価と電子デバイスへの適用,” *エレクトロニクス実装学会誌*, Vol. 7, No. 7, pp. 639–644, 2004
- 9) 服部敏雄, 坂田荘司, 初田俊雄, 村上 元：“特異応力場パラメータを用いた接着界面強度評価,” *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 54, No. 499, pp. 597–603, 1988
- 10) 白鳥正樹：“電子デバイス実装における接合の諸問題,” *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 60, No. 577, pp. 1905–1912, 1994
- 11) 北村隆行, 渋谷忠弘, 上野貴司：“薄膜界面強度評価法の開発と先進 LSI 用銅薄膜のはく離への適用,” *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 66, No. 648, pp. 1568–1573, 2000
- 12) 渋谷忠弘, 鶴賀 哲, 于 強, 白鳥正樹：“LSI 用サブミクロン薄膜のモード別界面はく離発生条件,” *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 69, No. 685, pp. 1368–1373, 2003
- 13) 結城良治, 石川春雄, 岸本喜久雄, 許 金泉：“界面の力学,” 培風館, 1993
- 14) Z. Qian and A. R. Akisanya: “An experimental investigation of failure initiation in bonded joints,” *Acta Materialia*, Vol. 46, No. 14, pp. 4895–4904, 1998
- 15) A. R. Akisanya and C. S. Meng: “Initiation of fracture at the interface corner of bi-material joints,” *Journal of Mechanical Physics and Solids*, Vol. 51, pp. 27–46, 2003
- 16) A. Mintzas and D. Nowell: “Validation of an H_{cr} -based fracture initiation criterion for adhesively bonded joints,” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 80, pp. 13–27, 2012
- 17) 張 玉, 野田尚昭, 高石謙太郎, 蘭 欣：“接着接合板における接着層厚さが特異応力場の強さに与える影響,” *日本機*

- 械学会論文集 A 編, Vol. **77**, No. 774, pp. 360–372, 2011
- 18) 張 玉, 野田尚昭, 高石謙太郎, 蘭 欣: “接着接合板における接着層厚さが特異応力場の強さに与える影響 (面内曲げと引張りの比較),” 日本機械学会論文集 A 編, Vol. **77**, No. 784, pp. 2076–2086, 2011
- 19) Y. Zhang, N. A. Noda, P. Wu, and M. Duan: “A mesh-independent technique to evaluate stress singularities in adhesive joints,” *International Journal of Adhesion & Adhesives*, Vol. **57**, pp. 105–117, 2015, the corrigendum of authorship is published in *International Journal of Adhesion & Adhesives*, Vol. **60**, p. 130, 2015
- 20) N. A. Noda, T. Miyazaki, R. Li, T. Uchikoba, Y. Sano, and Y. Takase: “Debonding strength evaluation in terms of the intensity of singular stress at the interface corner with and without fictitious crack,” *International Journal of Adhesion & Adhesives*, Vol. **61**, pp. 46–64, 2015
- 21) T. Miyazaki, N. A. Noda, F. Ren, Z. Wang, Y. Sano, and K. Iida: “Analysis of intensity of singular stress field for bonded cylinder and bonded pipe in comparison with bonded plate,” *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. **77**, pp. 118–137, 2017
- 22) N. A. Noda, F. Ren, R. Takaki, Z. Wang, K. Oda, T. Miyazaki, and Y. Sano: “Intensity of singular stress field over the entire bond line thickness range useful for evaluating the adhesive strength for plate and cylinder butt joints,” *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. **85**, pp. 234–250, 2018
- 23) 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: “特異応力場の強さの 2 次元解析に基づく接着強度評価の妥当性,” *エレクトロニクス実装学会誌*, Vol. **21**, No. 4, pp. 1–12, 2018
- 24) 宮崎達二郎, 井上卓真, 野田尚昭, 佐野義一: “3 次元異材接合体の界面端角部に生じる特異応力場の簡便で効率的な評価法について,” 日本機械学会論文集, Vol. **84**, No. 864, pp. 18–00013, 2018
- 25) 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: “角柱状突合せ継手の接着界面縁における特異応力場の強さの分布と試験片角部のフィレットの影響,” *エレクトロニクス実装学会誌*, Vol. **22**, No. 4, pp. 1–7, 2019
- 26) Y. Suzuki: “Adhesive Tensile Strengths of Scarf and Butt Joints of Steel Plates (Relation Between Adhesive Layer Thicknesses and Adhesive Strengths of Joints),” *JSME International Journal*, Vol. **30**, No. 265, pp. 1042–1051, 1987
- 27) 鈴木靖昭: “鋼のスカーフおよびバット継手の引張接着強度 (第 3 報, 接着層の厚さと接着強度との関係),” 日本機械学会論文集 A 編, Vol. **53**, No. 487, pp. 514–522, 1987
- 28) 古口日出男, 中島正人: “三層三次元異材接合体角部の特異応力場に対する接着層厚さの影響: 外力が作用する場合,” 日本機械学会論文集 A 編, Vol. **76**, No. 768, pp. 1110–1118, 2010
- 29) 宮崎達二郎, 井上卓真, 野田尚昭, 佐野義一: “3 次元異材接合体の界面端角部に生じる特異応力場の簡便で効率的な評価法について,” 日本機械学会論文集, Vol. **84**, No. 864, DOI:10.1299/transjsme.18-00013, 2018
- 30) 松本 淳, 小幡 錬, 鈴木靖昭: “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接着強度とスカーフ角度との関係,” 日本接着協会誌, Vol. **14**, No. 8, pp. 288–296, 1978
- 31) 野田尚昭, 宮崎達二郎, 内木場卓巳, 李 戎, 佐野義一, 高瀬康: “接着接合板における特異応力の強さを用いた接着強度の簡便な評価法について,” *エレクトロニクス実装学会誌*, Vol. **17**, No. 2, pp. 132–142, 2014
- 32) K. Oda, Y. Takahata, Y. Kasamura, and N. A. Noda: “Stress intensity factor solution for edge interface crack based on the crack tip stress without the crack,” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. **219**, 106612, 2019
- 33) 鈴木靖昭: “接着工学,” 丸善出版, 2018, pp. 174–180
- 34) A. J. Kinloch and S. J. Shaw: “The fracture resistance of a toughened epoxy adhesive,” *Journal of Adhesion*, Vol. **12**, pp. 59–77, 1981
- 35) D. B. Bogy: “Edge-Bonded Dissimilar Orthogonal Elastic Wedges under Normal and Shear Loading,” *Transaction of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, Vol. **35**, pp. 460–466, 1968
- 36) D. B. Bogy: “Two Edge-Bonded Elastic Wedges of Different Materials and Wedge Angles under Surface Traction,” *Transaction of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, Vol. **38**, pp. 377–386, 1971
- 37) 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
- 38) 陳 玳珩, 西谷弘信: “板状接合試験片における特異応力場の強さ,” 日本機械学会論文集 A 編, Vol. **59**, No. 567, pp. 2682–2686, 1993
- 39) 西谷弘信, 川村壮司, 藤崎 渉, 福田孝之: “FEM による板材の応力拡大係数と応力集中係数の高精度決定法,” 日本機械学会論文集 A 編, Vol. **65**, No. 629, pp. 26–31, 1999
- 40) 村上敬宜: “有限要素法による応力拡大係数の簡便決定法,” 日本機械学会論文集, Vol. **42**, No. 360, pp. 2305–2315, 1976



高木 怜 (たかき れい)

2019年九州工業大学大学院機械知能工学専攻博士前期課程修了。現在、同大学大学院工学専攻博士後期課程在学中。接着継手の強度評価に関する研究に従事。



野田尚昭 (のだ なおあき)

1984年九州大学大学院工学研究科機械工学専攻博士課程修了。工学博士。同年九州工業大学講師、87年助教授、03年教授。85年リーハイ大学客員研究員、96年山東工業大学客座教授、03年華東交通大学兼職教授、05年サリー大学客員研究員、08年山東大学客座教授、10年河南科技大学兼職教授。10年日本材料学会学術貢献賞、10年素形材産業技術賞、12年日本機械学会フェロー、15年自動車技術会フェロー、17年日本機械学会材料力学部門賞、18年中国東北大学兼職教授。



佐野義一 (さの よしかず)

1964年九州大学大学院機械工学専攻修士課程修了。同年、日立金属(株)若松工場に入社。02年(株)日立金属若松技術顧問。04年九州食上能力開発大学校特任教授、九州大学学術研究員。10年より九州工業大学支援研究員。13年丸栄化工(株)顧問。博士(工学)。技術士(金属・金属加工部門)。



高瀬 康 (たかせ やすし)

1985年九州工業大学機械工学科勤務。93年九州工業大学工学部設計生産工学科夜間主コース卒業。02年技術専門職員。07年強度研究用試験片の応力集中に関する研究で博士(工学)取得。



鈴木靖昭 (すずき やすあき)

1965年名古屋工業大学工業化学科卒業後、日本車輛製造(株)入社。新幹線などの鉄道車両に関する接着接合部の破壊条件、信頼性および耐久性に関する研究・開発・評価、有機材料の故障解析などに従事。退社後、名城大学および中部大学非常勤講師。名古屋産業振興公社、岐阜県産業経済振興センター技術アドバイザー。現在、鈴木接着技術研究所所長。工学博士、技術士(機械部門 構造接着)。



趙 振綱 (Chao Ching-Kong)

1987年リーハイ大学にて博士号取得。同年、国立台湾科技大学准教授。93年教授。2009年、イギリスオックスフォード大学客員教授。中華民国力学学会フェロー。破壊力学、固体力学、バイオメカニクス、MEMSの分野の研究に従事。



張 季婷 (Chang Chiting)

現在国立台湾科技大学修士課程在学中。現在、熱弾性破壊力学に関する研究に従事。