

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

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****

Distribution of Intensity of Singular Stress Field along the Interface Outer Edge of Prismatic Butt Joint with Fillet

Nao-Aki NODA*, Rei TAKAKI**, Fei REN**, Yoshikazu SANO*, Yasushi TAKASE*,
Tatsujiro MIYAZAKI***, and Yasuaki SUZUKI****

*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)

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

***琉球大学工学部工学科 (〒903-0213 沖縄県中頭郡西原町千原1番地)

****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)

*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)

***Department of Mechanical Engineering, University of the Ryukyus (1 Senbaru, Nishihara-cho, Nakagami-gun, Okinawa 903-0213)

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

概要 著者は、先の研究で2次元接着モデルを用いて接着強度を特異応力場の強さ (ISSF, Intensity of Singular Stress Field) 一定で表せることを示した。本研究では実際の3次元形状を考慮して角部にフィレットを施した角柱状突合せ試験片の接着界面端部のISSFの分布を正確に求めた。また、コーナー部半径の大きさがISSFの最大値に及ぼす影響について議論した。ISSFの最大値の変化は $\rho/W \geq 0.0005$ で2%以内であることが示された。

Abstract

In a previous study, the authors have shown that the debonding strength can be expressed as a constant value of the intensity of the singular stress field (ISSF). Previously, two models were considered in discussing the ISSF; one is a two-dimensional butt joint under plane strain and the other is a three-dimensional prismatic butt joint having sharp interface corners. In this study, by considering the real 3D geometry, the effect of fillet radius ρ at the specimen corner on the maximum ISSF is addressed. For fillet radius $\rho/W \geq 0.0005$ (W = specimen width), the maximum ISSF is almost constant within the relative difference of 2%.

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

1. 緒言

接着接合は軽量・低コストかつ製造が容易であるため、集積回路技術をはじめとしたさまざまな産業で多く使用されている^{1)~5)}。近年、電子機器の小型・高機能・高性能に伴い、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^{6),7)}。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。その信頼性を確保するためには、はく離強度の適切な評価が必要不可欠である^{8)~10)}。一般に、異材接着界面のはく離強度は、材料組み合わせ、荷重形式、接着条件などによって大きく変化する。実験的な評価では時間的、経済的負担が大きいので、簡便で実用的なはく離破壊基準、評価方法が求められる^{8)~12)}。一般に、接着接合部材において被着材と接着剤の間の界面では、接着端部で応力が無限大に発散するような特異応力場が形成され¹³⁾、これが原因

ではく離が生じる^{14)~26)}。

Fig. 1(a)の角柱状突合せ継手試験片を用いて、求めた接着強度 $\sigma = \sigma_c$ をFig. 1(b)に示す。遠方での引張応力 σ を用いると、Fig. 1(b)に示すように接着強度 $\sigma = \sigma_c$ は接着層厚さ h に依存して変化する。しかし、Fig. 1(c)に示すように、特異応力場の強さ (Intensity of Singular Stress Field, 以下ISSFと表記する) に注目することによって、破断時の接着強度は角柱状突合せ継手界面の中央および角部のISSF = 一定で評価できる^{17)~26)}。

本研究では実際の試験片の界面角部ではFig. 2に示すように角部に必ず丸み (フィレット) があり、Fig. 1のような角部の丸み $\rho = 0$ ではないことを考慮する。さらに、このモデルでは接着界面端の特異性指数 λ が直線部と円弧部で同じになるのでそのISSFを比較して大小を評価できる長所がある。角柱突合せ継手は接着強度の評価によく用いられるのでその3次元形状を正確に考慮して、ISSFの正確な分布を知ることは重要である。

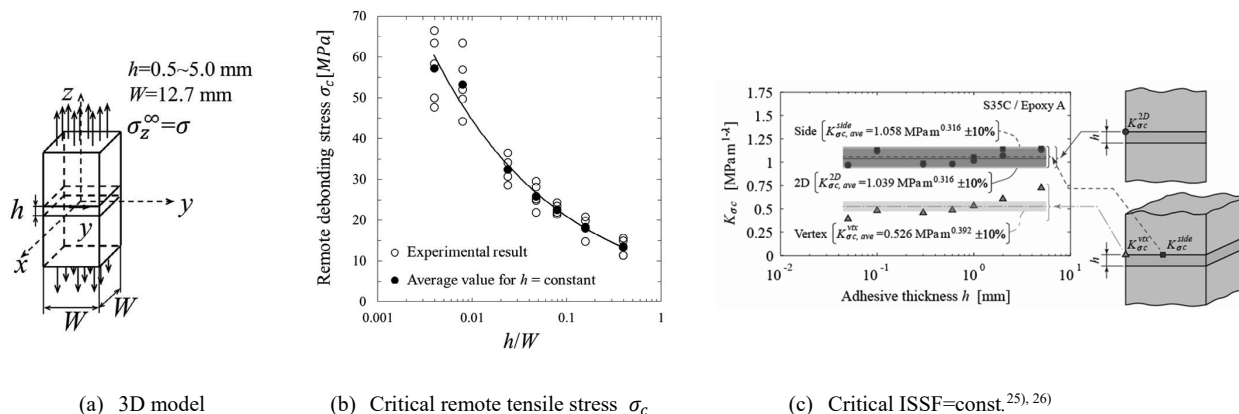


Fig. 1 Prismatic butt joint and experimental results

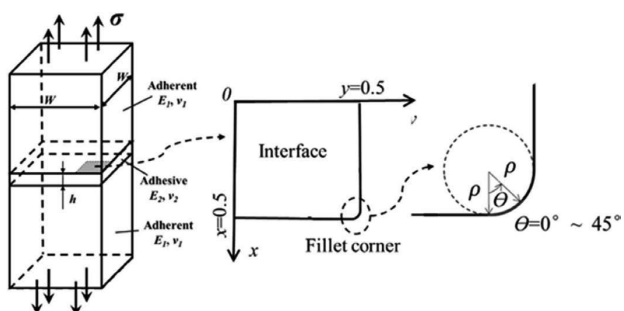


Fig. 2 Prismatic butt joint model with fillet considered in this study

2. 解析モデルと特異応力場の強さ ISSF の定義

本研究では、Suzuki^{(27), (28)} 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 $K_{\sigma}^{Side}(\theta)$ 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 パラメータ^{(29), (30)} α, β , 特異性指数 λ ^{(29), (30)}を示す。Fig. 3 に解析モデルを示す。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 Fig. 3(a) のモデルを用いて解析を行い Fig. 3(b) の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解析を行った。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た。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 ANSYS 12.1 および Marc 2012 を用いた。

Fig. 2 に示すようなフィレットを設けた 3 次元接着接合体モデルを考えると、フィレット上の特異応力場の強さ ISSF (記号 $K_{\sigma}^{Side}(\theta)$ で表す^{(25), (31)}) は、真の応力 $\sigma_{z, Real}^{Side}(r, \theta)$ から次式で定義される。

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

次式で表される無次元値 (記号 $F_{\sigma}^{Side}(\theta)$ で表す) を用いて

Table 1. Material properties of adhesive and adherend⁽²²⁾

Material		Young's modulus E [GPa]	Poisson's ratio ν	α	β	λ
Adherend	S35C	210	0.30	0.969	0.199	0.685
Adhesive	Epoxy resin	3.14	0.37			

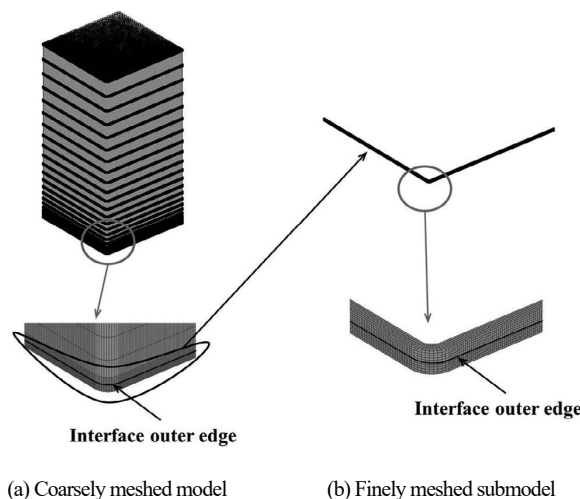


Fig. 3 Analysis model

フィレット部の ISSF を界面縁直線部の ISSF と比較する。

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

ここで、 σ_z^{∞} は遠方における z 方向垂直応力、 W は角柱の幅である。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 $F_{\sigma}^{Side}(y)$ ⁽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^{(29), (30)} 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^{(29), (30)}。

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

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

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

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

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されるため、特異応力場の強さ ISSF を式 (1) から求めることはできない。すなわち 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)~20)}、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描えて 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³²⁾を包含する比例法^{33),34)}と呼ぶことができる。ここでは、 $h/W = 1$ を基準問題として、このモデルの ISSF を体積法を用いて精度良く求める。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 (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)。

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

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

Table 2 にフィレット半径 $\rho/W = 0.001$ のときの角部付近での FEM 応力の比を示す。ここで、基準問題には既に体積法による厳密解が得られている 2次元接着接合板を用いている。 $\rho/W = 0$ の場合、角部近傍での FEM の応力の比はメッシュサイズが異なると一致しない²⁵⁾。これは試験片の角部では 2次元モデルと特異性が異なることに起因している^{25),26)}。しかし、Table 2 に示すようにフィレットが設けられた場合は FEM 応力の比は境界線のいづれでもメッシュサイズ依存性がなく、したがって ISSF が精度良く求まることがわかる。

Table 3 に、 $\rho/W = 0.001$ でのフィレット部の FEM 応力の比を示す。フィレット上には円周方向ひずみが有限となることに起因する非特異応力²⁴⁾が発生するため、FEM 応力

Table 2. Mesh independency of ISSF at near the corner ($\rho/W = 0.001$)

y/W	$\frac{\sigma_{z,FEM}^{Side} _{h/W=0.01}}{\sigma_{z,FEM}^{2D} _{h/W \geq 1}}$	
	$e_{min} = 1/2,000$	$e_{min} = 1/4,000$
0.400	0.222	0.223
0.450	0.223	0.224
0.460	0.223	0.224
0.470	0.223	0.224
0.480	0.220	0.221
0.490	0.204	0.204
0.491	0.200	0.201
0.492	0.197	0.197
0.493	0.192	0.193
0.494	0.188	0.188
0.495	0.183	0.183
0.496	0.178	0.179
0.497	0.173	0.174
0.498	0.172	0.172
0.499	0.188	0.186

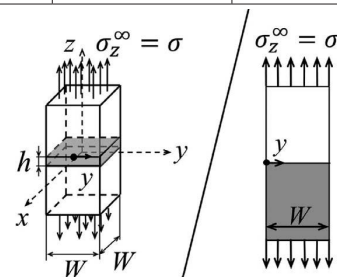


Table 3. Mesh independency of ISSF at the fillet ($\rho/W = 0.001$)

θ	$\frac{\sigma_{z,FEM}^{Side} _{h/W=0.01} - \tilde{\sigma}_{z,FEM}^{Side}}{\sigma_{z,FEM}^{2D} _{h/W \geq 1}}$	
	$e_{min} = 1/2,000$	$e_{min} = 1/4,000$
0	0.187	0.186
5	0.193	0.192
10	0.199	0.198
15	0.204	0.203
20	0.208	0.207
25	0.212	0.210
30	0.214	0.213
35	0.216	0.215
40	0.218	0.216
45	0.218	0.217

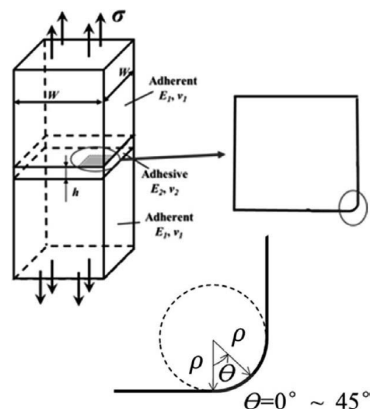


Table 4. $F_{\sigma}^{Side}(y) (\times 10^{-2})$ and $F_{\sigma}^{Side}(\theta) (\times 10^{-2})$ under different ρ/W (underline: maximum and minimum values)

y/W or θ	$\rho/W \rightarrow 0$	$\rho/W = 0.0005$	$\rho/W = 0.001$	$\rho/W = 0.01$	$\rho/W = 0.05$	$\rho/W = 0.5$
	$\rho \rightarrow 0\text{mm}$	$\rho=0.00635\text{mm}$	$\rho=0.0127\text{mm}$	$\rho=0.127\text{mm}$	$\rho=0.635\text{mm}$	$\rho=6.35\text{mm}$
$y/W = 0$	9.09	8.92	9.13	9.00	8.98	9.00
$y/W = 0.400$	9.14	8.95	9.19	9.06	9.02	—
$y/W = 0.410$	9.14	8.96	9.19	9.06	9.02	—
$y/W = 0.420$	9.15	8.96	9.19	9.07	<u>9.03</u>	—
$y/W = 0.430$	9.15	8.97	9.20	9.07	9.02	—
$y/W = 0.440$	9.16	8.97	9.21	9.08	9.01	—
$y/W = 0.450$	9.17	8.98	9.21	9.09	8.95	—
$y/W = 0.460$	9.17	8.99	<u>9.22</u>	<u>9.10</u>	—	—
$y/W = 0.470$	9.16	9.00	9.08	9.07	—	—
$y/W = 0.480$	9.03	8.86	9.12	8.91	—	—
$y/W = 0.490$	8.38	8.20	8.41	8.36	—	—
$y/W = 0.491$	8.24	8.07	8.28	—	—	—
$y/W = 0.492$	8.09	7.92	8.12	—	—	—
$y/W = 0.493$	7.92	7.75	7.95	—	—	—
$y/W = 0.494$	7.72	7.57	7.76	—	—	—
$y/W = 0.495$	7.52	7.37	7.55	—	—	—
$y/W = 0.496$	7.31	7.17	7.34	—	—	—
$y/W = 0.497$	7.12	7.00	7.16	—	—	—
$y/W = 0.498$	<u>6.97</u>	<u>6.91</u>	<u>7.04</u>	—	—	—
$y/W = 0.499$	7.00	7.10	7.67	—	—	—
$y/W = 0.4995$	7.15	7.83	—	—	—	—
$y/W = 0.500$	$\rightarrow \infty$	—	—	—	—	—
$\theta = 0^\circ$	—	7.83	7.72	8.36	8.95	9.00
$\theta = 15^\circ$	—	8.57	8.41	8.24	8.88	9.00
$\theta = 30^\circ$	—	9.03	8.84	<u>8.22</u> ($y/W = 0.495$)	<u>8.87</u> ($y/W = 0.475$)	9.00
$\theta = 45^\circ$	—	<u>9.18</u>	8.99	8.37	<u>8.87</u> ($y/W = 0.486$)	9.00
$\theta = 60^\circ$	—	9.03	8.84	<u>8.22</u> ($y/W = 0.498$)	<u>8.87</u> ($y/W = 0.493$)	9.00
$\theta = 75^\circ$	—	8.57	8.41	8.24	8.88 ($y/W = 0.498$)	9.00
$\theta = 90^\circ$	—	7.83	7.72	8.36	8.95	9.00

から非特異応力の影響を除いている。非特異的応力は、円筒形の突合せ継手と同様に、 ρ 方向の変位を用いて計算される。Table 3 に示すように、FEM 応力の比はフィレット部のメッシュサイズにも依存しない。このことは、フィレット部と 2 次元モデルの特異性指数が一致していることを示している。このことから、フィレット部を有するモデルでは境界上の ISSF をどこでも精度良く求め得ることがわかる。

4. 角柱状突合せ継手の接合界面縁における特異応力場の強さ ISSF の分布

Table 4 および Fig. 4 にフィレット部の丸み ρ/W を $\rho/W = 0, 0.0005, 0.001, 0.01, 0.05$ と変えたときの界面外縁の ISSF 分布を数値で示す。Table 4 および Fig. 4 より、特異応力場の強さ ISSF の最大値は多くの場合で $y/W \cong 0.46$ の位置で生じることがわかる。Fig. 5 は Suzuki の行った引張試験²⁷⁾ における接着破面の画像である。実際の試験片では破

壊の起点が不明確な試験片も存在するが、ここでは破壊の起点の位置が明確なものを例として示している。Fig. 5 よりき裂の起点は角部から試験片幅 W の 5% 程度離れた位置から表れていることがわかる。Fig. 6 に試験片の角部の拡大図の一例を示す。なお、Fig. 5 の試験片では破壊の影響を受けて角部の面取り状況が明瞭ではなかったため、同様に製作された別の試験片の拡大図を示している。試験片角部には必ず Fig. 6 に示すような面取りが施され、実用上の ρ は最小の面取り寸法とみなし得る³⁵⁾ ので $\rho \geq 0.2 \text{ mm}$ と考えてよい。よって Fig. 1(a) の $W = 12.7 \text{ mm}$ では $\rho/W \geq 0.016$ である。このことから理想的には接着層の破壊は角部そのものからではなく角部から試験片幅 W の 5% 程度離れた位置 ($y/W \cong 0.46, y \cong 5.84 \text{ mm}$, Table 4 参照) から生じると考えられる。また、ISSF の最小値は多くの場合で $y/W = 0.498$ で生じる。要素寸法をそろえて解析しているので、 ρ/W が小さくなると ρ に対して相対的にメッシュが粗くなり、誤差が増すが、それはわずかであり、ISSF の変化は ρ/W

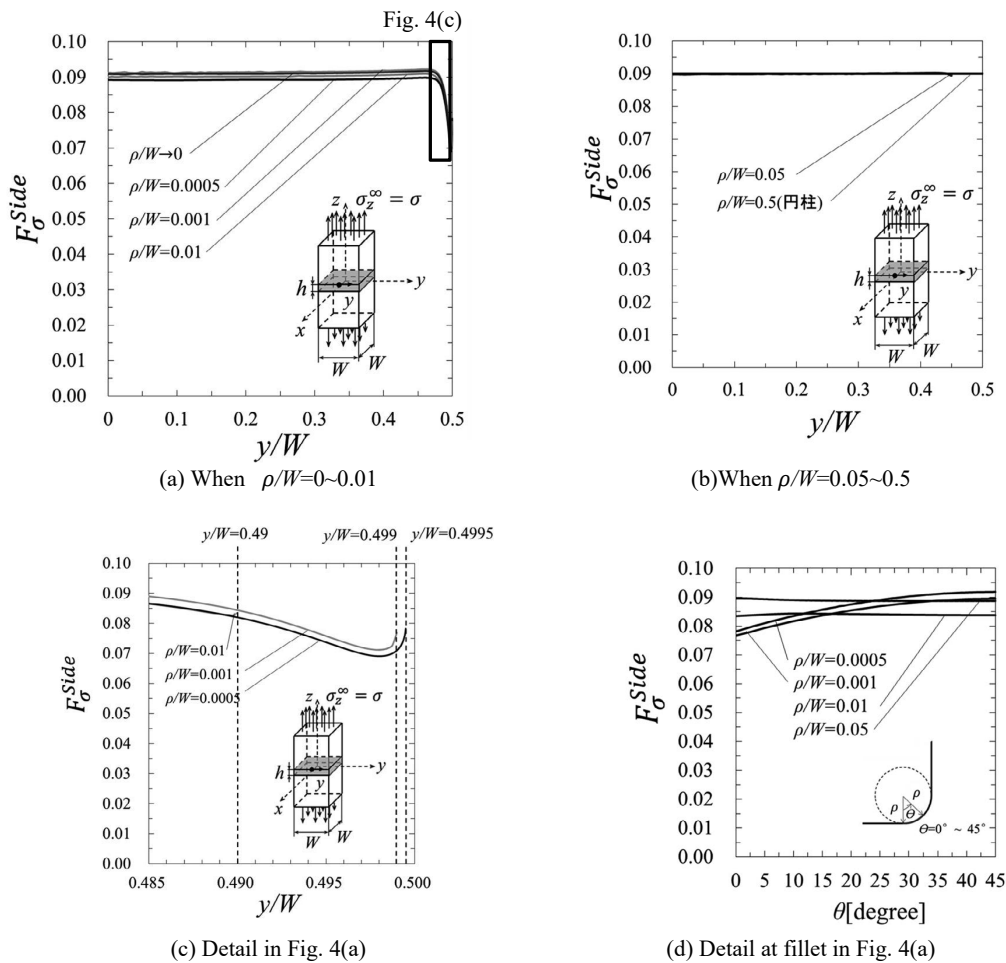


Fig. 4 ISSF distributions in Fig. 2 on the edge of fillet

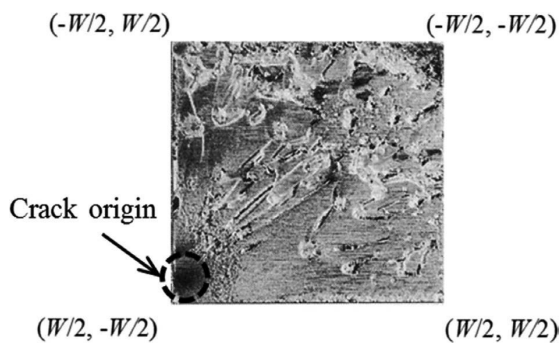


Fig. 5 Fracture surface when $h = 0.1$ mm in Fig. 1(a)²⁷⁾

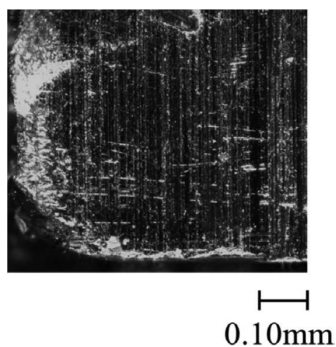


Fig. 6 Enlarged view of the specimen corner

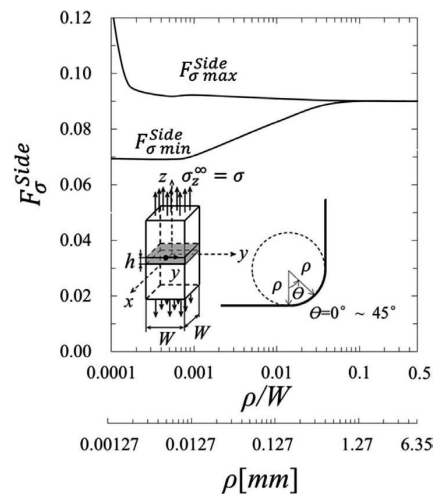


Fig. 7 $F_{\sigma}^{Side\ max}$ vs. ρ/W relation and $F_{\sigma}^{Side\ min}$ vs. ρ/W relation

$W \geq 0.0005$ では相対差 10% 以内、 $\rho/W \geq 0.05$ では相対差 1% 以内である。このことからフィレット部半径が接合界面端部の ISSF 分布に及ぼす影響は比較的小さいことがわかる。

Fig. 7 に ISSF の最大値 $F_{\sigma}^{Side\ max}$ と ρ/W の関係を示す。また、ISSF の最小値 $F_{\sigma}^{Side\ min}$ と ρ/W の関係を示す。Fig. 7 に示すよ

うに $F_{\sigma_{max}}^{Side}$ の変化は $\rho/W \geq 0.0005$ で 2% 以内である。また、 $F_{\sigma_{min}}^{Side}$ は $\rho/W \geq 0.01$ で最大値をとり、 $\rho/W \leq 0.001$ で最小値をとる。

5. 結 言

本研究では、角柱状突合せ継手の 3 次元形状を考慮して、その境界線に生じる特異応力場の強さ ISSF の分布を議論した。また、試験片角部に設けたフィレットの ISSF に及ぼす影響について考察した。得られた結論をまとめて示すと以下ようになる。

- (1) 特異応力場の強さ ISSF の最大値は多くの場合に $y/W \cong 0.46$ の位置で生じる。このことから理想的な試験片の破壊は角部そのものからではなく $y/W \cong 0.46$ の位置から生じるものと考えられる。
- (2) 特異応力場の強さ ISSF の最小値は ρ/W に依らず $y/W \cong 0.498$ の位置で生じる。
- (3) 特異応力場の強さ ISSF の最大値 $F_{\sigma_{max}}^{Side}$ の変化は $\rho/W \geq 0.0005$ の場合で 2% 以内であることが示された。
- (4) フィレット部における ISSF のメッシュ非依存性が確認された。

(2019.2.5- 受理)

文 献

- 1) 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
- 2) 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
- 3) 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
- 4) 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
- 5) 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
- 6) 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
- 7) 中村正志: "先端半導体用封止材料の技術動向," パナソニック電工技報, Vol. **56**, No. 4, pp. 9–16, 2008
- 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
- 20) 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
- 21) 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
- 22) 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

- 23) 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
- 24) 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
- 25) 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
- 26) 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
- 27) 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
- 28) 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1報, ぜい性接着剤の場合),” 日本機械学会論文集A編, Vol. **50**, No. 451, pp. 526–533, 1984
- 29) 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
- 30) 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
- 31) 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
- 32) 西谷弘信, 川村社司, 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
- 33) 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
- 34) 木須博行, 結城良治, 北川英夫: “境界要素法による表面き裂の応力拡大係数の解析: 第2報, 応力拡大係数の精度よい決定法,” 日本機械学会論文集A編, Vol. **51**, No. 463, pp. 660–669, 1985
- 35) 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

著者紹介



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単位取得満期退学, 工学博士。同年九州工業大学講師, 87年助教授, 03年教授。85年リール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。18年中国東北大学兼職教授。



高木 怜 (たかき れい)

2019年九州工業大学大学院工学府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。



任 飛 (にん ひ)

2018年九州工業大学大学院工学府機械知能工学専攻博士後期課程修了。博士(工学)。現在, 齊魯工業大学勤務。接着継手の強度評価に関する研究に従事。



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。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。



宮崎達二郎 (みやざき たつじろう)

2003年九州大学大学院機械科学専攻博士後期課程修了。博士(工学)。同年琉球大学工学部機械システム工学科講師。現在, 准教授。金属疲労とその補修, 接着接合材の強度に関する研究に従事。



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)。