

接着接合板における特異応力の強さをを用いた 接着強度の簡便な評価法について

野田 尚昭*, 宮崎 達二郎**, 内木場 卓巳***, 李 戎***, 佐野 義一*, 高瀬 康*

Convenient Debonding Strength Evaluation Based on the Intensity of Singular Stress for Adhesive Joints

Nao-Aki NODA*, Tatsujiro MIYAZAKI**, Takumi UCHIKOBA***, Rong LI***,
Yoshikazu SANŌ*, and Yasushi TAKASE*

*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)

**琉球大学工学部機械システム工学科 (〒 903-0213 沖縄県中頭郡西原町千原 1 番地)

***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)

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

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

***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)

概要 本論文では、接着接合板が破壊に至る際の特異応力場の強さに注目し、接着接合板の強度が特異応力場の強さ一定として整理できることをまず確認した。次に、種々の接合界面の強度を統一的に評価するため、接合界面に仮想的な微小き裂を考慮し、その界面き裂の応力拡大係数が一定条件で接着強度が整理できることを示した。さらに種々の応用を考慮してどのような寸法の仮想き裂を考えればよいかを接着接合板の実験結果を基に考察した。その結果、仮想き裂の寸法に依存せず接着接合板の接着強度が簡便に評価できることが明らかとなった。

Abstract

In this study the debonding strength of an adhesively bonded joint is investigated in terms of the intensities of the singular stress fields. Two types of models are used to evaluate the tensile adhesive strength σ_c : one is the perfectly bonded model, and the other is a fictitious crack model assuming different fictitious crack lengths. Previous experimental data, which were obtained for S35C JIS medium carbon steel plates bonded with epoxy resin, are then examined. From the comparison between the results, it is found that the critical values of the stress intensity factors are almost constant. In other words, the adhesive strength can be estimated from the intensities of the singular stress, usually with less than 17% error for both the perfectly bonded model and fictitious crack models. The usefulness of assuming the fictitious crack is put at the singular point is also discussed on the basis of the analysis for stress intensity factor.

Key Words: Adhesion, Fracture Mechanics, Stress Intensity Factor, Interface, Crack, Elasticity, Finite Element Method

1. 緒言

接着接合状態にある異種材料界面のはく離は、工業、医療などさまざまな分野で問題となっている^{1)~6)}。例えば、ICパッケージは機械的および熱的負荷によってはく離することが報告されている^{7)~10)}。ICチップを基盤に接着接合し、リードとともに樹脂で封止することから、1つのICパッケージに力学特性の異なる界面を数多く有しており、それらの接着強度評価は技術的、経済的にも負担が大きい。接着接合は有用な技術ではあるが、界面接着強度の評価には問題があり、合理的でより簡便な方法が求められる。一方、接着強度については、これまで数多くの研究がなされてきた。特に、接着層の厚さと接着強度の関係は過去の研究^{2)~6)}により、接着層厚さが薄いほど接着強度は増大すると言われている。その理由は、接着強度を増加させようと多量の接着剤を用いて厚い接着剤層を形成させて接着しても、接着剤層内に欠陥が形成される可能性が大きくなるた

めと説明されている¹¹⁾。さらに、接着剤の内部ひずみが影響するとの考えもあり^{12)~14)}、これらの研究では、主として実験により考察されている。Suzuki¹⁵⁾は、Fig. 1(a)のような試験片について実験と弾塑性解析を行い、接着層自由端に境界層厚さ $\delta = 0.035$ mmを仮定することで接着強度が説明できることを報告しており、試験片の作成にあたり、欠陥やひずみが生じにくいように工夫している。本研究の対象にした試験片には、Suzukiの実験結果を用いているので、欠陥やひずみを無視して考察する。最近、著者らは接着接合板における接着層厚さが接着層端部に生じる特異応力の強さに与える影響をFig. 1(b)に示す完全接着モデルで考察し、接着層厚さが薄くなると特異応力場の強さが小さくなることを明らかにした^{16),17)}。また、任意の材料組合せに対する接合板中の縁界面き裂の応力拡大係数についても考察し、その特性を明らかにした^{18)~20)}。

そこで本研究では、接着接合板が破壊に至る際の特異応力場の強さ K_σ に注目し、過去の研究結果¹⁵⁾が $K_\sigma = \text{一定と}$

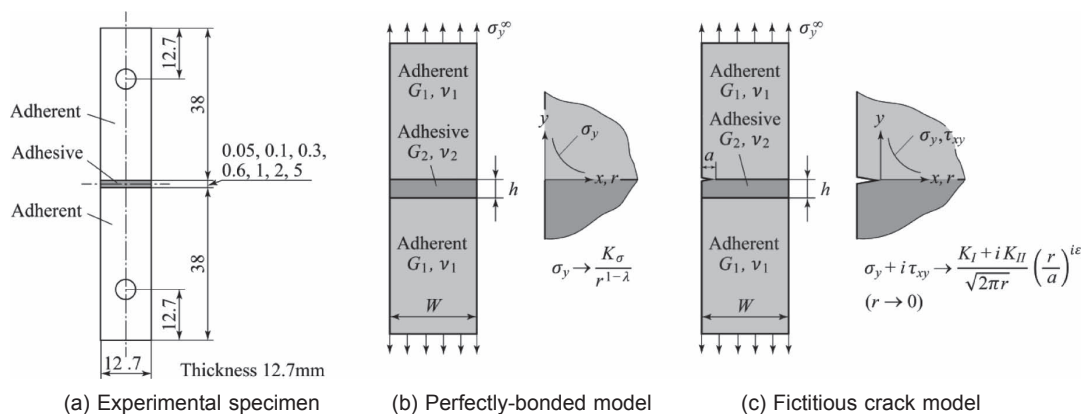


Fig. 1 Experimental specimen and two kinds of models used in this study

して整理できることをまず検証する。次に、種々の接合界面端部の強度評価を統一的に行う上で便利であることから、き裂のない接合界面端部に微小なき裂を仮定した仮想き裂モデル (Fig. 1(c)) を考えて、その界面き裂の接着強度を応力拡大係数 K_I 一定として整理できることを示す。さらにどのような寸法の仮想き裂を考えればよいかを接着接合板の実験結果¹⁵⁾と最近の解析結果^{19),20)}を基に考察する。なお、これまでに接着層に生じる塑性変形を議論した研究^{15),21)~23)}も見られるが、本論文では接着強度が K_σ および K_I によって簡便に評価できることを検証することを目的としているので、弾性解析で得られる応力拡大係数に注目して評価を行う。接着部の寸法の強度への影響を考察するには、主に次の2つの観点があると考えられる。

- (1) 接着層の幾何学的形状寸法が接着部の力学的厳しさに及ぼす影響に注目する場合
- (2) 接着層の内部に存在する欠陥や内部ひずみが接着強度へ及ぼす影響に注目する場合

本論文では、接着強度を簡便に評価する立場から、まず、(1)の観点に基づき、接着部全体の形状寸法の特異応力場への影響に注目して接着強度を考察する。

2. 仮想き裂モデルの有用性について

一般に、界面端部近傍の特異応力場は、(1) 特異性指数 λ_m 、(2) 特異点を頂点とする角度関数 $f_{ij}(\theta)$ 、(3) 特異応力場の強さを表す K_m の物理量を用いて次式のように表現できる¹⁾。

$$\sigma_{ij} = \sum_{m=1} \frac{K_m}{r^{1-\lambda_m}} f_{ij}(\theta) \quad (1)$$

ここで、特異性指数 λ_m は、幾何学的境界条件を表現する特性方程式を解くことによって得られるが、式(1)に示すように複数の λ_m が現れる場合だけでなく、複素解や重解を有する場合があります。その場合には式(1)とは異なる形式で特異応力場が表現される。また、その λ_m に対応する固有関数 $f_{ij}(\theta)$ も界面端部の形状および材料の組合せ、界面上での境界条件によって決まるので、例えば Fig. 2 に示す IC

パッケージにおける種々の異種材料接合界面の強度評価を行う際には図中の点 A, B, C, D, E などの特異性指数 λ と固有関数 $f_{ij}(\theta)$ を十分に把握した上でそれらの特異応力場の強さ K_m を数値計算で求める必要がある。

このように異種材料接合界面の特異応力場はその界面端部近傍の幾何学的形状や材料組合せに依存して変化するので、その都度解析が必要であるばかりでなく、相互の厳しさの比較が容易でないなどの不便がある。そこで、それらを便利に評価する観点から仮想き裂モデル [Fig. 1(c)] を考える。ここで、仮想き裂モデルとは実際の界面に生じているはく離などの欠損を考慮するものではなく、異材接合端部で生じる種々の特異応力場を純粋に力学的観点から統一的に評価するためのモデルである。

このような仮想き裂すなわち界面き裂では、特異性指数が $\lambda = 1/2 + i\epsilon$ の特異応力場が形成され、その先端に形成される特異応力場は次のように表現されることが知られている¹⁾。

$$[\sigma_y + i\tau_{xy}]_{\theta=0} = \frac{K_I + iK_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{r}{a}\right)^{i\epsilon}, \epsilon = \frac{1}{2\pi} \ln\left(\frac{1-\beta}{1+\beta}\right) \quad (2)$$

$$K_I + iK_{II} = (F_I + iF_{II}) \sigma_y^\infty \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

ここで、 K_I および K_{II} はそれぞれ応力拡大係数である。 λ の実部は、界面端部の形状および材料の組合せに関係なく $1/2$ となる。このように統一的な特異応力場で接合界面端部の特異応力が表現できることから、仮想き裂モデルを考えることによる利点はこれまでも指摘がなされてお^{24),25)}、以下のようにまとめられる。

- (1) それぞれの異材接合界面端部に固有な特異応力場 [式(1)などで表現されるもの] を直接知る必要がないこと。すなわち、仮想き裂を考えることによってその応力拡大係数を求めれば接着強度が評価できること。
- (2) 幾何学的に異なる接合界面 [例えば、Fig. 2(b)] においても、同じ応力拡大係数を用いてその厳しさを表現できるため、一つの形状でその限界値を求めておけば他の形状についても評価可能となること。

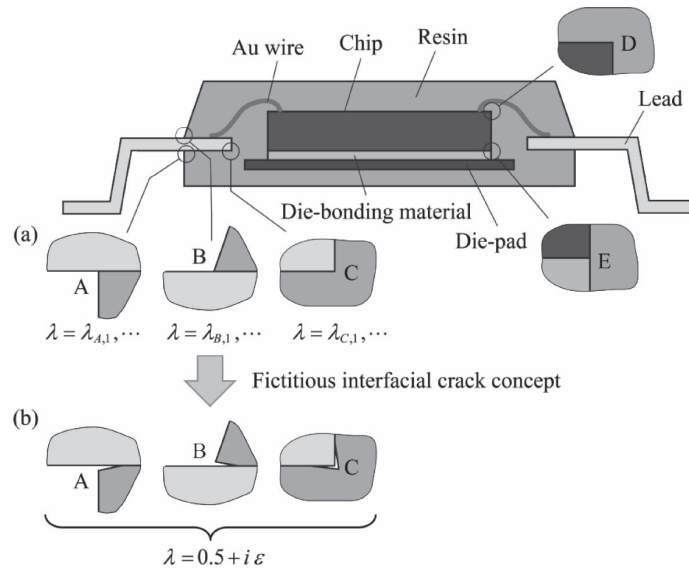


Fig. 2 An example of IC package; (a) perfectly bonded model; (b) fictitious crack model

Table 1. Material properties of adherent and adhesives

Material		Young's modulus E	Poisson's ratio ν	ϵ	α	β	λ
Adherent	Medium carbon steel S35C	210 (GPa)	0.30	-	-	-	-
	Epoxy resin A	3.14 (GPa)	0.37	-0.0641	0.969	0.199	0.685
Adhesive	Epoxy resin B	2.16 (GPa)	0.38	-0.0607	0.978	0.188	0.674

本研究では、このような有用性に注目し、仮想き裂モデルを用いて接着強度が評価できることを示すとともに、どのような寸法の仮想き裂を考えれば良いか、接着接合板の実験結果ならびに著者らの解析結果を基に、その接着強度を評価できる理想的な仮想き裂寸法の範囲を議論する。

3. 完全接着モデルを仮定して求めた限界の特異応力場の強さ $K_{\sigma c}$ による接着強度の整理

本研究では、Suzukiの実験¹⁵⁾で用いられた被着材（炭素鋼 S35C）と、2種類の接着剤（エポキシ系接着剤 A, B）を材料に用いる。この実験では、欠陥が生じにくいように工夫しており、接着剤は真空脱泡されていて、硬化条件も室温で50~60日間である。ところで、エポキシ系接着剤のヤング率は、エポキシ系接着剤に混ぜるフィラーの内容（粒径、材質、粒形、分散剤の有無など）や硬化条件によって変化し、エポキシ系接着剤 A, B の違いもこれによるものと考えられるが詳細については示されていない。ここでは、簡便に評価する観点からフィラーを含むエポキシ全体を一体とみた見かけの弾性定数に注目する。Table 1 にその材料の物性値、Dundurs による複合材料のパラメータ α および β 、特異性指数 λ を示す。ここで、 α および β はポアソン比 ν と横弾性係数 G を用いて次のように定義される。

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

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

また、 λ は Fig. 1(b) の完全接着モデルを考えたときは次の特性方程式を解くことで得られる^{26),27)}。

$$\left[\sin^2\left(\frac{\pi}{2}\lambda\right) - \lambda^2 \right]^2 \beta^2 + 2\lambda^2 \left[\sin^2\left(\frac{\pi}{2}\lambda\right) - \lambda^2 \right] \alpha\beta + \lambda^2(\lambda^2 - 1)\alpha^2 + \frac{\sin^2(\pi\lambda)}{4} = 0 \quad (5)$$

Fig. 1(a) の完全接着モデルの接着層厚さ h を変化させた場合、 σ_y^∞ がいくらではく離が生じるかを実験的に求められた値¹⁵⁾を σ_c として Table 2 に示す。また、Average \pm SD に実験結果の平均値と標準偏差を示す。Table 2 の実験範囲では、接着層厚さが薄いほど接着強度が高くなるという結果になっている。内部変化や欠陥が接着層の中に常に存在しているという立場からすると、接着層厚さが極端に薄くなるとこれらの影響のため強度が低下する場合がある^{12),28)}。本研究ではまず、Table 2 の結果を簡便に説明することを目的とするので、そのような接着層内部の欠陥は考慮せず、接着層を均質な連続体として取り扱う。

Table 3 に Fig. 1(b) の完全接着モデルを仮定して、Table 2 より得られる5つのデータ (Material A) と3つのデータ (Material B) のそれぞれの接着層厚さ h/W に対する F_σ の値を示す。なお、 F_σ の値は著者らのさきの研究¹⁶⁾より内挿

Table 2. The experimentally obtained adhesive strength in Fig.1(a) expressed by $\sigma_y^\infty = \sigma_c$

h [mm]	h/W	Material A						Material B			
		Measured values [MPa]			Average ± SD [MPa]			Measured values [MPa]		Average ± SD [MPa]	
0.05	0.00394	47.7	50.0	58.4	63.5	66.5	57.2 ± 7.34	72.8	77.6	79.9	76.8 ± 2.96
0.1	0.00787	44.3	49.8	52.0	57.0	63.5	53.3 ± 6.52	70.2	71.5	72.6	71.4 ± 0.981
0.3	0.0236	28.6	30.8	32.5	34.2	36.5	32.5 ± 2.72	45.5	50.9	52.6	49.7 ± 3.03
0.6	0.0472	21.9	24.8	25.2	28.2	29.6	25.9 ± 2.71	39.6	40.0	43.9	41.2 ± 1.94
1.0	0.0787	21.5	21.5	21.9	23.5	24.4	22.6 ± 1.18	21.1	26.5	28.4	25.3 ± 3.09
2.0	0.157	14.8	18.1	18.2	19.9	20.9	18.4 ± 2.08	18.1	19.7	21.3	19.7 ± 1.31
5.0	0.394	11.4	11.4	13.6	15.0	15.6	13.4 ± 1.76	12.4	12.4	16.0	13.6 ± 1.70

(SD: Standard deviation)

Table 3. Debonding stress σ_c and fracture toughness $K_{\sigma_c} = F_\sigma \sigma_c W^{1-\lambda}$ assuming perfectly bonded model

h/W	Material A			Material B		
	σ_c [MPa]	F_σ	K_{σ_c} [MPa m ^{0.315}]	σ_c [MPa]	F_σ	K_{σ_c} [MPa m ^{0.326}]
0.001	—	0.0435	—	—	0.0396	—
0.00394	57.2	0.0671	0.970 ± 0.125	76.8	0.0620	1.15 ± 0.0442
0.00787	53.3	0.0831	1.12 ± 0.137	71.4	0.0778	1.34 ± 0.0184
0.01	—	0.0902	—	—	0.0842	—
0.0236	32.5	0.119	0.978 ± 0.0818	49.7	0.112	1.34 ± 0.0818
0.0472	25.9	0.150	0.981 ± 0.102	41.2	0.142	1.41 ± 0.0665
0.0787	22.6	0.178	1.02 ± 0.0532	25.3	0.171	1.04 ± 0.127
0.1	—	0.194	—	—	0.187	—
0.157	18.4	0.231	1.07 ± 0.121	19.7	0.223	1.06 ± 0.0703
0.394	13.4	0.335	1.13 ± 0.149	13.6	0.331	1.09 ± 0.135
0.5	—	0.363	—	—	0.360	—
$K_{\sigma_c(average)}$	—	—	1.04 ± 0.0643	—	—	1.20 ± 0.144

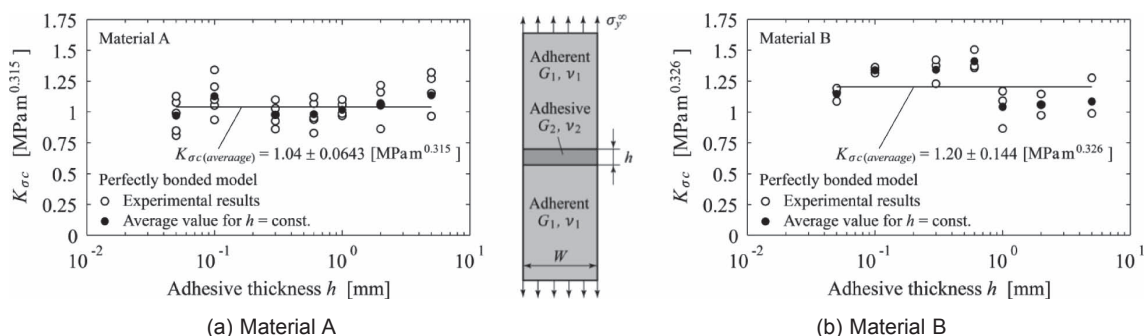


Fig. 3 Relationship between K_{σ_c} and h for Materials A and B assuming perfectly bonded model

して求めた。また、この F_σ と Table 2 の接着強度 σ_c を用いて次式より求めたそれぞれの h/W における K_{σ_c} の平均値と標準偏差を Table 3 に示す。

$$K_{\sigma_c} = F_\sigma \sigma_c W^{1-\lambda} \quad (6)$$

Fig. 3 に完全接着モデル [Fig. 1(b)] の特異応力場の強さ K_{σ_c} と接着層厚さ h との関係を示す。白抜きの丸印は接着強度 σ_c から求めた K_{σ_c} 、黒塗りの丸印はそれぞれの h/W における K_{σ_c} の平均値、実線は黒塗りの丸印の平均である。多少のばらつきはあるが、黒塗りの丸印は実線のまわりに分布しているのが確認できる。また、Table 3 に示すように、完全接着モデルの特異応力場の強さ K_{σ_c} の平均値と標準偏差は Material A で $K_{\sigma_c(average)} = 1.04 \pm 0.0643 \text{ MPa m}^{0.315}$ 、Material B で $K_{\sigma_c(average)} = 1.20 \pm 0.144 \text{ MPa m}^{0.326}$ であり、変動係数 (= 標準偏差 / 平均値) はそれぞれ 0.0618, 0.120 である。これより完全接着モデルを用いて、特異応力場の観点から接着強度が特異応力場の強さ $K_{\sigma_c} = \text{一定}$ で評価でき

ることがわかる。Suzuki らの接着強度の実験結果は、このような完全接着モデルを用い、特異応力場の強さ H のはく離破壊における限界値 $H_{cr} = \text{一定}$ で評価できることが報告されている^{21)~23)}。さらに、この H_{cr} クライテリオンはスクーフ継手、単純重合合わせ継手にも適用され、その有効性について検討がなされている。しかしながら、特異性指数や特異応力場が異なる問題に対して、両者の厳しさを相対的に評価することは不可能である²⁹⁾。一方、仮想き裂モデルによる評価では、 λ の個数、種類に関係なく、このような問題は生じない。そこで、以下では仮想き裂モデルによる評価を考察する。

4. 仮想き裂モデルを仮定して求めたみかけの破壊じん性値 K_{Ic} による接着強度の評価

Table 1(c) に示す仮想き裂モデルを仮定し、それぞれの接着層厚さ h/W に対して a/W を種々に変化させながら無次元

化応力拡大係数 F_I および F_{II} を求めた。Table 4 に F_I および F_{II}/F_I の値を示す。この仮想き裂モデルの F_I および F_{II} の値は、さきの論文^{19),20)}の解析方法を用いて詳しく求めたものである。ここでは、き裂の相対長さ $a/W = 0.01, 0.1$ の2種類を仮定して考察する。接着層が極端に薄い場合を除き、 F_{II}/F_I の値は a/W に関係なくほぼ一定の値となっている。これより、本論文では、みかけの破壊じん性値 K_{Ic} を用いて K_{Ic} で接着強度を簡便に評価する。Table 4 に F_I と Table 2 の接着強度 σ_c を用いて、次式より求めたそれぞれの接着層厚さ h/W における K_{Ic} の平均値と標準偏差を示す。

$$K_{Ic} = F_I \sigma_c \sqrt{\pi a} \quad (7)$$

仮想き裂モデルの接着強度が K_{Ic} で与えられるとき、式(7)より $\sigma_y^* = \sigma_c$ が得られ、式(3)より K_I が与えられる。よって、式(2)より仮想き裂先端近傍の応力場が決まる。Fig. 4 に相対長さ $a/W = 0.01$ のき裂を仮定した仮想き裂モデルのみかけの破壊じん性値 K_{Ic} と接着層厚さ h の関係を示す。多少のばらつきはあるが、黒塗りの丸印(平均値)は実線のまわりに分布しているのが確認される。Table 4 より $a/W = 0.01$ の仮想き裂モデルにおけるみかけの破壊じん性値 K_{Ic} の平均値と標準偏差は Material A で $K_{Ic(average)} = 0.446 \pm 0.0356 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、Material B で $K_{Ic(average)} = 0.551 \pm 0.0576 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ で

あり、変動係数はそれぞれ 0.0789, 0.105 である。

Fig. 5 に $a/W = 0.1$ の仮想き裂モデルにおけるみかけの破壊じん性値 K_{Ic} と h の関係を示す。 K_{Ic} の平均値と標準偏差は Material A で $K_{Ic(average)} = 0.844 \pm 0.0517 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、Material B で $K_{Ic(average)} = 1.01 \pm 0.107 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、変動係数はそれぞれ 0.0613, 0.106 である。これより、接着強度は仮想き裂モデルを用いて特異応力場の観点からみかけの破壊じん性値 K_{Ic} = 一定で評価できることがわかる。また、完全接着モデルの K_{σ_c} と仮想き裂モデルの K_{Ic} では、変動係数に大きな違いが見られなかった。Fig. 5 で仮定した仮想き裂長さ $a/W = 0.1$ は微小き裂といえないほど大きいけれども接着強度を十分精度良く評価できる。ただし、本論文での考察は、接着接合板の問題に限定されているので、Fig. 2 に示すような種々の接合界面の評価に対してどのような仮想き裂寸法が有効か別途検討する必要がある。

なお、仮想き裂寸法が極めて小さい場合に、Fig. 2 に示すような種々の角度を持つ界面の相対的強度評価が規定される可能性も考えられる。著者らのさきの研究^{19),20)}より、極めて小さい寸法の仮想き裂に対してもその応力拡大係数を正確に求めることが可能である。

Table 4. Debonding stress σ_c and fracture toughness $K_{Ic} = F_I \sigma_c \sqrt{\pi a}$ assuming fictitious crack model when $a/W = 0.01, 0.1$

(a) Material A							
h/W	σ_c [MPa]	$a/W = 0.01$			$a/W = 0.1$		
		F_I	F_{II}/F_I	K_{Ic} [MPa $\sqrt{\text{m}}$]	F_I	F_{II}/F_I	K_{Ic} [MPa $\sqrt{\text{m}}$]
0.001	—	0.256	-0.507	—	0.214	-0.703	—
0.00394	57.2	0.367	-0.418	0.419 ± 0.0538	0.237	-0.577	0.856 ± 0.110
0.00787	53.3	0.457	-0.415	0.487 ± 0.0596	0.271	-0.521	0.914 ± 0.112
0.01	—	0.492	-0.424	—	0.288	-0.504	—
0.0236	32.5	0.631	-0.446	0.410 ± 0.0343	0.372	-0.446	0.765 ± 0.0640
0.0472	25.9	0.790	-0.430	0.409 ± 0.0427	0.478	-0.416	0.783 ± 0.0818
0.0787	22.6	0.952	-0.407	0.429 ± 0.0224	0.579	-0.418	0.825 ± 0.0431
0.1	—	1.05	-0.397	—	0.633	-0.425	—
0.157	18.4	1.26	-0.379	0.463 ± 0.0524	0.744	-0.434	0.863 ± 0.0976
0.394	13.4	1.88	-0.356	0.503 ± 0.0660	1.06	-0.400	0.899 ± 0.118
0.5	—	2.05	-0.353	—	1.15	-0.382	—
$K_{Ic(average)}$	—	—	—	0.446 ± 0.0356	—	—	0.844 ± 0.0517
(b) Material B							
h/W	σ_c [MPa]	$a/W = 0.01$			$a/W = 0.1$		
		F_I	F_{II}/F_I	K_{Ic} [MPa $\sqrt{\text{m}}$]	F_I	F_{II}/F_I	K_{Ic} [MPa $\sqrt{\text{m}}$]
0.001	—	0.228	-0.509	—	0.183	-0.699	—
0.00394	76.8	0.340	-0.423	0.521 ± 0.0201	0.208	-0.577	0.910 ± 0.0389
0.00787	71.4	0.431	-0.425	0.615 ± 0.00844	0.244	-0.523	0.910 ± 0.0151
0.01	—	0.466	-0.436	—	0.261	-0.506	—
0.0236	49.7	0.604	-0.464	0.599 ± 0.0365	0.347	-0.450	0.910 ± 0.0664
0.0472	41.2	0.767	-0.442	0.631 ± 0.0297	0.455	-0.423	0.910 ± 0.0557
0.0787	25.3	0.936	-0.415	0.474 ± 0.0578	0.557	-0.429	0.910 ± 0.109
0.1	—	1.04	-0.402	—	0.611	-0.438	—
0.157	19.7	1.26	-0.382	0.497 ± 0.0330	0.723	-0.450	0.910 ± 0.0597
0.394	13.6	1.93	-0.357	0.523 ± 0.0653	1.06	-0.409	0.908 ± 0.113
0.5	—	2.12	-0.353	—	1.15	-0.389	—
$K_{Ic(average)}$	—	—	—	0.551 ± 0.0576	—	—	1.01 ± 0.107

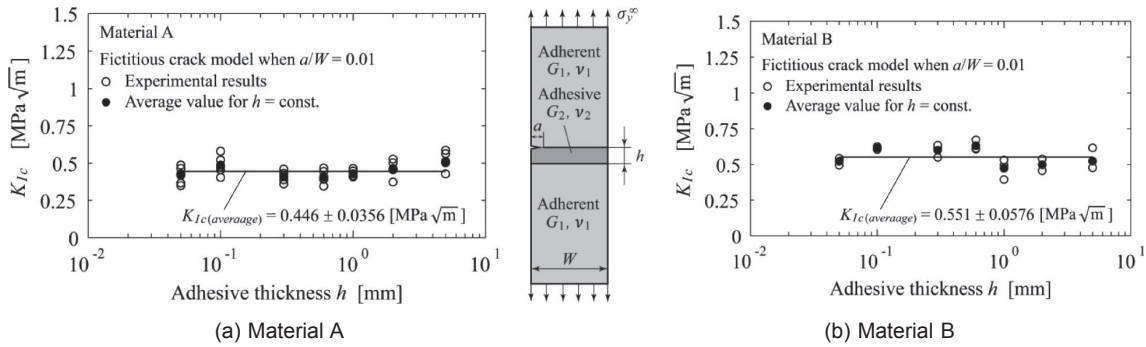


Fig. 4 Relationship between K_{Ic} and h for Materials A and B assuming fictitious crack model when $a/W = 0.01$

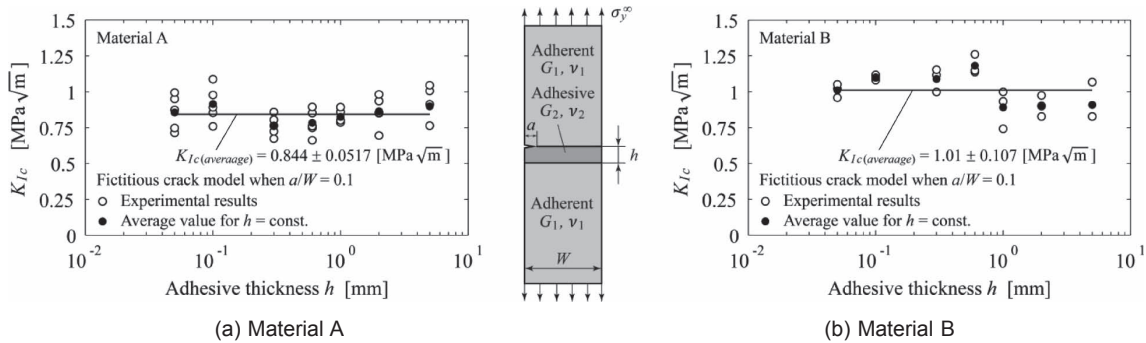


Fig. 5 Relationship between K_{Ic} and h for Materials A and B assuming fictitious crack model when $a/W = 0.1$

5. 仮想き裂寸法と接着強度の関係について

前章では、仮想き裂寸法としてかなり大きな $a/W = 0.1$ でも接着強度が比較的精度良く評価できることが示された。本章では、応力拡大係数の解析結果から仮想き裂の有用な範囲を考察する。Table 5 および Fig. 6 に無次元化応力拡大係数とき裂長さ a/W の関係を示す。これより、 $a/W \rightarrow 0$ で $F_I \rightarrow \infty$ となることがわかる。これはき裂がない接合端部に応力特異性が生じるためであり、さきの論文¹⁹⁾で示したように、次式の C_I で整理すると便利である。

$$C_I = F_I \left(\frac{a}{W} \right)^{1-\lambda} \quad (8)$$

Table 5 および Fig. 7 に求めた C_I をそれぞれのき裂長さについてまとめた。板幅 W に比べてき裂長さ a が十分小さければ、 C_I はほぼ一定の値となる。このとき、応力拡大係数 K_I は次式のように表される。

$$K_I = F_I \sigma \sqrt{\pi a} = C_I \left(\frac{W}{a} \right)^{1-\lambda} \sigma \sqrt{\pi a} \\ = \frac{C_I}{F_I} \frac{F_I W^{1-\lambda} \sigma}{a^{1-\lambda}} \sqrt{\pi a} = \frac{C_I}{F_I} \frac{K_{\sigma c}}{a^{1-\lambda}} \sqrt{\pi a} \quad (9)$$

式 (9) において C_I/F_I が一定の値をとるならば、 K_I はき裂がないと仮定した場合のき裂先端位置での応力に支配される。これは、十分に短い縁界面き裂の K_I は界面端部の特異応力場によって支配されることを意味する。なお、接着層が薄く、 h/W が著しく小さい場合においても、上下の界

面端部の干渉によって小さくなる $K_{\sigma c}$ の支配域に応じて a/W を小さくすることで、同様なことが言える。接着強度 σ_c は、 $K_{\sigma c}$ および K_{Ic} を用いると次式のように表される。

$$\sigma_c = \frac{K_{\sigma c}}{F_I W^{1-\lambda}} = \frac{K_{Ic}}{F_I \sqrt{\pi a}} = \left(\frac{a}{W} \right)^{1-\lambda} \frac{K_{Ic}}{C_I \sqrt{\pi a}} \quad (10)$$

K_{Ic} は、式 (10) より次式のように $K_{\sigma c}$ と関係づけられる。

$$K_{Ic} = \frac{C_I \sqrt{\pi a}}{F_I a^{1-\lambda}} K_{\sigma c} = \frac{C_I^*}{a^{0.5-\lambda}} K_{\sigma c} = C_I^* K_{\sigma c} a^{\lambda-0.5}, C_I^* = \sqrt{\pi} \frac{C_I}{F_I} \quad (11)$$

Fig. 8 に仮想き裂モデルを仮定して求めた K_{Ic} とき裂長さ a の関係を示す。同じ接着強度 σ_c を表現するため、仮想き裂長さ a が増加すると見かけの K_{Ic} も増加する。き裂長さ $a/W \leq 0.01$ のとき ($W = 12.7 \text{ mm}$)、例えば Material A で、 $\lambda = 0.685$ で $\lambda - 0.5 = 0.185$ より、 $K_{Ic} = C_I^* K_{\sigma c} a^{0.185}$ が成立する。 $C_I^* = \sqrt{\pi} C_I/F_I$ であるので、もし C_I/F_I がき裂寸法に依らず一定の値をとるならば、 $K_{Ic} \propto a^{0.5-\lambda} K_{\sigma c}$ が成立する。よって、このときには特異応力場の強さ $K_{\sigma c} = \text{一定}$ で接着強度 σ_c を評価することと、みかけの破壊じん性値 $K_{Ic} = \text{一定}$ で接着強度 σ_c を評価することは等価であるとみなせる。

そこで、Fig. 9 に C_I/F_I と h/W との関係を示す。き裂長さが小さくなるにつれて、 C_I/F_I はどの接着層厚さにおいても一定の値に収束する傾向がみられる。次に、Fig. 10 に C_I/F_I と a/W との関係を示す。接着層厚さが大きい場合には C_I/F_I は比較的早く一定の値に収束する傾向がみられる。Fig. 9, 10 などから接着層が極端に薄い場合を除き、仮想

Table 5. F_I and C_I values in Fig. 1(c)

(a) Material A

a/W	$h/W = 0.0472$		$h/W = 0.0787$		$h/W = 0.1$		$h/W = 0.157$		$h/W = 0.394$		$h/W = 0.5$		$h/W \geq 1$	
	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I
0.0001	3.640	0.2000	4.341	0.2386	4.729	0.2599	5.611	0.3083	8.155	0.4482	8.838	0.4857	9.838	0.5406
0.001	1.724	0.1957	2.073	0.2353	2.265	0.2571	2.699	0.3063	3.938	0.4470	4.269	0.4845	4.753	0.5394
0.002	1.363	0.1925	1.648	0.2327	1.804	0.2547	2.156	0.3044	3.159	0.4460	3.426	0.4838	3.818	0.5391
0.005	0.9932	0.1872	1.205	0.2271	1.323	0.2493	1.596	0.3008	2.355	0.4437	2.559	0.4821	2.861	0.5391
0.01	0.7897	0.1851	0.9520	0.2232	1.048	0.2457	1.262	0.2958	1.880	0.4406	2.054	0.4816	2.309	0.5413
0.05	0.5301	0.2063	0.6251	0.2433	0.6764	0.2633	0.8000	0.3114	1.170	0.4554	1.279	0.4979	1.489	0.5718
0.1	0.4780	0.2314	0.5792	0.2804	0.6331	0.3065	0.7435	0.3600	1.062	0.5140	1.154	0.5585	1.320	0.6391
0.2	0.5049	0.3041	0.6209	0.3740	0.6856	0.4129	0.8272	0.4982	1.157	0.6968	1.241	0.7477	1.387	0.8354

(b) Material B

a/W	$h/W = 0.0472$		$h/W = 0.0787$		$h/W = 0.1$		$h/W = 0.157$		$h/W = 0.394$		$h/W = 0.5$		$h/W \geq 1$	
	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I	F_I	C_I
0.0001	3.779	0.1877	4.539	0.2254	4.962	0.2464	5.936	0.2948	8.797	0.4369	9.569	0.4752	10.70	0.5314
0.001	1.743	0.1834	2.113	0.2222	2.317	0.2437	2.784	0.2929	4.143	0.4358	4.507	0.4742	5.040	0.5302
0.002	1.365	0.1800	1.665	0.2196	1.830	0.2414	2.207	0.2910	3.298	0.4349	3.591	0.4735	4.018	0.5299
0.005	0.9784	0.1739	1.201	0.2134	1.327	0.2358	1.616	0.2872	2.434	0.4326	2.654	0.4718	2.981	0.5300
0.01	0.7671	0.1709	0.9364	0.2087	1.038	0.2312	1.264	0.2816	1.927	0.4293	2.115	0.4712	2.388	0.5321
0.05	0.5063	0.1907	0.6015	0.2265	0.6543	0.2461	0.7809	0.2941	1.173	0.4418	1.290	0.4856	1.491	0.5616
0.1	0.4545	0.2146	0.5568	0.2628	0.6114	0.2886	0.7234	0.3415	1.057	0.4987	1.154	0.5448	1.330	0.6280
0.2	0.4794	0.2837	0.5974	0.3535	0.6632	0.3924	0.8078	0.4780	1.148	0.6796	1.237	0.7322	1.391	0.8230

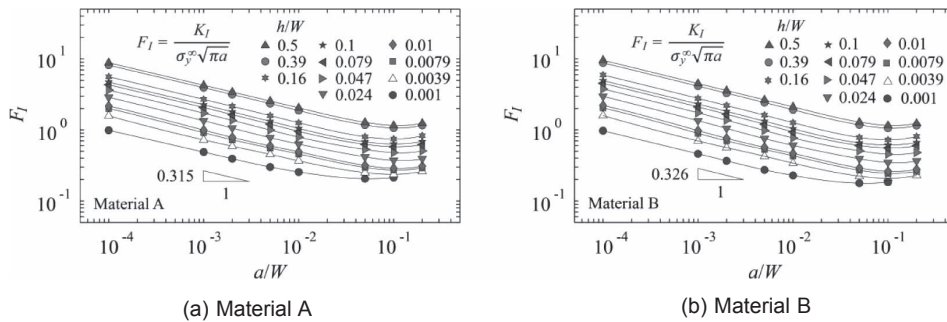


Fig. 6 Relationship between F_I and a/W for Materials A and B

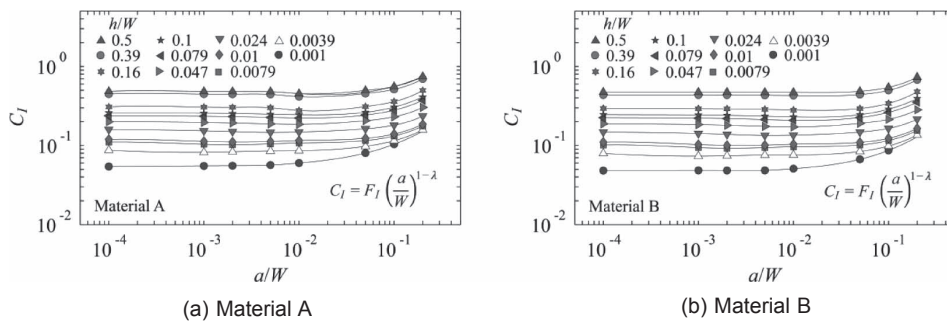


Fig. 7 Relationship between C_I and a/W for Materials A and B

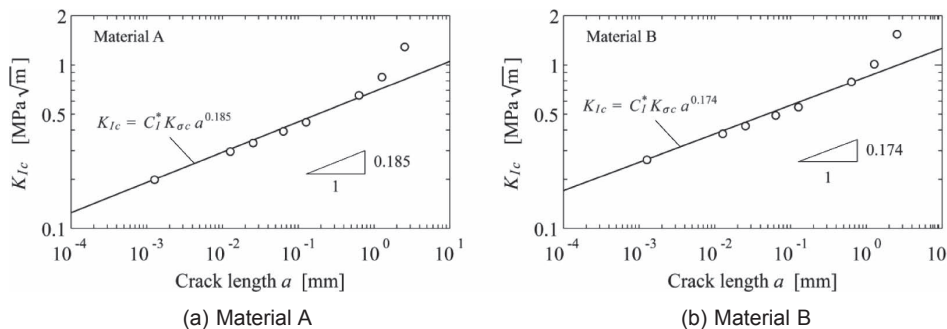


Fig. 8 Relationship between K_{Ic} and a for Materials A and B

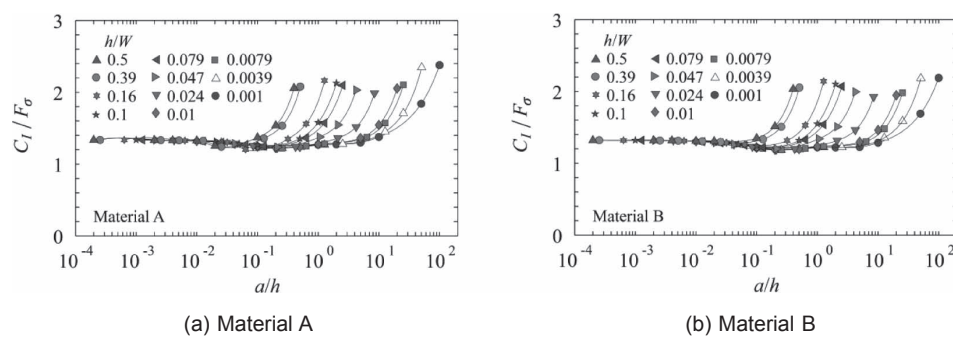


Fig. 9 Relationship between C_1/F_σ and a/h for Materials A and B

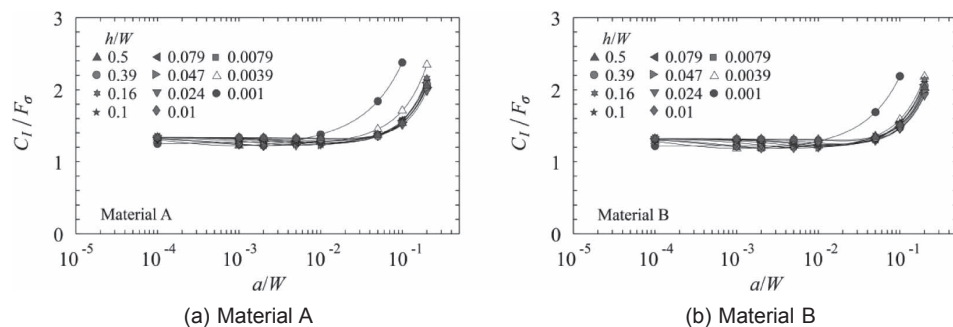


Fig. 10 Relationship between C_1/F_σ and a/W for Materials A and B

Table 6. Results of estimated adhesive tensile strength σ_c

(a) Material A				
h/W	Experimental debonding stress	Perfectly bonded model σ_c [MPa] when $K_{\sigma_c} = 1.04 \text{ MPa m}^{0.315}$ (Error %)	Fictitious crack model	
	σ_c [MPa]		$a/W = 0.01$ σ_c [MPa] when $K_{lc} = 0.446 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (Error %)	$a/W = 0.1$ σ_c [MPa] when $K_{lc} = 0.844 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (Error %)
0.001	—	94.5	74.7	58.5
0.00392	57.2	61.3 (+7.1%)	60.9 (+6.4%)	56.4 (-1.4%)
0.00787	53.3	49.5 (-7.2%)	48.8 (+8.4%)	49.2 (-7.7%)
0.01	—	56.2	43.7	46.0
0.0236	32.5	34.5 (+6.2%)	35.4 (+8.8%)	35.9 (+10.3%)
0.0472	25.9	27.5 (+5.9%)	28.3 (+8.9%)	27.9 (+7.7%)
0.0787	22.6	23.0 (+2.1%)	23.4 (+3.9%)	23.1 (+2.2%)
0.1	—	19.5	21.4	21.3
0.157	18.4	17.8 (-3.0%)	17.7 (-3.8%)	18.0 (-2.3%)
0.394	13.4	12.3 (-8.5%)	11.9 (-11.4%)	12.6 (-6.1%)
0.5	—	11.3	14.5	14.1

(b) Material B				
h/W	Experimental debonding stress	Perfectly bonded model σ_c [MPa] when $K_{\sigma_c} = 1.20 \text{ MPa m}^{0.326}$ (Error %)	Fictitious crack model	
	σ_c [MPa]		$a/W = 0.01$ σ_c [MPa] when $K_{lc} = 0.551 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (Error %)	$a/W = 0.1$ σ_c [MPa] when $K_{lc} = 1.01 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (Error %)
0.001	—	98.3	118.0	84.0
0.00392	76.8	80.6 (+5.0%)	81.2 (+5.8%)	76.9 (+0.1%)
0.00787	71.4	64.2 (-10.1%)	64.1 (-10.3%)	65.7 (-8.1%)
0.01	—	76.4	58.0	61.2
0.0236	49.7	44.5 (-10.3%)	45.7 (-8.0%)	46.1 (-7.1%)
0.0472	41.2	35.1 (-14.7%)	36.0 (-12.6%)	35.2 (-14.4%)
0.079	25.3	29.3 (+15.5%)	29.5 (+16.4%)	28.8 (+13.5%)
0.1	—	23.4	25.9	25.9
0.157	19.7	22.4 (+13.5%)	21.8 (+10.9%)	22.1 (+12.4%)
0.394	13.4	15.1 (+11.0%)	14.3 (+5.4%)	15.2 (+11.4%)
0.5	—	17.4	12.9	14.1

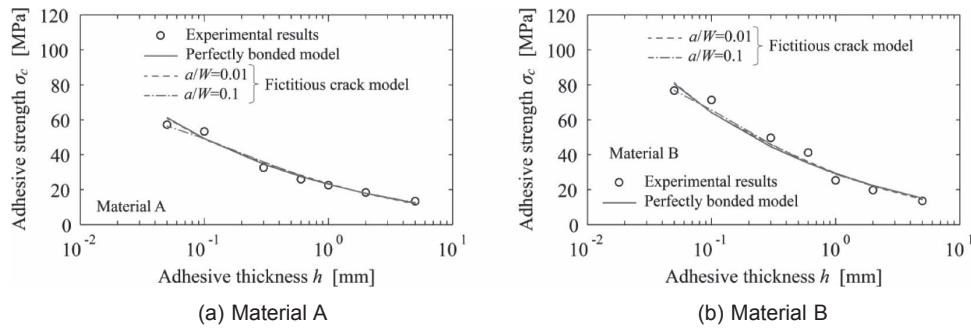


Fig. 11 Relationship between σ_c and h for Materials A and B

き裂長さを $a/W \leq 0.01$ 程度とすれば、接着強度は接着層厚さ h/W の広い範囲で仮定したき裂長さの影響を受けずに推定できることが明らかとなった。

3章で求めた完全接着モデルの平均の特異応力場の強さ $K_{\sigma_c(average)}$ で破壊に至ると仮定し、次式より求めた接着強度 σ_c 、Table 2 の実験結果¹⁵⁾ の平均値との誤差 (%) を Table 6 および Fig. 11 に示す。

$$\sigma_c = \frac{K_{\sigma_c(average)}}{F_\sigma W^{1-\lambda}} \quad (12)$$

また、4章で求めた相対き裂長さ $a/W = 0.01, 0.1$ の仮想き裂モデルの平均のみかけの破壊じん性値 $K_{Ic(average)}$ で破壊に至ると仮定し、次式より求めた接着強度 σ_c 、Table 2 の実験結果¹⁵⁾ の平均値との誤差 (%) を Table 6 および Fig. 11 に示す。

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic(average)}}{F_I \sqrt{\pi a}} \quad (13)$$

Table 6 に示すように接着強度 σ_c と実験結果¹⁵⁾ の誤差は、相対き裂長さ $a/W = 0.01, 0.1$ の仮想き裂モデルでそれぞれ Material A で -11.4% と 10.3% 、Material B で 16.4% と -14.4% 程度であり、いずれの相対き裂長さを用いても完全接着モデルと同程度の精度で接着強度を予測できることがわかる。Material A に比べて Material B の誤差が大きいが、これは Material B の試験片が 3 本と少なく、その影響が実験結果に現れたためであり、サンプル数を増やすことでばらつきはさらに小さくなると考えられる。また、仮想き裂モデルの場合、仮想き裂長さが十分に小さければ、予測結果は完全接着モデルとほとんど一致していることがわかる。

6. 結 言

本研究では、接着接合板が破壊に至る際の特異応力場の強さ K_σ に注目し、過去の研究結果¹⁵⁾ が $K_\sigma = \text{一定}$ の条件で整理できることを検証した。そして、種々の接合界面端部の強度評価を統一的に行う上で便利であることから、き裂のない接合界面端部に微小なき裂を考えた仮想き裂モデルを考えて、その界面き裂の接着強度を応力拡大係数 K_I 一定として整理できることを示した。さらに、どのような寸法の仮想き裂を想定するかについて、さきの研究結果を基に

考察を行った。なお、本論文では接着層を均質な弾性体として評価しており、欠陥や内部ひずみは考慮していない。得られた結果を以下にまとめる。

- (1) 実験で求められた接着強度 σ_c から、完全接着モデルを用いて、それぞれの接着層厚さ h/W における特異応力場の強さ K_{σ_c} を求めて (Fig. 3)、 K_{σ_c} が一定となる結果が得られた。
- (2) 相対長さ $a/W = 0.001 \sim 0.2$ までのき裂を界面に導入した仮想き裂モデルを用いて、それぞれの接着層厚さ h/W におけるみかけの破壊じん性値 K_{Ic} を求め (Fig. 4, 5)、相対き裂長さ $a/W \leq 0.1$ において $K_{Ic} = \text{一定}$ であることがわかった。すなわち、仮想き裂の寸法 $a/W \leq 0.1$ において仮想き裂モデルによって接着接合板の接合強度が予測できることを明らかにした。
- (3) 仮想き裂が十分に短い $a/W \leq 0.01$ では K_{σ_c} と K_{Ic} との間には $K_{Ic} \propto a^{0.5-\lambda} K_{\sigma_c}$ が成立することが明らかとなった。このときには $K_{\sigma_c} = \text{一定}$ で接着強度 σ_c を評価することと、 $K_{Ic} = \text{一定}$ で接着強度 σ_c を評価することは等価であるとみなせる (Fig. 8, 10)。

以上、本論文では、接着層の幾何学的形状寸法に起因する力学的厳しさの観点から、接着強度を簡便に精度よく評価できることを示した。なお、考察に用いた Suzuki の実験¹⁵⁾ において接着層に欠陥が生じにくいように工夫され、接合後の養生にも長時間をかけて雰囲気条件も一定に保つなどの配慮がなされている。したがって、他の接着強度を考察する場合には接着層内の欠陥やひずみなどへの考慮が必要となる場合も考えられる。この点については、今後の課題としたい。また、本論文の考察は、接着接合板の問題に限定されているので、Fig. 2 に示すような種々の接合界面の評価に対してどのような仮想き裂寸法が有効か別途検討する必要がある。

謝 辞

本研究の遂行において、解析および数値的検討ならびに論文の推敲にご協力いただいた九州工業大学大学院 蘭 欣氏、道中健吾氏、王 国輝氏に深謝する。

(2013.6.7- 受理)

文 献

- 1) 結城良治, 石川晴雄, 岸本喜久雄, 許 金泉: “界面の力学,” 培風館, 1993
- 2) 日比野靖: “被着材の種類, 被着面の表面処理および被膜厚さが合着用セメントの接着強さに及ぼす影響,” 歯科材料・器械, Vol. **9**, No. 6, pp. 786–805, 1990
- 3) 朝田文郷, 新谷明喜, 横塚繁雄: “接着強さに及ぼす歯科用接着剤被膜厚さの影響,” 接着歯学, Vol. **8**, pp. 201–226, 1990
- 4) 遠山佳之, 新谷明喜, 横塚繁雄: “歯科用接着剤の接着強さに及ぼす放置時間, 放置温度および被膜厚さの影響,” 接着歯学, Vol. **10**, pp. 35–64, 1992
- 5) 香川文宗, 山田純嗣, 鈴木敏光, 久光 久, 和久本貞雄: “レジンセメントの被膜厚さと合着力との関係について,” 日本歯科保存学雑誌, Vol. **33**, No. 4, pp. 926–932, 1990
- 6) 香川文宗, 山田純嗣, 鈴木敏光, 久光 久, 和久本貞雄: “レジンセメントの被膜厚さと合着力との関係について, 一サーマルサイクルによる影響一,” 日本歯科保存学雑誌, Vol. **34**, No. 2, pp. 392–398, 1991
- 7) 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. 7–12, 2003
- 8) 澁谷忠弘: “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 (信頼性解析技術基礎講座第1回),” 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) K. Ikegami, M. Kajiyama, S. Kamiko, and E. Shiratori: “Experimental Studies of the Strength of an Adhesive Joint in a State of Combined Stress,” The Journal of Adhesion, Vol. **10**, No. 1, pp. 25–38, 1979
- 12) 大和達実, 白浜升章, 原 悟: “塩化ゴム接着剤の膜の厚さの影響,” 日本ゴム協会誌, Vol. **30**, No. 11, pp. 842–847, 1957
- 13) 大窪和也, 藤井 透, 八木克洋: “重ね合わせ接着継手の引っ張りせん断強度と接着剤層中の残留応力,” 機械材料・材料加工技術講演会講演論文集, pp. 215–216, 2000
- 14) 横山 隆, 中井賢治, 池田知也: “接着突合わせ継手の引張強度に及ぼす試験片形状の影響,” 日本機械学会年次大会講演論文集, pp. 861–862, 2006
- 15) 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
- 16) 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
- 17) 張 玉, 高石謙太郎, 野田尚昭, 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
- 18) 野田尚昭, 張 玉, 高石謙太郎, 蘭 欣: “任意の材料組合せに対する界面き裂の応力拡大係数 (き裂の相対長さの影響),” 材料, Vol. **59**, No. 12, pp. 900–907, 2010
- 19) 野田尚昭, 蘭 欣, 道中健吾, 張 玉, 小田和広: “任意の材料組合せを考慮した縁界面き裂を有する接合半無限板の応力拡大係数,” 日本機械学会論文集 A 編, Vol. **76**, No. 770, pp. 1270–1227, 2010
- 20) 蘭 欣, 道中健吾, 張 玉, 野田尚昭: “任意の材料組合せに対する縁界面き裂を有する接合有限板の引張りにおける応力拡大係数,” 材料, Vol. **60**, No. 8, pp. 748–755, 2011
- 21) 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
- 22) A. R. Akisanya and C. S. Meng: “Initiation of Fracture at the Interface Corner of Bi-material Joints,” Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. **51**, pp. 27–46, 2003
- 23) 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
- 24) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 金子友義, 久田秀夫: “インプラント型ねじり試験による溶射部材の界面強度の評価試験方法の提案と一考察,” 溶接学会論文集, Vol. **9**, No. 4, pp. 97–103, 1991
- 25) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 上脇 悟: “異材継手の界面強度に関する基礎的研究,” 溶接学会論文集, Vol. **10**, No. 2, pp. 83–88, 1992
- 26) 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
- 27) 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
- 28) 井上幸彦: “接着の力学,” 高分子, Vol. **5**, No. 12, pp. 583–587, 1956
- 29) 陳 玳珩, 西谷弘信: “接着異材角部の特異応力場について,” 日本機械学会論文集 A 編, Vol. **57**, No. 542, pp. 2509–2515, 1991



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。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。13年大連理工大學招へい教授。



李 戎 (り ろん)

2013年河南科技大学応用力学専攻博士前期課程修了。12年九州工業大学大学院工学府機械知能工学専攻，特別研究学生。板殻の理論，接着継手の強度評価に関する研究に従事。



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，接着接合部材の強度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年九州職業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)。



内木場卓巳 (うちこば たくみ)

2012年九州工業大学工学部機械知能学工科卒業。現在，同大学大学院工学府機械知能工学専攻修士課程在学中。接着継手の強度評価に関する研究に従事。



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。現在，高強度ボルト締結体の開発に関する研究等に従事。