

界面縁き裂法による種々の接着継手の統一的な強度評価について†

小田 和広* 井手 一希** 野田 尚昭***

Unified Adhesive Strength Evaluation for Various Geometries and Loading Conditions using the Edge Interface Crack Method

by

Kazuhiro ODA*, Kazuki IDE** and Nao-Aki NODA ***

In adhesive joints, debonding usually starts from the interface edge due to the singular stress field at the edge. This is the reason why adhesive strength can be expressed as a constant ISSF (Intensity of Singular Stress Field). However, since the singular stress field and the singularity index vary depending on the local edge geometry at the interface end, the ISSF method cannot be applied to such different local geometries directly. In this study, therefore, a fictitious edge interface crack is assumed at the interface end to evaluate the adhesive strength for different local geometries. In this paper, first, the general expression of the SIF (Stress Intensity Factor) of an edge interface crack useful for butt joint are shown. Next, this edge interface crack method is applied to evaluate the adhesive strength of the lap joints when the local geometries at the interface end are different. The results show that the critical SIFs K_{1c} are almost constant for all local lap edge geometries. Finally, based on the lots of previous experimental results, the critical values of K_{1c} are compared for butt and lap joints. Then, it is found that the average strength of lap joints obtained by the edge interface crack method is about five times larger than that of butt joints. In this way, the edge interface crack method is shown to be useful for effectively evaluating the adhesive strength with various geometries and loading.

Key words:

Adhesive strength, Butt joint, Lap joint, Singularity index, Stress intensity factor, Edge interface crack

1 緒 言

近年、自動車産業や造船業、航空機宇宙など工業の多くの分野で接着接合法が使用されている。小型化や軽量化、厳しい環境における耐久性・信頼性などの要求を満たすため、電子部品などの開発には新しい素材や異種材料接合構造が積極的に導入されている。そのため、接着接合材の高強度化は重要な課題となっている。接着継手の強度測定には、各種試験法が JIS (日本産業規格) で定められており、突合せ継手試験や重ね合わせ継手試験がよく利用されている¹⁾。JIS における接着強度は、破断荷重を接着面積で除した平均応力で表示される。しかし、この定義による接着強度は、接着層厚さや接着面積によって変化することが課題となっている。

接着端部角部の特異応力場に関しては Williams²⁾を初めとする多くの研究が行われている。服部ら^{3),4)}は、特異性指数 λ と特異応力場の強さ Intensity of Singular Stress Field (以下 ISSF と略記) の 2 つのパラメータを用いて異なる端部形状のはく離強度評価に成功した。著者らも、接着端部の特異応力場に注目し、突合せ継手や重ね合わせ継手の破断条件を検討し、多くの接着強度は、ISSF 一定で表される⁵⁾⁻⁸⁾ことを示した。このように試験片と実物の特異性指数と特異応力場の強さ (ISSF) が同一であるとき、

ISSF による強度評価は極めて有用である。しかし接着端部形状が異なると特異応力場も異なるので、ISSF 法をそのまま適用することはできない。もし、接着界面端部に「仮想的な界面縁き裂」を考えることで、異なる特異応力場でも接着強度を統一的な考え方で評価することができれば、このような破壊力学的アプローチはさらに有用となる^{7),8)}。

なお「仮想 (き裂)」という用語はエネルギー解放率の計算に微小き裂進展を仮定して用いられることが多いが⁹⁾、本論文での意味はそれとは異なる。先の研究では、接着界面に 0.1mm や数 mm 程度のき裂を想定した議論^{3),4)}も行われているが、この寸法のき裂の応力拡大係数 (以下 SIF と略記) は、き裂が無いときの ISSF が反映されないので本論文の議論とは異なる。また、接着層間に仮想的に 10mm 以上の大きなき裂を配置し接着継手の強度を評価する方法も広く行われている^{10), 11)}、この方法では、接着層が薄くなると破壊靱性が小さくなり、接着層が薄いほど強度が高いという接着継手の実験結果と矛盾する。

本研究で提案する界面縁き裂 (後述するようにき裂寸法は接着層厚さの 1%以下) は、その SIF がき裂の無い界面端部の ISSF と一対一に対応するもので、たとえば接着層厚さに対して変化する突合せ継手の接着強度は、界面

† 原稿受理 令和6年10月17日 Received Oct. 17, 2024

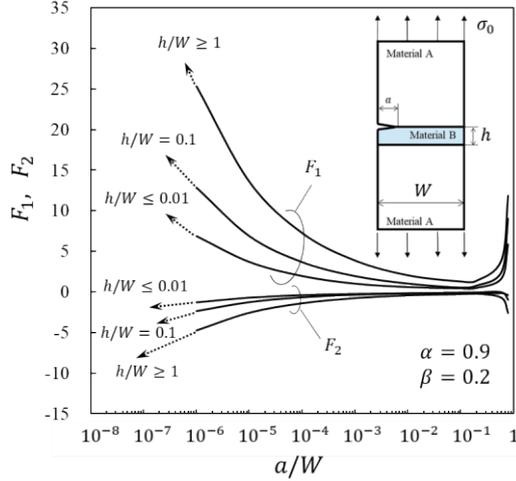
©2025 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 大分大学 理工学部 〒870-1192 大分市旦野原
Faculty of Science and Technology, Oita University, Dannoharu, Oita 870-1192.

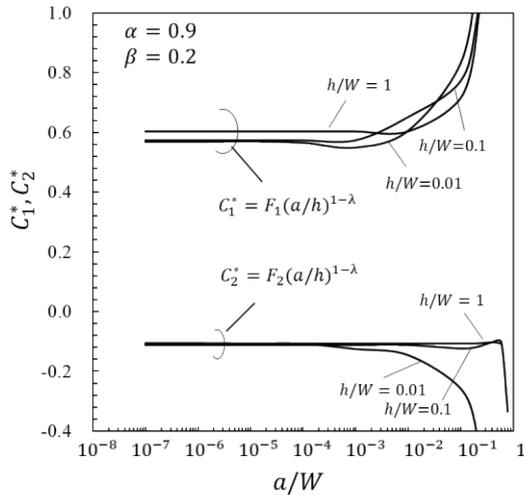
** 大分大学大学院 工学研究科 〒870-1192 大分市旦野原
Graduate School of Engineering, Oita University, Dannoharu, Oita 870-1192.

*** 正 会 員 九州工業大学 工学研究院 〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町
Department of Mechanical Engineering, Kyushu Institute of Technology, Tobata, Kitakyushu 804-8550.

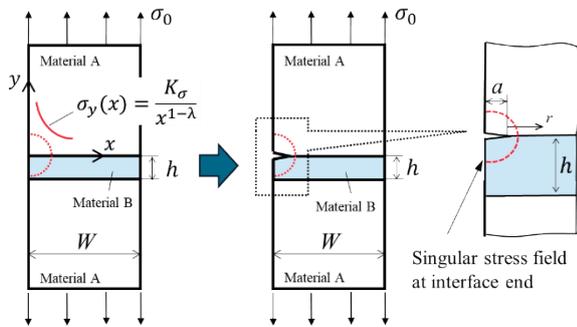
縁き裂の K_{Ic} 一定で表現できる⁷⁾。このような「界面縁き裂法」では、界面端部の特異性指数が異なる場合でも、その SIF の単位は同じとなるため、直接的な比較が可能である。また、 K_1, K_2 の大小から破壊に対してはく離かせん断のどちらが支配的かの区別も容易である。



(a) Relation between dimensionless stress intensity factors F_1, F_2 and crack length a/W when $\alpha=0.9$ and $\beta=0.2$ [$K_1 + iK_2 = (F_1 + iF_2)\sigma_0\sqrt{\pi a}(1 + 2i\varepsilon)$].



(b) $C_1^* = F_1 \cdot (a/h)^{1-\lambda}$ and $C_2^* = F_2 \cdot (a/h)^{1-\lambda}$ are constant for $a/h \leq 0.01$.



(c) The SIF of edge interface crack is controlled by the ISSF without crack for $a/h \leq 0.01$.

Fig.1 Illustration of edge interface crack method for adhesive strength using crack length $a/h \leq 0.01$ so as to produce double singular stress fields at the crack tip.

界面縁き裂そのものに関して、材料や寸法を変えて多くの有用な研究がなされており、基本的問題に関しては、任意の材料に対する解がき裂の全範囲に対して与えられるようになった¹²⁾⁻¹⁶⁾。Fig.1 は突合せ継手に界面縁き裂がある場合の無次元化応力拡大係数 F_1, F_2 (式(1)参照)と相対き裂長さ a/W の関係を示した例であり、材料組合せ $(\alpha, \beta)=(0.9, 0.2)$ は金属を樹脂で接着する場合に相当している。Fig.1(a)で $a/W \rightarrow 0$ の極限では $F_1 \rightarrow \infty, |F_2| \rightarrow \infty$ となる。すなわち、小さいき裂に対して通常の無次元表示である F_1, F_2 を使用することは難しい。そこで本論文では、まず、適切な界面縁き裂寸法の影響を考察する。次に、これまでの多くの実験結果¹⁷⁾⁻²⁵⁾を参考にして、様々な端部形状を有する接着継手の強度が、継手の種類に依らず界面縁き裂法により統一的な考え方で評価できることを示す。

2 界面縁き裂法における適切なき裂寸法について

本章では、Fig.1に示す架空の小さな界面縁き裂には、き裂が無い場合のISSFを反映する二重特異応力場があることを利用して、強度評価に用いるき裂寸法とそのSIFを示す。Fig.1の界面き裂のSIFは次式で定義される。

$$\sigma_y(r) + i\tau_{xy}(r) = \frac{K_1 + iK_2}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{r}{2a}\right)^{i\varepsilon}, \quad (1)$$

$$K_1 + iK_2 = (F_1 + iF_2)\sigma_0\sqrt{\pi a}(1 + 2i\varepsilon).$$

ここで、 $\sigma_y(r), \tau_{xy}(r)$ は、き裂先端からの距離 r での界面の応力であり、 K_1, K_2 は界面縁き裂のSIF、 ε は振動特異性指数 (式(2))である。界面き裂では、純粋な対称変形や逆対称変形は存在せず常に混合モードとなる。均質材のき裂のようにモードによって分離できないため、 K_I, K_{II} ではなく、 K_1, K_2 と表記している。式(2)で (α, β) は、材料組合せを表すDundursパラメータ、 G_j, ν_j はせん断弾性係数およびポアソン比であり、下添字 $j = A, B$ は材料A, Bを表す。

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

$$\alpha = \frac{G_A(\kappa_B + 1) - G_B(\kappa_A + 1)}{G_A(\kappa_B + 1) + G_B(\kappa_A + 1)}, \quad (2)$$

$$\beta = \frac{G_A(\kappa_B - 1) - G_B(\kappa_A - 1)}{G_A(\kappa_B + 1) + G_B(\kappa_A + 1)}$$

異種接合材では、き裂の無い場合でも界面端部に特異応力が生じ、それは式(3)で表される。ここで、 $\sigma_y(x)$ はき裂の無いときの界面端からの距離 x における応力、 K_σ は特異応力場の強さISSF、 λ は特異性指数、 h は接着層厚さ、および σ_0 は遠方応力である。 F_σ^* はISSFの無次元値である。

$$\sigma_y(x) = \frac{K_\sigma}{x^{1-\lambda}}, \quad K_\sigma = F_\sigma^* \sigma_0 h^{1-\lambda} \quad (3)$$

き裂が無いときの特異応力場(3)は、金属/樹脂の組み合わせに限定されず、実用上ほぼすべての突合せ継手で

生じる。これがFig.1(a)で $a/W \rightarrow 0$ で $F_1, |F_2| \rightarrow \infty$ となる原因である。

Fig.1の突合せ継手の界面き裂の F_1, F_2 は、き裂長さ a/W と接着層厚さ h/W の関数となる。Fig.1(b)のように、無次元化応力拡大係数を $C_1^* = F_1(a/h)^{1-\lambda}$, $C_2^* = F_2(a/h)^{1-\lambda}$ と表現すると、 $a/W \leq 10^{-4}$, $h/W \leq 0.01$ では、 C_1^*, C_2^* は一定値(定数)となる^{15),16)}。通常の突合せ継手では $h/W \leq 0.01$ を満足することが多いので、 $a/h \leq 0.01$ のみ満足すれば C_1^*, C_2^* は定数となる。このように、 $F_1 = C_1^*/(a/h)^{1-\lambda}$ などで表現できる領域($a/h \leq 0.01$)では、き裂のSIFが、き裂が無いときのISSFに支配される「二重特異応力場」が存在する状態である。つまり、界面縁き裂の解はそれが無い場合の特異応力場を表現しており、その力学的意味は明確なものである。

著者らは、任意の材料組合せに対する突合せ継手の界面き裂の解析を行い、すべての材料組合せに対する C_1^*, C_2^* を与えている^{15),16)}。金属/樹脂の突合せ継手 ($0.7 \leq \alpha < 1, 0 \leq \beta \leq 0.3$)に対する界面縁き裂のSIFは、次式の C_1^*, C_2^* の近似式から求めることができる¹⁶⁾。

$$F_1 = C_1^*(h/a)^{1-\lambda}, \quad F_2 = C_2^*(h/a)^{1-\lambda} \quad (4)$$

$$C_1^* = 7.5609 - 59.501\beta + 283.54\beta^2 - 304.73\beta^3 + [-26.082 + 236.42\beta - 1105.3\beta^2 + 1303\beta^3]\alpha + [32.28 - 304.94\beta + 1420.1\beta^2 - 1770.3\beta^3]\alpha^2 + [-13.6 + 130.74\beta - 605.55\beta^2 + 781.47\beta^3]\alpha^3 \quad (5a)$$

when $a/h \leq 0.01$ and $h/W \leq 0.01$.

$$C_2^* = -2.1157 + 22.214\beta - 108.65\beta^2 + 201.93\beta^3 + [7.6267 - 83.539\beta + 409.82\beta^2 - 726.91\beta^3]\alpha + [-9.7143 + 104.89\beta - 512.77\beta^2 + 881.29\beta^3]\alpha^2 + [4.1556 - 44.297\beta + 214.45\beta^2 - 359.27\beta^3]\alpha^3 \quad (5b)$$

when $a/h \leq 0.01$ and $h/W \leq 0.01$.

(The errors of C_1^*, C_2^* are less than 2.4% and less than 1% in most cases)

突合せ継手では、接着層厚さ h が小さいほど接着強度 σ_c は大きい。本章で取り扱った界面縁き裂法を適用して、突合せ継手の接着強度が K_{1c} 一定で表されることは文献7), 8)に示されているが、ここでは「二重特異応力場」の説明を新しく追加することで、接着強度評価に対して界面縁き裂のSIFが有用であることを示した。二重特異応力場の成立条件である $a/h \leq 0.01$ を満足する仮想的な界面縁き裂を用いて接着継手の強度評価を統一的な考え方で行う方法を「界面縁き裂法」と呼ぶことにする。

3 界面縁き裂法による重ね合わせ継手の強度評価

界面縁き裂法は突合せ継手で議論されたが^{7),8)}、重ね合わせ継手に対しては未適用であった。そこで、一例として、Fig.2(a), (b)の重ね合わせ継手¹⁷⁾の強度を議論する。

本研究では接着継手の接着端部に仮想的に小さい界面縁き裂を導入し解析する。通常のき裂の解析において、未知問題と基準問題のき裂先端のFEM値(モードIでは σ_y , モードIIでは τ_{xy})に着目して算出する手法は西谷ら²⁰⁾が提案しているが、界面き裂では、純粋な対称変形や逆対称

変形は存在せず常に混合モードとなる。著者らは基準問題に作用させる引張荷重 T とせん断荷重 S の両者を調節して、界面き裂の K_1, K_2 を高精度に求めることに成功している²⁷⁾。この手法によって、二重特異応力場となるような非常に短い界面縁き裂の解析(Fig.1)も可能となった。

本研究では、有限要素法プログラムMSC.Marcを用い、4節点四角形平面ひずみ要素でモデル作成を行ない、き裂先端節点のFEM応力値を求めた。前章では、界面縁き裂の寸法は $a/h \leq 0.01$ とすればよいことを示した。研究対象とするFig.2の重ね合わせ継手では接着層厚さは $h=0.15\text{mm}$ と固定されているので¹⁷⁾、き裂長さは $a = 10^{-4}\text{mm}$ とし、最小要素寸法 $e = 1.0101 \times 10^{-6}\text{mm}$ とする。さらに小さい a を仮定してもよいが、FEMメッシュの作成に労力が必要となる。要素分割はき裂先端から系統的に大きくなるようにしている。

重ね合わせ継手の場合、接着端部形状が突合せ継手と異なるため、2つの特異性指数が生じる。

$$\sigma_y(x) = \frac{K_{\sigma,\lambda_1}}{x^{1-\lambda_1}} + \frac{K_{\sigma,\lambda_2}}{x^{1-\lambda_2}} = \frac{K_{\sigma,\lambda_1}}{x^{1-\lambda_1}}(1 + C_{\sigma}x^{\lambda_2-\lambda_1}),$$

$$\tau_{xy}(x) = \frac{K_{\tau,\lambda_1}}{x^{1-\lambda_1}} + \frac{K_{\tau,\lambda_2}}{x^{1-\lambda_2}} = \frac{K_{\tau,\lambda_1}}{x^{1-\lambda_1}}(1 + C_{\tau}x^{\lambda_2-\lambda_1}), \quad (6)$$

$$C_{\sigma} = \frac{K_{\sigma,\lambda_2}}{K_{\sigma,\lambda_1}} \approx \text{const.}, \quad C_{\tau} = \frac{K_{\tau,\lambda_2}}{K_{\tau,\lambda_1}} \approx \text{const.}$$

式(6)の C_{σ}, C_{τ} は接着部の形状に依らずほぼ一定であり、金属/樹脂の接着継手では $\lambda_2 \cong 1$ であるので、式(6)の第2項の影響は小さく、 $K_{\sigma,\lambda_1}, K_{\tau,\lambda_1}$ で特異場が支配される。

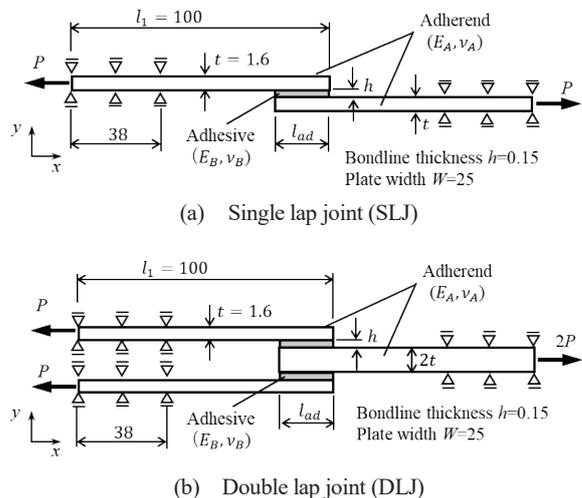


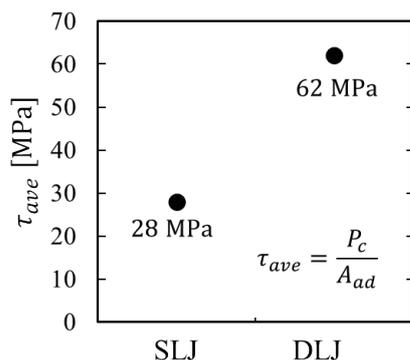
Fig. 2 Adhesive strength of single lap joint (SLJ) and double lap joint (DLJ) (Adherend: S45C, Adhesive: Epoxy) by Ikegami et al.¹⁷⁾

Fig.2に示すように、被着材として、単純重ね合わせ継手には板厚 $t = 1.6\text{mm}$ 、二重重重ね合わせ継手には板厚 $t = 1.6\text{mm}$ および $2t = 3.2\text{mm}$ のS45C板材を用いている。両試験片とも板幅 $W=25\text{mm}$ 、ラップ長さ $l_{ad}=12.5\text{mm}$ 、接着層厚さ $h=0.15\text{mm}$ である。接着剤は一液形エポキシ系接

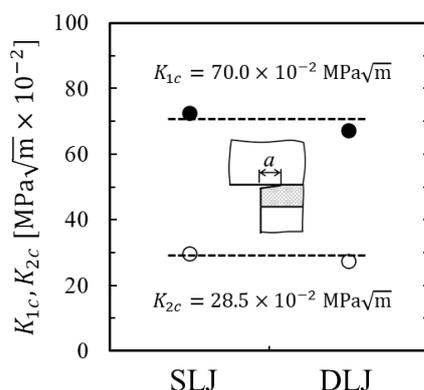
着剤（ゴム未変形タイプ）でゼイ性的性質を示す。硬化条件は、180℃×30分である。Table 1 に被着材と接着剤の材料定数を示す¹⁷⁾。

Table 1 Material properties used in the analysis in Fig. 2.

Material	E (GPa)	ν	α, β	λ_1, λ_2
Adherend S45C	190	0.3	$\alpha=0.9559$	$\lambda_1=0.6889$
Adhesive Epoxy B	4.22	0.319	$\beta=0.2536$	$\lambda_2=0.9998$



(a) Average shear strength of SLJ and DLJ



(b) Critical SIFs of edge interface crack for SLJ and DLJ by the edge interface crack method when the crack length $a = 10^{-4}$ mm

Fig. 3 Adhesive strength of single lap joint (SLJ) and double lap joint (DLJ) in Fig.2 (Adherend: S45C, Adhesive: Epoxy B, $h = 0.15$ mm)

Fig.3(a)に、池上らの実験によって得られた単純重ね合わせ継手 (SLJ) と二重重ね合わせ継手 (DLJ) の破断時の平均せん断応力 τ_{ave} を示す¹⁷⁾。二重重ね合わせ継手の引張せん断強度 τ_{ave} は、単純重ね合わせ継手の強度の2倍程度になっている。このようにSLJがDLJに対して半分以下の強度となる理由は、ISSFの観点で説明されており、重ね合わせ継手試験片における曲げ変形の影響であることが報告されている⁹⁾。Fig.3(b)には、SLJとDLJの端部に界面縁き裂を想定し、破断時のSIFを解析した結果を示す。SLJとDLJで平均せん断強さ τ_{ave} は2倍程度異なる

が、 K_{1c} 、 K_{2c} は5%程度の差で一致する。界面縁き裂の K_{1c} 、 K_{2c} によって、曲げ変形の影響の合理的評価が可能である。

4 界面縁き裂法による端部形状の異なる重ね合わせ継手の強度評価

本章では、端部形状および界面端部特異性指数 λ が異なる重ね合わせ継手の特異応力場の比較を行う。ISSFによる強度評価では、特異性指数が異なると K_{σ} の単位も異なるため、 K_{σ} の値のみで、直接、2つ異なる特異応力場を比較することは難しい。しかし、界面縁き裂を想定すると、き裂長さを等しくしたときの、き裂のSIFを比べれば、異なる特異場を直接比較可能である。本研究では、Fig.4の例を用い、界面縁き裂法による強度比較を行う。

西川ら¹⁸⁾は、端部形状の異なる重ね合わせ継手の引張せん断試験を行い、その破断荷重を測定している。重ね合わせ継手は、Fig.4に示す3種類の継手形状を用いており、モデルSは一般的な単純重ね合わせ継手、モデルCは被着体端部に45°のテーパをつけたBeveled lap継手、モデルRは被着体端部を円弧形(R2)に削ったものである。すべての試験片で板幅 $W = 20$ mmであり、板厚は、モデルS、モデルCでは $t = 5$ mm、モデルRは $t = 3$ mm (接着部では $t = 5$ mm)である。接着層厚さ $h = 0.2$ mmと固定し、ラップ長さ l_{ad} を変化させている。チャック部までの長さ L は、 $l_{ad} \leq 50$ mmでは $L = 100$ mm、 $l_{ad} > 50$ mmでは $L = 150$ mmである。

継手に用いた被着体はSPHC (熱間圧延軟鋼板)、接着剤はAraldite AV138/HV998 (エポキシ系)、接着剤の硬化は70℃、1 hrである。引張試験では、測定温度25℃、引張速度は5 mm/minである。Table 2に、継手の材料定数およびDundursの複合パラメータ α 、 β の値を示す¹⁸⁾。

Table 2 Material properties used in the analysis in Fig. 4.

	E (GPa)	ν	α	β
Adherend	206	0.3	0.9613	0.2208
Adhesive	3.92	0.35		

Fig.5に実験により得られた破断荷重 $P = P_c^{exp}$ とラップ長さ l_{ad} の関係を示す¹⁸⁾。記号□印はモデルS、△印はモデルC、○印はモデルRの結果を表す。Fig.5より、破断荷重 P_c^{exp} は、ラップ長さ $l_{ad} \leq 20$ mmでは、どのモデルも同程度の破断荷重である。一方、ラップ長さ $l_{ad} \geq 30$ mmでは、モデルSとモデルCはほぼ同じ強度であり、モデルRは他の2つに比べてかなり強度が高いことがわかる。Fig.5の破線については、破断荷重の予測値であり、本章の最後で説明する。

重ね合わせ継手の接着強度は、式(6)の界面端部の特異応力場の強さ (ISSF) $K_{\sigma, \lambda 1} = K_{\sigma c}$ 一定で表現できる^{9), 8)}。Fig.6に、重ね合わせ継手モデルSとモデルRのISSF $K_{\sigma c}$ を示す。モデルSとモデルCの結果はほぼ同じなのでモデルCの表示を省略する。両モデルとも、ラップ長さ $l_{ad} \geq 40$ mmで $K_{\sigma c}$ 一定となることが確認できる、しかし、両モ

デルの平均の $K_{\sigma c}$ は、モデル S が $K_{\sigma c}^{ave} = 3.89 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.328}$, モデル R は $K_{\sigma c}^{ave} = 5.69 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.299}$ と差があることがわかる。モデル S とモデル R では、特異性指数が $\lambda=0.6719$ (モデル S), 0.7006 (モデル R) と異なるため、両モデルの破断時の特異応力場を ISSF の値から直接比較することは難しい。

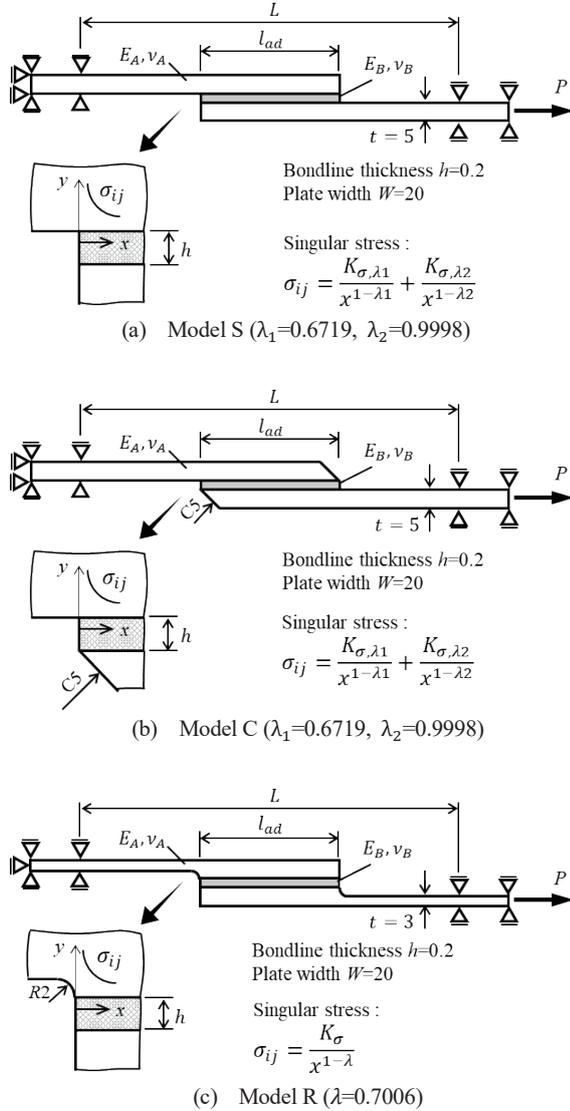


Fig. 4 Three types of single lap joints (SLJ) used by Nishikawa and Haraga¹⁸⁾ ($L=100\text{mm}$ when $l_{ad} \leq 50 \text{ mm}$ and $L=150\text{mm}$ when $l_{ad} > 50\text{mm}$).

特異性指数が異なる場合でも同じ材料組み合わせに対して、それらの強度に何らかの共通点や関係があるものと考えられる。Fig.7 は応力分布を考察したもので、 $\sigma_{yc}(x)$, $\tau_{xyc}(x)$ は、き裂が無いモデル S (実線) とモデル R (破線) の破断時 ($P = P_c^{exp}$) の界面応力である。Fig.7 で x は界面端部からの距離 (Fig.4) であり、モデル S では応力 $\propto 1/x^{1-0.6719}$, モデル R では応力 $\propto 1/x^{1-0.7006}$ である。よって $x \rightarrow 0$ では必ずモデル S の応力が大となり、両者は異なる。しかし Fig.7 より $10^{-3} \leq x \leq 10^{-1} \text{ mm}$ では、両者の応力分布はよく一致している ($\sigma_{yc}(x)$ の違いは3%程度以内)。先に接着継手の破断後の破面観察で界面端部から

$2 \times 10^{-2} \text{ mm}$ 程度の位置が破壊起点となっており、その位置の応力が重要であることを示した²⁰⁾。Fig.7 の $10^{-3} \leq x \leq 10^{-1} \text{ mm}$ の範囲での応力分布の一致は、この実験結果と

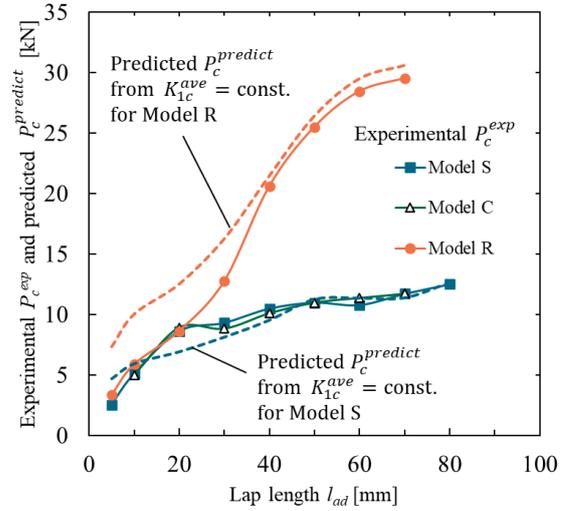


Fig.5 Experimental failure load P_c^{exp} for three types of SLJ and predicted critical loads $P_c^{predict}$ from SIF $K_{1c}^{ave} = 52.7 \times 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ for Model S and Model R.

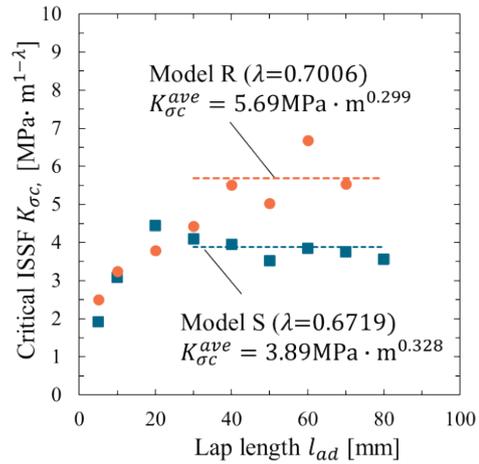


Fig.6 Critical ISSFs $K_{\sigma c}$ when $P = P_c^{exp}$ for SLJs having different singularity index.

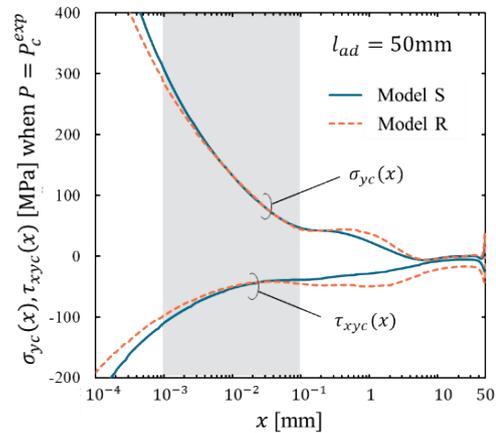


Fig.7 Coincidence of critical singular stresses $\sigma_{yc}(x)$, $\tau_{xyc}(x)$ without crack in the range $10^{-3} \leq x \leq 10^{-1} \text{ mm}$ for Model S and Model R ($l_{ad} = 50\text{mm}$).

対応している。Fig.6 と Fig.7 から、2つの異なる端部形状の継手で、 K_{sc} の数値が異なる場合でも、界面特異応力分布はほとんど等しい場合があることがわかる。そのため、本研究では、界面端部に界面き裂を想定し、その K_1 、 K_2 によって特異応力場を比較する。

Fig.8 に、破断時 $P = P_c^{exp}$ の臨界応力拡大係数 K_{1c} 、 K_{2c} を示す。Fig.8 よりわかるように、ラップ長さが大きい $l_{ad} \geq 40$ mm の範囲で、モデル S, C, R の K_{1c} 、 K_{2c} は、ほぼ一定値となっている。3つのモデルの $l_{ad} \geq 40$ mm における K_{1c} の平均値は $K_{1c}^{ave} = 52.7 \times 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。評価パラメータとして K_{2c} を用いても、 $l_{ad} \geq 40$ mm で3つのモデルの $K_{2c}^{ave} = 19.3 \times 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 一定であり、 K_{1c} と同様な関係が得られる。また、 K_{2c}/K_{1c} の値は、モデル S, モデル C で $K_{2c}/K_{1c} = 0.374$ 、モデル R では $K_{2c}/K_{1c} = 0.348$ であり、ラップ長さに関係なくほぼ同じ値である。これは、 K_{2c}/K_{1c} が端部形状と材料組合せのみで決まるためである。このことから、せん断よりもはく離破壊の方が支配的であることがわかる。

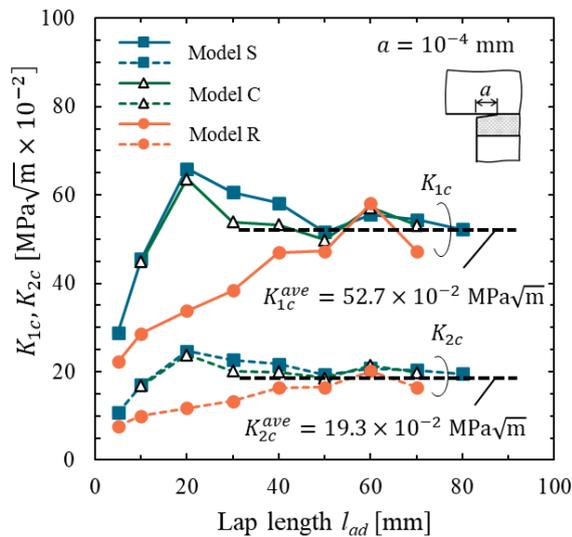


Fig.8 Coincidence of critical SIFs K_{1c} , K_{2c} for three types of SLJ when the edge interface crack length $a = 10^{-4}$ mm.

このように、モデル S, C とモデル R では、破断荷重 P_c^{exp} は2倍以上の差があり、さらに、界面端部特性指数が異なるにもかかわらず、 $l_{ad} \geq 40$ mm では K_{1c} 一定として、3つの継手の評価が可能である。これは、破壊基準として、界面端部の特異応力場に注目し、界面縁き裂法を用いることでのみ得られる結果である。

ラップ長さが小さい範囲では、モデル S, モデル C では K_{1c} は同じであるが、モデル R では異なる。これは破壊の状態が異なるためである。すなわち JIS 規格の重ね合わせ継手では、ラップ長さが $l_{ad} = 12.7$ mm と規定しており、平均せん断応力 $\tau_{ave} = P_c^{exp} / (W \cdot l_{ad})$ を接着強度として表している。ラップ長さが短い範囲では、接着剤が破壊する凝集破壊となるため、破断荷重 P_c^{exp} が小さくなり、接着面積が大きい実際の接着継手への適用は難しい。

以上のことから、界面端部特異場の種類が異なる場合でも、その厳しさの大小を比較するために、界面縁き裂法が極めて有用であることがわかる。

次に、 K_{1c} 一定の破壊条件から、3つの重ね合わせ継手の破断荷重を推測した。Fig.5 に、破断時の臨界応力拡大係数 $K_{1c}^{ave} = 52.7 \times 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ を一定として推定した破断荷重 $P_c^{predict}$ を示す。Fig.5 中の破線が、モデル S とモデル R の破断荷重の推定値 $P_c^{predict}$ である。モデル C の予測値は、モデル S の予測値とほぼ同じであるので省略する。ここでは、Fig.4 の重ね合わせ継手に、界面縁き裂寸法 $a = 10^{-4}$ mm を想定した FEM モデルを作成し、引張荷重 $P = 1$ kN を作用させたときの SIF $K_1^{P=1}$ を比例法により解析し、式(7)により、破断荷重の推定値 $P_c^{predict}$ を求めた。

$$\text{Predicted } P_c^{predict} = \frac{K_{1c}^{ave}}{K_1^{P=1}} = \frac{52.7 \times 10^{-2}}{K_1^{P=1}} \quad (7)$$

Fig.5 より、ラップ長さの全範囲で、式(7)を用いて、モデル S およびモデル R とも P_c の推定値は良好な評価ができることがわかる。とくに、ラップ長さが $l_{ad} \geq 40$ mm (K_{1c}^{ave} 一定)の範囲の破断荷重 $P_c^{predict}$ は、実験結果 P_c^{exp} とよく一定している。ラップ長さが小さい範囲では、モデル S およびモデル R ともに推定値と実験結果の差が増加するが、通常のリペア継手であるモデル S の推定値は、実験値との差が比較的小さい。

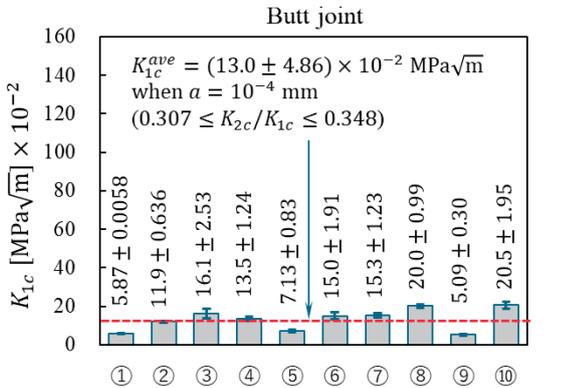
5 界面縁き裂法により求めた突合せ継手と重ね合わせ継手の接着強度の比較

Fig.5 から、接着継手試験片の K_{1c} を把握すれば、破断荷重の推定に利用できる。そこで、本章では、界面縁き裂法を用いて、種々の突合せ継手と重ね合わせ継手の臨界応力拡大係数を調査した。以下の Fig.9, Fig.10 の結果は、突合せ継手と重ね合わせ継手で接着層厚さが $h \geq 0.1$ mm であることを考慮して、界面縁き裂長さを $a = 10^{-4}$ mm と固定し、実験によって得られた破断荷重¹⁷⁾⁻²⁵⁾を用いて、比例法により K_{1c} を求めた。Fig.9, Fig.10 の K_{1c} の値は、接着層厚さやラップ長さなど幅広い接着条件を包含しており、かつ、特異性指数の異なる接着強度を直接比較することが可能である。

Fig.9 に、各種突合せ継手の実験結果から求めた K_{1c} を示す。突合せ継手は、アルミ合金/ポリイミド、鉄鋼/エポキシ樹脂、アルミ合金/エポキシ樹脂、黄銅/はんだの組合せであり、接着剤もぜい性および延性的性質を示すものが含まれる。継手の接着層厚さ h も図中に示す。解析した範囲で $K_{1c} = 5.1 \sim 20.5 \times 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、平均値および標準偏差は $K_{1c}^{ave} = (13.0 \pm 4.86) \times 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。また、臨界 SIF の比は、 $K_{2c}/K_{1c} = 0.307 \sim 0.348$ の狭い範囲である。

Fig.9 の K_{1c} の値から、同じ接着層厚さの2つの異なる突合せ継手の破断強度を比較することが可能である。例えば、Fig.9 の突合せ継手① (polyimide/Al) では、 $K_{1c}^{①} = 5.87 \times 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、接着層厚さ $h = 0.1$ mm での破

断応力は $\sigma_c^{(1)}=28\text{MPa}$ である。突合せ継手②(epoxy A/S35C)では、 $K_{1c}^{(2)} = 11.9 \times 10^{-2} \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、接着層厚さ $h=0.1\text{mm}$ での破断応力は $\sigma_c^{(2)}=53\text{MPa}$ である。それぞれの比は、 $K_{1c}^{(2)}/K_{1c}^{(1)} = 2.03$, $\sigma_c^{(2)}/\sigma_c^{(1)} = 1.89$ であり、突合せ継手②の強度が、突合せ継手①より 2 倍程度大きいことがわかる。 $K_{1c}^{(2)}/K_{1c}^{(1)} = \sigma_c^{(2)}/\sigma_c^{(1)}$ とならないのは、特異性指数の違いから界面の応力分布が若干異なり、それが SIF に影響することが理由である。



- ① Cylindrical BJ¹⁹⁾ (Polyimide/Al), $h=0.1\sim 0.2$
- ② Square prism BJ²⁰⁾ (Epoxy A/S35C), $h=0.05\sim 5.0$
- ③ Square prism BJ²⁰⁾ (Epoxy B/S35C), $h=0.05\sim 5.0$
- ④ Cylindrical BJ¹⁷⁾ (Epoxy B/SS400), $h=0.055\sim 0.3$
- ⑤ Cylindrical BJ²¹⁾ (DP-190/S45C), $h=0.1$
- ⑥ Cylindrical BJ²²⁾ (Epoxy/SUS304), $h=0.2\sim 2.0$
- ⑦ Cylindrical BJ²¹⁾ (Epoxy/Al), $h=0.14\sim 2.0$
- ⑧ Rectangle BJ²³⁾ (F922/Al), $h=0.4\sim 0.6$
- ⑨ Rectangle BJ²⁴⁾ (Epoxy/Al), $h=0.5\sim 3.0$
- ⑩ Rectangle BJ²⁴⁾ (Solder/Brass), $h=0.5\sim 3.0$

Dimension in mm

※Bonded conditions ① in Fig.9 and ① in Fig. 10 are almost the same.

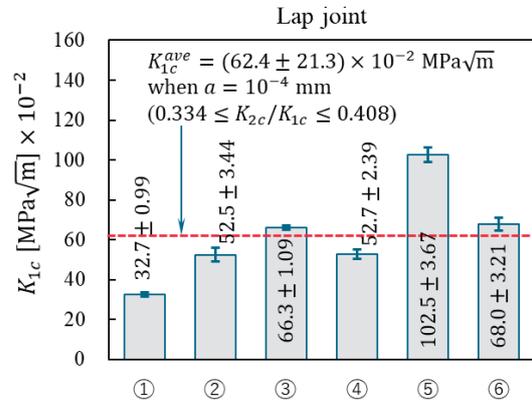
Fig.9 Critical SIFs K_{1c} of various butt joints when the edge interface crack length $a = 10^{-4}\text{mm}$ ($K_{2c}/K_{1c} = 0.307\sim 0.348$).

一方、式(3)の ISSF で接着強度を表す場合、突合せ継手① (polyimide/Al) では、 $K_{\sigma c}^{(1)} = 1.09 \text{MPa}\cdot\text{m}^{0.260}$ であり、突合せ継手② (epoxy A/S35C) では、 $K_{\sigma c}^{(2)} = 1.04 \text{MPa}\cdot\text{m}^{0.315}$ である。ISSF の単位が異なるため、 $K_{\sigma c}^{(1)}$ と $K_{\sigma c}^{(2)}$ の値を直接比較はできないが、数値だけで判断すると、突合せ継手① (polyimide/Al) と突合せ継手② (epoxy A/S35C) は $K_{\sigma c}^{(2)}/K_{\sigma c}^{(1)} = 0.95 \cong 1$ であり、同程度の接着強度であるとの誤解を与える可能性がある。一方、界面縁き裂法による K_{1c} は、き裂長さ単位を一致させているので、このような誤解を与える心配がない。

以上のことから、異なる突合せ継手の接着強度を比較する場合は、Fig.9 に示す界面縁き裂の K_{1c} 値は非常に有効であり、同じ接着層厚さの破断強度 σ_c を比較した場合とほぼ同程度の結果を与える。

Fig.10 に、種々の重ね合わせ継手の K_{1c} を示す。重ね合わせ継手の場合、被着材厚さやラップ長さなどの試験片

寸法が K_{1c} の値に影響する。そのため、文献に記載されているそれぞれの試験片寸法と破断荷重から解析した K_{1c} の平均値および標準偏差を記載している。図中に、接着長さ l_{ad} 、板厚 t 、接着層厚さ h を示す。Fig.10 で、③ DLJ は、Fig.3 で示した二重重ね合わせ継手の結果であり、その他は単純重ね合わせ継手 (SLJ) の結果である。



- ① SLJ¹⁹⁾ (Polyimide/Al), $l_{ad}=12.7$, $t=3$, $h=0.1\sim 0.2$
- ② SLJ¹⁷⁾ (Epoxy B/SS400), $l_{ad}=12.5$, $t=1.6$, $h=0.15$
- ③ DLJ¹⁷⁾ (Epoxy B/S45C), $l_{ad}=12.5$, $t=1.6$, $h=0.15$
- ④ SLJ¹⁸⁾ (Araldite/SPHC), $l_{ad}=5\sim 70$, $t=5$, $h=0.2$
- ⑤ SLJ²¹⁾ (DP-190/SUS304), $l_{ad}=10\sim 30$, $t=2$, $h=0.1$
- ⑥ SLJ²⁵⁾ (FM73film/Al), $l_{ad}=10\sim 50$, $t=7$, $h=0.15\sim 0.9$

Dimension in mm

※Bonded conditions ① in Fig.9 and ① in Fig. 10 are almost the same.

Fig.10 Critical SIFs K_{1c} of various lap joints when the edge interface crack length $a = 10^{-4}\text{mm}$ ($K_{2c}/K_{1c} = 0.334\sim 0.408$).

Fig.10 よりわかるように、調査した範囲での重ね合わせ継手の破断時の臨界 SIF は $K_{1c} = 32.7 \sim 102.5 \times 10^{-2} \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、平均値および標準偏差は $K_{1c}^{ave} = (62.4 \pm 21.3) \times 10^{-2} \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。Fig.9 の突合せ継手の K_{1c}^{ave} の値を比較すると、重ね合わせ継手の方が、 K_{1c}^{ave} 値が 5 倍程度大きいことがわかる。また、臨界 SIF の比は、 $K_{2c}/K_{1c} = 0.334\sim 0.408$ の範囲であり、せん断型の荷重が作用するにもかかわらず、Fig.9 の突合せ継手の K_{2c}/K_{1c} の値と大きい差はなく、 K_{2c} が支配的ではないため、両者の強度は K_{1c} で表示できる。

突合せ継手と重ね合わせ継手では、継手形状や荷重条件が異なるため、これまで定量的な接着強度の比較は困難であった。しかし、本研究のように、界面縁き裂による K_{1c} 、 K_{2c} を用いる手法では、異なる接着層厚さやラップ長さだけでなく、端部形状の異なる接着継手の強度を、統一的な考え方で直接定量的に比較することが可能である。

以上のことから、界面縁き裂法により、異なる特異応力場の接着強度が統一的に評価できることが明らかとなった。本研究で提案する界面縁き裂法は、き裂長さの設定法および力学的意味も明確な手法であり、様々な形状の接着継手に適用可能である。

6 結 言

本研究では、界面端部形状および特異性指数の異なる接着継手に対し、二重特異応力場が成立する架空の小さな界面縁き裂 ($a/h \leq 0.01$) を想定することで、種々の接着継手の強度を統一的な考え方で評価可能である「界面縁き裂法」を提案した。以下に得られた結果を示す。

(1) き裂長さが接着層厚さの 1% 以下の界面縁き裂の応力拡大係数はき裂の無い界面端特異場に支配される (Fig.1)。このような「二重特異応力場」をもつ界面縁き裂は界面端特異応力場を代表しており、接着強度評価に極めて有用である。

(2) 界面端形状と特異性指数の異なる 3 種類の重ね合わせ継手の実験において、界面縁き裂の SIF (K_{1c}) はほぼ一定値となる (Fig.8)。このことから、界面縁き裂の K_{1c} 一定条件より、様々の接着強度を統一的に表現できる。

(3) 種々の材料組合せや形状寸法に対して、界面縁き裂長さ $a = 10^{-4}$ mm を想定すると、突合せ継手の $K_{1c}^{ave} = (13.0 \pm 4.86) \times 10^{-2}$ MPa \sqrt{m} (Fig.9) と表され、重ね合わせ継手の強度は $K_{1c}^{ave} = (62.4 \pm 21.3) \times 10^{-2}$ MPa \sqrt{m} と表される (Fig.10)。両者の強度は 5 倍程度異なる。

(4) 界面縁き裂の臨界 SIF の比 K_{2c}/K_{1c} は、 $K_{2c}/K_{1c} = 0.307 \sim 0.408$ となり、主に金属/樹脂の組合せによって決まる。継手の種類や端部形状寸法に対する依存性は小さいので、様々な接着強度が K_{1c} で統一的に評価できる。

参 考 文 献

- 1) JIS K6848-1994. Testing methods for tensile strength of adhesive bonds. Japan Industrial Standard.
- 2) Murakami Y, ed. Stress intensity factors handbook Vol.3 1992;963-996, The Soc Mater Sci, Japan, and Pergamon Press.
- 3) Hattori T, Sakata S, Hatsuda T, Murakami G. A stress singularity parameters approach for evaluating adhesive strength. Trans JSME 1988;54,499:597-603.
- 3) Hattori T, Nishimura A, Murakami G. A stress singularity parameters approach for evaluating reliability of LSI plastic package. J Soc Mater Sci, Japan 1990;39, 443: 1101-1105.
- 5) Miyazaki T, Noda N-A, Li R, Uchikoba T, Sano Y. Debonding criterion for single lap joints from the intensity of singular stress field. Transactions of The Japan Institute of Electronics Packaging 2013;16, 2:143-151.
- 6) Li R, Noda N-A, Takaki R, Sano Y, Takase Y, Miyazaki T. Most suitable evaluation method for adhesive strength to minimize bend effect in lap joints in terms of the intensity of singular stress field. International Journal of Adhesion and Adhesives 2018;86: 45-58.
- 7) Noda N-A, Miyazaki T, Uchikoba T, Li R, Sano Y, Takase Y. Convenient debonding strength evaluation based on the intensity of singular stress for adhesive joints. Transactions of The Japan Institute of Electronics Packaging 2014;17, 2:132-142.
- 8) Noda N-A, Miyazaki T, Li R, Uchikoba T, Sano Y, Takase Y. Debonding strength evaluation in terms of the intensity of singular stress at the interface corner with and without fictitious crack. International Journal of Adhesion and Adhesives 2015; 61: 46-64.
- 9) Hwang CG, Wawrzyniec PA, Tayebi AK, Ingrassia AR. On the virtual crack extension method for calculation the rates of energy release rate. Engineering Fracture Mechanics 1998; 59, 4: 521-542.

- 10) Kinloch AJ., Shaw SJ, The Fracture Resistance of a Toughened Epoxy Adhesive, The Journal of Adhesion, vol.12 (1981), 59-77.
- 11) Ikeda T, Yamashita A, Miyazaki N. Elastic-plastic analysis of cracks in adhesive joints (Effect of bond thickness on fracture toughness). Trans JSME 1996;62,602:2200-2206.
- 12) Noda N-A, Lan X, Michinaka K, Zhang Y, Oda K. Stress intensity factor of an edge interface crack in a bonded semi-infinite plate. Trans JSME 2010;76A,770:1270-1277.
- 13) Lan X, Michinaka K, Zhang Y, Noda N-A. Stress intensity factor of an edge interface crack in a bonded finite plate under arbitrary material combination subjected to tension. J Soc Mater Sci, Japan 2011;60, 8: 748-755.
- 14) Oda K, Shinmoto T, Noda N-A. Thermal stress intensity factor of an edge interface crack under arbitrary material combination considering double stress fields before and after cracking. Acta Mechanica 2023;234:3037-3059.
- 15) Oda K, Takahata Y, Noda N-A, Tsutsumi N. Effect of adhesive thickness on stress intensity factor for edge interface crack in adhesively-bonded joint. Trans JSME 2015;81,829:15-00145.
- 16) Oda K, Oda H, Takase Y, Noda N-A. Strength analysis due to thermal loading and tensile loading when metals are bonded by heat-curing adhesives. Thermal Science and Engineering Progress, 2024;55:102967.
- 17) Ikegami K, Kyogoku H, Kawagoe H, Sugibayashi T, Nono K, Fujii T, Motoie K, Yoshida S. Benchmark tests for synthetic evaluation of adhesive-joint strength (1st report, experimental results of butt, single-lap, double-lap joints and DCB test). Trans JSME 1997;63A,608:830-837.
- 18) Nishikawa T, Haraga K. Stress-strain analysis by boundary element method and strength test of adhesive bonded joints. Journal of the Adhesion Society of Japan 1986;22: 244-249.
- 19) Naito K, Onta M, Kogo Y. The effect of adhesive thickness on tensile and shear strength of polyimide adhesive. International Journal of Adhesion and Adhesives 2012;36:77-85.
- 20) Suzuki Y. Adhesive tensile strengths of scarf and butt joints of steel plates (3rd report, relation between adhesive layer thicknesses and adhesive strengths of joints). Trans JSME 1987;53A,487:514-522.
- 21) Imanaka M, Haraga K, Nishikawa T. Strength distributions of adhesive bonded butt and lap joints. J Soc Mater Sci, Japan 1993;42, 480:1096-1102.
- 22) Reedy ED, Guess TR. Interface corner failure analysis of joint strength: Effect of adherend stiffness, International Journal of Fracture 1997; 88: 305-3104.
- 23) Qian Z, Akisanya AR. An experimental investigation of failure initiation in bonded joints, Acta Materialia 1998; 46, 14:4895-4904.
- 24) Akisanya AR, Meng CS. Initiation of fracture at the interface corner of bi-material joints, Journal of Mechanical Physics and Solids 2003; 51, 1: 27-46.
- 25) Prak J-H, Choi J-H, Kweon J-H. Evaluating the strengths of thick aluminum-to-aluminum joints with different adhesive lengths and thicknesses. Composite Structures 2010; 92:2226-2235.
- 26) Nisitani H, Kawamura T, Fujisaki W, Fukuda T. Determination of highly accurate values of stress intensity factor or stress concentration factor of plate specimen by FEM. Trans JSME 1999; 65A, 629:26-31.
- 27) Oda K, Kamisugi K, Noda N-A. Analysis of stress intensity factor for interface cracks based on proportional method Trans JSME 2009; 75A, 752:476-482.