

金属と樹脂の界面力学と特異応力場の強さに基づく新しい接着強度評価法*

ISSF Method to Evaluate Adhesive Strength for Metal and Resin

野田 尚昭¹⁾
Nao-Aki Noda

This paper describes a method for evaluating adhesive strength by ISSF. In the current test method, the adhesive strength, which should be determined uniquely, differs depending on the thickness and length of the adhesive layer. Instead, the ISSF evaluation does not depend on these and rationalizes the strength as can be expressed $ISSF = \text{const}$. The results show that a simple two-dimensional analysis is sufficient to analyze the ISSF. The analysis can be performed relatively easily by solving the unknown and the standard problems with the same FEM mesh. The validity of the elastic analysis can be confirmed from the small scale yielding.

KEY WORDS

Materials, Test/Evaluation

Strength Evaluation, Adhesive Joint, Intensity of Singular Stress Field (ISSF) 

1

界面力学の基礎としての異種接合界面における応力ひずみの連続/不連続性

金属を樹脂で接着する接着接合では、用途に合わせて種々の母材(金属)と接着剤(樹脂)の組合せが存在する。図1の角柱突き合わせ継手BJ(Butt Joint)を例とすると、金属と樹脂の場合に限らず、ほとんどの材料組み合わせにおいて、異種材料界面の接合端部で特異応力場(Singular Stress Field)が生じ、その強さによって構造物の接合部に生じる損傷が支配される。すなわち、特異応力場の強さISSF(Intensity of Singular Stress Field)によって接着強度が合理的に表現できる⁽¹⁾。例えば、図1(a)の接着接合板では、図1(b)に示すように、接着層厚さ h が小さくなると接合強度は上昇することが知られている⁽²⁾。これは、接着強度は破壊荷重を接着面積で除した平均応力で表しているためであり、このような図1(b)の接着強度の h 依存性は、これまで明確には説明されていなかった。しかし、それはISSFの観点から以下のように明確に説明できる。

- (1) 二つの接着界面端部、 $x = \pm W/2, y = \pm W/2, z = \pm h/2$ に特異応力場が生じること(図1(a))
- (2) $h \rightarrow 0$ で二つの特異応力場が干渉し、特

異応力場の強さISSFが減少し安全側となること(図1(c))

ISSFの解析には汎用の有限要素法(FEM)を用いればよい。その際に注意することは、接着界面前後の連続量と不連続量を理解しておくことである。図1(a)の突き合わせ継手を例とすれば、接着界面 $z = \pm h/2$ において、 $\sigma_z, \tau_{xz}, \tau_{yz}, \epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy}$ は連続であり、 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \epsilon_z, \gamma_{zx}, \gamma_{yz}$ は不連続となる。例えば、(1) $z = +(h/2)^-$ と(2) $z = +(h/2)^+$ の接着面の前後において、 $\sigma_z, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ は、(1), (2)面の作用・反作用として作用しており、その大きさは等しいので、それらは連続となる。また、 $\epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy}$ は、(1) $z = +(h/2)^-$ と(2) $z = +(h/2)^+$ の両面が接着されており、それらの面内変形が同一となることから連続となる。一方、(1) $z = +(h/2)^-$ 面と(2) $z = +(h/2)^+$ の面では弾性定数が異なるので、両面の変形を同じにするための $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ を調整する必要があるので不連続となる。逆に、 $\epsilon_z, \gamma_{zx}, \gamma_{yz}$ は、同じ $\sigma_z, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ から生じる変形が、異なる材料で弾性定数も異なるため不連続となる。以上は、(3) $z = -(h/2)^-$ の面と(4) $z = -(h/2)^+$ の接着面についても同様である。

以上は真の応力 σ_{Real} と真のひずみ ϵ_{Real} についての説明であるが、有限要素法FEMで解析したFEM応力とFEMひずみ($\sigma_{FEM}, \epsilon_{FEM}$ で表す)では状況が異なる。すなわちFEM応力 σ_{FEM} とFEMひずみ ϵ_{FEM} には数値誤差が含まれるため、接着面直前直後で本来連続となるべき $\sigma_z, \tau_{xz}, \tau_{yz}, \epsilon_x, \epsilon_y, \gamma_{xy}$ が通常不連続となる。注意すべきこと

* 2023年3月6日受付

1) 九州工業大学 名誉教授
(804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1)
E-mail: nao592noda@gmail.com

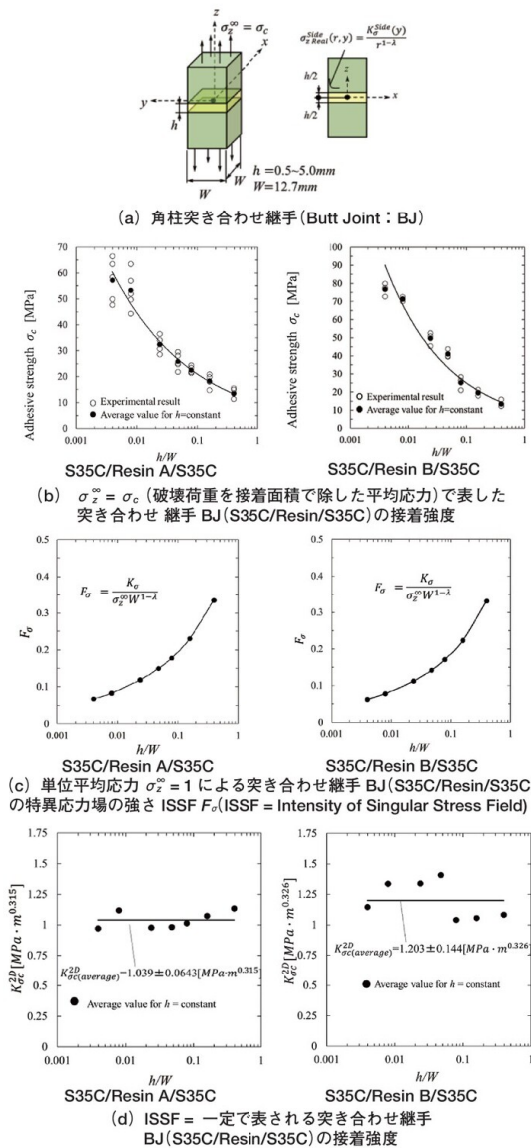


図1 突き合わせ継手 S35C/Resin/S35C の接着強度と特異応力場の強さ ISSF (ISSF = Intensity of Singular Stress Field)

は、FEM 解析で $z = h/2$ 接着界面の応力・ひずみを求める場合、(1) $z = +(h/2)^-$ と (2) $z = +(h/2)^+$ の接着面の前後に両面で得られた結果の平均値が界面で自動的に与えられることが多いことである。よって、一見すると、すべての応力・ひずみ成分が連続であるかのような結果が得られる。このような、界面前後の平均値をとる操作は、連続量については、誤差を小さくする観点からおおむね妥当であるが、不連続量については意味のない操作

であり、かえって誤差を大きくする。

以上をまとめると、FEM 解析を行う際には、真の応力 σ_{Real} と FEM 応力 σ_{FEM} を区別し、FEM 応力 σ_{FEM} から真の応力 σ_{Real} を推測する習慣をつけるのがよい。その第一歩として、異種接合界面の前後の応力とひずみに関して以下を理解しておくとうい。

(1) 異種材接合界面 (図 1 (a) の $z = \pm h/2$) の前後の真の応力 σ_{Real} 真のひずみ ε_{Real} に関して、連続量は $\sigma_z^- = \sigma_z^+$, $\tau_{zx}^- = \tau_{zx}^+$, $\tau_{yz}^- = \tau_{yz}^+$, $\varepsilon_x^- = \varepsilon_x^+$, $\varepsilon_y^- = \varepsilon_y^+$, $\gamma_{xy}^- = \gamma_{xy}^+$ であり、不連続量は $\sigma_x^- \neq \sigma_x^+$, $\sigma_y^- \neq \sigma_y^+$, $\tau_{xy}^- \neq \tau_{xy}^+$, $\varepsilon_z^- \neq \varepsilon_z^+$, $\gamma_{zx}^- \neq \gamma_{zx}^+$, $\gamma_{yz}^- \neq \gamma_{yz}^+$ である。

(2) 異種接合界面の前後の連続量は、FEM 応力 σ_{FEM} , FEM ひずみ ε_{FEM} に関しては、数値誤差によって、本来連続であるものでも、不連続となる。しかし、界面前後の平均をとる操作によって連続になって与えられることが多く、その操作は誤差を小さくする意味ではおおむね妥当である。

(3) 異種接合界面の前後の不連続量は、FEM 応力 σ_{FEM} , FEM ひずみ ε_{FEM} に関しては、界面前後の平均をとる操作によって、連続になって与えられることが多いけれども、その操作は意味のない操作であり、かえって誤差を大きくしてしまう。

以上述べたように、汎用 FEM には真の応力・ひずみが界面で連続か不連続かを識別する能力が無いので注意が必要である。

2 突き合わせ継手の接着強度が接着界面端部の特異応力場の強さ ISSF = 一定で表されること

図 1 (a) に示すような角柱突き合わせ継手の接着剤と被接着材の界面端部 (以下接着界面端部と略記), $x = \pm W/2, y = \pm W/2, z = \pm h/2$ には式 (1) で示されるような特異応力場が生じる。

$$\sigma_{z \text{ Real}}^{\text{Side}}(r, y) \propto \frac{1}{r^{1-\lambda}} \quad (1)$$

(特異性指数 $\lambda < 1$ のとき特異応力場)

ここで、 r は接着界面端部からの距離であり、 λ は、次の特異性の大きさを表す特異性指数で、式 (2) の解として与えられる。式 (2) は、接着剤と被着材がそれぞれ 90° の角度で完全に接着されるとき境界条件より求まり、特性方程式と呼ばれる。式 (2) 中の α, β は、Dundurs の複合パラメータであり、横弾性係数 G とポアソン比 ν によって表される。 α, β のみによって異材接合端部

の特異応力場が一義的に決まる.

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

ここで, $\alpha(\alpha - 2\beta) > 0$ のとき式 (2a) の解が $\lambda < 1$ となり, 式 (1) が特異応力場となる.

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

$$\beta = \frac{G_1(\kappa_2 - 1) - G_2(\kappa_1 - 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) + G_2(\kappa_1 + 1)}, \quad (2b)$$

$$\kappa_j = \begin{cases} \frac{3 - \nu_j}{1 + \nu_j} & (\text{平面応力}) \\ \frac{3 - 4\nu_j}{3 - 4\nu_j} & (\text{平面ひずみ}) \end{cases} \quad j = 1, 2$$

特異応力場の強さ ISSF (Intensity of Singular Stress Field) を記号 $K_\sigma^{Side}(y)$ で表すと, それは真の応力 $\sigma_z^{Side}(r, y)$ から式 (3) で定義される⁽¹⁾⁻⁽¹²⁾.

$$K_\sigma^{Side}(y) = \lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_z^{Side}(r, y)] \quad (3)$$

接合端部は特異応力場であるために, 有限要素法を用いて特異応力場の強さを計算する場合, メッシュサイズに対応した誤差が生じる. σ_{FEM} を有限要素法により求めた応力とすると, $\sigma_{Real} \neq \sigma_{FEM}$ である. すなわち, 接合端部の特異応力場の強さ ISSF (記号 K_σ で表される) は式 (3) で示されるように σ_{Real} からは求まるが, σ_{FEM} からは求まらない.

$$K_\sigma^{Side}(y) \neq \lim_{r \rightarrow 0} [r^{1-\lambda} \times \sigma_z^{Side}_{FEM}(r, y)] \quad (4)$$

そこで, 特異応力場の強さの比 $K_\sigma^{1, Side}(y)/K_\sigma^{2, Side}(y)$ に注目する. ここで, 添え字の 1 は, 今から解こうとする未知問題すなわち図 1 の問題 (問題 1) を意味し, 添え字の 2 は厳密解の知られている基準問題 (問題 2) を意味する. 両者の特異応力場は相似であり, 特異応力場強さの比をとると, FEM 解析の誤差をキャンセルできる. この関係を式 (5) で示す.

$$\frac{K_\sigma^{1, Side}(y)}{K_\sigma^{2, Side}(y)} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sigma_z^{1, Side}(r, y)}{\sigma_z^{2, Side}(r, y)} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sigma_z^{1, Side}_{FEM}(r, y)}{\sigma_z^{2, Side}_{FEM}(r, y)} \quad (5)$$

すなわち, 接合端部の特異応力場の強さ $K_\sigma^{1, Side}(y)$ を FEM 解析で直接求めることは難しいが, 異なる接着層厚さの ISSF の比 $K_\sigma^{1, Side}(y)/K_\sigma^{2, Side}(y)$ は容易に求めることができる. 基準問題とし

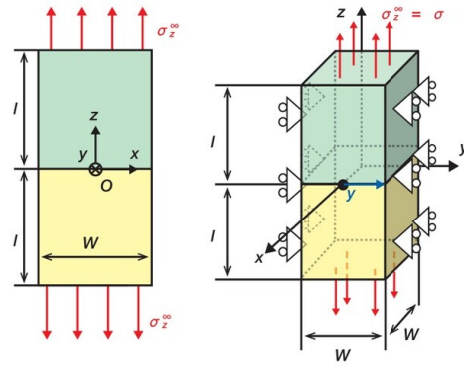


図 2 問題 2 の既知問題として使用する異材接合板 (S35C/Resin) の 2 次元平面ひずみモデル ($\epsilon_y = 0$) と 3 次元モデル (図 1 で $h/W \geq 1$ に相当)

ては図 2 の厳密解が与えられているのでそれを利用すればよい. 図 1 (a) の 3 次元問題の基準問題としては図 2 の平面ひずみの解, すなわち図 1 (a) そのものと図 1 (a) の y 方向変位を拘束した問題を同じ要素分割で解析し, FEM 応力の比 $\sigma_z^{1, Side}_{FEM}(r, y) / \sigma_z^{2, Side}_{FEM}(r, y)$ をとることで FEM 解析誤差を打ち消すことができる.

突き合わせ継手 (図 1 (a)) では, 接着強度は平均応力 σ_z^∞ を用いて図 1 (b) のように表され, 接着層厚さ h が増加するにつれて破断応力 σ_c は減少する. 一方, 特異応力場の強さ ISSF (F_σ) は図 1 (c) に示すように接着層厚さ h の減少に伴って減少する. これは, 特異応力場が生じる接着界面端上部と界面端下部 ($x = \pm W/2, y = \pm W/2, z = \pm h/2$) が近くなる ($h \rightarrow 0$) と, それらの干渉が大きくなるためである⁽¹⁾⁽²⁾. これらのことから, 図 1 (d) に示すように接着強度は ISSF = 一定で表現できる. ISSF に注目することにより, 簡便かつ実用的に接着強度を評価できる⁽¹⁾⁻⁽¹²⁾.

3 2次元 ISSF 解析の妥当性について

図 1 (a) の角柱状 Butt Joint (BJ と記す) を直接解析する 3 次元 FEM 解析と比較して, 2 次元 FEM 解析, すなわち BJ を板状平面ひずみ試験片として解析するのは, はるかに容易である. 図 3 に 3 次元解析結果と 2 次元解析結果を比較して示す. 図 3 (a) の S35C/Resin A/ S35C では, 2 次元解析結果 $K_{\sigma c}^{2D} = 1.039 \pm 0.0643$ [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.315}$] と, 3 次元解析結果 $K_{\sigma c}^{Side}(0) = 1.058 \pm 0.080$ [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.315}$] はほとんど一致する. 図 3 (a) には, 角柱状継手角部の特異応力場の強さ $K_{\sigma c}^{vtx}$ の一定値

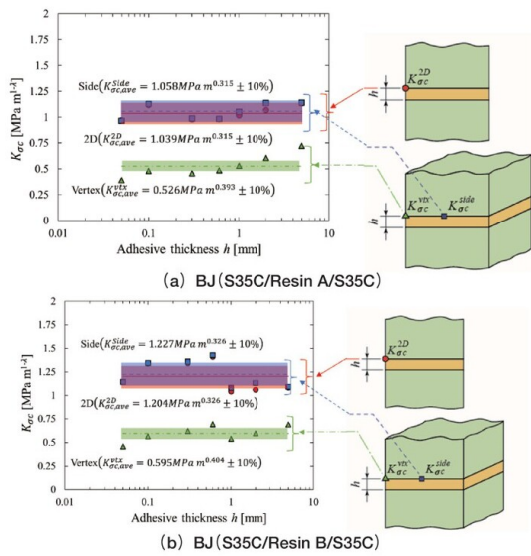


図3 角柱状突き合わせ継手 BJ (S35C/Resin A/S35C) の接着強度が 2次元 FEM 解析によって求めた ISSF で表現できること

も示している。接着継手の強度はこれら三つのうちの一つで表現できており、簡便な 2次元解析の有用性が確認される。なお、角部には他の界面縁よりも特異性指数の観点から強い特異場が存在しているが、その範囲は限定されており、また、通常角部には面取りも施されるので、破壊起点は通常角部以外の界面縁から生じる⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾。図3(b)に示すように、S35C/Resin B/S35C についても、2次元 FEM 解析で求めた ISSF は有用であることが示されている。

よって、以下では、簡便に利用できて、理解が容易な 2次元 FEM 解析を中心に「金属と樹脂の界面力学と特異応力場の強さに基づく新しい接着強度評価法」を解説する。

4 特異応力場を FEM によって求めると FEM メッシュに依存する誤差が生じること

いわゆる Bad pair 条件である $\alpha(\alpha - 2\beta) > 0$ のとき、式(2)に $\lambda < 1$ となる一つの解が存在し、図1や図2の界面端部に特異応力場が生じることが知られている⁽¹⁾。金属を樹脂で接合する場合、それらの弾性定数より $\alpha = 0.85 \sim 0.98$ 程度、 $\beta = 0.1 \sim 0.2$ 程度となるので、必ず $\alpha(\alpha - 2\beta) > 0$ を満たす Bad pair となる⁽¹⁾。それに対して、 $\alpha(\alpha - 2\beta) \leq 0$ を満足する Equal pair や Good pair であれば、式(2)の解は $\lambda \geq 1$ となり、界面

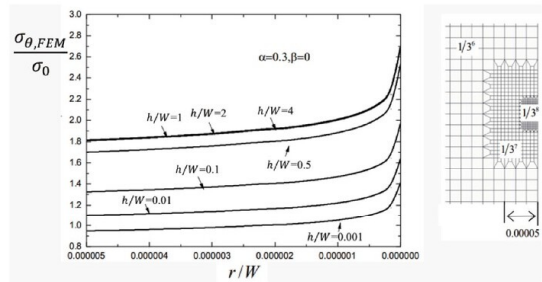


図4 接着厚さが異なる場合の接着端部の応力分布 ($\alpha = 0.3, \beta = 0$: Bad pair)

端部の応力は有限値 (Good pair であれば 0) となるので、容易に FEM 解析できる。

図4に $(\alpha, \beta) = (0.3, 0)$ の Bad Pair の条件下で、接着層厚さ h を $h/W = 0.001 \sim 4$ の範囲で変化させて求めた FEM 応力分布を、用いたメッシュとともに示す。真の応力分布 $\sigma_{\theta, Real}$ は、 $r \rightarrow 0$ で、無限大 $\sigma_{\theta, Real} \rightarrow \infty$ となるが、FEM 応力分布 $\sigma_{\theta, FEM}$ は真の応力を表現できず、有限値 $\sigma_{\theta, FEM} \rightarrow$ 有限となる。また、接着端部付近 $r \approx 0$ での $\sigma_{\theta, FEM}$ は、メッシュに依存して変化し、メッシュを細かくするほど大きくなる。しかし、図4で注目すべきことは、接着層厚さ $h/W = 0.001 \sim 4$ における応力分布が、接着端部付近 $r \approx 0$ では、よく似通った分布を示していることである。これは同じメッシュを用いていることによって同じような誤差が生じているためである。なお、図示するように、 $h/W = 1 \sim 4$ の応力分布は、Saint-Venant の原理より一致する。

5 同じ要素分割で求めた FEM 応力比が真の ISSF の比とみなしえること

表1(a)に、 $h/W = 0.01$ の 2次元 BJ に対して、最小メッシュサイズ $1/3^8 = 1/6,561$ 、 $W = 1,000$ の FEM 解析によって得られた、接着端部近傍の FEM 応力分布 $\sigma_{\theta, FEM}^1$ を示す。また、基準問題 ($h/W = 1$ の BJ) を同じメッシュで解析して得られる FEM 応力 $\sigma_{\theta, FEM}^2$ との比 $\sigma_{\theta, FEM}^1 / \sigma_{\theta, FEM}^2$ も示す。表1より応力比は接着端部からの距離 r に依存せず、4桁まで一致している。表1(b)は、表1(a)よりもメッシュサイズを $3^4 = 81$ 倍大きくした、粗い分割の結果である。表1(a)、(b)で FEM 応力はメッシュサイズに依存して異なるが、FEM 応力比 $\sigma_{\theta, FEM}^1 / \sigma_{\theta, FEM}^2$ はメッシュサイズによっても変わらない。すなわち、接着端部の応力は、特異性

表1 未知問題 $\sigma_{\theta FEM}^1$ と基準問題 $\sigma_{\theta FEM}^2$ を同じ要素分割で解析するとFEM応力は要素分割に依存して変化すること。一方、FEM応力比 $\sigma_{\theta FEM}^1/\sigma_{\theta FEM}^2$ は要素分割に依存せず、真のISSFの比 $K_{\sigma}^1/K_{\sigma}^2$ とみなしえること($\sigma_{\theta FEM}^1$ =FEM応力(界面上 $\theta=90^\circ, h/W=0.01$), $\sigma_{\theta FEM}^2$ =FEM応力(界面上 $\theta=90^\circ, h/W \geq 1$) (a) $1/3^8=1/6,561$, (b) $1/3^4=1/81$, $W=1,000$)

(a) 細かい分割 (要素寸法 $1/3^8 = 1/6,561$)			(b) 粗い分割 (要素寸法 $1/3^4 = 1/81$)		
r/W	$\sigma_{\theta FEM}^1$ when $h/W=0.01$	$\frac{\sigma_{\theta FEM}^1}{\sigma_{\theta FEM}^2}$	r/W	$\sigma_{\theta FEM}^1$ when $h/W=0.01$	$\frac{\sigma_{\theta FEM}^1}{\sigma_{\theta FEM}^2}$
0	1.640	0.609	0	1.246	0.609
1/656,1000	1.365	0.609	1/81,000	1.036	0.609
2/656,1000	1.320	0.609	2/81,000	1.001	0.609
3/656,1000	1.286	0.609	3/81,000	0.975	0.609
4/656,1000	1.262	0.609	4/81,000	0.956	0.609
5/656,1000	1.243	0.609	5/81,000	0.942	0.609

のある領域では誤差が生じやすく応力の値はメッシュサイズに大きく依存するので、FEM解析で応力を正確に表現することは容易でない。しかし、表1に示したように、応力の比はメッシュサイズによらず正確に求められることがわかる。このように、未知問題と基準問題(既知問題)とのFEM応力比は、同じメッシュサイズを用いれば、そのサイズには依存しない。これは、未知問題と基準問題の界面端部が同じメッシュサイズの下で、有限要素法による応力の誤差が同じように生じるためである。すなわちFEM応力の比は、真の応力の比、すなわちISSFの比と等しいので、式(6)のように表現できる。

$$\frac{K_{\sigma}^1}{K_{\sigma}^2} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sigma_{\theta Real}^1}{\sigma_{\theta Real}^2} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sigma_{\theta FEM}^1}{\sigma_{\theta FEM}^2}, \text{ but } \sigma_{\theta Real}^1 \neq \sigma_{\theta FEM}^1 \quad (6)$$

このように、接着端部で真の応力とFEM応力は異なる($\sigma_{\theta Real}^1 \neq \sigma_{\theta FEM}^1$)が、真の応力の比とFEM応力比が同じになること($K_{\sigma}^1/K_{\sigma}^2 = \sigma_{\theta FEM}^1/\sigma_{\theta FEM}^2$)から、2次元FEM解析により、簡便に接着界面端部(剥離の危険性が最大)のISSFを求めることができる。なお、基準問題($h/W \geq 1$)のISSFは文献に与えられているので、容易に求めるISSFの比から未知問題のISSFを求めることができる。

6 重ね合わせ継手の接着端部の特異応力場とその接着強度がISSF=一定で表現できること

図5(a)にParkらの重ね合わせ継手の実験結果⁽¹⁹⁾を示す。接着部に負荷される $\sigma_x^\infty = \sigma_c$ に注

目すると、接着強度は図5(a)のように表され、接着長さ l_b の増加に伴って破断応力 σ_c は増加する。一方、図5(b)に示すように、特異応力場の強さISSF(記号 K_{σ}^B で表す)は接着長さ l_b の増加に伴って減少する。なお、図5に示す重ね合わせ継手の接着端部では特異応力場が二つ生じることが知られており、以下のように表される⁽¹⁵⁾⁻⁽¹⁸⁾。

$$\sigma_{\theta} = \frac{K_{\sigma, \lambda_1}}{r^{1-\lambda_1}} + \frac{K_{\sigma, \lambda_2}}{r^{1-\lambda_2}} \quad (7)$$

しかし、接着部の寸法が極端な場合を除き、重ね合わせ継手の二つの特異応力場の強さの比 $K_{\sigma, \lambda_2}/K_{\sigma, \lambda_1}$ はほぼ一定であるため、特異応力は(8)のように一つのISSF(記号 K_{σ, λ_1})で表すことができる。また、本稿のテーマである「金属と樹脂の組み合わせ」では $\lambda_2 \cong 0.999 \cong 1$ であり、第2の特異応力場の影響は小さい。

$$\sigma_{\theta} = \frac{K_{\sigma, \lambda_1}}{r^{1-\lambda_1}} + \frac{K_{\sigma, \lambda_2}}{r^{1-\lambda_2}} \cong K_{\sigma, \lambda_1} \left(\frac{1}{r^{1-\lambda_1}} + \frac{C_{\sigma}}{r^{1-\lambda_2}} \right) \quad (8)$$

図5(b)は、重ね合わせ継手の接着界面の特異応力場を支配するISSFを、5章で示した解析手法を適用して得られた結果である。図5(b)に示すように、接着長さ l_{ad} の増加とともに、単位応力を負荷するときのISSFは減少する。これらから、図5(c)に示すように、重ね合わせ継手の接着強度は、一つ目の特異応力場の強さISSF=一定で表現できる⁽¹⁵⁾⁻⁽¹⁸⁾。すなわち、図5(a), (b)より、図5(c)に示す接着強度をISSF=一定で示す結果が得られる。

図5(d)に種々の接着部の寸法に対して

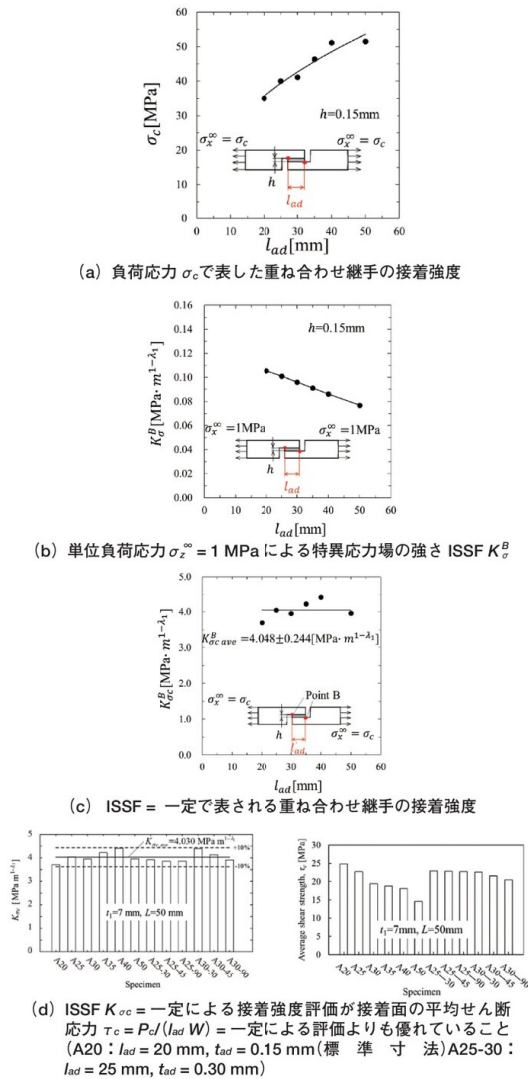


図5 重ね合わせ継手の接着強度と特異応力場の強さ

ISSFで表現した接着強度を示す。図5(d)で記号A20は $l_{ad} = 20$ mm, $t_{ad} = 0.15$ mm(標準寸法)を意味しており, A25-30は, $l_{ad} = 25$ mm, $t_{ad} = 0.30$ mmを意味する。比較のために, 図5(d)には接着部の平均せん断応力 $\tau_c = P_c / (l_{ad} W)$ で得られた結果も示す。ここで, P_c は破壊荷重, W は試験片の幅, l_{ad} は接着部長さである(図10(a)参照)。図5の試験片A20~A50では接着部長さ l_{ad} が $l_{ad} = 20 \sim 50$ mmの範囲で異なる。図5(b)に示すように破断時の平均せん断応力 τ_c は, l_{ad} が長くなるにつれて低下する。また, 図5(d)の試験片A25-30~A25-90とA30-30~A30-90では,

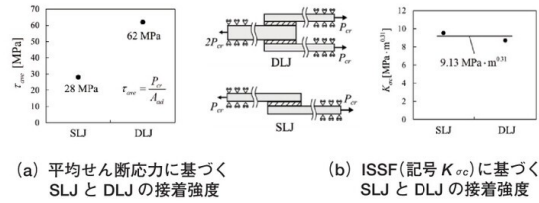


図6 単純重ね合わせ継手SLJ(Single Lap Joint)と二重重ね合わせ継手DLJ(Double Lap Joint)の接着強度の違いがISSFで説明できること(被着材:S45C, 接着剤:エポキシ系接着剤)

接着部厚さ t_{ad} は $t_{ad} = 30 \sim 90$ の範囲で異なる。なお, 平均せん断応力で表す強度 τ_c は接着部厚さによらずほぼ一定であるけれども, 図5(d)に示すように, τ_c は接着剤の厚さと接着剤の長さに依存するため, 接着強度は $\tau_c = \text{const.}$ ではなく, 図5(c)に示すように, 接着部長さと接着部厚さによらずISSF = const.で合理的に表現できる。接着強度を実験的に評価すると多くの場合時間と手間を要するため, 接着強度のISSF = 一定は4章で示したFEM計算方法と組み合わせて接着強度を便利に予測できる。

7 従来の接着強度評価法における問題点

図1(a)の突き合わせ継手の接着強度を, 図1(b)のように平均応力 $\sigma_c^0 = \sigma_c$ で表すと, 接着厚さ h に依存して強度 σ_c が変化するのに対して, 図1(c)に示すようにISSFに着目すればISSF = 一定で接着強度を表現できた。この観点から, Parkらの重ね合わせ継手の実験結果もISSF = 一定で接着強度を表現できた。ただしParkらの実験では, 比較的厚い試験片($t_1 = 7$ mm)が用いられている(図7(a)参照)。

一方, 図6(a)は, JISに規定される厚さ $t_1 = 1.5$ mmの試験片⁽⁹⁾を用いて, 接着面の平均せん断応力 τ_{ave} に着目して得られた破断時の平均せん断応力(JIS規格)である。ここでは, 単純重ね合わせ継手(Single Lap Joint: SLJ)と, 二重重ね合わせ継手(Double Lap Joint: DLJ)を用いて得られた結果が比較されている。図6(a)に示すように, これらSLJとDLJを使用して求めた接着強度には200%以上の差があり, DLJのほうが強く評価される⁽²⁰⁾。すなわち, 本来同じ程度であるべき接着強度が試験片によって異なっている。しかし, 図6(b)に示すように, ISSFを用いれば, これらSLJとDLJの強度がISSF = 一定で表される。

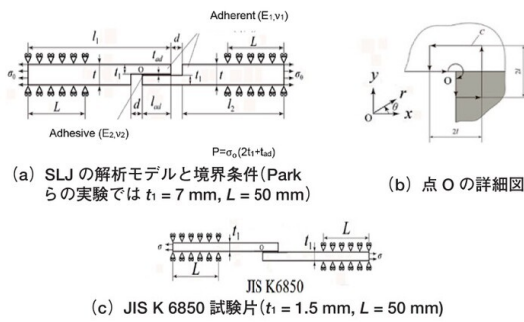


図7 SLJ解析モデルと境界条件(t_1 = 被着材厚さ, L = 固定部長さ)

以下では、単純重ね合わせ継手に関して、拘束条件や被着材の厚さに注目し、特異応力場の強さ ISSF の観点から考察した結果について解説し、試験片形状に影響されないせん断条件下の「接着強さ」を求める試験方法を整理する。

8 単純重ね合わせ継手SLJにおける曲げ変形の影響について

図7(a)に Park ら⁽¹⁹⁾の単純重ね合わせ継手試験片の詳細を示す。試験片全長 = 250 mm, 被着材寸法を $t_1 = 7$ mm, 固定部長さ $L = 50$ mm, $l_2 = 90$ mm と固定して, 接着層厚さを $t_{ad} = 0.15 \sim 0.90$ mm, 接着長さ $l_{ad} = 10 \sim 50$ mm の範囲で変化させて接着強度を調べている。表2に Park ら実験における被着材と接着剤の機械的性質を示す。被着材にはアルミニウム合金 6061-T6 を使用し, 接着剤にエポキシ系接着剤を用いている。図7(b)の極座標を用いれば, 接着層界面上 $\theta = 0$ の σ_θ は式(9)のように表される⁽¹⁵⁾⁻⁽¹⁸⁾。ここで, λ_1 と λ_2 はそれぞれの特異応力場の特異性指数である。

$$\sigma_\theta = \frac{K_{\sigma, \lambda_1}}{r^{1-\lambda_1}} + \frac{K_{\sigma, \lambda_2}}{r^{1-\lambda_2}} \cong \frac{K_{\sigma, \lambda_1}}{r^{1-\lambda_1}} (1 + C_\sigma r^{\lambda_2 - \lambda_1}) \quad (9)$$

$\lambda_2 \equiv 1$ が成立せず無視できない場合でも特異応力場の強さ K_{σ, λ_1} および K_{σ, λ_2} は文献に示された方法で求めることができる⁽¹²⁾。式(10)において特異応力場の強さは上記の接着層の寸法範囲では、一つの特異応力場の強さ K_{σ, λ_1} で支配され, C_σ は式(10)に示すようにほぼ一定値をとる。

$$C_\sigma = -5.321 \pm 0.338 \quad (10)$$

ところで、単純重ね合わせ継手に引張りを加えると、接着面に面外曲げ変形が生じる(図12参照)。

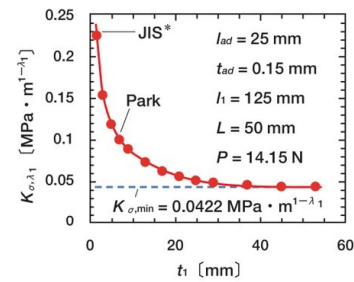


図8 被着材厚さ t_1 が特異応力場の強さ K_{σ, λ_1} に及ぼす影響(図7(a)の一定荷重下 $P = \sigma_0 t_1 = 14.15$ N)の試験片(JIS*: JIS K 6850 試験片における寸法($t_1 = 1.5$ mm, $L = 50$ mm))

このような曲げ変形は、界面の剝離を促進し、破壊強度を低下させる。すなわち、SLJを用いて純粋せん断のもとでの理想的な接着強度を求めることは、 K_{σ, λ_1} に注目し、一定荷重の下で、その最小値を求めることに相当するものと考えられる。

図8に $K_{\sigma, \lambda_1} - t_1$ の関係を一定の引張力 $P = 14.15$ N の下で、被着材厚さ t_1 を $t_1 = 1.3$ mm ~ 53 mm の範囲で変化させて示す。図8によれば、被着材厚さ t_1 が小さくなると、 K_{σ, λ_1} は格段に大きくなる。例えば JIS K 6850⁽⁹⁾ で規定される $t_1 = 1.5$ mm の SLJ の $K_{\sigma, \lambda_1} |_{t_1 = 1.5 \text{ mm}} = 0.2270$ MPa \cdot m^{1- λ_1} は、最小値 $K_{\sigma, \min} = 0.0422$ MPa \cdot m^{1- λ_1} より4倍以上大きい。Park ら⁽¹⁹⁾の厚い試験片の $t_1 = 7$ mm でも、 $K_{\sigma, \lambda_1} |_{t_1 = 7 \text{ mm}} = 0.1010$ MPa \cdot m^{1- λ_1} は最小値より2倍以上大きく、最小値を与える観点からは不十分である。被着材厚さ $t_1 = 25$ mm を考えると、最小値 $K_{\sigma, \min} = 0.0422$ MPa \cdot m^{1- λ_1} に17%の誤差で一致する。このように、曲がり効果の少ない、小さな ISSF K_{σ, λ_1} を一定荷重下 $P = \sigma_0 t_1 = \text{一定}$ 、(図7(a)参照)で得るためには、厚い被着材試験片を用いる必要がある。

9 単純重ね合わせ継手SLJ(ABA型)と二重重ね合わせ継手DLJ(ABA型)が同一強度を得られる条件

ここでは JIS 規格に基づく単純重ね合わせ継手(SLJ)と二重重ね合わせ継手(DLJ)の強度が等しくなる条件を検討する。JIS 規格に準じた2種の重ね合わせ継手を用いた試験片で、双方の接着強度が同じ値で求められることが合理的であると考えられる。図9はこれら2種類の重ね合わせ継手の解析モデルで、 l_{ad} , t_{ad} , l_1 , L の意味は図7と同様とする。ここでタブは荷重のかかる部分を接

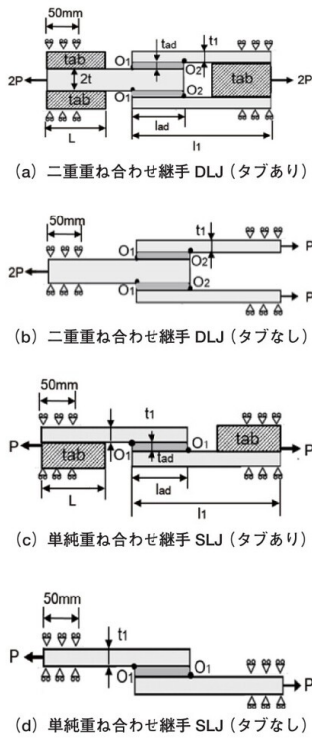


図9 単純重ね合わせ継手 DLJ モデル (SLJ) と二重重ね合わせ継手モデル (DLJ) ($l_{ad} = 25 \text{ mm}$, $t_{ad} = 0.15 \text{ mm}$, $l_1 = 125 \text{ mm}$, $l_{tab} = 90 \text{ mm}$, $t_1 = 1.5 \sim 53 \text{ mm}$)

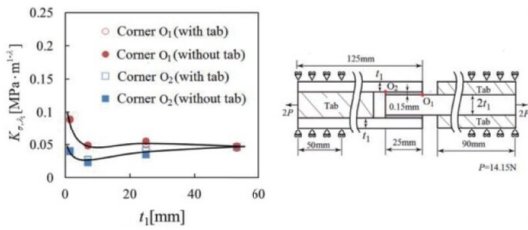


図10 二重重ね合わせ継手 DLJ の点 O_1 と点 O_2 における特異応力場の強さ $K_{\sigma, \lambda}$ (図11 (a), (b))

着面の延長線上にし、接着部に生じる曲げモーメントを小さくするために用いる。ここではタブの効果を見るために、タブがある場合とない場合の2通りを考える。

図10に点 O_1 ならびに点 O_2 での ISSF (特異応力場の強さ、記号 $K_{\sigma, \lambda}$) と被着材厚さ t_1 との関係を示す。二重重ね合わせ継手では、図9(a), (b)に示すように、点 O_1 ならびに点 O_2 で ISSF は異なることに注意する必要がある。図10より、点 O_1 のほうが点 O_2 より ISSF が大きく、点 O_1 で接着剤が剝離しやすいことがわかる。また、タブ

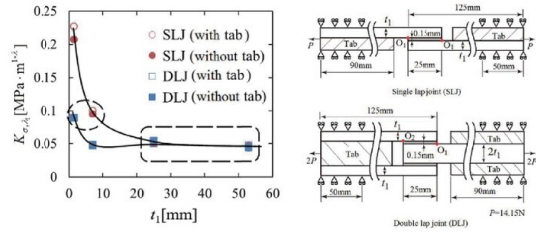


図11 点 O_1 DLJ における単純重ね合わせ継手 SLJ と二重重ね合わせ継手の特異応力場の強さ $K_{\sigma, \lambda}$ (図11 (a)-(d))

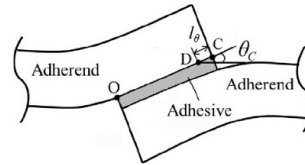


図12 曲げ変形を示す傾斜角 θ_c の定義 ($l_{\theta} = 1/3^3$)

の効果により ISSF は t_1 が大きい所で減少し、接着強度を増加させることがわかる。したがって、以下では二重重ね合わせ継手の点 O_1 での強度と単純重ね合わせ継手の強度が等しくなる条件を考える。なお、単純重ね合わせ継手では対称性があるため、点 O_1 と点 O_2 での ISSF は等しい。

図11に点 O_1 に注目して、DLJ と SLJ の ISSF を比較して示す。両者の継手ともに、 t_1 が大きくなるにつれ ISSF $K_{\sigma, \lambda}$ は減少し、 t_1 が十分大きくなると一定値に収束することがわかる。JIS に規定されている被着材厚さ $t_1 = 1.5 \text{ mm}$ の DLJ の ISSF に等しい ISSF を SLJ で得るためには、SLJ の被着材厚さを $t_1 \approx 7 \text{ mm}$ にする必要がある。また、 $t_1 = 25 \text{ mm}$ 程度まで厚くすると、二重重ね合わせ継手と単純重ね合わせ継手の ISSF はほぼ等しくなって、最小値に近い値をとる。

10 SLJ の ISSF と接着界面端部での SLJ の傾斜角度の関係

図12に示すように、曲げ変形は傾斜角度 θ_c で表現することができる。図13は試験片に一定荷重を付加するときの $K_{\sigma, \lambda}$ と θ_c の関係を示す。ここでは、固定境界長 L を $L = 50 \text{ mm}$, 80 mm , 90 mm と変えた場合の結果や、曲げ変形が小さくなるように、外荷重を斜め方向に作用させた場合の結果も含めて示している(図13の2つめの図参照)。図13に示すように、 $K_{\sigma, \lambda} - \theta_c$ 関係は試験条件によらず1本の曲線で表される。すなわち、 $K_{\sigma, \lambda}$ の変化は θ_c のみによって決定され、 θ_c が減少すると $K_{\sigma, \lambda}$ も減

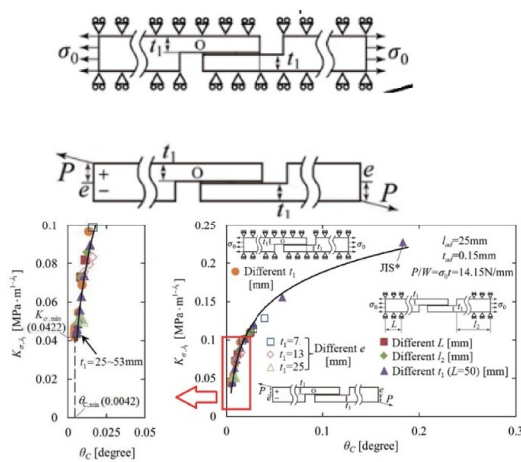


図13 一定荷重下のSLJのISSF $K_{\sigma, \lambda}$ が傾斜角度 θ_c によって決まること

少する。例えば、JIS規定の被着体厚み $t_1 = 1.5 \text{ mm}$ の場合、 K_{σ, λ_1} と θ_c はともに大きい。被着体の厚みを $t_1 \geq 25 \text{ mm}$ とすれば、曲げ効果が最小になる。 K_{σ, λ_1} の最小値が $K_{\sigma, \lambda_1} \neq 0$ とならない理由は、非常に大きな厚さでも、界面端で局所的な曲げ変形が生じ、 $\theta_c \neq 0$ となることによる。したがって、被着体の厚さが十分に大きい場合、SLJの曲げ効果を最小限に抑えることができる。

SLJとDLJでは一定荷重を付加するときの、傾斜角度 θ_c が異なる。従って、平均せん断応力や破断荷重を用いて、異なる傾斜角度が生じる試験片の接着強度を議論することはできない。すなわち、JIS規格のSLJを用いて、傾斜角度の異なる実物の接着強度を評価することはできない。ただし、この場合でも、破断時のISSFを算出すれば、その結果は実物の接着強度評価に使用できる。図6(a)に示したようにSLJとDLJの接着強度の違いは、通常の評価に用いられる接着面の平均せん断応力に注目するために生じており、それは曲げ変形を表す θ_c が異なるために生じる。一方、図6(b)に示したように、曲げ変形 θ_c が異なっても、SLJとDLJの接着強度は同じISSFで表現できる。

11 接着強度が接着剤の強度を上回る場合でも小規模降伏条件を満足すること (ISSFによる接着強度評価法の妥当性)

図14にバルク接着剤 Resin A, Resin B, Resin Cの応力ひずみ関係を示す。この応力ひずみ線

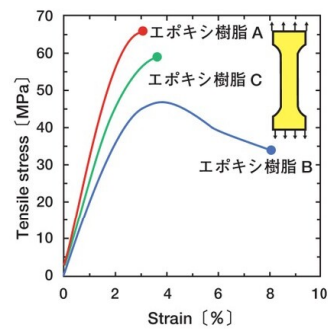


図14 バルク接着剤の応力ひずみ関係

図はASTM D638に基づいて測定したものである⁽²¹⁾⁽²²⁾。図14に示すようにResin A, Resin Cはぜい性的な挙動を示し、Resin Bは延性的な挙動を示す。図14と図1(a)の比較より、Resin Aの突き合わせ継手の場合、いずれの接着層厚さでも継手の接着強度 $\sigma_c^\infty = \sigma_c$ がバルク接着剤の強度 σ_B^{bulk} を上回ることはなく、常に $\sigma_c < \sigma_B^{bulk}$ である。一方、Resin Bは、Resin Aとは異なり、 $h \leq 0.6 \text{ mm}$ で $\sigma_c > \sigma_B^{bulk}$ となり、接着強度はバルク接着剤の強度を上回る。このように $\sigma_c > \sigma_B^{bulk}$ となる理由は、接着により接着部に3軸応力状態が生じるためである。

突き合わせ継手BJの接着界面端部に生じる応力は $\sigma_\theta(r)$ 以外の応力、例えばミーゼス応力 $\sigma_{eq}(r)$ に関しても、式(1)と同様に次式で表される。

$$\sigma_{eq}(r) = \frac{K_{\sigma_{eq}}}{r^{1-\lambda}} \quad (11)$$

ここで、 $K_{\sigma_{eq}}$ は σ_{eq} についての特異応力場の強さISSFであり、 r は界面端部からの距離、 λ は特異性指数である。接着強度は、ISSF = 一定で表され、それは、BJ(S35C/Resin A/S35C)では、 σ_θ を用いれば、 $K_{\sigma_c} = 1.04 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.315}$ = 一定であったが、 σ_{eq} を用いれば、 $K_{\sigma_{eqc}} = 0.896 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.315}$ = 一定である。また、BJ(S35C/Resin B/S35C)では、 σ_θ を用いれば、 $K_{\sigma_c} = 1.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.326}$ = 一定であり、 σ_{eq} を用いれば、 $K_{\sigma_{eqc}} = 1.10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.326}$ = 一定と表される。なお、 σ_{eq} は界面の前後で異なる不連続量であるので、ここでは接着剤側に注目する必要がある。これより、接着層の塑性域の大きさ r_p は次式で見積もることができる

$$r_p = \left(\frac{K_{\sigma_{eqc}}}{\sigma_{yield}} \right)^{\frac{1}{1-\lambda}} \approx 2 \mu\text{m} \sim 550 \mu\text{m} \ll W, l_{ad} \quad (12)$$

式(12)を用いて見積もられる塑性域の大きさ r_p は, BJ(S35C/Resin A/S35C)では, $r_p \approx 2 \mu\text{m}$ であり, $r_p \ll W$ の小規模降伏条件を満足する. 同様に, BJ(S35C/Resin B/S35C)の場合でも, $r_p \approx 14 \mu\text{m}$ であり, $r_p \ll W$ の小規模降伏条件を満足する. すなわち, 継手の接着強度 $\sigma_z^\infty = \sigma_c$ がバルク接着剤の強度 σ_B^{bulk} を上回っても ($\sigma_z^\infty = \sigma_c > \sigma_B^{\text{bulk}}$), 塑性域の大きさ $r_p \ll W$ であり, 小規模降伏条件を満足する. このように, $\sigma_z^\infty = \sigma_c > \sigma_B^{\text{bulk}}$ の場合でも, 弾性解析に基づいた, ISSF = 一定による強度評価が妥当であることが, 小規模降伏条件を満足することから説明できる.

重ね合わせ継手 SLJ(6061T6/Resin C/6061T6)についても, σ_θ を用いた接着強度は, $K_{\sigma_c} = 4.03 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.394}$ = 一定で表現された. もし, σ_{eq} を用いれば, $K_{\sigma_{eq}} = 3.10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.394}$ = 一定で表され, 式(11)より, 塑性域寸法は $r_p \approx 550 \mu\text{m}$ と見積もられる. すなわち $r_p \ll l_{ad}$ であり, SLJ の諸寸法に比べて十分小さく, 小規模降伏条件を満足する.

12 おわりに

現状の試験方法では, 本来一義的に決まるべき接着強度が, 接着層の厚みや長さなどに依存して異なるのに対して, ISSF による評価はそれらに依存せず, 本来の接着強度を合理的に評価できる. ISSF を求めるには, 簡便な 2 次元 FEM 解析が十分であることや, 基準問題を同じ FEM メッシュで解くことで, 比較的容易に解析できることを説明した.

フェイス



野田尚昭

参考文献

- (1) 野田尚昭ほか: 異種接合材の材料力学と応力集中, p. 107-151, コロナ社(2017)
- (2) 鈴木靖昭: 接着工学, p. 143-176, 丸善出版(2018)
- (3) 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, p. 7-12 (1994)
- (4) 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, 7, 7, p. 639-644 (2004)
- (5) 服部敏雄, 坂田莊司, 初田俊雄, 村上元: 応力特異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), 54, 499, p. 597-603 (1988)
- (6) 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), 60, 577, p. 1905-1912 (1994)
- (7) K. Ikegami, M. Kajiyama, S. Kamiko, E. Shiratori: Experimental Studies of the Strength of an Adhesive Joint in a State of Combined Stress, The Journal of Adhesion, 10, 1, p. 25-38 (1979)
- (8) 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, 30, 11, p. 842-847 (1957)
- (9) JIS K6850, 接着剤-剛性被着材の引張せん断接着強さ試験方法(1999)
- (10) 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, 59, 12, p. 900-907 (2010)
- (11) 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), 77, 784, p. 2076-2086 (2011)
- (12) 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, 17, 2, p. 134-142 (2014)
- (13) 高木裕, 野田尚昭, 佐野義一, 高瀬康, 鈴木靖昭, 趙振綱, 張季婷: 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, エレクトロニクス実装学会誌, 23 (6), p. 507-515 (2020)
- (14) R. Takaki, N. A. Noda, Y. Sano, T. Takase, Y. Suzuki, C. K. Chao: Fractographic identification of fracture origin mainly controlled by the intensity of singular stress field (ISSF) in prismatic butt joint with corner fillet, International Journal of Adhesion and Adhesives, 106, 102810 (2021)
- (15) 宮崎達二郎, 野田尚昭, 李戎, 内木場卓巳, 佐野義一: 特異応力場の強さに基づく単純重ね合わせ継ぎ手のはく離基準の検討, エレクトロニクス実装学会誌, 16 (2), p. 143-151 (2013)
- (16) 宮崎達二郎, 野田尚昭, 内木場卓巳, 李戎, 佐野義一: はく離強度の便利で正確な評価法の提案, 自動車技術会論文集, 45, 5, p. 895-901 (2014)
- (17) N. A. Noda, R. Li, T. Miyazaki, R. Takaki, Y. Sano: Convenient adhesive strength evaluation method in terms of the intensity of singular stress field, International Journal of Computational Methods, 16 (1), 1850085 (2019)
- (18) R. Li, N. A. Noda, R. Takaki, Y. Sano, Y. Takase, T. Miyazaki: 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, 86, p. 45-58 (2018)
- (19) J. H. Park, J. H. Choi, J. H. Kweon: Evaluating the Strengths of Thick Aluminum-to-Aluminum Joints with Different Adhesive Lengths and Thicknesses, Composite Structures, 92, p. 2226-2235 (2010)
- (20) 池上皓三, 京極秀樹, 川越治郎, 杉林俊雄, 能野謙介, 藤井透, 元家勝彦, 吉田総仁: 接着継手強度の総合的評価のためのベンチマークテスト(第1報, 突合せ, 単純重ね合わせ, 二重重ね合わせ継手および DCB 試験結果), 日本機械学会論文集(A編), 63, 608, p. 830-837 (1997)
- (21) 鈴木靖昭: 鋼のスク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, 50, 451, p. 526-533 (1984)
- (22) 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, 30, 265, p. 1042-1051 (1987)