CFRP 薄板接着継手の力学的挙動に関する研究*

春 名 一 志^{*1}, 濱 田 泰 以^{*2}, 前 川 善 一 郎^{*2}

Mechanical Behavior of CFRP Adhesive Joints with Thin Adherends

Kazushi HARUNA, Hiroyuki HAMADA and Zen-ichiro MAEKAWA

Recently, adherend thickness has tended to decrease to lighten the adhesive composite structures. In this study, the mechanical behavior of CFRP adhesive joints was examined in the case in which a thin adherend was used. AE measurement and FEM analysis were performed. The adhesive-strength evaluation method that used the stress singularity parameter was applied to FEM results. Initial failure strength, which was an important factor applying the cyclic load, could be found by AE results. It was clarified that the initial failure strength decreased when thin adherend was used. According to FEM analysis, the initial failure strength could be evaluated by the intensity of the stress singularity. It was clarified that the initial failure strength decreased, since the intensity of the stress singularity at the adhesive edge increased when adherend thickness decreased, and that intensity increased, since the tensile deformation gap between the adherends became widened.

Key Words: Adhesive Joints, Composite Materials, Acoustic Emission, Finite-Element Method, Adhesive Strength, Adherend Thickness, Initial Failure, Stress Singularity, Intensity of Stress Singularity

1. 緒 言

繊維強化プラスチック (FRP) の利点として複雑形状物の一体成形が比較的容易である点が挙げられる。しかしながら、近年 FRP 構造物は大形化しており、一体成形するには当然成形機も大形化し、成形品に占める金型や機械の消却費の割合は大きくなる。そのため実際には、各 FRP 部材間での接合により構造物が組立てられる。そして部材間の接合には接着接合が適用される傾向にある⁽¹⁾⁽²⁾。また、最近の構造物の軽量化や、材料費の低減を目的に、構成している部材の薄板化が盛んに検討されている。そのため、FRP 薄板を用いた接着継手の力学的挙動を検討する必要がある。そこで本研究では、被着体として CFRP 一方向材を用いたシングルラップ引張せん断接着継手において、その被着体積層数を変化させることによって、薄板化を図り、力学的挙動の変化を検討した。本研究では、接着継手の引張試験と同時に AE (Acoustic Emission) 測定を行い、継手内部での破壊挙動を検討した。

通常引張せん断継手の強度は破壊荷重でのみ評価されるが^{(3)~(5)}、本報では、AE 測定より求めた継手内部での破壊開始荷重に注目し、破壊荷重とは区別した評価を行った。また、実験結果を考察する目的で、有限要素法による応力解析を行った。接着継手の強度評価を行う場合、はく離の起点となる接着端においては材料および形状が不連続であるため、応力の特異場⁽⁶⁾⁽⁷⁾となり、従来の材料力学的な評価が不可能であるという困難さがある。本報ではこの応力特異場に対して、最近提案されている特異性の強さによる評価法^{(8)~(10)}を検討し、その有効性ならびに適用範囲について検討を行った後、実験結果を考察した。

2. 実 験 方 法

試験片形状を図 1 に示す。形状は JIS 規格 (K-6850-1972) に準じた。用いた被着体はプリプレグシート AS4/1908 (住化 Hercules) を積層したものをプレス成形した平板より切り出した。積層構成は $[0^\circ]_n$ ($n=8, 6, 4, 3, 2, 1$) の 6 種類とした。成形後の厚さは、約 0.2 mm/ply であるため、被着体厚さを 1.6 mm~0.2 mm の範囲で変化させたこととなる。繊維の体積含有率は公称 60% である。

接着剤は、二液室温硬化形変性アクリル樹脂を用い、

* 原稿受付 平成 5 年 12 月 20 日。

^{*1} 正員、三菱電機(株)材料デバイス研究所 (〒661 尼崎市塚口本町 8-1-1)。^{*2} 正員、京都工芸繊維大学繊維学部 (〒606 京都市左京区松が崎御所海道町)。

接着層厚さは 150 μm に制御した。被着体の接着面はサンドペーパー(#400)により粗面とし、アセトンで脱脂した後、接着剤を塗布してクリップ固定した。

引張試験はインストロン万能試験機(4206 形)を用い、クロスヘッドスピード 1 mm/min で行った。AE 測定装置は、“Physical Acoustic Corporation (PAC) 3000 acoustic emission”を用い、150 kHz 共振器 AE 変換子 (R-15 PAC) を図 1 に示す位置に圧着した。しきい値はノイズの関係上 40 dB とした。

3. 解析方法

3.1 接着継手モデル 有限要素法による応力解析を、被着体厚さが異なる 6 種類の接着継手に対して行った。図 2 に解析モデル、境界条件を模式図で示す。解析は平面ひずみ状態を仮定した弾性解析で行った。図 3 に用いた要素分割図の一例を示す。接着端に対して要素寸法が細くなるよう重み付けをして要素分割を行った。用いた材料定数は表 1 に示す。

3.2 影響因子の検討モデル 本研究では、前述の接着継手に対する応力解析に加えて、接着部の応力の発生要因を明確にするための解析を行った。図 4 に示すように、接着部の応力の発生要因として、両被着体間の引張荷重による変形のずれによるもの⁽¹¹⁾と、荷重軸がずれていることにより生じる曲げ変形によるもの^{(12)~(14)}の 2 点が挙げられる。前述した接着継手の解析結果には、主にこれら 2 種類の要因が含まれていると思われる。本研究ではこれら 2 種類の影響因子の分離を検討した。図 4 (a) に示した変形のずれとして

は、引張荷重 P に対する被着体の引張ひずみ ϵ_t が寄与していると考えられ、 ϵ_t は式(1)で与えられる。

$$\epsilon_t = P / (t \cdot w \cdot E_t) \quad \cdots \cdots (1)$$

t : 被着体厚さ, w : 被着体幅

E_t : 被着体縦弾性率

ϵ_t は式(1)の分母 $t \cdot w \cdot E_t$ で決まり、 $t \cdot w \cdot E_t$ が大きくなるほど ϵ_t は小さくなることより $t \cdot w \cdot E_t$ は、被着体の引張荷重に対する変形のしにくさを示していると考えられる。そのため本研究では、 $t \cdot w \cdot E_t$ を両被着体間の変形のずれを支配するパラメータとした。一方図 4 (b) 荷重軸のずれ量は、力の作用線間の距離として、式(2)で与えられる⁽¹⁵⁾。

$$\text{Axial Gap} = t_a + (t + t)/2 \quad \cdots \cdots (2)$$

t_a : 接着層厚さ, t : 被着体厚さ

接着層厚さは一定 ($t_a = 0.15 \text{ mm}$) であるから、荷重軸

図 3 用いた要素分割図

表 1 用いた材料定数

Adherend (AS4/1908)			
Longitudinal Elastic modulus	EI	138.80	GPa
Transverse Elastic Modulus	Es	9.60	GPa
Shear Modulus	Gs	6.40	GPa
Poisson's Ratio	ν_x	0.34	
Adhesive			
Elastic Modulus	E	0.53	GPa
Poisson's Ratio	ν	0.40

図 1 用いた試験片形状

図 2 有限要素モデルおよび境界条件

(a) 両被着体の引張変形のずれ

(b) 荷重軸のずれによる曲げ変形

図 4 シングルラップ継手の変形様式

のずれ量は被着体厚さ t で決まる。そこで本研究では、 t を荷重軸のずれ量の影響を検討するパラメータとした。

本研究では表 2 に示すように、荷重軸のずれ量は接着継手モデルにおける積層数 8 層のものと同様であり、 $t \cdot w \cdot E_l$ が各接着継手モデルと同様になるよう $t \cdot w \cdot E_l$ を変化させたモデル (Deformation Gap Model) と、 $t \cdot w \cdot E_l$ 積層数 8 層の継手と同様にし、荷重軸のずれ量のみを変化させたモデル (Axial Gap Model) の解析を行った。前者により両被着体間の変形のずれのみの影響を、後者により荷重軸のずれ量のみ影響を検討できると考えた。

4. 結果および考察

4.1 実験結果 図 5 に典型的な破面の写真を示す。図には被着体厚さ 1.6 mm と 0.2 mm の場合を示している。被着体が薄い場合には破断時に被着体の Splitting が観察されたが、いずれの場合も接着部のはく離によって破断が生じた。また、破壊様相は界面破壊を示しており、図 6 に示すように二つの接着界面

表 2 影響因子の検討モデル

Deformation Gap Model			
	El [GPa]	t [mm]	$t \cdot w \cdot E_l$ [kN]
1	104.1	1.6	4164
2	69.4	1.6	2776
3	52.1	1.6	2082
4	34.7	1.6	1388
5	17.4	1.6	694
Axial Gap Model			
	El [GPa]	t [mm]	$t \cdot w \cdot E_l$ [kN]
1	185.1	1.2	5552
2	277.6	0.8	5552
3	370.1	0.6	5552
4	555.2	0.4	5552
5	1110.4	0.2	5552

図 5 典型的な破壊様相

図 6 はく離進展の模式図

端部よりのはく離が進展したものと考えられる。

次に荷重-変位線図ならびに AE 測定結果を図 7 に示す。図 7 は典型的な一例として被着体厚さ 1.6 mm と 0.2 mm の場合を示しており、図中には AE 測定結果である AE ヒット、最大振幅値をそれぞれヒストグラム、ポイントプロットで示している。また、本研究では荷重-変位線図において比例関係が成立しなくなる屈曲点を“Knee Point”⁽¹⁶⁾と定義した。被着体厚さ 1.6 mm, 0.2 mm の場合、ともに AE は低い荷重レベルより発生しており、継手接着部での微小破壊は破断荷重よりも低いレベルで発生しはじめていると考えられ

図 7 荷重, AE ヒット, 振幅値とクロスヘッド変位の関係

図 8 各継手における $P_{\max}$ および P_k

る。そして、AE の発生開始点と Knee Point とがほぼ一致している。したがって、Knee Point を継手接着部での微小破壊開始点であると考えることができる。そこで本研究では Knee Point での荷重を Knee Point 荷重 (P_k) と定義して、破壊荷重 (P_{max}) とは区別して評価した。図 8 に各被着体厚さにおける P_{max} と P_k を示す。 P_{max} は被着体厚さ 0.8 mm, 0.6 mm で低い値を示しているが、その他はほぼ同程度の値を示している。一方 P_k は、被着体が薄くなるほど低くなる傾向を示している。 P_k は継手接着部での微小破壊開始荷重であると考えられることより、被着体が薄くなることによって低い荷重レベルで初期破壊が発生するようになると思われる。そして P_k の低下は疲労強度の低下に結び付くと考えられる⁽¹⁷⁾ ことより、継手設計の際には、 P_{max} 以上に重要であると思われ、この P_k の低下が薄板化を図る場合の注意点の一つであると考えられる。

4.2 解析結果

4.2.1 解析結果の評価法の検討 上述の実験結果を考察するために各被着体厚さモデルの応力解析を行ったが、はく離の起点となる接着端においては、応

力が厳密には無限大になる特異場となっており^{(8)~(10)}、従来の材料力学的な評価ができない。そのため、実験結果考察の前に解析結果の評価法について検討した。

図 9 に各被着体厚さモデルにおける 0.3 kN 負荷時の接着界面近傍におけるせん断応力 (τ_{xy}/τ_{nom}) の分布を示す。 τ_{nom} は公称応力を示しており、式 (3) より求めた。

$$\tau_{nom} = P/2c \cdot w \quad \dots\dots\dots (3)$$

P : 負荷荷重, $2c$: ラップ長さ, w : 試験片幅

τ_{xy} はラップ端付近に著しい応力集中を示しており、ラップ内部はほとんど零になっている。したがって強度を左右しているのは接着端近傍、つまり応力特異場近傍の応力であると考えられ、特異場に対する評価が不可欠であることを示している。応力特異場に対する評価法は確立していないのが現状であるが、最近提案されている手法として、特異場(接着端)近傍の応力分布(特異場からの距離 r の応力) τ が式 (4) により近似的に表されることに注目し、特異場の強さ K と特異性の指数 λ により強度を評価する手法が提案されている^{(8)~(10)}。本研究では、この K, λ による評価法の有効性を検討した。 K の次元は、式 (4) より $[N/mm^2 \cdot \lambda]$ である。

$$\tau = K/r^\lambda \quad \dots\dots\dots (4)$$

K : 特異性の強さ, λ : 特異性の指数

r : 特異場からの距離

図 10 に各被着体厚さモデルより算出した接着端(特異場)近傍のせん断応力分布を両対数表示で示す。また、図中には式 (4) に最小二乗近似して求めた直線も示す。近似の結果、特異性の指数 λ は約 0.361 となり、被着体厚さによって変化せず、特異の強さ K のみが異なっている。 λ は材料定数および接着端の角度によって決まるため変化せず、応力集中の度合、つまり特異性の強さ K のみが被着体厚さによって変化してい

図 9 各継手モデルより求めた接着界面に沿ったせん断応力分布

図 10 応力特異場近傍のせん断応力分布

図 11 P_{max} , P_k 時の特異性の強さ K と被着体厚さの関係

ると考えられる。そしてこの K によって破壊を議論することになる。

図 11 に、各被着体厚さモデルより求めた $P_{\max}$, P_k 時の K 値(それぞれ K_{cri} , K_{knee})の関係を示す。 K によって破壊を評価することが可能であり、 K を破壊基準として適用することが可能であるとする、破壊荷重時の K は、被着体厚さ等の幾何学的因子によらず同値を示すはずである。図 11 に示すように K_{cri} は被着体厚さによって変化しており一定値を示していないが、 K_{knee} はほぼ一定値(約 4.0)を示している。したがって、評価対象を初期破壊開始荷重である P_k であるとする、 K により破壊を議論することが可能であると考えられる。前述のように Knee Point は荷重-変位線図が線形性から外れる点であり、Knee Point までは継手が線形変形しており、弾性解析の結果からすると当然の結果であると思われる。しかし、報告されている K による評価は、 $P_{\max}$ を対象に議論しているものが多く⁽⁸⁾⁻⁽¹⁰⁾、今回の AE を用いた検討により、 K

の適用可能範囲を明確にできたと考えられる。

4・2・2 特異性の強さ K による評価 以上までの結果より応力特異性を有する応力解析結果に対して、特異性の強さ K によって初期破壊開始荷重 P_k の評価が可能であると考えられるため、 K によって実験結果を考察した。図 12 に解析上 0.3 kN 負荷したときの接着端での K と被着体厚さの関係を示す。接着端での特異性の強さは、薄板化を図るほど高まっている。したがって、薄板化を図るほど、接着端での特異性が高くなったために、継手接着部での微小破壊が低い荷重で発生し始めたものと考えられる。

次に 3・2 節で示した“Deformation Gap Model”, “Axial Gap Model”の結果も加えて、薄板化を図るほど接着端での特異性が高まった要因を検討する。図 13, 14 に“Deformation Gap Model”, “Axial Gap Model”の解析結果である特異場近傍のせん断応力分布を示す。また、式(4)に近似して求めた直線も図中に示す。各解析結果において、直線の傾きには差がない。“Deformation Gap Model”においては被着体の

図 12 0.3 kN 負荷時の接着端での特異性の強さ K と被着体厚さの関係

図 13 特異場近傍のせん断応力分布 (Deformation Gap Model)

図 14 特異場近傍のせん断応力分布 (Axial Gap Model)

図 15 0.3 kN 負荷時の接着端での特異性の強さ K と $t \cdot w \cdot E_1$ の関係

E_t が低くなるほど特異性の強さ K は高くなっているが, “Axial Gap Model” の場合大差ない結果を示している。

図 15 に $t \cdot w \cdot E_t$ と各解析モデルより求めた 0.3 kN 負荷時の接着端での K との関係を示す。この図より試験片を対象とした接着継手モデルと “Deformation Gap Model” との結果はほぼ同様の傾向を示し, 被着体の剛性を示していると考えられる $t \cdot w \cdot E_t$ が小さくなるほど K は高くなっている。一方 “Axial Gap Model” の場合, 被着体厚さが変化しても K の値は大差ない結果を示している。したがって, 被着体が薄くなるほど接着端での特異性が強くなった要因としては, 被着体が薄くなったことによって引張剛性が低下し, 両被着体間での変形のずれが大きくなったことが支配的な要因であると考えられる。

5. 結 言

本研究では CFRP 一方向材を被着体としたシングルラップ引張せん断接着継手において, 被着体積層数を変化させた薄板化を図り, 力学的挙動の変化を検討した。得られた知見を以下に示す。

(1) 被着体の薄板化を図った場合, 破断荷重 $P_{\max}$ に著しい低下は見られないが, 継手接着部での微小破壊が発生し始める荷重 (P_k) は低下することが明らかとなった。このことより薄板化を図った場合, 接着部の疲労強度の低下が示唆される。

(2) 有限要素法による応力解析結果に対して, 特

異性の強さ K による評価を検討し, K によって P_k を評価できることを明らかにした。そして薄板化を図った場合, 被着体の引張剛性の低下による両被着体間での変形のずれ量が大きくなるのが主要因で, はく離の起点である接着端の応力特異性が高くなり, P_k が低下することが明らかとなった。

文 献

- (1) 菅原, 日本接着学会誌, **28-6**(1992), 227.
- (2) 芦田, 強化プラスチック, **31-10**(1985), 496.
- (3) Long, R. S., *J. C. M.*, **26**(1991), 391.
- (4) Matthews, F. L., *Int. J. Adhesion and Adhesives*, **5-1**(1985), 13.
- (5) Schweder, J. A., *J. Adhesion*, **32**(1990), 89.
- (6) Hein, V. L. and Erdogan, F., *Int. J. Fract. Mech.*, **17-3**(1971), 317.
- (7) Bogy, D. B., *J. Appl. Mech.*, **38**(1971), 317.
- (8) 服部, 機論, **56-523**, A(1990), 618.
- (9) 山本・ほか 4 名, 自動車技術会, 学術講演会前刷集, No. 912 (1991-10), 302.
- (10) Groth, H. L., *Int. J. Adhesion and Adhesives*, **5-1**(1985), 19.
- (11) Adams, R. D. and Peppiatt, N. A., *J. Strain Anal.*, **8**(1973), 134.
- (12) 日本複合材料学会編, 複合材料ハンドブック, (1989), 200, 日刊工業新聞社.
- (13) 高分子学会編, “接着と積層”, (1980), 70, 地人書館刊.
- (14) 網島・藤井・江畑, 日本接着学会誌, **24-8** (1988), 292.
- (15) 林監修, 接着金属構造, (1977), 52, 日刊新聞社.
- (16) Hamada, H., ほか 5 名, *Progress in Acoustic Emission V*, (1990), 401.
- (17) 濱田・前川・春名, 機論, **57-543**, A(1991), 101.