Al/epoxy モールド継手の疲労強度†

山崎利春* 千葉和夫** 市川以知郎***

Fatigue Strength of Al/Epoxy Moulded Joints

by

Toshiharu YAMAZAKI*, Kazuo CHIBA** and Ichiroh ICHIKAWA***

Fatigue tests of Al/epoxy moulded joints were conducted and the effect of specimen geometry on the fatigue strength was studied. The test specimens used in the experiment were butt-joints, grooved butt-joints and slant butt-joints under bending, and butt-joints under tension.

The stress state for each specimen geometry under fatigue load combined with residual thermal stress was analyzed by elastic FEM, and all the fatigue data were found to be expressed with a single narrow S-N band when they were plotted in terms of the stress component perpendicular to the interface.

The fracture surfaces were also examined and it was shown that the fatigue fracture developed through the four stages starting from stable debond growth along the Al/adhesive interface to the final fracture of epoxy resin.

The mechanism for stepwise transition of the four stages was discussed using fracture mechanics parameters.

キー・ワード：モールド継手，接着強度，疲労強度，界面き裂

1 緒 言

金属電極をプラスチック材料内に一体注形する，いわゆる埋込電極構造は，家庭用電気器具のモールドプラグから，高電圧用機器に至るまで広い分野で使用されている。また，一般装置類のレバーのつかみ部などに，単なるインサート金具として使用される場合も多い。いずれも，製造コストが低い，自由な形状の金具をインサートできるなどの高い成形性と，ねじ類などによる機械的結合に比して，高い構造一体性が得られることなどが主たる理由である。

反面，構造体としての強度を，埋込金物とそれを取り囲むプラスチック材料との界面強度に大きく依存しているという側面がある。例えば，絶縁構造部材に本構造を採用した場合，機械的外力と，線膨張係数の不一致による熱応力のくみ合せ荷荷に対する疲労強度なども考慮する必要がある。

しかし，金属同士の接着強度の研究^{1)~3)}，FRP 同士の接着強度の研究などと比べると，注形接合界面の疲労強度の研究は少ない⁴⁾⁵⁾。注形接合部の強度問題は，同種材料の接着強度問題に比べて複雑な面がある。その一つに，形状効果があり，注形残留応力が試験片形状により変ることなどに起因するものである。これは，小さいサイズの試験片でのデータをもとに，実機的设计を行

う上で留意すべき重要な点である。このような観点から，本研究では，Al/epoxy モールド継手の疲労強度に及ぼす形状効果などについて，実験，解析両面から検討する。また，同継手の疲労破壊過程を，破壊力学的観点より明らかにする。

2 実 験

2・1 供試エポキシ樹脂

本研究に用いたエポキシ樹脂の組成を Table I に示す。平均粒径約 15 μ m のアルミナ粒子を，重量比で 66% 充てんしたもので，その破壊挙動および金属材料埋込時の注形残留応力については報告済みである。^{7)~9)}

Table I. Formulation of epoxide composite.

(Weight ratio)		
Epoxy resin	Diglycidyl ether of bisphenol A (Epoxide equivalent 400)	100
Curing agent	Phthalic acid anhydride	30
Filler	Alumina	250

2・2 試験片形状および試験方法

Fig. 1 (a)~(d)に試験片形状を示す。これらは，次の手順で作製した。まず，(a)および(c)に示す Al の角片 (A5083 相当) を機械加工により製作し，接着面をサンドブラストして粗し，エポキシフェノール系プライマーを 20~40 μ m 塗布して加熱硬化させた。つぎに，

† 原稿受理 昭和60年5月30日 Received May 30, 1985

* 正 会 員 (株)東芝重電技術研究所 川崎市川崎区浮島町, Heavy Apparatus Engineering Laboratory, Toshiba Corp., Ukishima-cho, Kawasaki-ku, Kawasaki

** (株)東芝重電技術研究所 川崎市川崎区浮島町, Heavy Apparatus Engineering Laboratory, Toshiba Corp., Ukishima-cho, Kawasaki-ku, Kawasaki

*** 東芝ケミカル(株)入舟事業部 横浜市鶴見区寛政町, Irihune Works, Toshiba Chemical Co., Kansei-cho, Tsurumi-ku, Yokohama

Fig. 1. Specimen geometry (dimensions in mm).

これを注型内に置き、上方からエポキシ樹脂を流しこんで加熱硬化させ、突合せ継手(a)、傾斜突合せ継手(c)を作った。溝付突合せ継手(b)は、(a)を作製後、機械加工により界面近くの Al 側に、図示したようにU溝を切って作った。(d)は、突合せ継手(a)から、機械加工により削り出した。加工後、加工面をバフ仕上し、100℃×6 hr のひずみとり焼なましを行った。

接着強度には界面の前処理条件が大きく関与することが予想されたので、サンドブラストの条件や、接着剤を塗布する条件などは、全試験片で可能な限り、同一にした。

(a)～(c)は4点曲げ用であり、(a)に破線で記した寸法の治具を用いて、電気油圧式疲労試験機で、片振り 1 Hz で行った。(d)は引張り用で、同試験機で片振り 3 Hz で実験した。

3 実験結果

3.1 S-Nカーブ

S-Nカーブを Fig. 2 に示す。ここで縦軸は公称引張応力および公称曲げ応力で、各々次式で計算した。

$$\Delta\sigma_n = 4P/L^2 \quad (1)$$

$$\Delta\sigma_n = 6\Delta M/th^2 \quad (2)$$

ここで、 $4P$ 、 $6\Delta M$ は各々引張荷重範囲、曲げモーメント範囲で、 L 、 t 、 h は正方形断面の一辺の長さおよび、長方形断面の厚さと高さである。

試験片の形状、負荷方法により疲労強度レベルが異なっており、溝付突合せ材が疲労強度が最も高く、つ

Fig. 2. S-N data (nominal stress vs. N_f).

いで、引張材、傾斜突合せ材、突合せ材の順に低下している。U形溝の効果が大きく、溝なしに較べて2倍以上の強度増加がある。界面を傾斜させたことにより、多少の強度増加がある。また、同じ突合せ材の場合、引張負荷の方が曲げ負荷より高強度側にある。一般に同じ公称応力の場合、曲げの方が引張りより高強度になることが知られているが、上の結果はこれと逆である。これは、負荷方法の違いによるものではなく、むしろ、試験片サイズの違いによる、一種のサイズ効果と考えられるが、さらに4章にて検討する。

3.2 破壊経路

巨視的な破壊経路を Fig. 3 に示す。最大応力部にてはくりが発生した後、界面に沿った成長があり、そ

Fig. 3. Macroscopic fracture path.

Fig. 4. Fracture surface appearances.

の後エポキシ内の割れに移行している。

Fig. 4 (a)~(d)に、突合せ材、溝付突合せ材、傾斜突合せ材および引張材の Al 側の疲労破面写真を示す。はくりの開始からエポキシの割れに至る径路は段階的である。

Fig. 5 はこれを模式的に画いたもので、次の 4 過程から成っている。

- S₁: Al/接着層界面に沿う、はくりの成長
- S₂: 接着層内のき裂進展
- S₃: エポキシ/接着層界面に沿う、はくり進展
- S₄: エポキシ内のき裂進展

S₁ は、はくりの安定成長域と考えられ、その最終形状は、突合せ材、傾斜突合せ材では 2 次元き裂状、溝付突合せ材では半だ円状、引張材では 1/4 円角き裂状となっている。S₄ は微視観察の結果、アルミナ粒子

Fig. 5. A typical cracking path in Al/epoxy moulded joints.

分散エポキシ樹脂の高速常温型の破面で、不安定破壊部であることが分った。S₂ 領域では指紋状模様が認められる。これは接着層内を伝ばするき裂が、せん断応力による Mode III 変形をうけて、局所的にき裂前縁が回転してできたものと考えられる。

はくりの成長過程は、界面近傍の応力場と密接に関連して生じると考えられるが、傾斜突合せ材のように、S₁→S₄ の例もあり、S₂, S₃ がはくりの成長に本質的なものかどうかは明確ではない。

4 考 察

4・1 接着端部での応力集中

埋込金物により、エポキシの収縮が拘束されることにより、界面近傍には注残留応力が生じる。これは近似的に T_g 点からの冷却熱応力に等しいことを、実験的に明らかにしている。

さて、Fig. 6 に示すように界面に沿って t 軸、これと垂直に n 軸をとる。また構成材のヤング率、ポアソン比、線膨張係数を E , ν , α で表し、被接着材に 1, 2 接着剤に a の添字をつけて示す。

Fig. 6. 3-layer structure in the vicinity of adhesive-bonded interface.

本実験で用いた突合せ継手の場合、 t 軸方向の収縮量の差によって、せん断応力 σ_{nt} とともに、垂直成分 σ_{nn} も生ずる。これは被接着物 1, 2 の端面に σ_{nt} が作用することにより反りが生じ、1, 2 における反り量の差が開口を生じるからである。

さて、接着層の両側に厚さ t_1 , t_2 の変形層を考え、この層内のみに界面変形が限定され则认为る。宮崎らによれば¹⁰⁾ σ_{nt} の最大値は端部で生じ、近似的に次式で与えられる。

$$(\sigma_{nt})_{res} = (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta T \left(\frac{G_a}{t_a} \right)^{1/2} \left(\frac{1}{E_1 t_1} + \frac{1}{E_2 t_2} \right)^{-1/2} \tanh \left(\frac{L}{2\sqrt{A}} \right) \quad (3)$$

ここで、

$$A = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_1 t_1} + \frac{1}{E_2 t_2} \right) \quad (4)$$

であり、 G_a は接着層の横弾性係数、 ΔT は変動温度幅である。通常は、 t_a , t_1 , t_2 は試験片サイズ L に比して十分小さいから、 $\tanh(L\sqrt{A}/2) \approx 1$ としてよい。

また、 (σ_{nn}) は (σ_{ni}) に比例した量と考えてよいから、ある定まった被接着材の組合せに関しては、

$$(\sigma_{nn})_{res} \propto (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta T (E_a/t_a)^{1/2} \quad (5)$$

となる。継手が遠方で σ_0 なる一様引張りをうける場合、および表面で σ_0 なる一様曲げをうける場合にも、ポアソン収縮量が被接着材 1, 2 で異なることにより、同様な効果をもつ。式(3)~(5)と同様に、

$$(\sigma_{nn})_{ben} \approx (\sigma_{nn})_{ten} \propto \sigma_0 \left(\frac{\nu_1}{E_1} - \frac{\nu_2}{E_2} \right) (E_a/t_a)^{1/2} \quad (6)$$

であることが示される。ただし、 $(\sigma_{nn})_{res}$ 、 $(\sigma_{nn})_{ben}$ 、 $(\sigma_{nn})_{ten}$ は注形残留応力、曲げ応力および引張応力の接着端部でのはくり成分を表す。式(5)、(6)の (σ_{nn}) が外力による応力に付加されることになる。

一般に弾性定数の異なる 2 物体の接合端部では、弾性応力は発散する傾向にあるが、上の扱いは近似式ながら、そのオーダー把握に有効であろう。Table II の値を用い、 $\Delta T = -100^\circ\text{C}$ 、 $\sigma_0 = 10 \sim 20 \text{ MPa}$ とした場合、

$$(\sigma_{nn})_{res}/(\sigma_{nn})_{ben} \approx 2 \sim 3$$

であり、本実験の場合、注形残留応力が大きな比重を占めていることが理解される。

4・2 接着継手の応力解析方法の検討

Al/epoxy 継手の破壊発生部は、微視的には Al/接着層/epoxy の 3 層構造となっている。したがって、解析には接着層も含めるのが一つの方法であり、これまで金属同士の突合せ継手や単純重ね継手などが接着層を含めて FEM 解析され、その破壊強度が論じられてきた。しかし接着層は、構造体の他の寸法に比して無視しうるほど小さいのが一般的である。また、一般構造物の解析において、接着層も解析モデルに含めるのは、特にうすい接着層の場合、不経済である。

そこで、 $t_a \rightarrow 0$ の極限として、FEM 解析に接着層を含めずに、等価的にその効果を評価できれば実用的価値は大きい。このような観点から、FEM 熱応力解析に接着層を含めた場合と含めない場合の比較を行って、その等価性について検討した。

弾性 FEM 解析で、40 mm 幅の Al/epoxy 突合せ継手の残留応力を、 $\Delta T = -100^\circ\text{C}$ の熱応力として解析する。物性値は Table II の値を用い、一定ひずみ要素で平面応力解析を行う。Fig. 7 は接着層を含めたモデル（接着層モデル）の一例で、対称性から上半分のメッシュ分割してある。辺 BC、ED および BE は

Fig. 7. An example of finite element models with adhesive layer (dimensions in mm).

自由表面、辺 CD が中心線である。界面近傍の t 、 n 方向のメッシュ分割サイズを各々、 Δ_t 、 Δ_n で表す。外表面近傍の Δ_t は 0.6 mm 一定とし、 $\nu_a = 0.3$ 、 $\alpha_a = 6 \times 10^{-5}/^\circ\text{C}$ に固定し、 E_a 、 t_a のみ変えた。

接着層を含めないモデル（非接着層モデル）では、 $\Delta_n = 0.5 \text{ mm}$ 、 1 mm について解析した。

外表面に沿う (Fig. 7, A 部詳細図破線) σ_{nn} の分布を Fig. 8 に示す。 σ_{nn} は Al 側で高くなる傾向にあり、これが、はくりが Al/接着層界面でスタートする一因と考えられる。また σ_{nn} は E_a が高いほど、 t_a が小さいほど大きくなる。非接着層モデルによる結果も、 σ_{nn} の分布形は類似で、 Δ_n に対応した特定の接着特性のものに近い形をしている。

Fig. 8. Distribution of σ_{nn} along outer surface.

式(5)、(6)より、 σ_{nn} は E_a/t_a の関数であることが示唆されたので、接着層内での σ_{nn} の最大値を E_a/t_a に対してプロットし、Fig. 9 に示す。 σ_{nn} は E_a/t_a の一価関数になっており、 E_a/t_a の増加とともに次第に飽和する傾向にある。しかし式(5)、(6)に近い形で変化

Table II. Material properties.

Material	E (GPa)	ν	α ($^\circ\text{C}$)
Al	70	0.3	2.3×10^{-5}
Epoxy	10	0.3	3.6×10^{-5}

Fig. 9. Relation between maximum σ_{nn} in adhesive layer and E_a/t_a .

している。

非接着層モデルの結果から, σ_{nn} を Al 側と epoxy 側の平均値として定義し, Fig. 9 のグラフと比較した。その結果, $\Delta_n=0.5$ mm, 1 mm に対して, E_a/t_a の相当値として, $(E_a/t_a) \approx 50$ および 30 GPa/mm が得られる。これは,

$$(E_a/t_a) \approx (E_1/\Delta_n + E_2/\Delta_n)/2 \quad (7)$$

なる考えと, おおよそ一致している。

$E_a \approx 1$ GPa, $t_a = 20 \sim 40 \mu\text{m}$ の場合, $E_a/t_a = 25 \sim 50$ GPa/mm であるが, 以上の検討結果では $\Delta_n = 1$ mm の非接着層モデルがほぼ相当ということになる。

4.3 疲労試験データの最大応力によるプロット

前節の考えにもとづき, $\Delta_i = \Delta_n = 1$ mm の非接着層モデルによる各試験片の FEM 応力解析を行った。

Fig. 10 には, 溝付突合せ材のメッシュ分割例を示す。注形残留応力は前述したように, $\Delta T = -100^\circ\text{C}$ の熱応

Fig. 10. Finite element model of grooved butt-joint (dimensions in mm).

力で模擬し, 4 点曲げのモーメントは, Al 側の一端を固定し, epoxy 側の端面に直線分布の圧力を作作用させた。

Fig. 11 (a)~(d)に各種試験片の界面に沿う σ_{nn} の分布を示す。これは Al 側と epoxy 側の平均値である。

突合せ材の場合, σ_{res} は角部で発散する傾向があるが, 溝をつけたことにより σ_{res} がかなり軽減されている (Fig. 11 (a)(b)). また突合せ材の場合, σ_{res} と σ_{ben} とが角部で重畳しているが, (b)の場合は溝の効果により σ_{res} と σ_{ben} の重畳効果がなくなっている。これが溝による強度増加の一因であろう。

傾斜突合せ材の場合, σ_{ben} の引張側で σ_{res} の発散傾向が消滅する傾向にある。引張側と圧縮側とでは Al との関係が逆になっているので σ_{nn} の分布も反対称でなく, 引張側の σ_{nn} は, 式(2)の公称曲げ応力 $\Delta\sigma_n$ に対して,

$$\sigma_{nn} = \frac{1}{2} \Delta\sigma_n (1 + \cos 2\theta) \quad (8)$$

のレベルまでは低下していない。ここで θ は傾斜角, 30° である。

Fig. 11. Stress distribution along the interface.

同じ突合せ材でも引張材の方が曲げ材より σ_{res} は小さいが、これは試験片サイズ L によらず、同一の接着層厚さ t_a になっていることに関連している。 t_a も含めて形状が相似的ならば、弾性応力は両者で同一となる。しかしいまの場合は t_a が一定であり、4・2 節の結果により FEM 解析用のメッシュサイズを界面近傍で一定にしているため、 t_a/L は小寸法試験片（引張材）の方が相対的に大きくなっている。式(5)、(6)に示されるように、 σ_{res} はほぼ $\sqrt{t_a}$ に反比例するから、同一試験片サイズに換算すれば、小寸法試験片の方が σ_{res} は小さい結果になる。これは一種のサイズ効果であり、FEM 解析にこれが含まれることは、実用上重要である。

以上の計算結果から、界面での σ_{nn} の最大応力 σ_{max} は、 $\Delta\sigma_n$ と次式で関係づけられる。

$$\sigma_{max} = k \cdot \Delta\sigma_n + \sigma_{res} \quad (9)$$

ただし、応力の発散領域では表面から 0.5 mm 内部の点での応力値で代用した。このような特性寸法に基づく強度評価法は、ぜい性材料の応力集中部からの破壊基準として有効と考えられている。⁸⁾⁽¹²⁾ 接着継手の角部の特異応力を直接扱う試みもあるが、その有効性はまだ確認されていない。¹¹⁾

各試験片についての k , σ_{res} を Table III に示す。式(9)に基づいて、Fig. 2 の $S-N$ データをプロットし直したものを Fig. 12 に示す。各試験片での実験データは、ほぼ一つのバンド内におちており、モールド継手の疲労強度に及ぼす形状効果が、ほぼ説明された。

Table III. Constants in eq.(9).

Specimen geometry	Loading mode	k	σ_{res} (MPa)
Butt-joint	Bending	1.02	10
Grooved butt-joint		0.78	0.5
Slant butt-joint		1.18	2
Butt-joint	Tension	1.05	2

Fig. 12. $S-N$ data (maximum debonding stress vs. N_f).

4・4 破面生成機構の検討

接着層モデルでの解析の結果、 σ_{nn} は Al 側で高いことが分った。これは、はくりが Al/接着層界面からスタートする原因の一つと考えられるが、その後の破壊径路の遷移を説明するものではない。

さて、Fig. 13 に示すように、接着層内に長さ a のき裂がある場合を考える。これに、残留応力と外力が負荷される結果、Mode I, II の変形をうける。混合

Fig. 13. A crack in adhesive layer under mixed mode loading.

モード下における破壊角 ω は、 σ_θ 基準によれば次式の解として与えられる。¹³⁾

$$K_I \sin \omega + K_{II} (3 \cos \omega - 1) = 0 \quad (10)$$

ここで、

$$X = K_{II} / \sqrt{K_I^2 + 9K_{II}^2} \quad (11)$$

とすれば、 ω は次式で求まる。

$$\omega = \sin^{-1}(X) - \sin^{-1}(3X) \quad (12)$$

被接着材 1, 2 から成る接合体の等価ヤング率を E (1, 2), エネルギー解放率を G (1, 2) などと表す。Al/epoxy の場合、平面応力条件では E (1, 2) ≈ 18.8 GPa である。¹⁴⁾ 接着層内のき裂の K 値を $\bar{K}$ で、非接着層モデルの界面き裂の K 値を K で表す。さて Trantina の解析によれば、 $t_a \ll a$ なるときは接着層のエネルギー解放率への寄与は無視できる。¹⁵⁾ したがって、 $i = I, II$ について

$$\bar{K}_i = K_{i1} \sqrt{E_a/E(1, 2)} \quad (13)$$

が成立する。式(10)~(13)のように非接着層モデルでも ω の評価が可能なので、40 mm 幅の突合せ材について、 G_i (1, 2) を数値計算し、次式により K_I , K_{II} を求めた。¹⁴⁾

$$K_i = \sqrt{E(1, 2) G_i(1, 2)} \quad (14)$$

Fig. 14 は残留応力と曲げ応力に関する K_i 対 a のプロットである。 K_{II} の符号が残留応力と曲げ応力とで逆になっている。Fig. 15 は破壊角 ω の計算結果で、はくりは Al 側に沿って進展し、次第に epoxy 側に遷移してゆく様子が示されている。この遷移は公称曲げ応力が高いほど早く生ずるが、これは実験結果と定量的にも良く対応している。以上の結果より σ_{nt} ははくり径路の steering 成分と考えてよいだろう。

Fig. 14. K_I , K_{II} vs. crack length.

Fig. 15. Fracture angle vs. crack length.

4.5 不安定破壊開始条件

S_I 領域の最終段階が不安定破壊開始時と考え、このときの K_I 値, K_f を評価し、各試験片形状について比較してみた。界面き裂の K_I は近似的に均質体中のき裂の K_I に等しく、式(14)で与えられる。

S_I 過程のはくりは、被接着材 2 (Al) と接着層との界面き裂である。これについての K_f を K_f' とすると、

$$K_f' = \sqrt{E(a, 2)G_1(1, a, 2)} \quad (15)$$

前節と同様、 $G(1, 2) \approx G(1, a, 2)$ と考えれば、

$$K_f' \approx K_{f1} \sqrt{E(a, 2)/E(1, 2)} \quad (16)$$

であり、構造体としての接着強度評価には K_f を知っておけば十分である。

Fig. 16 は K_f の計算結果で、突合せ材、傾斜突合せ材では 2 次元き裂、溝付突合せ材では半だ円き裂、引張材では角円き裂とみなし、均質体中のき裂について成立する近似評価式を用いた。応力は、残留応力と疲労荷重の組合せ荷重を考えた。同図には引張静的破壊データも示してある。き裂深さは負荷条件、試験片形状により 0.5~10 mm の範囲にわたるが、 $K_f \approx 1.85 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ではば一定である。ここでの K_I の評価は近似的なものだが、以上の結果から、おおよそ K_I が一定値に達した時点で S_I 成長が終ろうとすると考えてよいだろう。

Fig. 16. K_f and S_I crack depth for various loading mode.

5 結 言

Al/epoxy モールド継手の疲労試験を行い、疲労強度に及ぼす形状効果について調べた。その結果、公称応力評価では、強度レベルは試験片形状に大きく依存するが、注形残留応力を考慮した σ_{nn} に基づく評価ではすべてのデータが狭い幅の S-N カーブで表現でき、 σ_{nn} がはくり強度の支配因子と考えてよいことが分った。

また、はくりの成長過程を破壊力学的パラメータにより検討したところ、はくりは σ_{nt} の影響などにより、Al/接着層界面に沿って安定成長した後、 K_I が一定値に達した時点で S_I 成長が終了することが分った。実質的には、この時点が不安定破壊の開始と考えられる。これ以後の破壊については、本文では言及しなかったが、 σ_{tt} も重要な因子と考えられる。二軸応力が破壊径路に及ぼす効果の解析もあり、今後、接着層の特性も含めた破壊基準の確立が望まれる。

(昭和59年9月11日 第28回材料研究連合講演会にて一部講演)

参 考 文 献

- 1) 鈴木靖昭, 日本機械学会論文集, A-50, 526 (1984).
- 2) 鈴木靖昭, 日本機械学会論文集, A-50, 1341 (1984).
- 3) 杉林俊雄, 池上皓三, 日本機械学会論文集, A-50, 373 (1984).
- 4) 宮入裕夫, 福田秀昭, 永井正洋, 村松篤良, 材料, 30, 206 (1981).
- 5) A. J. Kinloch, J. Mat. Sci., 17, 617 (1982).
- 6) D. R. Mulville, D. L. Hunston and P. W. Mast, J. Engng. Mat. and Tech., 100, 25 (1978).
- 7) 山崎利春, 千葉和夫, 材料, 33, 198 (1984).
- 8) 山崎利春, 千葉和夫, 材料, 33, 1304 (1984).
- 9) 山崎利春, 大沼秀夫, 材料, 33, 980 (1984).
- 10) 宮崎政行, 吉岡純夫, 土方明躬, 材料, 30, 330 (1981).
- 11) P. A. Gradin, J. Comp. Mat., 16, 448 (1982).
- 12) 野口 徹, 材料, 32, 509 (1983).
- 13) K. Tanaka, Eng. Fract. Mech., 6, 305 (1974).
- 14) 山崎利春, 材料, 34, 1261 (1985).
- 15) G. G. Trantina, J. Comp. Mat., 6, 192 (1972).
- 16) A. F. Mak, L. M. Keer, S. H. Chen and J. L. Lewis, J. Appl. Mech., 47, 347 (1980).
- 17) A. Piva and E. Viola, Engng. Fract. Mech., 13, 143 (1980).