研究論文

一方向積層 CFRP 平板の圧縮による連続脆性破壊挙動とエネルギー吸収

上田 政人^{*1}, 高嶋 豊士^{*2}, 加藤 保之^{*3}, 西村 哲^{*3}

(2009 年 12 月 11 日受付)

Progressive Crushing Behavior and Energy Absorption of Unidirectional CFRP Plate under Axial Compression

Masahito UEDA,^{*1} Toyoshi TAKASHIMA,^{*2} Yasuyuki KATO^{*3}
and Tetsu NISHIMURA^{*3}

(Received December 11, 2009)

Abstract: Progressive crushing tests of unidirectionally laminated carbon fiber reinforced plastic (CFRP) rectangular plate were carried out to reveal its continuous fracture behavior and energy absorption. A special test fixture was developed for the test and fracture process of the CFRP was observed from its side section. Three types of trigger geometries, i.e. chamfer, steeple and V-shape trigger, were machined on each specimen. Film embedded V-shape trigger was also prepared to investigate the effect of initial cracks on energy absorption. The initial fracture behavior strongly affected the ensuing stable fracture process. It was clarified that V-shape trigger specimen was robust over the variation of gage length (unsupported length) as compared to chamfer and steeple trigger specimen which showed smaller energy absorption with longer gage length. A column-like part, which was called pillar in this paper, was observed between fronds under crushing. The fracture was much severe at pillar section than fronds section. Fiber fractures were observed periodically at 50–100 μm length in the pillar section, which coincides with the length of kink band in ultimate compressive failures of CFRP. It was revealed that the thickness of pillar was dominant factor on energy absorption of unidirectional CFRP.

Key words: CFRP, Progressive crushing, Energy absorption, Compressive strength

1. 緒 言

炭素繊維強化プラスチック (CFRP) は、金属材料と比較して比強度と比剛性に優れることから、軽量化のため

に輸送機器などの構造材料として採用されることが増えてきた。また、圧縮時の比エネルギー吸収量においても、CFRP は金属材料よりも優れるために、衝突エネルギーを吸収する構造部材としても期待されている。

しかしながら、CFRP は繊維と母材の種類¹⁾、その組み合わせ²⁾、繊維体積含有率²⁾、積層構成^{3–5)}、断面形状^{6–8)}、トリガー形状^{9–11)}、接触面荒さ¹²⁾、負荷速度¹³⁾や試験温度¹⁴⁾などによって複雑な破壊挙動を示すことが報告されている。そのために CFRP を用いた衝突エネルギー吸収構造の設計方法は確立されておらず、実機製作には実験的な試行錯誤が必要である。

CFRP のエネルギー吸収特性は、その積層構成に強く依存し、また、同一積層構成であってもその構造の断面形状にも依存する。そこで、形状が単純な平板形状の CFRP を用いてそのエネルギー吸収特性を評価しよう

^{*1} 日本大学理工学部機械工学科専任講師 (101-8308 東京都千代田区神田駿河台 1-8-14)

Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, College of Science and Technology, Nihon University

^{*2} 日本大学大学院機械工学専攻大学院生

Graduate Course Student, Graduate School of Nihon University

^{*3} 日本大学理工学部機械工学科教授

Professor, Department of Mechanical Engineering, College of Science and Technology, Nihon University

とする方法が検討されている¹⁵⁻²⁸⁾。これは平板形状にすることで、CFRP の圧縮による連続脆性破壊挙動（プログ्रेसブクラッシング）を単純化して評価しようとするものである。

しかしながら、一方向積層 CFRP の圧縮による連続脆性破壊については、最も単純な積層構成でありながら、圧縮時に容易に縦割れやはく離を生じて崩壊し易いことから報告が少なく^{26,27)}、その破壊挙動やエネルギー吸収特性については十分に解明されていない。

そこで本研究では、平板形状の一方向積層 CFRP に対して、圧縮による連続脆性破壊を安定的に生じさせる治具を製作し、その破壊挙動の逐次観察を行った。得られた結果より、一方向積層 CFRP の連続脆性破壊挙動と、それによるエネルギー吸収について考察した。

2. 実験方法

2.1 試験片成形方法

材料には一方向炭素繊維プリプレグシート PYROFIL#380（三菱レイヨン製）を用いた。積層構成は $[0_8]$ であり、オートクレーブ製法により成形した。成形後の板厚は約 2 mm であり、これより長さ 85 mm、幅 20 mm の矩形板を切り出した。試験片端部には破壊の起点（トリガー）となる加工を施した。

2.2 トリガー形状

2.2.1 端部加工を施した試験片

CFRP 構造の一端より、圧縮による連続脆性破壊を生じさせるために、これまでに様々なトリガー形状が提案されているが、同一種類の CFRP であっても、トリガー形状に依存してエネルギー吸収量が異なることが報告されている^{1,5,9-11,15)}。本研究では、トリガー形状の差異が一方向積層 CFRP のエネルギー吸収に与える影響を検討するため、Fig. 1 に示す 3 種類の機械加工を試験片の一端に施した。

Fig. 1(a) の chamfer 型トリガーは、機械加工が容易であることから、円筒形状 CFRP のエネルギー吸収量に関

(a) Chamfer trigger (b) Steeple trigger (c) V-shape trigger

Fig. 1 Trigger geometry at a specimen edge.

Fig. 2 Naflon film embedded V-shape trigger.

する多数の研究において採用されている。Fig. 1(b) の steeple 型トリガーは、対称に面取り加工を施したものであり、平板形状 CFRP においてよく用いられる。また、本研究では Fig. 1(c) に示す V 溝型トリガーを新しく提案する。これは平板の中央部が凹になるように加工したものであり、板厚中央部に対して破壊形状が対称になることを想定したものである。

2.2.2 端部加工及び予はく離を挿入した試験片

前述のトリガー形状とは別に、V 溝型トリガーに対して 2 枚のナフロンフィルムを先端から 8 mm の位置まで対称に挟み、予はく離を挿入したトリガーを製作した (Fig. 2 参照)。ナフロンフィルムは CFRP の成形前に挿入した。フィルム挿入位置は、フィルム間に CFRP プリプレグがそれぞれ 2 層及び 4 層となる 2 種類とした。これらをそれぞれ中 2 層試験片 (I2)、及び、中 4 層試験片 (I4) と呼ぶ。

2.3 圧縮による連続破壊用治具

CFRP の圧縮による連続脆性破壊挙動は、その積層構成及び断面形状に依存する。例えば、閉断面の中空柱では、周方向にも繊維を配向すると、面外変形を拘束するので、縦割れの発生を抑制する。この影響は断面形状が円形か、または四角形であるかなどにより異なり、マクロな破壊モードが変化して、エネルギー吸収量も変化する。

そこで本研究では、CFRP の圧縮による連続脆性破壊を単純化して評価するために、試験片形状を矩形平板として試験を実施した。本研究では、Fig. 3 に示す独自に開発した固定治具を用いて、矩形平板の安定した連続脆性破壊試験を行った。図示のように、2 枚の面外変形拘束板の間にトリガー部を下向きにして CFRP 平板を挟み、上方から圧縮荷重を加え、CFRP に連続的な圧縮破壊を生じさせる。破壊後の CFRP は、その両面外方向に排出される。面外変形拘束板間の間隔は、シム厚さの変更により調整した。面外変形拘束板は土台に固定されており、試験中はゲージ長さ（非拘束間隔）を常に一定に保つようになっている。このゲージ長さ (L_g) は、

Fig. 3 Schematic representation of the test fixture.

シム厚さの変更により調整した。なお、CFRPの連続脆性破壊挙動は、側面から逐次観察することができるようになっている。

2.4 圧縮試験

万能試験機 (AG-IS 150 kN, 島津製作所製) を用い、負荷速度 1.0 mm/min で圧縮試験を実施した。治具高さ と試験片長さとの関係から、最大変位量は 20 mm とした。面外変形拘束板と CFRP 平板とが接触する面にはグリスを塗布し、摩擦による影響を低減させた。

2.5 比エネルギー吸収量

エネルギー吸収効率を比較する指標として、比エネルギー吸収量 (E_s) を用いた。比エネルギー吸収量は、吸収したエネルギーをそのエネルギー吸収部材の質量で除したものであり、以下のように算出する。

$$E_s = \frac{1}{M} \int_0^{L_e} P dL = \frac{P_a L_e}{M} \quad \text{kJ/kg} \quad (1)$$

ここで、 P_a : 平均荷重, L_e : 試験片の破壊部長さ, M : 試験片質量である。

また、CFRP の圧縮による連続脆性破壊の特徴から、 $L_e = L_T$ (試験片全長) と近似すると³⁾

$$E_s = \frac{\sigma_a}{\rho} \quad \text{kJ/kg} \quad (2)$$

ここで、 σ_a : 平均応力, ρ : 試験片密度 ($=1.5 \text{ g/cm}^3$) である。

本研究では、破壊が安定的に進行して、荷重が一定値を示す領域におけるエネルギー吸収特性について考察するため、平均荷重は初期遷移領域 (0~10 mm) を除いて算出した。また、 $L_e = L_T$ として (1) 式を用い、比エネルギー吸収量を算出した。

3. 実験結果

3.1 圧縮による連続脆性破壊挙動の観察

3.1.1 トリガー形状による差異

各試験片に、Fig. 1 に示した 3 種類のトリガー加工を施し、ゲージ長さを $L_g = 20 \text{ mm}$ として圧縮試験を実施した。Fig. 4 には、圧縮試験より得た荷重-変位線図の例を示す。また、Fig. 5~7 は、Fig. 4 に示す (i)~(iv) の変位領域における、chamfer 型、steep 型及び V 溝型のトリガー形状を有する CFRP 平板の側面写真である。

(i) の領域では、荷重は変位に伴い増加し、トリガー部では接触面近傍で局所的な損傷が生じ始めた。

(ii) の初期最大荷重に達した時点で、CFRP に突発的にはく離が発生し、板の曲げ剛性が低下するため、荷重は急激に減少した。特に chamfer 型及び steep 型トリガーを有する CFRP では、ゲージ長さ間で全体座屈が生じ、V 溝型と比較すると大きなはく離が観察された。初期最大荷重や初期最大荷重に到達するまでの変位量は、トリガー形状に依存している。

(iii) の領域では、断続的にはく離の発生及び進展を繰り返しながら、荷重は低下を続けた。その後、全ての試験片において、板厚の中央部に柱状に直立した部分が生じ (以後、ピラーと呼ぶ)、その両側でははく離した部分 (以後、フロンドと呼ぶ) が曲げ変形を生じた状態となっ

Fig. 4 Load-displacement curves of unidirectional CFRP plate with various trigger geometry ($L_g = 20 \text{ mm}$).

Fig. 5 Progressive crushing of chamfer trigger specimen ($L_g=20$ mm).

Fig. 7 Progressive crushing of V-shape trigger specimen ($L_g=20$ mm).

Fig. 6 Progressive crushing of steeple trigger specimen ($L_g=20$ mm).

た。フロンド内では幾重かのはく離が生じていた。chamfer 型及び steeple 型トリガーを有する CFRP における全体座屈は、破壊の進行に伴い解消された。

(iv) の領域では、突発的なはく離の発生及び進展は生じなくなり、ピラー部分の厚さや、その両側のフロンド部分の曲率は大きく変化せず、破壊が安定的に進行し

て、荷重はほぼ一定値を示すようになった。

Fig. 8(a) は、トリガー形状が chamfer 型であり、ゲージ長さを $L_g=20$ mm とした場合の、他の試験片での変位量 20 mm における側面写真である。同条件である Fig. 5(iv) と比較すると、ピラーとフロンドとの間のはく離は面外変形拘束板付近まで進展している。このように同条件であっても、chamfer 型や steeple 型トリガーの場合には、初期最大荷重近傍で Fig. 5(ii) または Fig. 6(ii) のようにゲージ長さ間で全体座屈を生じるため、はく離発生位置やその進展量が試験片によって異なる結果となった。繊維うねりなどの試験片の不均質や²⁹⁾、トリガー形状の微視的な差異、また負荷の偏心などに起因して、トリガー形状が同一タイプであっても試験片によって破壊様相は異なり、安定域で一定となる荷重値にもばらつきが生じた。

一方、V 溝型トリガーの場合には、試験片は全体座屈することなく初期はく離が発生し、破壊が進展していった。ピラーとフロンドとの間のはく離長さは、chamfer 型及び steeple 型と比較すると短く、CFRP の破壊挙動は安定していた。以上の結果より、平板形状の CFRP において、安定した圧縮による連続脆性破壊挙動を再現するためには、V 溝型のトリガー形状を採用するのが有効であると結論づけられる。

同一種類の CFRP であっても、トリガー形状に起因した初期破壊挙動の差異が、その後の荷重が安定する領域

Fig. 8 Progressive crushing of chamfer trigger specimen by different gage length (stroke 20 mm).

での破壊挙動にも大きく影響を与える。また、荷重が安定する領域での破壊挙動は、荷重が最小になるような破壊モードへと逐次移行せずに、初期破壊に依存した破壊モードを保持して破壊が進行する。以上のことが、同一種類のCFRPであっても、トリガー形状に依ってそのエネルギー吸収量に差異が生じる要因である。

3.1.2 ゲージ長さの影響

Chamfer型トリガー試験片において、ゲージ長さを $L_g=3, 10, 15, 20$ mmとした場合、変位量20 mmにおける側面写真をFig. 8に示す。図より、ゲージ長さの減少に伴い、ピラー部の厚さが増大していることが明らかである。一方、安定域で一定となる荷重の値も、ゲージ長さが短くなるに伴い増加する傾向を示した。ゲージ長さが短くなることによって、CFRPの全体座屈が抑制されることにより、はく離の発生も抑制されてピラー厚さが増加したと考えられる。

3.1.3 ピラー部における破壊様相

Fig. 9には、試験終了後にCFRPを固定治具より取り出し、試験片を幅方向の中央部にて切断した断面を示す。フロンズ部でははく離が生じているが、試験中に大きく曲げられた形状は元の状態にまで戻っていることから、この部分の曲げは弾性域内での変形であったと考え

Fig. 9 Cross section of CFRP after test (V-shape trigger, $L_g=20$ mm).

Fig. 10 Periodic fiber fracture at pillar section.

られる。一方、ピラー部は大きく変形し、また一部欠損しており、フロンズ部とは破壊が大きく異なっていた。

Fig. 10には、走査型電子顕微鏡 (SEM) によるピラー部の観察写真を示す。これより、ピラー部では $50\sim 100\ \mu\text{m}$ 程度の一定間隔で繊維破断が観察された。この繊維破断間隔は、CFRPの圧縮強度試験にて観察されるキンクバンド長さとはほぼ等しい³⁰⁾。このことから、ピラー部内でのこのような周期的な繊維破断が生じた領域では、一般的な圧縮強度試験³¹⁾で測定される圧縮強度と等しくなっていると考えられるが、試験後のピラー部は欠損している箇所が多く、その領域の特定は困難であった。

3.2 比エネルギー吸収量の比較

トリガー形状が同一のCFRPにおいても、安定域で一定となる荷重の値にはばらつきが生じ、ピラー厚さも異なっていた。そこで、ピラー厚さの影響を検討するために、3種類のトリガー加工を施した試験片に対して、それぞれゲージ長さを $L_g=3, 10, 15, 20$ mmと変化させて圧縮試験を実施した結果について、比エネルギー吸収量

- Chamfer $L_g=3\text{mm}$ △ Steeple $L_g=3\text{mm}$ □ V-shape $L_g=3\text{mm}$ × 12 $L_g=3\text{mm}$
 ● Chamfer $L_g=10\text{mm}$ ▲ Steeple $L_g=10\text{mm}$ ■ V-shape $L_g=10\text{mm}$ + 14 $L_g=3\text{mm}$
 ● Chamfer $L_g=15\text{mm}$ ▲ Steeple $L_g=15\text{mm}$ ■ V-shape $L_g=15\text{mm}$
 ● Chamfer $L_g=20\text{mm}$ ▲ Steeple $L_g=20\text{mm}$ ■ V-shape $L_g=20\text{mm}$

Fig. 11 Specific energy absorption vs thickness of pillar.

とピラー厚さの関係を求めたものを Fig. 11 に示す。横軸は試験片の板厚に対するピラー厚さの比率である。ピラー厚さは、変位量が 20 mm のときに、試験片の両側面から測定した値の平均値とした。また、右縦軸は、試験片の全断面に作用すると仮定した平均応力を、(2) 式を用いて算出したものである。図中に示した 2 つの直線は、それぞれゲージ長さが $L_g=3\text{mm}$ と、 $L_g=10, 15, 20\text{mm}$ の結果に対する、誤差最小の近似直線である。

ゲージ長さが $L_g=10, 15, 20\text{mm}$ の場合には、比エネルギー吸収量とピラー厚さとの間には線形関係が確認できる。すなわち、比エネルギー吸収量はピラー厚さに依存している。一方、ゲージ長さが $L_g=3\text{mm}$ と短くなると、比エネルギー吸収量は、ゲージ長さが $L_g=10, 15, 20\text{mm}$ の結果による近似直線上には分布せず、それよりも高い値を示した。すなわち、ゲージ長さが短くなるとフロンドの曲率が大きくなり、その曲げ変形を連続的に生じさせるために要するエネルギーが、全体のエネルギー吸収量に対して大きくなったのではないかと考えられる。

次に、Fig. 11 より、ゲージ長さが $L_g=10, 15, 20\text{mm}$ の結果による近似直線を用いて、試験片の全断面がピラーとなった場合の平均応力を外挿して求めると、150 MPa 程度である。3.1.3 節にて示したように、ピラー部で

の連続的な繊維破断の間隔は、圧縮強度試験で観察される終局破壊モードであるキンクバンドの長さとはほぼ等しいが、全断面をピラーと仮定した場合の応力値は、一般的な圧縮強度試験により測定される圧縮強度よりも非常に低い値であった^{30,31)}。CFRP の圧縮強度と圧縮による連続脆性破壊応力との関係については、今後の検討が必要である。

3.3 予はく離によるピラー厚さの制御

Fig. 11 に示すように、最も安定した破壊挙動を示した V 溝型トリガーを使用した場合であっても、試験片ごとにピラー厚さには若干のばらつきが生じた。そこで、層間にフィルムを挿入して、予はく離を導入することによってピラー厚さのばらつきを抑制することができるか検討した。

トリガー形状は Fig. 2 に示したものであり、ゲージ長さは $L_g=3\text{mm}$ とした。得られたピラー厚さと比エネルギー吸収量との関係を Fig. 11 に示す。また、中 4 層試験片と中 2 層試験片の荷重-変位線図、及び圧縮時の側面写真を Fig. 12, 13 にそれぞれ示す。なお、ピラー厚さは変位量が 20 mm のときに、試験片の両側面から測定した値の平均値である。

中 4 層試験片では、フィルム挿入無しの V 溝型トリガー試験片より、ピラー厚さ及び比エネルギー吸収量は低

Fig. 12 Load-displacement curves of film embedded V-shape trigger specimen ($L_g=3$ mm).

Fig. 13 Film embedded V-shape trigger specimen under crushing ($L_g=3$ mm, stroke 20 mm).

い値を示した。中2層試験片では、ピラー厚さ及び比エネルギー吸収量は中4層試験片よりも小さく、また他のトリガー形状の場合に生じたピラー厚さの中でも最小値付近を示した。一方、ピラー厚さのばらつきは、フィルムを挿入しない試験片と比較すると大幅に抑制されており、中4層試験片よりも、中2層試験片の方が小さい。

中4層試験片及び中2層試験片では、フィルム挿入によって初期ピラー厚さは板厚に対しそれぞれ50%及び25%であると考えられるが、圧縮後のピラー厚さの平均値は58%及び35%と共に増加していた。中2層試験片の場合には、ピラー厚さは試験片によらずほぼ一定であった。一方、中4層試験片の場合には、試験片によってピラー厚さにばらつきが生じたことから、中2層試験片と比較すると、荷重が安定する領域までに至る破壊挙動が不安定であったと考えられる。しかしながら、中4層試験片

の安定域での破壊において、ピラー厚さが減少して荷重が減少していく様子は観察されず、その破壊挙動は安定していた。

4. 結 言

4種類のトリガー加工を施した一方向積層CFRPの矩形平板を用いて、圧縮による連続脆性破壊挙動とそのエネルギー吸収について検討した。得られた結果を以下に示す。

(1) トリガー形状によらず、すべての試験片においてフロント間に直立するピラーが観察された。

(2) フロント部では曲げ変形に伴うはく離のみが生じ、ピラー部では繊維破断が等間隔に生じていた。フロント部とピラー部ではその破壊様相が大きく異なっていた。

(3) 荷重が一定値を示す安定域での破壊挙動は、初期の破壊挙動に強く影響を受けていた。そのため、同一種類のCFRPであっても、トリガー形状に依存してエネルギー吸収量に差が生じた。

(4) 全体座屈を生じにくく、板厚中央に対して対称形の破壊を生じさせるV溝型トリガーは、安定した連続脆性破壊を再現可能であり、ゲージ長さの影響も受けにくい。

(5) ピラー厚さが増加すると、比エネルギー吸収量も増加した。比エネルギー吸収量とピラー厚さとの間には、線形関係が確認された。

(6) 予はく離の挿入により、安定域でのピラー厚さのばらつきは抑制されたが、予はく離による初期ピラー厚さと比較すると、安定域でのピラー厚さは増加していた。初期ピラー厚さが薄い方が、安定域におけるピラー厚さのばらつきも小さくなった。

参 考 文 献

- 1) G.C. Jacob, J.F. Fellers, S. Simunovic & J.M. Starbuck : *J. Compos. Mater.*, **36**, 7 (2002), 813-850.
- 2) G.L. Farley : *J. Am. Helicopter Soc.*, **34**, 2 (1989), 52-58.
- 3) D. Hull : *Compos. Sci. Technol.*, **40**, 4 (1991), 377-421.
- 4) H. Hamada, S. Ramakrishna & H. Saito : *J. Compos. Mater.*, **30**, 8 (1996), 947-963.
- 5) S. Ochelski & P. Gotowicki : *Compos. Struct.*, **87**, 3 (2008), 215-224.
- 6) G.L. Farley : *J. Compos. Mater.*, **20**, 4 (1986), 390-400.

- 7) A.G. Mamalis, Y.B. Yuan & G.L. Viegelaahn : *Int. J. Vehicle Des.*, **13**, 5/6 (1992), 564-579.
- 8) H. Hamada & S. Ramakrishna : *Compos. Sci. Technol.*, **55**, 3 (1995), 211-221.
- 9) M.A. Jiménez, A. Miravete, E. Larrodé & D. Revuelta : *Compos. Struct.*, **48**, 1 (2000), 107-111.
- 10) I. Sigalas, M. Kumosa & D. Hull : *Compos. Sci. Technol.*, **40**, 3 (1991), 265-287.
- 11) H.G.S.J. Thuis & V.H. Metz : *Compos. Struct.*, **25**, 1-4 (1993), 37-43.
- 12) G.L. Farley, R.L. Wolterman & J.M. Kennedy : *J. Am. Helicopter Soc.*, **37** (1992), 53-60.
- 13) G.L. Farley : *J. Compos. Mater.*, **25**, 10 (1991), 1314-1329.
- 14) P.H. Thornton : *J. Compos. Mater.*, **13**, 3 (1979), 247-262.
- 15) J.A. Lavoie & J. Morton : *Exp. Tech.*, **18**, 6 (1994), 23-26.
- 16) K. Jackson, J. Morton, J.A. Lavoie & R. Boitnott : *J. Am. Helicopter Soc.*, **39**, 1 (1994), 17-23.
- 17) A.O. Bolukbasi & D.H. Laananen : *Composites*, **26**, 4 (1995), 291-301.
- 18) J.A. Lavoie & S. Kellas : *Composites: Part A*, **27**, 6 (1996), 467-475.
- 19) D.C. Fleming & A.J. Vizzini : *J. Compos. Mater.*, **30**, 18 (1996), 1977-1995.
- 20) D.D. Dubey & A.J. Vizzini : *J. Compos. Mater.*, **32**, 2 (1998), 158-176.
- 21) D.D. Dubey & A.J. Vizzini : *J. Am. Helicopter Soc.*, **44**, 3 (1999), 179-187.
- 22) L. Daniel, P.J. Hogg & P.T. Curtis : *Composite: Part B*, **30**, 3 (1999), 257-266.
- 23) L. Daniel, P.J. Hogg & P.T. Curtis : *Composite: Part B*, **31** (2000), 435-440.
- 24) G.C. Jacob, J.M. Starbuck, S. Simunovic & J.F. Fellers : *Polym. Compos.*, **24**, 6 (2003), 706-715.
- 25) D.C. Fleming & F. Nicot : *J. Compos. Mater.*, **37**, 24 (2003), 2225-2239.
- 26) S.C. Savona & P.J. Hogg : *Compos. Sci. Technol.*, **66** (2006), 1639-1650.
- 27) S.C. Savona & P.J. Hogg : *Compos. Sci. Technol.*, **66** (2006), 2317-2328.
- 28) P. Feraboli, B. Wade, F. Deleo & M. Rassaian : *Composites: Part A*, **40**, 8 (2009), 1248-1256.
- 29) S.W. Yurgartis : *Compos. Sci. Technol.*, **30**, 4 (1987), 279-293.
- 30) A. Jumahat, C. Soutis, F.R. Jones & A. Hodzic : *Compos. Struct.*, **92**, 2 (2010), 295-305.
- 31) 小笠原俊夫, 石川隆司 : 宇宙航空研究開発機構研究開発資料, JAXA-RM-08-010.