SHPB 法を用いた CFRP 積層材の衝撃圧縮試験法[†]

日下 貴之* 河野 孝典**
野村 泰稔* 若林 宏樹***

Experimental Method for Dynamic Compression Behavior of Composite Laminates Using SHPB Technique

by

Takayuki KUSAKA*, Takanori KONO**, Yasutoshi NOMURA* and Hiroki WAKABAYASHI***

A novel experimental method was proposed for characterizing the compressive properties of composite materials under impact loading. Split Hopkinson pressure bar system was employed to carry out the dynamic compression tests. The dynamic stress-strain relations could be precisely estimated by the proposed method, where the ramped input, generated by the plastic deformation of a zinc buffer, was effective to reduce the oscillation of the stress field in the specimen. The longitudinal strain of gage area could be estimated from the nominal deformation of gage area, and consequently the failure process could be grasped in detail from the stress-strain relation. Finite element analysis was also carried out to confirm the validity of the proposed method. Numerical results demonstrated that the nonuniformity of the stress field could be negligible by using the ramped input. The dynamic compressive strength of a twilled-woven carbon-fiber/epoxy composite was slightly higher than the static compressive strength.

Key words:

Composite materials, Compressive strength, Impact loading, Energy absorption,
Rate dependence, Ramped input

1 緒 言

CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastics) 材などの高分子系複合材料は、比強度、比剛性、耐薬品性などに優れることから、航空宇宙分野を始めとする様々な工業製品への利用が進められている。特に、近年は自動車分野への応用が注目されており、それに伴って、様々な負荷状態や使用環境に対する材料特性を正確に把握することが求められている。中でも、衝突安全性に対する要求水準が高まっていることから、高ひずみ速度下での CFRP 材の破壊挙動を正確に把握することは、きわめて重要な課題となっている。

一般に、CFRP 材は、引張強度と圧縮強度との差が大きく、引張強度に比べて圧縮強度が著しく低くなる傾向があることが知られている。そのため、引張強度の評価と同等、もしくは、それ以上に圧縮強度の評価が重要視され、様々な圧縮試験方法が提案されてきた^{1),2)}。これらの研究では、強化繊維方向の圧縮試験において、試験片の巨視的な座屈を抑制しつつ、いかに均一な応力状態を達成するかという点が主要な課題の一つとされ、結果として、試験片形状はタブ付きで全長の長いものが主流になっている。

一方、高ひずみ速度下における CFRP 材の圧縮試験については、Harding らの研究を端緒に古くから様々な検討

が行われてきた^{3)~9)}。これらの研究は、静的圧縮試験の場合と同様の全長の長い試験片を用いたもの^{3)~5)}と、衝撃圧縮試験への適用を目的とした全長の短い試験片を用いたもの^{6)~9)}とに大別される。しかし、全長の長い試験片では、衝撃試験に適用した場合、応力波の多重反射や干渉の影響によって、試験片内の応力状態を均一にすることが難しく、測定精度の面で多くの課題を残している。一方、全長の短い試験片では、このような応力状態の不均一性の問題は軽減されることになるが、試験片端部が破壊起点になりやすく、スリーブなどを用いて端部破壊を抑止する試みもなされているものの、強度値そのものが十分に全長の長い試験片を用いて取得した値よりも低くなる傾向も見られる。また、CFRP 材の圧縮試験に関する研究の多くは、破壊の臨界点や弾性率を決定することを主な目的としたものであるが、衝撃吸収部材への適用を考えた場合には、臨界点以降の損傷進展過程を定量的に把握することも重要な目的となる¹⁰⁾。この点に関しても、新たな評価方法の確立が望まれている。

以上のようなことから、本研究では、損傷進展過程を含めた高ひずみ速度下での CFRP 材の圧縮破壊特性を、簡便かつ定量的に把握することを目的として、SHPB (Split Hopkinson Pressure Bars) 法を用いた新たな衝撃圧縮試験方法を確立することを試みた。

[†] 原稿受理 平成25年9月24日 Received Sep. 24, 2013 ©2014 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 立命館大学 理工学部 〒525-8577 草津市野路東
Dept. of Mech. Eng., Ritsumeikan Univ., Noji-higashi, Kusatsu 525-8577.

** 立命館大学大学院 〒525-8577 草津市野路東
Graduate Student, Ritsumeikan Univ., Noji-higashi, Kusatsu 525-8577.

*** 東レ アドバンスドコンポジットセンター 〒455-8502 名古屋市港区大江町
Advanced Composites Center, Toray, Oe-cho, Minato-ku, Nagoya 455-8502.

Fig. 1 Schematic drawing of compressive specimen (unit: mm).

2 静的圧縮試験

2・1 試験片と試験方法

本研究では、綾織CFRP材 (T700S/2500, 東レ製) を供試材とした。Fig. 1 (a)に圧縮試験片の概略を示す。試験片形状と寸法については、ASTM D695あるいはJIS K7086に準拠し、試験片の両端に試験片と同じ材料および板厚のタブを接着した。以降、タブを接着していない領域をゲージ部、タブを接着した領域をタブ部と記す。試験片の板幅 B は 12 mm、全長 L は 58 mm、ゲージ部の長さ L_G は 8 mm、厚さ T_G は 2 mm、タブ部の厚さ T_T は 6 mm である。静的圧縮試験には万能材料試験機を使用し、荷重点変位速度 $d\delta/dt = 1 \text{ mm/min}$ にて試験を行った。試験の際には、Fig. 1 (b)に示すような治具を用いて、試験片の巨視的な座屈を抑止した。試験片のゲージ部中央の両面にはひずみゲージを貼付し、荷重線方向のひずみ ϵ_G を直接測定した。なお、試験片と治具との摩擦は試験荷重に対して十分に小さいことを確認している。

2・2 試験結果と考察

Fig. 2 に静的圧縮試験結果の一例を示す。図中で、横軸は荷重点反力 P であり、縦軸は荷重点変位 δ である。太実線は試験片全体の变形 δ_s であり、荷重点変位 δ に等しい。一方、太破線はタブ部の变形 δ_T であり、荷重点変位 δ とゲージ部の变形 δ_G との差に等しい。ゲージ部の变形 δ_G については、図中の線形領域 ($P < P_{nl}$) においては、ひずみゲージによって測定されたひずみ ϵ_G^{gag} とゲージ部の長さ L_G との積に等しいと仮定し、図中の非線形領域 ($P > P_{nl}$) においては、線形領域での結果を細実線のように外挿することによって同定した。また、荷重点変位 δ については、荷重初期における試験片と治具との接触状況の不均一性や試験機および治具のガタなどを勘案して、線形領域における最小自乗近似直線が原点を通るよう補正した。こ

Fig. 2 Load-displacement relation in a static compression test ($d\delta/dt = 1 \text{ mm/min}$). Fig. 3 Stress-strain relations obtained by a static compression test ($d\delta/dt = 1 \text{ mm/min}$).

のにより、 P - δ_s 曲線および P - δ_T 曲線は、Fig. 2 の原点を通っていない。

図から、 $P < P_{nl}$ の領域では、静的荷重下における荷重—変位関係はほぼ線形であることが明らかになった。この領域では、タブ部の変形 δ_T は試験片全体の变形 δ_s の約 67 % を占め、ゲージ部の変形 δ_G は試験片全体の变形 δ_s の約 33 % にしか過ぎなかった。このことは、試験片全体の变形 δ_s に着目した場合、ゲージ部での損傷発生に伴う試験片の剛性低下の検出感度が、タブ部の変形によって相対的に低下することを意味している。一方、 $P > P_{nl}$ の領域では、静的荷重下における荷重—変位関係は非線形であることが明らかになった。しかし、前記のように、試験片全体の变形 δ_s に着目した場合には、このような非線形領域の存在およびその領域での破壊挙動は不明瞭であり、以降は、ゲージ部の変形 δ_G のみを抽出することによって、 $P = P_{nl}$ 以降の領域での損傷進展過程を評価することとした。

Fig. 3 に静的圧縮試験結果から同定した応力—ひずみ

関係の一例を示す. 図中で, 横軸は試験片ゲージ部の荷重線方向のひずみ ε_G であり, 縦軸は試験片ゲージ部の荷重線方向の応力 σ_G である. 太実線はゲージ部の変形 δ_G から同定したひずみ $\varepsilon_G^{\text{disp}}$ であり, ゲージ部の変形 δ_G をゲージ部の長さ L_G で除することによって算出した. 一方, 太破線はゲージ部に貼付したひずみゲージによって直接測定されたひずみ $\varepsilon_G^{\text{gag}}$ であり, 細破線は σ_G - $\varepsilon_G^{\text{gag}}$ 曲線の初期勾配を表す. また, 前節で述べたとおり, 荷重点変位 δ については, 荷重初期における試験片と治具との接触状況の不均一性や試験機および治具のガタなどを勘案して, 線形領域における最小自乗近似直線が原点を通るよう補正した. このことにより, σ_G - $\varepsilon_G^{\text{disp}}$ 曲線は, Fig. 3 の原点を通過していない. なお, 図中の白丸は非線形開始点および最大荷重点を表す.

図から, $\varepsilon < \varepsilon_{nl}$ の領域では, 静的荷重下における応力-ひずみ関係はほぼ線形であることが分かり, かつ, この領域では, 試験片と治具との接触状態が不安定な荷重初期を除いて, ゲージ部の変形から同定したひずみ $\varepsilon_G^{\text{disp}}$ とひずみゲージの出力 $\varepsilon_G^{\text{gag}}$ はほぼ一致していることが分かる. 一方, $\varepsilon > \varepsilon_{nl}$ の領域では, 応力-ひずみ関係は著しく非線形であることが分かり, ゲージ部の変形から同定したひずみ $\varepsilon_G^{\text{disp}}$ は, 損傷進展に伴って, 最大荷重点 ε_{max} に至るまで非線形的に増加した. これに対し, ひずみゲージの出力 $\varepsilon_G^{\text{gag}}$ は, ゲージ部の変形から同定したひずみ $\varepsilon_G^{\text{disp}}$ と全く一致しておらず, 非線形開始点 ε_{nl} 以降のゲージ部での変形がきわめて局所的で不均一であることが示唆された. すなわち, 非線形開始点 ε_{nl} 以降の破壊挙動を議論する場合, ひずみゲージによる測定結果は, ゲージ部における損傷発生位置とひずみゲージの貼付位置との関係に大きく依存し, 材料特性を再現性よく評価することが難しいことが示唆された. 一方, ゲージ部の変形をもとにした同定結果は, 損傷発生位置がゲージ部内にある限りにおいて, 材料特性を再現性よく評価することが可能であることが示唆された.

以上のようなことから, 試験片全体の変形から試験片ゲージ部の変形のみを抽出することによって, 損傷進展過程を定量的に評価できることが明らかになった. また, 別途実施した破面観察結果から, 非線形開始点では炭素繊維の局所的な座屈(キック)が発生し, 最大荷重点に至るまで層間はく離を伴う損傷が進展することを把握している. しかし, その詳細については現時点では十分な結論を得るに至っていない. なお, 静的荷重下における最大応力 σ_{max} , 最大ひずみ ε_{max} はそれぞれ 0.47~0.50 GPa, 0.98~1.22 %程度であった.

3 有限要素解析

3・1 数値解析モデル

衝撃荷重下での試験片の変形挙動を把握するため, 有限要素法による過渡応答解析を行った. 解析には汎用有限要素解析コード MARC 2010 を使用し, 時間積分には Houbolt 法を用いた. 解析にあたっては, 問題の対称性を

Fig. 4 Numerical model of the specimen.

Fig. 5 Time histories of impact loading.

考慮し, Fig. 4 に示すように, 試験片の 1/2 のみを 4 節点平面応力要素を用いてモデル化した. また, 試験片は, 直交異方性弾性体と仮定し, 面内方向 (L 方向, T 方向) および板厚方向 (Z 方向) の縦弾性係数, 横弾性係数, ポアソン比を $E_L = E_T = 60$ GPa, $E_Z = 8$ GPa, $G_{LT} = 23$ GPa, $G_{TZ} = G_{ZL} = 6$ GPa, $\nu_{LT} = \nu_{TZ} = 0.3$, $\nu_{ZL} = 0.04$ とし, 質量密度を $\rho = 1.6$ g/cm³ とした. 試験片への荷重は, Fig. 4 に示すように, 試験片の左端への強制変位 δ としてモデル化し, 試験片の右端に荷重線方向の変位拘束を与えた. ここでは, 試験片に与える荷重履歴が試験片の変形挙動に及ぼす影響を明らかにするため, Fig. 5 示すように, 履歴の異なる 2 種類の入力について解析を行った. 図中の実線は, 荷重開始とともに変位速度 $d\delta/dt$ が矩形波状に立ち上がる入力 (ステップ入力) であり, 一般的な衝撃試験で用いられる入力方法である. 一方, 図中の破線は, 荷重開始以降に変位速度 $d\delta/dt$ が徐々に増加するような入力 (ランプ入力) であり, 小川ら¹¹⁾によって提案され, 著者ら¹²⁾が CFRP 材の衝撃破壊じん性試験に用いた方法である. 後述する衝撃試験において, ランプ入力は緩衝材を使用した場合に相当し, ステップ入力は緩衝材を使用しない場合に相当する.

3・2 解析結果と考察

Fig. 6 にステップ入力に対する数値解析結果を示す. 図

Fig. 6 Numerical results for stepped input.

Fig. 7 Numerical results for ramped input.

中で、横軸は荷重点変位 δ であり、縦軸は荷重点または支持点の反力 P である。実線は荷重点側の反力 P_{inp} 、破線は支持点側の反力 P_{out} であり、一点鎖線は試験片のゲージ部中央の内力 P_{cnt} （ゲージ部中央の応力 σ_{cnt} と断面積 BT_G との積）である。図から、ステップ入力の場合には、荷重点反力 P_{inp} 、支持点反力 P_{out} ともに激しく振動しており、かつ、両者は全く一致していないことが分かる。さらに、荷重点反力 P_{inp} および支持点反力 P_{out} は、ゲージ部中央の荷重 P_{cnt} とも全く一致していないことが分かる。このような結果は、試験片に入力されたステップ状の応力波が試験片内で反射と干渉を繰り返すことが原因であると考えられ、このような場合には、荷重点反力 P_{inp} や支持点反力 P_{out} などの計測可能な物理量から、試験片ゲージ部の応力状態を知ることはできない。

Fig. 7にランプ入力に対する数値解析結果を示す。図中で、横軸は荷重点変位 δ であり、縦軸は荷重点または支持点の反力 P である。実線は荷重点側の反力 P_{inp} 、破線は支持点側の反力 P_{out} であり、一点鎖線は試験片のゲージ部中央の内力 P_{cnt} である。図から、ランプ入力の場合には、荷重点反力 P_{inp} 、支持点反力 P_{out} ともに振動はほとんど見ら

Fig. 8 Distribution of strain, ϵ_x , at $\delta = 0.1$ mm for stepped input. Fig. 9 Distribution of strain, ϵ_x , at $\delta = 0.1$ mm for ramped input.

れず、かつ、両者はほぼ一致していることが分かる。さらに、荷重点反力 P_{inp} および支持点反力 P_{out} は、ゲージ部中央の荷重 P_{cnt} ともほぼ一致していることが分かる。このような結果は、ステップ入力の場合と全く異なる傾向であり、ランプ入力の場合には、応力波の反射と干渉に起因する応力場の不均一性が緩和されることが分かる。また、このような場合には、荷重点反力 P_{inp} や P_{out} などの計測可能な物理量から、試験片ゲージ部の応力状態を精度よく知ることができる。

Fig. 8にステップ入力に対する試験片ゲージ部付近のひずみ分布を示す。図中では、荷重点変位 $\delta = 0.1$ mmにおける荷重線方向の垂直ひずみ ϵ_x の分布を表示しており、ゲージ部中央のひずみ値が中央値になるよう規格化し等高線表示している。図から、ステップ入力の場合には、ゲージ部内でのひずみ分布の不均一性が小さくなく、かつ、分布そのものの対称性も確保されていないことが分かり、このような傾向は荷重初期ほど顕著であった。また、ゲージ部とタブ部との境界付近で高ひずみとなる領域が存在することも分かる。

Fig. 9にランプ入力に対する試験片ゲージ部付近のひずみ分布を示す。図中では、荷重点変位 $\delta = 0.1$ mmにおける荷重線方向の垂直ひずみ ϵ_x の分布を表示しており、ゲージ部中央のひずみ値が中央値になるよう規格化し等高線

Fig. 10 Schematic drawing of SHPB system (unit: mm).

表示している。図から、ランプ入力の場合には、ステップ入力の場合と比べて、ゲージ部内でのひずみ分布の不均一性は小さくなり、かつ、分布そのものの対称性も改善されることが分かる。ただし、ランプ入力の場合にも、ゲージ部とタブ部との境界付近で高ひずみとなる領域が存在することも分かる。

以上のようなことから、CFRP 材の衝撃圧縮試験において、ステップ入力を用いた場合には、試験片ゲージ部の応力状態を正確に評価できないのに対し、ランプ入力を用いた場合には、試験片ゲージ部の応力状態を正確に評価できることが明らかになった。

4 衝撃圧縮試験

4.1 試験片と試験方法

Fig. 10 (a)に示すように、衝撃圧縮試験には SHPB 式衝撃試験装置を使用し、打出棒の初速度 $V_0 = 5 \sim 10$ m/s にて試験を行った。打出棒、入力棒、出力棒はいずれも直径 25 mm の鋼製であり、全長はそれぞれ 1000, 2000, 2000 mm である。Fig. 10 (b)に示すように、試験片は入力棒と出力棒との間に設置し、静的圧縮試験の場合と同一の治具を用いて、試験片の巨視的な座屈を抑止した。また、衝撃試験に際しては、打出棒と入力棒との間に緩衝材として亜鉛の薄片を置き、入力波形を制御することを試みた。試験片に加えられる荷重や変位については、入力棒および出力棒に貼付したひずみゲージ G1~G3 の出力から 1 次元波動伝播理論を用いて算出した。あわせて、静的圧縮試験の場合と同様に、試験片のゲージ部中央の両面に

Fig. 11 Stress-strain relations obtained by an impact test without using buffer ($V_0 = 5.7$ m/s).

Fig. 12 Stress-strain relations obtained by an impact test with using buffer ($V_0 = 5.0$ m/s).

ひずみゲージ G4 を貼付し、荷重線方向のひずみ ϵ_G を直接測定した。

4.2 試験結果と考察

Fig. 11 に緩衝材を使用しない場合（ステップ入力）の衝撃圧縮試験結果の一例を示す。Fig. 12 に緩衝材を使用した場合（ランプ入力）の衝撃圧縮試験結果の一例を示す。図中で、横軸は試験片ゲージ部の荷重線方向のひずみ ϵ_G であり、縦軸は試験片ゲージ部の荷重線方向の応力 σ_G である。太実線はゲージ部の変形 δ_G から同定したひずみ ϵ_G^{disp} であり、太破線はゲージ部に貼付したひずみゲージによって直接測定されたひずみ ϵ_G^{gage} である。細破線は $\sigma_G - \epsilon_G^{\text{gage}}$ 曲線の初期勾配を表す。応力 σ_G については、入力棒と試験片との接触力 P_{imp} をもとに算出した。また、静的圧縮試験の場合と同様、荷重点変位 δ については、荷重初期における試験片と治具との接触状況の不均一などを勘案して、線形領域における最小自乗近似直線が原点を通るよう補正した。このことにより、 $\sigma_G - \epsilon_G^{\text{disp}}$ 曲線は、Fig. 11 および Fig. 12 の原点を通っていない。

Fig. 11 から、ステップ入力の場合には、応力 σ_G やひずみ

み ϵ_G に激しい振動が見られることが分かる。この場合には、ゲージ部の変形から同定したひずみ ϵ_G^{disp} はひずみゲージの出力 $\epsilon_G^{\text{gauge}}$ と全く一致していない。このような結果は数値解析結果と符合しており、ステップ入力を用いた場合には、ひずみゲージ G1~G4 の出力のみから、試験片ゲージ部の応力-ひずみ関係を正確に把握できないことが分かる。一方、Fig. 12 から、ランプ入力の場合には、応力 σ_G やひずみ ϵ_G にはほとんど振動が見られないことが分かる。この場合には、試験片と入力棒および出力棒との接触状態が不安定な荷重初期を除いて、ゲージ部の変形から同定したひずみ ϵ_G^{disp} はひずみゲージの出力 $\epsilon_G^{\text{gauge}}$ とほぼ一致している。このような結果は数値解析結果と符合しており、ランプ入力を用いた場合には、ひずみゲージ G1~G4 の出力のみから、試験片ゲージ部の応力-ひずみ関係を正確に把握できることが分かる。また、ランプ入力を用いた場合には、非線形開始点や最大荷重点の決定も容易であることが分かり、高ひずみ速度下においても、破壊開始点以降の損傷進展過程を正確に把握できることが分かる。

以上のようなことから、緩衝材を用いて試験片への入力を適切に制御することによって、高ひずみ速度下における圧縮破壊特性を精度よく評価できることが明らかになった。なお、衝撃荷重下における最大応力 σ_{max} 、最大ひずみ ϵ_{max} はそれぞれ0.59~0.64 GPa, 1.71~1.74 %程度であり、負荷速度 $V_0=5\sim10$ m/s の範囲では明確なひずみ速度依存性は認められなかった。一方、衝撃圧縮試験結果を静的圧縮試験結果と比較すると、本研究で使用したCFRP 材については、高ひずみ速度下での圧縮強度は、低ひずみ速度下での圧縮強度に比べてやや上昇する傾向が見られた。このような傾向は、他の研究グループ^{3)~9)}によって得られた結果とほぼ同様であり、主として母材樹脂の物性のひずみ速度依存性に起因する現象と推察されるが、その要因については現時点では十分な結論を得るに至っていない。

5 結 言

本研究では、損傷進展過程を含めた高ひずみ速度下でのCFRP 材の圧縮破壊特性を、簡便かつ定量的に把握することを目的として、SHPB 法を用いた新たな衝撃圧縮試験方法を確立することを試みた。得られた結果は以下のようによまとめられる。

- (1) 緩衝材を用いて試験片への入力を適切に制御することによって、高ひずみ速度下における圧縮破壊特性を精度よく評価できる。
- (2) 試験片全体の変形から試験片ゲージ部の変形のみを抽出することによって、損傷進展過程を定量的に評価できる。
- (3) 本研究で使用したCFRP 材については、高ひずみ速度下での圧縮強度は、低ひずみ速度下での圧縮強度に比べてやや上昇する傾向が見られた。

参 考 文 献

- 1) K. C.R. Schultheisz and A.M. Waas, "Compressive failure of composites, part I: testing and micromechanical theories", Progress in Aerospace Sciences, Vol. 32, pp. 1-42 (1996).
- 2) T. Ogasawara and T. Ishikawa, "Evaluation of standard compressive test methods for carbon fiber composites and proposal of a simple test method (NAL-II)", JAXA Research and Development Memorandum, JAXA-RM-08-010 (2009).
- 3) J. Harding, "Effect of strain rate and specimen geometry on the compressive strength of woven glass-reinforced epoxy laminates", Composites, Vol. 24, pp. 323-332 (1993).
- 4) J.P. Hou and C. Ruiz, "Measurement of the properties of woven CFRP T300/914 at different strain rates", Composites Science and Technology, Vol. 60, pp. 2829-2834 (2000).
- 5) A.G. Salvi, A.M. Waas and A. Caliskan, "Rate dependent compressive response of 2D triaxially braided carbon fiber composites and the effects of resin on the interfacial shear strength", Composites: Part A, Vol. 40, pp. 19-27 (2009).
- 6) T. Jingu, "Effect of fiber orientation on the compressive dynamic strength of unidirectionally reinforced carbon/epoxy composites", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, Vol. 59, No. 560, pp. 1120-1125 (1993).
- 7) J. Yuan, N. Takeda, D.Y. Song and A.M. Waas, "Experimental study on dynamic compressive failure of unidirectional CFRP composites", Materials Science Research International, Vol. 5, No. 3 pp. 202-205 (1999).
- 8) L. Ninan, J. Tsai and C.T. Sun, "Use of split Hopkinson pressure bar for testing off-axis composites", International Journal of Impact Engineering, Vol. 25, pp. 291-313 (2001).
- 9) T. Yokoyama, K. Nakai and T. Inagaki, "Impact compressive failure of a unidirectional carbon/epoxy laminated composite in three principal material axes", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol. 58, No. 11, pp. 887-894 (2009).
- 10) T. Kono, T. Kusaka, Y. Nomura, H. Wakabayashi, "Dynamic compression test of CFRP laminates using SHPB technique", Proceedings of the 8th International Symposium on Impact Engineering (2013).
- 11) K. Ogawa and F. Higashida, "Impact three-point bending tests by applying ramped incident wave", Reinforced Plastics, Vol. 36, No. 4, pp. 123-129 (1990).
- 12) T. Kusaka, N. Horikawa and M. Masuda, "Experimental and numerical studies on determination of mixed modes interlaminar fracture toughness of polymer matrix composite materials under impact loading", Materials Science Research International, STP-2, pp. 171-176 (2001).