多チャンネル高速デジタル測定器を援用した
繊維強化型セラミックス複合材の衝撃曲げ試験法*杉山文子^{*1}, 小川欽也^{*1}, 西田俊彦^{*2}Impact Bending Test on Fiber-Reinforced Ceramics Aided
by Multichannel High-Speed Digital Equipment

Fumiko SUGIYAMA, Kinya OGAWA and Toshihiko NISHIDA

Three point impact bending tests on fiber reinforced ceramics were carried out using a split-Hopkinson pressure bar method. Ramped incident waves were produced by plastic deformation of zinc and were applied to the specimens. Smooth transmitted stress waves without high-frequency fluctuation were obtained to evaluate dynamic stress-strain relations precisely. The bending modes in the impact tests were found to be almost the same as the static ones and dynamic strength can be measured exactly. Numerical analysis using finite element method showed that analytical results agree with experimental results very well.

Key Words: Hopkinson Bar Method, Impact Strength, Fiber Reinforced Ceramics, Ramped Wave, Strain Measurement, Multichannel High Speed Digital Equipment, FEM Analysis

1. 緒 言

繊維強化複合材は航空宇宙を始めとする高速輸送機器分野において主要構造材料として用いられるようになってきており、安全性の観点からその衝撃強度に強い関心が寄せられている。繊維強化複合材の一つとして、近年、セラミックスと炭素繊維との複合体が開発され、静的荷重下においてその靱性が著しく向上することが示されている⁽¹⁾。

セラミックスを始めとする脆性材料では引張試験が困難なため、曲げ試験により強度の評価がなされることが多く、衝撃強度を評価する方法としては、計装化シャルピー試験が行われている^{(2)~(4)}。しかしながら、破壊に至るまでの変形量が小さく、かつ、破壊までほぼ弾性的に変形する高強度脆性材料に対してシャルピー衝撃試験を行うと、極めて低速の場合を除き、高周波の重畳した出力波形が得られ⁽²⁾、正確な強度評価を行うことが困難である。高周波を伴う波形が得られる原因としては、試験機内での弾性波の多重反射⁽⁵⁾、急

激な負荷による慣性力の効果⁽⁶⁾⁽⁷⁾、変形中に負荷点あるいは支持点から浮き上がった試験片のこれらとの衝突⁽⁸⁾⁽⁹⁾などが挙げられる。ホプキンソン棒法を用いることにより、第一の原因を取り除くことはできるが、第二、第三の原因を除くには、立上りの緩やかな衝撃力を与えることが必要となる⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽¹⁰⁾。そこで著者らは、セラミックス複合材に対して立上りの緩やかなランプ波を用いたホプキンソン棒型衝撃三点曲げ試験⁽¹¹⁾⁽¹²⁾を実施し、衝撃曲げ強度の評価法としての有用性と、付随する問題点を明らかにしてきた。

本論文では、上述のホプキンソン棒型衝撃曲げ試験に際しての試験片の変形状況を定量的に明らかにすることを試みた。すなわち、従来実施されてきた光学的手法に比べ、より簡便な応力集中測定ゲージと多チャンネル高速デジタル測定器を組み合わせることで衝撃変形中の試験片のひずみ分布を明らかにするとともに、種々の立上りこう配をもつ応力波を入射した際の負荷点および支持点の反力、試験片の変形状況を汎用有限要素法プログラム(Marc K6)を用いて解析し、実験結果と比較検討した。

2. 試験材料および試験方法

供試材はノリタケカンパニー社製のカーボン長繊維

* 原稿受付 1995年6月29日。

^{*1} 正員、京都大学工学部 (〒606 京都市左京区吉田本町)。^{*2} 正員、京都工業繊維大学工学部 (〒606 京都市左京区松ヶ崎御所海道町)。

一方強化型窒化けい素(繊維含有率 50%)であり、プリプレグを積層後 1700℃にてホットプレスにより成形された⁽¹⁾。試験片の標準寸法は幅 3 mm、長さ 40 mm であり、高さは 2 mm および 4 mm である。曲げ方向はホットプレス方向に垂直であり、スパン方向は繊維方向である。

試験片最外層のひずみ分布を調べるため、試験片の引張側表面に応力集中測定ゲージ(ゲージ長1 mmのひずみゲージ5枚をピッチ2 mmで並べたもの)2枚を並べて貼付した。図1に応力集中測定ゲージを貼付した試験片の模式図を示し、以下の説明のためにひずみゲージの番号を併せて示す。

準静的三点曲げ試験にはオートグラフを用いた。スパンは 32 mm、負荷点および支持点の曲率半径は 4 mm、クロスヘッドの移動速度は 0.01 mm/min である。衝撃試験には、図 2 に示すホプキンソン棒型衝撃試験装置⁽¹³⁾を用いた。打出し棒の発射には圧縮空気圧を利用した。入力棒には直径 10 mm の鋼棒を用い、その先端はナイフエッジ状の負荷点とした。出力管には外径 6 mm、内径 5 mm の 2 本の銅管を用い、その先端を封じてナイフエッジ状に加工し、試験片の支持点とした。スパン L は 32 mm である。入力棒の負荷点側の先端から 500 mm および 1 000 mm の位置にそれぞれ円周上、対称 4 点にひずみゲージを貼付した。また、2 本の出力管のそれぞれに支持点側の先端から 250 mm の位置に円周上、対称 4 点にひずみゲージを貼付し、300 mm の位置に円周上、対称 2 点に半導体ひずみゲージを貼付した。入力棒に貼付したひずみゲージによって入射波と反射波を、また、出力管に貼付したひずみゲージによって透過波をそれぞれ捉え、周波数

Fig. 1 Specimen with array gages and loading direction

Fig. 2 Split Hopkinson pressure bar apparatus for bending test

特性 1 MHz の前置増幅器を通じてデジタルメモリーにサンプリング速度 2 word/ μ s で記録した。試験片表面に貼付された応力集中測定ゲージの出力も同様に、前置増幅器を通じてデジタルメモリーに記録した。デジタルメモリーとしては、10 ビット、2 K ワード、4 チャンネルのストレージスコープ(岩通 DS-9121)3 台を同時に作動させた。このとき、各装置間の遅れは最大 1 アドレスである。また、8 ビット、2 K ワード、8 チャンネルのトランジェントメモリー(岩通 DM 7100)を併用し、最大 20 チャンネルの高速同時測定を可能にした。

入射するランプ波としては、初期の衝突速度を小さくして余分な高周波振動を抑制し、かつ試験片に塑性変形や破断の生じる時点では十分高いひずみ速度を得る必要がある。また、再現性よくランプ波を発生させることも必要であり、これらの条件を満足する方法として、打出し棒と入力棒の間にバッファを置きその塑性変形によって生じる応力波を利用する方法をとった。ここで、バッファの材料としては弱い降伏後、ひずみとともに急激に応力が上昇し、その衝撃応力 ひずみ関係がひずみ速度にほとんど依存しない亜鉛を用いた⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。試験温度はいずれの場合も室温(15~18°C)である。

Fig. 3 Input and output waves for a stepped (a) and a ramped (b) waves

3. 試験結果および考察

3.1 ランプ入射波 図3(a)には立上りこう配の急な応力波(ステップ波)を入射した際の入射波形、反射波形および透過波形の例を示す。図3(b)には立上りこう配の緩やかな応力波(ランプ波)を入射した際に入力棒上のひずみゲージIIで観測された波形と出力管上のひずみゲージで観測された透過波形の一例を示した。ランプ波では、入射波の持続時間が長いため、入射波 σ_I と反射波 σ_R とが重なって観測される。図3には入射波と反射波が重なり始める位置を矢印で示した。図3(a)と図3(b)の透過波形を比較すると、ステップ波を入射した際にはシャルピー衝撃試験で見られるような振動が生じるため、最高応力値を明確に求めることが困難である。一方、ランプ波を入射した際に観測される透過波形にはほとんど振動が見られず、最高応力値を明確に評価することができる。さらに、透過波がゲージ位置に達する時刻を一次元弾性波速度論により求め、実測値と比較すると、ステップ入射波では約30 μ s、ランプ入射波では約10 μ sの遅れが見られた。試験片は初め細いゴムによって入力棒および出力管と軽く接触するように設置されている。この保持方法から考えて、最初、負荷点および支持点と試験片の間にすきまはないと考えられる。また、試験片を縦弾性波が負荷点から支持点まで伝ばするのに要する時間は約3 μ sであることを考慮すると、透過波の立上り時刻の遅れの原因の大半は衝撃力によって試験片が支持点から浮き上がったこと⁽⁹⁾によるものと考えられる。このことから、ランプ入射波では、衝撃時の試験片の支持点からの浮き上がりが抑制されることがわかる。

3.2 応力波解析 ランプ波を入射した場合、前述のように、入力棒中で入射波と反射波とが重なって観測される。そこで、入力棒上の2箇所にひずみゲージを貼付し、両者の観測波形を用いて、入射波と反射

波とを分離した。入射波 σ_I 、反射波 σ_R 、および透過波 σ_T から試験片の入射側、透過側の荷重 P_1 、 P_2 が次式より求められる。

$$P_1 = A_1 \cdot (\sigma_I + \sigma_R) \quad \cdots (1)$$

$$P_2 = A_2 \cdot \sigma_T \quad \cdots (2)$$

ここに、 A_1 、 A_2 は入力棒および出力管(2本分)の断面積である。

また、入射側の速度 v_1 および透過側の速度 v_2 は次式より求められる。

$$v_1 = (\sigma_I - \sigma_R) / \rho_1 c_1 \quad \cdots (3)$$

$$v_2 = \sigma_T / \rho_2 c_2 \quad \cdots (4)$$

したがって、たわみ速度 $\dot{\delta}$ は

$$\dot{\delta} = v_1 - v_2 = \{(\sigma_I - \sigma_R) / \rho_1 c_1\} - (\sigma_T / \rho_2 c_2) \quad \cdots (5)$$

で表される。ここに ρ_1 、 ρ_2 、 c_1 、 c_2 はそれぞれ入力棒と出力管の密度および縦弾性波速度である。

$P_1 = P_2$ が成立するとすれば、たわみ速度 $\dot{\delta}$ は、 σ_I および σ_T を用いて次式のように表される。

$$\begin{aligned} \dot{\delta} &= (2\sigma_I / \rho_1 c_1) \\ &\quad - \{(A_2 / A_1) / (\rho_1 c_1) + 1 / (\rho_2 c_2)\} \cdot \sigma_T \quad \cdots (6) \end{aligned}$$

また、たわみは次式で表される。

$$\delta = \int \dot{\delta} dt \quad \cdots (7)$$

一方、静的なはりの初等曲げ理論から試験片中央最外層での応力およびひずみは次式で表現できる。

$$\sigma = (3 \cdot P_2 \cdot L) / (2 \cdot B \cdot H^2) \quad \cdots (8)$$

$$\varepsilon = 6 \cdot \delta \cdot H / L^2 \quad \cdots (9)$$

ここに、 B 、 H は試験片の幅および高さ、 L はスパンである。また、ひずみ速度は次式により得られる。

$$\dot{\varepsilon} = d\varepsilon / dt \quad \cdots (10)$$

図4には荷重 P_2 およびたわみ速度 $\dot{\delta}$ をたわみ δ に対して示す。たわみ速度は初期には小さいが、たわみとともに大きくなる。したがって、変形が進行した段階では十分大きなたわみ速度が達成されており、高速変形速度における破壊強度を求めることができる。

3.3 ひずみ 時間関係 図5にはランプ波を入射した際の試験片の引張側表面に貼付した応力集中測定ゲージにより検出した各位置でのひずみと時間の関係を示す。高さ(H)2 mmの試験片において、最高荷重に達するまでは、いずれの位置でもひずみは時間とともに滑らかに増加している。荷重が最高値に近づくと、負荷点直下で試験片の引張側から圧縮側へ繊維を直角に横切って進む引張型のき裂が進行し始め、試験片の引張側中央に位置するひずみゲージ④の出力は急激に上昇し、き裂によってゲージが切断されると、ブリッジ回路のバランスが崩れ、荷重の低下にもかかわらずひずみゲージの出力はオーバースケールした。それ以外

Fig. 4 Change of load and deflection velocity during bending

の位置(⑤～⑨)でのゲージ出力は、荷重の低下とともに減少しており、破断点以外の位置(⑤～⑨)では顕著な永久変形は見られなかった。試験片が破断後も、ゲージ出力は顕著な振動を伴いながら減衰するのが観測される。

一方、 $H=4\text{ mm}$ の試験片では、負荷点から支持点に向かってせん断破壊を伴った引張型のき裂が斜めに進行する⁽¹⁴⁾。このため、試験片の引張側表面に貼付した応力集中測定ゲージ上をき裂は通過しないため、いずれのゲージも損傷しなかった。その結果、ゲージ出力は最高値に達した後、滑らかに減少し、各ゲージ位置での永久変形はほとんど生じていないことがわかる。

Fig. 5 Strain time relations measured by strain gage (numbers represent the positions shown in Fig. 1)

Fig. 6 Comparisons of strain time relations measured by stress wave analysis and strain gage

図6には、応力波解析により求めた試験片中央最外層でのひずみと試験片の引張側表面に貼付した応力集中測定ゲージより得られた試験片中央(④)でのひずみをそれぞれ時間に対して示した。応力集中測定ゲージに応力波が到達する時刻は一次元縦弾性波理論によって予測した値より、約 $10\text{ }\mu\text{s}$ 遅れた。応力集中測定ゲージの出力が観測された時点から試験片が変形し始めたと考え、応力波解析を行い、荷重-たわみ関係を求めた。その結果、応力波解析から得られたひずみは試験片に貼付したひずみゲージから直接得られた値より約20%大きくなり、吸収エネルギー値は高めに評価されるが、ランプ入射波を用いることによって荷重は十分精度よく求めることができる。

3.4 ひずみ分布 図7には、 $H=2\text{ mm}$ の試験片にランプ波を入射した場合に得られた試験片上のひずみ分布を原点を試験片の中央とし、時間をパラメータとして示す。実線は実験結果を近似したものである。衝撃負荷においては、最高荷重に達するまで、各時刻におけるひずみはいずれも負荷点直下である試験片中

Fig. 7 Strain distribution measured on dynamic loading ($H = 2\text{ mm}$)

Fig. 8 Strain distribution measured on static loading ($H = 2\text{ mm}$)

央(④)で最大値を示し、支持点に向かって直線的に減少している。

図8には準静的負荷の場合について、各荷重におけるひずみ分布を原点を試験片の中央として示した。はりの弾性三点曲げの式から予測されるように、各荷重におけるひずみ分布は負荷点で最大値を示し支持点に向かって直線的に減少している。これらより、準静的変形とランプ入射波を用いた衝撃変形では、いずれも一次の曲げモードであり、本研究の衝撃速度範囲内においては、高次の曲げモードは生じていないと考えてよい。したがって、ランプ入射波を用いた衝撃負荷において、破壊までの変形量の大部分が弾性変形であると考え、静的なはりの弾性曲げ理論から導かれた式(6)を用いることができ、繊維強化複合材を始めとする脆性材料の強度に関する変形速度効果を的確に評価することができる。

図9に $H=4\text{ mm}$ の試験片のひずみ分布を原点を試験片の中央とし、時間をパラメータとして示した。破線は支持点近傍のひずみ分布を直線で近似した際の外挿線を示す。図7に示した $H=2\text{ mm}$ の試験片の場合では、荷重が増加してもひずみ分布は線形性を保っているが、 $H=4\text{ mm}$ の試験片では、荷重の増加とと

Fig. 9 Strain distribution measured on dynamic loading ($H=4\text{ mm}$)

Fig. 10 Finite element model

もに負荷点近傍でひずみが増大し、線形性を示さなくなる。この原因としては荷重の増加に伴い試験片内部にせん断破壊が生じたことが考えられる。

3・5 有限要素法解析 三点曲げ試験での試験片の挙動を知るため、二次元平面応力モデルを用い、有限要素法(Finite Element Method: FEM)プログラム(Marc K 6)による動的解析を行った。モデルの構成要素は、長方形要素であり、図10に示すような要素分割を行った。入力棒を負荷部とし、出力管を支持部とし、剛体要素として解析を行った。境界条件は試験片上の要素と剛体要素間の距離が零以下にならないように設定した。

図11にはFEM解析で得られた荷重-たわみ関係を $H=2\text{ mm}$ および 4 mm の場合について示す。ここで、負荷部の剛体要素の中心点Aには図11(a)中に示すような速度変化を与えた。なお、用いた縦弾性係数は

Fig. 11 Load deflection curves evaluated for $H=4\text{ mm}$ (a) and $H=2\text{ mm}$ (b)

250 GPa, 横弾性係数は 4 GPa⁽¹⁴⁾ である。どちらの試験片の場合にも $t_0=10\ \mu\text{s}$ では激しい荷重の振動が見られ, $t_0=50\ \mu\text{s}$ では若干の振動が生じているが, $t_0=250\ \mu\text{s}$, $500\ \mu\text{s}$ ではほとんど振動のない滑らかな荷重たわみ関係が得られる。実験で入射したステップ波, ランプ波の立上り時間はそれぞれほぼ $10\ \mu\text{s}$ と $50\ \mu\text{s}$ であり, ステップ波の場合には, 実験的にも大きな振動が見られる。一方, ランプ波の場合には, ほとんど振動が見られない。このような相違が生じる原因としては, FEM モデルでは, 試験片を完全弾性体としているため, 振動が生じやすくなっているが, 実験では, 以前に報告したように⁽¹⁵⁾, 破壊荷重の 20% 程度の低い荷重値より局所的な層間はく離等が生じると考えられ, このため, エネルギー吸収によって弾性的な振動が抑制されたと考えられる。

図 12 には, 種々の立上り時間に対し, 各時刻における試験片最外層のひずみ分布を示す。図中の ϵ_{200} は, 負荷後 $200\ \mu\text{s}$ における試験片中央最外層のひずみを表す, $H=2\ \text{mm}$, $t_0=10\ \mu\text{s}$ ではわずかに凹凸が見られる。一方, $H=2\ \text{mm}$ では $t_0=50\ \mu\text{s}$ 以上の場合, また, $H=4\ \text{mm}$ では $t_0=10\ \mu\text{s}$ 以上の場合にはひずみ分布に凹凸は見られず, 滑らかなひずみ分布が得られ, 一次の曲げモードが主であり, 実験結果と定性的によく一致している。

図 13 には, 種々の立上り時間に対し, 各時刻における試験片最外層のたわみ分布を示す。図中の δ_{200} は,

負荷後 $200\ \mu\text{s}$ における試験片中央最外層のたわみを表す。ひずみ分布では, $t_0=50\ \mu\text{s}$ 以上では, 判然としないが, $t_0=10\ \mu\text{s}$ の場合には高次のモードが混在することがわかった。一方, たわみ分布では $t_0=10\ \mu\text{s}$ の場合においても, 高次のモードが混在していることは検知できない。このことは, 衝撃変形中の曲げモードを把えるには, ひずみの多点同時測定によって, ひずみ分布を知る必要があることを示している。また, $H=4\ \text{mm}$, $t_0=10\ \mu\text{s}$ の解析結果に関して図 11, 12, 13 を比較すればわかるように, たわみ分布は一次の曲げモードを示していても, ひずみ分布には顕著ではないが, 高次の曲げモードの影響が現れている。この影響はひずみ分布に対してはわずかであっても, 支持点の荷重には顕著に現れ, 荷重-たわみ関係に, 激しい振動が観測される。このように, 衝撃曲げ試験においては, たわみ曲線に対して一次の曲げモードを実現するだけでは不十分であり, 荷重振動のない, 荷重-たわみ関係を得るための手法が必要となる。本研究で採用したランプ入射波の導入は, その有力な手段になると考えられる。

4. 結 論

多チャンネル高速デジタル測定器を用いた繊維強化型セラミックス複合材の衝撃曲げ試験法について実験的に検討し, 以下の結果を得た。

(1) 立上りの緩やかなランプ波を入射することに

Fig. 12 Strain distributions at 50, 100, 150, 200 μs calculated for rising time of 10, 50, 250, 500 μs respectively (FEM analysis)

Fig. 13 Deflection distributions at 50, 100, 150, 200 μs calculated for rising time of 10, 50, 250, 500 μs respectively (FEM analysis)

よって振動のない滑らかな透過波が得られ、荷重を精度よく求めることができる。

(2) ランプ波を用いた衝撃負荷時の試験片の曲げモードは静的負荷の場合と同じであることから衝撃負荷における曲げ強度を静的な曲げ理論から導かれる式を用いて評価できる。

(3) 多チャンネル高速デジタル測定器を用いることによって最大 20 チャンネルの同時測定が可能となり、衝撃変形中の試験片の挙動を定量的かつ簡便に測定することができた。

(4) FEM による数値解析を行い、実験結果と解析結果とが定性的によく対応することが明らかとなった。

Marc K 6 の使用方法に関し、兵庫県立工業技術センターの日下貴之氏にご指導いただいた。深く感謝申し上げます。

文 献

- (1) 岩田美佐男, 粉体および粉末冶金, **37** 7 (1990), 1108

1112.

- (2) 鈴木恵・吉田治夫, 材料, **28** 315 (1979), 1235-1245.
 (3) Toland, R. H., Comp. Mat., *ASTM STP*, 563 (1974), 133-145.
 (4) Helfinstine, J. D., *ASTM STP*, 617 (1977), 375-388.
 (5) Wullaert, R. A., Impact Testing of Materials, *ASTM STP*, 466 (1970), 148-164.
 (6) Saxton, H. J., ほか 2 名, *ASTM STP*, 563 (1977), 50-73.
 (7) Venzi, S., ほか 2 名, Impact Testing of Materials, *ASTM STP*, 466 (1970), 165-180.
 (8) Kalthoff, J. F., *Int. J. Fract.*, **27** (1985), 277-298.
 (9) Böhne, W. and Kalthoff, J. F., *Int. J. Fract.*, **20** (1982), 139-143.
 (10) Ireland, D. R., Instrumented Impact Testing, *ASTM STP*, 563 (1977), 3-29.
 (11) 小川欽也・東田文子, 強化プラスチック, **36** 4 (1990), 123-129.
 (12) 東田文子・小川欽也, 材料, **39** 455 (1990), 1462-1468.
 (13) 杉山文子・小川欽也・西田俊彦, 機講論, No. 95 1 (1995 3), 56-57.
 (14) 小川欽也・倉石晃・西田俊彦, 材料, **44** 503 (1995), 1074-1079.
 (15) 小川欽也・西田俊彦・倉石晃・杉山文子, 機講論, No. 940 30 (1994 8), 391-393.