繊維結合型セラミックス基複合材の曲げ破壊強度*

杉 山 文 子^{*1}, 石 川 敏 弘^{*2}
小 川 欽 也^{*1}, 西 田 俊 彦^{*3}

Fracture Strength on Fiber-Bonded Ceramic Composite Subjected to Static and Dynamic Bending

Fumiko SUGIYAMA, Toshihiro ISHIKAWA,
Kinya OGAWA and Toshihiko NISHIDA

Finite-element analysis was performed to characterize the deformation behavior of ceramic composite material during static and dynamic bending. Normal and shearing stress distributions were clarified by FEM with respect to elastic anisotropy and the specimen height-to-span ratio, (H/L), and the tensile and shearing fracture behaviors were well understood in comparison with the predicted stress distributions. It is determined that well-ramped impact bending leads to almost identical stress distributions as static bending and, consequently, the fracture strength of brittle materials can be measured at a high deformation rate. Tensile and shearing strengths were significantly increased with the rise in the deformation rate.

Key Words: Finite-Element Method, Impact Bending, Fiber-Bonded Ceramic Composite, Hopkinson Bar Method, Ramped Wave, Shear Strength, Tensile Strength, Dependence on Deformation Rate

1. 緒 言

近年, 航空宇宙を始めとする超高速輸送機器分野において, セラミックスは構造材料として極めて注目されている。しかしながら, 単体セラミックスの破壊靱性は一般に低く, 実用上その靱性を高めることが強く要請されている。靱性の向上を計る一般的な方法は異種材料との複合化であり, なかでも製造上容易な繊維強化積層複合体の開発が現在最も推進されている^{(1)~(5)}。セラミックス基複合材の強化材としてはセラミックス長繊維や炭素繊維がよく用いられるが, 強化繊維とマトリックスの結合が強いとセラミックス単体と同様の脆性的な破壊挙動を示すため, 強化繊維とマトリックスの結合力を適度に弱め, 脆性的なき裂進展を制御することによって靱性を高める工夫がなされている⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

本研究で取り上げた繊維結合型セラミックス(チラノヘックス: 宇部興産製)は, チラノ繊維を酸化処理して得られた酸化チラノ繊維を一方向に積層後, ホッ

トプレスすることによって製造されており⁽⁸⁾⁽⁹⁾, 繊維表面に存在していた酸化物が一種のマトリックス相を形成する結果, 高靱性および高い耐酸化性と優れた高温特性をもつ材料⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾として期待されている。

積層複合材は一般に, 強い力学的な異方性を示し, 繊維方向の引張強度に比べると, 層間せん断強度が著しく低いことから, 構造材料として使用するにあたり, せん断強度をも正しく評価する必要がある。さらに, これらの複合材が衝撃荷重を支持するための構造材として使用される場合も想定されることから, 衝撃強度を精度よく求めることも極めて重要である。そこで, 本研究では, 最も基本的な一方向繊維強化積層複合体の静的および衝撃三点曲げ試験について種々のスパンでのせん断応力分布および引張応力分布を有限要素解析(FEM)によって明らかにし, 衝撃強度を適切に評価し得る試験条件を明らかにする。次に, 種々の試験片高さ/スパン比(H/L 比)について静的および衝撃試験を行い, チラノヘックスのせん断強度および引張強度を評価するとともに, それぞれの変形速度依存性を明らかにする。

2. FEM 解析

2.1 解析モデル 図1には三点曲げ試験につい

* 原稿受付 1996 年 11 月 5 日。

^{*1} 正員, 京都大学工学部 (〒606 01 京都市左京区吉田本町)。^{*2} 正員, (株)宇部興産 (〒755 宇部市大字小串 1978-5)。^{*3} 正員, 京都工芸繊維大学工学部 (〒606 京都市左京区松ガ崎御所海道町)。

て FEM 解析を行う際に用いた、要素分割モデルを示す。1 メッシュの大きさは $0.25 \times 0.25 \text{ mm}$ であり、衝撃負荷における解析時間間隔 Δt は $0.5 \mu\text{s}$ である。試験片高さ H は 4 mm 、幅 B は 3 mm であり、スパン L は $10, 16, 24$ および 32 mm の 4 種類である。解析には Marc K 6⁽¹¹⁾ (マーク社製汎用有限要素解析プログラム) を用い、二次元平面応力モデルとして弾性応力解析を行った。境界条件として静的負荷の場合には支持点 (図中 A, B 点) における y 軸方向の変位を抑制し、上部中央の負荷点 (C 点) に 1000 N の垂直荷重を与えた。衝撃負荷の場合には、試験片の支持点 (A, B) への食い込みを抑制したが、支持点 (A, B) からの上方への浮き上がりは許容した。また、C 点には、図中に示した 2 種類の立上り時間 (t_0) を持つ速度変化を強制的に与えた。試験片の材料定数は、等方性モデルの場合には、縦弾性係数 $E=125 \text{ GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ であり、直交異方性モデルの場合には、縦弾性係数 $E_{xx}=125 \text{ GPa}$ 、 $E_{yy}=12 \text{ GPa}$ 、せん断弾性係数 $G_{xy}=10 \text{ GPa}$ 、ポアソン比 $\nu_{xy}=0.4$ である。

2・2 解析結果 図 2 には FEM 解析によって得られた試験片の中立面上のせん断応力分布を等方性モデルおよび直交異方性モデルについて示す。等方性モデルでは静的負荷と $t_0=20 \mu\text{s}$ の衝撃負荷について、直交異方性モデルでは静的負荷と $t_0=20 \mu\text{s}$ および $t_0=100 \mu\text{s}$ の衝撃負荷について、それぞれスパンを変化させて解析を行った。ただし、衝撃負荷では支持点における荷重値が 500 N のときの応力分布を示している。

いずれのモデルにおいてもスパンが 10 mm では静的負荷と衝撃負荷は、ほぼ同じ応力分布を示す。スパンが 16 mm の場合、等方性モデルでは衝撃負荷の応力分布は一樣ではなく、静的負荷の応力分布とは異なる。直交異方性モデルでは、 $t_0=20 \mu\text{s}$ と $t_0=100 \mu\text{s}$ のどちらの衝撃負荷の場合でも静的負荷とほぼ同じ応力分布を示す。スパンが 24 mm と 32 mm ではどちら

のモデルも $t_0=20 \mu\text{s}$ の衝撃負荷では、応力分布に変動が見られ、静的負荷と異なるが、直交異方性モデルにおける $t_0=100 \mu\text{s}$ のように立上りの緩やかな速度変化の衝撃負荷ではそのような変動は見られず、静的負荷と同様、一樣な応力分布を示す。

次に、静的負荷と立上り時間の違う 2 種類の衝撃負荷の場合について試験片全体のせん断応力分布および x 軸方向の引張応力分布を比較した。

図 3 には等方性モデルと直交異方性モデルのスパンが 10 mm と 32 mm の場合についてせん断応力分布を示す。等方性モデルは静的負荷と $t_0=20 \mu\text{s}$ の衝撃負荷、直交異方性モデルでは静的負荷と $t_0=20 \mu\text{s}$ および $t_0=100 \mu\text{s}$ の衝撃負荷の場合について示す。スパンが短い ($L=10 \text{ mm}$) 場合にはいずれのモデルでも、静的負荷と衝撃負荷に対して、ほぼ同じ応力分布が得られた。一方、スパンが長い ($L=32 \text{ mm}$) 場合には、どちらのモデルにおいても静的負荷の場合と $t_0=20 \mu\text{s}$ の衝撃負荷の場合とでは、異なった応力分布が得られ、等方性モデルでは負荷点近傍に、直交異方性モデルでは支持点近傍に応力の高い領域が広がっている。しかし、衝撃負荷であっても立上りの緩やかな $t_0=100 \mu\text{s}$ の場合には、静的負荷とほぼ同じせん断応力分布が得られた。

図 4 にはせん断応力分布と同様にして得られた引張応力分布を示す。等方性モデルおよび直交異方性モデルのいずれにおいてもスパンが同じ場合、静的負荷と

Fig. 1 FEM model of fiber bonded ceramics

Fig. 2 Shear stress distributions for various span

衝撃負荷で、ほぼ同じ応力分布が得られた。

このように、引張応力分布はせん断応力分布の場合と異なり、衝撃負荷時の立上り速度の鋭さとは無関係に静的負荷時の応力分布とほぼ等しくなることがわかった。

図5には等方性モデルと直交異方性モデルについて衝撃負荷を与えた際の荷重-時間関係をスパンをパラメータとして示した。ただし、荷重は $(3L/2BH^2) \cdot P$ として規格化して示した。スパンが10 mmと16 mmの場合には、いずれも荷重の振動は見られず、時間の経過とともに滑らかに増加する。一方、スパンが24 mmと32 mmでは $t_0=20 \mu s$ の場合にはどちらのモデルにも荷重の振動が見られるが $t_0=100 \mu s$ ではほとんど見られない。これらの結果は図2および図3で示した応力分布とよく対応しており、スパンが長い場合には、急激な衝撃負荷を与えることによって、高次のたわみ振動が生じるため、試験片のせん断応力分布が時間的に大きく変化することがわかる。

以上より、立上りの緩やかな速度変化の衝撃負荷を与えた場合には、せん断応力分布は静的負荷を与えた場合のせん断応力分布とほぼ等しいことが明らかとな

Fig. 3 Shear stress distributions for $L=10$ mm and 32 mm

った。また、引張応力分布は衝撃速度の立上りの鋭さには影響されないことから、立上りの緩やかな衝撃負荷試験を行うことによって材料特性としての強度の変形速度依存性を静的な負荷の場合と比較して議論することができる。

3. 試験材料および試験方法

供試材はSi-Ti-C-O繊維結合型セラミックス基複合材(チラノヘックス：宇部興産製)である。繊維の体積含有率は約90%である。図6には試験片形状と負荷方向を示す。一般に一方繊維強化複合材では、ホットプレス方向に対する曲げ方向の違いによって強度に差が見られるため、チラノヘックスについても図6に示すようにホットプレス方向とこれに垂直方向の2種類について曲げ試験を行った。しかし、両者の強度にほとんど差が認められなかったため、以後、ホット

Fig. 4 Tensile stress distributions for $L=10$ mm and 32 mm

プレス方向に曲げ方向を一致させて試験を行った。スパンは 10, 16, 24 および 32 mm の 4 種類である。

静的負荷にはオートグラフを用い、クロスヘッド速度は 0.5 mm/min である。衝撃試験には図 7 に示すホプキンソン棒型衝撃曲げ試験装置を用いた。入力棒には直径 10 mm のステンレス鋼棒を用い、先端はくさび状に加工し、曲率半径 4 mm の負荷点とした。出力管には直径 8 mm, 肉厚 0.5 mm の 2 本のステンレ

Fig. 5 Load-time curves for various span

Fig. 6 Specimen geometry and loading direction

ス鋼管を用い、先端を閉じて曲率半径 4 mm の支持点とした。入力棒の打出棒側端面には、バッファとして円柱状の金属亜鉛を置き、その塑性変形によって生じた立上りの緩やかな入射波(ランプ波)を試験片に負荷した⁽¹²⁾。

ランプ波の場合には入射応力波の持続時間が長いので、入射波と反射波が重なって観測された。そこで、入力棒の 2 箇所にひずみゲージを貼付し、波形を重ね合わせることで両者を分離した。入力棒と出力管に貼付したひずみゲージからの出力はホイートストンプリッジ、プリアンプを介してストレージスコープ(最高サンプリング速度 20 address/μs, 縦軸分解能 10 bit)に取り込み、フロッピーディスクに記録した。

4. 試験結果および考察

4.1 入射波および透過波 図 8 には立上りの鋭いステップ波と立上りの緩やかなランプ波を入射した場合のそれぞれについて透過波を示す。ステップ波を

Fig. 7 Split Hopkinson pressure bar apparatus

Fig. 8 Step-shaped and ramped incident waves and transmitted waves

入射した場合にはシャルピー衝撃試験で通常観測されるのと同様に、透過波に大きな振動が現れ^{(13)~(15)}、最高荷重値を精度よく求めることが困難である。一方、立上りの緩やかなランプ波を入射した場合には、極めて滑らかな透過波が得られ、最高荷重値を正確に求めることができる。

入力棒中を伝ばする入射波を σ_I 、反射波を σ_R 、出力管を伝ばする透過波を σ_T とし、 A_1 、 A_2 をそれぞれ入力棒と2本の出力管の断面積とすると、負荷点および支持点での荷重 P_1 、 P_2 、速度 v_1 、 v_2 は次式で与えられる⁽¹⁶⁾。

$$P_1 = A_1(\sigma_I + \sigma_R), P_2 = A_2\sigma_T \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$v_1 = (\sigma_I - \sigma_R)/\rho_I c_I, v_2 = \sigma_T/\rho_T c_T \quad \dots\dots\dots (2)$$

これより、たわみ速度 ($\dot{\delta}$) は次式で表せる⁽¹⁰⁾。

$$\dot{\delta} = (\sigma_I - \sigma_R)/\rho_I c_I - \sigma_T/\rho_T c_T \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $\rho_I c_I$ 、 $\rho_T c_T$ は入力棒および出力管のインピーダンスである。

ランプ波を与えた場合、変形初期を除けば負荷点での荷重と支持点での荷重がほぼ等しいことを既にFRPについて確認している⁽¹²⁾。したがって、透過波のみを用いて試験片の荷重 (P) を算出できる。

$$P = A_2\sigma_T \quad \dots\dots\dots (4)$$

また、たわみ (δ) はたわみ速度を積分することによって得られる。

$$\delta = \int \dot{\delta} dt \quad \dots\dots\dots (5)$$

初等弾性曲げ理論による最外層での引張応力および中立面上でのせん断応力の値は次式で与えられる。

$$\sigma = 3PL/(2BH^2) \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\tau = 3P/(4BH) \quad \dots\dots\dots (7)$$

図9にはステップ波とランプ波を入射した場合について式(3)、(4)、(5)よりそれぞれ求めた(荷重)-(たわみ)関係を実線で、(たわみ速度)-(たわみ)関係を破線で示す。ステップ波の場合には変形初期より大きなたわみ速度が得られるが、荷重に振動が現れ、最高荷重値を正確に捉えるのが困難である。一方、ランプ波の場合には初期のたわみ速度は小さいが、たわみ速度が上昇するに従ってたわみは急激に増加し、変形が進んだ時点では、高い変形速度が達成される。すなわち、ランプ波を用いれば変形初期の振動を抑制し、十分な高変形速度での破壊強度を的確に測定できる。

4・2 強度の変形速度依存性 繊維方向の破壊強度

については、静的および衝撃負荷のいずれの場合においても、2種類の試験片で差異は認められなかった。図10には、最大荷重値で最外層に生じる引張応力 (σ) および中立面上でのせん断応力 (τ) と試験片高さ/スパン比 (H/L 比) との関係を示す。

いま、破壊は最高荷重点で生じるとする。また、引張破壊、あるいはせん断破壊は、応力分布によらず、式(6)、(7)で与えられる最外層あるいは中立面上での応力がそれぞれ一定の引張破壊応力 σ_c あるいはせん断破壊応力 τ_c に達したときに生じると考える。したがって、式(6)、(7)より得られる、

$$\tau/\sigma = (1/2) \cdot (H/L) \quad \dots\dots\dots (8)$$

からわかるように、 H/L 比が大きい場合には、引張応力が引張破壊応力 σ_c に達する以前に、せん断応力がせん断破壊応力 τ_c に達し、引張破壊に先行してせん断破壊が生じることが考えられる。一方、 H/L 比が小さい場合には、逆に、せん断応力が τ_c に達する以前に引張応力が σ_c に達し、せん断破壊に先行して引張破

Fig. 9 Load and deflection velocity for the case of step shaped and ramped incident waves

Fig. 10 Relations between fracture stress and specimen height/span ratio

壊が生じることが考えられる。その結果、 H/L 比の大きい場合にはせん断破壊が生じて τ_c が、 H/L 比の小さい場合には引張破壊が生じて、 σ_c がそれぞれ得られると考えられる。図中の実線は H/L 比の大きな領域 ($H/L \geq 0.2$) と小さな領域 ($H/L \leq 0.2$) においてそれぞれ求められた一定のせん断破壊応力あるいは引張破壊応力を示す。得られた静的せん断破壊応力 τ_{cs} 、衝撃せん断破壊応力 τ_{cd} はそれぞれ 60 MPa, 105 MPa, 静的引張破壊応力 σ_{cs} 、衝撃引張破壊応力 σ_{cd} はそれぞれ 650 MPa, 1 200 MPa であり、変形速度の増加に伴っていずれの破壊応力も顕著な上昇を示した。破線はせん断破壊が生じるとき ($\tau = \tau_c$) の引張応力 σ と H/L 比の関係を表しており、式(8)より $\sigma = 2 \cdot (L/H) \cdot \tau$ を用いて求めた。同様に、一点鎖線は引張破壊が生じるとき ($\sigma = \sigma_c$) のせん断応力 τ と H/L 比の関係を表し、 $\tau = (H/2L) \cdot \sigma$ より求めた。

セラミックス基複合材であるカーボン長繊維強化チッ化けい素(FRC)の場合については、引張強度がほとんど速度依存性を持たないことを先に報告し⁽¹⁷⁾、強化繊維であるカーボン繊維の破壊強度が変形速度にほとんど依存しないことがその主な原因であることを示した⁽¹⁷⁾ が、チラノ繊維では引張強度に著しい変形速度依存性が見られた。チラノ繊維は製造過程で、繊維同志および繊維とマトリックス相との境界に炭素層が形成される。この境界炭素層が、低速では滑り層として働き、繊維とマトリックスとの接着力を制御し、繊維

へのクラックの進展を制御することが報告されている⁽¹⁸⁾。繊維と繊維あるいは繊維とマトリックスの界面での離機構の速度依存性については、まだ明らかにされていないが、静的負荷においては境界炭素層が滑り層として働くことによって層間せん断破壊応力が低くなるが、変形速度が大きくなるにつれて境界炭素層が滑り層の役割を果たさなくなると考えられる。その結果、繊維間あるいは繊維とマトリックス間の結合力が強くなり、せん断強度が高くなると推測される。

4.3 破壊過程における荷重-たわみ曲線 図11にはスパン 10 mm および 32 mm の各々について静的負荷と衝撃負荷の荷重-たわみ曲線の代表例を示す。ただし、たわみは $(6 \cdot H/L^2) \cdot \delta$ により無次元化して示した。

Fig. 11 Load-deflection curves during static and dynamic loading

(a) $L = 10$ mm

(b) $L = 32$ mm

Fig. 12 SEM micrographs of fracture specimens

静的負荷の場合、どちらのスパンでも荷重は最高値に達した後、破壊の進行とともに減少するが、スパンが10 mmの場合には、荷重は間欠的に生じる急激な低下を繰返ししながら徐々に減少し、スパンが32 mmの場合には、連続的に生じる急激な低下を伴いながら急速に減少する。

一方、衝撃負荷ではスパンが10 mmの場合には、比較的大きな荷重低下を示した後、大きな脈動を伴いながら、徐々に荷重が低下するが、スパンが32 mmでは、最高荷重値を示した後、急激に荷重が低下する。破壊の様子については、後に詳しく示すが、静的負荷のスパンが10 mmの場合では、破壊後の試験片には積層面に沿ってのせん断破壊のみが多数観察され、繊維破断を伴った引張破壊は生じていないことが確認できた。したがって、荷重-たわみ曲線の除荷過程での間欠的な荷重低下は積層面内に生じたせん断破壊の発生によるものと結論できる。

一方、スパンが32 mmの場合には、引張側表面より発生した繊維破断を伴った引張破壊が明りょうに観察された。また、付随的に発生したとみられる積層面内でせん断破壊も認められた。したがって、除荷過程での連続的な荷重低下は主として繊維の引張破壊の進行によると考えられ、これにせん断破壊が若干寄与したものと推測できる。

衝撃負荷の場合についても、静的負荷の場合とほぼ同様にスパンが10 mmの際の大きな脈動は積層面でのせん断破壊により、また32 mmの際の急激な荷重低下は引張破壊により生じたと考えられる。

4・4 SEM 図12には静的負荷によって破壊した試験片のSEM写真をスパンが10 mmと32 mmの場合について示す。スパンが10 mmの場合には、繊維の引張破断は認められず積層面内でのせん断破壊が明りょうに観察できる。また、せん断破壊箇所は、中立面上以外にも多数見られる。2・1節のFEM解析で示したようにスパンが短い場合には、負荷点と支持点を結ぶ斜めに広がった領域内で高いせん断応力が生じる。したがって、せん断破壊は必ずしも中立面近傍に集中して生じるわけではなく、このような領域内の多くの箇所でせん断破壊が観察されたものとして理解できる。一方、スパンが32 mmの場合には、積層面に沿ってのせん断破壊は認められず、最外層繊維の引張破壊が認められる。この結果は、FEMの結果とよく対応している。また、衝撃負荷の場合には、破壊後の試験片は、多数の細片に破砕されることが多く、せん断破壊、引張破壊をそれぞれの試験片について明確に特定することは困難であるが、スパンが10 mmの場合、

積層面に沿ってせん断破壊しており、薄板状の細片が多数認められた。一方、スパンが32 mmの場合には繊維が破断した結果、ブロック状の細片が多く認められ、いずれのスパンにおいても静的負荷とほぼ同様の傾向が認められた。

5. 結 論

硬脆材料の三点曲げ試験による破壊強度を調べるために、スパンを種々変化させて静的および衝撃負荷時のFEM解析を行い、応力分布を調べ、衝撃強度を適切に評価し得る試験条件を求めた。その結果、

(1) 衝撃負荷において、立上りの緩やかな速度変化(ランプ波)を与えることによって静的負荷の場合と同じ応力分布を実現することができる、

(2) 静的試験とランプ波を用いた衝撃試験を行うことによって材料特性としての強度の変形速度依存性を明らかにすることができる、

次に、繊維結合型セラミックス複合材(チラノヘックス)の静的試験および衝撃試験を行い、せん断強度および引張強度の評価を行った。得られた結果は次のとおりである。

(3) 静的試験に比べ、衝撃試験では引張強度、せん断強度は約80%上昇し、著しい変形速度依存性を示した、

(4) 荷重-たわみ曲線の除荷過程の挙動はせん断破壊あるいは引張破壊とそれぞれ密接に関係していると推定できる。

終わりに、本研究で使用した供試材のご提供をいただいた宇部興産(株)の神徳泰彦氏に謝意を表す。

文 献

- (1) Kotil, T., Holmes, J. W. and Comninou, M., *J. Am. Ceram. Soc.*, **73** (1990), 1879-1883.
- (2) Ramakrishnan, V. and Jayaraman, N., *J. Mater. Sci.*, **28** (1993), 5580-5591.
- (3) Cligg, W. J., *Nature*, **347** (1990), 347-349.
- (4) Cady, C. M., Mackin, T. J. and Evans, A. G., *J. Am. Ceram. Soc.*, **78** (1995), 77-82.
- (5) Marshall, D. B. and Evans, A. G., *J. Am. Ceram. Soc.*, **68** (1985), 225-231.
- (6) Prew, K. M., *Proc. 3rd Japan Int. SAMPE Symp.*, (1993), 249-255.
- (7) Evans, A. G. and Marshall, D. B., *Acta. Met.*, **37** (1989), 2567-2583.
- (8) Kajii, S., Ishikawa, T., Matsunaga, K. and Kohtoku, Y., *Advanced Performance Materials*, **1** (1990), 149-159.
- (9) 石川敏弘, ニューセラミックス, **10** (1994), 7-10.
- (10) Ishikawa, T., Kajii, S., Matsunaga, K., Hogami, T. and Kohtoku, Y., *J. Mater. Sci.*, **30** (1995), 6218-6222.
- (11) *The 4th International MARC Users Conference, Pro-*

- ceedings, (1994).
- (12) 小川欽也・東田文子, 強化プラスチック, **36** (1990), 123-129.
- (13) Venzi, S., Priest, A. H. and May, M. J., *ASTM STP*, 466 (1970), 165-180.
- (14) Saxton, H. J., Ireland, D. R. and Sever, W. L., *ASTM STP*, 617 (1977), 50-73.
- (15) Wullart, R. A., *ASTM STP*, 466 (1970), 148-164.
- (16) Hauser, F. E., Simons, J. A. and Dorn, J. E., *Response of Materials to High Velocity of Deformation*, (1960), 93, N. Y. Wiley.
- (17) 小川欽也・倉石晃・西田俊彦・杉山文子, 材料, **45** (1996), 799-804.
- (18) 松永賢二・石川敏弘・梶井紳二・布上俊彦・神徳泰彦, セラミックス協会学術論文誌, **103** (1995), 288-292.
-