カーボン長繊維強化型窒化ケイ素の衝撃三点曲げ試験[†]

小川 欽也* 倉石 晃**
西田 俊彦*** 杉山 文子*

Impact Three-Point Bending Test of a Continuous Carbon Fiber-Reinforced Silicon Nitride

by

Kinya OGAWA*, Akira KURAISHI**, Toshihiko NISHIDA***

and Fumiko SUGIYAMA*

Bending strength of a continuous carbon fiber-reinforced silicon nitride was experimentally investigated at high rate of strain by a split Hopkinson pressure bar method. Ramped incident waves were applied to the specimen to obtain a smooth load-deflection curve without high frequency oscillations. Acoustic emission during impact deformation was successfully detected as well as quasi-static deformation and the evidence of micro-cracking in the relatively early stage of high velocity deformation was confirmed. The dependences of strength and fracture morphology on fiber orientation and specimen size were clarified and their rate dependences were also identified. Tensile strength was found to be almost independent of deformation rate, while shear strength along fiber direction was significantly increased with rise of strain rate. Fiber bridging over a fracture surface affected shear strength and provided a reasonable explanation of experimental results.

Key words : Impact bending, Ceramic composite, Carbon fiber, Silicon nitride, Hopkinson bar, Ramped wave, Fracture, Strain rate effect

1 緒 言

長繊維強化型セラミックスは比較的軽量で、耐熱性や破壊抵抗性にもすぐれた特長を発揮するので、将来の航空宇宙機器や高速輸送体用の構造材料として有望視され、種々の力学的環境下での強度やじん性の評価が必要となっている。セラミックス系ぜい性材料の引張り試験は一般に困難なため、引張強度の評価には簡便な曲げ試験が賞用され、ファインセラミックスに対しては準静的な曲げ強さ試験方法 (JIS R 1601) が規定されている。しかし本研究で取り上げた長繊維一方向強化セラミックス等のように、繊維配向方向の引張強度に較べて層間せん断強度が著しく低い材料では、曲げ試験で引張強度を簡便に評価することは困難であり¹⁾、せん断や圧縮破壊強度の方位異方性を考慮した適切な試験片形状・寸法と負荷方法の選択が必要となる²⁾。

またこれらの材料が動的部材として有望視されていることを考慮すると、衝撃強度の評価にも着手することが望まれる。セラミックス系材料の衝撃強度評価については、計装化シャルピー試験による曲げ試験が主として行われてきたが、試験機内での弾性応力波の多重反射³⁾や、急激な負荷による慣性力効果等により、極めて低い衝撃

速度域を除けば、強度を正確に評価することは困難である。このような点を考慮して、著者らは衝撃試験法として最も信頼性の高いと言われるホプキンソン棒法に、立ち上がりの緩やかなランプ波を導入することで、繊維強化プラスチック試験片の高周波振動を抑えた正確な三点曲げの荷重-たわみ関係が得られることを示してきた^{6),7)}。山内ら⁸⁾、および日下ら⁹⁾も同様な手法を踏襲し、衝撃荷重下での破壊じん性を的確に測定できることを報告している。

本研究では、上述の改良型ホプキンソン棒法を用いた衝撃三点曲げ試験により、長繊維一方向強化型セラミック複合材の曲げ強度測定を行い、この試験方法がセラミックス系の複合材の衝撃破壊試験にも有効であることを確認すると共に、その際の試験片形状・寸法が破壊形態に与える影響を調べた。さらに衝撃変形から破壊に至るまでの AE を捉え、破壊形態の内容を繊維の引張破壊と繊維積層面間のせん断破壊挙動を考慮しながら整理することを試みた。そして得られた衝撃曲げ試験結果を準静的曲げ試験結果と対応させながら、破壊強度に及ぼす負荷速度の影響についても言及した。

2 試験材料および試験方法

[†] 原稿受理 平成 7 年 5 月 24 日 Received May 24, 1995

* 正 会 員 京都大学工学部航空宇宙工学研究科 〒606-01 京都市左京区吉田本町, Div. of Aero. & Astro., Kyoto Univ., Sakyo-ku, Kyoto, 606-01

** 京都大学工学部学生 〒606-01 京都市左京区吉田本町, Student, Dept. of Aero. Eng., Kyoto Univ., Sakyo-ku, Kyoto, 606-01

*** 正 会 員 京都工芸繊維大学工学部物質工学科 〒606 京都市左京区松ヶ崎御所海道町, Dept. of Mat. Sci., Kyoto Inst. of Tech., Sakyo-ku, Kyoto, 606

供試材はノリタケカンパニー社製のカーボン長繊維一方向強化窒化ケイ素（繊維含有率 50 %）であり、プリプレグを積層後、ホットプレスにより焼結された。Fig. 1 に試験片の形状と負荷方向を示し、Table I に試験片幅（ B ）および高さ（ H ）の標準値を示す。曲げ方向はホットプレス方向（以下、試験片 I と表示）と、これに直角方向（以下、試験片 II と表示）の二種類であり、いずれの場合もスパン方向に繊維配向方向を一致させた。

Fig. 2 にはホプキンソン棒型衝撃三点曲げ試験装置の構成を示す。直径 10 mm の入力棒（ステンレス鋼）先端は楔状に加工し、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 の二本の銅管を用い、先端を閉じて、曲率半径 4 mm の支持点とした。スパン（ L ）は 32 mm である。入力棒と出力管とは細いゴムで結ばれ、荷重点と支持点を介して極く小さな力で試験片を保持した。入力棒の打ち出し棒側の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る立ち上がりの緩やかな入射波（ランプ波）を試験片に入射した⁶⁾。

入射波と反射波を分離して観測するため、入力棒には二ヶ所にひずみゲージを貼付した。透過応力波の振幅は小さいため、出力管には半導体ひずみゲージを用いた。

入力棒、出力管ならびに試験片に貼付したひずみゲージからの出力はホイートストンブリッジ、プリアンプ（応答周波数 1 MHz）を介して 12 チャンネルのストレージスコープ（最高サンプリング速度 20 address/ μ s、縦軸分解能 10 bit）に取込み、フロッピーディスクに記録保存した。

Table I. Dimensions of specimens (mm).

Specimen	Width B	Height H
I	4	3, 2, 1.5, 1
II	3	4, 3, 2, 1.5, 1

Fig. 1. Specimen geometry and loading direction.

Fig. 2. Impact three-point bending test apparatus and measuring circuit.

試験片の端部には AE センサー（応答周波数 2 MHz）を接着し、ハイパスフィルター（カットオフ周波数 110 kHz）を通じた後、電圧出力を同様にストレージスコープに記録した。試験温度は室温（13~15°C）である。

3 試験結果および考察

3.1 入射波、反射波および透過波

Fig. 3 には、バッファを用いないで得られる立ち上がりの鋭い矩形波と、金属亜鉛のバッファを用いて得られるランプ波を試験片に入射した場合のそれぞれについて、得られた反射波および透過波を示す。

立ち上がりの鋭い矩形波を入射した場合には、シャルピー試験で観測されるのと同様に、透過波に大きな振動が現れる。このため、準静的試験の場合には、荷重とたわみの関係に非線形性が現れ始める荷重値を比較的容易に特定でき、微視的な破壊挙動を推定することができたが、ここに示す衝撃試験の場合には、これを予測することは極めて困難である。また、破壊強度を評価するための最高応力値を精度良く定めることも困難となる。

これに対して、立ち上がりの緩やかなランプ波の場合には、透過波は滑らかに増加し、非線形性が現れ始める荷重値および最高値を容易に求めることができる。なお、入射応力波に対して透過応力波は十分の一度の大きさであるため、入射応力波の微小な乱れも透過応力波に大きな影響を与える。従って、滑らかなランプ波を与えることがこの試験法においては極めて重要である。

矩形波、ランプ波のいずれの場合も、反射波は 1 次元弾性波理論で予測される時刻にひずみゲージの位置に到達したが、矩形波を入射した場合の透過波は約 30 μ s、ランプ波を入射した場合の透過波は約 10 μ s、理論的に予測された時刻より遅れてひずみゲージの位置に到達し

Fig. 3. Stress waves for step-shaped (above) and ramped incident waves (below). Incident, reflected, and transmitted waves start at T_I , T_R , and T_T , respectively.

た。試験片の保持方法から考えて負荷点、あるいは支持点と試験片とに最初から間隙はない。また、後に詳しく示すが、試験片端部に付けた AE センサーは負荷点に入射波が到達してから約 $4 \mu\text{s}$ 経過後に応答し始めており、その時刻に応力波が試験片の端部に到達していることを示している。

以上の点より、透過波の遅れの大半は衝撃力により試験片が支持点から浮き上がり、このため出力管への弾性波の到達が遅れた結果であると考えられる。従って、ランプ入射波では試験片の支持点よりの浮き上がりが抑制されていることが分かり、これが試験片と支持点、あるいは負荷点との再衝突による高周波振動の発生を抑えていると推定できる。

入力棒中を伝ばする入射応力波を σ_i 、反射応力波を σ_r 、出力管を伝ばする透過応力波を σ_t とし、 A_1 、 A_2 をそれぞれ入力棒と、二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¹¹⁾。

$$P_1 = A_1(\sigma_i + \sigma_r), \quad P_2 = A_2\sigma_t \quad (1)$$

$$V_1 = (\sigma_i - \sigma_r)/\rho_1 c_1, \quad V_2 = \sigma_t/\rho_2 c_2 \quad (2)$$

これより、たわみ速度 ($\dot{\delta}$) は次式で表せる。

$$\dot{\delta} = (\sigma_i - \sigma_r)/\rho_1 c_1 - \sigma_t/\rho_2 c_2 \quad (3)$$

ここに、 $\rho_1 c_1$ 、 $\rho_2 c_2$ はそれぞれ入力棒、出力管の音響インピーダンスである。

ランプ波を与えた場合には、変形の初期 (約 $20 \mu\text{s}$ 以内) を除けば、負荷点での荷重と支持点での荷重がほぼ同じであることを既に FRP について確認している。従って、透過波のみを用いて試験片の荷重 (P) を、また、入射波 (σ_i) と透過波 (σ_t) とを用いてたわみ速度 ($\dot{\delta}$)、たわみ (δ) を以下のように算出できる。

$$P = A_1 \cdot \sigma_t \quad (4)$$

$$\dot{\delta} = 2\sigma_i/\rho_1 c_1 - \sigma_t/\rho_2 c_2 \left((A_2/A_1)(\rho_2 c_2/\rho_1 c_1) + 1 \right) \quad (5)$$

$$\delta = \int \dot{\delta} dt \quad (6)$$

Fig. 4. Load and deflection velocity during deformation for the cases of step-shaped and ramped incident waves.

Fig. 4 には、式(5)、(6)よりそれぞれ求まるたわみ速度とたわみの関係を、矩形波とランプ波を入射した場合について示す。矩形波の場合には、変形初期よりたわみ速度が急激に増加し、ほぼ一定のたわみ速度に達した状態で試験片が破壊する。一方、ランプ波の場合には、初期のたわみ速度は低い、この状態で生じるたわみも小さい。たわみ速度が上昇すると、これに応じてたわみも急激に増加するため、変形が進んだ時点では、十分高い変形速度が達成される。即ち、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ことが分かる。

応力波より式(5)、(6)および、後に示す式(9)を用いて求めた試験片中央の引張側でのひずみは、試験片に貼付したゲージより求めた値とはほぼ一致することを先に報告した¹²⁾。従って、衝撃試験での曲げモードは準静的試験の場合と同じであるとして良く、準静的試験での荷重-たわみ関係と比較して強度に及ぼす変形速度の影響を調べることができる。

3.2 荷重-たわみ関係

Fig. 5 には、荷重-たわみ関係より求めた試験片中央最外層での引張応力 (σ) とひずみ (ϵ) の関係を、試験片高さ (H) をパラメータにして示す。ここで、 σ 、 ϵ は三点曲げの初等理論により次式で求めた。

$$\sigma = 3P \cdot L / (2B \cdot H^2) \quad (7)$$

$$\tau = 3P / (4B \cdot H) \quad (8)$$

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

ただし、 P は荷重、 δ は試験片中央でのたわみ、 τ は中立面内のせん断応力、である。

試験片 I、II のいずれの場合も、 σ - ϵ 関係は応力値 $200 \sim 400 \text{ MPa}$ より弾性的な直線関係から外れはじめ、長い非弾性挙動を示した後、最高応力値を経て破壊に至る。 H が小さい場合には、破壊までのたわみが大きくなり、大たわみの影響で弾性域においても荷重-たわみ関係が非線形となることが考えられるが、 $\delta/L \leq 0.06$ ではその影響はないことが知られている¹³⁾。従って、ここでの非線形挙動は材料の変形そのものに起因していると考えられる。このように、 σ - ϵ 関係は非弾性挙動を示した後、最高応力値に達するため、破壊応力を弾性応力値として評価することには若干の問題があるが、ここでは、非弾性的変形量が大きくないとして、式(7)あるいは式(8)を用いて評価する。

3.3 AE 計測

Fig. 6 にはランプ入射波を負荷した時に得られた AE センサーからの電圧出力を支持点での荷重-時間関係と対応させて示す。

まず、入射応力波が試験片の負荷点に到達してから約 $4 \mu\text{sec}$ 経過した時刻 (T_1) において、試験片の端部が加速され始め、AE センサーは加速度センサーとして応答を開始するが、この時点では、高周波の AE は認められない。 T_1 より約 $6 \mu\text{sec}$ 経過した時刻 (T_2) において、支持点での荷重が増加し始め、これが最高荷重の 20 % 程度に達した時点 (T_3) より、AE が現れる。

Fig. 5. Dynamic stress-strain curves for various height of specimen I (above), and specimen II (below).

Fig. 6. Acoustic emission (AE) during impact deformation by ramped incident wave (specimen II, $H=4$ mm).

Fig. 5 を参照すると、この程度の荷重値より荷重-たわみ関係が非線形性を示し始めることが分かる。これ以後、ほぼ一定の振幅の AE が継続しているが、このような AE はマトリックス中に発生する微小き裂、あるいはマトリックスと繊維との界面で起こるはく離によるものと推定でき、^{14), 15)} 準静的試験の場合と同様に、¹⁾ 衝撃試験においても、変形のかなり初期段階からはく離が生じていることが確認できる。

最高荷重点近傍では、AE の振幅が増加し、巨視的なき裂が発生したものと推定できる。これ以後、荷重が急激に低下し始める時点 (T_4) では、AE センサーの出力は大きく変化し、試験片は再び急激な加速度運動を開始したことが分かるが、これは、試験片中を巨視的なき裂が伝ばしたことによると推定できる。荷重の低下後も、AE センサーの出力は振動を伴いながら徐々に減衰しているが、かなり長時間にわたって持続しており、破断過程が継続していることを示している。(なお、時刻 (T_5) 以後の破線で示した荷重は、出力管の自由端から反射される応力波を考慮して求めた。) ここに示した試験片 II の $H=4$ mm の場合には、引張破壊とせん断破壊とが共に進行し、後に示すように破面は非常にけば立っている。これは、試験片が瞬時には切断されず、繊維の引き抜けやはく離が持続しながら最終的な破断へと進行したことを明瞭に示している。また、このような破壊過程において、試験片には顕著な振動が生じており、荷重低下過程での応力状態や曲げモードが準静的な変形の場合とは異なっている可能性がある。従って、破壊の全過程について吸収エネルギーの評価を行なうにあたっては、これらの点を十分考慮しながら検討することが今後必要であろう。

3・4 強度の異方性と変形速度依存性

Fig. 7 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 (H) との関係を示す。

いま、一定の引張破壊応力 (σ_c) あるいはせん断破壊応力 (τ_c) で破壊が起こるとする。また、破壊時には最高荷重を示し、その際の応力は式(7)および式(8)で与えられるとすれば、 H の大きい場合にはせん断破壊が起こり τ_c が、 H の小さい場合には引張破壊が生じて σ_c が、それぞれ得られるはずである。先に報告した準静的曲げ試験¹⁾では、試験片 I の $H=1$ mm の場合にはせん断破壊の様相が若干認められたが、今回の衝撃曲げ試験では明瞭に引張破壊し、 $\sigma_c=1.2\sim1.3\times10^3$ MPa が得られた。また、 $H\geq 2$ mm の場合にはせん断破壊が生じ、 $\tau_c=30$ MPa が得られた。一方、試験片 II では、 $H\leq 2.0$ mm の場合に引張破壊し、 $\sigma_c=1.2\sim1.3\times10^3$ MPa が得られ、 $H\geq 2.5$ mm の場合にはせん断破壊し、 $\tau_c=50$ MPa が得られた。

準静的曲げ試験での引張破壊強度は試験片 II について 1.1×10^3 MPa 程度であるから、これより、引張破壊強度は変形速度にほとんど依存しないことが分かる。本複合材の強化繊維であるカーボン繊維の破壊強度について

Fig. 7. Relation between strength and specimen height for specimen I (above) and specimen II (below).

は、CFRP の破壊強度が変形速度にほとんど依存しないことから、変形速度にほとんど依存しないと推定される。^{16)~18)}

準静的曲げ試験と同様に、衝撃曲げ試験においても比較変形の初期段階から AE が観察されることより、どちらの場合においても、最高荷重点以前にマトリックスには微細なき裂が生じ、繊維とマトリックスとの界面ではく離も進行していると推定できる。従って、破壊時にはカーボン繊維が大部分の荷重を負担していると考えられ、このことが、本複合材の引張破壊強度が変形速度にほとんど依存しなかった主な原因であると理解できる。

一方、 H が大きい領域で現れるせん断破壊強度は変形速度に著しく依存し、いずれの試験片においても衝撃試験では、準静的試験の場合（図中に破線で示す）の 50 % 程度の強度の上昇が見られる。繊維とマトリックスの界面ではく離機構の速度依存性については未だに明確ではないが、例えばカーボン繊維で強化したガラスにおいて、破壊速度を遅くすると繊維の引抜き長さが長くなる結果が得られていることなどを考慮すると、衝撃試験においてはせん断破壊挙動が抑制されることが考え

られる。また、本複合材の試験片 II に生じるせん断破壊の速度依存性に関しては、既に圧縮試験においてその強度が変形速度の増加によって上昇することを実験的に明らかにしており、ここでの結果と定性的に対応している。

このように衝撃試験ではせん断強度が変形速度の増加によって上昇するため、引張破壊が生じる H/L 比が相対的に大きくなる。この結果、準静的試験では困難であった試験片 I においても、衝撃試験においては同じ H に対して引張破壊強度を測定できる可能性がある。

次に、試験片 I と II の場合のせん断強度について比較してみると、先に報告したように、²⁾ プリプレグの積層面（ホットプレス方向と垂直な面）内では繊維が交差しており、積層面に垂直な面でのせん断では繊維のブリッジング効果が一部現れる。従って、衝撃試験の場合においても、積層面に垂直な面でのせん断破壊応力が積層面でのせん断破壊応力に比べて高くなることが理解できる。

強度の変形速度依存性については、両者の間に顕著な違いは認められず、ブリッジング効果は変形速度にあまり依存しないことが分かる。これは、既述したように、カーボン繊維の強度が変形速度によってほとんど変化しないことよるとして理解できる。

3・5 破壊様式

Fig. 8 には衝撃試験で生じた破壊の状況を示す。試験片の破壊状況は試験片 I、II によって異なりと共に、試験片高さ (H) によっても異なる。まず試験片 I の場合、 H が大きい時には、積層間のはく離によって試験片が薄片状に破壊すると共に、負荷点直下から引張側へ繊維に垂直に進行したと思われるき裂によって切断する。 H が小さい場合には、積層間のはく離は生じないが、やはり負荷点で切断する。この場合のき裂は、負荷点の反対側である引張側から負荷点へ向かって繊維に垂直に進行し、明らかな引張破壊の様相を呈する。

一方、試験片 II では H の大きい場合、負荷点直下から支持点に向かって斜めにき裂が伝ばする。き裂周辺には繊維に沿ってのはく離が生じているのが認められ、引張破壊とせん断破壊とが共に進行しているのが分かる。また、き裂が最終的に通過する試験片の引張側では繊維が曲げ方向に扇形に押し広げられ、広い範囲にわたってのはく離している。このことは、リガメント部分が破断する過程がかなり長時間にわたって持続することを示しており、先に AE 測定について述べた事実と良く対応している。なお、準静的曲げ試験の場合と同様に、衝撃曲げ試験の場合にも、き裂が圧縮側から引張側へ伝ばすることは試験片の表裏に貼付したひずみゲージの応答を調べることにより既に明らかにしている。²⁰⁾

H の小さい場合には、負荷点近傍の圧縮域に若干のはく離および繊維のバックリングが認められるが、破面では繊維が長く引き抜けており、負荷点の反対側である引張側から負荷点へ向かって繊維に垂直に進行する引張破壊が生じていることが分かる。

以上、これらの結果を、準静的試験での結果と比較すると、いずれの破壊の場合にも、破面の形態に及ぼす変

Fig. 8. Appearance of fractured specimens.

形速度の影響は顕著には認められない。

4 結 論

カーボン長繊維一方向強化窒化ケイ素セラミックスの衝撃三点曲げ試験を行ない、繊維配向方向の強度について次の結果を得た。

(1) 立ち上がりの緩やかなランプ入射波を負荷することによって、高周波振動のない滑らかな出力波形を得ることができ、破壊強度を正確に求めることができる。

(2) 繊維配向方向のせん断強度は引張強度に比べて著しく低く、また、繊維のブリッジングの効果を強く受ける。

(3) せん断破壊強度は繊維とマトリックスとの界面でのく離強度に主に支配され、変形速度の増加と共に上昇する。一方、引張破壊強度は主に強化繊維であるカーボン繊維の破壊強度に支配され、変形速度にほとんど依存しない。この結果、試験片高さが準静的試験の場合よ

り大きい試験片においても、せん断破壊を生じることなく、衝撃引張破壊強度を求めることができる。

(4) せん断破壊、引張破壊のいずれにおいても、破面の形態に及ぼす変形速度の影響は認められない。

参 考 文 献

- 1) 小川欽也, 倉石 晃, 西田俊彦, 材料, **44**, 1074 (1995).
- 2) 小川欽也, 西田俊彦, 倉石 晃, 杉山文子, 材料, **44**, 1157 (1995).
- 3) R. A. Wullart, ASTM STP-466, 148 (1970).
- 4) S. Venzi, A. H. Priest and M. J. May, ASTM STP-466, 165 (1970).
- 5) H. J. Saxton, D. R. Ireland and W. L. Server, ASTM STP-617, 50 (1977).
- 6) 小川欽也, 東田文子, 強化プラスチック, **36**, 123 (1990).
- 7) 東田文子, 小川欽也, 材料, **39**, 1462 (1990).
- 8) 山内良昭, 黒川知明, 日下貴之, 材料, **42**, 1445 (1993).
- 9) 日下貴之, 黒川知明, 山内良昭, 材料, **43**, 445 (1994).
- 10) 岩田美佐男, 粉体および粉末冶金, **37**, 1108 (1990).
- 11) F. E. Hauser, J. A. Simons and J. E. Dorn, Response of Materials to High Velocity of Deformation, 93 (1960) N. Y. Wiley.
- 12) 杉山文子, 小川欽也, 西田俊彦, 日本機械学会第72期通常総会講演会講演論文集(Ⅱ), p. 56 (1995).
- 13) 植村益次, 日本複合材料学会誌, **7**, 74 (1981).
- 14) H. C. Cao, E. Bischoff, O. Sbaizero, M. Ruhle, A. G. Evans, D. B. Marshall and J. J. Brennan, J. Am. Ceram. Soc., **73**, 1691 (1990).
- 15) R. T. Bhatt, "Whisker-and Fiber-Toughened Ceramics", Proc. Inter. Conf., p. 199 (1988).
- 16) J. Harding, K. Saka and M. E. C. Taylor, Impact Loading and Dynamic Behaviour of Materials, **1**, 515 (1988).
- 17) J. Harding and L. M. Welsh, J. Mat. Sci., **18**, 1810 (1983).
- 18) L. M. Welsh and J. Harding, Mechanical Properties at High Rates of Strain, 1984, Inst. Phys. Conf. Ser. No. 70, 343 (1984).
- 19) D. C. Phillips, J. Mat. Sci., **7**, 1175 (1972).
- 20) 小川欽也, 西田俊彦, 杉山文子, 岩田美佐男, 日本機械学会機械力学・計測制御講演論文集(A), p. 141 (1992).