複合材切削時の仕上げ面の生成機構

古沢利明・横堀寿光*

帝京大学理工学部, 320-8551 宇都宮市豊郷台 1-1

*東北大学工学部, 980-0845 仙台市青葉区荒巻字青葉

Mechanisms of Surface Finishing during Cutting of Composite Materials

Toshiaki FURUSAWA and Toshimitsu YOKOBORI*

School of Science and Engineering, Teikyo University, 1-1, Toyosatodai, Utsunomiya-shi, Tochigi 320-8551

*Faculty of Engineering, Tohoku University, Aramaki, Aoba-ku, Sendai-shi, Miyagi 980-0845

An attempt has been made to explain the formation of pores on the finished surface of short-fiber-reinforced composite materials, which is brought about by fiber detachment during cutting. A stress analysis of the deformation and fracture behavior caused by the progress of the cutting edge in the macroscopic region at the interface between the matrix material and the fiber is carried out using an elastoplastic finite-element method. This analysis reveals that stress is concentrated at the interface between the matrix material and the fiber far from the cutting edge as a result of the contact of the cutting edge. It is also revealed that cutting occurs by continuance of the microscopic fracture mechanism involving interfacial fracture between the matrix material and fiber far from the cutting edge. Analysis of the fracture region shows that the pore depth is 0.5 which corresponds to the fiber diameter. This is in relatively good agreement with the experimental value of 0.3. Even before the cutting tool touches the fiber, tensile stress is generated in the fiber and it is likely to produce its fracture.

[Received March 23, 1999; Accepted August 23, 1999]

Key-words : Alumina fiber, Aluminum composite, Diamond cutting, Finite element method, Microscopic fracture

1. 緒 言

材料強化機構の中でもセラミックス繊維等を使用した複合化は、合金化、熱処理等の強化機構よりも強度が望めることから、広範囲の分野で普及がめざましい。更に一層の普及を促すためには、製造コストの抑制とともに機械加工技術の向上が必要である。特に、先端産業分野では製品の性能向上を目指して精度の高い加工が望まれている。しかし、工具摩耗が著しく、また、表面欠陥の多い平滑な切削面の得にくい、すなわち、極めて難削性の高い材料であるため、切削^{1)~3)}・研削加工⁴⁾等の研究は進められているが、問題点はまだ解決されていない。

金属基複合材 (MMC) の機械加工で精度の高いものを得ようとしても、強化材と母材の機械的性質が極端に異なるため、凹凸の少ない均一な面を生成することは非常に困難である。本研究では、アルミナ短繊維強化アルミニウム合金をダイヤモンド切削したとき、仕上げ面に繊維の破壊・脱落による穴が形成されている⁵⁾。切削過程における工具切れ刃での強化材に対する変形・破壊過程が仕上げ面の生成を支配しており、一般の金属切削とは異なった状態を示していると言える。更に脱落穴の詳細な検討により、切削によって生じた穴の深さと繊維の直径との比はほぼ一定の関係にあった⁶⁾。これは、繊維破壊と脱落を伴う仕上げ面生成機構に規則性が存在することを予測させるものである。したがって、この規則性を明らかにすることはアルミニウム基複合材に限らず、他種類の複合材の仕上げ面生成機構解明にも糸口を見いだすことが可能である。

繊維脱落穴が形成されていることは、切削過程において切れ刃接触部から下方の離れた個所に繊維の界面はく離と分離破断が見られることから示される。また、このような微視的破壊過程の進行が切削工程の重要な部分を占めると考えられる。工具切れ刃で材料を切りくずと仕上げ面に分離する幾何学的破断処理を行ったシミュレーション解析はすでになされている⁷⁾が、上述した破壊過程の解析については、切れ刃による被削材への圧縮応力が母材と繊維との界面にどのような応力状態を与えるかを明らかにすることが必要である。ここでは、弾塑性有限要

素法を用いて、切れ刃による被削材への圧縮応力が付加された下での母材と繊維との界面の微視的領域の応力解析を行い、アルミナ短繊維の変形と破壊過程の解析を行った。更に、これにより、短繊維強化複合材の仕上げ面に生成される繊維脱落による穴の生成機構を解明することを試みた。

2. 切削実験

2.1 実験方法

対象とする複合材は、繊維配向がほぼ一方向の10%Al₂O₃/A4032である。工作機械、工具、被削材、実験室条件を表1に示す。実験は、強化材の破壊現象を忠実に再現するため、加工誤差を極力小さくする目的から、超精密旋盤を用いたダイヤモンド切削により行った。後述の理由により、切削面に勾配7/1000の傾斜を付して、直線的に切込みを変えた2次元切削を行った。切削速度約20 m/minで、切削液は使用していない。繊維配向方向に直角に切削する。仕上げ面の繊維脱落穴の測定は座標測定機能付の走査型電子顕微鏡 (SEM) を用いている。

Table 1. Test Apparatus and Conditions

Machine tool	Ultra precision disk lathe	
	Axial spindle motion accuracy	within 0.03 μ m
	Static axial rigidity of spindle	147N/ μ m
	Yawing error of tool feed travel	within 0.1 μ m/mm
Tools	Single-crystalline diamond	
	Rake angle	3°
	Clearance angle	3°
Work material	Al ₂ O ₃ /A4032	
	Composition of fiber	Al ₂ O ₃ 85%, SiO ₂ 15%
	Average diameter	3.6 μ m
	Aspect ratio	≤ 3.0
	Matrix material	A4032
	Tensile Strength	388MPa
	Processing method	Extruded
	Heat treatment	T6
Cutting conditions	Cutting speeds	about 20m/min
	Inclination of workpiece	7/1000
	Cutting fluid	None
Room conditions	Temperature	20 ± 1 °C
	Humidity	55 ± 2%

2.2 実験結果

仕上げ面の微細形状を観察したところ、脱落穴には2種類存在することが確認された。すなわち、図1のSEM写真及び同一場所での断面曲線が示すように繊維が残存している穴(図1(a))と残存していない穴(図1(b))である。また、脱落穴の深さは残存している方がしていない穴に比べて深かった。これらの結果から、切削過程を図示してみると、仕上げ面における脱落穴は、図2に示すように仕上げ面下十分深く存在する繊維が切削力により破壊され抜け落ちる場合、ならびに比較的浅い繊維が根こそぎ抜け落ちる場合の2種類のプロセスによって生成される。

脱落穴の生成には切りくず生成過程における切れ刃近傍の応力の状態が影響を与えるものと考えて、切削力を変化でき応力状態の変わる切込み漸増形切削を行った。そして切削力による変化、すなわち切込みに対する脱落穴の深さを検討する実験を行った。まず、破壊・脱落する繊維の穴について、切込み $0.7\mu\text{m}$ における繊維直径と穴の深さの散布図を図3に示す。繊維の母材中での複合状態、すなわち、繊維形状、直径、長さ、ならびに繊維の切込み方向の深さのばらつき、また、繊維自体及び母材との界面部分での強度のばらつきが考えられることから、現象を正確に解明するために測定値の信頼性解析を行う。

穴の深さと繊維直径との相関係数は 0.707 であり、F分布⁹⁾を利用した検定を行うとサンプル数 105 であるので、 1% の危険率では相関係数が 0.251 であるため、 $r=0.707>0.251$ となり、 1% の危険率で有意である。また、図には最小二乗法により求めた回帰直線も示してある。これから、近似的に穴の深さと繊維直径の比が一定であることが分かる。すなわち、破壊を受け

Fig. 1. SEM photographs and cross-sectional curves of the pore regions.

Fig. 2. Cutting processes when cutting of alumina short-fiber-reinforced aluminum alloy.

る大小の繊維間で脱落穴の深さと繊維直径は比例関係になる。

次に、図4は切込みを変化させたときの繊維直径に対する脱落穴の深さの比(脱落穴の深さ/繊維直径を以下 r_p と略す)を示したものである。切込み $0.7\mu\text{m}$ と同様に、各切込みとも、穴の深さと繊維直径とが相関を持っており、 r_p は $0.27\sim 0.31$ とほぼ 0.3 で一定である。このことは、切込みの増加とともに、すくい面から排出される切りくずの量は増え、切削力は増加するにもかかわらず、繊維破壊の機構はほとんど変わらないことを示唆するものである。

これに対して、根こそぎ脱落する繊維の穴の生成は、繊維の深さが浅く工具切れ刃の接触によって破壊せず、刃先進行とともに繊維を引張り根こそぎ取り去ると考えられる。これは界面はく離によって起こる引き抜きモデル⁹⁾である。切込み 0.7 と $7.0\mu\text{m}$ における、根こそぎ脱落した繊維の穴についての r_p のヒストグラムを求めたのが図5である。ヒストグラムの分布形状は、 r_p が 0.3 以上の確率は小さくなっており、最頻値が $0.2\sim 0.3$ に寄った形状になっている。 $r_p=0.3$ で繊維の脱落機構が破壊・脱落から脱落のみに変化するこの結果は、繊維が破壊・脱落する場合の r_p のクライテリオンが 0.3 である裏付けでもある。

Fig. 3. Scatter diagram and regression line between fiber diameter and depth of pore.

Fig. 4. Variation of r_p (depth of pore/diameter of fiber) with varying depth of cut.

Fig. 5. Histogram of r_p (depth of pore/diameter of fiber) in the case of thoroughly detached pores.

3. 有限要素法による繊維近傍の応力解析

3.1 解析方法

切削は変形と破壊が連続的に進行する過程である。複合材切削の特異性について考察する前に、まず、MMCの破壊過程と破損の機構と切削問題の有限要素法応力解析について、従来の研究を概観する。

一方配向長繊維 MMC の破損のクライテリオンは、比較的理論的に取り扱いやすい。繊維方向及び垂直方向の引張強さ、ならびにせん断強さが分かっているとき、任意応力下での強度は、独立に応力値がいずれかの強度を超えたときに破損するという最大応力理論や各応力成分間での相互作用を認める Tsai-Hill 理論が提案されている¹⁰⁾。短繊維や粒子強化 MMC の破壊過程は長繊維の場合よりも複雑である。破壊に至る微視的損傷過程としては、強化材の割れ、母材中のキャビティ、界面はく離があげられる¹⁰⁾。しかし、本研究で観察されるような強化材の割れはまれであり^{11), 12)}、多くはボイド発生の臨界ひずみ¹³⁾と母材中のキャビティの伝ば^{10), 14)}についての検討がなされている。界面はく離は、繊維軸に対するせん断応力、垂直応力、及び静水圧成分が臨界値を超えたときに発生する¹⁰⁾。しかし、切削現象を特長づける高ひずみ速度¹⁵⁾、高静水圧¹⁶⁾、高温状態は、かえって、ボイド発生を抑制する場合がある。すなわち、切削での破壊は、静的状態として扱っている理論とは異なっている。

切削の有限要素法については、対象の被削材としては金属材料が多く、鋼^{17)~19)}、銅²⁰⁾、アルミニウム²¹⁾、チタン合金²²⁾など多岐にわたっている。また、セラミックス²³⁾やアモルファス²⁴⁾の微少切削の例もあげられる。解析対象は切りくず形成領域の応力、ひずみ、温度の分布が中心であり、切りくずの形成状態、切削抵抗、工具損傷、仕上げ面の残留応力などを予測している。

金属材料の切削では、大きい塑性ひずみ量を取り扱わなければならないことや工具切れ刃により材料を切りくずと仕上げ面に分離するための処理が問題となる。そのため、剛塑性有限要素法^{17),18),20),24)}や大変形弾塑性有限要素法^{18),21),22)}により、相当塑性ひずみ²¹⁾、応力履歴¹⁸⁾、ひずみエネルギー密度¹⁹⁾、節点が刃先から一定距離内に到達したときに分離させるという幾何学的条件^{17),22)}などの切りくず分離条件を設定している。これに対して、セラミックスでは、材料がほぼ完全弾性体の性質を示すこともあって、微少変形の弾塑性有限要素法²³⁾により解析している。

次に、複合材切削に関する応力集中部の特異性について考察する。一般の金属切削では、切削領域は局所的ではあるが切りくずせん断域のひずみは1.0以上²⁵⁾となり、大ひずみ状態で材料の破壊が起こり仕上げ面が形成される。これに対して、複合材の切削では、強化材にアルミナ繊維などのセラミックスを使用した場合、母材部分は大ひずみ状態となるものの、強化材は大きなひずみに至らず破壊すると考えることができる。これはセラミックスの場合、ほとんど塑性変形を起こさない完全弾性体に近い特性を示し、比較的小さなひずみで破壊することに起因する。特に、繊維の破壊状態に注目しようとする本研究の立場では、大ひずみとなる前の状態が重要であると考えられる。

すなわち、従来行われてきた有限要素法を用いた切削過程の解析⁷⁾は、被削材の破壊の条件が満たされた後、刃先で節点分離の処理を行っている。しかし、セラミックスの場合、局所的な破壊が全体の破壊に結びつくことから、局所的な破壊の原因となるクラックの発生場所を予測することが特に重要となる。破壊開始前の応力状態が複合材切削の場合には重要である。ま

た, 2.2節に示すように繊維脱落による穴が形成されるということは, 繊維の破壊する位置が仕上げ面下の切れ刃から離れた場所であることから, 大ひずみ状態の切りくずせん断域から影響を受けないと考えることができる. このような点において従来の切削解析⁷⁾とは大きく異なっていることから, 本研究では微視的局所破壊の主因となる局所応力状態の弾塑性解析を行った.

3.2 計算モデルと計算方法

本解析の主目的は、切削過程を模擬することではないが、切削の状態に可能な限り近づけることは必要であると考え、以下に、実験に近い諸元を与える。対象の切削過程は切込み $10\text{ }\mu\text{m}$ 程度である。計算のモデルは図 6 に示すように、繊維直径を 1.0 として無次元化し、これを基準に繊維長さ、切込みをそれぞれ実験に近い 3.0 に設定した。繊維を配向方向と直角に切断する状態となる。繊維の複合状態は切込み方向に位置がランダムであるが、切れ刃の進行によって繊維上部を切断する状態とする。工具すくい角は 0° として、節点 $T_1 \sim T_7$ から以下に述べる切削現象近似する方法で境界条件を与える。なお、使用した単結晶ダイヤモンド工具の切れ刃丸み半径は $20 \sim 45\text{ nm}$ ²⁶⁾ であると言われており、切込みに対しては $1/200$ 以下と小さいので、丸み半径を 0.0 として切れ刃丸みを付けた要素分割をしていない。

切削の進行に伴う母材と繊維の応力状態を知るため、工具が繊維右端を基準に1.0, 0.5, 0.0の位置にあるところの解析を行い、また、繊維切断中の状態として繊維中央部でも解析を行った。各計算モデルを順に Stage A, B, C, D と呼ぶ。Stage A の要素数は574、節点数307である。また、実際の材料は、繊維がある領域内に複数個存在し材料の強化に関与している。切削での応力場でもこの強化の効果が関係し、繊維の破壊・脱落にも係わってくるものと考えられる。そこで、図7は繊維を2本配置した場合の計算モデルを設定した。繊維形状、境界条件は1本の繊維の場合と同じであり、繊維間隔を3.0に設定した。要素数909、節点数478である。

工具すくい面から与える境界条件を検討する。節点 $T_1 \sim T_7$ は工具進行方向の速度 V と、切りくず流出速度 V_c の成分を持

Fig. 6. Finite element model with a fiber.

Fig. 7. Finite element model with two fibers.

つ、各速度の比は切り厚さ t_1 と切りくず厚さ t_2 から(1)式により得られる²⁷⁾。

$$\frac{V_c}{V} = \frac{t_1}{t_2} \quad (1)$$

図8は $t_1=10\mu\text{m}$ における切りくずのSEM写真を示す。本結果から切りくず厚みにばらつきがあるものの、 $t_2=15\mu\text{m}$ として近似できる。したがって、(1)式より、 $V_c/V=0.667$ となる。なお、解析プログラムでは節点を速度として境界条件を与えられないので、速度比を変位量の比として与えている。

アルミナ繊維はほとんど塑性変形を起こさないと考えられる。解析では、界面はく離等による微視的破壊により誘起される見掛け上の非弾性変形状態を巨視的構成則で近似するものとして、(2)式に示す応力-ひずみ直線硬化則を用いた。加工硬化係数をヤング率の1/10とした。物性定数は、2章 切削実験で用いた被削材製造時の実験値を使用した。これを表2に示す。

$$\sigma = E\varepsilon_e + H\varepsilon_p \quad (2)$$

なお、 E はヤング率、 ε_e は弾性ひずみ、 H は加工硬化係数、 ε_p は塑性ひずみである。弾塑性解析は節点 $T_1 \sim T_7$ の変位量を漸次増加させていき、繊維・母材各要素について(3)式の相当応力 $\bar{\sigma}$ が降伏応力 σ_Y に達したとき、その要素を降伏要素として弾性応力-ひずみマトリックスを塑性応力-ひずみマトリックスに順次置き換えて平面ひずみ場問題として解析した。

$$\bar{\sigma} = \frac{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}{2} \quad (3)$$

なお、材料強度学の立場からは、従来、アルミナのような脆性材料の破壊のクライテリオンは、最大主応力説²⁸⁾によると言われてきたが、横堀らの研究により、必ずしもこの説が有効でないことが証明されている^{29)~31)}。本研究での解析の立場

Fig. 8. SEM micrograph of the cutting chip.

Table 2. Material Constants

Material	Alumina fiber	Matrix(A4032)
Young's modulus(GPa)	294	78.0
Poisson's ratio	0.30	0.33
Yield stress(MPa)	1180	255
Strain hardening rate(GPa)	29.4	0.686

は、切削過程で応力分布が組み合わせ応力状態であることから、最大主応力と最小主応力ばかりを使用することではなく、そのほかの応力を含んだ条件でクライテリオンを設定したほうが、より現実的であると考えられる。この理由により、3軸応力を降伏状態あるいはひずみ硬化に関して、等価な単軸応力に換算する(3)式に示す相当応力 $\bar{\sigma}$ を用い、これを破壊の条件式とすることにする。本解析は山田による有限要素法弾塑性応力解析プログラム³²⁾を使用した。

3.3 切削過程での繊維の破壊

本解析において、工具すくい面から与える変位量を逐次増加することにより、次々と高相当応力部での降伏を生じる。要素が黒く塗りつぶされている部分が、降伏中又は既に降伏したところである。工具すくい面から境界条件として与える、切りくず流出の変位量は U_x , U_y で表記する。図9は Stage A について、図中に示す3段階の変位量における降伏域の変化を示す。変位量の増加にしたがって降伏域が拡大し、図9(c)の段階に至り高相当応力部である切りくずせん断域が完全に形成される。この状態を過渡的な切削から定常状態になったと考えることができる。実際の切削では、工具の進行により切れ刃先端で被削材の分離を生ずる。なお、定常切削状態においては、被削材を固定して考えると工具の移動に付随して、切りくずせん断域が移動すると考えられる。そのため、完全に切りくずせん断域が形成された段階の状態を検討対象とすることによって、各工具位置での切削状態とすることが可能である。本解析では、工具と繊維との位置関係における切削状態をこのように近似的に扱うこととする。

さて、図9(c)の繊維部分に注目すると、定常切削状態に達していても降伏している部分がないことが分かる。更に、切れ刃を進行させたモデルを検討する。0.5近づけた Stage B の結果を図10、接触させた Stage C の結果を図11に示す。Stage B では定常切削状態であっても、繊維の降伏はなく、Stage C に至って、初めて繊維が降伏を始めることが分かる。すなわち、繊維の降伏は切れ刃の接触なしでは起こらない。アルミナの場合、降伏を開始した状態を破壊した状態と考えることができ、繊維の破壊は切削過程の切れ刃が直接接触した位置で起こると推測できる。更に、Stage C の結果は、繊維の切れ刃から離れた個所でも降伏域が存在し破壊の発生しうることを示している。

繊維の破壊・脱落による穴の深さに関して、切削実験では繊維

Fig. 9. High-equivalent-stress regions in Stage A.

Fig. 10

Fig. 11

Fig. 12

Fig. 10. High-equivalent-stress regions in Stage B ($U_x = -0.0134$, $U_y = 0.0089$).

Fig. 11. High-equivalent-stress regions in Stage C ($U_x = -0.0121$, $U_y = 0.0081$).

Fig. 12. High-equivalent-stress regions in Stage D ($U_x = -0.0115$, $U_y = 0.0077$).

Fig. 13. Distributions of maximum and minimum principal stresses and principal shearing stress in Stage A ($U_x = -0.0143$, $U_y = 0.0095$).

繊維直径に対する穴の深さの比が0.3となり、この比はほぼ一定であることを報告した。そこでこの事実を考慮に入れて、繊維と切れ刃が接触した状態の解析について検討を加える。Stage C 及び Stage D について、定常切削状態における結果が図11、図12である。図11において定常切削状態で繊維長さ方向の高相当応力領域は、繊維直径の0.5程度まで及んでいる。したがって、この位置までの仕上げ面下の破壊を生じると考えられる。同様に、図12に示す Stage D の状態でも、繊維は0.5を超えて深くまで破壊することはない。解析における深さ方向の要素分割数が少ないことと、実験における穴の測定精度から考えると、解析値と実験値が比較的良好一致を示していると考えられる。以上の結果から、切削過程において、繊維長さ方向の切れ刃接触部から離れた個所での繊維・母材界面の微視的破壊を生じるといふ、実験事実の力学的意味が示された。

3.4 繊維の破壊と応力分布

定常切削状態における Stage A での最大・最小主応力、及びせん断応力の繊維付近の分布を図13に示す。ここで、応力の大きさは矢印の線の長さで表し、圧縮応力の場合は矢印に丸印を付してある。図13(a)の最大主応力分布において、繊維内部の特に界面近傍に比較的大きな引張応力が作用し、これに対して、母材のほうは圧縮応力が作用していることが分かる。

図14は Stage C の場合の、繊維の破壊が進行している状態での各応力の分布を示す。図14(a)に示す最大主応力の分布から、降伏を起こしている仕上げ面より下の部分では引張応力が

大きくなっており、繊維破壊には引張応力が強く関与していることが分かる。また母材と繊維の応力差が大きく、繊維の破壊は母材と繊維界面での応力集中によることが分かる。これは、切削が切れ刃から離れた個所で、母材と繊維の界面破壊に基づく微視的破壊機構の継続により進行していることを示しているものである。更に、降伏を起こしている部分と下に接する部分の各応力に注目して相当応力を求めると、いずれも値が低下している。すなわち、繊維の破壊が仕上げ面下0.5以上に深部まで及ばない応力分布となっていると考えることができる。

図15は繊維を2本配した場合の最大主応力の分布を示す。切れ刃に近い側の繊維は、前述のとおり、繊維内部で引張応力、界面に近い母材部分で圧縮応力が作用しているが、もう一方の切れ刃から遠い繊維も応力値は小さいながら繊維内部に引張応力の作用する同様の応力分布を示している。ここで、繊維密度が高い場合は、同時に数本の繊維の破壊が考えられる。したがって、このような応力集中効果がお互いに及ばない、ある程度の間隔での繊維密度の選択が必要であろう。

4. 結 論

アルミナ短繊維強化アルミニウム合金の仕上げ面生成機構について、切削による破壊挙動と繊維近傍の弾塑性有限要素法応力解析から、以下のことが分かった。

(1) 切れ刃の接触により切れ刃から離れた個所での母材と繊維との界面で応力集中が生じることが示された。これは短繊維

Fig. 14. Distributions of maximum and minimum principal stresses and principal shearing stress in Stage C ($U_x = -0.0118$, $U_y = 0.0078$).

Fig. 15. Distributions of maximum principal stress of two fibers model ($U_x = -0.0271$, $U_y = 0.0181$).

繊維強化複合材の切削が切れ刃から離れた個所での母材と繊維の界面破壊に基づく微視的破壊機構の継続により進行するという実験結果を裏付けるものである。

(2) また、この微視的破壊を起こす領域は、繊維直径に対する脱落穴の深さの比が有限要素法による解析結果では0.5、実験値では0.3となって比較的良好一致を示した。

(3) 工具が繊維に接触する前の段階でも、繊維内部で工具により引張応力が発生し、繊維は破壊・脱落しやすい状態となっている。

(4) したがって、このような工具による応力集中が同時に及ばない程度の間隔を持った繊維密度の選択が必要となる。

文 献

- 1) H. Chandrasekaran and J. O. Johansson, *Ann. CIRP*, 46, 493-96 (1997).
- 2) K. Weinert, *Ann. CIRP*, 42, 95-98 (1993).
- 3) C. Lane, Proc. Machining of Composite Materials Symposium, Chicago, Illinois, USA (1992) pp. 17-27.
- 4) M. Hashish, Proc. Machining of Composite Materials Symposium, Chicago, Illinois, USA (1992) pp. 65-73.
- 5) T. Furusawa, H. Hino, S. Norose, T. Isogai, S. Nakamura, K. Yamada and K. Kishi, *J. Jpn. Soc. Prec. Eng.*, 57, 2169-74 (1991) [in Japanese].
- 6) T. Furusawa, H. Hino, S. Norose, T. Isogai, S. Nakamura, K. Yamada and K. Kishi, *Int. J. Jpn. Soc. Prec. Eng.*, 27, 351-56 (1993).
- 7) E. L. Lehmann, "Testing Statistical Hypotheses," John Wiley & Sons (1986) pp. 248-53.
- 8) E. Usui, "Gendai Setsusaku Riron," Kyoritu Shuppan (1990) pp. 61-74. 白井英治, "現代切削理論," 共立出版 (1990) pp. 61-74.
- 9) T. W. Clyne and P. J. Withers, "An Introduction to Metal Matrix Composites," Cambridge University Press (1993) pp. 166-217.
- 10) T. W. Clyne and P. J. Withers, "An Introduction to Metal Matrix Composites," Cambridge University Press (1993) pp. 218-76.
- 11) D. J. Lloyd, *Acta Metall. Mater.*, 39, 59-71 (1991).
- 12) M. Manoharan and J. J. Lewandowski, *Acta Metall. Mater.*, 38, 489-96 (1990).
- 13) A. F. Whitehouse and T. W. Clyne, *Acta Metall. Mater.*, 41, 1701-11 (1993).
- 14) J. D. Evensen and A. S. Verk, *Scripta Mater.*, 15, 1131-33 (1981).
- 15) S. M. Pickard, B. Derly, J. Harding and M. Taya, *Scripta Mater.*, 22, 601-06 (1988).
- 16) A. K. Vasudevan, O. Richmond, F. Zok and J. D. Embury, *Mater. Sci. Eng.*, A107, 63-69 (1989).
- 17) K. Ueda and K. Manabe, *Ann. CIRP*, 42, 35-38 (1993).
- 18) K. Iwata, K. Osakada and Y. Terasaka, *ASME J. Engng. Mater. Tech.*, 106, 132-38 (1984).
- 19) Z. C. Lin and S. Y. Lin, *ASME J. Engng. Mater. Technol.*, 114, 218-26 (1992).
- 20) T. Moriwaki, N. Sugimura and S. Luan, *Ann. CIRP*, 42, 75-78 (1993).
- 21) J. S. Strenkowski and J. T. Carroll, III, *ASME J. Engng. Ind.*, 107, 349-54 (1985).
- 22) T. Obikata and E. Usui, *ASME J. Manuf. Sci. Engng.*, 118, 208-15 (1996).
- 23) K. Ueda, T. Sugita and H. Hiraga, *Ann. CIRP*, 40, 61-64 (1991).
- 24) K. Ueda and K. Manabe, *Ann. CIRP*, 41, 129-32 (1992).
- 25) M. C. Shaw, "Metal Cutting Principles," Clarendon Press (1984) pp. 183-201.
- 26) S. Asai, Y. Taguchi, K. Horio, T. Kasai and A. Kobayashi, *J. Jpn. Soc. Prec. Eng.*, 56, 1311-16 (1990) [in Japanese].
- 27) E. Usui, "Setsusaku Kensaku Kakougaku Jyou-kan," Kyoritu Shuppan (1971) pp. 16-17. 白井英治, "切削研削加工学 上," 共立出版 (1971) pp. 16-17.
- 28) Jpn. Soc. Mech. Eng. ed., "Kikaikougaku Binran," Jpn. Soc. Mech. Eng. (1968) pp. 4-25. 日本機械学会編, "機械工学便覧," 日本機械学会 (1968) pp. 4-25.
- 29) T. Yokobori, Y. Sawaki and S. Nakanishi, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. Series A*, 45-398, 1183-90 (1979) [in Japanese].
- 30) T. Yokobori, Y. Ishizuka and A. T. Yokobori, Jr., *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. Series A*, 46-406, 590-97 (1980) [in Japanese].
- 31) T. Yokobori, A. T. Yokobori, Jr., K. Sato and M. Omotani, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. Series A*, 48-430, 707-12 (1982) [in Japanese].
- 32) Y. Yamada, "Computer ni yoru Kouzoukougaku Kouza II-2-A," Baifukan (1972). 山田嘉昭, "コンピュータによる構造工学講座 II-2-A," 培風館 (1972).