切削表面の塑性流動量を考慮した切削機構*

吉 田 協**

湊 純 一 郎**

Cutting Process Considering the Surface Plastic Flow Remaining on a Machined Surface

Kanou YOSHIDA and Junichiro MINATO

On the basis of the fact that the main cause of the formation of a deformed layer remaining on a machined surface is the extension of the shear zone to below the intended depth of cut, the relationships between the plastic flow remaining on the machined surface and the cutting parameters are analyzed using a simplified cutting model and confirmed experimentally by low-cutting-speed orthogonal cutting tests on 60-40 brass and aluminum. The following results were obtained. We found that the plastic flow is approximately proportional to the product of the shear strain of the chip and the depth of cut. The proportional coefficient is the ratio of the shear strain in the deformed layer to the shear strain of the chip. Furthermore, the plastic flow is approximately proportional to the chip thickness and to the main cutting force per unit cutting width. In addition, the specific cutting force is approximately proportional to the shear strain of the chip.

Key words: orthogonal cutting, cutting forces, deformed layer, plastic flow, shear angle, shear strain, cutting energy

1. 緒 言

金属の切削加工は、工具が金属を圧縮して刃先よりも前方に激しいせん断変形を生じさせる過程であり、その際の仕上げ面表層には、母材とは性質の異なる加工変質層（以下、加工層と称する）が残留することはよく知られている。加工層の存在は切削表面近傍の硬化や残留応力発生の原因になるとともに、製品の耐摩耗性、耐食性、疲労強度、経年変化などに悪影響を与えるため、できるだけ加工層を少なくするように加工することが望ましい。そのためには、加工層と切削条件や切削機構を支配する諸因子との関係を十分に把握しておく必要がある。

従来、加工層に関しては例えば光学的観測、硬度試験、残留応力の測定、有限要素法による解析などの多方面から実験的、理論的検討がなされているが^{1)~8)}、加工層と切削機構諸因子との関連をより簡便に表現しようとする試みは少ないようである。

中山・田村^{9)~11)}は、二次元切削をした際の刃先前方の変形状況を詳細に観察した結果、せん断領域が切削予定面よりも下方にまで広がっており、切削面表層の塑性流動は刃先が通過する以前にすでに前方で起こっていることが、切削表面に塑性流動を残留させる主たる原因であると指摘している。そこでは、切削表面に塑性流動を生じさせるエネルギーを全切削エネルギーの中に含ませることによって、せん断応力と塑性流動の関係を解析するとともに、切削抵抗における寸法効果を検討している。筆者らの一人はこの解析を基にして流動量と切削条件の概要を報告している¹²⁾。

本研究では、まず塑性流動を伴う複雑な切削現象を簡単なモデルに置き換えて、塑性流動とせん断角の関係を考察した。そしてせん断領域が切削予定面以下に及んでいることが切削表面に塑性流動を残留させる主要因であることに着目し、従来のせん断エネルギーの中に塑性流動を生じさせるエネルギーを考慮することによって、塑性流動と切削機構諸因子の基礎的関係を解析した。

次に60-40黄銅とアルミニウムの低速二次元切削を行い、切削表面近傍の変形状況を被削材側面から光学顕微鏡で観察できる範囲を塑性流動層、つまり加工層として扱い、

主として切削表面の塑性流動量と切削条件の関係を調べた。そして加工層の存在を切削機構の中に導入した本解析結果を実験的に検証することによって、流動量と切削機構を支配する諸因子の関係を明らかにした。

2. 切削表面の塑性流動と切削機構諸因子の基礎的解析

2.1 切削表面の塑性流動の切削機構への導入

図1に60-40黄銅の端面を切り込み t_1 を与えて二次元バイトを用いて切削した後に、切削表面近傍を側面から顕微鏡観察した例を示す。被削材側面には予め切削方向と垂直に条痕が付いてあり、その条痕は切削表面近傍の塑性流動によって切削方向に曲げられている。条痕の変形はある深さまで及んでおり、本研究ではこの塑性流動層を加工層として扱うことにする。

従来、全切削エネルギー W （単位切削体積当たり）は、塑性流動を考慮しないせん断エネルギー W_s と工具すくい面での摩擦エネルギー W_f の和として扱っているが、中山・田村¹⁰⁾¹¹⁾は特に軽切削では切削表面に塑性流動を生

Fig. 1 Bending of scratched lines

Fig. 2 Deformation and energy consumption during cutting

* 原稿受付 平成 20 年 4 月 7 日

** 正 会 員 北海道工業大学（札幌市手稲区前田 7-15-4-1）

Fig. 3 Cutting model considering the influence of surface plastic flow on the shear angle

じさせるエネルギーも無視できないとして、図 2 に示すような切削モデルにおいて、流動に費やされるエネルギー W_δ を全切削エネルギー W の中に含めることによって、寸法効果を考察している。さらに本研究では、塑性流動が切削機構にどのように影響するのかを図 3 に示す簡単なモデルで考える。もし理想的に切削表面に塑性流動 δ_f が生じないとすれば、刃先 o を起点とするせん断面の終点は、流動を伴う時の a 点よりも δ_f だけ手前の b 点になると近似的に考えて、 ob を流動を伴わない場合の仮想せん断面、このときのせん断角を仮想せん断角 ϕ_0 とする。2 つのせん断面 oa と ob のそれぞれの切削予定面への投影長さの差が δ_f であるから

$$t_1 \cdot \cot \phi - t_1 \cdot \cot \phi_0 = \delta_f \quad (1)$$

したがって

$$\tan \phi = \frac{1}{\cot \phi_0 + \frac{\delta_f}{t_1}} \quad (2)$$

$\delta_f = 0$ ならば $\phi = \phi_0$ であり、 δ_f が存在するために、流動がないと仮定した時のせん断角 ϕ_0 よりも $\Delta \phi$ だけ減少して、 ϕ なるせん断角になることを意味する。

ここでせん断角 ϕ はすくい角 γ 、切削比 $r_c (= t_1/t_2)$ として幾何学的に次式で得られる。

$$\phi = \tan^{-1} \frac{r_c \cdot \cos \gamma}{1 - r_c \cdot \sin \gamma} \quad (3)$$

δ_f がせん断角に与える影響を調べるために、式 (2) において $\cot \phi_0$ の代わりに $\cot(\phi + \Delta \phi)$ を用いて $\Delta \phi$ を求めると次式が得られる。

$$\Delta \phi = \frac{\sin^2 \phi}{\frac{t_1}{\delta_f} - \sin \phi \cdot \cos \phi} \quad (4)$$

式(4)から δ_f の増減に対応して $\Delta \phi$ が増減することがわかる。このように δ_f の存在はせん断角に変化をもたらし、したがってせん断ひずみの変化へと連動する。同時にせん断面積が変化するから δ_f は切削抵抗と密接に関係しているはずである。

このような観点から次項以下において、切削表面に存在する塑性流動と切削機構諸因子がどのような関係にあるのか検討する。

2.2 切削表面の塑性流動と切削機構諸因子の関係

全切削エネルギー W (単位切削体積当たり) は、一般に切削表面の塑性流動を考慮しないから

$$W = W_s + W_f \quad (5)$$

として表される。ここで、 W_s はせん断面でのせん断エネルギー、 W_f はすくい面での摩擦エネルギーであり、それぞれ以下のように示される。

$$W = \frac{F_c}{w \cdot t_1} = \frac{R \cdot \cos(\beta - \gamma)}{w \cdot t_1} \quad (6)$$

$$W_s = \tau_s \cdot \gamma_s \quad (7)$$

$$W_f = \frac{F}{w \cdot t_2} \quad (8)$$

ただし、 F_c は主分力、 w は切削幅、 t_1 は切り込み、 τ_s は従来一般に求めているせん断応力、 γ_s はせん断ひずみ、 F は工具すくい面上の摩擦力、 t_2 は切りくず厚さである (各符号は図 2 を参照のこと)。また、せん断ひずみは次式で与えられる。

$$\gamma_s = \cot \phi + \tan(\phi - \gamma) \quad (9)$$

次に切削表面を塑性流動させる際のせん断応力を τ_δ 、流動層でのせん断ひずみを γ_δ とすれば、切削表面の塑性流動を生成する際に消費されるエネルギー W_δ (単位切削体積当たり) は次式となる。

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \gamma_\delta \quad (10)$$

この W_δ を切削機構の中に含めるために W_s を修正する。そのためにせん断応力 τ_s を τ_s' として修正したせん断エネルギーを $W_s' (= \tau_s' \cdot \gamma_s)$ とすれば

$$W_s = W_s' + W_\delta \quad (11)$$

ここで流動を生じさせるエネルギー U_δ (単位時間当たり) を考えると

$$U_\delta = \tau_\delta \cdot w \cdot \delta_f \cdot V \quad (12)$$

流動量 δ_f の生成については、中山・田村¹⁰⁾¹¹⁾が指摘しているように、工具逃げ面の摩擦も一部に関与するが、せん断域が切削予定面以下にまで広がっていることが主な原因と考えるとともに、本研究では低速切削で切削距離も短いため工具摩擦もほとんど進行しないと考え、工具逃げ面の摩擦の影響は考慮しないこととする。

式(12)を $(w \cdot t_1 \cdot V)$ で除して単位切削体積当たりのエネルギーで表せば

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \frac{\delta_f}{t_1} \quad (13)$$

であるから式(11)は次のように書き換えられる。

$$\tau_s \cdot \gamma_s = \tau_s' \cdot \gamma_s + \tau_\delta \cdot \frac{\delta_f}{t_1} \quad (14)$$

式(14)を塑性流動量 δ_f について整理すると

$$\delta_f = C_\tau \cdot t_1 \cdot \gamma_s \quad (15)$$

ただし

$$C_\tau = \frac{\tau_s - \tau_s'}{\tau_\delta} \quad (16)$$

3 つのせん断応力で表される C_τ は、切削条件にあまり影響を受けない係数と考えられる。

式(14)の δ_f/t_1 は γ_δ に相当するから式(15)より

$$C_\tau = \frac{\gamma_\delta}{\gamma_s} \quad (17)$$

となり、 C_τ はまた、流動層とせん断域でのそれぞれのせん断ひずみの比でもある。

τ_s は流動を考慮しないせん断応力であり、従来の方法で求められるが、 τ_s' 、 τ_δ は本研究の範囲ではそれぞれ単独では求められない。しかし、 δ_f を観測して $t_1 \cdot \gamma_s$ との関係から C_τ を実験的に求めることができる。式(15)は、切削表面の塑性流動量 δ_f は切り込みとせん断ひずみの積 $t_1 \cdot \gamma_s$ に比例するという、流動量に関する基本的な関係式である。

流動量 δ_f は切り込みが一定ならばせん断ひずみ γ_s に支配されるが、 γ_s は主としてせん断角に影響を受ける。ここで近似的に $\gamma_s \approx \cot \phi$ とするならば

$$\delta_f = C_r \cdot t_1 \cdot \cot \phi \quad (18)$$

これより δ_f はせん断面の切削予定面への投影長さ($t_1 \cdot \cot \phi$)にほぼ比例することがわかる。

流動量と切りくず厚さ、切削抵抗などの基本的な関係については実験結果をふまえて後述する。

3. 実験方法

被削材に矩形の60-40黄銅とアルミニウム1100を用い、切削温度の影響を避けるため極低速切削を行った。横フライス盤を用い工具は超硬合金P10種で、60-40黄銅は乾式切削、アルミニウム1100は湿式で実験を行った。図4に示すように被削材の側面には予めエメリー紙で切削方向と直角に条痕をつけておく。条痕のある面を内側にして合わせ、二枚一組で試料を固定することにより、条痕観察時のバリの影響を避けた。全切削長さの途中でV溝を入れることによって二分割し、片方を基準面もう一方を切削実験面とした。

切削実験では切削予定面に塑性流動による加工層が無いことが望ましい。しかし程度の差はあるにせよ塑性流動層の生成は避けられない。そこで、この塑性流動層のできるだけ少ない設定面を得るために、基準面と切削予定面を微少切り込みで繰り返し切削を行い、表面を少しずつ除去することによって、切削実験での予定切り込みに対して、流動層による影響が避けられる切削表面を得るとともに、基準面と切削予定面の高さを揃えておいた。実験面の切削長さは80~90mmである。

テーブル送りで切削速度 V を与え、切り込み t_1 はテーブルの上昇で設定した。ここで切り込み量 t_1 はテーブル上昇のダイヤル目盛りは用いずに、切削後の被削材の基準面

Fig. 4 Arrangement for cutting test

Table 1 Cutting conditions

Machine tool	Horizontal milling machine Enshu HA (ENSHU LTD)
Cutting method	Orthogonal cutting
Workpiece	60-40 brass (JIS H3100 ; C2801P-1/4H) Aluminum 1100 (JIS H4000 ; A1100P-H24)
Tool material	Carbide tool (JIS P10)
Tool shape	Rake angle $\gamma = 5, 10, 20, 30 \text{ deg}$ Relief angle $\beta_r = 6 \text{ deg}$
Depth of cut	$t_1 = 0.03 \sim 0.225 \text{ mm}$
Cutting speed	$V = 0.5 \text{ m/min}$
Cutting width	$w = 2 \times 2 \text{ mm}$
Cutting fluid	JIS 211 (for Aluminum)

と実験面の段差をダイヤルゲージ(1/1000 mm)で測定することによって得た。切削抵抗主分力 F_c 、背分力 F_t はひずみゲージ式工具動力計(共和電業社製)を用いて測定し、切削時に採取した切りくずからその厚さ t_2 をパイプダイヤルゲージ(1/100 mm)を用いて測定した。切削後の切削表面の塑性流動量 δ_f および流動層深さ δ_h は、被削材側面に予め付けておいた条痕の変形の程度を光学顕微鏡で観察することによって求めた。

ここで、用意した工具の切れ刃稜丸半径 r をSimonetの方法¹³⁾を用いて調べると、平均して $r \approx 4 \text{ }\mu\text{m}$ 程度であった。本研究の範囲ではこれによる影響は無いものとして以下の議論を進める。

主な切削条件を表1に示す。

4. 実験結果と考察

4.1 切削条件に対する切削表面の塑性流動の挙動

切り込み t_1 と切削表面の塑性流動量 δ_f の関係を図5に示す。60-40黄銅では、 δ_f は t_1 の増加とともに増加しており、また、すくい角 γ の減少とともに δ_f は増加傾向にある。アルミニウム1100においても同様の傾向であるが、 δ_f は60-40黄銅よりも大きく、 γ の変化によって大きく影響を受ける。

切り込み t_1 とせん断角 ϕ 、仮想せん断角 ϕ_0 の関係を図6に示す。実際のせん断角 ϕ に対して流動がないとした際の仮想せん断角 ϕ_0 は大きく、その差 $\Delta\phi$ はすくい角 γ が大きいほど増加する傾向にある。本実験の範囲で60-40黄銅では $\Delta\phi = 1 \sim 3 \text{ deg}$ 、アルミニウムでは $\Delta\phi = 1 \sim 2 \text{ deg}$ 程度である。

この $\Delta\phi$ の切削機構への影響は切削条件によって異なるが、仮に $\gamma = 10 \text{ deg}$ とし、ある切削条件で切削した際に、塑性流動の影響によってせん断角が $\Delta\phi = 1 \text{ deg}$ だけ減少して、 $\phi_0 = 16 \text{ deg}$ から $\phi = 15 \text{ deg}$ に変化したものとして計算すると、せん断面積やせん断ひずみは約6%増加したこ

(a) 60-40 brass

(b) Al 1100

Fig. 5 Relationship between depth of cut t_1 and plastic flow δ_f on the machined surface

(a) 60-40 brass

(b) Al 1100

Fig. 6 Relationship between depth of cut t_l and shear angles ϕ , ϕ_0

Fig. 7 Relationship between plastic flow δ_f on the machined surface and depth of plastic flow layer δ_h

となる。せん断角のより小さい領域で $\phi_0 = 11$ deg から $\phi = 10$ deg に変化したとすると、 $\Delta\phi = 1$ deg のせん断面積やせん断ひずみへの影響は約 10%に増加することになる。

切削表面の塑性流動量 δ_f と流動層深さ δ_h の関係を図 7 に示す。両者はほぼ比例関係にあるが切削表面の流動量 δ_f の小さい 60-40 黄銅の方がアルミニウム 1100 よりも流動層が深くまで及んでいることがわかる。

4.2 切削表面の塑性流動と切削機構諸因子の関係

前節で示したように切削表面の塑性流動は切削条件に応じて変化するが、これらの挙動を材料毎にそれぞれ一義的に表現できれば、塑性流動の挙動や傾向に対してより明

(a) 60-40 brass

(b) Al 1100

Fig. 8 Relationship between $t_l \cdot \gamma_s$ and plastic flow δ_f

確な理解が得られるはずである。

そこで切り込みとせん断ひずみの積 $t_l \cdot \gamma_s$ と切削表面の塑性流動量 δ_f の関係を示すと図 8 になる。 δ_f と $t_l \cdot \gamma_s$ はほぼ比例関係として整理され、この直線の傾きが式(15)における係数 C_τ であり以下になった。

60-40 黄銅： $C_\tau = 0.101$

アルミニウム 1100： $C_\tau = 0.147$

係数 C_τ は 3 つのせん断応力 (τ_s , τ'_s , τ_δ) からなり、本研究の範囲では τ'_s , τ_δ を明らかにすることは出来ないが、式(16)で仮に $\tau'_s = \tau_\delta$ とすると

$$\frac{\tau'_s}{\tau_s} = \frac{1}{C_\tau + 1} \quad (19)$$

流動を考慮しないで求められるせん断応力は、それぞれ $\tau_s = 418$ MPa (60-40 黄銅), $\tau_s = 134$ MPa (アルミニウム 1100) であった。式(19)にそれぞれの C_τ を代入すると

60-40 黄銅： $\tau'_s = 0.908\tau_s$

アルミニウム 1100： $\tau'_s = 0.872\tau_s$

となる。塑性流動を考慮した結果、せん断域でのせん断応力 τ_s は 60-40 黄銅では約 9%, アルミニウム 1100 では約 13%それぞれ修正されることになる。

切削比 ($r_c = t_1/t_2$) を用いると式(15)より流動量 δ_f と切りくず厚さ t_2 の関係は次式となる。

$$\delta_f = C_\tau \cdot r_c \cdot \gamma_s \cdot t_2 \quad (20)$$

図 9 に流動量 δ_f と切りくず厚さ t_2 の関係を示す。 δ_f は t_2 とほぼ比例関係となる。 $r_c \cdot \gamma_s$ はすくい角 γ が大きく変化しない限り、1 に近い値を取りほぼ一定である。直線の傾きはそれぞれ、0.099 (60-40 黄銅), 0.144 (アルミニウム 1100) であるので、流動量 δ_f は 60-40 黄銅では切りくず厚さ t_2 の約 10%, アルミニウム 1100 では約 15%と見積ることができる。

Fig. 9 Relationship between chip thickness t_2 and plastic flow δ_f on the machined surface

Fig. 10 Relationship between depth of cut t_l and the ratio of shear stresses τ_s' / τ_s

以上のことから材料の C_r の値が既知であれば、切りくず厚さ t_2 を測定することによって塑性流動量 δ_f を簡単に推定できることがわかる。

本研究では切削表面に残留する塑性流動を切削機構の中に導入するために、図2および図3に示すようなモデル化を行ってせん断応力を修正しているが、次にこのモデル化における幾何学的な関係について述べる。

前述のように $\tau_s' = \tau_0$ とすれば式(16)、(18)より

$$\delta_f = \left(\frac{\tau_s'}{\tau_s} - 1 \right) \cdot t_l \cdot \cot \phi \quad (21)$$

したがって

$$\frac{\tau_s'}{\tau_s} = \frac{t_l \cdot \cot \phi}{t_l \cdot \cot \phi + \delta_f} \quad (22)$$

となり、せん断応力の比はせん断面の切削予定面への投影長さとの関係としても表される。

式(22)の関係は、図10に示すように材料毎にほぼ一定である。

4.3 切削表面の塑性流動と切削抵抗の関係

切り込み t_l に対する切削抵抗主分力 F_c 、背分力 F_t の関係をすくい角 γ をパラメータとして図11に示す。

60-40 黄銅では、すくい角 $\gamma = 30 \text{ deg}$ の背分力 F_t を除いて、切り込み t_l の増加と共に切削抵抗 F_c 、 F_t は増加しており、すくい角 γ が小さいほど切削抵抗 F_c 、 F_t は大きい。

アルミニウム 1100 の場合も同様の傾向にある。このように切削抵抗は切削条件に応じて変化するが、当然、それ

(a) 60-40 brass

(b) Al 1100

Fig. 11 Relationship between depth of cut t_l and cutting forces F_c , F_t

に伴って塑性流動も変化しているはずである。

ところで、二次元切削において主分力 F_c は切りくず厚さ t_2 とほぼ比例関係にあり、その比例係数は切削条件にあまり影響を受けないことを筆者らの一人は報告している¹⁴⁾。

図11でプロットした主分力 F_c を、その時の切りくず厚さ t_2 で整理すると図12になる。材料が決まれば F_c は t_2 によってほぼ一義的に表現でき次式で表される。

$$F_c = m \cdot w \cdot t_2 \quad (23)$$

ただし、 m は単位切りくず断面あたりの主分力であり、ほぼ材料固有の値と見なせ以下になった。

60-40 黄銅: $m = 450 \text{ MPa}$

アルミニウム 1100: $m = 141 \text{ MPa}$

式(20)と式(23)から塑性流動量 δ_f は次式のように表わされる。

$$\delta_f = C_f \cdot \frac{F_c}{w} \quad (24)$$

ただし

$$C_f = \frac{C_r \cdot r_c \cdot \gamma_s}{m} \quad (25)$$

図13に流動量 δ_f と単位切削幅当たりの主分力 F_c/w の関係を示す。60-40 黄銅、アルミニウム 1100 いずれの場合も δ_f は F_c/w にほぼ比例しており、このときの比例係数 C_f は

60-40 黄銅: $C_f = 0.220 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{N}$

アルミニウム 1100: $C_f = 1.02 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{N}$

Fig. 12 Relationship between chip thickness t_2 and main cutting force F_c

Fig. 13 Relationship between main cutting force per unit cutting width F_c/w and plastic flow δ_f

Fig. 14 Relationship between shear strain γ_s and specific cutting force K_s

アルミニウム 1100 の切削では同じ F_c に対して、60-40 黄銅の約 4.6 倍の塑性流動を切削表面に残留させることになる。

次に式(15)と(24)から比切削力 K_s は次式で表される。

$$K_s = \left(\frac{C_r}{C_f} \right) \cdot \gamma_s \quad (26)$$

比切削力 K_s とせん断ひずみ γ_s の関係を図 14 に示す。 K_s と γ_s は比例関係として整理され、 K_s は γ_s でほぼ一義的に表され以下ようになった。

60-40 黄銅: $K_s = 0.459 \cdot \gamma_s$ GPa

アルミニウム 1100: $K_s = 0.144 \cdot \gamma_s$ GPa

5. 結 言

一般に無視している切削表面に残留する塑性流動を考慮して、切削表面の塑性流動量と切削機構諸因子の基本的な関係を解析し、60-40 黄銅とアルミニウム 1100 の極低速二次元切削実験を行い検証した。

実際の刃先近傍の変形は極めて複雑なものであるが、塑性流動を考慮したモデル化によって比較的理解しやすい形で塑性流動と切削機構諸因子の関係を提示することができた。

得られた主な結果を要約すると以下の通りである。

- (1) 切削表面の塑性流動量は切り込みとせん断ひずみの積にほぼ比例して増加し、比例係数は流動層およびせん断域でのそれぞれのせん断ひずみの比で表される。
- (2) 切削表面の塑性流動量はまた、切りくず厚さおよびせん断面の切削予定面への投影長さと、それぞれほぼ比例関係にある。
- (3) 切削抵抗との関係では、塑性流動量は単位切削幅当たりの主成分力にほぼ比例する。
- (4) 塑性流動と切削抵抗の関係を導く過程から、比切削抵抗は切りくずのせん断ひずみとほぼ比例関係にあることがわかった。

切削条件と切削表面に塑性流動を生じさせるエネルギーの関係、塑性流動層深さとの関係等については今後の課題である。

参 考 文 献

- 1) 山本明: 切削加工にける金属表面層の研究, 精密機械, **15**, 176 (1949) 112.
- 2) 浅枝敏夫, 小野浩治: 仕上げ面加工層に関する研究, 精密機械, **20**, 231 (1954) 199.
- 3) 奥島啓次, 垣野義昭: 切削加工面の生成機構に関する研究, 日本機械学会論文集, **34**, 261 (1968) 971.
- 4) 近藤英治, 皮籠石紀雄, 向井原崇, 引地力男: 丸みのある切れ刃に作用する切削抵抗, 日本機械学会論文集 C 編, **66**, 651 (2000) 3760.
- 5) 引地力男, 近藤英二, 皮籠石紀雄, 新井実: 切削加工における加工硬化層の生成機構 (第 1 報), 日本機械学会論文集 C 編, **66**, 647 (2000) 2423.
- 6) Y. Matsumoto and D. W. Wu: The Effect of Hardness on Residual Stresses in Orthogonal Machining of AISI 4340 Steel, Trans. ASME, J. Eng. Industry, Aug. (1990) 245.
- 7) K. Tsuchida, Y. Kawada and S. Kodama: A study on the Residual Stress Distribution by Turning, Bull. of JSME, **18**, 116 (1975) 123.
- 8) 白樫高洋, 帯川利之, 笹原弘之, 和田武司: 切削加工変質層生成過程のシミュレーション解析, 精密工学会誌, **59**, 10 (1993) 1695.
- 9) 中山一雄: 切削機構に関する研究 (第 3 報) - すくい面近傍における変形の観察 -, 精密機械, **24**, 284 (1958) 548.
- 10) 中山一雄, 田村清: 切削抵抗における寸法効果-軽切削の研究 -, 精密機械, **31**, 362 (1965) 240.
- 11) K. Nakayama and K. Tamura: Size Effect in Metal-Cutting Force, Trans. ASME, J. Eng. Industry, Feb. (1968) 119.
- 12) J. Minato: Influence of Cutting Parameters and Repeated Cutting upon the Deformed Layer in the Machined Surface, Bull. of JSPE, **25**, 4 (1991) 301.
- 13) J. Simonet: Influence of cutting edge sharpness on tool behaviour, Microtechnic, **15**, 2 (1961) 44.
- 14) 湊純一郎: 切削抵抗の簡易推定法に関する研究, 日本機械学会第 68 期総会・講演会講演論文集, (1991) 582.