切削表面に残留する塑性流動層生成に消費されるエネルギー*

吉 田 協**

湊 純 一 郎**

Energy Consumed in Formation of Plastic Flow Layer Remaining on 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 including a plastic flow layer on the machined surface and confirmed experimentally by low-cutting-speed orthogonal cutting tests on 60-40 brass and aluminum. The shear stress of the plastic flow layer, which was unclear in the previous paper, is estimated. It has generally been recognized that the total cutting energy mainly consists of the shear energy at the shear zone in front of the tool edge and the energy consumed in the friction between the tool rake face and the chip. It is confirmed in the present study that the energy consumed in the formation of the plastic flow layer remaining on the machined surface cannot be neglected because the plastic flow energy may become equivalent to or larger than the friction energy on the tool rake face.

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

1. 緒 言

金属を切削する際には、切れ刃前方の塑性変形領域におけるせん断変形によって切りくずを生成させ除去加工が成されるが、この際には必然的に切削表面に加工変質層（以下、加工層と称する）が生じることになる。加工層を生成させる主な要因は切削表面の塑性流動であり、これによって生成した加工層は、表面の結晶組織の微細化や表面層の加工硬化、残留応力の発生など加工表面の品位に悪影響をおよぼす。加工層の生成やその影響には多くの研究^{1)~8)}があるが不明な点が多い。

前報⁹⁾において筆者らは、通常求めているせん断エネルギーの一部は、切削表面に塑性流動を生成させるエネルギーとして費やされているものとして、塑性流動を伴う切削機構を検討した。その結果、切削表面に残留する塑性流動量は切り込みとせん断ひずみの積に比例することなど、塑性流動と切削機構諸因子の基本的関係を明らかにした。しかしながら、塑性流動に費やされるエネルギーについての具体的な言及には至らなかった。

そこで本研究では、切削表面の塑性流動を無視して求めている通常のせん断エネルギーに含まれている、塑性流動の生成に費やされるエネルギーを求めると共に、それと全切削エ

ネルギー、工具すくい面での摩擦エネルギーなどとの比較検討を行い、塑性流動を伴う切削機構をより明らかにすることを目的とした。そのために、通常のせん断断面の他に、仮に塑性流動が存在しないとした場合の仮想的なせん断断面を設定した切削モデルにおいて、塑性流動の存在が切削機構にどのように影響するかを検討した。解析結果の検証には前報⁹⁾での60-40 黄銅、アルミニウム 1100 の低速 2 次元切削実験の結果を用いた。

2. 切削表面の塑性流動を考慮した切削機構と消費されるエネルギーの関係

2.1 切削表面の塑性流動の切削機構への導入

図 1 は一般に用いられる切削機構モデルに、さらに切削表面に残留する塑性流動層の変形のモデルを付加して示したものである。実際の切削では切りくずのせん断変形は厚さのあるせん断領域で生じ、この領域が仕上げ予定面以下にまでおよんでいることが、仕上げ面に塑性流動層を残留させる主な要因であると中山・田村^{10) 11)}は指摘している。本研究ではその点を踏まえて、塑性流動とそこで消費されるエネルギーを考慮した切削機構の検討を以下で行う。

2.2 塑性流動と切削機構諸因子の関係

単位切削体積当たりの全切削エネルギー W は、一般にせん断断面でのせん断エネルギー W_s と工具すくい面での摩擦エネルギー W_f の和として次式で示される。

$$W = W_s + W_f \quad (1)$$

式(1)の各エネルギーを以下に示す。 F_c は切削抵抗主分力、 F は工具すくい面上での摩擦力、 w は切削幅、 t_1 は切り込み、 t_2 は切りくず厚さ、 τ_s はせん断断面での平均せん断応力である。

$$W = \frac{F_c}{w \cdot t_1} \quad (2)$$

$$W_s = \tau_s \cdot \gamma_s \quad (3)$$

$$W_f = \frac{F}{w \cdot t_2} \quad (4)$$

Fig. 1 Deformation and energy consumption during cutting

* 原稿受付 平成 23 年 11 月 18 日

** 正 会 員 北海道工業大学 (札幌市手稲区前田 7-15-4-1)

γ_s はせん断ひずみであり次式で示される. γ は工具すくい角, ϕ はせん断角である.

$$\gamma_s = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)} \quad (5)$$

せん断角 ϕ は切削比 $r_c (=t_1/t_2)$ を用いて次式で示される.

$$\phi = \tan^{-1} \frac{r_c \cdot \cos \gamma}{1 - r_c \cdot \sin \gamma} \quad (6)$$

ところで, 前述のようにせん断領域の広がりによって, 切削後の仕上げ面に塑性流動層が生成されるので, 一般に求めているせん断エネルギー W_s には, 塑性流動を生成させるエネルギー W_δ が含まれているとすれば次式となる.

$$W_s = W'_s + W_\delta \quad (7)$$

$$W'_s = \tau'_s \cdot \gamma_s \quad (8)$$

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \gamma_\delta \quad (9)$$

W'_s は切削表面を塑性流動させるエネルギー W_δ を考慮するために修正したせん断エネルギーで, τ'_s はそのために修正したせん断応力である. τ_δ は切削表面を塑性流動させる際のせん断応力, γ_δ はその際のせん断ひずみである.

ここで単位時間当たりの切削表面を塑性流動させるエネルギー $U_\delta (= \tau_\delta \cdot w \cdot \delta_f \cdot V)$ を, 単位時間当たりの除去量 $(w \cdot t_1 \cdot V)$ で除せば, 単位切削体積当たりのエネルギー W_δ となり次式に示す.

$$W_\delta = \tau_\delta \cdot \frac{\delta_f}{t_1} \quad (10)$$

式(10)を式(9)と比較すれば, δ_f/t_1 は塑性流動層におけるせん断ひずみ γ_δ に相当するのがわかる. これらの関係を δ_f について整理することによって, 切削表面の塑性流動量 δ_f と切削機構諸因子の基本的関係が次式で示されることを前報⁹⁾で報告している.

$$\delta_f = C_\tau \cdot t_1 \cdot \gamma_s \quad (11)$$

ここで係数 C_τ は次式で示される.

$$C_\tau = \frac{\tau_s - \tau'_s}{\tau_\delta} \quad (12)$$

式(11)の両辺を t_1 で除せば, 係数 C_τ はせん断ひずみの比としても表され次式に示す.

$$C_\tau = \frac{\gamma_\delta}{\gamma_s} \quad (13)$$

実験に供した2種類の被削材の C_τ の値は, それぞれ以下のとおりであった.

60-40 黄銅: $C_\tau = 0.101$

アルミニウム 1100: $C_\tau = 0.147$

なお, C_τ は切削表面に塑性流動を生成させる際の材料の特性を表す係数と考えられ, 以下本報では便宜的に流動係数と称することにする. この C_τ を構成する3つのせん断応力の内, τ_s は容易に求められるが, τ'_s と τ_δ はそれぞれ単独に求められず前報⁹⁾では明らかにできなかった.

そこで次節以下では, 仮想的なせん断面を導入した切削モデルを用いて検討することによって, 修正したせん断エネルギー W'_s や切削表面を塑性流動させるエネルギー W_δ を求めるとともに, 2つのせん断応力(τ'_s , τ_δ)を見積もるための考察と検討を行う.

2.3 切削表面の塑性流動を考慮した切削モデルの導入と切削に消費されるエネルギーの検討

せん断領域が切削予定面より下方にまでおよんでいること

は, 切削表面層の塑性流動は刃先が通過する以前にすでに生じていることを意味する. この事実に基づいて本研究では次のような切削モデルで切削に消費されるエネルギーを検討する.

図2(a)は切削前には鉛直であった条痕が切削の進行に伴って, せん断領域を通過する間にある時間をかけて徐々に曲げられ, 刃先直下においてすでに δ_{f0} の塑性流動が生じ, さらに刃先がこの部分を通過した後の切削表面に δ_f の塑性流動が残留しているようすを模式的に示している. 切削表面の塑性流動量は厳密には $\delta_f > \delta_{f0}$ であろうが, 本実験条件の範囲内では前報⁹⁾で述べているように, 例えば刃先丸みや工具逃げ面との摩擦の影響等は無視できるものとして, $\delta_{f0} = \delta_f$ として以下の議論を進める.

切削中の実際のせん断領域の広がりを直接観察することは困難であるが, 切削表面に残留する塑性流動は条痕の変形で表され, その際の塑性流動量 δ_f は切削後の条痕の顕微鏡観察で比較的容易に得られる.

次に, 仮にせん断領域の広がりが切削予定面より下方におよばないとすれば, 切削面に塑性流動は残留しないはずである. 図2(b)に示すように, このような仮想的な切削では切削性は向上し, 図2(a)の場合より大きなせん断角 $\phi' (> \phi)$ となり, 切りくず厚さ $t'_2 (< t_2)$ は減少すると考えられる. このような仮想的な切削における刃先の位置 O' を近似的に $OO' = \delta_f$ とすれば, 仮想せん断面 $O'P$ を有する切削モデルが設定できる. 仮想せん断角 $\phi' (> \phi)$ と通常のせん断角 ϕ の差 $\Delta\phi$ は幾何学的に次式で示される.

$$\Delta\phi = \frac{\sin^2 \phi}{\frac{t_1}{\delta_f} - \sin \phi \cdot \cos \phi} \quad (14)$$

式(5)において ϕ の代わりに $\phi' (= \phi + \Delta\phi)$ を用いれば仮想せん断ひずみ γ'_s は得られるが, ここで $\cos \Delta\phi \approx 1$, $\sin \Delta\phi \approx \Delta\phi$ とし, さらに微小項を省略すれば γ'_s は次式となる.

$$\gamma'_s = \frac{\gamma_s}{1 + \Delta\phi \cdot \gamma_s} \quad (15)$$

式(15)より, 仮想せん断ひずみ γ'_s は通常のせん断ひずみ γ_s よりも減少するのがわかる.

ところで通常のせん断エネルギー W_s の中に, 塑性流動を生成させるエネルギー W_δ を考慮するために, 式(8)ではせん断応力を τ_s から τ'_s に修正している. ここでせん断応力を修正する代わりにせん断ひずみを γ_s から γ'_s に修正したものと対応するものとすれば次式となる.

$$\tau'_s \cdot \gamma_s = \tau_s \cdot \gamma'_s \quad (16)$$

よって τ'_s は次式で示される.

(a) Conventional cutting with plastic flow

(b) Imaginary cutting without plastic flow

Fig. 2 Cutting model considering the influence of surface plastic flow on the shear angle

$$\tau'_s = \tau_s \cdot \frac{\gamma'_s}{\gamma_s} \quad (17)$$

式(17)の両辺にせん断ひずみ γ_s を乗ずれば次式となる。

$$W'_s = \frac{\gamma'_s}{\gamma_s} \cdot W_s \quad (18)$$

ここで切削表面に塑性流動を生成させるエネルギー W_δ は、一般に求めているせん断エネルギー W_s と、修正されたせん断エネルギー W'_s の差であるから、次式で示される。

$$W_\delta = \left(1 - \frac{\gamma'_s}{\gamma_s}\right) \cdot W_s \quad (19)$$

従って全切削エネルギー W は、せん断領域でのせん断エネルギー W'_s と工具すくい面での摩擦エネルギー W_f の他に、切削表面に塑性流動を生成させるエネルギー W_δ を加えて構成されることになり、全切削エネルギー W は次式で表される。

$$W = W'_s + W_\delta + W_f \\ = \frac{\gamma'_s}{\gamma_s} \cdot W_s + \left(1 - \frac{\gamma'_s}{\gamma_s}\right) \cdot W_s + W_f \quad (20)$$

次に式(17)で示した τ'_s と実験的に得られる C_r を、式(12)に代入すれば、前報⁹⁾では不明であった切削表面を塑性流動させる際のせん断応力 τ_δ が得られることになる。

3. 実験方法

60-40 黄銅とアルミニウム 1100 の板状被削材の端面切削実験を、横フライス盤を用いてテーブル送りで切削速度を与え

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)

Fig. 3 Relationship between depth of cut t_1 and plastic flow δ_f

る低速二次元切削で行った。実験方法、測定項目は前報⁹⁾と同一であるので省略するが、前回得られている実験結果を用いて塑性流動と切削機構諸因子の関係を検討した。切削表面の塑性流動量 δ_f は、切削後の条痕の変形の程度を被削材側面から光学顕微鏡で観察測定した。前報⁹⁾と同一であるが切削条件を表 1 に示す。

4. 実験結果と考察

4.1 塑性流動の挙動

図 3 に 60-40 黄銅およびアルミニウム 1100 の切削条件の変化に伴う切削表面の塑性流動量 δ_f の変化を示す。切削表面の塑性流動量 δ_f は切り込み t_1 の増加と共に増加傾向を示し、すくい角 γ の増加と共に減少している。同一の切り込み t_1 においてすくい角 γ が小さければ、塑性流動量 δ_f が多いことなどを前報⁹⁾で報告している。

一般に求めているせん断角 ϕ に対して、図 2(b)に示した塑性流動が存在しないと仮定した場合の仮想せん断角 ϕ' への、せん断角の増加分 $\Delta\phi$ を図 4 に示す。若干のばらつきはあるものの以下のような値を示した。

60-40 黄銅: $\Delta\phi = 1 \sim 3 \text{ deg}$ 程度

アルミニウム 1100: $\Delta\phi = 1 \sim 2 \text{ deg}$ 程度

せん断角の増加分 $\Delta\phi$ が 2 つの材料で同程度に見積もられても、アルミニウム 1100 の方が全般にせん断角 ϕ は小さく、従ってせん断ひずみ γ_s は大きいので、式(15)よりせん断ひずみの比 γ'_s/γ_s はアルミニウム 1100 の方が小さくなるはずである。

Fig. 4 Relationship between depth of cut t_1 and increment shear angle $\Delta\phi$

Fig. 5 Relationship between depth of cut t_1 and shear stress τ_s

図 5 に一般に求めている平均せん断応力を示す。本実験の範囲内での平均値は以下のとおりである。

60-40 黄銅： $\tau_s = 418 \text{ MPa}$

アルミニウム 1100： $\tau_s = 131 \text{ MPa}$

4.2 切削表面の塑性流動に消費されるエネルギー

全切削エネルギー W は一般には式(1) で表されるが、式 (20) で示したように、切削表面を塑性流動させるエネルギー W_δ を考慮するためには W_s を W'_s へと修正する必要がある。それには式(16)のように仮想せん断面でのせん断ひずみの修正で対処する。図 6 に切り込み t_l に対する、切削表面に塑性流動が存在しないと仮定した場合のせん断ひずみ γ'_s と、一般に求めているせん断ひずみ γ_s の比 γ'_s/γ_s の関係を示す。切削条件の変化にかかわらず、せん断ひずみの比 γ'_s/γ_s はあまり変化せず平均すると以下ようになった。

60-40 黄銅： $\gamma'_s/\gamma_s = 0.903$

アルミニウム 1100： $\gamma'_s/\gamma_s = 0.866$

ここで得られたせん断ひずみの比 γ'_s/γ_s の値は、式(18)から明らかなように、修正前後のせん断エネルギーの比 W'_s/W_s でもある。

切削表面を塑性流動させるエネルギー W_δ とせん断エネルギー W_s の比 W_δ/W_s は、式(19)からわかるように $1 - \gamma'_s/\gamma_s$ である。よってエネルギーの比 W_δ/W_s は次のようになる。

60-40 黄銅： $W_\delta/W_s = 0.097$

アルミニウム 1100： $W_\delta/W_s = 0.134$

すなわちせん断エネルギー W_s 中の、60-40 黄銅ではその 10%程度、アルミニウム 1100 では 13%程度が切削表面の塑性流動の生成に消費されていることを示している。

式(17)にせん断ひずみの比 γ'_s/γ_s の値を用いて、修正したせん断応力 τ'_s を求めてみると以下のとおりとなる。

60-40 黄銅： $\tau'_s = 377 \text{ MPa}$

アルミニウム 1100： $\tau'_s = 113 \text{ MPa}$

このように塑性流動を考慮してせん断応力を修正した結果、平均せん断応力 τ_s は 60-40 黄銅では 10%程度減少し、アルミニウム 1100 の場合は 13%程度減少することになる。

次に式(12)から切削表面を塑性流動させる際のせん断応力 τ_δ は次式となる。

$$\tau_\delta = \frac{\tau_s - \tau'_s}{C_\tau} \quad (21)$$

式(21)に前述の τ_s および τ'_s 、流動係数 C_τ を用いれば、切削表面を塑性流動させる際のせん断応力 τ_δ は以下のようになる。

Fig. 6 Relationship between depth of cut t_l and shear strain ratio γ'_s/γ_s

60-40 黄銅： $\tau_\delta = 406 \text{ MPa}$

アルミニウム 1100： $\tau_\delta = 122 \text{ MPa}$

以上のように流動係数 C_τ を構成する 3 つのせん断応力が求められた。

次に全切削エネルギー W に対する各エネルギー W'_s 、 W_f 、 W_δ の比を図 7(a), (b) に示す。すくい角 γ によって多少の変化はあるものの平均すると以下の値となった。

$\gamma = 5 \text{ deg}$	$\gamma = 10 \text{ deg}$	$\gamma = 20 \text{ deg}$	$\gamma = 30 \text{ deg}$
$\bigcirc$ W'_s/W	$\square$ W'_s/W	$\diamond$ W'_s/W	$\triangle$ W'_s/W
$\circ$ W_f/W	$\square$ W_f/W	$\diamond$ W_f/W	$\triangle$ W_f/W
$\bullet$ W_δ/W	$\blacksquare$ W_δ/W	$\blacklozenge$ W_δ/W	$\blacktriangle$ W_δ/W

(a) 60-40 brass

$\gamma = 10 \text{ deg}$	$\gamma = 20 \text{ deg}$	$\gamma = 30 \text{ deg}$
$\bigcirc$ W'_s/W	$\square$ W'_s/W	$\diamond$ W'_s/W
$\circ$ W_f/W	$\square$ W_f/W	$\diamond$ W_f/W
$\bullet$ W_δ/W	$\blacksquare$ W_δ/W	$\blacklozenge$ W_δ/W

(b) Aluminum 1100

Fig. 7 Relationship between depth of cut t_l and energy ratio (W'_s/W , W_f/W and W_δ/W)

Fig. 8 Relationship between depth of cut t_l and energy ratio W_δ/W_f

60-40 黄銅： $W'_s/W = 0.788$, $W_f/W = 0.127$, $W_\delta/W = 0.085$
アルミニウム 1100：

$$W'_s/W = 0.778, W_f/W = 0.101, W_\delta/W = 0.121$$

全切削エネルギー W に対して 60-40 黄銅ではその 9%程度、アルミニウム 1100 では 12% 程度が切削表面の塑性流動の生成に費やされていることになる。アルミニウム 1100 は 60-40 黄銅よりも多くの割合で、切削表面の塑性流動の生成にエネルギーが消費されている。また 2 つの材料共に W_δ/W は W_f/W に近いそれを上回る場合もあることがわかる。

そこで切り込み t_1 とエネルギーの比 W_δ/W_f の関係を示したのが図 8 である。流動係数 C_τ の大きいアルミニウム 1100 の方が比 W_δ/W_f は大きく、また 2 つの材料共にすくい角 γ の小さい方が比 W_δ/W_f は大きい。図から明らかなように比 W_δ/W_f は、60-40 黄銅において切削条件によっては 1 を超えると共に、アルミニウム 1100 のすくい角 $\gamma = 10 \text{ deg}$ で、切り込み t_1 の小さな条件では 3 に近い値を示している。

このことより切削加工での留意すべき事項として、切削表面を塑性流動させるのに消費されるエネルギー W_δ は、摩擦エネルギー W_f と同等かそれ以上となる場合もあるので、切削表面を塑性流動させるエネルギー W_δ は無視し得ないことがわかる。

4.3 塑性流動を考慮した切削機構と流動係数の関係

式(13)に示したように、流動係数 C_τ はせん断ひずみの比 γ_δ/γ_s でもあるが、ここで近似的に $\tau'_s = \tau_\delta$ とし式(13)の右辺の分母分子にこれに乗ずると次式となる。

$$C_\tau = \frac{\gamma_\delta \cdot \tau_\delta}{\gamma_s \cdot \tau'_s} = \frac{W_\delta}{W'_s} \quad (22)$$

式 (22) から C_τ は、近似的に切削表面の塑性流動に費やされるエネルギー W_δ と、修正したせん断エネルギー W'_s の比も表しているのがわかる。比 W_δ/W'_s の平均を求めてみると以下のようになり、2.2 で示した C_τ とほぼ同様の値となった。

60-40 黄銅： $W_\delta/W'_s = 0.108$

アルミニウム 1100： $W_\delta/W'_s = 0.155$

全切削エネルギー W を C_τ を用いて表せば次式となる。

$$\begin{aligned} W &= W'_s + W_\delta + W_f \\ &= \frac{1}{1+C_\tau} W_s + \frac{C_\tau}{1+C_\tau} W_s + W_f \end{aligned} \quad (23)$$

式(23)から前節の図 8 に示した比 W_δ/W_f は次式となる。

$$\frac{W_\delta}{W_f} = \frac{1}{1 + \frac{1}{C_\tau}} \cdot \frac{W_s}{W_f} \quad (24)$$

比 W_s/W_f を 2 つの供試材について計算すると $(W_s/W_f)_{Al} > (W_s/W_f)_{60-40brass}$ であった。また C_τ については 2.2 で示したように $(C_\tau)_{Al} > (C_\tau)_{60-40brass}$ である。式(24)より C_τ が大きいほど比 W_δ/W_f が大きくなるように作用することがわかる。これらの傾向は、図 8 でアルミニウム 1100 の方が比 W_δ/W_f が大きくなることと対応している。

5. 結 言

本研究では切削表面の加工層を含めた複雑な切削現象をより明らかにするために、切削表面に残留する塑性流動が仮に生じないと仮定した場合の仮想的なせん断面を設定した切削モデルを用いて、切削で消費されるエネルギーの観点から塑性流動を伴う切削機構の検討を行った。解析結果の検証には 60-40 黄銅とアルミニウム 1100 の低速 2 次元切削実験の結果を用いた。その結果、主として以下の点が明らかとなった。

- (1) 切削表面の塑性流動を考慮した切削機構では、せん断面の平均せん断応力は 10～13%程度修正され小さくなる。このことは通常のせん断エネルギー W_s 中の 10～13%程度が、切削表面を塑性流動させるエネルギー W_δ であることを示している。
- (2) 本実験の範囲内で全切削エネルギー W の 9～12%程度が、塑性流動を生成させるエネルギー W_δ として消費されている。
- (3) 塑性流動を生成させるエネルギー W_δ と摩擦エネルギー W_f の比 W_δ/W_f は 1～3 になる場合もあり、切削表面を塑性流動させるエネルギー W_δ は無視し得ない。
- (4) 塑性流動の生成に消費されるエネルギー W_δ と、塑性流動を考慮して修正したせん断エネルギー W'_s の比 W_δ/W'_s はおおむね一定であり、この比を用いれば切削表面の塑性流動を含めた全切削エネルギー W は比較的簡潔に表現できる。

今後はさらに広範囲な切削条件と材料を用いて検討を加える予定である。

参 考 文 献

- 1) 山本明：切削加工にける金属表面層の研究（第 1 報），精密機械，**15**, 176 (1949) 112.
- 2) E. G. Thomsen, J. T. Lapsley, Jr., and R. C. Grassi : Deformation Work Absorbed by the Workpiece During Metal Cutting, Trans. ASME, **75**-4(1953-5), 591.
- 3) 浅枝敏夫，小野浩二：仕上面加工層に関する研究（第 1 報），精密機械，**20**, 231 (1954) 199.
- 4) 奥島啓式，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.
- 5) K. Tsuchida, Y. Kawada and S. Kodama : A Study on the Residual Stress Distribution by Turning, Bull. of JSME, **18**, 116 (1975) 123.
- 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) 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（第 1 報），精密工学会誌，**59**, 10 (1993) 1695.
- 8) 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.
- 9) 吉田協，湊純一郎：切削表面の塑性流動量を考慮した切削機構，精密工学会誌，**75**, 3 (2009) 390.
- 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.