

# 超精密切削加工された Al 合金の仕上げ面性状に及ぼす 工具摩耗の影響 (第 1 報) \*

単結晶ダイヤモンド R 刃バイトの切れ刃の摩耗が加工硬化と残留応力に及ぼす影響

近藤英二\*\* 岩本竜一\*\*\* 田中一平† 皮籠石紀雄††

Effects of Tool Wear on Surface Integrity of Aluminum Alloy Machined in Ultra-Precision Cutting Process (1<sup>st</sup> Report)  
Effects of Wear of Single Crystal Diamond Tool with Large Nose Radius on Work Hardening and Residual Stress

Eiji KONDO, Ryuichi IWAMOTO, Ippei TANAKA and Norio KAWAGOISHI

Geometrical quality like surface roughness and accuracy of form has been very important in ultra-precision machining. However, because of improvement of quality of finished surface with progress of ultra-precision machining technology, quality of subsurface material like affected layer also becomes important lately. Workpieces are actually machined with a worn diamond tool in machining shops whereas ultra-precision cutting with a single crystal diamond tool is well known as a machining method owing high quality finished surface to a sharp cutting edge of the tool. The purpose of this study is to find out the relation between the tool wear and the work hardened layer and residual stress of a surface machined with a worn tool in ultra-precision cutting process. Wear of cutting edge with large nose radius was observed by a scanning electromicroscope at intervals of a fixed cutting distance. The surface hardness, depth of hardened layer, and residual stress of the machined surface were also measured at the intervals. As a result of experiments and considerations, it was concluded that depth of hardened layer, Vickers hardness, and residual stress increased with increase in tool flank wear and they could be generalized by undeformed chip thickness and width of flank wear at part of cutting edge generating finished surface.

**Key words:** single crystal diamond tool, tool wear, ultra-precision cutting, aluminum alloy, surface integrity

## 1. 緒 言

超精密加工技術の向上に伴う加工表面の高機能化により、表面粗さや形状精度といった幾何学的品質だけでなく、加工変質層などの材質的品質まで考慮した低損傷の加工が重要になっている<sup>1)</sup>。

超精密切削加工はダイヤモンド工具の鋭利な切れ刃により高品位な仕上げ面が得られる加工法とされているが、実際の加工現場ではある程度摩耗した工具で切削を行っている。Al 合金の超精密切削加工においては、仕上げ面性状に工具摩耗が大きく影響することが指摘されており、仕上げ面性状への影響は、工具すくい面摩耗よりも逃げ面摩耗の方が大きいこと、残留応力は工具逃げ面の摩耗が小さいときには引張りであるが、摩耗が大きくなると圧縮になり、摩耗が大きいほど圧縮応力も大きくなること、残留応力は工具送り方向よりも切削方向のほうが大きいこと、などが報告されている<sup>2)-6)</sup>。一方、超精密切削加工に用いられるダイヤモンド工具の寿命については、明確な基準はないようであるが、過大な工具摩耗は仕上げ面性状を劣化させるため、仕上げ面性状は工具寿命を決める重要な要因の一つと考えられる。このような観点からすれば、工具摩耗と仕上げ面性状との定量的な関係は重要であるが、これまでの研究では示されておらず、また、材料の疲労破壊等に影響する因子として重要な加工硬化との関係についてはほとんど調べられていない。

本研究は超精密切削加工された Al 合金の仕上げ面性状と工具

摩耗との関係を明確にすることを目的とし、単結晶ダイヤモンド R 刃バイトでアルミニウム合金製の被削材を切削加工し、一定の切削距離毎に切削工具の摩耗状態を SEM (走査型電子顕微鏡) で観察することにより、切削距離に対する工具摩耗を定量的に調べた。また一定の切削距離毎に加工硬化層の深さ、仕上げ面の硬さと残留応力も測定し、工具の摩耗量との関係を調べた。

## 2. 実験方法

実験には超精密三次元曲面加工機を用い、直径 197mm の Al 合金製の被削材を単結晶ダイヤモンド R 刃バイト (東京ダイヤモンド工具製作所製) で正面旋削した。実験に用いた切削工具は、図 1(a) に示すように、ダイヤモンドのチップを小さな台板にろう付けし、その台板を工具ホルダーにねじで固定する構造になっている。また加工硬化と残留応力を除去するため、被削材は切削実験を行なう前に真空炉を用いて熱処理した (500 で 1 時間保持後に炉冷)。

切削工具の摩耗状態は、一定の切削距離毎にダイヤモンドチップを載せた台板の部分を取り外して汎用の SEM (走査型電子顕微鏡) で写真観察 (倍率 300 倍, 電圧 15 kV) し、工具のすくい面と逃げ面の摩耗幅を求めた。また、SEM 写真から読み取った測定値の精度は、測長ゲージで確認した。仕上げ面の硬さ、残留応力の測定では、被削材を図 1(b) に示す直径 30 mm の被削材に交換して正面旋削し、測定用の被削材とした。また、新しい工具と摩耗した工具 (切削距離 2415 km) を用いて図 1(b) に示した被削材を切削し、切込み深さと工具送り量の影響も調べた。詳細な実験条件を表 1 に示す。仕上げ面の硬さはマイクロピッカース硬度計 (測定荷重 0.098 ~ 19.6 N) により測定し、切削方向と工具送り方向の残留応力を X 線法 (側傾法, Cr, 管電圧 30 kV, 管電流 40 mA) により測定した。

\* 原稿受付 平成 17 年 6 月 23 日

\*\* 正 会 員 鹿児島大学工学部 (鹿児島県鹿児島市郡元 1-21-40)

\*\*\* 正 会 員 鹿児島県工業技術センター (鹿児島県始良郡隼人町小田 1445-1)

† コマツ電子金属株 (宮崎県宮崎郡清武町大字木原 1112)

†† 鹿児島大学工学部 (鹿児島県鹿児島市郡元 1-21-40)

Table 1 Experimental conditions

Material		Single crystal diamond		
Tool	Corner radius	mm	2	
	Rake angle	deg.	0	
	Clearance angle	deg.	4	
	Crystal face	Rake face	(110)	
Flank face		(100)		
Workpiece	Material		JIS A5056	
	Diameter	mm	197 (, 30)	
	Heat treatment		Annealed	
	Hardness	Hv	63	
Feed rate	$f$ $\mu\text{m}/\text{rev}$	40	40	10 ~ 80
Depth of cut	$d$ $\mu\text{m}$	30	5 ~ 50	10
Cutting distance	$L$ km	0 ~ 2415	New, 2415	
Spindle speed	rpm	1000		
Cutting fluid		Kerosene		

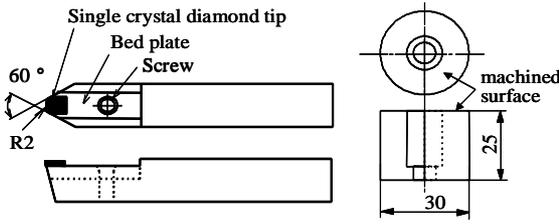


Fig. 1 Cutting tool and workpiece used for measurement

### 3. 工具 摩 耗

図2は工具先端部の概念図で、図中の斜線部が切削断面であり、 $R$ はノーズ半径、 $f$ は工具送り量、 $d$ は切込み深さ、 $h_{\text{max}}$ は最大切取り厚さ、 $C_w$ は工具と被削材との接触弧の長さ、 $P$ 点は仕上げ面側、 $Q$ 点は被削材表面側の接触弧の端点である。また図中の $l_w$ は $P$ 点からの距離であり、この位置での切取り厚さが $h$ で示してある。図3は切れ刃の摩耗状態の観察方向である。図4(a)は切削距離が1995 kmでのR刃バイトの切れ刃の摩耗状態を示した電子顕微鏡写真であり、切れ刃はすり減り摩耗で、チッピング等は見られない。また閉じた曲線で示した部分の右端が切削工具と被削材との接触弧の右端で、図2のP点に対応しており、 $w_f$ はP点からの距離が $l_w$ の位置での逃げ面の摩耗幅、 $w_r$ はすくい面の摩耗幅である。ただし、図4(a)の $w_r$ 、 $w_f$ は斜め45°から観察した幅であるため、写真から読み取った値を図4(b)で定義した $w_r$ 、 $w_f$ に換算した。従来のAl合金の超精密切削加工の研究でも指摘されているように<sup>9)</sup>、すくい面の摩耗はクレター状ではなく、図4(b)に示したように、摩耗部は平坦であり、そのすくい角は約11°であった。また逃げ面の摩耗部は仕上げ面に平行でなく、迎え角は約6°であった。

図5は図4(a)で示したP点からの距離 $l_w$ に対する逃げ面の摩耗幅 $w_f$ で、切削距離 $L$ が210, 630, 1365, 1995 kmの場合について示してある。また図中には、式(1)により切削条件から求めた被削材と工具切れ刃との接触弧の長さ $C_w$  (367  $\mu\text{m}$ ) が示してある。

$$C_w = R \sqrt{2 \frac{d}{R} - \left(\frac{d}{R}\right)^2} + \frac{f}{2} \quad (1)$$

図6は切削距離 $L$ に対する工具の逃げ面摩耗幅 $w_f$ で $l_w$ が50, 200, 400  $\mu\text{m}$ の場合について示してある。図6の $l_w = 50 \mu\text{m}$ での $w_f$ は、初期段階で急激に大きくなるが、その後は摩耗速度が遅くなり、一定値に漸近している。 $l_w = 200 \mu\text{m}$ での $w_f$ は、一定の摩耗速度に漸近する切削距離は $l_w = 50 \mu\text{m}$ の場合より長く、また一定になった後の摩耗速度も大きい。切れ刃と被削材との接触部の外側になる $l_w = 400 \mu\text{m}$ では、切削の初期には摩耗は見られず、切削距離 $L$

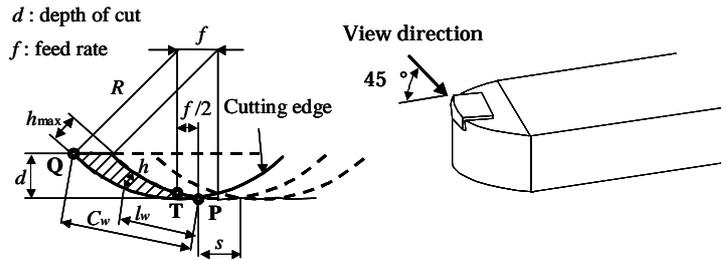
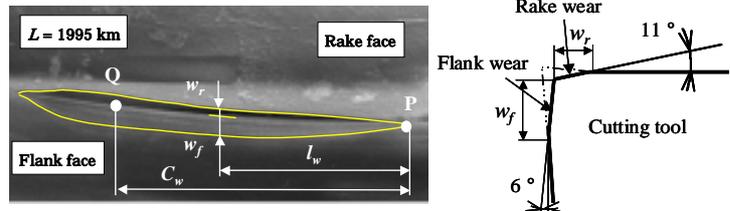


Fig. 2 Conceptual figure of cutting process

Fig. 3 View direction



(a) Electron micrograph

(b) Figure of cross section

Fig. 4 Cutting tool edge wear

が約600 kmに達した段階で急激に摩耗が大きくなっている。これは摩耗がある程度大きくなると、被削材表面側では接触部の外側にも摩耗部が広がっていくことを示している。

図7は切削距離 $L$ をパラメータとして示したP点からの距離 $l_w$ に対するすくい面の摩耗幅 $w_r$ である。図8は $l_w$ をパラメータとして示した切削距離 $L$ に対する $w_r$ で、 $l_w = 50 \mu\text{m}$ での摩耗速度はほぼ一定であり、大きな変化は見られない。 $l_w = 200 \mu\text{m}$ の場合、切削の初期においてほとんど摩耗は見られないが、 $L$ が400 kmあたりで急増し、その後はほぼ一定値になっている。また $l_w = 400 \mu\text{m}$ では、 $l_w = 200 \mu\text{m}$ の場合と同様、切削の初期には摩耗は見られないが、 $L$ が600 kmあたりで急増し、その後も一定の速度で摩耗幅は大きくなっている。また、図4(b)で示したすくい面での摩耗部の角度約11°と逃げ面での角度約6°は、摩耗が小さいところでは確認が困難であったが、摩耗幅、P点からの距離 $l_w$ によらず、ほぼ一定であった。

### 4. 仕上げ面性状

#### 4.1 加工硬化層の深さ

図9は新しい切削工具と、切削距離 $L$ が1150, 2100 kmでの摩耗した工具で切削した仕上げ面について、測定荷重を変えてピッカース硬さを測定した結果であり、図の横軸は測定荷重 $W$ 、縦軸はピッカース硬さの測定値である。新しい工具で切削した仕上げ面のピッカース硬さは、測定荷重によらずほぼ一定で、約63 Hvである。しかし、 $L = 1150 \text{ km}$ での仕上げ面では測定荷重の増加に伴って硬さは急激に大きくなり、約0.5 Nのところ極大値に達した後、徐々に小さくなっている。また $L = 2100 \text{ km}$ での仕上げ面でも同様な変化は見られるが、極大値は $L = 1150 \text{ km}$ の場合よりも大きくなっている。このようにピッカース硬さの測定値に極大値が生じたのは、仕上げ面表層の加工硬化によるものと考えられる。

超精密加工による仕上げ面の加工変質層の厚さは数十  $\mu\text{m}$  以下であり、通常用いられる方法では測定が困難である。そこで、ここでは以下に示すマイクロピッカース硬度計の圧子の嵌入深さと測定荷重との関係から加工硬化層の深さを求めた。

図10はピッカース硬度計の圧子を仕上げ面に押し込んだ状態の模式図で、嵌入深さが $\delta$ 、圧子の頂角が $\phi$ で示されている。ここで、仕上げ面からの任意の深さまでの距離を $D$ 、接触面での

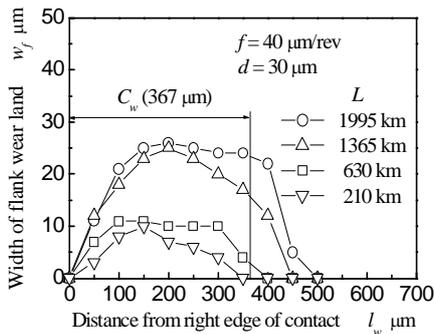


Fig. 5 Width of flank wear land along with cutting edge

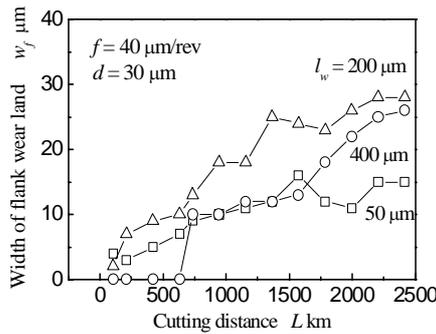


Fig. 6 Width of flank wear land with increase in cutting distance

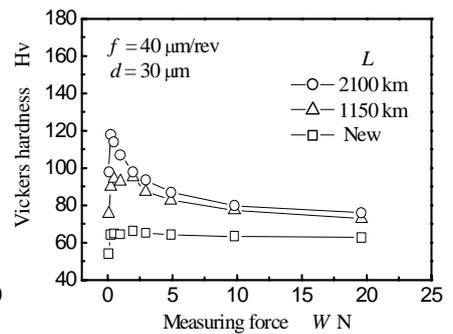


Fig. 9 Vickers hardness with increase in measuring force

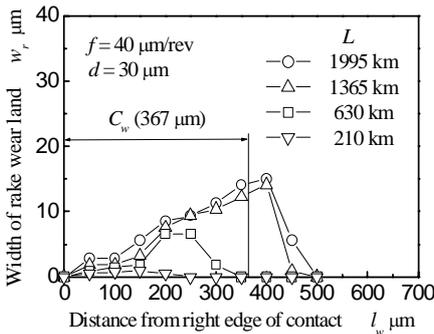


Fig. 7 Width of rake wear land along with cutting edge

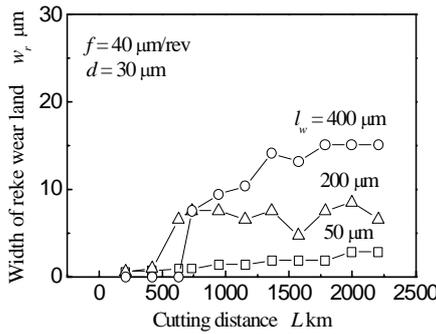


Fig. 8 Width of rake wear land with increase in cutting distance

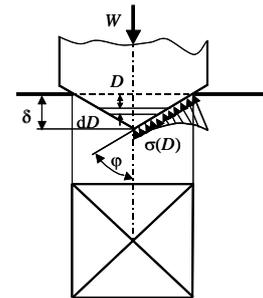


Fig. 10 Indentation of machined surface and its reaction force

垂直応力を $\sigma(D)$ とし、せん断応力を無視すれば、測定荷重  $W$  は式(2)で表される<sup>8)</sup>。

$$W = 8 \tan^2 \varphi \int_0^\delta \sigma(D)(\delta - D)dD \quad (2)$$

一方、従来の研究によれば、垂直応力 $\sigma(D)$ は近似的に式(2)のように仮定できる<sup>9)</sup>。

$$\sigma(D) = \sigma_0 + a/D \quad (3)$$

ここで、 $\sigma_0$ は加工硬化をしていない母材部での垂直応力、 $a$ は定数である。よって式(3)を式(2)に代入すれば式(4)が得られる。

$$\left. \begin{aligned} W &= K_1 \delta (\log_e \delta - 1) + K_2 \delta^2 \\ K_1 &= 8 \tan^2 \varphi a, \quad K_2 = 4 \tan^2 \varphi \sigma_0 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

加工硬化層の深さを、仕上げ面から硬さが母材の1.1倍に達するまでの深さと定義すれば、加工硬化層の深さ $D_H$ は式(3)の $\sigma$ に $1.1\sigma_0$ 、 $D$ に $D_H$ を代入すれば得られ、式(5)で表される。

$$D_H = a / (0.1\sigma_0) \quad (5)$$

さらに、式(4)で示した $K_1$ 、 $K_2$ の式をそれぞれ $a$ 、 $\sigma_0$ について解き、式(5)に代入すれば式(6)が得られる。

$$D_H = 5K_1 / K_2 \quad (6)$$

図11は測定荷重 $W$ と嵌入深さ $\delta$ との関係で $\delta$ は図9で示した測定荷重 $W$ とピッカース硬さ $H_v$ から式(7)により求めた。ただし、圧子の頂角 $\varphi$ は $68^\circ$ である。

$$\delta = \frac{1}{2\sqrt{2}} \tan(\pi/2 - \varphi) \sqrt{0.1891 \frac{W}{H_v}} \quad (7)$$

得られた $W$ と $\delta$ との関係では、切削距離 $L$ が長くなるのに伴い、同じ測定荷重 $W$ に対する $\delta$ は小さくなっている。

図12は切削距離 $L$ に対する加工硬化層の深さ $D_H$ で、図11で示した測定荷重 $W$ と嵌入深さ $\delta$ との関係を、式(4)の第一式で最小二乗法により近似したときの $K_1$ と $K_2$ から式(6)を用いて求めた。得られた加工硬化層の深さ $D_H$ は、新しい工具( $L=0$  km 近傍)では数 $\mu\text{m}$ 程度であるが、 $L$ が約300 kmまでは急増し、その後は徐々に大きくなっている。この $D_H$ の増加傾向は、図6で示したP点からの距離 $l_w = 50 \mu\text{m}$ での逃げ面の摩耗 $w_f$ の増加傾向

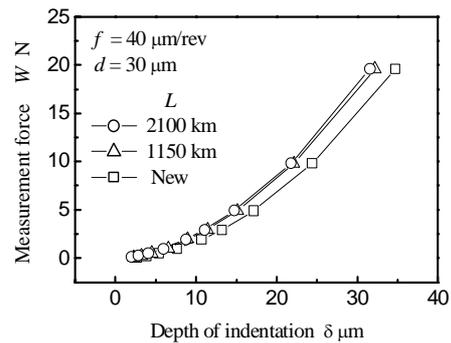


Fig. 11 Relation between measuring force and depth of indentation

と類似している。R 刃バイトによる切削面は、工具を送るにより、次の切削でほとんどの部分が切り取られ、仕上げ面として残るのは図2で示した $s$ の範囲である。また、この $s$ の長さは被削材1回転当りの工具送り量 $f$ に等しい。従って、加工硬化層の深さ $D_H$ は仕上げ面を創成する切れ刃部の逃げ面の摩耗 $w_f$ に強く影響されたと考えられる。一方、図13は切込み深さ $d$ に対する加工硬化層の深さ $D_H$ で、摩耗した工具(切削距離 $L=2415$  km)を用いて得られた結果が印で、新しい工具での結果が印で示してある。摩耗した工具での $D_H$ は、 $d$ が小さいところで大きく変化しているが、 $d$ が大きくなるのに伴う増加あるいは減少という一定した傾向は見られない。また新しい工具での $D_H$ は、摩耗した工具での $D_H$ に比べてかなり小さく、また $d$ の増加に対する大きな変化は見られない。図14は工具送り量 $f$ に対する $D_H$ で、摩耗した工具での $D_H$ は、 $f$ の増加に伴い単調に減少している。以上のことから、加工硬化層の深さ $D_H$ は、仕上げ面を創成する切れ刃部での逃げ面の摩耗幅 $w_f$ の増加に対しては厚くなり、工具送り量 $f$ (切取り厚さ $h$ )の増加に対しては薄くなると推定される。

図15は $l_w = 50 \mu\text{m}$ での切削距離 $L$ に対する逃げ面の摩耗幅 $w_f$ である。また図中の曲線は、 $w_f$ が $L$ の増加に対し指数関数的に大きくなると仮定して、 $w_f$ の測定値から最小二乗法により求め

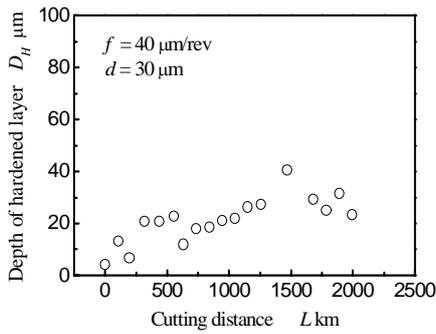


Fig. 12 Depth of hardened layer with increase in cutting distance

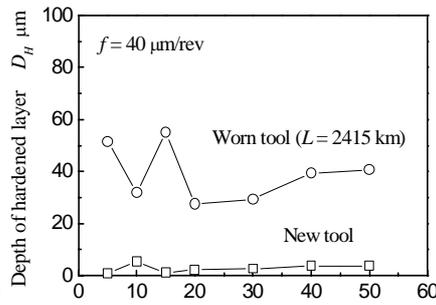


Fig. 13 Depth of hardened layer with increase in depth of cut

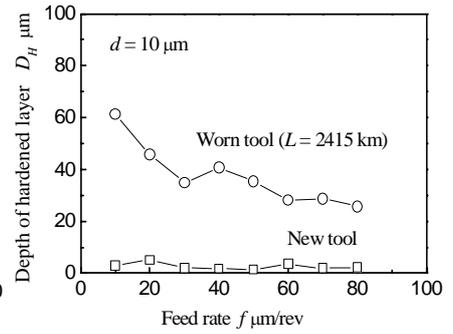


Fig. 14 Depth of hardened layer with increase in feed rate of cutting tool

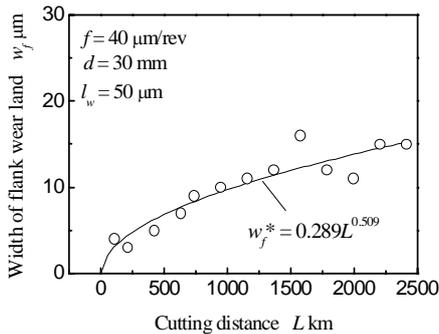


Fig. 15 Width of flank wear land with increase in cutting distance

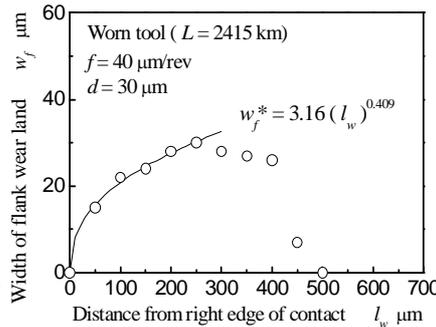


Fig. 16 Width of flank wear land along with cutting edge

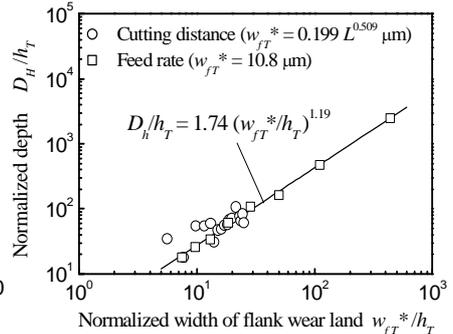


Fig. 17 Normalized depth of hardened layer with increase in flank wear land

た実験式の値  $w_{fT}^*$  である。一方、図 16 は切削距離  $L = 2415$  km での逃げ面の摩耗幅  $w_f$  で、横軸は P 点からの距離  $l_w$  である。また図中の曲線は、図 15 と同様にして  $l_w = 250$  μm 以下の  $w_f$  の測定値から最小二乗法により求めた実験式の値  $w_{fT}^*$  である。いずれの場合も測定値と実験式の値はほぼ一致しており、工具逃げ面での摩耗幅は、切削距離  $L$  および P 点からの距離  $l_w$  に対し、指数関数的に大きくなったと言える。

従来の研究によれば<sup>11)</sup>、延性の金属材料の二次元切削では、切取り厚さ  $h$  で基準化した加工硬化層の深さ  $D_H/h$  と、切れ刃稜の丸み半径  $r$  で基準化した切取り厚さ  $h/r$  との間には一義的な関係があることが示されている。図 17 は、図 2 の点 T で示した仕上げ面を創成する切れ刃部中央での切取り厚さ  $h_T$  で基準化した加工硬化層の深さ  $D_H/h_T$  と、 $h_T$  で基準化した逃げ面の摩耗幅  $w_{fT}^*/h_T$  との関係で、図 12、14 で示した仕上げ面の加工硬化層の深さ  $D_H$  と図 15、16 で示した工具逃げ面の摩耗幅の実験式の値  $w_{fT}^*$  から求めた。ここで、図 12 で示した切削距離  $L$  に対する  $D_H$  を基準化した逃げ面の摩耗幅  $w_{fT}^*$  は、 $l_w = 20$  μm での逃げ面の摩耗幅であり、図 15 で示した摩耗幅の近似式  $w_f^* = 0.289 L^{0.509}$  に、 $l_w = 50$  μm と 20 μm での摩耗幅  $w_f^*$  の比 0.688 (図 16 の  $w_f^* = 3.16 (l_w)^{0.409}$  による計算値) を乗じ、 $w_{fT}^* = 0.199 L^{0.509}$  とした。一方、工具送り量  $f$  の増加に対して T 点の  $l_w$  は変化せず、20 μm であるから、図 14 で示した  $f$  に対する  $D_H$  を基準化した摩耗幅  $w_{fT}^*$  は、図 16 で示した  $w_f^* = 3.16 (l_w)^{0.409}$  に  $l_w = 20$  μm を代入して得られた、 $w_{fT}^* = 10.8$  μm を用いた。また切取り厚さ  $h_T$  は、式(8)により求めた (図 2 を参照)。

$$h_T = \frac{f}{2C_w} h_{\max}, \quad h_{\max} = f \sqrt{2 \frac{d}{R} + \left(\frac{d}{R}\right)^2} \quad (8)$$

基準化した仕上げ面の加工硬化層の深さ  $D_H/h_T$  は、図 12 で示した切削距離  $L$  に対する  $D_H$  から求めた値が印で、図 14 で示した工具送り量  $f$  に対する  $D_H$  から求めた値が印で示してある。ま

た図中には  $w_{fT}^*/h_T$  の増加に対し  $D_H/h_T$  が指数関数的に増加すると仮定し、最小二乗法により求めた実験式の値が直線で示してある。得られた実験式の  $w_{fT}^*/h_T$  の指数は 1.19 であるから、 $D_H$  は  $w_{fT}^*$  の 1.19 乗に比例して大きくなり、 $h_T$  の 0.19 乗に反比例して小さくなったと言える。

#### 4.2 仕上げ面の硬さ

図 18 は、測定荷重  $W$  を 0.49 N として得られた切削距離  $L$  に対する仕上げ面のピッカース硬さであり、図 19 は切込み深さ  $d$  に対する仕上げ面の硬さ、図 20 は工具送り量  $f$  に対する仕上げ面の硬さである。ここで測定荷重  $W = 0.49$  N は、図 9 で示したように、仕上げ面のピッカース硬さがほぼ極大値になるときの測定荷重である。図 18 の切削距離  $L$  に対する仕上げ面の硬さは、図 12 で示した  $D_H$ 、図 19 の切込み深さ  $d$  に対する硬さは図 13 で示した  $D_H$ 、図 20 の工具送り量  $f$  に対する硬さは図 14 で示した  $D_H$  と同様な変化の傾向が見られる。従って、仕上げ面の硬さと加工硬化層の深さとの間には強い関連性があると考えられるので、ここでは仕上げ面を創成する切れ刃部中央での切取り厚さ  $h_T$  で基準化した逃げ面の摩耗幅  $w_{fT}^*/h_T$  と  $h_T$  で基準化した工具摩耗による仕上げ面の硬さの増分  $(H_V - H_{V0})/h_T$  との関係調べた。ここで、 $H_{V0}$  は新しい工具で切削した仕上げ面の硬さである。

図 21 は得られた結果で、図 17 で示した  $w_{fT}^*/h_T$  と  $D_H/h_T$  との関係と同様にして求めた。図 21 には、図 18 で示した切削距離  $L$  に対する仕上げ面の硬さから得られた値が印で、図 20 で示した工具送り量  $f$  に対する仕上げ面の硬さから得られた値が印で示してある。また図 21 には  $w_{fT}^*/h_T$  の増加に対し、 $(H_V - H_{V0})/h_T$  が指数関的に増加すると仮定して最小二乗法により求めた実験式の値を直線で示した。得られた実験式の  $w_{fT}^*/h_T$  の指数は 1.06 であるから、仕上げ面の硬さの増加量  $(H_V - H_{V0})$  は、 $w_{fT}^*$  の大きさにほぼ比例して大きくなり、また  $h_T$  の指数は 0.06 であるから、切取り厚さの影響は加工硬化層の深さ  $D_H$  の場合と比べて非常

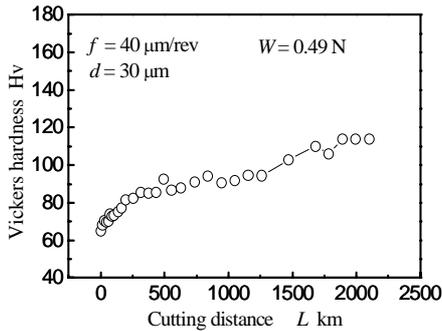


Fig. 18 Vickers hardness of surface with increase in cutting distance

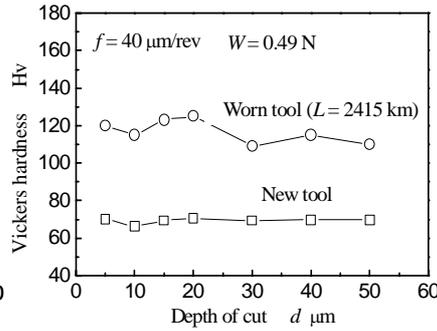


Fig. 19 Vickers hardness with increase in depth of cut

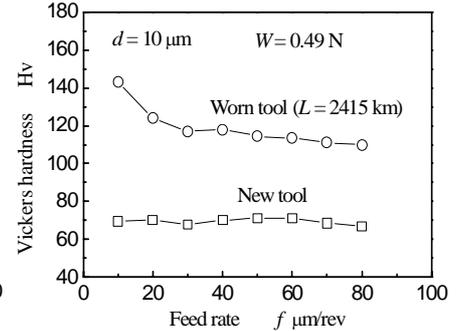


Fig. 20 Vickers hardness with increase in feed rate of cutting tool

に小さい。従って、加工面の硬さは仕上げ面を創成する切れ刃部中央での逃げ面の摩耗幅  $w_{ff}^*$  によってほぼ決まると言える。

### 4.3 仕上げ面の残留応力

図 22 は切削距離  $L$  に対する仕上げ面の残留応力、図 23 は切込み深さ  $d$  に対する残留応力、図 24 は工具送り量  $f$  に対する残留応力で、切削方向の残留応力は  $\sigma_y$ 、工具送り方向の残留応力は  $\sigma_z$  で示してある。図 22 で示した切削距離  $L$  に対する  $\sigma_y$  は切削距離が約 0 km のところではほぼ 0 であるが、300 km 以下の比較的初期の段階で圧縮応力は急激に増加し、その後はほぼ一定値になっている。また  $\sigma_z$  も同様の傾向は見られるが、圧縮応力の値は  $\sigma_y$  よりも大きくなった。図 23 で示した切込み深さ  $d$  に対する  $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$  は、印、印で示した新しい工具の場合、印、印で示した摩耗した工具の場合とも  $d$  の増加に伴う大きな変化は見られない。また図 24 で示した工具送り量  $f$  に対する  $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$  は、印、印で示した新しい工具の場合、工具送り量  $f$  が小さいところでは圧縮応力になっているが、 $f$  の増加に伴って減少し、70  $\mu\text{m}/\text{rev}$  以上では引張応力になっている。一方、印、印で示した摩耗した工具の場合、 $f$  の増加に伴って圧縮応力  $\sigma_y$  は小さくなったが、 $\sigma_z$  は逆に大きくなった。

塑性変形した金属材料の硬さと応力との間には直線関係があることが指摘されており<sup>12)</sup>、仕上げ面の切削方向の残留応力  $\sigma_y$  と工具逃げ面の摩耗幅  $w_{ff}^*/h_T$  との間には、仕上げ面の硬さについて示した図 21 と同様な関係があると考えられる。しかしながら、図 21 では基準化した逃げ面の摩耗幅  $w_{ff}^*/h_T$  と基準化した加工面の硬さの増分  $(Hv - Hv_0)/h_T$  との関係において、結果として加工面の硬さの増分  $(Hv - Hv_0)$  は、逃げ面の摩耗幅  $w_{ff}^*$  にほぼ比例して増加し、切取り厚さ  $h_T$  の影響は無視できる程度であった。そこで、ここでは仕上げ面を創成する切れ刃部中央での逃げ面の摩耗幅  $w_{ff}^*$  と残留応力の増分  $|\sigma_y - \sigma_{y0}|$  との関係について調べた。ここで、 $\sigma_{y0}$  は新しい工具での残留応力である。図 25 は得られた結果で、図 22 で示した切削距離  $L$  に対する  $\sigma_y$  から求めた値が印で示してあるが、ここでは  $\sigma_{y0} = 0$  とした。また図 24 で示した工具送り量  $f$  に対する残留応力から求めた値が印で示してある。図 25 には  $w_{ff}^*$  の増加に対して  $|\sigma_y - \sigma_{y0}|$  が指数関数的に大きくなると仮定し、最小二乗法により求めた実験式の値を直線で示してあるが、この実験式の  $w_{ff}^*$  の指数は 0.549 で、図 21 で示した仕上げ面硬さの実験式の指数 1.06 よりも小さくなった。

図 24 で示したように、工具送り量  $f$  の増加に対し、切削方向の残留応力の増分  $|\sigma_y - \sigma_{y0}|$  はほぼ一定であった。一方、工具送り量  $f$  の増加に対し、工具送り方向の残留応力の増分  $|\sigma_z - \sigma_{z0}|$  は大きくなっている。これは、切削方向に対しては仕上げ面を創成

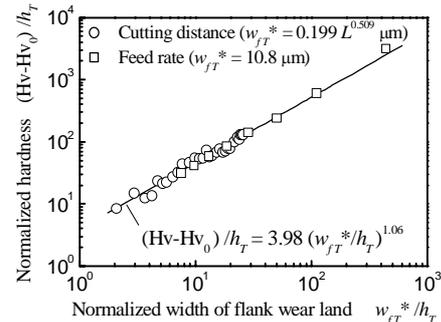


Fig. 21 Normalized hardness with increase in flank wear land

する切れ刃部の摩耗の平均値(中央値)が重要であるのに対し、送り方向に対しては、この切れ刃部の摩耗の最大値が重要であることを示唆していると考えられる。そこで、ここでは仕上げ面を創成する切れ刃部での逃げ面の摩耗幅の最大値  $w_{ff}^*$  と残留応力の増分  $|\sigma_z - \sigma_{z0}|$  との関係について調べた。ここで、 $\sigma_{z0}$  は新しい工具での残留応力である。図 26 は得られた結果であり、図中には  $w_{ff}^*$  の増加に対して  $|\sigma_z - \sigma_{z0}|$  が指数関数的に増加すると仮定して求めた実験式の値が直線で示してある。得られた実験式の  $w_{ff}^*$  の指数は 0.344 であり、 $|\sigma_y - \sigma_{y0}|$  の実験式での  $w_{ff}^*$  の指数 0.549 よりも小さい。また、 $f$  の増加に対して得られた  $|\sigma_z - \sigma_{z0}|$  が、 $w_{ff}^*$  の小さいところで実験式の値との差が大きくなっている。これは、新しい工具であっても切れ刃の僅かな丸みが  $f$  の小さいところでは影響して圧縮の残留応力を生じ、逃げ面の摩耗による残留応力の増加と重複し、 $|\sigma_z - \sigma_{z0}|$  の計算値が実際よりも小さくなったためと推定される。

## 5. 結 言

ノーズ半径が 2 mm の単結晶ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金の超精密切削加工を行い、以下に示す結果を得た。

- (1) 工具逃げ面の摩耗部は仕上げ面に平行でなく、約  $6^\circ$  の迎え角であった。またすくい面は切れ刃がだれるように摩耗し、そのすくい角は約  $-11^\circ$  であった。
- (2) 工具逃げ面は、仕上げ面に近い、切取り厚さが小さいところでは初期段階で急激に摩耗するが、その後は摩耗速度が遅くなり、ある大きさに漸近した。また仕上げ面から遠くなるのに伴って摩耗速度がある大きさに漸近する切削距離は長くなり、また漸近したときの摩耗速度は大きくなった。
- (3) 工具すくい面は、仕上げ面に近い、切取り厚さが小さいところで、摩耗速度はほぼ一定であった。また仕上

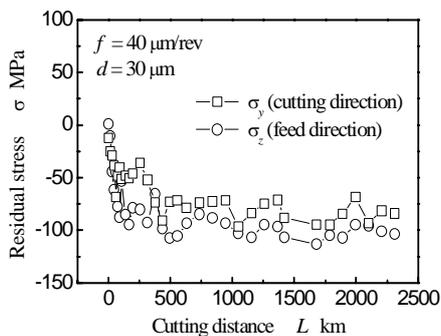


Fig. 22 Residual stress with increase in cutting distance

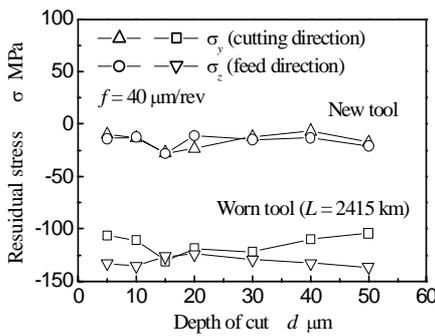


Fig. 23 Residual stress with increase in depth of cut

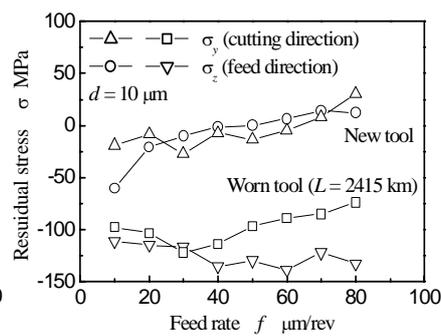


Fig. 24 Residual stress with increase in feed rate of cutting tool

げ面から遠いところでは、すくい面摩耗の進行は不連続で、ある切削距離から急激に摩耗し始めたが、この切削距離は仕上げ面から遠くなるのに伴って長くなった。

- (4) 延性のある金属材料の超精密切削加工で生じる、厚さが数  $10 \mu\text{m}$  以下の加工硬化層の深さを、マイクロピッカー硬度計の測定荷重と圧子の貫入深さとの関係から求める簡便な方法を提案した。
- (5) 加工硬化層の深さ、仕上げ面の硬さ、圧縮の残留応力は切削距離が約  $300 \text{ km}$  までは急激に大きくなったが、それ以降は増加率が小さくなり、 $1000 \text{ km}$  以上では一定値に漸近する傾向が見られた。この切削距離の増加に対して大きくなる傾向は、仕上げ面を創成する切れ刃部における逃げ面摩耗が切削距離の増加に伴って大きくなる傾向とほぼ同じであった。
- (6) 新しい工具で加工された仕上げ面の加工硬化層の深さと、硬さの増加は小さく、また切込み深さ、工具送り量の増加に対してほとんど変化しなかった。一方、残留応力は切込み深さの増加に対してほとんど変化しなかったが、工具送り量の増加に対しては大きく変化し、送り量が小さいところでは残留応力は圧縮になるが、大きくなるのに伴って小さくなり、 $70 \mu\text{m/rev}$  では逆転して引張り応力になった。
- (7) 摩耗した工具(切削距離約  $2400 \text{ km}$ )で加工した仕上げ面の加工硬化層の深さ、硬さ、残留応力は、切込み深さの増加に対して大きな変化は見られなかった。一方、工具送り量の増加に対して加工硬化層の厚さ、硬さ、切削方向の圧縮残留応力は小さくなったが、送り方向の圧縮残留応力は逆に大きくなった。
- (8) 仕上げ面を創成する切れ刃部中央での切取り厚さで基準化した加工硬化層の厚さは、この位置において切取り厚さで基準化した工具逃げ面の摩耗幅が増加するのに伴い、指数関数的に増加した。また工具摩耗に伴う硬さの増分、切削方向の圧縮残留応力の増分は、仕上げ面を創成する切れ刃部中央での逃げ面の摩耗幅の増加に対し、指数関数的に増加した。一方、工具摩耗に伴う工具送り方向での圧縮残留応力の増分は、仕上げ面を創成する切れ刃部での逃げ面の摩耗幅の最大値に対し、指数関数的に増加した。

#### 参考文献

- 1) 吉田嘉太郎: Surface Integrity に関する研究の現状, 砥粒加工学会誌, **36**, 3 (1992), 132.
- 2) 川久保洋一・ほか3名: 磁気ディスク Al 基板加工用ダイヤモンドバイトの寿命について, 昭和 57 年精機学会秋季大会学術講演会講演論

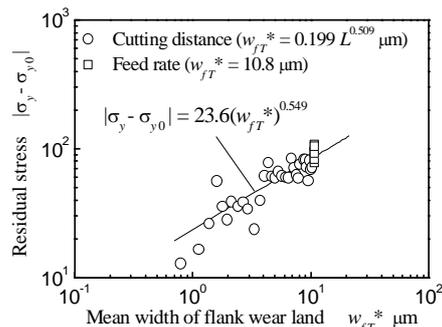


Fig. 25 Normalized residual stress in cutting direction with increase of wear

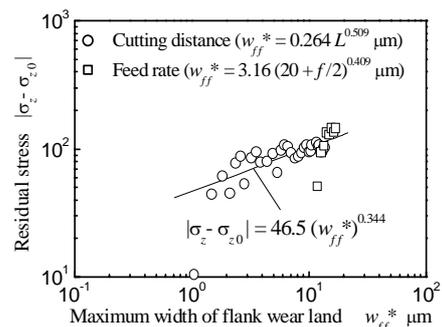


Fig. 26 Normalized residual stress in feed direction with increase of wear

- 文集, 2 (1982) 408.
- 3) 吉田嘉太郎, ほか2名: 超精密金属鏡の加工技術の研究 (R 刃ダイヤモンド工具による鏡面加工), 日本機械学会論文集, **C**, **51**, 471 (1985) 3121.
  - 4) 菅野 健, ほか3名: Al 合金の鏡面加工について, 日本機械学会論文集, **C**, **53**, 485 (1987) 222.
  - 5) 菅野 健, ほか2名: Al 合金の鏡面加工について (第2報, 工具摩耗と表面性状), 日本機械学会論文集, **C**, **57**, 536 (1991) 1346.
  - 6) K. Horia, et al.: A Study on Damaged Layer Remaining in Diamond Mirror Cut Surface, Annals of the CIRP, **41**, 1 (1992), 137.
  - 7) J. M. Oomen and J. Eisses: Wear of Monocrystalline Diamond Tools During Ultraprecision Machining of Nonferrous Metals, Precision Engineering, **14**, 4 (1992), 206.
  - 8) 松井正巳: 平面の超仕上げ面に関する研究, 精密機械, **24**, 10 (1958) 539.
  - 9) 引地力男, ほか3名: 切削加工における加工硬化層の生成機構 (第2報, 加工硬化層の深さに影響する力学的因子の計算モデルによる検討), 日本機械学会論文集, **C**, **68**, 671 (2002) 2169.
  - 10) 浅井昭一, ほか3名: 改良走査電子顕微鏡 (SEM) による単結晶ダイヤモンド工具の切れ刃稜丸み半径の測定と解析, 精密工学会誌, **56**, 7 (1990) 1311.
  - 11) 引地力男, ほか3名: 切削加工における加工硬化層の生成機構 (第3報, 切れ刃の丸みが加工硬化層に及ぼす影響), 日本機械学会論文集, **C**, **68**, 671 (2002) 2175.
  - 12) J.A.H.Ramarekers and P.C. Veenstra, The Relation between Effective Deformation and Micro-Hardness in a State of Large Plastic Deformation, Annals of the CIRP, **1** 8(1970), 541.