



単結晶ダイヤモンド工具による Al 合金の超精密切削加工 における工具摩耗の監視 (第 1 報) *

— 間接法による工具摩耗の監視に有効なパラメータの検討 —

岩本竜一** 近藤英二*** 吉留健也† 市来浩一** 皮籠石紀雄††

Monitoring of Tool Wear of Single Crystal Diamond Tool in Ultra-Precision Cutting of Aluminum Alloy (1st Report)
- Consideration of Effective Parameters in Indirect Method for Monitoring of Tool Wear -

Ryuichi IWAMOTO, Eiji KONDO, Suguya YOSHIDOME, Koichi ICHIKI 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. In ultra-precision cutting tool wear is serious problem since tool wear fairly affects surface integrity of machined part. However it is difficult to directly detect tool wear on machine since the tool wear affecting surface integrity is extremely small. Therefore the purpose of this study is to find out effective parameters obtained during cutting to detect single crystal diamond tool wear in ultra-precision cutting of aluminum alloy. Wear of cutting edge with large nose radius was observed by a scanning electromicroscope. Cutting forces and AE signals during cutting were also measured to calculate values of the parameters from them. As a result of cutting tests and considerations, it was concluded that area of flank wear land can be related with static and dynamic components of cutting forces and area of rake wear land can be related with RMS values of AE signals.

Key words: single crystal diamond tool, tool wear, ultra-precision cutting, aluminum alloy, monitoring, cutting forces, acoustic emission

1. 結 言

超精密加工技術の向上に伴う加工表面の高品位化により、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の品質まで考慮した低損傷の加工が重要になっている¹⁾。高品位な加工面を安定して得る方法の一つとして仕上げ面性状の監視が考えられるが²⁾³⁾、仕上げ面性状をインプロセス、あるいは機上で測定することは容易でない。一方、Al 合金の超精密切削加工においては、工具摩耗が仕上げ面性状に大きく影響することが指摘され⁴⁾⁵⁾、また工具摩耗と仕上げ面性状との間に関数関係があることが報告されている⁶⁾⁷⁾。従って高品位な加工面を安定して得るには加工中の工具の摩耗を監視し、工具の摩耗状態から仕上げ面性状を推定する方法が有効であると考えられる。

切削加工における工具摩耗の監視方法はこれまで数多く提案されており、ビジョンセンサなどを使って工具の摩耗部を測定するような直接的な方法と、摩耗の発生に伴う切削抵抗などの物理量の変化から工具の摩耗を推定する間接的方法がある⁸⁾。しかしながら、Al 合金の超精密切削加工においては、ダイヤモンド工具の逃げ面の摩耗は 10 μm 程度であっても仕上げ面の性状に影響するが⁹⁾⁷⁾、このような微小な工具摩耗を直接的方法により機上で測定すること困難である。また単結晶ダイヤモンド工具による Al 合金の超精密切削加工では逃げ面摩耗部は仕上げ面に対して約 6° の迎え角を生じ、すくい面摩耗部は切れ刃がだれるように摩耗し⁹⁾、通常の切削加工⁹⁾や無酸素銅のダイヤモンド切

削での摩耗状態と異なっている¹⁰⁾。Al 合金の超精密切削加工については、摩耗した工具は鋭利な工具よりも AE (アコースティックエミッション) 信号の RMS 値が大きくなることが報告されている¹¹⁾。また工具逃げ面の摩耗の増加に伴い切削抵抗の動的成分が変化すること¹²⁾、切れ刃のチッピングにより切削抵抗の動的成分、工具系の振動加速度が変化することが報告されている¹³⁾。しかしながら、これらの研究では、工具摩耗によって AE 信号、動的切削抵抗、工具系の振動加速度が変化することが定性的に示されているだけであり、どのパラメータが Al 合金の超精密切削加工におけるダイヤモンド工具の摩耗の監視に最も有効かという観点からの定量的、系統的な検討はなされていない。

そこで、本研究は単結晶ダイヤモンド工具を用いた Al 合金の超精密切削加工におけるインプロセスでの工具摩耗の間接的方法による監視に有効なパラメータを定量的、系統的に検討することを目的とする。実験は単結晶ダイヤモンドの R 刃バイトにより Al 合金を切削し、工具寿命に達するまで一定の切削距離毎に切削工具の摩耗状態を SEM で観察し、同時に切削抵抗、AE 信号を測定した。また工具の逃げ面摩耗、すくい面摩耗と切削抵抗の動的成分、AE 信号との関係、および切削抵抗の静的成分 (静的切削抵抗) との関係についても定量的に検討した。

2. 実験方法

実験には市販の超精密旋盤を用い、Al 合金 (JIS A5056) の円板状 (直径 197 mm) の被削材の平面を単結晶ダイヤモンド R 刃バイトで正面切削した。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。ダイヤモンドのチップはコーナ半径が 5 mm (以後 R5 と表す) と 0.8 mm (以後 R0.8 と表す) のものを使用した。

* 原稿受付 平成 20 年 9 月 1 日

** 正 会 員 鹿児島県工業技術センター (鹿児島県霧島市隼人町小田 1445-1)

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

† 日本ドナルドソン(株) (東京都立川市錦町 1-8-7)

†† 鹿児島大学工学部

Table 1 Experimental conditions

Tool	Material		Single crystal diamond	
	Corner radius	mm	5	0.8
	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	As rolled		
	Hardness	Hv	90	
Feed rate	f	$\mu\text{m}/\text{rev}$	50	30
Cutting distance	L	km	0~700	0~500
Depth of cut	d	μm	30	
Spindle speed	rpm		1000	
Cutting fluid	Kerosene			

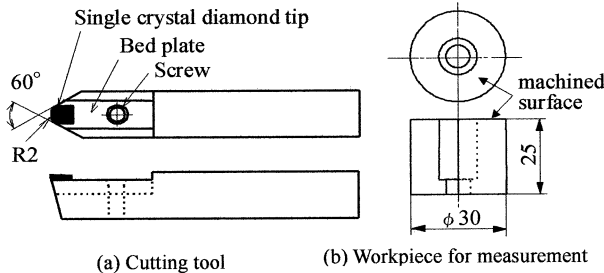


Fig. 1 Cutting tool and workpiece used for measurement

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。ここで、SEM 写真から読み取った測定値の精度は、測長ゲージを用いて事前に確認した。切削抵抗、AE 信号の測定では、被削材を図 1(b) に示す直径 30 mm の円筒を被削材とし、端面を正面切削した。ここで、図 2 に示すように切削抵抗は切削動力計を、AE 信号は AE センサを用いて測定した。その他の実験条件の詳細を表 1 に示す。

3. 工具 摩 耗

図 3 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 はコーナ半径、 f は工具送り量、 d は切込み深さ、 h_{max} は最大切削厚さ、 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 点からの距離である。図 4 は切削距離 L が 700 km での R5 の工具切れ刃の摩耗状態を示した電子顕微鏡写真である。図 4(a) は、すくい面に垂直な方向からの写真で、曲線と切れ刃との間がすくい面の摩耗部であり、 P 点からの距離が l_w の位置での逃げ面の摩耗幅を w_r とした。また図 4(b) は、逃げ面に垂直な方向からの写真で、曲線と切れ刃との間が摩耗した部分が逃げ面の摩耗部である。

工具切れ刃の摩耗状態を切削距離 100 km 毎に電子顕微鏡写真で観察し、 P 点からの距離 l_w に対するすくい面の摩耗幅 w_r 、逃げ面の摩耗幅 w_f を測定した。図 5 は図 4(a) で示した R5 の工具での l_w に対するすくい面の摩耗幅 w_r で、切削距離 L が 100, 300, 500, 700 km の場合について示してある。また図中には表 1 に示した切込み深さ d 、コーナ半径 R 、工具送り量 f の値から式 (1) を用いて計算した被削材と工具切れ刃との接触弧の長さ C_w が示してある⁶⁾。

$$C_w = \sqrt{2dR - d^2} + f/2 \quad (1)$$

図 6 は R5 の工具での l_w に対する逃げ面の摩耗幅 w_f である。得ら

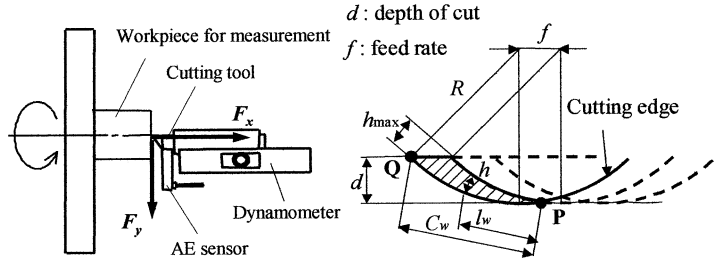


Fig. 2 Experimental apparatus

Fig. 3 Conceptual figure of cutting process

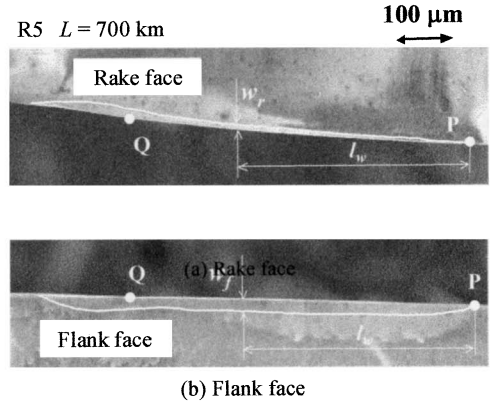


Fig. 4 Electron micrograph of cutting edge

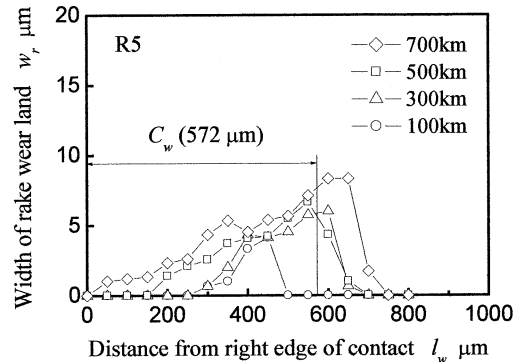


Fig. 5 Width of rake wear land along with cutting edge

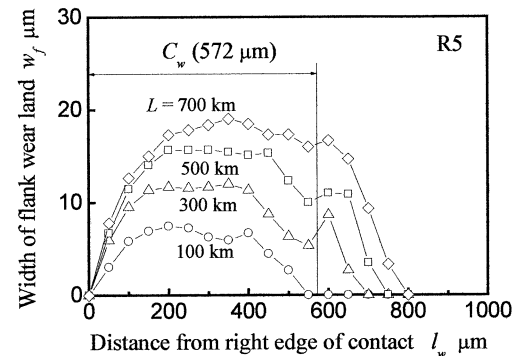


Fig. 6 Width of flank wear land along with cutting edge

れた摩耗幅 w_f は、図 5 で示したすくい面での摩耗幅 w_r と同様、切削距離 L の増加に伴って大きくなっている。これらの摩耗形態の変化の特徴は、コーナ半径 2 mm の単結晶ダイヤモンド工具の場合と同じであった⁶⁾⁷⁾。

図 7 は工具 R5 と R0.8 での切削距離 L に対するすくい面摩耗部の面積 A_{wr} と逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} であり、図 5、図 6 に示した

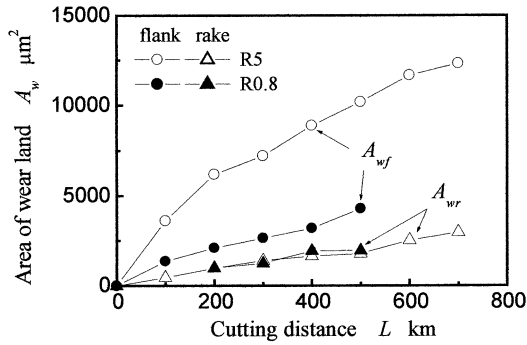


Fig. 7 Area of wear land of cutting edge

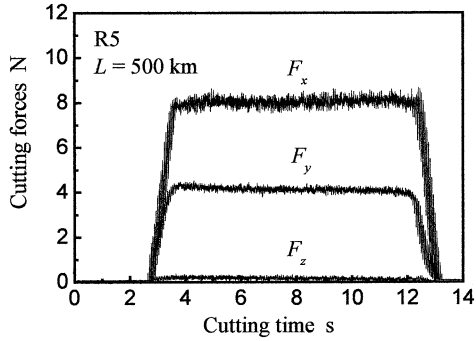


Fig. 8 Typical cutting forces on cutting test

ような w_r , w_f の値を l_w が $0 \sim C_w$ の範囲でそれぞれ数値積分して求めた。得られたすくい面摩耗部の面積幅 A_{wr} は R0.8, R5 のいずれの工具でも切削距離 L の増加に対してほぼ直線的に大きくなっていく。一方、逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} は, R5 の工具では L が約 200 km までは急激に増加し, その後の増加率は小さくなっている。工具 R0.8 でも同様に L が約 100 km を境にして増加率が小さくなる傾向が見られた。

4. 切削抵抗

4.1 静的成分

図 8 は工具が R5, 切削距離 L が 500 km の条件下で得られた切削開始から終了までの切削抵抗であり, 縦軸は切削抵抗, 横軸は時間である。また図中の F_x は背分力, F_y は主分力, F_z は送り分力を示している。得られた切削抵抗の分力は, 切削開始と同時に急増し, 終了と共に急減している。また切削開始時と終了時を除けば, 静的成分(平均値)はほぼ一定であり, 動的成分(変動分)もほぼ定常になっている。

図 9 は工具 R5 での切削距離 L に対する切削抵抗の静的成分である。ここで図中の F_{x0} , F_{y0} , F_{z0} は, それぞれ背分力, 主分力, 送り分力の静的成分であり, 図 8 で示した切削抵抗の大きさがほぼ定常状態になった範囲での平均値である。得られた背分力の静的成分 F_{x0} は, 200 km までの L が小さい範囲での増加率は, 200 km 以上での増加率よりも大きくなる傾向が見られた。主分力の静的成分 F_{y0} についても F_{x0} とほぼ同じ傾向は見られるが, L に対する増加率は小さく, 送り分力の静的成分 F_{z0} は L の増加に対してほとんど変化していない。また静的成分 F_{x0} と F_{y0} の切削距離 L に対する増加の特性は, 図 7 で示した逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} の増加の特徴と類似している。

図 10 は逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} に対する切削抵抗の静的成分で, 工具 R5 と R0.8 について示してある。ここで, 逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} は図 7 に示した値を, 切削抵抗の静的成分は, 工具 R5 の場

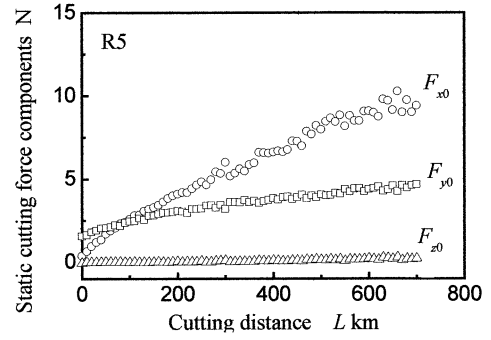


Fig. 9 Cutting forces with cutting distance

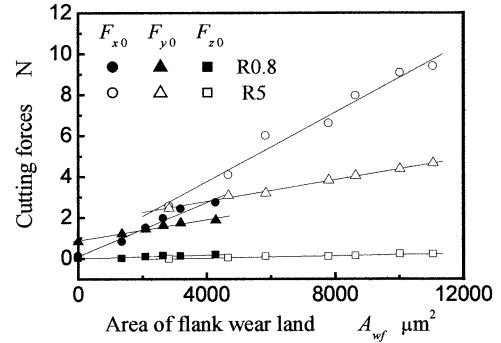


Fig. 10 Cutting forces with area of flank wear land

合は図 9 の値を, R0.8 の場合は R5 と同様にして求めた値を用いた。工具 R5 の場合, 得られた背分力と主分力の静的成分 F_{x0} , F_{y0} は, 摩耗面積 A_{wf} の増加に対してほぼ直線的に大きくなり, またその増加率は F_{y0} よりも F_{x0} の方が大きくなった。工具 R0.8 の場合も F_{x0} と F_{y0} はほぼ直線的に増加しているが, 工具 R5 と同じ摩耗部の面積 A_{wf} に対して F_{x0} , F_{y0} は小さくなっている。つまり, 通常の切削加工と異なり⁹⁾, 切削抵抗の静的成分の増加は, 逃げ面摩耗部の面積だけでは決まらないことを示している。

図 3 の概念図で示した最大切削厚さ h_{max} は, 式 (2) を用いれば表 1 に示した切込み深さ d とコーナ半径 R から得られ, 工具 R5 の場合 5.7 μm , R0.8 の場合 8.7 μm である。

$$h_{max} \cong f\sqrt{2d/R} \quad (2)$$

また被削材と工具切れ刃との接触弧の長さ C_w は, 式 (1) を用いれば得られ, 工具 R5 の場合 572 μm , R0.8 の場合 232 μm である。従って, 切削断面積 A_c の近似値は式 (3) を用いれば得られ, 工具 R5 の場合 1636 μm^2 , R0.8 の場合 1009 μm^2 であり, 同じ摩耗部の面積であっても R0.8 の静的成分の大きさが R5 より小さくなったのは, 断面積 A_c の大きさの違いが影響していることも考えられる。そこで, 以後は単位切削断面積当りの主分力 p_{y0} , 背分力 p_{x0} について逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} との関係調べることにする。

$$A_c = C_w h_{max} / 2 \quad (3)$$

これまでの研究によれば図 11 に示すように, 切れ刃後の丸みがかかり厚さに対して無視できない場合, 2 次元切削では単位切削断面積当りの切削抵抗は, 切削厚さ h を切れ刃の丸み半径 r で規準化した無次元量 h/r の指数関数になることが報告されている¹⁹⁾。一方, Al 合金の超精密切削加工では, 単結晶ダイヤモンド工具のすくい面の摩耗部は, 図 12 に示すようにすくい面に対して約 -11° 傾斜し, 逃げ面の摩耗部は, 仕上げ面に対し, 仕上げ面を被削材内部に押し込む方向に約 6° 傾斜することが報告されている⁶⁾。そこで, ここでは図 13 に示すような摩耗した工具による

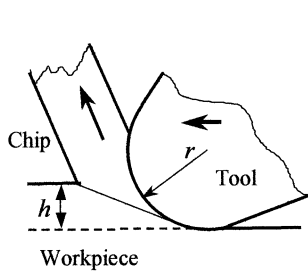


Fig. 11 Cutting process with round cutting edge

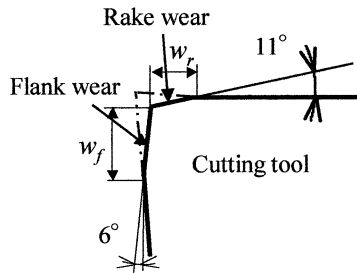


Fig. 12 Cross section of worn cutting edge

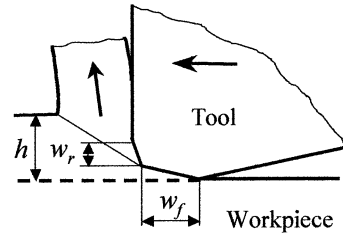


Fig. 13 Cutting process with worn cutting edge

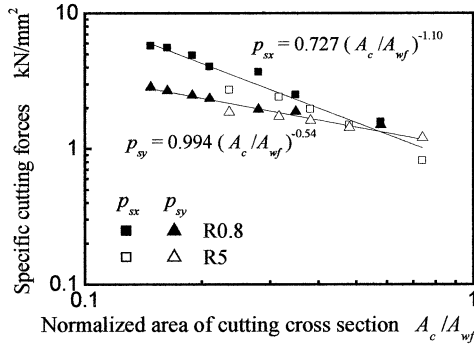


Fig. 14 Specific cutting forces with normalized cutting cross section

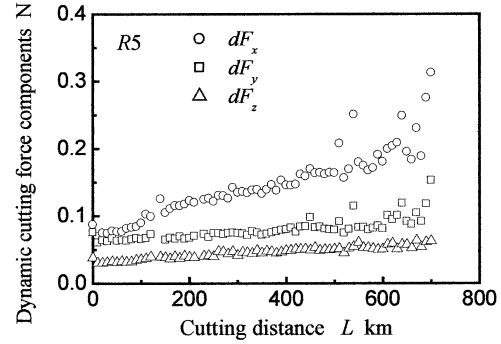


Fig. 15 Dynamic components of cutting forces with cutting distance

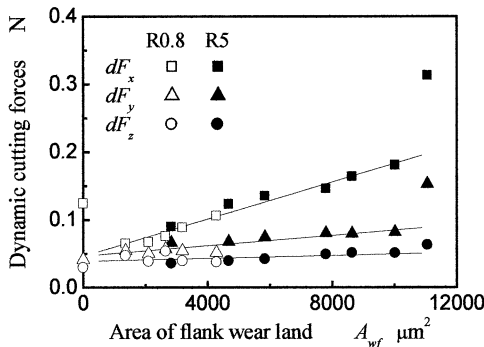


Fig. 16 Dynamic components with area of flank wear land

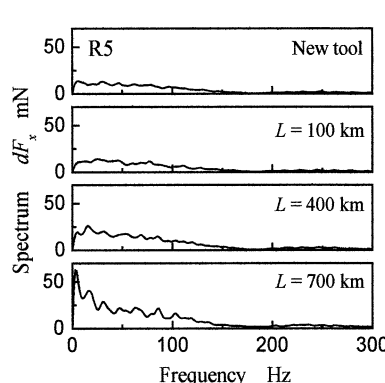


Fig. 17 Spectrum of dynamic cutting force component (dF_x)

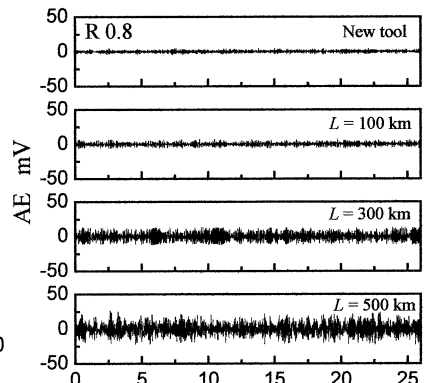


Fig. 18 AE signals

切削過程において、切取り厚 h を逃げ面の摩耗幅 w_f で規準化した無次元量 h/w_f と単位切削断面積当りの切削抵抗との間にも一義的な関係があると期待される。さらに、無次元量 h/w_f は、2 次元切削における切削幅を b とすれば式 (4) が成り立つ。

$$\frac{h}{w_f} = \frac{bh}{bw_f} = \frac{A_c}{A_{wf}} \quad (4)$$

ここで、 A_c は切削断面積、 A_{wf} は逃げ面摩耗部の面積である。従って、式 (4) によれば無次元量 A_c/A_{wf} は、物理的には無次元量 h/w_f と同じ意味を持っていることになる。以上のことから、R 刃パイットを使った場合の切削過程は 3 次元であるが、単位切削断面積当りの切削抵抗と無次元量 A_c/A_{wf} との間にも一義的な関係が成り立つことが期待される。

図 14 は無次元量 A_c/A_{wf} に対する単位切削断面積当りの主成分力 p_{sx} 、背成分力 p_{sy} であり、横軸と縦軸は両対数で示してある。ここで、 p_{sx} 、 p_{sy} 、 A_c/A_{wf} の値は、式 (3) から求めた切削断面積 A_c 、図 10 で示した切削抵抗 F_{x0} 、 F_{y0} から計算した。ここで、 C_w と h_{max} はそれぞれ式 (1)、(2) 用いた。得られた p_{sx} 、 p_{sy} は A_c/A_{wf} の増加に対して指数関数的に減少し、また A_c/A_{wf} の同じ値に対する p_{sx} 、 p_{sy} の値は、R5 と R0.8 でほぼ同じになった。さらに $p_{sx}/p_{sy} = F_{x0}/F_{y0}$ であるから、切削断面積 A_c が一定 (コーナ半径と切削条件が変わら

ない) とすれば、図 14 は、切削抵抗の分力比 F_{x0}/F_{y0} が逃げ面の摩耗面積 A_{wf} の関数になることを示しており、通常の切削加工で得られた関係⁹⁾と一致する。

4.2 動的成分

図 15 は工具 R5 での切削距離 L に対する切削抵抗の動的成分で、 dF_x は背成分力、 dF_y は主成分力、 dF_z は送り成分力である。ここで、 dF_x 、 dF_y 、 dF_z は、それぞれ図 8 で示した定常な切削状態での F_x 、 F_y 、 F_z の変動成分の標準偏差である。得られた動的成分も、図 9 で示した静的成分とほぼ同じ増加の特性を示しているが、 L が約 600 km 以上ではばらつきが大きくなっている。図 16 は工具 R5 と R0.8 について求めた逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} に対する動的成分 dF_x 、 dF_y 、 dF_z である。得られた背成分力 dF_x 、主成分力 dF_y は、摩耗面積 A_{wf} の増加に対し直線的に大きくなっているが、 A_{wf} が 12000 μm^2 の場合は直線から大きく外れている。また工具 R5 と R0.8 とで同じ摩耗面積 A_{wf} の動的成分の値はほぼ同じになった。

図 17 は、図 15 で示した工具 R5 の場合で切削の初期、切削距離 L が 100, 400, 700 km での動的成分 dF_x のスペクトルである。得られたスペクトルの成分は 200 Hz 以下で大きく、切削距離 (切れ刃の摩耗) の増加に伴って全体的に徐々に大

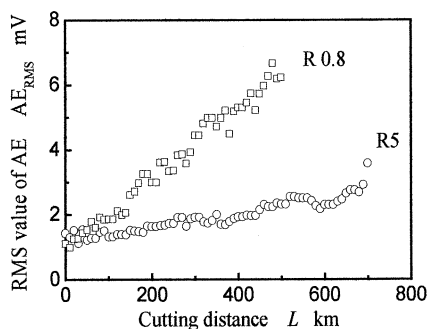


Fig. 19 RMS value of AE signals with cutting distance

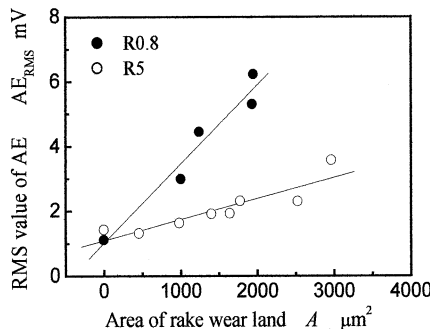


Fig. 20 RMS value of AE signals with area of rake wear land

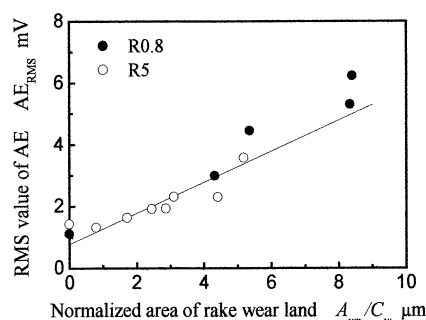


Fig. 21 RMS value of AE signals with normalized area of rake wear land

きくなった。このような傾向は、これまでの研究¹³⁾によって示された結果とも一致する。また、動的成分のばらつきが大きくなった 700 km では、特に 30 Hz 以下の成分が大きくなった。これは切れ刃の摩耗が過大になったことで流れ形切り屑の流出状態が不安定になり、動的成分にそれが現れたと推定される。

5. A E 信号

図 18 は工具 R0.8 で、切削の初期、切削距離 L が 100, 300, 500 km で測定した AE 信号である。得られた AE 信号の振幅は、切削距離 L の増加に伴って大きくなっていくが、いずれの場合も定常な状態になっている。これまでの研究によれば⁹⁾、摩耗した工具は鋭利な工具よりも AE 信号の RMS 値が大きくなることが報告されており、ここでは比較のため、AE 信号の RMS 値について検討した。図 19 は工具 R5 と R0.8 での切削距離 L に対する AE 信号の RMS 値 AE_{RMS} で、いずれの工具の場合も切削距離 L に対してほぼ直線的に大きくなっていく。図 7 で示したすくい面摩耗部の面積 A_{wr} の増加の特性と類似している。図 20 はすくい面摩耗部の面積 A_{wr} に対する AE 信号の RMS 値 AE_{RMS} で、工具 R5 と R0.8 のどちらの場合も面積 A_{wr} の増加に対し、ほぼ直線的に増加しているが、その増加率は工具 R5 よりも R0.8 の方が大きく、約 2.5 倍になった。一方、4.1 節で示したように、被削材と工具切れ刃との接触弧の長さ C_w は工具 R5 の場合 572 μm 、R0.8 の場合 232 μm であるから、同じ摩耗面積 A_{wr} あれば工具 R0.8 の摩耗幅の平均値 (最大摩耗幅にほぼ比例する) は R5 の約 2.5 倍になる。

図 13 で示した 2 次元切削においては切削幅を b とすれば、式 (5) が成り立つ。

$$w_r = \frac{bw_r}{b} = \frac{A_{wr}}{b} \quad (5)$$

ここで A_{wr} はすくい面摩耗部の面積である。式 (5) は、すくい面摩耗部の面積を切削幅で除せば摩耗幅の平均値が得られることを示している。従って、R 刃バイトを用いた切削過程は 3 次元であるが、すくい面摩耗部の面積 A_{wr} を切れ刃と被削材の接触弧の長さ C_w で除した A_{wr}/C_w は、すくい面の摩耗幅 w_r の平均値になる。

図 21 は、図 20 で示した横軸の A_{wr} の値を C_w で除して求めた A_{wr}/C_w に対する AE 信号の RMS 値 AE_{RMS} である。得られた AE_{RMS} は、同じ A_{wr}/C_w では、工具 R5 と R0.8 とで AE_{RMS} の値はほぼ同じになった。

6. 結 言

コーナ半径 0.8 mm と 5 mm の単結晶ダイヤモンド工具を用いて Al 合金の超精密切削加工を行い、工具形状 (コーナ半径) と切削条件が変わっても以下のことが成り立つことを示した。

- (1) 単位切削断面積当りの主成分と背成分の静的成分 (静的切削抵抗)、およびその比 (背成分と主成分との比) は、切削断面積 A_c を逃げ面摩耗部の面積 A_{wf} で規準化した無次元量 A_c/A_{wf} で整理できる。
 - (2) 切削抵抗の動的成分の標準偏差は、逃げ面摩耗部の面積で整理することができ、摩耗の増加に伴いほぼ直線的に大きくなるが、摩耗面積が大きくなると静的切削抵抗よりもばらつきは大きくなる。
 - (3) AE 信号の RMS 値は、被削材と切れ刃との接触弧の長さ C_w で規準化したすくい面摩耗部の面積 A_{wr} (摩耗幅の平均値であり、最大摩耗幅にほぼ比例する) で整理できる。
- 従って、単位切削断面積当りの主成分、背成分の静的成分、および背成分と主成分との比は、工具逃げ面の摩耗 (摩耗部の面積) の監視に有効なパラメータであり、AE 信号の RMS 値は、工具すくい面の摩耗 (摩耗幅の平均値) の監視に有効なパラメータであるといえる。

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) 井川直哉: 超精密機械加工技術の現状と課題, 精密工学会誌, 66, 1 (2000) 54.
- 3) 稲崎一郎: 加工プロセスの適応⁹⁾制御とセンサ技術, 日本機械学会誌, 89, 814 (1986) 1078.
- 4) 菅野 健, 竹内喜代松, 後藤崇之, 吉田嘉太郎: 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, 竹内喜代松, 吉田嘉太郎: 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) 近藤英二, 岩本竜一, 田中一平, 皮籠石紀雄: 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 —, 精密工学会誌, 72, 6 (2006), 766.
- 7) 近藤英二, 岩本竜一, 田中一平, 皮籠石紀雄: 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 2 報) — 単結晶ダイヤモンド R 刃バイトの切れ刃の摩耗が表面粗さに及ぼす影響 —, 精密工学会誌, 72, 7 (2006), 903.
- 8) 上原邦雄: 切削加工用センサ, 日本機械学会誌, 89, 814 (1986) 1084.
- 9) 櫻村幸辰: 切削力比率による工具逃げ面摩耗の予測に関する研究 (第 1 報) — 解析的方法による摩耗判定基準の設定 —, 精密機械学会誌, 51, 11 (1985), 2115.
- 10) 樋口誠宏, 山口智実, 島田尚一, 金枝敏明, 横溝清一: 無酸素銅のダイヤモンド切削における工具損耗の監視 (第 1 報) — 工具損耗と切削力のカオス変動 —, 精密工学会誌, 70, 5 (2004), 661.
- 11) D.A. ドンフェルト: 超精密加工におけるモニタリング, 第 8 回国際工作機械技術者会議プログラム/テクニカル, (1998), 136.
- 12) T. J. Ko and D. W. Cho: Tool Wear Monitoring in Diamond Turning by Fuzzy Pattern Recognition, ASME, J. Eng. Ind., 116, (1994), 225.
- 13) I. H. Choi and J. D. Kim: Development of monitoring system on the diamond tool wear, Int. J. Machine Tools Manufact., 39, (1999), 505.
- 14) 近藤英二, 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 (第 1 報, 切削抵抗に関する基礎的な検討), 日本機械学会論文集, C, 66, 651 (2000) 3760.