

ラジラスエンドミルの切れ刃形状と切削性能

青山 英樹*・岸 浪 建 史**・斎 藤 勝 政**

A Study on a Cutting Edge Shape and Cutting Ability of a Radius-End-Mill

Hideki AOYAMA, Takeshi KISHINAMI and Katsumasa SAITO

Abstract

This paper deals with a cutting edge shape and cutting ability on a radius-end-mill. Usually, the cutting edge of a radius-end-mill is formed by a circular throw away tip with an axial rake angle and a radial rake angle. The axial rake angle and the radial rake angle cause an error on a cutting edge shape, so the relationship between the error, the axial rake angle and the radial rake angle are clarified in this paper. And the cutting ability of a radius end mill which has the different rake angles is investigated and estimated from the point of view of cutting force.

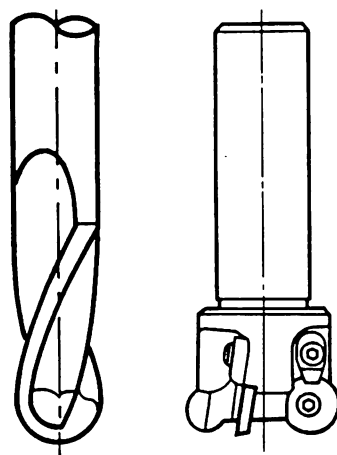
Key words: ball-end-mill, radius-end-mill, cutting edge shape, cutting ability, cutting force.

1. 緒 言

曲面加工用工具として一般に図1(a)に示されているようなボールエンドミルが用いられているが、ボールエンドミルは工具中心において切削速度が0になり、切削性能が極めて低下する切れ刃領域を含んだ構造になっている。この問題を解決するため、渦巻状刃先を持つボールエンドミル¹⁾や円弧切れ刃ボールエンドミル²⁾、楕円ボールエンドミル^{3),4)}が提案されている。

上記の問題を持たない曲面加工用工具として図1(b)に示されているラジラスエンドミルがある。ラジラスエンドミルは工具中心に切れ刃が存在しない構造になっており、その切れ刃はトーラス切断面形状でなければならない。ラジラスエンドミルの切れ刃は一般に円形状スローウェイチップにより形成されている。トーラス切断面形状が円形状になるのはアキシャルすくい角およびラジアルすくい角がともに0 deg.の場合であるが、通常円形状スローウェイチップは+5~8 deg.程度のす

くい角を有している。この場合、すくい角の大きさにより、トーラス形状に対して切れ刃形状誤差が生ずるが、このすくい角と切れ刃形状誤差の関係は明らかにされていない。また、円形状スローウェイチップのすくい角と切削性能の関係も示されていない。



(a) ボールエンドミル (b) ラジラスエンドミル

図1 曲面加工用工具

* 助 手 機械工学科

** 教 授 北海道大学工学部 精密工学科

本研究は、ラジラスエンドミルの切れ刃を円形状スローウェイチップにより形成する場合において、すくい角と切れ刃形状誤差の関係およびすくい角と切削性能の関係について明らかにする。

2. すくい角と切れ刃形状誤差

2.1 切れ刃形状誤差

ラジラスエンドミルが回転したとき切れ刃はトーラスを形成しなければならない。したがって、ラジラスエンドミルはトーラスの切断面がすくい面となり、その切断面の輪郭形状が切れ刃形状となる。

現在、一般に使用されているラジラスエンドミルの切れ刃は、(1)円形状のスローウェイチップが用いられており、(2)円形状スローウェイチップはアキシャルすくい角およびラジアルすくい角を有している。円形状スローウェイチップが用いられている理由は、(a)成形が容易である、(b)工具ホルダーに設置する際に方向性を必要としない、(c)切れ刃としての有効領域が多い、ことなどが考えられる。

トーラスの切断面が円形になるのはアキシャルすくい角およびラジアルすくい角がともに 0 deg. の場合である。したがって、円形状スローウェイチップを用いて 0 deg. 以外のすくい角を有する切れ刃を形成したとき、切れ刃の回転包絡体はトーラスに対して誤差を含んだ形状になる。

本節においては、円形状スローウェイチップによりラジラスエンドミルの切れ刃を形成する際、すくい角（アキシャルすくい角、ラジアルすくい角）と切刃回転包絡体の形状誤差の関係を明らかにする。

2.2 すくい角の定義

ラジラスエンドミルはアキシャルすくい角とラジアルすくい角を有している。本研究ではそれぞれのすくい角を独自のパラメータとして取り扱う。図2 (a) は直交座標系 (X, Y, Z) におけるアキシャルすくい角 θ を示しており、図2 (b) はラジアルすくい角 ϕ を示している。

2.3 切れ刃形状誤差

円形状スローウェイチップのラジアルすくい角 θ を 0 deg. に固定し、アキシャルすくい角 θ を変化させたときに形成される切れ刃の回転包絡体は、トーラスに対し Z 方向の形状誤差が最大にな

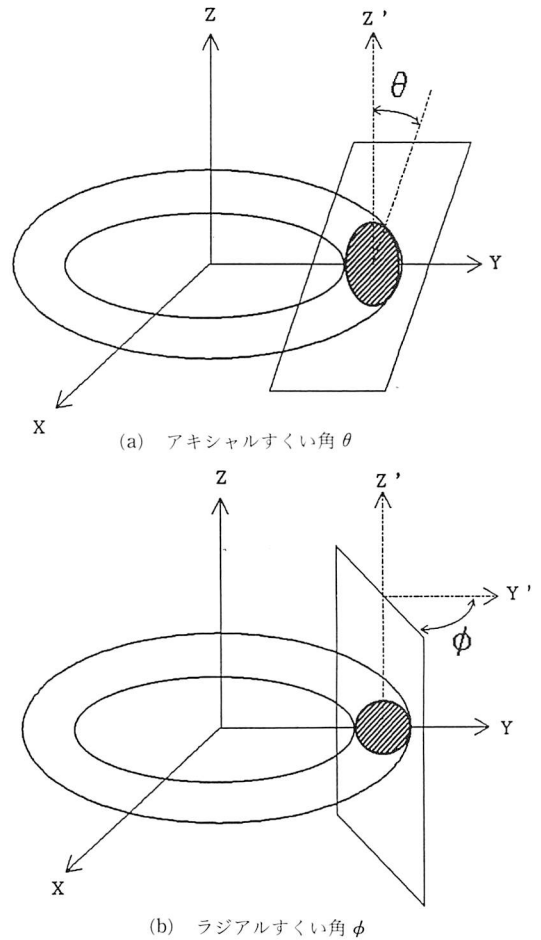


図2 すくい角の定義

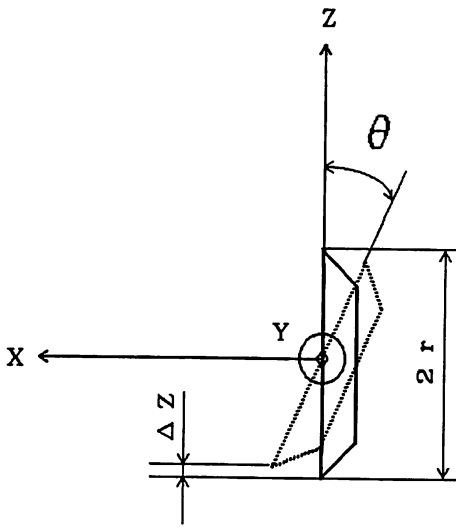
る。円形状スローウェイチップの半径を r とすると、図3 (a) に示されるように、最大形状誤差 ΔZ は式(1)で表される。

$$\Delta Z = r(1 - \cos(\theta)) \quad (1)$$

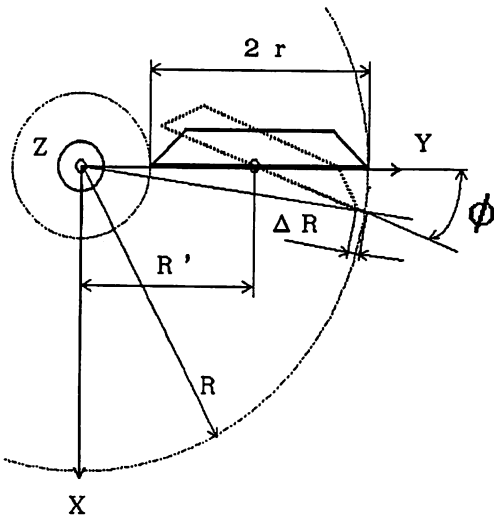
円形状スローウェイチップのアキシャルすくい角 θ を 0 deg. に固定し、ラジアルすくい角 ϕ を変化させたときに形成される切れ刃の回転包絡体はトーラスに対し半径方向誤差が最大になる。円形状スローウェイチップの半径が r 、ラジラスエンドミルの半径が R のとき、図3 (b) に示されるように、最大形状誤差 ΔR は式(2)で表すことができる。

$$\Delta R = R - ((R - r + r \cdot \cos(\phi))^2 + (r \cdot \sin(\phi))^2)^{1/2} \quad (2)$$

図4は式(1),(2)において $R = 25 \text{ mm}$, $r = 10 \text{ mm}$ としたときのすくい角 (θ , ϕ) と最大切れ刃形状



(a) アキシャルすくい角 θ による形状誤差 ΔZ



(b) ラジアルすくい角 ϕ による形状誤差

図3 最大切れ刀形状誤差

誤差 ΔZ , ΔR の関係を示している。 $R = 25 \text{ mm}$, $r = 10 \text{ mm}$ は一般的に採用されているラジラスボールエンドミルの工具形状寸法である。図4より、すくい角が 5 deg の場合、切れ刀形状誤差は ΔR が $23 \mu\text{m}$, ΔZ が $38 \mu\text{m}$ に達しており、加工精度の観点から極めて大きな形状誤差が含まれていることがわかる。

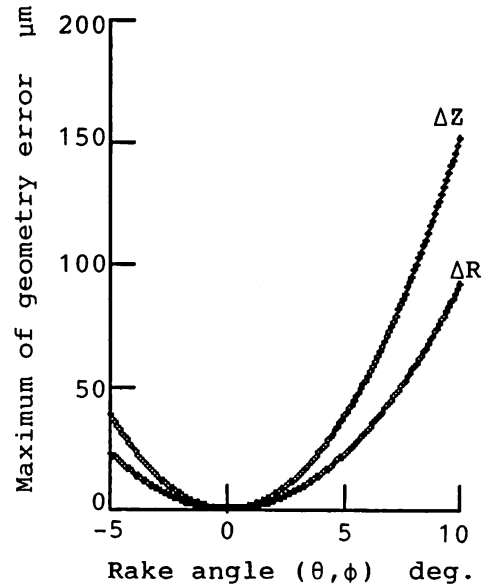


図4 すくい角 (θ, ϕ) と最大切れ刀形状誤差 ΔZ , ΔR の関係

3. すくい角と切削性能

3.1 切削性能の評価

すくい角と切削性能の関係を明らかにするため、すくい角 (θ, ϕ) の異なるラジラスエンドミルによる切削において発生する切削抵抗力を測定する。すなわち、切削抵抗力の観点から切削性能の評価を行うこととする。切削抵抗力は工具動力計により X, Y, Z 方向の3分力として検出される。Z 方向分力は工具軸方向の分力であるため、加工精度、振動等に及ぼす影響は比較的小さいと考えられるため、X, Y 方向分力の合成ベクトル最大値の検出を行った。

3.2 拡大モデル工具の製作

すくい角の異なるラジラスエンドミルの拡大モデル工具の試作を行った。図5はラジアルすくい角 ϕ を 0 deg に固定し、アキシャルすくい角 θ を任意に設定することのできる拡大モデル工具を示している。また、図6はラジアルすくい角 ϕ を 0 deg に固定し、アキシャルすくい角 θ を任意に設定することのできる拡大モデル工具を示している。これらの拡大モデル工具は炭素鋼 S45C を用いて試作された。

3.3 実験方法

表1は実験条件を示している。使用工具は3.2

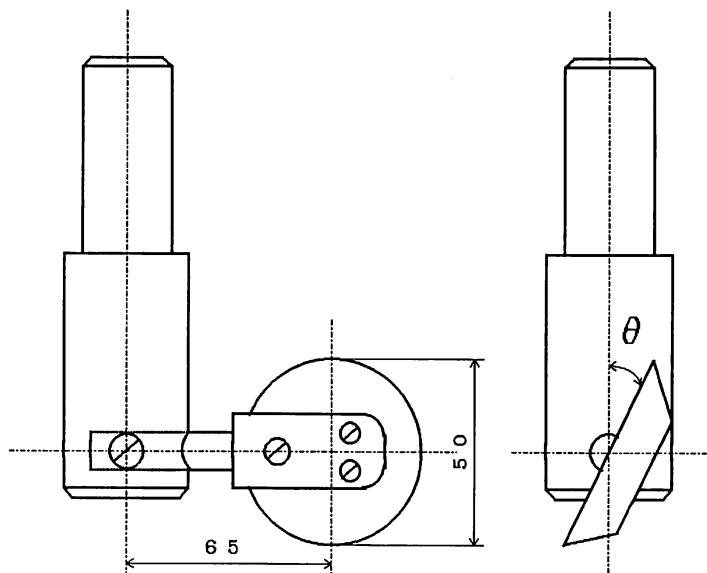


図5 θ可変型拡大モデル工具

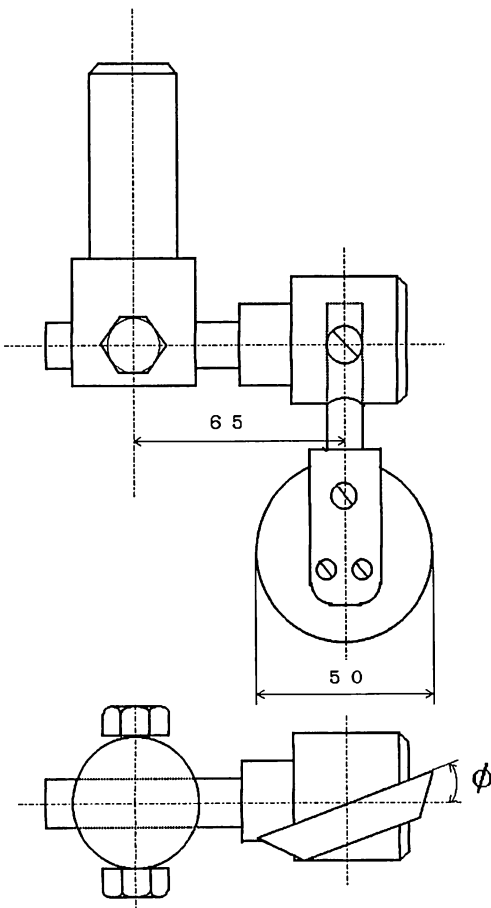


図6 φ可変型拡大モデル工具

表1 実験条件

工 具	拡大モデル工具（直径90mm） すくい角 $\theta = -5, 0, 5, 10 \text{ deg.}$ $\phi = -5, 0, 5, 10 \text{ deg.}$
被 削 材	機械加工用ワックス
切削条件	回転数 115 rpm 送り速度 0.4 mm/rev 切込み深さ 5, 10, 15, 20, 15 mm 乾式切削
工作機械	NC立フライス盤 （牧野フライスKSNCC-70）

節において示した拡大モデル工具であり、そのアキシャルすくい角 θ 、ラジアルすくい角 ϕ は、それぞれ $-5, 0, 5, 10 \text{ deg.}$ とした。被削材は機械加工用ワックスを用いた。切削条件は、回転数が 115 rpm、送り速度が 0.4 mm/rev、切込み深さが 5, 10, 15, 20, 25 mm、乾式切削とした。使用した工作機械は NC 立フライス盤である。

切込み深さを 5, 10, 15, 20, 25 mm と 5 段階に設定することにより、各切込み深さにおける切削性能を評価し、加えてステップ切込み法³⁾を用いることによりそれぞれの切込み深さの切れ刃位置における切削性能の評価を行う。ステップ切込み法による任意の切れ刃位置の切削抵抗力の測定方法を図 7 に示す。すなわち、切込み深さ d_0 において検出された切削抵抗力から切込み深さ d_1 におい

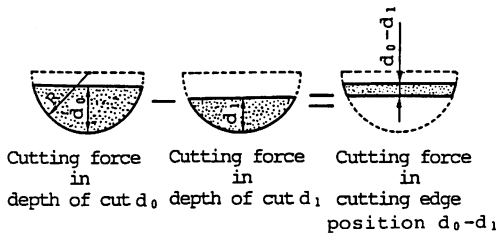


図7 ステップ切込み法

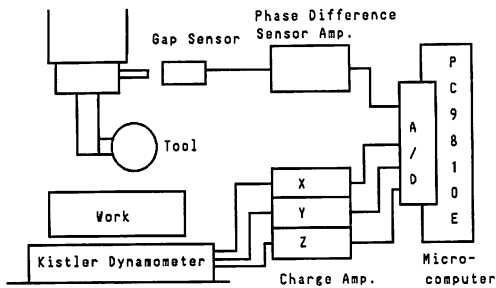


図8 測定装置

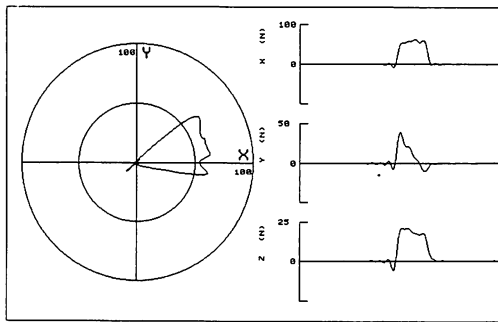


図9 ステップ切込み法により得られた X-Y 合成ベクトルと X, Y, Z 分力

て検出された切削抵抗力を回転位相を一致させて差を求めることにより、切れ刃位置 $d_0 \sim d_1$ 部分の切れ刃により生ずる切削抵抗力を間接的に測定することができる。

図8は測定装置を示している。切削抵抗力は圧電素子型工具動力計により X, Y, Z の3分力として検出され増幅器および12ビット A/D コンバータを介して16ビットマイクロコンピュータへ入力される。また、工具の回転位相はギャップセンサにより検出され、同様に増幅器、A/D コンバータを介してコンピュータへ入力される。

3.4 実験結果および考察

ステップ切込み法により得られた結果の1例を

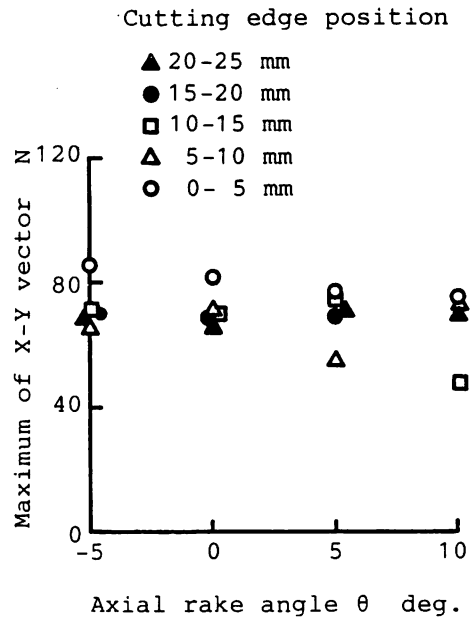
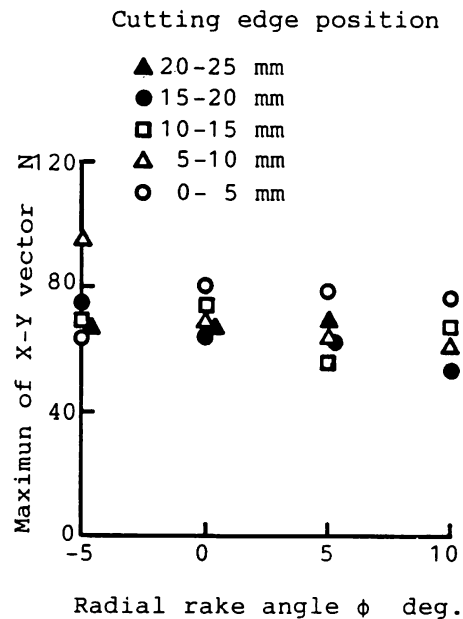
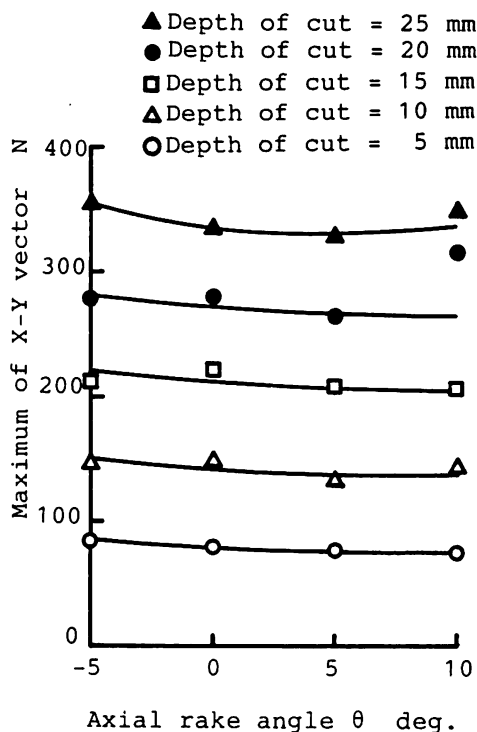
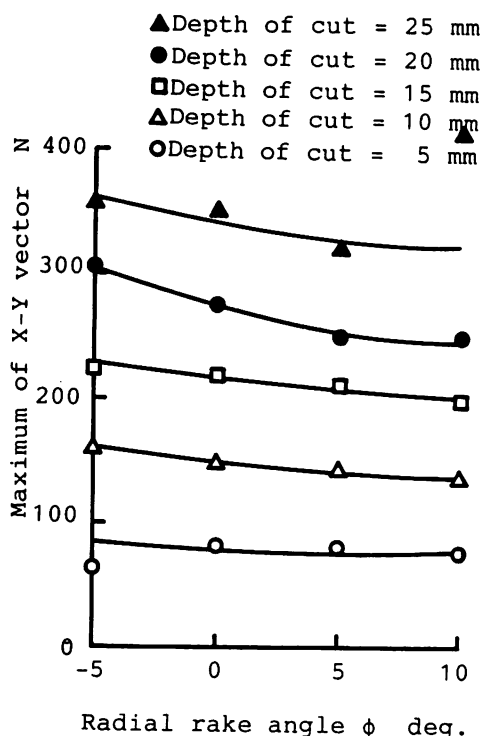
(a) 切れ刃位置に基づくアキシャルすくい角 θ と X-Y 合成ベクトル最大値の関係(b) 切れ刃位置に基づくラジアルすくい角 ϕ と X-Y 合成ベクトル最大値の関係

図10 切削性能評価1(切れ刃位置)



(a) 切込み深さに基づくアキシャルすくい角 θ と X-Y 合成ベクトル最大値の関係



(b) 切込み深さに基づくラジアルすくい角 ϕ と X-Y 合成ベクトル最大値の関係

図11 切削性能評価2 (切込み深さ)

図9に示す。図9はラジアルすくい角 ϕ が0 deg., アキシャルすくい角 θ が-5 deg.の拡大モデル工具により切込み深さが10 mmの切削において検出された切削抵抗力和切込み深さが5 mmの切削において検出された切削抵抗力の差から得られた切れ刃位置5~10 mm部分の切れ刃により生ずるX, Y方向分力の合成ベクトルとX, Y, Z分力を示している。同図より, 異なる切削深さの切削において検出された切削抵抗力を回転位相を一致させてその差を求めることにより, 任意の切れ刃位置の切削抵抗力を間接測定できることがわかる。

図10(a)はステップ切込み法により得られたアキシャルすくい角 θ とX-Y合成ベクトルの最大値の関係を切れ刃位置をパラメータとして示しており, 同様に図10(b)はラジアルすくい角 ϕ とX-Y合成ベクトルの最大値の関係を示している。図(a), (b)より, アキシャルすくい角およびラジアルすくい角は0-5, 5-10, 10-15, 15-20, 20-25 mmの各切れ刃位置において発生する切削抵抗力に及ぼす影響は極めて小さいことがわかる。

次に, 切込み深さ5, 10, 15, 20, 25 mmの切削において検出された切削抵抗力について検討する。図11(a)はアキシャルすくい角とそれぞれの切込み深さの切削において検出されたX-Y合成ベクトルの最大値の関係を示しており, 図11(b)はラジアルすくい角とそれぞれの切込み深さの切削において検出されたX-Y合成ベクトルの最大値の関係を示している。

図11(a)において, アキシャルすくい角の切削抵抗力に及ぼす効果は極めて小さい。すなわち, アキシャルすくい角の変化に対してX-Y合成ベクトルの最大値はどの切込み深さにおいても一定値である。

図11(b)において, ラジアルすくい角の切削抵抗力に及ぼす効果は, 切込み深さが20~25 mmにおいて見られている。すなわち, 切込み深さが20, 25 mmの切削において, ラジアルすくい角が大きくなるにしたがってX-Y合成ベクトルの最大値は小さくなっている。しかし, その程度は極めて小さく, また, 切込み深さが5~15 mmの切削に

おいては、ラジアルすくい角の変化に対する切削抵抗力の変化は顕著には表れていない。

4. 結 言

本研究は、ラジアルエンドミルの切れ刃を円形状スローアウェイチップにより形成する場合において、すくい角と切れ刃形状誤差の関係およびすくい角と切削性能の関係について明らかにし、以下の結論を得た。

- (1) 円形状スローアウェイチップによりラジアルエンドミルの切れ刃を形成する場合、切削性能を向上する目的によりアキシャルすくい角およびラジアルすくい角が設定されているが、このすくい角により極めて大きな切れ刃形状誤差が生じている。
- (2) 半径 10 mm の円形状スローアウェイチップを用いて半径 25 mm のラジアルエンドミル切れ刃を形成する場合、アキシャルすくい角が 5 deg. (ラジアルすくい角は 0 deg.) において $38\ \mu\text{m}$ の切れ刃形状誤差が生じ、ラジアルすくい角が 5 deg. (アキシャルすくい角は 0 deg.) において $23\ \mu\text{m}$ の切れ刃形状誤差が生ずる。
- (3) 切削性能を切削抵抗力 ($X-Y$ 合成ベクトル最大値) の観点から評価した場合、アキシャルすくい角とラジアルすくい角の切削性能に及

ぼす効果は極めて小さい。

したがって、本研究のまとめとして次のことが言える。すなわち、円形状スローアウェイチップによりラジアルエンドミルの切れ刃を形成する場合、すくい角の切削性能に及ぼす効果が小さく、すくい角の大きさにより極めて大きな切れ刃形状誤差が生ずるため、アキシャルすくい角、ラジアルすくい角ともに 0 deg. とするのがよいと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 細井, 星: 渦巻状刃先を持つボールエンドミルの切削作用, 日本機械学会講演論文集, 707-6(1977).
- 2) 岸浪, 鈴木, 斎藤: 円弧切れ刃ボールエンドミルの切削作用角の解析, 精密機械, 47, 4(1981), 459.
- 3) 青山, 岸浪, 斎藤: 楕円ボールエンドミルの開発と切削性能に関する研究, 精密工学会誌, 53, 3(1987), 461.
- 4) 青山, 岸浪, 斎藤: 超硬楕円ボールエンドミルの切削性, 苫小牧高専紀要, 23, (1988), 17.

(昭和63年11月28日受理)

