

高精度スライシング加工における 外周刃ブレードの挙動解析 —砥粒層内周断面形状が切断精度に与える影響—

水野雅裕*¹, 井山俊郎*¹, 吉田 宏*¹, 田牧純一*²

Theoretical Analysis of OD-blade Behavior in High-precision Slicing

—Effect of Inner Cross-section Shape of Abrasive Layer on Cutoff Accuracy—

Masahiro MIZUNO, Toshiro IYAMA, Hiroshi YOSHIDA and Jun'ichi TAMAKI

高精度スライシング加工用ブレードの一つである1A1R接合型コンティニューアスタップの外周刃ブレードの挙動について、砥粒層内周断面形状の影響を考慮に入れて理論解析した。切れ刃を持たない鋼製基板が工作物と接触しないよう、1A1R接合型のブレードには砥粒層よりも薄い鋼製基板が使われている。そのため、このタイプのブレードは砥粒層内周にステップ状のエッジを持っている。解析の結果、砥粒層内周エッジの断面形状はブレードのたわみ側と反対側に創成される切断面形状に強い影響を与えることが明らかになった。

Key Words : OD-blade, OD-blade of 1A1R Type, Inner Edge of Abrasive Layer of OD-blade, OD-blade Behavior, Slicing, Cutoff Accuracy

1. はじめに

深切り込みの切断・溝加工に適した高精度スライシング加工用外周刃ブレードの一つに1A1R接合型コンティニューアスタップがある。切れ刃を持たない鋼製基板（以下、単に基板と呼ぶ）が切断面と接触しないよう、このタイプのブレードには砥粒層よりも薄い基板が使われている。

筆者らは既報¹⁾において1A1R接合型コンティニューアスタップのブレードの加工中の挙動をシミュレーション解析した。そこでは砥粒層内周エッジ（以下、単に内周エッジと呼ぶ）が丸みのない直角の断面形状を持つと仮定し、内周エッジに作用する刃厚方向の研削抵抗の影響を無視した。しかし、実際には内周エッジは少なからず丸みを帯びており、考慮の必要がある。

そこで本研究では、内周エッジの断面形状が研削抵抗や切断精度に与える影響をシミュレーション解析して調べることにした。

2. 内周エッジに作用する研削抵抗

内周エッジに作用する研削抵抗の理論式を導出するにあたり、図1のように砥石軸上のブレード幅中央に原点Oを持つ右手系の直交座標 (x, y, z) を導入する。さらに、これと共通のz軸を持つ円柱座標 (r, θ, z) を導入する。ここで、 x, y, θ の間には $\tan \theta = x/y$ なる関係があるものとする。

解析では、ブレードの半径を a 、フランジの半径を b 、内周エッジの半径を c で表すことにする。また、スライシングはダウンカットで行われるものとし、そのときの工作物送り速度を v 、ブレード周速を V で表すことにする。

ブレード外周が接触弧ABにz軸正方向の研削抵抗分力を受けてたわんだとき、接触弧ABのz軸正側と負側に創成される切断面はいずれもz軸正側に偏位する。しかし、z軸負側の切断面は、その後、ブレード側面および内周エッジCDによってさらに研削される（以下、これを修正研削と呼ぶ）。

y軸と θ (< 0) の傾きをなす断面ST（図2）において、z軸負側の内周エッジが修正研削を行う様子を図2のように考える。微小時間 dt の間に実線で示した内周エッジが二点鎖線の位置まで移動したとする。このとき内周エッジの輪郭上の任意の微小線素PQ（長さ ds ）によって除去される断面積

* 1 岩手大学工学部（〒020 盛岡市上田4-3-5）

* 2 北見工業大学（〒090 北見市公園町165）

学会受付日 1996年12月12日

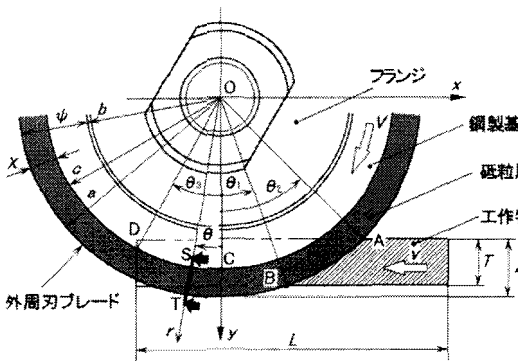


図1 内周エッジCDによる修正研削

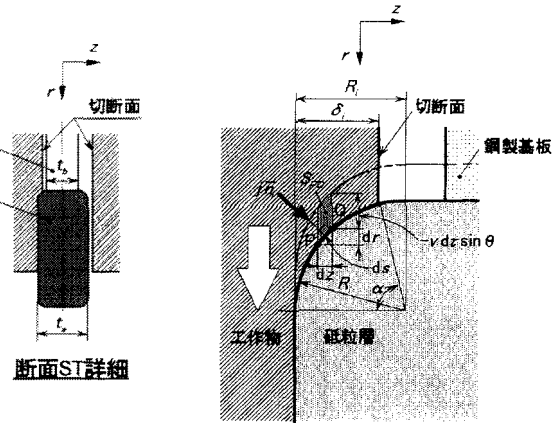


図2 断面STにおける修正研削

S_{PQ} は

$$S_{PQ} = -v d r d z \sin \theta \quad (1)$$

と表せる。ここで、 d_z は ds の z 軸射影である。

一方、 S_{PQ} の除去に關与する砥粒切れ刃数 N_{PQ} は次式のように表せる。

$$N_{PQ} = j \frac{c}{a} V d r d s \quad (2)$$

ここで、 j は砥石作業面の単位面積当たりの有効切れ刃数である。

式(1)を式(2)で割ることによってPQ上の砥粒1個あたりの平均切削断面積 $\overline{S_c}$ が次式のように得られる。

$$\overline{S_c} = -\frac{1}{j} \frac{a v d z}{c V d s} \sin \theta \quad (3)$$

以下、既報⁶⁾と同様に解析を進めることにより、内周エッジの円周方向の単位長さ当たり作用する研削抵抗の三分力 f_{ix} 、 f_{iy} 、 f_{iz} がそれぞれ次式のように得られる。

$$f_{ix} = -C_i p \frac{a v}{c V} \left\{ \begin{array}{l} \frac{\pi}{2} \kappa_{if} \tan \overline{\gamma}_i \sin^2 \theta \\ + (1 + \mu_i \sec \overline{\gamma}_i) \delta_i \cos \theta \sin \theta \end{array} \right\} \quad (4)$$

$$f_{iy} = C_i p \frac{a v}{c V} \left\{ \begin{array}{l} -\frac{\pi}{2} \kappa_{if} \tan \overline{\gamma}_i \sin \theta \cos \theta \\ + (1 + \mu_i \sec \overline{\gamma}_i) \delta_i \sin^2 \theta \end{array} \right\} \quad (5)$$

$$f_{iz} = \frac{\pi}{2} C_i p \frac{a v}{c V} K_{if} \tan \overline{\gamma}_i \sin \theta \quad (6)$$

ここで、 $C_i p$ は砥粒層内周エッジにおける掘り起こし成分の比研削抵抗、 $\overline{\gamma}_i$ は内周エッジ上の平均的

な砥粒切れ刃先端半頂角（砥粒切れ刃を円錐形と仮定）、 μ_i は砥粒と工作物間の摩擦係数、 δ_i は z 軸負側の切断面に対する内周エッジの切り込み深さである。また、 κ_{if} と K_{if} は内周エッジの断面形状と δ_i から次式により求まる値であり、それぞれ、砥粒層内周エッジ有効切り込み係数、砥粒層内周エッジ有効丸み係数と呼ぶことにする。

$$\kappa_{if} = \int_{-t_a}^{-t_a + \delta_i} \frac{dz}{ds} dz, \quad K_{if} = \int_{-t_a}^{-t_a + \delta_i} \frac{dr}{ds} dz \quad (7)$$

内周エッジ断面が半径 R_i の丸みを持つ場合、 κ_{if} と K_{if} は次式のように与えられる。

i) $0 \leq \delta_i \leq R_i$ の場合

$$\kappa_{if} = \frac{R_i}{4} \{2\alpha - \sin(2\alpha)\}, \quad K_{if} = -\frac{\delta_i}{2} \left(2 - \frac{\delta_i}{R_i}\right) \quad (8)$$

ここで、 $\alpha = \cos^{-1}(1 - \delta_i/R_i)$ である。

ii) $\delta_i > R_i$ の場合

$$\kappa_{if} = \delta_i + \left(\frac{\pi}{4} - 1\right) R_i, \quad K_{if} = -\frac{R_i}{2} \quad (9)$$

ただし、 z 軸正側の内周エッジが研削に關与する場合、式(8)、(9)の K_{if} の符号は反転する。

3. 解析方法

3.1 ブレードにたわみを与える研削抵抗

本解析ではブレードのたわみの発生要因として、既報¹⁾と同様にブレードの偏摩耗（刃先の偏摩耗）だけを考え、その他の要因については無視することにする。また、 x および y 方向の研削抵抗分力の影響や体積力がブレードのたわみに与える影響は、

一般的なスライシング加工における研削条件やブレードのたわみの大きさなどを考えると極めて小さい⁵⁾。したがってこれらの影響についても無視することにする。

3.2 境界条件

基板と砥粒層の境界におけるせん断力の境界条件は次式ようになる。

$$(Q_{br})_{r=c} - (Q_{ar})_{r=c} = \begin{cases} f_{iz} \cdots (\text{領域 } \Omega_i) \\ 0 \cdots (\Omega_i \text{以外}) \end{cases} \quad (10)$$

ここで、 Q_{ar} と Q_{br} はそれぞれ砥粒層側と基板側のせん断力を表す関数であり、 Ω_i は内周エッジの修正研削領域である。

これ以外の境界条件は既報¹⁾と同じである。

3.3 シミュレーションにおける計算手順

シミュレーションは、図3のようにブレードと工作物を $\Delta s \times \Delta s$ の要素に分割して行った。ブレードのたわみ形状は、ブレードに対して工作物を1ステップ(Δs)ずつ進め、その都度収束計算を行って求めた。

既報と異なる点は、内周エッジにも研削抵抗が作用する点である。本計算では、図3に示したメッシュ上の点 $H_{m,n}$ と点 $H_{m+1,n}$ における切断面の偏位から点 H_n' における切断面の偏位を、点 $H_{m,n+1}$ と点 $H_{m+1,n+1}$ における切断面の偏位から点 H_{n+1}' における切断面の偏位をそれぞれ直線補間により求め、それらの偏位とブレードのたわみ形状との差から点 H_n' と点 H_{n+1}' における δ_i をそれぞれ求めた。そしてそれらの算術平均を弧 $H_n'H_{n+1}'$ における平均的な δ_i と考へて弧 $H_n'H_{n+1}'$ に作用する研削抵抗のz方向分力を求め、それを弧 $H_n'H_{n+1}'$ の midpoint (図の×印)に点荷重として与えた。

3.4 計算条件

解析に用いた標準計算条件を表1に示す。この計算条件は、SDC140V75BW6のブレードで多結晶フェライトをスライシングする場合を想定している。 $\tan \bar{\gamma}_p$ 、 $\tan \bar{\gamma}_s$ 、 C_{pp} 、 C_{sp} 、 μ_p' 、 μ_s' の各値は、この計算条件と同じ研削条件で得られた実験値および研削抵抗の理論式⁶⁾⁷⁾とから決定した。ここで $\tan \bar{\gamma}_p$ と $\tan \bar{\gamma}_s$ の値が異なっている理由として、砥粒の摩滅量の違いの他に、砥粒層外周面と側面とで砥粒切り込み深さが大きく違うことが考えられる(例えば、実際には球形状の砥粒切れ刃を円錐形状とみなした場合、見かけの砥粒先端半頂角は砥粒切り込み深さが浅いほど大きくなる)。内周

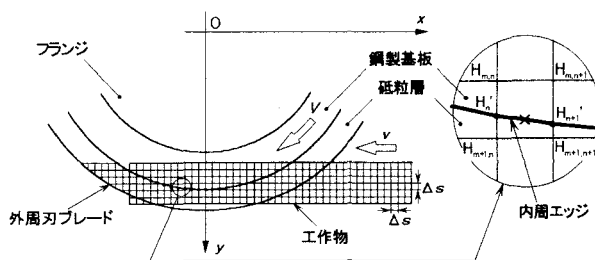


図3 ブレードと工作物の分割

表1 標準計算条件

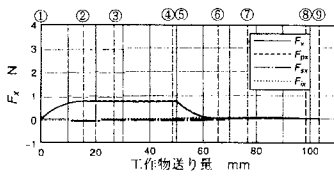
外周刃ブレードのサイズ		
半径	: a	62.5mm
砥粒層の半径方向の幅	: χ	2mm
砥粒層の厚さ	: t_a	0.3mm
鋼製基板の厚さ	: t_b	0.2mm
ブレード構成材料の物理定数		
砥粒層のヤング率	: E_a	$2.8 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$
ポアソン比	: ν_a	0.25
鋼製基板のヤング率	: E_b	$2.1 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$
ポアソン比	: ν_b	0.3
ブレードの偏摩耗形状係数	: K_{if}	0.01mm
ブレード断面形状係数	: κ_{if}	0.25mm
砥粒切れ刃先端半頂角の正接		
ブレード外周面上の...	: $\tan \bar{\gamma}_p$	30
ブレード側面上の...	: $\tan \bar{\gamma}_s$	60
工作物のサイズ		
厚さ	: T	5mm
長さ	: L	50mm
比研削抵抗		
ブレード外周面での...	: C_{pp}	2400N/mm ²
ブレード側面での...	: C_{sp}	4500N/mm ²
ブレード内周エッジでの...	: C_{ip}	4500N/mm ²
砥粒と工作物間の摩擦係数		
ブレード外周面での...	: μ_p'	0.13
ブレード側面での...	: μ_s'	0.28
ブレード内周エッジでの...	: μ_i'	0.28
工作物送り速度	: v	40mm/min
ブレード周速	: V	1500m/min
フランジからのブレード突出量	: ψ	8mm
砥石半径切り込み深さ	: Δ	6mm
研削モード		下向き
計算のためのメッシュサイズ	: Δs	0.5mm

エッジの研削への関与の形態は、砥粒層外周面よりも側面のそれの方に近いと考えられるので、ここでは、 $C_{ip} = C_{sp}$ 、 $\mu_i' = \mu_s'$ とおいた。また、ブレードの偏摩耗形状係数 K_{if} には正の値を与えてブレードがz軸正側にたわむようにした。

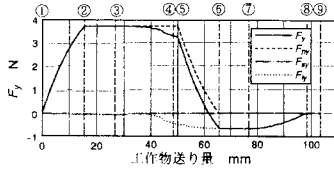
4. 解析結果

4.1 研削抵抗の三分力の変化と切断面形状

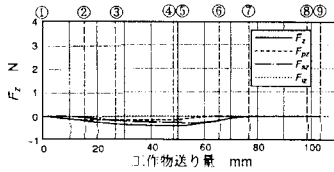
$\tan \bar{\gamma}_i = 100$ とし、 $R_i = 0 \mu\text{m}$ と $R_i = 50 \mu\text{m}$ の計算条



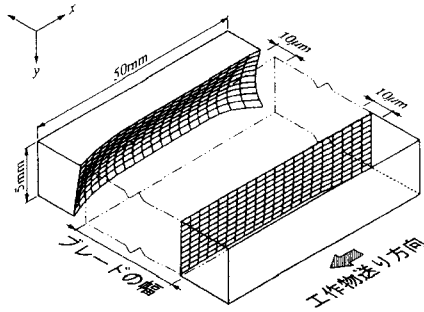
(a) F_x の推移



(b) F_y の推移

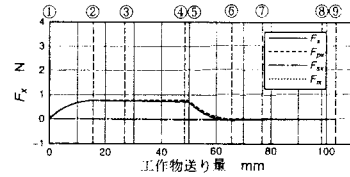


(c) F_z の推移

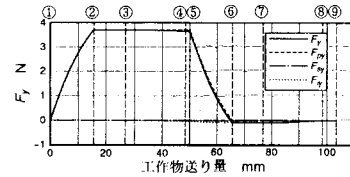


(d) 切断面形状

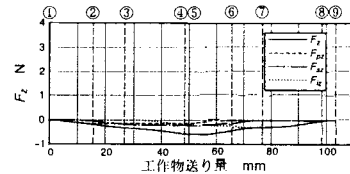
図4 解析結果1 ($R_i=0 \mu\text{m}$, $\tan \bar{\gamma}_i=100$ の場合)



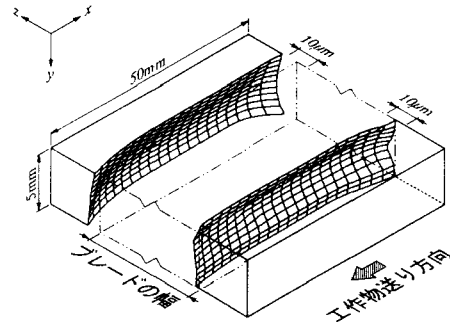
(a) F_x の推移



(b) F_y の推移



(c) F_z の推移



(d) 切断面形状

図5 解析結果2 ($R_i=50 \mu\text{m}$, $\tan \bar{\gamma}_i=100$ の場合)

件で得られた解析結果をそれぞれ図4と図5に示す。図の(a),(b),(c)はそれぞれ研削抵抗の三分力 F_x , F_y , F_z の変化を表している。また、図には砥粒層外周で発生する研削抵抗の三分力 F_{px} , F_{py} , F_{pz} の変化、砥粒層側面で発生する研削抵抗の三分力 F_{sx} , F_{sy} , F_{sz} の変化、内周エッジで発生する研削抵抗の三分力 F_{ix} , F_{iy} , F_{iz} の変化も併せて示した。ここで $F_x = F_{px} + F_{sx} + F_{ix}$, $F_y = F_{py} + F_{sy} + F_{iy}$, $F_z = F_{pz} + F_{sz} + F_{iz}$ である。また、図中の①~⑨の番号はブレードと工作物の相対位置関係を示した図6の番号にそれぞれ対応している。

図から、内周エッジに丸みがない場合とある場合とでは F_{iy} と F_{iz} の変化に大きな違いが生じることがわかる。すなわち、 $R_i=0 \mu\text{m}$ の場合は、内周エッジが研削に関与する③~⑧の範囲で F_{iy} が大きく変化するのにに対し、 F_{iz} の方はほとんど変化してい

ない。一方、 $R_i=50 \mu\text{m}$ の場合は逆に、 F_{iy} がほとんど変化しないのに対し、 F_{iz} は大きく変化している。その結果、 $R_i=50 \mu\text{m}$ の場合は、比較的大きな F_{iz} が切断終了間際まで継続している。この傾向は実際のスライシング加工中の研削抵抗の変化によく一致している。

図4(d)と図5(d)は算出した切断面形状を立体的に描いたものである。図中の二点鎖線はブレードがたわまずにスライシング加工が行われたときに得られる理想的な切断面を表している。これらの図の比較から、z軸負側の切断面のz軸正方向への偏位は $R_i=0 \mu\text{m}$ の場合よりも $R_i=50 \mu\text{m}$ の場合の方が大きくなるのがわかる。このように内周エッジの断面形状は内周エッジによる修正研削量に大きな影響を与える。一方、図4(d)と図5(d)においてz軸正側の切断面には大きな差異は見られな

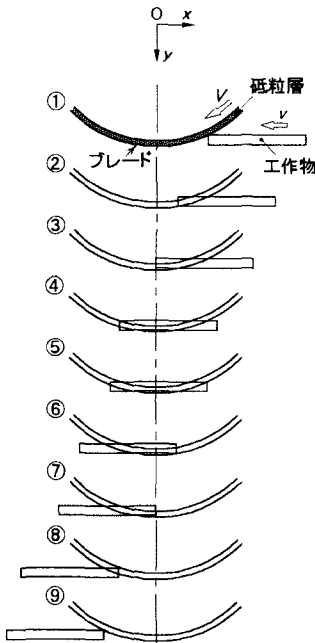


図6 ブレードと工作物の相対位置関係

い。しかし、 z 軸正側の切断面の切断開始側の上部を詳細に見比べると、 $R_i=50\mu\text{m}$ の場合の方が $R_i=0\mu\text{m}$ の場合よりも多く削られている。これは、 z 軸負側の内周エッジに作用した z 軸正方向の研削抵抗によってブレードが大きくたわみ、 z 軸正側の側面が切断面を研削したためである。

4.2 解析結果の定量的評価

表1の計算条件を用い、以下に定義する評価値に対して R_i がどのような影響を与えるのかについて $\tan \bar{\gamma}_i$ をパラメータにして調べた。

F_{xu}, F_{yu}, F_{zu} : 研削抵抗の各分力の変化の上限值

F_{xd}, F_{yd}, F_{zd} : 研削抵抗の各分力の変化の下限值

DB : 加工中のブレードの最大たわみ量

V_L : カーフロス

(工作物除去量) $-T \cdot L \cdot t_a$

ここで、 T は工作物の厚さ、 L は工作物の長さ、 t_a は砥粒層の厚さである。

W_{CM} : 切断面の最大うねり

切断面を xy 平面に平行な二平面で挟んだときの二平面の間隔。なお、 z 軸正側(負側)の切断面の W_{CM} には+(−)の肩字を付けることにする。

$F_{xu}, F_{yu}, F_{zu}, F_{xd}, F_{yd}, F_{zd}$ に与える R_i と $\tan \bar{\gamma}_i$ の影響を調べた結果、 F_{yd} と F_{zd} だけが顕著な変化を示

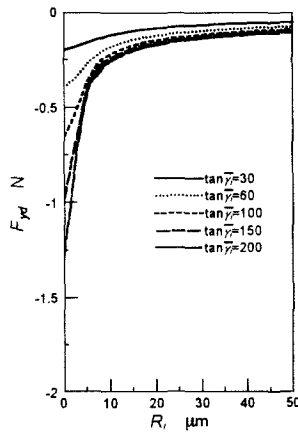


図7 F_{yd} に与える R_i の影響

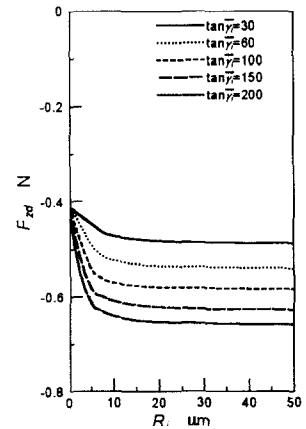


図8 F_{zd} に与える R_i の影響

した。 F_{yd} に与える R_i の影響を図7に、 F_{zd} に与える R_i の影響を図8に示す。 $R_i \leq 10\mu\text{m}$ の狭い範囲において F_{yd} の絶対値が大きく減少しているのに対し、 F_{zd} の絶対値は逆に増加している。これは、内周エッジに作用する研削抵抗のベクトルの向きが内周エッジの断面形状によって変化するためである。しかし $R_i \geq 10\mu\text{m}$ の範囲ではいずれの変化もきわめて小さい。このことから、内周エッジの丸みをかなり小さくしなければ、それに起因して生じる z 方向の研削抵抗分力を小さく抑えることができないことがわかる。また、 $\tan \bar{\gamma}_i$ の影響は、 F_{yd} に対しては $R_i \leq 10\mu\text{m}$ の範囲で、 F_{zd} に対しては $R_i \geq 10\mu\text{m}$ の範囲で顕著に現れる。

図9は加工中のブレードの最大たわみ量 DB に与える R_i と $\tan \bar{\gamma}_i$ の影響を調べた結果である。図のように、 R_i や $\tan \bar{\gamma}_i$ の変化に対して DB はほとんど影響を受けていない。これは、最大たわみが生じるブレードの接触弧 AB (図1参照)の位置が、内周エッジ CD の位置から十分離れているためであると考えられる。

図10はカーフロス V_L に与える R_i と $\tan \bar{\gamma}_i$ の影響を調べた結果である。変化の傾向は図8とよく似ている。これは、 R_i と $\tan \bar{\gamma}_i$ が大きいほど内周エッジが受ける z 軸正方向の研削抵抗分力が大きくなり、負側の切断面に対する修正研削量が減少するためである。

図11(a)(b)はそれぞれ、切断面のうねり W^+_{CM} と W^-_{CM} に与える R_i と $\tan \bar{\gamma}_i$ の影響を調べた結果である。 W^+_{CM} が R_i と $\tan \bar{\gamma}_i$ の変化に対してほとんど影響を受けていないのに対し、 W^-_{CM} は $R_i \leq 10\mu\text{m}$ の範囲で大きく変化している。また、 $R_i \leq 10\mu\text{m}$ に

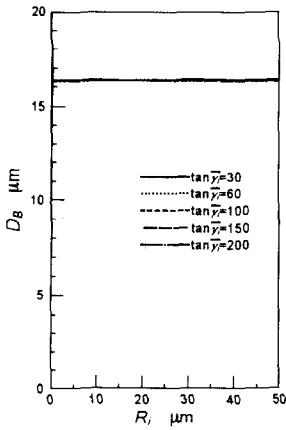


図9 D_B に与える R_i の影響

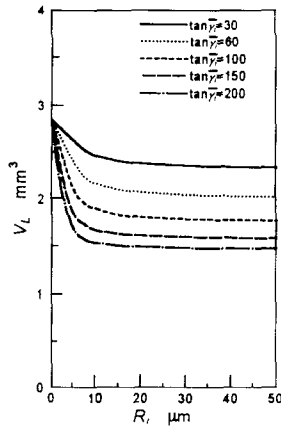
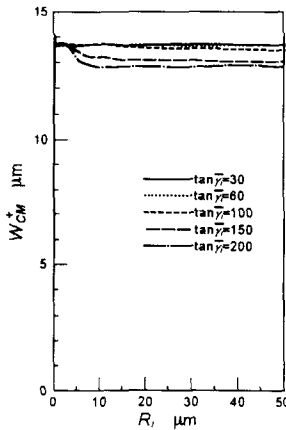
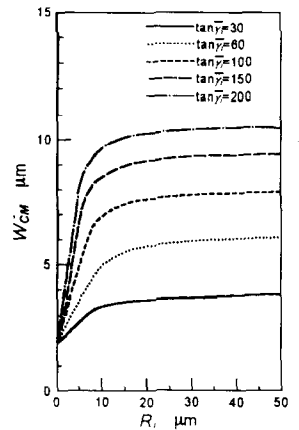


図10 V_L に与える R_i の影響



(a) W_{CM}^+ に対して



(b) W_{CM}^- に対して

図11 W_{CM} に与える R_i の影響

における W_{CM}^- の変化率は、 $\tan \bar{\gamma}_i$ が大きいほど高い。このことは、内周エッジのわずかな丸みや、その切れ味の差異が、ブレードのたわみ側と反対側に創成される切断面のうねりに大きな影響を与えることを示している。なお、図11(a)の $R_i \geq 2.5 \mu m$ において、 $\tan \bar{\gamma}_i = 150$ と $\tan \bar{\gamma}_i = 200$ に対する曲線が他よりも小さな値をとっているのは、4.1節で述べたように、 z 軸正側の切断面の切断開始側上部がブレード側面によって研削されるためである。

これまで、1AIR接合型コンティニューアスタイプのブレードを使用する際、内周エッジの断面形状や切れ味に注意を払うことはほとんどなかった。実際、接触弧AB部(図1)においてブレードにたわみが生じない場合はその必要はない。しかし、一般にはたわみを生じるので、その場合に備えて内周エッジ断面の丸みをできるだけ小さく、また、内周エッジの切れ味を向上させる必要があると言える。

5. 結 言

本報では、砥粒層内周エッジに半径 R_i の丸みを持つ1AIR接合型コンティニューアスタイプの外周刃ブレードの挙動をシミュレーション解析し、研削抵抗や切断精度に与える R_i の影響を調べた。得られた結果を要約すると以下のようになる。

- (1) R_i の増加と内周エッジの切れ味の向上に伴い、内周エッジにおいて発生する垂直上向きの研削抵抗分力は小さくなる。
- (2) R_i の増加と内周エッジの切れ味の低下に伴い、内周エッジにおいて発生する刃厚方向の研削抵抗分力は大きくなる。

- (3) 内周エッジの丸みを考慮してシミュレーション解析を行うと、刃厚方向の研削抵抗分力が切断終了間際まで継続する。
- (4) ブレードのたわみ方向と反対側に創成される切断面の偏位およびうねりは、 R_i の増加および内周エッジの切れ味の低下に伴って大きくなる。
- (5) ブレードの最大たわみ量に与える R_i と内周エッジの切れ味の影響は極めて小さい。
- (6) カーフロスは、 R_i の増加と内周エッジの切れ味の低下に伴って小さくなる。

参考文献

- 1) 水野雅裕, 井山俊郎, 高田昌夫, 岡 光宣, 鈴木信男: 高精度スライシング加工における外周刃ブレードの挙動解析, 日本機械学会論文集, 60-569, C (1996) 314.
- 2) 水野雅裕, 庄司克雄, 井山俊郎, 森 由喜男: 精密研削切断における切断面の創成について, 精密工学会誌, 58-1 (1992) 105.
- 3) 松井正己, 庄司克雄: 研削砥石減耗状態の評価法, 精密機械, 35-4 (1969) 235.
- 4) 松井正己, 庄司克雄: 統計的手法による研削機構の考察(第4報) - 同時研削砥粒切れ刃数と比研削抵抗, 精密機械, 39-5 (1973) 535.
- 5) 長南征二, 三上哲史, 石川 浩: 製材用丸のこぎりの振動ならびに危険速度, 日本機械学会論文集, 52-478, C (1986) 1805.
- 6) 庄司克雄, 水野雅裕, 井山俊郎, 森由喜男: 薄形外周刃砥石による精密研削切断に関する研究(第3報) - 研削抵抗の理論式について, 精密工学会誌, 56-8 (1990) 1493.
- 7) 水野雅裕, 庄司克雄, 井山俊郎, 森由喜男: 精密研削切断における切断面形状の理論解析, 砥粒加工学会誌, 37-2 (1993) 90.