精密研削切断における切断面の創成について*

水野雅裕** 庄司克雄*** 井山俊郎** 森 由喜男†

Generating Mechanism of Cut-off Surfaces in Outer-blade Slicing

Masahiro MIZUNO, Katsuo SYOJI, Toshiro IYAMA and Yukio MORI

The blade being quite free from deflection is in an unstable state in the outer-blade slicing process and easily deflected by a slight lateral force. The deflection causes a participation of the side face of the blade in grinding, followed by an increase of the lateral grinding force. It makes further deflection of the blade itself. The object of this paper is to clear how both sides of the groove are generated by the blade deflected because of a lateral grinding force. For the purpose, the state of a blade in slicing was estimated from the geometry of the groove obtained by interrupting grinding in the middle of a pass. That is discussed in relation to three components of the grinding force measured at the same time. Furthermore, the effect of the grinding conditions is studied experimentally on the geometry of the groove and the cut-off accuracy. The cut-off surface on the convex side of the blade showed a higher flatness. On the contrary, that on the other side showed a concave shape to the vertical direction. The kerf-loss was mainly generated on the concave side of the blade, and became larger with an increase of the asymmetry of the blade section and the projection of the blade from the flange.

Key words: slicing, deflection of blade, cut-off surface, cut-off accuracy, kerf-loss

1. 緒 言

外周刃ブレード（以下、簡単にブレードと呼ぶ）を用いた精密研削切断では、ブレードが薄ければそれだけ切断ロスや研削動力が小さくなるため、刃厚をできるだけ薄くしたいという要求は強い。その場合、ブレードの刃厚方向の弾性変形（以下、混乱のない限り単に弾性変形と呼ぶ）による切断精度の劣下やブレードの破壊が問題となる。

ブレードの弾性変形の一つの要因として、ブレード断面の非対称摩耗（偏摩耗）が挙げられる¹⁾。前報²⁾では、ブレードに弾性変形が生じないように側面を拘束して、偏摩耗に起因する側面力（刃厚方向の研削抵抗成分）を測定した。しかし実際の切断過程では、側面力が発生すると、それによってブレードが刃厚方向に変形する。その結果、ブレードの側面が研削に直接関与するようになり、その研削抵抗のために弾性変形がさらに助長されるはずである。

このように精密研削切断では、ブレードに弾性変形

がない状態はいわば不安定状態であり、わずかな側面力で大きな弾性変形が発生すると考えられる。そこで本報では、側面力を受けた場合、ブレードがどのように変形しながら切断しているかを明らかにし、切断精度に及ぼす切断条件の影響を議論した。

2. 研削抵抗の3分力とブレードの弾性変形

2.1 切断中の研削抵抗の3分力の変化

いま、図1のように、砥石軸上のブレード幅中央に原点を持つ右手系の直交座標を導入する。ここでx軸は工作物送り方向に平行な座標軸（テーブル送り方向と反対の方向が正）であり、y軸はテーブル面に垂直な座標軸（砥石軸真下方向が正）である。また、z軸は砥石軸方向の座標軸である。

実験ではブレード外周面に故意にテーパをつけ、図1のようにz軸の負の方向にブレードが弾性変形するようにした。研削抵抗の3分力は、八角弾性リング型の動力計と板ばね式の動力計を使って測定した²⁾。

切断条件を表1に示す。実験によるブレード作用面の変化をできるだけ少なくするため、比較的研削しやすいフェライトを工作物に選んだ。また、表中の偏摩耗形状係数 K_t はブレードの偏摩耗の大きさを表す値²⁾で、ここではブレード外周面のテーパの大きさを

* 原稿受付 平成3年5月15日

** 正 会 員 岩手大学工学部（盛岡市上田4-3-5）

*** 正 会 員 東北大学工学部（仙台市青葉区荒巻字青葉）

† 正 会 員 宮城県工業技術センター（仙台市太白区長町8-7-20）

Fig. 1 Deflection shape of a blade in cutting

表す。ところで、ブレード外周面に作用する z 方向の研削抵抗成分は、被削材の比研削抵抗と K_t との積の形で表される²⁾。本実験では、比研削抵抗が比較的小さなフェライトを被削材として用いたので、その大きな K_t を用いてブレードの弾性変形を強調した。

1パスの切断過程における研削抵抗の変化を図2(a)に実線で示す。図で F_x は水平分力(x 軸の正方向の力が正)、 F_y は垂直分力(y 軸の正方向の力が正)、 F_z は側面力(z 軸の正方向の力が正)である。また図中の①～⑥の番号は、同図(b)に示すブレードと工作物の相対位置関係を表し、それぞれ、①ブレードと工作物が接触する位置、②ブレード外周面と工作物間の接触弧長さが一定となる位置、③工作物に貫入しているブレード側面の面積(図の斜線部の面積、以下、これをブレード貫入面積と呼ぶことにする)が一定となる位置、④接触弧長さが減少し始める位置、⑤ブレード外周面による切断が終了する位

Fig. 2

(a) Traces of the three components of the grinding force
(b) Relative locations between a blade and a workpiece

Fig. 3 Grinding method for measuring the grinding force generating on the peripheral surface of a blade

置、⑥ブレードと工作物が離れる位置、を示している。

また図中に破線で示した F_{px} , F_{py} , F_{pz} は、ブレードが弾性変形しないよう、図3のようにブレードと同径のフランジを用い、研削抵抗のうちブレード外周面で発生する研削抵抗成分だけを取り出したものである²⁾。したがって、破線と実線の差はブレード側面で発生する研削抵抗成分を示している。

水平分力 F_x は、最初 x 軸の正の向きに増加する。これは、ブレード外周面において発生する研削抵抗の影響である。しかし F_x は間もなく減少し始め、すぐに x 軸の負の向きに作用するようになり、やがて一定となる。 F_x のこのような変化は、次のように考えれば理解できる。切断開始直後はブレードに弾性変形が生じて、ブレード貫入面積が小さいため、側面で発生する研削抵抗は比較的小さい。しかし切断の進行

Table 1 Cutting conditions

Slicing blade	SDC 140 V 75 BW 6
Size	125×0.5×38.1, $\alpha=3$
Asymmetric shape factor K_t	-0.16 mm
Blade projection from flange ϕ	10 mm
Blade peripheral speed V	1 500 m/min
Table speed v	60 mm/min
Cutting mode	Down cut
Wheel depth of cut	6 mm
Workpiece	Ferrite
Length	75 mm
Thickness	5 mm
Grinding fluid	Water soluble type

Fig. 4 Cutting mechanism immediately after a start of cutting

と共にブレード貫入面積は次第に増大し、ブレード側面における研削抵抗の水平成分が支配的となる。側面力の増加と共にブレードの弾性変形はますます増大し、それに伴って水平成分も x 軸の負の向きに増加する。そして③でブレード貫入面積が定常になり、そのとき弾性変形もほぼ定常状態に達して F_x は一定になる。 F_x が④～⑤の間でわずかに x 軸の負の向きに増大するのは、ブレードの外周に作用していた研削抵抗が消失したためである。⑤でブレード外周面による研削は終了するが、ブレードの弾性変形のため、 F_x は⑥の時点まで持続する。

一方、垂直分力 F_y は、接触弧長さが一定となるまで y 軸の正の向きに増大を続け、②～④ではほぼ定常になる。そして④以降、接触弧長さの減少とともに漸減し、切断が終了する⑤の時点ではほぼゼロになる。ところで、ブレード側面の砥粒切れ刃の、研削点における速度ベクトルは、 y 成分が x 成分に比べて非常に小さい。そのため F_y にはブレード側面において発生する研削抵抗の影響はほとんど現れない。

また側面力 F_z は、切断開始後しばらくの間、 z 軸の正の向きに単調に増加する。しかし①～②では F_{pz} より値が小さい。これは、ブレード外周面において発生する側面力がブレード側面で発生する側面力によって相殺されていることを意味している。つまり図4に示したように、切断開始直後、接触弧長さの増加に伴ってブレードの前縁部が z 軸の負の方向に急速に変位する。そのため切断軌道が彎曲するが、このとき z 軸正側のブレード側面 (z 軸の正方向に面するブレード側面) は研削には関与せず、負側の側面が研削に関与すると考えられる。軌道の彎曲が進んで、 z 軸正側のブレード側面が研削に関与し始めると、ここで発生する側面力のために弾性変形はさらに助長される。さらに切断が進むと、ブレードの曲げ抗力と側面力が釣り合って、 F_z はほぼ一定になる。

2.2 ブレードの弾性変形状態の変化

次に、切断を中断したときに得られる切断面形状か

Fig. 5 Cut surfaces (a)-(d) obtained by interrupting cuttings at the table feed distances of 45 mm, 60 mm, 75 mm and 90.5 mm from their cutting starts

ら、前節の切断条件下でのブレードの弾性変形状態を推定する。図5(a)～(d)は、切断開始時からのテーブル送り量がそれぞれ45 mm, 60 mm, 75 mm, 90.5 mmに達した時点でテーブル送りを急停止し、砥石軸を瞬時に上昇することにより、 z 軸の正側に得られた切断面形状である。図中の二点鎖点はブレードのダイ

ヤ層を表しており、これを z 軸に平行な光線で切断面上へ投射したのが陰影部である。

前述したように、切断開始直後は z 軸正側のブレード側面は研削に参与しておらず、したがって z 軸正側の切断面形状からブレードの弾性変形状態を推定することはできない。しかし図(a)の時点になると、 z 軸正側のブレード側面が研削に参与するようになり、図の陰影部が近似的に切断中のブレードの側面形状を表すことができる。

図(a)の時点では、ブレード前縁部付近(図中④部)が垂直方向に対して大きく傾き、 z 軸の負の方向に大きく突き出している様子が工作物底面の彎曲状態からわかる。また陰影を施した部分の内側に段差が現れているが、この段差はダイヤ層の内周エッジが転写されたものであり、その内周エッジによって切断面が修正されている様子がわかる。

また、図(b)と図(c)の陰影部の形状にはほとんど差異がないことから、図(b)の時点でブレードの弾性変形はすでに定常状態にあることがわかる。このことは図2の研削抵抗の記録からも理解できる。このような定常切断時に創成される切断面(図中⑥部)は、テーブル面に対する傾きはわずかにあるが、テーブル送り方向に対する曲がり極めて小さい。これはブレード前縁部によって生じた切断面の傾きを、後縁部が弾性回復しながら修正していくためである。

図6は、図5(c)の切断面と、それに対向する z 軸負側の切断面の写真である。 z 軸正側の切断面には砥石軸を中心とする同心円の切削痕が残っているのに対し、 z 軸負側の切断面にはブレード最外周の切削痕だけが連続して残っている。これは、 z 軸正側のブレード側面はその全面が直接研削に参与しているが、 z 軸負側の側面は研削に参与していないことを示している。

図5(d)の時点でブレード外周面による切断は終了するが、ブレード側面は弾性回復力によって切断面に押し付けられるため、切断面の修正はまだ続いている。前縁部に働いていた側面力が除かれた分、ブレードの復元力は大きくなり、修正量は図(c)よりも大きくなる。

2.3 定常切断時における切断面の創成

以上の結果から、定常切断時の切断面の創成機構は図7のようになると考えられる。図では砥石軸を中心とする7つの半径面で断面をとり、ブレードの弾性変

Fig. 6 Scratch patterns on the both cut surfaces generated by a blade bending to the negative direction of z -axis

Fig. 7 Generating mechanism of a cut-out groove

形状、および切断溝形状を示した。図のように、①～③ではブレード外周エッジによって z 軸負側の切断面が創成される。このときブレード外周の変位は①付近で最大になるので、 z 軸負側の切断面は凹形になる。また、④～⑧では z 軸正側のブレード側面が切断面と弾性接触し、さらにダイヤ層の内周エッジが切断面を修正する。したがって z 軸正側の切断面の平面度は比較的高くなる。

3. 切断精度

3.1 切断溝の位置と形状の測定

切断精度を議論するためには、理想的な切断位置を基準にした切断溝の偏位や形状のひずみを正しく測定する必要がある。理想的な切断位置は、図8に示したように、0.8 mmのブレードを用いて加工した深さ2 mmの溝の中心を基準にし、テーブルのクロス送り量(4.000 mm)が正しいものと考えて決めた。なお実験に使用したスライサは、1 μ m単位のクロス送りが可能である。また、基準溝の加工に当たっては、ブレードの外周を正しくツルーイングし、できるだけ弾性変形が生じないように注意した。実際の切断溝の位置や形状は、切断終了後、工作物をスライス台ごと切断溝に直角に切断し、工具顕微鏡を用いて測定した。

Fig. 8 Measuring method of the cross sectional geometry of a cut-out groove

図9の(a), (b), (c)はそれぞれ工作物前面から0 mm, 45 mm, 75 mmの位置で測定した切断溝形状を示している。図中の二点鎖線は理想切断溝の位置を表している。

切断開始端の図(a)では、 z 軸負側の切断面と理想切断面との間隔は上部よりも下部の方が広がっている。これは、切断面の上部はブレードの弾性変形が小さな時点で創成されるのに対し、下部は切断が進行してブレードの弾性変形が大きくなった時点で創成されるためである。

図(b)は、ブレードの弾性変形がほぼ定常状態に達したときに創成される切断溝である。前節で述べたように、 z 軸負側の切断面は凹形になっている。

図(c)では、同図(a)とは逆に、 z 軸負側の切断面と理想切断面との間隔は下部よりも上部の方がやや広がっている。これは、切断面の上部はブレードの弾性変形が最も大きい定常切断時に創成されるのに対し、下部は接触弧長が減少してブレードの弾性変形が小さくなった時点で創成されるためである。

3.2 切断精度に及ぼす切断条件の影響

次に、切断精度に及ぼす切断条件の影響について検討した。実験では、テーブル送り速度の標準値を $v = 40$ mm/minとし、その他は表1に示した切断条件に従った。また、ブレードの弾性変形がほぼ定常状態に達したときに創成される切断溝形状を測定するため、工作物左端から45 mmの位置で断面をとり、そこでの切断溝形状を測定した。

図10は、偏摩耗形状係数 K_f が切断溝形状に与える影響を調べたものである。既報²⁾で述べたように、

Fig. 9 Cross-sectional geometries of a cut-out groove
(a) The geometry on the front side of the workpiece
(b) The geometry at the position 45 mm distant from the front side of the workpiece
(c) The geometry on the rear side of the workpiece

Fig. 10 Effect of the asymmetric shape factor K_f onto the cross-sectional geometry of the cut-out groove
(a) $K_f = 0.00$ mm, (b) $K_f = -0.06$ mm, (c) $K_f = -0.11$ mm, (d) $K_f = -0.16$ mm

Fig. 11 Effect of the table speed v onto the cross-sectional geometry of the cut-out groove
(a) $v = 20$ mm/min, (b) $v = 40$ mm/min, (c) $v = 60$ mm/min, (d) $v = 80$ mm/min

ブレード外周面に作用する z 方向の研削抵抗成分は K_f に比例する。したがって、 K_f が負である場合、 K_f の絶対値の増加に伴って、ブレード外周は z 軸の負の方向により大きく弾性変形するようになる。このため、図のように z 軸の負側でカーフロスが増加する。ところで、同図(a)では K_f がほぼゼロであるにもかかわらずブレードの両側にカーフロスが生じている。これはブレード面にもともと存在する振れの影響と考えられる。

図11はテーブル送り速度 v の影響を調べたものである。ブレード外周面に作用する z 方向の研削抵抗成分は v にも比例する²⁾。したがって、 K_f が負である場合、 v の増加に伴ってブレード外周は z 軸の負の

Fig. 12 Effect of the blade peripheral speed V onto the cross-sectional geometry of the cut-out groove
(a) $V=2\,000$ m/min, (b) $V=1\,500$ m/min, (c) $V=1\,000$ m/min, (d) $V=500$ m/min

Fig. 13 Effect of the blade projection ϕ from the flange onto the cross-sectional geometry of the cut-out groove
(a) $\phi=10$ mm, (b) $\phi=11$ mm, (c) $\phi=12.5$ mm, (d) $\phi=17.5$ mm

方向により大きく弾性変形するようになり、図のように z 軸の負側でカーフロスが増加する。

図 12 はブレード周速 V の影響を調べた結果である。ブレード外周面に作用する z 方向の研削抵抗成分は V に反比例する²⁾。したがって、 K_t が負である場合、 V の減少に伴ってブレード外周は z 軸の負の方向により大きく弾性変形するようになり、図のように z 軸の負側でカーフロスが増加する。ところで図 12 の (a), (b), (c), (d) の速度比は、図 11 の (a), (b), (c), (d) のそれぞれの速度比と等しくなるように切断条件を設定したが、切断溝形状も互いによく一致した。この結果は、切断溝形状に対し、速度比が一つの変数として作用することを示唆している。

図 13 は、フランジからのブレードの突出し量 ϕ を変化した場合の結果である。既報³⁾で示したように、ブレード最外周の z 方向のコンプライアンスは、 ϕ に関して指数関数的に変化する。このため、ブレード外周面に作用する z 方向の研削抵抗の大きさが同じであっても、 ϕ の増加に伴って切断精度は大きく劣化する。

4. 結 言

薄い外周刃ブレードを用いた精密研削切断では、ブレードに弾性変形がない状態はいわば不安定状態であ

り、わずかな側面力で大きな弾性変形が発生する。本研究では、切断を中断したときに得られた切断面の形状および研削抵抗の 3 分力から切断中のブレードの弾性変形状態を推定し、ブレードが側面力を受けて弾性変形しながら切断するときの切断面の創成機構を明らかにした。また、それを基に切断精度に対する研削条件の影響について調べた。得られた結果を要約すると次のようになる。

- (1) ブレードが弾性変形すると彎曲したブレードの外側の側面が研削に関与するようになるため、その研削抵抗の側面力成分によって弾性変形がさらに助長される。
- (2) 彎曲したブレードの内側の切断面は垂直方向に対して凹状になり、平坦度は良くない。
- (3) 彎曲したブレードの外側の切断面は、ダイヤモンド層内周エッジとブレード側面の弾性回復によって修正されるため、比較的平坦度が高い。

- (4) 切断軌道は、ブレードの弾性変形が進行する切断初めとそれが回復する終了時に曲がるだけで、途中はほとんど直線が保たれる。
- (5) カーフロスは、主に彎曲したブレードの内側で発生し、偏摩耗形状係数の絶対値、フランジからのブレード突出し量、工作物とブレードの速度比が大きくなるほど増大する。

謝 辞

本研究を行うにあたって、実験装置等の面で宮城県工業技術センターの協力を得た。また実験に使用したフェライトは(株)東光製作所からご提供いただいた。あわせてここに深甚なる謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 庄司克雄, 水野雅裕: 薄形外周刃砥石による精密研削切断に関する研究 (第 2 報) —— 砥石の曲げ変形について, 精密工学会誌, 55, 10 (1989) 1886.
- 2) 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.
- 3) 庄司克雄, 水野雅裕: 薄形外周刃砥石による精密研削切断に関する研究, 昭和 63 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1988) 693.