

[JSPE-59-07]
[93-07-1175]

超砥粒による単粒二次元切削（第1報）*

—切削抵抗と摩擦角について—

大 淵 慶 史** 松 尾 哲 夫*** 岡 村 達 生†

Single-Grit Orthogonal Cutting with Shaped Superabrasive Grains (1st Report) -Force and Friction Angle-

Yoshifumi OHBUCHI, Tetsuo MATSUO and Tatsuo OKAMURA

In this paper, single-grit orthogonal cutting has been performed on a carbon steel with shaped CBN and diamond grains to understand the difference in surface quality and grinding force between CBN and diamond wheels. The cutting and thrust forces were measured by means of load washer under different negative rake angles, cutting speeds, and depths of cut. In each cutting condition, the thrust and cutting forces increased linearly with increasing cross sectional area of groove. Forces with diamond grains were greater in almost cases than the cutting with CBN grains, and much influenced by cutting condition. On the other hand, no significant influence except for rake angle was seen in forces in cutting with CBN grain. Furthermore, the friction angles under each cutting condition was calculated to detect the deformation condition in front of rake face at chip formation. It changed largely with grain type, rake angle and cutting speed. There was a quite difference between diamond and CBN grains. The reason for the difference would be the difference in coefficient of friction of two grain types.

Key Words : single-grit cutting, CBN, diamond, orthogonal cutting, negative rake angle, cutting force, friction angle

1. 緒 言

現在、超砥粒砥石は強い関心が持たれており、多くの研究報告はその研削特性が優れていることを報じている。また、超砥粒によって加工された材料の表面に発生する圧縮残留応力が注目され、その発生機構についても明らかにされてきている¹⁾。しかし、その研削機構についての研究はまだ少なく、解明されていないところが多い。研削加工は個々の砥粒が被削面で高速微小切削を行う過渡的な現象であり、これらの集合によって加工が進行するので、加工状態を本質的に把握するためには砥粒1個の切れ刃による切削現象の解明が必要である^{2,3)}。さしずめCBNとダイヤモンドの研削機構の違いについては明確にされていない。

この目的において単粒切削試験は最も有用な手法であり、数多くの実験が行われて来たが、実験結果が砥

粒形状の影響を受けやすく、実験条件の影響がそれに埋もれてしまいがちである。そのため円すいや四角すい形状に成形した工具や砥粒を用いた実験が数多くなされてきた^{4,5)}。しかし、このような形状の工具では頂角を変えるとすくい角と共に切削幅も変化するためサイドフローの発生状態も変わってしまい、現象が三次元的で複雑になり同一条件での比較が難しい⁶⁾。

そこで本研究では、超砥粒砥石による研削加工における砥粒切れ刃による切削現象および砥粒の種類や形状、切削条件の影響を明らかにするために、負のすくい角を持つ突切りバイト状に成形したCBNおよびダイヤモンド砥粒を用いて炭素鋼の単粒二次元切削実験を行った。実験では切削抵抗と切削条痕断面積を測定し、すくい面上の被削材の流れの状態を知るために摩擦角の値を求め、切りくず生成機構の考察を行った。

2. 実 験 方 法

単粒切削実験は平面研削盤を用いて行った。図1に実験装置の概略を示す。切削工具としてはCBNおよびダイヤモンド(MSD)砥粒を用いた。砥粒は寸法が

* 原稿受付 平成4年10月8日

** 正会員 熊本大学大学院自然科学研究科(熊本市黒髪2-39-1)

*** 正会員 熊本大学工学部機械工学科

† 熊本大学大学院工学研究科(現NOK株)

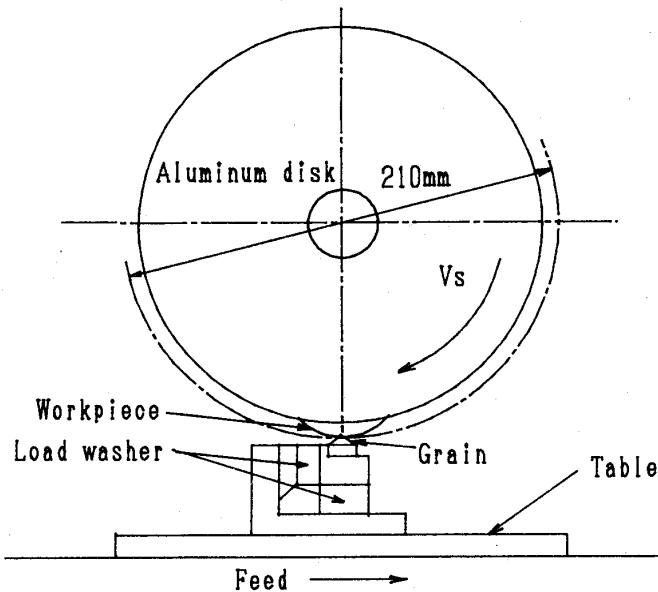


Fig. 1 Setup for single-grit cutting

Table 1 Experimental conditions

Grain type	CBN(#18/20), MSD(#20/30)
Rake angle : γ	$-45^\circ, -60^\circ, -75^\circ$
Work material	S50C(Rec.) $\phi 32 \times 15\text{mm}$
Cutting speed : V_s	10, 20 m/s
Table speed	0.33 m/s
Depth of cut : a	$< 30 \mu\text{m}$
Cutting fluid	Dry, Wet(Oil)

小さいため、図2(a)に示されるように固定するためのベースとなる粉末金属と共に小径の金属パイプの中に焼結し、六角穴付きボルトの頭の六角穴の中にはんだで固定する。さらに#200のダイヤモンド砥石によって図2(b)のような負のすくい角を持つ二次元切削工具の形状に成形される。成形したすべての砥粒は顕微鏡観察し、砥粒のノーズ半径は切込みに比べ十分小さく、また切削幅は $150 \sim 300 \mu\text{m}$ であることを確認した。

切削抵抗は砥粒に作用する主分力 F_c と背分力 F_t を測定するため、砥粒取付けジグに水平および垂直方向に固定した圧電素子を使用した。そのため砥粒を主軸に取り付けて回転させることが難しく、本実験では被削材の方を砥石形状のアルミニウム円盤に取り付け、研削盤の主軸に固定し回転させ、砥粒取付けジグを固定したテーブルを1パス送ることによって条痕を得た。

2個の圧電素子が組み込まれた砥粒取付けジグが図2(c)に示される。圧電素子とジグのベースはスライダを介し滑ることができるため、切削抵抗によるモーメントの影響を受けないようにされている。また切削条痕断面積の測定には触針式表面粗さ計を使用した。図3は成形した単粒による切削で得られた切りくずの

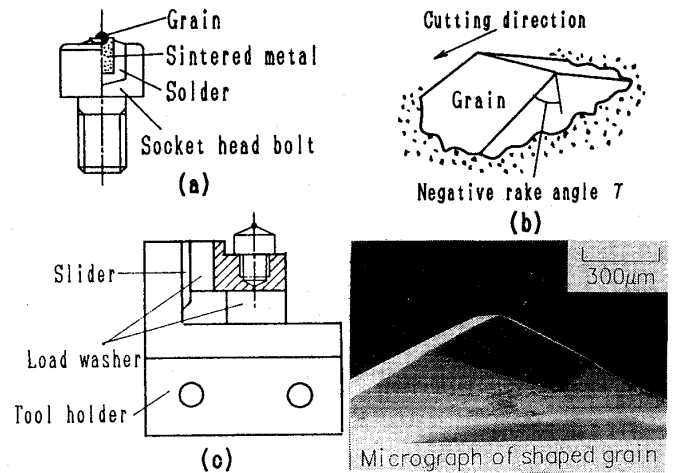


Fig. 2 Fix of a test grain (shaped grain)

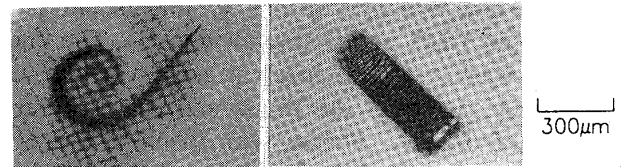


Fig. 3 Photographs of chip

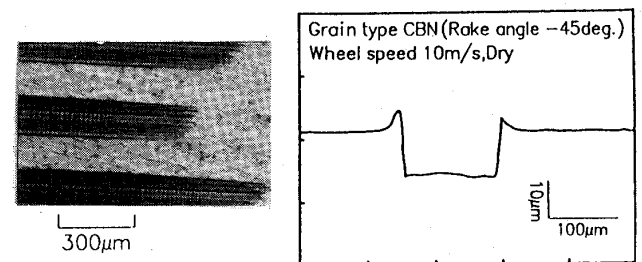


Fig. 4 Photograph and cross section of groove

顕微鏡写真である。この図より、切りくずは切削方向にカールした二次元形状をしているのが分かる。図4に切削後の条痕の顕微鏡写真と触針式粗さ計による条痕断面の測定の一例を示す。図から分かるように条痕は二次元切削による一定幅の溝になっている。また、粗さ計の測定結果では、溝側方へのサイドフローによる材料の盛り上がりがわずかに観察されるのみであり、工具の両端付近を除いた中央部分では二次元切削の状態が実現できていることを確認した。

3. 結果および考察

3.1 切削抵抗

図5は乾式切削で切削速度 10m/s 、すくい角 -75° の場合の切削条痕断面積と切削抵抗の関係をCBNとMSD砥粒に対し示したものである。データに多少の散乱はあるものの、CBN、MSD砥粒共に切削条痕断面積の増加に対して切削抵抗は直線的に大きくなっている。また、CBN砥粒とMSD砥粒を比較してみ

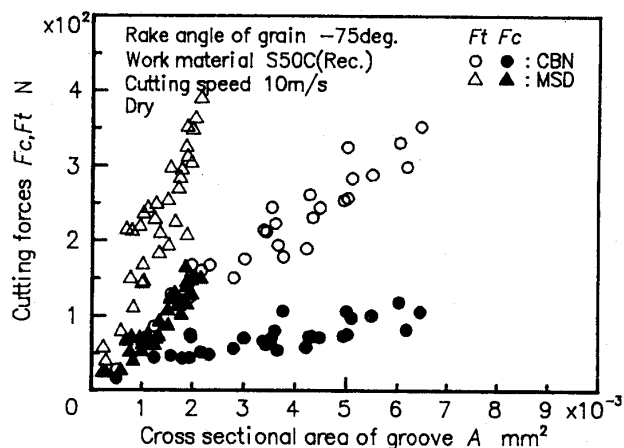


Fig. 5 Influence of grain type on cutting forces

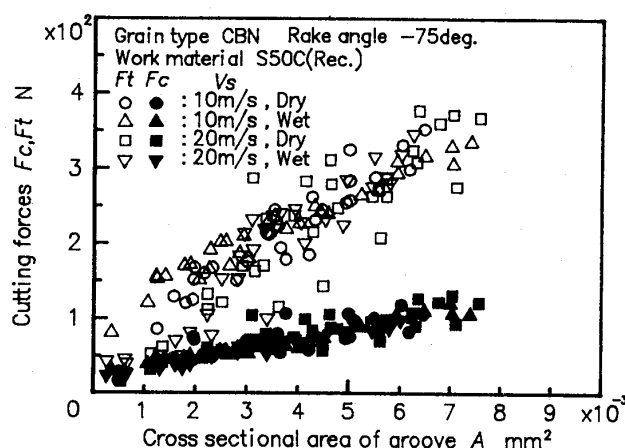


Fig. 7 Influence of cutting speed and lubricant

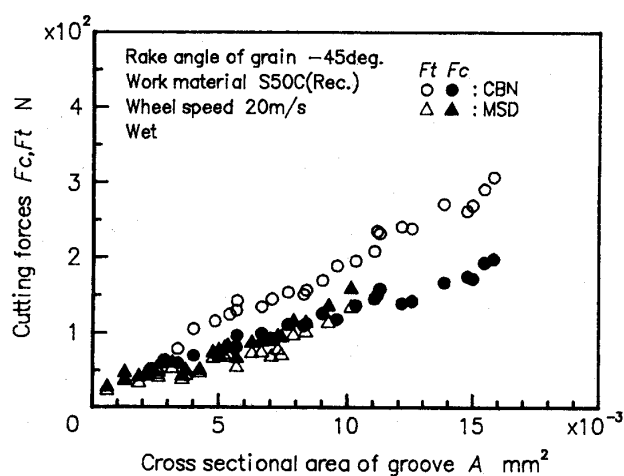


Fig. 6 Influence of grain type on cutting forces

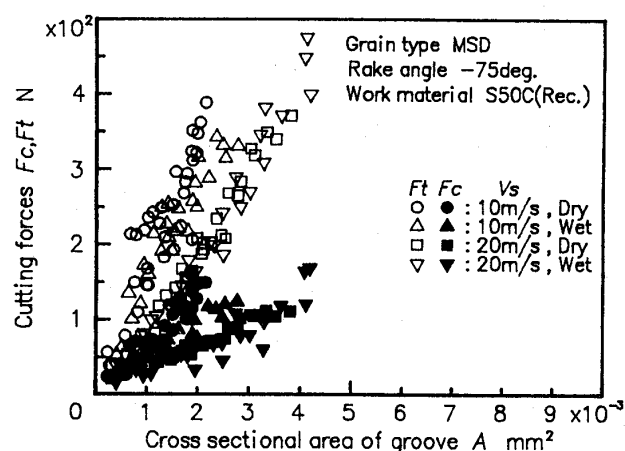


Fig. 8 Influence of cutting speed and lubricant

ると、主分力、背分力共にMSD砥粒による切削の場合の方がはるかに大きな値を示しているのが分かる。次に図6に切削速度20m/sで、すくい角-45°の砥粒を用いた場合の両砥粒による抵抗を示す。図5の場合と異なり、この条件ではMSD砥粒による切削の場合の方が主分力、背分力共に小さい値を示している。一般に、鋼のダイヤモンド砥石による研削では抵抗が大きく砥石の摩耗が著しいため、鋼の研削には不向きであると言われているが、この実験結果により、ダイヤモンド砥石による研削抵抗は必ずしも大きいものではなく、条件によってはかなり小さくなると言える。

図7と図8にすくい角-75°のCBNとMSD砥粒において、切削条件を変化させた場合の切削条痕断面積と切削抵抗の関係を示す。CBN砥粒においては同じすくい角の場合、切削条件を変えても切削抵抗はほとんど変化していないのがわかる。一方、MSD砥粒による切削の場合には主分力、背分力共に切削条件の影響を大きく受けているのが分かる。乾式・湿式いずれの場合も、切削速度が大きいほど切削抵抗は小さく

なっている。また、切削速度10m/sの場合には乾式より湿式の方が切削抵抗は小さくなっているが、20m/sの場合には乾式と湿式の差は見られない。

3.2 比切削抵抗

上述の実験結果より条痕断面積と切削抵抗はほぼ比例関係にあることが明らかになった。そこで単位切削面積当たりの切削抵抗の平均値を各切削条件による結果に対して計算した。切削速度10m/sと20m/sに対してCBN砥粒とMSD砥粒を比較した結果が図9と図10にそれぞれ示される。これらの図よりCBN砥粒による切削抵抗はすくい角以外の切削条件にほとんど影響を受けないことが分かる。また、すくい角が負に大きい程背分力は大きくなっているが、主分力はすくい角によってもほとんど変化していない。一方MSD砥粒では切削抵抗が切削条件によって大きく影響を受けているのが分かる。切削速度による影響は顕著で、いずれのすくい角においても高速切削の場合は低い切削抵抗値を示す。また、すくい角の影響は、CBN砥粒の場合と比較して著しく、-75°の場合ではCBN砥

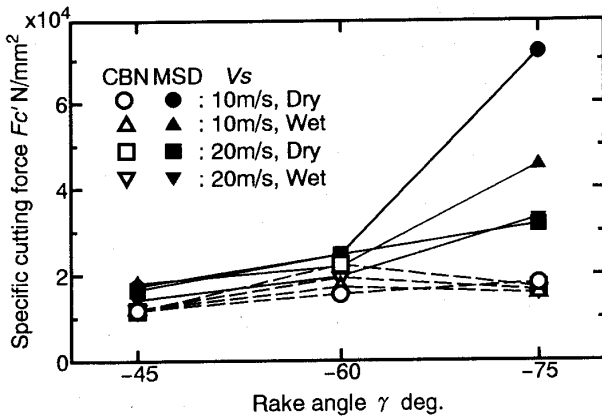


Fig. 9 Specific cutting force

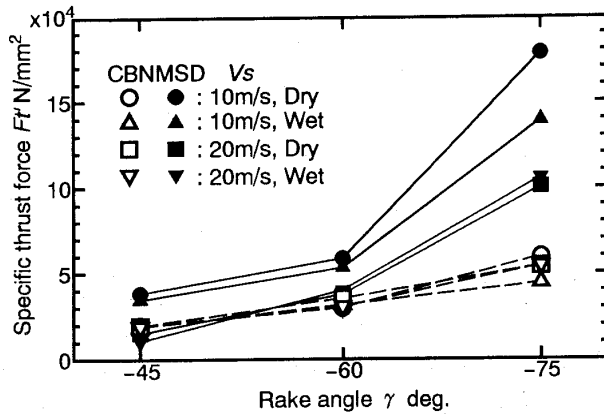


Fig. 10 Specific thrust force

粒の3倍近い抵抗値を示している。また、主分力も切削速度およびすくい角に大きな影響を受けている点において、CBN砥粒による切削と大きな違いがある。

3.3 摩擦角

図11にすくい角 -45° のCBN砥粒による抵抗値より算出したすくい面における摩擦角 β を示す。摩擦角は式(1)により計算される値で、すくい面に垂直な方向の力と滑り方向の力との比を示すものである。

$$\beta = \tan^{-1} \frac{F_c \cdot \sin \gamma + F_t \cdot \cos \gamma}{F_c \cdot \cos \gamma - F_t \cdot \sin \gamma} \quad (1)$$

しかし実際のすくい面前方での変形状態は複雑であるため、この値が被削材と工具との摩擦係数を直接表すものではなく、どちらかと言えば、切りくず生成状態に関する情報を含んだ値と考えた方がよい。この図より条痕断面積がある程度以上になると、摩擦角はほぼ一定の値に落ち着くのが分かる。この傾向は他のすくい角でも、またMSD砥粒でも同じであるため、砥粒先端のノーズ半径の影響によるものと考えられる。

図12には摩擦角がほぼ一定になった領域での値をすくい角に対して示してある。鋼材に対するCBNの摩擦係数は0.4程度⁷⁾であるため、すくい面に沿って切

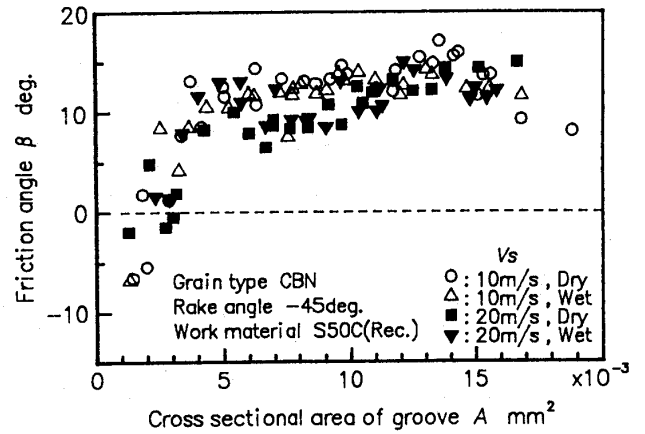


Fig. 11 Friction angle vs. cross sectional area of groove

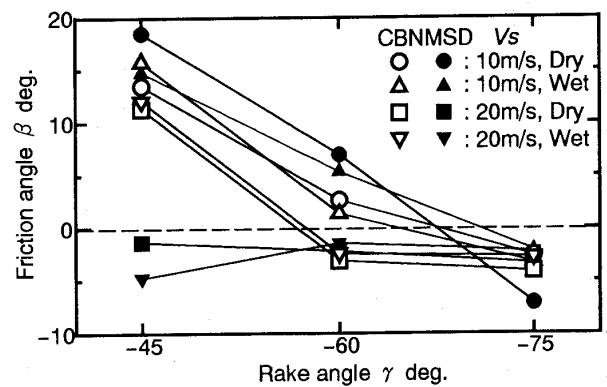


Fig. 12 Friction angle vs. rake angle

りくずが滑るときの摩擦角は $\tan^{-1}0.4=21.8^\circ$ 程度になると考えられる。いずれの条件においても、すくい角 -45° のときはそれに近い値を示すが、すくい角が負に大きくなると摩擦角は小さくなり、ついには負の値になる。切削速度の影響はすくい角 -60° の場合に明確に見られる。切削速度が大きくなると、すくい面近傍での温度上昇による材料の軟化のためと考えられる。次に、ダイヤモンドの鋼材に対する摩擦係数0.08⁷⁾に対応する摩擦角は 4.6° 程度であるが、MSD砥粒による切削速度10m/sの条件では、小さい負のすくい角の場合には摩擦角の値はそれよりはるかに大きな値を示している。すくい角が負に大きくなるとCBN砥粒の場合と同様に摩擦角の値は小さくなる。しかし切削速度20m/sでは、すくい角によらず摩擦角はほぼ一定で -3° 前後を示した。そのため、この条件では切りくず生成機構が異なっているものと予想される。

通常の摩擦現象を考えると摩擦角の値はすくい面と被削材(切りくず)との摩擦係数の値より小さくなると考えられるが、図12ではダイヤモンド砥粒による摩擦角の値が $\tan^{-1}\mu$ よりはるかに大きい値を示した。また、MSD砥粒による切削ですくい角 -45° の高速切削では切削抵抗が小さく良好な切りくず生成状態で

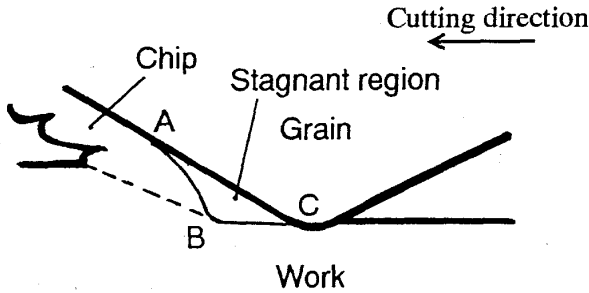


Fig. 13 Chip formation with negative rake angle

あるにもかかわらず負の摩擦角を示している。

そこで種々の条件における切りくず生成状態が摩擦角の値をどのように変化させるかを以下に考察する。

3.4 滞留層

図13に負のすくい角による切削状態を示す。大きな負のすくい角による切削では切りくずの生成において単一のせん断面において切りくず生成が行われず、図中のABCで囲まれる滞留層と呼ばれる特徴的な三角形領域が発生する⁴⁾。この滞留層の境界線はひとつのすべり線であると考えられる。この時、点Aにおいて固着摩擦の状態になっているので、

$$\sigma > \tau_y / \mu, \quad \tau = \tau_y \quad (2)$$

である (τ_y :降伏せん断応力)。ここから滞留層の下方のすべり線ABに沿って $\tau = \tau_y$ であり、垂直応力はその点の静水圧で置き換えられ、すべり線の回転と共に $2\theta \tau_y$ (θ :回転角)の割合で増加する。回転角は最大でもすくい角を越えることはないので滞留層に対する法線力の最大値は次式で与えられる。

$$\sigma_{max} = \tau_y (1/\mu + 2\gamma) \quad (3)$$

点Bにおいて材料の流れは逆方向になり、 τ の方向がすべり線に対して逆向きになる。点Cのノーズ部で滞留層は消滅し固着摩擦状態が終わる。滞留層の周りのすべり線に沿ったこれらすべての合力と滞留層上側のすくい面に作用する力が釣り合うため、すべり線に沿った合力のすくい面に平行な成分 F_s はすくい面での摩擦力を越えることはない。すなわち摩擦角も滞留層の発生によってその絶対値が摩擦係数の値を越えることはない。しかし滞留層下側のBCの長さ l_{BC} とABの長さ l_{AB} の比で滞留層の部分ACにおいてのすくい面の摩擦力は

$$-\mu F_n < F_s < \mu F_n \quad (4)$$

の範囲の値をとれるので、 μ の値の大きいCBNでは摩擦力は大きく変化する。

3.5 切残しの影響

すくい角が負に大きくなるほど材料の切残しが大き

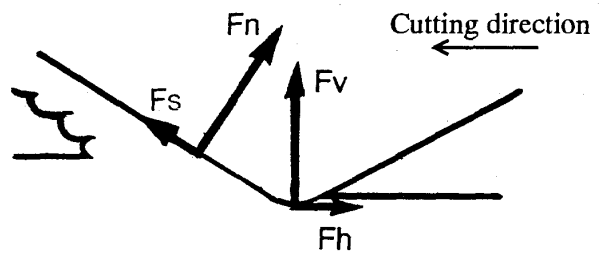


Fig. 14 Forces caused by cutting and plowing

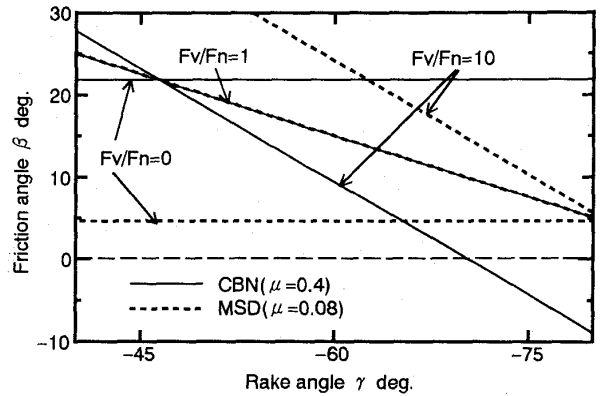


Fig. 15 Friction angle influenced by plowing

くなるため、ノーズ付近では大きな面圧がかかってくる。砥粒形状が先端に対して対称であるので合力の方向は垂直方向であり、摩擦力の合力は水平方向に働くと考えられる。そのトータル力を F_v, F_h とすると、方向はすくい面に対して $(\tan^{-1}(F_h/F_v) - \gamma)$ である。この力は切残し量が増大するにつれて大きくなり、摩擦角への影響が顕著になる。切りくずによりすくい面にかかる力を F_n, F_s とし、 $F_s/F_n = F_h/F_v = \mu$ と仮定したときに測定される摩擦角は次式で与えられる。

$$\beta = \tan^{-1} \frac{F_v(\mu \cdot \sin \gamma + \cos \gamma) + \mu F_n}{F_v(\mu \cdot \cos \gamma - \sin \gamma) + F_n} \quad (5)$$

図15に式(5)で計算される切残しによる力の影響を示す。CBN, MSDいずれの場合も切残しによる力の影響は負のすくい角の増加に対して摩擦角を減少させる方向に働く。しかし、この力による摩擦角の値への影響は、力の方向が切りくず生成によるすくい面上の力の方向と一致したときに零になるので

$$\tan^{-1} \frac{F_h}{F_v} - \gamma = \frac{\pi}{2} - \tan^{-1} \frac{F_s}{F_n} \quad (6)$$

ここで、 $F_s/F_n = F_h/F_v = \mu$ の仮定より

$$\gamma = 2 \tan^{-1} \mu - \pi/2 \quad (7)$$

となる。 μ に両砥粒の摩擦係数を代入すると、CBN

では -46.4° 、MSDでは -80.1° のすくい角の時には上滑りによる力は摩擦角の値に影響を与えないことになる。また、 $F_v/F_n=1$ のときには両砥粒による摩擦角の変化は同一の直線になり、CBNとMSDは摩擦角において全く同じ傾向を示すことになる。すなわち、摩擦角の計算値が摩擦係数から予測されるよりはるかに大きな値を示したのは材料の切残しによるノーズ部分での大きな力の影響であり、実際にすくい面上で摩擦力を上回る大きなせん断応力が発生しているわけではないと考えられる。

結局、材料の切残しが発生するような条件での切削ではCBN、MSD両砥粒共に摩擦角がすくい角によって同じように変化する。しかし、摩擦係数の違いにより、良好な切削状態を示す摩擦角の値自体が違うので、同じ摩擦角の値が同じ切りくず生成状態を表しているわけではない。たとえばMSD砥粒による高速切削では摩擦角の値が零に近い負の値で一定しているので、材料が砥粒に対して下方に流れ切りくずを出さないように見えるが、MSD砥粒では摩擦係数に近い値で一定している切残しの少ない非常に良好な切削状態であると推測される。

3.6 側方流れの影響

図12と図15を比較すると、いずれの条件においても 10° ほど実験値の方が負の方向にシフトしている。使用した成形砥粒の幅は最大切込みに対して十分大きく砥粒幅の中央付近では二次元切削が実現できていると考えられるが、砥粒両端においてのサイドフローはやはり発生する(図4)。大きな負のすくい角では滞留層の上端は材料上面より上の位置にあるので、少なくとも砥粒両端から切込み深さと同程度の範囲の材料が滞留層前方のすべり面を側方に流れると考えられる。発生する力の方向は被削材表面と平行な面内であると近似でき、切削方向に垂直な力の成分は工具形状あるいは滞留層が砥粒両端において対称であるため打ち消され、切削方向成分のみが残る。すなわち、サイドフローによる力の方向はすくい面に対して $(\pi/2-\gamma)$ であるため常に摩擦角を減らす方向に働くことになり、サイドフローの影響によりすべての摩擦角は実際の値より負の方向にシフトすると考えられる。そのため -45° のMSD砥粒による高速切削でも摩擦角は負の値を示し、材料がすくい面を下方に流れ切残しを生じるかのように見える場合がある。

以上より摩擦角の値は摩擦係数の値と滞留層の状態、サイドフローの影響を受けることが分かる。切りくず生成状態の良否による切残しの大小と摩擦角の値そのものが直接に結びつくものではない。

4. 結 論

- (1) CBN砥粒はほとんどの場合にダイヤモンド砥粒よりかなり小さな切削抵抗を示すが、負のすくい角が小さく切削速度が大きい場合には、ダイヤモンド砥粒の方が小さい抵抗値を示す。
- (2) すくい角を負に大きくすると、CBN砥粒では背分力が増加し主分力はほとんど変化しないが、ダイヤモンド砥粒では二分力共に著しく増加する。
- (3) CBN砥粒は加工条件の影響をほとんど受けず常に同程度の切削抵抗を示すが、ダイヤモンド砥粒では特に切削速度の影響を大きく受ける。
- (4) CBN砥粒における摩擦角はすくい角が負に大きい程小さい。ダイヤモンド砥粒では切削速度が小さいとCBN砥粒と同様の傾向を示すが、高速切削ではすくい角に関係なくほぼ一定の値を示す。
- (5) CBN砥粒では摩擦係数が大きいため切りくずが良好に除去されている状態においても滞留層の影響により摩擦角は大きく変化すると判断される。
- (6) 材料の切残しによって砥粒先端部に発生する力やサイドフローによって砥粒両端部に生じる力が摩擦角を大きく変化させると考えられる。

なお、切削抵抗の違いの原因や、それが加工表面に与える影響を明らかにするためには切りくず生成状態の直接観察が必要であるが、それについては続報にて追究する予定である。

最後に、この研究を行うに当たり単粒工具の製作にご協力頂いたノリタケダイヤ^(株)および実験に協力頂いた当時本学学生の井田和樹君に厚くお礼申し上げます。なお、この研究の一部は平成2年度科学研究費補助金奨励研究(A)02750089により行われた。

参 考 文 献

- 1) 大淵慶史, 松尾哲夫: 超砥粒砥石による生材の研削加工面性状, 砥粒加工学会誌, 33, 1 (1989) 17.
- 2) R. Komanduri: Some Aspects of Machining with Negative Rake Tools Simulating Grinding, Int. J. Mach. Tool, 11, 12 (1971) 223.
- 3) S. Malkin: Negative Rake Cutting to Simulate Chip Formation in Grinding, Ann. CIRP, 28, 1 (1979) 209.
- 4) 喜田義宏, 井戸守, 泰茂城: 切りくずの生成機構, 精密機械, 43, 8 (1977) 944.
- 5) 松尾哲夫, 大島栄一: 上向き単粒研削法による超砥粒の評価, 精密工学会誌, 52, 12 (1986) 112.
- 6) T. Matsuo, S. Toyoura, E. Oshima & Y. Ohbuchi: Effect of Grain Shape on Cutting Force on Superabrasive Single-Grit Tests, Ann. CIRP, 38, 1 (1989) 323.
- 7) 松尾哲夫, 豊浦茂, 河端則次: 超砥粒の摩擦特性, 潤滑, 31, 10 (1986) 691.