CBN 砥石によるクリープフィード 研削に関する研究*

—砥石摩耗特性—

市田良夫** 貴志浩三** 須山祐司*** 大久保準一郎†

Study on Creep Feed Grinding with CBN Wheels
—Characteristics of Wheel Wear—

Yoshio ICHIDA, Kozo KISHI, Yuji SUYAMA and Junichiro OKUBO

This paper presents the experimental investigation on the wear characteristics of CBN wheels in creep feed grinding. The obtained results are as follows : (1) As the wheel depth of cut decreases at a constant stock removal rate, the grinding force per a grain cutting edge f_{ts} increases almost power functionally and the mechanism of wheel wear changes rapidly from the attrition type to the micro-fracture type when the f_{ts} value exceeds a critical value $f_{ts}(c)$. (2) The volumetric wheel wear rate takes a minimum value at the critical condition.

Key words : CBN wheels, creep feed grinding, wheel wear, attrition type wear, micro-fracture type wear, wheel wear rate

1. 緒 論

CBN 砥粒は一般に、研削中の熱的・化学的作用等によって引き起こされる摩滅型摩耗に対して、従来の砥粒とは比較し得ないほどのすぐれた耐摩耗性を備えている¹⁾²⁾。この性質は、摩滅摩耗の発生しやすい条件下で行われるクリープフィード研削においては特に重要な役割を担うと考えられ、著者らはこの性質をより効果的に利用することによって、従来の砥粒を用いたクリープフィード研削では得難い多くの利点をもった新しいクリープフィード研削技術を発展させていくことが可能であろうと考える。

本研究は、以上の観点から、CBN 砥粒のもつ卓越した耐摩滅摩耗性に着目し、この特性を研削中より効果的に発揮させるための条件あるいは方法を究明していくことによって、クリープフィード研削の高能率化並びに高精度化を促進させようとするものである。本報では、まず、クリープフィード研削と通常の研削に

おける砥石摩耗特性の相違を明らかにし、同時に砥石摩耗を低減するための条件がその摩耗形態と関連して導かれることを明らかにしたので報告する。

2. 実験装置と方法

研削実験は横軸平面研削盤（テーブル速度：10 mm/min～25 mm/min 連続可変）による下向き平面プランジ研削方式で行った。主な研削条件を表1に示す。CBN 砥石はブレーキ型ドレッシング装置による粗ドレッシング（WA 80 K、切込み 5 μ m、送り 0.2 mm/rev）を行った後、インプリ型ダイヤモンドドレッサによる仕上ドレッシング（切込み 2.5 μ m、送り 0.2 mm/rev）を行い実験に供した。研削抵抗 2 分力、砥石摩耗量等の測定を行うと共に、砥石作用面の切れ刃分布を触針法で測定した（触針：先端半径 5

Table 1 Experimental conditions

Grinding wheel	CBN (Type II) 140 R 100 B (S5) Wheel size : 200×10×50.8 mm
Peripheral wheel speed	$V=1800$ m/min
Work speed	$v=45-18000$ mm/min
Wheel depth of cut	$t=0.01-4$ mm
Grinding width	$B=5$ mm
Grinding fluid	Emulsion type (JIS W-1-2) 10% dilution, 7.2 l/min

* 原稿受付 昭和63年12月20日。昭和57年度精機学会秋季大会学術講演会（昭和57年10月19日）および昭和62年度精密工学会春季大会学術講演会（昭和62年3月27日）にて発表

** 正 会 員 宇都宮大学工学部（宇都宮市石井町 2753）

*** 宇都宮大学大学院

† 鶴岡工業高等専門学校（鶴岡市井岡字沢田 104）

Fig. 1 Variation of wheel wear volume with stock removal

μm の円すい型ダイヤモンド、測定速度 1 mm/min 、測定長さ約 200 mm)¹⁾。また砥石摩耗の形態を二段レプリカ (FRI-SEM) 法を用いて観察した¹³⁾。なお、被削材として、高炭素クロム軸受鋼 SUJ 2 (熱処理：焼入れ・焼戻し、硬さ HRC 61.5、寸法 $100 \times 5 \times 30\text{ mm}$) を使用した。

3. 砥石摩耗率と摩耗形態

クリープフィード研削における砥石摩耗の特徴を詳細に把握するため、単位時間・単位研削幅当たりの研削量すなわち研削除去率 $Z' = vt$ (v ：工作物速度、 t ：砥石切込み) を一定として、 v と t の組合せを通常の研削からクリープフィード研削の条件まで広範囲に変化させた一連の研削実験を行った。図 1 は、 $Z' = 180\text{ mm}^3/\text{mm} \cdot \text{min}$ 一定とした場合の実験結果で、 v と t の代表的な組合せについて、研削量 V_w の増加に伴う砥石摩耗量 V_g の変化を示したものである。ただし、 V_g は単位砥石幅当たりの摩耗体積で、 $V_g = \pi D \cdot \Delta R$ (ΔR ：砥石半径摩耗量、 D ：砥石直径) で与えられる。一定の体積を研削する場合、クリープフィード研削での砥石摩耗量は通常の研削に比べてかなり少なく、例えば $t = 2\text{ mm}$ のクリープフィード研削での摩耗量は $t = 0.01\text{ mm}$ の通常研削の場合の半分程度となることがわかる。またいずれの条件においても、初期摩耗域を除けば、 V_g は V_w にほぼ比例して増大するとみなされるので、これらの回帰直線の傾きを r_g で代表すると、 V_g は次式のように表される。

$$V_g = V_g' + r_g V_w \quad (1)$$

ここで、 r_g は単位研削量当たりの砥石摩耗量を表す無次元の値で、砥石体積摩耗率と呼ぶことにする。また V_g' は初期摩耗に関係する定数と考える。 r_g は、

Fig. 2 Variation of radial wheel wear with grain cutting distance

通常の研削からクリープフィード研削へと研削条件が移行するに伴い、すなわち t が増大するに伴い、順次減少するようになるが、 t が約 0.8 mm を越えると逆に増大するようになるのがわかる。このような変化は、高速度鋼や耐熱合金の研削においても、また他の仕様の CBN 砥石を用いた場合においても同様に認められることから⁴⁾、著者らはこの変化が CBN 砥石の摩耗挙動を特徴づける一つの重要な現象であろうと考え、以下のような考察を行った。

砥粒切込み深さ $g_{\max}$ 、砥粒切込み深さ係数 ϕ_g 、砥粒研削距離 L_c は各々次の近似式で表される。

$$g_{\max} = 2\lambda \frac{v}{V} \sqrt{\frac{t}{D}} = 2\lambda \phi_g \quad (2)$$

$$\phi_g = \frac{v}{V} \sqrt{\frac{t}{D}} \quad (3)$$

$$L_c = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{V}{Z'} \cdot \frac{V_w}{\sqrt{D}} \cdot \sqrt{t} \quad (4)$$

ここで、 λ は連続切れ刃間隔で、静的切れ刃分布や研削条件によっても変化する。また、 V は砥石周速度である。式 (4) において V 、 Z' および D を一定とすれば、単位研削量を研削する場合の L_c は $\sqrt{t}$ に比例して増大することがわかる。また式 (4) は

$$V_w = \pi D \cdot L_c \cdot \phi_g = \left(\frac{\pi D}{2\lambda} \right) \cdot L_c \cdot g_{\max} \quad (5)$$

のように表されるので、一定量を研削する場合の L_c と $g_{\max}$ (λ 一定) との間には反比例の関係があることもわかる。そこで、図 1 の結果を砥粒研削距離に対してプロットしなおしてみると図 2 のようになる。 ΔR は L_c の増加とともにほぼ直線的に増大するとみられるので、その傾きを R_g とすると、 ΔR は次式で表す

Fig. 3 Comparison of radial wheel wear rate and volumetric wheel wear rate in conventional and creep feed grinding

Fig. 4 Comparison of radial wheel wear rate and volumetric wheel wear rate in conventional and creep feed grinding

ことができる。

$$\Delta R = \Delta R' + R_g L_c \quad (6)$$

ここで、 R_g は単位砥粒研削距離当たりの砥石半径摩耗量を表す無次元量で、砥石半径摩耗率と呼ぶことにする。 R_g は t の増大とともに常に減少していることがわかる。

以上のようにして求められた R_g および r_g を v と t の組合せの変化に対して示すと図3のようになる。上述したように、 t の増加とともに砥石半径摩耗率 R_g は常に減少しているが、砥石体積摩耗率 r_g は $t = 0.84$ mm 付近まで減少し、 t がそれを越えると逆に増大している。すなわち r_g は $t = 0.84$ mm 付近で最小値を示すことがわかる。 R_g と t または v との関係は、図4に示すように、両対数紙上 $t = 0.84$ mm 付近で交わる2本の直線で近似されるので、 R_g は次のように表すことができる。

範囲 A ($t \geq 0.84$ mm, $v \leq 213$ mm/min)

$$R_g = 5.25 \times 10^{-10} \cdot t^{-0.426} = 5.75 \times 10^{-11} \cdot v^{0.426} \quad (7)$$

範囲 B ($t < 0.84$ mm, $v > 213$ mm/min)

$$R_g = 5.05 \times 10^{-10} \cdot t^{-0.658} = 1.66 \times 10^{-11} \cdot v^{0.658} \quad (8)$$

ここで、定常摩耗域において、ある研削量 V_w を除去するときの砥石半径摩耗量を ΔR 、砥石摩耗体積を V_g 、砥粒研削距離を L_c とすると、体積摩耗率 r_g は次式で与えられる。

$$r_g = \frac{V_g}{V_w} = \frac{R_g}{\phi_g} = \pi D \cdot R_g \cdot L_c' \quad (9)$$

ただし、

$$R_g = \frac{\Delta R}{L_c} \quad (10)$$

$$L_c' = \frac{L_c}{V_w} = \frac{1}{\pi D} \cdot \frac{1}{\phi_g} \quad (11)$$

で、 L_c' は単位体積を研削するときの砥粒研削距離を表している。ここで、 $Z' = 180$ mm³/mm³・min、 $V = 1800$ m/min、 $D = 200$ mm とすると、

$$L_c' = 225.2 \cdot t^{0.5} = 3.021 \cdot v^{-0.5} \text{ mm/mm}^3 \quad (12)$$

従って、式(7)、(8)、(9)、(12)から、 r_g は次のように表される。

範囲 A ($t \geq 0.84$ mm, $v \leq 213$ mm/min)

$$r_g = 7.42 \times 10^{-5} \cdot t^{0.074} = 1.09 \times 10^{-4} \cdot v^{-0.074} \quad (13)$$

範囲 B ($t < 0.84$ mm, $v > 213$ mm/min)

$$r_g = 7.14 \times 10^{-5} \cdot t^{-0.158} = 3.14 \times 10^{-5} \cdot v^{0.158} \quad (14)$$

このように、 t の増加とともに、 R_g は式(7)、(8)に従って減少するが、反面 L_c' は式(12)に従って増大するようになるので、これらの積として与えられる r_g は、範囲 B では減少し、範囲 A では増加するようになる。すなわち、 r_g は範囲 A と B の境界で最小値をとるようになることがわかる。

一方、図4に示す研削比 G は、砥石体積摩耗率の逆数 $1/r_g$ であり、これを t または v の関数として表すと次のようになる。

範囲 A ($t \geq 0.84$ mm, $v \leq 213$ mm/min)

$$G = 1.35 \times 10^4 \cdot t^{-0.074} = 9.17 \times 10^3 \cdot v^{0.074} \quad (15)$$

範囲 B ($t < 0.84$ mm, $v > 213$ mm/min)

$$G = 1.40 \times 10^4 \cdot t^{0.158} = 3.18 \times 10^4 \cdot v^{-0.158} \quad (16)$$

以上のように、研削除去率を一定として、通常の研削からクリープフィード研削へと研削条件を変化させると、砥石半径摩耗率は常に減少するようになるが、ある条件を境としてその減少率が急激に低下する現象が現れ、この条件で砥石体積摩耗率が最小値(研削比が最大値)をとるようになることが明らかとなった。

そこで次に、このような現象がなぜ生じるのかを検

Fig. 5 SEM photographs of grain cutting edge on wheel working surface
Wheel : CBN 140 R100 B, Work : SUJ 2, $Z' = 180 \text{ mm}^3/\text{mm} \cdot \text{min}$,
 $V = 1800 \text{ m/min}$, $V_w = 16000 \text{ mm}^3/\text{mm}$

討するため、 v と t の組合せと砥石摩耗形態の関係を FRI-SEM 法を用いて詳細に観察した。まず図 5 (a) および (b) は、範囲 B における観察結果の代表的な例を示したものである。この範囲では、研削の全過程を通して、図の観察例にみられるように、凹凸のある鋭い切れ刃を持った砥粒が多く観察され、摩滅摩耗によって平坦化した砥粒はほとんど認められない。この範囲での摩耗は主として、砥粒先端の微小な破壊にもとづいて起こり、砥粒が大きく破壊したり、脱落することもまれである。また t の増大とともに微小破壊の規模が小型化し、これに伴って砥粒の先端が全体的に漸次鈍い形状に変化する傾向がみられる。

さらに、砥石切込み深さが 0.84 mm を越えるようになると、砥石作用面には、図 5 (c) および (d) の観察例にみられるように、平坦に摩耗した砥粒が現れるようになる。その表面には研削方向と平行に摩耗条痕が生成されており、切れ刃の摩耗が熱・化学的作用あるいは機械的作用等によって連続的に進展していることを示している。またこのような摩滅型摩耗は、砥石切込み深さが大きくなるほど生じやすくなる傾向にあるが、本実験のいずれの条件においても、その進行速度は極めて緩やかであって、例えば $V_w = 16000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 研削後においても、摩耗平坦面積率は高々 1% 程度であった。

以上のように、範囲 B では主に破壊型の摩耗が、また範囲 A では摩滅型の摩耗が生じやすくなることが確認され、前述した砥石摩耗率の特徴的な変化が、このような摩耗形態の急速な変化によってもたらされる現象であることが明らかとなった。

4. 砥石作用面性状と研削抵抗

前章の結果をさらに明確にするため、 v と t の組合せの変化が砥石作用面の性質並びに研削抵抗にどのような影響を及ぼすかを検討した。

まず図 6 は、研削前後における砥石作用面の円周方向プロファイルの変化を、通常の研究とクリープフィード研削における代表的な条件について比較したものである。研削後の両波形を比較してみると、 $t = 2 \text{ mm}$ のクリープフィード研削の場合、 $t = 0.01 \text{ mm}$ の普通研削の場合に比べて、砥粒と砥粒の間隔が広く、切れ刃の分布が全体的に粗くなっているように見える。しかし砥石最外周面近傍にある切れ刃に限って

比較してみると、普通研削の場合よりもむしろクリープフィード研削の場合の方が砥粒先端がそろっており、切れ刃が密に分布しているのがわかる。摩滅型の

Fig. 6 Comparison of profile of wheel working surface in conventional and creep feed grinding
Wheel : CBN 140 R100 B, Work : SUJ 2, $Z' = 180 \text{ mm}^3/\text{mm} \cdot \text{min}$, $V = 1800 \text{ m/min}$

Fig. 7 Variation of static and dynamic cutting edge density with stock removal

摩耗が生じやすいクリープフィード研削では、突出した切れ刃が摩滅摩耗によって連続的に後退するようになるから、ランダムでしかも突発的に起こる破壊型の摩耗の生じやすい普通研削に比べて、切れ刃の先端がそろいやすいものと考えられる。

これらのプロファイル曲線から、砥粒切れ刃密度を求めた結果の代表的な例を図7に示す。図中 C_s' は静的切れ刃密度⁵⁾を、また C_d' は図中小図に示すように、砥石-工作物の運動機構を考慮して求めた動的切れ刃密度⁵⁾を示す。いずれの条件においても、 C_s' 及び C_d' は共に、研削初期で急速に減少し、やがてほぼ一定の値を保つようになる。また前述したように、砥石最外周面から $10 \mu\text{m}$ までに存在する切れ刃の密度 C_s' ($z=10 \mu\text{m}$) は通常の研削の場合よりも小さいが、 $2.5 \mu\text{m}$ までに存在する切れ刃の密度 C_s' ($z=2.5 \mu\text{m}$) はその逆となっているのがわかる。一方、クリープフィード研削における砥粒切込み深さ係数 ϕ_g は、式(3)から明らかなように、通常の研削に比べてかなり小さくなるから、切れ刃の分布状態が静的に同じであっても、クリープフィード研削における動的切れ刃密度は通常の研削の場合よりも相当小さくなるはずである。しかし上述したように、クリープフィード研削では、通常の研削の場合に比べて、砥石最外周面近傍の静的切れ刃密度が大きいので、クリープフィード研削の C_d' は通常の研削の場合に比べてそれほど小さくなることはない。切れ刃密度と研削条件との関係については後述する(図10)。

一方、図8は、研削の進行に伴う研削抵抗の変化を、通常研削とクリープフィード研削の代表的な条件について例示したものである。ただし、接線研削抵抗 F_t 及び法線研削抵抗 F_n はいずれも、その合力が接触弧の中央に作用すると仮定し、実験によって求めた研削

Fig. 8 Variation of grinding force components and ratio of force components with stock removal

Fig. 9 Comparison of grinding force components and ratio of force components in conventional and creep feed grinding

抵抗の水平及び垂直方向分力から換算したものである⁶⁾。一般に研削抵抗は、接線及び法線抵抗ともに、前述した切れ刃密度とよく対応した変化をみせ¹⁾、研削の初期で急速に減少し、やがて一定値を保持するようになる。そこでこの定常域での接線及び法線研削抵抗をそれぞれ F_{ts} 及び F_{ns} とし、 v と t の組合せの変化に対して示すと、図9のようになる。砥石切込み深さが大きくなるに従って、 F_{ts} 及び F_{ns} は共に増大するようになるが、特に F_{ns} が大きくなりやすく、このため2分力比 F_{ts}/F_{ns} は t の増加とともに減少するようになるのがわかる。

さて、研削中1個の切れ刃に作用する研削抵抗の大きさは、砥石摩耗を左右する主要な因子となることが知られている。そこでここでは、上述した研削抵抗及

Fig. 10 Comparison of grain cutting force, grain cutting edge density and grain cutting distance per unit stock removal in conventional and creep feed grinding

び砥粒切れ刃密度の測定結果から、単一切れ刃当たりの研削抵抗（切れ刃抵抗） f_{ts} を次式により評価した。

$$f_{ts} = \frac{1}{(C_{ds}')^2} \cdot \frac{F_{ts}}{l_c} \quad (17)$$

ここで、 C_{ds}' は定常域における動的切れ刃密度で、各種条件下で得られた C_{ds}' の測定結果を図 10 に示す。

また l_c は接触弧長さで、 $l_c = \sqrt{tD}$ として求めた。切れ刃抵抗 f_{ts} は、図 10 に示すように砥石切込み深さの増加と共にべき関数的に減少し、クリープフィード研削での f_{ts} は通常の研削に比べてかなり小さくなるのがわかる。例えば、 $t=2$ mm のクリープフィード研削での f_{ts} は、 $t=0.01$ mm の通常研削の場合の 1/15 以下となっている。なお、図 10 において、 f_{ts} と v または t との間にはほぼ次の関係が成立している。

$$f_{ts} = 3.34 \cdot t^{-0.340} = 0.571 \cdot v^{0.340} \text{ (N)} \quad (18)$$

ところで一般に、研削速度を一定とすれば、砥粒切れ刃に作用する研削抵抗の大きさ、つまり切れ刃抵抗 f_{ts} と砥粒切れ刃が工作物と接触・摩擦する累積距離、つまり砥粒研削距離 L_c が、研削砥石の摩耗を支配する主要な因子となると考えられるが、砥石半径摩耗率 R_g は、その定義から単位砥粒研削距離当たりの砥石半径摩耗量を表しているから、 L_c の影響を受けない。すなわち、砥石の摩耗が上記 2 大因子に支配されるとすれば、 R_g は f_{ts} のみによって支配されると考えられる。従って図 4 において、 t の増大に伴い R_g が減少するのは主に f_{ts} が小さくなることによってもたらされると考えることができる。一方、砥石体積摩耗率 r_g は、式 (9) から明らかなように、 R_g と L_c の積で与えられるから、 f_{ts} だけでなく L_c の影響も受ける。従って、 t が大きくなり、これに伴って f_{ts} が式 (17) に従って減少しても、逆に L_c が図 10 の点線

Fig. 11 Effect of grain cutting force on wheel wear rate and grain cutting distance per unit stock removal

(式 (12)) で示すように増大するから、 r_g は t が大きくなっても必ずしも減少するとは限らない。すなわち、図 4 の範囲 A において、 t の増大とともに r_g が増大するのは、 f_{ts} が小さくなって R_g が減少する割合に比べて、 L_c の増大する割合が大きくなるために生じるものである。このように、 r_g は f_{ts} と L_c の両方の影響を受けるが、範囲 B では L_c よりも f_{ts} の影響を、また範囲 A では f_{ts} よりも L_c の影響を強く受けていると考えることができる。

5. 切れ刃抵抗と砥石摩耗率の関係

図 11 は、前章で求めた切れ刃抵抗と砥石摩耗率の関係を示したものである。 f_{ts} と R_g の関係は、 $f_{ts} = 3.5$ N 付近で交わる 2 本の直線で近似され、次のように表すことができる。

$f_{ts} \leq 3.5$ N (範囲 A)

$$R_g = 1.16 \times 10^{-10} \cdot f_{ts}^{1.253} \quad (19)$$

$f_{ts} > 3.5$ N (範囲 B)

$$R_g = 4.90 \times 10^{-11} \cdot f_{ts}^{1.935} \quad (20)$$

ここで、 f_{ts} の臨界値 $f_{ts}(c) \approx 3.5$ N は、図 4 における範囲 A と B の境界 $t \approx 0.84$ mm に対応している。すなわち、 R_g は f_{ts} の増加とともにべき関数的に増大するが、 f_{ts} が $f_{ts}(c)$ よりも小さい範囲では摩滅型の摩

耗が生じやすく、 f_{ts} が $f_{ts}(c)$ を越えるようになると破壊型の摩耗が生じるようになることがわかる。このように、砥石摩耗の形態が摩滅型から破壊型に移移する現象が、切れ刃抵抗 f_{ts} と密接に関係して起こるのであることが明らかになった。

一方、図 11 において、単位研削量当たりの砥粒研削距離 L_c' は、切れ刃抵抗の増加と共にべき関数的に減少することがわかり、 L_c' と f_{ts} の間にはほぼ次の関係が成立している。

$$L_c' = 1.326 \times 10^3 \cdot f_{ts}^{-1.470} \quad \text{mm} \quad (21)$$

従って、砥石体積摩耗率 r_g は、式(9)、(19)、(20)、(21)から、次のように表される。

$f_{ts} \leq 3.5 \text{ N}$ (範囲 A)

$$\begin{aligned} r_g &= 7.283 \times 10^{-8} \cdot (f_{ts}^{1.253}) \cdot [L_c'] \\ &= 9.656 \times 10^{-5} \cdot (f_{ts}^{1.253}) \cdot [f_{ts}^{-1.470}] \\ &= 9.656 \times 10^{-5} \cdot f_{ts}^{-0.217} \end{aligned} \quad (22)$$

$f_{ts} > 3.5 \text{ N}$ (範囲 B)

$$\begin{aligned} r_g &= 3.076 \times 10^{-8} \cdot (f_{ts}^{1.935}) \cdot [L_c'] \\ &= 4.078 \times 10^{-5} \cdot (f_{ts}^{1.935}) \cdot [f_{ts}^{-1.470}] \\ &= 4.078 \times 10^{-5} \cdot f_{ts}^{0.465} \end{aligned} \quad (23)$$

ここで、()内は R_g に関する項で、 f_{ts} が増大すると R_g が増大し、この結果 r_g を増大させる項である。また[]の項は L_c' に関する項で、 f_{ts} が増大すると L_c' が減少し、この結果 r_g を減少させる項である。範囲 B での r_g は、[]の項よりも()の項、すなわち L_c' よりも f_{ts} の影響を受けやすく、このため f_{ts} の増加関数となる。一方、範囲 A での r_g は、()の項よりも[]の項、すなわち f_{ts} よりも L_c' の影響を受けやすく、このため f_{ts} の減少関数となる。

以上のように、研削除去率を一定として、通常の研削からクリープフィード研削へと研削条件を変化させると、切れ刃抵抗 f_{ts} は減少するが、逆に砥粒研削距離 L_c' が増大するので、砥石体積摩耗率 r_g は、範囲 B では減少するが、範囲 A では逆に増大するようになる。すなわち、 r_g は範囲 A と B の境界 $f_{ts}=f_{ts}(c)$ ($t=t_c$) で最小値をとるようになることが明らかになった。

6. 結 論

クリープフィード研削における CBN 砥石の研削性

能を主に砥石摩耗の観点から検討した結果、本実験条件の範囲で以下の結論を得た。

- (1) 研削除去率 Z' 一定のもとで、切れ刃抵抗 f_{ts} および単位研削量当たりの砥粒研削距離 L_c' は共に、砥石切込み t のべき関数で表され、 t の増加とともに f_{ts} は減少するが、 L_c' は逆に増大するようになる。
- (2) Z' 一定のもので、砥石半径摩耗率 R_g は f_{ts} とほぼ一義の関係にある。 t の増大によって f_{ts} が減少すると、 R_g は常に減少するようになるが、 f_{ts} がある臨界値 $f_{ts}(c)$ よりも小さくなると(t が t_c よりも大きくなると)、その減少率が急速に低下する現象が起こる。これは砥石摩耗の形態が破壊型から摩滅型に移移する現象であり、すなわち、 $f_{ts} > f_{ts}(c)$ ($t < t_c$) の範囲 B では主に微小破壊型の摩耗が、また $f_{ts} \leq f_{ts}(c)$ ($t \geq t_c$) の範囲 A では摩滅型の摩耗が生じやすい。
- (3) 砥石体積摩耗率 r_g は、 f_{ts} と L_c' の両者の影響を受け、このため Z' 一定のもとで t が増加すると、範囲 B では減少するが、範囲 A では逆に増大する。すなわち、 r_g は範囲 A と B の境界 $f_{ts}=f_{ts}(c)$ ($t=t_c$) で最小値をとるようになる。

参 考 文 献

- 1) 貴志浩三, 市田良夫: 高炭素高バナジウム鋼研削における CBN 砥石の摩耗特性, 精密機械, 48, 12 (1982) 73.
- 2) K. Kishi and Y. Ichida: The Performance of CBN Wheel in Grinding High Carbon-High Vanadium Steel, Bull. Japan Soc. Prec. Engg., 15, 1, (1981) 65.
- 3) 市田良夫, 貴志浩三, 調 明: CBN 研削における砥粒切れ刃の挙動に関する研究 (第一報)——砥粒切れ刃変遷の微視的観察, 昭和 61 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1986) 19.
- 4) 市田良夫, 貴志浩三, 三田康弘, 調 明: CBN 砥石による超耐熱合金のクリープフィード研削に関する研究, 昭和 61 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集 (1986) 649.
- 5) J. Verkerk and J. Peters: Final Report Concerning CIRP Cooperative Work on the Characterization of Grinding Wheel Topography, Ann. CIRP, 26, 2, (1977) 385.
- 6) 塩崎 進, 古川勇二, 大石 進: クリープフィード研削における上向きおよび下向き研削機構の相違, 精密機械, 45, 5 (1979) 75.