研 究

高炭素高バナジウム鋼研削における
CBN 砥石の摩耗特性*

貴 志 浩 三** 市 田 良 夫**

Wear Characteristics of CBN Resinoid Wheel in
Grinding High-carbon High-vanadium Steel

Kozo KISHI and Yoshio ICHIDA

This paper describes the experimental analysis on the wear mechanism of CBN (cubic boron nitride) wheel in grinding high-carbon high-vanadium steel. The reciprocating plunge surface grinding tests for 3.2% C-11.4% V steel were carried out by using CBN resinoid wheel, and the parameters which represent the grinding ability of grinding wheel, such as radial grinding wheel wear, specific grinding wheel wear, grinding force, number of cutting edges, etc. were measured to know the major factor controlling the wheel wear. Furthermore, the variation of wheel working surface in the grind-

ing process was observed microscopically by using a two stage replica method to grasp the shape of wheel wear. Some results obtained in this paper are summarized as follows: (1) When the coefficient of grain depth of cut $\varphi_g = (v/V)\sqrt{t/D}$ does not exceed a critical value $\varphi_{gc} = 5.6 \times 10^{-5}$, specific grinding wheel wear r_g is proportional to $\varphi_g^{0.32}$ approximately. However, r_g increases rapidly with φ_g when φ_g exceeds φ_{gc} . (2) When φ_g does not exceed φ_{gc} , average grinding force per a grain cutting edge f_{ts} is solely a function of φ_g approximately. From this relation, it was indicated that r_g was proportional to $f_{ts}^{0.41}$ approximately.

Key words: CBN resinoid wheel, wheel wear characteristics, specific grinding wheel wear, high-carbon high-vanadium steel.

1. 緒 言

高炭素高バナジウム鋼(高C高V鋼)は、マトリクス中に Al_2O_3 系砥粒よりも硬いV炭化物を多量に含有しているため、研削性が極端に悪く、例えばWAやGC砥石等による研削では、研削比が1以下となったり、研削焼けの発生や砥石作用面の形くずれ等の問題に悩まされる¹⁾²⁾。このため高C高V鋼は優れた耐摩耗性を有するにもかかわらず、ごく限られた範囲でしか実用されていないのが現状であり、従来からその高精度・高能率加工を行うための研削技術の確立が強く待望されてきている²⁾。

そこで著者らは、このような高C高V鋼の研削にCBN砥石を積極的に導入し³⁾、その高精度化及び高能率化を実現していくための一連の研究を開始するに至った。本論文は高C高V鋼研削におけるCBN砥石の性能を明らかにするに先立ち、まずCBN砥石の摩耗特性を詳細に把握しようとするものである。このためCBNレジノイド砥石による3.2% C-11.4% V鋼の平面プランジ研削実験を試み、砥石半径減耗量、砥石摩耗率、研削抵抗及び砥粒切れ刃密度等の研削特性値に及ぼす研削条件の影

響を実験的に明らかにし、更にその結果を基礎として砥石摩耗を支配する要因について考察する。また研削過程における砥石作用面状態の変化を二段レプリカ法を用いて連続観察し、砥石摩耗の形態を微視的観点から追究する。

2. 実験装置と方法

被削材として、Vを11.42%含有する高C高V鋼(3.21% C-0.98% Si-0.65% Mn-1.32% Cr-1.38% Mo-11.42% V)を使用した。被削材は無酸化炉で960°C、1h保持した後、15°C/hの割合で600°Cまで徐冷し、その後常温まで炉冷した。被削材のX線回折及び非分散型X線分析により、鋼中にはVCを主体とするMC型炭化物(V, Cr, Mo, Fe)CとFe₃Cを主体とするM₃C型炭化物(Fe, Cr, V, Mo)₃Cの2種類の炭化物が存在していることを確かめた。図1に被削材の標準組織とX線分析結果の一例を示す。またX線分析法と腐食法を併用して各炭化物を識別し、その後ルーゼックス450型映像分析器により各炭化物の存在量と平均粒径を測定した。この結果炭化物は総量で23.4 vol%存在し、このうちMC型炭化物は18.3 vol%、M₃C型炭化物は5.1 vol%、それぞれ存在していることが判明した。またMC型炭化物の平均粒径は約10 μmであった。なおMC型炭化物及びマトリクスの平均硬度(HV)は各々2860と345であっ

* 原稿受付 昭和57年4月13日。昭和55年度精機学会春季大会学術講演会(昭和55年3月28日)にて発表。

** 正 会 員 宇都宮大学工学部(宇都宮市石井町2753)

Fig. 1 Microscopic structure and X-ray analysis of workpiece material

Table 1 Experimental conditions

Grinding machine	Horizontal spindle reciprocating table type surface grinding machine (Okamoto PSG-6 F)
Grinding method	Reciprocating plunge surface grinding
Grinding wheel	CBN 140 R 100 B 41-3, SDC 140 R 100 B 41-3 WA 150 PmV, GC 150 PmV Wheel diameter $D=205$ mm Wheel width $b=19$ mm
Peripheral wheel speed	$V=1800, 1950$ m/min
Work speed	$v=3, 6, 9, 12, 15, 18, 24$ m/min
Wheel depth of cut	$t=2.5, 5, 10, 15, 20, 25$ $\mu\text{m}/\text{stroke}$
Grinding width	$B=5$ mm
Grinding fluid	Soluble type (JIS W-2-2) 2% dilution
Dimension of work	$50 l \times 5 t \times 20 h$ mm

Table 2 Truing and dressing conditions of CBN grinding wheel

Truing	Truing tool	Impregnated diamond dresser
	Truing speed	1800 m/min
	Truing feed	0.2 mm/rev
	Truing depth of cut	2.5 μm
	Truing fluid	Soluble type (2%)
Dressing	Dressing tool	WA 200 G stick
	Dressing speed	1800 m/min
	Wheel depth of cut	0.5 mm
	Table speed	1.5 m/min
	Stick removed volume	200 mm ³ /mm
	Dressing fluid	Soluble type (2%)

研削実験は、横軸平面研削盤テーブル上に固定した八角弾性リング型動力計上に工作物を取り付け、これをテーブル1往復当たり一定の切込みを連続して与えて（上向き研削時のみ）研削する平面プランジ研削方式で行った。研削条件を表1に示す。なお使用したCBN砥粒はGE社製のCBNタイプIIである。CBN砥石は表2に示す条件でトルーイング及びドレッシングを行い、最終的にボンド表面からの平均砥粒切れ刃突出高さを28~29 μm と調整して使用した。

砥石摩耗の測定は砥石作用面形状をアクリル板に転写後、これを触針式表面形状測定器で測定する方法で行った。砥石表面の観察は新しく考案した二段レプリカ法を用いて砥石表面の転写膜を作製後、これを走査電子顕微鏡で観察する方法で行った。また砥石作用面の円周方向プロファイルを触針法で測定（触針：先端丸み半径5 μm の円すい型ダイヤモンド触針、測定速度：1 mm/min、測定長さ：約200 mm）し、この断面曲線から砥粒切れ刃密度を求めた。ただし断面曲線上隣接する谷から2 μm 以上の高さをもつ山をすべて独立した1個の切れ刃と判断した。

3. 実験結果と考察

3.1 砥石摩耗過程と砥石摩耗率

研削量 V_w の増加に伴う砥石摩耗量 V_g の変化を砥石切込み t 及び工作物速度 v をパラメータとして示すと図2のようにな

る。これらの摩耗曲線には共通した一つ特徴的な変化が生じているのが認められる。すなわち図中小図に示すように、研削の初期に V_g の急増する摩耗域（初期摩耗域）が存在し、その後 V_g が V_w にほぼ比例して増大する摩耗域（定常摩耗域）がみられるようになる。そこでこれらの摩耗域のうち、砥石の研削性能を評価する上でより重要な領域と考えられる定常域に着目し、この領域での直線の勾配、すなわち単位研削量当たりの砥石摩耗量を砥石摩耗率 r_g で表すことにする。すなわち定常域において、 τ 時間研削後の研削量、砥石摩耗量、砥石半径減耗量及び砥粒切削距離を各々 $V_w(\tau)$ 、 $V_g(\tau)$ 、 $\Delta R(\tau)$ 及び $L(\tau)$ とすると、砥石摩耗率は次式で与えられる。

$$r_g = \frac{V_g(\tau)}{V_w(\tau)} = \frac{\Delta R(\tau)/L(\tau)}{\varphi_g} \quad (1)$$

た。

Fig. 2 Variation of radial wheel wear with stock removal for various grinding conditions

ただし, $L(\tau) = V\tau/t\bar{D}/(\pi D)$, また $\varphi_g = (v/V)/t\bar{D}$ で, これを砥粒切込み深さ係数と呼ぶことにする.

すなわち単位砥粒切削距離当たりの砥石半径減耗量は, r_g が一定ならば φ_g に比例することになる. しかし図 2 から明らかなように, r_g は φ_g に影響され, φ_g が大なる程大きくなることがわかる. そこでいま, r_g を広範囲の条件で測定し, φ_g との関係を実験的に求めてみると, 図 3 に示すような結果が得られた. すなわち φ_g が約 5.6×10^{-5} 以下の範囲 (図中の範囲 A) において r_g と φ_g との関係は対数紙上ほぼ 1 本の直線で表され, このことから r_g は近似的に次式で示すことができる.

$$r_g = 4.18 \times 10^{-2} \cdot \varphi_g^{0.32} \quad (\varphi_g \leq 5.6 \times 10^{-5}) \quad (2)$$

従って τ 時間研削後の砥石半径減耗量 $\Delta R(\tau)$ は次のように表される.

$$\Delta R(\tau) = 4.18 \times 10^{-2} \cdot \varphi_g^{1.32} \cdot L(\tau) \quad (\varphi_g \leq 5.6 \times 10^{-5}) \quad (3)$$

一方図 3 において, φ_g が約 5.6×10^{-5} を越えると r_g は急激に増大するようになることがわかり, しかもこの範囲 (図中の範囲 B) では, r_g と φ_g との間に一義的な関係が成立し得なくなる傾向がみられる (この理由については後述する).

このように砥粒切込み深さ係数 φ_g は砥石摩耗率を評価する上での一つの重要なパラメータとなることが示され, 特に r_g が急増し始める時の $\varphi_g (= 5.6 \times 10^{-5})$ を臨界砥粒切込み深さ係数 φ_{gc} とすれば, この値は適正作業条件を選定する際の有用な指標となると考えられる.

3.2 砥石摩耗の形態

φ_g が φ_{gc} を越えると r_g が急激に増大するようになる事実は, φ_{gc} を境界として砥石摩耗の形態に著しい変化が生じていることを示唆している. そこでこの現象を更に明確にするため, 研削過程における砥石作用面状態の変化を二段レプリカ法を用いて微視的に観察した.

まず, $\varphi_g \leq \varphi_{gc}$ の範囲 A における観察結果の典型的な一例を図 4 に示す. ドレッシング直後の砥石表面には,

Fig. 3 Relation between specific wheel wear and coefficient of grain depth of cut in the steady wear stage

Fig. 4 Variation in the work surface of CBN grinding wheel with stock removal at coefficient of grain depth of cut $\varphi_g = 4.94 \times 10^{-5} (\leq \varphi_{gc})$
(a) Sequential SEM micrographs of wheel working surface
(b) High magnification micrographs of portion D
Grinding wheel: CBN 140 R 100 B, Peripheral wheel speed: $V=1800$ m/min, Work speed: $v=18$ m/min, Wheel depth of cut: $t=5$ μ m/stroke

ドレッシング時に機械的・熱的損傷を受けて破壊あるいは脱落しやすい (不安定な) 状態にある砥粒が一部存在していると考えられ, このような砥粒は砥粒 G の例にみられるように, 研削過程のごく初期の段階で脱落したり破壊したりする 경우가多い. 前述した初期摩耗域での V_g

Fig. 5 Variation in the working surface of CBN grinding wheel with stock removal at coefficient of grain depth of cut $\varphi_g = 9.88 \times 10^{-5} (> \varphi_{gc})$
 (a) Sequential SEM micrographs of wheel working surface
 (b) High magnification micrographs of portion E
 Peripheral wheel speed: $V = 1800 \text{ m/min}$, Work speed: $v = 18 \text{ m/min}$, Wheel depth of cut: $t = 20 \mu\text{m/stroke}$

の急激な増大は、このような不安定な砥粒の破壊や脱落に主に起因するものと考えられる。一方、定常域に至ると、砥粒の脱落や大破壊はほとんどみられなくなり、砥粒 H や I 等の例にみられるように、砥粒先端付近に微小なへき開が生じる程度で、それが研削時間の相当長い間隔で繰り返されて次第に形状を変化させていく砥粒が多く観察される。そして特に注目すべき点は、研削中砥粒切れ刃の摩滅型摩耗がほとんど進行せず、砥石表面には常時鋭利な切れ刃が分布していることである。このことは、高 C 高 V 鋼の研削において、CBN 砥石が後述する WA, GC 及びダイヤモンド砥石に比べて著しく高い研削能力を持つことのできる主な理由を与えるものと言える。ところで、この範囲 A では、図 3 の観察例にみられるように、結合剤表面に存在する微小な凹凸や充てん剤 (SiC) の形態にも余り変化が生じていないことから、切りくずの作用等によって生じる結合剤表面の摩耗も非常に少ないことが確認される。

一方、 φ_g が φ_{gc} を越えるようになると、図 5 の観察例に示すように、初期及び定常摩耗域を通じて、砥粒の破壊あるいは脱落が頻繁に生じるようになる。また範囲 A

の場合と同様にこの範囲においても、切れ刃の摩滅型摩耗の進行した形跡はほとんど観察されない。ところで、砥粒脱落の形態は、砥粒 G や W の場合のような砥粒-Ni 被覆層間の剝離 (破壊) によるものと、砥粒 J の場合のような Ni 被覆層-ボンド間の剝離 (破壊) によるものに大きく分類されるが、前者は主に初期摩耗域において生じやすい形態であり、定常域ではむしろ後者の形態が多くみられるようである。また、この範囲 B では、砥粒周辺のボンドが摩耗されやすく、図 5 の砥粒 K や L 等の例にみられるように、砥粒は研削進行に伴い漸次表面に突き出されるようになる。この範囲では、砥粒切込み深さが大きいことから、切りくずや工作物表面の一部がボンド表面を擦過する機会が多くなるとみられ、このためボンドが次第にすり減らされたり、削り取られたりしていくものと考えられる。この現象は、砥粒保持力の低下をもたらして砥粒を漸次脱落しやすい状態にする働きをもつが、同時にチップポケットの形成、あるいは砥粒 M や N 等の例にみられるように、ボンド中に埋もれていた砥粒を漸次表面に突き出させる、いわゆる「切れ刃の新生作用」等の重要な役割を担っていることにも注目すべきである。

このように、 φ_{gc} を境界とする範囲 A と B とでは著しく異なった摩耗形態がとられていること、すなわち範囲 A では主に砥粒先端の微小破壊型の摩耗形態が、範囲 B では主に砥粒の大破壊-脱落型の摩耗形態がとられていることが明らかになり、図 3 の r_g の急増する現象が、このような摩耗形態の急激な変化と対応して生じるものであることが示された。

3.3 砥石作用面性状

砥石摩耗の性質を更に明確にするため、砥石作用面上の切れ刃分布に及ぼす研削条件の影響について検討した。図 6 (a) は、研削量 $V_w = 1750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 研削後の砥石表面の切れ刃分布測定結果の一例を示したもので、図中 C_s' はプロフィール曲線から研削条件と無関係に求めた切れ刃密度 (静的切れ刃密度)⁴⁾ を、また C_d' は図中小図に説明するように、研削条件つまり砥石と工作物の運動機構を考慮して求めた切れ刃密度 (動的切れ刃密度)⁴⁾ を示す。 C_s' は砥石表面からの深さの増大に伴い増加するのに対して、 C_d' はある深さまでは増加するが、それ以上の深さでは一定値を保つようになる。この一定の切れ刃密度 C_d' は幾何学的に工作物と接触することの可能な切れ刃の密度を意味しており⁴⁾、本報ではこの C_d' を有効切れ刃密度と扱うことにする。同図 (b) は研削進行に伴う C_d' の変化を求めた例で、これは図 2 の砥石摩耗量 V_g の変化とよく対応した関係にあることがわかる。すなわち初期摩耗域では、 V_w の増加に伴い C_d' は漸減し

Fig. 6 Effects of grinding conditions on the surface topography of CBN grinding wheel (CBN 140 R 100 B)

(a) Number of static and dynamic cutting edges vs. radial depth of penetration into the wheel surface at stock removal $V_w = 1750 \text{ mm}^3/\text{mm}$
 (b) Variation of number of static and effective cutting edges with stock removal at wheel depth of cut $t = 5$ and $20 \mu\text{m}/\text{stroke}$
 (c) Relation between number of effective cutting edges and coefficient of grain depth of cut in the steady wear stage

ている。これは前述したドレッシング直後の不安定な砥粒の破壊や脱落に主に起因するものとみられる。一方、定常域において、 C_e' は V_w の増加に伴い多少変動する傾向を示すが、近似的にはほぼ一定値を保つとみることができよう。そこでこの定常域での平均有効切れ刃密度を C_{es}' と表し、これを広範囲の条件下で測定し、 ϕ_g に対してプロットすると同図(c)のような結果が得られた。すなわち C_{es}' は ϕ_g が約 5.6×10^{-5} 以下の範囲Aでは緩やかに減少するが、 ϕ_g が ϕ_{gc} を越えると急減するのがわかり、このことは ϕ_g が ϕ_{gc} を越えると砥粒の破壊や脱落が生じやすくなることに対応するものとみられる。図の関係から、範囲Aでの C_{es}' は近似的に次の実験式で表すことができる。

$$C_{es}' = 0.12 \phi_g^{-0.115} \quad (\phi_g \leq \phi_{gc}) \quad (4)$$

3.4 研削抵抗

研削過程における法線研削抵抗 F_n 及び接線研削抵抗 F_t の測定例を図7に示す。抵抗2分力の変化は、いずれも図2及び図6に示した V_g 及び C_{es}' の変化とよく対応した関係にあることがわかる。すなわち初期摩耗域では、 V_w の増加に伴い F_n と F_t は共に漸減し、 F_t/F_n は漸増している。前述したように、初期摩耗域では、切れ刃間

Fig. 7 Variation of grinding force components and ratio of force components with stock removal for various grinding conditions

Grinding wheel: CBN 140 R 100 B, Peripheral wheel speed; $V = 1800 \text{ m/min}$

隔が漸増し、同時に鈍い形状の砥粒の破壊や脱落により砥石表面上の切れ刃は全体的に漸次鋭い形状に変化するとみられ、この結果切れ刃による押しならし作用や掘り起こし作用が漸次減少するため、 F_t/F_n が漸増すると共に、 F_n と F_t も共に漸減するようになるものと考えられる。一方、定常域では、 V_w の増加に伴い抵抗2分力はいずれも多少変動する様相を呈するが、近似的にはほぼ一定値を保つとみることができよう。そこで、定常域での平均接線研削抵抗を F_{ts} とし、これと研削条件の関係について以下検討する。

定常域において、砥粒切れ刃1個に働く平均接線研削抵抗 f_{ts} は、平均切りくず断面積を a_{ms} 、比研削抵抗を k_{ts} とすると、次のように表される。

$$f_{ts} = k_{ts} \cdot a_{ms} = k_{ts} \cdot (1/C_{es}')^2 \cdot \phi_g \quad (5)$$

ここで、3.2節の観察結果によれば、範囲Aでは、切りくずや工作物表面とボンド表面との摩擦等により生じる砥粒以外の砥石表面に作用する外力は砥粒自身に作用する外力に比べてかなり小さいと考えられる。従ってこの範囲Aの定常域での平均接線研削抵抗 F_{ts} は次式のようになる⁵⁾。

$$F_{ts} = k_{ts} t \frac{v}{V} \quad (6)$$

図8は、平均接線研削抵抗 F_{ts} の測定結果及び式(6)より求めた k_{ts} の値を ϕ_g に対してプロットしたもので、図より k_{ts} は次式で表すことができる。

$$k_{ts} = 5.07 \times 10^2 \cdot \phi_g^{-0.45} \quad (\phi_g \leq \phi_{gc}) \quad (7)$$

従って式(6)と(7)から、 F_{ts} は次のように表される。

$$F_{ts} = 5.07 \times 10^2 \cdot \left(\frac{v}{V}\right)^{0.59} \cdot D^{0.45} \cdot f^{0.775} \quad (\phi_g \leq \phi_{gc}) \quad (8)$$

3.5 砥石摩耗率を支配する要因

範囲Aの定常摩耗域において、単一砥粒切れ刃に働く平均接線研削抵抗 f_{ts} は、式(4)、(5)及び(7)から次式で与えられる。

$$f_{ts} = 3.54 \times 10^4 \cdot \phi_g^{0.78} \quad (\phi_g \leq \phi_{gc}) \quad (9)$$

従って式(2)と(9)から、砥石摩耗率 r_g は次式のように

Fig. 8 Grinding force components, ratio of force components and specific grinding force vs. coefficient of grain depth of cut in the steady wear stage

表される。

$$r_g = 5.71 \times 10^{-4} \cdot f_{ts}^{0.41} \quad (\varphi_g \leq \varphi_{gc}) \quad (10)$$

すなわち r_g は砥粒切れ刃に働く抵抗と一義的な関係を有し、 f_{ts} の 0.41 乗に比例して増大することが示された。特に $\varphi_g = \varphi_{gc}$ を式 (9) に代入すると、

$$f_{ts \varphi_g = \varphi_{gc}} = 17.06 \text{ N} \quad (11)$$

となり、この値は r_g が急増し始める時の、つまり砥石摩耗の形態が微小破壊型から破壊・脱落型に移行する時の臨界の抵抗を表しており、砥粒の破壊強度あるいは結合剤による砥粒の接着強さ等と密接に関係するものと考えられる。

一方、範囲 B では、3.2 節で述べたように、砥粒周辺の結合剤部が損耗しやすく、これは砥粒保持力を低下させて砥粒の脱落に影響する。従ってこの範囲での砥石摩耗率は単に砥粒に作用する抵抗だけでなく、切りくずの作用等による結合剤部の摩耗の程度にも影響されると考えられる。また砥石摩耗は一般に研削熱に影響されることが知られているが、本実験条件内では、切れ刃の摩滅型摩耗が極めて生じにくかったことや切れ刃表面での熱き裂等の形跡がみられなかったこと等から考えて、砥粒自身の熱的損傷に基づく摩耗はかなり少ないとみられる。しかし砥粒脱落の生じやすい範囲 B では、砥粒切込み深さが大きく、しかも研削熱が発生しやすいことから、例えば加熱された切りくずが結合剤表面を擦過する機会が多くなり、この結果結合剤樹脂の軟化あるいは炭化等の現象が引き起こされることも考えられる。

Fig. 9 Variation of grinding force components, ratio of force components, wheel wear volume and number of static cutting edges with stock removal for diamond grinding wheel (SDC140R100B)

Dressing conditions:

Dressing tool; GC 200 G stick, Dressing speed; 1800 m/min, Wheel depth of cut; 0.5 mm, Table speed; 1.5 m/min

このように、範囲 B での砥石摩耗は砥粒に働く抵抗のほか、切りくずの作用や研削熱等に影響されることが考えられるため、砥石摩耗率は範囲 A の場合よりも更に複雑な因子に支配されているものとみなされる。3.1 節において、 φ_g が φ_{gc} を越えると r_g と φ_g との間に一義的な関係が成立し得なくなることを述べたが、このことは主に以上のような理由によるものと推察される。

3.6 従来の砥石との研削性能の比較検討

高 C 高 V 鋼研削における CBN 砥石の性能をより具体的に把握するため、WA, GC 及びダイヤモンド砥石による研削実験を並行して行い、各砥石の研削性能の差異を比較検討した。特にダイヤモンド砥石との性能比較をより厳密に行うため、使用したダイヤモンド砥石は、粒度、集中度、結合度、結合剤組成及び砥粒被覆材等の砥石構成条件をすべて CBN 砥石のそれと同一にした。

まず図 9 はダイヤモンド砥石による実験結果の一例を示したもので、各特性値の変化から、研削過程には図中に示すような初期、正常及び異常の三つの摩耗域が存在するのがわかる。このような砥石摩耗の進行過程は、Davis ら⁶⁾ によっても同様に確認されている。初期摩耗域での V_g の急激な増加は、砥粒 P 等の例にみられるように、CBN 砥石の場合と同様ドレッシング直後の不安定な砥粒の破壊や脱落に主に起因するものとみられる。また正常域では、砥粒 Q や R 等の形状変化にみられるように、砥粒の摩滅型摩耗が急速に進行し、これに伴って研削抵抗が急増している。ところが $V_w = 400 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 付近で抵抗が一旦急減する傾向をみせる。これは砥粒 Q

Fig. 10 Variation of grinding force components, ratio of force components and wheel wear volume with stock removal for WA and GC grinding wheels

Dressing conditions:

Dressing feed; 0.1 mm/rev, Dressing depth of cut; 10 μ m ($\times 5$), Dressing speed; 1800 m/min, Dresser; single point diamond dresser

やS等の例にみられるように、摩滅した砥粒が一部この時点で急激に破壊したり、脱落したりするために生じるものと思われる。しかしこの異常域においても切れ刃の摩滅摩耗が急速に進展するため、抵抗は再び増大するようになる。以後このような抵抗の増減が繰り返されるようである。以上のようにSDC砥石の摩耗は、砥粒の摩滅型摩耗に著しく支配されていることがわかる。この摩滅摩耗の発生機構は高温下での拡散や黒鉛化等によるものであることが知られており⁷⁾、本実験の場合においてもほぼ同様の機構がとられているものとみられる。ただし摩耗平坦部には一部引っかき条痕が観察されることから、被削材中のV炭化物が拡散等により劣化した切れ刃表層部を機械的に摩耗し、その拡散や黒鉛化を促進する作用を担っていることも十分考えられる。ここで正常及び異常域での砥石摩耗率を求めてみると、各々 2.45×10^{-2} 及び 4.4×10^{-2} となり、これらはCBN砥石の $r_g = 1.88 \times 10^{-3}$ の約13倍と24倍であり、著しく大きい値であることがわかる。

一方、WA及びGC砥石を用いた研削過程においても、図10の例に示すように、初期、正常及び異常の三つの摩耗域が存在する。しかしいずれも正常域の区間が極端に短いことがわかる。ここで例えば異常域での砥石摩耗率を求めてみると、WA及びGC砥石に対して各々2.63及び0.83となり、これらは各々CBN砥石の場合

の約1400倍と440倍で、いずれも極めて大きい値であることがわかる。特にWA砥石の場合、摩耗量が研削量の2.63倍も大きいことになり、研削がほとんど不可能に近い状態であることを示している。

4. 結 言

高炭素高バナジウム鋼研削におけるCBN砥石の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次のような結論を得た。

- (1) 砥石摩耗の進行過程には初期及び定常摩耗域が存在し、定常摩耗域における砥石摩耗量は研削量にほぼ比例して増大する。
- (2) 定常域での砥石摩耗率 r_g は、砥粒切込み深さ係数 $\phi_g = (v/V)/t/D$ がある臨界値 $\phi_{gc} = 5.6 \times 10^{-5}$ 以下の範囲Aでは、近似的に ϕ_g の0.32乗に比例して増大するが、 ϕ_g が ϕ_{gc} を越えると急激に増大するようになる。
- (3) 範囲Aの定常域において、単一砥粒切れ刃に働く平均接線研削抵抗 f_{ts} は ϕ_g とはほぼ一義的な関係を有する。このことから砥石摩耗率 r_g は近似的に f_{ts} の0.41乗に比例することが示された。
- (4) CBN砥石は、WA、GC及びダイヤモンド砥石に比べて、砥粒切れ刃の摩滅型摩耗が極めて生じにくく、砥石摩耗率は著しく小さな値となる。
- (5) 範囲Aでは主に砥粒切れ刃先端の微小破壊型の摩耗形態が、また範囲B($\phi_g > \phi_{gc}$)では主に砥粒の破壊・脱落型の摩耗形態がとられる。
- (6) 範囲Bでは、範囲Aに比べて砥粒周辺の結合剤部が損耗しやすい。

参 考 文 献

- 1) L.P.Tarasov: Grinding of Tool Steel, Trans. ASM, (1951) 1144.
- 2) 津和秀夫: 大阪府総合科学技術委員会 高バナジウム鋼研削専門部会研究報告書(第1報)(1962) 24.
- 3) K.Kishi and Y.Ichida: Grindability of High Carbon High Vanadium Steel with CBN Wheel, Proc.4th Int. Conf. Prod. Engg., (1980) 679.
- 4) J.Verkerk and J.Peters: Final Report Concerning CIRP Cooperative Work on the Characterization of Grinding Wheel Topography, Ann. CIRP, 26, 2, (1977) 385.
- 5) 小野浩二: 研削仕上, 槇書店 (1962) 21.
- 6) C.E.Davis and C.Rubenstein: Reciprocating Plunge Surface Grinding with Diamond Abrasive Wheels, Int. J. MTDR, 12, (1972) 165.
- 7) 田中武司, 井川直哉: 軟鋼の研削におけるダイヤモンド砥粒損耗の熱的考察, 精密機械, 39, 6 (1973) 608.