



Title	CBN砥石による研削加工に関する研究
Author(s)	市田, 良夫
Citation	大阪大学, 1983, 博士論文
Version Type	VoR
URL	<a href="https://hdl.handle.net/11094/1897">https://hdl.handle.net/11094/1897</a>
rights	
Note	

*The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA*

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

CBN砥石による研削加工  
に関する研究

昭和57年10月

市 田 良 夫

# CBN砥石による研削加工 に関する研究

昭和57年10月

市 田 良 夫

# 目 次

第1章 序 章 .....	1
第2章 研削特性 .....	6
2・1 緒 言 .....	6
2・2 実験装置と方法 .....	7
2・2・1 実験方法 .....	7
2・2・2 砥石作用面の調整 .....	9
2・3 砥石作用面の調整条件と研削特性 .....	9
2・3・1 ドレッシング過程における砥石作用 面性状の変化 .....	10
2・3・2 研削特性に及ぼす砥粒切れ刃突出高 さの影響 .....	13
2・4 砥石摩耗形態と研削特性 .....	17
2・4・1 砥石摩耗率と砥石摩耗形態 .....	17
2・4・2 砥石作用面性状 .....	22
2・4・3 研削抵抗 .....	23
2・4・4 砥石摩耗率を支配する要因 .....	25
2・5 研削過程での仕上面粗さの変化と抑制について .....	26
2・6 CBN砥石とダイヤモンド砥石の摩耗形態 及び研削特性の相違 .....	31
2・6・1 砥石摩耗過程と砥石摩耗率の相違 .....	31
2・6・2 砥石摩耗形態の相違 .....	33
2・7 結 言 .....	36

第3章 高炭素高バナジウム鋼の高能率研削 .....	40
3・1 緒 言 .....	40
3・2 高炭素高バナジウム鋼研削時の砥石摩耗特性 .....	40
3・2・1 実験方法 .....	41
3・2・2 砥石摩耗過程と砥石摩耗率 .....	42
3・2・3 砥石摩耗の形態 .....	44
3・2・4 砥石作用面性状 .....	46
3・2・5 研削抵抗 .....	48
3・2・6 砥石摩耗率を支配する要因 .....	49
3・2・7 従来の砥石との研削性能の比較検討 .....	50
3・3 砥粒切れ刃によるバナジウム炭化物の切削挙動 .....	54
3・3・1 実験方法 .....	54
3・3・2 実験結果と考察 .....	55
3・4 高バナジウム高速度鋼の高能率研削 .....	58
3・4・1 実験方法 .....	59
3・4・2 砥石摩耗特性 .....	60
3・4・3 砥石摩耗の形態 .....	61
3・4・4 研削抵抗の変化 .....	63
3・4・5 研削切りくずと仕上面性状 .....	64
3・5 結 言 .....	67
第4章 超耐熱合金の高能率研削 .....	70
4・1 緒 言 .....	70
4・2 実験装置と方法 .....	71
4・3 オーステナイト系ステンレス鋼の研削 .....	73
4・3・1 SUS 304 ステンレス鋼の研削性 .....	73

4・3・2	SUS 304 ステンレス鋼の研削性に及ぼすMnS及びMnSe介在物の影響	74
4・4	Fe基超耐熱合金の研削	80
4・5	Ni基超耐熱合金の研削	85
4・6	Co基超耐熱合金の研削	89
4・7	結 言	93
第5章	クリープフィード研削法による高能率・高精度研削	96
5・1	緒 言	96
5・2	実験装置と方法	96
5・3	実験結果と考察	97
5・4	結 言	101
第6章	微粒砥石による精密研削	103
6・1	緒 言	103
6・2	実験装置と方法	104
6・3	微粒砥石の研削特性に及ぼす集中度の影響	106
6・4	微粒砥石の研削特性に及ぼす耐熱系結合剤の影響	110
6・5	超微粒砥石の研削特性に及ぼす充てん剤 粒径及び結合剤樹脂の影響	118
6・6	高炭素高バナジウム鋼の精密研削	121
6・7	結 言	125
第7章	総 括	127
	謝 辞	133

# 第 1 章 序 章

1954年ダイヤモンドの合成に成功したのを契機に、超高圧・高温技術を利用した新物質探索の動きが活発となったが、CBN (Cubic Boron Nitride) 即ち立方晶窒化硼素は、このような背景のもとに1957年R. H. Wentorf<sup>1)</sup>によって発見された新物質である。このCBNはSiC系砥粒の約2倍もの硬さを持ち、しかもその熱的・化学的安定性がダイヤモンドよりもはるかに優れていることなど、砥粒としての極めて有用な特性を具備している<sup>2), 3), 4), 5)</sup>。とりわけCBNは、鉄との反応性を持たないことから、実用金属材料の大半を占めている鉄鋼材料、特にその難削材の研削加工改善に多くの期待が寄せられている<sup>6), 7), 8)</sup>。近年、研削加工におけるコスト低減への要求が厳しくなると共に、付加価値の高い研削技術の開発が要請されているなかで、CBN砥石の需要はますます増大することが確実であり、これに伴ってその研削特性の解明は、重要かつ緊急の課題となってきている。

ところで、このCBNが砥粒として実用されたのは、1969年米国G. E. 社がBORAZONなる名称でタイプⅠ及びⅡの2種類のCBN砥粒を発売したことに始まる。その後1974年にタイプ500及び510の2種類の砥粒を加え、さらに本年初めにはタイプ550、560及び570の3種類の新砥粒を発表している。また英国De Beers社は、1974年琥珀色のCBN砥粒ABN (Amber Boron Nitride)を開発し、ABN 300及び360の2種類の砥粒を発売し、さらに本年ABN 600、615及び660の3種類の新砥粒を発表している。一方共産圏では、ソ連科学アカデミー高圧物理研究所及びウクライナ共和国科学アカデミー超硬材料研究所で、Elbor及びCuboniteと呼ばれるCBNが各々開発され、研削砥石に実用されている。また国内でも、小松CBNあるいはSBNなどが実用化の段階に入っている。

このようなCBN合成に関する研究・開発が国内外で勢力的に進められるにつれて、CBNの物理的・化学的性質がさらに詳細に把握されるようになった。例えば、高温における反応性<sup>9)</sup>及び硬度<sup>10)</sup>、砥粒の破碎性<sup>11)</sup>、合成法の違いによる硬度、耐熱性及び結晶構造の差異<sup>12),13)</sup>等が次第に明らかにされた。一方CBN砥石の研削性能の評価がR. P. LindsayとG. E.社のN. P. Navarroにより始められ、高速度鋼などの研削実験例や研削油剤の効果などが紹介された<sup>14),15)</sup>。国内でも、精機学会に「CBN砥石とダイヤモンド砥石による研削加工の調査・研究に関する分科会」(主査：貴志浩三)が設置され、CBN砥石の応用技術に関する調査・研究が広範囲に行われ<sup>16),17),18),19)</sup>、これを契機にCBN砥石の実用化への動きが加速されるようになった。しかしルーイングやドレッシングによる砥石作用面の調整に関する問題を初めとして、適正研削条件の選定や仕上面粗さの抑制に関する問題、被削材との適合性に関する問題など、CBN砥石の実用化に際して解決すべき多くの問題点が山積されているのが現状であり、これらを解決するためにはまずCBN砥石の基本的特性を十分把握することが必要である。

そこで本研究は、以上の問題点を解決すると共に、CBN砥粒のもつ優れた特性を生かした新しい研削加工技術の開発を目標として、具体的に次の4つの項目に対する系統的な研究を実施しようとするものである。

- (1) CBN砥石の研削特性の究明
- (2) CBN砥石による難削材の研削加工の改善
- (3) CBN砥粒の性質と研削方式の適合性からみた研削加工の高エネルギー・高精度化の追究
- (4) 微粒CBN砥石による精密研削加工技術の開発

まず第2章では、上記項目(1)の研削特性を明らかにするため、砥石作用面の調整条件及び研削条件と研削特性の関係について検討し、砥石作用面の適正調

整条件を明確にすると共に、適正研削条件を選択するための基準を砥石摩耗形態との関係から把握している。さらに研削過程における仕上面粗さ増大の理由を明らかにし、その抑制に関する基本的な考え方を示している。

第3章及び第4章では、上記項目(2)に示す難削材の研削加工の改善について検討する。このため、難削材を大きく次の2つのタイプに分類している。

タイプⅠ；マトリックス組織が、脆性、塑性などの性質に極端に片寄っている材料

タイプⅡ；マトリックス組織中に、それと極端に性質の異った組織が存在している材料

即ち、タイプⅠの場合は材料が塑性変形か弾性変形かのいずれか一方に極端に片寄った変形をするか、または弾性係数が無限大に近い状態で変形するため、加工精度及び加工能率が低い。またタイプⅡの場合は、例えばマトリックス中に炭化物などの高硬度粒子が混在する材料などが当てはまる。この場合この硬質粒子が砥石の損耗を大きくすると同時に加工精度を低下させる。またマトリックスと第二相組織の性質が極端に異なる材料の場合、一般に表面損傷が大きく、加工精度が低い。このような分類に基づき、第3章ではタイプⅡに属する代表的な難削材である高炭素高バナジウム鋼の研削へのCBN砥石の適用性とその研削特性について検討している。また第4章では、タイプⅠに属する代表的な難削材であるオーステナイト系ステンレス鋼及び超耐熱合金の研削へのCBN砥石の適用性とその研削特性について主に砥石摩耗の観点から検討している。

第5章では、CBN砥粒の特長を利用して項目(3)に示す研削加工の高エネルギー・高精度化を図るための一加工方式として、クリープフィード研削法について検討している。すなわち、研削除去率を一定とした場合、クリープフィード研削法は通常の往復型研削法に比べ、砥粒切込み深さを小さくして、逆に砥粒切削

距離を長くした加工法であり，摩滅型摩耗の生じにくいC B N砥石は，この加工方式をとることによってより高い研削特性を示すことが明らかにされる。

第6章では，上記項目(4)に示す精密研削技術の開発を最終目標として，先ず6 / 12  $\mu\text{m}$  微粒C B N砥石の研削特性を詳細に把握し，C B N砥石による精密研削の可能性を追究する。同時に微粒砥石の研削特性に及ぼす集中度(50 ~ 200)ならびに結合剤種(フェノール及びポリイミド)の影響を検討し，精密研削を行うために具備すべき適正砥石構成条件を明らかにする。次に，0.5 / 3  $\mu\text{m}$  超微粒砥石を試作し，その研削特性を把握すると共に，このような超微粒砥石による研削機構について考察する。さらに以上の結果を基礎として，微粒及び超微粒砥石による高炭素高バナジウム鋼の研削実験を試み，バナジウム炭化物の研削状況を把握すると共に，精密研削の可能性を明らかにする。

## 参 考 文 献

- 1) R. H. Wentorf, Jr: J. Chem. Phys., 26 ( 1957 ) 956.
- 2) J. N. Plendl and P. J. Gielisse: Phys. Rev., 125 ( 1962 ) 828.
- 3) G. A. Slack: J. Phys. Chem. Solids, 34 ( 1973 ) 321.
- 4) R. C. De Vries: Report No.72 CRD 178, G. E., ( 1972 . 6 ).
- 5) R. Komanduri and M. C. Shaw: Int. J. MTDR., 14 ( 1974 ) 63.
- 6) 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.
- 7) K. Kishi and Y. Ichida: Proc. 4th Int. Conf. on Prod. Egg., ( 1980 . 8 ) 679.
- 8) 貴志浩三, 市田良夫: 精密機械, 48, 12 ( 1982 ) 73.
- 9) 奥富衛, 今中治: 昭和48年度精機学会春季大会学術講演会前刷, ( 1973 . 3 ) 193.

- 10) S. Okada : Annals of the CIRP , 25 ( 1976 ) 1.
- 11) J. N. Brecker, M. C. Shaw : Annals of the CIRP , 2212 ( 1973 ) 219.
- 12) 遠藤忠 : 固体物理 , 16 , 5 ( 1981 ) 53.
- 13) 若槻雅男 : 科学 , 44 , 8 ( 1974 ) 481.
- 14) R. P. Lindsay and N. P. Navarro : Machinery , 79 , ( 1973 . 5/6 ) 56.
- 15) R. P. Lindsay and N. P. Navarro : Machinery , 79 , ( 1973 . 7/8 ) 33.
- 16) 貴志浩三 : 第 5 回工業用ダイヤモンドセミナー発表論文集 , ( 1978 . 5 ) 35.
- 17) 吉永博俊 , 富森紘 : 機械技術 , 24 , 13 ( 1976 ) 53.
- 18) 室井文彦 , 辻郷康生 : 精密加工 , ( 1975 . 5 ) 42.
- 19) 鈴木音作 , 山西漢男 : 機械技術 , 24 , 13 ( 1976 ) 47.

## 第 2 章 研 削 特 性

### 2・1 緒 言

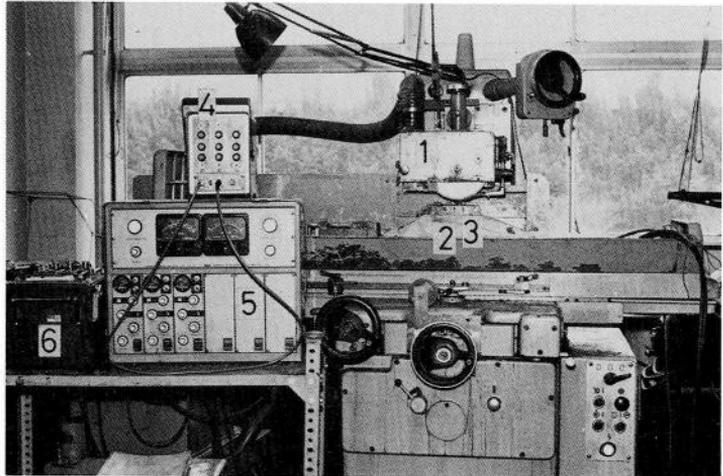
CBN 砥粒のもつ優れた特性を生かして，研削加工の高能率化ならびに高精度化を実現していくためには，先ず CBN 砥石固有の研削特性を明らかにすることが基本的に必要である。一般に砥石の研削特性は，工作物表面の除去作用即ち切りくずの生成ならびに仕上面の創成に直接たずさわる砥粒切れ刃の研削過程における挙動によって主に支配されると考えられる<sup>1), 2)</sup>。即ち一般の研削作業において，砥粒切れ刃は，研削加工の進行に伴い，研削中の高い研削熱により軟化したり塑性変形を受け，また工作物との化学反応等によって，次第に摩耗する過程をたどる。また工作物との繰返し衝突により，機械的にまたは熱衝撃により破壊したり，砥粒結合部の破壊やはく離等により，砥粒全体が砥石から脱落することもある。このように，研削過程での砥粒切れ刃の挙動ならびにその特性は，研削中の砥石の摩耗機構ならびに摩耗特性を把握することによって解明されると考えられる<sup>3), 4)</sup>。

そこで本章では，CBN 砥石の研削特性ならびに研削機構を研削過程における切れ刃の挙動との関連において究明することを目的として，先ず研削過程の初期入力即ちドレッシングにより調整される砥石作用面の性状と研削特性の関係について検討する<sup>5)</sup>。次いで，砥石摩耗率，研削抵抗及び砥粒切れ刃密度等の研削諸特性値に及ぼす研削条件の影響を把握し<sup>6), 7)</sup>，これを基礎として砥石摩耗の形態ならびにその特性について考察する<sup>8)</sup>。さらに CBN 砥石を実用する場合の最大の問題点として指摘されている仕上面粗さの変化とその抑制法に関する基本的概念を明らかにする<sup>9)</sup>。また以上の結果をさらに具体的に把握するため，CBN 砥石とダイヤモンド砥石との摩耗特性の相違について比較検討する<sup>10)</sup>。

## 2・2 実験装置と方法

### 2・2・1 実験方法

研削実験は、横軸角テーブル形平面研削盤テーブル上に、八角弾性リング型動力計（垂直方向固有振動数  $f_V = 2,000 \text{ Hz}$ ，水平方向固有振動数  $f_H = 1,300 \text{ Hz}$ ，垂直方向静剛性  $K_V = 216 \text{ N}/\mu\text{m}$ ，水平方向静剛性  $K_H = 147 \text{ N}/\mu\text{m}$ ）を介して工作物を固定し、これをテーブル往復当り一定の砥石切込みを連続的に与えて（上向き研削時のみ）



1 ; Grinding wheel, 2 ; Dynamometer, 3 ; Workpiece, 4 ; DC amplifier, 5 ; Dynamic strain meter, 6 ; Pen recorder

図 2-1 研削実験装置の概観

研削する平面プランジ研削方式で行った。実験装置の概観を図 2-1 に、また実験条件を表 2-1 に示す。使用した CBN 砥石は、CBN 140 R 100 B41-3（砥粒：CBN タイプⅡ，粒度：140/170，結合度：R，集中度：100，

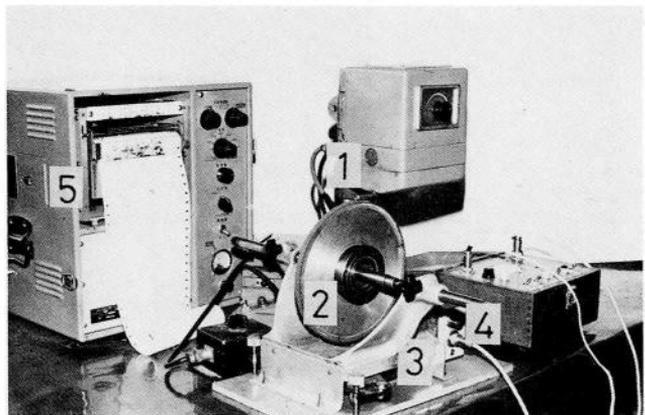
表 2-1 研削実験条件

Grinding machine	Horizontal spindle reciprocating table type surface grinding machine (OKAMOTO PSG-6F)
Grinding method	Reciprocating plunge surface grinding
Grinding wheel	CBN140R100B41-3, SDC140R100B41-3 1A1 straight type Wheel diameter $D=205\text{mm}$ Wheel width $b=19\text{mm}$
Peripheral wheel speed	$V=1800\text{m/min}$
Work speed	$v=1,15,2,3,6,9,12,15,18,24\text{m/min}$
Wheel depth of cut	$t=2.5,5,10,15,20,25,30\mu\text{m/stroke}$
Grinding width	$B=5\text{mm}$
Grinding fluid	Soluble type (JIS W-2-2) 2% dilution
Dimension of work	$100^l \times 5^t \times 25^h\text{mm}$

結合剤：B41)で、結合剤B41は70.0 Vol%フェノール樹脂－29.5 Vol% SiC( # 1,000 )－0.5 Vol%グラファイト(平均粒径7 μm)の組成を有するものである。尚本章では、被削材としてSKH4(0.82% C－4.05% Cr－19.1% W－0.52% Mo－1.35% V－10.2% Co)を使用し、1,300℃油焼入れ後、560℃×3回の焼戻しを行い(HRC ≒ 66.5)実験に供した。

砥石摩耗量の測定は、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、光学顕微鏡による方法(OM法)及び新しく考案した二段レプリカ－SEM法(FL－SEM法)を用いて行った。後者は特殊な二段レプリカ法(アセチルロース、Cr+C蒸着)により

砥石表面の転写膜を作製後、これを走査電子顕微鏡(SEM)により観察する方法で、砥石を砥石軸に固定したままで行うことができ、しかも研削過程における砥石表面の微視的変化を連続的に追跡することが可能である。



1 ; Diamond stylus, 2 ; Grinding wheel,  
3 ; Driving device, 4 ; Gear box,  
5 ; Amplifier, recorder

図2-2 触針法による砥石作用面プロファイルの測定装置

砥粒切れ刃分布の測定は、送り駆動装置により砥石を極低速度で回転させながら、触針式表面形状測定器を用いて行った(触針;先端半径5 μmの円錐型ダイヤモンド触針,測定速度;1 mm/min,測定長さ;約200 mm)。その概観を図2-2に示す。尚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個の切れ刃と判定した。

## 2・2・2 砥石作用面の調整

砥石作用面の調整は、先ずインプリ型ダイヤモンドドレッサを用いてトルーイングを行い、その後WA 200 G ステック ( $100^{\ell} \times 20^t \times 20^h$  mm) を用いてドレッシングを行った。トルーイング及びドレ

表2-2 トルーイング及びドレッシング条件

Truing	Truing tool	Impregnated diamond dresser
	Truing speed	1800 m/min
	Truing feed	0.2 mm/rev
	Truing depth of cut	2.5 $\mu$ m
Dressing	Truing fluid	Soluble type(2%)
	Dressing tool	WA200G stick
	Dressing speed	$v_d=1800$ m/min
	Wheel depth of cut	$t_d=0.25, 0.5, 1.0$ mm
	Table speed	$v_d=1.5$ m/min
	Stick removed volume	$V_s=25\sim 3000$ mm <sup>3</sup> /mm
	Dressing fluid	Soluble type(2%)

ッシング条件を表2-2に示す。尚2・4節以降で用いたドレッシング条件は、2・3節の結果を踏えて、砥石切込み  $t_d=0.5$  mm及びステック研削量  $V_s=200$  mm<sup>3</sup>/mm(ドレッシング回数  $N_d=4$  回)とした(平均砥粒切れ刃突出高さ  $h_o \approx 28$   $\mu$ m)。

## 2・3 砥石作用面の調整条件と研削特性<sup>5)</sup>

ドレッシングにより調整される砥石作用面の性状は、研削過程における研削状態の変化、即ち研削抵抗、研削温度及び砥石摩耗等の研削諸特性値の変化に影響を及ぼし、研削加工精度及び研削加工能率等の研削作業の最終結果を支配する要因となることが知られている。この砥石作用面の性状は、一般に砥石作用面プロファイルを構成する砥粒切れ刃の形状、数及び分布等によって規定されるが、本研究において使用するレジノイドボンドCBN砥石のように砥粒と結合剤の二要素で構成されている砥石の場合、これらの規定因子の他にさらに砥粒切れ刃の結合剤表面からの突出高さ(以下砥粒切れ刃突出高さ;  $h$  と呼ぶ)を加えることが基本的に必要であると考えられる。即ちこの砥粒切れ刃突出高さの設定は、研削中切りくずが流出するために必要ないわゆるチップポケットを設けることを意味すると同時に、砥粒が切削作用を営む上で基本的に必要な条件

となるからである。

一方この砥粒切れ刃突出高さの変化は、結合剤による砥粒の保持機構に影響を及ぼし、それが高すぎると砥粒の保持力が低下し、砥粒の脱落が生じやすくなる。従って砥粒切れ刃突出高さは、研削の目的に応じて適切な値に設定されねばならない。

他方砥粒切れ刃突出高さの変化は、砥粒切れ刃密度等の砥石作用面性状を規定する他の因子にも影響を及ぼすから、砥粒切れ刃突出高さの設定においては、これら他の因子との関係を十分に把握することが必要である。

以上の観点を踏えて、本節では先ず、ドレッシング回数（ストック研削量）の増加に伴う砥粒切れ刃突出高さの変化を、砥粒切れ刃密度及び砥石表面形態の変化との関連において把握する。次にこの結果を用いて、砥石の研削特性に及ぼす砥粒切れ刃突出高さの影響を検討し、その最適値を実験的に究明する。

### 2・3・1 ドレッシング過程における砥石作用面性状の変化

図2-3は、ストック研削量 $V_s$ の増加に伴う砥石表面状態の変化をFL-SEM法を用いて連続観察した結果の一例を示している。トルーイング直後の砥石表面をみると、砥粒は結合剤表面からほとんど突出しておらず、砥石表面は全体に平滑な面を呈しているのがわかる。しかしドレッシングが開始されると、結合剤表面が削り取られ、砥粒は $V_s$ の増加と共に次第に結合剤表面から突出するようになるのが観察される。また $V_s = 1,500 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 後の砥石表面をみると、砥粒前方の結合剤表面が特に削り取られ、クレータ状の溝が形成されているのがわかる。さらにドレッシングを続けると、例えば $V_s = 3,000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 後の砥石表面に見られるように、砥粒の脱落が生じやすくなり、表面に突出した砥粒の数は著しく減少しているのが認められる。

このような砥石表面状態の変化を定量的に把握するため、砥石表面のプロファイルを触針法を用いて測定した。図2-4はその結果の一例を示したも

ので、これらの断面曲線から表面粗さ  $R_{max}$  を求める方法に準じて、初期砥粒切れ刃突出高さ  $h_o$  を測定した。トルーニング直後、砥石表面の  $h_o$  は  $8\ \mu\text{m}$  程度と小さいが、 $V_s$  の増加に伴い次第に増大していくのがわかる。同時に砥粒切れ刃の分布も  $V_s$  の増加と共に次第に粗くなっていく状況がみられる。そこでいま、 $V_s$  の増加に伴う  $h_o$  の変化について検討してみる。図 2-5 は、ドレッシング過程における  $h_o$  の変化を、砥石切込み  $t_d$  を変えて測定した結果を示している。 $h_o$  は  $V_s$  の増加に伴い、ドレッシング過程の初期に急激に増大し、その後増大率は漸次減少するようになるのが認められる。また  $V_s$  の増加に伴う  $h_o$  の増大率は  $t_d$  の大なる程大きいことがわかる。一方図 2-6 は、 $t_d = 0.5\ \text{mm}$  の条件でのドレッシング過程における砥粒切れ刃密度  $C_s'$  の変化を示したもので、図中  $z$  は、砥石最外周面から半径方向への深さを示している。 $C_s'$  は、 $V_s$  の増加に伴いドレッシング過程の初期で急激に減少し、その後減少率は次第に小さくなっていく

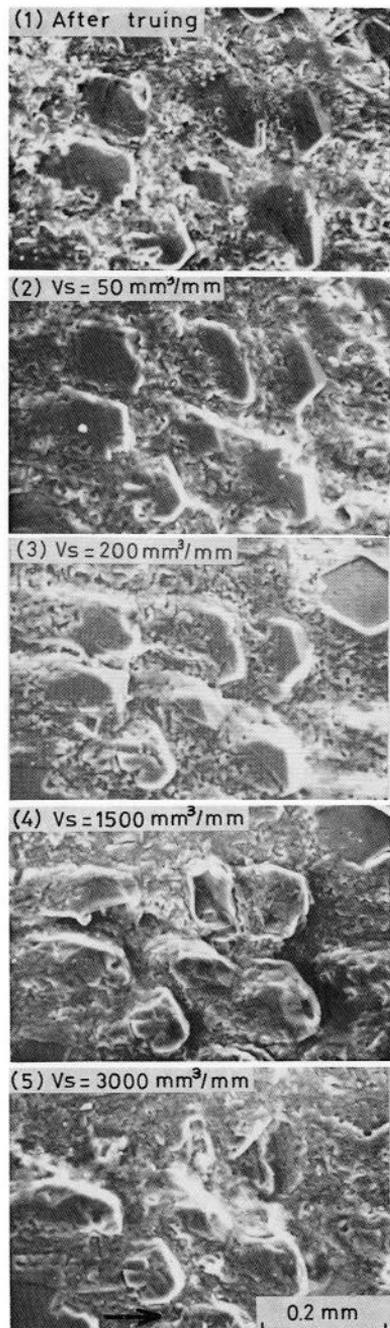


図 2-3 ドレッシング過程における砥石表面状態の変化

$v_d = 1.5\ \text{m/min}$ ,  $t_d = 0.5\ \text{mm}$ ,  
 $V_d = 1,800\ \text{m}^3/\text{min}$ , CBN 140R  
 100 B41-3

のが認められる。またドレッシング過程の初期における砥粒切れ刃密度  $C_s'$  の減少率は  $z$  の小さい場合程大きいことがわかる。また図 2-6 の関係から、初期砥粒切れ刃突出高さ  $h_o$  と砥粒切れ刃密度  $C_s'$  との間にはほぼ次の関係が成立している。

$$h_o \cdot C_s' = C \quad (2-1)$$

ただし、 $C$  は定数。

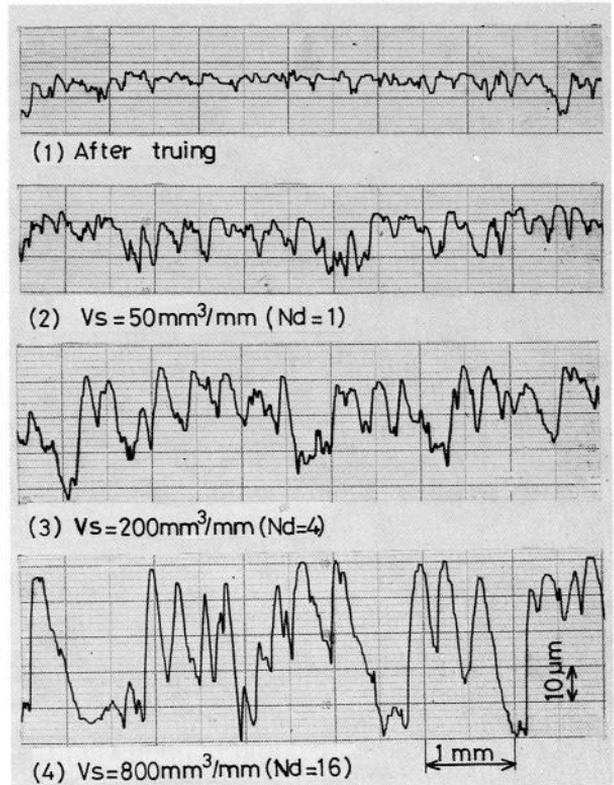


図 2-4 ドレッシング過程における砥石表面プロファイルの変化

$V_d = 1.5 \text{ m/min}$ ,  $t_d = 0.5 \text{ mm}$ ,  $V_d = 1,800 \text{ m/min}$

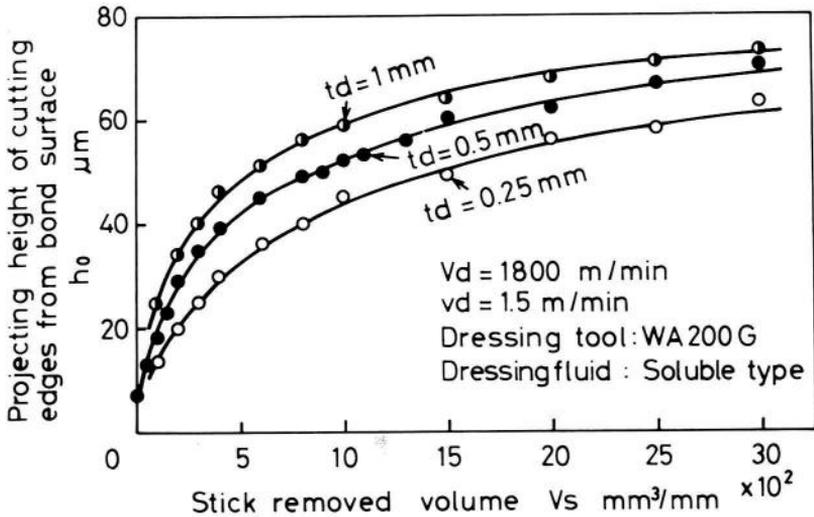


図 2-5 ステック研削量  $V_s$  と初期砥粒切れ刃突出高さ  $h_o$  の関係

この関係は、初期砥粒切れ刃突出高さ  $h_o$  または砥粒切れ刃密度  $C_s'$  のどちらか一方がわかれば、他方も把握できることを意味しており、砥石作用面の性状を評価する上での一つの重要な基準となると考えられる。

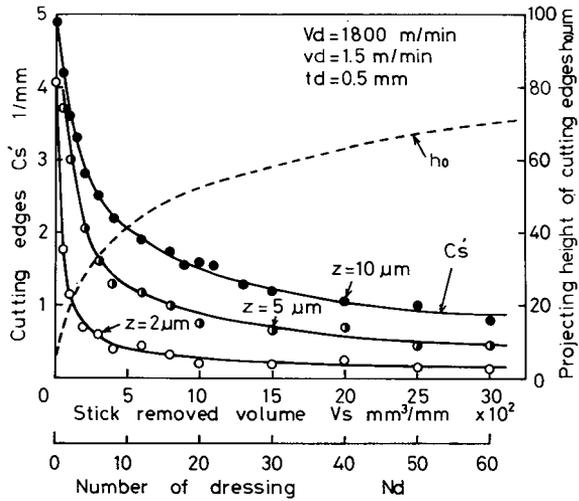


図 2-6 ステック研削量  $V_s$  (ドレッシング回数  $N_d$ ) と砥粒切れ刃密度  $C_s'$  及び砥粒切れ刃突出高さ  $h_o$  の関係

### 2.3.2 研削特性に及ぼす砥粒切れ刃突出高さの影響

初期砥粒切れ刃突出高さ  $h_o$  の適正值を把握するため、 $h_o$  を  $13 \sim 70 \mu\text{m}$  まで変化させた砥石を用いて、高速度鋼 SKH4 材 (焼入・焼戻し状態,  $HRC = 66.5$ ) の平面プランジ研削実験を行った。

図 2-7 は、研削量  $V_w$  の増加に伴う砥石摩耗量  $V_g$  の変化を砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  をパラメータとして示したものである。

ただし  $d$  は砥粒の平均直径で、ここでは  $d = 140 \mu\text{m}$  とした。 $h_o/d$  が 0.21 以上の場合、砥石の摩耗は  $h_o/d$

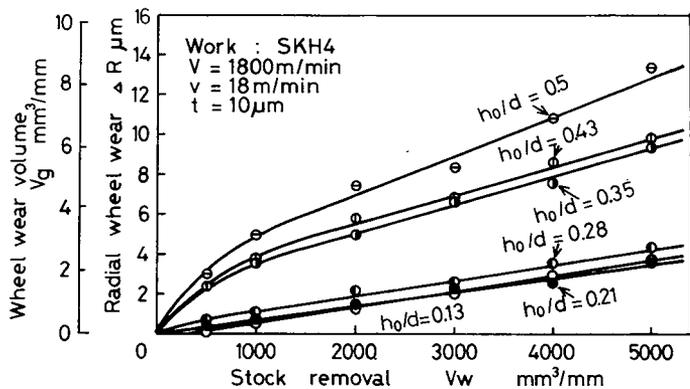


図 2-7 研削量  $V_w$  と砥石摩耗量  $V_g$  の関係に及ぼす初期砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の影響

ドレッシング条件: 図 2-6 と同じ

の大なる場合程大きく、特に研削初期の摩耗は、 $h_0/d$ の影響を強く受けているのが認められる。また  $h_0/d = 0.13$  の場合、初期の摩耗は少ないが、 $V_w = 3,500$  を越えると  $h_0/d = 0.21$  の場合よりも大きくなることわかる。以上の結果から、 $V_w$ の増加に伴う

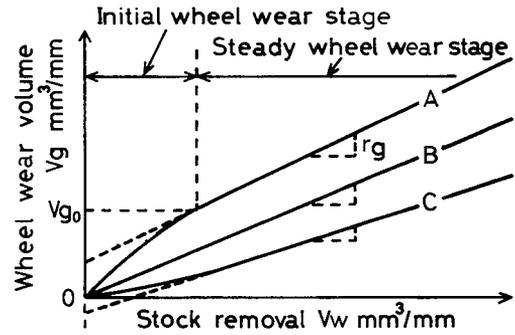


図 2-8 砥石摩耗曲線の形態

$V_g$ の変化過程は図 2-8 に示すような 3 つの形態に分類することができる。即ち、A は研削の初期に  $V_g$  の急増する初期摩耗域が存在し、その後  $V_g$  が  $V_w$  の増加と共にほぼ直線的に増大する定常摩耗域がみられるようになる形態である。そして B は初期摩耗域がみられず、研削開始時から  $V_g$  が  $V_w$  にほぼ比例して増大する形態である。また C は研削初期に摩耗が少ないが、 $V_w$  の増加と共に次第に増大

するようになり、ある研削量を越えると  $V_g$  はほぼ  $V_w$  に比例して増大するようになる形態である。

そこでいま、図 2-6 に示す定常摩耗域における直線の傾き、即ち単位研削量当りの砥石摩耗量を砥石摩耗率  $rg$ 、また初期及び定常摩耗域の境界での摩耗量を初期摩耗量

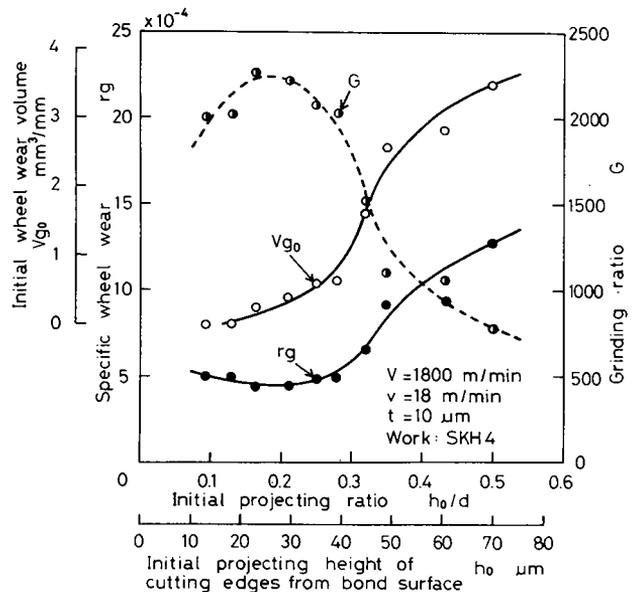


図 2-9 初期砥粒切れ刃突出比  $h_0/d$  (突出高さ  $h_0$ ) と初期砥石摩耗量  $V_{g0}$ 、砥石摩耗率  $rg$  及び研削比  $G$  の関係

$V_g$  と表わし、 $h_o/d$  に対して示すと図 2-9 のようになる。 $r_g$  及び  $V_g$  は共に  $h_o/d$  が約 0.3 を越えると急激に増大するようになることがわかる。また  $V_g$  は  $h_o/d$  が小さい程少ないが、 $r_g$  は  $h_o/d = 0.15 \sim 0.25$  で最小値を示している。このように砥石摩耗の観点からみた砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の最適値は  $h_o/d = 0.15 \sim 0.25$  であると判断される。

次に、研削過程における仕上面粗さ  $R_{max}$  の変化を  $h_o/d$  をパラメータとして示すと図 2-10 のようになる。仕上面粗さは、研削量  $V_w$  の増加と共に漸次増大する性質を示し、研削の全過程を通

じて、 $h_o/d$  の大きい場合程粗くなっていることがわかる。ただし  $h_o/d = 0.13$  の場合  $V_w$  が約  $3,500 \text{ mm}^3/\text{mm}$  を越えると  $h_o/d = 0.21$  の場合よりもやや大きくなる傾向がみられ、前述した砥石摩耗量  $V_g$  の変化と密接な関係を有していることが明らかである（この関係は、2・3・5 において詳述する）。ここで  $V_w = 200$  及び  $5,000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  研削後の仕上面粗さ  $R_{max}$  を  $h_o/d$  の変化に対して示すと図 2-11 の

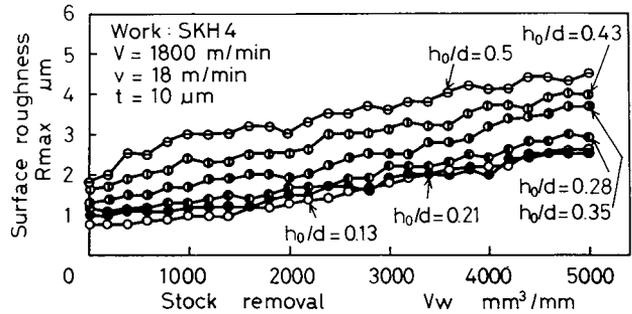


図 2-10 研削量  $V_w$  と仕上面粗さ  $R_{max}$  の関係に及ぼす初期砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の影響

ドレッシング条件：図 2-6 と同じ

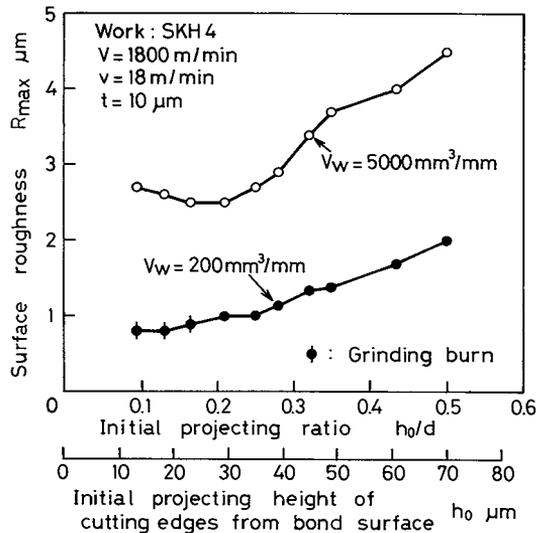


図 2-11 初期砥粒切れ刃突出高さ  $h_o$  及び突出比  $h_o/d$  と仕上面粗さ  $R_{max}$  の関係

ごとくなる。 $V_w=200\text{ mm}^3/\text{mm}$ での粗さは、 $h_o/d$ の減少と共に小さくなるが、 $V_w=5,000\text{ mm}^3/\text{mm}$ での粗さは、 $h_o/d=0.2$ 付近で最小値を示す。即ち $V_w=200\sim 5,000\text{ mm}^3/\text{mm}$ に至る研削過程での $R_{\text{max}}$ の増大率は $h_o/d=0.2$ 付近で最も小さいことを示している。ところで図中に示すように、 $h_o/d=0.16$ 以下の場合、 $V_w=200\text{ mm}^3/\text{mm}$ 研削後の仕上面には研削焼けがみられ、例えば $h_o/d=0.13$ の場合では $V_w=800$ 付近まで焼けが発生していた。このように $h_o/d$ を小さくすることは、研削初期の粗さを小さくすることになるが、反面

研削焼けが発生しやすくなることを考慮しなければならない。このような研削焼けの発生は、図2-12に示す研削抵抗の変化と対応している。即ち $h_o/d$ の小さい場合程研削初期の抵抗が大きく、例えば $h_o/d=0.13$ の場合、研削開始直後の法線研削抵抗

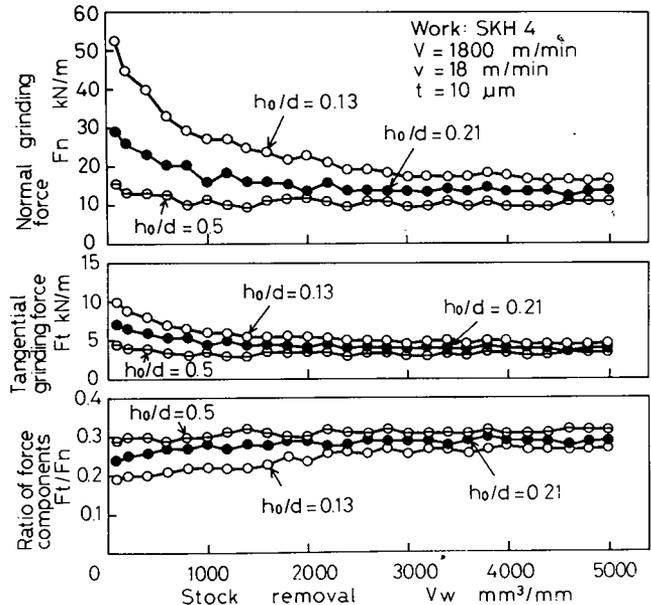


図2-12 研削量 $V_w$ と研削抵抗2分力 $F_n$ 、 $F_t$ 及び2分力比 $F_t/F_n$ の関係

は  $50\text{ kN}/\text{m}$ を越えている。また研削抵抗は一般に、研削初期で大きく研削の進行と共に漸次減少して、やがて一定値に近づく傾向をみせている。また抵抗2分力比 $F_t/F_n$ は研削初期で小さく、 $V_w$ の増加と共に漸増し、やがて一定値を保つようになる。そして $F_t/F_n$ は、 $h_o/d$ の小なる場合程小さいことがわかる。

一方図 2-13は、研削の進行に伴う砥粒切れ刃突出高さ  $h$  の変化を示したもので、 $h$  は初期砥粒切れ刃突出高さ  $h_0$  が、 $60\sim 70\ \mu\text{m}$  と大きい場合では、研削進行に伴い漸次減少するようになり、逆に  $h_0$  が  $20\sim 30\ \mu\text{m}$  と小さい場合では漸次増大するようになる

ことがわかる。前述した砥石摩耗量の  $V_w$  に対する変化と合わせて考えると、 $h_0$  の大きい場合では、

結合剤表面の損耗は少ないが、反面砥粒の破壊や

脱落が生じやすいため、 $h$  は減少するようになるものとみられる。一方  $h_0$  の小さい場合では、結合剤表面の損耗が著しく、反面砥粒自身の摩耗が少ないため、結果として  $h$  が増大することになると考えられる。

このように砥石摩耗、仕上面粗さ及び仕上面品位に及ぼす  $h_0/d$  の影響を総合して考えてみると、初期砥粒切れ刃突出比  $h_0/d$  の最適値は、本実験条件の場合  $0.18\sim 0.25$  の範囲にあると判断される。

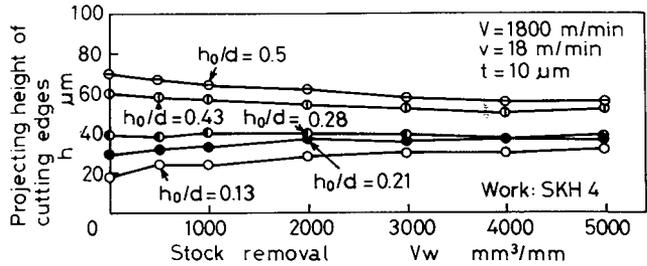


図 2-13 研削量  $V_w$  と砥粒切れ刃突出高さ  $h$  の関係

## 2・4 砥石摩耗形態と研削特性<sup>6), 7), 8), 16)</sup>

本節では、CBN砥石の研削特性を研削過程における砥粒切れ刃の挙動との関連において明らかにする目的で、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検討し、さら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。

### 2・4・1 砥石摩耗率と砥石摩耗形態

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 2-14のようになる。これらの摩耗曲線

には共通した1つの特徴的な変化が生じているのが認められる。即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

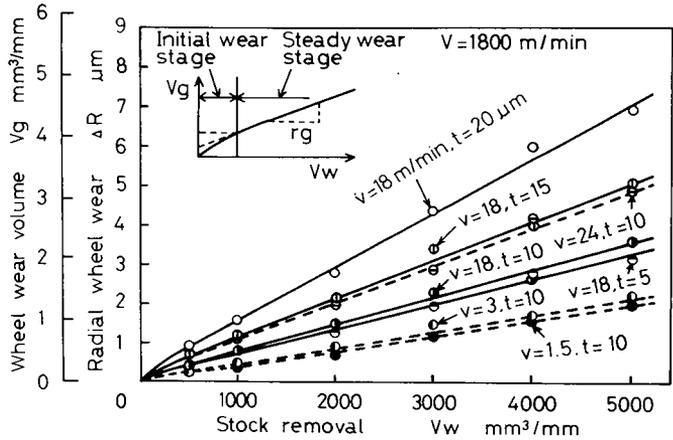


図2-14 研削量 $V_w$ と砥石半径減耗量 $\Delta R$ 及び砥石摩耗量 $V_g$ の関係

工作物：SKH4，CBN 140 R 100 B41-3

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中、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、即ち単位研削量当りの砥石摩耗量を砥石摩耗率 $rg$ で表わすことにする。即ち定常域において、 $\tau$ 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 $L_c(\tau)$ とすると、砥石摩耗率は次式で与えられる。

$$rg = \frac{V_g(\tau)}{V_w(\tau)} = \frac{\Delta R(\tau)/L_c(\tau)}{\varphi_g} \quad (2-2)$$

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

即ち単位砥粒切削距離当りの砥石半径減耗量は、 $rg$ が一定ならば $\varphi_g$ に比例することになる。しかし図2-14から明らかなように、 $rg$ は $\varphi_g$ に影響され、 $\varphi_g$ が大なる程大きくなることがわかる。そこでいま、 $rg$ を広範囲の条件で測定し、 $\varphi_g$ との関係を実験的に求めてみると、図2-15に示すような結果が得られた。即ち $\varphi_g$ が約 $8 \times 10^{-5}$ 以下の範囲（図中の範囲-A及びB）において $rg$ は $\varphi_g$ とほぼ一義的な関係にあることがわかる。この事から $rg$

は近似的に次式で示すことができる。

$$rg = 4.99 \times 10^{-5} \cdot \varphi g^{-0.14} \quad (\varphi g \leq 10^{-5}) \quad (2-3)$$

$$rg = 1.05 \times 10^{-2} \cdot \varphi g^{0.325} \quad (10^{-5} < \varphi g \leq 5.6 \times 10^{-5}) \quad (2-4)$$

従って  $\tau$  時間研削後の砥石半径減耗  $\Delta R(\tau)$  は、次のように表わされる。

$$\Delta R(\tau) = 4.99 \times 10^{-5} \cdot \varphi g^{0.86}$$

$$\times Lc(\tau) \quad (\varphi g \leq 10^{-5}) \quad (2-5)$$

$$\Delta R(\tau) = 1.05 \times 10^{-2} \cdot \varphi g^{1.325}$$

$$\times Lc(\tau) \quad (10^{-5} < \varphi g \leq 5.6 \times 10^{-5})$$

$$(2-6)$$

一方図 2-15 において、 $\varphi g$  が約  $8 \times 10^{-5}$  を越えると  $rg$  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-C）では、 $rg$  と  $\varphi g$  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。そこでこの範囲における  $rg$  の値を  $\varphi g^{1.1} \cdot lc^{2.1}$  に対してプロットし直してみると図 2-16 に示す関係が得られ、このことから  $rg$  は近似的に次のように表わすことができる。

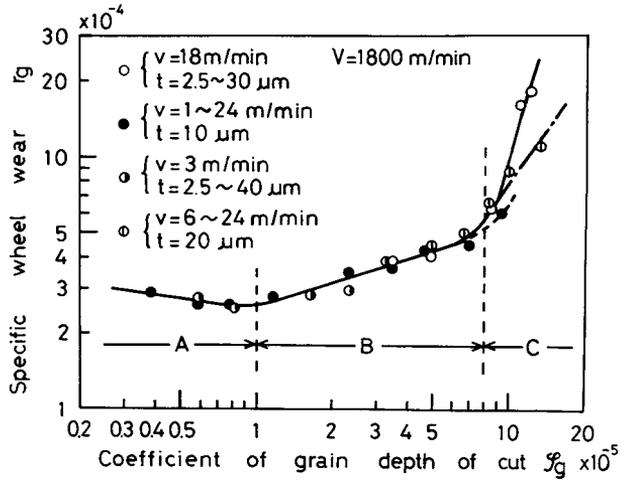


図 2-15 砥粒切込み深さ係数  $\varphi g$  と砥石摩耗率  $rg$  の関係  
 工作物：SKH4，  
 CBN140R100B41-3

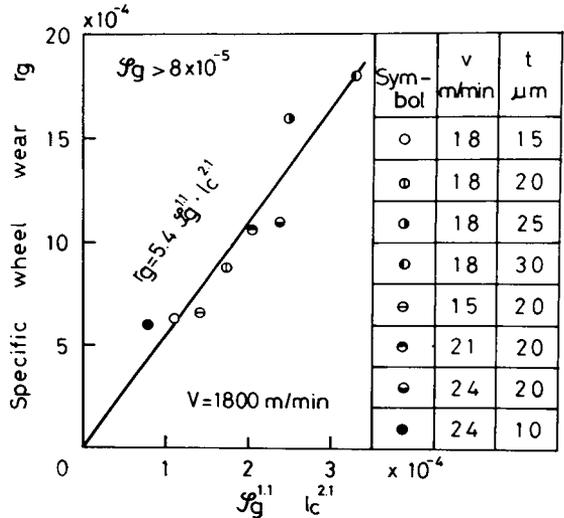


図 2-16 砥石摩耗率  $rg$  と  $\varphi g^{1.2} \cdot lc^{2.1}$  の関係  
 工作物：SKH4，CBN140R100B41-3

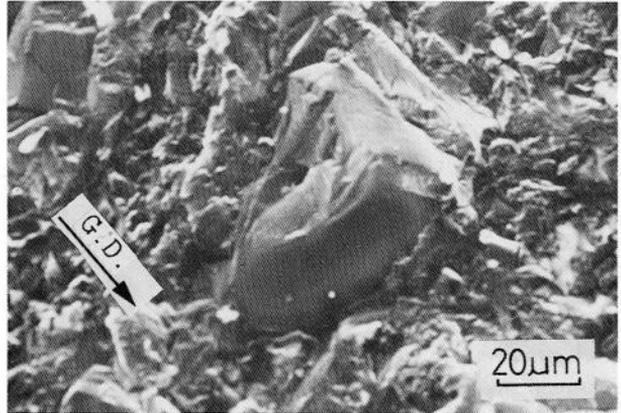
$$r_g = 5.4 \times \varphi_g^{1.1} \cdot \ell_c^{2.1} \quad (\varphi_g > 8 \times 10^{-5}) \quad (2-7)$$

また  $\tau$  時間研削後の砥石半径減耗量  $\Delta R(\tau)$  は、次のようになる。

$$\Delta R(\tau) = 5.4 \times \varphi_g^{2.1} \cdot \ell_c^{2.1} \cdot L_c(\tau) \quad (\varphi_g > 8 \times 10^{-5}) \quad (2-8)$$

このように砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g$  は、砥石摩耗率を評価する上での重要なパラメータとなることが示され、特に範囲-A、B、Cの境界での  $\varphi_g$  を臨界砥粒切込み深さ係数  $\varphi_{ga} (=10^{-5})$  及び  $\varphi_{gc} (=8 \times 10^{-5})$  とするとこれらの値は、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。

ところで図2-15において、 $r_g$  は  $\varphi_g$  の増加に伴い範囲-Aでは減少し、また範囲-Bでは増大している。また  $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  を越えると  $r_g$  は急激に増大する。このような  $r_g$  の特異な変化は、 $\varphi_{ga}$  及び  $\varphi_{gc}$  を境界として砥石摩耗の形態に著しい変化



G. D.: Grinding direction

図2-17 砥粒先端の微小破壊

$t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18 \text{m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}^3/\text{min}$   
 $\varphi_g = 4.9 \times 10^{-5}$  ( $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$ )  
 $V_w = 5,000 \text{mm}^3/\text{mm}$ , 工作物: SKH4,  
 CBN 140 R 100 B41-3

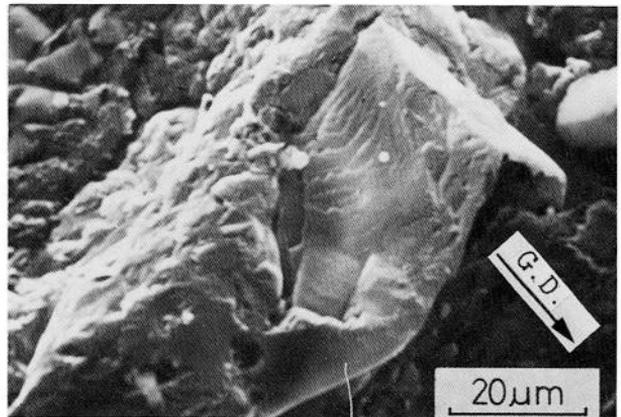


図2-18 砥粒の大破壊

$t = 20 \mu\text{m}$ ,  $v = 18 \text{m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}^3/\text{min}$   
 $\varphi_g = 9.9 \times 10^{-5}$  ( $\varphi_g > \varphi_{gc}$ )  
 $V_w = 5,000 \text{mm}^3/\text{mm}$ , 工作物: SKH4,  
 CBN 140 R 100 B41-3

が生じることを示唆している。そこで各範囲における砥石摩耗の形態をFL-SEM法を用いて微視的に観察した。

まず  $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$  の範囲-Bにおける観察結果の典型的な一例を図2-17に示す。この範囲では主に砥粒先端の微小破壊に基づく摩耗形態がとられ、砥粒の脱落や大破壊はほとんど観察されない。また砥粒先端の摩滅型摩耗も進行せず、砥石表面には常時鋭利な切れ刃が分布している。

一方  $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  を越えるようになると図2-18及び19の観察例に示すように、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-B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。ところが  $\varphi_g$  が  $\varphi_{ga}$  よりも小さくなると図2-20の観察例に示すように、砥粒先端に摩滅型の摩耗が生じ

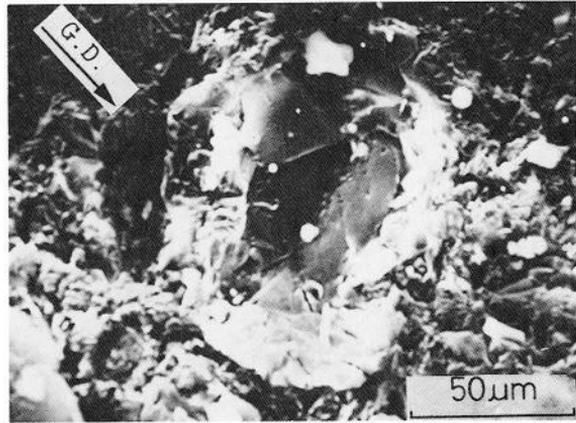


図2-19 砥粒の脱落

$t = 20 \mu\text{m}$ ,  $v = 18 \text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}/\text{min}$   
 $\varphi_g = 9.9 \times 10^{-5}$  ( $\varphi_g > \varphi_{gc}$ )  
 $V_w = 5,000 \text{mm}^3/\text{mm}$ , 工作物: SKH4,  
 CBN 140 R 100 B41-3

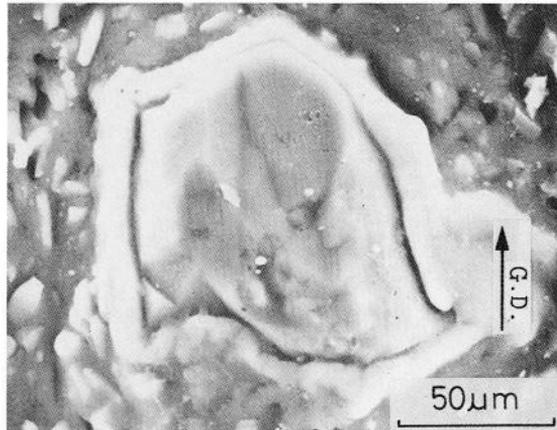


図2-20 砥粒先端の摩滅型摩耗

$t = 10 \mu\text{m}$ ,  $v = 1.5 \text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}/\text{min}$   
 $\varphi_g = 0.58 \times 10^{-5}$  ( $\varphi_g \leq \varphi_{ga}$ )  
 $V_w = 5,000 \text{mm}^3/\text{mm}$ , 工作物: SKH4,  
 CBN 140 R 100 B41-3

るようになる。この範囲では、砥粒に作用する抵抗は小さいが、一定量研削する場合の砥粒切削距離  $L_c$  が大きくなるためと考えられる。

このように、 $\varphi_{gc}$  及び  $\varphi_{ga}$  を境界とする範囲 - A, B 及び C では、著しく異った摩耗形態がとられていること即ち範囲 A では主に砥粒先端の摩滅型の摩耗形態が、範囲 - B では主に微小破壊型の摩耗形態が、また範囲 - C では主に破壊脱落型の摩耗形態がとられていることが明らかとなり、図 2-15 に示した  $r_g$  の特異な変化が、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。

### 2・4・2 砥石作用面性状

砥石摩耗の性質をさらに明確にするため、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 2-21 は、研削進行に伴う静的切れ刃密度  $C_s'$  ( $z=10\mu\text{m}$ ) 及び有効切れ刃密度  $C_e'$  (プロファイル曲線から研削条件を考慮して求めた切れ刃密度)<sup>12)</sup> の変化を求めた例で、これは図 2-14 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。即ち初期摩耗域では、 $V_w$  の増加に伴い  $C_e'$  は漸減してい

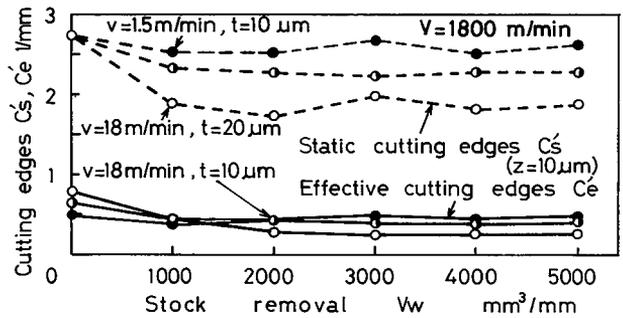


図 2-21 研削量  $V_w$  と静的切れ刃密度  $C_s'$  及び有効切れ密度  $C_e'$  の関係

工件物: SKH4  
C BN 140 R 100 B41-3

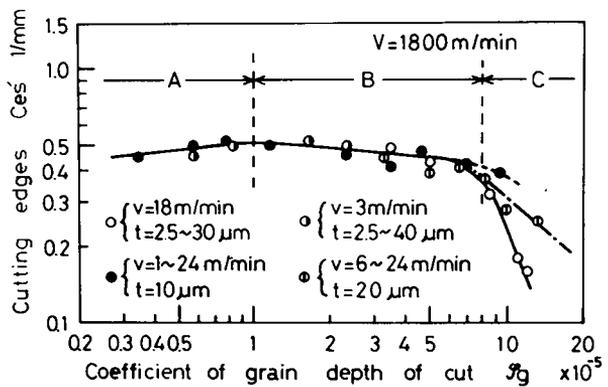


図 2-22 砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g$  と平均有効切れ密度  $C_{es}'$  の関係

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、 $Ce'$  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  $Ces'$  と表わし、これを広範囲の条件下で測定し、 $\varphi_g$  に対してプロットすると図 2-22 の様な結果が得られた。図の関係から、範囲-A 及び B での  $Ces'$  は近似的に次の実験式で表わすことができる。

$$Ces' = 1.85 \cdot \varphi_g^{0.11} \quad (\varphi_g \leq 10^{-5}) \quad (2-9)$$

$$Ces' = 0.2 \cdot \varphi_g^{-0.085} \quad (10^{-5} < \varphi_g \leq 8 \times 10^{-5}) \quad (2-10)$$

また範囲-C では、図 2-23 の関係から次式が得られる。

$$Ces' = 2.1 \times 10^{-4} \cdot \varphi_g^{-0.9} \cdot \ell_c^{-1.7} \quad (\varphi_g > 8 \times 10^{-5}) \quad (2-11)$$

### 2・4・3 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 2-24 及び 25 に示す。抵抗 2 分力の変化はいずれも、図 2-14 及び 21 に示した  $V_g$  及び  $Ce'$  の変化とよく対応した関係にあることがわかる。即ち初期摩耗域では、 $V_w$  の増加に伴い  $F_n$  と  $F_t$  は共に漸減し、 $F_t/F_n$

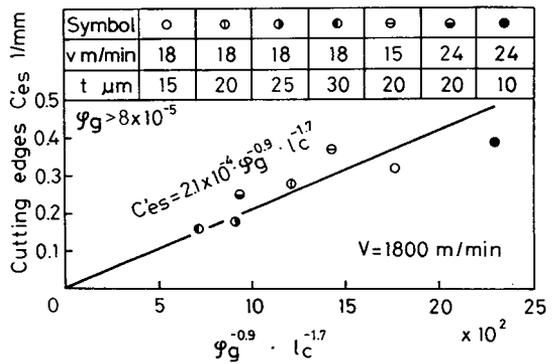


図 2-23  $\varphi_g^{-0.9} \cdot \ell_c^{-1.7}$  と平均有効切れ刃密度  $Ces'$  の関係

工作物：SKH4  
CBN 140 R 100 B41-3

$F_n$  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じ作用や掘り起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、次のように表わされる。

$$\begin{aligned}
 f_{ts} &= k_{ts} \cdot a_{ms} \\
 &= k_{ts} \cdot (1/Ces')^2 \cdot \varphi g \\
 &\quad (2-12)
 \end{aligned}$$

従って定常域での平均接線抵抗 $F_{ts}$ は、次式のようになる<sup>1)</sup>。

$$F_{ts} = k_{ts} \cdot t \cdot \frac{V}{\bar{V}} \quad (2-13)$$

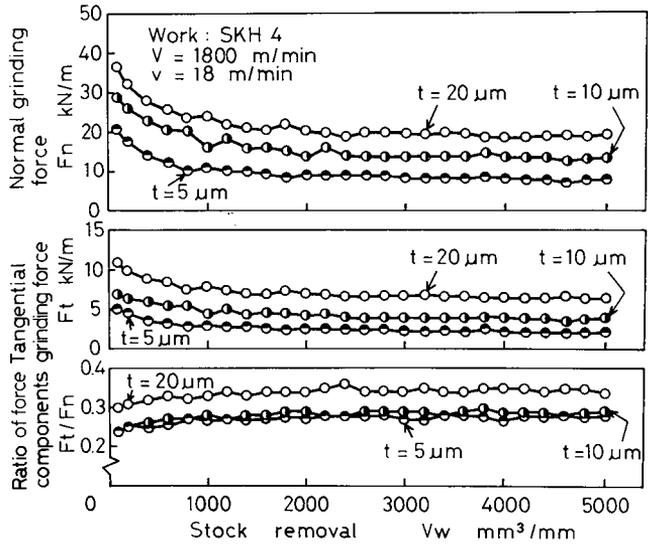


図2-24 研削抵抗 $F_n$ ,  $F_t$ 及び2分力比 $F_t/F_n$ と研削量 $V_w$ の関係  
CBN 140 R 100 B41-3

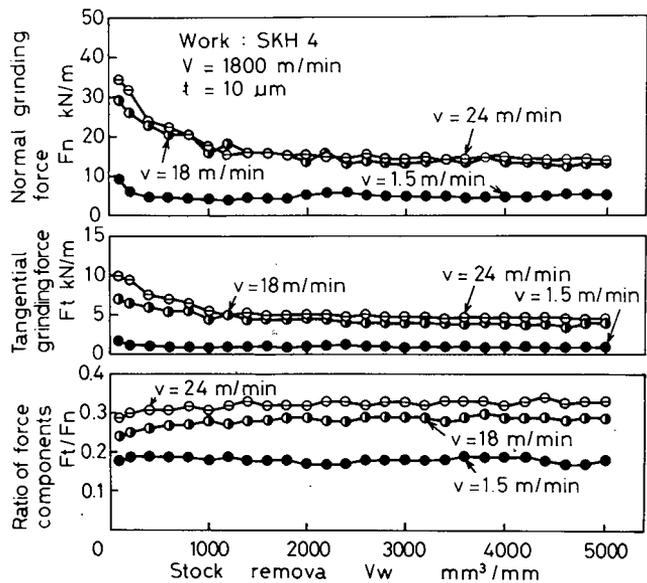


図2-25 研削抵抗 $F_n$ ,  $F_t$ 及び2分力比 $F_t/F_n$ と研削量 $V_w$ の関係

図2-26は、平均接線抵抗  $F_{ts}$  の測定結果から  $k_{ts}$  を求め、これを  $\varphi_g$  に対してプロットしたもので、図より  $k_{ts}$  は次式で表わすことができる。

$$k_{ts} = 6.58 \times 10^2 \cdot \varphi_g^{-0.43} \quad (2-14)$$

従って式(2-13)と(2-14)から、 $F_{ts}$  は次のように表わされる。

$$F_{ts} = 6.58 \times 10^2 \cdot \left(\frac{v}{V}\right)^{0.58} \times D^{0.45} \cdot t^{0.785} \quad (2-15)$$

#### 2・4・4 砥石摩耗率を支配する要因

範囲-Bの定常摩耗域についてみると、単一砥粒切れ刃に働く平均接線研削抵抗  $f_{ts}$  は、式(2-10)、(2-12)及び(2-14)から次式で与えられる。

$$f_{ts} = 1.65 \times 10^4 \cdot \varphi_g^{0.74} \quad (\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}) \quad (2-16)$$

従って式(2-4)と(2-16)から、砥石摩耗率  $r_g$  は次式のように表わされる。

$$r_g = 1.48 \times 10^{-4} \cdot f_{ts}^{0.44} \quad (\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}) \quad (2-17)$$

即ち  $r_g$  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(2-16)に代入すると、

$$f_{ts} \varphi_g = \varphi_{gc} = 15.33 \text{ N} \quad (2-18)$$

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

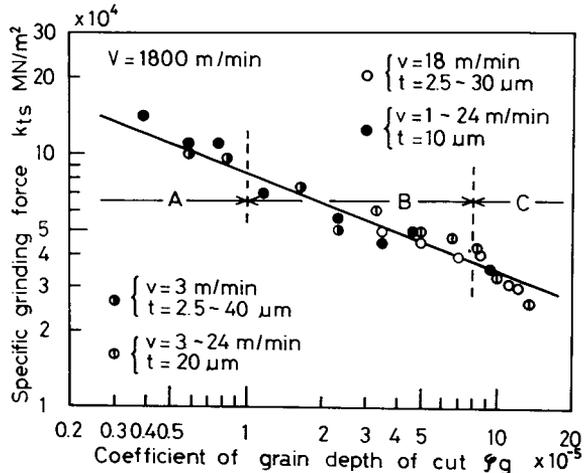


図2-26  $\varphi_g$  と比研削抵抗  $k_{ts}$  の関係

工作物: SKH4  
CBN 140 R 100 B41-3

壊型から破壊・脱落型に移行するときの臨界の抵抗を表わしており、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。

## 2・5 研削過程での仕上面粗さの変化と抑制について<sup>9)</sup>

CBN砥石を用いた研削作業において、砥石の研削能力（切れ味）は砥石が破損したりしない限りは極めて長時間にわたって持続するが、仕上面粗さを一定に保持していくことは困難である。一般に仕上面粗さは研削量の増加に伴って次第に増大する傾向をとる場合が多く、例えばツルーイングあるいはドレッシングによって所定の粗さが得られるよう砥石作用面を調整しても、研削進行に伴って仕上面粗さは漸次増大し、遂には所定の基準を越えてしまうことが多い。このような研削中の仕上面粗さの増大は、CBN砥石を実用する場合の最大の障害となっており、その抑制法を見い出すことが切望されている。

本節では、このような仕上面粗さの変化を抑制するための基本的概念を把握する目的で、まず仕上面粗さがなぜ増大するかを、砥石摩耗の形態ならびに砥石作用面状態の変化との関係から明らかにし、次いで仕上面粗さの増大率を最小とするための条件を実験的に把握する。

図2-27は、研削進行に伴う仕上面粗さ $R_{max}$ の変化を代表的な条件について示している。 $R_{max}$ は、 $V_w$ の増加に伴いほぼ直線的に増大するとみられるので、いま単位研削量当りの $R_{max}$ の増加量を仕上面粗さの増大率 $\eta$ と表わすことにする。図2-27より、 $\eta$ は $v$ の減少と共に減少し、例えば $v = 1.5 \text{ m/min}$ では $\eta = 2 \times 10^{-5} \text{ 1/mm}$ と極めて小さく研削初期の粗さが $V_w = 5,000 \text{ mm}^3/\text{min}$ までほぼ持続されていることがわかる。この様に $\eta$ は $v$ により影響されるが、この事を次に考察する。図2-28は $v = 1.5, 18$ 及び $24 \text{ m/min}$ の条件で $V_w = 5,000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 研削した後の砥石作用面プロファイル曲線の波形を比較している。

波形の比較から、 $v$  の大きい場合程切れ刃の分布は粗になり、特に砥石最外周近傍に存在する切れ刃の高さはふぞろいになっていることが分る。このことをさらに詳しく把握するため、切れ刃密度の砥石表面から

の深さ方向への分布を測定すると図2-29のようになる。研削後の切れ刃密度は $v$  の大きい場合程小さく、特に砥石表面に異常に突出している少数の切れ刃の分布深さが、 $v$  の大きい場合程深いことが明らかである。中山はこの様な切れ刃分布の形態を直線で近似し、仕上げ面粗さを次のように表わした<sup>13)</sup>。

$$R_{max} = z_c + \sqrt{\frac{2v}{VA\sqrt{2\rho D}}} \quad (2-19)$$

$$C_s = A(z - z_c)$$

ここで $z_c$ は図中破線の切片を、また $A$ は破線の傾きである。そこで $v = 1.5, 18$ 及び $24\text{m/min}$ の条件について、研削過程での $A$ 及び $z_c$ の変化を求めると図2-30のようになる。 $V_w$ の増加に伴う $A$ 及び $z_c$ の増加割合は、 $v$ の大きい

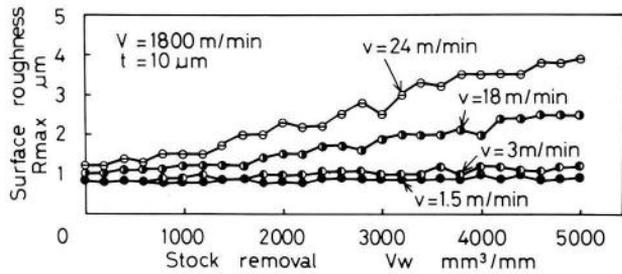


図2-27 研削進行に伴う仕上げ面粗さの変化  
 工作物：SKH4，CBN140R100B41-3

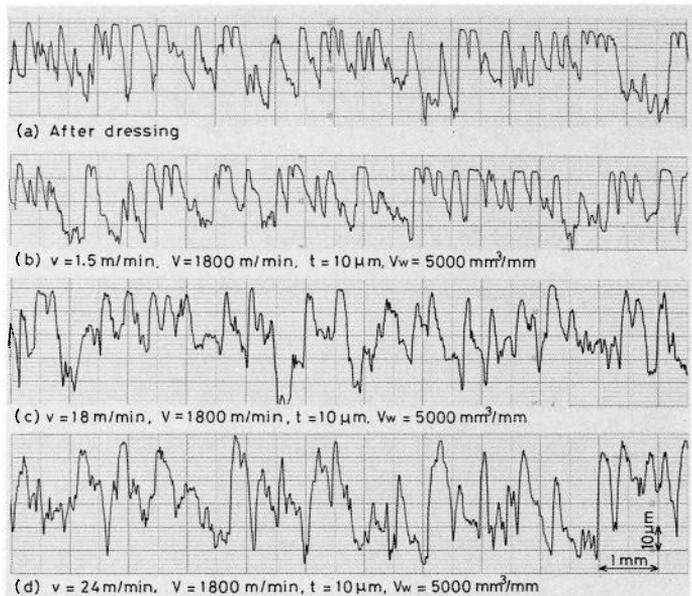


図2-28 砥石作用面プロファイルに及ぼす工作物速度の影響  
 工作物：SKH4，  
 CBN140R100B41-3

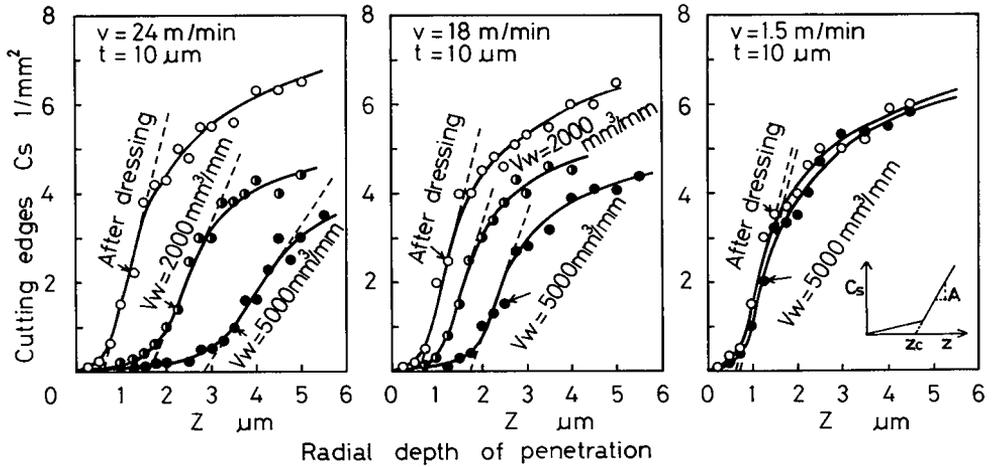


図 2-29 研削過程における砥粒切れ刃分布の変化

い場合程大きく、 $v = 1.5$  m/minの条件ではほとんど変化が認められない。

いま A 及び  $z_c$  を (2-19) 式に代入し、 $R_{max}$  を求めてみると図 2-31 のようになる。ただし、 $\rho = 140 / 2 \mu\text{m}$  とした。また図中破線は図 2-27 の測定値を示す。(2-19) 式から得られた  $R_{max}$  は測定値よりも大きい。が、 $V_w$  の増加に伴う  $R_{max}$  の増大の傾向はよく一致している。以上の結果から、研削中  $R_{max}$  が増大する理由は

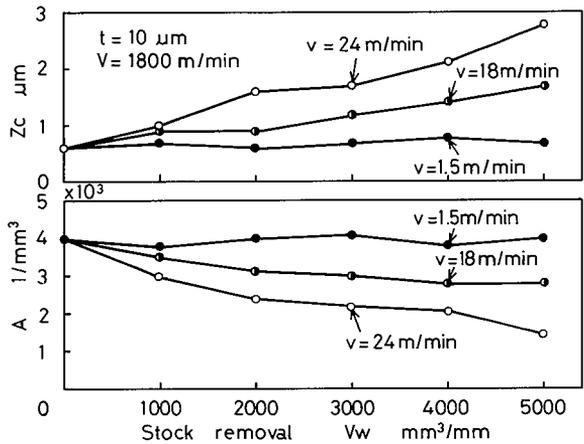


図 2-30 研削過程における  $Z_c$ , A の変化

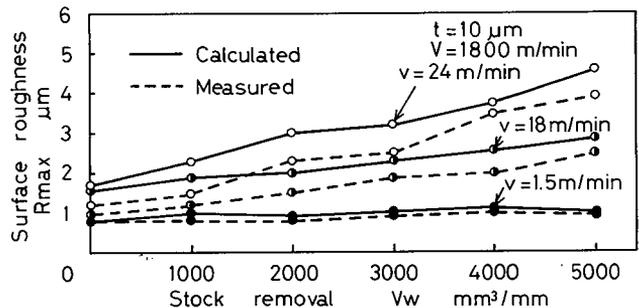


図 2-31 研削過程における仕上面粗さの変化

主に次のように考えられる。

- (1) 小数の砥粒切れ刃が砥石表面に異常に突出するようになり、 $z_c$ が増大する。
- (2) 切れ刃密度の深さ方向に対する増加率Aが減少する。

従って、 $R_{max}$ の増大率 $\eta$ を小さくするためには(1)及び(2)の現象(特に(1))を生じないようにすればよく、例えば  $v=1.5\text{ m/min}$  のような条件を設定すればよい。そこで再度図2-28の波形を比較し、

$v=1.5\text{ m/min}$ での研削機構の特徴を調べてみる。まずボンド表面からの平均切れ刃突出高さ $h$ についてみると、ドレス直後 $h \approx 30\ \mu\text{m}$ であったのが、研削後  $v=18\text{ m/min}$  では  $h \approx 40\ \mu\text{m}$ 、 $v=24\text{ m/min}$  では  $h \approx 50\ \mu\text{m}$ と増大している。しかし、 $v=1.5\text{ m/min}$ の条件では逆に  $h \approx 25\ \mu\text{m}$ と減少しているのが分る。次に切れ刃先端の形状についてみると、 $v=1.5\text{ m/min}$ では平坦な切れ刃が多く、 $v$ の大きい場合程鋭い形状

に変化していることが分る。一方、図3-33は砥石表面のOM観察結果の一例を示したもので、 $v=1.5\text{ m/min}$ の条件では明らかに摩滅型摩耗が発生しているのが確認される。このように砥石作用面状態の変化は砥石摩耗の形態と密接

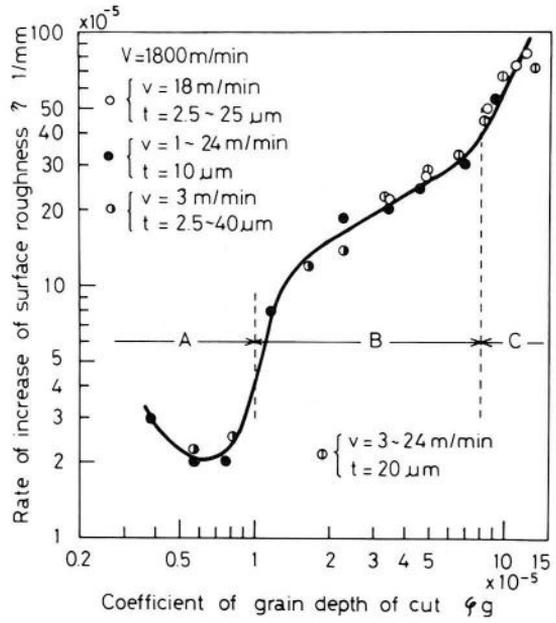


図2-32 仕上面粗さの増大率 $\eta$ と $\phi_g$ の関係

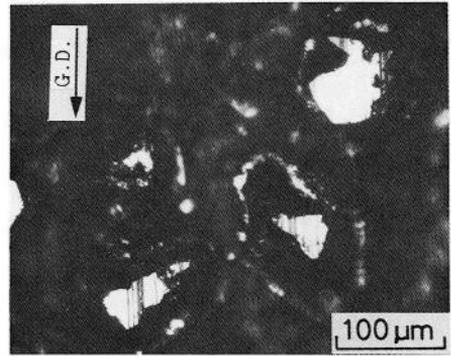


図2-33 砥石の摩耗形態 (摩滅型摩耗)

$v=1.5\text{ m/min}$ ,  $V=1,800\text{ m/min}$ ,  
 $t=10\ \mu\text{m}$ ,  $V_w=5,000\text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  
 $\phi_g=0.58 \times 10^{-5}$ , SKH4,  
 CBN 140 R 100 B41-3

に關係していることが明らかである。そこでこれまでの研究結果を踏まえて仕上面粗さの増大率  $\eta$  を広範圍の条件のもとで測定し、 $\varphi_g = (v/V) \sqrt{t/D}$  に対してプロットすると、図2-32のようになる。 $\eta$  はA及びBの範圍では  $\varphi_g$  と一義的關係にあり、また  $\eta$  は、砥石の摩耗が主に摩滅型摩耗に支配される範圍Aで最小となることが分る。

以上のように、研削過程における仕上面粗さの増大率  $\eta$  は  $\varphi_g = 0.5 \sim 1.0 \times 10^{-5}$  の範圍で最小となることが示されたが、このような条件を設定するためには一般に研削除去率  $Z'$  ( $=vt$ ) を小さくしなければならないと考えられる。しかし、 $\eta$  が  $\varphi_g$  と一義的關係にあることから、 $\varphi_g$  を一定として  $Z'$  を大きくすることも可能である。図3-34は  $\varphi_g = 0.58 \times 10^{-5}$  一定として、 $Z'$  を増大させた場合の  $z_c$ 、A、 $\eta$ 、 $R_{max}$  及び  $rg$  の変化を測定した結果の一例を示したもので、

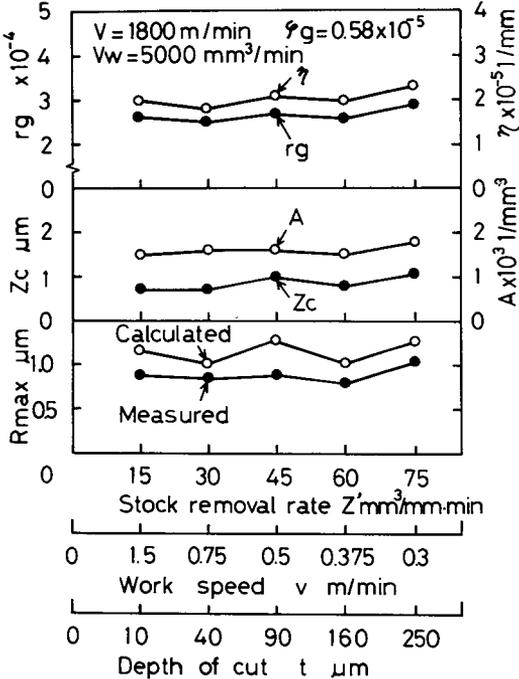


図2-34  $\varphi_g$  を一定とした場合の研削除去率  $Z'$  と  $rg$ 、 $\eta$ 、 $Z_c$ 、A 及び  $R_{max}$  との關係

で、いずれの値も  $Z'$  の増大に対してほとんど変化が生じていないことがわかる。このように仕上面粗さの増大率  $\eta$  を一定に保ちながら研削除去率  $Z'$  を大きくするためには、工作物速度  $v$  を小さくして、砥石切込み  $t$  を大きくとるようにすればよく、このことはすなわち第5章で述べるクリープフィード研削法の条件に近づけることを意味している。図3-34では、砥石切込み  $t$  を  $250 \mu\text{m}$  まで増大させた場合について示しているが、 $t$  がある値を越えると第5章で述べるように切りくず長さ  $l_c$  が研削機構に影響するようになるため、 $\eta$  を一定とし

たままではZを大きくすることには、ある限界が存在するものと考えられる。

## 2・6 CBN砥石とダイヤモンド砥石の摩耗形態及び研削

### 特性の相違

CBN砥石とダイヤモンド砥石の間には、研削性能上多くの相違点が見られる。例えばダイヤモンド砥石は超硬やセミラックスなどの硬脆材料の研削には適しているが、鋼類の研削には不向きの場合が多い。一方、CBN砥石は鋼類には優れた性能を示すが、超硬合金などの研削では砥石の損耗が著しく、ダイヤモンド砥石の性能には及ばない。このような両砥石間の研削性能上の相違を明確にしていくことは、両砥石と被削材との適合性や両砥石の最適な研削条件を把握していく上で重要である。そこで、本節では以上の問題を明らかにしていくための基礎資料を得る目的で、従来ダイヤモンド砥石には不向きと考えられてきた鋼研削の場合に限定し、両砥石の摩耗特性ならびに研削性能の相違について比較検討する。尚他の被削材に対する実験結果は第3章及び第4章において述べる。

#### 2・6・1 砥石摩耗過程と砥石摩耗率の相違

図2-35は、CBN及びダイヤモンド(SDC)砥石を用いた研削過程における砥石半径減耗量 $\Delta R$ の変化を砥石切込み $t$ をパラメータとして示したものである。両砥石の摩耗曲線には著しい差異が生じているのが認め

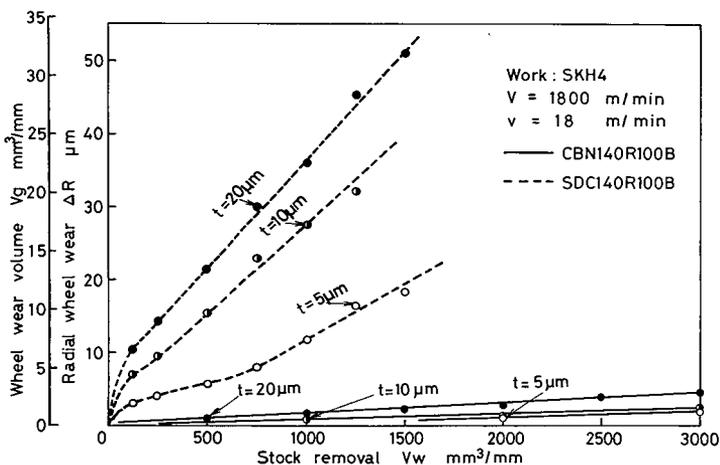


図2-35 砥石摩耗曲線の相違

られる。C B N砥石の場合、 $\Delta R$ は研削量 $V_w$ の増加と共にほぼ直線的に増大する性質が見られ、その直線の傾きはS D C砥石に比べて著しく小さな値をとっている。一方S D C砥石の場合、 $\Delta R$ は $V_w$ の増大に伴って複雑に変化する傾向を見せている。例えば、 $t = 5 \mu\text{m}$ の条件について見ると、研削開始から $V_w = 50 \text{mm}^3/\text{mm}$ 付近までの研削初期に $\Delta R$ の急増する初期摩耗域が存在し、その後 $V_w = 50 \sim 600 \text{mm}^3/\text{mm}$ までの間で $\Delta R$ がほぼ直線的に増大する定常摩耗域が存在している。さらに $V_w = 600 \text{mm}^3/\text{mm}$ を越えると $\Delta R$ は再び急増するようになる異常摩耗域が認められる<sup>14)</sup>。このような両砥石の摩耗曲線の相違は、図2-36に示す研削抵抗2分力の変化からさらに説明することができる。即ちC B N砥石の $F_n$ 及び $F_t$ は共に研削初期に大きいのが、 $V_w$ の増大と共に漸次減少してほぼ一定値に近づく傾向をとる。これに対してS D C砥石の抵抗は研削初期に小さいが、 $V_w$ の増大と共に急増していることがわかる。

このようなS D C砥石の

抵抗の増大は後述するよ

うに砥粒切れ刃の摩滅型

摩耗が急速に進行するこ

とによるものである。例

えば、 $t = 5 \mu\text{m}$ の場合に

ついて見ると、 $F_n$ 及び

$F_t$ は共に $V_w = 50 \text{mm}^3/$

$\text{mm}$ 付近まで急増し、その

後一旦急減している。こ

の抵抗の減少は砥石摩耗

の形態が摩滅型摩耗から

破壊・脱落型摩耗に移行

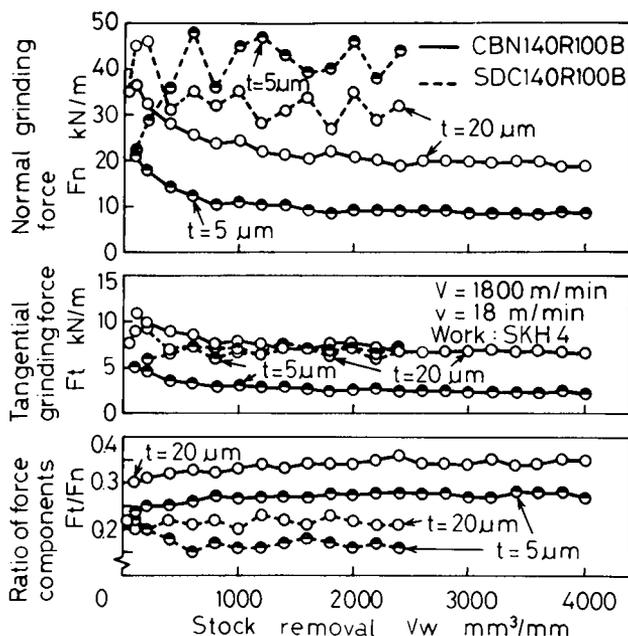


図2-36 研削抵抗の相違

するために生じるものである<sup>8)</sup>。しかし、この異常摩耗域においても砥粒切れ刃の摩滅型摩耗が急速に進行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えされる。異常摩耗域における  $t = 5\mu\text{m}$  の抵抗値が  $t = 20\mu\text{m}$  の場合よりも大きな値となっているが、このような性質は C. E. Davis<sup>14)</sup>等によっても指摘されており、後述する砥石表面の観察結果から、摩耗面積率の差異によるものであることが示される。

両砥石の摩耗特性が極端に異なったものであることは図 2-36 に示す 2 分力比の比較からも明らかである。即ち CBN 砥石の  $F_t/F_n$  は 0.25 ~ 0.4 と大きいのに対して、SDC 砥石では 0.15 ~ 0.24 と著しく小さな値をとることがわかる。また  $F_t/F_n$  は研削の進行に伴って、CBN 砥石では増大する傾向にあるのに対して、SDC 砥石では減少する傾向がみられる。

### 2・6・2 砥石摩耗形態の相違

図 2-37 は、CBN 砥石を用いて砥石切込み  $t$

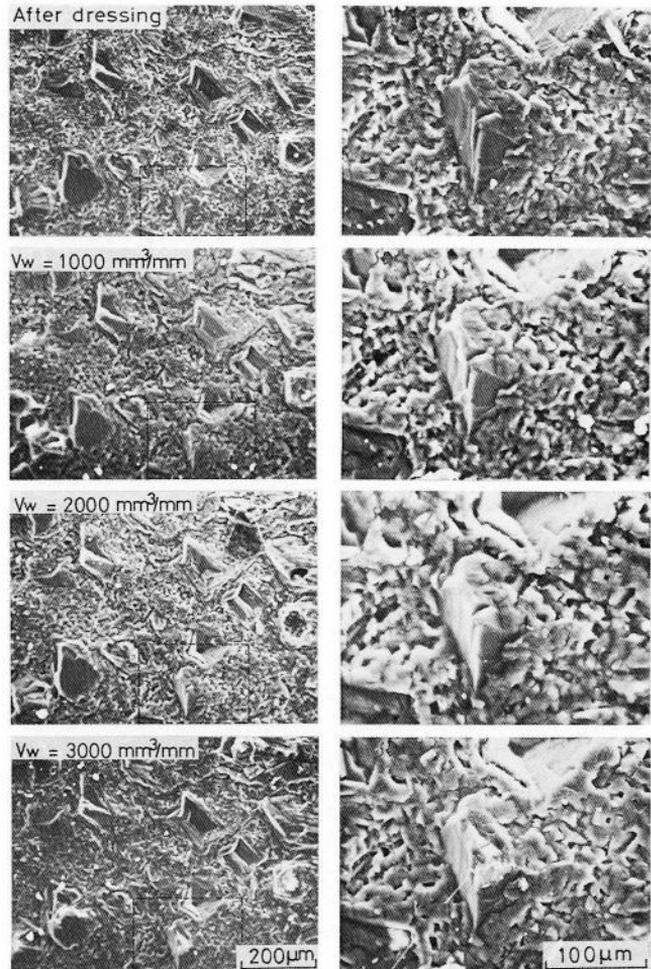


図 2-37 研削過程における CBN 砥石表面状態の変化 ( $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$ )

$v = 18\text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800\text{m}/\text{min}$ ,  $t = 5\mu\text{m}$ ,  
 CBN140 R 100 B41-3,  $\varphi_g = 4.9 \times 10^{-5}$ ,  
 工作物: SKH4

$= 5 \mu\text{m}$  ( $\varphi_g = 4.9 \times 10^{-5}$ ) の条件で研削した場合の砥石表面状態の変化を、FL-SEM法により連続的に観察した結果の一例を示している。

2・4節で述べたように、 $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$  の範囲では、摩滅型の摩耗はほとんど進行せず、砥石摩耗は主に砥粒先端の微小破壊型の摩耗に支配

されている。例えば、図の拡大観察例にみ

られるように、研削の進行に伴い砥粒先端付近に微小な破壊が生じ、砥粒切れ刃は順次鋭い形状に変化していくのが認められる。またこの条件では、結合剤表面に存在する微小な凹凸やSiC(充填剤)の形態にも余り変化が生じていないことから、切りくずの流出作用等によって生じる結合剤表面の損耗も非常に少ないことが把握される。

一方、 $\varphi_g$ が $\varphi_{gc}$ よりも大きくなると、図2-28の観察例にみられるように、砥粒の破壊や脱落が頻繁に生じるようになる。そして、図の拡大観察例にみられるように、砥粒は破壊されてその形状を次第に変化させていくと同時に、砥粒周辺の結合剤の摩耗も著しく、砥粒は漸時表面に突き出されるようにな

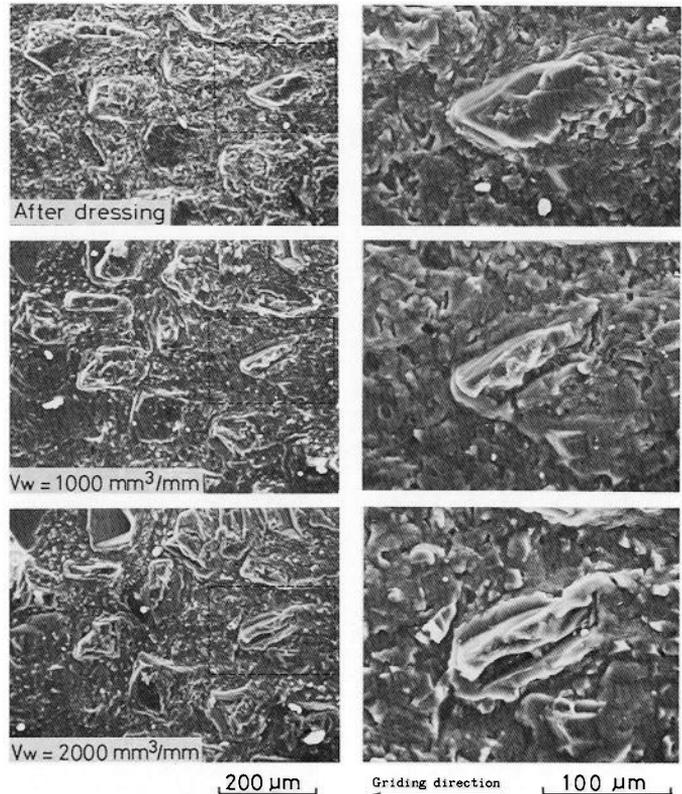


図2-38 研削過程におけるCBN砥石表面状態の変化 ( $\varphi_g > \varphi_{gc}$ )

$v = 18 \text{m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}^3/\text{min}$ ,  $t = 20 \mu\text{m}$ ,  
CBN140 R100 B41-3, 工作物: SKH4  
 $\varphi_g = 9.9 \times 10^{-5}$

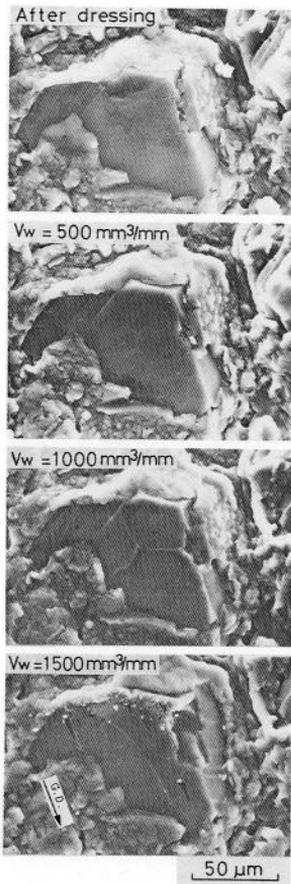


図2-39 ダイヤモンド砥石の摩耗形態  
( $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$ )

$v = 18 \text{ m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{ m}^3/\text{min}$ ,  $t = 5 \mu\text{m}$ ,  
SDC 140 R 100 B41-3, 工作物: SKH4  
 $\varphi_g = 4.9 \times 10^{-5}$

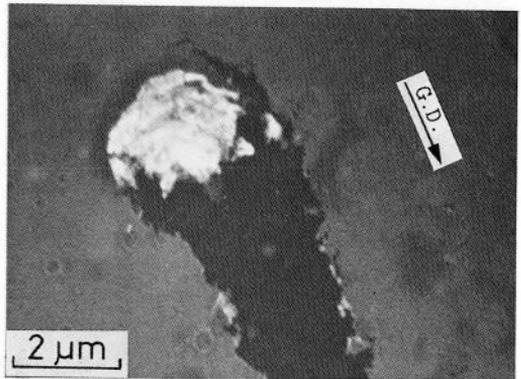
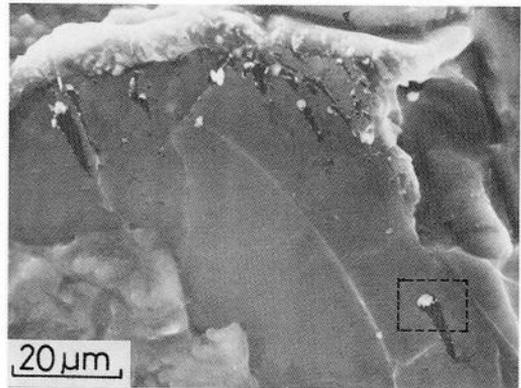


図2-40 図2-39の $V_w = 1,500 \text{ mm}^3/\text{mm}$   
の高倍率観察

$v = 18 \text{ m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{ m}^3/\text{min}$ ,  
 $V_w = 1,500 \text{ mm}^3/\text{mm}$ , SDC140R100B41-3  
工作物: SKH4

るのがわかる。また  $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$  の条  
件の場合と同様に、この範囲においても、

砥粒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。

次に、図2-37と同一条件で研削した場合のダイヤモンド砥石の摩耗形態の観察結果を図3-39に示す。研削進行に伴い摩滅摩耗が急速に進展し、摩耗平坦面積が次第に増加していくのが観察される。このような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<sup>15)</sup>、本実験においてもほぼ同様の機構がとられているものと考えられる。ただし摩耗平

坦部には、図3-40の拡大観察例にみられるように、一部引っかかり条痕が観察されることから、被削材中の炭化物が切れ刃表面層部を機械的に摩耗し、拡散や黒鉛化を促進する作用を担っていることも考えられる。また図3-41は  $t = 5$  及び  $20 \mu\text{m}$  の条件で研削した場合の砥石表面のOM観察結果を示したもので、 $t = 20 \mu\text{m}$  の場合に比べて  $t = 20 \mu\text{m}$  の場合の方が切れ刃数が多く、また摩耗面積率も大きいことがわかる。このことは、図2-36に示した研削抵抗の変化とよく対応した関係を有している。

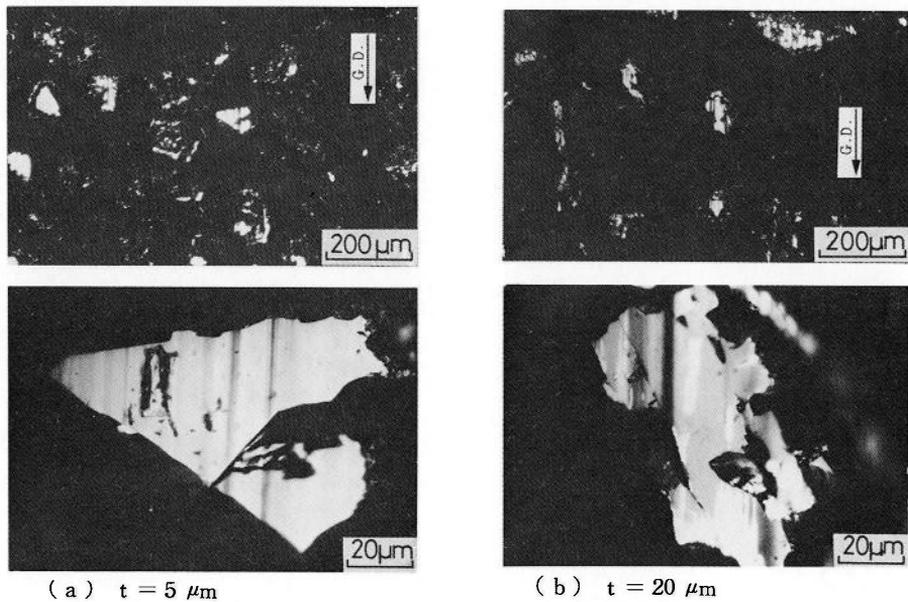


図2-41 ダイヤモンド砥石の摩耗形態

$v = 18 \text{m}/\text{min}$  ,  $V = 1,800 \text{m}/\text{min}$  ,  
 SDC140R100B41-3, 工作物: SKH4

## 2・7 結 言

研削特性ならびに研削機構に関して行った研究の結果を要約すると次のようになる。

- (1) 砥石摩耗の進行過程には、初期摩耗域と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) 初期摩耗量  $V_{go}$  は，初期砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の増加と共に増大し， $h_o/d$  が約 0.3 を越えると急激に増大するようになる。また，定常摩耗域における砥石摩耗率  $r_g$  は  $h_o/d = 0.15 \sim 0.25$  の範囲で最小となるが， $V_{go}$  の場合と同様に  $h_o/d$  が約 0.3 を越えると急激に増大するようになる。
- (3) 研削過程の初期における仕上面粗さは，初期砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の減少と共に小さくなるが，研削進行に伴う仕上面粗さ  $R_{max}$  の増大率は  $h_o/d = 0.2$  付近で最小値をとり， $r_g$  の変化と同様に  $h_o/d$  が約 0.3 を越えると急激に増大する。また， $h_o/d$  を 0.16 以下とすると，研削初期に研削抵抗が異常に大きくなり，研削焼けが発生する。
- (4) 砥石摩耗，仕上面粗さ及び仕上面品位に及ぼす初期砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の影響を総合して考えると， $h_o/d$  は本実験条件の場合 0.18 ～ 0.25 の範囲に設定するのが適切である。
- (5) 定常域における砥石摩耗率  $r_g$  は砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g = (v/V) \sqrt{t/D}$  がある臨界値  $\varphi_{gc} = 8 \times 10^{-5}$  以下の範囲では， $\varphi_g$  とほぼ一義的關係にあり， $\varphi_g$  が  $\varphi_{ga} = 1 \times 10^{-5}$  以下の範囲 - A では  $\varphi_g^{-0.14}$  に比例し， $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$  の範囲 - B では  $\varphi_g^{0.325}$  に比例して増大する。しかし， $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  を越えると  $r_g$  は急激に増大するようになり，この  $\varphi_g > \varphi_{gc}$  の範囲 - C では，近似的に  $\varphi_g^{1.1} \cdot \varphi_g^{2.1}$  (ただし， $l_c \doteq \sqrt{tD}$ ) に比例して増大する。
- (6) 定常域における砥粒切れ刃密度  $C_{és}$  は，砥石摩耗率  $r_g$  と同様に，砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g$  と密接な關係を有し，範囲 - A では  $\varphi_g^{0.41}$  に，また範囲 - B では  $\varphi_g^{-0.085}$  にほぼ比例する。また  $C_{és}$  は  $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  よりも大きくなると急激に減少し，この範囲 - C では近似的に  $\varphi_g^{-0.9} \cdot l_c^{-1.7}$  に比例することが示された。
- (7) 研削抵抗は一般に研削初期で大きく，研削の進行に伴い漸次減少し，や

が一定値に近づく過程をたどる。そして、定常域における比研削抵抗  $k_{ts}$  は、A、B 及び C の各範囲を通じて、 $\varphi_g^{-0.43}$  にほぼ比例する。

- (8) 範囲 - A では主に摩滅型の摩耗形態が、また範囲 - B では主に砥粒先端の微小破壊型の摩耗形態がとられる。一方、 $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  を越える範囲 - C では主に砥粒の破壊・脱落型の摩耗が生じる。
- (9) CBN 砥石は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。
- (10) 仕上面粗さは一般に、研削の進行に伴い漸次増大する傾向をとる。この仕上面粗さの増大は主に、研削進行とともに小数の切れ刃が砥石表面に異常に突出するようになり、 $z_c$  が次第に増大していくことに起因している。そして、仕上面粗さの増大率  $\eta$  は砥石の摩耗が主に摩滅型摩耗に支配される領域 - A で最も小さく、砥粒の破壊や脱落の生じやすい条件の場合ほど大きくなる。また  $\eta$  は  $r_g$  と同様に、A 及び B の範囲では  $\varphi_g$  とほぼ一義的關係にあることが示された。

## 参 考 文 献

- 1) 津和秀夫：精密機械，27，11（1961）719.
- 2) 田中義信，津和秀夫，河村未久：精密機械，31，5（1965）397.
- 3) K. Kishi, Y. Ichida：Proc. 20th Japan Congress on Materials Research,（1977.3）142.
- 4) 貴志浩三，市田良夫：昭51年度精機学会春季大会学術講演会前刷，（1976.4）241.
- 5) 貴志浩三，市田良夫：昭和53年度精機学会秋季大会学術講演会前刷，（1978.10）179.

- 6) 貴志浩三，市田良夫，持田省郎：昭和54年度精機学会春季大会學術講演会講演論文集，（ 1979 . 3 ） 153.
- 7) 貴志浩三，市田良夫，持田省郎：昭和54年度精機学会秋季大会學術講演会講演論文集，（ 1979 . 10 ） 117.
- 8) 貴志浩三，市田良夫：精密機械， 48， 12（ 1982 ） 73.
- 9) 貴志浩三，市田良夫：昭和57年度精機学会秋季大会學術講演会講演論文集，（ 1982 . 10 ） 539.
- 10) 貴志浩三，市田良夫，持田省郎：昭和55年度精機学会秋季大会學術講演会講演論文集，（ 1980 . 9 ） 31.
- 11) 小野浩二：研削仕上，榎書店（ 1962 ） 21.
- 12) J . Verkerk and J . Peters : Annals of the C I R P , 26 , 2 ( 1977 ) 385.
- 13) 中山一雄，M . C . Shaw : 日本機械学会論文集， 37， 293 ，（ 1971 ） 178.
- 14) C . E . Davis and C . Rubenstein : Int . J . M T D R , 12 ( 1972 ) 165.
- 15) 井川直哉，田中武司：精密機械， 37， 11（ 1971 ） 56.
- 16) K . Kishi, Y . Ichida : Bull . Japan Soc . of Prec . Engg . , 15,1 (1981) 65.

## 第3章 高炭素高バナジウム鋼の高エネルギー研削

### 3・1 緒言

高炭素高バナジウム鋼（高C高V鋼）は、マトリックス中に $Al_2O_3$ 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W AやG C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。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・高エネルギー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た。第1章で述べた分類によれば、タイプⅡに属する代表的な難削材である<sup>1), 2), 3)</sup>。

本章では、このような高C高V鋼の研削にC B N砥石を積極的に導入し<sup>4)</sup>、その高精度化及び高エネルギー化を実現していくための一連の検討を試みる。そこでまず、高C高V鋼の中でも特に研削性の悪い11%V鋼の平面プランジ研削実験を行い、高C高V鋼研削におけるC B N砥石の研削特性ならびにその研削機構を主に砥石摩耗の観点から考察する<sup>5), 6)</sup>。次に、以上の結果をさらに検証する目的で、同一材料の単粒切削実験を試み、マトリックス中のV炭化物の切削状況及びC B N砥粒切れ刃の切削挙動について検討する<sup>4)</sup>。さらに溶解法及び粉末法によって製造した高V高速度鋼の研削実験から、C B N砥石の研削特性に及ぼす炭化物組織の影響について追究する<sup>12)</sup>。

### 3・2 高炭素高バナジウム鋼研削時の砥石摩耗特性<sup>5)</sup>

本節では、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、研削抵抗及び砥石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、さら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。

### 3・2・1 実験方法

被削材として、表3-1に示す化学組成を有する高C高V鋼を使用した。被削材は無酸素炉で960℃1時

表3-1 被削材の化学組成(Wt%)

C	Si	Mn	Cr	Mo	V	Fe
3.21	0.98	0.65	1.32	1.38	11.42	Bal

間保持した後、15℃/hの割合で600℃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)<sub>3</sub>CとFe<sub>3</sub>Cを主体とするM<sub>3</sub>C型炭化物(Fe, Cr, V, Mo)<sub>3</sub>Cの2種類の炭化物が存在していることを確めた。

図3-1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

量及び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、この中MC型

炭化物は18.3vol%，また

M<sub>3</sub>C型炭化物は5.1vol%そ

れぞれ存在していることが判

明した。尚MC型炭化物の平

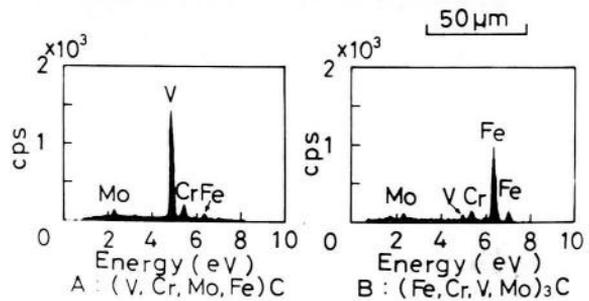
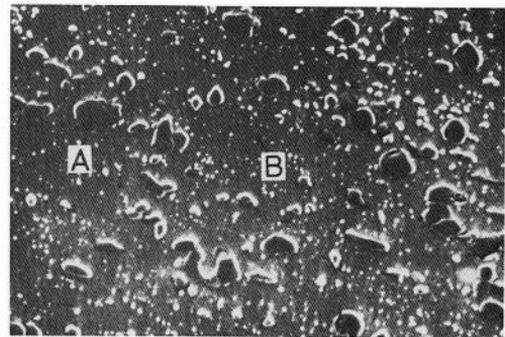


図3-1 被削材の標準組織とX線分析結果

均粒径は約10  $\mu\text{m}$ , またMC型炭化物の平均硬度 ( $H_v$ ) は約2,860であった。

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、これをテーブル往復当り一定の切込みを連続して与えて(上向研削時のみ)研

削する平面プランジ研削方式で行った。研削条件を表3-2に示す。尚使用したCBN砥粒はGE社製のCBNタイプ-IIである。CBN砥石は表3-3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  $\mu\text{m}$  と調整して使用した。砥石摩耗量及び砥粒切れ刃密度の測定ならびに砥石作用面の観察は第2章と同一の方法で行った。

表3-2 研削条件

Grinding machine	Horizontal spindle reciprocating table type surface grinding machine (OKAMOTO PSG-6F)
Grinding method	Reciprocating Plunge surface grinding
Grinding wheel	CBN140R100B4-3, SDC140R100B4-3 WA150PmV, GC150PmV Wheel diameter $D = 205 \text{ mm}$ Wheel width $b = 19 \text{ mm}$
Peripheral wheel speed	$V = 1800, 1950 \text{ m/min}$
Work speed	$v = 3, 6, 9, 12, 15, 18, 24 \text{ m/min}$
Wheel depth of cut	$t = 2.5, 5, 10, 15, 20, 25 \mu\text{m/stroke}$
Grinding width	$B = 5 \text{ mm}$
Grinding fluid	Soluble type (JIS W-2-2) 2% dilution
Dimension of work	$50 \times 5 \times 20 \text{ mm}$

表3-3 トルーイング及びドレッシング条件

Truing	Truing tool	Impregnated diamond dresser
	Truing speed	1800 m/min
	Truing feed	0.2 mm/rev
	Truing depth of cut	2.5 $\mu\text{m}$
	Truing fluid	Soluble type(2%)
Dressing	Dressing tool	WA200G stick
	Dressing speed	1800 m/min
	Wheel depth of cut	0.5 mm
	Table speed	1.5 m/min
	Stick removed volume	200 $\text{mm}^3/\text{mm}$
	Dressing fluid	Soluble type(2%)

### 3・2・2 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3-2のようになる。第2章の結果と同様に、これらの摩耗曲線には共通した1つの特徴的な変化が生じているのが認められる。即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中、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

領域での砥石摩耗率  $rg$  と研削条件の関係を検討してみる。いま第2章の場合と同様に、 $rg$  を広範囲の条件で測定し、 $\varphi_g$  との関係を実験的に求めてみると、図3-3に示すような結果が得られた。即ち  $\varphi_g$  が約  $5.6 \times 10^{-5}$  以下の範囲（図中の範囲-A）において  $rg$  と  $\varphi_g$  との関係は対数紙上ほぼ一本の直線で表わされ、この事から  $rg$  は近似的に次式で示すことができる。

$$rg = 4.18 \times 10^{-2} \cdot \varphi_g^{0.32} \quad (\varphi_g \leq 5.6 \times 10^{-5}) \quad (3-1)$$

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

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

一方図3-3において、 $\varphi_g$  が約  $5.6 \times 10^{-5}$  を越えると  $rg$  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、 $rg$  と  $\varphi_g$  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）。

このように高C高V鋼の研削においても砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g$  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  $rg$  が急増し始め

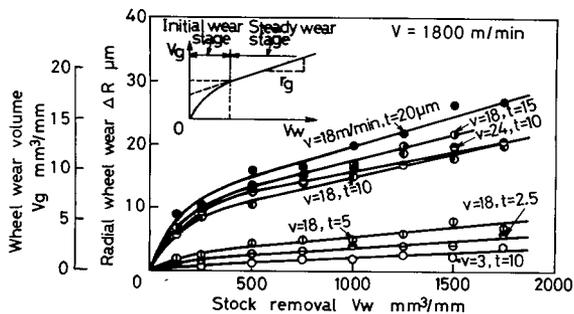


図3-2 研削量と砥石半径減耗量  
及び砥石摩耗量の関係  
CBN 140 R 100 B41-3

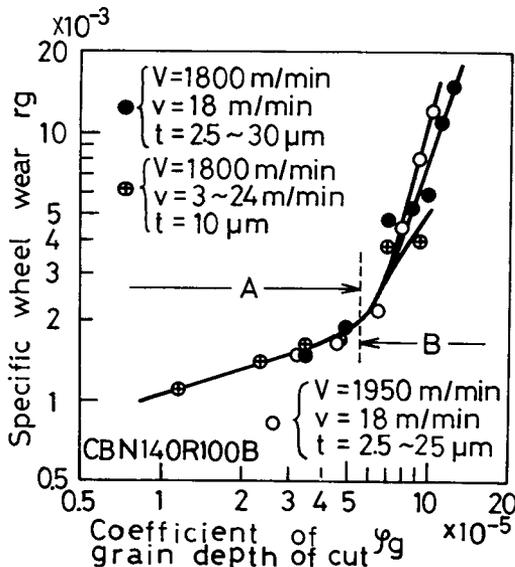


図3-3 砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g$  と  
砥石摩耗率  $rg$  の関係

る時の臨界砥粒切込み深さ係数 $\varphi_{gc}$ は適正作業条件を選定する際の有効な指標として用いることができる。

### 3・2・3 砥石摩耗の形態

このような砥石摩耗の特異な現象をさらに明確にするため、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3-4に示す。ドレッシング直後の砥石表面には、ドレッシング時に機械的・熱的損傷をう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場合が多い。前述した初期摩耗域での $V_g$ 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。この事は、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3-4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填剤(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、 $\varphi_g$ が $\varphi_{gc}$ を越えるようになると、図3-5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の場合の様な砥粒-Ni被覆層間のはく離(破壊)によるものと、砥粒Jの場合のようなNi被覆層-ボンド間のはく離(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3-5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

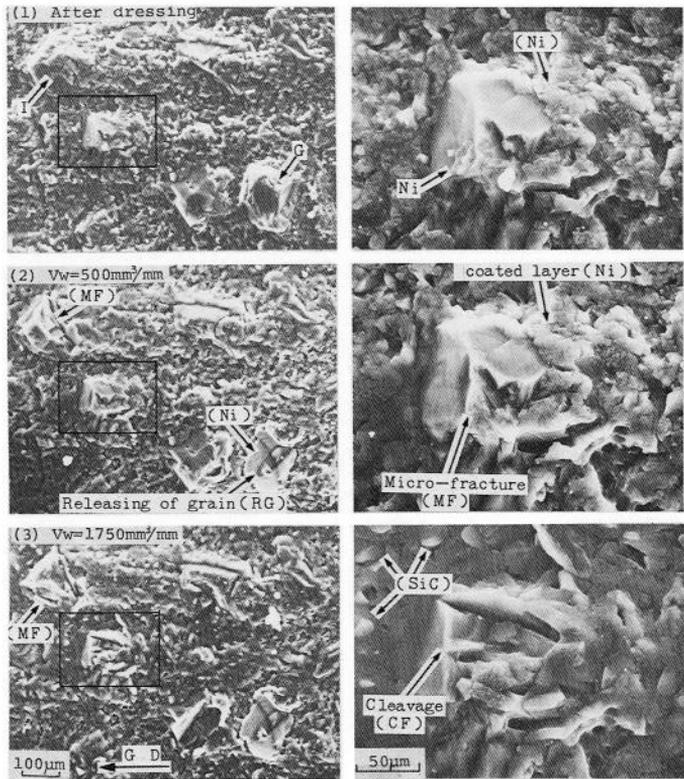


図3-4  $\varphi_g \leq \varphi_{gc}$ における砥石摩耗の形態

$t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18 \text{ m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{ m}^3/\text{min}$

$\varphi_g = 4.9 \times 10^{-5}$  ( $\varphi_g \leq \varphi_{gc}$ )

C B N 140 R 100 B41-3

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， $\varphi_{gc}$ を境界とする範囲-AとBとは著しく異った摩耗形態がとられていること，即ち範囲-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3-3のrg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・2・4 砥石作用面性状

砥石摩耗の性質をさらに明確にするため，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3-6(a)は，研削量 $V_w = 1,750 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 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はプロファイ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

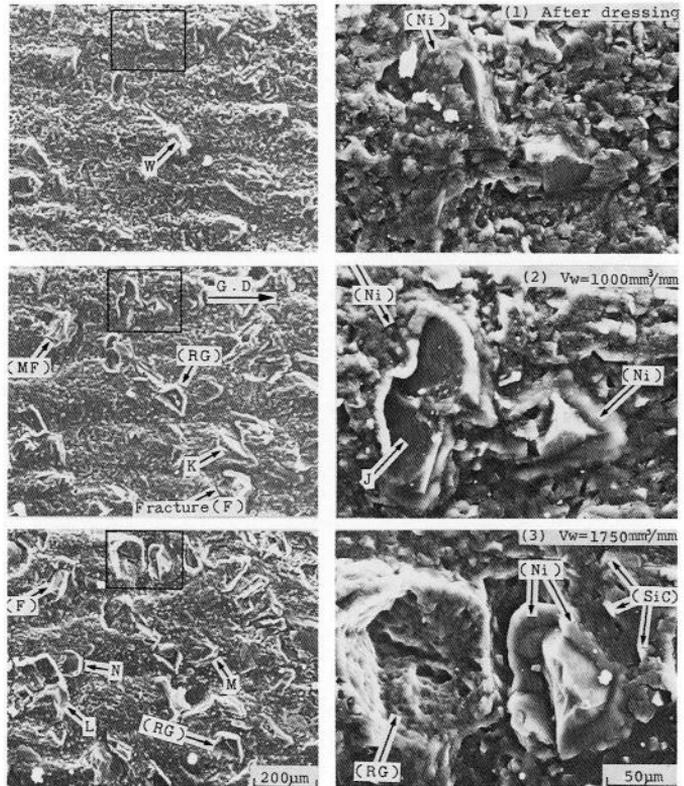


図3-5  $\varphi_g > \varphi_{gc}$ における砥石摩耗の形態

$t = 20 \mu\text{m}$ ,  $v = 18 \text{ m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{ m}^3/\text{min}$

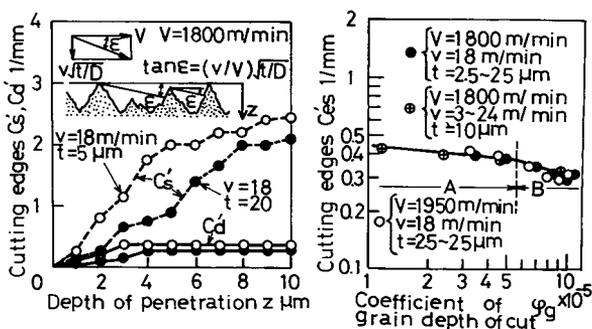
$\varphi_g = 9.9 \times 10^{-5}$  ( $\varphi_g > \varphi_{gc}$ )

C BN 140 R 100 B41-3

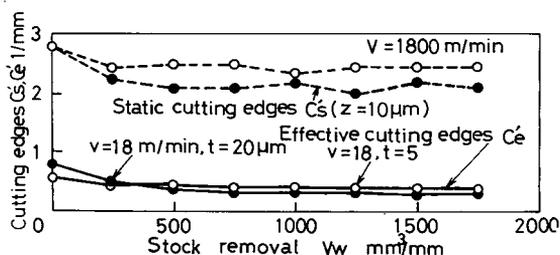
れ刃密度)を、また  $C'd$  は図中小図に説明するように、研削条件つまり砥石と工作物の運動機構を考慮して求めた切れ刃密度(動的切れ刃密度)を示す<sup>7)</sup>。 $C's$  は砥石表面からの深さの増大に伴い増加するのに対して、 $C'd$  はある深さまでは増大するがそれ以上の深さでは一定値を保つ様になる。この一定の切れ刃密度  $C'e$  は幾何学的に工作物と接触することの可能な切れ刃の密度を意味しており<sup>7)</sup>、第2章の場合と同様にこの  $C'e$  を有効切れ刃密度と扱うこと

にする。同図(b)は研削進行に伴う  $C'e$  の変化を求めた例で、これは図3-2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。即ち初期摩耗域では、 $V_w$  の増加に伴い  $C'e$  は漸減している。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  $C'es$  と表わし、これを広範囲の条件下で測定し、 $\phi_g$  に対してプロットすると同図(c)の様な結果が得られた。即ち  $C'es$  は  $\phi_g$  が約  $5.6 \times 10^{-5}$  以下の範囲-A では緩やかに減少するが、 $\phi_g$  が  $\phi_{gc}$  を越えると急減するのがわかり、このことは  $\phi_g$  が  $\phi_{gc}$  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



(a)  $V_w = 1,750 \text{ mm}^3/\text{mm}$  (c)  $\phi_g$  と  $C'es$  の関係における切れ刃分布



(b) 研削過程における  $C's$  及び  $C'e$  の変化

図3-6 研削条件と砥粒切れ刃密度の関係  
C B N 140 R 100 B41-3

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。

$$C'es = 0.12 \varphi g^{-0.115} \quad (\varphi g \leq \varphi g_c) \quad (3-3)$$

### 3・2・5 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3-7に示す。抵抗2分力の変化はいずれも図3-2及び3-6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。

即ち初期摩耗域では、 $V_w$  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  $F_t$  も共に漸減する様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

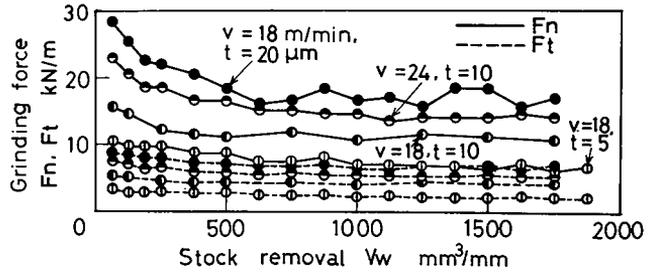


図3-7 研削量と法線研削抵抗及び接線研削抵抗の関係  
CBN140 R100 B41-3,  $V = 1,800 \text{ m/min}$

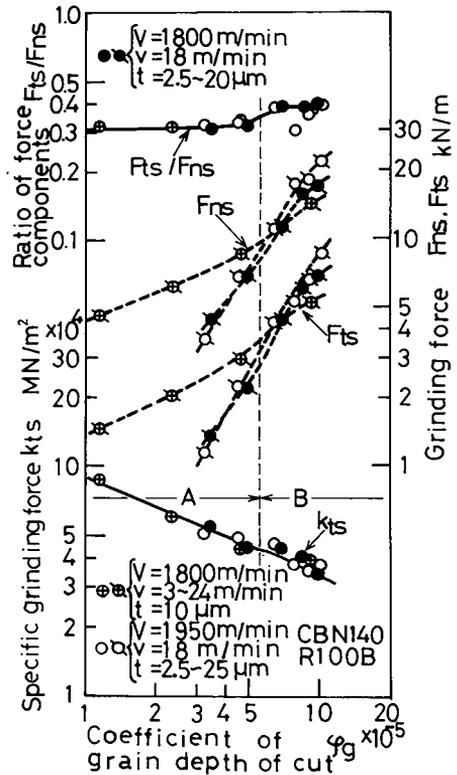


図3-8  $\varphi g$  と比研削抵抗  $K_{ts}$  との関係

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、定常域での平均研削抵抗  $F_{ts}$  と研削条件の関係について以下検討する。

図 3-8 は、平均接線抵抗  $F_{ts}$  の測定結果及び式 (2-13) より求めた  $k_{ts}$  の値を  $\varphi_g$  に対してプロットしたもので<sup>8)</sup>、図より  $k_{ts}$  は次式で表わすことができる。

$$k_{ts} = 5.07 \times 10^2 \cdot \varphi_g^{-0.45} \quad (\varphi_g \leq \varphi_{gc}) \quad (3-4)$$

従って式 (2-13) と式 (3-4) から、 $F_{ts}$  は次のように表わされる。

$$F_{ts} = 5.07 \times 10^2 \cdot \left(\frac{V}{V}\right)^{0.59} \cdot D^{0.45} \cdot t^{0.775} \quad (\varphi_g \leq \varphi_{gc}) \quad (3-5)$$

### 3・2・6 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 (3-3)、(3-4) 及び (2-12) から次式で与えられる。

$$f_{ts} = 3.54 \times 10^4 \cdot \varphi_g^{0.78} \quad (\varphi_g \leq \varphi_{gc}) \quad (3-6)$$

従って式 (3-6) と (3-1) から、砥石摩耗率  $r_g$  は次式のように表わされる。

$$r_g = 5.71 \times 10^{-4} \cdot f_{ts}^{0.41} \quad (\varphi_g \leq \varphi_{gc}) \quad (3-7)$$

即ち  $r_g$  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 (3-6) に代入すると、

$$f_{ts\varphi_g=\varphi_{gc}} = 17.06 \text{ N} \quad (3-8)$$

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わしており、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。またこの値は第 2 章で述べた SKH 4 材研削の場合とほぼ同じであることから、被削材の影響を受けず、砥石固有の特性値とみることができよう。

一方範囲-B では、3・2・3 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亀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。

このように、範囲-Bでの砥石摩耗は前章でも述べたように砥粒に働く抵抗の他に、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の場合よりもさらに複雑な因子に支配されているものとみなされる。3・2・2において、 $\varphi_g$ が $\varphi_{gc}$ を越えると $r_g$ と $\varphi_g$ 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・2・7 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平行して行い、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、結合剤組織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3-9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3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、

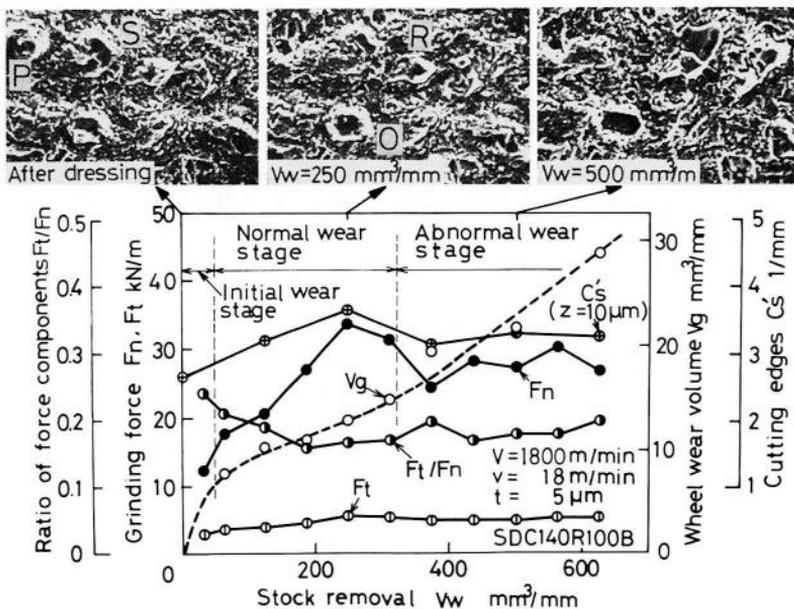


図3-9 ダイヤモンド砥石の研削特性

ドレッシング条件：ドレッサ；G C 200 G，  
 $vd=1.5\text{m/min}$ ， $td=0.5\text{mm} \times 6$ 回  
 $Vd=1,800\text{m/min}$

C. E. Davis 等<sup>9)</sup>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、C B N 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。また正常摩耗域では、砥粒 O 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 O 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返されるようである。以上のように S D C 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。この摩滅型摩耗の発生機構は、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<sup>10)</sup>、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かり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  $2.45 \times 10^{-2}$  及び  $4.4 \times 10^{-2}$  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3-10の例に示すように、初期、正常及び異常の3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1,400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。

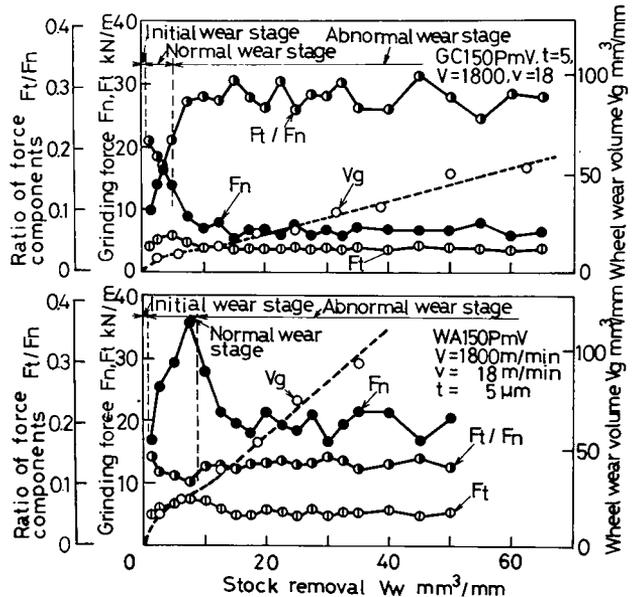


図3-10 WA及びGC砥石の研削特性

ドレッシング条件：ドレッサ；単石ダイヤモンドドレッサ， $f_d = 0.1 \text{ mm/rev}$ ， $t_d = 10 \mu\text{m} \times 5 \text{ 回}$ ， $V_d = 1,800 \text{ m/min}$

図3-11は、CBN、ダイヤモンド、WA及びGCの4種の砥石を用いて研削した場合の仕上面粗さの変化と仕上面のSEM観察結果の一例を示す。

CBN砥石による仕上面粗さは、研削量の増加と共に漸次増大するが、ダイヤモンド砥石による粗さは逆に漸次減少している。

このことは前述したように、C B N 砥石の摩耗が主に砥粒の破壊・脱落によるものであるのに対して、ダイヤモンド砥石のそれは主に砥粒の摩滅型摩耗に支配されていることに起因している。

またWA 砥石による粗さも比較的小さく、この場合にもやはり、砥粒の破壊・脱落が生じるのと同時に、摩滅型摩耗が急速に進行するためと考えられる。一方GC 砥石による研削では、図3-10に示した2分力比 $F_t/F_n$ の値から明らかなように、砥粒の破壊・脱落が他の砥石よりも激しく、この結果仕上面粗さは4つの砥石の中では最も大きいことがわかる。

ところで、仕面上に分布するV炭化物の表面を微視的に観察するとWA及びダイヤモンド砥石の場合、微小なクラックが多数発生しているのが認められる。これらの砥石による研削では、摩滅した切れ刃による切削が行われるため、研削熱の発生が著しく、この結果V炭化物は力学的負荷を受けると同時に、熱衝撃を受けやすいものとみられる。

一方GC 砥石による研削では、砥粒の破壊・脱落が著しく、仕上面粗さが大きいと同時に、炭化物には一部図の例にみられるようなボイドが形成されやすい。以上の結果に対して、C B N 砥石による研削では、前述

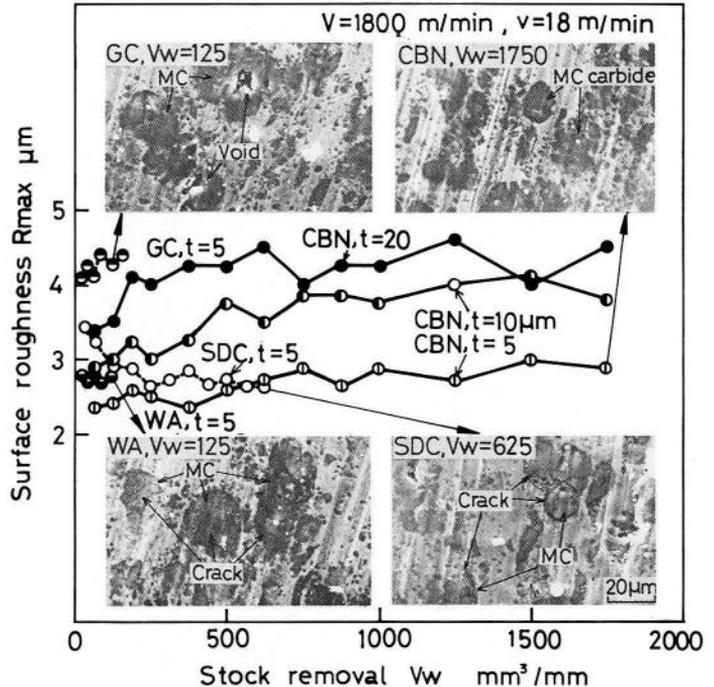


図3-11 C B N, ダイヤモンド, WA及びGC 砥石による研削過程での仕上面粗さの変化と仕上面の形態

したように常時鋭利な切れ刃による切削が行われるため、一部脆性的破面を伴った炭化物もみられるが、大部分の炭化物は切削されて、平滑な表面を呈しているのが観察される。

### 3・3 砥粒切れ刃によるバナジウム炭化物の切削挙動<sup>4), 13)</sup>

前節での結果をさらに検証する目的で、前節と同一材料を用いて単粒切削実験を行い、切削領域及び切削条痕近傍における炭化物の変形・破壊形態ならびに炭化物切削時における砥粒切れ刃の摩耗及び変形・破壊の状況について検討する。

#### 3・3・1 実験方法

図3-12に砥粒逃げ方式による単粒切削急停止装置の概観を示す。これはU字型治具(2)を固定した回転円板(1)を旋盤主軸(7)に取り付けて行われる。U字型治具に砥粒ホルダ(3)を接着剤で固定し、またホルダ先端に砥粒(4)を接着剤で固定する。一方被削材(6)は刀物台の代りに取り付けられた被削材保持装置に固定される。円板の回転と被削材の横送りを利用して、被削材表面には平行な切削条痕が形成される。また切削中砥粒ホルダの端がストッパ(5)に衝突すると、ホルダとU字型治具の接着が瞬間

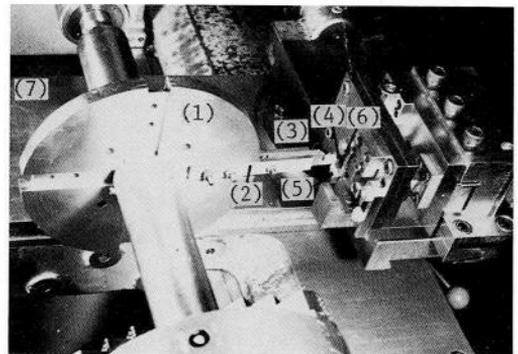


図3-12 砥粒逃げ方式単粒切削急停止装置

的に破れ、ホルダが後方に回転して逃げる。この結果切削状態が瞬間的に凍結される。この場合ストッパの位置を調整することによって、任意の時間に切削状態を急停止することができるようになっている。尚砥粒の回転半径は200mm、被削材の横送りは0.4mm/revである。単粒切削実験は、平均粒径

約 0.2 mm の CBN (タイプ I), ダイヤモンド (SD), GC 及び WA の 4 種類の砥粒を用いて, 切削速度  $V' = 445 \text{ m/min}$ , 最大切込み深さ  $t' = 20 \mu\text{m}$ , 乾式の条件で行った。尚試験片は  $15 \times 15 \times 15 \text{ mm}$  の形状を有し, 表面をバフ研磨して実験に供した。

### 3・3・2 実験結果と考察

図 3-13 は WA 砥粒を用いた単粒切削実験結果の典型的な一例を示している。切削進行に伴う切削溝幅の変化から, 切れ刃が V 炭化物に衝突すると切れ刃の方が破壊されてしまい, 次第に溝幅が狭まっていく状況が観察される。図の拡大

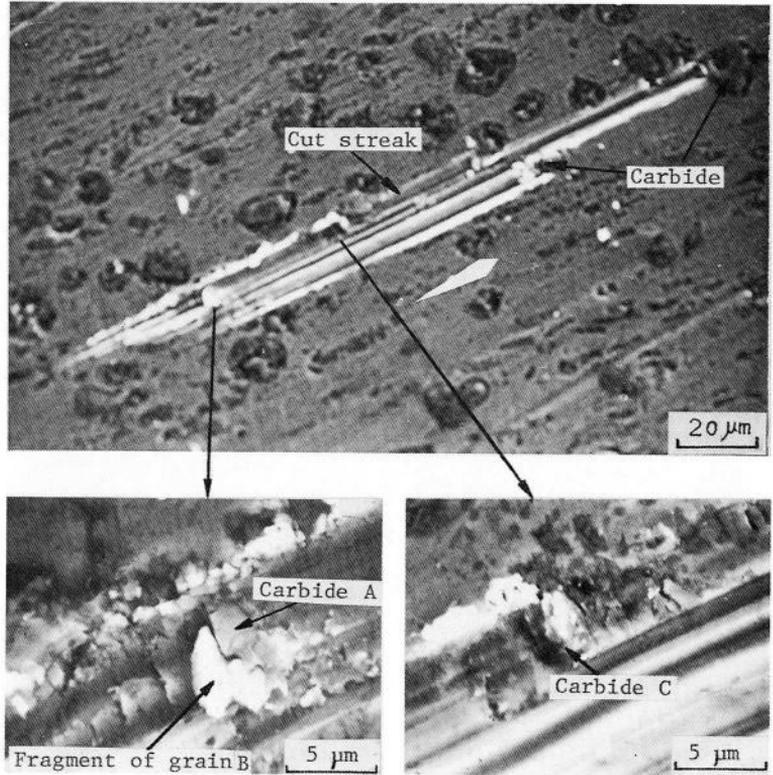


図 3-13 WA 砥粒による単粒切削実験結果  
 $V' = 445 \text{ m/min}$ ,  $t' = 20 \mu\text{m}$

大写真にみられるように, 砥粒の一部が切削条痕内に残留したり, 炭化物がマトリックス表面から突出した状態で残る場合が多い。これは切削回数 1 回目に形成された条痕を観察したものであり, この時点ですでに切れ刃は破壊されてしまい, 2 回目の切削では切れ刃先端は工作物表面に接触することができない。このように WA 砥粒では, Hv で 2,860 もの硬さをもつ V 炭化物を

切削することは極めて困難であることが確認され、このことから、WA 砥石による研削比が 0.5 以下と極めて小さな値をとることが容易に理解される。

次に G C 砥粒を用いた切削実験結果の一例を図 3-14 に示す。WA 砥粒の場合と同様に、切れ刃が V 炭化物に衝突すると切れ刃の方が破壊されてしまうことが多い。例えば、砥粒が炭化物 A に衝突すると砥粒の一部が破壊され、その破片 B が切削条痕内に慣入した状態で残留しているのが観察される。この観察結果も切削回数  $N = 1$  回目のもので、2 回目以後切れ刃は工作物表面と接触することはできない。

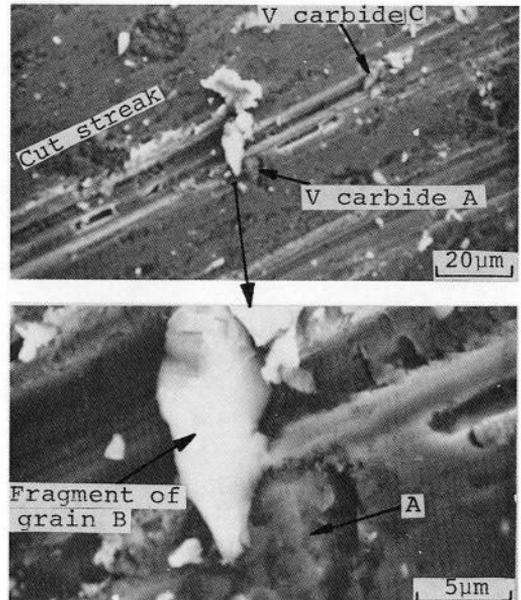


図 3-14 G C 砥粒を用いた単粒切削実験結果  
切削条件：図 3-13 と同じ

以上のように WA 及び G C 砥粒による単粒切削では、一本の切削条痕を形成することも著しく困難であり、高 C 高 V 鋼がいかに研削が困難であるかが理解される。

一方図 3-15 は、ダイヤモンド砥粒による切削実験結果の一例を示す。同図 (b) は、切削回数  $N = 10$  及び 80 回後の切れ刃先端の形態変化を観察したもので、摩滅型摩耗が急速に進行しているのがわかる。また同図 (a) は、 $N = 80$  回の切削中に急停止して得られた切削条痕及び切りくずの流出形態を観察したものである。工作物は図のような平坦化した切れ刃で切削されるようになるため、炭化物は破壊されやすく、同図 (a) の拡大写真にみられるように多数の亀裂を伴った状態で観察されることが多い。

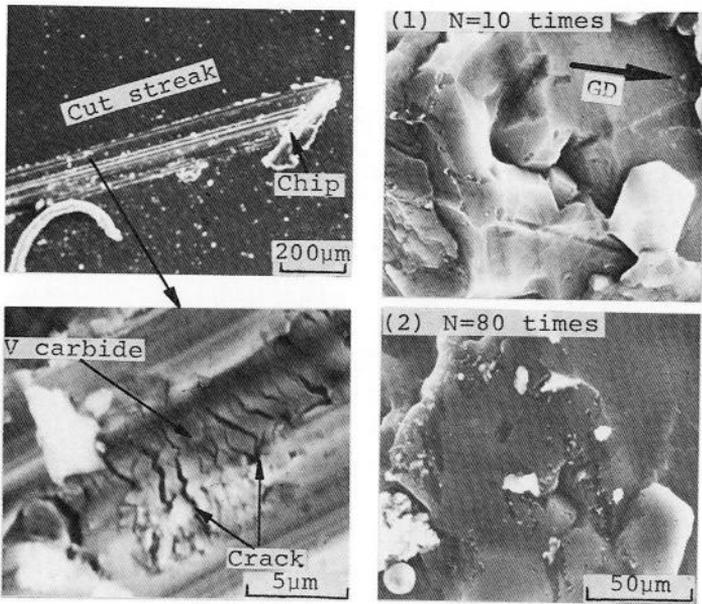


図3-15 ダイヤモンド砥粒による単粒切削実験結果  
 切削条件：図3-13と同じ

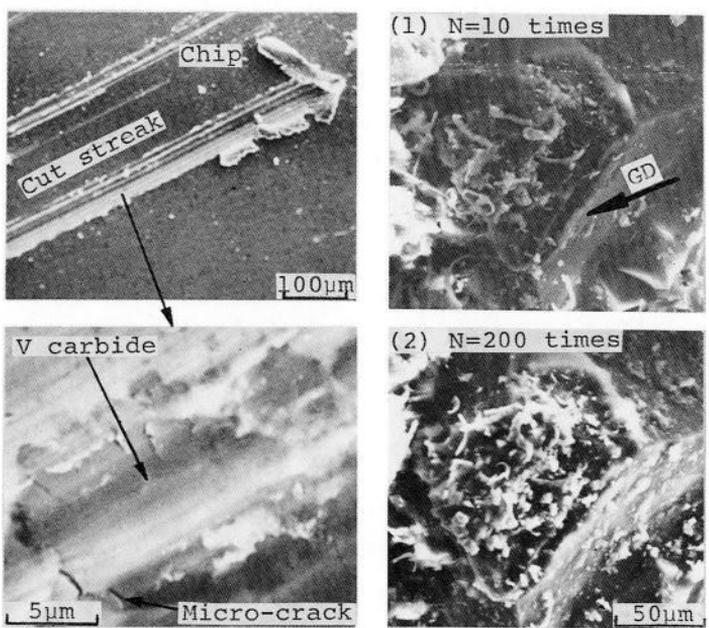


図3-16 CBN砥粒による単粒切削実験結果  
 切削条件：図3-13と同じ

以上の結果と比較しながら、次にC B N砥粒による切削実験結果を考察してみる。図3-16はN=10及び200回後の砥粒切れ刃の形態変化と、N=200回の切削中に急停止して得られた切削条痕及び切りくず流出状況を観察したものである。N=200回の切削を行っても、切れ刃の形状はほとんど変化していないのがわかる。即ちダイヤモンド砥粒の場合のような摩滅型摩耗も進行せず、またWAやGC砥粒の場合のような破壊も生じていないことが確認される。工作物はこのような鋭利な切れ刃で切削されるため、V炭化物も容易に切削され、平滑な表面を呈している。ただし、切削された炭化物の表面には同図(a)の拡大写真にみられるように微小な亀裂が一部発生することがある。このように、C B N砥粒は $H_v \approx 2,860$ もの硬さをもつV炭化物を十分に切削する能力を備えていることが確認され、このことは前節での研削実験を裏付けると共に、次に述べる高V高速度鋼の高エネルギー研削及び第6章で述べる高C高V鋼の精密研削の実験結果を検証するものである。

### 3・4 高バナジウム高速度鋼の高エネルギー研削<sup>14)</sup>

高V高速度鋼は優れた耐摩耗性を有するが、反面研削が極めて困難であり、この事は実用上の大きな問題点として指摘されている。例えばWAやGC砥石等の従来の砥石による研削では、砥石の摩耗が激しく、このため研削能率を高めることができないばかりか、砥石作用面の形くずれや研削焼けの発生等により、形状精度や仕上面品位を保つことも極めて困難である。近年高速度鋼の製造プロセスからの改革が進められ、この結果粉末冶金法による製造方法が発展し<sup>14)</sup>、その実用化が進められている。この粉末法によって製造された高V高速度鋼は、均一で微細な炭化物組織を有しており、靱性が著しく改善されている。しかも加工性が良いことから、従来限られていた高V高速度鋼の実用範囲が大幅に拡大されようとしている。しかしその被研削性についてはまだ不明な点が

多く残されているのが現状である。

本節では、溶解法及び粉末法によって製造した同一化学組成を有する高V高速度鋼の研削実験を試み、両材料の被研削性の相違を明らかにすると共に、C B N 砥石の研削特性に及ぼす炭化物微細化の影響について検討する。

### 3・4・1 実験方法

被削材として、表3-4に示す化学組成を有する粉末法及び溶解法によって製造した高V高速度鋼（各々

P-HSS及びM-HSSと示す）を用いた。これらは1,230℃油焼入れした後、570℃で3回の焼戻しを行った。このときの硬さはいずれもHRC ≒ 67である。両材料の標準組織を図3-17に示す。白色の炭化物がVを主体とするMC型炭化物で、黒色に腐食された炭化物がWを主体とするM<sub>6</sub>C型炭化物である。粉末材中のMC炭化物の平均粒径は約1.4μmと小さく、しかも炭化物は均一に分布しているのに対して、溶解材中のそれは約10μmと大きく、偏析もみられる。

表3-4 被削材の化学組成(Wt%)

	C	Si	Mn	Cr	W	Mo	V	Co
P-HSS	1.24	0.28	0.32	4.19	10.33	3.41	3.48	9.85
M-HSS	1.25	0.28	0.29	4.18	9.55	3.27	3.41	9.58

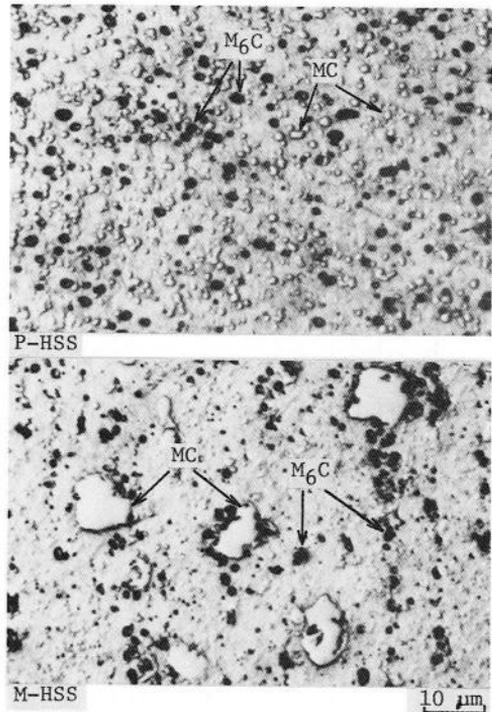


図3-17 被削材の標準組織

研削実験は、横軸角テーブル形平面研削盤を使用し、往復型平面プランジ研削方式で行った。実験条件は前節と同様である。

### 3・4・2 砥石摩耗特性

P-HSS 及び M-HSS 材を同一条件で研削した場合の研削量  $V_w$  の増加に伴う砥石摩耗量  $V_g$  の変化を図 3-18 に示す。同一条件で比較すると、P-HSS 材を研削した場合の砥石摩耗量は、M-HSS 材研削の場合のほぼ  $1/2$  程度の値であることが分る。またこれらの摩耗曲線には共通した 1 つの特徴的な変化が認められる。即ち図

中小図に説明するように、研削の初期に砥石摩耗量が急増する初期摩耗域が存在し、その後  $V_g$  が  $V_w$  にほぼ比例して増加する定常摩耗域が認められるようになる。そこで砥石摩耗の大きさを定量的に評価するため、定常

摩耗域における直線の勾配、即ち単位研削量当りの砥石摩耗量を砥石摩耗率  $rg$  と表わすことにする。図 3-19 は、P-HSS 及び M-HSS 材を研削した場合の砥石摩耗率  $rg$  と砥石切込み  $t$  の関係を示したもので、P-HSS 材の  $rg$  は M-HSS 材のほぼ  $1/2$  程度の値であることが示さ

れる。また両材料共に、 $rg$  は  $t$  の増加に対して対数紙上ほぼ直線的に増加するが、 $t$  がある値を越えると急激に増大する性質を持つことが分る。この現象は、砥石の摩耗が主に砥粒切れ刃の微小破壊に基づく摩耗形態から、主に

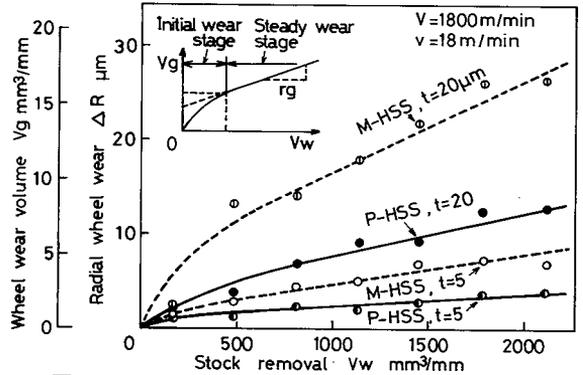


図 3-18 研削量  $V_w$  と砥石摩耗量  $V_g$  の関係  
 $v = 18 \text{ m/min}$ ,  $V = 1,800 \text{ m}^3/\text{min}$   
 C B N 140 R 100 B 41-3

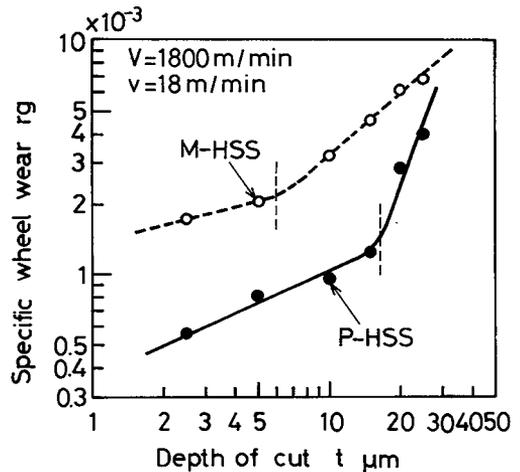


図 3-19 砥石切込み  $t$  と砥石摩耗率  $rg$  の関係  
 研削条件：図 3-18 と同じ

砥粒の大破壊・脱落に基づく摩耗形態に急変するようになるために生ずるもので<sup>5)</sup>、この  $rg$  の急増し始める砥石切込みをここでは臨界砥石切込み  $t_c$  と呼ぶことにする。図より、M-HSS 材の臨界砥石切込み  $t_c$  は約  $7 \mu\text{m}/\text{stroke}$  であるが、P-HSS 材の  $t_c$  は約  $18 \mu\text{m}/\text{stroke}$  となり、この値はM-HSS 材の約 2.5 倍も大きいことが分る。

このように、P-HSS 材研削における砥石摩耗はM-HSS 材研削の場合に比べて著しく少なく、砥石摩耗の観点から見ると、P-HSS 材はM-HSS 材よりもはるかに研削性に優れた材料であると言える。

### 3・4・3 砥石摩耗の形態

砥石摩耗の性質をさらに明らかにするため、砥石摩耗の形態を微視的に観察した。図 3-20 及び図 3-21 は各々砥石切込み  $t = 5 \mu\text{m}/\text{stroke}$  の条件で P-HSS 及び M-HSS 材を研削した場合の研削量の増加に伴う砥石作用面の変化を二段レプリカ法を用いて連続的に観察した結果を示している。初期摩耗域では、砥粒 A や F の側に見られる

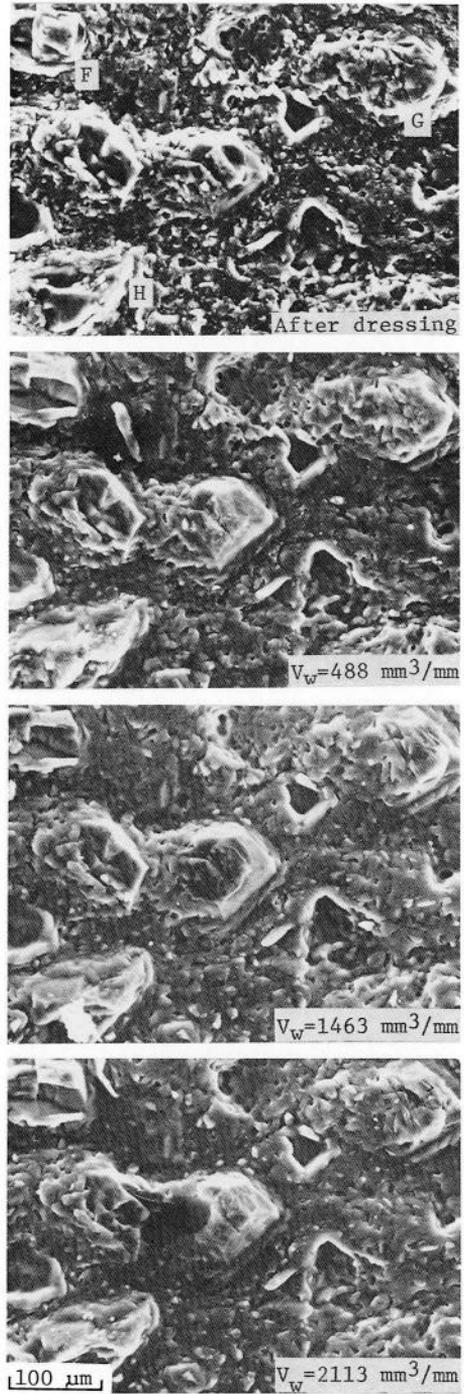


図 3-20 P-HSS 研削の場合における砥石作用面の変化  
 $t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18 \text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}/\text{min}$

ように、脱落したり、破壊したりする砥粒が一部観察される。このような砥粒の多くは、ドレッシング直後、砥石表面に不安定な状態で残留していた砥粒であり、前述した初期摩耗域における  $V_g$  の急激な増大は、主にこのような不安定な砥粒の破壊や脱落に起因するものと考えられる。一方定常摩耗域では、この様な砥粒の大破壊や脱落はみられなくなり、研削の進行過程で砥粒先端付近に微小破壊が生ずる程度である。そしてこの微小破壊が研削時間の非常に長い間隔で繰返されるようになるため、砥粒は次第にその形状を変化させてゆく過程をたどるようになる。しかしこの微小破壊の発生する確率は、P-HSS材よりもM-HSS材の方がはるかに高いことが、図3-20及び図3-21の比較から判断される。即ち、M-HSS材では、B、C、D、E等の砥粒が研削の進行に伴い微小破壊によって次第にその形状を変化させてゆく様子が観察される。これに対してP-HSS材では砥粒GやHの先端付近にわずかな微小な破壊が発生している程度で、他

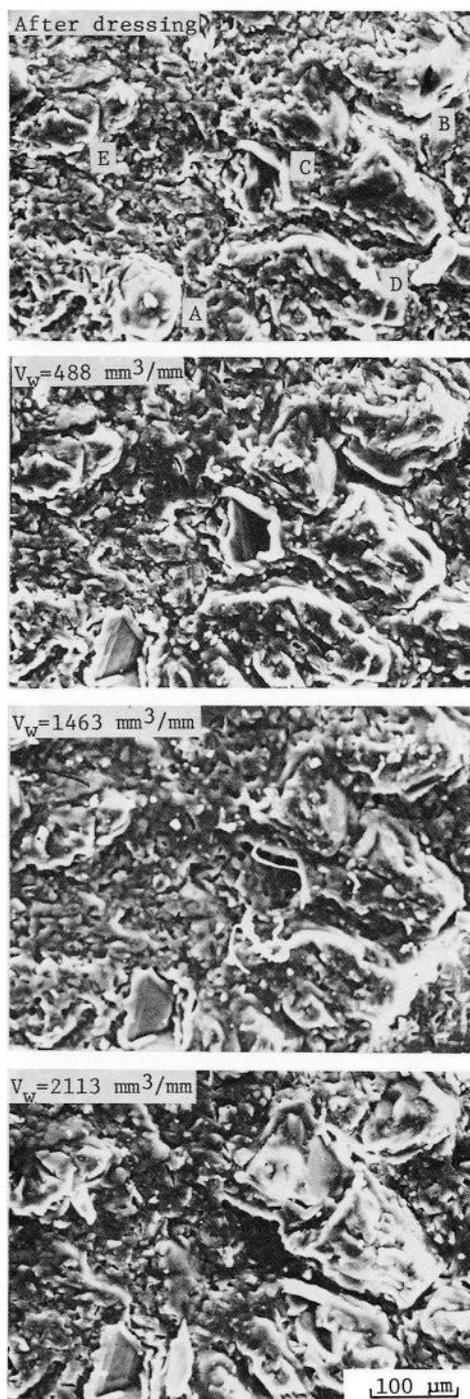


図3-21 M-HSS研削の場合における砥石作用面の変化  
 $t = 5\mu\text{m}$ ,  $v = 18\text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800\text{m}/\text{min}$

の砥粒はほとんどその形状を変化させていないことが分る。一般に、砥粒切れ刃がマトリックス中のMC炭化物を切削する場合、切れ刃は衝撃的な抵抗を受けるが、その抵抗の大きさは、微小な炭化物を切削する場合よりも粗大な炭化物を切削する場合の方が大きいと考えられる。P-HSS材研削の場合よりもM-HSS材研削の場合の方が微小破壊の発生する確率が高いことは、主にこのような切れ刃に作用する抵抗値の差異に起因するものと思われる。

### 3・4・4 研削抵抗の変化

図3-22は、P-HSS及びM-HSS材を図3-18と同一の条件で研削した場合について、研削量の増加に伴う法線及び接線抵抗 $F_n$ 、 $F_t$ の変化を示したもので、P-HSS材の抵抗は、M-HSS材の約20~30%低い値であることが示される。また、 $F_n$ と $F_t$ の変化過程は共に、図3-18に示した砥石摩耗量の変化過程と

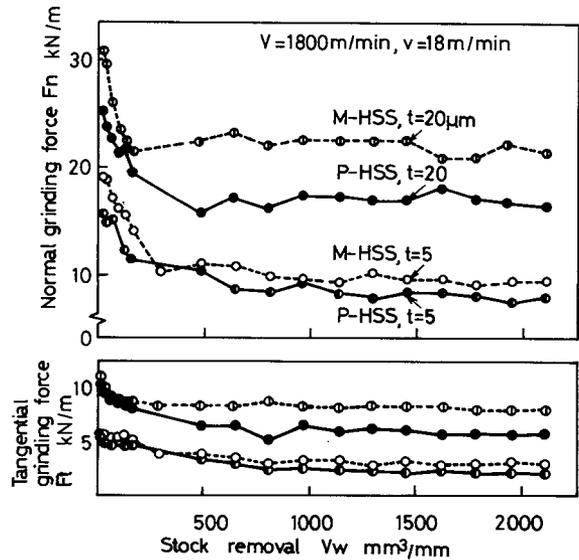


図3-22 研削量 $V_w$ と法線及び接線研削抵抗 $F_n$ 、 $F_t$ の関係  
研削条件：図3-18と同じ

よく一致した関係にあることが分る。即ち、 $F_n$ と $F_t$ は共に初期摩耗域で急速に減少し、定常摩耗域では多少の変動が見られるものの、近似的にはほぼ一定の値を保つとみることができる。初期摩耗域での砥石摩耗は主に、前述したように、ドレッシング直後の不安定な砥粒の破壊や脱落によるものであり、このため砥石表面上の砥粒切れ刃密度は研削量の増加と共に漸次減少するようになる。この結果切れ刃によるラビングやプラウイングが減少するようになるため、 $F_n$ と $F_t$ も共に漸次減少するようになるものと考えられる。ここで定常摩耗域で

の平均接線研削抵抗を  $F_{ts}$  とし平均有効切れ刃密度を  $C'es$  とすると、砥粒切れ刃 1 個当りの平均研削抵抗  $f_{ts}$  は次式で与えられる。

$$f_{ts} = F_{ts} / \{ (C'es)^2 \cdot \ell_c \} \quad (3-9)$$

ただし、 $\ell_c = \sqrt{tD}$  (砥石接触弧長さ) である。

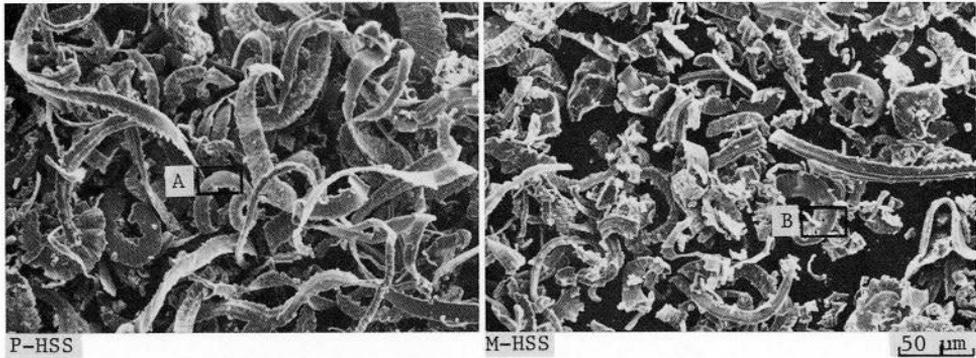
M-HSS 材研削における平均有効切れ刃密度  $C'es$  は、 $t = 5, 20 \mu\text{m}/\text{stroke}$  の条件に対して各々 0.44, 0.38 1/mm と測定される。一方 P-HSS 材研削では、 $t = 5, 20 \mu\text{m}/\text{stroke}$  の条件に対して、各々 0.50, 0.41 1/mm と測定される。従って M-HSS 材研削での  $f_{ts}$  は  $t = 5, 20 \mu\text{m}/\text{stroke}$  の条件に対して各々 15.5, 29.1 kN/m となり、P-HSS 材での  $f_{ts}$  は  $t = 5, 20 \mu\text{m}/\text{stroke}$  に対して各々 9.6, 18.1 kN/m と算出される。このように P-HSS 材研削における  $f_{ts}$  は M-HSS 材の場合に比べてはるかに小さい値であることが分る。P-HSS 材研削における砥石摩耗が M-HSS 材の場合に比べて著しく小さいことは、主に以上のような理由に基づくものと考えることができる。

### 3・4・5 研削切りくずと仕上面性状

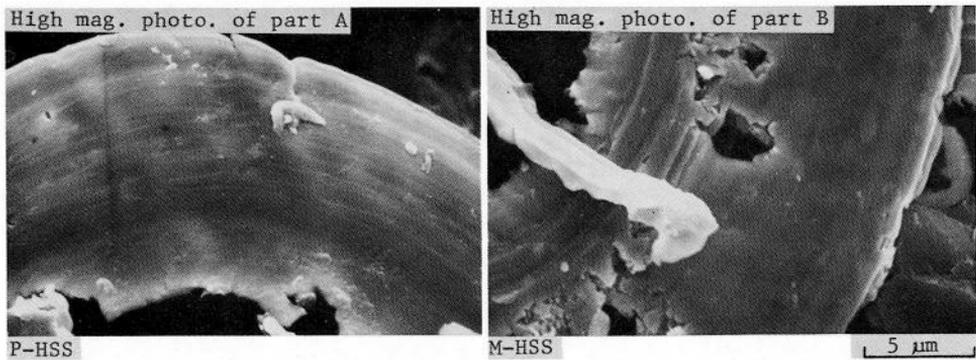
P-HSS と M-HSS 材の研削性の相違は、生成される切りくずの形態からも大略把握される。図 3-23 は、定常摩耗域において採取した P-HSS 及び M-HSS 材の研削切りくずの形態を比較したものである。M-HSS 材研削では、短くせん断された切りくずが生成されやすいのに対して、P-HSS 材研削では細長い流れ型の切りくずが生成されやすいことが分る。また図 3-23 (b) の拡大観察例にみられるように、P-HSS 材の切りくず裏面は M-HSS 材に比べて非常に滑らかである。このことから、切りくず生成過程での切りくず-切れ刃すくい面の接触領域における摩擦抵抗は、M-HSS 材よりも P-HSS 材研削の場合の方が、より小さいことが推察される。

図 3-24 は、M-HSS 及び P-HSS 材の研削仕面上における MC 炭化物

の形態を比較したものである。また図3-25は加工層におけるMC炭化物の変形・破壊の状況を比較している。M-HSS材の仕上面には破壊されてぜい



(a) 研削切り屑の形態



(b) 切り屑表面の拡大写真

図3-23 研削切り屑の形態

$t = 5\mu\text{m}$ ,  $v = 18\text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800\text{m}/\text{min}$

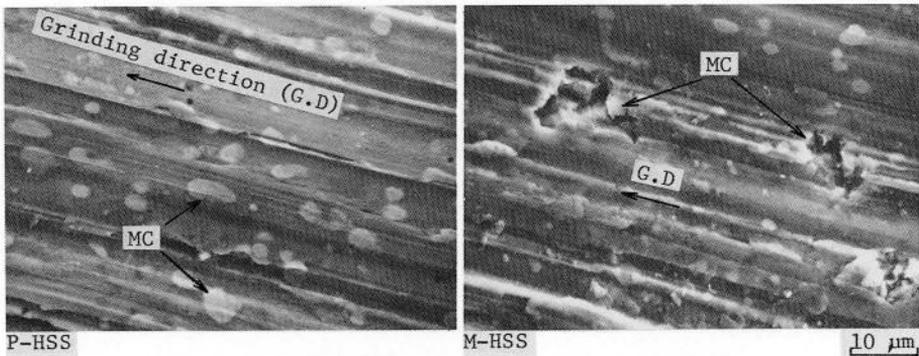


図3-24 研削仕上面に於けるMC炭化物の変形形態

研削条件：図3-23と同じ

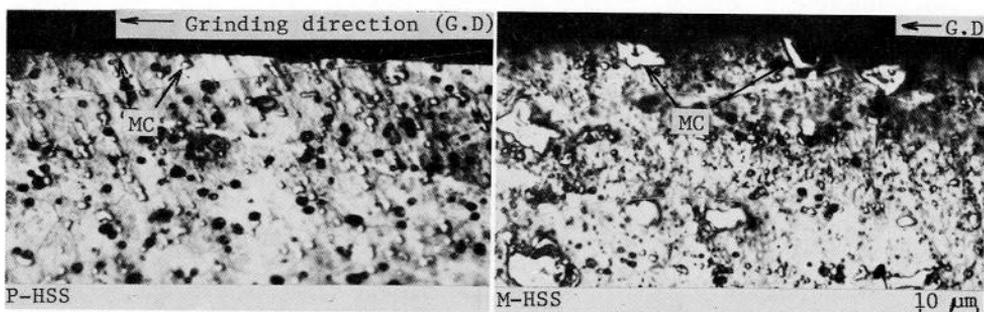


図3-25 加工層に於けるMC炭化物の変形形態  
研削条件：図3-23と同じ

性的破面をもった炭化物が残留しやすく、これらは仕上面の凹凸を形成したり、仕上面の品位を劣下させる要因となるものと考えられる。これに対してP-HSS材の仕上面には破壊された炭化物はほとんどみられず、ラビングされたとみられる平坦な表面をもつ炭化物が多く、一部には切削された炭化物も観察される。このような仕上面近傍での炭化物の変形・破壊の機構は、切れ刃による切込み深さとも密接に関係することが考えられる。即ち、最大砥粒切込み深さ $\tau_{\max}$ は $(2/C'es) \cdot (v/V) \sqrt{t/D}$ で与えられ、例えば $t = 5 \mu\text{m}/\text{stroke}$ の条件では $\tau_{\max} = 0.20 \mu\text{m}$  (P-HSS),  $\tau_{\max} = 0.23 \mu\text{m}$  (M-HSS)となる。CBN砥粒の粒径が $140 \mu\text{m}$ であること、M-HSS材およびP-HSS材中の炭化物平均粒径がおおよそ $10 \mu\text{m}$ および $1.4 \mu\text{m}$ であること、更にいま求めた $\tau_{\max}$ の値を考え合わせた場合、切くず生成過程においてM-HSS材では炭化物が破壊される確率が高いが、P-HSS材ではその確率が小さい事が推察される。この結果P-HSS材中の炭化物は切れ刃逃げ面でラビングされる機構をとりながら仕上面に残ることが多いものと考えられる。いずれにしても、仕上面の観察からは粗大な炭化物程破壊されてぜい性的な破面を呈しやすく、微小な炭化物程破壊されずに平坦な表面を呈しやすいことが判断される。

### 3・5 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。

先ず、3.2% C - 11.4% V 鋼を研削した場合の砥石摩耗特性に関して行った研究の結果を要約すると次のようになる。

- (1) 定常域での砥石摩耗率  $rg$  は、砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g = (v/V)\sqrt{t/D}$  がある臨界値  $\varphi_{gc} = 5.6 \times 10^{-5}$  以下の範囲-A では近似的に  $\varphi_g$  の 0.32 乗に比例して増大するが、 $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  を越えると急激に増大するようになる。
- (2) 範囲-Aの定常域において、単一砥粒切れ刃に働く平均研削抵抗  $fts$  は  $\varphi_g$  とほぼ一義的な関係を有する。このことから砥石摩耗率  $rg$  は、近似的に  $fts$  の 0.41 乗に比例することが示された。
- (3) 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。
- (4) 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 ( $\varphi_g > \varphi_{gc}$ ) では主に砥粒の破壊・脱落型の摩耗形態がとられる。
- (5) 範囲-Bでは、範囲-Aに比べて砥粒周辺の結合削部が損耗しやすい。
- (6) 単粒切削実験から、CBN砥粒はWA、GC及びダイヤモンド砥粒に比べて、マトリックス中のV炭化物を十分切削する能力を備えていることが確認された。

次に、粉末法により製造した高V高速度鋼（粉末材）と溶解法により製造した高V高速度鋼（溶解材）に関して行った研究の結果を要約すると次のようになる。

- (7) 粉末材の砥石摩耗率  $rg$  は、溶解材のほぼ  $1/3 \sim 1/2$  程度の値をとる。
- (8) 粉末材の臨界砥石切込み  $t_c$  は、溶解材の値よりも約 2.5 倍程大きい。

- (9) 粉末材研削における研削抵抗は，溶解材の約20～30%程小さい値を示す。
- (10) 溶解材中に存在する粗大MC炭化物は，切りくず生成時に一部破壊され，ぜい性的破面をもった状態で仕上面に残留しやすい。これに対して粉末材中の微細な炭化物は破壊されることが非常に少なく，平坦な面を呈しながら，仕上面に残留しやすい。
- (11) 溶解材の研削では，短かくせん断された形状の切りくずが生成されやすいのに対して，粉末材の研削では細長い流れ型の切りくずが生成されやすい。

## 参 考 文 献

- 1) L.P.Tarasov : Grinding of Tool steel, Trans. A S M ( 1951 ) 114.
- 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) O.I.Ahmed and D.S.Dugdale : Proc. 17 th Int. M T D R Conf. , ( 1977 ) 165.
- 4) K.Kishi and Y.Ichida : Proc. 4 th Int. Conf. on Prod. Egg. , ( 1980 ) 679.
- 5) 貴志浩三，市田良夫：精密機械，48，12（1982）73.
- 6) K.Kishi, Y.Ichida, S.Mochida : Proc. 24 th Japan Congress on Materials Research ( 1981.3 ) 217.
- 7) J.Verkerk and J.Peters : Annals of the CIRP, 26, 2 ( 1977 ) 385.
- 8) 小野浩二：研削仕上，槇書店（1962）21.

- 9) C.E.Davis and C.Rubenstein : Int. J. MTDR, 12 ( 1972 ) 165.
- 10) 田中武司, 井川直哉 : 精密機械, 39, 6 ( 1973 ) 58.
- 11) 山川哲央 : 精密機械, 46, 5 ( 1980 ) 3.
- 12) K.Kishi , Y.Ichida , S.Marumo : Proc. 25 th Japan Congress  
on Materials Reserch, ( 1982.3 ) 171.
- 13) K.Kishi , Y.Ichida : Proc. 23rd Japan Congress  
on Materials Reserch, ( 1980.3 ) 175.

## 第4章 超耐熱合金の高エネルギー研削

### 4・1 緒言

航空機産業，宇宙工学の発展に伴い，超耐熱合金が著しい躍進を遂げ，その研究が進められ現在までに数百種類に及ぶ材料が発表ないし実用化されている。今日，これらの超耐熱合金に対する要求が非常に高度になり，常温において強力であるだけでなく，高温で耐食性を有し，且つ強度の大きい超耐熱合金への需要が高まってきた。

これら超合金は，その用途によって化学成分が大きく違い，その化学組成から，鉄基合金，ニッケル基合金及びコバルト基合金に大別される。Fe基合金は靱性が高く粘いため硬さよりもこの要素の方が研削に大きな影響を与え，また，熱伝導率が悪く且つ加工硬化性が大きいという特徴を持っている。Ni基合金は高温強度が高い上に加工硬化性があり， $\gamma$ 相(Ni<sub>3</sub>(Al, Ti))を析出する。Co基合金は耐熱性が極めて良く，しかも耐摩耗性が大きい。

しかしこのような固有の性質のために，研削性が極めて悪く，使用する側の立場からその研削性改善への要求が高まってきている。第1章で述べた分類によれば，タイプIに属する代表的な難削材である。これまで，超合金研削に関する研究は比較的少なく，アルミナ系や炭化ケイ素系砥石の適用例が見られるだけで，超合金の研削性や適正研削条件等が今だ明確にされていないのが実状である。

そこで本章では，このような超耐熱合金の高精度・高エネルギー加工を実現するための基礎資料を得るため，CBN砥石の適用を試み，その研削特性を主に，超合金研削において特に問題となる砥石摩耗の観点から究明しようとするものである<sup>1), 2), 3)</sup>。尚本文では超合金の基本鋼として広く実用されているオーステナ

ト系ステンレス鋼 S U S 304 についても比較検討する。

## 4・2 実験装置と方法

研削実験は横軸平面研削盤を使用し、表 4-1 に示す条件で行った。研削過程における研削抵抗 2 分力、砥石摩耗量、仕上面粗さ等の諸特性値の変化を測定すると共に、砥石作用面プロファイルの変化を触針法（円錐型触針，先端丸み半径 5 μm）を用いて測定した。また砥石表面状態の変化を二段レプリカ法を用いて観察した。

表 4-1 研削条件

Grinding machine	Horizontal spindle reciprocating table type surface grinding machine (OKAMOTO PSG-6F)
Grinding method	Reciprocating Plunge surface grinding
Grinding wheel	CBN140R100B41-3, SDC40R100B41-3 WA150PmV, GC150PmV Wheel diameter D = 205 mm Wheel width b = 19 mm
Peripheral wheel speed	v = 1800 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 μm/stroke
Grinding width	B = 5 mm
Grinding fluid	Soluble type (JIS W-2-2) 2% dilution
Dimension of work	50 <sup>t</sup> X 5 <sup>t</sup> X 20 <sup>t</sup> mm

尚砥石のトルーイング及びドレッシングは第 2 章と同一の条件で行った。また C B N 砥石の研削特性をより具体的に把握するため、ダイヤモンド、WA 及び G C 砥石による研削実験を並行して行い、各砥石の研削性能を比較検討した。

Fe 基超合金の代表例として デスカロイ 及び 30Cr-15Ni を、Ni 基超合金の代表例として ハテロイ C、ナイモニック 80A 及び インコネル X 750 を、Co 超合金の代表例として S-816 を使用した。各合金の化学組成を表 4-2 ~ 4 に示す。表中 S U S 304 は比較材として使用した。尚 S U S 304 は溶体

表 4-2 Fe 基超合金の化学組成 (Wt%)

	C	Ni	Cr	Co	Mo	W	Ti	Al	Fe
SUS 304	0.07	8.85	18.46	—	—	—	—	—	71.34
Discaloy	0.05	26.15	14.85	—	2.02	—	1.82	0.21	54.10
30Cr-15Ni	0.34	16.36	28.33	5.19	—	—	—	—	48.98

表 4-3 Ni 基超合金の化学組成 (Wt%)

	C	Ni	Cr	Co	Mo	W	Ti	Al	Fe	Nb+Ta
Inconel 600	0.04	75.75	15.85	—	—	—	—	—	7.32	—
Hastelloy C	0.09	54.82	16.60	—	17.32	4.30	—	—	5.82	—
Nimonic 80A	0.06	73.51	19.85	1.20	—	—	2.40	1.45	0.50	—
Inconel X 750	0.04	71.96	15.22	0.16	—	—	2.60	0.59	7.45	0.96

化処理をデスカロイ及び30Cr-15Niは焼入れ処理を、ハステロイCは焼きなまし処理を、ナイモニック80A及びインコネルX

表4-4 Co基超合金の化学組成(Wt%)

	C	Ni	Cr	Co	Mo	W	Ti	Al	Fe	Nb+Ta
S 816	0.33	19.51	19.58	41.46	4.05	4.02	—	—	5.02	3.82

750は固溶化処理後時効処理を、S-816は焼ならし処理を行ない実験に供した。各被削材のピッカース硬度(荷重100g)を表4-5に示す。またSUS304鋼の研削性及びす快削性介在物の影響を検討するため、表4-6に示すS快削鋼及びSe快削鋼を使用した。各快削鋼中には各々MnS

表4-5 被削材の硬度

	Hardness Hv
SUS 304	196.7
Discalloy	248.1
30Cr-15Ni	231.1
Hastelloy C	201.3
Nimonic80A	221.5
InconelX750	229.8
S-816	234.1

及びMnSeを主体とする介在物が含有されている。図4-1は、各快削鋼中の介在物の形状及びX線マイクロアナライザ分析結果を示す。

表4-6 被削材の化学組成(Wt%)

	C	Si	Mn	P	Ni	Cr	Mo	S	Se
18-8steel	0.07	0.34	0.90	0.035	8.85	1.846	—	0.003	—
S steel	0.07	0.37	1.78	0.035	9.60	1.819	0.18	0.348	—
Se steel	0.06	0.41	0.90	0.024	10.51	1.849	0.15	0.089	0.24

MnS及びMnSe介在物はいずれも針状で、そのアスペクト

比(介在物の短径に対する長径の比)は15~20である。

また介在物はいずれも方向性を有するため、研削実験を行うに際して、研削方向を介在物の長手方向に一致させた。

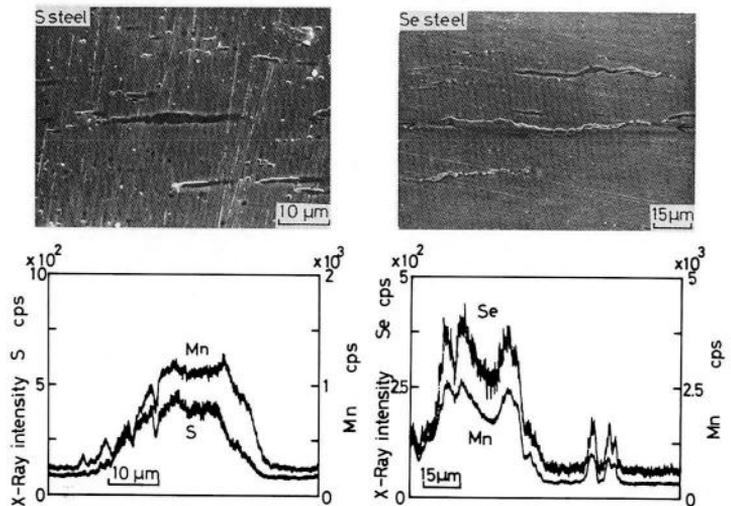


図4-1 介在物の形状及びX線マイクロアナライザ分析結果

## 4・3 オーステナイト系ステンレス鋼の研削

### 4・3・1 SUS 304 ステンレス鋼の研削性

超耐熱合金の研削性を明らかにするに先立ち、まずその基本鋼として広く実用されている SUS 304 ステンレス鋼の研削実験を試み、CBN 砥石の適用性について検討した。

図 4-2 は、研削量  $V_w$  の増大に伴う砥石摩耗量  $V_g$  の変化を示したもので、第 2 章で述べた SKH 4 材研削の場合と同様に初期摩耗域及び定常摩耗域が認められる。また砥石摩耗は SKH 4 材の場合に比べるとかなり大きく、砥石の摩耗は主に破壊・脱落型の形態に支配されていることが、砥石表面の FL-SEM 法による観察から明らかになった。ただし、WA 砥石等の従来の砥石による研削に比べると約数十倍の高い研削比が得られている。

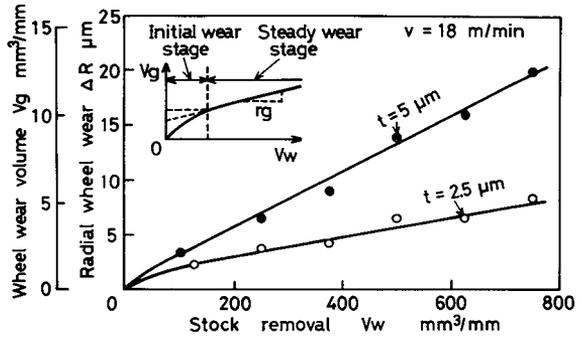


図 4-2 研削量  $V_w$  と砥石半径減耗量  $\Delta R$  の関係 (SUS 304)  
CBN 140 R 100 B41-3

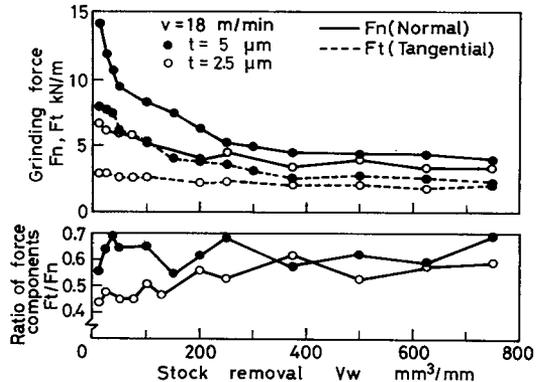


図 4-3 研削量  $V_w$  と研削抵抗  $F_n$ 、 $F_t$  及び抵抗 2 分力比  $F_t/F_n$  の関係 (SUS 304)  
CBN 140 R 100 B41-3

一方図 4-3 は、砥削過程における抵抗 2 分力及び 2 分力比の変化を示したもので、 $F_n$  及び  $F_t$  は共に  $V_w$  の増大と共に漸次減少するが、その減少率は  $S$

KH 4 材研削の場合よりも大きく、また 2 分力比  $F_t / F_n$  は 0.5~0.7 となり、SKH 4 材の場合の 2 倍程大きい値を示している。このことは、砥粒の破壊や脱落が法線研削抵抗よりはむしろ、接線研削抵抗に大きく支配されていることを示唆している。ところで、砥粒の破壊・脱落が生じやすいため、図 4-4 に示すように切れ刃数も SKH 4 材研削の場合に比べて少なく、

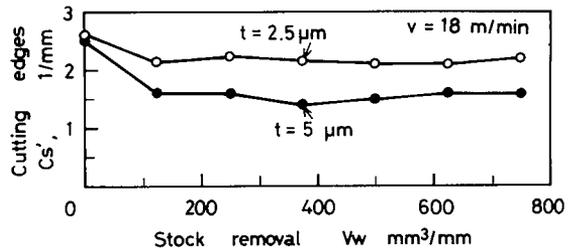


図 4-4 研削量  $V_w$  と砥粒切れ刃密度  $C_s'$  の関係 (SUS 304)  
C B N 140 R 100 B41-3

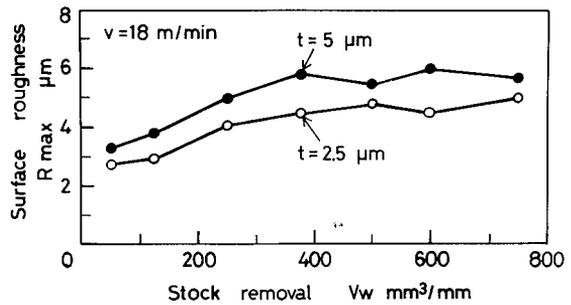


図 4-5 研削量  $V_w$  と仕上面粗さ  $R_{max}$  の関係 (SUS 304)  
C B N 140 R 100 B41-3

例えば  $t = 5 \mu m$  の場合の結果は、SKH 4 材研削における  $t = 20 \mu m$  の場合の結果にほぼ等しい。このような研削過程における切れ刃密度の減少は、前述したように仕上面粗さの変化に直接影響し、図 4-5 の例に示すように、仕上面粗さは  $V_w$  の増加と共に急速に増大している。例えば  $V_w = 500 \text{ mm}^3 / \text{mm}$  付近での粗さは約  $5 \mu m R_{max}$  となり、その増大率  $\eta$  は SKH 4 材の場合に比べて著しく大きいことがわかる。

#### 4.3.2 SUS 304 ステンレス鋼の研削性に及ぼす MnS 及び MnSe 介在物の影響<sup>4), 5)</sup>

CBN 砥石による基本鋼 18-8 Steel の研削では、WA 砥石等の従来の砥石による場合に比べて約数十倍の研削比を得ることが可能である。しかしこの値は、一般の焼入鋼研削の場合に比べればかなり低い値である。この主な

理由の一つとして、研削中切りくずが砥粒切れ刃部に溶着しやすく、このため目づまりが発生しやすいことがあげられている。即ち、目づまりの発生に伴い、砥粒の破壊や脱落が誘発されやすいと考えられている。このため、MnSやMnSe 介在物が、この様な切りくずの溶着を防止する作用をもつとすれば、砥石摩耗は著しく軽減されることが期待される。図4-6は、18-8 steel, S steel, Se steelを同一条件で研削した場合の研削量 $V_w$ の増大に伴う砥石摩耗量 $V_g$ の変化を示したものである。S steel及びSe steel研削における砥石摩耗量は、18-8 steel研削の場合に比べて著しく少ないことが示される。特にS steel研削の場合の摩耗量が最も少なく、18-8 steelの約 $\frac{1}{15}$ 程度の値であることがわかる。図4-7及び4-8は各々、各種鋼材を研削した場合の砥石摩耗率 $r_g$ に及ぼす砥石切込み $t$ 及び工作物速度 $v$ の影響を示したものである。両図から、Se快削鋼研削における砥石摩耗率 $r_g$ は18-8 steel研削の場合のほぼ $\frac{1}{10} \sim \frac{1}{15}$ 程度の値となることが示される。また、S steel研削における $r_g$ は18-8 steel研削の場合の $\frac{1}{15} \sim \frac{1}{20}$ 程度の値となることが分る。このように、MnS及びMnSe 介在物はいずれも、砥石摩耗を著しく軽減する作用を示し、特にその効果はMnSeに比べてMnS介在物の方がより大きく現われること

が示された。

MnSe 介在物は塑性変形しにくく、切削中の切りくずせん断域における内部応力集中源としての作用が大きいことが知られている<sup>6)</sup>、

7), 8), 9)。一方、MnS 介在

物もせん断域での応力集中源としての効果が大きい、同時に工具一切りく

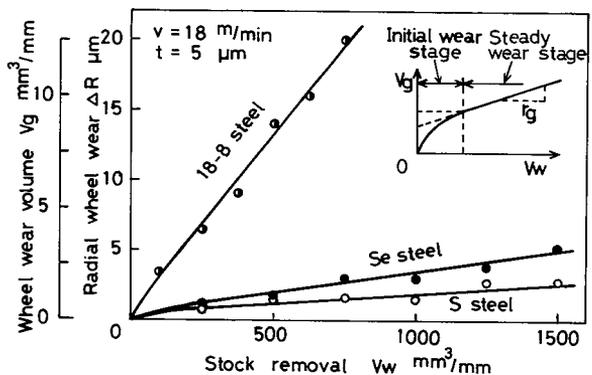


図4-6 研削量 $V_w$ と砥石摩耗量 $\Delta R$ の関係  
C B N 140 R 100 B41-3

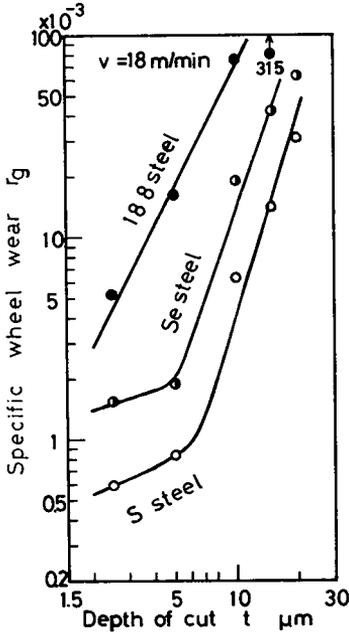


図4-7 砥石摩耗率 $rg$ と砥石切込み $t$ の関係(CBN)

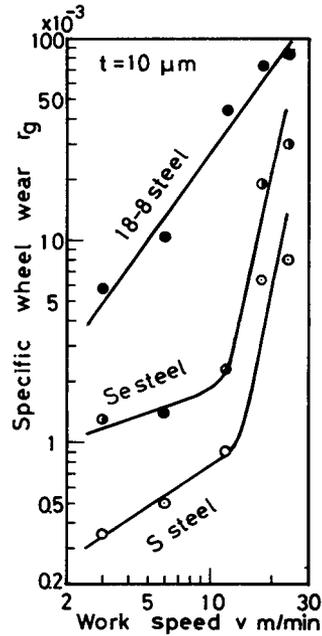


図4-8 砥石摩耗率 $rg$ と工作物速度 $v$ の関係(CBN)

ず間の高温度域で潤滑作用を示し、この領域の見掛け上の摩擦係数の減少に役立つと言われている<sup>10)</sup>。研削加工は、切削加工よりもはるかに高い切削速度で行われるから、このようなMnS介在物の潤滑作用がさらに効果的に現われることも十分予想される。そこで、以上の様な各種の効果を把握するため、研削中に生成された切りくずの形態を詳細に観察してみた。図4-9は、定常摩耗域において採取した各種鋼材の切りくずの形態を比較したものである。18-8 steelの研削では、前述した様に切りくずが切れ刃に溶着しやすく、目づまりが生じやすい。このため生成される切りくずは大部分むしれ型の切りくずとなる。また、切りくずに混じって目づまり粒子の脱落片や砥粒の破片も観察される。これに対して、S steel及びSe steelの研削では、むしれ型の切りくずはほとんどみられず、細長い流れ型の切りくずが生成されているのがわかる。この様にMnS及びMnSe介在物の存在は、明らかに切りくず形態をむしれ型から流れ型に変化させる役割を演じている。この切りくずの

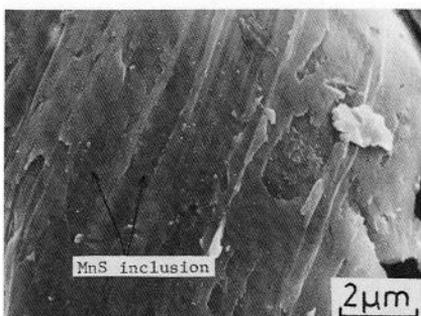
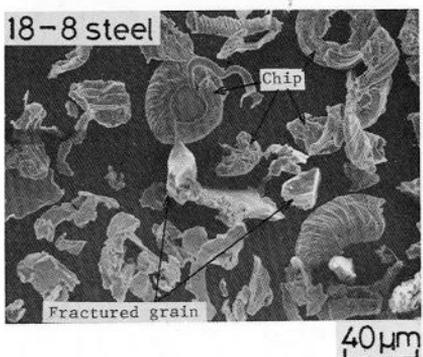
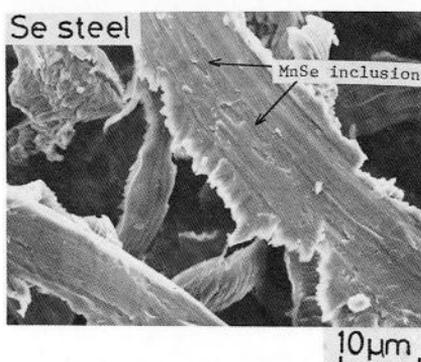
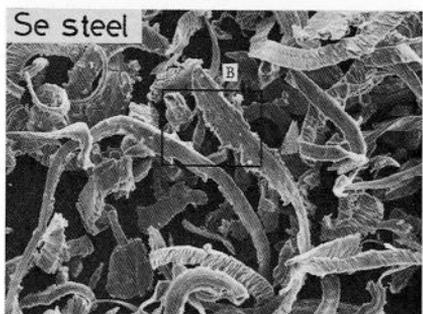
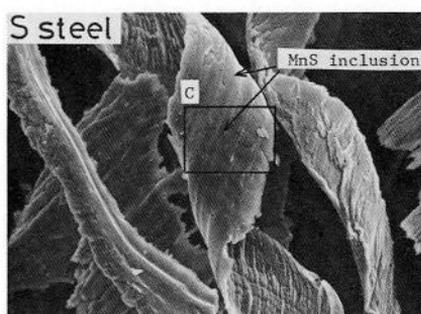
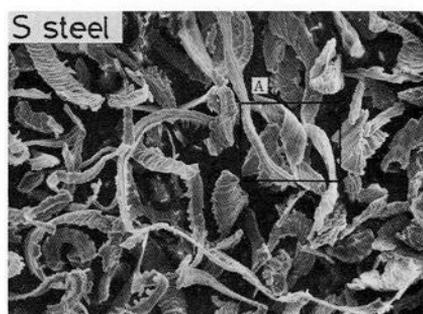


図4-10 研削切りくずの形態 (A及びB部の拡大)

図4-11 研削切りくずの形態 (C部の拡大)

図4-9 各種ステンレス鋼の研削切りくず  
 $t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18\text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}/\text{min}$ ,  
 CBN 140 R 10B41-3

むしろ型から流れ型への変化は、主にMnS及びMnSe介在物が切りくずせん断域を脆化させることに起因するものと考えられるが、その機構はさらに複雑な要因に支配されているように思われる。今、図4-10のA部及びB部を拡大観察すると図4-11のようになり、切りくず裏面にはいずれも介在物が認められる。そして、Se steelの切りくず裏面には、微小な凹凸がみられ、

脆性的な表面形態が観察される。一方、S steelの切りくず裏面は、Se steelの切りくず裏面よりもかなり滑らかであることが判断される。図4-11は、S steelの切りくず裏面のC部をさらに拡大観察したもので、MnS介在物が切りくず流出方向に長く押し伸ばされた状況を見ることが出来る。この事はMnS介在物が、切りくず-切れ刃すくい面間の高温度で、一種の潤滑効果を与えていることを示唆するものと思われる。このような潤滑効果は、切りくず-すくい面間の摩擦抵抗を減少させ、この結果切りくずの切れ刃表面への溶着を防止したり、砥石摩耗を軽減する等の重要な役割を果たすものと考えられる。

図4-12は、18-8 steel, S steel及びSe steelを同一条件で研削した場合の研削量の増大に伴う仕上面粗さRmaxの変化を示す。仕上面粗さは、18-8 steel > Se steel > S steelの順で小さいが、特にS steelの粗さは18-8 steelの約 $\frac{1}{3}$ 程度の小さい値であることが分る。このような仕上面粗さの差異は、図4-13に示す仕上面のSEM観察結果とよく対応している。18-8 steelの仕上面では、砥粒切れ刃により形成された条痕の幅が広く、また条痕の両側への盛り上がり著しく生じているのが分る。S steel及びSe steelの仕上面では、18-8 steelに比べて、条痕の幅が狭く、また盛り上がりもなく、より脆性的な性質をおびている。また仕上面には種々の形態をした介在

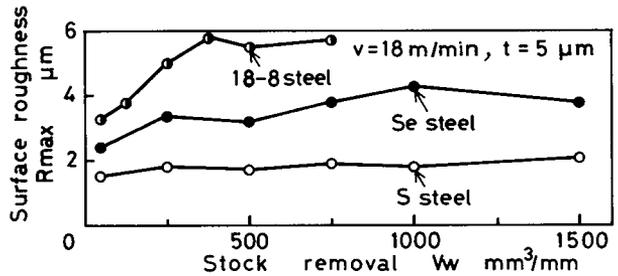


図4-12 砥削量 $V_w$ と仕上面粗さ $R_{max}$ の関係(CBN)

物が点在しているのが認められる。図4-14は、MnS及びMnSe介在物の形態を高倍率で観察したものである。MnSe介在物は仕面上において塑性的に変形され難く、AやB等の例にみられる様に、破壊されて脆性的表面を呈したり、亀裂を伴った状態で残留することが多い。一方MnS介在物は、砥粒

切れ刃によって押し伸ばされたと思われる様な塑性的な表面状態を呈する  
 場合が多い。この様な差異は、図4-15に示す加工層の観察からも説明される。  
 即ち、MnS介在物は仕上面直下において、研削方向に大きく塑性変形しやす  
 いのに対して、MnSe 介在物は塑性変形しにくく、このため介在物自体が破  
 壊したり、介在物-マトリックスの界面で剥離が生じてボイドを生成する等  
 の現象が生じやすい。

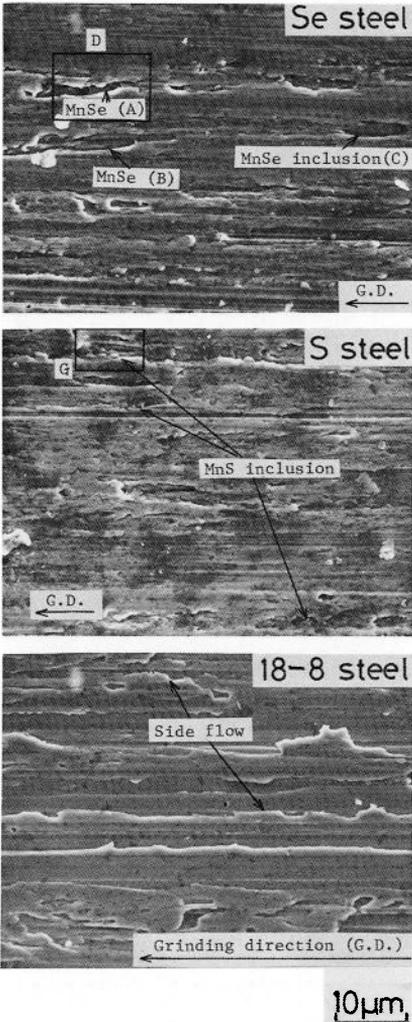


図4-13 各種ステンレス鋼の仕上面性状  
 $t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18\text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}/\text{min}$   
 C B N 140 R 100 B41-3



図4-14 仕上面におけるMnS及びMnSe  
 介在物の変形形態(D及びG部の拡大)

図4-15 加工層におけるMnS及びMnSe  
 介在物の変形  
 研削条件：図4-13と同じ

#### 4・4 Fe 基超耐熱合金の研削<sup>1)</sup>

CBN 砥石を用いてデスカロイを研削した場合の研削量  $V_w$  の増加に伴う砥石摩耗量  $V_g$  の変化を図 4-16 に示す。SUS 304 の場合と同様に、砥石摩耗の進行過程には、研削初期に砥石摩耗の急増する初期摩耗域が存在し、その後砥石摩耗量が研削量にほぼ比例して増大する定常摩耗域がみられるようになる。一方、研削過程における法線及び接線研削抵抗、抵抗 2 分力比、砥粒切れ刃密度（砥石表面から  $10\mu\text{m}$  の深さまでに存在する静的切れ刃密度）及び仕上面粗さの変化を図 4-17～19 に示す。研削抵抗は研削初期で大きく、 $V_w$  の増加と共に漸次減少するようになる。2 分力比は研削初期で  $0.35\sim 0.4$  の値をとるが、 $V_w$  の増加と共に漸次増大し、定常域では、 $0.5\sim 0.6$  程度の値となる。一般に超合金の研削での接線

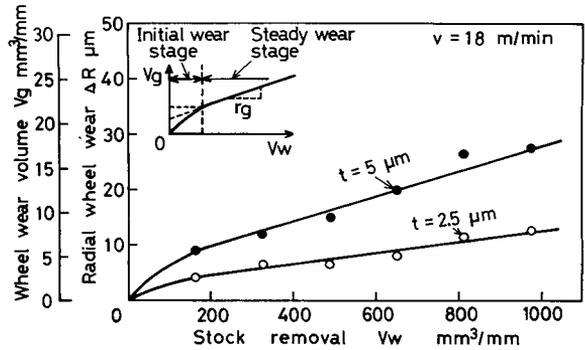


図 4-16 研削量と砥石半径減耗量の関係（デスカロイ）  
C B N 140 R 100 B41-3

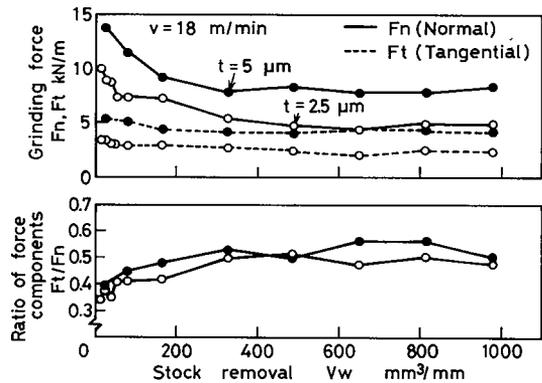


図 4-17 研削量と研削抵抗及び抵抗 2 分力比の関係（デスカロイ）  
C B N 140 R 100 B41-3

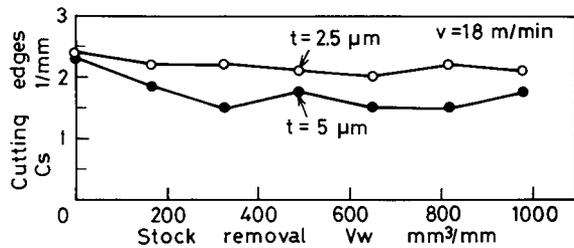


図 4-18 研削量と砥粒切れ刃密度の関係（デスカロイ）  
C B N 140 R 100 B41-3

抵抗は、一般焼入鋼研削の場合に比べて大きく、この場合2分力比も大きくなる。このことは砥石の摩耗が一般焼入鋼の場合に比べて大きくなる一つの理由を与えるものと考えられる。また、

また、砥石作用面プロファイルの測定から、平均砥粒切れ刃突出高さを求めてみると、ドレッシング直後25~30 μmの値であったものが初期摩耗域で急増し、その後わずかずつ増大する傾向がみられ、図4-27に示す砥石表面状態の観察例にみられるように、ボンド表面の摩耗が生じやすい。またこのような変化に伴って、砥石作用面上の切れ刃密度も図4-18に示すごとく減少する過程をたどる。またこの切れ刃密度の変化と図4-19に示す仕上面粗さの変化によく対応した関係が認められる。

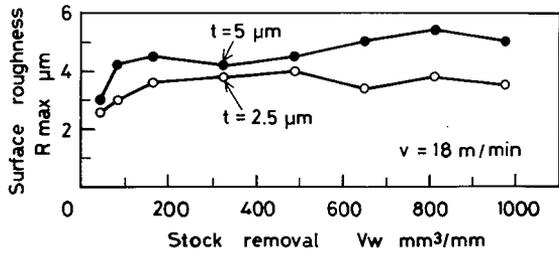


図4-19 研削量と仕上面あらさの関係(デスカロイ)  
CBN 140 R 100 B41-3

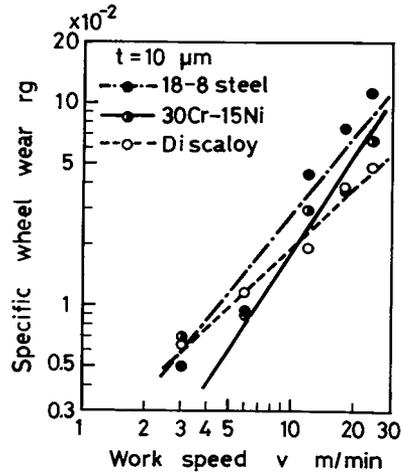


図4-20 工作物速度と砥石摩耗率の関係(CBN)

一方、図4-20及び4-21は、デスカロイと30Cr-15Ni合金の砥石摩耗率に及ぼす砥石切込みt及び工作物速度vの影響を各々示したもので、いずれの合金もt及びvの小さい範囲では、SUS304よりも大きいですが、t及びvの大きい範囲では、逆に小さくなることがわかる。ところで図4-20及び4-21において、rgはv及びtの増加に伴い対数紙上ほぼ直線的に増大するとみることが出来る。このことから、各合金に対して、図4-22~24の関係が見い出される。すなわち砥石摩耗率rgは近似的に次のような実験式で表わすことができる。

$$\text{SUS 304} ; rg = 2.94 \times 10^3 \cdot \varphi g^{1.26} \cdot lc^{4.34} \quad (4-1)$$

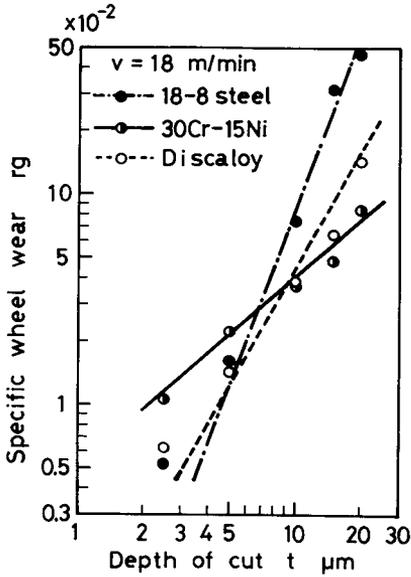


図 4-21 砥石切込みと砥石  
摩耗率の関係  
( CBN )

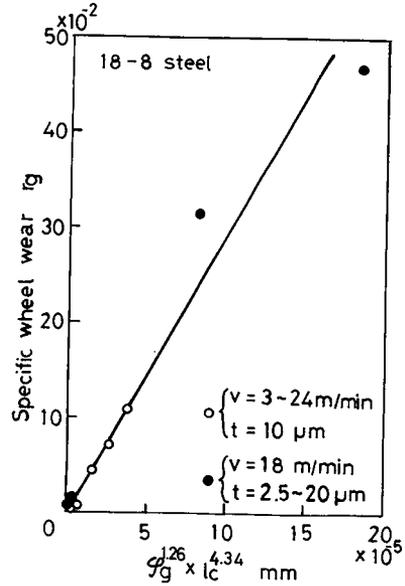


図 4-22 砥石摩耗率と  $\phi_g^{1.26} \times lc^{4.34}$   
の関係  
( CBN )

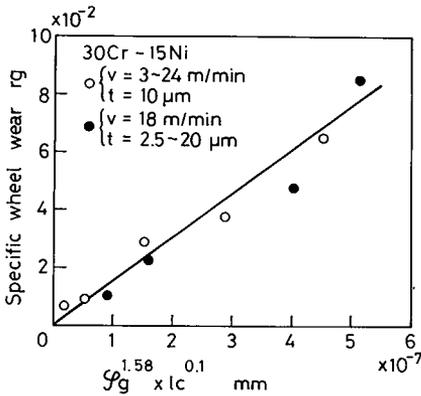


図 4-23 砥石摩耗率と  $\phi_g^{1.58} \times lc^{0.1}$   
の関係 ( CBN )

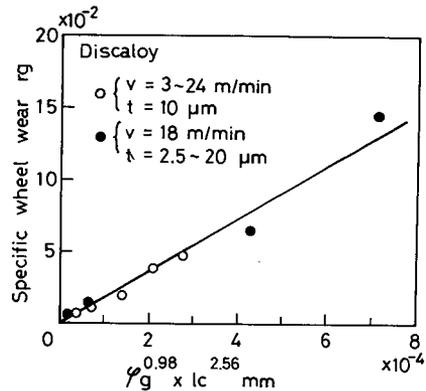


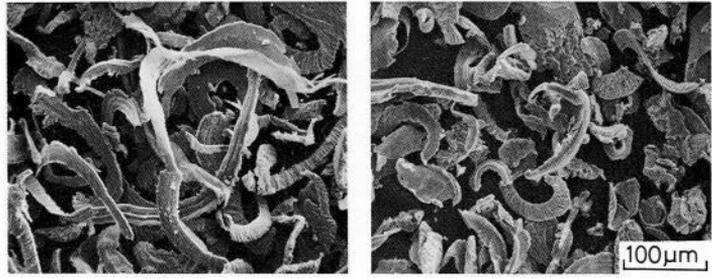
図 4-24 砥石摩耗率と  $\phi_g^{0.98} \times lc^{2.56}$   
の関係 ( CBN )

$$30Cr-15Ni ; rg = 1.53 \times 10^5 \cdot \phi_g^{1.58} \cdot lc^{0.1} \quad (4-2)$$

$$\text{デスカロイ} ; rg = 1.83 \times 10^2 \cdot \phi_g^{0.98} \cdot lc^{2.56} \quad (4-3)$$

すなわち SUS 304 及びデスカロイの  $rg$  は、切りくず長さ  $lc$  の影響を強く受けるのに対して、30Cr-15Ni 合金の  $rg$  は  $\phi_g$  の影響を大きく受けていることがわかる。Fe 基合金の CBN 砥石による研削では、いずれも図 4-25 の例に示すよ

うに、流れ型の切りくずが生成されやすいが、S U S 304は粘着性が高く、むしろ型の切りくずが生成されやすい。



(a) CBN140R100B41 - 3 (b) SDC140R100B41 - 3

図4-25 デスカロイの研削切りくず形態  
 $v=18\text{m}/\text{min}$ ,  $t=5\ \mu\text{m}$ ,  $V=1,800\ \text{mm}^3/\text{min}$

一方図4-26は、デスカロイ研削におけるC B N砥石とダイヤモンド砥石の性能を比較したもので、 $V_w$ の増加に伴う研削抵抗2分力比、切れ刃密度、切れ刃高さ等の諸特性値の変化が、両砥石で逆の傾向を示すことがわかる。

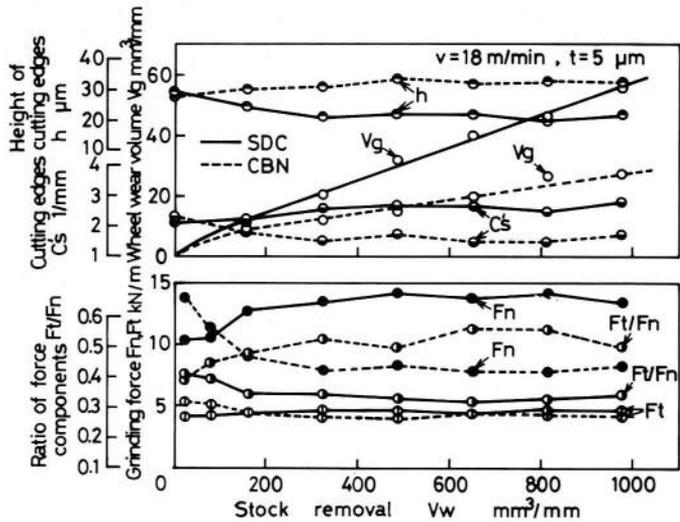


図4-26 C B N砥石とダイヤモンド砥石によるデスカロイの研削実験結果

ダイヤモンド砥石のドレッシング  
 条件：図3-9と同じ

またS D C砥石の砥

石摩耗率は、C B N砥石のほぼ2倍の値となる。以上の結果は、図4-27に示す砥石表面状態の変化から説明される。即ち、S D C砥石ではボンドの損耗に伴う砥粒脱落が生じやすいことがわかる。切りくずは図4-25(b)に示すように、むしろ型の切りくずが多くみられる。図4-28は、W A及びG C砥石を用いてデスカロイを研削した場合の実験結果の一例を示す。特にW A砥石による研削では、砥石摩耗量が研削量のほぼ2倍、即ち研削比は約0.5 (C B N砥石の約 $1/200$ )と極めて低いことがわかる。

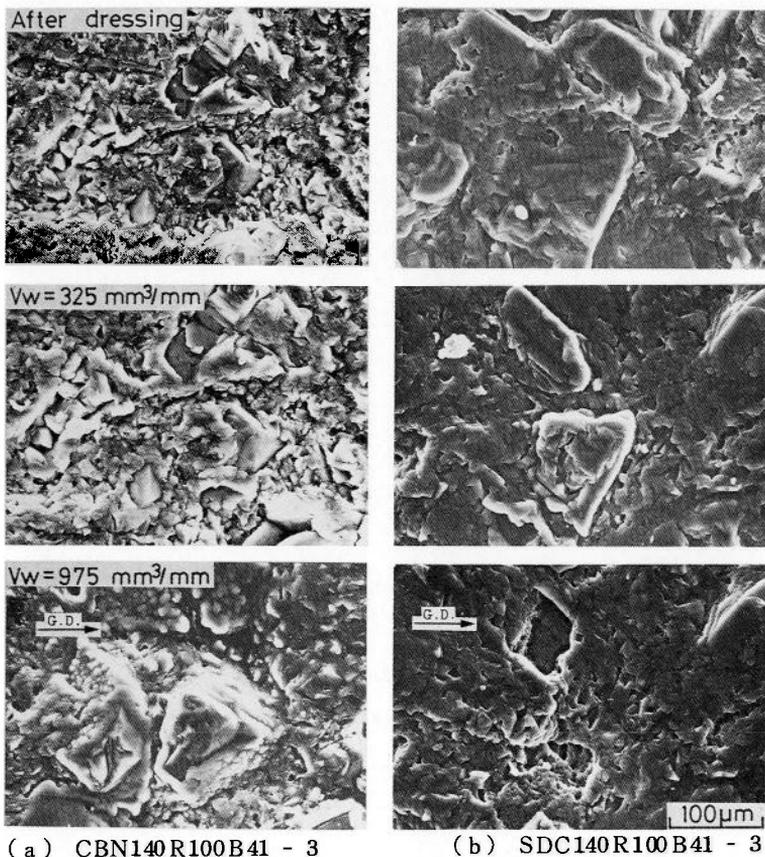
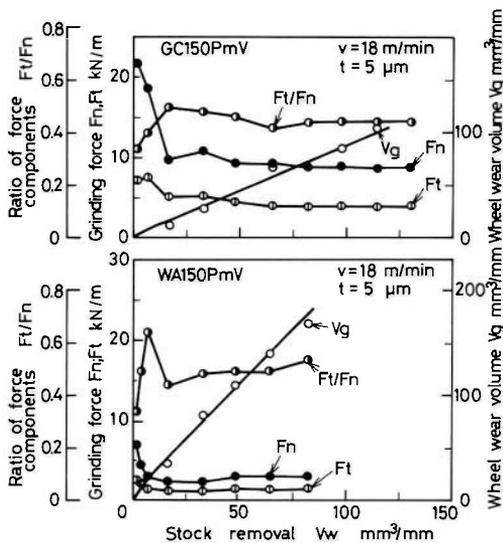


図4-27 研削進行に伴う砥石表面状態の変化

工作物；デスカロイ  
 $V = 1,800 \text{ m}/\text{min}$ ,  $t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18 \text{ m}/\text{min}$



ドレッシング条件：  
 ドレッサ；単石ダイ  
 ヤモンドドレッサ  
 $f_d = 0.1 \text{ mm}/\text{rev}$   
 $t_d = 10 \mu\text{m} \times 5 \text{ 回}$   
 $V_d = 1,800 \text{ m}/\text{min}$

図4-28 WAとGC砥石によるデスカロイの研削実験結果

#### 4・5 Ni 基超耐熱合金の研削<sup>2)</sup>

C B N 砥石を用いてナイモニック 80 A を研削した場合の研削量  $V_w$  の増大に伴う砥石摩耗量  $V_g$ 、研削抵抗  $F_n$  及び  $F_t$ 、抵抗 2 分力比  $F_t/F_n$  ならびに切れ刃密度  $C_s$  ( $z = 10 \mu\text{m}$ ) の変化を砥石切込み  $t$  をパラメータとして示すと、図 4-29~31 のようになる。各特性値の変化過程は、他の Ni 基合金の場合においてもほぼ同様である。そこでいま定常摩耗域における砥石摩耗率  $r_g$  に着目し、各合金の研削性の相違を比較してみる。図 4-32 及び 33 は、砥石摩耗率  $r_g$  を砥石切込み  $t$  及び工作物速度  $v$  の変化に対して各々示したもので、固溶体強化型合金 (ハステロイ C) は析出型合金 (ナイモニック 80 A 及びインコネル X 750) に比べて砥石摩耗が全般に少ないことがわかる。

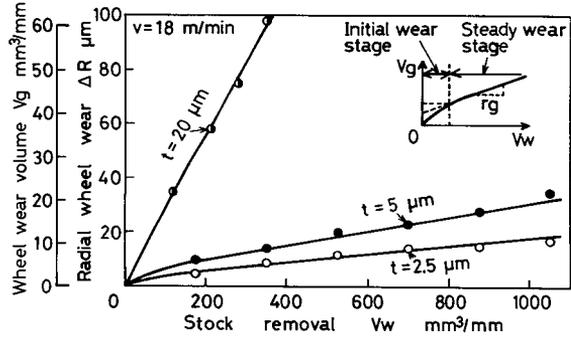


図 4-29 研削量と砥石半径減耗量  
の関係 (ナイモニック 80 A)  
C B N 140 R 100 B41-3

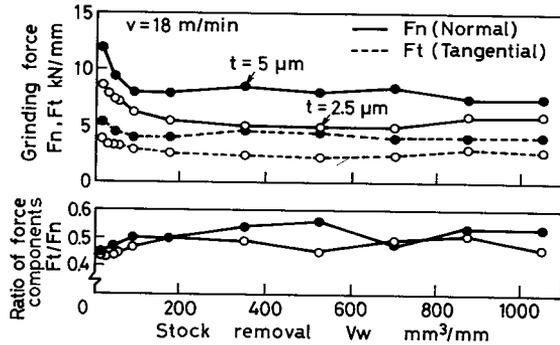


図 4-30 研削量と研削抵抗及び  
抵抗二分力比の関係  
(ナイモニック 80 A)  
C B N 140 R 100 B41-3

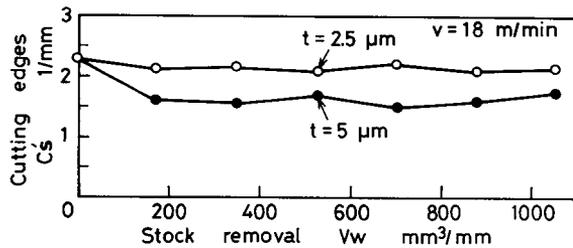


図 4-31 研削量と砥粒切れ刃密度  
の関係 (ナイモニック 80 A)

析出強化型合金は、固溶体強化型に比べて高温強度が高く、またNi<sub>3</sub>TiやNi<sub>3</sub>Al等の金属間化合物(γ相)が析出しているため砥粒の破壊及び脱落が生じやすく、また切りくずが流出する際ボンド表面を擦過する機会が多くなるためと考えられる。またナイモニック80A及びインコネル×750の間には余り差異は認められない。ところで $rg-v$ 及び $rg-t$ の関係は対数紙上ほぼ直線関係にあるので、各直線の勾配から砥石摩耗率 $rg$ を支配する変数を求めると、各合金に対してそれぞれ図4-34、35及び36に示す関係が得られる。このことから、各合金に対する砥石摩耗率 $rg$ は各々次のような実験式で表わすことができる。

ナイモニック80A；

$$rg = 5.85 \times 10^2 \cdot \varphi g^{1.04} \cdot lc^{2.38} \quad (4-4)$$

インコネル×750；

$$rg = 3.35 \times 10^2 \cdot \varphi g^{0.98} \cdot lc^{2.18} \quad (4-5)$$

ハステロイC；

$$rg = 1.73 \times 10 \cdot \varphi g^{0.75} \cdot lc^{1.73} \quad (4-6)$$

一方図4-37は、ナイモニック80A研削時のCBN砥石とダイヤモンド砥石の研削特性の相違を比較したもので、デスカロイ研削の場合と同様に、 $V_w$ の増大に伴う抵抗2分力比、切れ刃密度、切れ刃高さ等の諸特性値の変化が、両砥石で逆の傾向を示すことがわかる。

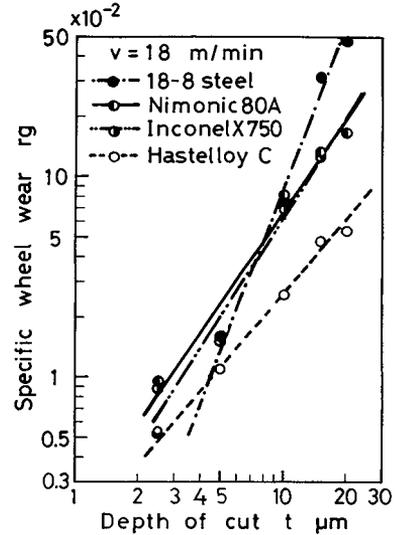


図4-32 砥石切込みと砥石摩耗率の関係 (CBN)

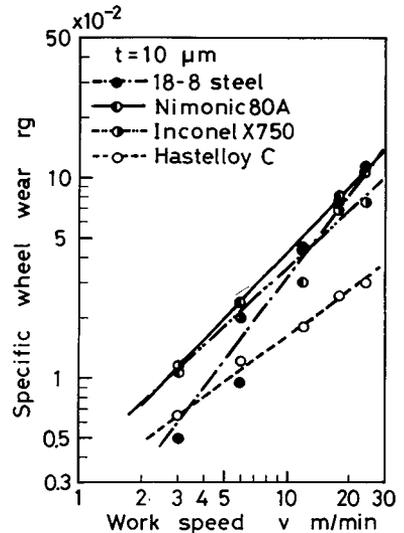


図4-33 工作物速度と砥石摩耗率の関係 (CBN)

また、ダイヤモンド砥石の摩耗量は、CBN砥石の約1.5倍である。以上の結果は、図4-38及び39に示す砥石表面状態の変化から説明される。即ちCBN

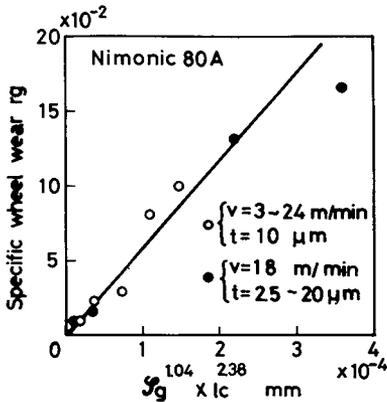


図4-34  $rg$ と $v_g^{1.04} \times l_c^{2.38}$ の関係(CBN)

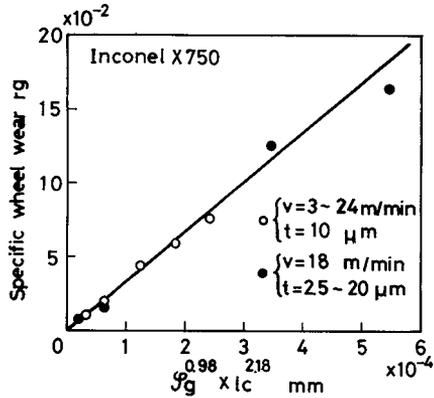


図4-35  $rg$ と $v_g^{0.98} \times l_c^{2.18}$ の関係(CBN)

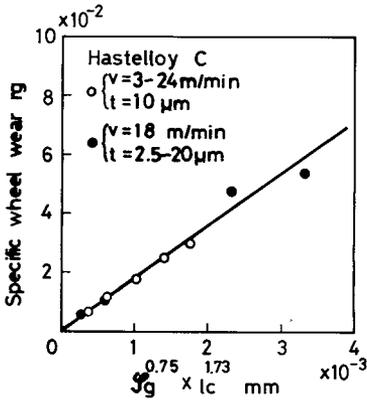


図4-36  $rg$ と $v_g^{0.75} \times l_c^{1.73}$ の関係(CBN)

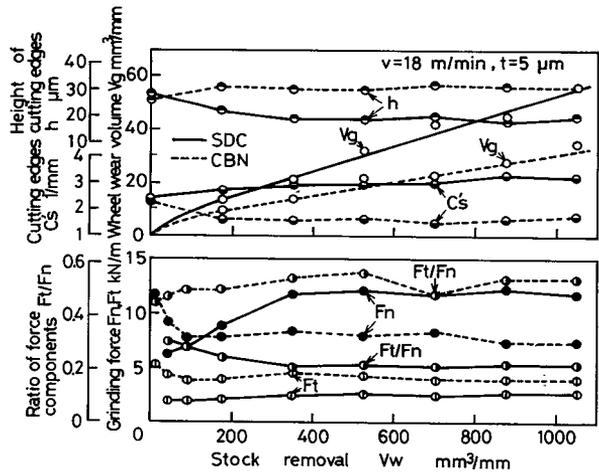


図4-37 CBNとSDC砥石の研削特性の相違(ナイモニック80A)

砥石の場合、 $V_w = 700 \text{ mm}^3/\text{mm}$ の時点で、破壊したり脱落したりする砥粒がみられると同時にボンド中に埋もれていた砥粒が研削の進行と共に漸次表面に突出してくる状況が観察される。即ちCBN砥石では破壊・脱落により消滅する切れ刃と新出する切れ刃が存在し、定常摩耗域ではこれらがある平衡状態を保つものとみることができる。このことは、図4-31に示した砥粒切れ刃密度の測

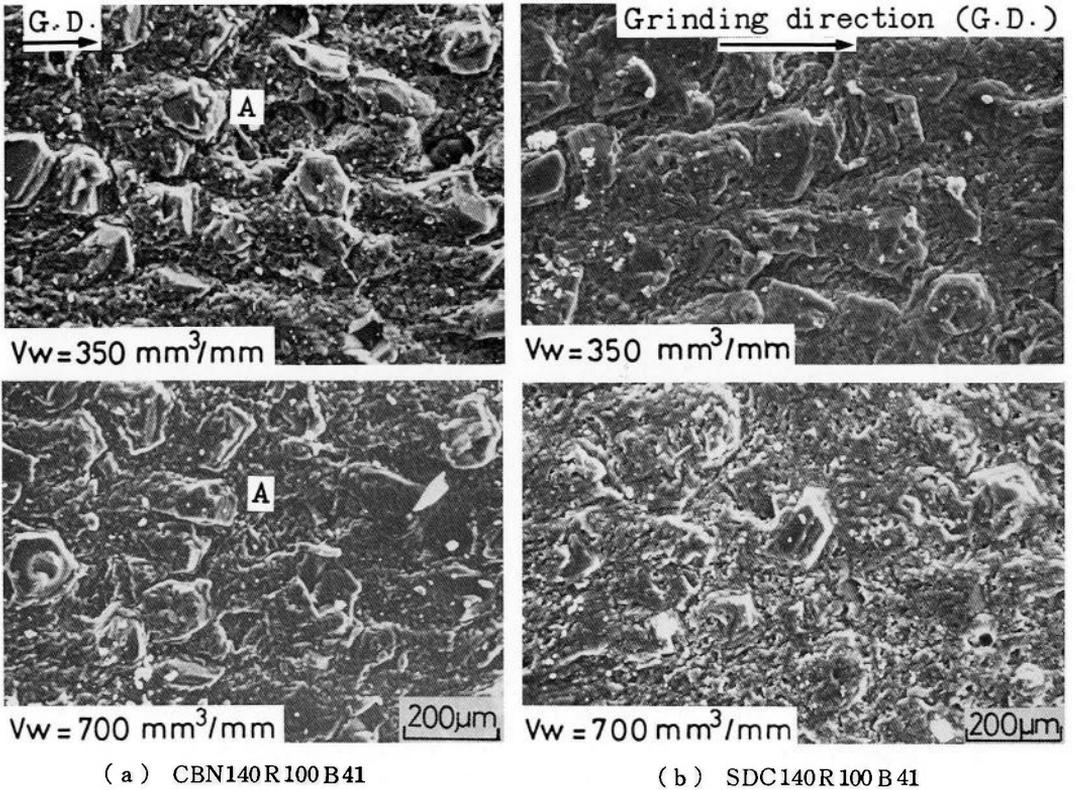


図4-38 ナイモニック80A研削におけるCBN砥石とダイヤモンド砥石の摩耗形態  
 $t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18\text{m}/\text{min}$ ,  $V = 1,800 \text{m}/\text{min}$

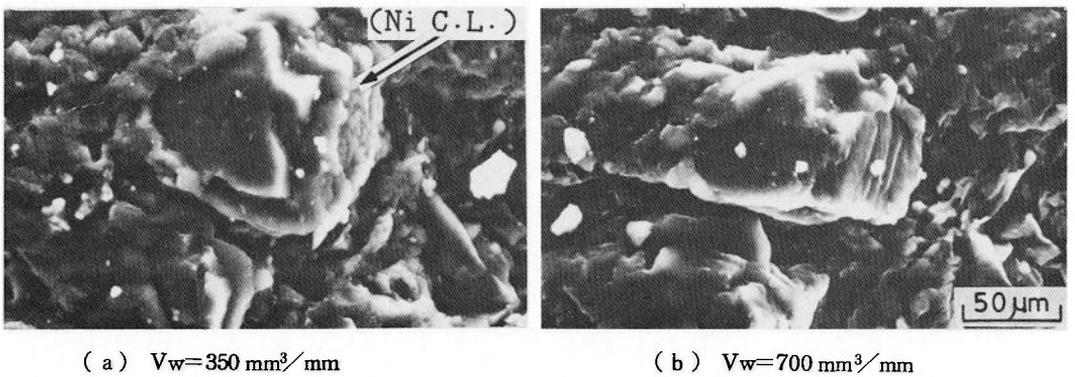


図4-39 研削過程におけるCBN砥粒切れ刃形態の変化  
 (図4-38(a)の砥粒A近傍の拡大観察)

定結果とも合致している。これに対してダイヤモンド砥石では、切れ刃の摩耗が生じやすいのに加えて砥粒の脱落が激しく、 $V_w=700 \text{ mm}^3/\text{mm}$ の時点では図4-39の例にみられるように、ボンド表面から突き出た砥粒が少なくなり、砥石の研削能力（切れ味）がほとんど失われた状態にあることが判断される。

次に、WA及びGC砥石によるナイモニック80Aの研削実験結果の一例を図4-40に示す。研削比はGC砥石の場合約0.67（CBN砥石の $1/120$ ）、WA砥石の場合約0.45（CBN砥石の $1/200$ ）となり、いずれも極めて低い値であることがわかる。

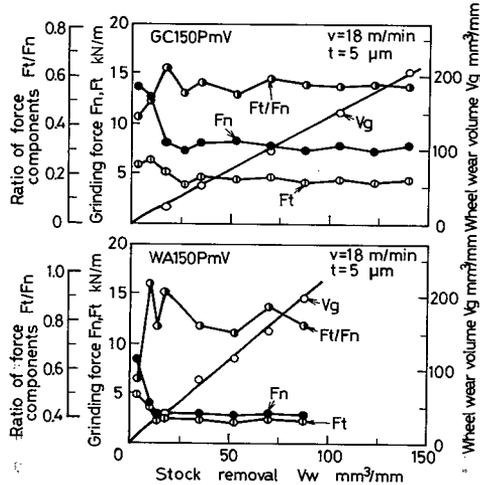


図4-40 GCとWA砥石の研削特性の相違（ナイモニック80A）

ドレッシング条件：図4-28と同じ

#### 4・6 Co基超耐熱合金の研削<sup>3)</sup>

研削量 $V_w$ の増加に伴う砥石摩耗量 $V_g$ の変化を図4-41に示す。S816合金研削時の砥石摩耗は、前節で述べたFe基及びNi基合金の場合に比べて全体的にかなり少なく、例えばデスカロイあるいはナイモニック80Aを研削する場合の約 $1/2 \sim 1/3$ である。いま定常摩耗域における研削摩耗率 $r_g$ を、工作物速度

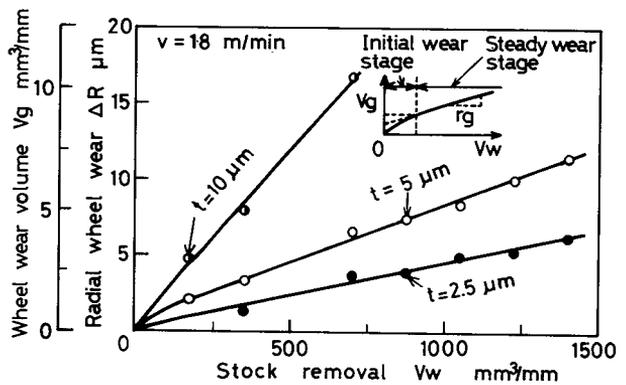


図4-41 研削過程における砥石摩耗量の変化（S816）

CBN 140 R 100 B41-3

v 及び砥石切込み t の変化に対して示すと図 4-42 及び 4-43 のようになる。rg は、v 及び t の増加に伴い対数紙上ほぼ直線的に増大するとみることができる。そこで砥石摩耗率 rg を  $\varphi g^{0.84} \cdot lc^{2.12}$  に対してプロットし直してみると図 4-44 のようになり、rg は近似的に次のように表わすことができる。

$$rg = 24 \times \varphi g^{0.84} \cdot lc^{2.12} \quad (4-7)$$

ただし  $\varphi g = (v/V) \sqrt{t/D}$ 、 $lc = \sqrt{tD}$  である。すなわちこのことは、砥石の摩耗が砥粒に作用する抵抗の他、切くず長さにも影響されることを示している。そこで次に砥石摩耗の形態について考察する。

図 4-45 は、研削過程における砥石表面状態の変化を二段レプリカ法で連続観察した結果の一例を示している。まず低倍率の写真から個々の砥粒の変化を追跡すると、破壊したり脱落したりする砥粒が多く認められる。また摩滅型の摩耗はほとんど観察されない。次に高倍率の写真を見ると、ドレッシング直後

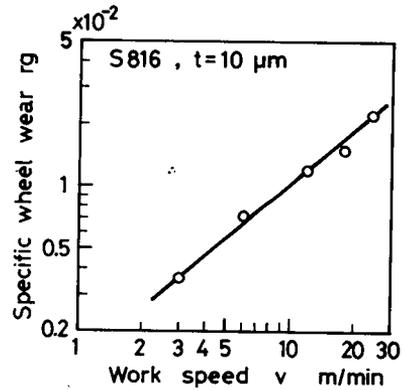


図 4-42 砥石摩耗率と工作物速度の関係 (CBN)

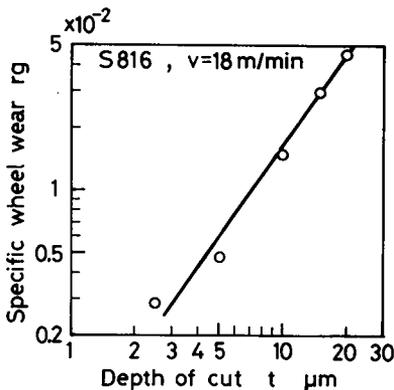


図 4-43 砥石摩耗率と砥石切込みの関係 (CBN)

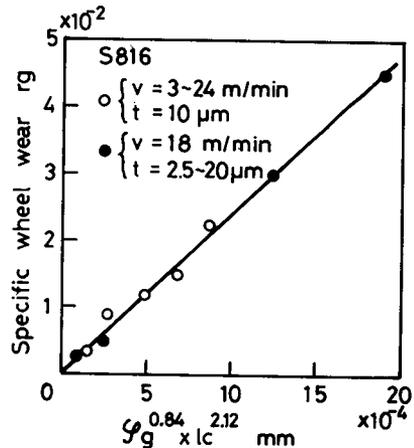


図 4-44 砥石摩耗率と  $\varphi g^{0.84} \times lc^{2.12}$  の関係 (CBN)

ポンド中に深く保持されていた砥粒も、研削進行に伴って次第に表面に突出し

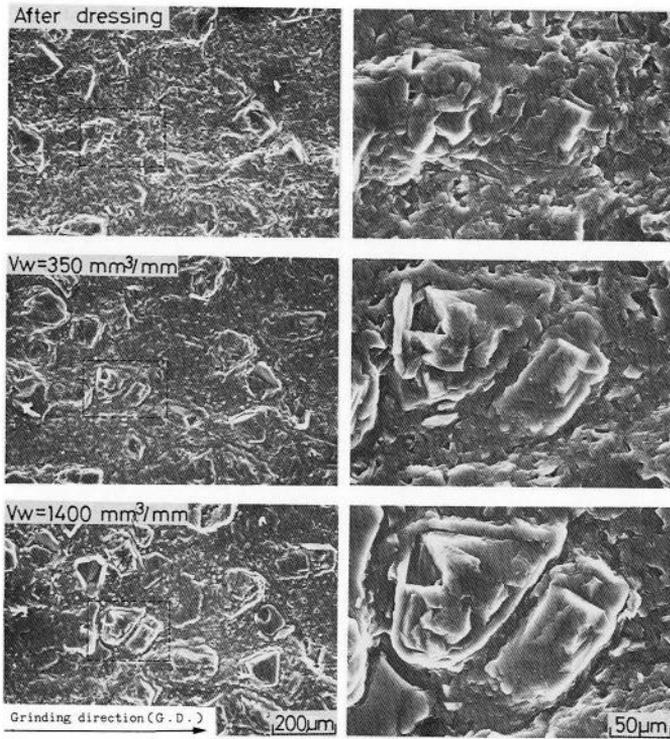


図 4-45 研削過程における砥石表面状態の変化

工作物；S 816,  $t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18\text{m}/\text{min}$   
 $V = 1,800 \text{ m}^3/\text{min}$ , CBN 140 R 100 B41-3

てくる状況がみられる。特に砥粒周  
 辺部のボンドが損耗しているのが観  
 察される。このようなボンドの損耗  
 は、主に切りくずが流出する際生じ  
 るものと考えられ、図 4-44の結果  
 を裏付けている。S 816 合金の研削  
 切りくずは図 4-46に示すように、流

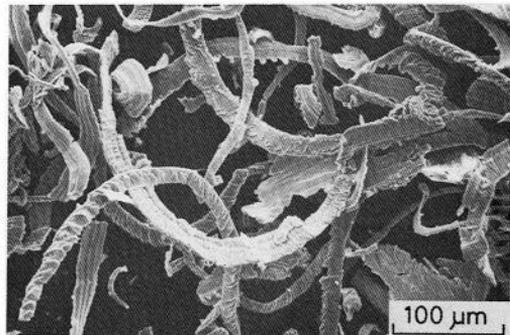


図 4-46 切りくずの形態

工作物；S 816,  $t = 5 \mu\text{m}$ ,  $v = 18\text{m}/\text{min}$   
 $V = 1,800 \text{ m}^3/\text{min}$ , CBN 140 R 100 B41-3

Fe 基や Ni 基合金に比べて切れ刃への溶着は少ないようである。しかし炭素鋼

の切りくずに比べるとカール半径が大きく、切りくずが流出する際ボンド表面を擦過する機会が多くなると考えられる。

図4-47は、研削進行に伴う研削抵抗2分力及び2分力比の変化を示す。研削抵抗は研削初期で大きく、 $V_w$ の増加に伴って

漸次減少するようになる。2分力比は、研削初期で約0.4の値をとるが、 $V_w$ の増加と共に漸次増大し、定常域では0.5程度の値となる。これは、デスカロイやナイモニック80Aの場合よりもやや小さい値であるが、炭素鋼研削の場合に比べると大きく、砥粒の破壊や脱落の生じやすいことを示している。図4-48は、 $V_w$ の増加に伴う砥粒切れ刃密度（表面から $10\mu\text{m}$ の深さまでに存在する切れ刃）の変化を示す。 $C_s'$ は、研削初期で急減し、その後緩やかに減少

している。この $C_s'$ の変化も、Fe基及びNi基合金に比べると少な目でCo基合金の研削性の良さが伺われる。次に図4-49は、研削進行に伴う仕上面粗さの変化を示したもので、

やはりFe基及びNi基合金に比べて $R_{\text{max}}$ の増加率は非常に少ないことがわかる。

以上のように、Co基超合金はFe及びNi基超合金に比べて研削性が良く、例えば砥石摩耗率はFe及びNi基超合金の $\frac{1}{2}$ から $\frac{1}{3}$ である。また砥石の摩耗は、切りくず長さに影響されやすく、砥石摩耗率 $r_g$ は $\varphi g^{0.84} \cdot lc^{2.12}$ に比例す

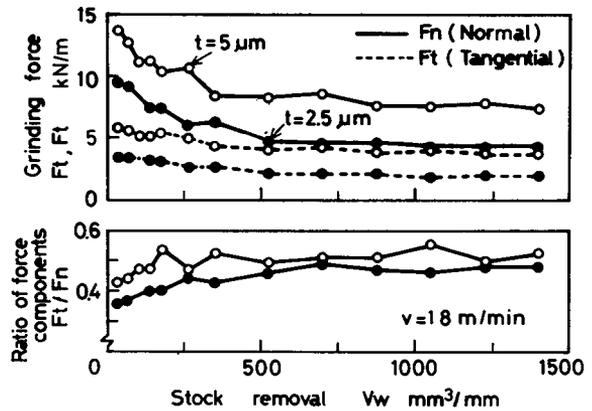


図4-47 研削過程における研削抵抗の変化 (S 816)

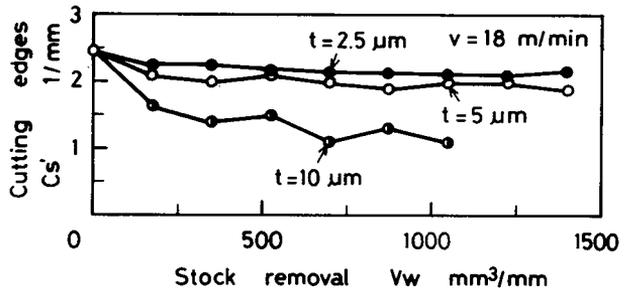


図4-48 研削過程における砥粒切れ刃密度の変化 (S 816)

ることが示された。さらにS 816合金のダイヤモンド砥石による研削では、砥石が異常に摩耗し、例えば $v = 18$  m/min,  $t = 5 \mu\text{m}$ の条件で研削した場合、 $V_w =$

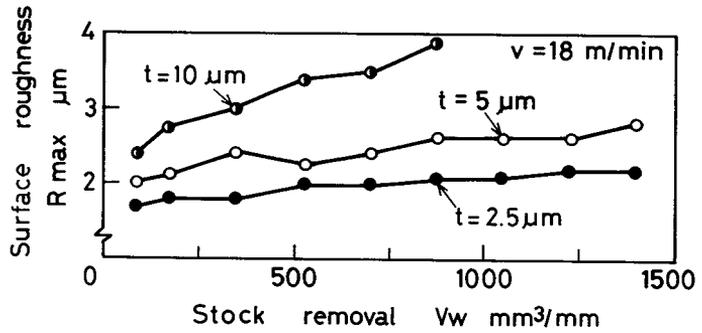


図4-49 研削過程における仕上面粗さの変化 (S 816)

$200 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 付近で、研削抵抗が異常に増大し、研削が不可能となる。

#### 4・7 結 言

ステンレス鋼ならびに超耐熱合金の研削におけるCBN砥石の研削特性を主に砥石摩耗の観点から検討した結果を要約すると次のようになる。

- (1) SUS 304 オーステナイト系ステンレス鋼の研削では、SKH 4材研削の場合(第2章)に比べて砥粒の破壊や脱落が生じやすく、砥石摩耗 $rg$ は約20倍大きくなる。ただし $rg$ は、WA砥石による研削の場合のほぼ $1/50 \sim 1/100$ である。またオーステナイト系ステンレス鋼の被研削性は、MnS, MnSe 介在物の存在によって著しく改善され、特にS快削鋼の砥石摩耗率はSUS 304鋼の約 $1/15$ となる。
- (2) Fe基超耐熱合金(デスカロイ及び30Cr-Ni合金)の研削では、SUS 304鋼研削の場合と同様に、砥粒の破壊や脱落が生じやすい。砥石摩耗率 $rg$ はSUS 304鋼の場合と同程度であるが、WA砥石による研削の場合の $1/200 \sim 1/150$ 、またダイヤモンド砥石による研削の場合の約 $1/2$ 以下の値をとる。また $rg$ は、近似的に $\varphi_g$ 及び $l_c$ の関数として次のように表わされる。

$$\text{デスカロイ ; } rg = 1.83 \times 10^2 \cdot \varphi_g^{0.98} \cdot l_c^{2.56}$$

$$30\text{Cr}-15\text{Ni} ; r_g = 1.53 \times 10^5 \cdot \varphi g^{1.58} \cdot \ell_c^{0.1}$$

$$\text{SUS 304} ; r_g = 2.94 \times 10^3 \cdot \varphi g^{1.26} \cdot \ell_c^{4.34}$$

- (3) Ni基超耐熱合金（ナイモニック80A，インコネル×750及びハステロイC）の研削においても，Fe基超合金研削の場合と同様に砥粒の破壊や脱落が生じやすい。またハステロイC（固溶体強化型合金）の砥石摩耗率 $r_g$ は，ナイモニック80A及びインコネル×750（析出強化型合金）に比べて全体的に小さい。CBN砥石によるナイモニック80A研削時の $r_g$ は，ダイヤモンド砥石の場合の約 $\frac{2}{3}$ ，WA砥石の場合の約 $\frac{1}{200}$ となる。また各合金を研削する場合の $r_g$ は次のように表わされる。

$$\text{ナイモニック80A} ; r_g = 5.85 \times 10^2 \cdot \varphi g^{1.04} \cdot \ell_c^{2.38}$$

$$\text{インコネル×750} ; r_g = 3.35 \times 10^2 \cdot \varphi g^{0.98} \cdot \ell_c^{2.18}$$

$$\text{ハステロイC} ; r_g = 1.73 \times 10 \cdot \varphi g^{0.75} \cdot \ell_c^{1.73}$$

- (4) Co基超耐熱合金（S816）を研削するときの砥石摩耗は，Fe基及びNi基超合金研削の場合に比べてかなり少なく， $r_g$ は例えばデスカロイあるいはナイモニック80Aを研削する場合の $\frac{1}{2} \sim \frac{1}{3}$ であり，次の実験式で表わされる。

$$r_g = 24 \times \varphi g^{0.84} \cdot \ell_c^{2.12}$$

また，S816合金のダイヤモンド砥石による研削では，砥石が激しく摩耗し， $r_g$ はCBN砥石による場合の50～100倍程度大きくなる。

## 参 考 文 献

- 1) 貴志浩三，市田良夫：昭和57年度精機学会春季大会学術講演会講演論文集，(1982. 3) 375.

- 2) 貴志浩三, 市田良夫, 持田省郎: 昭和56年度精機学会春季大会学術講演会講演論文集, (1981. 3) 76.
- 3) 貴志浩三, 市田良夫, 持田省郎: 昭和57年度精機学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1982. 10) 521.
- 4) 貴志浩三, 市田良夫, 雲地清隆: 昭和56年度精機学会春季大会学術講演会講演論文集, (1981. 3) 73.
- 5) K. Kishi, Y. Ichida and K. Unji : Proc. 25 th Japan Congress on Materials Research, (1982. 3) 177.
- 6) M. C. Shaw, E. Usui and P. A. Smith : Trans. ASME, B, 83 (1961) 181.
- 7) E. Usui and M. C. Shaw : Trans. ASME, B, 84(1962) 89.
- 8) 荒木透, 山本重男, 内仲康夫: 鉄と鋼, 54, 4 (1968) 184.
- 9) L. P. Tarasov : Proc. Int. Conf. Manufacturing Tech., (1967) 689.
- 10) 荒木透, 山本重男: 日本機械学会誌, 76, 661 (1973) 74.

## 第 5 章 クリープフィード研削法による高能率 ・高精度研削

### 5・1 緒 言

本章は、通常の往復型研削（以下、普通研削と呼ぶ）に比べてはるかに高い砥石切込みを与えて行われるいわゆるクリープフィード研削への CBN 砥石の適合性とその研削特性について検討する。研削除去率一定の条件において、クリープフィード研削は普通研削に比べて、砥粒切込み深さを小さくし、逆に切りくず長さを大きくした加工法であり<sup>1)</sup>、砥石摩耗の観点からみれば切れ刃の摩滅型摩耗の生じやすい条件での加工法と言える。このため、アルミナ系等の従来の砥石による研削では摩耗平坦面積が増大しやすく、研削焼けの発生に悩まされる<sup>2)</sup>。CBN 砥石は従来の砥石に比べて摩滅型摩耗の発生が極めて少ないことを最大の特長とし、このためクリープフィード研削での高い研削特性が期待される<sup>3), 4)</sup>。

そこで本章では、普通研削からクリープフィード研削に至る研削条件の変化に伴う研削特性の変化を主に、それを支配する要因とみられる砥石摩耗の観点から検討する<sup>5)</sup>。

表 1 研削条件

Grinding machine	Horizontal spindle reciprocating table type surface grinding machine (OKAMOTO PSG-6F)
Grinding method	Down cut
Grinding wheel	CBN140R100B41-3 Wheel diameter D = 200 mm Wheel width T = 7 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
Dimension of work	100 <sup>l</sup> × 5 <sup>t</sup> × 25 <sup>h</sup> mm

### 5・2 実験装置と方法

研削実験は横軸平面研削盤を使用し、表 1 に示す条件で行った。被削材として高炭素クロム軸受鋼 S U J 2（焼入れ・焼戻し状態， $H_{RC} = 61.5$ ）を使用した。実験は

フェノール系ボンドを用いた砥石を使用した、研削性能に及ぼす耐熱系ボンド及びフィラーの種類による効果についても比較検討した。

### 5・3 実験結果と考察

研削除去率  $Z' = 1,800 \text{ mm}^3 / \text{mm} \cdot \text{min}$  一定として、普通研削（砥石切込み  $t = 10 \mu\text{m}$ ）とクリープフィード研削（ $t = 2 \text{ mm}$ ）による研削過程での研削抵抗 2 分力比の変化を図 5-1 に示す。クリープフィード研削での研削抵抗は普通研削の場合と同様、研削初期で大きく、研削進行に伴い漸次減少し、 $V_w \approx 8,000 \text{ mm}^3 / \text{mm}$  を越えるとほぼ一定となる。図 5-2 は  $Z'$  を一定とした場合の砥石切込み  $t$  の増大に伴う研削抵抗 2 分力  $F_n$ 、 $F_t$  及び 2 分力比  $F_t / F_n$  の変化を示す。

切込み  $t$  の増大とともに

$F_n$ 、 $F_t$  は増加し、 $F_t / F_n$  は減少する傾向をとる。

一方、クリープフィード研削での砥石摩耗は、図 5-3 に示すように普通研

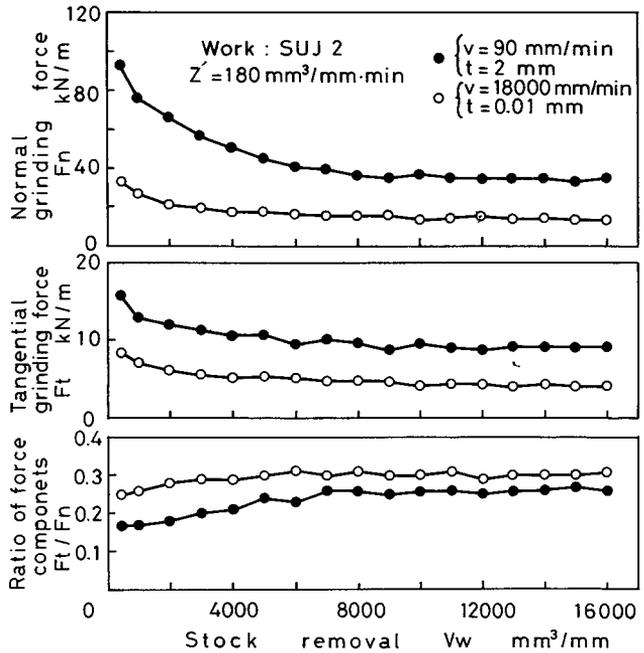


図 5-1 研削量と研削抵抗 2 分力及び 2 分力比の関係

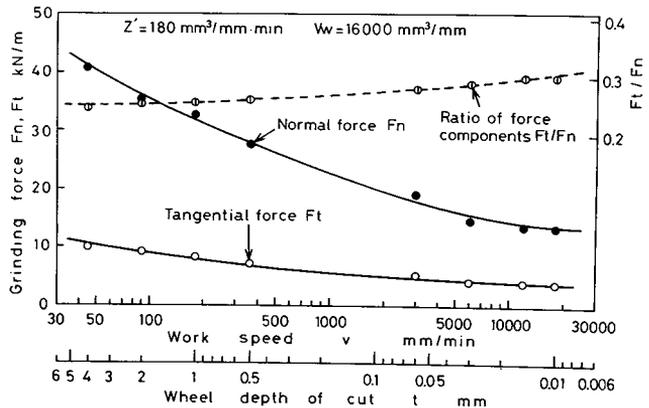


図 5-2 砥石切込み、工作物速度と研削抵抗の関係

削に比べかなり少なく、この場合約  $\frac{1}{2}$  以下である。いま  $Z'$  を一定として、 $V_w = 16,000 \text{ mm}^3/\text{mm}$  研削したときの平均砥石摩耗率  $rg$  ( $\frac{1}{G}$ ) と切込み  $t$  の関係を図 5-4 に示す。 $rg$  は  $t$  の増大とともに  $t = 1 \mu\text{m}$  付近までは漸次減少するが、それを越えると再び増大する傾向を示す。そこでこの現象を明確にするため、

砥石作用面の性状を詳細に検討した。まず、図 5-5 は砥粒切れ刃の二段レプリカ法による観察結果の一例を示す。

普通研削ではほとんど観察されなかった砥粒切れ刃の摩滅型摩耗が一部生じていることが明らかである。一方、図 5-6 は砥石作用面円周方向プロファイル曲線を比較したもので、クリープフィード研削における砥粒切れ刃のボン

ド表面からの平均突出高さ  $h$  は、普通研削に比べて約  $10 \mu\text{m}$  程大きく、クリープフィード研削ではボンド表面の損耗が普通研削に比べて多いことを示している。このことは図 5-7 に示す切りくず形状とも対応し、クリープフィード研削での非常に長い切りくずが流出するためには、大きなチッ

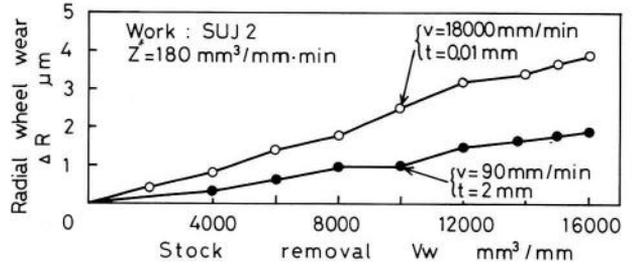


図 5-3 研削量と砥石半径減耗量の関係

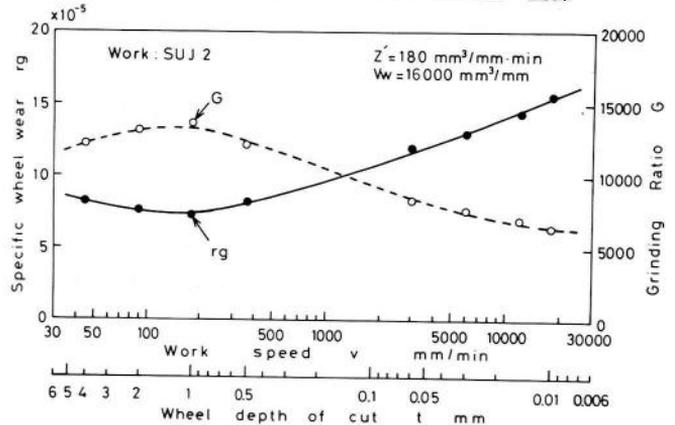


図 5-4 砥石切込み、工作物速度と砥石摩耗率の関係

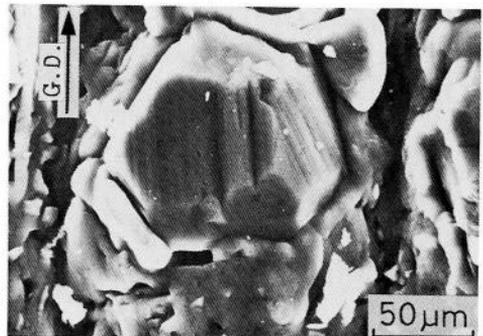


図 5-5 砥粒切れ刃の摩耗形態

$t = 2 \text{ mm}$ ,  
 $v = 90 \text{ mm/min}$ ,  
 $V_w = 8,000 \text{ mm}^3/\text{mm}$ ,  
 CBN 140 R 100 B41-3

ポケットが必要となるためと思われる。ところで、プロフィール曲線の比較から、切込み  $t=2\text{mm}$  での切れ刃間隔は一見  $t=10\mu\text{m}$  の場合と比べて大きいよ

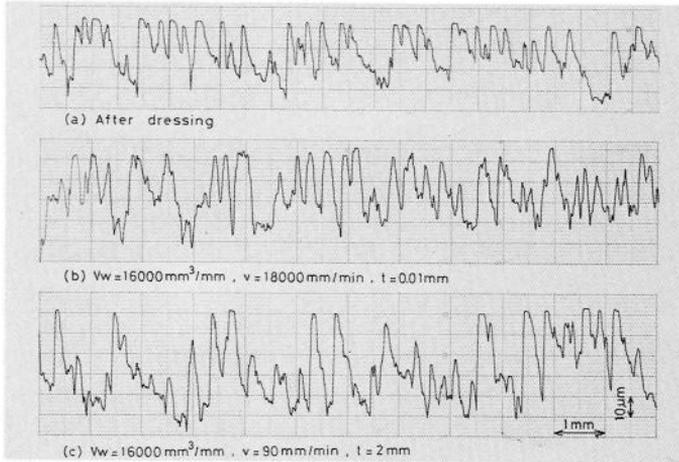
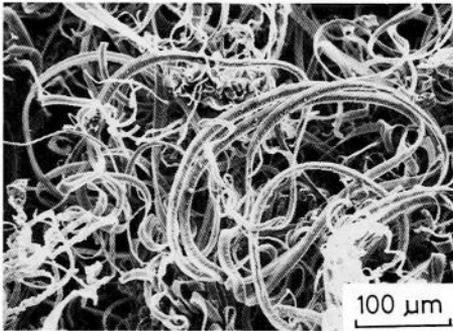
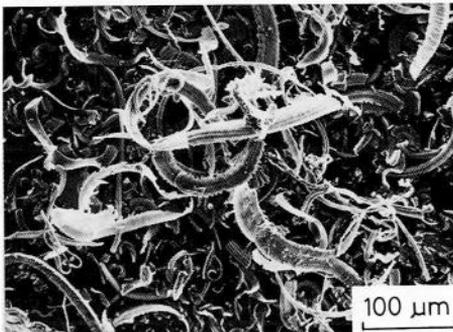


図5-6 砥石作用面円周方向のプロファイル



(a) クリープフィード研削

$v = 90\text{ mm}/\text{min}$   
 $t = 2\text{ mm}$



(b) 普通研削

$v = 18,000\text{ mm}/\text{min}$   
 $t = 0.01\text{ mm}$

図5-7 切りくず形態の相違

うに思われる。しかし、砥石最外周面から数 $\mu\text{m}$ の間に存在する切れ刃について比較するとそれ程大きな差が生じていないことが分る。即ち、クリープフィード研

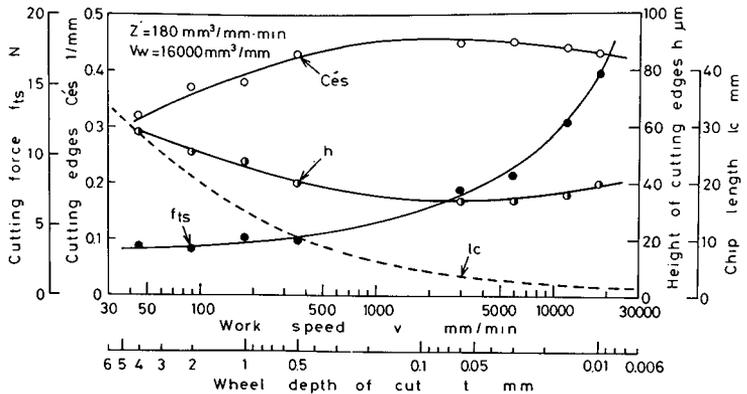


図5-8 平均切削抵抗，砥粒切れ刃突出高さ，切れ刃密度及び切りくず長さの関係

削では、砥石最外周面近傍に存在する切れ刃の高さは意外とそろっていることに注目すべきである。このことは、砥石の摩耗が一部切れ刃の摩滅型摩耗に支配されていることに起因する。以上の考察事項

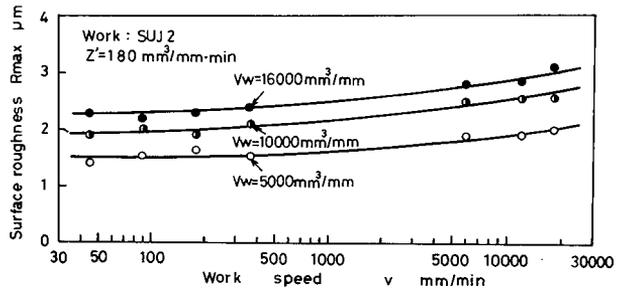


図5-9 工作物速度と仕上面粗さの関係

をまとめると図5-8のようになる。図中、 $C_{es}$ はプロファイル曲線から研削条件を考慮して求めた動的切れ刃密度を示す。また、切りくず長さ $l_c$ は幾何学的に $\sqrt{t \cdot D}$ として求めている。これらの値と図5-2の接線研削抵抗 $F_t$ の測定結果から、単一砥粒切れ刃に作用する平均切削抵抗 $f_{ts}$ を求めると図5-8に示すように、切込み $t$ の増大とともに $f_{ts}$ は漸次減少し、クリープフィード領域での $f_{ts}$ は、例えば $t = 10 \mu\text{m}$ の場合の約 $1/4$ である。次に図5-9は、 $Z'$  = 一定の条件での仕上面粗さの変化を示したもので、 $t$ の増大とともに漸次減少していることがわかる。このことは、前述した砥石表面近傍に存在する切れ刃の分布状態と密接に関係している。

## 5・4 結 言

CBN砥石によるクリープフィード研削に関して行った研究の結果を要約すると次のようになる。

- (1) 研削除去率  $Z'$  = 一定の条件下でクリープフィード研削における砥石摩耗率  $rg$  は、普通研削に比べて少なく約  $1/2$  以下 ( $G$  比は約 2 倍以上) の値となる。この主な理由は、砥粒切れ刃に作用する平均切削抵抗の相違によるものとみられる。
- (2)  $Z'$  = 一定のもとで切込み  $t$  を増大すると、 $rg$  は  $t=1\text{mm}$  付近までは減少するが、 $t$  がそれを越えると再び増大する傾向を示す。これは  $lc > 10\sqrt{2}$  の領域での砥石摩耗は、砥粒切れ刃に作用する抵抗に余り影響されず、むしろ砥粒切削距離  $L_c$  及び切くず長さ  $lc$  による影響が大きくなることによるものである。
- (3) クリープフィード研削では一部砥粒切れ刃の摩滅型摩耗(すりへり摩耗)が生じる。
- (4) クリープフィード研削での砥粒切れ刃突出高さは、普通研削よりも大きい。
- (5)  $Z'$  = 一定のもとで切込み  $t$  を増大させると、研削抵抗 2 分力は共に漸次増大し、2 分力比  $F_t / F_n$  は漸次減少する。また  $t$  の増大に伴い、仕上面粗さも漸次減少するようになる。

## 参 考 文 献

- 1) 塩崎進, 古川勇二, 大石進: 精密機械, 45, 5 (1979) 75.

- 2) 大石進, 古川勇二, 塩崎進: 精密機械, 46, 4 (1980) 8.
- 3) G. R. Shafto : Industrial Diamond Review, (1979. 4) 131.
- 4) W. Konig and H. Shleich : Industrial Diamond Review, (1980.10) 372.
- 5) 貴志浩三, 市田良夫, 雲地清隆: 昭和57年度精機学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1982. 10) 536.

## 第6章 微粒砥石による精密研削

### 6・1 緒言

機械部品の精度及び品質への要求が厳しくなるにつれて $0.1\mu\text{m}$ 以下の加工精度を問題とする精密研削が重要視され<sup>1), 2)</sup>、それを行うための新しい研削技術の研究・開発が勢力的に進められつつある。このような精密研削を実施するためには、高精度の工作機械が必要となるが、同時に工作物の除去作用に直接関与する研削砥石が、それに適合した特性をもたなければならない。このことは、例えば難削材を研削する場合によく見られるように、どのような高精度の砥削盤を使用しても、砥石自身が研削能力をもたなければ、加工精度を論ずることもできないことから明らかである。近年セラミックスやフェライト等の硬脆材料の研削にダイヤモンド砥石が適用されるようになり、加工技術上の多くの問題点が解決されようとしている。しかし第2章でも述べたように、鉄系材料の研削にはダイヤモンド砥石を適用することができず、この分野での研削は、今でもなお $\text{Al}_2\text{O}_3$ や $\text{SiC}$ 系の従来の砥石に頼っているのが現状である。例えば磁性材料センダスト合金の研削は、今でもGC砥石による非能率的な方法で行われていることが多い。このような従来の砥石によっても $0.1\mu\text{mR}_{\text{max}}$ 以下の鏡面を得ることは可能であるが、平面度等の形状精度が得難く、また焼けや加工変質層等の問題に悩まされる。さらに切実な問題は砥石寿命が極めて短く、ドレッシングを頻繁に繰り返えしながら研削を行わねばならないことである。

以上の観点から、本章では主に鉄系材料を対象とする精密研削技術の開発を最終目標として、先ず $6/12\mu\text{m}$ 微粒CBN砥石の研削特性を詳細に把握し、CBN砥石による精密研削の可能性を追求する<sup>3)</sup>。同時に微粒砥石の研削特性に及ぼす集中度(50~200)ならびに結合剤種(フェノール及びポリイミド)

の影響を検討し<sup>5)</sup>、精密研削を行うために具備すべき適正砥石構成条件を明らかにする。次に、 $0.5 / 3 \mu\text{m}$ 超微粒砥石を試作し、その研削特性を把握すると共に、このような超微粒砥石による研削機構について考察する。さらに以上の結果を基礎として、微粒及び超微粒砥石による高炭素高バナジウム鋼の研削実験を試み、バナジウム炭化物の研削状況を把握すると共に精密研削の可能性を明らかにする<sup>6)</sup>。

## 6・2 実験装置と方法

本章における研削実験はすべて、横軸角テーブル形平面研削盤を使用し、平面プランジ研削（下向き研削）方式で行った。

6・3及び6・4で述べる $6 / 12 \mu\text{m}$ 微粒砥石による研削実験の条件を表6-1に示す。結合剤として、表6-2に示す組成をもつ結合剤B及びBPを使用した。即ち、結合剤樹脂としてBはフェノールを、またBPはポリイミドを使用したもので、樹脂、グラファイト及びSiCの混合割合は同一である。表6-3は、フェノール及びポリイミド樹脂の性質を比較したもので、ポリイミドはフェノールに比べて、引張り強さ及びガラス転移温度が高いが、接着強さは劣っている。6・3では、結合剤Bを使用し集中度を50, 100,

表6-1 研削実験条件（6・3及び6・4節）

Grinding machine	Horizontal spindle reciprocating table type surface grinding machine (OKAMOTO PSG-6F)
Grinding method	Reciprocating plunge surface grinding, Down cut
Grinding wheel	Abrasive grain: CBN 6/12 $\mu\text{m}$ ; Grade: N Concentration: 50, 75, 100, 125, 150, 175, 200; Bond: B, BP 1A1 straight type ( $200^D \times 8^T \times 50.8^H \text{ mm}$ )
Peripheral wheel speed	$V=1800 \text{ m/min}$
Work speed	$v=0.2 \text{ m/min}$
Wheel depth of cut	$t=10 \mu\text{m/stroke}$
Grinding width	$B=5 \text{ mm}$
Grinding fluid	Emulsion type (JIS W-1-2) 10% dilution
Dimension of work	$100^L \times 5^t \times 25^h \text{ mm}$

表6-2 結合剤の組成

Bond	Composition	Vol. %	Specific gravity
B	Graphite ( $\bar{d}=7\mu\text{m}$ )	21.0	2.25
	SiC (#1200)	10.5	3.20
	Phenolic resin	68.5	1.37
BP	Graphite ( $\bar{d}=7\mu\text{m}$ )	21.0	2.25
	SiC (#1200)	10.5	3.20
	Polyimide resin	68.5	1.28

125,150,175 及び 200 と変化

させた場合の実験結果について述べる。

次に 6・4 では、結合剤と

して B P を使用した場合の実

験結果を 6・3 の結果と比較し、耐熱系樹脂ポリイミドの効果を考察する。

次に、6・5 における 0.5 / 3 μm 超微粒砥石による実験条件を表 6-4 に

示す。結合剤として、表 6-5 に示す

組成をもつ結合剤 B、B60 及び B P を

使用した。即ち充てん剤 SiC の粒度を、

B 及び B P は #1200 とし、B60 は #

6000 としている。また、B 及び B60 は

フェノール樹脂を、B P はポリイミド

樹脂を使用したものである。

一方 6・6 で述べる高炭素高バナジ

ウム鋼の研削実験は、CBN 6 / 12 N

200 B 及び CBN 0.5 / 3 N 100 B P

の 2 種類の砥石を使用し、工作物速

度を  $v = 0.05 \sim 0.4 \text{ m/min}$ 、砥石切

込みを  $t = 2.5 \sim 10 \text{ μm/stroke}$

と変えて実施した。尚他の研削条件

は、表 6-1 及び表 6-4 と同一である。

一方 6・3、6・4 及び 6・5 では、被削材として高炭素クロム軸受鋼 SUJ

-2 (焼入・焼戻し状態, HRC = 61.5) を使用した。また 6・6 では、

3.21% C - 0.98% Si - 0.65% Mn - 1.32% Cr - 1.38% Mo - 11.42% V

表 6-3 結合剤樹脂の物性

Bond resin	Glass transition temperature(°C)	Tensile strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Bonding strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Elongation (%)
Phenolic resin	180	181	172	2.1
Polymidic resin	≫ 400	291	111	2.8

表 6-4 研削実験条件(6.5節)

Grinding machine	Horizontal spindle reciprocating table type surface grinding machine (OKAMOTO PSG-6F)
Grinding method	Reciprocating plunge surface grinding, Down cut
Grinding wheel	Abrasive grain: CBN 0.5/3 μm, Grade: N Concentration: 100 Bond: B, B60, BP 1A1 straight type (200 <sup>D</sup> × 8 <sup>T</sup> × 50.8 <sup>H</sup> mm)
Peripheral wheel speed	V = 1800 m/min
Work speed	v = 0.05 m/min
Wheel depth of cut	t = 2.5~10 μm/stroke
Grinding width	B = 5 mm
Grinding fluid	Emulsion type (JIS W-1-2) 10% dilution
Dimension of work	100 <sup>D</sup> × 5 <sup>T</sup> × 25 <sup>H</sup> mm

表 6-5 結合剤樹脂及び充てん剤 SiC の粒度

Symbol	Bond resin	SiC
B	Phenolic resin	#1200
B60	Phenolic resin	#6000
BP	Polymidic resin	#1200

鋼（焼入・焼戻し状態，HRC = 63.5）を使用した。この高C高V鋼は，MC炭化物を18.3 Vol %含有しており，例えばWA60～150砥石による研削では，適正作業条件を選んでも研削比を0.5以上に高めることが困難である。

尚本章を通じて，研削抵抗2分力，砥石摩耗量，砥粒切れ刃密度，仕上面粗さ，切残し量等の諸特性値を測定するが，その測定方法は第2章の場合と同一である。

### 6・3 微粒砥石の研削特性に及ぼす集中度の影響<sup>3), 5)</sup>

設定研削量  $Vw'$  の増加に伴う累積切残し量  $\epsilon$  の変化を図6-1に示す。C50，C75では切残し量が急増し， $Vw' = 50\text{mm}^3/\text{mm}$  までには200  $\mu\text{m}$  を越えて研削

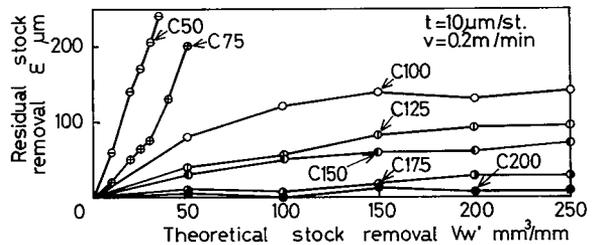


図6-1 設定研削量  $Vw'$  と累積切残し量  $\epsilon$  の関係

不可能に至る。C100は  $\epsilon$  が増加するものの140  $\mu\text{m}$  程度で一定となる。砥石全体についてみると  $\epsilon$  は  $C50 > C75 > C100 > C125 > C150 > C175 > C200$  の順で小さく，特にC200は研削過程中約8  $\mu\text{m}$  という小さな値を維持する。研削は砥石作用面に並んだ砥粒切れ刃に

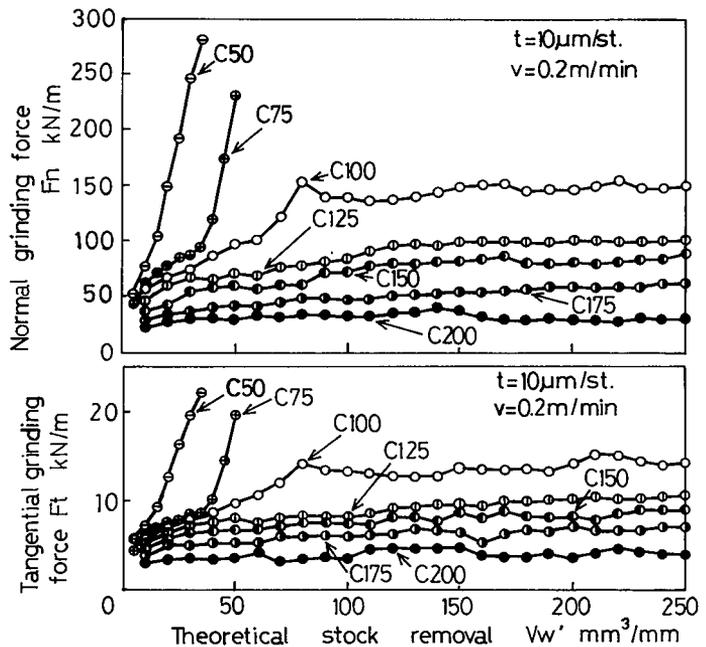


図6-2 設定研削量  $Vw'$  と法線および接線方向研削抵抗  $F_n$ 、 $F_t$  の関係

よる切削にはかならない。本実験の範囲では集中度が高く作用面に、より高密度に切れ刃が分布する砥石ほど切残し量が少なく、切削が良好に行われる事が明らかである。図6-2に法線方向研削抵抗  $F_n$  および接線方向研削抵抗  $F_t$  と  $V_w$  の関係を示す。 $\epsilon$  の増加は、砥石切込み量を大きくし、直接  $F_n$  に影響を与えるため、 $F_n$  は  $\epsilon$  の変化と似ている。C 100 では  $F_n$ 、 $F_t$  共に  $V_w = 80 \text{ mm}^3/\text{mm}$  付近まで増加するが、これ以降ほぼ一定となる。又、集中度が 125 以上の砥石では増加が少ない。図6-3

は、横軸に集中度  $C$  を取り、 $V_w = 50 \text{ mm}^3/\text{mm}$  および  $V_w = 250 \text{ mm}^3/\text{mm}$  に於ける研削抵抗 2 分力比  $F_t / F_n$  を示したものである。切削が良好に行われる集中度の高い砥石ほど  $F_t / F_n$  は大きい。しかし全体には 0.1 前後の小さな値で、 $V_w$  の増加に対して

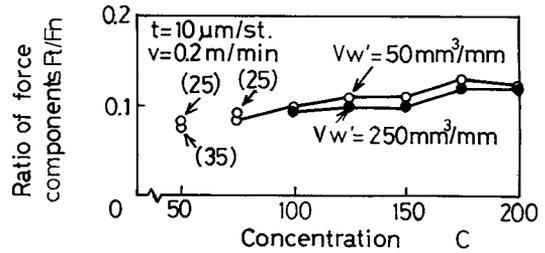


図6-3 砥石集中度  $C$  と研削抵抗 2 分力比  $F_t / F_n$  の関係 ( 図中、括弧内の数値は  $V_w'$  を示す )

減少する傾向がある。次に砥石半径減耗量  $\Delta R$  と  $V_w$  の関係を図6-4に示す。C 50, C 75では  $V_w$  の増加に伴い  $\Delta R$  が急激に増大する。C 100 は、ほぼ直線的増加であり、集中度が 125

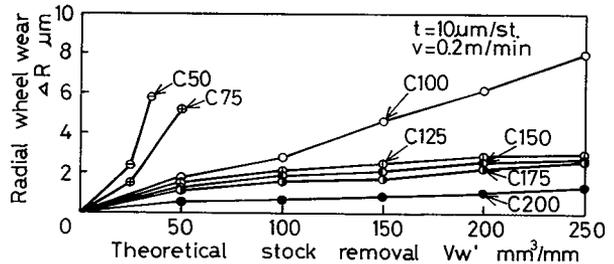


図6-4 設定研削量  $V_w'$  と砥石半径減耗量  $\Delta R$  の関係

以上の砥石になると、 $V_w = 50 \text{ mm}^3/\text{mm}$  以降の変化が少ない。砥石表面の二段レプリカ法による観察から C 50, C 75 は C 100 ~ C 200 に比べて結合剤が掘り起こされたり、砥粒が脱落する割合が大きい事が明らかになった。この理由は次の様に考えられる。集中度の低い砥石ほど砥石切込み量や法線方向研削抵抗が大きいために、工作物との接触による弾性的たわみは大きくなる。また、砥粒

密度も低いので砥粒を支持する結合剤が工作物に直接接触しやすい。このとき結合剤は加熱軟化されるばかりでなく、工作物表面の突起によって掘り起こされ、砥粒支持力が低下する。従って大きな抵抗を受けると砥粒は脱落しやすくなる。これに対して、C 200 など集中度の高い砥石では砥粒先端の摩耗が主体である事が砥石表面の観察から明らかになった。

図 6 - 5 に研削比  $G$  のグラフを示す。計算式は次に示す通りである。

$$G = \frac{V_w}{V_g} = \frac{V_w' - \ell(\epsilon + \Delta R)}{\pi D \cdot \Delta R} \quad (6-1)$$

$V_w$  : 実研削量 (単位幅) ,  $V_g$  : 砥石摩耗量 (単位幅)

$\ell$  : 工作物長さ ,  $D$  : 砥石直径

C 50, C 75 は  $V_w'$  の増加に伴って  $G$  が小さくなるが, C 100 ではほぼ一定であり, C 125 ~ C 200 では大きくなる特徴がある。  
 $V_w' = 250 \text{ mm}^3/\text{mm}$  での値を比較すると, C 200 は  $G$  が約 300 で C 175 の 2 倍, C 100 の 6 倍となる。

体積除去率  $r_w$  を, 次式の様に定義して求めると, 図 6 - 6 の結果を得る。

$$r_w = \frac{V_w}{V_w'} = \frac{V_w' - \ell(\epsilon + \Delta R)}{V_w'} \quad (6-2)$$

$r_w$  は C 50, C 75 でおよそ 0.3, 0.65 と小さいが C 125 からは

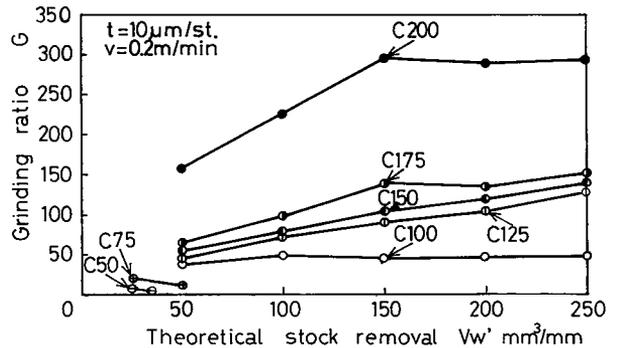


図 6 - 5 設定研削量  $V_w'$  と研削比  $G$  の関係

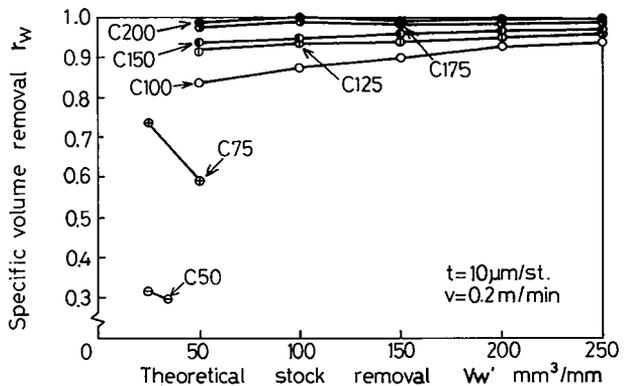


図 6 - 6 設定研削量  $V_w'$  と体積除去率  $r_w$  の関係

0.9よりも大きくなる。特にC 200に於いては設定研削量に対して99%以上の実研削量を得る。図6-7に仕上面粗さの変化を示す。C 200は研削過程中0.1  $\mu\text{m}$   $R_{\text{max}}$ 以下の粗さを維持す

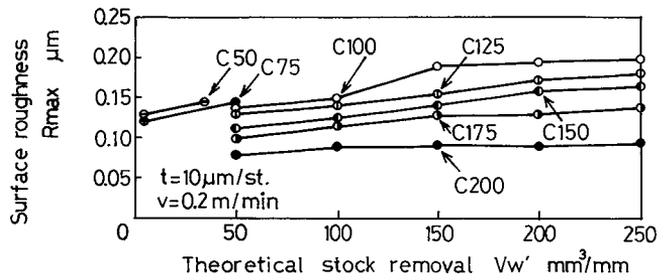


図6-7 設定研削量  $Vw'$  と仕上面粗さ  $R_{\text{max}}$  の関係

る。これに対して集中度の低い砥石ほど粗く、その値が増加しやすい。C 200によって研削された工作物の断面曲線は、研削進行に対して変化が非常に小さい。これは、切れ刃による切削性が良く砥石摩耗も少ない事に起因すると思われる。又、集中度の低い砥石によって研削された工作物の断面曲線に比べて、うねりが極めて小さく形状精度を高く保つ事が可能である。ここで集中度Cの影響を明瞭にとらえるために、これを横軸に取って研削比G、仕上面粗さ  $R_{\text{max}}$

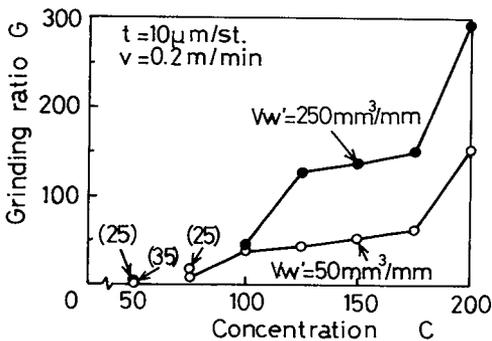


図6-8 砥石集中度Cと研削比Gの関係

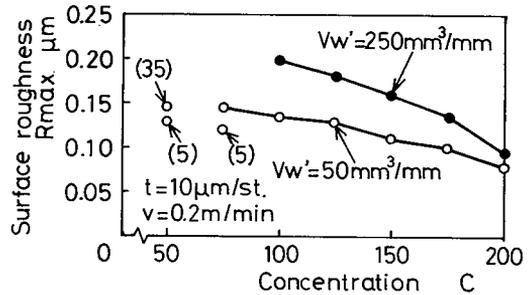


図6-9 砥石集中度Cと仕上面粗さ  $R_{\text{max}}$  の関係

のグラフを整理してみると図6-8、図6-9の様になる。

次に、C 100での研削に於ける観察例を示す。図6-10は砥石作用面を二段レプリカ法によって観察したものである。図6-11に研削切屑を示す。これは細長い連続流れ型であり、切れ刃による切削が良好に行われている事が判断される。この様にCBN砥石による研削では、表面を磨くのではなく、微小切削

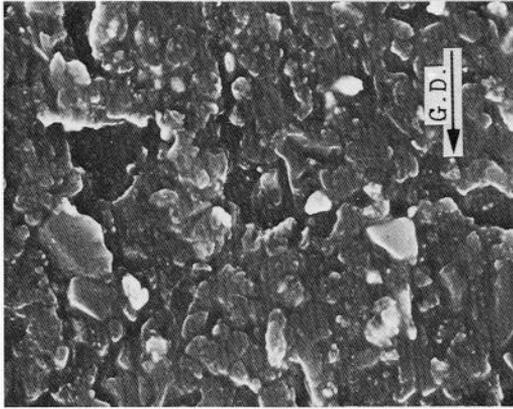


図6-10 砥石作用面の状態  
CBN6/12N100B  
 $v = 0.2 \text{ m/min}$   
 $t = 10 \mu\text{m/st.}$   
 $V = 1,800 \text{ m/min}$

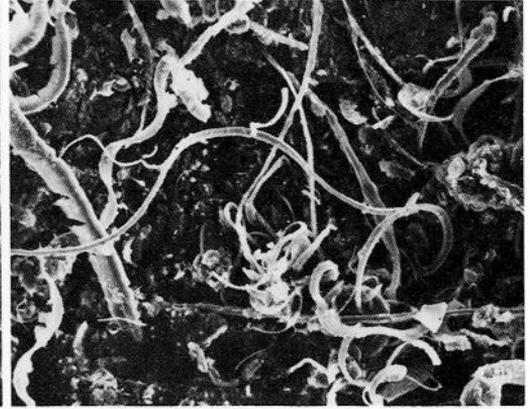


図6-11 研削切り屑の形態  
CBN6/12N100B  
 $v = 0.2 \text{ m/min}$   
 $t = 10 \mu\text{m/st.}$   
 $V = 1,800 \text{ m/min}$

により鏡面が得られる。図6-12は鏡面のSEM写真である。図中暗黒色を呈して存在しているものが炭化物であるが、割れが入ることなく良好に切削されていることが分る。又、図6-13は鏡面を視覚的にとらえた場合を示す。

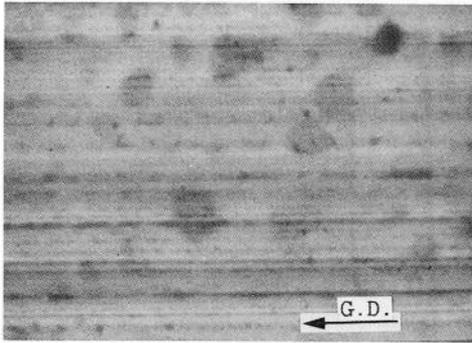


図6-12 研削仕上面の性状  
CBN6/12N100B  
 $v = 0.2 \text{ m/min}$   
 $t = 10 \mu\text{m/st.}$   
 $V = 1,800 \text{ m/min}$



図6-13 鏡面状態  
CBN6/12N100B  
 $v = 0.2 \text{ m/min}$   
 $t = 10 \mu\text{m/st.}$   
 $V = 1,800 \text{ m/min}$

#### 6・4 微粒砥石の研削特性に及ぼす耐熱系結合剤の影響

図6-14は、設定研削量 $Vw'$ の増加に伴う累積切残し量 $\epsilon$ の変化を示したものである。結合剤樹脂として、一般的なレジンボンド剤であるフェノールを用いた砥石を破線、耐熱性の高い事の特徴としているポリイミドを用いた砥石を実

線で示している。また、集中度の同じ砥石は、同一の記号を用いてプロットした。以後文中では、例えば集中度 125 のフェノール砥石を C 125，ポリイミド砥石を C 125 B P の様に示す。

6・3 に於いて、フェノール砥石の累積切残し量  $\epsilon$  は、集中度の高い砥石ほど小さくなることを示した。ポリイミド砥石の場合も集中度 175 までは同様であるが、集中度 200 では、むしろ大きくなる傾向を示す。さて図 6-14 は、砥石を、(i) 集中度 50, 75 (ii)

集中度 (100), 125, 150,

175 (iii) 集中度 200 と大きく

三つに分類して説明することが

可能である。先ず (i) のグループでは、 $\epsilon$  の大小関係は、C 75

B P  $\approx$  C 50  $>$  C 75 であり、耐熱

系樹脂としてのポリイミドの効果

がみられない。(ii) のグループに於いて、 $\epsilon$  はフェノール砥

石、ポリイミド砥石ともに集中度の高いもの程小さく、集中度が同じであれば

フェノール砥石よりもポリイミド砥石の方が小さくなる。しかも、C 100  $>$

C 125  $>$  C 125 B P  $>$  C 150  $>$  C 150 B P  $>$  C 175  $>$  C 175 B P と規則的な関係にある。(iii) のグループでは、C 200 B P  $>$  (C 175 B P)  $>$  C 200 であり、

C 200 B P は C 175 B P, C 200 に比べて、集中度が高いというメリットや耐熱系砥石としてのメリットがない。以上をまとめると、集中度が 75 以下の砥石および、200 の砥石ではフェノール砥石の方が  $\epsilon$  が小さく、その中間の集中度に於いてポリイミド砥石の効果が発揮されると言えよう。また、C 175 B P, C 200 B P では他の砥石に比べて  $\epsilon$  が一定に保たれやすい事にも注目される。

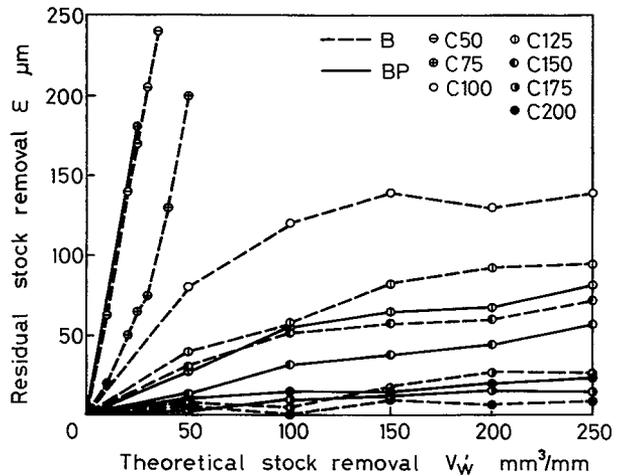


図 6-14 設定研削量  $V_w$  と累積切残し量  $\epsilon$  の関係

さて、テーブル一往復当りの砥石切込みは $10\mu\text{m}$ であるが、累積切残し量 $\epsilon$ の存在により実際には $(10+\epsilon)\mu\text{m}$ 切込んでいる事になる。このとき、例えば、 $V_w'=50\text{mm}^3/\text{mm}$ に於いてC75では $(10+\epsilon)$ は約 $210\mu\text{m}$ にもなる。これに対して集中度175以上では、フェノール、ポリイミド両砥石とも $30\mu\text{m}$ 前後であり、その後も余り大きくならない。このような累積切残し量 $\epsilon$ の変化に伴って法線方向研削抵抗 $F_n$ が変動する。図6-15に $F_n$ の測定結果を示す。 $\epsilon$ を $\mu\text{m}$ 単位で表わし、 $F_n$ を $\text{KN}/\text{m}$ 単位で表わした場合、 $\epsilon$ と $F_n$ は同程度の数値を示している。各砥石間の $\epsilon$ や $F_n$ の差は、直接、加工変質層や加工精度の差となって表われると考えられる。

図6-16は接線方向研削抵抗 $F_t$ の推移である。 $F_n$ と同様な概形を示す。上に示したのと同様に $\epsilon$ と $F_t$ の数値を比べてみると、 $F_t$ は $\epsilon$ の $1/10$ 弱の値となる。

次に、研削抵抗2分力比 $F_t/F_n$ を図6-17に示す。横軸に集中度Cをとり、白丸でフェノール砥石、黒丸でポリイミド砥石を示し、破線で $V_w'=50\text{mm}^3/\text{mm}$ 、実線で $V_w=250\text{mm}^3/\text{mm}$ に於ける値を結んだ。集中度50, 75の砥石では、括弧内に $V_w'$ の値を記入した。微粒砥石の $F_t/F_n$ は0.1前後の値で粒度#140の砥粒を用いた場合に比べて極めて小さい。フェノール砥石は集中度の高いものほど $F_t/F_n$ が大きくなるのに対して、ポリイミド砥石では集中度175で極大値をとる。フェノール砥石と同

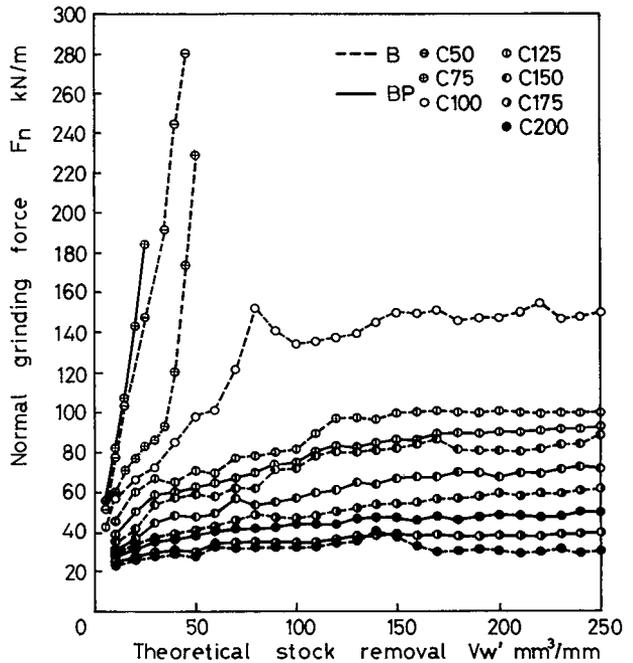


図6-15 設定研削量 $V_w'$ と法線方向研削抵抗 $F_n$ の関係

次に、研削抵抗2分力比 $F_t/F_n$ を図6-17に示す。横軸に集中度Cをとり、白丸でフェノール砥石、黒丸でポリイミド砥石を示し、破線で $V_w'=50\text{mm}^3/\text{mm}$ 、実線で $V_w=250\text{mm}^3/\text{mm}$ に於ける値を結んだ。集中度50, 75の砥石では、括弧内に $V_w'$ の値を記入した。微粒砥石の $F_t/F_n$ は0.1前後の値で粒度#140の砥粒を用いた場合に比べて極めて小さい。フェノール砥石は集中度の高いものほど $F_t/F_n$ が大きくなるのに対して、ポリイミド砥石では集中度175で極大値をとる。フェノール砥石と同

様，ポリイミド砥石でも  $V_w' = 50 \text{ mm}^3/\text{mm}$  に比べて  $V_w' = 250 \text{ mm}^3/\text{mm}$  で  $F_t/F_n$  が小さくなる。この様に， $F_t/F_n$  は研削の良く行われている場合に大きくなる傾向がある。

図 6-18 に砥石半径減耗量  $\Delta R$  と  $V_w'$  の関係を示す。フェノールの場合と同様，ポリイミド砥石も C 200 B P を除けば集中度の高い方が  $\Delta R$  は小さい。この関係は  $\epsilon$  ,  $F_n$  及び  $F_t$  のグラフと同じである。 $\Delta R$  のグラフの特徴は，集中度 125 ~ 175 の砥石に見られる。即ち，この範囲では， $C 125 > C 150 > C 175 > C 125 B P > C 150 B P > C 175 B P$  の順で  $\Delta R$  が小さく，ポリイミド砥石の方が集中度に関係なくフェノール砥石より優れた値を示す。又，各集中度毎に見るとフェノール砥石に比べてポリイミド砥石は  $\Delta R$  がおよそ 1/2 となる事は

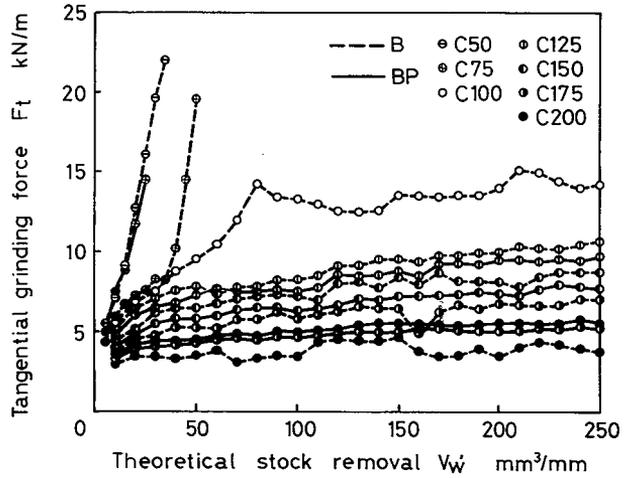


図 6-16 設定研削量  $V_w'$  と接線方向研削抵抗  $F_t$  の関係

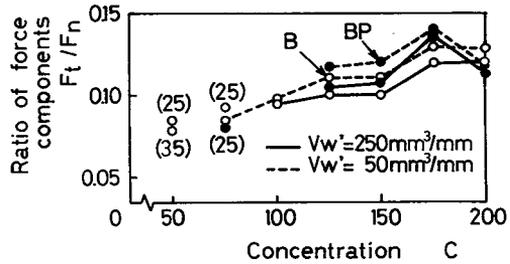


図 6-17 砥石集中度  $C$  と研削抵抗 2 分力比  $F_t/F_n$  の関係 (图中，括弧内の数値は  $V_w'$  を示す)

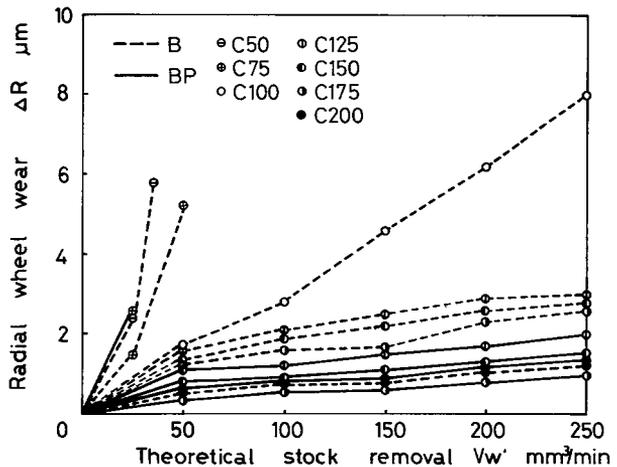


図 6-18 設定研削量  $V_w'$  と砥石半径減耗量  $\Delta R$  の関係

注目に値する。ポリイミド樹脂の効果が十分表われていると言えよう。これに対して、集中度75，200ではフェノール砥石の方が $\Delta R$ が小さい。このような現象を $\epsilon$ のグラフと同様に、集中度により、(i)～(iii)のグループに分けて考察してみる。(i) C75とC75BPを比べた場合、砥粒、結合剤中のグラファイトおよびSiCは同一で含有量も等しい。異なるのは結合剤樹脂の種類のみであるが、これは表6-3に示す様に結合剤の68.5%を占めるため樹脂の与える影響は大きいものと推察される。C75，C75BPでは研削抵抗が極めて大きく、砥粒1つに作用する抵抗も非常に大きいと考えられる。この場合、重要なのは、砥粒保持力である。表6-4によれば、ポリイミド樹脂のガラス転位温度は400℃以上、引張り強さは291 kg/cm<sup>2</sup>であり、フェノール樹脂の180℃、181 kg/cm<sup>2</sup>に比べて大きい。しかし接着強さでは、ポリイミド樹脂111 kg/cm<sup>2</sup>はフェノール樹脂172 kg/cm<sup>2</sup>に劣る。このため砥粒に作用する力が非常に大きい場合は、ポリイミド砥石の方が砥粒-結合剤の接着部分が剥離し砥粒が脱落しやすくなる。このような理由により、C75BPの方がC75よりも摩耗が大きくなると考えられる。(ii)集中度が同じ場合、フェノール砥石とポリイミド砥石では研削抵抗にそれほど大きな差が無いが、 $\Delta R$ には2倍もの差が生ずる。従って、このグループでの摩耗は力学的要因より熱的要因に支配され易いと考えられる。累積切残し量 $\epsilon$ の増加に伴って法線方向研削抵抗 $F_n$ が増大し、砥石は工作物との接触により弾性的にたわむ。この時、結合剤は摩擦によって発熱し軟化するばかりか、工作物突起により掘り起こされやすい。この場合、ポリイミド樹脂の方がガラス転位温度がはるかに高く、加えて引張り強さも大きいので、結合剤の摩耗が少なく砥粒保持部の見かけの強度の低下が少ないため砥石摩耗も小さくなると考えられる。また、砥石の種類が同じ場合、集中度が高い方が6・3で述べた理由により摩耗が小さくなる。(iii)集中度200の砥石では、砥石部分の半分の体積が砥粒で占められている。樹脂は、結合剤部分の68.5%の体積であるから、砥

石部分の 34.25 % で樹脂層が薄い事が分る。従って、砥粒の保持力が十分でないために、C 200 B P は、C 175 B P に比べて摩耗が大きくなると考えられる。この状況では結合剤の著しい熱軟化を伴うことは無く、主に機械的作用により砥粒が脱落する事によって摩耗が漸増すると考えられる。この様に、砥石の耐摩耗化適正集中度が有る事が分かる。これに対して、フェノール樹脂は接着強さが大きいので C 200 は、C 175 より摩耗が小さい。

図6-19に研削比Gのグラフを示す。集中度が50, 75の砥石では、研削進行に伴って $\epsilon$ ,  $\Delta R$ が急増するためにGが低減する。一方、集中度125以上の砥石ではフェノール、ポリイミド共に  $V_w$  に対して $\epsilon$ ,  $\Delta R$ の増加の割合が小さくなるためGは

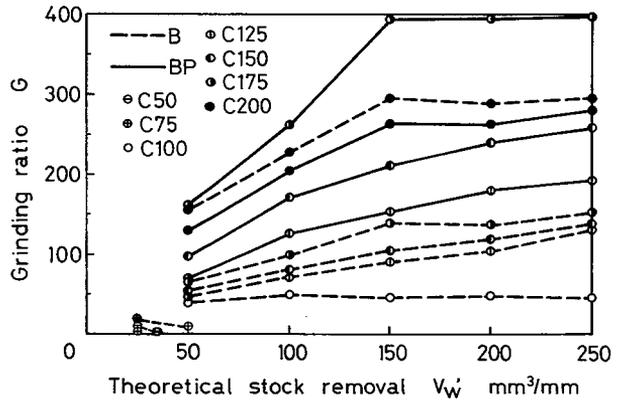


図6-19 設定研削量  $V_w$  と研削比 G の関係

研削進行に伴って大きくなる。集中度125～175の範囲では集中度の高い砥石ほどGが大きく、更にフェノール砥石のどれよりもポリイミド砥石の方がGが大きい。 $V_w = 250 \text{ mm}^3/\text{mm}$ でGのおよその値を比較すると、C 175 で150, C 175 B P で400である。フェノール砥石の中で最もGの大きいC 200 に比べても、C 175 B P は更に100程度大きく、本実験の範囲では最良の値を示した。

図6-20は体積除去率  $r_w$  を示したものである。集中度が高い砥石では  $r_w$  が大きく相互の差も小さいため、この図では0.8以上の目盛の間隔を大きく取っている。フェノール、ポリイミド両砥石とも、集中度125以上では研削過程中  $r_w$  は0.9以上となる。また、C 200, C 175 B P では0.99以上の値が保たれる。砥石相互の優劣の関係は、累積切残し量や研削抵抗のグラフと同様である。

図6-21に仕上面粗さ  $R_{max}$  を示す。砥石相互の優劣の関係は、 $\Delta R$  や  $G$  と類似している。ポリイミド砥石の方が  $V_w'$  に対する  $R_{max}$  の増加の割合が小さい。また C 200, C 175 B P, C 200 B P では、研削過程で  $0.1 \mu m$   $R_{max}$  以下の鏡面を保持することが可能である。後に示す図6-28を参照すると、集中度 125 ~ 175 の砥石では

$V_w' = 250 \text{ mm}^3/\text{mm}$  の場合の値を比較すると、同じ集中度のフェノール砥石よりポリイミド砥石の方が、 $0.05 \mu m$  程度  $R_{max}$  が小さくなるのが分る。研削加工を行う場合、加工精度に影響を与えるものとして砥石摩耗及び切残し量が考えられる。

仕上面粗さは言うまでもなく砥石表面上の多くの砥粒切れ刃によって次々と研削除去されて残った部分のプロファイルによって定まる。従って、粗さに切れ刃先端の形状と切れ刃の分布状態が影響する事は明らかであり、砥粒の脱落、破砕などの生じにくい砥石を用いることが重要である。又、累積切残し量は、工作物を弾性変形させ、ひずみ回復後に仕上面にうねりを生じさせる。従って、

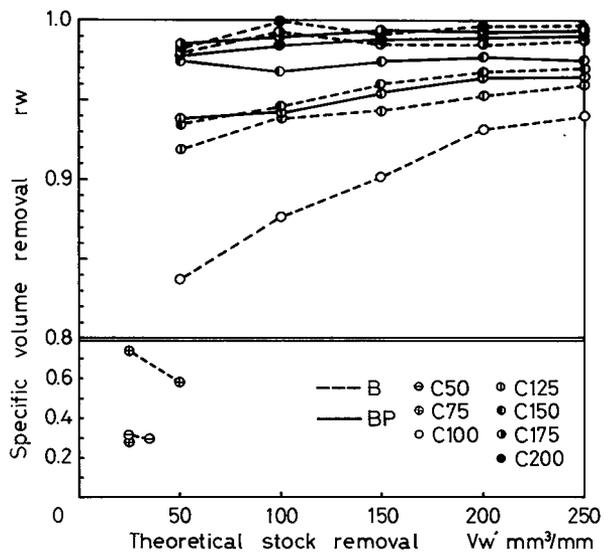


図6-20 設定研削量  $V_w'$  と体積除去率  $r_w$  の関係

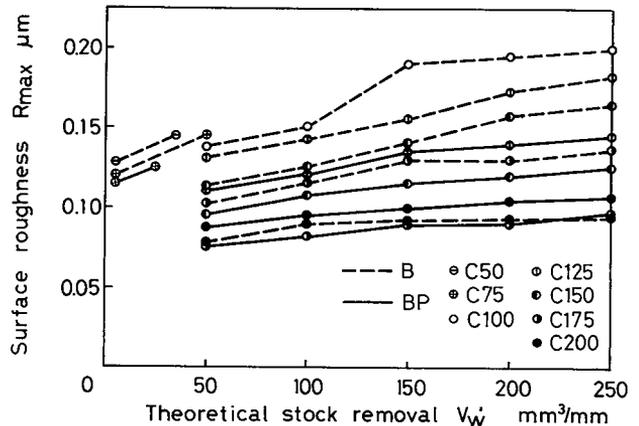


図6-21 設定研削量  $V_w'$  と仕上面粗さ  $R_{max}$  の関係

切残しの小さな砥石を用いる事も必要になる。図 6-14及び 6-18から、 $\epsilon$  や  $\Delta R$  の小さい砥石では  $R_{max}$  も小さい事が分る。又、 $R_{max}$  のグラフは、 $\epsilon$  よりも  $\Delta R$  のグラフと似た砥石相互間の関係を示す事から、粗さに与える影響は累積切残し量より砥石摩耗の方が大きいことが推察される。

以上、設定研削量  $V_w$  の増加に伴う研削諸特性値の変化を示したが、各集中度毎にフェノール砥石とポリイミド砥石の差を明確にとらえ、集中度を高くするにつれ、その差がどう変化するか

を明らかにするために、図 6-22～図 6-28 を提示した。記入の仕方は図 6-17 の  $F_t/F_n$  と同様である。

ポリイミド砥石では、集中度 175 で極値を示し適正な集中度が存在することが明らかである。フェノール

砥石でも集中度を 200 以上に高めてゆくと同じ現象が見られると考えられる。耐熱系樹脂としてのポリイミドの効果は、砥石半径減耗量  $\Delta R$ 、研削比  $G$ 、仕上面粗さ  $R_{max}$  に顕著に表われる。又、殆んどの特性値は  $V_w = 50 \text{ mm}^3/\text{mm}$  に比

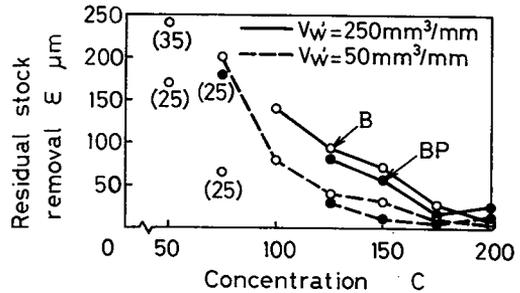


図 6-22 砥石集中度  $C$  と累積切残し量  $\epsilon$  の関係 ( 図中、括弧内の数値は  $V_w$  を示す )

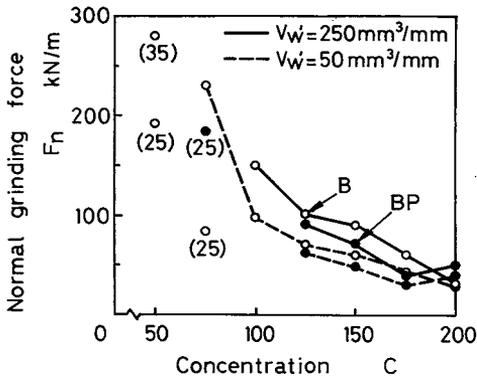


図 6-23 砥石集中度  $C$  と法線方向研削抵抗  $F_n$  の関係

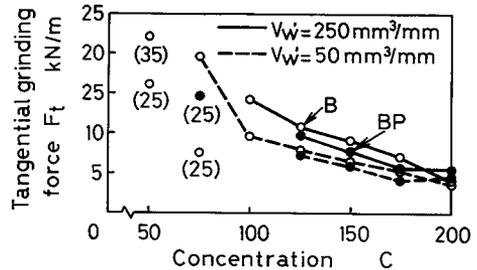


図 6-24 砥石集中度  $C$  と接線方向研削抵抗  $F_t$  の関係

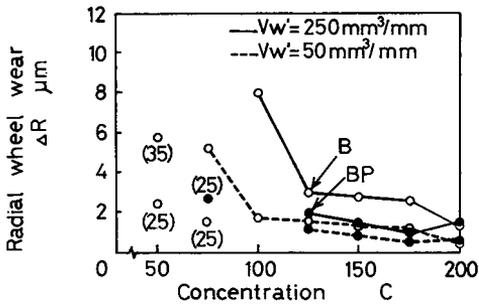


図 6-25 砥石集中度 C と砥石半径減耗量  $\Delta R$  の関係

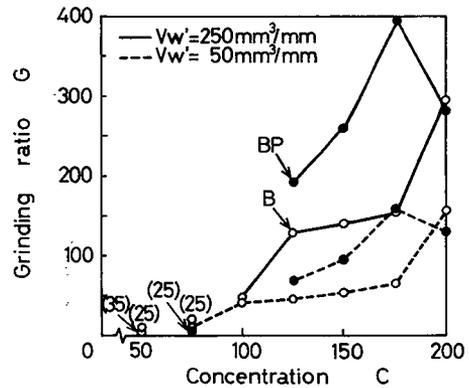


図 6-26 砥石集中度 C と研削比 G の関係

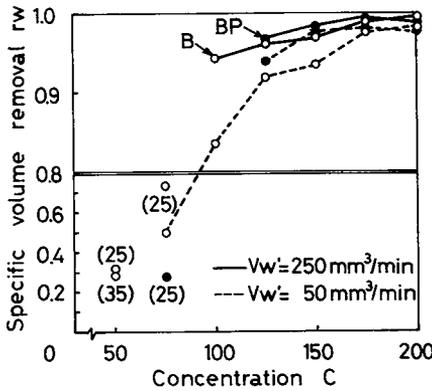


図 6-27 砥石集中度 C と体積除去率  $r_w$  の関係

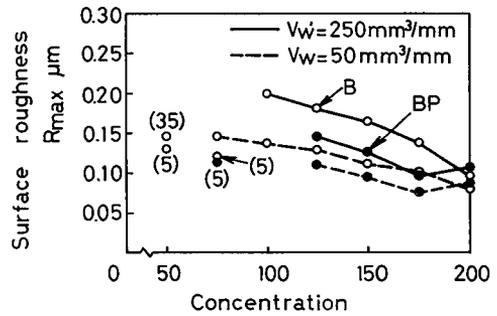


図 6-28 砥石集中度 C と仕上面粗さ  $R_{max}$  の関係

べて  $V_w' = 250 \text{ mm}^3/\text{mm}$  の方が劣るのに対して、研削比  $G$ 、体積除去率  $r_w$  は向上する傾向にあることが分る。また、集中度 100 をはさんで、これより集中度の低い砥石と高い砥石では飛躍的な差が有り、加工能率、精度、コスト等の観点から集中度 100 以上の砥石を用いる事が望ましいと考えられる。

## 6・5 超微粒 砥石の研削特性におよぼす充てん剤粒径および結合剤樹脂の影響

本実験に用いた砥石は、3種類で各砥石を B, B60, BP の記号をもって示す。砥粒 C B N 0.5 / 3  $\mu\text{m}$  ( # 6000 ) , 結合度 N , 集中度 100 は共通している。

結合剤樹脂にフェノール，充てん剤にSiC 井/1200を用いた砥石をBで示す。これに比べて，B60はSiC 井6000を用いている点，BPは結合剤樹脂にポリイミドを使用している点に特徴が有る。各図の研削諸特性値は，設定研削量  $V_w = 10 \text{ mm}^3/\text{mm}$  に於ける

値を示す。図6-29は累積切残し量  $\epsilon$  と砥石切込み  $t$  の関係である。Bに比べ，B60，BPでは  $\epsilon$  が小さい。また， $t = 2.5 \mu\text{m}$  では，B60の方がBPより小さく， $t \geq 5 \mu\text{m}$  となると，大小関係が逆になる。図6-30に砥石半径減耗量  $\Delta R$  を，図6-31に砥石摩耗率  $r_g$  を示す。

この2つのグラフの概形は類似している。各砥石とも  $t$  が大きくなると  $\Delta R$  が増加するが，B60，BPではその程度を小さく抑える事が可能である。B > B60 > BP の順で  $\Delta R$  は小さい。 $t = 10 \mu\text{m}$  に於いて  $\Delta R$  を比べてみると，BPはBの1/3以下，B60はBの1/2である。Bでは充てん剤SiCの粒径の方がCBN砥粒の粒径よりも大きく，工作物に接触しやすい。このため，切削力のなくなった充てん剤は工作物により，掘り起こされて脱落する。このとき，脱落痕周辺の砥粒支持剛性は低くなり見かけの砥粒保持力が低下する。

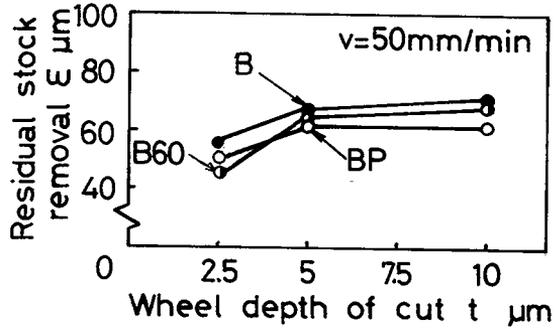


図6-29 砥石切込み  $t$  と累積切残し量  $\epsilon$  の関係

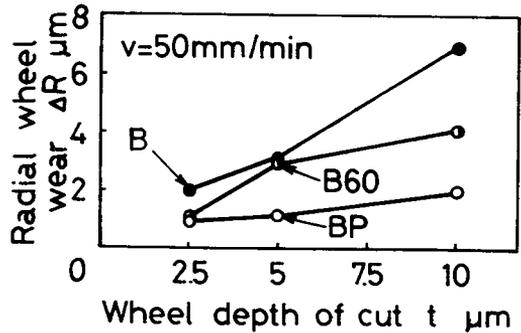


図6-30 砥石切込み  $t$  と砥石半径減耗量  $\Delta R$  の関係

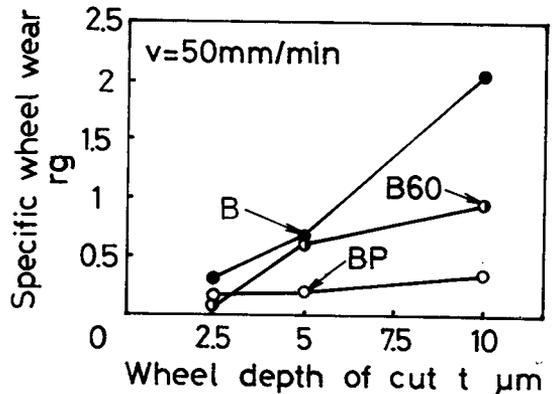


図6-31 砥石切込み  $t$  と砥石摩耗率  $r_g$  の関係

これに反して CBN 砥粒径と SiC 粒径が等しい場合、SiC が CBN 砥粒に比べて優先的に工作物と接触する様な傾向がなくなり、見かけの砥粒保持力の低下は少ない。この様な理由で B よりも B60 が、摩耗が小さいと推察される。砥石切込みが大きくなると、砥粒切込みも増加する。

B60 で  $t = 2.5$  から  $5 \mu\text{m}$  になると  $\Delta R$  が急増するのは、SiC が工作物に接触する割が大きくなるためと考えられる。粒径  $0.5/3 \mu\text{m}$  の CBN 砥粒はボンドからの突出し量が小さいため、結合剤樹脂も工作物と直接接触しやすくなると考えられる。この時、結合剤樹脂が熱軟化する

事により、砥粒保持力は低下する。B よりも BP の方が  $\Delta R$  が小さいことから、耐摩耗性を高くするためには、結合剤樹脂にフェノールを用いるよりも耐熱系樹脂のポリイミドを用いる方が効果的であることが分る。さて、 $t = 10 \mu\text{m}$  に於いて、B は  $rg$  がおよそ 2 にもなり、工作物の除去量に比べて、砥石摩耗量が 2 倍にもなる事が分る。これに対して、B60、BP は  $rg$  を 1 以下に抑える事が可能である。図 6-32 に研削比  $G$ 、図 6-33 に体積除去率  $r_w$  を示す。この 2 つのグラフの概形は類似している。B60 では、 $t$  が  $2.5 \mu\text{m}$  から  $5 \mu\text{m}$  に

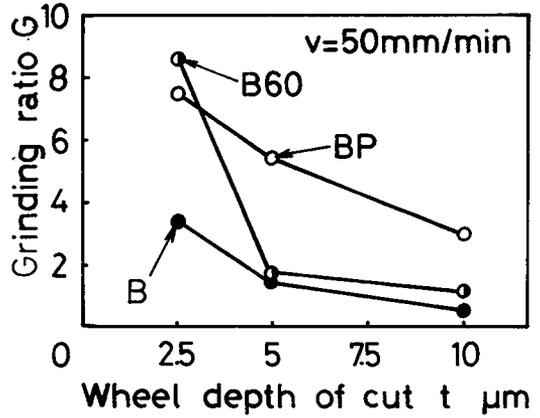


図 6-32 砥石切込み  $t$  と研削比  $G$  の関係

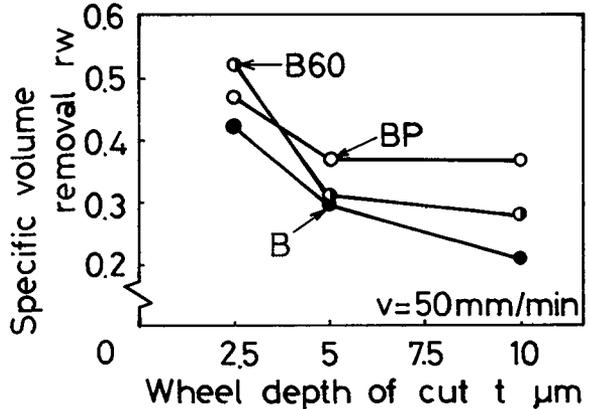


図 6-33 砥石切込み  $t$  と体積除去率  $r_w$  の関係

なると、 $G$ 、 $r_w$  の値が急減する。図 6-34 に研削方向に直角の粗さ、および研削方向の粗さを  $R_{max}$  で示す。3 つの砥石の粗さの大小関係は、 $\epsilon$  や  $\Delta R$  と同様である。また、 $t$  の増加による粗さの変化が少なく、砥石間の粗さの差も小さい。各砥石とも、研削方向と直角の粗さ  $0.05 \mu m R_{max}$  程度、研削方向の粗さ  $0.01 \mu m R_{max}$  程度の鏡面を得る。

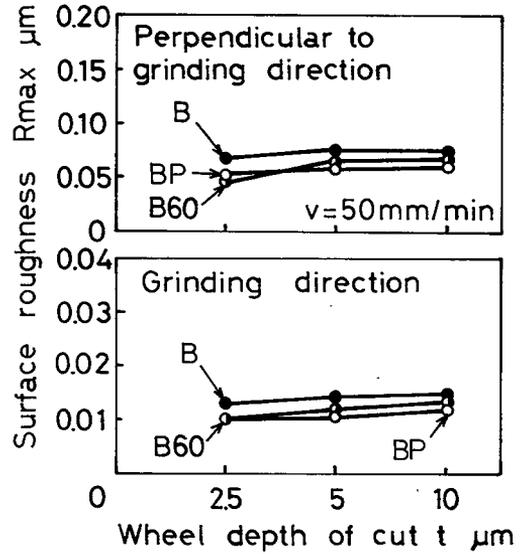


図 6-34 砥石切込み  $t$  と仕上面粗さ  $R_{max}$  の関係

## 6・6 高炭素高バナジウム鋼の精密研削<sup>6)</sup>

図 6-35 は設定研削量  $V_w$  の増加に伴う砥石半径減耗量  $\Delta R$  の変化を示したもので、 $\Delta R$  は  $V_w$  の増加に伴いほぼ直線的に増大していることがわかる。この  $\Delta R$  と累積切残し量  $\epsilon$  の測定結果から、

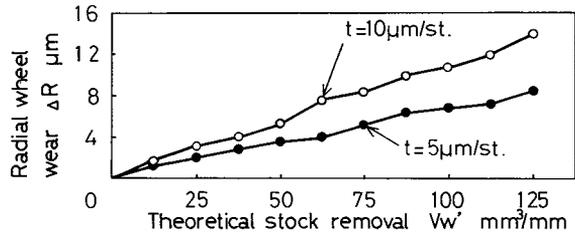


図 6-35 砥石半径減耗量  $\Delta R$  の変化  
**CBN6/12N200B**  
 $v = 200 \text{ mm/min}$   
 $V = 1800 \text{ m/min}$

砥石摩耗率  $r_g$ 、研削比  $G$  及び体積除去率  $r_w (= V_w / V_w')$ 、ただし  $V_w$  は実研削量) を求め、 $V_w'$  に対して示すと図 6-36 のようになる。 $G$  比は  $t = 5 \mu m$  で 20~25、 $t = 10 \mu m$  で 10~15 の値が得られ、また  $r_w$  はいずれの条件においても、0.9 程度の値をとることがわかり、6/12  $\mu m$  砥石としては、極めて高い研削能力をもつことが明らかとなった。また  $G$  及び  $r_w$  は共に  $V_w'$  の増加と共に漸増する傾向を示し、研削能力が長時間にわたって持続されることがわかる。一

方仕上面粗さは、 $V_w'$  の増加に伴い漸増する傾向をみせるが、ほぼ  $0.2 \sim 0.3 \mu\text{m} R_{\text{max}}$  の値をとり、高C高V鋼の仕上加工に十分適用することが可能である。次に研削性能に及ぼす研削条件の影響を把握するため、 $V_w' = 12.5 \text{ mm}^3/\text{mm}$ 一定として、 $\Delta R$ 、 $\varepsilon$ 、接線及び法線抵抗、仕上面粗さ

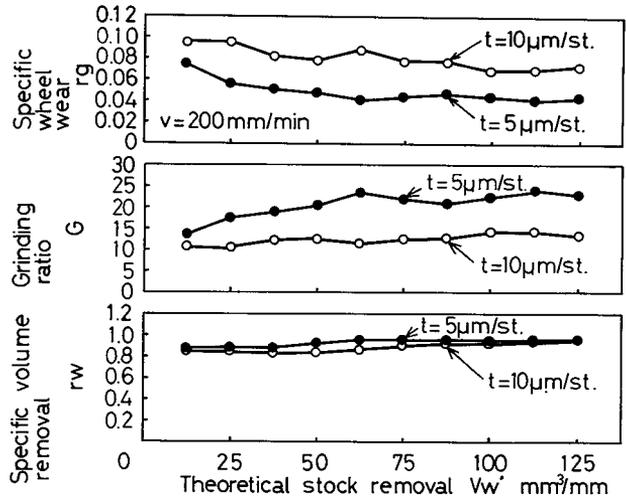


図6-36 砥石摩耗量  $r_g$ 、研削比  $G$ 、体積除去率  $r_w$  の変化  
CBN6/12N200B  
 $v = 200 \text{ mm}/\text{min}$   $V = 1800 \text{ m}/\text{min}$

等の諸特性値を測定した。図-37はその結果の一例で、 $G$ 比に及ぼす砥石切込み  $t$ 、工作物速度  $v$  及び設定研削除去率  $z'$  の影響を示す。 $G$ 比は、 $t$  及び  $v$  の減少と共に増大して、 $t = 2.5 \mu\text{m}/\text{st.}$ 、 $v = 100 \text{ mm}/\text{min}$  の条件では、38と極めて高い値が得られた。また  $z' < 10 \text{ mm}^3/\text{mm}\cdot\text{min}$  の範囲でみると、 $z'$ 一定の場合  $v$  を小さくするよりも  $t$  を小さくする方が  $G$ 比は高くなる傾向にあるが、それほど大きい差異はみられない。一方図6-38は体積除去率  $r_w$  に及ぼす  $t$ 、 $v$  及び  $z'$  の影響を示す。 $r_w$  も  $G$ 比の場合と同様に  $t$  及び  $v$  を小さくする程大きい。また  $z' = \text{一定}$  の場合の  $v$  及び  $t$  の組合せの変化による影響は少なく、ほぼ  $z'$  と一義的な関係にある。

図6-39は、仕上面粗さと工作物速度の関係を示したもので、 $R_{\text{max}}$  は  $v$  の減少に伴いわずか小さくなる傾向がある。このことは、 $t$  の変化についても同様であり、結局砥石摩耗及び切残し量の少ない条件ほど仕上面粗さは小さいと言える。ところで研削方向の粗さは、 $0.08 \mu\text{m} R_{\text{max}}$  程度の小さい値となるが、高炭素高バナジウム鋼のラッピングの場合<sup>4)</sup>と同様に粗さ波形にはV炭化物の突出による山が現われる。図中  $R_m$  は、マトリックス部の粗さを、 $R_c$  は炭化

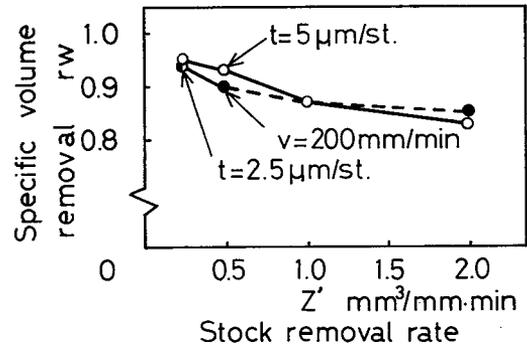
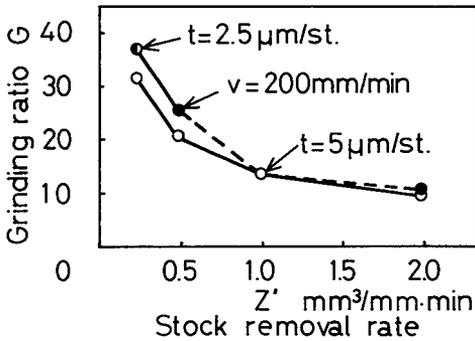
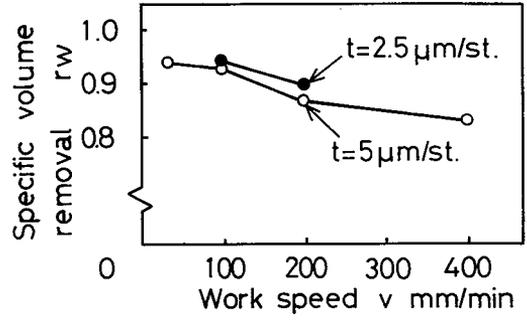
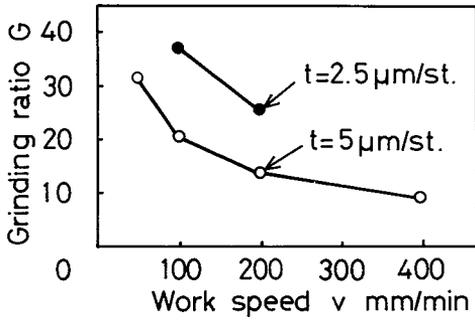
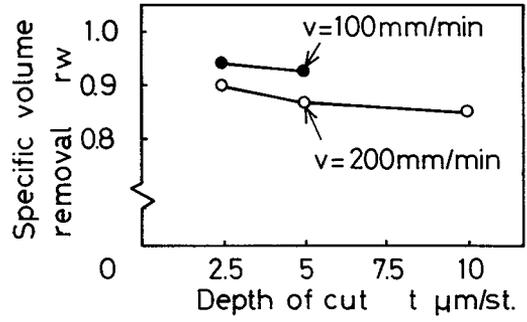
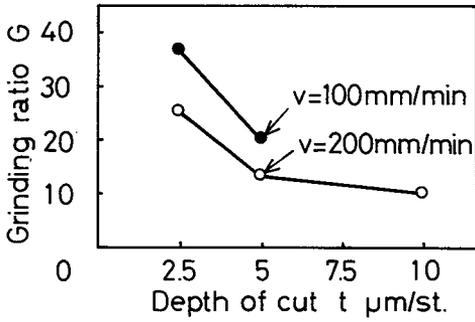


図6-37 砥石切込み  $t$ 、工作物速度  $v$ 、研削除去率  $Z'$  と研削比  $G$  の関係  
CBN6/12N200B

図6-38 砥石切込み  $t$ 、工作物速度  $v$ 、研削除去率  $Z'$  と体積除去率  $r_w$  の関係  
CBN6/12N200B

物の平均突出高さを表わしたものである。

次に  $0.5/3\mu\text{m}$  砥石による実験結果の一例を図6-40~6-42に示す。研削比  $G$  は  $1.0 \sim 1.5$ ，また  $r_w$  は  $0.35 \sim 0.4$  程度となり， $6/12\mu\text{m}$  砥石に比べると研削能力は劣るが，このような微細な砥粒によっても高C高V鋼が35~40%の除去率で研削され，しかも図6-41に示すように， $0.08 \sim 0.1\mu\text{m} R_{\text{max}}$

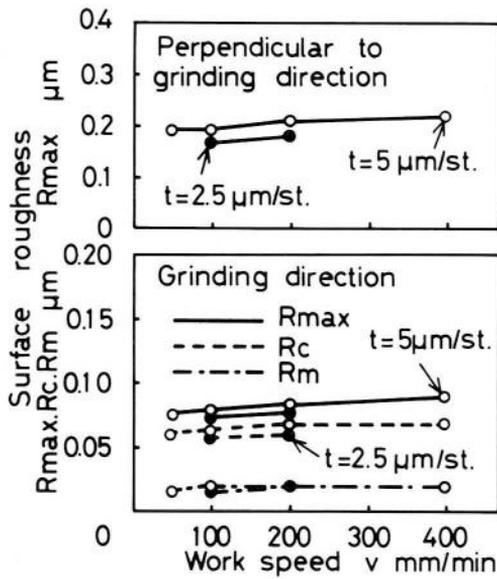


図 6-39 工作物速度  $v$  と仕上面粗さの関係  
CBN6/12N200B

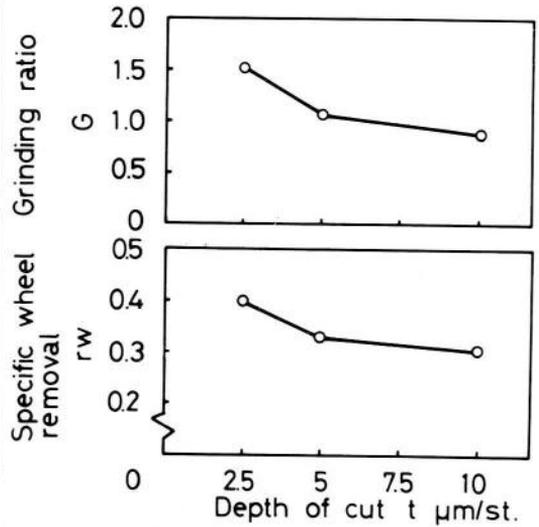


図 6-40 砥石切込み  $t$  と研削比  $G$  及び  
体積除去率  $r_w$  の関係  
CBN0.5/3N100BP  
 $v = 50 \text{ mm}/\text{min}$

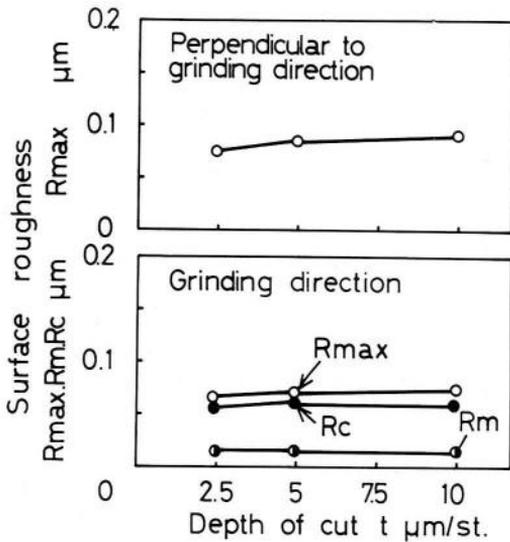


図 6-41 砥石切込み  $t$  と仕上面粗さの関係  
CBN0.5/3N100BP  
 $v = 50 \text{ mm}/\text{min}$

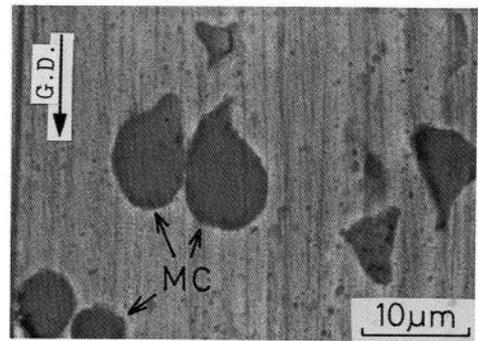


図 6-42 仕上面の形態  
CBN0.5/3N100BP  
 $v = 50 \text{ mm}/\text{min}$   
 $t = 5 \mu\text{m}/\text{st.}$

の鏡面が得られることは驚くべき事実である。図 6-42 は仕上面観察の一例で、  
V 炭化物は極めて平滑に研削されていることがわかる。

## 6・7 結 言

CBN砥石による精密研削技術の確立を目的として、微粒CBN砥石の研削特性に及ぼす集中度，砥粒粒度及び結合剤組成の影響について検討した結果，本実験条件の範囲で次のような結論を得た。

- (1) 研削比（砥石摩耗率），体積除去率及び仕上面粗さ等の観点からみた砥石の研削性能は，フェノール樹脂を用いた6/12 $\mu\text{m}$ 微粒砥石（フェノール砥石）では，集中度 $C = 50 \sim 200$ の範囲において，集中度を高くするほど向上する。
- (2) ポリイミド樹脂を用いた6/12 $\mu\text{m}$ 微粒砥石（ポリイミド砥石）の研削性能は， $C = 175$ までは $C$ を高くするほど向上するが，それより高くしても向上せず，逆に低下する。即ち研削性能は， $C = 175$ 付近で最も高くなる。
- (3) 集中度が75及び200のポリイミド砥石の研削性能は，同一集中度のフェノール砥石よりも低いが，集中度125～175のポリイミド砥石の研削性能は，同一集中度のフェノール砥石よりも著しく高い。即ち $C = 125 \sim 175$ の範囲でポリイミド樹脂の耐熱性及び耐摩耗性の効果が顕著に現われる。
- (4) 集中度175のポリイミド砥石は，本章で使用した6/12 $\mu\text{m}$ 砥石の中では最も研削性能がよく，例えば研削除去率 $Z = 2 \text{ mm}^3/\text{mm} \cdot \text{min}$ の条件の場合，研削比は約400 また体積除去率は0.99以上の値をとり，しかも0.1 $\mu\text{m}$   $R_{\text{max}}$ 以下の仕上面粗さを極めて長時間維持することができる。
- (5) 0.5/3 $\mu\text{m}$ 超微粒砥石の場合，充てん剤SiCの粒径を $\# 1200$ とした砥石よりも $\# 6000$ と細かくした砥石の方が研削性能は高い。またフェノール砥石よりもポリイミド砥石の方が研削性能は著しく優れている。例えばCBN 0.5/3 N 100 B P砥石による研削では，研削比が4～7，また体積

除去率は約 0.4 となり，しかも約  $0.05 \mu\text{m Rmax}$  の鏡面が得られる。

- (6) CBN 6 / 12N 200 B 砥石による高炭素高バナジウム鋼の研削では，研削比が約 30，また体積除去率が約 0.95 となり，しかも約  $0.2 \mu\text{m Rmax}$  の平滑な仕上面が得られる。また V 炭化物も良好に切削されていることが確認された。
- (7) CBN 0.5 / 3N 100 B P 砥石による高 C 高 V 鋼の研削では，研削比，1.0 ~ 1.5，及び体積除去率 0.35 ~ 0.4 のもとに， $0.08 \sim 0.1 \mu\text{m Rmax}$  の鏡面が得られる。
- (8) 本章における実験結果を総合すると，切残し量の少ない砥石ほど，砥石摩耗は少なく，同時に仕上面粗さ及び研削抵抗も小さく，また抵抗 2 分力比  $F_t / F_n$  は大きくなる傾向が認められる。

## 参 考 文 献

- 1) 津和 秀夫，大森 義市：精密加工，6 ( 1974 ) 80 .
- 2) 井川 直哉：機械の研究，24，12 ( 1972 ) 13 .
- 3) 貴志 浩三，市田 良夫：昭和 57 年度精機学会春季大会  
学術講演会講演論文集，( 1982 . 3 ) 357 .
- 4) 貴志 浩三，市田 良夫：昭和 56 年度精機学会秋季大会  
学術講演会講演論文集，( 1981 . 11 ) 407 .
- 5) 貴志 浩三，市田 良夫，丸茂 修一：昭和 57 年度精機学会秋季大会  
学術講演会講演論文集，( 1982 . 10 ) 542 .
- 6) 貴志 浩三，市田 良夫，高橋 光明：昭和 57 年度精機学会秋季大会  
学術講演会講演論文集，( 1982 . 10 ) 524 .

## 第 7 章 総 括

近年，精密機械工業，電子工業，情報産業などの急速な発展に伴い，付加価値の高い研削加工技術の開発が重要な課題として取り上げられている。一方生産加工におけるコスト低減への絶えざる努力が要求されているなかで，研削加工においても自動化あるいは無人化が急速に進められている。他方材料強化への研究が進められ次々と新しい高強度材料が開発されつつある現在，難削材研削の機会は益々多くなると考えられる。このような状況の中で，CBN砥石は極めて重要な役割を担うと共に，その需要量は今後急速に増大することが確実であり，これに伴ってCBN砥石の研削特性ならびにその応用技術を究明していくことは，国内外を問わず緊急かつ重要な課題となってきた。

そこで本研究は，CBN砥石の実用化促進とCBN砥粒の特長を生かした新しい研削加工技術の開発を目標として，その研削特性ならびに研削機構の解明を行うと共に，難削材の研削加工の改善，クリープフィード研削法による研削加工の高効率・高精度化の追究，ならびに微粒砥石による精密研削加工技術の開発を順次系統的に行ったものである。

本研究の結果明らかになった事項は，それぞれの章の結論で述べたので，ここではそれらを通観して主要な事項について述べる。

- (1) 第1章では，CBN砥石に関する研究の重要性とその従来の研究結果を略述すると共に，本研究の目的及び意義について述べている。
- (2) 第2章では，研削特性ならびに研削機構を明らかにするため，砥石作用面の調整条件及び研削条件と研削特性の関係について検討した。その結果，砥石摩耗進行過程には，初期摩耗域と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ことを明らかにした。

そして初期摩耗量  $V_{go}$  は，初期砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の増加と共に増大し， $h_o/d$  が約 0.3 を越えると急激に増大するようになり，また定常摩耗域における砥石摩耗率  $r_g$  は  $h_o/d = 0.15 \sim 0.25$  の範囲で最小となるが， $V_{go}$  の場合と同様に  $h_o/d$  が約 0.3 を越えると急激に増大するようになることが示された。そして，砥石摩耗，仕上面粗さ及び仕上面品位に及ぼす初期砥粒切れ刃突出比  $h_o/d$  の影響を総合して考えると， $h_o/d$  は本実験条件の場合 0.18 ～ 0.25 の範囲に設定するのが適切であることがわかった。

一方，定常域における砥石摩耗率  $r_g$  は，砥粒切込み深さ係数  $\varphi_g = (\nu/V) \sqrt{t/D}$  がある臨界値  $\varphi_{gc} = 8 \times 10^{-5}$  以下の範囲では， $\varphi_g$  とほぼ一義的關係にあり， $\varphi_g$  が  $\varphi_{ga} = 1 \times 10^{-5}$  以下の範囲 - A では  $\varphi^{-0.14}$  に比例し， $\varphi_{ga} < \varphi_g \leq \varphi_{gc}$  の範囲 - B では  $\varphi_g^{0.325}$  に比例して増大する。しかし， $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  を越えると  $r_g$  は急激に増大するようになり，この  $\varphi_g > \varphi_{gc}$  の範囲 - C では，近似的に  $\varphi_g^{1.1} \cdot \varphi_g^{2.1}$  (ただし， $\ell_c \approx \sqrt{tD}$ ) に比例して増大することが明らかとなった。また，範囲 - A では主に摩滅型の摩耗形態が，また範囲 - B では主に砥粒先端の微小破壊型の摩耗形態がとられ，さらに  $\varphi_g$  が  $\varphi_{gc}$  を越える範囲 - C では主に砥粒の破壊・脱落型の摩耗が生じることがわかった。そして CBN 砥石は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ことを示した。

さらに，仕上面粗さは一般に，研削の進行に伴い漸次増大する傾向にある。この仕上面粗さの増大は，主に研削進行と共に小数の切れ刃が砥石表面に異常に突出するようになり， $z_c$  が次第に増大していくことに起因していることがわかった。そして，仕上面粗さの増大率  $\eta$  は砥石の摩耗が主に摩滅型摩耗に支配される範囲 - A で最も小さく，砥粒の破壊や脱落の生じ

やすい条件の場合ほど大きくなる。また $\eta$ は $r_g$ と同様に、A及びBの範囲では $\varphi_g$ とほぼ一義的關係にあることが示された。

- (3) 第3章では、難削材の研削加工の改善を図る目的から、第1章で示したタイプⅡに属する代表的な難削材である高炭素高バナジウム鋼の研削実験を試み、CBN砥石の研削特性を主に砥石摩耗の観点から検討した。その結果、まず3.2% C - 11.4 V鋼の研削実験から、定常域での砥石摩耗率 $r_g$ は、砥粒切込み深さ係数 $\varphi_g$ がある臨界値 $\varphi_{gc} = 5.6 \times 10^{-5}$ 以下の範囲-Aでは、近似的に $\varphi_g$ の0.32乗に比例して増大するが、 $\varphi_g$ が $\varphi_{gc}$ を越えると急激に増大するようになることを明らかにした。また範囲-Aの定常域において、単一砥粒切れ刃に働く平均研削抵抗 $f_{ts}$ は、 $\varphi_g$ とほぼ一義的な關係を有し、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。そして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ことを示した。また範囲-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 ( $\varphi_g > \varphi_{gc}$ )では主に砥粒の破壊・脱落型の摩耗形態がとられること、そして範囲-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ことなどを明らかにしている。さらに単粒切削実験から、CBN砥粒はWA、GC及びダイヤモンド砥粒に比べて、マトリックス中のV炭化物を十分切削する能力を備えていることが確認された。

次に、粉末法により製造した高V高速度鋼(粉末材)と溶解法により製造した高V高速度鋼(溶解材)に関して行った実験から、粉末材の砥石摩耗率 $r_g$ は、溶解材のほぼ $1/3 \sim 1/2$ 程度の値をとり、粉末材の臨界砥石切込み $t_c$ は、溶解材の値よりも約2.5倍程大きいことを示した。

- (4) 第4章では、第3章に引き続きタイプⅠに属する代表的な難削材であ

るオーステナイト系ステンレス鋼及び超耐熱合金の研削実験を行い、CBN砥石の研削特性を主に砥石摩耗の観点から検討している。その結果、Fe基超耐熱合金（デスカロイ及び30G-15Ni合金）の研削では、SUS304鋼研削の場合と同様に、砥粒の破壊や脱落が生じやすく、砥石摩耗率 $r_g$ はSUS304鋼の場合とほぼ同程度であるが、WA砥石による研削の場合の $1/200 \sim 1/150$ 、またダイヤモンド砥石による研削の場合の約 $1/2$ 以下の値となることを示した。さらにNi基超耐熱合金（ナイモニック80A、インコネルX750及びハステロイC）の研削においても、Fe基超合金研削の場合と同様に砥粒の破壊や脱落が生じやすいこと、またハステロイC（固溶体強化型合金）の砥石摩耗率 $r_g$ は、ナイモニック80A及びインコネルX750（析出強化型合金）に比べて全体的に小さいことを示した。そしてCBN砥石によるナイモニック80A研削時の $r_g$ は、ダイヤモンド砥石の場合の約 $2/3$ 、WA砥石の場合の約 $1/200$ となることなど明らかにした。

一方、Co基超耐熱合金（S816）を研削するときの砥石摩耗は、Fe基及びNi基超合金研削の場合に比べてかなり少なく、 $r_g$ は例えばデスカロイあるいはナイモニック80Aを研削する場合の $1/2 \sim 1/3$ となることを明らかにした。尚、ステンレス鋼ならびに超耐熱合金を研削する場合の砥石摩耗率 $r_g$ は、近似的に $\varphi_g$ 及び $\ell_c$ の関数として表わされることを示した。

- (5) 第5章では、CBN砥粒の優れた耐摩耗性を活用し研削加工の高エネルギー・高精度化をさらに押し進めていくことを目的として、クリープフィード研削法をとり上げ、この方式でのCBN砥石の適用性ならびにその研削特性について検討した。その結果、研削除去率 $Z'$ =一定の条件下でのクリープフィード研削における砥石摩耗率 $r_g$ は、普通研削に比べて少なく約 $1/2$ 以下となることを示した。そして、 $Z'$ =一定のもとで切込み $t$ を増大させると、 $r_g$ は $t = 1\text{ mm}$ 付近までは減少するが、 $t$ がそれを越えると再び増大する傾

向を示す。これは  $\ell_c > 10\sqrt{2}$  の領域での砥石摩耗は、砥粒切れ刃に作用する抵抗に余り影響されず、むしろ砥粒切削距離  $L_c$  及び切りくず長さ  $\ell_c$  による影響が大きくなることによるものであることを明らかにした。またクリープフィード研削では一部砥粒切れ刃の摩滅型摩耗が生じること、そしてクリープフィード研削での砥粒切れ刃突出高さは、普通研削よりも大きいことなどを明らかにした。

- (6) 第6章では、CBN砥石による精密研削技術の確立を目的として、微粒CBN砥石の研削特性に及ぼす集中度、砥粒粒度及び結合剤組成の影響について検討した。その結果、研削比（砥石摩耗率）、体積除去率及び仕上面粗さ等の観点からみた砥石の研削性能は、フェノール樹脂を用いた  $6/12\ \mu\text{m}$  微粒砥石（フェノール砥石）の場合、集中度  $C = 50 \sim 200$  の範囲において、集中度を高くする程向上することがわかった。またポリイミド樹脂を用いた  $6/12\ \mu\text{m}$  微粒砥石（ポリイミド砥石）の研削性能は、 $C = 175$  までは  $C$  を高くするほど向上するが、それよりも高くしても向上せず、逆に低下する。即ち研削性能は、 $C = 175$  付近で最も高くなることが示された。そして集中度が75及び200のポリイミド砥石の研削性能は、同一集中度のフェノール砥石よりも低いが、集中度  $125 \sim 175$  のポリイミド砥石の研削性能は、同一集中度のフェノール砥石よりも著しく高い。即ち  $C = 125 \sim 175$  の範囲で、ポリイミド樹脂の耐熱性及び耐摩耗性の効果が顕著に現われることが明らかにされた。このように集中度  $175$  のポリイミド砥石は、本章で使用した  $6/12\ \mu\text{m}$  砥石の中では最も性能がよく、例えば研削除去率  $Z' = 2\ \text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{min}$  の条件の場合、研削比は約400 また体積除去率は、0.99以上の値をとり、しかも  $0.1\ \mu\text{m} R_{\text{max}}$  以下の仕上面粗さを極めて長時間維持することができる。

一方、 $0.5/3\ \mu\text{m}$  超微粒CBN砥石の場合、充てん剤SiCの粒径を井

1200とした砥石よりも#6000と細かくした砥石の方が研削性能は高く、またフェノール砥石よりもポリイミド砥石の方が研削性能は、著しく優れていることが明らかとなった。例えばCBN 0.5 / 3 N 100 B P 砥石による研削では、研削比が4～7、体積除去率は約0.4となり、しかも約0.05 μm Rmaxの鏡面が得られる。さらにCBN 6 / 12 N 200 B 砥石による高炭素高バナジウム鋼の研削では、研削比が約30、体積除去率が約0.95となり、しかも約0.2 μm Rmaxの平滑な仕上面が得られた。またV炭化物も良好に切削されていることが確認された。

## 謝 辞

本論文を草するにあたり，終始懇切な御指導を賜った，宇都宮大学教授 貴志浩三先生につつしんで感謝の意を表します。

また，本論文を周密に御校閲賜わり，終始懇切な御指導いただいた，大阪大学教授 津和秀夫先生に厚く御礼申し上げます。

研究の遂行にあたって種々便宜を与えられ，御指導と討論の機会を与えて下さり，また細密な校閲の労を執られた，大阪大学教授 井川直哉先生 長谷川嘉雄先生 山田朝治先生 川辺秀昭先生 牧之内三郎先生に深甚の謝意を表します。

また，本研究を進めるにあたって，御協力下さった宇都宮大学機械工作講座の皆様と，実験設備の御便宜をはかっていたいただきました機械工場の方々に感謝致します。

