

C B N 砥石による高速研削のための
最適形直し・目直しに関する研究

平成 6 年 2 月

川下 智幸

目 次

第 1 章	序 章	1
第 2 章	メタルボンド C B N 砥石の湿式高速研削特性	1 1
2-1	緒 論	1 1
2-2	実験装置および方法	1 2
2-2-1	実験装置	1 2
2-2-2	砥石作業面性状の観察・測定 および解析装置	1 5
2-2-3	実験条件	1 8
2-3	実験結果および考察	2 1
2-3-1	研削抵抗	2 1
2-3-2	発生熱量	2 6
2-3-3	研削温度	2 7
2-3-4	仕上げ面粗さ	2 9
2-4	結 論	3 0
第 3 章	メタルボンド C B N 砥石の湿式高速研削特性 に及ぼす砥石作業面性状の影響	3 2
3-1	緒 論	3 2
3-2	実験装置および方法	3 3
3-2-1	実験装置	3 3
3-2-2	実験条件および実験手順	3 5
3-3	実験結果および考察	3 7
3-3-1	研削抵抗	3 7

3 - 3 - 2	発生熱量	4 0
3 - 3 - 3	研削温度	4 1
3 - 3 - 4	仕上げ面粗さ	4 5
3 - 3 - 5	限界実除去速度に及ぼす砥石周速度の影響	4 7
3 - 4	結 論	5 0
第 4 章	形直しによる砥石作業面性状の変化	5 2
4 - 1	結 論	5 2
4 - 2	実験装置および条件	5 2
4 - 2 - 1	実験装置	5 2
4 - 2 - 2	実験条件	5 6
4 - 3	実験結果および考察	5 8
4 - 3 - 1	砥石使用始め形直し	5 8
4 - 3 - 2	再形直し	6 2
4 - 4	結 論	7 0
第 5 章	メタルボンド C B N 砥石の研削性能 に及ぼす形直しの影響	7 2
5 - 1	結 論	7 2
5 - 2	実験装置および方法	7 2
5 - 2 - 1	砥石作業面の解析	7 2
5 - 2 - 2	実験方法および条件	7 5
5 - 3	実験結果および考察	7 6
5 - 3 - 1	砥石作業面性状に及ぼす形直しの影響	7 6
5 - 3 - 2	研削の性能に及ぼす形直しの影響	7 9
5 - 5	結 論	8 6

第 6 章	目直しによる切れ刃性状の調節法	
	と砥石作業面の最適形成手順	8 8
6 - 1	緒 論	8 8
6 - 2	目直しによる切れ刃性状の調節法の概念	8 9
6 - 3	実験装置および条件	9 0
6 - 4	実験結果および考察	9 2
6 - 4 - 1	W A S D 過程における	
	砥石作業面性状の変化	9 2
	(1) ソフト W A S D 目直しの場合	9 2
	(2) ハード W A S D 目直しの場合	9 3
6 - 4 - 2	ハード W A S D 目直し過程が	
	研削性能に及ぼす影響	1 0 1
6 - 5	砥石作業面の最適形成手順	1 0 8
6 - 6	形直し監視システムの一検討	1 1 0
6 - 6 - 1	現在の N C 研削盤のサーボシステムを用い形直し	
	抵抗を検出し形直し状態を監視するシステム	1 1 1
	(1) N C 研削盤のサーボシステムを用いた	
	形直し抵抗の検出原理	1 1 1
	(2) 実験測定例からのトルク変動の算出と感度の確認	1 1 3
6 - 6 - 2	形直し監視装置を用いた形直し状態	
	を監視するシステム	1 1 5
6 - 7	結 論	1 1 6
第 7 章	総 括	1 1 8
	謝 辞	1 2 2

第 1 章 序 章

近年、工業製品の高品位化が進む一方で、その高能率化の要求は益々増大してきている。このため、その製作システムについて、例えば、NC旋盤で単に切削加工だけではなく、タッピング加工やエンドミル加工が同時にできるなど、旧来の生産システムでは別工程で行なわれていたものが1台のNC旋盤でできるようになり、旧来の工作機械にとらわれない、複合化されたNC工作機械が数多く開発されている。一方、個々の機械加工の高能率化については、高速切削が考えられ、高速回転工作機械の製作が増加している。高速回転の工作機を製作する場合、従来、剛性、発熱等の問題があったが、CAE¹⁾ (Computer Aided Engineering) を用いた開発・設計技術の確立により、それらの問題が解決され、より高速回転の工作機が容易に製作できるようになった。NC旋盤・マシニングセンターなどでは、すでに主軸回転数2万～4万回転程度の機械が製品化されている。このように、高能率・高精度な機械加工に対応できる生産システムの構築が益々盛んに行なわれている。

このような趨勢の中、容易に高精度・高付加価値な加工ができる機械加工技術として重要な位置を占める研削加工でも、高能率・高精度化への要求が益々大きくなってきている。研削加工を高能率化するための方策としては、工作物の移動速度を速くすること、例えば、円筒外周研削では工作物周速度を、また角テーブル平面研削ではテーブル速度を速くすることが挙げられる。その場合、単に、工作物側だけを速くすると、砥石作業面の切れ刃当りの除去加工量が大きくなるため、切れ刃への負荷が大きくなり、切れ刃の破壊や脱落が生じ、砥石にとって好ましくない。一方、製品となる工作物側から考えると、研削抵抗が増大するため切り残し量が増大したり、また、相対的に同一工作物表面を通過する切れ刃数が減少するため、工作物を十分除去でき難くなり、仕上げ面粗さが悪くなる。これらの好ましくない現象を避けるための方法として、砥石側も高砥石周速度にすれば良いことが考えられる。この概念による、高砥石周速度研削（以下では、高速研削と記す）は、すでに1960年代に理論的には岡村健二郎等^{2) 3)}によって、また、実験的には、H. Opitz⁴⁾等によって研究がなされている。しかし、これらの研究

は、ビトリファイド結合剤を用いたアルミナ系砥石によるもので、砥石全体が砥石構成要素（砥粒と結合剤）で作られていたため、回転遠心力による応力に対して十分安全な強度をもたせることが困難で、最高で60m/s程度の砥石周速度しか検討し得てなかった。

このような中、近年、立方晶窒化硼素（CBN）やダイヤモンドなどいわゆる超砥粒を用いた超砥粒砥石が開発され、CBN砥石は鉄系材料の高精度、高能率加工などに、また、ダイヤモンド砥石はファインセラミックや非鉄金属の高精度加工などに主として使用し始められた。現在では、人件費の高騰と高能率研削加工の要求と相まって、超砥粒砥石の利用が必要となり、その使用分野は急速に拡大しつつある。特に、超砥粒砥石の中でも、CBN砥粒は、ダイヤモンドに次ぐ硬度を持ち、鉄系材料に対して化学的に安定していることから、CBN砥粒は金属のなかで最も多く使用されている鉄鋼材料の加工に多用されている。硬度が高い合金鋼や焼き入れ処理された鋼でも、砥粒の硬度が高いため、摩耗が格段に少なく、初期の切れ味が非常に長く持続するので、目直し間寿命が非常に長い。その結果、研削比が旧来砥石に比較して非常に大きくなり、旧来の砥石の数倍になる可能性があることもすでに報告^{9) 10)}されている。この超砥粒砥石は、最外周面10mm程度が砥石構成要素で、回転遠心力により応力が集中する砥石内周部（合金部）は、金属、アルミ合金など機械的強度に優れたもので構成されていることから、さらに高速研削加工が可能である。このような超砥粒砥石の開発と高能率・高精度研削加工の要求により高速研削が、近年、再度注目され、CBN砥石を用いた高速研削加工が検討され始めている。しかし、その報告は、円筒研削を中心にいくつか見られる^{7) 8) 9)}程度で、平面研削については、わずかに見られる^{10) 11)}程度である。また、報告によっては、かなりその性能にばらつきが見られ、CBN砥石の性能は必ずしも安定して引き出されているとは言えず、この点は、CBN砥石を使用する上での大きな問題点になっている。

一方、従来より旧来砥石を用いた研削特性の研究は、数多くなされている。特に、研削はほとんどの場合、湿式研削で行なわれる。したがって、湿式研削における研削特性を把握することは、大変重要であることから数多くの研究がなされている^{12) 13) 14)}。その中で、特に、安井^{15) 16)}の報告によれば、湿式研削において研削条件が厳しくなると、砥石工作物接触弧内で研削液が、未沸騰状態から、

遷移・膜沸騰状態になり、乾式研削状態に近づくために、研削液の冷却・潤滑効果が失われることや、J. C. Jaegerの理論¹⁷⁾を用い湿式研削における、工作物等への熱流入割合などを詳細に検討し報告している。しかし、それらの研究は、A系砥石が中心で砥石周速度も20~30m/s程度の一般的な砥石周速度で、切れ刃の分布・形状と言った砥石作業面性状と研削特性の関係まで言及したものではなかった。ここで、砥石作業面性状と研削特性の関係について考えてみると、砥石の種類に関わらず、同一研削条件下で異なった研削性能になるのは、研削加工が個々の砥粒切れ刃による、切り屑生成現象の累積であり、切れ刃形状・分布と言った砥石作業面性状の違いが影響しているためと考えられる。砥石作業面の切れ刃の状態は、一義的には、砥石製造時の砥粒・粒度・集中度・結合度・結合剤などの要因によって決まるが、砥石を使用するにあたって、研削前に行なわれる、形直し、目直しによって、その研削条件に適するように調整が行なわれる。さらに、この砥石作業面上の切れ刃の状態は、研削によって摩耗、破壊、脱落といった挙動を示し、研削過程で変化する¹⁸⁾。その過程においては、目づまりなどが生じ、砥石切れ味が低下し、仕上げ面粗さが悪化したり研削焼けが生じたりし、最終的には砥石の寿命となる。これらの一連の砥石作業面の変化過程については、旧来のA系砥粒で、結合剤がビトリファイン砥石の場合については、安井ら¹⁹⁾が詳細に検討している。そこでは、目直し後の切れ刃の分布や形状と砥石の目直し間寿命との関係が詳細に報告されている。そして、それらを考慮に入れた、新しい目直し法を提案し、それらが優れた砥石性能を引き出すことが報告されている^{20) 21)}。このように、A系砥粒においては、目直しによって砥石作業面の状態を調整することで、砥石の性能や目直し間寿命が向上することが明らかにされている。CBN砥石も砥石作業面の形直し、目直し、そして研削といった研削過程における変化形態は、基本的に旧来の砥石と同じような過程を示すものと考えられる。しかし、CBN砥粒はA系砥粒に比べ高硬度（ヌーブ硬度でA系砥粒の約2倍強）で圧壊強度も大きい（A系砥粒の約5/3倍）ため耐摩耗性に優れ破壊も起こり難い。また、高温でも物理的・化学的にも安定しているため、耐摩耗性に優れ、化学的摩耗も少なく、その他にも熱伝達率も優れているため、研削加工中の温度変化に対しても優れた性能を示す。したがって、CBN砥石の場合、旧来砥石と比べ優れた性能を示すため、研削過程における砥粒切れ刃は摩耗、破壊や脱落などの変化

が少なく、初期の砥石性能が永く維持されることになる。このことは、研削前に行なわれる、目直し・形直しが、C B N砥石の性能を大きく左右することを意味している。言い換えれば、C B N砥石の優れた性能を引き出す為には、研削前に、加工目的に合致した初期砥石作業面性状を形成してやることが重要になってくる。このことは、通常砥石周速度の場合のみならず高速研削の場合も基本的には同じと考えられる。

C B N砥石には、無気孔形と有気孔形があるが、特に無気孔形は、砥石作業面を作るために、砥石形状を真円にする形直しと切れ刃を突き出させたり切り屑の逃げ場となるチップポケットを形成する目直しを別工程で行う。その過程で、砥粒の破壊・脱落が起こると予想される。従来より砥石性能を引き出すために、新しい目直し法などの開発、研究が数多くなされている^{22) 23) 24) 25) 26) 27)}。しかし、それらの研究は単に、形直し・目直し条件と研削比、仕上げ面粗さ、研削抵抗といった研削性能について述べられたものが多く、その形直し・目直し過程における、砥石作業面の切れ刃の分布・形状の変化まで言及したものは少ない、その中で、安井、中園ら^{28) 29) 30)}は、レジソンドC B N砥石の目直し過程における切れ刃の挙動や砥石作業面の切れ刃の分布・形状の変化等を詳しく検討し報告している。それによれば、一般に数多く使用されているW Aスティックを使用した目直し法では、その過程において、かなりの割合で砥粒の破壊、脱落が起こり、チップポケット平均深さは、砥石最外周面の場所により生成むらが生じることを明らかにしている。また、新たに、高能率に高切れ刃密度な目直しができ、また、チップポケット平均深さも均一に、かつある程度制御し得るスティック併用遊離砥粒法(S L A D法)を開発している³¹⁾。この一方、無気孔形C B N砥石において別作業になっている形直しは、単に、砥石形状を真円にするという役割にとどまらず、その過程において切れ刃の破壊や脱落が生じると考えられるので、形直し過程における、切れ刃の挙動や砥石作業面の変化を把握することは大変重要なことと思われる。しかし、このような形直し過程における、切れ刃の挙動や砥石作業面の変化については明らかにされていない。したがって、無気孔形C B N砥石を用いた湿式高速平面研削において、形直し・目直しによる砥石作業面性状の変化が研削特性に与える影響まで言及した研究はほとんど見られない。

このようなことから、本研究では、無気孔形C B N砥石での高速平面研削を取

り上げ、その研削特性を最適にできるような、初期砥石作業面性状を形成する形直し・目直し法について検討している。無気孔形CBN砥石は、レジンボンドCBN砥石とメタルボンドCBN砥石の2種類があるが、最初にメタルボンドCBN砥石を用いた、同一砥石作業面における研削特性に及ぼす砥石周速度の影響を調べ、高速平面研削特性を把握している。次に、砥石作業面性状を形直し・目直しを行うことで変化させることにより、砥石作業面性状が高速研削特性に及ぼす影響を検討し、最適な高速研削用の砥石作業面性状の検討を行っている。次に、目直し・形直しで変化する砥粒切れ刃の分布・挙動などを把握し、その変化が研削特性に与える影響などを明らかにしている。そして、それらの結果を基に、高速研削のための最適形直し・目直し手順を示し、無気孔形CBN砥石の初期砥石作業面の形成法を明らかにしている。

まず、第2章では、同一砥石作業面における、高速研削特性を把握するために、連続切れ刃間隔2.2mm程度、チップポケット平均深さが30 μ m程度の砥石作業面における高速研削特性を検討している。実験では、使用する研削盤の特性を十分に把握して、安全性を考慮した、最大砥石周速度85m/sまでの特性を調べている³²⁾。

第3章では、砥石作業面性状が高速研削特性に及ぼす影響を把握するために、砥石作業面を目直し・形直しを行うことで変化させ、変化した砥石作業面性状と高速研削特性の関係を調べるとともに、高速研削に適する砥石作業面性状について検討している³³⁾³⁴⁾。

第4章では、形直し過程における切れ刃の分布・形状の変化を把握するために、実験過程において、同一砥粒を高精度に追跡観察できるシステムを製作するとともに、そのシステムを用いて形直し過程における砥石作業面の切れ刃の分布・挙動を明らかにしている³⁵⁾³⁶⁾。

第5章では、形直しが砥石性能にどのような影響を及ぼすのかを把握するために、形直し過程の研削特性の変化を調べ、形直しによる砥石作業面性状の変化と研削特性の関係を明らかにするとともに、最適形直し手順を示している³⁶⁾³⁷⁾。

第6章では、砥石作業面性状の最適形成法を検討するために、まず、必要以上に切れ刃が密の場合や形直しを大量に行ったことにより切れ味が低下した砥石を、目直しによる砥粒切れ刃の破壊特性を利用して、砥石最外周面の砥粒切れ刃分布

・形状の調節法を検討している^{*)}。さらに、一連の形直し・目直し特性を考慮して、最適形直し・目直し手順を用いた、高速研削のための初期砥石作業面の形成法を示している。さらに、明らかにした形直し特性を利用し、形直し段階で砥石作業面性状を推測するシステムについても検討している。

参 考 文 献

- 1) 例えば, 相澤龍彦, 前川佳徳: C A E 新製品開発・設計支援コンピュータ・ツール, 共立出版株式会社(1990).
- 2) 岡村健二郎: 高速研削, 精密工学会誌, 35, 8(1969)485.
- 3) 岡村健二郎, 中島利勝: 砥粒切れ刃による研削現象の研究(第5報), 精密工学会誌, 33, 4(1967)237.
- 4) H. Opitz, K. Guhring: High Speed Grinding, 17th, CIRP Sept. (1967).
- 5) 横川和彦, 横川宗彦: C B N ホイール研削加工技術, 工業調査会(1988).
- 6) 横川和彦: レジンボンドボラゾン C B N ホイールの砥粒突き出し量が研削性能に及ぼす影響, 精密工学会誌, 52, 4, (1986)679.
- 7) 向井良平, 吉見隆行, 今井智康, 海野邦彦: C B N 砥石による高速研削加工,
(第1報) 1989年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1989)607.
(第2報) 1990年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1990)395.
(第3報) 1991年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1991)769.
(第4報) 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992)809.
- 8) 江川庸夫, 興野文人, 井上孝二: c B N ホイールによる超高速研削の効果, 1991年度精密工学会秋季学術講演会論文集, (1991)771.
- 9) 高野基彰, 酒井安昭, 井上孝二: ビトリファイド C B N ホイールによる超高速研削, 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992)807.
- 10) 由井明紀, 板垣雅彦ほか: C B N 高速研削盤の試作,
(第1報) 1990年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1990)393.
(第2報) 1991年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1991)269.
- 11) 安井平司, 木村洋一: 湿式研削温度に及ぼす砥石周速度の影響について, 1991年度精密工学会春季大会学術講演会論文集, (1991)947.
- 12) 高沢孝哉: 研削温度に関する理論的解析
(第1報) 研削面表層温度分布の理論とその測定法, 精密工学会誌, 30, 11(1964)851.

- (第2報) 研削熱の加工物への流入割合, 精密工学会誌, 30, 12(1964)914.
- 1 3) 齊藤勝政, 鍵和田忠夫: 平面研削における砥石温度の測定, 精密工学会誌, 42, 12(1976)1165.
- 1 4) 鍵和田忠夫, 齊藤勝政: 平面研削における被削材温度の測定, 日本機械学会論文集(第3部), 42, 358(1976)1925.
- 1 5) 安井平司: 湿式研削温度の研究
- (第1報) 接触弧内における研削液の沸騰, 精密工学会誌, 48, 5(1982)609.
- (第2報) 湿式研削温度に及ぼす研削条件の影響(その1), 精密工学会誌, 50, 2(1984)383.
- (第3報) 湿式研削温度に及ぼす研削条件の影響(その2), 精密工学会誌, 51, 9(1985)1718.
- (第4報) 湿式研削における熱流入割合の検討(その1), 精密工学会誌, 56, 1(1990)169
- (第5報) 湿式研削における熱流入割合の検討(その2), 精密工学会誌, 56, 11(1990)2087.
- 1 6) 安井平司: 湿式研削における焼け発生温度, 精密工学会誌, 56, 3(1990)521.
- 1 7) J. C. Jaeger: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, Proc. Roy. Soc. New South Wales, 76, (1942)203.
- 1 8) 津和秀夫: 研削における砥粒の挙動について
- (第1報), 精密工学会誌, 26, 4(1960)199.
- (第2報) 切れ刃分布, 精密工学会誌, 27, 6(1961)409.
- (第3報) 切れ刃面積率, 精密工学会誌, 27, 6(1961)414.
- (第4報) 切れ刃の顕微鏡観察, 精密工学会誌, 27, 11(1961)719.
- 1 9) 安井平司, 津和秀夫: 砥石作業面性状の定量化に関する研究
- (第1報) 切れ刃分布, 精密工学会誌, 40, 8(1974)639.
- (第2報) 切れ刃の幾何学形状, 精密工学会誌, 42, 10(1976)937.
- 2 0) 津和秀夫, 田部悟, 安井平司: 研削砥石の性能向上に関する研究(第1報) 特殊目直し法による連続切れ刃間隔の調整の効果, 精密工学会誌, 36, 11(1970)739.
- 2 1) 安井平司, 中園汎, 津和秀夫: 振動目直しに関する研究(第1報) 超音波

- 振動目直しによる研削砥石寿命向上；精密工学会誌， 39,10(1973)1030.
- 2 2) 井上英夫：超砥粒砥石のツルーイングとドレッシング， 機械と工具，26,10
(1982)46.
- 2 3) 鈴木節夫， 浅見淳一， 朝比奈圭一， 町野欣一：C B N 砥石用金属焼結ドレ
ッシングスティックの開発， 精密工学会誌， 53,7(1987)1123.
- 2 4) Notter A T, Bailey M M : Truing and dressing and CBN grinding
wheels. Ind Diamond Rev.5(1977)163.
- 2 5) 北村紀晴：C B N 砥石による効率的研削加工， 機械と工具， 26,10(1982)
59.
- 2 6) 山田良二：C B N 砥石のツルーイング， ドレッシングと研削性能， 機械と
工具， 26,10(1982)78.
- 2 7) Salje E , Mohlen H : Topography and wear behavior of CBN grinding
wheels. Tech Pap Soc Manuf Eng, [MR-86-635] (1986)18.
- 2 8) 中園汎， 安井平司， 久留須誠：レジンボンドC B N 砥石の目直しに関する
研究（第1報） - 砥石作業面の生成過程 - ， 精密工学会誌， 55,6(1989)
1073.
- 2 9) 中園汎， 安井平司， 久留須誠， 細川晃：レジンボンドC B N 砥石の目直し
に関する研究（第2報） - W A スティックによる結合剤の除去過程 - ，
精密工学会誌， 55,10(1989)1874.
- 3 0) 細川晃， 安井平司， 中園汎， 工藤和生， 久留須誠：レジンボンドC B N 砥
石の目直しに関する研究（第3報） - 仕上げ面粗さに及ぼす目直し条件
の影響 - ， 精密工学会誌， 56,11(1990)2093.
- 3 1) 中園汎， 安井平司， 久留須誠：レジンボンドC B N 砥石の目直しに関する
研究（第4報） - 高能率・ムラ無し・高切れ刃密度生成目直し法の検討 - ，
精密工学会誌， 57,2(1991)330.
- 3 2) 安井平司， 川下智幸：メタルボンドC B N 砥石の湿式高速平面研削特性，
1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集， (1992)813.
- 3 3) 安井平司， 川下智幸：湿式研削温度に及ぼすC B N 砥石作業面の影響につ
いて， 1993年度日本機械学会鹿児島地方学術講演会， (1993)7.
- 3 4) 安井平司， 川下智幸， 大崎真壽：レジンボンドC B N 砥石の形直し特性の

- 一検討, 精密工学会誌, 58, 8(1992)1351.
- 35) 安井平司, 川下智幸, 大崎真壽: 無気孔型CBN砥石の最適形直し・目直し法の研究, 1991年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1991)439.
- 36) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: 無気孔型CBN砥石の最適形直しの検討, 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992)837.
- 37) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: メタルボンドCBN砥石の性能に及ぼす形直しの影響, 精密工学会誌, 59, 9(1993)1495.
- 38) 川下智幸, 安井平司, 中園汎: SLAD目直し法による超砥粒砥石の切れ刃性状調節について, 1993年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1993)931.

第2章 メタルボンドCBN砥石 の湿式高速研削特性

2-1 緒 論

研削加工の高能率化するための方策として、高速研削が考えられるが、その高速研削の歴史は古く、すでに1960年代に、岡村等¹⁾やOpitz等²⁾により検討され始めている。そして、研削抵抗、仕上げ面粗さ、研削比等を中心に、研削特性が調べられている。しかし、それらの研究はビトリファイド結合剤を用いたアルミナ系砥石によるもので、砥石全体が砥粒層で構成されていたことから、砥石の強度の点からおのずと限界があり、最高砥石周速度は60m/s程度であった。

近年、立方晶窒化硼素(CBN)やダイヤモンドなどいわゆる超砥粒を用いた超砥粒砥石が開発され、在来砥石の構造とは異なり、最外周部に暑さ10mm程度のCBN砥粒層を設け、高速回転することにより応力が集中する砥石内周部(合金部)には、金属やアルミ合金など機械的強度に優れた材料が使用できることから、砥石の強度の問題が解決され、さらに容易に高速研削加工が可能になった。

高速研削の領域は、研削作業によって異なると考えられるが、現在、最も良く使用される20~30m/sの砥石周速度を考えた実用的な観点からすれば、一部の加工で、すでに行なわれている100m/s程度での高砥石周速度が一応の目安と考えられ、その研削技術の確立が重要であろう。一方、さらに高能率レベルを考えた場合には200~300m/s程度が直感的に次の目安と考えられる。しかし、従来の検討では、研削盤や砥石の性能等の制約により、上述のように60m/s程度までが中心で、今後実施を考えようとしている高速研削領域までの十分な検討ができていない。特に、研削現象は切れ刃の分布・形状と言った砥石作業面性状に大きく左右されるので、高速研削を検討する上で、砥石作業面性状と研削特性の関係については重要であると思われるが、湿式研削での系統的な検討については60m/s程度までの砥石周速度においてもほとんどなされていない。このように高速研削を実施しようとする場合には、従来の程度も含めて研削特性を再検討する必要がある。その検討結果は、今後の研削技術の方向を見極める上で重要であると考えら

れる。また、無気孔形 CBN 砥石の性能を最大限に引き出す上で、切り屑の逃げ場としてチップポケットの形成、すなわち、砥粒を突き出させる必要がある。横川³⁾は、ダイヤルゲージを用いて砥粒突き出し量を測定し、目直し直後の砥粒突き出し量と砥石の寿命の関係を調べ、砥粒突き出し量は $30\mu\text{m}$ 位が最適で CBN 砥石の優れた性能を発揮できるとしている。

このようなことから、本章では、同一砥石作業面性状における砥石周速度の影響を把握するために、砥石作業面をチップポケット平均深さ $30\mu\text{m}$ 程度に形成させ、 100m/s に近い 85m/s までの砥石周速度において、高速研削に対する安全性の問題に十分対処できる、研削盤と無気孔形メタルボンド CBN 砥石を用いて湿式研削における研削抵抗、発生研削熱、研削温度および仕上げ面粗さを調べ、研削特性に及ぼす砥石周速度の影響を概括的に検討した。

2-2 実験装置および方法

2-2-1 実験装置

実験は、岡本工作機械製作所製の精密平面研削盤を用いて行った。図 2-1 に本実験システムの外観を示す。図 2-2 および図 2-3 に、研削抵抗・研削温度の測定システムとその研削抵抗・研削温度の測定結果の一例を示す。研削温度は、図に示すように、工作物間に絶縁物であ

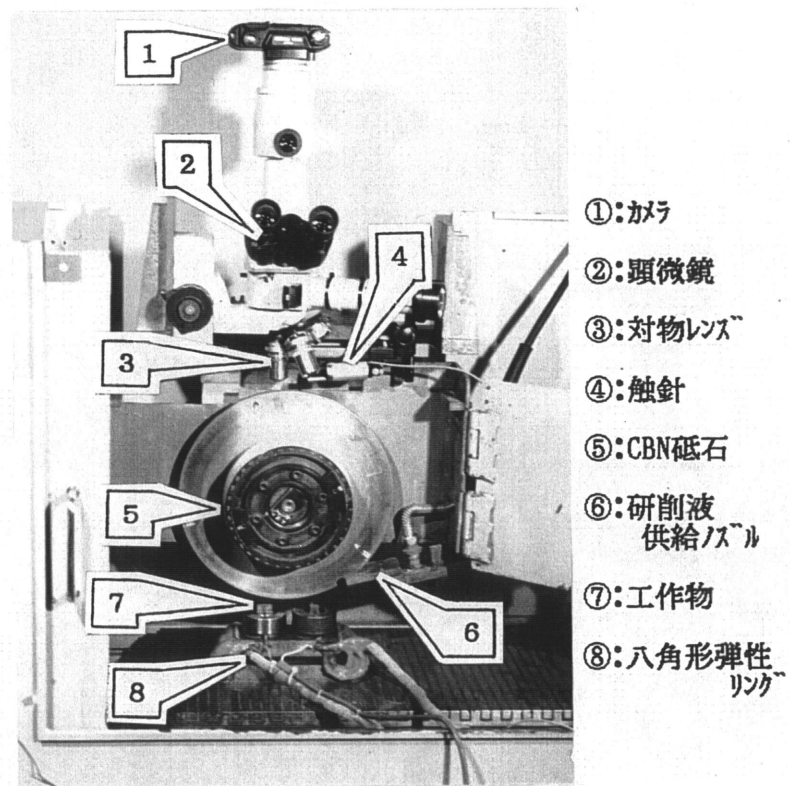


図2-1 実験システムの外観

る雲母を介して、厚さ $10\mu\text{m}$ 程度のニッケル線をはさみ研削時に熱電対を構成させるような方法で測定した⁴⁾。なお、研削温度は、接触領域内の最大上昇温度⁴⁾（砥石研削点温度、以後研削温度）で検討した。実砥石切込みは、研削実験測定時に、工作物を縦送り方向にわずかに送り、工作物に段差を付けることにより求めた。研削抵抗は、八角形弾性リングの変位を半導体歪ゲージで検出し、増幅器を介しA/D変換し、パーソナルコンピュータに取り込むことにより測定した⁵⁾。

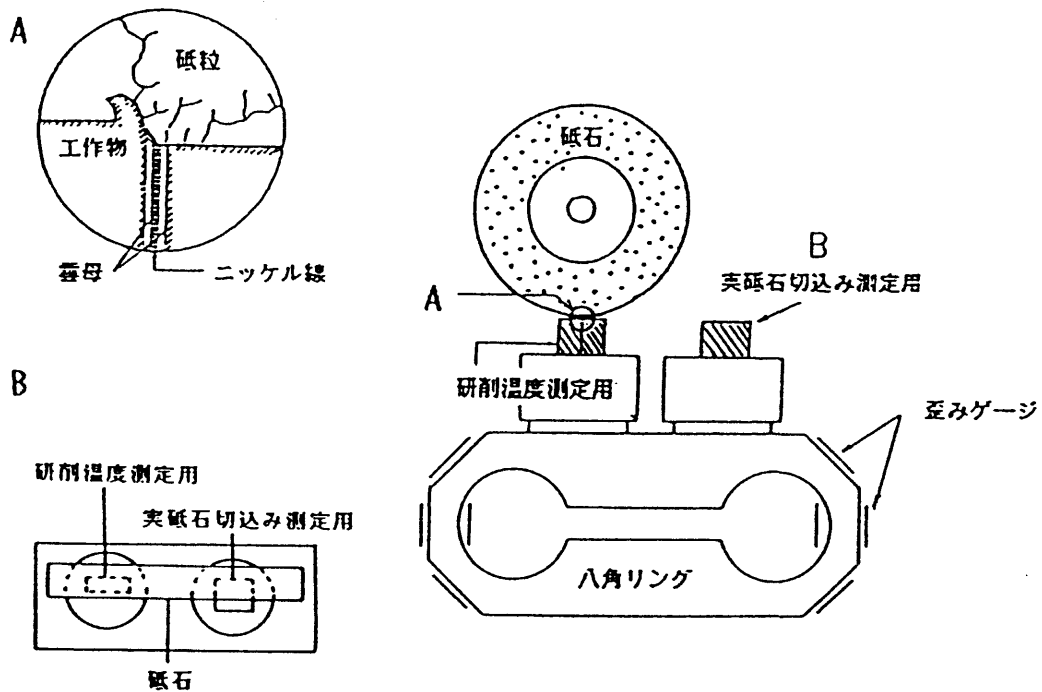


図2-2 研削実験測定システム

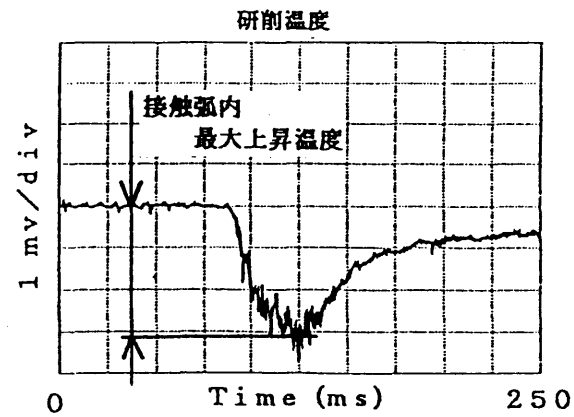
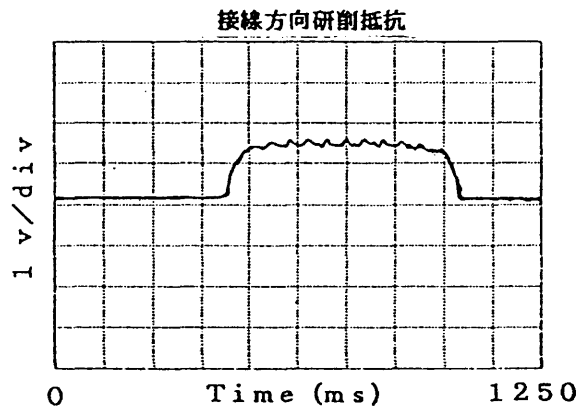
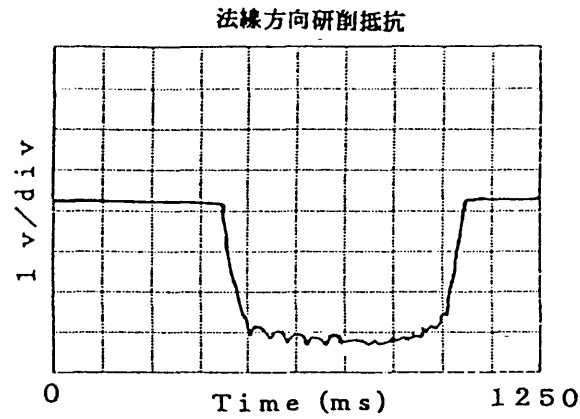
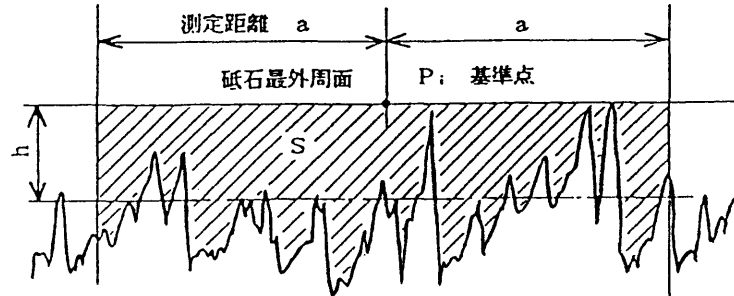


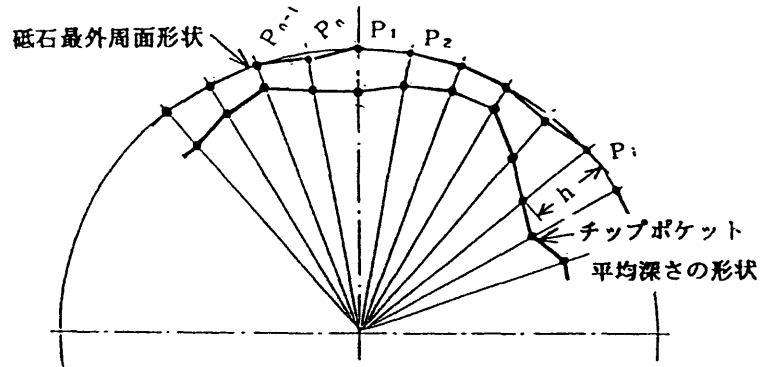
図2-3 研削抵抗・温度の測定結果の一例
 [研削条件] CBN140Q50M $V_g: 20 \text{ m/s}$ $v_w: 0.033 \text{ m/s}$
 Down cut $t_c: 20 \mu\text{m}$ SKD 11($H_v \approx 800$) Soluble 1/50

2-2-2 砥石作業面性状の観察・測定および解析装置

図2-1に、砥石作業面性状の観察・測定システムの外観を示す。図のように砥石軸ヘッド上部に装着した顕微鏡ユニットおよび粗さ計の触針を用いて観察測定する。砥石作業面の円周方向断面プロフィールは、触針式粗さ計から出力されるデータを、A/D変換後、パーソナルコンピュータに取り込み、内部で演算処理することにより求める。なお、サンプリング間隔は砥石周上で $6\mu\text{m}$ である。砥石作業面性状を砥石全周にわたって把握するため、チップポケット平均深さおよび砥石



(a) チップポケット平均深さの定義



(b) 砥石最外周面形状とチップポケット平均深さの表示法

図2-4 チップポケット平均深さの定義と
砥石作業面性状の表示法

最外周面形状なるものを導入した⁶⁾。図2-4に、その定義と表示法を示す。なお、その演算処理は、図2-5に示すような処理方法でパーソナルコンピュータで行っている。すなわち、図2-4に示すような、砥石作業面の断面プロフィールにおいて、砥石最外周面とCBN砥粒あるいは結合剤面との間、図中で斜線を施した部分をチップポケットとして、その面積 S を、基準点 P_i の前後の測定距離 $2a$ で除した、 $h = S / 2a$ なるものを、基準点 P_i でのチップポケット深さ h と定義した。このように定義した、チップポケット平均深さ h を砥石周上を72等分($P_1, P_2, P_3, P_4, \dots$)して求め、それぞれの基準点でのチップポケット平均深さ h を結び、砥石全周で比較した。砥石最外周の形状については、72等分された各分割部においての最外周点を、分割部における最外周面として各基準点を結び全周の砥石形状とした。(図2-8に出力例を示す。)

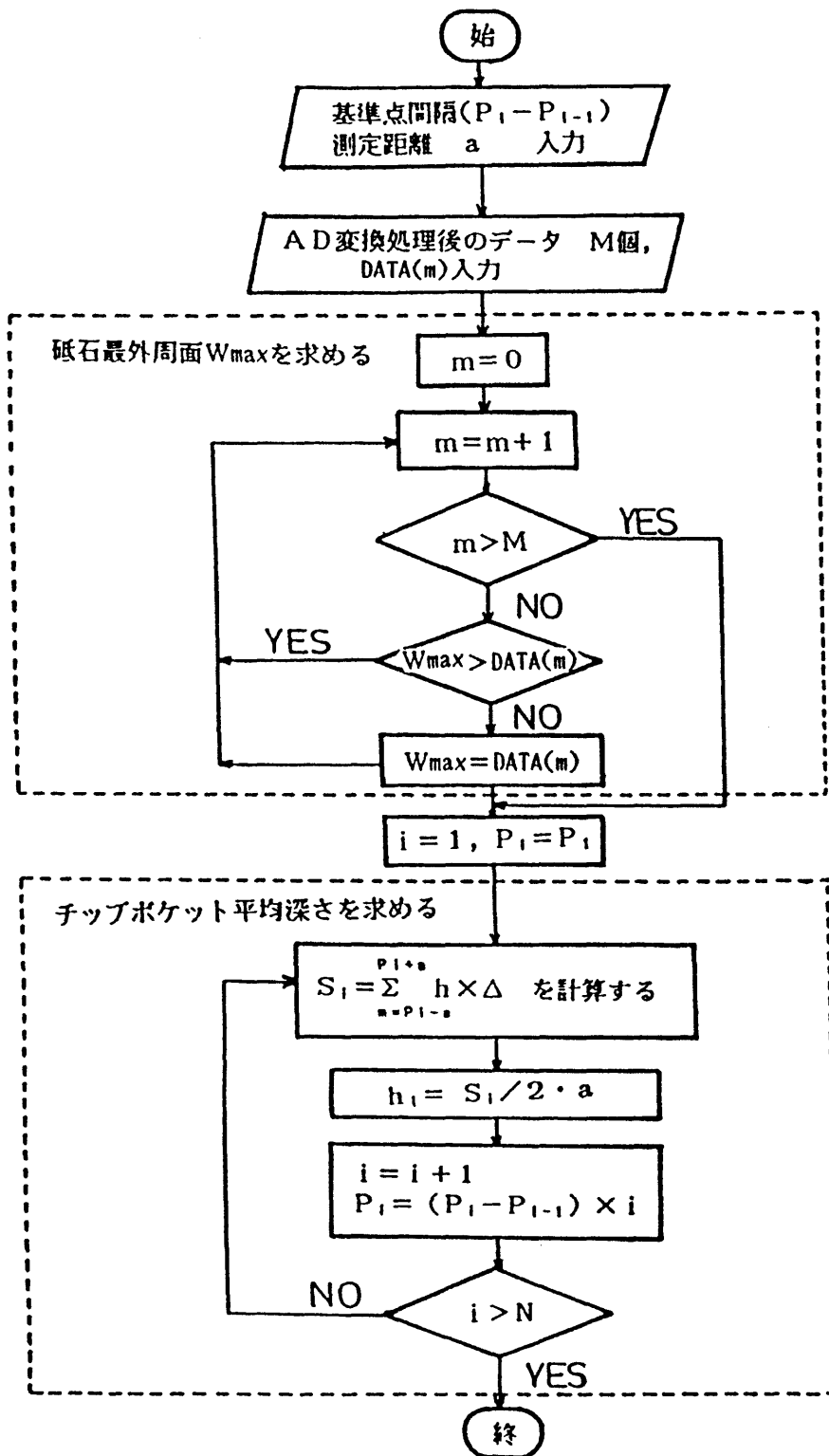


図2-5 砥石最外周形状とチップポケット平均深さ
の計算方法フローチャート

2-2-3 実験条件

表2-1に本実験で用いた主な研削条件を示す。砥石は、メタルボンドCBN砥石(CBN140Q50M)を用いた。研削実験前に行なう、形直しは図2-6に示す方法で、砥石周速度33.3 m/s, ツルア切込み5 μ m/pass, テーブルは縦送りのみで100 μ m/revで行った。目直しは形直し後に、安井や中園ら⁶⁾が開発した、図2-7に示すようなスティック併用型遊離砥粒目直し法(SLAD法)で行った。この目直し法は、図に示すように、予め溝を切ったWAスティックに、研削液を浸したWAの遊離砥粒を充てんし、そのWAスティックをダウンカット研削することにより、遊離砥粒を接触領域に吸い込ませ、接触弧内で滑りまたは転動によるラッピング作用によりCBN砥石の結合剤を効率的に除去しようとするものである。

表2-1 実験条件

研削条件	
研削盤	岡本精密平面研削盤 PSG-63DX
砥石	CBN140Q50M (D=300mm)
工作物	SKD11 (Hv \approx 800)
砥石周速度 テーブル速度	V _s : 20, 50, 85 m/s v _w : 0.0017, 0.033, 0.067 0.15 m/s
砥石切込み	t _t : 2~150 μ m (Down cut)
研削液	乾式 タイプ: ソリュブル(1/50) 流量: 12 l/min

形直し条件

ワーク 砥石周速度 テーブル速度 ワーク切込み 研削液	多石ダイヤモンドワーク SD100P V _t : 33.3 m/s v _{tc} : 100 μ m/rev t _{st} : 5 μ m/pass ソリュブル(1/50)
---	---

目直し条件

目直し方法	SLAD法 #320 (スティック併用型遊離砥粒目直し法)
砥石周速度 テーブル速度	V _d : 33.3 m/s v _{td} : 0.033 m/s
スティック切込み 研削液	t _{sd} : 100 μ m/pass ソリュブル(1/5)

る。WAスティック・遊離砥粒は#320番で、砥石周速度33.3m/s, テーブル速度0.033m/s, スティック切込み100 μ m/passで行った。実験に使用した砥石作業面は、このSLAD目直し法を用いて、チップポケット平均深さを30 μ m程度とした。

工作物は、ピッカース硬度で800程度の焼き入れ処理を施したSKD11を用いた。研削液（JIS W2種1号相当の50倍希釈液）は、砥石軸方向に幅広な \square 19mm x1mmの出口形状のノズルで研削点に毎分12リットルの流量で供給した。砥石周速度20.50, 85m/s, テーブル速度0.0017, 0.033, 0.067, 0.15 m/s, 砥石切込み2~150 μ mで行った。

高速研削では、すでに報告されているように、びびり¹⁾や切れ刃

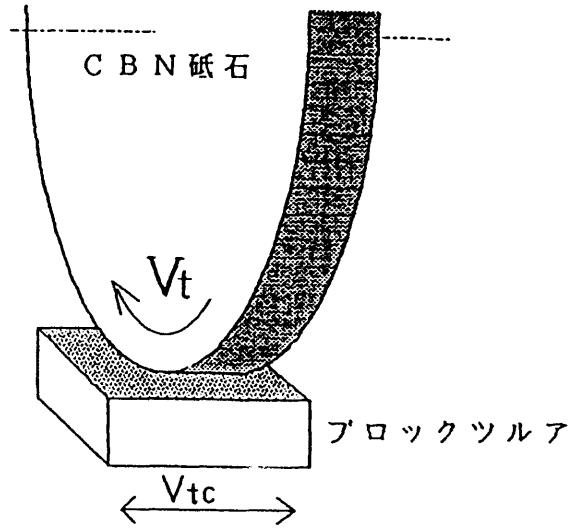


図2-6 形直し方法

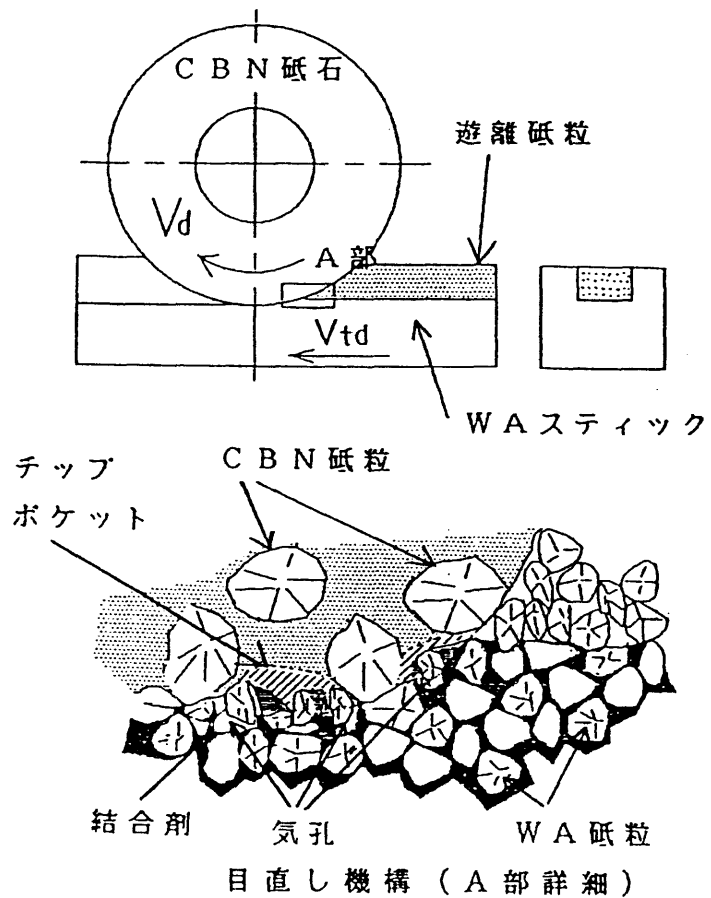


図2-7 目直し方法

による工作物の切削状況等に、砥石の真円度や切れ刃分布および形状が特に大きな影響を与える可能性があると思われる。そこで、形直しを入念に行い、チップポケット平均深さを $30\mu\text{m}$ 程度に形成するだけではなく、砥石最外周形状の真円度は約 $1\mu\text{m}$ とした。図2-8に、本実験で使用した、砥石最外周面形状およびチップポケット平均深さを示す。図より、チップポケット深さも全周均一で砥石形状もほぼ真円になっていることがわかる。

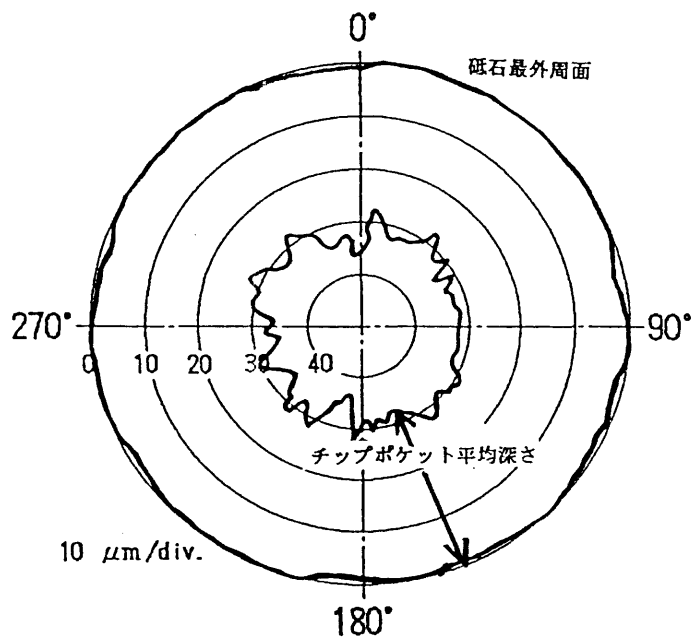


図2-8 研削実験に用いた砥石の作業面性状

図2-9に、この砥石作業面性状でびびり発生の確認を行った場

合の研削方向仕上げ面粗さの測定例を示す。図のように、砥石周速度 $20, 50, 85\text{m/s}$ でも、このような方法で砥石作業面を形成した場合は、びびりは見られず良好な仕上げ面粗さが得られた。

以上のように、砥石作業面を精密な形に形成することにより、びびりは本実験の最高砥石周速度（高砥石回転数）までは認められず、また、砥石周速度による大きな変化もほとんど見られなかった。

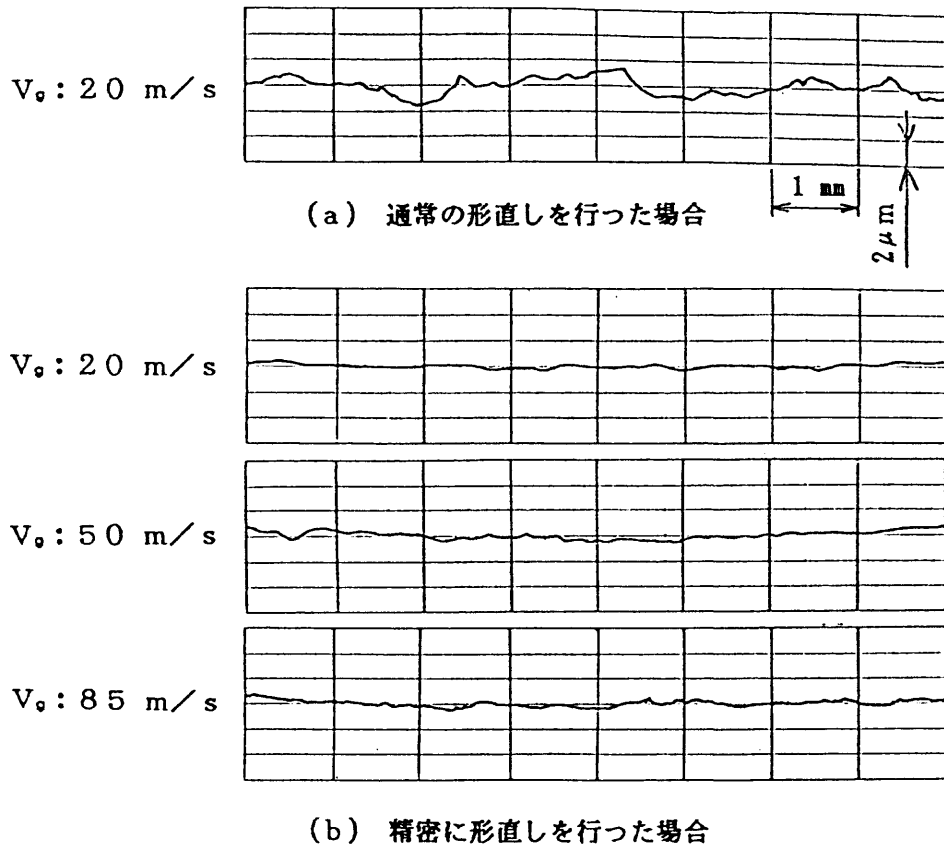


図2-9 形直しによる工作物仕上げ面粗さの違い
 [研削条件] CBN140Q50M $v_w: 0.033 \text{ m/s}$ Down cut
 $t_s: 20 \mu\text{m}$ SKD 11($H_v \approx 800$) Soluble 1/50

2-3 実験結果および考察

2-3-1 研削抵抗

図2-10および図2-11にテーブル速度 $v_w=0.033\text{m/s}$ で、砥石周速度 V_s を変えて研削した場合の、実砥石切込み t_s と法線研削抵抗 F_n および接線研削抵抗 F_t の関係を示す。なお、後述する研削温度の結果を基にして、各データに対する接触孤内の研削液の状態を、安井⁸⁾が報告したような、研削液の未遷移沸騰状態と遷移沸騰・膜沸騰状態とに区別して示した。両図より、 F_n および F_t の両研

削抵抗とも t_a が増加するとともに増加するが、遷移沸騰状態を越える付近で両研削抵抗の増加形態に変化が生じるのがわかる。また、同じ t_a では、 V_g が速くなると研削抵抗が小さくなる。

図2-12および図2-13に砥石周速度 V_g が20, 85m/sの場合の、実除去速度 Z_s と法線研削抵抗 F_n および接線研削抵抗 F_t の関係を示す。

両図より、同じ Z_s では、 V_g が速い85m/sの方が両研削抵抗とも低くなるのがわかる。また、同一 Z_s では、テーブル速度 v_w が速くなるにつれて、両研削抵抗とも減少する傾向にある。

ただし、 F_t は V_g が速い85m/sの場合では、 v_w が0.067m/sと0.033m/sとでは、ほとんど差がなくなっているのが特徴的である。なお、結果は省略したが $V_g=50$ m/sの場合、両研削抵抗とも

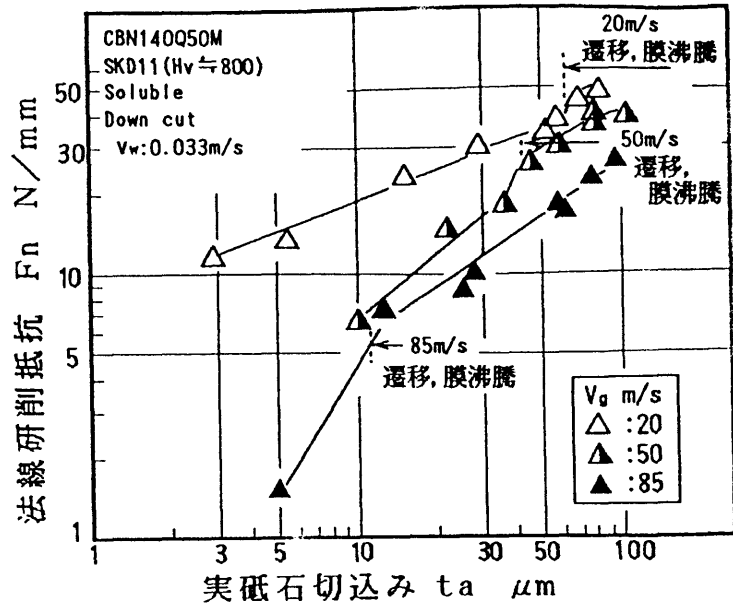


図2-10 法線研削抵抗におよぼす砥石周速度の影響

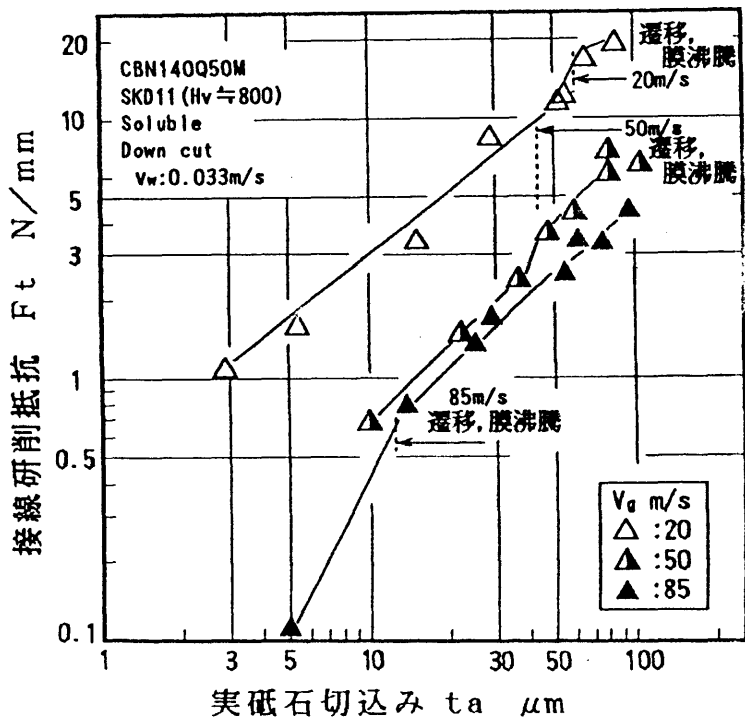


図2-11 接線研削抵抗におよぼす砥石周速度の影響

20m/sと85m/sの場合の中間的な値を示し、両研削抵抗に対する v_w の影響は85m/sと同様な傾向であった。

高速研削にすると研削抵抗が減少し、研削抵抗に対するテーブル速度の影響が変化するのは、定性的かつ概略的には、同一工作物表面を通過する切れ刃数が増加し、切れ刃当たりの除去量が減少するためと考えられるが、このことは今後の高速研削の研削現象を考えるうえで重要なので、もう少し言及しておく。

砥石-工作物接触領域での研削抵抗は、弾性接触状態の切れ刃に対する研削抵抗が小さいとして無視すると、図2-14に模式図を示すように切削状態の切れ刃と上滑り状態の切れ刃に作用する研削抵抗の和と考えられる⁹⁾。

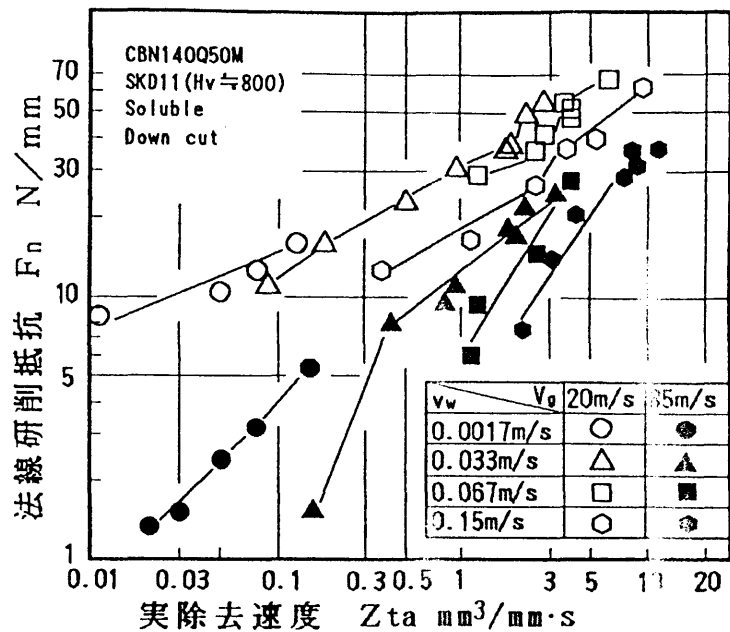


図2-12 研削条件の違いにおける
法線研削抵抗と実除去速度の関係

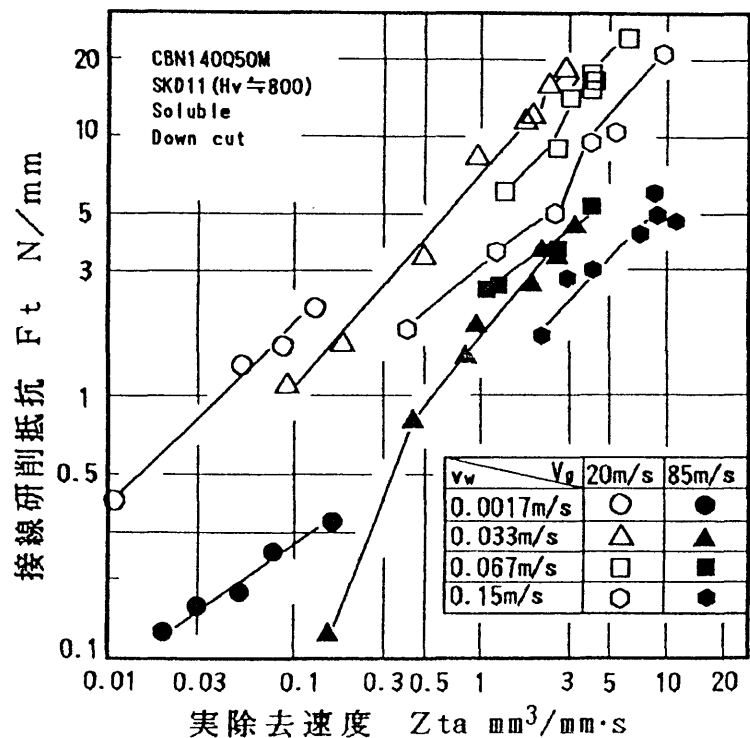


図2-13 研削条件の違いにおける
接線研削抵抗と実除去速度の関係

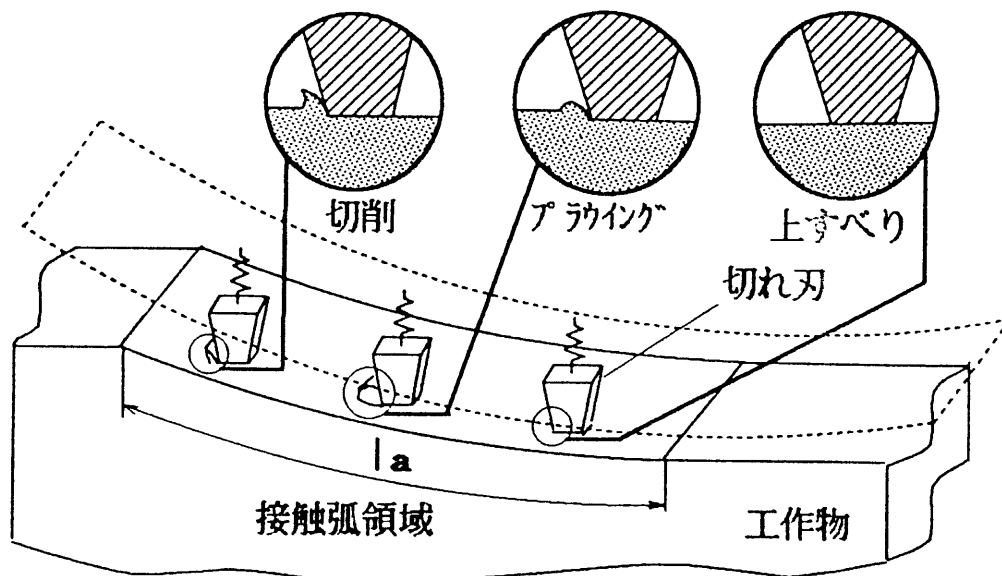


図2-14 砥石-工作物接触弧領域内の切れ刃の状態（模式図）

そして、単位研削幅当たりの法線研削抵抗 F_n (N/mm) は砥石-工作物接触弧長さを $l_a = (D \cdot ta)^{1/2}$ (D : 砥石直径 (mm)) とすると、次のように表される。

$$F_n = F_{nc} + F_{np} \quad (2-1)$$

$$= \sum (f_n)_c + \sum (f_n)_p \quad (2-2)$$

$$= k_c \cdot n_d \cdot l_a \cdot (f_n)_c + k_p \cdot n_d \cdot l_a \cdot (f_n)_p \quad (2-3)$$

$$\text{ここで、} k_c + k_p = 1 \quad (2-4)$$

また、単位砥石-工作物接触面当たりの法線研削抵抗 F_N は以下のようなになる。

$$F_N = F_n / l_a = (F_{nc} + F_{np}) / l_a \quad (2-5)$$

$$= k_c \cdot n_d \cdot (f_n)_c + k_p \cdot n_d \cdot (f_n)_p \quad (2-6)$$

法線研削抵抗の場合と同様にして、接線研削抵抗 F_t は次のように表される。

$$F_t = F_{tc} + F_{tp} \quad (2-7)$$

$$= \sum (f_t)_c + \sum (f_t)_p \quad (2-8)$$

$$= k_c \cdot n_d \cdot l_a \cdot (f_t)_c + k_p \cdot n_d \cdot l_a \cdot (f_t)_p \quad (2-9)$$

また、単位砥石-工作物接触面当たりの接線研削抵抗 F_T は以下のようなになる。

$$F_r = F_t / l_s = (F_{tc} + F_{tp}) / l_s \quad (2-10)$$

$$= k_c \cdot n_d (f_t)_c + k_p \cdot n_d (f_t)_p \quad (2-11)$$

ここで、

F_{nc} : 切削状態の切れ刃にかかる単位研削幅当りの法線研削抵抗の総和 (N/mm)

F_{np} : 上滑り状態の切れ刃にかかる単位研削幅当りの法線研削抵抗の総和 (N/mm)

F_{tc} : 切削状態の切れ刃にかかる単位研削幅当りの接線研削抵抗の総和 (N/mm)

F_{tp} : 上滑り状態の切れ刃にかかる単位研削幅当りの接線研削抵抗の総和 (N/mm)

f_n : 切れ刃にかかる単位研削幅当りの法線方向研削抵抗 (N/mm)

f_t : 切れ刃にかかる単位研削幅当りの接線方向研削抵抗 (N/mm)

()_c: 切削状態における研削抵抗を表わす

()_p: 上すべり状態における研削抵抗を表わす

k_c : 切削状態にある切れ刃の割合

k_p : 上滑り状態ある切れ刃の割合

n_d : 砥石作業面上の平均切れ刃密度

図 2 - 1 2, 図 2 - 1 3 のように同一実砥石切込み, すなわち, (2-3)式と(2-9)式において同一の l_s で, 高速研削になると研削抵抗が減少するのは, 両式において $(f_n)_c > (f_n)_p$ および $(f_t)_c > (f_t)_p$ である一方, 高速研削になると k_p が増加し, k_c が減少することおよび $(f_n)_c$, $(f_n)_p$, $(f_t)_c$, $(f_t)_p$ が減少することの影響が考えられる¹⁰⁾.

2 - 3 - 2 発生熱量

図2-15に、砥石周速度 V_s が20m/sと85m/sの場合の、単位研削幅当たりの発生熱量 Q と実除去速度 Z_{ta} との関係を示す。 Q は $Q=Ft \cdot V_s$ で求めた。図より、 Q は Z_{ta} の増加とともに増加するが、同一テーブル速度 v_w では V_s によって、研削抵抗ほど大きな変化を示さず、 v_w が0.0017m/sを除いては、逆に、 $V_s=85m/s$ の場合の方が若干大きくなる傾向を示すのがわかる。上述したように、研削抵抗は V_s を速くすると、相当大きく減少したのに対して対象的になっている。また、同一砥石周速度では、 v_w が速くなるにつれて Q が減少するのがわかる。なお、 $V_s=50m/s$ の場合は省略したが、20m/sと85m/sの中間的な値になったことを付言する。

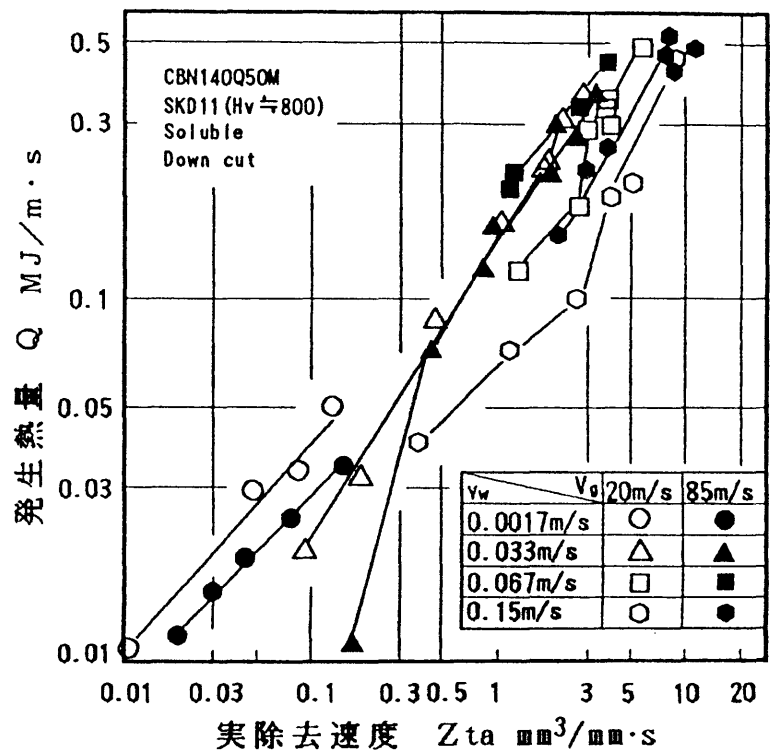


図2-15 研削条件の違いにおける発生熱量と実除去速度の関係

2-3-3 研削温度

図2-16に、テーブル速度 v_w が 0.033m/s の場合の接触弧内最大上昇温度 θ_{max}^* に及ぼす砥石周速度 V_g の影響を示す。図よりわかるように、各砥石周速度の場合とも、安井が報告している⁶⁾ような θ_{max}^* が 100°C 程度から急激に上昇し始め、研削液の状態が未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態へ移行する傾向がみられる。また、この遷移沸騰状態への移行は V_g が速くなるとともに、小さな実砥石切込み t_a で生じることがわかる。

図2-17に、砥石周速度 V_g が 20m/s と 85m/s の場合の、研削温度 θ_{max}^* と実除去速度 Zt_a との関係を示す。図より、同じ Zt_a では、 $v_w=0.0017\text{m/s}$ を除いては、いずれの v_w の場合

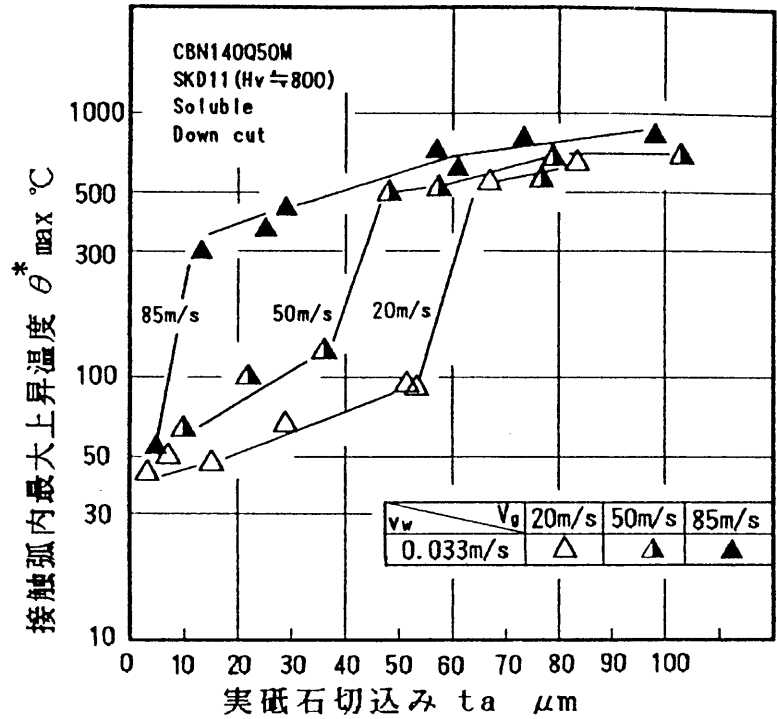


図2-16 砥石周速度の違いにおける研削温度と実砥石切込みの関係

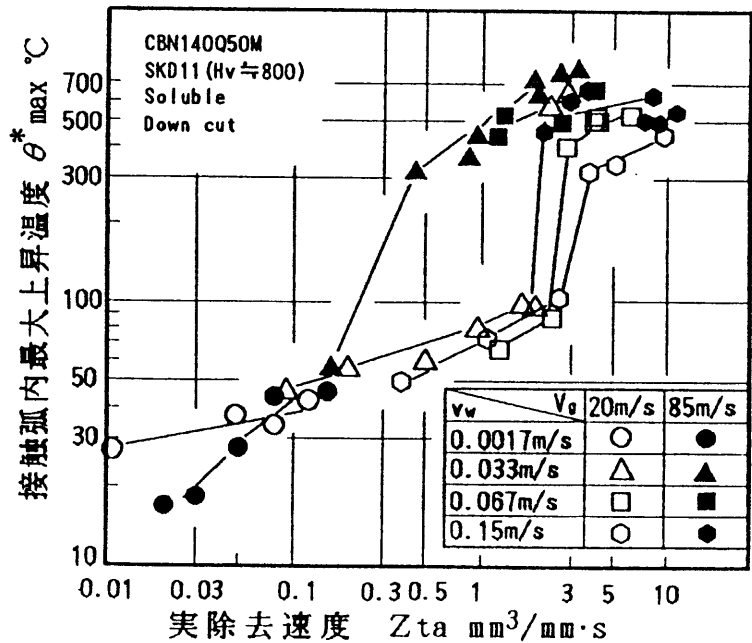


図2-17 研削条件の違いにおける研削温度と実除去速度の関係

でも、 V_g が速い方が、 θ_{max}^* が高くなる。また、 $V_g=20\text{m/s}, 85\text{m/s}$ で未沸騰状態から遷移沸騰へ移行する現象が見られた $v_w=0.033\text{m/s}$ では、 V_g が速い方が、臨界除去速度 $(Z_{t,c})_c$ が小さくなるのがわかる。なお、 $v_w=0.067, 0.15\text{m/s}$ では、 $V_g=20\text{m/s}$ の場合は、遷移沸騰への移行現象がみられたが、 $V_g=85\text{m/s}$ では、小さな $Z_{t,c}$ からも遷移沸騰状態になっていることがわかる。
 $v_w=0.0017\text{m/s}$ の場合は、 $V_g=20, 85\text{m/s}$ とも、未沸騰状態にあることがわかる。

図2-18に、砥石周速度 V_g が20, 50m/sと85m/sの場合の、研削温度 θ_{max}^* と単位砥石-工作物接触面積当りの発生熱量 q ($q=Q/l_s$)との関係を示す。図より、前述したように、ある $(Z_{t,c})_c$ から、遷移沸騰状態に移行するような研削条件では、ある臨界発生熱量 $(q)_c$ を越えると未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態に移行するのがわかる。

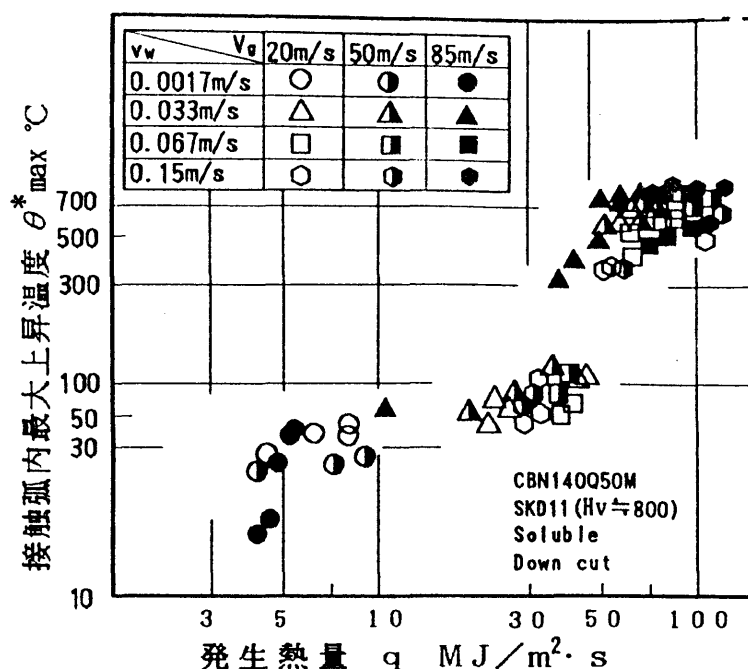


図2-18 研削条件の違いにおける研削温度と発生熱量の関係

2 - 3 - 4 仕上げ面粗さ

図2-19に、仕上げ面粗さ R_z に及ぼす砥石周速度 V_g の影響を示す。なお、研削温度の結果より、各データを未遷移沸騰状態と遷移沸騰状態・膜沸騰状態とに区別して記す。また、類似した砥石作業面でテーブル速度 $v_w=0.033\text{m/s}$ で乾式研削した場合の結果も示す。図より、 R_z は、実除去速度 Z_t が増加しても未遷移沸騰状態の範囲では、高砥石周速度の方が、幾分かは悪くなる傾向を示すものの、すべて $1\mu\text{m}$ 程度か、

それ以下で良好な R_z が

得られ、乾式の場合より

相当良いが、遷移沸騰状態に移行すると急速に悪くなり始め、乾式研削の場合に近づく

のがわかる。とくに、

V_g が最も速い 85m/s の場合に、最も悪くなるのが特徴的で、高速研削にしても、未遷移沸騰状態にしないとその効果が良い方に作用せず、かえって悪い方向に作用するので、この点に十分に注意しなければならないと言える。また、 v_w の影響を未遷移沸騰の範囲内の結果で比較すると、遅い方が多少良くなる傾向が

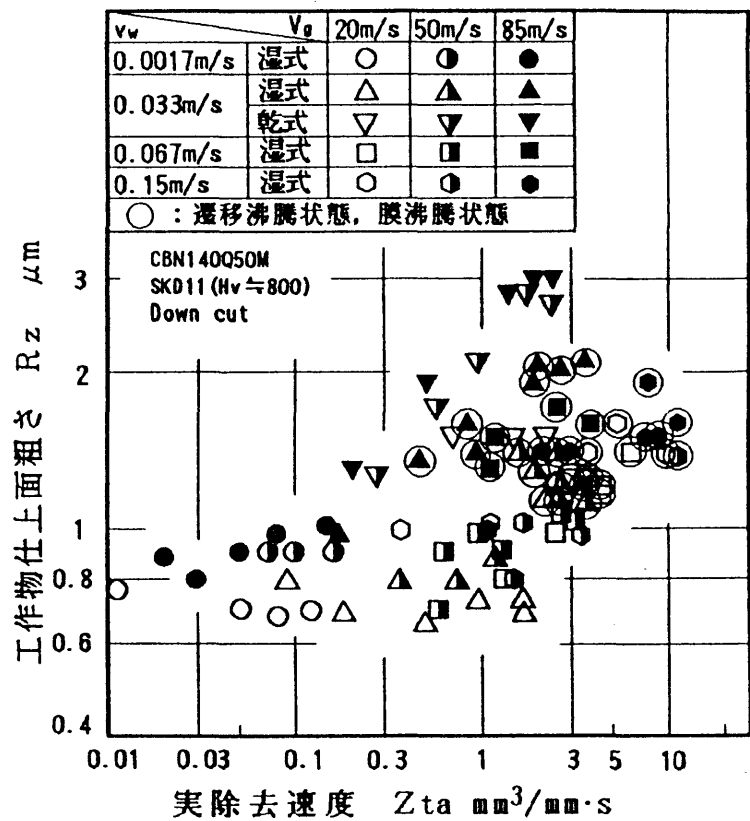


図2-19 研削条件の違いにおける工作物仕上げ面粗さと実除去速度の関係

みられるが、それほど大きなものでないのがわかる。なお、遷移沸騰状態・膜沸騰状態になると R_p が悪くなるのは、安井が報告している¹⁾ように研削液の潤滑効果（目づまり防止効果）が消失し始めるためと考えられる。

2 - 4 結 論

高速研削特性を概括的かつ基礎的に検討するために、無気孔形メタルボンドC BN砥石を用い、砥石作業面をチップポケット平均深さ $30\mu\text{m}$ 程度に形成し、同一砥石作業面性状における、砥石周速度 85m/s までの研削抵抗、発生熱量、研削温度、仕上げ面粗さ等の研削特性を検討した。その結果、次の点が明らかになった。

- 1) 高速研削するにしたがい研削抵抗は減少する。
- 2) 発生熱量は高速研削にしても研削抵抗ほど変化せず、高速化することによりかえって発生熱量が高くなる場合もある。
- 3) 高速研削になるほど研削温度が高くなる傾向を示す。また、未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態に変化する実除去速度は高速研削になるほど小さくなる傾向を示す。
- 4) 仕上げ面粗さは、同じ砥石作業面では研削液が未遷移沸騰状態の方が、遷移沸騰・膜沸騰状態の場合よりも良く、この状態では、砥石周速度により仕上げ面粗さはそれほど変化しない。この結果、小さな切込みから遷移・膜沸騰状態になる高速研削では、小さな切込みから仕上げ面粗さが悪くなる。

参 考 文 献

- 1) 岡村健次郎, 中嶋利勝: 砥粒切れ刃による研削現象の研究(第5報), 精密機械学会誌, 33, 4(1967)237.
- 2) H. Opitz, K. Guhring: High Speed Grinding, 17th, CIRP Sept. (1967)
- 3) 横川和彦: レジンボンドボラゾンCBNホイールの砥粒突き出し量が研削性能に及ぼす影響, 精密工学会誌, 52, 4(1986)679.
- 4) 安井平司: 湿式研削に及ぼす研削条件の影響(その1), 精密機械学会誌, 50, 2(1984)383.
- 5) 安井平司, 今井靖子, 中園 汎, 工藤和生: レジンボンドCBN砥石の目直しに関する研究, 昭和63年度精密工学会宮崎地方講演会講演論文集, (1988), 17.
- 6) 中園 汎, 安井平司, 久留須 誠: レジンボンドCBN砥石の目直しに関する研究(第4報), 精密機械学会誌, 57, 2(1991)330.
- 7) 由井明紀, 板垣雅彦: CBN高速研削盤の試作, 1990年度度精密工学会秋季学術講演会論文集, (1990)393.
- 8) 安井平司: 湿式研削に及ぼす研削条件の影響(その2), 精密機械学会誌, 51, 9(1985), 1718.
- 9) 安井平司: 大阪大学博士論文(1972)
- 10) 岡村健次郎, 中嶋利勝: 単粒研削, 精密機械工学会誌, 27, 6(1961)333.
- 11) 安井平司, 川下智幸: メタルボンドCBN砥石の湿式高速平面研削特性, 1992年度度精密工学会秋季学術講演会論文集, (1992)813.

第 3 章 メタルボンド C B N 砥石の 湿式高速研削特性に及ぼす 砥石作業面性状の影響

3 - 1 緒 論

前章では、メタルボンド C B N 砥石を用いた同一砥石作業面性状における、最大砥石周速度 85m/s までの、湿式研削における研削抵抗、発生研削熱量、研削温度および仕上げ面粗さに及ぼす砥石周速度の影響を概括的に検討した。その結果、砥石周速度を高速化すると研削抵抗は減少するが、発生熱量は、ほとんど変わらず、研削温度が小さい発生熱量で未遷移沸騰状態から遷移沸騰・膜沸騰状態になり、仕上げ面粗さが悪くなることがわかった。このことからすると、除去速度の低い、加工能率が悪い状態で研削作業限界になるので、同一砥石作業面で砥石周速度以外同一条件下で、高速化する有用性が小さくなることが考えられる。それらの原因として、砥石周速度のみを増加させても、前章より考えられるように、砥粒切込みが減少するため、切削状態にある切れ刃の割合が減少し、上滑り状態にある切れ刃の割合が増加し無効切れ刃が増加することが考えられる。そのことからすると、砥石最外周面の切れ刃の分布・形状などが研削性能に大きく影響を与えると考えられる。しかし、研削特性に及ぼすチップポケット平均深さの影響についての報告^{1) 2)}は、いくつか見られるものの、切れ刃の分布・形状と言った砥石作業面性状まで言及した報告は見られない。

このようなことから、本章では、無気孔形メタルボンド C B N 砥石を用い、作業面の切れ刃の状態を形直し・目直しにより調節し、砥石作業面性状を変化させた場合の湿式研削における研削抵抗、発生研削熱量、研削温度および仕上げ面粗さに及ぼす砥石周速度の影響を概括的に把握して、高速研削に適する砥石作業面性状について検討した。

3-2 実験装置および条件

3-2-1 実験装置

実験は、岡本工作機械製作所製の精密平面研削盤を用いて行った。図3-1に、本実験システムを示す。砥石作業面の観察および研削実験の測定システムは、第2章で示したものと同一である。

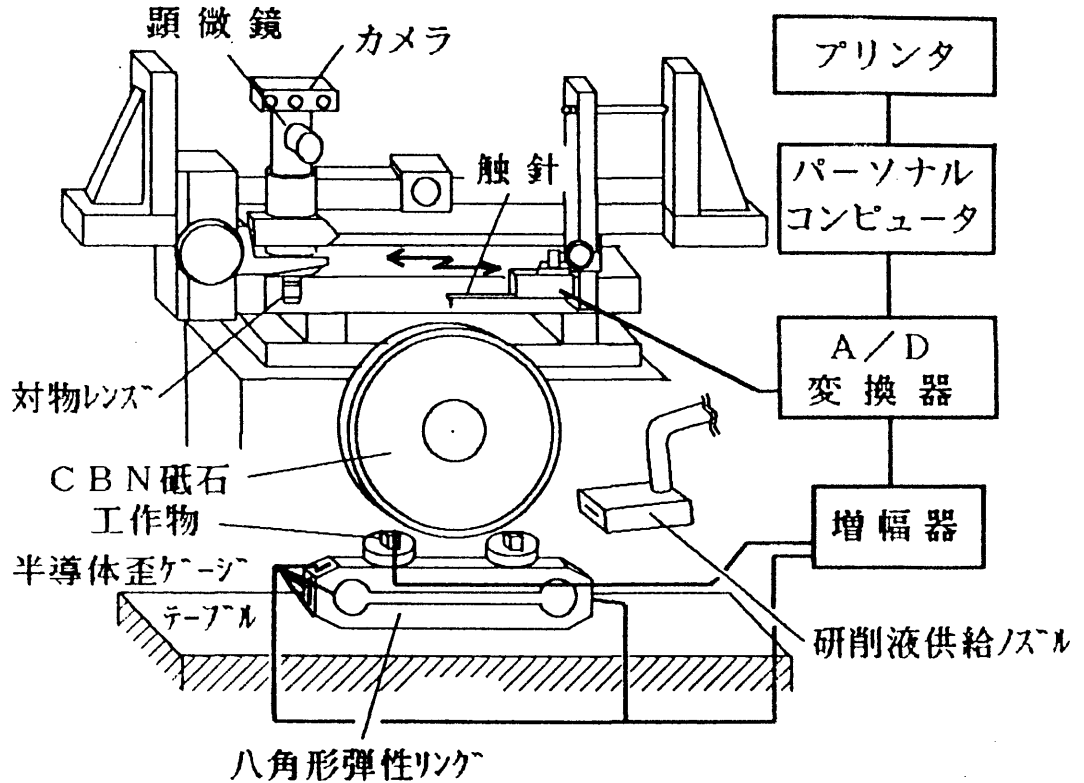


図3-1 実験システム

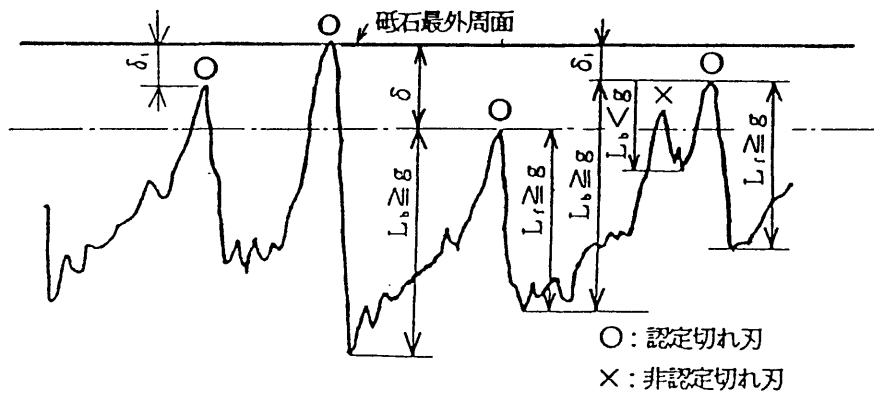


図3-2 砥粒切れ刃の認定および連続切れ刃間隔の定義

前章では、同一砥石作業面における高速研削特性を把握したが、実際の研削特性には、それだけではなく、砥粒切れ刃の形状・分布も大きく影響するものと考えられる。

そこで、新たに砥石作業面性状の評価の中に図3-2に示すように、砥石最外周面から深さ δ までにある認定切れ刃の連続切れ刃間隔の考えを加味した⁸⁾。

連続切れ刃間隔は砥石作業面全周の砥粒切れ刃総数を、砥石周長($\pi \times D$ (D :砥石径))で除することで求めた。

砥粒切れ刃の定義は、図に示すように、断面プロフィールより出力される波形を用い、砥粒の先端から両側の谷の深さが、 $g \mu m$ 以上あるものを認定砥粒切れ刃 N_c とし⁹⁾、砥石最外周面より指定された深さ δ までにある認定

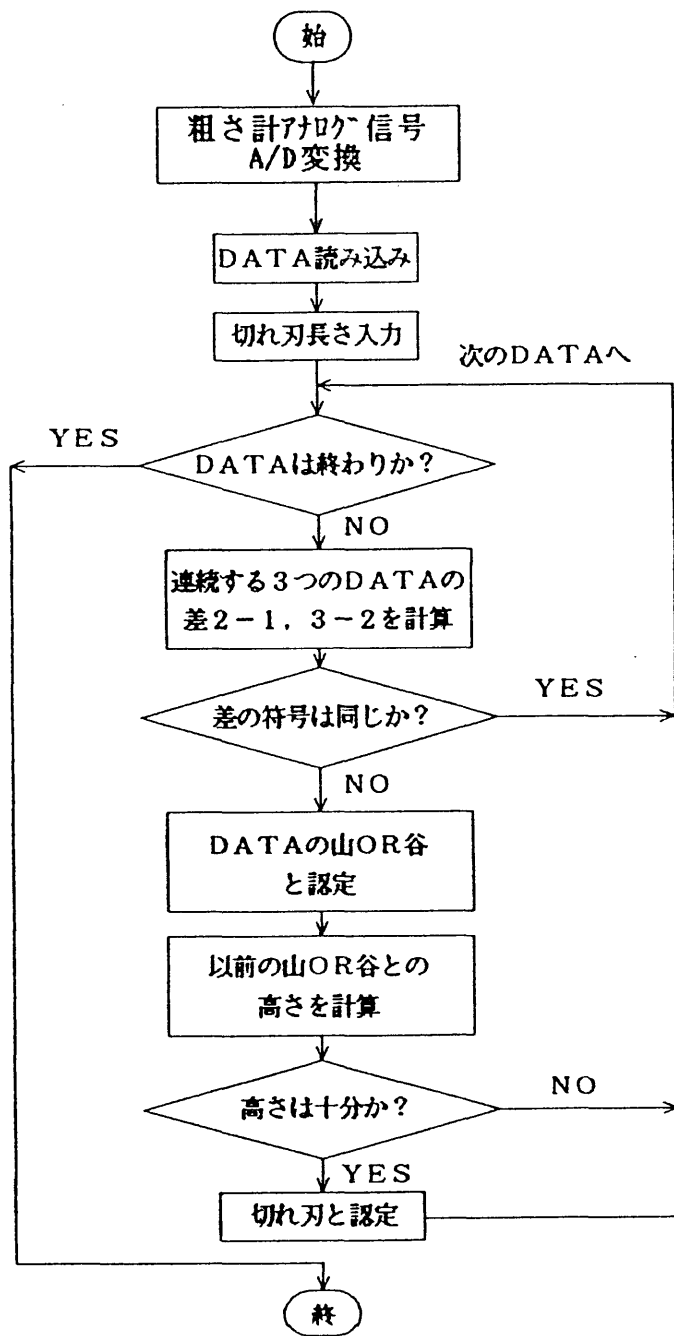


図3-3 砥粒切れ刃の認定および切れ刃の砥石最外周からの深さの計算方法フローチャート

切れ刃 N_c の数を、連続切れ刃間隔を算出するための総砥粒切れ刃数とした。その演算処理は、図 3-3 に示すような方法で、パーソナルコンピュータで主に行なったが、一部は手作業でも求めた。これらの評価法を用いることにより、チップポケット平均深さだけでなく、切れ刃の分布も定量的に把握できることになる。

3-2-2 実験条件および実験手順

表 3-1 に実験条件を示す。砥石作業面の影響を検討する手順は次のように行った。

図 3-4 に、実験過程における、連続切れ刃間隔とチップポケット平均深さの変化を示す。実験では砥石作業面性状を 4 種類 (A~D) に変えて行なっているが、まず、砥石作業面性状 A は 2 章で示したような、スティック併用型遊離砥粒目直し法⁴⁾ (SLAD法) でチップポケット平均深さ C_m を 32 μm (砥石作業面

表 3-1 実験条件

研削条件

研削盤	岡本精密平面研削盤 PSG-63DX
砥石	CBN140Q50M (D=300mm)
工作物	SKD11 (Hv \approx 800)
砥石周速度 テーブル速度	V_s : 20, 50, 85 m/s v_w : 0.033, 0.067 0.15 m/s
砥石切込み	t_t : 2~150 μm (Down cut)
研削液	乾式 タイプ: ソリュブル(1/50) 流量: 12 l/min

形直し条件

ブロック磨	多石ダイヤモンドブロック磨 SD100P
砥石周速度	V_t : 33.3 m/s
テーブル速度	v_{tc} : 100 $\mu\text{m}/\text{rev}$
ブロック切り込み	t_{st} : 5 $\mu\text{m}/\text{pass}$
研削液	ソリュブル(1/50)

目直し条件

目直し方法	SLAD法 #320 (スティック併用型遊離砥粒目直し法)
砥石周速度	V_d : 33.3 m/s
テーブル速度	v_{td} : 0.033 m/s
スティック切り込み	t_{sd} : 100 $\mu\text{m}/\text{pass}$
研削液	ソリュブル(1/5)

A:作業面としては2章と同じ)とした。そして、切れ刃の形状・分布を変えるため、さらに、SLAD目直し法により、 C_n を $52\mu\text{m}$ (砥石作業面B)とし、その後、形直しにより、約 $10\mu\text{m}$ ずつ C_n を減少させることにより、砥石作業面をC($C_n=42\mu\text{m}$)→D($C_n=33\mu\text{m}$)とした。そして、各過程において、表3-1に示す条件で研削実験を行い、各砥石作業面における研削特性を把握した。なお、切れ刃認定は、 $4\mu\text{m}$ 、 $20\mu\text{m}$ (記号:(Ng)₄、(Ng)₂₀)で行っている。また、認定切れ刃の砥石最外周面からの深さは、研削特性に大きく関与すると考えられる $\delta=2.5$ 、 3 、 $5\mu\text{m}$ までにある切れ刃で算出した。図より、最外周面に近い方が、 a は長くなっていることがわかる。また、 $\delta=2.5$ 、 3 、 $5\mu\text{m}$ では、その変化形態は、さほど変わらないのがわかる。なお、形直し・目直し条件は、表3-1に示すように、2章と同じ条件で行った。また、びびりについては、2章と同様に、研削方向仕上げ面粗さを調べ検討したが、どの砥石作業面の場合でも、本実験の最高砥石周速度 85m/s までびびりは見られなかった。

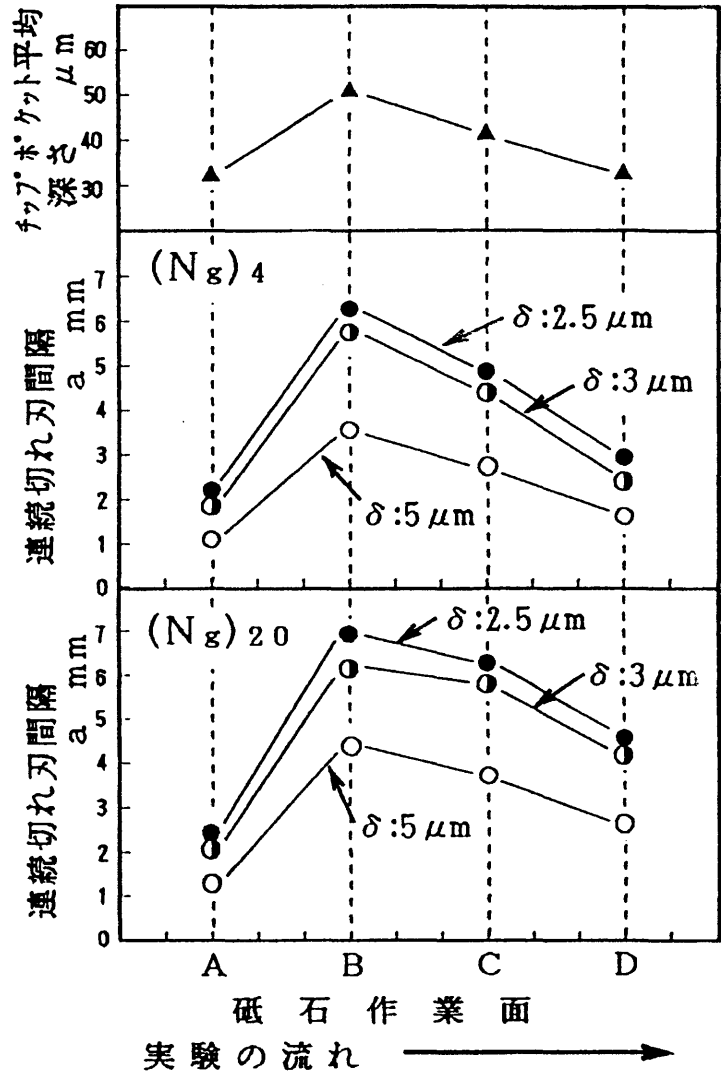


図3-4 実験過程における砥石作業面性状の変化

3-3 実験結果および考察

3-3-1 研削抵抗

図3-5および図3-6に、砥石周速度 $V_s=20\text{m/s}$ と 85m/s の場合の法線研削抵抗 F_n およびに接線研削抵抗 F_t に及ぼす砥石作業面の影響を示す。図よりわかるように、いずれの砥石作業面の場合も $V_s=85\text{m/s}$ の方が 20m/s よりも両研削抵抗 $F_n \cdot F_t$ とともに小さくなっているのがわかる。なお、図は省略したが 50m/s の場合には、両砥石周速度の中間的な値を取ったことを付言する。そしてまた、いずれの砥石周速度の場合も砥石作業面が変化すれば研削抵抗が大きく変化することがわかる。チップポケット平均深さ C_n が大きく、連続切れ刃間隔 a の長

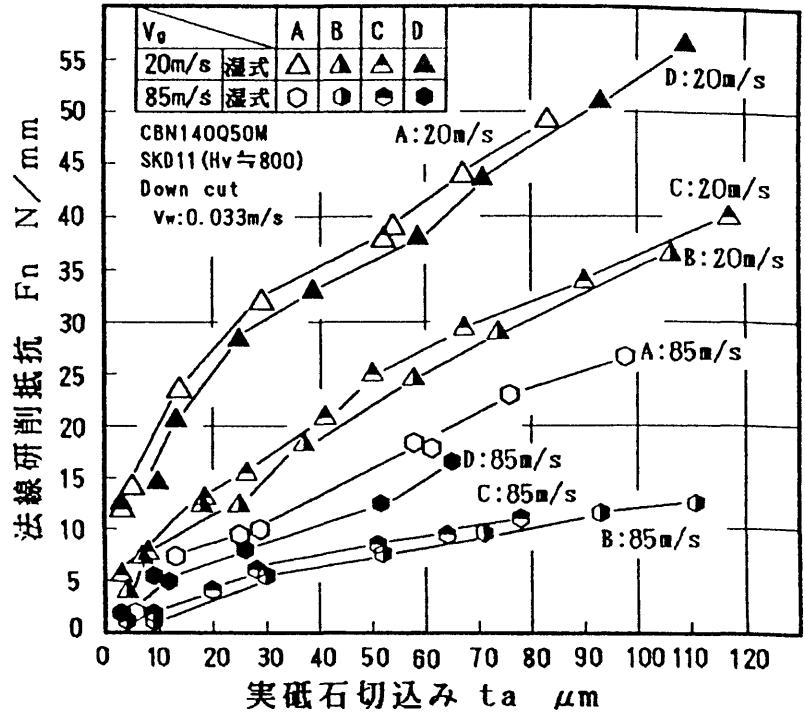


図3-5 法線研削抵抗におよぼす砥石作業面の影響 ($V_s: 20, 85\text{m/s}$)

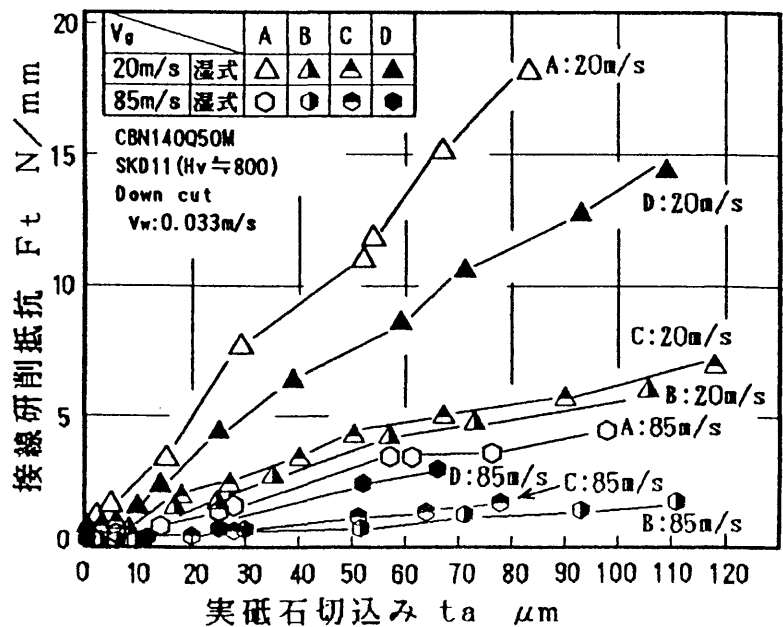


図3-6 接線研削抵抗におよぼす砥石作業面の影響 ($V_s: 20, 85\text{m/s}$)

い、砥石作業面 B が最も小さい値をとり、ついで C_n が大きく、 a の長い、砥石作業面 C、そして、 C_n と a がほぼ同じ砥石作業面 A と D が、同程度になる傾向を示す。このような砥石作業面による研削特性の違いを検討するため、最も研削抵抗が低くなった砥石作業面 B と、作業面 A (2章と同じ) と同じ程度高くなった作業面 D を用いて、砥石周速度の影響を調べた。

図 3-7 および図 3-8 に、砥石作業面 B を使用した場合の法線研削抵抗 F_n および接線研削抵抗 F_t に及ぼす砥石周速度 V_s の影響を示す。なお、乾式研削の場合も参考のため示している。図より、両湿式研削抵抗 F_n 、 F_t は、各砥石周速度 V_s で、乾式研削よりも大きくなっているのが

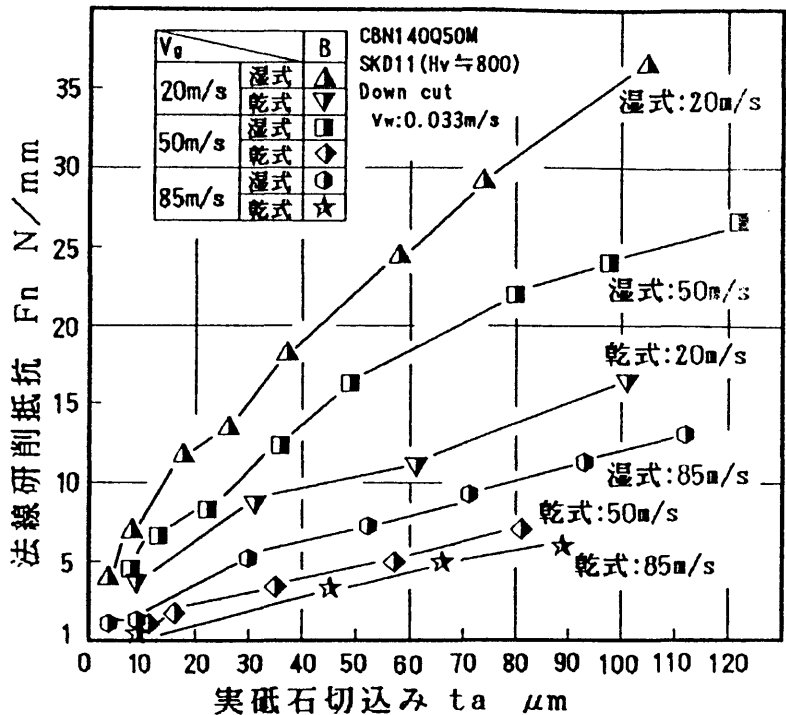


図 3-7 法線研削抵抗におよぼす砥石周速度の影響 (砥石作業面 B)

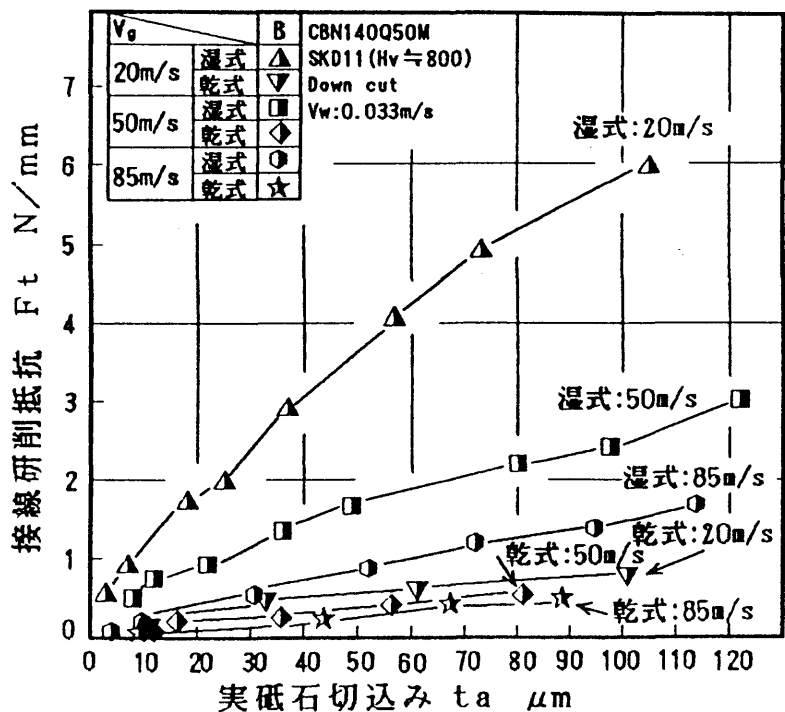


図 3-8 接線研削抵抗におよぼす砥石周速度の影響 (砥石作業面 B)

わかる。また、湿式、乾式の場合ともに、 V_s が速くなると両研削抵抗 $F_n \cdot F_t$ が小さくなるが、湿式研削の場合には V_s によって研削抵抗が大きく異なるのに比べ、乾式研削では V_s による変化が少ないのがわかる。

図3-9および図3-10に、砥石作業面Dを使用した場合の法線研削抵抗 F_n および接線研削抵抗 F_t に及ぼす砥石周速度 V_s の影響を示す。なお、乾式研削の場合も参考のため示している。図より、砥石作業面Bの場合と比べると、両研削抵抗 $F_n \cdot F_t$ の値は、前述したように、すべて砥石周速度 V_s の場合で大きくなっている。また、各砥石周速度 V_s において、湿式研削の F_n は乾式研削よりも大きいのに、逆に、湿式研削の F_t

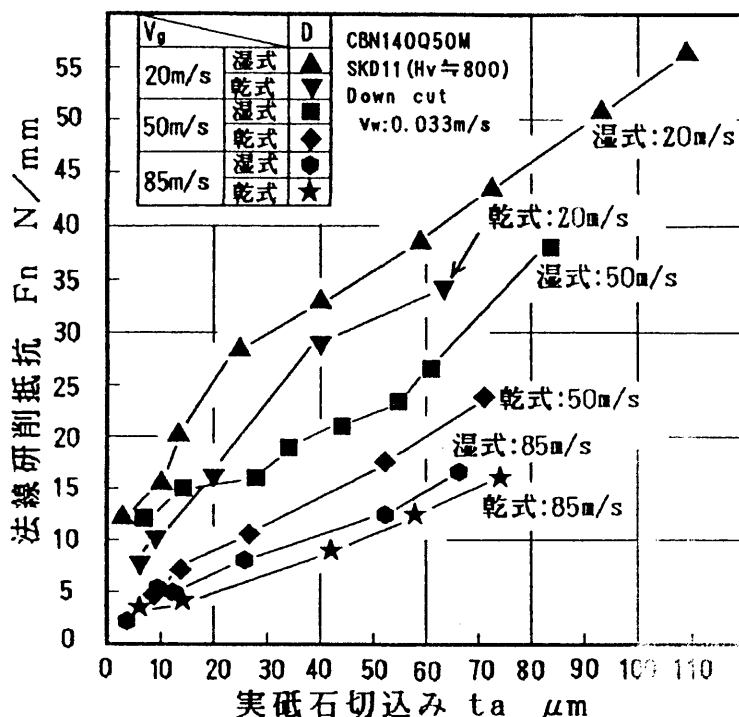


図3-9 法線研削抵抗におよぼす砥石周速度の影響(砥石作業面D)

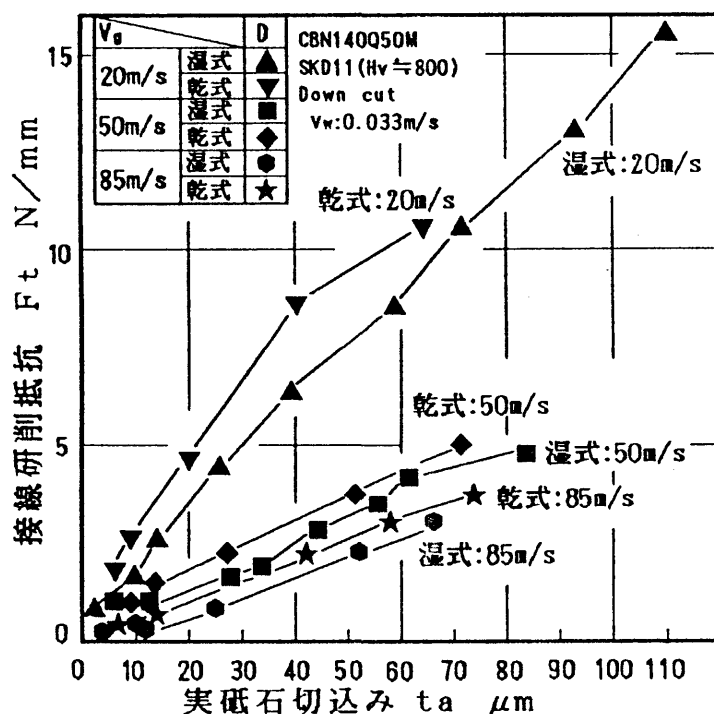


図3-10 接線研削抵抗におよぼす砥石周速度の影響(砥石作業面D)

は乾式研削よりも小さくなっているのがわかる。また、相対的に湿式・乾式研削とも、 $F_n \cdot F_t$ の変化は、砥石作業面Bと違い、 V_s に影響され、同じような抵抗値を示すのがわかる。この砥石作業面性状の違いによる、湿式・乾式における研削抵抗の傾向の違いの検討は、ここでは成し得なかったが、後述する砥石-工作物接触弧内の研削液の状態や砥粒切れ刃の形状などが影響しているものと考えられる。

3-3-2 発生熱量

発生熱量 Q に及ぼす砥石作業面の影響は、 $Q = F_t \cdot V_s$ からわかるように接線研削抵抗 F_t と同じ傾向になり、砥石作業面 A, D, C, B の順で小さくなる。

図 3-11 および図 3-12 は、接線研削抵抗 F_t が最も小さい砥石作業面 B と大きい砥石作業面 D における発生熱量 Q に及ぼす砥石周速度 V_s の影響を調べたものである。

砥石作業面 B では、湿式で F_t が V_s によって大きな差がみられたが、 Q は V_s によって、僅かだが、高砥石周速度

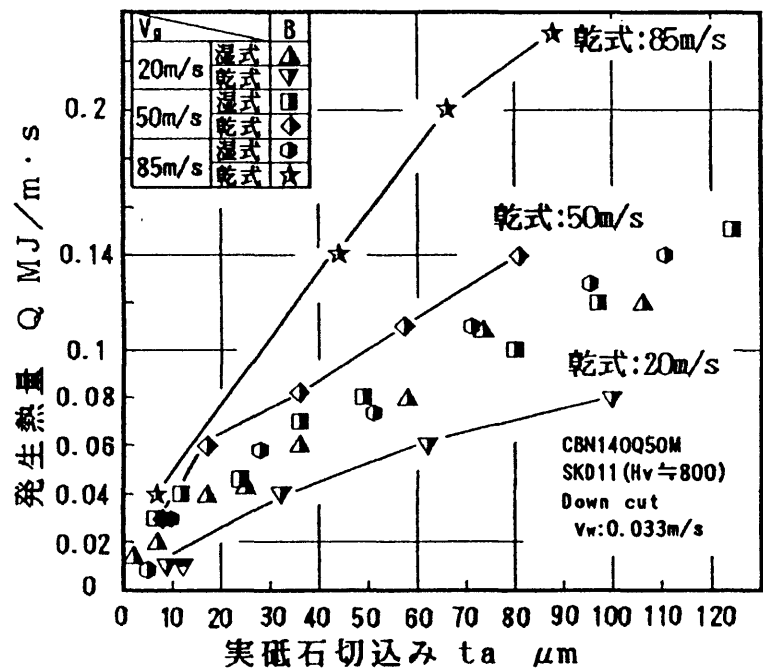


図 3-11 発生熱量におよぼす砥石周速度の影響 (砥石作業面 B)

の方が大きくなる傾向を示すものの、それほど差がないのがわかる。一方、乾式では、その逆で、 F_c は V_s によって大きな差がなかったが、 Q は V_s によって、大きな差が生じるのがわかる。また、砥石作業面Dでは、湿式・乾式でも F_c が V_s によって、大きな差がみられたが、 Q は V_s によって、僅かだが、高砥石周速度の方が大きくなる傾向を示すものの、それほど差が生じない。

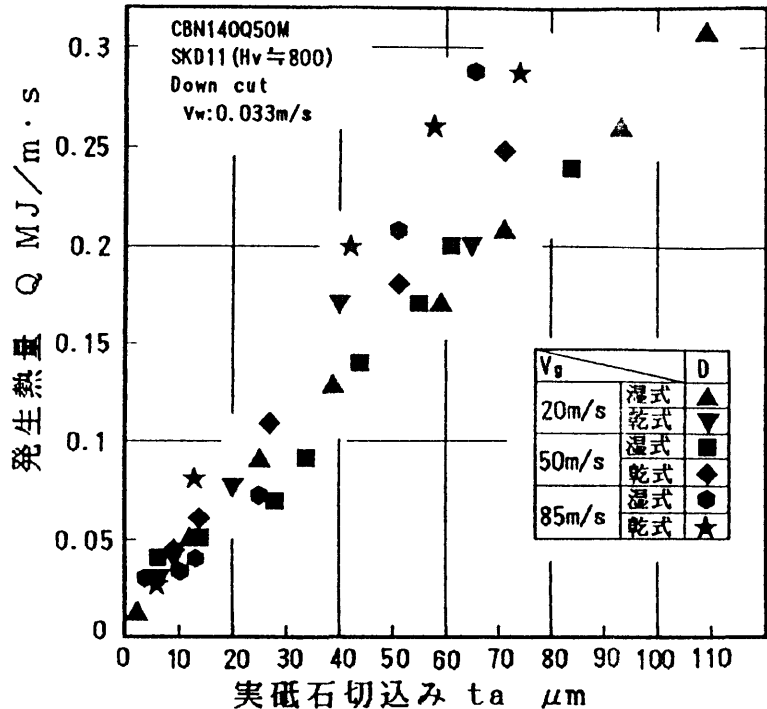


図3-12 発生熱量におよぼす砥石周速度の影響(砥石作業面D)

ほど差が生じない。乾式と湿式では、乾式の方が、幾分か湿式よりも大きくなるのがわかる。いずれにしても、両砥石作業面B・Dでも、湿式研削では、 V_s の違いにより、大きな差が生じた研削抵抗に比べ、 Q は V_s の違いにより、僅かだが、高砥石周速度の方が大きくなる傾向を示すものの、研削抵抗ほど大きな差が生じないと言える。このことは、高速研削を行う場合において重要なことと考えられる。

3-3-3 研削温度

図3-13および図3-14に、砥石周速度 $V_s=20$ m/sと85m/sにおける研削温度 $\theta_{m,x}$ に及ぼす砥石作業面の影響を示す。両図より、安井が報告^{6) 7) 8)}しているように、 $\theta_{m,x}$ は遷移沸騰状態に移行するまでは、いずれの砥石作業面の場合も実砥石切込み t_a が増加するとともに徐々に増加するが、遷移沸騰状態に移行す

る温度付近から、急激に増加するのがわかる。

そして、この臨界砥石切込み $(t_a)_{cr}$ は、接線研削抵抗 F_t の大きさの順 ($A > D > C > B$) とは逆に、砥石作業面 B, C, D, A の順で大きくなる。(なお、20m/s の B・C は遷移沸騰状態まで至っていない) これらの結果の中で、特に、前章で用いたものと同じ砥石作業面である作業面 A では、 $V_s = 85\text{m/s}$ では非常に小さい切込みで $(t_a)_{cr}$ に達している。一方、良い切れ味を示す砥石作業面 B では、 t_a 約 $70\mu\text{m}$ まで、 $(t_a)_{cr}$ に至らないことは高速研削を考える上で非常に重要であると考えられる。また、 V_s が速い方がより小さい t_a で $(t_a)_{cr}$ に達する。

図 3-15 および図 3-16 に、砥石

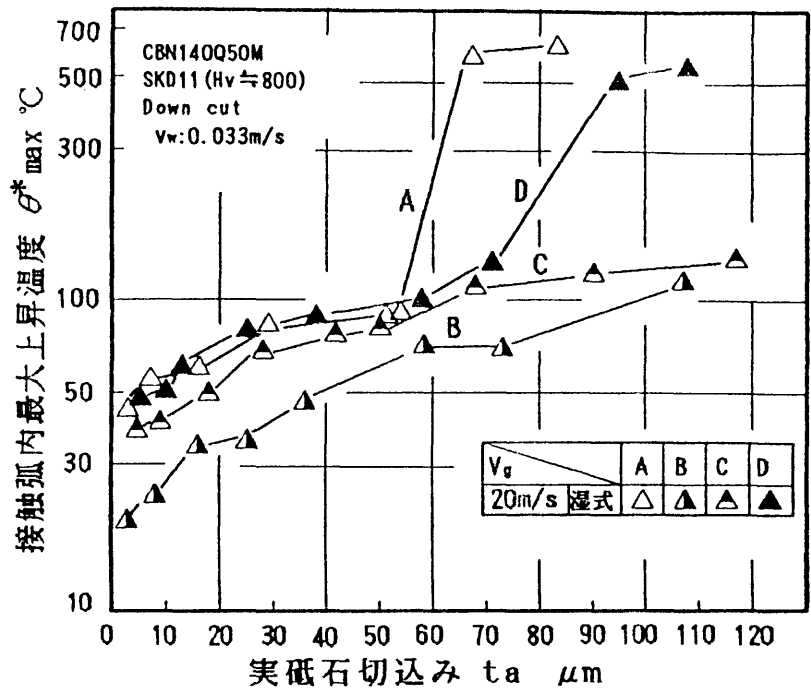


図 3-13 研削温度におよぼす砥石作業面の影響 ($V_s: 20\text{ m/s}$)

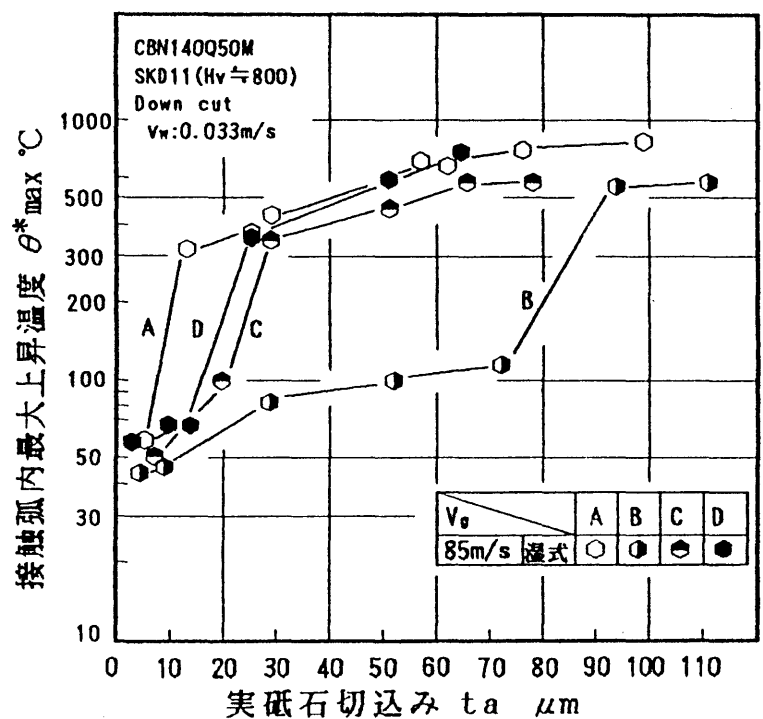


図 3-14 研削温度におよぼす砥石作業面の影響 ($V_s: 85\text{ m/s}$)

周速度 $V_g=20\text{m/s}$ と 85m/s における研削温度 θ^*_{max} に及ぼす発生熱量 Q の影響を示す。両図からわかるように、ある臨界発生熱量 $(Q)_c$ を超えると、 θ^*_{max} は遷移沸騰状態に移行しているのがわかる。そして、 $V_g=85\text{m/s}$ の方が、小さな $(Q)_c$ から遷移沸騰状態に移行するのがわかる。

さらに、高速研削の研削限界を検討するために、切れ味が最も優れていると思われる、砥石作業面 B を、同じ過程で形成し、テーブル速度 v_w を $0.067, 0.15\text{m/s}$ に変えた場合の研削特性を検討した。

図 3-17 に、砥石周速度 $V_g=85\text{m/s}$ における研削温度 θ^*_{max} に及ぼすテーブル速度 v_w の影響を示す。図より、 v_w が速いほど、小さな実砥石切込み

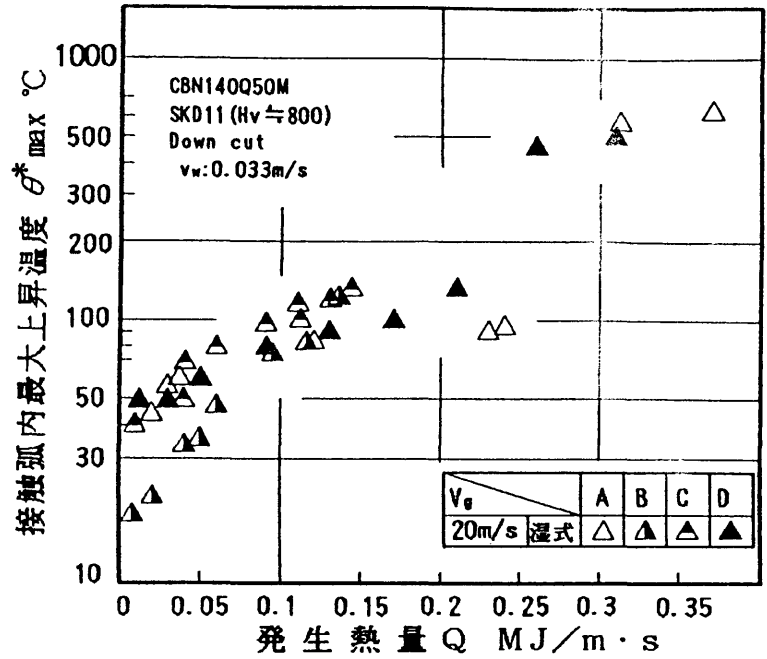


図 3-15 砥石作業面の違いにおける研削温度と発生熱量の関係 ($V_g: 20\text{ m/s}$)

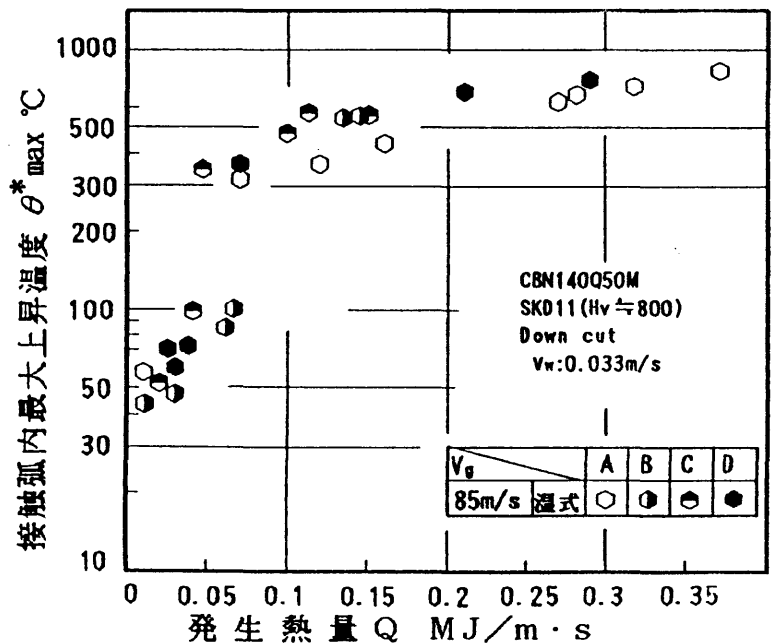


図 3-16 砥石作業面の違いにおける研削温度と発生熱量の関係 ($V_g: 85\text{ m/s}$)

t_a で、 θ^*_{max} は遷移沸騰状態に移行するのがわかる。さらに、臨界実切込み $(t_a)_{cr}$ と研削温度 θ^*_{max} の関係を検討するために、図3-18に、研削温度 θ^*_{max} と実除去速度 Z_{ta} の関係を示す。図より、テーブル速度 v_w が変わっても、 θ^*_{max} が遷移沸騰状態に移行する限界実除去速度 $(Z_{ta})_{cr}$ は、一定になることがわかる。このことは、高速研削を行う場合において、砥石作業面の研削限界を判断する上で重要なことと考えられる。

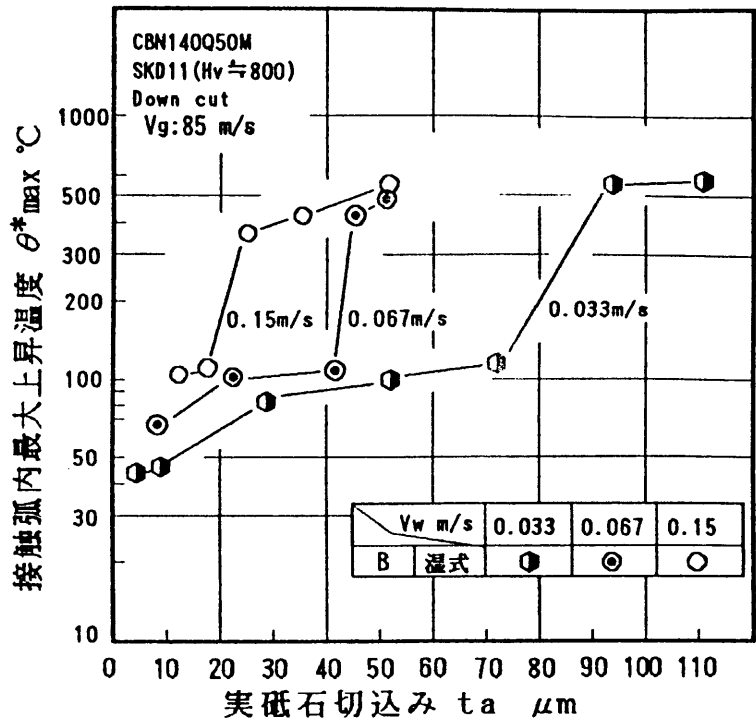


図3-17 研削温度におよぼすテーブル速度の影響 (Vg: 85 m/s)

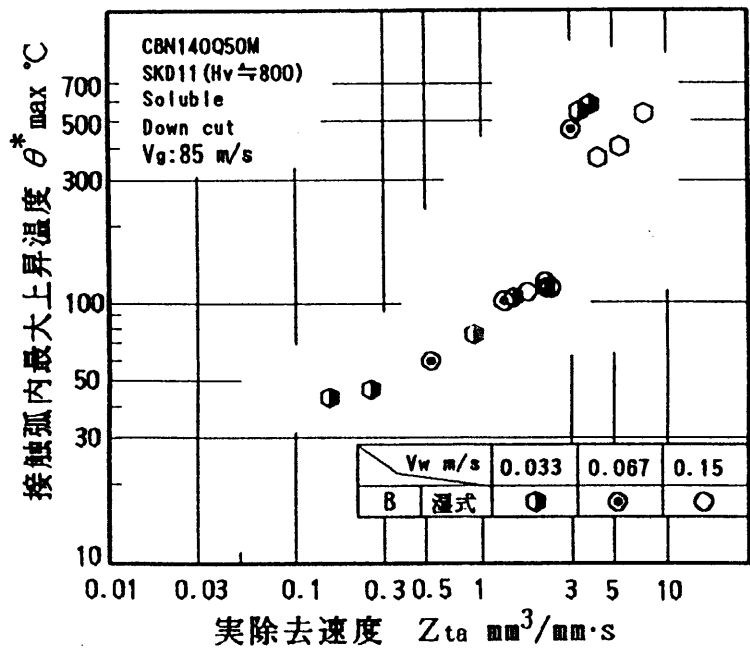


図3-18 テーブル速度の違いにおける研削温度と実除去速度の関係 (Vg: 85 m/s)

3-3-4 仕上げ面粗さ

図3-19および図3-20に、砥石周速度 $V_s=20\text{m/s}$ と 85m/s における仕上げ面粗さ R_z に及ぼす砥石作業面の影響を示す。なお、各データを未遷移沸騰状態と遷移沸騰状態とに分類して記した。また、参考のため乾式研削の場合も示した。図より、 20m/s の湿式研削の場合には、未遷移沸騰状態では、砥石作業面A・Dは、B・Cに比べ僅かだが、小さくなる傾向を示すものの、いずれの作業面も、 R_z は、 $1\mu\text{m}$ 程度ないしそれ以下と良い結果を示す。これに対して、遷移沸騰状態になると、幾分か R_z は、悪くなる傾向を示す。乾式の場合は、 $1.5\sim 3.2\mu\text{m}$ になり、相対的にかなり悪くなる。一方、 85m/s の湿式研削の

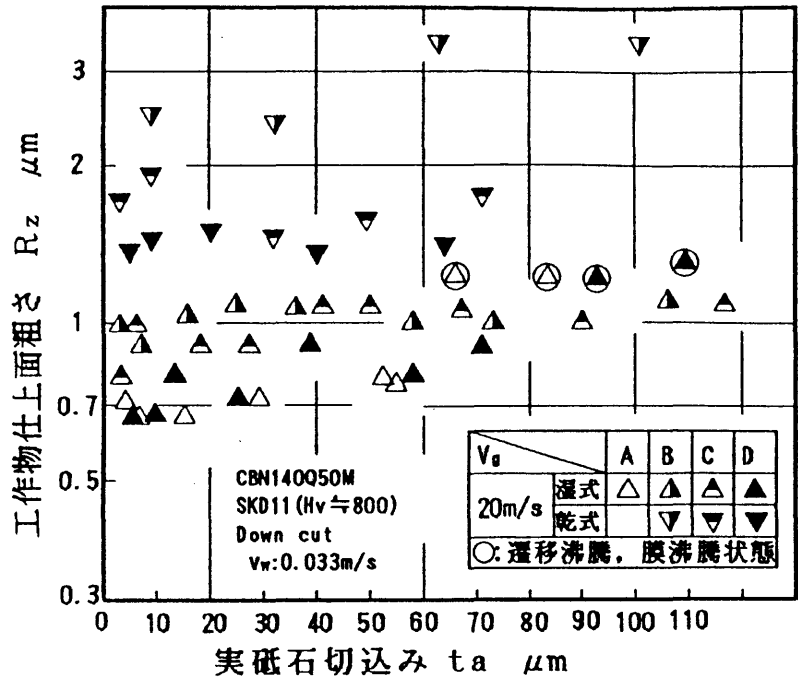


図3-19 工作物仕上面粗さにおよぼす砥石作業面の影響 ($V_s: 20\text{ m/s}$)

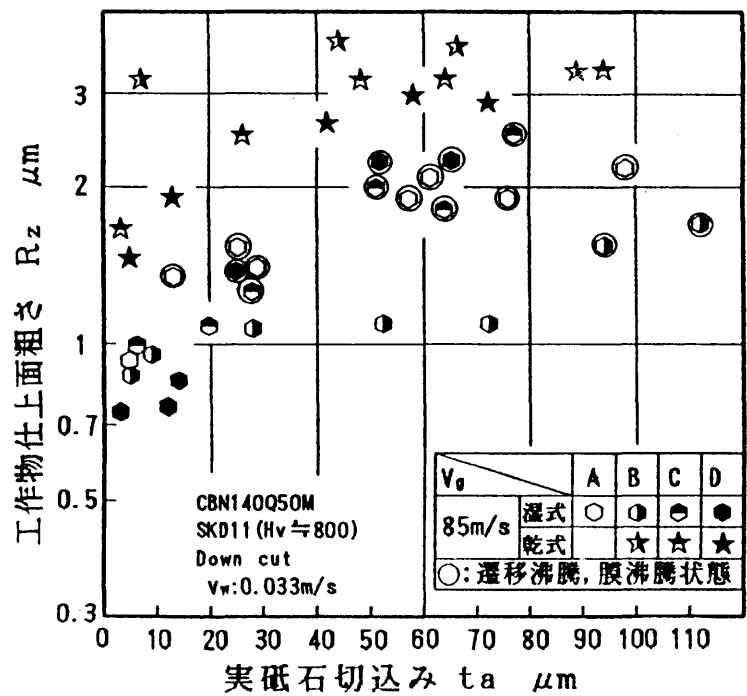


図3-20 工作物仕上面粗さにおよぼす砥石作業面の影響 ($V_s: 85\text{ m/s}$)

場合も、未遷移沸騰状態の場合は、20m/sと同様、 R_z は、 $1\mu\text{m}$ 程度以下と良い結果を示すが、遷移沸騰状態に入ると、徐々に悪くなり、乾式の結果に近づくような傾向を示す。

図3-21に砥石作業面Bにおける、仕上げ面粗さ R_z に及ぼす砥石周速度 V_s の影響を示す。なお、各データを未遷移沸騰状態と遷移沸騰状態とに分類して記した。参考までに、乾式研削の結果も示した。図より、未遷移沸騰状態では R_z は $1\mu\text{m}$ 程度かそれ以下で、良好な結果になっている。なお、いずれの砥石作業面においても、図中に記入していないが、各作業面とも、遷移沸騰状態からさらに膜沸騰状態に移行した場合の、大きな砥石切込み t_a では、湿式研削でも乾式研削同様に、研削

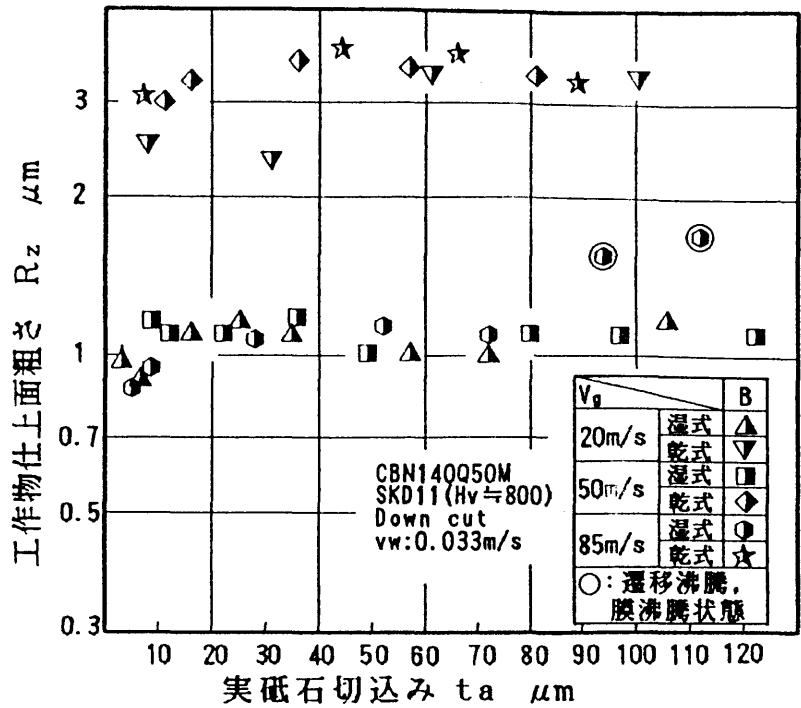


図3-21 工作物仕上げ面粗さにおよぼす砥石周速度の影響 (砥石作業面B)

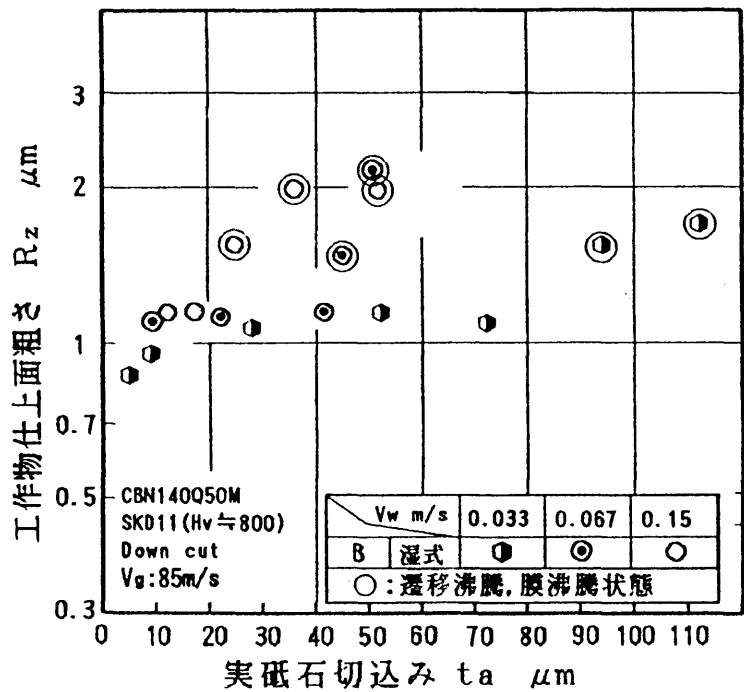


図3-22 工作物仕上げ面粗さにおよぼすテーブル速度の影響 ($V_s:85\text{ m/s}$)

焼けが観察されたことを付言しておく。

さらに、高速研削の研削限界を検討するために、図3-22に、同じ過程で砥石作業面を形成した砥石作業面Bにおいて、砥石周速度 $V_s=85\text{m/s}$ における仕上げ面粗さ R_z に及ぼすテーブル速度 $v_w=0.067, 0.15\text{m/s}$ の影響を示す。図より、未遷移沸騰状態では、 R_z は $1\mu\text{m}$ 程度で、良好な結果になっているが、遷移沸騰状態に移行する、臨界実切込み $(t_s)_cr$ を越えると、 R_z は悪化するのがある。このように、遷移沸騰状態に移行することで、仕上げ面粗さが悪化するのは、研削液の潤滑効果が悪くなるため、目つまりが生じるためと考えられる⁹⁾。したがって、潤滑効果が作用する未遷移沸騰状態では、本実験程度の砥石作業面の調節では、砥石作業面に関わらず、 R_z は $1\mu\text{m}$ 程度で良好な結果を示していることから、遷移沸騰状態に移行する、臨界実切込み $(t_s)_cr$ をその砥石作業面における、研削限界実除去速度 $(Z_s)_cr$ と判断することができる。

3-3-5 限界実除去速度に及ぼす砥石周速度の影響

図3-23に、研削限界実除去速度 $(Z_s)_cr$ と連続切れ刃間隔 a の関係を示す。図よりわかるように、同一作業面では、砥石周速度 V_s が $20, 50, 85\text{m/s}$ と大きくなるにしたがい、 $(Z_s)_cr$ が小さくなっているのがある。一方、高速研削を考えた場合、 a が長くなるにしたがい $(Z_s)_cr$ は大きくなる。なお、作業面Cの $V_s=20\text{m/s}$ 、Bの $V_s=20, 50\text{m/s}$ では本研削盤の許容実除去速度 Z_s ($3\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ 程度)までは、 $(Z_s)_cr$ に至らなかった。これらの結果からすると、高速研削にすることにより $(Z_s)_cr$ が小さくなり、高速化する有用性が小さくなるようにも思える。

そこで、工作物仕上げ面粗さ R_z と限界実除去速度 $(Z_s)_cr$ の関係を、図3-24に示す。本研削盤の許容実除去速度 Z_s ($3\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$ 程度)までは、 $1\mu\text{m}$ 以下と良好な R_z が得られている。しかし、さらに切れ刃を粗にして行くと、大きな切込みまで未遷移沸騰状態になるため $(Z_s)_cr$ は大きくなるが、同一工作物表面

を通過する切れ刃数が減少するため、図にも示すように、 $(Z_{ta})_{cr}$ が大きい低砥石周速度ほど R_z が悪化することが考えられる。したがって、遷移・膜沸騰状態による研削液の潤滑効果の低下による R_z の悪化とは違い、切れ刃が粗すぎることによる R_z の悪化が予測される。また、切れ刃当りの除去加工量が大きくなり、切れ刃への負荷の増加や切り屑のチップポケットへの影響などで、切れ刃の脱落や破壊が生じ、砥石寿命が短くなることも考えられる。

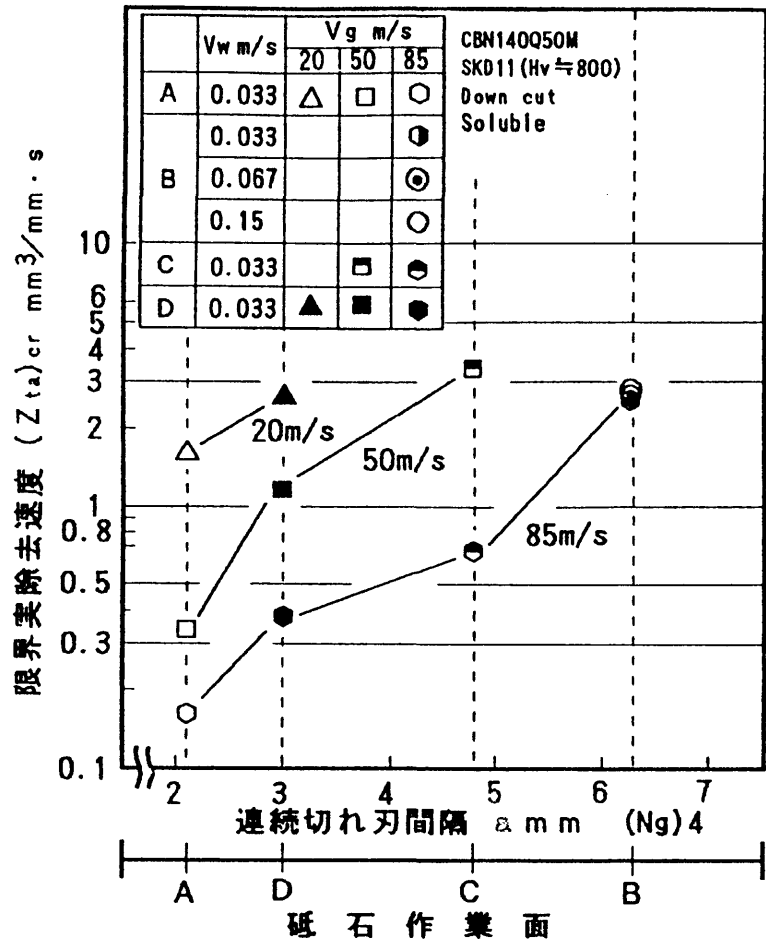


図 3-23 連続切れ刃間隔と
限界実除去速度の関係

しかし、砥石寿命については、本研究では、初期砥石作業面性状と研削性能の関係に力点を置いた検討を行っているため、各作業面での、研削による金属除去量は 2000mm^3 程度と少ないために、研削量と仕上げ面粗さによる砥石寿命の関係まで見いだせなかったが、研削量と仕上げ面粗さの関係については、中園、安井、久留須⁹⁾が検討している。図 3-25 に、その報告による研削量と工作物仕上げ面粗さ R_z の関係を模式的に示す。図からわかるように、砥石周速度以外同一条件下で、研削量に対して R_z は、通常砥石周速度に比べ高砥石周速度ほど長時間良好な仕上げ面粗さを維持できることがわかっている。これは、高砥石周速度ほど、砥粒切れ刃当りの除去量が小さくなり、個々の切れ刃に対する負荷が小さくなり、切れ刃の脱落や破壊が生じ難く、砥石寿命が長くなるものと考えられる。

したがって、高速研削を行うことで $(Z_{ta})_{cr}$ は小さくなるが、さらに大きな $(Z_{ta})_{cr}$ になった場合の R_z への悪影響や砥石寿命などを考慮すれば、高速化する有用性が大きくなると言える。

いずれにしても、高速研削を考えた場合には、通常の砥石周速度の場合よりも粗分布の砥石作業面を使用することで、CBN砥石の優れた性能を引き出すことができるようになると言える。

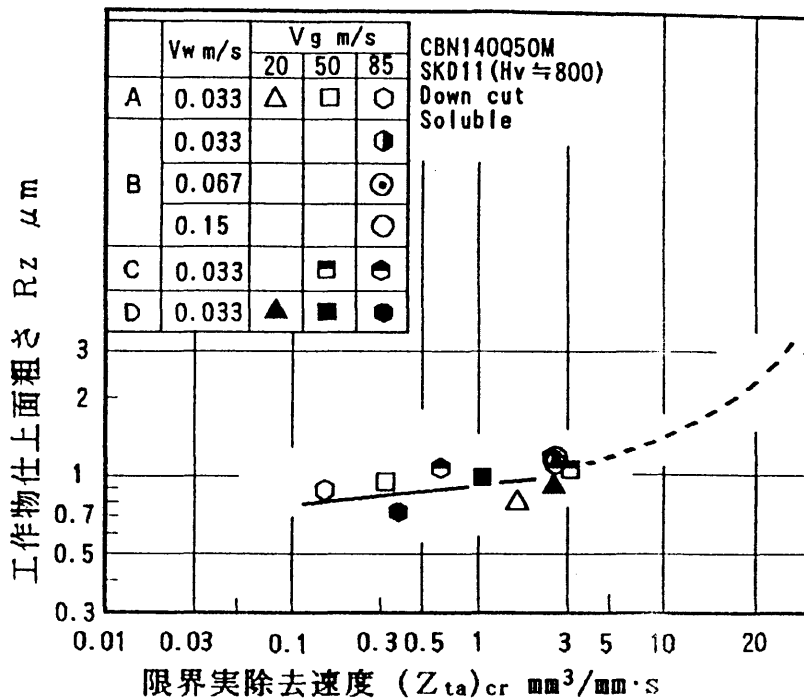


図 3-24 工作物仕上面粗さと
限界実除去速度の関係

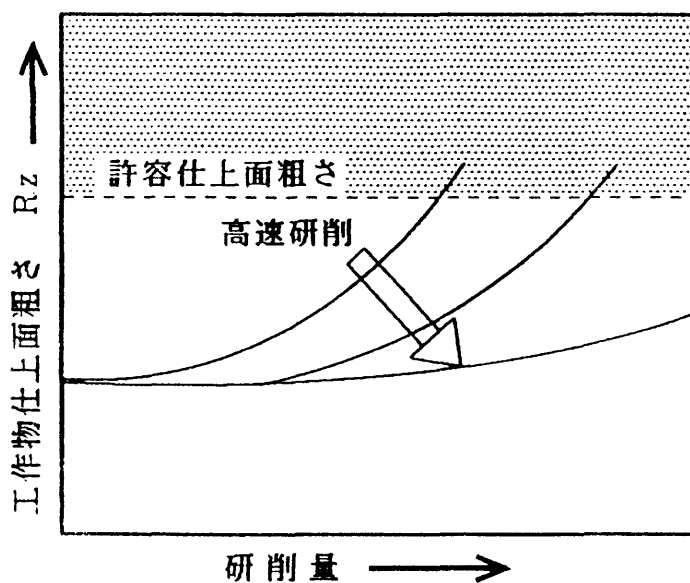


図 3-25 砥石周速度の違いによる
工作物仕上面粗さと砥石寿命の関係
(模式図)

3 - 4 結 論

砥石作業面性状と高速研削特性との関係を検討するために、形直し・目直しにより砥石作業面性状を変え、砥石周速度85m/sまでの研削抵抗、発生熱量、研削温度、仕上げ面粗さ等の研削特性を調べ検討した。その結果、次のような点が明らかとなった。

- 1) チップポケット平均深さを大きくすることで、連続切れ刃間隔を長くすると、研削抵抗および研削温度が減少し、85m/sでも研削液の未遷移沸騰領域での研削が可能な領域が増加し、高速研削が可能となる。
- 2) 連続切れ刃間隔が違って同一砥石作業面では、湿式研削の場合、発生熱量は高速研削にしても研削抵抗ほど変化せず、高速化することによりかえって発生熱量が高くなる場合もある。
- 3) いずれの砥石作業面でも、高速研削にするほど、未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態に移行する発生熱量、実砥石切込みは小さくなる。
- 4) 仕上げ面粗さは、研削液が未遷移沸騰状態では、砥石作業面が変化しても殆ど変化せず1 μ m程度が得られ良好である。また、この状態では、砥石周速度により仕上げ面粗さはそれほど変化しない。しかし、遷移沸騰状態・膜沸騰状態になると、仕上げ面粗さが悪くなり、乾式研削の場合に近づく。これは、研削液の潤滑効果（目つまり防止効果）がなくなるためと思われる。したがって、いずれの砥石作業面も、未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態に移行する、実除去量が、その作業面における限界実除去速度と言える。
- 5) 高速研削を行う場合、通常の切れ刃分布より粗分布にすることで、限界実除去速度が増え、CBN砥石の優れた性能を引き出せるようになる。

参 考 文 献

- 1) 横川和彦：レジンボンドボラゾンCBNホイールの砥粒突き出し量が研削特性に及ぼす影響, 33, 4(1967)237.
- 2) 向井良平, 今井智康, 海野邦彦：CBN砥石による高速研削加工（第4報）, 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992)809.
- 3) 安井平司, 中園 汎, 久留須誠：レジンボンドCBN砥石の目直しに関する研究（第2報）, 精密工学会誌, 55, 10(1989)1874.
- 4) 安井平司, 中園 汎, 久留須誠：レジンボンドCBN砥石の目直しに関する研究（第4報）, 精密工学会誌, 57, 2(1991)330.
- 5) 安井平司：接触弧内における研削液の沸騰, 精密工学会誌, 48, 5, (1982)609.
- 6) 例えば) 安井平司：湿式研削における熱流入割合の検討（その2）, 精密工学会誌, 56, 11, (1990)2087.
- 7) 安井平司：湿式研削温度におよぼす研削条件の影響, 精密工学会誌, 50, 2, (1984)383.
- 8) 安井平司, 川下智幸：メタルボンドCBN砥石の湿式高速平面研削特性, 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992)813.
- 9) 中園 汎, 安井平司, 久留須誠：CBNホイールによる平面高速研削に関する研究, 1993年度精密工学会北九州地方講演会講演論文集, (1983), 11.

第 4 章 形直しによる砥石 作業面性状の変化

4 - 1 緒 論

前章まで、メタルボンド C B N 砥石を用いた、湿式高速平面研削特性について検討してきた。その結果、C B N 砥石の研削特性は、目直し・形直しで変化する砥石作業面性状に、大きく左右されることが明らかになった。したがって、無気孔形 C B N 砥石において、研削前に行う、形直し・目直し過程における切れ刃の挙動とその挙動に伴う砥石作業面性状の変化を把握することが重要になってくる。目直しについては、安井、中園らが、無気孔形 C B N 砥石の中のレジンボンド砥石を取り上げ、通常良く使用される W A スティックによる目直し特性を明らかにする^{1) 2) 3)}とともに、新しく高能率に高切れ刃密度な目直しができ、また、チップポケット平均深さも均一に、かつある程度制御し得るスティック併用型遊離砥粒法 (S L A D 法) を開発している⁴⁾。一方、無気孔形 C B N 砥石では、別作業になっている形直しについての、切れ刃の挙動とその挙動に伴う砥石作業面性状の変化まで言及した系統的な検討はほとんどみられない。しかし、その形直しは、砥石形状を真円にするという役割だけに留まらず、その過程で切れ刃の破壊や脱落が生じると考えられるので、形直し過程における切れ刃の挙動や砥石作業面の変化を把握することは、大変重要なことと考えられる。

このようなことから、本章では、比較的良く使用される多石ダイヤモンドツルアによる無気孔形 C B N 砥石の形直しを取り上げ、その形直し過程における砥石形状の変化、形直し抵抗および砥粒切れ刃の挙動を調べるとともに、最適な形直し手順についても検討した。

4 - 2 実験装置および条件

4 - 2 - 1 実験装置

本実験は精密平面研削盤で行なった。チップポケット平均深さおよび切れ刃分布の測定は、前章で報告した測定観察システムで行った。本章では、砥石作業面性状をより詳しく把握するため、砥石最外周面からの深さ δ と切れ刃の関係を加味した検討を進める。すなわち、図4-1に示すように、小坂式仕上げ面粗さ計

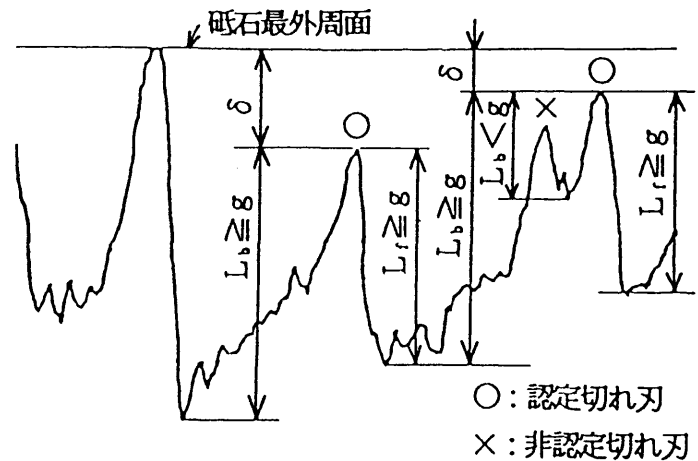


図4-1 累積切れ刃数の定義

から出力される断面プロフィールデータを用い、図のように切れ刃の山頂とその両側の谷の深さが $g \mu m$ 以上あるものを認定切れ刃 N_g とし、砥石最外周面からの深さ δ と認定切れ刃 N_g の個数の関係を求めるものである。なお、演算は断面プロフィールデータをA/D変換し、パソコンで処理する方法⁵⁾で主に求めたが、一部は手作業でも求めた。

本実験過程では、砥石作業面性状の変化を詳しく把握するため、同一砥石作業面および同一砥粒を追跡観察していく必要がある。そこで、図4-2のような同一砥石位置を高精度に検出できる測定システムを製作した。図のように、砥石を取り付ける砥石軸の後方に、回転位置検出用として、光学式のエンコーダを取り付け、検出器からの出力信号を、図に示す信号処理ブロック図のように処理することで、検出精度 0.12° ($360^\circ / 3000$; 砥石外周3000分割)で、回転停止時の砥石の位置のみならず、回転中においても、砥石位置、回転数、回転むらなどが高精度に検出できるようになっている。なお、この検出精度 0.12° は砥石作業面における約 $200 \mu m$ (砥石径 $D=200mm$)約 $300 \mu m$ ($D=300mm$)に相当し、同一砥粒の顕微鏡観察の場合、最大400倍にて追跡観察するが、その場合の顕微鏡写真の撮影範囲は、約 $250 \times 300 \mu m$ であることから、このシステムを用いることにより、たとえ実験過程において大きく砥粒形状(砥粒径は約 $100 \mu m$)が変化したとしても、瞬時に発見できるようになっている。図4-3に、本装置の表示部の外観と砥石位置の

表示例を示す。

実形直し量は、図4-4に示すように、出力した各形直し過程における同一砥石作業面断面プロフィールのデータを用い、実験での最終形直しにおいても形直しされないチップポケット底部の方にある部分を基準に、切れ刃の砥石最外周面からの実後退量を計り、図4-4に示すような考え方で求めた。その1回の形直しでの測定個数は、砥石作業面の等分位置4ヶ所で各50個ずつ計200個で、その平均値を実形直し量とした⁶⁾。

形直し抵抗は、図4-5に示すように、八角形弾性リング(静剛性 $200\text{N}/\mu\text{m}$ 以上)の上部に、多石ダイヤモンドツルアを固定し、形直し過程における、八角形弾性リングの変形量を半導体歪ゲージによ

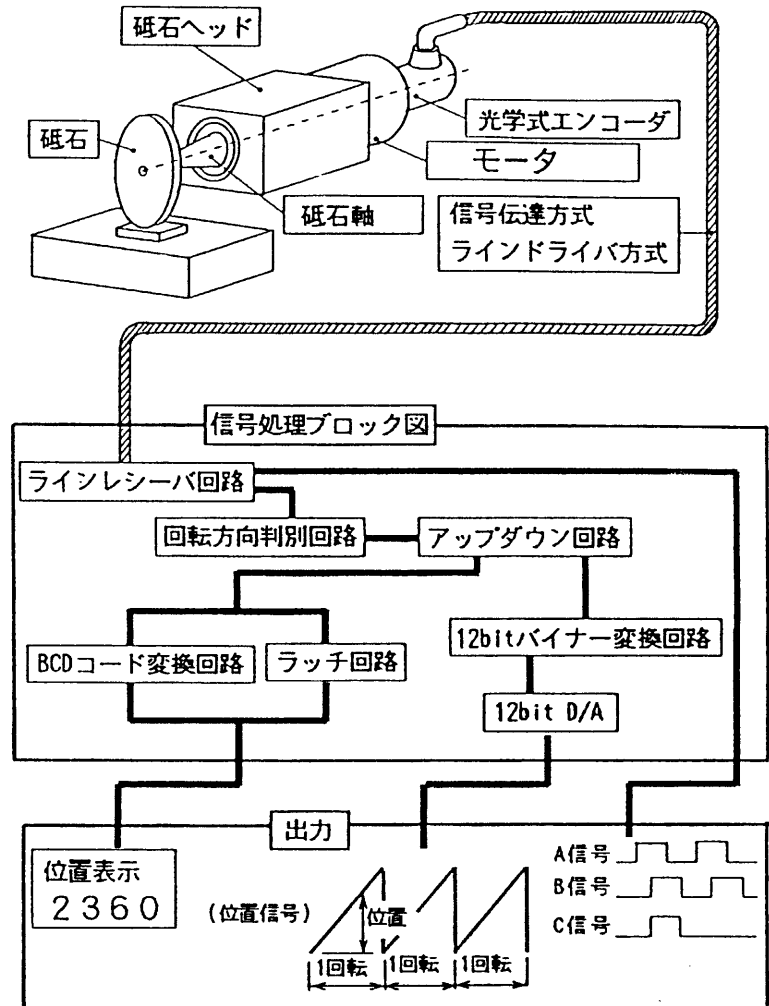
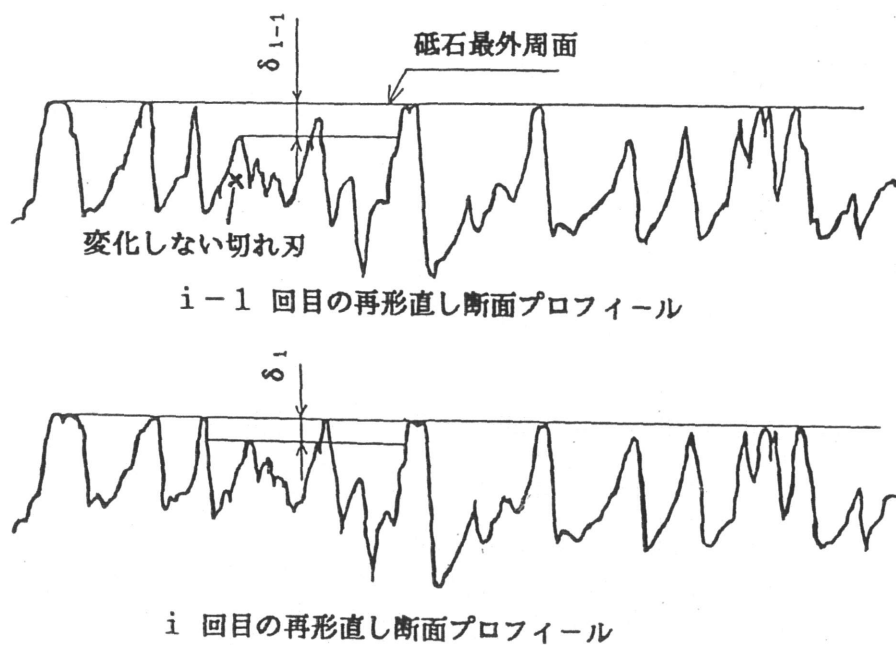


図4-2 高精度砥石位置検出システム

り検出し、増幅器を介した後、A/D変換後パーソナルコンピュータとデジタルストレージコープで測定した。



図 4-3 砥石位置の表示例



$$\Delta i = \delta_{i-1} - \delta_i$$

Δi : i 回目の再形直しの実後退量

i : 再形直し回数

図 4-4 実形直し量の測定方法



図 4-5 形直し抵抗の測定装置

4-2-2 実験条件

実験条件を表 4-1 に示す。実験に使用した無気孔形 CBN 砥石は、CBN120N100B(レゾン)・CBN120Q100M(マル)である。形直し前の目直しは、前章までと同じ条件で、SLAD 目直し法にて行っている。形直しは、図 4-6 (a) に示す方法でも予備的に行い、実際の実験では図 4-6 (b) の方法を用いた。その形直し条件は、前章までと同一で、砥石周速度 33.3m/s 、テーブル速度は縦送りのみで $100\mu\text{m/rev}$ 、設定形直し量は $3\sim 5\mu\text{m/pass}$ 、研削液はソリュブルタイプの (1/50) 希釈液を用いている。

表 4-1 実験条件

砥石	: CBNC120N100B (D=200mm)
	CBN 120Q100M (D=200mm)
[形直し条件]	
使用ツール: 多石ダイヤモンドツルア #100	
(a) 形直し法	
砥石周速度	$V_t: 33.3 \text{ m/s}$
テーブル速度	$v_{tt}: 0.17 \text{ m/s}$
縦方向テーブル送り	$f_{tc}: 2 \text{ mm/pass}$
設定切込み	$t_{st}: 5 \text{ } \mu\text{m/pass}$
(b) 形直し法	
砥石周速度	$V_t: 33.3 \text{ m/s}$
縦方向テーブル送り	$v_{tc}: 100 \text{ } \mu\text{m/rev}$
設定切込み	$t_{st}: 3\sim 5 \text{ } \mu\text{m/pass}$
研削液: ソリュブル (1/50)	
[目直し条件]	
目直し法: SLAD法	
(ステイック併用型遊離砥粒目直し法)	
WAステイック	#320
遊離砥粒	#320
砥石周速度	$V_d: 33.3 \text{ m/s}$
テーブル速度	$v_{td}: 0.033 \text{ m/s}$
切込み	$t_{sd}: 100 \text{ } \mu\text{m/pass}$
研削液: ソリュブル (1/5)	

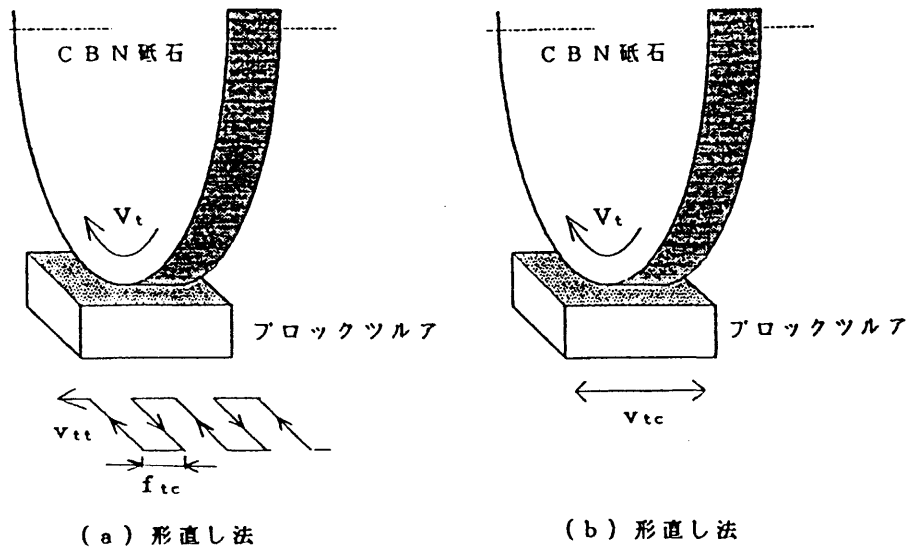


図 4-6 形直し方法

4-3 実験結果および考察

4-3-1 砥石使用始め形直し

形直しは、砥石を最初にフランジに取り付けた際（砥石使用始め形直し）と目直し後あるいは研削後に砥石の形状変化が生じた際（再形直し）に行われる。図4-7は、前者の場合の形直し例を示したものである。なお、この形直しは、一度形直しをした砥石をフランジから取り外し、再度装着して行っている。図よりわかるように、

偏心量は $40\mu\text{m}$ 以上もあり、相当大きい。日時を変えて、繰り返した結果、何ら手を加えない場合には、この偏心量は $30\sim 50\mu\text{m}$ であった。ダイヤルゲージを用いて、偏心量を測定しながら調節しても、 $20\mu\text{m}$ 以下にするのは、適当な治具を使用せずにはかなり難しかった。したがって、前者の場合で、砥石メーカーから、真円にした砥石を購入した場合には数 $10\mu\text{m}$ 、また、始めから形直しをする砥石メーカーでは、それ以上の形直しをするのが、相応と考えられる。なお、現場で

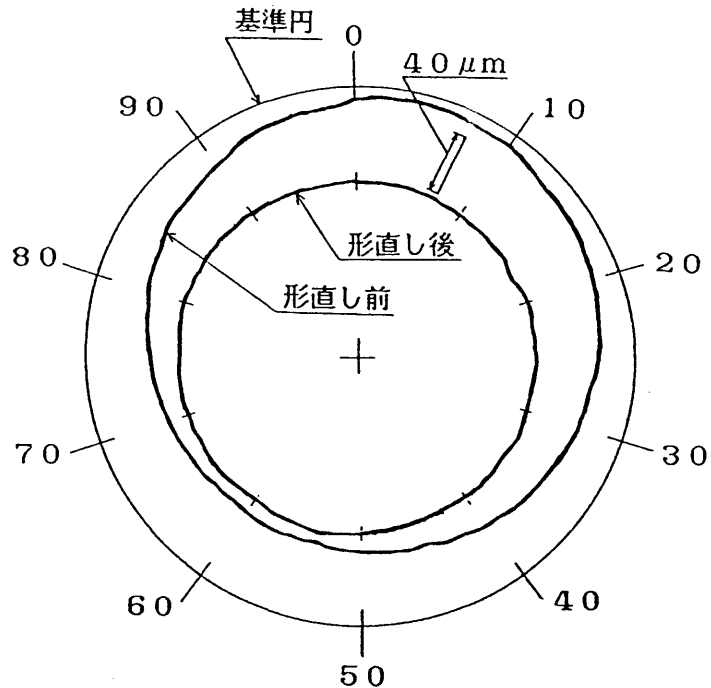
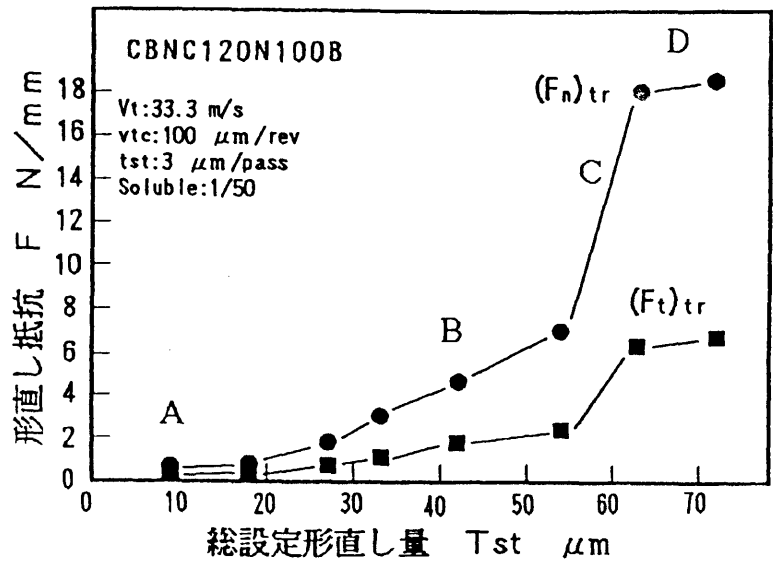


図4-7 砥石使用始め形直しによる
砥石偏心の改善例

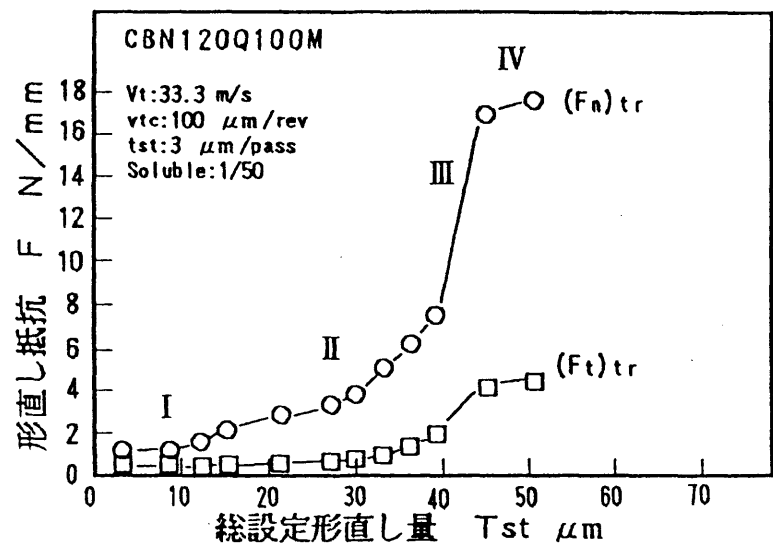
【形直し条件】 $V_t: 33.3 \text{ m/s}$ $v_{tc}: 100 \mu\text{m/rev}$
CBNC120N100B $t_{st}: 5 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/50

は、あらかじめ砥石メーカーで砥石使用始め形直しがなされているフランジに装着された砥石を、単に研削盤に取り付け、研削を始める場合も多い。しかし、この場合も検討したところ、良く知られているように数 μm 程度の再形直しの必要があることが多いことを付言する。一方、後者の場合では、砥石最外周面の切れ刃を揃えるのが目的であり、目直し後の場合には、数 μm 以下、また、研削後の場合も特別な場合を除き10 μm 以下と考えられる。ここでは、まず、前者の場合について検討してみた。

図4-8および図4-9に、メタルボンド・レジンボンド両砥石の形直し過程における、形直し抵抗 F と砥石作業面の変化を同時に調べた結果を示す。なお、



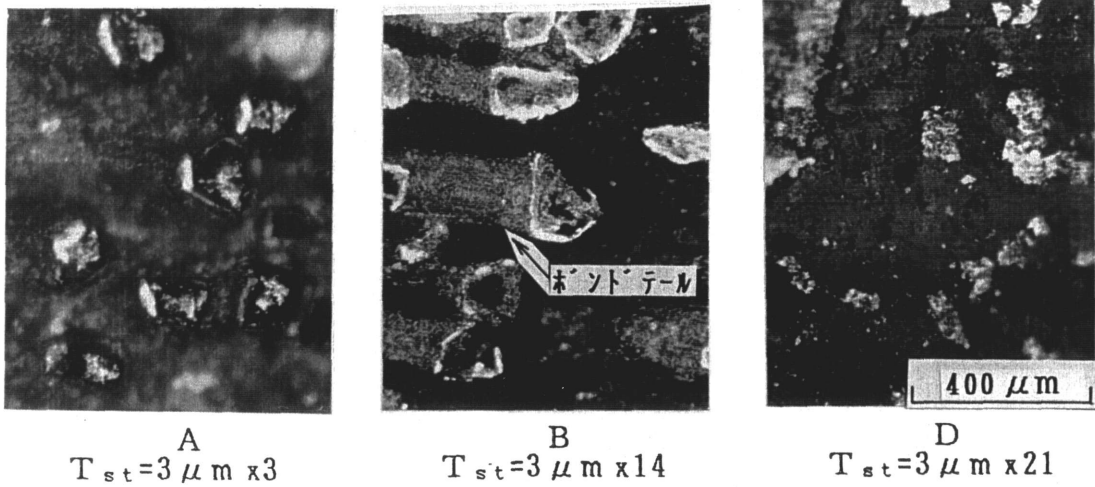
(a) レジンボンド砥石 (CBNC120N100B)



(b) メタルボンド砥石 (CBN120Q100M)

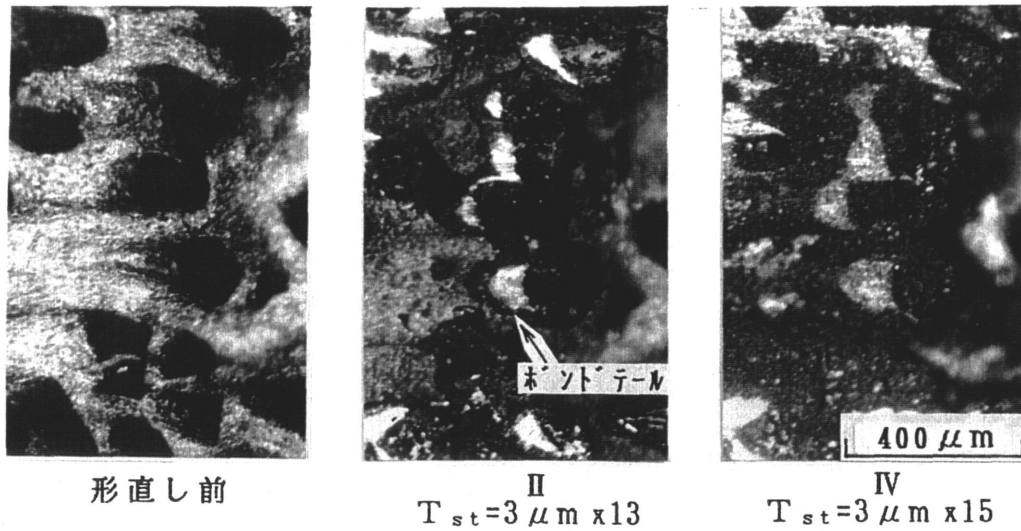
図4-8 形直し過程における形直し抵抗と総設定形直し量の関係

砥石回転方向 →



(a) レジンボンド砥石 (CBNC120N100B)

砥石回転方向 →



(b) メタルボンド砥石 (CBN120Q100M)

図4-9 形直し過程における砥石作業面の变化

[形直し条件] $V_t: 33.3 \text{ m/s}$ $v_{t.c}: 100 \mu\text{m/rev}$
 $t_{t.c}: 3 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/50

図4-9でメタルボンドは、同一砥石作業面を追跡しているが、レジンボンドの場合は同一部分を追跡したものではなく、各形直し過程での平均的な砥石作業面の状態を示している。設定形直し量は $3\mu\text{m}/\text{pass}$ である。図4-8よりわかるように、総設定形直し量 T_{sr} に対して形直し抵抗 F は、メタルボンドの方が、早い段階で変化するものの、両砥石とも同じ傾向を示しているのがわかる。すなわち、 F の法線分力 $(F_n)_{rr}$ は、最初のある T_{sr} までは徐々に増加するが（ゾーンA、メタルI段階）、その後、増加速度が大きくなる（ゾーンB、メタルII段階）。さらに、ある臨界総設定形直し量を越えると、増加速度が急激に大きくなり（ゾーンC、メタルIII段階）、最終的には、一定の値に落ち着く（ゾーンD、メタルIV段階）ような4段階の変化を示す⁷⁾。また、接線分力 $(F_t)_{rr}$ も $(F_n)_{rr}$ ほど顕著ではないが同様な傾向を示す。一方、図4-9よりわかるように、形直し過程が進むと切れ刃が切削されるとともに、砥石最外周面より下にあった切れ刃や結合剤が最外周面に顕出してくる。そして、最終的には、結合剤面と最外周切れ刃逃げ面とが、ほぼ同一になる。この図4-8と図4-9と対照しながら考えてみると、ツルアは砥石を図4-10のような過程でもって形直ししていることが考えられる。すなわち、

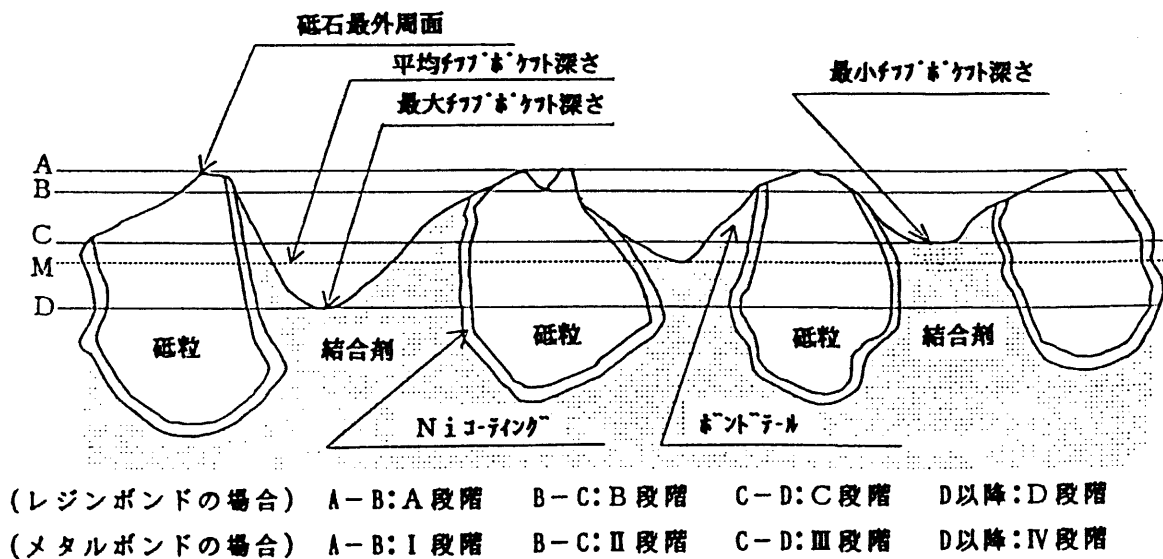


図4-10 形直し過程における砥石作業面の変化（模式図）

A・I段階では、ほぼCBN砥粒のみが形直しされていると考えられる。B・II段階では、ボンドテールと言われる結合剤の一部やコーティング材のNiも形直しされ始める。(ただし、メタルの場合はコーティングされていない)さらに、C・III段階では、形直し量が最小チップポケット深さ量に達し、チップポケット底部の結合剤まで形直しされ始める。最終段階のD・IV段階は、最大チップポケット深さ量に達し、チップポケットがなくなり、結合剤面と砥粒面が、ほぼ同一になってしまった状態である。C・III段階以上になると、結合剤の形直しによって、多量の熱が発生する。そして、結合剤が劣化の傾向を示したり、切れ刃やツルアに結合剤が付着したりする現象も観察された。したがって、砥石使用始め形直しを中心に、大量の形直しをする場合には、煩雑であるが、その砥石に対する適当な目直しを施して、砥粒を突き出し、その突き出し量に対してB・II段階までの形直しを繰り返しながら、最終的な形直し状態にするのが、適当かと思われる。

4-3-2 再形直し

図4-11に、レジンボンド・メタルボンド両砥石における、総設定形直し量 T_{st} と総実形直し量 T_{at} の関係を示す。設定形直し量は、 $5\mu m$ /passである。なお、予め、SLAD目直し法により、砥粒をチップポケット平均深さ $40\mu m$

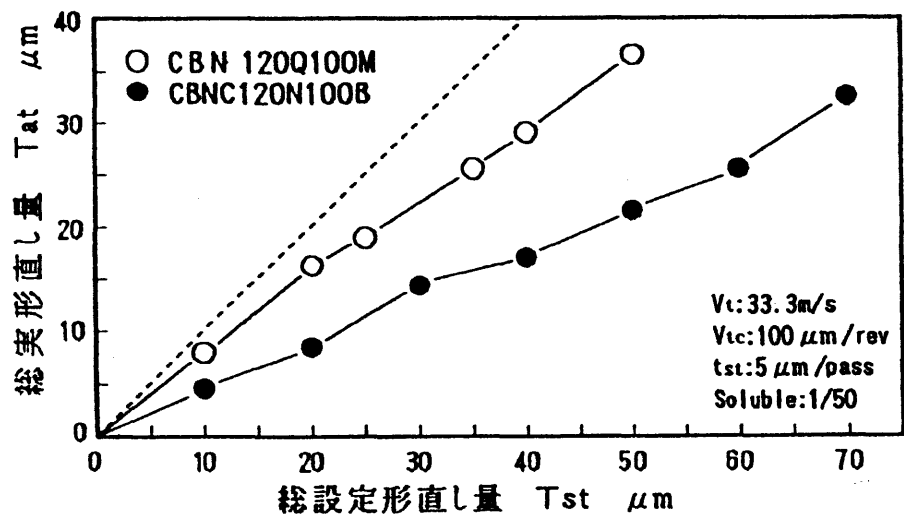


図4-11 総設定形直し量と総実形直し量の関係

程度突き出してから形直しを行っている。図よりわかるように、レジンボンド・メタルボンド両砥石とも、 T_{at} は T_{st} に対してほぼ正比例に近い形で増加するが、

その増加量は、 T_{11} に比較してかなり小さくなり、メタルボンドの場合は約80%、レジンボンドの場合は約50%程度にしかない。これは、メタルボンドの場合が結合剤の弾性率が高いので、レジンボンドより弾性変形が小さくなっているため、 T_{11} は T_{11} に対して大きくなると思われる^{*)}。これらの結果から、CBN砥石では、大きな結合剤の弾性変形があることが考えられ、形直しでは、切れ味の

良いツルアを使用し、結合剤の弾性変形を少なくする必要があると思われる。しかし、いずれにしても、ある程度の弾性変形があり、研削盤による T_{11} が、そのまま T_{11} にはならないので、数 μm 程度の再形直しをする場合には、考慮しておくことが肝要である。特に、NC研削盤等で、形直し時点のツルア切込み位置をもって、その後の工作物の加工量（切込み量）を設定する場合には、十分に考慮する必要があるだろう。

図4-12に、レジンボンド砥石の形直し過程における、同一砥石断面プロフィールを追跡した結果を示す。図よりわかるように、砥石作業面は形直しにより、切れ刃の一部が消失しながら砥石半径方向に後退するとともに、再形直し7回目で良く分かるように、切れ刃平坦部が増加していく。

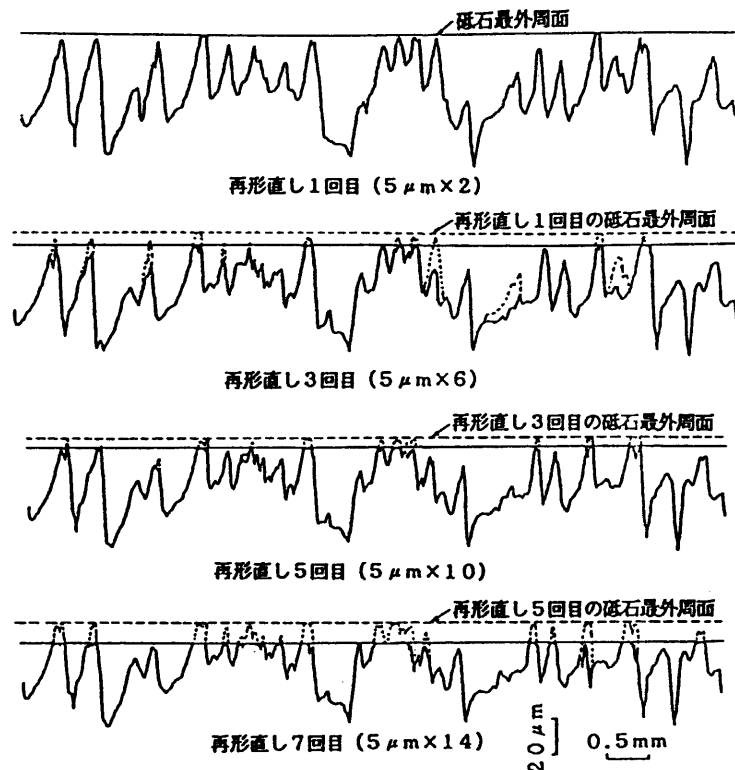
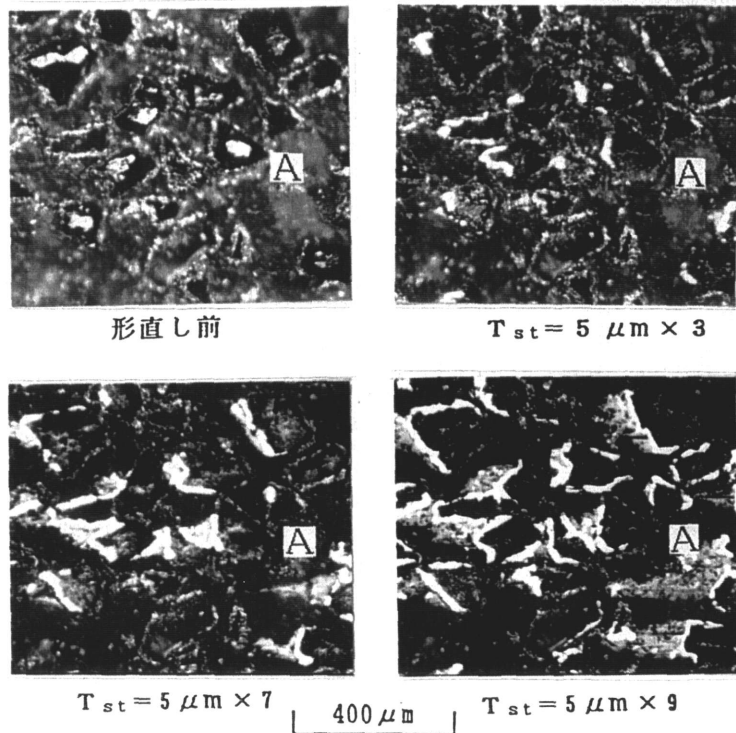


図4-12 形直し過程における同一砥石位置の断面 $\Gamma\text{-}\sigma\text{7}\text{I-N}$ の変化
 [形直し条件] CBNC120N100B $V_c: 33.3 \text{ m/s}$
 $v_{cs}: 100 \mu\text{m/rev}$ $t_{cs}: 5 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/50

砥石回転方向 →



砥石回転方向 →

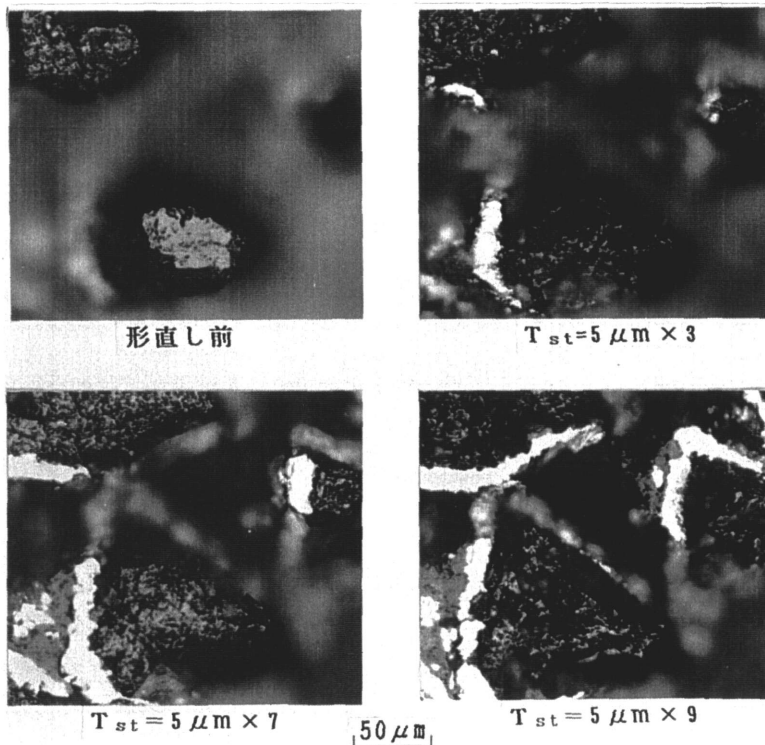
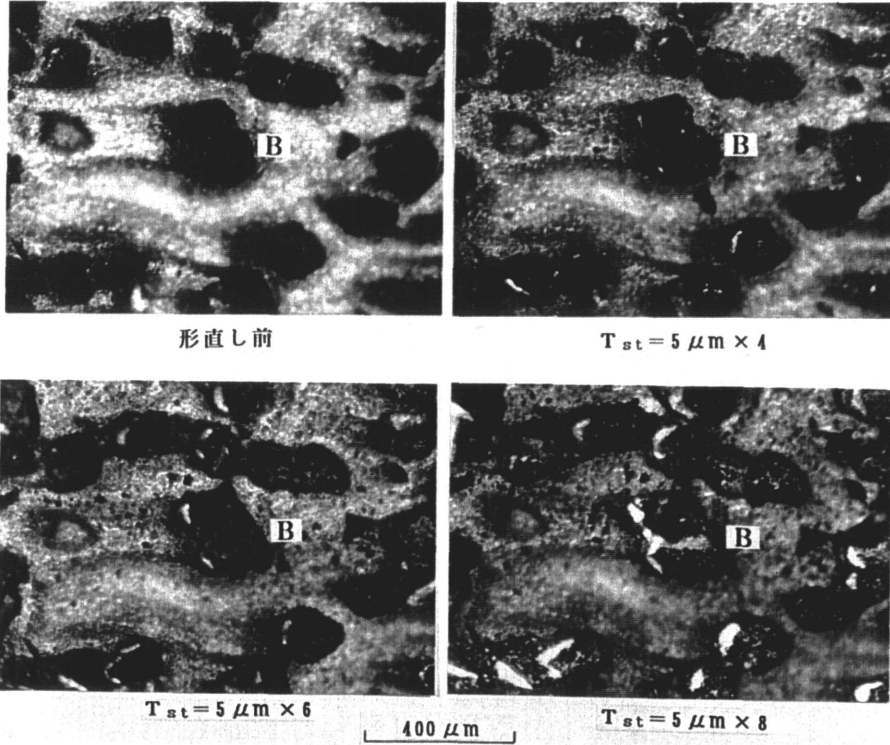


図4-13 レジンボンドCBN砥石の形直し過程における砥石作業面と砥粒の変化
 [形直し条件] CBNC120N100B $V_t: 33.3 \text{ m/s}$
 $v_{tc}: 100 \mu\text{m/rev}$ $t_{st}: 5 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/50

砥石回転方向 →



砥石回転方向 →

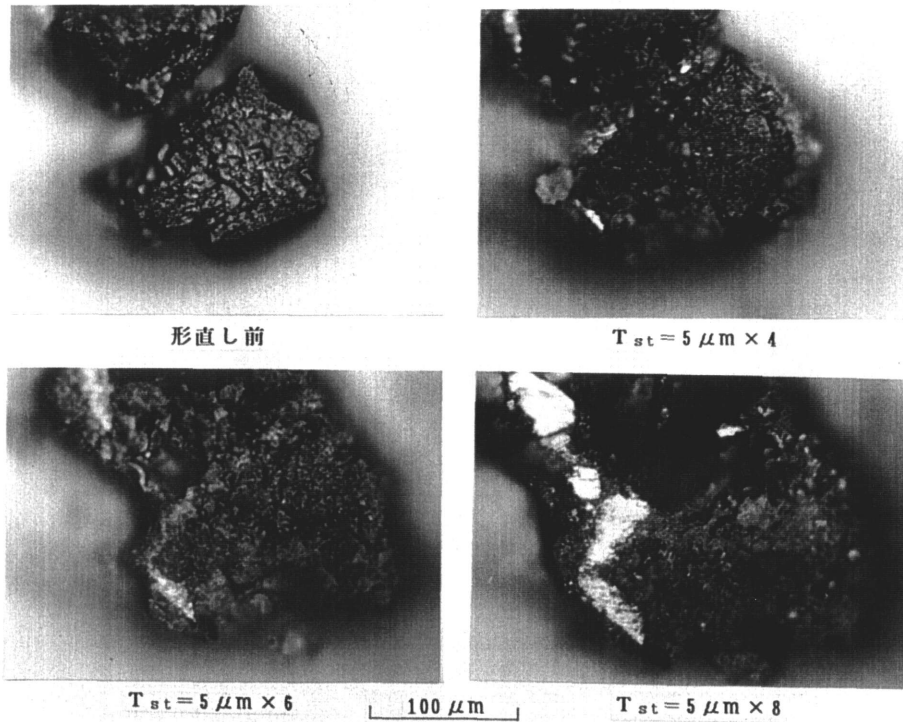


図 4-14 メタルボンド CBN 砥石の形直し過程
 における砥石作業面と砥粒の変化
 [形直し条件] CBN120Q100M $V_t: 33.3 \text{ m/s}$
 $v_{tc}: 100 \mu\text{m/rev}$ $t_{st}: 5 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/50

図4-13および図4-14は、レジンボンド・メタルボンド両砥石における、その平坦部の増加形態を、形直し過程における砥石作業面および切れ刃の観察により調べたものである。図は多数観察した砥石作業面や切れ刃の代表的一例であるが、形直しにより、切れ刃逃げ面が増加するような傾向で変化するのがわかる。ただし、巨視的にみる

と、切れ刃逃げ面が増加しているが、顕微鏡の砥粒観察は400倍に行っているが、この倍率における焦点深度は $1.2\mu\text{m}$ であることなどを考慮し観察すると、微視的には切れ刃逃げ面は微小破壊をともなっていることがわかる。

また、特に、形直しが多量に行なわれた状態では、メタルボンド砥石の場合、砥石の結合剤が、切れ刃表面に付着しやすいことがわかる。(特に、図4-14の $T_{s,t}=5\mu\text{m}\times 8$ など)

これは、メタルボンドの結合剤の方が、粘性が高く砥粒に付着しやすいのではないかと考えられる。この点は、形直しにより同じような傾向で変化する、両

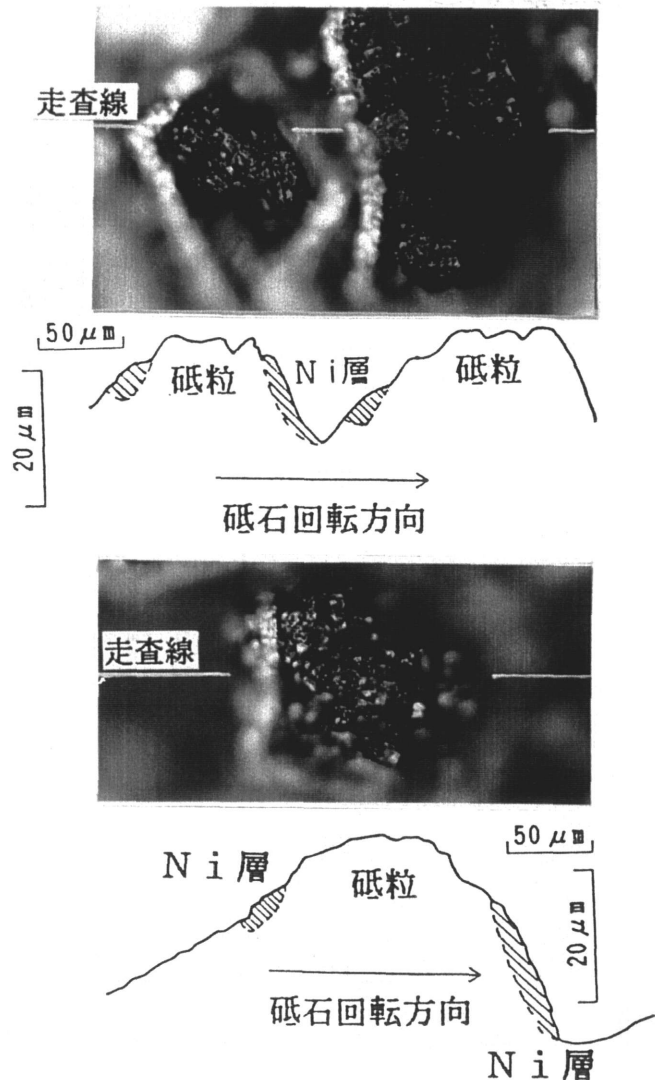


図4-15 形直しにより変化した砥粒先端形
 [形直し条件] CBNC120N100B $V_{t,c}: 33.3\text{ m}$
 $v_{t,c}: 100\mu\text{m}/\text{rev}$ $t_{s,t}: 5\mu\text{m}/\text{pass}$ Soluble

砥石において、大きく違う点である。したがって、メタルボンド砥石の場合は、Ⅲ・Ⅳ段階前のⅡ段階の中頃から切れ刃表面に結合剤の付着が、起こるので、砥石作業面性状に悪影響が考えられ、4-3-1で述べたようなⅡ段階までではなく、結合剤が付着し始めるⅡ段階中頃にて、臨界形直し量と判断する必要があると思われる⁹⁾。

図4-15に、レジ
ンボンド砥石の形直し
によって、変化した切
れ刃表面の、微小破壊

が観察された切れ刃形状を調べた一例を示す。図より、微小破壊は数 μm 程度であるのがわかる。微小破壊が形成された幾つかの切れ刃を調べた結果、この程度であった。なお、このような切れ刃逃げ面が増大する場合のものが大多数であったが、この他、完全な平坦面を示すものや、鋭い刃先を示すものも見られた。また、メタルボンド・レジ
ンボンド両砥石とも、200個程度の同一砥粒切れ刃を写真観察によって追跡したところ、形直し過程における砥粒の脱落はみられなかった。これは、脱落するような比較的少ない結合剤でしか支持されていなかった砥粒は、上述した形直し前のSLAD目直しにより切れ刃を突き出す際に、脱落してしまったためと考えられる。言い換えれば、本形直し法では、切れ刃の脱落はほとんど生じないことが考えられる。

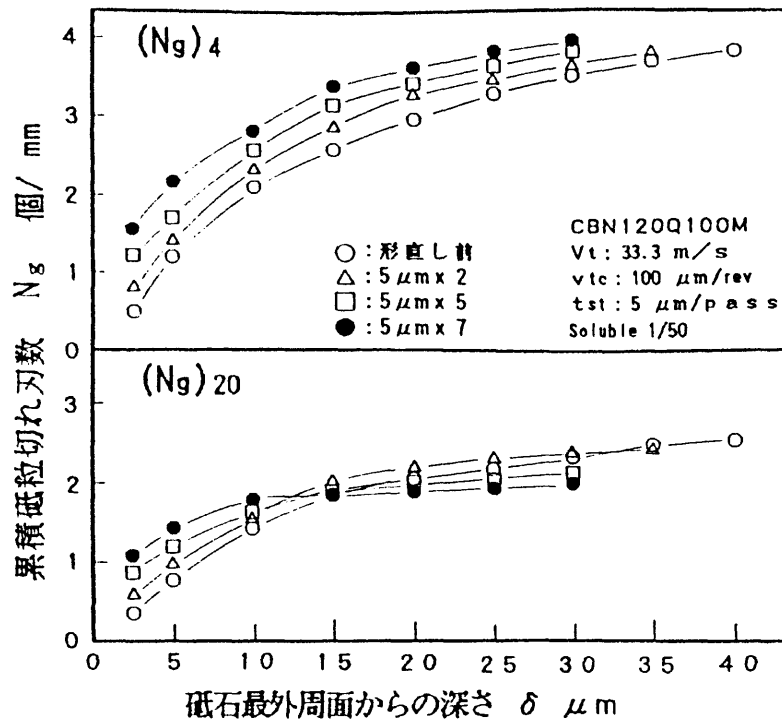


図4-16 形直し過程における
累積切れ刃数曲線の変化

図4-16は、メタルボンド砥石の形直し過程における、同一砥石作業面の切れ刃分布を追跡測定し、砥石最外周面からの深さ δ と累積切れ刃数 $N_1 \cdot N_2$ の関係を示したものである。また、切れ刃の認定は断面プロフィール曲線における一つの頂点に対して、その頂点と隣り合う二頂点との谷の深さがそれぞれ $4\mu\text{m} \cdot 20\mu\text{m}$ あるものについて行った。したがって、図4-15で示した、切れ刃の破壊によるくぼみ深さは、認定切れ刃 N_2 は切れ刃分布の測定には影響せず、本測定における一つの切れ刃は、ほぼ一つの砥粒から形成されていると考えらる。認定切れ刃 N_1 は、図4-15で示した微小破壊を含めた切れ刃分布の測定に対応できるものと考えられるので、一つの砥粒が幾つかの切れ刃により構成されるようになると思われる。図よりわかるように、形直し過程が進むにつれて、新出切れ刃が顕出するとともに、総体的に切れ刃逃げ面が増大するので、砥石最外周面近傍の切れ刃分布が密になっていくのがわかる。なお、 N_2 の場合、形直しが進むと、砥石最外周面より深い位置の切れ刃数が少なくなる傾向を示すのは、チップ

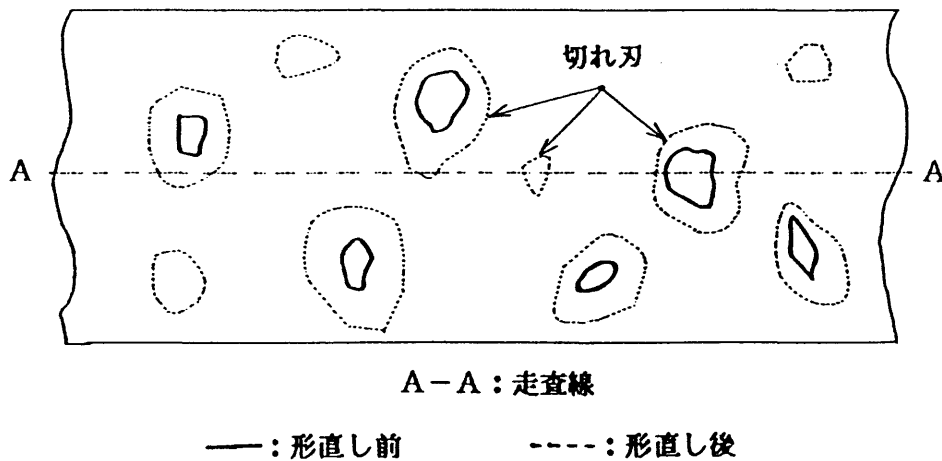


図4-17 形直し過程における
砥石作業面の变化 (模式図)

ポケット深さが $20\mu\text{m}$ 以下に減少し、切れ刃として認定できなくなる場合が生じてくるためである。以上の現象を模式図にて表すと、図4-17に示すことができる。すなわち、形直し過程が進むにつれて、砥石最外周面には、新出切れ刃が顕出してくるとともに、切れ刃逃げ面が増大するので、切れ刃は密になる。

このように、本方法で形直しを進めると、切れ刃分布が密になるが、微小破壊をともないながら切れ刃逃げ面も増大するので、砥石の切れ味が悪くなることが考えられる。形直しによる切れ味悪化については、すでに問題にもされている¹⁰⁾。このことからすると、再形直しは、できるだけ少なくするにとどめ、多くなる場合には、目直しによって一度切れ刃を鋭くしてから、最終的な形直しを少量行い砥石作業面の切れ刃分布を調節する必要があるようにも考えられる。これら形直しによって変化する砥石作業面性状と実際の研削特性の関係についての検討は5章で行う。

4 - 4 結 論

良く使用される多石ダイヤモンドツールによる、無気孔形CBN砥石の形直し特性を概括的に調べ、形直し手順を検討した。その結果、次のような点が明らかになった。

- 1) 形直しを砥石使用始め形直しと再形直しに分類すると、前者の形直し量は $30 \sim 50 \mu\text{m}$ 以上になる。
- 2) 形直し過程は4段階に分類される。前2段階では、主として、CBN砥粒が、また、後2段階では、結合剤も形直しされる。後2段階では、熱発生が急増し、砥石作業面に悪影響を与えるので、大量の形直しは、前2段階の形直しを繰り返しながら行う必要がある。ただし、メタルボンドCBN砥石の場合は、前2段階の中頃段階から、結合剤が切れ刃表面に付着するため、それより前の段階から、形直しを繰り返しながら行う必要がある。
- 3) 実形直し量は、結合剤の弾性変形のため、設定形直し量よりも相当少なくなる。メタルボンドCBN砥石の方が、結合剤の弾性率が高いので、弾性変形が小さく、実形直し量がレジンボンドCBN砥石より大きくなる。
- 4) 形直しにより、砥石最外周面には、下面にある砥粒が顕出してくるとともに、最外周面にあった砥粒は、微小破壊をとめないながら、切れ刃逃げ面が増大する。その過程では、切れ刃の脱落は、ほとんど観察されない。
- 5) 4)の結果として、砥石最外周面近傍の切れ刃分布が密になる。

参 考 文 献

- 1) 中園汎, 安井平司, 久留須誠: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究 (第 1 報), 精密工学会誌, 55, 6 (1989) 1073.
- 2) 中園汎, 安井平司, 久留須誠, 細川晃: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究 (第 2 報), 精密工学会誌, 55, 10 (1989) 1874.
- 3) 細川晃, 安井平司, 中園汎, 工藤和生, 久留須誠: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究 (第 3 報), 精密工学会誌, 56, 11 (1990) 2093.
- 4) 中園汎, 安井平司, 久留須誠: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究 (第 4 報), 精密工学会誌, 57, 2 (1991) 330.
- 5) 安井平司, 今井靖子, 中園汎, 工藤和生: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究, 昭和 63 年度精密工学会九州支部・宮崎地方講演会講演論文集 (1988) 17.
- 6) 安井平司, 川下智幸, 大崎真壽: レジンボンド C B N 砥石の形直し特性の一検討, 精密工学会誌, 58, 8 (1992) 1351.
- 7) 安井平司, 川下智幸, 大崎真壽: 無気孔型 C B N 砥石の最適形直し・目直し法の研究, 1991 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, 439.
- 8) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: 無気孔型 C B N 砥石の最適形直しの検討, 1992 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992) 439.
- 9) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: メタルボンド C B N 砥石の性能に及ぼす形直しの影響, 精密工学会誌, 59, 9 (1993) 1495.
- 10) 横川宗彦, 古川勇二, 今井智康, 海野那彦: 超砥粒ホイール用ダイヤモンドドレッサの開発 (第 3 報), 1990 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1990) 411.

第5章 メタルボンドCBN砥石の 研削性能に及ぼす形直しの影響

5-1 緒 論

無気孔形CBN砥石の形直し過程における、切れ刃の挙動や砥石作業面の変化形態の把握と最適形直し手順の確立を目的として、4章では、比較的良く使用される多石ダイヤモンドツールによる、形直し特性を概括的に検討した¹⁾。そして、砥石使用始め形直し量が30~50 μ m以上に及ぶことや、大量の形直しの際、結合剤の深さまで達すると、砥石作業面に悪影響を生じるので、結合剤の深さに達する手前で、目直しにより切れ刃を突き出してから、再度形直しをすることを繰り返す必要があることを示した。また、結合剤の弾性変形によって設定形直し量と実形直し量には差があることを明確にした。さらに、形直しにより切れ刃分布は密になるが、切れ刃逃げ面も増加するので、砥石の性能の点で問題になる可能性があることを示唆した。このような結果を踏まえ、本章では、メタルボンドCBN砥石の、形直しが研削性能に及ぼす影響を把握するために、形直し過程における砥石作業面の変化を追跡測定しながら、各過程で研削を行い、研削抵抗、研削温度、仕上面粗さ等の研削特性を調べ検討した。

5-2 実験装置および条件

5-2-1 砥石作業面の解析

本実験は精密平面研削盤で行った。図5-1に実験システムの外観を示す。砥石作業面の測定・観察は、前章までに示したように、写真中の顕微鏡および小坂式仕上面粗さ計の触針を用いて行った¹⁾。実形直し量の測定方法¹⁾も、4章と同じである。また、本章では新たに、砥石作業面性状をより詳細に把握するために、

図5-2に示すように、認定切れ刃の連続切れ刃間隔の分布を解析に追加した。すなわち、砥石最外周面より深さ δ までにある、認定切れ刃の間隔($a_1, a_2, a_3 \dots a_n$)を求め、砥石全周における連続切れ刃間隔の長さとその数の関係を算出するものである。これにより、砥石作業面の状態が、より定量的に把握できる。その演算の処理は、図5-3に示すような方法で、パーソナルコンピュータで行っている。

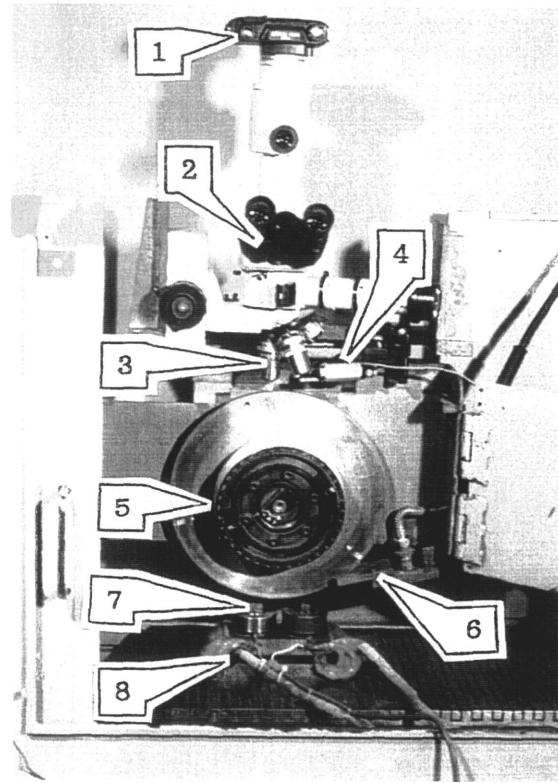


図5-1 実験システムの外観

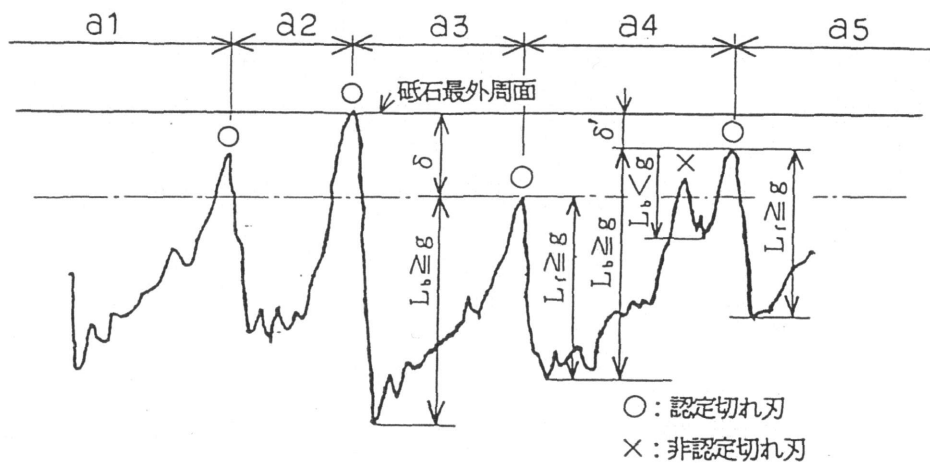


図5-2 連続切れ刃間隔の分布の定義

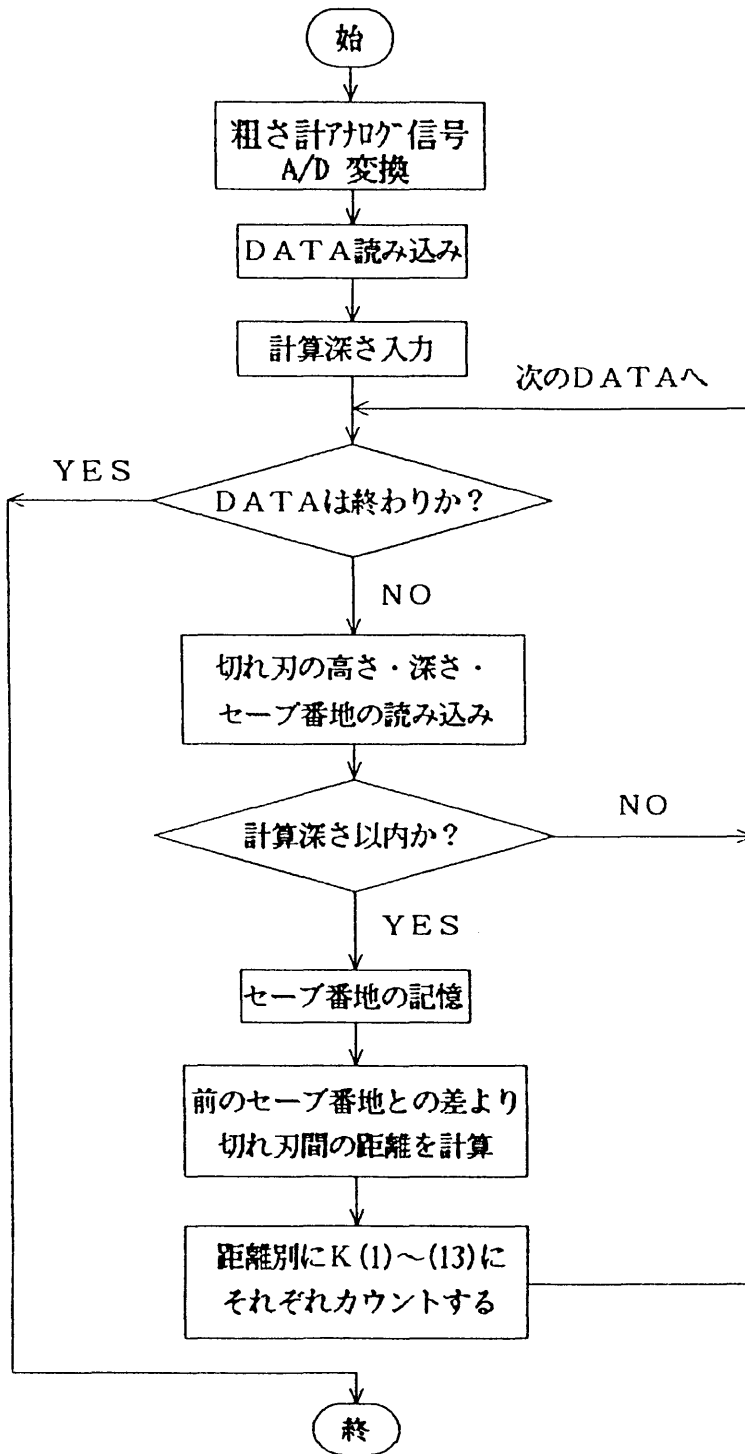


図5-3 連続切れ刃間隔の分布の演算フローチャート

5 - 2 - 2 実験方法および条件

表5-1に実験条件を示す。使用した砥石は、2章・3章と同じ、CBN140Q50M(メタルボンド砥石)を用いた。目直し・形直し条件は、前章までと同じである。

研削実験では、研削液を、砥石軸方向に幅広い□19mm×1mmの出口形状のノズルで毎分12リットルの流量を研削点近傍に供給した。研削温度は、工作物間に絶縁物である雲母を介して、厚み10μm程度のニッケル線をはさみ、ニッケル線と工作物とで研削時に熱電対を構成させるような方法で測定した。研削抵抗は、形直し抵抗と同様に半導体ひずみゲージを貼付

した八角形弾性リング(静剛性200N/μm以上)を用いて測定した。実砥石切込み量は、工作物に段差をつけることにより測定した²⁾。3章までに砥石周速度と研削特性の関係は明らかにしているのので、ここでは、あえて高砥石周速度では行わず、通常砥石周速度の20m/s、テーブル速度0.15m/sで行った。実験では、砥石

表5-1 実験条件

研削条件	
研削盤	岡本精密平面研削盤 PSG-63DX
砥石	CBN140Q50M (D=300mm)
工作物	SKD11 (Hv≒800)
砥石周速度 テーブル速度 砥石切込み	V _s : 20 m/s v _w : 0.15 m/s t _t : 2~150 μm (Down cut)
研削液	タイプ: ソリュブル(1/50) 流量: 12 l/min

形直し条件

プロパグリア 砥石周速度 テーブル速度 タイプ切り込み 研削液	多石タイプメントプロパグリア SD100P V _t : 20 m/s v _{tc} : 100 μm/rev t _{st} : 5 μm/pass ソリュブル(1/50)
---	--

目直し条件

目直し方法	SLAD法 #320 (タイプ併用型遊離砥粒目直し法)
砥石周速度 テーブル速度 タイプ切り込み 研削液	V _d : 20 m/s v _{td} : 0.033 m/s t _{sd} : 100 μm/pass ソリュブル(1/5)

の性能に及ぼす形直しの影響を調べるために、砥石作業面を表5-1の目直し条件で、SLAD法により、予め $56\mu\text{m}$ のチップポケット平均深さを形成した砥石に、表5-1の形直し条件で形直しを施し砥石作業面を $A \rightarrow B \rightarrow C \rightarrow D \rightarrow \dots$ と変化させて行った。そして、各形直し過程での砥石作業面性状を把握し、表5-1の研削条件で研削実験を行った。

5-3 実験結果および考察

5-3-1 砥石作業面性状に及ぼす形直しの影響

図5-4に各形直し過程における、チップポケット平均深さ C_h と連続切れ刃間隔 a の関係を示す。認定切れ刃は $4\mu\text{m}$ $[(N_g)_4]$ 、 $20\mu\text{m}$ $[(N_g)_{20}]$ である。なお、ここで求めた a は、砥石最外周面より $\delta = 2.5\mu\text{m}$ までにある認定切れ刃により算出した。図より、形直しを進めるとともに C_h が減少するのがわかる。

一方、 a は僅かな形直

し量(A \rightarrow B)で、大きく減少しているが、その後は、その減少形態がゆるやかになっているのがわかる。したがって、比較的、僅かな形直し量でも、砥石最外周面の切れ刃分布は、密になることがわかる。なお、同時に行った砥石作業面の観察や形直

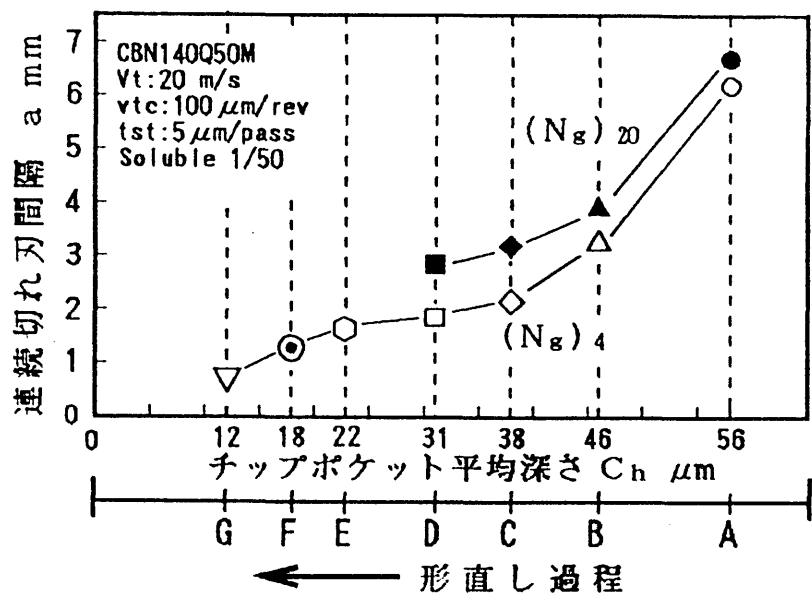


図5-4 形直し過程におけるチップポケット平均深さと連続切れ刃間隔の関係

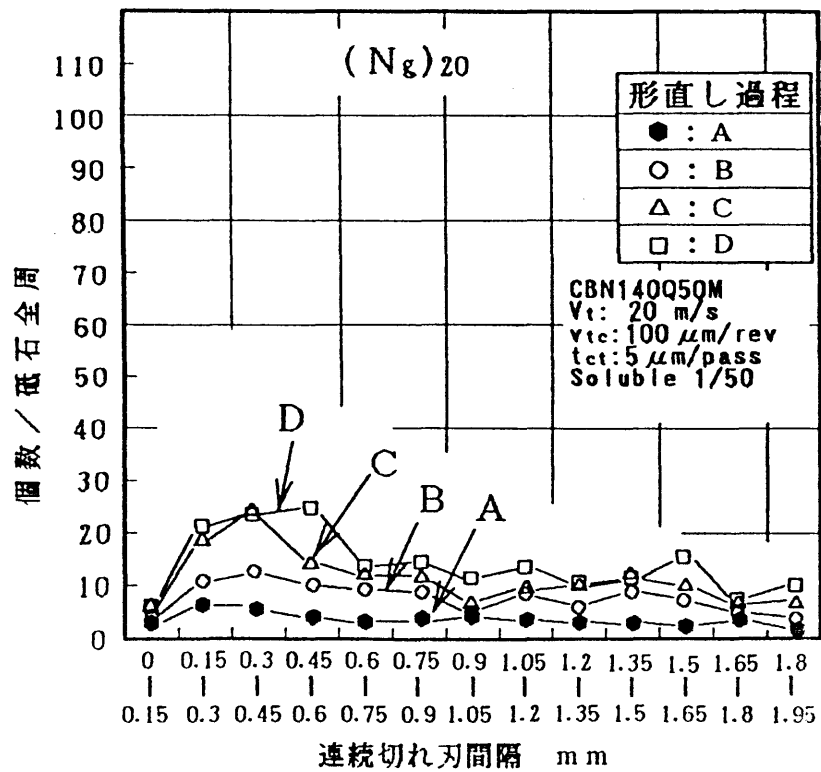
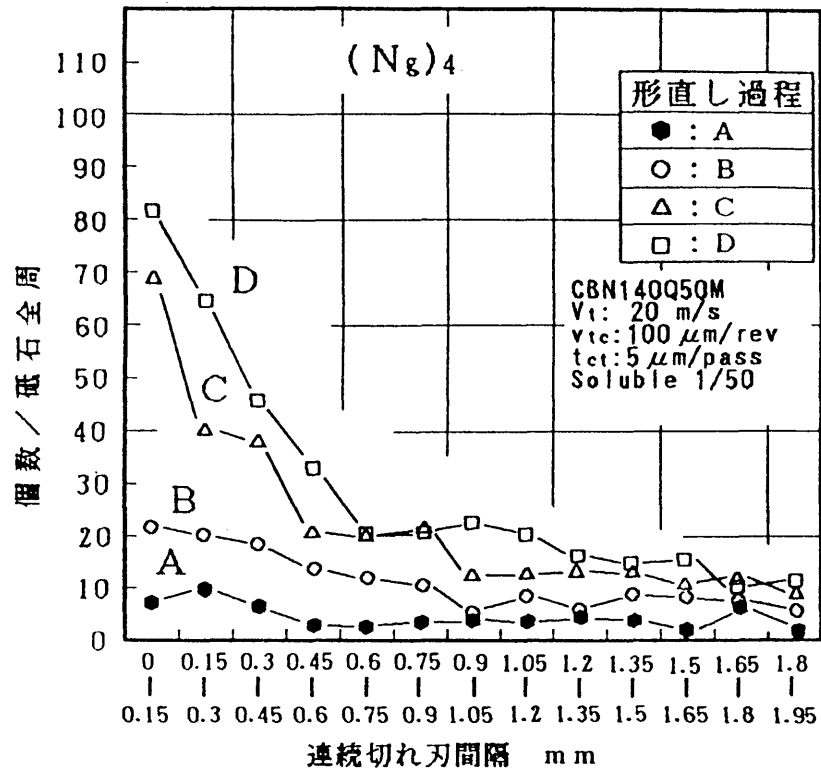
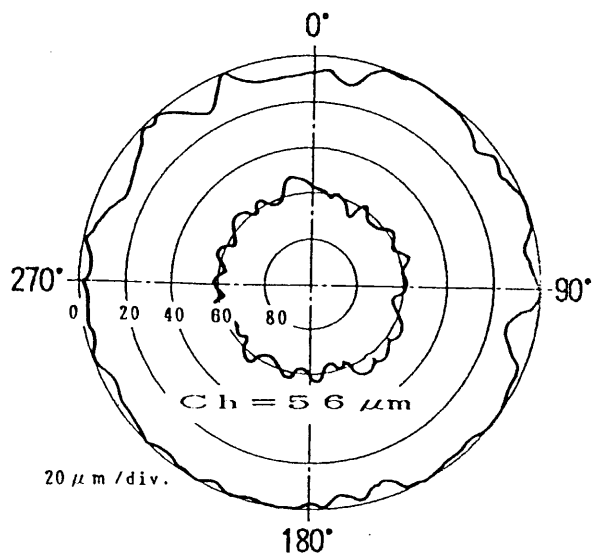


図5-5 形直し過程における連続切れ刃間隔の分布の変化

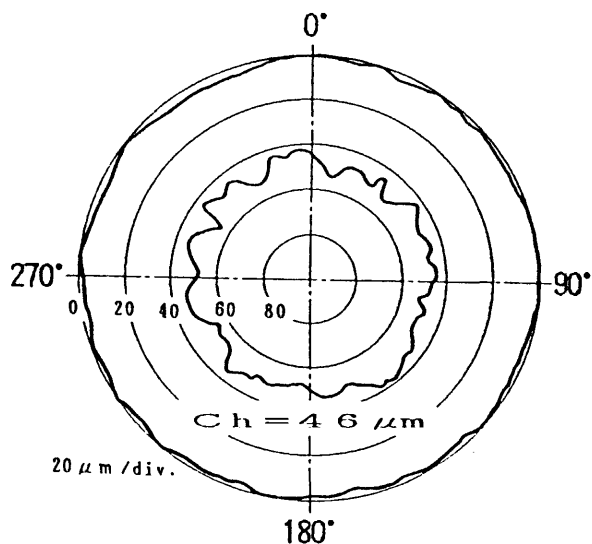
し抵抗の測定等によれば、4章の第Ⅱ段階中頃（4章で示した μm の臨界形直し量）を越えない形直しの範囲は砥石作業面Dまでであった。また、砥石作業面E以降では、 C_n が小さくなり、山と谷との深さ $20\mu\text{m}$ で切れ刃認定を行う $(Ng)_{20}$ 曲線では、チップポケット底部の結合剤の影響が生じたので、 $(Ng)_4$ 曲線から求めた a のみを示した。

図5-5に砥石の同一最外周面位置における、形直し過程での連続切れ刃間隔 a の長さの分布の変化を示す。認定切れ刃は $4\mu\text{m}$ [$(Ng)_4$]、 $20\mu\text{m}$ [$(Ng)_{20}$]で、 $150\mu\text{m}$ ごとに 1.95mm までの分布を示している。図より、形直しを進めて行くと、全体の切れ刃数が増加する中で、 $(Ng)_4$ は、特に、 $450\mu\text{m}$ より狭い範囲の切れ刃の増加割合が他の範囲より大きいことがわかる。これは、使用した砥石の粒度が $\#140$ ($197\mu\text{m}$ のふるいは、99%通過する粒径)であることと、第4章で示した形直し過程での切れ刃の追跡観察・測定結果などより、 $(Ng)_4$ では砥粒逃げ面の微小破壊も測定できると考えられることから、砥粒逃げ面の微小破壊の進行により増加したことと、一部では、切れ刃を支持する結合剤が砥石最外周面に接近するため、 $0\sim 450\mu\text{m}$ の範囲の増加割合が、他の範囲より大きくなると考えられる。一方、 $(Ng)_{20}$ は、第4章からすれば、主に砥粒一個から構成されると言えるが、形直しを進めて行くと、認定切れ刃数は増加するものの、切れ刃の分布形態はあまり変化しない、従って、ここでの認定切れ刃の増加は主に砥石最外周面より下面にあった砥粒が形直しにより、砥石最外周面近傍に新出してきたためと考えられる。

図5-6に形直し過程(A→B)における、砥石最外周面形状とチップポケット平均深さ C_n の変化を示す。図より、形直しを進めると、最外周面に揃っていないかった切れ刃が、最外周に揃うため砥石形状が真円になるとともに、 C_n も減少しているのがわかる。



砥石作業面 A



砥石作業面 B

図5-6 形直し過程における
砥石作業面性状の変化の一例
[形直し条件] CBN140Q50M $V_c: 20 \text{ m/s}$
 $V_{ec}: 100 \mu m / \text{rev}$ $t_{ec}: 5 \mu m / \text{pass}$ Soluble 1/50

5 - 3 - 2 砥石の性能に及ぼす形直しの影響

図5-7に各形直し過程における、砥石作業面性状と設定砥石切り込み t_c を20 μm 、50 μm 、90 μm で研削をした場合の研削抵抗と実砥石切り込み率 β (=実砥

石切り込み t_c /設定
 砥石切り込み t_s)を
 示す。図よりわかる
 ように、 β は形直し
 過程とともに減少し、
 とくに、第II段階中
 頃以降(4章で示し
 た μ 値の臨界形
 直し量)を越えた作
 業面E以降では、急
 減する。また、 β は、
 t_c が大きくなると大
 きく減少し、 $t_c=90$
 μm では、作業面E
 で6割程度、作業面
 Fでは3割程度とほ
 とんど研削しなくな
 る。次に研削抵抗を
 みると、同じ t_c では
 接線研削抵抗 F_t は
 ある形直し過程ま
 では増大するが、そ
 れを越えると、逆
 に減少し始める。そ
 して、その減少し
 始める形直し過程
 は、 t_c が大きくな
 ると早くなる。こ
 れに対して、法線
 研削抵抗 F_n は F_t
 とは異なり、形直し

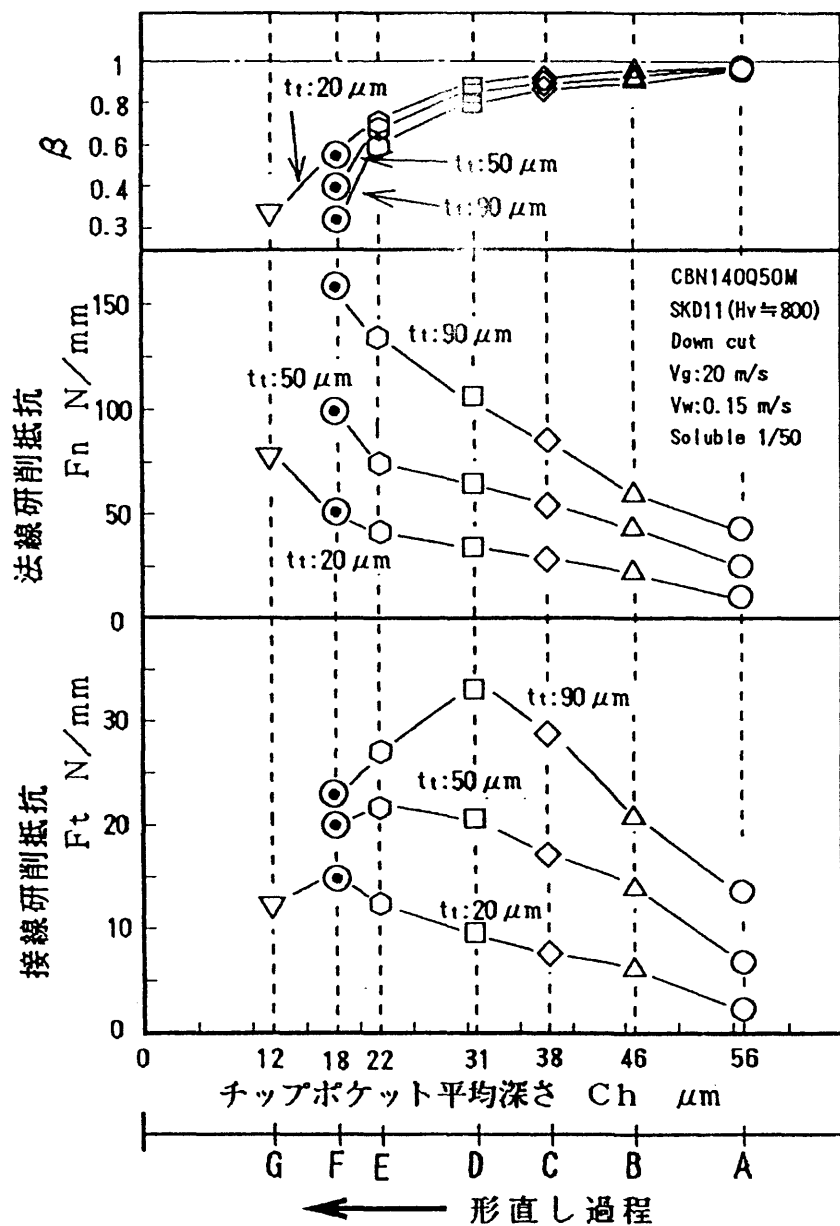


図5-7 形直し過程における砥石作業面性状と
 実砥石切り込み率および研削抵抗の関係

進むとともに単に増大する。F_tが、ある形直し過程から減少するのは、形直しが進むと切れ刃逃げ面や切れ刃密度の増加および結合剤の砥石作業面上への顕出等の砥石作業面の変化があり、それによりF_tが増大する。しかし、ある過程を越えると、βの減少によるt_sの減少によって生じるF_tの減少が、砥石作業面の変化によるF_tの増大要因を上回るようになるためと思われる。一方、F_nの場合は、βの減少によるF_nの減少が生じて、それを上回る増大がチップポケット底部を形直しし始め、t_sの減少が非常に大きくなった、作業面FやGでも生じることを示す。この詳細な検討はここではなし得ないが、研削抵抗のうちの切れ刃逃げ面側に作用する抵抗を考えた場合、接線研削抵抗F_{tr}と法線研削抵抗F_{nr}の関係が、概略的にF_{tr}=μF_{nr}（μ：摩擦係数）と表される⁶⁾ように、F_{tr}の場合には、1より相当小さい摩擦係数が関係し、砥石作業面の変化による増大の影響が軽減されるのに対して、F_{nr}の場合には直接的に關係することが影響しているのではないかと考えられる。いずれにしても、形直しを結合剤が砥石作業面へ顕出するほど行った砥石作業面E以降では（マルチノドの臨界形直し量を超えた過程）、F_nが増大し、t_sは非常に大きく減少するので、砥石の切れ味の点で問題になると考えられるので、形直しで結合剤が砥石作業面に顕出しないようにすることはぜひ必要であると思われる⁶⁾。

図5-8および図5-9に、臨界形直し量を越えない作業面Dまでの法線研削抵抗F_nおよび接線研削抵抗F_tと実砥石切込みt_sの關係を示す。両図より、形直し過程が進むと、実砥石切り込みt_sでもF_n、F_tともに大きくなり、形直しによる切れ刃逃げ面や切れ刃密度の増加が研削抵抗を実質的に増加させていることがわかる⁶⁾。また、作業面A、BのF_nではt_sの増加とともに、その増加率γ_n=(F_n/t_s)が減少するが、作業面C、Dではt_sが増加しても、γ_nの減少が見られず、t_s=30μm付近を越えると、むしろ増加するような傾向も示す。これは、作業面C、DになるとC_nが小さくなり、また、切れ刃を支持する結合剤が切れ刃表面に接近するため、t_sが大きくなり、大きな切り屑が生成されるようになると、切り屑と結合剤との接触が多くなり、それがγ_nの増加に影響しているためと推測している。すなわち、切れ刃逃げ面や切れ刃密度のみならず、チップポケット深さも研削特性に影響を及ぼす可能性が高いと考えられる⁶⁾。なお、F_tの場合には、作業面C、Dでもその増加率γ_t=(F_t/t_s)は、γ_nのように顕著な傾向を示さないが、これに

ついても、 F_t の増加に
前述のように摩擦係数
が関係しているためと
思われる。

図5-10に、研削
温度 θ_{max}^* に及ぼす形
直しの影響を示す。な
お、図の結果には研削
焼けの有無も記した。
図よりわかるように、
 θ_{max}^* は、形直し前の
作業面Aを別にすれば、
 t_a がある実砥石切り込
み（以下では、臨界実
砥石切り込み $(t_a)_{cr}$ と
記す）までは、比較的
低い温度を示す。しか
し、 $(t_a)_{cr}$ を越えると
 θ_{max}^* が急上昇し始め、
安井²⁾が報告したよう
に接触領域内の研削液
の状態が未遷移沸騰状
態から遷移沸騰状態へ
移行する傾向を示す。
そして、さらに t_a が大
きくなると、研削焼け
が発生するようになる。
また、形直しが進むに
つれて、 $(t_a)_{cr}$ 以下の
 t_a での θ_{max}^* が高くな

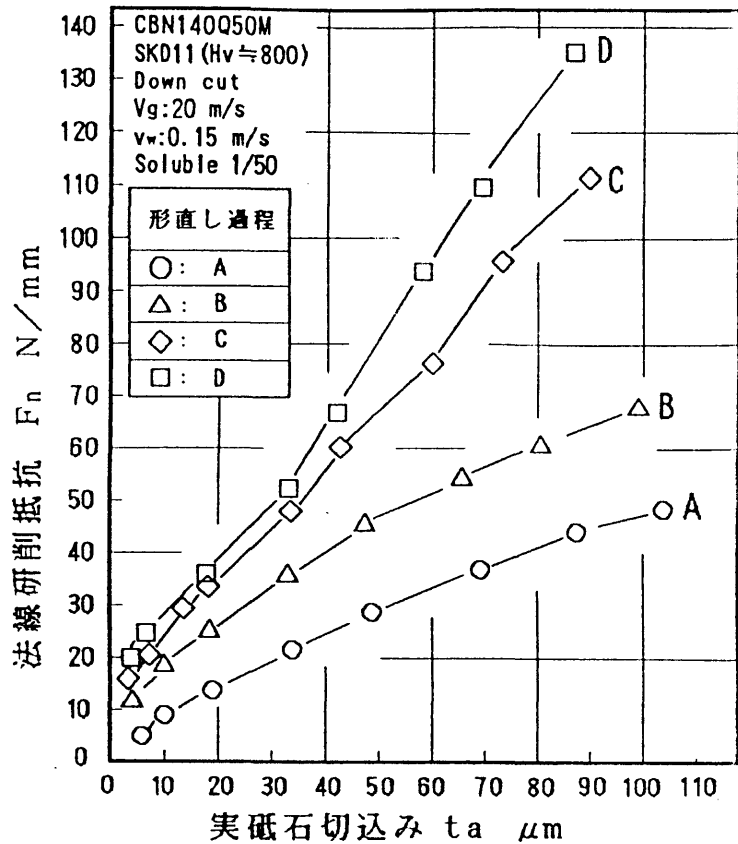


図5-8 法線研削抵抗におよぼす
形直し過程の影響

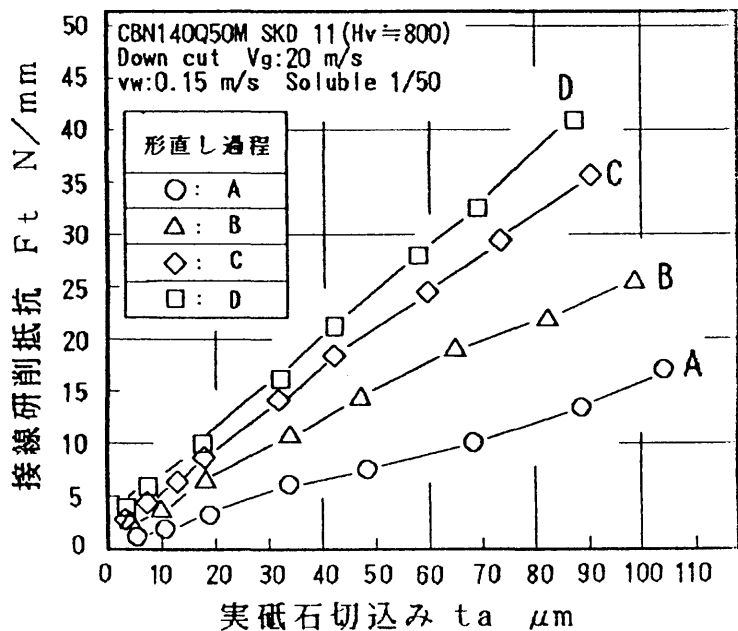


図5-9 接線研削抵抗におよぼす
形直し過程の影響

り、 $(t_a)_{cr}$ が小さくなる傾向を示す。なお、形直し前の作業面Aでは、 $(t_a)_{cr}$ が見られないが、より大きな t_a になると、現れるものと思われる。

図5-11に、形直し過程における発生熱量 q と研削温度 θ^*_{max} の関係を示す。図より、ある臨界発生熱量 $(q)_{cr}$ から、未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態へ移行することがわかる。

図5-12に、工作物仕上面粗さ R_z に及ぼす形直しの影響を示す。なお、図中の結果は、図5-10を基に未遷移沸騰状態と遷移沸騰状態・膜沸騰状態を区別して示した。図より、形直し前の作業面Aの場合は、仕上面粗さが、 $R_z=4.5\mu m$ 程度になり、良くない状態を示す。しかし、作業面Bでは、仕上面粗さは大きく向

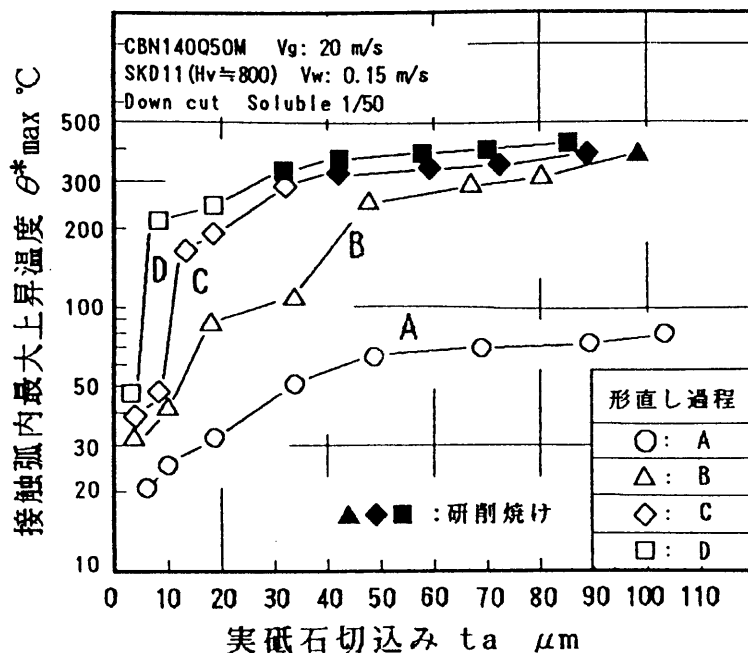


図5-10 研削温度におよぼす形直し過程の影響

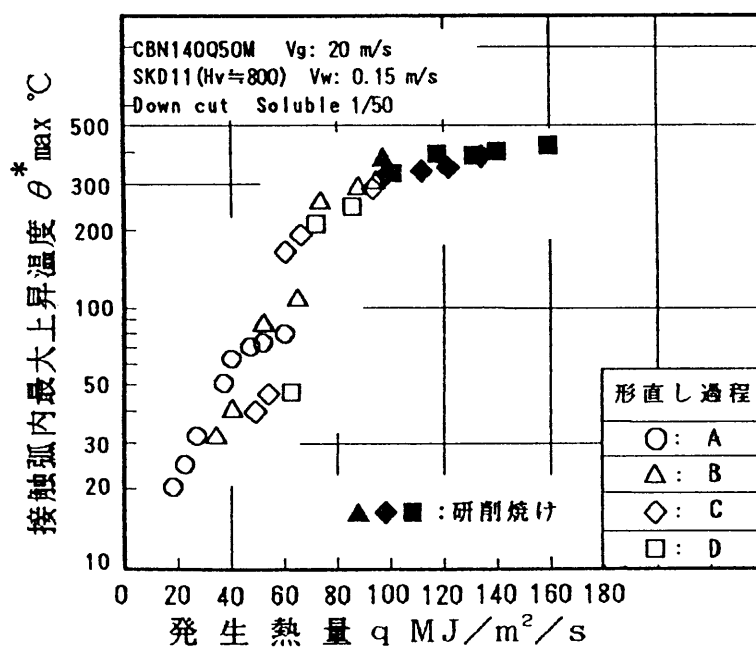


図5-11 形直し過程における研削温度と発生熱量の関係

上し、 t_a の小さい範囲では $1\mu\text{m}$ と比較的良い仕上面粗さになる。ただし、作業面Bでも $(t_a)_{cr}$ を越える t_a 以上になると、仕上面粗さは悪化する傾向を示す。また、さらに形直しを進めた、作業面CやDでは、小さな t_a の場合を除いて、逆に作業面Bよりも幾分か悪化する。前述のように、切れ刃密度は増加しているのに悪化することから、接触領域内での研削液の遷移沸騰、膜沸騰による目つまり防止効果の減少の影響が考えられる。

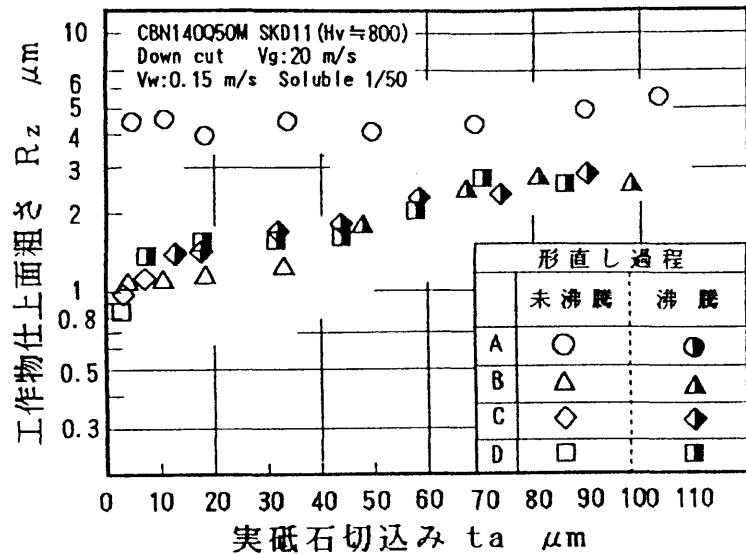
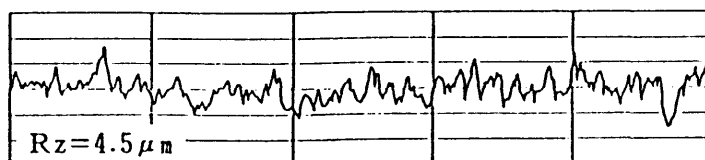


図5-12 工作物仕上面粗さにおよぼす形直し過程の影響

図5-13に、作業面をA→Bと少量の形直しを行ったことにより、未遷移沸騰状態 ($t_a=18\mu\text{m}$)における、工作物仕上げ面粗さ R_z が向上した一例を示す。このように、少量の形直しにより、砥石最外周面の切れ刃を密にすることにより、前述したように R_z は大きく向上する。

以上のことより、多石ダイヤモンドツールを用いて形直しを進めると、切れ刃密度や切れ刃逃げ面の増加および結合剤の砥石作業面への顕出が生じ、研削抵抗の増大、実切り込み量の減少、研削温度の上昇、研削焼けの発生および仕上面粗さの悪化等を招くことにもなる。このため、チップポケット底部の結合剤を形直しし始める第Ⅲ段階以降、メタルボンド砥石の場合は、できれば切れ刃支持結合剤を比較的少量に形直しし始め切れ刃に結合剤の付着が起こる、第Ⅱ段階中頃以

砥石作業面 A



砥石作業面 B

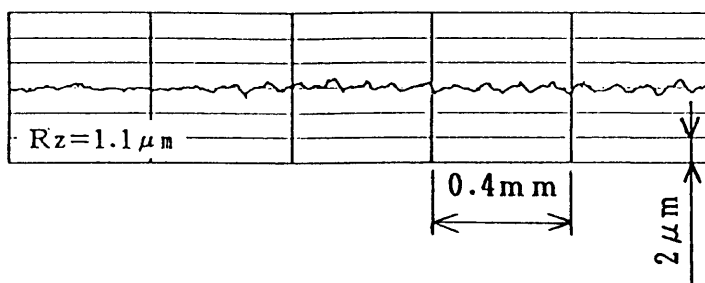


図5-13 形直しにより改善された仕上面粗さの測定例
 [研削条件] CBN140Q50M $V_s: 20 \text{ m/s}$ $v_w: 0.15 \text{ m/s}$
 Down cut $t_s: 20 \text{ μm}$ SKD 11($H_v \approx 800$) Soluble 1/50

降の形直し過程を避けるような手順にすることはもちろん、それ以前の段階でも切れ刃逃げ面や切れ刃密度が過度に大きくなるように、形直しすることが肝要かと思われる。しかし、4章で示したように砥石使用始め形直しの場合や研削による砥石形状の崩れが大きい場合等で、大量の再形直しを行う必要がある場合には、切れ刃逃げ面や切れ刃密度が過度に大きくなる可能性がある。その場合には、中園、安井⁷⁾が明らかにしている、目直しによる砥粒の破壊を利用し、切れ刃の分布や形状を調節する必要もあるかと思われる。この検討は6章で行う。

5 - 5 結 論

以上、多石ダイヤモンドツールを用いた、メタルボンドCBN砥石の砥石の性能に及ぼす形直しの影響を検討した。その結果、次のような点が明らかとなった。

- 1) 少量の形直しを行うことで、砥石最外周面の切れ刃が密になるため、仕上げ面粗さは、改善される。
- 2) 臨界形直し量（4章にて示した、第Ⅱ段階中頃までの形直し）までは、切れ刃逃げ面は大きくなるが、切れ刃分布が密になり、結合剤金属の切れ刃への付着や目つまり形成が少なく、良好な形直し特性が得られる。また、実砥石切り込み率、研削抵抗、研削温度および仕上面粗さ等の研削特性も比較的良好である。
- 3) 臨界形直し量以降では、結合剤金属が切れ刃に溶着したり、目つまりとなるので、形直し特性が悪くなり、同時に研削特性も悪くなる。

参 考 文 献

- 1) 安井平司, 川下智幸, 大崎真壽: レジンボンド C B N 砥石の形直し特性の一検討, 精密工学会誌, 58, 8(1992)1351
- 2) 安井平司: 湿式研削温度に及ぼす研削条件の影響(その1), 精密工学会誌, 50, 2(1984)383
- 3) 中園汎, 安井平司, 久留須誠: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究(第4報), 精密工学会誌, 57, 2(1991)330
- 4) 例えば, 安井平司, 河瀬謙二, 松尾哲夫: 研削抵抗の定量化について, 昭和49年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(1974)347.
- 5) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: 無気孔型 C B N 砥石の最適形直しの検討, 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文(1992)439.
- 6) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: メタルボンド C B N 砥石の研削性能に及ぼす形直しの影響, 精密工学会誌, 59, 9(1993)1495.
- 7) 中園汎, 安井平司, 久留須誠: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究(第1報), 精密工学会誌, 55, 6(1989)1073

第6章 目直しによる切れ刃性状の調節法 と砥石作業面の最適形成手順

6-1 緒論

CBN砥石の優れた性能を引き出すためには、チップポケットを適切な大きさにしなければならないが、最も重要なものは砥石最外周面の切れ刃の分布・形状である。それゆえ、砥石最外周面の切れ刃の分布と形状の調節法の確立が、高速研削に適した砥石作業面性状を容易に形成するために必要となる。前章における形直しと砥石の研削性能との関係の検討結果より、砥石最外周面の切れ刃分布が粗の場合は、適度の形直しを行うことで、最外周面に切れ刃が揃い砥石の研削性能が向上することがわかった。しかし、さらに、形直しを進めて行くと切れ刃分布は過度に密になり、切れ刃逃げ面も増大する。このために、臨界形直し量を越えるほど形直しを行わなくても、過度の形直しとなり、研削抵抗、研削温度が大きくなり、研削液の未沸騰実砥石切込みが小さくなる。また、研削焼けの発生や仕上げ面粗さの悪下を招き、逆に、砥石の切れ味が悪くなってくることもわかった^{1) 2) 3) 4)}。したがって、砥石形状が大きく崩れた場合などで、比較的大量の形直しを行ったため、砥石最外周面の切れ刃分布や切れ刃逃げ面形状が、必要以上に密になったり増大した作業面では、形直し後に行う目直し作業により切れ刃の分布や形状を調節することが必要になってくる。

そこで、本章では、まず、過度に形直しを行った砥石作業面を、中園、安井らが報告している^{5) 6)}目直しによる砥石作業面の変化についての検討結果を利用し、目直し作業により砥石最外周面の切れ刃分布および切れ刃形状の調節の可能性の検討を行った。次に、その結果を踏まえて、高速研削も考慮した無気孔形CBN砥石の砥石作業面の形成法の確立を目的とした、最適形直し・目直し手順の検討を行った。また、前章までに明らかにした、形直し特性を考慮に入れ、形直し作業段階で砥石作業面を予測できるシステムの検討も行っている。

6-2 目直しによる切れ刃性状の調節法の概念

目直し過程での砥石作業面性状の変化については、レジンボンドCBN砥石を中心に安井・中園らが詳細に検討し報告^{6) 6)}している。図6-1に、その目直し法の概略図を示す。図に示すように、目直し法には、WASTスティックを平面プランジ研削することで目直しを行う方法（以後、WASD法と記す）と遊離砥粒を併用し目直しを行う方法（以後、SLAD法と記す）が上げられる。

図6-2に、目直し過程におけるチップポケット平均深さ C_n と連続切れ刃間隔 a の変化を、中園、安井らの報告とこれまでの本研究結果等

から予測し、模式的に比較したものである。図のように、SLAD法はWASD法に比べ、遊離砥粒を用い効率的に結合剤を除去できることから、砥粒の破壊・脱落が起こり難く、少ない目直し量でも、目標の C_n が形成できるために、切れ刃が高密度の状態、目直しを終えることができる。一方、目直し過程における、 a の変化は、図6-1のスティック切込み t_{sd} によるもので、遊離砥粒が砥粒に与えるダメージが少ないことから、同一 t_{sd} なら、両目直し法の切れ刃破壊確率はほぼ同じと考えられ、目直し量に対してさほど大差は生じないと言える。したがって、図中の目直し法による a の差は、結合剤の除去に伴う切れ刃の脱落の差、言い換えれば、 C_n の差が関係しているもので比較的小さな差である。よって、この目直しの特性を利用すれば、集中度が高い砥石を使用したことにより、切れ刃が必要以上に密になった砥石作業面や、形直しを過度に行ったことで、切れ刃が必要以上に密で砥粒逃げ面が大きい、砥石性能の点で問題になるような砥石作業面の切れ刃の分布や形状などの調節が可能になる。また、目直し作業で、任

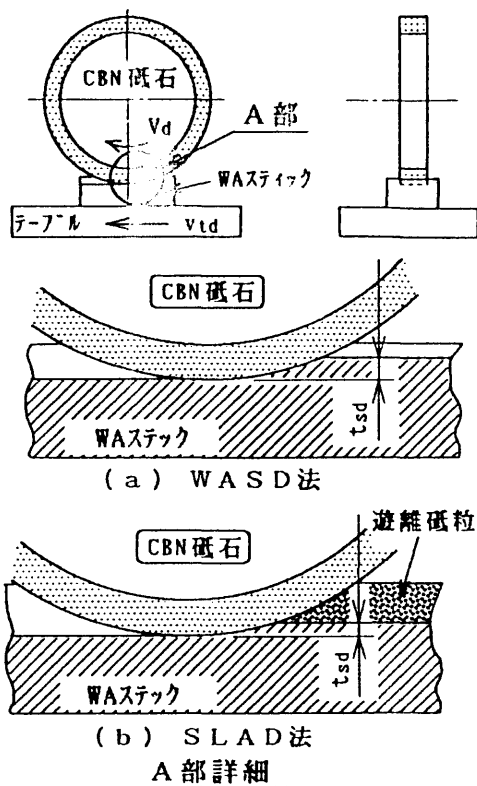


図6-1 目直し法

意の C_n と a を同時に形成することが出来ることにもなる。なお、本実験では、目直し量に対して同じような傾向で a の調節が進む、WASD法を用いて検討を行う。

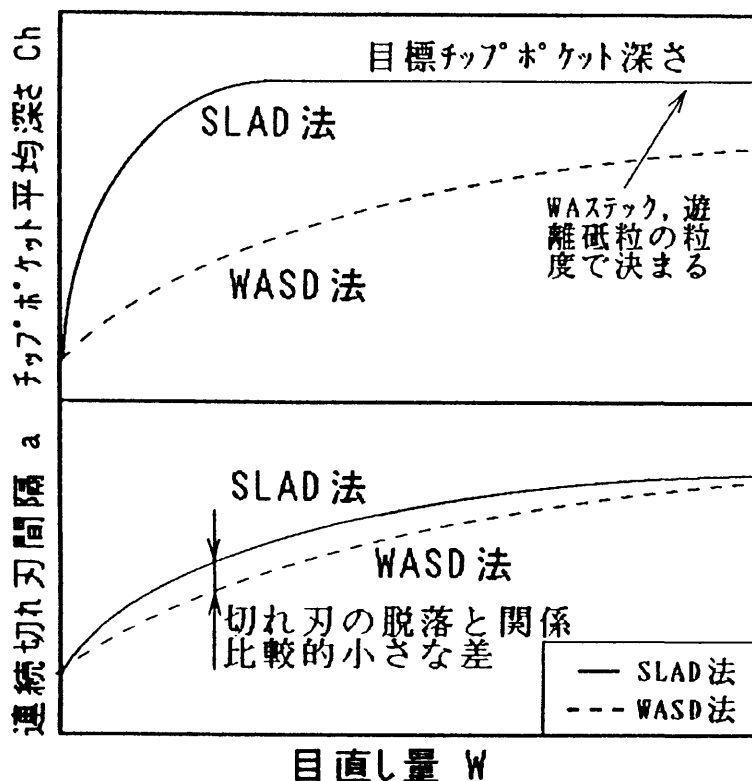


図6-2 目直し過程におけるチップポケット平均深さと連続切れ刃間隔の変化の予測

6-3 実験装置および条件

実験は、前章までと同じ岡本工作機械製の精密平面研削盤にて行った。実験には、メタルボンドとレジンボンド両CBN砥石を用いた。砥石作業面の観察・測定システムは前章までと同じである。形直し前の目直しは、前章までと同じSLAD法で、表6-1(a)に示す条件にて、予め、チップポケット平均深さ $55\mu\text{m}$ の砥石作業面を形成する。そして、臨界形直し量近くまで、表6-1(b)の条件で、形直しを行うことにより、砥石最外周面の切れ刃の分布・形状を、前章で考察し

たような、密にするとともに砥粒逃げ面が増大した形状の砥粒を最外周面に揃え、表6-2に示す条件で、WASD法を行うことで、最外周の切れ刃分布・形状の調節を行う。また、WASD法の目直し条件と切れ刃調節能力の関係を検討するために、目直し条件は2条件で行った。(ソフト、ハードWASD目直しでは、砥石周速度、スティック切り込み、テーブル速度などが違い、ハードWASD目直しの方がより厳しい目直し条件になっている。)また、変化した砥石作業面性状が研削性能に及ぼす影響を把握するために、5章と同じメタルボンド砥石を用い各過程で同一砥石作業面の測定・観察を行うとともに、表6-1(c)に示す研削条件で、研削実験を行った。

表6-1 実験条件

(a) 目直し条件

目直し方法	SLAD法 井320 (スティック併用型遊離砥粒目直し法)
砥石	CBNC140V50B (D=300mm) CBN 140Q50M (D=300mm) CBN 120Q100M (D=200mm)
砥石周速度	$V_d : 20 \text{ m/s}$
テーブル速度	$v_{td} : 0.033 \text{ m/s}$
スティック切り込み	$t_{sd} : 100 \mu\text{m/pass}$
研削液	ソリュブル(1/5)

(b) 形直し条件

ブロック材	多石ダイヤモンドブロック材 SD100P
砥石周速度	$V_t : 20 \text{ m/s}$
テーブル速度	$v_{tc} : 100 \mu\text{m/rev}$
ブロック切り込み	$t_{st} : 5 \mu\text{m/pass}$
研削液	ソリュブル(1/50)

(c) 研削条件

研削盤	岡本精密平面研削盤 PSG-63DX
工作物	SKD11 ($H_v \approx 800$)
砥石周速度	$V_g : 20, 85 \text{ m/s}$
テーブル速度	$v_w : 0.033, 0.15 \text{ m/s}$
砥石切込み	$t_t : 2 \sim 150 \mu\text{m}$
研削方向	Down cut
研削液	タイプ: ソリュブル(1/50) 流量: 12 l/min

表6-2 W A S D目直し条件

(1) ソフト目直し条件

砥石	CBN120Q100M
目直し方法	W A S D法 WAスライク #180 (105x30x25)
砥石周速度	$V_d : 33.3 \text{ m/s}$
テーブル速度	$v_{td} : 0.033 \text{ m/s}$
スライク切り込み	$t_{sd} : 10 \text{ } \mu\text{m/pass}$
研削液	ソリュブル(1/5)

(2) ハード目直し条件

砥石	CBN 140Q50M CBNC140V50B
目直し方法	W A S D法 #180 WAスライク #180 (105x30x25)
砥石周速度	$V_d : 20 \text{ m/s}$
テーブル速度	$v_{td} : 0.15 \text{ m/s}$
スライク切り込み	$t_{sd} : 50 \text{ } \mu\text{m/pass}$
研削液	ソリュブル(1/5)

6-4 実験結果および考察

6-4-1 W A S D過程における砥石作業面性状の変化

(1) ソフトW A S D目直しの場合

図6-3に、ソフト目直し条件(表6-2(1))で、W A S D法を用いて切れ刃の調節を行った場合のその過程における、砥石最外周面より $\delta = 2.5 \mu\text{m}$ までにある、認定切れ刃 $4 \mu\text{m} (N_s)_4$ と $20 \mu\text{m} (N_s)_{20}$ の連続切れ刃間隔 a とチップポケット平均深さ C_s の変化を示す。なお、使用した砥石は、メタルボンド砥石である。図より、過度に形直しを行った後、W A S D目直しを進めて行っても、 C_s や a はあまり変わらないのがわかる。したがって、テーブル速度 $v_{td} = 0.033 \text{ m/s}$ 、砥石切り込み $t_{sd} = 10 \mu\text{m/pass}$ 程度の条件では、砥粒の破壊・脱落は起こり難いことがわかる。中園、安井らの行った⁵⁾条件は、 $v_{td} = 0.066 \sim 0.15 \text{ m/s}$ 、 $t_{sd} = 50 \sim 100 \mu\text{m/pass}$ 程度で、本目直し条件と比べるとかなりハードな条件になっている。砥石最外周面の切れ刃の分布・形状の調節が目的であったことから、特に、 t_{sd} は、 $10 \mu\text{m/pass}$

と小さな切込みにして
みたが、本実験結果か
らも、砥石最外周面切
れ刃の調節とはいえ、
目直し条件は中園、安
井らの報告と同じよう
な条件で行う必要があ
ると思われる。

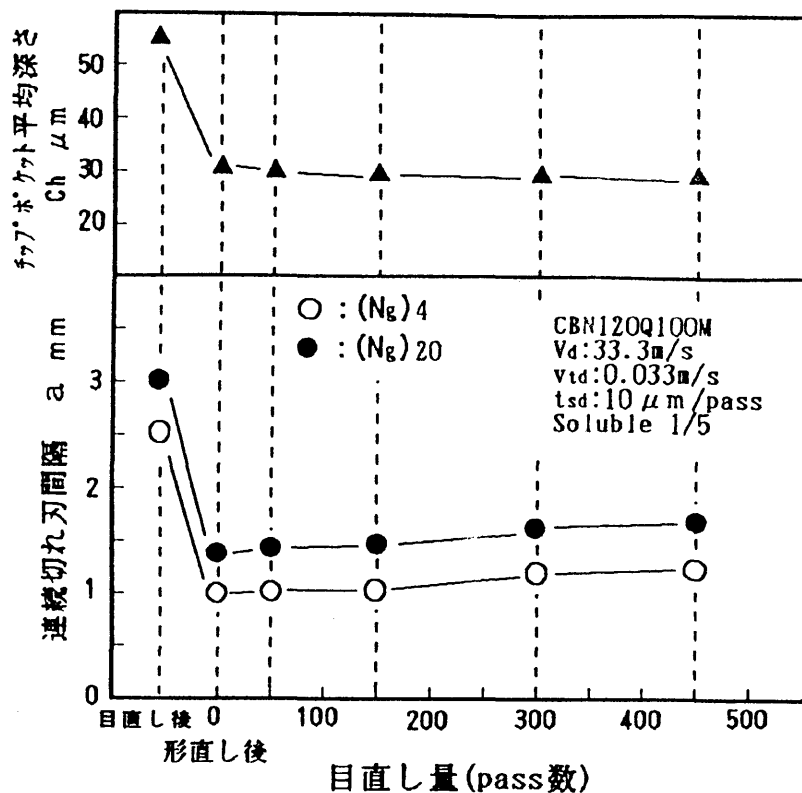


図6-3 ソフトWASD過程におけるチップポケット平均深さと連続切れ刃間隔の変化

(2) ハードWASD目直しの場合

図6-4に、レジンボンド・メタルボンド両砥石におけるハード目直し条件(表6-2(2))でWASD法を用いて、切れ刃調節を行った場合のその過程における、砥石最外周面より $\delta=2.5\mu\text{m}$ までにある、認定切れ刃 $4\mu\text{m}(N_g)_4$ と $20\mu\text{m}(N_g)_{20}$ の連続切れ刃間隔 a とチップポケット平均深さ C_h の変化を示す。なお、目直し条件は、ソフトWASD条件と比べると、テーブル速度 $v_{td}=0.15\text{m/s}$ 、砥石切込み $t_{sd}=50\mu\text{m/pass}$ と中園、安井らの行った条件とほぼ同一になっている。図より、過度に形直しを行った作業面(タミ、ソソN)に、WASD目直しを行っていくと、レジンボンド・メタルボンド両砥石ともに、 a は長くなる。その変化形態は、レジンボンド砥石の方が、メタルボンド砥石よりかなり早い段階の目直し量

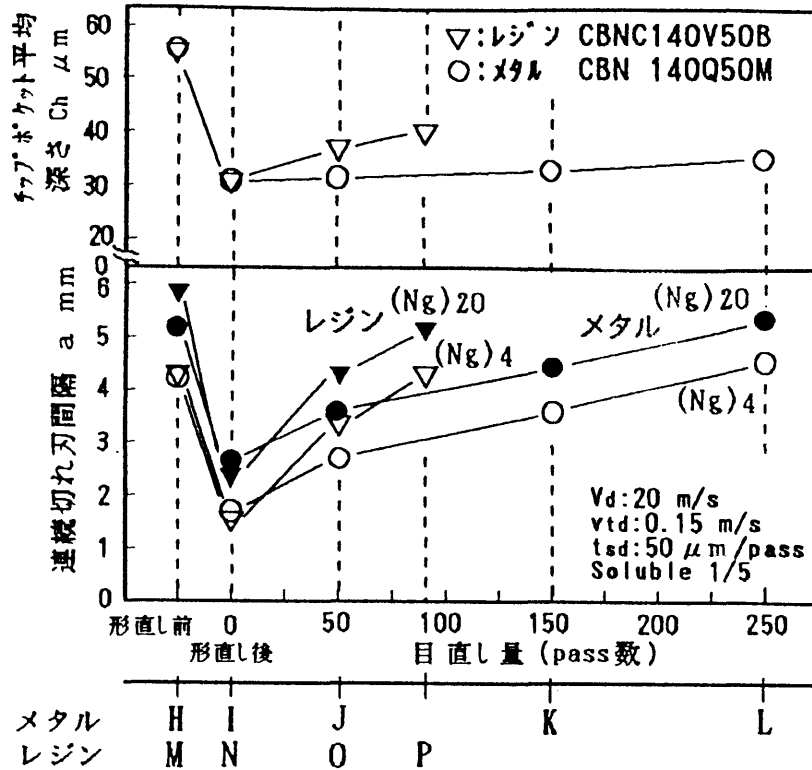
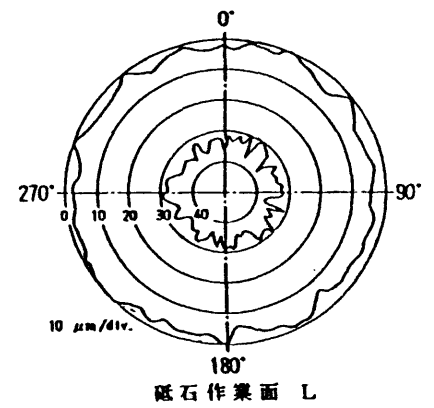
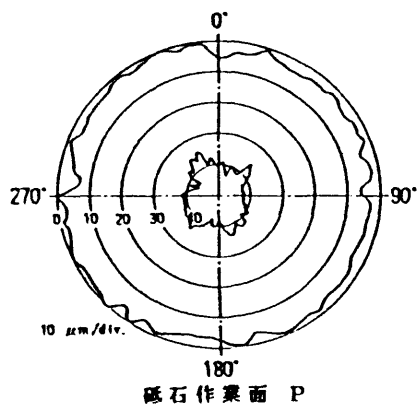
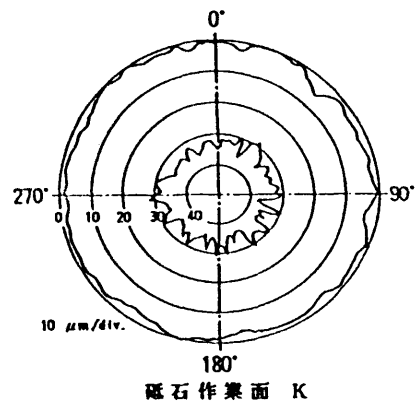
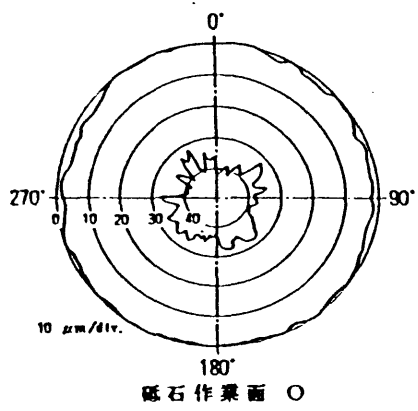
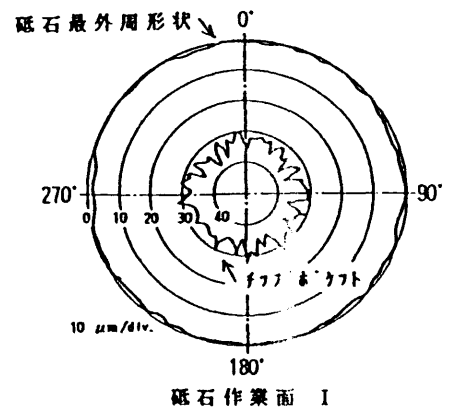
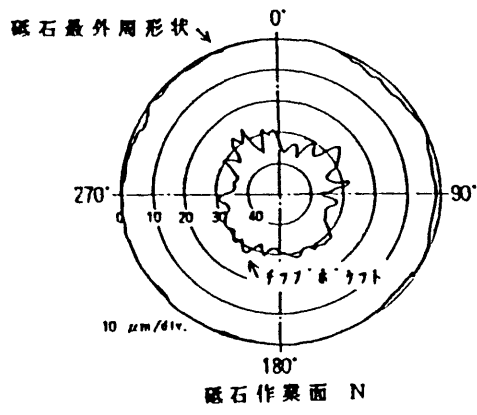


図6-4 ハードWASD過程におけるチップポケット平均深さと連続切れ刃間隔の変化

からみられる。一方、 C_n は、メタルボンド砥石の場合は、最終段階の作業面Lの段階でも $35\mu\text{m}$ と形直し直後（作業面I）の $32\mu\text{m}$ とほとんど変わらないが、レジンボンド砥石の場合は、形直し直後（作業面N）の $32\mu\text{m}$ から、メタルボンド砥石の半分以下の目直し段階である作業面Pで $40\mu\text{m}$ と増加しているのがわかる。

図6-5に、ハードWASD過程におけるレジンボンド・メタルボンド両砥石の砥石最外周面形状とチップポケット平均深さ C_n の変化を示す。図より、形直し直後（メタルI、レジンN）は、最外周面に切れ刃が揃っているものの、WASD目直しを進めて行くと、砥石最外周面の切れ刃の調節が進むため、最外周面形状に凹凸がみられるようになる。また、 C_n も、上述したようにメタルボンド砥石は、さほど変化しないが、レジンボンド砥石の場合は増加しているのがわかる。



(a) レジンボンド (CBNC140V50B) (b) メタルボンド (CBN140Q50M)

図 6-5 ハートWASD過程における砥石最外周面形状の変化
 [WASD条件] $V_d: 20 \text{ m/s}$ $v_{ca}: 0.15 \text{ m/s}$
 $t_d: 50 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/5

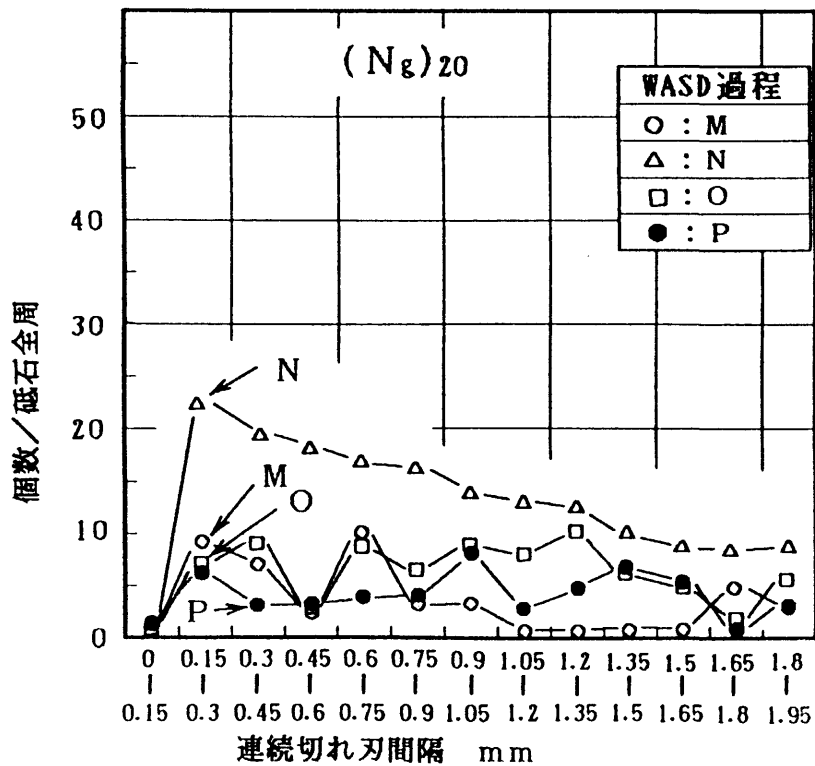
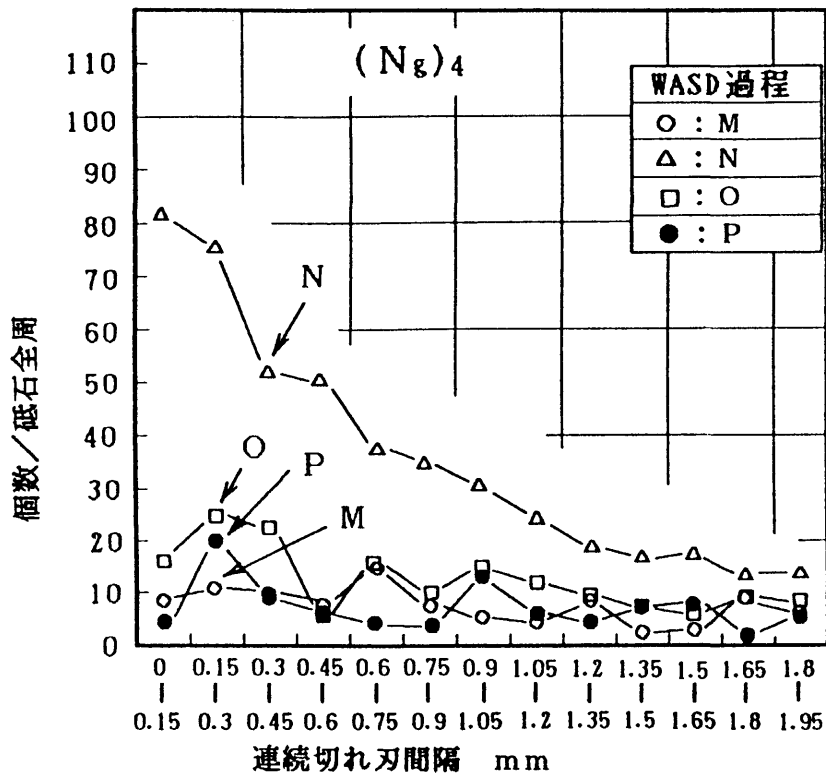


図 6-6 ハートWASD過程における連続切れ刃間隔の分布の変化 (リットネット)

[WASD条件] CBNC140V50B $V_a: 20 \text{ m/s}$ $v_{ca}: 0.15 \text{ m/s}$
 $t_{ca}: 50 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/5

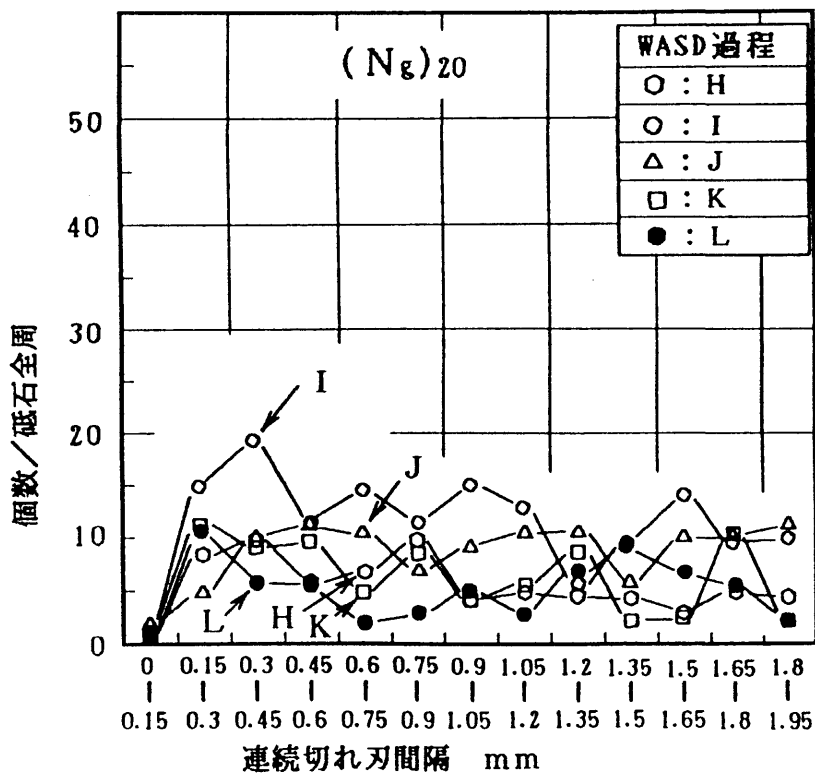
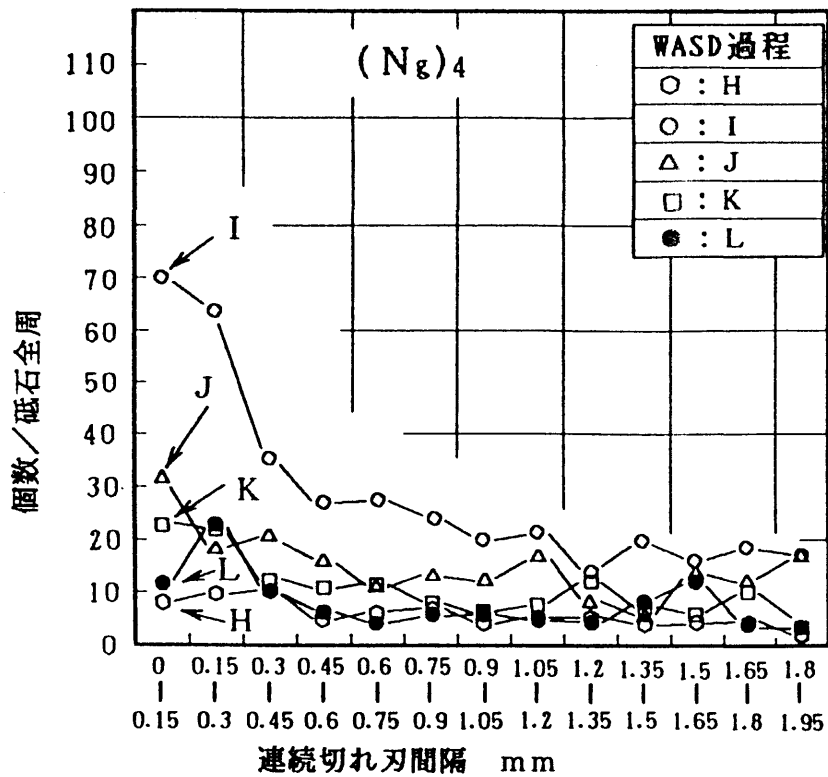


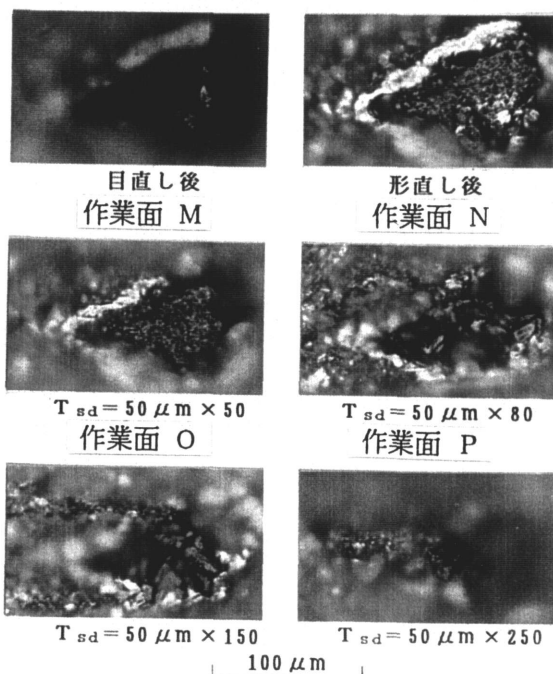
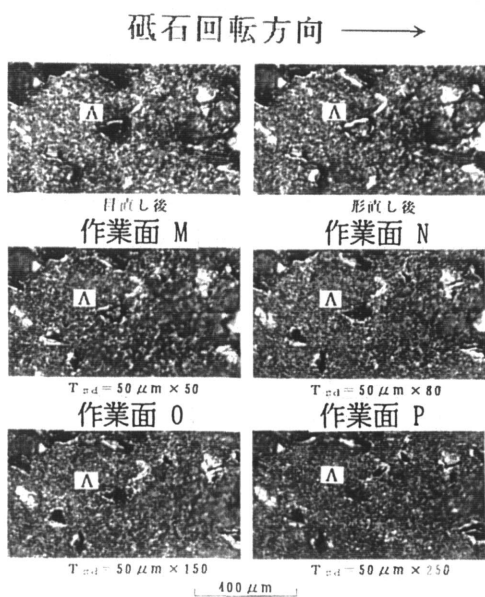
図 6-7 ハードWASD過程における連続切れ刃間隔
の分布の変化 (マルメソット)

[WASD条件] CBN140Q50M $V_a: 20 \text{ m/s}$ $v_{t,a}: 0.15 \text{ m/s}$
 $t_{a,a}: 50 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/5

図6-6および図6-7に、ハードWASD過程におけるレジンボンド・メタルボンド両砥石の砥石最外周面から $\delta=2.5\mu\text{m}$ までにある、認定切れ刃 $4\mu\text{m}(N_g)_4$ と $20\mu\text{m}(N_g)_{20}$ の連続切れ刃間隔の分布の変化を示す。図より、過度に形直しを行った後の砥石作業面(タムI, ヴィン)では前章でも述べたように、 $(N_g)_4$ は、切れ刃逃げ面が微小破壊をとめないながら増加することと、一部はボンドフィラーが最外周面に接近していることもあり、 $0\sim 450\mu\text{m}$ 程度の連続切れ刃間隔の分布が増加しているが、ハードWASD目直しを進めて行くと、その範囲の切れ刃の数が特に減少し、最終的な段階(タムL, ヴィンP)では、SLAD目直し直後(タムH, ヴィンM)の分布形態に似てくることがわかる。これは、増大した切れ刃逃げ面に、認定切れ刃 $4\mu\text{m}$ 以上の大きな破壊が生じたことで、破壊切れ刃が、最外周面から $\delta=2.5\mu\text{m}$ 以上後退したことと、一部では、最外周面に接近していた結合剤が除去されたため、 $(N_g)_4$ が減少したと考えられる。一方、 $(N_g)_{20}$ は、前章でも述べたように、主に砥粒一個による分布を示すと思われるが、過度に形直しした後の砥石作業面(タムI, ヴィン)では、全体的に増加しているものの、ハードWASD目直しを進めて行っても、分布形態はさほど大きな変化を示さず、全体的に減少する傾向がみられるのがわかる。これは、ハードWASD目直しを進めることで、砥粒逃げ面が増大している砥粒が、破壊を起こしたことで、切れ刃全体が、最外周面より深さ $\delta=2.5\mu\text{m}$ 以上後退したことと、レジンボンド砥石の場合は、次の砥粒観察でも示すように、一部の砥粒が脱落したためと考えられる。

図6-8および図6-9は、ハードWASD過程におけるメタルボンド・レジンボンド両砥石の砥石作業面と切れ刃の変化を顕微鏡写真にて追跡観察したものである。図の砥粒写真より、メタルボンド・レジンボンド両砥石ともハードWASD過程で、砥粒逃げ面が破壊しているのがわかる。その破壊した砥粒部はこの観察倍率における顕微鏡の焦点深度 $1.2\mu\text{m}$ を考慮すると、砥石最外周面よりかなり後退していて、大きいことがわかる。そして、その破壊は、レジンボンド砥石の方が、メタルボンド砥石より少ない目直し量から起こっていると言える。一方、その過程(タムL, ヴィンP段階まで)での砥粒の脱落は、メタルボンド砥石の場合は、同一砥粒100個を追跡観察したところ、1個もなかった。レジンボンド砥石の場合は、写真(砥粒Bの上部 $T_{\delta}:50\mu\text{m}\times 50\text{pass}$)にも見られるように脱落がみられ、その数は同一砥粒126個を追跡観察したところ6個であった(約5%)。なお、その

砥石回転方向 →



砥石回転方向 →

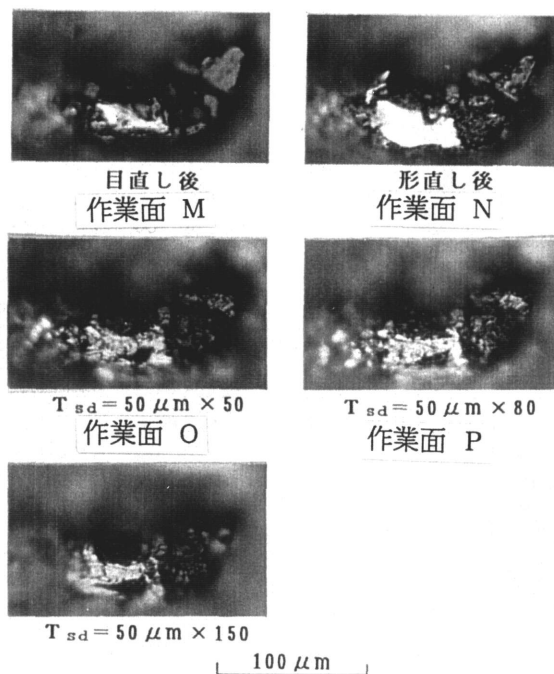
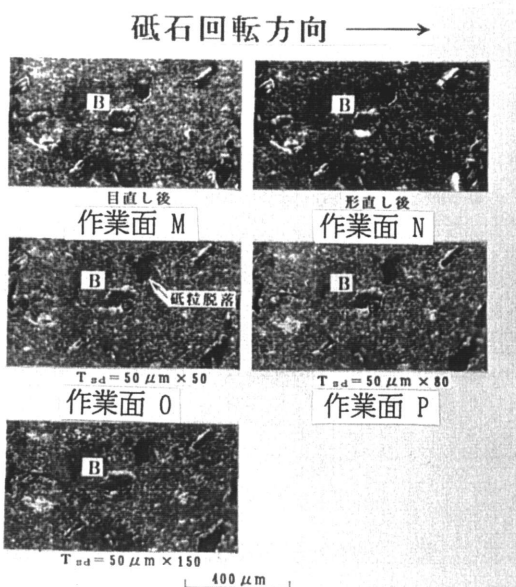


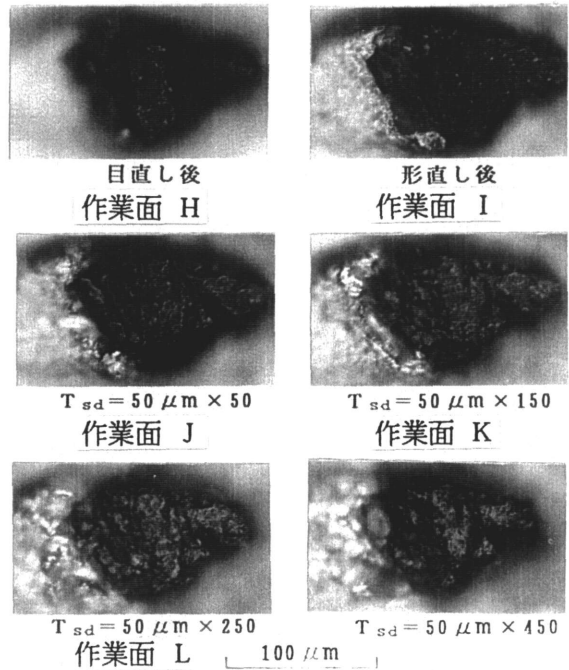
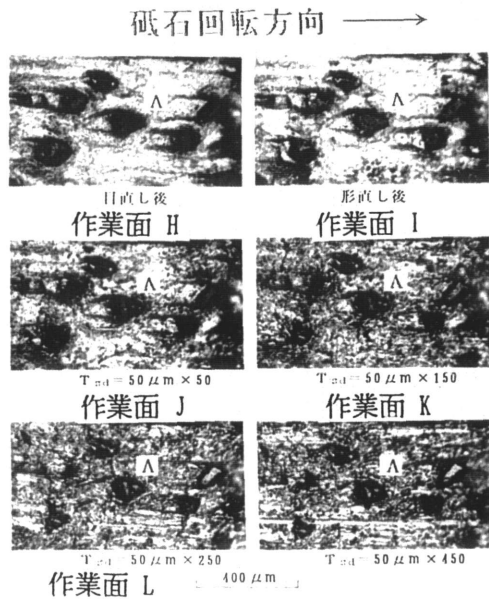
図 6-8 ハート W ASD 過程における

砥石作業面と砥粒の変化 (リソソホット)

[WASD条件] CBNC140V50B $V_d: 20 \text{ m/s}$ $v_{td}: 0.15 \text{ m/s}$

$t_{sd}: 50 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/5

砥石回転方向 →



砥石回転方向 →

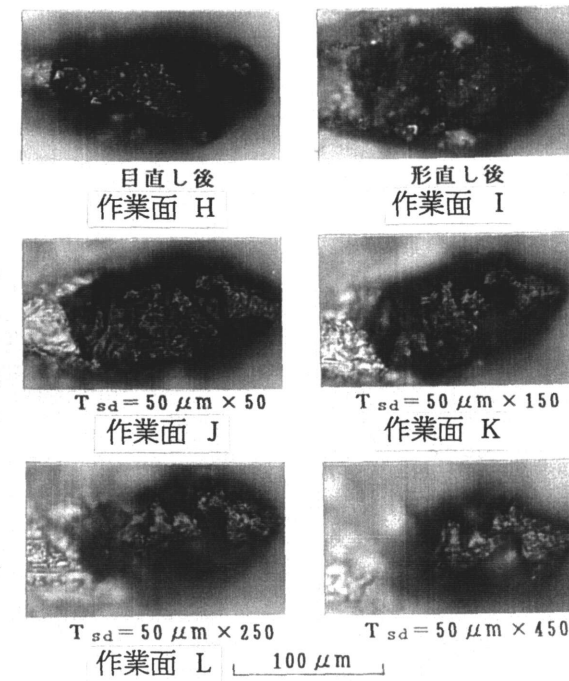
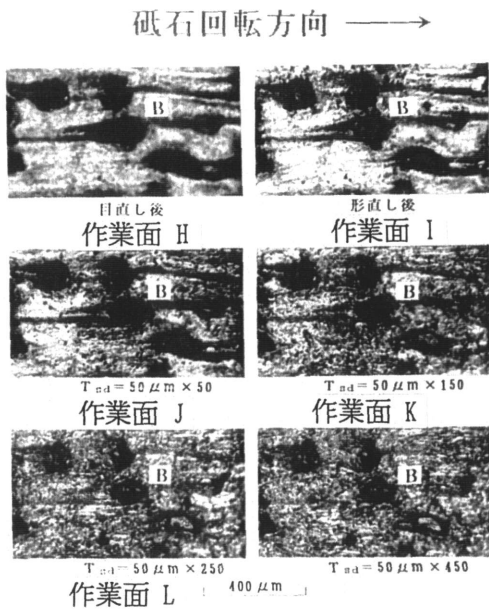


図 6-9 ハート WASH 過程における

砥石作業面と砥粒の変化 (マルボント)

[WASH条件] CBN140Q50M $V_d: 20 \text{ m/s}$ $v_{td}: 0.15 \text{ m/s}$

$t_{sd}: 50 \mu\text{m/pass}$ Soluble 1/5

脱落形態は、図6-10に示すように、CBN砥粒を被覆しているNiコーティングと結合剤の間で起こっているのがわかる。これらの、脱落形態については、中園・安井でも

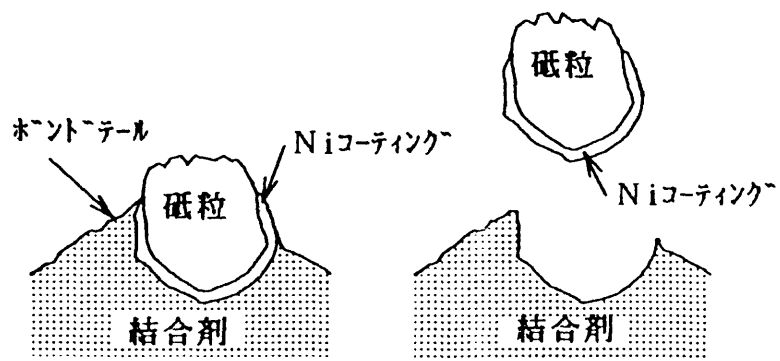


図6-10 ハードWASD過程における砥粒の脱落の模式図（レジンボンド）

報告⁶⁾されていて、大多数の場合、CBN砥粒を被覆しているNiコーティングと結合剤の間で起こるとしている。従って、本現象と良く一致していると言える。

以上のように、レジンボンド砥石がメタルボンド砥石と比べ連続切れ刃間隔 a の変化形態が早いのは、砥粒の破壊が早い段階から起こることと、砥粒の脱落が起こるためと考えられる。一方、チップポケット平均深さ C_s の変化形態が早いのは結合剤の性質の違いにより、砥粒の脱落が起こることと結合剤の除去速度が早いためと考えられる。いずれにしても、WASD目直しを適切な条件で行なうことで、メタルボンド・レジンボンド両砥石とも最外周面の切れ刃分布・形状の調節は可能であると言える。

6-4-2 ハードWASD目直し過程が研削性能におよぼす影響

上記したように、ハードWASD目直しにより砥石最外周面の切れ刃の調節が可能であることがわかった。そこで、ここではその変化過程が、実際の研削特性にどのような影響をおよぼすのかを検討した。

図6-11および図6-12に、メタルボンド砥石のハードWASD過程における実砥石切込み t_s と法線研削抵抗 F_n および接線研削抵抗 F_t の関係を示す。図より、ハードWASD目直しを進めると（作業面 $I \rightarrow J \rightarrow K \rightarrow L$ ）、 F_n および F_t と

も減少しているのがわかる。よって、 Λ - t WASD 目直しにより、砥石最外周面の切れ刃を破壊させ、切れ刃分布を粗にして行くと、研削抵抗は減少する。そして、最終的な段階の作業面Lでは、 t_a の小さい範囲($40\mu\text{m}$ 以下)では、形直し前の作業面Hとほぼ一致するようになるのがわかる。また、作業面(I \rightarrow J \rightarrow K \rightarrow L)間では、 C_n は、ほとんど変化していないが、両研削抵抗は、大きな差が生じていることから、目直しによる切れ刃の分布や形状の変化が影響しているものと考えられる。ところで5章でもみられたように作業面Hでは、 F_n は t_a の増加とともに、その増加率 $\gamma_n=(F_n/t_a)$ が減少するが、作業面I \cdot J \cdot K \cdot Lでは、 t_a が $40\mu\text{m}$ 程度から逆に増加する傾向を示すか、ほぼ一定の値を示している。

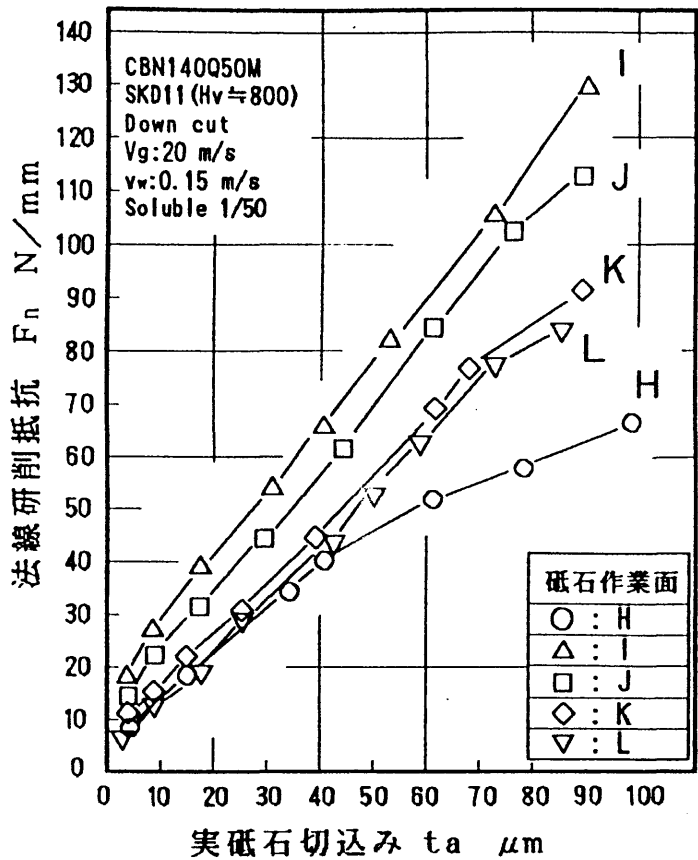


図6-11 法線研削抵抗におよぼす Λ - t WASD過程の影響

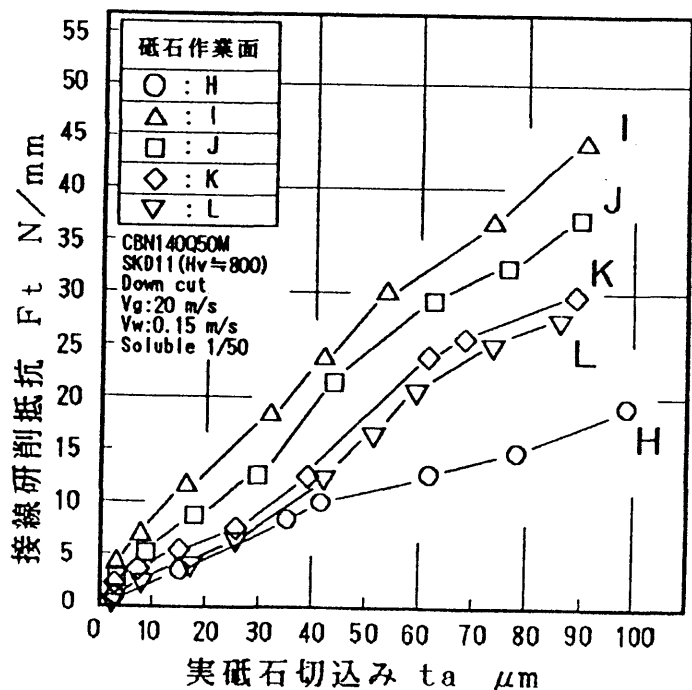


図6-12 接線研削抵抗におよぼす Λ - t WASD過程の影響

なお、増加率 $\gamma_t = (F_t/t_a)$ は、 γ_n ほど顕著ではないが、同じような傾向を示す。作業面Hの場合の C_n は $55\mu\text{m}$ 、作業面I・J・K・Lは $32\sim 35\mu\text{m}$ であるが、その違いは、 C_n の差によることが考えられる。特に、作業面Hと作業面Lを比較した場合、連続切れ刃間隔 a は、ほぼ同じであることから、作業面Hと作業面Lの違いは、主に C_n の違いによるものと判断できるが、 t_a が $40\mu\text{m}$ 程度のところまで、両作業面とも同じような研削抵抗を示すものの、それ以上の t_a では、その増加率 γ_n に大きな差が生じるのがわかる。その変化を調べるため、研削過程における、砥石作業面の結合剤の変化を調べた。

砥石回転方向 \longrightarrow

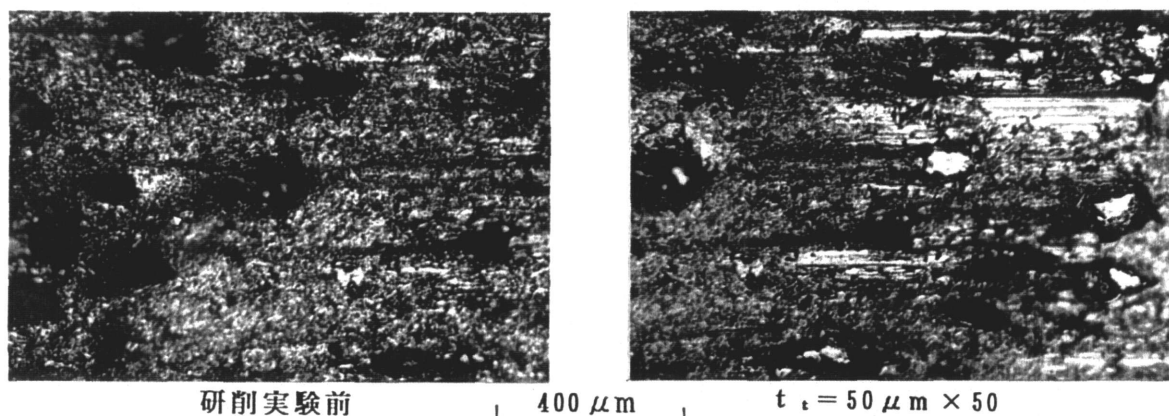


図6-13 研削過程における砥石結合剤部の変化
 [研削条件] CBN140Q50M SKD11 Down cut
 $V_g: 20\text{m/s}$ $v_w: 0.15\text{m/s}$ Soluble 1/50

図6-13に、砥石作業面Lにおける、設定切込み $t_t = 50\mu\text{m} \times 50\text{pass}$ ($t_a = 45\mu\text{m}$) で研削を行った場合の、砥石作業面の結合剤部の変化を顕微鏡観察したものを示す。図のように、研削後のチップポケット底部の結合剤面には、切り屑などにより条痕や、砥粒先端には切り屑や結合剤の付着がみられるのがわかる。なお、 $t_t = 10\mu\text{m} \times 50\text{pass}$ 程度の研削では、このような結合剤面に条痕ができるような現象ほとんど観察されなかった。これらの事から、増加率 γ_n が増加するような領域では、 t_a が大きくなるため、切り屑などがチップポケット底部の結合剤面等

に影響していることが考えられる。したがって、 C_n は、 t_c が小さく $\gamma_n=(F_n/t_c)$ が増加しないような t_c の領域では、さほど影響しないが、 t_c が大きくなり $\gamma_n=(F_n/t_c)$ が増加するような t_c の領域では、 C_n の影響が出て来るものと考えられる。それらのことをさらに検討するために、図6-14に、増加率 γ_n が増加しない領域の実砥石切込み $t_c=20\mu m$ と増加率 γ_n が増加する領域 $t_c=60\mu m$ における、連続切れ刃間隔 a (認定切れ刃 $4\mu m$)およびチップポケット平均深さ C_n と法線研削抵抗 F_n 、接線研削抵抗 F_t の関係を示す。なお、参考までに、5章で求めた、形直し過程における上記関係も示した。図より、 $t_c=20\mu m$ の場合は、 F_t 、 F_n は、 a に対して緩やかな曲線的な変化を示し、 C_n の

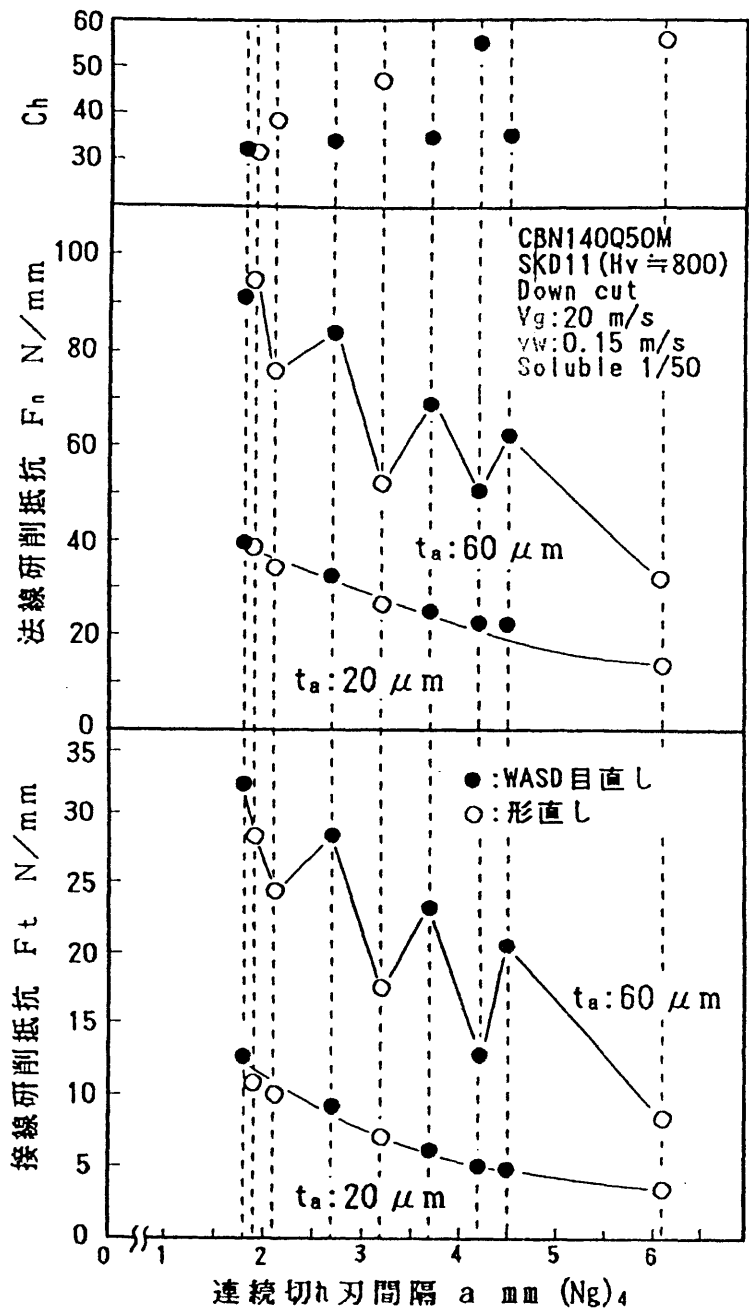


図6-14 研削抵抗におよぼす連続切れ刃間隔とチップポケット平均深さの影響

影響はみられない。一方、 $t_s=60\mu\text{m}$ の場合は、 F_t, F_s は a に対して緩やかな曲線的な変化は示さず、 C_s の大きい方が小さくなる傾向を示していることがわかる。これらのことから、 γ_s が増加しないような t_s の領域では、 C_s と言うよりも a に影響され、 t_s が大きくなり γ_s が増加するような t_s の領域では、 a だけではなく C_s の影響も出て来ると言える。したがって、以上のことより、チップポケットを有する無気孔形CBN砥石においては、金属除去速度が小さい領域では、チップポケットの影響よりも、最外周面にある切れ刃の分布・形状に左右されるが、さらに金属除去速度が大きくなると、切れ刃の分布・形状のみならずチップポケットの影響も出てくると言える。

図6-15は、メタルボンド砥石のハードWASD過程における、研削温度 θ_{max}^* と実砥石切込み t_s の関係を示す。なお、図の結果には研削焼けの有無も記した。図より、各作業面とも、 θ_{max}^* は、 t_s がある実砥石切込み（以下では、臨界実砥石切込み $(t_s)_{cr}$ と記す）までは、比較的低い温度を示す。しかし、 $(t_s)_{cr}$ を越えると θ_{max}^* が急上昇し始め、安井が報告⁷⁾しているように、接触孤内の研削液の状態が未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態へ移行するのがわかる。また、ハードWASD目直しを進めて行くと（作業面I→J→K→L）、未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態へ移行する $(t_s)_{cr}$ が、 $t_s 25\mu\text{m}$ 以下と小さな t_s の領域ではあるが、大きくなる傾向にあることがわかる。そこで、さらにそれらの現象を明確にするために、図6-16に、テーブル速度を0.04m/sと遅くした場合の研削温度 θ_{max}^* と実砥石切込み t_s の関係を示す。図より、ハードWASD目直しを進めて行くと（作業面I→J→K→L）、未遷移沸騰状態から遷移沸騰状態へ移行する $(t_s)_{cr}$ が、大きくなることがわかる。

図6-17に、メタルボンド砥石のハードWASD過程における、発生熱量 q ($q=F_t \cdot V_s / (D \cdot t_s)^{0.5}$)と研削温度 θ_{max}^* の関係を示す。研削液が未遷移沸騰領域では、 q と θ_{max}^* の関係には、ばらつきがみられるものの、遷移沸騰状態へ移行した後、研削焼けがみられる q は、ほぼ一定であることがわかる。

図6-18に、メタルボンド砥石のハードWASD目直し過程における、仕上げ面粗さ R_z と実砥石切込み t_s の関係を示す。なお、図には未遷移沸騰状態と遷移沸騰状態および膜沸騰状態を区別して示した。図より、前章でも示したように、各作業面とも、未遷移沸騰領域から遷移沸騰状態に移行することで、 R_z は悪くな

る傾向を示している。
 これは、接触領域内での研削液の遷移沸騰・膜沸騰により目つまり防止効果の減少の影響が考えられる⁷⁾。一方、作業面間で考えると、目直し直後で最外周面の切れ刃が粗の作業面Hに、形直しを行うことで(作業面I) R_z は、改善され未遷移沸騰領域では、 $1\mu\text{m}$ 程度になる。そして、ハードWASD目直しを進めていくと(作業面I→J→K→L)、未遷移沸騰領域でも R_z は少しずつ悪くなり、最終段階の作業面Lでは、目直し直後の作業面Hより逆に悪くなる。これらのことより、ハードWASD目直しを行うことで、最外周面の切れ刃密度を減少させることが可能であるが、過度に行うと逆に粗になり過ぎるため、仕上げ面粗さの低下を招く恐れ

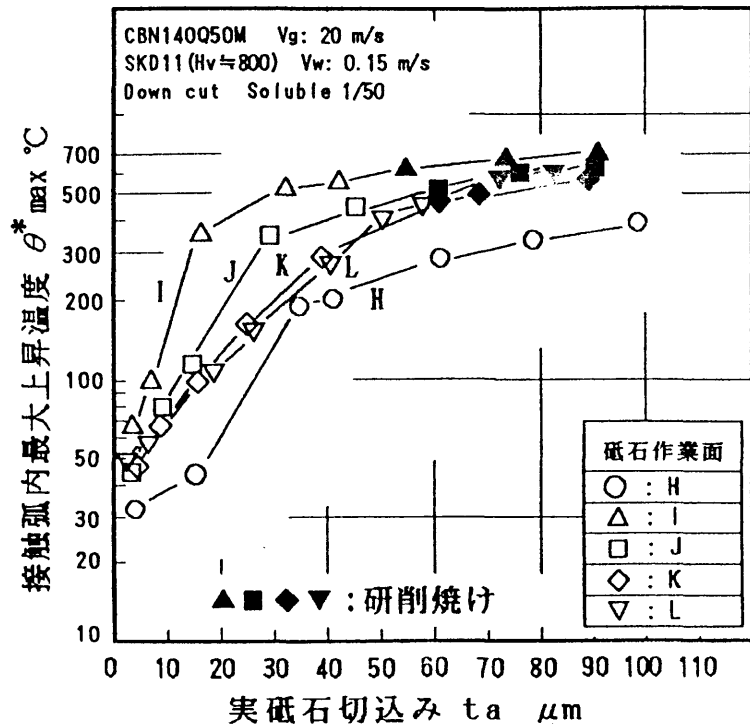


図 6-15 研削温度におよぼす
 ハードWASD過程の影響 ($V_w: 0.15\text{m/s}$)

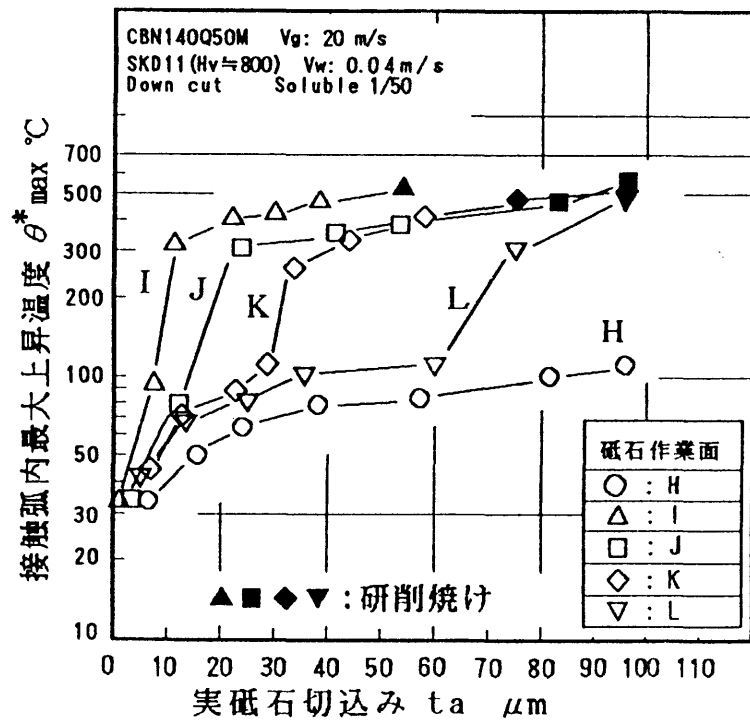


図 6-16 研削温度におよぼす
 ハードWASD過程の影響 ($V_w: 0.04\text{m/s}$)

があることから、ハードWASD目直しによる切れ刃性状の調節も形直しと同様に適度に行うのが肝要と言える。なお、同じような研削実験をレジンボンド砥石の場合でも行ったが、メタルボンド砥石で得られた結果と同じ傾向を示したことを付言する。

したがって、メタルボンド・レジンボンド両砥石の場合でも、形直し後に行う目直し作業により、切れ刃性状の調節を行うことで、その研削性能も調節が可能になると言える。

また、以上の結果からすると、適切な条件で目直しを行うことで、チップポケット平均深さだけでなく連続切れ刃間隔も任意の値に形成できる可能性があると言える。

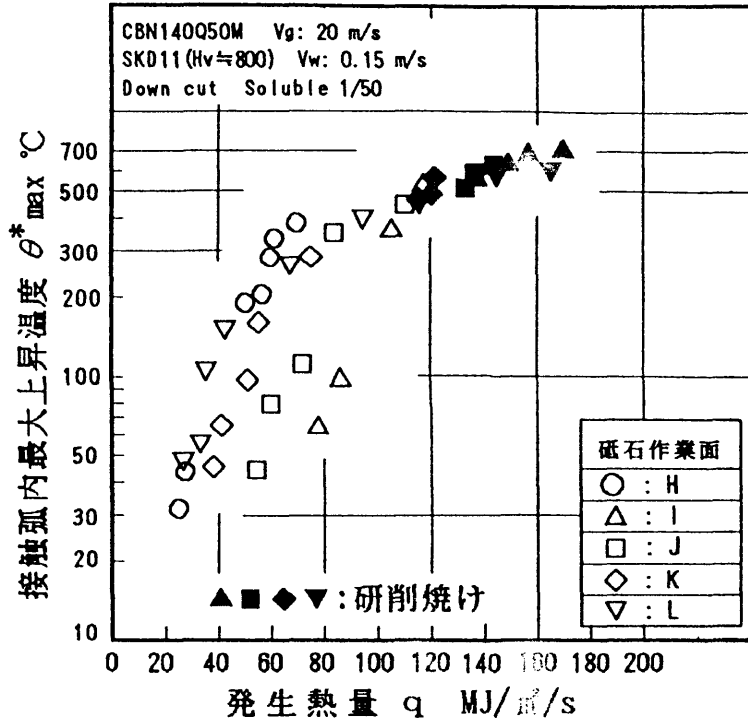


図 6-17 ハードWASD過程における研削温度と発生熱量の関係

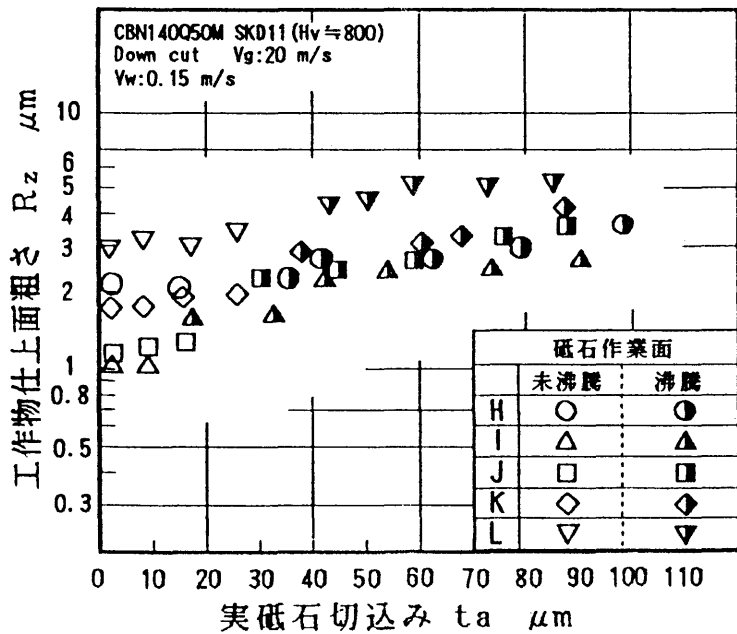


図 6-18 工作物仕上面粗さにおよぼすハードWASD過程の影響

6-5 砥石作業面の最適形成手順

これまでに明らかにした、形直し・目直し特性を利用すれば、チップポケット平均深さや砥粒切れ刃の分布・形状といった砥石作業面性状を、ある程度制御できることがわかった。図6-19に、これらの点を考慮した、通常砥石周速度から高速研削まで対応できる無気孔形CBN砥石の砥石作業面形成法の確立を目的とした、最適形直し・目直し手順を示す。図より、砥石の使用方法は大きく分けて、4章に示すように、砥石使用始め形直し・目直し手順と再形直し・目直し手順に分けられる。まず、砥石使用始め形直しでは、大量の形直しが必要になるので、結合剤面まで形直しを行わないように臨界形直し量を考慮し、形直しと目直しを繰り返しながら砥石形状を真円にする。そして、適切な条件で目直しを行い、任意の切れ刃性状とチップポケット深さを形成させる。なお、ここで任意の切れ刃性状が形成できなかつた場合は、形直し・目直しにより再度切れ刃性状を調節する必要もでてくるものと考えられる。そして、研削を砥石寿命まで行う。ここで、その判断基準を砥石形状にしているのは、研削を進めて行くことで、最外周面の切れ刃はその過程で、破壊、脱落が起こったり、または、切り屑が切れ刃に付着することで工作物仕上面粗さが悪くなるが、そのようになった砥石作業面は、結果的に砥石形状が崩れた形で測定されるからである。その後は、次の再形直し・目直し手順になるが、上述した目直し・形直し手順を考慮した作業を進めれば効率的な研削作業工程になると考えられる。

なお、後述する、形直し監視システムを用いれば、形直し・目直し作業段階でチップポケット深さや切れ刃性状の状態が予測でき、さらに、任意の砥石作業面の成形が容易になると予想される。

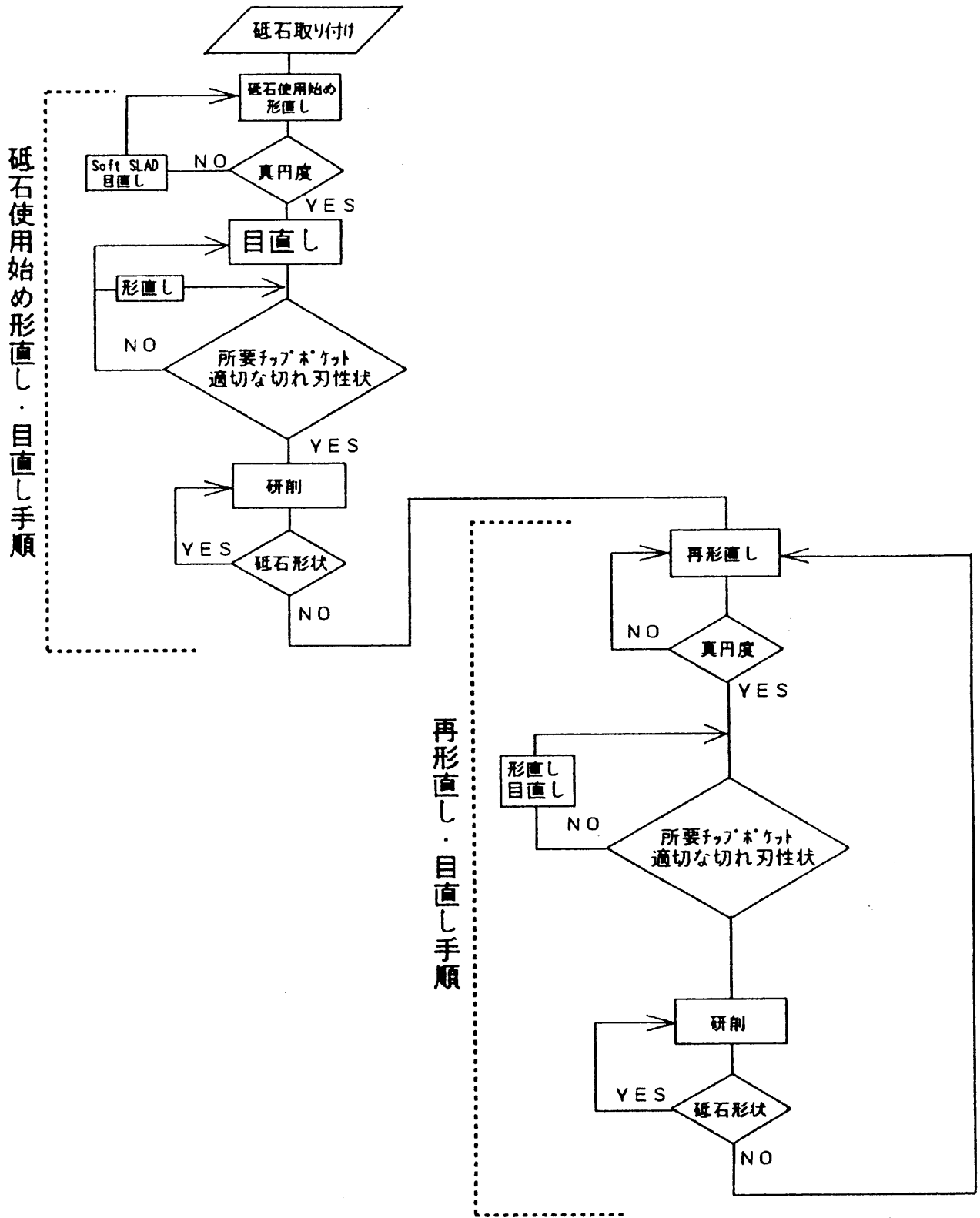


図6-19 砥石作業面の最適成形手順

6-6 形直し状態監視システムの一検討

4・5章において、形直し過程における砥石作業面の変化および研削性能への影響について明らかにしてきたが、実際の形直し作業を考えた場合、管理できるのは研削盤で指令する砥石切込みの総設定形直し量である。その設定形直し量と実形直し量は砥石の種類により大きな差が生じるなど、形直し段階で砥石作業面を把握することは大変困難である。しかし、形直し作業の段階で、砥石作業面の状態が判断できれば砥石作業面性状や研削特性も予測でき大変有効である。

図6-20は、4章の図4-8のデータより、横軸を総設定形直し量 T_{st} から総実形直し量 T_{at} に直したものである、なお縦軸の形直し抵抗は、法線形直し抵抗 $(F_n)_{tr}$ のみを記した。図より、レジンボンド・メタルボンド砥石とも、 T_{st} に対して大きな差があった $(F_n)_{tr}$ が、 T_{at} に対し $(F_n)_{tr}$ は同じ変化形態を示すことがわかる。したがって、 $(F_n)_{tr}$ の値を監視していくことで、砥石種類に関わらず、総設定形直し量 T_{st} に頼らずとも、砥石作業面性状や T_{at} などがわかる。言い換えれば、この特性を用いることで、形直し作業の段階で、砥石作業面の状態が判断できることになる。これらを考慮に入れた、形直し監視システムを検討した。

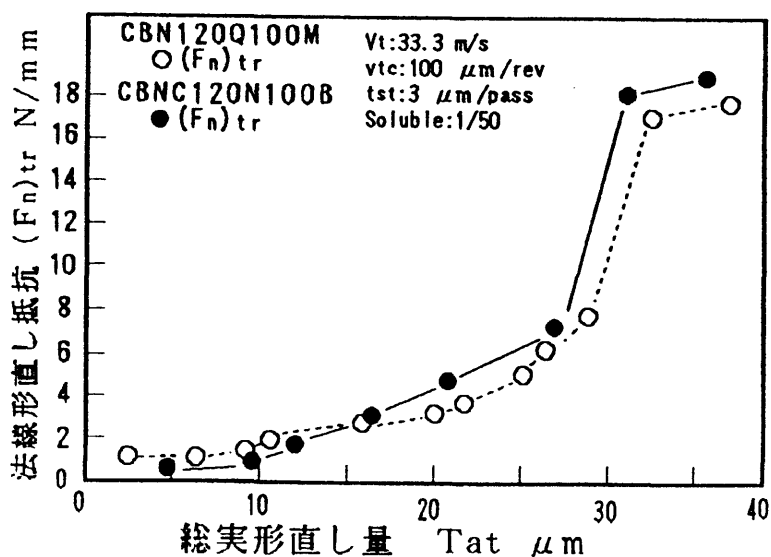


図6-20 総実形直し量と法線形直し抵抗の関係

その検討方式としては、以下2項目で行った。

- 1) 現在のNC装置のサーボシステムを用い形直し抵抗を検出し、形直し状態を監視するシステム
- 2) 形直し監視装置を用いた、形直し状態を監視するシステム

6-6-1 現在のNC研削盤のサーボシステムを用い形直し抵抗を検出し形直し状態を監視するシステム

(1) NC研削盤のサーボシステムを用いた形直し抵抗の検出原理

図6-21に、現在のNC工作機の一般的な砥石軸ヘッド部のモーションコントロールシステムを示す。図に示すように、砥石軸ヘッド部は、ボールネジに連結したサーボモータ軸の位置・速度を制御することにより（セミクロード

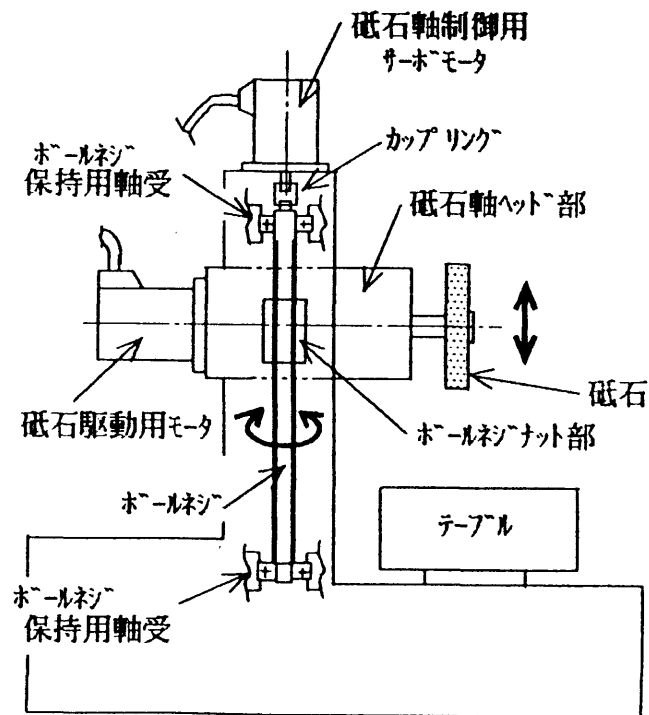


図6-21 一般的なNC研削盤の砥石軸送りの構造図

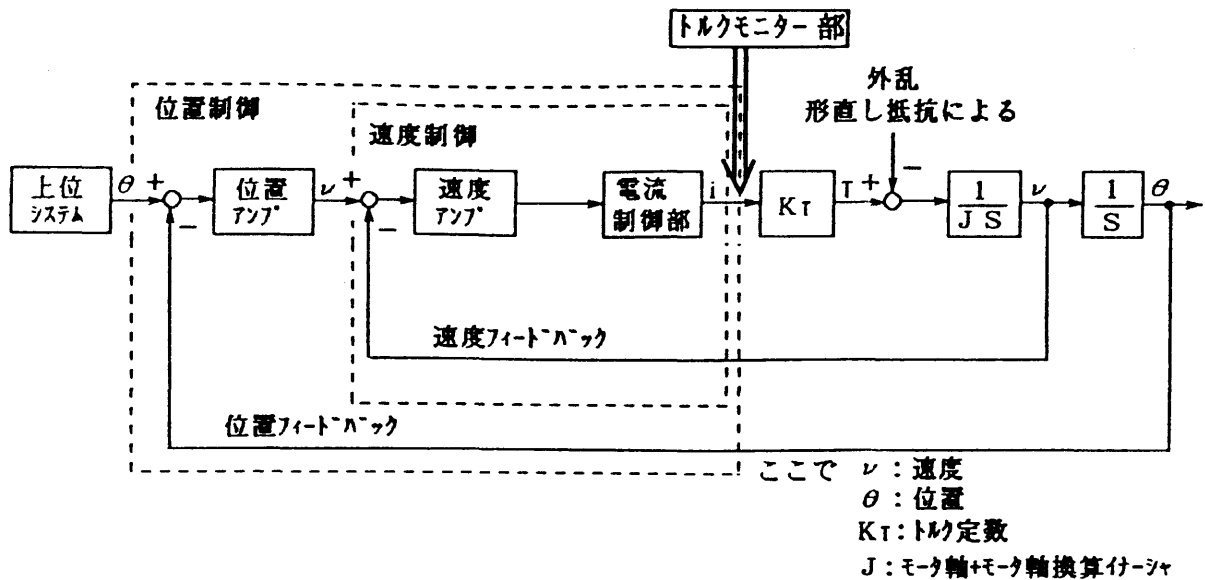


図6-22 制御ブロック図

ループ制御方式) 砥石切込み量をコントロールしている。図6-23に、その制御ブロック図を示す。両図よりわかるように、形直し抵抗による砥石軸ヘッド部にかかる力は、ボールネジを伝わって、サーボモータ軸のトルク変動としてフィードバックされることになる。そのサーボシステムの制御系は、指令の位置・動きを保持しようと、サーボモータ軸トルクを制御する。言い換えれば、形直しによる力の変動は、サーボモータのトルク指令のモニターに現れ、形直し抵抗相当の変動が観察できることになる。また、特に、形直しでは、砥石とブロックツルアの当たり始めの検出にも有効と考えられる。

ここで、問題になるのが、トルクモニターの表示値の検出感度であるが

サーボモータ軸のトルクは、次式にて表される。

$$T = T_a + T_b + T_{ms} \dots \dots \dots (6-1)$$

T_a : ボールネジ部, リニアガイド部の摩擦によるトルク

T_b : テーブル重量によるトルク

T_{ms} : 形直し抵抗によるトルク変動

T_a , T_b は、形直し過程では一定である(厳密には、発熱・温度により変わる

が、形直し過程では僅か) ことから、 T_{nm} のみが変動する。したがって、 T の変動は、形直し抵抗による変動と判断できる。

その直線負荷変動(形直し・目直し抵抗)が、実際の回転運動に変換するときのトルク変動は次式により求められる。

$$T_{nm} = (F_n \cdot L \cdot \eta) / 2\pi \dots\dots\dots (6-2)$$

ここで、 F_n : 法線方向の形直し抵抗

L : ボールネジのリード (cm)

η : 伝達機構の逆効率 (一般的な値は、0.9~0.95)

(2) 実験測定例からのトルク変動の算出と感度の確認

4章の実験結果より算出した、 $(F_n)_{cr}$ の値は図6-20から、最も小さな値は1N/mm程度、最も大きな値は20N/mm程度であることから、ここでは、その形直し抵抗値で検討を行う。

・最も小さな値 1N/mm程度の場合

$$\text{抵抗は } 1/9.8 \times 10 (\text{砥石幅}) = 1.02 \text{Kgf}$$

式(6-2)より

$$T_{nm} = (F_n \cdot L \cdot \eta) / 2\pi = (1.02 \times 1 \times 0.95) / 2\pi = 0.15 \text{ Kg}\cdot\text{cm}$$

ここで、 L は一般的な値である1cmと計算する。

・最も大きな値 20N/mm程度の場合

$$\text{抵抗は } 20/9.8 \times 10 (\text{砥石幅}) = 20.41 \text{Kgf}$$

式(6-2)より

$$T_{nm} = (F_n \cdot L \cdot \eta) / 2\pi = (20.41 \times 1 \times 0.95) / 2\pi = 3.09 \text{ Kg}\cdot\text{cm}$$

ここで、 L は一般的な値である1cmと計算する。

NC研削盤に一般的に使用される、サーボモータ部の仕様の一部を表6-3に示す。表中の定格トルクの数%までなら、トルク変動として十分にモニターできるので、ここでは、トルク変動がこの定格トルクの1%以上なら、検出感度があると判断すると、上記で求めた形直し抵抗による変動トルクと定格トルクの関係は表6-4のようになる。

表6-3 サーボシステムに使用される
サーボモータの仕様の一例

サーボモータ容量	0.15 kW	0.3 kW	0.45 kW	0.85 kW	1.3 kW
定格トルク kg·cm	10	20	29	55	85
瞬時最大トルク kg·cm	29.7	59.4	91	155	252
定格電流 A(rms)	3.0	3.0	3.8	6.2	9.7
定格回転速度 rpm	1500	1500	1500	1500	1500
最大回転速度 rpm	2500	2500	2500	2500	2500
トルク定数 kg·cm/A	3.7	7.3	8.2	9.4	9.4
機械的時定数 ms	4.5	2.5	8.3	5.7	4.7
電機的時定数 ms	3.4	4.3	4.2	5.5	6.4

注), (株)安川電機製サーボモータカタログより抜粋

表6-4 トルク変動と感度の関係

	サーボモータ容量が小さい場合 例: 0.15Kw	サーボモータ容量が大きい場合 例: 1.3Kw
形直し抵抗が小さい値 1 N/mmの場合	$0.15/10 \times 100 = 1.5 \%$ 検出可	$0.15/85 \times 100 = 0.2 \%$ 検出不可
形直し抵抗が大きい値 20 N/mmの場合	$3.09/10 \times 100 = 30.9 \%$ 検出可	$3.09/85 \times 100 = 3.6 \%$ 検出可

表より, サーボモータ容量が小さい場合十分検出できる感度であると判断でき, 上記検出理論が有効である. 一方, サーボモータ容量が大きいものについては, 形直し抵抗の小さい範囲では, 検出感度に問題があろう.

以上のことより、一般的なNC研削盤のサーボシステムを用いると、形直し抵抗が検出でき、形直し状態の監視を形直し作業段階でできる可能性があると言える。

6-6-2 形直し監視装置を用いた、形直し状態を監視するシステム

形直し監視システムの概略図を図6-24に示す。図のように、形直し抵抗の変化に十分に対応できる感度を有すセンサー(ストローク・ゲージ圧力センサーなど)の上部にブロックツルアを固定させ、形直しによる法線方向の力を検出する。その過程で、力の変化をリアルタイムで監視することにより、砥石作業面を把握することができる。また、形直し作業時不明確な、砥石-ブロックツルアの当り始めの検出にも利用できる。このような、装置を用いることで、形直し段階で砥石作業面の状態が管理できると考えられる。

以上のような、形直し抵抗を検出することで砥石作業面性状を予測する方式は目直し作業にも適応できると考えられる。したがって、今後、目直し抵抗と砥石作業面性状の関係³⁾がさらに明らかにできれば、目直し・形直し作業時にその砥石作業面性状が予測でき、より効率的に砥石作業面の形成が可能になると考えられる。

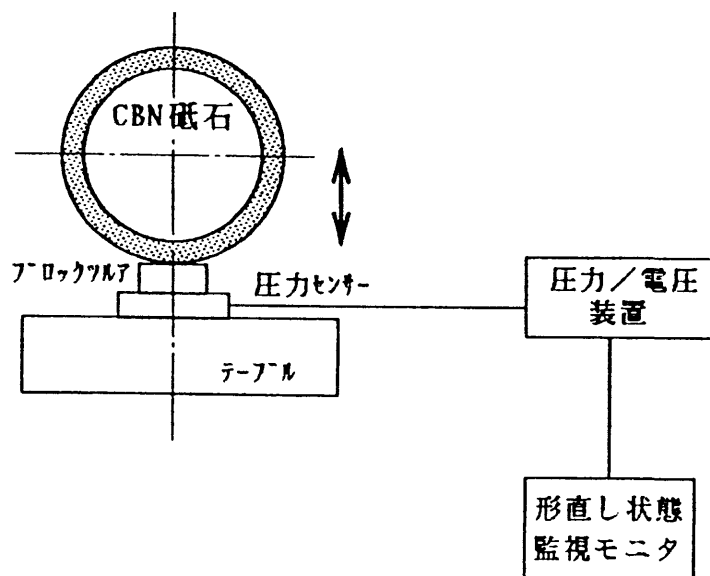


図6-23 形直し状態監視システムの概略図

6 - 7 結 論

以上、WASD目直し法（WAスティックをプランジ研削することで目直しを行う方法）を用いて、砥石最外周面にある砥粒の切れ刃分布・形状を調節することにより、砥石研削性能の改善を行った。そして、それらを考慮した、砥石作業面の形成法の確立を目的とした、最適目直し・形直し手順の検討を行った。その結果、次のような点が明らかになった。

- 1) WASD目直しを適切な条件で行えば、過度に形直しを行ったり、集中度の高い砥石を使用したため、最外周面の切れ刃が、必要以上に密になったり切れ刃逃げ面が大きくなった砥石作業面を、チップポケット平均深さをさほど変化させる事なく、砥粒を破壊させたり脱落させることで、最外周面の切れ刃分布・形状を調節できる。
- 2) WASD目直しによる、砥石作業面性状の調節は、レジンボンドCBN砥石の方が、砥粒の破壊が早い段階からみられることと、結合剤の性質の違いにより、砥粒脱落の発生、結合剤の除去速度が早いことから、メタルボンドCBN砥石より、少ない目直し量で切れ刃の調節が進む。
- 3) WASD目直しを進めて行き、最外周面の切れ刃を粗にしていくと、研削抵抗・研削温度は減少し、未沸騰領域の実砥石切込みが大きくなることから、高実砥石切込みまで、良好な工作物仕上げ面が得られる。しかし、過度に行うと、切れ刃が粗になりすぎるため、逆に、工作物仕上げ面粗さが悪くなり研削性能が低下する。
- 4) 適切な条件で形直し・目直しを行うことで、砥石最外周面の切れ刃の状態をある程度制御でき、最適な砥石作業面性状の形成が容易にできるようになる。
- 5) 形直し作業段階で、形直し抵抗を監視することにより、その砥石作業面の状態が推測できるシステムの製作が可能である。

参 考 文 献

- 1) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: メタルボンド C B N 砥石の性能に及ぼす形直しの影響, 精密工学会誌, 59, 9(1993)1495.
- 2) 安井平司, 川下智幸, 大崎真壽: レジンボンド C B N 砥石の形直し特性の一検討, 精密工学会誌, 58, 8, (1992)1351.
- 3) 安井平司, 川下智幸, 大崎真壽: 無気孔型 C B N 砥石の最適形直し・目直し法の研究, 1991年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1991)439.
- 4) 安井平司, 川下智幸, 中園汎: 無気孔型 C B N 砥石の最適形直しの検討, 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992)837.
- 5) 中園汎, 安井平司, 久留須誠: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究(第1報), 精密工学会誌, 55, 6(1989)1073.
- 6) 中園汎, 安井平司, 久留須誠: レジンボンド C B N 砥石の目直しに関する研究(第4報), 精密工学会誌, 57, 2(1991)330.
- 7) 安井平司: 湿式研削温度に及ぼす研削条件の影響(その1), 精密工学会誌, 50, 2(1984)383.
- 8) 横川和彦: レジンボンドボラゾン C B N ホイールの砥粒突き出し量が研削性能に及ぼす影響, 精密工学会誌, 52, 4, (1986)679.
- 9) 安井平司, 川下智幸: メタルボンド C B N 砥石の湿式高速平面研削特性, 1992年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集, (1992)813.

第 7 章 総 括

近年、工業製品の高品位化が進むなか、益々高精度な機械加工が必要となり、その生産システムも多品種小量生産に柔軟に対応できるフレキシブルな生産システムの構築が要求されている。このような趨勢の中で研削加工技術は高付加価値加工技術として、重要な位置を占めてきており、益々高精度、高能率化が要望され、立方晶窒化硼素（CBN）やダイヤモンドを砥粒材としたいわゆる超砥粒砥石を用いた高速研削が近年注目されている。従来より、高速研削による高精度・高能率研削の概念はあったものの、旧来のビトリファイドボンドのアルミナ系および炭化硅素系砥石では、砥石全体が砥石構成要素（砥粒と結合剤）で作られていたため回転遠心力による応力に対して十分安全な強度をもたせることが困難で、60m/s程度の砥石周速度しか検討し得てなかった。超砥粒砥石は、最外周面10mm程度が砥石構成要素で、回転遠心力による大きな応力がかかる砥石内径部（合金部）が機械強度に優れた材料で構成されていることから、さらに高速回転が可能になった。超砥粒砥石の中で、CBN砥石は鉄鋼材料の研削に適し、旧来のA系砥石に比べ砥石寿命が格段に優れている。このようなことから、CBN砥石を用いた高速研削は、高精度・高能率研削の要求と相まって、その可能性が期待されており、CBN砥石の優れた性能を十分に発揮し得る高速研削加工技術の確立が急がれている。砥石の研削性能は、砥石表面上の切れ刃分布や形状によって大きく左右される。これは、砥石製造時の砥粒や結合剤の構成割合によって決まるのではなく、それを調節する形直し・目直し技術が大きく関与する。CBN砥石の場合でも、優れた研削性能を発揮し得るか否かは、砥石作業面の切れ刃の状態を調整する形直し・目直しの良否によるところが大きい。しかし、一方で、CBN砥粒はダイヤモンドに次ぐ硬度を持つため、形直し・目直しが難しく、多くの研究が行われているものの、十分最適な方法が確立されていない状況にあり、CBN砥石を用いた高速研削についての形直し・目直し法の確立を目的とした研究はほとんど見られない。

このようなことから、本研究では、無気孔形CBN砥石での、高速研削を取り上げ、その研削特性を最適にできるような、初期砥石作業面性状を形成する、形

直し・目直し法について検討した。無気孔形CBN砥石は、レジンボンドCBN砥石とメタルボンドCBN砥石の2種類があるが、最初にメタルボンドCBN砥石を用いて、同一砥石作業面における研削特性に及ぼす砥石周速度の影響を調べ、高速平面研削特性を把握した。次に、砥石作業面性状を形直し・目直しを行うことで変化させることにより、砥石作業面性状が高速研削特性に及ぼす影響を検討し、最適な高速研削用の砥石作業面の検討を行った。その結果を基に、高速研削用の砥石作業面を形直し・目直しで最適に形成する検討を行った。まず、高精度に砥粒切れ刃を追跡観察できるシステムを製作することにより、形直し過程での砥石作業面上の砥粒切れ刃の分布やチップポケットの変化等を系統的・定量的に解析するとともに、それらの変化が研削特性に及ぼす影響を検討した。次に、形直しの検討を踏まえて、目直しによる砥石作業面性状の変化とその研削特性に及ぼす影響を調べた。最後に、高速研削用砥石作業面性状を最適に形成する形直し・目直し手順を検討した。

本研究の結果、明らかと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のみを記述する。

- (1) 第2章では、同一砥石作業面での研削特性に及ぼす砥石周速度の影響を調べ、高速研削特性を検討した。無気孔形CBN砥石の一つである、メタルボンドCBN砥石を用いて、砥石周速度20m/s、50m/sおよび85m/sでSKD11焼き入れ材を研削し、研削抵抗、砥石-工作物接触弧内最大上昇温度（以下では、研削温度と記す）および工作物仕上げ面粗さなどの研削特性を調べた。砥石作業面は連続切れ刃間隔2.2mm程度、チップポケット平均深さ30 μ m程度である。その結果、高速研削の場合、法線・接線研削抵抗は通常砥石周速度研削の抵抗より、かなり小さくなることがわかった。しかし、発生熱量は研削抵抗ほどの大きな差はみられず、研削温度は、高速研削の方が、より小さな実砥石切込みでも、未沸騰域から遷移・膜沸騰域になることがわかった。そして、工作物仕上げ面粗さは、未沸騰領域では、砥石周速度に関係無く良好な仕上げ面粗さが得られるが、遷移・膜沸騰域では研削焼けなどの発生で、悪くなることがわかった。したがって、単に砥石周速度だけを高速化させるだけでは、除去速度の低い、加工能率の悪い状態で研削作業の限界になるので、高速研削の有用性が小さくなることが明確に確

認された。

- (2) 第3章では、高速研削特性に及ぼす砥石作業面性状の影響を検討した。メタルボンドCBN砥石に、形直し・目直しを行いチップポケット平均深さや切れ刃の分布・形状と言った砥石作業面性状を変化させて、砥石周速度85m/sまでの研削特性を調べた。その結果、形直し・目直し・再形直しによるチップポケット平均深さや、切れ刃分布の変化により、研削性能が大きく左右されることがわかった。そして、高速研削には、通常砥石作業面の切れ刃分布より粗分布の砥石作業面を使用することで、研削抵抗・研削温度も低く、高実砥石切込みまで、未沸騰領域が確保でき、研削焼けの発生もなく、工作物仕上げ面粗さも良好になることがわかった。
- (3) 第4章では、前章までの高速研削特性が、形直し・目直しにより変化する砥石作業面性状に左右された結果を踏まえると、その過程で変化する砥石作業面の砥粒切れ刃の変化等を把握することが重要になることから、これらの変化を定量的に検討した。目直し過程での切れ刃の挙動と砥石作業面の変化については、レジソボンドCBN砥石を中心にすでに行なわれているので、ここでは、形直しに力点をおいて、その過程における、砥石最外周面の砥粒の変化および形直し抵抗、設定形直し量と実形直し量の関係を調べた。その結果、形直しは、砥石使用始め形直しと再形直しに分類できること、設定形直し量と実形直し量では大きな違いが生じることがわかった。また、形直しは4段階に分けられ、前2段階では、主にCBN砥粒が、後2段階では、結合剤まで形直しされ、結合剤まで形直しされると、砥石作業面に悪影響を与えるので、多量の形直しが必要な場合は、結合剤までの形直しを行うまえに、一度目直しを施し砥粒を突き出してから、前2段階までの形直しを繰り返し行う必要があることがわかった。また、形直しを進めて行くと、砥石最外周面に、切れ刃が顕出するとともに、最外周面にあった砥粒は微小破壊を伴いながら逃げ面が増大していくことから、切れ刃は密になることなどを明確にした。
- (4) 第5章では、第4章にて明らかになった、形直しによる砥石作業面性状の変化が実際の研削特性にどのような影響を与えるのかを検討した。その結果、砥石最外周面の切れ刃が粗のために、研削特性が悪い場合は、形直し

を適度に行うことで、砥石最外周面の切れ刃が密になることから、研削特性は向上する。しかし、さらに形直しを行っても、砥石最外周面の切れ刃は密になるが、最外周面にあった砥粒切れ刃逃げ面が極端に大きくなることから、研削抵抗・研削温度の増大および研削焼けの発生、工作物仕上げ面粗さの低下を招き、前章で示した後2段階まで形直しを行なわなくても、過度に行うと研削特性が低下することがわかった。

- (5) 第6章では、第4章・第5章で明らかにした、過度に形直しを行ったことで研削特性が低下した作業面を、目直しによる砥粒切れ刃の破壊特性を用い、目直しにて、砥石最外周面の切れ刃の分布・形状の調節法の検討を行った。その結果、目直しを適切な条件で行うと、チップポケット平均深さのみならず、最外周面の砥粒切れ刃を破壊させたり、一部は脱落させることにより、切れ刃の分布、形状も調節でき研削特性も改善できるがわかった。したがって、砥石作業面性状は、形直し・目直しを適切な条件で行うことで調節し得ることが明らかになった。また、特に、砥石作業面性状と研削特性の関係においては、砥石切込みが小さい領域では、切れ刃の分布・形状にその研削特性が左右されるが、砥石切込みが大きい領域では、その研削特性には切れ刃分布・形状のみならず、チップポケットも影響してくることを明らかにした。そして、これらの点を考慮して、高速研削用砥石作業面を形成する、最適形直し・目直し手順を明らかにした。また、形直し抵抗と実形直し量の関係を明らかにするとともに、それらの形直し特性をフィードバックすることにより、形直し過程で砥石作業面の状態を監視できるシステムを提案している。

謝 辞

終わりに、本研究を遂行するにあたって、終始かわらぬ御指導、御鞭撻を頂きました恩師熊本大学安井平司教授に深甚の謝意を表わします。また、いろいろ御教示を賜った、熊本大学松尾哲夫教授、濟木弘行教授、佐藤泰生教授ならびに熊本大学工学部機械工学科の諸先生に厚く御礼申し上げます。また、研究上の諸問題について御示唆、御論議を賜った細川晃助教授、ならびに、研究遂行にあたって終始励ましを頂きました山下忠興教授をはじめ、元田水里助手、黒田龍一技官に厚く御礼を申し上げます。また、実験に際して、多大な御協力を頂いた林宗洋君、藤秀樹君、馬見塚尚志君、工藤裕幸君、有野芳弘君に心から感謝いたします。さらに、実験に使用した研削盤を御提供頂きました、株式会社岡本工作機械製作所ならびに砥石等の試料の御提供を頂いた、ノリタケダイヤ株式会社、株式会社ノリタケカンパニーリミテッドならびに研削油剤の御提供を頂いたユシロ化学工業株式会社に深謝いたします。

最後に、研究を遂行中に終始検討に御参加頂き、貴重な御意見を頂きました西日本工業大学の中園汎教授、ならびに、佐世保工業高等専門学校の久留須誠助教授に深謝いたします。