定圧研削によるファインセラミックスの被研削性評価に関する研究(第1報)*

—延性モードと脆性モード研削時の除去速度の定式化—

澤 武一** 長渡康幸*** 幾瀬康史† 海野邦昭**

A research on the Evaluation of Grindability of Fine-Ceramics by Constant Pressure Grinding (1st Report)

—Formulation of the Removal Rate in Case of Ductile Mode and Brittle Mode Grinding—

Takekazu SAWA, Yasuyuki NAGATO, Yasushi IKUSE and Kuniaki UNNO

The grindability of fine-ceramics is most important information in order to determine the optimum grinding conditions. This study proposes the method of grindability evaluation of fine-ceramics by removal rate in constant pressure grinding. The processing model under the constant pressure grinding was composed, and the removal rate was formulated from this processing model. As a result, the removal rate calculated from the processing model is well correspondent with the removal rate obtained by the experiment. From this result, the possibility of evaluating the grindability from the mechanical properties of fine-ceramics was found.

Key words : grindability, constant pressure grinding, removal rate, fine-ceramics, ductile mode grinding, brittle mode grinding

1. はじめに

筆者らは、ダイヤモンドホイールを用いたファインセラミックス研削作業の最適化について検討している。別報では¹⁾²⁾、ツルーイングおよびドレッシング作業の良否やホイールの目立て間寿命を識別する研削作業最適化技術として、平面研削盤の主軸頭に加速度ピックアップを取り付け、研削作業中に得られる主軸頭の特定期波数を監視する方法や、ホイールの曲げ振動音をマイクロフォンで抽出する測定装置を開発し、この振動音を解析する方法について報告した。このように、ファインセラミックスの研削加工を最適化するためには、研削盤の自律化・知能化、および加工状態の認知技術と同時に、ファインセラミックスの種類、とりわけ機械的性質の違いに対応した最適な研削条件の決定が重要となる。そして、この最適研削条件を決定する上で最も基礎的かつ重要な情報が、ファインセラミックスの被研削性(グラインダビリティ)である。従来、金属材料の被研削性に関する報告³⁾は数多くなされているが、硬脆材料、特にファインセラミックスに関する報告⁴⁾は極めて少なく、ファインセラミックスの被研削性に関するデータベースは現在ほとんど確立されていない。ファインセラミックスの被研削性が数値として定量的に評価できるようになれば、研削条件の最適化が合理的に行えるようになり、作業目的に対応した研削加工の高能率化、自動化に関し非常に有効な情報を得ることができることになる。

さて、ファインセラミックスの被研削性の評価基準には、比研削エネルギー、研削抵抗、研削動力、研削比など多くのものがあるが、それぞれ一長一短があり、これといった決め手はなく、また、上記に示す被研削性の評価基準を得るには、多大な時間と労力が必要になるという基本的な課題を残している。

このような観点から、本研究では、定圧研削時の除去速度を用いて、ファインセラミックスの被研削性を簡便に評価する方法を提案し、これまでに、ファインセラミックスの被研削性を定性的に評価できることを示した⁵⁾。しかし、被研削材の機械的性質から除去速度を定量的に推定するには至らなかった。そこで本報では、定圧研削時の加工モデルを考え、この加工モデルから除去速度の定式化を試みた。そして、加工モデルおよび加工モデルから

導いた除去速度の計算式の妥当性を吟味するために、一、二の定圧研削実験を行った。その結果、加工モデルから導いた計算式により算出した値と実験値は、ほぼ一致するという結果が得られ、ファインセラミックスの機械的性質から被研削性を定量的に評価できる可能性を見出したので、以下に報告する。

2. 定圧研削における除去速度の解析

2.1 定圧研削時の除去速度から得られる情報

図1に、定圧研削時の除去速度から得られる情報を示す。図に示すように、定圧研削時の除去速度からは、二つの被研削性に関する情報が得られる。一つは、定圧研削時の初期的な除去速度は、主としてファインセラミックスの機械的性質に依存するものと考えられることから、ツルーイング・ドレッシング直後のホイールでファインセラミックスを定圧研削し、研削圧力と除去速度の関係から、ファインセラミックスの被研削性を評価するものである。すなわち、同じ研削圧力で研削した場合、除去速度が高いセラミックスほど被研削性が良いと見なす評価方法である。この評価方法により、研削圧力と除去速度の関係を被研削材の機械的性質から定量的に把握できれば、通常行われる定切込み研削における研削量と法線抵抗の関係を置換することがほぼ可能であり、研削条件の最適化および高能率化にとって有意義な情報となる。

もう一つは、ファインセラミックスを定圧研削し、研削の進行に伴う除去速度の時間的な変化から、ファインセラミックスの被研削性を評価するものである。つまり、研削時間の経過や被研削材の研削加工量に対し除去速度が低下し難い、換言すれば、ダイ

Fig.1 Information acquired from the removal rate in constant pressure grinding

* 原稿受付 平成19年4月13日

*** 正会員 職業能力開発総合大学校(相模原市橋本台44-1)

*** 正会員 近畿職業能力開発大学校(岸和田市稲葉町1778)

† 正会員 職業能力開発総合大学校東京校(小平市小川西町2-32-1)

ヤモンドホイールの目立て間寿命が長ければ被研削性が良いと見なす評価方法である。そして、定圧研削時の目立て間寿命と一般的に行われている定切込み研削における目立て間寿命を関連付けることができれば、この評価法から得られる情報は、定切込み研削加工の自動化に向けて有用な情報となる。

本報では、前者に示した研削圧力と除去速度の関係を定量的に評価するために、ファインセラミックスの機械的性質が研削圧力と除去速度に及ぼす影響について考察した。

2.2 定圧研削における加工形態

図2に、定圧研削における加工形態のモデル図を示す。本研究では、定圧研削時の除去速度を定式化するために、一般的に知られている研削加工の加工形態を参考にして、加工モデルを考えた。図に示すように、研削圧力が十分に小さい場合には、砥粒が工作物に押し込まれず、その表面上を滑るだけで研削が行われない領域(上滑り領域)が存在する⁵⁾。

次に、研削圧力が十分に高くなると、砥粒が工作物に押し込まれて研削加工が開始される。この研削開始に対応した研削圧力を研削開始圧力 P_0 とすれば、この研削開始圧力は、ツルーイングやドレッシングの良否に依存するホイールの切れ味や砥粒の切れ刃の押し込みに関係する被研削材の硬度に依存すると考えられる⁶⁾。そして、研削圧力が研削開始圧力を超えると、塑性流動型の延性モード研削となる⁷⁾⁸⁾。さらに、研削圧力が大きくなると、被研削材に亀裂が発生するようになり破砕型の研削形態である脆性モード研削となる⁹⁾。

ここで、通常の研削では、延性モード研削から脆性モード研削に移行する場合、これらの遷移点が存在することになる。この遷移点における圧力が一般に臨界破砕圧力 P_c と呼ばれる。理論的には、研削圧力が臨界破砕圧力 P_c に達すると、研削形態が延性モードから脆性モードへと急激に移行すると考えられるが、一般的には、図に示すように、延性モードと脆性モードがそれぞれの確率過程に従って発生し、研削形態が徐々に遷移していくものと考えられる。すなわち、研削仕上げ面のある割合が延性モード研削により創成され、また残る割合が脆性モード研削により創成されるといったような、両モードが混在する領域が存在することになる。したがって、研削領域を研削形態別に区分すると、延性モード研削領域、脆性モード研削領域、およびこれらが混在する研削領域(ここでは、複合モード研削領域と呼ぶ)の3つが存在することになる。このように、定圧研削の除去速度を定量的に評価するためには、図に示すような複合モード研削領域を考慮した曲線で除去速度を定式化する必要がある。そこで、本報では、延性モード研削領域と脆性モード研削領域の除去速度について定式化を試みた。

2.3 定圧研削時の除去速度の基本式

定圧研削時の単位時間当たりの除去速度は、研削に作用する砥粒切れ刃数と単一砥粒が研削圧力によってファインセラミックスに押し込まれた切削断面積の積に比例するものと仮定すれば、定圧研削時の除去速度は式(1)で表現できる。なお、本研究では、被研削性の評価基準である定圧研削時の除去速度を「単位時間当たりのファインセラミックスの体積除去量」と定義する。

$$Z = K_z \times a \times N \times \ell \quad (1)$$

ここで、 Z : 除去速度(mm^3/s)、 a : 単一砥粒の切断面積(mm^2)、 N : 単位時間当たりの作用切れ刃数(個/s)、 ℓ : 接触弧の長さ(mm)。 Z は、定圧研削装置の精度や剛性、これに伴う振動などの影響を受けると考えられるため、被研削材に依存しない実験環境の因子として、式中に比例定数 K_z を挿入する。

また、 N は次式で求められる。

$$N = B \times V \times \lambda \quad (2)$$

Fig.2 Change in processing mode of constant pressure grinding

Fig.3 The processing model of constant pressure grinding

ここで、 B : 研削幅(mm) V : ホイール周速度(mm/s) λ : ホイール作業面上の切れ刃密度(個/ mm^2)。

N は、ホイールの仕様、ホイール周速度、およびツルーイング・ドレッシング条件などにより決定される。ここで、ホイールの仕様とホイール周速度を一定とし、ツルーイング・ドレッシングを適切に行なえば、研削作用切れ刃数は定数として扱うことが可能である。この場合、除去速度に影響する因子は式(1)より、単一砥粒切削断面積 a となる。 a は、砥粒が被研削材に深く押し込まれれば大きくなるので、定圧研削時の研削圧力が除去速度に影響するものと考えられる。このことから、砥粒の押し込み深さは研削圧力、換言すると、砥粒に作用する荷重(研削背分力)に依存することになる。そして、このときの押し込み深さは、ファインセラミックスの機械的性質によって異なるとともに、その押し込み深さがある一定の値に達すると亀裂が発生するものと考えられる。

2.4 定圧研削における延性モード研削時の除去速度

図2に示すように、比較的低圧力領域では、研削形態が塑性流動的な延性モード研削となる。図3(a)に、延性モード研削時の加工モデルを示す。図に示すように、砥粒形状を四角錐で近似した場合、延性モード研削における切削断面積 $a_0(\text{mm}^2)$ は次式で表すことができる。

$$a_D = d \times h \quad (3)$$

ここで、 $2d$: 砥粒が食い込んだ加工表面の幅(mm)、 h : 砥粒の押し込み深さ(mm)。

さらに、砥粒の押し込み深さ $h(\text{mm})$ は、図3より式(4)となる。

$$h = d \times \tan \varphi \quad (4)$$

そして、 $\tan \varphi$ は砥粒の底角 θ (図3参照)から式(5)で表される。

$$\tan \varphi = \sqrt{\frac{\tan^2 \theta - 1}{2}} \quad (5)$$

よって、押し込み深さ h は、式(6)と置き換えられる。

$$h = d \times \sqrt{\frac{\tan^2 \theta - 1}{2}} \quad (6)$$

ただし、 φ : 切削断面の角度、 θ : モデル化した砥粒の底角。(φ , θ は図3参照)

また、近似的にピッカース硬度 H_v より、単砥粒に作用する荷重 $f(N)$ と砥粒食い込みの対角線長さの平均 $2d(mm)$ が得られ、その関係は式(7)で表される¹⁰⁾。

$$H_v = 1.854 \times \frac{f}{(2d)^2} \quad (7)$$

ただし、研削に作用する砥粒先端の頂角を 136° と仮定する。

さらに、単一砥粒に作用する荷重 $f(N)$ は、全体の荷重 $F(N)$ を同時作用切れ刃数 n で除した値であり、研削面に作用する平均研削圧力 $P(N/mm^2)$ は、全体の荷重 $F(N)$ を試験片の断面積 $A(mm^2)$ で除した値であるので、それぞれ式(8)、式(9)に表される。

$$f = \frac{F}{n} = \frac{F}{A \times \lambda} = \frac{P}{\lambda} \quad (8), \quad P = \frac{F}{A} \quad (9)$$

ここで、延性モード研削の場合における除去速度を Z_D と定義し、式(1)に、式(2)～(9)を代入すると、 Z_D は式(11)のようになる。

$$Z_D = K_Z \times 0.464 \times \sqrt{\frac{\tan^2 \theta - 1}{2}} \times \frac{P}{H_v} \times B \times V \times \ell \quad (10)$$

式(10)より、ホイールの仕様および研削環境、研削条件が一定の場合、ツルーイング・ドレッシングを丁寧に行えば、 K_Z , $\tan \theta$, V , B , ℓ は定数として扱うことができると考えられるので、これらを K_D (延性モード研削係数) として、式(11)のようにまとめる。

$$K_D = K_Z \times 0.464 \times \sqrt{\frac{\tan^2 \theta - 1}{2}} \times V \times B \times \ell \quad (11)$$

これにより、 Z_D は式(12)と表すことができる。

$$Z_D = K_D \times \frac{P}{H_v} \quad (12)$$

ただし、 K_D : 延性モード研削係数(mm^3/s)。ここで、 K_D は、砥粒形状、ホイール周速度、研削幅など研削条件により決定される値となるので実験的に求めることができる。なお、 K_D は、式(1)に記載する定数 K_Z と関連し、被研削材に依存しない因子である。

2.5 定圧研削における脆性モード研削時の除去速度

図3(b)に、脆性モード研削時の加工モデルを示す。定圧研削において、高圧力で研削加工を行った場合や、破壊靱性値が小さいファインセラミックスを研削加工した場合には、亀裂の進展によって加工が進行する脆性モード研削となる。これは、砥粒の押し込みによる脆性破壊現象である。そこで、砥粒の押し込みによる破壊の大きさが発生した亀裂の長さに比例すると仮定すれば、Anstis の式¹¹⁾に基づき、除去速度は亀裂長さ(mm)の $3/2$ 乗に比例すると考えることができる。すなわち、図に示すように、脆性モード研削時における単一砥粒の切削断面積 a_B を発生した亀裂長さに依存した半円と仮定すれば、 $a_B (mm^2)$ を次式で表すことができる。

$$a_B = \frac{\pi c^2}{2} \quad (13)$$

ここで、 c : 脆性モード研削時に発生した亀裂の長さ(mm)。Anstis の式から、 c は、ヤング率 $E(N/mm^2)$ 、破壊靱性値 $K_{IC}(Nmm^{-3/2})$ 、ピッカース硬度 $H_v(N/mm^2)$ と式(14)の関係式が成り立つ。

$$c^2 = 0.016 \times \sqrt{\frac{E}{H_v}} \times \frac{f}{K_{IC}} \quad (14)$$

式(15)を式(14)に代入すると、 $a_B(mm^2)$ は式(15)で表すことができる。

$$a_B = \frac{\pi}{2} \times 0.016^{\frac{4}{3}} \times \left(\frac{E}{H_v} \right)^{\frac{2}{3}} \times \left(\frac{P}{\lambda \times K_{IC}} \right)^{\frac{4}{3}} \quad (15)$$

式(2)および式(16)を、式(1)に代入すると、 Z_B が式(16)として得られる。

$$Z_B = K_Z \times \frac{\pi}{2} \times 0.016^{\frac{4}{3}} \times \left(\frac{E}{H_v} \right)^{\frac{2}{3}} \times \left(\frac{P}{\lambda \times K_{IC}} \right)^{\frac{4}{3}} \times B \times V \times \lambda \times \ell \quad (16)$$

Fig.4 Appearance of experimental system

式(16)より、ホイールの仕様および研削条件が一定の場合、 K_Z , B , V , λ , ℓ はそれぞれ定数として扱うことができるので、これらを K_B (脆性モード研削係数) として式(17)にまとめる。

$$K_B = K_Z \times \frac{\pi}{2} \times \left(\frac{0.016}{\lambda} \right)^{\frac{4}{3}} \times V \times B \times \lambda \times \ell \quad (17)$$

これにより、 Z_B は式(18)として表すことができる。

$$Z_B = K_B \times \left(\frac{E}{H_v} \right)^{\frac{2}{3}} \times \left(\frac{P}{K_{IC}} \right)^{\frac{4}{3}} \quad (18)$$

ここで、 K_B は、 K_D と同様に、実験的に求めることができ、被研削材に依存しない因子である。

3. 定圧研削実験装置と実験方法

図2に示した定圧研削時の加工モデル、およびこの加工モデルから導いた除去速度を求める計算式の妥当性を検討するために、定圧研削装置を製作し、研削実験を行った。図4に、定圧研削装置の概要を示す。定圧研削装置は、工具研削盤のテーブル上に設置し、荷重を加えると定圧研削装置に取り付けた試験片がダイヤモンドホイールに接触して、一定圧力で研削できるようになっている。なお、定圧研削装置の送り機構には、リニアスライドを用いた。この研削の進行に伴う試験片の変位量は、変換部にひずみゲージを応用したダイヤルゲージ式の変位変換器で測定した。試験片の形状は、 $4mm \times 4mm$ の直方体である。今回の実験で使用した試験片は、延性モード研削を主とする研削実験では、完全な状態に近い延性モード研削が肝要であるため、破壊靱性値の大きな超硬合金(P10, K10)、サーメット、およびジルコニアを用い、脆性モード研削を主とする研削実験では、破壊靱性値が小さな常圧焼結の炭化けい素と窒化けい素を用いた。なお、炭化けい素は機械的性質の異なるものを3種類用意した。

表1に、実験で使用した試験片の機械的性質を、表2に、定圧研削実験の実験条件をそれぞれ示す。なお、研削実験においてはホイールの作業面性状を一定にする必要があるが、ツルーイング・ドレッシングにはブレーキドレッサを使用し、ツルーイングには GC80, ドレッシングには WA220 を用い、ツルーイング・ドレッシング条件は、予備実験により十分な検討を行った上で設定した。砥粒突き出し量の測定は、電気マイクロメータによる触針法、ホイール作業面の観察は CCD カメラにより行った。

4. 除去速度の定式化の妥当性 (計算値と実験結果の比較)

4.1 延性モード研削の場合

式(13)に示すように、定圧研削における延性モード研削時の除去速度を定式化するためには、延性モード研削係数 K_D を求める必要がある。 K_D は、式(13)から、 Z_D と P/H_v が比例関係にあるときの傾きとして求めることができる。 K_D を実験的に求めるため

には完全な延性モード研削を実現することが不可欠であることから、前述のように、破壊靱性値が大きな超硬合金(P10, K10), サーメットおよびジルコニアを試験片として使用し、さらに低圧領域で定圧研削実験を行った。

図5に、研削圧力 1.7N/mm^2 におけるジルコニアと超硬合金(K10)の研削仕上げ面をSEMで観察した結果を示す。図に示すように、研削仕上げ面には明確な研削条痕が確認でき、良好な延性モード研削状態になっていることがわかる。この結果から、製作した定圧研削装置により、比較的低圧力の条件下では、良好な延性モード研削が実現できることが確認できる。このような、延性モード研削面が得られる条件において、各種試験片を定圧研削し、研削圧力と初期的な除去速度の関係を検討した。

図6に、各試験片を定圧研削した場合の延性モード研削時の P/H_v と Z_d の関係を示す。図より、 P/H_v と Z_d がよい相関関係を示し、近似的に比例関係にあることがわかる。この結果から、定圧研削時における延性モード研削の場合、除去速度 Z_d は、研削圧力に比例し、被研削材の硬さに反比例することが確認できると同時に、被研削材の機械的特性から定量的に除去速度を予測できると考えられる。さらに、図3(a)に示した延性モード研削時の加工モデル、およびこの加工モデルから導いた被研削材の硬さを項とする除去速度の計算式が、今回の実験条件の範囲においては妥当であると思われる。近似直線の傾きから、延性モード研削係数 K_D は 14400 となった。なお、今回の実験条件より研削圧力が小さい領域(1N/mm^2 以下)では、圧力を加えているにもかかわらず、除去速度が得られないことがあったが、これは、砥粒先端の平滑さに起因するものと思われる。すなわち、砥粒が工作物に押し込まれるまでに幾分圧力が必要であることを示すものであると言える。

次に、図6で示した P/H_v と Z_d の関係を、被研削材別に研削圧力 P と除去速度 Z_d の関係に置き換えたものを図7に示す。図に示す計算値は、図6から得られた近似直線の傾きから、延性モード研削係数 K_D を 14000 と定義し、式(13)に代入して算出した値である。図より、いずれの研削圧力においても、ジルコニアは超硬合金(P10, K10)よりも初期的な除去速度が大きく、ジルコニアは超硬合金(P10, K10)よりも削りやすい、すなわち、被研削性が良いと言える。そして、除去速度 Z_d の計算値と実験値を比較すると、両者がよく対応していることが確認でき、各種被研削材における研削圧力 P と除去速度 Z_d の関係が視覚的に確認し易くなることがわかる。今回の実験条件の範囲では、 K_D を 14000 と定義したが、 K_D を普遍的に扱うためには、データ数の不足もあるので、今後、各種被研削材を用いた、より詳細な吟味が必要であると考えられる。しかし、今回の実験結果から、ファインセラミックスの被研削性の定量的評価に向けた指針を得られたと考えている。なお、延性モード研削から脆性モード研削へ遷移する臨界破壊圧力 P_c の測定と定量的評価、および延性モード研削と脆性モード研削が混在する複合的な研削形態の定式化に関しては、現在検討中であるため、次報で報告したいと考えている。ここで、超硬合金(P10)では、研削圧力 3.0N/mm^2 , 3.9N/mm^2 の条件で、計算値よりも実験値が幾分大きいことが確認できる。これは、研削仕上げ面に脆性破壊痕が幾分観察できたことから、研削圧力が高くなり、完全な延性モード研削とはならず、脆性モード研削が混在する形態になったことに起因するものと考えられる。また、P種とK種の結晶粒径の差も影響するものと思われる。

4.2 脆性モード研削の場合

式(20)に示すように、定圧研削における脆性モード研削時の除去速度を定式化するためには、脆性モード研削係数 K_B を求める必要がある。 K_B は、式(20)から、 $(H_v/E)^{2/3} \times (P/K_{IC})^{4/3}$ と Z_B が比例関係にあるときの傾きとして求められる。 K_B を実験的に求める

Table1 Properties of workpiece material

Work piece material	Vickers hardness Gpa	Fracture toughness $\text{MNm}^{-3/2}$	Young's modulus Gpa
Zirconia	12.6	8.0	205
Cemented carbide K10	18.1	11.4	627
Cemented carbide P10	17.8	12.9	470
Cermet	18.4	13.1	—
Silicon carbide A	21.3	4.4	401
Silicon carbide B	22.9	4.2	405
Silicon carbide C	7.3	1.9	222
Silicon nitride	13.9	5.7	294

Table2 Experimental conditions

Wheel	SDC140N100B
Wheel speed : Vg	10.8m/s
Workpiece	Zirconia
	Cemented carbide P10,K10
	Cermet
	Silicon carbide A,B,C
	Silicon nitride
Workpiece size	4 mm × 4 mm
Grinding pressure : Gp	1 ~ 5.7 N/mm ²
Grinding fluid	Soluble type (1/50) 0.35 l/min

(a) Zirconia (b) Cemented carbide (K10)

Fig.5 SEM photographs of workpiece surfaces ground by constant pressure grinding (Grinding pressure: 1.7N/mm^2)

Fig.6 The relationship of characteristic value of workpiece and removal rate (Ductile mode grinding)

Fig.7 The relationship of grinding pressure and removal rate

ためには完全な脆性モード研削が必要であることから、前述のように、試験片は破壊靱性値が小さな炭化けい素および窒化けい素を用い、高圧領域で定圧研削実験を行った。炭化けい素は機械的性質が異なる3種類用意した。

図8に、研削圧力 5.7N/mm^2 における炭化けい素 A と C の研削仕上げ面を SEM で観察した結果を示す。図に示すように、どちらの炭化けい素とも研削条痕は確認できず、脆性モード研削状態であることがわかる。このように、脆性モード研削面が得られる条件において、3種類の炭化けい素および窒化けい素を定圧研削し、研削圧力と初期的な除去速度の関係を検討した。

図9に、各試験片を定圧研削した場合の脆性モード研削時の $(Hv/E)^{2/3} \times (P/K_{ic})^{4/3}$ と Z_B の関係を示す。図より、 $(Hv/E)^{2/3} \times (P/K_{ic})^{4/3}$ と Z_B が近似的に比例関係にあることがわかる。この結果から、定圧研削時における脆性モード研削の場合、除去速度 Z_B は、研削圧力、被研削材の硬さ、ヤング率および破壊靱性に支配されることが確認できると同時に、被研削材の機械的特性から定量的に除去速度を予測できると考えられる。さらに、図3(b)に示した脆性モード研削時の加工モデル、およびこの加工モデルから導いた被研削材の機械的特性を項とする除去速度の計算式が、今回の実験条件の範囲においては妥当であると思われる。近似直線の傾きから、脆性モード研削係数 K_B は 36.7 となった。

次に、図9で示した $(Hv/E)^{2/3} \times (P/K_{ic})^{4/3}$ と Z_B の関係を被研削材別に研削圧力 P と除去速度 Z_B の関係に置き換えたものを図10に示す。図に示す計算値は、図9から得られた近似直線の傾きから、 K_B を 37 と定義し、式(20)に代入して算出した値である。図より、いずれの研削圧力においても、炭化けい素 C は炭化けい素 A、B、窒化けい素よりも初期的な除去速度が大きく、被研削性が良いと言える。また、除去速度 Z_B の計算値と実験値を比較すると、両者がよく対応していることが確認でき、各種被研削材における研削圧力 P と除去速度 Z_B の関係が確認し易くなることがわかる。今回の実験条件の範囲では、 K_B を 37 と定義したが、今後、 K_B を普遍的に扱うためには、各種被研削材を用いた、より詳細な吟味が必要であると考えられる。しかし、今回の実験結果から、延性モード研削実験の結果と同様に、ファインセラミックスの被研削性の定量的評価に向けた指針を得られたと考えている。なお、脆性モード研削の場合、被研削材の機械的性質以外の特性で、除去速度に影響すると考えられる原料粉末粒径(結晶平均粒径)に関する考察¹²⁾については、十分な検討を成し得ていない。現在、原料粉末粒径(結晶平均粒径)と破壊靱性の関連を吟味するとともに、今回加工モデルから導いた計算式に原料粉末粒径(結晶平均粒径)を考慮する係数を付加することを検討しているので、この点については次報で報告したいと考えている。

5. ま と め

定圧研削時の除去速度によりファインセラミックスの被研削性を評価することを目的として、延性モードと脆性モード研削時における除去速度の定式化を行い、一、二の定圧研削実験によりその妥当性を検討した。その結果、以下のような結論が得られた。

- (1) 延性モード研削時および脆性モード研削時ともに、加工モデルから導いた計算値と実験値がよく対応する結果が得られ、今回の実験条件の範囲においては、加工モデルと計算式の妥当性が確認できた。これにより、定圧研削時の除去速度を被研削材の機械的性質から定量的に評価できる可能性を見出した。
- (2) 定圧研削時の除去速度は、研削圧力と被研削材の機械的性質の影響を受ける。特に、延性モード研削時では、機械的性質として硬度が重要な影響因子であることが推察される。

終わりに、本研究にあたり、ホイール、セラミックス、研削油剤のご提供を頂いた、ノリタケボンデッドアブレーション(株)、昭和電工(株)、ユシロ化学工業(株)の各社に厚く御礼申し上げます。

(a) Silicon carbide A (b) Silicon carbide C
Fig.8 SEM photographs of workpiece surfaces ground by constant pressure grinding (Grinding pressure: 5.7N/mm^2)

Fig.9 The relationship of characteristic value of workpiece and removal rate (Brittle mode grinding)

Fig.10 The relationship of grinding pressure and removal rate

参 考 文 献

- 1) 海野邦昭, 小田浩司: メタルボンドダイヤモンドホイールを用いたファインセラミックス研削作業の最適化に関する研究(第1報) - ツルレーイング・ドレッシング作業の良否ならびに目立て間寿命か否かの識別, 精密工学会誌, 64, 2(1998)277.
- 2) 澤武一, 祝孝典, 幾瀬康史, 海野邦昭: 超砥粒ホイールの振動音を利用した研削作業の最適化に関する研究(第1報), 精密工学会誌, 72, 4(2006)512.
- 3) 大村悦二, 江田弘, 山内忍: 研削加工における過共析鋼の組織変化過程シミュレーション - 研削加工変質層の総合的研究(第2報) -, 1993年度砥粒加工学会学術講演会論文集, (1993)217.
- 4) 竹内恵三: 各種脆性材料の被研削性, 1991年度砥粒加工学会学術講演会論文集, (1991)139.
- 5) 海野邦昭: CBN・ダイヤモンドホイールの使い方, 工業調査会, (1991), 174, 58.
- 6) 精機学会: ファインセラミックス - 硬脆材料の精密加工 -, マシニスト出版株式会社, (1984)82.
- 7) セラミックス加工研究会: ファインセラミックスの精密加工, 工業調査会, (1990)108.
- 8) 宮下政和: 脆性材料の延性モード加工技術, 精密工学会誌, 56, 5(1990)782.
- 9) 上嶋義武, 堤千里, 須藤徹也: 脆性材料の延性モード研削加工基礎実験, 1993年度砥粒加工学会学術講演会論文集, (1993)77.
- 10) 西田俊彦: セラミックスの力学的特性評価, 日刊工業新聞社(1986)15.
- 11) 野瀬哲朗: 硬脆材料のナノ研削領域における力学的挙動, NANO GRINDING, 11, 5(1990)No.1 ナノ研削技術協会.
- 12) 愛恭輔: 窒化けい素の機械的性質と研削特性の関係, 1995年度砥粒加工学会学術講演会論文集, (1995)271.