田 中 武 司** 羽 室 由 光***

Analysis of Tangential Grinding Force on the Constant-load Grinding of $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$
-Grinding Action of the Pored Type Diamond Wheel with Vitrified Bond(Part 1)-

Takeshi TANAKA and Yoshimitsu HAMURO

In order to investigate the grinding actions of the pored type diamond wheel with vitrified bond, the tangential grinding force was theoretically analysed in connecting with the constant-load grinding of $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$. The influences of structure of wheel to the force were numerically presented by the three loading rates which directly relate to the constituent ratios of diamond abrasive grain, filler grain and bond. The force is deeply referred to the ploughing action of tiny tips on the ground surface. Filler grains in wheel decrease the cutting action of diamond abrasive grains and increase the frictional action between abrasive grains and workpiece. The calculated values of force are large on the grinding of $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ sintered at higher temperature. The smallest values of force are on the grinding of $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ doped 3 mol% Y_2O_3 , but the calculated values abruptly increase for the grinding of ZrO_2 doped 4 and 6 mol% Y_2O_3 due to their small plastic yield pressures.

Key words : pored type diamond wheel, vitrified bond, tangential grinding force, constant-load grinding, $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$

1. 緒 言

機械構造用材料として、ファインセラミックスが注目され、それらを能率よく加工する方法として、ダイヤモンドホイールによる研削加工が普及してきた。また、ファインセラミックスの研削に際して見られる現象は、鋼などの研削の場合と何がどう異なるのかということで、活発な研究が行われるようになった^{1) 2)}。このような状況の中で、今まで蓄積されてきた基礎理論³⁾を基にして、ファインセラミックスの加工とのかかわりで、ダイヤモンドホイールの研削作用を新しく見直すべきという気運も見られ、研削比の理論解析⁴⁾なども発表されてきた。しかし、従来の基礎理論を大切にしながらも、新しい考え方を導入しない限り、本課題が発展したとは言えないことも事実である。

過去、井川⁵⁾は硬ぜい材料の定圧研削における接線研削抵抗を理論解析し、報告しているが、その後、ファインセラミックスの加工や新しく開発されてきたホイールの使用とのかかわりで、詳細に取り扱った理論解析は見られない。ここでは、最近頻繁に使用されるようになった有気孔ビトリファイドボンドダイヤモンドホイール⁶⁾の研削作用を具体的に見るため、新しい視点から解析し、提案した定圧研削における接線抵抗の理論と $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ の定圧研削とのかかわりで計算された結果から得られた知見を報告するものである。

2. 定圧研削における接線抵抗の理論解析

2. 1 前 提

ここでは、研削過程を 図 1 (a) の推定モデルで表し、定圧研削の抵抗の理論解析を行う上で、次の仮定を置く。①砥粒と研削面の微小突起・切りくず粒子（以後突起と書く）の先端は球形である。②平均的に考えて、 Δ' の高さの差ごとに、1 個の砥粒先端が 0 から砥粒の半径の間に分布する。③突起は研削面粗さ（ d_r と書く）の間に平均的に考えて、 ∇ の高さの差ごとに 1 個存在する。④砥粒は剛体、被削材・突起は剛塑性体（ $k_w = \infty$ ）、結合剤は粘弾性体と考える。⑤砥粒と突起の引っかき溝の両側に盛り上がりは生じない。そして、①有気孔ビトリファイドボンドダイヤモンドホイールの組成を考慮すること、②ダイヤモンド砥粒とフィラー砥粒の研削能力の差を考慮すること、③

Fig.1 Estimated model of grinding process

* 原稿受付 平成5年3月1日

** 正 会 員 立命館大学理工学部（京都市北区等持院北町56-1）

*** 正 会 員 森精機（株）（大和郡山市北郡山町106）

被削材と ホイールを構成する要素間の 摩擦特性を考
えること、④仕上げ面と結合剤の干渉を考慮して、新
しく定圧研削における接線抵抗の理論式を導出する。

ここでは、 $ZrO_2-Y_2O_3$ を研削すると、塑性変形による
平滑な面が得られることから、塑性降伏圧力の概念³⁾
を用いて、解析してみた。

図1(b)の単粒モデルにおいて、松井³⁾は、球形砥
粒にかかる垂直と水平分力を次式で与えている。

$$\begin{aligned} p_{ni}' &= \pi p r^2 \sin^2 \delta_0 / 2 = \pi p b_i'^2 / 2 \quad (1) \\ p_{ti}' &= p r^2 (\delta_0 - \frac{1}{2} \sin 2\delta_0) + 2\mu p r^2 (1 - \cos \delta_0) \quad (2) \end{aligned}$$

ここで、 $2b_i'$ は引っかき溝の幅、 p は面圧力、 μ
は摩擦係数、 r は砥粒先端半径である。

図1(b)のモデルにおいて、砥粒の垂直方向の変位
がないときの i 番砥粒の引っかき深さを y_i 、負荷を
受けて後退する量を x_i とする。球形砥粒による引っか
き溝の研削方向への投影面積 a_{ti}' は、 $r \gg y_i - x_i$
のとき、図1(b)の幾何学的関係より近似的に、

$$r^2 (\delta_0 - \frac{1}{2} \sin 2\delta_0) = 1.88 r^{1/2} (y_i - x_i)^{3/2}$$

$(y_i - x_i)^2$ の項を無視すると、

$$(y_i - x_i) = r (1 - \cos \delta_0) \approx b_i'^2 / 2r$$

式(1)と(2)は、 p を被削材の塑性降伏圧力 p_w に等
しいとすれば、次式となる。

$$\begin{aligned} p_{ni}' &= \pi p b_i'^2 / 2 = \pi r p_w (y_i - x_i) \\ &= p_{ni} - \pi r p_w x_i \quad (3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} p_{ti}' &= 1.88 r^{1/2} (y_i - x_i)^{3/2} p_w \\ &+ 2\mu p_w r (y_i - x_i) \quad (4) \end{aligned}$$

ここで、 p_{ni} は砥粒の変位がないときの i 番砥粒にか
かる負荷である。

さて、突起が結合剤を掘り起こすとき、突起に作用
する垂直方向の抵抗 q_{nj} についても、式(3)と同様な
関係が成り立つものと仮定すれば、 q_{nj} は $\pi s p_b u_j$
となる。ここで、 s は突起の先端半径、 u_j は突起が
結合剤を掘り起こす深さとする。

2. 2 定圧研削における超砥粒ホイールの抵抗

いま、 n_s' は砥粒の変位後の数、 m_s は突起の数と
する。式(3)の p_{ni}' と p_{ni} の間に、 Q なる無次元数
を導入し、 p_{ni} を $Q p_{ni}'$ で表す。したがって、垂直
研削抵抗 F_n は $Q p_{ni}'$ と q_{nj} の総和で与えられ、式
(5)で表される。なお、 Q は2.3項で検討する。

$$F_n = Q \sum_{i'=1}^{n_s'} p_{ni}' + \sum_{j=1}^{m_s} q_{nj} \quad (5)$$

仮定の②と③により、

$$y_i - x_i = \Delta' (i' - 1),$$

$$u_j = \nabla (j-1)$$

なお、定圧研削の場合、先行する砥粒、突起が造る削
り痕に、後続の砥粒、突起が干渉することもある。研
削を数量的に求めることは困難であるので、研

削面上にある砥粒はすべて研削にあずかるもの⁵⁾とし
たが、この点はさらに検討を要すると思われる。

$$p_{ni}' = \pi r p_w \Delta' (i' - 1)$$

$$q_{nj} = \pi s p_b \nabla (j-1)$$

式(5)より、

$$\begin{aligned} F_n &= Q \sum_{i'=1}^{n_s'} \pi r p_w \Delta' (i' - 1) + \sum_{j=1}^{m_s} \pi s p_b \nabla (j-1) \\ &= Q \pi r p_w \Delta' n_s'^2 / 2 + \pi s p_b \nabla m_s^2 / 2 \quad (6) \end{aligned}$$

次に、接線研削抵抗 F_t は p_{ti}' と q_{tj} (式(4)を
突起の掘り起こしに適用した式) の総和として与えら
れるものと思われる。垂直成分における Q が、水平成
分に対しても適用できるものとして、 p_{ti} は $Q p_{ti}'$
で表す。砥粒と被削材の摩擦係数を μ_s 、結合剤と被
削材の摩擦係数を μ_b とする。

$$\begin{aligned} F_t &= Q \sum_{i'=1}^{n_s'} p_{ti}' + \sum_{j=1}^{m_s} q_{tj} \\ &= Q \sum_{i'=1}^{n_s'} \{ 1.88 r^{1/2} p_w (y_i - x_i)^{3/2} + 2\mu_s p_w r (y_i - x_i) \} \\ &+ \sum_{j=1}^{m_s} \{ 1.88 s^{1/2} p_b u_j^{3/2} + 2\mu_b p_b s u_j \} \\ &= 1.88 p_w Q (0.4 r^{1/2} \Delta'^{3/2} n_s'^{5/2} \\ &+ 0.53 \mu_s r \Delta' n_s'^2) \\ &+ 1.88 p_b (0.4 s^{1/2} \nabla^{3/2} m_s^{5/2} \\ &+ 0.53 \mu_b s \nabla m_s^2) \quad (7) \end{aligned}$$

2. 3 定圧研削における有気孔ビトリファイドボ ンドダイヤモンドホイールの接線抵抗

被削材とホイールの見かけの接触面積を A 、被削材
の単位面積当たりの押付け力を P とすれば、 F_n は PA
に等しいので、有気孔ホイールに対して、式(6)より
次式が成り立つ。ここで、 ϕ_1 と ϕ_2 はそれぞれ砥粒と
結合剤が負荷を受け持つ負担率とする。

$$\phi_1 F_n = \phi_1 P A = Q \pi r p_w \Delta' n_s'^2 / 2 \quad (8)$$

$$\phi_2 F_n = \phi_2 P A = \pi s p_b \nabla m_s^2 / 2 \quad (9)$$

式(8)と(9)より、 n_s' 、 m_s を求め、式(7)に代入
すれば、 F_t が求められる。

$$\begin{aligned} F_t &= 0.427 \phi_1^{5/4} Q^{-1/4} r^{-3/4} (P A)^{5/4} \\ &+ p_w^{-1/4} \Delta'^{1/4} + 0.634 \mu_s \phi_1 P A \\ &+ 0.427 \phi_2^{5/4} s^{-3/4} (P A)^{5/4} p_b^{-1/4} \nabla^{1/4} \\ &+ 0.634 \mu_b \phi_2 P A \quad (10) \end{aligned}$$

いま、②と③の仮定より、砥粒の半径を $d_s/2$ 、切
りくず粒子の直径を ほぼ研削面粗さ d 。(本粗さは
研削実験値として求めることになるので、予備実験に
よりあらかじめ求めておくものとする) に等しいとし

で、 Δ' と ∇ は次式で与えられている⁵⁾。ただし、砥粒の先端は1つの大きな突起でなく、微小突起から成り立っており、この形状が研削抵抗に及ぼす影響を数値的に表すため、砥粒の体積効率を導入している⁵⁾。

$$\Delta' = d_g / (n_s' A) = \eta d_g^3 / \{0.109(1 + \alpha d_g^8) CA\} \quad (11)$$

$$\nabla = d_c / (m_s A) = \Omega d_c^3 / \{0.109(1 + \gamma d_c^8) DA\} \quad (12)$$

ここで、CとDは砥粒と突起の集中度（S. I. では認められていないが、慣用的に用いられている cts/cm^3 をとる）、 η と Ω は砥粒と突起の体積効率、 α と β 及び γ と ε は砥粒と突起の状態で決まる定数である⁵⁾。

式(11)と(12)を式(10)に代入すると、接線研削抵抗の式が得られる。

$$F_t = 0.743 \phi_1^{5/4} \eta^{-1/4} (d_g/r)^{3/4} P^{5/4} A p_w^{-1/4} \{C(1 + \alpha d_g^8)\}^{-1/4} Q^{-1/4} + 0.634 \mu_g \phi_1 P A \\ + 0.743 \phi_2^{5/4} \Omega^{-1/4} (d_c/s)^{3/4} P^{5/4} A p_b^{-1/4} \{D(1 + \gamma d_c^8)\}^{-1/4} + 0.634 \mu_b \phi_2 P A \quad (13)$$

ところで、有気孔ビトリファイドボンドダイヤモンドホイールの場合、それはフィラー砥粒（主にG C砥粒）を加えて造られる。（a）フィラー砥粒はダイヤモンド砥粒ほど引っかかり作用はない、および、（b）フィラー砥粒に摩擦作用があるとする。（a）を数値化する量として、フィラー砥粒とダイヤモンド砥粒の研削量の相対比 λ を考え、 λ は“単位時間当たりのダイヤモンド砥粒研削量に対するフィラー砥粒研削量”により与えるものとする。また、 ϕ_1 をダイヤモンド砥粒とフィラー砥粒の負荷負担率 ϕ_{1g} 、 ϕ_{1f} に分け、式(13)の ϕ_1 を $(\phi_{1g} + \lambda \phi_{1f})$ に書き換える。ただし、砥粒に作用する負荷と砥粒の研削量は一義的な関係⁷⁾があるという前提により、 ϕ_{1g} と $\lambda \phi_{1f}$ を1次の加算式とした。さらに、（b）の数値化として、フィラー砥粒と被削材の摩擦係数 μ_f を導入して、式(13)を書き換える。

$$F_t = 0.743 (\phi_{1g} + \lambda \phi_{1f})^{5/4} \eta^{-1/4} (d_g/r)^{3/4} P^{5/4} A p_w^{-1/4} \{C(1 + \alpha d_g^8)\}^{-1/4} Q^{-1/4} \\ + 0.634 (\mu_g \phi_{1g} + \mu_f \phi_{1f}) P A \\ + 0.743 \phi_2^{5/4} \Omega^{-1/4} (d_c/s)^{3/4} P^{5/4} A p_b^{-1/4} \{D(1 + \gamma d_c^8)\}^{-1/4} + 0.634 \mu_b \phi_2 P A \quad (14)$$

有気孔ビトリファイドボンドダイヤモンドホイールによる定圧研削での接線抵抗の理論値が式(14)により与えられることになる。

なお、結合剤を粘弾性体とする場合、 i 番砥粒に $d\tau$ のステップ関数状の力（ $F(\tau) = p_{ni}'$ 、 $t > 0$ ）が働くとき、時間 t が0以後の砥粒の応答はドハメル積分より⁸⁾次式で与えられる。

$$x_i = \frac{p_{ni}'}{k_i} \{1 - e^{-\xi_i \omega_n t} (\cos \omega_d t + \frac{\xi_i \omega_n}{\omega_d} \sin \omega_d t)\}$$

ここで、 k_i 、 ξ_i 、 ω_n （ ω_d ）は結合剤のばね定数、

Table 1 Specifications of ZrO₂-Y₂O₃

No.	Y ₂ O ₃ mol%	Fired temperature K	No.	Y ₂ O ₃ mol%	Fired temperature K
Z-1	3	1673	Y-2	2	1773
Z-2	3	1723	Y-2.6	2.6	1773
Z-3	3	1773	Y-3	3	1773
Z-4	3	1823	Y-4	4	1773
Z-5	3	1873	Y-6	6	1773

粘性減衰比、固角振動数である。 x_i を式(3)に代入すると、次式が得られる。

$$p_{ni} = p_{ni}' \left[1 + \frac{\pi r p_w}{k_i} \{1 - e^{-\xi_i \omega_n t} (\cos \omega_d t + \xi_i \sin \omega_d t)\} \right] \quad (15)$$

右辺の〔 〕内がQで、無次元の変数である。

3. 試料

3. 1 ZrO₂-Y₂O₃の試験片の作製

ZrO₂-Y₂O₃の原料は、Y₂O₃を2、2.6、3、4、6 mol% ドープし、共沈法により調整した粉末である。試料スリップから造られた顆粒を一軸圧縮し、成形した試験片を300 K/hで加熱し、1673 Kから1873 Kまで、50 Kおきの焼結温度で、3 h保持し、200 K/hで冷却する。表1は試料番号とそれぞれのY₂O₃ドープ量および焼結温度を示す。

3. 2 有気孔ビトリファイドボンドダイヤモンドホイールの作製

本研究におけるホイールの組成はフィラー砥粒の含有率により変えることにした。ダイヤモンド砥粒が50 vol%を占めるW1、ダイヤモンド砥粒とG C砥粒がそれぞれ25 vol%を占めるW2、G C砥粒が50 vol%を占めるW3の3種類のホイールを造った。結合剤率は10 vol%になるようにした。砥粒の粒度は140/170である。

4. 理論計算のための諸因子測定法

4. 1 塑性降伏圧力 p_w と p_b の測定

ZrO₂-Y₂O₃、結合剤の試料が鋭利なダイヤモンドポイントで引っかかり、そのときの垂直、水平の引っかかり抵抗が8角形リングに張ったひずみゲージにより測定される。 p_w は垂直方向の抵抗を、ダイヤモンドポイントと試料の接触面を引っかかり方向に垂直な方向に投影した面積で割った値として求められる。 p_w と p_b はそれぞれの材料の微小ビッカース硬さHVの1.08倍で与えられ、この値が測定値に等しいかを確かめてみた。なお、 p_w は研削速度あるいはポイント先端や負荷の大きさによって変わらないことを確かめている⁷⁾。

4. 2 摩擦係数 μ_g 、 μ_f 、 μ_b の測定

式(14)中にある μ_g 、 μ_f 、 μ_b の測定は、4.1項

Table 2 Measured values of p_w

Symbol	p_w MPa	Symbol	p_w MPa
Z-1	12542	Y-2	12902
Z-2	12732	Y-2.6	13219
Z-3	13526	Y-3	13526
Z-4	13103	Y-4	13135
Z-5	12976	Y-6	11166

で述べた低速引っかき試験機を用いて、乾式で行った。ダイヤモンド、G C、 $ZrO_2-Y_2O_3$ の各ポイントは半径 4 mm の球形に造られている。摩擦抵抗の測定法は 4.1 項で述べたものと同じ方法である。

4. 3 研削面粗さ d_e の測定

被削材の研削面粗さ d_e は表面粗さ測定器を用いて、定圧研削後測定した。ここでの d_e は研削溝内の研削方向の粗さであり、研削溝に直角方向の粗さが入りやすい。そのため、測定は、それぞれの試料と研削条件で、20回測定し、平均値を研削面粗さ d_e とした。

4. 4 突起の先端半径 s の測定

突起の先端半径 s は、図 1 の研削モデルを参考にし、微小な切りくず粒子の 1 次突起に重畳する 2 次突起の半径にほぼ等しいとした。研削液の中から収集された切りくずを、走査形電子顕微鏡で拡大観察し、SEM 写真を撮る。これより突起の先端半径 s が測定され、それは 20 個の測定値の平均値とした。

4. 5 Q 値の測定

1 つの砥粒を支えている結合橋の粘弾性的性質を求めることは困難であるので、ホイールと同じ組成の長方形の試験片を造り、その粘弾性的性質から Q 値の近似値を推定した。具体的には、 $3 \times 6 \times 60$ mm の長方形試験片を片持ちはりとし、先端に小型加速度計を取り付ける。自由落下するハンマの衝突後、粘性減衰曲線をデジタルメモリーに記録する。これより、結合剤の粘性減衰比 ξ を実験的推定法⁹⁾より計算する。同時にばね定数 k_1 、固有角振動数 ω_n ($\approx \omega_0$) を計算する。

5. 理論計算のための諸データ

5. 1 塑性降伏圧力 p_w 、 p_b の測定値

式(14)中にある p_w を微小ビッカース硬さ HV から求めた結果、表 2 に示すような値が得られた。また、結合剤のみに対して測定した HV から、 p_b は 2487 MPa と求められた。

5. 2 摩擦係数 μ_g 、 μ_f 、 μ_b の測定値

ここでは、便宜上、乾式低速すべりによる摩擦係数を測定して、計算に用いた。測定の結果、 μ_g は 0.074、 μ_f は 0.112、 μ_b は 0.14 が得られた。

5. 3 研削面粗さ d_e の測定値

4.3 項で述べた方法にしたがい測定した結果が表 3 に示されている。

Table 3 Measured values of d_e

Symbol	d_e μm	Symbol	d_e μm
Z-1	0.81	Y-2	1.08
Z-2	0.89	Y-2.6	0.98
Z-3	0.95	Y-3	0.95
Z-4	0.95	Y-4	1.71
Z-5	1.02	Y-6	2.72

5. 4 突起の先端半径 s の測定値

研削液を濾過して得られた切りくずを、走査型電子顕微鏡で観察し、切りくずの 2 次突起先端半径 s を 20 ずつ測定して、平均値を出したところ、どの試料、研削条件においても大差なく、0.1 μm の測定値を得た。

5. 5 研削量の相対比 λ の測定値

W1 と W3 ホイールを用いて、単位時間当たりのダイヤモンドホイール研削量と G C ホイール研削量を求め、 λ を計算した結果、0.008 が得られた。

5. 6 各種負荷負担率 ϕ_{1g} 、 ϕ_{1f} 、 ϕ_2 の計算値

各要素の内、特に砥粒径と集中度が負荷負担率に影響を及ぼすものと思われる。そこで、研削面への作用砥粒の投影面積と研削面積の比で、それらの影響の度合いを求めたところ、集中度が強く影響することが推察されたので、ここでは、ダイヤモンド砥粒率を V_g 、フィラー砥粒率を V_f 、結合剤率を V_b とし、体積率を面積率に換算して、次式で求めてみた。

$$V = V_g^{2/3} + V_f^{2/3} + V_b^{2/3}$$

$$\phi_{1g} = V_g^{2/3}/V, \phi_{1f} = V_f^{2/3}/V, \phi_2 = V_b^{2/3}/V$$

例えば、W1 ホイールでは、 $V_g = 0.5$ 、 $V_b = 0.1$ で、 $\phi_{1g} = 0.746$ 、 $\phi_2 = 0.254$ となる。

5. 7 Q 値について

4.5 項の Q 値の測定法で、長方形の片持ちはりの寸法、 $b = 6.1$ mm、 $h = 5.4$ mm、 $Q_0 = 20$ mm、 $E = 12613$ MPa、 $I = 80$ mm⁴ を、 $k_1 = 3E I / Q_0^3$ に代入して、 $k_1 = 379$ N/mm を得る。 $\xi = 9.34 \times 10^{-2}$ 、 $\omega_n = 1.194 \times 10^4$ rad/s、 $t = 1.14 \times 10^{-4}$ s を式(15)に入れると、Q 値は W1、W2、W3 の各ホイールに対して、 $Q = 1.1.337 \times 10^{-4} \times p_w$ で与えられることになる。

5. 8 その他の値

式(14)中にあるそれぞれの数値は研削条件などより次のように与えられる。 $A = 18$ mm²、 $\eta = \omega = 0.3^{5)}$ 、 $d_g = 0.1$ mm、 $r = 0.018$ mm⁵⁾、 $C = 8.8$ cts/cm³、 $D = 29.5$ cts/cm³ (試料の密度より求めると、試料間でほとんど変わらない)、 $\alpha = \gamma = 140^{5)}$ 、 $\beta = \epsilon = 2.12^{5)}$ である。砥粒と突起の形状が研削抵抗に及ぼす影響を表した式(11)と式(12)より、 $(1 + \alpha d_g^8)^{-1/4} \approx 0.83$ 、 $(1 + \gamma d_g^8)^{-1/4} \approx 1$ となり、突起の先端は 1 つの球形からなっていると考えて良く、球形上のさらに微小な突起は接線研削抵抗の理論値に影響を及ぼさないと思われる。

Fig.2 Calculated values of F_t Fig.3 Calculated values of F_t

6. 理論計算の結果と考察

式(14)に5章で求めたデータを入れると、接線研削抵抗 F_t の理論値を計算できるが、 F_t を次のように4つの項に分けて、別々に計算することにした。

$$F_t = R(\phi_{1g} + \lambda \phi_{1f})^{5/4} + S\phi_2^{5/4} + 0.634(\mu_g \phi_{1g} + \mu_f \phi_{1f})PA + 0.634\mu_b \phi_2 PA$$

右辺の第1項はダイヤモンド砥粒とフィラー砥粒による被削材の引っかきの項、第2項は突起による結合剤の掘り起こしの項、第3項はダイヤモンド砥粒、フィラー砥粒と被削材の摩擦の項、第4項は結合剤と被削材の摩擦の項となる。

例えば、ホイールW1と被削材Z-1の組合せでは、 $\phi_{1g}=0.746$, $\phi_{1f}=0$, $\phi_2=0.254$, $P=0.194\text{N/mm}^2$, $p_w=12542\text{N/mm}^2$, $Q=2.676$, $d_c=0.00081\text{mm}$ と5章で得られた値を式(14)に代入することにより、

$$F_t = 0.743 \times (0.746)^{5/4} \times 0.3^{1/4} \times (0.1/0.018)^{3/4} \times 0.194^{5/4} \times 18 \times 12542^{-1/4} \times \{8.8(1+140 \times 0.1^{2 \cdot 12})\}^{-1/4} \times 2.676^{-1/4} + 0.743 \times 0.254^{5/4} \times 0.3^{1/4} \times (0.00081/0.0001)^{3/4} \times 0.194^{5/4} \times 18 \times 2487^{-1/4} \times \{29.5(1+140 \times 0.00081^{2 \cdot 12})\}^{-1/4} + 0.634 \times (0.074 \times 0.746 + 0.14 \times 0.254) \times 0.194 \times 18 \approx 0.382\text{N}$$

と計算される。

6.1 理論値とホイール組成の関連性

図2, 3, 4はW1, W2, W3ホイールについての理論値と各項を焼結温度と Y_2O_3 ドーパ量を変化させた ZrO_2 に対して求めた結果である。理論値 F_t はおおよそ0.35 Nから0.5 Nとなっており、実際、研削面積 $3 \times 6\text{mm}^2$ をもつ $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ をダイヤモンドホイールで定圧研削すると、1.0 N前後の接線研削抵抗が得られることが、経験からも知られており、実測値に著しくかけ離れた値ではないと思われるが、実測値による検

証は今後実施する予定である。

図2(a)と(b)において、W1ホイールはフィラー砥粒を含まないので、砥粒の引っかき作用による抵抗値(第1項)が他のW2, W3ホイールにおけるよりも大きくなっている。また、理論値 F_t は、突起が被削材を掘り起こす作用による抵抗値(第2項)の影響も大きく受け、2 mol% Y_2O_3 の理論値 F_t に対して、2.6, 3 mol% Y_2O_3 における理論値 F_t の減少は、主に第2項の減少、いいかえれば、表3に示すように、式(14)中の d_c 値の変化が大きく影響しているものといえる。

一方、W2ホイールはダイヤモンド砥粒を25 vol%, G砥粒を25 vol%含んでいるので、図3に示すように、W1ホイールに比較してみると、第1項が非常に小さくなる。4つの項のうち、砥粒と被削材の摩擦の項(第3項)が最も大きい。現在汎用されているW2ホイールにおいては、研削油剤などを用いることにより、摩擦に要するエネルギーを低く抑えることが重要と思われる。

さらに、W3ホイールになると、すべてG砥粒なので、図4に示すように、第1項はほとんどなくなり、 μ_f, μ_b が大きいぶん、第3項、第4項が大きく、理論値 F_t は摩擦作用の影響を強く受ける。つまり、W3ホイールではほとんど研削は行われず、被削材の塑性変形とフィラー砥粒と被削材の摩擦のみが大半を占め、鏡面が得られるものと思われる。

6.2 理論値に及ぼす塑性降伏圧力の影響

式(14)において、第1項は被削材の塑性降伏圧力 p_w の $-1/4$ 乗に比例しており、 p_w は1.08 HVに等しいとしている。しかしながら、この関係はぜい性破壊⁹⁾に対して、成立するかどうかは疑わしい。そこで、単粒引っかき試験により、 p_w を求めた。Z-1~Z-5, Y-2~Y-3の試料に対して、 p_w は1.08 HVに等しいことが実測より得られたが、Y-4の例を図5に示すように、Y-4, Y-6に対して、 p_w の実験値は1.08 HVの計算値

Fig.4 Calculated values of F_t Fig.5 Verification of p_w

より小さくなっている。4, 6 mol% Y_2O_3 の ZrO_2 に対して p_w を求め、第1項を計算すると、図2(b)、3の破線で示すようになる。第1項は4, 6 mol% Y_2O_3 において大きくなり、理論値 F_t は HV より計算した値より大きくなる。 p_w が低下することより作用砥粒数が増すこと、個々の砥粒数の切込み深さが増すことにより、理論値 F_t は増すことになると思われる。

6. 3 各項の占める割合

表4は、図2(b)、3、4の結果より計算した、理論値 F_t 内に占める各項の割合を示す。Y-6の割合は p_w の測定値より求められた理論値(破線)から計算した。すべてダイヤモンド砥粒からなるW1ホイールでは、砥粒の引っかかり作用(第1項)の割合が大きいが、同時に砥粒と被削材の摩擦作用(第3項)の割合も大きいことがうかがわれる。主に市販されているW2ホイールでは、ダイヤモンド砥粒による引っかかり作用(第1項)は急に少なくなり、フィラー砥粒と被削材の摩擦係数が大きいぶん、砥粒と被削材の摩擦作用(第3項)が大きく、突起による被削材の掘り起こし作用(第2項と第4項)を加えると、研削エネルギーの85~90%が摩擦に消費されることになると思われる。このことは、フィラーに被削材との摩擦の少ない砥粒を用いることが、本ダイヤモンドホイールの研削性能を高めるのに重要であることを意味している。

6. 4 理論値と材料特性の関係の検討

式(14)において、理論値 F_t は被削材の塑性降伏圧力 p_w を介して、 $HV^{-1/4}$ に比例する。例えば、 $ZrO_2-Y_2O_3$ の立方相から単斜相へのマルテンサイト変態相が研削により20%弱生じる⁹⁾。これより圧縮残留応力が生じ、HVが大きく変化しても、 $HV^{-1/4}$ として影響するため、その影響は少ないと思われる。

7. 結 論

有気孔ビトリファイドボンドダイヤモンドホイール

Table 4 Distributed percentages of each term

Wheel	W1	W2	W3
Term	No.	Y-2-Y-6	Y-2-Y-6
◎1st term	28.4—32.3	14.8—18.0	0.1—0.1
◎2nd term	21.2—30.7	19.4—30.3	8.7—15.9
◎3rd term	30.7—22.5	46.7—36.7	63.9—58.8
◎4th term	19.7—14.5	19.1—15.0	27.3—25.2

の研削作用を具体的に見るため、解析し、提案した定圧研削における接線抵抗の理論と $ZrO_2-Y_2O_3$ の定圧研削とのかかわりで得られた計算結果から、次のような結論を得ることができる。

- (1) 接線研削抵抗の理論式は、ホイール組成の影響を表すダイヤモンド砥粒、フィラー砥粒、結合剤の各負荷負担率、フィラー砥粒の研削能力を表す研削量相対比および被削材とホイール構成要素の摩擦係数の主たる関数となる。
- (2) 有気孔ビトリファイドボンドダイヤモンドホイールではフィラー砥粒を含有することにより、ダイヤモンド砥粒の引っかかり作用は減り、砥粒と被削材の摩擦作用は著しく増す。
- (3) 被削材が結合剤を掘り起こす作用の大小は研削面粗さ d の値により影響を受け、接線研削抵抗の理論値に対するその影響は大きい。
- (4) 理論的には、高い温度で焼結した $ZrO_2-Y_2O_3$ を研削するとき、接線研削抵抗の理論値は増す。3 mol% Y_2O_3 をドーブした ZrO_2 を研削すると、接線研削抵抗の理論値は最小となるが、4, 6 mol% Y_2O_3 を含む ZrO_2 ではその塑性降伏圧力が小さく、接線研削抵抗の理論値は急増する。

参 考 文 献

- 1) 杉田忠明：セラミックスの機械加工，養賢堂，(1985)。
- 2) セラミックス加工研究会編：ファインセラミックスの精密加工，工業調査会，(1990)。
- 3) 松井正己：平面の超仕上に関する研究(第3報)，平面超仕上抵抗について(その1)，精密機械，22，11(1956)477。
- 4) 田中武司，井川直哉，上野信幸，岡田昭次郎：研削比の理論解析，無気孔ビトリファイドボンドダイヤモンド砥石による検証，精密工学会誌，56，3(1990)509。
- 5) 井川直哉：ダイヤモンド砥石の研削性能に関する研究，大阪大学博士論文(1964)57。
- 6) 岡田昭次郎：ビトリファイドダイヤモンド砥石の特性と効率の利用，機械と工具，26，10(1982)40。
- 7) 田中武司：ダイヤモンド砥粒の研削性能に関する基礎的研究，大阪大学博士論文(1968)12。
- 8) 竹内洋一郎，柳沢 猛，沖津昭慶：機械力学，朝倉書店，(1984)69。
- 9) 田中武司，羽室由光： $ZrO_2-Y_2O_3$ の被研削性に及ぼす焼結因子の影響の一考察，砥粒加工学会誌，35，4(1991)21。