セラミックスベアリングインナーレース面の総形鏡面研削*

周 立 波^{*1}, 立 花 享^{*2}, 庄 司 克 雄^{*3}, 厨 川 常 元^{*3}
芳 賀 務^{*4}, 海 野 邦 彦^{*5}, 大 下 秀 男^{*6}

Form Mirror Grinding of Inner Race of Ceramic Bearing

Libo ZHOU, Toru TACHIBANA, Katsuo SYOJI, Tsunemoto KURIYAGAWA,
Tsutomu HAGA, Kunihiko UNNO and Hideo OHSHITA

In this paper, we consider the cross-sectional profile accuracy of both a trued wheel and a ground workpiece. The Arc Truer is a truing/dressing device designed for a superabrasive grinding wheel with a convex profile. The truer has the advantages of obviating dressing after truing, and of producing sharp cutting edges that protrude from the wheel surface. Some kinematic errors, called alignment errors, of the Arc Truer have been analyzed, and the influence of the errors on the wheel profile has been clarified. An ultraprecision cylindrical grinding machine equipped with a hydrostatic wheel spindle and a fine infeed mechanism driven by piezoelectric actuators has been specially developed for mirror grinding using extremely fine grit wheels. Finally, a mirror surface on a Si_3N_4 ring with a roughness of less than 50 nm R_{max} and a profile error of less than $\pm 1 \mu\text{m}$ was obtained using a #5 000 mesh-size diamond wheel.

Key Words: Grinding, Cylindrical Grinding, Dressing, Generating Motion, Arc Truer, Truing, Diamond Wheel, Form Mirror Grinding, Inner Race of Ceramic Bearing

1. 緒 言

レジノイドボンドやメタルボンドのようなマトリックス型超砥粒ホイールでは、ツルーイングを行った後にドレッシングが必要である。したがってドレッシングによって形状精度が劣化するため、総形研削のように形状精度が問題になる場合には、超砥粒ホイールの実用化がなかなか進まないのが現状である^{(1)~(3)}。

筆者らは、カップ型の通常砥石を用いてツルーイングを行えばドレッシングが不要であり、しかも高い真直度が得られることに着目した。そして直線包絡による円弧断面ツルーイング装置（以下、アークツルアと呼ぶ）を開発した⁽⁴⁾。一方、粒径がミクロンオーダーのレジノイドボンド極微粒ダイヤモンドを用いた研削では、砥粒に大きな研削力が作用すると研削点に発生した研削熱で結合剤が軟化し、砥粒が埋没して良好な研削が維持できない⁽⁵⁾。このような砥粒の埋没を防ぐには振動が小さく、微小切り込みの可能な研削盤が不可欠であるという考えから、積層型圧電アクチュエータを応用した微小切り込み装置を備えた超精密円筒研削盤を試作した。その結果、#5000のレジノイドボンドダイヤモンド

ンドホイールを用いてジルコニアセラミックスの鏡面研削に成功した⁽⁶⁾。

本研究ではこれら二つの技術を結合し、高精度の円弧断面を総形鏡面研削することを試みる。最初にアークツルアの精度向上について検討し、その後、窒化珪素セラミックス製のボールベアリングインナーレース面の鏡面研削を試みる。

2. ツルーイング装置

2・1 ホイールの断面曲線 前報⁽⁴⁾ではアークツルアを試作し、直線包絡によりCBNホイールを円弧断面にツルーイングできることを示した。しかし試行錯誤法によって最終的に得られた半径誤差は $\pm 0.1\text{mm}$ 、形状誤差は $\pm 15\mu\text{m}$ であった。前報で試作したアークツルアでは、ツルア主要部を片持ちで懸架し回転させる構造を採用していた。そのため、ツルーイング抵抗の垂直成分によってツルア（カップ砥石）上下往復運動軸が傾き、大きな半径誤差や形状誤差を生じさせる原因となった。またその後の検討により、研削盤テーブル面に対するツルア回転軸の直角度がツルーイング後のホイールの形状精度を左右することも明らかになった。ここでまず、装置精度に起因するツルアの運動誤差（以下、アライメント誤差と呼ぶ）がツルーイング精度に与える影響について考察し、その改善を行った。

図1(a)は、ツルア（カップ砥石）正面がツルーイング時に描く創成面とホイールとの干渉の様子を示したものである。いま図のように、ホイール中心に原点O

* 原稿受付 1996年6月11日。

*¹ 正員、東北大学工学部 (〒980-77 仙台市青葉区荒巻字青葉)
(現: Gintic Institute of Manufacturing Technology, Singapore)*² 正員、東北大学大学院、ミクロン精密(株) (〒990-23 山形市蔵王上野578-2)。*³ 正員、東北大学工学部。*⁴ 日立精機(株) (〒270-11 我孫子市我孫子1)。*⁵ 正員、豊田工機(株) (〒448 刈谷市朝日町1-1)。*⁶ 大阪ダイヤモンド工業(株) (〒593 堺市鳳北町2-80)。

Fig.1 Arc profile by envelope of straight lines

を置き、ホイール回転軸を z 軸、水平軸を x 軸とする (x, y, z) 座標系を設定する。図 1 (b) は、ホイールの断面形状を半径 $R(z)$ で表わし、ツルアによる創成運動の軌跡 (Line 2) との関係を示したものである。図に示したように、ツルアによる創成運動の軌跡通りにホイールが成形されると仮定すれば、ホイール半径 $R(z)$ は二つの直線 Line 1 (z 軸) と Line 2 との距離、すなわち共垂線の長さになる。ここで、Line 2 を任意の 2 点 $P_1(x_1, y_1, z_1)$, $P_2(x_2, y_2, z_2)$ を通る直線

$$\frac{x-x_1}{x_2-x_1} = \frac{y-y_1}{y_2-y_1} = \frac{z-z_1}{z_2-z_1} \quad (1)$$

で表わせば、 z 軸 (Line 1) と Line 2 の共垂線の長さ $R(z)$ と z 座標は次式で与えられる。

$$R(z) = \frac{|(x_2-x_1)y_1 - (y_2-y_1)x_1|}{\sqrt{(x_2-x_1)^2 + (y_2-y_1)^2}} \quad (2)$$

$$z = z_1 - \frac{(z_2-z_1)\{(x_2-x_1)x_1 + (y_2-y_1)y_1\}}{(x_2-x_1)^2 + (y_2-y_1)^2} \quad (3)$$

(2) 式と (3) 式はツルーイングによって創成されるホイール断面形状を与える。

2.2 アークツルアのアライメント誤差の影響

ツルアとホイールの接触点の軌跡は、アークツルアが正しく設置されアライメント誤差が無いとすれば、

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_0 + r \cos \theta \\ f \\ r \sin \theta \end{bmatrix} \quad (4)$$

で与えられる点 (x, y, z) を通る直線群 (Line 2) となる。ここで R_0 は旋回中心 O' からホイール軸 (z 軸) までの距離、 r はツルアの旋回半径、 θ は旋回軸周りの旋回角である。また、任意の値 f に相異なる二つの値を与えれば、これら 2 点を通る直線 (Line 2) の方程式 (1) が決定される。

次に、ツルーイング装置のアライメント誤差について考える。以下に示すように三つのアライメント誤差を想定し、ツルーイングされるホイール断面形状への影響を検討する。まず図 1 (c) のように、ツルアの上下往復運動軸だけが旋回軸 (y 軸に平行) に対して角度 γ

だけ傾き、円錐母面を形成する場合を考える。これは、前報⁽⁴⁾で試作したように旋回軸が片持ち構造で、ツルアとホイールの接触圧によって上下往復運動軸が角度 γ だけ傾く場合に相当する。また、本来平行であるべきアークツルアの旋回軸と上下往復運動軸が製作誤差により γ の交差角を持つ場合と考えることもできる。このときの創成運動の軌跡 (Line 2 の直線群) に対する γ の影響は次式の変換行列 A で表わすことができる。

$$A = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & f \cos \theta \sin \gamma \\ 0 & \cos \gamma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & f \sin \theta \sin \gamma \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

次に図 1 (d) のように、正しく設置された旋回軸に対して往復運動軸が角度 ω だけ傾きねじれの位置にある場合を考える。この場合、創成運動の軌跡 (Line 2 の直線群) は、図 1 (a) に示すように一葉双曲面を形成する。このとき ω の影響は変換行列 B で表わすことができる。

$$B = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -f \sin \theta \sin \omega \\ 0 & \cos \omega & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & f \cos \theta \sin \omega \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6)$$

最後に図 1 (e) のように、往復運動軸と旋回軸が共に ω だけ傾いた場合を考える (この場合の ω を ϕ とおく)。このとき ϕ の影響は変換行列 C で表わすことができる。

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \phi & -\sin \phi & 0 \\ 0 & \sin \phi & \cos \phi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (7)$$

さらに往復運動軸と共に旋回軸も z 軸周りに傾いた場合も考えられるが、これはホイール円周上のツルーイング位置が変わるだけで、ツルーイングにおける本質的な形状誤差とはならない。

2.3 ホイール断面形状の誤差 上述した運動誤差は互いに独立であるから、これらのすべてが存在した場合、Line 2 が通る各点の座標 (x, y, z) は次式で与えられる。

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix} = C \cdot B \cdot A \cdot \begin{bmatrix} R_0 + r \cos \theta \\ f \\ r \sin \theta \\ 1 \end{bmatrix} \quad (8)$$

(8)式の f に相異なる二つの値を代入して得られる2点の座標を、(2)、(3)式に代入すれば、ホイールの断面形状が求められる。

これらの結果を基にして、所与の旋回半径 r からの偏差をツルーイングによるホイール断面の形状誤差と定義して、 γ 、 ω 、 ϕ のアライメント誤差による影響について調べた。図2に γ 、図3に ω 、図4に ϕ をそれぞれ単独に変化させたときのホイール断面形状誤差を示す。

まず図1(c)のように、ツルアの上下往復運動軸が傾き γ を持った場合、あるいは旋回軸は正しく y 軸に平行に設置されながら、アークツルアの製作誤差により上下往復運動軸が y 軸に対して傾きを持つ場合、ツルーイング後のホイール断面の形状誤差は左右対称のW型になる(図2)。そして傾き角 γ が大きくなるほど、形状誤差は大きくなり、またホイール断面の近似半径は所与の半径より小さくなる。

前報⁽⁴⁾で試作したアークツルアは、カップツルア全体を吊り下げる設計にしたため支持剛性が十分でなく、ツルアとホイールの接触圧で上下往復運動軸が傾いてしまった。前報の実験でW型の形状誤差が生じたのは、これが原因と考えられる。

また図1(d)のように、ツルア上下往復運動軸が正しく設置された旋回軸とねじれ角を有するアライメント誤差 ω の場合はM型の形状誤差になり、近似半径は所与の半径よりも大きくなる(図3)。しかしその影響は、 γ の約1/3である。さらに図1(e)のように、旋回軸がアライメント誤差 ϕ を有する場合の影響はV型になり、その近似半径が所期の旋回半径より大きくなる傾向があるが、その影響は γ のおよそ1/20~1/15程度である(図4)。

2・4 アークツルアの改良 前報の研究⁽⁴⁾では、ツルーイング原理の検証が主目的であったため、ツルーイング精度について十分な検討はなされなかった。しかし本研究での検討の結果、各種のアライメント誤差がツルーイング後のホイールの形状誤差に大きく影響することがわかった。そこでこれらの検討結果に基づき、新たにアークツルアを試作した。図5に、今回試作したアークツルアの構成を示す。基本的には、前報のプロトタイプのもと同様、以下の四つの運動機構を持つ。カップツルア(通常砥石)の回転①はスピードコントロールモータで与え、上下往復運動②はクランク機構を用い、ステッピングモータで駆動した。旋回運動③は、旋回用のステッピングモータとタイミングベルトを組み合わせ、ステッピングモータの出力パルス数をカウントすることにより与えた。旋回範囲は、オープンループで最小 0.1° ステップの制御が可能である。切込み動作④は、直動ベアリングをガイドにして、ステッピングモータとボールネジの組み合わせで最小 $1\mu\text{m}$ の切込みが可能である。ツルーイングの際には、カップツルアの上下往復運動に同期させて所

Fig.2 Influence of inclination γ of reciprocation axis

Fig.3 Influence of inclination ω of reciprocation axis

Fig.4 Influence of inclination ϕ of swing center axis and reciprocation axis

定の切込みと旋回送りを与える仕組みになっている。切込み動作については、プログラムの変更だけで、旋回送り角 α に対して同期、非同期の切り替えができるようにした。これは、両端のタリー(旋回反転部での一時停止)における過剰切込みがツルーイング精度の劣化の原因となるという前報の研究結果に基づき、切込みの動作範囲を旋回範囲と無関係に設定できるように工夫したものである。

また工作物の目標加工精度は $\pm 1\mu\text{m}$ であることからアークツルアの試作にあたり次の点を改善した。まず旋回軸を両端支持にすることにより支持剛性の向上を図った結果、剛性はツルア回転軸方向で $1\text{N}/\mu\text{m}$ から $10\text{N}/\mu\text{m}$ に向上した。さらにツルーイングにおけるホイ

Fig.5 Schematic drawing of the Arc Truer

Table 1 Specifications of the Arc Truer

①	Drive	AC speed-control motor
	Truer size	90mm ^φ ×50mm ^h ×20mm ^T
②	Speed	45~700rpm
	Drive	Stepping motor+Crankshaft
③	Stroke length	40mm
	Speed	3.8~9.0m/min
④	Drive	Stepping motor
	Swing range	180(±90)deg
	Resolution	0.1deg/pulse
	Lost motion	~0.5deg
	Drive	Stepping motor+Ball screw
	Stroke length	40mm
	Swing radius	0~25mm
	Infeed resolution	1μm/step

ール断面形状誤差が加工形状に転写されることからその許容範囲を $\pm 0.5\mu\text{m}$ 以下とした。そこでアークツルアの製作誤差および研削盤への取り付け誤差は前節で解析したアライメント誤差 γ , ω , ϕ で表わされることから、それぞれ次の許容値に設定した。最も誤差の影響の大きい γ を考慮してツルアの上下往復運動軸と旋回軸との平行度(すなわち γ および ω)は可動範囲40mm内で $0.17'$ 以内、また研削盤テーブル面に対する旋回軸の直角度誤差(すなわち ϕ)は $0.43'$ 以下にした。

表1にアークツルアの仕様、図6に円筒研削盤上で使用中の写真を示す。

3. ツルuing精度

図7は、アークツルアにより $1.0\mu\text{m}/\text{stroke}$ の定切込みを与えてツルuingしたホイール断面形状の一例である。旋回軸を両端支持構造として剛性を向上させ、製作誤差および研削盤への取り付け誤差を起因とするアライメント誤差を許容値以下にした結果、形状誤差は $\pm 2.5\mu\text{m}$ 程度となった。この値は前報の結果に比べ1桁以上小さくなった。しかし目標の精度に到達しておらず、さらに誤差要因について詳細に検討したところ形状誤差は比較的周波数の高い成分と周波数が低い成分からなることが分かった。これらをそれぞれ

Fig.6 Photograph of the newly developed Arc Truer

Fig.7 Wheel profile trued by the new Arc Truer

高周波誤差と低周波誤差と定義して原因を考察した。

図8は、旋回送り角 α を変えたときのホイール断面形状の変化である。この結果によれば、 α が小さくなるに伴って高周波誤差が減少し、代わりに低周波誤差が大きくなった。いまツルアの旋回送り角 α は上下往復運動の反転時に与えているから、ツルuing後のホイール断面形状は旋回送り角 α に対応した正多角形になる。これが高周波誤差である。したがって旋回送り角 α を小さくすれば高周波誤差の振幅は減少し、滑らかな円弧が得られる。ところが、旋回送り角 α が小さくなると、旋回1回当たりの総切込み回数 n が増加する。アークツルアの円弧創成は、ツルアに低結合度の通常砥石を用いることにより、往復運動の反転時に与えられるツルアの切込み量 Δ からツルアの摩擦量 δ を差し引いた残留切込み量 $(\Delta - \delta)$ が十分小さいことが前提となっている⁽⁴⁾。しかし1ストロークの残留切込み量 $(\Delta - \delta)$ が十分小さくても n が増加すれば1回転あたりの累積残留切込み量 $\Sigma(\Delta - \delta)$ が増大し、旋回開始時と終了時で旋回半径が変わり低周波誤差の原因となる。

このように大きな振幅の高周波誤差が発生するのは旋回送り角が大きいのが原因であるが、旋回送り角を単に小さくしただけでは低周波誤差が増大する。

そこで旋回送り角を小さくせず、旋回行程毎に位相

Fig.8 Experimental results at various swing angle α

をわずかずつシフトすることによって正多角形の角数を大きくすることにした。図9は、旋回送り角を $\alpha=5^\circ$ にして、反転毎に $\alpha/4$ だけシフトした時のホイール断面形状である。図7に比べて高周波誤差が改善され、 $\pm 1\mu\text{m}$ 程度の形状誤差を実現することができた。

4. セラミックスベアリングの総形鏡面研削

セラミックス材料は軽量で、耐摩耗性、耐熱性に優れ、超高速ベアリングのレース材として適している。ボールベアリングのレース面加工には仕上面粗さと共に高い形状精度が要求され、現在は主に超仕上によって行われている。しかし総形鏡面研削加工が可能であれば加工能率の点で有利である。その上、ゴシックアーチなど非円弧断面のレース面加工も可能になる。本研究では、円弧断面を有するベアリングインナーレース面の総形プランジ鏡面研削を試みた。

素材は Si_3N_4 とした。本研究では円弧ツルーイング法の応用の可能性を検討することが主目的であったので、レース面の形状精度と粗さに主眼をおいて実験を行った。粒度の異なる3種類（#270、#800、#5000）のレジノイドボンドダイヤモンドホイールを用いて、粗加工、中仕上げ、最終仕上げの3段階に分け、セラミックスリング（外径78.5mm、内径62.5mm）に半径8.2mmのレース溝を加工した。実験条件を表2に示す。ツルーイングは、それぞれのダイヤモンドホイールよりも粒径のやや小さいビトリファイドGC砥石を用いて行った。特に極微粒ホイールに対しては、結合度の極めて低いGC砥石を使用し残留切込量($\Delta-\delta$)が極力小さくなるように工夫した。

粗加工および中仕上げは通常の円筒研削盤で行い、最終仕上げについては前述の微小切込み装置を備えた超精密円筒研削盤を使用した。いずれにおいても研削抵抗の法線分力を監視しながら研削を行った。なお研削抵抗は、通常の円筒研削盤では心押し軸に貼付した歪

Fig.9 Wheel profile error after shift of swing angle α

Table 2 Experimental conditions

Machine	Cylindrical grinding machine		
	Ordinary type	Ultraprecision type	
Workpiece	Si_3N_4	←	
Coolant	Noritake COOL SA-02	←	
Grinding process	Rough grinding	Medium grinding	Finish grinding
Grinding wheel	SD270P150B	SD800P150B	SD5000P150B
Truing conditions			
Truer	GC280J	GC1000H	GC6000F
Truer speed V_t	106m/min	←	←
Wheel speed V	330m/min	←	←
Reciprocating rate V_R	17stroke/min	←	←
Depth of cut D	1.0mm/stroke	←	←
Grinding conditions			
Wheel speed V	2310m/min	←	1240m/min
Work speed v	24.7m/min	←	12.3m/min
Infeed rate D_f	5.0 $\mu\text{m}/\text{min}$	2.5 $\mu\text{m}/\text{min}$	0.1 $\mu\text{m}/\text{min}$

Fig.10 Grinding forces

みゲージにより、超精密円筒研削盤では砥石軸の静圧軸受ポケット圧の変動により測定した。SD270P150Bによる粗加工では、4個のレースを無垢の状態から削り出した（総加工量 $1.14 \times 10^4 \text{ mm}^3$ ）が、研削抵抗は終始15N程度で安定した。またSD800P150Bによる中仕上げ加工では研削抵抗は約40Nで、やはり安定した研削が行われた。SD5000P150Bによる最終仕上げでは、研削盤を替えたために取り付け誤差による偏心が生じ、当初、図10のように研削抵抗が26Nまで大きく変動した。しかし研削が進むと振れは次第に除去され、最終的にほぼ一定の値になった。このように本研究で開発した

Fig.11 Profile error of ground race surface

アークツルアは、粗粒から極微粒まで幅広く超砥粒ホイールのツルーイングに有効であることが示された。

図 11 に研削後のレース溝の断面形状、図 12 に仕上げ面粗さを示す。最終仕上げでは、目標の形状精度 $\pm 1\mu\text{m}$ 以下、また仕上げ面粗さ約 $50\text{nm } R_{\text{max}}$ の鏡面が得られた。図 13 は研削したレース面の写真である。このようにプランジ研削にもかかわらず研削条痕の小さい仕上面が得られるのは、アークツルアではホイールの回転方向とツルアの回転方向が直交するためである。

5. 結 言

カップツルアをベースにしたアークツルアを改良して、ツルーイング精度の向上を図った。さらに、この技術を別途開発した超精密円筒研削盤に適用して、窒化珪素セラミックス製ベアリングのインナーレース面の総形プランジ鏡面研削を行った。得られた結果を要約すると次のようになる。

- (1) アークツルアにおけるツルーイングの創成機構をモデル化し、装置精度に起因するツルーイング誤差の原因を解析した。この結果に基づき装置の改良を行った結果、ツルーイングの形状誤差を従来の 1/10 以下にすることができた。
- (2) ツルーイング時の旋回送り角の値によって形状誤差が影響を受けることを明らかにし、反転の度に送りの位相をシフトさせる方法によって誤差をさらに減少させ、最終的に形状誤差 $\pm 1\mu\text{m}$ の円弧ツルーイングが可能になった。
- (3) アークツルアでは、ツルーイングだけでドレッシングが不要であり、しかも粗粒、極微粒のいずれにおいても、安定で、優れた研削性能が得られた。
- (4) 最終仕上げに SD5000P150B のホイールを用い、窒化珪素製ボールベアリングのインナーレース面の総形研削を行い、形状精度 $\pm 1\mu\text{m}$ 、仕上げ面粗さ約 $50\text{nm } R_{\text{max}}$ の鏡面を得た。

Fig.12 Surface roughness of ground race

Fig.13 Photograph of mirror finished inner race of Si_3N_4 bearing

謝 辞

本研究は、精密工学会産学協同協議会「極微粒ダイヤモンドホイールを用いた超精密鏡面研削に関する研究協力分科会」の助成を得て行われた。関係各位に感謝の意を表する。また実験に使用した窒化珪素リングは東洋ベアリング株式会社より御提供いただいたことを記して感謝の意を表する。

文 献

- (1) Osaka, K. Unno, A. Tsuboi, Y. Maeda and K. Takeuchi : Development of High-Precision Aspheric Grinding/Truing Machine, Proceedings of the 6th IPES, Braunschweig, (1991) 95.
- (2) Subramanian: Make the Best use of CBN Wheels by Proper Truing, Dressing and Conditioning, Cutting Tool Engineering, 39, 3(1987)
- (3) Takagi: Sharpness Evaluation and Control of Grinding Face, Yokohama National University Technical Report, 1988.
- (4) 庄司克雄, 厨川常元, 周立波, 鈴木英俊, 相原秀雄: 総形研削用超砥粒ホイールのツルーイング法の開発に関する研究, 精密工学会誌, 59, 3(1993) 117.
- (5) 庄司克雄, 唐建設, 周立波, 河端則次: マトリックス型ダイヤモンドホイールの研削性能に及ぼす砥粒と結合剤の組み合わせの影響, 日本機械学会論文集 (C 編), 61, 586(1995-6) 406.
- (6) 周立波, 庄司克雄, 厨川常元, 海野邦彦, 大下秀男: レジンボンド極微粒ダイヤモンドホイールによる円筒鏡面研削技術の研究, 精密工学会誌, 61, 10(1995) 1438.