特殊チャンファ付きダイヤモンド工具の摩耗抑制をした 高硬度材の超精密マイクロ溝加工*

唐 辛鋭** 吉永実樹*** 中本圭一† 石田 徹† 竹内芳美†

Ultraprecision Microgrooving of Hard Materials by Diamond Tool with Special Chamfer to Realize Tool Wear Suppression

TANG Xinrui, Miki YOSHINAGA, Keiichi NAKAMOTO, Tohru ISHIDA and Yoshimi TAKEUCHI

Recently, in accordance with the technical development and miniaturization of the information equipments, the demand of optic elements with high precision and miniaturization is increased. The die is used in the manufacture of the optic elements. Thus, it is needed to machine the die with high efficiency and high precision. As the material of mold, hard material including cemented carbide and ceramics is used. However, when hard material is machined, it is a problem of the occurrence of brittle fracture and hard tool wear. Tools with chamfer are used in the machining of hard material to reduce tool wear. However, there is a serious problem that the rake angle is not constant along the edge of the conventional R-shape tool with chamfer since the tool shape is like ellipse, it is difficult to machine hard materials with high precision. To solve this problem, a special tool with chamfer is developed. The study proposes a new microgrooving method with tool wear suppressed by the special tool with chamfer. The effectiveness is verified by the microgrooving experiment of SiC.

Key words: ultraprecision microgrooving, hard material, R-shape diamond tool with chamfer, tool wear suppression, cutting point swivel machining

1. 序 論

近年、各種情報機器の高性能化・小型化に伴い、それらを支える基幹部品である光学素子に対して、高精度化・高機能化が要求されている。レンズなどの光学素子は、金型で成型して量産されるため、金型は特に高精度化の要求が高い。

レンズの素材として、プラスチックは低コストと低成型温度というメリットをもっているため、多用されてきたが、近年では、優れた光学特性をもっているガラスの使用が増えている。しかしながら、ガラスの成型温度は高く、それに耐えうる金型が必要になる。高硬度かつ耐熱性のある金型材料として、超硬合金やセラミックスなどの硬脆材料が挙げられる。

従来の硬脆材料は、一般にマシニングセンタ等で荒加工をした後に、放電加工と研磨加工を行っている。しかし、微小形状の金型を製作する場合、放電加工では電極の製作が困難であり、さらに、放電加工によって金型の形状が崩れる可能性がある。また、研磨加工では、複雑形状に対して形状精度を落とさないで良好な加工面を得ることが困難である。

このような問題を解決するために、最終仕上げはダイヤモンド工具による切削加工で対処することが多くなっているが、高硬度材料の切削にともない、激しい工具摩耗が発生する。摩耗した工具形状は加工面に転写されるので、高精度な加工を長時間継続することは難しい。

この工具摩耗は、チャンファ付き工具を使用することで抑制できることが知られている。チャンファ付き工具とは、図1に示すように、R型工具のすくい面に小さな面取りをし、負のす

くい角と鈍角の先端角をもつ工具である。しかし、図1(a)に示すように、従来のチャンファ付き工具は、単純に工具の先端の一部を切って作成しており、例えば、点Aと点Bでは切れ刃に垂直な面とチャンファの角度が同じではなく、切れ刃全体におけるすくい角は不均一になる。この結果、切りくずの形態が変わり、被削物の面粗さに影響を与える。さらに、切れ刃形状が楕円状であるため、特に円弧補間を使用した場合に形状誤差が生ずるといった問題がある。

これらの問題を解決するために、図1(b)に示すような特殊チャンファ付き工具が開発されている¹⁾。この工具は切れ刃に沿って、垂直断面の角度が一定となるすくい角をもっている。これによって、すくい角と工具長さの変動を回避できる。また、円弧状の切れ刃形状のため、円弧補間を使用しても精度が落ちないという利点がある。

そこで本研究では、この新しい特殊チャンファ付き非回転R型工具を用い、工具摩耗を抑制しながら高硬度材料を高精度加工できる方法の開発を目的としている。そのため、断面が円弧

* 原稿受付 平成 21 年 11 月 6 日

** 学生会員 大阪大学大学院(大阪府吹田市山田丘 2-1)

*** 株式会社アライドダイヤモンド(兵庫県加東市河高黒石 1816-174)

† 正 会 員 大阪大学大学院(大阪府吹田市山田丘 2-1)

状のマイクロ溝加工を行い、特殊チャンファ付き工具の効果を確認し、提案する新加工法の効能を検証する。

2. 超精密加工機および使用工具

本研究で用いる超精密加工機(FUNUC 製 ROBOnano)の構造を図2(a)に示す。この加工機はX, Y, Zの並進軸3軸, B, Cの回転軸2軸の同時5軸制御加工が行える。各軸の最小分解能は並進軸で1.0nm, 回転軸で 1×10^{-5} degである。また、図2(b)に示すように、B軸に回転制御可能なA軸を取り付けることにより、6軸加工を実現できる。

使用する特殊チャンファ付き工具は、図3に示すように先端部半径が0.1mmのRバイトの単結晶ダイヤモンド工具(株式会社アライドダイヤモンド製超精密切削工具「UPC」)である。この工具は刃先に均一なチャンファが付けられており、そのチャンファの幅は $1 \sim 5 \mu\text{m}$ である。硬脆材料の加工では、脆性破壊を抑えるため、一般には切込み深さを数百nm程度で行う。この特殊チャンファ付き工具を用いる加工では、図4に示すように、チャンファの部分だけで行うため、チャンファの角度がすくい角になる。

(a) 5-axis control ultraprecision machining center
Fig.2 Multi-axis control ultraprecision machining center

Fig.3 Tool with chamfer

Fig.4 Machining by tool with chamfer

(a) Turning operation
(b) Shaping operation
Fig.5 Microgrooving

3. 最適すくい角に関する実験

硬脆材料の加工では、脆性破壊によって良好な仕上げ面を得られなくなりがちであるが、切込み深さを小さくすることにより抑制できる²⁾⁶⁾。脆性破壊が発生しない最大の切込み深さは、臨界切込み深さと呼ばれる。臨界切込み深さはすくい角に依存しており、臨界切込み深さが最大値を取るときのすくい角を最適すくい角と呼ぶ。高効率な加工を実現するためには、最適すくい角での加工が望まれる。

これまでに、臨界切込み深さ及び最適すくい角に関する様々な研究が行われてきた。単結晶ダイヤモンド工具を用いた超精密切削加工では、シリコンやゲルマニウムの臨界切込み深さと最適すくい角を評価する研究が行われている⁷⁾⁹⁾。また、BK7と低熱膨張ガラスの切込み実験¹⁰⁾及びF2ガラスに対する工具すくい角による影響¹¹⁾も調査されている。さらに、傾斜プランジカットによるシリコン、ゲルマニウムの切込み実験¹²⁾、円弧切削加工機によるガラスの臨界切込み深さに関する研究¹³⁾も行われている。

しかし、その多くの研究は旋削加工に関するものである。旋削加工は、図5(a)に示すように同心円状の溝加工しかできない。光学素子の複雑化の要求により、図5(b)に示すように、工具経路を制御することで様々な曲線を加工できるシェーバ加工の使用が多くなっているが、この引切り工具についての研究は行われていない。また、被削材ごとに臨界切込み深さ及び最適すくい角も異なるが、これまでの研究はシリコン、ゲルマニウム及びガラスに対するものがほとんどであった。近年、ガラス金型の要求から注目されている高硬度、耐摩耗性かつ耐熱性をもつSiCに関する研究は少ない。

そこで本研究では、まず引切り工具によるSiCの切削において、最適すくい角を調べるための実験を行った。工具はチャンファが付いていない市販の工具を用いた。図6(a)に示すように、B軸テーブル上に被削材を設置し、C軸上に工具を取り付け、X方向に工具を送るようにはセッティングを行った。このとき、図6(b)に示すように、C軸をマイナス方向に α 度回転させることで、工具のすくい角を変更することができ、そのすくい角は $-\alpha$ 度となる。図7に加工形状を示す。水平方向の移動距離3mmに対して、垂直方向の変位が300nmの傾きをもつ溝である。図8は加工された溝の模式図を示すが、脆性破壊が発生し

(a) Without rotation
(b) Minus rotation by α degree
Fig.6 Change in rake angle by the rotation of C-axis

Fig.7 Machining experiment to determine the best rake angle

Fig.8 Critical depth of cut

Table 1 Cutting condition

Workpiece	SiC
Max depth of cut	300 nm
Rake angle	-10, -20, -30, -40, -50 deg
Feed rate	0.5 mm/min
Grinding fluid	Oil mist

(a) Brittle mode (b) Ductile mode

Fig.9 Microgrooving experiment of SiC

Fig.10 Relationship between rake angle and critical depth of cut

始める地点での溝の深さ d が臨界切込み深さとなる。すくい角を様々に変化させ、臨界切込み深さが最大になるときのすくい角を最適すくい角とする。

すくい角を-10度から10度ずつ変化させ、図7に示す溝加工を行った。加工条件を表1に記す。図9には加工結果の一例を示す。白線よりも下の部分は加工された溝であり、(a)は脆性破壊を発生している脆性モード加工の一例で、(b)は延性モード加工である。溝加工開始地点から脆性破壊が発生した地点までの距離に基づき、各すくい角での臨界切込み深さを計算したものを図10に示す。測定器はZygo社製NEW VIEWである。すくい角が-10度から-30度までの間では、すくい角が負に大きくなると、臨界切込み深さが大きくなり、-30度のときに最大の88nmになる。また、すくい角が-40度のとき、臨界切込み深さは83nmとなり、すくい角が-30度のときに比べてやや小さい。さらに、すくい角が-50度になると、臨界切込み深さが急激に浅くなり、溝加工中に被削材の表面部は塑性変形が生じ、また、深層部は弾性変形が生じている。すくい角が負に大きくなると、臨界切込み深さが浅くなる理由は、工具刃先の通過直後に弾性変形が一気に開放され、塑性変形と弾性変形の境界部分に残留応力が発生し、横クラックが生じるためと考えられる⁹⁾。

Fig.11 Conventional microgrooving Fig.12 Cutting point swivel machining

(a) Setting error (b) Error by rotation of C table

Fig.13 Tool setting error against the center of C table

以上の結果より、10度ごとのすくい角の変化では-30度のとき、臨界切込み深さが最大値を取ることが分かった。そこで、加工中のすくい角が-30度になるように、使用するチャンファ付き工具のチャンファの角度を-30度とした。

4. 刃先移動加工法

4.1 刃先移動加工法の提案

図11に示すように、従来の円弧断面の溝加工では、良好な表面を得るために、できるだけ工具は同一姿勢を保持しながら加工を行っている。このとき、工具は切れ刃の一部のみを使用して加工するため、工具摩耗はこの部分に集中する。この問題を解決するために、本研究では図12に示す刃先移動加工法を提案する。刃先移動加工法は、工具は常に進行方向と垂直な面内に回転しながら加工を行う加工法である。切削点は切れ刃上を常に移動し、切れ刃全ての領域を使って加工するため、工具摩耗を抑制し、かつ平均化することが期待できる。

刃先移動加工法の具体的な手順は以下になる。

- ① 工具刃先の角度、工具の先端部半径、溝の深さなどのパラメータを用い、工具に干渉が発生しない回転可能範囲を算出する。
- ② 目標形状の溝の長さを算出し、工具の回転可能範囲及び溝の形状を参照しながら、溝を微小な領域に分割する。
- ③ 分割した領域における工具姿勢を決める。

従来のチャンファ付き工具では刃先形状が楕円状になるため、工具を進行方向と垂直な面内で回転させると円弧状の溝でなくなるが、特殊チャンファ付き工具は円弧状の切れ刃形状をもっているため、工具を回転させても誤差を生じない。

4.2 セッティング誤差

NCデータは、工具を回転させるためのC軸が回転しても、工具の中心位置が変わらないように作成されているが、実際のセッティング作業は手作業であるため、工具の中心点PとC軸の回転中心Oを一致させるのは難しい。図13(a)に示すように、工具の中心点位置Pの位置を (X_0, Y_0) とすると、図13(b)のように、C軸が α 度回転すると、工具の中心点Pに変位 $(\delta x, \delta y)$ が生ずる。この変位は式(1)で表すことができる。

$$\begin{cases} \delta x = X_0 \cos \alpha - Y_0 \sin \alpha - X_0 \\ \delta y = X_0 \sin \alpha + Y_0 \cos \alpha - Y_0 \end{cases} \quad (1)$$

これらの誤差は、試し加工を行って補正することができる。
 図14に示すように、C軸を回転させないとき、C軸を α_1 度に回転させたとき、同じ切込み深さで加工した溝の深さの差 D_1 は式(2)で表される。

$$D = Y_0 - X_0 \sin \alpha - Y_0 \cos \alpha \quad (2)$$

従って、図14に示すように、同じ切込み深さで3つの工具姿勢で溝加工を行い、それぞれの差を取って、二つの連立方程式を立てることができる。この方程式の解を求めることにより、工具の中心点位置(X_0 , Y_0)を求めることができる。

さらに、工具の中心点位置(X_0 , Y_0)が分かれば、NCデータを式(3)のように補正すればよい。

Fig.14 Three kinds of microgrooving to know the actual tool center point

Table 2 Cutting condition

WorkPiece		A5056
Total depth	Try machining	10 μm
	Varification experiment	5 μm
Depth of cut		1 μm
Feed rate		40 mm/min
Grinding fluid		Oil mist

Table 3 Depth of microgroove by the rotation of C table

Rotation of C table (degree)	0	10	20
Depth of microgroove (μm)	13.337	13.220	14.730

(a) Microgrooving without compensation

(b) Microgrooving with compensation

Fig.15 Verification experiment of setting error compensation

$$\begin{cases} X \rightarrow X - (X_0 \cos C + Y_0 \sin C) \\ Y \rightarrow Y - (X_0 \sin C + Y_0 \cos C + Y_0) \end{cases} \quad (3)$$

セッティング誤差の補正実験を行い、効果を確認する。被削材はアルミニウム系A5056であり、加工条件を表2に記す。C軸を0, 10, 20度と変えて固定し、3つの溝加工を行った。それぞれで加工された溝の深さを表3に記す。回転角度と溝の深さから、工具の中心点位置は(-5.348, 53.430) μm であることが分かった。この工具中心点位置に基づいて補正加工を行った。加工条件は表2と同じである。

補正前と補正後の加工結果を図15に示す。測定器には3次元粗さ測定器(小阪研究所製SE3500K)を用いる。補正前の溝では、工具の中心点にX方向のセッティング誤差が生じていたため、加工した溝は工具の進行方向に対して傾いていることが分かる。また、溝の両端は中央部より深くなり、溝の幅は、両端が中央部より広がっていることが分かる。このような形状になる原因は、図16に示すように、工具の中心点位置がC軸中心からわずかであっても誤差をもつと、C軸の回転が原因で変位が生じるからである。このとき、C軸の回転によって工具中心点のY方向座標が小さくなり、加工した溝はC軸の変化がないときより深くなる。そのため、溝の両端は中央部より深くなっている。また、工具先端部半径をRとし、加工した溝の幅bと深さdの関係は式(4)で表される。溝の両端では中央部より深いため、幅も中央部より広がることが分かる。

$$b = 2\sqrt{(2R-d)d} \quad (4)$$

図15(b)に示す誤差補正を行った溝は、工具の進行方向に対して平行で、溝全体の深さは均一であることが分る。このように、提案した誤差の補正方法の有用性を確認することができた。

4.3 刃先移動加工法の検証実験

4.3.1 工具回転可能範囲

提案した刃先移動加工法を用いたときの工具摩耗の低減を確認するために検証実験を行った。使用工具は、チャンファの角度が30度になる特殊チャンファ付き工具である。

まず、C軸の回転可能範囲を算出した。図17に示すように、

Fig.16 Error induced by the rotation of C table

Fig.17 Range of C table rotation

工具の刃先の角度を β 、工具の先端部半径を R 、溝深さを d とすると、工具の回転可能範囲 C は式(5)で表される。

$$|C| < \left(\frac{\beta}{2} - \cos^{-1} \frac{R-d}{d} \right) \quad (5)$$

工具の刃先の角度は90deg、工具の先端部半径 R は0.1mm、加工する溝の深さ D は3.2 μm としたため、工具の回転可能範囲 C は30.466degとなる。また、切込み深さを80nmとしたので、40回繰り返し溝加工をする。

本実験では、工具の回転範囲を-25～25度に設定し、加工する溝の長さは14mmに設定した。この溝の長さ及び工具の回転可能範囲を考え、溝を長さ2.8mmの領域に分割した。1領域での工具の回転角度は0.00001度になる。加工条件を表4に示す。

4.3.2 工具摩耗

図18は従来の加工方法を用いた場合の工具の写真である。(a)は加工前の写真で、(b)は4本目の溝加工後の工具である。加工時間は15時間36分で、加工距離は2240mmである。図18(b)に示すように、加工後のチャンファ部からすくい面にかけて激しい摩耗が発生したことが分かる。刃先の両端ではほとんど摩耗が生じていないが、切削に参与している刃先の中心部ではチャンファが消失し、摩耗が集中して生じている。この工具摩耗により、すくい面の中心部分の破線に囲まれた箇所に凹凸模様の欠損が生じ、すくい面内で8 μm 程度欠損していることが分かる。この工具で続けて加工すれば、工具摩耗により形状精度が悪化するため、工具は使用不可能と判断できる。

一方、刃先移動加工法を使用した工具の写真を同様に図19に示す。(a)は加工前の写真で、(b)は8本目の溝加工後の工具の写真である。加工時間は31時間12分で、加工距離は4480mmである。図19(b)に示すように、2 μm 程度のチャンファ部に均一な摩耗が発生して幅が狭くなるものの、すくい面には摩耗に

Table 4 Cutting condition

Workpiece	SiC
Total depth	3.2 μm
Depth of cut	80 nm
Feed rate	3 mm/min
Grinding fluid	Oil mist

(a) Before machining (b) After machining (4th microgroove)
Fig.18 Tool wear by conventional method

(a) Before machining (b) After machining (8th microgroove)
Fig.19 Tool wear by cutting point swivel machining

よる凹凸が見られない。工具の刃先形状が円弧状であり、続けて加工しても形状精度を保てると考えられる。従って、従来の加工方法に比べて、加工距離が2倍になっても摩耗は抑制されることから、刃先移動加工法は従来の加工方法と比べて工具の寿命を2倍以上に伸ばすことができると考えられる。

4.3.3 加工溝の表面粗さ

従来の溝加工法で加工された溝を図20に示す。(a)は1本目、(b)は4本目の溝の写真である。被削材にはポアレス処理が行われていないため、溝表面に気孔が見える。加工された溝表面には切削痕が見えるため、延性モードでの加工であったことが分かる。また、図21に刃先移動加工法で加工された溝を示す。(a)は1本目、(b)は8本目の溝写真である。

図22に両加工法における工具進行方向の表面粗さ(R_z)の遷移を示す。従来の溝加工法で加工した1本目と4本目の溝の表面粗さはそれぞれ97nmと207nmであった。1本目の溝は良好な表面性状を保っているが、これに比べて4本目の溝は表面粗さが悪化している。この原因は、工具摩耗が進行し、摩耗した工具刃先の形状が加工面に転写されたためと考えられる。また、刃先移動加工法を用いた1本目と8本目の溝の表面粗さがそれぞれ97nmと127nmであった。1本目の溝は従来の溝加工法とほぼ同じ表面粗さをもっていることが分かった。刃先移動加工法を用いた場合、工具姿勢は一定ではないが、加工された溝は従来の溝加工法とほぼ同じ表面粗さを実現することができた。さらに、刃先移動加工法を用いた場合、8本目まで良好な表面粗さを実現できている。

(a) 1st microgroove (b) 4th microgroove
Fig.20 Machined microgrooves by conventional method

(a) 1st microgroove (b) 8th microgroove
Fig.21 Machined microgrooves by cutting point swivel machining

Fig.22 Measured surface roughness R_z

また、同図に示すように、従来の溝加工法の表面粗さが急激に悪化するのに対して、刃先移動加工法を用いた場合の表面粗さは緩やかに低下している。

以上のことから、刃先移動加工法は工具摩耗を抑制でき、それゆえに、良好な表面性状をもつ溝が得られることが確認できた。

なお、両者の実験で、全く同じセッティングを実験するのは困難なため、加工された溝の深さには200～300nmの差があり、溝の幅も異なる。切込み深さは80nmに対して、3～4回の溝加工分に相当するが、全体では40回切込むため、影響は小さいと考えられる。

5. 結 論

本報では、特殊チャンファ付きR型工具を用い、硬脆材料に対して、脆性破壊と工具摩耗を抑制でき、高効率かつ高精度な加工を実現することを目的とし、実験結果から以下の結論を得ることができた。

- (1) 特殊チャンファ付き工具を用い、工具摩耗を抑制できる刃先移動加工法を提案した。
- (2) 高効率な加工を実現するために、SiCの切削における最適すくい角について調べ、チャンファの角度を決めることができた。
- (3) 加工中におけるセッティング誤差を補正することにより、高精度な加工を実現できた。
- (4) SiCを用い、提案した刃先移動加工法の加工実験を行い、その有用性を証明した。さらに、刃先移動加工法は工具摩耗を抑制できるため、良好な表面性状をもつ加工面が得られることを確認した。

謝 辞

本研究で使用したSiCは新日鉄マテリアルズ株式会社よりご提供頂いた。また、加工実験に用いた超精密加工機は株式会社ファナックよりご提供頂いた。記して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 小林篤史:超精密ダイヤモンド切削工具「UPC」による最新の金型加工, 型技術, **24**, 6 (2009) 59.
- 2) T. Bifano, T. Dow and R. Scattergood: Ductile Regime Grinding: A New Technology for Machining Brittle Materials, ASME, J. Eng. Ind., **113**, 5 (1991) 184.
- 3) T. Sugita, K. Ueda and K. Endo: Possibility of Plastic Deformation Type Removal in Microcutting of Brittle Materials, Journal of Japan Society for Precision Engineering, **52**, 12 (1988) 1038. (in Japanese)
- 4) M. Miyashita: Ductile Mode Grinding Technology for Brittle Materials-The Way to Nanogrinding Technology, Journal of Japan Society for Precision Engineering, **56**, 5 (1990) 782. (in Japanese)
- 5) K. E. Puttick, M. R. Rudman, K. J. Smith, A. Franks and K. E. Lindsey: Single-point Diamond Machining of Glasses, Proc. Roy. Soc. A 426 (1989) 19.
- 6) I. Inasaki: Grinding of Hard and Brittle Materials, Ann. CIRP, **36**, 2 (1987) 463.
- 7) P. N. Blake and R. O. Scattergood: Ductile Regime Machining of Germanium and Silicon, J. Amer. Ceram. Soc., **73**, 4 (1990) 949.
- 8) T. Nakasui, S. Kodera, S. Hara, H. Matsunaga, N. Ikawa and S. Shimada: Diamond Turning of Brittle Materials for Optical Components, Ann. CIRP, **39**, 1 (1990) 89.
- 9) J. Yan, K. Syoji and T. Kuriyagawa: Ductile-Brittle Transition at Large Negative Tool Rake Angles, Journal of Japan Society for Precision Engineering, **66**, 7 (2000) 1130. (in Japanese)
- 10) P. A. McKeown, K. Carlisle, P. Shore and R. F. J. Read: Ultraprecision, High Stiffness CNC Grinding Machines for Ductile Mode Grinding of Brittle Materials, Journal of Japan Society for Precision Engineering, **56**, 5 (1990) 806.
- 11) 山口 収, 西口 隆, 榊田正美, 内田浩二: ガラスの臨界切込み深さに及ぼす工具すくい角の影響, 1990年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1990) 751.
- 12) E. Brinksmeier, W. Preub and O. Riemer: From Friction to Chip Removal. An Experimental Investigation of the Microcutting Process, Proc. 8th Intern. Prec. Eng. Seminar, (1995) 335.
- 13) M. G. Schinker: Subsurface Damage Mechanisms at High-Speed Ductile Machining of Optical Glasses, Prec. Eng., **13**, 3, (1991) 208.
- 14) M. Sono, T. Ishida, K. Teramoto, T. Enomoto and Y. Takeuchi: General Tool Setting Error Compensation Method for 5-axis Control Ultraprecision Machining, Journal of Japan Society for Precision Engineering, **73**, 10 (2007) 1154. (in Japanese)