単結晶フッ化カルシウムの超精密切削加工*

閻 紀旺** 庄司克雄*** 田牧純一**
厨川常元*** 久保明彦** 清水浩貴***

Ultraprecision Cutting of Single-Crystal Calcium Fluoride

Jiawang YAN, Katsuo SYOJI, Jun'ichi TAMAKI, Tsunemoto KURIYAGAWA, Akihiko KUBO and Hiroki SHIMIZU

Ultraprecision cutting tests were performed on single-crystal calcium fluoride. Effects of the tool rake angle, the cutting fluid type and the crystal orientation on brittle-ductile transition behaviors were experimentally investigated. It was found that two types of microfractures occurred in wet cutting; one occurred in high feed regions and the other appeared in very low feed regions. The boundary conditions for the occurrence of these microfractures were affected by the tool rake angle and the cutting fluid type. The microfractures occurring under the low feed conditions were due to the special thermal properties of the work material and could be avoided by dry cutting. In the dry cutting tests, the brittle-ductile transition boundary changed significantly with the crystal orientation. The minimum critical chip thickness for generating a uniformly smooth surface was 85 nm.

Key words: ultraprecision cutting, diamond turning, single crystal, calcium fluoride, CaF_2 , ductile regime machining, brittle-ductile transition

1. 結 言

単結晶フッ化カルシウム（別称蛍石，化学式 CaF_2 ，以下単に CaF_2 と呼ぶ）は，真空紫外から赤外領域までの優れた透過性と屈折率をもっている．また異常分散性をもつため，光学系の色収差をほぼ完全に除去することができる．現在， CaF_2 は主に高級カメラや顕微鏡の色消しレンズ，赤外線集光レンズ¹⁾ などとして使用されているが，合成石英の代わりに次世代短波長ステッパのレンズ基板材料として不可欠とされている²⁾．表 1 に， CaF_2 の主な特性³⁾⁴⁾を示す．また，比較のため単結晶シリコン(Si) の特性もあわせて示した．一方，現在の CaF_2 製光学レンズは，ほとんど球面レンズである．もし CaF_2 非球面レンズの製作が可能になれば，球面収差と色収差が同時に除去でき，光学系の飛躍的な小型軽量化・高性能化が期待できる．しかし， CaF_2 は低硬度であるが高ぜい性であるため，光学表面の加工をポリシング⁵⁾に頼らざるを得ず，非球面レンズの加工は非常に困難であるとされている．

筆者らは，高ぜい性材料である単結晶 Si の超精密切削に関する研究において，単結晶ダイヤモンド平バイトを用いることによりナノオーダーの切り取り厚さが容易に設定でき，高品質の鏡面加工が可能であることを明らかにした⁶⁾⁷⁾．そしてこの成果を単結晶 Si 製赤外線非球面レンズの加工に応用し，その有効性を検証した⁸⁾．本研究では， CaF_2 は単結晶 Si より低硬度であるから切削はむしろ容易であると考え，ダイヤモンド平バイトによる単結晶 CaF_2 の超精密切削加工を試みた．

Table 1 Optical, mechanical and thermal properties of CaF_2 with a comparison with silicon

Properties	CaF_2	Si
Permeable wavelength (μm)	0.125~12	1.2~15
Reflection loss (%)	5.6 (4 μm)	46.1 (10 μm)
Crystal structure	Fluorite	Diamond
Cleavage plane	{111}	{111}
Slip system	{001}<110>	{111}<110>
Knoop hardness ($\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$)	1.551×10^9	1.127×10^{10}
Young's modulus ($\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$)	7.5×10^{10}	1.70×10^{11}
Thermal conductivity index ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1}$)	9.71 (36 $^\circ\text{C}$)	163 (40 $^\circ\text{C}$)
Thermal expansion coefficient ($^\circ\text{C}^{-1}$)	2.4×10^{-5} (20~60 $^\circ\text{C}$)	4.15×10^{-6} (10~50 $^\circ\text{C}$)
Melting point ($^\circ\text{C}$)	1360	1420
Specific heat ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1}$)	85.4 (0 $^\circ\text{C}$)	70.3 (25 $^\circ\text{C}$)

2. 切 削 方 式

ダイヤモンド平バイトを用いた正面切削を行った．図 1(a)(b) は，それぞれ正面切削の模式図および平バイトによる切削モデルを示したものである．このとき，切り取り厚さ h は切れ刃全体にわたって均一であり，送りを f ，切込み角を κ とすると，切込み量 a と無関係に次式で与えられる．

$$h = f \cdot \sin \kappa \quad (1)$$

本研究では，送りおよび切込み角をそれぞれ $f = 1 \sim 60 \mu\text{m}$ ， $\kappa = 0.1 \sim 1.5^\circ$ の範囲で変えることによって，切り取り厚さ h を $0.017 \sim 1.5 \mu\text{m}$ の範囲で変化させた．

実験には，X，Z の 2 軸と同時に B 軸制御が可能な非球面加工機（(株)不二越製 ASP-15）を使用した．主軸はエアベアリングで支持されている．さらに X，Z 軸テーブルには高剛性でかつ減衰性の高い油静圧案内と油静圧ねじを採用し，位置設定に

* 原稿受付 平成 15 年 2 月 14 日

** 正 会 員 北見工業大学工学部（北見市公園町 165）

*** 正 会 員 東北大学大学院工学研究科（仙台市青葉区荒巻字青葉 01）

Fig. 1 Schematics of (a) experimental setup and (b) cutting model

Table 2 Experimental conditions

Diamond tool	Straight-nosed single-crystal diamond tool
Rake angle γ	$-60 \sim 0^\circ$
Relief angle	6°
Work material	Single crystal CaF_2 (111)
Depth of cut a	$1 \sim 5 \mu\text{m}$
Tool feed f	$1 \sim 60 \mu\text{m}$
Cutting edge angle κ	$0.1 \sim 1.5^\circ$
Undeformed chip thickness h	$0.017 \sim 1.5 \mu\text{m}$
Spindle rotation rate	1500 rpm
Cutting speed	$0 \sim 235.5 \text{ m/min}$
Cutting environment	Kerosene (mist, liquid), tap water, methanol, acetone, and dry

はレーザスケールによるフルクローズド制御を用いている。最小設定単位は 10 nm/step である。B軸はロータリテーブルに油静圧軸受、駆動にバックラッシュのない摩擦駆動方式を採用し、 0.001° の分解能が得られている。また防振のため、グラナイト製旋盤ベースをエアマウント上に設置した。

表 2 に、実験条件を示す。使用した単結晶ダイヤモンド平バイトは、主切れ刃の長さが $1.0 \sim 1.2 \text{ mm}$ で、刃先角は 135° である。実験では、すくい角 γ を $-60 \sim 0^\circ$ の範囲で変えた。被削材には、ラッピングした直径 50 mm 、厚さ 5 mm の単結晶 CaF_2 (111) ウエハを用いた。ウエハは両面平行なアルミニウム製試料台に接着し、真空チャックにより主軸に固定した。真空チャックに取り付けた後 CaF_2 (111) ウエハのダイヤモンド切削を行い、ラッピングのときに生成された破壊層を除去した。

主軸の回転数は 1500 rpm と一定にしたので、切削速度は $0 \sim 235.5 \text{ m/min}$ の範囲になる。白灯油、水道水、メタノール、アセトンそれぞれ切削液とした湿式切削と、乾式切削を行った。切りくずの観察は SEM で行い、加工表面の観察および測定は SEM のほかノマルスキ顕微鏡、触針式形状測定器 Form Talysurf および原子間力顕微鏡 (AFM) を用いて行った。

Fig. 2 SEM photograph of the surface machined at $f = 40 \sim 1 \mu\text{m}$, $\gamma = -30^\circ$, $\kappa = 1.5^\circ$ and $a = 5 \mu\text{m}$, with kerosene as coolant.

Fig. 3 SEM photograph of the micro-fractures in region B of Fig. 2

3. 実験結果および考察

3.1 延性・ぜい性遷移の2形態

既報⁶⁾では、送り f を連続的に変えて単結晶 Si の正面切削を行い、その切削面を観察して切削モードを同定した。その結果、切込み角が一定の場合、送りが小さくなるにしたがって、切削状態がぜい性域から延性域に遷移した。また従来から言われている延性域とぜい性域の間に中間的な境界域が存在し、境界域の切削面には切削方向に垂直な線条模様が形成された。そこで延性域から境界域に遷移するときの臨界切取り厚さを d_c と定義し、延性・ぜい性遷移点における送りの値 f_c から、計算によりそのときの d_c を求めた。

本研究では、既報⁶⁾と比較するため、まず始めに送りを変化させて CaF_2 の切削モードを観察した。図 2 に、すくい角 -30° のバイトを用いて切込み角 κ を 1.5° 、切込み量 a を $5 \mu\text{m}$ と一定にし、送り f を $40 \sim 1 \mu\text{m}$ の範囲で連続的に変化させて切削した $\langle 112 \rangle$ 方位の表面の SEM 写真を示す。切削液は、単結晶 Si の切削⁶⁾と同様に白灯油を使用した。なお、切削速度変化の影響を小さくするために、工作物半径 15 mm の近傍で切削を行った。このときの切削速度は約 141 m/min となる。送りの大きい A 領域では、幅 $10 \mu\text{m}$ 前後の表面破壊が切削面に多く発生した。送りが小さくなるにしたがって表面破壊は小さくなり、境界域を経て延性域へと遷移した。ここで、境界域から延性域へ遷移するときの臨界送りを f_{cl} とすると、 $f_{cl} = 5.5 \mu\text{m}$ となった。一方、工具送りをさらに小さくし $f < 3.5 \mu\text{m}$ の領域 (B 領域) になると、延性モード切削面が得られなくなり、逆に幅が $100 \mu\text{m}$ 以上にも達する異常に大きな表面破壊が観察された。図 3 に B 領域における表面破壊を拡大して観察した SEM 写真の一例を示す。表面破壊痕の底面は、比較的平坦な面からなり、特定方向に沿った断層模様が見られる。

Fig. 4 Cross-sectional profiles of the micro-fractures in (a) high feed region and (b) low feed region.

Fig. 5 Effect of tool rake angle on critical tool feeds for the two microfracturing regimes when using kerosene as coolant.

図4は、AB両領域における表面破壊の断面プロファイルの代表例を示したものである。なお断面プロファイルは、先端丸み半径2 μm の触針を用いて切削方向に平行に測定した。A領域の表面破壊の断面プロファイルはV状であり、最大深さは約1 μm である。これに対し、B領域の表面破壊痕は底面が僅かに傾斜しており、断面プロファイルはU状を呈している。しかも破壊痕の深さは5 μm 以上にも達している。A領域の表面破壊は、単結晶Siの切削⁷⁾において観察されるぜい性破壊と近い形態を呈するため、切取り厚さが大きい場合に刃先下方の引張り応力によりクラックが進展し破壊に至ったものと考えられる。しかしB領域の表面破壊は、単結晶Siの切削では観察されず、CaF₂切削における特有現象である。

ここで、B領域の表面破壊が観察され始めるときの臨界送りを f_{c2} とすると、 $f_{c2}=3.5\mu\text{m}$ となる。以上の結果から、延性モード切削が可能な送り範囲は $f_{c2} < f < f_{c1}$ の範囲になる。

3.2 工具すくい角の影響

次に、切削状態の延性・ぜい性遷移における工具すくい角の影響を調べた。図5は、工具すくい角 γ を $-60 \sim 0^\circ$ の範囲において変化させたときの臨界送り f_{c1} および f_{c2} の変化を示したものである。臨界送りの値は結晶方位によって異なるので、 $\langle 112 \rangle$ の結晶方位における値を代表値として示した。図中の値は、5点を測定したときの平均値であり、最大値と最小値をエラーバーとして示している。図から明らかなように、負域で γ の絶対値を大きくすると f_{c1} 、 f_{c2} ともに増加する。 f_{c1} は γ が -20° まで急激に増加するが、 -20° を越えると増加が緩やかになり、 γ が -40° 以上になるとほぼ一定になる。 f_{c1} のこのような変化は、

Fig. 6 Effect of cutting fluid type on critical tool feeds for the two microfracturing regimes ($\gamma = -30^\circ$).

Fig. 7 SEM photograph of the surface machined at $f=40 \sim 1\mu\text{m}$, $\gamma = -30^\circ$, $\kappa = 1.5^\circ$ and $\alpha = 5\mu\text{m}$, under dry conditions.

単結晶Siの切削⁹⁾と近い傾向を示しているため、負域で γ の絶対値が大きくなると切れ刃前下方に大きな静水圧応力場が形成され、A領域のぜい性破壊が抑制されたものと考えられる。一方、 f_{c2} は γ が -20° まではほぼ一定で、 -20° 以上では単調に増加する。これは、負域で γ の絶対値が大きくなるにしたがって、B領域の表面破壊が生じやすくなるためである。

このことから、工具すくい角がAB両種類の表面破壊の生成機構に対して異なる影響を及ぼすことがわかる。以上のような f_{c1} および f_{c2} の変化により、工具すくい角が -20° 前後において延性モード切削可能領域(f_{c1} と f_{c2} の両曲線に挟まれる領域)が最大となることが明らかになった。なお $\gamma = -60^\circ$ では、 f_{c2} が f_{c1} より大きくなり、AB両種類の表面破壊が混在して発生するようになるため、延性モード切削域が存在しないことを意味する。

3.3 切削液の影響

表面破壊の発生に及ぼす切削液の影響を調べるために、白灯油のほか水道水、メタノール、アセトンそれぞれ切削液として使用し、図2に示す条件と同様の条件で加工を行った。なお、メタノールとアセトンは高い揮発性を有するため、白灯油や水道水よりも冷却性が優れており、ダイヤモンド工具摩耗の低減に有効であるとされている¹⁰⁾。図6は、それぞれの切削液を使用したときの臨界送りを示したものである。白灯油と水道水を使用した場合、 f_{c1} が f_{c2} より大きいため、延性域が存在したが、メタノールとアセトンを使用すると、 $f_{c1} < f_{c2}$ になり、完全な延性モード切削域は存在しなくなった。以上の結果により、切削液の冷却性が強いほど延性モード切削可能な領域が減少することがわかった。

次に、切削液を使用せず、乾式切削を行った。図7は、図

2と同条件で乾式切削した表面のSEM写真である。送りの大きいA領域では、図2と同様に微小な表面破壊が観察されたが、送りの小さいB領域では、表面破壊が全く見られず、延性切削面になっている。

以上の実験結果から、湿式切削におけるB領域の表面破壊は、被削材の熱的特性によるものと考えられる。CaF₂は、金属やほかの光学結晶³⁾に比べるとユニークな熱的特性をもっている。例えば、CaF₂の熱伝導率は僅かにSiの1/17である。一方、熱膨張率はSiの6倍にも達している(表1参照)。このような低熱伝導率の被削材を切削加工すると、加工中に発生した熱は被削材の内部へ伝導せずに加工面下部の表層に蓄積され、表層と内部との間に大きな温度差が生じる。その結果、被削材が膨張しようとするため、一時的に圧縮応力状態になる。しかし、切削後には切削液の冷却作用によって表層温度は急激に低下し、被削材の表層が収縮しようとするため、引張り応力状態が支配的になる。しかも被削材の熱膨張率が高いほど、冷却作用による引張り応力の発生は顕著になる。一方、CaF₂は非常に強いへき開性をもっている。そのため、引張り応力により結晶のへき開面($\{111\}$ 面)に沿ってへき開破壊が激しく発生するものと考えられる。

このような熱的特性が起因するぜい性破壊は、単結晶Siの切削の場合には観察されなかった⁶⁾。これは単結晶Siの熱伝導率が非常に高いため、加工中に発生した熱が被削材の内部に伝導しやすく、被削材の表層と内部との温度差が小さいためと考えられる。また、単結晶Siの熱膨張率はCaF₂に比べて比較的低いため、冷却による被削材表層の収縮も僅かであり、引張り応力によるへき開破壊が抑制されたものと思われる。

熱的特性によるぜい性破壊の発生は、工具すくい角が大きな負の値で送りが小さい条件で特に著しくなる。すなわち、大きな負の工具すくい角を用いると、刃先前下方において大きな静水圧応力場が形成され、被削材が広い範囲で塑性変形するため、切削温度の上昇が激しくなると考えられる。さらに非常に小さい工具送り条件で切削を行うと、単位面積あたりの切削回数が増加するため、切削温度の上昇も大きくなる。このような条件下では、切削液の冷却作用によるぜい性破壊が特に顕著になるものと思われる。

以上のことから、冷却性の強い切削液を使用すると急激な温度降下が生じやすいため、熱的特性による破壊の発生が顕著になることが推察できる。そのため、単結晶CaF₂の切削加工では、冷却性よりも潤滑性に優れた切削液を使用すべきであろうと考えられる。一方、乾式切削の場合、被削材表層の温度は上昇するが、急激な冷却作用が存在しないため、熱的特性による表面破壊が抑制されたものと考えられる。したがって、仕上げ加工など工具送りを小さくしなければならない場合については、むしろ乾式切削が有利であろう。

3.4 被削材の結晶方位の影響

A領域の表面破壊は、切削液の種類によって大きく変化することはなかったが、被削材の結晶方位によって著しく異なった。そこで、工具すくい角を -20° に設定して乾式切削を行い、表面形態に及ぼす結晶方位の影響について調べた。

まず、切り厚の比較的大きい条件 $h=1\mu\text{m}$ ($f=60\mu\text{m}$, $\kappa=1^\circ$, $a=5\mu\text{m}$)で切削を行った。図8に、加工表面の様態を示す。切削面の形態は円周方向によって著しく異なり、ぜい性破壊

Fig. 8 Schematic of the CaF₂ (111) surface machined at $h=1\mu\text{m}$, $\gamma=-20^\circ$, $\kappa=1^\circ$, $f=60\mu\text{m}$, under dry conditions.

(a) [112] (Pitted region)

(b) [112] (Cloudy region)

(c) [101] (Clear region)

Fig. 9 SEM photographs of the surface regions shown in Fig. 8, which were machined along different crystal orientations: (a): [112], (b): [112] and (c): [101].

が点在する領域(Pitted region: $\langle 112 \rangle$)、曇り領域(Cloudy region: $\langle 112 \rangle$)および透明領域(Clear region: $\langle 101 \rangle$)の3つに分類される。そのため、工作物の回転中心より放射状に羽根車の模様が現れる。図9(a)(b)(c)は、それぞれの領域の表面のSEM写真を示したものである。[112]の切削面(図9(a))に幅が数十 μm の大きな破砕痕が観察されている。これらの破砕痕は比較的確な輪郭を有しており、三角錐状を呈している。[112]の

Fig. 10 Schematic of the relationship between the cutting directions and the crystal orientations.

Fig. 11 Nomarski micrograph of the machined surface located between $[112]$ and $[101]$ orientations at $f = 20 \sim 1 \mu\text{m}$, $\gamma = -20^\circ$, $\kappa = 1^\circ$, $a = 5 \mu\text{m}$, under dry conditions.

Fig. 12 Change of critical chip thickness with crystal orientation on CaF_2 (111) at $\gamma = -20^\circ$, under dry conditions.

切削面（図 9 (b)）に微小なき裂が多数見られるが、き裂の幅は数 μm で、明確な輪郭が認められなかった。これらに対し、 $[101]$ の切削面（図 9 (c)）にはぜい性破壊が全く観察されず、良好な延性モード切削面となっている。

このような切削面形態の差異は、結晶異方性によるものと考えられる。すなわち、正面切削において被削材の結晶すべり面およびへき開面に対して切削方向が周期的に変化し、へき開破壊とすべり変形が交替して発生するためと考えられる。図 10 は、 CaF_2 の結晶面方位と切削方向との関係を示したものである。 CaF_2 は立方晶系の結晶であり、すべり系とへき開面はそれぞれ $\{001\}\langle 101 \rangle$ 、 $\{111\}$ である⁴⁾。すなわち図 10 では、へき開面は $\bar{A}BD$ 、 $\bar{A}CD$ 、 $\bar{B}CD$ 、 $\bar{A}BC$ の 4 つの平面、すべり方向は $\bar{A}\bar{C}$ 、 $\bar{C}\bar{A}$ 、 $\bar{B}\bar{C}$ 、 $\bar{C}\bar{B}$ 、 $\bar{A}\bar{B}$ 、 $\bar{B}\bar{A}$ の 6 つの方向である。こ

Fig. 13 Nomarski micrograph of the surface machined at $h = 17 \text{ nm}$, $f = 2 \mu\text{m}$, $a = 1 \mu\text{m}$, $\gamma = -20^\circ$, under dry conditions.

Fig. 14 AFM image of the same surface as shown in Fig. 13.

こで、切削面は ABC 面であるため、工作物の回転に伴って切削方向は ABC 面内で変化する。切削方向が $\langle 112 \rangle (V_1)$ となるとき、 $(11\bar{1})$ (ADB) 面に沿ったへき開破壊が発生し、三角錐状の破砕痕 ($ABCD$) が形成される（図 9 (a)）。これに対し、切削方向が $\langle 101 \rangle (V_2)$ と一致すると、 $\langle 101 \rangle (CB)$ に沿ったすべり変形が容易となり、延性モード切削が行われる（図 9 (c)）。一方、切削方向が $\langle 112 \rangle (V_3)$ となる場合、 $\langle 101 \rangle (CB)$ と $\langle 011 \rangle (CA)$ の 2 つのすべり系が切削方向に対して対称となり、それぞれのすべり活動が互いに干渉する¹¹⁾ ため、すべり変形とへき開破壊が混在し、図 9 (b) の表面が形成されたと考えられる。

3.5 最小臨界切取り厚さ

切削面全体にわたって一様な延性モード切削面を得るには、切取り厚さ h をある最小臨界切取り厚さ d_{cmin} 以下に設定する必要がある⁶⁾。そこで、結晶方位による臨界送り f_{cl} の変化を求めることにより、最小臨界切取り厚さ d_{cmin} を求めた。図 11 は、送りを連続的に変えたときの $[112]$ と $[101]$ の間の切削面のノマルスキ顕微鏡写真である。 f_{cl} を表す延性・ぜい性境界線は結晶方位によって著しく変化していることが明らかである。 f_{cl} から求めた工作物円周方向の d_c の変化を図 12 に示す。 d_c は周期的に変化し、最大値 ($\langle 101 \rangle$) が $1.2 \mu\text{m}$ にも達しているが、最小値 d_{cmin} ($\langle 112 \rangle$) は僅か 85 nm である。

最後に、最小臨界切取り厚さ ($d_{cmin} = 85 \text{ nm}$) 以下の切取り厚さ $h = 17 \text{ nm}$ ($f = 2 \mu\text{m}$, $a = 1 \mu\text{m}$, $\kappa = 0.5^\circ$, $\gamma = -20^\circ$) の条件で切削した。この条件では、結晶方位による表面形態の差異が見られず、全面が延性モード切削面となった。図 13 は切削面のノマルスキ顕微鏡写真である。微小な送りマークが観察されるが、表面破壊が全く見られず、滑らかな延性モード切削面となっている。図 14 は、切削面の AFM 画像である。表面粗さは $18.5 \text{ nm } R_y$, $3.3 \text{ nm } R_a$ である。

Fig. 15 SEM photograph of the CaF_2 chips generated under the same machining conditions as Fig. 13.

図 15 は、以上の条件下で形成された切りくずの SEM 写真である。切りくずは流れ型に近いカール状となっている。このような切りくずは塑性変形によって生成されたものと考えられる。これは、切り厚さが小さくなるに伴って切れ刃稜の丸みによって実効すくい角が大きな負の値になり、静水圧応力場が支配的になり⁷⁾、結晶方位の変化に関わらず延性モード切削が行われたことを示唆している。

4. 結 論

ダイヤモンド平バイトを用いて単結晶 CaF_2 の切削を行い、工具すくい角、切削液および被削材の結晶方位の影響について調べた。得られた結果をまとめると次のようになる。

- (1) 湿式切削では、工具送りの変化により 2 種類の延性・ぜい性遷移形態が現れる。
- (2) 工具すくい角が -20° 前後において延性モード切削が可能な領域が最大となる。
- (3) 乾式切削を行うことにより、湿式切削で送りの小さい領域に発生する大きなへき開破壊を抑制できる。
- (4) 切り厚さの大きい条件では、被削材の結晶方位によって表面形態が著しく異なり、3 種類の表面が形成される。

- (5) 均一な延性モード切削面を得る最小臨界切り厚さは約 85 nm である。それ以下の条件では、連続型の切り屑が生成され、表面粗さ 18.5 nm R_y の切削面が得られた。

謝 辞

本研究は新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)平成 13～14 年度産業技術研究助成(01A38004)およびスズキ財団平成 14 年度科学技術研究助成を受けて行われたものである。ご助言頂いたオリンパス光学工業(株)生産技術部伊藤弘氏、(株)栃木ニコンカメラ部根岸光正氏に謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) D. L. Decker, D. J. Grandjean and J. M. Bennett: Optical and Surface Physical Characteristics of Diamond-Machined Infrared Windows, Science of Ceramic Machining and Surface Finishing II, B. J. Hockey and R. W. Rice (editors), NBS Special Publication, 562, (1979) 293.
- 2) V. Liberman, T.M. Bloomstein, M. Rothschild, J.H.C. Sedlacek, R.S. Uttaro, A.K. Bates, C.V. Peski and K. Orvek: Materials Issues for Optical Components and Photomasks in 157 nm Lithography, J. Vac. Sci. Technol. B, 17, (1999) 3273.
- 3) OKEN 結晶技術データ集, 3, (2000).
- 4) R. W. Hertzberg: Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials, John Wiley & Sons, 1983.
- 5) 難波義治, 原田和明: CaF_2 結晶の光学面創成, 2000 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2000), 42.
- 6) 閤 紀旺, 庄司克雄, 鈴木浩文, 厨川常元: ダイヤモンド平バイトを用いた単結晶 Si の延性モード切削, 精密工学会誌, 64, 9 (1998) 1345.
- 7) 閤 紀旺, 庄司克雄, 厨川常元: 単結晶 Si の超精密切削における切りくず形態, 精密工学会誌, 65, 7 (1999) 1008.
- 8) 閤 紀旺, 庄司克雄, 厨川常元: 直線包絡法による単結晶シリコン製大口径非球面レンズの超精密切削, 精密工学会誌, 68, 4 (2002) 561.
- 9) 閤 紀旺, 庄司克雄, 厨川常元: 大きな負のすくい角工具による延性・ぜい性遷移, 精密工学会誌, 66, 7 (2000) 1130.
- 10) J. C. Wang, M. M. Hsu: Chemically Assisted Machining of Ceramics, Trans. ASME, J. Tribology, 116 (1994) 423.
- 11) T. Shibata, S. Fujii, E. Makino and M. Ikeda: Ductile-Regime Turning Mechanism of Single-Crystal Silicon, Prec. Eng., 18, 2/3 (1996) 129.