

R 刃工具を用いた単結晶シリコン円板の
精密切削加工に関する研究

Study on Precision Cutting of Single Crystal Silicon Disc
using Radius Nosed Cutting Tool

2017年3月

小原 裕也

目 次

第1章 緒論	1
1.1 研究の背景および目的	2
1.2 本論文の構成	7
第2章 R 刃焼結 CBN 工具による単結晶シリコン円板の 精密切削加工	9
2.1 緒言	10
2.2 実験装置および実験方法	11
2.3 工具逃げ面摩耗	17
2.3.1 切削条件の影響	17
2.3.2 摩耗体積	20
2.3.3 逃げ面摩耗幅の実験式	25
2.4 加工精度	44
2.5 結言	47
第3章 R 刃単結晶ダイヤモンド工具による単結晶シリコン円板の 超精密切削加工	48
3.1 緒言	49
3.2 実験装置および実験方法	50
3.3 工具摩耗に及ぼす切削油剤の影響	55
3.4 切削過程に及ぼす切削条件の影響	61
3.4.1 加工面粗さ	61
3.4.2 工具摩耗	77
3.4.3 平面度	82

3.5 結言	86
第4章 結論	87
参考文献	90
謝辭	94

第 1 章

第1章 緒論

1.1 研究の背景および目的

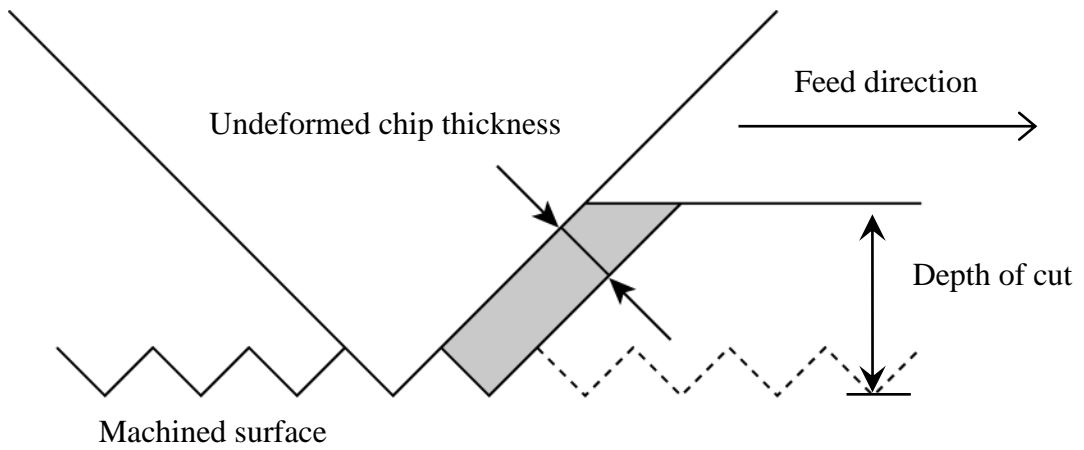
単結晶シリコンは、ICチップをはじめとする半導体部品やMEMSデバイスの主要材料であるだけでなく、赤外線領域の波長に対して高い透過率と屈折率を有しているため、赤外線レンズの材料として用いられている。一般的な光学ガラスレンズは金型によるプレス成型によって量産されているが、単結晶シリコンは融点が高いなどの理由から、レンズの製作は研削加工、研磨加工を組み合わせることにより行われている⁽¹⁾⁽²⁾。しかしながら、このような加工法は球面レンズに限られる。最近では、これらのレンズが組み込まれる赤外線カメラを車載用やホームセキュリティーなどに使用したいという要求が強くなり、それに伴って集光効率の向上やシステムの小型化が目的で、赤外線レンズ形状の非球面化が求められているため、加工能率が高く、複雑な形状の創成も可能な超精密切削加工の実用化技術の確立が急務となっている。

単結晶シリコンをはじめとする脆性材料の切削加工に関する研究は数多く報告されており⁽³⁾⁻⁽¹⁰⁾、切取り厚さが臨界量以下の場合、材料除去機構は塑性変形が主体となり、ピットなどの脆性破壊損傷のない平滑な加工面を創生できることが知られている⁽¹¹⁾。この加工法は脆性材料の延性モード切削と呼ばれており、脆性材料の超精密切削加工における高能率化、高精度化を進めるための新しい加工技術の一つとして注目されている。この延性モード切削を実現するための条件、つまり脆性モード切削から延性モード切削へ遷移する切取り厚さの臨界量に影響する因子は多く、単結晶シリコンにおいても臨界切取り厚さに関する研究がなされている。閻らは、切削工具として平バイトを用い、負のすくい角が臨界切取り厚さと切屑生成機構に与える影響について報告しており⁽¹²⁾⁻⁽¹⁴⁾、平バイトを用いた場合、切取り厚さは一定になるため、臨界切取り厚さを切込み量で評価できること、臨界切取り厚さ以下の条件では、金属と同様に流れ型

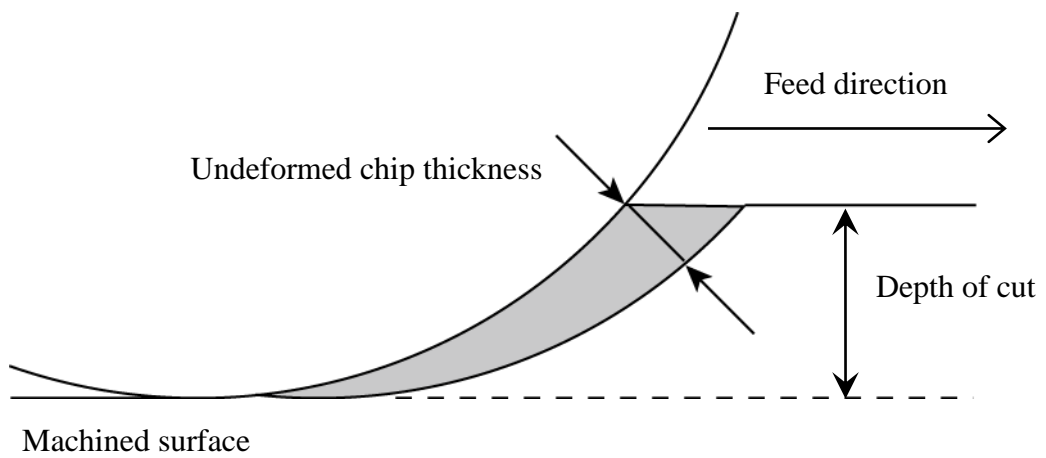
の切りくずが排出されることを示した。また、工具すくい角を負の範囲で変化させ、すくい角を負の方向で大きくすると臨界切取り厚さが単純に増加するのではなく、すくい角 -40° 付近で極大値が存在することを示している。工具摩耗形態については、マイクロチップングと機械的摩耗の2種類に分類され、切取り厚さが大きく影響することが示されている⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。図 1.1 は平バイトおよび R バイトを用いた切削加工における材料除去の概略図である。図 1.1(a)に示す平バイトを用いた切削では、切れ刃全体にわたって切取り厚さが一様にできるというメリットがあるが、赤外線レンズのような曲面加工への適用では困難であると考えられ、特に凹面加工では工具と加工面が干渉してしまうといった問題が生じる。従って、赤外線レンズ製作においては、図 1.1(b)に示した R バイトが適している。市田らは、切削工具として R バイトを用いて単結晶シリコンをフライカット方式で超精密切削加工し、脆性・延性遷移に及ぼす切削速度の影響について報告しており⁽¹⁷⁾、切込み量および切削速度を一定として送り速度を漸次減少させると切削モードが脆性から延性に遷移し、遷移時の臨界送り速度、つまり臨界切取り厚さは切削速度の上昇に伴って増大し、 $0.01 \sim 0.03 \mu\text{m}$ になることを示している。また、Chao らも R バイトを用いて切込み量を漸次増加させて(1 0 0)および(1 1 1)シリコンの切削加工を行い、それぞれの臨界切込み量が $0.2 \sim 0.5 \mu\text{m}$ 、 $0.25 \sim 0.6 \mu\text{m}$ であることを示している⁽¹⁸⁾。以上に述べたように、単結晶シリコンの切削加工について多くの知見が得られているが、切削実験に用いられた切削工具の切れ刃は、いずれも図 1.2(a)に示すように鋭利になっており、チップングが生じ易い。従って、実際の加工現場では、図 1.2(b)に示すような切れ刃にチャンファを付けたチップングが生じ難い工具が用いられている。このチャンファ付 R 刃工具の切れ刃は面取りがされており、切削過程はチャンファの影響を受けるため、切削特性は鋭利な切れ刃を持った切削工具とは異なると考えられるが、チャンファ付 R 刃工具に関する研究は少なく、単結晶シリコンの実

用的な切削加工技術として確立させるためには、チャンファ付 R 刃工具を用いた単結晶シリコンの精密切削加工過程の特性を調べる必要がある。また単結晶シリコンの切削加工には、工具材料として最も硬く、熱伝導率も高く、耐摩耗性に優れた単結晶ダイヤモンドが一般的に用いられているが、非常に高価という問題がある。そこで、ダイヤモンドに次ぐ硬さはあるが、安価な焼結 CBN 工具の単結晶シリコンの切削加工への適用は、単結晶シリコンの実用的な切削加工技術の確立において有用である。

そこで本研究では、単結晶シリコン製の赤外線レンズの実用的な切削加工技術を確立することを目的とし、チャンファ付 R 刃焼結 CBN 工具による単結晶シリコン円板の精密切削における工具摩耗と加工精度に及ぼす工具形状、切削条件の影響を調べ、前加工への適用について検討した。また、チャンファ付 R 刃単結晶ダイヤモンド工具による単結晶シリコン円板の超精密切削加工における、切削油剤、切削条件が工具摩耗と加工精度に及ぼす影響について調べ、仕上げ加工への適用について検討した。

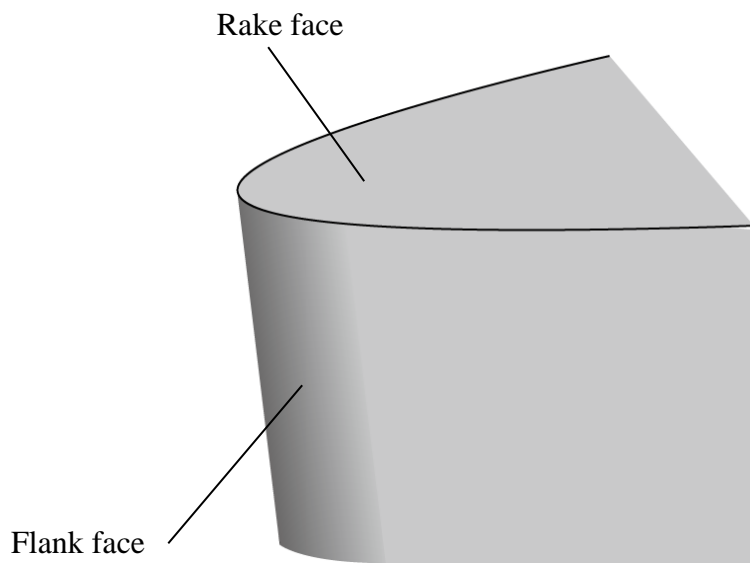


(a) Straight nosed cutting edge

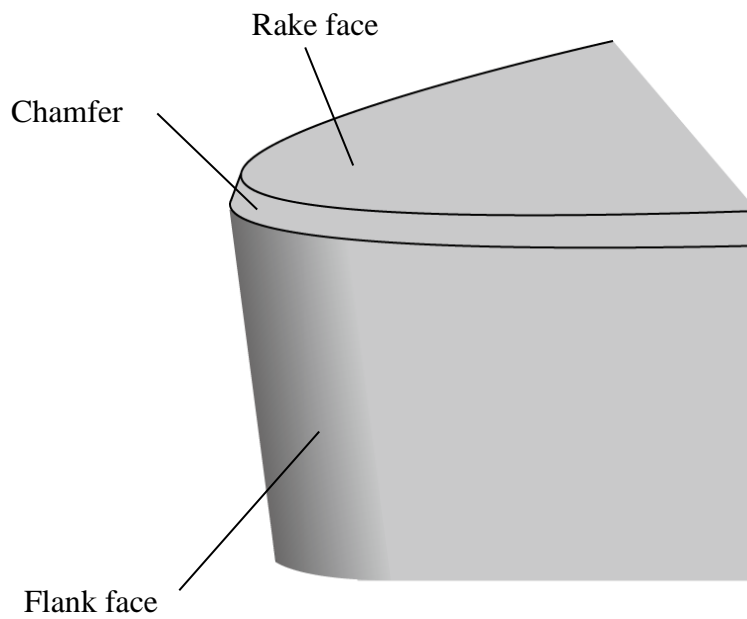


(b) Radius nosed cutting edge

Fig. 1.1 Conceptual figure of cutting process



(a) Tool with sharp cutting edge



(b) Tool with chamfer

Fig. 1.2 Shape of cutting tool

1.2 本論文の構成

本論文は、単結晶シリコンの赤外線レンズ製作において、前加工から仕上げ加工までを切削加工で行うため、より実用性の高いチャンファ付工具に着目し、R刃焼結CBN工具およびR刃単結晶ダイヤモンド工具を用いて単結晶シリコン円板を精密切削加工し、各種切削条件が加工精度と工具摩耗に及ぼす影響を調べた。本論文は、4章から構成されている。

第1章は緒論であり、本論文の背景、従来の研究における問題点および本研究の目的について述べている。

第2章では、赤外線レンズ製作における前加工への適用を検討するため、チャンファ付R刃焼結CBN工具を用いて単結晶シリコン円板の精密切削加工を行い、工具送り量、切込み量、主軸回転速度、ノーズ半径が工具摩耗と加工精度に及ぼす影響について調べた結果を述べている。被削材1枚の切削において、逃げ面摩耗幅は工具送り量の増加に伴う切削距離の減少によって単調に小さくならず、ある工具送り量で極小値となることが分かった。ノーズ半径が0.4 mmの工具を用いた場合、逃げ面摩耗幅はノーズ半径0.8 mmの工具に比べて大きくなるが、摩耗体積が一致するという結果が得られた。また、逃げ面摩耗幅 VB は切削距離 L の関数 $VB = KL^n$ で表され、すべての切削条件において係数 K は工具送り量の増加に伴って大きくなるが、指数 n は工具送り量によらずほぼ一定となることが分かった。さらに、摩耗体積を考慮した逃げ面摩耗速度の係数 $K_{v0.8} (= K_{0.8n})$ は、切削条件によらず背分力の増加に伴って単調に大きくなり、1つの線形関数で近似することができた。これらの結果を考慮し、背分力と切削距離の関数として逃げ面摩耗幅の実験式を導いた。単結晶シリコンの精密切削加工における焼結CBN工具の主な摩耗は、切削断面積の増加のよって切削温度が上昇するという仮定を基に、拡散摩耗であると考察した⁽¹⁹⁾。

第3章では、赤外線レンズ製作における仕上げ加工への適用を検討するため、

チャンファ付 R 刃単結晶ダイヤモンド工具を用いて単結晶シリコン円板の超精密切削加工を行い，工具送り量，切込み量，切削油剤が加工精度と工具摩耗に及ぼす影響について調べた結果を述べている．まず，工具摩耗に及ぼす切削油剤の影響として，植物油を使用した場合，工具にはチッピングが見られ，灯油を使用した場合には逃げ面の摩耗を主とする機械的摩耗であることを示した．次に切削油材として灯油を使用し，加工精度と工具摩耗に及ぼす工具送り量と切込み量の影響について調べた結果，加工面は工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ ，切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ の場合， 6 nmRa の鏡面が得られた．一方，切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ 以下，工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ 以下の場合の加工面は，工具刃先の丸みの影響を受けて実際に作用するすくい角が負へ増加するため，梨地面になるということが分かった．さらに，切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ 以上，工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ 以上の場合には，切取り厚さが大きくなるために加工面が脆性破壊を起こし，梨地面になるということが分かり，結果として加工面が鏡面となる最適な切削条件が存在することを示した．工具摩耗に関しては，単位切削距離あたりの逃げ面摩耗幅である逃げ面摩耗速度が工具送り量や切込み量によらずほぼ一定となり，切削抵抗の背分力成分は逃げ面摩耗幅の増加に伴って直線的に増加することが分かった．加工面の形状は切削条件によらず凸形状となり，平面度は逃げ面摩耗幅から幾何学計算で求めた刃先後退量とほぼ一致したことから，平面度が大きくなる主な原因は，工具の摩耗によるものだということを示した⁽²⁰⁾．

第 4 章は結論であり，第 2 章及び第 3 章で得られた結果をまとめたものである．

第 2 章

第2章 R 刃焼結 CBN 工具による単結晶シリコン円板の 精密切削加工

2.1 緒言

単結晶シリコンは赤外線レンズの材料として用いられ、形状自由度が高い切削加工での製造が望まれている。単結晶シリコンの超精密切削加工に関する研究は、これまでに多く報告されており、切削工具に単結晶ダイヤモンド工具が用いられている。単結晶ダイヤモンドは最も硬い材料であり、熱伝導率も高く、耐摩耗性に優れた材料であるが非常に高価であるという問題点があるため、赤外線レンズ製作において前加工にも用いるとなるとコストの増加が問題となる。そこでダイヤモンドに次ぐ硬さを持ち、安価である焼結 CBN 工具での切削加工が可能になれば、前加工に適用し、単結晶ダイヤモンド工具の使用を最小限に抑えることができるため、大幅な低コスト化が期待できる。しかしながら、CBN 工具はダイヤモンド工具に比べ、大きく摩耗が進展することが予想される。また、工具摩耗が大きくなることによる加工精度の低下が問題になると考えられる。したがって、CBN 工具を用いた切削加工において、各切削条件が工具摩耗に及ぼす影響を明らかにし、工具摩耗が小さくなる最適な切削条件を見つけることが重要である。また、CBN 工具の摩耗に関する研究はいくつか報告されているが、加工対象が金属材料であり、単結晶シリコンのような脆性材料の切削加工に関する報告は見当たらない(21)~(24)。

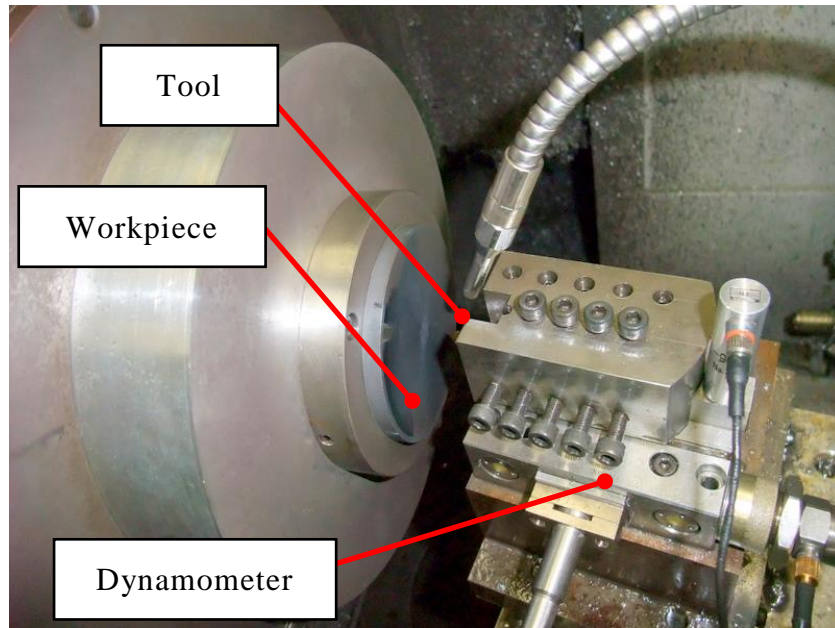
本章では赤外線レンズ製作の前加工において、チャンファ付 R 刃焼結 CBN 工具を適用させるため、単結晶シリコン円板の精密切削加工を行い、工具送り量、切込み量、主軸回転速度、ノーズ半径が加工精度と工具摩耗に及ぼす影響について調べた。

2.2 実験装置及び実験方法

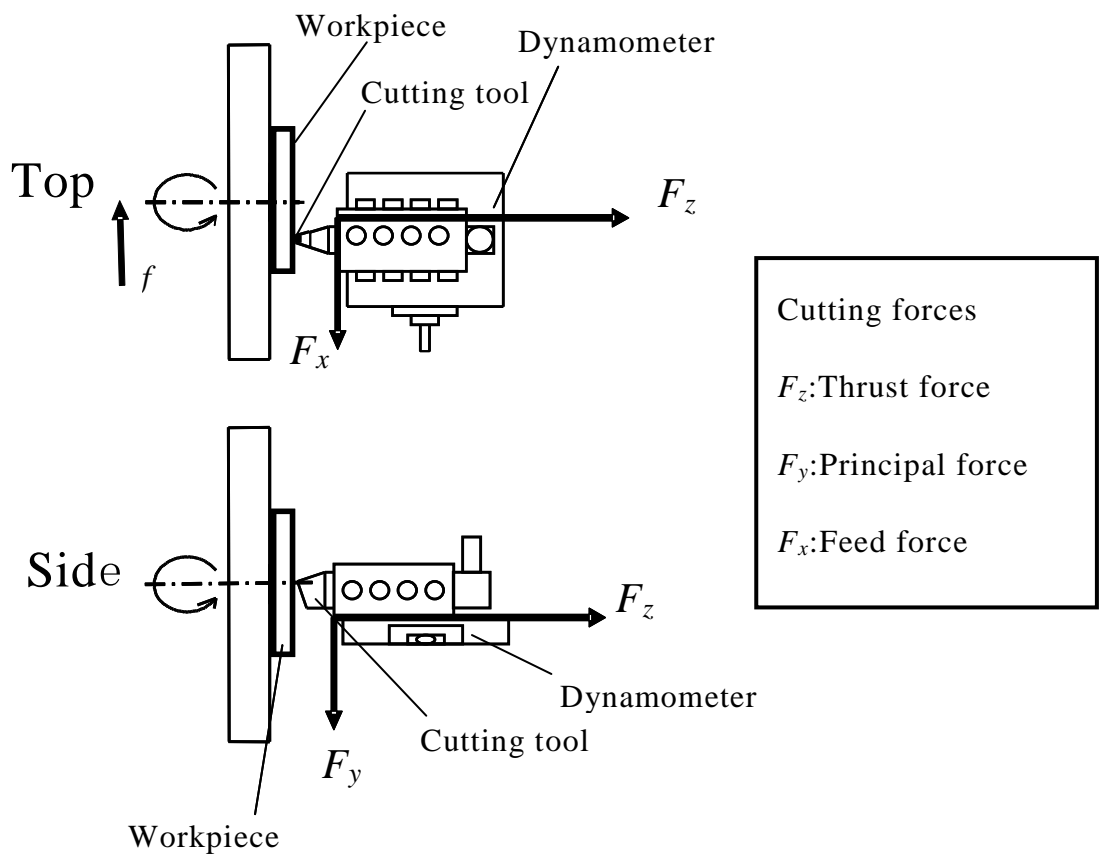
本実験には豊田工機(株)製のCNC超精密三次元曲面加工機AHN60-3Dを用いた。図2.1に実験装置を示す。被削材には、直径76.2 mm、厚さ6 mmの単結晶シリコン円板を用いた。図2.2に被削材の形状を示す。切削工具には、図2.3に示すような寸法と形状で、鋳鉄や高硬度材の切削加工用に市販されている刃先半径0.4, 0.8 mmで刃先に幅約0.12 mm、角度15°のチャンファが付いたR刃焼結CBN工具(京セラ(株)KBN65B)を用いた。また、図2.4は輪郭形状測定器で測定した刃先先端部の形状であり、等価な円をあてることで刃先の丸み半径を求めた。刃先の丸み半径は約2 μm である。切削抵抗は、バイトホルダーに取り付けた3成分小型切削動力計(日本キスラー(株)9256A1)を用い、チャージアンプ(5019B130)を介して測定した。

被削材は図2.2に示すように半径4 mm以下と36 mm以上の部分は前加工で取り除いており、一回の切削実験では半径4 ~ 36 mmの部分の面を被削材の外側から中心に工具を送り、切削するようにした。表2.1に切削条件の詳細を示す。切り込み量 $d = 3, 6 \mu\text{m}$ とし、工具送り量 f を6 ~ 60 $\mu\text{m}/\text{rev}$ 、主軸回転速度 $S = 500, 1000 \text{ rpm}$ として切削を行った。また切削油剤として植物油(扶桑精機(株)CUT AM-50)を使用し、ミストにして供給した。切削実験では、被削材中心から約5, 10, 15, 20, 25, 30, 35 mmの位置で、切削抵抗の測定を行なった。

切削実験終了後、加工面の形状は輪郭形状測定器(ミットヨ(株)CV-638)を用いてオリエンテーションフラットからの回転角 $\phi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ の3方向測定した。工具摩耗はデジタルマイクロスコープ(キーエンス(株)VH-5500)を用いて測定した。



(a) Ultra-precision lathe



(b) Measurements of cutting forces

Fig. 2.1 Experimental apparatus

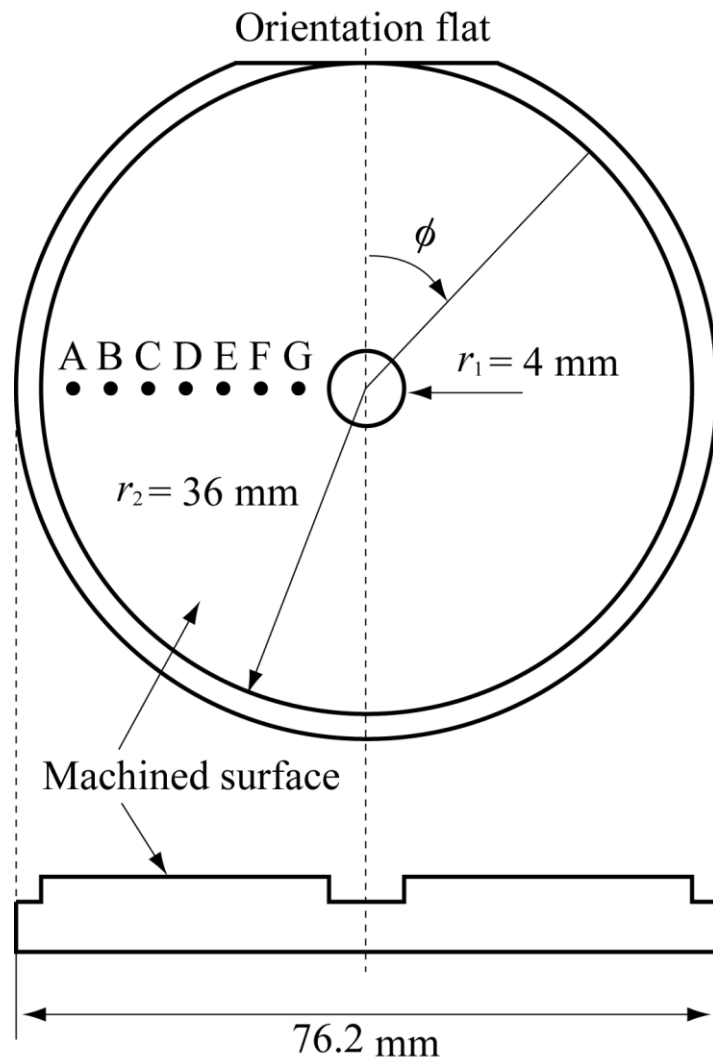


Fig. 2.2 Shape and size of workpiece

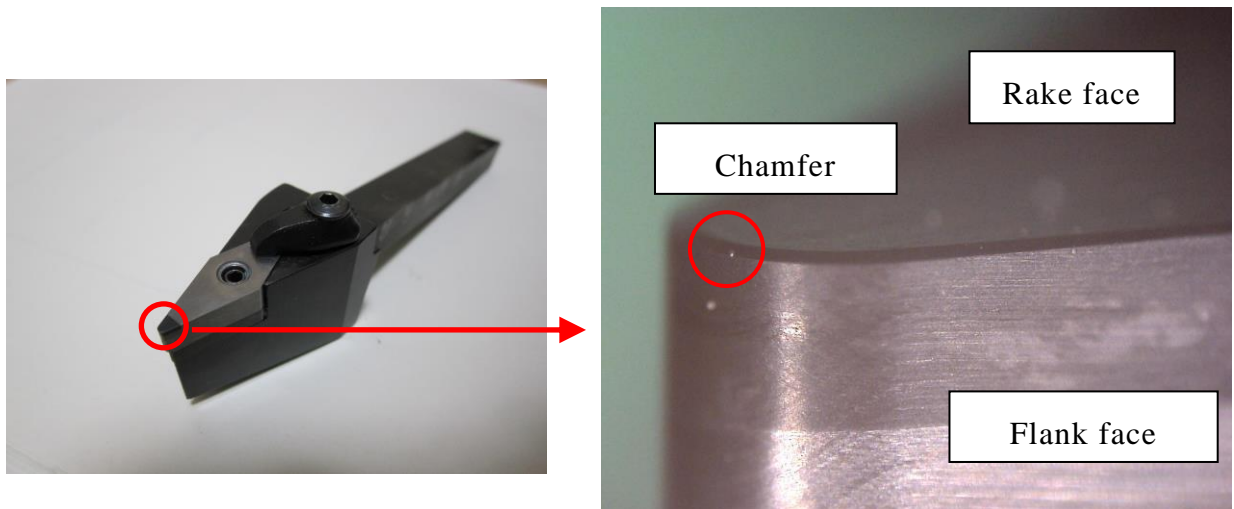


Fig. 2.3 Photograph of new cutting tool

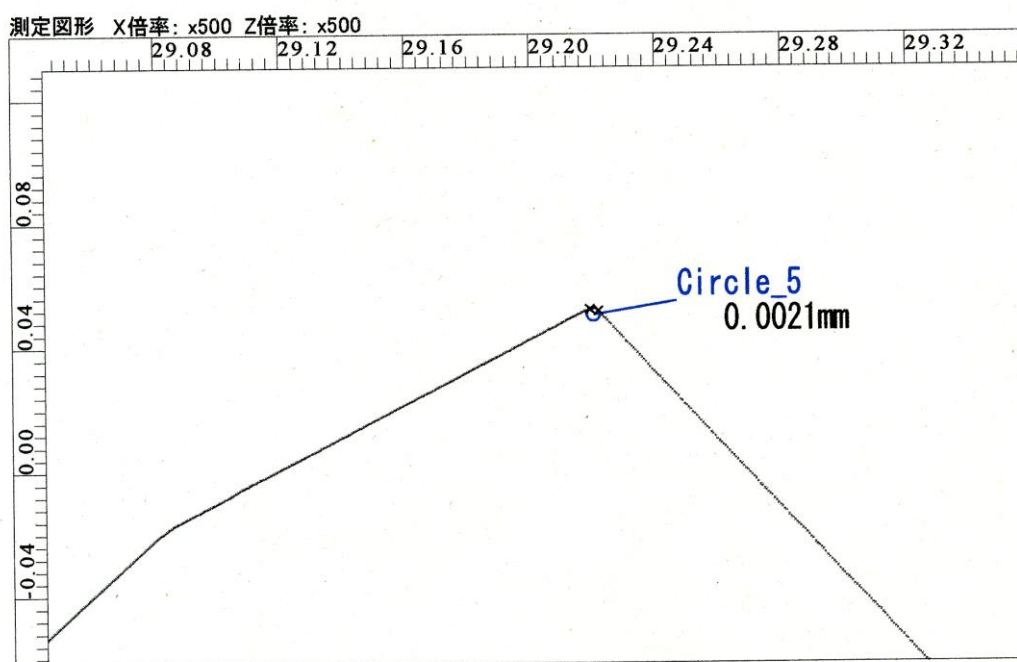


Fig. 2.4 Shape of cutting edge

Table 2.1 Cutting conditions

Workpiece	Material	Single crystal Silicon (100)
	Diameter mm	76.2
	Thickness mm	6
Tool	Material	Sintered Cubic Boron Nitride(CBN)
	Nose radius mm	0.4, 0.8
	Rake angle deg.	-11
	Clearance angle deg.	11
	Chamfer mm	0.12 (-26 deg.)
Depth of cut d μm		3, 6
Feed rate f $\mu\text{m/rev}$		6 ~ 60
Spindle speed S rpm		500, 1000
Cutting fluid		Plant oil

2.3 工具逃げ面摩耗

2.3.1 切削条件の影響

図 2.5 は切削実験終了後の工具刃先の写真であり，例としてノーズ半径が 0.8 mm，工具送り量が 6 $\mu\text{m}/\text{rev}$ ，切込み量が 6 μm ，主軸回転速度が 1000 rpm の場合を示している．工具はマイクロスコープを用いて逃げ面から観察し，逃げ面摩耗幅 VB を測定した．図 2.6 は工具送り量に対する逃げ面摩耗幅である．ノーズ半径が 0.8 mm で切込み量 6 μm ，主軸回転速度 1000 rpm の場合，逃げ面摩耗幅は工具送り量の増加に伴ってはじめは減少し，40 $\mu\text{m}/\text{rev}$ 以上では緩やかに増加している．一方，ノーズ半径を 0.4 mm とした場合，逃げ面摩耗幅はノーズ半径 0.8 mm の場合と同様の傾向を示すが，各工具送り量で大きくなった．切込み量を 3 μm とした場合，または主軸回転速度を 500 rpm とした場合，逃げ面摩耗幅は切込み量 6 μm で主軸回転速度 1000 rpm の場合に比べて小さくなった．

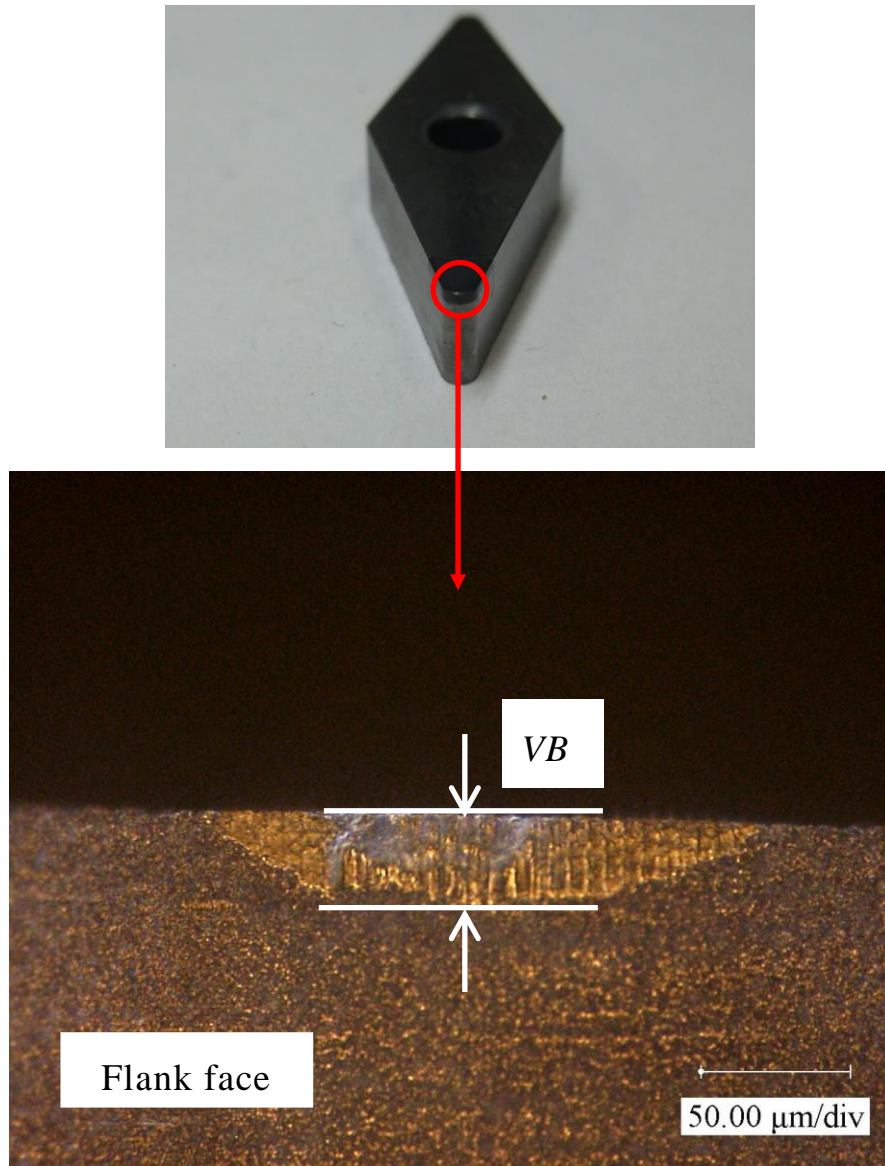


Fig. 2.5 Photograph of cutting edge after cutting test

($R = 0.8 \text{ mm}$, $f = 6 \text{ } \mu\text{m/rev}$, $d = 6 \text{ } \mu\text{m}$, $S = 1000 \text{ rpm}$)

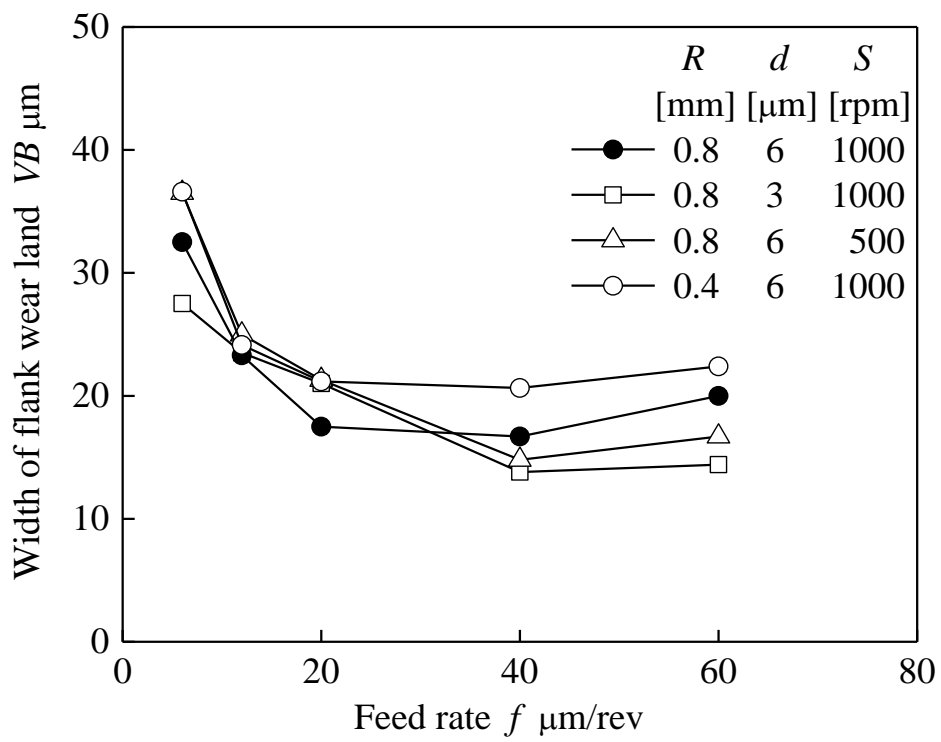


Fig. 3.6 Width of flank wear land plotted against feed rate

2.3.2 摩耗体積

図 2.7 は工具刃先が円弧状に摩耗しているときの摩耗体積を求めるための概念図であり， α がすくい角， γ が逃げ角， R がノーズ半径， d が切込み量， r が切削終了後に刃先が円弧状に摩耗したと仮定した場合の刃先の半径， δ が刃先の後退量， δ_i がある高さにおける刃先の後退量（y 軸からの距離）で R_2 ， d_2 がそれぞれそのときの円弧の半径および切込み量である．図 2.7 よりある高さにおける摩耗した刃先の円弧の半径 R_i は式(2.1)で表される．

$$R_i = R - \delta + \delta_i \quad (2.1)$$

また，図中の点 O ， O_1 ， P および O ， O_2 ， P からなる三角形から式(2.2)が得られる．

$$\left. \begin{aligned} \overline{OP}^2 &= \overline{O_1P}^2 - \overline{OO_1}^2 = R^2 - (R-d)^2 \\ \overline{OP}^2 &= \overline{O_2P}^2 - \overline{OO_2}^2 = r^2 - (r-d+\delta)^2 \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

したがって式(2.2)より摩耗した刃先の円弧の半径 r は式(2.3)で表される．

$$r = \frac{2Rd + \delta^2 - 2d\delta}{2(d - \delta)} \quad (2.3)$$

同様に図中の点 O_1 ， A ， E からなる三角形 O_1AE と，点 O_2 ， A ， E からなる三角形 O_2AE から，

$$\left. \begin{aligned} \overline{AE}^2 &= \overline{O_1A}^2 - \overline{O_1E}^2 = R_i^2 - (R_i - d_i)^2 \\ \overline{AE}^2 &= \overline{O_2A}^2 - \overline{O_2E}^2 = r^2 - (r - d_i + \delta_i)^2 \end{aligned} \right\} \quad (2.4)$$

が得られ，上式よりある高さにおける切込み量 d_i は式(2.5)で表される．

$$d_i = \frac{\delta_i(2r + \delta_i)}{2(r - R_i + \delta_i)} R - \delta + \delta_i \quad (2.5)$$

ここで， δ_i は刃先後退量 δ の値を $\delta \sim 0$ まで (δ/n) 刻みに減少させていった値である (n は任意の数)．次にある高さにおける摩耗した刃先の円弧の半径 R_2 および摩耗した刃先の円弧の半径 r がなす円はそれぞれ式(2.6)，(2.7)で表される．

$$x^2 + \{y - (R - d)\}^2 = R_i^2 \quad (2.6)$$

$$x^2 + \{y - (r - d + \delta)\}^2 = r^2 \quad (2.7)$$

図中の弧 ACB で囲った部分の面積 S_1 は式(2.6)より，

$$S_1 = \int_{(d-\delta)-(d_i-\delta_i)}^{d-\delta+\delta_i} \sqrt{R_i^2 - \{y - (R - d)\}^2} dy \quad (2.8)$$

となり，弧 ADB で囲った部分の面積 S_2 は式(2.7)より，

$$S_2 = \int_{(d-\delta)-(d_i-\delta_i)}^{d-\delta} \sqrt{r^2 - \{y - (r - d + \delta)\}^2} dy \quad (2.9)$$

となる。したがって ADBC で囲まれたある高さにおけるすくい面方向から見た摩耗面積 S は式(2.10)で表される。

$$S = S_1 - S_2 = \int_{(d-\delta)-(d_i-\delta_i)}^{d-\delta+\delta_i} \sqrt{R_i^2 - \{y - (R-d)\}^2} dy - \int_{(d-\delta)-(d_i-\delta_i)}^{d-\delta} \sqrt{r^2 - \{y - (r+d+\delta)\}^2} dy \quad (2.10)$$

また、すくい面側の摩耗体積を V_R 、逃げ面側の摩耗体積を V_F とすると、

$$V_R = \int_0^{\delta \tan \alpha} S dz \cong \sum_{i=1}^n S \cdot \frac{\delta}{n} \tan \alpha, \quad V_F = \int_0^{\delta \tan(\pi/2-\gamma)} S dz \cong \sum_{i=1}^n S \cdot \frac{\delta}{n} \tan \left(\frac{\pi}{2} - \gamma \right) \quad (2.11)$$

となる。したがって、摩耗体積 V は、

$$V = V_R + V_F \cong \sum_{i=1}^n \left\{ S \cdot \frac{\delta}{n} \tan \alpha + S \cdot \frac{\delta}{n} \tan \left(\frac{\pi}{2} - \gamma \right) \right\} \quad (2.12)$$

で求めることができる。

図 2.8 は式(2.12)より求めたノーズ半径が 0.4 mm および 0.8 mm で主軸回転速度 1000 rpm、切込み量 6 μm の場合の工具送り量に対する摩耗体積である。ノーズ半径が 0.8 mm で切込み量 6 μm 、主軸回転速度 1000 rpm の場合の求めた摩耗体積は、各工具送り量でノーズ半径が 0.4 mm の場合とほぼ一致していた。

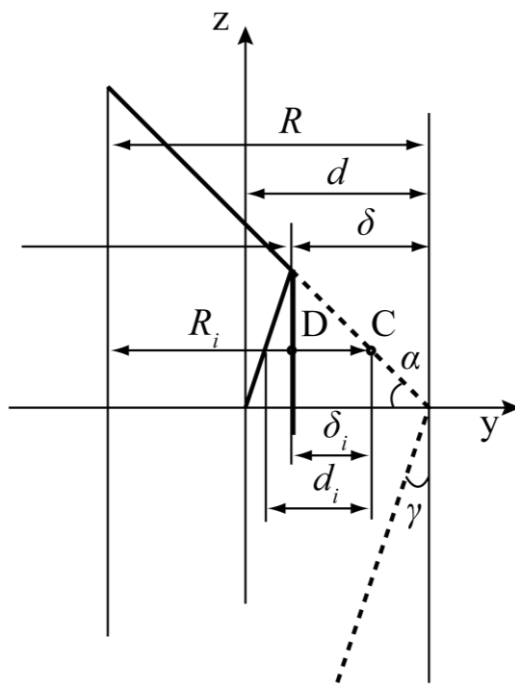
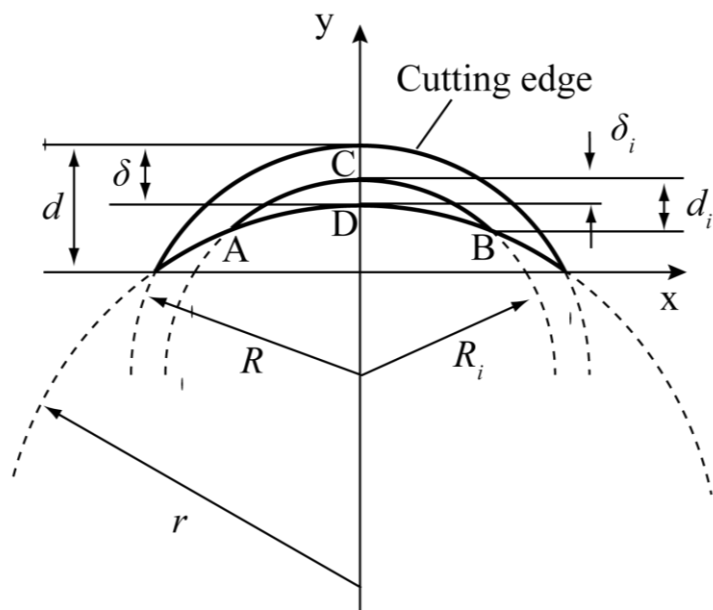


Fig. 2.7 Schematic of cutting tool used to calculate wear volume

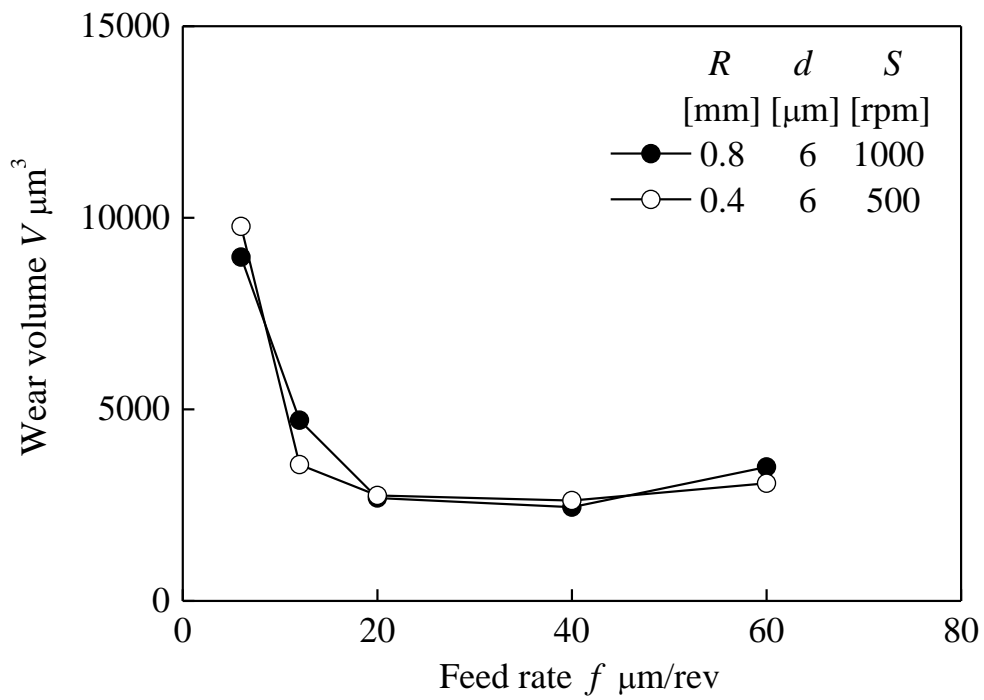


Fig. 2.8 Wear volume of cutting edge plotted against feed rate

2.3.3 逃げ面摩耗幅の実験式

逃げ面摩耗幅は図 2.6 で示したように工具送り量の増加に伴って切削距離は短くなるが，逃げ面摩耗幅は減少し続けるわけではなく，ある工具送り量で増加に転じている．この原因を調べるため，切削条件を一定として切削距離を増加させる実験を行った．切込み量は $6\ \mu\text{m}$ ，主軸回転速度は $1000\ \text{rpm}$ の一定とし，工具送り量を $20, 40, 60\ \mu\text{m/rev}$ の 3 条件でそれぞれ被削材を 5 枚分切削した．図 2.9 は切削枚数に対する逃げ面摩耗幅である．図より逃げ面摩耗幅はそれぞれの切削条件で，切削枚数の増加に伴い単調に増加しているのが分かる．図 2.10 は切削距離と逃げ面摩耗幅の関係を示しており，図 2.9 で示した切削枚数を切削距離に換算したものである．逃げ面摩耗幅は両対数グラフ上で切削距離の増加に伴ってほぼ比例して大きくなった．図中の実線は最小二乗法を用いて求めた近似曲線で以下の式のように表すことができる．

$$VB = KL^n \quad (2.13)$$

村田らによると， K および n を定数とすると逃げ面摩耗幅 VB は $VB = Kt^n$ と表すことができ，指数 n は $0.5 \sim 1.0$ になるとの報告がある⁽²⁵⁾．さらに， t は切削時間で，本実験において工具送り量は一定であるため，切削時間と距離は比例する．したがって，図 2.10 で示した逃げ面摩耗幅は式 (2.13) で表すことは妥当であると考えられる．また，指数 n が $0.467 \sim 0.489$ であることから，村田らの報告とほぼ一致する．これらの結果より，1 枚の被削材を切削する場合においても，上式が成り立つことが予想される．

図 2.11 は輪郭形状測定器で測定した工具送り量 $6\ \mu\text{m/rev}$ ，切込み量 6

μm , 主軸回転速度 1000 rpm, ノーズ半径 0.8 mm での加工面形状である。
 加工面形状はどの条件においても凸形状となった。図 2.12 は工具送り量
 に対する平面度で、図 2.11 に示した加工面形状の 3 方向の高低差の平均
 値である。図より平面度は、工具送り量の増加に伴って減少し、工具送
 り量が 20 ~ 40 $\mu\text{m}/\text{rev}$ で一定、または増加しており、変化の傾向は図 2.6
 で示した逃げ面摩耗幅の傾向と似ているのが分かる。したがって、被削
 材 1 枚を切削する間の逃げ面摩耗幅は、加工面形状から推定できると考
 えられる。さらに、加工面形状は、逃げ面の摩耗による刃先の後退量 δ
 に直接関係すると考えられる。したがって、刃先後退量 δ は式(2.13)を考
 慮して以下の式で表すことができる。

$$\delta = KL^n, \quad L = \left\{ \frac{(r_2^2 - r^2)}{f} - r_2 + r \right\} \quad (2.14)$$

ここで r_2 は被削材の外径で r は被削材中心からの距離である。図 2.13 は
 摩耗した工具の概略図で逃げ面摩耗幅 VB と刃先後退量 δ の関係は式
 (3.15)で表すことができる。

$$\begin{aligned}
 VB &= \left(\frac{1}{\tan \gamma} + \tan \alpha \right) \delta + \left(\frac{1 - \cos \gamma}{\sin \gamma} + \frac{1 - \sin \alpha}{\cos \alpha} \right) R_e \\
 &= 5.632\delta + 1.442 \quad (1 - \sin \alpha) R_e > \delta \quad (2.15)
 \end{aligned}$$

ここで γ は逃げ角で α はすくい角、 R_e は工具刃先の丸み半径である。し
 たがって、式(2.13)の係数 K は式(2.14)および(2.15)より、

$$K = 5.632K' \quad (2.16)$$

と表すことができる。図 2.14 は工具送り量 $40 \mu\text{m}/\text{rev}$, 切込み量 $6 \mu\text{m}$, 主軸回転速度 1000 rpm , ノーズ半径 0.8 mm の加工面形状で式(2.14)を用いて非線形近似を行った結果である。図より加工面形状は非線形近似を行って求めた曲線とよく一致しているのが分かる。さらに他の条件でも同様に非線形近似を行って係数 K' および n を求め, 式(2.16)を適用して逃げ面摩耗幅の係数 K を算出した。図 2.15 は工具送り量と逃げ面摩耗幅の係数 K および n の関係を示したものである。図より得られた逃げ面摩耗幅の係数 K は工具送り量の増加に伴って大きくなるが, 指数 n はほぼ一定となった。また, ノーズ半径が 0.4 mm の場合の係数 K は, 0.8 mm の場合に比べて大きくなった。この結果は図 2.8 で示したようにノーズ半径 0.8 mm および 0.4 mm の摩耗体積が等しいことを考慮すると, 摩耗体積は逃げ面摩耗幅の 3 乗とみなすことができ, 各ノーズ半径での逃げ面摩耗幅の係数 $K_{0.8}$ および $K_{0.4}$ は以下の式で表すことができる。

$$K_{0.8} = \sqrt[3]{0.4/0.8} \cdot K_{0.4} \quad (2.17)$$

図 2.16 は工具送り量に対する背分力の平均値である。得られた背分力は工具送り量の増加に伴って大きくなっており, 図 2.15(a)で示した逃げ面摩耗幅の係数 K の変化の傾向と定性的に似ている。以上の結果より, 式(2.13)から摩耗速度 dVB/dL を導き, その係数 K_v と背分力 F_z の関係を調べた。以下に摩耗速度の式を示す。

$$\frac{dVB}{dL} = K_v L^{n-1}, \quad K_v = Kn \quad (2.18)$$

さらにノーズ半径が 0.8 mm の摩耗速度の係数 $K_{v0.8}$ は、

$$K_{v0.8} = K_{0.8} n_{ave} \quad (2.19)$$

で表される．ここで、 n_{ave} はそれぞれの切削条件下での逃げ面摩耗幅の指数の平均値である．図 2.17 は摩耗速度の係数 $K_{v0.8}$ と背分力の関係であり、 $K_{v0.8}$ はすべての切削条件下で背分力の増加に比例して大きくなるという結果が得られ、最小二乗法を用いて以下の関係が得られた．

$$K_{v0.8} = 0.215 \times 10^{-6} F_z \quad (2.20)$$

以上の結果より、逃げ面摩耗幅 VB は、式(2.18)を積分し、以下の式で表すことができる．

$$VB = \int K_{v0.8} L^{n_{ave}-1} dL = \frac{0.215 \times 10^{-6} F_z}{n_{ave}} L^{n_{ave}} + VB_0, \quad L = \pi \left\{ \frac{(r_2^2 - r_1^2)}{f} - r_2 + r_1 \right\} \quad (2.21)$$

ここで、 VB_0 は式(2.15)より 1.442 であり、 r_1 は被削材内径で 4×10^{-3} m、 r_2 は被削材外径で 36×10^{-3} m である．図 2.18 は工具送り量と背分力の平均値の関係を示しており、非線形関数として最小二乗法を用いて近似した．表 2.2 は各切削条件における背分力および逃げ面摩耗幅の指数をま

とめたものであり,これらの値を式(2.21)に適用して逃げ面摩耗幅を算出した. 図 2.19 に工具送り量に対する逃げ面摩耗幅の実験値および式(2.21)より得られた逃げ面摩耗幅である. 計算によって求めた逃げ面摩耗幅は, ノーズ半径や切込み量, 主軸回転速度によらず, 実験値とほぼ一致した.

逃げ面摩耗幅 VB は, 式(2.15)で示したように刃先後退量 δ と比例することを考慮すると, 摩耗体積 V は図 3.7 で示した摩耗長さ $2OP$ と VB^2 の積に比例する.

$$V \propto \overline{2OP} \cdot VB^2 = 2K^2 \cdot \overline{OP} \cdot L^{2n} \quad (2.22)$$

さらに, 体積摩耗速度 dV/dL は上式より,

$$\frac{dV}{dL} \propto 4nK^2 \overline{OPL}^{2n-1} \quad (2.23)$$

と表すことができる. これまでの研究によると, 拡散摩耗が支配的である場合, 体積摩耗速度 dV/dL は切削温度 θ の増加に対して指数関数的に大きくなると報告されており, 式(2.24)のように表される⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾.

$$\frac{1}{\sigma_n} \frac{dV}{dL} = B \exp\left(-\frac{C}{\theta}\right) \quad (2.24)$$

ここで, σ_n は垂直応力であり, B および C は定数である. さらに切削温度 θ は, 切削断面積の累乗 A^m と比切削抵抗 u の積に比例する⁽²⁸⁾. 図 2.20

は工具送り量に対する主分力の平均値である．主分力はどの切削条件でも工具送り量の増加に伴って大きくなっているのがわかる．図 2.21 は比切削抵抗と切削断面積の関係を両対数グラフ上に示したものである．比切削抵抗は切削断面積の増加に伴って単調に減少しているのが分かる．したがって，本研究における切削温度は切削断面積の累乗で表すことができ，式(2.24)は式(2.25)のように表すことができる．

$$\frac{1}{u} \frac{dV}{dL} = B \exp\left(-\frac{C'}{A^m}\right) \quad (2.25)$$

図 2.22 は体積摩耗速度の係数と切削断面積の関係である．主軸回転速度が 1000 rpm の場合，体積摩耗速度の係数は切削断面積の増加に伴って大きくなっており，主軸回転速度が 500 rpm の場合に比べて大きくなった．図中の曲線は式(2.25)を用いて非線形関数近似を行った結果であり，実験値ともよく一致している．以上の結果より，体積摩耗速度は切削温度の上昇に伴って大きくなっていると考えられる．したがって，本研究における工具摩耗は拡散摩耗が支配的であり，そのために逃げ面摩耗幅は工具送り量の増加に伴って小さくならず，ある工具送り量で極小値が存在すると考えられる．

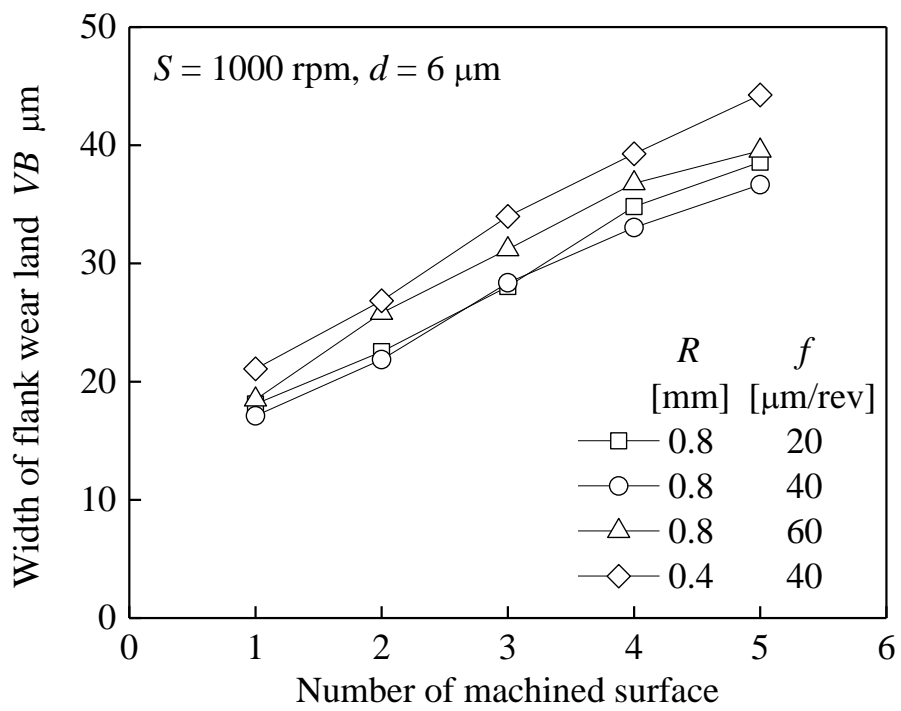


Fig. 2.9 Width of flank wear land plotted against number of machined workpieces

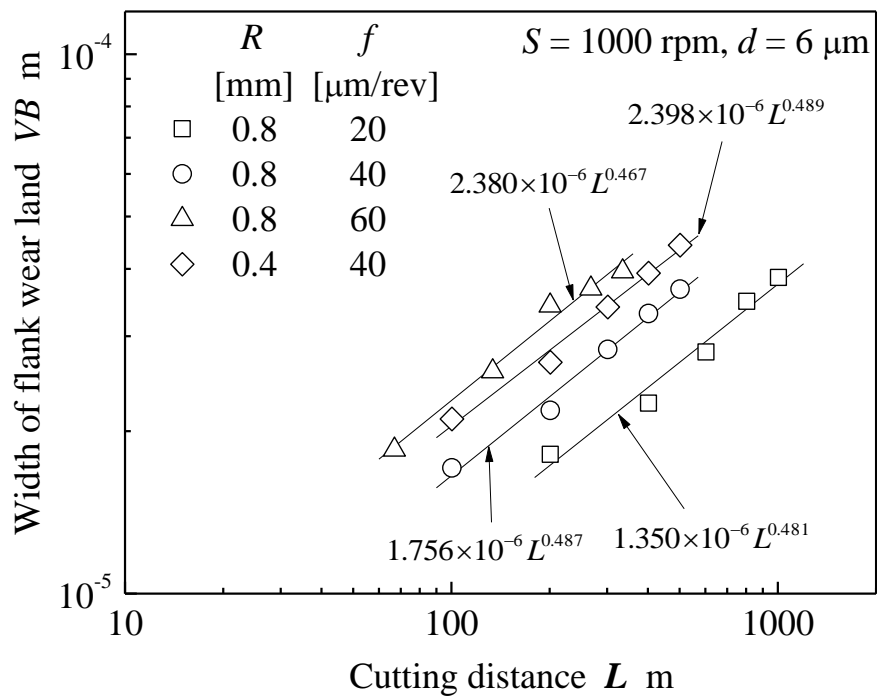


Fig. 2.10 Theoretical relationship and experimental data for width of flank wear land against cutting distance

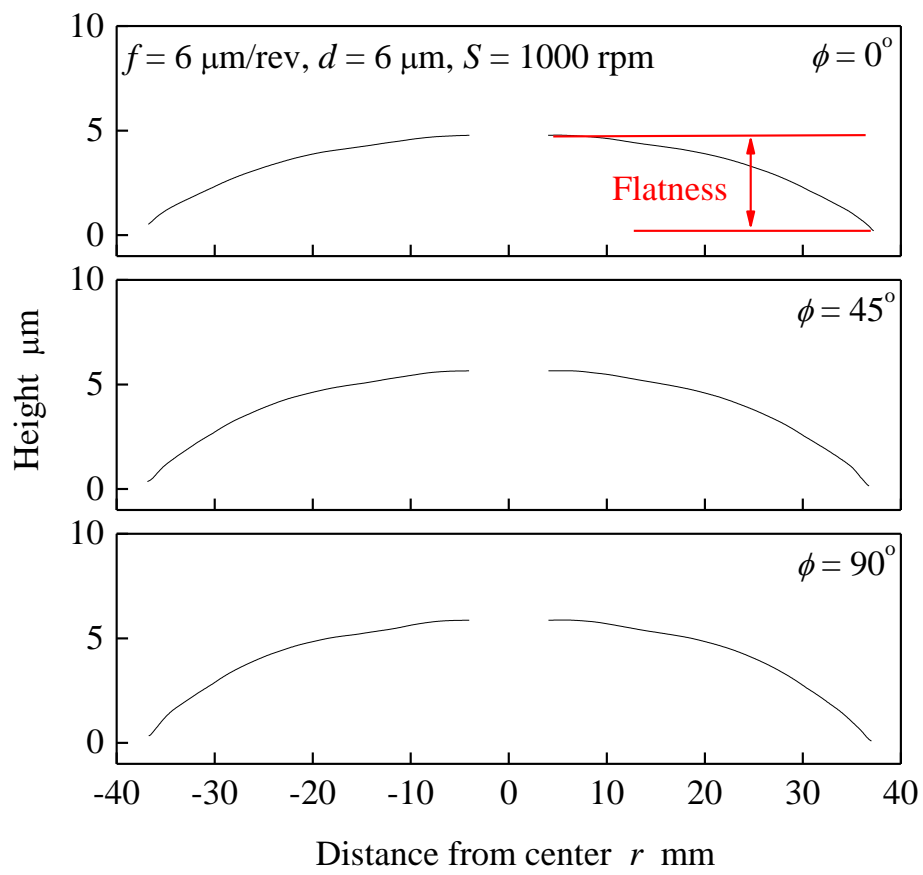


Fig. 2.11 Shape of machined surface

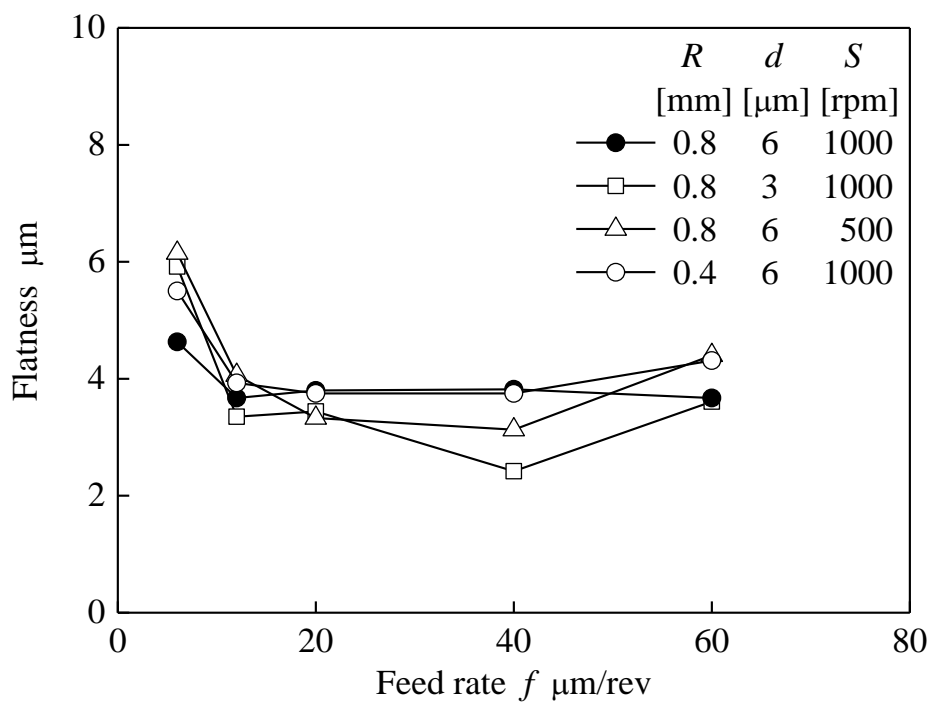


Fig. 2.12 Flatness of machined surface plotted against feed rate

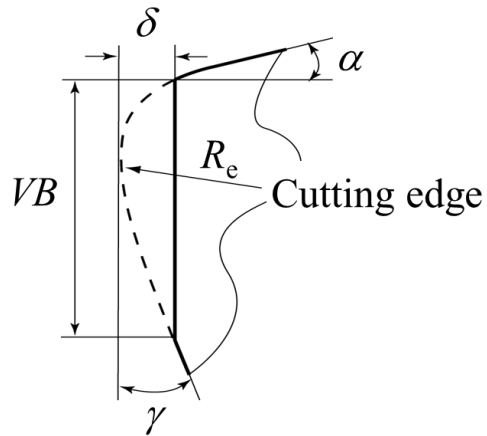


Fig. 2.13 Schematic of worn cutting edge

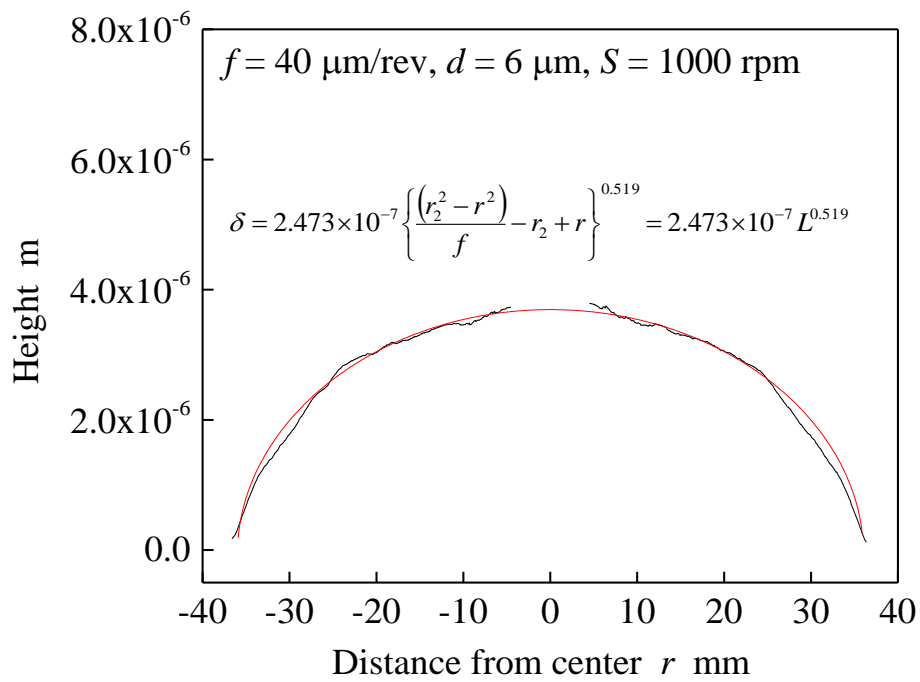
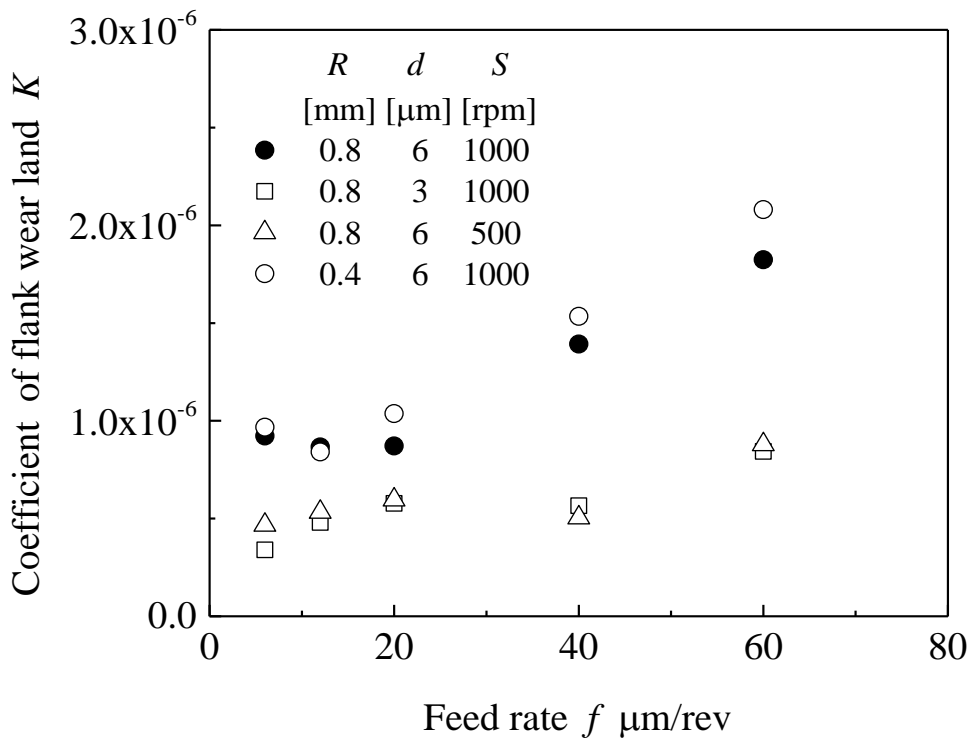
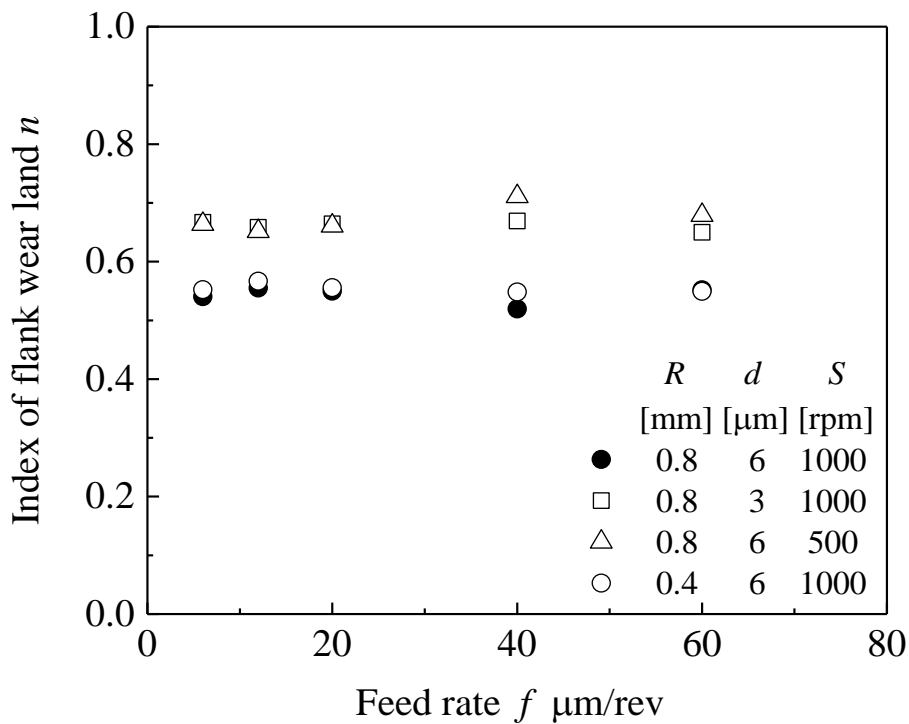


Fig. 2.14 Shape of machined surface approximated as a nonlinear function

$$K'L^n$$



(a) Coefficient K



(b) Exponent n

Fig. 2.15 Coefficient K and exponent n of function approximating measured shape of machined surface plotted against feed rate

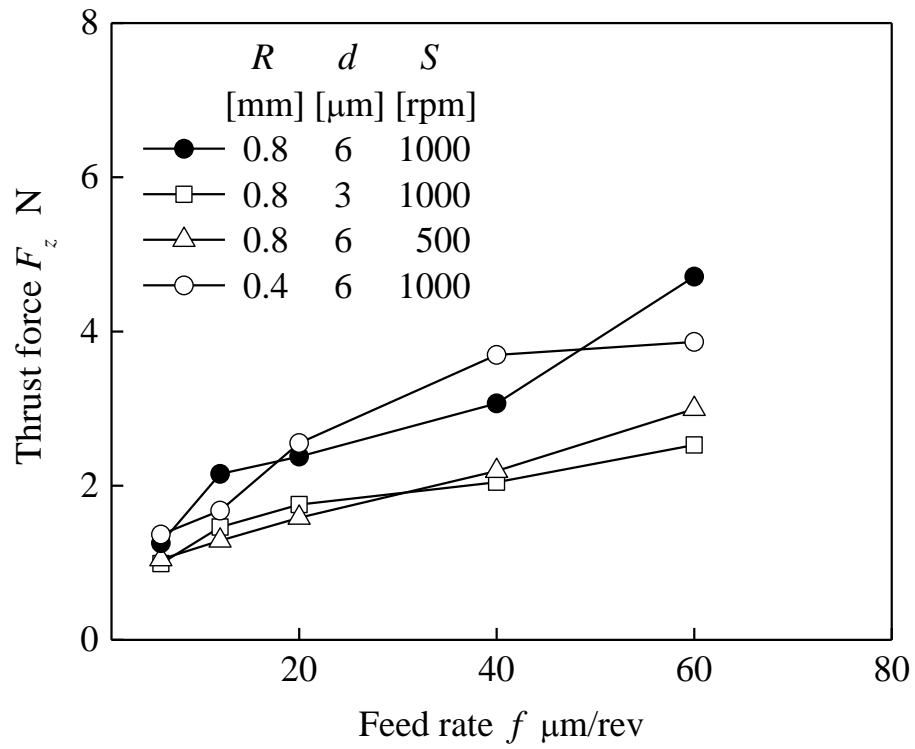


Fig. 2.16 Average thrust force plotted against feed rate

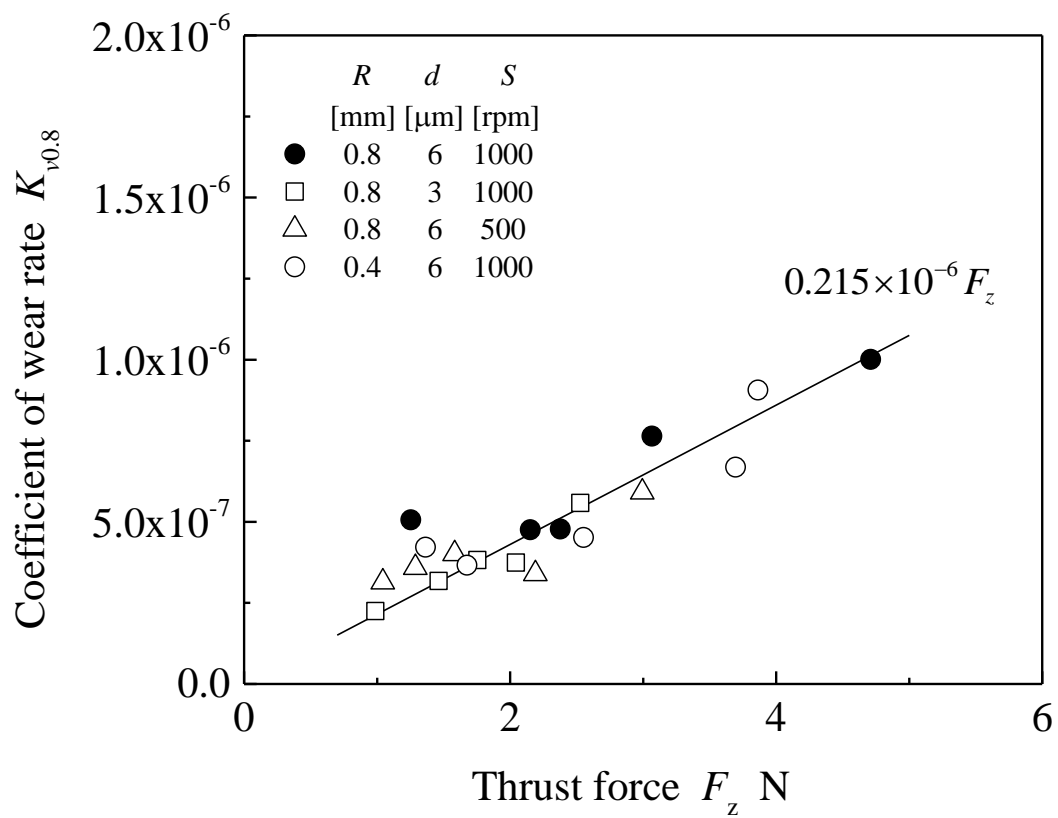


Fig. 2.17 Theoretical relationship and experimental data for $K_{v0.8} = K_{0.8}n_{ave}$ against average thrust force

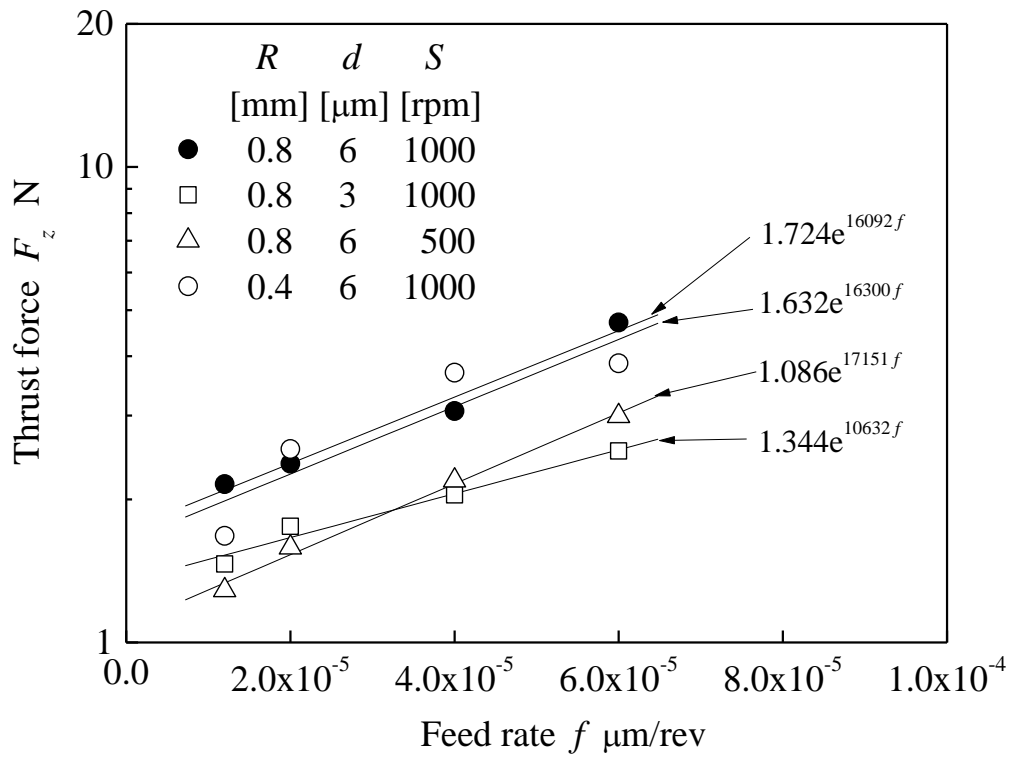


Fig. 2.18 Theoretical relationship and experimental data for average thrust force against feed rate

Table 2.2 Cutting parameters

Nose radius	Depth of cut	Spindle speed	Thrust force	Index
R [mm]	d [μm]	S [rpm]	F_z [N]	n
0.8	6	1000	$1.724e^{16092f}$	0.543
0.8	3	1000	$1.344e^{10632f}$	0.662
0.8	6	500	$1.086e^{17151f}$	0.673
0.4	6	1000	$1.6324e^{16300f}$	0.554

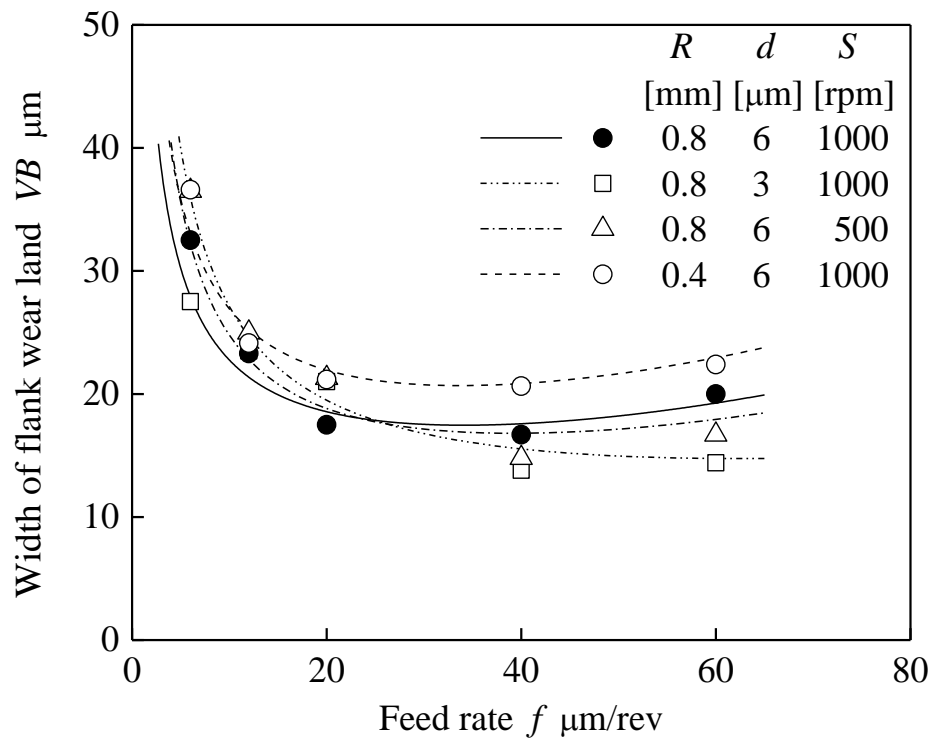


Fig. 2.19 Theoretical relationship and experimental data for flank wear land width against feed rate

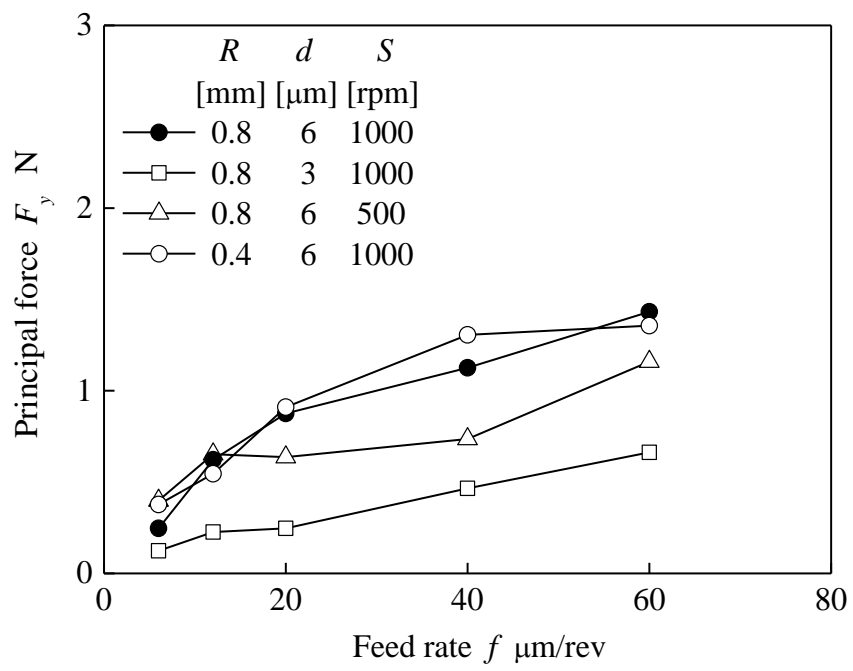


Fig. 2.20 Average principle force plotted against feed rate

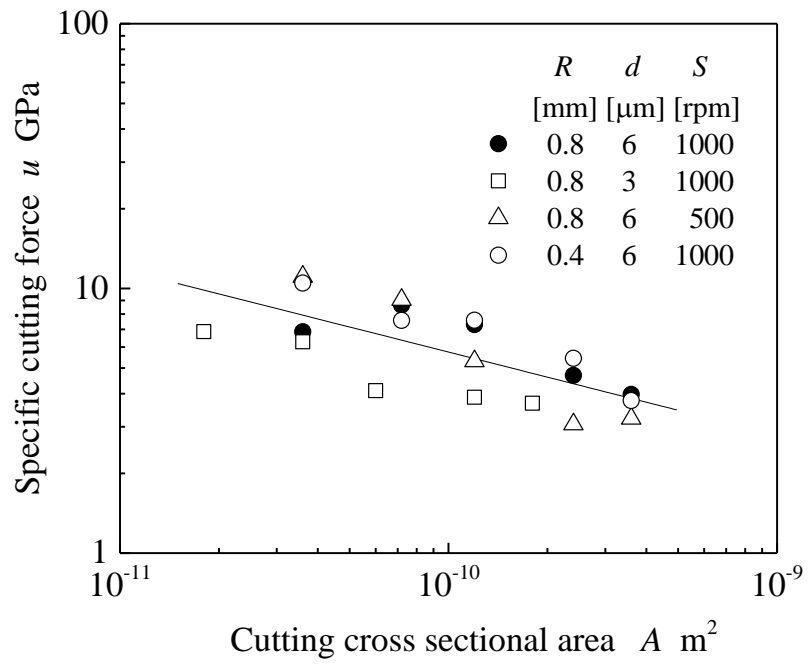


Fig. 2.21 Relationship between specific cutting force and cutting cross section area

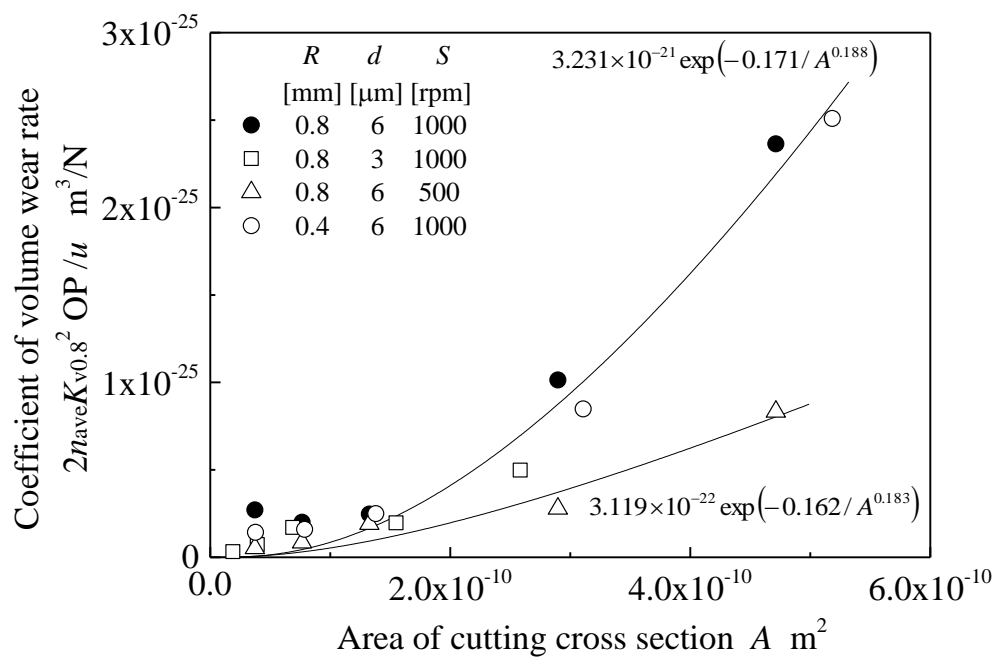


Fig. 2.22 Theoretical relationship and experimental data for coefficient of volume wear rate against cutting cross sectional area

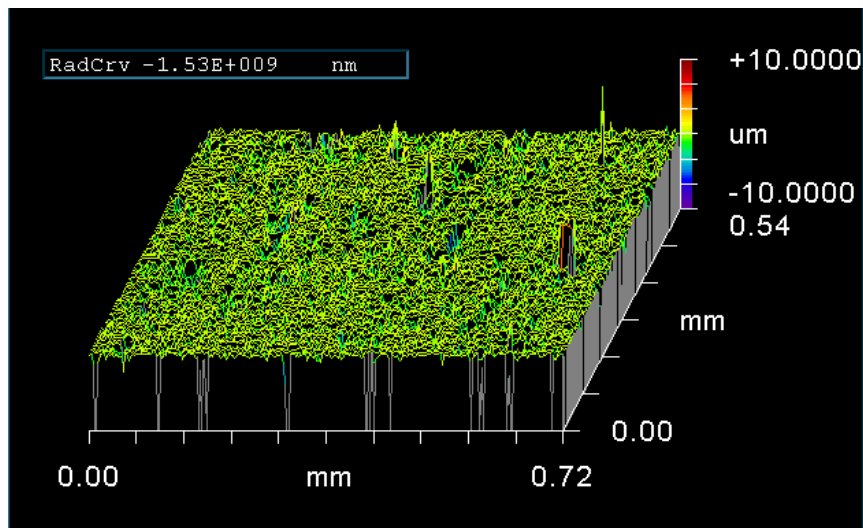
2.4 加工精度

図 2.23 は加工面写真および走査型白色干渉計で観察した詳細であり、例として工具送り量 $6 \mu\text{m}/\text{rev}$ 、切込み量 $6 \mu\text{m}$ 、主軸回転速度 1000 rpm 、ノーズ半径 0.8 mm で切削した場合の結果を示している。図 2.23(a)より、加工面はどの切削条件においても梨地面となった。また、図 2.23(b)に示すように加工面には工具送り量に対応するピッチのカッターマークは観察されず、脆性破壊によって創成されていた。図 2.24 は工具送り量に対する加工面粗さである。得られた加工面粗さは切削条件の違いによる差はほとんど見られず、 $0.5 \sim 0.9 \mu\text{m}$ であった。これはすべての切削条件で加工面は脆性破壊が支配的であったために大きな変化が見られなかったと考えられる。

加工面形状は前節の図 2.11 に示したように、すべての切削条件で凸形状となった。また、図 2.12 で示した平面度は前節で述べたように工具送り量の増加に対する変化の傾向が逃げ面摩耗幅と似ていることや加工面形状から刃先後退量を推定して導いた逃げ面摩耗幅の実験式が実験値とほぼ一致していることから、工具摩耗によって大きくなると考えられる。



(a) Photograph



(b) Detail

Fig. 2.23 Photograph and detail of machined surface

($f = 6 \mu\text{m}/\text{rev}$, $d = 6 \mu\text{m}$, $S = 1000 \text{ rpm}$, $R = 0.8 \text{ mm}$)

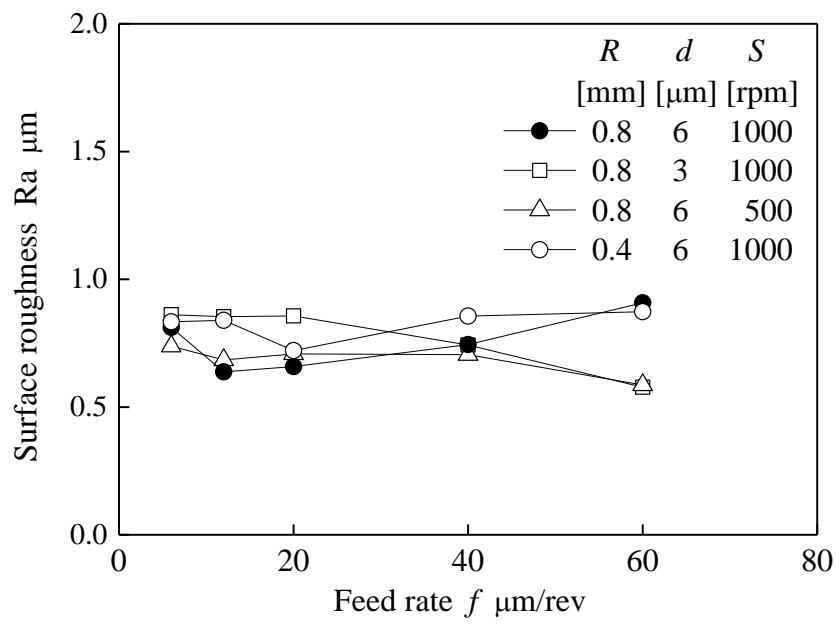


Fig. 2.24 Surface roughness

2.5 結言

R 刃焼結 CBN 工具を用いて単結晶シリコン円板の精密切削加工を行い、各種切削条件が工具摩耗に及ぼす影響について実験的に検討した。得られた結果を以下に示す。

- (1) 切削条件が同じ場合、ノーズ半径 0.4 mm の摩耗体積は、ノーズ半径 0.8 mm の体積にほぼ一致した。
- (2) 逃げ面摩耗幅 VB を切削距離 L の非線形関数($VB = KL^n$)として近似すると、すべての切削条件において係数 K は工具送り量の増加に伴って大きくなるが、指数 n は工具送り量によらずほぼ一定となった。
- (3) 摩耗体積を考慮した逃げ面摩耗速度の係数 $K_{v0.8}$ ($= K_{0.8}n_{ave}$)は、切削条件によらず背分力の増加に伴って単調に大きくなり、1つの線形関数で近似することができた。
- (4) 上記の結果を考慮し、背分力と切削距離の関数として逃げ面摩耗幅の実験式を導いた。
- (5) 切削断面積の増加のよって切削温度が上昇するという仮定を基に、単結晶シリコンの精密切削加工における CBN 工具の主な摩耗は、拡散摩耗であると考察した。

第 3 章

第3章 チャンファ付 R 刃ダイヤモンド工具による単結晶シリコン円板の超精密切削加工

3.1 緒言

単結晶シリコンは、赤外線領域の波長に対して高い透過率と屈折率を有しているため、赤外線レンズの材料として使用されている。一般的な光学ガラスレンズは金型によるプレス成型が可能で量産されているが、単結晶シリコンは融点が高いなどの理由からレンズの製作は研削加工、研磨加工を組み合わせることにより行われている⁽¹⁾⁽²⁾。しかしながら、これまでの加工法は球面レンズに限られ、非球面や自由曲面の創成には適さない。したがって、形状自由度が高い切削加工を適用し、実用化技術として確立させることが重要である。単結晶シリコンの超精密切削加工に関する研究は多く報告されており、一般的に単結晶ダイヤモンド工具が用いられる⁽³⁾⁻⁽¹⁸⁾。しかしながら、従来の研究では鋭利な刃先を持つ工具が用いられており、チップングが起りやすいという問題がある。実際の加工では微小チャンファを付けた工具が用いられるが、この工具について検討した研究は少ない。また実用上は切削条件と工具摩耗、加工面との関係は重要であるが、このような視点から行われた研究は見当たらない。

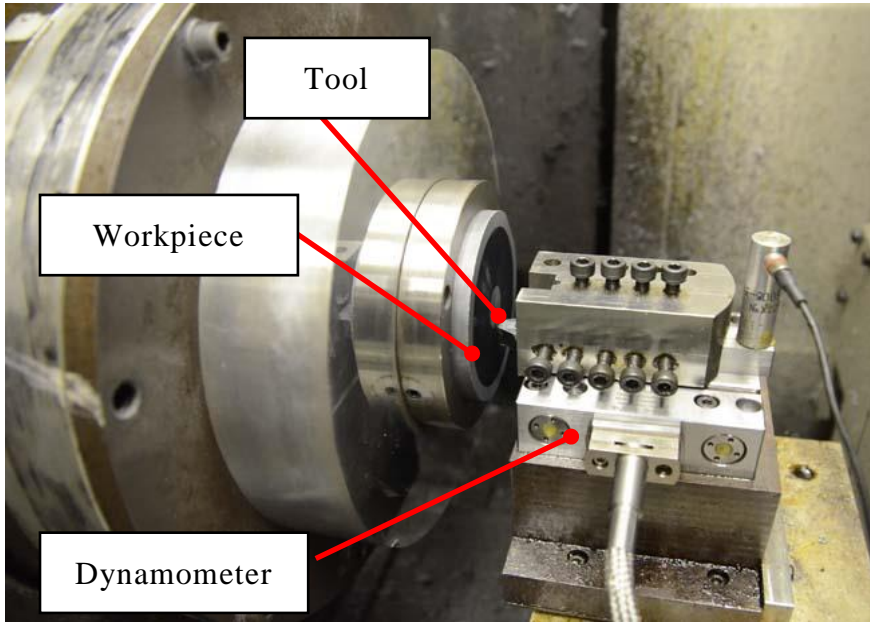
本章では赤外線レンズ製作における仕上げ加工への適用を検討するため、チャンファ付 R 刃ダイヤモンド工具を用いて単結晶シリコン円板の超精密切削加工を行い、工具送り量、切込み量、切削油剤が加工精度と工具摩耗に及ぼす影響について調べた。

3.2 実験装置及び実験方法

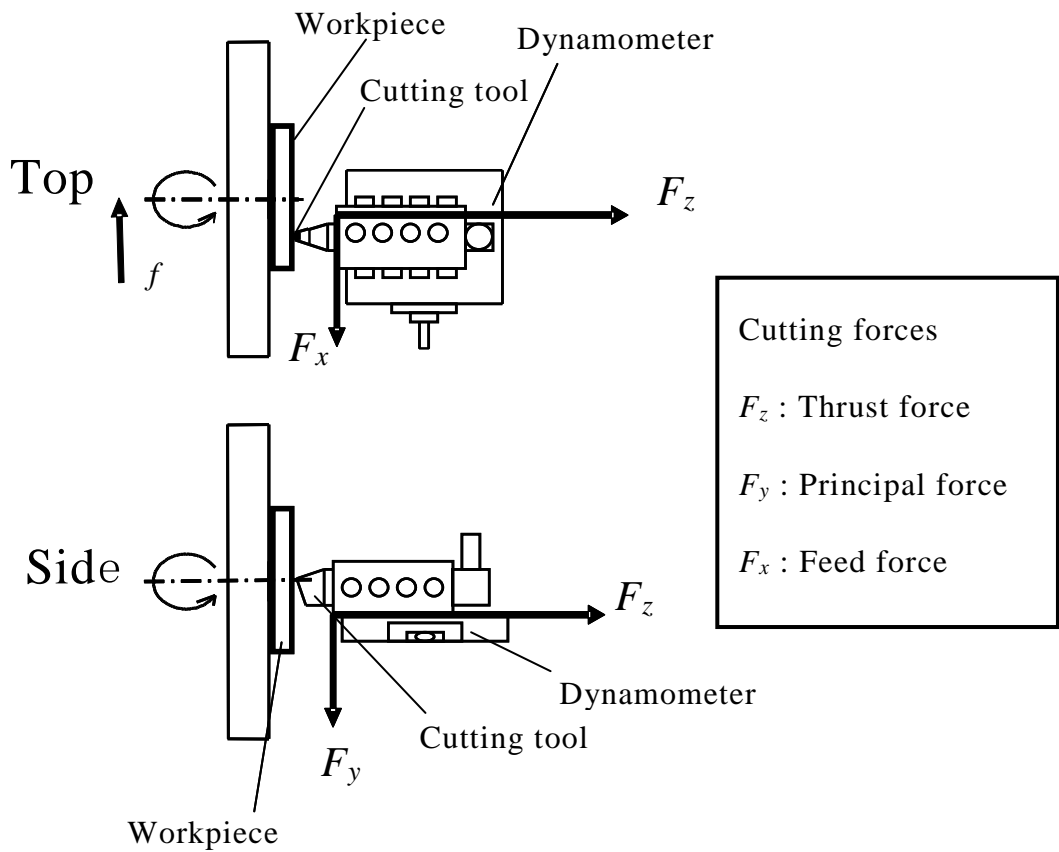
本実験には豊田工機(株)製のCNC超精密三次元曲面加工機AHN60-3Dを用いた。図3.1に実験装置を示す。被削材には、図3.2に示す直径76.2 mm、厚さ6 mmの単結晶シリコン円板を用いた。切削工具には、図3.3に示すような単結晶シリコンの超精密切削加工用として市販されているノーズ半径2 mmで刃先に幅約2 μm 、角度45°の微小チャンファ付R刃単結晶ダイヤモンドバイト((株)アライドマテリアル upc)を用いた。切削抵抗はバイトホルダーに取り付けた3成分小型切削動力計(日本キスラー(株)9256A1)を用い、チャージアンプ(5019B130)を介して測定した。

被削材は図3.2に示すように半径8 mm以下と32 mm以上の部分は前加工で取り除いており、一回の切削実験では半径8 ~ 32 mmの部分の面を切削するようにした。表3.1に切削条件の詳細を示す。切り込み量 $d = 0.5, 1.0, 1.5 \mu\text{m}$ とし、工具送り量 f を0.5 ~ 8.0 $\mu\text{m}/\text{rev}$ として被削材の外側から中心に向けて切削を行った。切削油剤として植物油(扶桑精機(株)CUT AM-50)と灯油を使用し、ミストで供給した。表3.2に切削油剤の主な性状を示す。切削実験では、被削材中心から約10, 15, 20, 25, 30 mmの位置で、切削抵抗の測定を行なった。

切削実験終了後、加工面粗さは走査型白色干渉計(Zygo New View 5032)を用いてオリエンテーションフラットからの回転角を ϕ とし、15°間隔で半径10, 15, 20, 25, 30 mmの位置を測定した。加工面の形状は輪郭形状測定器(ミットヨ(株)CV-638)を用いてオリエンテーションフラットからの回転角 $\phi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ の3方向測定した。工具摩耗は走査型電子顕微鏡SEMを用いて観察した。



(a) Ultra-precision lathe



(b) Measurements of cutting forces

Fig. 3.1 Experimental apparatus

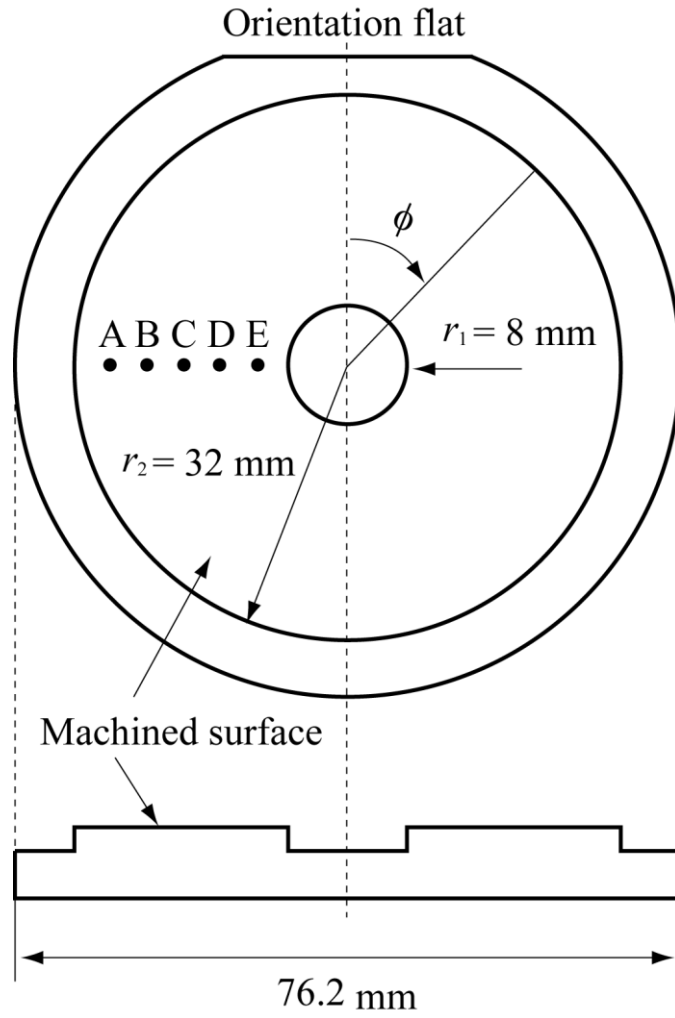


Fig. 3.2 Shape and size of workpiece

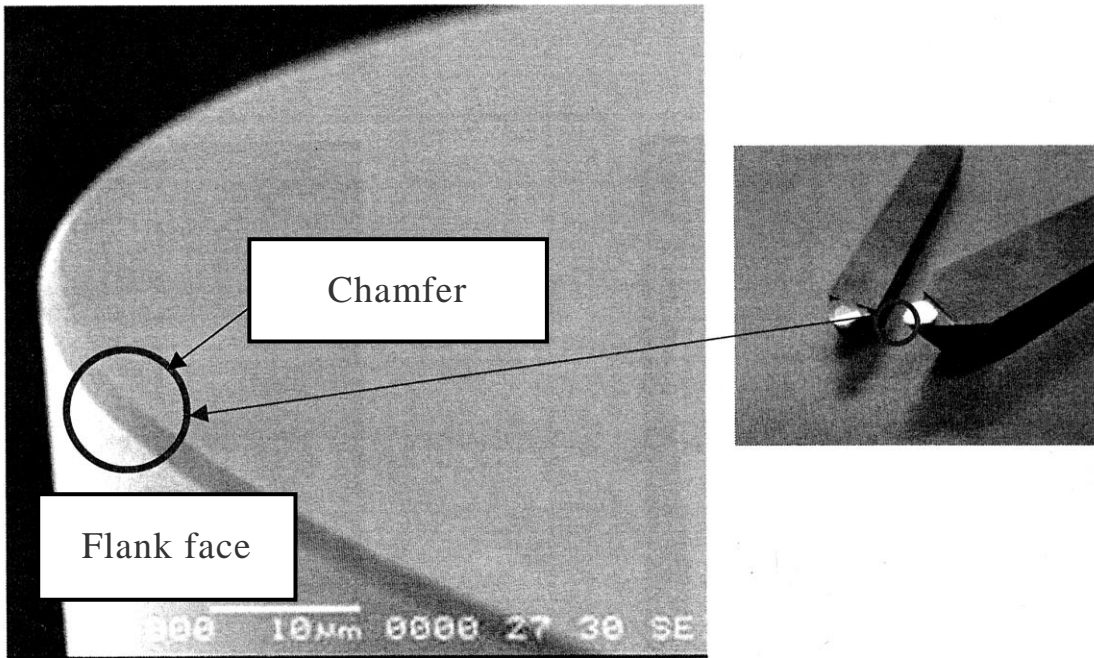


Fig. 3.3 Photograph of new cutting tool

Table 3.1 Cutting conditions

Workpiece	Material	Single crystal silicon (100)	
	Diameter mm	76.2	
	Thickness mm	6	
Tool	Material	Single crystal diamond	
	Nose radius mm	2	
	Rake angle deg.	0	
	Clearance angle deg.	4	
	Chamfer μm	2 (-45 deg.)	
Spindle speed rpm		1000	
Depth of cut d μm		1.0	0.5, 1.0, 1.5
Feed rate f $\mu\text{m/rev}$		0.5, 1.0	0.5 ~ 8.0
Cutting fluid		Plant oil	Kerosene

Table 3.2 Properties of cutting fluids

	Plant oil	Kerosene
Density g/cm^3	0.92	0.80
Kinematic viscosity mm^2/s	41.80	2.78
Surface tension mN/m	32.82	27.68

3.3 工具摩耗に及ぼす切削油剤の影響

図 3.5, 3.6 は切削実験終了後の工具切れ刃の写真で図 3.4 に示す方向から走査型電子顕微鏡 SEM で観察した。図 3.5 は切削油剤として植物油を使用した場合の切れ刃の写真であり、図 3.5 (a)より、工具送り量が $0.5 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合、工具の刃先にはチップングが観察された。工具送り量が $1.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合、図 3.5 (b)に示すように工具送り量が $0.5 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合に比べて大きくチップングが観察された。図 3.6 は切削油剤として灯油を使用した場合での切れ刃の写真で、灯油を使用した場合にはチップングは発生しておらず、逃げ面に機械的摩耗が見られた。また、図 3.6(a)に示すように工具送り量 $f = 0.5 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合、逃げ面摩耗幅は約 $15 \mu\text{m}$ あるのに対し、工具送り量 $f = 1.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ では図 3.6 (b)より約 $7 \mu\text{m}$ と約半分になった。これは工具送り量が $f = 0.5 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合、 $f = 1.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ に比べ切削距離が長くなるためであり、逃げ面の摩耗幅は切削距離に比例して大きくなると推定される。図 3.7 は摩耗の影響がほとんどないと考えられる半径 30 mm の位置での切削抵抗の平均値である。図 3.7 (a)より、切削抵抗の背分力成分は工具送り量が $0.5, 1.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ とともに切削油剤として植物油を使用した場合の方が大きくなった。図 3.7 (b)に示す切削抵抗の主分力成分も背分力と同様に植物油を使用した場合に大きくなっているのが分かる。ここで、工具すくい面の摩擦角を β 、すくい角を α とすると、摩擦角とすくい角の差である角度 $(\beta - \alpha)$ は背分力 F_z と主分力 F_y を用いて式(3.1)の関係が成り立つ。

$$\beta - \alpha = \tan^{-1} \frac{F_z}{F_y} \quad (3.1)$$

図 3.8 は上式より算出した角度($\beta - \alpha$)である。角度($\beta - \alpha$)は工具送り量によらず、切削油剤が植物油の場合の方が大きくなっているのが分かる。ここで、各工具送り量におけるすくい角は一定であると考えられるため、植物油の場合に角度($\beta - \alpha$)が大きくなったのは摩擦角が大きくなったためだということを意味する。以上の結果より、切削油剤として植物油を使用した場合にチップングが生じたのは、切削開始直後から切削抵抗が灯油に場合に比べて大きくなったためであると考えられる。さらに、表 3.2 に示したように動粘度が灯油に比べて植物油が大きいため摩擦角が大きくなり、結果として切削抵抗も大きくなったと考えられる。

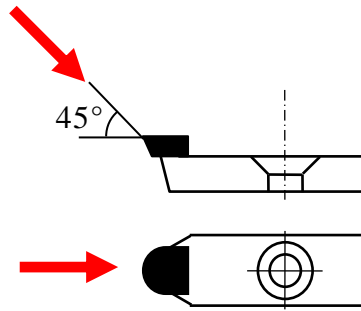
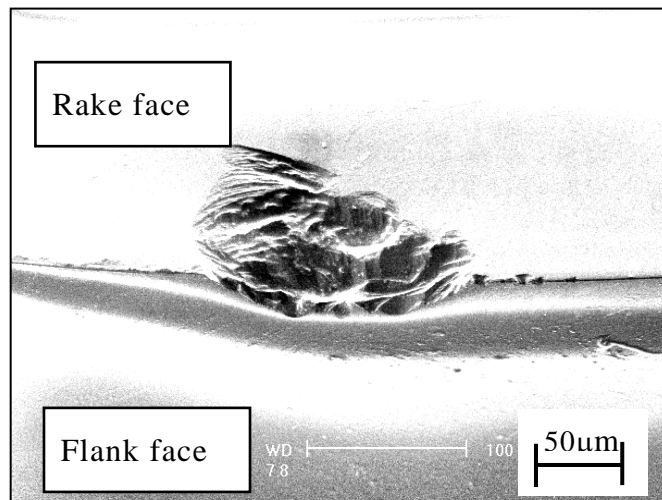
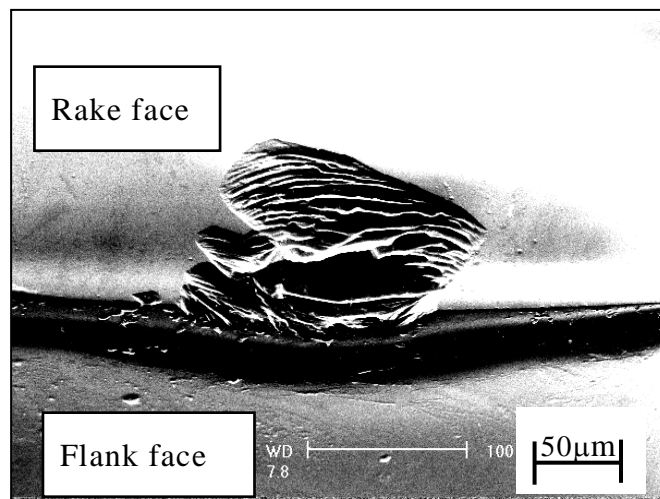


Fig. 3.4 Observation direction of cutting edge after cutting test

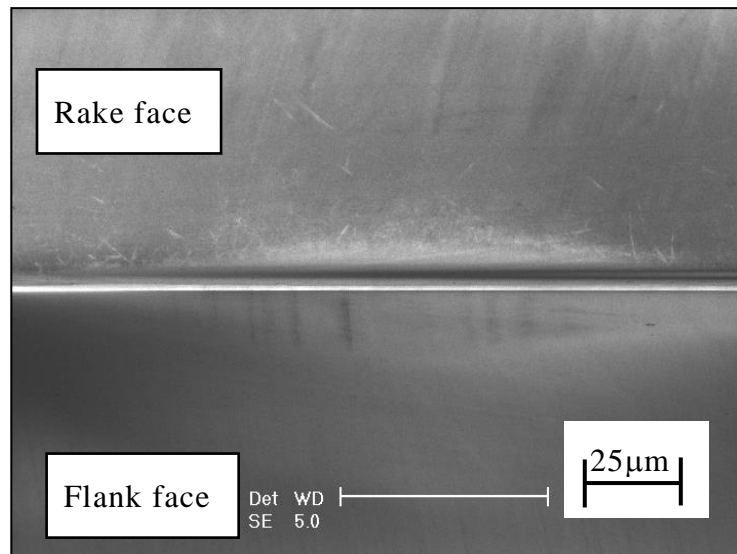


(a) $f = 0.5 \mu\text{m/rev}$

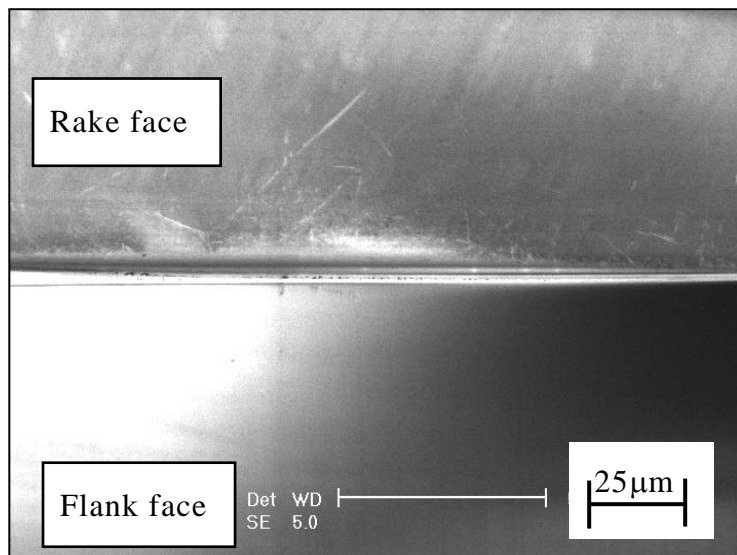


(b) $f = 1.0 \mu\text{m/rev}$

Fig. 3.5 Photographs of cutting edge after cutting test (Plant Oil)

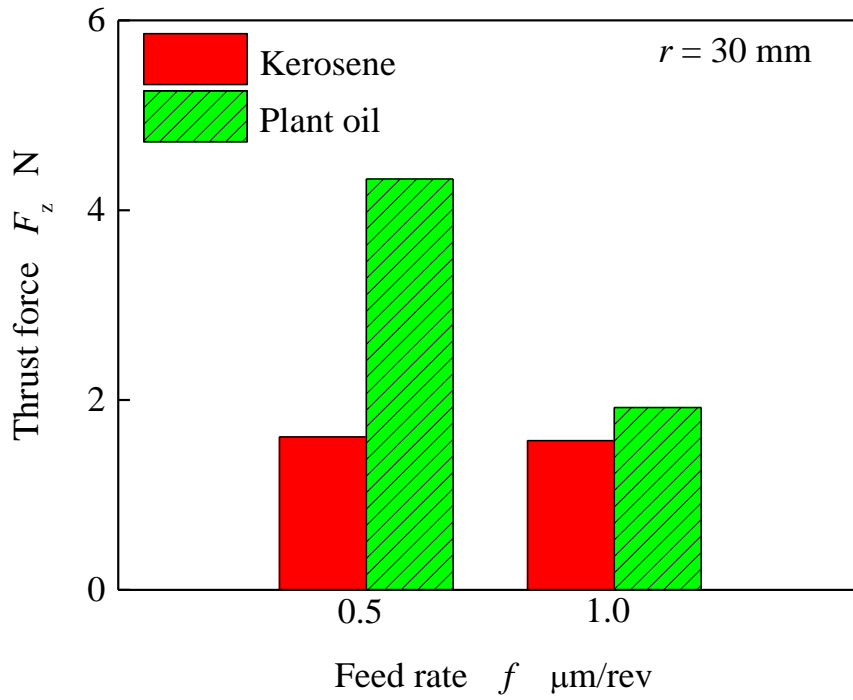


(a) $f = 0.5 \mu\text{m/rev}$

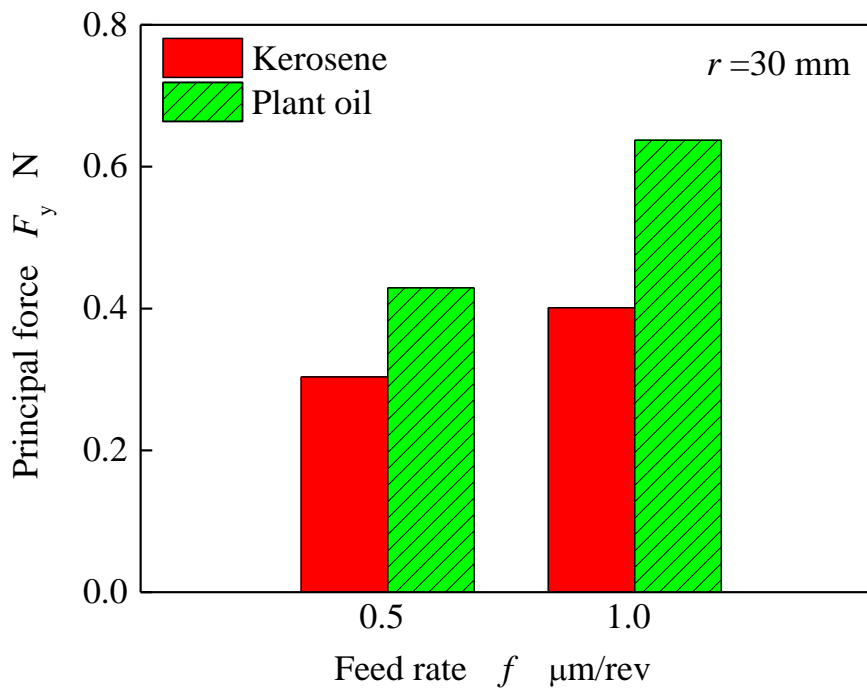


(b) $f = 1.0 \mu\text{m/rev}$

Fig. 3.6 Photographs of cutting edge after cutting test (Kerosene)



(a) Thrust force



(b) Principal force

Fig. 3.7 Cutting forces

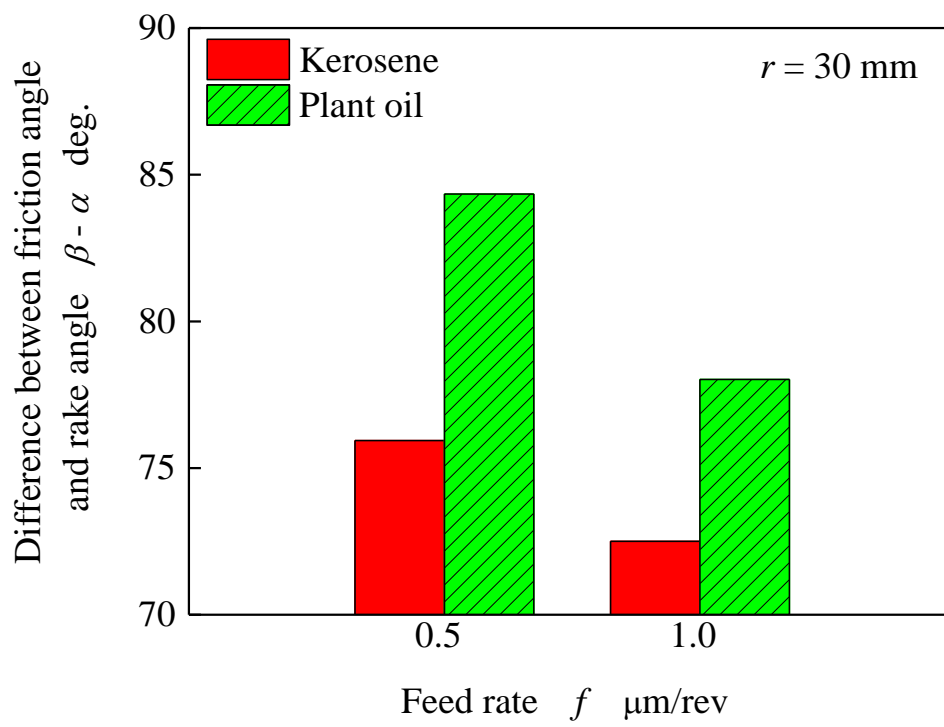


Fig. 3.8 Difference between friction angle and rake angle ($\beta - \alpha$)

3.4 切削過程に及ぼす切削条件の影響

3.4.1 加工面粗さ

本節以降の実験結果は、切削油剤として灯油を使用した場合の切削実験によって得られたものである。図 3.9 ~ 図 3.13 は切込み量を $1.0 \mu\text{m}$ と一定にし、工具送り量を $0.5 \sim 8.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ で切削加工した場合の加工面写真および走査型白色干渉計で観察した詳細である。工具送り量が $0.5, 1.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合、図 3.9 および図 3.10 に示すように加工面は梨地面であり、脆性破壊によって面が創成されていた。図 3.11 に示す工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合、加工面は鏡面が得られ、工具送り量に対応するピッチのカッターマークが観察された。一方、工具送り量が $4.0, 8.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合、加工面は半光沢面となっており、カッターマークは観察されず、一部脆性破壊が観察された。図 3.14, 3.15 は工具送り量を $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ と一定にし、切込み量をそれぞれ $0.5, 1.5 \mu\text{m}$ とした場合の加工面写真および詳細である。図 3.14 に示す切込み量が $0.5 \mu\text{m}$ の場合、加工面は半光沢面となっており、カッターマークが観察されるものの図 3.11 で示した切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ の場合に比べて粗く、さらに一部脆性破壊が観察された。切込み量が $1.5 \mu\text{m}$ の場合も加工面は半光沢面となっており、切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ の場合に比べて粗くなっているのが分かる。図 3.16 は工具送り量に対する加工面粗さである。切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ の場合、加工面粗さは工具送り量の増加に伴って減少し、 $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ 以上で増加に転じている。また、工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ で加工面粗さは最小となり約 6 nm となった。切込み量が $0.5, 1.5 \mu\text{m}$ の場合、加工面粗さは $1.0 \mu\text{m}$ に比べて大きくなった。このように加工面粗さは工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ 、切込み量が $1.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ の場合に最も小さくなり、工具送り量、切込み量ともにこれより大きくても小さくても加工面粗さは大きくなるという結果

が得られた。

図 3.17 は切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ の場合の被削材半径に対する背分力である。工具送り量が $2.0 \sim 8.0 \mu\text{m/rev}$ の場合、背分力は半径によらず一定であるが、工具送り量が $0.5, 1.0 \mu\text{m/rev}$ の場合には被削材中心部にいくほど増加している。図 3.18 に切削距離の増加に対する背分力を示す。ここで、切削距離 L は、 r_1 を被削材内径、 r_2 を被削材外径、 f を工具送り量とすると以下の式で表される。

$$L = \pi \left\{ \frac{(r_2^2 - r_1^2)}{f} - r_2 + r_1 \right\} \quad (3.2)$$

図 3.18 より背分力は工具送り量によらず切削距離が約 1.25 km まではほぼ一定である。したがって、切削距離が 1.25 km 以下の場合、切削抵抗における工具摩耗の影響はほとんどないと考えられる。図 3.19 は切削距離が 1.25 km 以下における工具送り量に対する切削抵抗の背分力および主分力の平均値である。背分力の平均値は工具送り量の増加に伴って単調に減少している。一方、主分力の平均値は工具送り量の増加に伴ってはじめは増加し、 $2.0 \mu\text{m/rev}$ 以上で減少している。切込み量を $0.5, 1.5 \mu\text{m}$ とした場合、背分力と主分力は $1.0 \mu\text{m}$ の場合と比べ、ほとんど変化が見られなかった。図 3.20 は切削における工具先端部の概念図で、図中の ABC で囲まれた部分が切削断面であり、切取り厚さ h は 0 から h_{max} まで変化する。ノーズ半径を R 、工具送り量を f 、切込み量を d とすると最大切取り厚さ h_{max} および平均切取り厚さ h_{mean} は式(3.3)、(3.4)でそれぞれ表される。

$$h_{\max} = f \sqrt{\left(\frac{2d}{R}\right) + \left(\frac{d}{R}\right)^2} \quad (3.3)$$

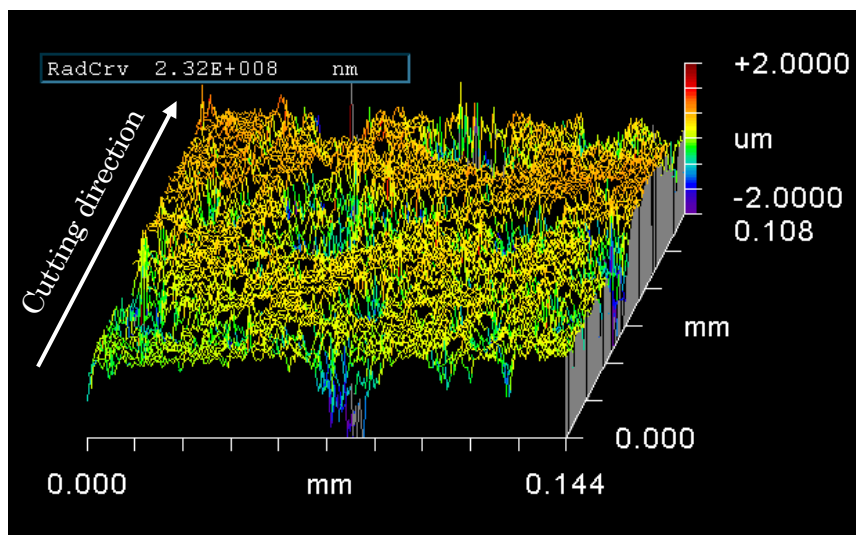
$$h_{\text{mean}} = \frac{1}{2} h_{\max} \quad (3.4)$$

図 3.21 は平均切取り厚さに対する摩擦角とすくい角の差($\beta - \alpha$)であり、図 3.19 で示した切削距離 1.25 km 以下の背分力および主分力の値を用いて式(3.1)より求めた。平均切取り厚さの増加に対する角度($\beta - \alpha$)の変化の傾向は、図 3.16 で示した加工面粗さとほぼ一致しており、工具送り量が 2.0 $\mu\text{m}/\text{rev}$ である平均切取り厚さが 0.03 μm の場合に最も小さくなり約 68°であった。ここで、摩擦角 β が一定であるとする、平均切取り厚さが 0.03 μm 以下で角度($\beta - \alpha$)が大きくなるのは、工具刃先の丸みによって作用するすくい角が負の方向へ大きくなったためであると考えられる。これまでの研究によると、延性モード切削が可能である最大の切取り厚さ、すなわち臨界切取り厚さは、工具すくい角が -40°より負の方向へ大きくなると減少すると報告されている⁽¹⁴⁾。さらに R 刃単結晶ダイヤモンド工具を用いた単結晶シリコンの超精密加工において、臨界切取り厚さは約 0.01 ~ 0.03 μm であると報告されている⁽¹⁷⁾。

以上の結果より、工具送り量が 2.0 $\mu\text{m}/\text{rev}$ より小さい場合、または切込み量が 1.0 μm より小さい場合に加工面粗さが大きくなるのは、工具刃先の丸みによって作用するすくい角が小さくなるためであると考えられる。また、工具送り量が 2.0 $\mu\text{m}/\text{rev}$ より大きい場合、または切込み量が 1.0 μm より大きい場合に加工面粗さが大きくなるのは、切取り厚さが臨界切取り厚さよりも大きくなったためであると考えられる。



(a) Photograph



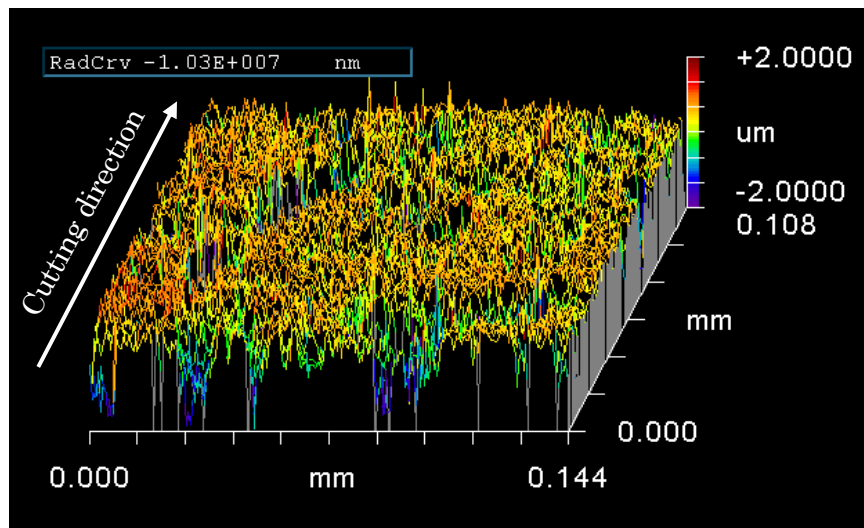
(b) Detail

Fig. 3.9 Photograph and detail of machined surface

($f = 0.5 \mu\text{m/rev}$, $d = 1.0 \mu\text{m}$)



(a) Photograph



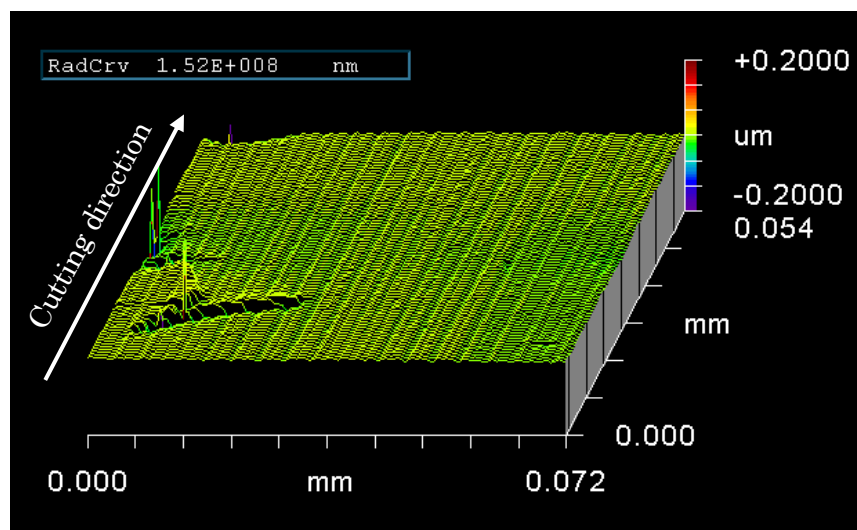
(b) Detail

Fig. 3.10 Photograph and detail of machined surface

($f = 1.0 \mu\text{m}/\text{rev}$, $d = 1.0 \mu\text{m}$)



(a) Photograph



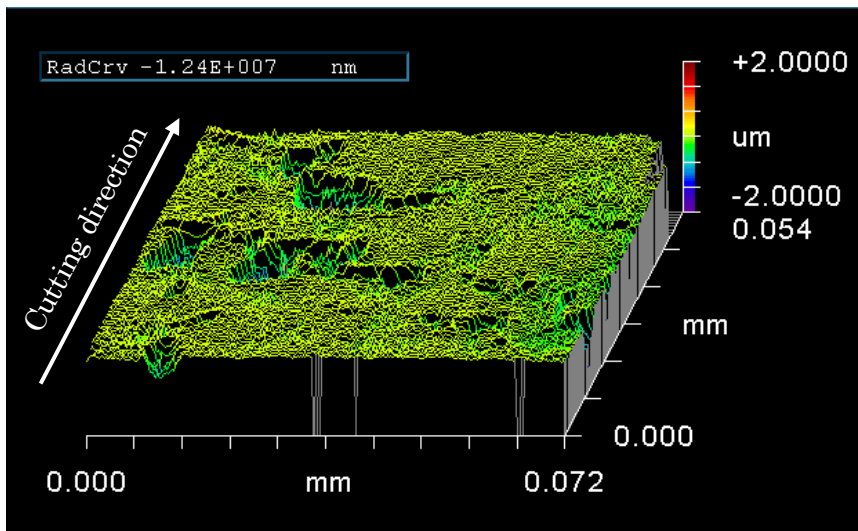
(b) Detail

Fig. 3.11 Photograph and detail of machined surface

$$(f = 2.0 \mu\text{m/rev}, d = 1.0 \mu\text{m})$$



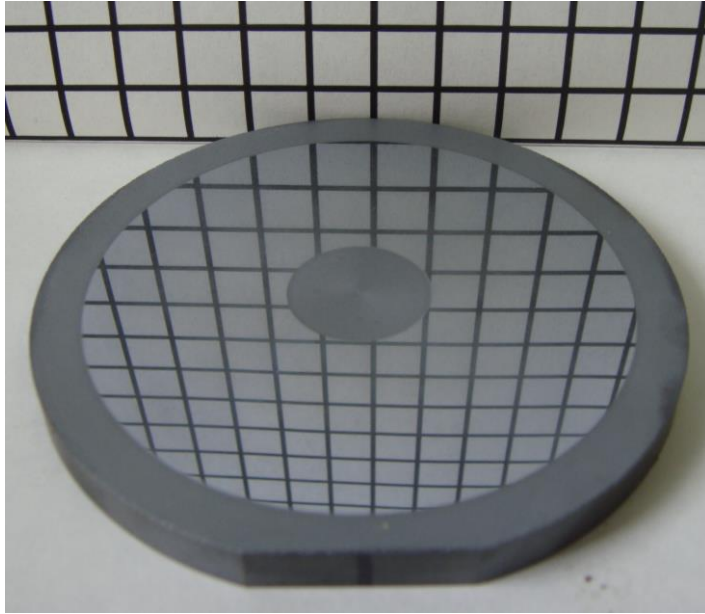
(a) Photograph



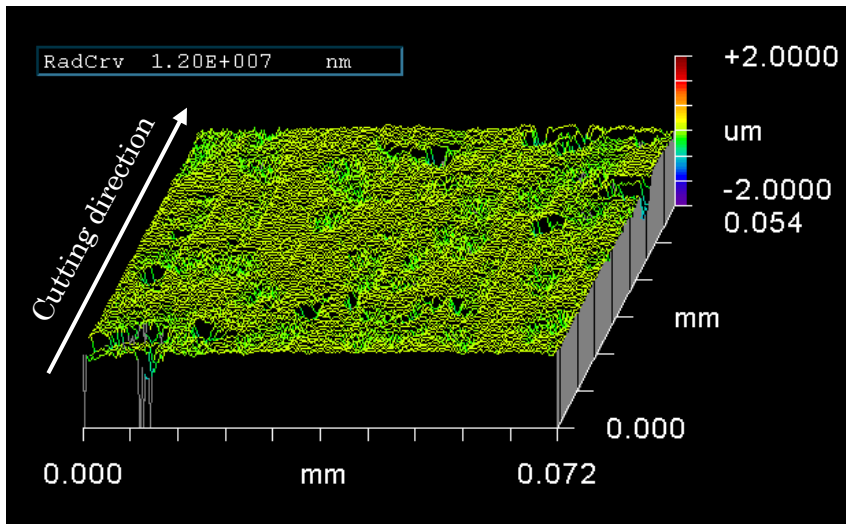
(b) Detail

Fig. 3.12 Photograph and detail of machined surface

($f = 4.0 \mu\text{m}/\text{rev}$, $d = 1.0 \mu\text{m}$)



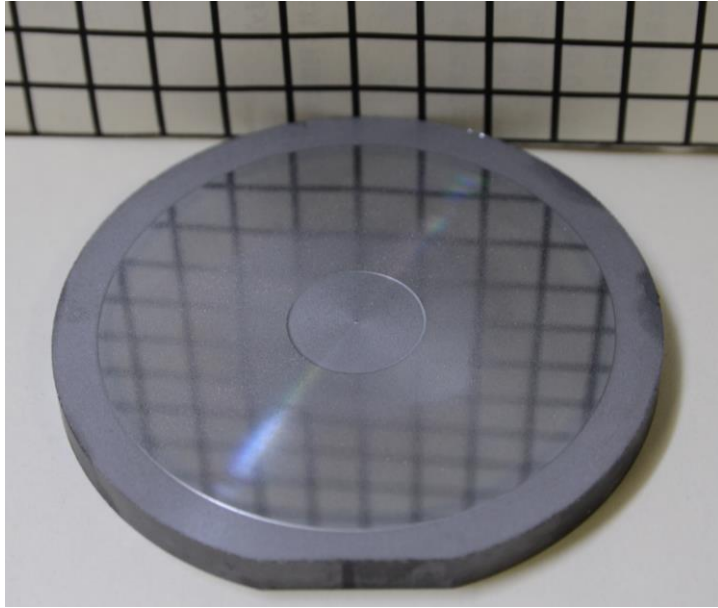
(a) Photograph



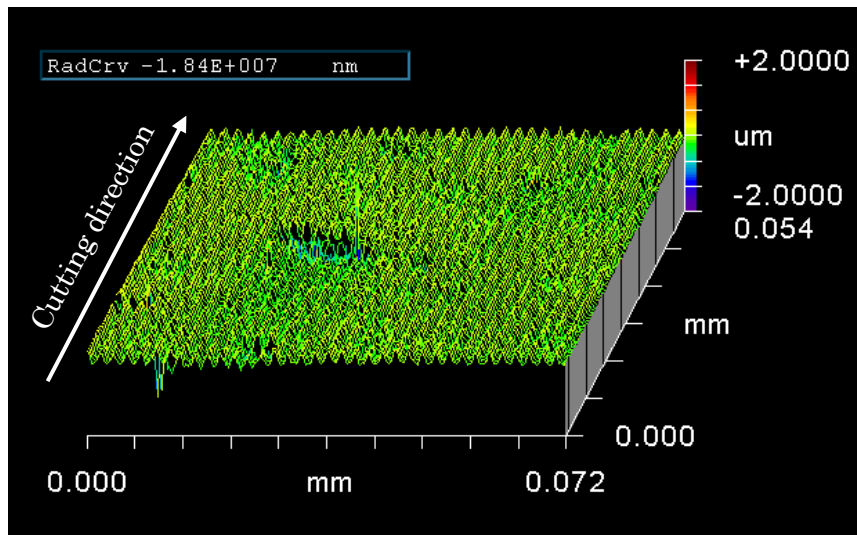
(b) Detail

Fig. 3.13 Photograph and detail of machined surface

($f = 8.0 \mu\text{m/rev}$, $d = 1.0 \mu\text{m}$)



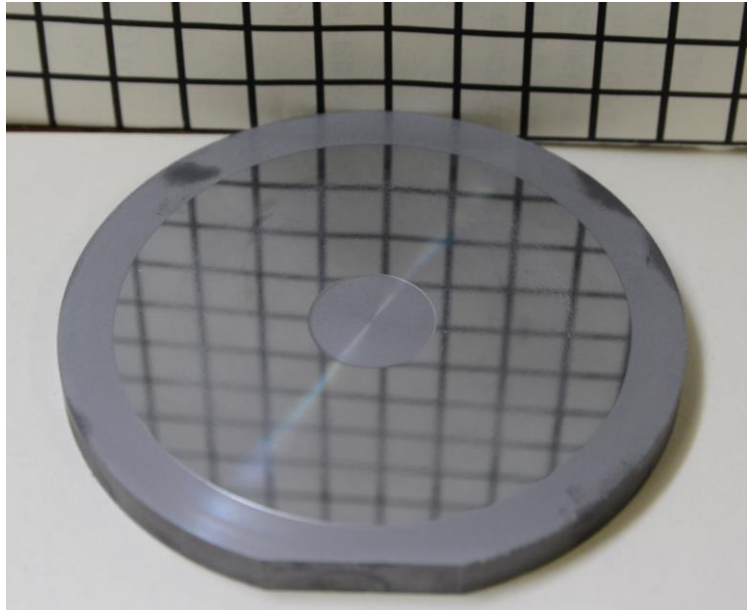
(a) Photograph



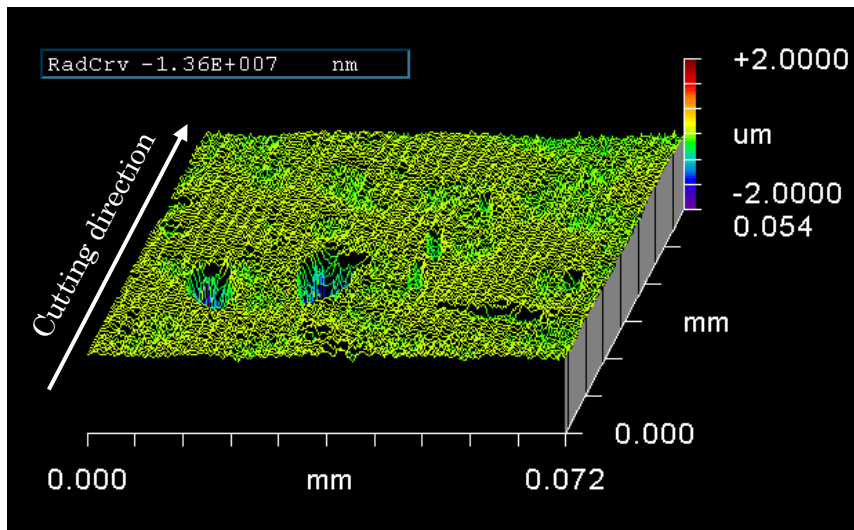
(b) Detail

Fig. 3.14 Photograph and detail of machined surface

$$(f = 2.0 \mu\text{m/rev}, d = 0.5 \mu\text{m})$$



(a) Photograph



(b) Detail

Fig. 3.15 Photograph and detail of machined surface

$$(f = 2.0 \mu\text{m/rev}, d = 1.5 \mu\text{m})$$

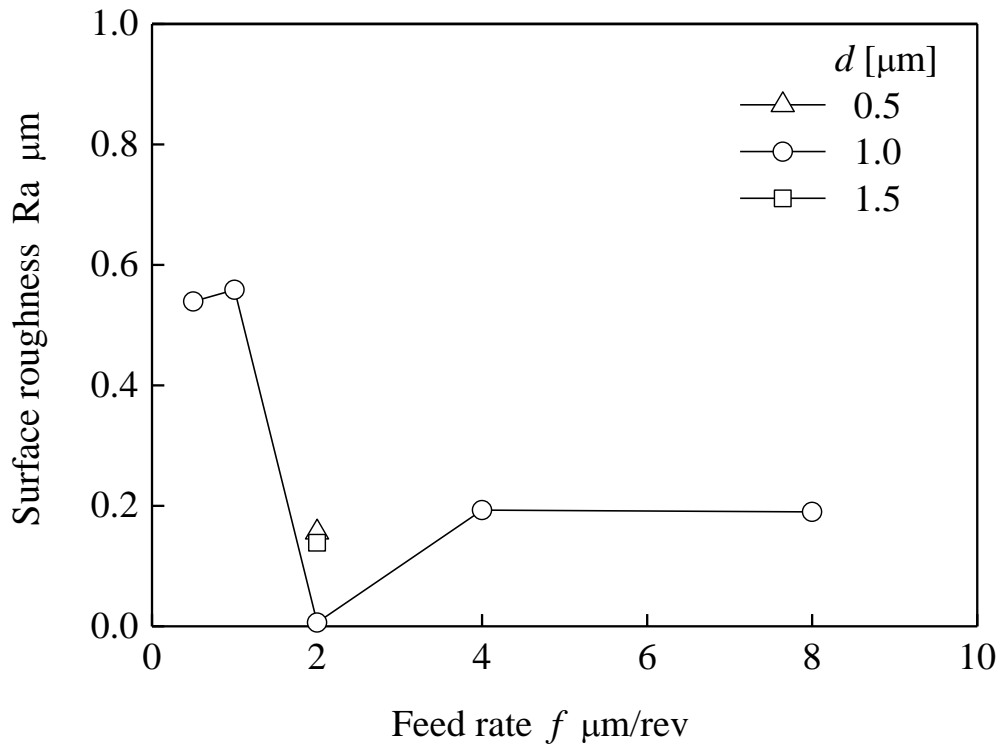


Fig. 3.16 Surface roughness

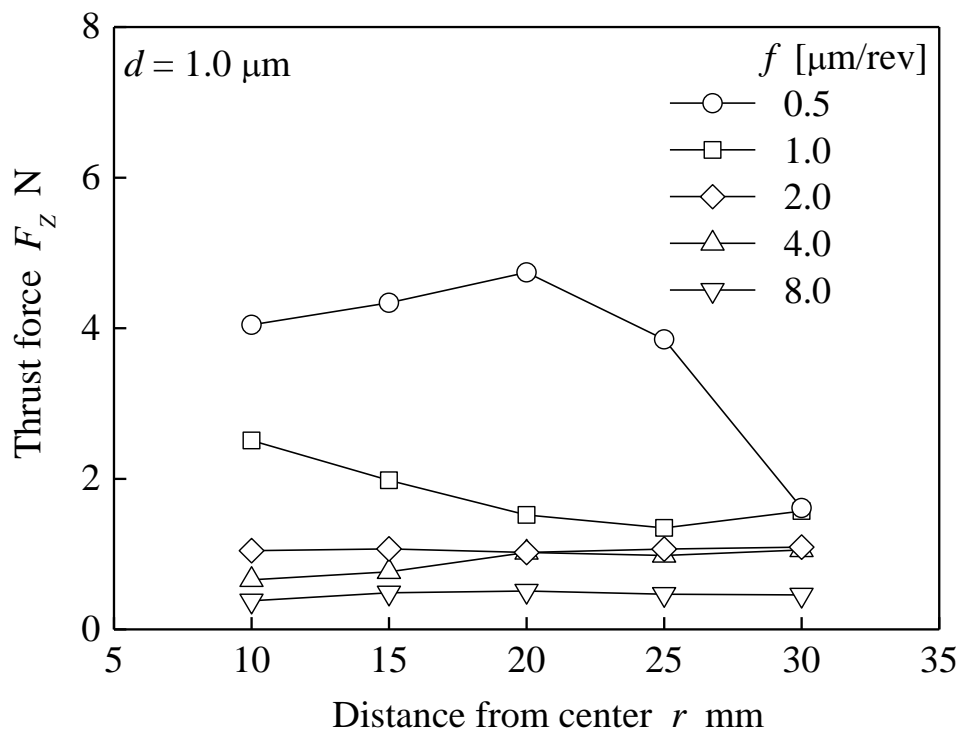


Fig. 3.17 Thrust forces plotted against radius of workpiece

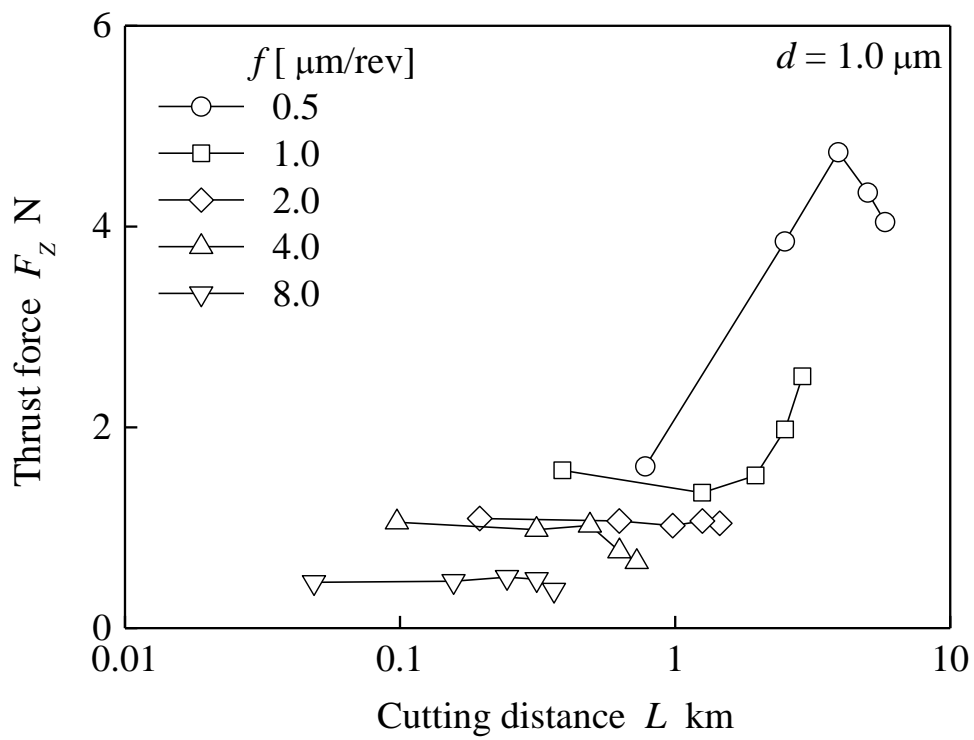


Fig. 3.18 Thrust forces plotted against cutting distance

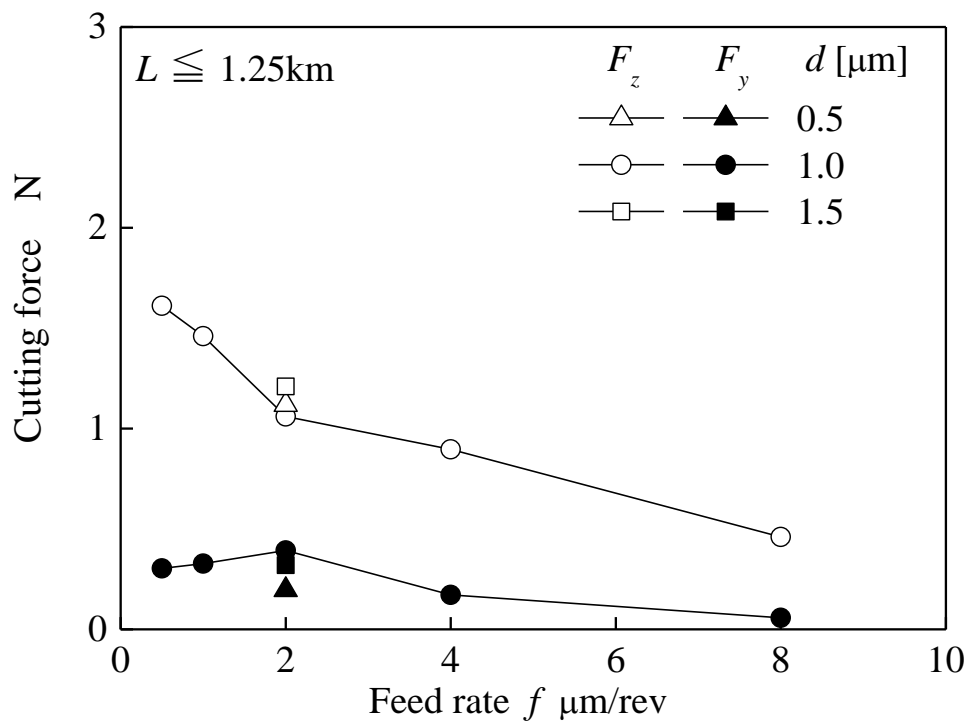


Fig. 3.19 Average cutting forces plotted against feed rate

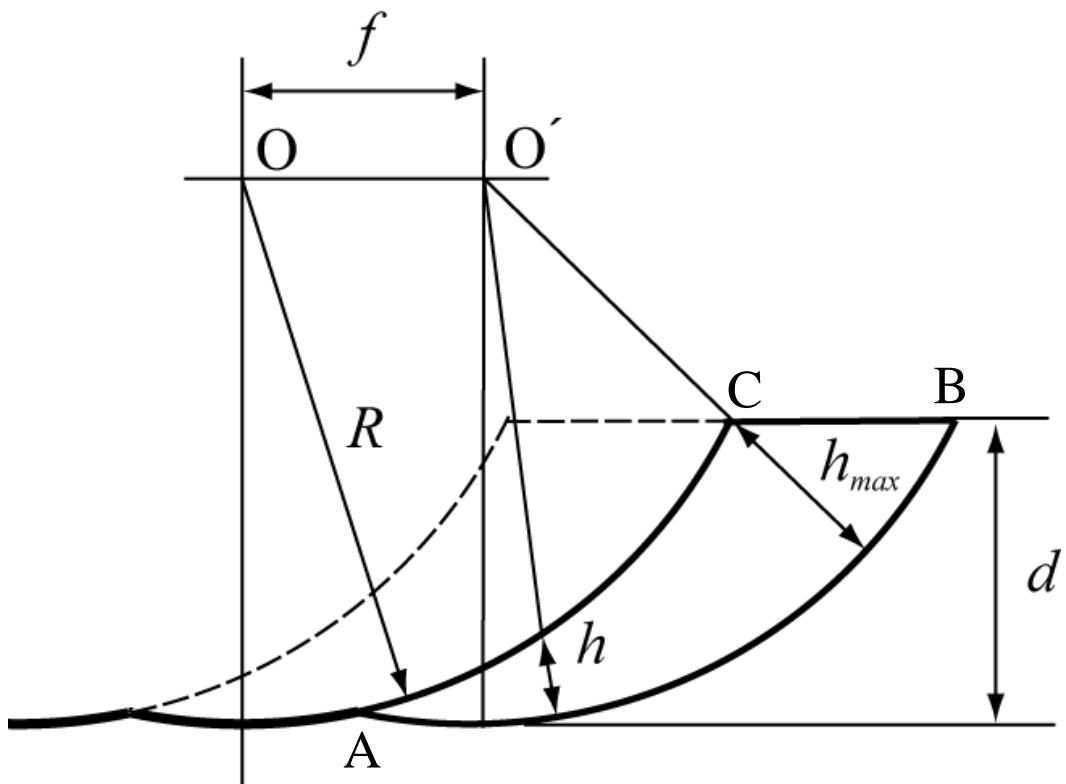


Fig. 3.20 Cutting geometry viewed in direction normal to cutting direction

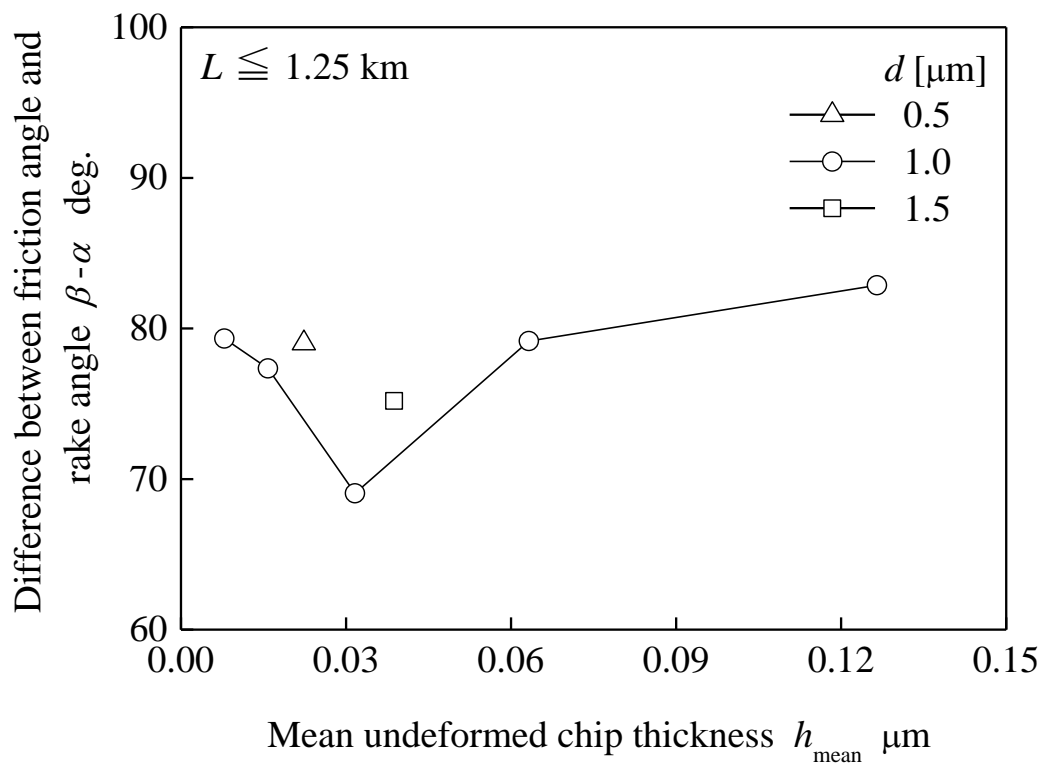


Fig. 3.21 Relationship between angle ($\beta - \alpha$) and mean undeformed chip thickness

3.4.2 工具摩耗

図 3.22 は工具送り量に対する逃げ面の摩耗幅で，図 3.6 で示した走査型電子顕微鏡 SEM で観察した工具刃先の写真から測定した．逃げ面摩耗幅は工具送り量の増加に伴って $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ まで急速に減少し，その後，緩やかに減少している．図 3.23 は切削距離に対する逃げ面摩耗幅である．逃げ面摩耗幅は，ほぼ一定の摩耗速度で増加しており約 $3.0 \mu\text{m}/\text{km}$ であった．図 3.24 は背分力の平均値であり，図 3.17 で示した背分力の平均であり，主分力の平均値も同様に計算した．得られた背分力の平均値は，工具送り量の増加に伴って減少しており，図 3.24 で示した逃げ面摩耗幅の変化の傾向と似ていた．図 3.25 は背分力の平均値と逃げ面摩耗幅の関係を示している．背分力の平均値は，逃げ面摩耗幅にほぼ比例しているということが分かる．

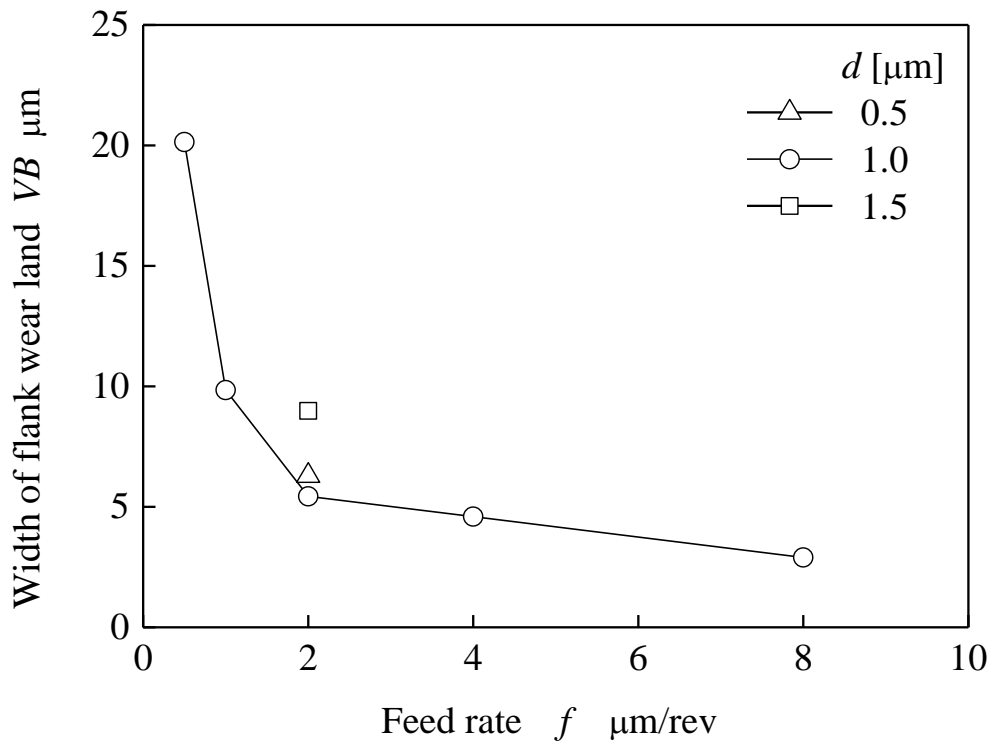


Fig. 3.22 Width of flank wear land plotted against feed rate

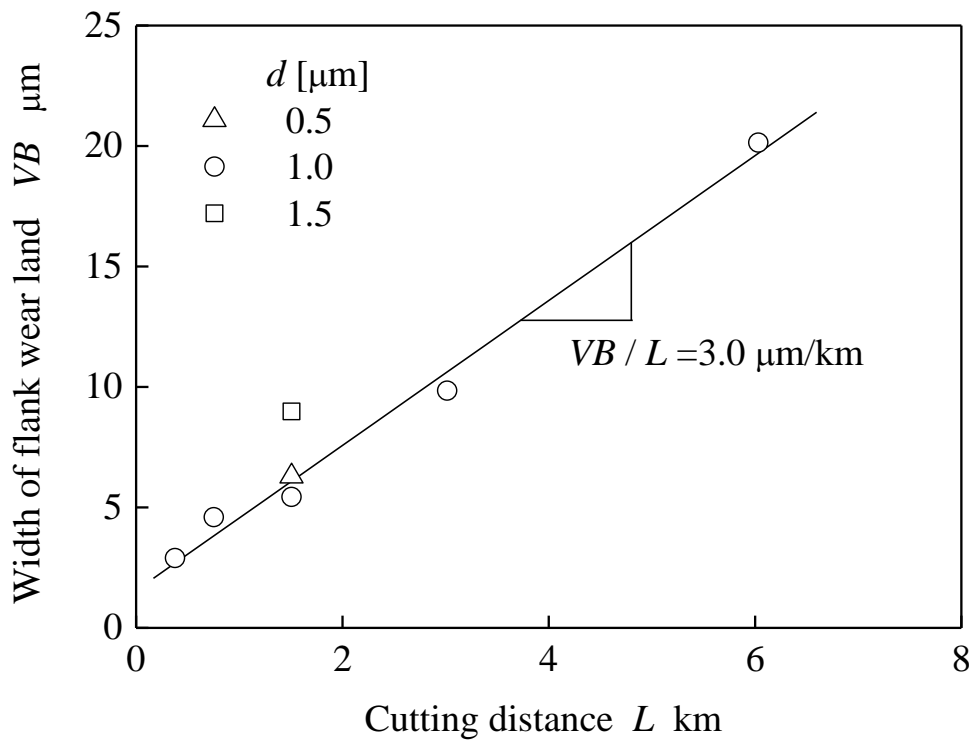


Fig. 3.23 Relationship between width of flank wear land and cutting distance

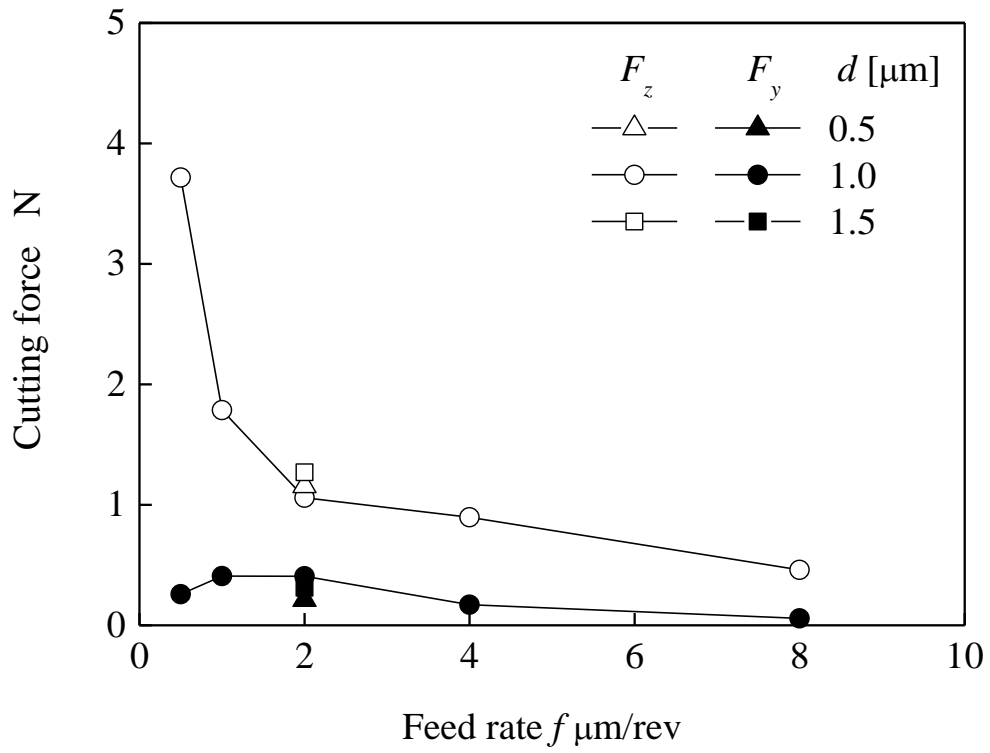


Fig. 3 .24 Average cutting forces plotted against feed rate

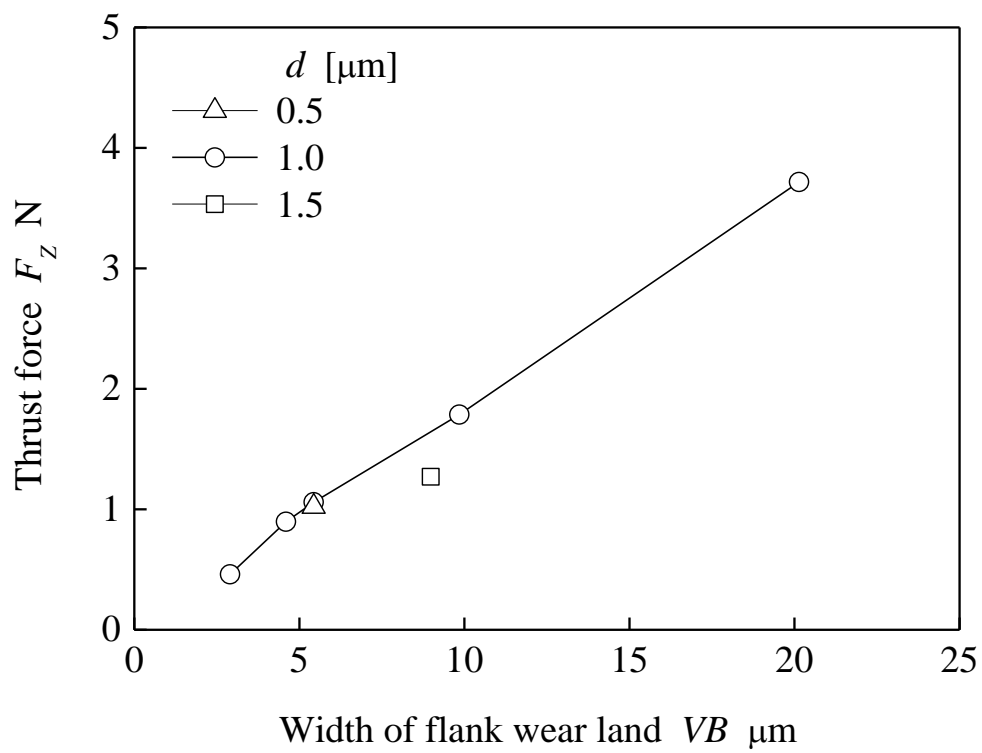


Fig. 3.25 Relationship between average thrust forces and width of flank wear land

3.4.3 平面度

図 3.26 は切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ で工具送り量が $0.5 \mu\text{m/rev}$ の場合の加工面形状である。加工面は中心部が最も高い凸形状となっており、他の切削条件においても同様に凸形状になった。これは、工具を被削材の外側から中心に向かって送っているため、加工面は工具摩耗によって凸形状になったと考えられる。図 3.27 は平面度であり、図 3.26 で示した加工面形状の 3 方向の高低差の平均値である。平面度は工具送り量の増加に伴って減少している。また、図 3.24 で示した工具摩耗と変化の傾向が似ている。図 3.28 は摩耗した工具の概念図であり、工具刃先の後退量 δ は逃げ面摩耗幅 VB を用いて式(3.5)で表される。

$$\delta = \frac{VB}{\cot \gamma + \tan \alpha} \quad (3.5)$$

ここで γ は逃げ角であり、 α はすくい角である。図 3.29 は逃げ面摩耗幅と平面度の関係を示しており、シンボルで表される。また、図中の実線は刃先後退量と平面度が等しい仮定した場合の平面度の理論値であり、式(3.4)から求めた。図より平面度の測定値は、理論値とほぼ一致していた。以上の結果より、加工面の平面度が大きくなる主な原因は工具摩耗によるものだと考えられる。

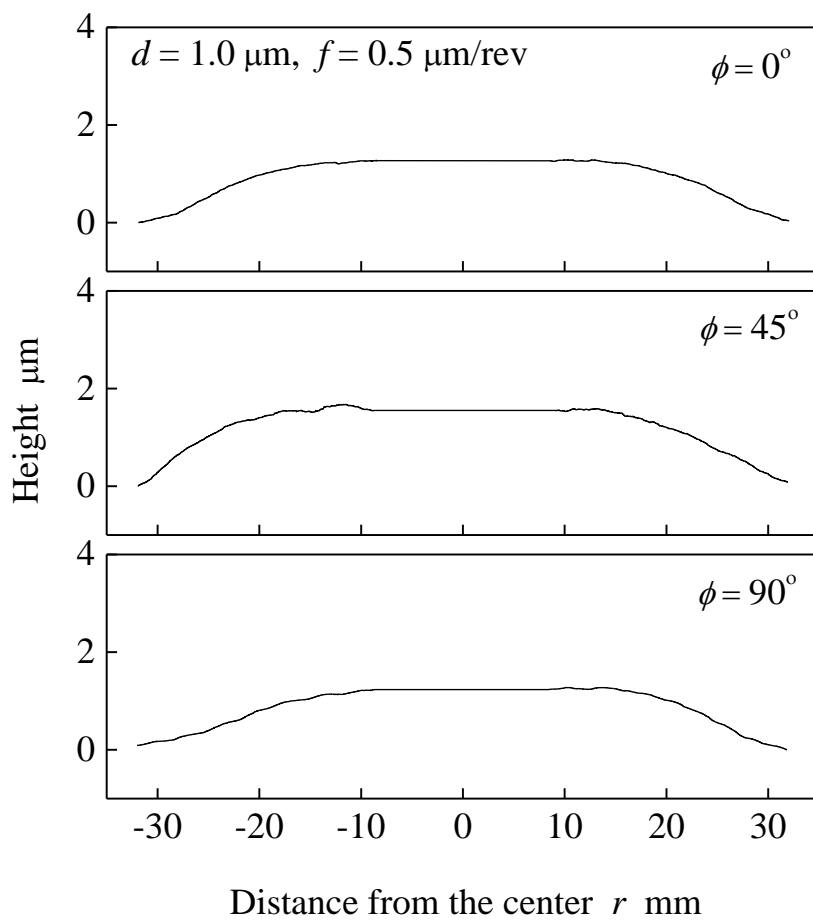


Fig. 3.26 Shape of machined surface

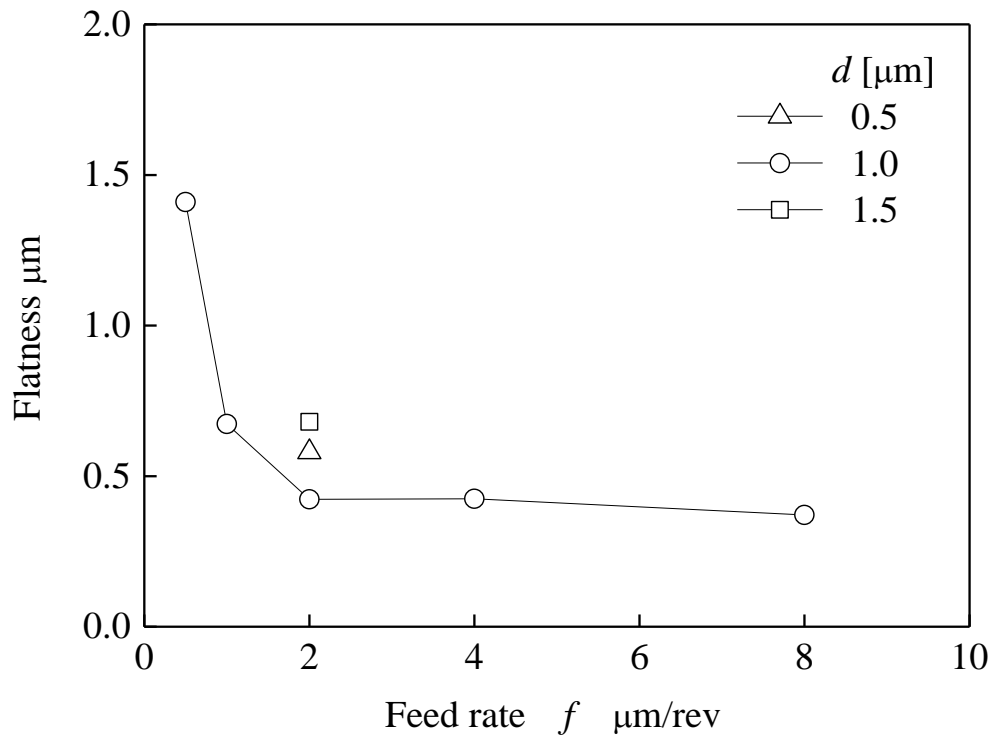


Fig. 3.27 Flatness of machined surface

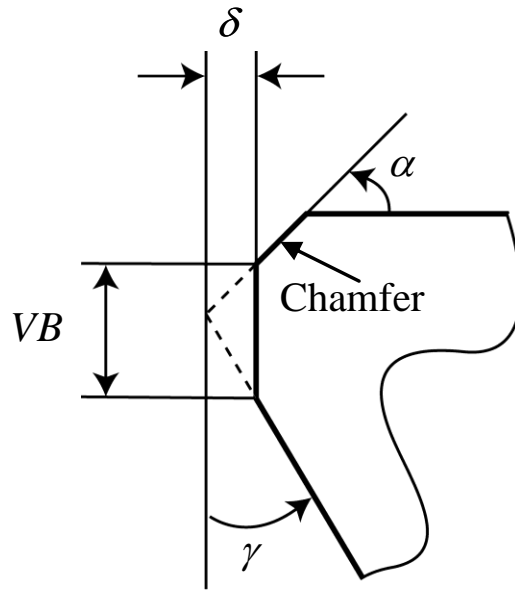


Fig. 3.28 Conceptual figure of worn cutting edge

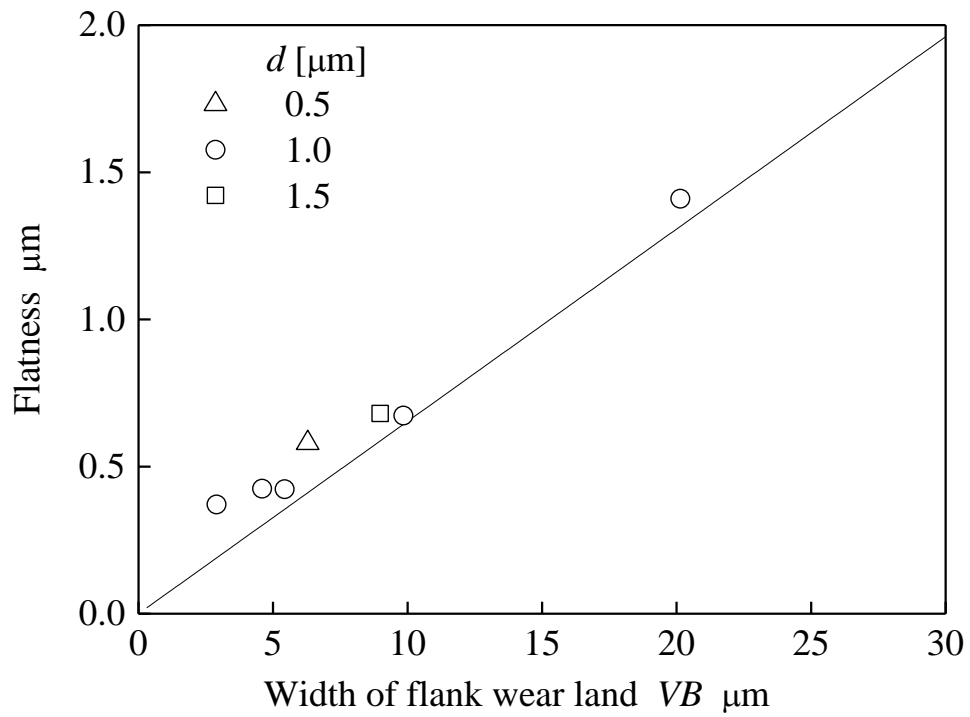


Fig. 3.29 Relationship between flatness and width of flank wear land

3.5 結言

チャンファ付の R 刃単結晶ダイヤモンド工具を用いて単結晶シリコン円板の超精密切削加工を行い，以下の結果が得られた．

- (1) 切削油剤として植物油を用いた場合，工具刃先にはチッピングが生じたが灯油を用いた場合，チッピングは見られなかった．
- (2) 切削油剤が灯油で工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ ，切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ の場合，加工面は鏡面となった．しかしながら，切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ 以下，工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ 以下であっても他の条件で加工面は梨地面となった．
- (3) 切削距離が 1.25km 以下では切削抵抗に関して，工具摩耗の影響を無視することができた．
- (4) すくい面上の摩擦角を β ，すくい角を α とした場合， $(\beta - \alpha)$ は平均切取り厚さが約 $0.03 \mu\text{m}$ である工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ で最小値となった．
- (5) 逃げ面摩耗速度（単位切削距離あたりの摩耗幅）は工具送り量や切込み量によらずほぼ一定で約 $3.0 \mu\text{m}/\text{km}$ であった．
- (6) 背分力は逃げ面摩耗幅の増加に伴って直線的に大きくなった．
- (7) 加工面の平面度は幾何学計算により逃げ面摩耗幅から推定した刃先後退量とほぼ一致した．

第 4 章

第4章 結論

本論文は、単結晶シリコン製の赤外線レンズの実用的な切削加工技術を確立することを目的とし、チャンファ付 R 刃焼結 CBN 工具による単結晶シリコン円板の精密切削における工具摩耗と加工精度に及ぼす工具形状、切削条件の影響を調べ、前加工への適用について検討した。また、チャンファ付 R 刃単結晶ダイヤモンド工具による単結晶シリコン円板の超精密切削加工における、切削油剤、切削条件が工具摩耗と加工精度に及ぼす影響について調べ、仕上げ加工への適用について検討した。本論文を要約すると以下の通りである。

第1章は緒論であり、本論文の背景、従来の研究における問題点及び本研究の目的について述べている。

第2章では、赤外線レンズ製作における前加工への適用を検討するため、チャンファ付 R 刃焼結 CBN 工具を用いて単結晶シリコン円板の精密切削加工を行い、工具送り量、切込み量、主軸回転速度、ノーズ半径が工具摩耗と加工精度に及ぼす影響について調べ、以下の結論を得た。

- (1) 切削条件が同じ場合、ノーズ半径 0.4 mm の摩耗体積は、ノーズ半径 0.8 mm の体積にほぼ一致した。
- (2) 逃げ面摩耗幅 VB を切削距離 L の非線形関数($VB = KL^n$)として近似すると、すべての切削条件において係数 K は工具送り量の増加に伴って大きくなるが、指数 n は工具送り量によらずほぼ一定となった。
- (3) 摩耗体積を考慮した逃げ面摩耗速度の係数 $K_{v0.8}$ ($= K_{0.8}n_{ave}$)は、切削条件によらず背分力の増加に伴って単調に大きくなり、1つの線形関数で近似することができた。
- (4) 上記の結果を考慮し、背分力と切削距離の関数として逃げ面摩耗幅の実験式を導いた。

- (5) 切削断面積の増加によって切削温度が上昇するという仮定を基に，
単結晶シリコンの精密切削加工における CBN 工具の主な摩耗は，拡
散摩耗であると考察した．

第 3 章では，赤外線レンズ製作における仕上げ加工への適用を検討す
るため，チャンファ付 R 刃単結晶ダイヤモンド工具を用いて単結晶シリ
コン円板の超精密切削加工を行い，工具送り量，切込み量，切削油剤が
加工精度と工具摩耗に及ぼす影響について調べ，以下の結論を得た．

- (1) 切削油剤として植物油を用いた場合，工具刃先にはチッピングが生
じたが灯油を用いた場合，チッピングは見られなかった．
- (2) 切削油剤が灯油で工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ ，切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ の場
合，加工面は鏡面となった．しかしながら，切込み量が $1.0 \mu\text{m}$ 以下，
工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ 以下であっても他の条件で加工面は梨地面
となった．
- (3) 切削距離が 1.25km 以下では切削抵抗に関して，工具摩耗の影響を無
視することができた．
- (4) すくい面上の摩擦角を β ，すくい角を α とした場合，角度 $(\beta - \alpha)$ は
平均切取り厚さが約 $0.03 \mu\text{m}$ である工具送り量が $2.0 \mu\text{m}/\text{rev}$ で最小値
となった．
- (5) 逃げ面摩耗速度（単位切削距離あたりの摩耗幅）は工具送り量や切
込み量によらずほぼ一定で約 $3.0 \mu\text{m}/\text{km}$ であった．
- (6) 背分力は逃げ面摩耗幅の増加に伴って直線的に大きくなった．
- (7) 加工面の平面度は幾何学計算により逃げ面摩耗幅から推定した刃先
後退量とほぼ一致した．

参考文献

- (1) H. Huang, BL. Wang, Y. Wang, J. Zou and L. Zhou : Characteristics of silicon substrates fabricated using nanogrinding and chemo-mechanical-grinding, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 479, No. 1-2 (2008), pp.373-379.
- (2) W.K. Chen, T. Kuriyagawa, H. Huang and N. Yosihara : Machining of micro aspherical mould inserts, *Journal of the International Societies for Precision Engineering*, Vol. 29, No. 3 (2005), pp.315-323.
- (3) P. N. Blake and R. O. Scattergood : Ductile-Regime Machining of Germanium and Silicon, *Journal of the American Ceramic Society*, Vol. 73, No. 4 (1990), pp.949-957.
- (4) T. Nakasuji, S. Kodera, S. Hara, H. Matsunaga, N. Ikawa and S. Shimada : Diamond Turning of Brittle Materials for Optical Components, *CIRP Annals*, Vol. 39, No. 1 (1990), pp.89-92.
- (5) 太田努, 閻紀旺, 小寺直, 矢島史勇馬, 高橋洋一, 堀川尚之, 厨川常元 : 単結晶ゲルマニウムの超精密・高能率加工特性, 砥粒加工学会誌, Vol. 52, No. 11 (2008), pp.651-656.
- (6) F.Z. Fang and V.C. Venkatesh : Diamond Cutting of Silicon with Nanometric Finish, *CIRP Annal*, Vol. 49, No. 1 (1998), pp.45-49.
- (7) F. Z. Fang : Nano-turning of single crystal silicon, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 82, No. 1-3 (1998), pp.95-101.
- (8) M. Sharif Uddin, K. H. W. Seah, X. P. Li, M. Rahman and K. Liu : Effect of crystallographic orientation on wear of diamond tools for nano-scale ductile cutting of silicon, *Wear*, Vol. 259, No. 7-8 (2004), pp.751-759.

- (9) X. P. Li, T. He and M. Rahman : Tool wear characteristics and their effect on nanoscale ductile mode cutting silicon wafer, *Wear*, Vol. 259, No. 7–12 (2005), pp. 1207–1214.
- (10) M. Sharif Uddin, K. H. W. Seah, M. Rahman, X .P. Li and K. Liu : Performance of single crystal diamond tools in ductile mode cutting of silicon, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 185, No. 1–3 (2007), pp.24–30.
- (11) 杉田忠彰, 他 2 名 : 硬ぜい材料のマイクロ切削における塑性変形型材料除去の可能性, *精密工学会誌*, Vol. 52, No. 12 (1986), pp.2138-2141.
- (12) 閻紀旺、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*, Vol. 64, No. 9 (1998), pp.1345-1349.
- (13) 閻紀旺, 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*, Vol.65, No.7 (1999), pp.1008-1012.
- (14) 閻紀旺、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*, Vol. 66, No. 7 (2000), pp.1130-1134.
- (15) 閻紀旺、庄司克雄, 厨川常元 : 単結晶シリコンのダイヤモンド切削に及ぼす工具摩耗の影響, *日本機械学会誌*, Vol. 66, No. 664 (2001), pp.323-328.
- (16) J. Yan, K. Syoji and J. Tamaki : Some observations on the wear of diamond tools in ultra-precision cutting of single-crystal silicon, *Wear*, Vol. 225 (2003), pp.1038-1387.
- (17) 市田良夫, ベン フレジ ナビル, ユセフイ レザ : 単結晶シリコンの延性モード鏡面切削 (第 1 報) , *精密工学会誌*, vol. 52, No.11

- (2008), pp.651-656.
- (18) C. L. Chao, K. J. Ma, D. S. Liu, C. Y. Bai and T. L. Shy : Ductile behaviour in single-point diamond-turning of single-crystal silicon, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 127, No. 2 (2002), pp.187–190.
 - (19) Y. Kobaru, E. Kondo and R. Iwamoto : Ultra-Precision Cutting of Single Crystal Silicon using Diamond Tool with Large Top Corner Radius, *Key Engineering Materials*, Vol. 523-524, (2012), pp. 81-86.
 - (20) Y. Kobaru, E. Kondo and R. Iwamoto : Precision Cutting of Single Crystal Silicon using CBN Tool with Large Top Corner Radius, *International Journal of Nanomanufacturing*, (in press).
 - (21) J. Barry and G. Byrne : Cutting tool wear in the machining of hardened steels. Part II. Cubic boron nitride cutting tool wear, *Wear*, Vol. 247 (2001), pp.152-60.
 - (22) K. Liu, X.P. Li, M. Rahman and X.D. Liu : CBN tool wear in ductile cutting of tungsten carbide, *Wear*, Vol. 255 (2003), pp.1344-51.
 - (23) Mehdi Remadna and Jean François Rigal : Evolution during time of tool wear and cutting forces in the case of hard turning with CBN inserts, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 178 (2006), pp. 67-75.
 - (24) Yong Huang and Steven Y. Liang : Modeling of CBN tool flank wear progression in finish hard turning, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 126, No. 1 (2004), pp.98-106.
 - (25) 村田良司, 吉川悌二, 沢井信重 : 工具摩耗プロセスの可加法性について, *精密機械*, Vol. 42, No. 493 (1976), pp.453-458.
 - (26) T. Kitagawa, K. Maekawa, T. Shirakashi and E. Usui : Analytical

prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (Part 1), Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering Vol. 22, No. 4 (1988), pp.263-269.

- (27) T. Kitagawa, K. Maekawa, T. Shirakhashi and E. Usui : Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (Part 2), Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering, Vol. 23, No. 2 (1989), pp.126-134.
- (28) M. Kronenberg. Machining Science and Application: Pergamon Press, 1966.

謝辞

本研究の遂行にあたり，終始懇切丁寧なご指導，ご鞭撻を賜りました鹿児島大学大学院理工学研究科 近藤英二教授に心より御礼申し上げます。

本論文をまとめるにあたり，多くのご助言，激励を賜りました鹿児島大学大学院理工学研究科 余永教授，西村悠樹准教授，平成24年3月にご退職された皮籠石紀夫教授に心より感謝いたします。

本研究活動において，御教示並びに激励を賜りました鹿児島県工業技術センター生産技術部 岩本竜一研究専門員および研究主幹 市来浩一氏に深く感謝いたします。

また，社会人学生として本研究を遂行するにあたり，鹿児島大学大学院理工学研究科技術部の皆様に多大なるご配慮とご支援を頂きましたことを感謝いたします。

さらに，本研究を進めるにあたり，御助力いただきました鹿児島大学大学院理工学研究科 旧加工強度学研究室の学生諸氏を始め多くの皆様に感謝申し上げます。

最後に，学生生活を経済的に，精神的に支えてくれた両親へ，そして，本研究の遂行にあたり，心の支えとなり，励ましてくれた妻に感謝いたします。