

# マイクロ流体チップ金型の微細溝加工に関する研究

2015年 3月

岩塚 健一



# 目 次

主要記号

第 1 章 序論	1
1.1 研究の背景および従来研究の概要	1
1.1.1 マイクロ流体チップの概要と市場規模	1
1.1.2 メカニカル・リソグラフィ製造方式の提案	7
1.1.3 メカニカル・リソグラフィ製造方式の開発課題	14
1.2 本研究の目的および論文の構成	18
参考文献	21
第 2 章 マイクロエンドミルの加工特性に基づく加工条件選定指針	25
2.1 緒言	25
2.2 鉄系マイクロ流体チップ金型の製造方法	26
2.3 本章の概要	29
2.4 実験装置および条件	29
2.5 測定装置および方法	33
2.6 切削初期における加工特性	35
2.7 切削継続に伴う工具摩耗	47
2.7.1 実験条件	47
2.7.2 実験結果および考察	47
2.8 マイクロエンドミルの加工条件の選定指針	51
2.8.1 マイクロエンドミルでのテスト加工	51
2.8.2 加工条件の選定指針	52
2.9 結言	53
参考文献	54
第 3 章 プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型の製造技術	56
3.1 緒言	56
3.2 本章の概要	56

3.3	微細溝の断面形状に関する検討	57
3.3.1	実験方法	58
3.3.2	実験結果及び考察	60
3.4	マイクロエンドミルの工具変形に関する検討	62
3.4.1	マイクロエンドミルの工具変形の予測	62
3.4.2	マイクロエンドミルの外周刃・底刃の切削力	62
3.4.3	被削材(SUS316)の比切削抵抗	65
3.4.4	工具剛性の測定	68
3.5	マイクロエンドミルの工具振れ回りが切削特性に及ぼす影響	71
3.5.1	2枚刃エンドミルの工具振れ回りが溝幅寸法に及ぼす影響	72
3.5.2	工具振れ回りが切削力に及ぼす影響	76
3.5.3	工具振れ回りが微細溝形状と溝側面粗さに及ぼす影響	80
3.5.4	工具振れ回りの工具摩耗への影響	81
3.6	結言	83
	参考文献	84
第4章	マイクロ流体チップ成形用金型の試作・評価	86
4.1	緒言	86
4.2	本章の概要	87
4.3	キャビテーション援用加工によるバリ発生・工具欠損の低減	88
4.3.1	実験装置および条件	89
4.3.2	切削初期における超音波キャビテーション援用加工の加工特性	90
4.3.3	キャビテーション援用加工における工具摩耗	93
4.4	工具振れ回りの修正装置の開発	96
4.4.1	エンドミル加工の工具取付け位置と工具振れ回りの関係	96
4.4.2	工具振れ回り修正装置の試作	99
4.5	マイクロ工具の刃先位置検出方法	105
4.6	マイクロ流体チップ金型の試作	106

4.7 結言	113
参考文献	114
第5章 ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型の製造技術	116
5.1 緒言	116
5.2 超硬合金製マイクロ流体チップ金型の製造	116
5.3 本章の概要	119
5.4 測定方法および装置	120
5.5 研削方式の検討	121
5.5.1 実験装置および条件	121
5.5.2 チルト角の研削状態への影響	126
5.6 ダイヤモンド電着砥石の選定	130
5.6.1 工具剛性の工具変形への影響	130
5.6.2 ダイヤモンド砥粒の粒度	132
5.7 超硬合金の基本的研削特性	136
5.7.1 工具送り速度の研削特性への影響	136
5.7.2 切込み量の研削特性への影響	138
5.7.3 砥石回転数の研削特性への影響	139
5.7 研削継続に伴う砥石摩耗	139
5.8 結言	141
参考文献	143
第6章 結論	145
6.1 本研究の結果の要約	145
6.2 本研究の工学的、工業的意義	148
研究業績	149
謝辞	154

## 主要記号

$A$ : バリ発生面積 [ $\mu\text{m}^2$ ]	$\alpha$ : たわみ角 [ $^\circ$ ]
$A_d$ : 軸方向切込み量 [ $\mu\text{m}$ ]	$\beta$ : 工具回転角 [ $^\circ$ ]
$B$ : 溝底面積 [ $\mu\text{m}^2$ ]	$\delta$ : 工具振れ回り量 [ $\mu\text{m}$ ]
$B_r$ : バリ面積比 [%]	$\delta'$ : 同心度 [ $\mu\text{m}$ ]
$d$ : 工具径 [mm]	$\varepsilon$ : 溝深さ変化量 [ $\mu\text{m}$ ]
$d'$ : 工具振れ回り時の溝幅 [ $\mu\text{m}$ ]	$\theta$ : すかし角 [ $^\circ$ ]
$\Delta d$ : 溝幅変化量 [ $\mu\text{m}$ ]	$\lambda$ : 工具取付け角度 [ $^\circ$ ]
$f$ : 固有振動数 [Hz]	$\mu$ : すくい面平均摩擦係数
$F$ : 送り速度 [mm/min]	$\eta$ : チルト角 [ $^\circ$ ]
$F_x$ : 直角方向の切削分力 [N]	$\omega$ : 砥石最小作業円弧長 [ $\mu\text{m}$ ]
$F_y$ : 工具送り方向の切削分力 [N]	$\Omega$ : 砥石最大作業円弧長 [ $\mu\text{m}$ ]
$F_z$ : 軸方向の切削分力 [N]	
$h$ : 切取厚さ [ $\mu\text{m}$ ]	
$h_{max}$ : 最大切取厚さ [ $\mu\text{m}$ ]	
$H$ : 砥石作業長さ [ $\mu\text{m}$ ]	
$K$ : 比切削抵抗 [GPa]	
$l$ : 加工長 [mm]	
$l_t$ : 工具刃長 [ $\mu\text{m}$ ]	
$L$ : 切削距離 [m]	
$N$ : 主軸回転数 [ $\text{min}^{-1}$ ]	
$NT$ : 工具刃数	
$r$ : 工具半径 [mm]	
$R$ : 切れ刃エッジ半径 [ $\mu\text{m}$ ]	
$R_c$ : 要求面粗さ [ $\mu\text{m}$ ]	
$R_e$ : 加工終了時の溝半径 [ $\mu\text{m}$ ]	
$R_s$ : 加工開始時の溝半径 [ $\mu\text{m}$ ]	
$R_{th}$ : 理論面粗さ [ $\mu\text{m}$ ]	
$R_{th}'$ : 工具振れ回り時理論面粗さ [ $\mu\text{m}$ ]	
$R_w$ : 溝コーナー半径 [ $\mu\text{m}$ ]	
$R_z$ : 表面粗さ [ $\mu\text{m}$ ]	
$\Delta R$ : 溝形状変化量 [ $\mu\text{m}$ ]	
$S$ : 砥石作業面積 [ $\text{mm}^2$ ]	
$S_z$ : 1刃当り送り量 [ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ ]	
$t$ : 砥石切込み量 [ $\mu\text{m}$ ]	
$T$ : 工具剛性 [N/ $\mu\text{m}$ ]	
$T_{mean}$ : 工具剛性の平均値 [N/ $\mu\text{m}$ ]	
$T_{max}$ : 工具剛性の最大値 [N/ $\mu\text{m}$ ]	
$T_{min}$ : 工具剛性の最小値 [N/ $\mu\text{m}$ ]	
$V$ : 切削速度 [m/min]	
$VB$ : 工具逃げ面摩耗幅 [ $\mu\text{m}$ ]	
$V_S$ : 砥石周速度 [m/min]	
$X$ : 工具弾性変形量 [ $\mu\text{m}$ ]	
$Z'$ : 加工能率 [ $\text{mm}^3/\text{min}$ ]	

# 第 1 章 序論

## 1.1 研究の背景および従来研究の概要

### 1.1.1 マイクロ流体チップの概要と市場規模

近年、製薬・化学分析・化粧品の製造に応用可能なマイクロ流体チップ<sup>1-1)</sup>が注目されている。マイクロ流体チップは、MEMS (Micro Electro Mechanical Systems: 微小電気機械システム)技術を応用した微細加工技術によって形成した幅数 10 から数 100  $\mu\text{m}$  程度の流路(マイクロ流路)内で様々な化学反応や分析が可能となる幅数 10 mm 程度の基板である<sup>1-2)1-3)</sup>。また、この基板には、試薬・薬液を分子レベルで配合・合流させるためのマイクロ流路のほかにも、ポンプ、バルブ、センサ等の様々なマイクロ装置を集積可能であり、化学実験、分析装置の大幅なダウンサイジングが可能と考えられる。また、ダウンサイジングのほかにも、反応空間が微小であることから、反応時間が非常に短く、試薬量・廃液量の削減や特殊な環境での分析が可能である。これらの事から、血液や細胞、DNA の分析、薬液の合成等、医療・化学・生化学の分野で新しい分析システムとして、研究が行われている。NEDO ではマイクロ分析・生産システムプロジェクトに関する試験研究に毎年 10 億円規模の予算を投じ研究を行っている<sup>1-4)</sup>。代表的な例としては、大掛かりな装置や専門知識を必要とせず、自宅等の病院外でも個人で簡単に健康状態の検査を行える POCT(Point of Care Testing)が 2020 年頃の実用化を目指して研究されている。また、従来の医薬品合成システムをマイクロ流体チップに置き換え、合成所要時間を大幅に削減する試みもなされている<sup>1-5)</sup>。Fig.1.1<sup>1-6)</sup>に、ナノテクノロジーに関連した医薬品・バイオ・化粧品分野の分野別市場規模の現状と予想を示す<sup>1-7)</sup>。2010 年までは、バイオ関連製品のうち、小型化が強く要求されている内視鏡や、薬液成分をナノ粒子化した化粧品がこの市場の中心であったが、2030 年までにはバイオ関連商品が伸び、年間 1 兆円以上の市場形成が見込まれている。

マイクロ流体チップは、微細加工技術を用いて加工したマイクロ流路内で化学反応や、それらの化学操作・分析・測定を行うデバイスである。このような微少な流体を扱う技術は、マイクロフルイディクス(Microfluidics: 微小流体工学)と総称される。このような微小流体を扱う分析装置は 1970 年代にスタンフォード大学で製作されたシリコン基板上に集積化されたガスクロマトグラフィー<sup>1-8)</sup>がその起源である。その後、1990年代には、様々な化学センサと、MEMS 技術を始めとした微細加工技術を融合させた  $\mu$ -TAS(Micro Total Analysis Systems)や Lab-on-a-chip の概念が提案され、今日に至るまで様々な研究がなされている。マイクロ流体チップは、このマイクロフルイディクス技術を応用した微細流路を備える化学分析・合成デバイスの総称である。今日では、DNA チップやヘルスケアチップ<sup>1-9)</sup>といった医療用検査デバイスや電気泳動チップ<sup>1-10)</sup>等が実用化されており、ES 細胞(Embryonic stem cells: 胚性幹細胞)の研究への応用も期待されている<sup>1-11)</sup>。

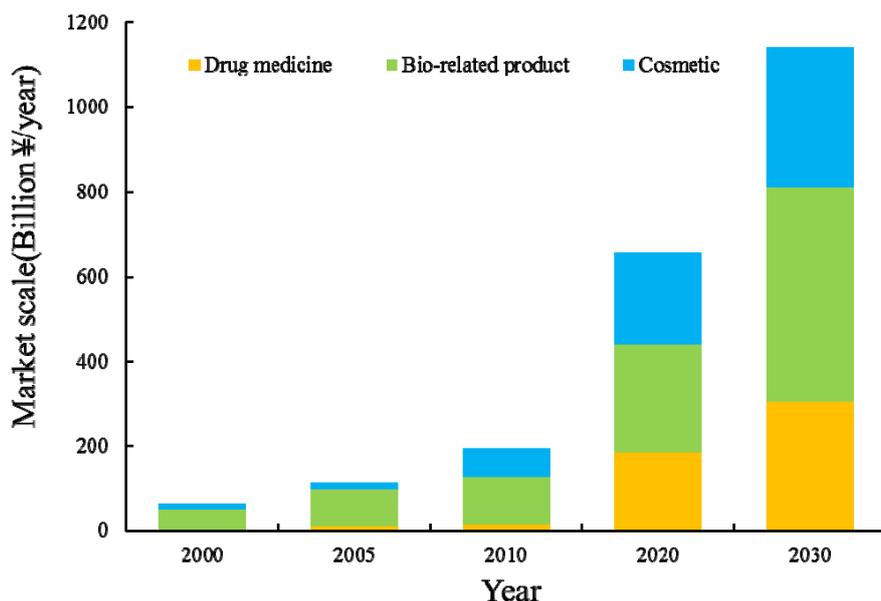


Fig.1.1 Market trend of the related product of nano-technology on chemistry

Fig.1.2<sup>1-4)</sup>に、最も基本的なマイクロ流体チップの一つである、Y字流路の模式図を示す。幅 10~20 mm 程度の基板上に、Y字型マイクロ流路、ポンプ、バルブ、

各種センサを備えており、2ヶ所から試薬等を注入し、中央の流路で反応させ、必要な成分を分離させ、次の工程へ輸送する。また、Fig.1.3<sup>1-12)</sup>に、マイクロ流体チップとマイクロ流路の一例を示す。マイクロ流路は Fig.1.3(b)に示すような円形、または矩形の微細溝で、溝幅・深さは数 10～数 100  $\mu\text{m}$  程度である。この微小な流路内で操作を行う事によるマイクロ流体チップの主な特長を、以下にまとめて示す。

- (a)微小空間で反応が行われるため、流体同士の接触面積が、流体の体積に対して大きくなるため、反応時間が非常に短い。
- (b)分析の際、用いる試薬が削減できるため、コストダウンができ、廃液量の低減も可能。
- (c)流路内の液体の体積が小さいため、瞬時の加熱・冷却や、温度管理が容易。
- (d)従来の実験装置では実現困難な環境での実験が可能。たとえば生体内に近い状態である立体的な細胞配置を持った実験環境<sup>1-13)</sup>。
- (e)装置全体のサイズが小さく、移動・増設が容易。
- (f)薬品製造工程の自動化が可能。

マイクロ流体チップはこのような特長から、医療・創薬、環境・通信、化学の多くの分野で応用が期待されている。従来の化学実験装置とマイクロ流体チップの比較を Fig.1.4 に示す。フラスコ・ビーカー等多くの器具を用い、それぞれ操作を行う従来の化学実験とは異なり、マイクロ流体チップでは、1枚の基板上で、様々な操作を行う事が可能である。例として、従来の実験器具で、水溶液 A と水溶液 B を反応させ、生成した目的生成物 AB を抽出する場合を、Fig.1.4(a)に示す。(1)2液体をビーカーで混合・反応させ、次に(2)混合液に抽出溶媒を加え、機械的な混合を行う。(3)混合した混合液を静置し、抽出溶媒中に抽出された目的生成物 AB を分取する、という操作が必要である。これに対し、マイクロ流体チップを用いる場合は、Fig.1.4(b)に示すように、これらの操作を、(6)流路上で2液が混合・反応する、(7)混合液に抽出溶媒を相合流させ、目的生成物 AB を抽出溶媒上に抽出する、(8)

相を分離し，抽出溶媒中に抽出された目的生成物 AB を分取する一連の化学操作を 1 枚の基板上で行う事ができる．また，流路に空気を送り込むことで，(9)液体の濃縮ができ，流路をレーザーなどで局所的に(10)加熱することも可能である．これら様々な機能を組み合わせることにより，様々な用途のマイクロ流体チップを構成できる．主な用途としては，遺伝子解析，臨床診断，薬物スクリーニングなどの化学，生化学，薬学，医学，獣医学の分野における分析，あるいは化合物の合成，環境計測などが挙げられる．特に医療分野では，治療以外にも，疾病予防を目的として，家庭での簡易な検査や，有害化学物質のその場計測などを，個人レベルで簡単に行える製品が求められている．しかし，現状，マイクロ流体チップの加工コストは高く，利用者は一部の研究機関に留まっている．現状のマイクロ流体チップの研究開発には，安価で大量生産が可能な製造方式が求められている．マイクロ流体チップの材質は，主にガラス，プラスチック，PDMS(ポリジメチルシロキサン: シリコンゴムの一種)，シリコンであり，ほかにも防水フィルムを設けた紙基材<sup>1-14)</sup>等，様々な素材とその加工方法が提案されている．プラスチック製とガラス製マイクロ流体チップの主な特徴と製造方法を以下に示す．

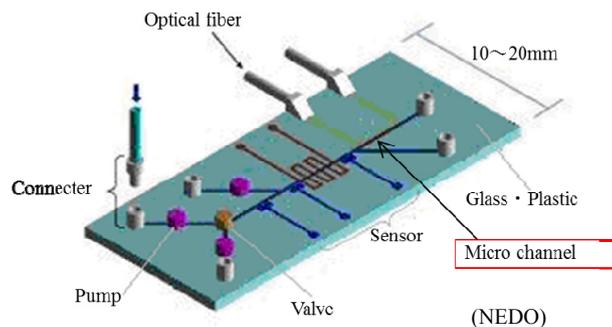


Fig. 1.2 Application of micro channel chip module

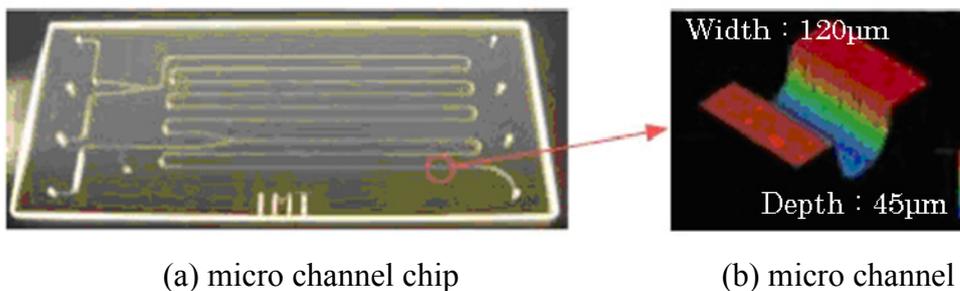
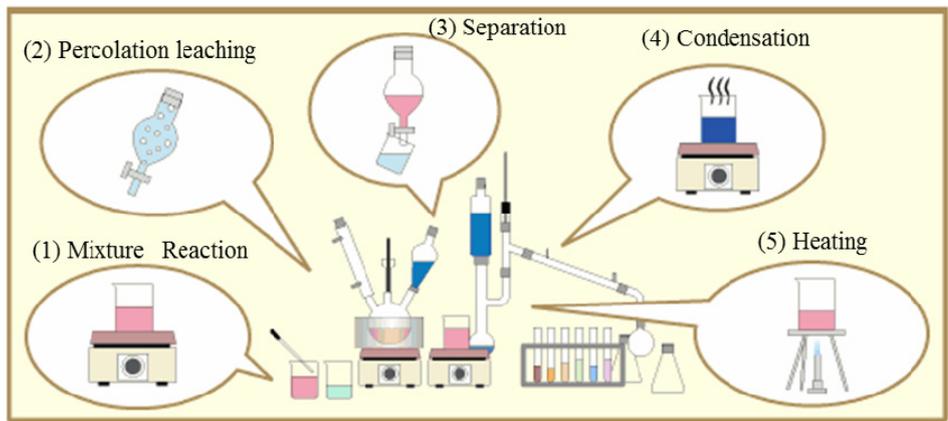
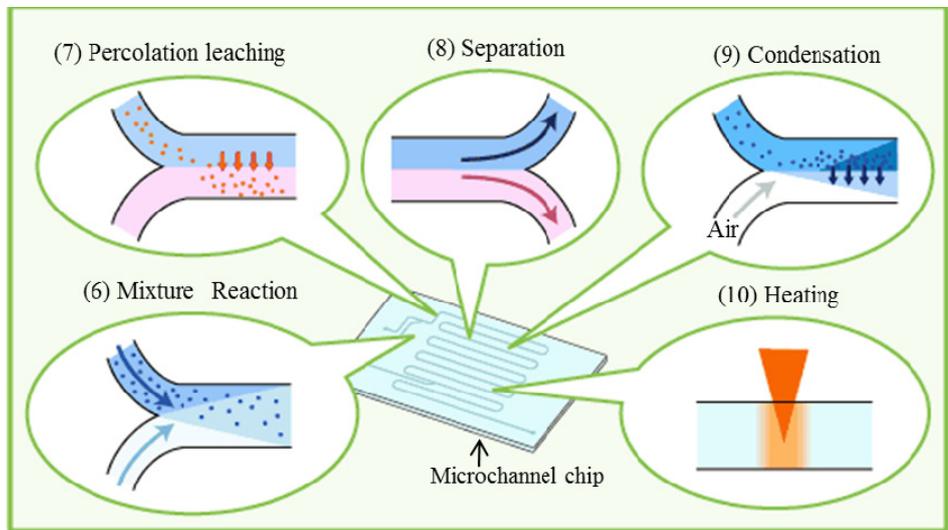


Fig. 1.3 An example of microchannel chip and micro channel



(a) Conventional chemical experiment set up



(b) New chemical experiment with microchannel chip

Fig.1.4 Conventional chemical process and micro chemical process

(1)プラスチック製マイクロ流体チップ

現在，プラスチック製マイクロ流体チップは，射出成形による安価な大量生産が可能であり，使い捨て用途の流体チップに採用されている．現在，プラスチック製マイクロ流体チップの大量生産に用いる金型は，単結晶シリコンを材料として，フォトリソグラフィ方式で加工されている．その一例として，Fig.1.5にポジレジストによるフォトリソグラフィを用いたマイクロ流路チップ金型の加工工程<sup>1-15),1-16)</sup>を示す．

(a) Si ウェーハを研磨する．

- (b) Si ウェーハ上に Cr 膜を成膜する.
- (c) レジストを塗布し乾燥させる.
- (d) マイクロ流路のレイアウトパターンを描画したフォトマスクを用い、紫外線を照射する.
- (e) 感光部分のレジストを取り除き、ウェーハ上にレジストパターンを形成する.
- (f) 基板をエッチングする.
- (g) レジストを剥離する.

Fig.1.6 に、プラスチック製マイクロ流体チップの一例として、ヘルスケアチップを示す<sup>1-17)</sup>。ヘルスケアチップとは、無痛針から極微量血液を採取し、pH, Na<sup>+</sup>, K<sup>+</sup>, グルコース, 尿素窒素(BUM), クレアチニンなどの健康マーカを検出・計測して、健康状態を診断するチップシステムである。Fig.1.6 に示すヘルスケアチップは、流路の最下流に電気浸透流(EOF)ポンプを設けている。チップ端に備えた無痛針を皮膚を通して血管に刺すと、血液が U 字型をした直径 100 μm 程度の微細管に注入される。その後、チップ上で遠心分離を行って得た血漿を選択性膜(イオノフォア)を塗布したイオン感応電界効果トランジスタ(ISFET)に導入して、pH, Na<sup>+</sup>, K<sup>+</sup>イオンを測定する。このシステムを用いることで、在宅でも簡単・高速に血液分析を行う事ができる。しかし、このチップは使い捨てのため、安価に大量生産が可能な製造システムが求められている。

## (2)ガラス製マイクロ流体チップ

プラスチック製のマイクロ流体チップは、比較的安価で、大量生産を行う事ができ、使い捨てに向くが、ガラスと比較すると耐熱性、耐薬品性、光学的特性が劣っている。高温の加熱を必要とする反応作業を行う場合や、有機溶剤を用いる反応や、生体一分子観察など、微弱な蛍光を用いた観察を行う場合には、ガラス製のマイクロ流体チップが必要となる。化学実験のビーカーやフラスコ

に用いられているホウ珪酸ガラス等は，耐熱性・耐薬品性に優れており，マイクロ流体チップとして用いる場合には，光の透過性が高く，光吸収を利用した検出が容易であり，電気泳動を用いた分離を行う際には，電気浸透流が安定して発生するため，流体の分離が正確に行える．ガラス製マイクロ流体チップは，プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型と同様に，フォトリソグラフィを用いた加工が行われている．Fig.1.7 に，ガラス製マイクロ流体チップの一例として，ビーズ充填型マイクロチップイムノアッセイ用のマイクロ流体チップ<sup>1-18)1-19)</sup>の写真および概略図を示す．イムノアッセイは抗体(特定の抗原とだけ一對一の反応性を持って結合するタンパク質)の持つ高い分子認識能を利用した分析法である．通常はマイクロタイタープレートと呼ばれるポリマー製容器の表面に抗体あるいは抗原(測定対象物)を固定化して分析するが，反応時間短縮や，自動化への対応が求められている．Fig.1.7 に示すマイクロ流体チップ(70 mm×30 mm)は，反応時間短縮のために，深さ 100  $\mu\text{m}$  の微細流路にポリマー製の微粒子(ビーズ)を導入し，その表面で抗原-抗体反応を行う．また，流路中央部にビーズを堰き止めるためのダム状(高さ 90  $\mu\text{m}$ )の構造をしている．測定対象物を定量する目的でレーザ光検出を用いるため，この基板には，自家蛍光が少なく，高精度の平滑化が可能なガラス基板が採用されている．この流路のような段差のある構造は，フォトリソグラフィ方式では，二段階のエッチングが必要であり，製作期間が更に長くなる．そのため，製作期間の短縮が可能な製造方式の研究開発が求められている．

### 1.1.2 メカニカル・リソグラフィ方式の提案

#### (1)従来のマイクロ流体チップ金型製造方法

マイクロ流体チップ金型の製造には，半導体製造プロセスで用いられるフォ

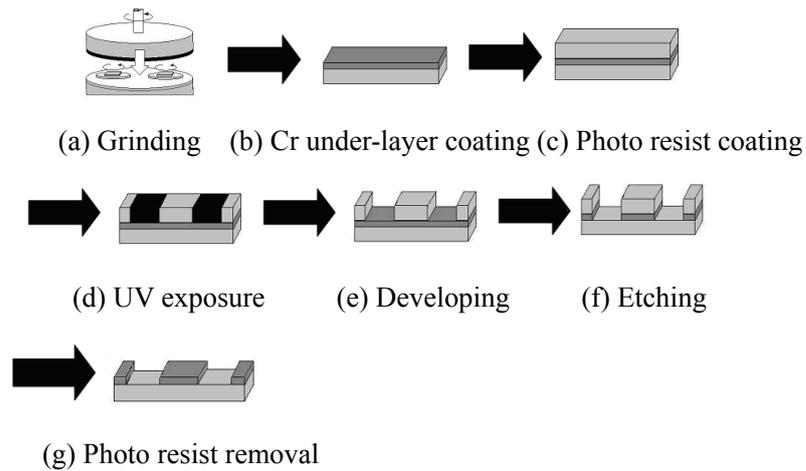


Fig.1.5 Manufacturing process of a micro channel die by photolithography

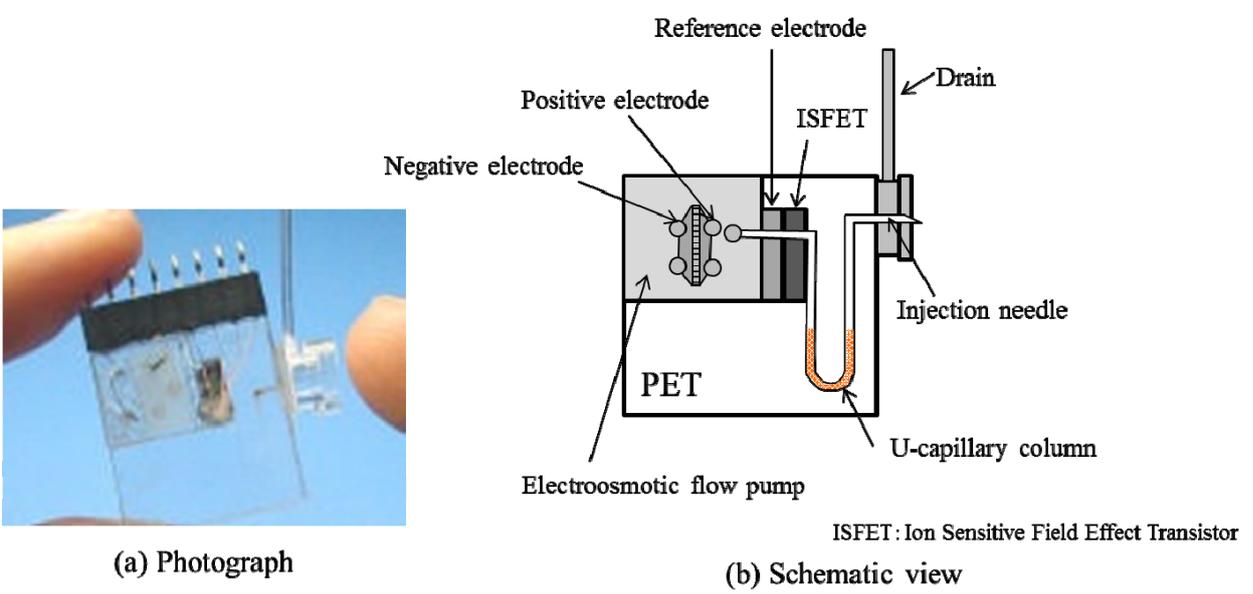


Fig.1.6 The plastic micro chip for healthcare chip

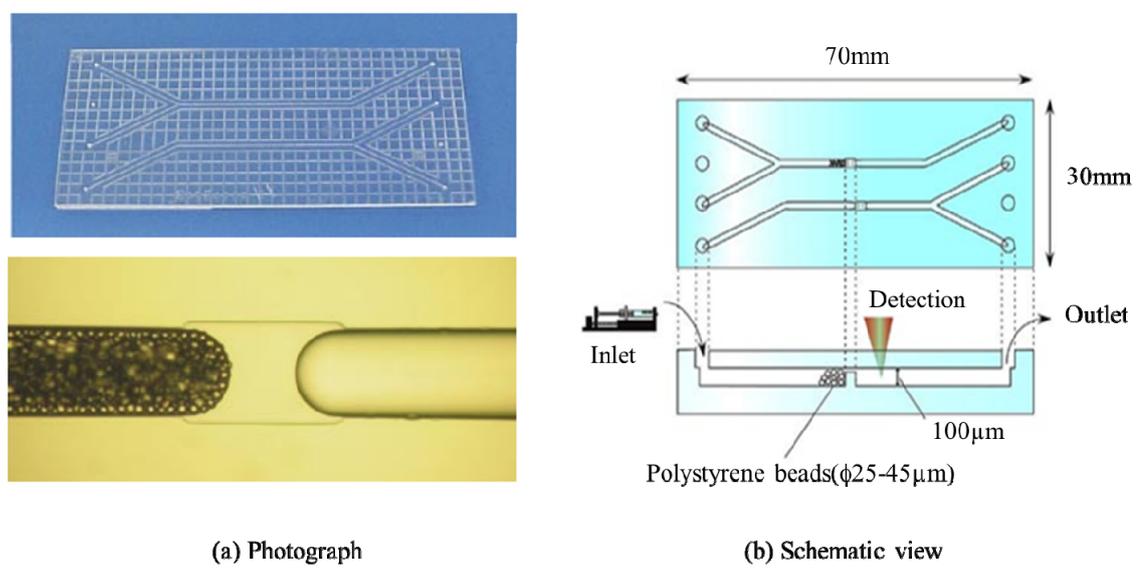


Fig.1.7 The glass micro chip for immunosorbent assay

トリソグラフィ技術が一般に用いられている。この方式では、非常に微細な加工を行うことが可能である。しかし、工程数が多いため、金型製作期間が長いという課題がある。また、フォトリソグラフィを行う上で、不純物の混入や、温度の変化を極力抑える必要があるため、基板の洗浄やクリーンルームの設置・維持に多大なコストが発生する。また、フォトリソグラフィの設備自体も高価である。

本研究では、マイクロ流体チップ金型を低コストで短時間に製造可能な金型加工に関して調査を行った。微細形状転写のための金型加工手段として考えられる加工方法を、Fig.1.8 に示す<sup>1-20)</sup>。それぞれの加工寸法や材料除去が可能な最小加工単位により、その加工方法の領域をマッピングしている。

現在、マイクロ流体チップ金型の加工には、一般に半導体製造工程で用いられるフォトマスクとエッチングを組合わせたフォトリソグラフィにより加工されている。図中に示すように、マイクロ流路は深さ数10～数100  $\mu\text{m}$  程度の微細溝であり、フォトリソグラフィで加工可能なサイズの10～100倍程度の深さである。

一方、この深さのマイクロ流路を効率的に形成できる可能性の高い加工法として、マイクロミリング・マイクロ研削などのマイクロ機械加工が挙げられる。Fig.1.9 に、マイクロ流体チップ金型の加工に使われているエッチングとマイクロ機械加工の比較を示す。エッチングには液体を使うウェットエッチングと、反応性のガスを使うドライエッチングがある。それぞれ、等方性エッチングと異方性エッチングの2種類がある。等方性エッチングでは、溝幅方向と深さ方向が同じ速度で加工されるため、(b)と(d)に示すような円形溝形状を得られる。また、ドライエッチングでは加工対象に対して垂直にイオンをぶつける垂直異方性エッチングにより(a)に示す矩形溝を、ウェットエッチングでは、エッチング速度の結晶異方性を利用した結晶異方性エッチングで(c)に示す台形溝をそれぞれ得ることが可能である。機械加工においては、工具の回転形状がそのまま被削材に転写されるため、例えば、ボール

エンドミルを用いて(e)の円形溝を, スクエアエンドミルを用いて(f)の矩形溝を得ることができる. 形成可能な溝のスケールに関しては, 最小工具径 $\phi 10 \mu\text{m}$ のエンドミルが工具メーカーから市販されており, マイクロ機械加工でウエットエッチングの大部分と, ドライエッチングの一部と同等のスケールで加工が可能である. 加工時間に関しては, ドライエッチングが最大  $1 \text{ nm/min}$ , ウエットエッチングが最大  $1 \mu\text{m/min}$  程度であるのに対し, マイクロ機械加工は溝長さや溝幅にもよるが数~数100倍の速度で除去加工が行えると考えられる.

本研究では, このマイクロ機械加工でマイクロ流体チップ金型を加工する方法を, 従来のフォトリソグラフィ方式に対して, メカニカル・リソグラフィ方式と呼称する. このメカニカル・リソグラフィ方式の内, 金型の加工方法に関して検討を行った.

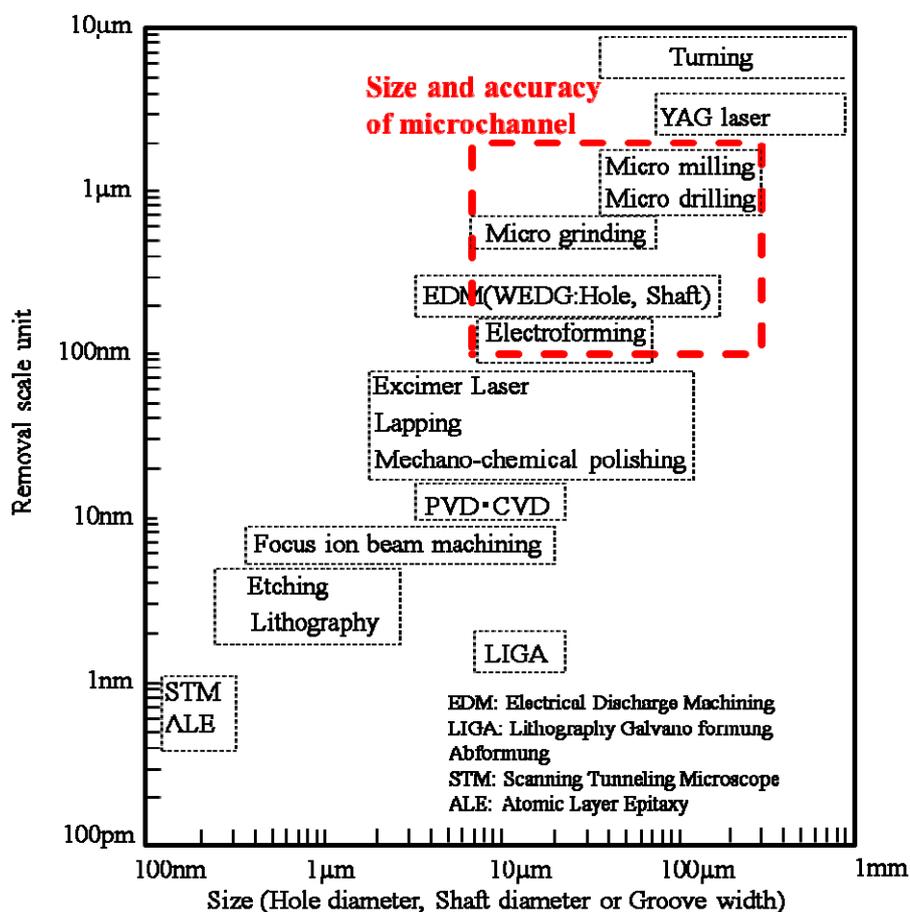


Fig.1.8 Positioning of micro patterning processes

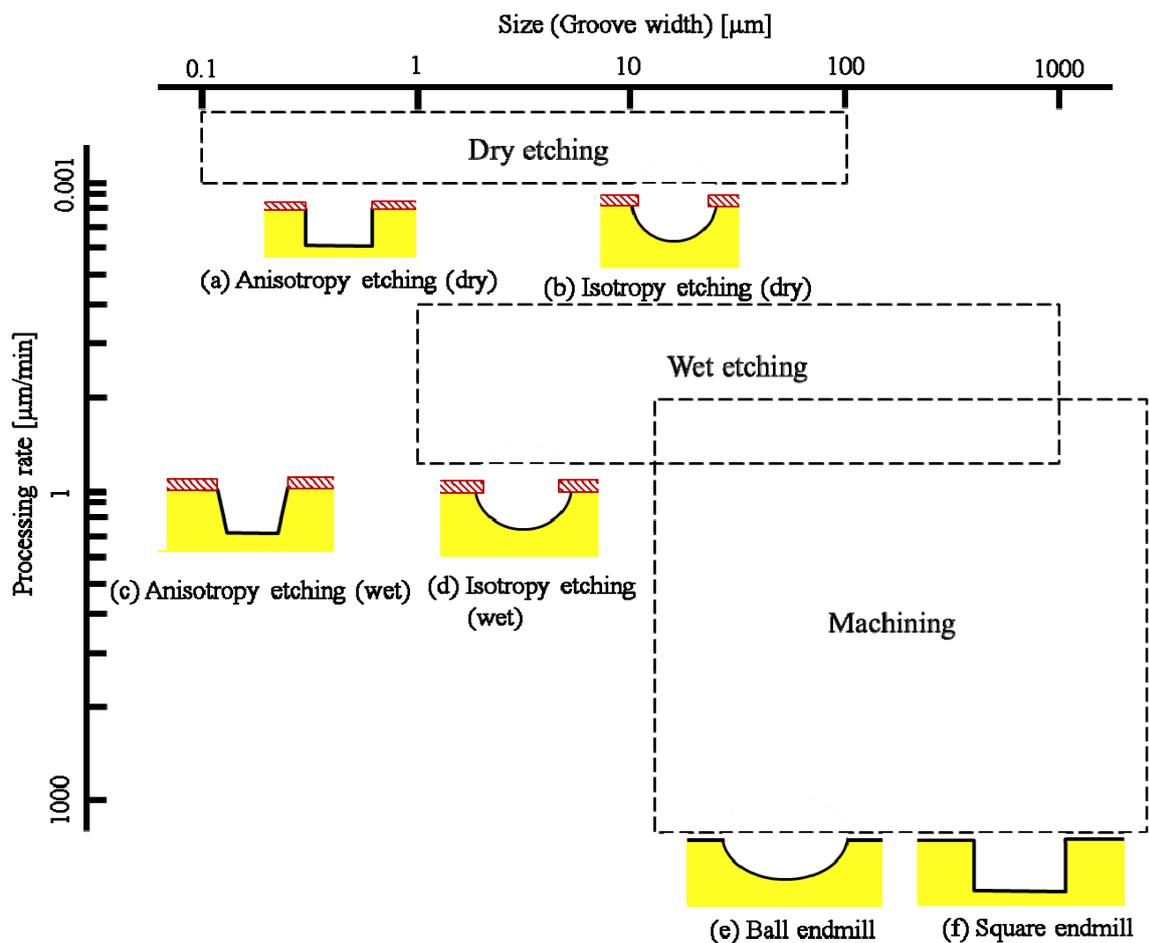


Fig.1.9 Comparison between etching and machining process

## (2) マイクロ機械加工によるマイクロ流体チップ金型製造方法

マイクロ機械加工は、現状、ディーゼルエンジンのインジェクタ先端の噴射穴加工や<sup>1-21)</sup>、プリント基板のマイクロ穴あけ<sup>1-22)1-23)</sup>や、インクジェットプリンタのノズル加工<sup>1-24)</sup>に用いられている。工具としては、日立ツール(株)と日進工具(株)が、直径 $\phi 0.03$  mm までの超硬合金製エンドミルを販売しており、工具径 $\phi 0.01$  mm の1枚刃単結晶ダイヤモンドエンドミルも開発されている。マイクロ機械加工で、マイクロ流体チップを製造する方法として、プラスチックやガラス等の流体チップ基板を直接加工し、マイクロ流体チップを生産する方法も考えられる。製作期間が非常に短いことから、流体チップの設計性能を確認するためのラピッドプロトタイプング手法として研究が行われている<sup>1-25)~1-27)</sup>が、製造コストが高く大量生産を行うこ

とはできない。一方、微細デバイスの大量生産を目的としたナノインプリント・リソグラフィ<sup>1-28)</sup>等の検討がなされており、例えば100 nm×200 nmの柱形状が1 μm未満の間隔で整列している微細形状を金型転写により得られることが報告されている。ホットエンボス法<sup>1-29)</sup>や射出成形<sup>1-30)</sup>による金型形状の転写も可能である。本研究では、マイクロ機械加工でマイクロ流体チップ金型を加工し、その金型を用いて、マイクロ流体チップを大量生産する方法に関して検討する。マイクロ流体チップ金型をマイクロ機械加工で製造する利点を以下に示す。

- (a) 金型製造工程数が少なくなり、製造工程に要する時間も短くなるため、製作期間の短縮が可能である。
- (b) マイクロミーリング、マイクロ研削に用いる加工機は、フォトリソグラフィ方式の製造設備と比べ、安価である。
- (c) マイクロ流路上では表面張力による流れが支配的になるため、ぬれ特性の制御が必要となるが、フォトリソグラフィ方式では実現困難な、様々な流路形状(例えば二段溝や微小突起構造)の加工が可能あり、ぬれ特性の制御が可能<sup>1-31)</sup>である。
- (d) フォトリソグラフィ方式と比べ、金型加工時の室内温度・クリーン度の管理が容易である。
- (e) 超硬合金等のフォトリソグラフィによる加工が難しい金型材料にも適用可能と考えられる。

プラスチック製マイクロ流体チップの成形用金型に用いる、耐食性に優れたステンレス鋼(SUS316)製金型の加工を例に説明する。Fig.1.10に、マイクロ流体チップ金型の加工工程を示す。

初めに、(a)鉄系材料(SUS316)を研磨し、次に(b)工具径φ1 mm以下の超硬エンドミル(マイクロエンドミル、Fig.1.11に一例を示す)を用いて微細溝を加工して凹形

状を成形し、その後(c)反転した凸形状の Ni スタンプ金型を完成させる。フォトリソグラフィ法と比べ工程数が極端に少ないため、金型加工コストを低減し、製作期間を短縮できる。そのため、従来のフォトリソグラフィ方式と比べ、様々な流路パターンに応じた多品種少量生産が容易となる。

また、(b)において、金型表面を、溝パターンを転写した凸形状に加工することで、Ni スタンプ製作工程を省略して、金型を完成できる。また、金属製のマイクロ流体チップの利用例<sup>1-32)</sup>も報告されており、機械加工で、金型を直接加工することも可能である。

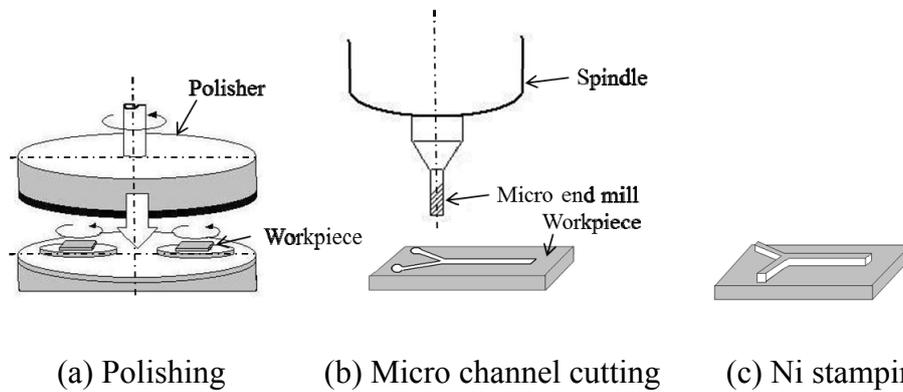


Fig. 1.10 Manufacturing process of a micro channel die by the micro milling

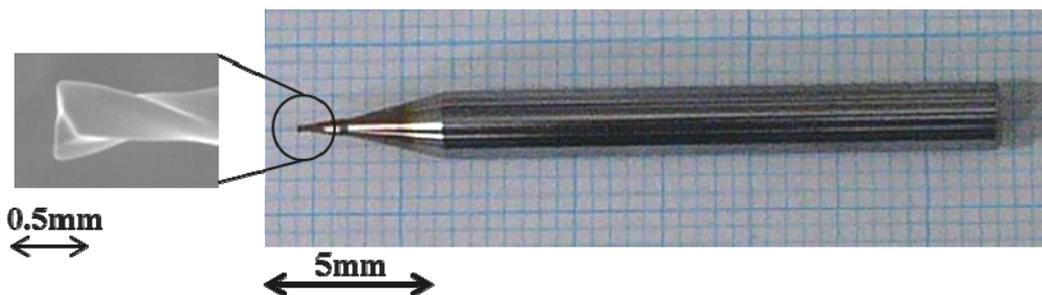


Fig.1.11 An example of micro end mill

また、ガラス製マイクロ流体チップに関しては、光学レンズ等の大量生産に用いられている高温・高圧下でガラス基板を精密プレス加工する方法が採用されている。このホットプレス加工では、ガラス転移温度付近(耐熱ガラスでは 800°C程度)まで加熱したガラスと金型に高圧力(40~200MPa 程度)を加え、金型形状を転写する。

その為、金型材料として、高温・高圧に耐えることができ、線膨張係数がガラスに近い超合金が採用される。超合金は HRA90 程度の高硬度材料であるため、ダイヤモンド工具を用いて加工する必要がある。ダイヤモンド工具を用いた超合金の加工については、多くの報告があり、光学レンズ金型や、超合金製工具の加工に関し、非常に高い形状精度・表面粗さが報告されている<sup>1-33)1-34)</sup>。また、ダイヤモンド工具による超合金の加工では、工具摩耗が大きく、ダイヤモンド工具の摩耗低減に関する研究も行われている。それらに対して本研究では、微小径砥石による、成形研削に適用可能で、砥粒突出し量が多い等の理由で、ダイヤモンド電着工具を採用し、超合金金型を加工する。

本研究で対象とした金型形状の一例を Fig.1.12 に示す。溝幅 0.1 mm, 深さ 0.1 mm の凹金型と凸金型である。凹金型は、Ni スタンプ製作工程で、プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型となる。また、凹型金型はマイクロ流体チップとしても直接使用可能である。凸型は Fig.1.10(c)の Ni スタンプ工程を省略して、マイクロ流体チップを生産するための金型となる。

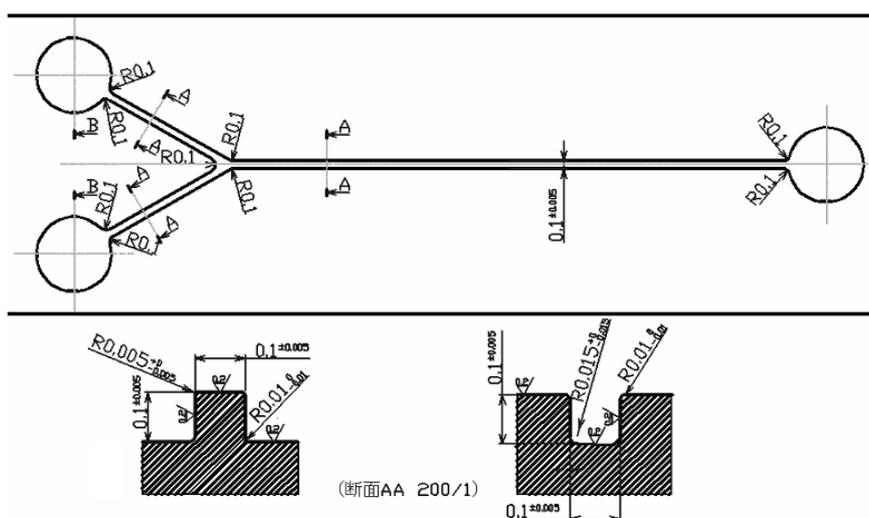


Fig. 1.12 Form of a micro channel

### 1.1.3 メカニカル・リソグラフィ方式の開発課題

## (1)プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型の製造

マイクロ工具を用いた微細加工において、開発課題となるのが加工精度の向上である。工具径が $\phi 1\text{ mm}$ 以下のマイクロエンドミルは、通常使用されている太さのエンドミルと比べ、工具剛性が低く、工具の弾性変形が大きくなり、切り屑排出性が悪いため、工具欠損が発生し易く、溝形状精度向上の障害となる。加工時の切削抵抗を低減させるため、切取り厚さを小さくすると、工具刃先丸みの影響により、刃先近傍で塑性流動が大きくなるため、バリ発生が無視できなくなる。また、最大切取り厚さの減少によりびびり振動が発生する可能性も指摘されている。微小工具径の切削力、工具折損に関する調査<sup>1-35),1-36)</sup>や、工具弾性変形に関する解析的実験<sup>1-37)</sup>も行われているが、溝形状精度、表面粗さや寸法精度などの加工精度および工具寿命などを考慮した加工条件の選定方針が不明確である。その例として、マイクロエンドミルを市販している工具メーカー2社(日立ツール(株),日進工具(株))が推奨する標準切削条件をFig.1.13に示す。工具の材質、形状はほぼ同じものを使用しているにも拘わらず、1刃当り送り量に関しては2社の推奨条件は大きく異なる。また、日立ツール(株)の条件については工具径 $\phi 0.1\text{ mm}$ を境として1刃当り送り量の増加割合が変化している。切削速度においては、2社の条件に大きな違いは認められないが、工具径の減少に伴って切削速度が減少している。軸方向切り込み量においては、工具径 $\phi 0.4\text{ mm}$ 以下において2社の条件は $Ad=0.05d$ と同じであるが、工具径 $\phi 0.5\text{ mm}$ では約3倍も異なる。以上のように、マイクロエンドミルによる切削加工条件には不明確な点が多くある。そこで本研究では、エンドミルの切削特性を実験的に調査する。また、鉄系材料に微細溝を切削加工する時、Fig.1.14に示す開発課題が想定される。すなわち、溝肩部におけるバリの発生、溝底面や側面の表面粗さ、溝断面積の変化である。

### (a)溝肩部におけるバリの発生

溝肩部に発生するバリは、マイクロ流体チップを貼り合わせる際、貼り合せ不良の原因となる。マイクロエンドミル加工におけるバリ発生への報告は二三ある<sup>1-38)</sup>が、いずれも加工条件との相関は示されておらず、バリ縮減可能な加工条件も不明である。発生したバリが大きい場合、電解バリ取り等のバリ除去工程が必要となり、加工工程数が多くなる。そこで、簡便な処理でバリを除去できる程度に縮減可能な加工条件を調査する必要がある。また、ドリル加工では超音波キャビテーションの援用によりバリを抑制する方法が考案されている。この方法を応用し、バリを低減する方法も考えられる。

#### (b)溝底面，側面の表面粗さ

溝側面，底面の表面粗さはマイクロ流路内の液体の流れに影響を与えると考えられる。そのため，表面粗さを制御する必要がある。マイクロエンドミル加工における表面粗さの報告<sup>1-39)</sup>はあるが，表面粗さと加工条件の相関は明確でなく，表面粗さ低減のための加工条件も明らかでない。また，この課題を追究するには，微細溝側面の表面粗さを定量評価する必要があるが，従来の触針式，光学式顕微鏡で，直接測定することは困難である。そこで，測定技術の開発と表面粗さの向上が必要である。

#### (c)溝断面積の変化

工具の摩耗や欠損，工具の弾性変形などにより溝断面形状が変化すると，マイクロ流路の流路断面積が変化する。そのため，溝断面積の変化を制御する必要がある。マイクロエンドミル加工における溝形状変形の解析に関する研究報告<sup>1-40),1-41)</sup>は存在するが，加工条件との相関は明らかにされていない。

以上の開発課題に対して，本研究では溝肩部バリ発生を簡単な後処理(例えば竹串での擦過や粘土による吸着など)で除去可能なバリ面積比(=バリ面積/溝底面積×100 [%])5 %以下，微細溝側面，底面の表面粗さを一般のフォトリソグラフィと同

等になる  $0.5 \mu\text{mRz}$  以下，溝断面積変化をプラスチックの射出成型の転写精度よりも十分高精度な 1%以下とすることを目標とした。

## (2) ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型の製造

プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型と同様に，ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型もマイクロ機械加工で可能であると考えられる．超硬合金を材料とするガラス製マイクロ流体チップの成形用金型の製造には，微細溝加工が可能な小径軸付タイプのダイヤモンド電着砥石を用いる．この研削加工において，加工精度向上の阻害要因となるのが，砥粒の脱落・異常摩耗の発生である．特に砥石先端部付近では，周速度がゼロとなるため，激しい砥粒脱落が発生する事が知られている<sup>1-42)</sup>．本研究では，この砥石周速度ゼロ付近での加工を回避可能な加工方法を用い，溝表面粗さ，溝形状精度，溝深さ精度といった基本的な研削特性に関して検討する．また，ダイヤモンド電着砥石を用いて超硬合金を溝研削する報告は少なく，超硬合金の溝研削に適した工具の選定を行う必要もある．加工条件の加工精度への影響を解析し，プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型と同等の加工精度が得られる加工条件の検討を行う．

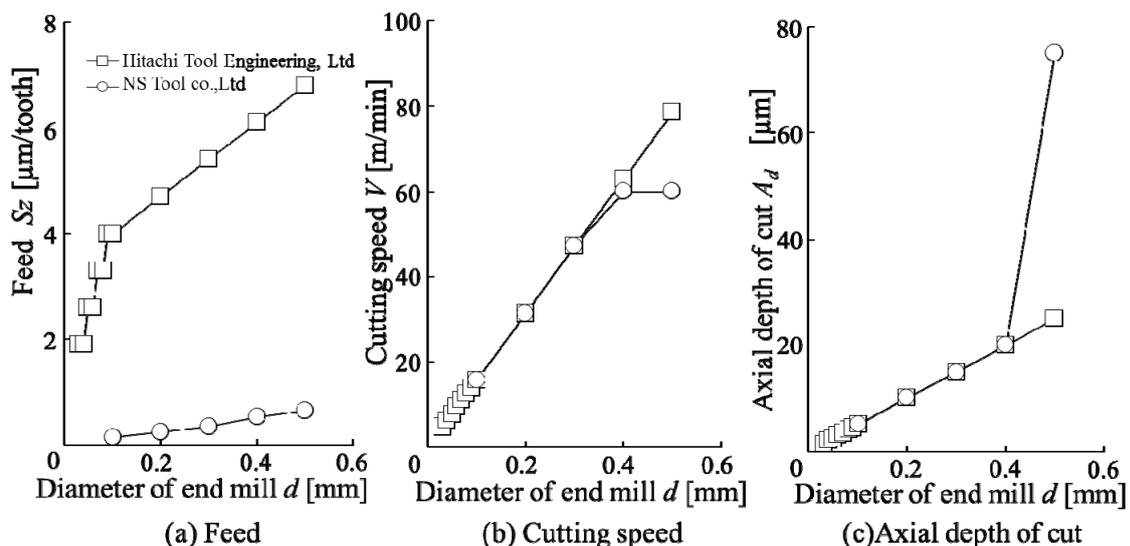


Fig. 1.13 Comparison of recommended cutting conditions in 2 tool makers

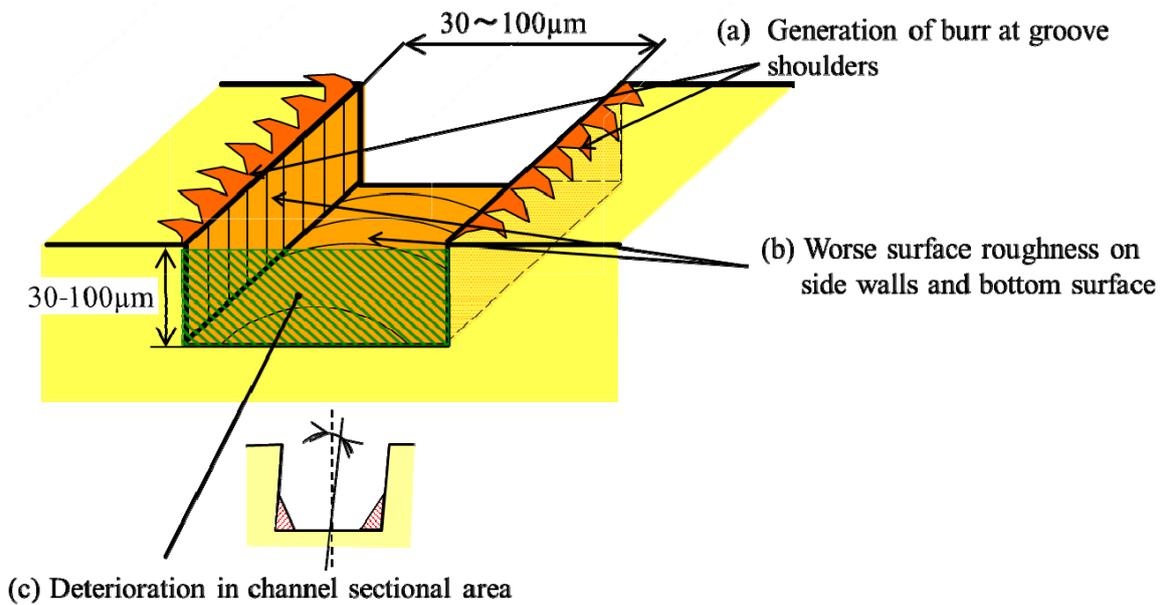


Fig.1.14 Research subject on micro-groove milling

## 1.2 本研究の目的および論文の構成

本研究の目的は、マイクロ流体チップを大量生産可能なメカニカル・リソグラフィ製造における金型加工技術の確立であり、本論文は「マイクロ流体チップ金型の微細溝加工に関する研究」と題し、全6章から成る。各章での概要と章間との関連性について、Fig.1.15 に示す。

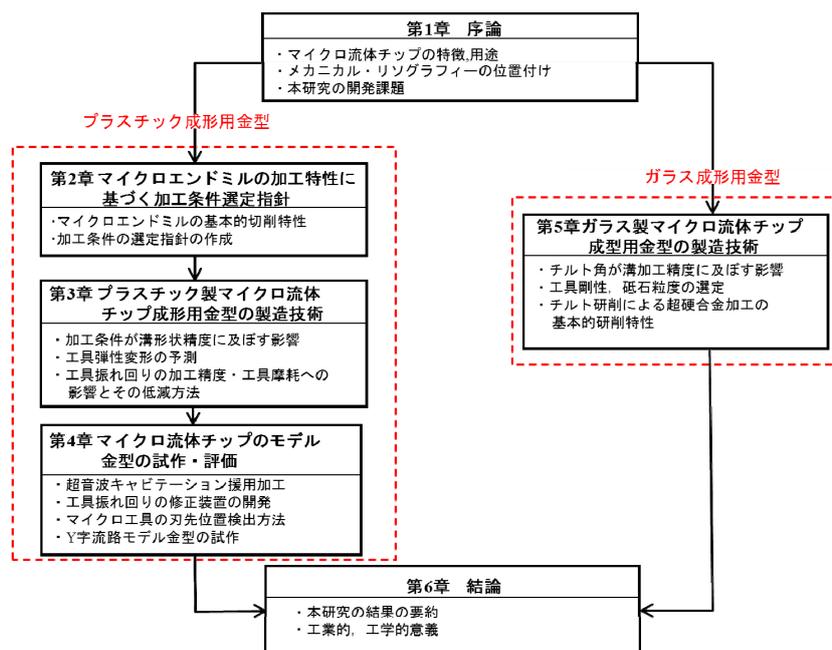


Fig.1.15 Composition of this thesis

第1章「序論」では、マイクロ流体チップの特長・用途と本研究の提案するメカニカル・リソグラフィ方式に関する技術の動向を調査し、本研究の目的と開発課題を明確にしている。メカニカル・リソグラフィ方式によるマイクロ流体チップ金型の製造工程と開発課題を整理し、本研究の検討内容の概要を述べている。

第2章「マイクロエンドミルの加工特性に基づく加工条件選定指針」では、「序論」で述べた開発課題である、マイクロエンドミル加工の加工条件の選定指針の作成について、実験的に検討をした。エンドミルによる加工の基本的な切削条件である、切削速度、1刃当り送り量、軸方向切込み量において、小型NCフライス盤を用いて、切削力、表面粗さ、バリ発生量に関する調査を行い、1刃当り送り量が切れ刃エッジ  $R$  にほぼ似た加工条件下でのマイクロエンドミル加工に特有の切削現象とその切削機構を明らかにしている。この結果に基づき、マイクロエンドミル加工において問題となる溝肩部バリの発生と工具摩耗を低減可能な加工条件の選定指針を作成し、その効果の実証を行っている。また、これまで測定できなかった微細溝側面の表面粗さの測定方法を考案し、加工条件と溝側面の表面粗さの関係について明らかにした。

第3章「プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型の製造技術」では、第2章で明らかにした、マイクロエンドミル加工の加工条件選定指針を踏まえて、メカニカル・リソグラフィ方式によるマイクロ流体チップ金型製造の開発課題である、溝断面積変化率の低減方法について考察を行った。まず、微細溝形状(溝傾斜、溝底コーナ丸み)の測定方法を提案し、続いて加工条件の微細溝形状に及ぼす影響について調査し、加工条件が溝傾斜角、溝底コーナ丸みに及ぼす影響を明らかにした。その後、溝形状変化の原因である工具変形、工具振れ回りに関して、軸方向の切削分力の影響も考慮した検討を行い、切削力の溝傾斜への影響とその予測・低減方法を、解析と加工実験から明らかにした。

第4章「マイクロ流体チップのモデル金型の試作・評価」では、マイクロエンドミル加工において問題となる溝肩部バリ・工具刃先欠損の低減を目的として、これまでにドリル加工における切り屑排出性の向上の適用実績のある超音波キャビテーション援用加工を、マイクロエンドミル加工に対して試み、その効果を実証した。更に、第3章で明らかとなった工具振れ回りの低減方法に基づいて、工具振れ回り修正装置を試作し、その有効性を実証した。また、マイクロ工具用の簡便な刃先位置検出方法を考案し、その効果を実証した。最後に、これまでの知見を踏まえて、マイクロ流体チップのY字流路モデル金型の試作を行い、本開発技術の工業的な有効性を実証した。

第5章「ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型の製造技術」では、プラスチック製マイクロ流体チップより高付加価値な、ガラス製マイクロ流体チップの金型について検討を行った。ダイヤモンド電着砥石を用いた、ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型の加工を行う上で問題となる、砥石先端部の周速度ゼロ点付近での加工を回避するため、加工機の主軸を傾けて研削するチルト加工における表面粗さ、溝形状精度、溝深さ精度といった、研削特性について検討している。加工機主軸のチルト角の研削特性への影響を、解析・実験により明らかにし、超硬合金のチルト加工に適した工具剛性・砥石粒度を持つマイクロ砥石を試作し、その溝表面粗さ、溝形状精度といった基本的研削特性を明らかにした。

第6章「結論」では、第2章から第5章までに得られた新たな知見を要約するとともに、メカニカル・リソグラフィ方式の今後の展望について述べている。

## 参考文献

- 1-1) 樋口俊郎: マイクロマシン技術便覧, (株)産業技術サービスセンター(2003), pp.670-672.
- 1-2) 北森武彦: マイクロチップ分析システムと合成システム, 学術の動向, (2009.3), pp.42-45.
- 1-3) 江刺正喜: マイクロマシン/MEMS, 精密工学会誌, Vol.75, No.1, (2009), pp.78-79.
- 1-4) マイクロ化学プロセス技術研究組合: マイクロ化学プロセス技術組合の概要, (2005), p.1
- 1-5) 北岡光夫: マイクロチップ サブプロジェクトの成果概要, JAIMA シンポジウム「マイクロ分析チップ実用化へのファイナルカウントダウン」講演要旨集, (2005), pp.1-4.
- 1-6) ㈱三菱総合研究所: 科学技術振興による経済・社会・国民生活への寄与の定性的評価・分析, (2005), p.326.
- 1-7) 【平成 17 年度超微細技術開発産業発掘戦略調査】 ナノテク関連市場規模動向調査, 経済産業省委託事業, 株式会社富士経済, (2006), pp.41-43.
- 1-8) Terry S.C., Jerman J.H., Angell J.B. : A gas chromatographic air analyzer fabricated on a silicon wafer, IEEE Transactions on Electron Devices Vol.26, (1979), pp.1880-1886.
- 1-9) A.Oki, M.Takai, Hogawa, Y.Takamura, T.Fukasawa, J.Kikuchi, Y.Ito, T.Ichiki and Y.Horiike: Healthcare Chip Checking Health Condition from Analysis of Trace Blood Collected by Painless Needle, Japanese Journal of Applied Physics, (2003), p.3722.
- 1-10) 多賀敦, 本田進 : マイクロチップ電気泳動:装置の作成、特徴、応用, Chromatography, Vol.22, No.2, (2001), pp.69-83.
- 1-11) 清水一憲, 小西聡: MEMS 技術を用いた骨格筋組織チップの開発, 生体医工学, Vol.51, No.3, (2013), pp.207-210.
- 1-12) マイクロ化学チップを使った高効率医薬品合成技術, 科学技術動向, (2005.10), p.10.
- 1-13) Mohammad Mahfuz CHOWDHURY, Jiro KAWADA, Teruo FUJII, Yasuyuki SAKAI: Stem cells in microfluidics: control on soluble microenvironment,

Bimonthly journal of Institute of Industrial Science, University of Tokyo, Vol.64, No.3, (2012), pp.323-327.

- 1-14) 三宅 亮:検査用シート、化学分析装置及び検査用シートの製造方法,特許公開 2012-47604 ,2012.3.8.
- 1-15) A. Manz, J.C. Fettinger, E. Verpoorte, H. Ludi, H.M. Widmer, D.J. Harrison: Micromachining of monocrystalline silicon and glass for chemical analysis systems A look into next century's technology or just a fashionable craze?, TrAC Trends in Analytical Chemistry, Vol.10, (1991), pp.144-149.
- 1-16) 渡慶次学 : 半導体微細加工技術を用いたガラスチップ製造法, 電子材料, (2005), pp.26-28.
- 1-17) 堀池靖浩, 沖明男, 小川洋輝, 高井まどか, 百瀬俊, 横川昭徳, 高村禪: 高齢化社会の到来とヘルスケアチップの創製—ドライエッチング技術の展開—, 表面技術, Vol.55, No.6, (2004), pp.385-390.
- 1-18) Kiichi Sato, Manabu Tokeshi, Tamao Odake, Hiroko Kimura, Takeshi Ooi, Masayuki Nakao, Takehiko Kitamori: Integration of an Immunosorbent Assay System: Analysis of Secretory Human Immunoglobulin A on Polystyrene Beads in a Microchip, Analytical Chemistry, Vol.72, (2000), pp.1144-1147.
- 1-19) 渡慶次学, 角田正也, 宮川堅次: 新しい抗体固定化法を用いたマイクロチップイムノアッセイの開発, 塗装の研究, No.147, (2007), pp.41-44.
- 1-20) 和井田 徹, 岡野 啓作: 研削によるマイクロ形状創成, 精密工学会誌, Vol.61, No10, (2005), pp.1365-1368.
- 1-21) 大関浩, 山内克哉 : ディーゼルエンジンインジェクタの微細穴加工, 精密工学会誌 Vol.48 No.2, (2004), pp.71-74.
- 1-22) 今村誠, 広瀬和弘 : マイクロドリルの技術動向と応用, 砥粒加工学会誌 Vol.49, No.10, (2005), pp.550-553.
- 1-23) 高野登 : マイクロ工具の最先端技術, 砥粒加工学会誌, Vol.49, No.10, (2005), pp.534-537.
- 1-24) 渡邊俊介:インクジェットピエゾヘッド:高密度・小ドット化による印刷品質向上とヘッド加工技術の進化, 日本機械学会誌, Vol.115, No.1120, (2012), pp.32-33.
- 1-25) Ampara Aramcharoen, Shaw Kah Chuan Sean, Liu kui: Micro milling for polymer

materials used in prototyping of microfluidic chip application, *Advanced Materials Research*, Vol.565, (2012), pp.552-557.

- 1-26) 大野威徳, 松村隆: ガラスのエンドミル加工によるマイクロチャネルの製造, 2004 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2004), pp.1013-1014.
- 1-27) 柿沼康弘: 極低温切削による粘弾性材基板へのマイクロ流路加工, *日本機械学会誌* Vol.115, No.1128, (2012), pp.753-757.
- 1-28) 谷口淳, 宮本岩男, 古室昌徳, 松井真二: ナノインプリント技術の現状, *精密工学会*, Vol.46, No.6, (2002), pp.282-285.
- 1-29) 王竹卿, 吉岡正人, 平晋一郎: ホットエンボス法によるマイクロ流路の作成, *砥粒加工学会誌*, Vol.53, No.11, (2009), pp.673-678.
- 1-30) 松崎寛: 射出成型技術を用いたマイクロリアクターの製造, *高分子*, Vol.53, (2004), p.339.
- 1-31) 松村隆, 田中信一郎, 笹島佳奈枝: 表面の微細構造の機械加工とぬれ特性, *日本機械学会第 8 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集*, (2010), pp.123-124.
- 1-32) 榛原均: 金属フォトエッチング技術による金属製マイクロリアクタの製造方法, *電子材料*, (2005), pp.29-32.
- 1-33) 権田英修, 浜松泰生, 下田陽一朗: 単結晶ダイヤモンド工具の特徴および加工事例紹介, *砥粒加工学会誌*, Vol.53, No.5, (2009), pp.293-296.
- 1-34) Wei-Shin Lin, Yung-Cheng Wang, Wen-Chi Hsiao, Bean-Yin Lee: Grinding Performance Analysis of Diamond Wheel for Groove Grinding, 2010 8th IEEE International Conference on Control and Automation, (2010), pp.608-613.
- 1-35) 木本誠二, 川端美穂, 野村光由, 柴田隆行, 村上良彦, 堀内宰, 梶田正美: 小径エンドミル加工における微細溝形状に関する研究, 2010 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2010), pp.11-12.
- 1-36) 高橋渉, 野村光由, 柴田隆行, 村上良彦, 堀内宰, 梶田正美: 極小径エンドミル加工における切削力—材料に及ぼす影響—, 2008 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2008), pp.115-116.
- 1-37) 片岡篤司, 野村光由, 柴田隆行, 村上良彦, 堀内宰, 梶田正美: 極小径エンドミルによる微細加工に関する基礎研究—極小径エンドミル加工における切削力—, 2008 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2008),

pp.113-114.

- 1-38) 松村隆: マイクロエンドミルによる微細切削, 2013 年度精密工学会春季大会 学術講演会講演論文集, (2013), pp.439-440.
- 1-39) 時田直樹, 市田良夫, 上野秀雄, 佐藤隆之介, 山口光明, 野口修: 小径エンドミルの加工特性に及ぼす切削速度の影響, 2012 年度精密工学会春季大会 学術講演会講演論文集, (2012), pp.157-158.
- 1-40) 艾靖宇, 野村光由, 柴田隆行, 村上良彦, 堀内宰, 榊田正美: 微小径エンドミルによる高精度微細切削に関する研究—工具弾性変形の溝位置への影響—, 2012 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2012), pp.155-156.
- 1-41) 榊田正美, 艾靖宇, 堀内宰, 柴田隆行, 野村光由, 村上良彦: 微小径エンドミル加工における溝加工精度に関する研究(第 1 報)—工具径に等しい溝幅加工における溝位置誤差と溝曲がり—, 精密工学会誌, Vol.79, No.2, (2013), pp.176-181.
- 1-42) 榊田雅博, 大山啓, 森義典, 半田伸一, 武知清孝, 小川仁: 小径ダイヤモンド電着工具によるアルミナセラミックへの通し穴加工(第 1 報)—工具形状と加工条件の検討—, 精密工学会誌, Vol.71, No.1, (2005), pp.105-109.

## 第2章 マイクロエンドミルの加工特性に基づく 加工条件選定指針

### 2.1 緒言

現在、プラスチック製マイクロ流体チップの成形用金型は、一般に半導体製造に用いられるフォトリソグラフィ方式で加工されている。しかし、この方式には、金型製作期間の短縮、コストの削減や多品種少量生産への対応が求められている。本研究では、金型表面に幅・深さ数 10～数 100  $\mu\text{m}$  程度のマイクロ流路を製作可能な加工方法のうち、マイクロエンドミルおよびマイクロ砥石によるマイクロ機械加工を用いたメカニカル・リソグラフィ製造方式に関して実験、解析を行う。この方法は、従来のフォトリソグラフィ方式と比較して、マイクロ流体チップ金型を短時間・低コストで生産可能であり、多品種少量生産や、フォトリソグラフィ方式では加工が難しい段差等の形状にも適用できると考えられる。

しかし、1.1.3 項に示したように、マイクロエンドミルによる加工条件は実用に至る十分な議論がなされておらず、加工条件と表面粗さ、バリ発生量の相関といった基本的な切削特性、加工精度向上のための加工条件の選定指針も示されていない。そこで、本章では、溝加工精度の向上が可能なマイクロエンドミルを用いた加工条件の選定指針について切削実験および FEM シミュレーションを行い、検討した。現状、直径 30  $\mu\text{m}$  までの微細径の超硬合金製の 2 枚刃エンドミルが使用されており、工具の高精度・高性能化に向けた研究<sup>2-1)-2-3)</sup>や、例えばダイヤモンドコーティングや、PCD(Polycrystalline Diamond: 多結晶ダイヤモンド)、天然ダイヤモンドなどの新たな素材・形状の工具の開発が盛んに行われている<sup>2-4)</sup>。

また、医療用部品を始めとしたチタン合金などへの微細、精密加工の適用を目的とした加工研究も行われている<sup>2-5)</sup>。直径 1 mm 以下の微細径工具であるマイクロエンドミルを用いると微細溝や、複雑形状の加工が可能である。しかし、従来のエンドミルに比べ工具剛性・刃先強度が低く、工具の弾性変形による加工精度の低下する<sup>2-6)</sup>、あるいは医療用部品に用いられるチタン合金等の難削材加工において、

工具が大きく欠損し、目標の加工精度を得られないといった問題が報告<sup>2-7)-2-9)</sup>されている。また、通常のエンドミル加工と比較して、1刃当り送り量が切れ刃エッジ  $R$  とほぼ同じ加工条件となるなどのマイクロエンドミル特有の加工状態も予見されている<sup>2-10)</sup>。しかし、高精度化を目的とした加工条件の選定指針に関する研究は殆んど報告されておらず、工具メーカーの推奨する標準加工条件には各社で差が見られる。そのため、マイクロエンドミル加工特有の現象による加工精度の低下を回避し、所定の加工精度を確保するために、どのように加工条件を決定すればよいかといった選定指針が求められている。そこで本章では、マイクロエンドミルによる微細溝加工において、切削速度、1刃当り送り量、軸方向切り込み量といった基本的な加工条件が、切削力、溝底面の表面粗さ、溝肩部バリ発生量などの加工特性に及ぼす影響について、実験的に調査・分析し、マイクロエンドミルの加工条件の選定指針を作成した。

## 2.2 鉄系マイクロ流体チップ金型の製造方法

現状の多くのプラスチック製マイクロ流体チップの成形用金型は、単結晶シリコン基板を材料として、1.1.1 項に示したフォトリソグラフィを用い、加工されている。半導体製造工程と同様のこの方式では、幅が数  $\mu\text{m}$  単位の微細溝を形成可能である。しかし、この方式による金型の加工は、製作期間短縮と低コスト化が課題である。これらの課題に対応するため、本章では、幅数 10 から数 100  $\mu\text{m}$  の微細溝の形成が可能なマイクロ工具を用いて、マイクロ流体チップ金型を加工する方法として、メカニカル・リソグラフィ製造方式に関する技術開発を検討する。Fig.1.10 にメカニカル・リソグラフィ製造方式におけるマイクロ流体チップ金型の製造工程を示す。この方式では、初めに、鉄系材料(SUS316 材)を両面研磨し、次にマイクロエンドミルを用いて凹形状の微細溝を形成する。これを Ni 電鍍プロセスを用い、形状を転写させ凸形状の金型を 3 工程で製造でき、金型製作期間とコストを、それぞれ 1/10 程度に削減可能と考えられる。しかし、この方式には、微細溝形成を行う Fig.1.10(b)の工程において、Fig.1.14 に示す開発課題がある。以下にメカニカル・

リソグラフィ製造方式の開発課題を示す.

#### ①溝肩部バリの発生

フォトリソグラフィ方式では、エッチングにより、塑性流動することなく Si 基板上に溝形成できるが、機械加工の場合は、塑性流動を伴う加工であるため<sup>2-11)</sup>、溝肩部にバリが発生する。マイクロ流体チップの製造工程において、微細凹流路を形成したプレートをカバーする接合工程がある。その際、金型の溝肩部のバリが製品であるマイクロ流体チップに転写されていると、接合不良が起こる。この問題を解決するためには、金型製造工程にバリ除去工程を付加する必要がある。微細溝肩部バリの除去方法としては、例えば電解バリ取りや研磨が挙げられるが、この除去工程の付加により、金型製造期間が長くなり、製造コストが増加する。以上のことから、バリの発生を極力縮減することが要求されている。

#### ②溝底面・溝側面の表面粗さの向上

フォトリソグラフィ方式で形成された幅数 100  $\mu\text{m}$  程度の微細溝の側面・底面には、0.5  $\mu\text{m}$  程度のうねりが発生す場合が多い<sup>2-12)</sup>。一方、機械加工によって形成される表面粗さは、エンドミルの切れ刃形状が転写され、その大きさは加工条件により変化する。本研究で対象としたエンドミル加工における理論面粗さのモデルを Fig.2.1 に示す。エンドミル加工における溝底面の理論面粗さは式(2.1)、側面の理論面粗さは式(2.2)で求められる(+はアップカット側、-はダウンカット側)。式(2.1)より、溝底面の理論面粗さは、1 刃当たり送り量  $S_z$  とすかし角  $\theta$  により決定される。すかし角(軸直角面からの底刃の逃げ角) $\theta$  はエンドミルの切れ刃形状により定まるため、理論面粗さは、1 刃当たり送り量  $S_z$  に比例して変化する。しかし、実加工では、工具変形、工具摩耗などにより、実効的なすかし角が変化するため、実際の表面粗さは理論面粗さと異なると考えられる。表面粗さが悪化すると、マイクロ流路内の液体の流れを阻害すると考えられるため、表面粗さの向上が必要である。

また、微細溝の側面の表面粗さを、触針式や光学式表面粗さ測定装置で直接測定することは困難である。そこで、微細溝側面の表面粗さを測定可能な測定方法の開発が必要である。

### ③溝断面積の変化

流路の溝断面積が変化すると、マイクロ流路を流れる液体の流量が変化する。フ  
 トリソグラフィ方式では、フォトマスクの形状とエッチング時間で、繰り返し精  
 度の高い所定の流路形状を得ることが可能であるが、機械加工では工具の摩耗、欠  
 損、変形、工具振れ回りなどにより溝断面積は変化する。そこで、これらを低減す  
 る加工条件の選定指針が必要である。

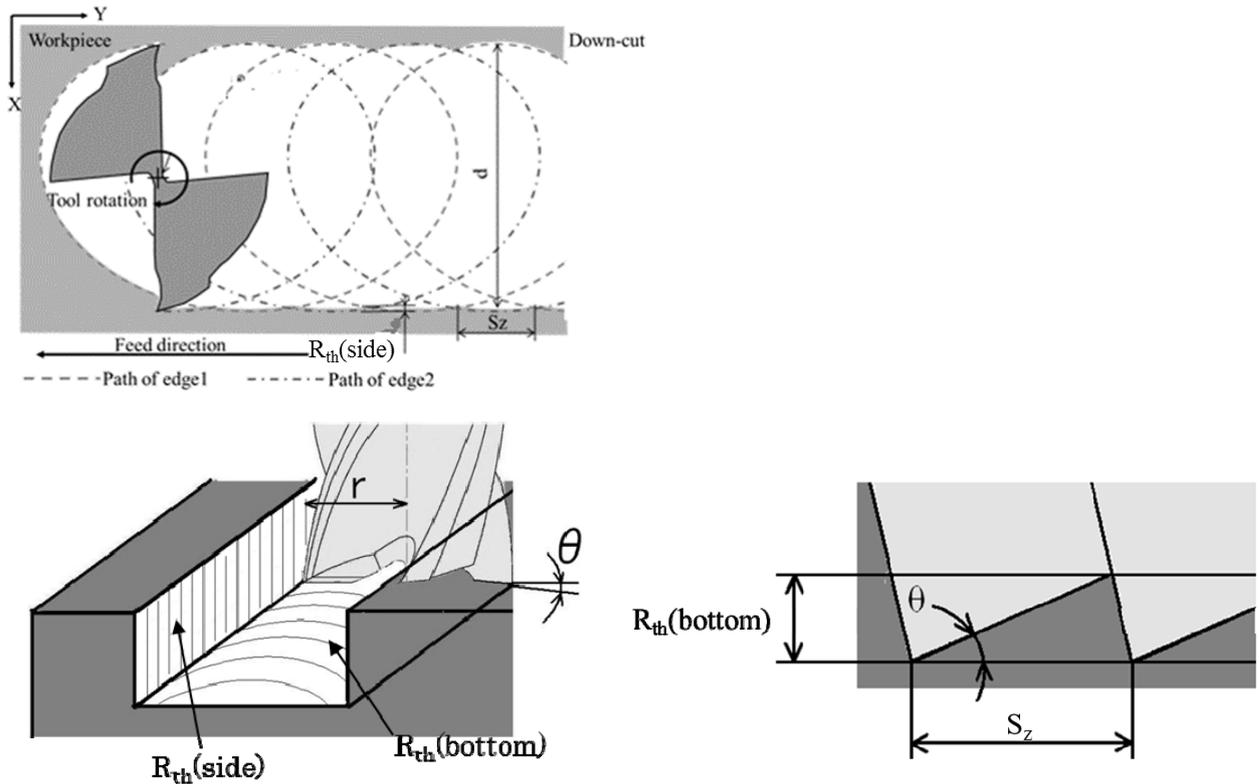


Fig. 2.1 Theoretical surface roughness in end milling

$$R_{th(bottom)} \doteq S_z \tan \theta \quad \dots \dots \dots (2.1)$$

$$R_{th(side)} \doteq \frac{S_z^2}{8 \left( r \pm \frac{2}{\pi} S_z \right)} \quad \dots \dots (2.2)$$

$S_z$ : Feed per tooth [ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ ]

$\theta$ : Concavity angle [ $^\circ$ ]

$r$ : Tool radius [ $\mu\text{m}$ ]

$R_{th(bottom)}$ : Theoretical surface roughness on groove bottom [ $\mu\text{m}$ ]

$R_{th(side)}$ : Theoretical surface roughness on side wall [ $\mu\text{m}$ ]

以上の開発課題に対して、本章では、マイクロエンドミル加工における加工条件が加工精度に及ぼす影響を検討する。

### 2.3 本章の概要

マイクロエンドミル加工に関する報告は少なく、加工条件の選定指針も不明である。そこで、本研究では、マイクロエンドミル加工の切削力、溝底面表面粗さ、バリ発生量といった基本的加工特性に関して、次に示す①～③の手順で実験的に検討を行い、加工条件の選定指針を作成する。

#### ①切削初期における基本的加工特性

本研究では、切削速度、1刃当り送り量、軸方向切込み量の加工条件が、切削力、溝底面の表面粗さ、バリ発生量といった基本的加工特性に及ぼす影響について、それぞれ実験的に調査を行う。また、現状では定量評価されていない溝側面表面粗さに関して、測定方法を考案し、加工条件の影響を明らかにする。

#### ②切削継続に伴う工具摩耗の推移

①の知見に基づき、バリ発生量の縮減が可能な条件で、マイクロ流体チップ金型の加工に最低限必要な切削距離  $L=20\text{m}$  まで連続切削し、工具摩耗の低減が可能な加工条件を探索する。

#### ③マイクロエンドミル加工の加工特性に基づく加工条件選定指針の作成

①、②で得た知見に基づき、マイクロエンドミル加工におけるバリ発生量と工具摩耗の低減が可能な加工条件の選定指針を作成し、その有効性を実証する。

### 2.4 加工機および加工条件

Table 2.1 に示す加工機および加工条件を用いて、マイクロエンドミル加工を行った。加工機には、Fig.2.2 に示す小型 NC フライス加工機(和井田製作所製 MCX-01)を用いた。X-Y-Z 軸のテーブルはローラー案内とリニアモータ駆動方式であり、各軸ともストローク 100 mm、最小分解能は 0.1  $\mu\text{m}$  である。また、主軸には、Kavo 社の高周波スピンドル Type4041を用いた。最大回転数は 50,000  $\text{min}^{-1}$  である。Fig.2.3

に、加工機の加工部を示す。回転するマイクロエンドミルを Z 軸方向に切込み量  $A_d$  まで切込み、加工機のテーブルを Y 軸方向に送り、マイクロエンドミル加工を行う。また加工中、ミストスプレーユニット(エバーロイ製 MD-1)を用い、切削液供給ノズルから切削液(液量; 21 mm<sup>3</sup>/h)を噴霧する MQL(Minimum Quantity Lubrication)供給方式を採用し、治具に取り付けられた三分力動力計(キスラー製 9251A)で切削力の測定を行った。被削材には、最終的に凸形状を加工し、射出成形による大量生産を行うために、マイクロ流体チップの金型に要求される耐食性、強度に優れた材料である SUS316 を使用した。

また、実験に先立ち、マイクロエンドミル加工において、1 刃当り送り量  $S_z$  に影響を及ぼす加工機の主軸振れ精度(非同期成分)の測定を行った。Fig.2.4 に、切削速度と工具シャンク部の振れ回りの関係を示す。この図から、工具シャンク部の振れ回りは、工具径 $\phi 0.5$  mm で切削速度 16~78 m/min(主軸回転数 12,500~50,000 min<sup>-1</sup>)において、両振幅で 0.2  $\mu$ m 以下と良好であると言える。

次に、供試工具の切れ刃形状を、Fig.2.5 に示すコンフォーカル顕微鏡(レーザーテック製 H-1200)を用いて観察した。切削工具には、工具径 $\phi 0.05$  mm,  $\phi 0.1$  mm,  $\phi 0.5$  mm の二枚刃スクエアエンドミル(日立ツール(株)製)を用いた。Fig.2.6 に、 $\phi 0.5$ mm の工具刃先の拡大写真を示す。工具材質及び形状を Table 2.2 に示す。工具の材質は微粒子超硬合金、コーティングは高硬度材の加工に適した TiSiN<sup>2,7)</sup>、形状はねじれ角 30°, すくい角 7°, すかし角 5°である。また、工具外周刃の切れ刃エッジ  $R$  の測定を行った。切れ刃エッジ  $R$  測定の一例を Fig.2.8 に、工具径 $\phi 0.05$  mm,

Table2.1 Experimental equipment and conditions

Machine tool	NC milling machine (MCX-01 : WAIDA)
Workpiece	SUS316 W4×L20×H7 mm
Tool	Carbide end mill( $\phi 0.05, 0.1, 0.5$ mm 2NT : Hitachi tool )
Cutting condition	Cutting speed $V_c$ : 8-79 m/min Feed $S_z$ : 0.5-10 $\mu$ m/tooth Axial depth of cut $A_d$ : 5-200 $\mu$ m
Lubricating system	MQL equipment (MD-1 : EVERLOY) (Flow rate = 21 mL/h, Air pressure = 0.1 MPa) Cutting fluid (Unicut jinen MQL : JX Nippon Oil & Energy Corporation)

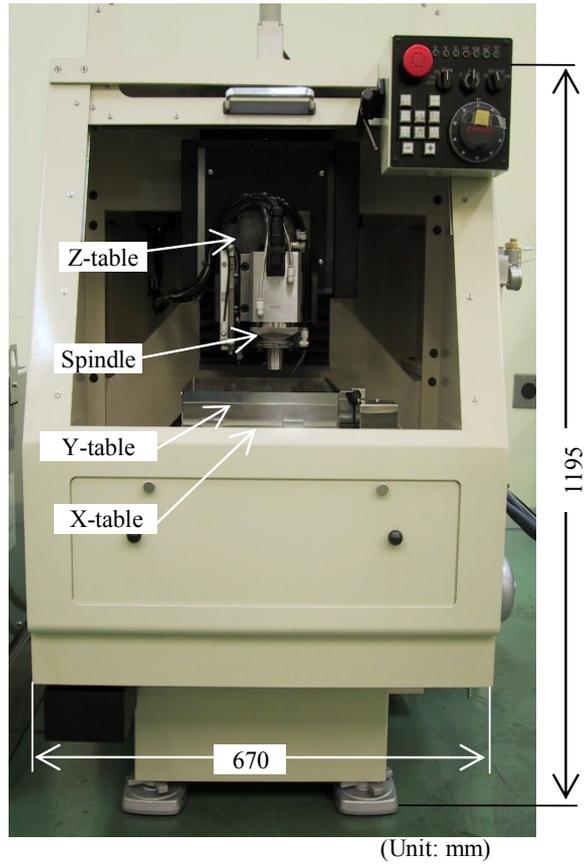


Fig.2.2 Photograph of NC milling machine (MCX-01)

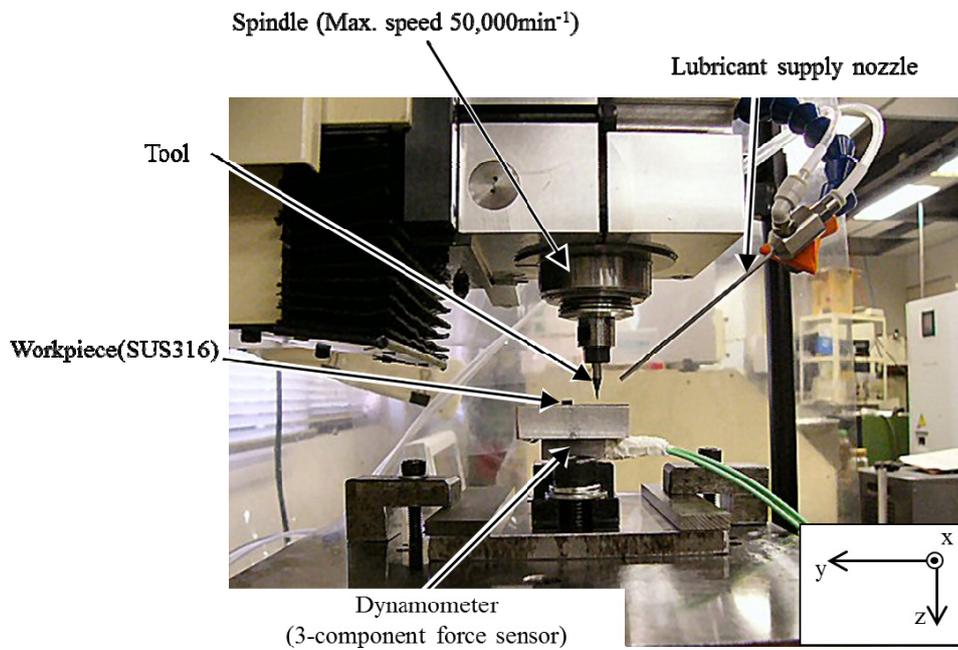


Fig. 2.3 Experimental setup of micro end milling

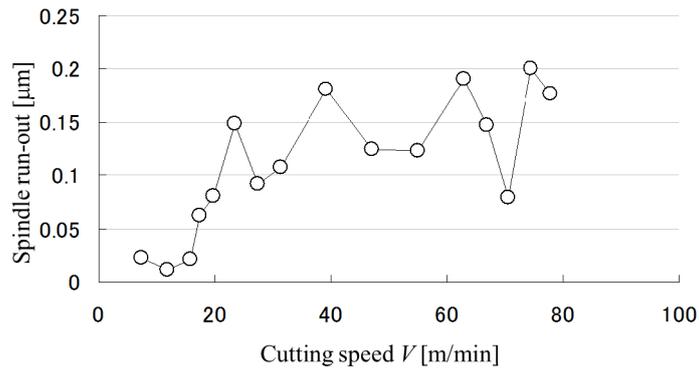


Fig. 2.4 Influence of cutting speed on spindle run-out

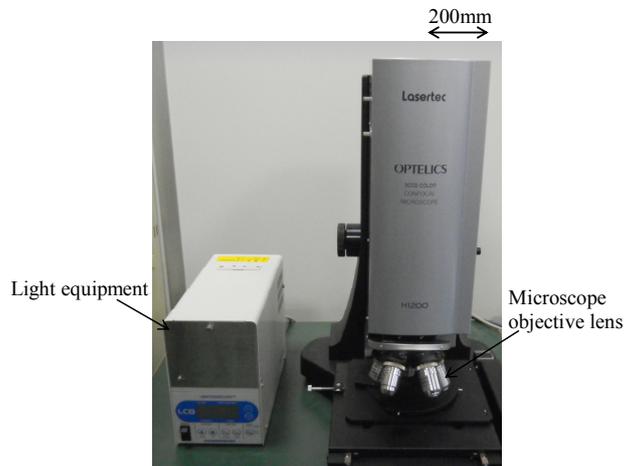


Fig.2.5 Color confocal microscope (H1200 ,LaserTec)

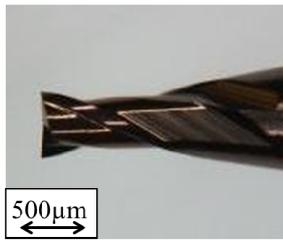
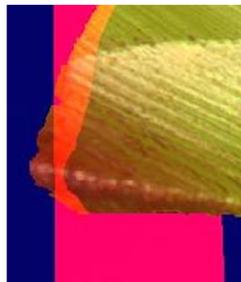


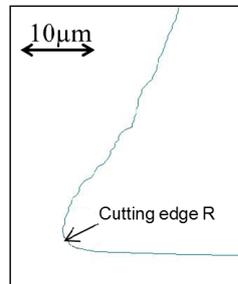
Fig.2.6 Micro end mill

Table 2.2 Tool material and shape

Tool material	Carbide
Coated material	TiSiN
Helix angle	30°
Rake angle	7°
Concavity angle	5°



(a) Cutting edge image of confocal microscope



(b) Cross-sectional profile of cutting edge

Fig. 2.7 Measurement of cutting edge R

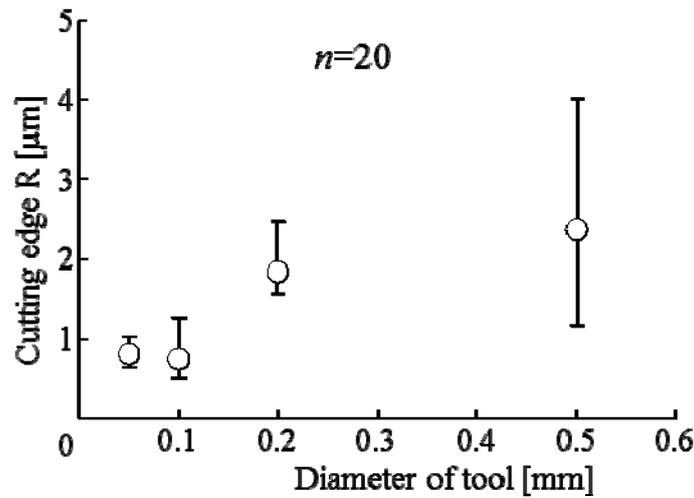


Fig.2.8 Distribution of cutting edge  $R$

$\phi 0.1$  mm,  $\phi 0.2$  mm,  $\phi 0.5$  mm のスクエアエンドミルの切れ刃エッジ  $R$  の測定結果を, Fig.2.8 に示す. 4 種合計 20 本のマイクロエンドミルを測定した. これらの図から, 切れ刃エッジ  $R$  は  $0.6 \sim 3.9 \mu\text{m}$  とばらつきがあり, 工具径が小さいほど, 切れ刃エッジ  $R$  も小さくなる傾向が認められる.

## 2.5 測定装置および方法

加工条件の加工特性への影響を検討するため, 加工中の切削力, 切削された微細溝の溝底面・溝側面の表面粗さ, 溝肩部バリの測定を行った. 測定装置および測定方法について以下に示す.

### (1) 切削力測定

実験に用いた加工機主軸の最大回転数は  $50,000 \text{ min}^{-1}$  であり, 2 枚刃エンドミルを用いた場合, 切れ刃ごとの基本切削周波数が  $1670 \text{ Hz}$ , 1 刃の切れ刃の切削挙動を観察しようとするれば, その数倍の高帯域までの力測定が必要となる. これに対し, 市販の切削力測定装置では, 1 刃当り切削力の測定が難しい. そこで, 高い周波数を測定できる小型の切削力測定装置(キスラー社製 3 成分力センサ 9251A)を治具に組込んだ Fig.2.3 に示す切削力測定治具を製作した. この測定治具の校正値, 固有振動数, 減衰比を Table 2.3 に示す. また, Fig.2.9 に, 溝加工時の切削モデルを示

す. 送り分力を  $F_y$ , 軸方向分力を  $F_z$ , 両者に直行する方向の分力を  $F_x$  とし, これら 3 分力を測定した.

Table 2.3 Properties of tool dynamometer

Calibration	Natural frequency	Damping ratio
x: 0.18 V/N	x: $f=11$ kHz	x: $\zeta=5.4 \times 10^{-3}$
y: 0.19 V/N	y: $f=11.5$ kHz	y: $\zeta=4.6 \times 10^{-3}$
z: 0.20 V/N	z: $f=27$ kHz	z: $\zeta=1.8 \times 10^{-3}$

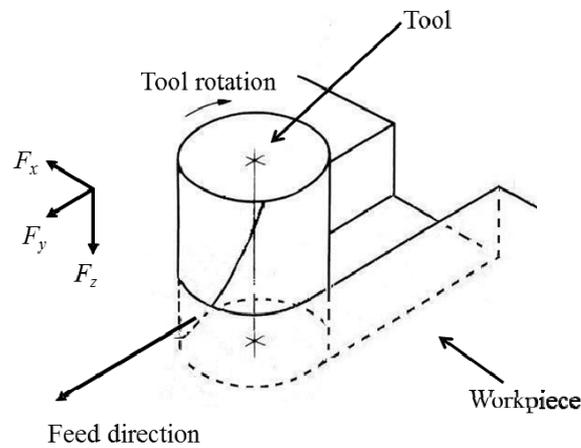


Fig. 2.9 Definition of cutting force component

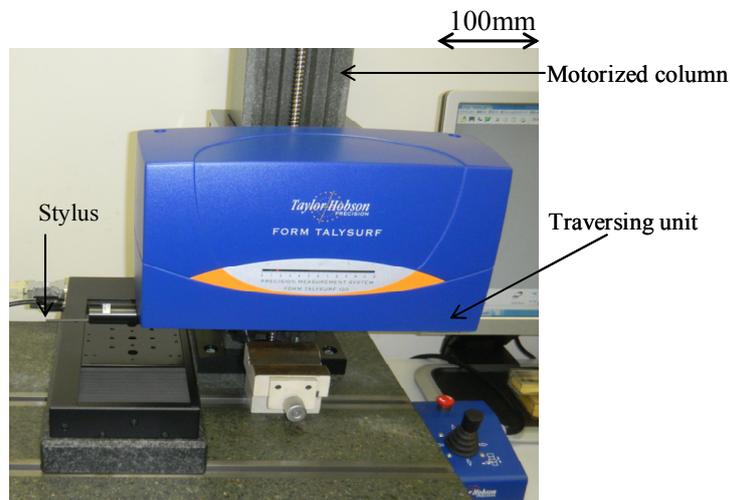


Fig.2.10 Surface roughness measurement instrument (Form Talysurf 120 , Taylor Hobson)

## (2) 表面粗さ測定

本研究では、一般的なマイクロ流体チップの表面粗さと同等となる表面粗さ  $0.5 \mu\text{mRz}$  を目標としている。溝底面の表面粗さは、Fig.2.10 に示す触針式表面粗さ計(テラーホブソン製 Form Talysurf 120)を用い、加工した溝を工具送り方向に測定した。

## (3) 溝肩部バリ発生量の測定

バリ発生量に関しては微細溝加工後の被削材表面を SEM(日立製作所製 S-2380N)により観察した。観察結果の一例を、Fig.2.11 に示す。赤松<sup>2-13)</sup>によると、高さ方向に発生するバリに比べ、幅方向に発生するバリの方が多ことが確認されているため、ここでは、バリを上面から観察した。溝の切削面積  $B$  に対するバリ面積  $A$  の比率( $A/B$ =バリ面積比  $Br$ )を求めた。また、簡単な後処理でバリを除去可能なバリ面積比 5 %以下を目標値とした。

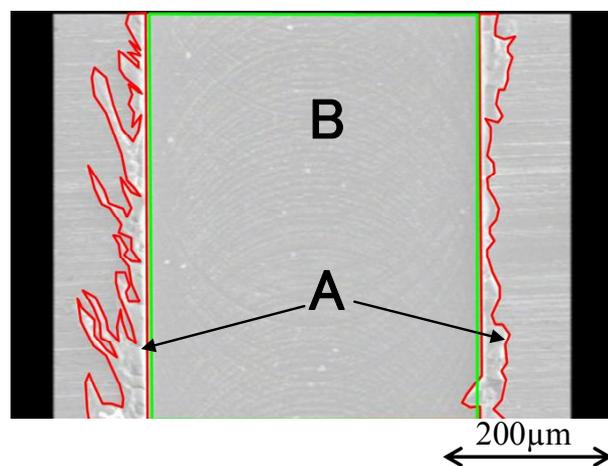


Fig. 2.11 Photograph of burr

## 2.6 切削初期における加工特性

マイクロエンドミルの加工条件の加工特性への影響の検討に際し、はじめに切削速度  $V$ 、1 刃当り送り量  $S_e$ 、軸方向切り込み量  $A_d$  を変えて、加工初期における加工条件と加工特性の相関を把握した。加工には、広い切削速度範囲を得るため、工具径  $0.5 \text{ mm}$  のマイクロエンドミルを用いた。1 条件当りの切削距離  $L$  は  $0.4 \text{ m}$  であ

る。

(1) 切削速度の切削力，溝底面の表面粗さ，バリ発生量への影響

1 刃当り送り量  $S_z$  を  $5.5 \mu\text{m/tooth}$ ，軸方向切込み量  $A_d$  を  $10 \mu\text{m}$  と一定にし，切削速度  $V$  を  $31 \text{ m/min}$  から  $78 \text{ m/min}$  まで変えて平均切削分力  $F_x$ ， $F_y$ ， $F_z$ ，最大高さ粗さ  $R_z$ ，バリ面積比  $B_r$  を測定した。

(a) 切削速度の切削力への影響

Fig.2.12 に，切削速度と切削力の関係を示す。切削速度  $V$  を  $31 \text{ m/min}$  から  $78 \text{ m/min}$  と増加させても，切削分力  $F_z$  は約  $0.10 \text{ N}$ ，切削分力  $F_y$  は約  $0.06 \text{ N}$ ，切削分力  $F_x$  は約  $0.18 \text{ N}$  とほぼ一定であった。

(b) 切削速度の表面粗さへの影響

Fig.2.13 に，切削速度と底面の表面粗さの関係を示す。切削速度  $V$  を  $31 \text{ m/min}$  から  $78 \text{ m/min}$  と増加させても，溝底面の表面粗さ  $R_z$  は若干悪くなる傾向があるが，切削速度  $V$  との間に強い相関は認められない。

(c) 切削速度のバリ発生量への影響

Fig.2.14 に，切削速度とバリ発生量の測定結果を示す。この結果から，本実験の範囲内では，切削速度とバリ発生量に顕著な傾向は認められない。またバリ面積比は  $B_r \doteq 5\%$  と，目標値に近い値が得られた。また，Fig.2.15 に切削速度  $V=31$ ， $79 \text{ m/min}$  におけるバリ観察写真を示す。切削速度が約 2 倍となっても，バリの発生状況に顕著な影響は認められない。

以上の結果から，切削速度  $V$  の増加は切削力  $F_x$ ， $F_y$ ， $F_z$ ，溝底面の表面粗さ  $R_z$ ，バリ面積比  $B_r$  に大きな影響を及ぼさないとと言える。そこで，本研究では，高能率な加工が可能な切削速度  $78 \text{ m/min}$  を採用する。

(2) 1 刃当り送り量の切削力，底面粗さ，バリ発生量への影響

切削速度  $V$  を  $78 \text{ m/min}$ ，軸方向切込み  $A_d$  を  $10 \mu\text{m}$  と一定にし，1 刃当り送り量  $S_z$  を  $0.5 \mu\text{m/tooth}$  から  $9 \mu\text{m/tooth}$  まで変化させ，1 刃当り送り量が切削力，底面粗さ，バリ発生量に及ぼす影響を検討した。

(a) 1 刃当り送り量の切削力への影響

Fig.2.16 に、1 刃当り送り量と切削力の関係を示す。この図より、切削分力  $F_x$  は 1 刃当り送り量  $S_z$  の増加に伴い増加し、 $S_z=9 \mu\text{m/tooth}$  のとき約 0.20 N となる。切削分力  $F_y$  に関しては大きな変化は認められない。切削分力  $F_z$  は 1 刃当り送り量  $S_z$  の増加に伴い、 $S_z=4 \mu\text{m/tooth}$  まで増加し、 $S_z \geq 4 \mu\text{m/tooth}$  の範囲では約 0.11 N とほぼ一定となる。

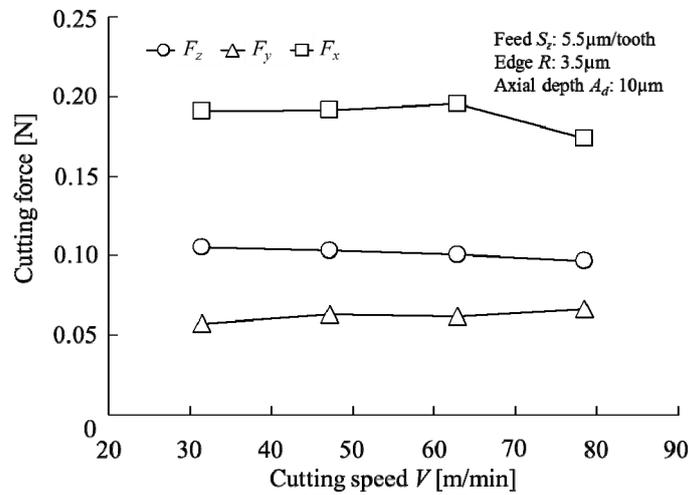


Fig. 2.12 Relationship between cutting speed and cutting force components

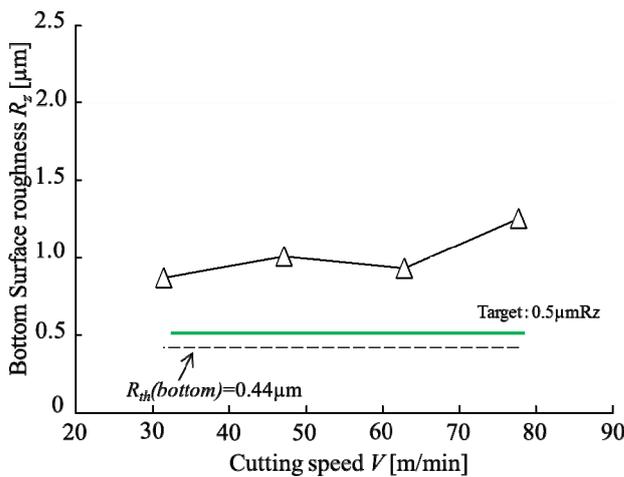


Fig. 2.13 Relationship between cutting speed and bottom surface roughness

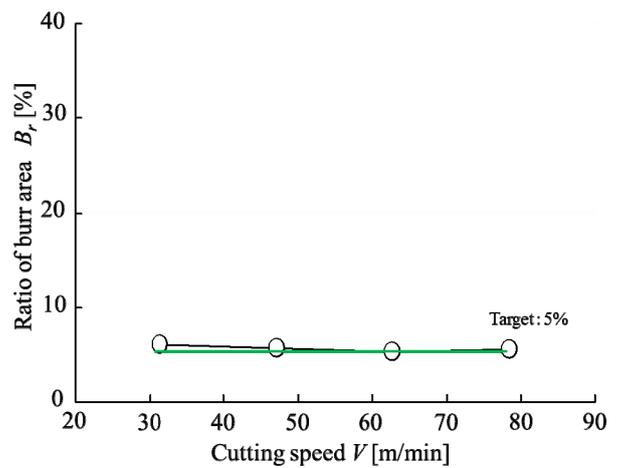


Fig. 2.14 Relationship between cutting speed and burr area ratio

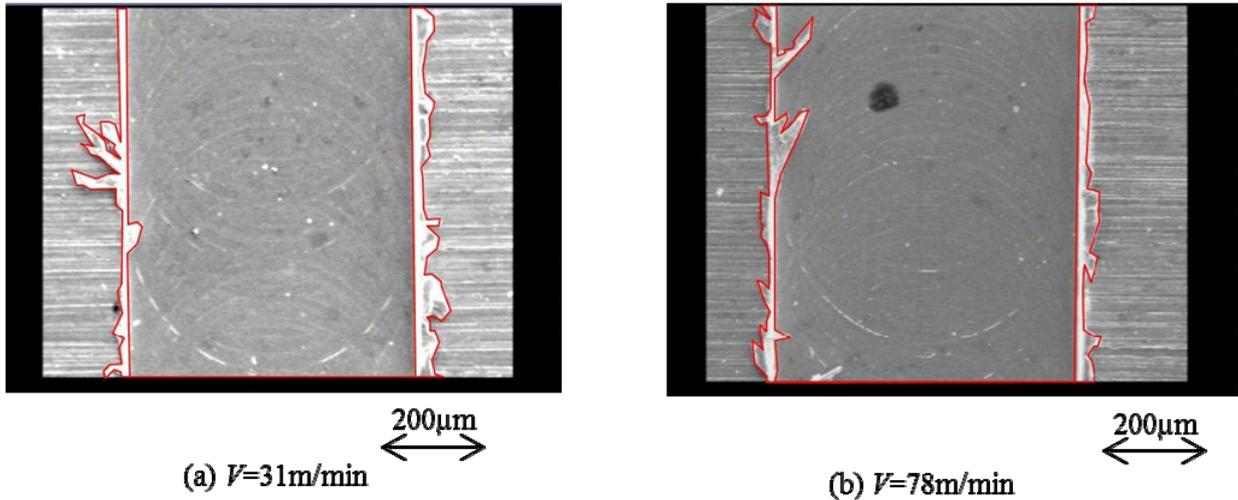


Fig. 2.15 Comparison of burr at different cutting speed

(b) 1 刃当り送り量の表面粗さへの影響

Fig.2.17 に、1 刃当り送り量と底面の表面粗さの関係を示す。溝底面の理論面粗さ  $R_{th}$  は、Fig.3.3 に示したように、 $R_{th}=S_z \cdot \tan\theta$  と 1 刃当り送り量  $S_z$  に比例する。実加工においても  $S_z$  の増加に伴い、増加する。また、 $S_z=1 \mu\text{m/tooth}$  において、表面粗さは約  $0.7 \mu\text{m}R_z$  と目標値より悪化する。

(c) 1 刃当り送り量のバリ発生量への影響

Fig.2.18 に、バリ発生量から求めたバリ面積比と、1 刃当り送り量との関係を示す。この図から、1 刃当り送り量が増加するとバリ発生量は減少することが分かる。また、 $S_z \geq 3 \mu\text{m/tooth}$  範囲でバリ面積比は、約 4.7 % と目標値を満足することがわかる。

Fig.2.20 に、1 刃当り送り量  $S_z=0.5, 9 \mu\text{m/tooth}$  での被削材の表面観察写真を示す。

$S_z=0.5 \mu\text{m/tooth}$  で発生していたバリが、 $S_z=9 \mu\text{m/tooth}$  では殆んど認められない。

以上の結果から、1 刃当り送り量が増加すると切削力、底面粗さは増大し、バリ発生量は減少する傾向にあると言える。また、Fig.2.17 の最大高さ粗さ  $R_z$  の増加割合は、 $S_z=3 \mu\text{m/tooth}$  を境に異なり、 $S_z \geq 3 \mu\text{m/tooth}$  の範囲では理論面粗さ  $R_{th}$  の増加割合に近付くことがわかる。さらに、Fig.2.18 よりバリ面積比は  $S_z=3 \mu\text{m/tooth}$  まで大きく縮減し、その後ほぼ一定であると言える。これらの現象は、切れ刃エッジ  $R$  の影響<sup>2-14)~2-15)</sup>である。この実験で使用したマイクロエンドミルの切れ刃エッジ  $R$  は  $2.6 \mu\text{m}$  であるため、1 刃当り送り量

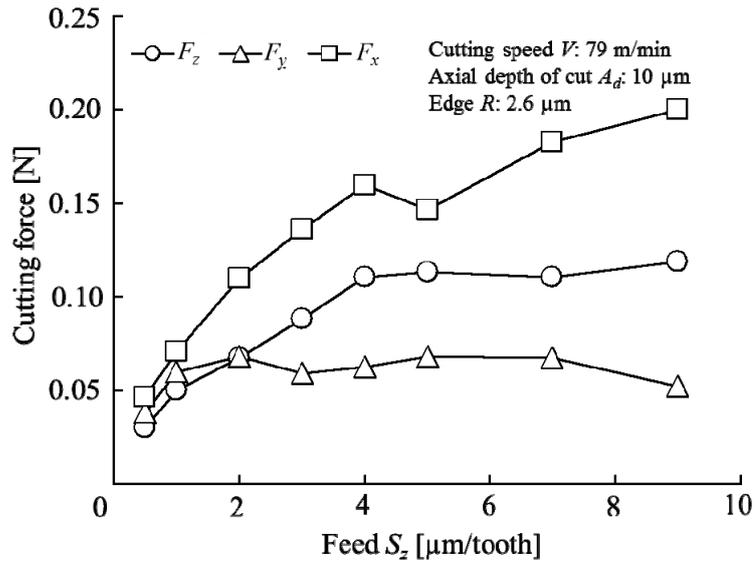


Fig. 2.16 Effect of feed per tooth on cutting force components

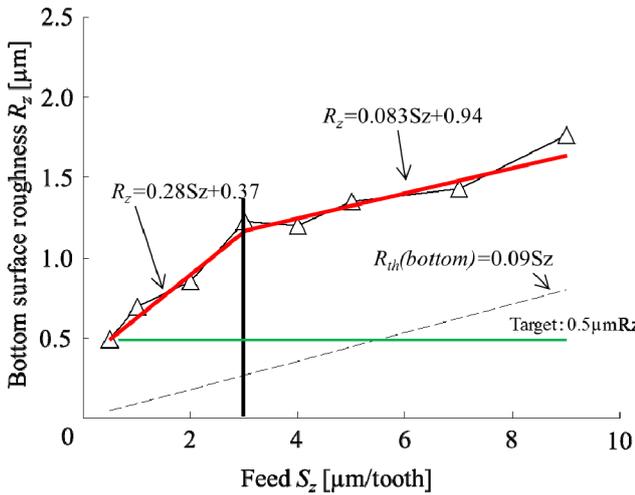


Fig.2.17 Relationship between feed per tooth and bottom surface roughness

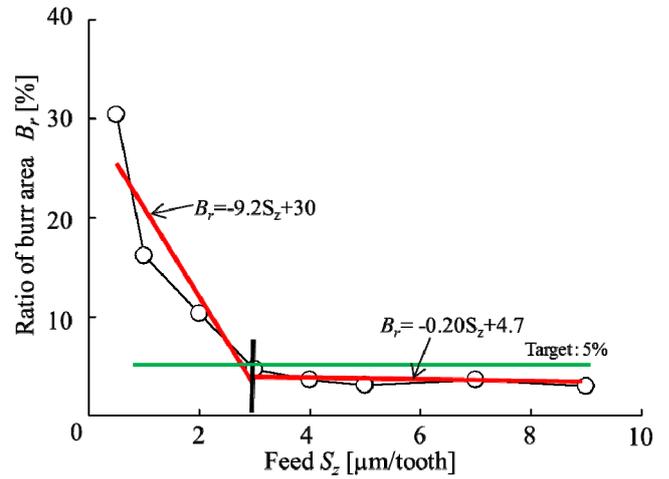
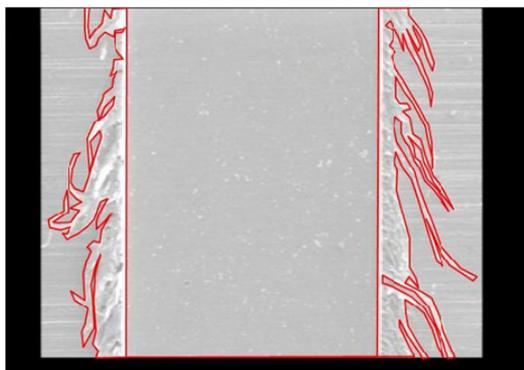
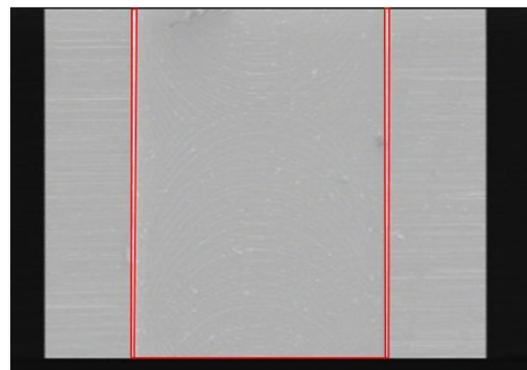


Fig.2.18 Relationship between feed per tooth and ratio of burr area

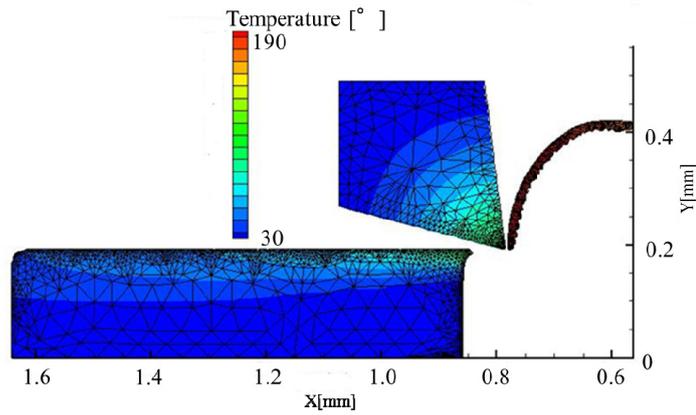


(a)  $S_z = 0.5\mu\text{m}/\text{tooth}$



(b)  $S_z = 9.0\mu\text{m}/\text{tooth}$

Fig. 2.19 Comparison of burr at different feed rate



(a) Analysis

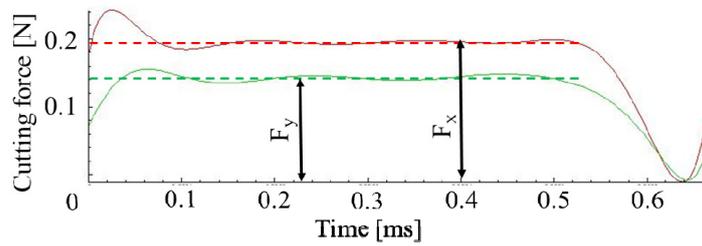


Fig.2.20 2D analysis by AdvantEdge®

Table 2.4 2D analysis conditions

Material of work piece	SUS316							
Material of cutting tool	Cemented carbide							
Height of work piece [mm]	0.2							
Length of work piece [mm]	0.8							
Cutting edge roundness [ $\mu\text{m}$ ]	3.0							
Rake angle [deg]	7							
Relief angle [deg]	15							
Length of relief [ $\mu\text{m}$ ]	37.5							
Length of rake face [ $\mu\text{m}$ ]	75.0							
Tool maximum mesh size [mm]	0.1							
Tool minimum mesh size [ $\mu\text{m}$ ]	3.0							
Coefficient of friction	0.8							
Feed rate [ $\mu\text{m}$ ]	1	2	3	4	5	7	9	
Cutting width [mm]	0.5							
Cutting length [mm]	0.9							
Cutting speed [m/min]	78							
Analysis mode	High speed mode							
Maximum element size [mm]	0.1							
Minimum element size [ $\mu\text{m}$ ]	1	3	3	9	9	9	9	

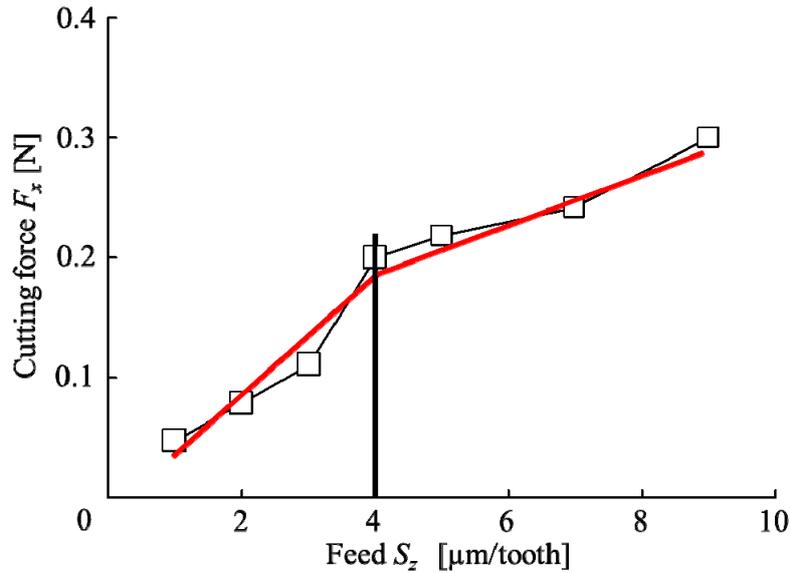


Fig. 2.21 Relationship between feed per tooth and cutting force (FEM analysis)

$S_z \leq 3 \mu\text{m}/\text{tooth}$  の範囲では実効すくい角が負角となり、切れ刃先端部のバニシング効果が大きくなると考えられる。Fig.2.8 より工具径 $\phi 0.5 \text{ mm}$  エンドミルにおける切れ刃エッジ  $R$  の最大値は約  $4 \mu\text{m}$  であり、バリ発生量を低減させ、表面粗さの制御を可能とするためには 1 刃当り送り量  $S_z > 4 \mu\text{m}/\text{tooth}$  の範囲で加工条件を選定することが望ましいと言える。また、溝底面の表面粗さ  $R_z$  に関しては、1 刃当り送り量  $S_z = 0.5 \mu\text{m}/\text{tooth}$  において目標表面粗さ  $0.5 \mu\text{m}R_z$  を満足するが、この条件下では、バリが発生する。そこで、マイクロ流路の切削時には、初めに、バリ発生を低減が可能な、1 刃当り送り量  $S_z > 4 \mu\text{m}/\text{tooth}$  の条件で粗加工を行い、バリ発生を低減した上で、 $S_z = 0.5 \mu\text{m}/\text{tooth}$  の条件で、仕上げ加工を行い、溝底面の表面粗さ、バリ面積比ともに目標値を達成できる。

### (3) 切れ刃エッジ $R$ の切削力への影響

前述したように(切れ刃エッジ  $R$ )=(1 刃当り送り量  $S_z$ )を境として加工特性は変化する。底面の表面粗さ、バリ発生量の影響は Fig.2.17, Fig.2.18 より確認できるが、切削力は、切れ刃エッジ  $R$  との関係が明確には認められない。そこで、切削シミュレーションソフト AdvantEdge<sup>®</sup>を用い、切削力に対する切れ刃エッジ  $R$  の影響を解析した。AdvantEdge<sup>®</sup>のエンドミル加工シミュレーション解析に際し、2次元切削で近似的に求めた。解析状況の一例を Fig.2.20 に示す。

入力条件を Table 2.4 に示す. 切れ刃エッジ R は  $3\mu\text{m}$  とし, 1 刃当り送り量  $S_z$  を  $1\mu\text{m/tooth}$  から  $9\mu\text{m/tooth}$  まで変化させた. 1 刃当り送り量と最大切削力の関係を Fig.2.21 に示す. この図より, 1 刃当り送り量  $S_z=4\mu\text{m/tooth}$  を境として切削分力  $F_x$  の増加割合が変化することが分かる. これは, マイクロエンドミルのすくい面上での切屑の摩擦状態の変化によるものと考えられる. (切れ刃エッジ R)  $\leq$  (1 刃当り送り量  $S_z + 1\mu\text{m}$ ) の条件では, 切屑がすくい面上を滑るため, 摩擦力が発生し, その結果, 切削力の増加割合が変化すると考えられる.

(4) 軸方向切り込み量の切削力, 底面粗さ, バリ発生量への影響

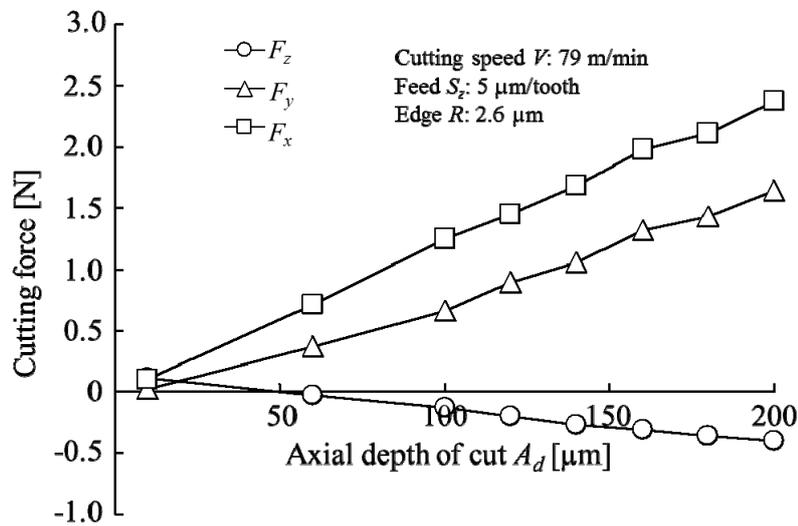


Fig. 2.22 Effect of axial depth of cut on cutting force components

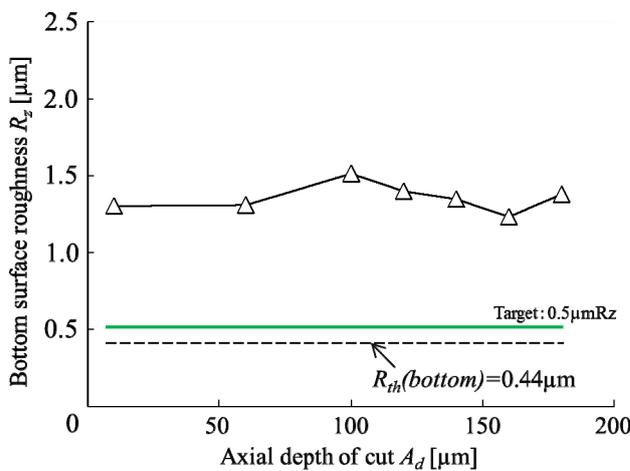


Fig. 2.23 Relationship between axial depth of cut and bottom surface roughness

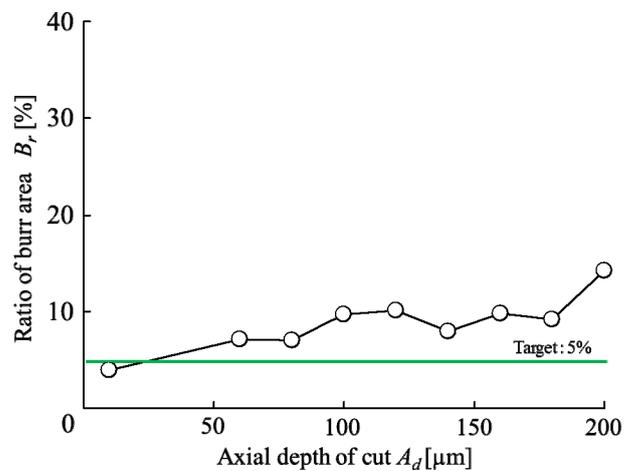


Fig. 2.24 Relationship between axial depth of cut and ratio of burr area

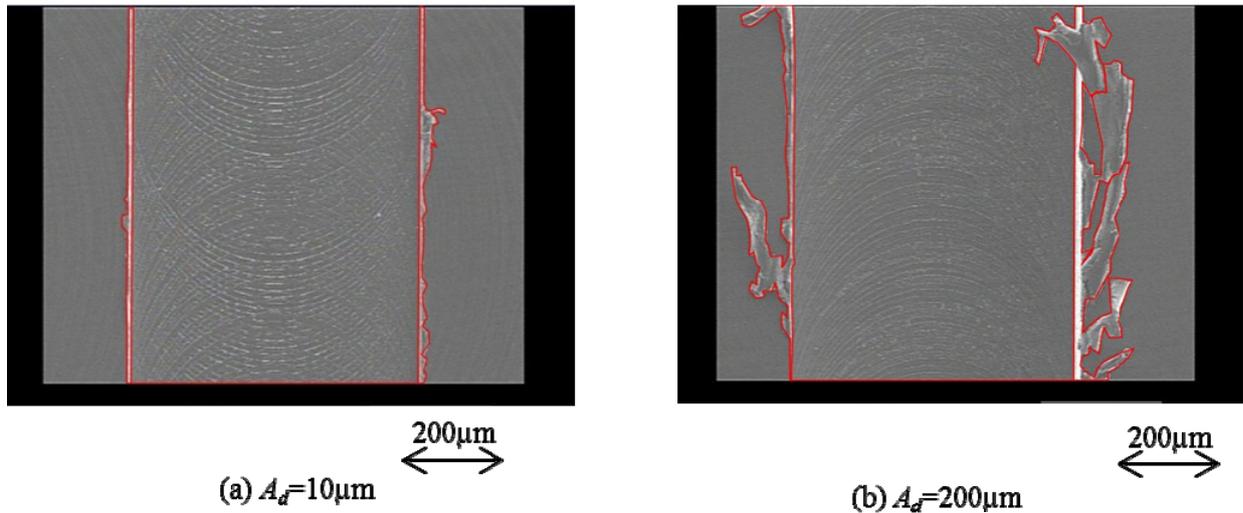


Fig. 2.25 Comparison of burr at different axial depth of cut

切削速度  $V$  を  $79 \text{ m/min}$ , 1 刃当り送り量  $S_z$  を  $5 \text{ } \mu\text{m/tooth}$  と一定にし, 軸方向切り量  $A_d$  を  $10 \text{ } \mu\text{m} \sim 200 \text{ } \mu\text{m}$  まで変化させ, 切削分力  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ , 最大高さ粗さ  $R_z$ , バリ面積比  $B_r$  への影響を実験的に検討した. その結果を以下に示す.

(a) 軸方向切込み量の切削力への影響

Fig.2.22 に, 軸方向切り込み量  $A_d$  と切削力との関係を示す. 軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い, 切削体積が増加するため, 切削分力  $F_x$ , 切削分力  $F_y$  は当然増加する. しかし, 切削分力  $F_z$  は, 軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い値が減少し, 軸方向切り込み量  $A_d=60 \text{ } \mu\text{m}$  で約  $0\text{N}$  となる. 本実験では, Fig.2.11 に示すように切り込み方向の力を正, 反切り込み方向の力を負としている. このことから, 軸方向切り込み量  $A_d=60 \text{ } \mu\text{m}$  付近で  $F_z$  の方向が切り込み方向から反切り込み方向に変化していると言える.

(b) 軸方向切込み量の溝底面の表面粗さへの影響

Fig.2.23 に, 軸方向切り込み量  $A_d$  と溝底面の表面粗さとの関係を示す. 最大高さ粗さ  $R_z$  は軸方向切り込み量  $A_d=10 \text{ } \mu\text{m}$  から  $200 \text{ } \mu\text{m}$  まで約  $1.3 \text{ } \mu\text{m}R_z$  とほぼ一定である.

(c) 軸方向切込み量のバリ面積比への影響

Fig.2.24 に, 軸方向切り込み量  $A_d$  とバリ面積比との関係を示す. 軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い, バリ面積比は増加する傾向が認められる. 本実験の範

圈内では、目標値  $B_r \leq 5\%$  を満足するのは軸方向切込み量  $A_d = 10 \mu\text{m}$  のみであった。Fig.2.25 に、軸方向切込み量  $A_d = 10, 200 \mu\text{m}$  での被削材の表面観察結果を示す。 $A_d = 10 \mu\text{m}$  ではほとんどバリ発生が認められないが、 $A_d = 200 \mu\text{m}$  ではバリの発生が認められる。これは、軸方向切込み量の増加に伴い切り屑長さが増加するためである。

以上の結果より、切削力、バリ発生量を縮減するためには、軸方向切り込み量を小さくし、塑性流動の累積を小さくする必要があると言える。

#### (5) 溝側面の表面粗さに関する検討

これまでに、マイクロエンドミル加工における切削力、溝底面の表面粗さ、バリ面積比に関して検討を行った。ここでは、今まで研究報告がされていない微細溝側面の表面粗さに関して検討を行う。溝幅数  $100 \mu\text{m}$ 、深さ数  $100 \mu\text{m}$  の微細溝側面の表面粗さを触針式、光学式粗さ計で直接測定することは困難である。そこで本研究では Fig.2.26 に示す実験を行い、微細溝側面の表面粗さの検討を行った。

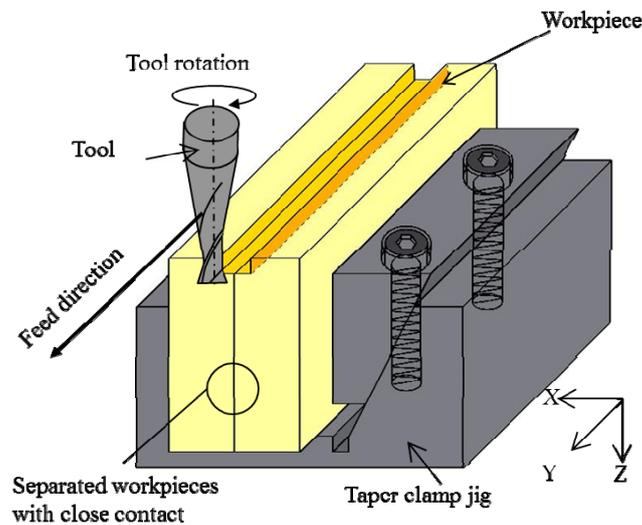


Fig.2.26 Schematic view of observation method of side face

2枚の被削材(幅2×長20×厚7 mm)をテーパクランプ治具で固定し、つき合わせた部分にマイクロエンドミルで微細溝加工を行う。この被削材の突合せ面には研削後に研磨を行い、平面度を向上させ隙間なく密着させた。加工後に被削材を取り外し、形成した溝の側面を観察した。溝側面の測定例を Fig.2.27 に示す。溝の側面には工具送りマークと

考えられる工具送り方向と直角方向の縦縞が観察できる。この縦縞の間隔にばらつきがあるが、切屑の再切削により、工具の軌跡が乱れるためであると考えられる。また、横スジは外周刃の微小摩耗が転写されたと考えられる。また、光学式三次元測定装置(三鷹光機製, NH-3S)を用い、工具送り方向と同様の方向に最大高さ粗さ  $R_z$  の測定を行った。表面粗さの測定例を Fig.2.28 に示す。以上の方法を用いて、1 刃当り送り量、軸方向切り込み量が微細溝側面の表面粗さに及ぼす影響について実験的に調査を行った。また、工具摩耗の影響を考慮し、1 加工条件ごとに新品工具を用いた。

(a) 1 刃当り送り量の溝側面の表面粗さへの影響

Fig.2.29 に、1 刃当り送り量  $S_z$  と溝側面の表面粗さの関係を示す。切削速度  $V=78$  m/min, 軸方向切り込み量  $A_d=50\mu\text{m}$  の条件で、1 刃当り送り量  $S_z$  を  $3\mu\text{m/tooth}$  か

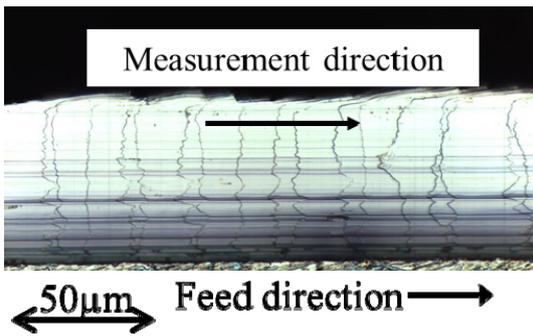


Fig.2.27 Microphotograph of side face



Fig.2.28 An example of side face profile

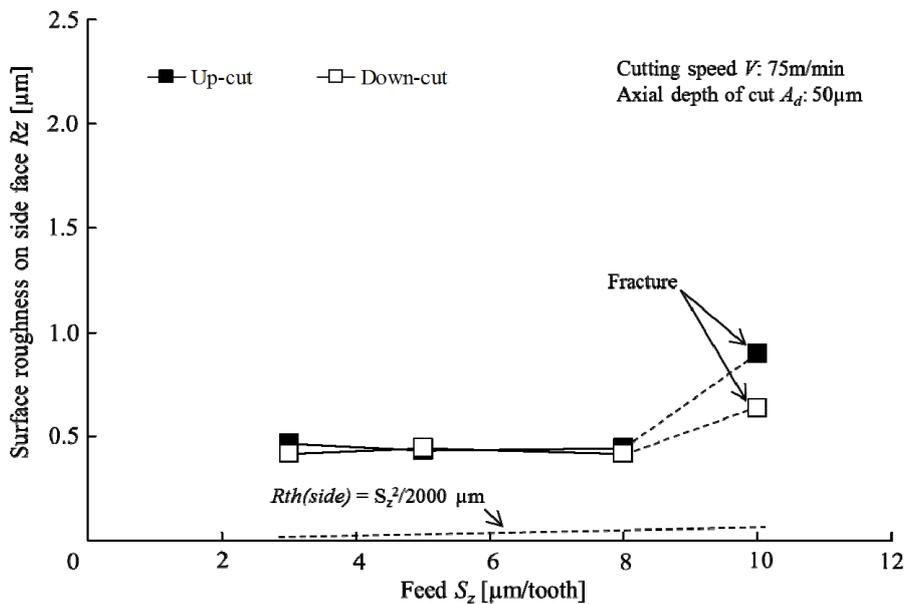


Fig.2.29 Relationship between feed and side surface roughness

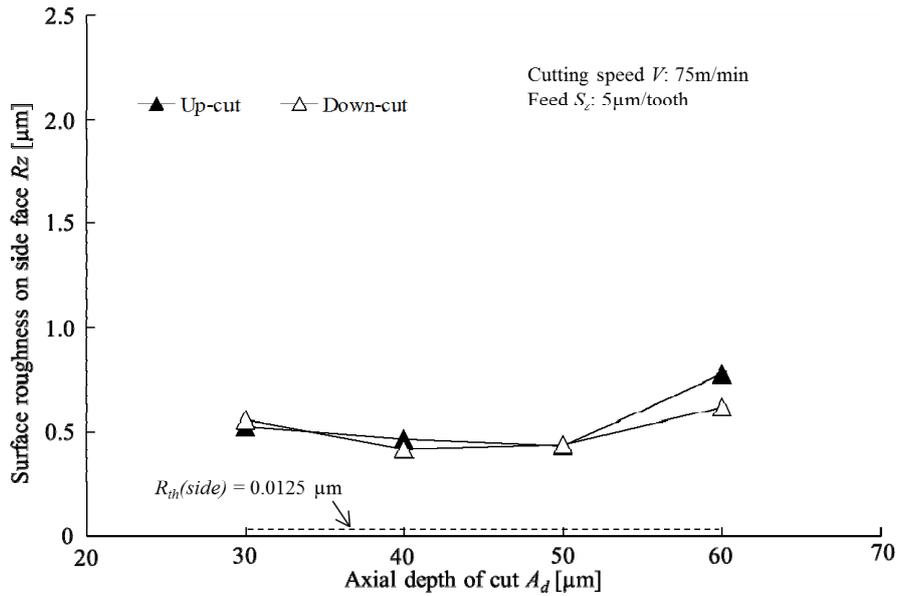


Fig.2.30 Relationship between axial depth of cut and side surface roughness

ら 10  $\mu\text{m/tooth}$  の範囲で微細溝加工を行った。1 刃当り送り量  $S_z=3, 5, 8 \mu\text{m/tooth}$  の条件下では工具に大きな欠損は認められなかったが、1 刃当り送り量  $S_z=10 \mu\text{m/tooth}$  において工具欠損が発生した。工具に欠損が発生した 1 刃当り送り量  $S_z=10 \mu\text{m/tooth}$  の条件を除けば、1 刃当り送り量  $S_z$  が変化しても、側壁表面粗さに差は認められず、アップカット側、ダウンカット側ともに  $R_z \approx 0.5 \mu\text{m}R_z$  であった。また、実験により得られた側壁表面粗さと、理論面粗さには大きな差が認められる。これは 1 刃当り送り量  $S_z$  に比べ、工具振れ(1  $\mu\text{m}$  以下)等が大きく影響しているためと考えられる。このことから、1 刃当り送り量  $S_z$  が微細溝側面の表面粗さに及ぼす影響は小さい。

(b) 軸方向切り込み量の溝側面の表面粗さへの影響

Fig.2.30 に、軸方向切り込み量  $A_d$  と溝側面の表面粗さの関係を示す。切削速度  $V=78 \text{ m/min}$ 、1 刃当り送り量  $S_z=5 \mu\text{m/tooth}$  の条件で、軸方向切り込み量  $A_d$  を 30  $\mu\text{m}$  から 60  $\mu\text{m}$  の範囲で変化させ微細溝加工を行った。軸方向切り込み量  $A_d$  が変化しても、溝側面の表面粗さに差は認められず、アップカット側、ダウンカット側ともに約 0.5  $\mu\text{m}R_z$  であった。Fig.2.19 の実験結果と同じく、実験によって得られた表面粗さと理論面粗さには大きな差があるが、軸方向切り込み量  $A_d$  が微細溝側面の表面粗さに及ぼす影響は小さい。

以上の結果より、溝側面の表面粗さは加工条件との相関は弱く、 $R_z \approx 0.5 \mu\text{m}R_z$

であり、理論面粗さと大きく異なっている。これは、 $1\ \mu\text{m}$ 以下の工具振れや加工機の運動精度、工具の刃先形状<sup>2-16)</sup>等の転写精度の限界であると考えられる。

## 2.7 切削継続に伴う工具摩耗

2.6節で、以下に示すマイクロエンドミルによる微細溝加工の切削初期における加工特性を明らかにしている。

- (1) 切削速度  $V$  は切削力、表面粗さ、バリ面積比に大きな影響を及ぼさない。
- (2) 1刃当り送り量  $S_z$  が減少すると、溝底面の表面粗さは減少する。
- (3)  $(1\text{刃当り送り量 } S_z) > (\text{切れ刃エッジ } R)$  の条件で加工を行うことで、バリ発生の低減が可能である。
- (4) 軸方向切込み量  $A_d$  の増加に伴い、バリ発生量は増加する傾向にある。
- (5) 微細溝側面の表面粗さは、加工条件に関わらず、約  $0.5\ \mu\text{m}R_z$  である。

これらの結果を踏まえて、工具寿命を考慮した加工条件の選定指針を得ることを目的に、切削継続に伴う工具摩耗、溝底面の表面粗さ、バリ面積比の推移の調査を行った。

### 2.7.1 実験条件

マイクロ流体チップ金型の粗加工には、金型製造に必要とされる切削距離  $20\ \text{m}$  まで、バリの発生、溝形状の変化が少ない加工条件が必要である。そこで、本研究では、加工能率一定の条件で、切れ刃エッジ  $R$  より大きな1刃当り送り量  $S_z = 5\ \mu\text{m}/\text{tooth}$  とし、軸方向切込み量  $A_d$  を変化させ、切削距離  $20\ \text{m}$  まで切削を継続した場合の加工特性を実験的に検討した。実験条件を Table 2.5 に示す。1刃当りの送り量  $S_z$  を  $5\ \mu\text{m}/\text{tooth}$ 、加工能率  $Z'$  を  $5\ \text{mm}^3/\text{min}$  一定とし、切削距離  $L=20\ \text{m}$  まで切削実験を行い、工具摩耗、最大高さ粗さ  $R_z$ 、バリ面積比  $B_r$  を測定した。なお工具摩耗は、Fig.2.32 に示すように工具外周刃の逃げ面摩耗  $VB$  を測定し評価した。

### 2.7.2 実験結果および考察

(1) 切削継続に伴う工具摩耗の推移

Fig.2.32 に、切削継続に伴う工具摩耗幅の推移を示す。この図より切削距離の全ての条件において  $L \leq 0.4 \text{ m}$  の範囲で初期摩耗が発生し、工具外周刃逃げ面摩耗幅  $VB$  が増加することが分かる。また、切削距離  $L > 0.4 \text{ m}$  の範囲において、 $A_d = 20, 40 \mu\text{m}$  は切削距離  $L$  が増加しても工具摩耗幅  $VB$  に大きな変化は見られない。一方、 $A_d = 60, 80 \mu\text{m}$  では切削距離が  $L = 10.6 \text{ m}$  において、工具摩耗幅  $VB$  が大きく増加している。これは、切削距離が  $L = 10.6 \text{ m}$  でコーティングの剥離が発生したためである。一般に、 $L/D = 0.1$  以上の加工では切り屑の再切削によるコーティング剥離現象が発生し易い。Fig.2.33 に切削距離  $L = 20 \text{ m}$  における各条件での外周刃逃げ面の工具観察写真を示す。この図からも、軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い、工具摩耗  $VB$  も増加することが分かる。特に軸方向切込み量  $A_d = 60, 80 \mu\text{m}$  の条件では、工具外周刃でコーティングの剥離が発生し、大きな摩耗が認められる。

Table 2.5 Experimental conditions

Axial depth of cut $A_d [\mu\text{m}]$	Cutting speed $V [\text{m}/\text{min}]$	Spindle speed $N [\text{min}^{-1}]$	Feed per tooth $S_z [\mu\text{m}/\text{tooth}]$	Edge R $[\mu\text{m}]$
20	72	46,000	5	2.8
40	39.2	25,000	5	3.1
60	26.2	16,600	5	4.0
80	19.6	12,500	5	2.1

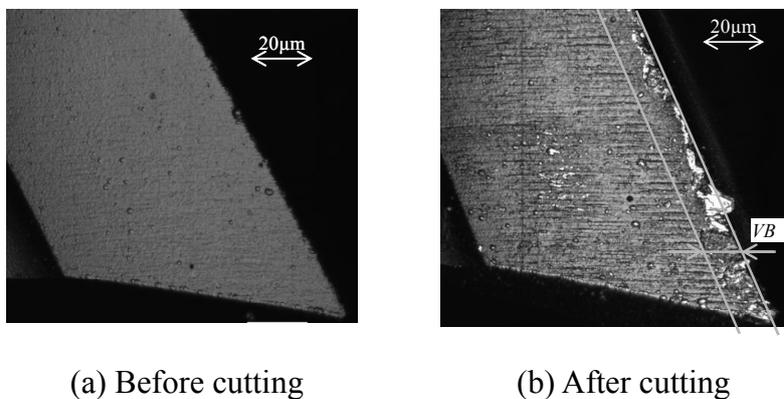


Fig. 2.31 Micro photographs of tool wear

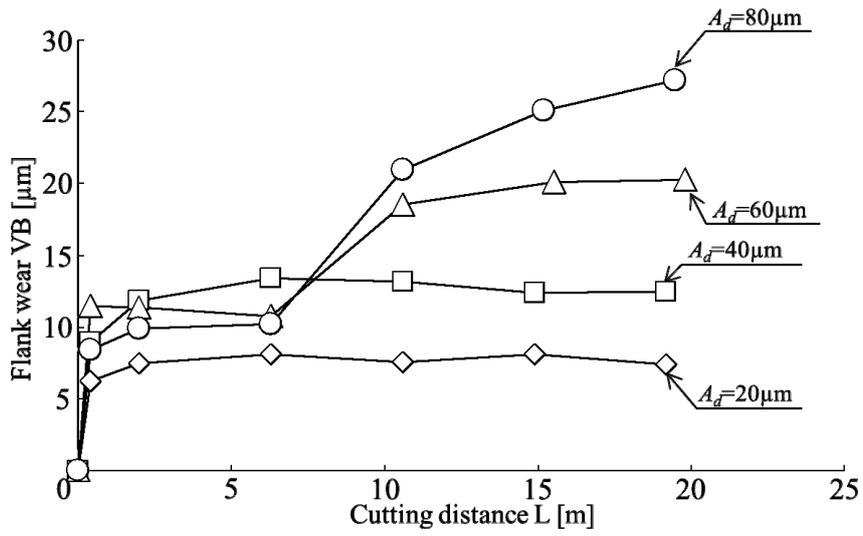


Fig.2.32 Effect of cutting distance on flank wear

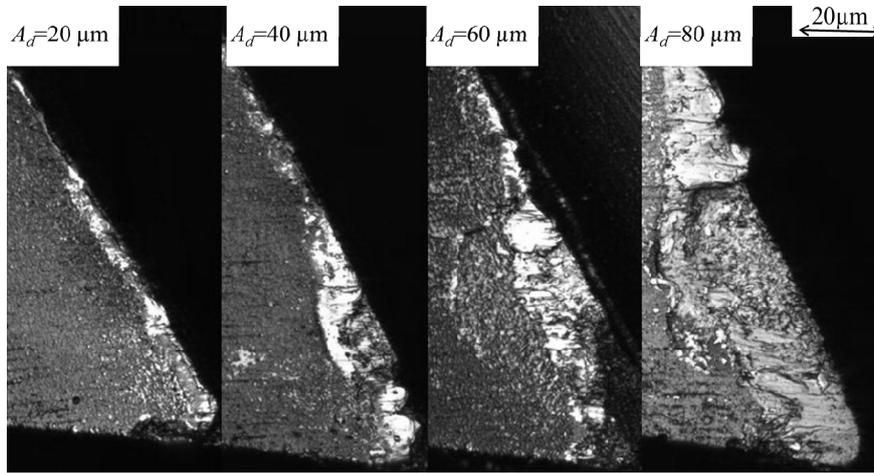


Fig.2.33 Microphotographs of flank wear

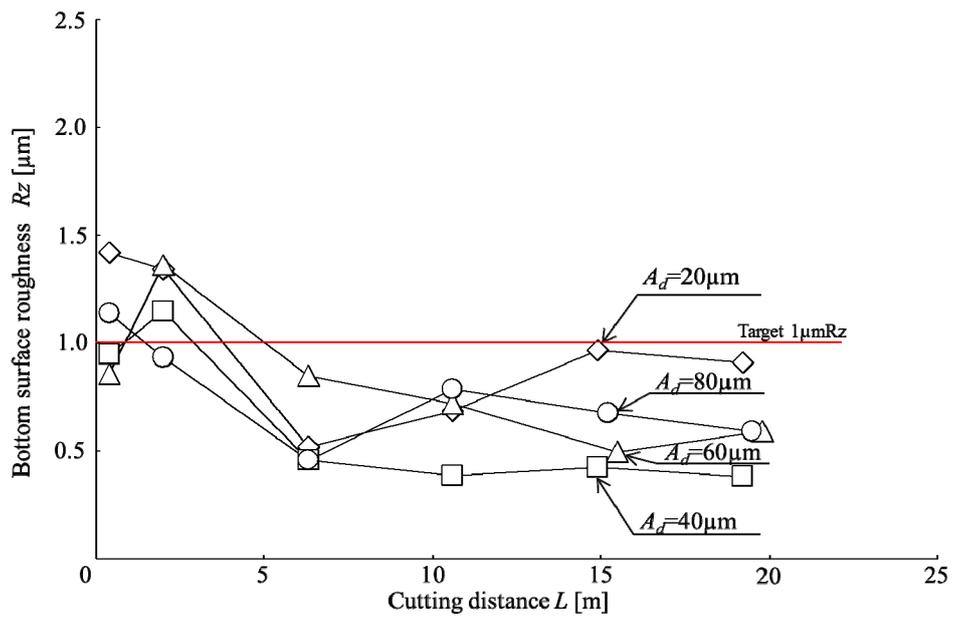


Fig.2.34 Relationship between bottom surface roughness and cutting distance

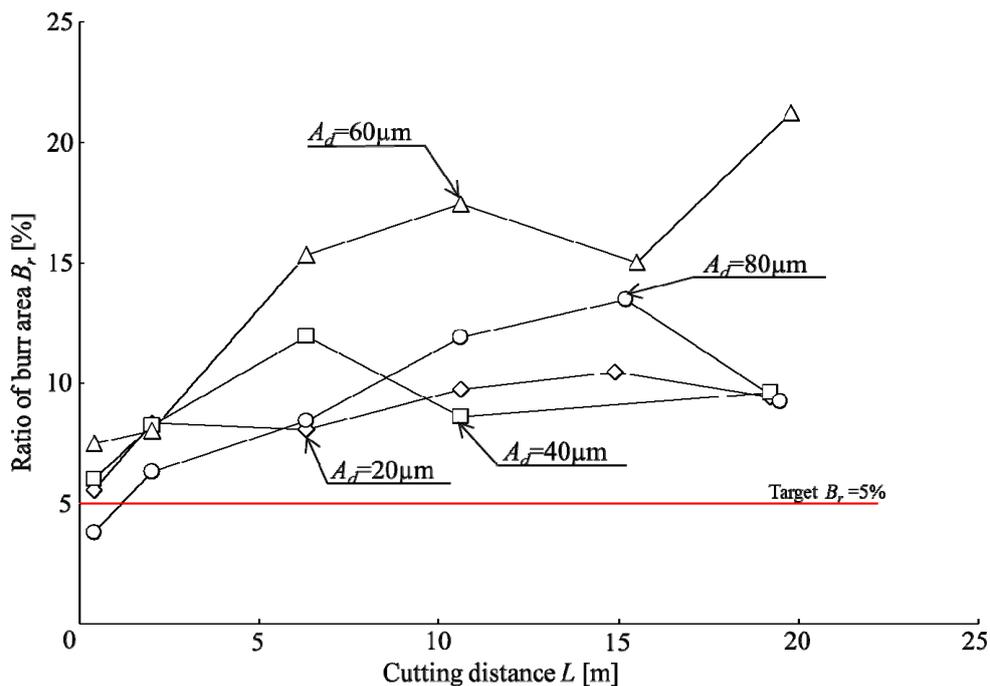


Fig.2.35 Relationship between area ratio of burr and cutting distance

(2) 切削継続に伴う溝底面の表面粗さの推移

Fig.2.34 に、切削継続に伴う溝底面の表面粗さ  $R_z$  の推移を示す。この図から、切削継続に伴い表面粗さ  $R_z$  は減少する傾向が認められ、切削距離  $L \geq 6$  m の範囲で  $A_d = 40 \mu\text{m}$  の加工条件において、目標値  $0.5 \mu\text{m}R_z$  を満たしている。これは切削継続に伴い、マイクロエンドミルの底刃が摩耗し、実効すかし角が減少したため<sup>2-17)</sup>である。

(3) 切削継続に伴うバリ面積比の推移

Fig.2.35 に、切削継続に伴うバリ面積比の推移を示す。この図から、バリ面積比は切削継続に伴い、増加する傾向にあると言える。目標値  $B_r \leq 5\%$  を満足したのは切削距離  $L = 0.4$  m、軸方向切込み量  $A_d = 20 \mu\text{m}$  の条件のみであった。

以上の結果より、本実験条件下では  $A_d \leq 40 \mu\text{m}$  の条件で  $L = 19.2$  m まで正常な加工ができ、工具摩耗を低減できると言える。しかし、バリ面積比に関しては、目標値  $B_r \leq 5\%$  を満足したのは切削距離  $L = 0.4$  m、軸方向切込み量  $A_d = 20 \mu\text{m}$  の条件のみであり、更なるバリ縮減方法の考案が必要である。

## 2.8 マイクロエンドミルの加工条件の選定指針

これまでの検討結果より, (1 刃当り送り量  $S_z$ ) > (切れ刃エッジ  $R$ ) の条件でバリ発生量が減少し, 軸方向切込み量  $A_d \geq 40 \mu\text{m}$  の条件では  $L=19.2 \text{ m}$  まで正常な加工が可能と言える. これらの知見をまとめて, バリ発生量と工具摩耗の低減を目的とした加工条件のマイクロエンドミルの選定指針を作成した.

### 2.8.1 加工条件の選定指針

今までの検討結果より, Fig.2.36 に示すバリ発生量の低減と工具摩耗の抑制を目的とした加工条件の選定指針を作成した.

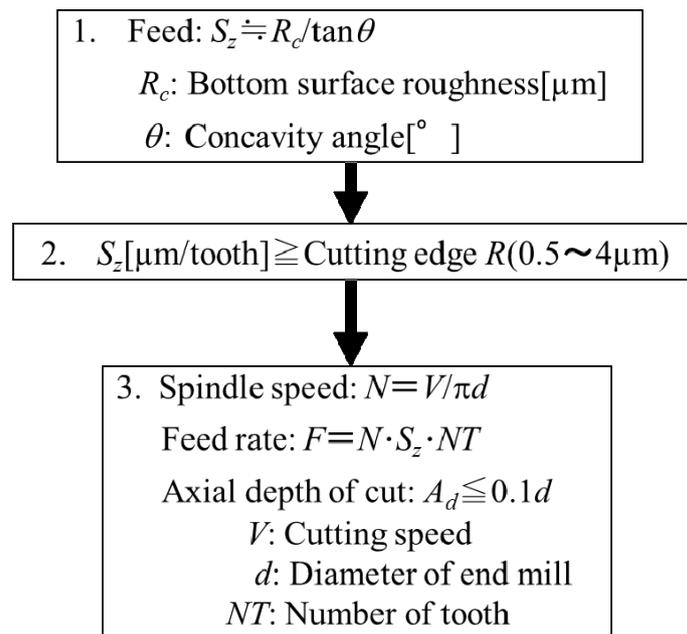


Fig.2.36 Guideline for determining cutting conditions

Fig.2.36 の加工条件の選定手順を以下に示す.

- ① 要求底面表面粗さ  $R_c$ , 工具すかし角  $\theta$  より 1 刃当り送り量  $S_z$  を決める.
- ② ①より得られた 1 刃当り送り量  $S_z$  が切れ刃エッジ  $R$  以下であることを確認する.
- ③ 切削速度  $V$  と工具直径  $d$  から主軸回転数  $N$  を求め, 主軸回転数  $N$ , ②を満足す

る 1 刃当り送り量  $S_z$  と工具刃数  $NT$  から送り速度  $F$  を決める．軸方向切込み量  $A_d$  を工具直径の 1/10 以下の範囲で決定する．

上記の手順で主軸回転数  $N$ ，送り速度  $F$ ，軸方向切込み量  $A_d$  を定めることで，バリ発生量，工具摩耗の低減が可能な加工条件を選定できる．

## 2.8.2 マイクロエンドミルでのテスト加工

Fig.3.26 に示すように，加工条件の選定指針を作成したが，これは工具径 $\phi 0.5\text{mm}$  エンドミルによる実験結果のみから導き出したものである．そこで，これまで得られた知見を，さらなる小径エンドミルでの適用可能性を確認するため，工具径 $\phi 0.05$ ， $\phi 0.1\text{ mm}$  エンドミルによる微細溝加工を行い，工具径 $\phi 0.5\text{ mm}$  エンドミルとの加工結果と比較した．加工条件を Table 2.6 に示す．主軸回転数  $N$  を加工機の最大回転数である  $50,000\text{ min}^{-1}$ ，1 刃当り送り量  $S_z$  としては，各工具の切れ刃エッジ  $R$  よりも大きな値を採用した．また，Fig.3.26 より，軸方向切り込み量はそれぞれ工具径の 10% とした．幅  $4\text{ mm}$  の被削材に各条件で 10 パスずつダウンフィードを与えて連続加工を行い，(幅: 深さ)=(1: 1)の溝をそれぞれ作成した．Fig.2.37 に，この実験における被削材のコンフォーカル顕微鏡による観察結果を示す．バリ発生量は，それぞれ条件における溝幅が異なることを考慮し，切削長  $180\text{ }\mu\text{m}$  当りの溝肩部バリ面積で比較した．Fig.2.37 より，工具径 $\phi 0.5\text{ mm}$  におけるバリ面積比は 4.7% で，2.6 節での実験と同様に目標値  $B_r \leq 5\%$  を満足する．また，各工具径でのバリ面積を比較すると  $\phi 0.05\text{ mm}$ ， $\phi 0.1\text{ mm}$  エンドミルでのバリ面積は，それぞれ  $1,143\text{ }\mu\text{m}^2$ ， $1,432\text{ }\mu\text{m}^2$  であり， $\phi 0.5\text{ mm}$  エンドミルでのバリ面積  $1,650\text{ }\mu\text{m}^2$  より小さいと言える．

Table 2.6 Experimental conditions

Tool diameter $d$ [mm]	Feed $S_z$ [ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ ]	Edge $R$ [ $\mu\text{m}$ ]	Spindle speed $N$ [ $\text{min}^{-1}$ ]	Axial depth of cut $A_d$ [ $\mu\text{m}$ ]
$\phi 0.05$	1	0.7	50,000	5
$\phi 0.1$	2	1.1	50,000	10
$\phi 0.5$	5	2.3	50,000	50

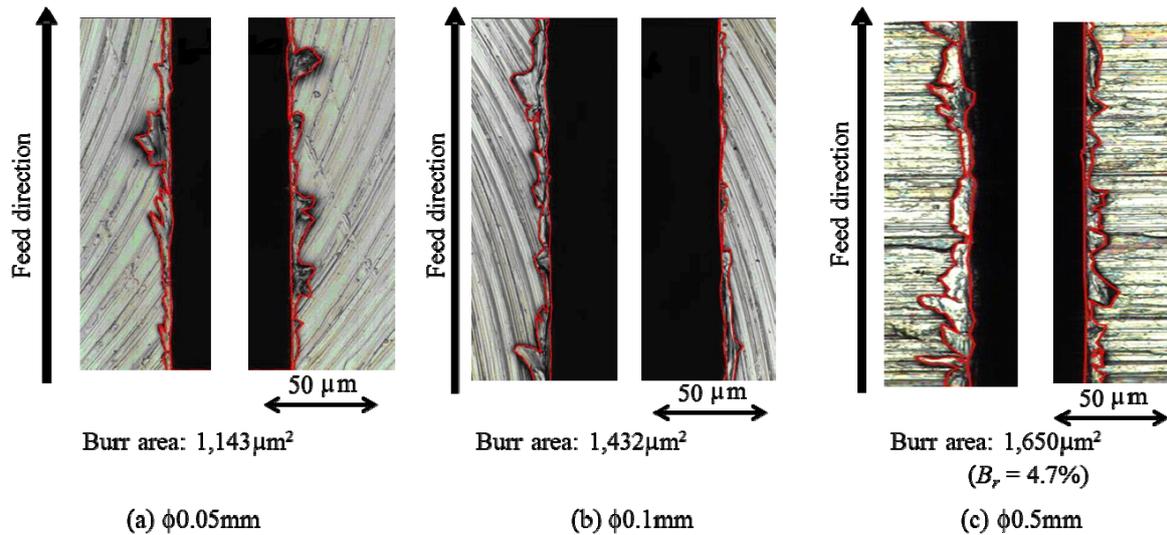


Fig.2.37 Observation of fine grooves

以上のことから、Fig.3.26 の加工条件選定指針を用いることで、バリ発生量を低減できると言える。

## 2.9 結言

本章では、プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型(SUS316 材)のメカニカル・リソグラフィ方式により加工を行う上で問題となる、マイクロエンドミルの加工条件の選定指針の作成を目的として、実験的に検討し、以下の結果を得た。

- (1) 切削初期における切削速度, 1 刃当り送り量, 軸方向切込み量の加工条件が切削力, 表面粗さ, バリ面積比の加工特性に及ぼす影響について調査, 分析を行った. その結果, 1 刃当り送り量が工具の切れ刃エッジ  $R$  より大きい条件で, バリ面積比の目標値である 5%以下を満足することができ, 1 刃当り送り量  $S_z=0.5 \mu\text{m/tooth}$  の条件で, 溝底面の表面粗さを目標値である  $0.5 \mu\text{mRz}$  以下にできることを明らかにした.
- (2) 微細溝側面の表面粗さの測定方法を新たに考案し, マイクロエンドミル加工に適用した. それによれば溝側面の表面粗さは, 加工条件に係わらず約  $0.5 \mu\text{mRz}$  であると明らかにした.
- (3) 切削初期におけるマイクロエンドミルの加工特性の検討結果に基づき, 切削継続に伴う軸方向切込み量と, 工具摩耗の相関を実験的に調査した. その結果, 本実験の条件下では, 軸方向切込み量  $A_d \leq 40 \mu\text{m}$  で切削継続に伴う工具摩耗を低減

可能であること、軸方向切込み量に係わらず切削継続に伴い、バリ面積比は増加することを明らかにした。

- (4) 上記(1)~(3)の検討結果から、通常のエンドミル加工では問題とならない切れ刃エッジRの影響を考慮したマイクロエンドミル(工具径0.05~0.5 mm)の加工条件の選定指針を作成し、微細溝加工において、加工精度の向上が可能であることを検証した。

## 参考文献

- 2-1) 赤松猛史, 北島弘一, 桐山達哉, 南野修司, 松本有司: 金型深彫り加工用小径ボールエンドミルの開発 : びびり振動を抑えた深彫り加工の可能性, 砥粒加工学会誌, Vol.50, No.2, (2006), pp.96-101.
- 2-2) 赤松猛史, 北島弘一, 桐山達哉, 松本有司: 金型深彫り加工用小径ボールエンドミルの開発 : 第2報 : たわみ量と工具摩滅量を考慮した加工法による超高精度加工の実現, 砥粒加工学会誌, Vol.50, No.8, (2006), pp.460-464.
- 2-3) Muhammad Arif, Mustafizur Rahman, Wong Yoke San: An experimental investigation into micro ball end-milling of silicon, Journal of Manufacturing Processes, Vol.14, (2012), pp.52-61.
- 2-4) Jan C. Aurich, Ingo G. Reichenbach, Guido M. Schuler: Manufacture and application of ultra-small micro end mills, CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol.61, (2012), pp.83-86.
- 2-5) 深澤優之, 加藤秀治, 新谷一博: 医療用材料を対象とした小径エンドミル工具による微細溝加工に関する研究, 2009年度精密工学会北陸信越支部学術講演会講演論文集, (2009), pp.9-10.
- 2-6) 上滝優太: 小径エンドミル加工時の切削抵抗ベクトルと加工現象に関する研究, 先端加工フォーラムとやま 2012, (2012), pp.17-18.
- 2-7) 吉田協, 湊純一郎: 切削表面の塑性流動を考慮した切削機構, 精密工学会誌, Vol.75, No.3, (2009), pp.390-395.

- 2-8) 艾靖宇, 野村光由, 柴田隆之, 村上良彦, 堀内宰, 梶田正美, 微小径エンドミル加工における工具剛性の加工精度への影響, 2011 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2011), pp.301-302.
- 2-9) Mukund Kumar, Shreyes N. Melkote: Process capability of laser assisted micro milling of a hard-to-machine, Journal of Manufacturing Processes, Vol.14, (2012), pp.41-51.
- 2-10) Mitsuyoshi Nomura, Takahiro Kawashima, Takayuki shibata, Yoshihiko Murakami, Masami Masuda, Osamu Horiuchi: Study on Unique Cutting Phenomena in Micro Endmilling -Mechanism and Possibility to Occur- , Advanced Materials Reserch, Vols. 76-78, (2009), pp.508-513.
- 2-11) 石川剛史, 井上謙一: 切削工具用超高硬度 TiSiN 系コーティング材料の開発, 日立金属技法, Vol.21, (2005), pp.59-64.
- 2-12) 池田雄一郎: 工具刃先丸み半径が 2 次元微小切削現象に与える影響, 日本機械学会 北陸信越支部第 46 期総会・講演会講演論文集, (2009), pp.99-100.
- 2-13) 赤松猛史: 微小径超硬コーティングエンドミル, 日立金属技報, Vol.23, (2007), pp.57-64.
- 2-14) G. Bissacco, H. N. Hansen, J. Slunsky: Modelling the cutting edge radius size effect for force prediction in micro milling, CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol.57, (2008), pp.113-116.
- 2-15) C. Y. Huang, J. J. Junz Wang, Mechanistic Modeling of Process Damping in Peripheral Milling, Transactions of the ASME, Vol.129, (2007)pp.12-19.
- 2-16) Jean Philippe Costes, Vincent Moreau: Surface roughness prediction in milling based on tool displacements, Journal of Manufacturing Processes, Vol.13, (2011), pp.133-140.
- 2-17) 前田幸男, 岩塚健一, 五十川嘉人, 矢澤孝哲, 鈴木伸哉, 木村友一: マイクロエンドミルによる微細溝加工における切削力の一考察, 先端加工フォーラムとやま 2012, (2012), pp.3-4.

## 第3章 プラスチック製マイクロ流体チップ成形用 金型の加工技術

### 3.1 緒言

第2章では、マイクロエンドミルの基本的な加工特性に関する実験的な検討を行い、バリ発生と工具摩耗を低減させるための加工条件の選定指針を作成した。次に、メカニカル・リソグラフィ方式によるマイクロ流体チップ金型製造における開発課題として、溝形状精度の高精度化技術の開発により、溝断面積変化率を1%以下にする必要がある。この、溝断面積変化率の低減に関しては、その原因となる工具弾性変形の予測、工具摩耗、工具刃先欠損の低減策が必要と考えられる。また、マイクロエンドミルを実用化するためには、1刃当りの切込み量が数 $\mu\text{m}$ と微小であることから、通常のエンドミル加工では問題にならない数 $\mu\text{m}$ 程度の工具振れ回りを考慮する必要があると考えられる。マイクロエンドミル加工において、工具振れ回りが加工面に与える影響は、今までに幾つかの研究報告<sup>3-1)~3-3)</sup>があり、溝の加工精度・加工面性状に大きな影響を及ぼすことは定性的に知られているが、加工機の主軸と工具ホルダおよびコレットチャックの取付け精度の向上、汎用性の高いスプリングコレットにおける工具振れ回りの低減方法は論じられていない。本章では、これらメカニカル・リソグラフィ製造方式で必要となる加工技術を開発する。

### 3.2 本章の概要

マイクロエンドミルによる微細溝に関する報告は少なく、加工条件の溝形状精度への影響に関しては実用に至るために十分な検討がなされていない。そこで、本章では、微細溝の形状精度の測定方法を提案し、加工条件の形状精度への影響に関して実験的に検討を行った。

#### ① 微細溝の断面形状に関する検討

マイクロエンドミル加工による溝の断面形状は、工具変形、工具摩耗、工具刃先欠損により変化すると考えられる。本研究では、微細溝断面の測定方法を考案し、

1 刃当り送り量，軸方向切込み量の溝断面積との関係を実験的に検討する。

## ② マイクロエンドミルの工具変形に関する検討

微細溝形状が劣化する要因の一つとして，加工中の工具の弾性変形が挙げられる。しかし，工具の弾性変形や微細溝形状の変化に関する実用的な分析は不十分である。そこで本章では，①の検討結果に基づき，マイクロエンドミルの工具の弾性変形の予測方法を提案し，その有効性を検証する。

## ③ 工具振れ回りの微細溝形状への影響

現状，一般のマイクロ工具の使用が可能な工作機械には，加工点で数  $\mu\text{m}$  程度の工具振れ回りが存在する。マイクロエンドミルによる加工においては，1 刃当り送り量が数  $\mu\text{m}$  程度と小さいため，この工具振れ回りは切削に大きな影響を及ぼす。この影響に関して，いくつか研究報告がなされているが，工具振れ回りの増加に伴う加工精度や工具摩耗の推移に関しては，十分な調査が行われていない。本研究では，工具振れ回りの加工特性への影響について調査を行った。一方，数  $\mu\text{m}$  程度の工具振れ回りを取り除き，加工機を高精度化するために多大な開発費が費やされている。工具振れ回り低減のための機構も提案されているが，既存機への導入は簡単ではない。そこで本研究では，実用的な工具振れ回りの低減方法を提案し，その有効性を検証する。

### 3.3 微細溝の断面形状に関する検討

マイクロ流体チップの金型には，流路上の試薬等の合流，分岐などの操作を安定して実施可能にするために流路断面積変化率 1%以下が求められている。マイクロ工具は，工具剛性が低いため，刃先が大きく弾性変形し，加工精度の劣化を来したり，よく工具折損が発生したりする<sup>3-4)</sup>。また加工精度の評価にあたって，幅，深さが数 10 から数 100  $\mu\text{m}$  程度の微細溝の断面形状を，直接測定することは困難である。例えば，光学式三次元測定器を用いると，溝肩部や溝底コーナ部で散乱光が発生し，正確な溝形状を測定することはできない。そこで本研究では，溝深さ数十  $\mu\text{m}$  の微細溝断面の観察，測定方法を提案し，1 刃当り送り量，軸方向切込み量の変化

と溝断面積の関係を実験的に検討する.

### 3.3.1 実験方法

マイクロエンドミル加工における溝の断面形状は, 工具の弾性変形, 工具刃先欠損や摩耗により変化すると考えられる. Fig.3.1 に, マイクロエンドミルのすくい面観察結果の一例を示す. 切削初期に切屑の再切削等によって発生すると考えられる刃先の欠損や, 加工継続に伴う工具摩耗により, 工具刃先形状は変化する. それに伴い, 溝断面形状も変化すると考えられる. マイクロ流体チップに溝断面形状の変化があると, 流路断面積が変化するため, 適切な流量の制御は困難となる. そこで, この流路断面積の変化を抑制することを目的に, マイクロエンドミル加工の加工条件の溝形状精度への影響を調査した.

この微細溝の断面形状を, 直接測定することは困難である. そこで本研究では, Fig.3.2 に示す 2 枚の被削材をテーパクランプ治具で固定し, つき合わせ部を垂直方向に微細溝加工した後に被削材を取り外し, 工具刃先の丸みに相当する溝コーナ  $R_w$  と溝中心の傾きの角度  $\alpha$  を測定した. 溝形状 ( $R_w, \alpha$ ) をコンフォーカル顕微鏡で測定した例を, Fig.3.3 に示す. この図の写真を基に溝傾斜角  $\alpha$  の評価方法の模式図を, Fig.3.4 に示す. Fig.3.3 の溝断面形状の溝中央部を省略し, 横方向を 2 倍に拡大し, 溝傾斜角を算出している. 以上の方法を用いて, 1 刃当り送り量, 軸方向切り込み量の, 微細溝断面形状への影響について実験的に検討を行った.

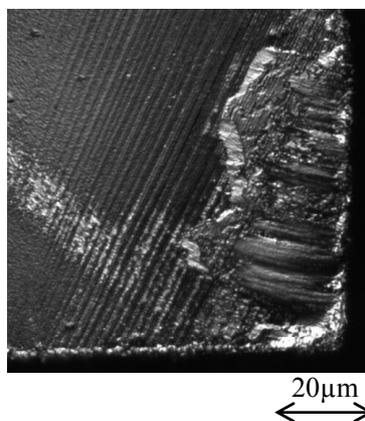


Fig.3.1 Photograph of tool chipping

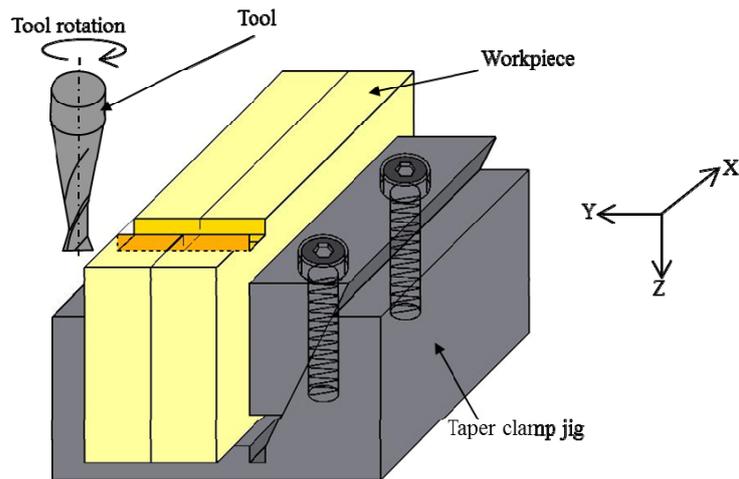


Fig.3.2 Schematic view of observation setup on micro-groove geometry

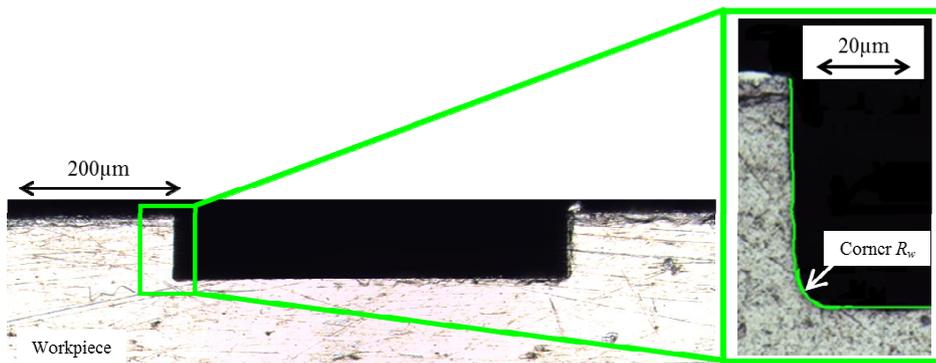


Fig.3.3 Photographs of a side view in micro groove

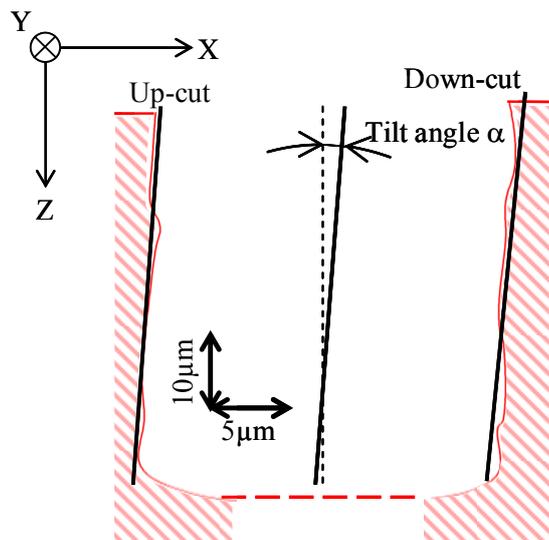


Fig.3.4 Measurement of a side view on micro groove (depth:width=2:1)

### 3.3.2 実験結果及び考察

#### (1) 1刃当り送り量の微細溝の断面形状への影響

1刃当り送り量  $S_z$  が、微細溝側面の溝傾斜角  $\alpha$  と溝コーナ  $R_w$  に及ぼす影響を実験的に検討した。切削速度  $V=78$  m/min, 軸方向切り込み量  $A_d=50$   $\mu\text{m}$  の条件で、1刃当り送り量  $S_z$  を 3  $\mu\text{m}/\text{tooth}$  から 10  $\mu\text{m}/\text{tooth}$  の範囲で変化させ微細溝加工を行った。切削距離はそれぞれの条件で 0.4 m である。その結果を Figs.3.5, 3.6 に示す。これらの図から、1刃当り送り量  $S_z=3\sim 8$   $\mu\text{m}/\text{tooth}$  の加工条件では、マイクロエンドミルに大きな欠損は見られなかったが、1刃当り送り量  $S_z=10$   $\mu\text{m}/\text{tooth}$  で欠損が発生した。Fig.3.5 より、工具欠損が発生した1刃当り送り量  $S_z=10$   $\mu\text{m}/\text{tooth}$  を除き、1刃当り送り量  $S_z$  を変えても、溝傾斜角  $\alpha$  は  $\alpha \doteq 0.6^\circ$  とほぼ一定と言える。また、Fig.3.6 より、1刃当り送り量  $S_z$  が変化しても、溝コーナ  $R_w$  は大きな影響を受けず、 $R_w \doteq 6$   $\mu\text{m}$  と言える。

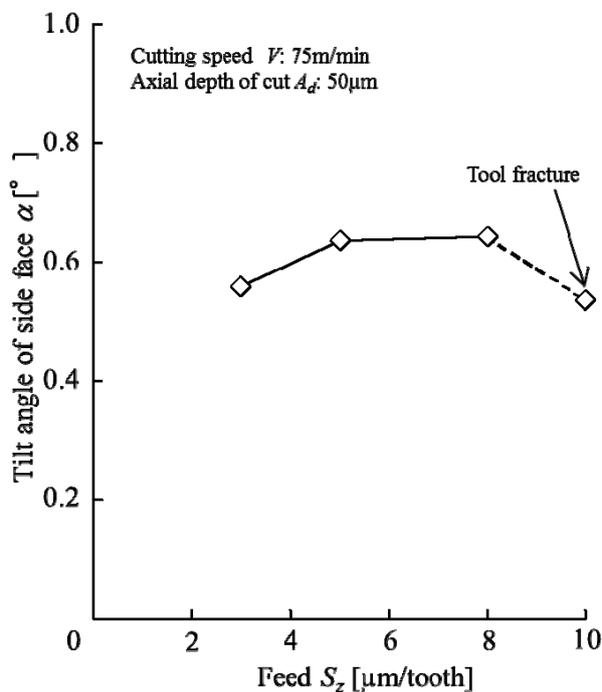


Fig.3.5 Relationship between feed and tilt angle of side face

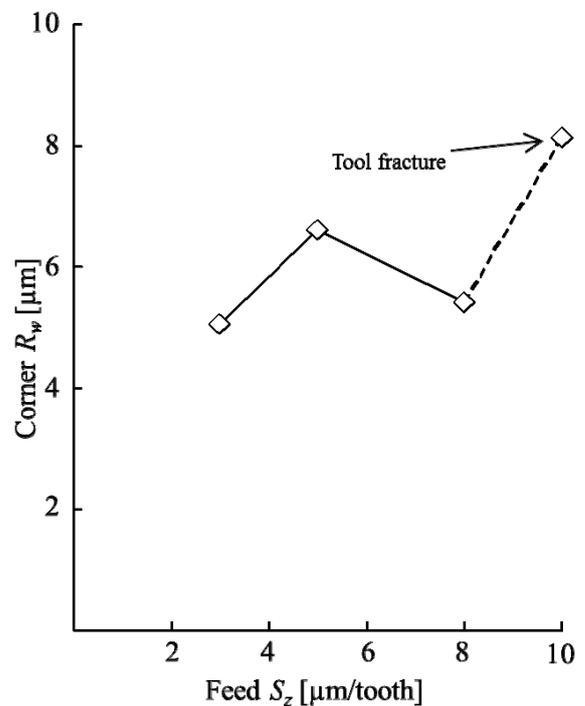


Fig.3.6 Effect of feed on corner  $R_w$

## (2) 軸方向切り込み量の微細溝の断面形状への影響

軸方向切り込み量が微細溝側面の表面粗さに及ぼす影響について検討した。切削速度  $V=78$  m/min, 1 刃当り送り量  $S_z=5$   $\mu\text{m}/\text{tooth}$  の条件で, 軸方向切り込み量  $A_d$  を 30 から 60  $\mu\text{m}$  の範囲で変化させ, 微細溝加工実験を行った。その結果を, Fig.3.7, 3.8 に示す。Fig.3.7 から, 軸方向切り込み量が増加すると, 溝傾斜角  $\alpha$  も増加する傾向にあると言える。また, Fig.3.8 から, 軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い, 溝底コーナ  $R_w$  も増加することがわかる。以上のように, 軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い, 溝傾斜角  $\alpha$ , 溝コーナ  $R_w$  は増加する。マイクロ流体チップ金型を加工する上で, これらを事前予測し, 一定に維持する必要がある。溝コーナ  $R_w$  が増加する原因は, 軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い, 切り屑排出性が悪くなり, 加工硬化した切り屑の再切削により, 工具刃先欠損が増大するためと考えられるが, 溝傾斜角  $\alpha$  が増加する原因は, 軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に伴い, 切削力  $F_x$  が増加するためと考えられる。2.3 節より, 加工条件と切削力  $F_x$  の間には相関が認められる。そこで, 加工条件から溝傾斜角  $\alpha$  を予測する方法について考察を行った。

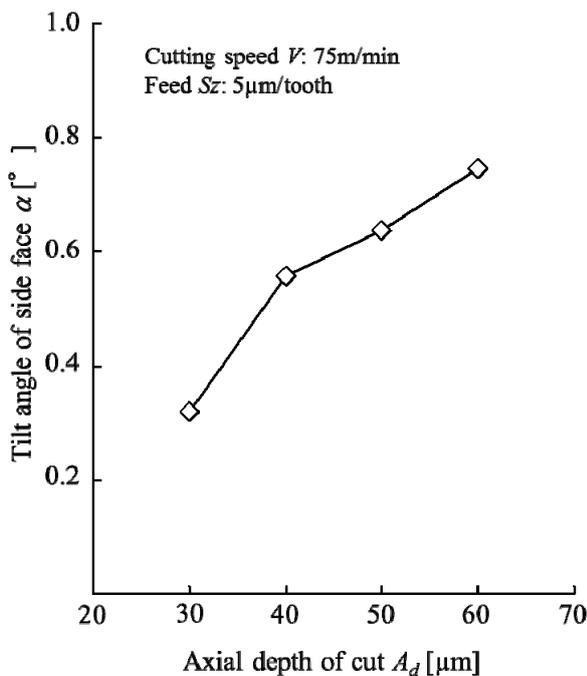


Fig.3.7 Relationship between axial depth of cut and tilt angle of side face

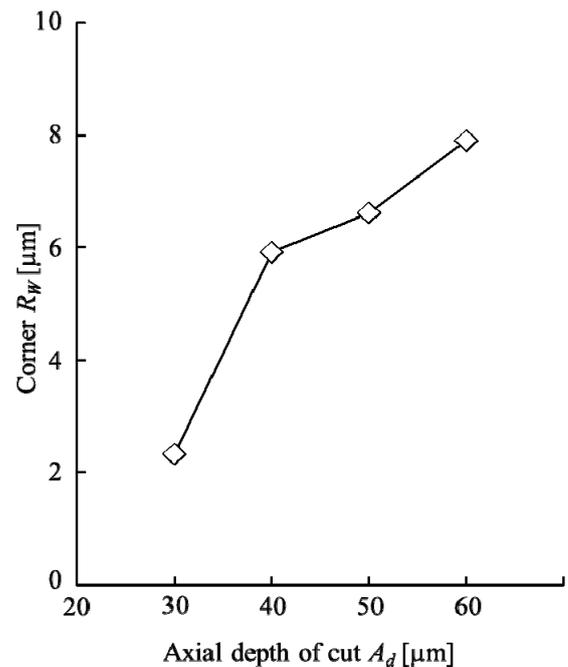


Fig.3.8 Effect of axial depth of cut on corner  $R_w$

## 3.4 マイクロエンドミルの工具変形に関する検討

加工条件が微細溝形状に及ぼす影響について実験的に検討した結果, Fig.3.4 に示すように溝工具送り方向(Y 軸)に対し時計回りの傾きが確認できた. 溝が傾斜する原因は, Fig.3.2 に示す X 方向の切削力により, マイクロエンドミルに弾性変形が生じたためと考えられる. 通常のエンドミルにおいては, 変形に関する様々な調査がなされている<sup>3-5)3-6)</sup>が, マイクロエンドミルは工具径が小さく, 加工条件によっては, 大きな変形や加工面性状の悪化が発生することが報告されている<sup>3-7)3-9)</sup>. マイクロエンドミルによりマイクロ流体チップ金型を加工する上で, 微細, 高精度な加工が要求されるため, 溝の傾きの予測方法が必要となる.

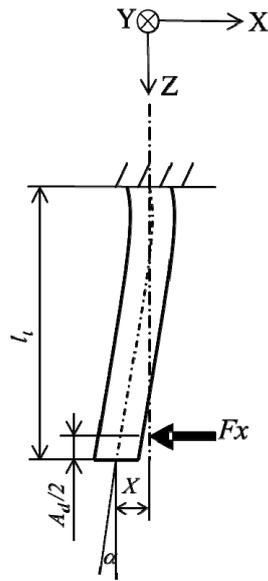
以上のたわみ角は, 通常, 工具自身の変形, 工具ホルダの変形, スピンドル軸受け等の加工機全体の変形によるものである. しかし, マイクロエンドミル加工では, 工具自身の剛性が最も低いため, たわみ角は工具剛性でほぼ決まる. 本節では, その工具剛性を実験的に求めた. また, その剛性と X 方向の切削分力  $F_x$  から, 工具変形を求めることが可能であるが, 本研究ではさらに加工条件から切削力を推定する方法と工具変形を予測する方法を検討した.

#### 3.4.1 マイクロエンドミルの工具変形の予測

マイクロエンドミルによる加工における切削力  $F_x$  と工具変形量  $X$  およびたわみ角の関係を Fig.3.9 に示す片持ち梁のモデルで近似した. 梁の全長をマイクロエンドミルの刃長  $l_t$  とし, 軸方向切り込み量  $A_d$  の中央である  $A_d/2$  の点に X 方向の切削分力  $F_x$  が加わるとすると, マイクロエンドミル先端におけるたわみ角  $\alpha$  は式(3.1), 曲げ剛性  $EI$  は式(3.2)で示される. また, 切削力  $F_x$  は比切削抵抗と切削断面積から, 式(3.3)のように示される. 以上の計算式において, 工具剛性  $T$ , 比切削抵抗  $K$  と加工条件( $A_d, S_2$ )を与えると, 工具変形を算出することが可能である.

#### 3.4.2 マイクロエンドミルの外周刃, 底刃の切削力

工具変形の予測に先立ち, マイクロエンドミル加工の切削力に関して詳細な検討



$$\alpha = \frac{F_x}{2EI} \left( l_t^2 - \frac{A_d^2}{4} \right) \quad \dots\dots (3.1)$$

$$EI = \frac{F_x}{3X} \left( l_t^3 - \frac{3l_t^2 A_d}{4} + \frac{A_d^3}{16} \right)$$

$$= \frac{T}{3} \left( l_t^3 - \frac{3l_t^2 A_d}{4} + \frac{A_d^3}{16} \right) \quad \dots (3.2)$$

$$F_x = K \frac{\pi}{2} S_z \cdot A_d \quad \dots\dots\dots (3.3)$$

- $X$ : Tool deflection
- $\alpha$ : Tilt angle
- $F_x$ :
- $A_d$ : Axial depth of cut
- $l_t$ : Flute length
- $K$ : Specific cutting force
- $T$ : Tool stiffness

Fig.3.9 Schematic view of tool bending

を行った. 2.6 節の Fig.2.22 に示すように, 切削分力  $F_z$  は軸方向切り込み量  $A_d=60 \mu\text{m}$  を境に力の方向が変化している. これは, Fig.3.10 に示すように, 底刃が被削材を押し付ける切り込み方向の力と, 外周刃が切屑排出する際に被削材を持ち上げる反切り込み方向の力の割合が変化するためである. そこで, 外周刃と底刃の切削力の分離を実験的に試みた. 外周刃のみの切削力を測定するために, 底刃が切削に関与しない被削材を製作した. Fig.3.11 に実験で用いた被削材を示す. また, Fig.3.12 に実験の模式図を示す. この図に示すように薄板部のみを加工することで外周刃のみの切削力を求めた. 薄板部の厚さを測定した結果, 約  $30 \mu\text{m} \sim 200 \mu\text{m}$  であった. また, 前述した Fig.2.24 の加工での切削力と, Fig.3.12 の実

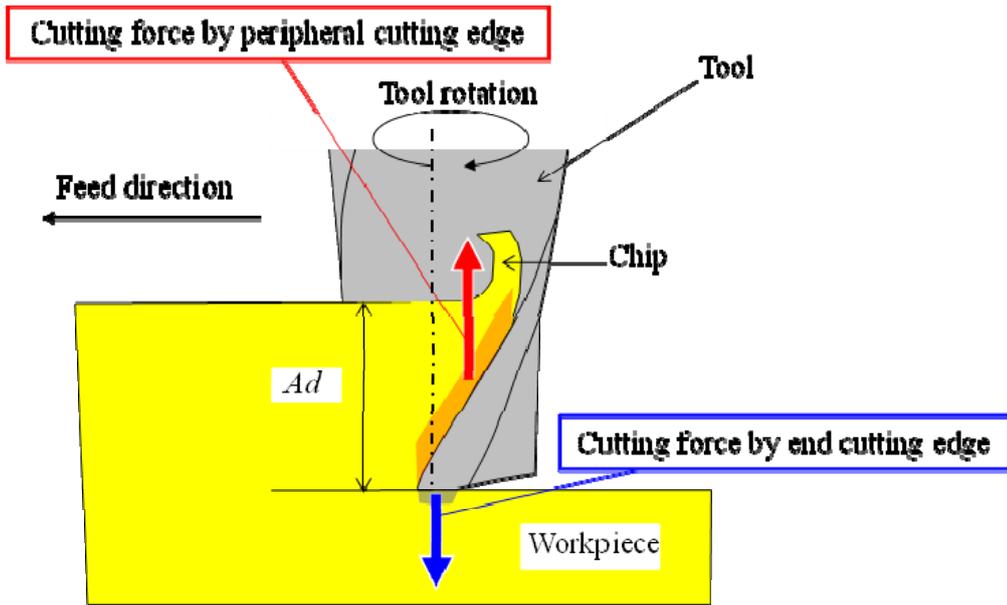


Fig.3.10 Schematic view of micro end milling

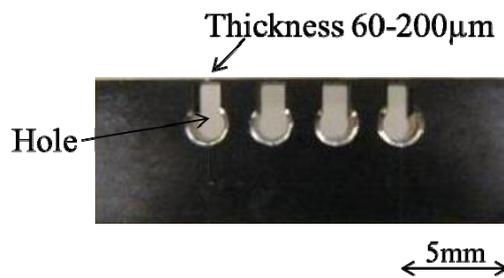


Fig.3.11 Photograph of workpiece

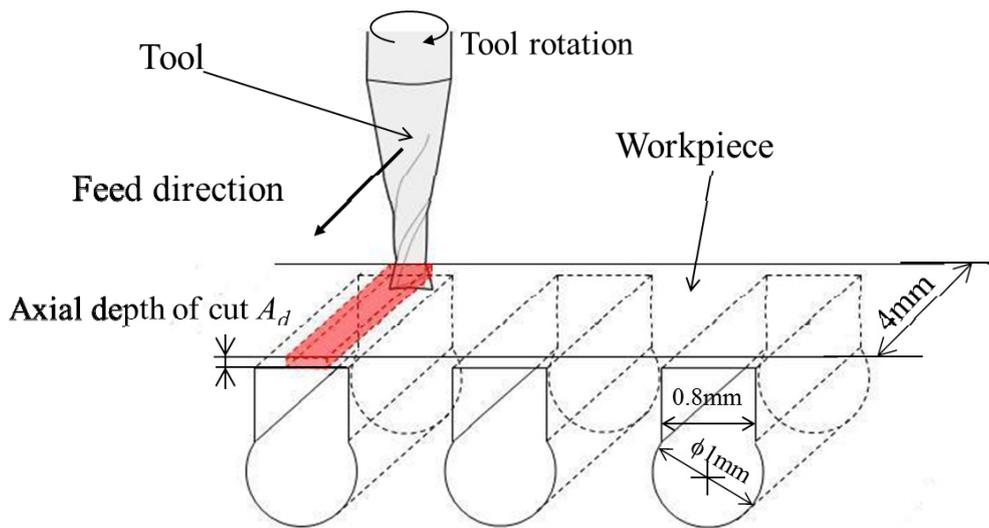


Fig.3.12 Schematic view of cutting method on cut-off cutting

験により求めた切削力の差から、底刃のみの切削力を算出した。なお、本実験における切削分力  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  はすべて平均値で測定した。

#### (1) 外周刃加工による切削力

Fig.3.13 に微細溝加工の切削力と外周刃のみの加工による切削力の比較を示す。切削分力  $F_x$  と切削分力  $F_y$  には大きな差は認められない。一方、切削分力  $F_z$  では微細溝加工の切削力と比べ、外周刃のみによる切削力の方が小さい。これは被削材を底刃が押し付ける力が働いていないためである。

#### (2) 外周刃による切削分力 $F_z$ と底刃による切削分力 $F_z$ の比較

Fig.3.14 に、微細溝加工の切削分力  $F_z$  と外周刃のみの切削分力  $F_z$  の差から求めた底刃の切削分力  $F_z$  と外周刃の切削分力  $F_z$  の比較を示す。この図から、底刃による切削分力  $F_z$  は、軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に関わらず、ほぼ一定であることが分かる。このことから、底刃による切削力は、軸方向切り込み量  $A_d$  の影響を受けず、切り込み方向のみに作用する力であると言える。また、外周刃による切削分力  $F_z$  は、軸方向切り込み量  $A_d$  の増加に比例して減少する。以上のことから、外周刃による切削分力  $F_z$  は、 $A_d$  に反比例する反切り込み方向の力であると言える。また、この結果より、本実験の条件下では、軸方向切込み量  $A_d \doteq 50 \mu\text{m}$  で加工を行う事で、マイクロエンドミルに作用する軸方向力をゼロにすることが可能と言える。

以上のことから、外周刃と底刃による  $F_z$  方向(切込み方向)の切削分力を分離できること、外周刃と底刃が作用する切削分力  $F_x$  と外周刃のみの切削分力  $F_x$  は同等であることから、切削分力の平均値で切削現象を説明できると言える。ここでは、切削分力  $F_x$  の平均値から工具変形を予測する方法を採用した。

### 3.4.3 被削材(SUS316)の比切削抵抗

工具変形の予測に先立ち、SUS316 材のマイクロエンドミルによる加工における加工条件と比切削抵抗の関係について検討を行った。Fig.3.15 に、エンドミルを用いた微細溝加工における 1 刃当り切取り厚さの模式図を示す。この図に示すようにエンドミル加工において、切取り厚さは工具回転角により異なり、切削開始、終了

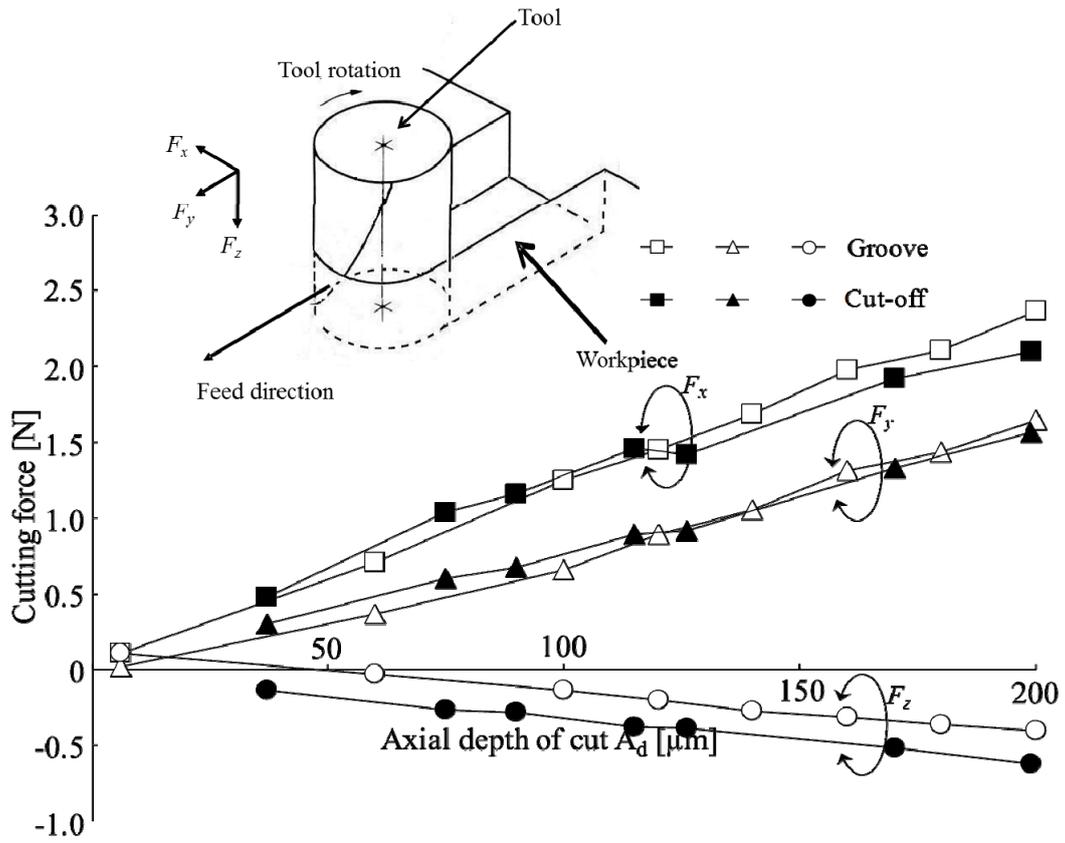


Fig.3.13 Cutting force of groove milling and cutting milling

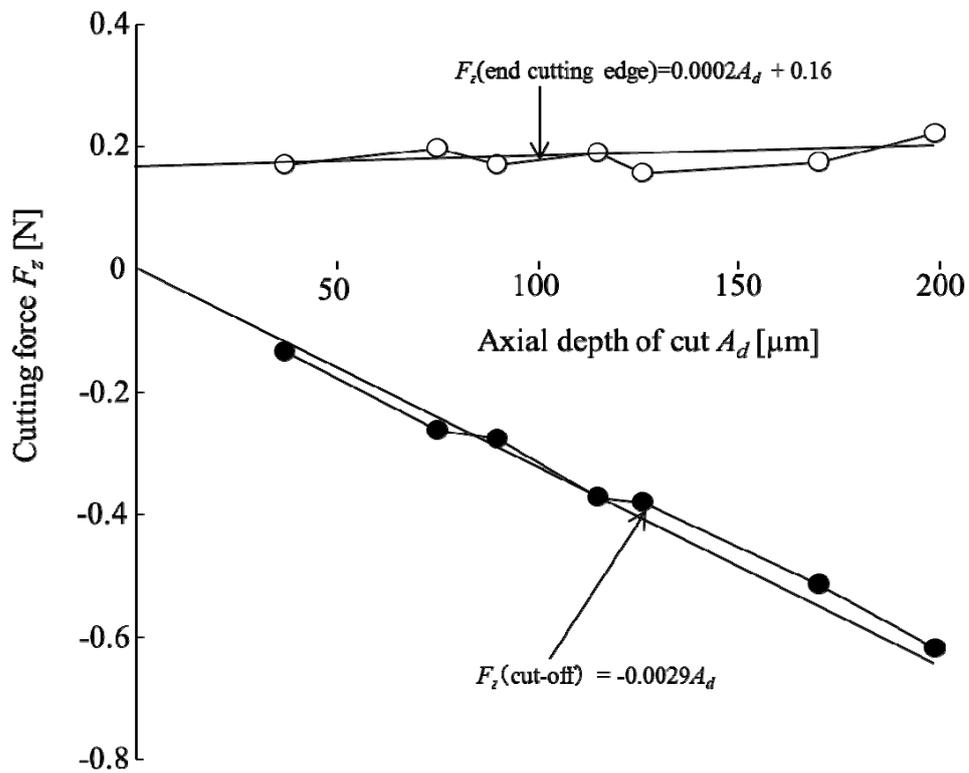


Fig.3.14 Cutting force of peripheral cutting edge and end cutting edge

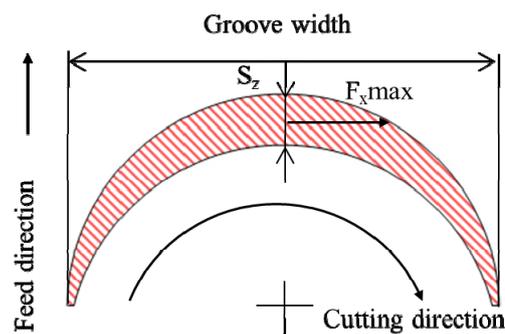
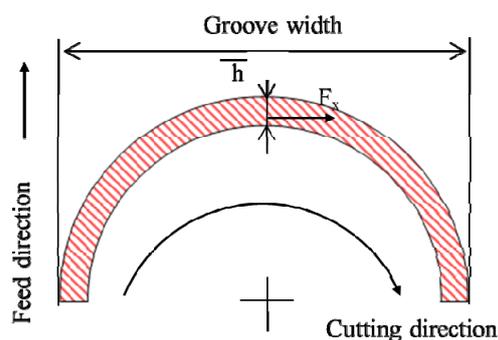


Fig.3.15 Schematic view of chip thickness on end milling



$$\bar{h} = \frac{2}{\pi} S_z \dots\dots (3.4)$$

$$K = \frac{F_x}{h \times A_d} \dots\dots (3.5)$$

Fig.3.16 Schematic view of average chip thickness on end milling

Table 3.1 Experimental conditions

Tool diameter $d$ [mm]	0.05	0.1	0.5
Spindle speed $V$ [ $\text{min}^{-1}$ ]	48,000	48,000	48,000
Axial depth of cut $A_d$ [ $\mu\text{m}$ ]	5	5	5
Feed $S_z$ [ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ ]	2 - 4	2 - 4	3 - 9
Cutting edge $R$ [ $\mu\text{m}$ ]	0.8	0.6	2.7

部の切取り厚さはほぼゼロで、溝中央部では1刃当り送り量  $S_z$  と等しくなる。この切取り厚さの変化や工具振れの影響で、切削力  $F_x$  は変化する。溝傾斜角は、切削開始、終了部における瞬間の切削力によって定まるという報告<sup>3-10)</sup>があるが、本節では平均切削力  $F_x$  より溝傾斜角を簡便に算出する方法に関して検討を行った。

Fig.3.16 に示すように式(3.4)より平均切取り厚さ  $\bar{h}$  を求め、 $\bar{h}$  と実験的に求めた平均切削力  $F_x$  から式(3.5)を用いて、比切削抵抗  $K$  を求めた。実験条件を Table 3.1 に示す。工具径  $\phi 0.05, 0.1, 0.5$  mm のマイクロエンドミルを用い、微細溝加工を行っ

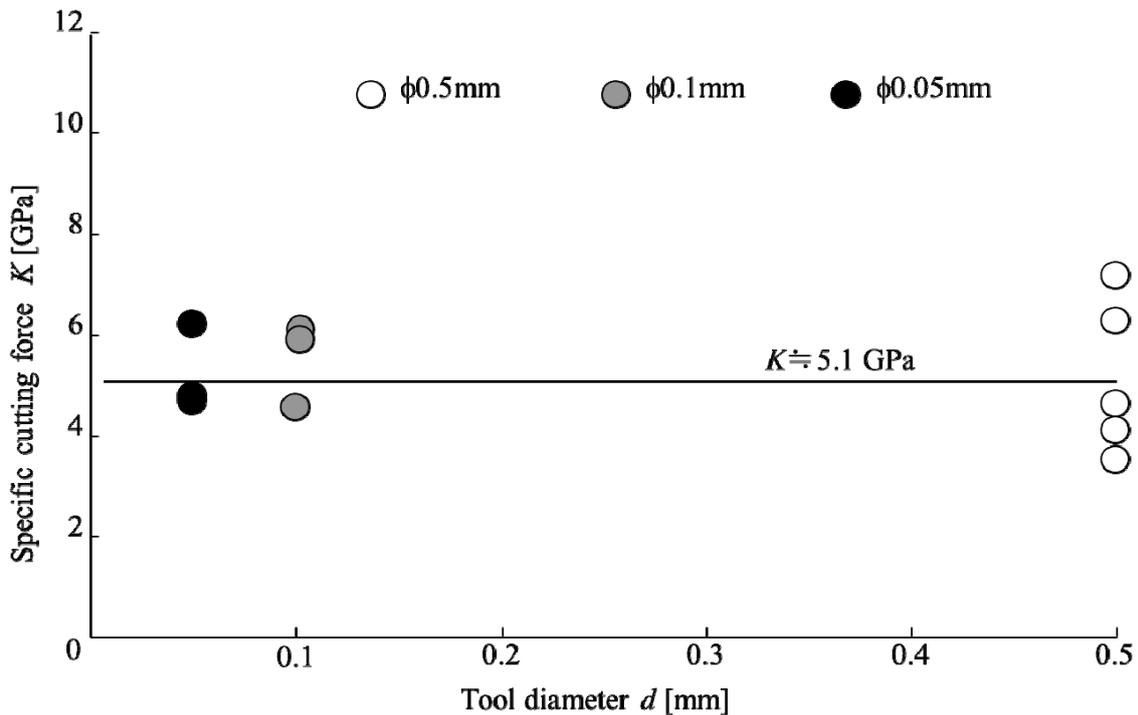


Fig.3.17 Experimental formula for specific cutting force on SUS316

た. 加工条件はそれぞれ主軸回転数を  $48,000 \text{ min}^{-1}$ , 軸方向切込み量を  $5 \mu\text{m}$  とし, 切れ刃エッジ  $R$  による影響を受けない範囲で1刃当り送り量を変化させた. その結果を Fig.3.17 に, 1刃当り送り量と平均の比切削抵抗の関係を示す. この図から, 比切削抵抗は, 切屑生成時に刃先に作用する荷重と, その面積から求められる材料せん断時の圧力であり, また材料固有の物性値であることから, 工具摩耗の無い切削初期の比切削抵抗は一定であり, SUS316材の比切削抵抗は  $K \doteq 5.1 \text{ GPa}$  と言える.

#### 3.4.4 工具剛性の測定

Fig.3.18 に, 工具剛性測定の模式図を示す. Fig.3.18(a)に示すように, 鋭利な先端を持つハイス製の軸押し具でマイクロエンドミル先端付近を押し, 変形時の荷重を治具に取付けた動力計で測定し, その時の工具変形量を電子マイクロメータで測定した. また, Fig.3.18(b)に工具径 $\phi 0.5 \text{ mm}$ の2枚刃マイクロエンドミルの底面刃拡大写真を示す. Fig.3.18(b)よりエンドミルは複雑な断面形状をしているため, 力を

受ける方向により、剛性が変化すると思われる<sup>3-11) 3-12)</sup>。そこで、本研究では、Fig.3.18(b)の図中の A~C の 3 方向で工具剛性を測定した。Fig.3.18 の実験により得られた荷重と工具変形量の関係を Fig.3.19 に示す。この図から、A~C のどの測定方向においても、荷重の増加に伴い、比例的に弾性変形が増加し、荷重が 25 N~28 N の範囲で折損した。また、図中に切れ刃形状の剛性依存性を示す。Fig.3.18(b)の測定方向 A, B, C の 3 点を比較しても、工具の剛性は 0.31~0.33N/ $\mu$ m と大きな違いは認められなかった。このエンドミルは Fig.3.18(b)に示す形状をしているが、30°

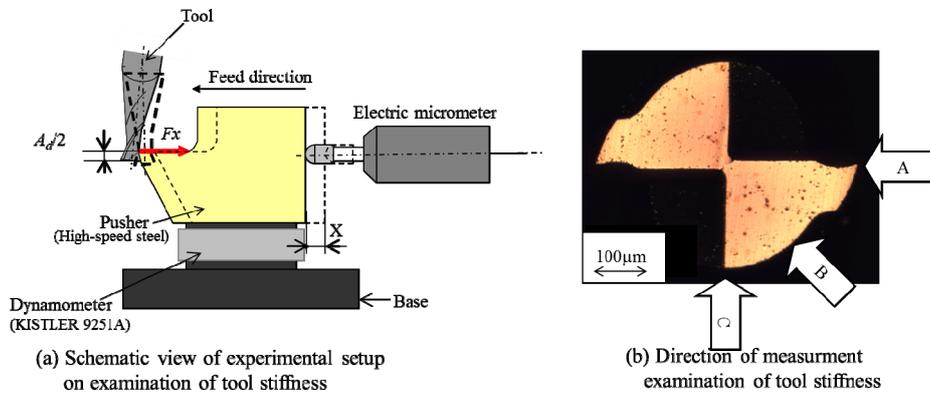


Fig.3.18 Experimental examination of tool stiffness

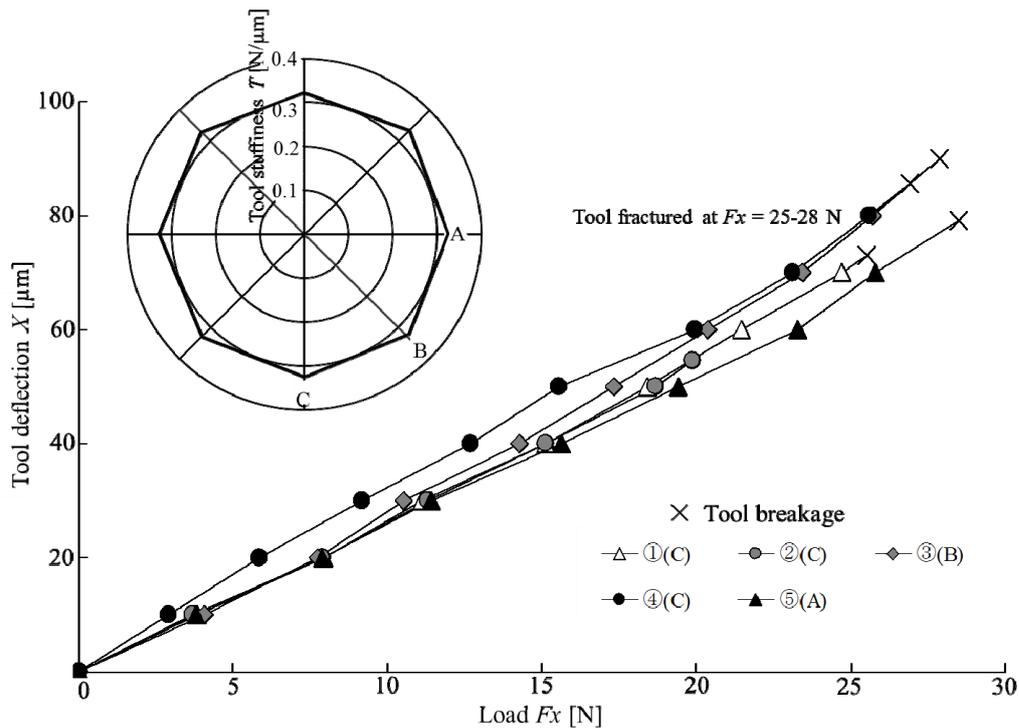


Fig.3.19 Relationship between load and tool deflection

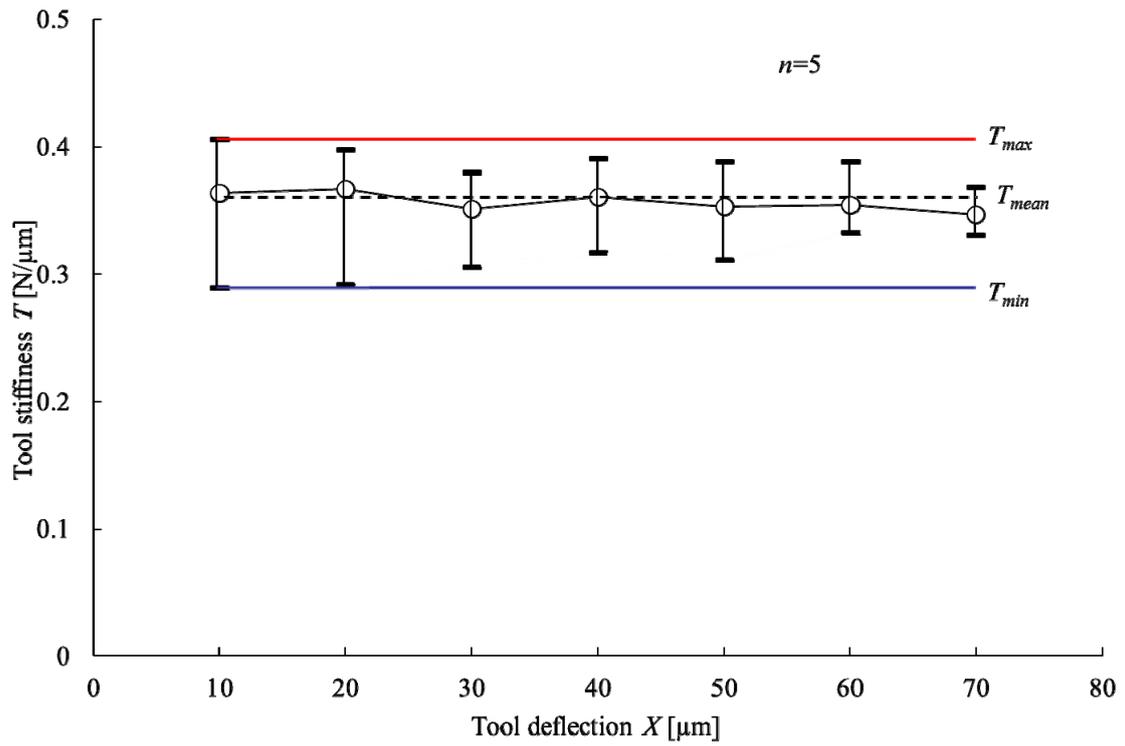


Fig.3.20 Relationship between tool deflection and tool stiffness

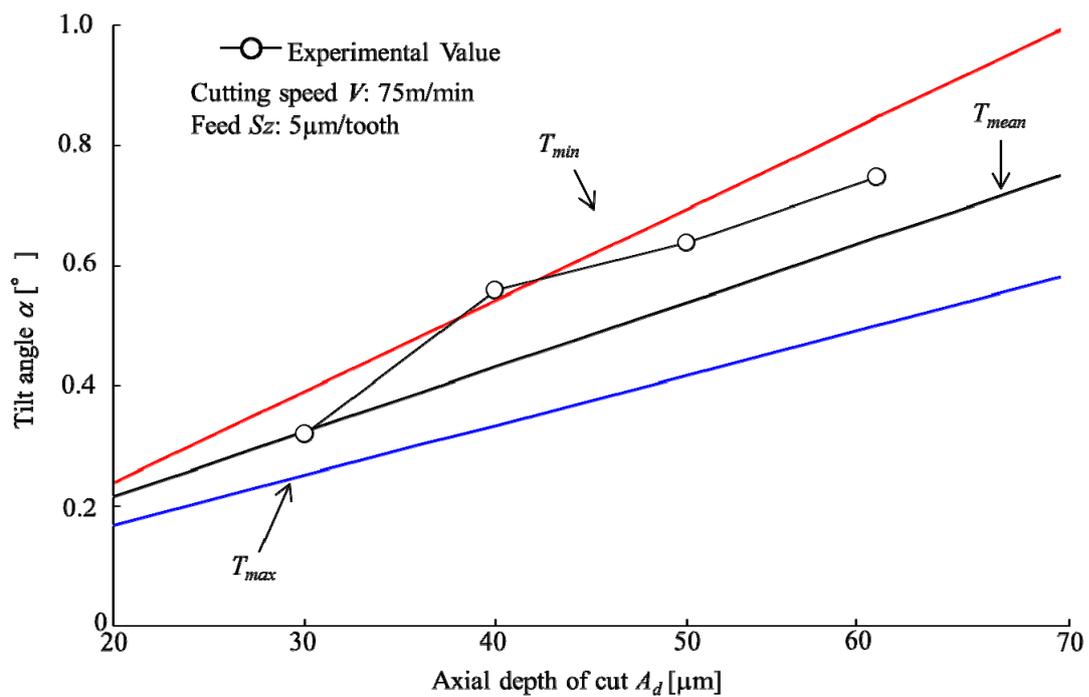


Fig.3.21 Comparison of the experimental and theoretical values of the tilt angles

のねじれ角を持っているため、荷重を受ける方向が変化しても、本実験の微小切込み範囲では、剛性に大きな変化がないと推察できる。また、この結果から求めた、工具剛性と工具変形量の関係を、Fig.3.20 に示す。この図より、マイクロエンドミル先端の工具変形量が変化しても、工具剛性の平均値  $T_{mean}$  に大きな変化は認められなかった。しかし、工具剛性の最大値  $T_{max}$ 、最小値  $T_{min}$  はそれぞれ約  $0.41 \text{ N}/\mu\text{m}$ 、 $0.28 \text{ N}/\mu\text{m}$  であり、この範囲でたわみ角の予測値に誤差が生じると考えられる。この  $T_{mean}$ 、 $T_{max}$ 、 $T_{min}$  から求めたたわみ角  $\alpha$  を Fig.3.21 に示す。また、図中の実験値は Fig.3.7 で示した溝傾斜角  $\alpha$  の実測値である。実測値と  $T_{mean}$  から求めたたわみ角には平均で 20 %程度の違いが認められるが、たわみ角  $\alpha$  は約 20 %の精度で予測可能と言える。

### 3.5 マイクロエンドミルの工具振れ回りが切削特性に及ぼす影響

次に、溝形状精度のうちの溝コーナ  $R_w$  の低減の検討を行った。マイクロエンドミルによる加工では、1 刃当り送り量が数  $\mu\text{m}$  であるため、通常は問題とならない数  $\mu\text{m}$  程度の工具振れ回りが加工特性に大きな影響を及ぼすと考えられる。Fig.3.22 に 2 枚刃エンドミルにおける工具振れ回りと工具刃先の軌跡の関係を示す。この図中に示す実線を工具中心の振れの軌跡とすると、2 枚刃エンドミルの刃先の軌跡はそれぞれ破線の軌跡となる。この図より、Edge1、Edge2 の軌跡はそれぞれ異なる直径を持った円となり、溝幅に相当する実効工具径は工具振れ回りの直径、すなわち工具振れ回り量を  $\delta$ 、エンドミルの工具径を  $d$  として  $(d+\delta)$  と、工具径よりも大きくなる。また、微細溝の仕上げ加工などの切削力が十分に小さく、工具の変形を無視して考える場合、 $S_z > \delta$  のとき、Edge1 の実効 1 刃当り送り量は  $(S_z + \delta)$ 、Edge2 の実効 1 刃当り送り量は  $(S_z - \delta)$  となる。また、 $(S_z \leq \delta)$  のとき、Edge2 が空切削し Edge1 の実効 1 刃当り送り量が  $2S_z$ 、Edge2 の実効 1 刃当り送り量が 0 となる。また、工具振れ回りと溝幅、溝側面の表面粗さの関係を Fig.3.23 に示す。Fig.3.23(a) に示すように、工具振れ回りの無い理想的な加工状態では、溝幅は工具径に等しく、2 枚の刃によって溝の両側面が形成される。しかし、Fig.3.23(b)に示すように、実

加工では工具振れ回りにより、主軸回転中心と工具中心の同心度 $\delta'$ が変化する。その結果、2枚刃の軌跡がそれぞれ変化し、溝幅は工具径 $d$ から $\Delta d$ 増加し、 $d' (= d + \Delta d)$ となる、また、溝側面の表面粗さは悪化する。エンドミル加工における溝側面の表面粗さは Fig.3.23(a)において、1刃当り送り量 $S_z$ 、工具径 $d$ から、式(3・6)より求められる。また、Fig.3.23 (b)に示すように、2枚刃の軌跡の差が、1刃が形成する表面粗さ $R_{th}$ より大きい場合、側面は Edge1 のみによって形成され、その表面粗さは、溝側面部加工時の1刃当り送り量 $S_z$ 、工具径 $d$ 、溝幅変化量 $\Delta d$ から、式(3・7)により求められる。以上のことからマイクロエンドミルによる加工における1刃当り送り量は数 $\mu\text{m/tooth}$ であり、数 $\mu\text{m}$ 程度の工具振れ回りでも、溝幅と溝側面の表面粗さを悪化させると考えられる。

### 3.5.1 2枚刃エンドミルの工具振れ回りが溝幅寸法に及ぼす影響

一般的に、マイクロエンドミルを用いる加工機の主軸、工具ホルダ、コレットチャックには、数 $\mu\text{m}$ 程度の回転振れがある。この振れ回りを、1 $\mu\text{m}$ 以下にすることは難しく、多大なコストを必要とする。振れ回りの低減方法に関しては、様々な提案がされている。例えば(株)ソディックでは、主軸と工具ホルダを一体化し、マイクロエンドミルを直接主軸に直接焼ばめすることで、高速回転時でも高い振れ回り精度を持つ主軸が開発されている<sup>3-13)</sup>。しかし、この方式には、所定のシャンク形状以外の工具を使用する際には、主軸自体を交換する必要がある。

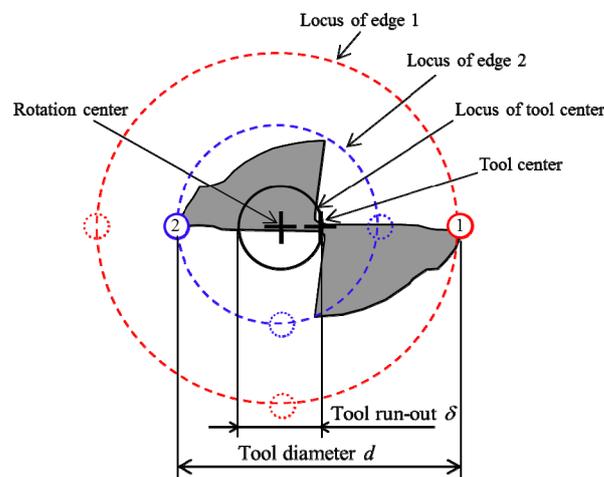
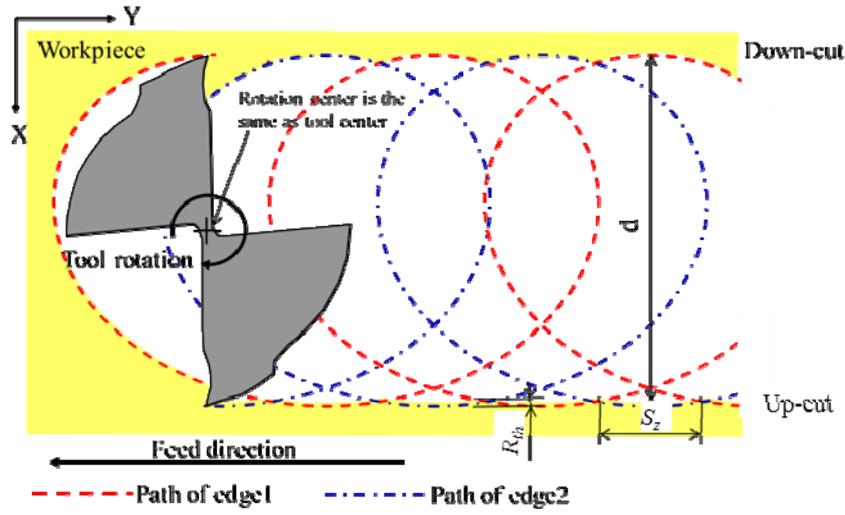
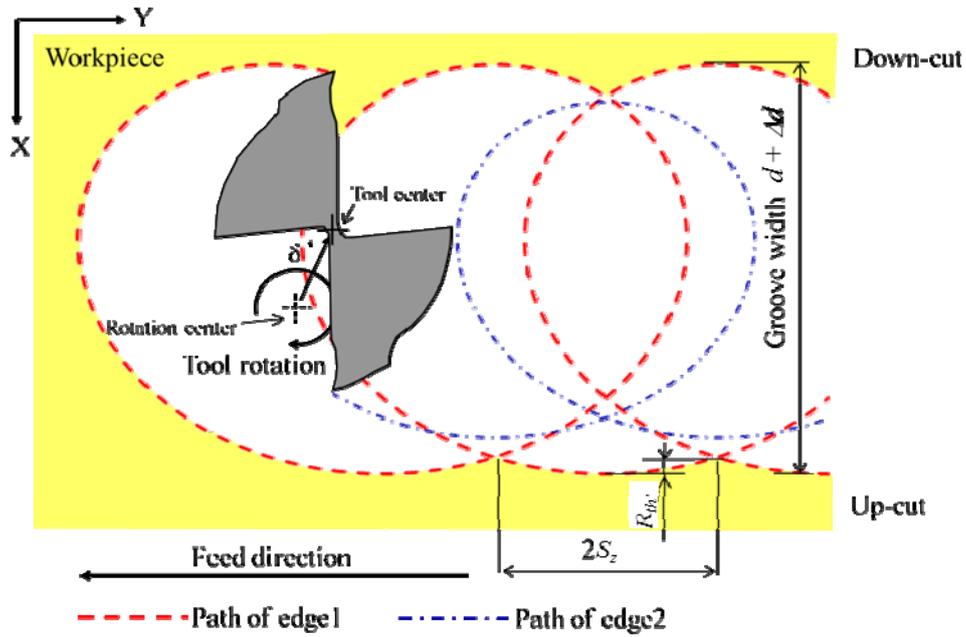


Fig.3.22 Model of tool run-out



(a) Run-out free milling



(b) Milling with run-out

Fig.3.23 Groove generation model with a two-tooth end mill

$$R_{th} = \frac{S_z^2}{8 \left( \frac{d}{2} \pm \frac{2}{\pi} S_z \right)} \quad (+ : \text{Up-cut} \quad - : \text{Down-cut}) \quad \dots\dots\dots(3.6)$$

$$R_{th}' = \frac{(2S_z)^2}{8 \left( \frac{d + \Delta d}{2} \pm \frac{2}{\pi} S_z \right)} \quad (+ : \text{Up-cut} \quad - : \text{Down-cut}) \quad \dots\dots\dots(3.7)$$

そこで本研究では、主軸自体の精度を向上させるのではなく、汎用性の高いスプリングコレット方式のホルダにおいて、工具振れ回りが刃先の振れ回りに及ぼす影響を低減可能な方法に関して考察を行った。工具刃先振れ回りの低減方法の模式図を Fig.3.24 に示す。この図から、工具振れ回りの軌跡に対して取付け角度 $\lambda=90^\circ$ ，すなわちエンドミルの2枚の刃を接線方向に取付けると、工具振れ回りがあるにも拘わらず、2枚の刃の軌跡は一致することが分かる。次に、形成される溝幅，すなわち実効工具径に関しては、式(3・8)から求められる。溝幅の変化割合と工具径に対する工具振れ回りの割合，すなわち(工具振れ回り量)/(工具径)の関係を Fig.3.25 に示す。この図から、例えば、工具径 0.1 mm のマイクロエンドミルを用い溝幅増加量 $\Delta d < 1 \mu\text{m}$ (工具直径変化率 1%以下)以下を得るためには、工具振れ回りの軌跡に対して、エンドミルの2枚の刃を接線方向に取付けた場合、工具振れ回りが  $14 \mu\text{m}(\delta/d=0.14)$ 以下の条件で可能であると言える。

また、2枚刃エンドミルの場合、工具取付け角度 $\lambda$ と溝幅変化量 $\Delta d$ の関係は、式(3・9)より求められる。式(3・9)より求めた工具取付け角度と溝幅変化量 $\Delta d$ の関係を Fig.3.26 に示す。工具シャンク部の振れが  $10 \mu\text{m}$  と大きい場合でも、工具取付け角度  $90^\circ \pm 5^\circ$  で溝幅変化量を  $1 \mu\text{m}$  以下にすることが可能である。

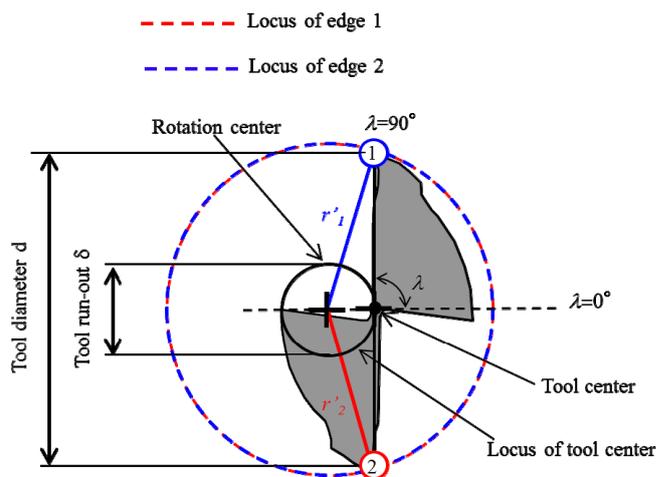


Fig.3.24 Reduction method of groove width

$$d' = 2r'_1 = 2r'_2 = 2\sqrt{\left(\frac{\delta}{2}\right)^2 + \left(\frac{d}{2}\right)^2} \dots\dots\dots(3\cdot8)$$

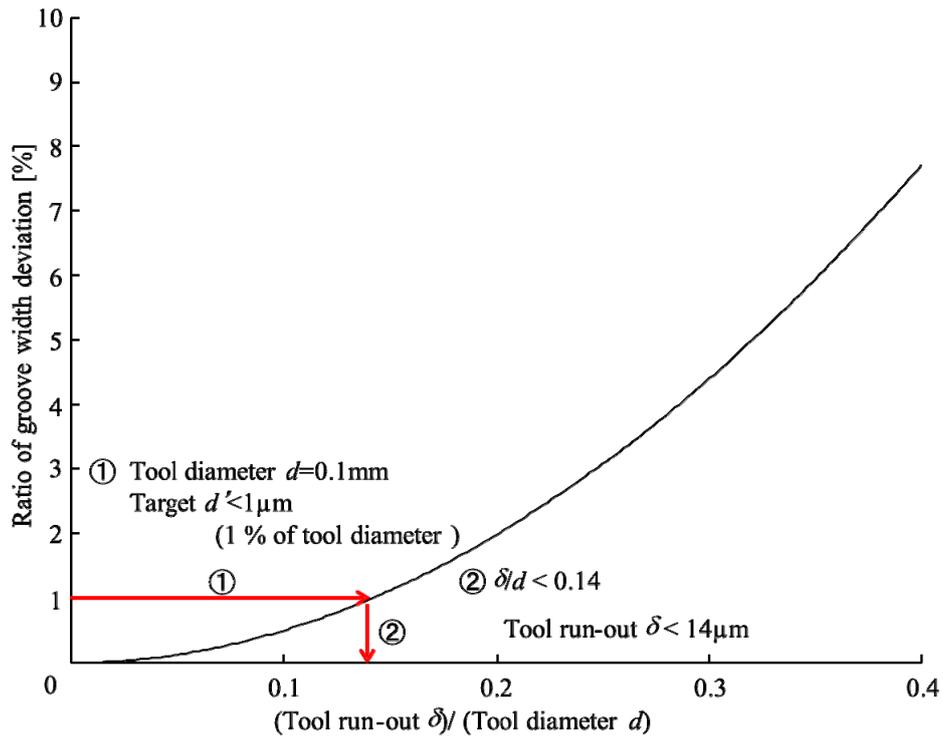


Fig.3.25 Effect of tool setting angle on groove width

$$d' = \sqrt{d^2 + \delta^2 + 2d\delta \cos \lambda} \quad \dots\dots\dots (3.9)$$

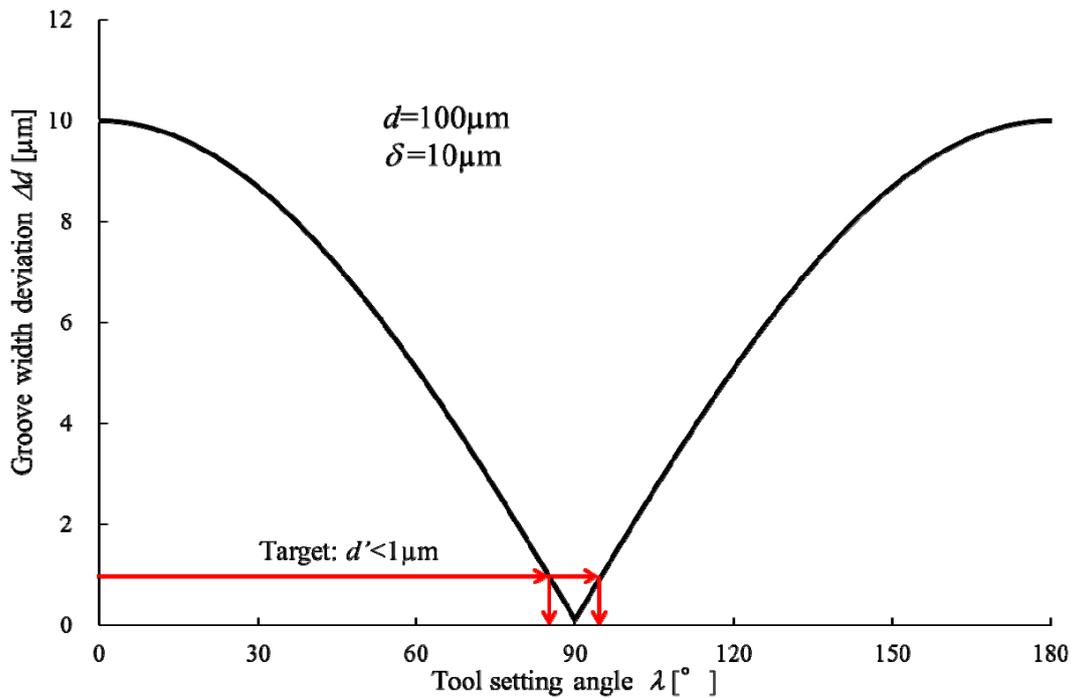


Fig.3.26 Relationship between tool setting angle and groove width deviation

### 3.5.2 工具振れ回りが切削力に及ぼす影響

以上のように、工具振れ回りはマイクロエンドミルの加工精度に悪影響を及ぼすが、取付け角度 $\lambda$ を $90^\circ$ にすることで、その影響を大きく低減できる。ここではその効果を、実験的に検証した。

Fig.3.27 に実験模式図を示す。被削材をテーパクランプ治具に固定し、加工前に工具シャンク部の振れ回りを、非接触式静電容量変位計(MicroSence Model 4830)を用いて測定する。その後、工具取付け角度を $\lambda=0^\circ$ および $90^\circ$ に調整し、微細溝加工を行った。加工中に治具に取付けられた動力計で切削力 $F_x$ ,  $F_y$ をそれぞれ測定した。エンドミルの切れ刃先端の振れ回りと工具シャンク部の同芯度が $0.1\ \mu\text{m}$ で製作されているため、ここでは工具シャンク部の振れ回りを測定し、刃先振れとした。

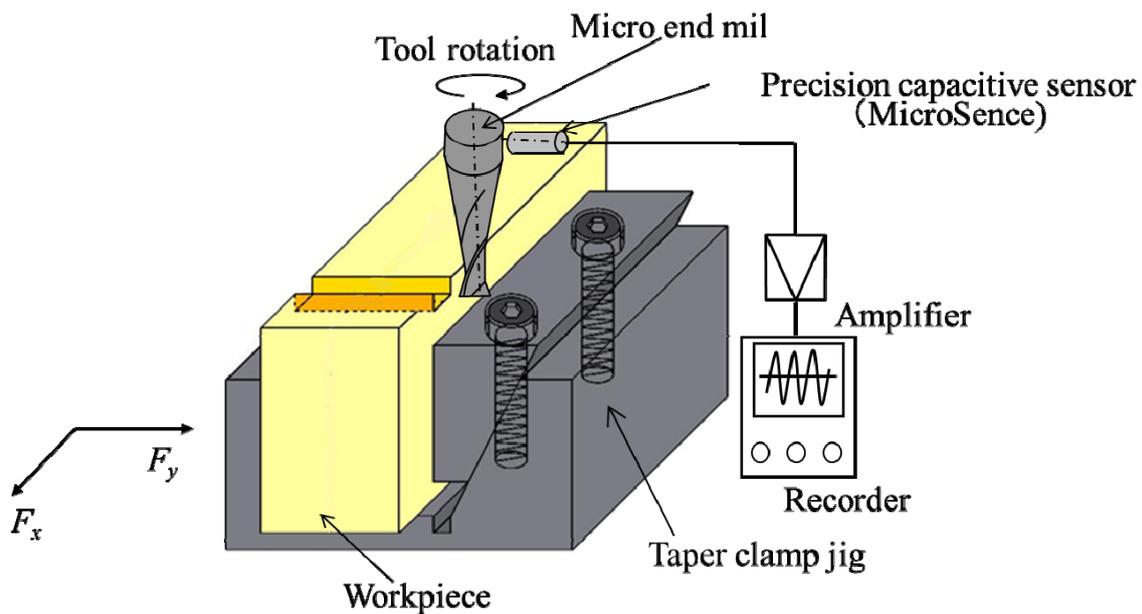


Fig.3.27 Schematic view of experimental method of tool run-out

切削速度  $V$  を  $75\ \text{m/min}$ , 主軸回転数  $N$  を  $48,000\ \text{min}^{-1}$ , テーブル送り速度  $F$  を  $480\ \text{mm/min}$ , 1 刃当り送り量  $S_z$  を  $5\ \mu\text{m/tooth}$ , 軸方向切込み量  $A_d$  を  $50\ \mu\text{m}$  と一定にし、振れ回り量  $\delta$ , 工具取付け角度  $\lambda$  を変えて、微細溝加工を行った。Fig.3.28 に工具取付け角度  $\lambda=0^\circ$ , Fig.3.29 に  $\lambda=90^\circ$  の場合の工具 1 回転当りの切削力  $F_x$ ,  $F_y$  をそれ

ぞれ示す. いずれの条件でも,  $F_x$  にエンドミルの 2 枚刃(それぞれ図中の Edge1, Edge2)に相当する波形が認められる. しかし, Fig.3.28 に示す取付け角度 $\lambda=0^\circ$ の場合, 振れ回り量 $\delta$ の増加に伴い, Edge1 の波形は大きくなり, Edge2 は小さくなる. これは, Fig.3.22 に示すように, 工具振れ回りの影響で, 振れ回り量 $\delta$ の増加に伴い, Edge1 の実効 1 刃当り送り量が増加し, Edge2 では減少しているためである. 一方, Fig.3.29 に示す工具取付け角度 $\lambda=90^\circ$ においては, 工具振れ回り量 $\delta$ の増加に伴い, Edge2 の波形が若干小さくなるが, Fig.3.28 ほどの顕著な変化は認められない.

また, マイクロエンドミルによる加工においては, Fig.3.27 に示すように,  $F_y$  は送り方向,  $F_x$  はその直角方向に作用する. この  $F_x$ ,  $F_y$  から, マイクロエンドミルによる加工の合力を求め, 切削特性に関して解析した. Fig.3.28, Fig.3.29 における切削力  $F_x$  と  $F_y$  の合力ベクトルの先端の軌跡を Fig.3.30, Fig.3.31 に示す. これら

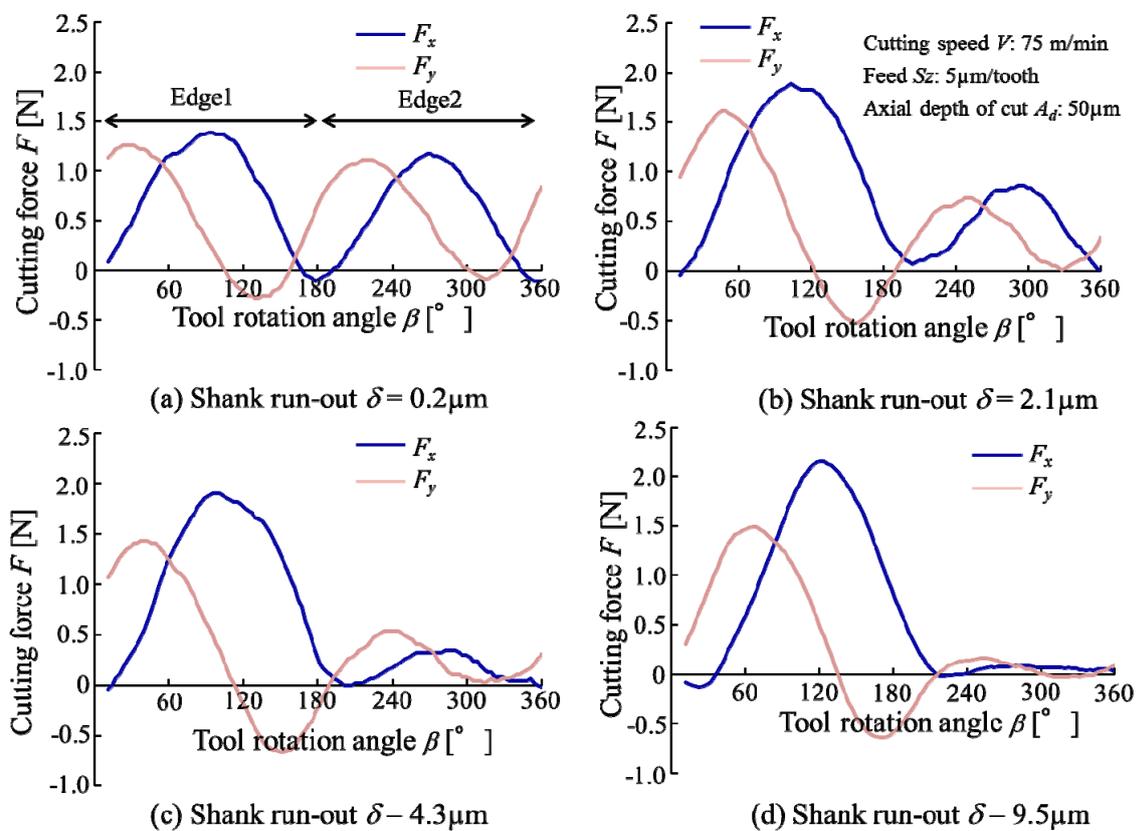


Fig.3.28 Change in the cutting forces component  $F_x$  and  $F_y$  during one rotation ( $\lambda=0^\circ$ )

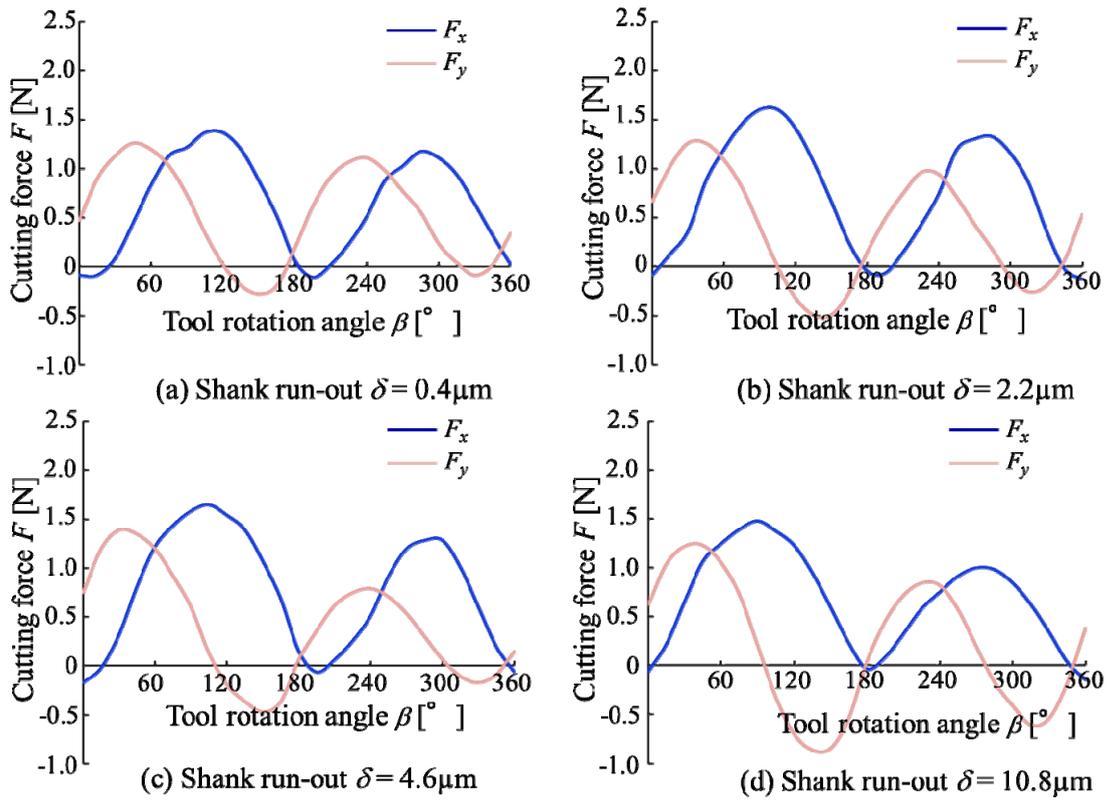


Fig.3.29 Change in the cutting forces component  $F_x$  and  $F_y$  during one rotation ( $\lambda=90^\circ$ )

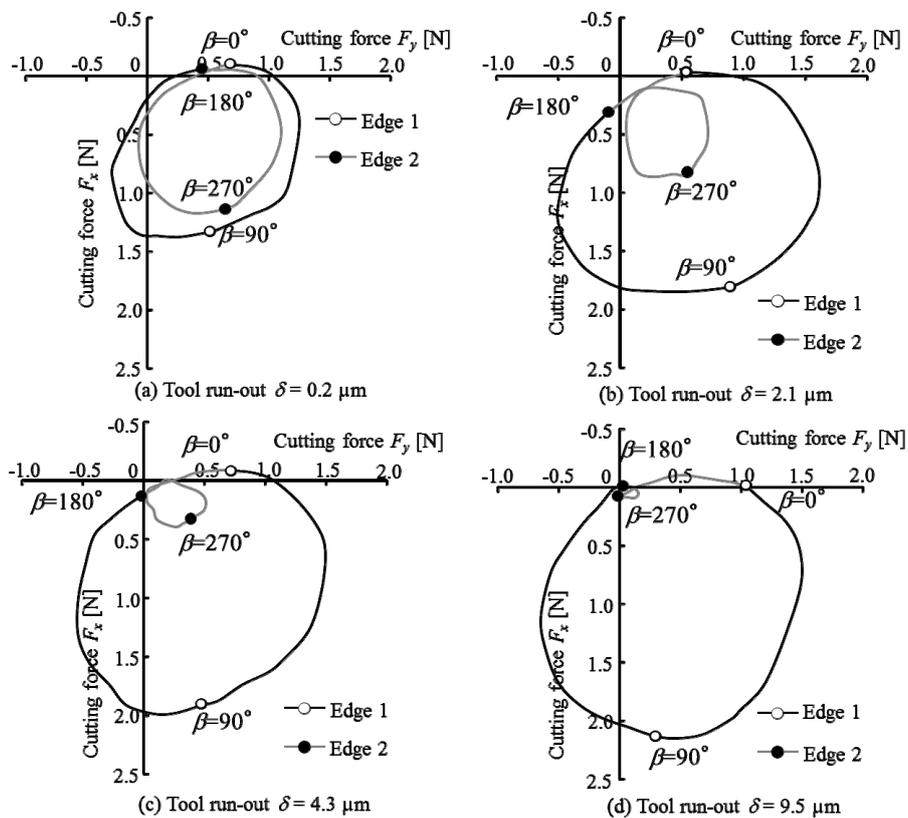


Fig.3.30 Loci of the end of cutting force vector ( $\lambda=0^\circ$ )

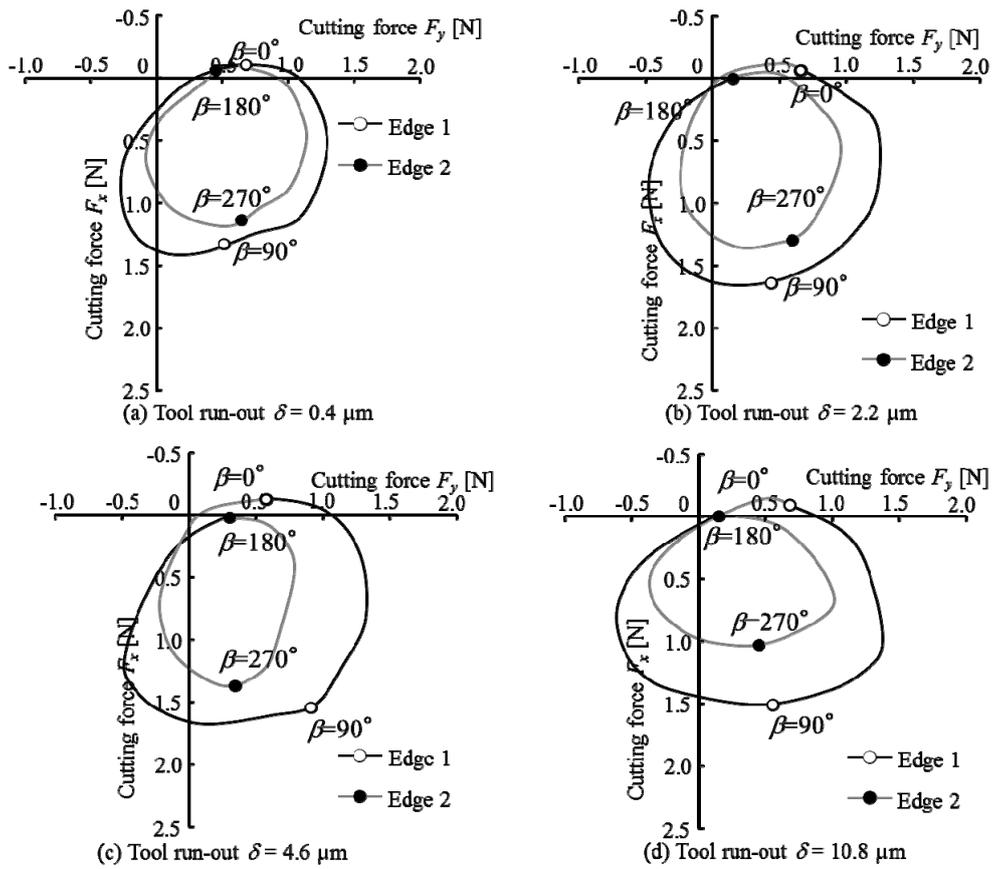


Fig.3.31 Loci of the end of cutting force vector( $\lambda=90^\circ$ )

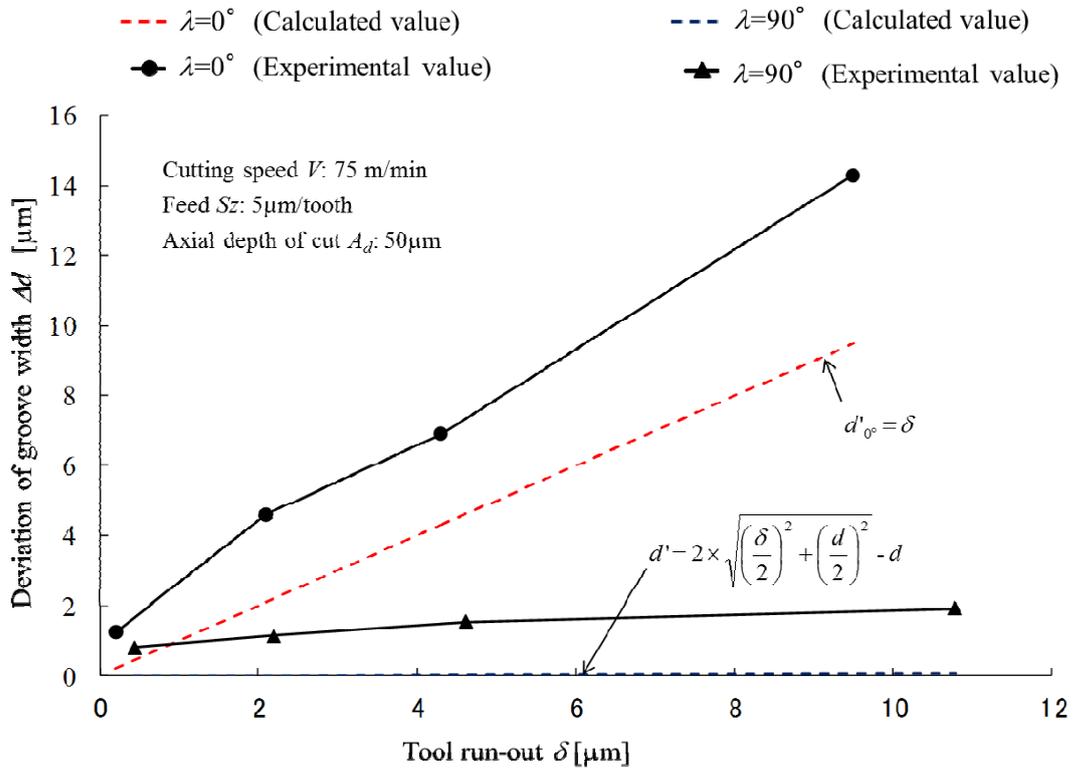


Fig.3.32 Effect of tool setting angle on deviation of groove width

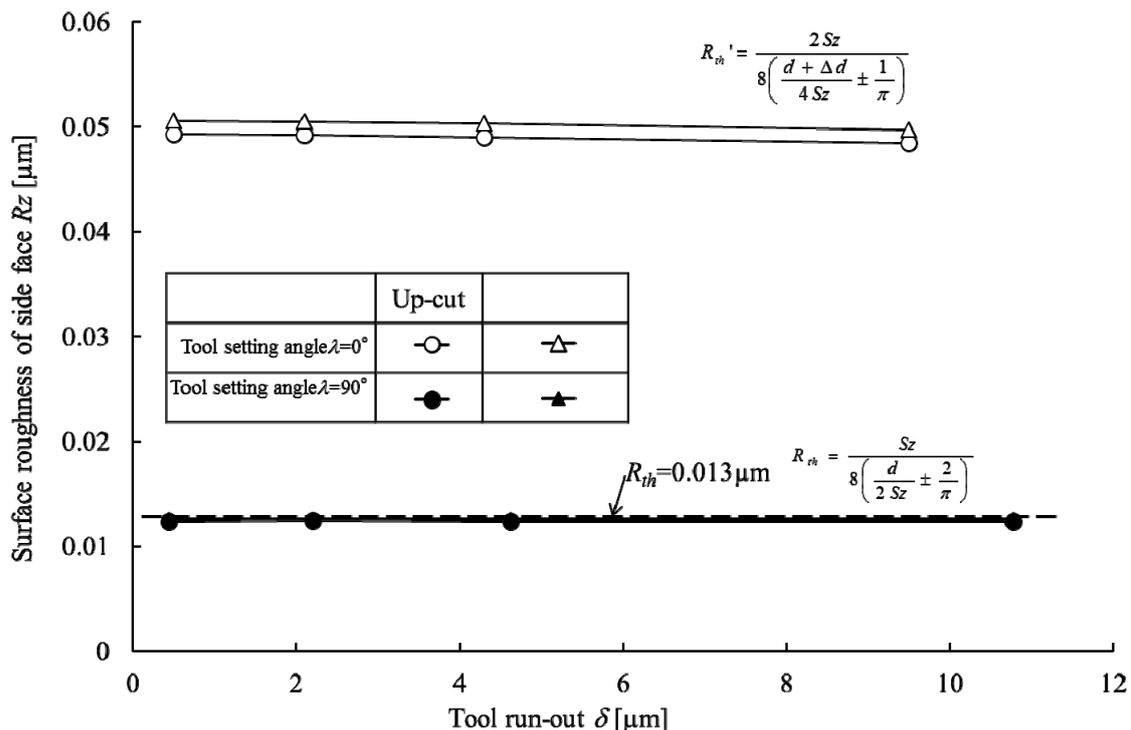


Fig.3.33 Relationship between tool run-out and surface roughness

の図より、それぞれの切削力ベクトルは Edge1, Edge2 に相当する 2 つのリサーージュ曲線を描くことが分かる。また、工具取付け角度  $\lambda=0^\circ$  では、工具振れ回り量  $\delta$  の増加に伴い、Edge2 の円の直径が小さくなり、特に  $\delta=9.5 \mu\text{m}$  の条件では、ほぼ加工を行っていないと推察できる。一方、工具取付け角度  $\lambda=90^\circ$  では、 $\delta=10.8 \mu\text{m}$  の条件でも Edge2 が加工に関与し、2 枚刃による正常な切削加工と言える。

### 3.5.3 工具振れ回りが微細溝形状と溝側面の表面粗さに及ぼす影響

次に、工具振れ回りが微細溝形状に及ぼす影響に関して検討した。Fig.3.32 に工具振れ回り  $\delta$  と溝幅変化量  $\Delta d$  の関係を示す。溝幅は、工具振れにより増加する。ここでは、その影響も考慮して解析した。Fig.3.32 より工具取付け角度  $\lambda=0^\circ$  の時、振れ回りの増加に伴い、溝幅変化量  $\Delta d$  は増加することが分かる。一方、工具取付け角度  $\lambda=90^\circ$  では、溝幅に大きな変化は認められない。また、実測値は計算値と比べ、若干値が大きいのが、同様の傾向である。次に、工具振れ回り量  $\delta$  と溝側面の表面粗さの関係を、Fig.3.33 に示す。工具取付け角度  $\lambda=0^\circ, 90^\circ$  共にシャンク振れ

回り量が増加しても、溝側面の表面粗さに大きな変化は認められず、アップカット側とダウンカット側に大きな差は認められないが、工具回転振れと工具変形の無い状態での表面粗さ  $R_{th}=0.013 \mu\text{m}$  と比べ工具取付け角度  $\lambda=0^\circ$  では、 $R_{th}=0.05 \mu\text{m}$  と約4倍大きいことが分かる。また、2.3節の検討結果より、溝側面の表面粗さの実測値は、加工条件に係わらず、約  $0.5 \mu\text{mRz}$  であり、計算値と比較すると、約10倍悪化している。これは、工具形状、振動などによる工具切れ刃の転写精度の限界と考えられる。

### 3.5.4 工具振れ回りの工具摩耗への影響

工具振れ回り量が、切削継続に伴う工具摩耗の推移に関して実験的に検討を行った。これまでの検討結果と同様に、切削速度  $V=75 \text{ m/min}$ 、軸方向切込み量  $A_d=50 \mu\text{m}$ 、1刃当り送り量  $S_z=5 \mu\text{m/tooth}$  と一定の条件で、振れ回り量  $\delta$ 、工具取付け角度  $\lambda$  を変化させ、切削距離  $L=12.8 \text{ m}$  まで加工を行った。Fig.3.34 に工具振れ回り量  $\delta$  と外周刃逃げ面摩耗幅  $VB$  の関係を示す。工具取付け角度  $\lambda=0^\circ$  の加工条件では、 $\delta$  の増加に伴い、2枚の刃の摩耗幅  $VB$  の差が増加し、最大値も増加傾向にあることが分かる。一方、 $\lambda=90^\circ$  の条件では、振れ回り量  $\delta$  が増加しても、摩耗幅  $VB$

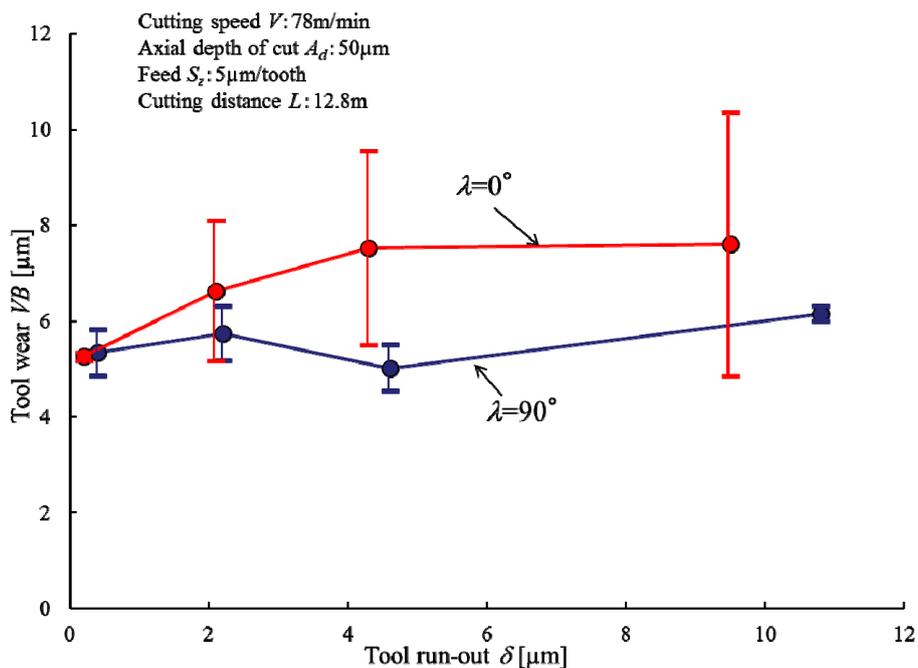


Fig.3.34 Effect of tool setting angle on tool wear

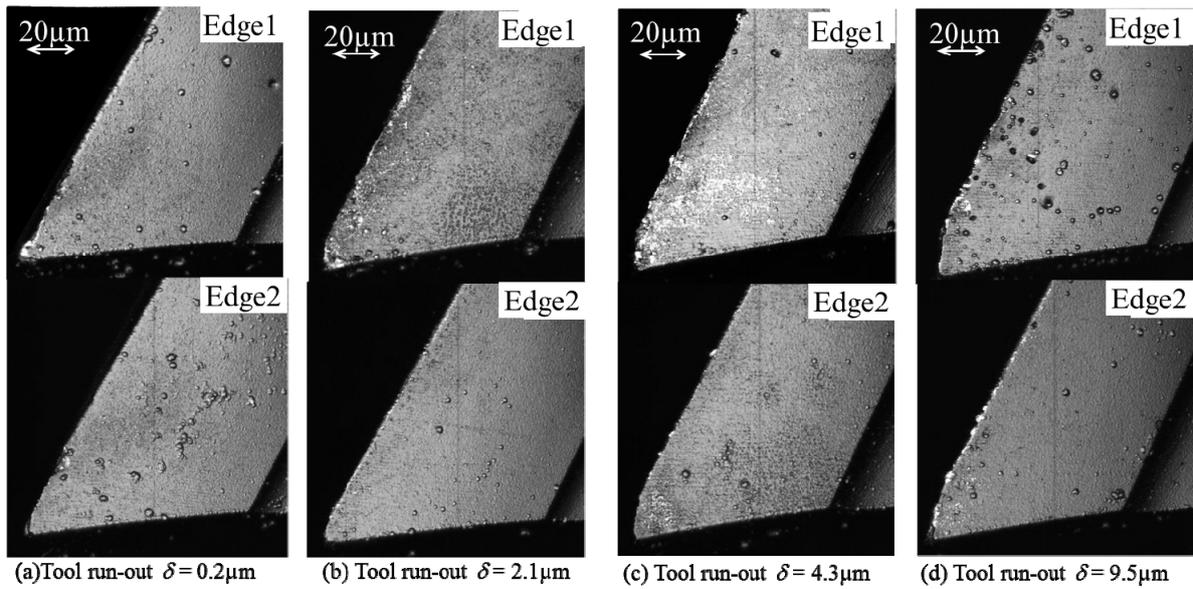


Fig.3.35 Photographs of tool wear at peripheral cutting edges ( $\lambda=0^\circ$  )

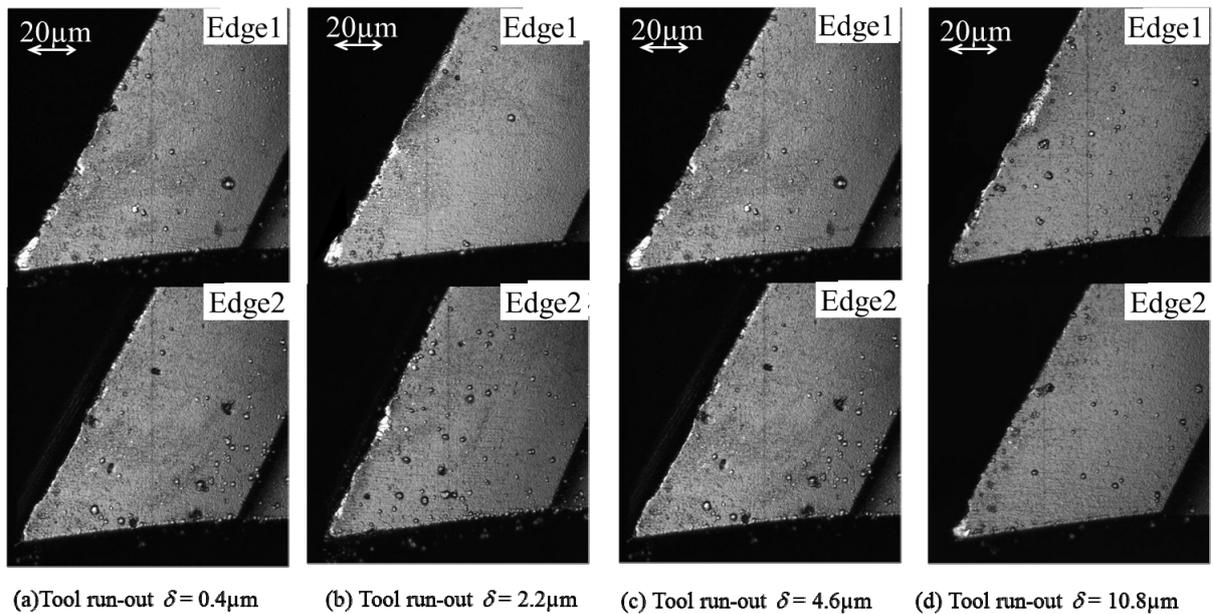


Fig.3.36 Photographs of tool wear at peripheral cutting edges ( $\lambda=90^\circ$  )

に大きな変化は認められない。また、この時の工具刃先観察写真を Fig.3.35, Fig.3.36 に示す。Fig.3.35 から、工具取付け角度 $\lambda=0^\circ$  の場合、工具振れ回り量 $\delta$ の増加に伴い、マイクロエンドミル刃先の欠損が大きくなることが観察でき、この欠損が工具摩耗幅  $VB$  増加の原因であると言える。これは、 $\delta$ の増加に伴い、片方の刃の切

取り厚さが増大するためと考えられる。一方, Fig.3.36 より, 工具取付け角度 $\lambda=90^\circ$  の場合, 大きな欠損は認められない。

以上の検討結果より, 2 枚刃エンドミルの微細溝加工において, 工具振れ回り量の増加に伴い, 溝幅は増加し, 工具寿命は短くなるが, 工具取付け角度 $\lambda$ を  $90^\circ$  に設定し, 微細溝加工を行うことで, その影響を大幅に低減でき, 工具寿命の伸長が可能と言える。

### 3.6 結言

本章では, マイクロ流体チップ金型のメカニカル・リソグラフィ方式による加工を目的として, マイクロエンドミルによる加工に関して実験的に検討し, 以下の結果を得た。

- (1) マイクロ流体チップ金型製造の際に, 流路断面積変化の原因となる溝傾斜とコーナ  $R_w$  に関する実験的な検討を行い, 溝傾斜角とコーナ  $R_w$  は, 共に軸方向切込み量の増加に伴い, 増加する事を明らかにした。
- (2) マイクロエンドミルにおける工具変形を片持ち梁のモデルに近似し, 工具送り方向と垂直の方向の切削分力  $F_x$  と溝傾斜角の関係を, 算出する方法に関する検討を行い, 工具変形の算出に必要となる, 工具剛性  $T$  と比切削抵抗  $K$  を実験的に求めた。また, 実験の結果得られた式は, 20 %の誤差の範囲内で工具変形の予測が可能である。
- (3) マイクロエンドミルによる加工の溝幅, 工具摩耗に大きな影響を及ぼすと考えられる, 工具振れ回りの影響とその低減方法に関して, 検討を行った。その結果, 工具振れ回り量の増加に伴い, 溝幅は増加し, 工具摩耗は大きくなるが, 工具振れ回りの軌跡に対してエンドミルの 2 枚の刃を接線方向に取付け, 加工を行うことで, その影響を大幅に低減することができる事を明らかにした。

## 参考文献

- 3-1) 神雅彦, 後藤隆司, 渡辺健志: 微細径エンドミル加工における主軸アンバランスと加工精度の関係(第1報)—刃径 30 $\mu$ m の2枚刃スクエアエンドミルの場合—, 砥粒加工学会誌, vol.54, No.9, (2011), pp.540-544.
- 3-2) 高橋渉, 野村光由, 榊田正美, 柴田隆行, 村上良彦, 堀内宰: 微小径エンドミルにおける工具回転振れの形状精度への影響, 2011年精密工学会春季大学術講演会講演論文集, (2011), pp.329-330.
- 3-3) 成田浩久, 白瀬 敬一, 荒井 栄司, 藤本 英雄: 振れ回りを考慮したエンドミルの加工モデル, 日本機械学会生産システム部門講演会講演論文集, (2007), pp.43-44.
- 3-4) Boxiao Ma, Mitsuyoshi Nomura, Takahiro Kawashima, Osamu Horiuchi: Study on Micro Drilling –Rotating Bending Fatigue of Micro Carbide Drills-, Engineering Materials, Vol.407, (2008), pp.45-48.
- 3-5) Osamu Horiuchi, Boxiao Ma, Mitsuyoshi Nomura, Takayuki Shibata, Yoshihiro Murakami, Masami Masuda: Study on Tool Life by Breakage in Micro Endmilling, Advanced Materials Research, Vol.126, (2010), pp.214-219.
- 3-6) 白瀬敬一, 平尾政利, 安井武司: 工具変形を考慮した不等ピッチ切れ刃エンドミルの切削加工モデル, 精密工学会誌, Vol.63 No.2 (1997)pp.269-273
- 3-7) 劔山洸亮, 中西栄徳, 牧清二郎: エンドミル加工時における切削精度向上に関する研究, 日本機械学会機械材料・材料加工技術講演会講演論文集, (2010), pp."418-1"- "481-5".
- 3-8) 艾靖宇, 野村光由, 柴田隆行, 村上良彦, 堀内宰, 榊田正美: 微細径エンドミル加工における工具剛性の加工精度への影響, 2011年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2011), p.301.
- 3-9) 笠原和夫, 広田明彦, 斉藤雅和, 田中勇士: 斜面のボールエンドミル加工における工具挙動と仕上げ面生成機構の解析(第1報), 精密工学会誌 Vol.74, No.10, (2008), pp.761-766.

- 3-10) 梶田正美, 高橋渉, 堀内幸, 柴田隆行, 村上良彦: 微小径エンドミルを用いて加工された溝の送り直角断面形状, 精密工学会誌, Vol.79, No.4, (2013), pp.361-367.
- 3-11) 笠原和夫, 田中勇士, 広田明彦: 斜面のボールエンドミル加工における工具挙動と仕上げ面生成機構の解析(第 2 報)-工具のたわみに基づく仕上げ面性状と加工誤差の検討-, 精密工学会誌, Vol.76, No.8, (2010), pp.901-906.
- 3-12) 伊東 正頼 外 3 名: 工作機械の工具交換装置,特許公開, 2007-75924
- 3-13) 小森圭悟, 森田昇, 山田茂, 高野登, 大山達雄: 小径エンドミル加工における切削力とそのベクトル表示, 日本機械学会講演論文集, (2009), pp.97-98.
- 3-14) 小森圭悟, 森田昇, 山田茂, 高野登, 大山達雄: 小径エンドミル加工における切削力とそのベクトル表示(第 2 報,工具形状および軸方向切込み量が切削力ベクトルに及ぼす影響), 日本機械学会講演論文集, (2010), pp.413-414.

## 第4章 マイクロ流体チップ成形用金型の試作・評価

### 4.1 緒言

第2章、第3章で、プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型の加工を目的としたマイクロエンドミル加工技術の開発を行った。本章では、その有効性を検証するため、SUS316を材料としたマイクロ流体チップモデル金型を試作する。マイクロ流体チップ金型の試作を行う上で必要な検討事項は、マイクロエンドミルの刃先欠損、溝肩バリ発生量の低減、マイクロエンドミルの刃先位置検出方法の開発である。マイクロエンドミル加工では、切削距離2 m以下の切削初期に切屑の再切削によるものと考えられる欠損が発生する。また、2.3.2項の検討の結果、(1刃当り送り量) $>$ (切れ刃エッジ $R$ )の条件で加工を行うことで、バリ発生量の低減が可能であるという知見を得たが、切削距離20 mまで切削を継続すると、バリ発生量は増加し、目標値であるバリ面積比5%以下を満たせないということが明らかとなっている。これらに関する改善策の考案が必要である。また、メカニカル・リソグラフィ製造方式でマイクロ流体チップ金型を加工する際には、複雑な自由曲面の形成が可能な精密フライス盤や精密マシニングセンタ<sup>41)</sup>を用いる。マイクロ工具を用いる加工機には、高精度な加工が可能なテーブル案内や、工具に十分な周速度を持たせ、高精度な回転精度を有するスピンドルが必要となる。現状、これらの機械には、高精度、高加減速な追従が可能なリアモータ<sup>42)43)</sup>の駆動方式が採用され、高速スピンドルでは毎分10万回転以上の回転数を持つエアタービン駆動方式の加工機も開発されている<sup>44)</sup>。一方、問題とされているのは、位置決め、刃先位置測定方法や、スピンドル性能の向上に伴う設備コストの増加である。スピンドルの高精度化に関しては、第3章5節に示すように、工具取り付け角度を調整することで、10  $\mu\text{m}$ のスピンドルの振れ回りが存在しても、1  $\mu\text{m}$ 以下の精度で加工可能であるが、一般のスピンドルに対して、容易に工具取り付け角度を調整可能な装置を開発する必要がある。マイクロ工具の位置決めに関しては、特に、鋭利な先端を持つスクエアエンドミルの場合、被削材との接触で容易に工具刃先に欠けが発生するため、単純な

接触感知は困難であり、その複雑な形状から、レーザなどを用いる非接触の測定も難しい<sup>4-5)</sup>。マイクロエンドミルを回転させ、ゼロカットを行う検出方法も考案されている<sup>4-6)4-7)</sup>が、高性能な測定装置が必要で、検知が遅れると、刃先が欠損するといった問題がある。

本章ではこれら実際にマイクロ流体チップ金型を製作する上で問題となる項目に関して検討を行う。また、本研究では、マイクロエンドミルを用いた加工方法に関して検討を行い、マイクロ流体チップに必要なとされる精度を満たすための加工条件や加工方法に関して検討を行ってきた。本章では、それらの検討で得られた知見を基にマイクロ流体チップ金型を試作し、開発した加工技術の有効性を検証した。

## 4.2 本章の概要

本章の開発課題は①超音波キャビテーション援用マイクロエンドミーリング、②工具振れ回りの修正装置の開発、③工具刃先の位置決め方法の開発、④Y字流路金型の試作、である。以下にそれら開発課題とそれに対する検討の概要を示す。

### ① 超音波キャビテーション援用マイクロエンドミーリング

第2章の検討より、マイクロエンドミルによる加工では、切削初期に切屑の再切削によるものと考えられる欠損が発生する。工具刃先欠損の増加に伴い、微細溝コーナの丸みは増大するため、溝断面形状も変化する。また、 $(1 \text{ 刃当り送り量}) > (\text{切れ刃エッジ } R)$ の条件で加工を行うことで、バリ発生が低減が可能であるという知見を得たが、切削距離 20 m まで切削を行うと、バリ面積比は増加し、目標値である 5%以下を満たせないということが明らかとなっている。そこで本章では、ドリル加工で切屑排出性、潤滑効果の向上が報告されている超音波キャビテーション援用加工をマイクロエンドミルによる加工に適用し、その工具欠損、バリ発生が低減に関して検討を行った。

### ② 工具取り付け角度修正装置の試作

マイクロエンドミルによる加工において問題となる 10  $\mu\text{m}$  程度の工具振れ回りの影響は、工具取り付け角度を 90°に調整することにより、その影響を大幅に

低減することが可能である。そこで、一般の工作機械にも適用可能なエンドミルの工具取付角度を調整可能な装置を開発し、その効果を検証した。

### ③ マイクロ工具の刃先位置検出方法

マイクロ工具による加工では、工具交換の際、数～数 10  $\mu\text{m}$  程度の軸方向取付誤差は避けられない。また、マイクロエンドミルは刃先の剛性が低いため、刃先接触による位置決めが困難である。そこで本研究では、マイクロ工具の軸方向の刃先位置を被削材表面に対して高精度に検出する方法の開発を行った。

### ④ Y字流路モデル金型の試作

本研究では、マイクロエンドミル、電着砥石を用いた金型の加工方法に関して検討を行い、それぞれの工具でマイクロ流体チップに必要なとされる精度を満たすための条件や加工方法に関して検討を行い、マイクロ工具を用いた微細溝加工に適した加工条件、加工方法を明らかにした。本章ではそれらを用いて凹・凸形状のマイクロ流体チップモデル金型を試作した。

## 4.3 キャビテーション援用加工によるバリ発生・工具欠損の低減

第2章、第3章での検討結果より、マイクロエンドミルによる加工において、溝底面の表面粗さが目標値である  $1 \mu\text{m}R_z$  以下を満たす  $S_z \leq 2 \mu\text{m/tooth}$  の加工条件では、切れ刃エッジ  $R$  の影響でバリが大量に発生する、切削距離が数  $\text{m}$  程度の切削初期に、加工硬化した切り屑<sup>4-8)</sup>の再切削により工具刃先に微小な欠損が発生し、流路形状が変化するという開発課題が明らかになった。これらの問題を改善する方法として、切削液の潤滑、洗浄効果の向上が挙げられる。本研究で用いている合成エステル系油剤は、MQL油剤として金属表面に吸着膜を形成し、潤滑効果を発揮する<sup>4-9)</sup>が、マイクロエンドミルによる加工において、刃先に対して更に積極な切削油の供給が必要と考えられる。ドリル加工において、加工液に超音波を印加することで、切削液の流動性の増加、キャビテーションの発生により切屑排出性を向上する効果が報告されている<sup>4-10)4-11)</sup>。そこで、このキャビテーション援用加工<sup>4-12)4-13)</sup>をマイクロエンドミルによる加工に適用し、工具刃先欠損、バリ発生の縮減の効果

に関して、実験的に検討を行った。

#### 4.3.1 実験装置および条件

Fig.4.1 に、本実験で用いた超音波キャビテーション発生装置の外観を、Fig.4.2 に超音波キャビテーション援用マイクロエンドミリングの実験模式図を示す。微動テーブル(ピッチ 0.5 mm/rev)を介して、振動子(多賀電気 Model SC-450)を加工機に固定し、振動ホーン端面を被削材表面から 0.5 mm 離して設置した。被削材表面を切削液に沈めた状態で、マイクロエンドミル(工具径 0.5 mm)を振動ホーンに設けられたφ5 mm の穴に挿入し、超音波振動(周波数 43.0 k±1.5 kHz, 振幅 4~6 μm)を加え、微細溝切削を行った。切削液に超音波振動を加えることで、液中の圧力が急激に変化し、液中に溶けている気体が微小な気泡として発生、消滅を繰り返すキャビテーション現象が発生し、切屑排出性の向上の効果が期待できる。ここでは、加工特性に対する潤滑方式の影響を調査するため、一般のマイクロエンドミルによる加工に広く用いられている MQL 加工, 超音波キャビテーション援用加工, 被削材を切削液に浸漬し加工を行う液中加工, の 3 つの潤滑方式で実験を行い、それぞれの加工特性を比較した。

工具径 0.5 mm の 2 枚刃スクエアエンドミルを用い、切削速度  $V=75$  m/min, 主軸回転数  $N=48,000$  min<sup>-1</sup>, 軸方向切込み量  $A_d$  を 50 μm と一定とし、バリ発生に大きな影響を及ぼす 1 刃当り送り量  $S_z$  を 0.5~9 μm/tooth と変化させ、それぞれの潤滑方式で加工を行った。

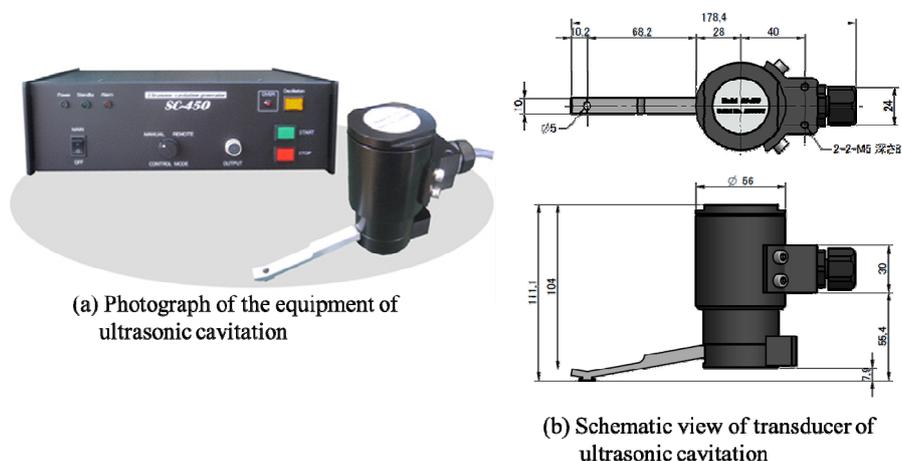


Fig.4.1 Equipment of ultrasonic cavitation

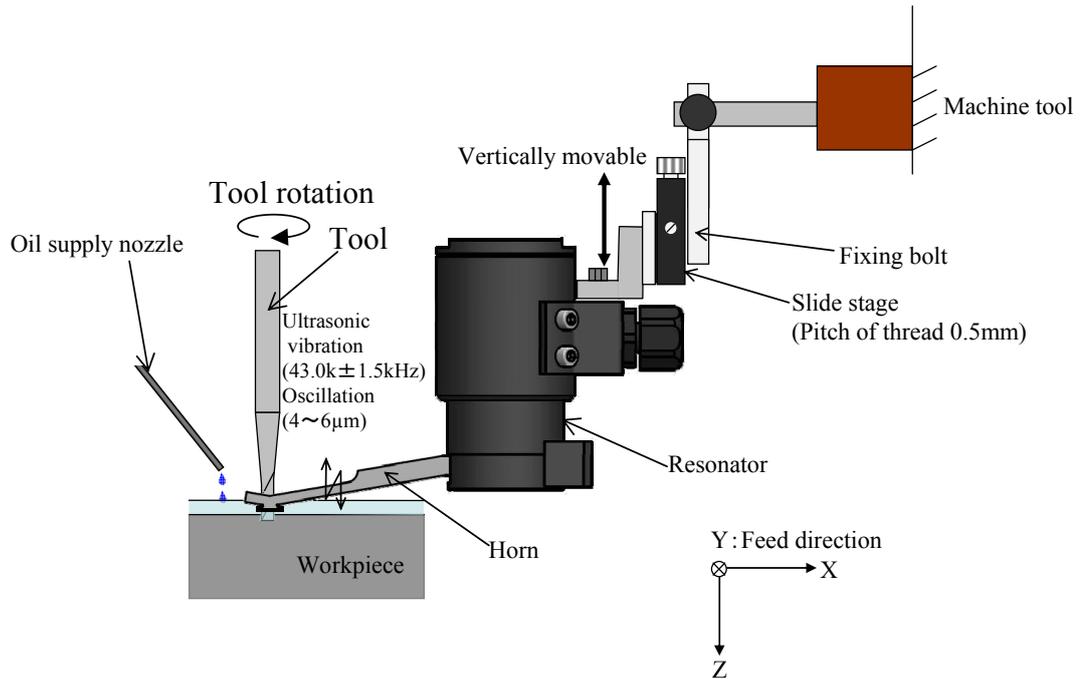


Fig.4.2 Schematic view of experimental setup of ultrasonic cavitation

#### 4.3.2 切削初期における超音波キャビテーション援用加工の加工特性

切削速度  $V=75$  m/min, 主軸回転数  $N=48,000$   $\text{min}^{-1}$ , 軸方向切込み量  $A_d=50$   $\mu\text{m}$  と一定にし, 1 刃当り送り量  $S_z$  を  $0.5\sim 9$   $\mu\text{m}/\text{tooth}$  と変化させ微細溝切削を行い, 各潤滑方式で切削力, 工具刃先摩耗, バリ発生量を比較した. Fig.4.3 に 1 刃当り送り量と切削力の関係を示す. どの条件でも 1 刃当り送り量の増加に伴い, 切削力が増加する. しかし, 一般的に用いられる MQL 加工と比べ, キャビテーション援用加工の切削力は  $F_x, F_y$  共に約 20% 小さい. また,  $F_z$  に関しては, マイナス方向の力であり, 良好な加工が行われていることが伺える. この原因は, 切屑排出性の向上により, 工具刃先欠損が低減できているためと考えられる. この実験に用いた 2 枚刃エンドミルの加工前と加工後の工具刃先の観察結果を Fig.4.4 に示す. MQL 加工, 液中加工では, 工具刃先に欠損が見られるが, キャビテーション援用加工では, 刃先に大きな欠損は認められない. 超音波キャビテーション援用加工ではキャビテーションの発生により, 切屑排出性が向上し, 加工硬化した切屑の再切削<sup>5-14)</sup>が発生しなかったため, 工具欠損を低減できたと考えられる. また, それぞれの潤滑方式での  $S_z=0.5$   $\mu\text{m}/\text{tooth}$  における切屑の観察結果を Fig.4.5 に示す. MQL, 液中加工

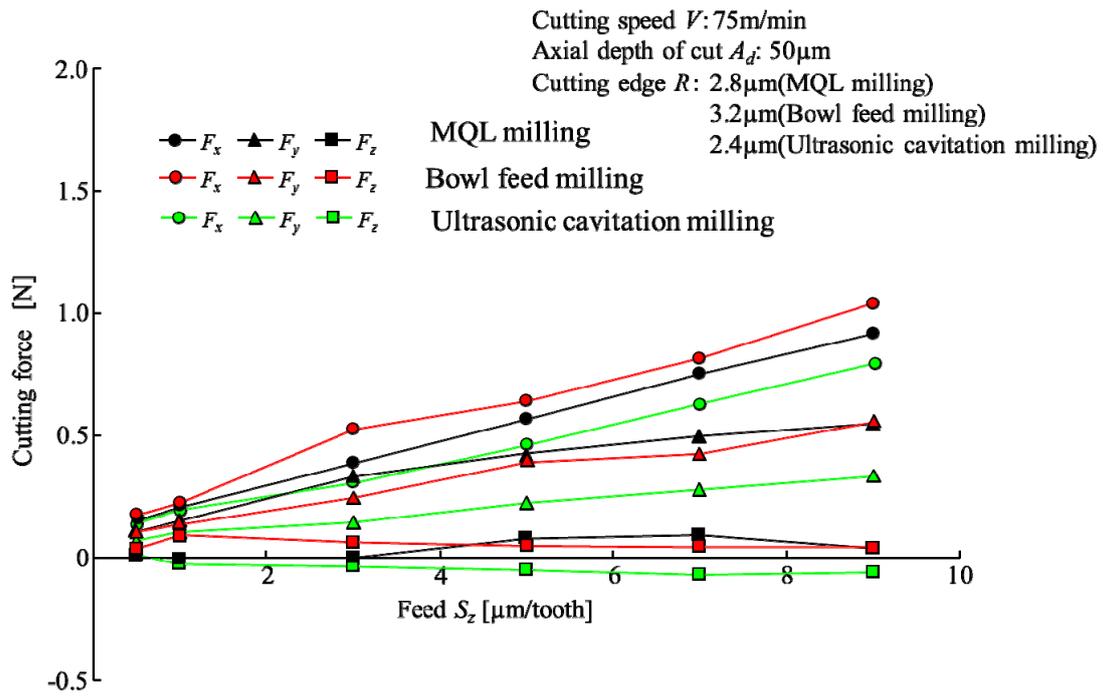


Fig.4.3 Effect of feed per tooth on cutting force components

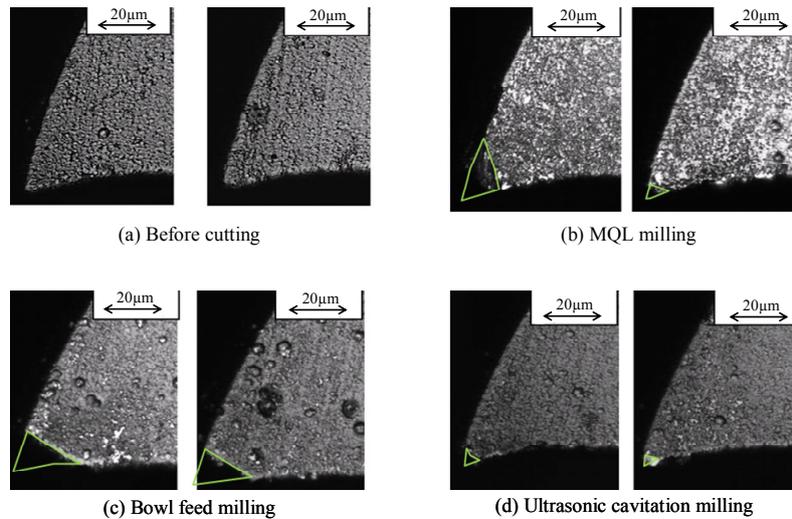


Fig.4.4 Microphotographs of end cutting edge

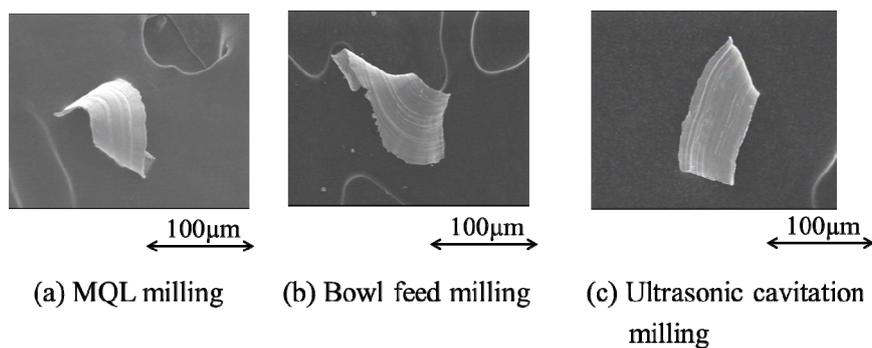


Fig.4.5 Micro photographs of chips

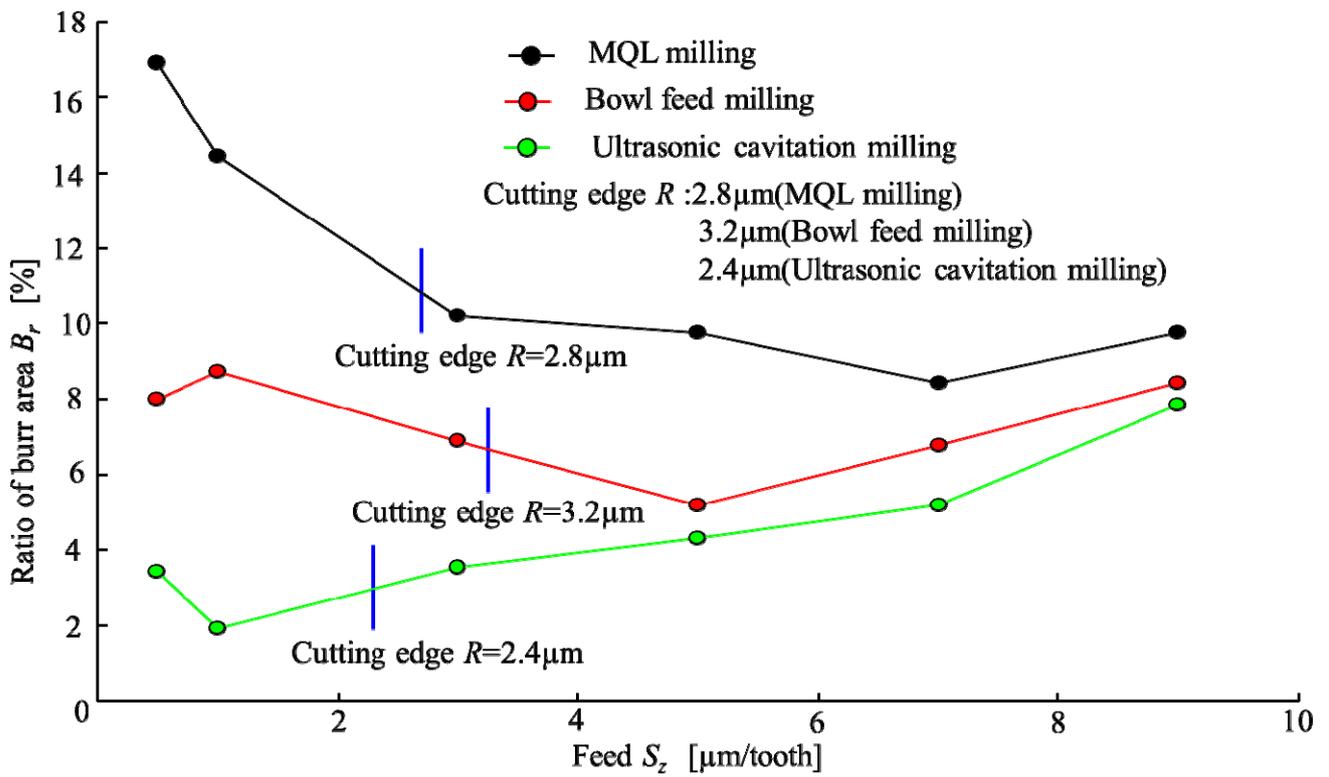


Fig.4.6 Relationship between feed and ratio of burr area

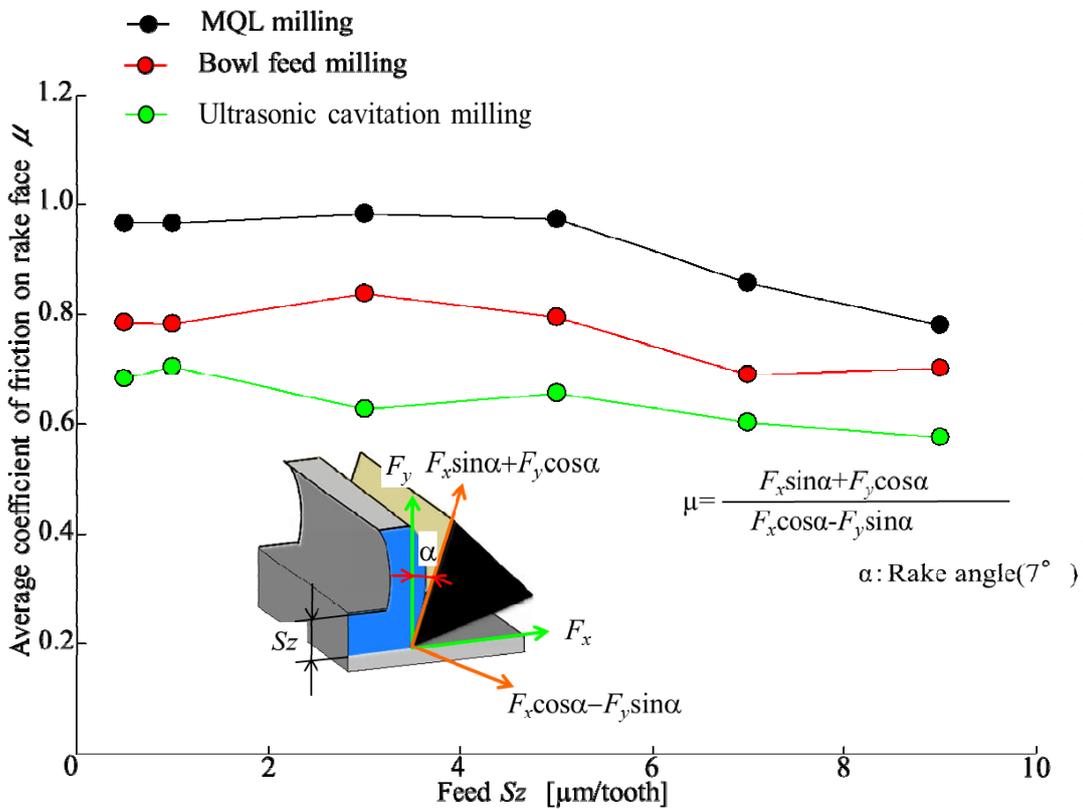


Fig.4.7 Relationship between feed and average friction coefficient on rake face

では切屑がカールしているが、超音波キャビテーション援用加工では流れ形であることから、工具すくい面の摩擦係数が小さくなった<sup>4-16)</sup>ものと考えられる。また、1刃当り送り量とバリ面積比の関係を Fig.4.6 に示す。MQL 加工では、1刃当り送り量の増加に伴い、バリ面積比は減少している。これは第2章 Fig.2.20 と同様に、切れ刃エッジ  $R$  の影響と考えられる。この実験で使用したマイクロエンドミルの切れ刃エッジ  $R$  は  $2.8 \mu\text{m}$  であり、1刃当り送り量  $S_2 < 3\mu\text{m}$  の範囲では実効すくい角が負角となり、刃先近傍での塑性流動が大きくなったためと考えられる。液中加工では、大きな変化は認められず、 $B_r \approx 7\%$  程度である。しかし、超音波キャビテーション援用加工では、(1刃当り送り量  $S_2$ ) < (切れ刃エッジ  $R$ ) の範囲である  $S_2 \leq 2 \mu\text{m/tooth}$  以下において、バリ発生量を約3%と低減できている。超音波キャビテーション援用加工では、超音波振動の影響で潤滑性が向上、見掛け上のせん断角が増加するため<sup>4-13)</sup>、実効すくい角が負角となる加工条件でも、切れ刃の転写精度が向上したと考えられる。そこで、Fig.4.3 の切削力から、見掛け上のすくい面平均摩擦係数を算出した。1刃当り送り量とすくい面平均摩擦係数の関係を Fig.4.7 に示す。この図から、キャビテーション援用加工の平均摩擦係数が、MQL 加工と比べて0.3程度減少していることから、刃先の潤滑性が向上していると考えられる。

#### 4.3.3 キャビテーション援用加工における工具摩耗

次に、第2章の加工条件選定指針より求めた切削速度  $V=75 \text{ m/min}$ 、主軸回転数  $N=48,000 \text{ min}^{-1}$ 、テーブル送り速度  $F=480 \text{ mm/min}$ 、1刃当り送り量  $S_2=5 \mu\text{m/tooth}$ 、軸方向切込み量  $A_d=50 \mu\text{m}$  の条件で、切削距離  $L=19.6 \text{ m}$  まで切削を継続した。Fig.4.8 にそれぞれの潤滑方式での工具外周刃の観察結果を示す。この図から、MQL 加工、液中加工で刃先に欠損が認められるが、キャビテーション援用加工では大きな欠損は認められない。Fig.4.8(b)  $L=19.6 \text{ m}$  に示すように外周刃逃げ面摩耗幅  $VB$  を測定した。Fig.4.8 における切削継続に伴う外周刃逃げ面摩耗幅  $VB$  の変化を Fig.4.9 に示す。切削距離の増加に伴い、どの潤滑条件でも  $L=2.4 \text{ m}$  まで初期摩耗するが、それ

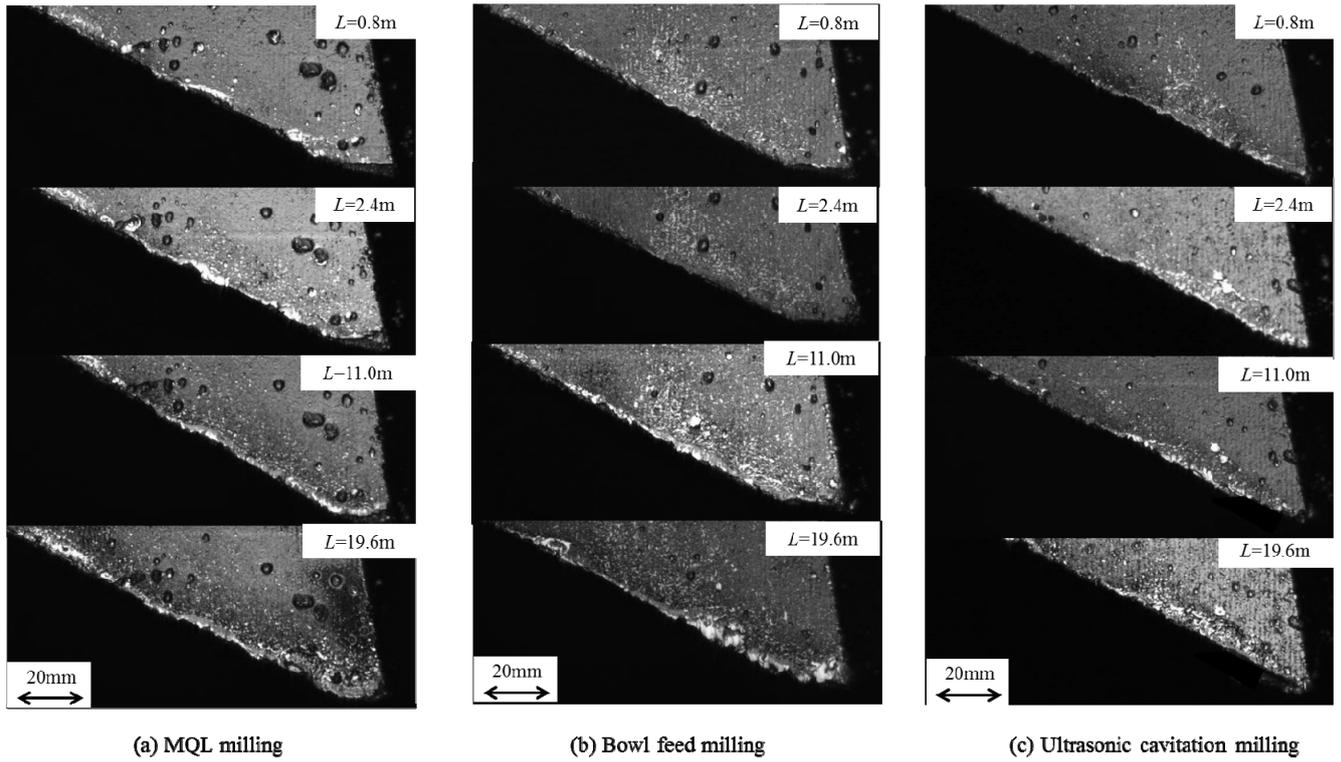


Fig.4.8 Microphotographs of flank face

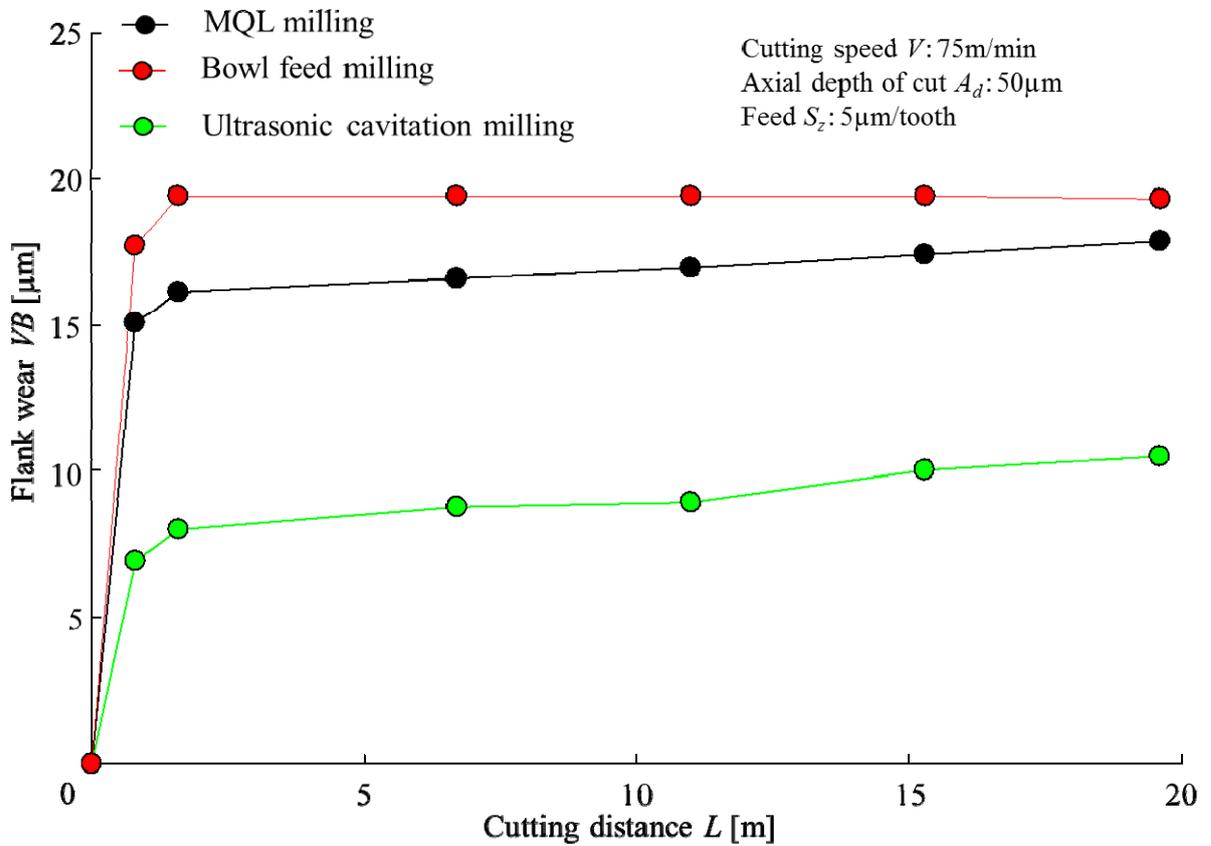


Fig.4.9 Relationship between cutting distance and flank wear

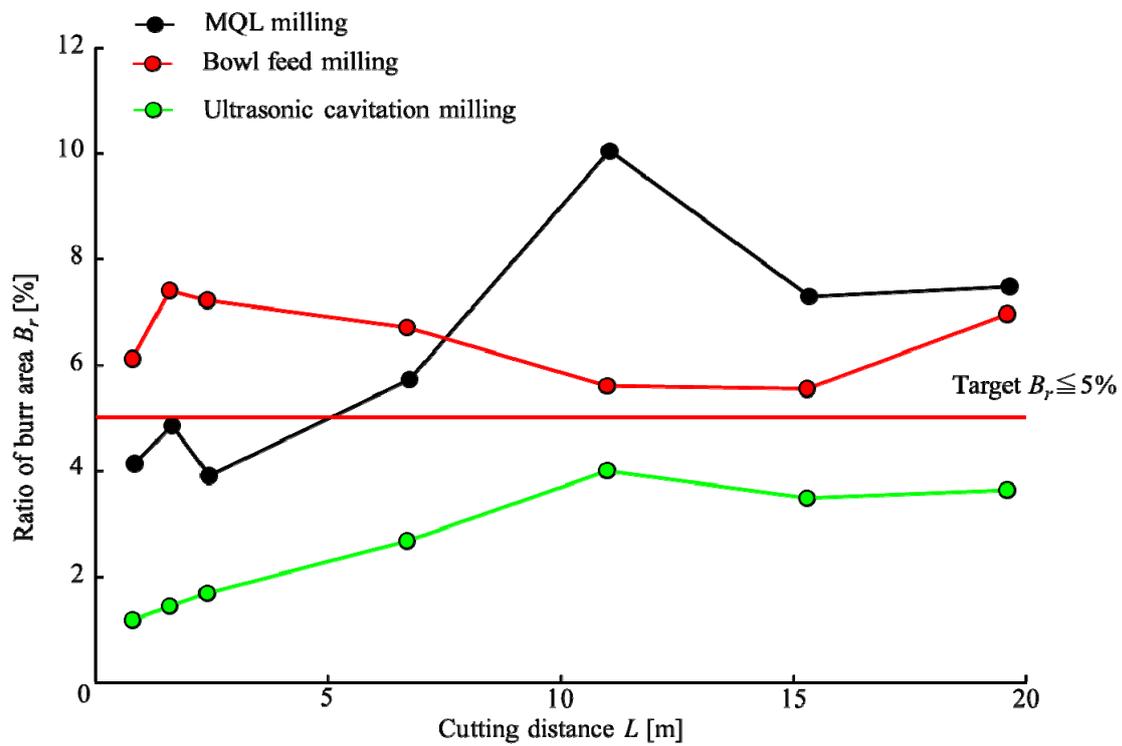


Fig.4.10 Relationship between cutting distance and ratio of burr area

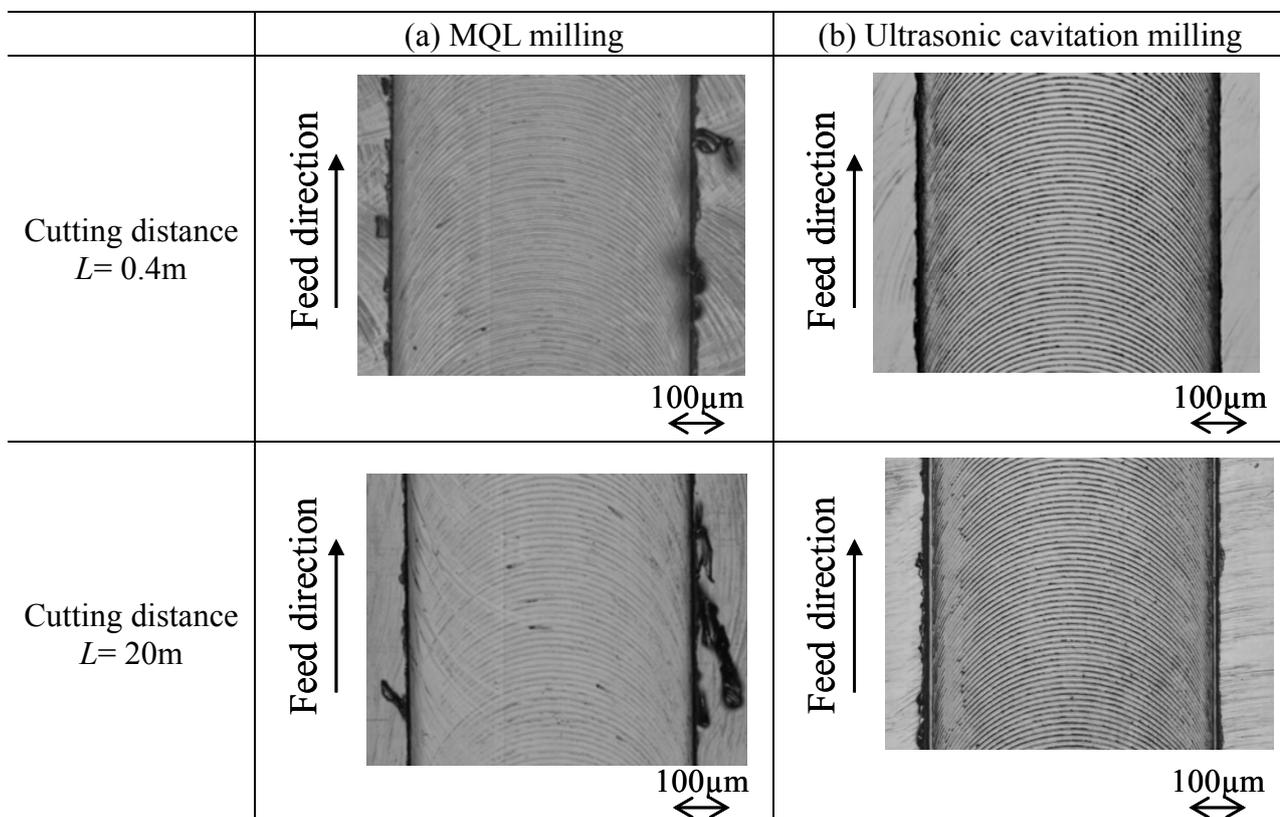


Fig.4.11 Relationship between burr generation and lubricating method

以降は大きな  $VB$  の変化は認められない。キャビテーション援用加工は、MQL 加工、液中加工と比べて初期摩耗を低減できている。これは、切屑排出性の向上により、切削初期における工具欠損を抑制できたためと考えられる。この図から、切削距離の増加に伴い、どの潤滑条件でも  $L=2.4\text{ m}$  まで初期摩耗するが、それ以降は大きな  $VB$  の変化は認められない。キャビテーション援用加工は、MQL 加工、液中加工と比べて初期摩耗を低減できる。これは、切屑排出性の向上により、切削初期における切屑の再切削を原因とした工具欠損を抑制できたためと考えられる。Fig.4.10 に切削継続に伴うバリ面積比の変化を示す。この図から、MQL 加工、液中加工では、 $L=19.6\text{ m}$  において目標値のバリ面積比 5%以下を満足できないことがわかる、しかし、超音波キャビテーション援用加工では、切削継続に伴いバリ面積比は若干増加するが、目標値であるバリ面積比 5%以下を満足できる。Fig.4.11 に MQL、超音波キャビテーション援用加工それぞれのバリ発生状況の観察写真を示す。MQL 加工では、切削初期から若干のバリ発生が認められ、切削距離  $L=19.6\text{ m}$  では、発生するバリが増大していることが分かる。一方、超音波キャビテーション援用加工では、切削初期には殆どバリの発生が見られず、切削距離  $L=19.6\text{ m}$  でも、極少量のバリ発生しか認められない。以上のように、超音波キャビテーション援用加工は従来の MQL 加工で問題となっていた切削初期における刃先欠損や切削継続に伴うバリ発生量の増加といった問題を解決可能である。

#### 4.4 工具振れ回りの修正装置の開発

##### 4.4.1 エンドミル加工の工具取付位置と工具振れ回りの関係

第3章で検討したように、マイクロエンドミルによる加工において工具刃先の数  $\mu\text{m}$  程度の振れ回りは、溝形状精度、工具摩耗を悪化させるが、2枚刃エンドミルの場合、工具取付角度をシャンク振れ回りの軌跡に対して接線方向に取り付けることで、その影響の大幅な低減が可能である。マイクロエンドミルは通常2枚刃であるが、工具径  $1\text{ mm}$  のエンドミルでは3枚刃、4枚刃の製作も可能である。そこで、切れ刃枚数が変化した場合の工具取付角  $\lambda$  と実効工具径  $d'$  の関係について検討を行

った。切れ刃数  $n$  刃の例として、3 枚刃エンドミルの工具取付角度の模式図を、2 枚刃エンドミルとともに Fig.4.12 に示す。何れかの刃が振れ回りの軌跡に対して法線方向に取り付けられている時を工具取付角度  $\lambda=0^\circ$  とすると、どの刃数でも、刃先の回転軌跡の最大値は  $\lambda=0^\circ$  で(工具径  $d$ + 工具振れ回り量  $\delta$ ) と最大になる。また、それぞれの刃数のエンドミルにおける工具取り付け角度  $\lambda$  と実行工具径  $d'$  の関係は式(4・1)から求められる。  $\lambda$  と  $d'$  の関係の一例として、工具径  $d=500\ \mu\text{m}$ 、工具振れ回り量  $\delta=10\ \mu\text{m}$  における、2 枚刃、3 枚刃エンドミルの工具取付角度とそれぞれの刃の軌跡の直径の関係を Fig.4.13 に示す。

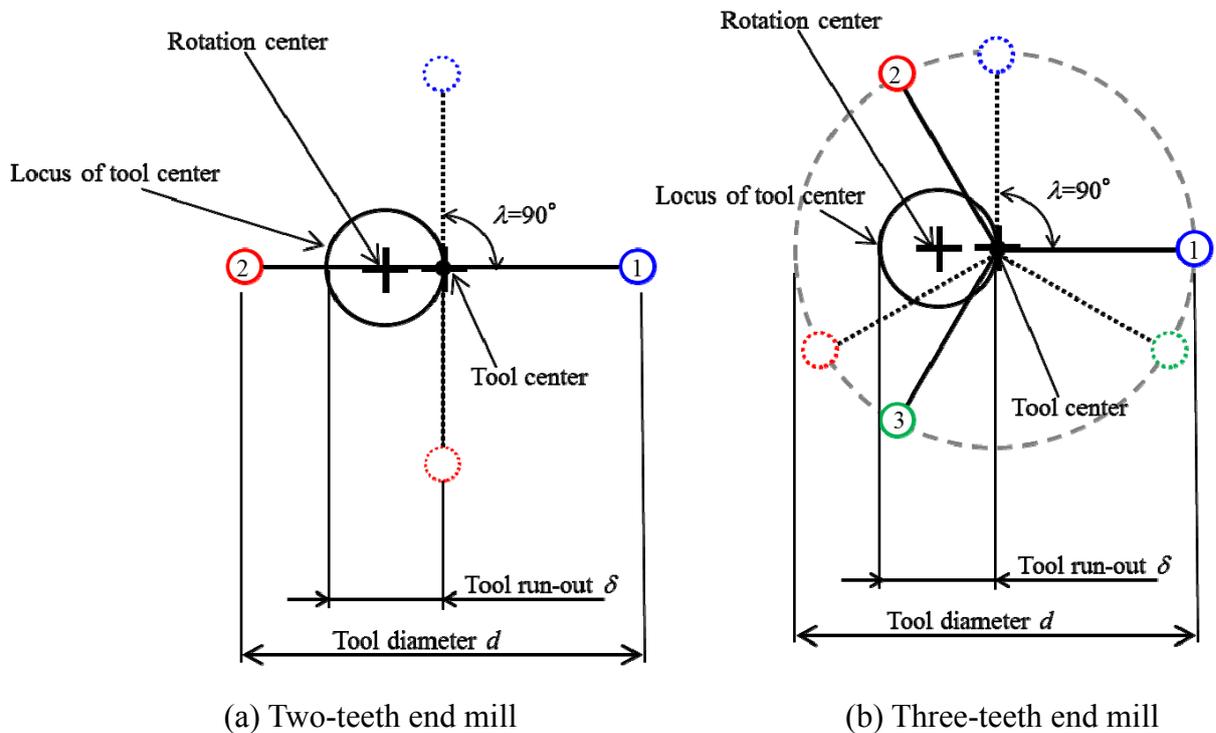
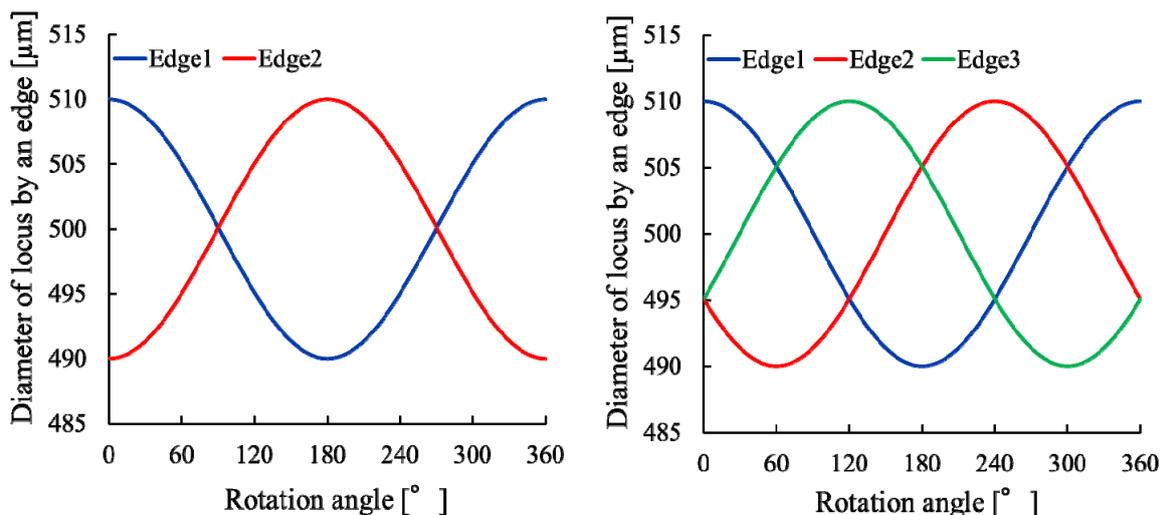


Fig.4.12 Reducing model of tool run-out

$$d' = \sqrt{d^2 + \delta^2 + 2d\delta \cos\left[\lambda + \frac{2\pi(n-1)}{NT}\right]} \quad (4.1)$$

( $d$ : 工具直径,  $\delta$ : 工具振れ回り量,  $\lambda$ : 工具取付角度,  $n$ : 整数( $1 \leq n \leq NT$ ),  $NT$ : 刃数 )



(a) Two-teeth end mill

(b) Three-teeth end mill

Fig.4.13 Relationship between rotation angle and tool diameter

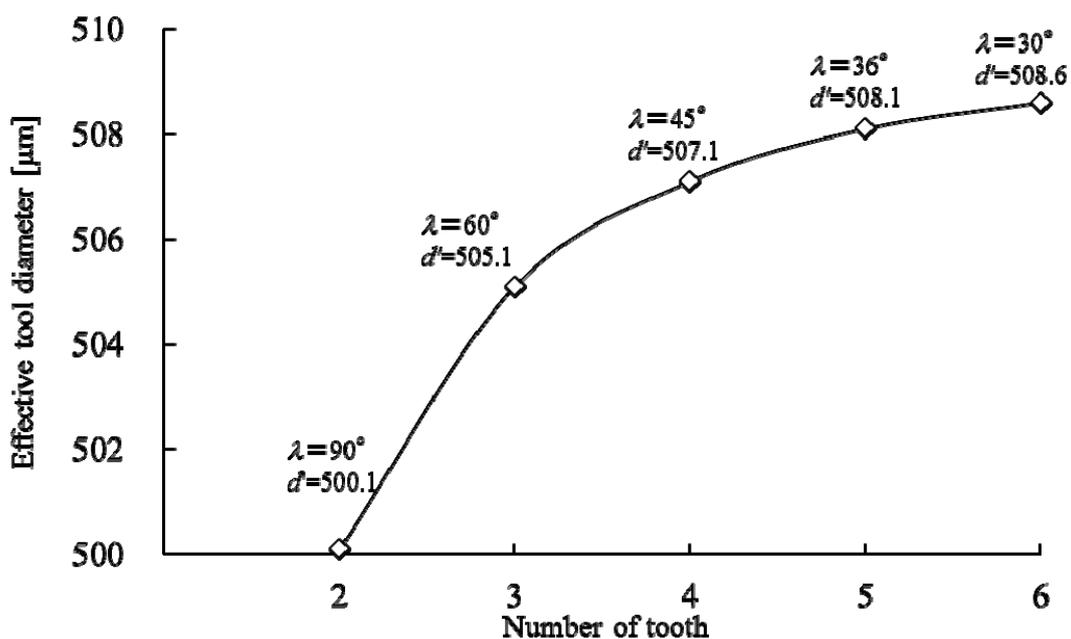


Fig.4.14 Effect of tool setting angle for each end mill

それぞれの図には、エンドミルそれぞれの刃数に相当する  $NT$  個の軌跡があり、回転角度の変化に伴い、正弦波的に変化している。この図より、2枚刃エンドミルでは、 $\lambda=90^{\circ}$ 、 $270^{\circ}(90^{\circ}+180^{\circ})$ で Edge1, Edge2 の直径は一致し、明らかに、実効工具径は最小となる事が分かる。一方、3枚刃エンドミルでは2枚刃エンドミルの

ようにすべての刃の直径が一致する角度は無く、 $\lambda=60^\circ$ 、 $180^\circ(60^\circ+120^\circ)$ 、 $300^\circ(180^\circ+120^\circ)$ で実効工具径は最小の  $505.1\ \mu\text{m}$  となる事が分かる。同様に 6 枚刃エンドミルまでの実効工具径  $d'$  の最小値とその時の工具取付角度  $\lambda$  を求めた。その結果を Fig.4.14 に示す。なお、実効工具径が最小となる工具取付角度は  $\lambda=(180/NT)$  [°] である。図より、刃数の増加に伴い、最小の実効工具径は増加し、工具取付角度の効果は小さくなる事が分かる。6枚刃では20%程度の低減効果が認められる。しかし、2枚刃エンドミルの場合は、工具振れ回り量の影響を約99%低減可能であり、大きな効果が期待できる。

#### 4.4.2 工具振れ回り修正装置の試作

以上のように、2枚刃エンドミル加工においては工具取付角度  $\lambda$  を  $90^\circ$  とすることで、工具振れ回りの影響を大幅に低減可能である。しかし、エンドミルの工具取り付け角度に関する分析はこれまで行われておらず、加工機上で工具取り付け角度を調整する手段も考案されていない。そこで、本研究では、Y字流路のモデル金型を試作するに際し、工具取付角度を調整するための修正装置を試作し、その効果を検証した。工具ホルダとしては、高剛性で、高速切削時にも高精度が維持でき、マシニングセンタ等に普及している2面拘束ホルダ(HSK(Hole Schaft Kegel: 中空テーパ)ホルダ)<sup>4-17)</sup>を採用した。また、Fig.4.15 に設計、試作した振れ回り修正装置の主軸の断面図を示す。マニュアルクランプ方式で HSK ホルダを図中 A, B で示される2点で拘束する。また、スピンドルシャフト自体は精密ベアリングで保持されており、高精度な回転が可能である。これをハウジング部で定盤に固定し、工具振れ回りの測定、修正を行う。工具振れ回り修正装置のセットアップ状況を Fig.4.16 に示す。工具シャンク部の振れ回りを電子マイクロメータで測定し、CCD(Charge-Coupled Device)マイクロスコープで工具取付位置の観察、修正を行う。工具取付角度修正の様子の一例を Fig.4.17 に示す。また、Fig.3.26 に示す工具振れ回り量  $10\ \mu\text{m}$  におけるシャンク工具取り付け角度  $\lambda$  と実効工具径  $d'$  の関係から、 $\lambda \leq 5^\circ$  の範囲内で、実効工具径の増加量は  $1\ \mu\text{m}$  以下となることがわかる。画面上に

表示された十字のルーラを用い、工具振れ回り量 $\delta=10\ \mu\text{m}$ の時、溝幅増加量 $1\ \mu\text{m}$ 以下を得ることのできる工具取付角度 $90^\circ\pm 5^\circ$ の範囲に調節する。次に、Fig.4.16の修正装置を用い、工具取付角度修正を行う時の繰り返し精度を測定した。工具取付角度を修正する際には、装置主軸を固定し、工具取り付け角度修正装置上でマイクロエンドミルをアンプし、取付角度を変化させる。その際、HSKホルダ、スプリングコレット間の位置関係が変化すると、振れ回り量が増加することが予想されるため、HSKホルダ、スプリングコレット間の位置関係を変化させずに工具取付角度を修正する必要がある。Fig.4.18に工具取付角度修正の繰り返し精度に関して示す。HSKホルダ、スプリングコレット上で、マイクロエンドミルのみを回転させ、工具シャンク部の振れ回りを電子マイクロメータで20回測定した。この図より、誤差範囲は $\pm 0.5\ \mu\text{m}$ 以内である。また、測定した工具振れ回り最大の位置は、工具取付角度に関わらず同様の位置であった。以上のことから、HSKホルダを用いた工具取付角度の修正は十分可能と考えられる。しかし、この工具取付角度修正装置の主軸は測定位置で数 $\mu\text{m}$ 程度となる振れ回りを持っており、振れ回り修正装置上におけるシャンク部の振れ回りは、HSKホルダ、スプリングコレット、マイクロエンドミルの精度による振れ回りと、修正装置主軸の振れ回りの和であると考えられる。それらの振れ回りは、HSKホルダ、スプリングコレット、マイクロエンドミルの精度による振れ回りの振幅を $A$ 、装置主軸の振れ回りの振幅を $B$ 、位相差を $\rho$ として、装置全体の振れ回りの変化 $\omega$ は、 $\omega=A\sin\beta+B\sin(\beta+\rho)$ と表せる。 $\rho=0$ 、 $\pi$ 以外の場合、装置全体の振れ回りの位相はHSKホルダと位相差を持つ。そこで、 $\rho=0$ もしくは $\pi$ となる位置を求め、装置全体の振れ回りが最小となる $\rho=\pi$ の位置に取付け、使用する。そのため、HSKホルダ、装置主軸間にFig.4.19に示すように $\rho=\pi$ の位置に基準線を設けた。また、スプリングコレットと、HSKホルダの位置関係も常に一定にする必要があるため、スプリングコレットにも同様の位置に基準線を設けた。これらの基準線を用いることで、工具取付角度の修正が可能である。以下に本研究で開発した振れ回り修正装置の使用手順を示す。

- ①工具を取付けた HSK ホルダとスピンドルを基準線が一致するようにクランプする。

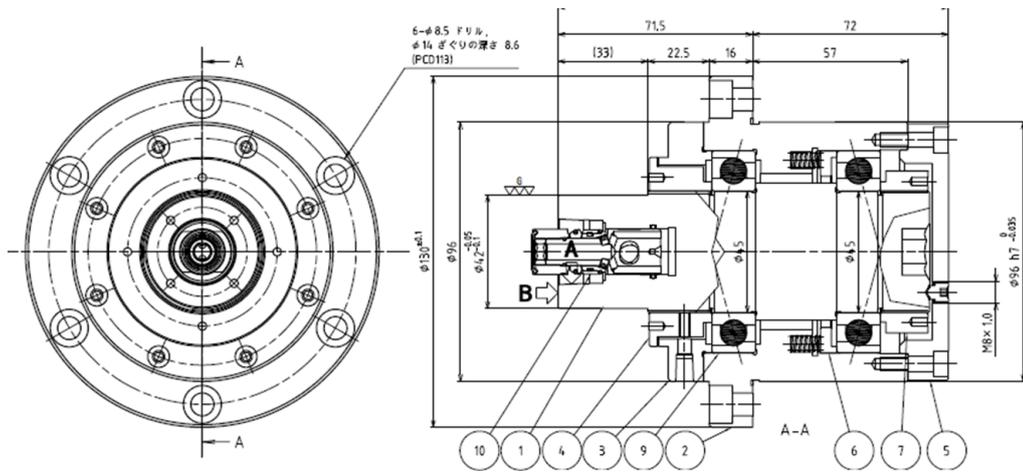


Fig.4.15 Design drawing of spindle

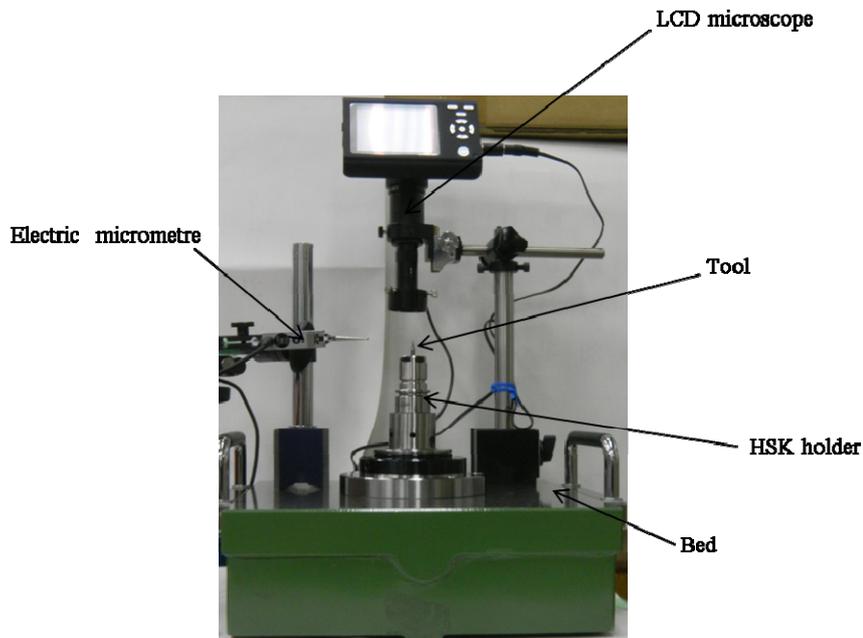


Fig.4.16 Experimental setup of adjustment on tool setting angle

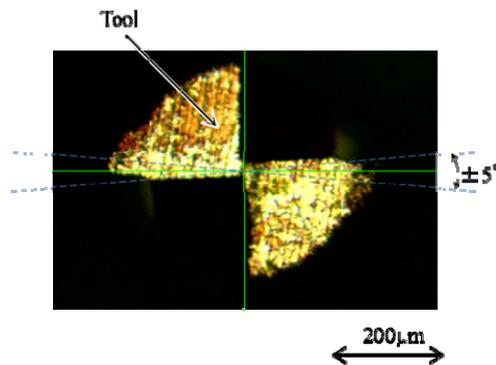


Fig.4.17 Photograph of micro end mill

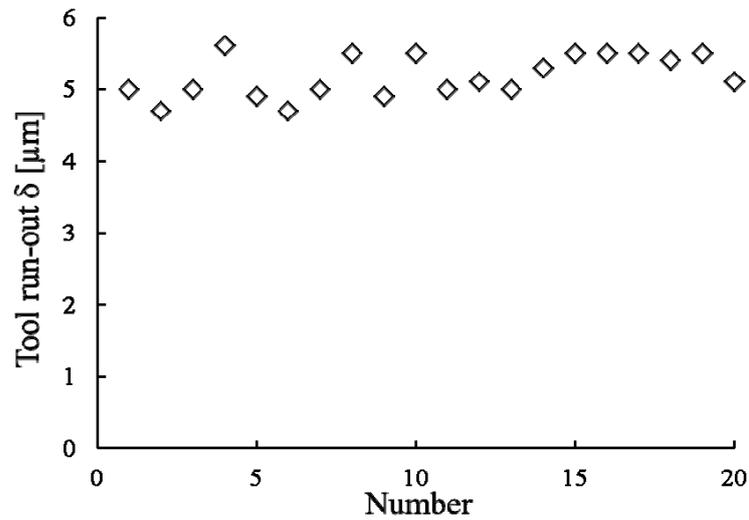


Fig.4.18 Operating position repeatability



Fig.4.19 Photograph of base point line

- ②電子マイクロメータを工具シャンク部に設置し， CCD マイクロ스코ープを用いて測定点と工具中心が一直線上になるよう調整する．
- ③電子マイクロメータの値が最大になる位置まで主軸を回転させる．
- ④マイクロ스코ープのモニタのルーラの交点と工具中心が一致するようにマイクロ스코ープの位置を調整する．
- ⑤ マイクロエンドミルの締結を緩め 2 枚刃エンドミルの刃を結ぶ直線がルーラの横線と一致するようにマイクロエンドミルを回転させ， 再びマイクロエン

ドミルを固定する。この時、スプリングコレット、HSKホルダ、主軸の基準線を一致させる。

以上の手順で工具取付角度の修正を行うことで、工具取付角を90°に設定することができ、刃先における振れ回りの大幅な低減が可能である。

次に、この修正装置を用い、加工実験を行った。実験装置および条件を Table 4.1 に示す。加工機は Fig.4.20 に示す超精密微細加工機(Z $\mu$ -3500, コマツ NTC)を用い、測定装置、マイクロエンドミル、被削材は2, 3章と同様である。加工条件は主軸回転数 28,000min<sup>-1</sup>, 切削速度 44 m/min, 1刃当り送り量はバリ縮減可能な 5  $\mu$ m/tooth, 軸方向切込み量は 50 $\mu$ m とした。振れ回り修正装置を用いて、工具取付角度 $\lambda=90^\circ$ に調整した。また、振れ回り修正装置と同様に、加工機の主軸の振れ回りと HSKホルダの振れ回りを一致させた。工具取付後、Fig.4.20 に示すように、CCD マイクロスコープ、電子マイクロメータを機上に設置し、工具取付角度 $\lambda=90^\circ$ であることを確認し、加工を行った。なお、機上での工具シャンク振れ回り量は 3.5  $\mu$ m であった。加工時には、治具に取り付けられた動力計で切削力を測定した。実験で得られた工具1回転当りの切削力変動の X 方向成分を Fig.4.21 に示す。この図から、3.5  $\mu$ m の工具振れ回り量があるにも関わらず、マイクロエンドミルが1回転する間に最大約 5 N の2つの波形が認められる。このことから、2枚刃エンドミルのそれぞれの刃が同様に加工を行っていることが分かる。この振れ回り修正装置を用て、刃先取付角度を修正することで、工具振れ回りの影響を大きく低減することが可能である。

Table 4.1 Experimental equipment and conditions

Machine tool	NC milling machine (Z $\mu$ -3500 Komatsu NTC)
Measurement equipment	Tool dynamometer (type9251A KISTLER) Charge amplifier (Type5011 KISTLER) Recorder (ORM1200 YOKOGAWA)
Cutting tool	Carbide end mill ( $\phi$ 0.5mm, 2NT Hitachi tool)
Workpiece	SUS316 B4 $\times$ L20 $\times$ H 7mm
Cutting conditions	$V=44$ m/min $N=28000$ min <sup>-1</sup> $S_z=5$ $\mu$ m/tooth $A_d=50$ $\mu$ m

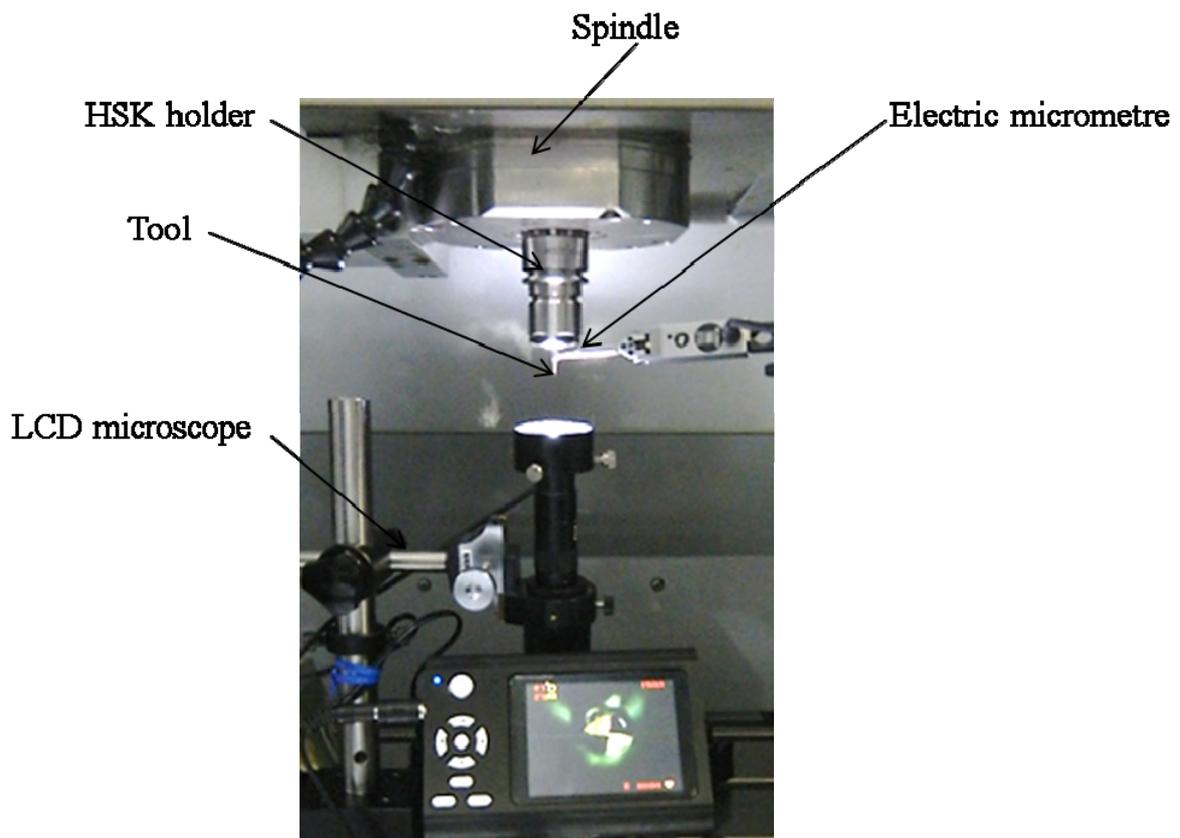


Fig.4.20 Measurement setup of tool setting angle

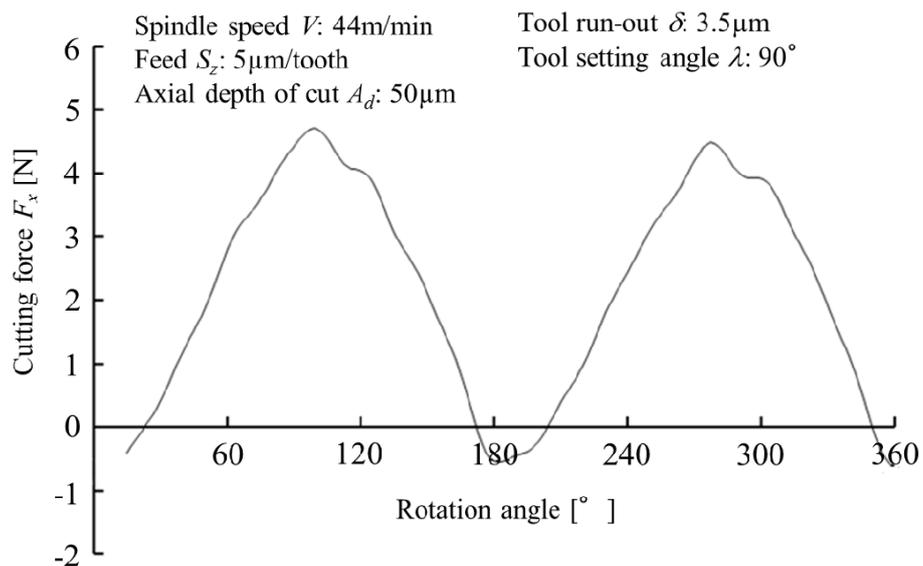


Fig.4.21 Change in the cutting force  $F_x$  in one rotation

#### 4.5 マイクロ工具の刃先位置検出方法

マイクロエンドミルによる加工を行う上で問題となる数  $\mu\text{m}$  程度の切り込み誤差に関して検討を行った。第 2 章での検討結果より、工具径の 1/10 以上の軸方向切り込み量で加工を行うと、マイクロ流体チップ金型を製作する上で必要となる切削距離 20m 未満で工具外周刃にコーティングの剥離が発生し、バリが大量に発生する。また、第 3 章での検討結果より、軸方向切り込み量の増加に伴い、工具欠損が大きくなる。マイクロエンドミルによる加工の軸方向切り込み精度には、 $\pm 1 \mu\text{m}$  以下が必要とされている。通常のエンドミル加工では、エンドミルを被削材に接触させる、上面削りを行う等の方法で原点出し(刃先位置測定)を行うが、マイクロエンドミルは工具刃先の剛性が低いため、工具欠損が発生しない範囲でこれらの作業を行うことは困難である。一方、マイクロ工具の刃先位置測定方法として、レーザ測定による方法等が開発されているが、スクエアエンドミルに対しては正確な測定が行えない。これらの問題により、マイクロエンドミルによる加工における刃先位置測定は困難な作業となっている。しかし、被削材や工具の交換時には数十～数百  $\mu\text{m}$  の切り込み誤差が起こるため、刃先位置測定は頻繁に行う必要がある。そこで、本研究ではマイクロ工具の刃先位置検出方法の開発を行った。Fig.4.22 に刃先位置検出方法の模式図を示す。まず、テストバーを用いて接触式変位センサと被削材表面の高さの差  $Dz$  を求める。その後、マイクロ工具を接触式変位センサに接触させ、そこから  $Dz$  まで刃先を Z 方向に移動させる。さらに、軸方向切込み量  $A_d$  まで刃先を移動させることで、軸方向切込みを設定する。次に、この方法を用いて切込み量を設定する場合の繰り返し誤差に関して測定を行った。

接触式センサに接触 → Z 軸座標をゼロ → 金型位置へ移動、表面に接近 → 力センサ

以上の 4 動作で接触検知を繰り返した時 ( $n=17$  回) で接触式変位センサと被削材表面の高さの差  $Dz$  を測定し、1 回目の機械位置を 0 とし、2 回目以降の位置との差を求めた。使用した加工機は小型 NC フライス MCX-01(最小指令単位  $0.01 \mu\text{m}$ ) である。Fig.4.23 に実験結果を示す。図に示すように、切込み方向の繰り返し測定精度は  $\pm 0.4 \mu\text{m}$  であり、金型表面への切込み精度  $\pm 0.5 \mu\text{m}$  を満足できることが分かる、この精

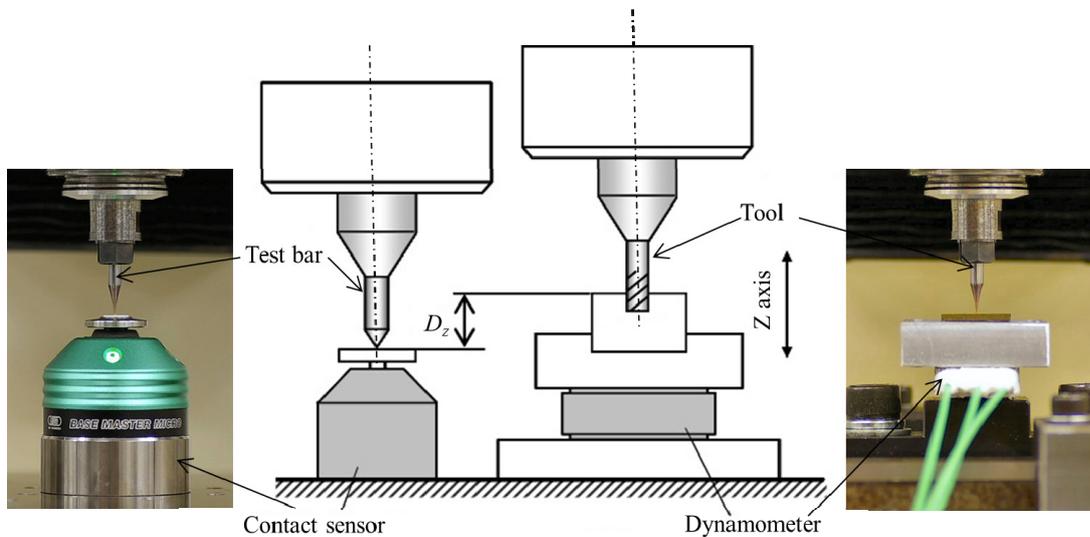


Fig.4.22 Schematic view of measurement method

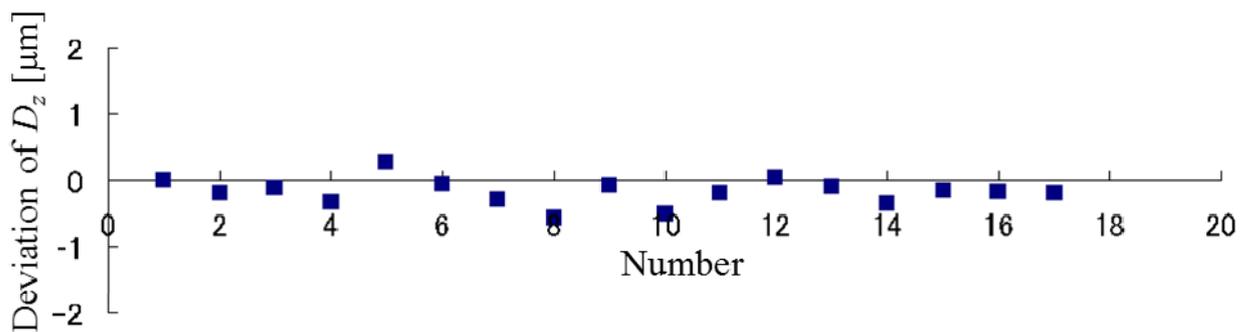


Fig.4.23 Result of measurement of deviation of  $D_z$

度で軸方向の位置決めが可能と言える。

#### 4.6 マイクロ流体チップ金型の試作

本研究で目標としているマイクロ流体チップのモデル金型の試作を行った。本研究では Fig.4.24 に示す，メカニカル・リソグラフィ製造方式によるマイクロ流体チップの加工を目標としている。この図に示すように，材料を研磨し，流路形状をマイクロ工具で形成する。その後，Ni スタンパで形状を転写し，金型とする。凹型金型は Ni スタンパによって転写後，金型となる。一方，凸型金型はそのまま金型として用いる事が出来，材料研磨と切削加工の 2 工程で加工が可能であるため，更なる金型製作期間とコストの削減が可能である。

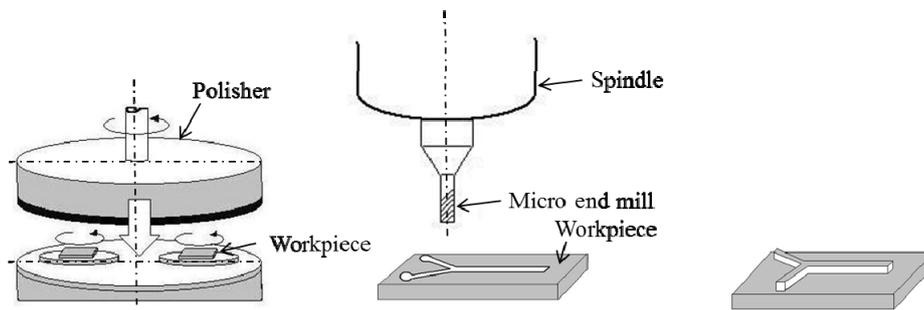


Fig.4.24 Manufacturing process of a micro channel die on the micro milling

### (1) 凸金型加工工程

凸金型はその形状を樹脂状に転写することで、マイクロ流体チップの大量生産が可能である。形状を転写する方法としては、現在一般的な樹脂製品の大量生産に用いられる射出成型のほかにも、ホットエンボス法やナノインプリントリソグラフィ等が検討されている。ホットエンボス法は、 $\pm 5\%$ 程度の転写率であり、ナノインプリントリソグラフィでは  $10\text{ nm}$  オーダのパターン転写が可能であると報告されている。ここでは、(流路幅 $\times$ 深さ)=( $100\text{ }\mu\text{m}\times 100\text{ }\mu\text{m}$ )、長さ  $11\text{ mm}$  の Y 字流路をマイクロエンドミルを用いて試作した。Fig.4.25 に試作する Y 字流路金型の形状を示す。Table 4.2, Table 4.3 に各加工工程における加工条件を、Fig.4.26, Fig.4.27 に工具経路を示す。図中、緑色の線が切削送り、赤色が早送り、青色が逃げの動作を表している。被削材は SUS316(長  $20\text{ mm}\times$ 幅  $4\text{ mm}$ )、加工機は 4.4 節で用いた Z $\mu$ -3500 である。以下(a)~(d)に凸型マイクロ流体チップ金型の製造手順を示す。

#### (a) 面出し，上面加工

工具径  $1\text{ mm}$  のエンドミルを用い、主軸回転数  $N=30,000\text{ min}^{-1}$ 、1 刃当り送り量  $S_2=5\text{ }\mu\text{m/tooth}$ 、軸方向切込み量  $A_d=50\text{ }\mu\text{m}$  の条件で被削材の上面の面出しを行う。

#### (b) 粗加工

工具径  $1\text{ mm}$  のエンドミルを用い、主軸回転数  $N=30,000\text{ min}^{-1}$ 、1 刃当り送り量  $S_2=5\text{ }\mu\text{m/tooth}$ 、軸方向切込み量  $A_d=50\text{ }\mu\text{m}$  の条件で流路上面、底面、側面の粗加工を行う。

(c) 仕上げ加工 1

工具径 0.5 mm のエンドミルを用い、主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ 、1 刃当り送り量  $S_z=0.5 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ 、軸方向切込み量  $A_d=50 \text{ }\mu\text{m}$  の条件で流路上面、底面、側面の仕上げを行う。

(d) 仕上げ加工 2

R 部に発生する削り残しを除去するため、工具径 0.1 mm のエンドミルを用い、主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ 、1 刃当り送り量  $S_z=0.5 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ 、工具侵入角  $3^\circ$  のヘリカル加工を行い、R 部の仕上げ加工を行う。

(e) 側面ゼロカット

仕上げ加工時に、工具摩耗の影響で若干発生すると考えられる溝側面部のうねりを除去する目的で、工具径 0.1 mm のエンドミルを用い、主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ 、1 刃当り送り量  $S_z=0.5 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ 、の条件で軸方向切込み量を仕上げ面から  $1 \text{ }\mu\text{m}$  浮かせた状態で側面をゼロカットする。

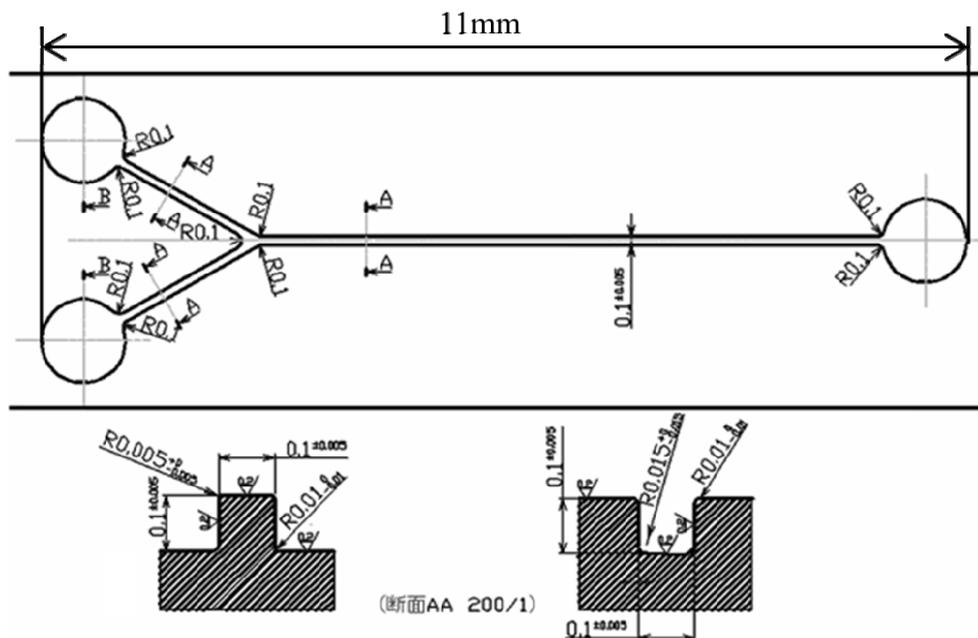
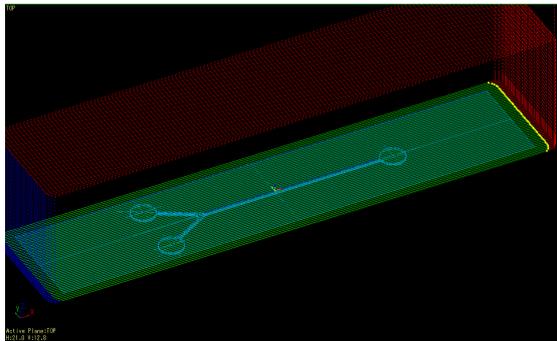


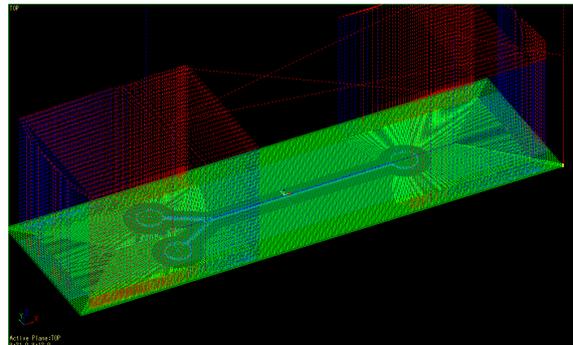
Fig.4.25 Form of a micro channel

Table 4.2 Experimental conditions

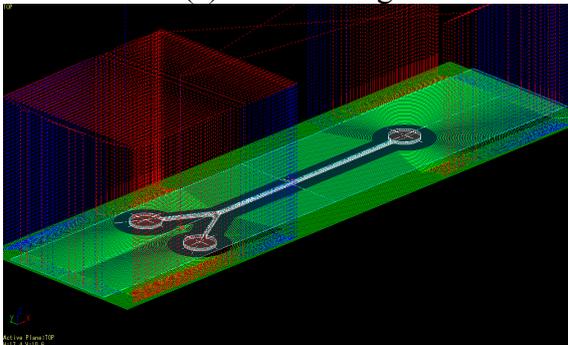
Manufacturing process	Tool diameter [mm]	Spindle speed $V$ [ $\text{min}^{-1}$ ]	Feed $S_z$ [ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ ]	Axial depth of cut $A_d$ [ $\mu\text{m}$ ]
(a)	1	30,000	5	50
(b)	1	30,000	5	90
(c)	0.5	30,000	5	45
(d)	0.1	30,000	0.5	(angle of approach: $3^\circ$ )
(e)	0.1	30,000	0.5	0



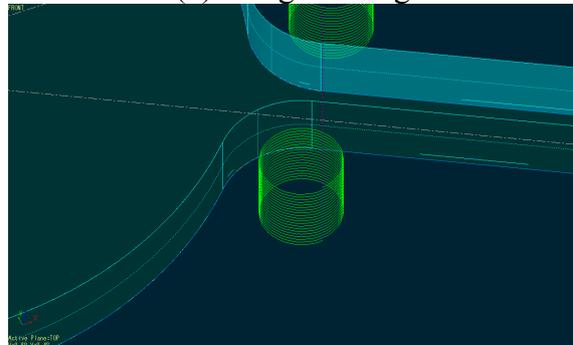
(a) Face cutting



(b) Rough cutting



(c) Finishing



(d) Helical cutting

Fig.4.26 Processing of micro channel chip die (凸)

## (2) 凹型金型

凹金型は、Ni スタンパで形状を転写し、凸金型の製造を行うほか、そのまま SUS 製マイクロ流体チップとして用いることも可能である。凸金型と同様に Z $\mu$ -3600 を用い、マイクロエンドミルにより加工した。以下(a)~(d)に凸型マイクロ流体チップ金型の加工手順を示す。

(a) 面出し, 上面加工

凸型金型と同様に, 工具径 1 mm のエンドミルを用い, 主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ , 1 刃当り送り量  $S_z=5 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ , 軸方向切込み量  $A_d=50 \text{ }\mu\text{m}$  の条件で被削材の上面の面出しを行う.

(b) 粗加工 1

工具径 0.08 mm のエンドミルを用い, 主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ , 1 刃当り送り量  $S_z=5 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ , 進入角  $3^\circ$  の条件で, Y 字流路端の薬液導入部分を粗加工する.

(c)-1 粗加工 2

工具径 0.08 mm のエンドミルを用い, 主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ , 1 刃当り送り量  $S_z=2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ , 軸方向切込み量  $A_d=8 \text{ }\mu\text{m}$  の条件で流路 Y 字流路部の粗加工を行う.

(c)-2 仕上げ加工

工具径 0.08 mm のエンドミルを用い, 主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ , 1 刃当り送り量  $S_z=0.5 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ , 軸方向切込み量  $A_d=8 \text{ }\mu\text{m}$  の条件で流路全体の仕上げ加工を行う.

(d) 側面ゼロカット

仕上げ加工時に, 工具摩耗の影響で若干発生すると考えられる溝側面部のうねりを除去する目的で, 工具径 0.1 mm のエンドミルを用い, 主軸回転数  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$ , 1 刃当り送り量  $S_z=0.5 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ , の条件で軸方向切込み量を仕上げ面から  $1 \text{ }\mu\text{m}$  浮かせた状態で側面をゼロカットする.

Table 4.3 Experimental conditions

Manufacturing process	Tool diameter [mm]	Spindle speed $V$ [ $\text{min}^{-1}$ ]	Feed $S_z$ [ $\mu\text{m/tooth}$ ]	Axial depth of cut $A_d$ [ $\mu\text{m}$ ]
(a)	1	30,000	5	50
(b)	0.5	30,000	5	(angle of approach: $3^\circ$ )
(c)	0.08	30,000	2	8
(d)	0.08	30,000	0.5	5
(e)	0.08	30,000	0.5	0

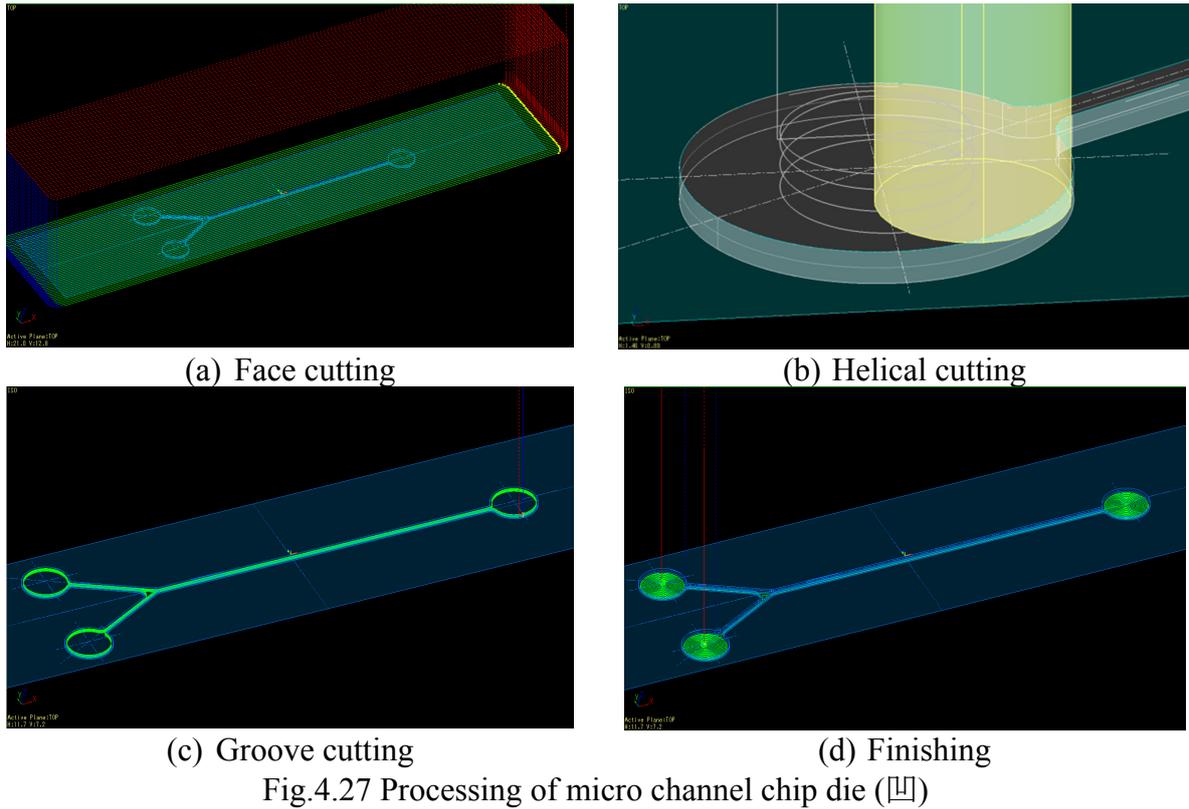


Fig.4.28 に製作した Y 字流路モデル金型の外観を示す。Fig.4.29 にコンフォーカル顕微鏡による上面の観察写真を示す。どちらの金型に関しても、バリの発生は認められなかった。Fig.4.30 にコンフォーカル顕微鏡で測定した。凸・凹型共に深さ方向は $\pm 1 \mu\text{m}$  以内の精度である。幅方向に関しては、凹型は $\pm 1 \mu\text{m}$  以内の精度であるが、凸型は約  $110 \mu\text{m}$  程度と悪化した。これは工具摩耗の影響と考えられる。また、Fig.4.31 に溝底面の表面粗さの観察結果の一例を示す。溝底面の表面粗さは凹型が約  $0.10 \mu\text{mRz}$ 、凸型が約  $0.21 \mu\text{m}$  程度と目標値  $0.5 \mu\text{mRz}$  を満足した。

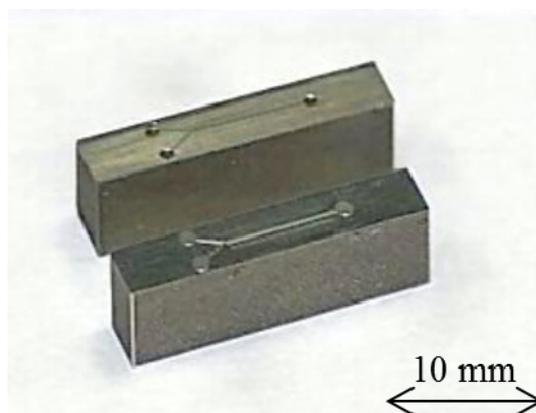
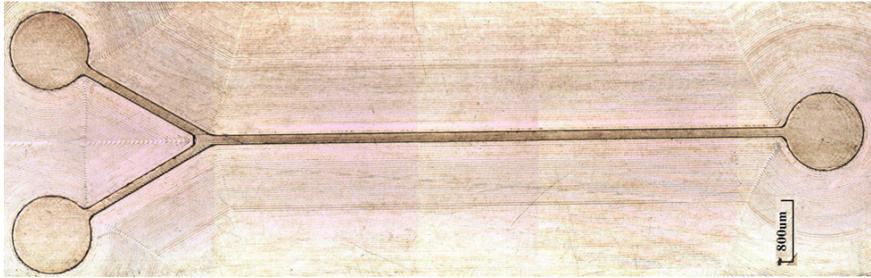


Fig.4.28 Photograph of microchannel chip die



(a) Concave die



(b) Convex die

Fig.4.29 Microphotograph of trial model die

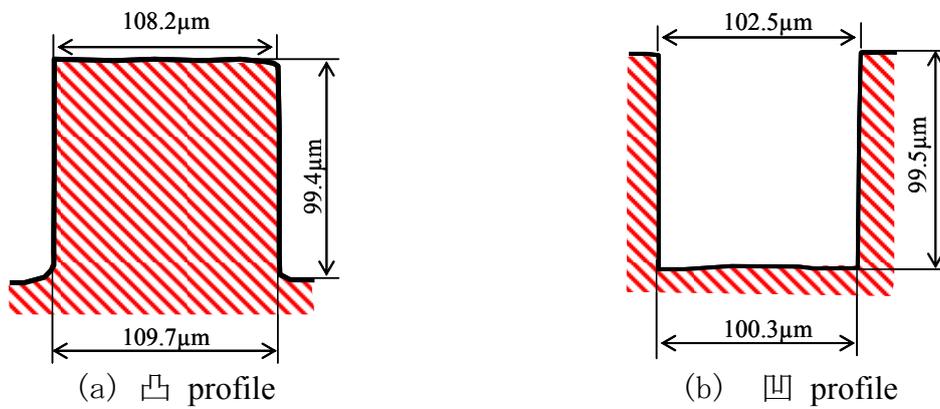


Fig.4.30 Schematic view of trial model dies

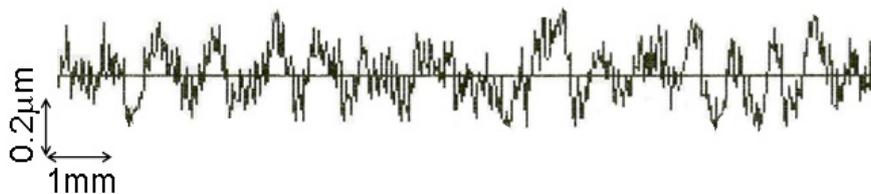


Fig.4.31 Surface roughness of trial model dies

## 4.7 結言

本章では、マイクロ流体チップ金型のメカニカル・リソグラフィ製造方式による加工を目的として、マイクロ工具用工作機械の要素技術の検討を行い、以下の結果を得た。

- (1) マイクロエンドミルによる加工において切削初期での、切屑再切削による工具刃先欠損の低減を目的に、超音波キャビテーション援用加工を行い、従来のMQL加工との比較を行った。その結果、超音波キャビテーション援用加工では、従来のMQL加工と比較し、切削力を2割低減し、1刃当り送り量が切れ刃エッジR以下の範囲でも、バリの発生を抑制でき、切削距離約20 mにおいて、工具摩耗を約1/2に低減可能であることを明らかにした。
- (2) エンドミル加工において、マイクロエンドミルの取付角度を特定の値に調整することで、工具振れ回りの影響を低減することができる。特に、2枚刃エンドミルでは大幅な効果が期待できる。HSKホルダを用いたマイクロエンドミルの工具振れ回り修正装置を製作し、その効果を確認した。2枚刃エンドミル加工において、振れ回りの修正装置を用い工具取付角度を90°調整することで、振れ回りの影響を大幅に低減する事ができた。
- (3) 動力計と接触式変位センサを用いたマイクロ工具の刃先位置検出方法の開発を行った。この方法により、 $\pm 0.3 \mu\text{m}$ 精度でZ方向の位置決めが可能と言える。
- (4) マイクロエンドミルを用いたマイクロ流体チップのモデル金型(凹型・凸型)の試作を行った。どちらの金型に関しても、バリの発生は認められなかった。表面粗さは凹型が約 $0.1 \mu\text{mRz}$ 、凸型が約 $0.2 \mu\text{mRz}$ 程度と目標を満足した。

## 参考文献

- 4-1) 竹内芳美:マイクロ切削加工, 精密工学会誌, Vol.60, No.2, (2002), pp.167-170.
- 4-2) 大石次郎:リニアモータ駆動超精密微細加工機による高精度加工例, 機械と工具, (2006.4), pp.57-59.
- 4-3) 伊東正頼, 下村実津利:リニアモータ駆動高速ミーリングセンタによる精密金型および微細加工, 機械と工具, (2006.4), pp.49-52.
- 4-4) 百地武:ATC 付き空気静圧主軸搭載高速加工機による精密加工, 機械と工具, (2006.4), pp.53-56.
- 4-5) 井上茂, 青山藤詞郎:小径工具の再研削における自動位置決め方法と評価, 砥粒加工学会誌, Vol.48, No.5, (2004), pp.275-279.
- 4-6) Jan C. Aurich, Ingo G. Reichenbach, Guido M.Schuler:Manufacture and application of ultra-small micro end mills, CLRP Annals - Manufacturing Technology, Vol.61, (2012), pp.83-86.
- 4-7) Mukund Kumar, Kavi Dotson, Shreyes N. Melote:An experimental technique to detect tool-workpiece contact in micromilling, Journal of Manufacturing Processes, Vol.12, (2010), pp.99-105.
- 4-8) 小森圭悟, 森田昇, 山田茂, 高野登, 大山達雄:小径エンドミル加工における切削抵抗とそのベクトル表示, 日本機械学会講演論文集, (2009), pp.97-98.
- 4-9) 小森圭悟, 森田昇, 山田茂, 高野登, 大山達雄:小径エンドミル加工における切削抵抗とそのベクトル表示(第 2 報,工具形状および軸方向切込み量が切削抵抗ベクトルに及ぼす影響), 日本機械学会講演論文集, (2010), pp.413-414.
- 4-10) 神 雅彦:超音波応用加工, 塑性と加工 Vol.52, (2011), pp.898-902.
- 4-11) 神雅彦, 金井秀生, 小玉満:切削・研削加工用超音波スピンドルの開発および加工効果, 電子情報通信学会技術研究報告, Vol.110, No.338, (2010), pp.19-22.
- 4-12) 小川仁:小径穴あけ加工における加工条件と工具寿命(第 2 報), 精密工学会誌 Vol.73, No.5, (2007), pp.578-582.
- 4-13) 小川仁, 升田雅博, 溝渕啓:小径貫通穴あけ加工時のバリや工具寿命に及ぼす

キャビテーションの効果(第 3 報) — 工作液超音波振動法に関する研究 —, 精密工学会誌 74(10), (2008), pp.1092-1096.

4-14) 松岡三郎: 低炭素オーステナイト系ステンレス鋼 SUS316 の加工硬化における 0.2%耐力とビッカース硬さの関係, 日本機械学会論文集(A 編), Vol70, No.698, (2004), pp.185-191.

4-15) 日本トライボロジー学会: トライボロジーハンドブック, 養賢堂, (2001), pp.598-599.

4-16) 小川仁: 小径穴あけ加工における油剤のキャビテーション効果(第 1 報), 精密工学会誌, Vol.72, No.5, (2006), pp.626-630.

4-17) 津田亘庸: 複合加工機に採用拡大する HSK システム, 機械技術 vol.56, No.8, (2008), pp.32-39.

## 第5章 ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型の製造技術

### 5.1 緒言

マイクロ流体チップには大きく分けて、プラスチック製とガラス製がある。第4章まで対象にしてきたプラスチック製マイクロ流体チップは、金型製作が容易でコストが安いという利点があるが、熱に弱く、流路壁が薬品と反応する場合があるなど、耐熱性、耐薬品性に劣るといった問題点がある。それに比べ、ガラス製マイクロ流体チップは、高強度で、耐熱性、耐薬品性に優れるといった利点がある<sup>5-1)</sup>ため、例えば、流路壁との化学反応を抑制する必要のある臨床検査では、このガラス製マイクロ流体チップが採用される。ガラス製品、特に医療、製薬分野で用いられるPYREX<sup>®</sup>等の耐熱ガラス製品の大量生産には、高温、高圧下でガラス基板を金型でプレス加工するホットプレス法が用いられる。この方法における金型の材料には、高温、高圧に十分耐えうる超硬合金が採用されている。しかし第2章～第4章で検討してきたマイクロエンドミルで超硬合金を加工する技術開発も盛んにおこなわれているが、まだ研究開発段階にあり、まだ時間を要すると考える。そのため、喫緊の課題として、超硬合金にマイクロ流路を形成するための微細加工技術の開発が必須となる。そこで、本章では、ダイヤモンド砥石を用いた研削加工により、超硬合金に微細溝を形成する方法を検討した。

### 5.2 超硬合金製マイクロ流体チップ金型の製造

医療分野では、耐熱性、耐薬品性に優れるガラスを材料としたマイクロ流体チップが求められている。現在、ガラス製マイクロ流体チップは第1章に示した単結晶シリコン製の金型<sup>5-2)</sup>と同様にフォトリソグラフィ製造方式で加工されている<sup>5-3)</sup>。しかし、この方法は設備投資や加工コストが高く、多品種少量生産に適さない。一方、切削、研削によるガラス加工に関しては、多くの研究報告がなされている<sup>5-4)</sup><sup>5-5)</sup><sup>5-6)</sup>。マイクロ機械加工でガラス基板にマイクロ溝を形成する事で、ガラス製マ

マイクロ流体チップを直接加工する方式は、ガラスの高精度加工が困難である事や工具寿命が短いといった問題点があり<sup>5-7)</sup>、加工コストが高くなる。そこで、本研究では、光学レンズ等の大量生産に用いられている高温、高圧下でガラス基板をホットプレス成形により製造する方法を、ガラス製マイクロ流体チップの製造に採用する。そのうちここでは、ガラス成形用金型の製造技術に関して検討した。金型加工の模式図を Fig.5.1 に示す。(a)金型材料を研磨、(b)マイクロ機械加工を用いて凸形状を形成する。その後、加工した金型を用い、高温、高圧下でガラス基板をプレスし<sup>5-8)</sup>、マイクロ流路を成形する。ホットプレスによるガラス製品の成形は、ガラス転移点温度付近(耐熱ガラスでは 800 °C程度)まで加熱し、金型に高圧力を加え、金型形状をガラス基板に転写する。その為、金型材料として、ガラスに線膨張係数が近い、高温、高圧に耐え得る超硬合金が採用される。超硬合金は HRA90 程度の高硬度材料であるため、その加工には、それよりも硬いダイヤモンド工具<sup>5-9)</sup>が用いられる。この超硬合金の加工に関しては、多くの研究報告があり、光学レンズ金型や、超硬合金製工具の加工に関し、非常に高い形状精度、表面粗さが得られることが報告されている<sup>5-10)5-11)</sup>。また、ダイヤモンド工具による超硬合金の加工では、工具摩耗が大きく、ダイヤモンド工具の摩耗低減に関する研究報告がある<sup>5-12)</sup>。例えば、仙波らはナノ多結晶ダイヤモンド製マイクロボールエンドミルを用いた加工で、ビッカース硬さ 1,350 Hv 程度の超硬合金に加工を行い、工具切れ刃に欠けを生じさせず、表面粗さ 55 nmRa 程度の加工面を得られたと報告している<sup>5-13)</sup>。これらに対して、マイクロ流体チップ金型で要求される加工精度は、通常の写真リソグラフィと同様の溝表面粗さ 0.5 μmRz 以下、溝断面積変化率 1%以下であり、こ

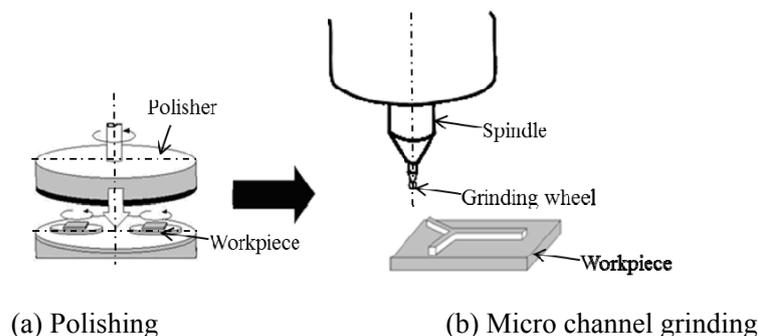


Fig.5.1 Manufacturing process of a micro channel die with mechanical lithography

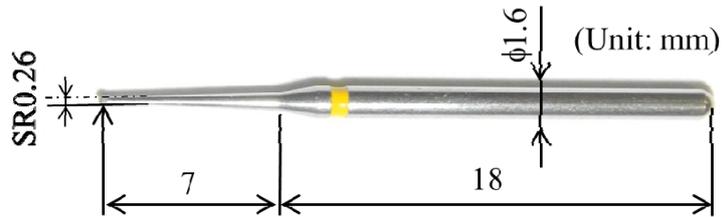


Fig.5.2 Diamond electroplated wheel

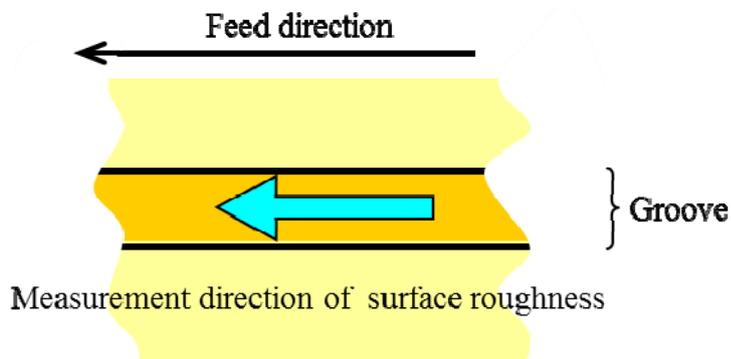


Fig.5.3 Direction of feed and bottom roughness measurement

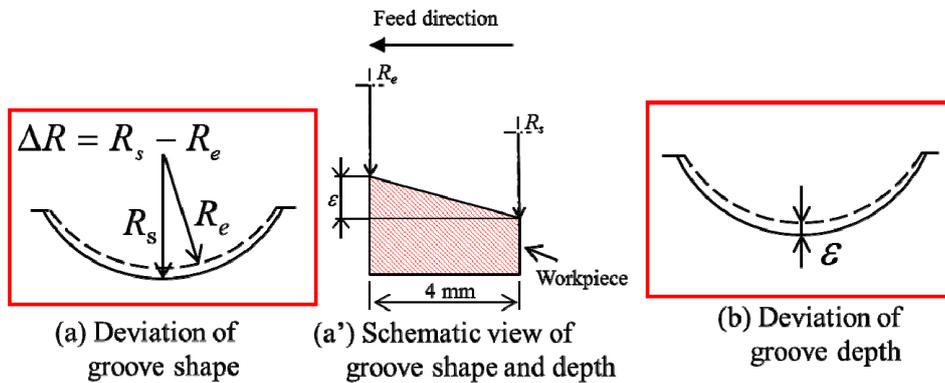


Fig.5.4 Measurement method of form accuracy of a groove

の加工精度を満たす範囲で工具寿命の伸長が必要である。そこで、本研究では、単刃工具であるダイヤモンドバイトによる切削と比べ、工具摩耗が小さい多刃工具あるダイヤモンド砥石、その中でも目こぼれを起こし難く、砥石成形が不要なダイヤモンド電着砥石(Fig.5.2)を採用し、超硬合金の基本的な研削特性に関して検討を行った。

### 5.3 本章の概要

ダイヤモンド工具による超硬合金加工に関する研究報告は多いが、小径電着砥石を用いた微細溝加工の研究報告は少ない。メカニカル・リソグラフィ製造方式に用いられるダイヤモンド電着砥石での加工の開発課題は、①砥石周速度ゼロ付近での加工の回避、②ダイヤモンド電着砥石の仕様選定、③表面粗さ、溝形状精度、溝深さ精度といった基本的な研削特性の解明と工具寿命の長い研削条件の選定である。以下にそれら開発課題と検討の概要を示す。

#### ①砥石周速度ゼロ点付近での加工の回避

Fig.5.2 に示したダイヤモンド電着砥石で研削加工すると、砥石先端の砥石周速度ゼロ点付近で砥粒が目こぼれし<sup>5-14)</sup>、加工精度、砥石寿命の大幅な低下が予想される。また、本研究で用いる砥石は砥石直径最大 0.5 mm と小さく、目こぼれを低減し、加工能率を向上させる手段としての高速研削にも限界がある。そこで、砥石先端部の工具摩耗の低減を目的に、主軸に傾きを与えるチルト研削を採用し、加工部での砥石周速度を向上させる検討を行った。本研究では、主軸傾き (チルト角)と溝表面粗さ、溝形状精度に関して検討を行った。

#### ②ダイヤモンド電着砥石の仕様選定

①で示したチルト研削を行うことで、中心部の砥石周速度を高めることができるが、加工面に対して工具を傾けるため、通常研削に比べ、切込み方向の工具弾性変形が溝形状精度に影響を及ぼすと考えられる。そこで、工具剛性の高いダイヤモンド電着砥石を試作し、市販工具との研削特性を比較した。

また、電着砥石は砥粒層が 1 層であり、自生発刃の効果が期待できない。よ

って、目こぼれが発生すると、砥石寿命が大きく低下する。目こぼれの発生原因として、砥粒径と結合剤の砥粒保持力の関係が挙げられる。そこで、砥粒径を変えた電着砥石を試作し、超合金の研削加工時の砥石摩耗状態から、ダイヤモンド電着砥石の仕様を選定する。

### ③超合金の基本的な切削特性

超合金の小径電着砥石によるチルト研削の研削特性は明らかにされていない。そこで、砥石周速度、送り速度、切込み量の研削条件を変化させ、チルト研削における超合金の研削特性を実験的に検討し、超合金加工に適した研削条件を明らかにする。

## 5.4 測定方法および装置

ガラス製マイクロ流体チップ金型の材料である超合金の微細溝研削の加工技術を開発するため、以下に示す項目の測定を行った。

### (1)溝表面粗さ

Fig.5.3 に示すように、ダイヤモンド電着砥石で研削した溝の表面粗さは、トラバース方向に測定した。測定には、第 4 章までと同様に触針式表面粗さ測定装置 (Taylor Hobson Form Talysurf 120) を用いて測定した。表面粗さの目標値を、最大高さ粗さ  $0.5 \mu\text{mRz}$  以下とした。

### (2)溝形状精度

溝形状に関しては、コンフォーカル顕微鏡(LaserTec H1200)を用いて、溝の断面形状を測定した。Fig.5.4 に溝形状の測定方法を示す。切削長  $4 \text{ mm}$  毎に溝断面形状変化  $\Delta R$ (Fig.4.4(a))、溝深さ変化量  $\epsilon$ (Fig.4.4(b))を測定した。 $\Delta R$  及び  $\epsilon$  の目標値は研削長さ  $4 \text{ mm}$  当り  $1 \mu\text{m}$  以下である。

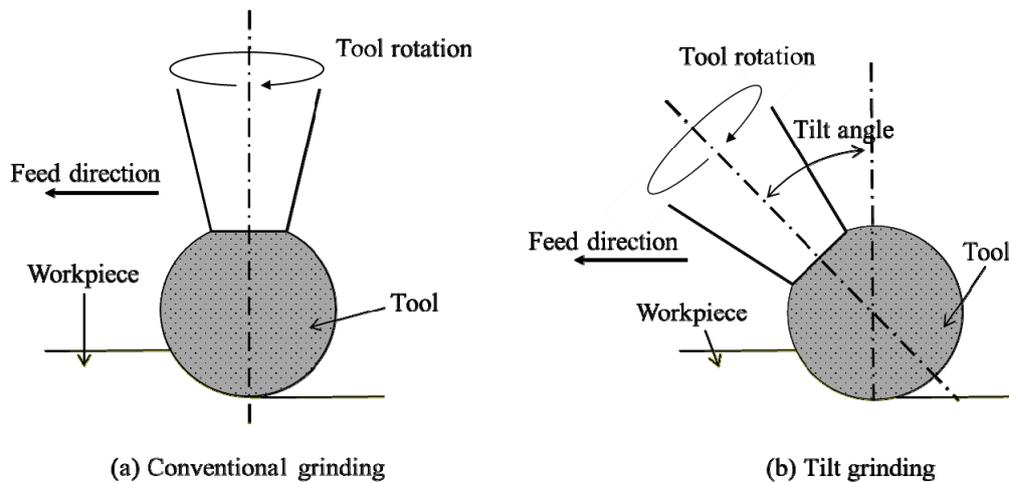


Fig.5.5 Schematic view of conventional and tilt grinding

## 5.5 研削方式の検討

マイクロ砥石における溝加工において、問題となる砥石周速度ゼロ点付近での加工を回避する方法について検討を行った。通常の研削方式、すなわち主軸を加工面に対して直角な方向に設置し加工を行う場合、砥石先端部では砥石周速度がゼロとなり、この付近において、目こぼれが発生にして砥粒層が剥離するため、溝形状精度が悪化し工具寿命が短くなる<sup>5-15)</sup>。そこで、本研究では、砥石先端部での砥石周速度がゼロ付近の加工状態の回避と、加工面の高精度化を目的に、主軸スピンドルを傾斜させて研削加工を行うチルト研削を行う。Fig.5.5に通常研削とチルト研削の加工を比較する模式図を示す。このとき、砥石軸心と加工面の法線方向とのなす角をチルト角と定義する。Fig.5.5(a)の通常研削加工では、砥石先端で溝底面を加工するため、その付近で砥粒の脱落が発生し、加工面精度が悪化すると予想されるが、Fig.5.5(b)のチルト研削加工では、加工部が球体の砥石先端部から半球部へ近づくことから、研削に関与する砥石接触円弧が長くなること、砥石作業面積が増加することが期待でき、砥石摩耗が抑制されると言える。

### 5.5.1 実験装置および条件

本章では、砥石先端部の砥石周速度ゼロ付近での加工回避を目的として、加工機の主軸を傾け、研削を行った。スピンドルの傾斜を変更可能な傾斜ベースを介し、

スピンドルホルダに主軸を固定した。ベースへの固定位置の変更によりスピンドルの傾きを  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  に設定できる。また、送り方向を逆向きにすることで  $-45^\circ \sim 45^\circ$  の範囲で加工することが可能である。Fig.5.6 に、実験装置のセットアップ図を示す。これらの装置を用い、チルト角  $-45^\circ \sim 45^\circ$ 、アップカット、ダウンカットの研削方式の、表面粗さ、溝形状精度への影響を実験的に検討した。Table 5.1 に実験条件、Fig.5.7 に、各種研削方式の模式図を示す。Fig.5.7 より、チルト角が増加する事で、研削に関与する砥石接触弧長が長くなり、砥石作業面積が増加する事が分かる。接触円弧長の増加により、砥石周速度の向上による目こぼれの低減が期待できる。また、作業面積の増加により、加工に関与する砥粒数が増加するため、砥石摩耗が抑制されると考えられる。また、チルト角  $0^\circ$  以外の条件では、砥粒の形状ではなく、加工面生成部分での砥石の回転軌跡が被削材に転写されるため、砥石径に応じた円周溝を得られると言える。

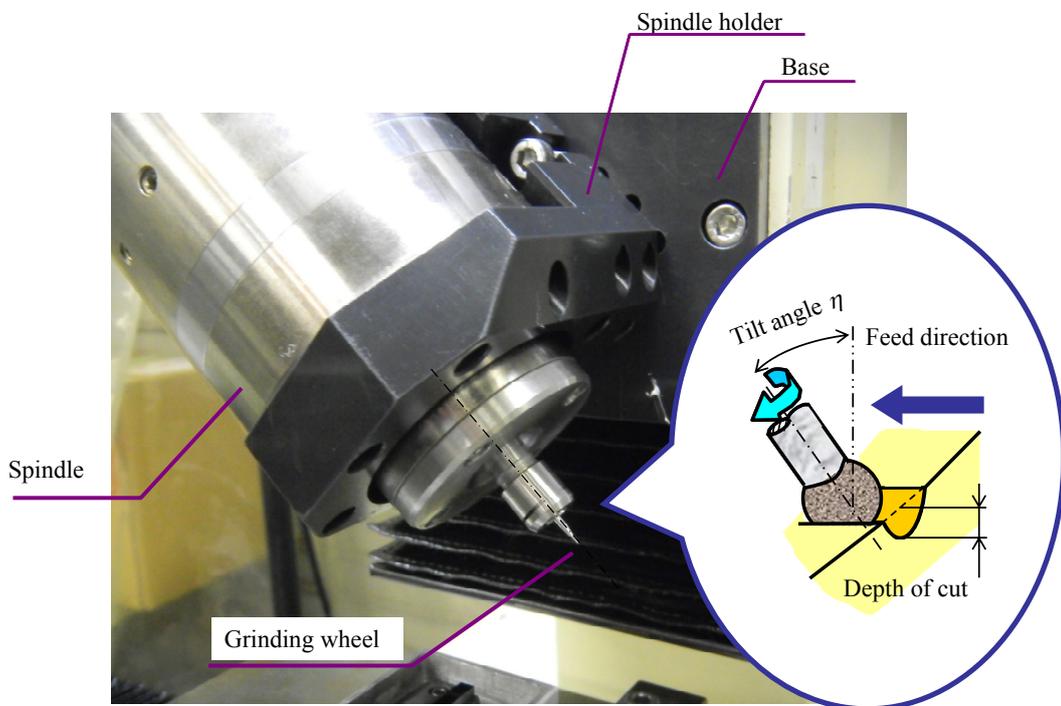


Fig.5.6 Schema of experimental equipment of tilt grinding

Table 5.1 Experimental equipments and conditions

Machine tool	NC milling machine (TG-10A WAIDA)
Grinding wheel	$\phi 0.52\text{mm}$ Grain size: D#700 Grain diameter: $25\mu\text{m}$ Concentration: M Bond: Electro plated coating Shank: SCM
Workpiece	Cemented carbide $W4 \times L20 \times H7\text{mm}$ Mean grain size of WC $0.4\mu\text{m}$ WC: 92vol.%, Co: 8vol.%
Grinding conditions	Spindle speed $N=150,000\text{ min}^{-1}$ Feed $F=0.75\text{mm/min}$ Depth of cut $t=50\mu\text{m}$ Tilt angle $\eta=-45^\circ \sim 45^\circ$ , Up-cut, Down-cut
Measurement equipment	Tool dynamometer (Type 9251 AKISTLER) Charge amplifier (Type 5011 KISTLER)

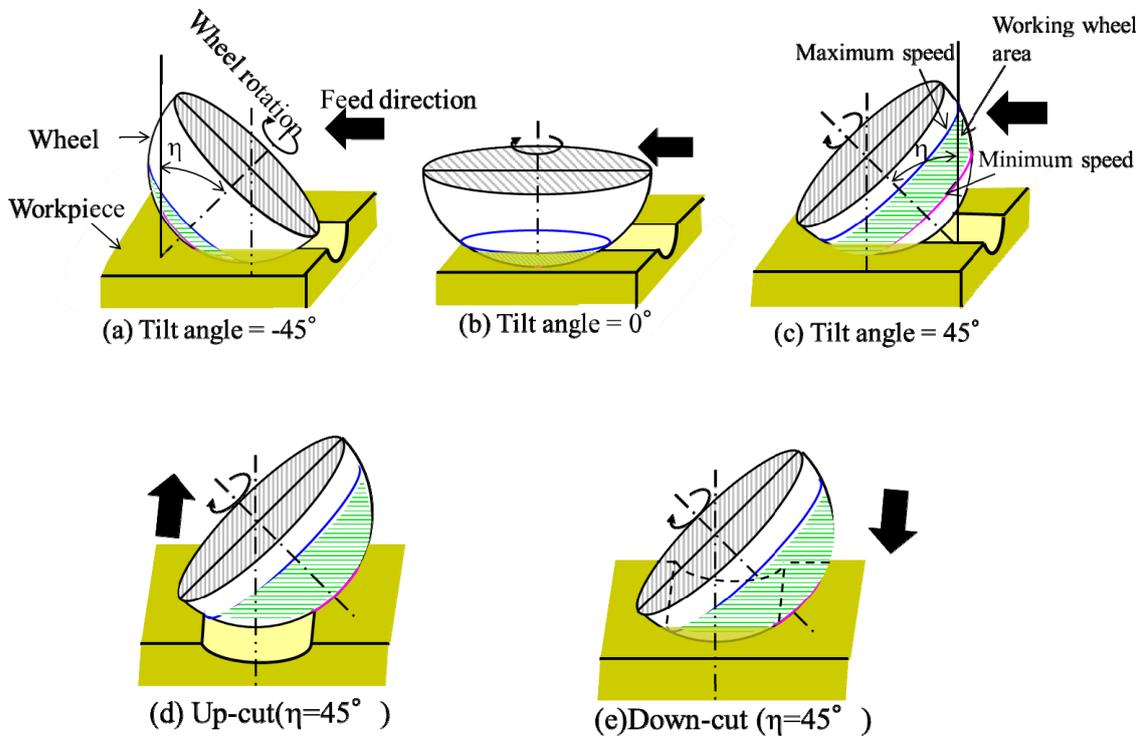


Fig.5.7 Grinding method of tilt grinding

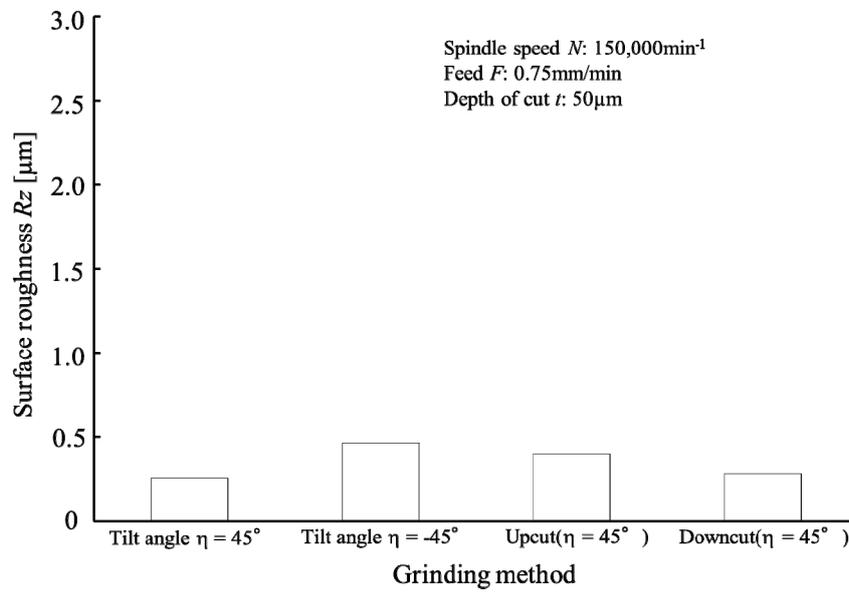


Fig.5.8 Effect of tilt angle on surface roughness

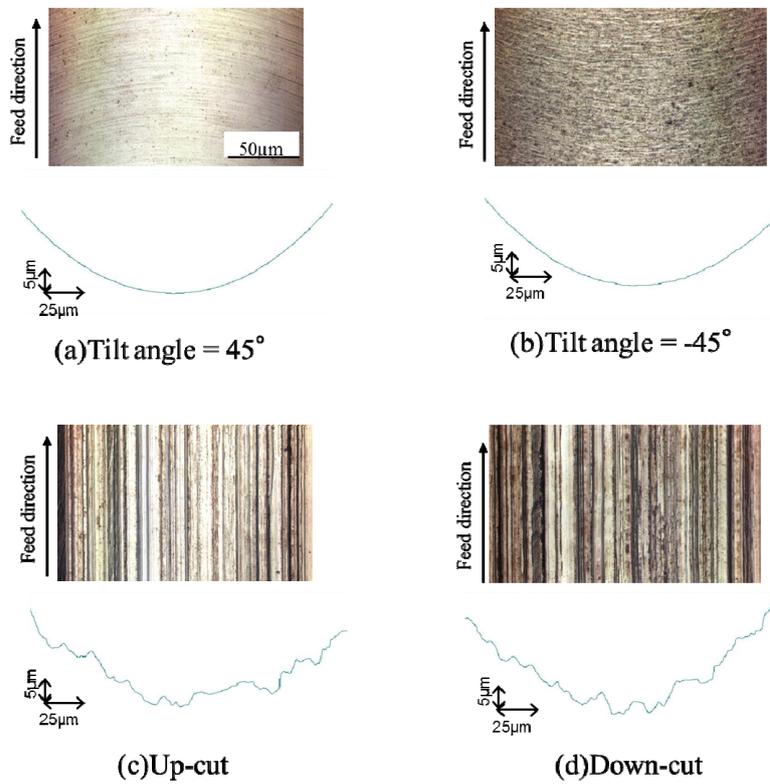


Fig.5.9 Photographs of grinding surface and groove shapes

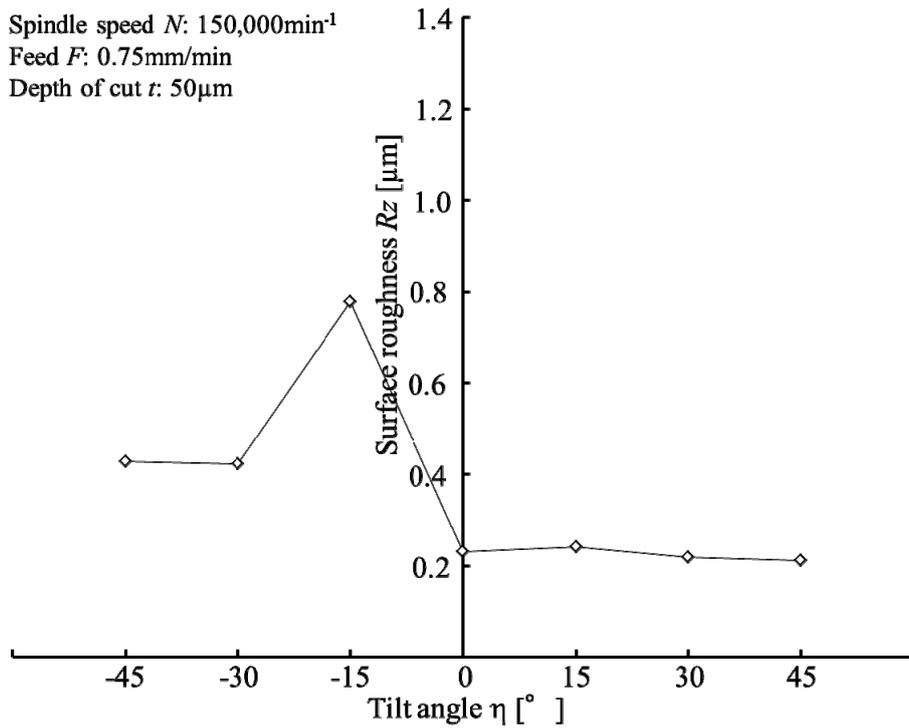


Fig.5.10 Effect of tilt angle on surface roughness

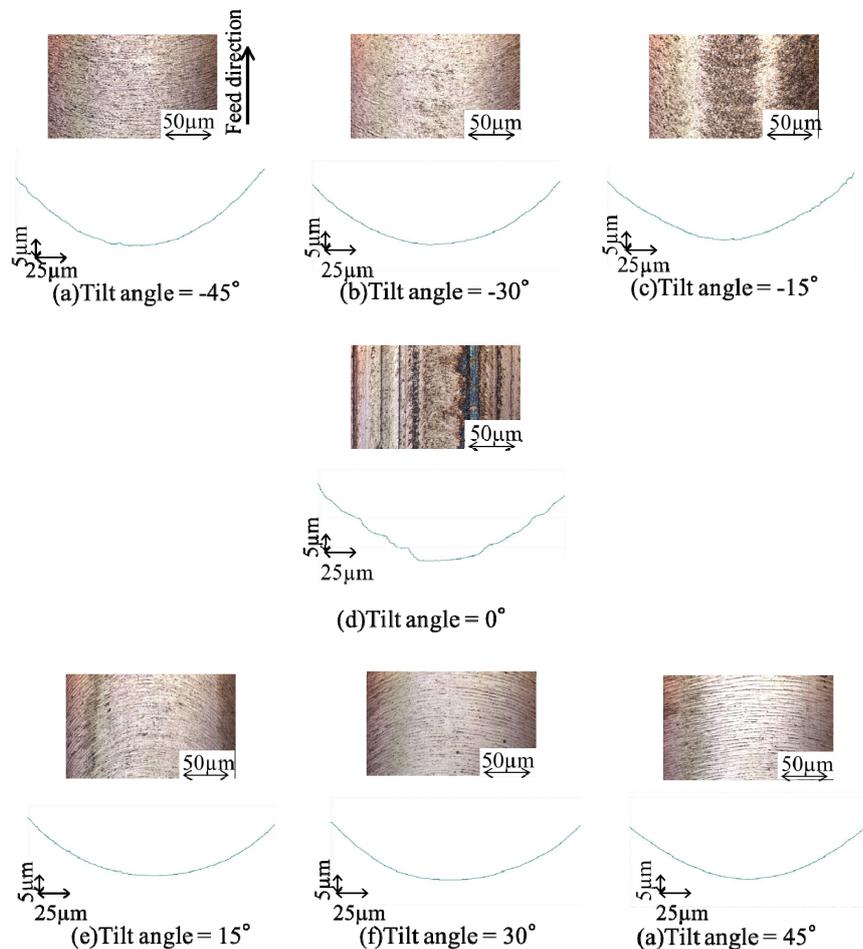


Fig.5.11 Groove shapes and surface roughness on concave ground surface

### 5.5.2 チルト角の研削状態への影響

(1) チルト角 $-45^\circ$ 、 $45^\circ$ でのアップカット、ダウンカットされた研削面の表面粗さ Fig.5.8 に、研削方式と表面粗さの関係を示す。4方式とも表面粗さ  $Rz$  は約  $0.3\sim 0.5\mu\text{m}$  とほぼ一定である。また Fig.5.9 に、研削溝の拡大写真および断面プロファイルを示す。これらの図より、チルト角 $\eta=45^\circ$ 、 $-45^\circ$ では、砥石の回転軌跡が研削面に転写されるため、溝断面形状は円弧状になっていることがわかる。一方、アップカット、ダウンカットでは溝傾斜面に研削条痕が認められる。これは、砥石作業面の形状が直接転写されたためである。

以上の結果より、アップカット、ダウンカットで研削加工を行うと、溝形状、表面粗さがチルト角  $45^\circ$  の条件と比較して悪化することから、高精度な溝研削加工に適さないと考えられる。

#### (2) チルト角 $-45^\circ\sim 45^\circ$ における研削面の表面粗さ

Fig.5.10 に、チルト角と表面粗さの関係を示す。チルト角が正では、いずれも表面粗さ  $0.5\mu\text{m}Rz$  以下と目標値を満足している。しかし、チルト角が負では、表面粗さが悪く、特に $-15^\circ$ では、 $0.8\mu\text{m}Rz$  と悪化していることが分かる。Fig.5.11 に、実験で得られた溝表面の拡大写真と溝断面形状プロファイルを示す。これらの図から、チルト角 $-15^\circ$ 、 $0^\circ$ 以外は良好な研削状態となっているが、チルト角 $-15^\circ$ 、 $0^\circ$ では溝中央部に研削焼けが認められ、溝形状も悪化していることが分かる。これは砥粒脱落が原因である。

#### (3) 砥石チルト角が研削状態に及ぼす影響

Fig.5.7 より、チルト角を増加させると、実際に加工を行う面が球体の砥石先端部から半球部へ近づくことから、研削に関与する砥石接触円弧が長くなること、砥石作業面積が増加すると言える。この接触円弧長の増加により、砥石周速度の向上による目こぼれが低減し、さらに砥石作業面積が増加するため、加工に関与する砥粒数が増加し、砥石摩耗が抑制される。また、チルト角  $0^\circ$  以外の条件では、加工面生成部分での砥石の回転軌跡が被削材に転写されるため、砥石径に応じた円周溝を得られる。Fig.5.9 での実験では、チルト角 $\eta=45^\circ$ における表面粗さ、形状精度

が最も良好であったが、 $\eta > 45^\circ$  と  $\eta < -45^\circ$  の範囲における研削実験は、加工機の制約上行っていない。そこで、チルト角の研削状態への影響を、Fig.5.12 に示すような模式図で砥石の研削状態を幾何学的に解析した。最大切取り厚さ  $h_{max}$ 、砥石作業面積  $S$ 、砥石周速度  $V_s$  は式(5.1)~(5.3)で与えられる。これらの式から、各チルト角における最大、最小砥石周速度、切屑厚さ、砥石作業面積を算出した。砥石のチルト角と最大、最小砥石周速度の関係を Fig.5.13 に示す。この図から、チルト角  $\eta$  が  $0^\circ$  から増加するに伴い、最大、最小周速度ともにそれぞれ増加する。一方、 $\eta=0^\circ$  から減少すると最大周速度は  $\eta=0^\circ$  から  $\eta=-17^\circ$  まで減少し、それ以降の範囲では増加する。一方、最小周速度は  $\eta=0^\circ$  から  $\eta=-37^\circ$  までは、砥石先端で加工を行うため、ゼロであり、それ以下の範囲では増加する。チルト角が正の範囲内では、砥石周速度が増加するため、目こぼれの抑制が可能である。一方チルト角が負の範囲では、砥石周速度ゼロ付近の砥石作業面で研削加工が行われ、砥石先端付近で目こぼれが多くなり、異常摩耗が発生する。次に、チルト角と切屑厚さの関係を Fig.5.14 に示す。最大切取り厚さ  $h_{max}$  はチルト角  $\eta=-17^\circ$  で  $h_{max}=0.19\text{ nm}$  と最大であり、一方、チルト角  $\eta=45^\circ$  で  $h_{max}=0.034\text{ nm}$  と良好な値が得られる。最大切取り厚さが小さいと、砥粒1個に加わる負荷が小さくなり、砥粒脱落が低減されることから表面粗さが良好になる。また、チルト角と砥石作業面積の関係を Fig.5.15 に示す。この図から、砥石作業面積  $S$  はチルト角  $\eta=70^\circ$  で  $S=0.25\text{ mm}^2$  と最大、一方、チルト角  $\eta=-17^\circ$  で  $S=0.02\text{ mm}^2$  と最小値となると言える。砥石作業面積が大きいと研削に関与する砥粒の数が多くなり、砥粒脱落が低減する。このように、ダイヤモンド電着砥石での加工は  $\eta=70^\circ$  付近で、研削速度、切取り厚さ、砥石作業面積が最も良好になり、良好な加工面が得られる。一方  $\eta=-17^\circ$  では、砥石摩耗、目こぼれにより、表面粗さが最も悪くなる。前述の Fig.5.8, 5.9 の結果と、同様の傾向が認められる。以上のことより、以下の実験では、実際に加工を行える範囲内で最も良好な結果が得られるチルト角  $\eta=45^\circ$  を採用した。

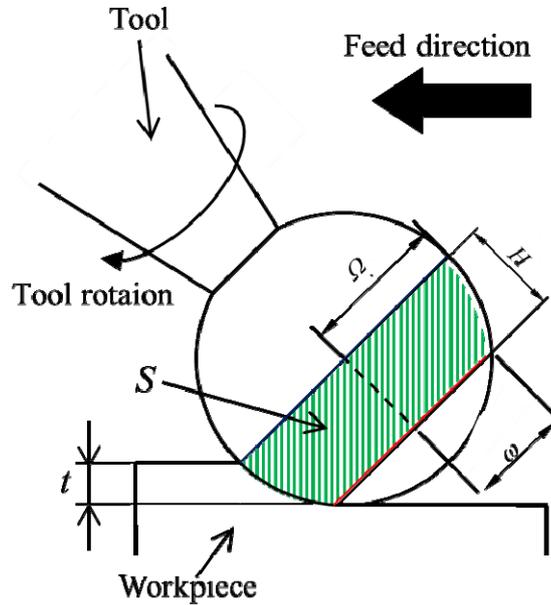


Fig.5.12 Schematic view of tilt grinding method

Undeformed-chip thickness

$$h_{\max} = 2\gamma \frac{F}{V_s} \sqrt{\frac{t}{d}} \quad \dots\dots\dots(5.1)$$

Wheel working surface area

$$S = \pi \sqrt{h^2 + (\Omega - \omega)^2} (\Omega + \omega) \quad \dots\dots\dots(5.2)$$

Wheel peripheral speed

$$\begin{aligned} V_s &= 2\pi N \Omega \quad (\text{Maximum speed}) \\ &= 2\pi N \omega \quad (\text{Minimum speed}) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(5.3)$$

- $N$ : Spindle speed  $t$ : Depth of cut  
 $\Omega$ : Maximum radius of tool  
 $\omega$ : Minimum radius of tool  
 $H$ : Grinding wheel width  $\gamma$ : Cutting point spacing  $F$ : Feed speed

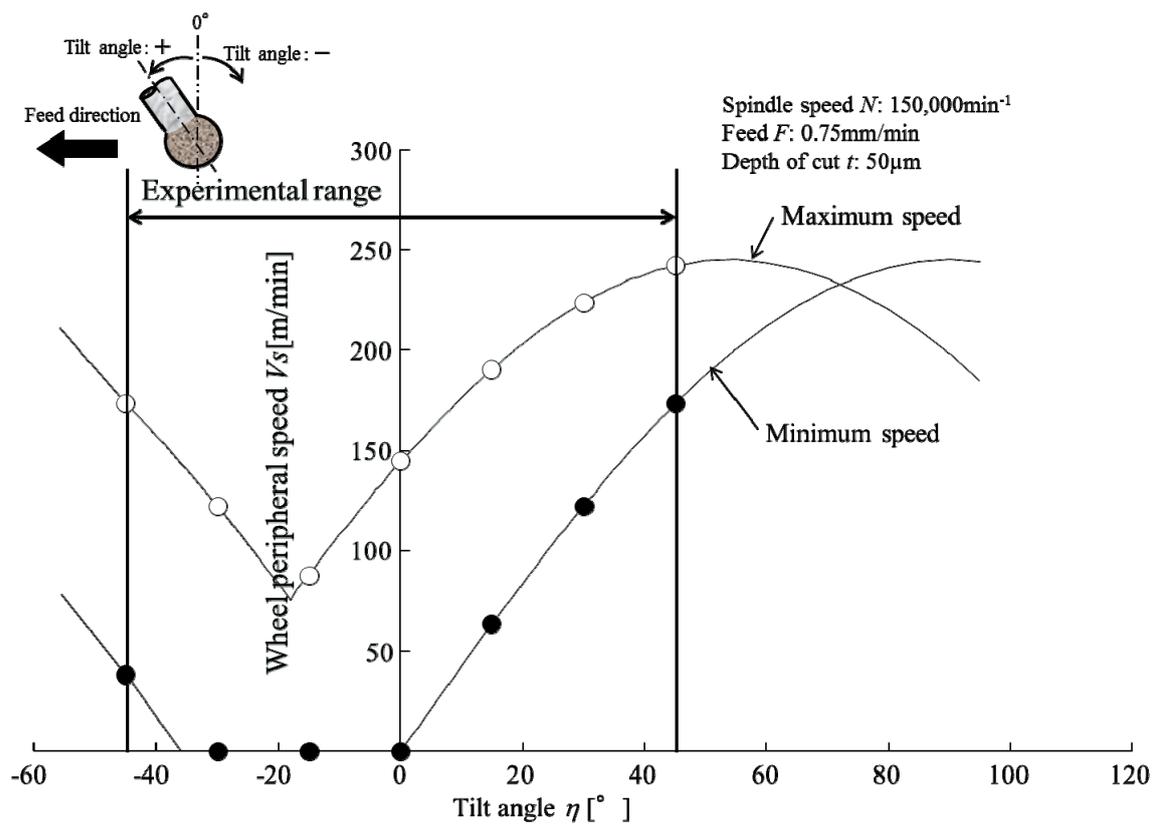


Fig.5.13 Effect of tilt angle on wheel peripheral speed

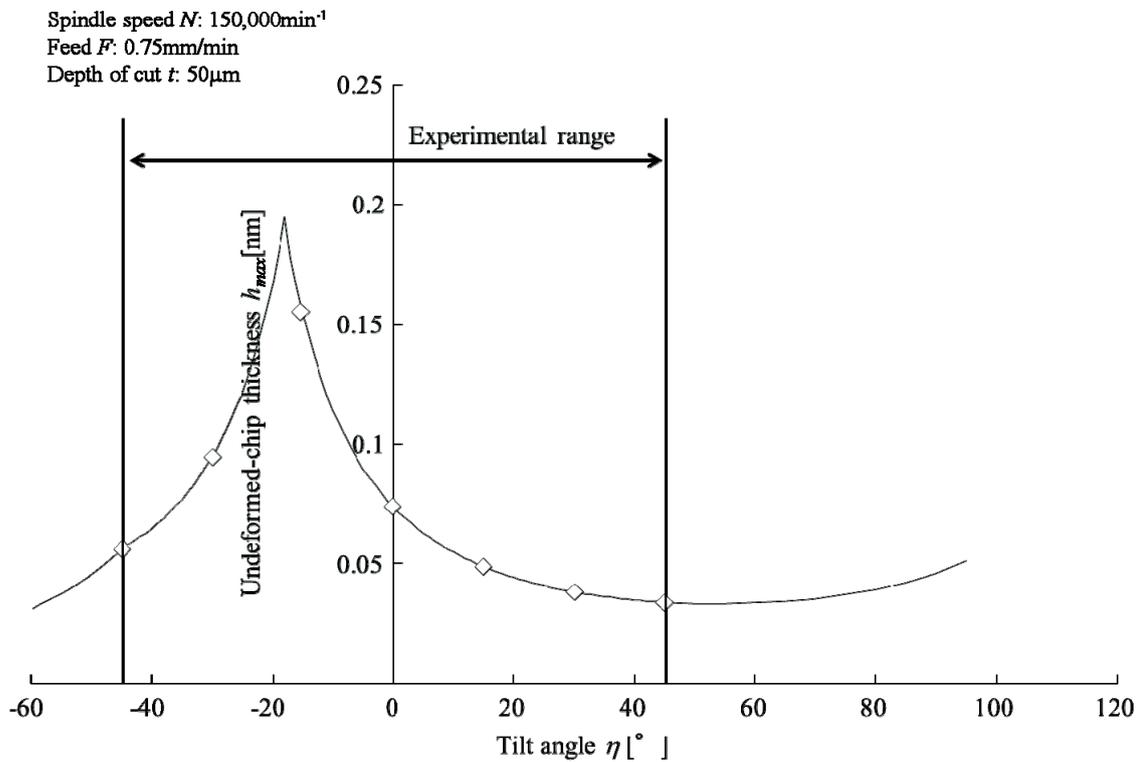


Fig.5.14 Relationship between tilt angle and undeformed-chip thickness

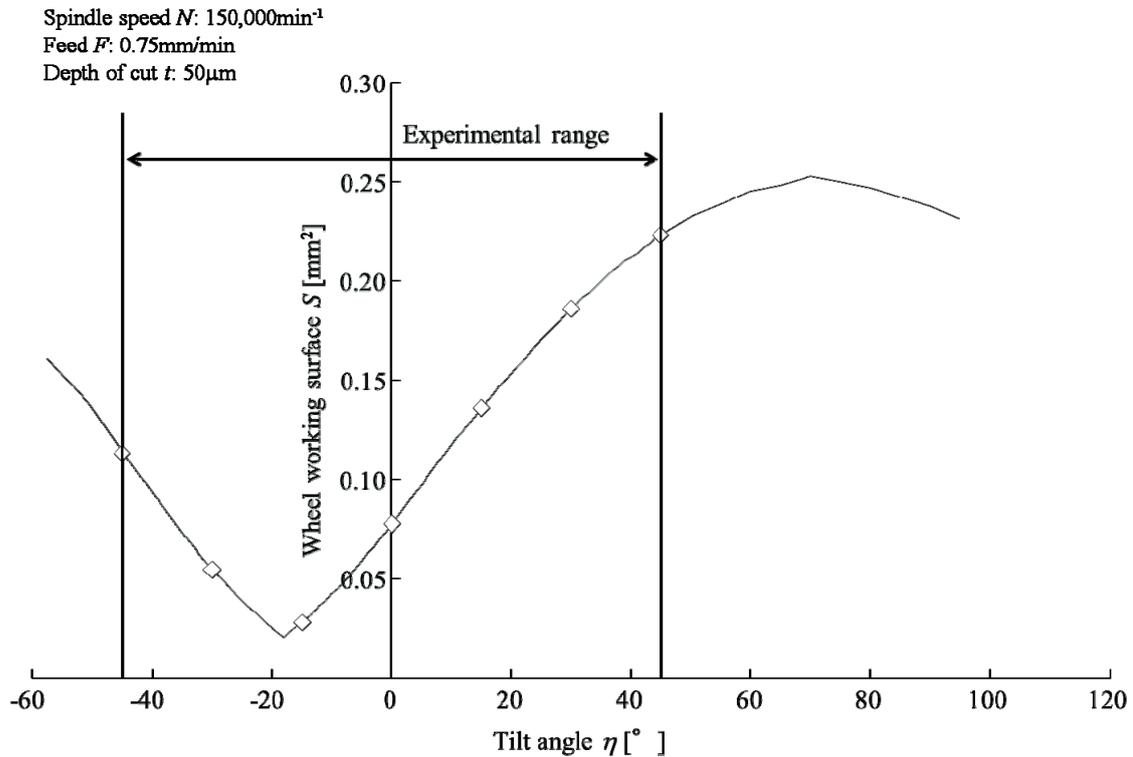


Fig.5.15 Effect of tilt angle on grinding wheel face area

## 5.6 ダイヤモンド電着砥石の選定

5.5 節の検討の結果から、ダイヤモンド電着砥石を用いて加工を行う場合、加工機の主軸を 45° に傾斜させるチルト研削を行うことで、研削速度、砥石作業面積が大きくなり、切取り厚さが小さくなるため、良好な加工面を得られると言える。しかし、このチルト加工では、砥石軸を傾けて研削するため、砥石軸の弾性変形が大きくなり、砥石周速度が増加し、摩擦が大きくなり研削熱が増加することで工具が異常摩耗し加工精度が低下するため、工具剛性や、砥粒粒度に関して検討する必要がある。そこで、本研究では、チルト加工に適したシャンク形状、ダイヤモンド砥粒粒度に関して、数種類の工具を試作し、実験的に検討を行った。

### 5.6.1 工具剛性が工具変形に及ぼす影響

チルト研削では、被削材表面に対して砥石軸を傾けて加工を行うため、工具の弾

性変形が溝深さ精度に及ぼす影響が、通常の研削に比べ大きくなる。そこで、高剛性工具を試作し、市販品と剛性、切込み精度の比較を行った。Fig.5.16 に市販品と試作した高剛性タイプの軸付砥石を示す。シャンク径、砥石形状はほぼ同様であるが、高剛性タイプはテーパ部を短くすることで剛性を高めている。Fig.5.17 に示す方法で、それぞれの工具剛性を測定した。チルト角  $45^\circ$  の軸付砥石を動力計を組み

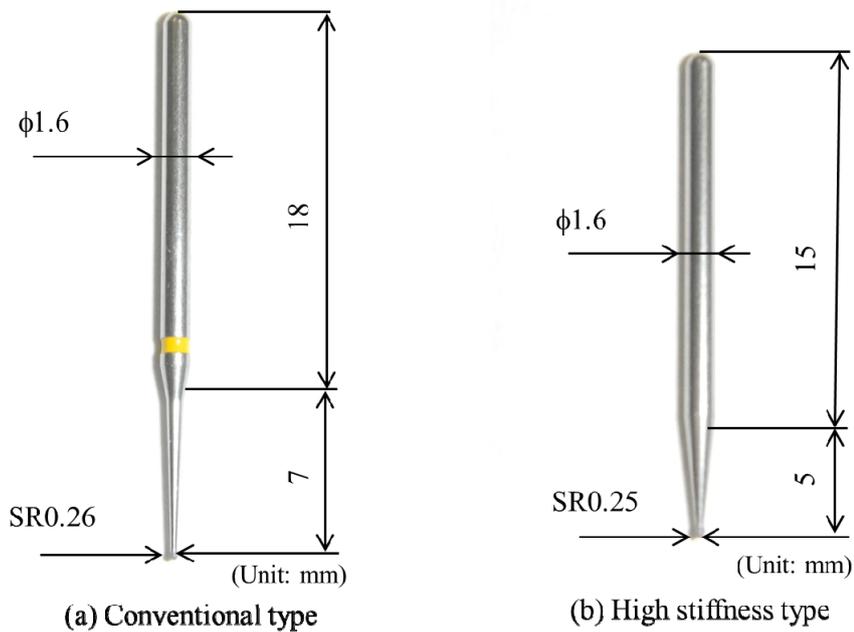


Fig.5.16 Conventional and high stiffness type grinding wheel

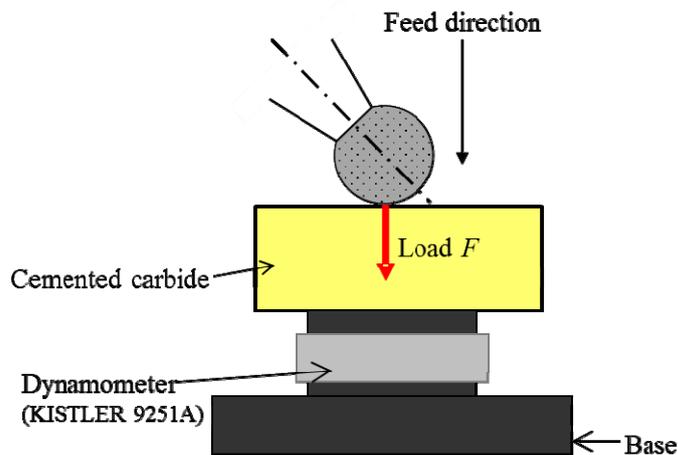


Fig.5.17 Schematic view of experimental setup

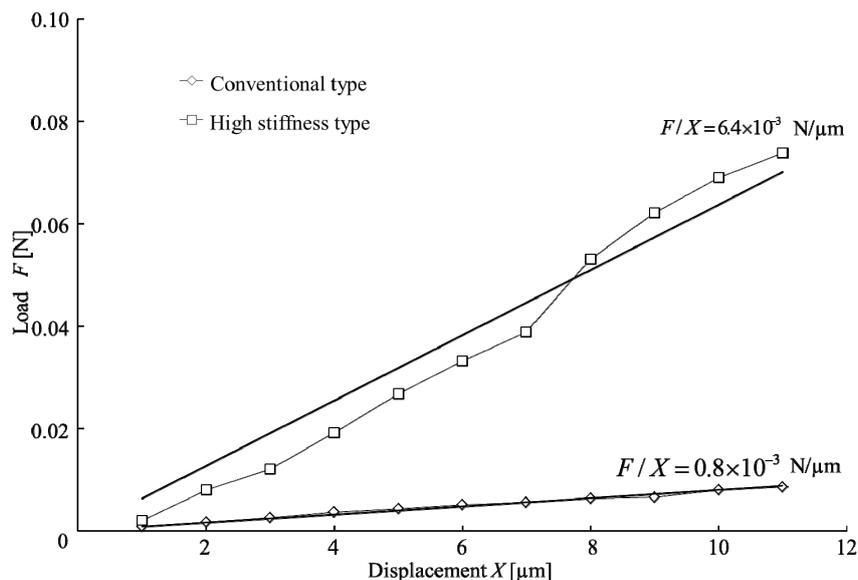


Fig.5.18 Stiffness of a mounted wheel

込んだ固定治具に押し付け、押し付け荷重  $F$  を測定するとともに、押し込み量  $X$  を、スピンドルに固定された電子マイクロメータで測定した。Fig.5.18 に押し込み量  $X$  と押し付け荷重  $F$  の関係を示す。この図より、高剛性タイプの軸付砥石の剛性は  $6.4 \times 10^{-3} \text{ N}/\mu\text{m}$  であり、市販品に比べ約 8 倍の剛性があり、研削力によるシャンクの弾性変形の低減が可能である。この 2 種類の工具を用いて、加工実験を行った。Fig.5.19 に工具剛性と表面粗さ、溝形状変化量  $\Delta R$ , 切り残し量  $\varepsilon$  の関係を示す。表面粗さは、いずれの工具でも目標値である  $0.5 \mu\text{mRz}$  を満足している。また、溝形状変化量  $\Delta R$  は、高剛性タイプの軸付砥石が  $1.2 \mu\text{m}$  に対し、通常軸付砥石では  $5.8 \mu\text{m}$  と悪い。また、切り残し量  $\varepsilon$  も同様に、高剛性タイプの軸付砥石が  $1.8 \mu\text{m}$  に対し、通常軸付砥石が  $3.5 \mu\text{m}$  と悪化している。この原因は、剛性が低い軸付砥石では、工具弾性変形が増加したためである。以上のことから、高剛性タイプの軸付砥石を使用することで、溝形状変化量  $\Delta R$ , 切り残し量  $\varepsilon$  とともに良好になると言える。

### 5.6.2 ダイヤモンド砥粒の粒度

一般的に、砥石の砥粒粒度が粗いほど加工能率は向上するが、加工精度は低下する。逆に、砥粒粒度が細かいと表面粗さは良好であるが砥石摩耗が大きいと言われ

ている。砥石摩耗の中でも、目つぶれが発生すると、十分な研削加工ができず、研削焼けの原因になり、表面粗さや溝形状変化量が悪化する。また、電着砥石の砥粒層は1層であり、自生発刃が期待できないことから、目こぼれが発生すると、砥石寿命が大きく低下する。そこで、砥粒径の異なる電着砥石により、超硬合金を加工した時の研削特性を実験的に検討した。チルト角  $45^\circ$  におけるダイヤモンド電着砥石の砥石接触円弧長さは数  $100\ \mu\text{m}$  程度であり、ダイヤモンド粒径が大きすぎると、加工を行う砥石の個数が極端に少なくなる。また、鬼鞍<sup>5-16)</sup>らによると、ダイヤモンド砥石での超硬合金加工において、砥粒径が  $10\ \mu\text{m}$  以下の場合、研削長さ  $40\ \text{mm}$  程度で、摩耗により砥粒層が消失することが報告されている。そこで、実験には、平均粒径  $12, 15, 25\ \mu\text{m}$  の高剛性タイプの軸付砥石を使用した。Fig.5.20 に、研削前、後の各種砥粒径の砥石作業面の顕微鏡観察例を示す。Fig.5.21 に、平均粒径と表面粗さの関係、Fig.5.22 に、溝形状変化量  $\Delta R$ 、溝深さ変化量  $\varepsilon$  の関係を示す。Fig.5.21 から、表面粗さは  $0.12\sim 0.31\ \mu\text{mR}_z$  といずれも目標値  $0.5\ \mu\text{mR}_z$  以下である。

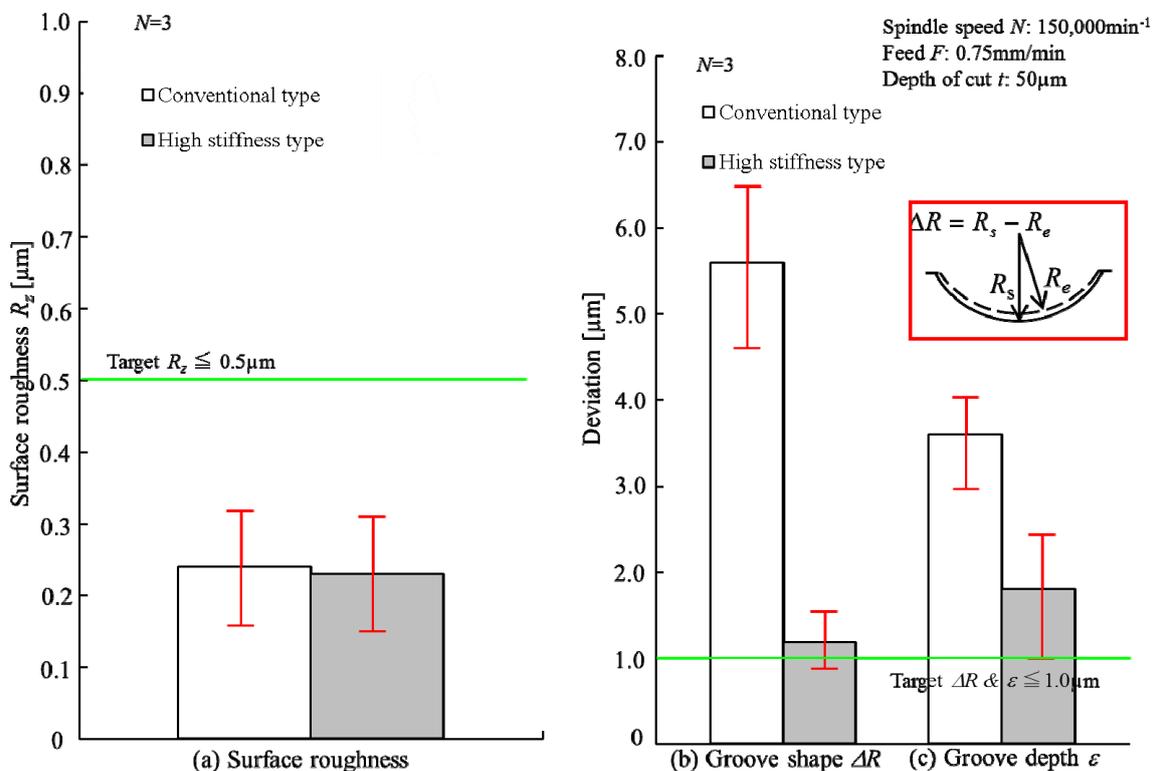


Fig.5.19 Relationship between stiffness of the wheel and grinding accuracy

また, Fig.5.22 より, 溝形状変化量  $\Delta R$  は, 平均粒径  $12\ \mu\text{m}$  で  $\Delta R \approx 1.9\ \mu\text{m}$  と最大であり, 溝深さ変化量  $\varepsilon$  は平均粒径  $12\ \mu\text{m}$  で  $\varepsilon = 0.6\ \mu\text{m}$  と最大になる. この原因は, 平均粒径が小さい工具では, Fig.5.20 に示すように, 研削継続に伴い砥粒脱落が発生したためと考えられる.

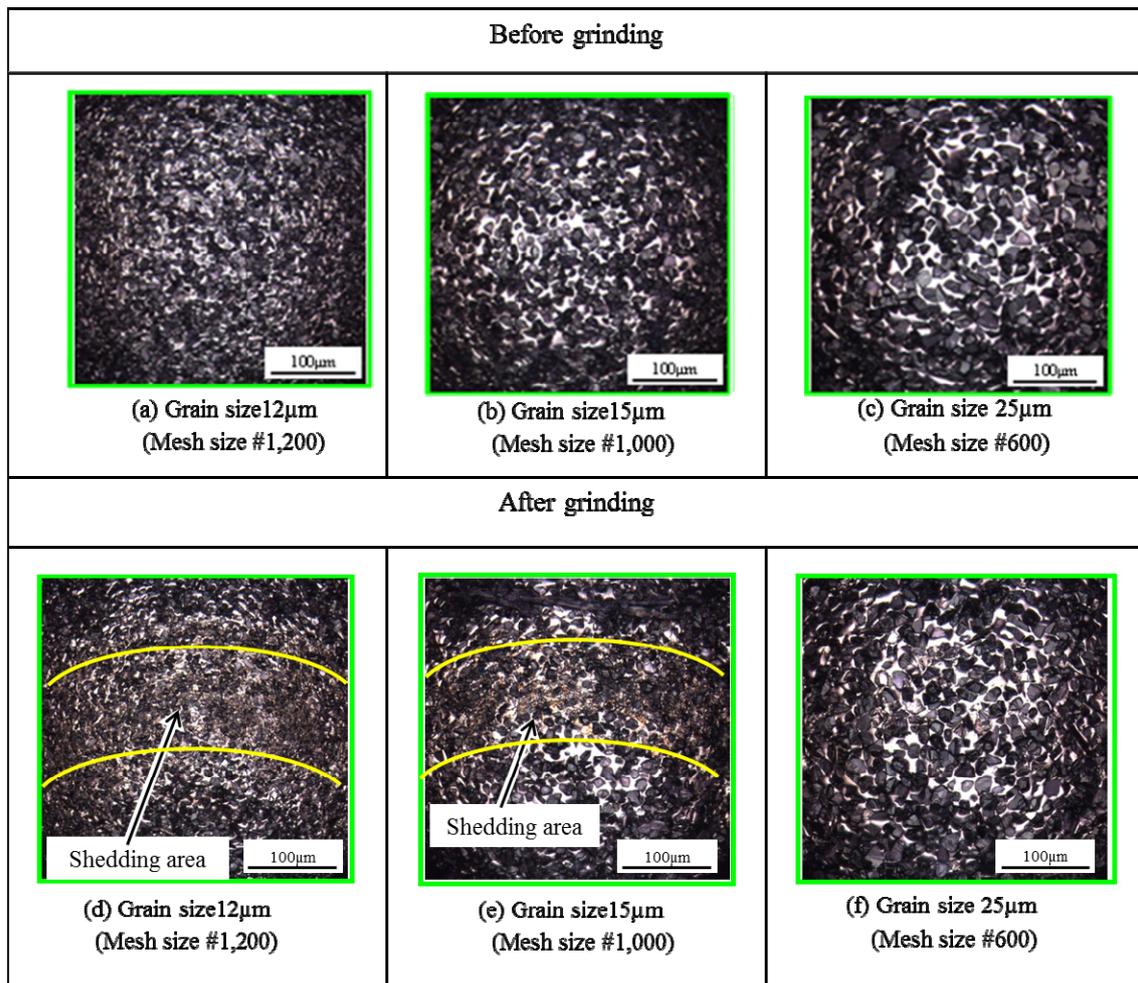


Fig.5.20 Microphotographs of the working area of before and after grinding

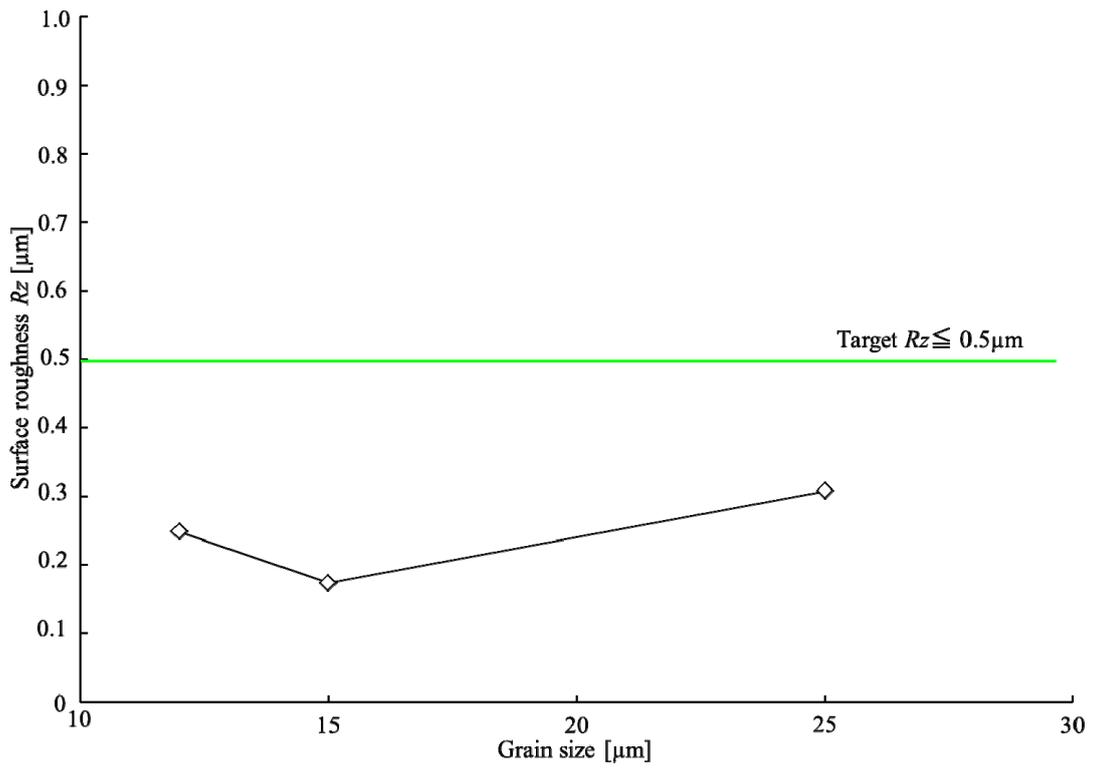


Fig.5.21 Effect of the grain size of the grinding wheel on surface roughness

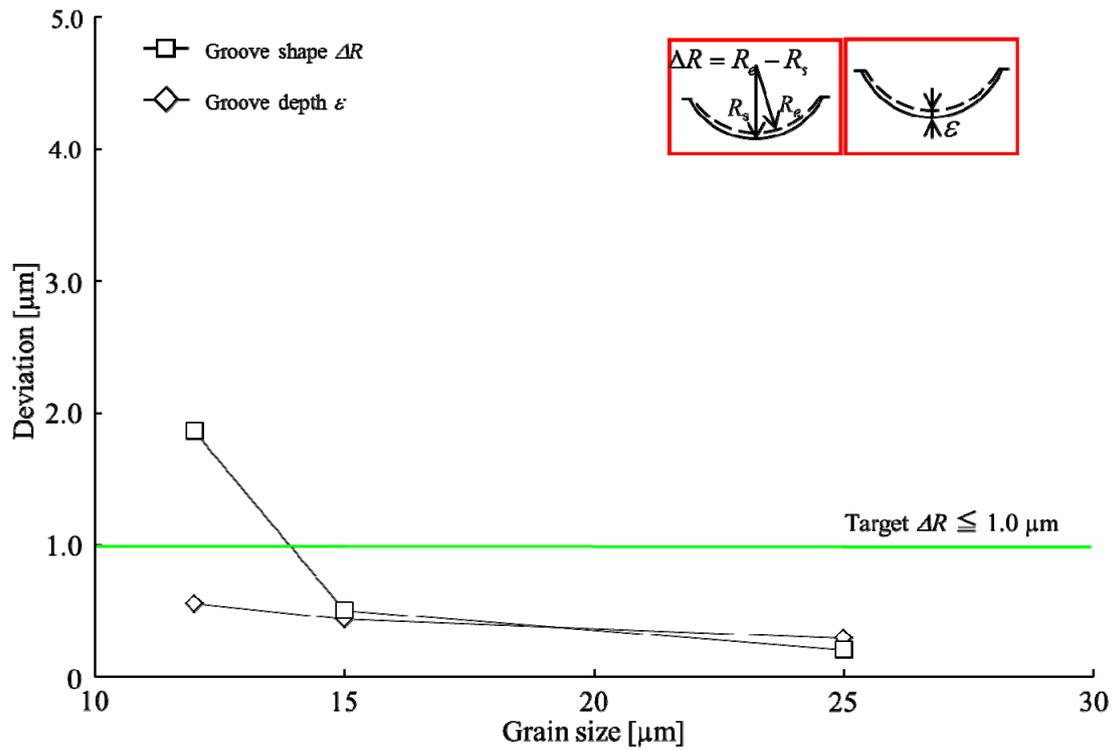


Fig.5.22 Relationship between grain size of grinding wheel and grinding accuracy

以上のことから、平均粒径 25  $\mu\text{m}$  の軸付砥石で研削加工を行うことで、表面粗さ、溝形状、溝深さ変化量ともに良好になると言える。

## 5.7 超硬合金の基本的研削特性

5.5, 5.6 節で述べたように、超硬合金を加工する際には、チルト加工を行うことで、高精度な溝を得ることができる。しかし Fig.5.19 に示すように、溝形状精度、溝深さ変化は目標値を満足しない。そこで、工具送り速度、切込み量、砥石周速度の基本的研削条件を変化させ、高精度な溝を得られる条件を実験的に検討した。一般に工具送り速度は、遅すぎると式(5.1)の  $h_{max}$  が小さくなり、砥粒が被削材の表面を上すべりし、加工物表面に焼けが発生する。逆に、速すぎると  $h_{max}$  が大きくなり砥粒に負荷がかかり、砥粒脱落の原因となる<sup>5-17)</sup>。切込み量は、工具送り速度と同様に、小さすぎると  $h_{max}$  が小さくなり加工物の表面で上すべりし、それによる熱的ダメージが増大してしまう。逆に、切込み量が大きすぎると  $h_{max}$  が大きくなり、砥粒が被削材に深く食い込み、砥粒脱落を伴い砥石の寿命を低下させる<sup>5-18)</sup>。砥石回転数は、低すぎると  $h_{max}$  が大きく被削材に対し砥石が軟らかく作用し、砥粒脱落の原因となる。逆に、速すぎると研削熱を増大させ、加工物へ熱的ダメージを与える<sup>5-19)</sup>。これら工具送り速度、切込み量、砥石回転数の研削条件が、微細溝の表面粗さ、溝形状精度に及ぼす影響について実験的に検討を行い、最適加工条件を選定した。また、マイクロ流体チップを加工するためには、200 mm 程度の研削長が必要である。そこで本研究では、砥石寿命に関しても調査を行った。

### 5.7.1 工具送り速度の研削特性への影響

Fig.5.23 に、工具送り速度と表面粗さ、溝形状変化量  $\Delta R$ 、溝深さ変化量  $\varepsilon$  の関係を示す。Fig.5.23(a)から、工具送り速度を  $F=0.8$  mm/min から 28.1 mm/min と増加させると、表面粗さは悪化する傾向が認められ、特に、 $F=28.1$  mm/min のとき、表面粗さは約 0.6  $\mu\text{mRz}$  と目標値より悪い。また、Fig.5.23(b)の曲率半径  $R$  の差から算出した溝形状変化量  $\Delta R$  は、送り速度  $F=28.1$  mm/min で  $\Delta R \approx 4.8\mu\text{m}$  と最大であり、溝

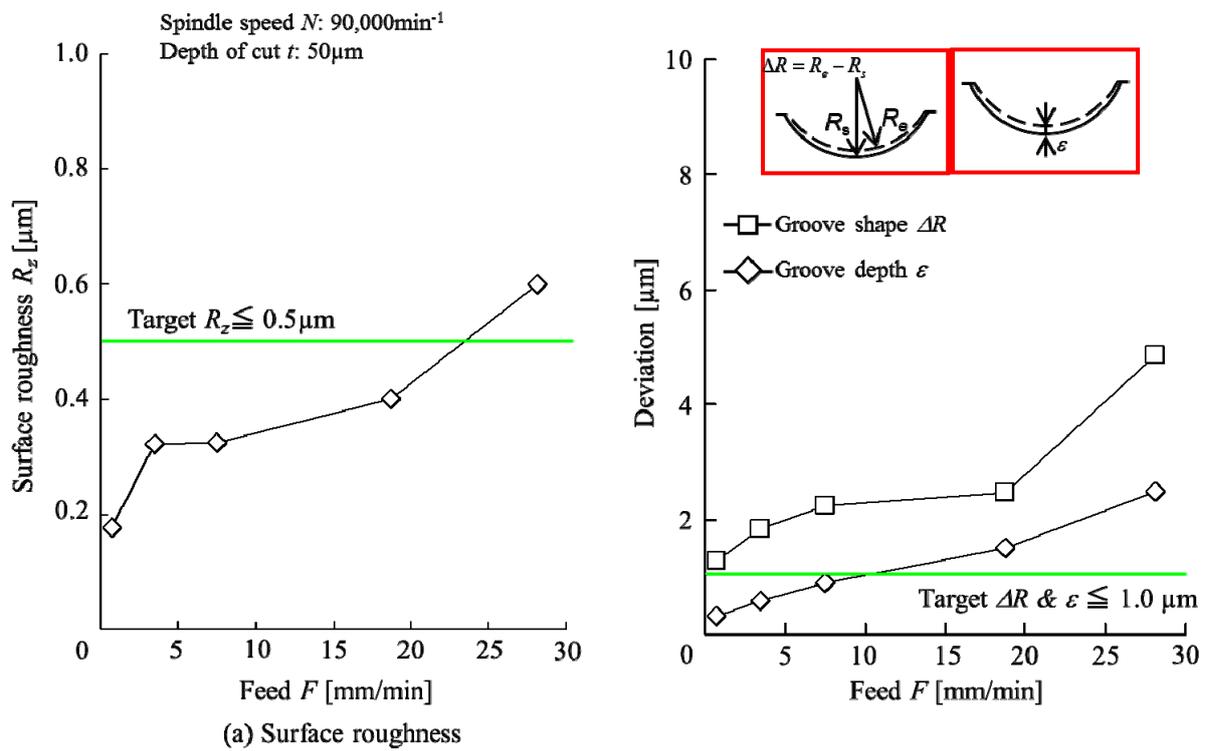


Fig.5.23 Effect of feed on grinding accuracy

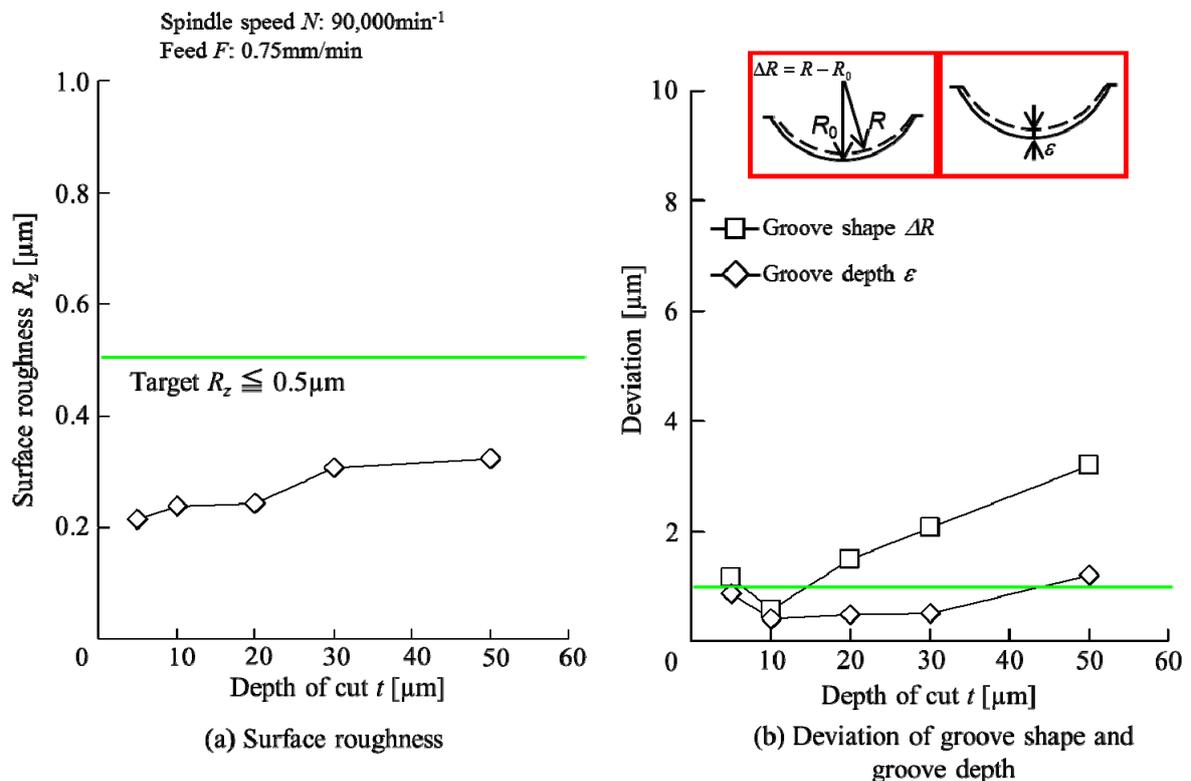


Fig.5.24 Relationship between the depth of cut and grinding accuracy

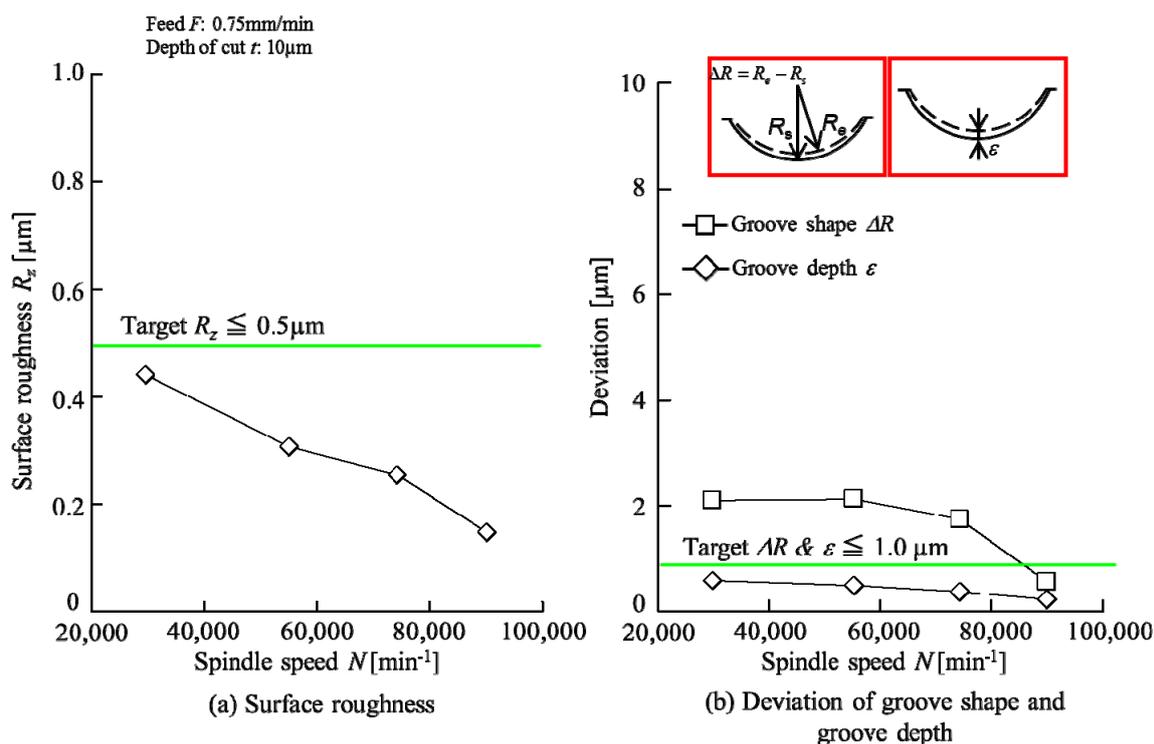


Fig.5.25 Effect of spindle speed on surface roughness

深さ変化量  $\epsilon$  は、 $F=28.1$  mm/min で  $\epsilon \doteq 2.5$   $\mu$ m と最大となる。この原因は、送り速度が大きいことで、砥粒切れ刃にかかる負荷が増大するためである。また、送り速度が  $F=0.8, 3.8$  mm/min と小さい時、溝形状精度は良好であるが、加工能率が低い。以上のことから、送り速度  $F=7.5$  mm/min で加工を行うことで、加工能率、表面粗さ、溝形状、溝深さ変化量ともに良好になると言える。

### 5.7.2 切込み量が研削特性に及ぼす影響

砥石回転数を  $N=90,000$  min $^{-1}$ 、工具送り速度は良好な結果の得られた  $F=7.5$  mm/min と一定にし、切込み量  $t=5 \sim 50$   $\mu$ m と変えて研削特性への影響を調査した。また Fig.5.24 に、切込み量と表面粗さ、溝形状変化量  $\Delta R$ 、溝深さ変化量  $\epsilon$  の関係を示す。Fig.5.24(a)より、切込み量  $t$  を 5  $\mu$ m から 50  $\mu$ m と増加しても、表面粗さは約 0.27  $\mu$ mRz と一定である。以上のことから、切込み量  $t$  は表面粗さに関係しないと言える。また、Fig.5.24(b)の曲率半径の差から算出した溝形状変化量  $\Delta R$  は、切込み量  $t=50$   $\mu$ m で  $\Delta R \doteq 3.2$   $\mu$ m と最大、溝深さ変化量  $\epsilon$  は、 $t=50$   $\mu$ m で  $\epsilon \doteq 1.2$   $\mu$ m と

最大となる。この原因は、切込み量が大きいことで、砥粒にかかる負荷が増大し、目こぼれが発生したためである。また、切込み量  $t=5 \mu\text{m}$  のとき溝形状精度が若干悪くなる原因は、切込み量が小さすぎると、砥粒の切取厚さが小さくなり、上すべり現象が発生し、切れ刃の転写精度が悪くなったためと考えられる。

以上のことから、切り込み量  $t=10 \mu\text{m}$  で加工を行うことで、表面粗さ、溝形状変化量、切り残し量ともに良好になると言える。

### 5.7.3 砥石回転数が研削特性に及ぼす影響

Fig.5.23, 5.24 より、良好な結果の得られた工具送り速度  $F=7.5 \text{ mm/min}$ 、切込み量  $t=10 \mu\text{m}$  と一定にし、砥石回転数を  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$  から  $90,000 \text{ min}^{-1}$  と変えて研削特性への影響を検討した。Fig.5.25 に、回転数と表面粗さ、溝形状変化量  $\Delta R$ 、溝深さ変化量  $\varepsilon$  の関係を示す。Fig.5.25(a)より、回転数が  $N=30,000 \text{ min}^{-1}$  から  $90,000 \text{ min}^{-1}$  と増加するに伴い、表面粗さは約  $0.44 \mu\text{mRz}$  から  $0.15 \mu\text{mRz}$  と減少する。また Fig.5.25(b)より、曲率半径の差から算出した溝形状変化量  $\Delta R$  は回転数  $N=90,000 \text{ min}^{-1}$  で  $\Delta R \doteq 0.57 \mu\text{m}$  と最小、溝深さ変化量  $\varepsilon$  は  $N=90,000 \text{ min}^{-1}$  で  $\varepsilon \doteq 0.23 \mu\text{m}$  と最小となる。この原因は、砥石回転数を高くすることで、砥粒の最大切取厚さ  $h_{max}$  が小さくなり、脱落が低減されたためである。

以上のことから、回転数  $N=90,000 \text{ min}^{-1}$  で加工を行うことで、表面粗さ、溝形状、溝深さ変化量ともに良好になると言える。

### 5.8 研削の継続に伴う砥石摩耗

一般的な Y 字型流路のマイクロ流体チップの流路長さは、約  $200 \text{ mm}$  とされている<sup>5-20</sup>。そこで、本研究では、研削長  $L=200 \text{ mm}$  までの砥石摩耗について実験的に調査を行った。

実験条件は、これまでの実験結果で最も良好な結果が得られた砥石回転数  $N=90,000 \text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度  $F=7.5 \text{ mm/min}$ 、切込み量  $t=10 \mu\text{m}$  を選定し、研削長

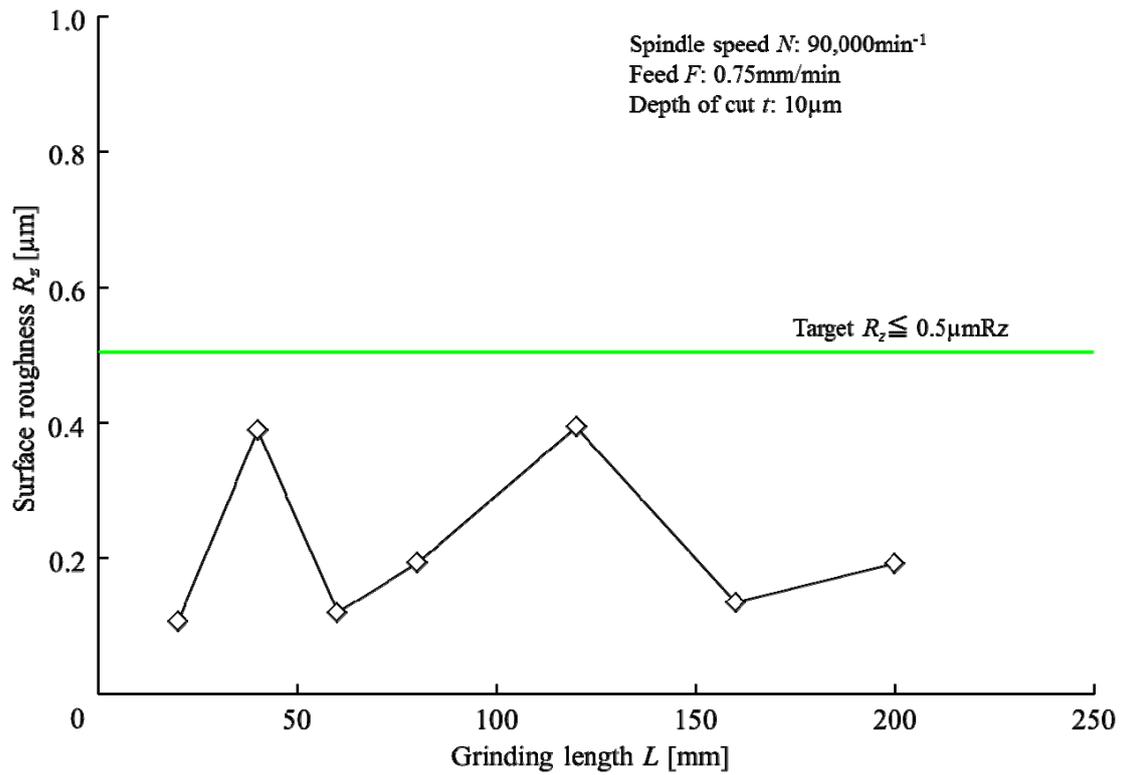


Fig.5.26 Relationship between grinding length and surface roughness

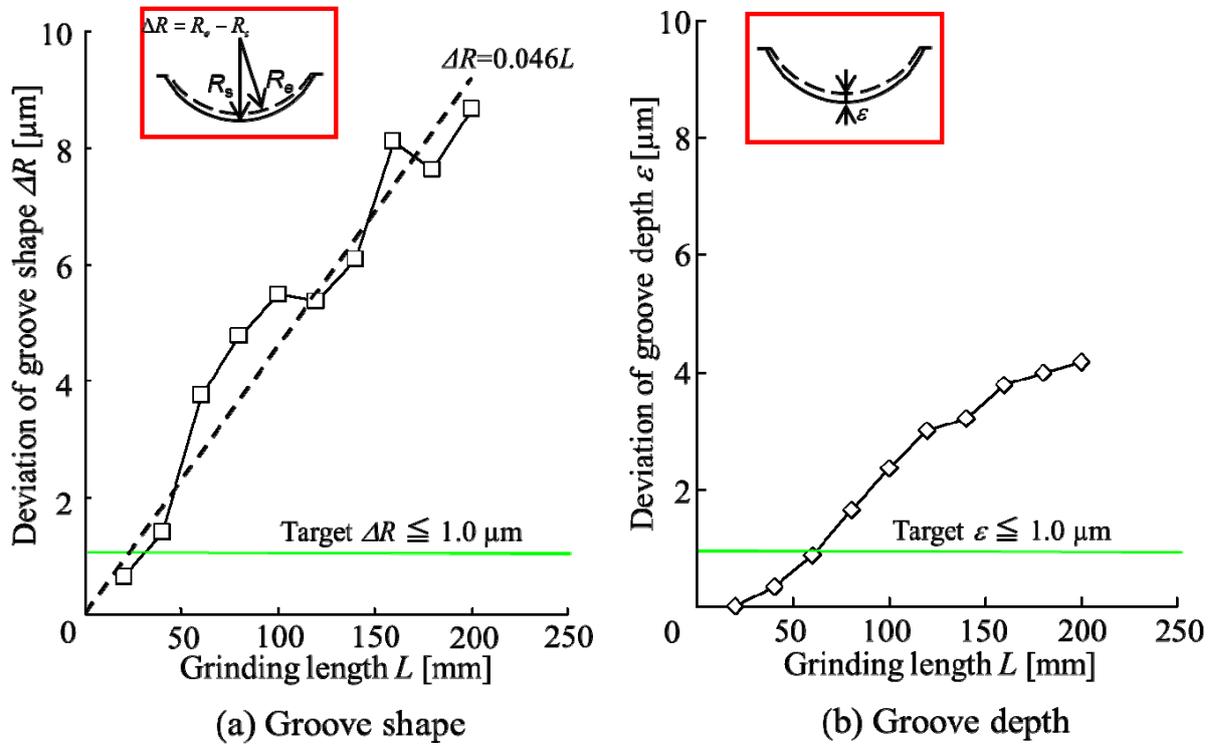


Fig.5.27 Relationship between grinding length and deviation of groove shape

を  $L=200$  mm まで実験を行った。また、Fig.5.26 に研削継続に伴う表面粗さ  $Rz$  の推移、Fig.5.27 に、研削継続に伴う溝形状変化量  $\Delta R$  の関係と溝深さ変化量  $\varepsilon$  の関係を示す。研削長を  $L=20\sim 200$  mm と増加させても、表面粗さ  $Rz$  は、目標値である  $0.5 \mu\text{m}Rz$  を満足している。Fig.5.27(a)より、曲率半径の差から算出した溝形状変化量  $\Delta R$  は研削の継続に伴い増加している。この原因は、研削継続により砥石にかかる負荷が増加し、砥粒切れ刃の摩耗が発生したためと考えられる。また、Fig.5.27(b)より溝深さ変化量  $\varepsilon$  も研削継続に伴い増加している。

以上の結果から、研削長  $L=200$  mm までの範囲において、砥石回転数  $N=90,000 \text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度  $F=7.5 \text{ mm/min}$ 、切込み量  $t=10 \mu\text{m}$  と一定の条件で加工を行うことで、 $0.5 \mu\text{m}Rz$  以下の表面粗さが得られるが、溝形状変化量は約  $10 \mu\text{m}$  と大きくなる。このことから、最終工程で砥石を新しいものと交換し、仕上げ研削を施すことにより、溝形状変化量  $\Delta R$ 、切り残し量  $\varepsilon$  を  $1 \mu\text{m}$  以下にする必要があると言える。

## 5.9 結言

本章では、ガラス製マイクロ流体チップ金型のメカニカル・リソグラフィ製造方式による加工を目的として、ダイヤモンド電着砥石による超合金加工の研削特性に関する検討を行い、以下の結果を得た。

- (1) ダイヤモンド電着砥石による超合金の高精度、高能率加工を行うため、加工機の主軸を傾けるチルト研削(チルト角  $-45^\circ\sim 45^\circ$ )およびアップカット、ダウンカットで研削加工を行った。その結果、各種研削方式のうち、チルト角  $45^\circ$ 、 $-45^\circ$  の研削方式を採用することで、表面粗さは  $0.5 \mu\text{m}Rz$  以下と良好になることが分かった。しかし、アップカット、ダウンカットでは、加工面に研削条痕が認められ、チルト角  $45^\circ$ 、 $-45^\circ$  の研削方式と比較して表面粗さが悪い。チルト角  $45^\circ$  で良好な加工精度を得られる原因は、最大切取厚さが小さく、砥石作業面積、砥石周速度が大きいためと言える。
- (2) 上記チルト研削において大きな問題になる工具剛性とダイヤモンド砥粒の粒

度に関して実験的検討を行った。高剛性タイプの軸付砥石を使用することで、砥石弾性変形が抑制され、表面粗さが約  $0.2 \mu\text{mRz}$ 、溝形状変化量が約  $1.2 \mu\text{m}$ 、設定切り込み量からの変化量が約  $1.8 \mu\text{m}$  と、通常タイプの軸付砥石に比べて良好な研削精度を得ることができる。また、ダイヤモンド砥石の平均粒径  $12\sim 25 \mu\text{m}$  の範囲において、平均粒径  $25 \mu\text{m}$  の粗粒砥石は、砥粒脱落を低減でき、表面粗さが約  $0.2 \mu\text{mRz}$ 、溝形状変化量が約  $0.3 \mu\text{m}$ 、溝深さ変化量が約  $0.2 \mu\text{m}$  と良好な研削精度を得ることができる。

- (3) 高剛性タイプのダイヤモンド電着砥石を用いたチルト研削の基本的な研削特性に関して検討を行った。その結果、送り速度を  $F = 0.8$  から  $28.1 \text{ mm/min}$  の間で増加させると、表面粗さは約 3 倍、曲率半径における溝形状変化量は約 4 倍、溝深さ変化量は約 8 倍に悪化する。また、切込み量を  $t = 5$  から  $50 \mu\text{m}$  に増加させると、曲率半径の差から算出した溝形状変化量は約 6 倍、溝深さ変化量は約 3 倍に悪化するが、表面粗さはほぼ一定である。また、砥石回転数を  $N = 30,000$  から  $90,000 \text{ min}^{-1}$  と増加させると、表面粗さは約  $2/5$ 、溝形状変化量  $\Delta R$ 、溝深さ変化量  $\varepsilon$  とともに約  $1/3$  と良好となる。

また、これらの結果を踏まえて、研削継続に伴う、溝表面粗さ、溝形状精度の測定を行った。砥石回転数  $N = 90,000 \text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度  $F = 0.75 \text{ mm/min}$ 、切込み量  $t = 10 \mu\text{m}$  と一定の条件で研削継続を行うことで、良好な表面粗さ約  $0.3 \mu\text{mRz}$  が得られる。しかし、溝形状変化量は約  $10 \mu\text{m}$  と大きくなることから、砥石交換後に仕上げ研削を行う必要がある。

## 参考文献

- 5-1) 多賀淳, 本田進: マイクロチップ電気泳動: 装置の作成、特徴、応用, Chromatography, Vol.22, No.2, (2001), pp.70-71.
- 5-2) 林俊雄: MEMS(Micro Electro Mechanical Systems)製造プロセスにおけるフルオロカーボンプラズマ, プラズマ・核融合学会誌, Vol.83, No.4, (2007), pp.341-345.
- 5-3) 渡慶次学: 半導体微細加工技術を用いたガラスチップ製造法, 電子材料, (2005.11), pp.26-28.
- 5-4) Zhi Wei, Jianhua Zhang, Nan Li and Xu Li: Computation Model of Machining Mechanics of Glass Micromilling, Computational Intelligence and Security ,(2009), pp.587 – 591.
- 5-5) Fumihito Arai, Hisataka Maruyama, Toshihiro Sakami, Akihiko Ichikawa, Naoto Kouketsu, Lixin Dong and Toshio Fukuda: PINPOINT INJECTION OF MICRO TOOLS USING DIELECTROPHORESIS AND HYDROPHOBIC SURFACE FOR MINIMALLY INVASIVE SEPARATION OF MICROBE, Micro Electro Mechanical Systems, (2002), pp.48-51.
- 5-6) 松村隆: エンドミルによるガラスの微細加工, 日本機械学会誌, Vol.115, No.1128, (2012), pp.758-761.
- 5-7) 若林浩平: 小径ダイヤモンド砥石を用いた超硬合金の微細溝加工, 精密工学会, (2007), pp.71-72.
- 5-8) 後藤裕明: イゲタロイの歴史, SEI テクニカルレビュー第 174 号, (2009), pp.2-4.
- 5-9) 大竹尚登: ダイヤモンドとは?, 砥粒加工学会誌, Vol.51, No.4, (2007), pp.198-201.
- 5-10) 鈴木浩文: 超精密・マイクロガラスレンズの成形技術と超硬合金の精密研削技術, 豊橋技術大学生産システム工学系, pp.1-7
- 5-11) Wei-Shin Lin, Yung-Cheng Wang, Wen-Chi Hsiao, Bean-Yin Lee: Grinding Performance Analysis of Diamond Wheel for Groove Grinding, 2010 8th IEEE International Conference on Control and Automation, (2010), pp.608-613.

- 5-12) 久保明彦, 餅田恭志, 田牧純一, 原野佳津子, 角田均, シャリフウラ: 超硬合金切削における各種ダイヤモンドバイトの摩耗特性, 砥粒加工学会誌, Vol.55, No.10, (2011), pp.593-600.
- 5-13) 仙波卓弥, 岡崎隆一, 角谷均: ナノ多結晶ダイヤモンド製マイクロボールエンドミル, 日本機械学会論文集(C編), Vol.76, No.763, (2010), pp.300-308.
- 5-14) 榎原仁: 金属フォトエッチング技術による金属製マイクロリアクタの製造方法, 電子材料, (2005.11), pp.29-32.
- 5-15) 升田雅博, 大山啓, 森義典, 半田伸一, 武知清孝, 小川仁: 小径ダイヤモンド電着工具によるアルミナセラミックへの通し穴加工, 精密工学会誌, Vol.71, No.1, (2005), pp.105-109.
- 5-16) 鬼鞍宏猷, 大西修, 西原邦男, 郭韋辰: マイクロ Ni-W 電着ダイヤモンド工具の製作と脆性材料の溝加工への適用, 精密工学会誌, Vol.74, No.6, (2008), pp.627-631.
- 5-17) Yoshihito Isokawa: Grinding of microgrooves in cemented carbide dies, ICPMT2012, 10th International Conference on Progress of Machining Technology, (2012), pp.61-64.
- 5-18) 庄司克雄: 研削加工のすべて, 砥粒加工学会誌, Vol.51, No.11, (2007), pp.19-22.
- 5-19) 小林正次: ダイヤモンド砥石および CBN 砥石の進歩, 精密機械 46 巻 5 号, pp.40-42.
- 5-20) 谷泰弘: 延性モード加工, 生産研究, Vol.43, No.11, (1991), pp.6-12.

## 第6章 結論

### 6.1 本研究の結果の要約

近年、製薬、化学分析、化粧品の製造に応用可能なマイクロ流体チップが注目されている。マイクロ流体チップは、MEMS (Micro Electro Mechanical Systems)技術を用いて製造した幅 100 $\mu\text{m}$  程度の流路内で化学反応を起し、それらの化学操作、分析、測定を行う装置であり、幅数 10mm のプラスチックまたはガラス基板上に化学実験装置を集積化したシステムである。一般に、この成形には半導体製造工程で用いられるフォトリソグラフィ方式で製造された Si 製金型が採用されている。しかし、高価な設備と多くの製造工程を必要とするこの方式は、製造コストの削減と、リードタイムの短縮が実用化に向けた開発課題となっている。

そこで本研究では、幅数 10～数 100 $\mu\text{m}$  の微細溝をマイクロ機械加工で形成するメカニカル・リソグラフィ方式を提案し、ステンレス鋼、超合金製の金型の表面に高精度な凹凸微細溝をマイクロ工具により直接加工できる技術を開発した。その主な研究開発項目は、① マイクロエンドミルの切削特性に基づく加工条件選定指針の作成、② マイクロエンドミルによるステンレス鋼製金型を製造する上で問題となる流路断面積変化の低減技術の開発、③ プラスチック製マイクロ流体チップを想定した Y 字流路モデル金型の試作による開発技術の有効性の実証、④ ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型の製造に適した超合金の微細溝加工技術の開発である。

第1章「序論」では、現状のマイクロ流体チップ製造方式の課題と、本研究が提案するメカニカル・リソグラフィ製造方式の利点、開発課題を示し、研究の目的と方針を明確にしている。

第2章「マイクロエンドミルの切削特性に基づく加工条件選定指針の作成」では、メカニカル・リソグラフィ方式による金型加工の開発課題である、マイクロエンドミルの加工条件の選定指針に関して検討を行った。切削速度、1刃当り送り量、

軸方向切込み量の加工条件が基本的切削特性に及ぼす影響に関して、工具径 $\phi 0.5\text{mm}$ のマイクロエンドミルを用いて、実験的に検討した。その結果、マイクロエンドミルによる加工において、1刃当り送り量が工具の切れ刃エッジ $R$ よりも小さい条件では、実効すくい角が負角となるため、バリ発生量が大きく、切削力、表面粗さの増加割合も変化するというマイクロエンドミル特有の現象を明らかにした。また、今まで研究報告がされていない微細溝側面の表面粗さに関して、その観察と測定方法を考案し、加工条件が溝側面の表面粗さに及ぼす影響に関して実験的に検討した。その結果、微細溝側面の表面粗さは、加工条件に係わらず約 $0.5\mu\text{mRz}$ であることを明らかにした。これまで未検討であった切れ刃エッジ $R$ の溝肩部バリ発生、工具摩耗への影響を考慮したマイクロエンドミルの加工条件の選定指針を作成し、工具径 $\phi 0.1\text{mm}$ 以下のエンドミルにも適用可能であることを実証した。

第3章「鉄系マイクロ流体チップ金型の製造技術」では、マイクロエンドミルによる金型製造する上で問題となる流路断面積変化の低減方法に関して検討を行った。2個の被削材( $W2\times 2\text{mm}$ )をテーパクランプ治具で固定し、加工後に突合せ部分の溝断面形状を測定する方法を用い、加工条件が微細溝形状に及ぼす影響を実験的に検討した。その結果、切削力の増加に伴い、溝傾斜角度と溝底部コーナ $R_w$ が悪化することを明らかにした。さらに、加工機全体を含む工具剛性とSUS316材の比切削抵抗を実験的に求め、加工条件から近似的に工具変形を予測する方法を考案し、その予測方法によりマイクロエンドミルの工具変形を20%以下の誤差で予測可能であることを示した。次に、工具振れ回りが微細溝幅、工具寿命に及ぼす影響を実験的に検討した。その結果、2枚刃エンドミルの振れ回りの軌跡に対して、2枚の切れ刃を接線方向に角度調整することで、工具振れ回りの加工精度への影響を大幅に低減できることを明らかにし、工具振れ回りが約 $10\mu\text{m}$ 発生していても、その影響による溝幅変化を $1\mu\text{m}$ 以下と1/10に低減でき、工具摩耗の低減ができることを実証した。

第4章「プラスチック製マイクロ流体チップ成形用金型の試作」では、高精度な微細溝をマイクロエンドミルの加工で実現するために重要な課題となる、溝肩部バ

りの発生の低減、被削材表面からの溝深さ精度の向上について検討した。初めに、バリ低減を目的に、切削液の潤滑、切屑の排出効果の向上が期待される超音波キャビテーション援用加工をマイクロエンドミル加工に適用し、その加工特性に関して実験的に検討した。その結果、MQL(Minimum Quantity Lubricant)加工ではバリ発生が大きい(1刃当り送り量) $\leq$ (切れ刃エッジR)の条件でも、超音波キャビテーション援用加工を用いることで、バリ面積比を目標の5%以下に低減でき、さらに切削初期における工具刃先欠損をMQL加工と比べ、半減できることを明らかにした。次に、本研究で開発した工具振れ回りの低減技術を用いて、マシニングセンタ等に広く普及している2面拘束ホルダ(スプリングコレット方式)に把持した工具の振れ回りを測定・修正する装置を試作した。その試作装置を用いて、2枚刃エンドミルの角度修正することで、工具振れ回りが発生しても、その加工精度への影響を1/10に低減できることを実証した。また、被削材表面からの溝深さ精度の向上に関し、被削材表面を原点としてマイクロエンドミルの切込み方向の刃先位置の検出方法を考案し、マイクロ流体チップ金型を製造する上で必要な $\pm 0.5\mu\text{m}$ の高精度位置決めを達成できることを実証した。以上の本研究で開発したメカニカル・リソグラフィ方式を、プラスチック製マイクロ流体チップを想定したY字型流体チップ金型(SUS316材、凹凸形状金型、溝幅・深さ $100\mu\text{m}$ )の試作に適用し、バリ発生の抑制、表面粗さ $0.2\mu\text{mRz}$ 以下、溝深さ精度 $0.6\mu\text{m}$ と高精度な微細溝を得られることを明らかにした。

第5章「ガラス製マイクロ流体チップ成形用金型の製造技術」では、ダイヤモンド電着砥石を用いたガラス製マイクロ流体チップ成形用金型(材料：微粒子超硬合金)の製造を行う上で問題となる、砥石先端部の周速度ゼロ付近での加工を回避するため、加工機の主軸を工具送り方向に傾けて加工を行うチルト研削特性について検討した。初めに、主軸の傾斜角であるチルト角が研削特性に及ぼす影響を実験と解析から検討し、チルト角 $45^\circ$ で良好な加工を行えることを明らかにした。また、工具剛性を向上させたダイヤモンド電着砥石(砥石径 $\phi 0.5\text{mm}$ )を試作し、市販工具との研削特性を比較した。その結果、試作した高剛性タイプ、平均砥粒径 $25\mu\text{m}$ の

ダイヤモンド電着砥石を用いることで表面粗さ  $0.2\mu\text{mRz}$ 、溝形状、溝深さ変化量  $0.3\mu\text{m}$  以下と良好になることを明らかにした。さらに、チルト研削において、砥石周速度、送り速度、切込み量が研削特性に及ぼす影響を実験的に検討し、砥石回転数  $90,000\text{min}^{-1}$ 、工具送り速度  $7.5\text{mm/min}$ 、切込み量  $10\mu\text{m}$  の加工条件を選定した。この条件下で、マイクロ流体チップ金型に必要なとされる研削長  $200\text{mm}$  まで、表面粗さ  $0.5\mu\text{mRz}$  以下の高精度な微細溝加工ができることを明らかにした。

## 6.2 本研究の工学的、工業的意義

以上、本研究では、メカニカル・リソグラフィ製造方式によるマイクロ流体チップ製造を目的として、その開発課題となるマイクロ工具加工における加工精度向上と、切削・研削機構の解明を行った。その結果、今までのマイクロエンドミルによる加工では考慮されていない切れ刃エッジ  $R$  を考慮した切削条件の選定指針を作成し、バリ発生、工具摩耗の低減を可能とした。また、マイクロエンドミルによる加工において加工精度向上の大きな障害要因である工具変形、工具振れ回り、工具刃先欠損の低減方法を明らかにした。ダイヤモンド電着砥石によるチルト加工法を用いることで、超硬合金に対して高精度な溝研削が可能であることを示した。

マイクロエンドミルによる加工において、更なる加工精度向上のためには、本研究第3章で示したように、切削初期における工具刃先欠損の低減が必要である。工具刃先にフラット面を設け、刃先の剛性を向上させる事で、超音波キャビテーション援用加工と同様の刃先欠損低減効果が期待できると考えられる。

また、現在、マイクロ流体チップ製造において、設計した流路の性能を確認するためのラピッドプロトタイピング(高速試作)方法が必要とされている。メカニカル・リソグラフィ製造方式を用い、ホウ珪酸ガラスに直接溝を加工することで、この要求を満たすことができると考えられる。

## 研究業績

### 原著論文(筆頭) : 2 件

- (1) K. Iwatsuka, Y. Isokawa, Y. Maeda, H. Tanaka, T. Yazawa, S. Suzuki: Study on micro-groove milling of a microchannel die – Selection guidelines for cutting conditions with micro end mills –, Advances in Abrasive Technology XV Advanced Material Research, Vol.565, (2012), pp.523-528.
- (2) K. Iwatsuka, Yukio Maeda, Hideaki Tanaka, Takanori Yazawa: Effect of tool run-out on micro-groove milling for a microchannel die, International Journal of Automation Technology, Vol.8, No.2, (2014), pp.275-281.

### 原著論文(共著)

- (1) H. Tanaka, H. Chiba, T. Yoshikawa, K. Iwatsuka, Y. Maeda: Mechanical characterization of lapping plate materials in diamond charging process, Advanced Material Research, Vol. 126-128, (2010), pp.302-307.
- (2) H.Tanaka, H.Horita, T.Yoshikawa, K.Iwatsuka, Y.Maeda: Advanced diamond charging process using vibrating charging ring in fixed abrasive lapping, Advanced Material Research, Vol.325, (2011-9), pp.302-307.
- (3) 鈴木伸哉, 神谷和秀, 松本公久, 岩塚健一, 前田幸男, 野村俊: 結像を用いた工具の刃先位置検出に関する研究—光学シミュレーションを用いた照明系の開口数と工具径に関するボールエンドミルの刃先位置—, 精密工学会誌, Vol.79, No.5, (2013), pp.437-442.
- (4) 鈴木伸哉, 神谷和秀, 松本公久, 岩塚健一, 前田幸男, 野村俊: 結像を用いた工具の刃先位置検出に関する研究— (第2報) 光学シミュレーションを用いた照明系の開口数に対するスクエアエンドミルの刃先位置の誤差—, 精密工学会誌, Vol.80, No.6, (2014), pp.609-614.

国際学会(査読有)

- (1) S.Suzuki, K.Kamiya, K.Iwatsuka, Y.Maeda, T.Nomura : Direct detection of the relative position between a micro-tool tip and a workpiece surface using incoherent light, The 6th International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century (LEM21) Proceedings, 3251, (2011-11), pp.1-6.
- (2) K.Iwatsuka, Y.Maeda, H.Tanaka, T.Yazawa, S.Suzuki : Ultra-precision cutting of roll die with micro lens arrays for plastic film, The 6th International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century (LEM21) Proceedings, 3273, (2011-11), pp.1-4.
- (3) H.Tanaka, T.Yoshikawa, K.Iwatsuka, Y.Maeda, T.Nomura : Advanced verification method using ferromagnetic resonance on TMR head durability against lapping, T The 6th International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century (LEM21) Proceedings, 3326, (2011-11), pp.1-4.
- (4) Y.Isokawa, Y.Maeda, K.Iwatsuka, H.Tanaka, T.Yazawa, S.Suzuki : Grinding of micro-grooves in cemented carbide dies, The 10th International Conference on Progress of Machining Technology Proceedings, Polishing & Grinding 1(2012-9) pp.9-12
- (5) K.Iwatsuka, Y.Maeda, Y.Isokawa, K.Kato, H.Tanaka, T.Yazawa : Fine groove milling of microchannel dies -relationship between tool run-out and groove accuracy-, The 1st International Conference on Renewable Energy Research and Applications (ICRERA) 2012 Proceedings, Invited Special Sessions, ISS-6, No.4, (2012-11), pp.1-6.
- (6) Y.Isokawa, Y.Maeda, K.Iwatsuka, K.Kato, H.Tanaka, T.Yazawa: Grinding of microgrooves in cemented carbide dies –Influence of grinding conditions on groove shape accuracy-, The 1st International Conference on Renewable Energy Research and Applications (ICRERA) 2012 Proceedings, Invited Special Sessions, ISS-6, No.1, (2012-11), pp.1-6.
- (7) D.Hirase, Y.Maeda, K.Iwatsuka, K.Kato, T.Yazawa: Ultra-precision cutting of an

aluminum alloy –Improvement of the cutting edge shape using a straight diamond tool-, The 1st International Conference on Renewable Energy Research and Applications (ICRERA) 2012 Proceedings, Invited Special Sessions, ISS-6, No.3, (2012-11), pp.1-6.

- (8) T.Wakabayashi, Y.Maeda, K.Iwatsuka, T.Yazawa : Tool wear characteristics on near-dry cutting of inconel 718, The 5th International Conference of Asian Society for Precision Engineering and Nanotechnology (ASPEN2013) Proceedings, Poster Presentation, 1136, (2013-11), pp.1-6.
- (9) D.Hirase, Y.Maeda, K.Iwatsuka, T.Yazawa : Influence of machining characteristics on ultra-precision cutting of aluminum alloys, The 5th International Conference of Asian Society for Precision Engineering and Nanotechnology (ASPEN2013) Proceedings, Poster Presentation I , 1137, (2013-11), pp.1-6.

#### 口頭発表

- (1) 岩塚健一, 前田幸男, 宮島敏郎 : マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—切れ刃丸み半径の影響—, 日本機械学会 2009 年度年次大会講演論文集, (2009), pp.213-214.
- (2) 岩塚健一, 前田幸男 : Ni-P めっきの超精密切削に関する研究—ダイヤモンド工具の摩耗—, 日本機械学会第 17 回機械材料加工技術講演会, No.528, (2009), pp.1-2.
- (3) 岩塚健一, 前田幸男, 矢澤孝哲, 福田洋平, 鈴木伸哉 : マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—マイクロエンドミルの切削特性—, 2009 年度精密工学会北陸信越支部学術講演会講演論文集, (2009), pp.3-4.
- (4) 岩塚健一, 前田幸男, 矢澤孝哲, 福田洋平, 鈴木伸哉 : マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—マイクロエンドミルの摩耗特性—, 日本機械学会北陸信越支部第 47 期総会・講演会論文集, pp.315-316.
- (5) 岩塚健一, 前田幸男, 矢澤孝哲, 福田洋平, 鈴木伸哉 : マイクロ流体チップ金

型の微細溝加工の研究—マイクロ工具の加工条件の選定指針—, 日本機械学会  
2010 年度年次大会講演論文集, (2010), pp.199-200.

- (6) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲, 福田洋平, 鈴木伸哉: マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—マイクロエンドミル加工における比切削抵抗—, 2010 年度精密工学会北陸信越支部学術講演会講演論文集, (2010), pp.83-84.
- (7) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲, 福田洋平, 鈴木伸哉: マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—微細溝の表面粗さと形状精度—, 日本機械学会第 8 回生産加工工作機械部門講演会論文集, (2010), pp.249-250.
- (8) 岩塚健一, 前田幸男: Ni-P めっきの超精密切削に関する研究—工具摩耗の低減—, 日本機械学会第 18 回機械材料加工技術講演会, (2010), No.138, pp.1-2.
- (9) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲, 鈴木伸哉: マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—加工条件と微細溝形状精度—, 日本機械学会 2011 年度年次大会, S132032, (2011), pp.1-4.
- (10) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲, 鈴木伸哉: マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—マイクロエンドミルの工具回転振れの影響—, 2011 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2011-9), pp.303-304.
- (11) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲, 鈴木伸哉, 木村友一: マイクロエンドミルによる微細溝加工における切削力の一考察, 砥粒加工学会「先端加工フォーラムとやま 2012」講演論文集, (2012-3), pp.3-4.
- (12) 五十川嘉人, 前田幸男, 岩塚健一, 矢澤孝哲, 飯田翔平: 超硬合金金型の微細溝研削加工に関する研究, 日本機械学会北陸信越支部第 49 期総会・講演会 DVD-ROM 講演論文集, 1011, (2012-3), pp.1-2.
- (13) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲, 鈴木伸哉, 木村友一: マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—溝加工時の工具変形—, 日本機械学会北陸信越支部第 49 期総会・講演会 DVD-ROM 講演論文集, 1013, (2012-3), pp.1-2.

- (14) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲: マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—工具振れ回りと溝加工精度—, 日本機械学会 2012 年度年次大会 DVD-ROM 論文集, S134035, (2012-9), pp.1-4.
- (15) 五十川嘉人, 前田幸男, 岩塚健一, 矢澤孝哲, 中本梨絵: 超硬合金金型の微細溝研削加工に関する研究—ダイヤモンド砥石の粒度と微細溝精度—, 日本機械学会 2012 年度年次大会 DVD-ROM 論文集, S133011, (2012-9), pp.1-4
- (16) 五十川嘉人, 前田幸男, 岩塚健一, 矢澤孝哲, 中本梨絵: 超硬合金金型の微細溝研削加工に関する研究—第 3 報 研削条件が溝形状精度に及ぼす影響—, 2012 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2012-9), pp.849-850.
- (17) 岩塚健一, 前田幸男, 五十川嘉人, 矢澤孝哲: マイクロ流体チップ金型の微細溝加工の研究—マイクロエンドミルにおける超音波キャビテーション援用加工—, 2012 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2012-9), pp.167-168.
- (18) 岩塚健一, 前田幸男, 矢澤孝哲, 鈴木伸哉: マイクロエンドミルによる微細溝加工における工具振れ回りの影響, 砥粒加工学会「先端加工フォーラムとやま 2013」講演論文集, (2013-3), pp.3-4.
- (19) 鈴木伸哉, 北條晨, 神谷和秀, 岩塚健一, 前田幸男, 野村俊: 結像を用いた工具の位置検出に関する研究—第 4 報 光学シミュレーションを用いた光学系の開口数に対するボールエンドミル形状の評価—, 2013 年度精密工学会春季大会学術講演会 DVD-ROM 講演論文集, (2013-3), pp.995-996.
- (20) 鈴木伸哉, 神谷和秀, 岩塚健一, 前田幸男, 野村俊: 位相シフト法による 3 次元計測の種の正弦波投影法, 2013 年度精密工学会春季大会学術講演会 DVD-ROM 講演論文集, (2013-3), pp.1-2.

## 謝 辞

本研究は、富山県立大学大学院工学研究科知能デザイン工学専攻 前田幸男教授のご指導の下に行われたものであり、長期間にわたって懇切なるご指導、ご鞭撻を賜りました。心より深甚の謝意を表します。また、本稿を御査読頂き、有益な御助言とご指導を賜りました富山県立大学大学院工学研究科知能デザイン工学専攻野村 俊教授、中村清実教授、神谷和秀准教授、新潟大学 梶田正美名誉教授に謹んで感謝の意を表します。

また、本研究は多数の方のご指導とご支援により遂行することができました。特に、富山県立大学工学部知能デザイン工学科の岩井学准教授には研究を進めるにあたり、ご協力とご助言を頂いたことに対し、厚く御礼申し上げます。

研究の遂行に当たっては、コマツ NTC 株式会社 村井史郎氏、谷崎 啓氏、板橋久希氏、小林久志氏には、共同研究者として、ご討論と多大なご協力をいただき、研究を円滑に推進することができました。

また、実験を行う上で多くの問題に迅速かつ丁寧に対応していただいた岩谷俊雄先生、7年間の研究生生活で共に研究に励み、励ましあつた五十川喜人君を初めとする多くの仲間たちに感謝します。

なお、ここにお名前を記さなかった数多くの方々のご協力、暖かい励ましを戴いたことに、心より感謝申し上げます。

2015年 2月 2日

岩塚 健一 拝