

博 士 論 文

回転工具を用いた難削材加工の高精度化  
および高能率化に関する研究

2016年

古木 辰也



# 目 次

<b>第1章 緒 論</b> ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	<b>1</b>
1-1. 研究の背景および目的・・・・・・・・・・・・・・・・	1
1-2. 本論文の構成・・・・・・・・・・・・・・・・	5
<b>第2章 ダイヤモンド砥石を用いたバイндаレス超硬合金製フレネル型の 高精度研削加工技術の開発</b> ・・・・・・・・・・・・・・・・	<b>7</b>
2-1. 緒 言・・・・・・・・・・・・・・・・	7
2-2. フレネルレンズ・・・・・・・・・・・・・・・・	9
2-2-1. ガラス製フレネルレンズ・・・・・・・・	10
2-2-2. ガラスレンズのプレスモールド成形法	11
2-2-3. セラミックス製フレネル形状金型の製造方法	12
2-3. 研削加工の特徴・・・・・・・・・・・・・・・・	12
2-3-1. フレネル形状の同時2軸制御研削法	14
2-4. ツルーイング・ドレッシング・・・・・・・・	16
2-4-1. 従来のツルーイング・ドレッシング法の問題点	16
2-4-2. ニオブ製ツルアによるツルーイング法	17
2-4-3. ナイフエッジ形状のツルーイング法	18
2-5. 実験装置・・・・・・・・・・・・・・・・	19
2-5-1. 超精密加工装置・・・・・・・・	19
2-5-2. 測定装置・・・・・・・・	20
2-6. 実験方法・・・・・・・・・・・・・・・・	22
2-7. 実験結果および考察・・・・・・・・	24
2-7-1. ニオブ製ツルアによるダイヤモンドホイールのツルーイング	24
2-7-2. ダイヤモンドホイールによる超硬合金のフレネル形状研削実験	26
2-8. 結 言・・・・・・・・・・・・・・・・	29
<b>第3章 バイндаレス超硬合金製フレネル型の超精密切削用 PCD フライス工具 の開発</b> ・・・・・・・・・・・・・・・・	<b>31</b>
3-1. 緒 言・・・・・・・・・・・・・・・・	31
3-2. PCD フライス工具・・・・・・・・	32
3-2-1. PCD (多結晶ダイヤモンド)・・・・・・・・	32
3-2-2. フライス加工の適用によるメリット	33
3-2-3. PCD フライス工具の作製	34
3-3. PCD フライス工具による超硬合金の超精密切削実験結果および考察	36
3-3-1. 実験装置	36
3-3-2. PCD 製フライス工具の切削特性の評価実験	36
3-3-3. PCD フライス工具による超硬合金のフレネル形状切削実験	40

3-3-4. フレネル段差の欠け抑制のための切削加工実験	44
3-4. 結 言	48
<b>第4章 炭素繊維強化プラスチックの正面切削における</b>	
加工特性の評価	<b>50</b>
4-1. 結 言	50
4-2. 炭素繊維強化プラスチック(CFRP)	51
4-2-1. CFRP 加工の問題点	53
4-3. 種々工具による CFRP の正面切削実験方法	53
4-3-1. 実験方法	54
4-3-2. 実験装置	56
4-4. 実験装置および考察	57
4-4-1. 工具摩耗	57
4-4-2. 加工面品位	58
4-4-3. 表面粗さ	60
4-4-4. 切りくず温度	61
4-4-5. 切削抵抗	62
4-5. 結 言	63
<b>第5章 炭素繊維強化プラスチックの高速・高精度切削用電着エンドミル</b>	
の開発	<b>66</b>
5-1. 結 言	66
5-2. 電着エンドミルの開発	66
5-3. 実験方法および実験装置	69
5-4. 実験結果および考察	71
5-4-1. 工具摩耗	71
5-4-2. 表面性状	74
5-4-3. CFRP 温度	75
5-5. Ti-6Al-4V の側面切削加工実験	79
5-5-1. 実験方法および実験装置	80
5-5-2. Ti-6Al-4V の加工実験結果および考察	82
5-6. スタック材料のケーススタディ実験	84
5-6-1. ケーススタディ実験結果および考察	84
5-7. 結 言	85
<b>第6章 ボールエンドミル型磁気研磨工具を用いた磁気研磨法における研磨量予測</b>	
モデルとマイクロ凹凸形状創製法の提案	<b>87</b>
6-1. 結 言	87
6-2. マイクロ凹凸形状の創製法および評価法	88
6-2-1. エンドミル加工および磁気研磨加工による創成法	88

6-2-2. 魔鏡試験による曲率連続形状の評価手法	89
6-3. 実験装置および使用工具	90
6-3-1. 加工装置および使用工具	90
6-3-2. 測定装置	91
6-4. ボールエンドミル切削での仕上げ切削条件の最適化	92
6-5. 研磨量 $M$ の分布の計測による研磨量予測モデルの構築	95
6-5-1. 研磨圧力 $P_m$ のモデル化	96
6-5-2. 研磨相対速度 $v$ のモデル化	97
6-5-3. $P_mvt$ 分布の導出	99
6-5-4. プレ斯顿定数 $k$ の決定	102
6-5-5. 鏡面化に必要な表面除去量 $M$ の検討	103
6-6. 魔鏡創製ケーススタディ実験およびその結果と考察	104
6-7. ステンレス合金への C2 連続形状の創製法の提案	106
6-7-1. 凹凸形状一定化のための工具走査手法	106
6-7-2. マイクロ凹凸形状の変形量予測モデル	107
6-7-3. スラスト力 $P$ の測定	108
6-7-4. マイクロ凹凸形状の創製実験	110
6-8. 結 言	115
<b>第7章 5軸制御マシニングセンタを用いた非球面形状金型の磁気研磨法の開発</b>	<b>117</b>
7-1. 緒 言	117
7-2. 非球面形状の均等磁気研磨法の提案および構築	117
7-2-1. 非球面形状の効果と設計法	117
7-2-2. 4軸制御磁気研磨法の構築	118
7-3. 実験方法および実験装置	120
7-3-1. ボールエンドミル切削による非球面形状の創成	120
7-3-2. 非球面形状の磁気研磨加工条件	120
7-3-3. 実験装置および測定装置	121
7-4. 実験結果および考察	122
7-5. 結 言	124
<b>第8章 結 論</b>	<b>126</b>
8-1. 本研究の成果	126
8-2. 今後の課題と展望	128
<b>謝 辞</b>	



# 第 1 章 緒 論

本章では、まず本論文に関する研究背景と難削材の定義および研究概要を述べることに  
より、本研究の目的を明らかにする。さらに、その目的を達成するための本論文の構成およ  
び概要を述べる。

## 1-1. 研究の背景および目的

物質を何らかの意図や使用目的を持って取り扱うとき、これを材料と呼ぶ。材料の歴史は  
約 50 万年前から石や土から始まり、18 世紀後半からの産業革命期には材料は鋳鉄から錬鉄  
へ、さらには鉄鋼材料へと大きな変化を遂げた<sup>1.1)</sup>。ただし、このように材料が強靱化した  
としても、これらを機能性部品や製品に仕上げることができなければ無用の長物である。産  
業革命から 100 年間はこの鉄鋼材料が高硬度のため削りにくい、いわゆる「難削材 (Difficult-  
to-cut material)」であった<sup>1.2)</sup>。この難削材を高精度かつ高能率に加工するために、1900 年代  
初頭に鉄鋼材よりも硬度の高い高速度工具鋼や超硬合金を用いた工具が開発された。これ  
ら工具の登場によって、登場以前において主流として用いられていた炭素工具鋼や合金工  
具鋼と比べて、5~10 倍の効率化が達成された<sup>1.3)</sup>。それ以降も、新たな材料の開発がされる  
とともに、工具のコーティング技術等が向上し、図 1.1 に示すように、加工能率や加工精度  
が飛躍的に進歩している<sup>1.4)</sup>。このように時代によって、従来は難削材であったものが難削  
材でなくなり、また使用目的に合わせた新しい材料が開発され、新たな難削材となるという  
歴史を繰り返し、人類の科学技術は発展してきた。このような発展を牽引してきたのは主に  
日本やアメリカ、ヨーロッパ諸国のような先進国であったが、近年の世界的な経済不振にと  
もなってその発展は停滞気味である。その一方で、近年の中国や東南アジアの科学技術は目  
覚ましく進歩し、これまで日本やアメリカなどの先進国独自の技術であったものが、それら  
新興国に追いつかれている状態にある。加えて、これまで国内で行われていた自動車などの  
大量生産製品の製造拠点が海外に移されており、これにもなって、製造業の GDP 割合は  
1900 年代と比べて約 4% 低下しており、今後さらに国内での製造業および加工技術の衰退が  
危惧されている。今後も我が国が、科学技術とりわけ加工技術の分野において、世界をリー  
ドする立場になるには、これまで加工することが困難であった難削材をいかに高精度かつ  
高能率に加工する技術を開発できるかに掛かっているといても過言ではない。近年の難  
削材の現状としては、航空機や自動車、医療機器など様々な分野で高付加価値のある製品を  
生み出すため、従来の超硬合金やステンレス合金、チタン合金に様々な添加剤を加えた新た  
な材料 (バインダレス超硬合金、インコネル 718, Ti-6Al-4V など) が開発されるとともに、  
使用され始めている<sup>1.5-1.7)</sup>。これら材料は現在の工具および加工技術で加工することは可能  
であるが、その一方で以下に示すような<sup>1.8)</sup>様々な要因により著しい工具摩耗が生じるため、  
従来の汎用的な工具を用いて高精度、高能率に加工することが困難である<sup>1.9, 1.10)</sup>。

- 1) 硬度が高く切削もしくは研削しにくい。(超硬合金や SiC など)

- 2) 低熱伝導率により加工熱の発散がしにくい。(チタン合金など)
- 3) 材料がねばく、切りくずが工具に溶着し脱落することで、溶着摩耗を生じる。(ステンレス合金, インコネル 718 など)
- 4) 被削材と工具材種との親和性が高い。(ステンレス合金, インコネル 718 など)
- 5) 加工硬化性が高い。(ステンレス合金など)

したがって、高精度、高能率加工を達成しにくいという理由から、これら材料は特性が異なっているが、すべて難削材に分類されている。それら材料が難削材であることはよく知られているが、その一方で、どのような難削材であり、またどのような工具、加工法が適しているかを一見して判断することは困難である。被削材の加工性を示す指標として、被削性指数がある。これは、硫黄快削鋼を削り、一定の工具寿命に対する切削速度を 100 として、比較する工作物材料の同一工具寿命に対する切削速度を百分率で表したものである<sup>1.11)</sup>。しかしながら、前述したように、難削材に分類される材料は様々な削りにくい要因を持っており、被削性指数だけでは、どのような加工方法が適切であるかは判断しにくい。そこで、山根らは図 1.2 に示すように、材料の硬さ(Hardness)および引張強さ(Tensile strength), 伸び(Elongation)といった材料の機械的特性と熱的特性( $K\rho C$ )<sup>-0.5</sup>を直交座標系右回りに取り(以降、山根チャートと称する), それぞれの値で囲まれた面積について S45C を基準(面積を 1)として表した値を難削指数と定義している<sup>1.12)</sup>。ここで熱的特性( $K\rho C$ )<sup>-0.5</sup>において、 $K$  は熱伝導率,  $\rho$  は密度,  $C$  は比熱である。この難削指数およびレーダチャートからその材料に対する適した加工法の目安をつけることができる。近年の産業界の要求はこのような難削指数の高い材料を高精度、高能率に非熟練技能者でも加工できることであり、その課題達成のため盛んに研究開発が行われているが、その加工技術の一般化には至っていないといった現状である。特に近年航空機分野において使用が活発となっている炭素繊維強化プラスチック(CFRP)<sup>1.13)</sup>においては、炭素繊維と樹脂という異種材料の組み合わせ材料であるということから、山根チャートによる加工法の目安づけが困難であり、実際の加工現場での作業者が CFRP の加工方法や加工条件の決定に苦慮しているといった現状である。また、研究レベルでは多くの工具や加工方法が提案されているが、現場レベルで作業者が容易に加工できる状況とは言いがたく、さらに、工具メーカーから販売されている耐摩耗性に優れたダイヤモンドコーティング工具は高価であるといった問題も存在している。加えて、難削材加工に関する研究では、旋削加工のような非回転工具を用いた研究は盛んに行われてきたが、加工メカニズムが複雑な回転工具による加工を体系的に取り扱った研究は少ないといった問題がある。しかしながら、回転工具による加工は、非回転工具による加工と比べて、複雑形状の加工が可能、加工熱が発散しやすいといった優位性を持つ<sup>1.8)</sup>ことから、難削材の高精度、高能率加工の実現のためには、必要不可欠な加工技術である。

そこで本論文では、図 1.3 のレーダチャートに示すように、難削指数の高い材料である、バインダレス超硬合金と CFRP(複合材料であり難削指数は不明), SUS304, Ti-6Al-4V を加工対象とし、それら材料の適応分野を想定し、エンドミルや研削加工といった回転工具を対象とした、新たな工具および加工法の開発を試みる。



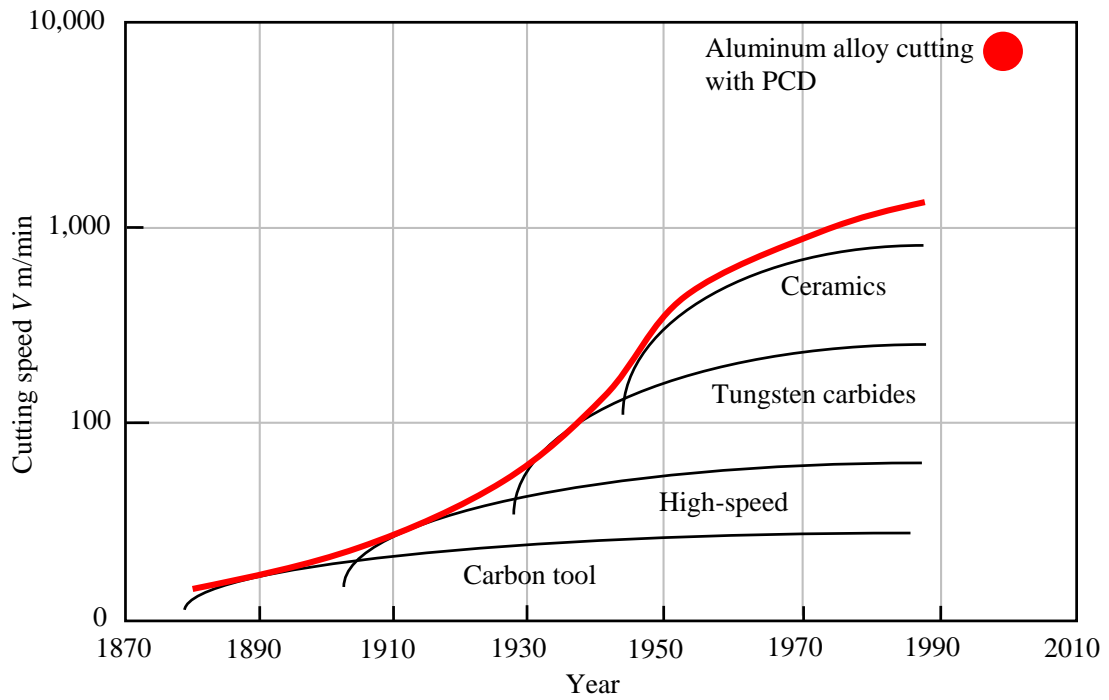


Fig. 1.1 Transition of machining efficiency of steel.

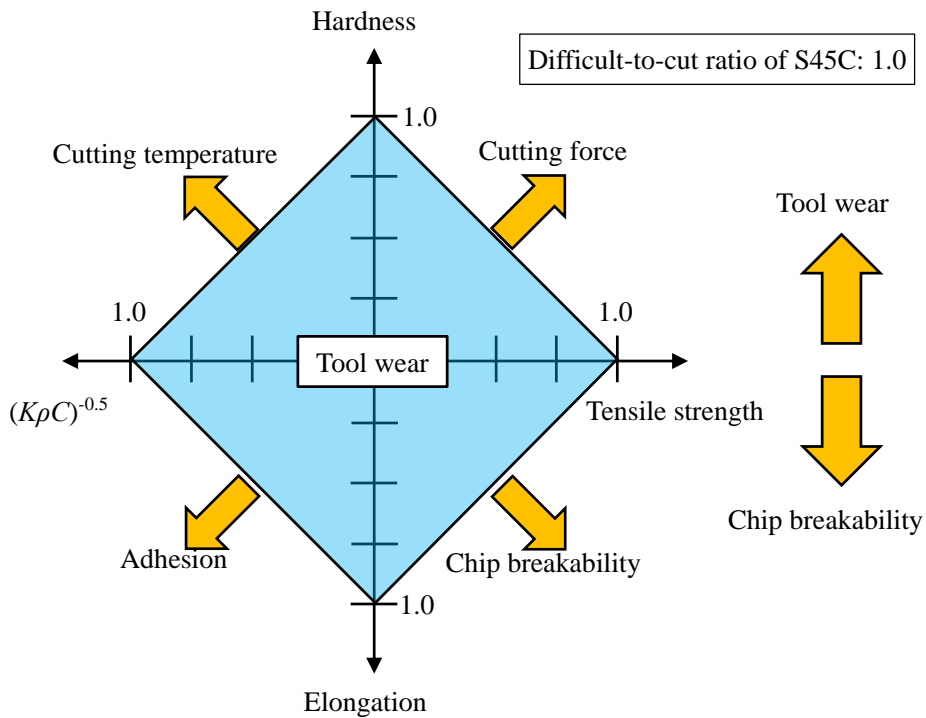


Fig. 1.2 Relation between the area of each quadrant and difficult-to-cut material.

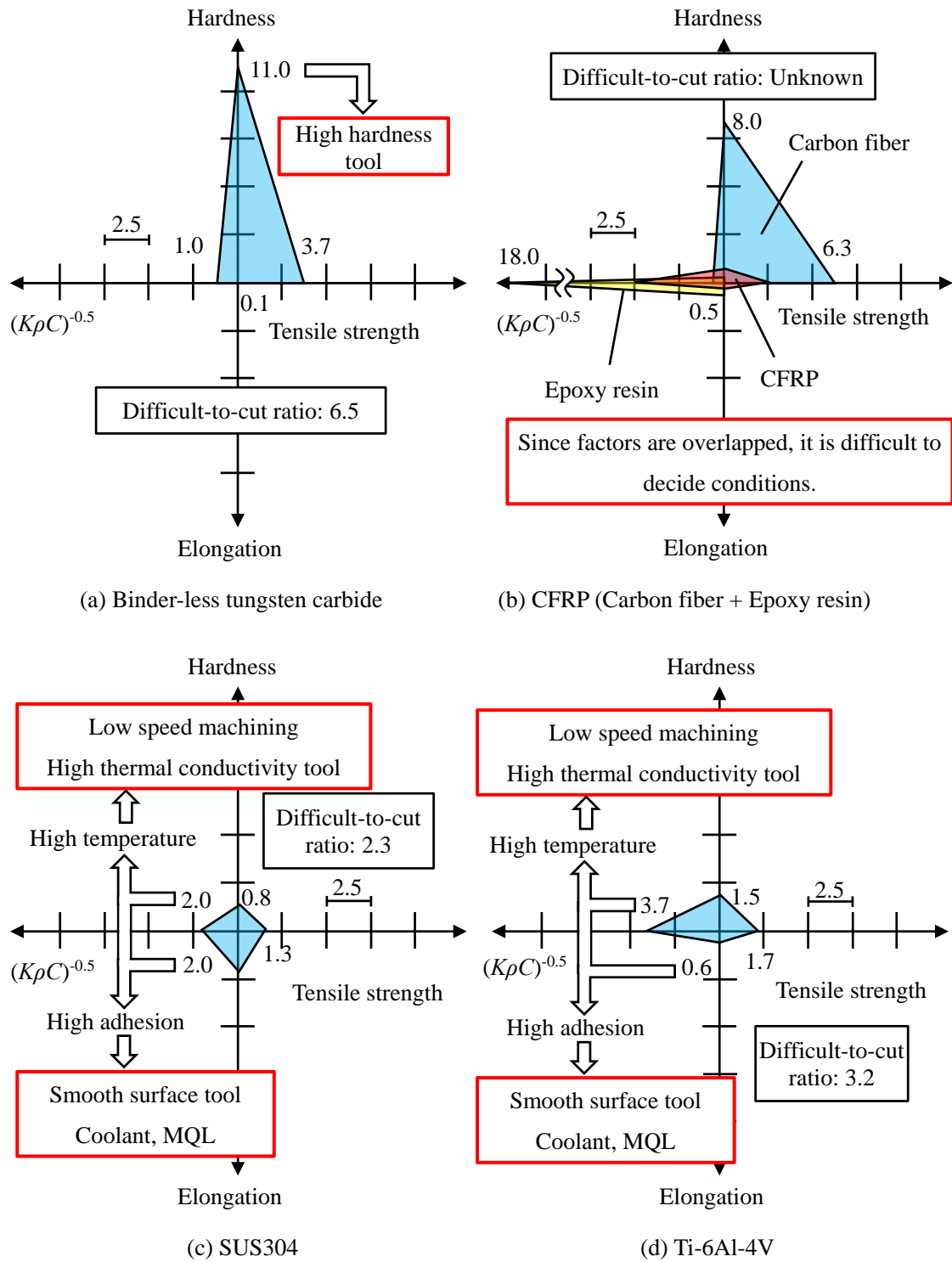


Fig. 1.3 Radar charts of used material in this paper.

## 1-2. 本論文の構成

本論文は全 8 章から構成されており、各章の概要は以下のとおりである。

### 第 1 章 緒 論

難削材の定義および現在における種々難削材の問題点を概説し、それら難削材についての内外の研究をまとめることで、本研究の工学的および工業的な位置づけを行い、研究の目的について述べている。

### 第 2 章 ダイヤモンド砥石を用いたバインダレス超硬合金製フレネル型の高精度研削加工技術の開発

高硬度難削材に分類されるバインダレス超硬合金を対象とし、また、ライフサイクルアセスメントの観点から注目を集めている太陽光発電用ガラス製フレネルレンズに焦点をあて、ガラス製フレネルレンズ成形用バインダレス超硬合金製金型の高精度加工を行う。高硬度材の加工には高耐摩耗性を有するダイヤモンドホイールの適用が有効であると思われる。したがって、ニオブ製ツルアによる高精度ツルイングおよびパラレル研削である同時 2 軸制御加工法を提案するとともに、バインダレス超硬合金をフレネル形状研削し、これら手法の有効性を検証する。

### 第 3 章 バインダレス超硬合金製フレネル型の超精密切削用 PCD フライス工具の開発

第 2 章の研削加工における問題である砥石摩耗による金型形状の悪化やツルイング時間といった非加工時間の短縮化を目指し、耐摩耗性に優れた多結晶ダイヤモンド(PCD)製フライス工具を開発する。そして、前章と同様にバインダレス超硬製フレネル型の超精密切削加工を行い、当該工具の有効性を検証する。

### 第 4 章 炭素繊維強化プラスチックの正面切削における加工特性の評価

山根チャートへの適合が困難であり、加工データが不十分である CFRP に対して複数の工具を用いて正面切削加工を行うことで、各種工具における特徴を整理することを試み、工具形状や工具表面状態の違いによる加工挙動および加工面品位への影響について調査する。

### 第 5 章 炭素繊維強化プラスチックの高速・高精度切削用電着エンドミルの開発

第 4 章の汎用工具による CFRP 加工から得た知見を基に、エンドミル形状にダイヤモンドおよび cBN を電着固定した電着エンドミルの開発を行う。そして、試作工具を用いて CFRP の正面切削加工および側面切削加工を行うことで、当該工具において最適な砥粒径の決定を試みる。また、近年需要が増加しているスタック材料(CFRP/Ti-6Al-4V)の側面切削加工を行うことで、本工具でスタック材料を加工した際の加工特性について検証、考察する。

### 第 6 章 ボールエンドミル型磁気研磨工具を用いた磁気研磨法における研磨量予測モデルとマイクロ凹凸形状創製法の提案

ステンレス合金や七三黄銅のような展延性難削材は、その性質から変形しやすいため、所望形状が得にくい。さらに、遊離砥粒を用いた研磨加工で鏡面を得ようとした場合、砥粒の埋込みにより鏡面化が困難であるといった問題を有する。そこで、鏡面上に C2 連続 3 次元形状を持つ魔鏡の創製を取り上げ、ワークを効率的に鏡面化するため、磁気研磨量予測モデルを構築するとともに、これら展延性材料に対する曲率連続かつ薄肉なマイクロ凹凸形状の創製法を提案し、それらモデルおよび手法の有効性を検証する。

### 第 7 章 5 軸制御マシニングセンタを用いた非球面形状金型の磁気研磨法の開発

第 6 章のボールエンドミル型磁気研磨工具を用いて非球面形状の均等研磨加工を行うため、5 軸制御マシニングセンタを用いた 4 軸制御磁気研磨法を開発する。そして、七三黄銅に対して非球面形状の切削、研磨加工を行うことで本提案手法の有効性を調査する。

### 第 8 章 結 論

本研究をとおして得られた知見をまとめるとともに、今後の課題と展望について述べる。

## 参考文献

- 1.1) 鈴木高明：産業革命期における鉄鋼材料－鋳鉄を中心として－，商學論集，42, 2 (1974), pp. 61-187.
- 1.2) 竹山秀彦：切削工具材料面からみた切削加工，精密機械，39, 9 (1973), pp. 871-876.
- 1.3) 帯川利之：切削加工の高速化，超高速化，生産研究，59, 6 (2007), pp. 471-476.
- 1.4) 稲崎一郎：機械加工システム，養賢堂，(2009)，3.
- 1.5) 望月照一：超硬合金の現状と最近の進歩(1)，粉体および粉末冶金，12, 1 (1965), pp. 7-21.
- 1.6) 長谷川良栄：航空機用工具と適用事例，精密工学会誌，75, 8 (2009), pp. 953-957.
- 1.7) 竹山秀彦，飯島 昇：耐熱合金の難削特性と工具材の適応性に関する研究，精密工学会誌，55, 8 (1989), pp. 1481-1486.
- 1.8) 森脇俊道，永井千秋編：社会人が学ぶ生産プロセス技術，財団法人神戸市産業振興財団，(2009)，104.
- 1.9) 越智秋雄，金枝敏明，山根八洲男，若林利明：難削材加工の現状と専門委員会の取り組み，精密工学会誌，70, 8 (2004), pp. 1017-1021.
- 1.10) 鳴瀧則彦：難削材加工の現状と問題点，電気製鋼，55, 3 (1984), pp. 188-194.
- 1.11) 日立ツール株式会社：切削工具カタログ，(2013)，C48.
- 1.12) 山根八洲男，関谷克彦：難削指数による難削性の評価，精密工学会誌，70, 3 (2004), pp. 407-411.
- 1.13) 北野彰彦：航空機の軽量化を支える炭素繊維複合材料，化学と教育，59, 4 (2011), pp. 226-229.

## 第2章

ダイヤモンド砥石を用いたバイダレス超硬合金製  
フレネル型の高精度研削加工技術の開発

本章<sup>2.1, 2.2)</sup>では、高硬度難削材に分類されるバイダレス超硬合金を対象とし、また、ライフサイクルアセスメント(LCA)の観点から注目を集めている太陽光発電用ガラス製フレネルレンズに焦点をあて、ガラスレンズ成形用バイダレス超硬合金製金型の高精度加工を行う。高硬度材の加工には高耐摩耗性を有するダイヤモンドホイールの適用が有効であると思われる。したがって、ダイヤモンドホイールを用いた平行研削である同時2軸(Y, Z)制御加工法を提案した。また、本研削法では、鋭い刃先を持つダイヤモンドホイールのツルーイングが必要であるため、ニオブ製ツルアによる高精度ツルーイング手法を提案した。そして、提案ツルーイング法で創製したダイヤモンドホイールを用いて、バイダレス超硬合金をフレネル形状研削した結果、表面粗さ、形状精度ともに十分な精度を有するフレネル形状型の創製が可能であることがわかった。

## 2-1. 緒言

近年、温室効果ガスによる地球温暖化問題、石油などの化石燃料の枯渇問題、原子力発電の廃止問題が取り上げられ、その解決策として太陽光発電や風力発電、地熱発電といった再生可能エネルギーを用いたクリーンテクノロジーの需要が増加している<sup>2.3)</sup>。図2.1に示すように太陽光発電のシステム導入量は年々増加しており、それに反してシステム価格は低下している<sup>2.4)</sup>。また、新エネルギー・産業技術総合開発機構の太陽光発電ロードマップ<sup>2.5)</sup>によると、今後もその普及率は増加し、今世紀中には世界の第一次エネルギー供給の過半を太陽エネルギーの利用による発電で賄うとの予測もある。太陽光発電のメリットとしては以下に示すような事柄がある。

- (1) クリーンで枯渇しない。
- (2) 設置場所の制約が少ない。
- (3) メンテナンスが用意。

しかしながら、一般的に普及している太陽光発電システムの発電効率は10~20%と低く、導入時のコストが高いといった問題がある<sup>2.6)</sup>。これにともなって、近年、発電効率を向上させることが可能であると考えられる、図2.2に示すような大型のフレネルレンズを付加した集光型太陽光発電システムが開発されている<sup>2.7)</sup>。このシステムでは、フレネルレンズを透過した太陽光は集光され、その下に配置された太陽電池に照射することで発電を行う。フレネルレンズにより太陽光を小さく集光することによって太陽電池を小面積化することが可能であるため低コスト化にも貢献する。しかしながら集光効率を向上させて均一に太陽光を照射するには高精度なフレネルレンズを用いる必要がある。さらに、フレネルレンズは太陽光の紫外線や温度による劣化などの問題から、典型的にレンズ材料として使用されているプラスチック材料は経年劣化を生じやすいため、使用することは好ましくない。したがっ

て、レンズ材料にはプラスチックと比べて機械的、光学的特性に優れているガラスを用いる必要がある。また、システムのコストを低くするため太陽電池を少数にする必要があり、これにともないフレネルレンズを大型化する必要がある。このようなフレネルレンズの大量生産には金型による成型加工が一般的である。プラスチックレンズの成型では、金型材料として無酸素銅に無電解ニッケルメッキを施した材料が使用される<sup>2,8)</sup>。このような材料は低硬度であるため、切削加工や研削加工で容易に良好な形状精度や表面粗さを得ることができる。その一方で、ガラスレンズの場合、成形時の温度が高温であるため、無電解ニッケルのような融点の低い材料を用いることはできない。したがって、高温下においても高い強度・寸法安定性を有する超合金や炭化ケイ素(SiC)を金型材料で用いる。しかしながら、これらの材料はその硬度の高さから金型製作時に工具摩耗が著しく進行することから、超合金製大型フレネルレンズを高精度に製作することは困難であった。したがって、本章では研削砥石をナイフエッジ状に創成するツルーイング手法および当該砥石を用いた同時 2 軸研削法により高精度なフレネルレンズ型の創製を試みる。

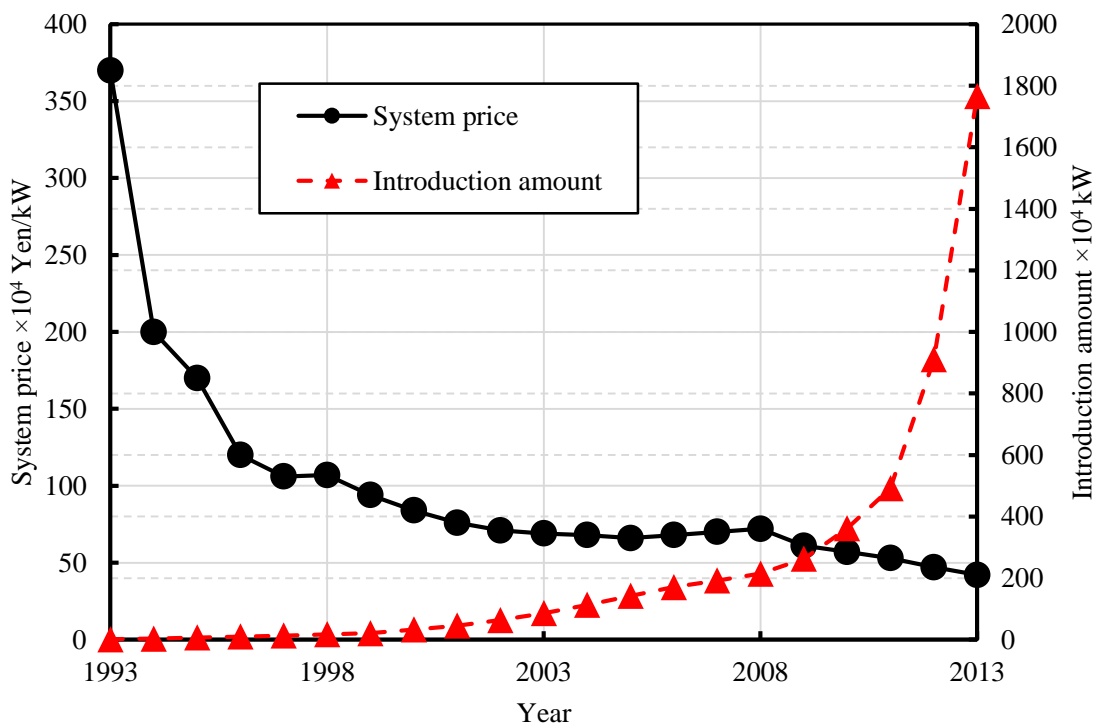


Fig. 2.1 Introduction amount and price of the photovoltaic power generating system<sup>2)</sup>.

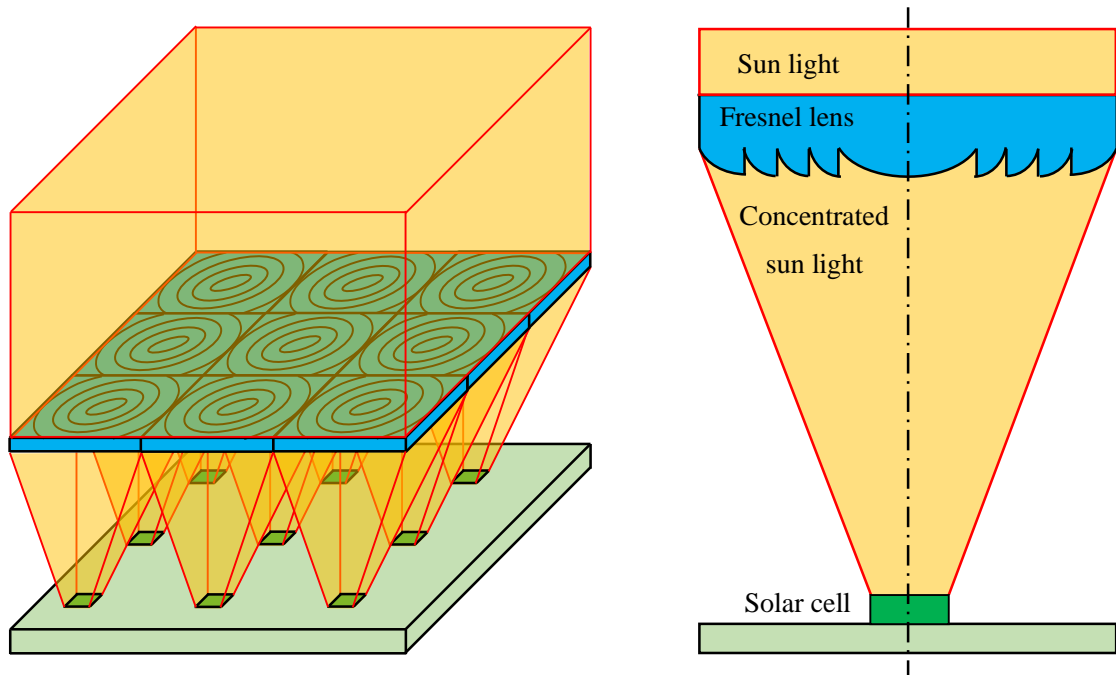


Fig. 2.2 Schematic illustration of concentrator photovoltaic system with Fresnel lens.

## 2-2. フレネルレンズ

フレネルレンズは図 2.3 に示すように凸レンズあるいは凹レンズの表面を同心円状に細かく分割してレンズの曲率だけを平面状に並べたレンズである。フレネルレンズは球面レンズと比べて大幅にレンズを軽量化、薄肉化することが可能であるため、システムのさらなる軽量コンパクト化が可能になるとともに、球面、非球面レンズではその大きさの問題により搭載することの困難であった機器や器具への装着が可能である。さらに、薄肉化されるため、使用されるガラス量が減少することで材料費が軽減する。カメラ用レンズをはじめとする多くのレンズは光の屈折現象を利用してフィルム面などに像を結ばせている。しかしながら光は色の違いによって波長が異なるため色によって結像する位置にズレが生じる。このズレを色収差といい、これが原因となり撮影された画像が劣化する。そこで図 2.4 に示すようにフレネルレンズと非球面レンズを組み合わせることで色収差の補正を行うことが可能である。以上のように、フレネルレンズは従来の非球面レンズと比べて様々なメリットがあるため、集光型太陽光発電以外にも、カメラの視野レンズ、オーバヘッド・プロジェクタのコンデンサレンズ<sup>2.8)</sup>、LED 照明レンズ<sup>2.9)</sup>、暗視野センサ用レンズ<sup>2.10)</sup>といった様々な用途にフレネルレンズが用いられている。

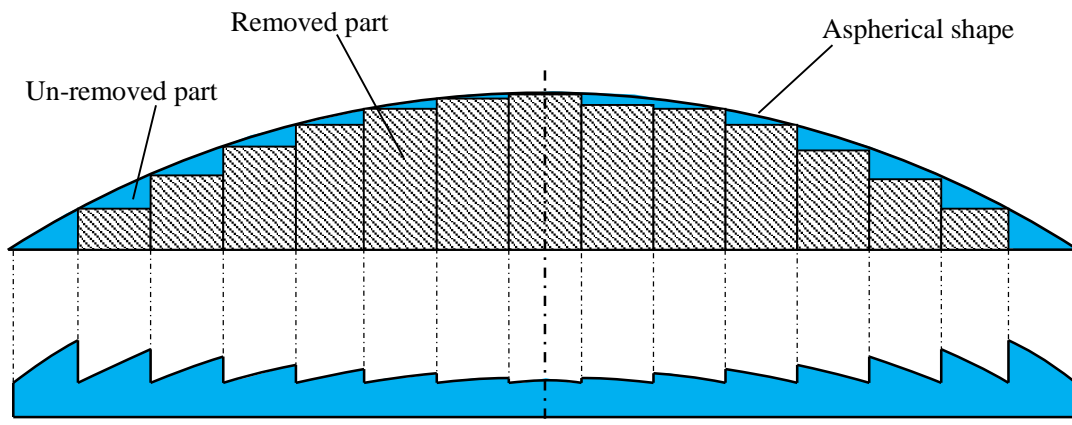


Fig. 2.3 Schematic illustration of convex Fresnel lens.

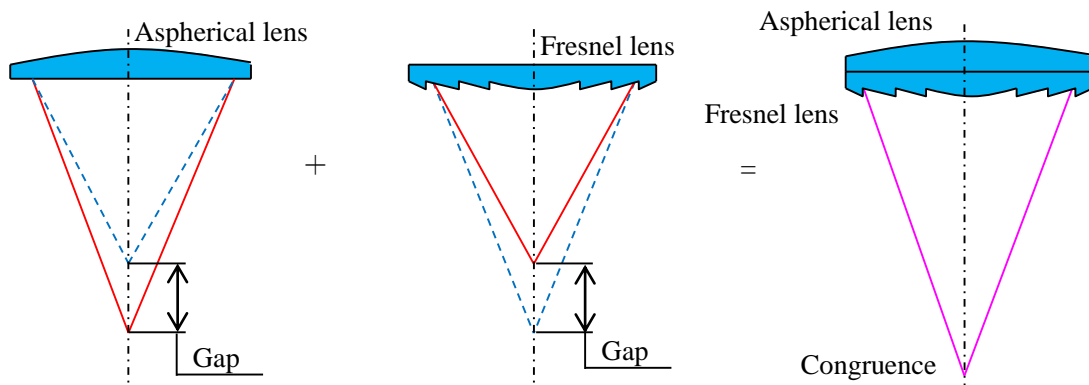


Fig. 2.4 Compensation of chromatic aberration.

## 2-2-1. ガラス製フレネルレンズ

2-1 節で述べた太陽光発電用フレネルレンズは太陽光による温度上昇、紫外線による劣化に耐える必要がある。しかしながら、レンズ材料として現在多く使用されているプラスチック材料ではそのような条件を十分に満たすことは困難である。したがってプラスチック材料と比べて下記のような機械的・光学的優位性を持つガラスを用いる必要がある。

- (1) 屈折率が高い。
- (2) アッペ数が大きい。アッペ数とは分散の程度を示す値で、大きいほど色収差が少ない。
- (3) 複屈折が小さい。複屈折とはレンズに光が入射した際に複数の屈折光が現れる現象であり、この値が大きいとデバイスの性能が低下する。
- (4) 高硬度であるため、傷つきにくい。
- (5) 吸湿性が小さい。吸湿性が大きいと屈折率の変化やレンズ形状の変形などが生じる。
- (6) 化学的に安定で劣化が少ない。
- (7) 耐熱性が高く、熱膨張係数も小さい。



## 2-2-2. ガラスレンズのプレスモールド成形法

ガラスレンズの製造方法は大別すると二種類あり、一つはガラスを研削加工や研磨加工により除去加工する方法であり、もう一つはガラスを高温で加熱し金型を用いて成形する方法である。前者ではレンズを一つ一つ加工するため多くの加工時間を要し、レンズのコストが上がるといった問題がある。後者では所望形状の金型を用いることでレンズ一つあたりの製造時間を短縮化することができるため、レンズの低コスト化が可能である<sup>2-11)</sup>。ガラス素子成形装置 GMP-311V-SS (東芝機械製)の模式図および内部写真を図 2.5 に示す。プレス成形のプロセスは以下のとおりである。

- (1) チャンバー内にセットした下型上にガラス素材を置く。
- (2) チャンバー内の空気を排出後、窒素を充填し金型とガラス素材を加熱する。
- (3) ガラス素材を半熔融状態（成形温度）にし、チャンバー内を真空化する。
- (4) 型締めを行い、ガラス素材をプレスする。
- (5) 窒素ガスにて冷却し、ガラスレンズを金型から取り出す。

一般的なガラスをプレス成形する際の成形温度は 400~800℃とプラスチックと比べると非常に高温であるため、ガラスのプレス成形用金型の材料としての必要条件は以下のとおりである。

- (1) 高温、高圧下において強度、硬度、精度の維持が十分である。
- (2) 耐酸化性、低熱膨張性、高熱伝導性を有する。
- (3) 急速な繰り返し加熱・冷却に耐えることが可能である。
- (4) 金型を機械加工する際に高い形状精度、表面性状を得ることが可能な欠陥のない緻密な材質でなければならない。

上記要求を満たす材料として、ガラスのプレス成形用金型の材料には、セラミックス材料である超硬合金(WC)や炭化ケイ素(SiC)などが用いられる。また、一般的に超硬合金はバインダとしてコバルトが含まれているが、この場合、高温化での強度や鏡面性が低下するため、金型として用いる場合には、結合剤を含まないバインダレス超硬合金の使用が望ましい。

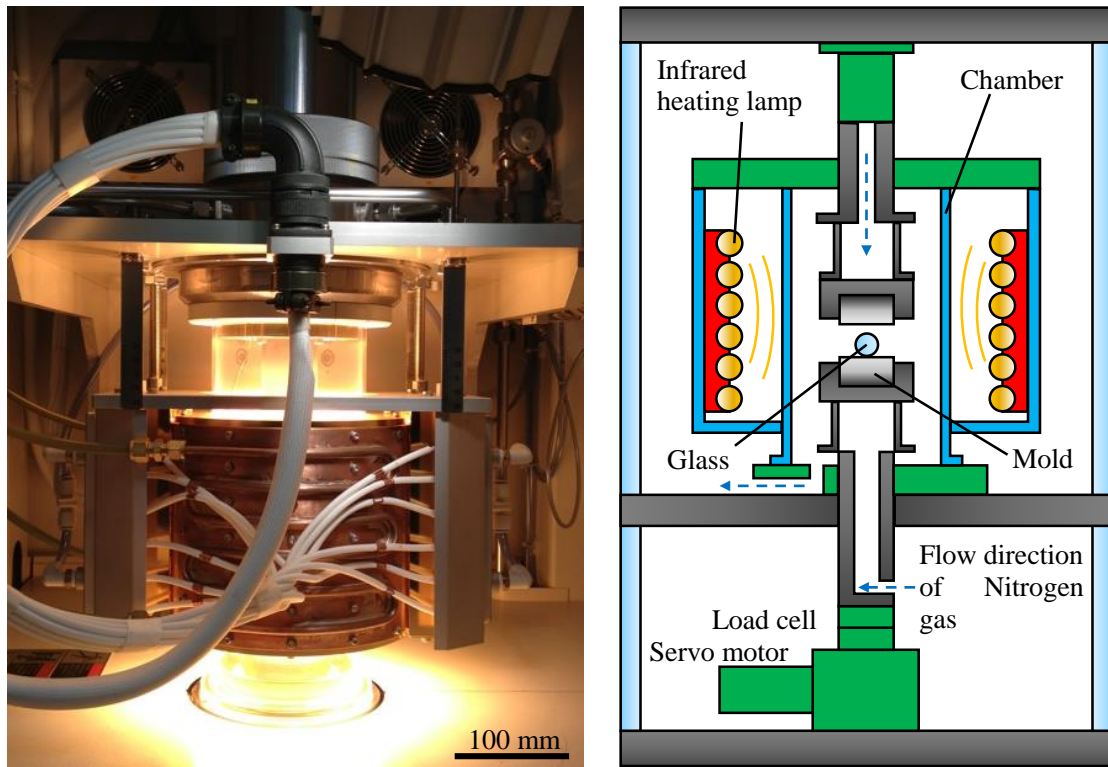


Fig. 2.5 Illustration and photograph of optical glass mold press machine.

### 2-2-3. セラミックス製フレネル形状金型の製造方法

プラスチックレンズ用成形型はその材料として一般的に所望形状に加工した無酸素銅などの加工性の良い材料に無電解ニッケル(Ni-P)をメッキ処理したものをを用いる。このような軟質材料の加工は一般的に単結晶ダイヤモンド工具などによる切削加工によって行われる<sup>2,12)</sup>。しかしながら、セラミックス材料への単結晶ダイヤモンド工具による従来の加工法では以下に示すような問題がある。

- (1) 超合金や SiC のようなセラミックス材料の硬度は 90 HRA 以上であり無電解ニッケル (約 70 HRA) と比べると極めて高硬度であるため、工具摩耗が著しく進行するとともに、工具のチッピング (欠け) が生じやすい。
- (2) 延性モードで加工するためには微小な切込みで加工する必要があるため、多くの加工時間を要する。

したがって、セラミックスの加工はダイヤモンドホイール (砥石) を用いた研削加工により行われるのが一般的である。ダイヤモンドホイールの有効性については次節に記す。

### 2-3. 研削加工の特徴

研削加工とは工作物 (ワーク) より硬い砥粒を種々の結合剤を使用して焼き固めた砥石を高速で回転させて工作物に接触させることで、工作物の不必要部分を切りくずとして排出しながら加工する方法である。研削加工は一般的な切削加工と比べて以下の優位性を持つ。

- (1) セラミックスのような硬脆材料の加工では、砥粒としてダイヤモンド、cBN（立方晶窒化ホウ素，cubic boron nitride）などの超砥粒と呼ばれる非常に硬い材料が用いられている。したがって、超硬合金やそれに Ti 系窒化物や Cr 系窒化物コーティングを施した従来の切削工具では、工具の摩耗やチッピングが激しいため、高精度・高能率に加工することが困難であったセラミックス材料、ガラスなどの硬脆材料の加工が可能である。
- (2) 無電解ニッケルメッキの加工などで用いられる単結晶ダイヤモンド工具と比べて工具費用を安価とすることが可能である。
- (3) 硬脆材料の加工において流れ型切りくずを排出する理想的な加工を行うには、延性モードで加工を行う必要がある<sup>2,13)</sup>。しかしながら、バイトやエンドミルのような単刃もしくは少数の切れ刃を持つ切削工具で加工した場合、切込み量が大きいため、脆性モードの加工となるため、良好な加工を行うことは困難である。その一方で、砥石は無数の微小な砥粒を切れ刃とする多刃工具である。図 2.6 に研削加工の幾何学的モデルを示す。砥石径を  $d_s$ 、砥石周速を  $v_s$ 、工作物の送り速度を  $v_w$ 、工作物への砥石切込み深さを  $a$ 、砥粒間隔を  $\lambda$ 、砥粒の出口角を  $\theta$  とすると、出口角  $\theta$  は式 2.1 として表される。さらに、砥粒 I が切った後に砥粒 II が切るまでの工作物の移動量を  $\lambda'$  とすると、最大切取り厚さは式 2.2 により求めることができ、これを砥粒切取り厚さと呼ぶ。研削加工における加工条件下では、通常この値がマイクロメートル以下の小さい値であることが多い。したがって、切込み量と比べて単粒あたりの砥粒切取り厚さが非常に小さくなることで、硬脆材料を延性モードで加工することができるため、切削加工と比べて優れた加工精度や仕上げ面を得ることが可能である<sup>2,13)</sup>。

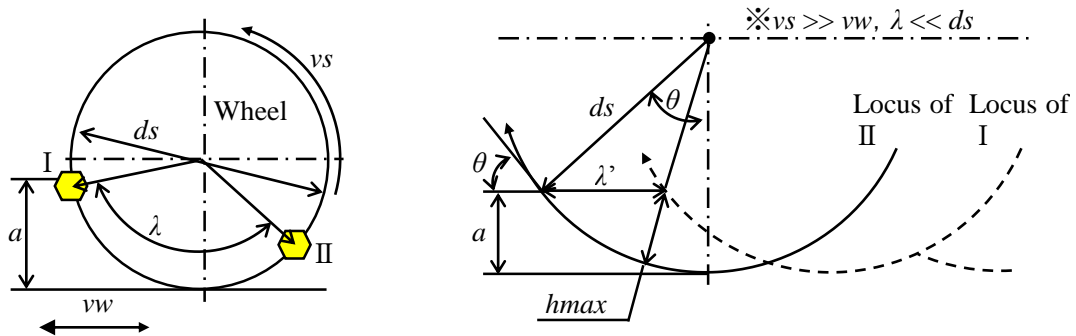


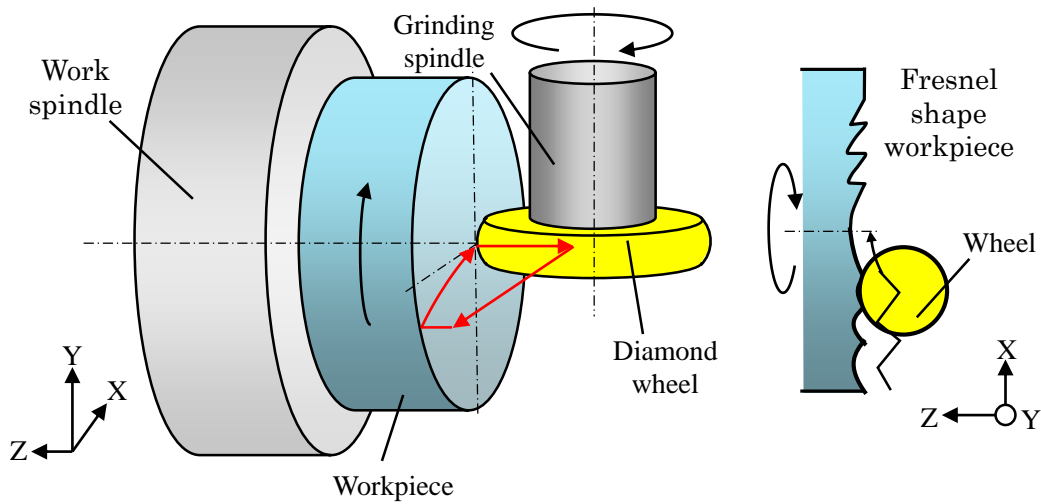
Fig. 2.6 Grain cutting model in grinding phenomena.

$$\theta = \cos^{-1} \left( 1 - \frac{2a}{d_s} \right) \quad 2.1$$

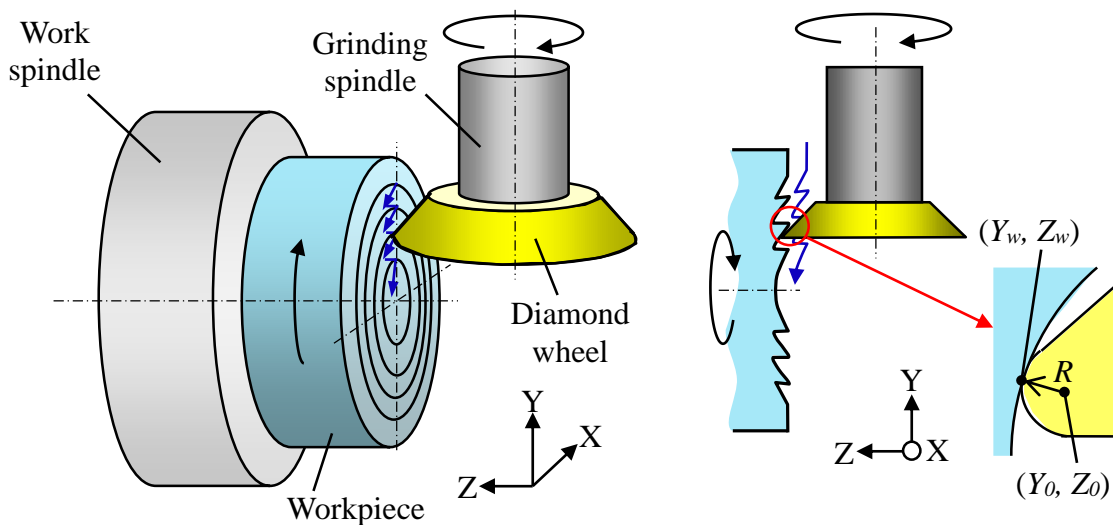
$$h_{\max} = \lambda' \sin \theta = 2\lambda \frac{v_w}{v_s} \sqrt{\frac{a}{d_s}} \quad 2.2$$

### 2-3-1. フレネル形状の同時 2 軸制御研削法

軸対称非球面の研削加工は従来まで図 2.7(a)に示す X, Z 軸 2 軸制御加工機により行われてきた<sup>2.15)</sup>. このような研削法では加工点における工作物の回転方向と砥石の回転方向が直交していることにより砥石半径の円弧形状が段差部分に転写されるため複数の鋭利な段差で構成されるフレネル形状を高精度に加工することは困難であった. そこで本研究では, 図 2.7(b)に示すように先端がナイフエッジ状に鋭く尖った砥石を用いた Y, Z 軸同時 2 軸制御によるフレネル形状研削法を提案する<sup>2.16)</sup>. この加工法では加工点における砥石の回転方向は工作物の回転方向と平行な平行研削であるため, 砥石形状の影響を受けない. また, 常に砥石先端のみで加工するため砥石の形状誤差の影響を受けにくいという特徴を持つ.



(a) Conventional axisymmetric grinding method



(b) Proposed Fresnel grinding method by 2-axis (Y, Z) control

Fig. 2.7 Fresnel shape grinding method of simultaneous 2-axis (Y, Z) control with diamond wheel.

軸対象フレネル形状の定義は図 2.8 に示すとおりであり、式 2.3 と式 2.4 で求められる。

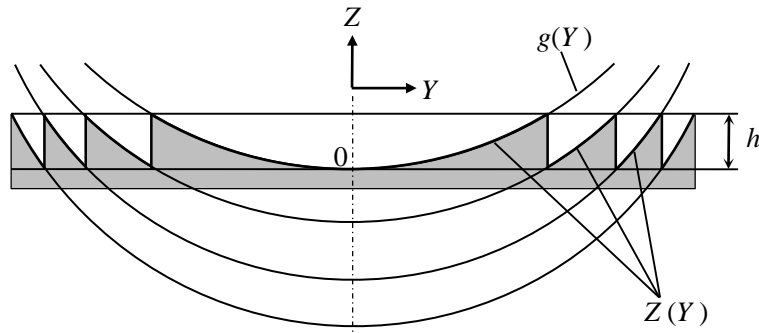


Fig. 2.8 Definitions of Fresnel shape.

$$Z = f(Y) = \text{mod}(g(Y), h) \quad 2.3$$

$$g(Y) = \frac{C_v \cdot Y^2}{1 + \sqrt{1 - (K-1) \cdot C_v^2 \cdot Y^2}} + \sum_{i=1}^n C_i \cdot Y^i \quad 2.4$$

ここで  $Y$  は工作物の半径方向位置、 $Z$  は回転軸方向の位置、 $g(Y)$  は非球面関数（多項式）、 $h$  はフレネル段差の深さである。

本加工法では前述したとおり工具として刃先先端がナイフエッジ状に鋭く尖った砥石を用いるが、実際には図 2.7(b) に示すように刃先先端は円弧形状となっている。このような工具を用いた軸対象非球面の加工では工具先端の円弧中心の座標を式 2.5 により計算することで工具軌跡を求める。

$$\left. \begin{aligned} Y_0 &= Y_w - R \sin \theta \\ Z_0 &= Z_w - R(\cos \theta - 1) \end{aligned} \right\} \quad 2.5$$

ここで  $(Y_0, Z_0)$  は工具刃先円の中心座標、 $(Y_w, Z_w)$  は工作物上の加工点座標、 $R$  は工具先端の曲率半径、 $\theta$  は研削点での接線方向角である。本加工法では刃先先端が鋭く尖った工具を用いてフレネル形状を創成するため、 $R \neq 0$  として計算を行う。

工具軌跡を計算した例を表 2.1 に示す。非球面形状の曲率半径 99.99 mm、工作物の有効径  $\phi 25$  mm、フレネル段差を 0.5 mm、砥石径を  $\phi 70$  mm、工具先端の曲率半径  $R$  を 0.001 mm として演算した。1 mm 間隔で各値を抽出した。砥石先端の曲率半径が非常に微小であるため、工作物の加工面の座標と工具軌跡の座標は非常に近似した値となっている。

Table 2.1 Calculation result of tool path.

Workpiece		Tool path	
$Y_w$	$Z_w$	$Y_0$	$Z_0$
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
1.000000	0.005000	0.999990	0.005000
2.000000	0.020002	1.999980	0.020002
3.000000	0.045010	2.999970	0.045010
4.000000	0.080032	3.999960	0.080031
5.000000	0.125078	4.999950	0.125077
⋮	⋮	⋮	⋮
21.900944	0.427727	21.900725	0.427702
22.221706	0.000279	22.221483	0.000254
23.221706	0.233602	23.221473	0.233574
24.221706	0.477792	24.221463	0.477762
24.721706	0.603988	24.721458	0.603957
25.311732	0.256442	25.311479	0.256409

(mm)

## 2-4. ツルージング・ドレッシング

研削加工ではワークの形状精度を向上させるため砥石を加工装置に取り付けた時および砥石が摩耗した際に砥石の形状を修正する必要がある。また、砥石を回転させたときに生じるびびり振動の発生を抑制するため砥石の外周振れを修正する必要もある。このような修正作業を形直し（ツルージング, *truing*）という。ツルアには一般的に単石ダイヤモンドツルアや多石ダイヤモンドツルアなどが用いられている。そして、砥石を使用している際に切りくずが砥石表面の気孔を塞ぐ「目詰まり」や砥粒の「目こぼれ」、「目つぶれ」が生じると切れ味が悪くなり加工精度、表面性状が著しく低下するといった問題がある。したがって、砥石表面を除去することにより新しい砥粒を突出させる必要がある。この作業を目直し（ドレッシング, *dressing*）という。ドレッサには GC(Green silicon carbide)砥石や WA(White alundum)砥石を用いることが多い。また、これらの作業時には砥石とツルア、ドレッサとの接触面において摩擦熱により高温となるため研削液をかけることにより冷却するのが一般的である<sup>2,13)</sup>。

### 2-4-1. 従来のツルージング・ドレッシング法の問題点

従来、ツルアには単石ダイヤモンドツルア、ドレッサには GC 砥石や WA 砥石が使用されている。しかしながら、これらの方法では以下のような問題がある。単石ダイヤモンド製ツルアを用いてツルージングした場合は、

- (1) 図 2.9 に示すように砥石表面のダイヤモンド砥粒が脱落することによって加工時に有効なダイヤモンド砥粒の数が減少する。
- (2) ツルアの送り速度が大きい場合にはピックフィードが大きくなることにより、砥石の切れ味は良くなるが加工精度は悪化する。これに対して送り速度が小さい場合には加工精度は良くなるが、目詰まりし易くなることで切れ味は悪くなる。

また、GC 砥石や WA 砥石などのドレッサでドレッシングした場合ではこれらのドレッサの硬度がダイヤモンドホイールの硬度と比べて大きくないためドレッサの摩耗が進行することでダイヤモンドホイールの形状が悪化する。さらに、これらの作業は加工前や加工中に幾度か行う必要があるので作業に要する時間が多くなることで加工能率が低下するといった問題もある。したがって、これらの問題によりダイヤモンドホイールのツルーイング・ドレッシングを短時間で高精度に行うことはこれまでの技術では困難であった。

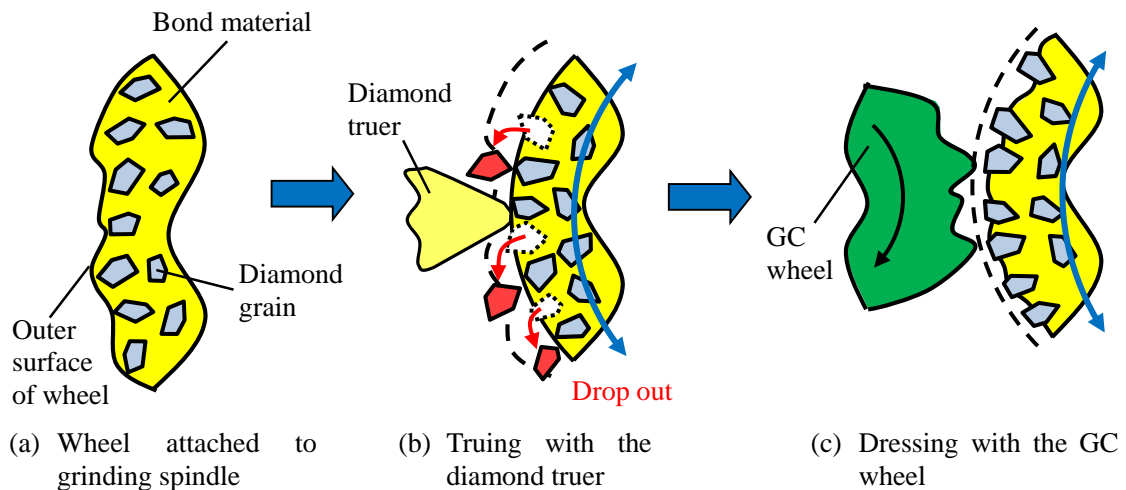


Fig. 2.9 Conventional truing/dressing process for resinoid bonded diamond wheel.

## 2-4-2. ニオブ製ツルアによるツルーイング法

前項で述べたように従来のツルーイング・ドレッシング法には問題がある。そこで本実験では、ツルアの材質としてレアメタルであるニオブを用いてダイヤモンドホイールのツルーイングを行った<sup>2.17)</sup>。図 2.10 に使用したニオブ製ツルアを示す。ツルアの材料として必要な条件にはツルーイング中の摩擦熱に耐えるため高温化でも高い強度を有すること、融点および熱伝導率が高くなければならないなどがある。ニオブと従来使用されている GC 砥石や SUS 材料などの性質<sup>2.18)</sup>を表 2.2 に示す。ニオブはダイヤモンドとの電子反応性が高いため、ダイヤモンドの炭素原子と化学反応することによってダイヤモンド層を除去することが可能である。したがって、ニオブを用いた本ツルーイング法は、ツルーイングとドレッシングを同時に行うことが可能であるため、従来の手法の 1/10 程度まで作業時間を短縮することができるとともに、発生する粉塵（砥石やツルアの切りくず）の量を減らすことができるクリーンな方法である。

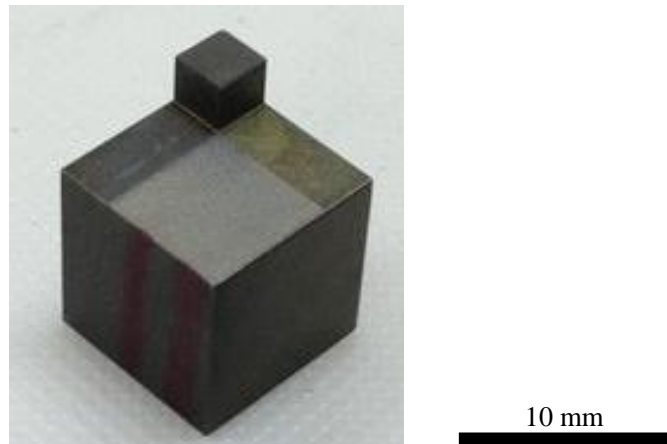


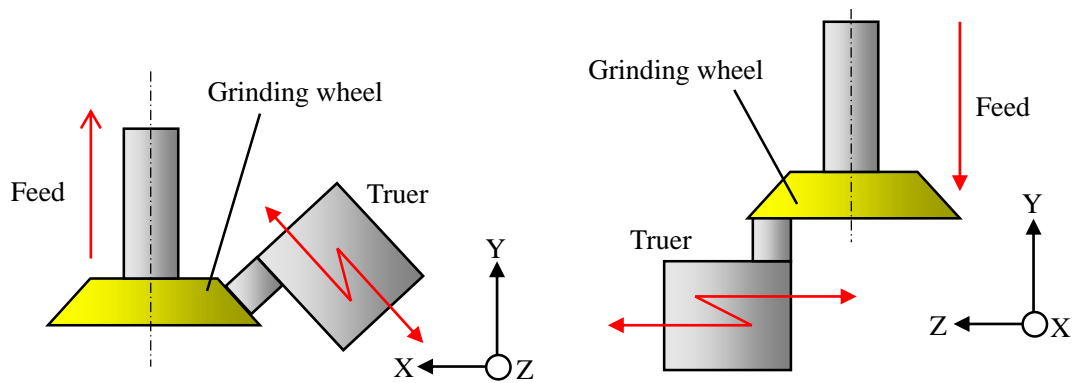
Fig. 2.10 Photograph of niobium truer.

Table 2.2 physical properties of truer materials.

Material	Density [g/cm <sup>3</sup> ]	Melting point [K]	Thermal conductivity [W/(m · K)]
Niobium	8.57	2741	54
GC	3.18	2000	100
SUS304	7.93	1400	16.7
S50C	7.85	1530	41.5

### 2-4-3. ナイフエッジ形状のツルーイング法

フレネル形状の加工で使用する砥石は先端をナイフエッジ状に鋭利にする必要がある。砥石先端をこのような形状にするには加工機上にツルアを取り付けて、図 2.11 に示すようにツルアもしくは砥石を揺動させながら砥石の側面側と底面側をツルーイングする。



(a) Truing of wheel side surface

(b) Truing of wheel bottom surface

Fig. 2.11 Truing method of the diamond wheel for Fresnel shape.



## 2-5. 実験装置

### 2-5-1. 超精密加工装置

フレネルレンズ、非球面レンズ、またそれらの成形型のように複雑形状を有するワークを高い形状精度、表面粗さで機械加工するには高分解能、高剛性などの特徴を持つ加工装置を用いる必要がある。そこで本研究では上記の条件を満たす同時4軸制御超精密加工機 ULG-100D (SH<sup>3</sup>) (東芝機械)を用いた。図 2.12 に加工装置の外観写真を、図 2.13 に模式図を示す。本加工機は各送りテーブル(X, Y, Z 軸)に V-V 転がり案内を搭載し、個々に独立した高剛性、高精度な送り駆動系を有している。X, Y, Z 軸にはリニア駆動モータを搭載し、1 nm 分解能のスケールフィードバック制御を採用することで高分解能、そして滑らかで安定した送りを行うことが可能である。ワークスピンドル(C 軸)および工具スピンドルは多孔質空気静圧軸受のものを用いることで振動を抑制することができ、高剛性を得られている。また、加工機本体は4つのアクティブ型除振装置上に置かれており、恒温室内(温度 23°C ± 0.1°C, 湿度 50% ± 3%)に設置されている。加工手順は、パソコンで作成した NC プログラムを外部メディアに保存し、これを CNC に取り込むことで加工機を数値制御し加工を行う。



Fig. 2.12 Overview of ultra-precision machine, ULG-100D (SH<sup>3</sup>).

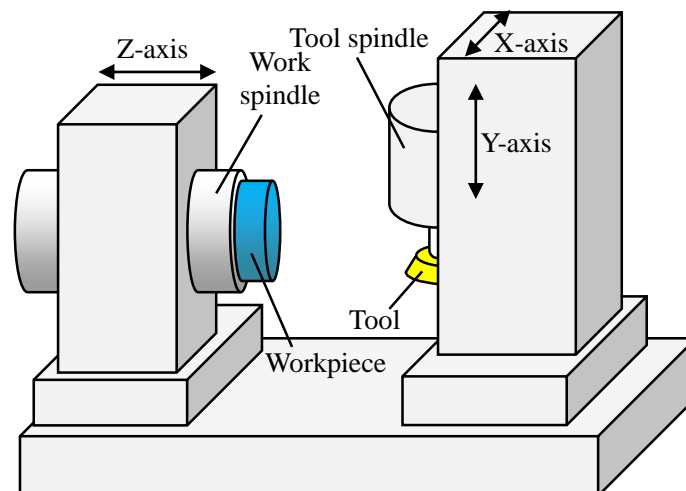


Fig. 2.13 Schematic illustration of ultra-precision machine.

## 2-5-2. 測定装置

超精密加工された工作物はサブミクロンから数 nm オーダーの微細な構造で構成されており、このような微細構造を高精度で測定するためには、その値以上の精度で測定することが可能な測定装置を用いる必要である。本研究では加工した工作物を測定するため、下記に示す測定装置を用いた。表面粗さの測定には図 2.14 に示す非接触走査型白色干渉計 New View 6200 (ZYGO 社製) を用いた。本測定装置は白色干渉法を用いており、干渉計対物レンズを垂直走査して干渉強度が最大になる位置を見つけて測定を行う。Z 軸の最小分解能は 0.1 nm である。対物レンズには 10 倍と 50 倍のものが取り付けられており、測定装置本体は徐振台上に設置されている。形状の測定には従来、2 μm 程度といった微小な曲率半径のダイヤモンドスタイラスを有する接触式形状測定器が用いられている。しかしながら、この測定法には以下に記すような問題がある。

- (1) 測定時にダイヤモンドスタイラスにより引っ掻き痕がつく。
- (2) 触針先端の R の輪郭度、R の個体差の影響がでる。
- (3) 触針の摩耗の影響が出る。
- (4) フレネル形状のような段差の谷部分における矩形エッジ部の正確な測定が困難。

したがって、本研究では図 2.15 に示す走査型青色レーザープローブ測定機 NH-3UP (三鷹光器製)<sup>2.14)</sup>を用いた。本測定装置は非接触で測定することができ、また光源として青色レーザーを搭載している。青色レーザー( $\lambda=473$  nm)は従来の赤色レーザー( $\lambda=635$  nm)と比べて短波長であることから、式 2.6 からわかるように、レーザースポット径  $w_0$  を約 26% 縮小することができるため、フレネル形状のエッジ部においても高精度で測定することが可能である。

$$w_0 = 1.22 \cdot \frac{\lambda}{NA} \quad 2.6$$

ここで、 $\lambda$  は波長、 $NA$  は開口数である。また、ステージの分解能は X, Y ステージが 10 nm, Z ステージが 1 nm と高分解能である。工作物の表面観察には図 2.16 に示すノマルスキー微分干渉顕微鏡 MM-400 (ニコン製) を用いた。ノマルスキー微分干渉光学系であるため、通常の明視野光学系では観察できない極めて微小な構造を、濃淡をつけて観察することが可能である。対物レンズとして、5, 10, 20, 50, 100 倍のものが取り付けられている。

これらの測定装置も恒温室内 (温度  $23^\circ\text{C} \pm 0.1^\circ\text{C}$ , 湿度  $50\% \pm 3\%$ ) に設置されている。

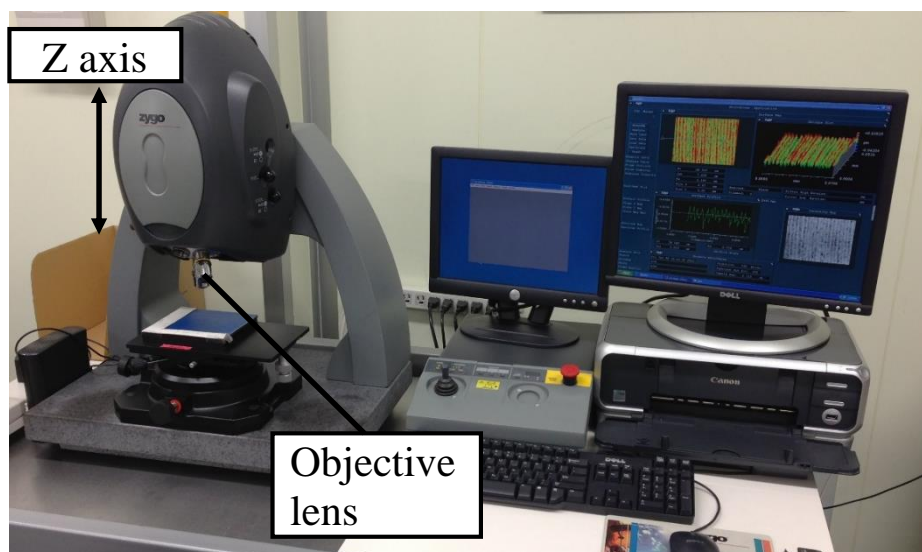


Fig. 2.14 Overview of the white light interferometer, New View6200.

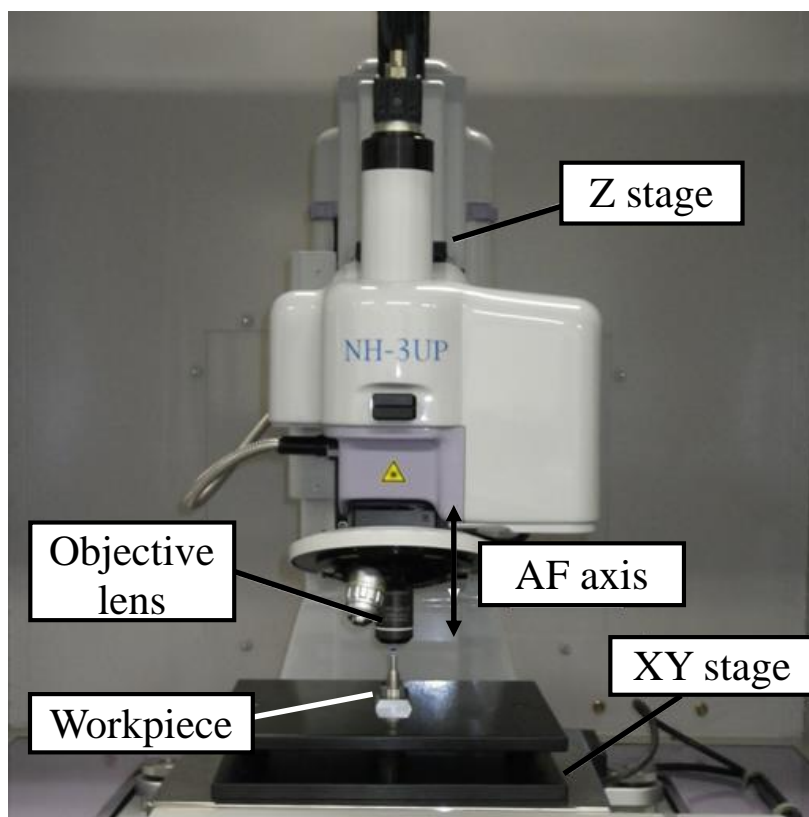


Fig. 2.15 Overview of the non-contact laser probe scanner, NH-3UP.

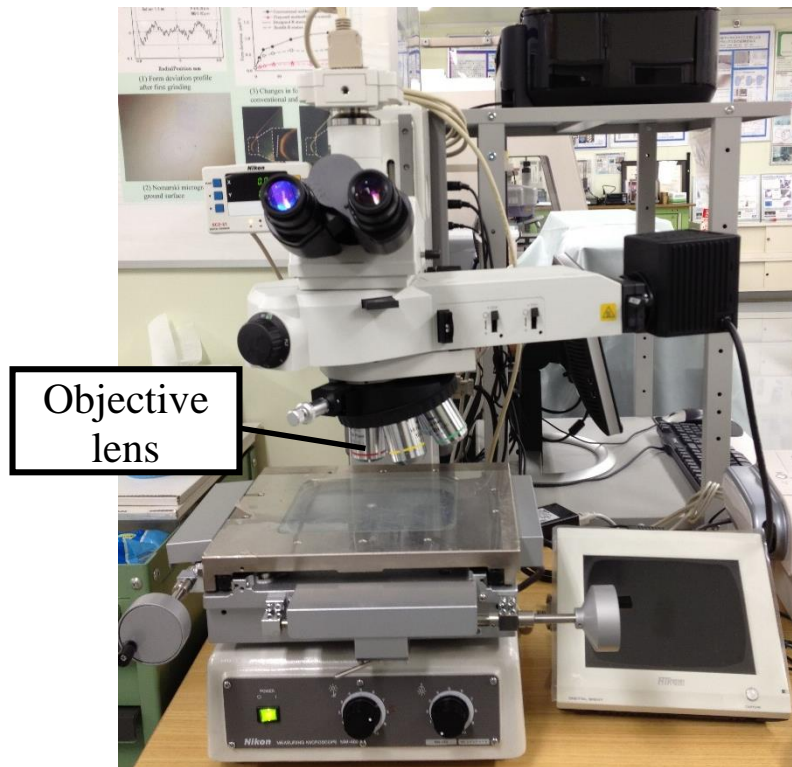


Fig. 2.16 Overview of nomarski differential interference microscope, MM-400.

## 2-6. 実験方法

前節までのツルーイング法およびフレネル研削法により、実際に超合金製大型フレネルレンズ成型型の加工を行った。ダイヤモンドホイールのツルーイングは図 2.11 に示す方法で、表 2.3 に示すツルーイング条件で行った。ツルーイング前後の砥石先端形状は NH-3UP を用いて、図 2.17 に示すように砥石を傾けて測定した。

加工したフレネル型の設計形状を図 2.18 に示す。非球面形状の近似曲率半径は 99.99 mm、ワークの有効径は  $\phi 50$  mm、フレネル段差の深さは 0.5 mm である。加工風景を図 2.19 に示す。研削装置として超精密加工機 ULG-100D(SH<sup>3</sup>) を用い、工具スピンドルにダイヤモンドホイール(#1200)を取り付けニオブ製ツルアによりナイフエッジ状(砥石先端角度: 60°)にツルーイングを行った。ワークには結合剤としてコバルトを含まないバインダレス微粒子超合金 RCCFN (日本タングステン製)<sup>2.19)</sup>を使用し、低熱膨張のサイアロン製のジグを介して真空チャックにより主軸に取り付け、電気マイクロメータを用いて計測しながら  $\pm 0.5$   $\mu\text{m}$  以下の同軸度になるよう調心した。表 2.4 に示す研削条件で加工を行った。クーラントはソリューションタイプであり、研削液シムテック 46C (シムテック社) と水を 1:49 の割合で混ぜた混合液である。

Table 2.3 Truing conditions of diamond wheel.

Grinding wheel	Resinoid bonded diamond wheel
Grain size	SDC1200
Diameter	70 mm
Rotational speed	8000 min <sup>-1</sup>
Grinding speed	29 m/s
Inclination angle of wheel tip	60 degree
Truer	Niobium
Depth of cut	1 μm/pass
Feed speed	10 mm/min
Coolant	Solution type

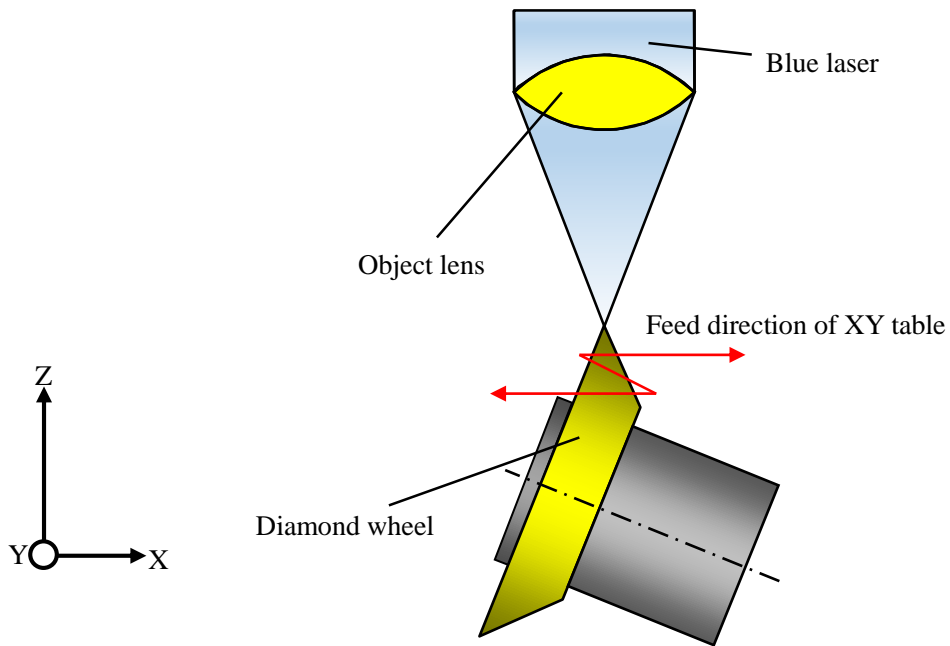


Fig. 2.17 Measuring method of the wheel tip with NH-3UP.

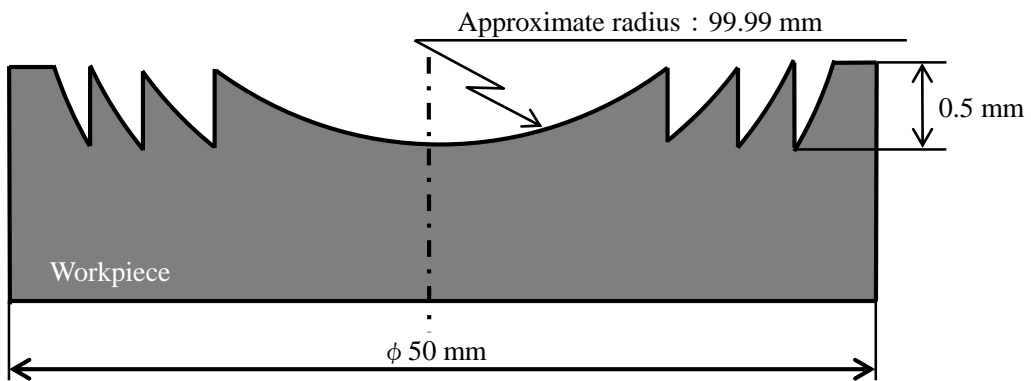


Fig. 2.18 Designated shape of Fresnel mold.

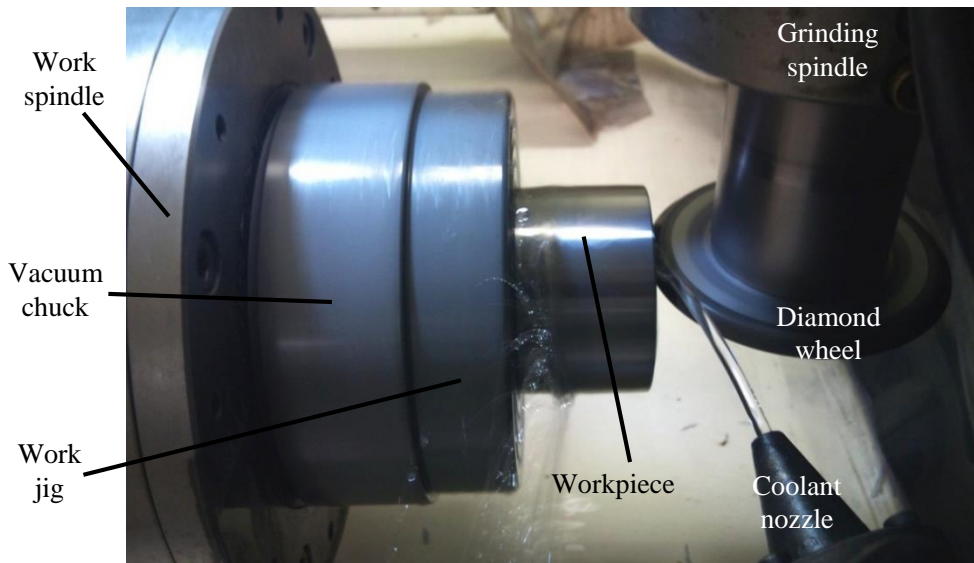


Fig. 2.19 Experimental set-up of Fresnel shape grinding.

Table 2.4 Fine grinding conditions of Fresnel mold.

Grinding wheel	Resinoid bonded diamond wheel
Grain size	SDC1200
Diameter	φ70 mm
Rotational rate	12,000 min <sup>-1</sup>
Grinding speed	44 m/s
Inclination angle of wheel tip	60 degree
Truer	Molybdenum
Workpiece	Binder-less tungsten carbide
Particle size	0.6 μm
Hardness	95 HRA
Diameter	φ50 mm
Rotational rate	500 min <sup>-1</sup>
Depth of cut	0.5 μm/pass
Feed speed	0.5 mm/min
Coolant	Solution type

## 2-7. 実験結果および考察

### 2-7-1. ニオブ製ツルアによるダイヤモンドホイールのツルーイング

ツルーイング前後の砥石先端形状を測定した結果を図 2.20 に示す。図 2.20(a)に示すツルーイング前の砥石の先端曲率半径は約 32 μm と大きいですが、ツルーイング後の砥石先端は非常に鋭いことがわかる。ツルーイング後の砥石の先端曲率半径の測定を試みたが、極めて微小であったため測定することが不可能であったが、先端曲率半径はおおよそ 5 μm 程度まで鋭く創成することが可能であることがわかった。また、図 2.21 に示すとおりツルーイング後の砥石の表面粗さは約 6 μm Rz と非常に滑らかであることもわかる。また、今回の場合ではツルーイング時間は 30 分程度と短時間で行うことができた。

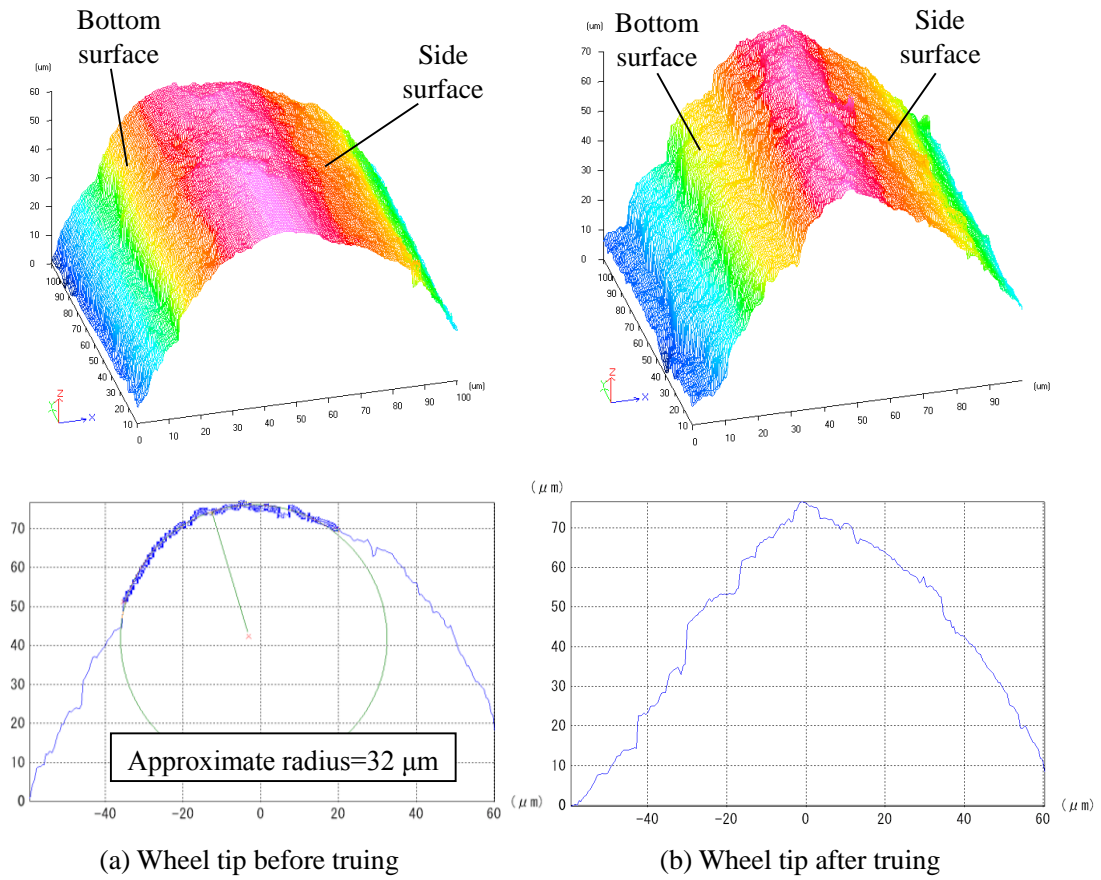


Fig. 2.20 Comparison of wheel tip between before truing and after truing.

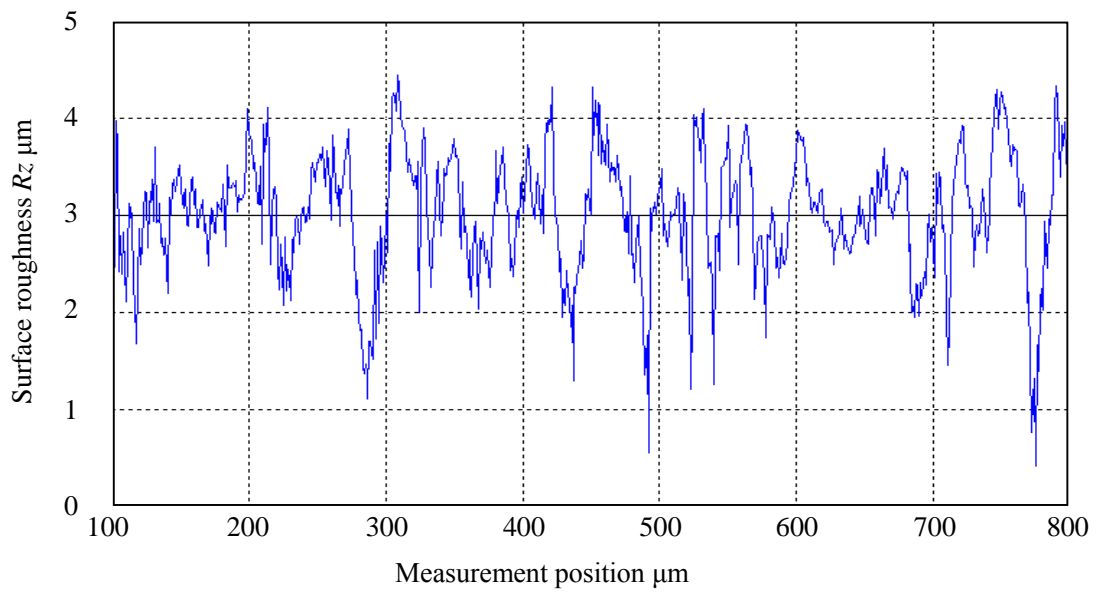


Fig. 2.21 Surface roughness profile of trued diamond wheel.

## 2-7-2. ダイヤモンドホイールによる超硬合金のフレネル形状研削実験

2-7-1 項に示したツルーイング実験によりダイヤモンドホイールの先端を非常に鋭利に創成することが可能であることがわかった。上記で得たダイヤモンドホイールを用いて実際に超硬合金にフレネル形状の高精度研削加工を行った。図 2.22 にガラスレンズ成形型の研削加工の工程を示す。砥石の摩耗により砥石形状が変化することで工作物の形状誤差が生じる。砥石先端摩耗が極めて小さければ、補正加工を行うことで、仕上げ加工を行う。しかしながら、フレネル型の研削加工では、フレネル段差部分に砥石の先端形状が転写されるため、摩耗した砥石により加工を行うと、段差の谷の部分で未加工部が生じるといった問題がある。したがって、再度ツルーイングを行い、砥石先端形状を初期状態に戻す必要がある。このようにして、フレネル型の研削加工を行った。研削加工後のフレネル型の外観を図 2.23 に示す。フレネル形状の段差が形成されており加工面に鏡面が得られているのが確認できる。フレネル型の断面形状の測定結果を図 2.24 に示す。加えて、図 2.24(b)にフレネル形状の段差部分の詳細図を示す。測定には NH-3UP を使用した。フレネル段差の深さの設計値は 0.5 mm であるので、ほぼ設計どおりの段差が得られている。詳細図より段差の谷の部分に R 形状を有していることがわかる。これはダイヤモンドホイールの先端が摩耗したことによって生じた。図 2.24 の結果を用いて形状誤差の解析を行った結果を図 2.25 に示す。フレネル型の形状誤差は有効径  $\phi 50$  mm の範囲内で  $0.79 \mu\text{m P-V}$  と、フレネル金型として十分な形状精度が得られている。また、図 2.26(a)にワーク中心部の表面粗さ、図 2.26(b)に外周部（第 4 輪帯）の表面粗さの測定結果を示す。測定には New View 6200 を使用した。表面粗さは中心部で  $10 \text{ nm } R_z$ 、外周部で  $31 \text{ nm } R_z$  と優れた値が得られている。ワーク中心部に形状誤差が生じているが、これは砥石の位置誤差により生じたと考えられる。しかしながら、その表面粗さは、光学製品の要求表面粗さである  $\lambda/10$  ( $\lambda$  は可視光で  $400 \sim 800 \text{ nm}$ ) を十分に達成していることがわかった。

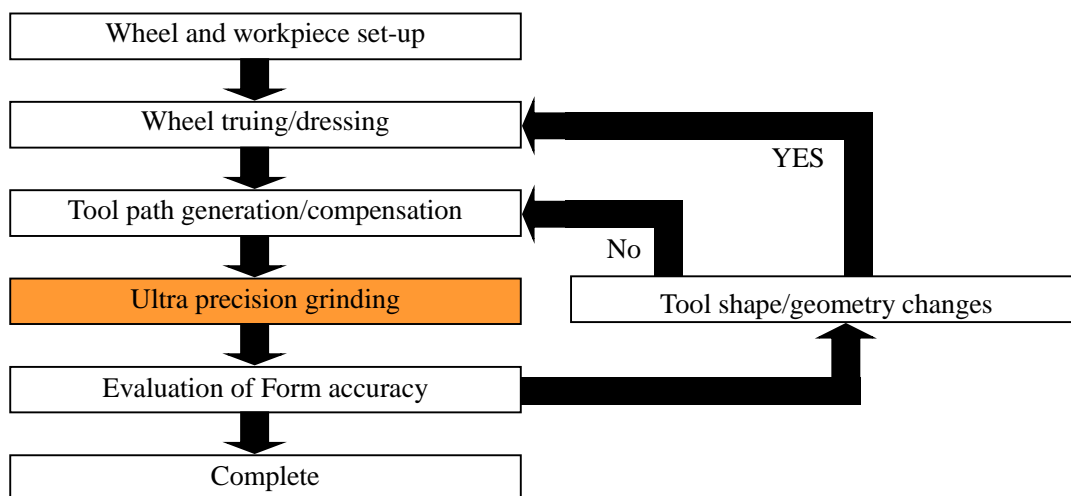


Fig. 2.22 Flow chart for grinding of Fresnel mold.



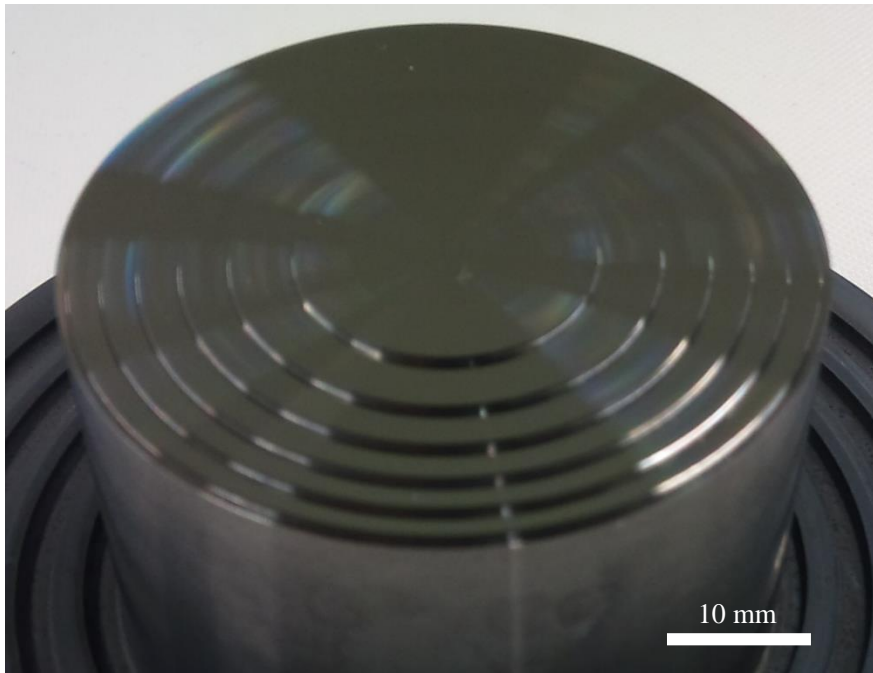
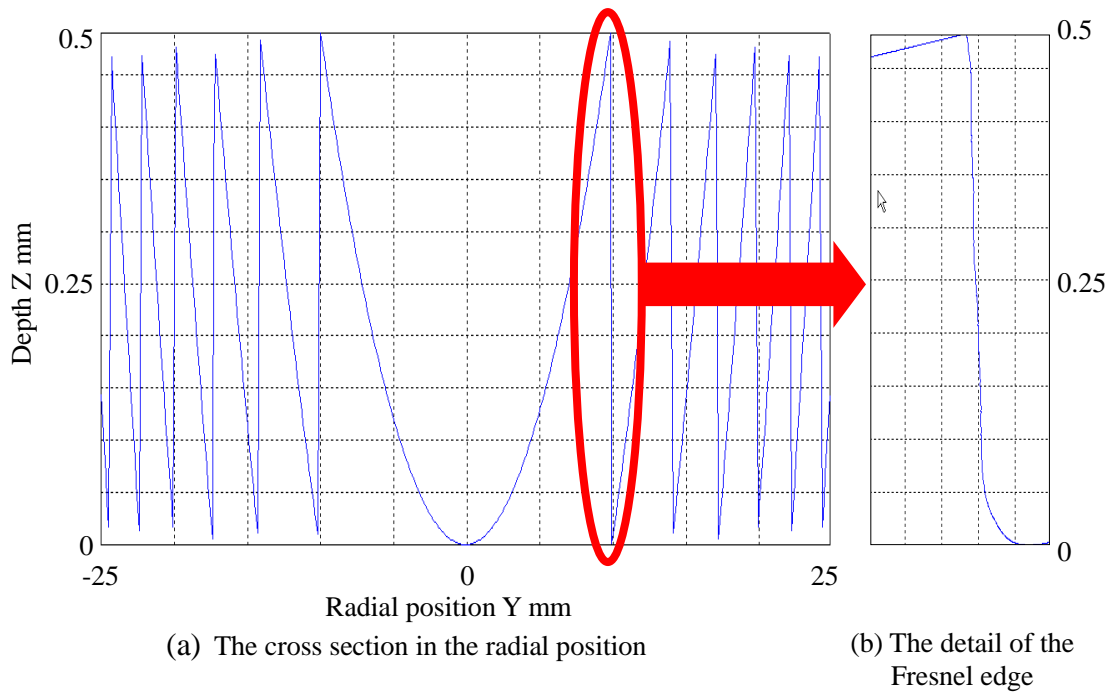


Fig. 2.23 Photograph of ground Fresnel mold.



(a) The cross section in the radial position

(b) The detail of the Fresnel edge

Fig. 2.24 Measured profile of ground Fresnel mold.

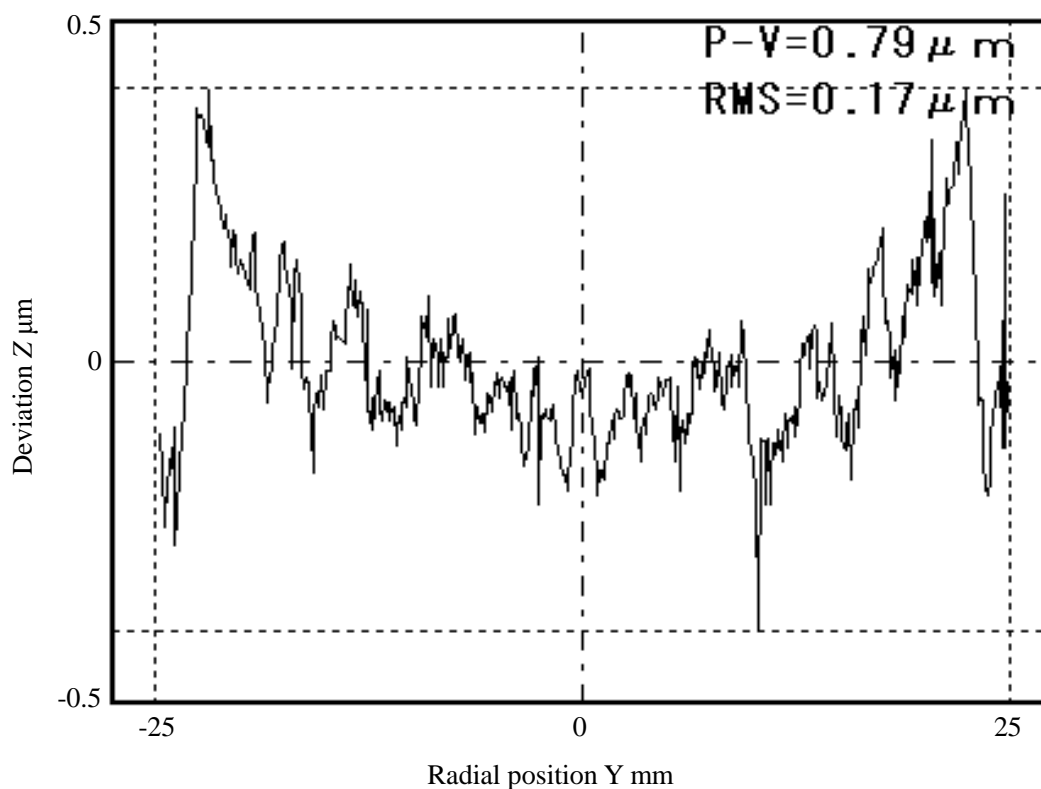
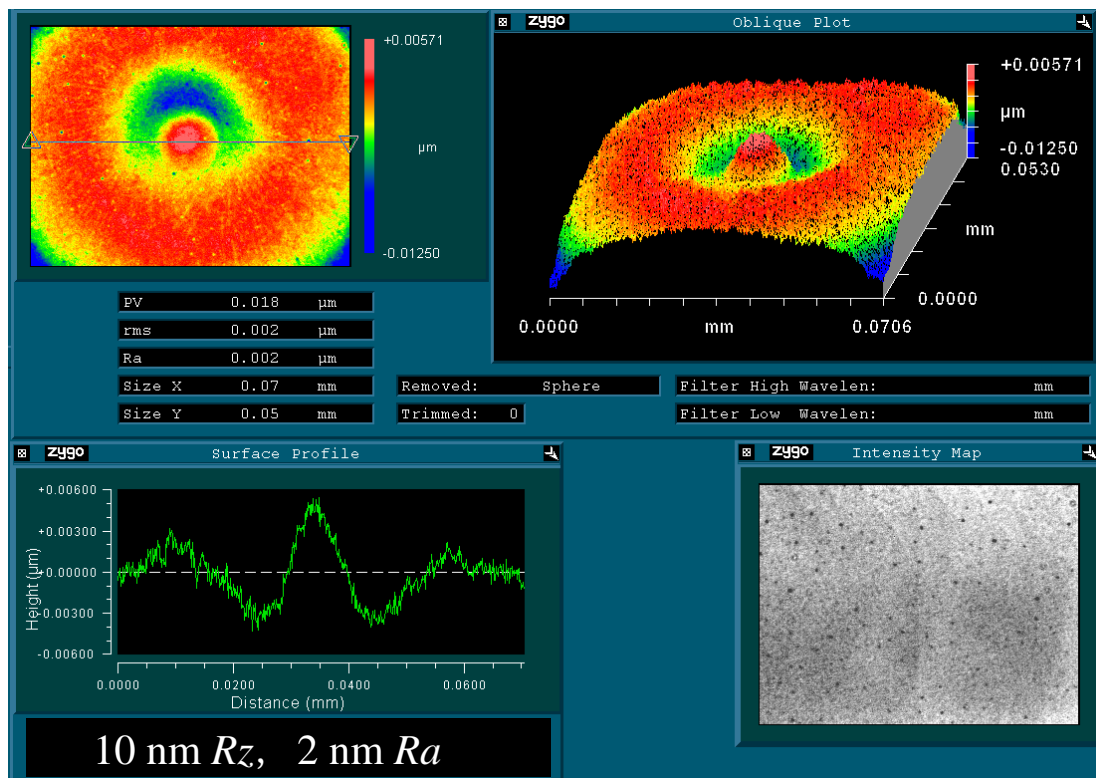
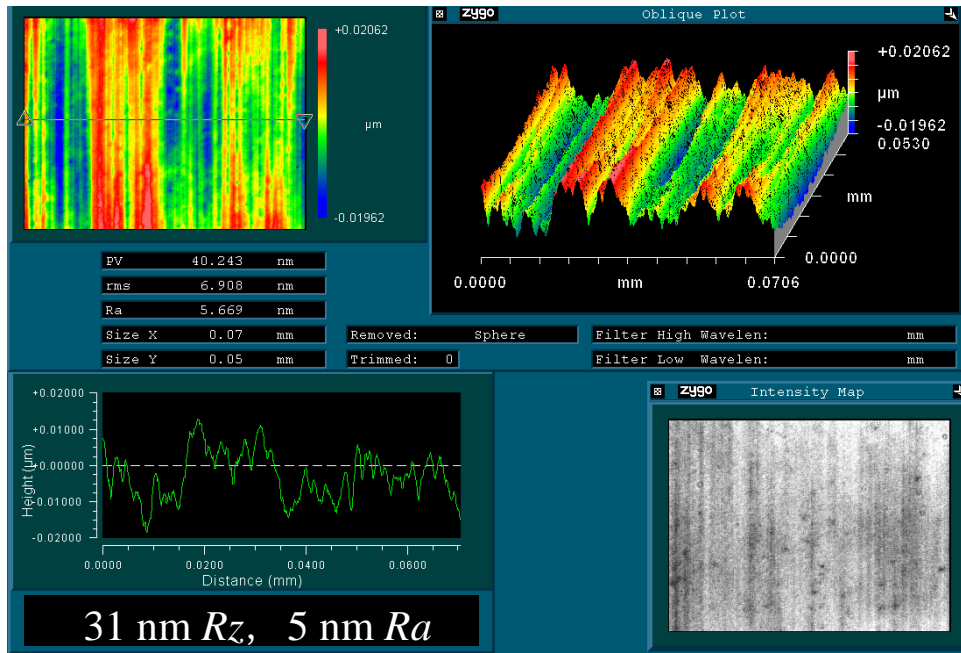


Fig. 2.25 Form deviation profile of ground Fresnel mold.



(a) Center region



(b) Outer region

Fig. 2.26 Surface roughness profiles of ground Fresnel mold.

## 2-8. 結 言

ダイヤモンドホイールを用いた太陽光発電用超合金製大型フレネルレンズ金型の高精度研削加工の実現のため、ニオブ製ツルアを用いたツルーイング法および同時 2 軸制御研削法により、フレネル形状の研削実験を行い、以下の結論を得た。

- 1) 高融点かつダイヤモンドとの高い電子反応性を持つニオブ製ツルアを用いてダイヤモンドホイールをツルーイングした結果、極めて微小な曲率半径を有し、表面のなめらかなナイフエッジ状の輪郭形状を持つホイールの創成が短時間で可能であった。
- 2) ツルーイングしたダイヤモンドホイールを用いてバインダレス超合金のフレネル形状研削実験を行った結果、形状精度は  $0.79 \mu\text{m}$  P-V と  $1 \mu\text{m}$  P-V 以下の高精度かつシャープな段差を持つ形状が得られた。表面粗さは中心部で  $10 \text{ nm } R_z$ 、外周部で  $31 \text{ nm } R_z$  と光学製品の要求表面粗さである  $\lambda/10$  を十分に達成していることがわかった。

## 参考文献

- 2.1) Tatsuya Furuki, Hirofumi Suzuki, Mutsumi Okada, Yutaka Yamagata and Shinya Morita: High Precision Grinding of Large Fresnel Lens Mold, Key Engineering Materials, 516, (2012), pp. 629-623.
- 2.2) Hirofumi Suzuki, Tatsuya Furuki, Mutsumi Okada, Yutaka Yamagata and Shinya Morita : Precision Grinding of Structured Tungsten Carbide Mold, Int. J. of Advanced Materials Research, 497, (2012), pp. 15-19.

- 2.3) 渡辺正治, 長沼二巳, 山内 康弘, 中谷 浩己: 再生可能エネルギー利用の概要, 日本ガスタービン学会誌, 39, 5 (2011), pp. 334-342.
- 2.4) 経済産業省編: エネルギー白書, ウィザップ, (2014), 170.
- 2.5) 独立行政法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構編: NEDO 再生可能エネルギー技術白書 第 2 版, (2014), pp. 31.
- 2.6) 山口真史: 高効率太陽電池の研究開発動向, 電子情報通信学会ソサイエティ大会講演論文集, エレクトロニクス, 2 (2009), S-1-S-2.
- 2.7) 岩切敏哉, 房野俊夫, 三宅琢磨, 大塚馨象: フレネルレンズを用いた集光型太陽光発電の検討, 宮崎大学工学部紀要, 34, (2005), pp. 71-76.
- 2.8) 遠藤貴雄, 鈴木浩志, 鹿間信介: 薄型リアプロジェクト用全反射フレネルスクリーン, 映像情報メディア学会年次大会講演予稿集, (2006), pp. “8-4-1”-“8-4-2”.
- 2.9) 山崎雄司, 中村和人, 橋本洋: フレネルレンズ内蔵 LED の開発, 精密工学会誌, 59, 4 (1993), pp. 655-660.
- 2.10) 閻 紀旺: 超精密切削によるウェーハ状薄型赤外線フレネルレンズの加工, 日本機械学会誌, 109, 1056 (2006), pp. 903.
- 2.11) 鈴木浩文, 鎌野利尚, 樋口俊郎, 谷岡鉄也, 島村和弘, 横山三自, 北嶋孝之, 奥山繁樹: マイクロフレネルレンズの精密ガラス成形: 成形条件による成形転写性の実験的検討および成形試作, 精密工学会誌, 67, 3 (2001), pp. 438-443.
- 2.12) 鈴木浩文, 藤井一二, 沖野 正, 和嶋 直, 北嶋孝之, 奥山繁樹, 堀内 幸: 単結晶ダイヤモンドを用いた非軸対称非球面の 3 軸制御シェーブ加工, 生産加工・工作機械部門講演会: 生産と加工に関する学術講演会, 2000, 2 (2000), pp. 101-102.
- 2.13) 森脇俊道, 永井千秋編: 社会人が学ぶ生産プロセス技術, 神戸市産業振興財団, (2009), 356p.
- 2.14) 岡田 睦, 鈴木浩文, 三浦勝弘, 松岡伸夫: 青色レーザープローブ走査方式による微細形状の超精密測定, 2011 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (2011), pp. 203-204.
- 2.15) Y. Yamamoto, H. Suzuki, T. Moriwaki, T. Okino, Y. Hijikata, J. Roblee and T. Miyashita: DEVELOPMENT OF CROSS AND PARALLEL MODE GRINDING MACHINE FOR HIGH NA ASPHERICAL MOLD AND DIE, Proceedings of Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering, 39, (2006), pp. 499-502.
- 2.16) 鈴木浩文, 樋口俊郎, 和嶋 直, 北嶋孝之, 奥山繁樹, 山崎 洋: マイクロフレネルレンズ成形型の超精密研削—超硬合金金型の研削加工の可能性検証—, 精密工学会誌, 65, 8 (1999), pp. 1163-1168.
- 2.17) 山本雄士, 鈴木浩文, 馬越聖剛, 沖野 正, 土方祥雄, 森脇俊道, 東 保男, 澁谷 秀雄: モリブデン製ツールによるマイクロダイヤモンドホイールの高精度・高能率成形に関する研究, 砥粒加工学会誌, 50, 6 (2006), pp.312-317.
- 2.18) 国立天文台: 平成 24 年度版理科年表, (2011).
- 2.19) 日本タングステン: 製品カタログ, (2015).

## 第3章

# バインドレス超合金製フレネル型の超精密切削用 PCD フライス工具の開発

前章のダイヤモンドホイールによる超合金の研削加工では、砥石の摩耗により複数回のツルーイングが必要となり、多くの非加工時間が生じるという問題がある。したがって、本章<sup>3.1, 3.2)</sup>では、高い耐摩耗性を有する多結晶ダイヤモンド(PCD)を用いて、PCD 製フライス工具を開発し、同様に超硬製フレネル型の切削加工を試みた。その結果、1本の工具で優れた形状精度を有するフレネル型の創製が可能であった。その一方で、超合金粒子の脱落が生じることで、研削加工と比べて表面品位が悪化することもわかった。

### 3-1. 緒言

第2章では、ナイフエッジ状ダイヤモンドホイールによる超合金へのフレネル形状の研削加工について述べた。しかしながら、ダイヤモンドホイールを用いた研削加工では下記のような問題がある。

- (1) 砥石取り付け時および砥石が摩耗した際にツルーイング・ドレッシングが必要のため、非加工時間が増加することにより加工能率が低下する。
- (2) ダイヤモンドホイール先端の摩耗が大きいため、フレネル形状の段差の谷の部分にR形状の未加工部が生じる。
- (3) 一般的に砥石摩耗により生じた形状の誤差を修正する補正加工を数回行わなければならないため、加工時間が増加する。
- (4) 研削加工は切削加工と比べて加工のメカニズムが複雑であるため適切な加工条件の設定は技術者の知識や経験に依存する場合が多い<sup>3.3)</sup>。

近年では、超合金などの硬脆材料に対するさらなる高精度加工、高能率加工を実現するため単結晶ダイヤモンド(Single crystalline diamond)や多結晶ダイヤモンド(Poly-crystalline diamond)、ナノ多結晶ダイヤモンド(Nano-polycrystalline diamond)を工具材料として用いた切削工具や研削工具が開発<sup>3.4,3.6)</sup>されるとともに、楕円振動切削加工法やELID研削法<sup>3.7,3.8)</sup>などの新しい加工法の開発も行われている。しかしながら、新たな加工法を適用する場合には、(1)新たに装置を導入しなければならない、(2)装置が大型化するなどの問題がある。そこで、本研究ではフレネル形状型のさらなる高精度・高能率加工を実現するため、多結晶ダイヤモンド製フライス工具を開発する。そして、実際にバインドレス超合金に対してフレネル形状の超精密切削を行う。

## 3-2. PCD フライス工具

### 3-2-1. PCD（多結晶ダイヤモンド）

ダイヤモンドは、(1)地上で最も硬度が高い、(2)熱伝導性が高い、(3)熱膨張係数が小さいといった工具材料として優れた性能を有している。すなわち、耐摩耗性、加工熱の拡散性、熱衝撃性に優れているということである。単結晶ダイヤモンド工具は研磨加工により極めて鋭利な刃先を得ることができるためコンピュータの磁気ディスク、プラスチックレンズ成型用金型、レーザー反射ミラーなどの超精密切削工具として実用化されており、エレクトロニクス産業や光技術などの先端産業分野の基盤を支えている。しかしながら、ダイヤモンドには以下のような短所がある。

- (1) ダイヤモンドで鉄系金属材料を加工した場合、ダイヤモンドが酸化し二酸化炭素となる、ダイヤモンドの炭素同士を共有結合させている電子が材料に奪われて拡散していくために炭素原子が脱落することで摩耗が進行する。
- (2) 加工時に切削仕事や摩擦熱などにより工具温度が高温となる。その一方で、ダイヤモンドは耐熱性が低く、温度が 600°C に達すると黒鉛化し、工具摩耗が著しく進行する。
- (3) 単結晶ダイヤモンドを工具として用いる場合、工具費が非常に高価である。
- (4) 単結晶ダイヤモンドは結晶面によって異方性を有しているため、耐摩耗性が異なり、(111)面が最も優れた耐摩耗性を示す。さらに、その破壊強度は大きな結晶方位依存性を有している。工具切れ刃の欠損は引張応力が主な要因であり、(100)面が引張の主応力を受けることが望ましい。しかしながら、結晶面を特定することは困難であるため、結晶方位の特定は技術者の経験と勘に依存している。

PCD は、超高压でグラファイトからダイヤモンドの微粉末を合成し、コバルトなどの鉄族金属をバインダ（結合材）として用いて 1700 K(1427°C)、4.5 GN/m<sup>2</sup> といった高温高压下で焼結したものである。ここで、鉄族金属をバインダと称しているが、焼結時にダイヤモンドの溶解・再析出を行うことでダイヤモンド粒子同士の強固な結合を達成させるための触媒作用を果たしている。この時に 10 vol% 程度のコバルトが残留するため、焼結体の靱性を向上させるとともに導電性を付与する。一般的に PCD は通常 90 vol% 以上のダイヤモンドを含有している<sup>3,9)</sup>。PCD を工具材料として用いる際の特徴として PCD は単結晶ダイヤモンド(SCD)と比べて刃先の鋭利さは劣るが、多結晶であるため、前述の単結晶ダイヤモンドの短所である結晶方位依存性がない。また、非鉄金属の加工において優れた耐摩耗性を示すため、高能率切削工具として使用されている<sup>3,10-3,13)</sup>。さらに、工具費は SCD と比べて 1/5 程度と安価である。2-3 節で述べたように、SCD バイトによる超硬合金、SiC などのセラミックス材料の超精密切削は被削材の脆性破壊と激しい工具摩耗やチッピングのため、高精度かつ高能率な加工の実現は困難である。また、ダイヤモンドホイールによる研削加工においても 3-1 節で述べたように様々な問題がある。そこで本研究では、PCD を用いた PCD フライス工具を開発し、延性モード切削を可能にして、硬脆材料であるバインダレス超硬合金に対して超精密切削加工を試みる。

### 3-2-2. フライス加工の適用によるメリット

切削工具の工具摩耗の要因の一つは切削温度である。旋削加工のような連続切削では工具が被削材に常に接触しているため、切削開始とともに切削温度は急激に上昇し、高温の状態に達する。この高温の定常状態において激しい工具摩耗が発生する。これに対してフライス加工といった断続切削では、工具と被削材の接触時間を短くすることにより、切削で発生した熱が工具に伝わる時間が短縮されるため、温度が高温の定常状態に達するまでに切削を終了させることができる。また工具と被削材が接触していない空転時には、上昇した温度が下げるという優位性を持つ。さらに、非接触時に雰囲気または冷却液が両者の間に侵入することで工具と被削材の潤滑性を良くする効果もある。また、単結晶ダイヤモンドバイトなどの単刃工具を用いた加工法では設定した切込み量が最大切り取り厚さとなるため工具摩耗が進行しやすい。その一方で、フライス工具といった回転工具の場合では、図 3.1 に示すように、研削加工と同様に実切り取り厚さは小さくなる。切り取り厚さ  $h$  と最大切り取り厚さ  $h_{max}$  は式 3.1 および式 3.2 で表すことができる。ここで、 $a$  を切込み量、 $f$  を 1 刃あたりの送り量、 $r$  を工具の半径、 $\phi$  を工具の回転角とする。このように一刃あたりの加工量を微小にすることで、脆性材料の延性モード切削加工を実現するとともに、工具の摩耗やチッピングを抑制することが可能である。

$$h = f \cdot \sin \phi \tag{3.1}$$

$$h_{max} = f \cdot \sin \phi_a = f \cdot \frac{\sqrt{r^2 - (r-a)^2}}{r} = f \cdot \sqrt{\frac{2a}{r} \left(1 - \frac{a}{2r}\right)} \approx f \cdot \sqrt{\frac{2a}{r}} \tag{3.2}$$

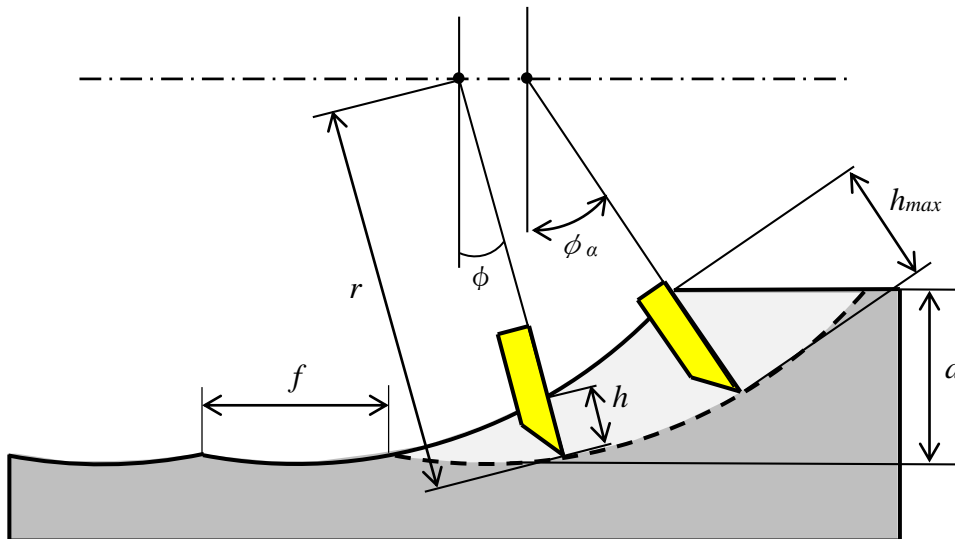


Fig. 3.1 Schematic illustration of milling.

### 3-2-3. PCD フライス工具の作製

一般的にダイヤモンドはその結晶の原子に不対電子を有しないため、電気を通さない。したがって、単結晶ダイヤモンドは従来、研削加工や研磨加工などの機械加工により製造されている。しかしながら、単結晶ダイヤモンドは非常に硬度が高いため、研削砥石の工具摩耗が大きく、(1)砥石のツルージング・ドレッシングによる非加工時間の増加、(2)コストの上昇といった問題がある。これに対してPCDは、3-2-1項で述べた通り、焼結体中にコバルトを含有しているため導電性を有している。したがって、放電加工による加工が可能である。この特性を利用し、図3.2に示す方法でPCD フライス工具を作製した。PCD 工具の製造方法は以下の通りである。

- (1) はじめにPCD ウエハと超硬合金製シャンクを銀ろうを用いてろう付けする。シャンク材料には超硬合金を用いることで、工具の剛性を向上させることが可能である。
- (2) 次にPCD ウエハの側面をワイヤ放電加工によりナイフエッジ状に加工する。ワイヤ放電加工(EDM)で加工を行うことにより、研削加工により形状を創成するのとは比べて短時間かつ低コストで形状創製が可能である。
- (3) 最後にエッジの鋭いダイヤモンドホイールを用いた研削加工により、PCD の外周に複数の切れ刃を創成する。

図3.3に作製したPCD フライス工具の外観写真と刃先のSEM写真を示す。刃先のSEM写真は図3.4に示す走査電子顕微鏡 (Scanning Electron Microscope : SEM) JSM-6510 (日本電子製)を用いた。また、表3.1に工具の主要諸元を示す。図4.3(b)のSEM画像から工具の先端に鋭い切れ刃が創製されているのが確認できる。

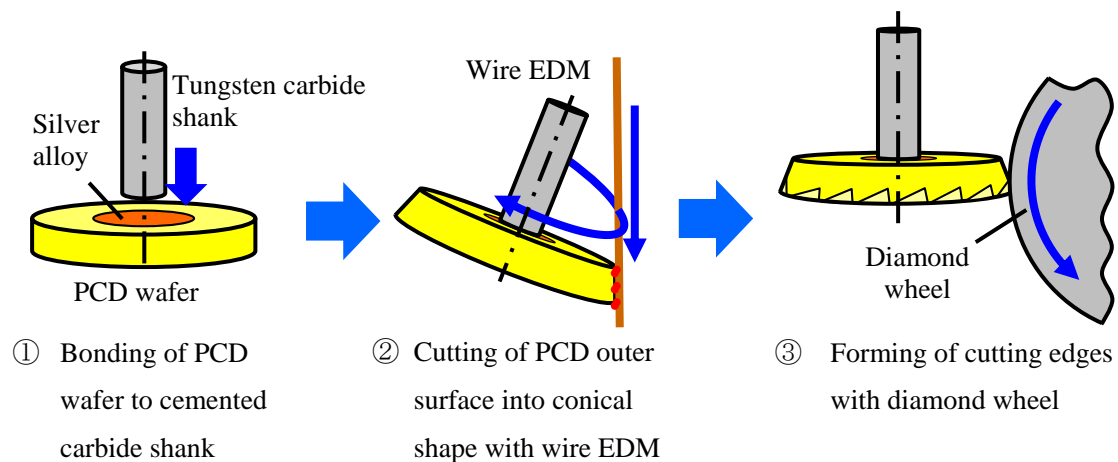
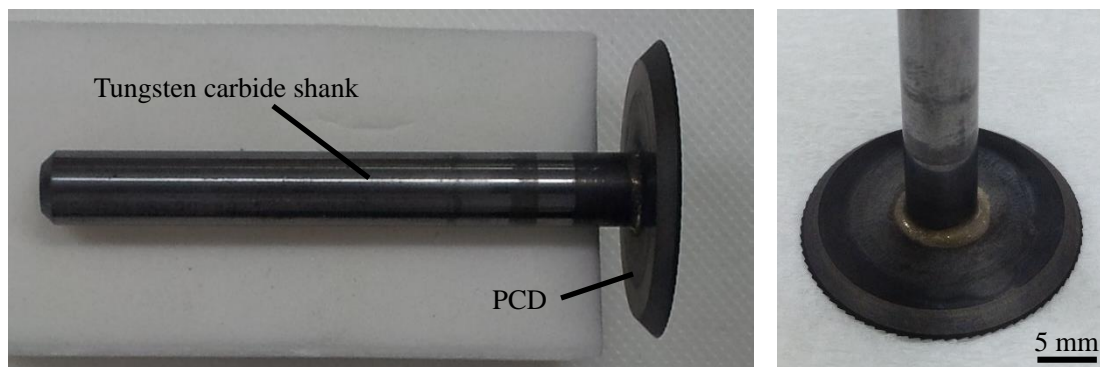
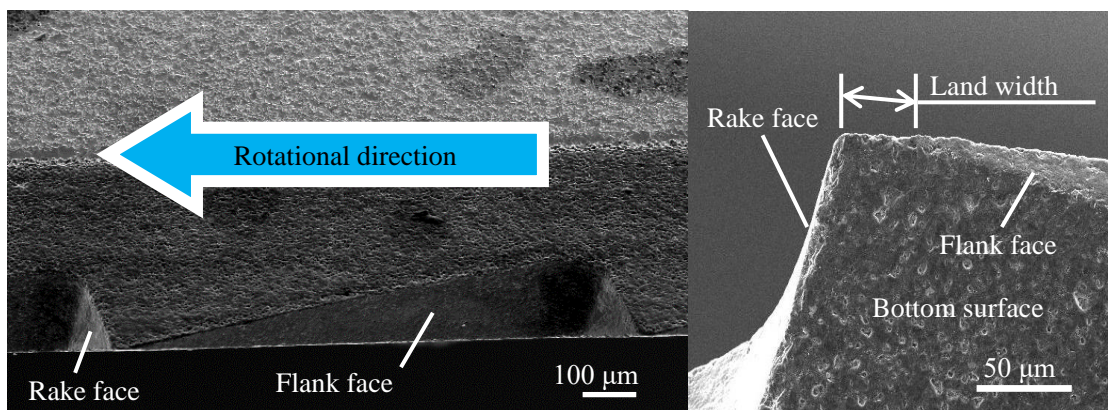


Fig. 3.2 Fabrication process of PCD milling tool.





(a) Overview



(b) SEM images of tool tip

Fig. 3.3 Photographs of developed PCD milling tool.

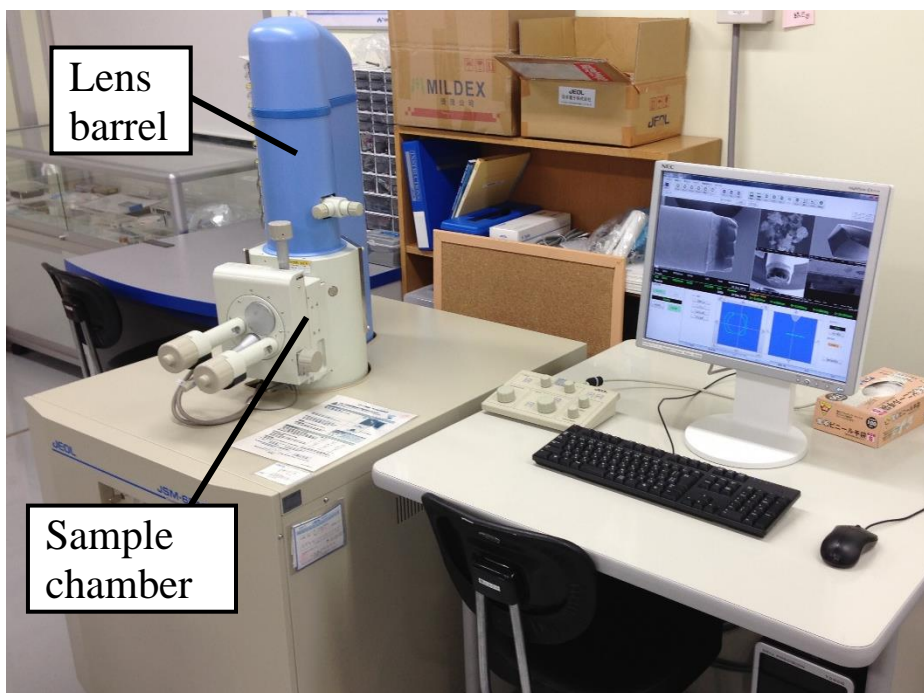


Fig. 3.4 Overview of scanning electron microscope, JSM-6510.

Table 3.1 Specifications of developed PCD milling tool.

Tool material	Poly-crystalline diamond
Particle size	5 $\mu\text{m}$
Diameter	$\phi$ 24 mm
Number of cutting edge	80
Rake angle	-20 degrees
Land width	0.03 mm

### 3-3. PCD フライス工具による超硬合金の超精密切削実験結果および考察

#### 3-3-1. 実験装置

加工装置には、2-5-1 頁で示した同時4軸超精密加工機 ULG-100D(SH<sup>3</sup>) (東芝機械)を用いた。PCD フライス工具も同様に、多孔質空気静圧軸受のスピンドルに取り付けた。PCD 工具はダイヤモンドホイールのようにツルレーイングにより振れを取り除くことができないため、デジタルマイクロメータを用いて調心して取り付けた。最終的な取り付け時の工具振れは $\pm 6 \mu\text{m}$ であった。ただし、ダイヤモンドホイールによる研削では、マンドレルを用いて工具主軸に取り付けたが、PCD フライス工具はコレットチャックを用いて工具主軸に取り付けた。測定装置としては2-5-2 頁で示したものと同様に、フレネル型の形状精度の測定には走査型青色レーザプローブ測定機 NH-3UP(三鷹光器)を用いた。表面粗さの測定には、非接触走査型白色干渉計 New View 6200 (ZYGO 社製)を使用した。フレネル型の加工面観察には、ノマルスキー微分干渉顕微鏡 MM-400 (ニコン)を用いた。

#### 3-3-2. PCD 製フライス工具の切削特性の評価実験

上記の試作した PCD 製フライス工具の基本的な切削特性を評価するため図 3.5 に示すような、X 方向に工具を走査するクロス切削によって超硬合金の平面切削実験を行った。表 3.2 に切削条件を示す。ワークには直径 10 mm のバインダレス微粒子超硬合金 RCCFN(日本タングステン製)を用いた。送り速度や切込み量を変化させて加工し、New View 6200 を用いて、超硬合金粒子の脱落箇所の面積と表面粗さを解析した。表面粗さは、超硬合金粒子の脱落が生じていない箇所を測定した。それぞれの測定結果の例を図 3.6 および図 3.7 に示す。測定範囲は  $70 \mu\text{m} \times 53 \mu\text{m}$  であり、図 3.8 に示すように加工後のワークの3点を対象に、30 nm 以上の深さのある箇所を脱落として測定し、その平均を評価値とした。超硬粒子の脱落が生じるということは脆性モードで加工しているということである。すなわち、良好な加工(延性モード)が行われていない。クーラントはオイルミストであり、白灯油を用いた。

送り速度を変化させ、切込み量を  $1 \mu\text{m}$  として加工した場合の結果を図 3.9 に、切込み量を変化させ、送り速度を  $1 \text{ mm/min}$  で加工した場合の変化を図 3.10 に示す。送り速度および切込み量が大きくなるにつれて超硬合金粒子の脱落が生じやすくなり、表面粗さが悪化している。送り速度、切込み量が大きくなると3-2-2 項で述べた切り取り厚さが大きくなるため切削抵抗が増加し、脆性破壊が生じやすくなったと考えられる。しかしながら、送り速度、

切込み量が小さい場合には、超合金粒子の脱落の少ない鏡面を得ることができた。

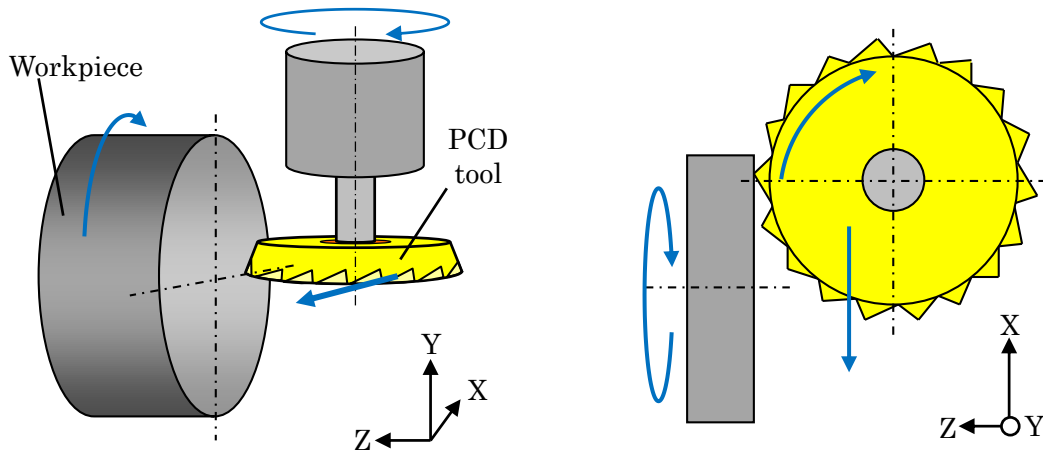


Fig. 3.5 Flat cutting with the PCD milling tool.

Table 3.2 Cutting conditions of flat cutting.

Tool	PCD milling tool
Rotational rate	18,000 min <sup>-1</sup>
Cutting speed	23 m/s
Cutting direction	Down-cut
Workpiece	Binder-less tungsten carbide
Particle size	0.6 μm
Hardness	95 HRA
Diameter	φ 10 mm
Rotational rate	500 min <sup>-1</sup>
Feed speed	0.5, 1, 2, 3, 5 mm/min (Depth of cut: 1 μm)
Depth of cut	0.5, 1, 2, 3, 5 μm/pass (Feed speed: 1 mm/min)
Coolant	Oil mist (White kerosene)

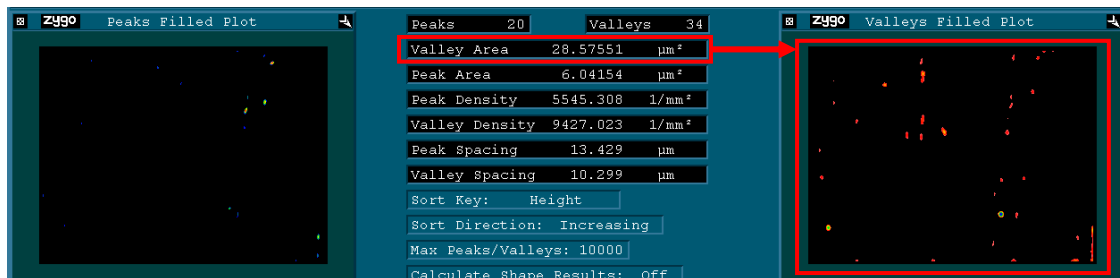


Fig. 3.6 Measured results of released tungsten carbide particles.

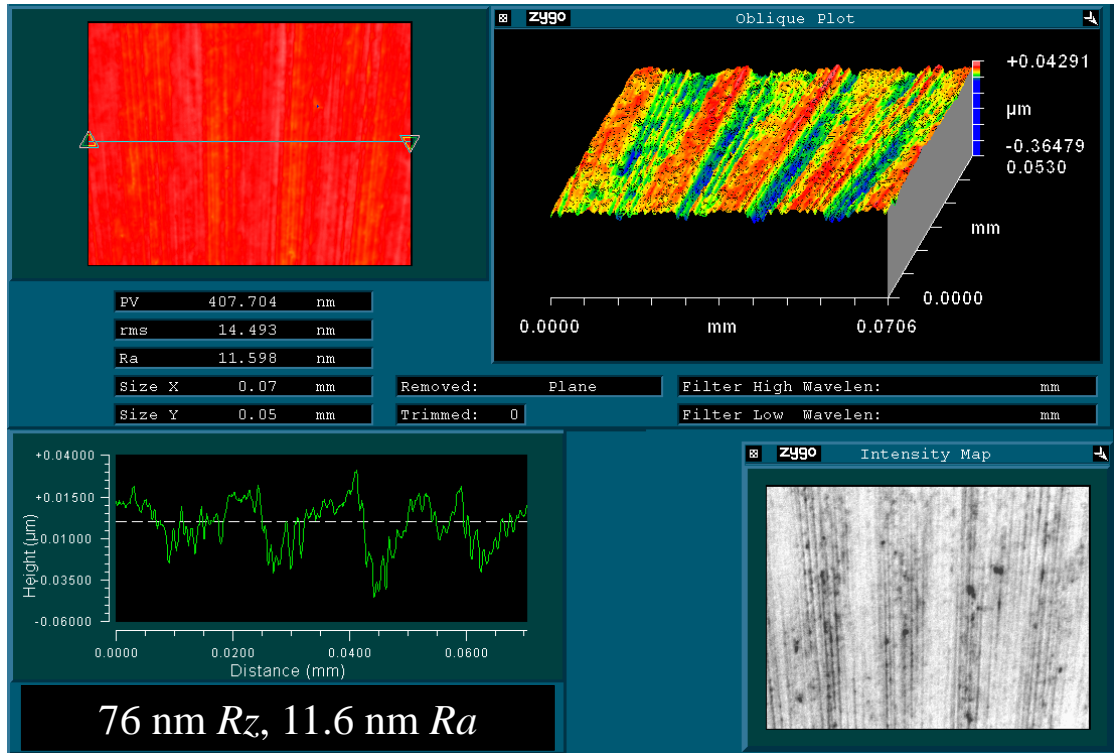


Fig. 3.7 Surface roughness profile of machined workpiece.

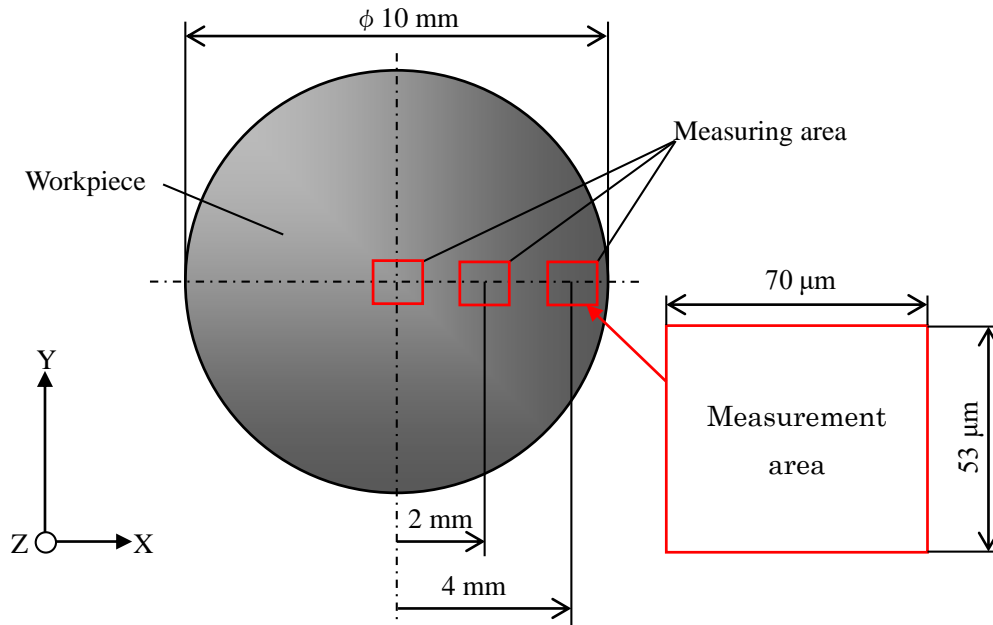


Fig. 3.8 Measurement area of machined workpiece with New View6200.

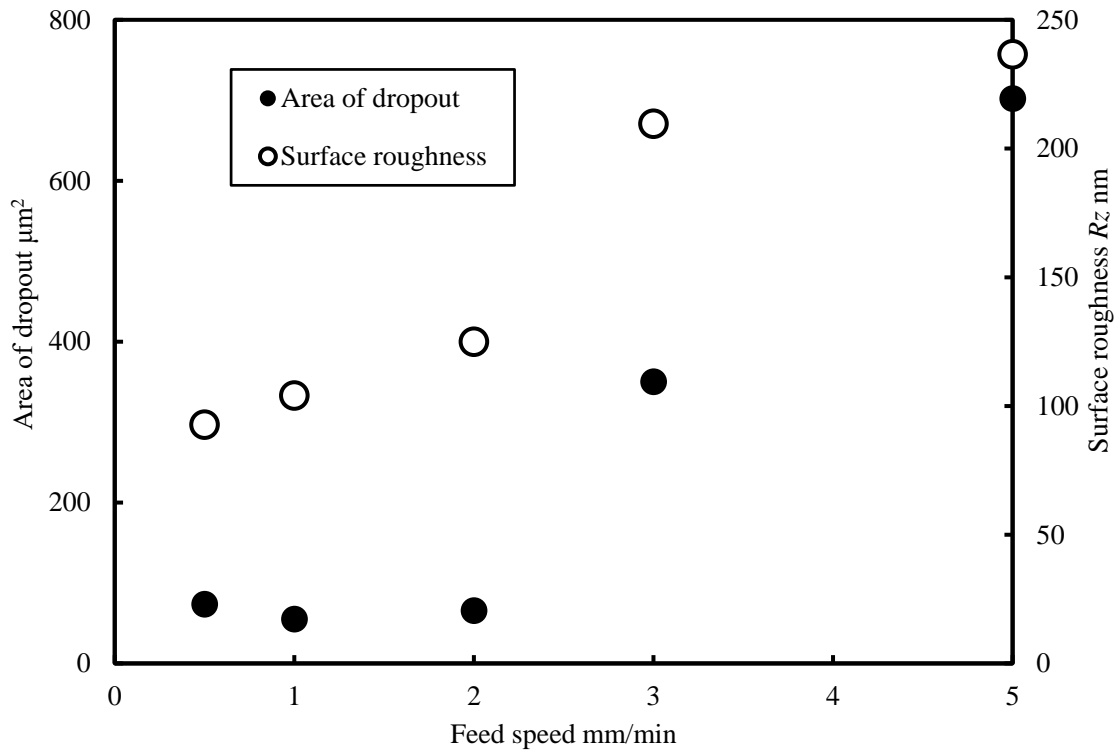


Fig. 3.9 Effect of feed speed on machined surface.

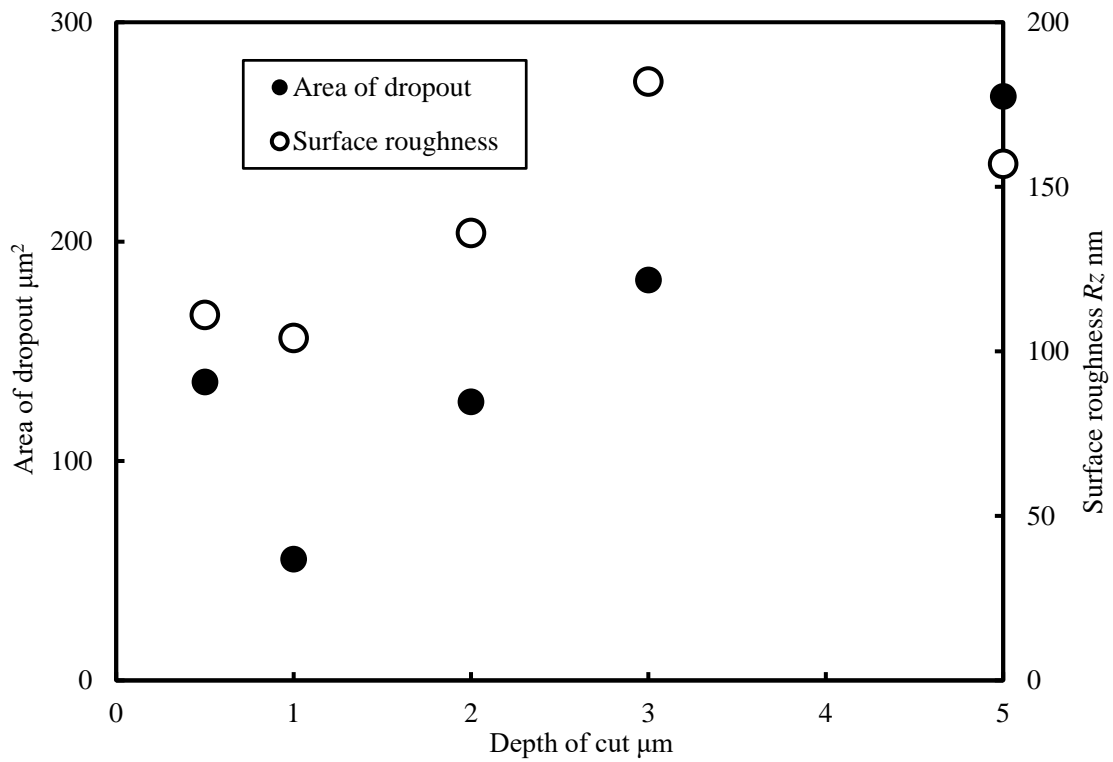


Fig. 3.10 Effect of depth of cut on machined surface.

### 3-3-3. PCD フライス工具による超硬合金のフレネル形状切削実験

3-3-2 項の平面切削実験により、作製した PCD フライス工具を用いた超硬合金の超精密切削加工は有効であることが明らかとなった。次に、PCD 製フライス工具を用いて実際に超硬合金に対してフレネル形状の超精密切削加工実験を行った。フレネル形状の切削法は、前章で示した Y, Z 軸同時 2 軸制御加工法と同様である。加工したフレネル型の設計形状を図 3.11 に示す。非球面形状の近似曲率半径は 200 mm、ワークの有効径は  $\phi 28$  mm、フレネル段差の深さは 100  $\mu\text{m}$  である。加工時の風景を図 3.12 に示す。ワークには平面形状の微粒子超硬合金 RCCFN（日本タングステン製）を使用し、高温下で高い強度を有し、高耐熱衝撃・高耐摩耗性を有するサイアロン製のジグを介して真空チャックにより主軸に取り付けた。研削加工時と同様に電気マイクロメータを用いて計測しながら、 $\pm 0.5$   $\mu\text{m}$  以下の同軸度になるよう調心した。表 3.3 に示すように粗加工、仕上げ加工において異なる切削条件で加工を行った。

切削加工後のフレネル型の外観を図 3.13 に示す。フレネル形状が創成され、鏡面の加工面が得られていることが確認できる。図 3.14 に NH-3UP により測定した加工後のフレネル型の断面形状の測定結果を示す。測定したフレネル段差の最大深さは 97.1  $\mu\text{m}$  であった。フレネル段差の設計値は 0.1 mm であるのでほぼ設計通りの段差が得られている。図 3.14 の断面形状の測定結果から形状誤差を解析した結果を図 3.15 に示す。フレネル型の形状精度は  $\phi 26.8$  mm の範囲内で 0.62  $\mu\text{m}$  P-V と良好な形状精度が得られている。また、図 3.16(a)に加工したフレネル型の中心部の表面粗さを、図 3.16(b)に外周部（第 3 輪帯）の表面粗さの測定結果を示す。表面粗さは中心部で 18 nm  $R_z$ 、外周部で 55 nm  $R_z$  とダイヤモンドホイールを用いた研削加工で加工した場合とほぼ同様の値が得られている。しかしながら、フレネル型の全域において超硬粒子の脱落が確認できる。また、中心部が外周部と比べて、超硬粒子の脱落が少なく、表面粗さが良好になった理由は、工具の取り付け時の位置誤差や工具先端の摩耗を考慮して、ワーク中心まで加工した後、さらに工具を 30  $\mu\text{m}$  走査してゼロカットしたこと、かつアップカットとなったことが要因であると思われる。図 3.17 にフレネル段差のエッジ部のノマルスキー顕微鏡写真を示す。フレネルエッジ部に 86  $\mu\text{m}$  と大きな欠けが複数確認された。このような欠けはすべての輪帯のエッジ部分で確認された。

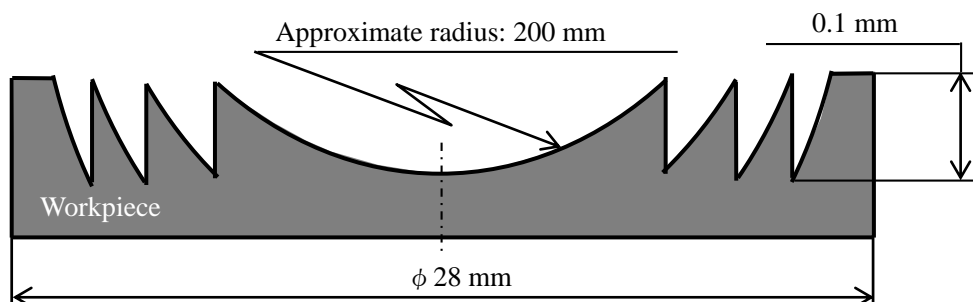


Fig. 3.11 The shape of Fresnel mold.

Table 3.3 Cutting conditions of Fresnel shape.

	Rough cutting	Fine cutting
Tool	PCD milling tool	
Rotational speed	18,000 min <sup>-1</sup>	
Cutting speed	23 m/s	
Cutting direction	Down-cut	
Workpiece	Binder-less tungsten carbide	
Diameter	φ 28 mm	
Initial shape	Flat shape	
Rotational rate	500 min <sup>-1</sup>	
Depth of cut	2 μm/path	0.5 μm/path
Feed speed	1 mm/min	0.05 mm/min
Coolant	Oil mist (White kerosene)	

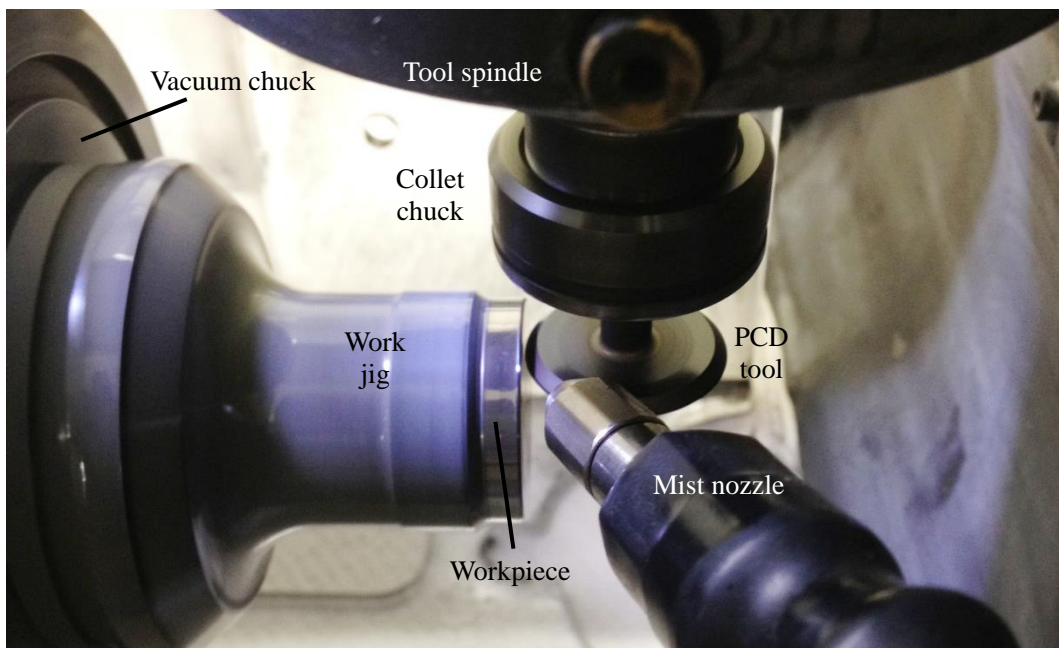


Fig. 3.12 Experimental set-up of Fresnel shape cutting with PCD milling tool.



Fig. 3.13 Photograph of machined Fresnel mold.

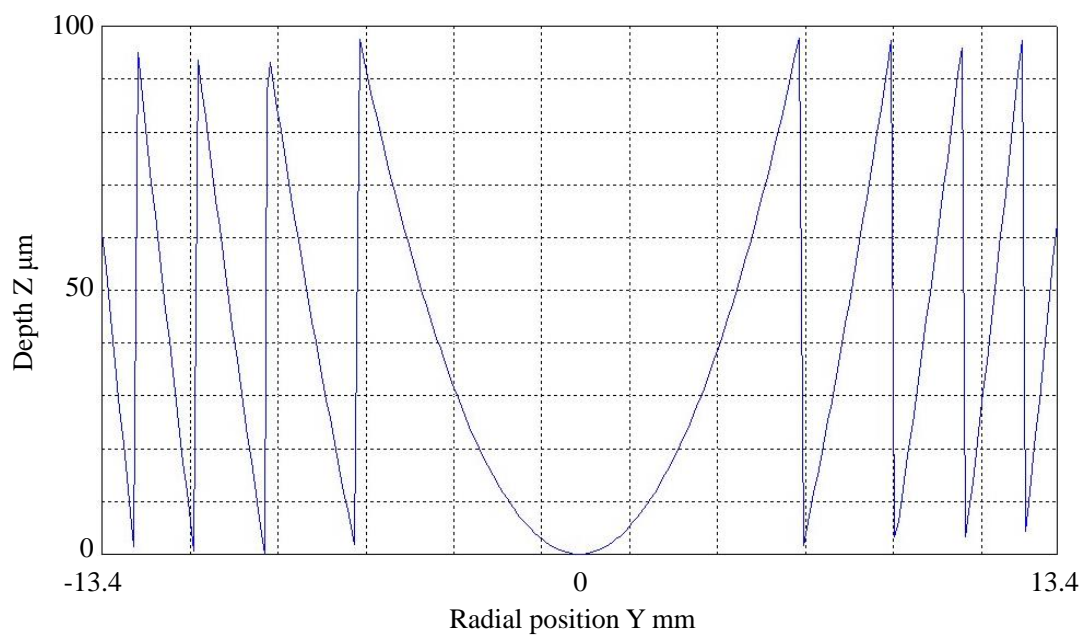


Fig. 3.14 Measured profile of machined Fresnel mold.

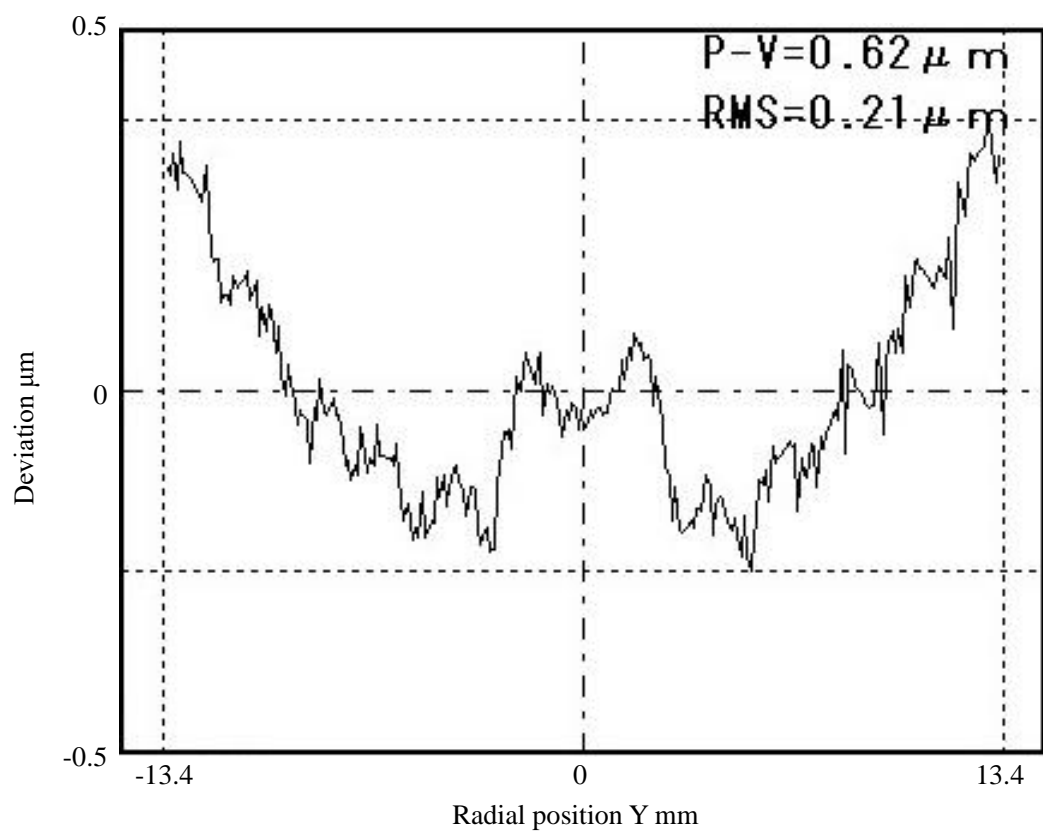
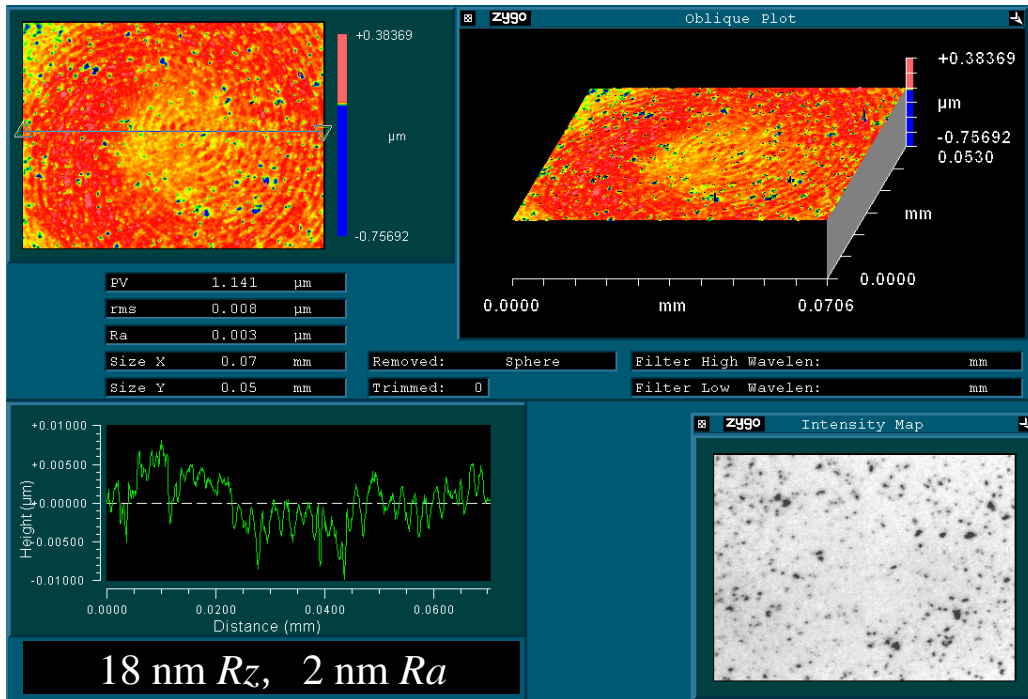
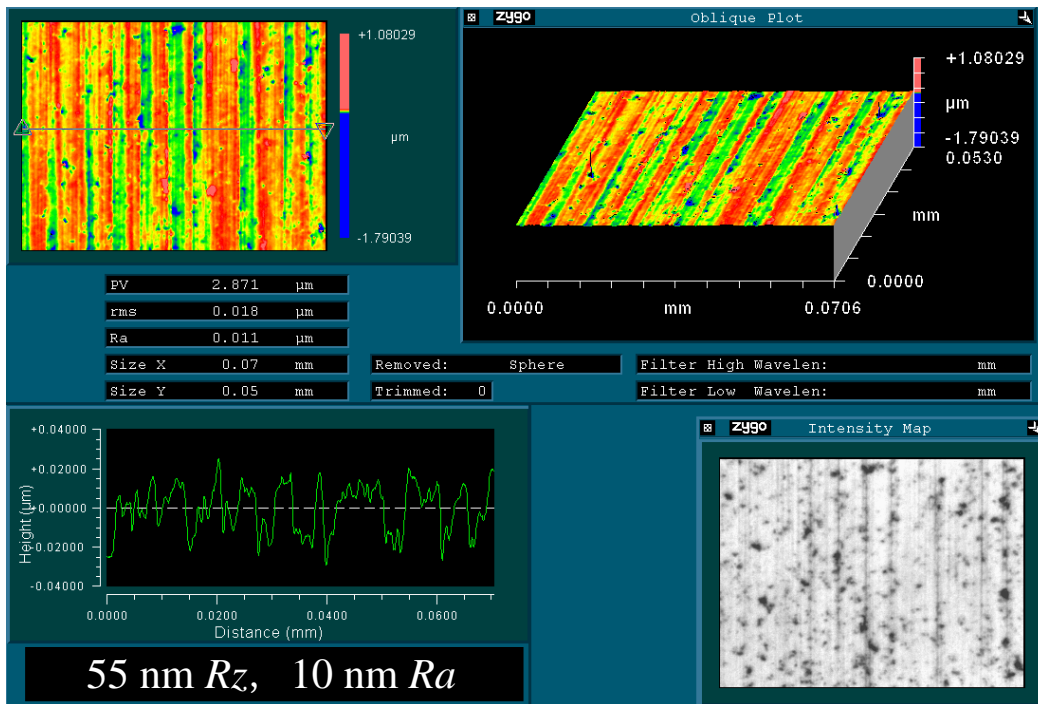


Fig. 3.15 Form deviation profile of machined Fresnel mold.





(a) Center region



(b) Outer region

Fig. 3.16 Surface roughness profiles of machined Fresnel mold.

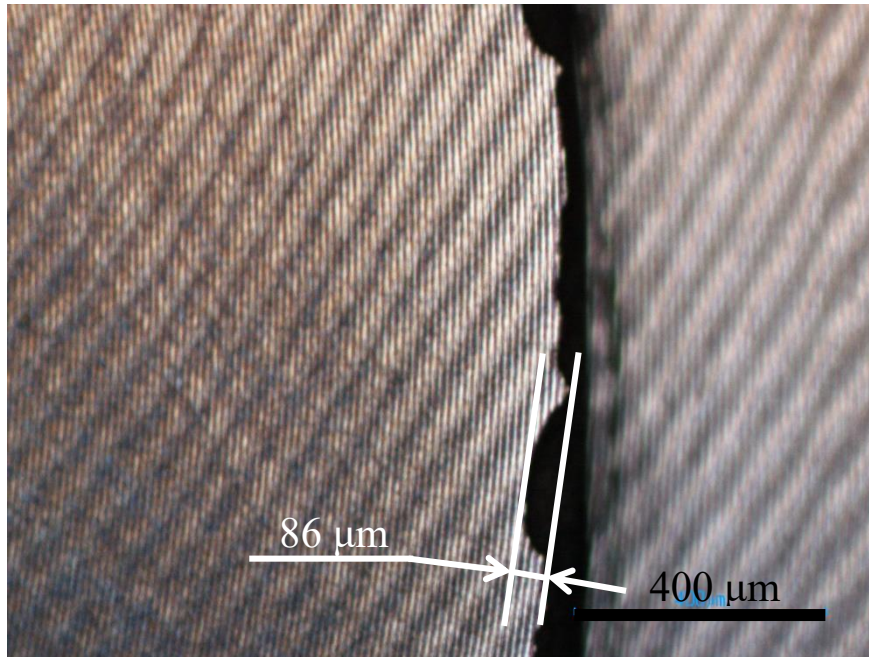


Fig. 3.17 Nomarski photograph of generated Fresnel edge.

#### 3-3-4. フレネル段差の欠け抑制のための切削加工実験

PCD フライス工具による超硬合金へのフレネル形状の超精密切削加工を行った結果、加工したフレネル型の加工面の表面粗さ、形状精度は良好な結果が得られた。しかしながら、図 3.17 に示すようにフレネルエッジ部に複数の欠けが生じた。このような欠けはフレネルレンズの集光効率の低下の要因となる。その原因として図 3.18 に示すように PCD フライス工具の底面の突出しているダイヤモンド砥粒がフレネルエッジ部を引っ掻くことにより欠けが生じたと考えられる。この問題を解決する方法として、PCD フライス工具の底面側をダイヤモンドホイールなどにより加工することで平滑化するという方法が考えられる。しかしながら、多結晶ダイヤモンド焼結体はダイヤモンドホイールと比べて非常に硬度が高いため、ダイヤモンドホイールが著しく摩耗し、PCD フライス工具の形状悪化が懸念される。さらに、多くの加工時間を要するため非加工時間が増加することで加工能率が低下するといった問題がある。そこで本実験では、図 3.19 に示すように、PCD フライス工具の走査方向を従来のワーク外周から中心に向けて走査するのとは逆とする方法を提案した。超硬合金の機械的特性として、圧縮強度は大きい、引張強度は圧縮強度の 1/4 程度と小さい。したがって、ワークの中心部から外周方向に PCD フライス工具を走査し加工することで、フレネルエッジ部に加わる力が引張りではなく圧縮になるためフレネルエッジ部の欠けを抑制することが可能であると考えられる。

実験条件は改善前と同様に表 3.3 に示す通りである。上記の工具走査方法、実験条件で加工したフレネル型の断面形状を測定した結果を図 3.20 に示す。フレネル段差の最大深さは  $97.7\ \mu\text{m}$  であり、ほぼ設計形状通りの段差が得られた。図 3.20 の断面形状の測定結果から解析した形状誤差曲線を図 3.21 に示す。フレネル型の形状精度は  $\phi 26.8\ \text{mm}$  の範囲内で 0.39

$\mu\text{m P-V}$  と非常に良好な形状精度が得られている。次に、仕上げ加工後のフレネル型の中心部の表面粗さの測定結果を図 3.22(a)に、外周部(第3輪帯)の表面粗さの測定結果を図 3.22(b)に示す。表面粗さは中心部で  $24 \text{ nm Rz}$ 、外周部で  $52 \text{ nm Rz}$  であり、前回の加工方法により加工した結果とほぼ変化はなかった。最後に、加工後のワークのフレネルエッジ部のノルマスキー顕微鏡写真を図 3.23 に示す。改善前の加工法により加工した結果の図 3.17 と比べてフレネルエッジ部の欠けが大幅に抑制されているのがわかる。

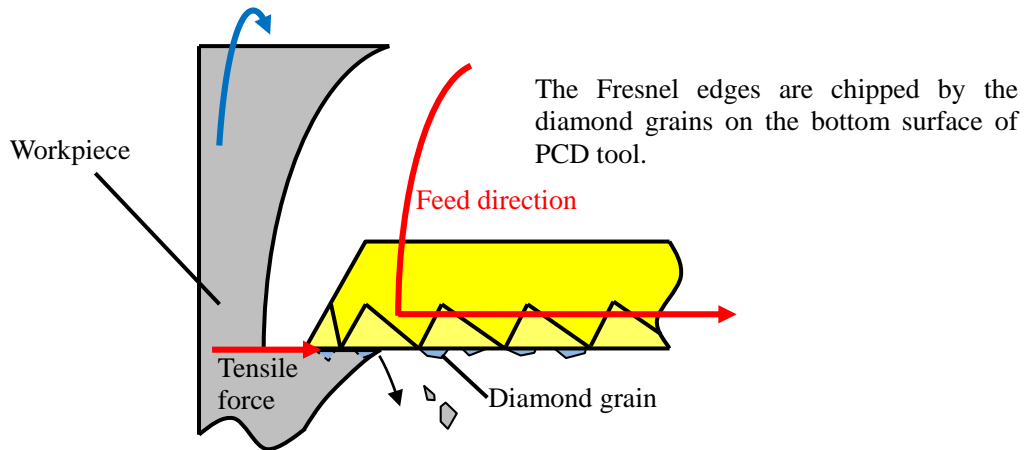


Fig. 3.18 Schematic illustration of chipping of the Fresnel edge.

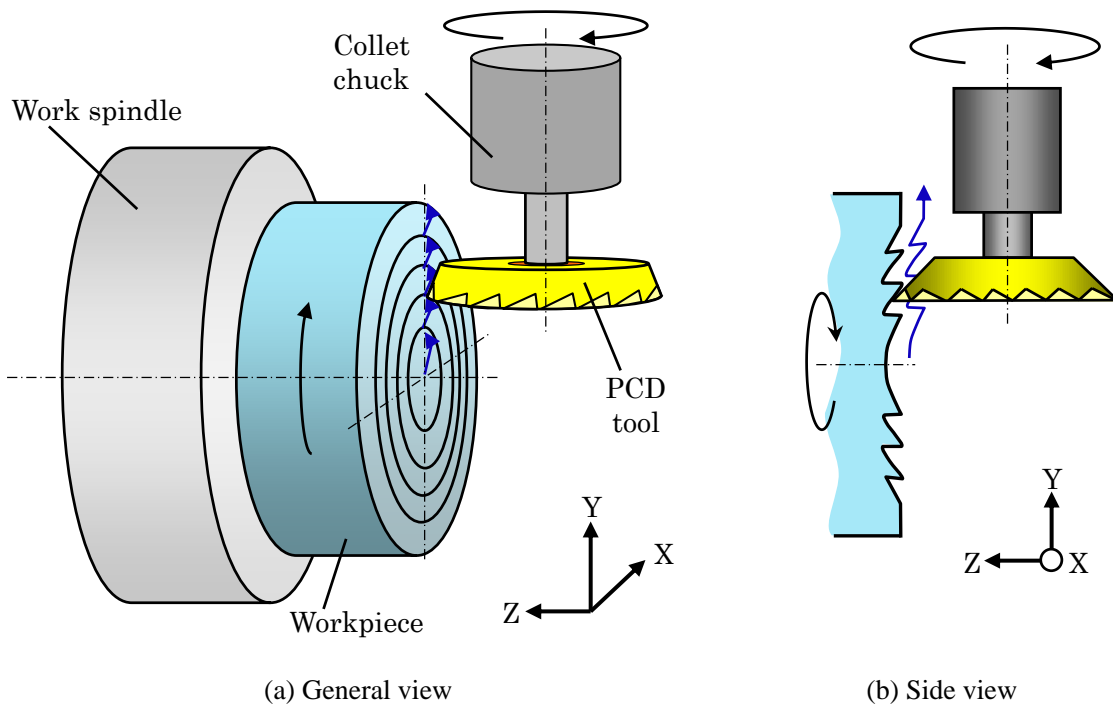


Fig. 3.19 Improved Fresnel shape cutting of 2-axis control using the PCD milling tool.

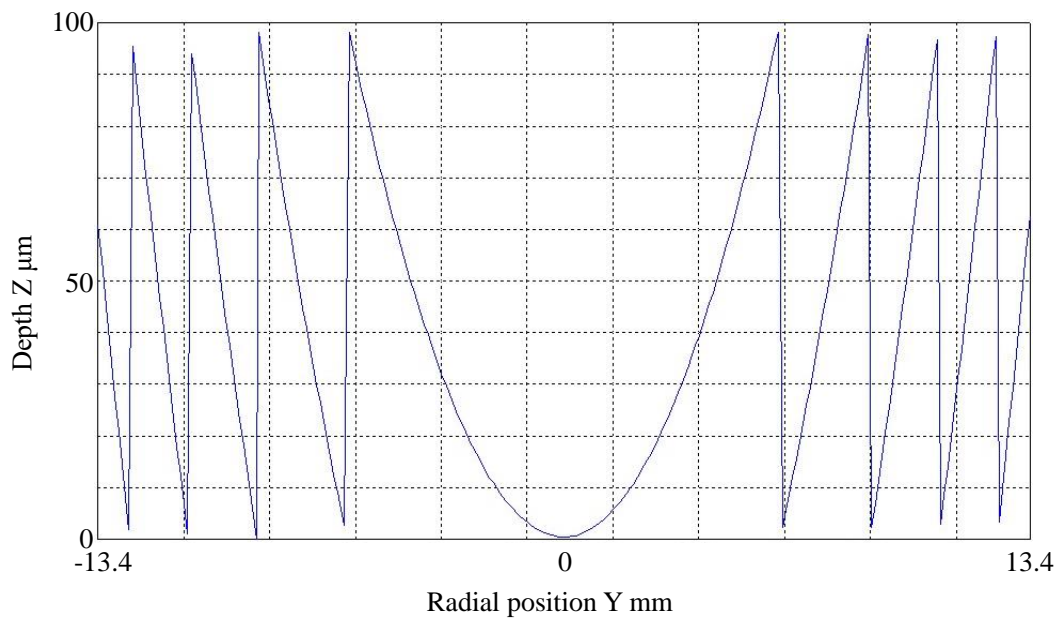


Fig. 3.20 Form deviation profile of machined Fresnel mold.

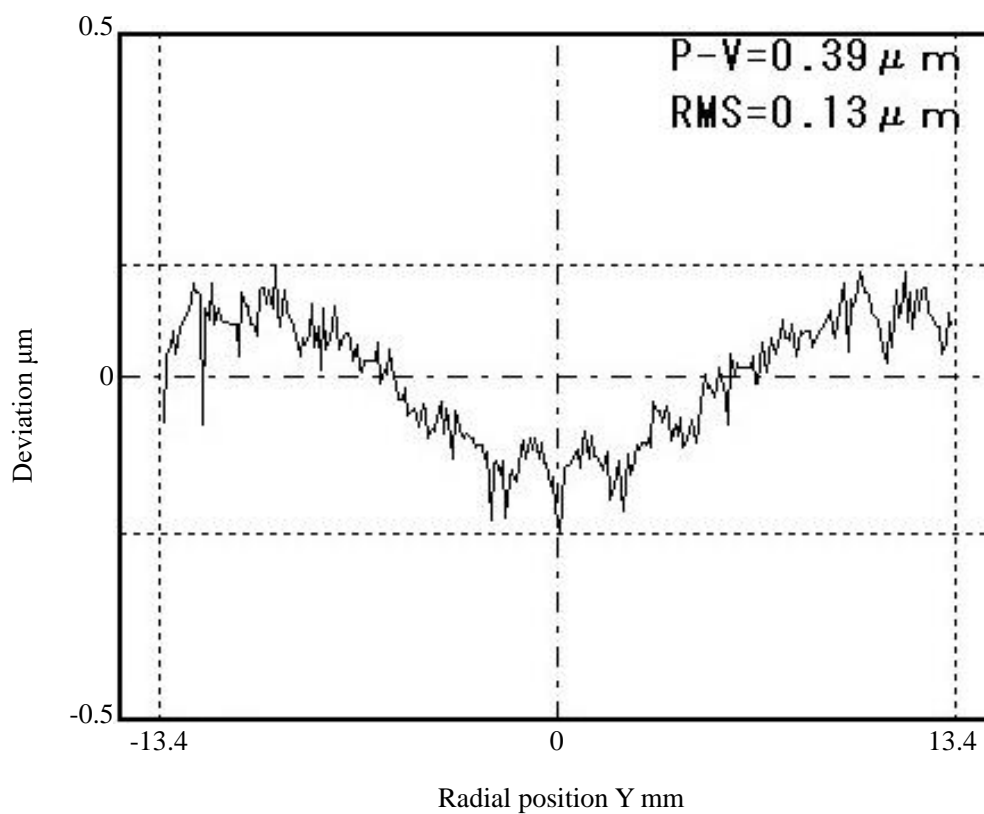
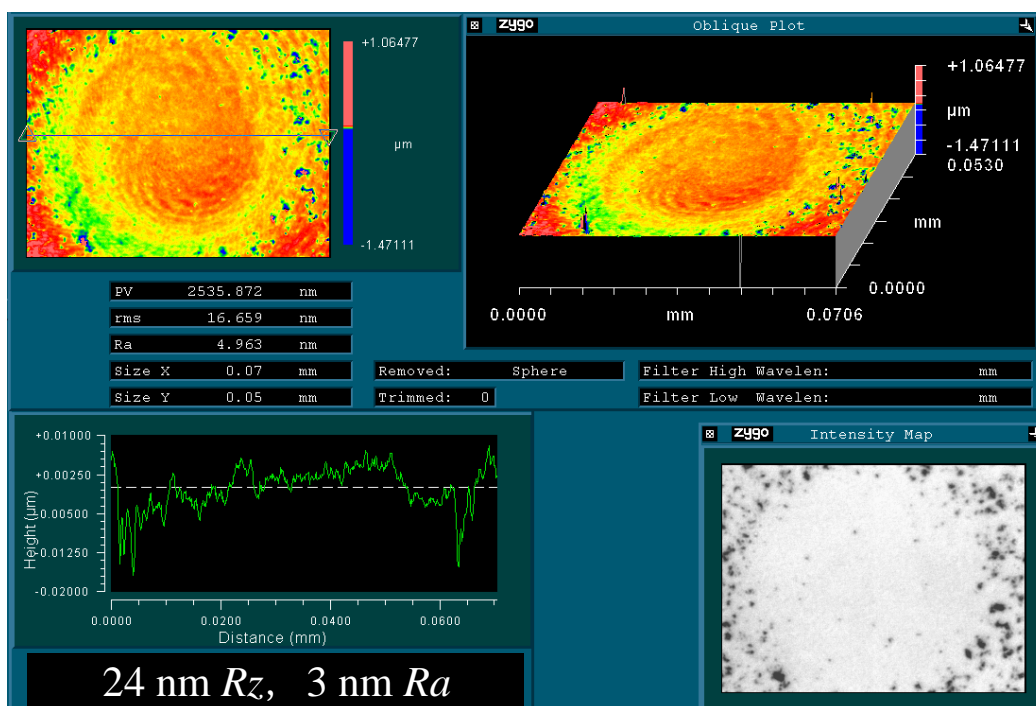
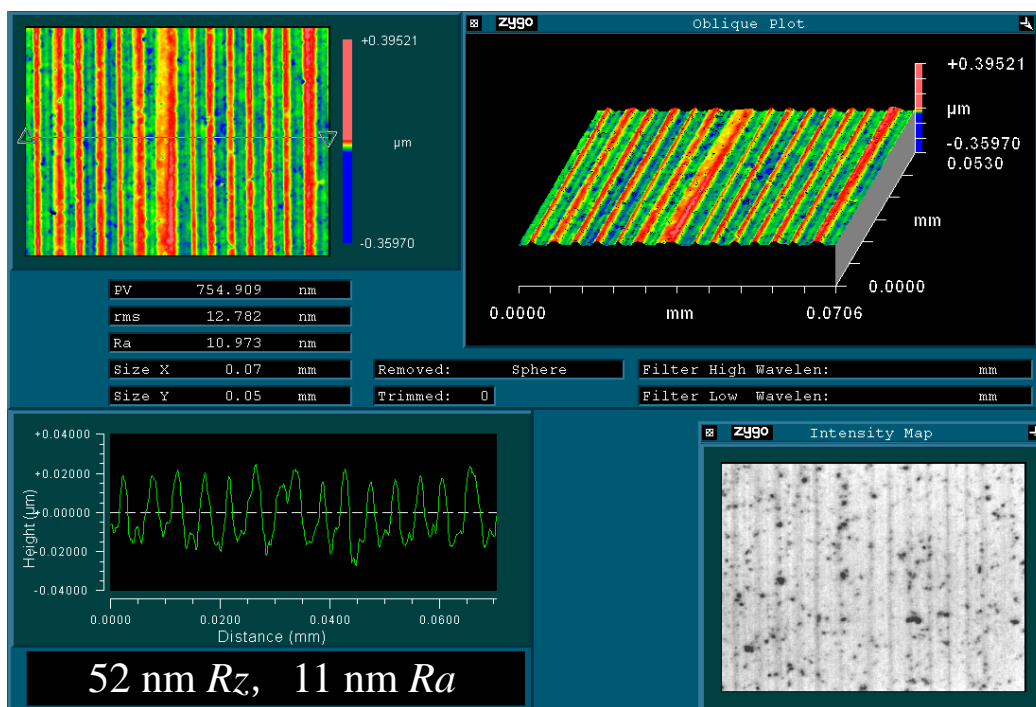


Fig. 3.21 Form deviation profile of machined Fresnel mold.



(a) Center region



(b) Outer region

Fig. 3.22 Surface roughness profiles of machined Fresnel mold with improved method.

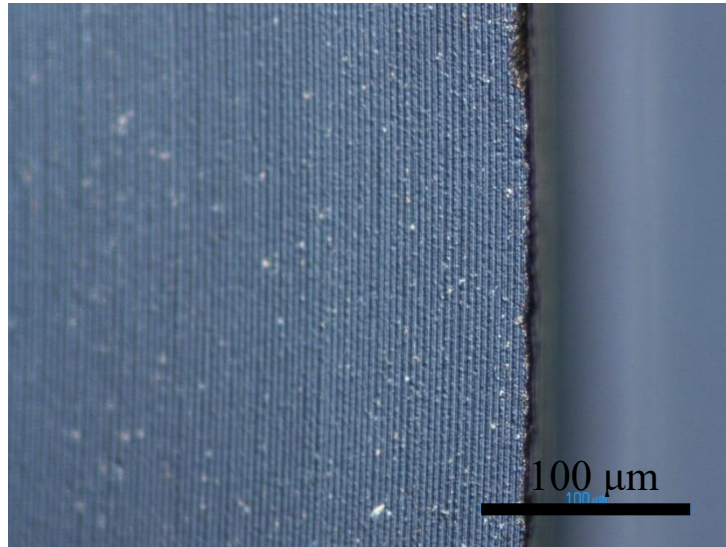


Fig. 3.23 Nomarski photograph of improved Fresnel edge.

### 3-4. 結 言

前章の超合金製フレネル金型の研削加工における砥石摩耗によるツルレーイング時間の増加および形状悪化を改善するため、多結晶ダイヤモンド(PCD)製フライス工具を試作し、超合金のフレネル切削実験を行った結果、以下の結論を得た。

- 1) ワイヤ放電加工およびダイヤモンドホイールを用いて PCD 製フライス工具を試作した結果、複数の鋭い切れ刃の創成が可能であることがわかった。
- 2) 平面形状のバインダレス超合金に対して試作した PCD フライス工具の切削特性の評価実験を行った結果、高切込み量および高送り量の条件下では、脆性モードの加工による超合金の粒子脱落量が増加することがわかった。
- 3) ワーク外周から中心に向かって工具を走査する同時 2 軸制御加工法でバインダレス超合金のフレネル形状の創成実験を行った結果、PCD フライス工具底面の突出したダイヤモンドが引っ掻くことで、フレネル段差の山部で超合金の欠けが生じた。
- 4) 同時 2 軸制御加工法においてワーク中心から外周へ工具を走査しバインダレス超合金に対して再度フレネル形状の創成実験を行った結果、PCD フライス工具底面のダイヤモンドがフレネルエッジ部に加える力が圧縮となったため、フレネルエッジ部の欠けの発生は抑制されシャープなエッジが創成可能できた。
- 5) 本同時 2 軸制御加工法ではワーク中心をまたいで工具を走査しているためワーク中心付近でアップカットおよびゼロカットが行われており、この箇所において超硬粒子の脱落が減少している。このことより、アップカットおよびゼロカットで加工することで粒子脱落が抑制できる。
- 6) 荒加工と仕上げ加工ともに 1 本の工具で可能であることが示されたが、加工条件の低い仕上げ加工後のフレネル金型の表面には超硬粒子の脱落が生じた。

## 参考文献

- 3.1) Tatsuya Furuki, Hirofumi Suzuki, Mutsumi Okada and Katsuji Fujii : Ultra Precision Cutting of Fresnel Mold made of tungsten carbide With PCD Milling Tool machined by EDM and Grinding, Proceedings of the 27th Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering, (2012), pp. 426-429. ISBN 978-1-887706-61-2.
- 3.2) 古木辰也, 鈴木浩文, 岡田睦, 藤井一二 : PCD 製フライス工具による超硬合金金型の超精密切削, 日本機械学会第 9 回生産加工・工作機械部門講演会, 12-10 (2012), pp. 185-186.
- 3.3) 稲崎一郎 : 研削加工のスキルフリー化に向けて, 精密工学会誌, 75, 7 (2009) pp. 813-816.
- 3.4) 由井 明紀, 松岡 浩司, 田中 隆之, 奥山 繁樹, 北嶋 孝之 : 単結晶ダイヤモンド工具による超硬合金の切削加工 : 第 1 報 ダイヤモンドと超硬合金の摩擦特性, 砥粒加工学会誌, 54, 9 (2010), pp. 545-550.
- 3.5) 仙波卓弥, 天本祥文, 藤山博一, 角谷均 : ナノ多結晶ダイヤモンドと焼結ダイヤモンド製研削工具との間に生じる熱化学反応のメカニズム, 日本機械学会論文集, 77, 784 (2011), pp. 4704-4717.
- 3.6) 山本雄士, 鈴木浩文, 川端大樹, 森脇俊道, 藤井一二, 後藤勇二, 小野 孝 : PCD フライス工具による超硬製マイクロ非球面金型の超精密切削に関する研究, 生産加工・工作機械部門講演会 : 生産と加工に関する学術講演会, 2006, 6 (2006), pp. 179-180.
- 3.7) 社本英二, 鈴木教和, 家永 健, 直井嘉和, 森脇俊道 : 超音波楕円振動切削加工に関する研究 : 振動制御システムの開発と加工への適用, 生産加工・工作機械部門講演会 : 生産と加工に関する学術講演会, 2000, 2 (2000), pp. 185-186.
- 3.8) 恵藤浩朗, 林 偉民, 渡邊 裕, 上原嘉宏, 森田晋也, 大森 整, 春日 博, 伊藤拓真 : 大型 SiC ミラーの ELID 研削, 生産加工・工作機械部門講演会 : 生産と加工に関する学術講演会, 2006, 6 (2006), pp. 61-62.
- 3.9) 鴻野雄一郎 : 超高压焼結体工具, 精密工学会誌, 61, 6 (1995), pp. 754-758.
- 3.10) Hirofumi Suzuki, Tatsuya Furuki, Mutsumi Okada, Katsuji Fujii and Takashi Goto: Precision Cutting of Structured Ceramic Molds with Micro PCD Milling Tool, Int. J. of Automation Technology, 5, 3 (2011), pp. 277-282.
- 3.11) 若尾啓輔, 藤原順介, 宮本 猛 : PCD 工具と cBN 工具による超硬合金の切削, 第 8 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 10, 11 (2010), pp. 221-222.
- 3.12) 和田任弘, 廣 和樹, 國友 謙一郎, 片岡篤司 : 超硬合金切削における PCD 工具の摩擦特性, 山梨講演会講演論文集, (2006), pp. 127-128.
- 3.13) 水江 宏, 大西 修, 鬼鞍宏猷, 鳥越竜馬, 城門由人 : ワイヤ放電加工による微小径 PCD ドリルの制作と石英ガラスへの穴加工, 精密工学会誌, 75, 8 (2009), pp. 995-999.

## 第 4 章

### 炭素繊維強化プラスチックの正面切削における 加工特性の評価

炭素繊維強化プラスチック(CFRP)の需要増加にともなって、CFRP の加工に関する研究が進んでいる。しかしながら、そのような研究の多くは加工法が限定的なものが多い。また、CFRP が複合材料であることから、山根チャートを用いて加工法や工具の選定ができない。したがって、本章<sup>4.1)</sup>では数種のエンドミル形状の工具を用いて、CFRP の正面切削加工実験を行い、各種工具における特徴を整理することを試みた。そして、工具形状や工具表面状態の違いによる加工挙動および加工面品位への影響について調査した結果、摩耗形態の違いや樹脂軟化が起因するバリの発生、工具形状が与える切削抵抗への影響について明らかにした。

#### 4-1. 緒 言

1960 年代に炭素繊維強化プラスチック(Carbon Fiber Reinforced Plastic, CFRP)が開発され、1970 年代には航空機(リブ等の 2 次構造体)や人工衛星、レーシングカー、スポーツ用品などの機能性を重視した分野において適用され始めた<sup>4.2)</sup>。そして、近年では CFRP の性能の向上や価格の低下にともない、航空機の 1 次構造体にも使用されており、最新鋭旅客機の機体重量の 50%を CFRP が占めるとともに、自動車や風力発電用ブレードなどにも、ライフサイクルアセスメント(LCA)の観点から適用が拡大している<sup>4.3-4.5)</sup>。さらに、図 4.1 の CFRP の出荷量の推移からもわかるように、今後もさらなる需要増加が期待される<sup>4.6)</sup>。これにともなって、各種工具メーカーから CFRP 加工用工具が販売され始めているが、CFRP の機械加工では使用する工具状態と加工挙動、加工面状態の関係についての知見は少なく、作業者が目的に合わせた最適な加工条件を決定できる状況にあるとは言いがたい。また、山根氏の難削材レーダチャートに当てはめた場合、CFRP が炭素繊維とマトリックス樹脂の複合材料であるため、硬度および引張強さ、熱的特性が大きくなり、どのような加工法や工具を用いて加工するべきであるかを、他の難削材と比べて、一見して判断することが困難である。したがって、本章では、金属加工用の汎用的なエンドミルと CFRP 加工用エンドミルの 2 種類のエンドミル型工具および CFRP のトリミング用として販売されているダイヤモンド電着ルータを用いて CFRP の正面切削加工実験および側面切削加工実験を行い、工具形状と工具表面状態の違いによる、加工温度や切削抵抗といった加工挙動および表面粗さやバリ、アンカットファイバーといった加工面品位への影響について調査する。



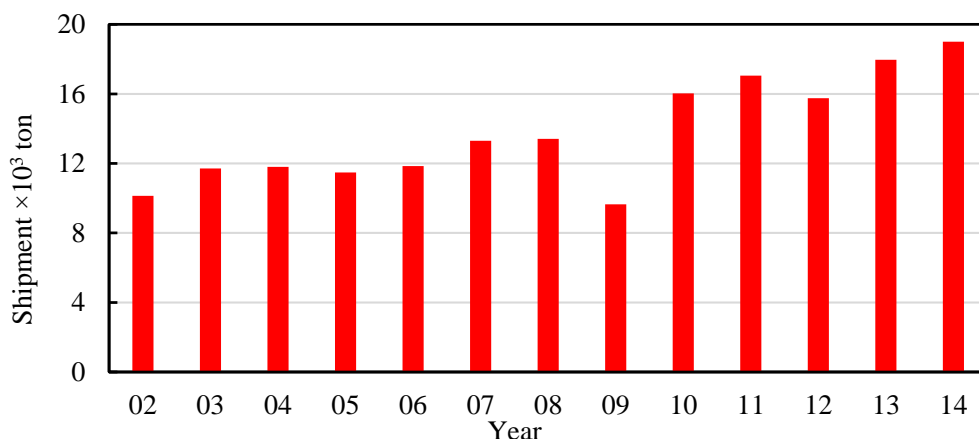


Fig. 4.1 Transition of shipment of CFRP (2002 - 2014).

## 4-2. 炭素繊維強化プラスチック (CFRP)

CFRP は 5~10  $\mu\text{m}$  程度である極小径の炭素繊維(CF)を布状に織り、マトリックス樹脂を含浸させ、加熱・加圧成型した複合材料である。炭素繊維はその原料の違いで、アクリル繊維を使ったものを PAN (Polyacrylonitrile)系、石油や石炭などを使ったものをピッチ (PITCH)系に区別される<sup>4.7)</sup>。現状市販されている炭素繊維の 90%は PAN 系であり、これは性能やコストの面でピッチ系よりも優れているためである。また、本研究で用いる CFRP も PAN 系であるため、以降は PAN 系炭素繊維に着目して述べる。この PAN 系炭素繊維は、アクリル繊維を 200~300°C で耐炎化处理された後に、1000°C 以上かつ不活性ガス雰囲気下で加熱することにより炭素化および黒鉛化することで作られる<sup>4.8)</sup>。この際の加熱温度や時間により炭素繊維の物性が決定される。この炭素繊維は以下のような特徴を持つ。

- (1) 比重は鉄の 1/5 倍。鉄 : 7.8, CF : 1.8
- (2) 剛性は鋼の 2 倍、強度は同程度。
- (3) 線膨張係数は鋼の 1/10 倍。(寸法安定性に優れる)
- (4) 高い疲労強度を有している。

以上のように炭素繊維は優れた特性を有しているが、CF だけで機能性部品や製品として独立することができないため、マトリックス樹脂で固められる。マトリックス樹脂は大別して熱硬化性樹脂<sup>4.9)</sup>と熱可塑性樹脂<sup>4.10)</sup>が存在するが、2015 年現在では熱硬化性樹脂が主に用いられている。また、本研究においても熱硬化性樹脂である 180°C 硬化型エポキシ樹脂を用いる。これら炭素繊維とマトリックス樹脂を組み合わせ、図 4.2 に示すオートクレーブ成形法によって真空加熱することで CFRP 製品として成型される。ここでプリプレグとは、炭素繊維シートにマトリックス樹脂を含浸させた中間材料である。本研究で用いる CFRP も図 4.3(a)に示すオートクレーブ AC-002 (テクノ・モーターエンジニアリング)を用いて成型し、その CFRP の緒元を表 4.1 に示す。プリプレグには直径 7  $\mu\text{m}$  の PAN 系炭素繊維を綾織りし、エポキシ樹脂を含浸させたものである。表中のガラス転移温度については 4-3 節で後述する。この作製した CFRP を図 4.3(c)に示すサイズに裁断し、ワークとして使用した。

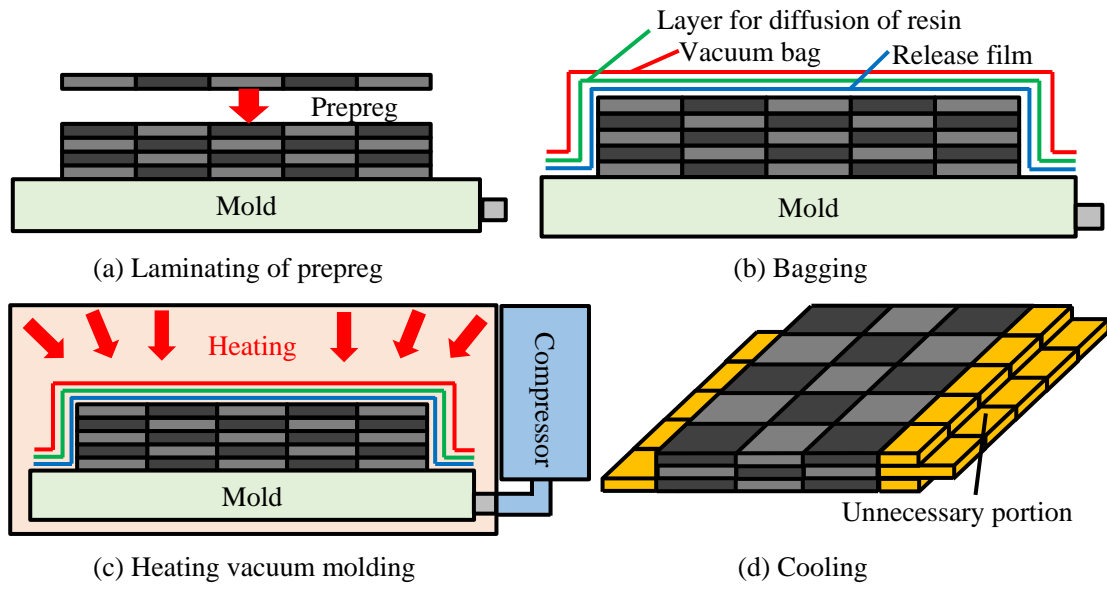
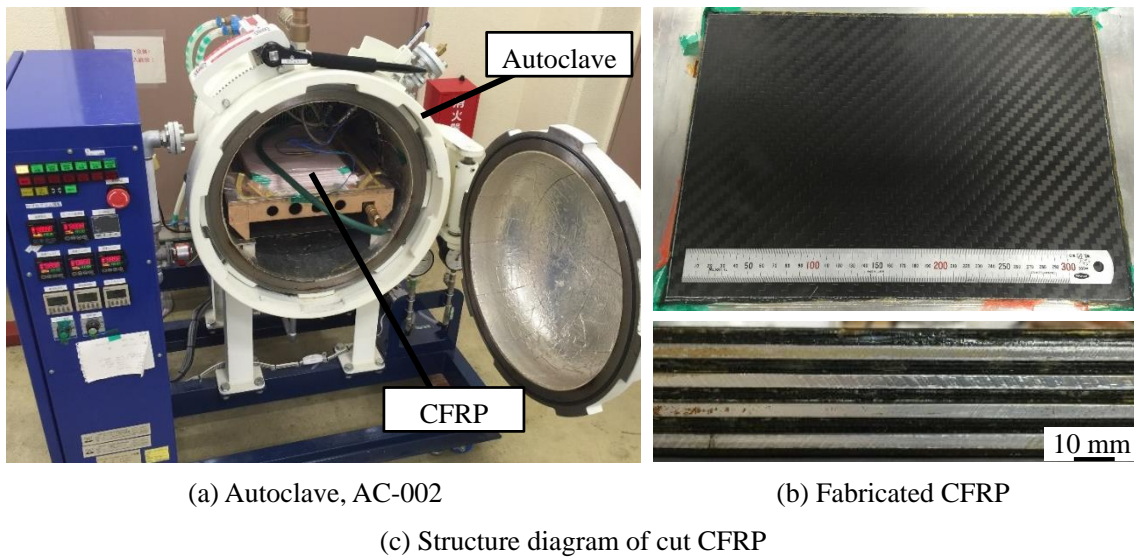


Fig. 4.2 Schematic illustration of autoclave molding.



(a) Autoclave, AC-002

(b) Fabricated CFRP

(c) Structure diagram of cut CFRP

Fig. 4.3 Photographs of autoclave, AC-002 and fabricated CFRP.

Table 4.1 Specification of fabricated CFRP.

Carbon fiber	PAN based CF
Diameter	7 $\mu$ m
Weaving method	Twilled weave
Matrix resin	Epoxy resin
Curing temperature	180°C
Glass transition temperature $T_g$	Approx. 200°C
Thickness of prepreg	0.34 mm/layer
Molding method	Autoclave molding
Molding size (Measured value)	257 × 364 × $t$ 1.7 (5 ply) mm

### 4-2-1. CFRP 加工の問題点

CFRP 加工における問題点および達成すべき課題を以下に示す。

- 1) CFRP の機械加工では、加工後のワーク断面に除去されなかった繊維が残留するアンカットファイバーやバリが生じるといったことはよく知られている<sup>4.11)</sup>。しかしながら、これら問題を生じさせないための、工具や加工条件の選定の方法を定量的に評価した例は少なく、作業者は工具カタログに記載された情報から模索しなければならない状況にある。
- 2) 図 4.2(d)に示すように成形後の CFRP に余剰部が生じるため、トリミング加工が必要である。また、CFRP の成型ではボルトやリベットによる締結用の孔穴の創成が困難であるため、機械加工による穴あけ加工が必要である。しかしながら、これまでの CFRP 加工に関する研究は、例えばトリミング加工のみといった一部の加工に特化したものが多く<sup>4.12, 4.13)</sup>、今後一部の産業機械等で必要になるとと思われるスロット加工やポケット加工のような工具の底刃と側面刃を同時に使用する加工法の必要性が向上すると考えられる。
- 3) 最後に表 4.1 中にあるガラス転移温度(Glass transition temperature,  $T_g$ )について述べる。CFRP のマトリックスとして多く用いられている熱硬化性樹脂は三次元架橋構造(重合)で高分子が結合しているため、高強度や高耐熱性といった特徴を持つ。しかしながら、ガラス状樹脂がゴム状に変化するガラス転移温度  $T_g$  が存在するため、マトリックス温度が  $T_g$  以上となった場合には、マトリックスが軟化する。また、CF シート間の界面強度が低下することで、CFRP の高剛性や高強度、低線膨張係数といった優れた特徴が失われるとともに層間剥離(デラミネーション)が発生しやすくなる<sup>4.14)</sup>。したがって、加工温度の上昇を抑制する加工条件を選定する必要がある。

### 4-3. 種々工具による CFRP の正面切削実験方法

4-2 節で述べたような課題を達成するため、2 種類のエンドミルと 1 種類の電着ルータ(研削工具)を用いて CFRP の正面切削加工実験を行い、工具形状と工具表面状態の違いによる、加工挙動および加工面品位への影響について調査する。

### 4-3-1. 実験方法

本実験では図 4.4 および表 4.2 に示す工具メーカから市販されている 3 種類の工具を用いる。TiAlN 系コーティングエンドミルは他のコーティング工具と比べて高い硬度および耐熱温度を有することで高い耐摩耗性を持つため、金属材料の加工において頻繁に使用されている。したがって、汎用工具の代表として採用した。次にダイヤモンドコーティングエンドミルは化学気相成長(CVD)製ダイヤモンドをエンドミル形状の超合金製台金にコーティングしたものである。これは従来の単結晶ダイヤモンド工具における劈開性や高価格などの問題の解決に対して有効であり、近年では超合金の加工にも用いられている<sup>4,15)</sup>。最後の電着ルータ(研削工具)は超合金製丸棒上にダイヤモンド砥粒を電解法によりメッキ固定したものである。以上のように、それぞれ異なる特徴を持つ複数の工具を用いる。

加工方法は図 4.5 の模式図に示すような工具の側面刃および底刃ともに使用する正面切削加工である。実験条件を表 4.3 に示す。切削速度はすべての工具で 300 m/min とした。送り量は 2 種類のエンドミルで同じ量(67  $\mu\text{m}/\text{rev}$ )とし、電着ルータは 25  $\mu\text{m}/\text{rev}$  とした。この理由は、研削工具では高送り量で加工した場合、切りくずの目詰りや高温の加工熱が発生することで、加工精度や工具寿命が低下するためであり、切削加工と比べて研削加工の方が送り量は小さい傾向にある。軸方向切込み量および径方向切込み量、1 パスあたりの切削長さはすべての工具で同様とした。クーラントにはドライエアーを用いた。この正面切削加工中の最高切りくず温度をサーモグラフィカメラで、切削抵抗を 3 軸動力計で測定した。また、加工後の CFRP 断面のバリやアンカットファイバー、デラミネーションをデジタル顕微鏡で、図 4.6 に示すように加工した CFRP 平面部を触針式表面粗さ測定器で測定した。

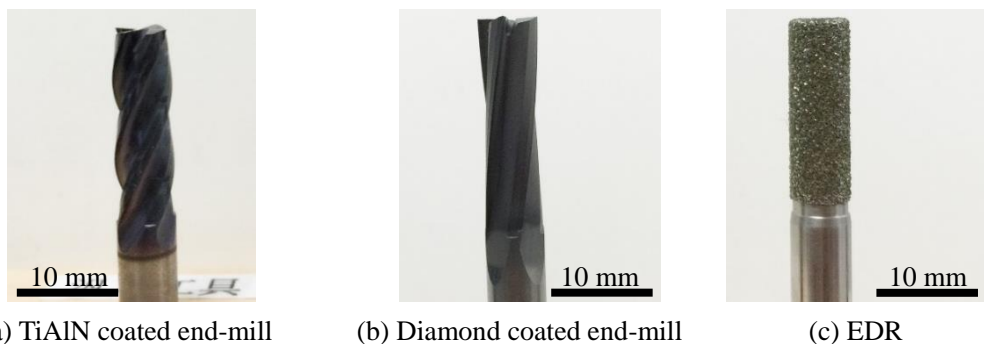


Fig. 4.4 Photographs of employed tools.

Table 4.2 Specifications of end-mills and router tool.

Tool	Straight end-mill		Router tool (EDR)
Tool diameter	6 mm		
Coating type	TiAlN	Diamond coating	Electroplated diamond grains
Hardness of coating	HV2800	HV10000	HV10000
No. of cutting edge	4	4	-
Thickness of coating	1 - 3 $\mu\text{m}$	1 - 3 $\mu\text{m}$	#60 size grains were used
Helix angle	30 degs.	10 degs.	-
Price	Cheapness	Expensive	Cheapness

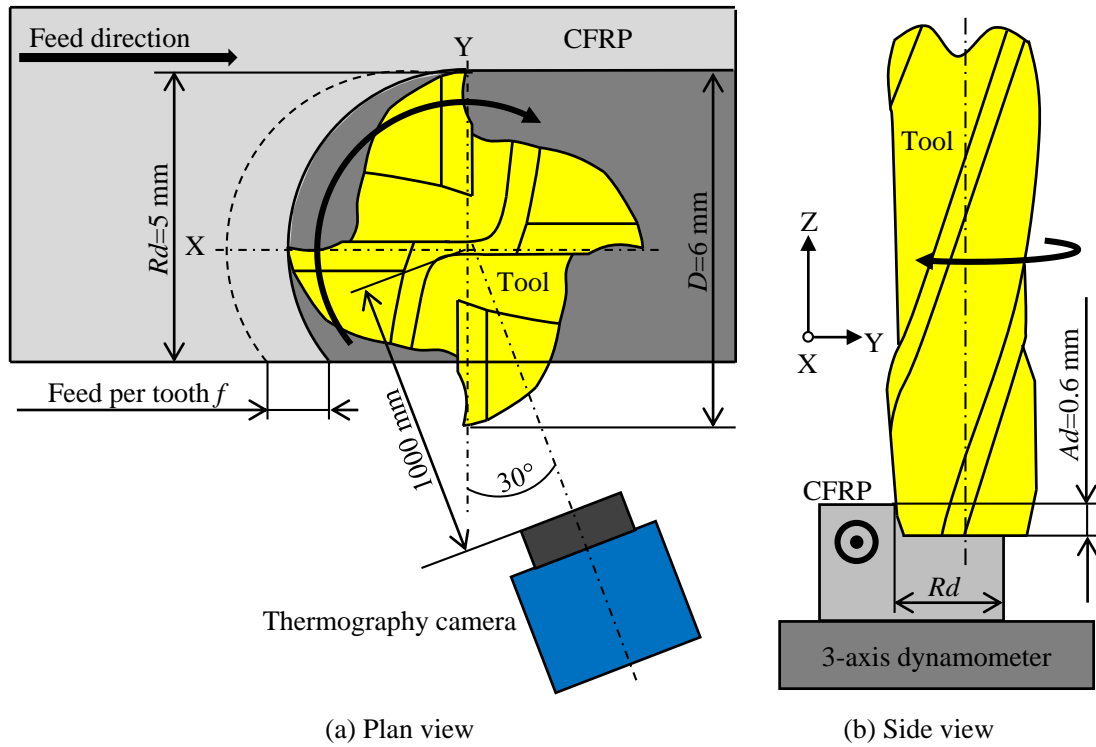


Fig. 4.5 Schematic illustrations of face milling for CFRP.

Table 4.3 Experiment conditions for CFRP.

Tool	TiAlN	Diamond	EDR
Cutting speed	300 m/min		
Feed rate	67 $\mu\text{m}/\text{rev}$		25 $\mu\text{m}/\text{rev}$
Axial depth of cut	0.6 mm		
Radial depth of cut	5.0 mm		
Cutting length	100 mm/path		
Coolant	Dry-air		

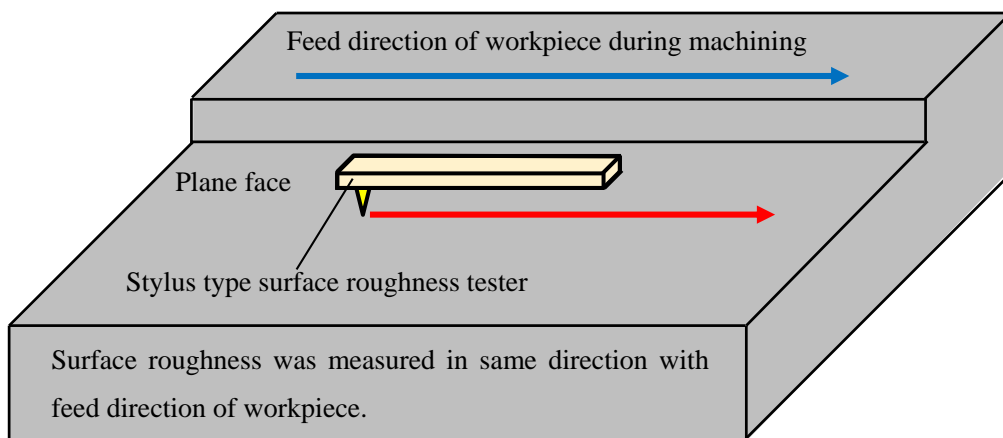


Fig. 4.6 Measurement direction of surface roughness.

### 4-3-2. 実験装置

正面切削加工を行う加工装置には、図 4.7(a)に示す立形 3 軸制御マシニングセンタ Accumill4000 (森精機)を用いた。本機の CNC デジタル分解能は  $1\ \mu\text{m}$  で、主軸最大回転数は  $20,000\ \text{min}^{-1}$  である。また、XY テーブル上に 3 成分切削動力計 9257B (キスラー社)を設置し、その上にジグを固定することで、CFRP(ワーク)を取り付けている。工具保持具であるホルダには、 $L/D$  が 4 と大きい、図 4.7(b)に示すメガニューベビーチャック BBT30-MEGA10N-120 (大昭和精機)を使用した。これは工具およびテーブルの走査時に主軸頭とジグやバイスとの干渉を避けるためである。加工中の切りくず温度の測定には、図 4.8(a)に示す高速・高応答赤外線サーモグラフィカメラ SC7600 (FLIR 社)を用いた。本機のピクセルピッチは  $15\ \mu\text{m}$ 、最大フレームレートは  $3.425\ \text{kHz}$  である。加工後の表面粗さの測定には、図 4.8(b)の触針式表面粗さ測定器 E-35B (東京精密)を用いた。本測定器のダイヤモンドスタイラスの触針半径は  $2\ \mu\text{m}$  である。粗さ測定時のカットオフ値は  $0.8\ \text{mm}$ 、測定長さは  $4.0\ \text{mm}$  とした。そして、5 回測定し、その平均値を評価値として用いた。加工後の CFRP および工具摩耗の観察にはデジタル顕微鏡を用いた。

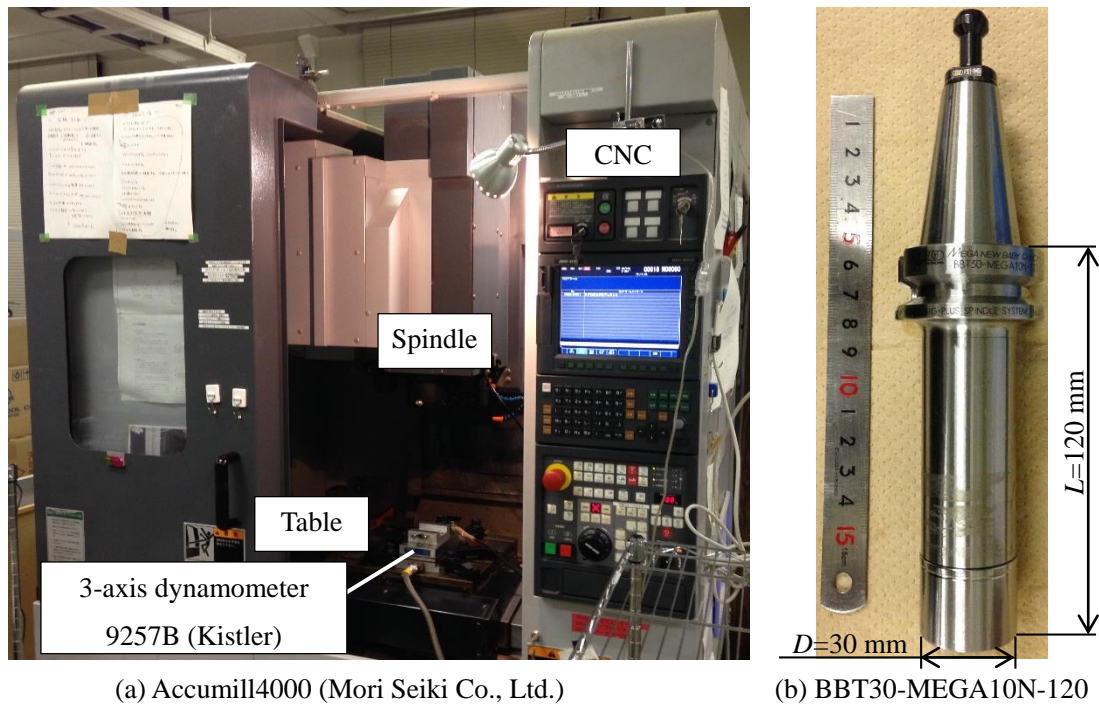


Fig. 4.7 3-axis vertical machining center and tool holder.



(a) Thermography camera  
SC7600 (FLIR Inc.)

(b) Stylus type surface roughness tester  
E-35B (Tokyo Seimitsu Co., Ltd)

Fig. 4.8 Photographs of measuring equipment.

## 4-4. 実験結果および考察

上記手法を用いて正面切削実験を行った結果について、種々測定対象ごとに述べる。

### 4-4-1. 工具摩耗

はじめに、図 4.9 に加工距離  $L=1.6$  m 加工後における各工具の工具摩耗の観察像を示す。ただし、エンドミルの観察像は4枚刃のうちもっとも摩耗量の大きかった刃を示している。TiAlN コート工具では、刃先のコーティングが剥離している。また、側面刃と底刃のなす角度が鈍角となっており、刃先の鋭さが失われていることがわかる。このような摩耗はすべての切れ刃において生じていた。次にダイヤモンドコート工具では、TiAlN コート工具と同様に逃げ面側の刃先におけるコーティング摩耗が生じているのが確認できる。しかしながら、その後の摩耗の進行は抑制されているように思われたため、図 4.10 にダイヤモンドコートエンドミルの加工距離と逃げ面摩耗幅の関係を示す。加工初期から  $L=1.0$  m の間で逃げ面摩耗幅が急激に増加するが、それ以降の増加量は緩やかとなっていることがわかる。したがって、ダイヤモンドコートエンドミルにおける摩耗の急激な成長は、工具の振れ回り(チャッキング時の工具振れ回りは $\pm 10$   $\mu\text{m}$  程度であった)やコーティング膜厚のバラつきによるものと思われる。工具振れにより、ある切れ刃の切削量が増加し、その切れ刃が摩耗し、いずれすべての切れ刃が均等に切削に関与することで、工具摩耗の進行が緩やかになったと考えられる。エンドミルにおける摩耗は図 4.11(a)に示すアブレッシブ摩耗が主要因であることはよく知られている<sup>4)6)</sup>。これは CFRP および切りくず中の高硬度な炭素繊維がすくい面や逃げ面を擦過することにより進行する。この摩耗が進行すると図 4.11(b), (c)のようなクレータ状の摩耗となり、摩擦係数の増加要因となるといった問題がある。最後に、電着ルータでは、 $L=1.6$  m 加工後において、工具底面側の砥粒がすべて存在していないことから、正面切削加工には不適であることがわかる。底面側砥粒が著しく摩耗する要因としては、側面側砥粒がワークを除去した後、底面側砥粒は擦過するのみのためアブレッシブ摩耗が進行し

たと思われる。また、側面側の砥粒は鋭さが失われて平滑化しており、コーナー部に丸味を帯びている。これらの結果より、ダイヤモンドコート工具の優れた耐摩耗性がわかる。

#### 4-4-2. 加工面品位

次に、各工具で 1.6 m 加工した後の加工面観察像を図 4.12 に示す。TiAlN コート工具では、エッジ部に多くのアンカットファイバーが発生しているとともに表面層にデラミネーションが生じていることが分かる。この要因は上述した工具の摩耗による刃先の鈍化によるものである。ダイヤモンドコート工具ではバリが発生していることがわかる。このバリは未切断の炭素繊維ではなく、樹脂であることがわかる。熱硬化性樹脂は熱可塑性樹脂と比べて硬度が高いことから脆性材料として考える<sup>41)</sup>と塑性変形によるバリの発生とは考えにくい。したがって、CFRP 加工においてバリは、加工熱により樹脂が軟化しエンドミルのねじれによって引き上げられ硬化することが主要因だと思われる。電着ルータではバリやアンカットファイバーのないシャープなエッジが創成されている。これは前述したとおりワークが硬脆材料であるとする、2-3 節で述べたように研削加工の特徴である微小な切込み厚さによる加工により延性モードで加工されたことが要因だと思われる。

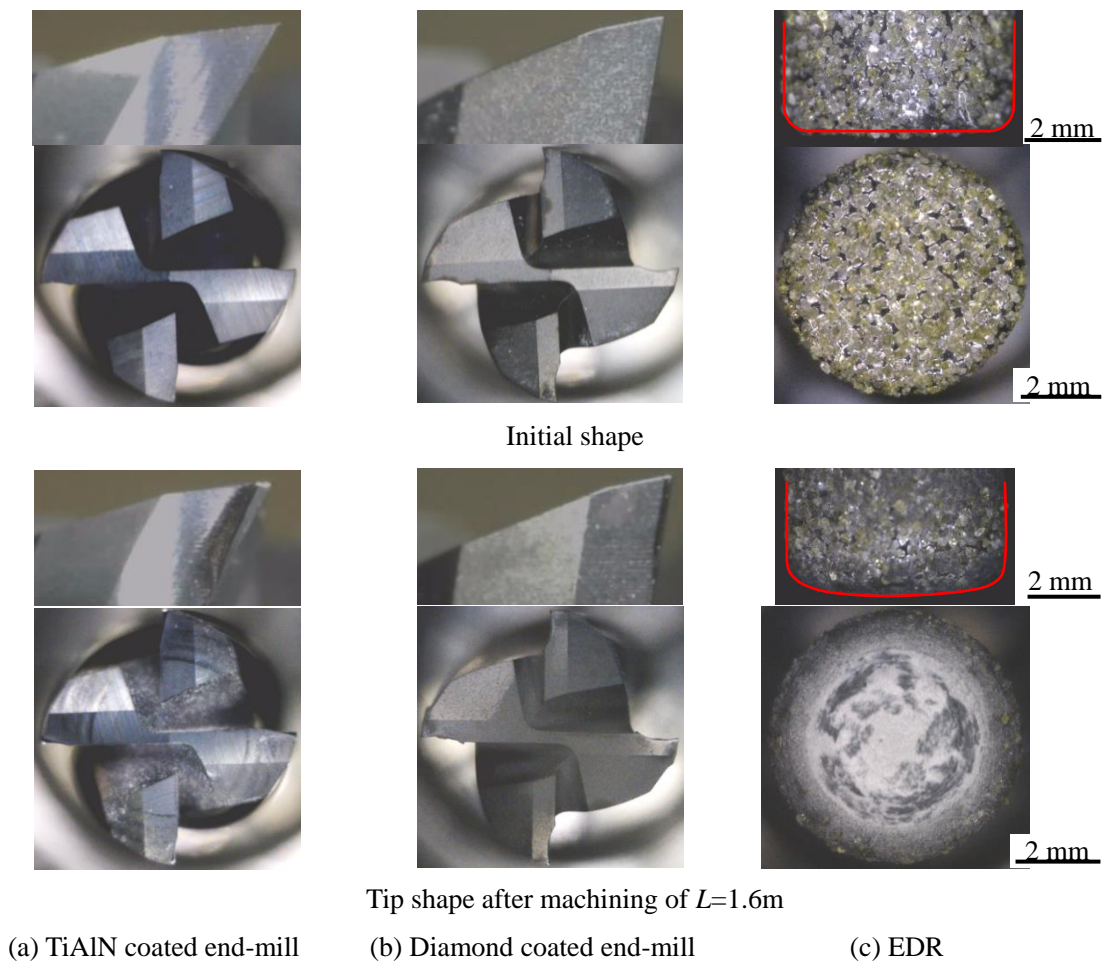


Fig. 4.9 Observation image of tool wear.



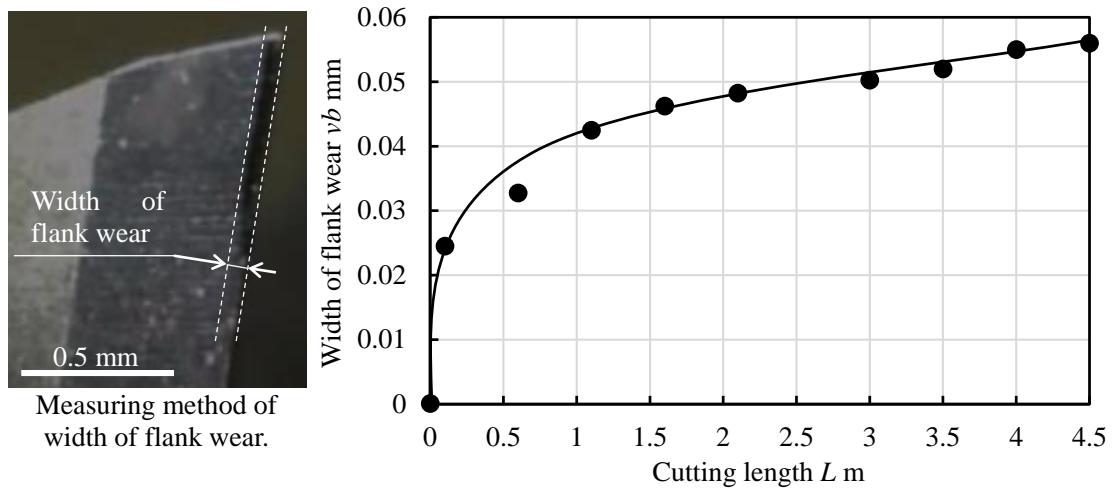


Fig. 4.10 Relation between flank wear and cutting length on diamond coated end-mill.

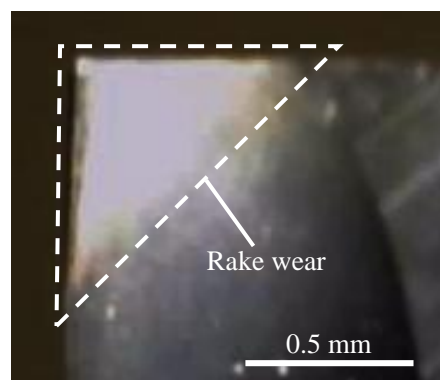
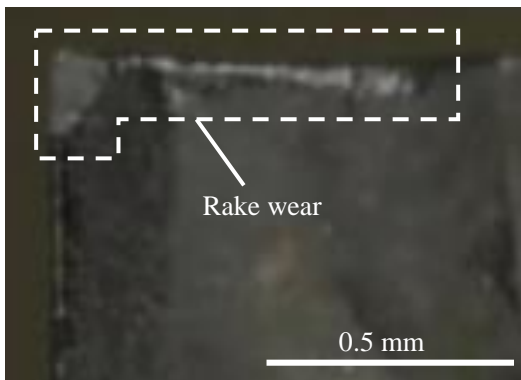
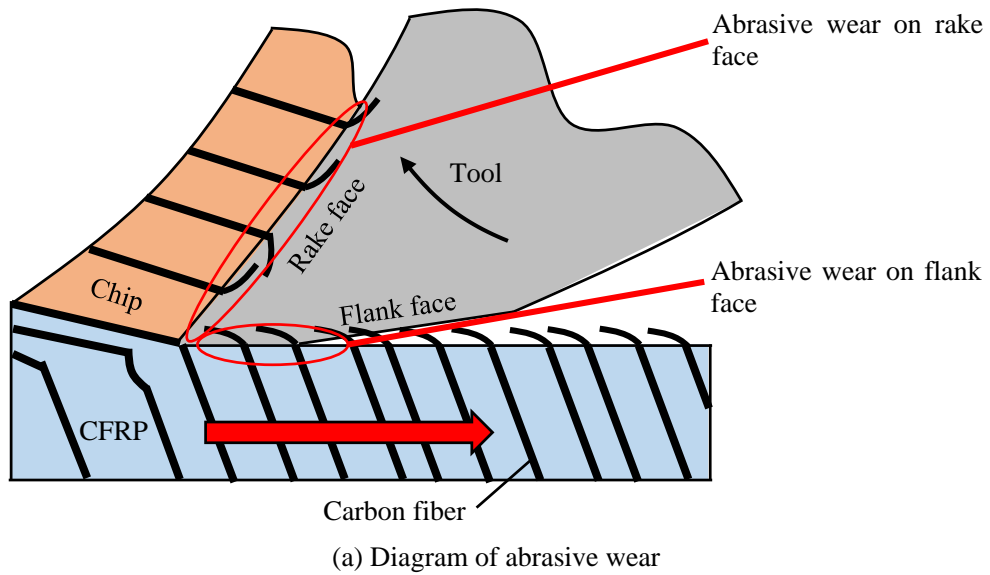


Fig. 4.11 Schematic illustration and photograph of abrasive wear.

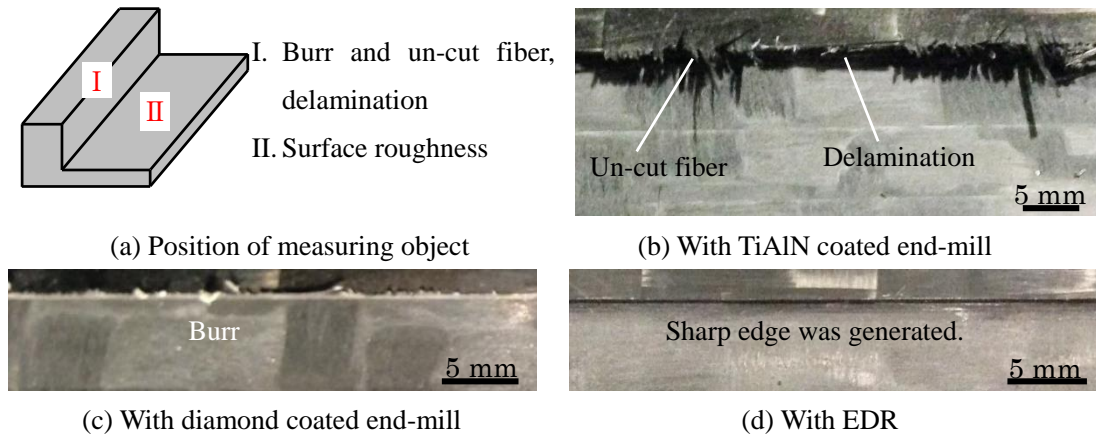


Fig. 4.12 Photographs of finished surface after machining of  $L=1.6$  m

### 4-4-3. 表面粗さ

加工した CFRP の平面部(図 4.12(a)における II の面)の表面粗さの測定結果を図 4.13 に示す。測定法は図 4.6 のとおりである。TiAlN コート工具では、加工距離の増加につれて表面粗さはわずかに悪化している傾向にある。これは図 4.9(a)の摩耗後の工具観察像からわかるように摩耗した工具先端および底刃の擦過によるためである。ダイヤモンドコート工具では、表面粗さは終始安定もしくは低下している。TiAlN コート工具では耐摩耗性の低さから工具が摩耗したことで悪化した。ダイヤモンドコート工具ではその高耐摩耗性からシャープな刃先が維持されることで安定した表面粗さが得られている。また、わずかに低下している傾向にあるのは、これは前述したとおり、コーティングが摩耗することで工具振れ回りの現象およびコーティング膜が平滑化したことが要因である。電着ルータでの表面粗さは加工初期がもっとも大きく、次第に低下している。これもダイヤモンドコート工具と同様に工具表面が砥粒の摩耗により平滑化していったことが要因である。また、脱落した砥粒がワークと工具間に介在することで悪化した可能性も考えられる。

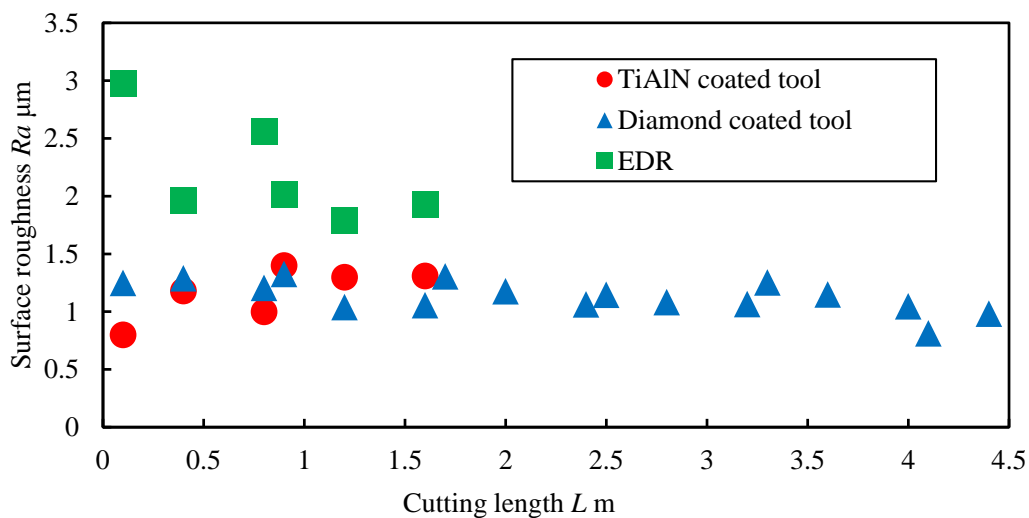
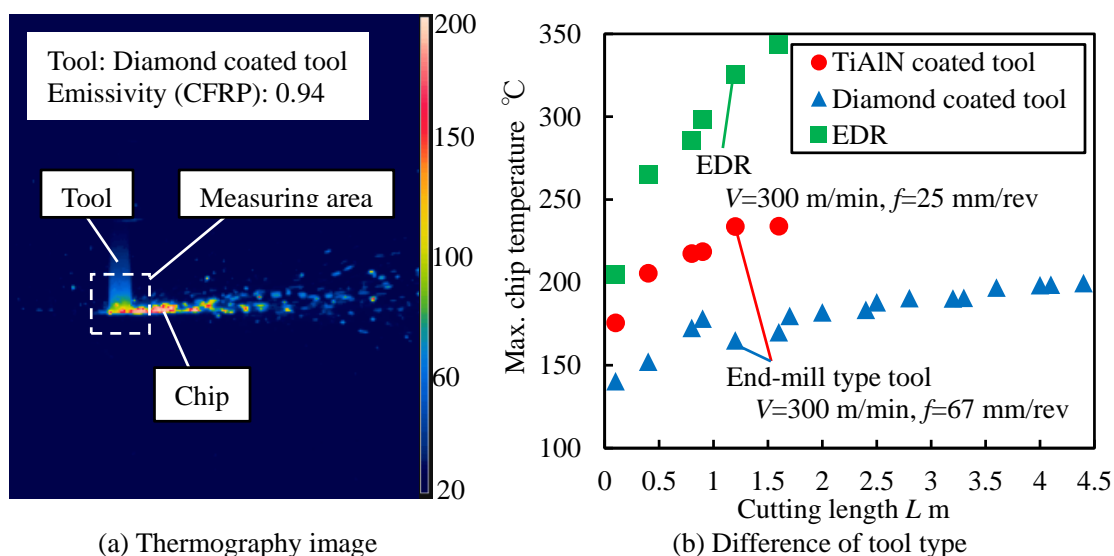


Fig. 4.13 Measured results of surface roughness.

#### 4-4-4. 切りくず温度

次に、加工中の切りくず温度の測定結果を図 4.14 に示す。切りくず温度の測定は図 4.14(a) のサーモグラフィ画像において破線で囲まれている切りくず温度がもっとも高い箇所で行った。図 4.14(b) に各工具における切削距離と最高切りくず温度の関係を示す。TiAlN コート工具では前述のとおりアグレッシブ摩耗により工具摩耗が促進されることで、工具表面(すくい面、逃げ面ともに)が粗くなる、もしくは台金が露出し、摩擦係数が大きくなることですくい面摩擦仕事が大きくなり切りくず温度が高くなったものと思われる。ダイヤモンドコート工具においても同様の要因だと思われるが、工具の振れ回りやコーティング膜厚のバラツキによる片当たりの影響が大きいと考えられる。電着ルータは全工具の中でもっとも高い切りくず温度を示している。また、加工距離の増加につれて切りくず温度も上昇している。これは図 4.9(c) に示すように工具表面の砥粒が摩耗し平滑化することで、ダイヤモンドおよび結合剤(バインダ)とワークおよびチップ間の接触面積が増加し、摩擦係数が増大したことが原因である。

これら工具のなかでもっとも耐摩耗性の高いことが示されたダイヤモンドコートエンドミルを用い、切削速度および送り速度を変化させて同様に正面切削加工を行った結果を図 4.14(c) および図 4.14(d) に示す。一般的な金属加工では切削速度は加工温度に大きく影響する。しかしながら、図 4.14(c) の結果では、切削速度の変化による切りくず温度の変化は小さい。この理由としては、金属加工では切削速度が大きいと塑性変形時のひずみ速度が大きくなり、発熱量が増加する。その一方で、CFRP 加工は図 4.10(a) のように炭素繊維を破断するように加工するため塑性変形による発熱が飽和状態になったと思われる。また、送り量も切削速度に次いで一般的に加工温度への影響が大きい。しかしながら、本結果では送り量が切削速度に与える影響が極めて大きい。これは送り量が大きくなることにより、一刃が切削をしている際にすくい面に擦過する炭素繊維量が多くなることで摩擦熱が大きくなったことが要因であると考えられる。



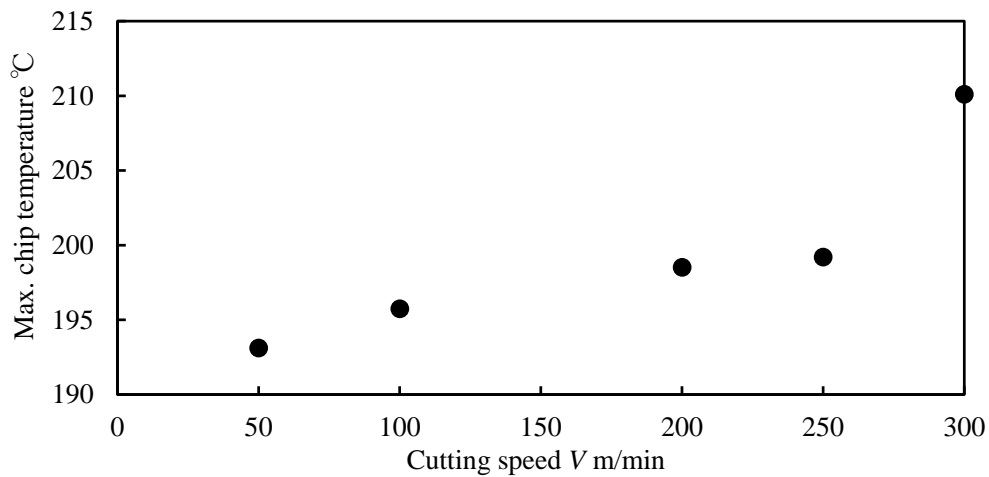
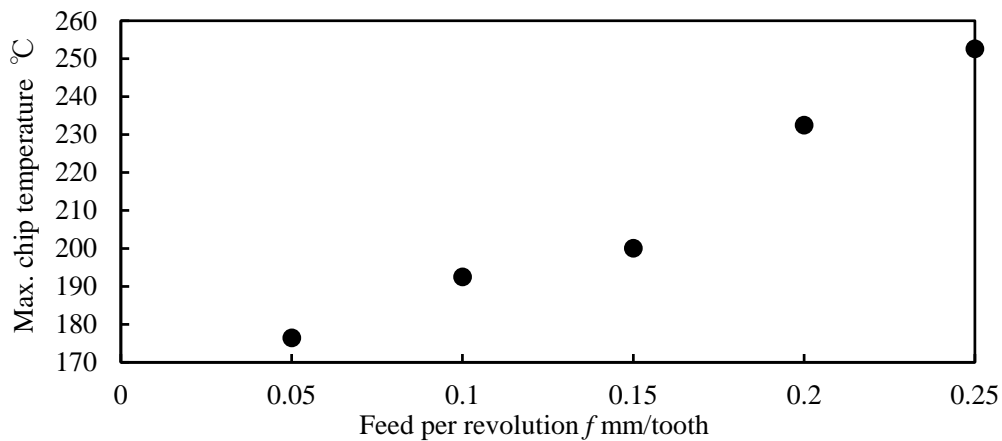
(c) Difference of cutting speed ( $f=0.025$  mm/tooth)(d) Difference of feed rate ( $V=300$  m/min)

Fig. 4.14 Maximum temperature of removal chip in each cutting tool.

#### 4-4-5. 切削抵抗

最後に図 4.15 に切削抵抗の測定結果を示す。図 4.15(a)はワークに加わる各分力の向きを表している。各測定結果の値は加工中の各分力の平均値を示している。TiAlN コート工具は加工距離の増加(工具摩耗の増加)にともなってすべての分力において値が増加していることがわかる。したがって、これまでの結果において当該工具を用いた場合の問題が工具摩耗であることがわかり、また工具摩耗は加工初期から急激に進行し CFRP 加工には不適であることがわかる。ダイヤモンドコート工具では加工初期から  $L=1.6$  m の間で各分力にバラツキが生じている。これは工具の状態が逐次変化していることを表しており、工具の振れ回りやコーティング膜厚のバラツキがあったことが要因であると考えられる。しかしながら、 $L=1.6$  m 加工後はすべての分力でバラツキが小さくなり、力が収束している。このことからダイヤモンドコーティングの優れた耐摩耗性が示された。電着ルータでは図 4.15(c)の主分力  $F_Y$  が加工距離の増加につれて低下している。これは砥粒の突出高さが摩耗により小さくなることで、切取り量が減少したことが原因であると思われる。CFRP 加工においても

とも重要となるのは背分力  $F_z$  である。これは CFRP の積層方向の力であるため、CFRP に対して過剰な上向きの力が加わるとデラミネーションの原因となるためである。この背分力について見るとねじれ角の小さいダイヤモンドコートエンドミルおよびねじれない電着ルータがデラミネーションの抑制に適していることがわかる。

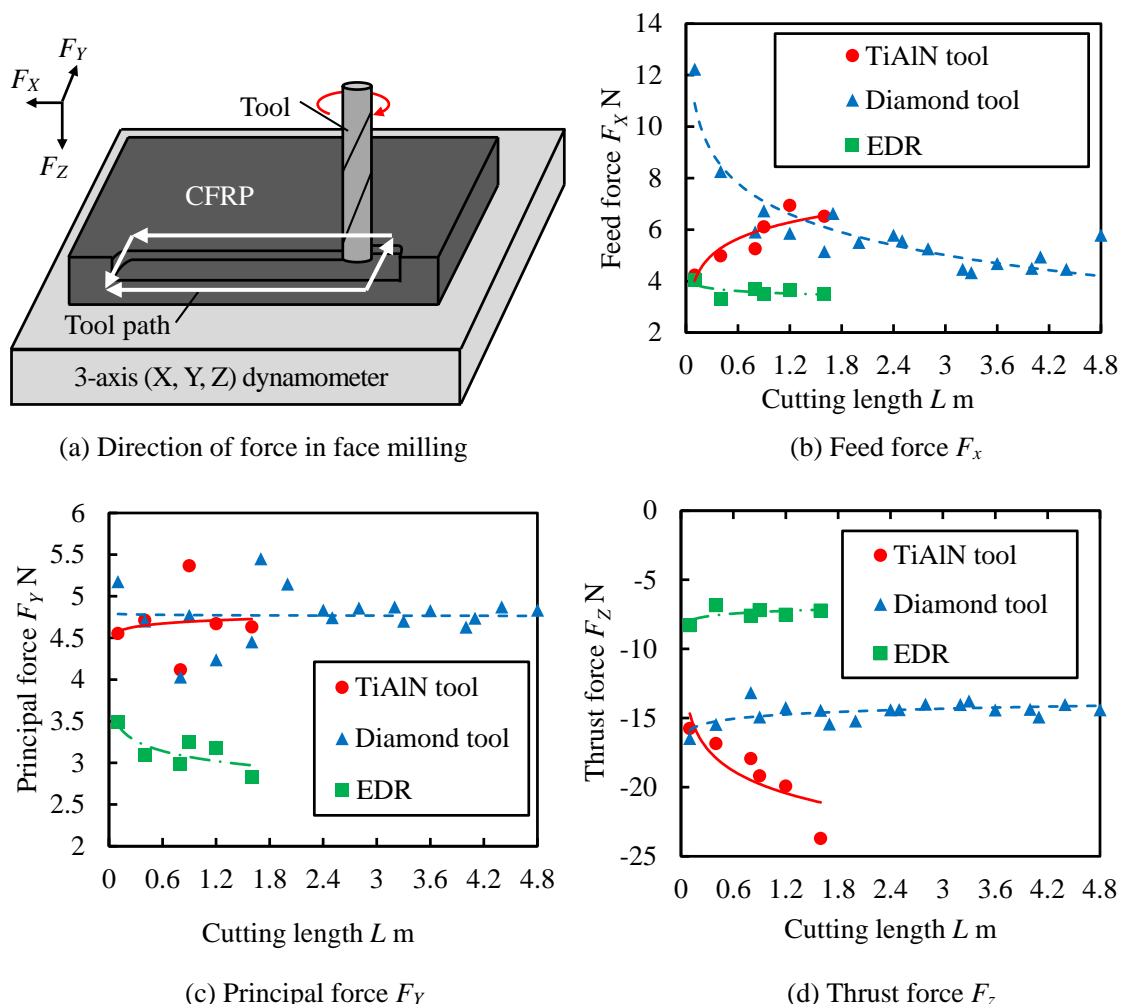


Fig. 4.15 Relationship between the cutting force and the cutting length.

## 4-5. 結 言

本章では2種類のエンドミルおよび電着ルータを用いて CFRP の正面切削実験を行った。そして、工具摩耗および加工面品位、表面粗さ、切りくず温度、切削抵抗を評価し、CFRP 加工における各工具の特徴を調査し、以下の結論を得た。

- 1) 工具摩耗および切削抵抗の評価により、他工具と比べてダイヤモンドコーティングエンドミルの高い耐摩耗性が示された。TiAlN コーティング工具は加工の開始とともに急激に工具摩耗が進行するとともにスラスト力が増加するため、CFRP 加工には不

適である。電着ルータでは側面側砥粒は研削の仕事をするが底面側の砥粒は加工面を擦過することによるアブレッシブ摩耗より砥粒が存在しなくなる。

- 2) 加工面品位の観察により、TiAlN コーティングエンドミルでは急速な工具摩耗により無数のアンカットファイバーやデラミネーションが確認できた。ダイヤモンドコーティングでは、マトリックス樹脂が軟化(分解)し側面刃で引き上げられ硬化したバリが発生する。すなわち、刃先が鋭い状態であっても、CFRP 温度が高い場合ではバリが生じる可能性が高い。電着ルータでは脆性的な材料(エポキシ樹脂)に対する微小切込みによる加工により延性モードで加工されるためバリやアンカットファイバーのないシャープなエッジの創成が可能である。
- 3) 切りくず温度の測定により、TiAlN コーティングエンドミルではアブレッシブ摩耗によるコーティング摩耗により摩擦係数が高くなることや刃先の鈍角化により加工温度が上昇する。ダイヤモンドコーティングエンドミルでは同じくコーティング摩耗が生じるが、コーティングが高硬度であるため、工具の振れ回りが小さい場合においては加工温度が収束する傾向にある。電着ルータでは砥粒摩耗により工具とワーク、チップ間の摩擦係数上昇により高温になったと思われる。
- 4) ダイヤモンドコーティングエンドミルを用い、加工条件を変化させて切りくず温度を測定した結果、切削温度と比べて送り量の方が切りくず温度に与える影響が大きいことが判明した。
- 5) 種々工具を用いて切削抵抗を測定した結果、TiAlN コーティングエンドミルでは、工具摩耗の進行とともに切削抵抗が増加する一般的な傾向を示し、ダイヤモンドコーティングエンドミルでは、工具の振れ回りによる一刃あたりの切込み量のバラつきが小さくなるにつれて切削抵抗は減少し、そして、収束することがわかった。電着ルータでは、砥粒摩耗による砥粒の突出量の減少とともに切削抵抗は減少することがわかった。また、デラミネーションの要因となる背分力は、ねじれのない電着ルータおよび弱ねじれのエンドミル工具を用いた場合、その上昇を抑制できることがわかった。

## 参考文献

- 4.1) Tatsuya FURUKI, Toshiki HIROGAKI, Eiichi AOYAMA, Hiroyuki KODAMA and Keiji OGAWA : Influence of Tool Shape and Coating Type on Machined Surface Quality in Face Milling of CFRP, Int. J. of Advanced Materials Research, 1017, (2014), pp. 310-315.
- 4.2) 野口健一：炭素繊維の機能と用途展開，繊維学会誌，54，2(1998)，pp. 54-58.
- 4.3) 中島正憲：航空機機体の製造技術，精密工学会誌，75，8(2009)，pp.941-944.
- 4.4) 魚谷眞一郎，柳澤正良，藤 京一：こんなところに複合材料－自動車用途での CFRP : 現在そして将来－，日本複合材料学会誌，25，6(1999)，pp.236-239.
- 4.5) 樋口徹憲：こんなところに複合材料－エネルギー関連用途と CFRP－，日本複合材料学会誌，26，1(2000)，pp.25-27.

- 4.6) 日本化学繊維協会編：繊維ハンドブック 2015, (2014), 347p.
- 4.7) 猿山 秀夫：炭素繊維複合材料の新展開, 繊維学会誌, 49, 5 (1993), pp. 163-167.
- 4.8) 井塚 淑夫：炭素繊維について—製法から用途展開まで, 繊維製品消費科学会誌, 47, 9 (2006), pp. 530-535.
- 4.9) 平野 啓之：熱硬化性 CFRP の成形法と材料への要求, ネットワークポリマー, 36, 1 (2015), pp. 38-46.
- 4.10) 米山 猛：熱可塑性炭素繊維強化プラスチックのプレス成形, 塑性と加工, 55, 642 (2014), pp. 592-596.
- 4.11) 坂本 重彦, 永田 福人：CFRP 板のエンドミル加工に関する研究, 精密工学会学術講演会講演論文集, 2013A, (2013), F44.
- 4.12) I. Paul Theophilus Rajakumar, P. Hariharan and L. Vijayaraghavan: Drilling of carbon fibre reinforced plastic (CFRP) composites - a review, Int. J. of Materials and Product Technology, 43, No.1/2/3/4 (2012), pp. 43-67.
- 4.13) Hideaki ARISAWA, Satoru AKAMA and Haruhiko NIITANI: High-Performance Cutting and Grinding Technology for CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastics), Mitsubishi Heavy Industries Technical Review, 49, 3 (2012), pp. 3-9.
- 4.14) 笠森 正人, 大塚 猛, 新保 實, 宮野 靖：耐熱性エポキシ樹脂およびその CFRP 積層板の機械的性質の時間-温度依存性, 材料, 41, 463 (1992), pp. 465-469.
- 4.15) 羽生 博之：軽量部材加工用のダイヤモンドコーティッド工具, 表面技術, 63, 3 (2012), pp. 151-156.
- 4.16) 寺岡 貞一, 石川 憲一, 中川 多津夫, 大場 重男：振動環境下における一方向強化 CFRP のアブレイブ摩耗特性, 日本機械学会論文集 C 編, 60, 569 (1994), pp. 262-267.
- 4.17) 野口 徹, 中村 孝：機械材料工学, 工学図書, (2001), 332p.

## 第5章

### 炭素繊維強化プラスチックの高速・高精度切削用 電着エンドミルの開発

本章<sup>5.1, 5.2)</sup>では、前章のエンドミルと電着ルータでCFRPの正面・側面切削加工を行った結果を基に、切削工具であるエンドミルと研削工具を組み合わせた電着エンドミルを開発する。砥粒の影響を検証するため、微細なダイヤモンド砥粒もしくはcBN砥粒をエンドミル形状に電着固定した工具を試作し、CFRPの正面切削加工と側面切削加工を行った。その結果、最適な砥粒径は#1000であることがわかった。その一方で、刃先の砥粒脱落が生じることも判明した。また、正面切削では、摩耗した工具底面の擦過により、CFRP温度が上昇することがわかった。さらに、さらにスタック材料の加工では、チタン合金からの熱伝導でCFRPや接着剤の強度低下が生じる可能性があることが示された。

#### 5-1. 緒言

前章では工具メーカーから販売されている工具を3種類用いてCFRPの正面切削加工を行い、それぞれの工具を用いた場合の特徴を調査した。その結果、著しい工具摩耗が生じるTiAlNコーティングエンドミルを除いて、ダイヤモンドコーティングエンドミルと研削工具であるダイヤモンド電着ルータを比較すると、以下に示す特徴があることがわかった。

- **ダイヤモンドコーティングエンドミル (切削工具)**  
大きな切込み量を設定することができ、切削速度を大きくすれば、高速加工が可能である。ねじれ角を小さくすることでデラミネーションの抑制が可能である。また、断続切削であるため、非加工時間の空冷効果によりCFRP温度は上昇しにくい。しかしながら、加工後のCFRPのエッジにはマトリックス樹脂の露出によるバリが生じやすい。
- **ダイヤモンド電着エンドミル (研削工具)**  
砥粒による微小な切込みで研削するため、脆性材料であるエポキシ樹脂をバリのないシャープなエッジに加工することが可能である。しかしながら、ワークと工具が常に接触しているため、エンドミル加工のような空冷時間はなく、加工温度は上昇しやすい傾向にある。

#### 5-2. 電着エンドミルの開発

前節で述べたことから、CFRP加工ではエンドミルにより中・荒加工を行い、電着ルータで仕上げ加工を行うことで、高精度なCFRP製品を創製可能であると思われる。しかしながら、このような方法は工具コストの上昇や工具交換時に非加工時間が発生するため、能率が低下するといった問題がある。

そこで本研究では、エンドミル(切削工具)と電着ルータ(研削工具)を組み合わせた電着エ



ンドミルを提案する。本工具の構想を図 5.1 に示す。図 5.1(a)のようにエンドミル切れ刃が CFRP の大部分を切削する。この際、樹脂が変形しバリが生じる。または、アンカットファアーバーが生じる。従来のエンドミル加工ではこの加工面が仕上げ面となるが、本工具での加工では、図 5.1(b)に示すように工具の逃げ面側に配置された砥粒が切削によって創成された加工面を研削加工する。この時、切削により生じたバリやアンカットファアーバーを研削することで、シャープなエッジを創成するといったものである。図 5.2 に工具逃げ面側と CFRP の間の関係を示す。CFRP 加工では切りくずは細かな粒子状になって排出される。この切りくずの元は炭素繊維であるため、非常に硬度の高いことは容易に想像がつく。この切りくずがアブレッシブ粒子となって、工具逃げ面と CFRP との間に介在し、逃げ面摩耗を進行させる要因となる。図 5.2(a)は従来のエンドミルの場合であり、このようなエンドミルの表面は凹凸が小さいため、切りくずの逃げ場がなく、工具とワークの相對運動によりアブレッシブ摩耗が進行する。その一方で、電着エンドミルでは、砥粒間のすき間であるチップポケットが存在するため<sup>5.3)</sup>、このチップポケットに切りくずが堆積し、空転時に排出される。したがって、アブレッシブ粒子による逃げ面摩耗の抑制が期待される。電着エンドミルの作製方法の概略図を図 5.3 に示す。はじめに工具研削盤上でダイヤモンドホイールにより、超合金製丸棒をエンドミル形状に創製する。その後、エンドミルのシャンクにマスキングを施し、メッキ液中で砥粒とともに電解法でメッキすることで砥粒を固定する。その後、メッキ層を厚くし、砥粒を埋め込む。そして、マスキングを剥がし、洗浄・防錆処理を施すことで完成する。本研究で試作した工具の緒元を表 5.1 に示す。工具径は 6 mm、刃数は 4 枚とし、ねじれ角は加工時のスラスト力を低減することを目的に 10°の弱ねじれとした。砥粒には、砥粒種類の違いによる加工への影響を調査するためダイヤモンド砥粒と cBN (Cubic Boron Nitride)砥粒と異なる砥粒を用いた。また、砥粒径による加工特性の違いを評価するため数種の番手の砥粒を用いた。砥粒のメッシュサイズは、#600(平均粒径：φ29 μm)、#1000(平均粒径：φ13 μm)である。ただし、もともと細粒の番手はダイヤモンドで#2000(平均粒径：φ6 μm)、cBN で#1500(平均粒径：φ9 μm)である。cBN 砥粒の硬度はダイヤモンドと比べて約半分であるが、耐熱温度は 2 倍以上であるため<sup>5.4)</sup>、近年需要が増加しているチタン合金と CFRP とを組み合わせたスタック材料<sup>5.5)</sup>の加工(チタン合金の熱伝導率が小さいため加工温度が高温となる)への応用も期待できる。また、どちらの砥粒も熱伝導率は一般的な TiAlN コーティングと比べて高いため、高熱伝導性工具になると思われる。したがって、加工熱の分散にも効果が期待できる。試作した電着エンドミルとダイヤモンドコーティングエンドミルの刃先の SEM 画像を図 5.3 に示す。以降、ダイヤモンド砥粒を使用した工具を合成ダイヤモンドの略称である SD とメッシュサイズを組み合わせる(例えば、SD600)。SEM 画像より、ダイヤモンド砥粒、cBN 砥粒ともに工具表面に無数の砥粒が配置されていることがわかる。比較として示しているダイヤモンドコーティングエンドミルと比べると、電着エンドミル表面のなめらかさは劣るものの、チップポケットが存在していることも確認できる。

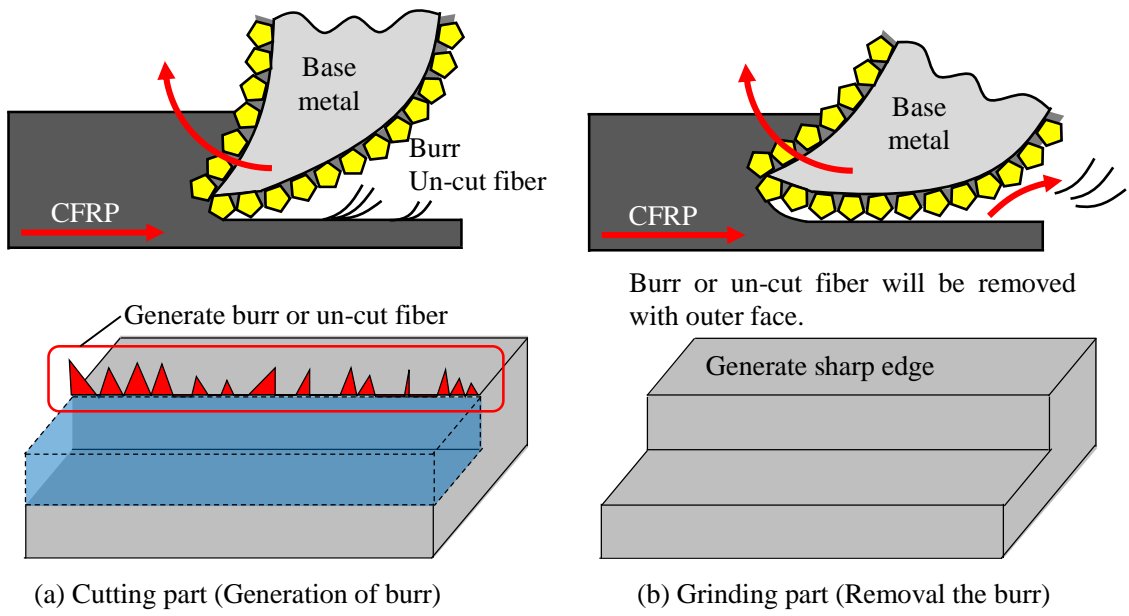


Fig. 5.1 Conception of electroplated end-mill.

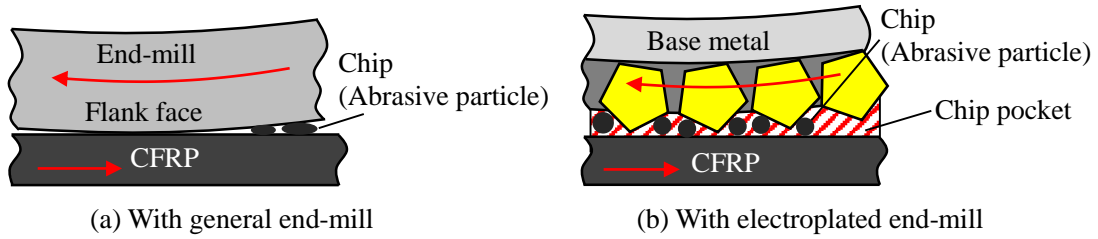


Fig. 5.2 Interposed abrasive particles between the flank face and the CFRP.

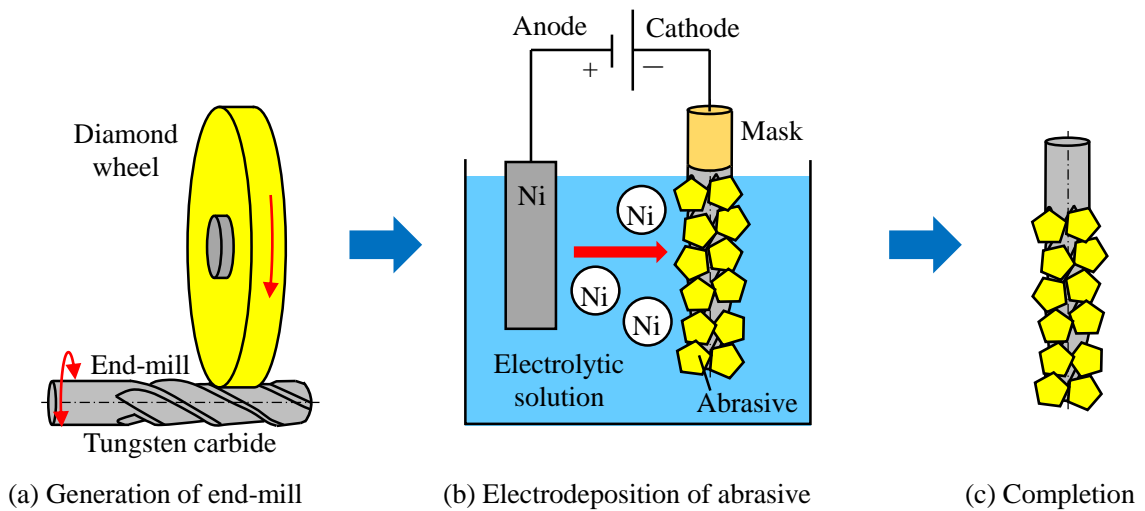


Fig. 5.3 Schematic illustration of fabrication process of electroplated end-mill.

Table 5.1 Specifications of fabricated electroplated end-mill.

Tool	Electroplated end-mill	
Diameter (Base metal)	6 mm	
Number of cutting edge	4 flutes	
Helix angle	10 degrees	
Material of base metal	Tungsten carbide	
Abrasive type	cBN	Diamond
Mesh size	#600, #1000, #1500	#600, #1000, #2000
Knoop hardness HK	40-50 GPa	90-100 GPa
Heat resistance	1280 °C	600 °C
Thermal conductivity	1300 W/(m · K)	2100 W/(m · K)

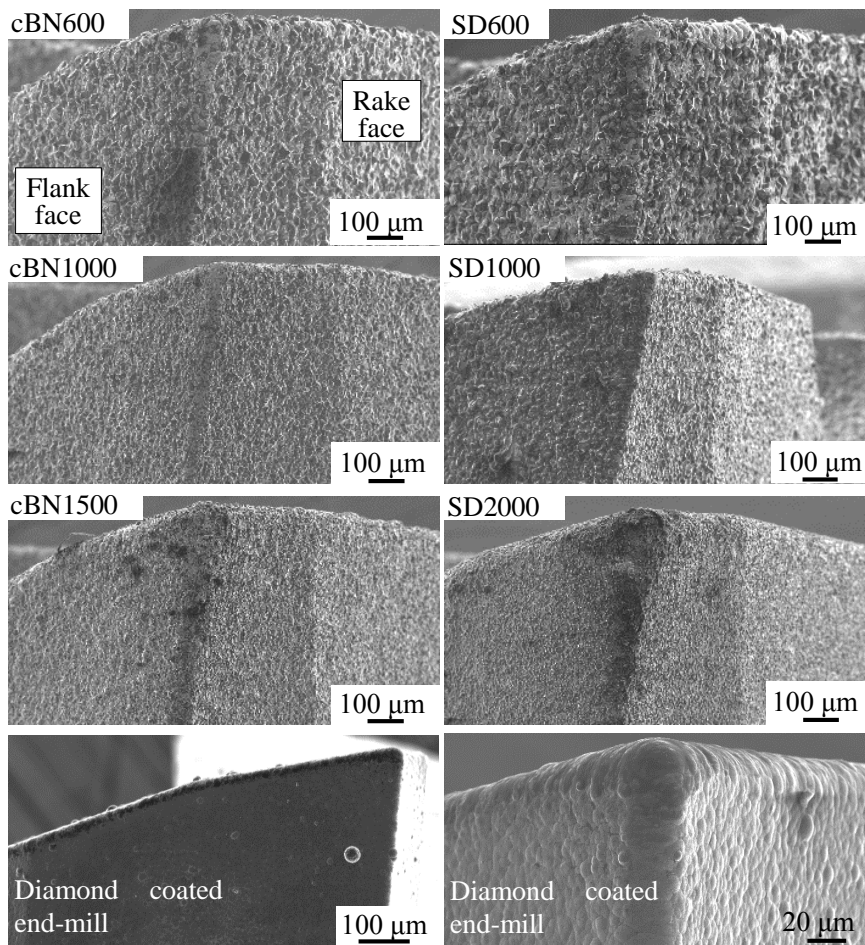


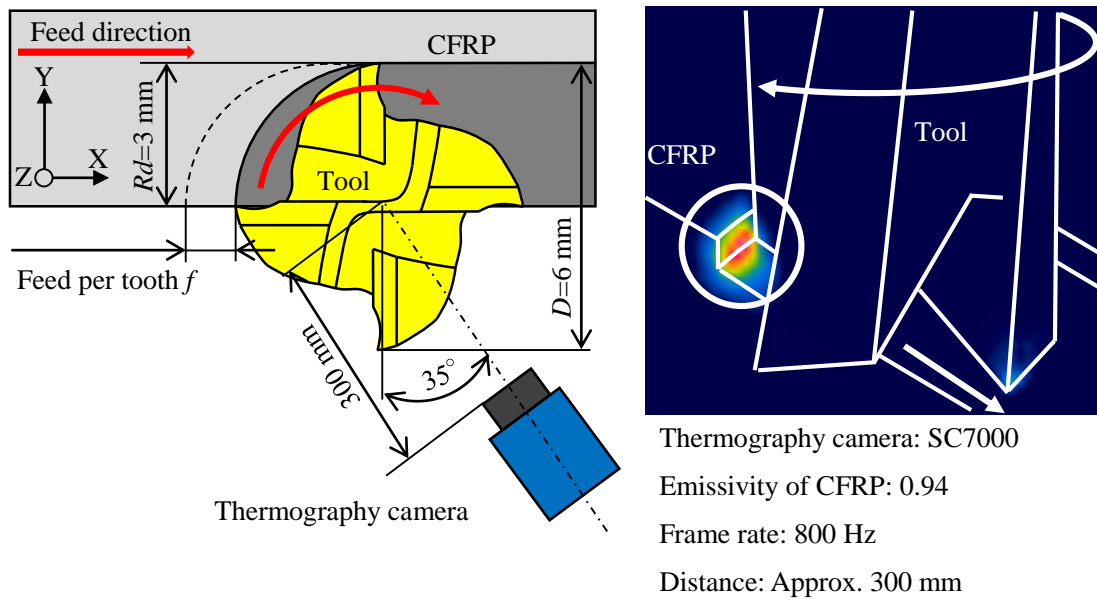
Fig. 5.4 SEM images of fabricated electroplated end-mill and diamond coated end-mill.

### 5-3. 実験方法および実験装置

試作した電着エンドミルの加工性能を評価するため、図 5.5(a)に示す正面切削加工実験を、表 5.2 に示す加工条件で行った。ただし、CFRP 側面部の表面粗さの測定において、軸方向切り込み量が 0.3 mm の場合、触針式表面粗さ測定器で評価できないため、軸方向切り込み量  $Ad$  を CFRP の板厚である 3.6 mm とし、工具の底刃を用いない完全側面切削実験も同時に行った。前章での正面切削加工実験との違いは、径方向切り込み量  $Rd$  を工具径の半分である 3

mm としたことである。これは、逃げ面側に配置された砥粒が加工された CFRP の側面部の温度を図 5.5(b)に示すようにサーモグラフィカメラで測定するためである。前章では溝のない電着ルータを使用したため、加工された CFRP 側面温度を測定できなかった。したがって、加工温度の比較として切りくずを測定したが、本実験ではすべての工具がフライス工具であるため、図 5.5(b)に示すように、瞬間的に加工された CFRP 側面を観察することが可能である。また、使用するサーモグラフィカメラ SC7600 (FLIR 社)は 4-3-2 項で述べたとおり高いフレームレートでの撮影が可能であるため、高速加工時においても測定が可能である。使用する CFRP は前章で使用したプリプレグと同じものを 9 プライ積層して、オートクレーブ成型したものである。

工作機械は前章と同様に図 4.7 の立形 3 軸制御マシニングセンタ Accumill4000(森精機)で、ホルダも BBT-MEGA10N-120(大昭和精機)である。工具表面の砥粒の状態(摩耗の有無)を判断するために、切削抵抗をモニタリングしながら加工を行い、測定には 3 成分切削動力計 9257B (キスラー社)を用いた。CFRP 温度の測定には前述のとおりサーモグラフィカメラ SC7600 (FLIR 社)を用い、測定条件は、CFRP の放射率を 0.94、フレームレートは 800 Hz、工具中心からの距離はおおよそ 300 mm である。加工後の表面粗さの測定には、前章と同様に、図 4.8(b)の触針式表面粗さ測定器 E-35B (東京精密)を使用した。



(a) Top view of face milling

(b) Thermography image

Fig. 5.5 Schematic illustration of face milling and thermography image.

Table 5.2 Machining conditions.

Tool	Electroplated end-mill
	Diamond coated end-mill
Cutting speed $V$	50, 100, 150, 200, 250 m/min
Feed rate $f$	5, 15, 25, 35 $\mu\text{m}/\text{tooth}$
Radial depth of cut $R_d$	3.0 mm
Axial depth of cut $A_d$	It varies by machining method.
Face milling	0.3 mm
Side cutting	3.6 mm (CFRP thickness)
Cutting length $L_p$	100 mm/path
Coolant	Dry-air
Workpiece	CFRP (9 ply)
Carbon fiber	Polyacrylonitrile, $\phi 10 \mu\text{m}$
Matrix resin	Epoxy resin
Workpiece size	130 × 50 × t3.6 mm (Measured value)
Glass transition temperature $T_g$	Approx. 200°C

## 5-4. 実験結果および考察

### 5-4-1. 工具摩耗

図 5.6 に切削速度が 200 m/min, 一刃あたりの送り量が 0.025  $\mu\text{m}/\text{tooth}$  で 100 mm 正面切削加工した後の電着エンドミルの刃先の顕微鏡写真を示す. ダイヤモンドおよび cBN とともにメッシュサイズ#600 と#1000 を用いた工具では, 砥粒だけではなくメッキ層も剥離していることが確認でき, 台金とニッケルメッキの密着強度が不足していることがわかる. その一方で, #1500 および#2000 といった細粒を用いている工具においては, 砥粒の脱落しているもののメッキ層が摩耗部と未摩耗部の境界付近にわずかではあるが残っていることがわかる. したがって, cBN1500 および SD2000 では砥粒の目こぼれが生じていることがわかった. 次に, cBN 粒径の違いによる逃げ面摩耗幅の違いを図 5.7 に示す. 逃げ面摩耗幅は図 5.7 の左図に示すとおり, 工具の初期形状のエッジ部から摩耗がもっとも進行している箇所までの距離とした. 図 5.7 の測定結果では, JISB4011 に「精密軽切削, 非鉄合金の精密切削加工において逃げ面摩耗幅が 0.2 mm となった場合, 工具寿命に達したとする」<sup>5,6)</sup>, という記載があるため,  $L=0.5 \text{ m}$  で cBN1500 が工具寿命に達したと判断し, その加工距離までの測定結果を示している. この結果から, 逃げ面摩耗幅は#1000, #600, #1500 の順に大きくなることがわかった. 次に, 砥粒種類の違いによる逃げ面摩耗幅の変化を図 5.8 に示す. 図中の対角線よりも左側にプロットが存在していることから, cBN 砥粒を用いた場合, 工具摩耗が進行しやすいことがわかる. これはダイヤモンド砥粒と cBN 砥粒の硬度の違いに起因するものであると考えられる. 以上のように, 本試作工具では, 加工初期において工具先端の逃げ面側砥粒が脱落することがわかった. したがって, 以降において砥粒の影響を確認するためには, 砥粒が工具表面に固定されている間に各種測定を行わなければならない. そこで, 切削抵抗をモニタリングすることで, 砥粒が固定されているか否かを判断する. 図 5.9 に加工初期から 10 秒間の切削抵抗(主分力)の測定結果を示す. 加工が進むにつれて切削抵抗が小さくなっている. これは砥粒が摩耗, 脱落し, エンドミル形状の台金先端が露出し,

鋭い刃先で加工することで、材料への食い込みやすさが向上したためである。したがって、CFRP 温度や表面粗さの測定は、Y 方向の切削抵抗(主分力  $F_Y$ )が収束しない範囲で測定を行うこととした。

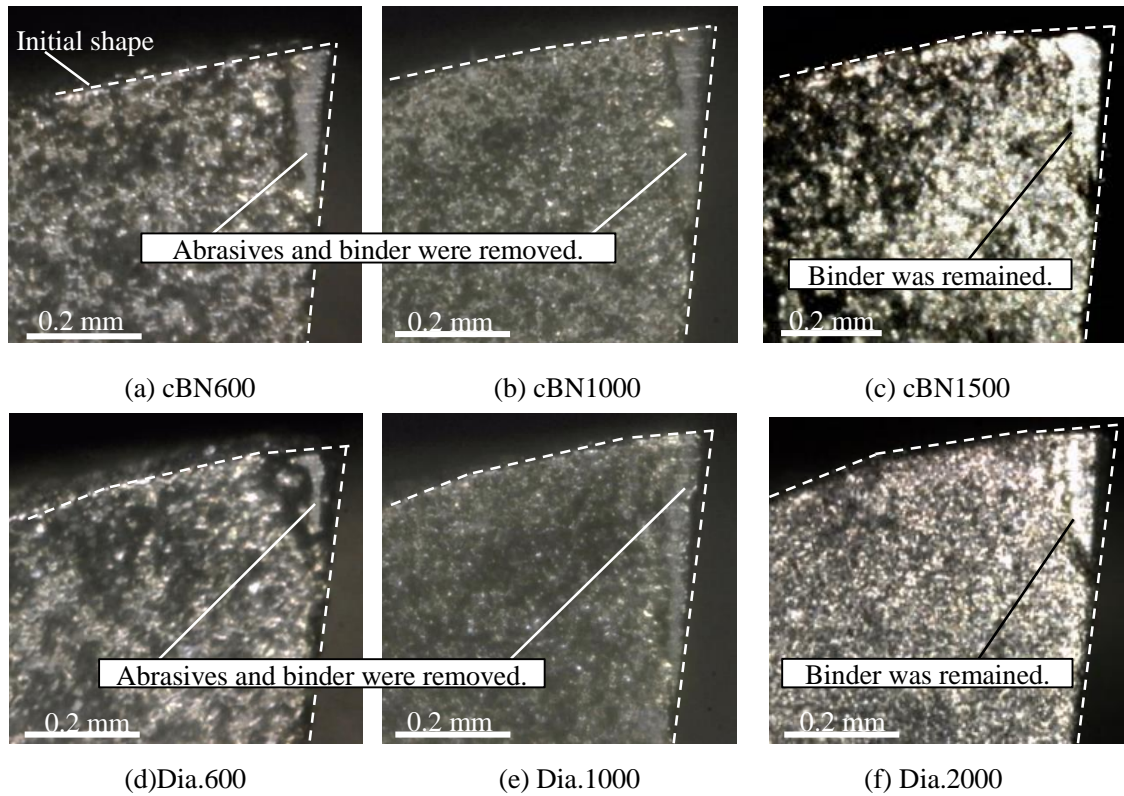


Fig. 5.6 Observation images of tool tip after machining of  $L=100$  mm.

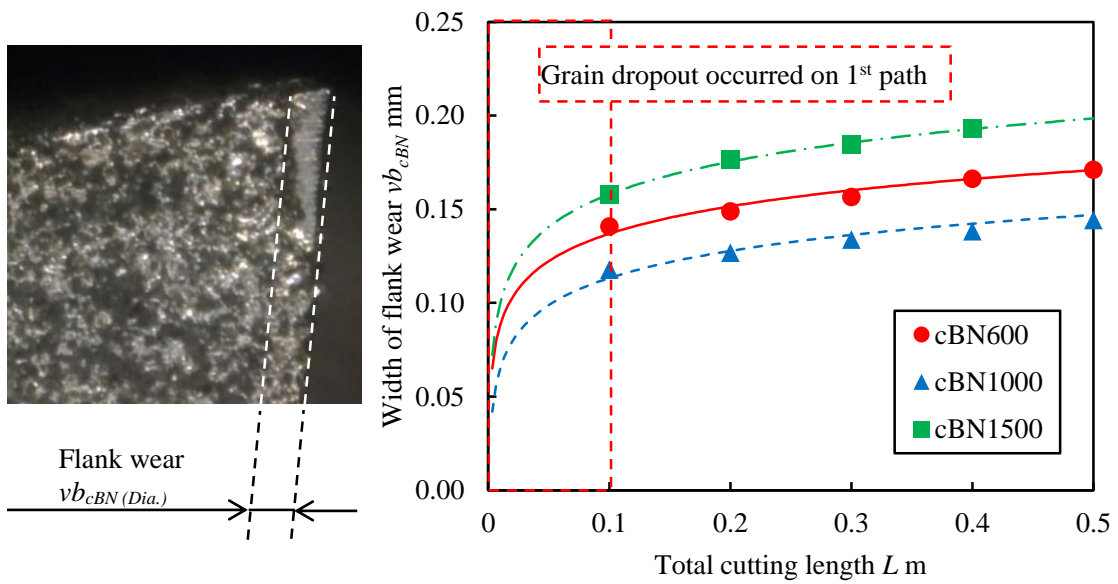


Fig. 5.7 Tool wear transition of electroplated cBN electroplated end-mills.

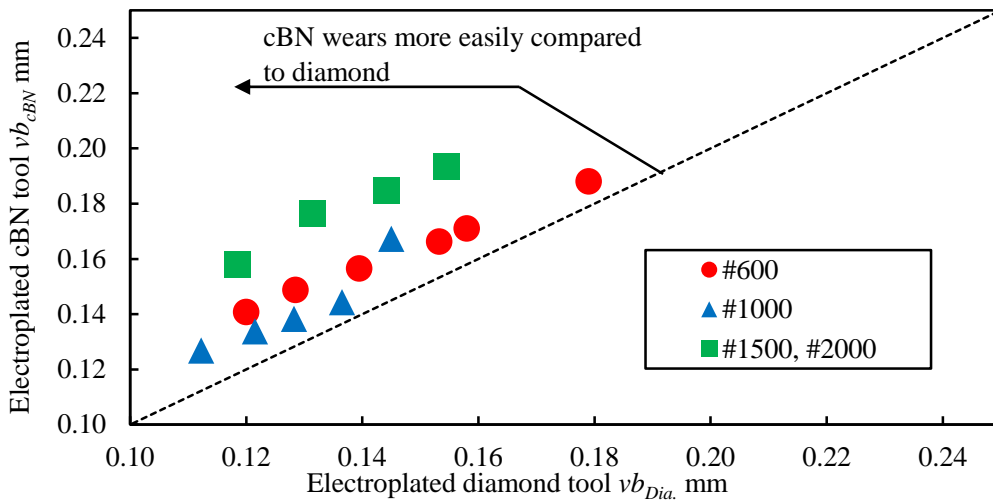


Fig. 5.8 Relationship between tool wear of cBN electroplated tool and tool wear of diamond electroplated tool.

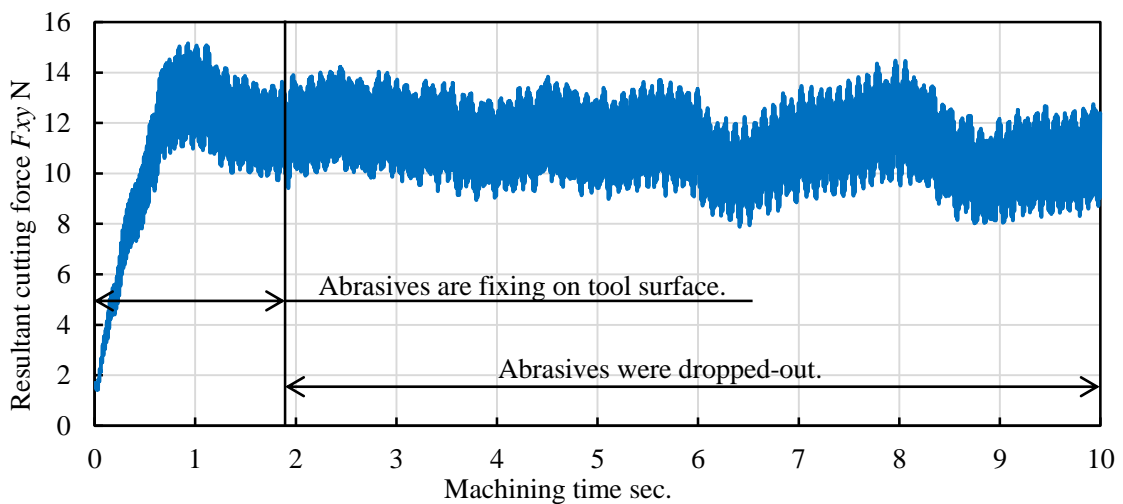
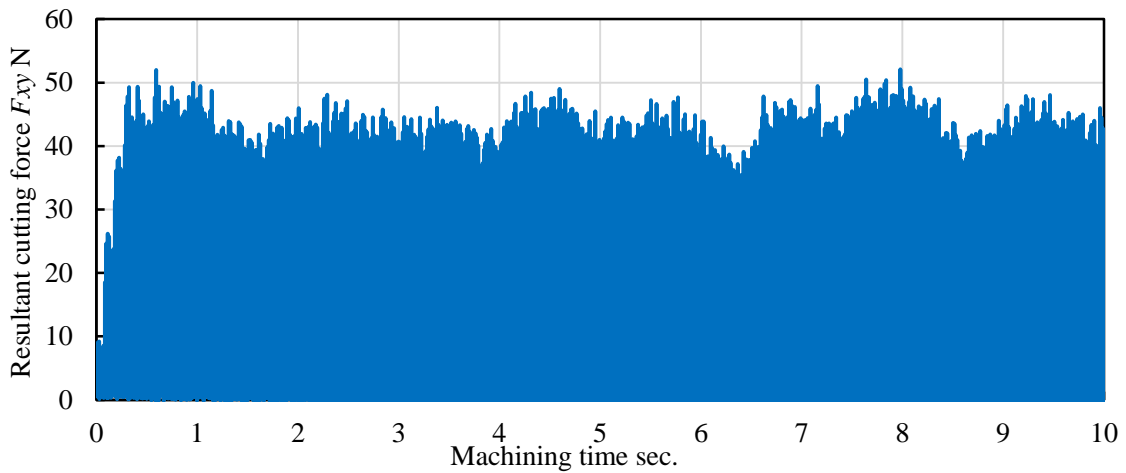


Fig. 5.9 An example of monitoring of abrasive wear by measurement of cutting force.

### 5-4-2. 表面性状

加工した表面の状態および表面粗さの測定結果は、完全側面切削実験で得たデータについて述べる。図 5.10 は cBN 電着エンドミルで切削速度が 50 m/min、一刃あたりの送り量が 0.025 mm/tooth の条件で加工した CFRP のデジタル顕微鏡写真である。cBN600 およびダイヤモンドコーティングエンドミルでは樹脂軟化により上部へ引き上げられ残ったバリや除去されなかった樹脂によるバリがわずかではあるが確認できる。cBN1500 では、前項で述べたとおり砥粒の目こぼれによる工具摩耗が大きいいため、アンカットファイバーやデラミネーションが生じている。したがって、工具逃げ面側砥粒は有効的に作用しておらず、また、加工温度がガラス転移温度以上になっていると考えられる。その一方で、cBN1000 では加工された CFRP のエッジ部分はバリやアンカットファイバーのないシャープなエッジが創成されている。次に、図 5.11 に CFRP 加工面の表面粗さの測定結果を示す。表面粗さの測定は、工具の走査方向と同じ向きに触針式表面粗さ測定器で行い、測定箇所を変更しながら 3 回測定し、その平均値を評価値として用いた。研削加工では一般的に砥粒径が小さいほうが表面粗さは良好となる<sup>5,7)</sup>。したがって、もっとも細粒である cBN1500 が電着エンドミル間でもっとも表面粗さは小さい値となるはずであるが、cBN600 と比べると約 1.8 倍、cBN1000 と比べると約 3 倍も劣悪である。この結果からも、cBN1500 では逃げ面側砥粒が機能していないことがわかる。その一方で、cBN600 および cBN1000 は、粒径が小さくなるにつれて表面粗さも低下しているため、砥粒が作用していると考えられる。また、ダイヤモンドコーティングエンドミルでの表面粗さが  $0.7 \mu\text{m Ra}$  であるのに対して、cBN1000 では  $0.6 \mu\text{m Ra}$  であり、従来工具よりも良好な品質が得られている。加えて、航空機部品の要求表面粗さである  $3.2 \mu\text{m Ra}$  も十分に達成されている。

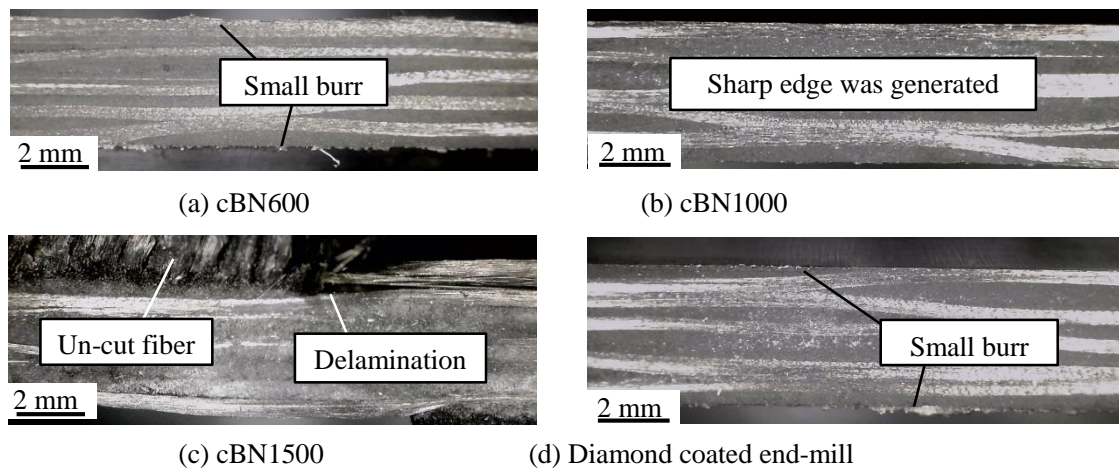
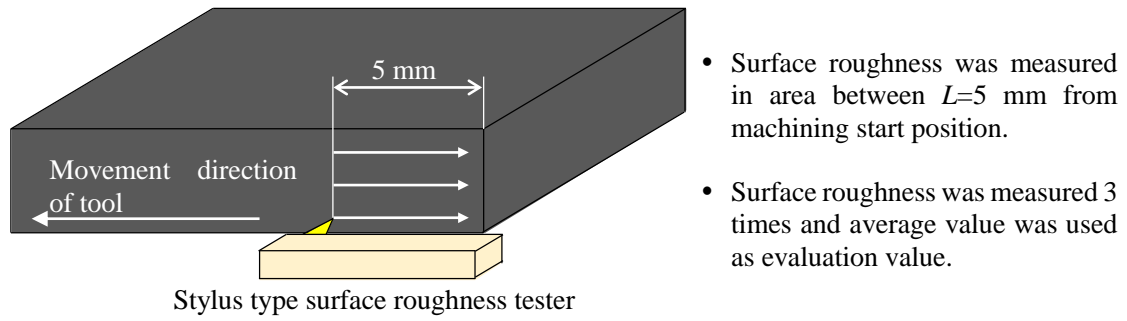
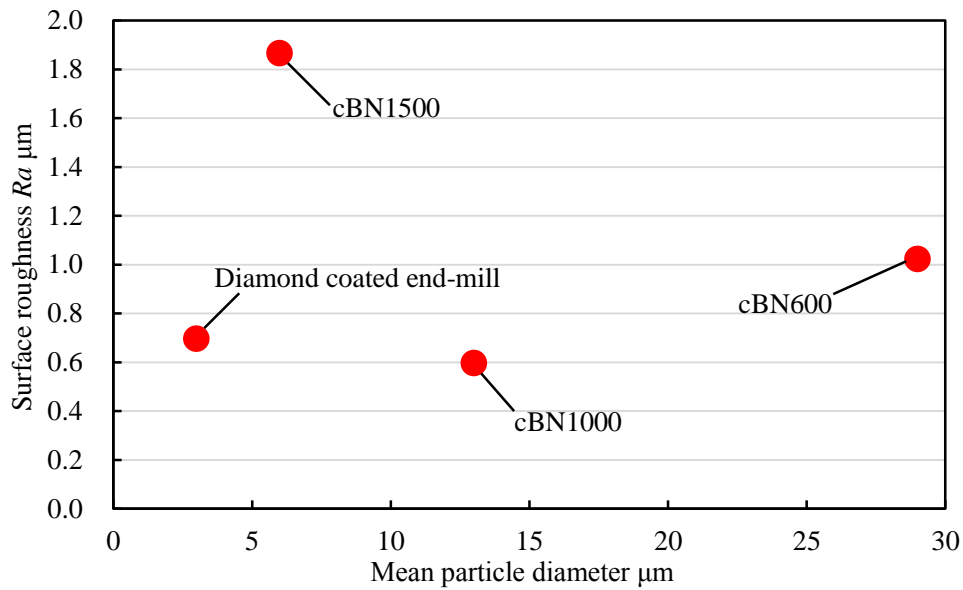


Fig. 5.10 Digital Microscopic images of machined CFRP.





(a) Measuring position of surface roughness on machined CFRP surface.



(b) Measured result of surface roughness on machined side surface.

Fig. 5.11 Measured position and measured result of machined CFRP.

### 5-4-3. CFRP 温度

正面切削加工において切削速度を変化させた場合の CFRP 温度を図 5.12(a)に、一刃あたりの送り量を変化させた場合の CFRP 温度を図 5.12(b)に示す。電着エンドミルである cBN1500 では、ダイヤモンドコーティングエンドミルと同程度の CFRP 温度であった。これは前述した急速な工具摩耗の進行により砥粒が目こぼれ生じることで、工具表面がなめらかとなり、逃げ面と CFRP 側面との接触面積が増加することで摩擦仕事が増加し、ダイヤモンドコーティングエンドミルの表面状態に近くなったためだと考えられる。cBN600 と cBN1000 を比較すると cBN600 での CFRP 温度の方が低温となった。この要因を調査するため、図 5.13 に新品工具(加工初期)と砥粒が摩耗、脱落した状態で加工している際のサーモグラフィ画像を示す。図 5.13(a)の新品工具では CFRP 側面部分において温度が上昇しているが、図 5.13(b)の摩耗した工具では CFRP 側面部と平面部の境界において温度が上昇している。したがって、温度上昇の要因としては工具底面の摩耗が大きく影響していることがわかった。上述の結果からでは、工具底面摩耗の影響が含まれている可能性があるため、工具底

刃をワークに干渉させない完全側面切削加工時の CFRP 温度の測定結果を図 5.14 に示す。この結果においても、工具摩耗が大きい cBN1500 ではもっとも CFRP 温度は高かった。その一方で、cBN600 および cBN1000 では、正面切削加工における結果とは真逆の結果であり、cBN1000 の方が CFRP 温度は低かった。本実験で測定している CFRP 側面部の温度は工具逃げ面とワーク間の摩擦仕事に起因する。したがって、工具逃げ面の摩擦仕事小さい方が CFRP 温度の上昇を抑制することが可能であると思われる。そこで、図 5.15(a)に示す方法で電着エンドミル逃げ面の摩擦係数  $\mu$  を測定した。工具の周速は  $50 \text{ m/min}^{-1}$ 、工具回転方向は CCW である。反時計回りにしたのは、逃げ面のみを干渉させ、エンドミル切れ刃によるせん断変形仕事の影響を受けないようにするためである。実験の手順は以下のとおりである。

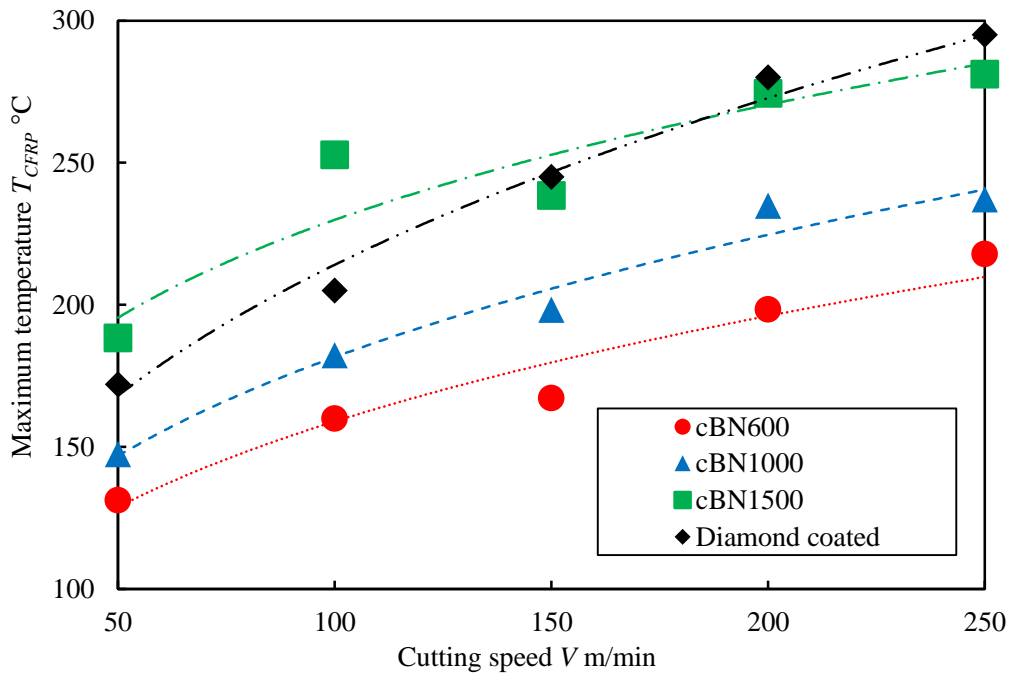
- 1) 工具を反時計回りに周速  $50 \text{ m/min}^{-1}$  で回転させる。
- 2) ワークを走査し、工具を  $5 \mu\text{m}$  切り込む。
- 3) 2 回転分(2.4 秒間)静止する。(工具の回転は維持)
- 4) 総切込み量が  $0.2 \text{ mm}$  に達していない場合、2)に戻り繰り返す。

本実験において、ワークをアクリル板(板厚:  $3 \text{ mm}$ )としたのは、CFRP をワークとした場合、炭素繊維方向によって切削抵抗が変化し、すべての工具で共通の条件下で摩擦係数の評価ができないためである。上記手法で送り分力( $F_x$ )と主分力( $F_y$ )を測定し、式 5.1 を用いることで摩擦係数  $\mu$  を導出した。

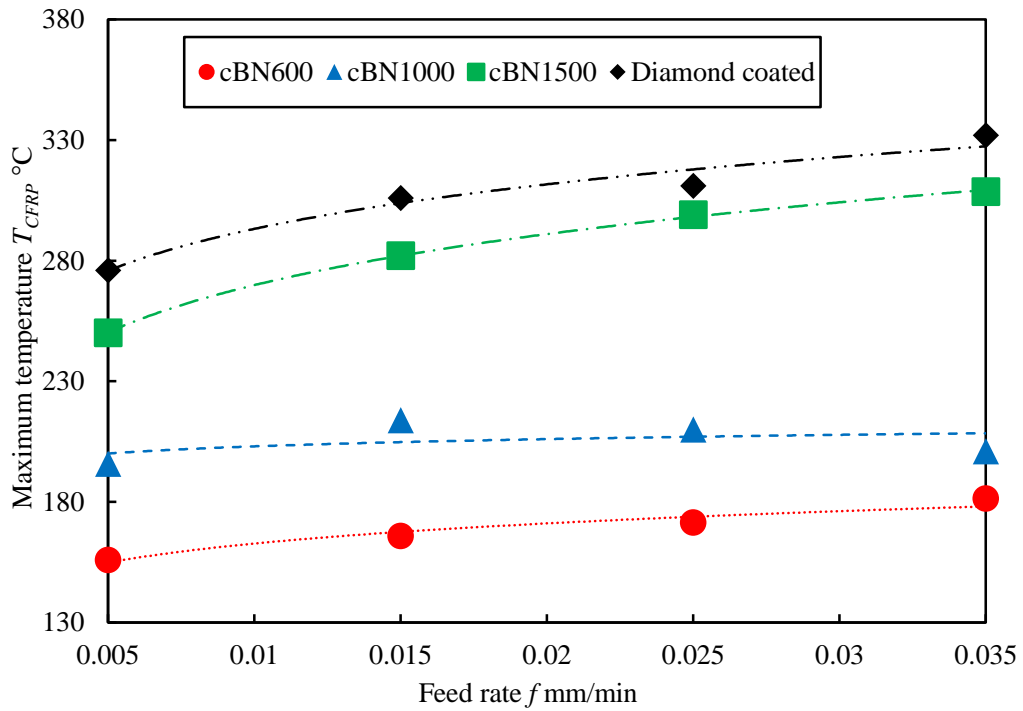
$$\mu = \frac{F_y}{F_x} \tag{5.1}$$

図 5.15(b)の摩擦係数の測定結果から、砥粒径が小さくなるにつれて摩擦係数が低下していることがわかる。したがって、図 5.14 の完全側面切削加工による CFRP 温度の測定結果の方が正確性は高いといえる。その一方で、工具底刃の摩耗による底面側の平坦化に起因する摩擦仕事の増加が CFRP 温度に及ぼす影響についても確認できた。

最後に、砥粒種類の違いによる CFRP 温度の変化を図 5.16 に示す。使用した CFRP 温度のデータは正面切削加工時のものである。本図では横軸がダイヤモンド電着エンドミルで、縦軸が cBN 電着エンドミルの場合を示しており、対角線よりも左側にプロットが散布されている。ただし、cBN1500 と SD2000 は砥粒径がわずかに異なっているうえに、工具摩耗の影響が大きいと思われるため正確さに欠けることに注意されたい。この結果より、cBN 電着エンドミルを用いた場合の方が CFRP 温度は最大で約 7 %程度上昇しやすいことがわかった。これは cBN がダイヤモンドと比べて熱伝導率が小さく、加工熱の分散がしにくいいためだと思われる。



(a) Relation between CFRP temperature and cutting speed in cBN electroplated end-mill.



(b) Relation between CFRP temperature and feed rate in cBN electroplated end-mill.

Fig. 5.12 Measured result of CFRP temperature in face milling.

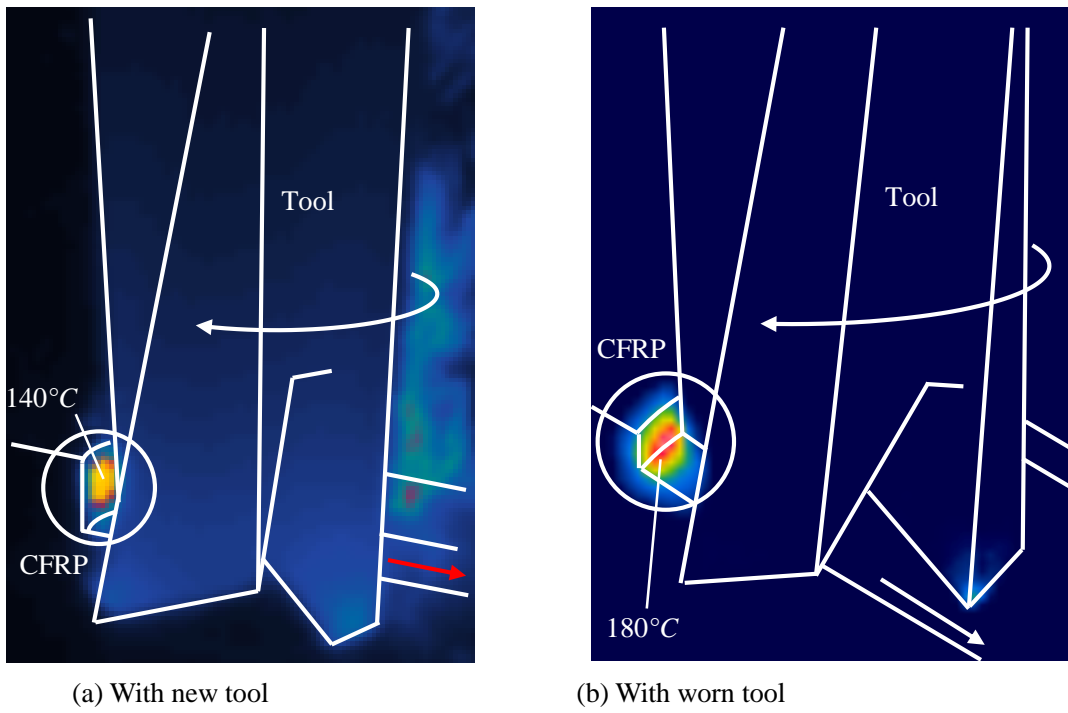


Fig. 5.13 Comparison outcomes of new tool and worn tool.

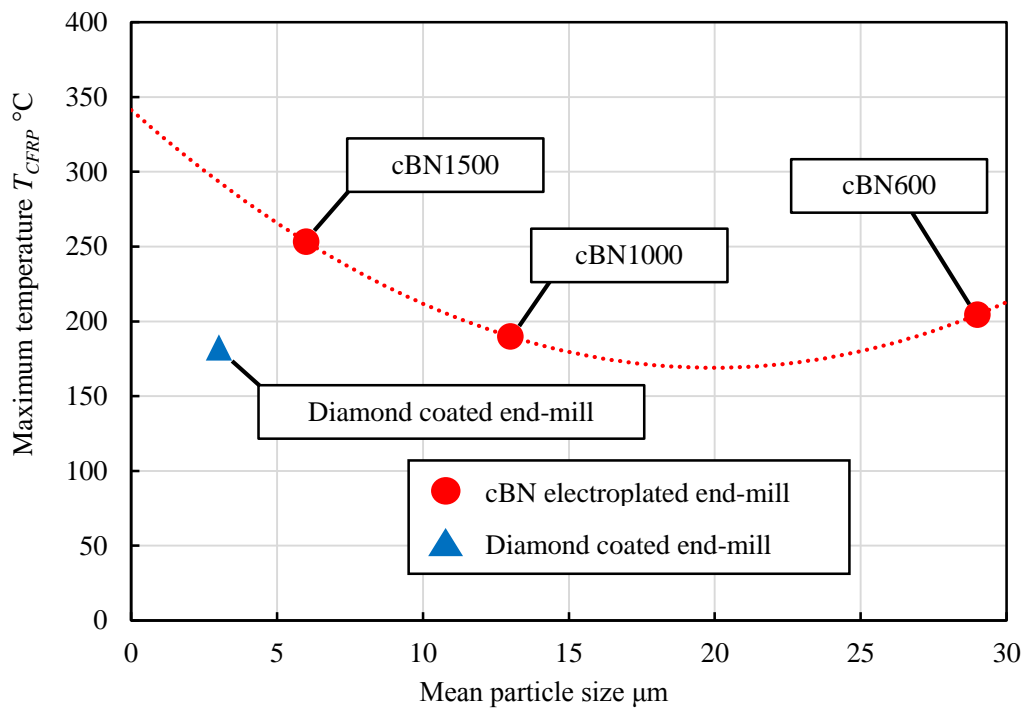


Fig. 5.14 Measured result of CFRP temperature during side milling.

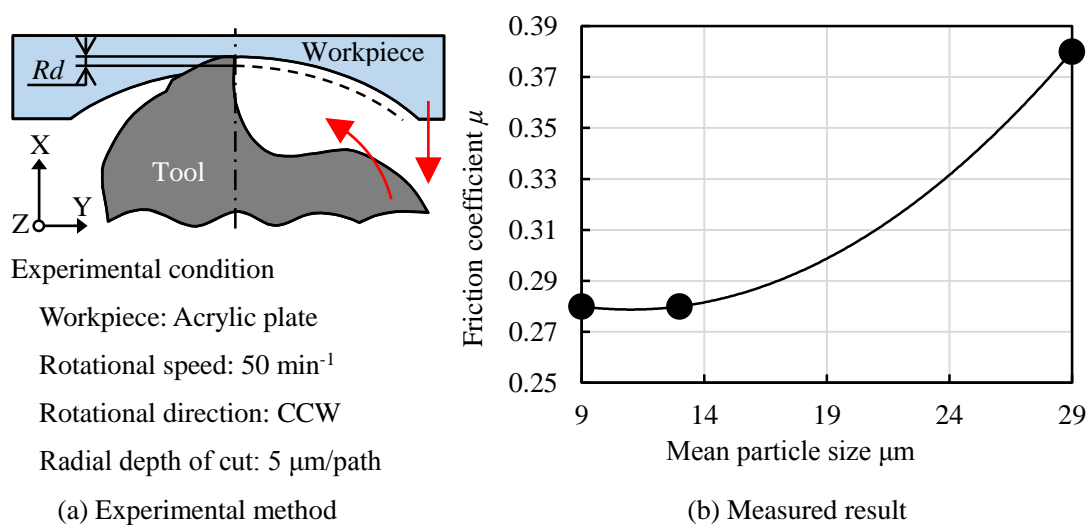


Fig. 5.15 Measuring method and result of friction coefficient on flank face.

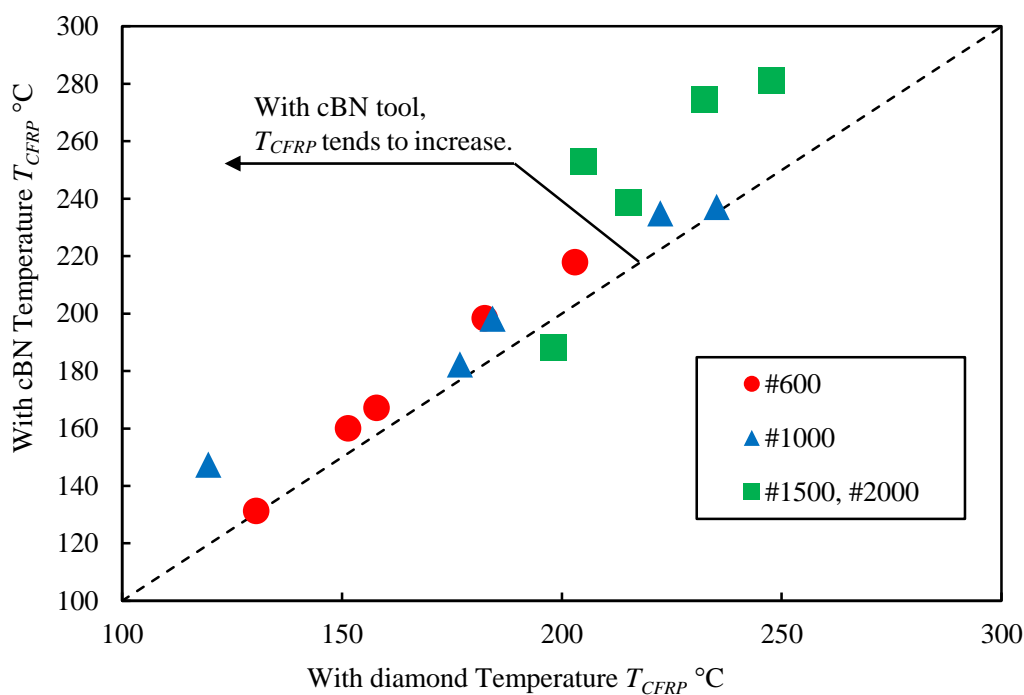


Fig. 5.16 Comparison of cBN and diamond versus CFRP temperature.

### 5-5. Ti-6Al-4V の側面切削加工実験

5-2 節で述べたとおり、近年では、特に航空機分野において CFRP とチタン合金を組み合わせたスタック材料の適用拡大が進んでおり、これにともなって CFRP とチタン合金の同時加工の必要性が向上している。CFRP 加工では現在ダイヤモンドコーティング工具を用いられることが一般的である。しかしながら、スタック材料の加工ではチタン合金の熱伝導率

が小さい(Ti-6Al-4V では  $7.5 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ )<sup>5.4)</sup>ため、加工点において約  $1000^\circ\text{C}$ に近い高温の加工熱が発生する。その一方で、ダイヤモンドは約  $600^\circ\text{C}$ で黒鉛化し、また約  $800^\circ\text{C}$ で炭化する<sup>5.8)</sup>。したがって、スタック材料の加工では、ダイヤモンドコーティング工具を用いた場合、加工熱に起因する熱化学反応により工具摩耗が著しく進行する。そこで、本研究において開発している cBN 電着エンドミルに着目する。cBN は表 5.1 に示すとおり、ダイヤモンドと比べて 2 倍以上の耐熱温度を有している。したがって、高温の加工熱が発生するスタック材料の加工において有効であると考えられる。したがって、本節では cBN 電着エンドミルを用いて、Ti-6Al-4V(以降、64 チタンと称する)の完全側面切削加工を行い、当該工具を用いた場合の加工特性および課題等を明確化することを試みる。

### 5-5-1. 実験方法および実験装置

本実験では砥粒のメッシュサイズが#600 の cBN 砥粒およびダイヤモンド砥粒を電着した工具の 2 種類を用いることとした。実験方法は工具底刃を用いない図 5.17 の完全側面切削である。64 チタンの加工条件を表 5.3 に示す。64 チタンの切削加工では通常、摩擦係数低減や冷却を目的として切削油や MQL を供給する。しかしながら、スタック材料の加工では CFRP が吸湿することで CFRP の劣化が生じる<sup>5.9)</sup>。また、水を用いる方法もあるが、CFRP を乾燥させなければならず、製品完成までの時間が長くなるといった問題があるため、ドライ加工の需要が高い。したがって、本実験ではドライエアーを用いた。実験装置および測定装置は 5-3 節に示したものと同様である。加工温度や表面粗さの測定は、図 5.18 の切削抵抗の測定結果に示すように、主分力  $F_Y$  の値が収束するまでの工具表面の砥粒が摩耗、脱落していないと思われる範囲内で行った。

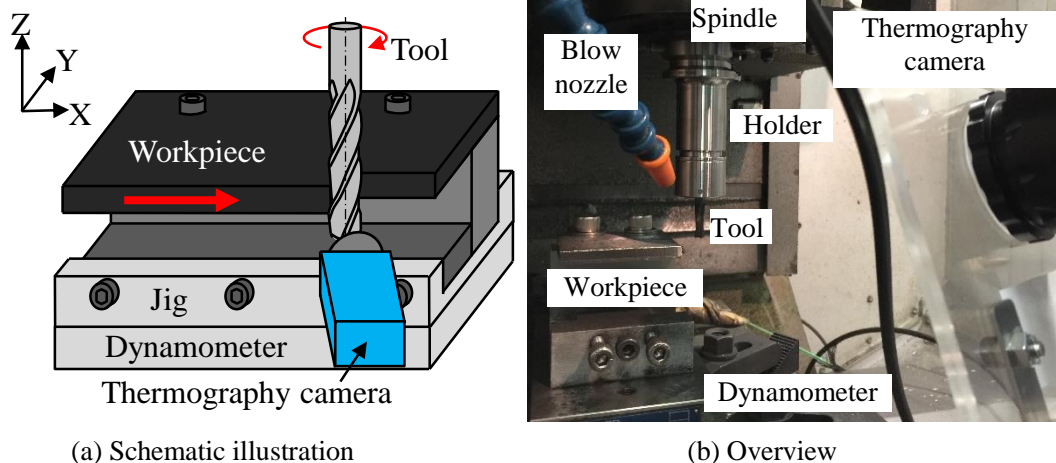
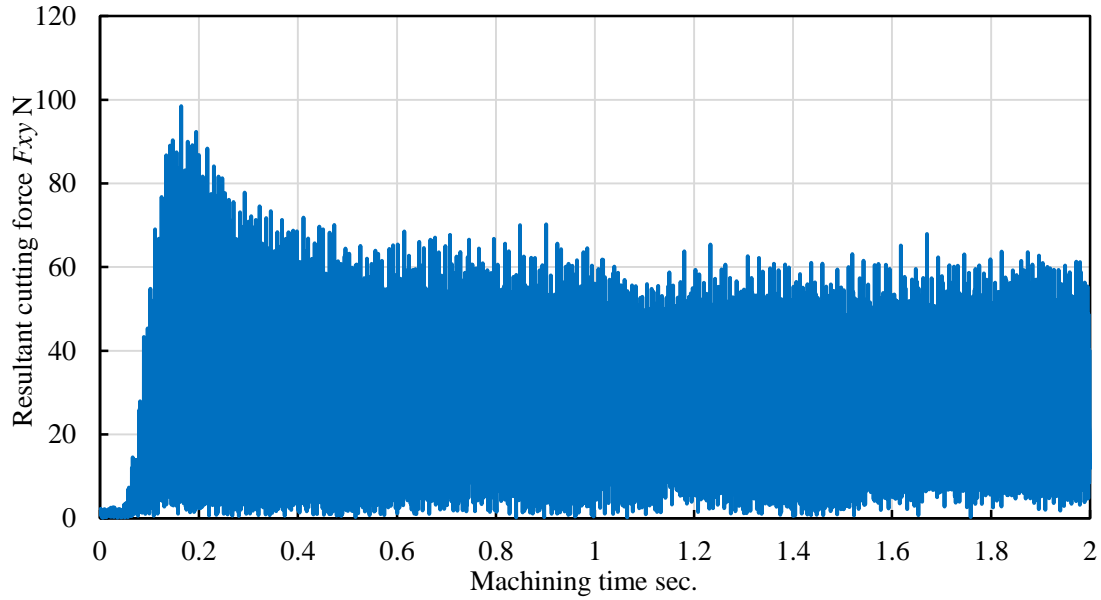


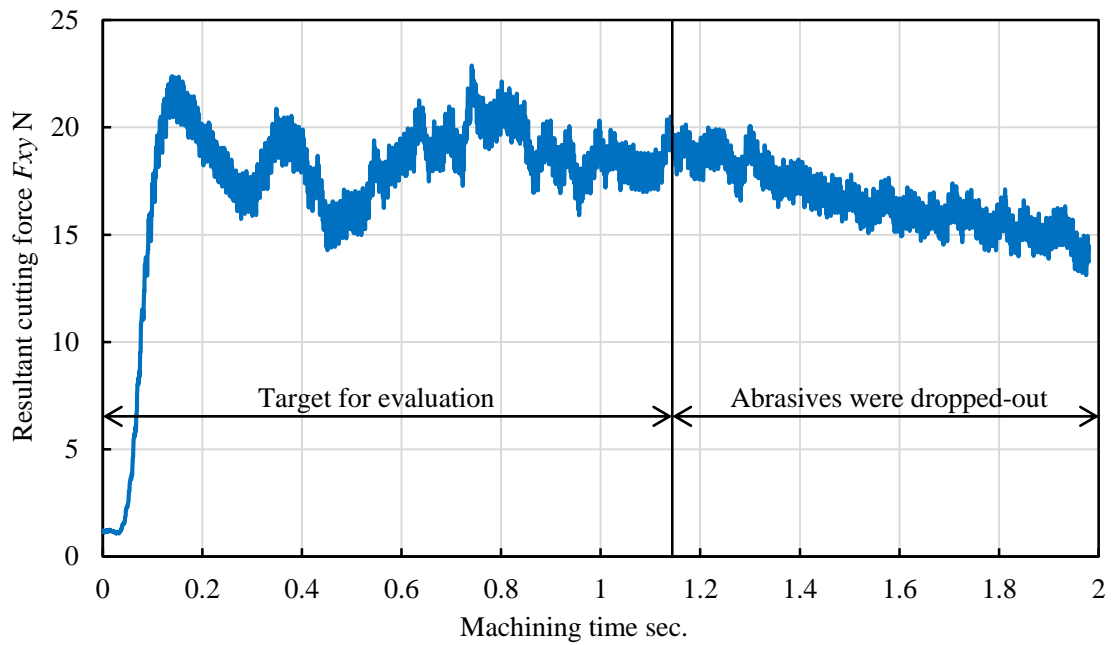
Fig. 5.17 Experimental set-up of machining of Ti-alloy.

Table 5.3 Machining condition for Ti-6Al-4V.

Tool	cBN600, Dia.600
Cutting speed $V$	20, 40, 60 m/min
Feed rate $f$	0.02 mm/tooth
Radial depth of cut $Rd$	0.3 mm
Axial depth of cut $Ad$	5 mm (=Ti-alloy thickness)



(a) Raw data (Without low-pass filter)



(b) With low-pass filter

Fig. 5.18 An example of monitoring of abrasive wear by measurement of cutting force.

### 5-5-2. Ti-6Al-4V の加工実験結果および考察

図 5.19 に 70 mm 加工後の工具逃げ面摩耗の観察画像を示す。一般的に一刃あたりの送り量が一定で切削速度を上昇させた場合、切削抵抗は減少するため、砥粒脱落が小さくなると思われたが、本結果では切削速度が増加するにつれて逃げ面摩耗幅が増加しているように見える。電着エンドミルの結合剤であるニッケルメッキの融点は約 1400°C であるが、温度の上昇とともに強度が低下し延性が増す<sup>5.5)</sup>。したがって、切削速度の上昇につれて加工温度が上昇することで、工具刃先部分におけるニッケルが軟化し<sup>5.10)</sup>、工具台金と結合剤との密着強度が低下したことで逃げ面摩耗が大きくなったと考えられる。次に、加工後の 64 チタンの断面の観察画像を図 5.20 に示す。また、図中に測定した表面粗さを記載している。表面粗さは CFRP 加工面の表面粗さ測定時と同様に 3 回測定した平均値である。本実験では一刃あたりの送り量を一定で加工したため、表面粗さはほぼ同等な値となるはずであるが、切削速度の増加とともに表面粗さは悪化している。前述のとおり切削速度が大きい場合、工具摩耗は進行しやすく、切れ刃先端の鈍化も進行する。すなわち、切削抵抗が増加し、びびり振動が生じたため、表面粗さが悪化したと思われる。図 5.20 の  $V=40$  m/min と  $V=60$  m/min ではうねりが生じていることが確認できることから、びびり振動が要因だといえる。また、 $V=40$  m/min と  $V=60$  m/min では、エッジ部に未加工部が多く存在していることから、逃げ面側砥粒が有効的に作用していないこともわかった。図 5.21 に加工温度の測定結果を示す。チタン合金は高温下において活性が大きくなり、すくい面と切りくず間に大きな摩擦力が加わるとすくい面上に切りくずが凝着する。図 5.19 において、Dia.600 を用いて  $V=60$  m/min で加工した後の逃げ面側に切りくずが凝着していることが確認できる。したがって、図 5.21(a)に示すようにサーモグラフィカメラによる工具温度の評価は困難であることから、本実験ではすくい面上に凝着した切りくず温度を評価した。また、64 チタンの放射率は 0.32 として評価した。図 5.21(b)に測定結果を示す。図中に示す切りくず温度は加工終了点からおおよそ 1/4 回転後の温度であるため、加工中の温度はさらに高いと思われる。また、測定温度は切りくず表面の温度であるため、すくい面側の温度はさらに高温となる<sup>5.11)</sup>。ダイヤモンドは cBN と比べてその摩擦係数は小さいため、すくい面上の摩擦仕事は小さくなり、発生する摩擦熱は小さくなると思われる。また、表 5.1 に示すとおりダイヤモンドの方が熱伝導率は大きいため、工具側への熱分散はしやすいと思われる。しかしながら、切りくず温度は cBN と比べてダイヤモンドの方が高いことがわかる。この要因として、すくい面上で高温の加工熱が発生し、ダイヤモンドが熱化学反応により摩耗が促進され、結合剤および台金が露出したことが考えられる。





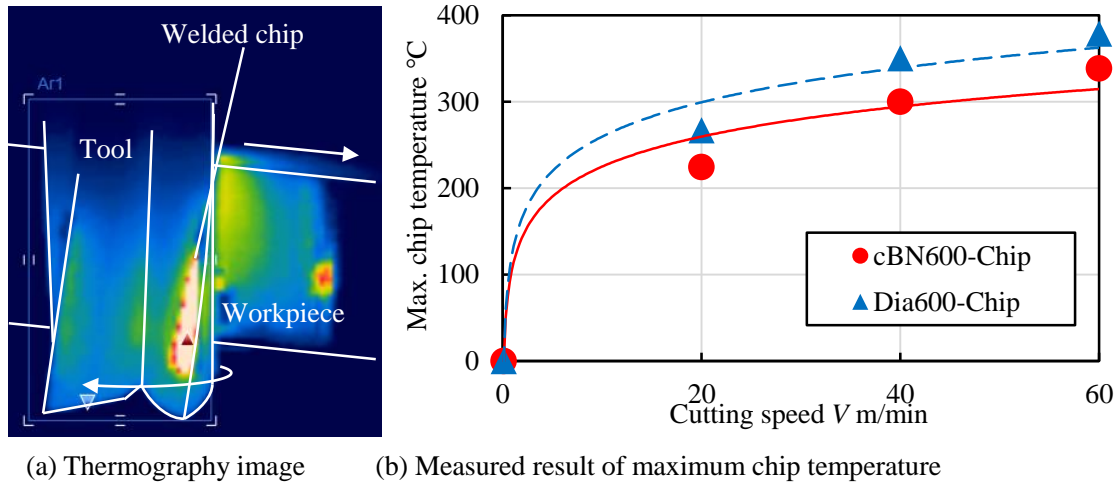


Fig. 5.21 Measured result of chip temperature in machining of Ti-alloy.

## 5-6. スタック材料のケーススタディ実験

前項までの結果を基にスタック材料の完全側面切削加工実験の結果を示す。CFRP と 64 チタンの接着には反応型アクリル系接着剤を用いた。実験方法は図 5.17 の完全側面切削であり、加工条件は表 5.4 のとおりである。

Table 5.4 Machining condition for stack material.

Tool	cBN600
Cutting speed $V$	20 m/min
Feed rate $f$	0.02 mm/tooth
Radial depth of cut $R_d$	0.3 mm
Axial depth of cut $A_d$	6.8 mm (=Stack material thickness)
Coolant	Dry-air

### 5-6-1. ケーススタディ実験結果および考察

図 5.22 に加工後のスタック材料の断面観察画像および表面粗さを示す。表面粗さは 64 チタンで  $0.97 \mu\text{m } Ra$ 、CFRP で  $1.1 \mu\text{m } Ra$  と航空機部品で要求される表面  $3.2 \mu\text{m } Ra$  を達成している。しかしながら、64 チタン単体を加工したときと同様に、64 チタンの表面にびびり模様が確認できる。図 5.23 にサーモグラフィ画像を示す。本画像では放射率は CFRP に合わせて 0.94 としている。64 チタンの表面温度が上昇しているように見えるのは、工具の反射である。しかしながら、光沢のない CFRP はこのような反射像が見えることはない。したがって、CFRP 表面の温度分布は CFRP 自身の温度を表している。この CFRP 表面の温度分布では、64 チタンと CFRP の境界付近で温度が高く、その反対側の温度は低くなっている。したがって、この温度上昇は 64 チタンからの熱伝導であると解釈できる。

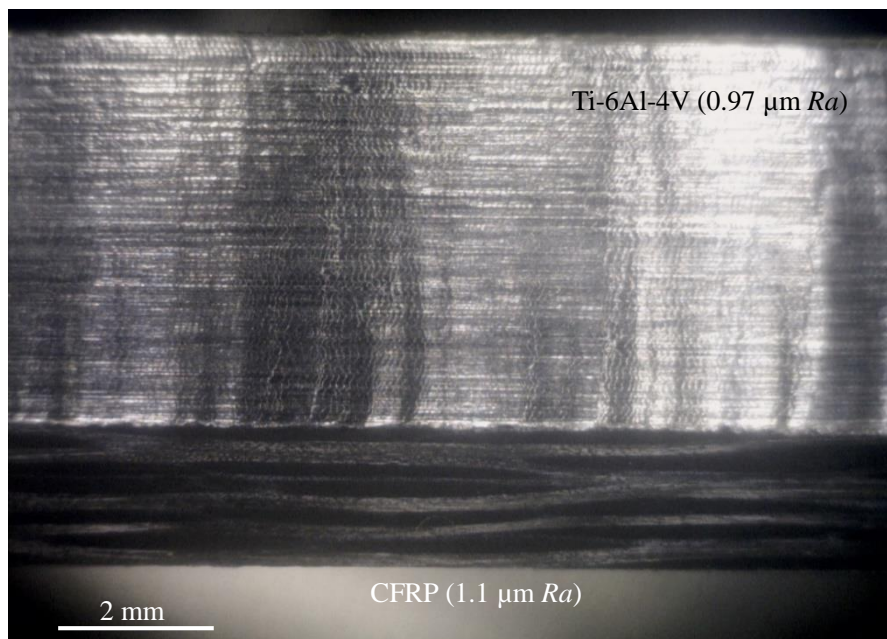


Fig. 5.22 Observation image of machined stack material.

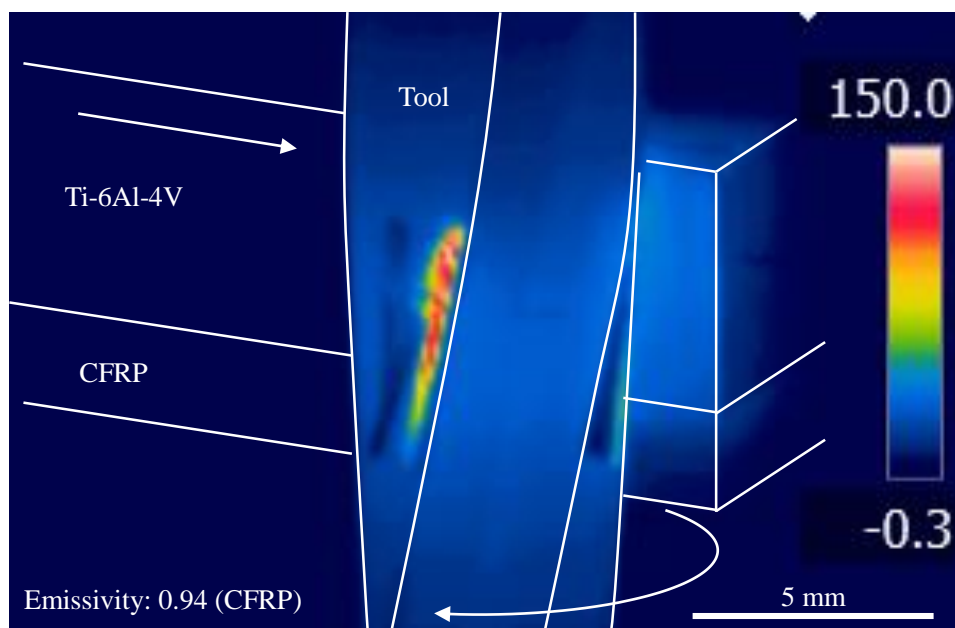


Fig. 5.23 Thermography image of machining of stack material.

## 5-7. 結 言

切削工具であるエンドミルと電着砥石を組み合わせた電着エンドミルを提案し、砥粒にダイヤモンドと cBN を用い、#600、#1000、#2000 (#1500) の 3 種類のメッシュサイズを使用した電着エンドミルを試作した。そして、CFRP および Ti-6Al4V、スタック材料の加工実験を行った結果、以下の結論を得た。

- 1) CFRP の正面切削および側面切削実験の結果、細粒(#1500, #2000)では著しい砥粒の目こぼれが生じ、CFRP の温度上昇やアンカットファイバーやデラミネーションを多量に生じさせる。その一方で#1000 では本実験で用いた砥粒サイズの中で砥粒とメッキ、台金間の密着強度のバランスが取れており、CFRP 温度上昇の抑制や高品位な加工面を得ることが可能である。
- 2) CFRP の正面切削実験では、工具底面側の砥粒が摩耗することで、工具底面の擦過による摩擦熱が増加し、CFRP の側面部と平面部の境界付近で温度が上昇する。
- 3) 64 チタンの側面切削加工実験では、切削速度を増加させた場合、高温の加工熱に起因すると思われるニッケルメッキの軟化により、工具摩耗が大きく、刃先が鈍化することでびびり振動が発生した。
- 4) スタック材料の側面切削実験では、チタン合金からの熱伝達により CFRP 温度が上昇することがわかった。これにより、CFRP とチタン合金間の接着強度や CFRP の機械的特性が低下する可能性があることがわかった。

## 参考文献

- 5.1) Tatsuya Furuki, Toshiki Hirogaki, Eiichi Aoyama, Keiji Ogawa, Kiyofumi Inaba and Kazuna Fujiwara: End-Milling of CFRP/Ti-6Al-4V with Electroplated cBN Tool, *Int. J. of Advanced Materials Research*, 806, (2015), pp. 203-208.
- 5.2) Tatsuya Furuki, Toshiki Hirogaki, Eiichi Aoyama, Keiji Ogawa and Kiyofumi Inaba: Fabrication Of Electroplated Cbn End-Mill For High Efficiency Face Milling Of Carbon Fiber Reinforced Plastic, *Proceedings of the ASME 2015 International Manufacturing Science and Engineering Conference*, 1, (2015), DOI : 10.1115/MSEC2015-9280.
- 5.3) 須藤徹也, 服部光郎, 和井田徹, 玉高利一高: 研削砥石の目づまりモデルの作成, *精密機械*, 47, 5 (1981), pp. 574-578.
- 5.4) 野口 徹, 中村 孝: *機械材料工学*, 工学図書, (2001), 332p.
- 5.5) 田代 徹也, 藤原 順介, 稲田 景子: CFRP/Ti-6Al-4V スタック材の穴加工, 砥粒加工学会誌, 56, 9 (2012), pp. 606-611.
- 5.6) JIS B 4011, 超硬バイト切削試験方法, (1971).
- 5.7) 安永暢男: はじめての研磨加工, 東京電機大学出版局, (2011), 194p.
- 5.8) Katsuko HARANO, Takeshi SATOH and Hitoshi SUMIYA: Cutting Performance of Nano-Polycrystalline Diamond, *SEI TECHNICAL REVIEW*, 71 (2010), pp. 98-103.
- 5.9) 矢ヶ崎 隆義, 木村 雄二: 炭素繊維強化エポキシ樹脂複合材料(CFRP)の疲労特性に及ぼす水分吸収の影響, *日本機械学会論文集 A 編*, 60, 571 (1994), pp. 599-605.
- 5.10) 阿部芳彦, 片山直樹, 西村智也: 無電解ニッケルめっきに関する研究(第 5 報)ーレーザ照射処理の影響ー, *北海道立工業試験場報告*, 296 (1997), pp. 39-54.
- 5.11) Oğuz Çolak: Tool-chip temperature simulation on high pressure jet assisted machining of Ti-6Al-4V, *Scientific Research and Essays*, 7, 8 (2012), pp. 873-880.

## 第6章

## ボールエンドミル型磁気研磨工具を用いた磁気研磨法における研磨量予測モデルとマイクロ凹凸形状創製法の提案

ステンレス合金や七三黄銅のような優れた展延性を持つ材料は、その性質から変形しやすいため、所望形状が得にくい。さらに、遊離砥粒を用いた研磨加工で鏡面を得ようとした場合、砥粒の埋込みにより鏡面化が困難であるといった問題を有する。そこで本章<sup>6.1-6.3)</sup>では、ワークを効率的に鏡面化するため、磁気研磨量予測モデルを構築した。さらに、これら展延性材料に対する曲率連続かつ薄肉なマイクロ凹凸形状の創製法を提案した。そして、SUS304の磁気研磨実験により、ワーク加工面の切削痕は除去され、平滑に鏡面化されることがわかった。加えて、マイクロ凹凸形状の創製実験により、ほぼ設計どおりの高さを有する曲率連続な凹凸の創製が可能であることを示した。

## 6-1. 緒言

ステンレス鋼やチタン合金といった材料は、山根氏のレーダチャートから分かるように大きな伸びを示し、その高い展延性により塑性変形を起こしやすく、三次元形状に加工する際に、所望形状を得にくいという問題がある。そこで本章では、微細凹凸形状を有する日本古来の伝統品である魔鏡の創製手法に着目する。図 6.1 の模式図に示されるような魔鏡は、肉眼ではほとんどひずみを認めない一見して普通の鏡でありながら、太陽光などの平行光を魔鏡面に照射すると、魔鏡裏面の模様を明暗のパターンとして投影する特殊な鏡である<sup>6.4)</sup>。魔鏡が明暗のパターンを投影する理由は、図 6.1 において  $a_1$  部(薄肉部)では凸形状であり反射光は拡散、 $a_2$  部(厚肉部)では凹形状であり反射光を収束するためである。魔鏡は日本古来の伝統工芸品であり、その製造は現在においても熟練技能者の手作業にて行われている。その一方で、そのような技能者や技術を継承する若者の減少などの問題がある<sup>6.5)</sup>。また、手磨き作業で鏡面化を必要とする金型製造などの現場でも同様な問題が生じている。そこで、暗黙知である熟練技能をデジタル化することを目的とした IT を活用した新しい生産システムの提案や「デジタルマイスター・プロジェクト」といった、技能の形式知化のための様々な試みが行われているが、いずれも十分な完成型にまでは至っていない。また、魔鏡面上に創製された凹凸形状は数ミクロンであるため、CNC デジタル分解能(最小指令値)が  $1\ \mu\text{m}$  程度である一般的なマシニングセンタを用いた切削加工法では表面に階段状の段差が顕在化してなめらかな面を創製することは困難である。当該は金型製造において最終の手磨きを省略できない問題と共通する技術向上の課題である。したがって、本章では、この魔鏡創製技能をデジタル化する 1 つの手法として、ボールエンドミル切削による平面創製と磁気研磨加工による仕上げ研磨加工をマシニングセンタ上で機上統合することで鏡面加工を行い、その後鏡面裏面から溝切削加工を行うことで、その加工により生じた残留応力により鏡面上に塑性変形を発生させ、微小かつなめらかな凹凸部を有する魔鏡面を創製することを試みる。特に本章では、磁気研磨加工により効率的に工作物を鏡面化するための最適なボ

ールエンドミル切削条件の導出および磁気研磨加工における最適研磨パスを容易に決定するため、工作物の鏡面化に必要な研磨量を導出する手法について考察する。

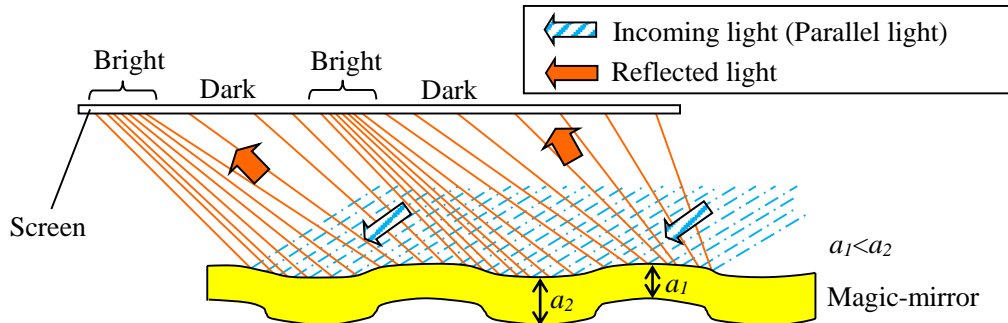


Fig. 6.1 Schematic illustration of magic-mirror.

## 6-2. マイクロ凹凸形状の創製法および評価法

### 6-2-1. エンドミル加工および磁気研磨加工による創成法

伝統的な魔鏡の創製方法は図 6.2(a)に示すような工程から成り、いずれも手作業にて行われてきたが、このような伝統的な魔鏡製作は現在の日本において数名の熟練職人のみが可能であり、その技術者の減少や後継者不足の問題がある。このような問題は、魔鏡の製造のみでなく、現在の精密金型の製造においても問題提起されている。金型の研磨工程は熟練技術者の手作業で行われており、研磨作業は人間の技術や感覚を要するため、工作機械などを用いた自動化が困難とされている<sup>66)</sup>。このような金型製造における問題を解決することを最終目標として、本研究では、図 6.2(b)に示す新たな魔鏡創製手法を提案している。本手法は以下に示す工程を 1 台のマシニングセンタ(MC)上で行う。

- (1) ボールエンドミルによる工作物表面の前加工平面創製
- (2) エンドミル型工具を用いた磁気研磨加工による工作物表面の鏡面仕上げ
- (3) 鏡面裏面からのストレートエンドミルによる溝切削加工

魔鏡は非常になめらかな鏡面を有している必要があり、このような鏡面は従来のラッピング研磨により創成することが可能である。しかしながら、先に述べたように本研究は金型製造の自動化を考慮するため、エンドミル型工具を用いた磁気研磨法に着目した。本磁気研磨はラッピング研磨と比較して、工具側に磁力でペースト(スラリ)を保持し、その追加供給をほとんど必要としないためペーストの使用量が少ない、ペーストの飛散がないためクリーンである、永久磁石を先端に有するシャンクタイプの研磨バイトを用いるため従来のチャッキングホルダを使用することが可能であるなどの特徴を持つ。また、精密金型は自由曲面を有しているものが一般的であり、ボールエンドミルによって形状創製される。したがって、本研究は精密金型製造の自動化を目標とした一環でもあるため、この魔鏡創製においても、平面創製にはボールエンドミルを、磁気研磨には先端にボール形状の永久磁石を有する研磨バイトを用いる。本手法では鏡面の裏側から奥深くまで切削加工を行うことで、加工中に

工作物の薄肉部に生じる残留応力により塑性変形を生じさせることで模様を形成している。これにより手作業に遂行していた伝統的な手法に比べ、容易かつ短時間で鏡面上に微小な C2 連続凹凸部を形成することが可能である。また、CNC を使用することで、切削速度、工具回転数、薄肉部の厚さ、加工パスなどを容易に変化させることができることで、伝統手法のように鋳型を製作する必要がなく、任意の形状やコントラスト性を有する像を映し出すことができるため、ニーズに応じた模様を短期間で創製することが可能である<sup>6.7)</sup>。しかしながら、切削と研磨工程における加工条件は試行錯誤的に決めなければならなかった。また、マシニングセンタ上での磁気研磨を具現化するために開発したエンドミル型工具による研磨量の予測ができないため、ボールエンドミル加工条件を含めた総合的な加工能率も不明であった。そこで本章では、提案する手法のさらなる効率化を実現するために、ボールエンドミルによる前加工面の創製と磁気研磨による研磨量の予測について考察する。

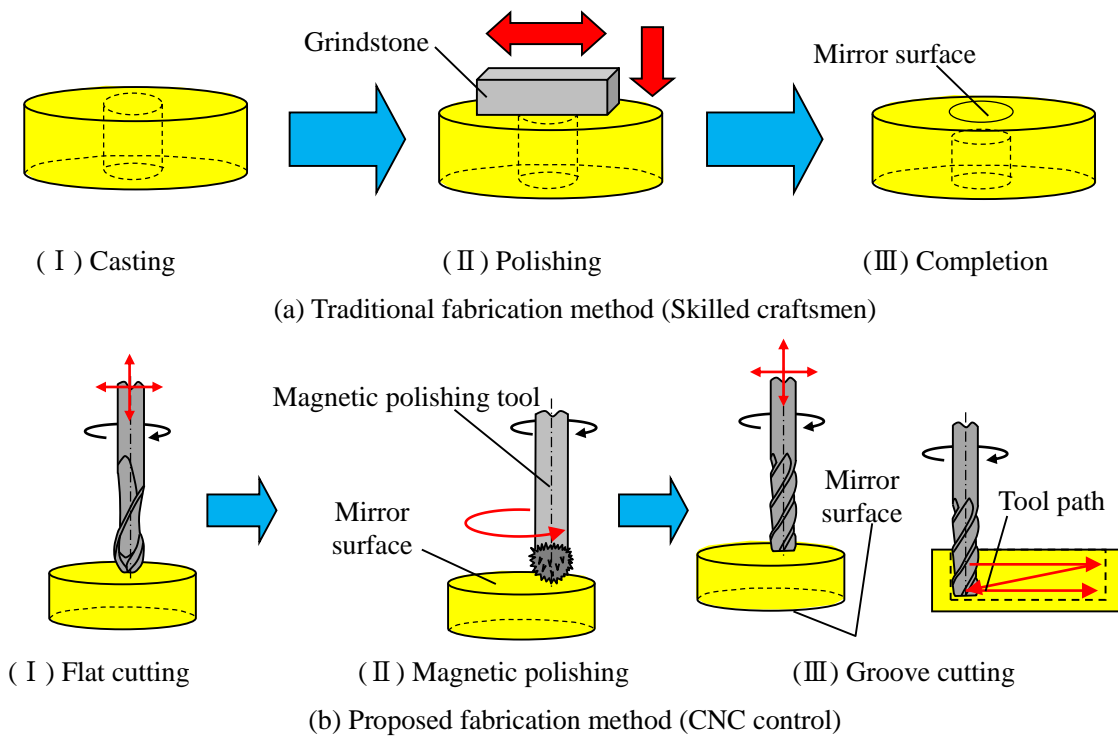


Fig. 6.2 Comparison of magic-mirror manufacturing process.

## 6-2-2. 魔鏡試験による曲率連続形状の評価手法

魔鏡が明暗の像を投影する原理は図 6.1 に示すように、魔鏡裏面に存在する  $0.6\sim 1.5\ \mu\text{m}$  程度のなめらかな凹凸形状が光を収束拡散するためである<sup>6.8)</sup>。ここでなめらかな面としては、凹凸形状が曲率連続 (C2 連続) 性を有するものである。

創製したマイクロ凹凸形状(魔鏡像)の評価法は以下のとおりである。図 6.3 に示すように、人工太陽光線を入射角  $45^\circ$  で照射し、魔鏡面から垂直距離  $L$  の位置に魔鏡面に対して平行に設置した白色スクリーンに投影された像をデジタルカメラにて撮影し、画像処理ソフト

にて画像をグレースケール化(256 階調)することによって輝度分布の測定を行った. そして, ウェーバーの法則に基づき, 魔鏡像各点の輝度値  $C_i$  と背景(魔鏡像の周辺輝度)の平均輝度値  $C_0$  により, 各点のコントラスト  $T_i$  は, 式 6.1 として定義される<sup>6.9)</sup>.

$$T_i = \frac{C_i - C_0}{C_0} \quad 6.1$$

また先行研究<sup>6.7)</sup>より, 魔鏡像部分と平坦部分のコントラスト差が 25%以上あれば, 魔鏡像が明確になることが判明している.

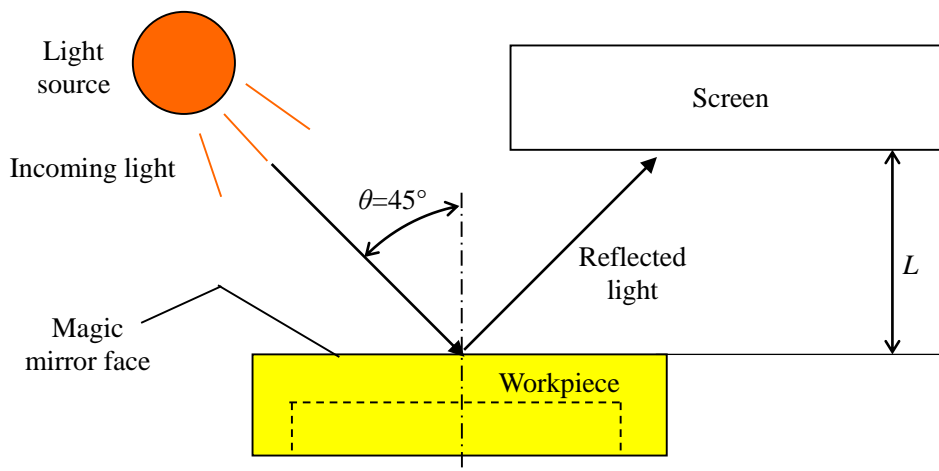


Fig. 6.3 Creation of Magic-mirror image.

### 6-3. 実験装置および使用工具

#### 6-3-1. 加工装置および使用工具

加工装置には図 6.4(a)に示す立形 3 軸制御マシニングセンタ ROBO DRILL  $\alpha$ -T14 DSe (ファナック製, CNC デジタル分解能(最小指令値):  $1 \mu\text{m}$ )を用いた. 工具は工作物の平面切削に TiAlN コート 2 枚刃超硬ボールエンドミル (刃径:  $4 \text{ mm}$ , 工具先端ボール部半径:  $2 \text{ mm}$ , 刃数: 2, ねじれ角:  $30^\circ$ )を用いた. 鏡面仕上げに図 6.4(b)の磁気研磨バイト NPS- $\phi 6$ - $\phi 10$ -R5 (FDK 製, 工具先端ボール部半径:  $5 \text{ mm}$ )を, 磁気研磨ペーストには磁性金属粒子(鉄族粒子, 平均粒径:  $\phi 100 \mu\text{m}$ ), 研磨粒子(アルミナ, 平均粒径:  $\phi 0.05 \mu\text{m}$ )および溶媒(植物性油脂), 表面活性剤から成る MPL-CU3LABOD(FDK 製)を用いた. 鏡面裏面からの溝切削には 2 枚刃汎用スクエアエンドミル(工具径:  $2 \text{ mm}$ , 刃数: 2, ねじれ角:  $30^\circ$ )を用いた. 伝統的な魔鏡は青銅で製作される場合が多いが, 本研究では工作物の材質には七三黄銅(C2600)を用い, 直径  $30 \text{ mm}$ , 厚さ  $5 \text{ mm}$  の円板とした. 各工具は自動工具交換装置(ATC)により主軸に取り付けられ, 工作物は X,Y テーブル上のバイスに加工面と工具が垂直になるように固定されている.



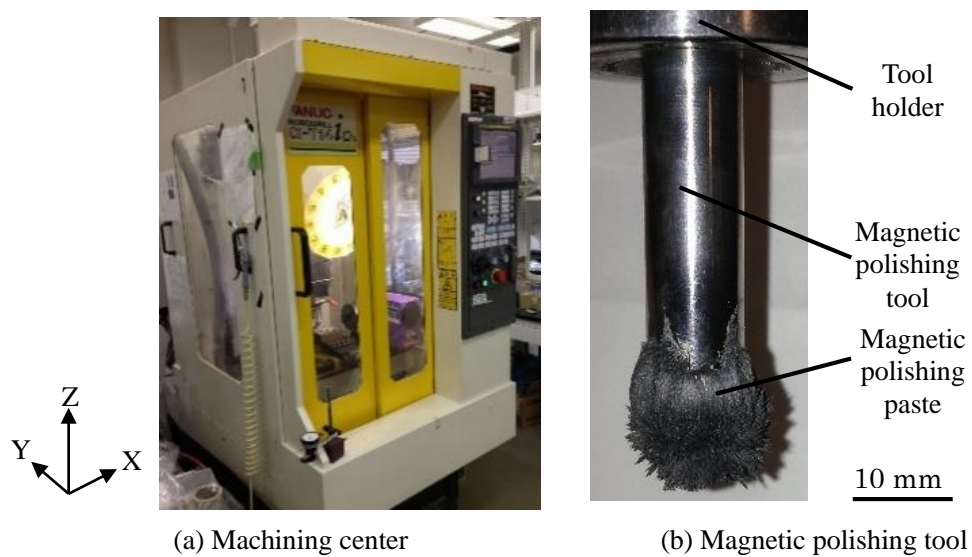


Fig. 6.4 Overview of machining center and magnetic polishing tool.

### 6-3-2. 測定装置

加工した工作物の評価方法は、表面性状を評価するパラメータとして、表面光沢度  $Gr$  および表面粗さ(算術平均粗さ  $Ra$ , 最大高さ  $Rz$ )を採用した. 人工太陽光の照射装置には XC-100B (セリック, 放射波長域: 370~780 nm)を使用した. 鏡面光沢度  $Gr$  の測定には, グロスチェッカーIG-410(堀場製作所, 近赤外線光の入射角および受光角はいずれも  $60^\circ$ )を用い, 光沢度  $Gr$  は工作物とガラス製基準板(屈折率: 1.567)に光を照射し, それらの反射率の比として表される(基準板において入射角  $60^\circ$  の場合, 反射率 10%を光沢度 100%とする). 表面粗さの測定には, 触針式表面粗さ測定器 E-35B(東京精密)を使用した. これら装置の外観を図 6.5 に示す.



(a) Artificial sunlight lighting, XC-100B



(b) Gloss checker, IG-410

(c) Stylus type surface roughness tester, E-35B

Fig. 6.5 Photographs of measuring equipment.

#### 6-4. ボールエンドミル切削での仕上げ切削条件の最適化

本研究で用いる磁気研磨の技術は自由曲面を有する金型などの加工への応用も期待できることを視野に入れ、前加工となる平面切削にはボールエンドミルを用いる。したがって、本研究ではボールエンドミル切削加工と磁気研磨加工をマシニングセンタ上で組み合わせた鏡面仕上げ手法を用いて、工作物表面全域を鏡面に仕上げる工程に着目して CNC 加工条件を検討する。本章では磁気研磨加工により効率的に工作物のボールエンドミル切削加工痕を除去し、鏡面化するため、最適なボールエンドミル加工条件について検討する。

仕上げ工程である磁気研磨加工により工作物表面を効率的に鏡面に仕上げるためには、その前工程である平面切削によって得られる、工具のピック方向と送り方向の表面粗さバラつき(異方性)を最小にすることが重要である。そこで、工具回転振れを考慮した幾何学理論に基づいたボールエンドミル切削による 3 次元加工面の最大表面粗さ  $R_{zth}$  の理論式は、式 6.2 で表される<sup>6.10)</sup>。

$$R_{zth} = (\Delta x_b^2 + f'_b{}^2)/8R \quad 6.2$$

ここで  $\Delta x_b$  は X 軸方向のピックフィード、 $f'_b$  は工具一回転当たりの送り量、 $R$  は工具半径である。異方性を最小にすることから  $\Delta x_b = f'_b$  とする一方で、加工能率  $s$  を考える。加工能率  $s$  を工具一回転当りに工具が移動する領域の面積とすると、これは  $\Delta x_b$  と  $f'_b$  の積によって式 6.3 で表される。

$$s = \Delta x_b \times f'_b \quad 6.3$$

次に式 6.2 と式 6.3 の関係を図 6.6 に示す。表面粗さの異方性を最小にすることから、 $\Delta x_b = f'_b$  とした場合、両曲線の交点において  $s$  は最大となる。すなわち、 $\Delta x_b = f'_b$  とする条件

は高能率かつ工具のピックフィード方向及び送り方向に対して異方性の小さい表面形状を得ることを示している。

上記を基に、3水準の  $R_{zTh}$  に対して  $\Delta xb$ ,  $f'_b$  を求めた切削条件を表 6.1 に示す。また、磁気研磨加工の研磨条件は先行研究<sup>6,7)</sup>を参考にして実験的に、工具回転数  $S_m=750 \text{ min}^{-1}$ 、指令送り速度  $v_m=5 \text{ mm/min}$ 、工具と工作物間の距離(研磨ギャップ) $z_m$  は  $0.4 \text{ mm}$  とし、磁気研磨工具を研磨パス半径  $r_1=5 \text{ mm}$  の円に従って走査した。研磨終了後に測定した表面粗さ  $R_z$  と研磨時間  $t$  の関係を図 6.7 に、鏡面光沢度  $Gr$  と研磨時間  $t$  の関係を図 6.8 に示す。鏡面の条件はボールエンドミルによる切削痕が除去され、鏡面光沢度  $Gr$  が 90 % 以上の場合とする。したがって、本研究では、これらの総合的な判断を容易とするため、図 6.7, 6.8 における近似曲線から数値を読み取ることとした。図 6.7 より、 $R_{zTh}=5, 15 \mu\text{m}$  の場合において  $t=12 \text{ min}$  時の  $R_z$  は  $0.2 \mu\text{m}$   $R_z$  に収束していることがわかる。また、図 6.8 より、 $R_{zTh}=5 \mu\text{m}$  において  $t=12 \text{ min}$  時の  $Gr$  は 90% 以上と十分な光沢度を得ているのに対し、 $R_{zTh}=15 \mu\text{m}$  の場合では  $Gr$  の収束に要する時間は  $18 \text{ min}$  であった。そこで、総合的な能率を考えるため、ボールエンドミル加工時間を含めた総加工時間  $T_{total}$  を考える。本実験では、ボールエンドミル加工では、工具は工作物表面(X-Y 平面上)をジグザジ状に往復走査される。したがって、送り速度  $F$  とピックフィード  $\Delta xb$  が決まれば、ボールエンドミル加工時間を求めることができる。また、磁気研磨加工時間は、工作物表面のボールエンドミル切削痕が除去され、鏡面光沢度  $Gr$  が 90% に達するまでに要した時間とした。以上のボールエンドミル加工時間と磁気研磨加工時間の和を総加工時間  $T_{total}$  とし、表 6.1 に示す。 $R_{zTh}=5, 15 \mu\text{m}$  では同等な加工時間であるが、本研究では確実性を考慮して、図 6.7 より研磨前表面粗さの小さい  $R_{zTh}=5 \mu\text{m}$  となるボールエンドミル切削条件を最適条件とし、採用した。また、 $R_{zTh}=25 \mu\text{m}$  の場合の  $Gr$  は  $30 \text{ min}$  研磨後も 90% に至らなかった。この要因は、 $R_{zTh}$  の値が研磨ペースト内の金属粒子(平均粒径:  $\phi 100 \mu\text{m}$ )の  $1/2$  半径( $25 \mu\text{m}$ )に近くなると、金属粒子、研磨粒子の動きが低下するためだと考えられる。したがって、前加工面は式 6.2 に基づき、加工面粗さを少なくとも研磨ペースト内の金属粒子直径の  $1/4$  以下に仕上げた後に、次工程の磁気研磨に入る必要があることがわかった。

Table 6.1 Ball end-milling conditions.

$R_{zTh} \mu\text{m}$	5	15	25
Rotational speed $\text{min}^{-1}$	6000		
Depth of cut mm	0.3		
Feed per rev mm/rev	0.2	0.346	0.447
Pick-feed mm	0.2	0.346	0.447
Total machining time min	19.5	20.6	-

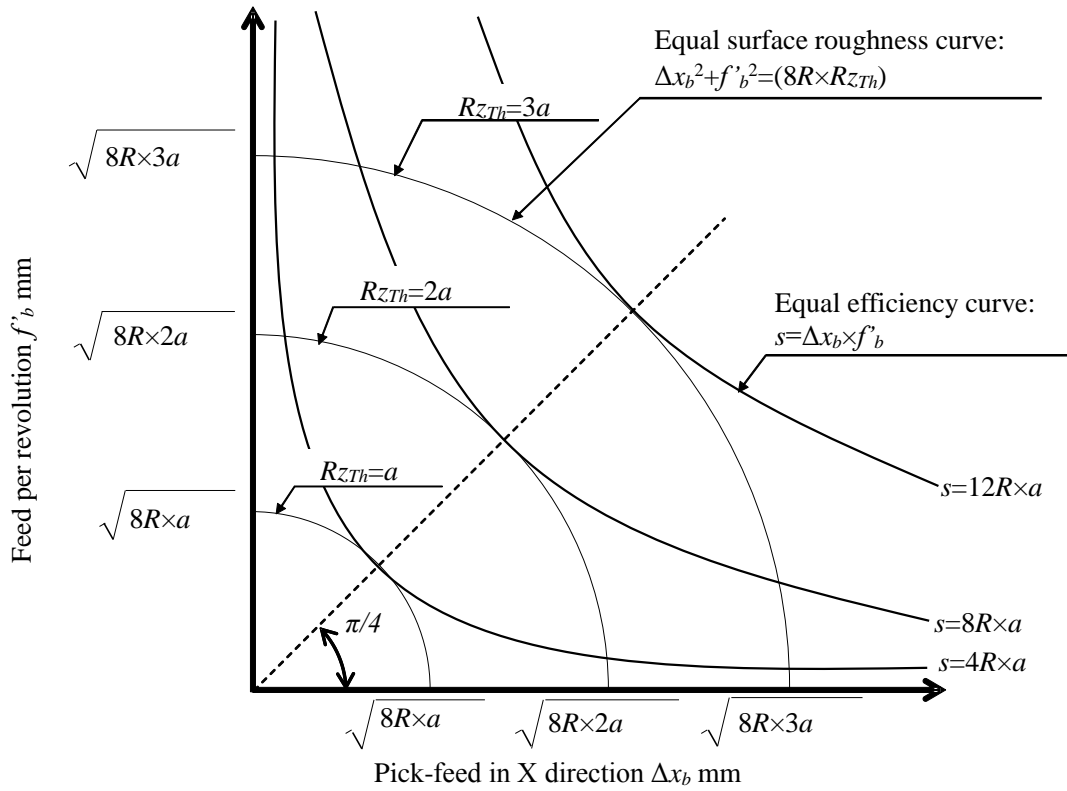


Fig. 6.6 Relationship between surface roughness and efficiency.

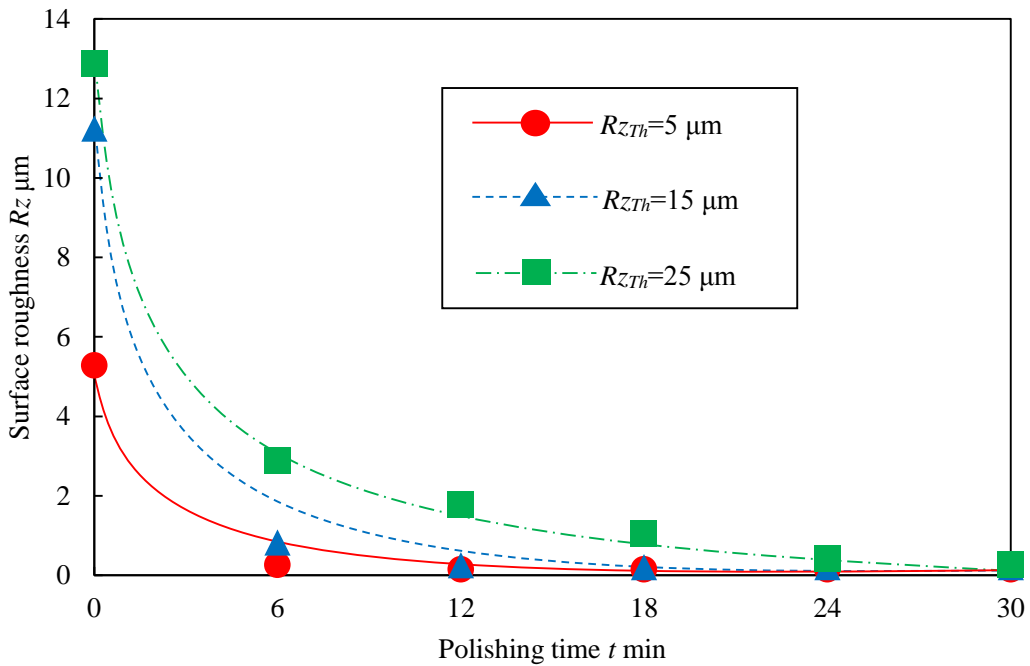
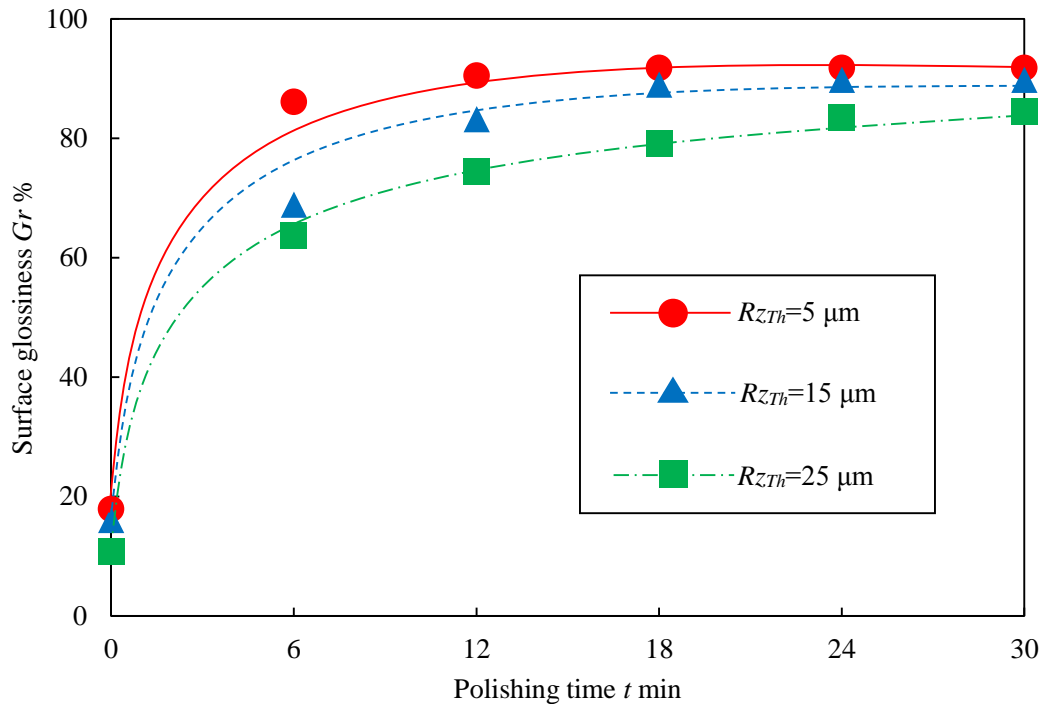


Fig. 6.7 Relationship between  $R_z$  and  $t$ .

Fig. 6.8 Relationship between  $Gr$  and  $t$ .

## 6-5. 研磨量 $M$ の分布の計測による研磨量予測モデルの構築

次に磁気研磨パスの決定を容易にするため、円形状パスによって研磨工具を1周させた場合の研磨量の予測を行うための指標について検討する。単純な円柱形状工具における磁気研磨量予測に関する報告例<sup>6.11)</sup>はあるが、本提案法のようなボールエンドミル型工具を用いた磁気研磨に関する報告は存在しない。しかしながら、精密金型の製造では、研磨加工における研磨量の違いなどによってその形状精度の悪化を生じさせてはならない。その一方で、本磁気研磨工具の永久磁石はその半径方向位置によって磁束密度が異なるため、従来のCAMソフトを用いて研磨パスを作成し、研磨した場合、形状精度の悪化を招くといった問題がある。すなわち、加工面全体の研磨量を予測したうえで、研磨パスを作成する必要がある。したがって、本論文では、研磨量の予測には式6.4の「プレストンの式」<sup>6.12)</sup>を基本として、平面を対象に基本的な研磨量予測手法の構築を行った。

$$M = kpv t$$

6.4

ここで、 $M$ は単位面積当たりの研磨量、 $k$ はプレストン定数、 $P$ は研磨圧力、 $v$ は工具とワークの相対速度、 $t$ は研磨時間である。

### 6-5-1. 研磨圧力 $P_m$ のモデル化

研磨圧力  $P_m$  のモデル化について検討する．磁気研磨加工では，工具先端部の永久磁石が発生させる磁場により研磨ペーストに含まれる磁性粒子が，図 6.9(a)のようにフレキシブルなブラシを形成し，このブラシを構成する磁性粒子(本例では鉄族粒子)に加えられる磁力によって工作物表面が押し付けられ，表面の研磨を行う．この磁力は，図 6.9(b)からわかるように，研磨ギャップ(工具とワーク間の距離)におおよそ反比例する．そこで，力センサを用いて工作物表面の中心上にて磁気ブラシを自転させた場合における押付力  $F_m$  を測定した．その結果を図 6.10 に示す．そして，接触範囲内に加えられる荷重  $F_m$  (磁力の測定値)は式 6.5 として表され，また，磁気ブラシ中心からの直線距離  $r$  における研磨圧力  $P_m(r)$  の分布を式 6.6 と仮定し，用いることで，式 6.7 のように定義される．ここで， $a$  は定数， $r_2$  は磁気ブラシの最大接触半径を示す．

$$F_m = 2\pi \int_0^{r_2} P_m(r) r dr \quad 6.5$$

$$P_m(r) = a(r - r_2)^2 \quad 6.6$$

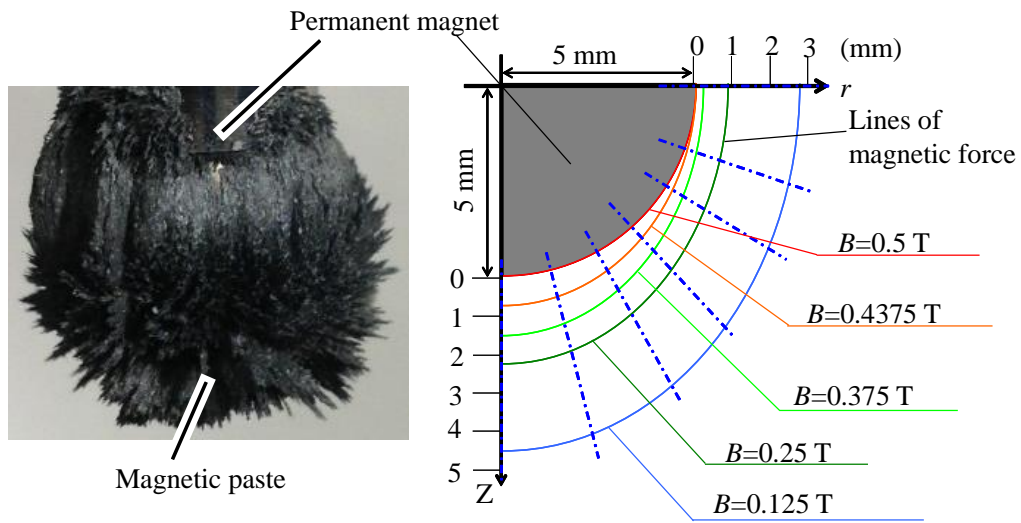
$$F_m = 2\pi a \int_0^{r_2} (r^3 - 2r_2 r^2 + r_2^2 r) dr \quad 6.7$$

次に，本研究で使用した半径 5 mm のボール形状の永久磁石における， $r$ - $Z$  平面での磁束密度  $B$  の分布( $z_m=0.4$  mm の場合)を図 6.9(b)に示す． $r$ - $Z$  平面での  $B$  の分布は  $Z$  軸に対称な楕円形状として近似でき，ボール形状の永久磁石の  $r$ - $Z$  平面における等磁束密度線は永久磁石の中心からの距離  $r$  と工具先端からの軸方向位置  $z$  に依存する関数である式 6.8 として表される．なお，式 6.8 における  $p$  および  $q$  は，磁束密度  $B=0.5$  T のとき， $p=q=5$ ， $B=0.4375$  T のとき， $p=5$ ， $q=5.8$ ， $B=0.375$  T のとき， $p=5.2$ ， $q=6.5$ ， $B=0.25$  T のとき， $p=5.8$ ， $q=7.3$ ， $B=0.125$  T のとき， $p=7.8$ ， $q=9.4$  となる．

$$\frac{r^2}{p^2} + \frac{z^2}{q^2} = 1 \quad 6.8$$

式 6.8 および各磁束密度  $B$  の場合での  $p$ ， $q$  により，研磨ギャップ  $z_m=0.4$  mm の場合における，磁束密度  $B=0$  となる磁気ブラシの最大接触半径  $r_2$  は 11.5 mm であることがわかった．さらに，図 6.10 および式 6.7 から，研磨ギャップ  $z_m=0.4$  mm での任意定数  $a$  は 1.9 となり，研磨圧力  $P_m$  のモデル式は式 6.9 のように表すことができる．

$$P_m(r) = 1.9(r - 11.5)^2 \quad 6.9$$



(a) Overview of magnetic brush (b) Distribution of magnetic flux density

Fig. 6.9 Distribution of magnetic flux density  $B$ .

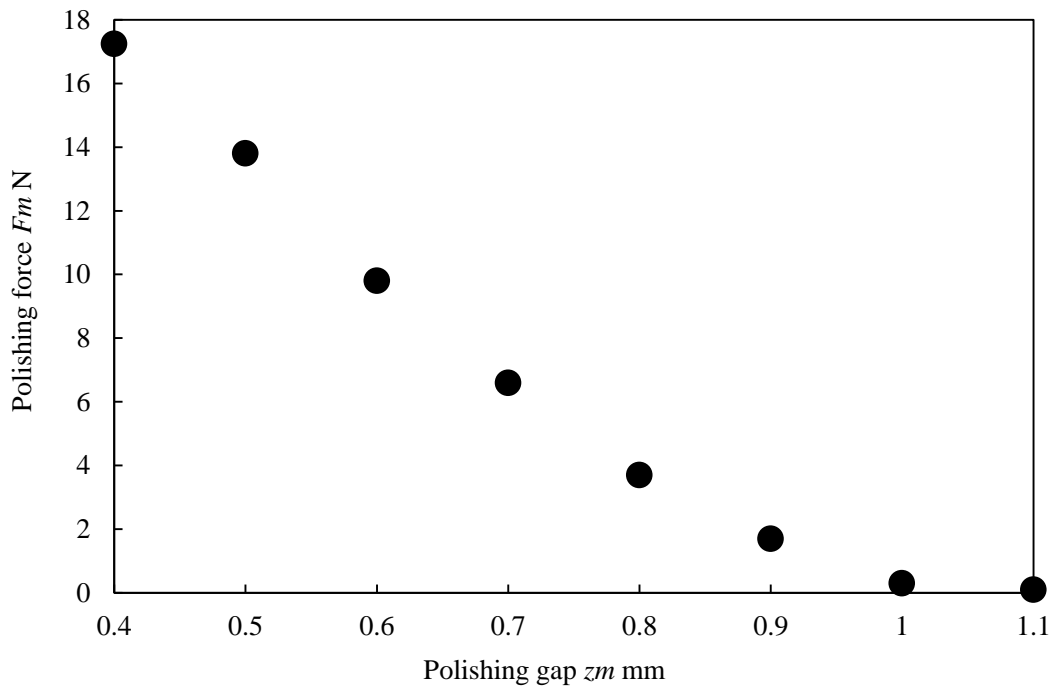


Fig. 6.10 Relationship between  $F_m$  and  $z_m$ .

### 6-5-2. 研磨相対速度 $v$ のモデル化

研磨相対速度  $v$  のモデル化について検討する。研磨ブラシ中心  $C$  における自転運動と原点  $O$  における公転運動を組み合わせ加工した場合の磁気ブラシの移動モデルを図 6.11 に示す。ここで、磁気ブラシと工作物表面の接触範囲内の任意の点を点  $Q$  とし、時間  $t=0$  の

時のブラシ中心を  $C$ (その初期位置を  $X=r_1, Y=0$ )とすると,  $t$  秒間にブラシ中心は公転角速度  $\omega_W$ , 公転半径  $r_1$  で点  $C'$  まで移動する. また, 点  $Q$  はこの公転運動および自転角速度  $\omega_P$ , 自転半径  $r_2$  の自転運動により, 点  $Q''$  まで移動する. なお, 自転運動では時計回り方向を正方向, 公転運動では反時計回り方向を正方向とした. このとき, 点  $Q$  における  $X$  軸方向の速度  $v_x(t)$  および  $Y$  軸方向の速度  $v_y(t)$  は式 6.10 のように示される. また, 本研究では,  $S_m=750 \text{ min}^{-1}$ ,  $v_m=5 \text{ mm/min}$  として研磨を行うため,  $\omega_W/\omega_P \approx 0$  とし, 式 6.10 の  $X, Y$  成分を合成すると研磨相対速度  $v(r)$  は式 6.11 となる. 公転角速度  $\omega_W$  および自転角速度  $\omega_P$  は式 6.12 により得られる.

また, 自転半径  $r_2$  は磁気ブラシと工作物表面の接触部分上の任意点における磁気ブラシ中心との直線距離を示しているのので, 式 6.13 に示すブラシ中心からの距離  $r$  の関数として近似でき, 図 6.12 のような分布となる.

$$\left. \begin{aligned} v_x(t) &= \omega_W r_1 \cos \omega_W t + (\omega_W - \omega_P) r_2 \cos(\omega_W t - \omega_P t + \alpha) \\ v_y(t) &= \omega_W r_1 \sin \omega_W t + (\omega_W - \omega_P) r_2 \sin(\omega_W t - \omega_P t + \alpha) \end{aligned} \right\} 6.10$$

$$\begin{aligned} v(r) &= \sqrt{\{\omega_W r_1^2 + (\omega_W - \omega_P)^2 r_2^2 + 2\{\omega_W r_1 (\omega_W - \omega_P) r_2\} \cos(\omega_P t - \alpha)\}} \\ &= \omega_P \sqrt{\frac{\omega_W}{\omega_P} r_1^2 + \left(\frac{\omega_W}{\omega_P} - 1\right)^2 r_2^2 + 2 \left\{ \frac{\omega_W}{\omega_P} r_1 \left(\frac{\omega_W}{\omega_P} - 1\right) r_2 \right\} \cos(\omega_P t - \alpha)} \\ &\approx \omega_P \sqrt{r_2^2} = \omega_P r_2 \end{aligned} \quad 6.11$$

$$\left. \begin{aligned} \omega_W &= v_m / 60 r_1 \\ \omega_P &= (\pi \times S_m) / 30 \end{aligned} \right\} 6.12$$

$$v(r) = \omega_P r_2 = 78.5 r \quad 6.13$$

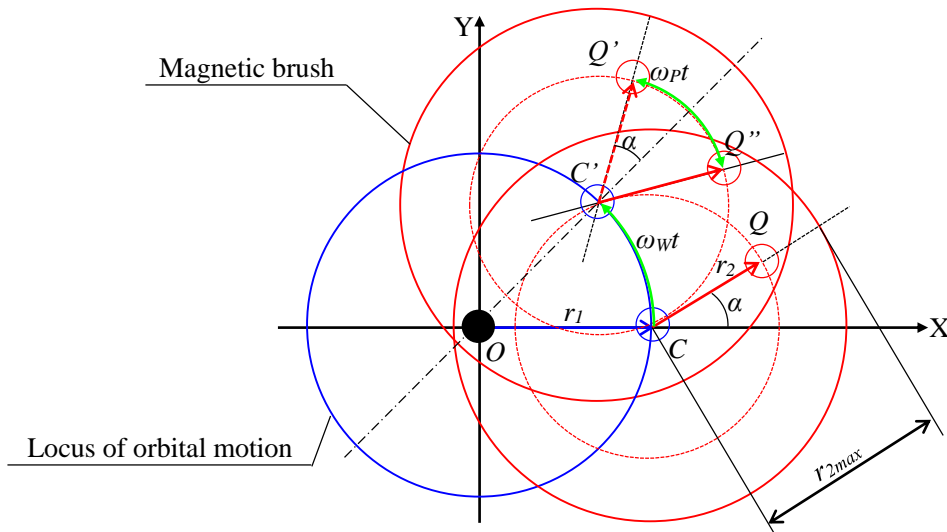




Fig. 6.11 Transfer model of magnetic brush.

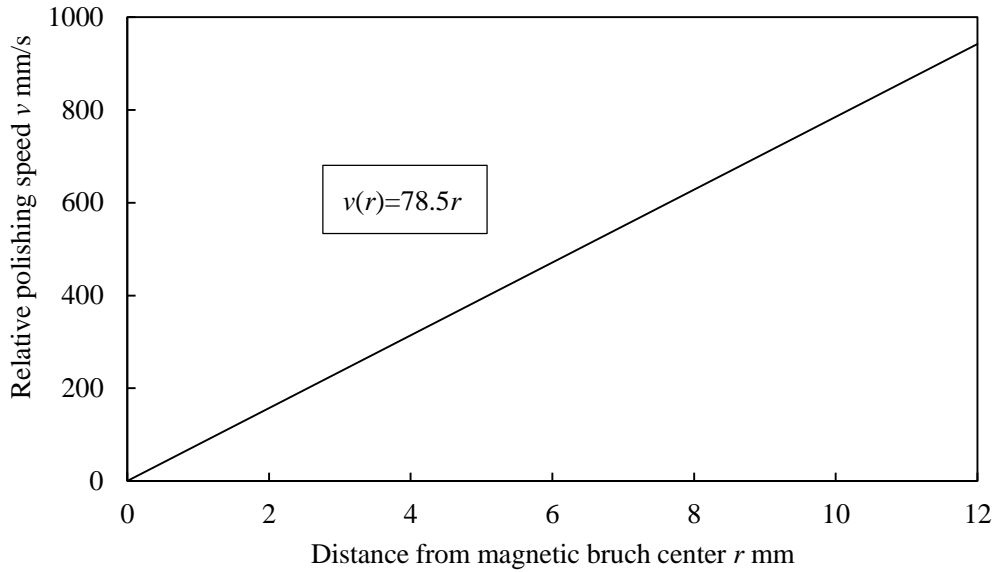


Fig. 6.12 Relationship between  $r$  and  $v$ .

### 6-5-3. $P_m v t$ 分布の導出

式 6.9 および式 6.13 で表される研磨圧力  $P_m(r)$  と研磨相対速度  $v(r)$  により,  $P_m v(r)$  は式 6.14 に示す磁気ブラシの中心からの直線距離  $r$  における関数として表される.

$$P_m v(r) = 147.8r^3 - 3399r^2 + 19549r \quad 6.14$$

すなわち, 図 6.13 に示すように  $P_m v$  値はブラシ中心( $r=0$ )より少し外側(本例では  $r=3.9$  mm)で極大値を示す.

次に工作物表面上における  $P_m v t$  の分布について検討した. 工作物表面上の原点  $O$  と任意点  $A$  を結んだ直線  $OA$  を時間変化の基準線とした場合における磁気ブラシの位置を図 6.14(a) に示す.  $t=0$  の場合の磁気ブラシ中心の位置を点  $B$  (初期位置  $X=x_1, Y=y_1$ ) とすると,  $t$  秒間に磁気ブラシ中心は, 角速度  $\omega$  で原点  $O$  を中心とする半径  $r_1$  の円軌道パス上を点  $C$  まで移動する. ここで, 点  $A(x_0, y_0)$  とブラシ中心位置  $B(x_1, y_1)$  との直線距離(工具中心からの半径方向位置)は式 6.15 で表され, また, 座標角  $\alpha$  は式 6.16 で表されることから, 時間  $t$  の変化にともない点  $A$  における  $P_m v$  の値が変化することがわかる.

$$r = \sqrt{(r_1 \cos(\omega t + \alpha) - x_0)^2 + (r_1 \sin(\omega t + \alpha) - y_0)^2} \quad 6.15$$

$$\alpha = \tan^{-1}(y_0/x_0) \quad 6.16$$

そこで, 点  $A$  における  $P_m v$  の値を求めるために, 磁気ブラシが点  $A$  を滞留する時間全体に

おける点  $A$  とブラシ中心との距離  $r$  の平均値  $r_{Ave}$  を考える。研磨パス上において、磁気ブラシが工作物表面上の任意の点  $A(x_0, y_0)$  を滞留する範囲を求めるには、図 6.14(b) に示すように、点  $A$  を中心として半径  $r_2$  の磁気ブラシと工作物表面との接触円を描くと、半径  $r_1$  の研磨パスにおいて点  $A$  を中心とする半径  $r_2$  の円と重なり合っている部分が見られる。この円弧上に磁気ブラシの中心が位置する場合、点  $A$  において磁気ブラシが滞留しているため、この円弧部分の角度を磁気ブラシ滞留範囲角  $\theta_{max}$  として式 6.17 で表される。ここで、 $d$  は点  $A$ 、原点  $O$  間の直線距離を示しており、式 6.18 として表される。ただし、点  $A$  を中心とする半径  $r_2$  の円と研磨パスが重ならない場合( $r_1+r_2<d$ )は  $\theta_{max}=0$ 、点  $A$  を中心とする半径  $r_2$  の円が研磨パスを全包する場合( $r_2-r_1>d$ )は  $\theta_{max}=2\pi$  とする。

$$\theta_{max} = 2 \cos^{-1}\{(r_1^2 + d^2 - r_2^2)/2r_1d\} \quad 6.17$$

$$d = \sqrt{x_0^2 + y_0^2} \quad 6.18$$

以上により得られた  $\theta_{max}$  を式 6.19 に導入することにより、滞留時間  $T$  を導出でき、微小時間  $dt$  へと分割し、全ての分割点における点  $A$  とブラシ中心との距離  $r$  の平均値  $r_{Ave}$  を求める。これを式 6.14 に適用すると、任意の点における  $P_{mv}$  の値を求められ、この  $P_{mv}$  の値に磁気ブラシ滞留時間  $T$  を掛けることによって、任意の点における  $P_{mvt}$  の値を求めることができる。

$$T = \theta_{max}/\omega \quad 6.19$$

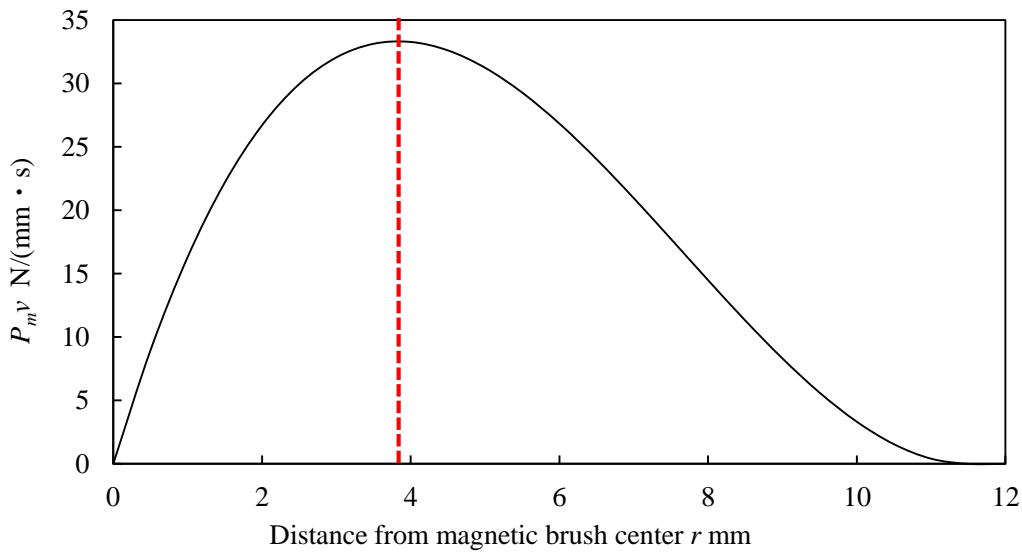
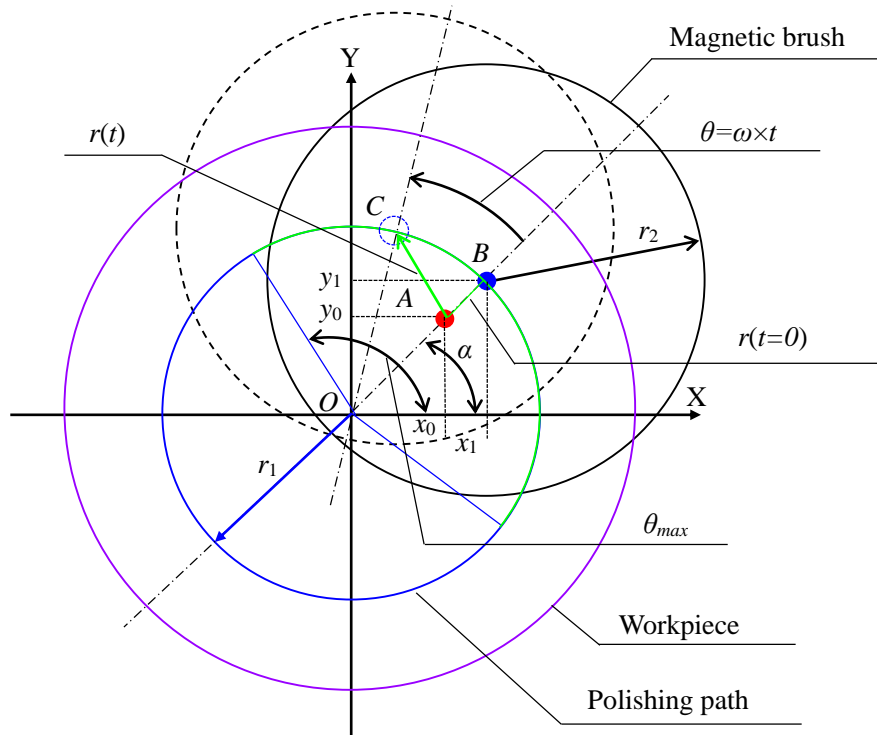
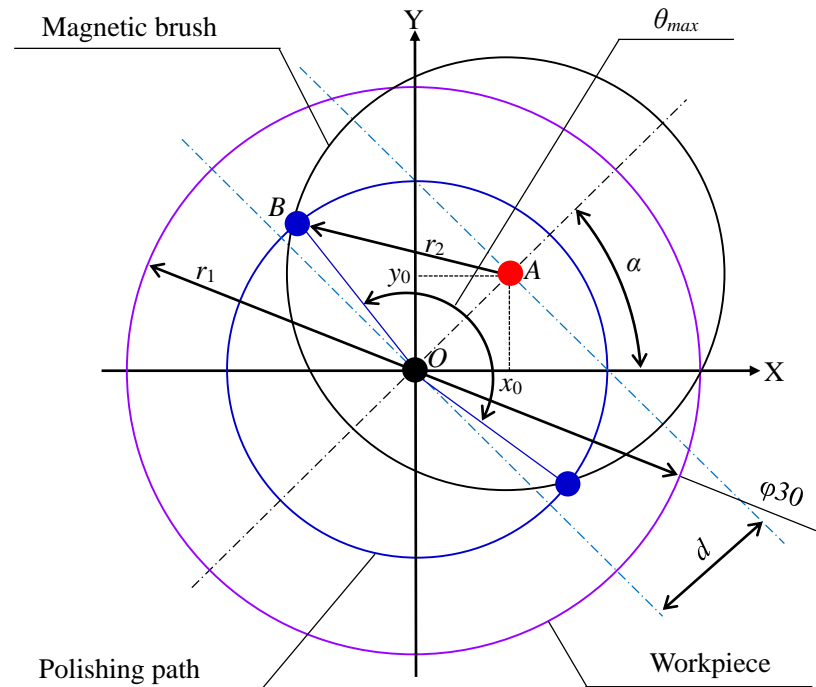


Fig. 6.13 Relationship between  $r$  and  $P_{mv}$ .



(a) Transition of magnetic brush ambulation.



(b) Derivation of staying degree  $\theta_{max}$ .

Fig. 6.14 Brush staying position at given point on workpiece.

### 6-5-4. プレストン定数 $k$ の決定

本磁気研磨法( $z_m=0.4$  mm の場合)のプレストン定数  $k$  を導出するため、工作物中心を中心点とする単円形状の研磨パスにおける半径  $r_1$  を変化させて磁気研磨を行い、各  $r_1$  の場合での工作物質量の減少量を精密天秤によって測定した。そして、この値を研磨面積で除したものを式 6.4 の研磨量  $M$  とした。前述した各  $r_1$  での  $P_mvt$  の予測値と測定した研磨量  $M$  より求めたプレストン定数  $k$  を表 6.2 に示す。本研究では、これらの平均値( $k=4.9 \times 10^{-6}$ )をプレストン定数とした。この決定したプレストン定数  $k$  の整合性を検証するため、研磨量の推定値と実際の研磨量との比較を図 6.15 に示す。研磨量の推定値と実験値との誤差はわずかであることが分かる。このわずかな誤差は、研磨ペースト内の研磨粒子が不規則に運動するといった性質が研磨量に影響を与えているためだと考えられる。

Table 6.2 Average  $P_mvt$  and Preston constant  $k$ .

$r_1$ mm	$M$ mg (Measured value)	$P_mvt$ N/m (Estimated value)	$k \times 10^{-6}$ mg/(N×m)
2.5	9.299	1207688	7.7
5	7.943	1688214	4.7
7.5	10.985	2441011	4.5
10	7.738	2865904	2.7

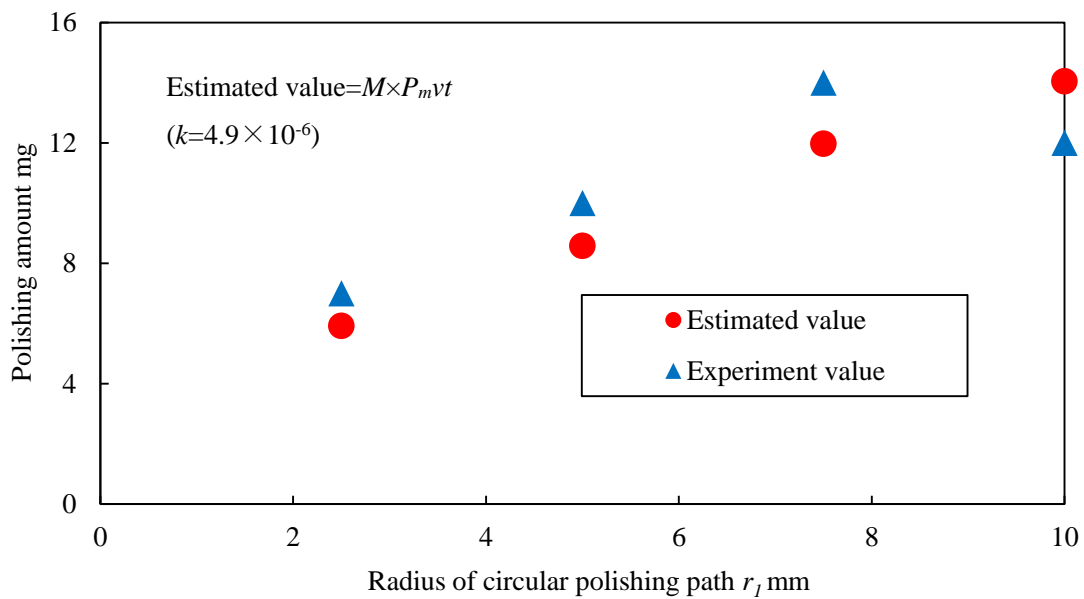


Fig. 6.15 Comparison between estimated value and experimental value.

### 6-5-5. 鏡面化に必要な表面除去量 $M$ の検討

前項までにおいて述べた  $P_{mvt}$  分布とプレストン定数  $k$  を掛けることにより磁気研磨による単位面積当たりの除去質量  $M$  を求めることができる.  $r_1=5, 10$  mm の場合の  $M$  の等高線分布と実際に各条件で磁気研磨加工を行った工作物の加工面を図 6.16 に示す. そして, 実際に研磨加工された工作物の鏡面化された部分と不完全研磨部分との境界における研磨量を, 計算により求めた研磨量分布の図から読み取ることで, 鏡面化に必要な最低研磨量を求めた. その結果, 鏡面化に必要な最低研磨量  $M$  は  $15 \mu\text{g}/\text{mm}^2$  であった. 次に, 表面粗さと研磨深さの関係を考える. まず,  $R_{zTh}=5\mu\text{m} R_z$  となるボールエンドミル切削条件により工作物の平面創製を行う. 次に,  $r_1=5$  mm である研磨パスを用いて, 加工面上において研磨工具を 1 周させる. そして, 表面粗さと研磨質量, 研磨面積の測定を行った後に, 同様の研磨加工を行う. 最後に, 以下の式(20)により研磨深さ  $h$  の計算を行う.

$$h = M_{mass}/(A_{mir.} \times \rho) \tag{20}$$

ここで,  $M_{mass}$  は研磨質量,  $A_{mir.}$  は鏡面化された研磨面積,  $\rho$  は黄銅の密度である. 図 6.17 に, 表面粗さと研磨深さの関係を示す. 図 6.17 より, 鏡面化に必要な研磨深さ  $h$  は  $12 \mu\text{m}$  であることから, 前加工面の最大粗さ  $5 \mu\text{m} R_z$  に対し, 3 倍程度の深さを研磨することで十分な鏡面が得られることが分かった.

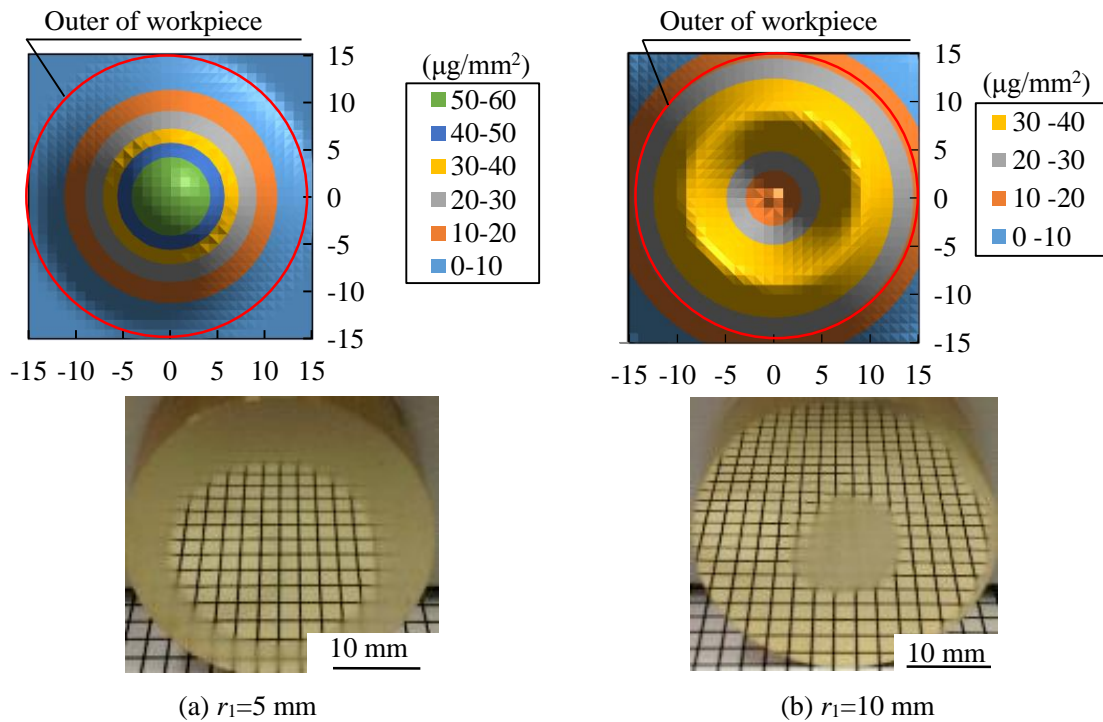


Fig. 6.16 Comparison of Distribution of  $M$  and results of polishing experiment.

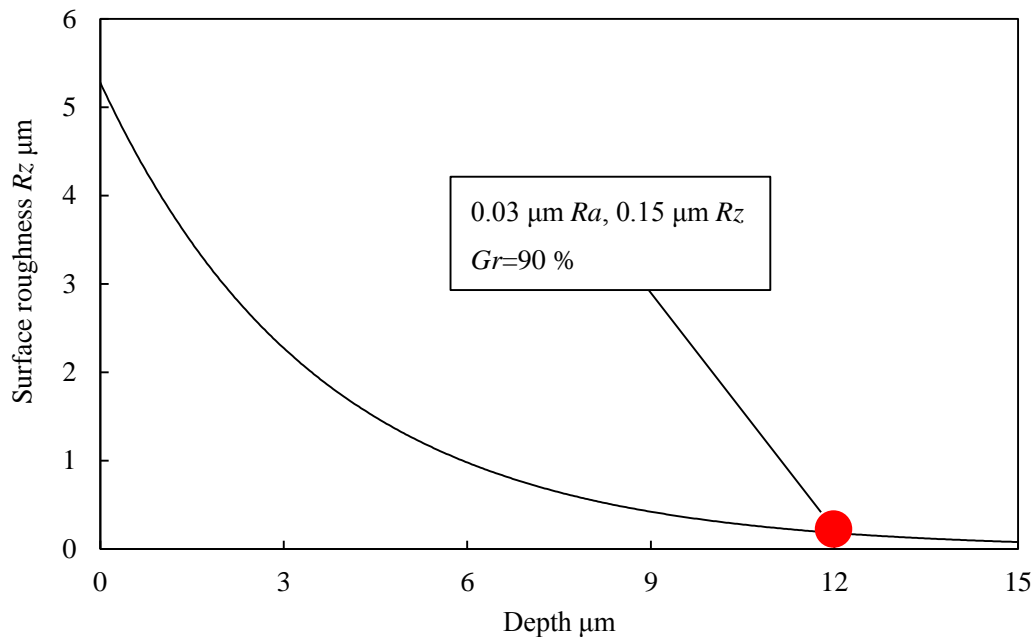
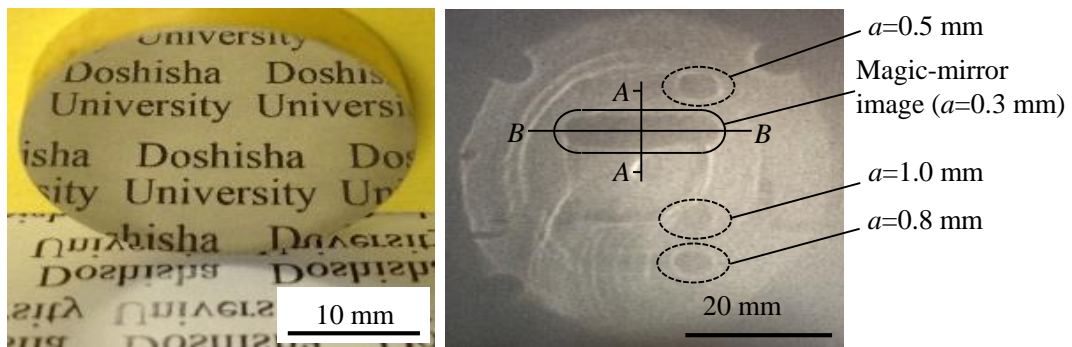


Fig. 6.17 Relationship between surface roughness and depth of polished surface.

## 6-6. 魔鏡創製ケーススタディ実験およびその結果と考察

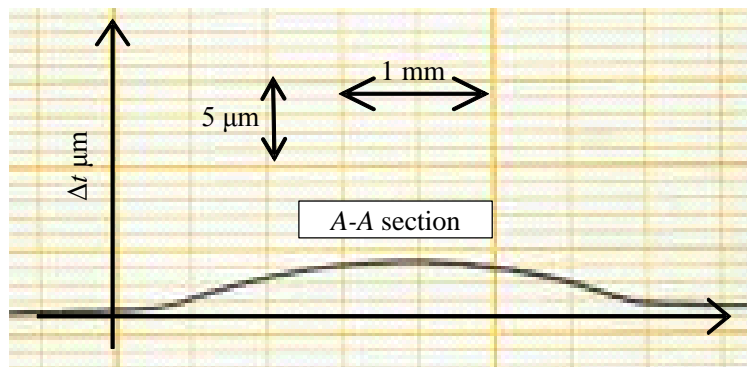
上記の結果を基に、実際に魔鏡の創製を試みた。実験方法は 6-5-1 項で述べたとおりである。ボールエンドミル切削により得た表面粗さは  $5.3 \mu\text{m } R_z$  であり、磁気研磨条件は工具回転数  $S_m$  が  $750 \text{ min}^{-1}$ 、送り速度  $v_m$  が  $5 \text{ mm/min}$ 、研磨ギャップ  $z_m$  が  $0.4 \text{ mm}$  である。研磨パスは加工面のすべての領域において研磨量  $M$  が  $15 \mu\text{g/mm}^2$  となるように、半径 5, 10 mm の円を組み合わせた 2 重円形状パスである。そして、鏡面裏面から直線形状の溝切削加工(薄肉部厚さ  $a$ : 0.3, 0.5, 0.8, 1.0 mm, 切り込み量:  $0.5 \text{ mm/path}$ , 送り速度:  $120 \text{ mm/min}$ )を行った。図 6.18(a)に研磨加工された魔鏡面を示す。ボールエンドミル切削による切削痕が除去され鏡面化し、また、魔鏡裏面からの溝切削において生じるスラスト力による塑性変形は図 6.18(c)に示すように  $\Delta t_{max}=3 \mu\text{m}$  P-V (薄肉部厚さ  $a=0.3 \text{ mm}$ )であり、肉眼では認識できない、歪みの確認できない C2 連続面の鏡面(鏡面光沢度  $Gr=90\%$ ,  $0.02 \mu\text{m } R_a$ ,  $0.26 \mu\text{m } R_z$ )が得られた。また、魔鏡とスクリーン間の距離  $L$  を  $300 \text{ mm}$  としてスクリーンに投影した魔鏡像を図 6.18 (b)に示す。薄肉部の厚さ  $0.3 \text{ mm}$  として加工した場合、実線で囲んだ部分にて横方向の直線形状の像が確認できる。また、この投影像のコントラストの分布を図 6.18 (d)に示す。平坦部と魔鏡像部のコントラスト差はおおよそ 40 %程度であるため、魔鏡像の視認性としては十分といえる。ただし、溝中心に対して左右でコントラストが異なっている。これは溝のもっとも深い箇所を加工する際に工具が一軸方向にのみ走査されているため、スラスト力にバラつきが生じたためである。また、薄肉部の厚さ 0.5, 0.8, 1.0 mm として加工した場合、点線で囲んだ部分にて像が確認できるが、薄肉部厚さ  $0.3 \text{ mm}$  として加工した場合のような直線形状の像は確認できない。これは溝切削加工時のスラスト力に対して薄肉部厚さが大きく、鏡面側に十分な塑性変形を生じさせることができなかつたためと考えられ

る. したがって, 黄銅に対してマイクロ凹凸形状を創成するためには, 今回の条件下では薄肉部厚さを  $0.3\text{ mm}$  以下にしなければいけないことがわかった. 次に, 魔鏡像が明確に確認できるためのコントラスト ( $T=25\%$ 以上)を得るために必要な変形量  $\Delta t$  について考える. 図 6.18(e)に, 変形量  $\Delta t$  とコントラスト  $T$  の関係を示す. この図より,  $25\%$ 以上のコントラストを得るためには, 最低でも  $5\ \mu\text{m}$  の変形量が必要であることがわかった.

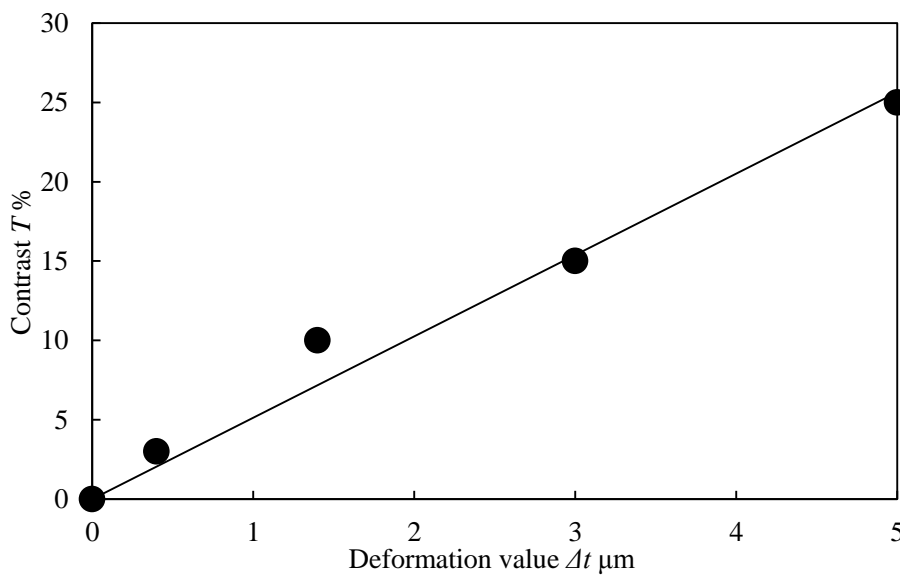


(a) Magic-mirror face

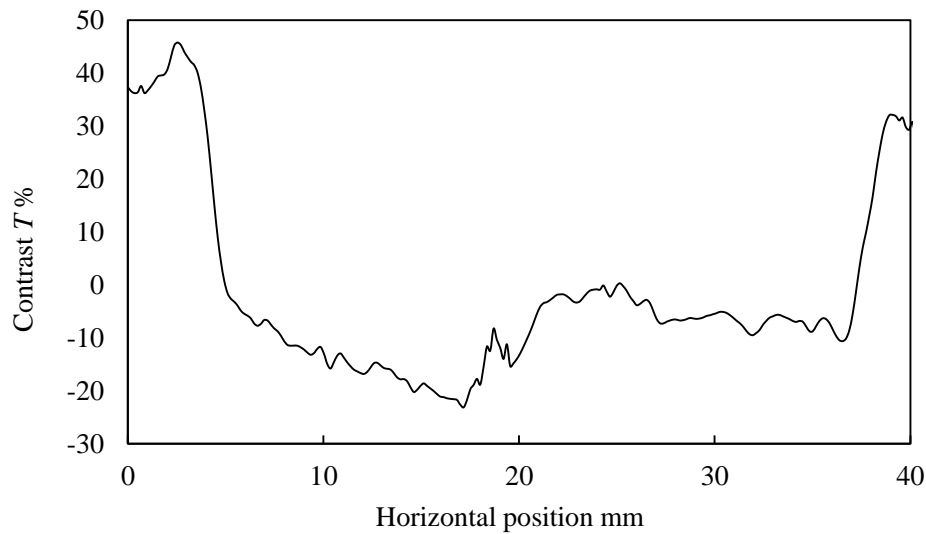
(b) Magic-mirror image



(c) Cross section profile of deformation on magic-mirror face



(d) Contrast of projected image



(e) Relationship between deformation value and contrast

Fig. 6.18 Results of fabricated magic-mirror.

## 6-7. ステンレス合金へのC2連続形状の創製法の提案

前項のケーススタディ実験において、凹凸形状の創製プロセスである溝切削で加工した場合、図 6.18(d)に示すように、凹凸形状が左右で非対称となるといった問題が生じた。これは図 6.2(b)に示すように、エンドミルが軸方向に進んだ後に、半径方向に進むことで、ワークの薄肉部に加わるスラスト力が増加するためである。したがって、本節では凹凸形状の高さを一定とすることが可能な工具走査手法を提案する。さらに、前節までは黄銅に対してマイクロ凹凸形状の創製を行ったが、本節では、高強度および高い加工硬化性により鏡面化が困難な難削材であるステンレス合金(SUS304)<sup>6,13)</sup>のマイクロ凹凸形状の創製を試みる。

### 6-7-1. 凹凸形状一定化のための工具走査手法

本研究における従来方法(図 6.19(a))は溝の一端でワークへのスラスト力が最大となり、その後の半径方向への工具走査時にはスラスト力は極めて小さいと考えられる。これにより、創製された凹凸形状の高さ(魔鏡試験におけるコントラスト比)が不均一となる。したがって、加工中のスラスト力を維持することが可能である図 6.19(b)に示すような工具走査手法を提案する。新規手法における工具の走査経路は以下のとおりである。

- (1) 溝中心でドリル加工のように軸方向に  $Z_0$  まで走査する。
- (2) X,Z を同時2軸走査し、円弧切削する。
- (3)  $Z_0$  の位置に移動し、(2)に対称な円弧切削を行う。
- (4) 溝中心でドリル加工を行うとともに、1パス分  $Z_0$  をオフセットする。

以上のように本手法では常に工具は軸方向に加工しているため、加工中のスラスト力が維持されることで、凹凸形状の変形量を制御することが可能である。



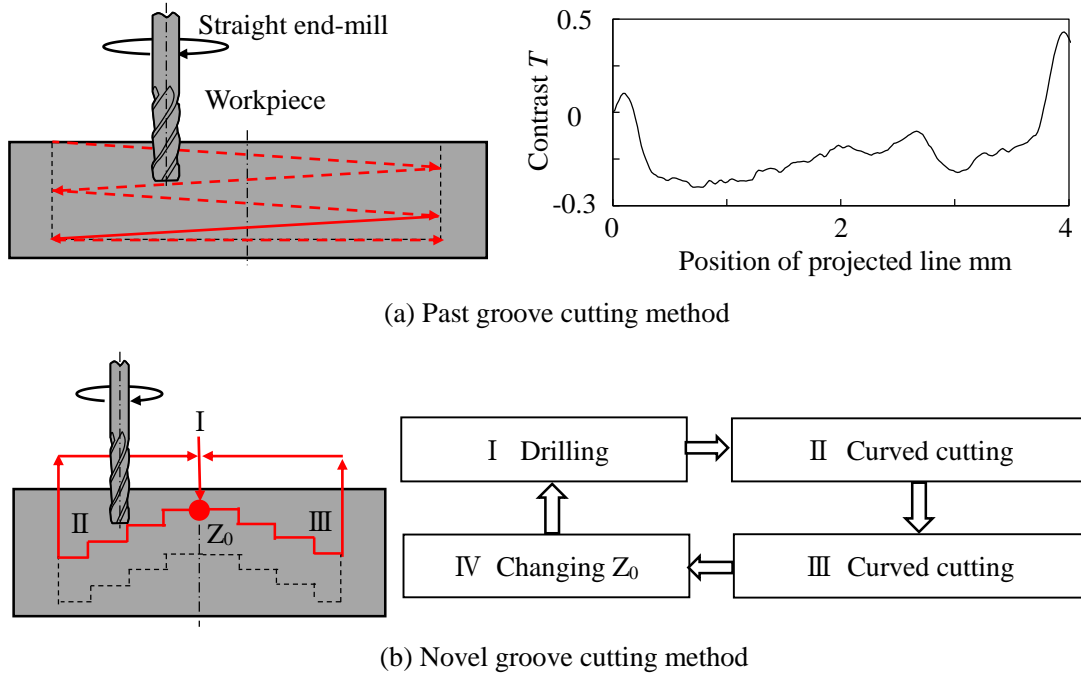


Fig. 6.19 Comparison of past method and novel method.

### 6-7-2. マイクロ凹凸形状の変形量予測モデル

6-7-1 項で述べたとおり，加工中のスラスト力  $P$  を把握し，ワークの薄肉部  $t$  の厚さを調整することでワーク鏡面上の変形量を制御することが可能であると思われる．そこで本研究では円板の曲げを考える．この場合のモデル図は図 6.20 のように表され，変形量  $\delta$  は  $r$  と  $P$  および薄肉部の厚さ  $t$  の関数で示され，式 6.21 として定義される．

$$\delta(r, P, t) = \frac{3P(r)(1-\nu^2)}{4\pi Et^3} \left( R^2 - r^2 - 2r^2 \ln \frac{R}{r} \right) \quad 6.21$$

ここで  $2R$  は溝の長さ， $r$  は溝中心からの距離， $P(r)$  は  $r$  の位置におけるスラスト力， $E$  はワークの縦弾性係数， $\nu$  はポアソン比(本例では 0.3)である．式 6.21 を変形することで，設定した変形量  $\delta$  およびあらかじめ測定したスラスト力  $P$  に対応した薄肉部  $t$  を式 6.22 として表すことができる．

$$t(r, P) = \sqrt[3]{\frac{3P(1-\nu^2)}{4\pi E \delta} \left( R^2 - r^2 - 2r^2 \ln \frac{R}{r} \right)} \quad 6.22$$

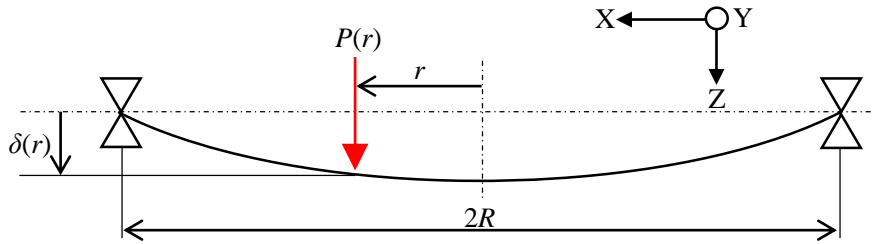


Fig. 6.20 Model diagram of bending of disk.

### 6-7-3. スラスト力 $P$ の測定

本新規提案法は加工パスの作成のために、加工条件毎にスラスト力を測定する必要がある。また、図 6.19(b)の工程 I と工程 II, III の 2 パターンのスラスト力の測定が必要である。本例では工具メーカーの工具カタログに記載されたデータを基に加工条件を決定した。その加工条件を表 6.3 に示す。また、スラスト力の測定はマシニングセンタの XY テーブル上に設置した 3 成分切削動力計 9257B (キスラー) を用いた。

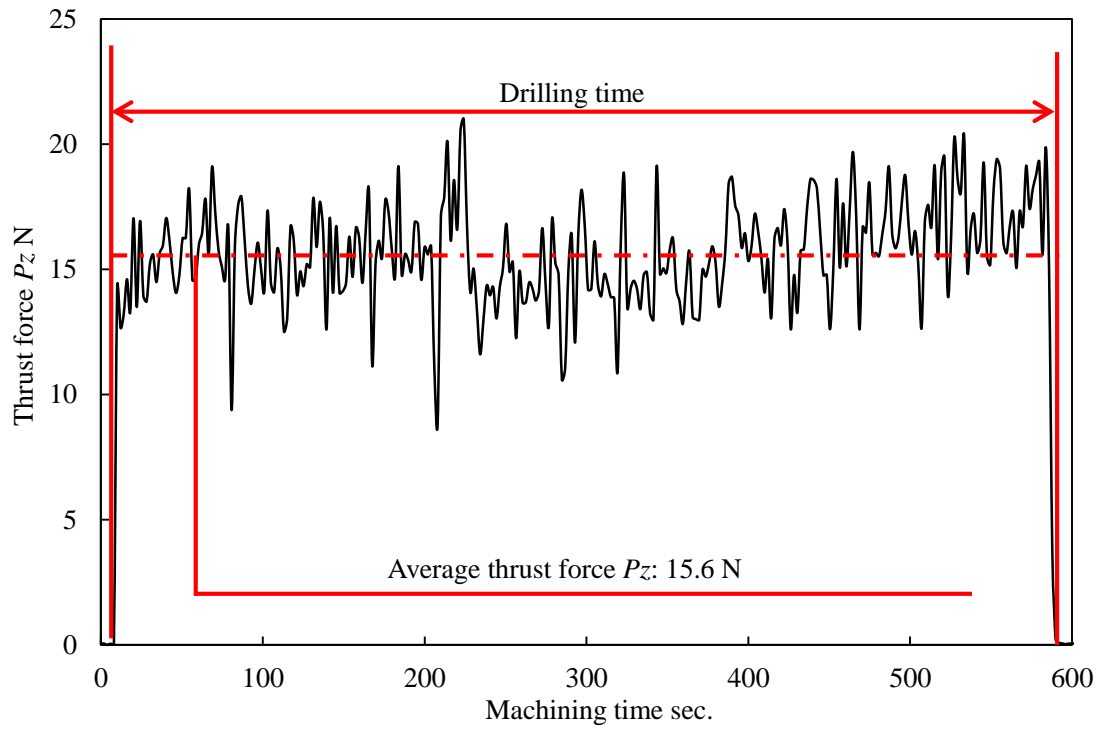
はじめに 1 軸(工具軸)方向の加工である工程 I のスラスト力  $P_z$  の測定結果を示す。薄肉部  $t$  の計算に用いるスラスト力の値は図 6.21(a)に示すように、加工中のスラスト力の平均値を用いることとした。以上のようにして各送り速度のスラスト力の測定結果を図 6.21(b)に示す。この結果により、式 6.23 に示す実験式を得ることができる。

$$P_z = 18.1 \times F_z^{0.41} \tag{6.23}$$

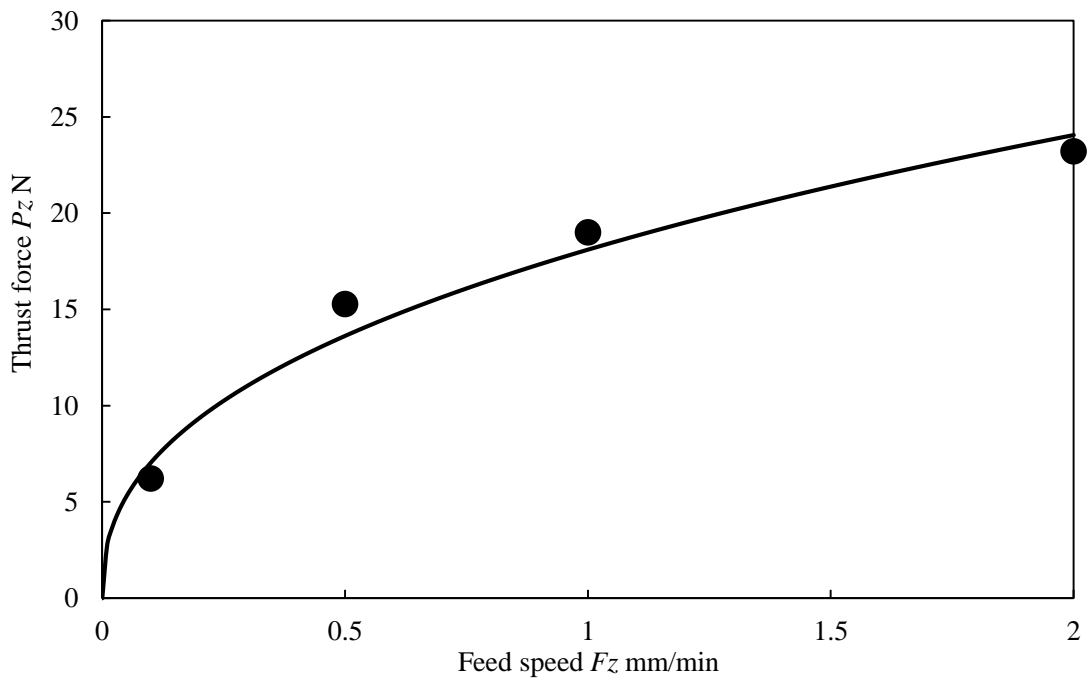
次に同時 2 軸(X, Z)走査である工程 II, III のスラスト力  $P_{xz}$  測定について述べる。本例では小径のエンドミルを使用するため、工具の欠損やチッピングを危惧し、カタログ条件のみを用いた。また、円弧切削を行うために、式 6.22 を用いて溝中心からの位置  $r$  における薄肉部の厚さ  $t$  (すなわち工具の Z 方向の指令値)を決めなければならないが、ここでは実験的に変形量  $\delta$  を  $3 \mu\text{m}$ 、スラスト力  $P_{xz}$  を  $8 \text{ N}$ 、溝長さを  $3 \text{ mm}$  とした。以上の条件で測定したスラスト力の測定結果を図 6.22 に示す。本図において、一点鎖線は溝底部の厚さの変化を、実線が工程 II を、破線が工程 III を示す。工程 II と III でスラスト力の変化はないことがわかる。

Table 6.3 Groove cutting conditions with straight end-mill.

Type of machining	Drilling I	Curved cutting II, III
Workpiece	SUS304	
Thickness $t$ mm	5	
Tool	Two flute straight end-mill	
Diameter $D$ mm	2	
Rotational speed $S$ $\text{min}^{-1}$	4500	
Feed speed $F_z, F_{xz}$ mm/min	0.1, 0.5, 1, 2	70
Depth of cut mm/path	-	0.2
Interval distance mm	-	0.2
Axial depth of cut $a_p$ $\mu\text{m}/\text{pitch}$	-	5-10
Smallest thickness $\Delta z$ mm	0.2	



(a) Measured profile of  $P_z$  in the drilling. ( $F_z=0.5$  mm/min)



(b) Relationship between  $P_z$  and  $F_z$  in drilling.

Fig. 6.21 Measurement of thrust force in drilling.

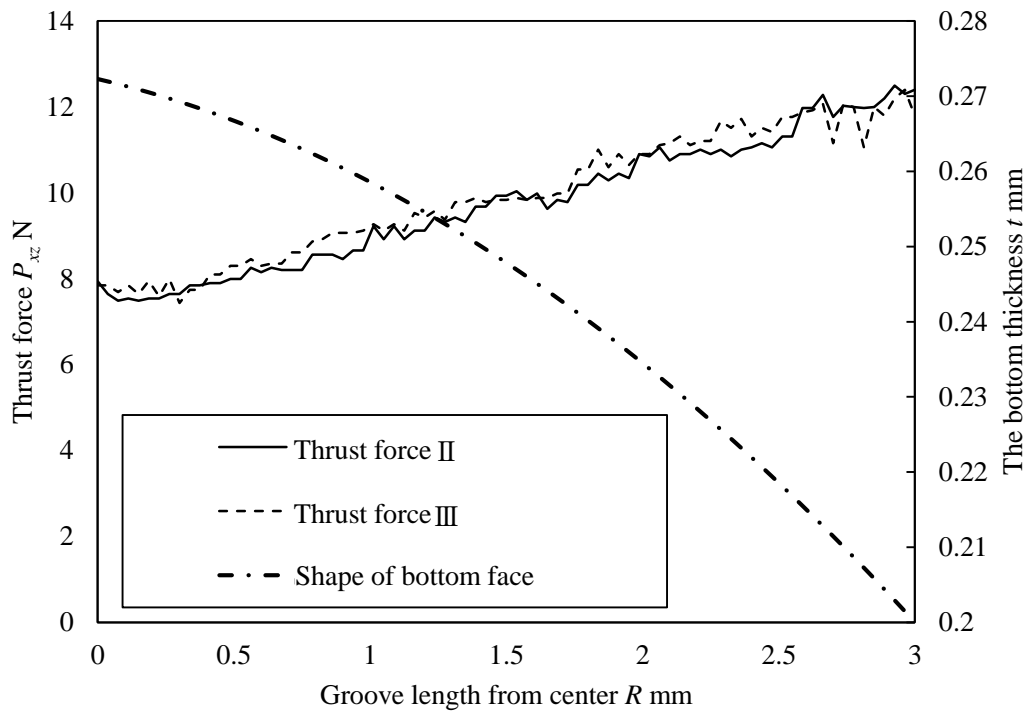


Fig. 6.22 Measured result of thrust force  $P_{xz}$  in curved cutting.

#### 6-7-4. マイクロ凹凸形状の創製実験

前項までの結果を基にステンレス合金(SUS304)へのマイクロ凹凸形状の創製実験を行う。はじめにボールエンドミルによる平面創製は表 6.4 に示す 3 つの条件で行い、6-6 節のケーススタディ実験と同様の半径 5, 10 mm の 2 重円形状パス、工具回転数  $S_m$  は  $750 \text{ min}^{-1}$ 、送り速度  $v_m$  は  $5 \text{ mm/min}$ 、研磨ギャップ  $z_m$  は  $0.4 \text{ mm}$  で磁気研磨加工を行った。磁気研磨加工時間と表面粗さ  $R_z$  と表面光沢度  $Gr$  の関係を図 6.23 に示す。本結果から、SUS304 の場合における当該磁気研磨法による  $R_z$  と  $Gr$  の最小値は  $0.2 \mu\text{m } R_z$ , 60% であることがわかる。また、 $R_{zth}=1 \mu\text{m}$  と  $5 \mu\text{m}$  とでは加工能率に 2 倍以上の差があることがわかり、最適なボールエンドミル加工条件は  $R_{zth}=1 \mu\text{m}$  のものであることがわかった。さらに、表 6.1 と比べることで、SUS304 は七三黄銅と比較して磁気研磨性能が 1/6 まで低下することがわかった。

次にマイクロ凹凸形状の創製を行う。工具走査方法は図 6.19 の従来方法と新規手法とを用いて比較した。加工条件は表 6.5 のとおりである。また、溝の長さは  $6 \text{ mm}$  であり、新規手法で加工する際の設定変形量は  $3 \mu\text{m}$  である。新規手法では、ドリル加工である工程 I から円弧切削である工程 II, III に切り替える際のスラスト力の変動を小さくしなければ、凹凸形状が不均一となる可能性がある。したがって、図 6.22 の結果より、工程 II, III の開始時のスラスト力は  $7.7 \text{ N}$  であるため、工程 I のスラスト力を  $7.7 \text{ N}$  にするべく、ドリル加工時の工具送り速度は式 6.23 より  $0.13 \text{ mm/min}$  とした。これらの条件で加工したワークの鏡面側の観察画像を図 6.24(a) に示す。従来法、新規手法ともに変形による歪みは認められない。次に魔鏡試験により得た従来法の投影像を図 6.24(b) に、新規手法の投影像を図 6.24(c) に示

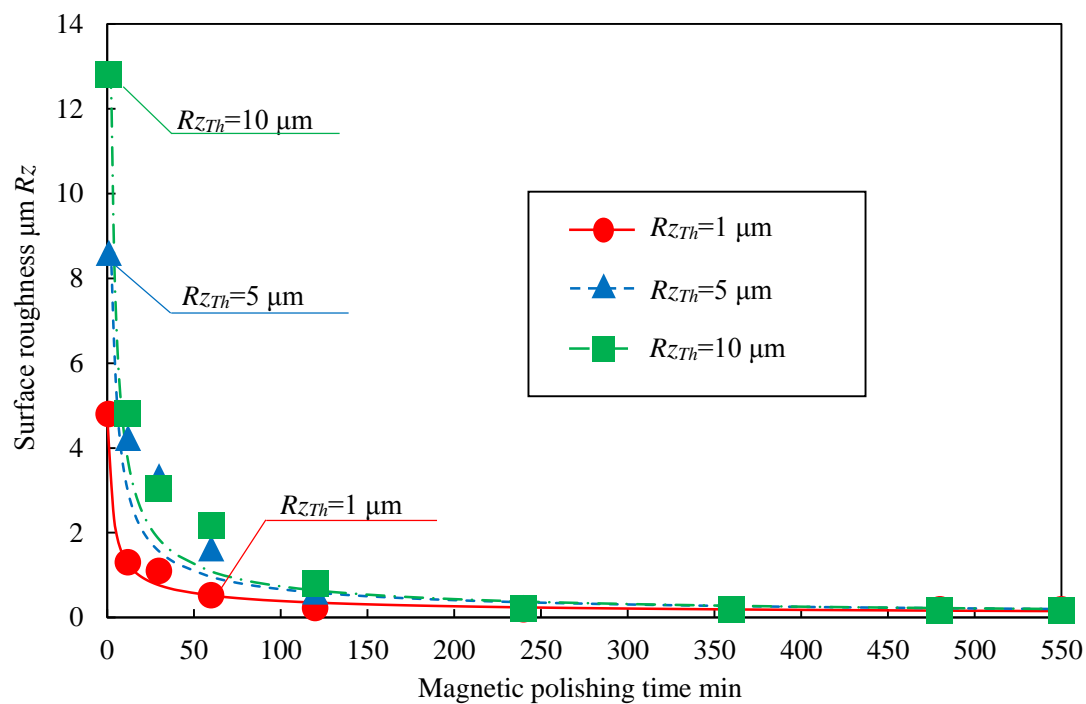
す。従来法は 6-6 のケーススタディ実験同様に投影像の一端のコントラストが大きいことがわかる。その一方で、新規手法では水平方向のコントラストが一定であり、当該手法の有効性がわかる。この投影像から求めた垂直方向と水平方向のコントラストを図 6.25 および図 6.26 に示す。垂直方向のコントラストは投影像の A と B, C 断面を取得した。前述したとおり従来法では両方向でコントラスト(凹凸形状)が不均一になっていることがわかるが、新規手法ではすべての断面でコントラストはほぼ同様である。しかしながら、水平方向のコントラストでは、中央付近でコントラストが変化している。これはドリル加工(工程 I)から円弧切削(工程 II, III)に切り替わる際のスラスト力の変化によるものであり、中央部の変形量がわずかに大きくなったと思われる。これを検証するために、凹凸形状を触針式表面粗さ測定器で測定した結果を図 6.27 に示す。この結果から、中央部の変形量が両端側と比べて 0.1  $\mu\text{m}$  大きいことがわかった。以上の結果より、従来法と比べて新規手法が高さの均一なマイクロ凹凸形状を創製するのに有効であることが確認できたが、その一方で工具走査方向の切り替え時のスラスト力を一致させる重要性が認められた。加えて、わずかな凹凸の高低差にも対応する魔鏡試験の優れた応答性についても確認できた。

Table 6.4 Calculated Cutting conditions of ball end-milling for SUS304.

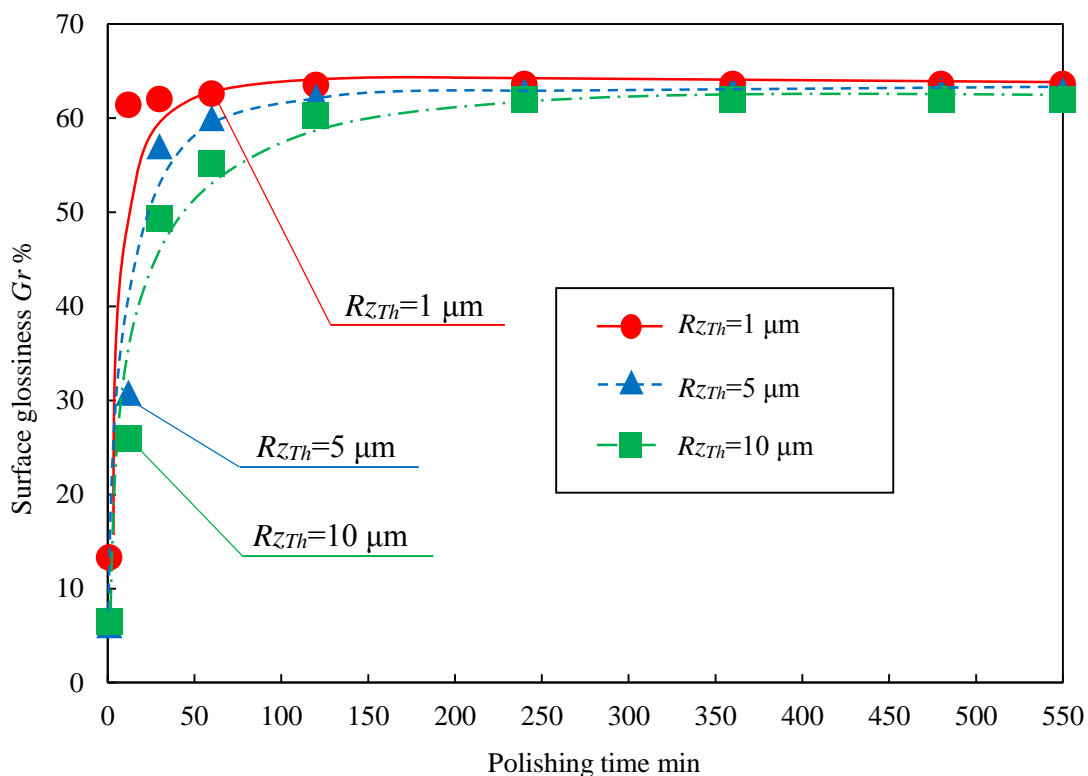
$Rz_{Th}$ $\mu\text{m}$	1	5	10
Tool	Ball end-mill (TiAlN coated carbide)		
Rotational speed $\text{min}^{-1}$	7,500		
Feed speed $\text{mm}/\text{min}$	0.089	0.2	0.283
Pick-feed $\text{mm}$	0.089	0.2	0.283
Depth of cut $\text{mm}$	0.2		
Total machining time $\text{min}$	60	126	243
Coolant	Dry air		

Table 6.5 Groove cutting conditions for SUS304.

Cutting Method	Past method	Novel method	
		Drilling	Curved cutting
Rotational speed $\text{min}^{-1}$		4500	
Feed speed $\text{mm}/\text{min}$	70	0.13	70
Interval distance $\text{mm}$	-	-	0.2
Depth of cut $\text{mm}/\text{path}$	0.2	-	-
Axial depth of cut $\text{mm}/\text{step}$	-	-	5-10
Smallest thickness $\text{mm}$		0.2	

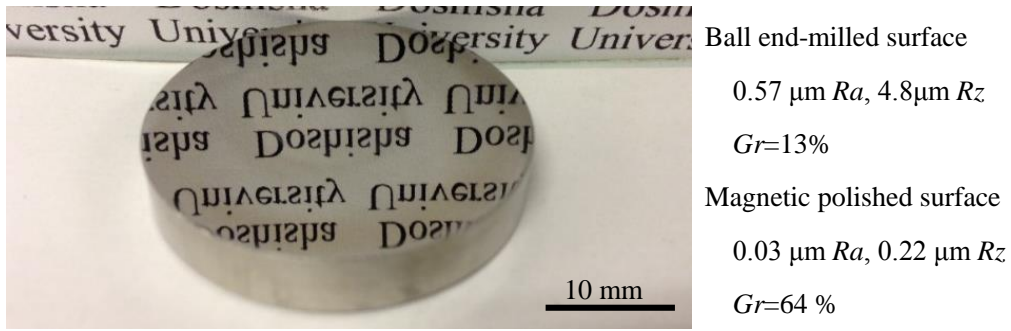


(a) Relationship between polishing time and surface roughness



(b) Relationship between polishing time and surface glossiness

Fig. 6.23 Results of magnetic polishing experiment.



(a) Magic-mirror surface

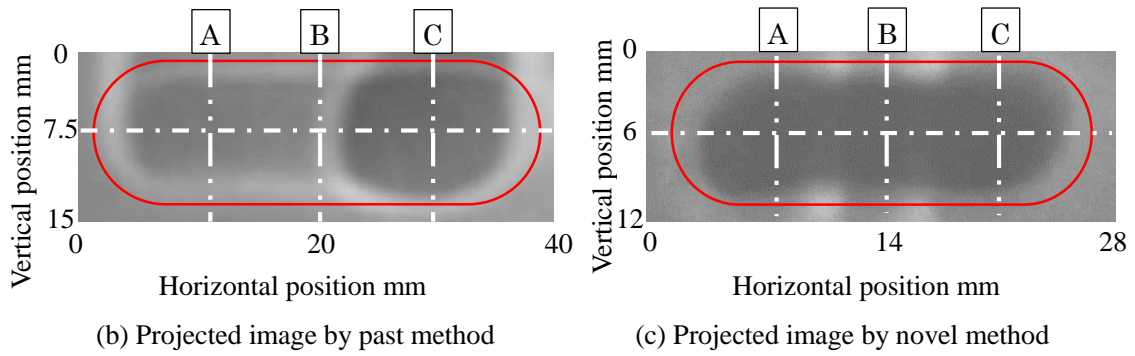


Fig. 6.24 Photographs and projected image of machined workpiece.

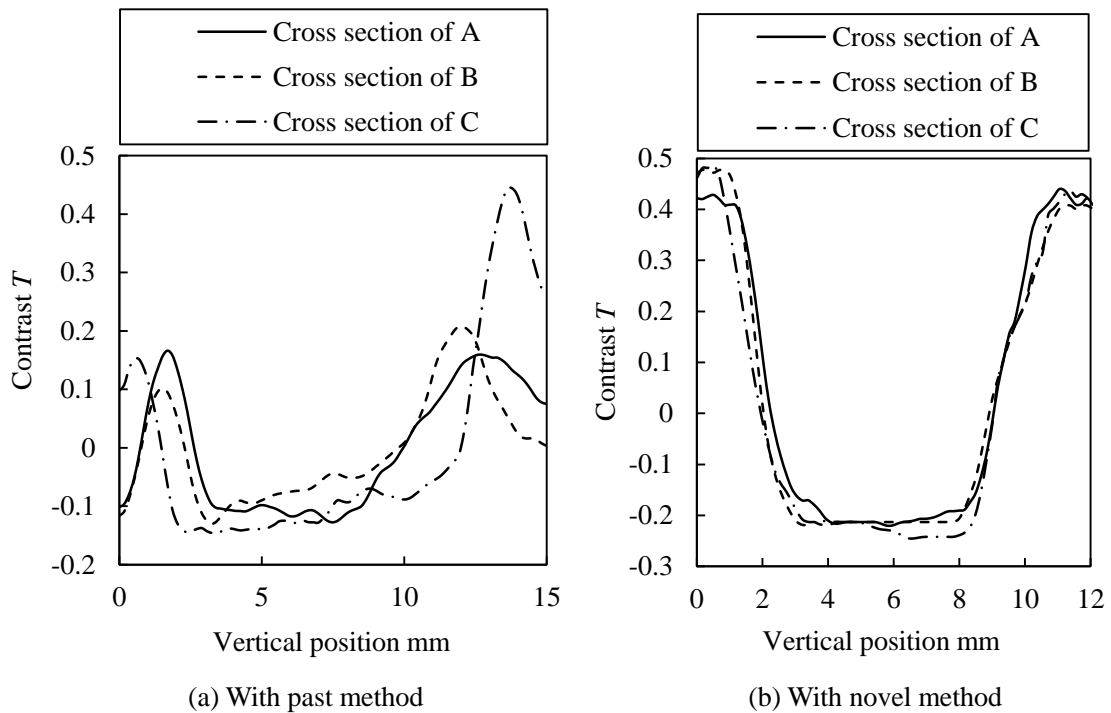


Fig. 6.25 Comparison of cross section profile in vertical direction.

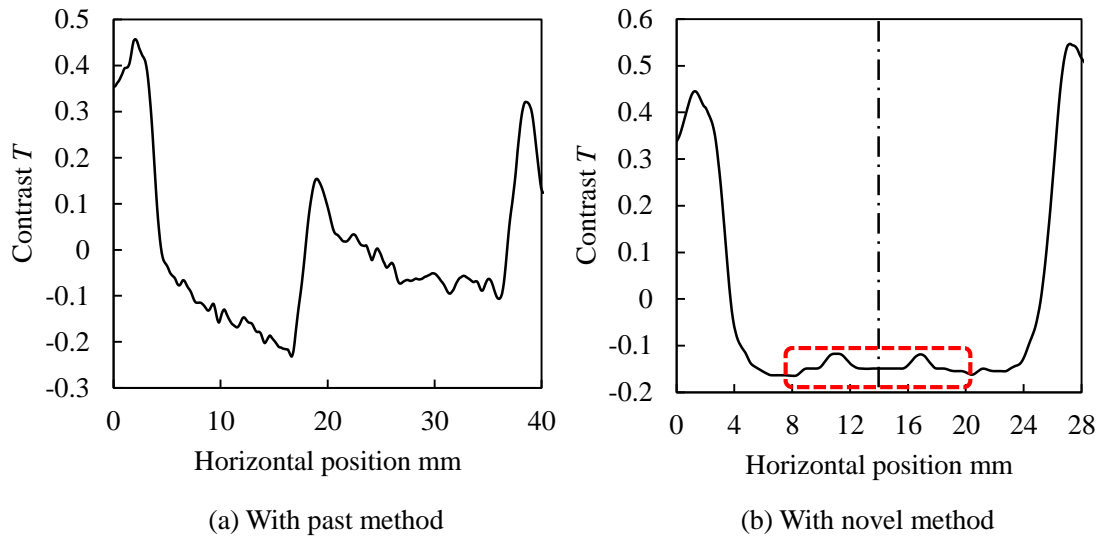


Fig. 6.26 Comparison of cross section profile in horizontal direction.

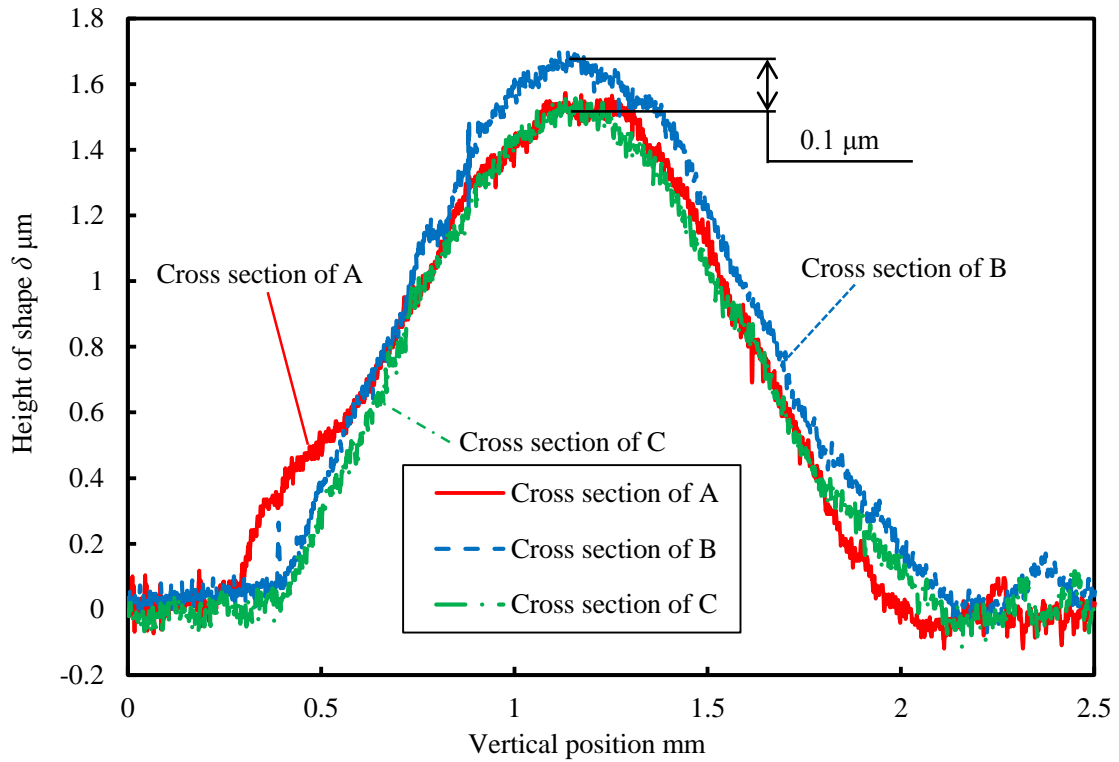


Fig. 6.27 Cross section profile of fabricated micro concavo-convex shape.



## 6-8. 結 言

提案した磁気研磨加工法により効率的に加工面の切削痕を除去し、鏡面化するため、最適なボールエンドミル加工条件の導出と磁気研磨加工のモデル化を試み、以下の結論を得た。

- 1) ボールエンドミル切削後の3次元的な表面粗さに着目し、後工程である磁気研磨に要する時間も考慮した総合的な能率の観点から、最適加工条件の決定法を示した。
- 2) 磁気研磨加工での加工パスの決定を容易に行うため、単円形状パスでの  $P_{mvt}$  のモデル化を行い、実験によりプレストン定数  $k$  を求めることで、鏡面化に必要な除去質量  $M$  を示した。また、本磁気研磨法で鏡面を得るためには、前加工面の最大高さ粗さに対して3倍程度の研磨量が必要であることがわかった。
- 3) 提案した魔鏡創製法によりケーススタディを行った結果、魔鏡面において歪みのない鏡面が得られたが、投影像では、溝中心に対してコントラストが非対称となった。
- 4) マイクロ凹凸形状の創製において従来の工具をジグザグ状に走査する溝切削法ではマイクロ凹凸形状が非対称となるため、3つの工程から成る新たな溝切削法を提案し、難削材である SUS304 に対して、マイクロ凹凸形状の創製実験を行った結果、コントラストが一定な魔鏡像が確認できた。そして、創成されたマイクロ凹凸形状の任意の断面形状を測定した結果、高さのバラつきは  $0.1 \mu\text{m P-V}$  と極めて小さい差異であることから、本手法の有効性が示された。

## 参考文献

- 6.1) 古木辰也, 馬 雷, 廣垣俊樹, 青山栄一, 小川圭二: マシニングセンタ上での磁気研磨加工とエンドミル加工による魔鏡面の創製, 日本機械学会論文集, 80, 820 (2014), DOI: 10.1299/transjsme.2014dsm0390.
- 6.2) Tatsuya FURUKI, Lei MA, Toshiki HIROGAKI and Eiichi AOYAMA: Satiny and Continuous-Curvature Corrugated Surface Generation by Integrating End-Milling Processes and Magnetic Polishing with a Machining Center, Int. J. of Key Engineering Materials, 625, (2014), pp. 247-252.
- 6.3) Tatsuya FURUKI, Lei MA, Toshiki HIROGAKI, Eiichi AOYAMA and Keiji OGAWA: Smooth Micro-unevenness Surface Generation of Difficult-to-Cut Material by Small Diameter End milling and Magnetic Polishing, Proceedings of 15th International Conference on Precision Engineering, 1, 1 (2014), pp. 593-598.
- 6.4) 精密工学会学生編集委員 WG0: “魔鏡が映す匠の技術” — 製作工程・インタビュー編 —, 精密工学会誌, 78, 6 (2012), pp. 469-474.
- 6.5) 米田博幸, 石野享: 鋳銅鏡の鏡面状態と光の反射に及ぼす加工工程の影響, 近畿大学理工学部研究報告, 13, (1978), pp. 185-194.
- 6.6) 金子英司, 森重功一: 産業用ロボットを用いた研磨作業の自動化—切削用の NC データを利用したロボットプログラムの作成—, 型技術, 28, 12 (2013), pp. 50-51.

- 6.7) Kawai R., Aoyama E., Hirogaki T., Ogawa K. and Sawa K. : Surface generation for magic-mirror by end-milling and magnetic polishing with digitally functioned CNC machining center, *Key Engineering Materials*, 523-524 (2012), pp. 368-373.
- 6.8) 日比野謙一：魔鏡の成因とその解明，*応用物理*，61，6 (1992)，pp. 600-603.
- 6.9) 清水保弘：意匠面創生のための曲率単調曲線生成技術，*Unisys 技*，71 (2001)，pp. 85-104.
- 6.10) 廣垣俊樹，青山栄一，小川圭二，川口二俊，末田秀則，須知亮：5 軸制御マシニングセンタで創成される仕上げ加工面の考察ーボールエンドミル加工における切削点一定化の効果と最適加工条件の設定法ー，*精密工学会誌*，75，10 (2009)，pp. 1238-1244.
- 6.11) 夏目勝之，進村武男：平面磁気研磨法の加工機構に関する研究：垂直方向押付け力特性の解明，*日本機械学会論文集 C 編*，74，737 (2008)，pp. 212-218.
- 6.12) Preston W. F. : The theory and design of plate glass polishing machines, *Japan Society of Glass Technology*, 11, 214 (1927), pp. 214-256.
- 6.13) 上野 祐嗣，釜崎 謙吾，八高 隆雄：オーステナイト系ステンレス鋼の切削時の工具寿命と加工変質層，*日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集*，2005，11 (2005)，pp. 377-378.

## 第7章

### 5 軸制御マシニングセンタを用いた非球面形状金型の 磁気研磨法の開発

本章<sup>7.1)</sup>では、5 軸制御マシニングセンタ上で切削加工による形状創成と前章で提案した磁気研磨加工を機上統合した複雑形状の均等研磨手法を開発する。工具およびワークを多軸制御することでワーク上のすべての点において工具接触点を一定とすることで研磨量を一定化する手法を提案し、七三黄銅に対して非球面形状の均等研磨加工実験を行い、鏡面が得られることや形状精度の維持が可能であることを示した。

#### 7-1. 緒言

非球面レンズや製品の筐体などの複雑形状を有するプラスチック部品は自動車や医療、電化製品など様々な分野で多用されている。これらのプラスチック部品は金型を用いた射出成形によって製造されることが一般的であり、製品の低コストに貢献している。この射出成形で用いられる金型は切削加工や研削加工により形状創成された後、表面粗さを向上させるため遊離砥粒を用いて研磨加工されるのが一般的である<sup>7.2)</sup>。しかしながら、研磨加工した場合、形状創成で得た金型の形状精度が悪化するという問題を持つ。したがって、本章では、前章で提案したボールエンドミル型永久磁石製工具と磁気研磨剤<sup>7.3)</sup>、ワークを5軸マシニングセンタで制御することで、金型表面を均等研磨する磁気研磨法を提案する。また、本章では、複雑形状金型の代表として非球面形状金型に着目する。そして、ワークに対する工具の接触点を一定とすることで、ワーク表面のすべての点において研磨条件を一定化する4軸制御磁気研磨手法を構築し、七三黄銅の非球面形状創成および均等研磨加工実験を行うことで、本提案手法の有効性について検証する。

#### 7-2. 非球面形状の均等磁気研磨法の提案および構築

##### 7-2.1. 非球面形状の効果と設計法

レンズの曲率半径がすべての点において一定な球面形状レンズでは、光軸に近い光は遠い点に、光軸から離れた光はより近いところに結像するといった「球面収差」という現象が生じる<sup>7.4)</sup>。したがって、この球面収差を小さくするため、複数の球面レンズを組み合わせで使用される。しかしながら、この方法では光学系の小型化、軽量化の障害となるとともに、透過率の低下にもつながる。その一方で、非球面レンズはレンズの半径方向位置において、レンズの屈折率と入射角を考慮に入れながら光線追跡を行い、最適な結像が得られるように光学部品表面の座標群の厳密解を求め、最後に最小二乗法により非球面多項式に近似することにより形状が定義されるものである。すなわち、非球面レンズを用いると、収差はほぼなくなるとともに、1枚のレンズで性能を発揮できるため、軽量化、低コストに貢献する<sup>7.5)</sup>。一般に軸対称の非球面形状は式 2.4 で表される。ここで、 $Y$  は半径方向位置、 $Z$  は回転

軸方向の位置,  $C_v$ ,  $K$ ,  $C_i$  ( $i=1\sim n$ )は非球面係数である. 第一項が球面項と呼ばれ, 第二項はこの球面項からの修正量 (非球面項)に相当する.

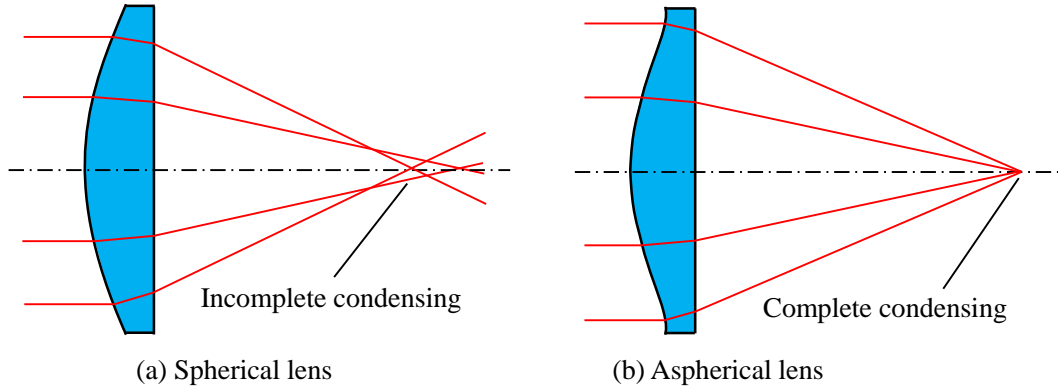


Fig. 7.1 Comparison of spherical lens and aspherical lens.

### 7-2-2. 4 軸制御磁気研磨法の構築

非球面レンズのような加工点においてワークの曲率が変化するようなものに対して, 図 7.2(a)に示す等高線加工のような 3 軸制御加工法では, 永久磁石製工具に付着している研磨ペーストの接触点が逐次変化する. すなわち, 図 6.10 の磁束密度分布からわかるように研磨圧力が変化する. したがって, 研磨条件が変化するため, 均等研磨は不可能であると思われる. したがって, 図 7.2(b)に示すような 4 軸制御磁気研磨法を提案する. 本手法では, 研磨ペースト(工具)の先端が常にワークの加工点を研磨するため, 加工条件はワーク表面すべてにおいて一定となると考えられる. 本 4 軸制御研磨法のモデル図を図 7.3 に示す. 本モデルにおいて, A 軸旋回前のワーク表面の任意点を  $P$  とする. 任意点  $P$  は式 2.4 によって得られる. そして, 任意点  $P$  におけるワークの傾き角を  $\theta$  とすると, 式 7.1 として定義される.

$$\theta = \tan^{-1}\{f'(Y)\} \quad 7.1$$

ここで,  $f'(Y)$ は  $f(Y)$ の一階微分を示す. 本章で提案している 4 軸制御磁気研磨法では, 工具先端を研磨に用いるため, 傾き角  $\theta$  が 0 となるように A 軸を旋回させ, その際の加工点  $P'$  を求めればよい. 任意点  $P$  と A 軸中心( $A_0$ )との距離を  $R_A$  とすると,  $R_A$  は式 7.2 で表される. そして, 線分  $P-A_0$  とワーク中心軸とがなす角度を  $\psi$  とすると,  $\psi$  は式 7.3 で表される.

$$R_A = \sqrt{Y^2 + Z^2} \quad 7.2$$

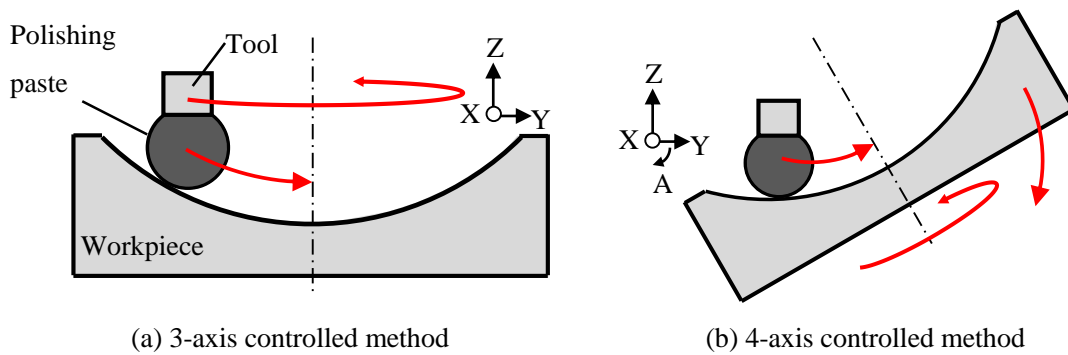
$$\psi = \tan^{-1}\left(\frac{Y}{Z - Z_{A0}}\right) \quad 7.3$$

ここで、 $Z_{AO}$ はA軸中心からワーク中心までの距離である。したがって、これらを用いることで回転後の任意点Pの位置する座標 $P'(Y', Z')$ は式7.4として表される。

$$\left. \begin{aligned} Y' &= R_A \sin(\theta + \psi) \\ Z' &= -Z_{AO} + R_A \cos(\theta + \psi) \end{aligned} \right\} \quad 7.4$$

ただし、実際に磁気研磨する際には、 $Z'$ は式7.5に示すように、式7.4により得られた $Z'$ に研磨ギャップ $zm$ を加えた値とする。

$$Z' = Z' + zm \quad 7.5$$



(a) 3-axis controlled method

(b) 4-axis controlled method

Fig. 7.2 Comparison of 3-axis method and 4-axis method.

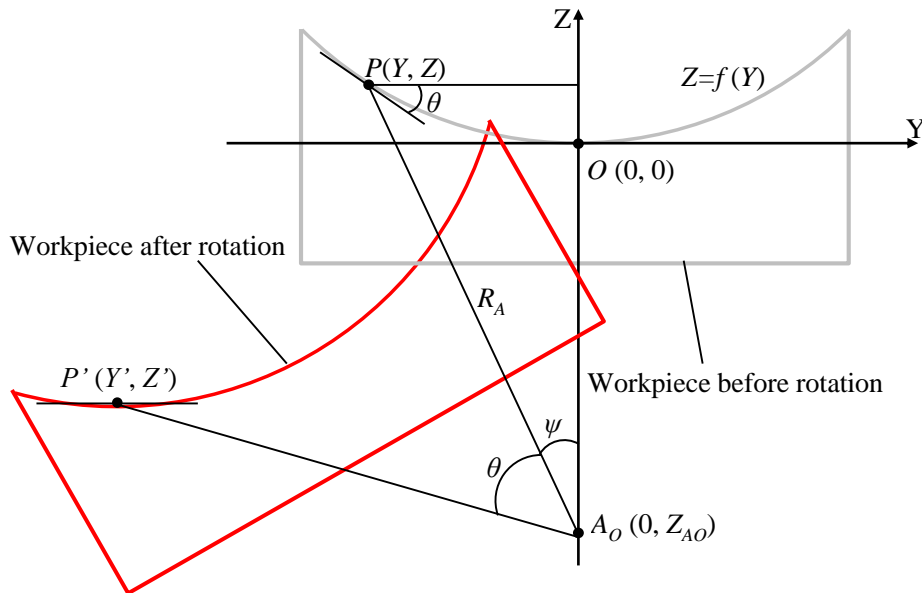


Fig. 7.3 Model diagram of proposed 4-axis controlled method.

## 7-3. 実験方法および実験装置

### 7-3-1. ボールエンドミル切削による非球面形状の創成

加工する非球面形状の断面形状模式図を図 7.4 に、緒元を表 7.1 に示す。非球面中心部の曲率半径は 5 mm，レンズ部有効径は 3.0 mm，サグ量(レンズ部の高低差)は 134  $\mu\text{m}$ ，最大傾き角は 20° であり，ワークの材質は七三黄銅である。この非球面形状は磁気研磨加工を行う 5 軸制御マシニングセンタ上でボールエンドミルを用いて創成する。使用したボールエンドミルは工具径が 2 mm，刃数が 2 枚のボールエンドミル MSB230SF(日進工具)である。切削条件は切削速度が 30 m/min，ワーク回転速度はワーク 1 回転あたりの所要時間をすべての半径方向位置において一定化するため，135 から 1080 degree/min の間で変更しながら加工した。軸方向切込み量は 0.1 mm，Y 方向の分割ピッチは 0.2 mm とした。また，提案する 4 軸制御磁気研磨法の有効性を検証するため，4 軸制御磁気研磨法に加えて図 7.2(a)の 3 軸制御磁気研磨法による非球面形状の磁気研磨実験も行う。この時，4 軸制御磁気研磨法用ワークは 4 軸制御法で切削し，3 軸制御磁気研磨法用ワークは 3 軸制御法で切削した。

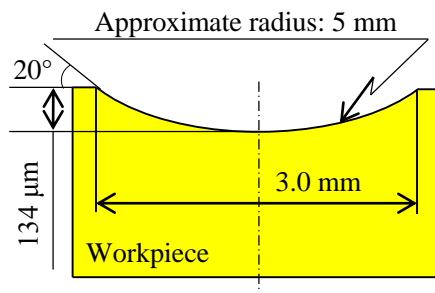


Fig. 7.4 Image of desired shape.

Table 7.1 Parameter of aspherical shape.

Approximate radius	5 mm
Effective diameter	3.0 mm
Sag	134 $\mu\text{m}$
Maximum inclination angle	20 degrees
Material	Brass

### 7-3-2. 非球面形状の磁気研磨加工条件

磁気研磨加工条件は 3 軸制御法, 4 軸制御法ともに表 7.2 に示す同じ条件を用いた。また，使用したボールエンドミル型永久磁石製工具の直径は 2 mm である。工具回転数  $St$  は 1500  $\text{min}^{-1}$ ，工具走査時の送り速度は 5 mm/min，Y 方向の分割ピッチは 0.2 mm，ワーク回転速度については後述するが，研磨ペーストの滞留時間のバラツキを小さくするために 135 から 1080 degree/min の間で変更した。研磨ギャップは 0.3 mm である。磁気研磨ペーストは前章で用いたものと同様であり，鉄族粒子(平均粒径： $\phi 100 \mu\text{m}$ )，研磨粒子(アルミナ，平均粒径： $\phi 0.05 \mu\text{m}$ )および溶媒(植物性油脂)，表面活性剤で構成されている<sup>7.6, 7.7)</sup>。工具の回転方向とワークの回転方向は同方向である。ワーク回転速度  $St$  を逐次変更した理由は，ワーク表面上のすべての点において工具の滞留時間を一定化するためである。研磨加工における研磨量  $M$  は式 7.6 のプレストンの式<sup>7.8)</sup>として定義される。

$$M = kP(V_T - V_w)T$$

7.6

ここで、 $k$ はプレストン定数、 $P$ は研磨圧力、 $(V_t-V_w)$ は工具の回転速度とワークの回転速度の相対速度、 $T$ はワーク上の任意点における滞留時間である。4軸制御磁気研磨法では、工具中心のみを用いるため、 $k$ と $P$ は一定となる。しかしながら、 $(V_t-V_w)$ が一定の場合(工具回転数、ワーク回転速度が常に一定)、滞留時間 $T$ は6-5-3項で述べたように半径方向位置が小さくなるにつれて大きくなる。したがって、本研究では、ワーク回転速度を半径方向位置に対応して変更することとした。本章では、実験的にワーク中心から0.2 mm(分割ピッチ)間のワーク回転速度をC軸の最高回転速度である1080 degree/minとし、それよりも外周の位置でのワーク回転速度は式7.7から求めた。

$$Swr_n = Swr_{n-1} \cdot \frac{r_{n-1}}{r_n} \quad 7.7$$

ここで、 $r_n$ はワーク中心からの半径方向位置である。このようにワークの回転速度を変更した場合、 $(V_t-V_w)$ が変化するため、プレストンの式による研磨量が変わる可能性があるが、工具回転数 $St$  (1500 min<sup>-1</sup>)と比べてワーク回転数 $Rw$  (0.375~3 min<sup>-1</sup>)が小さいため、研磨量への影響は小さいと考えられる。

Table 7.2 Magnetic polishing conditions.

Rotational speed of tool $St$	1,500 min <sup>-1</sup>
Feed speed	5 mm/min
Pick feed in Y direction	0.2 mm
Rotational speed of workpiece $Sw$	135-1080 degree/min
Polishing gap $zm$	0.3 mm

### 7-3-3. 実験装置および測定装置

加工装置には図7.5(a)に示す、小型立形5軸制御マシニングセンタ(岩間工業所)を用いた。本機のCNCデジタル分解能は1 μmである。加工中の様子を図7.5(b)に示す。加工したワークの表面粗さの測定には、図6.5(c)に示す、前章においても用いた触針式表面粗さ測定器E-35B(東京精密)を用いた。ワークの非球面形状の測定には、図7.5(c)に示すように、触針先端曲率半径が2 μmの触針式ピックアップE-DT-A01A(東京精密)をデジタルマイクロメータに接続し、そのデータをパソコンに取り込むことで測定した。ピックアップは図7.6に示すように、主軸上部にマグネットスタンドを介して取り付けられた。使用したマシニングセンタは主軸側がXY駆動するため、Y軸を走査することで測定を行った。また、ワークの表面観察にはデジタル顕微鏡を用いた。

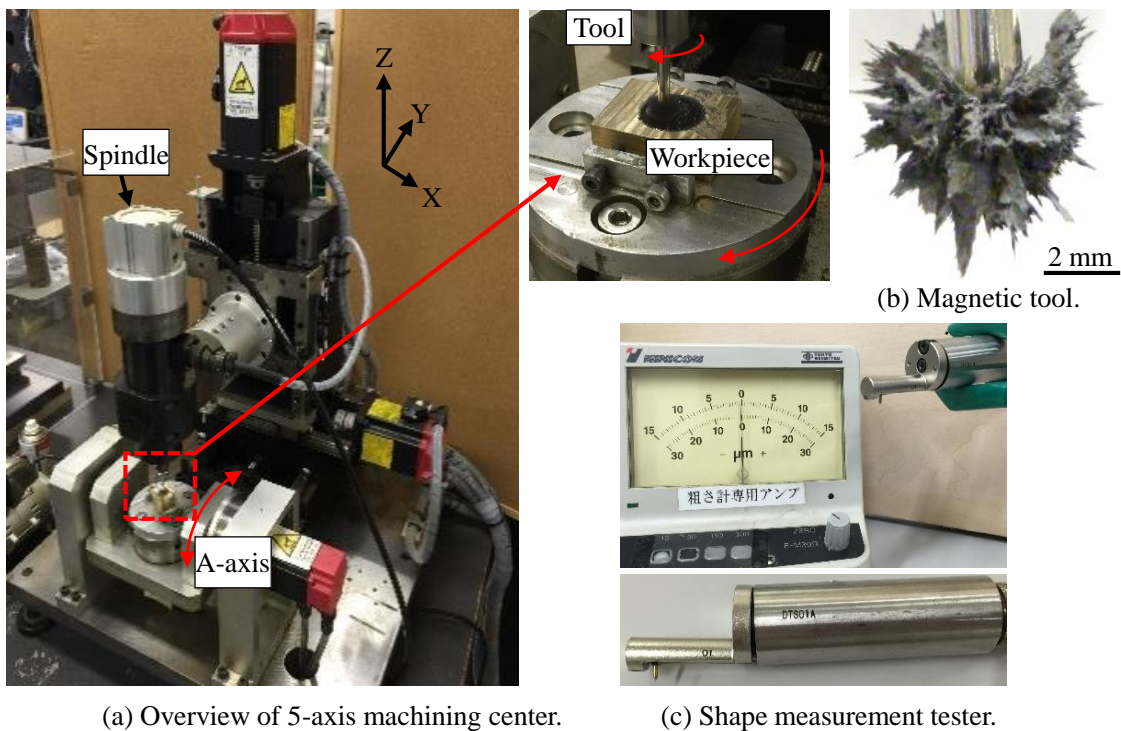


Fig. 7.5 Photographs of experimental equipment.

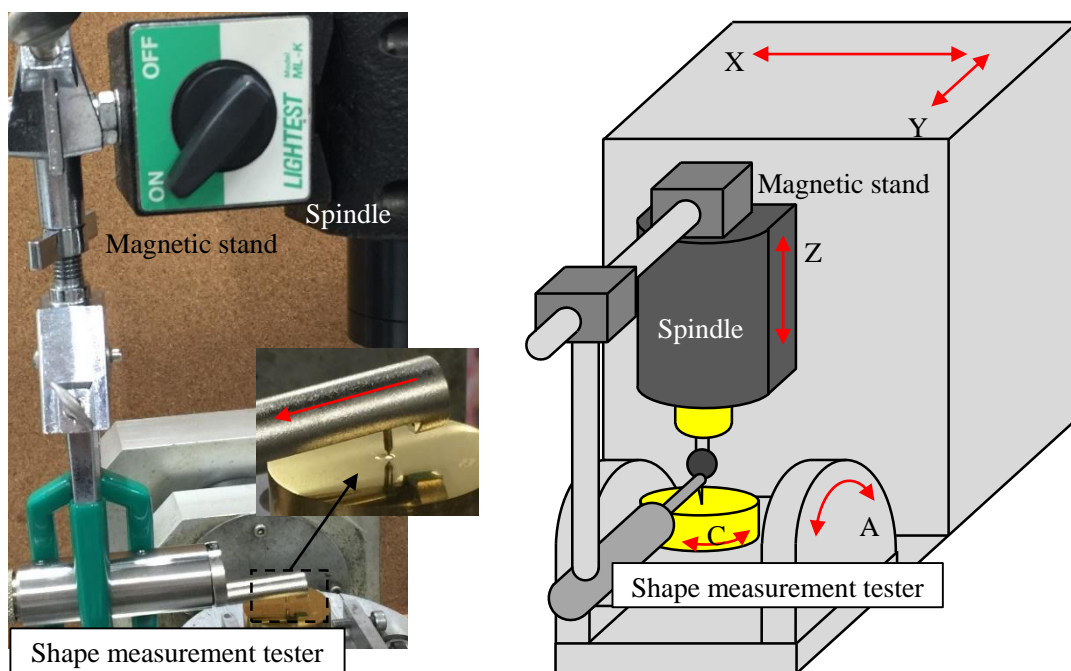


Fig. 7.6 Schematic illustration of shape measurement on machining center.

#### 7-4. 実験結果および考察

4軸制御磁気研磨法で加工した非球面形状型の観察画像を図7.7に示す。3軸制御磁気研磨法で加工したワークも外観は同様であったため省略する。形状創成工程であるボールエンドミル切削による加工痕は除去され、文字が反射する程の鏡面が得られていることがわ



かる。また、研磨前と研磨後の表面粗さの比較を図 7.8 に示す。ボールエンドミル切削後の表面粗さは  $8.3 \mu\text{m Rz}$  であるのに対して、研磨後の表面粗さは  $0.36 \mu\text{m Rz}$  と約 96%改善されている。形状創成後の表面粗さがワーク中心に対して非対称となっているのは、切削中にびびり振動が生じたためであると考えられる。本実験に用いたマシニングセンタは卓上機であり、一般的なマシニングセンタと比べて主軸、テーブル等の剛性が低いため振動が起きやすくなったものと思われる。しかしながら、そのような表面粗さのバラつきも本研磨法で加工することで除去できることがわかった。3 軸制御研磨法と 4 軸制御研磨法で加工した非球面形状の形状誤差曲線の比較を図 7.9 に示す。この形状誤差曲線はボールエンドミル切削後の形状からの誤差であり、設計形状からの誤差ではないことを注意されたい。本結果の形状誤差は研磨後－研磨前の値であるため、形状誤差が正の場合、研磨量が大きく、負の場合では研磨量は小さいと判断する。3 軸制御研磨法では、形状誤差は  $5.3 \mu\text{m P-V}$  であり、ワーク中心部での研磨量が大きく、外周では研磨量が小さいことがわかる。したがって、本磁気研磨では研磨量は研磨圧力に大きく依存し、相対速度の影響は小さいといえる。その一方で、4 軸制御研磨法では、形状誤差は  $2.8 \mu\text{m P-V}$  と、3 軸制御研磨法と比べて形状精度の悪化は約 47%抑制されている。また、ワーク中心から外周付近まで形状誤差のバラつきが小さいことがわかる。したがって、本章で提案した工具の接触点を一定とする 4 軸制御研磨法は、研磨前形状からの形状誤差の発生を抑制する均等研磨法として有効であることがわかった。

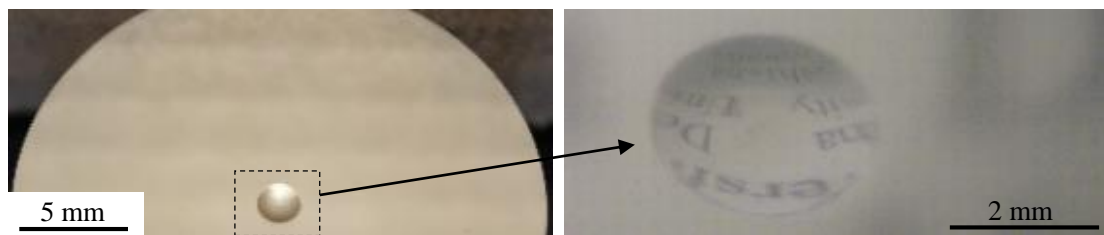
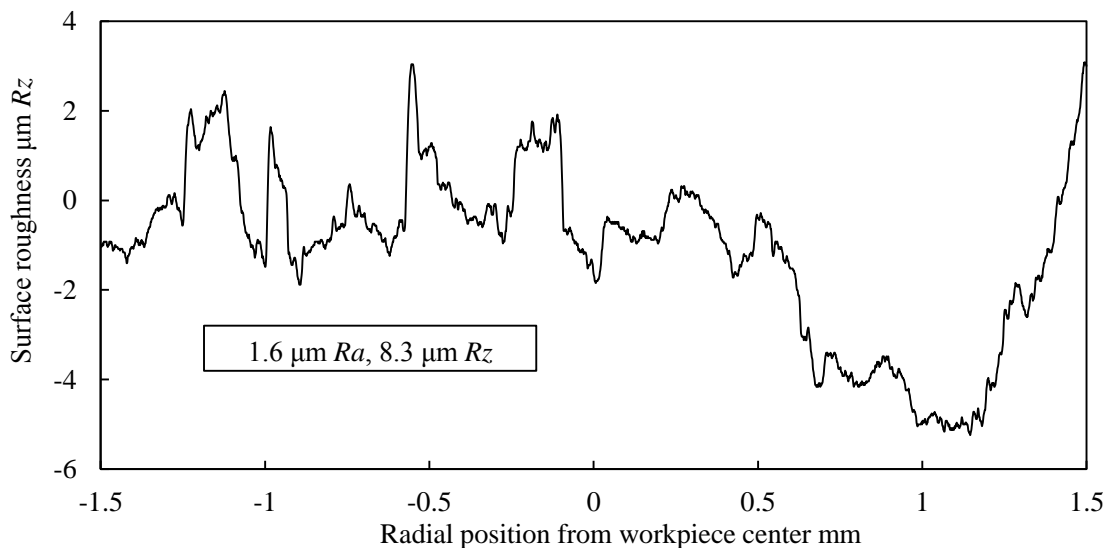
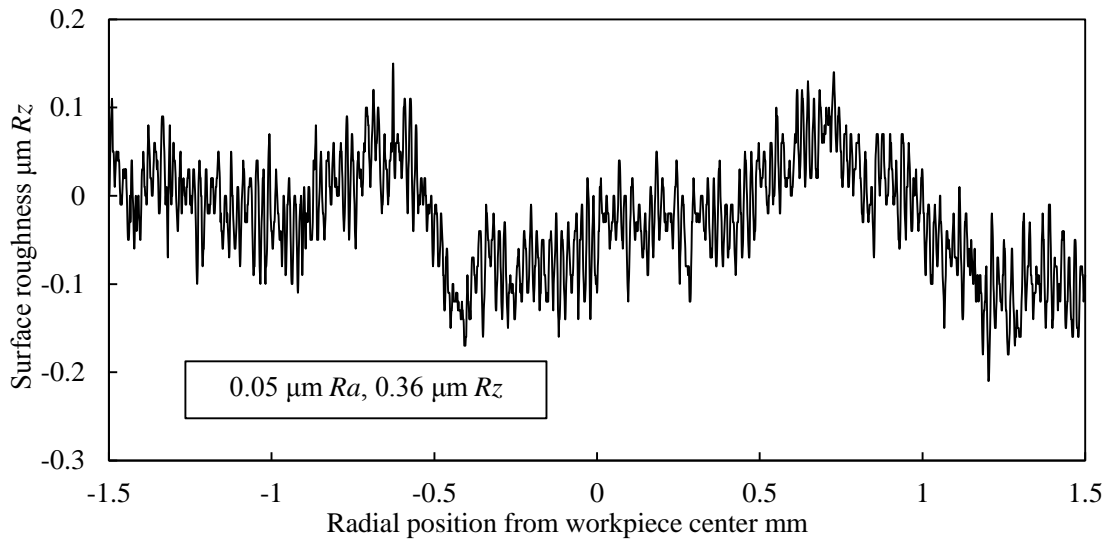


Fig. 7.7 Observation images of polished workpiece with 4-axis controlled method.



(a) Surface roughness profile before polishing.



(b) Surface roughness after polishing (Polishing time: 20 sec.)

Fig. 7.8 Comparison of surface roughness with 4-axis controlled method.

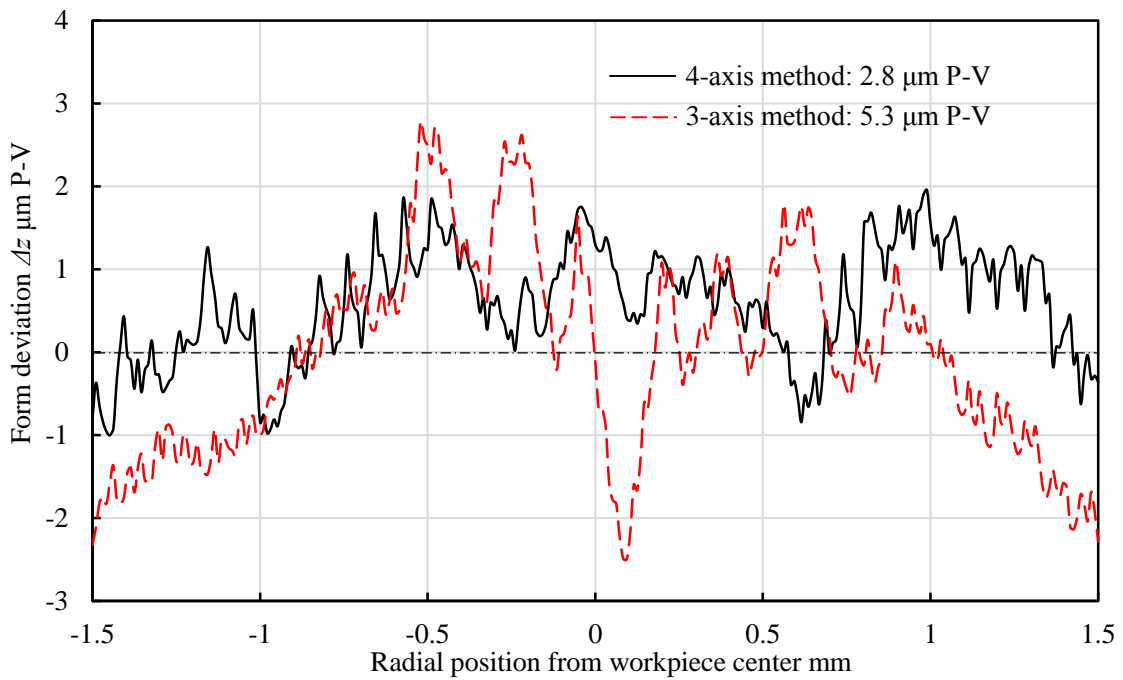


Fig. 7.9 Comparison of form deviation profile.

## 7-5. 結 言

複雑形状型である非球面形状型の創製において、ボールエンドミル切削による形状創成とボールエンドミル型永久磁石製工具と磁気研磨ペーストを用いた磁気研磨をマシニングセンタ上で機上統合する新規加工法の実現のため、5軸制御マシニングセンタを用いた4軸制御磁気研磨法を提案し、七三黄銅に対して非球面形状を創成し、4軸制御磁気研磨法によ

る均等研磨の有効性を検証する実験を行った結果、以下の結論を得た。

- 1) 本磁気研磨法は非球面のような複雑な形状であっても、磁気研磨加工をすることで、前工程の表面粗さに対して約97%程度表面粗さを改善することが可能である。
- 2) ワークの曲率半径によって研磨工具(磁気研磨ペースト)の接触点が変わる3軸制御磁気研磨で非球面形状の研磨実験を行った結果、工具中心付近を用いるワーク中心部では研磨量が大きく、工具外周付近が接触するワーク外周付近では研磨量が小さいことから、本磁気研磨法における研磨量は研磨圧力に大きく依存することがわかった。
- 3) 研磨圧力の大きい研磨工具(磁気研磨ペースト)の中心のみをワークに接触させる4軸制御磁気研磨法で加工した結果、ワークのすべての半径方向位置において研磨量はほぼ一定となり、4軸制御磁気研磨法の優れた均等研磨性が示された。

## 参考文献

- 7.1) Tatsuya Furuki, Toshiki Hirogaki, Eiichi Aoyama and Keiji Ogawa: Development of magnetic polishing method of aspherical shape using small ball end mill type tool, Proceedings of the Int. Conf. of 15th international conference of european society for precision engineering and nanotechnology, (2015), pp. 33-34.
- 7.2) 清水崇行, 藤井利光: プラスチック成形金型用鋼の鏡面性, 電気製鋼, 74, 2(2003), pp. 125-130.
- 7.3) Tatsuya FURUKI, Lei MA, Toshiki HIROGAKI and Eiichi AOYAMA: Satiny and Continuous-Curvature Corrugated Surface Generation by Integrating End-Milling Processes and Magnetic Polishing with a Machining Center, Int. J. of Key Engineering Materials, 625, (2014), pp. 247-252.
- 7.4) 大島 茂, 田中 常文: 非球面レンズ技術, テレビジョン学会誌, 42, 9(1988), pp. 937-944.
- 7.5) 永田信一: 図解レンズがわかる本, 日本実業出版社, (2002).
- 7.6) Yong Bo Wu and Kunio Shimada: Quartz Wafer Machining Using MCF (Magnetic Compound Fluid) Polishing Liquid Frozen with Liquid Nitrogen, Int. J. of Key Engineering Materials, 389-390, (2008), pp. 187-192.
- 7.7) K. Shimada, Y. Matsuo, K. Yamamoto and Y. Zheng: Study on new float polishing with the MCF, J. Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 23, 2 (2007), pp. 91-94.
- 7.8) Preston W. F. : The theory and design of plate glass polishing machines, Japan Society of Glass Technology, 11, 214 (1927), pp. 214-256.

## 第 8 章 結 論

本章では、これまで述べてきた各章の結論の要点をまとめ、本研究によって得られた成果を明確化している。

### 8-1. 本研究の成果

本研究は、山根チャートにより分類した種々難削材を対象として、その難削材の使用例を具体的に想定し、高精度・高能率加工の実現のため、エンドミルや研削加工といった回転工具を対象とした、新規工具や加工法の開発を試みた。本論文で議論し、得られた結論と知見を以下に示す。

第 2 章では、ガラス製フレネルレンズ成形用バインダレス超合金製金型のダイヤモンドホイールを用いた高精度研削加工を行うため、ニオブ製ツルアによる高精度ツルーイングおよびパラレル研削である同時 2 軸制御加工法を提案し、バインダレス超合金をフレネル形状研削した。その結果、高融点かつダイヤモンドとの高い電子反応性を有するニオブ製ツルアを用いたレジンボンドダイヤモンドホイールのツルーイングでは、極めて微小な曲率半径を有し、かつ表面の滑らかなナイフエッジ状の輪郭形状を持つホイールの創成が短時間で可能であった。そして、ツルーイングしたダイヤモンドホイールを用いてバインダレス超合金のフレネル形状研削実験を行った結果、形状精度は  $0.79 \mu\text{m P-V}$  と  $1 \mu\text{m P-V}$  以下の高精度かつシャープな段差を持つ形状が得られた。さらに、表面粗さは中心部で  $10 \text{ nm Rz}$ 、外周部で  $31 \text{ nm Rz}$  と光学製品の要求表面粗さである  $\lambda/10$  を十分に達成していることがわかった。

第 3 章では、第 2 章の研削加工での問題である砥石摩耗による金型形状の悪化やツルーイング時間といった非加工時間の改善を目指し、耐摩耗性に優れた PCD 製フライス工具を開発した結果、ワイヤ放電加工およびダイヤモンドホイールを用いて PCD 製フライス工具を作製することで、複数の鋭い切れ刃の創製が可能であった。また、バインダレス超合金の平面切削加工を行い、PCD 製フライス工具の切削特性の評価をした結果、高切込み量および高送り量の条件下では、脆性モードの加工による超合金の粒子脱落量が増加するといった問題を明確化した。そして、ワーク外周から中心に向かって工具を走査する同時 2 軸制御加工法によりバインダレス超合金のフレネル形状の創製実験を行った結果、PCD フライス工具底面の突出したダイヤモンドが引っ掻くことで、フレネル段差のエッジ部において超合金の欠けが生じた。したがって、ワーク中心から外周へ工具を走査する改善型同時 2 軸制御加工法で、再度フレネル形状の創成実験を行った結果、フレネルエッジ部の欠けの発生は抑制され、シャープなエッジが創成可能であることがわかった。さらに、本加工法において、ワーク中心付近で超硬粒子の脱落が減少していたことから、アップカットおよびゼロカットで加工することで粒子脱落が抑制できるものと思われる。荒加工と仕上げ加工ともに 1 本の工具で可能であることが示されたが、仕上げ加工後のフレネル金型の表面に

は超硬粒子の脱落が確認できるため、ダイヤモンドホイールによる仕上げ加工と組み合わせることでさらなる高精度化が可能であると思われる。

第 4 章では、山根チャートへの適合が困難であり、加工データが不十分である CFRP に対して複数の工具を用いて正面・側面切削加工を行うことで、各種工具における特徴を整理することを試み、工具形状や工具表面状態の違いによる加工挙動および加工面品位への影響について調査した。その結果、工具摩耗および切削抵抗の評価により、他工具と比べてダイヤモンドコーティングエンドミルの高い耐摩耗性が示され、TiAlN コーティング工具は加工の開始とともに急激に工具摩耗が進行するとともにスラスト力が増加するため、CFRP 加工には不適であることがわかった。電着ルータでは側面側砥粒は研削の仕事をするが底面側の砥粒は加工面を擦過することによるアブレッシブ摩耗より砥粒摩耗が著しい。また、加工面品位の観察により、ダイヤモンドコーティングでは、マトリックス樹脂が軟化(分解)し側面刃で引き上げられ硬化したバリが発生したことから、刃先が鋭い状態であっても、CFRP 温度が高い場合ではバリが生じる可能性が高いことがわかった。電着ルータでは脆性的な材料(エポキシ樹脂)に対する微小切込みによる加工により延性モードで加工されるためバリやアンカットファイバーのないシャープなエッジの創製が可能であることが示された。さらに、切りくず温度の測定により、TiAlN コーティングエンドミルではアブレッシブ摩耗によるコーティング摩耗により摩擦係数が高くなることや刃先の鈍角化により加工温度が上昇する。ダイヤモンドコーティングエンドミルでは同じくコーティング摩耗が生じるが、コーティングが高硬度であるため、工具の振れ回りが小さい場合においては加工温度が収束する傾向にある。電着ルータでは砥粒摩耗により工具とワーク、チップ間の摩擦係数上昇により高温になったと思われる。ダイヤモンドコーティングエンドミルを用い、加工条件を変化させて切りくず温度を測定した結果、切削温度と比べて送り量の方が切りくず温度に与える影響が大きいことが判明した。切削抵抗を測定した結果、デラミネーションの要因となる背分力は、ねじれのない電着ルータおよび弱ねじれのエンドミル工具を用いた場合、その上昇を抑制できることがわかった。加えて、研削工具を使用する場合は、砥粒の突出量を小さくすることで切削抵抗を小さくすることが可能であることがわかった。

第 5 章では、第 4 章の汎用工具による CFRP 加工から得た知見を基に、エンドミル形状にダイヤモンド砥粒および cBN を電着固定した電着エンドミルの開発を行った。そして、試作工具を用いて CFRP の正面切削加工および側面切削加工を行った結果、細粒(#1500, #2000)では著しい砥粒の目こぼれが生じ、CFRP の温度上昇やアンカットファイバーやデラミネーションを多量に生じさせる一方で、#1000 では本実験で用いた砥粒サイズの中で砥粒とメッキ、台金間の密着強度のバランスが取れており、CFRP 温度上昇の抑制や高品位な加工面を得ることが可能であることがわかった。加えて、工具底面側の砥粒が摩耗することで、工具底面の擦過による摩擦熱が増加し、CFRP の側面部と平面部の境界付近で温度が上昇することがわかった。また、Ti-6Al-4V を側面切削加工した結果、切削速度を増加させた場合、高温の加工熱に起因すると思われるニッケルメッキの軟化により、工具摩耗が大きく、刃先が鈍化することでびびり振動が発生するといった問題を示した。さらに、近年需要が増加し

ているスタック材料(CFRP/Ti-6Al-4V)の側面切削加工を行った結果、チタン合金からの熱伝達により CFRP 温度が上昇することがわかった。これにより、CFRP とチタン合金間の接着強度や CFRP の機械的特性が低下する可能性があることがわかった。

第 6 章では、マイクロ凹凸形状を有する魔鏡の創製手法に着目し、SUS304 や七三黄銅といった高い展延性を有する材料に C2 連続 3 次元形状を創製することを目的として、ボールエンドミル型磁気研磨工具とスクエアエンドミル時のスラスト力を利用したマイクロ C2 連続形状創成法を提案した。そして、効率的に鏡面を得るために、ボールエンドミル切削による切削後の 3 次元的な表面粗さに着目し、後工程である磁気研磨に要する時間も考慮した総合的な能率の観点からの最適加工条件の決定法を示した。また、磁気研磨加工での加工パスの決定を容易に行うため、単円形状パスでの  $P_{mvt}$  のモデル化を行い、実験によりプレストン定数  $k$  を求めることで、鏡面化に必要な除去質量  $M$  を示した。その結果、本磁気研磨法で鏡面を得るためには、前加工面の最大高さ粗さに対して 3 倍程度の研磨量が必要であることがわかった。加えて、提案したマイクロ凹凸形状創製法によりケーススタディ実験を行った結果、魔鏡面において歪みのない鏡面を得られたが、スクリーンに像を投影した結果、溝中心に対して左右でコントラストが異なっていた。したがって、軸対称マイクロ凹凸面を創製するための 3 つの工程から成る新規溝加工法を提案およびモデル化し、再度マイクロ凹凸形状の創製実験を行った結果、凹凸の高さの誤差が  $0.1 \mu\text{m P-V}$  と極めて小さい C2 連続形状の創製が可能であり、それらモデルおよび手法の有効性が示された。

第 7 章では、第 6 章のボールエンドミル型磁気研磨工具を用いて複雑形状(非球面形状)の均等研磨加工を行うため、5 軸制御マシニングセンタを用いた 4 軸制御磁気研磨法を開発し、七三黄銅に対して非球面形状の切削、研磨実験を行った結果、前工程(切削)の表面粗さに対して約 97%程度表面粗さを改善することが可能であることがわかった。また、研磨工具(磁気研磨ペースト)の接触点が変わる 3 軸制御磁気研磨法では、ワーク中心部では研磨量が大きく、外周付近では研磨量が小さいことから、本磁気研磨法における研磨量は研磨圧力に大きく依存することがわかった。さらに、提案した 4 軸制御磁気研磨法で加工した結果、ワークのすべての半径方向位置において研磨量はほぼ一定となり、4 軸制御磁気研磨法の優れた均等研磨性が示された。

本研究において得られた成果は、実際の加工現場の技術者や作業者にとって実用的な加工方法や加工条件の選定の一つの選択肢となることで、加工前の工程設計やテスト加工時間の削減につながり、加工安定化およびコスト低減に大きく寄与できると考えられる。

## 8-2. 今後の課題と展望

本研究では前述のような成果を得ることができたが、さらなる高精度・高能率化を目指す技術開発のためには、確認すべき項目がある。それらについて以下に述べる。

- 1) PCD フライス工具の開発では、多結晶ダイヤモンドを用いたが、近年、バインダであるコバルトを含まないナノ多結晶ダイヤモンド(NPD)が開発され、工具材料として高い耐摩耗性について報告されている。しかしながら、NPD は導電性を持たないため放電

加工による切れ刃の創製ができない。したがって、能率的に NPD をフライス工具に仕上げる加工法が必要である。

- 2) 電着エンドミルの開発では、最適砥粒サイズは#1000であることを導出したが、さらなる工具摩耗の抑制のためには、メッキ剥離の要因を小さくするため、砥粒高さを均一にする必要がある。しかしながら、電着工具は単層であることから、従来のツルーイングでは対応できないため、マイクロツルーイング技術が必要とされる。
- 3) また、回転工具には工具振れがあり、研削砥石以外ではこれを完全に除去することは非常に難しく、これは学問的な定量化を困難とする。したがって、エンドミルのような工具の振れを除去するツルーイング技術が望まれる。

今後、これらの課題が解決されることで、難削材の加工に関する知見が深められ、実際の生産現場における難削材加工のさらなる高精度化および高能率化が期待される。

## 謝 辞

本論文は、同志社大学工学部 教授 青山栄一 博士ならびに同学部 教授 廣垣俊樹 博士の御指導によりまとめられたものである。深く感謝の意を表します。また、中部大学工学部 教授 鈴木浩文 博士，同大学工学部機械工学科 研究員 岡田睦 氏からは第二章および第三章を執筆するにあたり，数多くの御教示，御鞭撻を賜った。ここに厚く感謝の意を表します。本研究の遂行ならびに本論文の作成にあたり，龍谷大学工学部 講師 小川圭二 博士からは適切な御指示を与えられた。心から御礼申し上げます。さらに，本論文をご精読頂き有用なご意見を賜った同志社大学工学部 教授 大窪和也 博士に深謝致します。

本研究を行うにあたり，RMT 研究会(Rendezvous of Machining Tools; 機械要素技術と加工技術の俯瞰学研究会)において御指導を賜った京都大学大学院工学研究科 教授 松原厚 博士，京都大学文部技官 山路伊知夫 博士，中川加工技術研究所 所長 中川平三郎 博士，大昭和精機株式会社 矢内正隆 氏，今井久敬 氏，安田工業株式会社 藤本一也 氏，廣田聡 氏，ヤマザキマザック株式会社 山本博雅 博士，住友電工ハードメタル株式会社 佐橋稔之 氏，沖田淳也 博士，池永晋哉 氏，三菱電気株式会社 高幣一樹 氏に深く感謝致します。

また，工具開発を行うにあたり，莫大なる御協力を頂いた株式会社 Kamogawa 稲葉清文 氏，藤原和納 氏，日進工具株式会社 後藤勇 博士，後藤隆司 氏，小野考 氏，後藤勇二 氏，藤井一二 氏，伊藤洋介 氏に心から感謝申し上げます。さらに，岐阜大学 複合材料研究センター 特任教授 深川仁 氏には CFRP の作製において多大なるご支援を賜った。深く感謝致します。

本研究を行うにあたり，実験データなどの取得など多方面にわたり兵庫県立大学大学院工学研究科 助教 児玉紘幸 博士，同志社大学大学院生 馬雷 氏から多大なる御協力，御助言を賜った。ここに感謝の意を表します。

最後に，本研究の遂行に御協力頂いた同志社大学工学部機械系学科生産システムデザイン研究室の各位に御礼申し上げるとともに，私の苦しい時期にあたたかく応援してくれた両親や友人，先輩，後輩に心から感謝致します。

2016 年 2 月

古木辰也