

エンドミルの微小切込み切削によるステンレス鋼の
表面改質に関する研究

2017年9月

熊本大学大学院自然科学研究科

川村 浩二

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	2
1.2 本研究の目的	8
1.3 本論文の構成	9
参考文献	11
第2章 微小切込み切削が仕上げ面性状に及ぼす影響	15
2.1 緒言	16
2.2 実験装置および実験方法	17
2.3 実験結果および考察	19
2.3.1 前加工における切削方式が表面粗さに及ぼす影響	19
2.3.2 工具半径方向切込量が輪郭形状に及ぼす影響	23
2.3.3 仕上げ加工のための工具刃先形状の検討	33
2.3.4 仕上げ加工における工具送り量が表面粗さに及ぼす影響	37
2.4 結言	46
参考文献	47
第3章 微小切込み切削が加工変質層に及ぼす影響	49
3.1 緒言	50
3.2 実験装置および実験方法	52
3.3 実験結果および考察	56
3.3.1 仕上げ加工における工具送り量が表面硬度に及ぼす影響	56
3.3.2 仕上げ加工における工具送り量が残留応力に及ぼす影響	61
3.3.3 工具摩耗が表面硬度に及ぼす影響	63
3.3.4 仕上げ加工における工具摩耗が表面粗さに及ぼす影響	68
3.4 結言	77
参考文献	78

第4章 微小切込み切削が相変態に及ぼす影響	79
4.1 緒言	80
4.2 実験装置および実験方法	81
4.3 実験結果および考察	83
4.3.1 仕上げ加工における工具送り量が相変態に及ぼす影響	83
4.3.2 仕上げ加工におけるマルテンサイト比率と切削抵抗の関係	91
4.3.3 仕上げ加工における加工表面層の結晶組織の評価	96
4.4 結言	100
参考文献	101
第5章 結論	103
謝辞	107

記号・符号の解説

本論文では、切削データとして実験条件や加工条件を表示する場合にいくつかの記号や符号を用いる。これら論文中に使用する記号・符号について紹介する。

【使用記号】	【用語説明】	【英語表記】	【単位】
D_c	工具の直径	Tool diameter	mm
R_T	工具の半径	Tool radius	mm
D_s	シャンクの直径	Shank diameter	mm
N	主軸回転数	Spindle speed	min ⁻¹
V_c	切削速度	Cutting speed	m/min
f	1 刃当たりの送り量	Feed rate	μm/tooth
A_d	工具軸方向切込み量	Axial depth of cut	mm
R_d	工具半径方向切込み量	Radial depth of cut	mm
T_c	切削時間	Cutting time	min
F	切削抵抗 F_x, F_y の合力	Resultant of cutting force	N
F_x	切削抵抗の送り分力	Feed force	N
F_y	切削抵抗の主分力	Cutting force	N
Z	工具の切れ刃の数	Number of cutting edges	
V_B	逃げ面摩耗幅	Width of flank wear land	μm

h_{max}	最大切取り厚さ	Maximum undeformed chip thickness	μm
R	マルテンサイト比率	Martensite ratio	
R_{th}	理論表面粗さ	Theoretical surface roughness	μm
R_a	算術平均粗さ	Arithmetic mean roughness	μm
R_z	最大高さ粗さ	Maximum height of roughness	μm
HV	ビッカース硬さ	Vickers hardness	HV

第 1 章

第1章 序論

1.1 研究の背景

近年、情報化社会は目覚ましい発展を遂げており、この発展を支えているのが半導体である。半導体はパソコン、携帯電話、家電製品、自動車、医療機器など日常生活の様々なところに使用されている。この半導体を生産するための半導体製造装置の2015年度の日本における生産額は約1兆3000億円¹⁾であり、今後も電気自動車関連、エネルギー分野（スマートグリッド）、センサーネットワークの広がりなどにより、更なる成長が予想される。しかし、現状の半導体製造技術では、これまでのDRAMのように集積密度を飛躍的に向上させて²⁾、安価に生産することに限界がきている。そのため、今後の半導体製造技術の方向性は、高性能の追求よりも高品質なものを低価格で安定供給することがより求められるようになる³⁾。このことは、半導体製造装置関連の精密部品を製造している企業や技術者にとっても大きな影響がある。これからは、高性能化のための高精度で微細な加工技術に対応するだけでなく、高品質で低価格を実現する高付加価値かつ高能率な加工技術の確立が新しく求められる。そこで、切削加工を主要な業務とする企業が、精密部品の高性能化を保ちつつさらに高付加価値化および低価格化を特別な装置を導入することなく、汎用のマシニングセンタとエンドミルにより実現することを検討する。

半導体の製造工程では、真空状態およびプラズマ照射下で腐食性の強い各種ガスや液体が使用されている。しかし、製造工程内において金属不純物やパーティクルがシリコンウェーハの表面に付着すると製品不良に直結して大きな損失となることから、半導体製造環境におけるクリーン化は重要な課題となっている⁴⁾⁵⁾。そのため、半導体製造装置のガスの供給経路となる配管、継手、バルブなどの精密部品は、腐食して汚染源とならないように耐食性、耐熱性および耐プラズマ性など多岐にわたる特性が要求される。

オーステナイト系ステンレス鋼は、高い耐食性や優れた機械的特性を有することから、これらの半導体製造装置関連の精密部品に数多く使用されている。しかし、加工硬化性が強い、熱伝導率が低いなどの特性により被削性が悪く、難削材の1つである。半導体製造装置部品の多くは高い加工精度を要求され、切削加工で曲面などを含む複雑な形状の加工を行い、特に加工精度の要求が厳しい箇所は研削加工で高精度の仕上げ加工を行っている。さらに、製品仕様に応じて表面特性を向上させるため、表面改質技術の1つであるショットピーニング加工も行う^{6)・8)}。すなわち、半導体製造装置部品の高付加価値化および高能率化を達成するために必要な技術は、切削および研削などの精密加工技術とショットピーニングといった表面改質技術といえる。

精密加工技術の最先端は、ダイヤモンド工具の普及と工作機械の精度向上に伴い、ナノメートルの高精度化を追求してきた超精密加工技術である。この加工技術に関する研究成果は、銅やアルミニウムのような軟質金属やプラスチックなどの材料に適用されて、半導体産業、光学工業の分野の発展に大きく貢献してきた^{9)・17)}。なお、精密加工という用語は、1972年の精密機械誌に大阪大学津和秀夫教授が初めて用いたとされる^{18)・19)}。しかし、超精密加工、高精密加工、精密加工、普通加工の水準を明確に定義することは困難である。一例として、1974年に谷口紀男博士が提唱した到達加工精度限界と年代を図1-1に示す²⁰⁾。図より、精密加工の加工限界は2010年には0.1 μm以下となり、1950年の超精密加工の加工限界と同程度である。この加工精度になると、これまで工作機械固有の精度に潜在化していた加工精度低下の要因が、相対的に大きくなり顕在化することがある。例えば、工具切れ刃の輪郭精度や温度環境が問題になってくる。また、実際に精密切削を行う場合、切削工具の個体差や被削材の特性が仕上げ面性状の特性に影響を及ぼすこともある。このような切削現象の解明には、これまでの超精密切削の研究で解明されてきた知見が大いに役立つと考えられる。

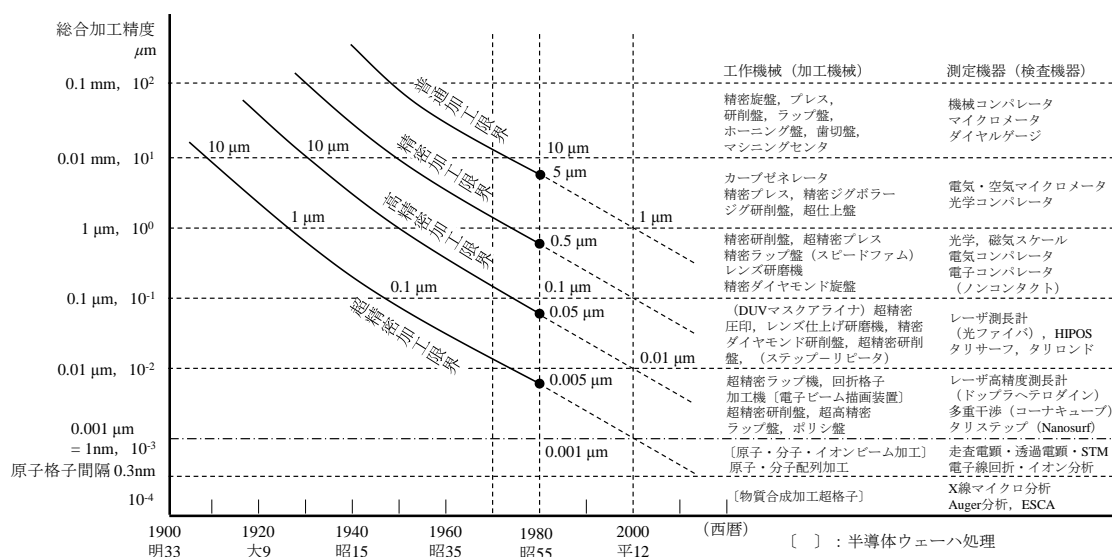


図 1-1 到達加工精度限界と年代²⁰⁾

表面改質技術は、材料表面に求められる特性を材料内部と独立して付与し、部品全体の高性能化を図る材料創成技術である。表面改質技術は多岐にわたる²¹⁾が、佐々木らは表面改質法の分類と具体的方法を図1-2のようにまとめている²²⁾。図より、表面改質は熱処理法、コーティング法、機械的処理法、表面テクスチャリングの4つに大別され、それぞれの特長は次のとおりである。熱処理法は、加熱および冷却による組

織制御によって母材表面の特性を改善する．コーティング法は，母材とは異なる物質を被覆することによって母材表面に新しい機能を付与する．機械的処理法は，機械的エネルギーによって表面物性を変化させて母材表面の特性を改善する．表面テクスチャリングは，表面幾何形状を付与することによって新しい機能を発現させる．

半導体製造装置関連の精密部品では，疲労強度や耐摩耗性などの向上を目的に機械的処理法のショットピーニングが行われている．

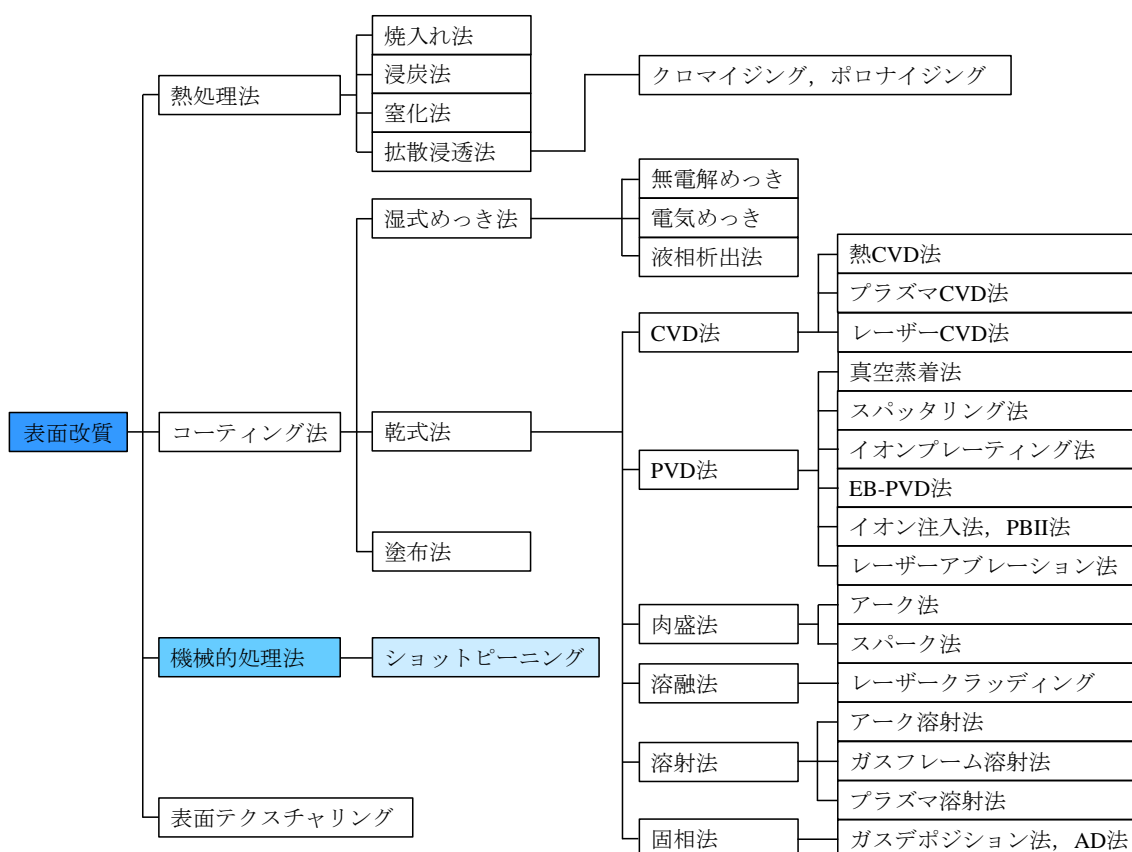
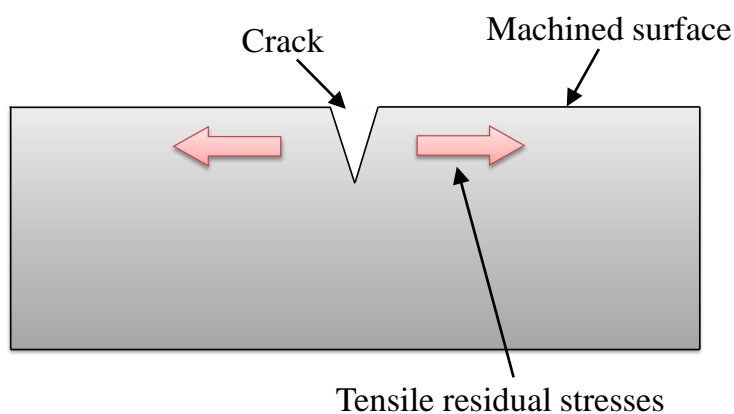


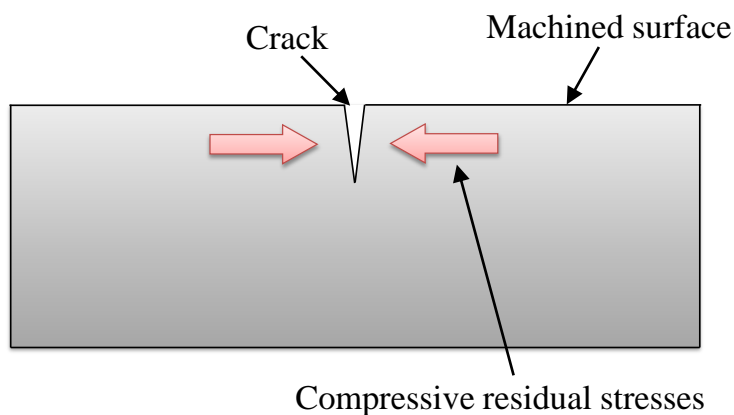
図 1-2 表面改質方法の分類²²⁾

本研究で対象とする製品は，半導体やフラットパネルディスプレイの製造工程における化学蒸着法およびドライエッチングにおいて使用されている各種ガス制御機器向けの配管や継手などの精密部品である．これらの部品の多くは寸法精度が要求されるため切削加工によって製造されているが，半導体製造工程において温度変化や雰囲気変化などの厳しい環境にさらされる．このため切削加工後の製品は，寸法および形状などの幾何学的品質の要求事項を満たすだけでは不十分であり，加工面近傍の残留応力や材料組織など加工面品位（Surface Integrity）も考慮する必要がある^{23) 24)}．

切削加工により得られる加工面品位は、加工条件によって大きく異なる。一般の切削加工では、工具刃先により被削材は大きなせん断変形を受けて切りくずを排出し、工具刃先が通過した加工表面は塑性変形を受けて、引張の残留応力が生成する。引張の残留応力は、加工表面にクラックなどが発生した場合、図 1-3(a)に示すようにクラックを拡張する方向に作用し、部品の疲労強度を低下させる。このため半導体製造装置の重要部品では、使用用途に合わせて熱処理やショットピーニングなどの表面改質処理が行われ、圧縮の残留応力を加工表面層に生成している。加工表面層に圧縮の残留応力が生成すると、図 1-3(b)に示すようにクラックが発生しても抑制する方向に作用し、部品の疲労強度は向上する。しかしながら、部品の製造時に加工方法および加工条件の検討が不十分な場合は、使用中に残留応力による反りおよび寸法変化、耐食性低下による腐食などが起こり、半導体製造時の歩留りに悪影響を及ぼす。



(a) 引張残留応力の模式図



(b) 圧縮残留応力の模式図

図 1-3 残留応力が亀裂に及ぼす影響

これらの対策として多くの場合、表面改質法のショットピーニングが行われる。ショットピーニングは、無数の小さい鋼球を空気圧などによって金属材料表面に衝突させて加工表面に降伏点以上の応力を与えて表面特性を向上させる方法で、材料依存性が少なく加工条件を変更することで、加工表面層に任意の圧縮残留応力を生成させることができる優れた加工法である。この加工法により、部品の加工表面層に圧縮残留応力が生成され、高い疲労強度と耐応力腐食割れ性を実現している²⁵⁾⁻³³⁾。しかし、これらは専用装置が必要であり、多くの場合は部品加工を行う企業から表面処理ができる企業に外注している。このため、別工程による製品価格の上昇、製品品質の管理および生産リードタイムの延長が困難になるという問題がある。また、ショットピーニングでは硬い鋼球を加工表面に衝突させるため、形状精度を維持するのが困難であるという問題もあり、必ずしも万能な表面改質法ではない。このような状況から、近年注目を集めている加工法がバニシング加工法である。

バニシング加工法は、塑性変形を利用して表面粗さを改善する手法として、古くから活用されている。日本において、バニシング加工の研究が多く行われたのは、(株)スギノマシンのローラバニシング工具^{34) 35)}が開発されて以降であるが、ローラバニシングの起源は1928年に鉄道車両の車軸の耐久性を向上させるためにドイツで発明されたローラ仕上げがもっとも古いようである³⁶⁾。これまでのバニシング加工に関する先行研究の事例は、岡島らがセンタレス・ローラバニシング装置を開発し、遊星ローラ方式によるバニシング加工で表面改質を実現している³⁷⁾。また、笹原らは回転工具を被削材に押し付ける摩擦攪拌形バニシング加工で表面改質を実現しており^{38) 39)}、他にも専用のバニシング工具および加工条件に関する研究が多く行われている⁴⁰⁾⁻⁴⁸⁾。さらに、複合機械加工法によるバニシング加工の研究も行われている⁴⁹⁾。しかしながら、これらの方法は専用機械や工具が必要である。

我々は、部品加工の製造現場において、1台の工作機械で段取り替えなしに低コスト、高付加価値化が実現できること、そして将来的に3次元の自由曲面などに適用するためにエンドミルを使用した加工法であることの2点を踏まえて、エンドミルの微小切込み切削加工によるバニシング作用を活用し、マシニングセンタ上の加工工程のみで段取り替えなしに高品位な加工面を実現できる新たな精密加工法であるエンドミルバニシング加工法を提案している⁵⁰⁾。

本加工法を用いればマシニングセンタ上の加工工程のみで、生産性を低下させることなく加工面に高い圧縮残留応力を有する高硬度で良好な平滑面を実現することが可能である^{51) 52)}。このため、切削加工後に表面改質法であるショットピーニングを行う工程と比較して、高品位、高能率および低価格が実現できる。また、バニシング工具と比較しても、別途専用工具の必要がなく、エンドミル1本で高精度な形状創成と圧

縮残留応力を有する高品位な加工面が実現でき、非常に効率的である。

本研究では、半導体製造装置関連の精密部品に幅広く使用されているオーステナイト系ステンレス鋼を被削材に、多くの企業の加工現場で広く使用されている難削材向けの超硬エンドミルを使用して、エンドミルルーバニング加工法により得られた加工面の特性を明らかにし、高付加価値化と高能率化を実現するための精密加工技術の確立を目指す。

1.2 本研究の目的

本研究の目的は、1.1 節で述べた半導体製造装置関連の精密部品の切削加工において、高品質で低価格を実現する高付加価値かつ高能率な加工技術の確立である。このため、我々は新たな精密加工法であるエンドミルバニシング加工法を提案している。本加工法を用いて、半導体製造装置の精密部品に幅広く使用されているオーステナイト系ステンレス鋼を被削材に、1本の超硬エンドミルによるマシニングセンタ上の加工工程のみで、生産性を低下させることなく加工面に高い圧縮残留応力を有する高硬度で良好な平滑面の実現を目指した。

本研究で対象とした製品は、半導体やフラットパネルディスプレイの製造工程における化学蒸着法およびドライエッチングにおいて使用される各種ガスの制御機器の精密部品である。これらの部品の仕様の一例は、接続部の気密性および耐久性の保持に求められる精密仕上げの表面粗さ $Ra\ 0.2\ \mu\text{m}$ 以下、高硬度のビッカース硬度 $350\ \text{HV}$ 以上の加工面を得ることである。さらに、疲労強度向上のため、ショットピーニング加工と同等以上の圧縮残留応力を付与し、製品の製造工程からショットピーニングを削除して高能率化を実現することを目標に検討を行っている。

1.3 本論文の構成

本論文は全5章より構成され、第1章が序論、第5章が結論である。第2章は微小切込み切削が仕上げ面性状に及ぼす影響、第3章は微小切込み切削が加工変質層に及ぼす影響、第4章が微小切込み切削が相変態に及ぼす影響について、それぞれの研究成果をまとめる。

第1章では、半導体産業の現状を概観したうえで、半導体製造装置の精密部品などに幅広く使用されているオーステナイト系ステンレス鋼の部品加工に求められている課題である高付加価値化および低価格化を実現するために、我々が新しく提案した精密加工法であるエンドミルバニシング加工法の有用性を述べ、本研究の目的と意義を明らかにしている。

第2章では、我々が提案している微小切込み切削であるエンドミルバニシング加工法による加工面の高付加価値化を実現するため、前加工およびエンドミルバニシング加工後の加工面の仕上げ面性状について検討している。前加工後の加工面の状態を把握するため、輪郭形状、表面粗さ、切削抵抗および合力が作用する角度の計測を実施した結果について述べている。次に、エンドミル刃先の最適形状について検討し、最適化した工具でエンドミルバニシング加工を行い、前加工後の加工面の表面粗さと比較して良好な平滑面が得られることを示している。

第3章では、エンドミルバニシング加工により生成した加工変質層の表面硬度、残留応力および結晶組織について検討している。ビッカース硬度試験の結果より、エンドミルバニシング加工を行うと高硬度を有する加工面になることを明らかにしている。また、切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1刃当たりの送り量 $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ の加工条件において、もっとも高い表面硬度と高い圧縮残留応力が得られることを示している。加工変質層の深さ方向の組織観察より、加工変質層の深さについて述べている。また、前加工およびエンドミルバニシング加工における工具寿命を検討した。さらに、エンドミルバニシング加工において、逃げ面摩耗幅と表面硬度の関係を明らかにする。また、エンドミルバニシング加工において、エンドミルに微小なチップングが発生すると、加工面の工具軸方向の表面粗さに影響を与えることを示している。

第4章では、エンドミルバニシング加工により生成した加工変質層の結晶組織について検討している。X線回折試験の結果より、前加工条件では母相のオーステナイト相のみでマルテンサイト相は誘起せず、エンドミルバニシング加工後の加工面は加工条件によりマルテンサイト相が誘起することを示している。また、エンドミルバニシング加工後の加工面における加工変質層のマルテンサイト比率について検討する。マルテンサイト相が誘起する要因として、加工時の切削熱や切削力によって相変態に必要なエネルギーの付与が起こっていると考え、熱画像測定装置で温度測定、切

削動力計で切削抵抗の測定を行っている。その結果、加工時の切削力の影響が相変態に大きく影響しており、マルテンサイト変態に利用された切削抵抗とマルテンサイト比率は相関関係にあることを明らかにしている。なお、そのときの EBSD 法による結晶解析を行ったところ、強いひずみが残る加工変質層が生成することを示している。

第5章では、第2章から第4章まで得られた主要な結論を要約し、総括している。

【参考文献】

- 1) 平成 27 年度経済産業省生産動態統計年報機械統計編，経済産業省，(2015) 17.
- 2) 東条徹：ナノメータオーダーの位置決め技術の現状と将来，精密工学会誌，56，3 (1990) 29.
- 3) 田中栄：未来予測レポート 2011-2015，日経 BP コンサルティング，(2011)，pp.329.
- 4) 泊里治夫：半導体製造用ステンレス鋼の微量腐食，Zairyo-to-Kankyo，46，4 (1997) 203.
- 5) 上村賢一：シリコンウエハー表面の金属およびパーティクル付着機構と新洗浄方法，応用物理，66，12 (1997) 1304.
- 6) 原田泰典：ショットピーニング，表面技術，67，1 (2016) 2.
- 7) 当舎勝次：ショットピーニングの温故知新，まてりあ，47，3 (2008) 134.
- 8) 當舎勝次：図解砥粒加工技術のすべて，工業調査会，(2006) 144.
- 9) 勝田智宜，宇野義幸，横溝精一，竹家章仁，瀧口純一，橋詰匠：超精密切削加工技術を用いた小型 ODV 用ミラーの開発，精密工学会誌，74，8 (2008) 830.
- 10) 近藤英二，岩本竜一，田中一平，皮籠石紀雄：超精密切削加工された Al 合金の仕上げ面性状に及ぼす工具摩耗の影響(第 1 報)，精密工学会誌，72，6 (2006) 766.
- 11) 前田幸男，榊田正美，西口隆，沢真司，伊藤立：ダイヤモンド工具による Al 合金の鏡面切削に関する研究 (第 1 報)，精密工学会誌，54，10，(1988) 1993.
- 12) T. Moriwaki and K. Okuda: Machinability of copper in ultra-precision micro diamond cutting, Annals of the CIRP, 38, 1 (1989) 115.
- 13) 呉東権，森田昇，吉田嘉太郎：単結晶シリコンの切削加工に関する研究，日本機械学会論文集 C 編，59，557，(1993) 283.
- 14) 社本英二，鈴木教和：楕円振動を用いた超精密切削，精密工学会誌，72，4 (2006) 440.
- 15) 坂本重彦，平井平司，篠崎烈，藤森彰：コーティング超硬バイトによるステンレス鋼 SUS316 の超精密切削加工，精密工学会誌，70，3 (2004) 397.
- 16) 庄司克雄，厨川常，ほか 36 名：超精密加工と非球面加工，エヌ・ティー・エス (2004) 146.
- 17) 小林昭，井川直哉，ほか 12 名：鏡面加工技術の進歩，総合技術センター (1992) 21.
- 18) 津和秀夫：超精密加工，精密機械，38，445 (1972) 141.
- 19) 小林昭：超精密生産技術基本体系 第 1 巻 基本技術，フジ・テクノシステム (1995) 9.

- 20) 谷口紀男：ナノテクノロジーの基礎と応用復刻版，工業調査会，(2001) 2.
- 21) 日本機械学会編，機械工学便覧デザイン編 β2 材料学・工業材料，日本機械学会 (2006) 231.
- 22) 佐々木信也，志摩政幸，野口昭治，平山朋子，地引達弘，足立幸志，三宅晃司：はじめてのトライボロジー，講談社，(2013) 144.
- 23) 高沢孝哉：Surface Integrity，精密工学会誌，55，10 (1989) 1772.
- 24) 吉田喜太郎：Surface Integrity に関する研究の現状，砥粒加工学会誌，36，3 (1992) 13.
- 25) 飯田喜介，当舎勝次：ショットピーニング加工面の加工条件と疲れ強さ，精密機械，51，8 (1985) 1569.
- 26) 飯田喜介，当舎勝次：ショットピーニング加工面の残留応力，精密工学会誌，52，3 (1986) 535.
- 27) 飯田喜介，当舎勝次：ショットピーニングによるガラスショットとスチールショットとの比較，精密工学会誌，54，5 (1988) 922.
- 28) 小西寛，村上敬宜，小林幹和，松井利治：ショットピーニングによる残留応力の発生機構と疲労強度に及ぼす影響，日本機械学会論文集 A 編，66，650 (2000) 1847.
- 29) 高橋茂信，橋本宗到，廣瀬元，佐々木敏彦：オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 のショットピーニング加工による疲労強度への影響，日本機械学会論文集 A 編，66，646，(2000) 1172.
- 30) 高橋茂信，橋本宗到，平塚剛一，広瀬幸雄：ショットピーニング加工を施した($\alpha+\gamma$) 二相ステンレス鋼の疲労強度に及ぼす影響因子に関する研究，材料，51，10，(2002) 1135.
- 31) 皮籠石紀雄，山本直道，廣瀬仁大，西谷弘信，後藤真宏，近藤英二：AL 合金溶湯鍛造材の疲労強度に及ぼすショットピーニングの影響，日本機械学会論文集 A 編，67，656 (2001) 726.
- 32) 岡田秀樹，丹下彰，安藤柱：ショットピーニング方法の違いによる材料硬さと応力分布と降伏応力の関係，圧力技術，41，5 (2003) 233.
- 33) J. Chaudhuri, B. S. Donley, V. gondhalekar, K. M. Patni : The effect of hole drilling on fatigue and residual stress properties of shot-peened aluminum panels, International of Engineering and performance, 3, 6 (1994) 726.
- 34) 岡島英昭：ローラバニシングの機能とその効果，ツールエンジニア，34，9 (1993) 119.
- 35) 大橋正英：ローラバニシング加工，ツールエンジニア，58，9 (2017) 42.

- 36) 田中義信, 津和秀夫, 井川直哉: 精密工作法 (上) 第2版, 共立出版, (1979) 275.
- 37) 岡島英昭: センタレス・ローラバニッシング法の研究 (第1報), 精密工学会誌, 65, 4 (1999) 610.
- 38) 笹原弘之, 矢田智彦, 富永啓介, 木内智: 炭素鋼 S45C への摩擦攪拌形バニッシング加工による硬化組織の創成, 日本機械学会論文集 C 編, 78, 787 (2012) 996.
- 39) S. Kiuchi, H. Sasahara: Temperature history and metallographic structure of 0.45%C Steel by frictional stir burnishing, *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems and Manufacturing*, 4, 5 (2010) 838.
- 40) S. S. G. Lee, S. C. Tam, and N. H. Loh: Ball burnishing of 316L stainless steel, *Journal of Materials Processing Technology*, 37 (1993) 241.
- 41) Paul S. Prevey, Michael J. Shepard, Paul R. Smith: The effect of low plasticity burnishing (LPB) on the HCF performance and fod resistance of Ti-6Al-4V, 6th National turbine engine high cycle fatifue (HCF) Conference, Jacksonville, FL March 5-8, (2001).
- 42) 喜田義弘, 藩四海, 北口嘉亮: ローラバニッシングによるステンレス鋼の円筒内面仕上げ, 日本機械学会論文集 C 編, 66, 642 (2000) 654.
- 43) 藩四海, 喜田義弘: ローラバニッシングに関する研究, 日本機械学会論文集 C 編, 67, 654 (2001) 579.
- 44) M. H. El-Axir: An investigation into roller burnishing, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40 (2000) 1603.
- 45) M. M. El-Khabeery, M. H. El-Axir: Experimental techniques for studying the effects of milling roller-burnishing parameters on surface integrity, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41 (2001) 1705.
- 46) Paul S. Prevey: The effect of cold work on the thermal stability of residual compression in surface enhanced IN718, 20th ASM Materials Solutions Conference & Exposition, St. Louis, Missouri October 10-12, (2000).
- 47) F. Klocke, J. Liermann: Roller burnishing of hard turned surfaces, *Int. J. Mach. Tools Manufact.* 38, Nos 5-6, (1998) 419.
- 48) Adel Mahmood Hassan, Amer M. S. Momani: Further improvements in some properties of shot peened components using the burnishing process, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40 (2000) 1775.
- 49) 田中隆太郎, 岡田将人, 中川智博, 古本達明, 細川晃, 上田隆司: 複合機械加工による高品位面性状を有する表面改質層の生成, 日本機械学会論文集 C 編, 78, 794, (2012) 276.

- 50) K. Kawamura, S. Sakamoto, K. Takahashi and M. Murai: Study on generation of surface-hardened layer in precision cutting of austenitic stainless steel, American Society for Precision Engineering 2016 Annual Meeting, (2016) 510.
- 51) 川村浩二, 坂本重彦, 岩本竜一: ステンレス鋼のエンドミルーバニシング法における加工条件が加工面品位に及ぼす影響, 砥粒加工学会誌, 61, 9 (2017) 488.
- 52) 川村浩二, 坂本重彦, 村井満: ステンレス鋼 SUS304 のバニシング加工により生成した表面改質層の評価, 2015 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (2015) 134.

第 2 章

第2章 微小切込み切削が仕上げ面性状に及ぼす影響

2.1 緒言

近年、工作機械の発展は著しく、加工精度の向上とともに情報化、知能化が進んでいる¹⁾²⁾。それに伴い、半導体製造装置部品などの製造現場では工程の完全自動化を図り、生産性の向上と低コスト化を実現させたいとする要望が多くある。これらを実現するためには工程集約およびIoT化などによる生産プロセスの改善が大きな課題となっている³⁾⁴⁾。

我々が提案するエンドミルバニシング加工法 (End milling-burnishing method) は、マシニングセンタ上の加工工程のみで段取り替えなしに製品の仕上げ加工と表面改質を行うことができ、大幅な工程集約を実現することが可能になると考えられる⁵⁾。しかし、砥粒加工⁶⁾などの仕上げ加工なしに切削加工工程だけで高品位な仕上げ面を実現するためには、製品仕様に応じて表面粗さや形状精度などの幾何学的品質と、加工変質層などの材料的品質の要求事項を満たすことが必要になる⁷⁾⁸⁾。これらの検討が十分に行われていないと、製品の使用時に耐食性低下や経年変形などにより不具合を引き起こす要因となる。そこで、まずは半導体製造装置部品の製造時の歩留りに大きな影響を与えることから、品質管理上で極めて重要な項目の1つである仕上げ面の輪郭形状や表面粗さなどの仕上げ面性状について検討する。

一般の切削加工の仕上げ面粗さは、数十 μm 程度である。このときの加工精度は、工作機械の固有の精度で決まっていることが多い。しかし、高精密切削の仕上げ面粗さは、0.01 μm 程度である。そのため、従来の切削現象では問題とならなかった要因が高精密切削では大きな問題となることがある。安定した切削を行うためには、工作機械の運動精度および工具切れ刃の幾何学的形状精度が仕上げ面性状に及ぼす影響を検討しておく必要がある⁹⁾。

高精密切削において形成される仕上げ面品位は、刃先丸みによる押込み力、刃先逃げ面と加工面の摩擦力など工具の刃先形状に大きく関係する^{10)・17)}。工具の刃先形状は、切削距離が伸びると摩耗して刃先丸みや逃げ面摩耗幅が大きくなる。刃先丸みが大きくなると凝着に影響し、逃げ面摩耗幅が大きくなると仕上げ面粗さが悪化すると考えられる。

本章では、微小切込み切削であるエンドミルバニシング加工法による加工面の高付加価値化を検証するため、実用切削条件における前加工およびエンドミルバニシング加工後の仕上げ面性状について調べる。さらに、微小切削における切りくず生成の有無によりバニシング効果が得られる加工条件を明らかにし、仕上げ面性状と工具送り量の関係を定量的に示す。

2.2 実験装置および実験方法

実験装置は3軸制御の立形マシニングセンタ（牧野フライス製作所，V33）で，切削工具はねじれ角 43° の4枚刃超硬スクエアエンドミル（三菱日立ツール，EPP4080）を使用し，切削油剤は植物油ベースのセミドライ加工専用油剤を使用した．被削材はステンレス鋼 SUS304 を溶体化処理したもので，ビッカース硬度試験機（フューチャアテック，FMV800）で測定した母材の硬度は 163HV であった．実験装置および加工時の模式図とエンドミルバニシング加工法の上面図を図 2-1 に示す．加工実験は切削現象を理解しやすくするため，エンドミルの底刃を使用せず被削材の下面より底刃を 1mm 突き出した側面切削をした．主な実験条件を表 2-1 にまとめる．エンドミルバニシング加工前の加工面の表面状態を一定に保つため，前加工の加工条件は工具メーカー推奨の汎用条件を参考にした切削速度 $V_c = 60\text{ m/min}$ ，1刃当たりの送り量 $f = 50\text{ }\mu\text{m}$ ，工具半径方向切込み量 $R_d = 800\text{ }\mu\text{m}$ に設定した．

エンドミルバニシング加工法の模式図を図 2-2 に示す．図 2-2(a)より，本加工法は工具半径方向の微小切込みで生じるバニシング作用を活用し，被削材表面の表面粗さ向上と同時に，表面改質層を生成するものである．エンドミルバニシング加工時の刃先の模式図を図 2-2(b)に示す．加工実験に使用した工具の逃げ角は 12° ，すくい角は 0° であり，エンドミルバニシング加工時に主に使用する領域は赤い斜線で示した逃げ面と被削材表面が接触する部分である．すべての実験は前加工後の加工面に対して，エンドミルバニシング加工を実施した．加工中の切削抵抗は多成分切削動力計（キスラー，9129AA）を使用して測定した．加工後の加工面の表面粗さは触針式表面粗さ測定機（東京精密 SURFCOM，5000DX），加工面の観察は光学顕微鏡（キーエンス，VHK-1000）により測定した．

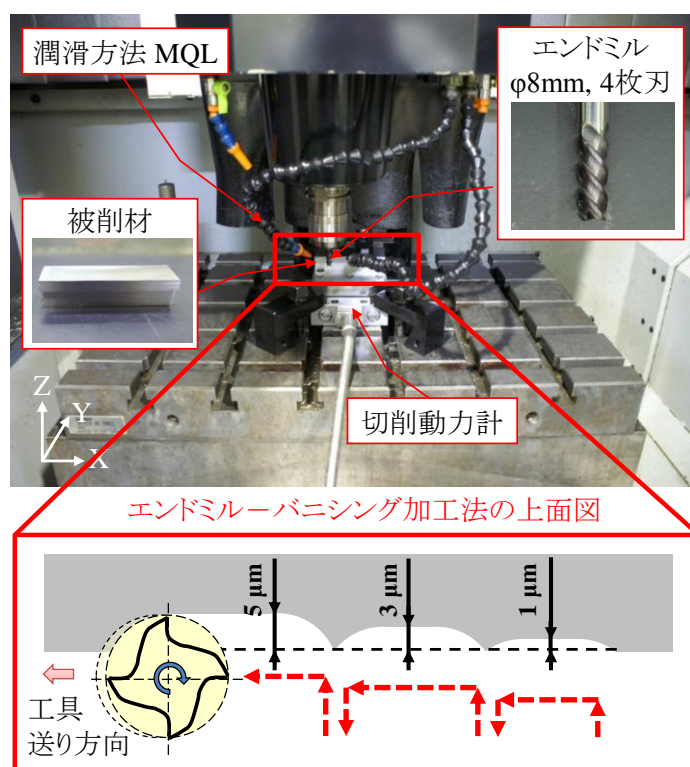


図 2-1 実験装置および加工時の模式図

表 2-1 実験条件

Machine tool	Machining center V33
Cutting tool	TiAlN coated square end mill Diameter: $D = 8$ mm Number of flutes: 4 Helix angle: 43° Cutting edge roundness : $3.6 \mu\text{m}$ Flank wear land : $V_B = 7.5 \mu\text{m}$
Workpiece material	SUS304
Cutting fluid	MQL(Vegetable Oil-based Fluid)
Cutting conditions	Pre-processing (PRE) Cutting speed: $V_c = 60$ m/min Feed rate: $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ Axial depth of cut: $A_d = 8$ mm Radial depth of cut: $R_d = 800 \mu\text{m}$
	End milling-burnishing method (EBM) Cutting speed: $V_c = 20 - 60$ m/min Feed rate: $f = 2 - 50 \mu\text{m/tooth}$ Axial depth of cut: $A_d = 8$ mm Radial depth of cut: $R_d = 1 - 40 \mu\text{m}$
	EBM-A cutting condition $V_c = 60$ m/min, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ EBM-B cutting condition $V_c = 20$ m/min, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ EBM-C cutting condition $V_c = 20$ m/min, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$

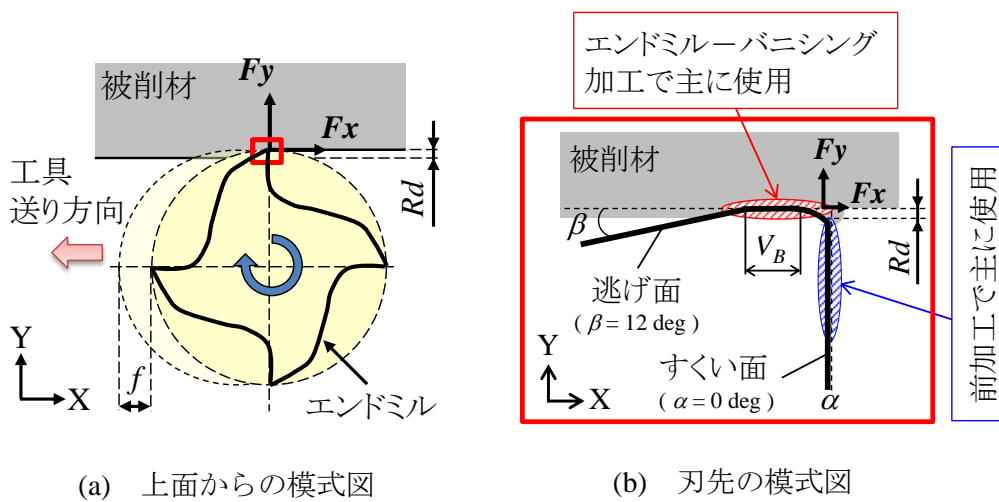


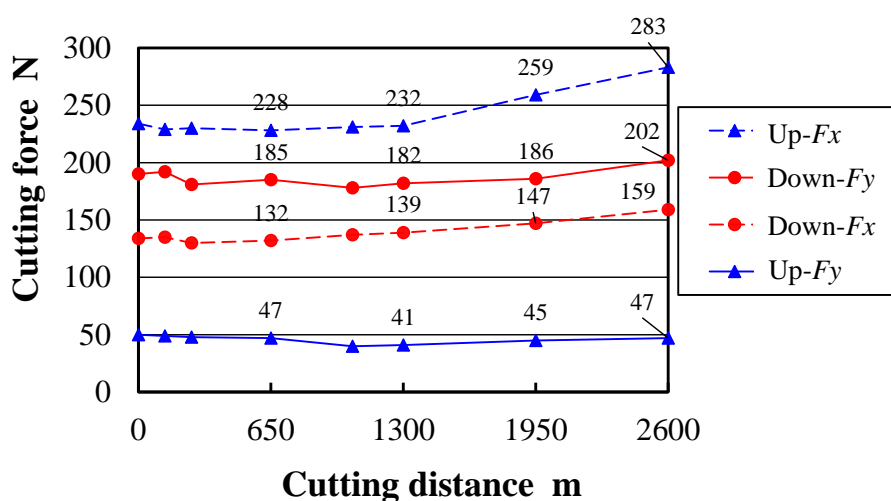
図 2-2 エンドミルバーニシング加工法の模式図

2.3 実験結果および考察

2.3.1 前加工における切削方式が表面粗さに及ぼす影響

エンドミルバニシング加工における仕上げ面の高付加価値化を実現するためには、前加工後の加工面の表面状態を把握しておくことが重要である。エンドミル加工時の加工精度は、これまでの藤井らの研究¹⁸⁾¹⁹⁾および松原らの研究²⁰⁾²¹⁾によって、仕上げ面の形状誤差が切削力の変動や切削方式など種々の要因に基づいて支配されていることが示されている。ここでは現行使用しているマシニングセンタにおける前加工後の加工面の表面状態を正確に把握することを主目的に、前加工条件における切削方式の違いが表面粗さおよび形状精度に及ぼす影響を調査するための加工実験を実施した。

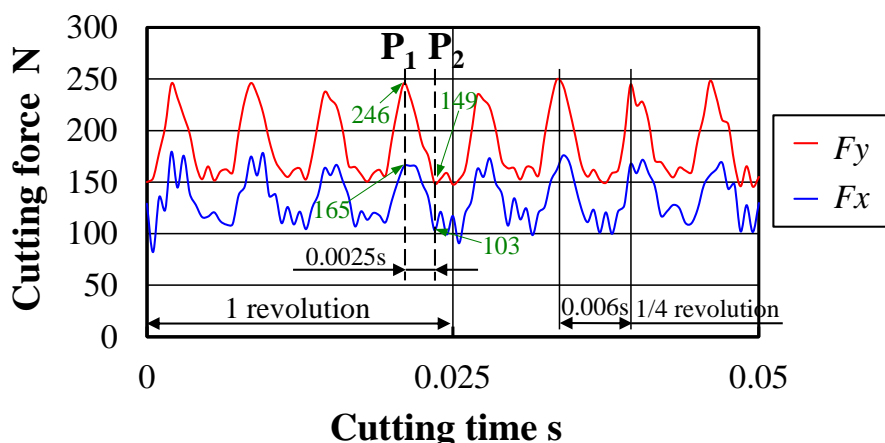
前加工後の加工面の表面状態に大きな影響を及ぼすと考えられるエンドミルから被削材が受ける力とその作用する角度を調査するため、切削動力計を用いて加工中の切削抵抗 F_x , F_y のそれぞれの平均値を測定した。前加工条件である切削速度 $V_c = 60$ m/min, 1 刃当たりの送り量 $f = 50$ $\mu\text{m}/\text{tooth}$, $Rd = 800$ μm におけるアップカットおよびダウンカットの切削抵抗と切削距離の関係を図 2-3 に示す。図中の青線はアップカット、赤線はダウンカットを示し、点線が F_x , 実線が F_y を示す。切削距離 650 m におけるアップカットの切削抵抗は F_x 228 N, F_y 47 N, ダウンカットの切削抵抗は F_x 132 N, F_y 185 N であった。従って、アップカットの加工時は X 軸方向に、ダウンカットの加工時は Y 軸方向に大きな力が生じている。また、切削距離が 1300 m まではすべての加工条件において切削抵抗に大きな変化は見られないが、1300 m を超えると切削抵抗が増加傾向にあった。この要因は、エンドミルの工具摩耗が進行して刃先丸みが大きくなったため、刃先と被削材の接触面積が増えて切削抵抗が増加したと考えられる。



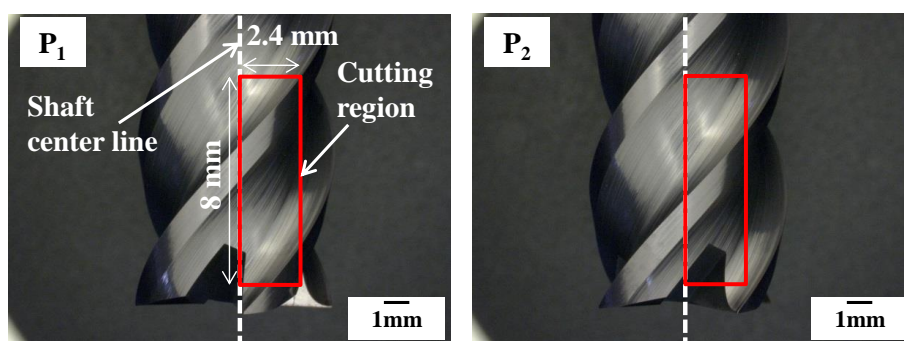
[$V_c = 60$ m/min, $f = 50$ $\mu\text{m}/\text{tooth}$, $Rd = 800$ μm]

図 2-3 切削抵抗と切削距離の関係

次に、エンドミルから被削材に作用する力の角度を求めめるため、切削距離 650 m の切削抵抗波形を詳細に調査した。前加工条件におけるダウンカット加工時の切削抵抗の拡大波形および切れ刃の状況を図 2-4 に示す。本実験で使用した 4 枚刃のエンドミルが 1 回転に要する時間は 0.025 秒である。また、本実験では加工面の板厚が 8 mm であるため、切削時に 1 刃で加工する時間と 2 刃で加工する時間が存在する。2 刃が被削材に接触し切削抵抗が最大となる位置を P_1 、1 刃のみで加工する位置を P_2 として、それぞれの切れ刃の状況を図 2-4(b), (c) に示す。図 2-4(a) より、2 刃接触時における切削抵抗の最大点 P_1 から 1 刃が接触しなくなる P_2 までの時間は約 0.0025 秒である。また、 P_1 における切削抵抗は F_x 165 N, F_y 246 N であり、 P_2 における切削抵抗は F_x 103 N, F_y 149 N であった。前加工時の被削材に作用する切削抵抗の合力の角度を図 2-5 に示す。なお、切削抵抗の合力の角度は、3 回転分の 12 波形の切削抵抗より算出した。



(a) 切削抵抗の拡大波形



(b) P_1 位置の切れ刃の状況

(c) P_2 位置の切れ刃の状況

[$V_c = 60$ m/min, $f = 50$ μ m/tooth, $R_d = 800$ μ m, $L = 650$ m, Down cutting]

図 2-4 前加工における切削抵抗波形および切れ刃の状況

ダウンカット加工時の被削材に作用する切削抵抗の合力の角度 θ は、X 軸方向から最小で 54° 、最大で 58° 、平均値は 56° に傾いた方向であることがわかった。同様の方法でアップカット加工時の被削材に作用する切削抵抗の合力の角度 θ を算出すると、X 軸方向から最小値は 9° 、最大値は 11° 、平均値は 10° に傾いた方向であった。つまり、ダウンカット加工時は被削材表面の深さ方向に大きな力が加わり、アップカット加工時は工具送り方向に大きな力が加わっていることがわかった。

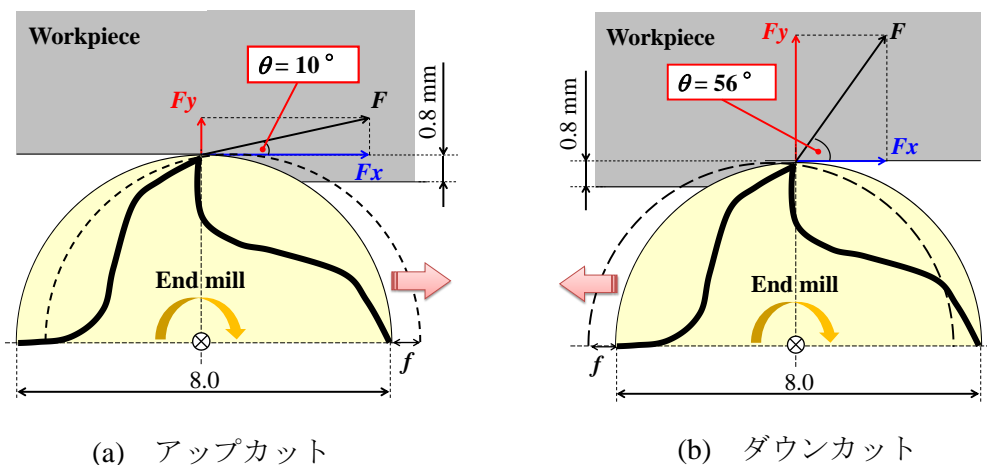
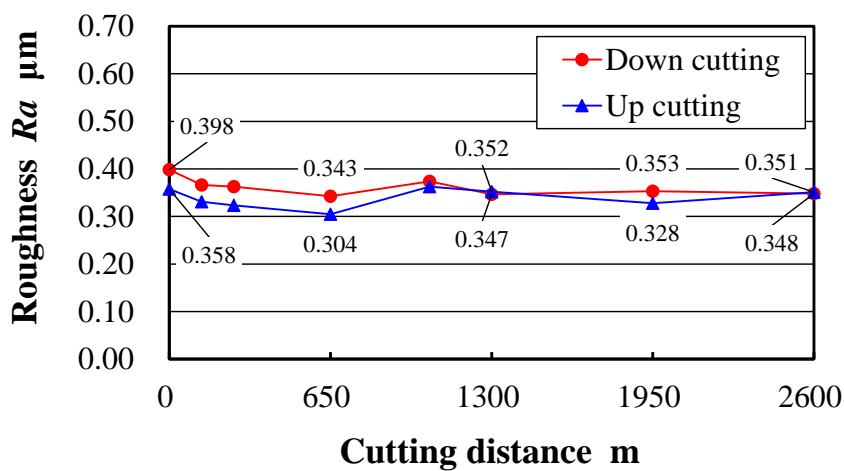
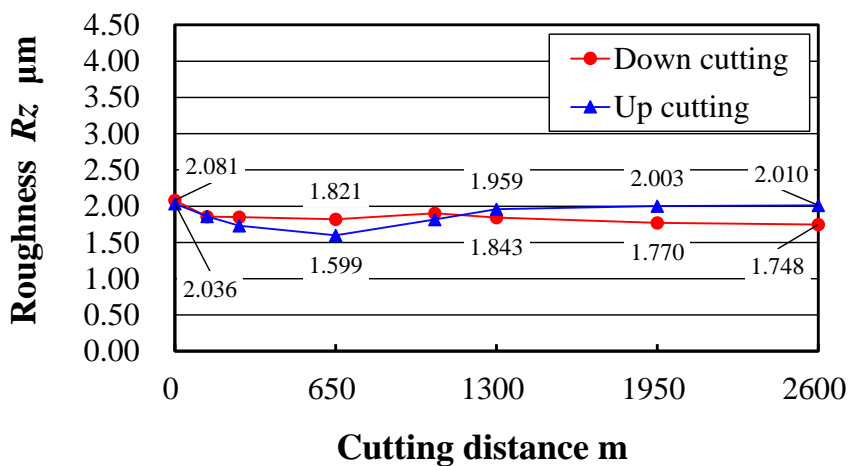


図 2-5 前加工における被削材に作用する切削抵抗

前加工条件である $Vc = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$, $Rd = 800 \mu\text{m}$ におけるアップカットおよびダウンカットの切削方式の違いが表面粗さに及ぼす影響を調査するため、触針式の粗さ計を用いて表面粗さ測定を実施した。表面粗さ Ra , Rz と切削距離の関係を図 2-6 に示す。図より、アップカットにおける表面粗さ Ra , Rz の最大値は、 $Ra 0.358 \mu\text{m}$, $Rz 2.036 \mu\text{m}$ であった。ダウンカットにおける表面粗さ Ra , Rz の最大値は、 $Ra 0.398 \mu\text{m}$, $Rz 2.081 \mu\text{m}$ であった。どちらの切削方式においても、切削開始時がもっとも表面粗さの値が大きくなった。これは、新品工具の刃先が鋭利なため加工面に転写した際の凹凸が大きくなり、表面粗さの値も大きくなったと考えられる。また、切削方式の違いによる表面粗さ Rz の最大差は、切削距離 2600 m における $0.262 \mu\text{m}$ であった。つまり、切削開始から切削距離 2600 m において、切削方式の違いが表面粗さ Rz に及ぼす影響は $0.3 \mu\text{m}$ 以下であることがわかった。



(a) 表面粗さ R_a と切削距離の関係



(b) 表面粗さ R_z と切削距離の関係

図 2-6 表面粗さと切削距離の関係

2.3.2 工具半径方向切込量が輪郭形状に及ぼす影響

仕上げ面の表面改質の効果を定量的に調査するには、前加工後の加工面の表面状態を一定に保つ必要がある。本実験の前加工条件のような一般的なエンドミルの側面切削において、アップカットおよびダウンカット加工時にエンドミルの Y 軸方向に作用する力は、図 2-7 に示すようになる。図 2-7(a)より、アップカット加工時は仕上げ面からエンドミルを押し戻す力 ($F1$) とエンドミルを仕上げ面に向かって押し込もうとする力 ($F2$) の相反する力が生じている。図 2-7(b)より、ダウンカット加工時は仕上げ面からエンドミルを押し戻す力 ($F3, F4$) の一方向にのみ力がかかる。このため、前加工においてはアップカットの方がダウンカットに比べて、力のつり合いが取れていると考えられる。本節では、前加工後の輪郭形状を把握するため、工具半径方向切込量および切削方式の違いが輪郭形状精度に及ぼす影響を検討する。

前加工条件の $Vc = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 800 \text{ }\mu\text{m}$ におけるアップカットおよびダウンカット加工時の切削抵抗測定結果を図 2-8 に示す。図中の切削抵抗は、輪郭形状精度に影響が大きいと考えられる被削材の Y 軸方向の切削抵抗 F_y の測定結果である。アップカットにおける切削抵抗 F_y の平均値は 26.2 N 、最大値は 59.6 N であった。また、ダウンカットにおける切削抵抗 F_y の平均値は 155.0 N 、最大値は 230.8 N であった。工具半径方向切込量 $Rd = 800 \text{ }\mu\text{m}$ における輪郭形状測定結果を図 2-9 に示す。アップカットの場合、 $800 \text{ }\mu\text{m}$ の切込指令値に対して、実切込量の最大値 $778 \text{ }\mu\text{m}$ 、最小値 $762 \text{ }\mu\text{m}$ であり、その差が $16 \text{ }\mu\text{m}$ であった。また、切残し量は最大で $38 \text{ }\mu\text{m}$ 存在した。ダウンカットの場合、 $800 \text{ }\mu\text{m}$ の切込指令値に対して、実切込量の最大値 $769 \text{ }\mu\text{m}$ 、最小値は $712 \text{ }\mu\text{m}$ であり、その差が $57 \text{ }\mu\text{m}$ であった。また、切残し量は最大で $88 \text{ }\mu\text{m}$ 存在した。アップカットがダウンカットに比べて輪郭形状精度が良好であった要因は、切削抵抗 F_y の測定結果が示すように力のつり合いが取れており、工具たわみ量が小さかったためであると考えられる。

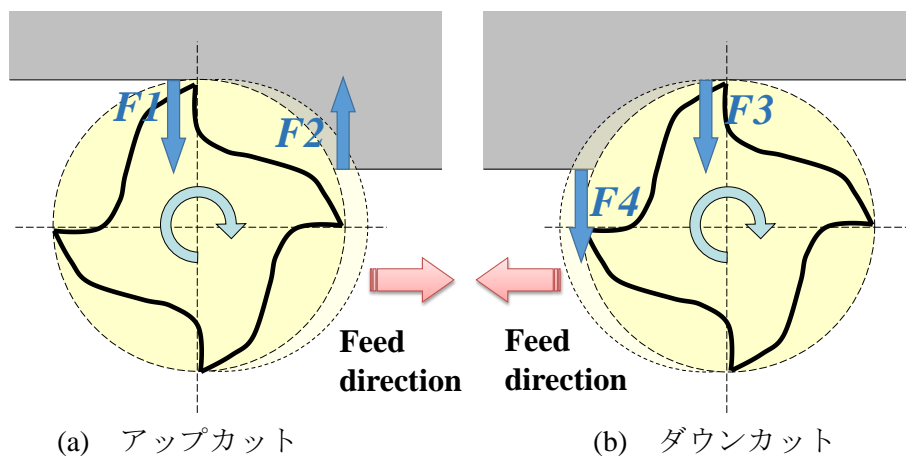


図 2-7 エンドミルの側面切削に作用する力の模式図

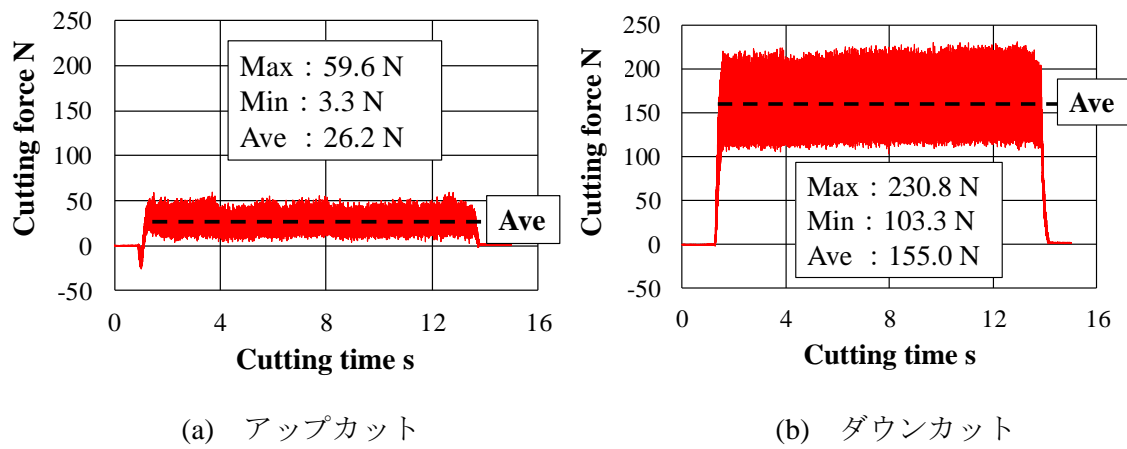


図 2-8 $Rd = 800 \mu\text{m}$ における被削材の Y 軸方向の切削抵抗

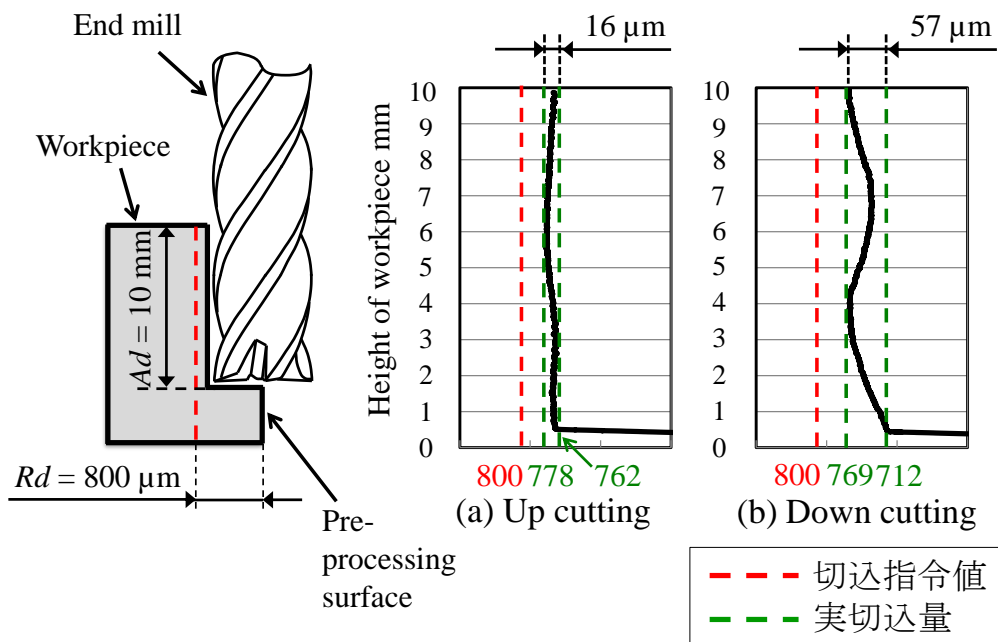


図 2-9 $Rd = 800 \mu\text{m}$ における被削材の Y 軸方向の輪郭形状

エンドミルーバニシング加工は、工具半径方向の微小切込みにより仕上げ面の表面改質を行う精密加工法である。このため、工具半径方向切込量が変化した場合の輪郭形状精度に及ぼす影響を検討した。前加工条件の切削速度 $V_c = 60 \text{ m/min}$ と1刃当たりの送り量 $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ を固定し、工具半径方向切込量を変化させた場合の切削抵抗と工具半径方向切込量の関係を図 2-10 に示す。図中の青線はアップカット、赤線はダウンカットを示し、点線が F_x 、実線が F_y を示す。アップカットにおいて、 $R_d = 800 \mu\text{m}$ と切込量が大きい場合には、 F_x の値が F_y の値に比べて著しく大きくなるため、工具送り方向に大きな力が作用していることがわかる。また、切込量が小さくなるにつれて、 F_x と F_y の値の差が小さくなり、切込量が $50 \mu\text{m}$ になると F_x と F_y の値が同程度になることがわかった。一方、ダウンカットにおいて、 $R_d = 800 \mu\text{m}$ と切込量が大きい場合には、 F_y の値が F_x の値に比べて大きくなるため、工具半径方向に力が作用している。切込み量が小さくなるにつれて、アップカットと同様に F_x と F_y の値の差が小さくなり、切込量が $200 \mu\text{m}$ 以下になると同程度の値になる。

アップカットおよびダウンカットの切れ刃軌跡の模式図を図 2-11 に示す。図より、エンドミルの切れ刃軌跡はトロコイド曲線である。このため、アップカットにおける切れ刃軌跡は大きな円弧となり、工具送り方向の切削抵抗である F_x に大きな力が作用したと考えられる。一方、ダウンカットにおける切れ刃軌跡は小さな円弧となり、工具切込方向の切削抵抗である F_y に大きな力が作用したと考えられる。しかし、工具半径方向の切込量が小さい場合には、どちらの切削方式も切れ刃と被削材の接触領域が小さくなるため、切削抵抗に大きな違いがなくなり同程度の値になったと推測される。

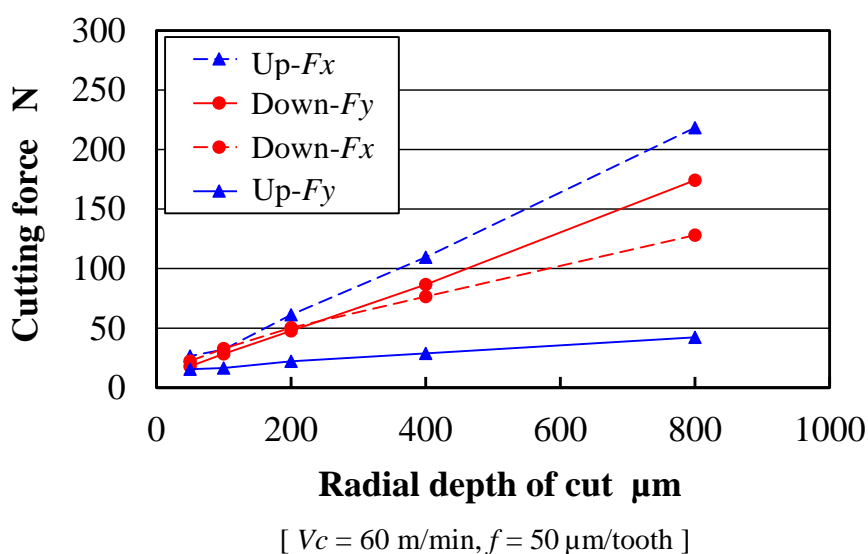


図 2-10 切削抵抗と工具半径方向切込量の関係

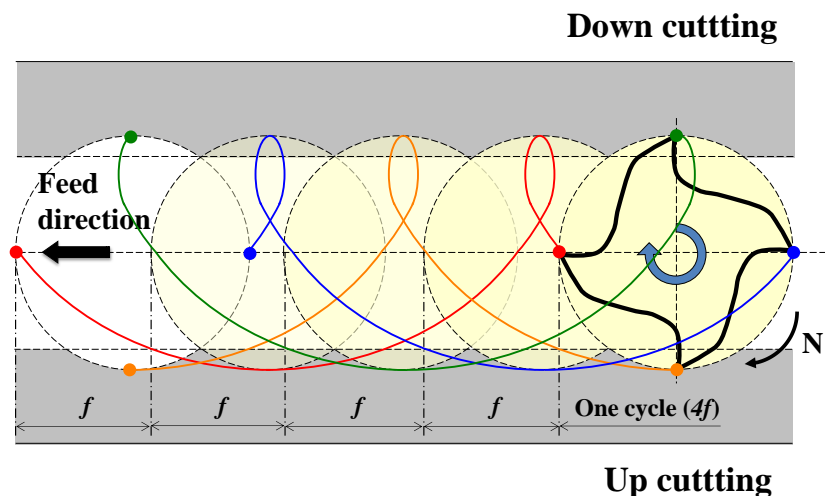
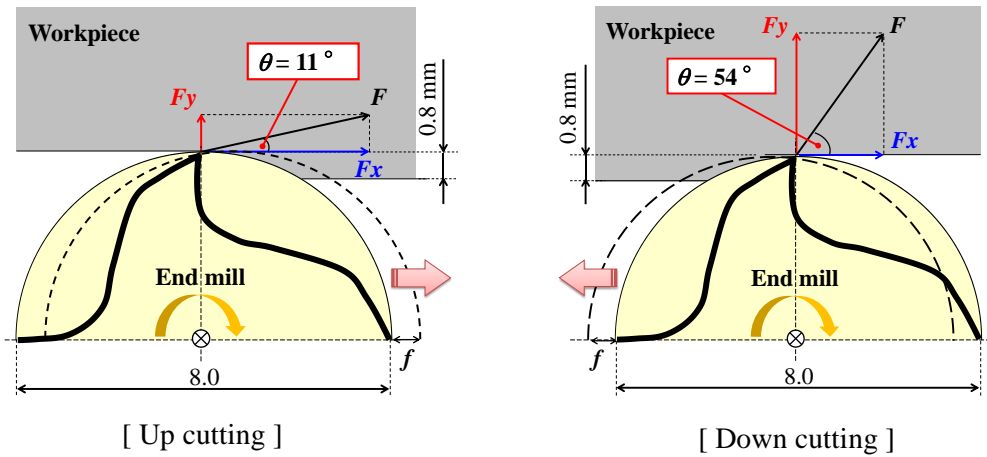
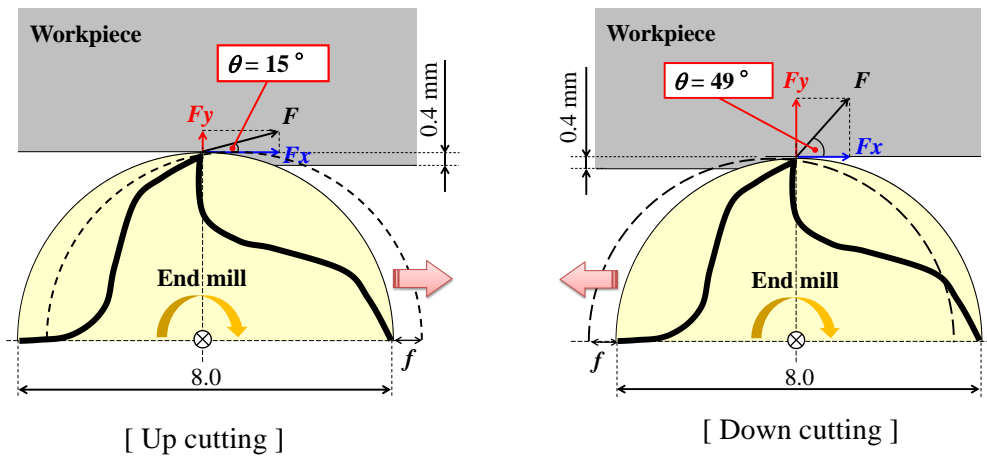


図 2-11 アップカットおよびダウンカットの切れ刃軌跡の模式図

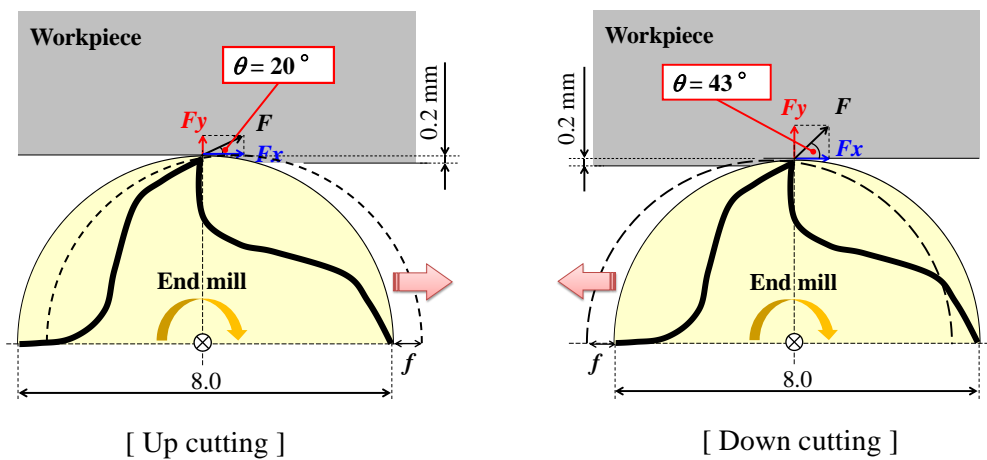
続いて、工具半径方向切込量を変化させた際の切削抵抗 F_x と F_y の合力の値から被削材に作用する力の角度を調べた。工具半径方向切込量毎の被削材に作用する切削抵抗の合力の角度を図 2-12 に示す。図 2-12(a)より、工具半径方向切込量 $Rd = 800 \mu\text{m}$ における被削材に作用する切削抵抗の合力の角度は、アップカットが 11° 、ダウンカットが 54° であった。図 2-12(b), (c), (d)より、 $Rd = 400 \mu\text{m}$, $200 \mu\text{m}$, $50 \mu\text{m}$ における切削抵抗の合力の角度は、アップカットが 15° , 20° , 30° であり、ダウンカットが 49° , 43° , 39° であった。アップカットおよびダウンカットにおける被削材に作用する切削抵抗の合力の角度と工具半径方向切込量の関係を図 2-13 に示す。図より、切込量が小さくなるのに伴い、アップカットにおける切削抵抗の合力の角度は増加し、ダウンカットにおける切削抵抗の合力の角度は減少する傾向があることがわかった。また、切込量が小さくなるにつれて、切削抵抗の合力の角度は約 35° 方向に収束し、切削方式による違いが小さくなることがわかった。従って、エンドミルバニシング加工では切込量が微小であるため、切削方式はアップカットおよびダウンカットのどちらを選択しても被削材に作用する力の角度に大きな差異は生じないことがわかった。



(a) $Rd = 800 \mu\text{m}$



(b) $Rd = 400 \mu\text{m}$



(c) $Rd = 200 \mu\text{m}$

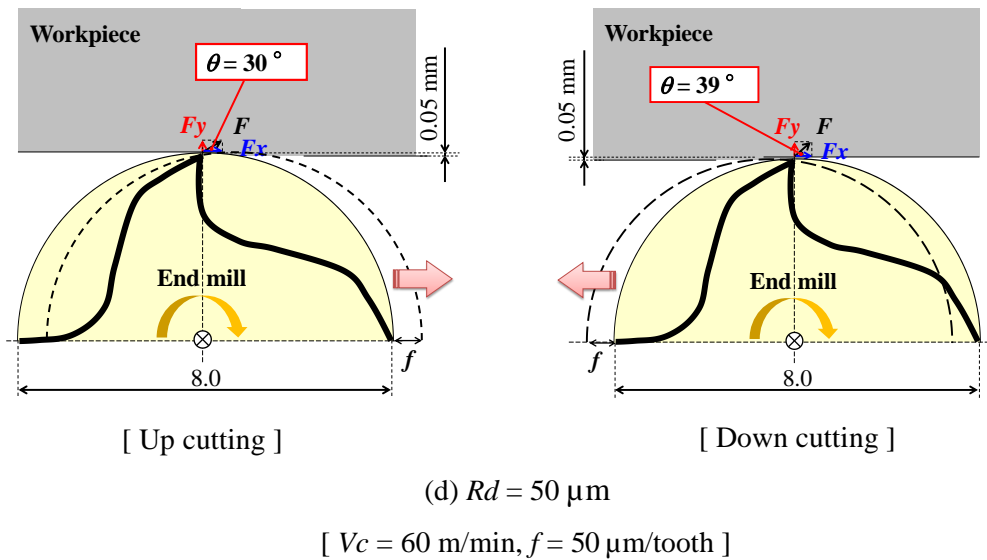


図 2-12 被削材に作用する切削抵抗の合力の角度

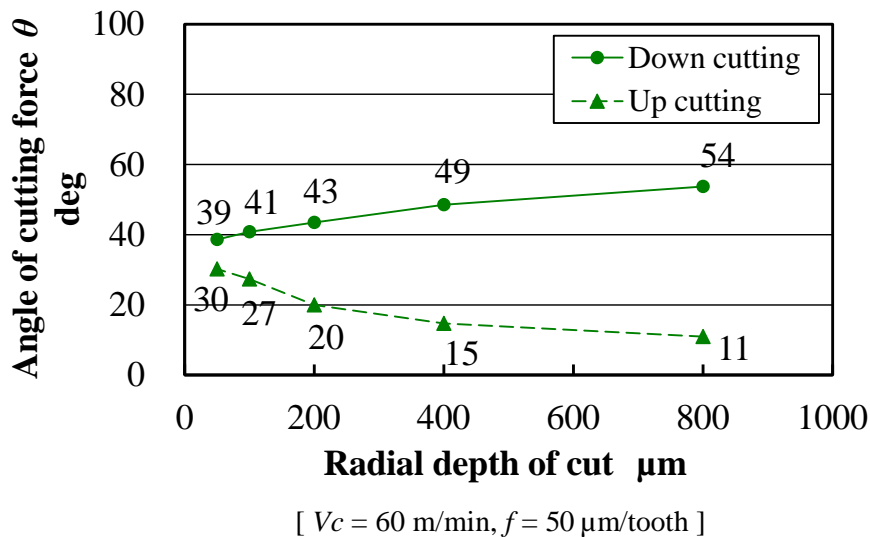


図 2-13 切削抵抗の合力の角度と工具半径方向切込量の関係

前加工条件の工具半径方向切込量のみ小さくした $V_c = 60 \text{ m/min}, f = 50 \mu\text{m/tooth}, Rd = 50 \mu\text{m}$ における切削抵抗 F_y の測定結果を図 2-14 に示す。アップカットにおける切削抵抗 F_y の平均値は 11.5 N, 最大値は 36.1 N であった。また, ダウンカットにおける切削抵抗 F_y の平均値は 13.6 N, 最大値は 37.1 N であった。アップカットとダウンカットにおいて, 切削抵抗 F_y に前加工のような大きな差は見られなかった。工具半径方向切込量 $Rd = 50 \mu\text{m}$ における輪郭形状測定結果を図 2-15 に示す。アップカットの場合, $50 \mu\text{m}$ の切込指令値に対して, 実切込量は最大値 $33 \mu\text{m}$, 最小値 $17 \mu\text{m}$ であり, その差が $16 \mu\text{m}$ であった。また, 切残し量の最大値は $33 \mu\text{m}$ 存在した。ダウンカット

の場合、 $50\ \mu\text{m}$ の切込指令値に対して、実切込量は最大値 $34\ \mu\text{m}$ 、最小値 $18\ \mu\text{m}$ であり、その差が $16\ \mu\text{m}$ であった。また、切残し量の最大値は $32\ \mu\text{m}$ 存在した。以上の結果から、工具半径方向切込量 $Rd=50\ \mu\text{m}$ では、アップカットおよびダウンカットの切削方式の違いが輪郭形状精度に及ぼす影響は小さい。なお、微小切込み切削であるエンドミルバニシング加工においては、工具半径方向切込量が $Rd=50\ \mu\text{m}$ より小さいため、切削方式の違いが輪郭形状精度に及ぼす影響はさらに小さいと考えられる。以上の結果より以降は、特別に指定しない場合の前加工とエンドミルバニシング加工時の切削方式は、加工現場で多く使用されているダウンカットとする。

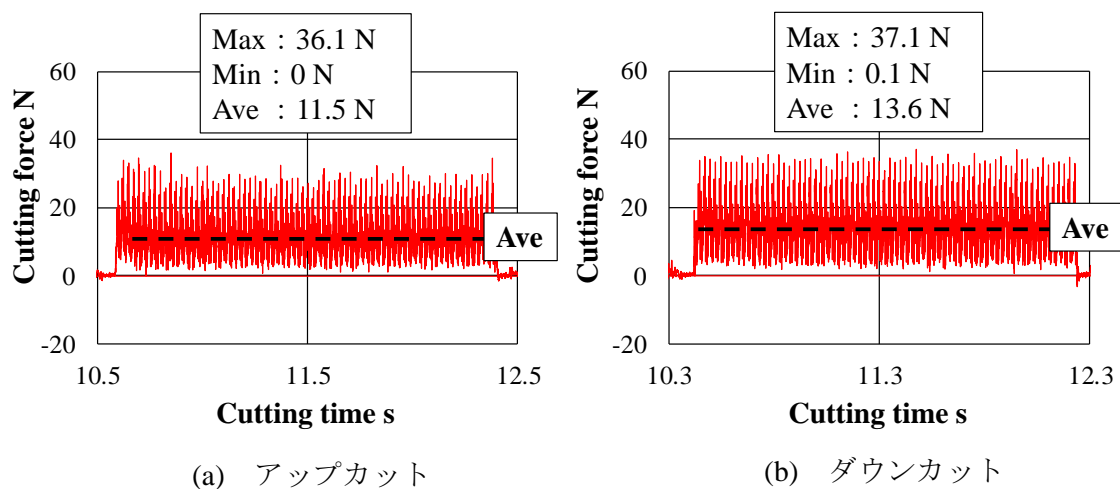


図 2-14 $Rd=50\ \mu\text{m}$ における被削材の Y 軸方向の切削抵抗

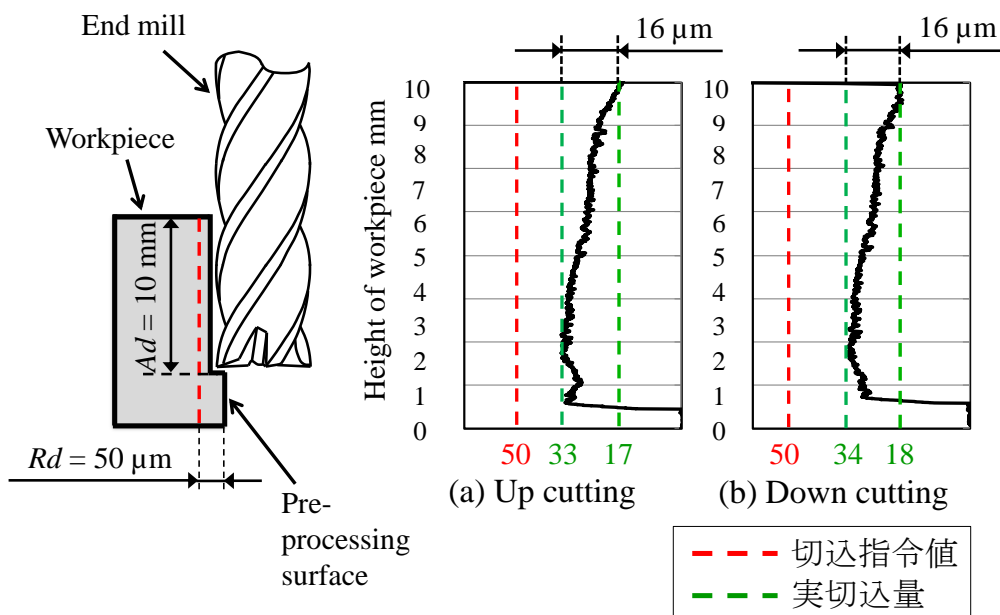


図 2-15 $Rd=50\ \mu\text{m}$ における被削材の Y 軸方向の輪郭形状

前加工条件 $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 800 \text{ }\mu\text{m}$ で加工した加工面に、微小切込み切削であるエンドミルバニシング加工を行った際の輪郭形状精度を検証した。エンドミルバニシング加工時の上面の模式図を図 2-16 に示す。工具半径方向切込量は、1, 3, 5, 10, 40 μm の 5 条件として、切削方式はダウンカットで加工実験を行った。また、前加工後の面をゼロ面に設定するため、加工面両端約 10 mm はエンドミルバニシング加工をしない領域を残した。

前加工条件の $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ に工具半径方向切込量のみ変更したエンドミルバニシング加工条件の加工面の輪郭形状精度を図 2-17 に示す。なお、本実験に使用したマシニングセンタの位置決め精度は $\pm 1.5 \text{ }\mu\text{m}$ である。図より、工具半径方向の切込量が $Rd = 1, 3, 5, 10, 40 \text{ }\mu\text{m}$ のとき、切込量指令値と実切込み量の差は $0.2 \text{ }\mu\text{m}$, $0.01 \text{ }\mu\text{m}$, $0.08 \text{ }\mu\text{m}$, $0.43 \text{ }\mu\text{m}$, $1.23 \text{ }\mu\text{m}$ であった。この結果から、 $Rd = 3, 5 \text{ }\mu\text{m}$ の場合、切込量指令値と実切込み量の差はサブミクロン単位以下で、良好な輪郭形状精度が得られることがわかった。これら加工条件において、工具半径方向切込量の指令値が数ミクロンの微小切込みであるエンドミルバニシング加工に十分対応していることを確認した。

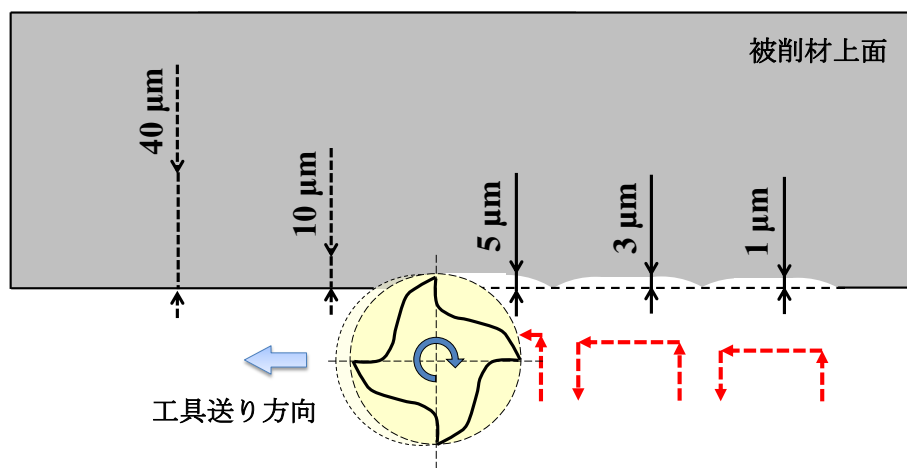
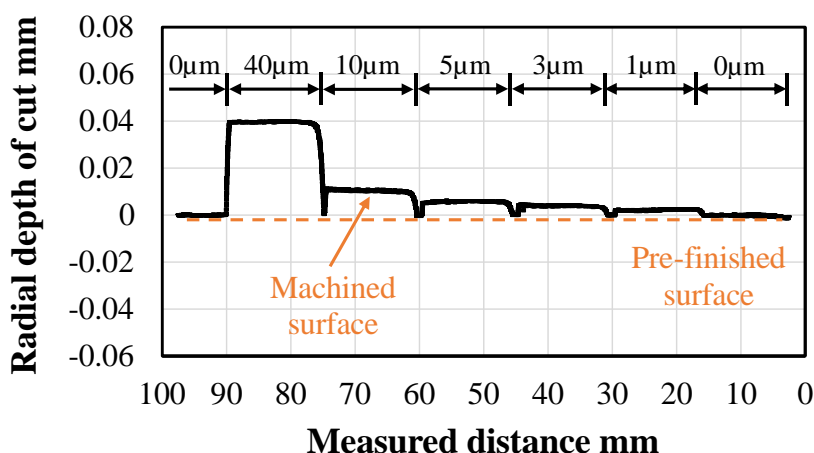


図 2-16 エンドミルバニシング加工の上面の模式図



[$V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ } \mu\text{m/tooth}$, Down cutting]

工具半径方向切込量指令値 (μm)	1	3	5	10	40
実切込み量 (μm)	1.20	2.99	4.92	9.57	38.77

図 2-17 エンドミルバニシング加工後の輪郭形状

さらに、エンドミルバニシング加工における工具半径方向切込量 Rd を 1, 3, 5 μm と変化させた場合の表面硬度に及ぼす影響を確認するため、ビッカース硬度試験を実施した。表面硬度と工具半径方向切込量の関係を図 2-18 に示す。なお、ビッカース硬度試験は試験荷重 0.1 N, 荷重保持時間 10 秒で行い、図中の数値はビッカース硬度測定結果の 5 カ所の平均値である。前加工条件の工具半径方向切込量のみ小さくしたエンドミルバニシング加工条件である $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ } \mu\text{m/tooth}$ の加工面の表面硬度は 358 HV, 361 HV, 356 HV であった。また、表 2-1 の実験条件で切削速度, 1 刃当たりの送り量をもっとも小さくしたエンドミルバニシング加工条件である $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ } \mu\text{m/tooth}$ の加工面の表面硬度は 455 HV, 458 HV, 456 HV であった。これらの値は、母材の表面硬度 163 HV と比較して 3 倍程度であり、加工後に表面硬度が大きく上昇することがわかった。このときの加工面に 3,500 ガウスのサマリウムコバルト磁石を近づけると付着したことから、被削材表面の結晶構造がオーステナイト相から磁性を有するマルテンサイト相へ加工誘発変態したと推測される。なお、どちらのエンドミルバニシング加工条件においても、工具半径方向切込量 $Rd = 1, 3, 5 \text{ } \mu\text{m}$ と変化させても、表面硬度に大きな違いが存在しないことを確認した。これは、工具

半径方向の微小切込みでは、被削材表面に影響する切削抵抗 F_y に大きな違いが生じないため、表面硬度が変化しなかったと推測される。以上より、本実験におけるエンドミルバニシング加工時の工具半径方向切込量の最適な加工条件は、マシニングセンタの位置決め精度も考慮して、 $Rd = 5 \mu\text{m}$ である。

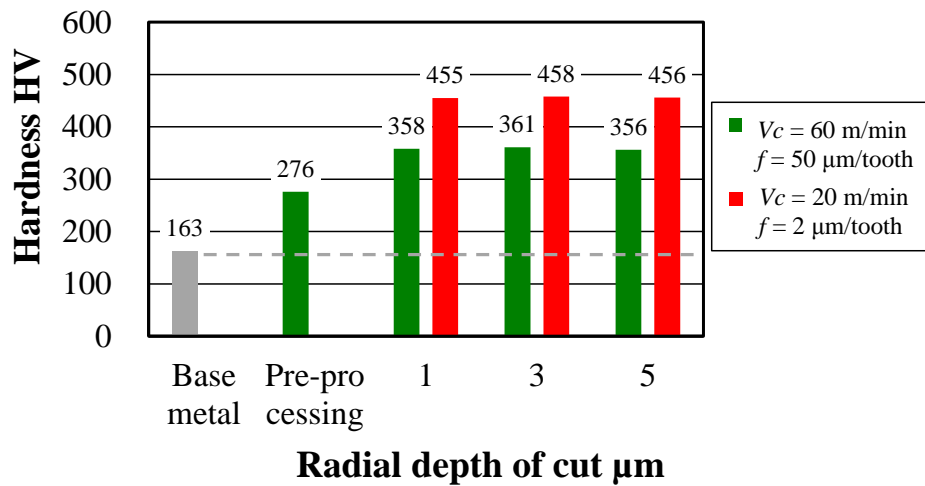


図 2-18 表面硬度と工具半径方向切込量の関係

2.3.3 仕上げ加工のための工具刃先形状の検討

本研究の仕上げ加工であるエンドミルバニシング加工は、微小切込み切削によるバニシング効果を活用する精密加工法であるため、通常のエンドミル切削に比べて刃先丸みや逃げ面摩耗幅など工具の刃先形状が仕上げ面品位に大きく影響する。前加工およびエンドミルバニシング加工時の工具の刃先形状の模式図を図 2-19 に示す。なお、新品工具の刃先丸みは約 $3\mu\text{m}$ であり、前加工の模式図に比べてエンドミルバニシング加工時の模式図は拡大して示している。図 2-19(a) より、前加工時の工具半径方向切込量は $800\mu\text{m}$ であり、この値と比較すると刃先丸みは非常に小さい。一方、図 2-19(b) より、エンドミルバニシング加工時の工具半径方向切込量は $5\mu\text{m}$ であり、この値は刃先丸みと同程度である。このときの加工現象は、すくい面での加工ではなく、刃先丸みと逃げ面によって加工していると推測される。

本実験では、前加工後に同一のエンドミルを使用して仕上げ加工であるエンドミルバニシング加工を行う。しかし、前加工の切削距離が伸びて刃先が摩耗した工具でエンドミルバニシング加工を行うと、仕上げ面の表面状態が変化することも考えられるため、刃先形状の把握が重要である。そこで、図 2-3 に示した前加工条件である $V_c = 60\text{ m/min}$, $f = 50\mu\text{m/tooth}$, $R_d = 800\mu\text{m}$ において、切削抵抗の値に変動が小さかった切削距離 650 m における加工面の表面状態を調査する。

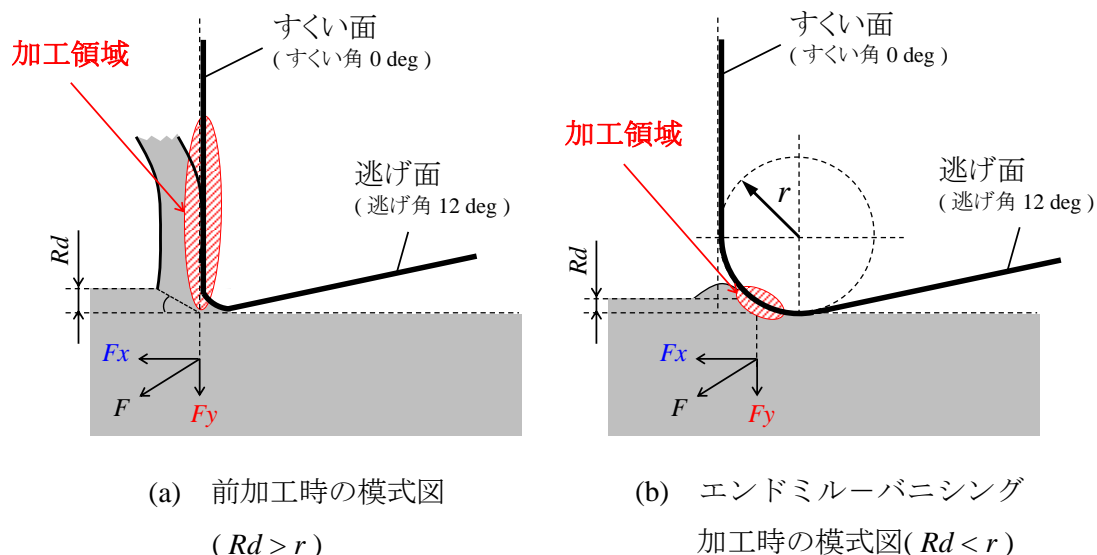
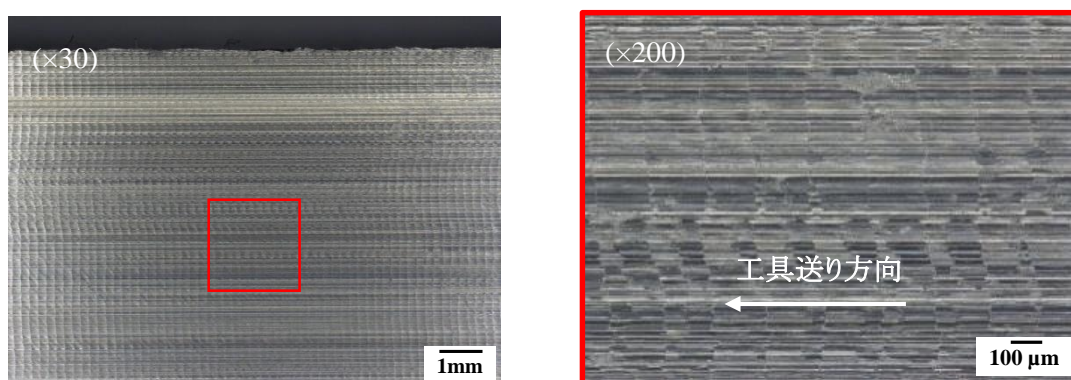


図 2-19 加工時の刃先形状の模式図

切削距離 650 m における前加工後の加工面の光学顕微鏡写真を図 2-20 に示す。右図の 200 倍に拡大した画像より、加工面には工具送り方向に規則的な間隔で凸部があることが確認できる。また、凸部の寸法を求めるために表面粗さを測定した。加工面中央部の表面粗さ測定結果を図 2-21 に示す。表面粗さのプロファイルより、凸部と凸部の頂点間の水平距離が 0.2 mm ピッチであることがわかる。この結果より、測定値は 1 刃当たりの送り量 f の設定値の 4 倍にあたる 0.2 mm 間隔であり、工具の刃先寸法や取付け精度などの影響により、エンドミルの 1 刃で仕上げ面粗さを形成したと推測される。なお、本実験に使用した工具は 4 枚刃の超硬エンドミルであり、直径 8 mm に対しての刃径公差の設計値は、 -0.047 mm ($\phi 7.953 \text{ mm}$) から -0.025 mm ($\phi 7.975 \text{ mm}$) であり、最大値で $22 \text{ }\mu\text{m}$ のバラツキを持つものを使用している。そこで、刃径の寸法変化をできる限り小さくした工具で加工実験するため、事前に前加工条件で加工した 4 枚刃エンドミルの刃径と切削距離の関係を三次元測定機を用いて求めることにした。



[$V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 800 \text{ }\mu\text{m}$, Down cutting, $L = 650 \text{ m}$]

図 2-20 前加工後の加工面の光学顕微鏡写真

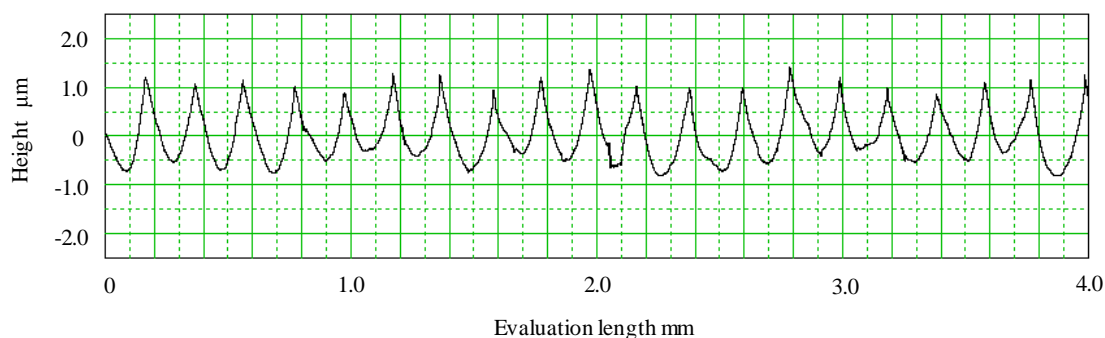


図 2-21 前加工後の加工面の表面粗さ

前加工条件で加工した4枚刃エンドミルの工具直径と切削距離の関係を図2-22に示す。工具直径は、底刃から5mmの位置を測定した。これは、被削材の中央部に対応した位置である。図より、切削距離0-260mの間は工具直径が大きく減少するが、260-650mの間は大きな変化がないことがわかる。切削距離260mまで工具直径が減少した要因は、コーティングの剥離が影響したと推測される。

工具刃先真円度と切削距離の関係を図2-23に示す。工具刃先真円度は、切削距離0-260mの間は減少傾向になり、260mでもっとも小さく、その後は増加傾向になる。以上の結果より、赤色点線の丸で囲った切削距離260mが4枚刃の刃径のバラツキが小さく、工具直径も安定するため、この状態の工具ですべての加工実験を実施する。なお、この時の刃先形状を測定したところ、4刃の刃先丸みの平均値が約3.6 μm 、逃げ面摩耗幅の平均値が約7.5 μm であった。

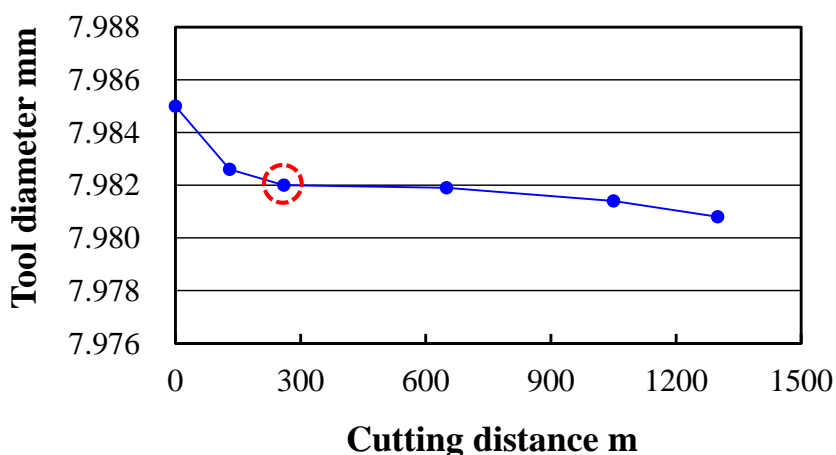


図 2-22 工具直径と切削距離の関係

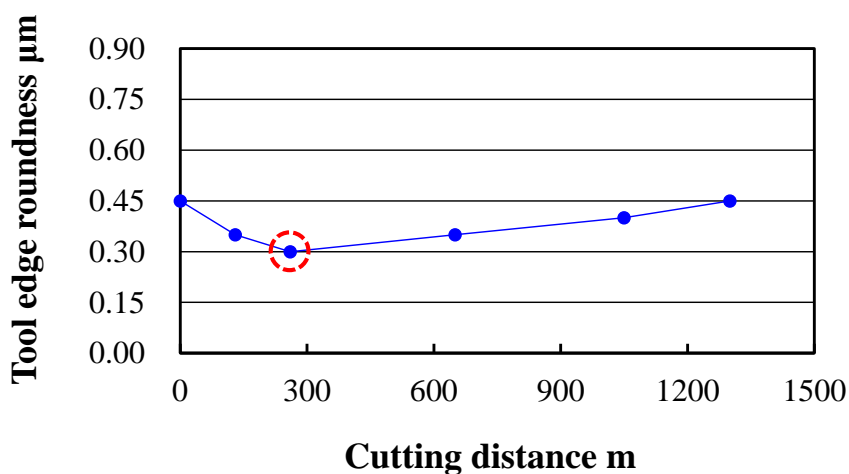
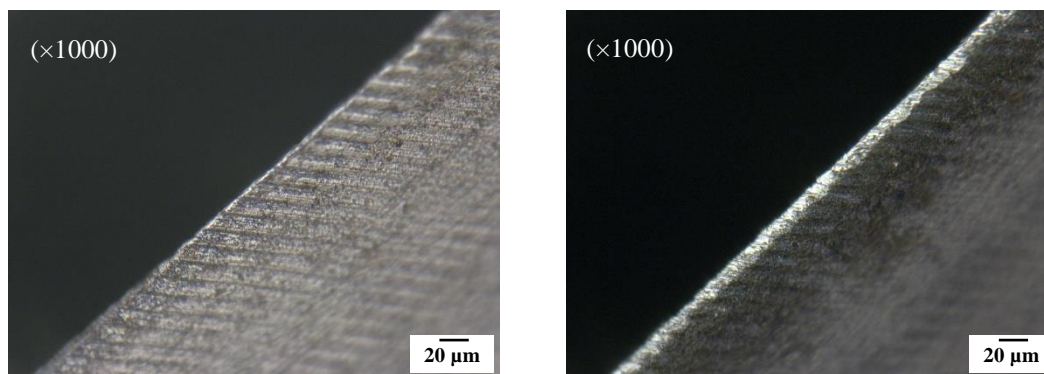


図 2-23 工具刃先真円度と切削距離の関係

新品工具と切削距離 260 m の工具逃げ面の光学顕微鏡写真を図 2-24 に示す。新品工具の逃げ面の刃先は図 2-24(a)に示すように鋭利であるが、切削距離 260 m の逃げ面の刃先は図 2-24(b)に示すように約 7.5 μm の幅で工具摩耗が進み、エンドミルバニシング加工で使用する刃先先端部のコーティングは剥がれているように見える。また、新品工具にはホーニングの痕が認められるが、切削距離 260 m の工具にはホーニングの痕は消えており、その結果仕上げ面の表面状態に及ぼす影響はないと考えられる。

切削距離 260 m の工具逃げ面のコーティングの状況を確認するため、レーザ顕微鏡（キーエンス、VK-9500）を用いて測定した。図 2-25 に測定したカラー画像を示す。図より、摩耗した刃先の色は銀色および白色になっており、摩耗していない面の色とは異なっていた。なお、銀色は工具母材の超硬と同様の色であるため、コーティングの剥離と断定できる。



(a) 新品工具の刃先

(b) 切削距離 260m の刃先

図 2-24 エンドミル逃げ面の光学顕微鏡写真

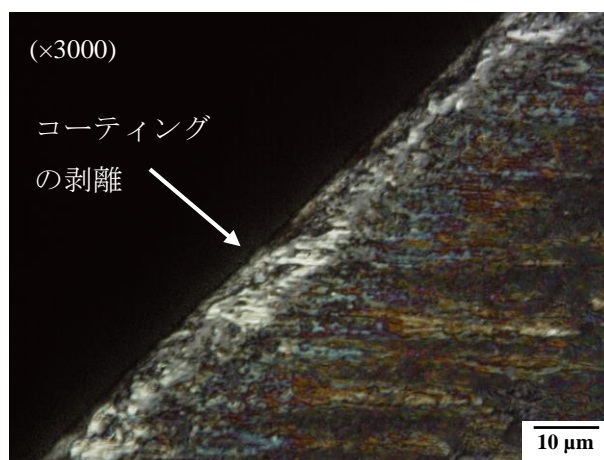


図 2-25 工具逃げ面のレーザ顕微鏡画像

2.3.4 仕上げ加工における工具送り量が表面粗さに及ぼす影響

加工面の高付加価値化を実現するためには、エンドミルバニシング加工の加工特性を十分把握し、適切な加工条件を選択することが重要である。前加工およびエンドミルバニシング加工後の加工面を評価するために、表面粗さ測定を実施した。表面粗さと加工条件の関係を図 2-26 に示す。なお、前加工とエンドミルバニシング加工は同一工具を使用している。

表面粗さ測定は触針式の粗さ計を用い、被削材中央の Z 軸方向 8 mm 幅の下端から 1, 4, 7 mm の 3 カ所を測定して平均を求めた。前加工後の加工面の表面粗さは Ra 0.363 μm , Rz 1.850 μm であった。前加工条件の工具半径方向切込量のみを小さくした EBM-A 加工条件の加工面および切削速度も小さくした EBM-B 加工条件の加工面の表面粗さは、前加工面と同程度の表面粗さを示した。また、表 2-1 の実験条件の中で切削速度、1 刃当たりの送り量をもっとも小さくした EBM-C 加工条件の加工面の表面粗さは Ra 0.080 μm , Rz 0.400 μm であり、前加工後の加工面と比較すると Ra および Rz は 1/4 以下と良好な平滑面が得られることがわかった。

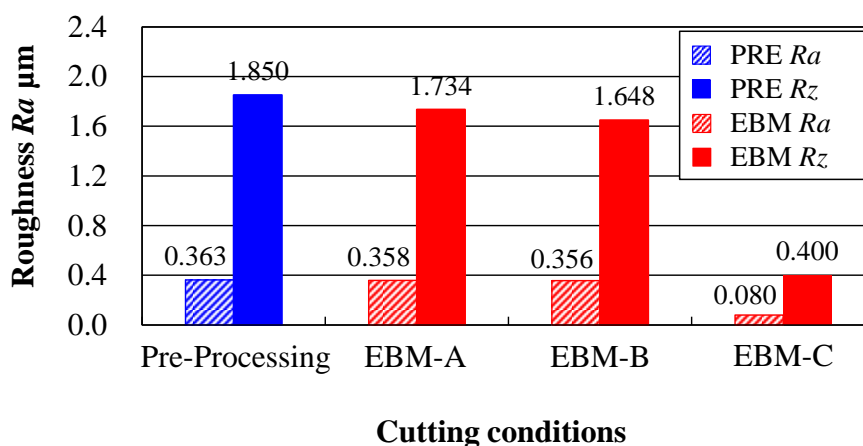
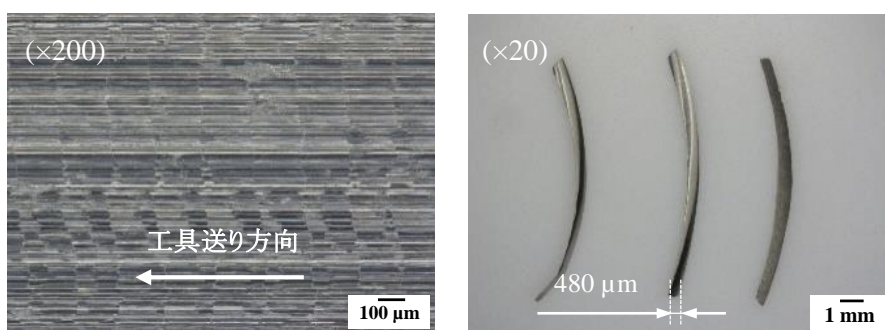


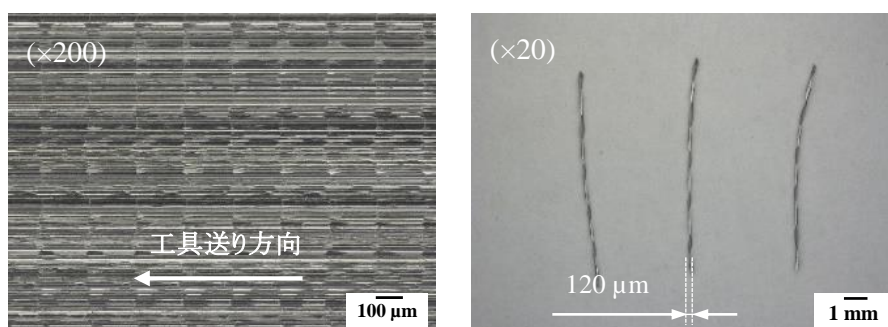
図 2-26 表面粗さと加工条件の関係

前加工条件、EBM-A 加工条件および EBM-C 加工条件の加工面と切りくずの光学顕微鏡写真を図 2-27 に示す。図 2-27(a)より、前加工後の加工面はツールマークが残り、加工中に約 480 μm の流れ形の切りくずが排出している。また、図 2-27(b)より、EBM-A 加工条件の加工面にもツールマークが残り、加工中に約 120 μm の流れ形の切りくずが排出する。一方、図 2-27(c)より、EBM-C 加工条件の加工面はツールマークが存在せず、加工中に切りくずの飛散はなく微細な粉状の切りくずがエンドミルに付着してい

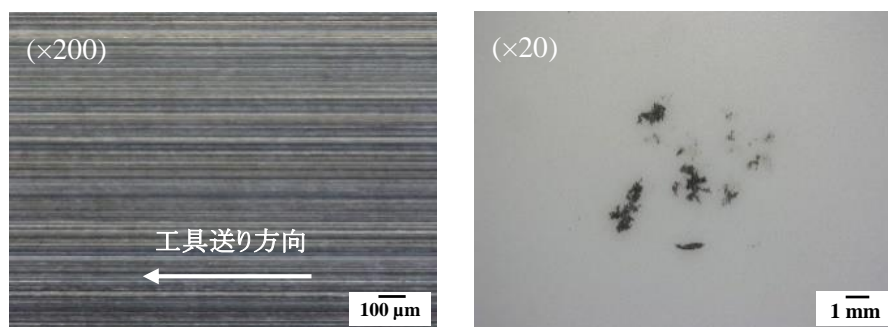
る. 図 2-26 および図 2-27 より, EBM-C 加工条件の加工面の表面粗さが良好になった要因は, 1 刃当たりの送り量を小さくしたことによる理論表面粗さの影響およびエンドミル刃先の逃げ面が被削材表面を押しならし, 被削材表面が塑性変形することによるバニシング作用の影響で表面粗さが向上したものと考えられる. 以上より, 最適な加工条件を選定することで, 工具交換などの段取り替えなしに表面粗さ Ra 0.080 μm , Rz 0.400 μm の良好な平滑面を実現できる.



(a) 前加工条件の加工面と切りくず



(b) EBM-A 加工条件の加工面と切りくず



(c) EBM-C 加工の加工面と切りくず

図 2-27 加工面と切りくずの光学顕微鏡写真

エンドミルによるダウンカット加工時の切りくずの最大切取り厚さの概略図を図 2-28 に示す。エンドミルの1刃が削り取る部分の切りくず形状は、工具回転と工作物の送りが同時に行われるためトロコイド曲線となる。このときの切りくずの最大切取り厚さ h_{max} は、式(2.1) によってあらわすことができ、工具半径 R_T 、径方向切込み Rd 、1刃当たりの送り量 f の関係で決まることがわかる。

$$h_{max} = R_T - \sqrt{R_T^2 + f^2 - 2f\sqrt{2R_T \times Rd - Rd^2}} \quad (2.1)$$

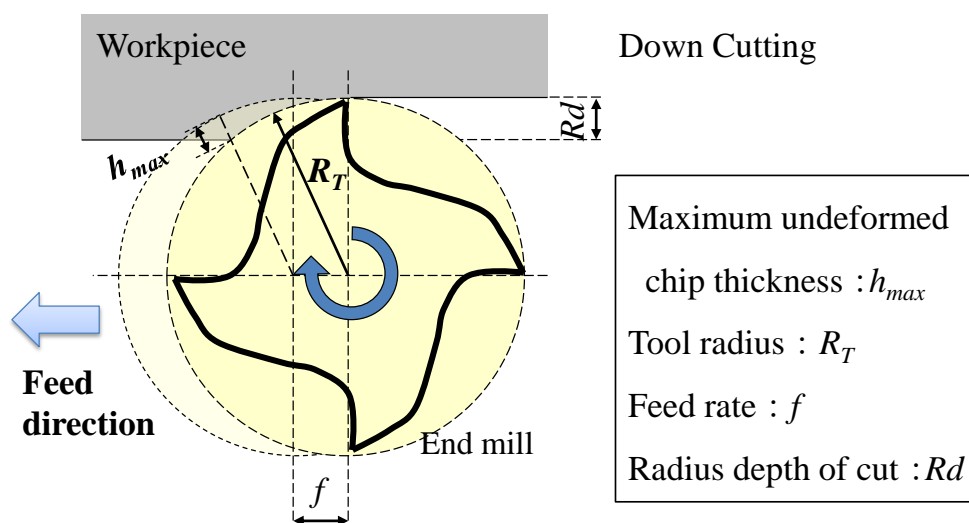


図 2-28 切りくずの最大切取り厚さの概略図

エンドミルバニシング加工時の切りくずの排出について、本実験条件は $Ad=8\text{ mm}$, $Rd=5\text{ }\mu\text{m}$ 一定で、1刃当たりの送り量が $f=2\text{ - }50\text{ }\mu\text{m}$ と変化する。このときの切りくずの最大切取り厚さは、図 2-29 に示す計算値のとおり、 $0.1\text{ - }2.19\text{ }\mu\text{m}$ まで変化する。加工中の切りくずを観察すると、おおよそ $f=10\text{ }\mu\text{m}$ 以下（最大切取り厚さ $0.49\text{ }\mu\text{m}$ 以下）になると、流れ形の切りくずの排出はなくなり、粉状の切りくずがエンドミルに付着するようになる。従って、 $f=10\text{ }\mu\text{m}$ 以下では切込量に相当する切りくずは排出されず、切削加工からバニシング加工へ移行していると推測される。

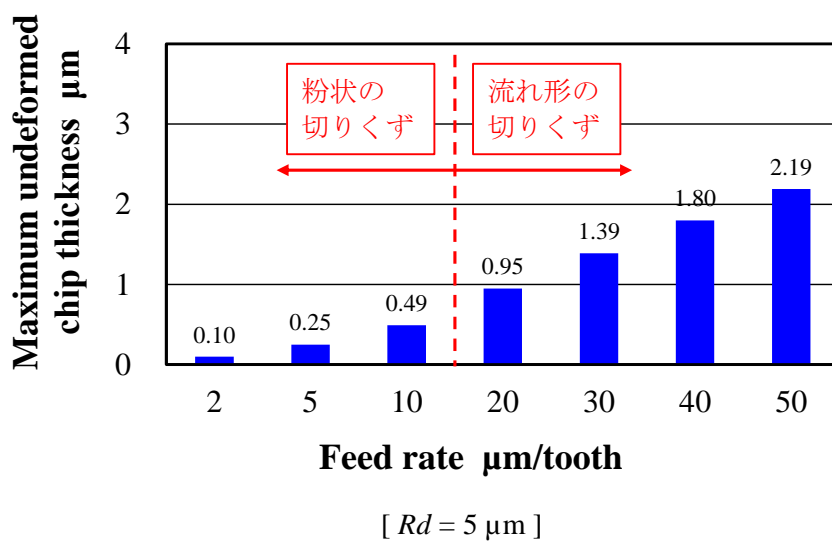
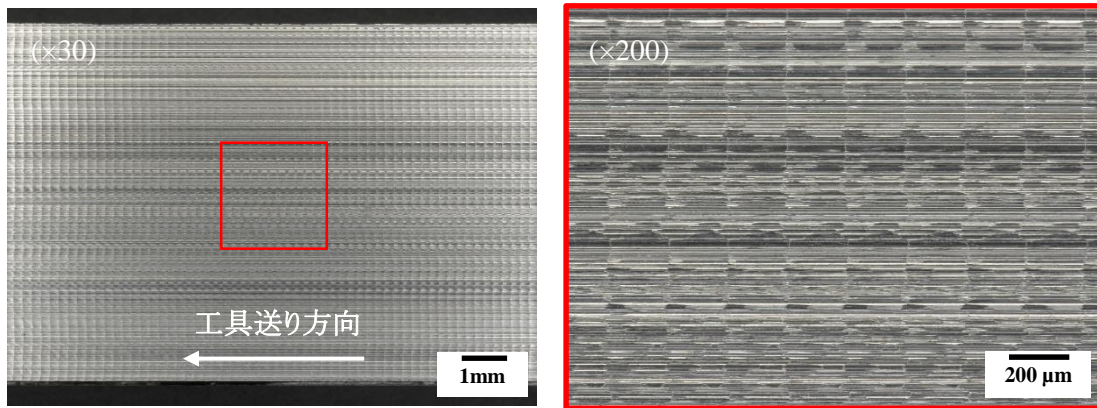
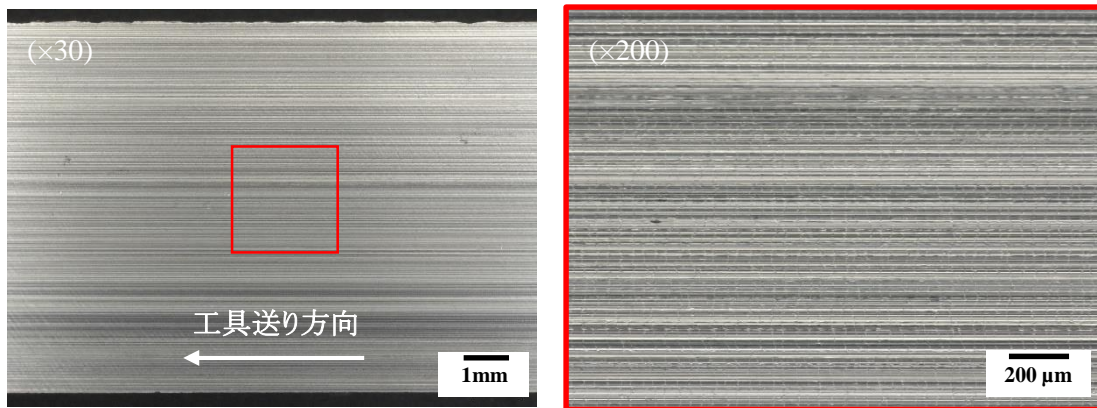


図 2-29 最大切取り厚さと 1 刃当たりの送り量の関係

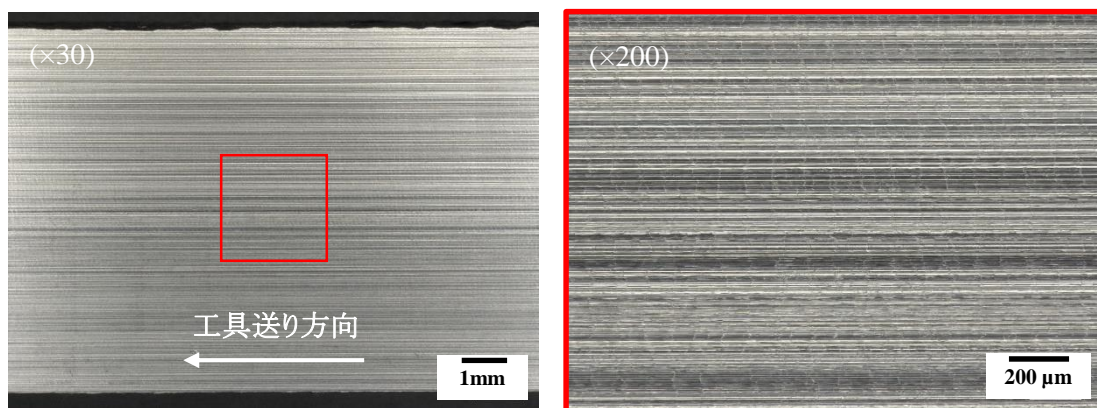
切削速度 $V_c = 20, 40, 60 \text{ m/min}$ および 1 刃当たりの送り量 $f = 2, 10, 50 \mu\text{m/tooth}$ の 9 条件におけるエンドミルバニシング加工後の加工面の光学顕微鏡写真を図 2-30 に示す。粉状の切りくずを排出する条件である 1 刃当たりの送り量 $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ 以下になると、加工面の工具送り方向に規則的な間隔で存在する凸部が消えていることが観察できる。つまり、エンドミル刃先の逃げ面が被削材表面を押しならし、被削材表面が塑性変形することによるバニシング作用の影響で凸部が消え、表面粗さが向上したものと考えられる。



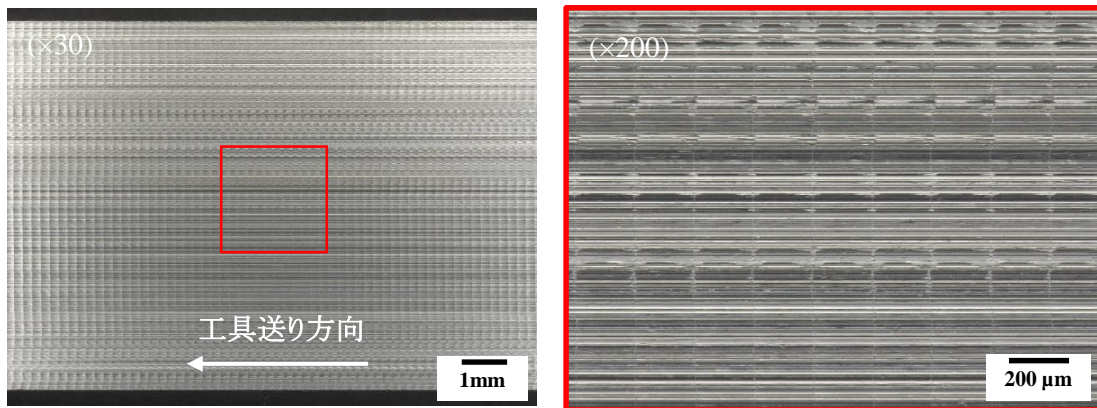
(a) $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ の加工面



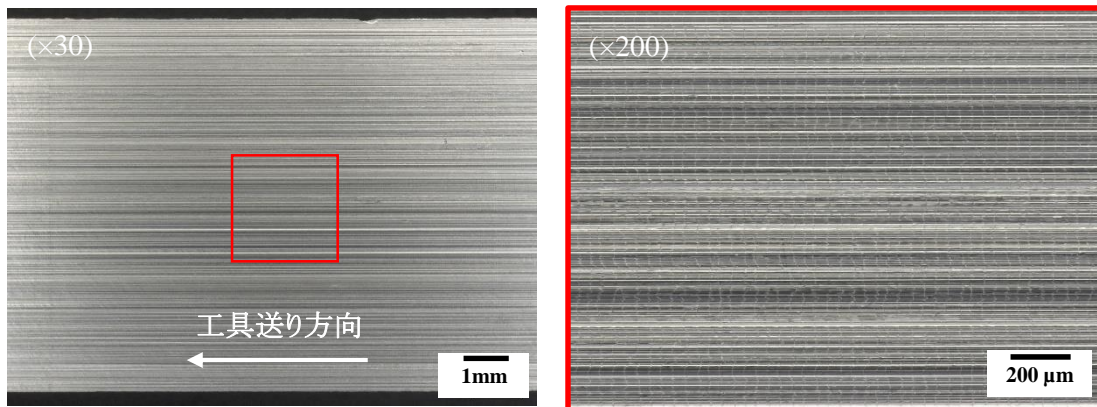
(b) $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の加工面



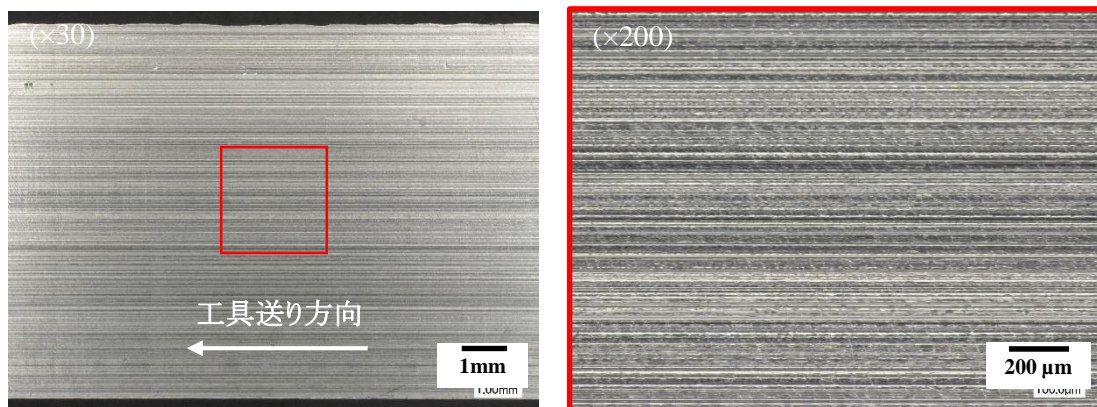
(c) $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ の加工面



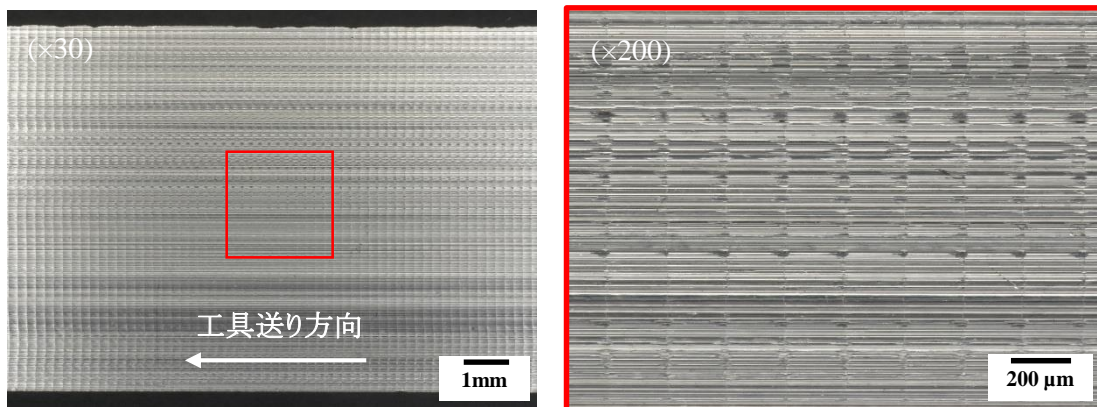
(d) $V_c = 40 \text{ m/min}$, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ の加工面



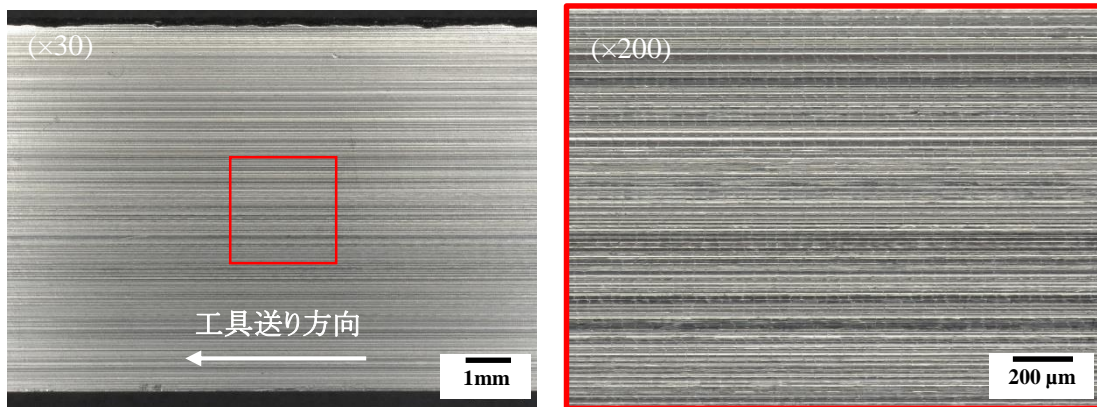
(e) $V_c = 40 \text{ m/min}$, $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の加工面



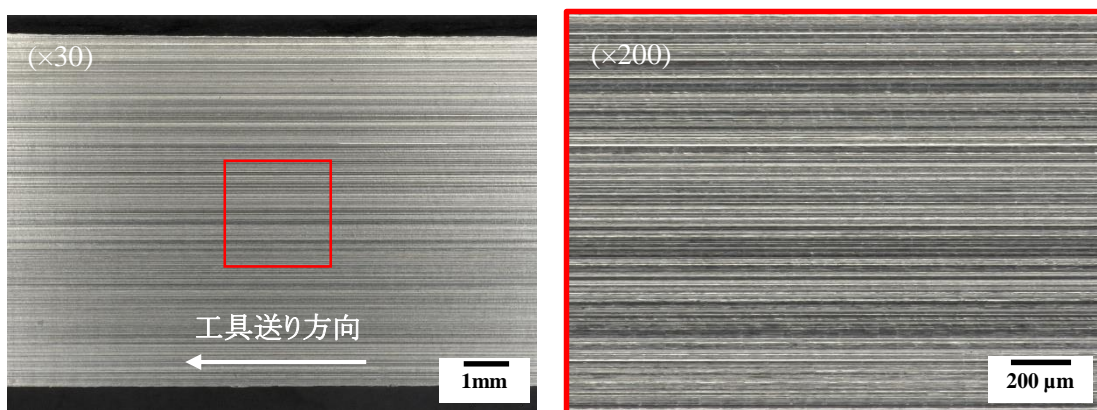
(f) $V_c = 40 \text{ m/min}$, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ の加工面



(g) $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ の加工面



(h) $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の加工面

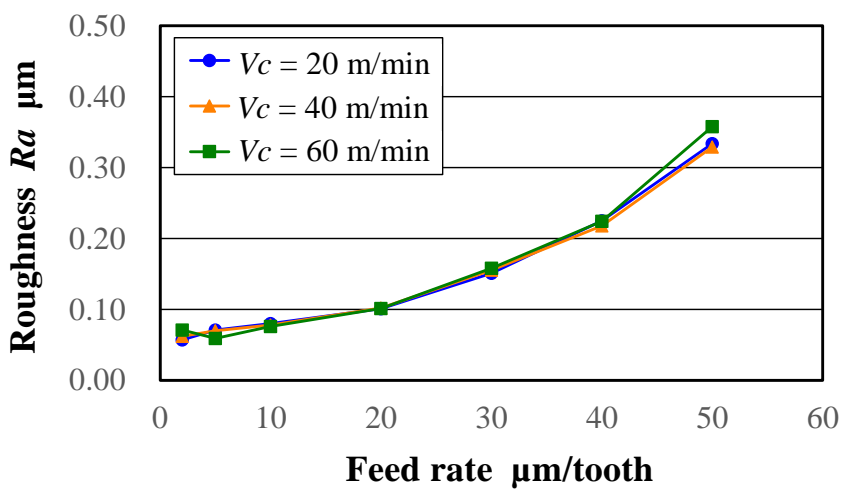


(i) $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ の加工面

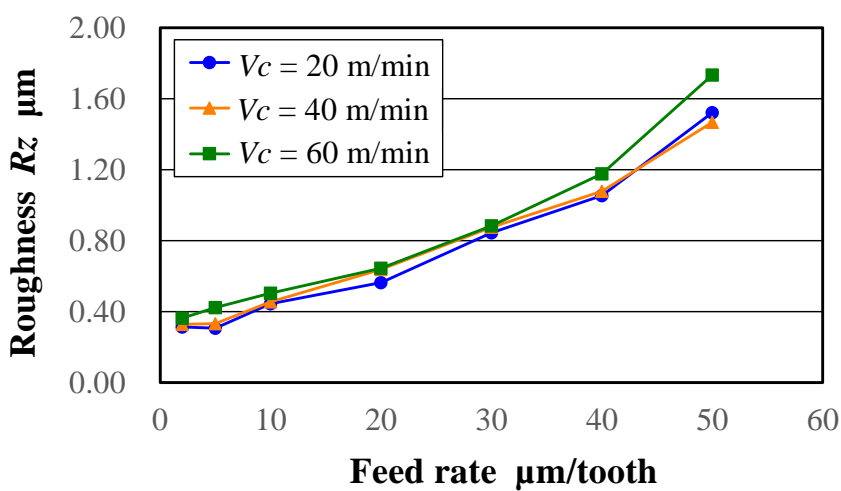
図 2-30 エンドミルーバニシング加工後の加工面の光学顕微鏡写真

切削速度 $V_c = 20, 40, 60 \text{ m/min}$ の各条件において、表面粗さ R_a と1刃当たりの送り量の関係を図 2-31 に示す。図 2-31(a)より、切削速度が変化しても、表面粗さ R_a に与える影響は小さいことがわかる。これより切削速度の変化に伴い工具と被削材の接触時間が変化するが、表面粗さ R_a に与える影響は小さいといえる。また、すべての切削速度において、1刃当たりの送り量が $50 \mu\text{m/tooth}$ から $2 \mu\text{m/tooth}$ に減少するのに伴い表面粗さが小さくなる傾向が得られた。これは表面粗さの理論式のとおりで、1刃当たりの送り量が減少するのに伴い表面粗さが小さくなったと考えられる。

また、図 2-31(b)より、切削速度が 60 m/min から 20 m/min に減少すると、表面粗さ R_z が小さくなる傾向が見られる。これは1刃当たりの送り量が $10 \mu\text{m/tooth}$ の場合で考えると、工具と被削材の接触時間が 0.008 秒から 0.024 秒に増加するため、被削材表面がよりバニシング作用の影響を受けて表面粗さ R_z が向上したものと考えられる。



(a) 表面粗さ Ra と 1 刃当たりの送り量の関係



(b) 表面粗さ Rz と 1 刃当たりの送り量の関係

図 2-31 表面粗さと 1 刃当たりの送り量の関係

2.4 結言

本章では、我々が提案するエンドミルバニシング加工法のための最適な刃先形状について検討した。また、前加工およびエンドミルバニシング加工における表面粗さおよび輪郭形状について検討し、以下に示す結果を得た。

- (1) 前加工において、ダウンカット加工時は被削材表面の深さ方向に大きな力が加わり、アップカット加工時は工具送り方向に大きな力が加わる。
- (2) 工具半径方向切込量 $Rd = 50 \mu\text{m}$ では、アップカットおよびダウンカットの Y 軸方向に作用する切削抵抗 F_y に大きな違いはなく、切削方式の違いが輪郭形状に及ぼす影響は小さい。
- (3) 工具半径方向切込量の減少に伴い、アップカットにおける切削抵抗の合力の角度は増加し、ダウンカットにおける切削抵抗の合力の角度は減少する傾向がある。また、切込量の減少につれて、切削抵抗の合力の角度は約 35° 方向に収束する。
- (4) エンドミルバニシング加工のための刃先形状は、切削距離 260 m のものが刃径のバラツキが小さく、工具直径も安定している。
- (5) 切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ のエンドミルバニシング加工条件において、表面粗さ $Ra 0.080 \mu\text{m}$ 、 $Rz 0.400 \mu\text{m}$ の良好な平滑面が実現できる。

【参考文献】

- 1) 森脇俊道：切削加工の軌跡，精密工学会誌，65，1 (1990) 29.
- 2) 佐藤眞：夢の工作機械の実現に向けて，精密工学会誌，76，1 (2010) 17.
- 3) 白瀬敬一：デジタル時代のモノづくり技術の未来，機械技術，65，1 (2017) 18.
- 4) 村木俊之，山本博雅：複合加工機の現状と展望，精密工学会誌，78，9 (2012) 740.
- 5) K. Kawamura, S. Sakamoto, K. Takahashi and M. Murai: Study on generation of surface-hardened layer in precision cutting of austenitic stainless steel, American Society for Precision Engineering 2016 Annual Meeting, (2016) 510.
- 6) 奥山繁樹，宇根篤暢，由井明紀，鈴木浩文：機械加工学の基礎，コロナ社 (2013) 116.
- 7) 高沢孝哉：Surface Integrity，精密工学会誌，55，10 (1989) 1772.
- 8) 吉田喜太郎：Surface Integrity に関する研究の現状，砥粒加工学会誌，36，3 (1992) 13.
- 9) 井川直哉：超精密生産技術基本体系 第1巻 基本技術，フジ・テクノシステム (1995) 33.
- 10) 益子正巳：金属切削に関する基礎的研究 (第1報)，日本機械学会論文集，19，78 (1953) 33.
- 11) 益子正巳：金属切削に関する基礎的研究 (第2報)，日本機械学会論文集，22，118 (1956) 371.
- 12) 臼井英治：切削・研削加工学 (上)，共立出版，(1971) 26.
- 13) 近藤英二，皮籠石紀雄，向井原崇，引地力男：丸みのある切れ刃に作用する切削抵抗，日本機械学会誌，C編，66，651 (2000) 236.
- 14) 引地力男，近藤英二，皮籠石紀雄，新井実：切削加工における加工硬化層の生成機構，日本機械学会誌，C編，68，67 (2002) 2175.
- 15) 池田雄一郎，森田昇，山田茂，高野登，大山達雄，堀功：微小切込みにおける2次元切削現象に関する研究，砥粒加工学会誌，53，9 (2009) 560.
- 16) 津枝正介，長谷川嘉雄，中野哲夫：刃先の微小丸味が切削現象に及ぼす影響 (第1報，刃先の押しならし作用)，日本機械学会論文集，26，166 (1960) 803.
- 17) 津枝正介，長谷川嘉雄，中野哲夫，福田洋治：刃先の微小丸味が切削現象に及ぼす影響 (第2報，刃先表面の応力分布)，日本機械学会論文集，26，166 (1960) 809.
- 18) 藤井義也，岩部洋育：エンドミルによる輪郭加工精度，精密機械，41，482 (1975) 219.
- 19) 藤井義也，岩部洋育，鈴木雅晴：切削中におけるエンドミルの挙動と加工精度との関係 (第1報)，精密機械，43，511 (1977) 807.

- 20) 松原十三生, 山本久隆, 水本洋: エンドミル加工精度に関する研究 (第1報), 精密工学会誌, 52, 4 (1986) 667.
- 21) 松原十三生, 山本久隆, 水本洋: エンドミル加工精度に関する研究 (第2報), 精密工学会誌, 52, 8 (1986) 1348.

第 3 章

第3章 微小切込み切削が加工変質層に及ぼす影響

3.1 緒言

オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 は、加工硬化性が強い、熱伝導率が低い、溶着しやすいなどの特性により被削性が悪く、難削材の1つに分類される。しかし、高い耐食性や優れた機械的性質を有することから、半導体製造装置関連部品などに幅広く使用されている。これらの部品の多くは寸法精度が要求されるため切削加工によって製造されているが、半導体製造工程内で温度変化や雰囲気変化など厳しい環境にさらされる。このため、切削加工後の製品は寸法、形状などの幾何学的品質の要求事項を満たすだけでは不十分で、加工面近傍の残留応力や材料組織など加工面品位 (Surface Integrity) も考慮しておくことが重要である¹⁾²⁾。

切削加工により得られる加工面品位は、加工条件によって大きく異なる。加工条件の検討が不十分な場合は、使用中の耐食性低下による腐食、残留応力による反り、寸法変化などが起こり、半導体製造時の歩留りに悪影響を及ぼす。これらの対策として多くの場合、表面改質技術であるショットピーニングや高周波焼入れが行われる³⁾⁶⁾。しかし、これらの方法は専用装置が必要になるとともに、切削加工後に別工程となることから非常に効率が悪く、製品価格が高価になるという問題がある。そこで、近年注目を集めている加工法が、金属材料表面の塑性変形を利用して表面改質を行うバニシング加工である。

これまでに岡島はセンタレス・ローラバニシング装置を開発し遊星ローラ方式によるバニシング加工で表面改質を行っており⁷⁾、大橋はローラバニシング工具を用いたバニシング加工で表面改質を行っている⁸⁾。また、笹原らは回転工具を被削材に押し付ける摩擦攪拌形バニシング加工で表面改質層の生成を実現している⁹⁾¹⁰⁾。その他にも、複合機械加工法によるバニシング加工の報告がある¹¹⁾。しかし、これらの方法は専用装置や工具が必要である。

それら手法に対し我々はエンドミルの微小切込み切削加工によるバニシング作用を活用し、マシニングセンタ上の加工工程のみで段取り替えなしに高品位な加工面を実現できる新たな精密加工法であるエンドミルバニシング加工法 (End milling-burnishing method) を提案している¹²⁾。本加工法を用いれば、仕上げ面の機能性向上を低価格および短納期で実現できる。しかし、本加工法の加工面品位と加工条件の関係が明らかになっていない。

そこで本章では、エンドミルバニシング加工法により生成した加工変質層の表面硬度および残留応力に着目し、加工条件との関係を調べた。また、本加工法において、工具摩耗により逃げ面摩耗幅が変化すると、エンドミルの刃先と被削材の接触領域が

大きくなるため、表面粗さおよび表面硬度に大きな影響を及ぼすと考えられる。このため、前加工およびエンドミルバニシング加工時の逃げ面摩耗幅を詳細に計測し、表面硬度および表面粗さとの定量的な関係を調べた。

3.2 実験装置および実験方法

本章では、エンドミルーバニング加工法により生成する加工変質層の評価を行うとともに、工具摩耗による刃先形状の変化が表面粗さおよび表面硬度に及ぼす影響を検討する。まず、加工変質層の評価方法について説明する。

実験装置は3軸制御立形マシニングセンタ（牧野フライス製作所，V33）で、切削工具はねじれ角 43° の4枚刃超硬スクエアエンドミル（三菱日立ツール，EPP4080）を使用した。被削材はJIS G 4303 (2012)に準拠したステンレス鋼 SUS304 の押し出し材を溶体化処理したもので、ビッカース硬度試験機で測定した母材の表面硬度は 163HV であった。実験装置および加工時の模式図を図 3-1 に示す。加工実験は切削現象を理解しやすくするため、エンドミルの底刃を使用せず被削材の下面より底刃を 1mm 突き出した側面切削をした。また、切削方式はダウンカットで、エンドミル 1 回転で加工する領域を青色で示した。主な実験条件を表 3-1 にまとめる。

エンドミルーバニング加工法の模式図を図 3-2 に示す。図 3-2(a)より、本加工法は工具半径方向の微小切込みで生じるバニング作用を活用し、被削材表面の表面粗さ向上と同時に、表面改質層を生成するものである。加工時の刃先の模式図を図 3-2(b)に示す。前加工で主に使用する領域は青い斜線で示す工具すくい面で、エンドミルーバニング加工で主に使用する領域は赤い斜線で示した工具逃げ面である。また、すべての加工実験は前加工後の加工面に対して、エンドミルーバニング加工を実施した。なお、加工中の切削抵抗は多成分切削動力計（キスラー，9129AA）を用いて測定した。加工後の加工面の表面硬度はビッカース硬度試験機（フューチュアテック，FMV800），残留応力は X 線残留応力測定装置（パルステック工業， μ -X360），表面粗さは触針式表面粗さ測定機（東京精密，SURFCOM 5000DX）および非接触三次元測定装置（三鷹光器，NH-3SP）により測定した。

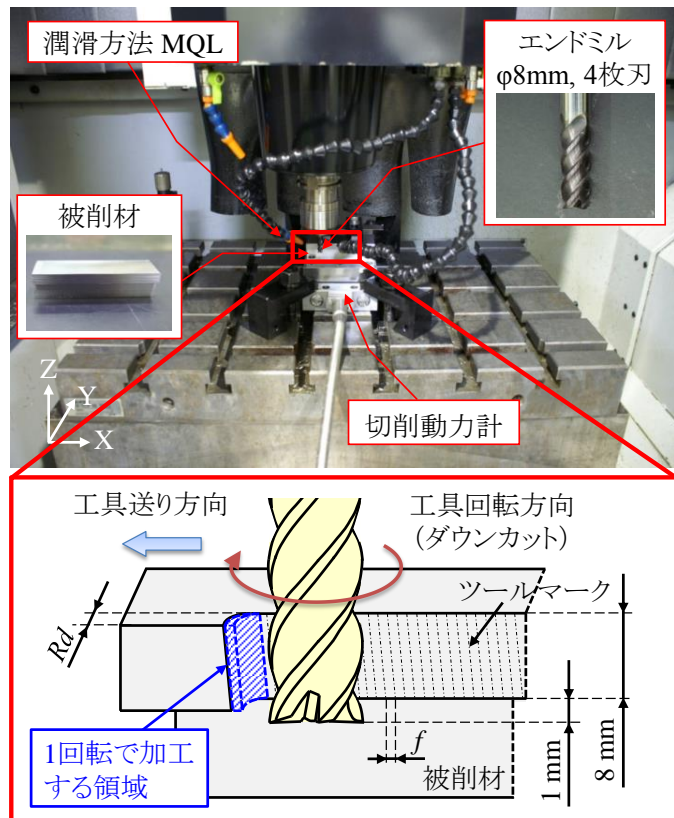


図 3-1 実験装置および加工時の模式図

表 3-1 実験条件

Machine tool	Machining center V33	
Cutting tool	TiAlN coated square end mill	
	Diameter: $D = 8$ mm	
	Number of flutes: 4	
	Helix angle: 43°	
	Cutting edge roundness : $3.6 \mu\text{m}$	
Flank wear land : $V_B = 7.5 \mu\text{m}$		
Workpiece material	SUS304	
Cutting fluid	MQL(Vegetable Oil-based Fluid)	
Cutting conditions	Pre-processing (PRE)	Cutting speed: $V_c = 60$ m/min Feed rate: $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ Axial depth of cut: $A_d = 8$ mm Radial depth of cut: $R_d = 800 \mu\text{m}$
	End milling-burnishing method (EBM)	Cutting speed: $V_c = 20 - 60$ m/min Feed rate: $f = 2 - 50 \mu\text{m/tooth}$ Axial depth of cut: $A_d = 8$ mm Radial depth of cut: $R_d = 5 \mu\text{m}$ EBM-A cutting condition $V_c = 60$ m/min, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ EBM-B cutting condition $V_c = 20$ m/min, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ EBM-C cutting condition $V_c = 20$ m/min, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$

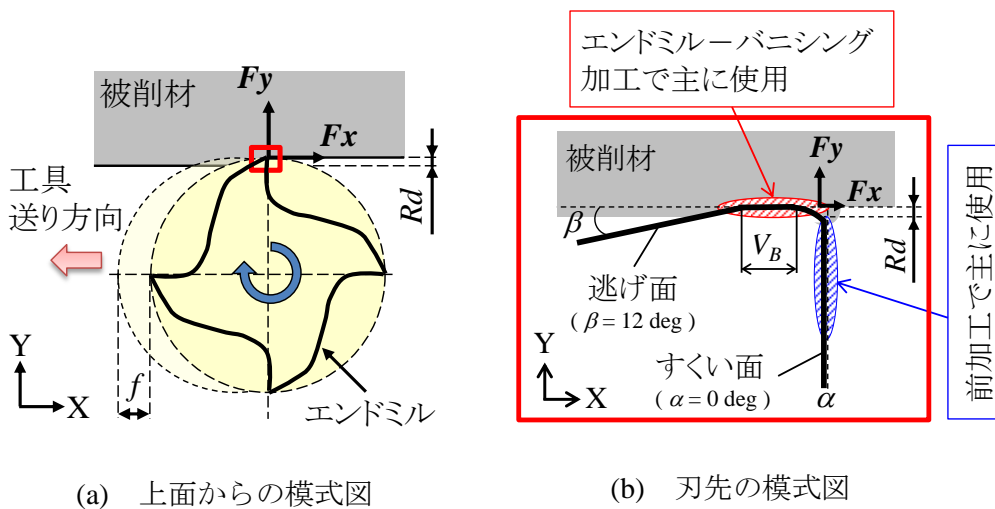


図 3-2 エンドミルバーニシング加工法の模式図

次に、工具摩耗による刃先形状の変化が表面硬度および表面粗さに及ぼす影響を調査するための実験方法について説明する。工具摩耗に関する加工実験は、前加工およびエンドミルバニシング加工時の逃げ面摩耗幅を一定の切削距離毎に測定した。前加工の工具摩耗実験は、工具メーカー推奨の汎用条件を参考にして $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \mu\text{m/min}$, $Rd = 800 \mu\text{m}$ とした。切削距離 0, 260, 650, 1050, 1300, 1950, 2600 m における逃げ面摩耗幅測定および光学顕微鏡観察を実施した。また、各切削距離における逃げ面摩耗幅と表面硬度の関係を求めるため、加工後の加工面の硬度試験を実施した。エンドミルバニシング加工の工具摩耗実験は、表 3-1 の加工条件の中でもっとも切削速度と 1 刃当たりの送り量が小さく、工具摩耗が進行すると考えられる $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \mu\text{m/min}$, $Rd = 5 \mu\text{m}$ の加工条件を用いた。切削距離 0, 20, 50, 80, 100 m における逃げ面摩耗幅、表面粗さ、切削抵抗の測定および光学顕微鏡観察を実施した。なお、逃げ面摩耗幅および切削抵抗の測定を行うにあたり、図 3-3 に示すようにギャッシュの位置と工具回転方向から各切れ刃の名称を a-d 刃と定義することで、加工時に関与した切れ刃と測定値を関連付けた。

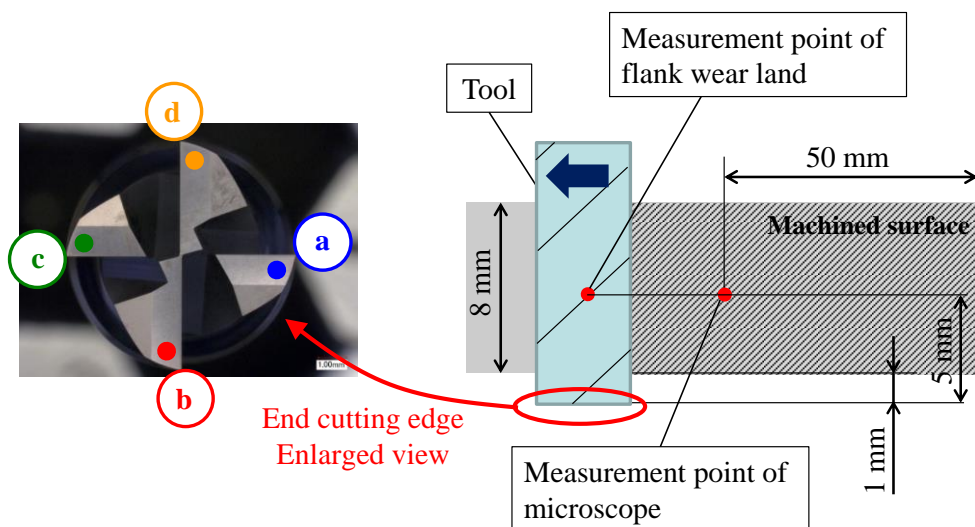


図 3-3 切れ刃の名称および測定位置

加工面の観察は、光学顕微鏡（キーエンス、VHK-1000）を用いて行い、被削材の中央にあたる下端から 4 mm、右端から 50 mm の位置を撮影した。また、工具の逃げ面摩耗幅の測定は、光学顕微鏡写真と相関を取るため、底刃から 5 mm 上の位置で行った。一般的に、工具の逃げ面摩耗幅の測定は光学顕微鏡の測定機能を使用して行うが、エンドミルバニシング加工法のような微小切込み切削による逃げ面の摩耗量は

とても小さく、光学顕微鏡での測定が難しかった。このため、本実験では非接触三次元測定装置を用いて、図3-4に示すようにエンドミルの底刃から5 mm 上の位置と、その両側 200 μm 間隔の3カ所を測定し、これらの平均値を工具逃げ面摩耗幅とした。

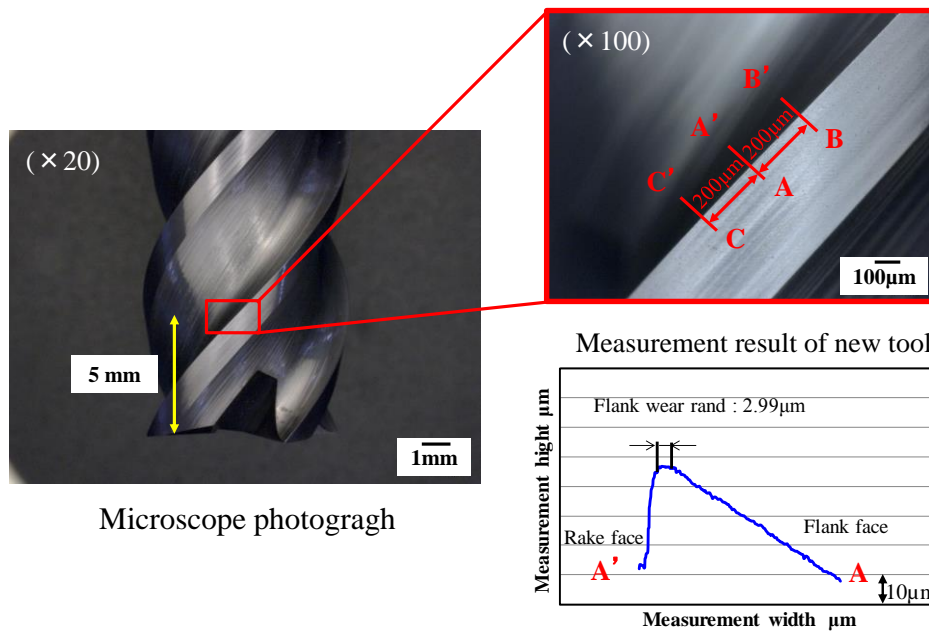


図 3-4 逃げ面摩耗幅の測定方法および測定位置

3.3 実験結果および考察

3.3.1 仕上げ加工における工具送り量が表面硬度に及ぼす影響

前加工およびエンドミルバニシング加工後の加工面の表面硬度を評価するため、ビッカース硬度試験を実施した。ビッカース硬度と加工条件の関係を図 3-5 に示す。硬度試験に用いた試料は、図 2-26 で表面粗さ測定に用いたものと同じで、加工面の光学顕微鏡写真は図 2-27 に示す。また、ビッカース硬度試験は試験荷重 0.1 N、荷重保持時間 10 秒で行い、被削材中央の Z 軸方向 8 mm 幅の下端から 4 mm の 10 カ所を測定して平均を求めた。図 3-5 より、前加工後の加工面の表面硬度は 276 HV であった。EBM-A、EBM-B および EBM-C 加工後の加工面の表面硬度は、354 HV、374 HV、492 HV であった。これらの結果から、エンドミルバニシング加工後は 350 HV 以上の高硬度を有する加工面になることがわかった。EBM-A および EBM-B 加工後の加工面の表面硬度より、切削速度を 60 m/min から 20 m/min に下げた場合、エンドミル刃先の逃げ面と被削材表面の接触時間が 0.2 ms から 0.6 ms に増加することから、より切削力を被削材表面に伝達したため表面硬度が上昇したと考えられる。また、EBM-C 加工後の加工面の表面硬度より、1 刃当たりの送り量を小さくすることで、母材の 163 HV に対して約 3 倍の 492 HV までビッカース硬度が上昇する。これは 1 刃当たりの送り量を小さくしていくと、エンドミル刃先の逃げ面と被削材表面の接触回数が増えて、塑性変形による結晶格子内の転位密度が高まったことで著しく表面硬度が上昇したと考えられる。

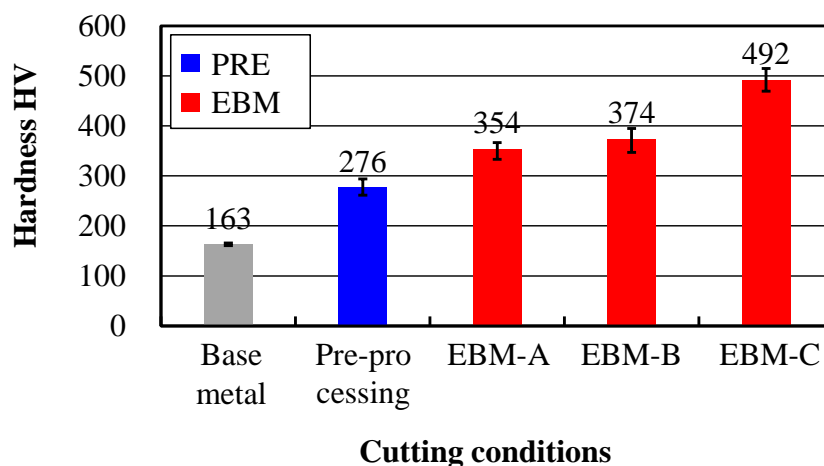


図 3-5 ビッカース硬度と加工条件の関係

エンドミルバニシング加工における工具送り量の影響をより詳細に調査するため、切削速度 $V_c = 20, 40, 60 \text{ m/min}$ において工具送り量を変化させたときの表面硬度を測定した。ビッカース硬度と1刃当たりの送り量の関係を図 3-6 に示す。図より、ビッカース硬度がもっとも高くなる加工条件は、切削速度と1刃当たりの送り量が小さい EBM-C 加工条件の $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ である。一方、ビッカース硬度がもっとも低くなる加工条件は、切削速度と1刃当たりの送り量が大きい EBM-A 加工条件の $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ である。また、切削速度が低下すると、ビッカース硬度は上昇することがわかる。これは、エンドミル刃先の逃げ面と被削材表面の接触時間が増加したことによる影響であると考えられる。

すべての切削速度において、図 2-27 に示した粉状の切りくずが排出されるようになる1刃当たりの送り量が $20 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ 未満になると、ビッカース硬度が大きく上昇していることがわかる。これはエンドミル刃先の逃げ面が被削材表面を押しならし、バニシング作用の影響が大きくなり、塑性変形による結晶格子内の転位密度が高まったためにビッカース硬度が上昇したものと考えられる。ビッカース硬度を上昇させるためには、切削速度を下げることもおよび1刃当たりの送り量が $20 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ 以下にすることが有効であることがわかる。

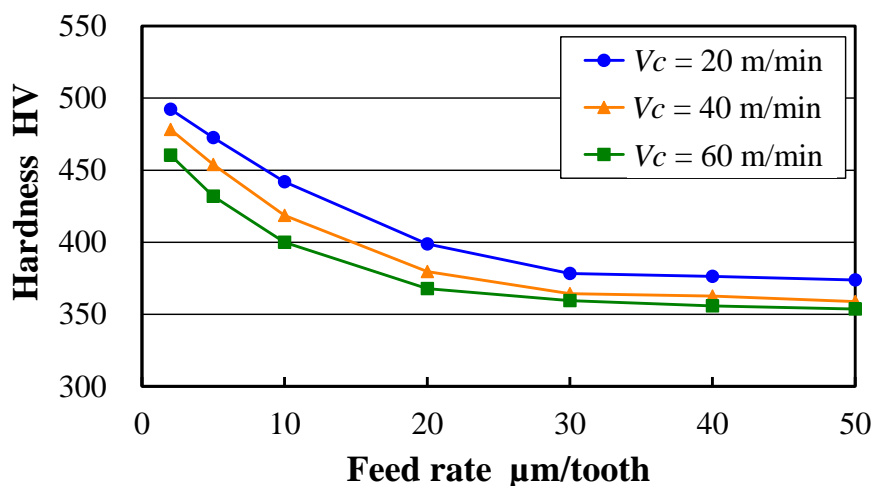


図 3-6 ビッカース硬度と1刃当たりの送り量の関係

次に、エンドミルーバニシング加工法における加工変質層の深さについて調査した。帯川ら¹³⁾によると、機械加工による加工変質層の模式図は図3-7のようになる。加工時の機械的エネルギー、熱的エネルギーの影響を受けて表層部の結晶組織は乱れ、表面に近づくほど結晶粒が流動しており、微細化も著しくなる。また、切削加工による加工変質層の深さは最大400 μm程度あることが示されている。

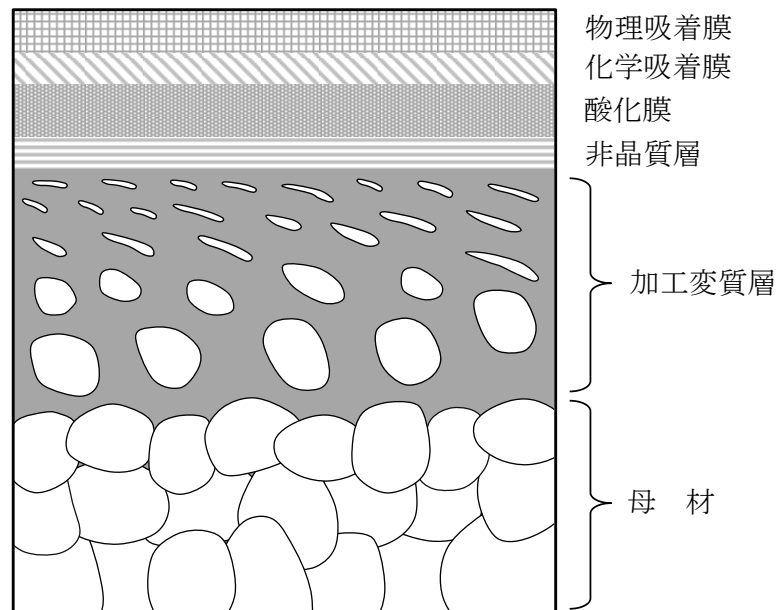
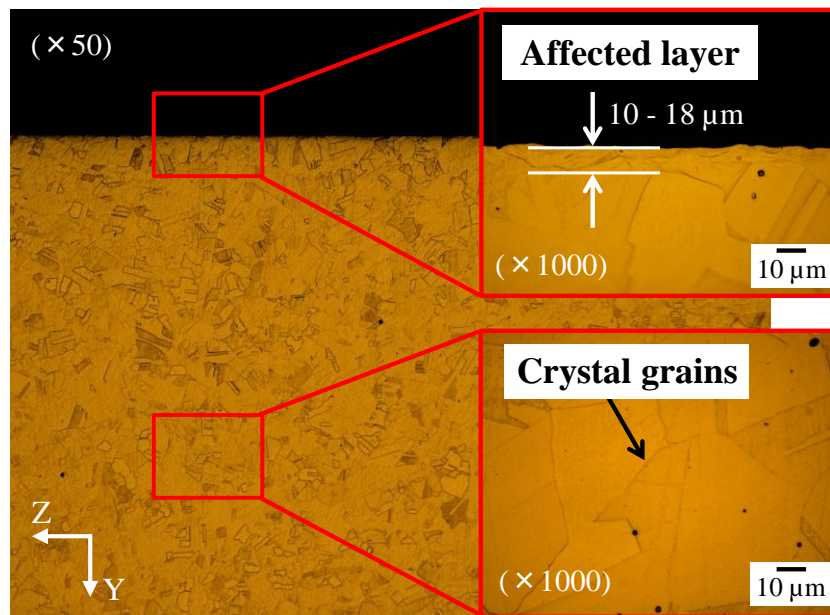


図3-7 機械加工で生じる加工変質層の模式図¹³⁾

そこで、本実験条件の中でもっとも表面硬度が上昇したEBM-C加工条件の加工面の加工変質層の深さ、結晶粒の大きさを調べるため、光学顕微鏡による組織観察を実施した。加工変質層の観察結果を図3-8に示す。なお、試料は加工面をワイヤーカット放電加工機で切断し、樹脂埋めして#4000までSiC耐水研磨紙による手研磨、バフ研磨をした後、10%のシュウ酸水溶液を用いた電解研磨により作製した。

本加工実験に用いた被削材は、JIS G 4303 (2012) に準拠した押し出し材を使用しており、熱処理は1080°の溶体化処理後に水冷している。溶体化処理後のSUS304結晶粒径のサイズは、50 μm程度であるとされる。図より、母材には粒径50 μm程度の結晶粒が存在し、加工面近傍には結晶粒が押しつぶされてできた塑性流動層が存在していることが確認できる。EBM-C加工条件によって生成した加工変質層の深さは10-18 μm程度であることがわかる。



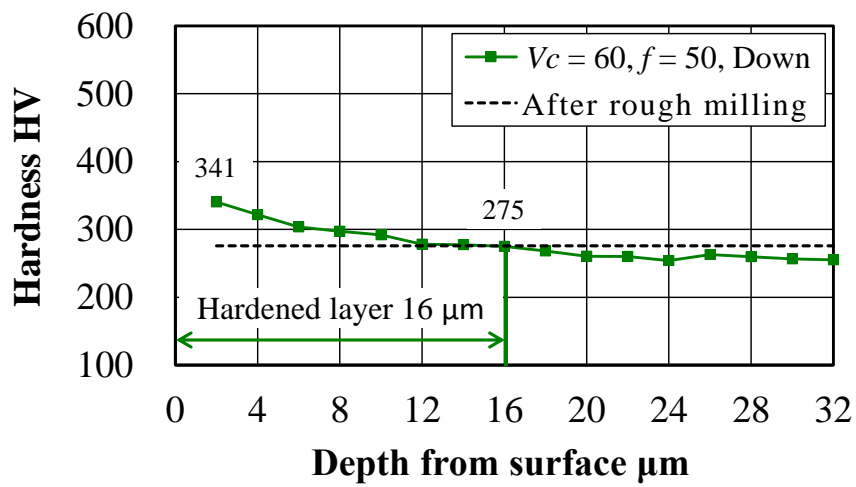
[$V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$]

図 3-8 加工変質層の光学顕微鏡写真

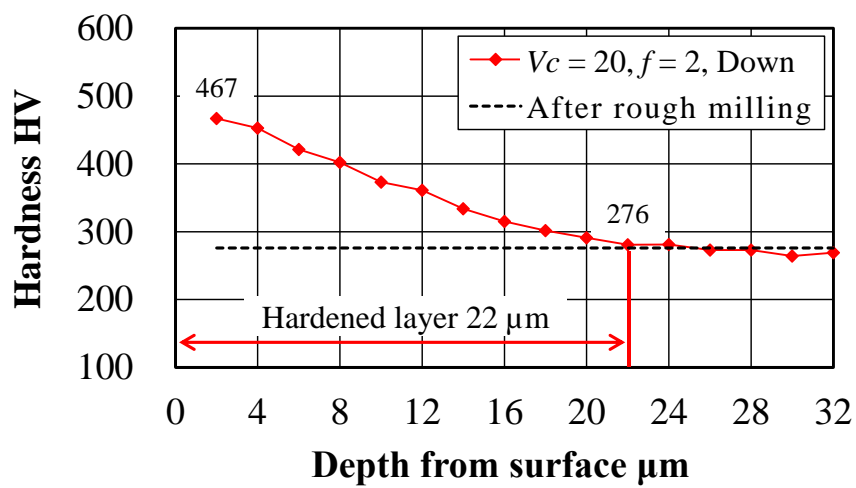
エンドミルバニシング加工後の加工面における加工変質層の深さ方向の硬度を評価するため、ビッカース硬度試験を実施した。EBM-A および EBM-C 加工後の加工面の深さ方向に $2 \text{ }\mu\text{m}$ ピッチで硬度測定した結果を図 3-9 に示す。硬度測定は、それぞれの深さ位置での 4 点平均の値で、深さ方向に加工表面層から $32 \text{ }\mu\text{m}$ の位置まで測定した。また、表面層から前加工後の表面硬度 276 HV 以下になった深さ位置までを加工硬化層と定義した。

EBM-A 加工後の加工面の深さ方向のビッカース硬度は、深さ $2 \text{ }\mu\text{m}$ の位置において 341 HV であり、深さ $16 \text{ }\mu\text{m}$ の位置で 275 HV になった。このため、EBM-A 加工における加工硬化層は $16 \text{ }\mu\text{m}$ である。EBM-C 加工条件のビッカース硬度は、深さ $2 \text{ }\mu\text{m}$ の位置において 467 HV であり、深さ $22 \text{ }\mu\text{m}$ の位置で 276 HV になった。このため、EBM-C 加工条件における加工硬化層は $22 \text{ }\mu\text{m}$ である。この結果は、高橋ら¹⁴⁾によるショットピーニング加工の加工硬化層の約 $90 \text{ }\mu\text{m}$ と比較すると $1/4$ 程度であり、エンドミルバニシング加工により生成する加工硬化層の深さはごく浅いことがわかる。

以上の結果より、加工変質層は深さ方向にも加工硬化しており、本実験条件の中でもっとも切削速度が遅く、1 刃当たりの送り量が小さい $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ の加工条件において、もっとも厚い $22 \text{ }\mu\text{m}$ の加工硬化層が生成することがわかった。また、EBM-C 加工条件は、表面硬度がもっとも高い加工条件であり、表面硬度が高いと加工硬化層も深くなるという結果が得られた。



(a) EBM-A 加工後の深さ方向の硬度



(b) EBM-C 加工後の深さ方向の硬度

図 3-9 ビッカース硬度と表面からの距離の関係

3.3.2 仕上げ加工における工具送り量が残留応力に及ぼす影響

切削加工の工程で生じた残留応力は、機械的特性の1つである疲労強度に大きな影響を及ぼす。通常、圧縮の残留応力は疲労強度を向上させ、引張の残留応力は疲労強度を低下させる¹⁵⁾¹⁶⁾。このため、残留応力を定量的に評価することは、切削加工を行ううえで非常に重要である。本節では、エンドミルバニシング加工時の工具送り量が残留応力に及ぼす影響を調査した。

残留応力と加工条件の関係を図3-10に示す。残留応力測定は $\cos\alpha$ 法によるX線応力測定を行い、被削材中央のZ軸方向8mm幅の下端から1, 4, 7mmの3カ所を測定して平均を求めた。図より、前加工後の加工面の残留応力は800MPaであり、大きな引張残留応力が生じている。EBM-A, EBM-B および EBM-C 加工後の加工面の残留応力は、289MPa, 141MPa, -1219MPa である。この結果から、エンドミルバニシング加工を行うと残留応力を圧縮方向に付与できることがわかる。また、EBM-C 加工後の加工面に生成する圧縮残留応力の1219MPaは、高橋ら¹⁴⁾によるショットピーニング加工で得られた圧縮残留応力の約600MPaと比較すると2倍程度であり、EBM-C 加工条件では高い圧縮残留応力を付与できることがわかる。

このような高い圧縮残留応力が生成する要因は、エンドミルバニシング加工によりエンドミル刃先の逃げ面が被削材表面を押し付けることで、被削材表面は塑性変形して引き伸ばされるが、相対的に大きな体積を占める被削材内部は拘束されて変形することができず、引き伸ばされた被削材表面に対して圧縮応力が作用したためと考えられる。さらに、被削材表面の結晶組織がオーステナイト相からマルテンサイト相へ相変態するとき体積膨張するため、材料内部でも不均一な状態になり、高い圧縮残留応力が生成したと推測される。

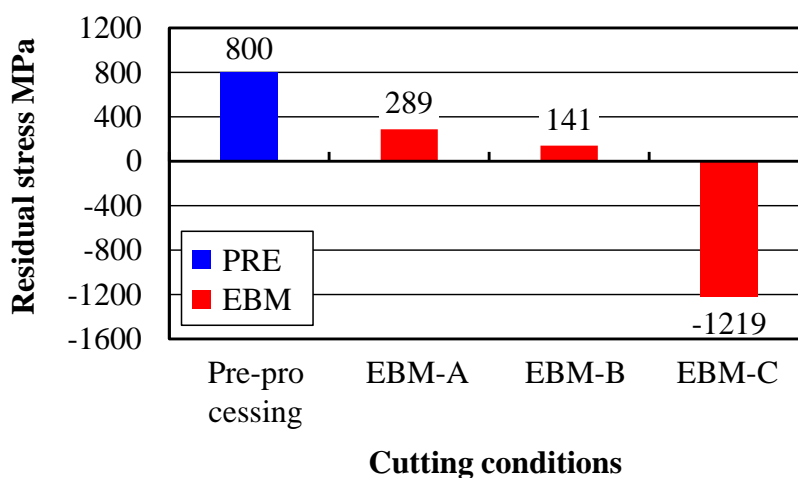


図 3-10 残留応力と加工条件の関係

そこで、エンドミルバニシング加工における工具送り量の影響をより詳細に調査するため、切削速度 $V_c = 20, 40, 60 \text{ m/min}$ において工具送り量を変化させたときの残留応力を測定した。残留応力と1刃当たりの送り量の関係を図 3-11 に示す。図より、圧縮の残留応力がもっとも高くなる加工条件は、切削速度と1刃当たりの送り量が小さい EBM-C 加工条件の $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ とわかる。一方、引張の残留応力がもっとも高くなる加工条件は、切削速度と1刃当たりの送り量が大きい EBM-A 加工条件の $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ である。

すべての切削速度において、1刃当たりの送り量が小さくなると圧縮方向の残留応力が付与できることがわかる。特に、粉状の切りくずが排出されるようになる1刃当たりの送り量が $20 \mu\text{m/tooth}$ 未満になると、圧縮方向の残留応力が大きく上昇している。この要因は、1刃当たりの送り量が小さくなると、被削材表面における切れ刃逃げ面の擦過回数が増加し、なおかつ切れ刃逃げ面の擦過する間隔が狭まると被削材表面の押し伸ばされる量が増加するため、高い圧縮残留応力が生成されたと推測される。なお、すべての切削速度において、圧縮方向の残留応力を付与するためには、1刃当たりの送り量を $10 \mu\text{m/tooth}$ 以下にすれば良いことがわかる。

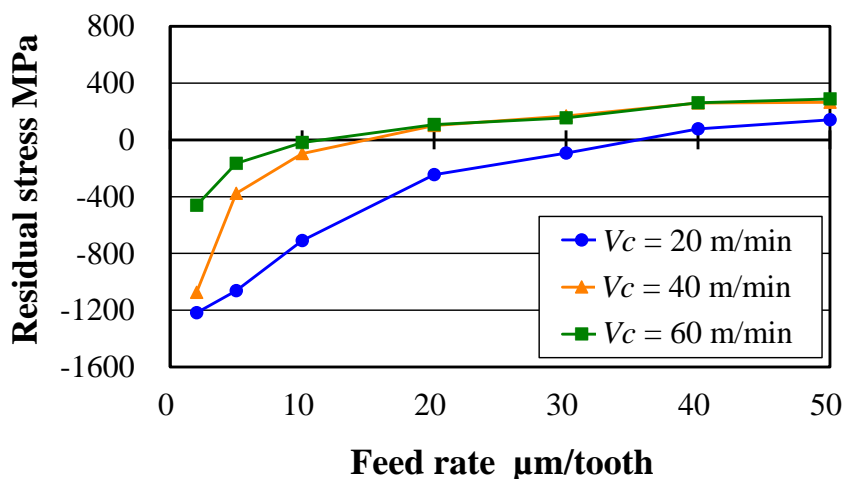


図 3-11 残留応力と1刃当たりの送り量の関係

3.3.3 工具摩耗が表面硬度に及ぼす影響

前加工における工具摩耗が表面硬度に及ぼす影響を調査するため、前加工後のエンドミル刃先の光学顕微鏡観察および逃げ面摩耗幅測定を実施した。切削距離 260 m における逃げ面光学顕微鏡写真を図 3-12 に示す。右図より、エンドミル刃先の逃げ面摩耗は進行し、摩耗した領域のコーティングは剥離していることがわかる。エンドミル刃先の非接触三次元測定結果を図 3-13 に示す。切れ刃毎の逃げ面摩耗幅は、切れ刃 a-d の順番に 8.0 μm 、10.0 μm 、6.5 μm 、6.7 μm であり、4 刃を平均すると 7.8 μm であった。なお、観察および測定により剥離した刃先のコーティングは、半工具回転方向の逃げ面に堆積していた。

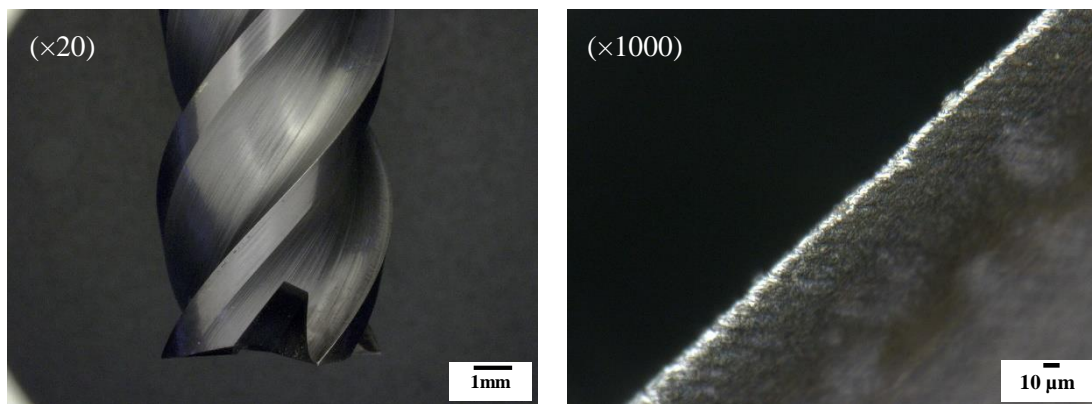


図 3-12 切削距離 260 m の逃げ面光学顕微鏡写真

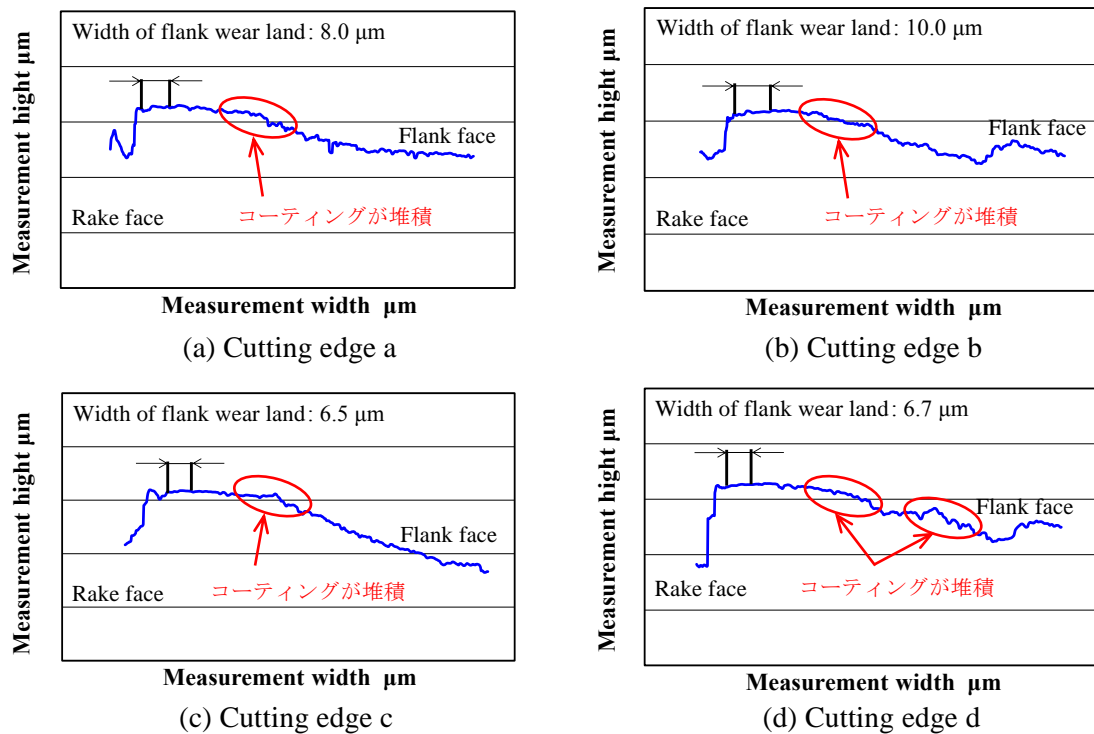


図 3-13 切削距離 260 m の逃げ面摩耗幅

切削距離 1300 m における逃げ面光学顕微鏡写真を図 3-14 に示す。左図より、切削距離 260 m のエンドミルと比較して、黒ずんでいることがわかる。これは、加工時の切削熱がエンドミルに蓄積し温度が上昇したために焼けて黒ずんだと推測される。右図より、エンドミル刃先の逃げ面摩耗は進行し、コーティングの剥離した領域も増加していることがわかる。エンドミル刃先の非接触三次元測定結果を図 3-15 に示す。切れ刃毎の逃げ面摩耗幅は、切れ刃 a-d の順番に $14.7\ \mu\text{m}$ 、 $13.7\ \mu\text{m}$ 、 $14.0\ \mu\text{m}$ 、 $13.8\ \mu\text{m}$ であり、4 刃を平均すると $14.1\ \mu\text{m}$ であった。なお、切削距離 260 m において逃げ面に堆積していたコーティングは、切削距離 1300 m ではほとんど見られなかった。

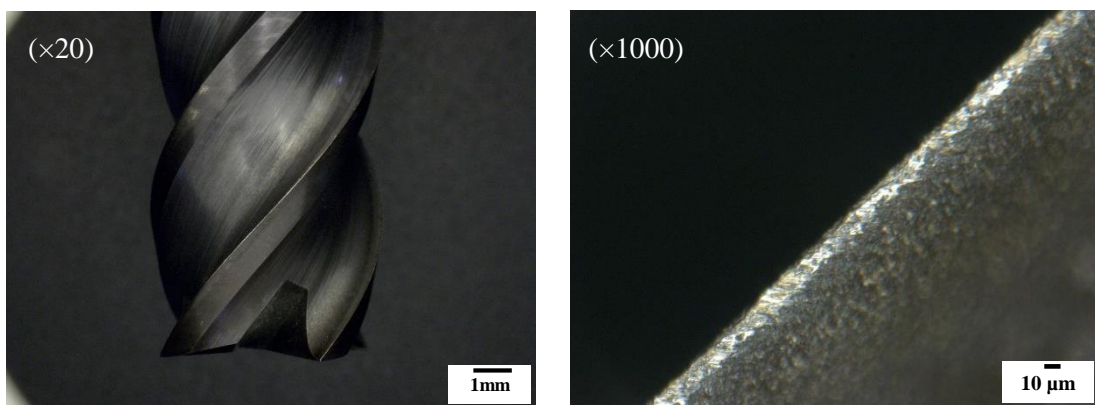


図 3-14 切削距離 1300 m の逃げ面の光学顕微鏡写真

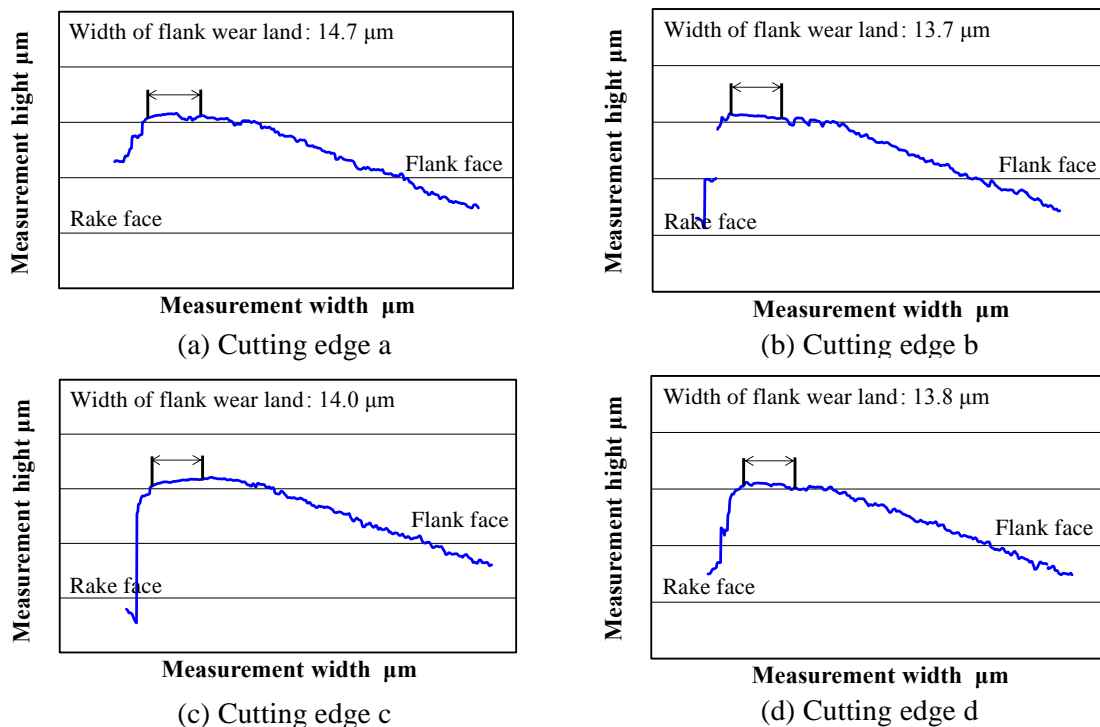


図 3-15 切削距離 1300 m の逃げ面摩耗幅

切削距離 2600 m における逃げ面光学顕微鏡写真を図 3-16 に示す. 左図より, 切削距離 260 m, 1300 m のエンドミルと比較して, もっとも黒ずんでいることがわかる. これは, 逃げ面摩耗幅の増加にともない工具と被削材の接触領域が増加し, 加工時の切削熱が上昇するため, 焼けが進んだと推測される. 右図より, 逃げ面摩耗幅はさらに進行し, コーティングの剥離した領域も増加した. エンドミル刃先の非接触三次元測定結果を図 3-17 に示す. 切れ刃毎の逃げ面摩耗幅は, 切れ刃 a-d の順番に 18.2 μm , 19.0 μm , 18.8 μm , 16.3 μm であり, 4 刃を平均すると 18.1 μm であった. 切削距離 1300 m のエンドミル刃先と比較すると, 4 刃すべてにおいて丸みを帯びていることが確認できる.

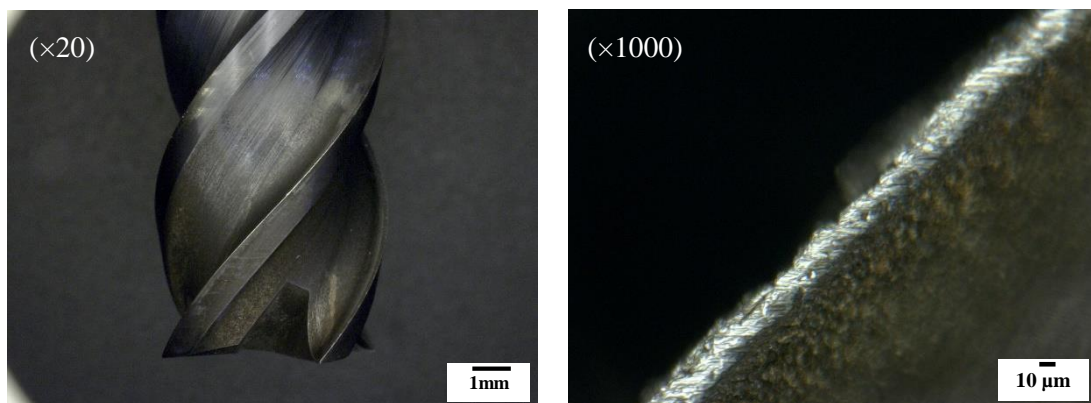


図 3-16 切削距離 2600 m の逃げ面光学顕微鏡写真

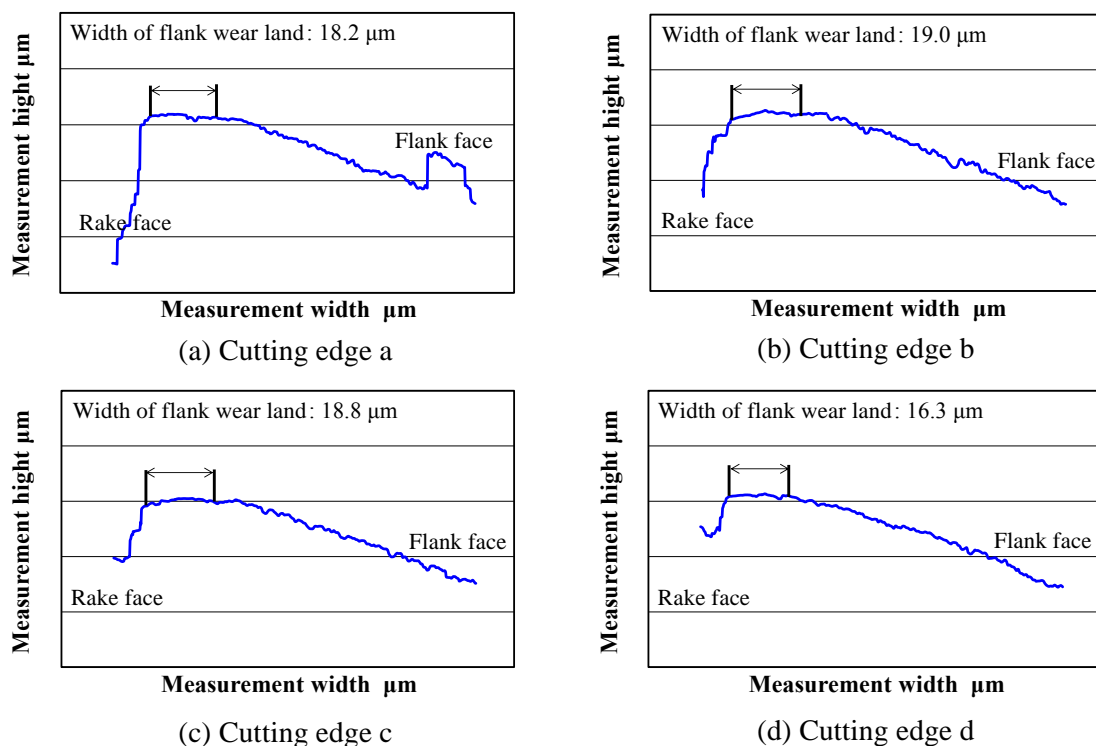


図 3-17 切削距離 2600 m の逃げ面摩耗幅

切削距離 2600 m における逃げ面のチップング写真を図 3-18 に示す。切削距離が 2600 m に達すると、刃先に微小なチップングが数多く見られ、部分的に図 3-18 に示すような大きなチップングの発生が確認された。このため、前加工条件における工具寿命は 2600 m であると判断した。

切削距離と 4 刃の逃げ面摩耗幅の平均値の推移を図 3-19 に示す。なお、図の測定結果は 3 回の加工実験で求めた平均値である。

切削距離 260 m までは、新品工具の刃先の先端部が鋭く摩耗しやすいため、逃げ面摩耗幅が急激に増加している。切削距離 260

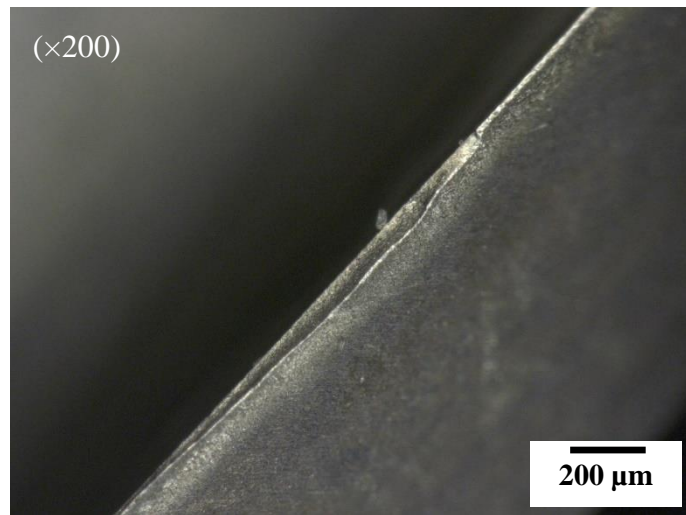
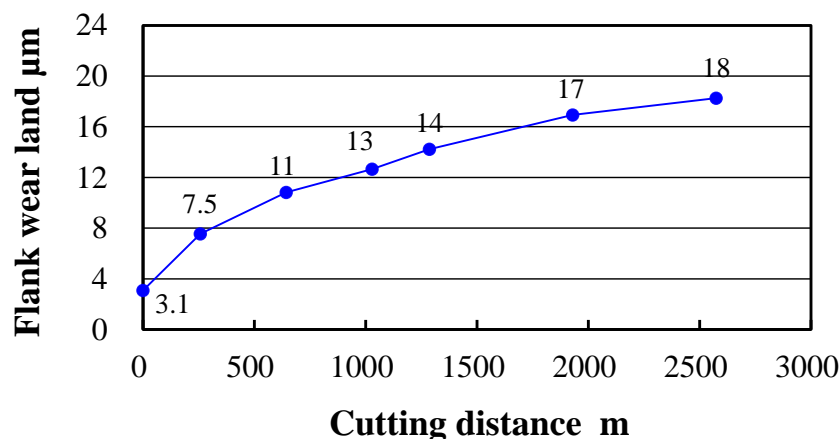


図 3-18 切削距離 2600 m の逃げ面チップングの写真

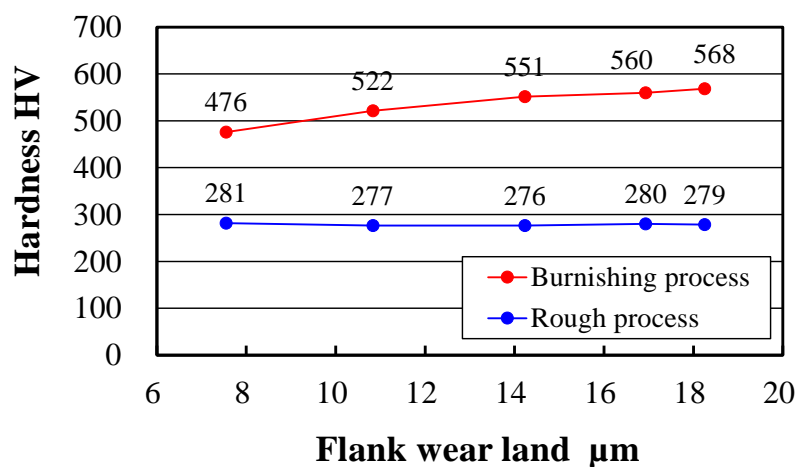
離が増加するとともに逃げ面摩耗幅も増加するが、増加幅は緩やかになっていくことが確認できる。工具寿命と判断した切削距離 2600 m における逃げ面摩耗幅は 18 μm であった。次に、エンドミルバニシング加工法では、前加工後にエンドミルバニシング加工を行うため、逃げ面摩耗幅が表面硬度に及ぼす影響を検証することにした。



[$V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ μm/tooth}$, $R_d = 800 \text{ μm}$]

図 3-19 前加工における 4 刃逃げ面摩耗幅の平均値と切削距離の関係

ビッカース硬度と逃げ面摩耗幅の関係を図 3-20 に示す。青色は前加工条件である $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 800 \text{ }\mu\text{m}$ の加工面のビッカース硬度の測定結果である。赤色は前加工条件で工具摩耗させた後、エンドミルバニシング加工条件である $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$ の加工面のビッカース硬度の測定結果である。図より、前加工において、逃げ面摩耗幅が増加してもビッカース硬度は増加しないことが確認できる。これは、逃げ面摩耗幅に対して工具半径方向切込み量が $800 \text{ }\mu\text{m}$ と大きいいため、表面硬度に大きな影響を及ぼさなかったと考えられる。一方、エンドミルバニシング加工において、切削距離 260 m における逃げ面摩耗幅が $7.5 \text{ }\mu\text{m}$ のときにビッカース硬度は 476 HV で、切削距離 2600 m における逃げ面摩耗幅が $18 \text{ }\mu\text{m}$ のときにビッカース硬度は 568 HV であった。つまり、切削距離が伸びて逃げ面摩耗幅が増加するとともに、表面硬度が上昇することがわかる。これは、逃げ面摩耗幅に対して工具半径方向切込み量が $5 \text{ }\mu\text{m}$ と小さいため、表面硬度に対して逃げ面摩耗幅の影響が大きくなったため、硬度が上昇したと考えられる。従って、エンドミルバニシング加工を行う際は、逃げ面摩耗幅が大きい方が表面硬度は上昇する。



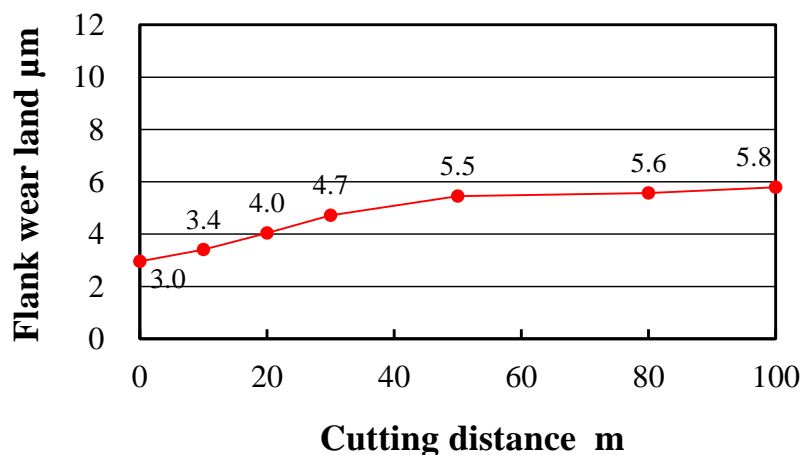
[Burnishing process : $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$]

図 3-20 ビッカース硬度と逃げ面摩耗幅の関係

3.3.4 仕上げ加工における工具摩耗が表面粗さに及ぼす影響

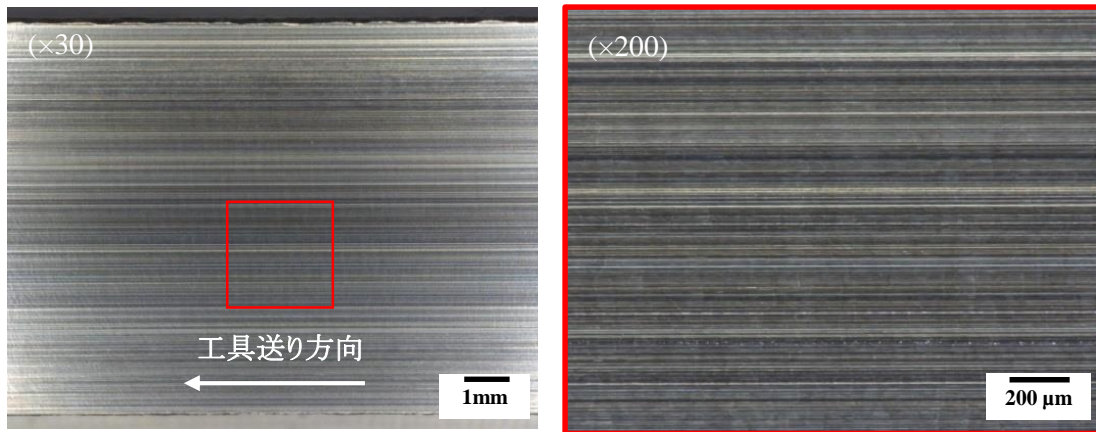
仕上げ加工であるエンドミルバニシング加工を行う際に、逃げ面摩耗幅が表面粗さに及ぼす影響を明らかにするため、工具摩耗に関する加工実験を実施して表面粗さの変化を検証した。エンドミルバニシング加工条件は、もともと表面硬度が上昇する $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$ とした。エンドミルバニシング加工時の4刃逃げ面摩耗幅の平均値と切削距離の関係を図 3-21 に示す。新品工具の逃げ面摩耗幅は、約 $3.0 \text{ }\mu\text{m}$ であった。図より、切削距離 50 m までは切削距離の増加とともに逃げ面摩耗幅も増加する。しかし、切削距離 50 m 以降は切削距離が増加しても逃げ面摩耗幅の増加はわずかしかない。エンドミルバニシング加工の場合、前加工と比較して工具と被削材の接触領域が小さいため、切削距離が 50 m 程度で逃げ面摩耗幅がほとんど増加しなくなると思われる。

切削距離 20 m, 50 m, 100 m における加工面の光学顕微鏡写真を図 3-22 に示す。図より、切削距離 50 m において切削痕は確認されず、良好な平滑面が得られることがわかった。切削距離 100 m になると、工具軸方向の凹凸が大きくなることがわかる。

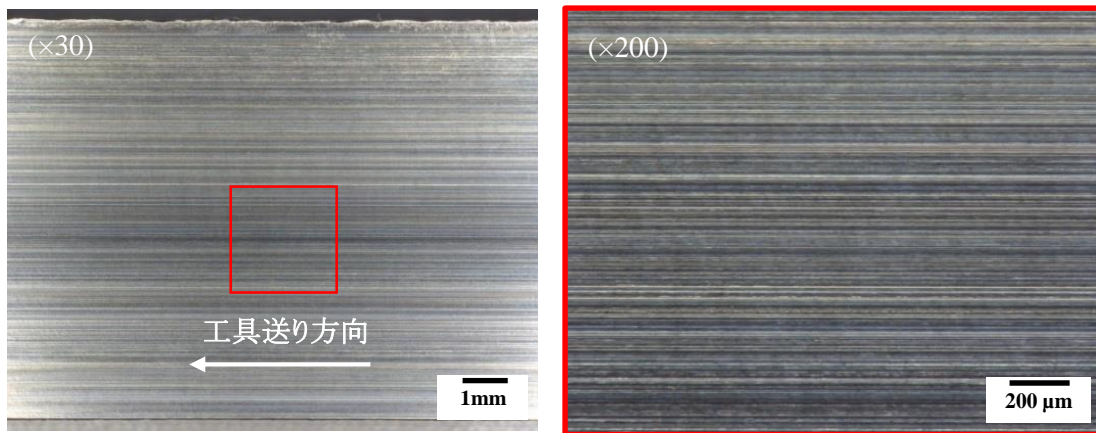


[$V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$]

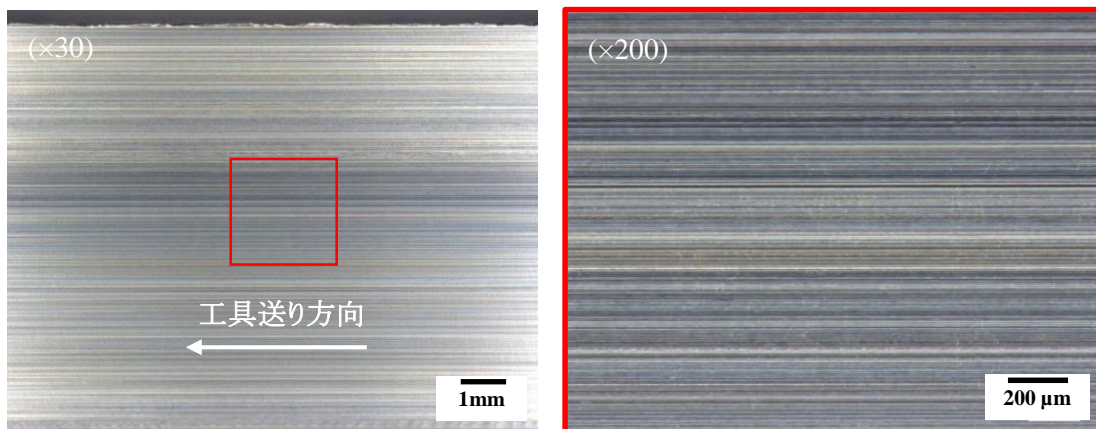
図 3-21 エンドミルバニシング加工における4刃逃げ面摩耗幅の平均値と切削距離の関係



(a) $L = 20 \text{ m}$ の加工面写真



(b) $L = 50 \text{ m}$ の加工面写真

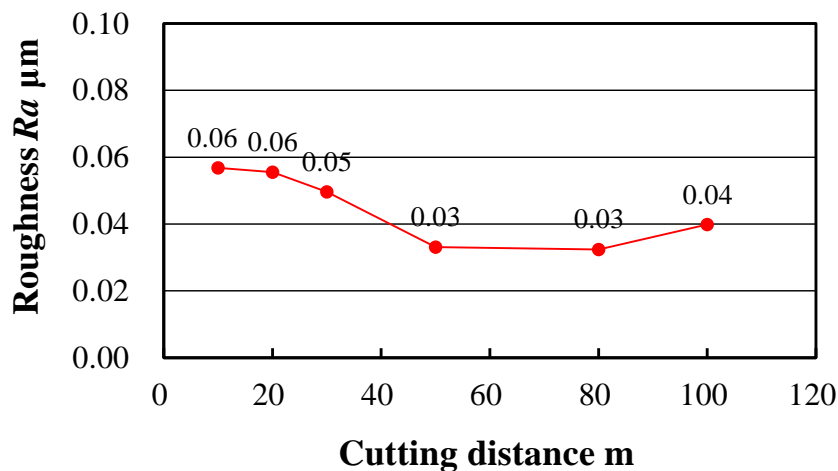


(c) $L = 100 \text{ m}$ の加工面写真

図 3-22 切削距離別の加工面の光学顕微鏡写真

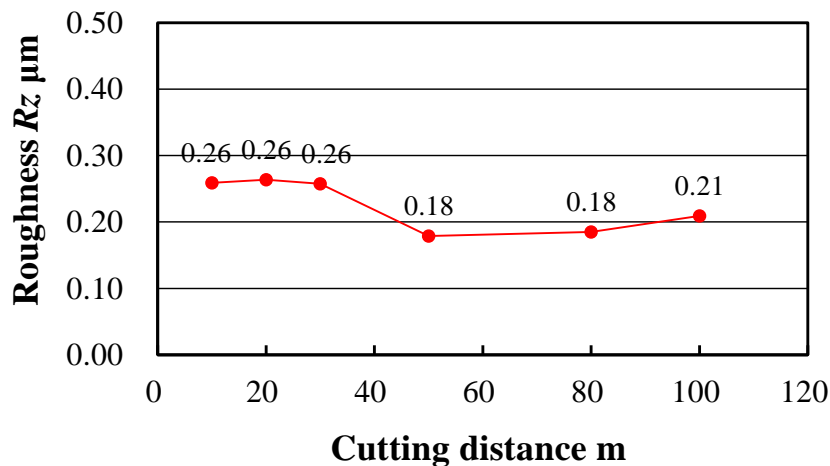
エンドミルバニシング加工時の切削距離と表面粗さ Ra , Rz の関係を図 3-23 および図 3-24 に示す。表面粗さ Ra , Rz は、工具送り方向に接触式表面粗さ測定機で測定した結果である。図 3-23 より、エンドミルバニシング加工の切削距離 20 m における表面粗さは Ra 0.06 μm であり、切削距離が 50 m になるまで段階的に小さくなっていく。切削開始時から表面粗さが良好になった要因として、切削開始直後はエンドミルの刃先が鋭利であるが、切削距離が伸びると工具摩耗により刃先が丸みを持ち加工面に転写されたことで、表面粗さが良好になったと推測される。

切削距離 50 m から 80 m までの表面粗さは Ra 0.03 μm で、もっとも良好である。切削距離 100 m の表面粗さは Ra 0.04 μm で、切削距離 80 m と比べ僅かに大きくなっていく。また、図 3-24 より表面粗さ Rz の曲線も Ra と同様の傾向を示すことがわかる。



[$V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $R_d = 5 \text{ }\mu\text{m}$, Down cutting]

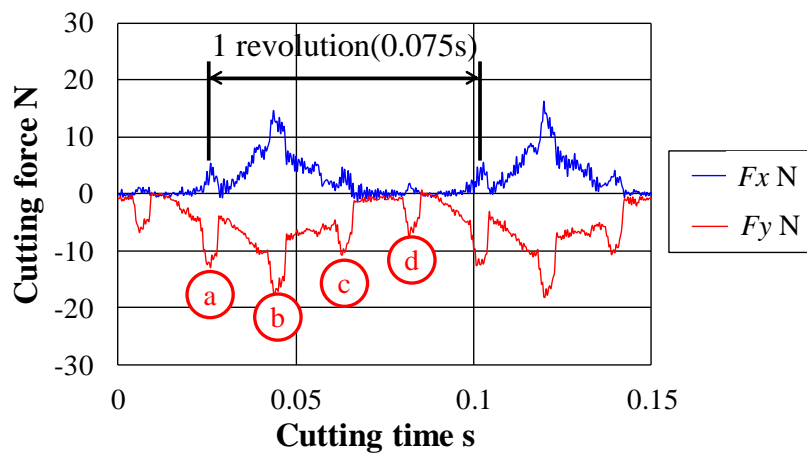
図 3-23 エンドミルバニシング加工における表面粗さ Ra と切削距離の関係



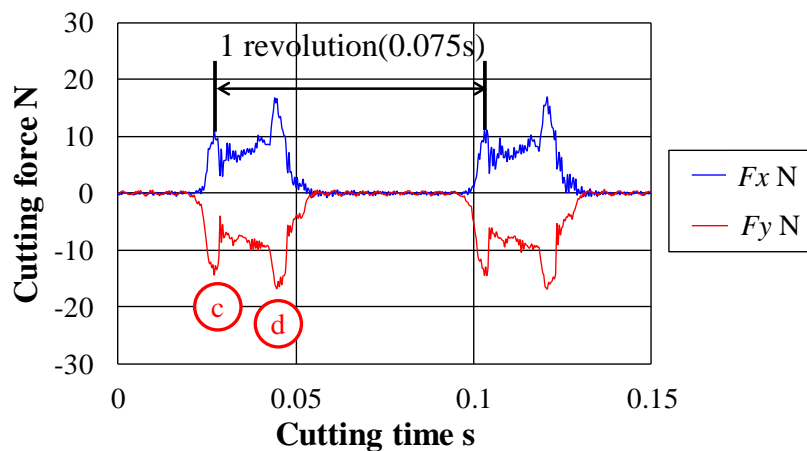
[$V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $R_d = 5 \text{ }\mu\text{m}$, Down cutting]

図 3-24 エンドミルバニシング加工における表面粗さ Rz と切削距離の関係

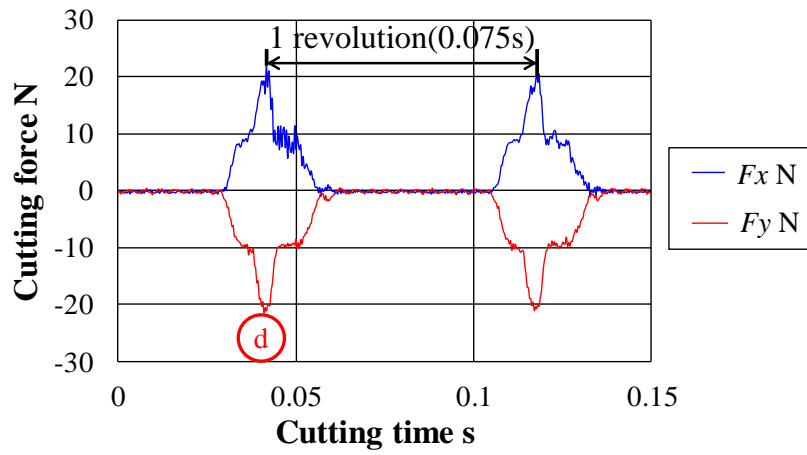
Ra と Rz の測定結果より、エンドミルバニシング加工中の切削力が表面粗さに関係していると考えられるため、切削抵抗測定を行った。切削距離 50 m, 80 m, 100 m のときの切削抵抗波形を図 3-25 に示す。切削距離毎の切削抵抗波形は、異なる傾向が見られる。切削距離 50 m において 4 枚刃すべての波形が確認できるが、80 m では 2 枚刃、100 m では 1 枚刃の波形しか確認できない。これは、切削距離 50 m にかけて切れ刃のばらつきが減少し、4 枚刃で加工が行われていたと考えられる。図 3-23 より、切削距離 80 m 以降では表面粗さが僅かに増加していることが確認できる。これは、切れ刃に微小なチップングが発生したことおよび被削材と接触する切れ刃の枚数が減少したことが要因であると推測される。以上の結果より、エンドミルバニシング加工における仕上げ面の表面粗さは、4 枚刃での加工が行われる条件においてもっとも良好となることがわかる。



(a) $L = 50$ m



(b) $L = 80$ m



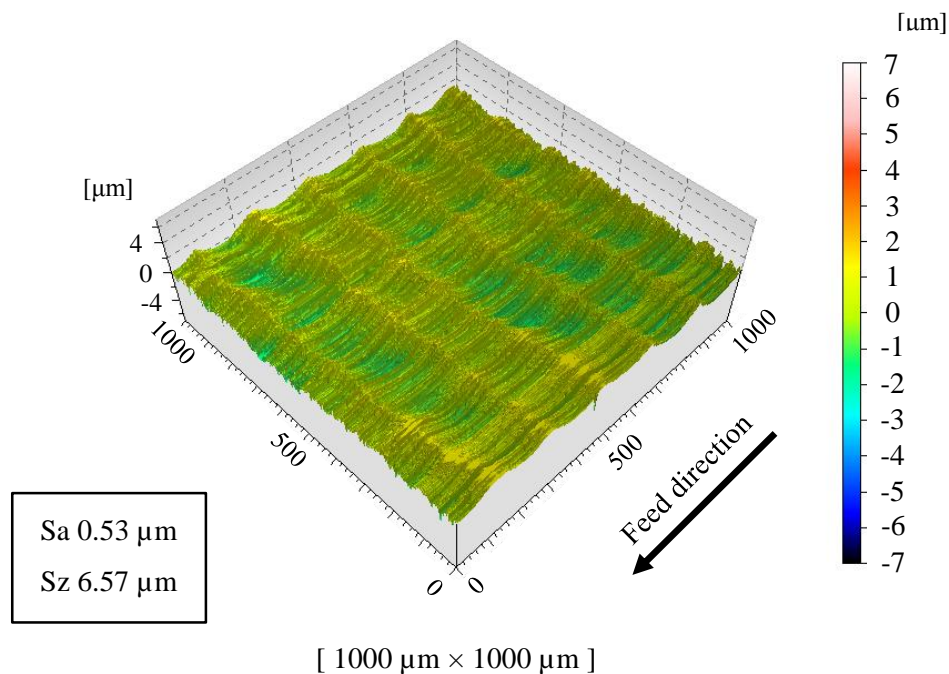
(c) $L = 100 \text{ m}$

[$V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$, Down cutting]

図 3-25 エンドミルバニシング加工における切削抵抗と切削時間の関係

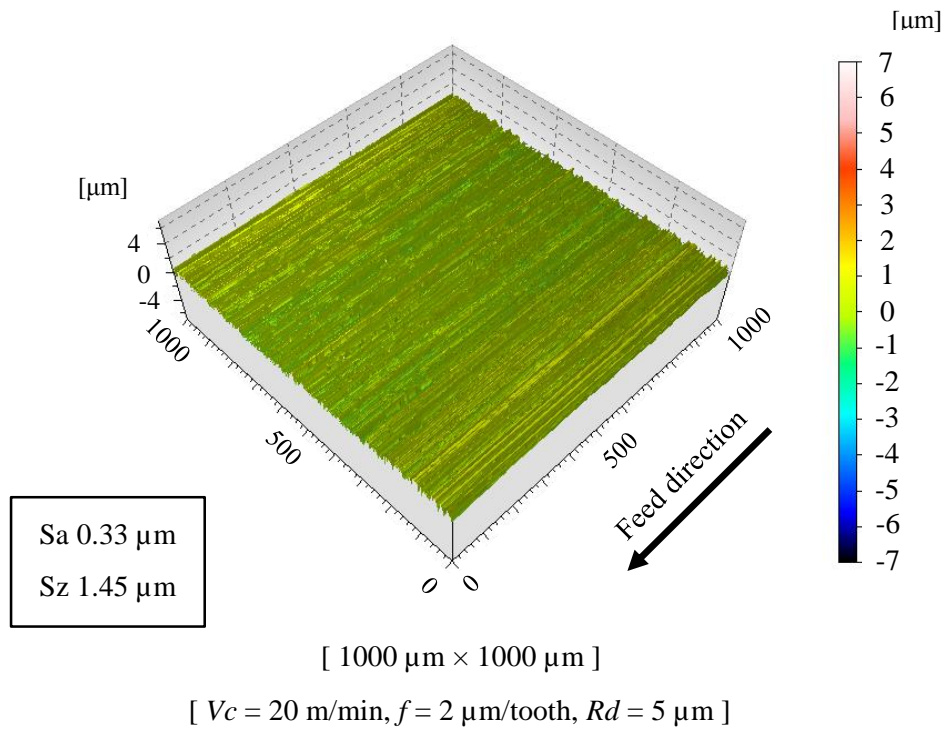
仕上げ加工であるエンドミルバニシング加工における工具送り方向の表面粗さは前節によって明らかになったが、工具軸方向の表面粗さは未だ明らかになっていない。このため、非接触三次元測定装置を使用し、被削材中央部の $1000\mu\text{m}$ 角の領域の三次元表面粗さを測定し、工具軸方向の表面粗さと工具摩耗の検討を行った。なお、本測定で使用した装置は、ISO 25178-605 の点合焦式輪郭曲線法に準拠したもので、この規格の三次元パラメータで評価した。前加工およびエンドミルバニシング加工後の加工面の三次元表面粗さ測定結果を図 3-26 に示す。図 3-26(a)が前加工後、図 3-26(b)がエンドミルバニシング加工の切削距離 80 m 、図 3-26(c)がエンドミルバニシング加工の切削距離 100 m における加工面の三次元表面粗さを示している。

図 3-26(a)より、表面粗さは $Sa\ 0.53\ \mu\text{m}$ 、 $Sz\ 6.57\ \mu\text{m}$ であり、加工面には工具送り方向に規則的なピッチで凹凸が存在していることがわかる。また図 3-26(b)より、表面粗さは $Sa\ 0.33\ \mu\text{m}$ 、 $Sz\ 1.45\ \mu\text{m}$ であり、加工面は前加工で存在した工具送り方向の凹凸もなく、良好な平滑面になることがわかる。さらに図 3-26(c)から、表面粗さは $Sa\ 0.52\ \mu\text{m}$ 、 $Sz\ 2.25\ \mu\text{m}$ である。図 3-26(b)と比較すると、三次元粗さの測定結果も大きくなっていることがわかる。また、加工面は工具軸方向に微小な凹凸の存在が見られる。この微小な凹凸の要因について、詳しく解析するため刃先の観察を実施した。

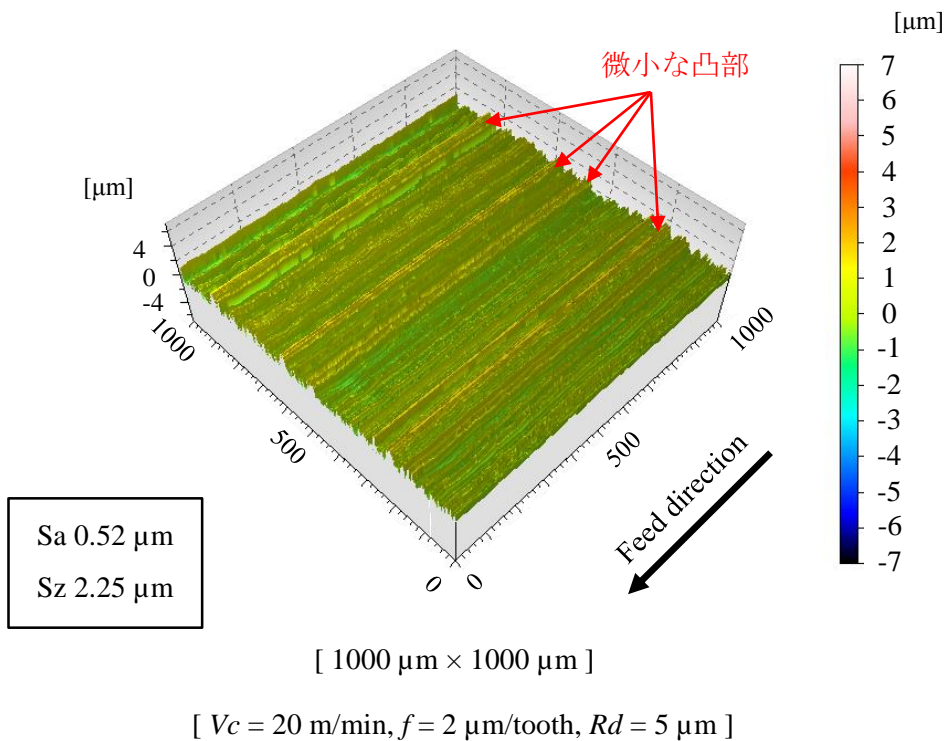


[$Vc = 60\ \text{m/min}$, $f = 50\ \mu\text{m/tooth}$, $Rd = 800\ \mu\text{m}$]

(a) 前加工後の三次元表面粗さ



(b) エンドミルバニシング加工の切削距離 80 μm における三次元表面粗さ



(c) エンドミルバニシング加工の切削距離 100 μm における三次元表面粗さ

図 3-26 前加工およびエンドミルバニシング加工後の三次元表面粗さ

新品工具とエンドミルバニシング加工の切削距離 100 m における切れ刃逃げ面の光学顕微鏡写真を図 3-27 および図 3-28 に示す。図 3-27 の右図より、新品工具の刃先は鋭利で、刃先にチップングは確認されない。一方、図 3-28 の右図より、エンドミルバニシング加工の切削距離 100 m の切れ刃逃げ面には、3 μm 程度の微小チップングが確認できる。そこで、図 3-29 に示すようにレーザ顕微鏡で拡大して観察したところ、3-8 μm のチップングが存在した。今回使用した工具母材の材質は、超微粒子超硬合金（三菱日立ツール，NM15）であり、主成分は炭化タングステン，コバルトなどである。炭化タングステンの平均粒径は 0.6 μm であるため、炭化タングステンが欠落してチップングが発生したと推測される。また、このチップングが要因で、図 3-26(c)で示した加工面の工具軸方向の凹凸ができていていると考えられる。このため、本節で用いたエンドミルバニシング加工条件の $V_c = 20 \text{ m/min}$ ， $f = 2 \mu\text{m/min}$ ， $Rd = 5 \mu\text{m}$ における工具寿命は 100 m であると判断した。以上の結果より、一般的な切削加工では問題とならない微小なチップングが、エンドミルバニシング加工においては表面粗さに大きな影響を及ぼすことが明らかになった。

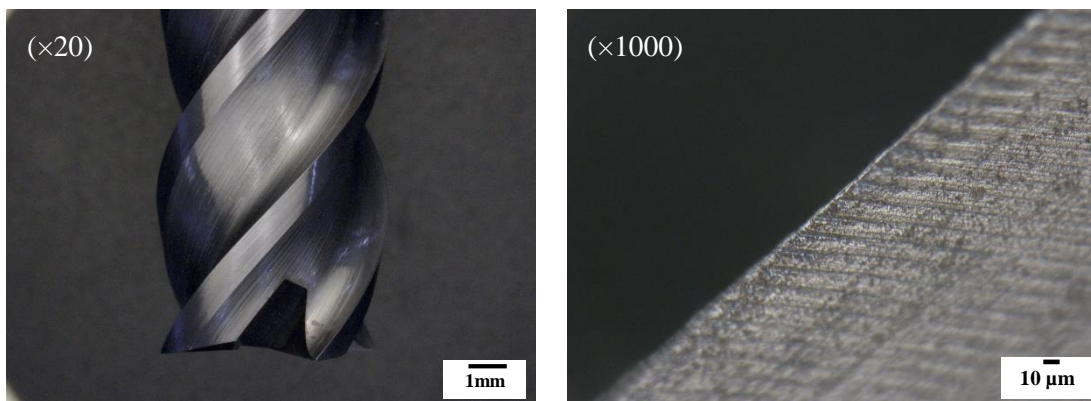


図 3-27 新品工具の逃げ面光学顕微鏡写真

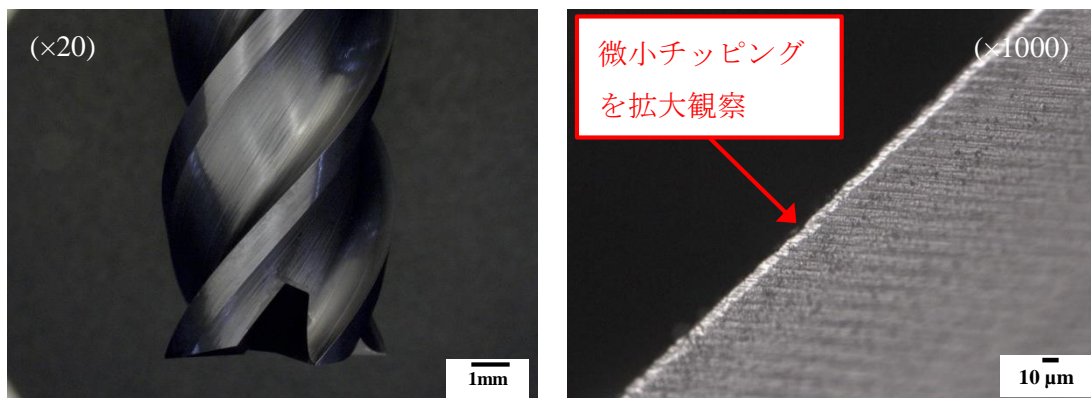


図 3-28 切削距離 100 m における逃げ面光学顕微鏡写真

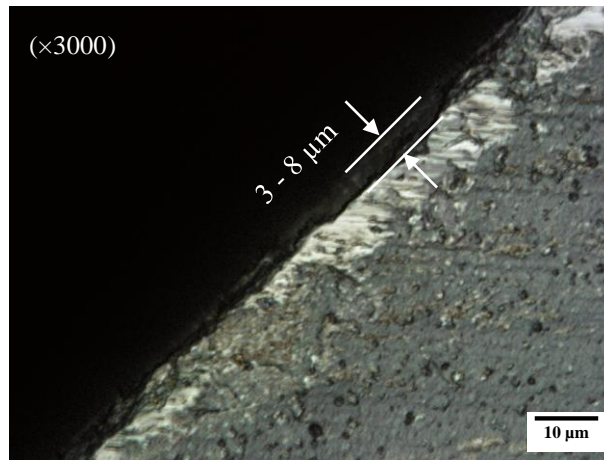


図 3-29 切削距離 100 m における逃げ面レーザー頭顕微鏡画像

3.4 結 言

本章では、エンドミルバニシング加工後の仕上げ面の加工変質層の評価を行った。また、前加工およびエンドミルバニシング加工における工具摩耗と表面粗さの関係から工具寿命を検討し、以下に示す結果を得た。

- (1) 切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ のエンドミルバニシング加工条件において、ビッカース硬度 492 HV の高硬度な加工面が実現できる。また、エンドミルバニシング加工を行うと、ビッカース硬度が 350 HV 以上の加工面が得られる。
- (2) 切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ のエンドミルバニシング加工条件において、X 線による応力測定で 1219 MPa の高い圧縮残留応力を有する加工面が得られる。
- (3) 前加工において、逃げ面摩耗幅が増加しても表面硬度は増加しない。一方、エンドミルバニシング加工において、逃げ面摩耗幅が $7.5 \text{ }\mu\text{m}$ から $18 \text{ }\mu\text{m}$ に増加すると、表面硬度が 476 HV から 568 HV に上昇する。
- (4) 切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ のエンドミルバニシング加工法は、切削距離 50 m 以降において切削距離が増加しても逃げ面摩耗幅がほとんど増加しない。また、切削距離 100 m の逃げ面摩耗幅は $5.8 \text{ }\mu\text{m}$ であり、新品工具の 2 倍程度になる。
- (5) エンドミルバニシング加工における仕上げ面の表面粗さは、4 枚刃での加工が行われる条件においてもっとも良好となる。このときの表面粗さは $Ra 0.03 \text{ }\mu\text{m}$ である。
- (6) エンドミルバニシング加工の切削距離 100 m におけるエンドミルの逃げ面には、 $3 - 8 \text{ }\mu\text{m}$ 程度のチッピングが発生した。このチッピングが被削材に転写されたことが原因で、工具軸方向の表面粗さが大きくなった。

【参考文献】

- 1) 高沢孝哉：Surface Integrity, 精密工学会誌, 55, 10 (1989) 1772.
- 2) 吉田喜太郎：Surface Integrity に関する研究の現状, 砥粒加工学会誌, 36, 3 (1992) 13.
- 3) 原田泰典：ショットピーニング, 表面技術, 67, 1 (2016) 2.
- 4) 小西寛, 村上敬宜, 小林幹和, 松井利治：ショットピーニングによる残留応力の発生機構と疲労強度に及ぼす影響, 日本機械学会論文集 A 編, 66, 650 (2000) 1847.
- 5) 栗田政則, 佐藤隆：局所高周波焼入れ鋼の残留応力分布と硬度の X 線の測定, 日本機械学会論文集 A 編, 57, 542 (1991) 2472.
- 6) 藤木栄：高周波焼入れの事例, 機械設計, 61, 6 (2017) 24.
- 7) 岡島英昭：センタレス・ローラバニシング法の研究 (第 1 報), 精密工学会誌, 65, 4 (1999) 610.
- 8) 大橋正英：ローラバニシング加工, ツールエンジニア, 58, 9 (2017) 42.
- 9) 笹原弘之, 矢田智彦, 富永啓介, 木内智：炭素鋼 S45C への摩擦攪拌形バニシング加工による硬化組織の創成, 日本機械学会論文集 C 編, 78, 787 (2012) 996.
- 10) S.Kiuchi, H.Sasahara: Temperature History and Metallographic Structure of 0.45%C Steel by Frictional Stir Burnishing, Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing, 4, 5, (2010) 838.
- 11) 田中隆太郎, 岡田将人, 中川智博, 古本達明, 細川晃, 上田隆司：複合機械加工による高品位面性状を有する表面改質層の生成, 日本機械学会論文集 C 編, 78, 794, (2012) 276.
- 12) K. Kawamura, S. Sakamoto, K. Takahashi and M. Murai: Study on generation of surface-hardened layer in precision cutting of austenitic stainless steel, American Society for Precision Engineering 2016 Annual Meeting, (2016) 510.
- 13) 帯川利之, 笹原弘之：はじめての生産加工学 2, 株式会社講談社, (2016) 18.
- 14) 高橋茂信, 橋本宗到, 廣瀬元, 佐々木敏彦: オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 のショットピーニング加工による疲労強度への影響, 日本機械学会論文集 A 編, 66, 646 (2000) 1173.
- 15) 吉田嘉太郎: 超精密生産技術基本体系 第 2 巻 実用技術, フジ・テクノシステム (1994) 20.
- 16) 瀬川俊明, 笹原弘之, 石川達郎, 村瀬寛恭, 堤正臣：圧縮残留応力生成工具による加工表面層の残留応力制御, 精密工学会誌, 71, 4 (2005) 496.

第 4 章

第4章 微小切込み切削が相変態に及ぼす影響

4.1 緒言

オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 は、耐食性、溶接性、機械的性質など優れた特性を多く有することから、半導体製造装置部品などに幅広く使用されている。しかし、SUS304 は加工硬化しやすい、熱伝導率が低いなどの要因によって、一般鋼材と比較して切削加工が難しい材料である。また、SUS304 は常温で fcc 構造の準安定オーステナイト (γ) 相であり、切削加工や塑性加工による外部からの力が加わることで塑性変形する際に、局所的にせん断変形を起こして bcc 構造のマルテンサイト (α') 相に変態する特性を持つ。この現象を加工誘起マルテンサイト変態と呼び¹⁾²⁾、相変態後の加工面は、高強度、高靱性などの優れた機械的性質を有するが、加工に伴って発生する転位や格子欠陥により耐腐食性に大きな影響が及ぶと報告されている³⁾⁴⁾。

マルテンサイト変態の生成機構に関する先行研究としては、Olson らの塑性変形による核生成説⁵⁾と田村らおよび鈴木らの局部応力集中による応力誘起変態説^{6)・8)}の2つが代表的である。また、加工誘起マルテンサイト変態に影響を与える諸因子の研究も多く行われており、合金元素の影響を検討したもの⁹⁾、マルテンサイトの組成および結晶粒度の影響を検討したもの¹⁰⁾、加工面に対して付加する荷重と加工変質領域を検討したもの¹¹⁾などが報告されている。しかし、せん断変形のひずみ速度が $10^4 \sim 10^5$ /sec に達するような切削現象¹²⁾の加工条件において、相変態誘起と切削抵抗の関係に着目した研究は少ない。

本章では、製品の仕様に応じてマルテンサイトの生成を自在に制御することを目的に、我々が提案した高品位な仕上げ面を実現する新たな精密加工法であるエンドミルバーニッシング加工法 (End milling-burnishing method) における¹³⁾、マルテンサイト比率と切削抵抗の関係を明らかにするための実験的な検討を行う。

4.2 実験装置および実験方法

本章では、仕上げ加工であるエンドミルーバニシング加工の加工条件が、オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 の相変態誘起に及ぼす影響を検討する。加工実験は、3軸制御立形マシニングセンタ（牧野フライス製作所，V33）で、切削工具はねじれ角 43° の4枚刃超硬スクエアエンドミル（三菱日立ツール，EPP4080）を使用した。また、加工時の切削油剤は植物油ベースのセミドライ加工専用油剤（フジ BC 技研，LB-1）を使用し、セミドライ加工の側面切削を行った。被削材のステンレス鋼 SUS304 は、JIS G4303 (2012) に準拠した押し出し材で、 1080° で溶体化処理したものである。本実験で使用した実験条件を表 4-1 にまとめる。エンドミルーバニシング加工前の表面状態を一定に保つため、前加工の加工条件は工具メーカ推奨の汎用条件を参考にした切削速度 $V_c = 60 \text{ m/min}$ ，1刃当たりの送り量 $f = 50 \text{ }\mu\text{m}$ ，工具半径方向切込み量 $R_d = 800 \text{ }\mu\text{m}$ に設定した。

エンドミルーバニシング加工法の模式図を図 4-1 に示す。図 4-1(a)より、本加工法は工具半径方向切込み量 $R_d = 5 \text{ }\mu\text{m}$ の微小切込みで生じるバニシング作用を活用し、被削材表面の表面粗さを向上すると同時に、加工変質層を生成するものである。加工時のエンドミルの刃先の模式図を図 4-1(b)に示す。本加工実験に使用したエンドミルの逃げ角は 12° ，すくい角は 0° であり、前加工で主に使用する領域は青い斜線で示す工具すくい面である。また、エンドミルーバニシング加工で主に使用する領域は赤い斜線で示した工具逃げ面と被削材表面が接触する部分である。すべての実験は前加工後の加工面に対して、エンドミルーバニシング加工を実施した。なお、加工中の切削抵抗は多成分切削動力計（キスラー，9129AA），エンドミルの温度測定は熱画像計測装置（チノー，CPA-SC640A）を使用して測定した。加工後の加工面の結晶構造は X 線回折装置（リガク，SmartLab-9kW）により測定した。

表 4-1 実験条件

Machine tool	Machining center V33	
Cutting tool	TiAlN coated square end mill Diameter: $D = 8$ mm Number of flutes: 4 Helix angle: 43°	
Workpiece material	SUS304	
Cutting fluid	MQL(Vegetable Oil-based Fluid)	
Cutting condition	Pre-processing	Cutting speed: $V_c = 60$ m/min Feed rate: $f = 50$ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ Axial depth of cut: $A_d = 8$ mm Radial depth of cut: $R_d = 800$ μm
	End milling-burnishing method	Cutting speed: $V_c = 20 - 120$ m/min Feed rate: $f = 2 - 50$ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ Axial depth of cut: $A_d = 8$ mm Radial depth of cut: $R_d = 5$ μm

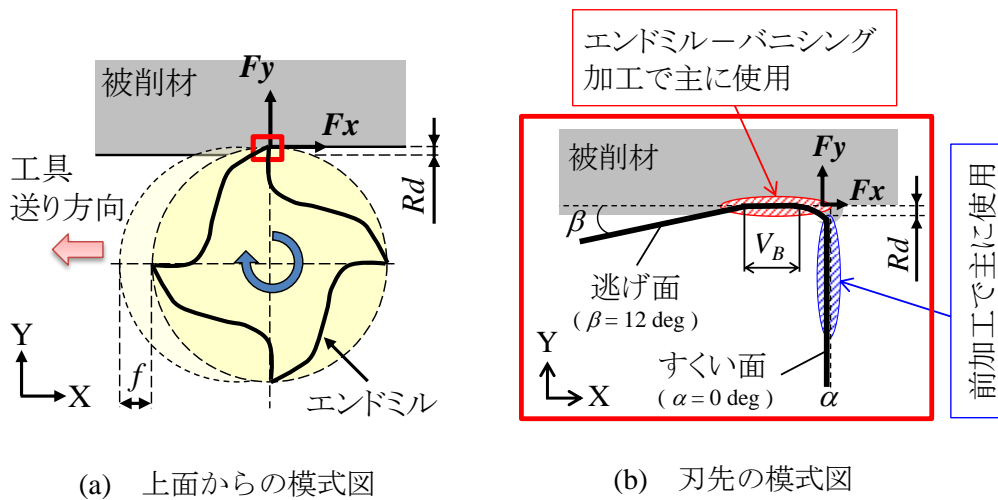


図 4-1 エンドミルバーニシング加工法の模式図

4.3 実験結果および考察

4.3.1 仕上げ加工における工具送り量が相変態に及ぼす影響

ステンレス鋼 SUS304 は常温で fcc 構造の準安定オーステナイト (γ) 相であり、切削加工や塑性加工による外部からの力が瞬間的に加わると原子は拡散することなく格子を極度にひずませて bcc 構造のマartenサイト (α') 相に相変態する。このような原子の拡散を伴わない変態をマartenサイト変態という。この現象を Fe 原子のみで示した模式図を図 4-2 に示す¹⁴⁾。マartenサイトは板状、レンズ状あるいは笹の葉状の著しく硬い微細組織からなるため、マartenサイト相が誘起されると加工面は高強度、高靱性などの優れた機械的性質を有する。しかし、製品の使用環境によって耐食性が低下することも指摘されている。このため、相変態を定量的に評価しておくことは、機械加工を行ううえで非常に重要である。そこで本節では、エンドミルバニシング加工時の工具送り量が相変態に及ぼす影響を調査する。さらに、エンドミルバニシング加工後の加工面のマartenサイト比率と深さ方向の関係も調査する。

前加工およびエンドミルバニシング加工後の3条件の加工面の X 線回折パターンを図 4-3 に示す。X 線回折試験は CuK- α 線による $2\theta/\theta$ 測定を行い、回折ピークがもつとも高い 45° 近傍におけるオーステナイトのピーク $\gamma(111)$ とマartenサイトのピーク $\alpha'(110)$ を比較することで評価した。図 4-3(a) より、前加工後の加工面の結晶構造はオーステナイト相のみ存在することがわかる。また図 4-3(b) より、 $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ のエンドミルバニシング加工後の加工面の結晶構造は前加工面と同様にオーステナイト相のみ存在する。それに対し図 4-3(c) より、 $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ のエンドミルバニシング加工後の加工面の結晶構造はオーステナイト相とマartenサイト相が存在した。以上のことから、前加工後の加工面はオーステナイト相のみ存在し、エンドミルバニシング加工後の加工面は加工条件によりマartenサイト相が誘起されることがわかる。そこで、これらを定量化するためオーステナイト相とマartenサイト相の比率を求める。 45° 近傍のそれぞれの回折ピークに Voigt 関数をフィッティングし、マartenサイト比率を $R = \alpha'(111) / [\alpha'(110) + \gamma(111)]$ と定義することで評価する。その結果図 4-3(c) の加工面の場合、マartenサイト比率 $R = 0.72$ となりマartenサイト相の占める割合がオーステナイト相より多くなることが確認できる。

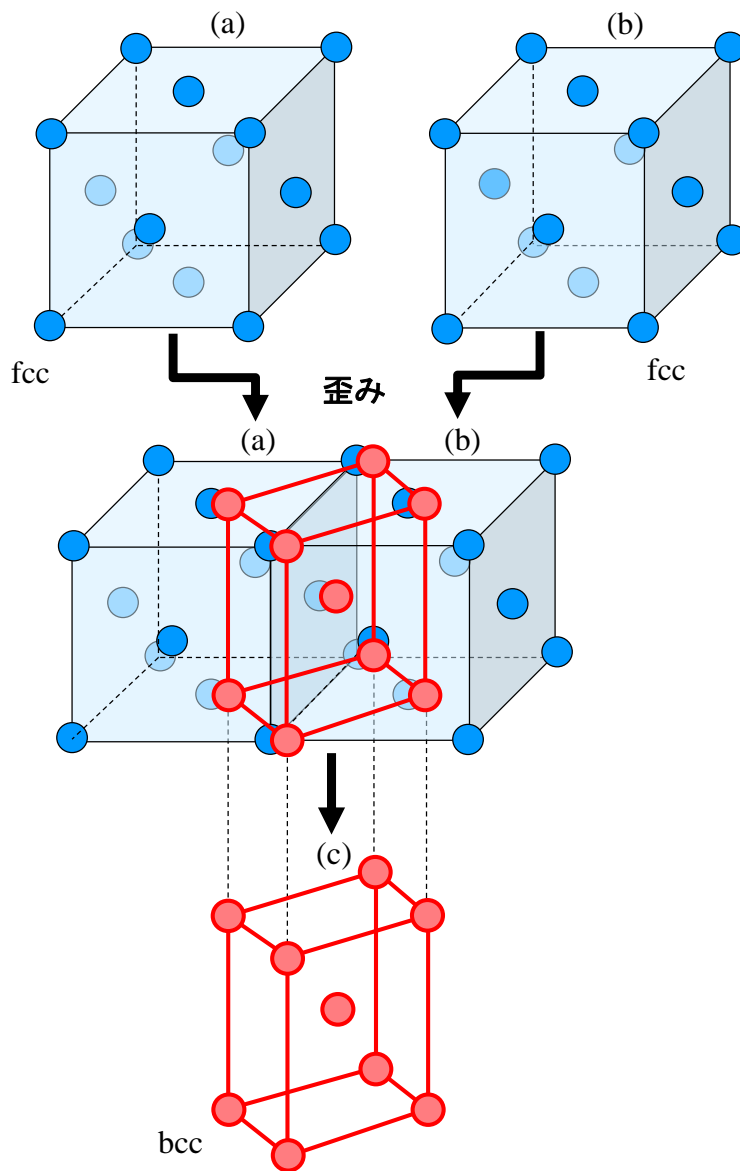
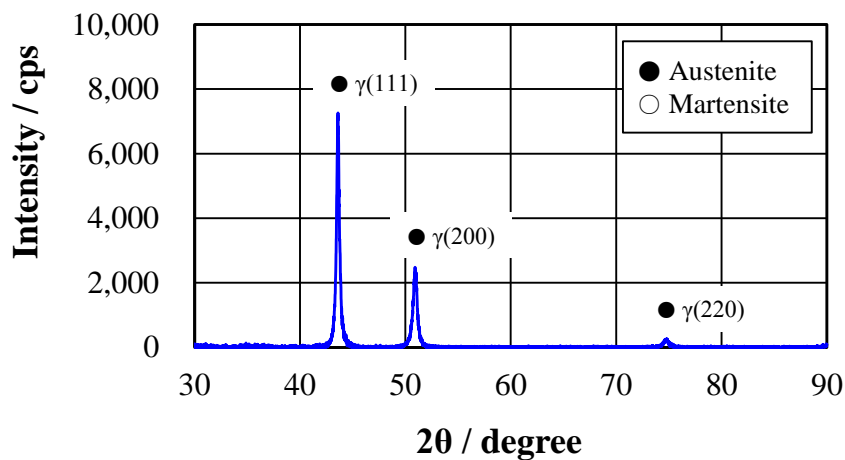
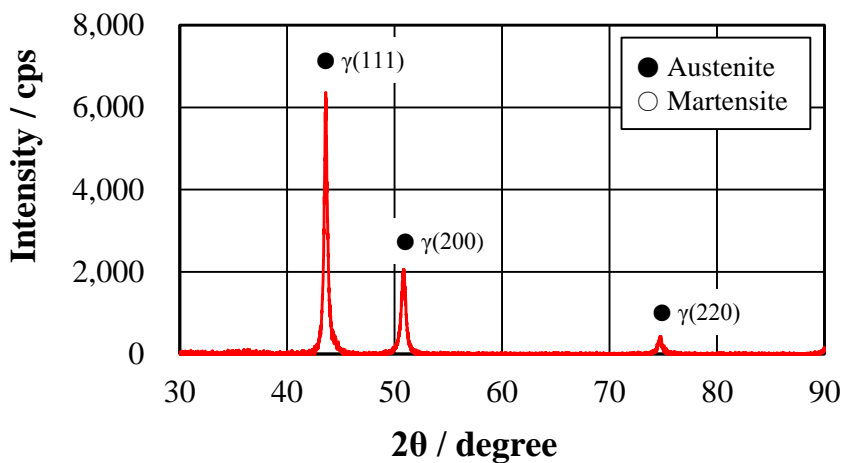


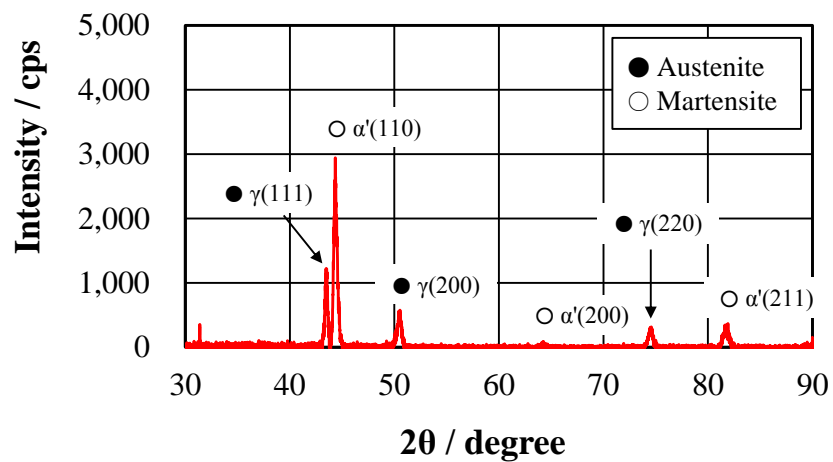
図 4-2 マルテンサイト変態の模式図¹⁴⁾



(a) 前加工条件



(b) $V_c = 60$ m/min, $f = 50$ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ のエンドミルバニシング加工条件

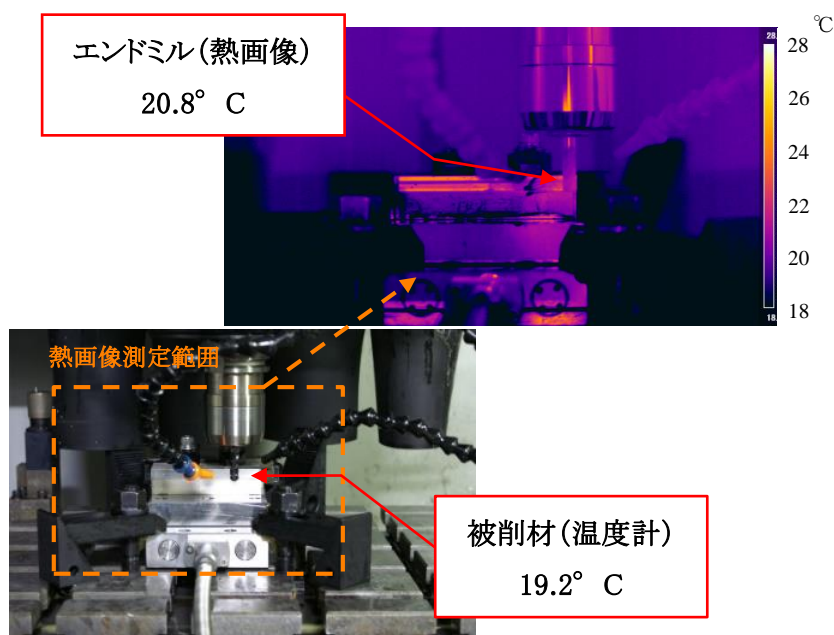


(c) $V_c = 20$ m/min, $f = 2$ $\mu\text{m}/\text{tooth}$ のエンドミルバニシング加工条件

図 4-3 加工条件別の X 線回折パターン

エンドミルーバニシング加工後の加工面にマルテンサイト相が誘起する要因として、加工時の切削熱や切削力の影響で相変態に必要なエネルギーの付与が起っていると考えられる。熱の影響を調べるため、加工中のエンドミルと被削材の温度測定を実施した。エンドミルの温度測定は、フレームタイム 30 Hz を有する熱画像計測装置（チノー，CPA-SC640A）を使用し、放射率 0.8 で測定した¹⁵⁾。被削材の温度は、白金抵抗温度計のセンサを被削材表面から 1 mm の位置に埋め込んで測定した。

加工中のエンドミルと被削材の温度測定結果を図 4-4 に示す。図より、エンドミルーバニシング加工時のエンドミルの最高温度は 20.8 °C，被削材の最高温度は 19.2 °C，双方の温度差は 1.6 °C であった。本加工実験ではセミドライ加工を行っており、圧縮空気を加工点に大量に吹き付けているため、エンドミルと被削材の双方で大きな温度上昇は確認できなかった。従って、エンドミルーバニシング加工時における加工面にマルテンサイト相が生成する要因として、熱影響は小さいと考えられる。



[$V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$]

図 4-4 エンドミルーバニシング加工時の温度分布

熱影響の検証からマルテンサイト相が誘起される要因として、加工時の切削力の影響が大きいと考えられる。それを検証するため、切削動力計を用いて加工中の被削材表面に作用する切削抵抗を測定したいが、切削動力計で得られる値はエンドミル刃先のすくい面による切りくずに作用する力と逃げ面による被削材表面に作用する力の合力である。従って、それぞれの力を分離する必要がある。被削材表面に作用する力が大きくなるとマルテンサイト比率に変化が及ぶと考えられ、エンドミルバニシング加工における工具送り量を変化させたときのマルテンサイト比率を調査した。

切削速度 $V_c = 20, 40, 60 \text{ m/min}$ の各条件において、マルテンサイト比率と1刃当たりの送り量の関係を図4-5に示す。図より、切削速度は小さい方がマルテンサイト比率は高くなる。また、マルテンサイト比率がもっとも高くなる加工条件は、切削速度と1刃当たりの送り量がもっとも小さい $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ である。

すべての切削速度において、1刃当たりの送り量が増加するのに伴いマルテンサイト比率が減少する傾向を示している。これは1刃当たりの送り量の増加に伴い切りくずの最大切取り厚さが図2-29に示すように $0.1 \mu\text{m}$ から $2.19 \mu\text{m}$ へ増加し、切りくずの排出量が増えることにより被削材表面に作用する力が小さくなりマルテンサイト比率が減少したと考えられる。また、1刃当たりの送り量が $20 \mu\text{m/tooth}$ より小さくなるのに伴い、マルテンサイト比率は急激に上昇する。このときの切りくずの排出を目視で観察したところ、切りくずの排出はなく粉状の切りくずがエンドミル表面に付着していた。これは切削加工からバニシング加工に近い状態にあることを示し、加工時の切削力が被削材表面に主に作用していたと推測される。従って、エンドミルバニシング加工時の被削材表面に作用する力のみを切削動力計で計測するには、1刃当たりの送り量が $20 \mu\text{m/tooth}$ 以下の加工条件が良いと考えられる。

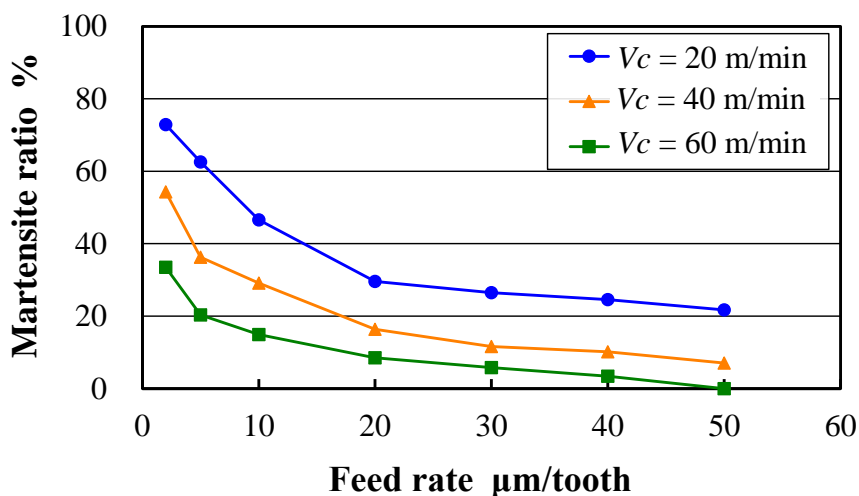


図4-5 マルテンサイト比率と1刃当たりの送り量の関係

次に、エンドミルバニシング加工後の加工面における加工変質層の深さ方向のマルテンサイト比率を評価するため、X線回折試験を実施した。試験の詳細は、本実験条件の中でもっともマルテンサイト比率が高かった加工条件である $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ の加工面に対して、X線の入射角度を 0.5° , 2° , 10° の3条件に固定した微小角入射X線回折法により深さ方向のマルテンサイト比率の評価を行った。なお、実際のX線の侵入深さがわからないため、試験の前に図4-6に示すX線の入射角度が 0.5° , 2° , 10° におけるX線の侵入深さ d_1, d_2, d_3 の算出を試みた。X線回折装置では、試料にX線を入射させたときに発生するX線を検出するため、X線の侵入深さが検出深さとなる。そのため、X線の固体試料への侵入深さ L_x は次式で表される¹⁷⁾。

$$L_x = \frac{\sin\theta}{2\mu} \ln \frac{1}{1-G} \quad (4.1)$$

このときの θ : X線入射角度, μ : Fe線吸収係数 $890 \times 10^4 \text{ }\mu\text{m}$, G : 十分に厚い試料と深さX線の表面層から得られる回折強度比で 0.99 とした。式(4.1)の計算結果より、加工表面からのX線の侵入深さは $d_1 = 0.2 \text{ }\mu\text{m}$, $d_2 = 0.9 \text{ }\mu\text{m}$, $d_3 = 4.5 \text{ }\mu\text{m}$ と推測される。

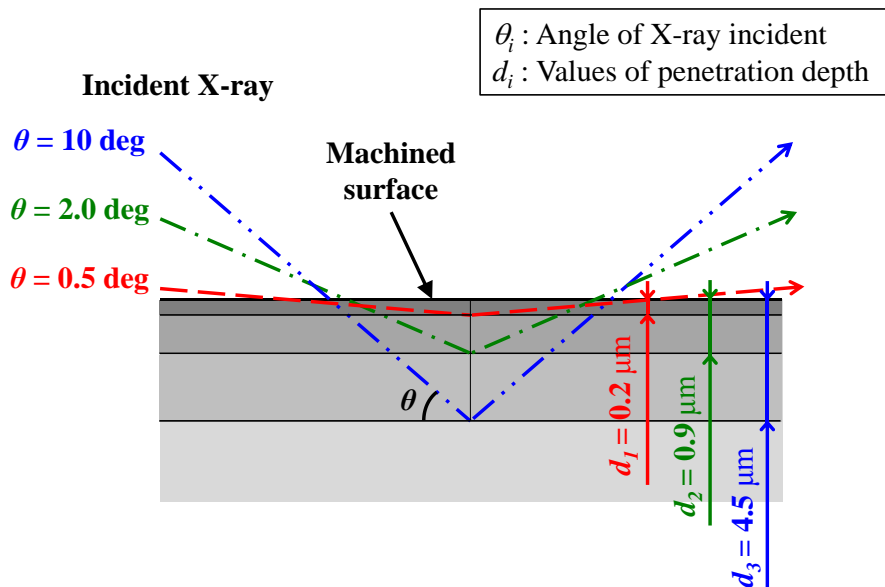
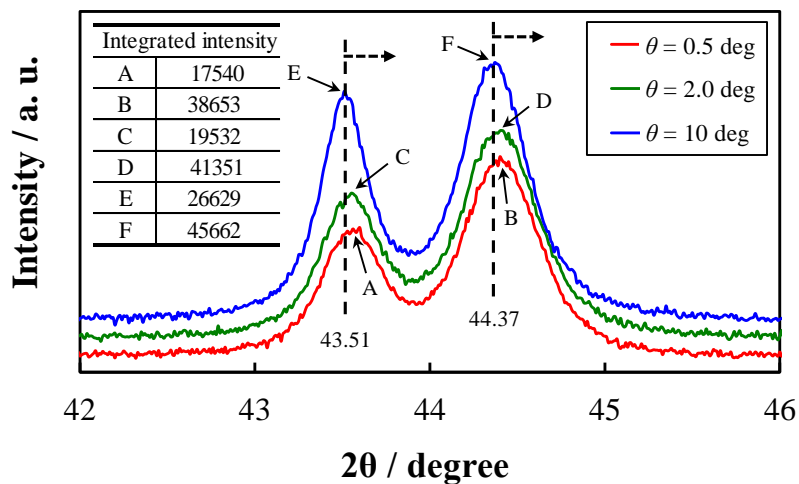


図 4-6 X線の入射角度と侵入深さの模式図

切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$, 1 刃当たりの送り量 $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ のエンドミルバニシング加工時の加工面の X 線回折パターンを図 4-7 に示す。図中の回折のピーク角度と積分強度は、Voigh 関数を用いたピークフィットを実施して求めた。これらの結果より、 43.51° 近傍にオーステナイトのピーク $\gamma(111)$, 44.37° 近傍にマルテンサイトのピーク $\alpha'(110)$ が確認できる。また、X 線の入射角度が 10° から 0.5° に小さくなると、 $\gamma\text{-Fe}$ のピーク角度が E 点の 43.51° から A 点の 43.55° , $\alpha'\text{-Fe}$ のピーク角度が F 点の 44.37° から B 点の 44.41° とそれぞれ高角度側へ移る。つまり、入射角度が小さくなり表面層に近づくに伴い、結晶の格子面間隔が狭まり、圧縮方向の残留応力が大きくなることわかる。

加工表面層の結晶構造の中に $\alpha'\text{-Fe}$ が占める割合を求めるため、図 4-7 に示す $\gamma\text{-Fe}$ (A:17540, C:19531, E:26629), $\alpha'\text{-Fe}$ (B:38653, D:41350, F:45661)の積分強度を用いて、それぞれの入射角に対するマルテンサイト比率 ($R = \alpha'(110) / [\alpha'(110) + \gamma(111)]$) を求めた。マルテンサイト比率と X 線の侵入深さの関係を図 4-8 に示す。図より、X 線の侵入深さが $0.2 \text{ }\mu\text{m}$ から $4.5 \text{ }\mu\text{m}$ と表面層から深くなるのに伴い、マルテンサイト比率が 0.69 から 0.63 と直線的に小さくなっていることがわかる。つまり、加工時の切削力がより伝播する加工表面層のマルテンサイト比率が高く、表面層から離れるにつれてマルテンサイト比率が減少することがわかる。



[$V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \text{ }\mu\text{m}$]

図 4-7 X 線回折パターン

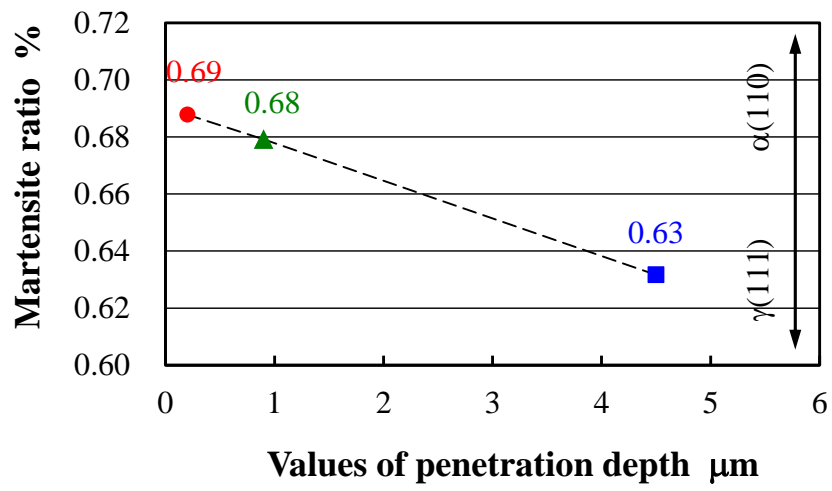


図 4-8 マルテンサイト比率と X 線の侵入深さの関係

4.3.2 仕上げ加工におけるマルテンサイト比率と切削抵抗の関係

前節において、マルテンサイト相が誘起される要因は加工時の切削力の影響が大きく、切削動力計で計測するには1刃当たりの送り量が $20 \mu\text{m/tooth}$ 以下の加工条件を選択すれば良いことがわかった。そこで本節では、マルテンサイト比率と切削抵抗の関係を調査する。まず、エンドミルバニシング加工時の逃げ面摩耗幅が被削材表面に及ぼす影響を検討する。

エンドミルバニシング加工時の刃先近傍の模式図を図4-9に示す。1刃当たりの送り量が逃げ面摩耗幅 $V_B = 7.5 \mu\text{m}$ より大きい場合を図4-9(a)、小さい場合を図4-9(b)に示す。1刃当たりの送り量 $f = 2, 5 \mu\text{m/tooth}$ の場合、図4-9(b)に示すように前の1刃が加工した領域を繰り返し加工するために、より多くの力が加工面に作用しマルテンサイト比率が急激に上昇したと考えられる。なお、加工硬化した面を繰り返し加工することは工具摩耗が著しく進行し工具寿命が短くなるため、工具交換の段取りが増えて製造現場での適用は難しくなる。そのため、本実験では切りくずの飛散が確認されず、図4-9(a)に示すような加工硬化した面を繰り返し加工することのない1刃当たりの送り量 $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の加工条件を詳細に解析した。

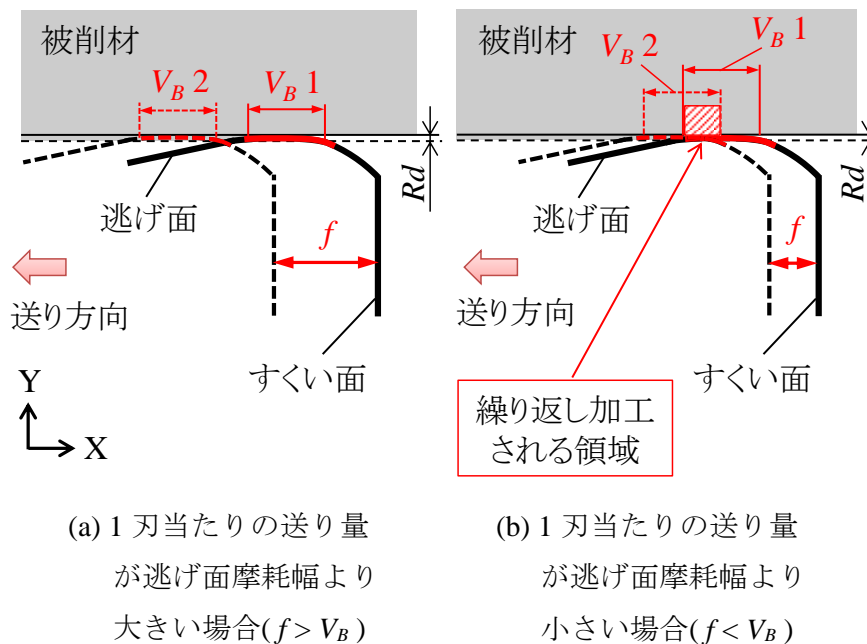


図4-9 エンドミルバニシング加工時の刃先近傍の模式図

ここでは切削現象を更に理解しやすくするため、エンドミルの刃数は4枚刃から3枚刃削り取って1枚刃にして、1刃当たりの送り量 $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の同一切取り厚さで切削速度を 20 - 120 m/min の範囲で変化させたときの X 線回折試験を実施した。切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1刃当たりの送り量 $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ のエンドミルーバニシング加工後の加工面の X 線回折パターンを図 4-10 に示す。また、1刃当たりの送り量 $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ におけるマルテンサイト比率と切削速度の関係を図 4-11 にまとめた。

図 4-10 より、加工面には母相のオーステナイト相だけではなく、多くのマルテンサイト相が誘起していることがわかる。また図 4-11 より、切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ のときマルテンサイト比率がもっとも高く $R = 0.63$ であり、切削速度 $V_c = 120 \text{ m/min}$ のときマルテンサイト比率がもっとも低く $R = 0$ であった。つまり、同一切取り厚さにおいて、マルテンサイト相の誘起を抑制するには、切削速度を増加させてエンドミルと被削材の接触時間を短くすると良い。また、切削速度 $V_c = 120 \text{ m/min}$ 以上でマルテンサイト相が誘起しないこともわかる。

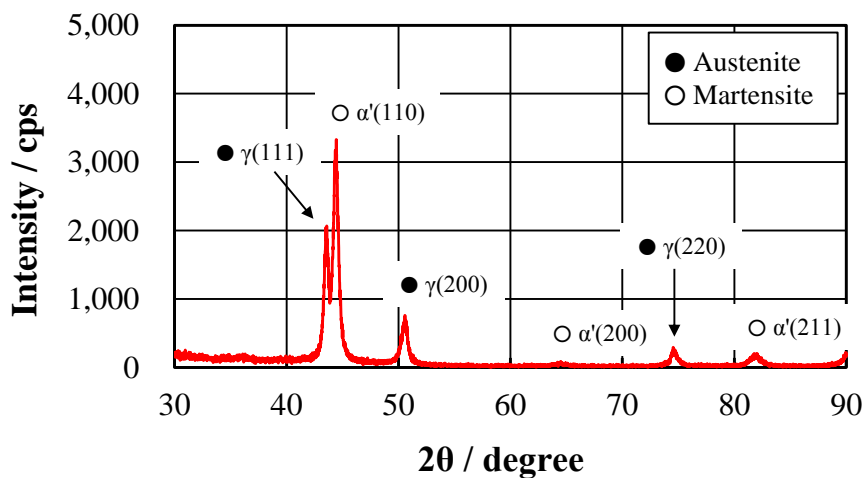
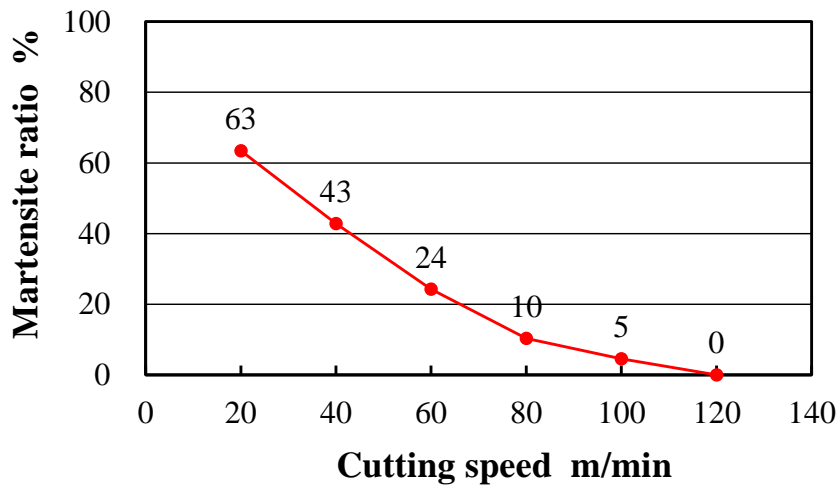


図 4-10 $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の加工面の X 線回折パターン



[刃数 1, $f = 10 \mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \mu\text{m}$]

図 4-11 マルテンサイト比率と切削速度の関係

図 4-11 の結果を説明するため、1 刃当たりの送り量 $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の同一切取り厚さにおける切削速度を 20 - 120 m/min の範囲で変化させたときの切削抵抗測定を実施した。切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ のエンドミルバニシング加工中の切削抵抗の拡大波形を図 4-12 に示す。エンドミルが 1 回転に要する時間は 0.075 秒である。また、切れ刃と被削材の接触時間は 0.024 秒である。切削抵抗波形は、測定時のサンプリング周波数が 3000 Hz であるため、0.001 秒当たり約 3 点で表現されている。切削抵抗の測定結果は、切れ刃と被削材が接触している範囲の平均値で表した。図 4-12 左側の波形の場合、 $F_x = 6.6 \text{ N}$, $F_y = 10.0 \text{ N}$ であった。なお、切削速度 40 - 120 m/min も同様の方法で切削抵抗 F_x , F_y の値を求めた。

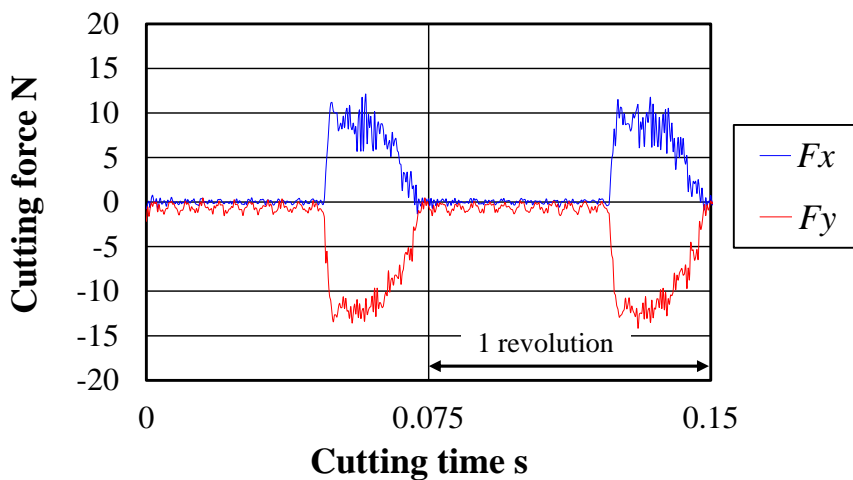
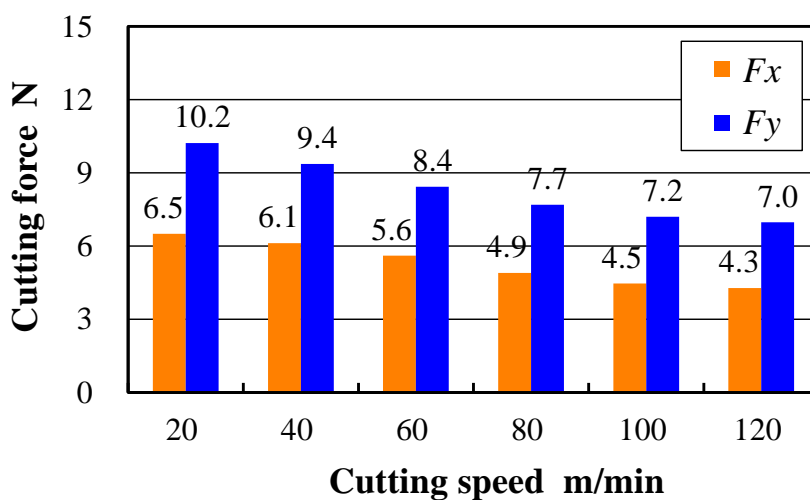


図 4-12 $V_c = 20 \text{ m/min}$, $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の切削抵抗の拡大波形

切削抵抗と切削速度の関係を図 4-13 に示す。各条件における切削抵抗値は 12 回転分の平均を示したものである。被削材表面に作用する力は、図 4-1(a)に示すとおり Y 軸方向の切削抵抗 F_y である。図 4-13 より、切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ の被削材表面に作用する切削抵抗は $F_y = 10.2 \text{ N}$ 、切削速度 $V_c = 120 \text{ m/min}$ の被削材表面に作用する切削抵抗は $F_y = 7.0 \text{ N}$ とわかる。

加工時に発生する力が全て被削材表面に作用すると仮定すると、マルテンサイト比率と切削抵抗は相関関係があると考えられる。マルテンサイト変態が誘起するためには駆動力がある一定の大きさに達して、周囲の拘束に打ち勝ってせん断変形を起こす必要がある¹⁶⁾。これはマルテンサイト変態が開始するためには、弾性エネルギーやマルテンサイト相内の格子不変変形に必要なエネルギーなどが必要であることを示しており、これに相当する力学的駆動力が得られたときにマルテンサイト変態が誘起される。図 4-13 の切削抵抗において、マルテンサイト相が誘起されなかった切削速度 $V_c = 120 \text{ m/min}$ のときの切削抵抗 $F_y = 7.0 \text{ N}$ が、マルテンサイト変態を誘起するために必要な力学的駆動力と考えると、図の切削抵抗 F_y の値から 7.0 N を引いた値がマルテンサイト変態に利用されたエネルギーといえる。



[刃数 1, $f = 10 \mu\text{m/tooth}$, $Rd = 5 \mu\text{m}$]

図 4-13 切削抵抗と切削速度の関係

マルテンサイト変態に利用された切削抵抗と切削速度の関係を図 4-14 に示す。縦軸左側の $F_y - F_y'$ は切削抵抗 F_y の値からマルテンサイト変態を開始するために必要な切削抵抗 F_y' の 7.0 N を差し引いた値である。縦軸右側は図 4-11 で示したマルテンサイト比率である。図 4-14 より、 $F_y - F_y'$ の値とマルテンサイト比率は相関関係にあることがわかる。また、マルテンサイト生成量を制御するには、被削材表面に作用する F_y 方向の力を 1 N 以下で制御する必要があることがわかる。

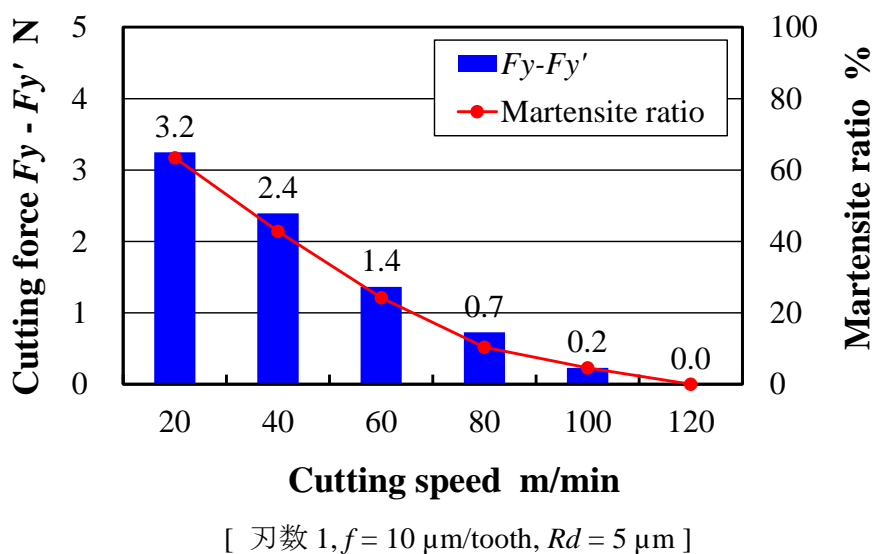


図 4-14 マルテンサイト変態に利用された切削抵抗と切削速度の関係

4.3.3 仕上げ加工における加工表面層の結晶組織の評価

金属の材料特性を決める大きな要素は、構成元素と結晶粒径などのマイクロ組織の2種類である。本加工実験で使用したステンレス鋼 SUS304 は多結晶材料であるため、結晶粒径、結晶方位およびその分布状態などによって材料特性が大きく変化する。このため、エンドミルバニシング加工後の加工表面層のマイクロ組織を定量的に評価しておくことは非常に重要である。

本節では、エンドミルバニシング加工後の加工表面層の結晶粒径、結晶方位および相分布などのマイクロ組織を観察するため、電子線後方散乱回折 (electron backscatter diffraction, 以下 EBSD) 法により結晶解析を実施した。EBSD 法は、1993 年に材料のマイクロ組織の観察手法として確立されて以来、材料組織の定量的解析には必要不可欠な方法で、試料に照射した電子線の後方散乱回折パターンを解析することにより、結晶方位を測定することが可能である¹⁸⁾¹⁹⁾。

図 4-11 において、マルテンサイト相が生成した条件の中で、もっともマルテンサイト比率が高い切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ および低い切削速度 $V_c = 100 \text{ m/min}$ の加工面に対して、走査型電子顕微鏡 (日本電子, JSM-6390LV) に設置された OIM 検出器 (EDAX-DigiView) とデータ収集用ソフトウェア (TSL ソリューションズ, OIM Data Collection) を用いて結晶解析を行った。測定範囲は Z 軸方向 $200 \mu\text{m}$ 、Y 軸方向 $65 \mu\text{m}$ で、測定ピッチは $0.5 \mu\text{m}$ ピッチで評価した。なお、試料は図 4-15 に示すとおり、工具進行方向に対して直角に切断し、SiC 耐水研磨紙によるグライディングおよびイオンミリング装置 (日立ハイテクノロジーズ, E-3500) による平面ミリング加工で、試料表面を平滑面に仕上げた。

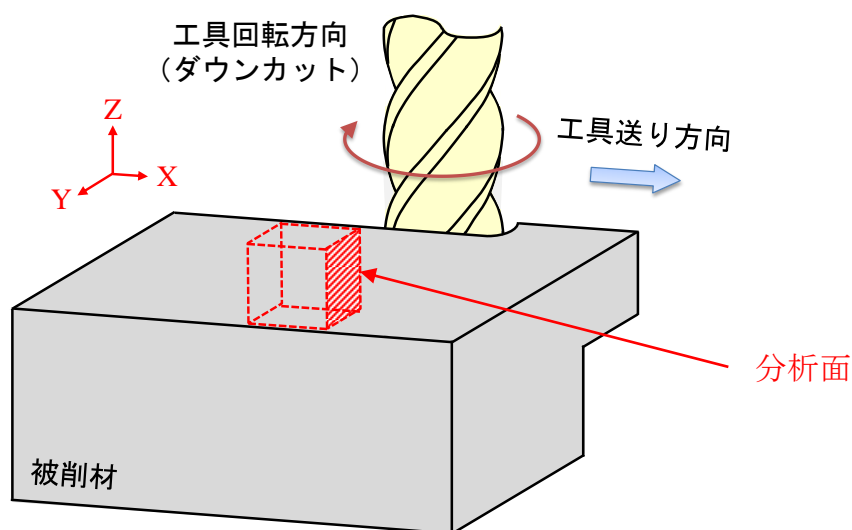


図 4-15 分析面の模式図

切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ のエンドミルーバニシング加工後の加工面の結晶解析結果を図 4-16 に示す。なお、データ解析は IQ マップ (Image Quality Map), IPF マップ (Inverse Pole Figure Map), 相分布図 (Phase map) の 3 項目を行った。ここで、IQ マップは菊池パターンの鮮明度を表したもの、IPF マップは結晶方位で色分けしたもの、相分布図は結晶系で判別した結晶相を表したものである。図 4-16(a)に IQ マップを示す。図より、加工変質層は $7\text{-}17 \mu\text{m}$ 程度存在していることがわかる。また、IQ マップの図中で強いひずみのところほど濃く表されるため、加工表面層に近いほど強いひずみが生じていることがわかる。

図 4-16(b)に IPF (結晶方位) マップ、図 4-16(c)に相分布図を示す。どちらの図においても、加工変質層を表す領域が黒色になっている。これは、信頼性指数 (Confidence index, 以下 CI 値) が 0.1 以下であることを示している。CI 値は、結晶方位の算出が適正であることを示す値で、0.1 以上であれば測定された結晶方位の信頼性が高いことが知られている。つまり、エンドミルーバニシング加工により生成する加工変質層の測定データは、結晶方位の信頼性が低いといえる。この要因は、図 4-7 の X 線回折試験結果で示したように、エンドミルーバニシング加工後の加工面は表面層に近づくにつれて、結晶の格子間隔が狭まり強いひずみが生じている。このひずみは、エンドミルーバニシング加工時に個々の結晶粒が大きな力を受けて塑性変形および微細化したと考えられ、その結晶は解析ソフトの結晶系データと異なり、結晶方位および結晶相の判定ができなかったと推測される。

切削速度 $V_c = 100 \text{ m/min}$ のエンドミルーバニシング加工後の加工面の結晶解析結果を図 4-17 に示す。データ解析は、図 4-16 と同様に IQ マップ, IPF マップ, 相分布図の 3 項目を行った。図 4-17(a)より、加工変質層は $3\text{-}5 \mu\text{m}$ 程度存在していることがわかる。図 4-17(b)の IPF (結晶方位) マップ、図 4-17(c)の相分布図より、エンドミルーバニシング加工の切削速度を変更しても生成する加工変質層の測定データは、結晶方位の信頼性が低いことがわかる。つまり、エンドミルーバニシング加工後の加工面には、EBSD 法で判定できないような強いひずみが残る加工変質層が生成する。

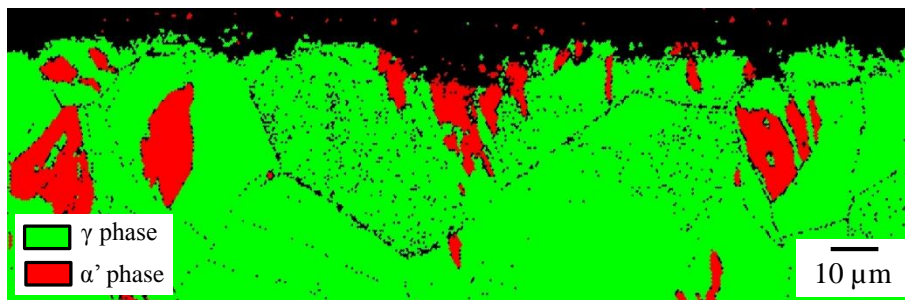
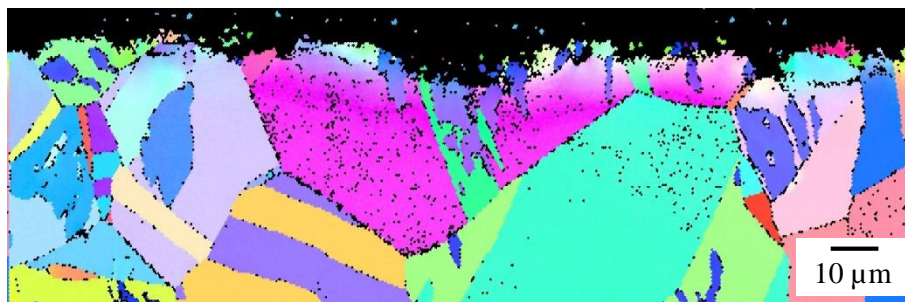
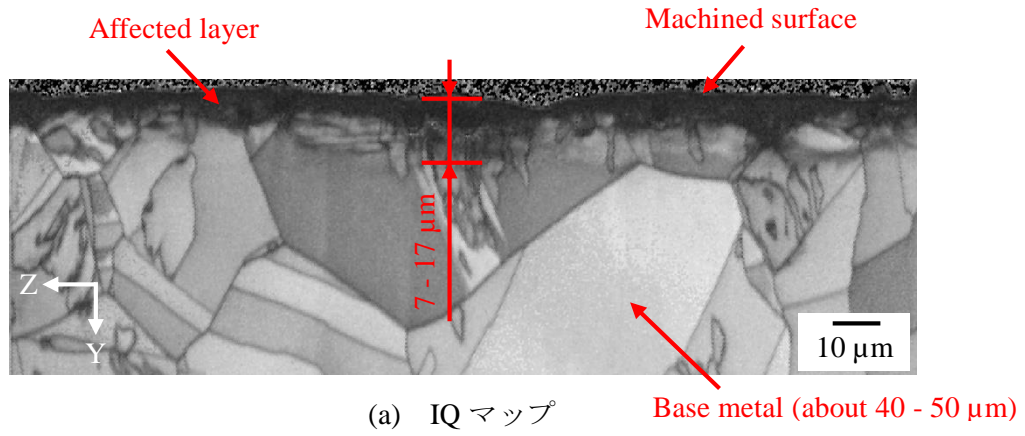
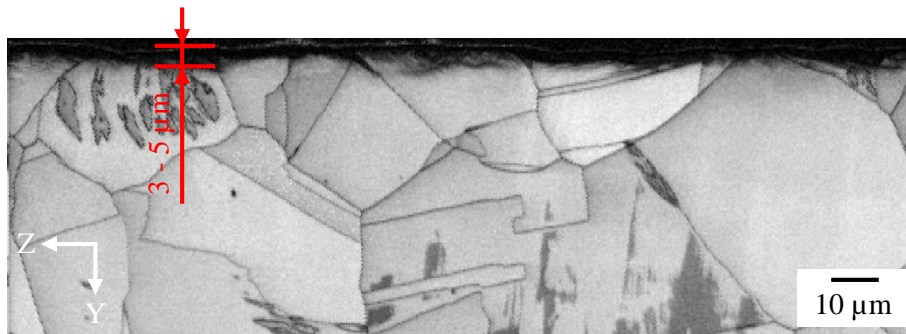
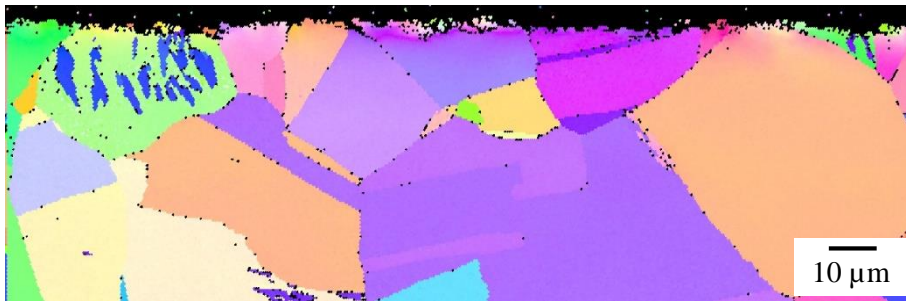


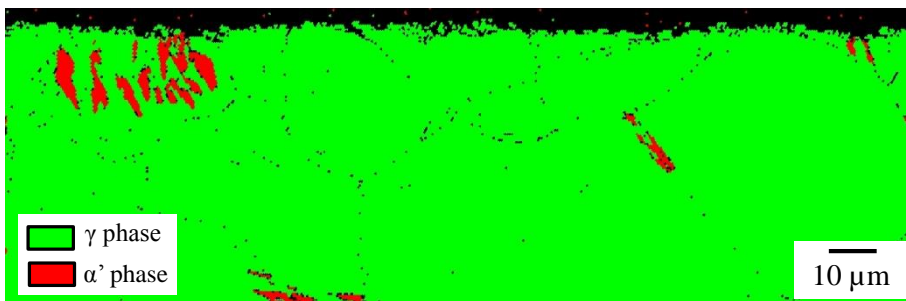
図 4-16 $V_c = 20 \text{ m/min}, f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の EBSD 解析結果



(a) IQ マップ



(b) IPF マップ



(c) 相分布図

図 4-17 $V_c = 100 \text{ m/min}$, $f = 10 \text{ } \mu\text{m/tooth}$ の EBSD 解析結果

4.4 結 言

本章では、エンドミルバニシング加工が相変態に及ぼす影響を明らかにするため、切削抵抗を詳細に解析して相変態誘起との関係を考察した。また、加工変質層の深さ方向に生成するマルテンサイト相の影響も検討し、以下に示す結果を得た。

- (1) 切削速度 $V_c = 60 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 50 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ 、工具半径方向切込量 $R_d = 800 \text{ }\mu\text{m}$ の前加工後の加工面には、マルテンサイト相が誘起しない。また、エンドミルバニシング加工後の加工面には、加工条件によりマルテンサイト相が誘起される。
- (2) 切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ 、工具半径方向切込量 $R_d = 5 \text{ }\mu\text{m}$ のエンドミルバニシング加工後の加工面において、加工表面層に近づくにつれて結晶の格子面間隔が狭まり、圧縮方向の残留応力が大きくなる。また、加工表面層のマルテンサイト比率が高く、表面層から離れるにつれてマルテンサイト比率が減少する。
- (3) エンドミルバニシング加工において、1 刃当たりの送り量が逃げ面摩耗幅より小さい場合、前の 1 枚刃が加工した領域を繰り返し加工することでより多くの力が加工面に作用するため、マルテンサイト比率が急激に上昇する。
- (4) 同一切取り厚さにおいて、マルテンサイト相の誘起を抑制するには、切削速度を増加させてエンドミルと被削材の接触時間を短くすると良い。
- (5) 1 刃当たりの送り量 $f = 10 \text{ }\mu\text{m/tooth}$ の加工条件において、マルテンサイト変態に利用された切削抵抗とマルテンサイト比率は相関関係にあることがわかった。
- (6) エンドミルバニシング加工後の加工面には、EBSD 法で判定できないような強いひずみが残る加工変質層が生成される。

【参考文献】

- 1) 西山善次：マルテンサイト変態（基本編），丸善株式会社，(1971) 195.
- 2) 野原清彦：ステンレス鋼大全，日刊工業新聞社，(2016) 170.
- 3) G. Salvago, G. Fumagalli and D. Sinigaglia : The corrosion behavior of AISI 304L stainless steel in 0.1 M HCl at room temperature- II , J. Gbr. Soc. Corr. Sci. , 23 (1983) 515.
- 4) 砂田聡，中村伸幸，川瀬浩嗣，能登谷久公，佐貫須美子，新井甲一：H₂SO₄-NaCl 水溶液中における SUS304 ステンレス鋼の全面腐食におよぼす加工誘起マルテンサイトの影響，日本金属学会誌，55，6 (1991), 660.
- 5) G. B. Olson and M. Cohen: A mechanism for the strain-induced nucleation of martensitic transformations, J. Less-Common Metals, 28 (1972) 107.
- 6) 田村今男：鋼のマルテンサイト変態に対する応力とひずみの作用，日本金属学会会報，18，4 (1979) 242.
- 7) 田村今男：鋼における相変態と析出に対する応力と塑性加工の効果，日本金属学会会報，20，12 (1981) 990.
- 8) T. Suzuki, H. Kojima, K. Suzuki, T. Hashimoto and M. Ichihara: An experimental study of the martensite nucleation and growth in 18/8 stainless steel, Acta Metallurgica, 25, 10 (1977) 1156.
- 9) 大嶋貴之，羽原康裕，黒田光太郎：Cr-Mn-Ni オーステナイト鋼の機械的性質と加工誘起マルテンサイト変態に及ぼす合金元素の影響，日本鐵鋼協會々誌，93，8 (2007), 545.
- 10) 野原清彦，小野寛，大橋延夫：準安定オーステナイトステンレス鋼における加工誘起マルテンサイト変態の組成および結晶粒度依存性，日本鐵鋼協會々誌，63，5 (1977), 774.
- 11) 勇田敏夫，田頭孝介：二次元切削により生ずる加工変質領域の観察，精密機械，39，458 (1973) 315.
- 12) 臼井英治：切削・研削加工学上，共立出版株式会社，(1977) 35.
- 13) K. Kawamura, S. Sakamoto, K. Takahashi and M. Murai: Study on generation of surface-hardened layer in precision cutting of austenitic stainless steel, American Society for Precision Engineering 2016 Annual Meeting, (2016) 510.
- 14) 志村史夫：材料科学工学概論，丸善株式会社，(1997) 49.
- 15) 新堂正俊，松田亮，児玉敏幸，廣垣俊樹，青山栄一：赤外線サーモグラフィ画像の解析に基づくエンドミル加工温度の解明，砥粒加工学会誌，58，7 (2014) 458.

- 16) 牧正志：鉄鋼の相変態－マルテンサイト変態編Ⅱ，まてりあ，54，12(2015) 630.
- 17) B. D. Cullity, Elements of X-ray Diffraction 2nd Ed., Addison-Wesley Publishing Company Massachusetts, (1978), 292.
- 18) 鈴木清一：EBSP 法の基本原理と最近のナノビーム化の利点，まてりあ，40，7 (2001) 612.
- 19) 鈴木清一，足立吉隆：材料組織評価における EBSD 解析の進展，まてりあ，47，2 (2008) 72.

第 5 章

第5章 結論

本論文では、半導体製造装置部品、自動車部品などに使用され、更なる用途拡大が期待されるオーステナイト系ステンレス鋼を被削材に、機械加工を主要な業務とする中小企業において新たな設備を導入することなく、高品質および低価格な製品の製造を可能にする加工技術を見出すことを目的として、新たな精密加工法であるエンドミルーバニシング加工法を提案し、仕上げ面の高付加価値化について検討した結果を述べている。

また検討は、半導体製造装置の制御機器部品接続部の仕様を満足することを念頭に置き、気密性および耐久性の保持に求められる精密仕上げの表面粗さ $Ra\ 0.2\ \mu\text{m}$ 以下、高硬度のビッカース硬度 $350\ \text{HV}$ 以上であるとともに、ショットピーニングと同等以上の圧縮残留応力を付与した仕上げ面を低コストで実現することを目標とした。そのために、エンドミルーバニシング加工法により得られた加工面の表面粗さ、表面硬度、残留応力および結晶組織を定量的に評価し、加工条件との関係を実験的に検討した。得られた結果は、以下のとおりである。

第2章「微小切込み切削が仕上げ面性状に及ぼす影響」では、我々が提案している微小切込み切削であるエンドミルーバニシング加工法による加工面の高付加価値化を検証するため、前加工およびエンドミルーバニシング加工後の仕上げ面性状について検討した。まず、前加工後の加工面の状態を把握するため、輪郭形状、表面粗さ、切削抵抗および合力が作用する角度を測定した。その結果、工具半径方向切込み量が $Rd = 50\ \mu\text{m}$ 以下になると、輪郭形状精度に大きな影響を及ぼすと考えられる切削抵抗 F_y の差は小さくなり、アップカットおよびダウンカットの切削方式による輪郭形状精度の差異が $1\ \mu\text{m}$ 以内になることを明らかにした。また、前加工条件で表面粗さを測定したところ、新品工具のダウンカットでは $Ra\ 0.398\ \mu\text{m}$, $Rz\ 2.081\ \mu\text{m}$ であり、このときの加工面において、1枚刃毎の刃径のばらつきを確認した。そのため、工具直径および工具刃先真円度を測定してばらつきの小さくなる切削距離が $260\ \text{m}$ であることを示した。そして、切削距離 $260\ \text{m}$ の工具でエンドミルーバニシング加工を行ったところ、切削速度 $V_c = 20\ \text{m/min}$, 1刃当たりの送り量 $f = 2\ \mu\text{m/tooth}$ の加工条件において、表面粗さ $Ra\ 0.080\ \mu\text{m}$, $Rz\ 0.400\ \mu\text{m}$ の良好な平滑面が得られ、本研究で目標とする $Ra\ 0.2\ \mu\text{m}$ 以下の仕上げ面が実現できることを実証した。

第3章「微小切込み切削が加工変質層に及ぼす影響」では、エンドミルーバニシング加工により生成した加工変質層の表面硬度、残留応力および結晶組織の測定を行った。ビッカース硬度試験より、エンドミルーバニシング加工を行うと $350\ \text{HV}$ 以上の高硬度を有する加工面になることを明らかにした。また、切削速度 $V_c = 20\ \text{m/min}$, 1

刃当たりの送り量 $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ の加工条件において、もっとも高い表面硬度 492 HV になるとともに、X線による応力測定で 1219 MPa の高い圧縮残留応力が得られ、本研究で目標とする 350 HV 以上の圧縮残留応力を付与した仕上げ面が実現できることを実証した。なお、加工変質層の深さ方向の組織観察結果より、加工変質層の深さは 10 - 18 μm 程度であることも示した。さらに実用化も考え、前加工およびエンドミルバニシング加工における工具寿命の検討もを行い、前加工条件において、切削距離 2600 m になると逃げ面摩耗幅が 18 μm に増加し、刃先に微小なチッピングが数多く発生するため、工具寿命は 2600 m であると判断した。また、エンドミルバニシング加工において、逃げ面摩耗幅と表面硬度の関係を明らかにし、逃げ面摩耗幅の管理が重要であることも示した。切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ の加工条件において、切削距離 100 m になると 3 - 8 μm のチッピングが存在し、チッピングの影響で加工面の工具軸方向の表面粗さが大きくなることを明らかにした。

第4章「微小切込み切削が相変態に及ぼす影響」では、前加工およびエンドミルバニシング加工により生成した加工変質層の結晶組織の分析を実施した。X線回折試験の結果より、切削速度 $V_c = 60 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 50 \mu\text{m/tooth}$ 、工具半径方向切込量 $Rd = 800 \mu\text{m}$ の前加工後の加工面にはマルテンサイト相が誘起せず、エンドミルバニシング加工後の加工面には加工条件によりマルテンサイト相が誘起することを示した。また、切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ 、工具半径方向切込量 $Rd = 5 \mu\text{m}$ のエンドミルバニシング加工後の加工面における加工変質層の深さ方向のマルテンサイト比率を調べることで、加工時の切削力がより伝播する加工表面層のマルテンサイト比率が高く、表面層から離れるにつれてマルテンサイト比率が減少することを示した。マルテンサイト相が誘起する要因として、加工時の切削熱や切削力によって相変態に必要なエネルギーの付与が起こっていると考えられるため、温度および切削抵抗の測定を実施した。その結果より、マルテンサイト相が誘起する要因として熱影響は小さいと推測し、1 刃当たりの送り量 $f = 10 \mu\text{m/tooth}$ の加工条件において、マルテンサイト変態に利用された切削抵抗とマルテンサイト比率は相関関係にあることを明らかにした。なお、EBSD 法により結晶解析を実施したところ、エンドミルバニシング加工後の加工面には信頼性指数の CI 値が 0.1 以下となる強いひずみの残る加工変質層が生成することも明らかにした。

以上、本論文では、オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 に対する微小切込み切削であるエンドミルバニシング加工法による仕上げ面の高付加価値化について検討した。その結果、切削速度 $V_c = 20 \text{ m/min}$ 、1 刃当たりの送り量 $f = 2 \mu\text{m/tooth}$ 、工具半径方向切込量 $Rd = 5 \mu\text{m}$ のエンドミルバニシング加工条件において、精密仕上げの表面粗さ $Ra 0.2 \mu\text{m}$ 以下、高硬度のビッカース硬度 350 HV 以上であるとともに、ショ

ットピーニングと同等以上の圧縮残留応力を付与した仕上げ面が生成できることを示した。本研究で得られた成果は、マシニングセンタ上の加工工程のみで生産性を低下させることなく、高付加価値化および高能率化の両立が実現できるものであり、半導体製造装置の部品加工に対する新しい加工技術として期待できる。

謝 辞

本論文は、筆者が2014年4月に熊本大学大学院博士後期課程に進学してから2017年9月現在に至るまで、熊本大学 坂本重彦准教授の懇切丁寧な御指導のもとに完成することができました。本研究の遂行にあたり、終始熱心に御指導、御教示を賜わるとともに、本論文の査閲をしていただきました坂本重彦准教授に心から御礼申し上げます。

本論文を完成させるにあたり、学位論文審査委員ならびに研究指導委員として、非常に有益な御指導、御助言を賜りました熊本大学 富村寿夫教授、原田博之教授に深く御礼申し上げます。また、学位論文審査委員として、貴重な御意見を賜りました熊本大学 中西義孝教授、久保田章亀准教授に深く御礼申し上げます。さらに、定年退職前の貴重な時間を割いて熱心な御指導、御助言を賜りました熊本大学 佐田富道雄教授、峠睦教授に謹んで御礼申し上げます。

本研究のEBSD解析にあたり、技術支援いただいた熊本大学工学部技術部 山室賢輝グループ長に深く御礼申し上げます。

筆者が3年6カ月にわたり本研究を遂行できたのは、精密工学会九州支部の樋口紫織様をはじめ、知能機械製作学研究室の方々の御協力に負うところが多く、皆様には深く御礼申し上げます。特に、実験に御助力いただいた高橋弘児氏、有島敬太氏、瀧砂信哉氏には心から感謝いたします。

筆者は、社会人博士課程の学生として本研究に取り組んできました。本論文を完成するまでの過程において、2016年4月14日と16日に発生した熊本地震からの速やかな復旧・復興に向けた業務が増加するなか、熊本県産業技術センターの今村徹所長、土村将範次長をはじめとする職員の皆様、特に、上村誠室長、森山芳生研究参事をはじめとするものづくり室の職員の皆様には、多大なるご理解とご協力をいただきました。そのうえ、ものづくり室の甲斐彰研究参事、道野隆二研究主任、百田寛研究主任、村井満研究主任、材料・地域資源室の城崎智洋研究主任、堀川真希研究主任、大城善郎研究主任には本研究に御協力をしていただきました。また、鹿児島県工業技術センターの岩本竜一研究専門員には、本研究の遂行にあたり、専門的な助言を数多く賜わりました。ここに記して深く御礼申し上げます。

本研究は、上記の方々をふくめ数多くの方々の御協力と御支援をいただきました。深く御礼申し上げます。

最後に、3年6カ月にわたって支えてくれた家族に感謝します。