

砥石表面の定量的評価と研削仕上面の
予測に関する研究

令和3年4月

内 田 元

目 次

第1章 緒 論	1
1. 1 本研究の背景	1
1. 2 従来の研究	3
1. 2. 1 砥石表面と研削仕上面粗さの関係	3
1. 2. 2 研削仕上面のシミュレーション	5
1. 3 本研究の目的	5
1. 4 本論文の構成および概要	7
参考文献	9
第2章 点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法の提案	12
2. 1 はじめに	12
2. 2 砥石表面測定に要求される性能と最適な測定法	12
2. 2. 1 砥石表面測定に要求される性能	12
2. 2. 2 砥石表面測定の要求を満足する測定法の検討	14
2. 3 点合焦輪郭曲線法	15
2. 3. 1 点合焦輪郭曲線法の測定原理	15
2. 3. 2 点合焦輪郭曲線法による砥石測定の課題	18
2. 4 提案する測定後焦点位置検出法	20
2. 4. 1 測定後焦点位置検出法の測定原理	20
2. 4. 2 焦点位置の算出方法	22
2. 4. 3 砥石表面測定装置の概要	23
2. 4. 4 砥石表面測定システムの概要	26
2. 5 まとめ	28
参考文献	28

第3章 測定後焦点位置検出法の測定精度の検証	3 1
3. 1 はじめに	3 1
3. 2 鋼球測定による精度検証	3 1
3. 2. 1 検証方法	3 1
3. 2. 2 検証結果	3 3
3. 3 遊離砥粒測定による精度検証	3 5
3. 3. 1 検証方法	3 5
3. 3. 2 検証結果	3 7
3. 4 砥石測定による精度検証	3 9
3. 4. 1 検証方法	3 9
3. 4. 2 検証結果	3 9
3. 5 まとめ	4 2
参考文献	4 2

第4章 砥石表面状態の定量的評価と

砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響	4 3
4. 1 はじめに	4 3
4. 2 ツルーイングおよびドレッシング	4 3
4. 2. 1 ツルーイングおよびドレッシングの目的	4 3
4. 2. 2 ツルーイングおよびドレッシングの方法	4 4
4. 3 砥石測定結果の処理	4 7
4. 3. 1 振れの修正方法	4 7
4. 3. 2 砥石表面の定義	4 9
4. 4 砥石表面状態の定量化手法	5 1
4. 4. 1 ドレッシング溝の評価手法の提案	5 1
4. 4. 2 砥粒切れ刃密度の定義	5 3
4. 4. 3 砥粒接触面積率の定義	5 5
4. 4. 4 連続切れ刃間隔の定義	5 5
4. 4. 5 1切れ刃当たりの接触面積の定義	5 5
4. 5 実験方法	5 6

4. 6	ドレッシンググリードの違いが砥石表面に及ぼす影響	5 8
4. 6. 1	砥石の三次元分布図の比較.....	5 8
4. 6. 2	ドレッシング溝の比較.....	6 0
4. 6. 3	ドレッシンググリードと砥石表面状態の関係.....	6 1
4. 6. 4	ドレッサの砥石接触幅と砥石表面状態の関係.....	6 4
4. 7	ドレッサ先端形状の違いが砥石表面に及ぼす影響	6 7
4. 8	砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響	7 2
4. 8. 1	検証方法.....	7 2
4. 8. 2	研削仕上面粗さと砥石表面状態の関係.....	7 2
4. 8. 3	法線抵抗と砥石表面状態の関係.....	7 4
4. 9	まとめ.....	7 7
	参考文献.....	7 8

第5章 仕上面創成シミュレータによる研削仕上面の予測 8 0

5. 1	はじめに.....	8 0
5. 2	砥粒および工作物の弾塑性挙動	8 0
5. 3	仕上面創成シミュレータ	8 1
5. 3. 1	シミュレータの概要.....	8 1
5. 3. 2	仕上面創成までの流れ.....	8 3
5. 3. 3	砥石表面測定結果に基づく砥粒の定義.....	8 4
5. 3. 4	砥粒の弾性変位量の算出方法.....	8 7
5. 3. 5	工作物の弾性回復量の算出方法.....	8 8
5. 3. 6	工作物の掘り起こしの定義.....	8 9
5. 4	各シミュレーション条件の算出	9 0
5. 4. 1	砥粒支持剛性の算出.....	9 0
5. 4. 2	単位面積当たりの法線抵抗の算出.....	9 2
5. 4. 3	砥粒先端半径の算出.....	9 2
5. 5	研削仕上面の予測.....	9 4
5. 5. 1	実験方法.....	9 4
5. 5. 2	砥粒および工作物の弾塑性挙動の有無による比較	9 4

5. 5. 3 研削パス回数ごとの研削仕上面粗さ	9 6
5. 5. 4 ドレッシンググライドの違いによる研削仕上面粗さ	1 0 0
5. 6 まとめ	1 0 1
参考文献	1 0 2
第6章 結 論	1 0 3
6. 1 研究のまとめ	1 0 3
6. 2 今後の課題と展望	1 0 5
研究業績	1 0 7
謝 辞	1 1 2

第 1 章

緒 論

1.1 本研究の背景

研削加工とは、図 1-1 に示すように砥粒 (Abrasive grain) , 結合剤 (Bond) , 気孔 (Pore) の 3 要素から構成される砥石を工具として用いる除去加工の一種である⁽¹⁾。この研削加工は、一般的に円筒形状に焼き固めた砥石を高速回転させ、砥石に微小な切込量を与えて工作物を除去する加工法である。この際、砥石表層に突出した無数の砥粒がそれぞれ切れ刃の役割を果たし、砥粒 1 粒 1 粒が高速微小切削を繰り返すことで工作物を除去していく。そのため、切削加工と比べると加工能率は低いものの、切削加工では実現困難な高い寸法精度と、鏡面加工も実現できるほど良好な研削仕上面粗さを両立できる。また、切れ刃となる砥粒 1 粒当たりの工作物除去量が非常に小さいことから、切削加工と比べて加工変質層ができてにくいことも特徴である⁽²⁾。このように、粗さが良好かつ加工変質層の少ない高品位な仕上面は、例えば部品同士が接触する際の摩擦低減に繋がり、エネルギー損失の低下や製品寿命の延長を実現することができるため、研削加工は製品の仕上加工に広く用いられている。さらに、切削加工では到底加工できないような高硬度材料やセラミックをはじめとする脆性材料、硬質ゴムなどの軟質材料といった、幅広い材料に対して研削加工であれば容易に加工を行うことができる。そのため研削加工は、自動車部品のカムシャフトやベアリングをはじめとする精密機械部品、各種ゲージ類、金型部品、エンドミルなどの切削工具、シリコンウェハなどの半導体部品など、非常に幅広い分野の製品加工に貢献している。

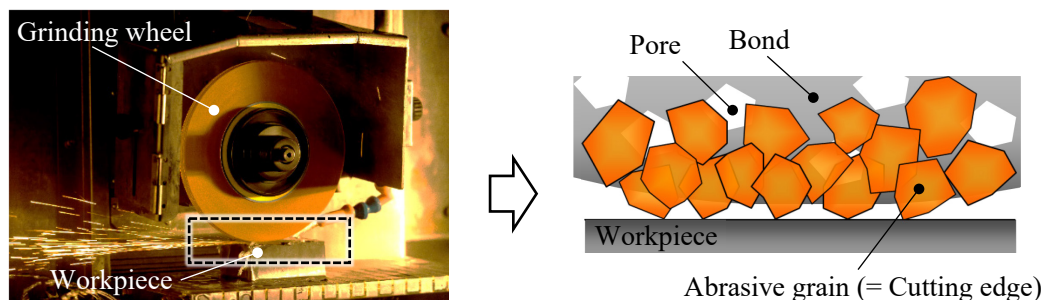


Fig.1-1 Composition of grinding wheel

一方で、このような高精度部品の加工に広く用いられる研削加工では、製品の更なる高性能化と小型化を実現するために、近年ではナノメートル単位の高い寸法精度や仕上面粗さを要求される場合も多くなってきている⁽³⁾。そのため、要求される加工精度を安定して実現するためには、加工条件の追及や砥石の選定、段取り段階における各種治具の取付精度など考慮すべきことが数多く存在する。このような高精度加工を実現するための様々な課題が、研削加工をより難しくしている要因となっており、熟練技能者の技術やノウハウに頼らざるを得ないのが現状である⁽⁴⁾。

また、研削加工を非常に難しくしている要因の1つに、工具となる砥石の管理が難しいことが挙げられる。一般的に除去加工においては、工具の形状や運動軌跡が工作物に転写されるため、加工条件を決定する際には、工具の形状や配置をあらかじめ把握することが重要となる。つまり、工具の形状や配置が事前にわかれば、目的の加工精度を実現するための加工条件を幾何学的に算出することも可能となる。ここで、切削加工を代表する旋削加工を例に挙げてみると、工具に用いるインサートチップは、チップの製造段階でその工具形状は決定される。使用者は目的に応じたチップを選定する必要はあるものの、工具の形状を事前に把握することは容易である。また、一度の加工で工作物に作用する切れ刃の個数も少ないため、工具の配置も比較的把握しやすい。すなわち、切削加工においては工具の管理は容易に行うことができるため、加工条件の決定も簡便に行うことができる。それに対して研削加工では、段取り段階で砥石表面に施すツルーイングやドレッシングにより、砥石表層の砥粒切れ刃の形状や配置は変化する。また、ツルーイングやドレッシング条件の違いが砥石表面状態に及ぼす影響は極めて大きい⁽⁵⁾⁽⁶⁾。すなわち、ツルーイングやドレッシングを施すたびに砥石表面状態を都度把握する必要があるものの、砥石表面の測定は非常に難しく、現状では最適なドレッシング条件および研削条件の決定は、熟練技能者のノウハウや勘に頼るか、予備的な前加工を繰り返し行い、これらの条件を決定するしかないのが現状である。

さらに、高い加工精度を要求される研削加工では、ドレッシング条件や研削条件の他にも、砥石や工作物あるいは研削盤の弾性変形⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾や研削熱による熱変形⁽¹²⁾⁽¹³⁾など、様々な要因が加工精度や研削仕上面に影響を及ぼすことが報告されている。表 1-1 はそれらの代表的要因を砥石、工作物、工作機械別に分けて分類した結果である。例えば砥石は、加工中に砥粒切れ刃の摩耗や脱落が生じることにより研削仕上面粗さは変化し、工作物では研削焼けや加工変質層が生じると表面品位の低下に繋がる。また、砥石、工作物、工作機械に共通して影響を及ぼす要因に熱変形と弾塑性変形が挙げられる。とくに研削加工では、一般的に

砥粒 1 粒が工作物に切り込まれる量は数 μm と非常に小さく⁽¹⁴⁾, 切削加工と比べて非常に剛性の低い砥石を工具として用いているため, 砥粒と工作物の弾塑性挙動⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾の影響は極めて大きい. これらの要因が研削加工中に作用するため, 研削仕上面粗さを加工前に推定することは困難を極める. 結果として, 事前に前加工を行わない限り, 研削仕上面粗さを把握することができず, 手間を要してしまっている.

以上のことを総括すると, 研削加工は高い寸法精度と高品位な仕上面を実現できることから, 製品の仕上げ加工に広く用いられている加工である. しかし一方, 砥石を工具として用いる性質上, 砥石の切れ刃となる砥粒の形状や配置を把握することが困難なばかりか, ドレッシング条件によって砥石表面は変化するため, 最適なドレッシング条件や研削条件を決定するのは難しい. さらに, 砥粒や工作物の弾塑性挙動が研削仕上面の創成に大きな影響を及ぼすことが, 事前に研削仕上面を予測することを困難にしている. したがって, 研削加工には, 砥石表面状態を定量的に評価するとともに, 研削仕上面粗さを事前に予測できる手法が求められている.

Table 1-1 Factors that reduce machining accuracy

Grinding wheel	Elastic deformation, Thermal deformation, Cutting edge wear, Releasing abrasive grain etc.
Workpiece	Elastic deformation, Thermal deformation, Plastic deformation, Grinding burn, Damaged layer etc.
Machine tool	Elastic deformation, Thermal deformation, External vibration, etc.

1.2 従来の研究

1.2.1 砥石表面と研削仕上面粗さの関係

これまでの研究により, 幾何学的に定義した砥石表面を用いて, 研削仕上面粗さを推定しようとする研究が多く報告されている. まず佐藤⁽¹⁷⁾や Hahn⁽¹⁸⁾は, 高さ一定の砥粒切れ刃が

砥石表層上の円周ラインに等間隔に配置していると仮定し、砥粒切れ刃の幾何学的運動軌跡から研削モデルを提案しており、研削仕上面粗さと砥粒の粒度や加工条件との関係を明らかにしている。小野⁽¹⁹⁾はさらに、砥粒切れ刃高さには一定のばらつきがあるとして、砥粒の深さ方向のばらつきと切れ刃数は任意の連続関数で表せると仮定することで、最大谷底深さと研削痕の分布や平均ピッチ、粗さを示す一般式を構築した。これらの研究は、砥粒切れ刃分布が研削仕上面粗さに大きな影響を及ぼすことを明らかにしている。しかし、実際の砥石の切れ刃分布は不均一であることから、砥粒切れ刃の高さおよび分布は一樣とするこれらの報告では、実研削結果との誤差は非常に大きかった。

そこで織岡⁽²⁰⁾は、砥粒切れ刃はランダムに分布しているとして、確率理論的手法を応用することで、仕上げ面のアボットの負荷曲線と研削仕上面粗さの理論式を構築している。また、このように確率理論的手法を用いて砥粒切れ刃の分布を解析している研究は多く、中山ら⁽²¹⁾は、砥粒切れ刃の高さ分布を動的に測定する方法を提案し、確立密度関数を用いた理論式と、単一砥粒による溝形状をモデル化する2つの手法を提案し、各理論式から最大粗さを算出している。築添ら⁽²²⁾は、砥粒切れ刃高さのランダムな分布を、粗さの確率密度関数と確率分布関数、分散を用いた二乗平均粗さに関する理論式を構築している。松井ら⁽²³⁾は、さらに研削に作用する砥粒を有効切れ刃と定義し、有効切れ刃数を考慮した確率理論的手法から、砥粒切れ刃密度と仕上面の関係を明らかにした。これらの研究は、砥石表面のランダムな砥粒切れ刃の分布が研削仕上面粗さに及ぼす影響を明らかにしている。

一方これまでの研究と異なり、岡村らは砥粒切れ刃の弾性または塑性挙動が研削過程に影響を及ぼすことを実験的に明らかにしている⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾。さらに、砥粒と工作物の弾塑性挙動を加味した加工面創成曲線から、研削仕上面粗さの理論式を構築している⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾。これらの研究は、砥石の表面状態だけではなく砥粒および工作物の弾塑性挙動が研削仕上面粗さに影響を及ぼすことを明らかにしている。

以上の研究から、砥石表面状態と砥粒および工作物の弾塑性挙動が研削仕上面粗さに与える影響は極めて大きいことを明らかにしており、学術的観点から見て、砥石の表面状態と研削仕上面粗さの関係を解明するための基盤となる研究といえる。しかしながら、実際の加工中には同一表面上の砥粒切れ刃であっても、砥粒切れ刃ごとに異なる弾塑性挙動を示す。したがって、より高精度に研削仕上面粗さを予測するためには、シミュレーションのような解析により、研削仕上面を再現する手法が提案されている。

1.2.2 研削仕上面のシミュレーション

シミュレーションを用いて、解析的に研削仕上面を予測する手法が多くの報告がある。吉川ら⁽³⁰⁾や松井ら⁽³¹⁾は、モンテカルロ法を用いたシミュレーションにより、砥粒切れ刃位置の分布や砥粒切れ刃先端角の分布、砥粒切れ刃の弾性変位、スパークアウト回数などが研削仕上面粗さに及ぼす影響を明らかにしている。また酒井らは、砥粒切れ刃の工作物表面に対する、くい込みや上すべりの判別、砥粒切削断面積の度数分布を考慮した研削力の算出などを用いたシミュレーション手法を提案し⁽³²⁾、さらに砥粒切れ刃分布と研削仕上面粗さ分布の関係から砥粒切れ刃分布の算出を行い⁽³³⁾、最終的に CBN ホイールによる研削結果を予測している⁽³⁴⁾。これらの研究は、1.2.1 項と同じく砥粒切れ刃の幾何学的運動軌跡に基づきシミュレーションを行っているものの、幾何学的に定義した砥石表面を用いてシミュレーションを実施しているため、研削仕上面を高精度に予測できなかった。

そこで中島ら⁽³⁵⁾は、実測した一部の砥粒分布や形状から砥石表面を再現し、さらに同じく実測した砥粒支持剛性を用いて、弾性変位量や盛上がり量、切残し量も考慮した研削面プロファイルの創成シミュレーションを構築している。同じく Nguyen らも、一部の砥石表面を測定した結果からシミュレーションにより砥石表面を再現し⁽³⁶⁾、その砥石表面に基づき砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮したシミュレーションを構築している⁽³⁷⁾。また Aslan ら⁽³⁸⁾は、これまでの手法と異なり、熱による材料変形を利用した研削モデルを構築して、最終的な研削仕上面を予測している。これらの報告は、学術的観点から見て大変参考になるものの、そのほとんどは疑似的に定義した砥石表面モデルを用いており、砥石一部分の測定では不均一な砥石表面を再現することが難しいと考えられる。また、これらシミュレーションの多くは、非常に複雑な計算プロセスと事前に算出が必要なパラメータが多いことが問題として挙げられる。したがって、さまざまな研削条件に適用するのは非常に難しいことから、実用に至っていないのが現状といえる。

1.3 本研究の目的

これまで示してきたように、まず研削仕上面粗さを理論的に算出しようとする多くの手法が提案されているものの、それぞれ算出方法のアプローチに違いが見られる。これは、砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮するかによって導出方法に違いが生じる理由は明白だ

が、もっとも大きな要因は砥石表面状態をどのように定義するかに一貫性がないことである。すなわち、これまでの研究は砥石表面状態が研削仕上面粗さに大きな影響を及ぼすことを明らかにしているものの、砥石表面状態を幾何学的に定義することが困難であり、それぞれ相違が出たものと推察される。また、ドレッシング条件が研削仕上面に及ぼす影響を検討した報告⁽³⁹⁾⁽⁴⁰⁾もあるものの、砥石表面の測定が困難なためドレッシング条件と砥石表面状態の関係を定量的に評価した結果は報告がない。

同様のことが、シミュレーションによる研削仕上面の予測に関する研究にもいえる。実際の砥石表面の測定結果に基づきシミュレーションを行った結果もあるが、砥石の一部分の測定に限定されている場合が多い。砥石が不均一なことを考慮すると、砥石全周を用いてシミュレーションを行う必要があると考えられる。また、これまで提案されているシミュレーションの多くは、非常に複雑な計算プロセスを必要とすることや、事前に測定または評価すべき項目が多い。これらの報告は、学術的に見て大変参考になるものの、さまざまな研削条件へ適用するのは難しく実用化するのは困難だと考えられる。そのため、実測した砥石表面状態に基づき、かつ簡便に研削仕上面を予測できる手法を提案できれば、幅広い加工条件にも対応できるのではないかと考えられる。

そこで本研究では、砥石表面状態の定量的評価と砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮した研削仕上面を予測することを目的としている。この目的を細分化すると次の2つとなる。1つ目は、実際に測定した砥石表面の結果から、砥石表面状態を定量的に評価することで、砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響を評価することである。2つ目は、砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮した研削シミュレータを試作し、同じく砥石表面を測定した結果から、加工後の研削仕上面を予測することである。

これらの目的を達成するため、まず砥石表面状態を高精度かつ高能率に測定することを目的に、点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法と呼ぶ新しい測定法を提案した。そして、試作した砥石表面測定装置の測定精度を確認するため、鋼球と遊離砥粒、砥石を測定することで評価を行った。また、ドレッシング条件として、ドレッシングリードとドレッサの先端形状を変化させた砥石を試作した本測定装置により測定することで、ドレッシング条件の違いが砥石表面状態および研削特性に及ぼす影響を定量的に評価した。さらに、砥粒および工作物の弾塑性挙動を再現することのできる仕上面創成シミュレータを試作した。そして、実際の砥石表面の測定結果から、研削仕上面の形状や粗さを実際の研削結果と比較して評価を行った。

このように本論文では、砥石表面を測定した結果から砥石上面状態の定量的評価が可能であり、また砥石表面状態が研削特性に及ぼす影響を実験的に明らかにした。さらに、試作した仕上面創成シミュレータにより研削仕上面を予測可能あることを示している。

1.4 本論文の構成および概要

本論文は図 1-2 に示すように、第 1 章から第 6 章までで構成されており、各章の構成および概要について要約すると以下のとおりである。

第 1 章「緒論」では、本研究の背景、従来の研究、本研究の目的、本論文の構成および概要について述べている。

第 2 章「点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法の提案」では、まず砥石表面測定に要求される性能を明らかにし、本研究で着目した点合焦輪郭曲線法の測定原理について述べている。さらに、砥石表面をより高能率に測定することを目的に、点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法を提案している。最後に、試作した砥石表面測定装置の概要について述べている。

第 3 章「測定後焦点位置検出法の測定精度の検証」では、第 2 章で試作した砥石表面形状測定装置の測定精度を検証するため、鋼球と遊離砥粒、砥石を用いて測定精度の検証を行っている。

第 4 章「砥石表面の定量的評価と砥石表面状態が研削特性に及ぼす影響」では、第 2 章で試作した砥石表面測定装置を用いて、ドレッシング条件を変えた砥石を測定し、ドレッシングリードやドレッサの先端形状の違いが砥石表面状態に及ぼす影響を定量的に評価している。さらに、砥石表面状態の違いが、研削時の法線抵抗や研削仕上面粗さに及ぼす影響を実験的に明らかにしている。

第 5 章「仕上面創成シミュレータによる研削仕上面の予測」では、砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮し、加工後の研削仕上面を予測することのできる、研削仕上面の創成シミュレータを試作している。そして、実研削結果とシミュレーション結果を比較することで、試作した仕上面創成シミュレータにより研削仕上面形状や粗さを予測できることを明らかにし

ている.

第6章「結論」では、本研究で得られた成果をまとめ、研究目的が達成されたことを述べるとともに、その成果の実用化およびさらなる向上のための今後の展望を述べている.

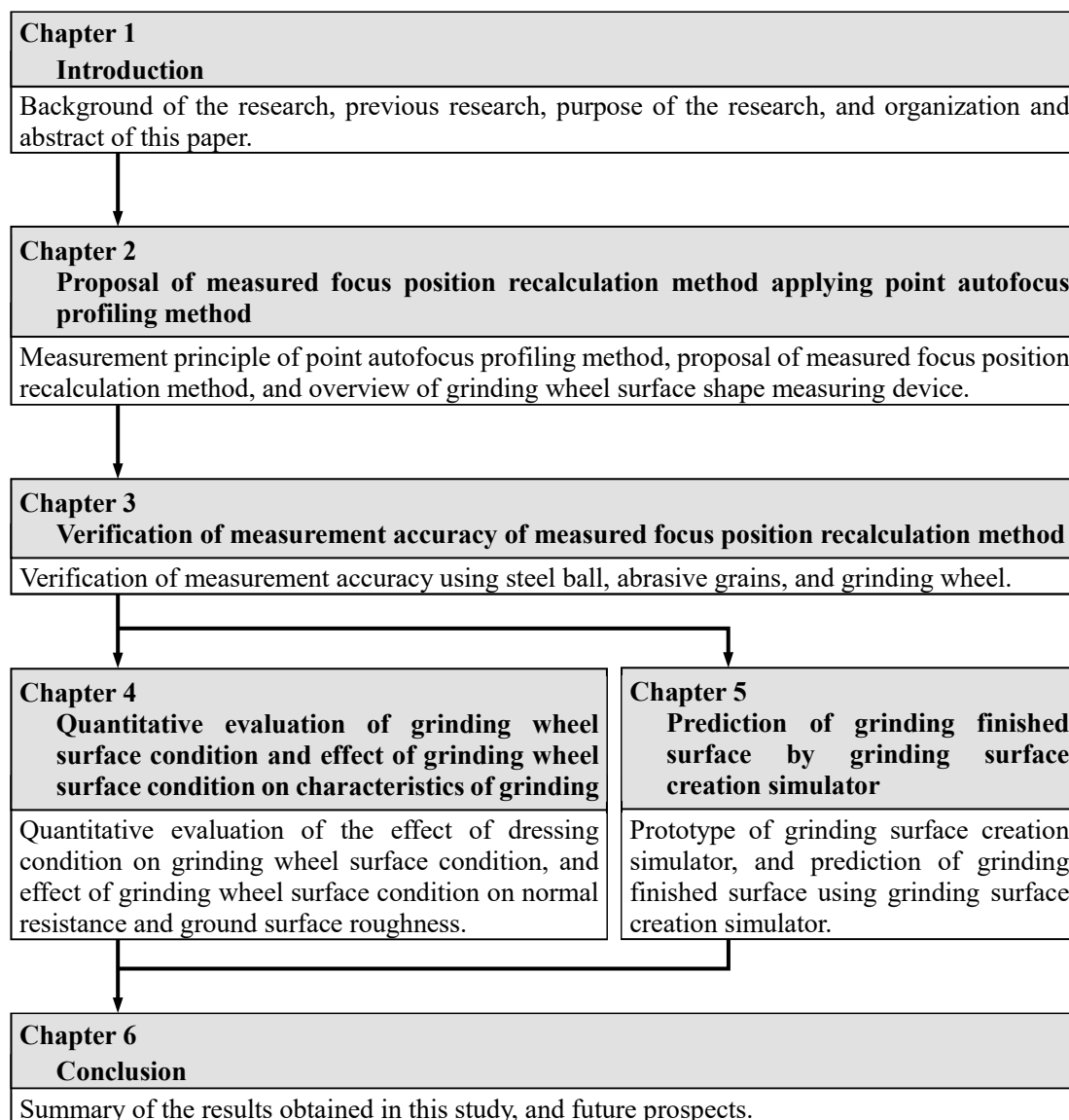


Fig.1-2 Organization and abstract of this paper

参考文献

- (1) 渡辺半十: 研削砥石の構造とその性能について, 日本ゴム協会誌山海堂 30, 4 (1957) 273-281.
- (2) 横山さかり, 李和樹, 山田高三: 研削加工システムにおける弾性変形量と加工変質層の深さとの関係, 砥粒加工学会誌, 48, 6 (2004) 313-318.
- (3) 大森整, 上原嘉宏, 加藤照子: ELID 研削による微細加工とイオンショットドレッシングシステムの実用化, 機械技術, 67, 11 (2019) 23-26.
- (4) 切削油技術研究会: 研削加工の実態を探る, 切削油技術研究会事務局, (1995) 106.
- (5) 鈴木憲二, 高橋邦夫: 研削砥石のドレッシングの研究(第 1 報)一点算法による砥粒分布密度の測定, およびドレッシング条件の影響一, 精密機械, 30, 350 (1964) 246-252.
- (6) 坂本治久, 清水伸二: 単石ダイヤモンドドレッサによる研削砥石への切れ刃分布の形成過程, 砥粒加工学会誌, 55, 8 (2011) 487-492.
- (7) W.B.ROWE, M.N.MORGAN, H.S.QI and H.W.ZHENG: The Effect of Deformation on the Contact Area in Grinding, Annals of the CIRP, 42, 1 (1993) 409-412.
- (8) 塩崎進, 中野嘉邦: 研削盤の弾性変形が製品の形状誤差に及ぼす影響(第 2 報)一研削条件と作業方法の影響一, 日本機械学会論文集(第 3 部), 31, 224 (1965) 675-682.
- (9) 塩崎進: 工作物の加工精度に及ぼす弾性変形の影響, 精密機械, 32, 1 (1966) 18-24.
- (10) 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 研削時における砥粒挙動と工作物の弾性回復量の定量的評価, 砥粒加工学会誌, 55, 12 (2011) 723-728.
- (11) T.YAMADA, M.MORGAN, H.S.LEE and K.MIURA: Calculation of Effective Ground Depth of Cut by Means of Grinding Process Model, Key Engineering Materials, 496 (2012) 7-12.
- (12) 奥山繁樹, 河村末久: 研削における干渉領域内の温度分布と局部的熱変形, 精密機械, 45, 5 (1979) 536-541.
- (13) 安井平司: 湿式研削温度に及ぼす研削条件の影響(その 1) (第 2 報)一湿式研削温度の研究一, 精密機械, 50, 2 (1984) 383-388.
- (14) X.KANG, J.TAMAKI and A.KUBO: Effect of Cutting Edge Truncation on Ductile-regime Grinding of Hard and Brittle Materials, Int. J. Manufacturing Technology and Management, 9, 1/2 (2006) 183-200.
- (15) R.S.HAHN : On the Nature of the Grinding Process, Proceedings of the 3rd International Machine Tool Design and Research Conference, (1962) 129.
- (16) T.YAMADA, H.YUGE, H.S.LEE and K.MIURA: Experimental Evaluation of Grinding Mechanism in Micro Depth of Cut, Key Engineering Materials, 496, (2011) 110-114.
- (17) 佐藤健児: 研削理論(第 2 報)一研削仕上面の粗さ一, 精密機械, 16, 187 (1950) 117-123.

- (18) R.S.HAHN: Effect of Wheel-Work Conformity in Precision Grinding, Trans. of ASME, 7, 8 (1955) 1325.
- (19) 小野浩二: と粒切れ刃の形状ならびに分布が研削仕上面あらさに及ぼす影響, 日本機械学会論文集, 30, 211 (1964) 361-368.
- (20) 織岡貞次郎: 確率論を応用した研削仕上面創成の理論, 日本機械学会誌, 63, 499 (1960) 1185-1193.
- (21) 中山一雄, M.C.SHAW: 研削仕上面のあらさ, 日本機械学会論文集(第3部), 37, 293 (1971) 178-186.
- (22) 築添正, 久門輝正, 長谷川素由: 表面あらさの生成機構(第1報)―研削仕上面あらさの統計的解析―, 日本機械学会論文集, 38, 307 (1972) 633-642.
- (23) 松井正己, 中川哲郎: 研削仕上面あらさに関する一考察, 精密機械, 41, 485 (1975) 572-577.
- (24) 岡村健二郎, 中島利勝: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第3報)―研削加工における上すべり現象の理論的解析―, 精密機械, 32, 9 (1966) 599-606.
- (25) 岡村健二郎, 中島利勝, 平邦昭, 藤原煌三: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第4報)―切れ刃切込み角と上すべり現象との関係―, 精密機械, 33, 3 (1967) 161-167.
- (26) 岡村健二郎, 中島利勝, 山本紀一郎: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第5報)―円弧形切削実験による微小切削現象の考察―, 精密機械, 33, 4 (1967) 237-244.
- (27) 岡村健二郎, 中島利勝: 砥粒切れ刃による切削現象の研究(第6報)―単粒研削みぞの解析―, 精密機械, 33, 5 (1967) 312-318.
- (28) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論(第1報)―加工条件が研削現象におよぼす影響―, 精密機械, 36, 2 (1970) 141-149.
- (29) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論(第2報)―加工面創成曲線―, 精密機械, 36, 3 (1970) 167-175.
- (30) 吉川弘之, 佐田登志夫: モンテカルロシミュレーションによる研削仕上面あらさ創成の研究, 精密機械, 35, 4 (1969) 241-246.
- (31) 松井正己, 田牧純一, 長谷川隆: 研削仕上面あらさのピッチに関する研究, 精密機械, 42, 12 (1976) 1197-1202.
- (32) 酒井保男, 柳下福蔵, 古川勇二: 研削過程のシミュレーションに関する研究(第1報)―シミュレーションの構成と手順―, 精密工学会誌, 60, 3 (1994) 367-371.
- (33) 酒井保男, 柳下福蔵, 古川勇二: 研削過程のシミュレーションに関する研究(第2報)―砥石の砥粒切れ刃分布特性―, 精密工学会誌, 61, 10 (1995) 1443-1447.
- (34) 酒井保男, 柳下福蔵, 古川勇二: 研削過程のシミュレーションに関する研究(第3報)―砥石の切れ刃分布が研削仕上げ面粗さおよび研削抵抗に及ぼす影響―, 精密工学会誌, 62, 12 (1995) 1778-1782.

- (35) 中島利勝, 吉川満雄, 塚本真也, 竹原健一: 砥粒支持剛性と砥粒分布・形状の実測値を用いた研削面プロファイルの創成シミュレーション, 精密工学会誌, 64, 7 (1998) 1072-1077.
- (36) T.A. NGUYEN and D.L. BUTLER: Simulation of Precision Grinding Process (1st Report) - Generation of the Grinding Wheel Surface -, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 45, 11 (2005) 1321-1328.
- (37) T.A. NGUYEN and D.L. BUTLER: Simulation of Surface Grinding Process (2nd Report) - Interaction of the Abrasive Grain with the Workpiece -, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 45, 11 (2005) 1329-1336.
- (38) D. ASLAN and E. BUDAK: Surface Roughness and Thermo-mechanical Force Modeling for Grinding Operations with Regular and Circumferentially Grooved Wheels, Journal of Materials Processing Technology, 223 (2015) 75.
- (39) 横川和彦: といしドレッシング条件が研削面形状精度におよぼす影響, 日本機械学会論文集(第3部), 34, 262 (1968) 1168-1182.
- (40) 松井正己, 庄司克雄: ドレッシングにおける砥粒切れ刃の形成機構について(第1報)―研削砥石のドレッシングに関する研究―, 精密機械, 49, 9 (1983) 1229-1234.

第2章

点合焦輪郭曲線法を応用した 測定後焦点位置検出法の提案

2.1 はじめに

これまで、触針法や画像処理による方法、レーザセンサを用いた測定法など、多くの砥石表面の測定方法が提案されている。これらの測定法の多くは、学術的観点から見て大変参考になるものの、画像処理などといった複雑な処理が必要であったり、特定の砥石に限定される、測定範囲や分解能に限界があるなどといった課題が残る。したがって、これら多くの測定法が実用化に至っていないのが現状である。このような観点から、砥石全周を高精度かつ高能率に測定できる手法を提案することが必要と考えられる。そこで本研究では、点合焦輪郭曲線法というレーザセンサを用いた測定法を応用した、新たな測定法を提案することにした。

本章では、まず砥石の表面測定に要求される性能を明らかにした上で、点合焦輪郭曲線法というレーザ測定法が、砥石表面の高精度測定に適していることについて述べる。さらに、より高能率に砥石表面を測定するため、この点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法という測定法を提案する。そして、この提案する測定法の原理および試作した砥石表面測定装置について述べる。

2.2 砥石表面測定に要求される性能と最適な測定法

2.2.1 砥石表面測定に要求される性能

第1章にて、砥石表面を測定することの重要性について述べた。このような観点から、砥石表面状態の定量的な評価を行うにあたり、砥石表面測定に要求される性能および実用を目指すために、筆者が必要と考えられる事項は次の通りである。

- ①幅広い砥石の測定に適用できること
- ②砥石全周を高分解能かつ高精度に測定できること
- ③オンマシンでの測定が可能で、かつ高能率に測定できること

まず、①の事項について述べる。砥石は砥石の3要素と呼ばれる砥粒と結合剤、気孔から構成されており、砥粒の種類あるいは粒径(粒度)と結合剤の種類などの組合せにより、砥石の性能は変化するため、加工用途に合わせた砥石を使い分ける必要がある⁽¹⁾⁽²⁾。このように、砥石は砥粒や結合剤の組合せにより無数の種類があり、それらを使い分ける必要性があることから、幅広い砥石の測定に適用できる測定法が望ましい。

次に、②の事項について述べる。砥石表面は、必ずしも均一に砥粒が分散されているとは限らない⁽³⁾。このような砥粒の偏りが、研削加工に悪影響を及ぼすことが報告されている⁽⁴⁾⁽⁵⁾。また、砥石の代表的な異常である“目こぼれ”“目つぶれ”“目づまり”などの砥石表面に生じる異常や、砥石表面状態を決定づけるドレッシングは、砥石の一部分だけ見ても評価が難しい。このような理由から、砥石表面状態を定量的に評価するためには、砥石全周を広範囲に測定することが必要と考えられる。また、切れ刃として作用する砥粒の粒径は極めて小さく、比較的粒度の粗い#60の砥粒でも、その平均粒径は250 μm である⁽⁶⁾。さらに、加工時に砥粒1粒が工作物に作用する切込深さは最大でも数 μm 程度といわれており⁽⁷⁾、砥粒先端のわずかな範囲しか研削に作用しない。そのため、砥石高さ方向の測定分解能はもちろんのこと、円周および幅方向においても、数 μm から数十 μm 単位の分解能で測定を行わなければ、砥粒切れ刃の形状や分布を正確に評価することはできない。

最後に、③の事項について述べる。切削加工に用いられる工具のほとんどは、工具製作時に切れ刃の形状が決定する。また、使用する工具の刃数は多くても数十刃程度であり、切れ刃の形状や位置を管理するのは比較的容易である。それに対して研削加工では、工作機械に砥石を取り付け、ツルーイング(形直し)やドレッシング(目直し)を施すことで、初めて砥石表面の砥粒切れ刃の形状や分布が決定する。さらに、研削加工が進行すると砥粒の脱落あるいは破砕が生じることで、後続の新たな砥粒が切れ刃として作用するようになる。したがって、砥石表面状態は工作機械上で逐次変化するため、砥石表面をオンマシンで測定できること、さらに短い時間で高能率に測定できることが望ましい。

2.2.2 砥石表面測定の要求を満足する測定法の検討

2.2.1 項で論じた性能を満たす測定法を検討するために、これまでに提案されている測定法を例に挙げ、検討を行うことにする。

まず、古くから行われている方法に触針法⁽⁸⁾⁽⁹⁾がある。この測定法は、触針を砥石に接触させ測定を行う方法のため、砥石の反射率や材質によらず測定が可能だと考えられる。しかしながら、ごく短時間で触針が摩耗してしまうことが問題となり、砥石表面の広範囲を高精度に測定することは困難である。

また、砥石表面を撮影した画像から画像処理を用いて測定する方法は数多く報告されており、ステレオ写真法⁽¹⁰⁾や走査型電子顕微鏡(SEM)を用いた方法⁽¹¹⁾⁽¹²⁾、光電子増倍管を用いた方法⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾、各種カメラを用いた方法⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾などがある。このうち、走査型電子顕微鏡(SEM)を用いた方法は、真空装置を必要とする測定ユニットを工作機械上に取り付けることは現実でないが、その他の方法はオンマシンでの測定が比較的容易である。また、これらの方法は短時間かつ広範囲を一度に測定することができ、目づまりなどといった砥石表面に生じる変化を定量的に表すことには大変有効な手法である。しかし一方、砥石表面の高さ方向の変化を定量的に評価するためには、画像処理など複雑な作業が必要不可欠となる。また、砥石表面の色味や屈折率などが測定に影響を及ぼすため、特定の砥石に限定される場合がある。

次に、レーザセンサを用いた測定法⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾⁽²¹⁾は、オンマシンでの測定が容易なことと高さ方向の変化を測定するのに優れており、砥石表面の測定に非常に適していると考えられる。しかし、一般的に広く用いられている三角測量式レーザ変位計では、砥石表面を黒く着色しなくては高い測定精度を実現することができない、または測定値に異常値が多いなどといった課題が報告されている⁽²²⁾⁽²³⁾。

このような観点から、砥石表面の高さ分布を非接触かつ高精度に測定することに主眼を置くと、レーザセンサが適していると考えられる。一方、近年 ISO⁽²⁴⁾や JIS⁽²⁵⁾で制定された三次元計測法のなかに、点合焦輪郭曲線法(Point autofocus profiling)⁽²⁶⁾がある。この測定法は、レーザセンサを用いる測定法の 1 つであり、後述するように極めて高い測定精度を有していることが明らかとなっており、そこで本研究では砥石の表面測定に適しているのではないかと考えた。

2.3 点合焦輪郭曲線法

2.3.1 点合焦輪郭曲線法の測定原理

図 2-1 に、点合焦輪郭曲線法の概略図を示す。点合焦輪郭曲線法は、レーザ発振器とオートフォーカス機構を備えた直動軸、対物レンズ、集光レンズ、レーザ光の位置ずれを検知するセンサにより構成されている。対物レンズは直動軸に取り付けられており、測定対象物に対して上下方向に駆動する機構となっている。また、位置ずれを検知するセンサとしては、2つあるいは複数のセンサを用いる方法が実用化されている⁽²⁷⁾。本稿では、図のように2つの Si フォトダイオードセンサを用いた手法について説明する。

図より、レーザ発振器から照射されたレーザ光は、2つのミラーで屈折され、対物レンズを通り測定対象物に照射される。測定対象物で反射したレーザ光は再び対物レンズと集光レンズを通過し、2つの Si フォトダイオードセンサ A, B に受光される。各センサの出力電圧を V_a , V_b としたとき、両者の差を差分電圧 V と定義すると次式となる。

$$V = V_a - V_b \quad (2-1)$$

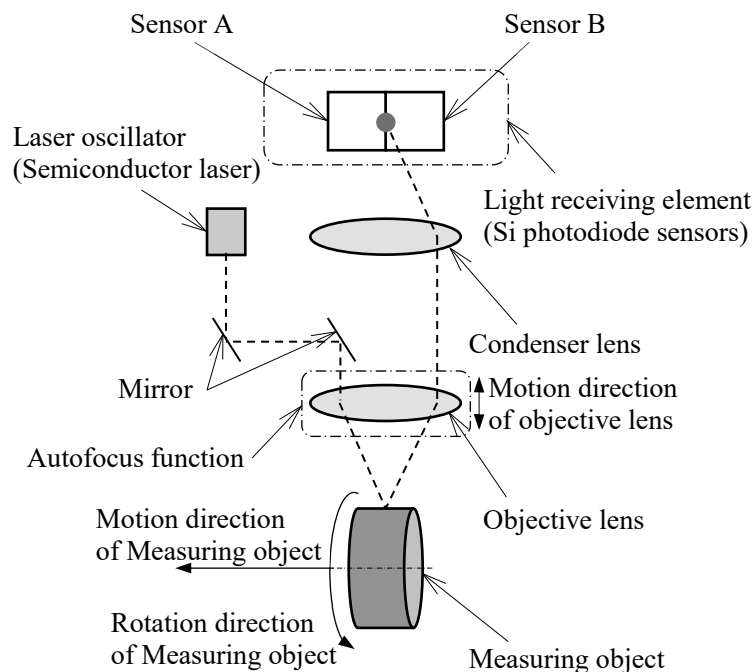


Fig.2-1 Measuring principle of point autofocus profiling method

ここで、対物レンズ高さを変えると、測定対象物で反射したレーザ光の経路が変化するため、センサの出力電圧 V_a 、 V_b と差分電圧 V の値も変化する。この対物レンズ高さ H_l と各出力電圧、差分電圧の関係については、次に実際の測定結果を用いて説明する。

図 2-2 に、静止させた測定対象物に対して、対物レンズ高さ H_l を変化させたときの各センサの出力電圧 V_a 、 V_b と差分電圧 V の関係を示す。なお、対物レンズ高さ H_l が低いほど、対物レンズと測定対象物の距離が近いことを示している。まず、各センサの出力電圧 V_a 、 V_b に着目すると、出力電圧 V_a は $H_l = 100 \mu\text{m}$ より若干低い位置で、出力電圧 V_b は $H_l = 100 \mu\text{m}$ より若干高い位置で、それぞれ出力電圧はもっとも高い値を示している。また、それぞれ最大電圧となった対物レンズ高さ H_l から、対物レンズの距離が大きく変化すると各出力電圧は徐々に小さくなっている。これは、図中の上部に示しているセンサ A、B とレーザ光の模式図に示すように、対物レンズ高さ H_l が高くなるごとにレーザの受光位置はセンサ A 側から B 側へと移動するためである。

次に図中の差分電圧 V に着目すると、 $H_l < 100 \mu\text{m}$ の範囲ではセンサ A 側にレーザ光が集光しているため差分電圧 V は正の値に、 $H_l > 100 \mu\text{m}$ の範囲ではセンサ B 側にレーザ光が集光しているため差分電圧 V は負の値になっている。したがって、差分電圧 V の符号がちょうど切り替わる ($V = 0\text{V}$) 位置は $H_l = 100 \mu\text{m}$ であり、このときセンサ A と B の中間にレーザ光が集光し、両者の出力電圧が等しくなったことを示している。

点合焦輪郭曲線法は、このような対物レンズ高さ H_l と各センサの出力電圧 V_a 、 V_b の関係を利用し、差分電圧 $V = 0\text{V}$ 、すなわちセンサ A、B の中間にレーザが受光するときを、対物レンズと測定対象物の焦点が合っていると定義する。次に、この対物レンズ高さの焦点位置から、測定対象物の局所高さを算出する方法について説明する。

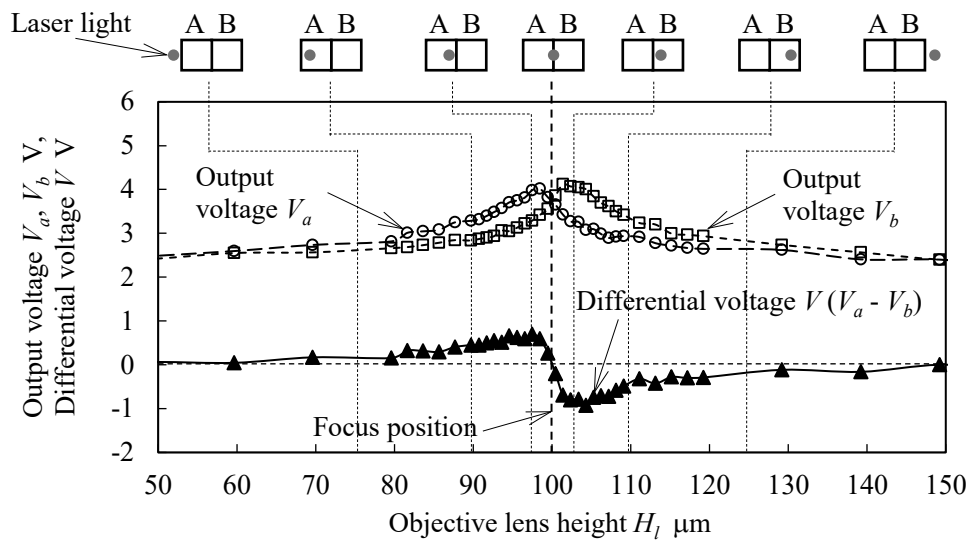


Fig.2-2 Relationship between differential voltage and output voltage

図 2-3 に、測定対象物の局所高さの算出原理を示す。図(a)は、測定対象物に対して、ちょうど焦点が合っている状態 ($V=0\text{ V}$) を示している。この状態より、測定対象物が図(b)のように移動することで、測定対象物の局所高さが H_w だけ変化したとすると、図(b)では $V > 0\text{ V}$ となり焦点が合っていない状態となる。さらにこの状態から、 $V=0\text{ V}$ となるように対物レンズ高さを H'_w だけ変化させ、焦点を合わせた状態が図(c)となる。このとき、測定対象物の局所高さの変化量 H_w と対物レンズ高さの移動量 H'_w は等しくなる。したがって、焦点位置となる対物レンズ高さを取得することで、測定対象物の各局所高さを得ることができる。

点合焦輪郭曲線法では、オートフォーカス機構により、レーザ光の受光点の位置ずれを減らすように対物レンズ高さを自動合焦(オートフォーカス)させる。このときの対物レンズ高さから測定対象物の局所高さを算出し、これを任意の測定範囲に対して測定を行うことで、測定対象物の三次元形状を得る測定法である。

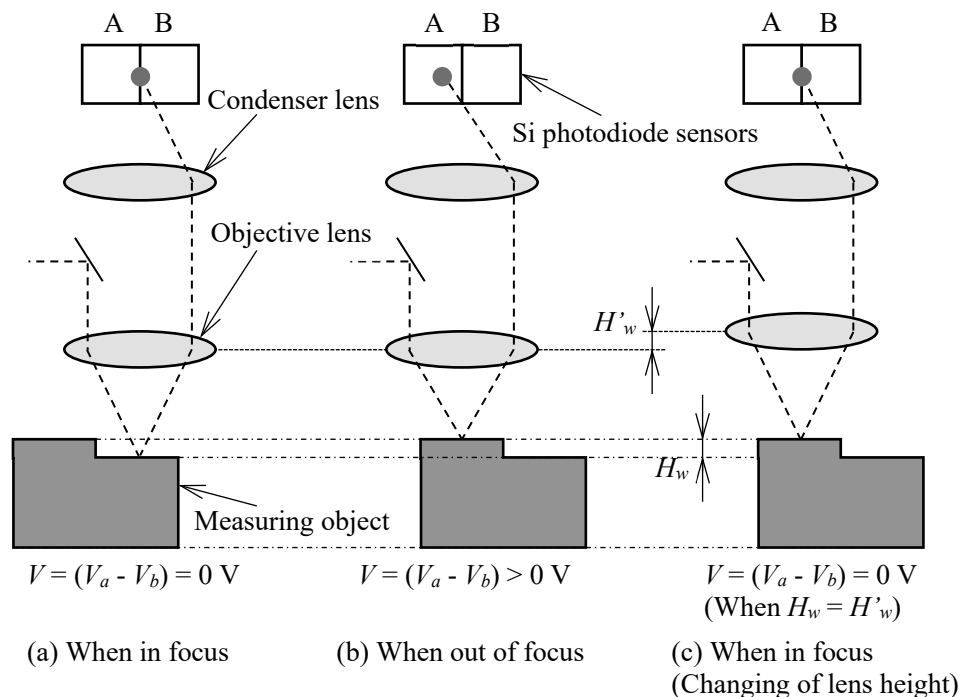


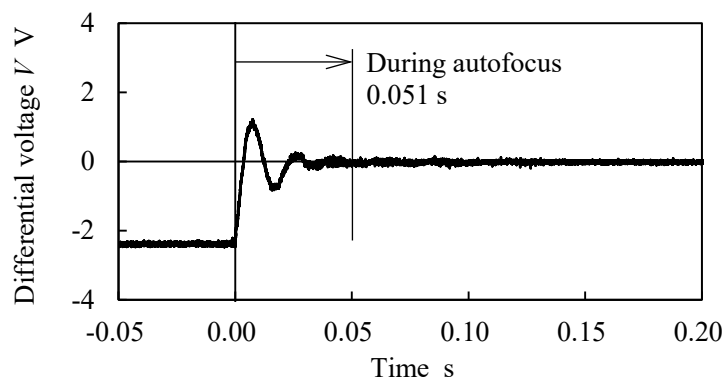
Fig.2-3 Measuring principle of point autofocus profiling method

2.3.2 点合焦輪郭曲線法による砥石測定の課題

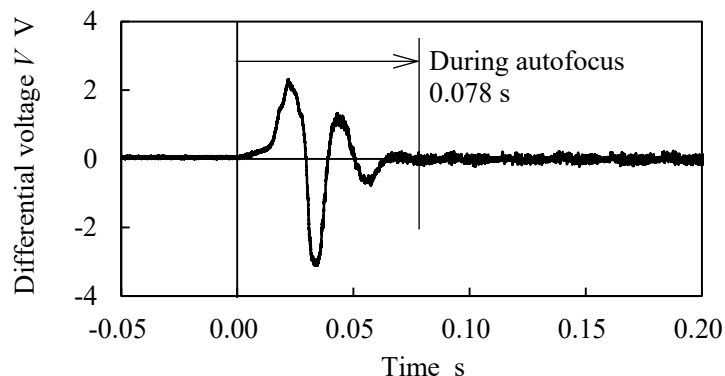
点合焦輪郭曲線法を用いた測定に関する研究によれば、これまでに透明体であるガラスの測定や、非球面形状やエッジ形状の三次元測定、また表面粗さの評価など幅広い分野への測定実績が報告されており、測定対象物の材質や形状によらず非常に高い測定精度を有していることが報告されている⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾⁽³⁰⁾⁽³¹⁾。そのため、点合焦輪郭曲線法は幅広い種類の砥石に対しても、非常に高精度に測定できるのではないかと考えられる。また、実際にオンマシンで砥石を測定したという報告はないものの、測定部のユニットは比較的小型に設計できる機構であり、工作機械上に取り付けることは十分実現可能だといえる。このように点合焦輪郭曲線法は、筆者が掲げた砥石表面測定に要求される性能の多くを実現できる測定法であるといえる。しかしながら、点合焦輪郭曲線法を砥石表面の測定に適用するに辺り、測定能率が懸念として残る。

図 2-4 は、焦点位置から $+1 \mu\text{m}$ 離れた位置と $+10 \mu\text{m}$ 離れた位置で、それぞれオートフォーカスを行い、対物レンズが焦点位置に戻るまでの差分電圧 V を測定した結果を示している。

図のように、焦点位置からの距離が離れるほど、オートフォーカスで対物レンズが焦点位置に戻るまでに、多くの時間を要していることがわかる。これは、点合焦輪郭曲線法と同様の測定原理であるレーザスタイラスを用いた測定法⁽²¹⁾においても同様のことがいえる。すなわち、測定対象部の表面形状が平坦に近ければ、対物レンズが大きく移動することなく焦点位置に移動することができるので、局所高さを短い時間で算出できる。しかし、砥石のような非常に起伏の激しい表面においては、測定点ごとに対物レンズは大きく移動しなければ焦点位置に戻れないため、測定時間は増加してしまう。さらに、砥石表面を高精度に測定するためには、砥石の円周および幅方向の測定間隔を狭くする必要もあり、砥石全周を測定するのに要する時間は、測定点数が増えるごとに大きく増加させてしまう問題となる。したがって、点合焦輪郭曲線法を砥石表面の測定に適用するにあたり、測定時間を短縮することは難しいのが現状である。



(a) When distance from focal position is $+1 \mu\text{m}$



(b) When distance from focal position is $+10 \mu\text{m}$

Fig. 2-4 Distance from focus position and autofocus time

2.4 提案する測定後焦点位置検出法

2.4.1 測定後焦点位置検出法の測定原理

前節で述べたように、点合焦輪郭曲線法は非常に高い測定精度を有している反面、局所ごとに自動合焦を行い測定するため、測定点数が増えるごとに測定時間が増加してしまう問題がある。一方、研削砥石において研削に作用する砥粒は砥石外周面にのみ存在しており、これが研削時に切れ刃として作用する。一般的に研削加工における砥石の切込量は多くても数十 μm 程度である。すなわち、気孔などといった砥石表層から深い領域の評価には適用できないが、この研削時に作用する表層の作業面形状のみ測定できれば、砥石表面状態の評価を行うことができる。そこで、砥石表面の効率的な測定を目的に、点合焦輪郭曲線法における自動合焦を用いることなく、砥石表面を高効率に測定する新たな手法を提案する。

図 2-5 に提案する測定法の概略図を、図 2-6 に測定のアプローチを示す。回転させた測定対象物に対して、対物レンズ高さをある高さに固定したまま、各センサ A, B の出力電圧を円周方向にサンプリングを行う。その後、対物レンズ高さを上げて、同じ箇所をサンプリングし、これを指定した高さまで順次繰り返し測定を行う。1 幅分の高さ方向の測定が終了したあとは、測定対象物を幅方向に移動させ、再び順次対物レンズ高さを変えて測定を行う。このように、点合焦輪郭曲線法とは異なり、各測定箇所では自動合焦させるのではなく、順次対物レンズ高さを変えて各センサ A, B の出力電圧を測定し、測定後に焦点の合う高さを算出する。この測定法を本研究では、“測定後焦点位置検出法”と呼ぶことにする。

測定後は、局所ごとの焦点の合う高さを算出するため、円周方向にサンプリングした各出力電圧を、円周上の位置ごとに整理する。対物レンズ高さを変え、同円周上を測定した出力電圧も、同様に整理することで、円周上の位置ごとに対物レンズ高さと出力電圧の関係を得ることができる。この関係から、測定対象物の局所ごとに焦点の合う高さの算出を行っていく測定法である。

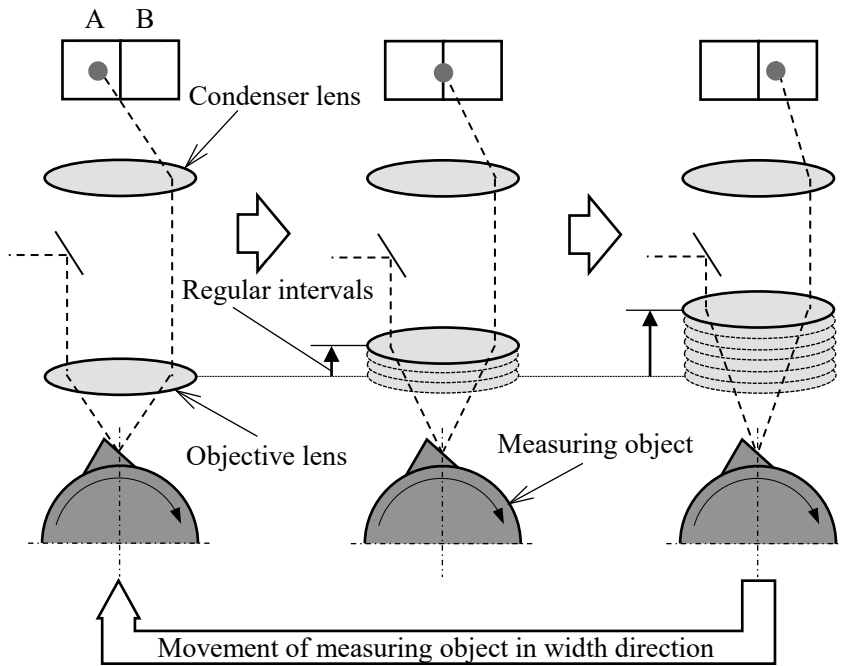


Fig.2-5 Measuring principle of measured focus position recalculation method

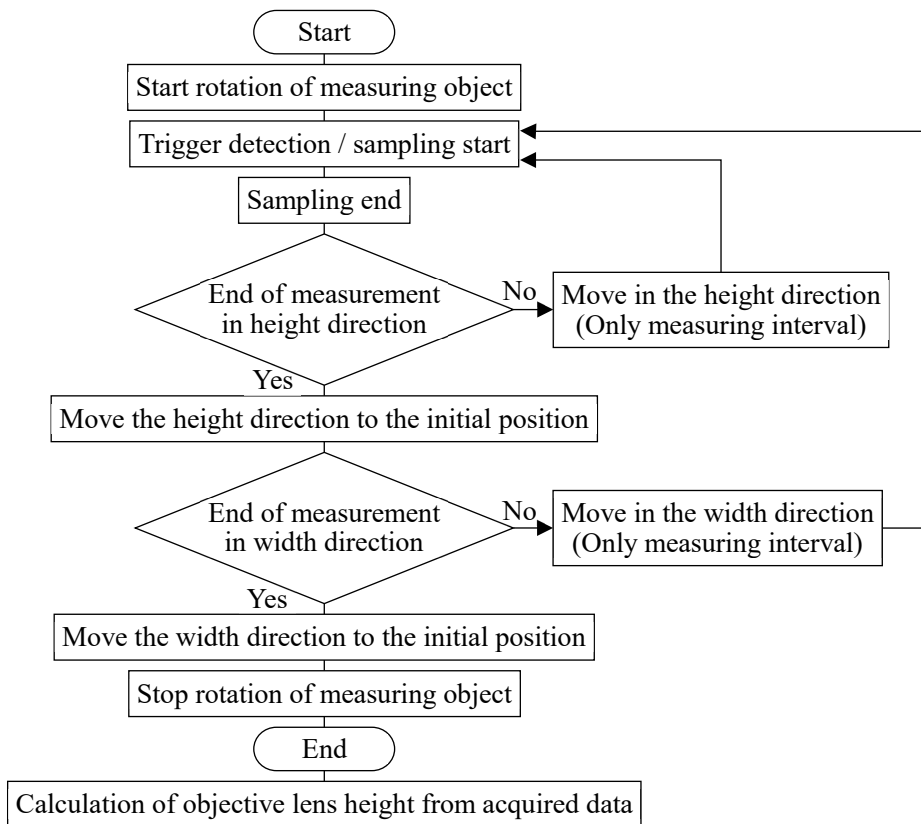


Fig.2-6 Algorithm of measuring of grinding surface shape

2.4.2 焦点位置の算出方法

図 2-7 に、測定後焦点位置検出法により測定した結果の一例として、ある円周上における対物レンズ高さ H_l と差分電圧 V およびセンサ A, B の出力電圧 V_a, V_b の関係を示す。なお、本図は対物レンズ高さを $4\ \mu\text{m}$ 間隔で移動させた結果である。前述のように測定後焦点位置検出法では、対物レンズを自動合焦させずに対物レンズ高さを順次変えて測定を行うため、高さ方向の測定間隔によっては、差分電圧 V が $0\ \text{V}$ になる高さを必ずしも測定できるわけではない。そこで、差分電圧 V が正から負に変わる点のうち、 $0\ \text{V}$ にもっとも近い高さを焦点の合う対物レンズ高さとして定義する。

図より、対物レンズ高さ H_l と差分電圧 V に着目すると、上述の定義と一致する焦点の合う対物レンズ高さは、2 点存在していることが確認できる (図中▲部①, ②)。本来、ある局所位置での焦点位置は 1 点しか存在しないはずであるが、今回の結果のように、焦点位置が複数あるかのように測定されてしまうことが実験によりわかった。これは、砥粒のように形状が小さく、強い傾斜を有する測定物を動的に測定する場合、わずかな測定点の位置ずれにより引き起こされる現象である。このような場合、差分電圧 V のみで焦点位置を判別することが困難となる。

そこで測定後焦点位置検出法では、出力電圧 V_a, V_b に着目する。図より、対物レンズ高さ H_l と出力電圧 V_a, V_b に着目すると、出力電圧 V_a は図中▲部②のレンズ高さより低い位置で、逆に出力電圧 V_b は図中▲部②のレンズ高さより高い位置で高い出力電圧値を示していることがわかる。これは、焦点位置からわずかにずれると、隣り合うセンサ A, B のどちらかにレーザー光が集中して受光されるためである。そのため、各センサ A, B の出力電圧の最大値をそれぞれ V_{amax}, V_{bmax} とすると、図中●部と■部に該当し、両者のちょうど中間の高さに差分電圧 V が $0\ \text{V}$ となる高さ (図中▲部②) がある。すなわち、差分電圧だけで判断すると見かけ上は焦点位置が複数あるように見えるが、出力電圧 V_a, V_b に着目すると焦点位置を正しく判定することができる。この関係を利用し、本研究で提案する測定後焦点位置検出法では、差分電圧 V による高さの算出だけでなく、各最大電圧値 V_{amax}, V_{bmax} を検知し、そのときの対物レンズ高さの差を求めることで、焦点の合う高さの算出を行う。

以上の処理を円周方向の各点において行い、焦点位置の高さを算出することによって、測定対象物の二次元形状を算出することができる。さらに、測定対象物の幅方向にも同様の処理を行うことで、算出した二次元形状をまとめることで三次元形状を抽出することができる。

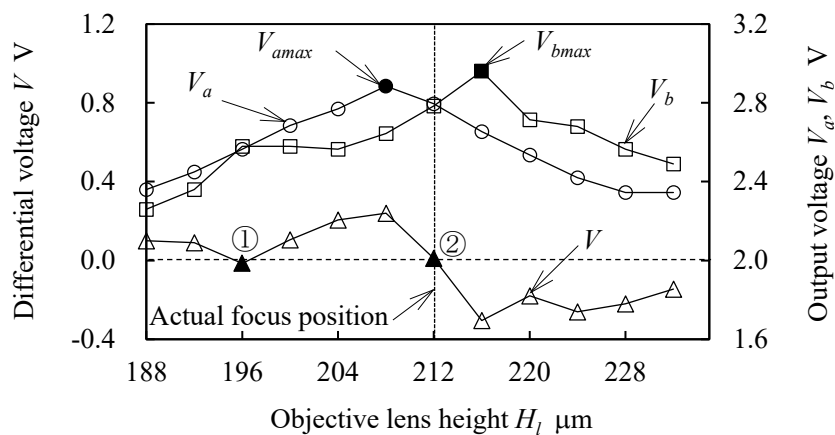


Fig.2-7 Calculation method of focus position

2.4.3 砥石表面測定装置の概要

提案する測定後焦点位置検出法を用いた砥石表面測定装置を試作した. 表 2-1 に試作した砥石表面測定装置の仕様を, 図 2-8 に装置の概略図を, 図 2-9 に装置の外観図を示す. 本測定装置は, 基準となるベース部に定盤を採用し, その上に測定対象物を回転および移動させる機構と, 測定部となる点合焦ユニットが取り付けられている. 点合焦ユニットは, 三鷹光器製 MP-3N を使用し, 測定対象物の上方に配置している. また, それぞれ Si フォトダイオードセンサの出力電圧と, 対物レンズの移動軸に取り付けられたリニアスケールの信号が得られるように変更したものを使用している. また, 倍率 100 倍の対物レンズを使用しており, それにより焦点位置でのレーザー光のスポット径は $\phi 1 \mu\text{m}$ と非常に小さい特徴をもつ.

測定対象物を取り付けるための主軸は, 黒田精工製の砥石フランジを取り付けられるように設計してある. また, 測定対象物は回転軸モータにより円周方向に回転し, Z 軸モータにより幅方向に移動する機構になっている. さらに, 回転方向の移動量を制御するためにロータリエンコーダ (マイクロテック・ラボラトリー製) を, 幅方向の移動量を制御するためにリニアスケール (ミットヨ製) をそれぞれ取り付けられている. なお, 測定対象物は点合焦ユニットの取付け高さを変更することで, 直径 $\phi 60 \sim 260 \text{ mm}$ までの測定対象物を測定することができる.

Table 2-1 Specifications of grinding wheel surface shape measuring device

Light receiving element		Si photodiode sensor
Laser	Type	Semiconductor laser
	Wavelength	635 nm
	Power	1.25 mW
	Spot diameter	$\phi 1 \mu\text{m}$ (When 100 x)
Objective lens	Magnification	100 x
	Movement range	10 mm
	Resolution	$0.01 \mu\text{m}$
Resolution of rotary encoder		0.01 deg. (When 4 multiplication)
Resolution of Z-axial direction		$0.5 \mu\text{m}$

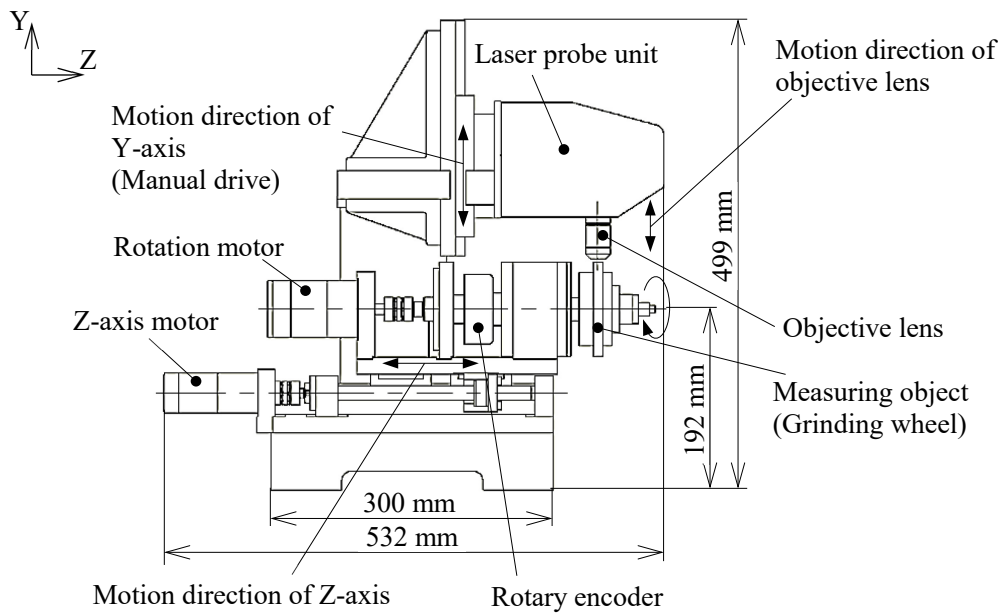
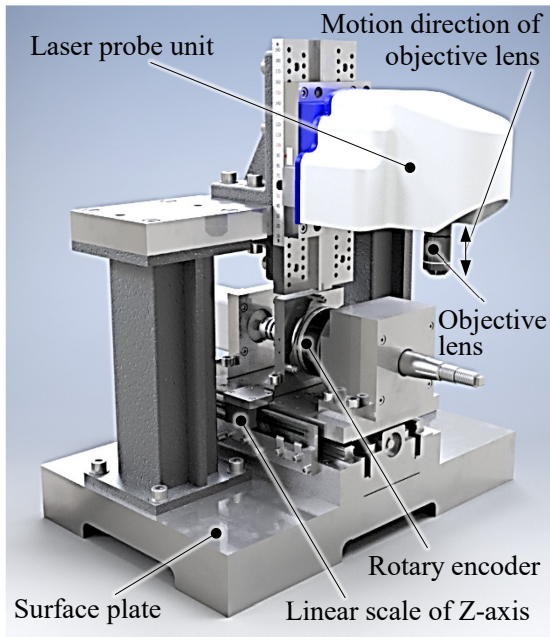
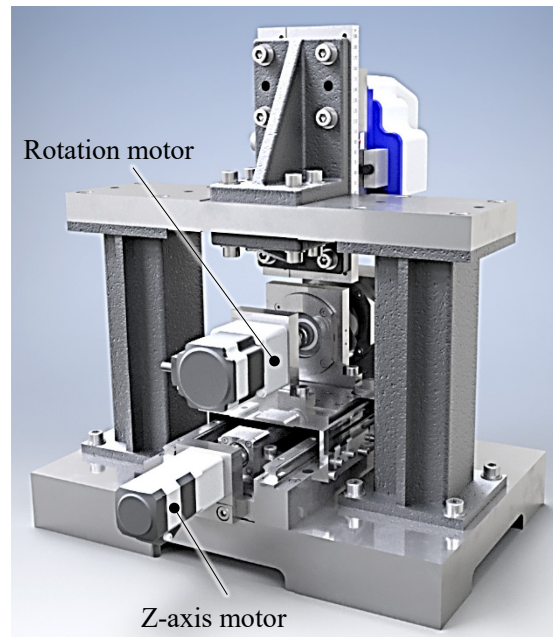


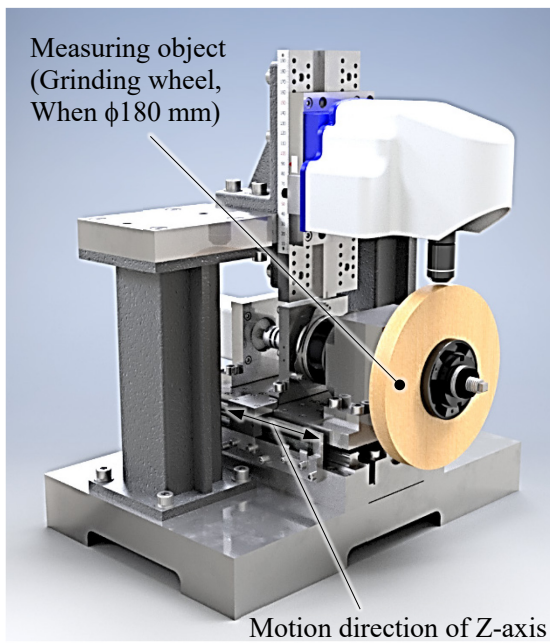
Fig.2-8 Schematic diagram of grinding wheel surface shape measuring device



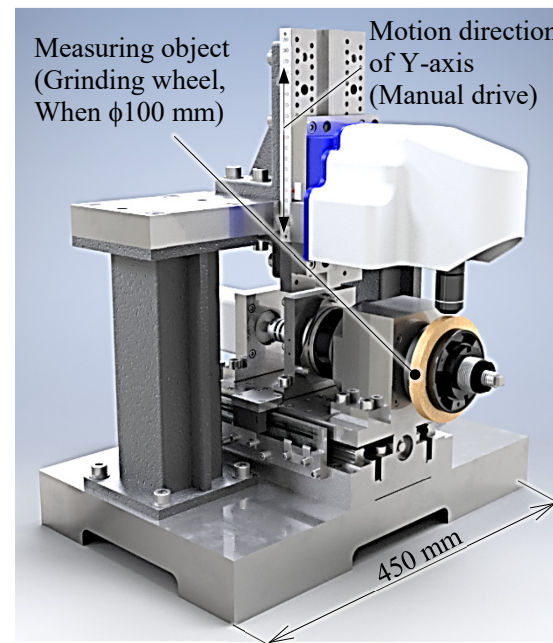
(a) View from front (No measuring object)



(b) View from back



(c) With grinding wheel (φ180 mm)



(d) With grinding wheel (φ100 mm)

Fig.2-9 Photography of grinding wheel surface shape measuring device

2.4.4 砥石表面測定システムの概要

図 2-10 に、砥石表面測定システムの概要図を示す。モーションコントローラボード (インターフェイス製 PCI-7414V) を搭載したパーソナルコンピュータ (以下、パソコン) により、砥石表面測定装置の回転軸および Z 軸モータを制御できる機構である。さらに、点合焦ユニットのコントローラユニットを介して、同じくパソコンから対物レンズの移動量を制御できる。また、回転軸に取り付けられたロータリエンコーダと、Z 軸および対物レンズ軸に取り付けられたリニアスケールの各信号は、モーションコントローラボードを介してパソコンに取り込まれ、各軸の移動量はこれらの信号をもとにフィードバック制御している。

測定結果の記録には、データロガー (日置電機製 MR8827) を使用し、Si フォトダイオードセンサ A、B の出力電圧と一緒にロータリエンコーダの A、B、Z 相の電圧値を記録している。回転中の測定開始点は、このロータリエンコーダの Z 相をトリガに用いることで、測定開始点が常に同じ位相となるようにしている。

データロガーで取得した結果は、テキストデータとしてデータ処理用のパソコンに送信して処理を行う。ここで、データロガーで取得したロータリエンコーダの A、B 相の電圧値は、各円周方向の焦点位置を算出する際、ロータリエンコーダのパルスが切り替わる位置で整理することで、円周方向の位置ずれを無くすることができる。なお、本装置で用いるロータリエンコーダは 4 進倍で 0.01° のため、円周方向の最小分解能は 0.01° である。

また、外部からの振動および周辺の温度変化の影響を防ぐため、図 2-11 に示すように砥石表面測定装置の下部に除振台を設置し、装置全体を覆うような断熱ケースを設けることで、外部からの振動あるいは温度変化による測定への影響を防いでいる。

なお、本研究では新たな測定法の提案を念頭に置いており、砥石表面を測定する機外測定装置を試作した。しかしながら、測定装置の軸構成は、一般的な工作機械と同じであり、クーラントの飛散などの課題を克服すれば、本システムを実際の工作機械に適用することで、機上での測定が可能となる。

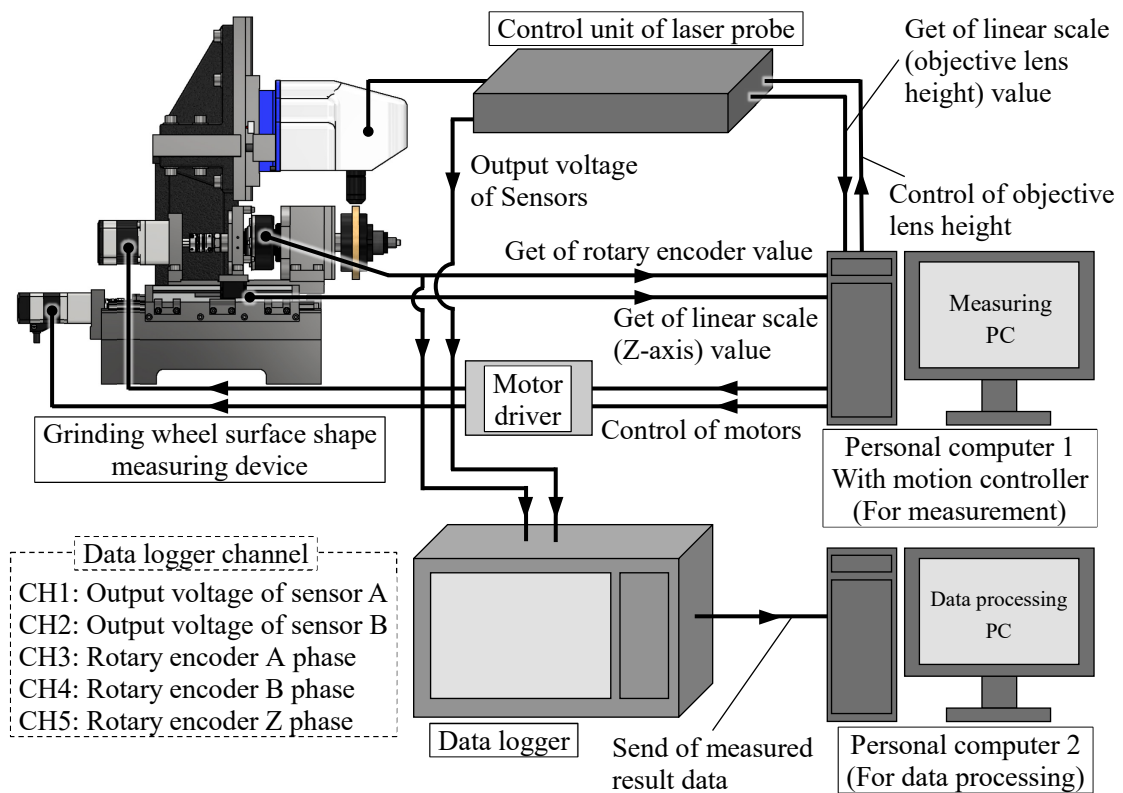


Fig.2-10 Setup of grinding wheel surface shape measuring system

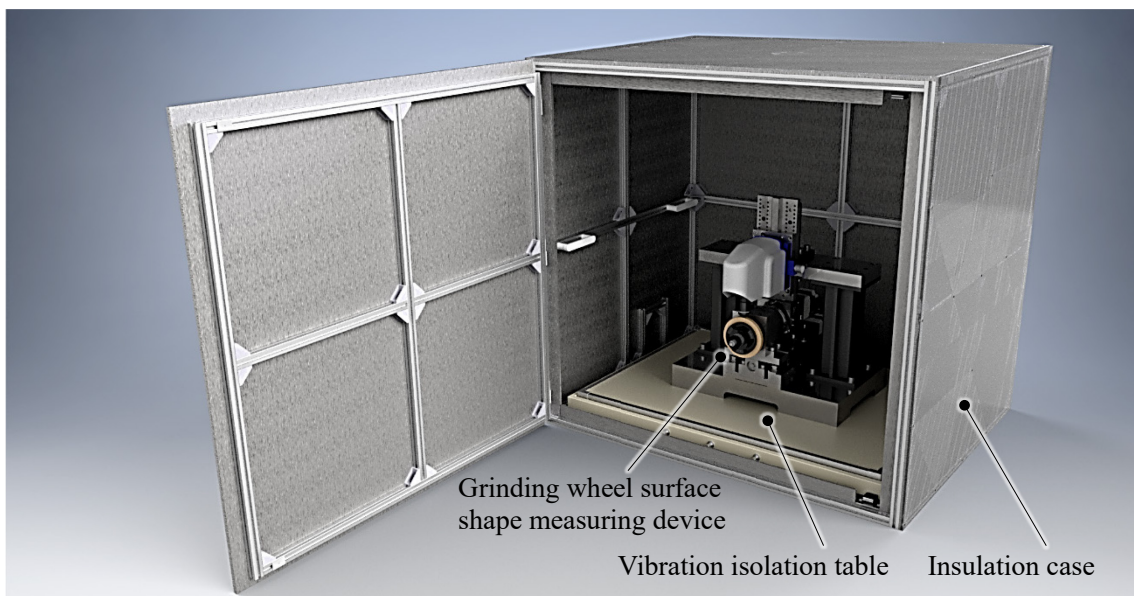


Fig.2-11 Photography of vibration isolation table and insulation case

2.5 まとめ

これまで提案されている砥石測定法から、砥石表面状態を定量的に評価するために、砥石表面測定に要求される性能について検討した。その結果、レーザセンサを用いた測定法である点合焦輪郭曲線法に、砥石表面を高精度に測定できる可能性があることを明らかにした。さらに、砥石表面をより高能率に測定することを目的に、点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法を提案した。そして、砥石表面測定装置を試作し、砥石表面測定システムを構築した。

参考文献

- (1) 精密加工学要論編集委員会: 精密加工学要論, 山海堂, (2003) 61.
- (2) 小野浩二, 河村末久, 北野昌則, 島宗勉: 理論切削工学; 現代工学社; (1979) 161.
- (3) 福島正人: 難削材の高精度・高品位加工の要求に応える均質ビトリファイド砥石, 機械技術, 67, 11 (2019) 63-65.
- (4) 松本薫, 周天豊, 閻紀旺, 松浦寛, 厨川常元: ナノ精度研削加工のための均一分散・分級ダイヤモンド砥石の開発, 砥粒加工学会誌, 55, 11 (2011) 652-655.
- (5) 安永暢男: 精密機械加工の原理, 工業調査会, (2007) 130.
- (6) JIS R 6111-1:2017, 研削といし用研削材の粒度—第1部: 粗粒.
- (7) X.KANG, J.TAMAKI and A.KUBO: Effect of Cutting Edge Truncation on Ductile-regime Grinding of Hard and Brittle Materials, Int. J. Manufacturing Technology and Management, 9, 1/2 (2006) 183-200.
- (8) 中島利勝, 中川平三郎, 柳本剛: プランジ研削における砥石の接触状態に関する研究(第2報)—研削加工面の生成に関与する切れ刃の連続間隔—, 精密機械, 47, 2 (1981) 191-196.
- (9) 松井正己, 田牧純一: 砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第4報)—触針法—, 精密機械 50, 4 (1984) 672-678.
- (10) 庄司克雄, 周立波, 松井正己: ダイヤモンド砥石のツルーイング及びドレッシングに関する研究(第1報)—ステレオ写真法による砥粒突出し量の測定と研削性能に及ぼす砥粒突出し量の影響—, 精密工学会誌, 55, 5 (1989) 865-870.
- (11) 津和秀夫: 研削における砥粒の挙動について(第4報)—切れ刃の顕微鏡観察—, 精密機械, 27, 11 (1961) 719-725.

- (1 2) L.BLUNT and S.EBDON: The Application of Three-dimensional Surface Measurement Techniques to Characterizing Grinding Wheel Topography, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, 11 (1996) 1207-1226.
- (1 3) 後藤英一, 峠睦, 大淵慶史: 砥粒摩耗のインプロセス測定(第 2 報)一切れ刃摩耗面の 2 値画像取込みシステム, *精密工学会誌*, 61, 12 (1995) 1735-1739.
- (1 4) 後藤英一, 峠睦, 大淵慶史: 砥粒摩耗のインプロセス測定(第 4 報)一砥石作業面の高速可視化一, *精密工学会誌*, 65, 12 (1999) 1804-1808.
- (1 5) 細川晃, 安井平司, 永江昌義, 佐藤郁: 画像解析による砥石作業面の評価(第 2 報)一研削過程における砥石作業面変化の追跡測定一, *精密工学会誌*, 65, 10 (1999) 1440-1444.
- (1 6) K.C.FAN, M.Z.LEE and J.I.MOU: On-Line Non-Contact System for Grinding Wheel Wear Measurement, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 19 (2002) 14-22.
- (1 7) 川下智幸, 久留須誠, 安井平司, 岡本政章: 画像処理による砥石作業面トポグラフィの 3 次元計測に関する研究(第 1 報)一研削過程におけるダイヤモンド砥石作業面の追跡測定一, *砥粒加工学会誌*, 52, 1 (2008), 40-45.
- (1 8) 川下智幸, 坂口彰浩, 川口維文, 松井尚督, 前田純弥, 松尾修二: 画像処理による砥石作業面トポグラフィの 3 次元計測に関する研究(第 4 報)一ラインカメラによる高速画像取得とボロノイ図を用いた砥粒切れ刃分布の解析一, *砥粒加工学会誌*, 60, 8 (2016), 442-447.
- (1 9) 坂本治久, 清水伸二: 砥粒の支持剛性を考慮した研削砥石における切れ刃密度の機上計測法, *砥粒加工学会誌*, 54, 7 (2010) 431-436.
- (2 0) E.BRINKSMEIER and F.WERNER: Monitoring of Grinding Wheel Wear, *Annals of CIRP*, 41, 1 (1992), 373-376.
- (2 1) 垣野義昭, 松原厚, 山路伊和夫, 松田健嗣, 中川平三郎, 廣垣俊樹, 喜田義宏: 砥石作業面トポグラフィのオン・ザ・マシン計測に関する研究(第 1 報)一レーザスタイラスを用いた計測システムの開発一, *精密工学会誌*, 63, 2 (1997) 228-232.
- (2 2) H.S.LEE, T.YAMADA and M.KOBAYASHI: Development of a 3-D Measuring Equipment for Surface Geometries of Grinding Wheel Surfaces, *Proceedings of the ASPE 2006 Annual Meeting*, (2006) 10-13.
- (2 3) R.G.DORSCH, G.HAUSLER and J.M.HERRMANN: Laser Triangulation - Fundamental Uncertainty in Distance Measurement -, *Applied. Optics*. 33, 7 (1994) 1306-1314.
- (2 4) ISO 25178-6:2010, Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface Texture: Areal - Part 6: Classification of Methods for Measuring Surface Texture.
- (2 5) JIS B 0681-6:2014, 製品の幾何特性仕様(GPS)一表面性状: 三次元一第 6 部: 表面性状測定方法の分類.
- (2 6) 佐藤敦: 非接触による三次元表面性状の測定の現状一三次元規格の意義とものづくりへの活用一, *精密工学会誌*, 81, 10 (2015) 922-925.
- (2 7) K.MIURA and A.NOSE: Accuracy Verification of a Point Autofocus Instrument for Freeform 3D Measurement, *Proceedings of the 20th International Symposium on Advances*

in Abrasive Technology, (2017) 1080-1084.

- (28) 三浦勝弘: レーザープローブ三次元測定器, 砥粒加工学会誌, 45,12 (2001) 558-561.
- (29) 三浦勝弘, 松葉正, 塚本貴雄, 広瀬一, 古田島秀夫: ポイントオートフォーカス式超精密全周三次元測定装置(MLP-2SP)の開発と実用化, 精密工学会誌, 81, 2 (2015) 113-116.
- (30) 三浦勝弘: ポイントオートフォーカスプローブによる粗さと刃先測定, 砥粒加工学会誌, 61,11 (2017) 578-581.
- (31) K.MIURA, A.NOSE, T.MATSUBA, H.KOTAJIMA and T.TSUKAMOTO: Inner Contour Measurement with Point Autofocus Probe, Proceedings of the 22nd International Symposium on Advances in Abrasive Technology, (2019) MM03.

第 3 章

測定後焦点位置検出法の測定精度の検証

3.1 はじめに

前章にて、砥石表面を高精度かつ高能率に測定することを目的に、点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法という測定法を提案した。そして、この測定法を実現するため砥石表面測定装置の試作を行った。

本章では、提案した測定後焦点位置検出法の有効性を明らかにするため、砥石に見立てた鋼球と遊離砥粒、そして実際の砥石を測定した結果から、本測定法の測定精度の検証を行った結果について述べる。

3.2 鋼球測定による精度検証

3.2.1 検証方法

提案した測定後焦点位置検出法の測定精度を検証するために、まずは形状が既知で評価が容易な鋼球の測定を試みた。

図 3-1 に鋼球測定の概略図を示す。鋼球は、直径 500 μm と非常に小さいベアリング用の精密ボールを用いた。材質は高炭素クロム軸受鋼鋼材 SUJ2 である。また、この鋼球を砥石内の砥粒に見立てるため、鋼球を $\phi 100\text{ mm}$ の円盤の外周部に 1 個貼り付け測定を行った。そして、測定した結果の円周方向または幅方向の二次元断面形状から、鋼球の直径を算出することで、測定精度の検証を行った。

表 3-1 に鋼球の測定条件を示す。測定条件は、砥石周速度 3.1 m/min (10 min^{-1}) とし、各測定範囲は円周方向 2.1 mm (2.4°)、幅方向 0.7 mm、高さ方向 352 μm とした。また、各測定間隔は円周方向に 8.7 μm (0.01°)、幅方向に 6 μm 、高さ方向に 4 μm とした。

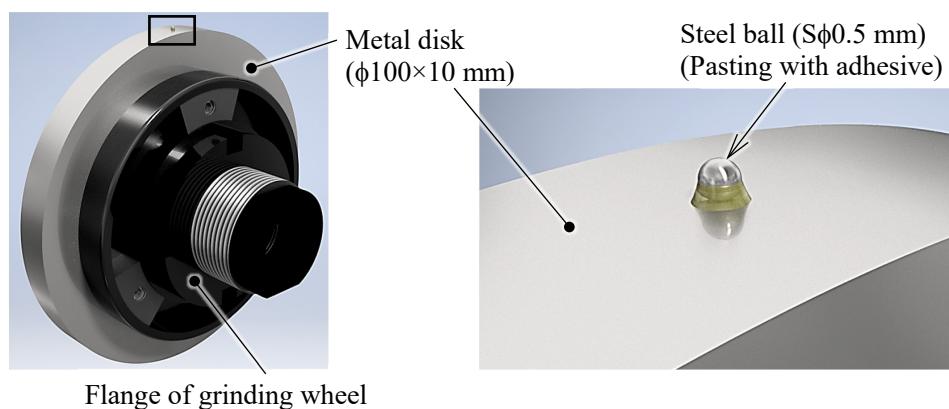


Fig.3-1 Measuring method of steel ball

Table 3-1 Measuring conditions of steel ball

Measuring object	Type		Steel balls for bearing (Pasting on metal disk ($\phi 100 \times 10$ mm))
	Material		High carbon chromium bearing steel (SUJ2)
	Size		S $\phi 500 \mu\text{m}$
Grinding wheel measuring condition	Peripheral speed		3.1 m/min (10 min^{-1})
	Circumferential direction	Measuring range	2.4 deg. (2.1 mm)
		Measuring interval	0.01 deg. ($8.7 \mu\text{m}$)
	Width direction	Measuring range	0.7 mm
		Measuring interval	$6 \mu\text{m}$
	Depth direction (Objective lens height)	Measuring range	$352 \mu\text{m}$
Measuring interval		$4 \mu\text{m}$	

ここで、本測定装置は測定対象物を回転させて測定するため、**図 3-2** に示すように円周方向の測定結果は、円周方向の測定角度 θ ごとに回転中心方向の距離 r が測定結果として算出される。回転運動により工作物を除去する砥石の測定では、このように測定角度 θ と回転中心方向の距離 r で表すほうが適切であるが、鋼球の寸法精度を評価する上では問題が生じ

る. そこで, 図のように鋼球頂点を $X=0$ とし, 円盤の回転中心を基準に直行する X , Y 軸を設定した. そして, X , Y 軸に対する各座標 (x_i, y_i) を測定角度 θ と回転中心方向の距離 r から算出すると, 次式で表すことができる.

$$(x_i, y_i) = (r \cdot \sin \theta, r \cdot \cos \theta) \quad (3-1)$$

鋼球の測定では, 測定結果を回転座標系から直交座標系に変換することで, 鋼球の測定精度を比較することにする.

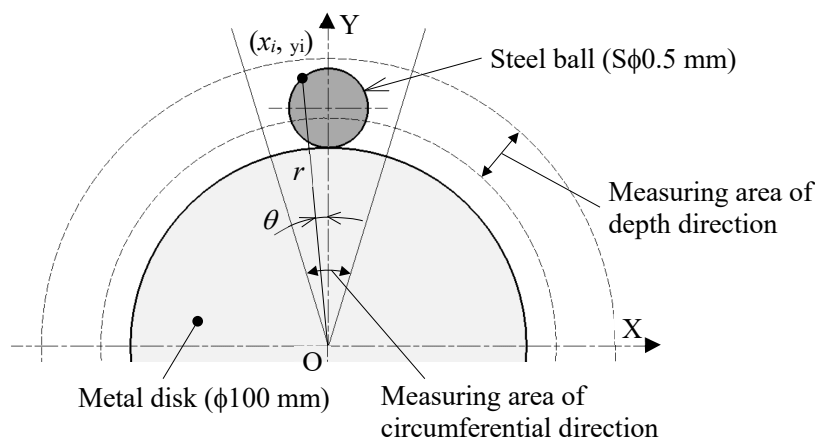
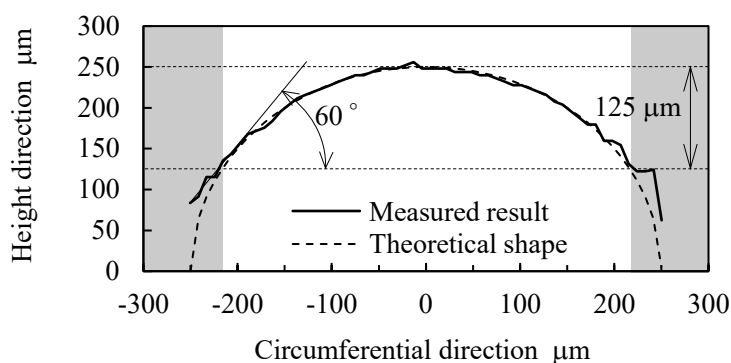


Fig.3-2 Processing of measured result in the circumferential direction

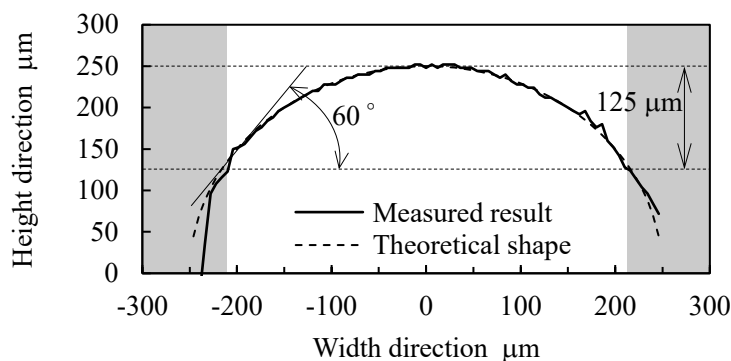
3.2.2 検証結果

図 3-3 に, 測定結果から鋼球の頂点を基準に円周方向, 幅方向から見た二次元断面形状を示す. なお, 鋼球の頂点の高さが $250 \mu\text{m}$ になるように表示しており, また図中には鋼球の理論形状も同時に示している. 図より, 円周方向から見た図(a)および幅方向から見た図(b)ともに, 頂点付近では鋼球の理論形状と測定結果が一致していることが確認できる. しかし, 鋼球の頂点から高さ方向に $125 \mu\text{m}$ 離れた辺りから理論形状との誤差が発生しているのがわかる. この位置のレーザ光と測定対象物の傾斜角を算出すると 60° であった. いっぽう, 傾斜角が 60° 以上の箇所 (図中の灰色部) を除き, 最小二乗法により鋼球の直径を算出したと

ころ、円周方向から見た図(a)では 498 μm 、幅方向から見た図(b)では 497 μm となった。実際の鋼球は直径 500 μm であるのに対して、測定結果は若干小さいように見えるが、表 3-1 より円周方向および幅方向の測定間隔はそれぞれ 8.7 μm と 6 μm である。実際の鋼球と測定結果の誤差はそれぞれ測定間隔以下であることを考慮すると、誤差の範囲であるといえるため、提案した本測定法により鋼球を高精度に測定できていることがわかった。



(a) Cross section of the steel ball in circumferential direction



(b) Cross section of steel ball in width direction

Fig. 3-3 Comparison of measured result and theoretical shape in steel ball

図 3-4 に、鋼球の頂点から高さ方向に 125 μm までの三次元分布図を示す。図より、三次元分布図から見ても、鋼球の球体形状を高精度に測定できていることが確認できる。若干形状が歪に見える箇所があるが、表 3-1 より高さ方向の測定間隔は 4 μm であり、測定間隔をさらに小さくすることで、より真球に近い形状になると予想される。

以上の結果より、傾斜角 60°未満では高い測定精度を有していることがわかった。ここで、谷ら⁽¹⁾によると砥石表面上の砥粒の半頂角のほとんどは 60°程度であり、傾斜角で考えると 30°程度となる。したがって、提案した本測定法では傾斜角 60°まで測定できたことから、砥石表面測定においては十分な測定精度を有していることが明らかとなった。

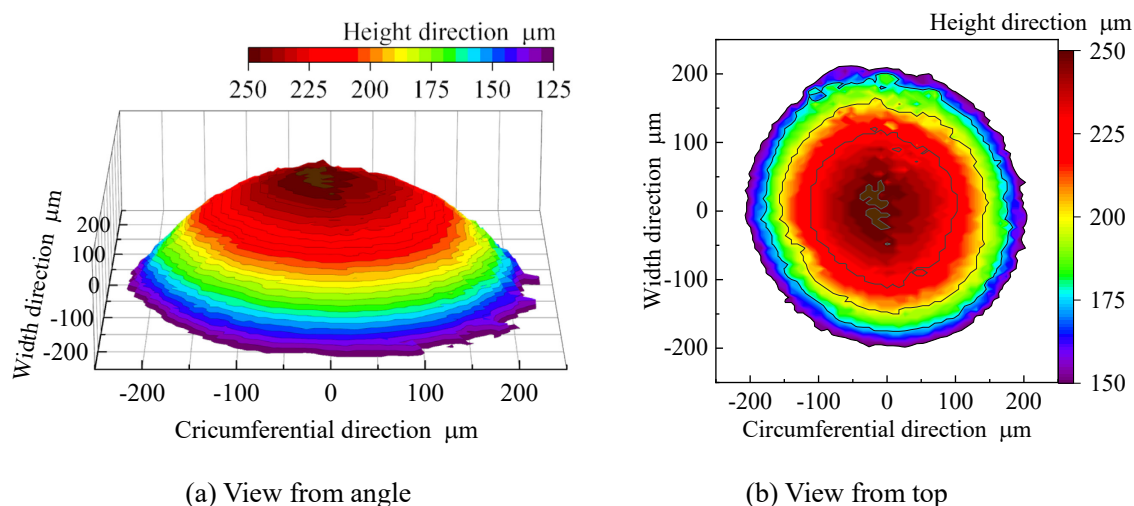


Fig.3-4 Three-dimensional distribution map of steel ball

3.3 遊離砥粒測定による精度検証

3.3.1 検証方法

次に、遊離砥粒の三次元形状の測定を行い、測定精度の検証を行った。

図 3-5 に、測定に用いた遊離砥粒を走査型電子顕微鏡 (SEM) (日本電子製 JCM-5700) で撮影した画像を示す。遊離砥粒には、一般的に普通砥石に広く用いられている白色アルミナ砥粒 WA と褐色アルミナ砥粒 A、緑色炭化ケイ素砥粒 GC の 3 種類を用いた⁽²⁾。ここで、WA は高純度のアルミナ (Al_2O_3) 系の砥粒で、全体として白色または半透明の結晶であり、A はアルミナに酸化チタニウムが添加された砥粒で、全体として茶褐色の結晶であり、GC は炭化ケイ素質 (SiC) 系の砥粒で、全体として緑色を帯びている結晶がある⁽³⁾。このように材質および色味の異なる砥粒において、高精度に測定できるか検討した。また、砥粒の粒度はす

べて#60 (砥粒平均粒径 250 μm) を用いた。これらの砥粒を、図のように回転方向に対して1直線になるように配置し、鋼球測定と同様に $\phi 100$ mmの円盤上に貼り付け測定を行った。

表 3-2 に砥粒の測定条件を示す。測定条件は、砥石周速度 3.1m/min (10 min^{-1}) とし、各測定範囲は円周方向 11.5 mm (13.2 $^\circ$)、幅方向 1.5 mm、高さ方向 400 μm とした。また、各測定間隔は円周方向に 8.7 μm (0.01 $^\circ$)、幅方向に 10 μm 、高さ方向に 5 μm とした。

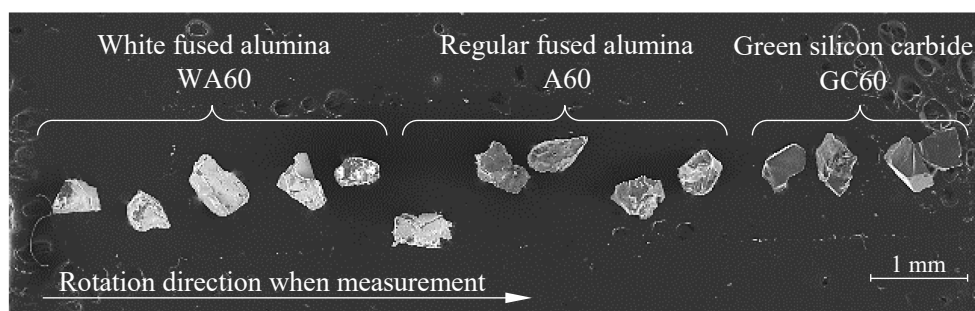


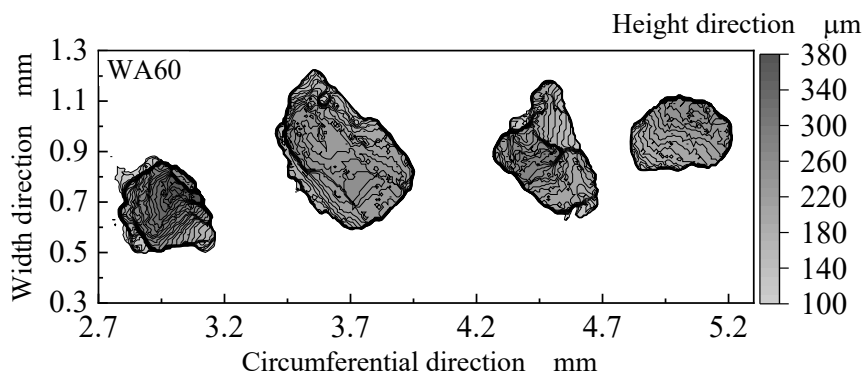
Fig.3-5 SEM image of abrasive grains

Table 3-2 Measuring conditions of abrasive grains

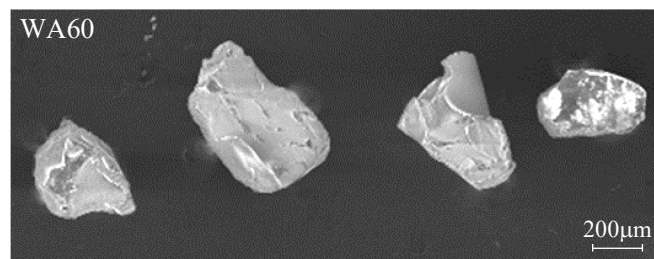
Measuring object	Type		Abrasive grains • White fused alumina “WA” • Regular fused alumina “A” • Green silicon carbide “GC” (Pasting on metal disk ($\phi 100 \times 10$ mm))
	Grain size		#60 (Mean grain size 250 μm)
Measuring condition	Peripheral speed		3.1 m/min (10 min^{-1})
	Circumferential direction	Measuring range	13.2 deg. (11.5 mm)
		Measuring interval	0.01 deg. (8.7 μm)
	Width direction	Measuring range	1.5 mm
		Measuring interval	10 μm
	Depth direction (Objective lens height)	Measuring range	400 μm
Measuring interval		5 μm	

3.3.2 検証結果

図 3-6 に WA60 の三次元分布図の結果を、図 3-7 に A60 の結果を、図 3-8 に GC60 の結果を示す。図 3-6~3-8 より、材質および色味の異なる遊離砥粒に対して、どの測定結果も SEM 画像の砥粒形状と非常によく一致していることがわかる。すなわち、異種材質の砥粒に対して、どれも遜色ない測定結果であることから、砥粒の材質や屈折率などが変わっても、提案する測定法により測定することが可能であるといえる。なお、外周部の形状が若干異なっているように見える砥粒もあるが、3.2.2 項で述べたように傾斜角の影響であると考えられる。しかしながら、その程度はわずかであり、砥粒の形状を評価するうえでは、無視できると判断できる。以上の結果より、材質の異なる砥粒においても、高精度に測定できることが明らかとなった。

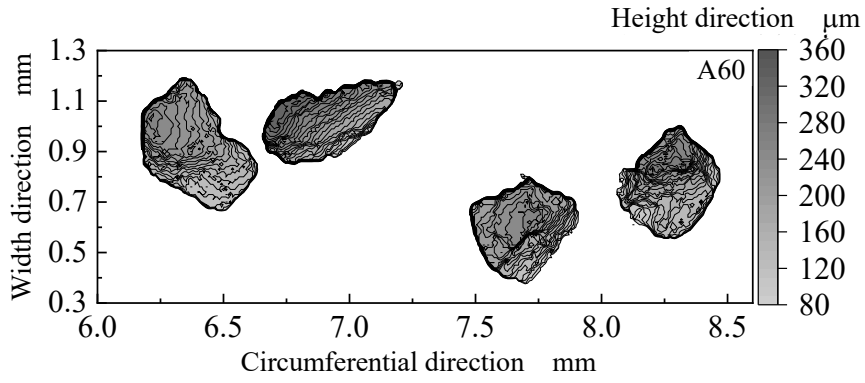


(a) Three-dimensional distribution map (Measured result)

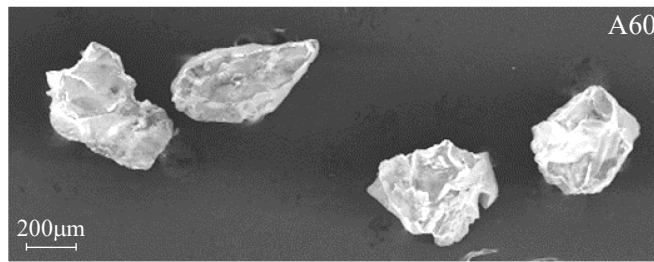


(b) SEM image

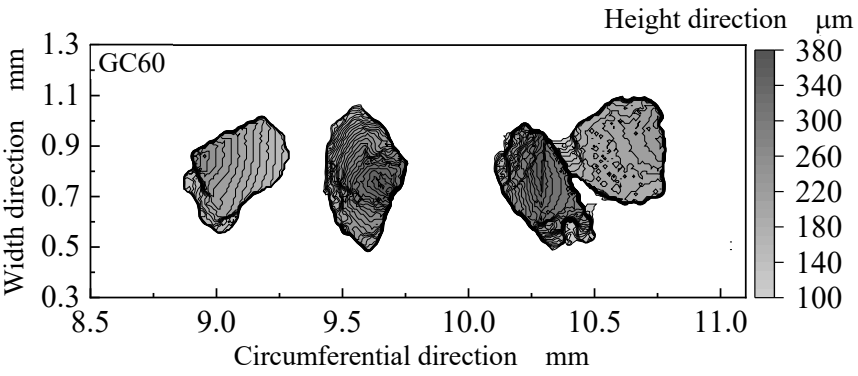
Fig.3-6 Comparison of three-dimensional distribution map and SEM in WA60



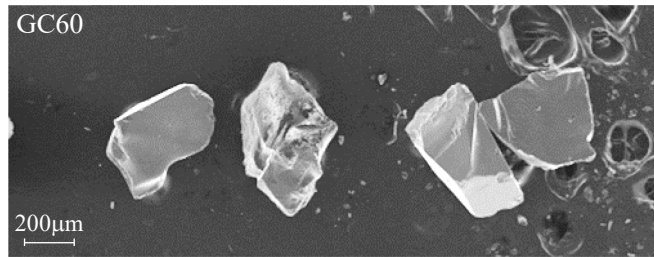
(a) Three-dimensional distribution map (Measured result)



(b) SEM image



(a) Three-dimensional distribution map (Measured result)



(b) SEM image

Fig.3-8 Comparison of three-dimensional distribution map and SEM in GC60

3.4 砥石測定による精度検証

3.4.1 検証方法

最後に、砥石の三次元形状の測定を行った。

測定した砥石は、ビトリファイド砥石 WA60J7V ($\phi 85 \times 10$ mm) である。ビトリファイド砥石とは、長石や陶石などを主成分としたガラス質の結合剤を使用した砥石のことをいう⁽⁴⁾。本実験では、平面研削盤 (黒田精工製 GS-30PFNC) により、単石ダイヤモンドドレッサを用いてツルーイングのみを施した砥石を測定した。

表 3-3 に砥石の測定条件を示す。測定条件は、砥石周速度 3.2 m/min (12 min^{-1}) とし、各測定範囲は砥石円周方向 5 mm (6.8°)、幅方向 5 mm、高さ方向 300 μm とした。また、各測定間隔は砥石円周方向に 7.4 μm (0.01°)、幅方向に 10 μm 、高さ方向に 10 μm とした。

Table 3-3 Measuring conditions of grinding wheel

Measuring object	Type	Vitrified wheel (WA60J7V)	
	Size	$\phi 85 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$	
Measuring condition	Peripheral speed	3.2 m/min (12 min^{-1})	
	Circumferential direction	Measuring range	6.8 deg. (5 mm)
		Measuring interval	0.01 deg. (7.4 μm)
	Width direction	Measuring range	5 mm
		Measuring interval	10 μm
	Depth direction (Objective lens height)	Measuring range	300 μm
Measuring interval		10 μm	

3.4.2 検証結果

図 3-9 に、測定した砥石表面形状の三次元分布図を示す。なお、砥石の最外周を 0 μm とし、砥石中心に向かうごとに負の値となるようにしている。前項で述べたように、ビトリファイド砥石はガラス質の結合剤を使っている性質上、砥石表面が光沢を帯びており、レーザ

での測定においては乱反射が激しく測定が難しい⁽⁴⁾。しかし、図より砥粒の凹凸や分散具合を確認できる。そこで、本測定結果の妥当性を判断するために、CCD カメラで撮影した砥石表面画像と比較を行った。

図 3-10 に、CCD カメラによる砥石表面画像を示す。なお、比較しやすいよう図 3-9 の測定後に、砥石表面の突起部のみに黒いインクを塗布してある。図 3-9 の砥石測定結果と図 3-10 の黒く塗られた砥石の突出部を比較すると、突き出している砥粒を精度よく測定できていることがわかる。以上の結果より、提案した測定法により測定の難しいビトリファイド砥石の表面形状を高精度に測定できることが明らかとなった。

本研究では、CCD カメラによる砥石表面画像との比較を容易にするため、高さ方向の測定範囲を 300 μm と広くしたが、第 2 章で述べたとおり、砥石作業面形状を評価するためには、砥石表層から数十 μm 程度の高さまで測定をすれば十分である。また、高さ方向の測定間隔もさらに小さくすることで、より高精度な測定を実現することができる。

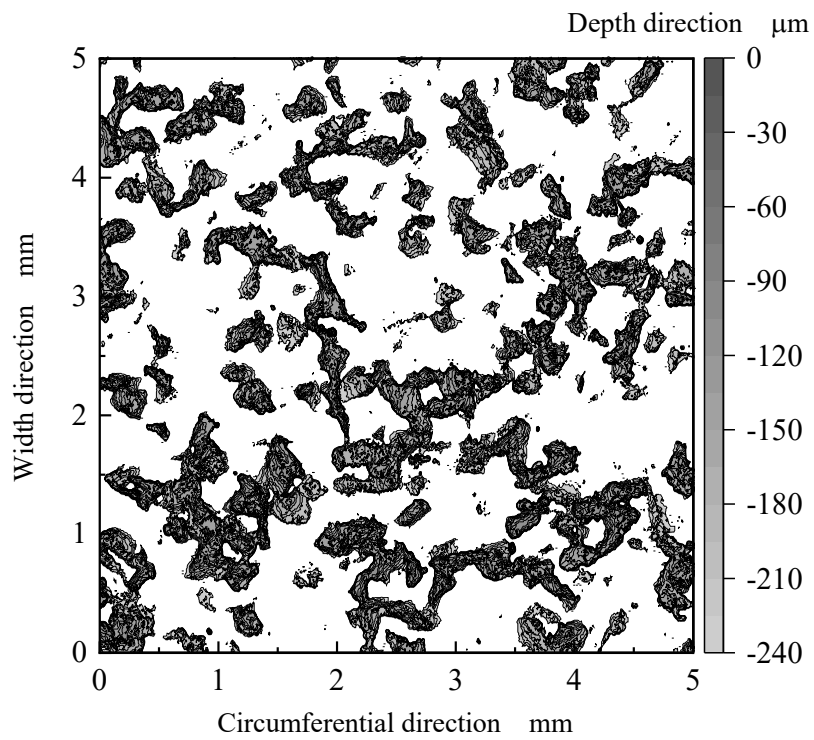


Fig.3-9 Three-dimensional distribution map of grinding wheel surface (Measured result)

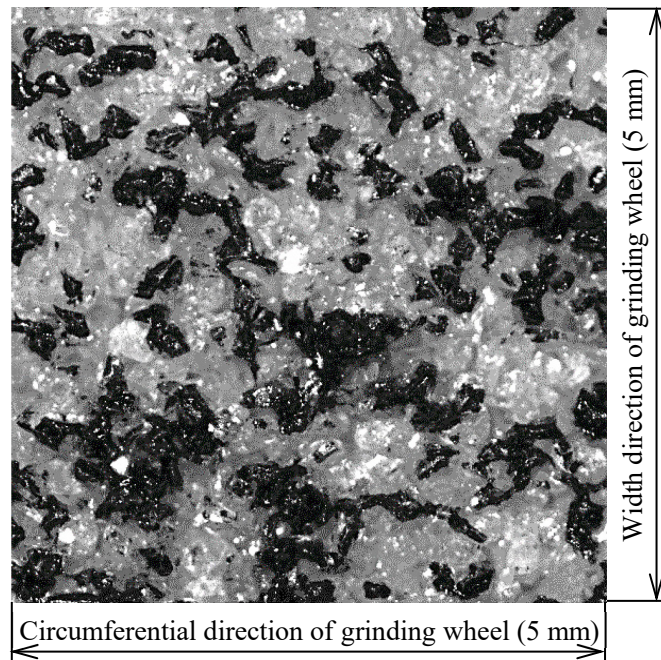


Fig.3-10 Image grinding wheel surface by CCD camera

3.5 まとめ

点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法を提案し，砥石表面測定装置を試作した．そして，この測定法の測定精度を検証するため，鋼球や遊離砥粒，砥石の測定を行った．その結果，次のことを明らかにした．

- (1) 鋼球の測定から，傾斜角 60° 以下であれば，高い測定精度を実現できることがわかった．
- (2) 材質や屈折率などが異なる遊離砥粒に対して，どれも高精度に測定できることが確認できた．
- (3) 砥石表面に光沢の多いピトリファイド砥石の表面形状を測定することができ，実画像と比べても高精度に測定できることを明らかにできた．

参考文献

- (1) 谷泰弘, 福沢順博, 長尾高明, 竹中規雄: 単粒モデル実験による正面研削の研究(第4報)－砥粒の摩耗の研削力への影響－, 精密機械, 46, 8 (1980) 977-982.
- (2) 渡辺半十: 研削砥石の構造とその性能について, 日本ゴム協会誌, 30, 4 (1957) 273-281.
- (3) JIS R 6111:2020, 人造研削研磨剤.
- (4) 小野浩二, 河村末久, 北野昌則, 島宗勉: 理論切削工学, 現代工学社, (1979) 161.
- (5) H.S.LEE, T.YAMADA, and M.KOBAYASHI: Development of a 3-D Measuring Equipment for Surface Geometries of Grinding Wheel Surfaces, Proceedings of the ASPE 2006 Annual Meeting, (2006) 10-13.

第4章

砥石表面状態の定量的評価と砥石表面 状態の違いが研削特性に及ぼす影響

4.1 はじめに

研削加工では、工具となる砥石の表面状態が加工時の研削抵抗や研削仕上面粗さに大きな影響を及ぼす。ここで、砥石の表面状態はツルーイング（形直し）やドレッシング（目直し）条件によって変化するため、これらの条件が研削特性に及ぼす影響は極めて大きい。しかしながら、ドレッシング条件の決定には、ある程度の指標はあるものの、最終的な条件の決定は熟練技能者の勘や経験に頼らざるを得ないのが現状である。さらに、砥石は自生発刃作用により研削加工過程においても砥石表面状態は逐次変化するため、砥石寿命を評価するためには、砥石表面状態がどのように変化するかを測定する必要がある。すなわち、最適なドレッシング条件の決定や砥石寿命の管理には、砥石表面状態の視覚的または定量的な評価と、砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響を把握する必要がある。

本章では、第2章で提案した砥石表面測定装置を用いて、ドレッシング条件を変えた砥石を測定することで、ドレッシング条件の違いが砥石表面状態に及ぼす影響を定量的に評価した結果について述べる。さらに、砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響を実験的に検証した結果についても述べる。

4.2 ツルーイングおよびドレッシング

4.2.1 ツルーイングおよびドレッシングの目的

研削加工において、加工前に砥石に施すツルーイングおよびドレッシングは、砥石を工具として用いる研削加工特有の工程である。ツルーイングとドレッシング条件により、砥石表面状態が決定するため、加工精度や研削仕上面の良し悪しに直結する極めて重要な工程といえる⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾。

ツルーイング (形直し) とは、砥石表面を所望の形状に成形する工程のことである。一般的に砥石を工作機械に取り付けた際、砥石中心と研削主軸の中心を完全に一致させることはできない。そこで、砥石外周面を機上で整えることで研削主軸と砥石の芯を合わせることができる。また、研削加工が進行すると自生発刃作用により砥粒の破砕あるいは脱落が生じる。このように、砥石は切れ刃となる砥粒の脱落が進行すると、砥石の形状を保てなくなっていくため、都度砥石表面を整えることが重要となる。さらに、砥石の形状を工作物に転写させ加工を行う総形研削では砥石の成形精度がそのまま加工精度に直結する。このようにツルーイングは、砥石の回転中心ずれや、砥石形状の修正を行う工程であり、加工精度にとっても大きな影響を及ぼす。

ドレッシング (目直し) とは、切れ味の失った砥石に再び切れ味を付与する工程のことである。ツルーイング後あるいは加工が進行することで、砥粒切れ刃の先端が平坦となると砥石の切れ味は低下してしまう。このような砥石で研削を行うと、研削仕上面粗さの悪化や研削焼けの要因となる。したがって、この鈍化した砥粒切れ刃を鋭利な形状に成形することで、切れ味を付与あるいは回復させることが必要となる。ドレッシングは、このように砥粒切れ刃を鋭利に形成する工程であり、研削仕上面の精度にとっても大きな影響を及ぼす。また、ドレッシングを施すことで、砥石表面には適度な凹凸面が創成される。この凹部がチップポケットとして作用することで、研削時の切りくずの排出を手助けする役割も担っている。

4.2.2 ツルーイングおよびドレッシングの方法

ツルーイングおよびドレッシングの方法には、固定砥粒 (砥石) または遊離砥粒を用いる方法や、ダイヤモンド工具を用いる方法、超硬合金や焼入れ鋼または軟鋼などの金属を用いる方法、結合剤を放電あるいは電解により溶解させる方法などの種類が挙げられる⁽⁴⁾。また、それぞれ使用する工具や、工具と砥石の相対運動の違いにより、ツルーイングおよびドレッシングの方法は数多く存在し、それぞれ使用する砥石の種類や加工用途によって使い分けることが重要である。

ここで、普通砥石のツルーイングおよびドレッシング方法として、もっとも広く普及しているダイヤモンド工具を用いる方法について述べる。この方法は、ドレッサ (Dresser) と呼ばれるダイヤモンド工具を用いる方法である。また、ドレッサには単石ダイヤモンド・多石ダイヤモンド・インプリダイヤモンドなどといった種類があり、それぞれ使用する砥石に合

わけて使い分ける必要がある。しかしながら、どのドレッサにおいても、**図 4-1** に示すようにドレッサに微小切込みを与え、ドレッサを砥石外周面に対して水平に送ることで、砥石外周を除去する方法である。ドレッサの送り速度を遅くし、かつ繰り返し往復運動させると、砥石表面は平坦に成形される。また、砥石表面に一定間隔の溝を設けるようにドレッサの送り速度を調節すれば、ドレッサにより砥粒および結合剤の破碎が生じ、鋭利な砥粒切れ刃とチップポケットが生成される。このように目的に応じてドレッサの運動を制御することで、前者がツルーイング、後者がドレッシングと分類することができる⁽⁶⁾。

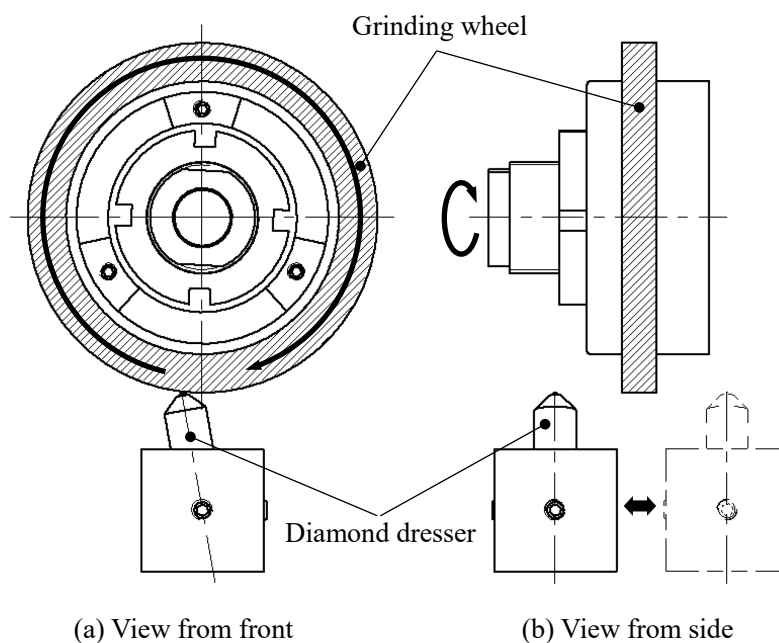


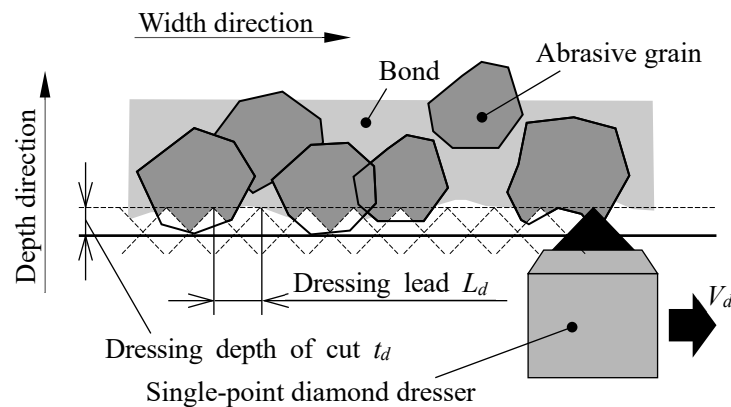
Fig.4-1 Dressing and truing method using diamond dresser

図 4-2 に、単石ダイヤモンドドレッサによるドレッシングの概略図を示す。回転させた砥石に対して、ドレッサに切込量 t_d を与え、ドレッサの送り速度 V_d で砥石表面を除去すると、**図(a)**のように砥粒および結合剤を破碎しながら、ドレッサの先端形状が砥石に転写される。ここで、砥石 1 回転あたりのドレッサ送り量をドレッシングリード L_d といい、ドレッサの送り速度 V_d と砥石回転数 N から、次式により算出できる。

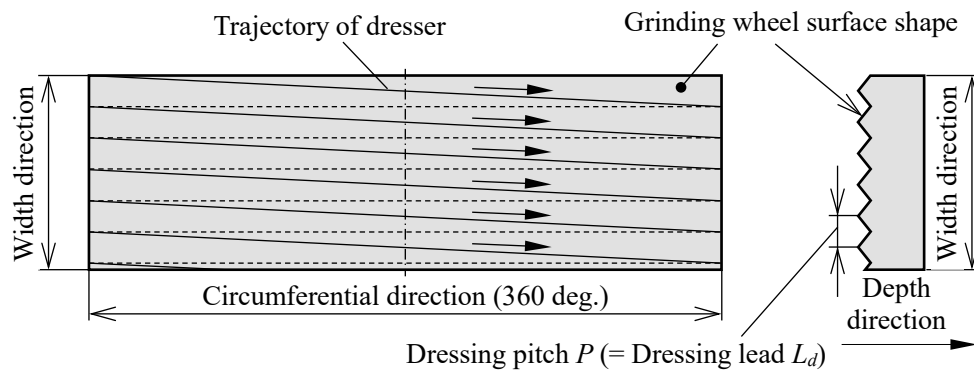
$$L_d = \frac{V_d}{N} \quad (4-1)$$

また、砥石表面に着目すると、図(b)のようにドレッサが通過した箇所には“ねじ”のようならせん状の溝が生成される。すなわち、通常の“ねじ”と同じく、ドレッシング溝同士のピッチ P はドレッシングリード L_d と等しい値となる。ここで、このらせん状の溝がドレッシング溝と呼ばれ、切りくずの排出を助けるチップポケットの役割を果たし、砥石表面に残った砥粒が切れ刃として作用する。

このように、単石ダイヤモンドドレッサを用いたドレッシングでは、砥石表面状態はドレッシングリード L_d とドレッシング切込量 t_d 、ドレッサの先端形状などの組合せにより決定される。したがって、所望の研削仕上面粗さや研削能率向上を実現させるためには、加工に合わせた最適なドレッシング条件を決定することが重要となる⁽⁶⁾⁽⁷⁾。



(a) Dressing using single-point diamond dresser



(b) Grinding wheel surface shape after dressing (One-way dressing)

Fig.4-2 Schematic diagram of dressing using single-point diamond dresser

4.3 砥石測定結果の処理

第2章で試作した砥石表面測定装置で砥石表面を測定した結果から、砥石表面状態を定量的に評価するにあたり、砥石測定時の振れ回りの修正方法と砥石表面の定義を明確化する必要がある。そこで、一例として単石ダイヤモンドドレッサにより $L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$, $t_d = 20 \mu\text{m}$ でドレッシングを施した砥石表面から、砥石測定時の振れ回りの修正方法と砥石表面の定義手法について述べる。

4.3.1 振れの修正方法

図4-3に $L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$, $t_d = 20 \mu\text{m}$ における砥石の三次元分布図を示す。なお、便宜上砥石表面のもっとも高い位置を $0 \mu\text{m}$ とし、砥石中心に向かう方向が負となるようにしている。図からわかるように、砥石表面には単石ダイヤモンドドレッサによるドレッシング溝の凹凸が確認でき、砥石表面を高精度に測定できていることが確認できる。しかしながら、円周方向 270° 付近と円周方向 90° 付近を比較すると、砥石の深さ方向に約 $10 \mu\text{m}$ 程度の高低差が生じていることがわかる。これは、試作した本測定装置は機外測定のため、砥石を研削盤から取り外して測定しなければならず、砥石測定時に振れ回りが生じてしまうのは避けられない。そこで、最小二乗法を用いて測定結果から振れ成分のみを正弦波として近似することにより、算出した振れ成分から振れの補正を行うことにした。

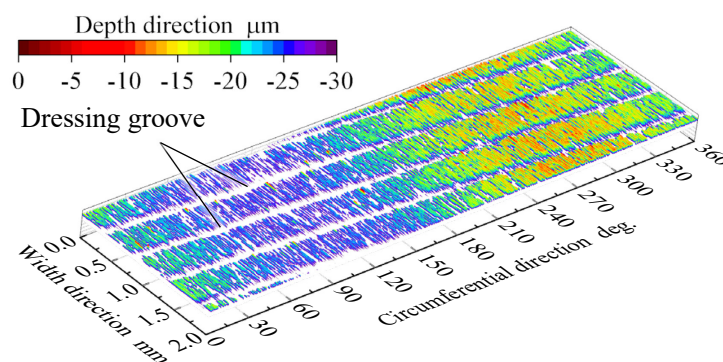
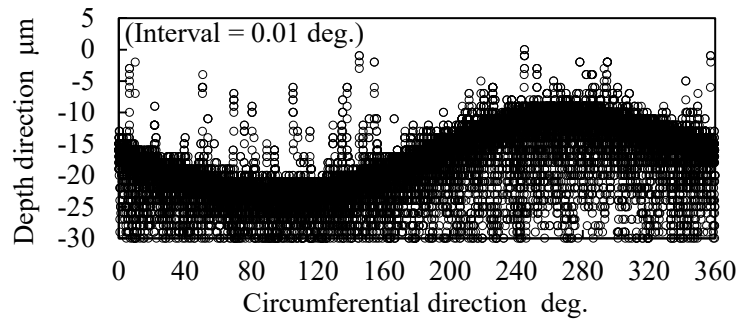


Fig. 4-3 Three-dimensional distribution map of grinding wheel ($L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$, $t_d = 20 \mu\text{m}$)

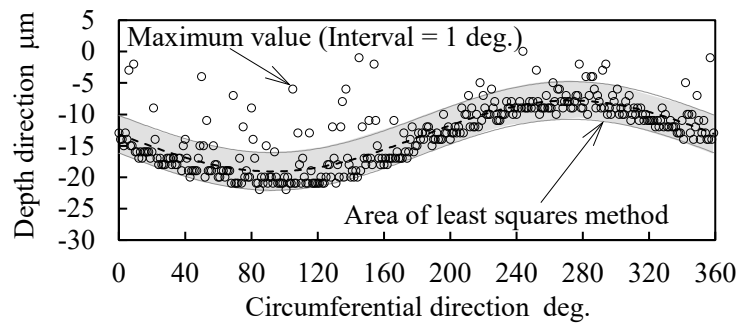
図 4-4 に振れの補正方法を示す。図(a)は、図 4-3 の結果から砥石の円周方向断面形状を投影した結果である。なお、円周方向の測定間隔は 0.01 deg. である。本図からわかるように、約 10 μm 程度の振れが測定結果に含まれていることが確認できるが、無数の凹凸形状をもつ砥石の性質上、値のばらつきが多く、このままでは振れ成分を正しく算出することは難しい。

そこで図(b)は、図(a)の結果から 1° 間隔に高さの最大値を抽出した結果である。図(a)と比較すると、値のばらつきは大きく抑制されていることがわかる。しかし、図(b)より振れの周期から外れた非常に高い値の存在が確認できる。これは、ツルーイングで除去されなかった突出した砥粒が残っているためである。この突出した砥粒は、坂本らの研究⁽⁸⁾より、ツルーイング時にドレッサが当たらない、もしくは当たっても高さを保持している砥粒が存在するためである。これらの突出した砥粒は、最小二乗法により振れ成分を算出する際の妨げとなる。そこで、まず最小二乗法により振れの傾向を導き、その振れの傾向から大きく逸脱する値を除き、再び最小二乗法で振れの算出を行う。こうすることで、突出した砥粒を無視し、砥石の振れ成分のみを高精度に算出することが可能となる。

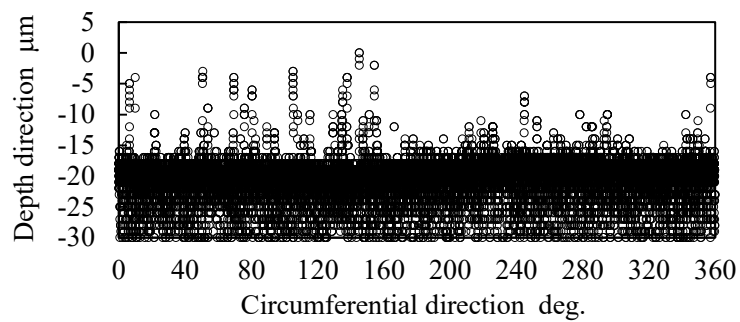
図(c)は、実際に振れの補正を行った結果であり、砥石のもっとも高い位置を 0 μm としている。図(a)と比較をすると、振れを正しく補正できていることが確認できる。



(a) Before correction of run out



(b) Calculation of run out component by least squares method



(c) After correction of run out

Fig. 4-4 Correction method of run out

4.3.2 砥石表面の定義

4.3.1 項で述べたように、砥石表面にはツルーイングで除去しきれない突出した砥粒が存在している。この突出した砥粒は、非常に不安定な砥粒のため捨て研削を行うことで、その多くを除去することができるものの、砥粒を支持する結合剤の剛性が強い砥粒は、捨て研削を施しても完全には除去することは困難である。

ここで、砥石表面の基準について考える。筆者が検証した結果、砥石を工作物に近づけていき、音と火花で砥石と工作物が接触したことが確認できる前から、三成分動力計で測定していた法線抵抗は上昇していた。これは、突出した砥粒が工作物に接触したためであるが、この接触を動力計を使わずに作業者が認識することは困難である。すなわち、突出した砥粒を砥石表面の基準にすることは現実的ではなく、砥石の接触面積が大きく増加し始める深さを基準とするのが妥当と考えた。そこで、砥石表面からの深さに対する砥石の接触面積の増加傾向から砥石表面を定義することにした。

図 4-5 に、砥石表面の深さ H に対する砥石の接触面積 S とその増加量 dS/dH を示す。 $H = 0 \sim -17 \mu\text{m}$ では接触面積 S および増加量 dS/dH ともにほとんど変化がないのに対して、 $H = -18 \mu\text{m}$ 以下では急激に増加していることがわかる (図中I)。そこで本研究では、砥石の接触面積 S と増加量 dS/dH が大きく増える深さが、工作物に切込みが付与された状態と定義し、その 1 つ前の深さである $H = -17 \mu\text{m}$ (図中II) を砥石表面と定義することにした。

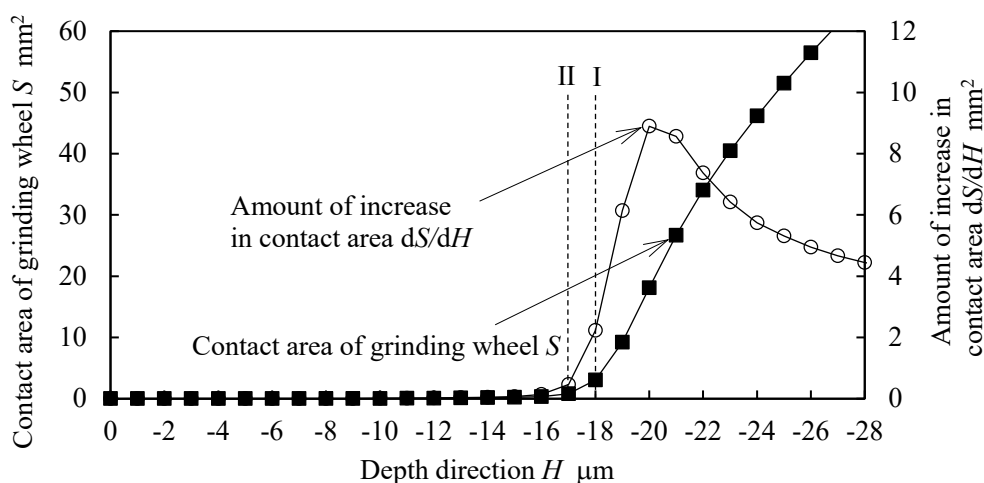


Fig. 4-5 Definition of grinding wheel surface

図 4-6 に、振れを補正し砥石表面が $0 \mu\text{m}$ となるように修正した砥石の三次元分布図を示す。図 4-3 と比較をすると、砥石表面が一様にそろっていることが確認できる。本研究では、砥石表面を測定したすべての結果において、4.4.1 項で述べた振れの補正と、本項で述べた砥石表面の判定を行うことで、砥石表面状態を定量的に評価していく。

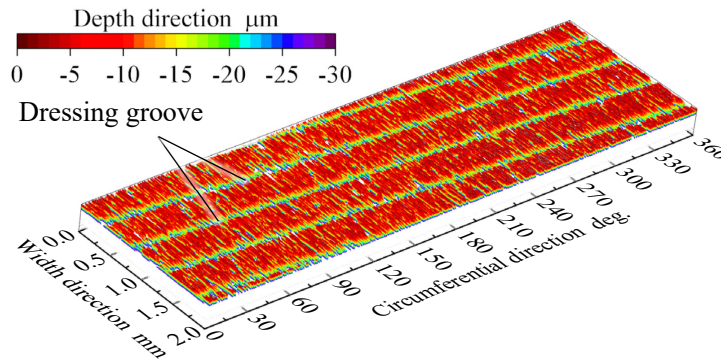


Fig. 4-6 Three-dimensional distribution map of grinding wheel after correction

4.4 砥石表面状態の定量化手法

4.4.1 ドレッシング溝の評価手法の提案

図4-6の結果より、単石ダイヤモンドドレッサによるドレッシング溝の凹凸が鮮明に確認でき、溝同士のピッチ P も概ねドレッシングリード L_d と同じ 0.5 mm であることがわかる。しかし、一見正しくドレッシングが行われているように見えるが、指定したドレッシングリードやドレッシング切込量通りにドレッシングが施されているかを判断することは困難である。そこで、次にドレッシング溝のピッチや溝深さを定量的に評価する手法を提案する。

図4-7にドレッシング溝の評価方法を示す。図(a)は、砥石表面の測定結果より砥石幅方向断面形状を一周分重ねて投影した模式図となる。この場合、ドレッサが通過していない砥石表層部がどの列を見ても含まれるため、投影した結果はほぼ同程度の値を示すことが予想される。一方図(b)は、ドレッシング溝に対して直角となるように、傾斜角 θ だけ傾け断面形状を投影した模式図である。この場合、投影した結果にはドレッシング溝の形状が転写される。このように、ドレッシング溝がもっとも鮮明に確認できる傾斜角 θ を算出することで、ドレッシング溝の形状を評価できると考えた。また、この転写されたドレッシング溝の形状から、ドレッシング溝の深さや形状を評価することができるだけでなく、ドレッシング溝同士の間隔からドレッシングピッチ P も算出することができる。さらに、傾斜角 θ と砥石直径 D から、ドレッシングリード L_d は、次式により算出できる。

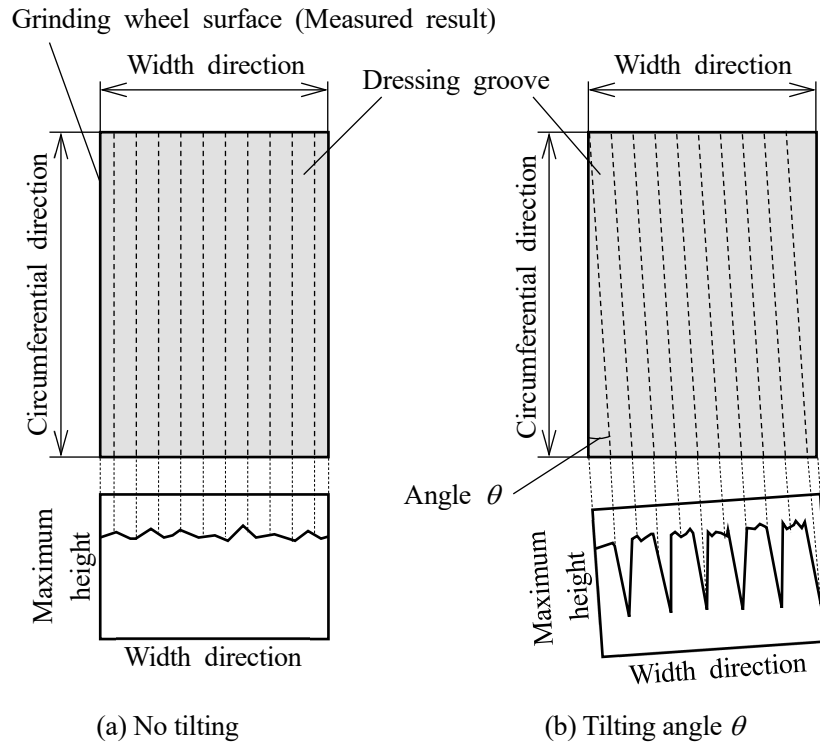


Fig.4-7 Evaluation method of dressing by projected grinding wheel surface shape

$$L_d = \pi D \tan \theta \quad (4-2)$$

提案するドレッシング溝の評価方法の妥当性を確認するために、図 4-6 の $L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$ 、 $t_d = 20 \text{ }\mu\text{m}$ の砥石表面測定結果において、傾斜角 θ を変化させ砥石表面の断面形状を算出した結果を図 4-8 に示す。図より、傾斜角 $\theta = +0^\circ$ の図(a)や θ が小さい図(b)、または θ が大きい図(f)では、砥石断面形状はほぼ一定の値になっているが、傾斜角 $\theta = 0.044 \sim 0.066^\circ$ である図(c)~(e)では、 0.5 mm ピッチにドレッシング溝が確認できる。特に、傾斜角 $\theta = 0.055^\circ$ である図(d)では、砥石断面形状の振幅は最大となっている。このときの傾斜角 θ より式(4-2)からドレッシングリード L_d を算出したところ、 $L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$ となり、実際のドレッシングリード L_d と一致している。

以上の結果から、砥石断面形状の振幅が最大となる傾斜角 θ を導き出すことで、ドレッシング溝を定量的に評価できることがわかった。

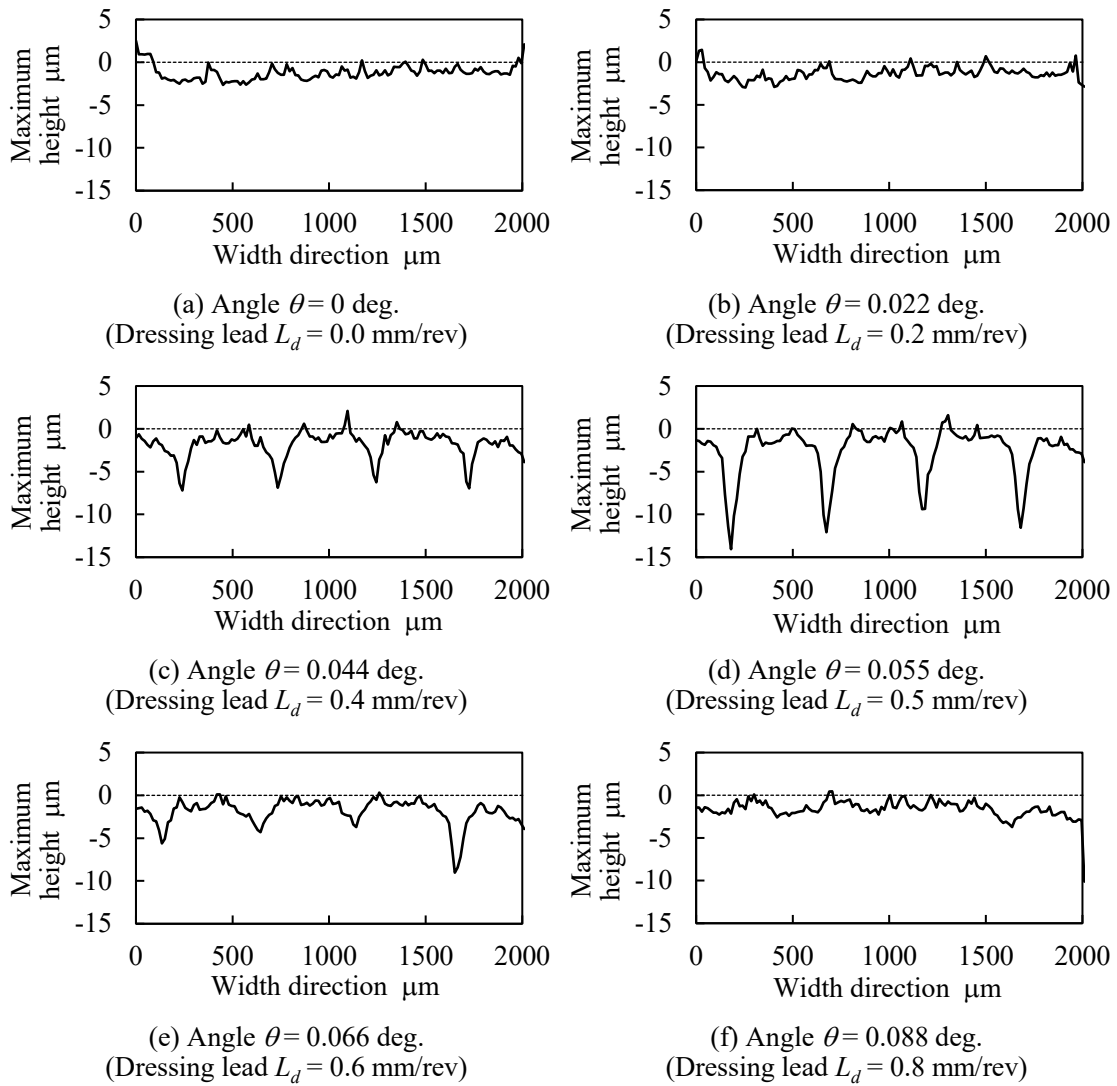


Fig. 4-8 Projected grinding wheel surface shape at $L_d = 0.5$ mm/rev with different angle θ

4.4.2 砥粒切れ刃密度の定義

砥石表面状態を示すパラメータとして、砥粒切れ刃密度⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾や連続切れ刃間隔⁽¹¹⁾⁽¹²⁾、砥粒接触面積率⁽¹³⁾などが挙げられており、これらのパラメータが研削加工現象に深く結びついているという報告がなされている⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。しかし、これらのパラメータは砥粒の形状や配置を幾何学的に定義した理論的な砥石表面に基づき算出されている。そこで本研究では、砥石表面の砥粒切れ刃分布を定量的に評価するため、砥石表面を測定した結果から、砥粒切れ刃密度 ρ 、砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1切れ刃当たりの接触面積 ε を次のように定義することにした。

図 4-9 に砥石表面の模式図を示す．まず図(a)より，砥石は砥石表面からの深さが深くなれば，砥粒数や接触する面積は増加する．そこで，砥石表面からの深さ h ごとにそれぞれ砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η ，連続切れ刃間隔 a ，1 切れ刃当たりの接触面積 ε を算出し評価することにした．

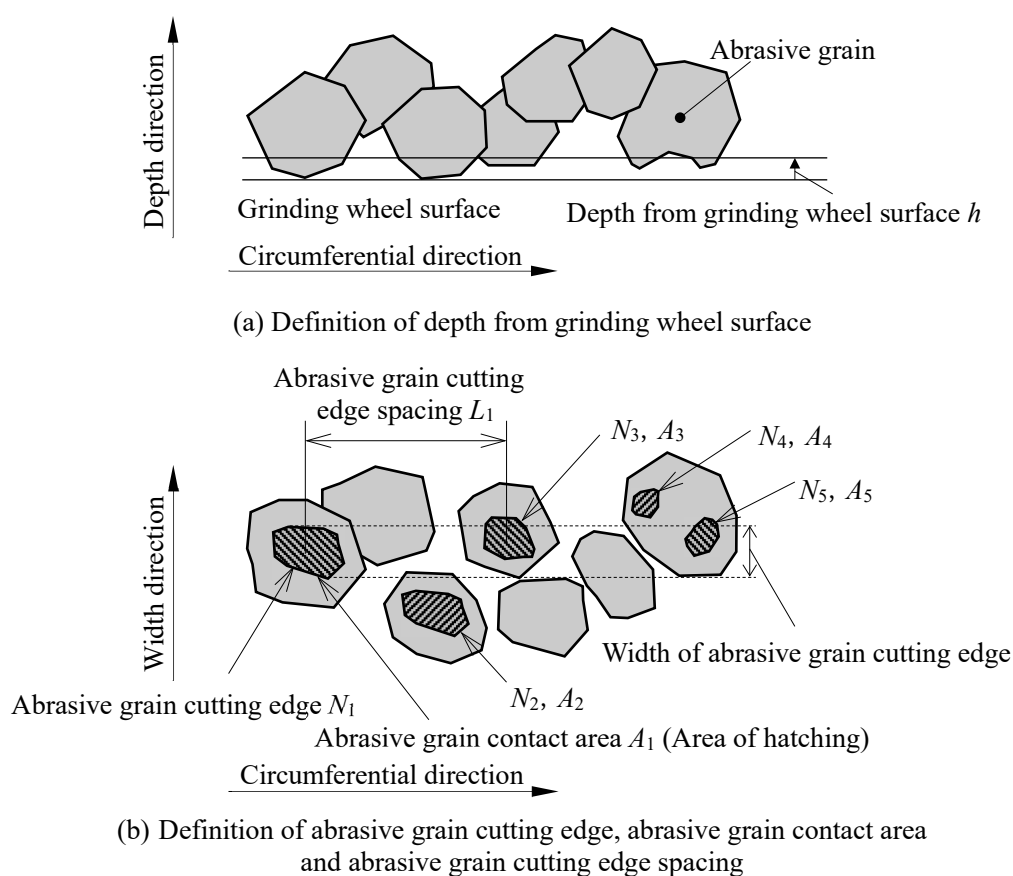


Fig. 4-9 Schematic diagram of grinding wheel surface

次に図(b)は，鉛直方向から砥石表面を見た模式図であり，ハッチング部は砥石表面からの深さ h の間に存在する領域を示している．本研究では，ハッチング部をラベリング処理により各砥粒切れ刃 N_i に分類し，さらに砥粒切れ刃 1 つ 1 つの面積 A_i ，後続の砥粒切れ刃との間隔 L_i を算出した．なお，砥粒切れ刃 N_i の総和を砥粒切れ刃総数 N ，面積 A_i の総和を砥粒接触総面積 A ，後続の砥粒切れ刃との間隔 L_i の総和を砥粒切れ刃間隔の総和 L とする．

砥粒切れ刃密度 ρ は、単位面積あたりに存在する砥粒切れ刃数と定義し、砥粒切れ刃総数 N を評価面積 A_m で除すことで、式(4-3)により算出する。ここで、砥石を円周方向に 360° 測定した場合、評価面積 A_m は砥石直径 D と砥石幅方向の測定範囲 W から πDW と定義することができる。

$$\rho = \frac{N}{A_m} = \frac{\sum N_i}{A_m} = \frac{\sum N_i}{\pi DW} \quad (4-3)$$

4.4.3 砥粒接触面積率の定義

砥粒接触面積率 η は、砥石表面に対して砥粒の接触する面積が占める割合と定義し、砥粒接触総面積 A を評価面積 A_m で除すことで、式(4-4)により算出する。ここで、砥粒切れ刃密度と同じく評価面積 A_m は円周方向に 360° 測定した場合、 πDW と定義することができる。

$$\eta = \frac{A}{A_m} \times 100 = \frac{\sum A_i}{A_m} \times 100 = \frac{\sum A_i}{\pi DW} \times 100 \quad (4-4)$$

4.4.4 連続切れ刃間隔の定義

連続切れ刃間隔 a は、平均の砥粒切れ刃間隔と定義し、砥粒切れ刃間隔の総和 L を砥粒切れ刃総数 N で除すことで、式(4-5)により算出する。

$$a = \frac{L}{N} = \frac{\sum L_i}{\sum N_i} \quad (4-5)$$

4.4.5 1切れ刃当たりの接触面積の定義

1切れ刃当たりの接触面積 ϵ は、砥粒切れ刃1つ当たりの平均接触面積と定義し、砥粒接触総面積 A を砥粒切れ刃総数 N で除すことで、式(4-6)により算出できる。なお、式(4-3)から砥粒切れ刃総数 N の関係を、式(4-4)から砥粒接触総面積 A の關係に式を整理すると、最

終的に 1 切れ刃当たりの接触面積 ε は、砥粒切れ刃密度 ρ と砥粒接触面積率 η の関係により算出できる。

$$\varepsilon = \frac{A}{N} = \frac{A_m \cdot \eta / 100}{A_m \cdot \rho_c} = \frac{\eta}{100\rho} \quad (4-6)$$

4.5 実験方法

4.2 節で述べたように、ドレッシング条件の違いにより砥石表面状態は大きく変化するため、研削特性に極めて大きな影響を及ぼす。しかし現状、ドレッシング条件と研削特性を実験的に検討した報告⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾はあるものの、ドレッシング条件の違いが砥石表面状態に及ぼす影響を砥石表面の測定結果に基づき評価した報告はほとんどない。したがって、ドレッシング条件と砥石表面状態の関係を定量的に評価することができれば、より定量的にドレッシング条件の違いが研削特性に及ぼす影響を明らかにすることができる。そこで、ドレッシング条件を変化させた砥石表面を測定し、4.4 節で提案した各砥石表面状態の定量化手法を用いて、砥石表面状態の違いを定量的に評価できるか検証するため実験を行った。また、砥石表面状態の違いが加工後の研削仕上面粗さや加工時の法線抵抗に及ぼす影響について評価した。

表 4-1 にドレッシング条件と研削条件、砥石の測定条件を示す。ドレッシング条件として、砥石表面状態にもっとも大きく影響を及ぼすと考えられるドレッシングリード L_d に着目し、ドレッシングリード L_d が砥石表面状態にどのような影響を及ぼすか評価した。実験は、ドレッシングリード L_d を変化させたビトリファイド砥石 WA60J6V により、プリハードン鋼 NAK55 に対して湿式プランジ研削を行った。そして、加工中の法線抵抗と加工後の研削仕上面粗さを測定した。また、ツルーイング、ドレッシング、捨て研削、溝研削の順に砥石の成形および加工を行い、ドレッシング条件以外はすべて一定とした。ここで、ツルーイング条件は、単石ダイヤモンドドレッサにより $5\ \mu\text{m}$ ずつ合計 $100\ \mu\text{m}$ の切込みを与えたのちに、砥石表面が十分に平坦となるように $0\ \mu\text{m}$ で 20 往復させた。なお、ドレッサ先端摩耗を抑えるため、ドレッシング時とツルーイング時では別のドレッサを使用した。また捨て研削は、

ドレッシング後の砥石表面を安定化させることを目的に、トラバース研削で1回の切込量 $2\ \mu\text{m}$ ずつ合計 $10\ \mu\text{m}$ (総除去体積 $15.5\ \text{mm}^3$) とした。

砥石の測定は、溝研削後の同一砥石表面を測定し、測定範囲は円周方向に 360° 、幅方向に $2\ \text{mm}$ 、深さ方向に $50\ \mu\text{m}$ とした。

Table 4-1 Experimental conditions

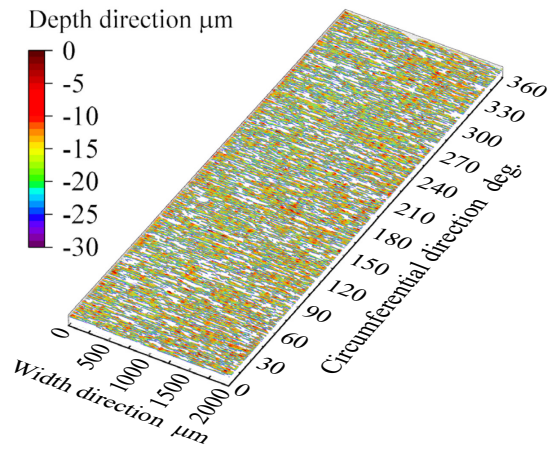
Grinding wheel	Type	Vitrified wheel (WA60J6V)	
	Size	$\phi 167\ \text{mm} \times 19\ \text{mm}$	
Machine tool	Type	Surface grinding machine (KURODA GS-30PFNC)	
Dressing condition	Dresser type	Single-point diamond dresser (1/2 ct, Shank diameter $\phi 12\ \text{mm}$)	
	Dressing lead L_d	0.1~0.5 mm/rev	
	Wheel peripheral speed V_{gd}	1800 m/min ($3431\ \text{min}^{-1}$)	
	Dressing depth of cut t_d	$20\ \mu\text{m}$	
Grinding condition	Grinding method	Wet groove grinding (Plunge grinding)	
	Pass number	2 pass	
	Workpiece	Plastic mold steel (NAK55)	
	Wheel peripheral speed V_g	1800 m/min ($3431\ \text{min}^{-1}$)	
	Setting depth of cut a_p	$10\ \mu\text{m}$	
Grinding wheel measuring condition	Table feed rate V_w	4.2 m/min	
	Wheel peripheral speed V_{gm}	13.1 m/min ($25\ \text{min}^{-1}$)	
	Circumferential direction	Measuring range	360 deg. (524 mm)
		Measuring interval	0.01 deg. ($15.7\ \mu\text{m}$)
	Width direction	Measuring range	2 mm
		Measuring interval	$15\ \mu\text{m}$
	Depth direction (Objective lens height)	Measuring range	$50\ \mu\text{m}$
Measuring interval		$1\ \mu\text{m}$	

4.6 ドレッシングリードの違いが砥石表面に及ぼす影響

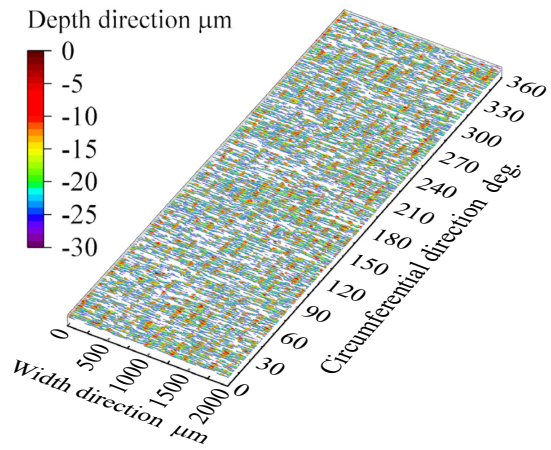
4.6.1 砥石の三次元分布図の比較

図4-10に、各ドレッシングリード L_d における研削加工後の砥石表面の三次元分布図を示す。図より、ドレッシング条件の違いにより砥石表面状態が大きく異なっていることがわかる。図(c)~(e)では単石ダイヤモンドドレッサによるドレッシング溝の凹凸が鮮明に確認でき、溝同士のピッチ P も概ねドレッシングリード L_d と同じことがわかる。しかし、ドレッシングリード L_d が小さい図(a), (b)では、図(c)~(e)に比べるとドレッシング溝を鮮明に確認することができない。

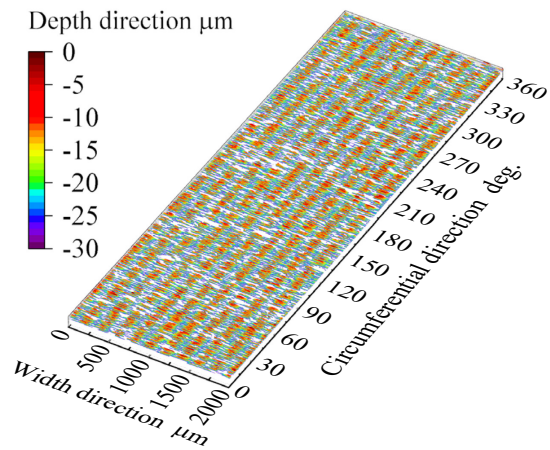
以上の結果より、ドレッシング条件の違いにおける砥石表面状態の変化を砥石の三次元分布図から確認することができた。しかし、ドレッシングリード L_d が小さくなるとドレッシング溝の凹凸を確認することが困難になり、三次元分布図からでは正しくドレッシングが施されたかを判断することはできない。また、4.4.1項で述べたようにドレッシングリード L_d が大きい条件でも、一見正しくドレッシングが行われているように見えるが、指定したドレッシングリードやドレッシング切込量通りにドレッシングが施されているかを判断することはできない。そこで、4.4.1項で提案したドレッシング溝の評価手法を用いて、各ドレッシングリード L_d におけるドレッシング溝の評価を行った。



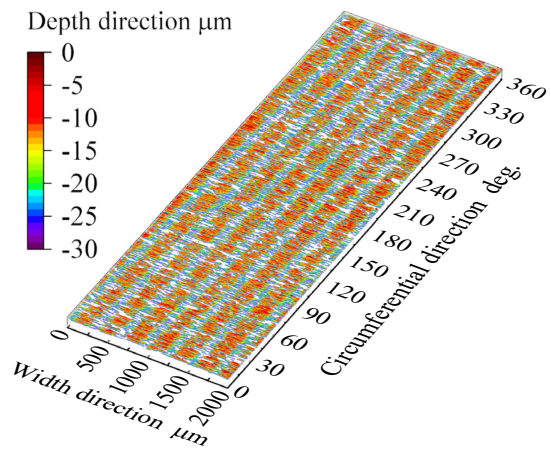
(a) Dressing lead $L_d = 0.1$ mm/rev



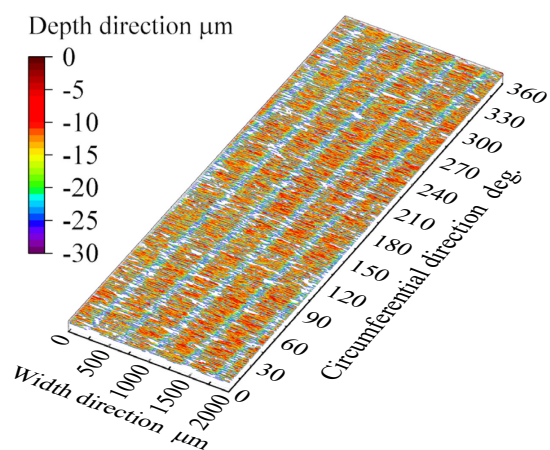
(b) Dressing lead $L_d = 0.16$ mm/rev



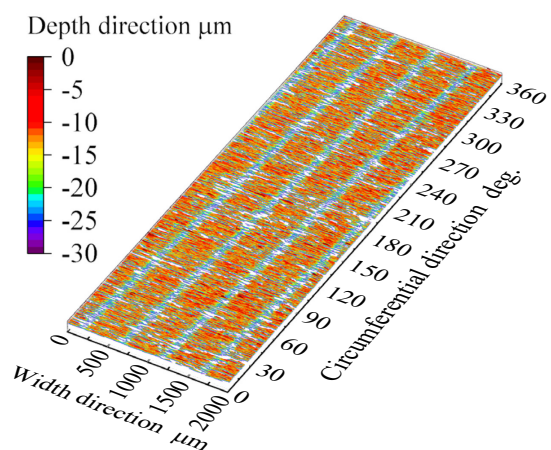
(c) Dressing lead $L_d = 0.2$ mm/rev



(d) Dressing lead $L_d = 0.3$ mm/rev



(e) Dressing lead $L_d = 0.4$ mm/rev



(f) Dressing lead $L_d = 0.5$ mm/rev

Fig.4-10 Three-dimensional surface shape of grinding wheel (Each dressing lead L_d)

4.6.2 ドレッシング溝の比較

図4-11に、各ドレッシングリード L_d において、ドレッシング溝がもっとも深くなった傾斜角 θ を算出し、ドレッシング溝を評価した結果を示す。図より、ドレッシング溝の中央間の距離から算出したドレッシングピッチ P と、式(4-2)から傾斜角 θ を用いて算出したドレッシングリード L_d 、そして実験条件のドレッシングリード L_d はそれぞれ一致している。一方、ドレッシング溝深さについては、ドレッシング切込量 $t_d=20\mu\text{m}$ に対して、それぞれ図より $5\sim 10\mu\text{m}$ 程度になっている。これは、砥粒が弾性変形し設定した切込量に対して溝深さが浅くなったためと推測される。以上の結果より、本評価法を用いることで、ドレッシング溝を定量的に評価できることが明らかとなり、実際に測定した砥石も、おおむね実験条件通りのドレッシングが行えていることが確認できた。

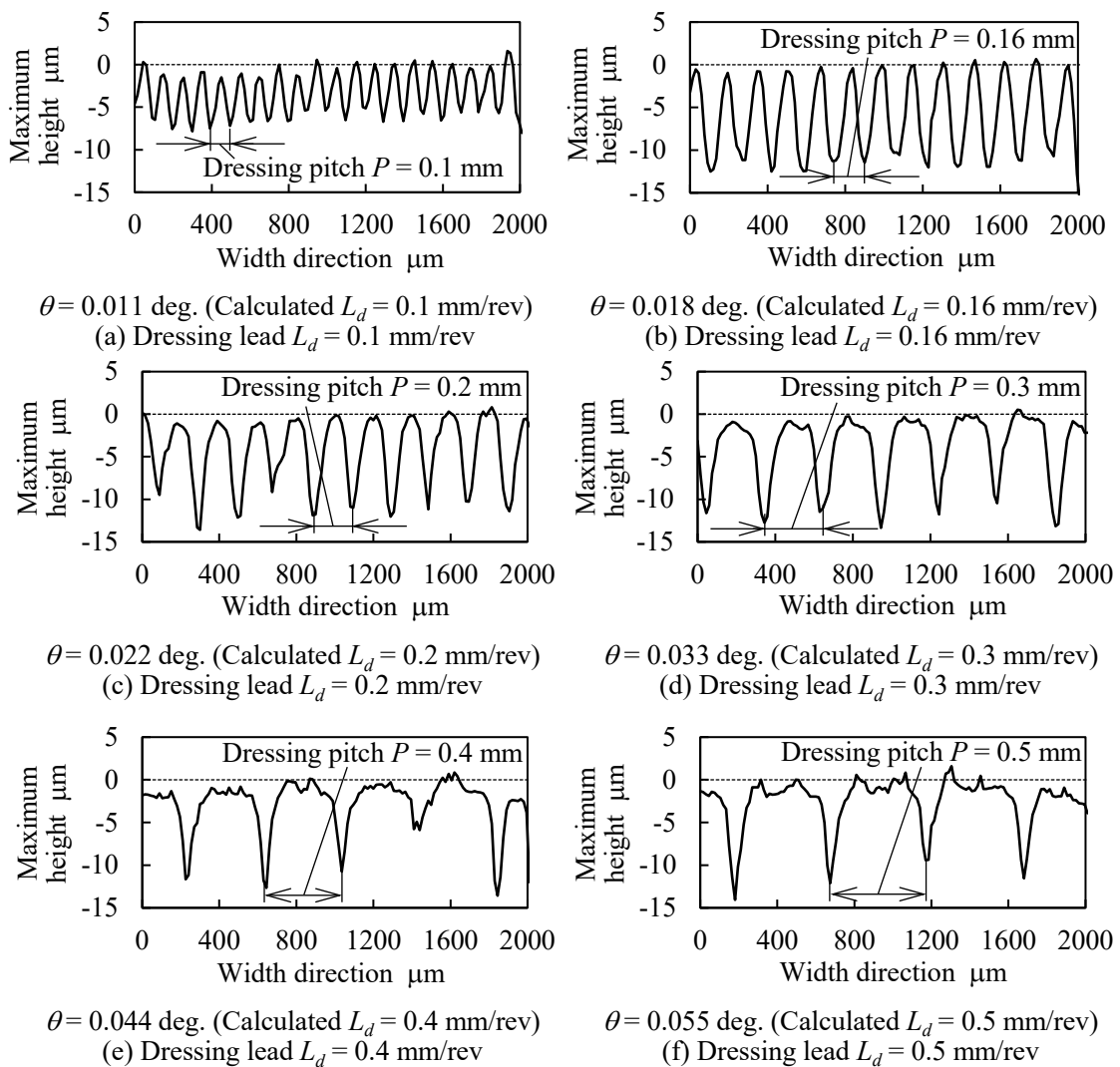


Fig. 4-11 Evaluation result of dressing groove (Each dressing lead L_d)

4.6.3 ドレッシングリードと砥石表面状態の関係

各ドレッシングリード L_d において、それぞれ砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1切れ刃当たりの接触面積 ε を算出し比較を行った。

図 4-12 に、砥粒切れ刃密度 ρ と砥石表面からの深さ h の関係を示す。図より、砥石表面から深くなるにつれてどのドレッシングリード L_d においても砥粒切れ刃密度 ρ は増加する傾向にあることがわかる。これは、砥石表面からの深さ h が増加するにつれて、砥粒切れ刃が増加していることを示している。しかし、 $h=20\ \mu\text{m}$ に近づくと各ドレッシングリード L_d は同程度の値に収束していることがわかる。これは、本実験のドレッシング切込量 $t_d=20\ \mu\text{m}$ のため、 $h=20\ \mu\text{m}$ に近づくとドレッシングの影響が少なくなるためと考えられる。

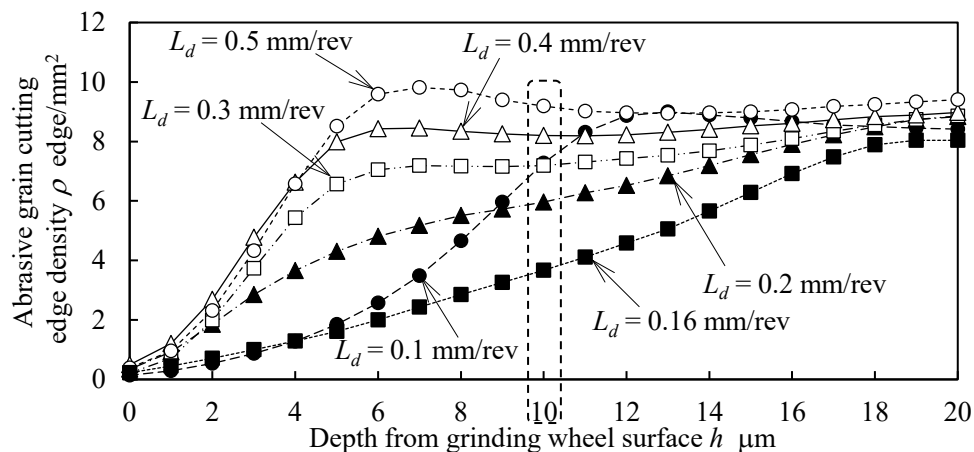


Fig. 4-12 Relationship between abrasive grain cutting edge density ρ and depth from grinding wheel surface h

図 4-13 に、砥粒接触面積率 η と砥石表面からの深さ h の関係を示す。図より、砥粒切れ刃密度 ρ と同様に砥石表面から深くなるにつれて、どのドレッシングリード L_d においても砥粒接触面積率 η は増加していることがわかる。しかし、砥粒切れ刃密度 ρ は $h=20\ \mu\text{m}$ に近づくと各ドレッシングリード L_d は同程度の値に収束しているのに対して、砥粒接触面積率 η にはその傾向は見られない。これは、砥石表面からの深さ h が増加するにつれて砥粒切れ刃は増加するものの、新たに現れた砥粒切れ刃は先端のみであり、接触する面積は小さいことが要因と考えられる。

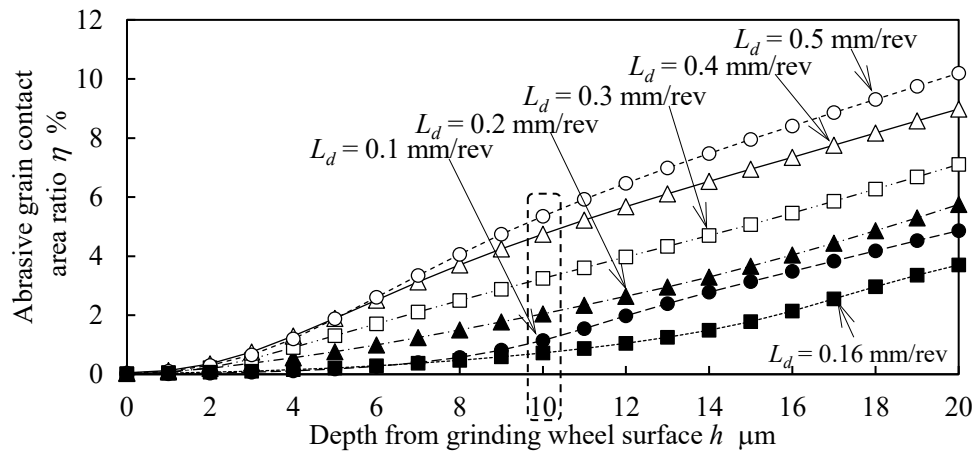


Fig.4-13 Relationship between abrasive grain contact area ratio η and depth from grinding wheel surface h

図 4-14 に、連続切れ刃間隔 a と砥石表面からの深さ h の関係を示す。図より、砥石表面から深くなるにつれてどのドレッシングリード L_d においても連続切れ刃間隔 a は減少する傾向にあることがわかる。これは、砥石表面からの深さが増加するにつれ、砥粒切れ刃の個数は増加することで、各砥粒切れ刃間の距離は必然的に短くなるためである。

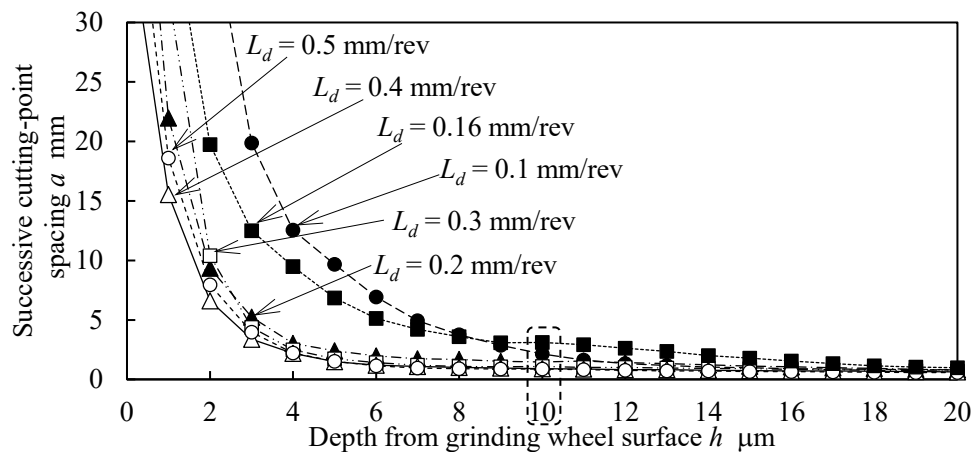


Fig.4-14 Relationship between successive cutting-point spacing a and depth from grinding wheel surface h

図 4-15 に、1 切れ刃当たりの接触面積 ε と砥石表面からの深さ h の関係を示す。図より、砥石表面から深くなるにつれてどのドレッシングリード L_d においても 1 切れ刃当たりの接触面積 ε は増加する傾向にあることがわかる。これは、砥石表面からの深さ h が増加するにつれて、砥粒切れ刃は先端の小さい面積から徐々に接触する面積が増加するためであると考えられる。

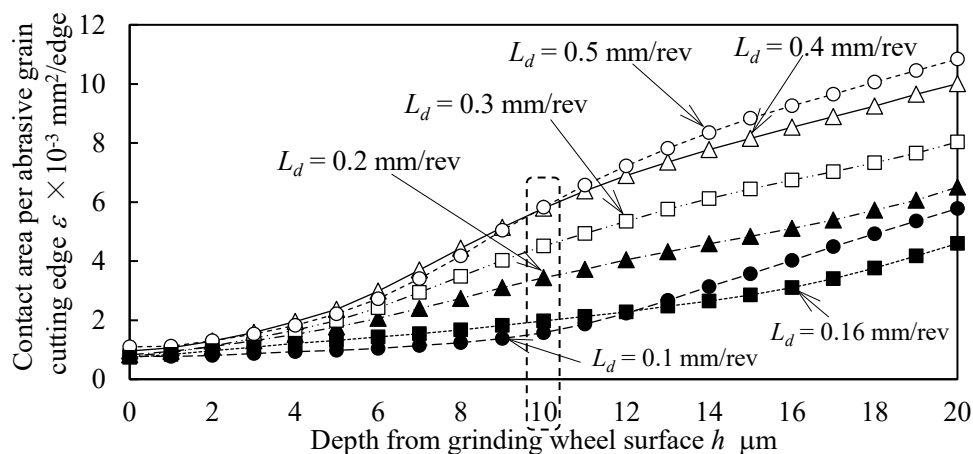


Fig. 4-15 Relationship between contact area per abrasive grain cutting edge ε and depth from grinding wheel surface h

ここで、図 4-12, 4-13, 4-14, 4-15 よりドレッシングリード L_d の違いに着目すると、それぞれ砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1 切れ刃当たりの接触面積 ε は異なる値を示していることが確認できる。そこで、ドレッシングリード L_d の影響について評価するため、溝研削時の設定切込量 a_p と同じ、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ の結果 (図 4-12, 4-13, 4-14, 4-15 中の破線で囲んだ箇所) を抜粋して比較を行った。

図 4-16 に、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ での砥粒切れ刃密度 ρ と砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1 切れ刃当たりの接触面積 ε の関係を示す。図より、 $L_d = 0.1 \sim 0.16 \text{ mm/rev}$ では、ドレッシングリード L_d が大きいほど砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η は減少し、連続切れ刃間隔 a は増加している。一方、 $L_d = 0.16 \sim 0.5 \text{ mm/rev}$ では、ドレッシングリード L_d が大きいほど砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η は増加し、連続切れ刃間隔 a は減少している。したがって、 $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ 付近を境界に、ドレッシングリード L_d の違

いが砥石表面に及ぼす影響が変化したものと推測される。この原因として、単石ダイヤモンドドレッサの先端形状が影響しているのではないかと考えた。

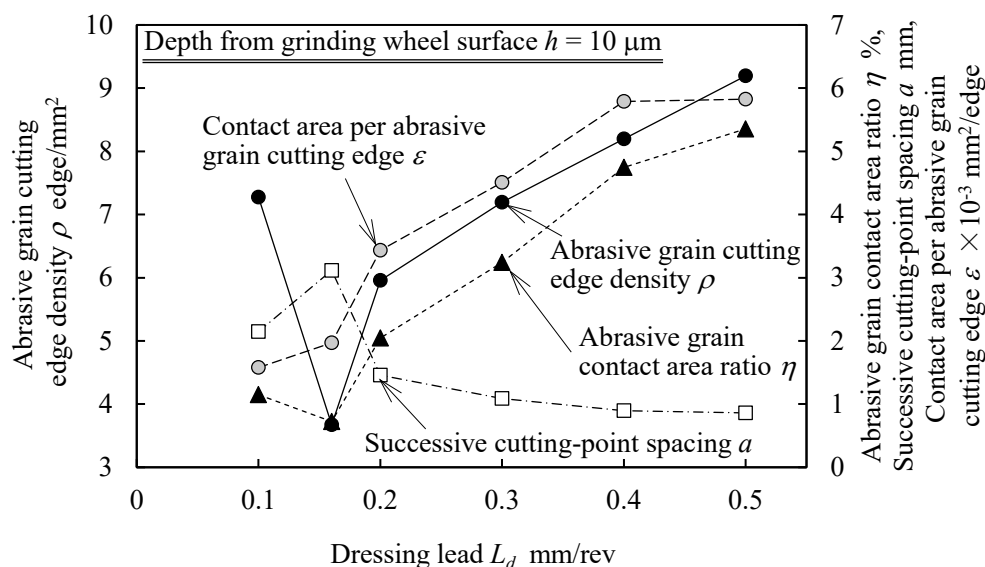


Fig. 4-16 Abrasive grain cutting edge density ρ , abrasive grain contact area ratio η , successive cutting-point spacing a and contact area per abrasive grain cutting edge ϵ when $h = 10 \mu\text{m}$

4.6.4 ドレッサの砥石接触幅と砥石表面状態の関係

図 4-17 に、ドレッシングに使用した単石ダイヤモンドドレッサの先端形状を、CCD カメラで撮影した画像を示す。なお、撮影したドレッサ画像と同じカメラ倍率でマイクロスケールを撮影することで、ドレッサ先端形状の測長を行った。まず、本実験のドレッシング切込量は $t_d = 20 \mu\text{m}$ のため、ドレッサ先端から $20 \mu\text{m}$ の位置までがドレッシングに作用する。そこで、各ドレッシング直前に撮影したドレッサ画像から、ドレッサ先端から $20 \mu\text{m}$ の位置のドレッサの砥石接触幅 W_d を算出した。

表 4-2 に、算出したドレッサの砥石接触幅 W_d の結果を示す。ドレッサ先端は、ドレッシングを行うたびに摩耗が進行するため、各ドレッシングリード L_d によりドレッサの砥石接触幅 W_d には多少の違いはあるが、最後に実験を行ったドレッシングリード $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ ではドレッサの砥石接触幅 W_d がもっとも大きい結果となり、砥石接触幅は $W_d = 0.165 \text{ mm}$

となった。この値はドレッシングリード L_d とほぼ同程度の値となっていることがわかる。この算出したドレッサの砥石接触幅 W_d を考慮すると、砥石接触幅 W_d に対してドレッシングリード L_d が大きい場合と小さい場合で、ドレッシング後の砥石表面には違いが現れると考えられる。

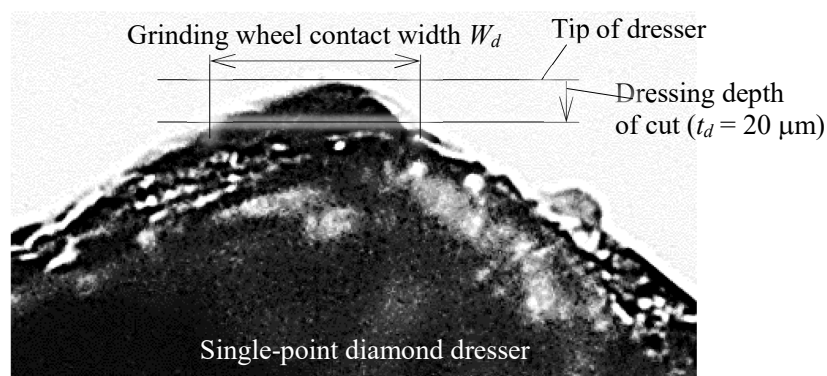


Fig. 4-17 Tip shape of the single-point diamond dresser

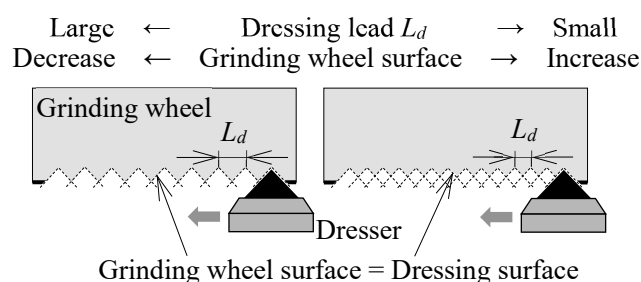
Table 4-2 Experimental result of grinding wheel contact width of dresser W_d

Dressing lead L_d mm/rev	0.1	0.16	0.2	0.3	0.4	0.5
Grinding wheel contact width of dresser W_d mm	0.132	0.165	0.138	0.143	0.127	0.119

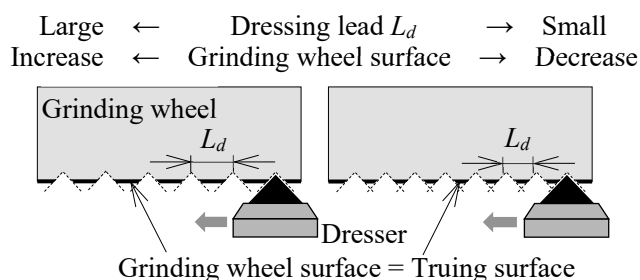
図 4-18 に、ドレッシングリード L_d の違いにおける砥石表面の模式図を示す。ドレッサの砥石接触幅 W_d より小さい $L_d = 0.1 \sim 0.16$ mm/rev の場合、砥石表面は図(a)のようにドレッシング溝同士が干渉するように創成される。この場合、ドレッシングリード L_d が小さいほどドレッシングにより多くの凹凸面が創成されるため、結果としてドレッシングリード L_d が大きいほど砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η は減少し、連続切れ刃間隔 a は増加すると考えられる。また、図 4-11 のドレッシング溝を評価した結果からも、 $L_d = 0.1$ mm/rev のみドレッシング溝深さが浅かったのは、ドレッシング溝同士が干渉したことでドレッシング溝が浅くなったためだとすると説明ができる。

それに対して、ドレッサの砥石接触幅 W_d より大きい $L_d = 0.16 \sim 0.5$ mm/rev の場合、砥石

表面は図(b)のようにドレッシング溝同士が干渉することなくドレッシングを施した状態となり、ツルーイング面が残る。この場合、ドレッシングリード L_d が大きいほどツルーイング面が多く残るため、砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η は増加し、連続切れ刃間隔 a は減少すると考えられる。



(a) When L_d is smaller than grinding wheel contact width of single-point diamond dresser ($L_d < W_d$)



(b) When L_d is larger than grinding wheel contact width of single-point diamond dresser ($L_d > W_d$)

Fig.4-18 Schematic diagram of grinding wheel surface for different dressing lead

この砥石表面の幾何学的関係と図 4-16 の結果を比較すると、傾向が一致しているため、ドレッシングリード L_d の違いで砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a に違いが生じた要因は、ドレッシングリード L_d とドレッサの砥石接触幅 W_d の影響であることがわかった。

また図 4-16 の結果より、 $L_d=0.1$ と 0.2 mm/rev に着目すると、砥粒切れ刃密度 ρ は $L_d=0.1$ mm/rev のほうが大きいのに対して、砥粒接触面積率 η は $L_d=0.2$ mm/rev のほうが大きい結果になっている。この理由は、1 切れ刃当たりの接触面積 ϵ に着目すると、 $L_d=0.2$ mm/rev で

はドレッシング溝同士の干渉がなく、ツルーイング面が残るため、砥粒切れ刃先端形状が平坦となり1切れ刃当たりの接触面積 ε は大きくなる。一方、 $L_d = 0.1 \text{ mm/rev}$ ではドレッシング溝同士が干渉することで、ツルーイング面は残らない。さらに、ドレッシングにより新たに突出した砥粒切れ刃は比較的鋭い先端形状を形成することで、1切れ刃当たりの接触面積 ε は $L_d = 0.2 \text{ mm/rev}$ より小さくなったと考えられる。すなわち、 $L_d = 0.1 \text{ mm/rev}$ では砥粒切れ刃密度 ρ が大きくなったのに対して、砥粒接触面積率 η は $L_d = 0.2 \text{ mm/rev}$ より小さくなったのは、砥粒切れ刃の先端形状の違いが影響していることが明らかとなった。

以上の結果より、砥石表面状態の変化を砥粒切れ刃密度 ρ と砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1切れ刃当たりの接触面積 ε により定量的に評価できることがわかった。さらに、砥石表面状態はドレッシングリード L_d とドレッサ先端形状の関係により変化することが実験的に明らかとなった。

4.7 ドレッサ先端形状の違いが砥石表面に及ぼす影響

4.6節の結果より、砥石表面状態はドレッシングリード L_d とドレッサの砥石接触幅 W_d の関係により変化することがわかった。ここで、ドレッサの砥石接触幅 W_d はドレッサの先端摩耗が進行すると変化することが予想される。すなわち、同じドレッシング条件であっても、例えば未使用のドレッサと摩耗が進行したドレッサでは、砥石表面状態に及ぼす影響が変化すると考えられる。そこで、先端摩耗が生じたドレッサを用いて、同じくドレッシングリード L_d を変えて実験を行った。なお、実験条件は表4-1と同じであり、それぞれ溝研削後の砥石表面を測定し評価を行った。

図4-19に砥石表面からの深さ h に対する砥粒切れ刃密度 ρ の関係を、図4-20に砥粒接触面積率 η の関係を、図4-21に連続切れ刃間隔 a の関係を、図4-22に1切れ刃当たりの接触面積 ε の関係をそれぞれ示す。それぞれ図4-12、4-13、4-14、4-15の結果と比較をすると、砥石表面からの深さ h に対する傾向は、おおむね同じであるが、各ドレッシングリード L_d の関係は異なっていることが確認できる。そこで、4.6.3項と同様に溝研削時の設定切込量 a_p と同じ、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ の結果(図4-19、4-20、4-21、4-22中の破線で囲んだ箇所)を抜粋して比較を行った。

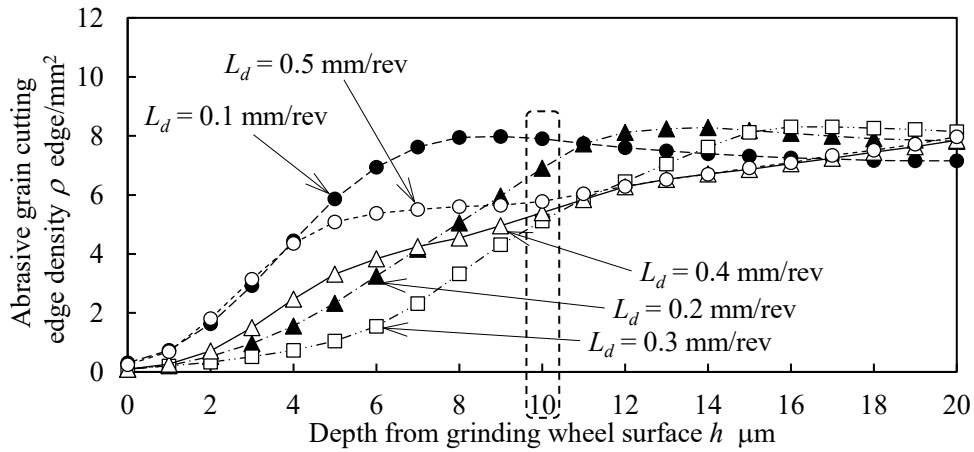


Fig. 4-19 Relationship between abrasive grain cutting edge density ρ and depth from grinding wheel surface h (With dresser wear)

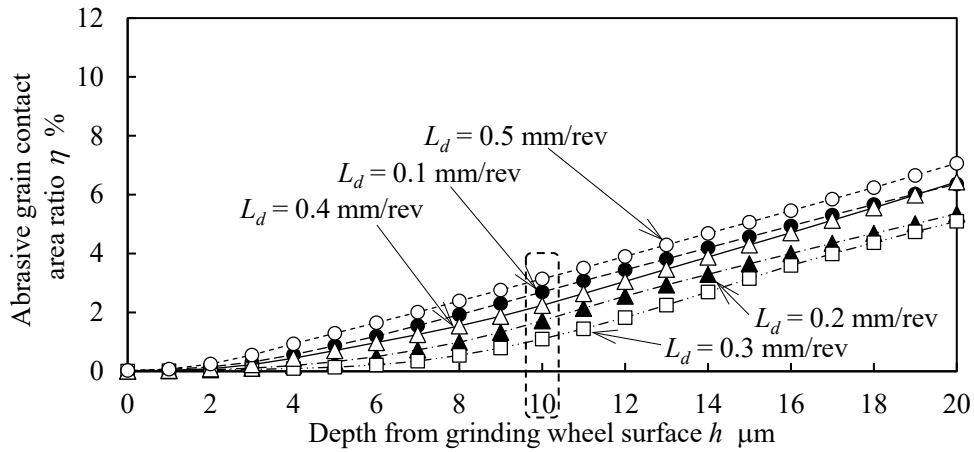


Fig.4-20 Relationship between abrasive grain contact area ratio η and depth from grinding wheel surface h (With dresser wear)

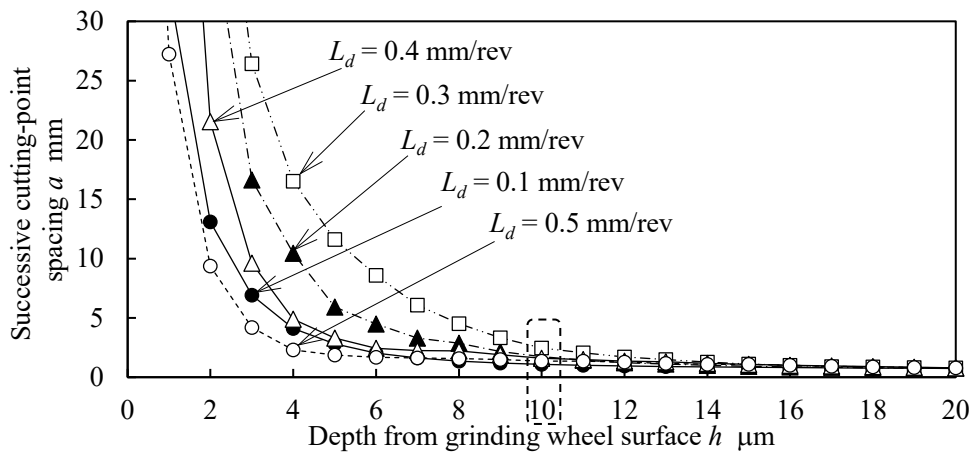


Fig.4-21 Relationship between successive cutting-point spacing a and depth from grinding wheel surface h (With dresser wear)

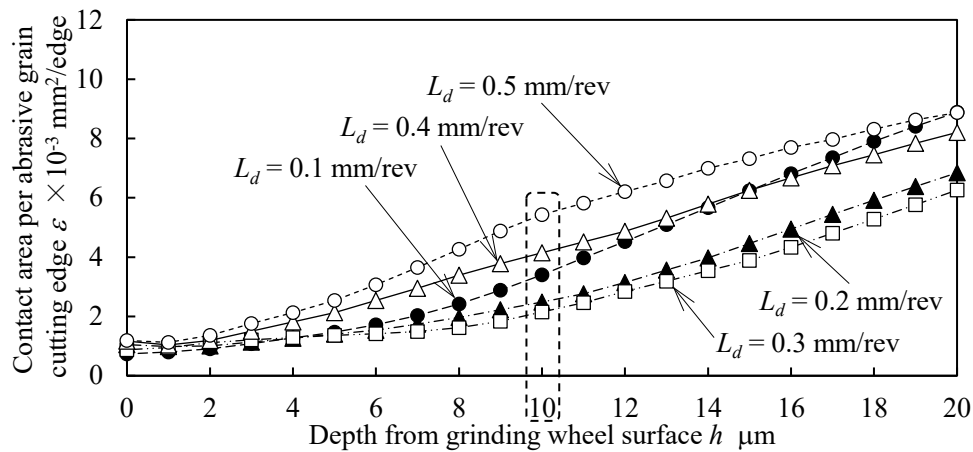


Fig. 4-22 Relationship between contact area per abrasive grain cutting edge ε and depth from grinding wheel surface h (With dresser wear)

図 4-23 に、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ での砥粒切れ刃密度 ρ と砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1 切れ刃当たりの接触面積 ε の関係を示す。図より、 $L_d = 0.1 \sim 0.3 \text{ mm/rev}$ では、ドレッシングリード L_d が大きいほど砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η 、1 切れ刃当たりの接触面積 ε は減少し、連続切れ刃間隔 a は増加している。一方、 $L_d = 0.3 \sim 0.5 \text{ mm/rev}$ では、ドレッシングリード L_d が大きいほど砥粒切れ刃密度 ρ および砥粒接触面積率 η 、1 切れ刃当たりの接触面積 ε は増加し、連続切れ刃間隔 a は減少している。これは図 4-16 の結果と比較すると、図 4-16 では $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ を境界にドレッシングリード L_d の違いが砥石表面に及ぼす影響が変化したのに対して、図 4-23 では $L_d = 0.3 \text{ mm/rev}$ に境界が移動していることがわかる。そこで、同じく単石ダイヤモンドドレッサの先端形状について見てみる。

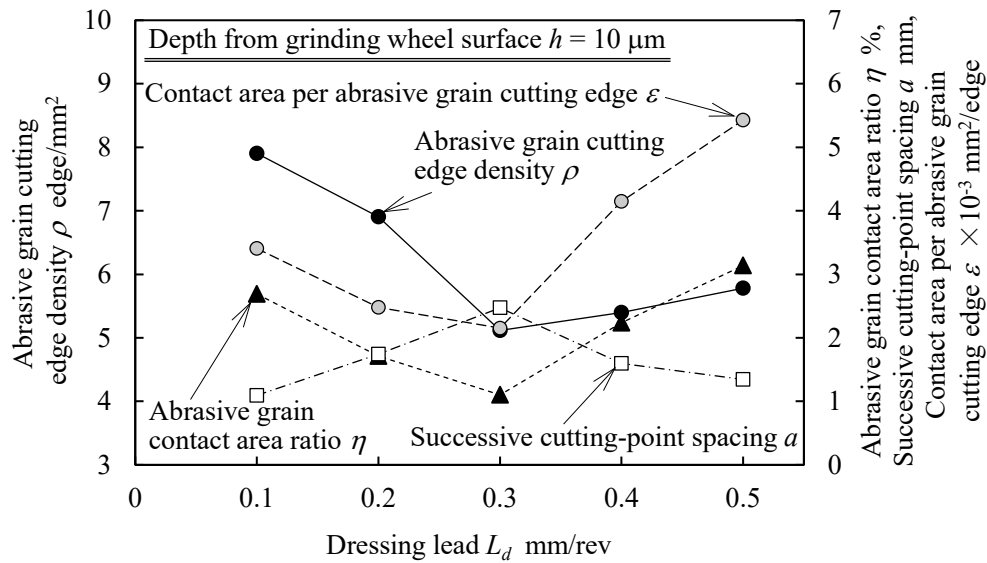


Fig.4-23 Abrasive grain cutting edge density ρ , abrasive grain contact area ratio η , successive cutting-point spacing a and contact area per abrasive grain cutting edge ϵ when $h = 10 \mu\text{m}$ (With dresser wear)

図 4-24 に、実験に使用した単石ダイヤモンドドレッサの先端形状を、CCD カメラで撮影した画像を示す。図 4-17 のドレッサと比較すると、ドレッサの先端が摩耗により平坦になっていることがわかる。ここで、図 4-17 と同様にドレッサ先端から $20 \mu\text{m}$ の位置のドレッサの砥石接触幅 W_d を算出した。

表 4-3 に、算出したドレッサの砥石接触幅 W_d の結果を示す。表より、 $L_d = 0.3 \text{ mm/rev}$ の砥石接触幅は $W_d = 0.297 \text{ mm}$ であり、ドレッシングリード L_d とほぼ同程度の値となった。したがって、図 4-23 の結果より $L_d = 0.3 \text{ mm/rev}$ を境界にドレッシングリード L_d の違いが砥石表面に及ぼす影響が変化したのは、やはりドレッサの砥石接触幅 W_d の影響であるといえる。

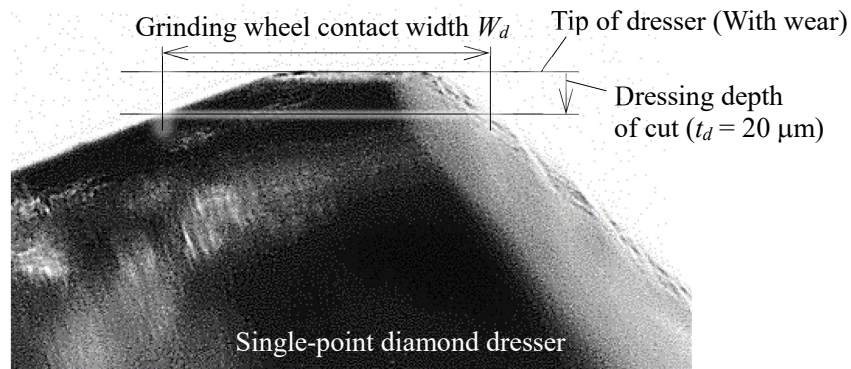


Fig.4-24 Tip shape of the single-point diamond dresser (With dresser wear)

Table 4-3 Experimental result of grinding wheel contact width of dresser W_d (With dresser wear)

Dressing lead L_d mm/rev	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
Grinding wheel contact width of dresser W_d mm	0.247	0.272	0.296	0.279	0.278

以上の結果より、同じドレッシングリード L_d であってもドレッサ先端が摩耗することで、ドレッシングリード L_d の違いが砥石表面状態に及ぼす影響は変化することが実験的に明らかとなった。また、 $L_d=0.3$ mm/rev に着目して図 4-16, 4-23 を比較すると、ドレッサの先端摩耗により図 4-23 では砥粒切れ刃密度 ρ や砥粒接触面積率 η は非常に小さい値となっているが、 L_d を大きくすることで砥粒切れ刃密度 ρ や砥粒接触面積率 η は増加することがわかる。したがって、例えばドレッサ先端が摩耗したとしても、測定したドレッサの砥石接触幅 W_d を考慮しドレッシングリード L_d を変更することで、砥粒切れ刃密度 ρ や砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1 切れ刃当たりの接触面積 ε を適切に制御することができると考えられる。

4.8 砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響

4.8.1 検証方法

これまでの結果より、ドレッシンググリード L_d の違いが砥石表面状態に及ぼす影響をドレッサの砥石接触幅 W_d を考慮することで、定量的に評価できることを明らかにした。そこで次に、砥石表面状態の違いが研削仕上面粗さ(最大高さ) Rz や加工時の法線抵抗 F_n に及ぼす影響について検討した。

4.6 節および 4.7 節で、それぞれ先端形状が異なるドレッサでドレッシングを施した砥石表面を測定した際に、表 4-1 に示した研削条件にて研削を行い、研削仕上面粗さと研削抵抗を測定している。そこで、図 4-16、4-23 の砥石表面を評価した結果と、研削仕上面粗さ Rz と法線抵抗 F_n を比較した。なお、研削仕上面粗さ Rz は、表面粗さ測定器 (ミットヨ製 SJ-210) により 2 パスの溝研削を行ったあとの工作物表面を 10 点測定し、その平均値を用いて評価した。また、法線抵抗 F_n は工作物に取り付けた三成分動力計 (キスラー製 9119AA2) を用いて、1 パス時の法線抵抗を測定し評価した。

4.8.2 研削仕上面粗さと砥石表面状態の関係

まず、砥石表面状態の違いが研削仕上面粗さ Rz に及ぼす影響について検討した。

図 4-25 に、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ におけるドレッシンググリード L_d と連続切れ刃間隔 a 、研削仕上面粗さ Rz の関係を示す。図より、研削仕上面粗さ Rz は連続切れ刃間隔 a が小さいほど良好な粗さになっており、図(a)の $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ のみ傾向から外れているものの、どちらのドレッサにおいても連続切れ刃間隔 a と研削仕上面粗さ Rz の関係は非常に酷似していることがわかる。図(a)の $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ のみ傾向から外れた要因として、前述のように、ドレッシンググリード L_d とドレッサの砥石接触幅 W_d が同程度である本条件では、砥粒切れ刃密度 ρ が減少することがわかっている。すなわち、砥石上の砥粒切れ刃数は他のドレッシング条件と比べて少なく、この砥石表面状態では研削加工により砥粒の脱落やへき開が比較的生じやすいと考えられる。本実験では、研削後の砥石表面を測定し評価しているため、研削加工中に砥粒の脱落やへき開が生じたことで、実研削結果と誤差が生じたものと考えられる。

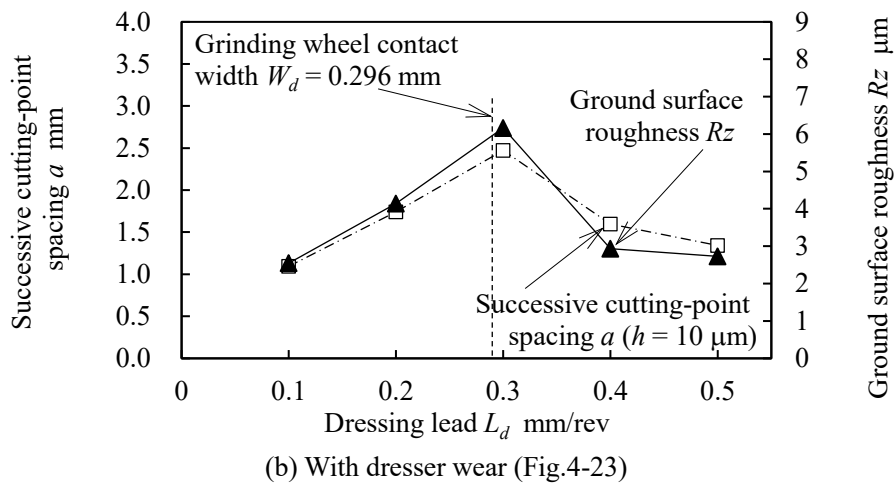
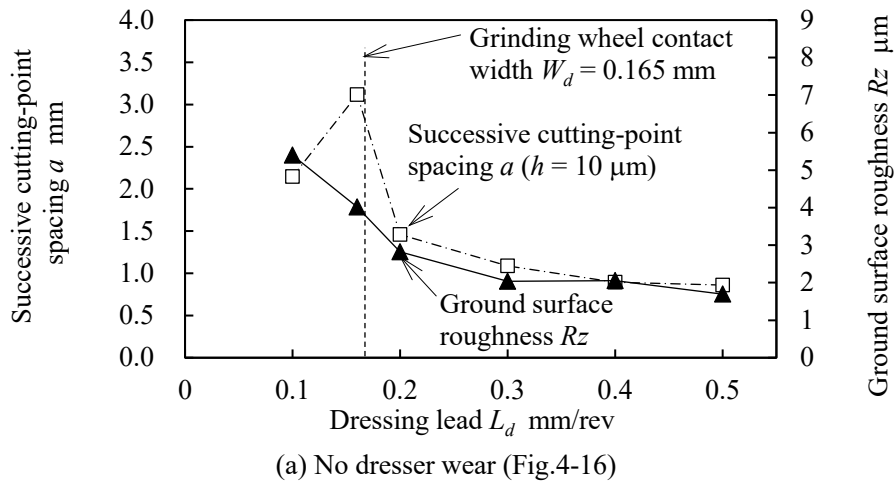


Fig.4-25 Relationship between successive cutting-point spacing a and ground surface roughness Rz of each dressing lead L_d

図 4-26 に図 4-25(a), (b)の結果を連続切れ刃間隔 a と研削仕上面粗さ Rz に整理した結果を示す。図より、ドレッサの先端形状によらず連続切れ刃間隔 a の増加とともに、研削仕上面粗さ Rz は線形に増加していることが確認できる。これは、連続切れ刃間隔 a が小さい場合、研削に作用する砥粒切れ刃が多く研削仕上面粗さ Rz は小さくなったものと考えられる。ここで、佐藤らの研究によれば、幾何学的に研削仕上面粗さ Rz は、連続切れ刃間隔 a が減少すると良くなることを示唆している⁽¹⁹⁾。したがって、図 4-26 の結果には妥当性があるものと考えられる。

すなわち、連続切れ刃間隔 a が小さいほど、良好な研削仕上面粗さが実現できることがわ

かった。また、一般的に研削仕上面粗さは加工条件により変化するが、同じ加工条件であれば、砥石表面を測定し連続切れ刃間隔 a を算出することで、前加工なしに研削仕上面粗さを予測できることが明らかとなった。

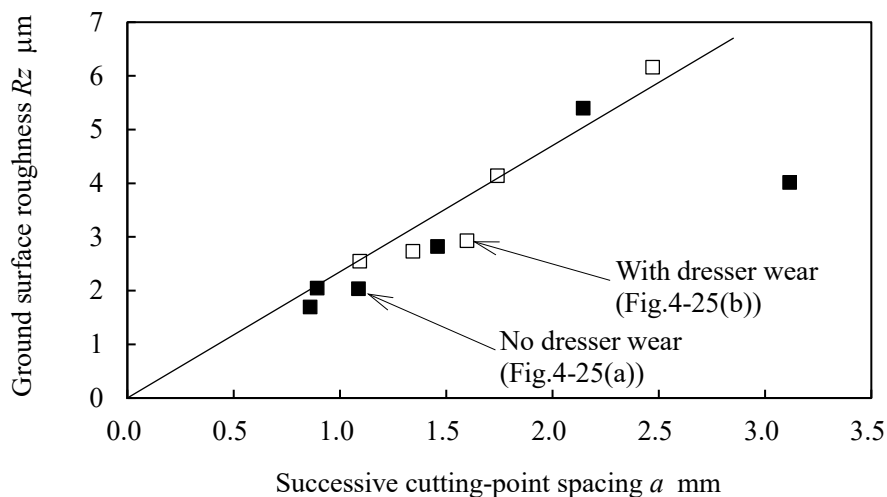
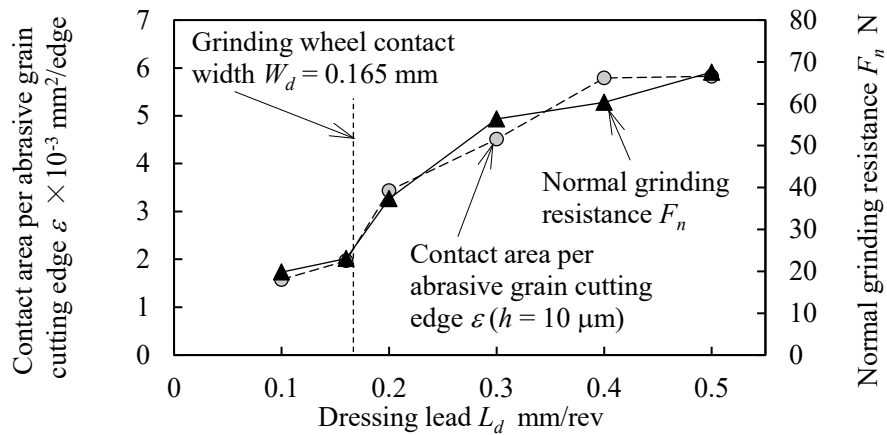


Fig.4-26 Relationship between successive cutting-point spacing a and ground surface roughness R_z

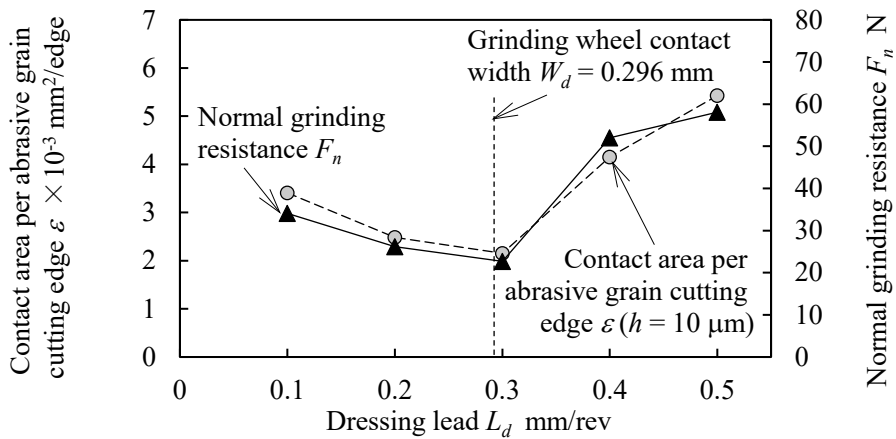
4.8.3 法線抵抗と砥石表面状態の関係

次に、砥石表面状態の違いが加工時の法線抵抗 F_n に及ぼす影響について検討した。

図 4-27 に、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ におけるドレッシングリード L_d と 1 切れ刃当たりの接触面積 ε 、法線抵抗 F_n の関係を示す。図より、法線抵抗 F_n は 1 切れ刃当たりの接触面積 ε が大きいほど高い値を示しており、その傾向はどちらのドレッサにおいても非常に酷似していることがわかる。



(a) No dresser wear (Fig.4-16)



(b) With dresser wear (Fig.4-23)

Fig.4-27 Relationship between contact area per abrasive grain cutting edge ϵ and normal grinding resistance F_n of each dressing lead L_d

そこで4.8.2項と同様に、**図4-28**に**図4-27(a), (b)**の結果を1切れ刃当たりの接触面積 ϵ と法線抵抗 F_n に整理した結果を示す。図より、1切れ刃当たりの接触面積 ϵ の増加とともに、法線抵抗 F_n は線形に増加していることが確認できる。これは、1切れ刃当たりの接触面積 ϵ が大きいほど、研削時に工作物と砥石が接触する面積が増えるため、法線抵抗 F_n も大きくなったと考えられる。

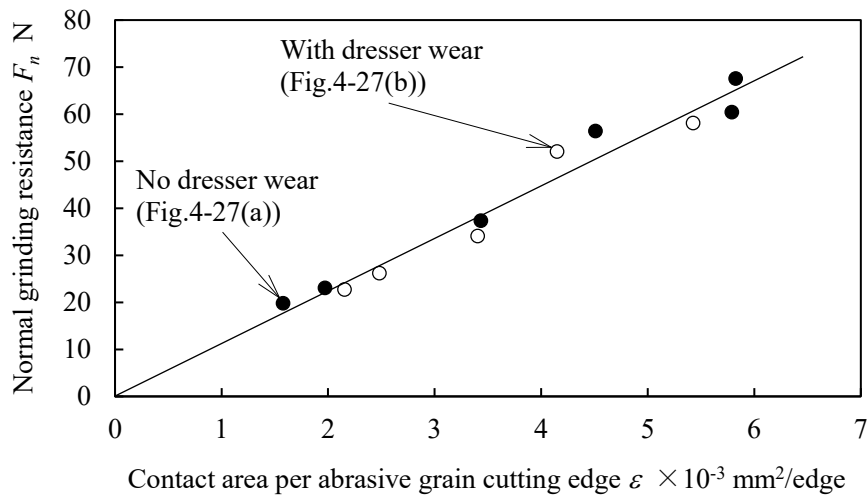


Fig.4-28 Relationship between contact area per abrasive grain cutting edge ϵ and normal grinding resistance F_n

ここで、小野らの研究⁽²⁰⁾によれば、図 4-29 のように砥粒 1 粒に作用する力には、切れ刃のすくい面に作用する法線抵抗 f_n' および接線抵抗 f_t' と、砥粒の逃げ面に作用する法線抵抗 f_n'' および接線抵抗 f_t'' が発生することを明らかにしている。したがって、砥粒 1 粒に作用する法線抵抗 f_n および接線抵抗 f_t は、すくい面と逃げ面に作用する両者の和で表される。また、砥粒の逃げ面に作用する法線抵抗 f_n'' に着目すると、工作物の降伏圧縮強さ k_n と砥粒平坦部の面積 a_g から、砥粒の逃げ面に作用する法線抵抗 f_n'' は、

$$f_n'' = k_n a_g \quad (4-7)$$

により算出できる。ここで、本研究で評価に使用した 1 切れ刃当たりの接触面積 ϵ は、砥粒平坦部の面積 a_g と近い意味をもつ ($\epsilon \doteq a_g$) と考えられる。そのため、図 4-28 より法線抵抗 F_n と 1 切れ刃当たりの接触面積 ϵ が線形の関係になっていることは、式(4-7)から妥当性があることがわかる。

また、研削仕上面粗さと同じく法線抵抗 F_n も加工条件により変化するが、同じ加工条件であれば、砥石表面を測定し 1 切れ刃当たりの接触面積 ϵ を算出することで、前加工なしに加工中の法線抵抗を予測することができる。ここで、法線抵抗は一般的に砥石や工作物を弾性変位させる原因となり、法線抵抗が大きいほど加工精度の低下に繋がるため、1 切れ刃当

たりの接触面積 ε が小さいほど良好な研削加工を行うことができることを示している。

以上の結果より、連続切れ刃間隔 a は研削仕上面粗さに、砥粒切れ刃密度 ρ と砥粒接触面積 η から算出できる 1 切れ刃当たりの接触面積 ε は法線抵抗に大きな影響を及ぼすことが明らかとなった。

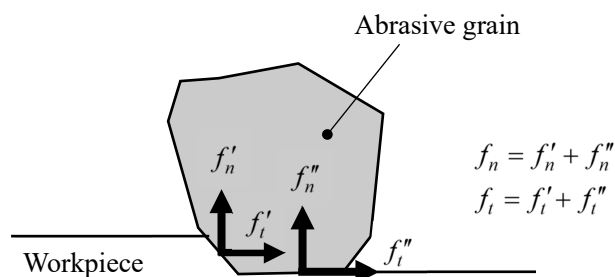


Fig.4-29 Grinding resistance acting on single abrasive grain

4.9 まとめ

ドレッシング条件を変化させた砥石表面を測定した。そして、砥石表面状態を定量的に評価するとともに、砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響について検討した。その結果、次のことを明らかにした。

- (1) 提案したドレッシング溝を評価する手法により、ドレッシングリードやピッチ、ドレッシング溝深さを定量的に評価できた。
- (2) 測定した砥石表面結果から砥粒切れ刃密度 ρ や砥粒接触面積率 η 、連続切れ刃間隔 a 、1 刃当たりの接触面積 ε を算出することで、ドレッシング条件の違いによる砥石表面状態の変化を定量的に評価できることを明らかにした。
- (3) 砥石表面状態は、ドレッシングリード L_d だけではなく、 L_d とドレッサの砥石接触幅 W_d の関係により、大きく変化することを実験的に明らかにした。
- (4) 研削仕上面粗さ Rz は算出した連続切れ刃間隔 a と、加工時の法線抵抗 F_n は 1 刃当たりの接触面積 ε と同様の傾向にあることがわかり、同一の加工条件であれば砥石表

面を測定することで、研削仕上面粗さ Rz や法線抵抗 F_n を予測することが可能であることがわかった。

参考文献

- (1) U.M.SRIVASTAVA: Review of Dressing and Truing Operations for Grinding Wheels, International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST), 5, 1 (2013) 8-19.
- (2) 中島利勝, 鳴瀧則彦: 機械加工学, コロナ社, (1983) 136.
- (3) 福田力也: 研削加工の実技, 理工学者, (2009) 42.
- (4) 愛恭輔: 現場で役立つ研削加工の勘どころ, 日刊工業新聞社, (2007) 2.
- (5) 愛恭輔: 一般砥石のツルーイング・ドレッシング技術のポイント, 機械技術, 63, 10 (2015) 32-37.
- (6) 坂本治久, 清水伸二: 単石ダイヤモンドドレッサによる研削砥石への切れ刃分布の形成過程, 砥粒加工学会誌, 55, 8 (2011) 487-492.
- (7) 鈴木憲二, 高橋邦夫: 研削砥石のドレッシングの研究(第1報)一点算法による砥粒分布密度の測定およびドレッシング条件の影響一, 精密機械, 30, 350 (1964) 246-252.
- (8) 佐藤直人, 坂本治久, 小林康記, 市原浩一, 原田真: ツルーイングに伴う残留仮想切れ刃の存在とその仕上面粗さシミュレーションに及ぼす影響, 精密工学会学術講演会講演論文集 (2017) 131-132.
- (9) 中山一雄, M.C.SHAW: 研削仕上面のあらさ, 日本機械学会論文集, 37, 293 (1971) 178-186.
- (10) 坂本治久, 清水伸二: 砥粒の支持剛性を考慮した研削砥石における切れ刃密度の機上計測法, 砥粒加工学会誌, 54, 7 (2010) 431-436.
- (11) 津和秀夫: 研削における砥粒の挙動について(第2報)一連続切れ刃間隔一, 精密機械, 27, 317 (1961) 409-413.
- (12) 松井正己: 研削加工における連続切れ刃間隔に関する一考察, 精密機械, 43, 508 (1977) 476-482.
- (13) 津和秀夫: 研削における砥粒の挙動について(第3報)一切れ刃面積率一, 精密機械, 27, 317 (1961) 414-420.
- (14) 織岡貞次郎: 確率論を応用した研削仕上面創成の理論, 日本機械学会誌, 63, 499 (1960) 1185-1193.
- (15) 岡村健二郎: 中島利勝, 上田稔, 内田恒次: 砥粒の切削機構に関する研究(第1報)一研削における切りくず生成一, 精密機械, 32, 375 (1966) 287-292.

- (16) 小野浩二: 研削仕上の研究—研削力について—, 日本機械学会論文集, 18, 74 (1952) 15-20.
- (17) 高嶋和彦, 渡辺秀徳, 太田稔: cBN ホイールによる超高速鏡面研削(ドレッシング条件および工作物周速度が表面品位に及ぼす影響), 日本機械学会論文集C編, 75, 757 (2009) 2410-2415.
- (18) 本多良辰, 杉田忠彰, 松井正己: 研削仕上面粗さの周期性に及ぼすドレッシング条件の影響, 精密機械, 50, 2 (1984) 371-376.
- (19) 佐藤健児: 研削理論(第2報)—研削仕上面の粗さ—, 精密機械, 16, 4 (1950) 117-123.
- (20) 島宗勉, 小野浩二: 砥石寿命に関する研究(第1報)—研削抵抗の時間的变化—, 精密機械, 46, 11 (1980) 1379-1385.

第5章

仕上面創成シミュレータによる研削仕上面の予測

5.1 はじめに

前章にて、ドレッシング条件の違いにおける砥石表面状態の変化を定量的に評価し、さらに砥石表面状態の違いが、加工中の法線抵抗や研削仕上面粗さに影響を及ぼすことを実験的に明らかにした。これまでの研究の多くは、幾何学的に定義した砥石表面状態に基づき研削現象を解明しており、実際の研削加工に直接適用することが困難だったのに対して、実際の砥石表面測定結果に基づき研削特性を評価した本研究の手法は、研削現象を解明する上で大変有効であるといえる。一方で、研削加工では砥石の作業面状態が直接研削仕上面に転写されるわけではなく、砥粒や工作物の弾塑性挙動が研削仕上面の創成に大きく影響を及ぼす。そのため、研削仕上面を正確に予測するためには、このような砥粒および工作物の弾塑性挙動を正確に考慮することが不可欠である。

本章では、実測した砥石表面状態に基づき、研削仕上面を予測できる手法として、砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮した、研削仕上面の創成シミュレータを試作した。そして、実際に研削加工後の砥石を測定した結果を用いてシミュレーションを行い、実研削とシミュレーション結果の研削仕上面を比較した結果について述べる。

5.2 砥粒および工作物の弾塑性挙動

図 5-1 に、単一砥粒による工作物除去機構の模式図を示す。単一砥粒による工作物除去機構は、図のようにラビング、フローイング、カッティング領域の3つの過程が存在する⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾。

図(a)のラビングとは、砥粒が工作物表面をこすり弾性変形のみが生じることをいい、砥粒が切り込まれているものの、研削溝が創成されることはない。図(b)のフローイングとは、工作物表面を引っかくことで弾性変形と塑性変形が生じ、工作物の掘り起こしが起こることをいい、研削溝は生成されるものの、工作物が切りくずとして排出されない。最後に図(c)のカッティングとは、塑性流動が生じ切削加工と同様に切りくずを排出しながら加工が進行

することをいう。また、一般的に切込量が非常に小さい領域では、ラビング現象が支配的であり、切込量が増加するにつれて、プローイングそしてカッティング領域に偏移することが知られている。

研削加工では、一般的に単一砥粒の切込量は極めて小さく、砥粒と工作物の接触域において生じる、このような弾性変形と塑性変形の影響は無視できないほど大きい。そのため、研削仕上面を予測するためには、ラビング、プローイング、カッティング領域の3つの過程を再現することが不可欠である。

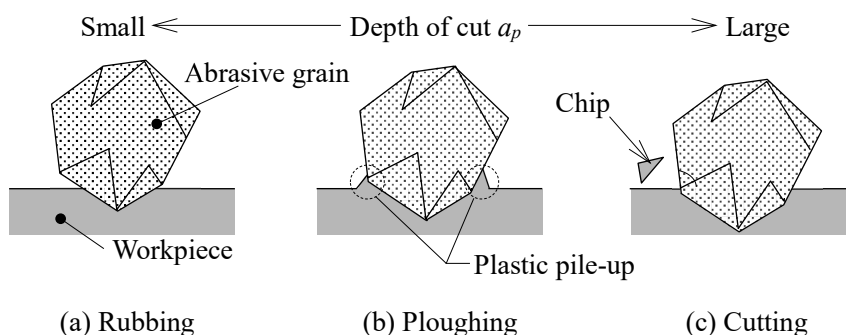


Fig.5-1 Three stages of chip generation

5.3 仕上面創成シミュレータ

5.3.1 シミュレータの概要

研削仕上面は、無数の砥粒が工作物を繰り返し除去することで創成される。したがって、個々の砥粒によって創成される研削痕の集合が、最終的な研削仕上面となるため、単一砥粒によって創成される研削痕を正確に再現することができれば、最終的な研削仕上面の予測に繋がると考えられる。

図 5-2 に、平面プランジ研削時における単一砥粒の運動軌跡と研削痕創成の概略図を示す。半径 R の砥石に設定切込量 a_p 、砥石周速度 V_g 、テーブル送り速度 V_w を与えたとする。砥石表面に突出した砥粒は、図のように円弧状の軌跡を描き工作物に作用する。すなわ

ち、砥粒と工作物の間には切込みが一定に作用し続けているのではないため、砥粒が工作物を除去するメカニズムは5.2節で述べたように逐次変化する。したがって、単一砥粒による研削痕を再現するためには、砥粒および工作物の弾性変形と塑性変形を次のように定義し、考慮することにする。

砥粒および工作物の弾性変形の要因には、砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w の2つが挙げられる。砥粒と工作物が接触している間では、研削抵抗が発生する。砥石は砥粒同士を結合剤により結合されており、発生した研削抵抗のうち、法線抵抗 F_n により結合剤が弾性変形することで砥粒が弾性変位する。そのため、実際の切込量 a_e は設定切込量 a_p と砥粒の弾性変位量 d_g から次式となる。

$$a_e = a_p - d_g \quad (5-1)$$

さらに、一般的に工作物も弾性体であるため、同じく法線抵抗 F_n により弾性変形が生じた工作物は砥粒が工作物から抜けたあとに弾性回復する。よって、実際の研削溝深さ a_h は、弾性回復量 d_w を考慮すると次式となる。

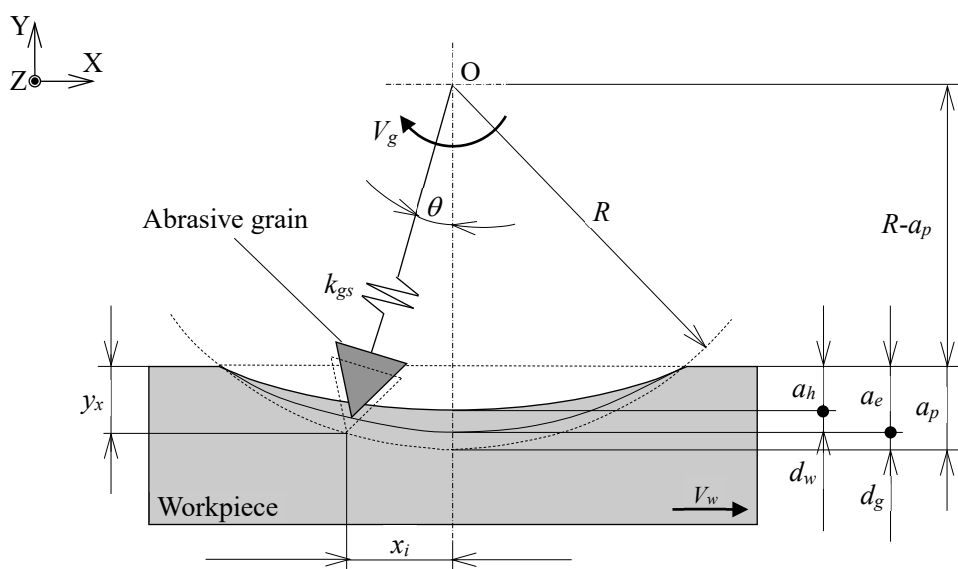


Fig.5-2 Schematic diagram of motion trajectory by single abrasive grain

$$a_h = a_e - d_w = a_p - (d_g + d_w) \quad (5-2)$$

この砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w が、砥粒の切込量より大きくなれば、研削痕が創成されないラビング現象となる。また、創成された研削痕に対して、工作物が切りくずとして排出される現象と掘り起こされる現象を適切に定義することで、フローイングとカッティング現象を再現することができる。

5.3.2 仕上面創成までの流れ

試作したシミュレータは、平面研削盤によるプランジ研削時の研削仕上面を創成することを目的としている。任意の加工条件である設定切込量 a_p 、砥石周速度 V_g 、テーブル送り速度 V_w 、研削パス回数を指定し、さらに砥石表面測定装置により測定した砥石表面の測定結果を用いてシミュレーションを行うシステムとなっている。

図 5-3 に、試作したシミュレータにより研削仕上面が創成されるまでのアルゴリズムを示す。まず、測定した砥石表面の測定結果から各砥粒に分け、それぞれの砥粒の高さや形状、位置情報を取得する。砥粒 1 粒に着目すると、取得した砥粒の位置情報に、砥石周速度 V_g とテーブル送り速度 V_w を加味することで、図 5-2 のような円弧状の軌跡を描く砥粒と工作物の相対位置 x_i を算出できる。そして、相対位置 x_i ごとに切込量 y_x を算出し、さらに y_x ごとに砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w を加味した研削溝と、フローイングによる工作物の掘り起こしを再現する。

この計算を、砥粒 1 粒が工作物に侵入してから抜けるまでの各座標において算出を行うことで、単一砥粒の研削痕を再現できる (図 5-3 中I)。また、切れ刃となるすべての砥粒に対して繰り返し計算を行うことで砥石 1 回転分の研削痕が創成される (図 5-3 中II)。さらに、指定した工作物を加工し終えるまでに要する回転回数分繰り返すことで、1 パス研削における研削溝形状を (図 5-3 中III)、指定したパス回数まで繰り返すことで、任意の研削パス回数の溝形状を得ることができる (図 5-3 中IV)。なお、2 パス目以降のシミュレーションでは、ランダム関数により砥石が工作物に侵入する際の角度を変更し、同じ位相にならないようにしている。

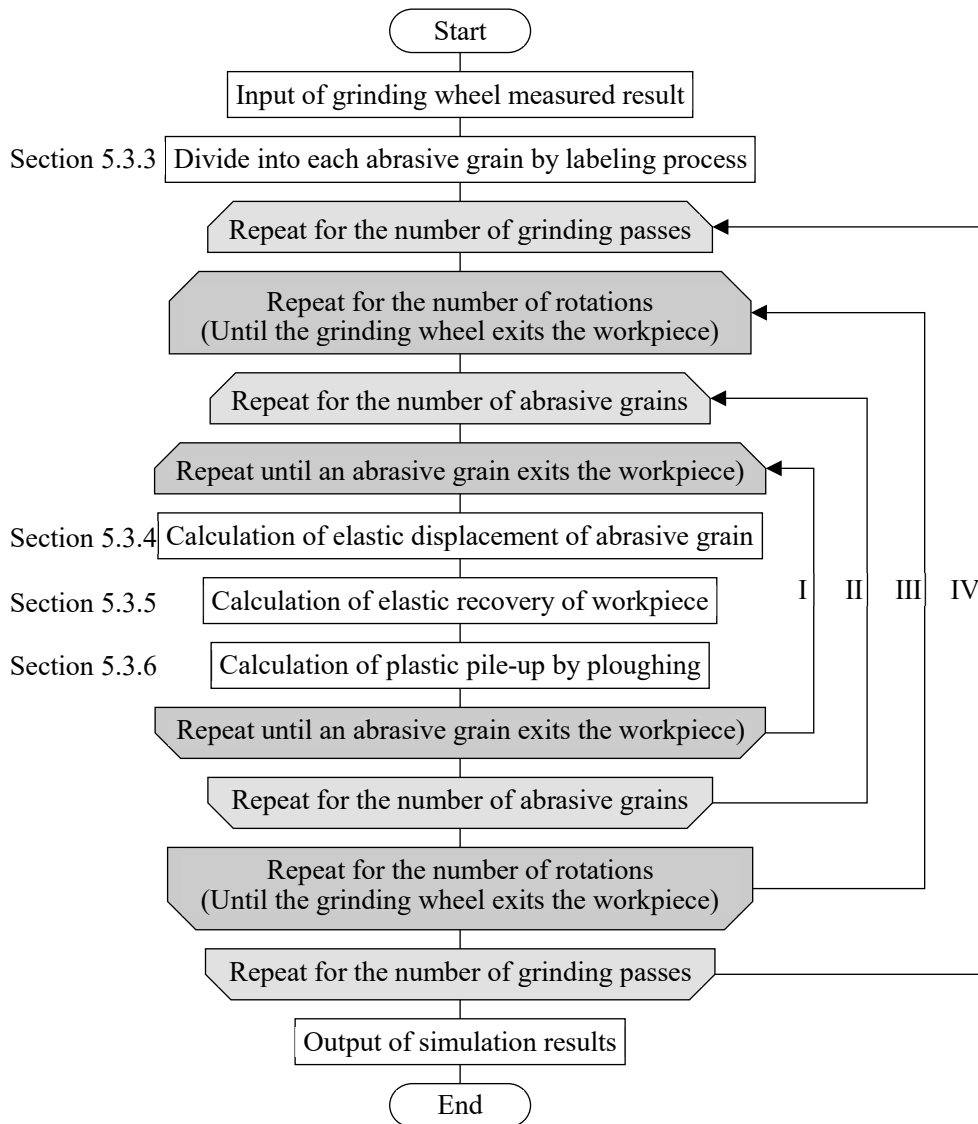


Fig.5-3 Algorithm of grinding surface creation simulator

5.3.3 砥石表面測定結果に基づく砥粒の定義

まず、砥石表面を測定結果から、各砥粒の高さや形状、位置情報を取得する。ここで、4.4.2項において、砥粒切れ刃密度 ρ を定義した際には、砥石表面からの深さ h ごとに存在する砥石表面の領域を、ラベリング処理により各砥粒切れ刃 N_i に分類した。この砥粒切れ刃は、砥粒先端の切れ刃として作用する部分を指し、先端が破碎された砥粒では砥粒1粒に複数の切れ刃をもつ。それに対して、前述の通り砥粒の弾性変位は砥粒1粒を支持する結合剤が

弾性変形することで生じるため、砥粒切れ刃ではなく砥粒ごとに分類する必要がある。そこで、各砥粒に分類する方法について述べる。

図 5-4 は、ビトリファイド砥石 WA60J6V を測定した結果から、円周および幅方向ともに 1400 μm の範囲を抜粋した砥石の三次元分布図を示している。ここで、図中の破線で囲まれた砥石表面部に着目すると、測定した砥石 (粒度 60 番) の平均粒径は 250 μm である⁽⁴⁾のに対して、破線で囲まれた砥石表面部は平均粒径と比べて非常に大きい。これは、複数の砥粒または砥粒を保持している結合剤を一緒に測定されているためである。

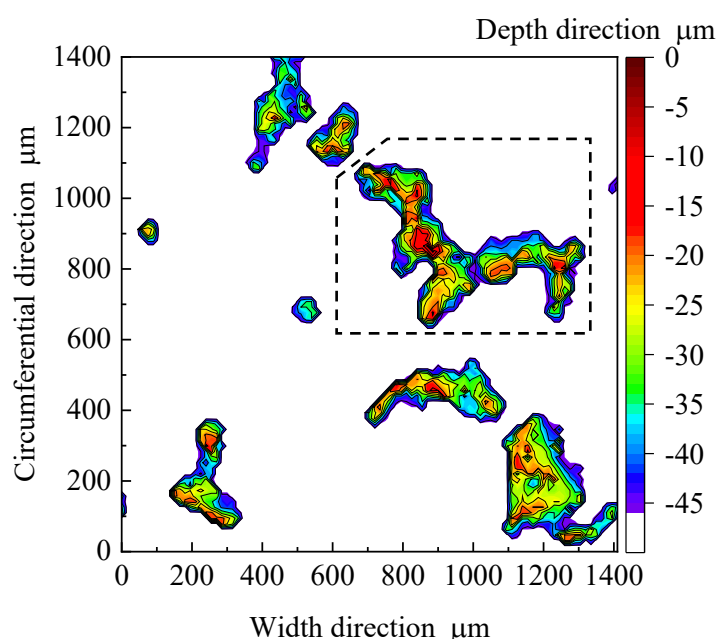


Fig. 5-4 Three-dimensional distribution map of grinding wheel WA60J6V

ここで、砥石表面の砥粒について考える。筆者が CCD カメラで撮影した画像と砥石表面の測定結果を比較したところ、砥石表層に存在する砥粒のほとんどは周囲の結合剤より高く突き出していることがわかった。すなわち、図 5-5 に示すように砥石表層の深い位置では結合剤により複数の砥粒が連結されたように測定されるものの、砥石表層の浅い位置では結合剤の影響はほとんどなくなり、測定結果から砥粒だけを抽出することが可能になる。そこで本研究では、まず砥石の深い位置にてラベリング処理を行い領域ごとに分ける。そして、砥粒の平均粒径を考慮し、その領域が砥粒の平均粒径より小さければ 1 つの砥粒、平均粒径より大きければ結合剤により連結された複数の砥粒と定義する。結合剤により連結された

複数の砥粒の箇所では、砥石表面の深さを徐々に浅くしながら、再度ラベリング処理を行う。この作業を繰り返し、領域が砥粒の平均粒径より小さくなった領域が砥粒1粒と定義する。この手法を砥石表面の測定結果すべてに対して行うことで、測定結果から各砥粒ごとに分けることができる。

図 5-6 は、図 5-4 の結果を提案する砥粒の分類方法によって分けた結果である。本シミュレータでは、この方法で砥粒ごとに分類し、各砥粒の高さ方向の測定結果から砥粒の形状、円周方向および幅方向の座標により砥粒の位置情報を取得しシミュレーションを行う。

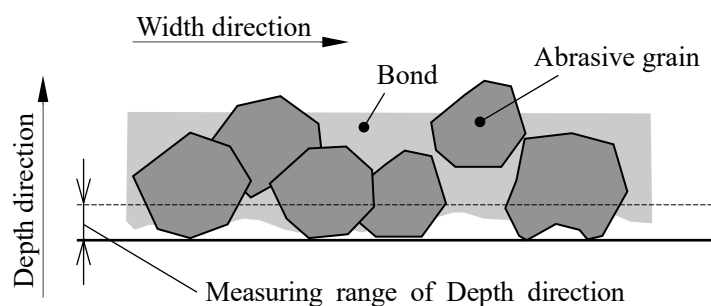


Fig.5-5 Schematic diagram of abrasive grains on grinding wheel surface

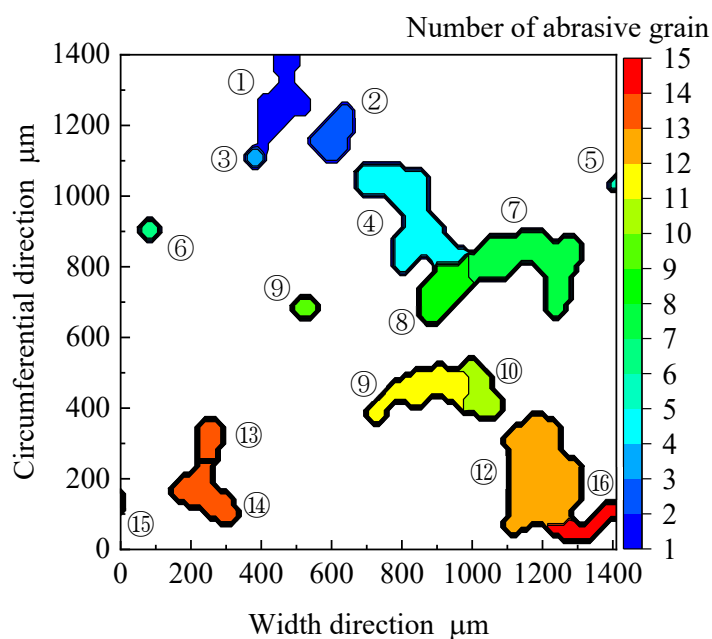


Fig. 5-6 Classification of abrasive grain

5.3.4 砥粒の弾性変位量の算出方法

砥粒の弾性変位量 d_g の算出は、結合剤は砥粒を支持するばね要素と見なし、研削中の砥粒に発生する力に着目することで算出することができる。

図 5-7 に、砥粒に作用する力と除去断面積の概略図を示す。図(a)に示すように、砥粒には結合剤に作用する力 F_g と工作物が砥粒を押し戻そうとする力 F_n の 2 つが作用している。前者の力は、砥粒 1 粒を支持する結合剤剛性である砥粒支持剛性 k_{gs} と砥粒の弾性変位量 d_g から、後者の力は除去断面積 A と単位面積当たりの法線抵抗 k_n から、それぞれ式(5-3)、(5-4)で表される。

$$F_g = k_{gs} \times \frac{d_g}{\cos|\theta|} \quad (5-3)$$

$$F_n = A \times \frac{k_n}{\cos|\theta|} \quad (5-4)$$

ここで、通常の平面研削の場合、砥石直径 D に対して設定切込量 a_p は十分に小さく $\theta = 0^\circ$ と仮定することができるため、式(5-5)、(5-6)は次のように表される。

$$F_g \doteq k_{gs} \times d_g \quad (5-5)$$

$$F_n \doteq A \times k_n \quad (5-6)$$

ここで、除去断面積 A は図(b)に示すように、他の研削痕との重複を考慮し算出を行う。また、除去断面積 A は砥粒の弾性変位量 d_g によっても変化するため、式(5-5)、(5-6)より $F_g = F_n$ の関係を満たす条件を導き出すことで、砥粒の弾性変位量 d_g を算出することができる。

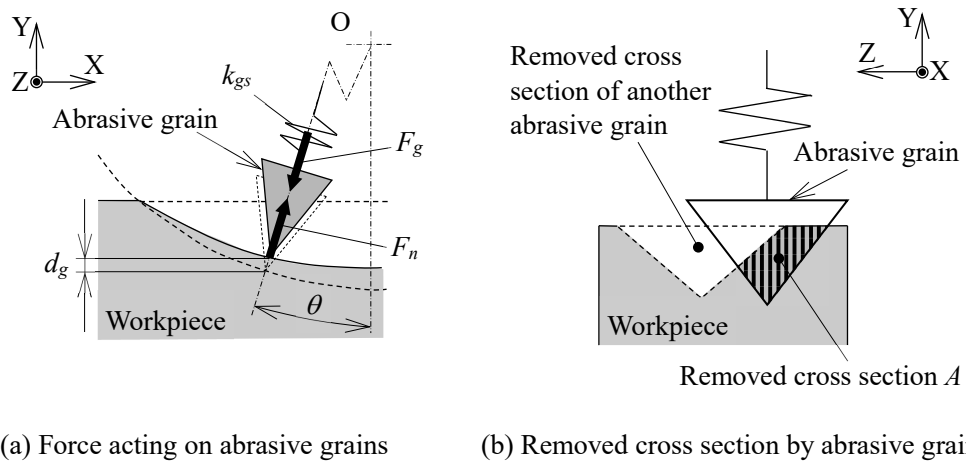


Fig.5-7 Schematic diagram of calculation elastic displacement of abrasive grain

5.3.5 工作物の弾性回復量の算出方法

工作物の弾性回復量 d_w は、ヘルツの弾性接触理論⁽⁵⁾により説明できることがわかっている⁽⁶⁾⁽⁷⁾。図 5-8 に示すように、砥粒先端部を球体、工作物を平面と仮定することで、砥粒と工作物の接触域における弾性変形量は式(5-7)で表すことができ、本研究ではこの弾性変形量を工作物の弾性回復量 d_w と定義する。

$$d_w = \sqrt[3]{\frac{9\pi^2 F_n^2 (\kappa_g + \kappa_w)^2}{16 r}} \quad (5-7)$$

ここで、 κ_g と κ_w はそれぞれ、

$$\kappa_g = (1 - \nu_g) / \pi E_g, \quad \kappa_w = (1 - \nu_w) / \pi E_w \quad (5-8)$$

であり、 F_n は法線抵抗、 r は砥粒先端半径、 E_g は砥粒のヤング率、 ν_g は砥粒のポアソン比、 E_w は工作物のヤング率、 ν_w は工作物のポアソン比である。また、法線抵抗 F_n は式(5-5)、(5-6)より砥粒の弾性変位量 d_g を求める際に算出された値を用いればよい。

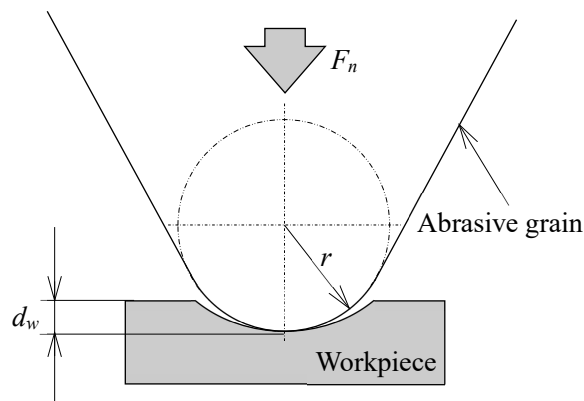


Fig.5-8 Schematic diagram of contact condition between abrasive grain and workpiece

5.3.6 工作物の掘り起こしの定義

図 5-9 に、工作物掘り起こしの模式図を示す。工作物の掘り起こしは、切りくずとして排出されなかった部材が、砥粒切れ刃の両側面に押し出されるようにして生成される。ここで、掘り起こされた部材の断面積 A_r は、図中の両側面に押し出された断面積 A_{r1} と A_{r2} の和と定義できる。除去断面積 A' に対する掘り起こされた断面積 A_r の比率 μ は、研削溝深さ a_h や砥粒切れ刃形状、工作物の物性により変化する⁽⁸⁾。そのため、明確に定義することは難しいものの、筆者らが単一砥粒に見立てたビッカース圧子を用いて S45C に対して単粒研削を行った結果では、研削溝深さ a_h が $0.5 \mu\text{m}$ 以上になると比率 μ は小さくなった⁽⁹⁾。また、Nguyen らによればフローイング領域では $\mu = 70\sim 100\%$ 、カッティング領域では $\mu = 10\sim 50\%$ になることを示唆している⁽¹⁰⁾。そのため本研究では、研削溝深さ $a_h = 0.5 \mu\text{m}$ 以下では、研削痕の面積 A' に対して $\mu = 75\%$ の掘り起こしが、 $a_h = 0.5 \mu\text{m}$ 以上では、 $\mu = 20\%$ の掘り起こしが生じるものと仮定することにする。また、掘り起こされた断面形状は、研削痕の断面形状と相似の関係 ($A' \propto A_{r1}$, $A' \propto A_{r2}$) であり、 A_{r1} , A_{r2} は等しい面積になると定義することにする。

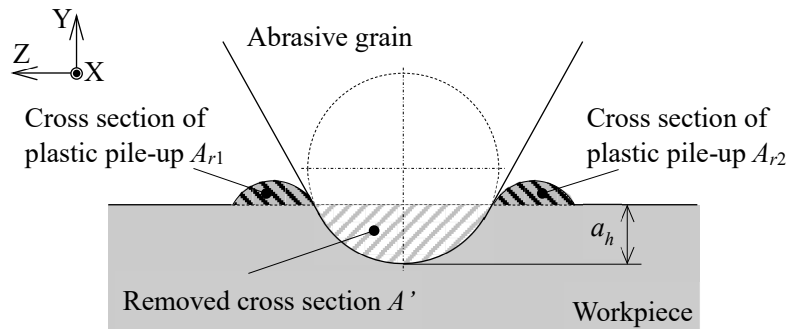


Fig.5-9 Schematic diagram of plastic pile-up by ploughing

5.4 各シミュレーション条件の算出

5.3節で述べたように、研削仕上面粗さを予測するためには、砥石-工作物に依存する各パラメータ条件を事前に決定する必要がある。本研究では、砥石にビトリファイド砥石WA60J6Vを、工作物にプリハードン鋼NAK55を用いることにした。そこで、物性値によって決定する砥粒および工作物のヤング率とポアソン比を除き、砥粒支持剛性 k_{gs} と単位面積当たりの法線抵抗 k_n 、砥粒先端半径 r を実験的に算出することにした。

5.4.1 砥粒支持剛性の算出

砥粒支持剛性 k_{gs} は、これまでの研究で提案している砥粒支持剛性測定装置⁽¹¹⁾⁽¹²⁾により算出を行った。この測定法は、**図 5-10**に示すように2枚の平行板ばねの上部にピエゾアクチュエータを、下部にビッカース圧子を取り付け、印加電圧によるピエゾアクチュエータの伸長を利用し、圧子で砥石表面上の単一砥粒を加圧する方法である。その際、2つの静電容量型変位計により、それぞれピエゾアクチュエータの伸び量 λ と圧子の変位量 δ の測定を行う。この圧子の変位量 δ が砥粒の弾性変位量 d_g となり、また λ と δ の差から算出できる平行板ばねの変位量に、板ばねのばね定数 $k (= 0.0982 \text{ N}/\mu\text{m})$ を掛けることで、砥粒の負荷加重 f を求められる。すなわち、砥粒支持剛性 k_{gs} は次式により算出できる。

$$k_{gs} = \frac{f}{d_g} = \frac{k(\lambda - \delta)}{\delta} \quad (5-9)$$

図 5-11 に、ビトリファイド砥石 WA60J6V に対して、研削量ごとに砥粒支持剛性を測定した結果を示す。研削量ごとに多少のばらつきはあるものの、これらの平均値から砥粒支持剛性を算出したところ、図中にある $f = 0.191d_g^{1.12}$ となった。

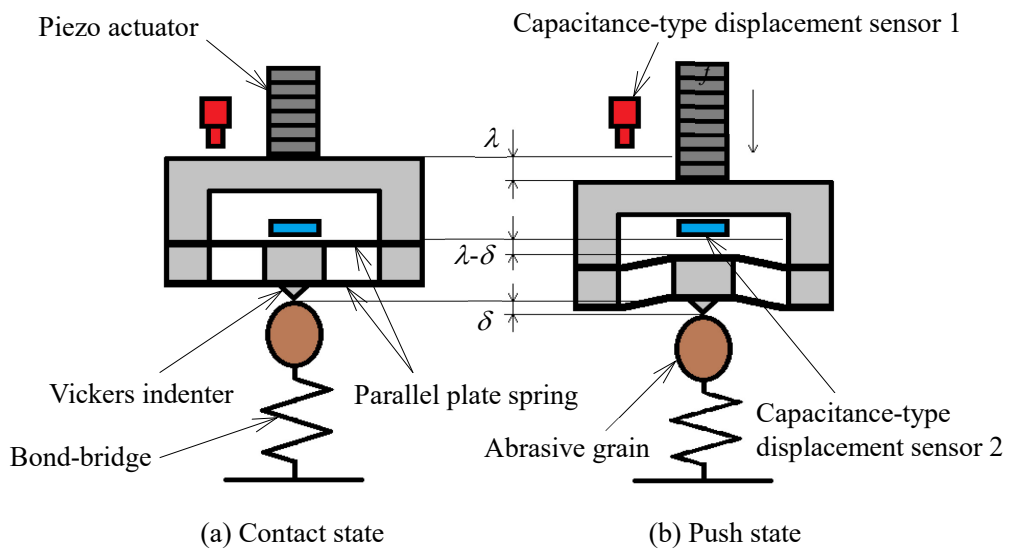


Fig.5-10 Measuring principle of support stiffness of single abrasive grain

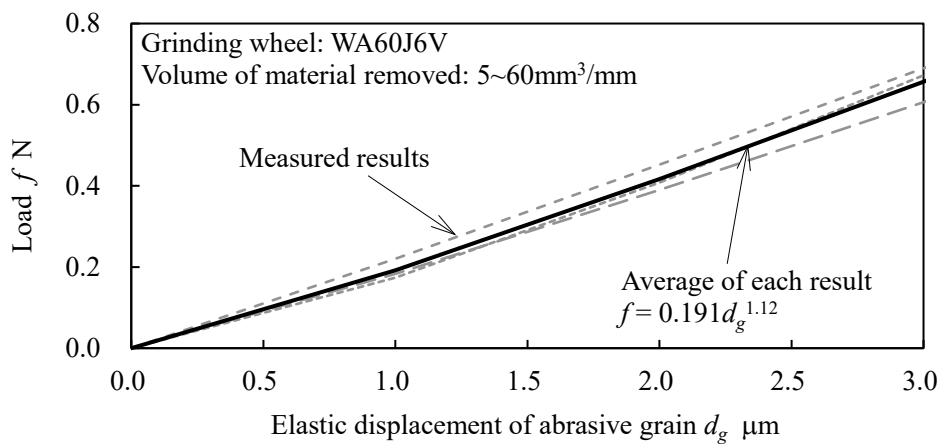


Fig.5-11 Measured result of support stiffness of single abrasive grain

5.4.2 単位面積当たりの法線抵抗の算出

単位面積当たりの法線抵抗 k_n は、単一砥粒に見立てた単石ダイヤモンドドレッサを円盤 ($\phi 185\text{mm}$) に1つ取り付け、平面研削盤を用いて加工を行った。その際に発生した法線抵抗を三成分動力計 (キスラー製 9119AA2) で測定し、形状測定器で研削溝を測定した結果から工作物除去断面積を求め算出した。なお、単石ダイヤモンドドレッサは砥石と比べ非常に剛性が高いため、剛体の砥粒としてみなすことができる。なお、加工条件は周速度 $V_g = 1800\text{ m/min}$ 、テーブル送り速度 $V_w = 8\text{ m/min}$ 、設定切込量 $a_p = 3, 5, 7, 10\text{ }\mu\text{m}$ とした。

図 5-12 に、NAK55 に対して加工を行った際の工作物の除去断面積 A と法線抵抗 F_n の関係を示す。図より、除去断面積 A に対して、発生した法線抵抗 F_n は線形に上昇している。この結果から単位面積当たりの法線抵抗を算出したところ、図中にある $k_n = 0.0235\text{ N}/\mu\text{m}^2$ となった。

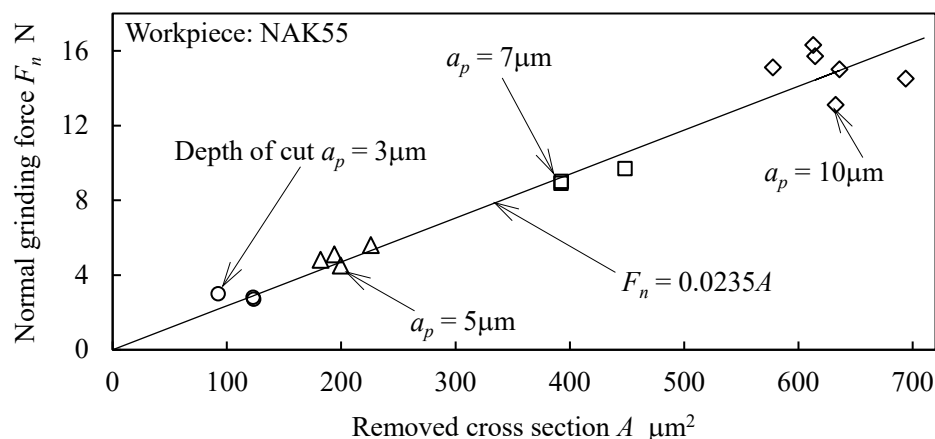


Fig.5-12 Measured result of normal grinding force per removed cross section

5.4.3 砥粒先端半径の算出

砥粒先端半径 r は、レーザ顕微鏡 (キーエンス製 VK-X-100) により、砥粒先端形状を測定し算出を行った。なお、単石ダイヤモンドドレッサにより、ドレッシングリード $L_d = 0.3\text{ mm/rev}$ 、ドレッシング切込量 $t_d = 20\text{ }\mu\text{m}$ でドレッシングを施した砥石を測定した。

図 5-13 に測定した砥粒先端の三次元分布図の一例を、図 5-14 に砥粒の頂点を基準に見た

砥粒先端の断面形状を示す。両図より、砥粒先端は完全な球体ではないものの、砥粒先端からの高さ $10\ \mu\text{m}$ の範囲 (図中灰色部) を、最小二乗法により球の半径を算出した。なお、個々の砥粒によって形状はかなり異なるため、計 40 個の砥粒を測定し、図 5-14 のようにそれぞれ砥粒の円周方向および幅方向から半径を算出したところ、その平均値は $r = 59.7\ \mu\text{m}$ となった。

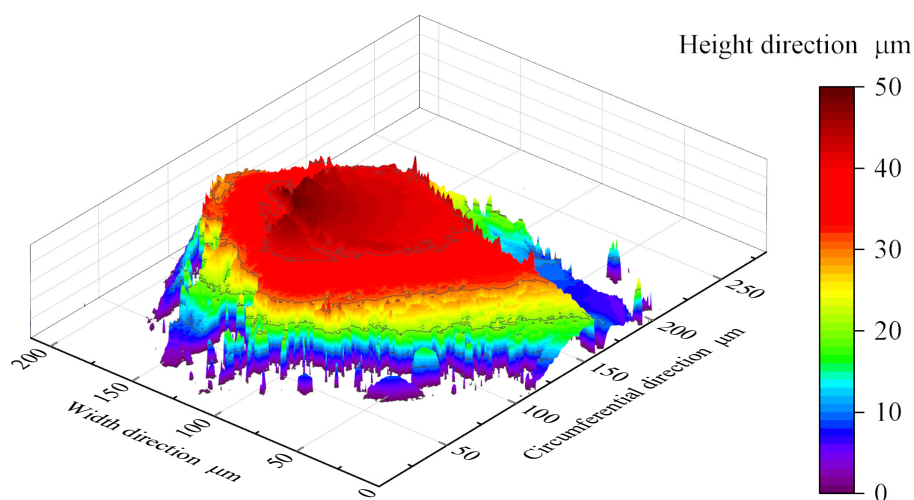


Fig.5-13 Three-dimensional distribution map of abrasive grain

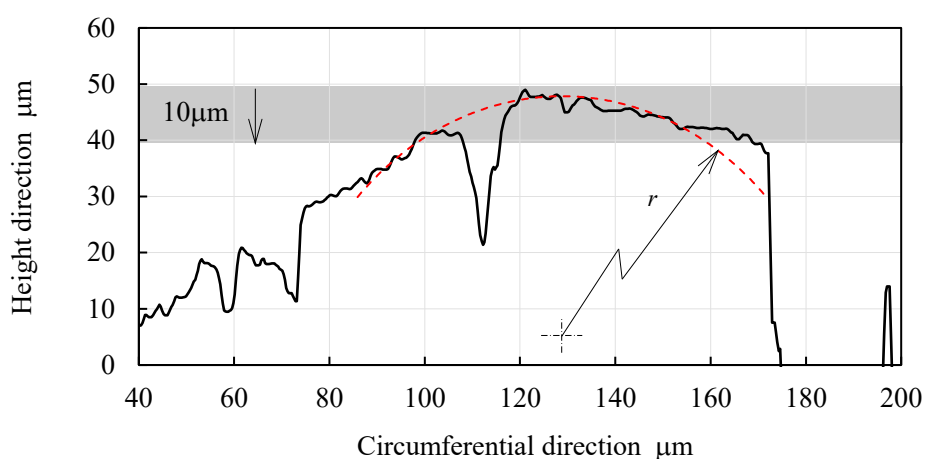


Fig.5-14 Calculation of abrasive grain tip radius

5.5 研削仕上面の予測

5.5.1 実験方法

試作したシミュレータにより，研削仕上面粗さを予測することができるか検討するために，平面研削盤（黒田工機製 GS-30PFNC）を用いて WA60J6V ($\phi 175\text{mm}$) で NAK55 に対して湿式プランジ研削を行った．そして，表面粗さ測定器（ミットヨ製 SJ-210）により工作物の断面形状と研削仕上面粗さを測定し，実研削結果とシミュレーションの比較を行った．加工条件は，設定切込量 $a_p = 10\ \mu\text{m}$ ，砥石周速度 $V_g = 1800\ \text{m/min}$ ，テーブル送り速度 $V_w = 4\ \text{m/min}$ とした．ドレッシングは，単石ダイヤモンドドレッサを用いて，ドレッシング切込量 $t_d = 20\ \mu\text{m}$ と一定とし，ドレッシングリード L_d を変化させた．

研削後の砥石表面を砥石表面測定装置により測定し，その結果をもとにシミュレーションを行った．測定条件は，円周方向に 360° ，幅方向に $2\ \text{mm}$ の範囲を，それぞれ円周方向に 0.01° ，幅方向に $15\ \mu\text{m}$ の各測定間隔で測定を行った．また，シミュレーション条件は，加工条件と 5.4 節で算出した各値の他に，砥粒のヤング率 $E_g = 390\ \text{GPa}$ ，ポアソン比 $\nu_g = 0.24$ ，工作物のヤング率 $E_w = 201\ \text{GPa}$ ，ポアソン比 $\nu_w = 0.3$ とした．なお，研削仕上面粗さの算出は，表面粗さ測定器の結果と同条件で比較を行うため，カットオフ値 ($\lambda_c = 0.8\ \text{mm}$ ， $\lambda_s = 2.5\ \mu\text{m}$) を用いて，粗さ曲線のみを算出し評価した．

5.5.2 砥粒および工作物の弾塑性挙動の有無による比較

まず，砥粒の弾性変位や工作物の弾性回復，工作物の掘り起こしの有無により創成される研削仕上面の違いを比較した．

図 5-15 に $L_d = 0.3\text{mm/rev}$ ，研削パス回数 1 パスにおける砥粒および工作物の弾性挙動の有無における工作物断面形状を比較した結果を示す．なお，図中のシミュレーション結果はそれぞれ，

(a) 砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮しなかった結果

(b) 砥粒の弾性変位量 d_g のみを考慮した結果

(c) 砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w を考慮した結果

(d) 砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w ，工作物の掘り起こしを考慮した結果を示している．まず図中(b)と(c)を比較すると，工作物の弾性回復量 d_w を考慮しない(b)のほ

うが研削仕上面形状は平坦に近づいており、さらに図中(a)と(b)より砥粒の弾性変位量 d_g を考慮しない(a)のほうがさらに平坦となっている。これは、(a)の結果は砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮していないため、砥石表面形状が直接工作物に転写された状態を示す。図4-8でドレッシング溝を評価した結果からも明らかなように、ドレッシング溝に対して直角方向から見なければ、砥石表面はほとんど平坦になることから妥当といえる。それに対して、砥粒および工作物の弾性変形を考慮することで、砥粒1粒当たりの工作物切残し量は大きくなるため、研削仕上面形状に差が生じたと考えられる。

次に図中(c)と(d)の結果を比較すると、工作物の掘り起こしの有無によって研削仕上面形状にほとんど違いは見られない。これは、掘り起こしが生じても、後続の砥粒が掘り起こした工作物を削ることで徐々に掘り起こしの影響は少なくなったと考えられる。結果として、工作物の掘り起こしの有無で研削仕上面形状に大きな違いが現れなかったと推測される。

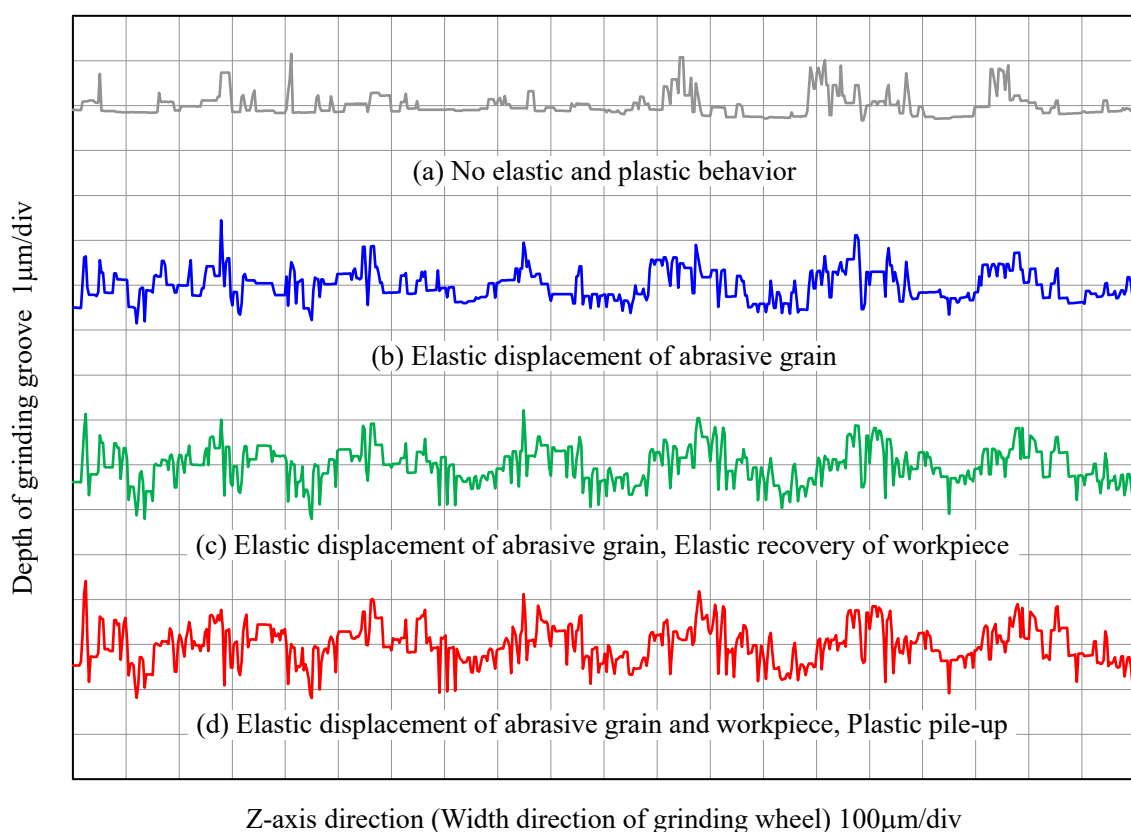


Fig.5-15 Comparison of simulation results for differences in elastic and plastic behavior

図 5-16 に、砥粒および工作物の弾塑性挙動をすべて考慮したシミュレーション結果 (図 5-15(d)) と実研削を比較した結果を示す。図より、シミュレーション結果は実研削結果と近い形状になっていることがわかる。以上の結果より、砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w 、工作物の掘り起こしを加味することで、実際の研削仕上面形状とシミュレーション結果は一致することがわかった。なお、以降の結果はすべて砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w 、工作物の掘り起こしを加味した結果を用いて評価を行った。

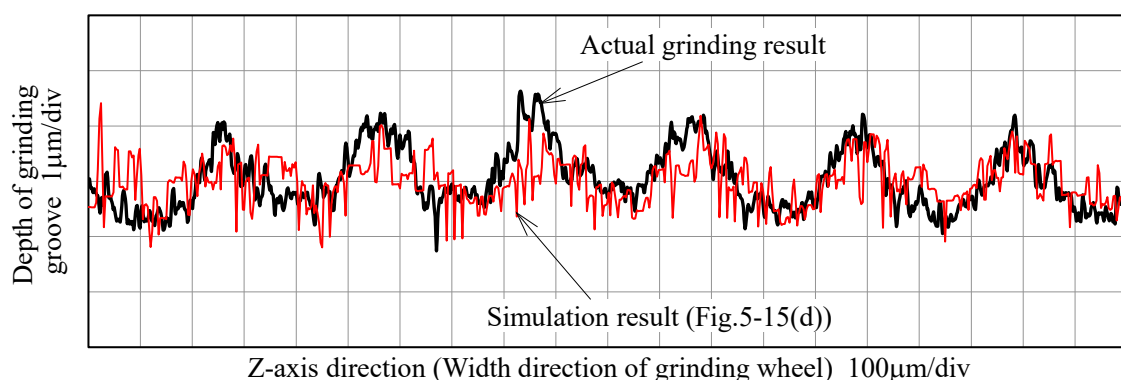


Fig.5-16 Comparison of simulation result and actual grinding result

5.5.3 研削パス回数ごとの研削仕上面粗さ

次に、研削パス回数ごとの研削仕上面形状および粗さの変化を予測できるか検討を行った。

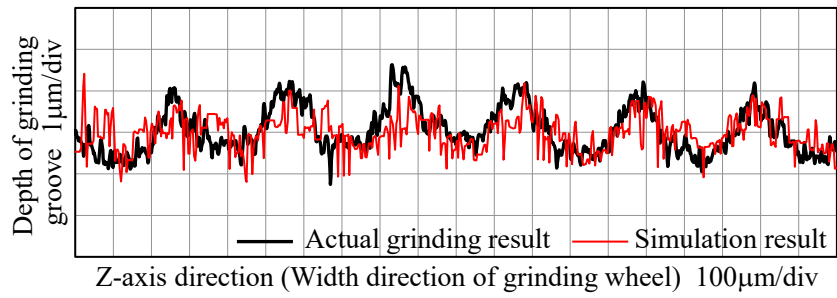
図 5-17 に、 $L_d = 0.3\text{mm/rev}$ における研削パス回数 1~10 パスまでの、シミュレーションと実研削の工作物断面形状を比較した結果を、図 5-18 にシミュレーション結果の三次元分布図を示す。両図より、パス回数が増えるごとに工作物表面が平坦になり研削仕上面粗さがよくなっていることが確認できる。また図 5-17 より、研削パス回数が増えなくてもシミュレーション結果と実研削結果はよく酷似していることが確認できる。これらの結果から、研削パス回数ごとの研削仕上面形状を正しく再現できているといえる。

なお、シミュレーションのほうが細かな工作物の振幅が多いように見えるが、これは本実験で使用した表面粗さ測定器のスタイラス先端半径は $5\mu\text{m}$ であるため、工作物の細かな溝形状まで測定することが困難である。そのため、シミュレーションのほうが細かな振幅が多

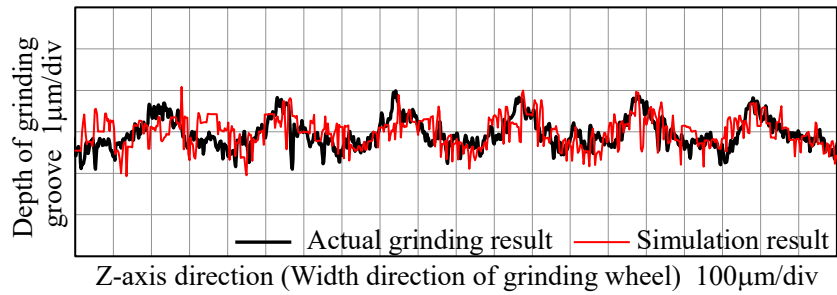
く発生しているのだと考えられる。

また、1パス目の研削仕上面形状に着目すると、図 5-17(a)では $300\ \mu\text{m}$ ごとにピークが現れている。また、図 5-18(a)の結果からも工作物があまり削られていない領域が筋状に残っていることがわかる。これは、砥石のドレッシンググリード L_d と同じ間隔であり、このようなドレッシンググリードによる条痕が創成されることは、横川の研究⁽¹³⁾でも示唆されている。また、研削パス回数が増えるごとに砥石が工作物に侵入する位相が変化するため、徐々にドレッシンググリードによる切残しが小さくなっていくため、5パス目以降 (両図(c)以降) では $300\ \mu\text{m}$ ごとにピークが現れなかったと考えられる。

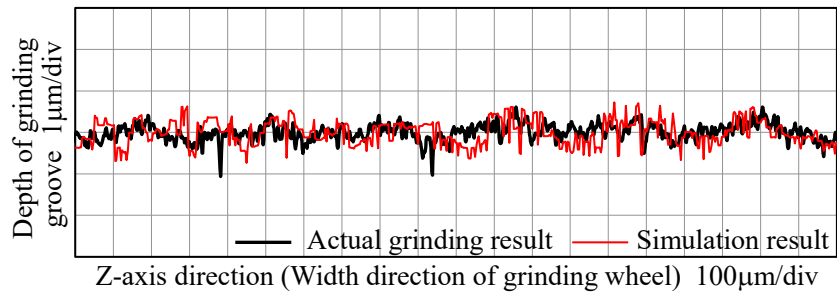
以上の結果より、研削パス回数の違いによる研削仕上面形状を、シミュレーションにより正しく再現できることがわかった。



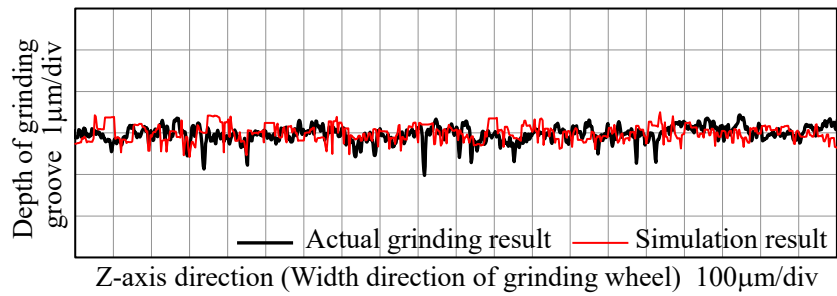
(a) 1 pass



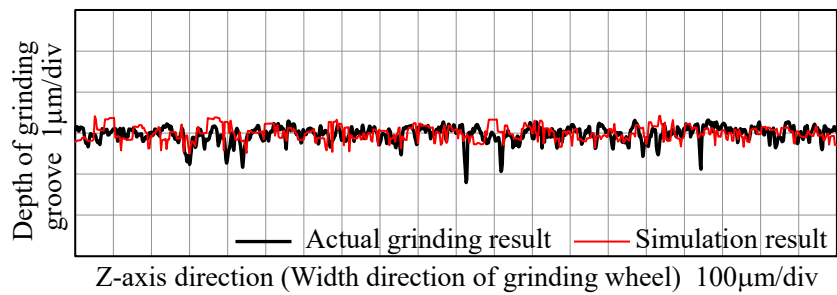
(b) 2 pass



(c) 5 pass



(d) 8 pass



(e) 10 pass

Fig.5-17 Comparison of cross-section of workpiece

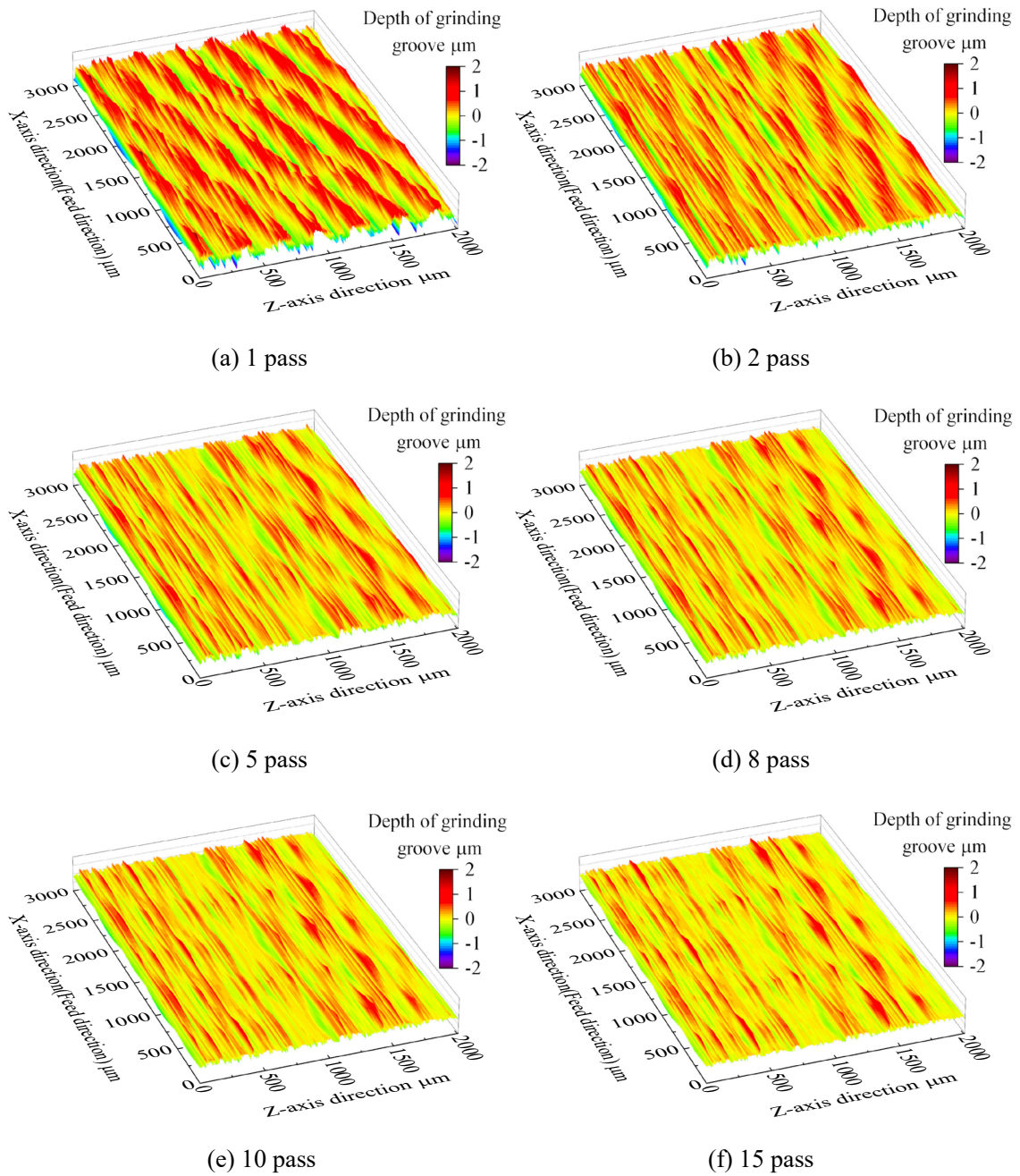


Fig.5-18 Three-dimensional distribution map of simulation results (each grinding pass number)

また、図 5-19 にシミュレーション結果から算出した研削仕上面粗さ Rz と実研削を比較した結果を示す。図より、1 パス目の結果には若干違いがあるものの、実研削とシミュレーションの研削仕上面粗さはよく一致していることがわかる。また、シミュレーション結果はおおよそ 13 パス目で表面粗さが収束している。このことから、試作したシミュレーションを用いることで、スパークアウト研削終了のタイミングも適切に評価できることがわかった。

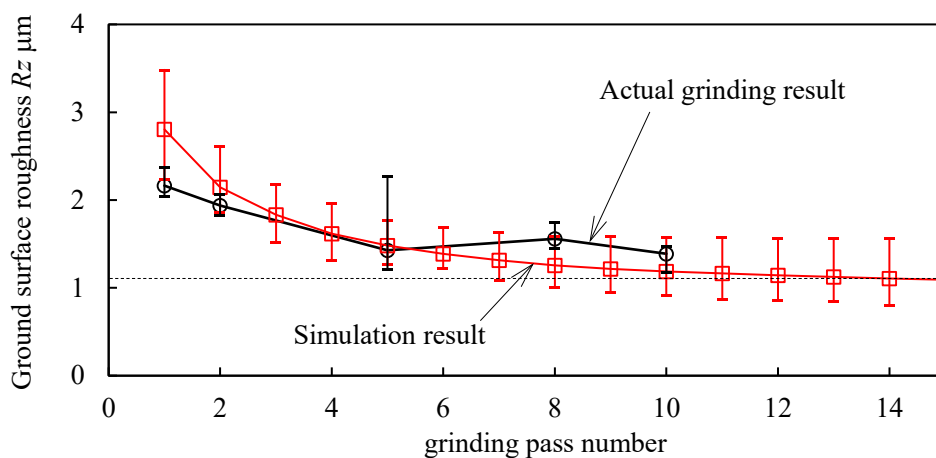


Fig.5-19 Relationship between grinding pass number and ground surface roughness Rz

5.5.4 ドレッシンググリードの違いによる研削仕上面粗さ

つぎに、ドレッシンググリード L_d を 0.02~0.5 mm/rev まで変化させ実験を行った。

図 5-20 に、研削 2 パス目におけるドレッシンググリード L_d と研削仕上面粗さ Rz の関係を示す。図より、シミュレーション結果と実研削結果はよく一致していることが確認できるものの、 $L_d=0.1\text{mm/rev}$ のみシミュレーションと実研削結果には多少の誤差が見られる。ここで、第 4 章の結果より、砥石表面状態はドレッシンググリード L_d とドレッサが砥石に干渉する接触幅により変化し、 L_d とドレッサの砥石接触幅が同程度になると、研削仕上面粗さが悪化することがわかっている。この原因は、ドレッシングにより砥石表層の砥粒数が大きく減少するためであり、この砥石表面状態では研削加工により砥粒の脱落やへき開が比較的生じやすいと考えられる。本実験でのドレッサの砥石接触幅は 0.17 mm であり、 $L_d=0.1\text{mm/rev}$ がこの付近にあたる。そのため、 $L_d=0.1\text{mm/rev}$ では研削加工中に砥粒の脱落やへき開が生

じたことで、シミュレーション結果と誤差が生じたものと考えられる。

以上の結果より、砥石表面状態が安定しているところでは、シミュレーションと実研削の
工作物断面形状および研削仕上面粗さは一致していることから、試作したシミュレータは
高い精度で研削仕上面を予測できることが明らかとなった。

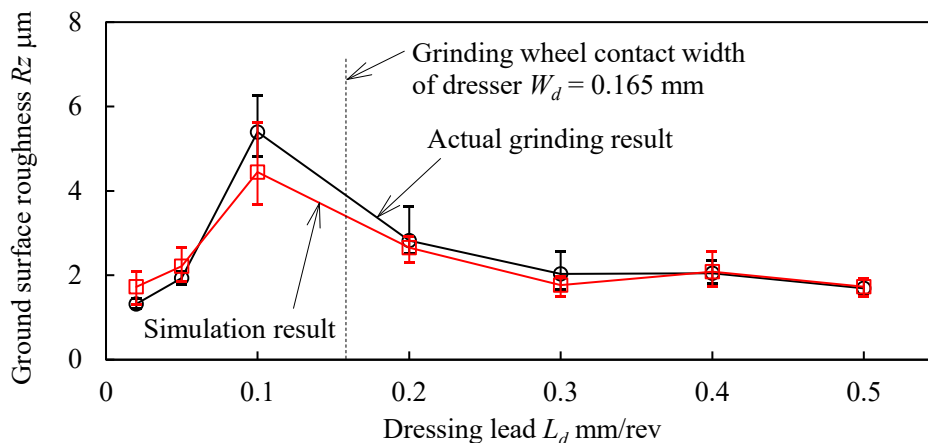


Fig.5-20 Relationship between dressing lead L_d and ground surface roughness R_z

5.6 まとめ

砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w 、工作物の掘り起こしを考慮した、仕上面
創成シミュレータを試作した。そして、実測した砥石表面結果を用いてシミュレーションを
行い、実研削とシミュレーションの断面形状および研削仕上面粗さを比較した。その結果、
次のことを明らかにした。

- (1) 砥粒の弾性変位量 d_g と工作物の弾性回復量 d_w 、工作物の掘り起こしを加味すること
で、実際の研削仕上面形状とシミュレーション結果は一致することがわかった。
- (2) 研削パス回数ごとの結果を比較したところ、実研削結果とシミュレーション結果は、
工作物断面形状および研削仕上面粗さともに非常によく再現できている。
- (3) 研削パス回数が増加するに従い、研削仕上面粗さが収束する様子が確認でき、スパ
ークアウト研削回数の予測が可能であることがわかった。

- (4) ドレッシンググリードの異なる砥石で研削した結果、各ドレッシンググリードにおいて実研削とシミュレーションの研削仕上面粗さが一致したことから、異なる砥石表面状態の砥石においても、本シミュレータにより研削仕上面粗さを予測できることを明らかにした。

参考文献

- (1) R.S.HAHN: On the Nature of the Grinding Process, Proceedings of the 3rd International Machine Tool Design and Research Conference, (1962) 129.
- (2) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論(第1報)―加工面創成曲線―, 精密機械 36, 2 (1970) 141-149.
- (3) 喜田 義宏, 井戸守, 秦茂城: 被削材除去過程における切りくずの観察(第1報)―砥粒切れ刃による被削材除去機構の研究―, 精密機械, 42, 2 (1976) 135-140.
- (4) JIS R 6111-1:2017, 研削といし用研削材の粒度―第1部: 粗粒.
- (5) 岡本純三, 中山景次, 佐藤昌夫: トライボロジー入門, 株式会社幸書房, (1990) 134.
- (6) 吉岡正人: 硬ぜい材料の単粒研削における削り残し現象, 砥粒加工学会誌, 40, 1 (1996) 26-31.
- (7) 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 研削時における砥粒挙動と工作物の弾性回復量の定量的評価, 砥粒加工学会誌, 55, 12 (2011) 723-728.
- (8) X.CHEN and W.B.ROWE: Analysis and simulation of the grinding process (2nd Report) - Mechanics of Grinding -, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 36, 8 (1996) 883.
- (9) T.YAMADA, H.YUGE, H.S.LEE, and K.MIURA: Experimental Evaluation of Grinding Mechanism in Micro Depth of Cut, Key Engineering Materials, 496, (2011) 110.
- (10) T.A.NGUYEN and D.L.BUTLER: Simulation of Surface Grinding Process (2nd Report) - Interaction of the Abrasive Grain with the Workpiece -, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 45, 11 (2005) 1329.
- (11) 山田高三, 李和樹: 砥粒支持剛性を用いた砥石の接触剛性の算出, 2016年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (2016) 124-125.
- (12) T.YAMADA, H.S.LEE and K.MIURA: Calculation of Static Contact Stiffness of Grinding Wheel by Means of Support Stiffness of Single Abrasive Grain, Proceedings of the 19th International Symposium on Abrasive Technology, (2016) 130.
- (13) 横川和彦: といしドレッシング条件が研削面形状精度におよぼす影響, 日本機械学会論文集(第3部), 34, 262 (1968) 1168-1182.

第6章

結 論

6.1 研究のまとめ

本研究では、大きくわけて2つの目的を設定した。1つ目は、ドレッシング条件の違いが砥石表面状態に及ぼす影響を定量的に評価するとともに、砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響を明らかにすることである。2つ目は、測定した砥石表面結果を用いて加工後の研削仕上面を予測することのできるシミュレータを試作し、加工後の研削仕上面を高精度に予測することである。

これらの目的を実現するために、まずは砥石表面を高精度かつ高能率に測定できる測定後焦点位置検出法という測定法を提案し、砥石表面測定装置の試作を行った。そして、この試作した装置を用いてドレッシング条件の異なる砥石表面を測定し、砥粒切れ刃密度や砥粒接触面積率、連続切れ刃間隔を算出することで、砥石表面状態の違いや研削特性に及ぼす影響を定量的に評価した。さらに、砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮し、研削仕上面を高精度に予測できるシミュレーションシステムを構築し、加工後の研削仕上面の予測方法を提案した。

そこで各章において、以下に示す主な成果を得ることができた。

- (1) 第1章では、研究の背景とこれまでの研究を通して、砥石の表面状態が研削仕上面粗さに大きな影響を及ぼすことと、砥石表面測定の重要性を明らかにした。また、研削仕上面を正確に予測するためには砥粒および工作物の弾塑性挙動の加味することの必要性についても明らかにした。このような背景より、砥石表面測定法の提案と砥石表面状態の定量的評価、砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮した研削仕上面の予測を目的としたことについて述べた。
- (2) 第2章では、砥石表面を高精度かつ高能率に測定することを目的に、点合焦輪郭曲線法を応用した測定後焦点位置検出法という測定法を提案した。この測定法は、合

焦輪郭曲線法における自動合焦を用いることなく砥石表面を高効率に測定する手法であり、その測定原理および試作した砥石表面測定装置について述べた。

- (3) 第3章では、試作した砥石表面測定装置の測定精度について検証するため、鋼球や遊離砥粒、砥石の測定を行った結果から、本測定装置の有効性を確認した。その結果、高精度に測定できる傾斜角には限界があるものの、これまでの研究より、砥石表面上の砥粒の傾斜角は 30° 程度であり、提案した本測定法では傾斜角 60° まで高精度に測定できたことから、砥石表面測定においては十分な測定精度を有していることが明らかとなった。また、材質や屈折率などが異なる遊離砥粒に対して、どれも高精度に測定できることが確認できた。最後に、砥石表面に光沢の多く測定の困難なビトリファイド砥石の表面形状を測定した結果、実画像と比べても高精度に測定できることを明らかにした。
- (4) 第4章では、ドレッシング条件としてドレッシングリードやドレッサの先端形状を変化させた砥石に対して、砥石表面状態の違いを定量的に評価した。さらに、砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響について検討した。その結果、測定した砥石表面結果から砥粒切れ刃密度や砥粒接触面積率、連続切れ刃間隔、1刃当たりの接触面積を算出することで、ドレッシング条件の違いが砥石表面状態に及ぼす影響を、ドレッサの砥石接触幅を考慮することで定量的に評価できることを明らかにした。また、研削仕上面粗さは算出した連続切れ刃間隔と、加工時の法線抵抗は1刃当たりの接触面積と同様の傾向にあることがわかり、同一の加工条件であれば砥石表面を測定することで、研削仕上面粗さや法線抵抗を予測することが可能であることがわかった。
- (5) 第5章では、砥粒および工作物の弾塑性挙動として、砥粒の弾性変位量と工作物の弾性回復量、工作物の掘り起こしを考慮した、仕上面創成シミュレータを試作した。そして、実測した砥石表面結果を用いてシミュレーションを行い、実研削とシミュレーションの断面形状および研削仕上面粗さを比較した。その結果、研削パス回数ごとの結果を比較したところ、実研削結果とシミュレーション結果は、工作物断面形状および研削仕上面粗さともに非常によく再現できていることが確認できた。ま

た、研削パス回数が増加するに従い、研削仕上面粗さが収束する様子が確認でき、スパークアウト研削回数の予測が可能であることがわかった。最後に、ドレッシンググリードの異なる砥石で研削した結果、各ドレッシンググリードにおいて実研削とシミュレーションの研削仕上面粗さが一致したことから、異なる砥石表面状態の砥石においても、本シミュレータにより研削仕上面粗さを予測できることを明らかにした。

6.2 今後の課題と展望

前節で総括したように、本研究では砥石表面状態の違いを定量的に評価し、砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響を明らかにした。また、砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮したシミュレータにより、研削仕上面を高精度に予測できることを明らかにした。ここで、本研究をさらに発展させ、より実用に近づけるための課題についてまとめると、下記のようなになる。

- (1) 本研究で試作した砥石表面測定装置は機外測定装置であり、砥石を測定する際には工作機械から砥石を取り外す必要がある。より実用性を求めるためには、砥石を取り外さずオンマシンで測定できるシステムを構築する必要がある。第2章でも触れたが、試作した測定装置の軸構成は一般的な工作機械と同じにしているため、現状のシステムと同じような測定システムを機上で再現することは比較的容易である。そのため、クーラントの飛散などの課題を解決することで、本システムを実際の工作機械に適用すれば、オンマシンでの測定が可能となると考えている。
- (2) 本研究では、ドレッシング条件とドレッサの砥石接触幅の関係が砥石表面状態に大きく影響を及ぼすことを明らかにした。しかし、今回の実験は同じ単石ダイヤモンドドレッサの結果であるため、例えば角柱ドレッサなどの異なる先端形状のドレッサで同様の実験を行うことで、幅広いドレッシング条件に適用できると考えられる。また、ドレッシング条件とドレッサの砥石接触幅の関係をより定量的に評価することが可能となれば、例えばドレッサの先端形状を測定するだけで、最適なドレッシ

ング条件の提案が可能となると考えられる。さらに、砥粒や粒度、結合剤の種類を変えて実験を行うことで、各種砥石の種類にも評価を広げることができ、ドレッシング条件をさらに定量的に評価できると考えている。

- (3) 砥石表面状態として、連続切れ刃間隔や1切れ刃当たりの接触面積が、研削仕上面粗さや加工時の法線抵抗に関係性があることを実験的に明らかにした。しかし、現状では砥石表面状態と研削特性に関係性があることを証明はできたものの、これまでの研究のように、理論式にて研削仕上面粗さを算出できる段階までは至っていない。そこで、加工条件を変化させた条件でさらに実験を行うことにより、これまでの理論式を参考に実際の砥石表面測定結果に基づいた理論式を構築できると考えている。
- (4) 砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮したシミュレータにより、研削仕上面を予測できたものの、例えば、研削における切残し量などの算出には至れていない。これは、本研究では研削仕上面粗さの予測を目的としており、研削仕上面粗さに大きな影響を及ぼさない砥石および工作物の熱膨張は考慮しなかった。これらの熱膨張量を考慮することで、切残し量などの評価にも本シミュレータを適用できると考えられ、より広い範囲の研削現象を本シミュレータにより予測することができるようになると考えている。

研究業績

学位論文と関連する投稿論文

1. 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 測定後高さ検出法を用いた砥石表面形状の測定に関する研究, 砥粒加工学会誌, 64, 3, (2020) 140-145.
2. 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 砥石表面の定量的評価とドレッシング条件の違いが研削特性に及ぼす影響, 日本機械学会論文集, 86, 892 (2020) DOI:10.1299/transjsme.20-00284.
3. Gen UCHIDA, Takazo YAMADA, Kouichi ICHIHARA, Makoto HARADA, Kohichi MIURA and Hwa-Soo LEE: Evaluation of Grinding Wheel Surface Shape on Difference Multiple Helical Dressing Condition, Int. J. Automation Technol., 15, 1 (2021) 57-64.
4. 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 砥粒および工作物の弾塑性挙動を考慮した研削仕上げ面の予測, 砥粒加工学会誌, (掲載可).

その他の投稿論文

1. 山田高三, 李和樹, 三浦浩一, 高橋正行, 内田元: 自公転式超仕上げ工具の試作と金型表面仕上げへの応用, 砥粒加工学会誌, 57, 7 (2013) 456-470.
2. 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹, 高後哲也, 後藤安司, 窪田朝徳: ばりの発生に着目した軟磁性材料切削時の工具寿命管理法について, 砥粒加工学会誌, 59, 7 (2015) 396-401.

学位論文と関連する Proceedings

1. Gen UCHIDA, Takazo YAMADA, Kohichi MIURA and Hwa-Soo LEE: Development of Measuring Device of Grinding Wheel Surface Shape by Means of Laser Probe Method, 6th Pacific-Asia Conference on Mechanical Engineering (PACME 2017), (Manila, PHILIPPINES), M-A3 03.
2. Gen UCHIDA, Takazo YAMADA, Kohichi MIURA and Hwa-Soo LEE: Measuring of Grinding Wheel Surface Shape by Means of Laser Probe Method, Proceedings of the 20th International Symposium on Advances in Abrasive Technology (ISAAT2017), (Okinawa, JAPAN), PP.926-931.
3. Gen UCHIDA, Takazo YAMADA, Kohichi MIURA and Hwa-Soo LEE: Measuring of Grinding Wheel Surface Shape by Means of Laser Probe and Evaluation of Cutting Edge Density, Proceedings of the 21st International Symposium on Advances in Abrasive Technology (ISAAT2018), (Toronto, CANADA), 41.
4. Gen UCHIDA, Takazo YAMADA and Kohichi MIURA: Evaluation of Grinding Wheel Surface Shape by Different Dressing Condition, Proceedings of the 8th International Conference of Asian Society for Precision Engineering and Nanotechnology (ASPEN 2019), (Matsue, JAPAN), C03.

5. Gen UCHIDA, Takazo YAMADA, Kohichi MIURA and Hwa-Soo LEE: Evaluation of Abrasive Distribution Using Measuring Device of Grinding Wheel Surface Shape in Before and After Dressings, Proceedings of the 21nd International Symposium on Advances in Abrasive Technology (ISAAT2019), (Shenzhen, CHAINA), PP022.

その他の Proceedings

1. Gen UCHIDA, Takazo YAMADA, Masayuki TAKAHASHI, Kohichi MIURA and Hwa-Soo LEE: Practical Application of Superfinishing for Flat Surfaces, 5th Pacific Asia Conference on Mechanical Engineering (PACME 2012), (Manila, PHILIPPINES).
2. Kiyokazu KOBAYASHI, Gen UCHIDA, Hwa-Soo LEE, Takazo YAMADA and Kohichi MIURA: Observation and Evaluation of Surfaces of Grinding Wheels by Means of a High Speed Camera, 6th Pacific-Asia Conference on Mechanical Engineering (PACME 2017), (Manila, PHILIPPINES), M-B5 01.
3. Kiyokazu KOBAYASHI, Gen UCHIDA, Hwa-Soo LEE, Takazo YAMADA and Kohichi MIURA: Observation and Evaluation of surfaces of grinding wheels by means of a high speed camera, Proceedings of the 20th International Symposium on Advances in Abrasive Technology (ISAAT2017), (Okinawa, JAPAN), PP.952-957.
4. Takazo YAMADA, Gen UCHIDA, Hwa-Soo LEE and Kohichi MIURA: Measuring of Thermal Expansion of Grinding Wheel by Means of Laser Displacement Sensor, Proceedings of the 21st International Symposium on Advances in Abrasive Technology (ISAAT2018), (Toronto, CANADA), 42.

学位論文と関連する口頭発表

1. 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 点合焦輪郭曲線法を応用した砥石表面形状の測定, 2017年度精密工学会秋季大会, 学術講演会, (2017) 309-310.
2. 今泉雄斗, 中田友満, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: レーザを用いた測定方式の違いによる砥石表面形状の測定, 2018年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.31-32.
3. 田中智寛, 水井優希, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: ドレッシング前後における砥石表面状態の違い, 2019年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.71-72.
4. 内田元, 岩崎佑太, 山田高三, 三浦浩一: 砥石表面形状測定によるドレッシング前後での砥粒分布の定量的評価, ABTEC2019 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, A20, PP41-42.
5. 内田元, 山田高三, 三浦浩一: 砥粒と工作物の弾性挙動を考慮した研削仕上げ性状の予測, 日本機械学会 第13回生産加工・工作機械部門講演会, 講演論文集, (2019) D32, 402-404.
6. 和田セイヤ, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 研削後の工作物仕上げ形状の予測, 2020年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-15, PP.29-30.
7. 目黒優太, 平田哲大, 岩崎佑太, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: ドレッシング条件と研削仕上げ面との定量的評価, 2020年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-17, PP.33-34.
8. 平田哲大, 目黒優太, 岩崎佑太, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 砥石表面状態

の違いが研削仕上げ面に及ぼす影響の定量的評価, 千葉県加工技術研究会, 第 22 回大学等委員による研究事例発表会.

9. 内田元, 岩崎佑太, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 単石ドレッサによるドレッシング条件の違いと砥石表面状態の定量的評価, ABTEC2020 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, B18, PP.110-111.
10. 岩崎佑太, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 単石ドレッサによるドレッシング条件の違いが砥石表面状態および研削加工に及ぼす影響, 令和 2 年度第 64 回日本大学理工学部学術講演会, K-3, PP.526-527.
11. 富山光二, 湯本秀道, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 仕上面創成シミュレータによる研削仕上面の予測, 2021 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-15, PP.29-30.
12. 守屋京香, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: ドレッサとオーバーラップ比の違いが研削抵抗と研削仕上面粗さに及ぼす影響, 2021 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-16, PP.31-32.
13. 石野和樹, 岩崎佑太, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: ドレッシング時のドレッサ抵抗が研削に及ぼす影響, 2021 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-17, PP.33-34.
14. 岩崎佑太, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 砥石表面形状測定を用いた最適ドレッシング条件の検討, 2021 年度精密工学会春季大会, 学術講演会講演論文集, B0606, PP.263-264.

その他の口頭発表

1. 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 超仕上げ加工法の平面加工への適用, 2012 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.45-47.
2. 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 自公転式超仕上げ工具の試作, 公益社団法人砥粒加工学会北陸信越地区部会 2012 年度研究・開発成果発表会, 講演論文集, PP.15-16.
3. 内田元, 三浦浩一, 山田高三, 李和樹, 高後哲也, 後藤安司, 窪田朝徳: 低炭素鋼の切削加工におけるバリの抑制, ABTEC2013 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, CD, B06.
4. 内田元, 三浦浩一, 山田高三, 李和樹, 高後哲也, 後藤安司, 窪田朝徳: 軟磁性材料における最適加工条件と工具寿命の検討, 平成 25 年度第 57 回日本大学理工学部学術講演会, K1-29, PP.787-788.
5. 渡邊智二, 笠倉淳, 内田元, 三浦浩一, 山田高三, 李和樹, 高後哲也, 後藤安司, 窪田朝徳: 軟磁性材料の切削時における工具摩耗とバリの発生に関する研究, 日本機械学会関東学生会第 53 回学生卒業研究発表講演会, CD 1110.
6. 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹, 高後哲也, 後藤安司, 窪田朝徳: 軟磁性材料における工具の違いがバリ発生に及ぼす影響, 第 16 回大学等委員による研究事例発表会.
7. 内田元, 三浦浩一, 山田高三, 李和樹, 高後哲也, 後藤安司, 窪田朝徳: 軟磁性材料におけるバリの発生を考慮した工具寿命と最適加工条件, 2014 年度精密工学会春季大会学術講演会, 学術講演論文集, J45, PP.775-776.

8. 内田元, 小林聖和, 平野育海, 桑原拓実, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 高速度カメラを用いた砥石表面状態の定量的評価, ABTEC2016 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, B27.
9. 小林聖和, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 高速度カメラを用いた砥石表面状態の観察および評価, 平成 29 年度第 61 回日本大学理工学部学術講演会, K1-32.
10. 岸野良亮, 下田竣也, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 研削条件の違いによる砥石熱膨張量の測定, 千葉県加工技術研究会, 第 20 回大学等委員による研究事例発表会, 発表番号 16.
11. 内田元, 小林聖和, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 高速度カメラを用いた砥石表面状態の管理手法の提案, 2018 年度精密工学会春季大会, 学術講演会, PP.87-88.
12. 下田竣也, 岸野良亮, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: レーザ変位計を用いた砥石熱膨張量の測定, 2018 年度精密工学会春季大会, 学生会員卒業研究発表講演会, PP.89-90.
13. 山本稔真, 鈴木誠人, 金徳宇, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 旋削時の工作物支持剛性が工作物の真円度に及ぼす影響について, 2018 年度精密工学会春季大会, 学生会員卒業研究発表講演会, PP.99-100.
14. 海沼和樹, 山崎寅太郎, 榊田優城, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 微細工具の機上創成とこれによる微細フライス加工の試み, 2018 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.25-26.
15. 桑原拓実, 平野育海, 小林聖和, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 高速度カメラを用いた砥石表面状態の判別, 2018 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.27-28.
16. 岸野良亮, 下田竣也, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 研削時における研削熱と研削油による砥石の熱変形, 2018 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.29-30.
17. 田中允, 山田高三, 高橋宏美, 向井良平, 内田元, 李和樹, 三浦浩一: レーザ変位計を用いた研削時の砥石熱膨張量の測定, ABTEC2018 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, A01.
18. 金徳宇, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 旋盤の心押台支持力の違いが工作物の形状に及ぼす影響, 2018 年度精密工学会秋季大会, 学術講演会, PP.164-165.
19. 平野育海, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 画像処理による砥石表面状態の観察と評価, 2018 年度精密工学会秋季大会, 学術講演会, PP.232-233.
20. 内田元, 山田高三, 平野育海, 季志楊, 山本峻人, 李和樹: 画像処理を用いた砥石表面状態の機上評価, 第 18 回国際工作機械技術者会議(IMEC2018), ポスターセッション.
21. 金徳宇, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 工作物支持力が工作物の振れ回りと真円度に及ぼす影響について, 平成 30 年度第 61 回日本大学理工学部学術講演会, K1-39, PP.865-866.
22. 岩崎佑太, 寺嶋慎司, 金徳宇, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 工作物支持力が工作物の振れ回りと真円度に及ぼす影響について, 2019 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.69-70.
23. 椿真斗, 藤野吾妻, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 機械学習による砥石異常の検出, 2019 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.73-74.

24. 田中允, 成澤龍, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 円筒研削時における砥石熱膨張量の測定, 2019 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.75-76.
25. 中島美穂, 高橋知樹, 内田元, 山田高三, 李和樹, 三浦浩一: 平面研削加工時における工作物切増し要因の検討, 2019 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, PP.77-78.
26. 平野育海, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 砥石投影画像を用いた砥石作業面上の切れ刃分布測定, ABTEC2019 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, A19, PP39-40.
27. 井下田雅斗, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 高橋宏美, 向井良平: 乾式研削時における砥石外周面形状の評価, ABTEC2019 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, A21, PP43-44.
28. 平野育海, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 高速度カメラを用いた砥石作業面上の切れ刃分布測定, 令和元年度第 63 回日本大学理工学部学術講演会, K-27, PP.727-728.
29. 飯村哲哉, 岩崎貴志, 椿真斗, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 平面研削加工時における砥石熱膨張量の検討, 2020 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-13, PP.25-26.
30. 打田享史, 持木紀哉, 井下田雅斗, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 乾式研削時における砥石熱膨張量が工作物除去量に及ぼす影響, 2020 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-14, PP.27-28.
31. 新田克希, 山本壮, 平野育海, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 高速度カメラを用いた砥石表面上の砥粒分布の測定, 2020 年度砥粒加工学会卒業研究発表会, 発表論文集, P-16, PP.31-32.
32. 平野育海, 内田元, 李和樹, 山田高三, 三浦浩一: 高速度カメラを用いた砥石作業面上の砥粒分布測定の提案, 2018 年度精密工学会春季大会, 学術講演会.
33. 椿真斗, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 平面研削時の砥石熱膨張量が切残し量に及ぼす影響, ABTEC2020 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, B19, PP.112-113.
34. 井下田雅斗, 山田高三, 内田元, 三浦浩一, 李和樹, 高橋宏美, 向井良平: 乾式円筒研削における砥石の熱膨張量, ABTEC2020 砥粒加工学会学術講演会, 講演論文集, B20, PP.114-115.
35. 井下田雅斗, 山田高三, 内田元, 三浦浩一, 李和樹, 向井良平, 高橋宏美: 円筒研削での砥石熱膨張量が工作物除去量に及ぼす影響, 令和 2 年度第 64 回日本大学理工学部学術講演会, K-4, PP.528-529.
36. 椿真斗, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 平面研削時における結合剤の違いが砥石熱膨張量に及ぼす影響, 令和 2 年度第 64 回日本大学理工学部学術講演会, K-5, PP.530-531.
37. 椿真斗, 内田元, 山田高三, 三浦浩一, 李和樹: 平面研削加工時における研削痕深さに影響を及ぼす要因の検討, 千葉県加工技術研究会, 第 23 回大学等委員による研究事例発表会, 発表番号 13.
38. 井下田雅斗, 内田元, 山田高三, 高橋宏美, 向井良平, 三浦浩一, 李和樹: 円筒研削時における砥石膨張量が工作物除去量に及ぼす影響, 2021 年度精密工学会春季大会, 学術講演会講演論文集, B0603, PP.257-258.

謝 辞

本論文は、筆者が2017年4月に本学理工学部機械工学科に助手として着任して以来、4年間の主研究テーマである「砥石表面の定量的評価と研削仕上面の予測に関する研究」の成果をまとめたものです。本論文をまとめるにあたり、多くの方々からご支援とご助力を賜りました。

本論文の主査を担当していただきました本学 山田高三 教授におかれましては、本学に助手として着任すると同時に本論文のテーマをいただくことができたおかげで、論文をまとめることができました。研究の進め方や論文の執筆、大学業務に至るまで、いつも懇切丁寧にご指導いただきましたことを深く感謝しております。また、筆者が学生時代のときからも山田教授には多くのご指導ご鞭撻を賜りました。現職に着任できこのような論文をまとめることができたのも、学生時代より厳しくも温かくご指導いただいたおかげでございます。ここに改めまして心より感謝申し上げます。

本論文の副査を担当していただきました本学 李和樹 特任教授におかれましては、本論文を詳細にご査読いただくとともに、数々のご指導ならびにご助言を賜りました。また、筆者が学生時代のときよりいつも温かい眼差しで見守っていただき、また多くの励ましのお言葉をいただきました。このように本論文をまとめることができましたのも、李特任教授のおかげであると心より感謝しております。謹んで御礼申し上げます。

同じく、副査を担当していただきました本学短期大学部 三浦浩一 教授におかれましては、短期大学部での多忙な業務のなか本論文をご査読いただきました。また、いつも筆者のことを気にかけてくださり、とても感謝しております。謹んで御礼申し上げます。

また、副査を担当していただきました本学 星野倫彦 教授におかれましては、ご多忙にもかかわらず本論文をご査読いただきました。そして、砥石表面の定量的評価の妥当性に関する貴重なご指摘を賜ることができ、本論文の論法を高めることができました。厚く御礼申し上げます。

三鷹光器株式会社の方々におかれましては、測定ユニットである点合焦ユニットの改良など多大な技術的ご支援を賜りました。とくに同社 三浦勝弘様におかれましては、多くの技術的アドバイスを賜りましたおかげで、新しい砥石測定法の実用に漕ぎつけることができました。改めまして深く感謝の意を表します。

住友重機械工業株式会社 市原浩一様、原田真様におかれましては、共同研究を通じて砥石表面状態の評価方法につきましての多大なご助力を賜りました。謹んで感謝申し上げます。

本研究を進めるにあたり、多くの学生より献身的なご協力をいただきました。中田友満君、今泉雄斗君(2017年度卒研究生)、田中智寛君、水井優希君(2018年度卒研究生)におかれましては、本研究の基盤にあたる砥石測定に関する研究を熱心に行っていただいたおかげで、新しい砥石測定法を構築することができました。また、岩崎佑太君(2019～2020年度修士課程)、平田哲大君、目黒優太君(2019年度卒研究生)、守屋京香さん、石野和樹君(2020年度卒研究生)におかれましては、砥石表面状態の定量的評価に関して、とても手間のかかる実験を真剣に行っていただきました。さらに、和田セイヤ君(2019年度卒研究生)、富山光二君、湯本秀道君(2020年度卒研究生)におかれましては、仕上面創成シミュレータの作成やシミュレーションに関する実験を一生懸命に取り組んでいただきました。他にも多くの学生のおかげで円滑に研究を進めることができました。謹んで御礼申し上げます。

本研究を推進するうえで、多くの方々よりご支援をいただきました。本学 工作技術センターの方々には、砥石表面測定装置や各種治具の製作にご協力いただきました。改めまして感謝申し上げます。

株式会社協栄商会 大泉清 代表取締役には、砥石表面測定装置の主要部品や砥石など本研究を遂行するために欠かせない品々の手配にご協力いただきました。改めまして深く感謝の意を表します。

筆者の前職である牧野プライス精機株式会社の方々におかれましては、3年という短い時間でしたが、貴社にて大変貴重な経験をさせていただきました。また、貴社を退職する際にも温かく見送っていただけたばかりか、退社後は砥粒の先端半径の測定など本論文をまとめるにあたり多大なご支援を賜りました。心より感謝申し上げます。

以上申し上げてきましたように、本論文をまとめるにあたり大変多くの方々からの多大なるご支援とご助力をいただきました。改めまして皆様方に厚く御礼申し上げます。

最後に私事ではありますが、筆者が幼少のときよりお世話になっております剛柔流空手道成心会の皆様方、これまで何不自由なく育てていただいた両親、いつも陰ながら私のことを支え続けてくれた妻 美月に、心から感謝の意を表します。

新型コロナが終息することを願いつつ 春の訪れを感じる研究室にて。

2021年3月

内田元