

# 切れ刃トランケーション量の最適設計に基づく 硬脆材料の延性モード研削

課題番号 12650105

平成12年度～平成13年度科学研究費補助金（基盤研究(C)(2)）

研究成果報告書



00008668503

平成15年3月

研究代表者 田牧 純一

(北見工業大学工学部 教授)

532

Ta 78

00008668503

北見工業大学

官庁刊行物

## 切れ刃トランケーション量の最適設計に基づく硬脆材料の延性モード研削

課題番号 12650105

平成 12 年度～平成 13 年度科学研究費補助金（基盤研究(C)(2)）

平成 15 年 3 月

## 1. はしがき

光学ガラスの延性モード研削加工を達成するための手段として、メタルボンドダイヤモンドホイールの切れ刃先端をホイール作業面に揃えるトランケーション法に注目している。トランケーションの効果として極微粒の研削ホイールを使用することなく砥粒切込み深さを延性変形領域まで追い込めるという点、切れ刃逃げ面と工作物の接触領域に作用する静水圧が光学ガラスに発生するクラックの発展を抑えるという点が期待される。

本研究では光学ガラスの延性モード研削に具備すべきトランケーションの最適条件を獲得することを目的として次の課題を遂行している。

まず初めにダイヤモンド砥粒の立体形状を走査型レーザ顕微鏡で測定し、切れ刃のモデル化と形状の特性化を行う。次に、走査型レーザ顕微鏡で予め切れ刃形状を測定した単結晶ダイヤモンド砥粒を用いて光学ガラスの単粒研削実験を行い、延性モード加工から脆性モード加工に移行する臨界切込み量を測定する。これらの情報を用いてトランケーションを施したホイールによる研削シミュレーションを行い、最大砥粒切込み深さを臨界切込み量以下にするために設定すべきホイール仕様、研削条件とトランケーション量の関係を明らかにする。

次の段階として、トランケーション技術を開発する。すなわち、切れ刃トランケーションの前工程として、メタルボンドダイヤモンドホイールの精密ツルージングとドレッシングを同時に行うことのできる包絡線創成ツルージング・ドレッシング法を開発している。現在、各種仕様のメタルボンドホイールに対してトランケーション量の定量的評価と研削抵抗に及ぼす影響を検討中である。

## 研究組織

研究代表者：田牧純一（北見工業大学 工学部 教授）

研究分担者：久保明彦（北見工業大学 工学部 助手）

## 交付決定額（配分額）

（金額単位：千円）

|          | 直接経費    | 間接経費 | 合計      |
|----------|---------|------|---------|
| 平成 12 年度 | 1 0 0 0 | 0    | 1 0 0 0 |
| 平成 13 年度 | 9 0 0   | 0    | 9 0 0   |
| 総計       | 1 9 0 0 | 0    | 1 9 0 0 |

## 研究発表

### (1) 学会誌等

- 1) 謝晋, 久保明彦, 田牧純一: 包絡線創成法による平面研削用メタルボンドダイヤモンドホイールの精密ツルーイング, 砥粒加工学会誌, 46-10, 2002年10月1日
- 2) T. Mahmoud, J. Tamaki and J. Yan: Three-Dimensional Shape Modeling of Diamond Abrasive Grains Measured by a Scanning Laser Microscope, Key Engineering Materials, 238~239, 2003年(発表予定)

### (2) 口頭発表

- 1) 齋藤紀行, 鈴木茂人, タمامマハムード, 久保明彦, 田牧純一: レーザ顕微鏡によるダイヤモンドホイールトポグラフィの測定 —ウェーブレット法によるスパイク雑音の除去—, 砥粒加工学会学術講演会, 2000年9月13日
- 2) タمامマハムード, 田牧純一, 齋藤紀行, 久保明彦, 鈴木茂人: レーザビームプローブによるダイヤモンド砥粒形状の測定, 精密工学会春季大会学術講演会, 2001年3月28日
- 3) T. Mahmoud, J. Tamaki, S. Suzuki and T. Iyama: Measurement of Three-Dimensional Shape of Abrasive Grain by Means of Laser Beam Microscope, Advances in Abrasive Technology 4, 2001年11月6日
- 4) 齋藤紀行, 鈴木茂人, タمامマハムード, 田牧純一: レーザ顕微鏡によるダイヤモンドホイールトポグラフィの測定(続報) —ウェーブレット法によるスパイク雑音の除去—, 砥粒加工学会学術講演会, 2001年9月15日
- 5) 謝晋, 田牧純一, 久保明彦, 成田潔, 井山俊郎: 傾斜カップツルアを用いた超砥粒幅広ホイールの創成ツルーイング, 精密工学会秋季大会学術講演会, 2001年9月22日
- 6) 田牧純一, 久保明彦, 謝晋, 井山俊郎: 微粒メタルボンドダイヤモンドホイールの精密ツルーイングと脆性材料の延性モード研削への適用, 日本機械学会第3回生産加工・工作機械部門講演会, 2001年11月21日
- 7) マハムードタمام, 田牧純一, 閻紀旺, 久保明彦: レーザプローブによるダイヤモンド砥粒形状の測定(第2報) 立体形状の自動構築, 精密工学会春季大会学術講演会, 2002年3月29日
- 8) J. Tamaki, A. Kubo, J. Xie, J. Yan and T. Iyama: Precision Truing of Superabrasive Grinding Wheel by Means of an Envelope Generation Method, Proceedings of the Third Euspen International Conference, 2002年5月26日
- 9) 平面研削用ホイールに対する包絡線創成ツルーイングの計算機シミュレーション, 田牧純一, 久保明彦, 閻紀旺, 砥粒加工学会学術講演会, 2002年9月11日

## 2. 走査型レーザ顕微鏡を用いたダイヤモンド砥粒切れ刃の立体形状の測定

### 2. 1 緒 言

研削加工は不規則な配列と形状を有する多数の砥粒切れ刃による微小切削加工であるから、研削現象を理解するためには砥石作業面上に存在する砥粒切れ刃の位置と形状を測定することが重要である。特に、切れ刃形状は砥粒切削機構の理論解析<sup>1)</sup>における砥粒切れ刃のモデル化、あるいは単粒切削実験に使用する模擬工具<sup>2)</sup>を選択する際に必要不可欠な情報である。

本研究では、硬脆材料の精密研削に使用される単結晶ダイヤモンド砥粒に注目している。単結晶ダイヤモンド砥粒は普通砥粒に比べて研削の進行に伴う切れ刃形状の不確定的変化が少なく摩滅摩耗の進行も遅いため、ドレッシング直後の切れ刃形状が研削性能を大きく支配すること、言い換えれば、ドレッシング後の切れ刃情報を用いて研削現象の解析的予測が可能であろうと考えるからである。

さて、砥粒切れ刃の立体形状を定量的に測定できる有効な手段として三次元触針法があげられるが、ダイヤモンド触針<sup>3)</sup>あるいはレーザ変位計<sup>4)</sup>を用いる場合、ダイヤモンド砥粒の立体形状を視覚的に確認することができないため、切れ刃形状の定義に曖昧性が生じる。複数の二次電子検出器を内蔵したSEMを用いて立体的情報を得る手段もあるが、Au等のコーティングが必要であり、試料の大きさに制限がある。

このような制限を受けずに大気中での観察が可能であり高さ情報を提供する装置として走査型レーザ顕微鏡(SLM)<sup>5)</sup>がある。しかしながら、SLMはその測定原理上、試料の急傾斜部にノイズが発生するという欠点を内在しているため<sup>6)</sup>、多面体で構成されるダイヤモンド砥粒切れ刃を測定する場合にはダイヤモンド砥粒に適したノイズ除去対策が必要となる。

本研究の目的は、単結晶ダイヤモンド砥粒切れ刃の研削機構を理解するための一助として、砥粒切れ刃の立体形状をSLMで自動測定する手法を構築することにある。

### 2. 2 測定装置と方法

測定に使用した走査型レーザ顕微鏡(SLM)は、AO 偏向素子とガルバノミラーを介して試料面を二次元走査する共焦点反射型光学系のレーザ顕微鏡（レーザテック(株)製、1LM15W）である。100 倍の対物レンズを搭載した場合の視野は  $120 \times 90 \mu\text{m}^2$  である。PC で処理する画像フレームの大きさは  $320 \times 240 \text{ pixel}^2$  であるから 1 pixel は  $0.375 \mu\text{m}$  に相当する。

測定条件を表 2. 1 に示す。測定対象である単結晶ダイヤモンド砥粒は急峻な斜面を有している。この斜面部に発生するノイズをできるだけ小さくするため、試料台の上昇時間（測定時間）を長くし、走査速度を最小値（通常の 1/16）に設定した<sup>7)</sup>。高さ方向の測定分解能は試料台の上下移動量を 8 ビット（255 値）に離散化した値で与えられる。例えば、上下移動量を後述する SD270 ダイヤモンド砥粒の公称径である  $50 \mu\text{m}$  に設定すると、高さ方向の分解能は  $0.196 \mu\text{m}$  となる。

測定試料は、カップ型 SD270 メタルボンドダイヤモンドホイールに接触放電ドレッシングを施し、ボンド面からダイヤモンド砥粒を突出させることによって作成した。

ドレッシング条件を表 2. 2 に示す。ドレッシング後のダイヤモンドホイールを所定の寸

法(幅 10 mm×長さ 30 mm)に切断して SLM の試料台に搭載し、ダイヤモンド砥粒を観察した。SLM 試料台に対するホイール作業面の傾斜角は X,Y 軸方向に対して、それぞれ 0.2° , 0.1° であった。この設定誤差を考慮して後述する砥粒切れ刃角の最小表示単位を 1° に設定した。

表 2. 1 測定条件

|        |   |
|--------|---|
| 光学顕微鏡  | ニコン製 オプチフォト 150                                 |
| 観察視野   | 120×90 μm <sup>2</sup> (対物レンズ 100 倍)<br>NA 0.95 |
| レーザ顕微鏡 | レーザテック(株)製 1LM15W                               |
| レーザ光源  | He-Ne(632.8 nm), 出力 1.5 mW                      |
| 解像度    | X,Y 方向 300 nm, Z 方向 10 nm                       |
| 測定条件   | Z 方向試料移動時間 80 s<br>走査速度 1/16 (Normal 値 1)       |

表 2. 2 ドレッシング条件

|          |  |
|----------|--|
| 研削ホイール   | 6A2 型, 外径 125 mm, 幅 12 mm<br>SD270N100M (ブロンズ系)                                      |
| 放電電極     | 櫛刃型回転電極, 黄銅(C2801P)<br>外径 70 mm, 幅 10 mm<br>櫛刃幅 1mm, 櫛刃間隔 1mm                        |
| ドレッシング条件 | ホイール回転数 2690 rpm<br>電極回転数 330 rpm<br>プランジ速度 0.07 μm/rev<br>無負荷電圧 30 VDC<br>水溶性研削油剤使用 |

### 2. 3 測定結果

図 2.1 は、ダイヤモンド砥粒を俯角 25° で手前から観察した SEM 写真である。この砥粒の場合、ホイール作業面がレーザ顕微鏡の試料台に対して水平に設置されていることを確認するために研削加工によって意図的に摩滅面を形成させている。図中手前の黒っぽい部分が摩滅面である。

図 2.2 は、同一砥粒を SLM で観察し、その高さ情報を図 2. 1 と同じ方向から俯瞰した図である。急峻な斜面で構成される砥粒側面にノイズが多数発生しているが、これは SLM 測定では避けることのできない現象である。また、砥粒先端の摩滅平坦部にもノイズが発生している。これは摩滅部の光反射率が一定でないために発生するものである。

図 2.3 は、図 2.2 に示す SLM 画像からノイズを除去するために多項式結合法 (Savitzky-Golay 法)<sup>8)</sup>で平滑化処理を行った結果である。スパイクノイズは除去されているが、クラスタ化したノイズは除去されず、特に砥粒背面に多く残っている。一方、平滑化のため

の窓領域を大きくすると、砥粒を構成する稜線を検出することができず、砥粒本来の形状が失われてしまう。

以上の結果より、SLM 画像から砥粒形状を構築するためには、クラスタ化したノイズを検出し、その部分の形状修復を行う作業が不可欠であることがわかる。

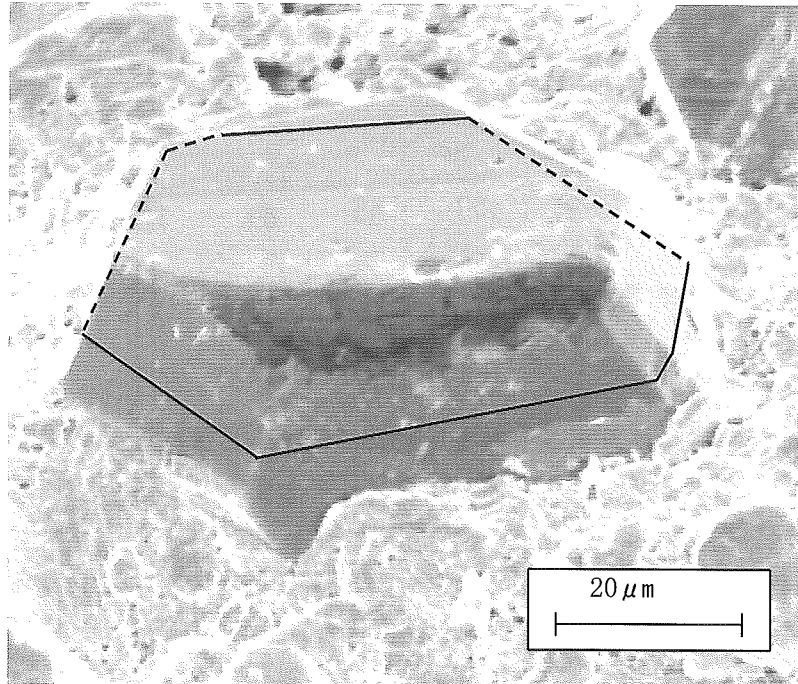


図 2.1 ダイヤモンド砥粒(SD270)の SEM 画像

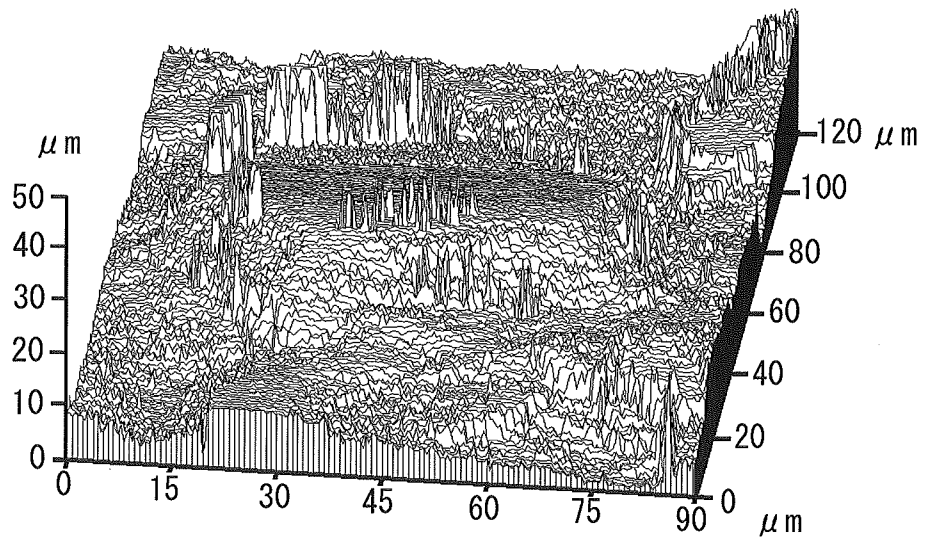


図 2.2 走査型レーザー顕微鏡による測定結果

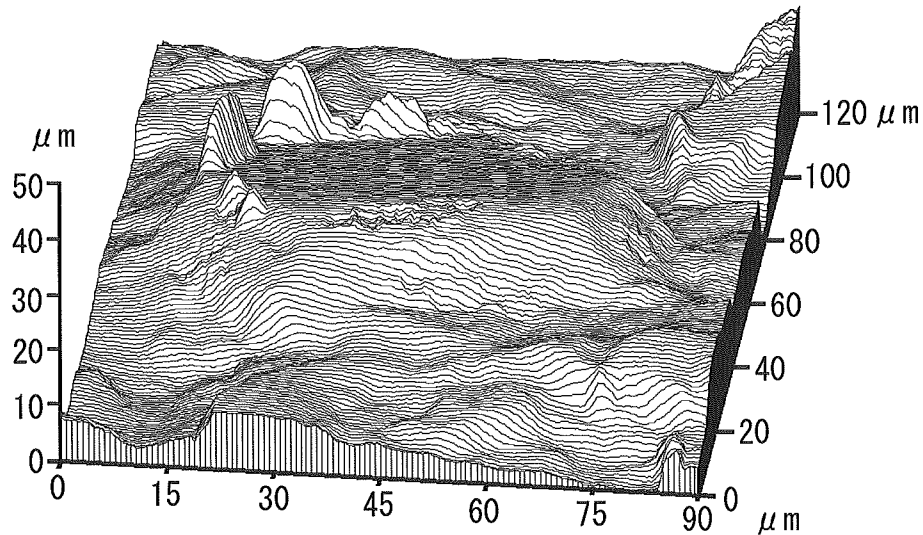


図 2.3 多項式結合法による平滑化処理（窓領域 25×25）

#### 2.4 砥粒形状の構築

SLM 画像から得られる高さ情報を自動的に処理する流れを図 2.4 に示す. 処理プロセスは, SLM 画像からクラスタノイズとスパイクノイズを分離し, スパイクノイズの除去とクラスタノイズ部の修復を行う前半部（ノイズ除去）と, 砥粒切れ刃の形状モデリングを行い切れ刃稜線を検出する後半部（モデル化）で構成される. クラスタノイズ部の修復は, 平滑化によってスパイクノイズを除去した画像データを参照値とするパッチング処理により行われる. PentiumIII(667 MHz)の PC に Visual Basic 5 を搭載した場合, この自動処理プロセスに要する時間は約 40s である. 以下にその手順を示す.

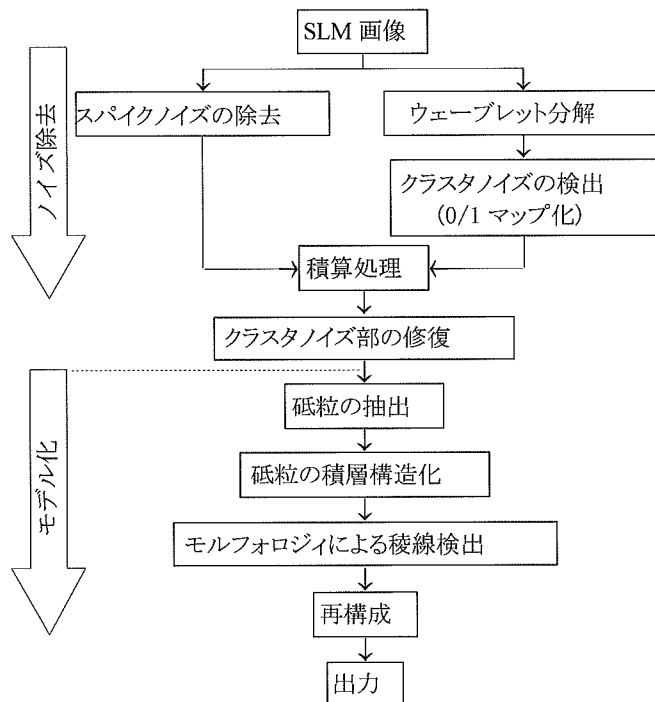


図 2.4 砥粒形状構築の流れ図



### 2.4.1 クラスタノイズの検出

クラスタノイズの存在領域を検出するための前段階として、SLM 画像のウェーブレット変換を行い高周波成分の存在領域を求めた。ウェーブレット分解のレベルを  $n$  とすると、それぞれのレベルにおける分解能は  $2^n$  pixel で与えられる。SLM 画像 1 pixel の大きさは  $0.375 \mu\text{m}$  であるから、レベル 1 における分解能は  $0.75 \mu\text{m}$ 、レベル 6 における分解能は  $24 \mu\text{m}$  となる。レベル 7 までウェーブレット分解を展開すると分解能は  $48 \mu\text{m}$  となり、測定試料である SD270 砥粒の公称径 ( $50 \mu\text{m}$ ) とほぼ等しくなる。本研究における観察対象は個々のダイヤモンド砥粒であるから、分解レベルは 6 で十分であると判断した。

図 2.5 は、図 2.2 に示す SLM 画像のウェーブレット係数  $w$  を Harr の関数を用いてレベル 1 から 6 まで計算した結果である。ウェーブレット係数  $w$  の絶対値が大きいほど高周波成分が強く存在することを意味し、この砥粒の場合、ウェーブレット係数  $w$  の最大値は 93.7、最小値は -91.4 となる。

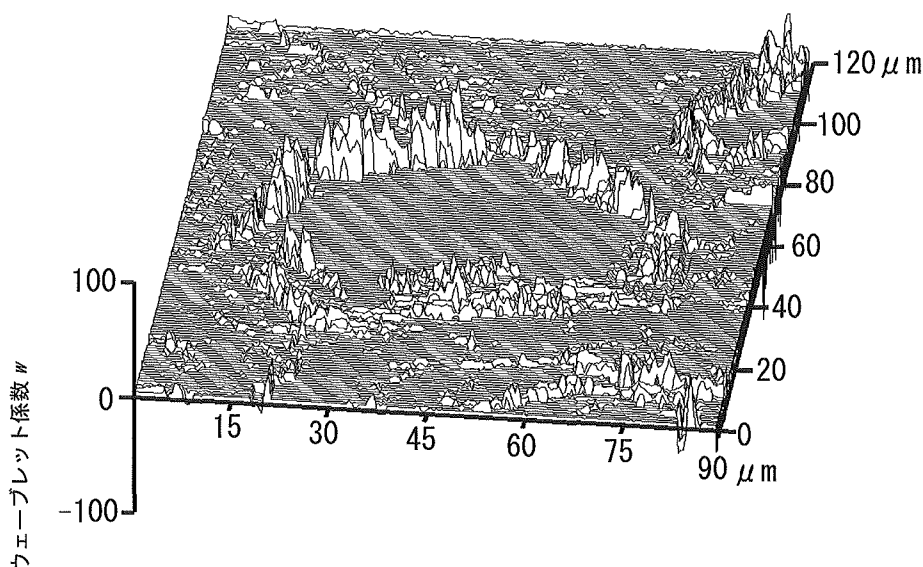


図 2.5 ウェーブレット法による高周波成分の抽出

さて、図 2.5 に示す高周波成分からクラスタノイズを抽出するためには、クラスタノイズであると判断するための閾値を決定しなければならない。そこで、ウェーブレット係数  $w$  の絶対値  $|w|$  が  $h$  以上 ( $|w| \geq h$ ) となる場合をクラスタノイズと定義し、 $h$  をパラメータとしてクラスタノイズの存在マップを求めた。

図 2.6 にその結果を示す。図中の黒い部分にノイズが存在することを意味し、マップ上では 0 という値を持つ。白い部分はノイズレスの部分であり、1 という値を持つ。閾値  $h$  を設定することによってノイズはクラスタ化するが (図 2.6 (a)),  $h$  の値が大きくなりすぎるとノイズと判断される部分が減少するためクラスタの崩壊が観察される (図 2.6 (b)). この現象を定量的に考察するために、クラスタノイズ存在マップ中に占めるノイズの面積率  $A$  とクラスタの総数  $N$  を計算し、閾値  $h$  に対してプロットした。

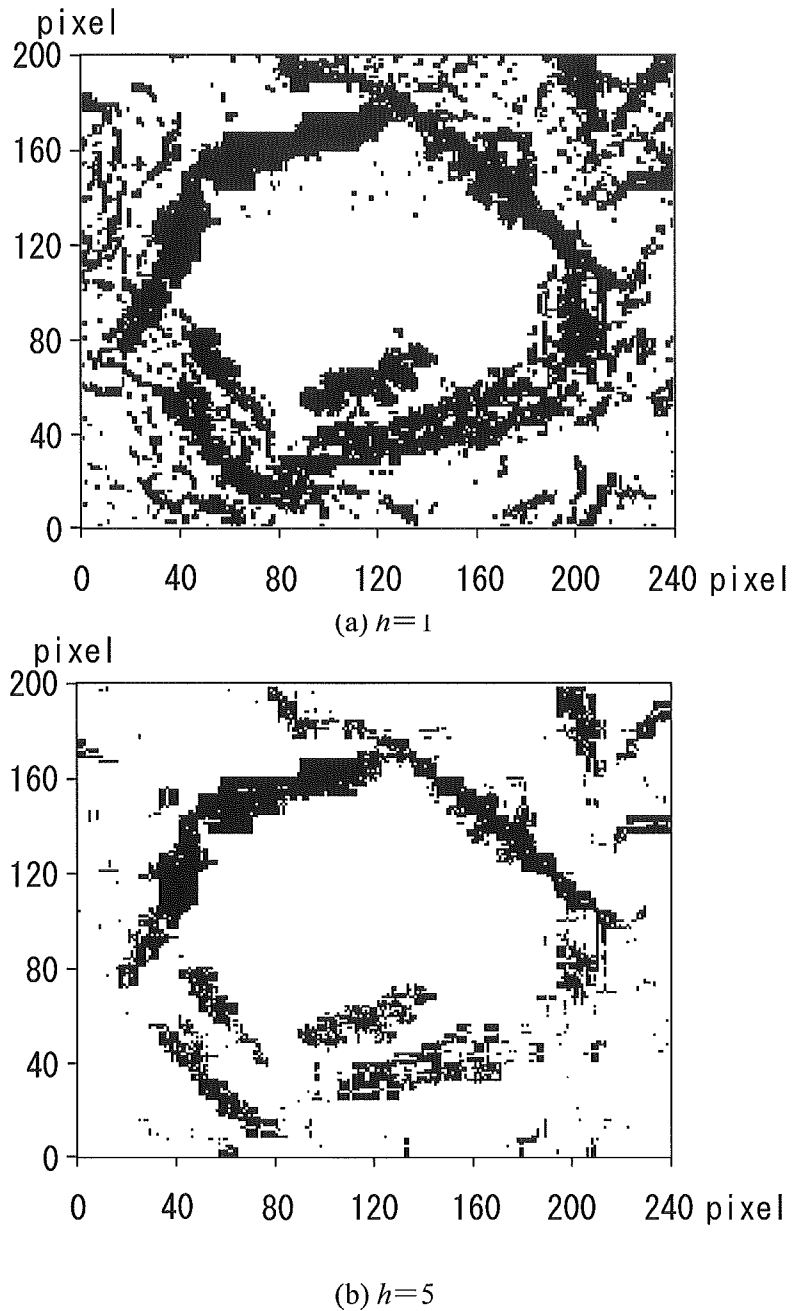


図 2.6 クラスタノイズ存在マップの例

図 2.7 にその結果を示す. 図より, ノイズ面積率  $A$  の減少傾向は閾値が  $h=1$  を超えると緩慢となり, ノイズのクラスタ化が達成されることがわかる. また, クラスタ総数  $N$  は閾値が  $h=4$  を超えると減少し始め, クラスタの崩壊が進行することがわかる. この結果より, 閾値の適正值として  $1 \leq h \leq 4$  が得られる. 本研究では, クラスタノイズを検出する閾値として,  $h=1$  を採用した. すなわち, 注目している砥粒の場合, クラスタノイズ存在マップとして図 2.6(a)を採用した.

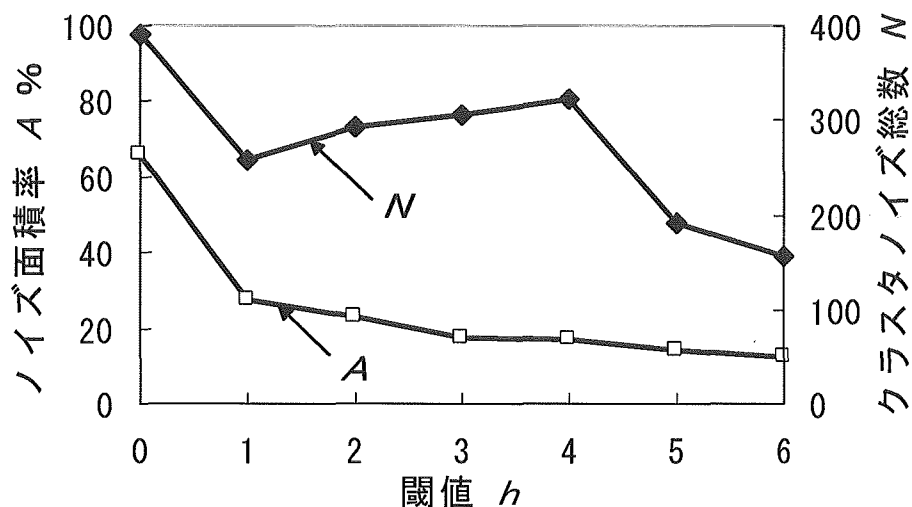


図 2.7 ノイズのクラスタ化におよぼす閾値の影響

ところで、図 2.6 (a)を詳細に観察すると、データ領域(白領域)内に分散して存在する小さな面積のクラスタノイズが認められる。また、クラスタノイズ領域(黒領域)に注目すると、小さな面積のデータ領域(白領域)が分散して存在している。これらの分散した小さな面積の領域を削除してクラスタノイズを集合化するため、次の処理を行った。

すなわち、図 2.6 (a)に示すクラスタノイズ存在マップからノイズ領域およびデータ領域の面積分布を求め、それぞれの平均値を閾値に用いた。図 2.6 (a)の場合、クラスタノイズの平均面積は  $S_b=52 \text{ pixel}^2$  であるから、この値以下の面積を有するノイズ領域をクラスタノイズから除外した。また、データ領域の平均面積は  $S_w=137 \text{ pixel}^2$  であるから、この値以下の面積を有するデータ領域をクラスタノイズに包含した。

図 2.8 は、以上の処理によって求めた最終的なクラスタノイズ存在マップである。

図 2.6 (a)と比較するとクラスタノイズの分離が明確になされていることがわかる。また、クラスタノイズ領域は大きな塊に成長している。クラスタノイズ領域すなわち形状修復領域が大きくなると修復パッチが大きくなるため、平滑な面で形状を修復することができる。なお、図 2.8 からデータ領域の最小面積を計算すると  $S_w=173 \text{ pixel}^2$  という値が得られる。

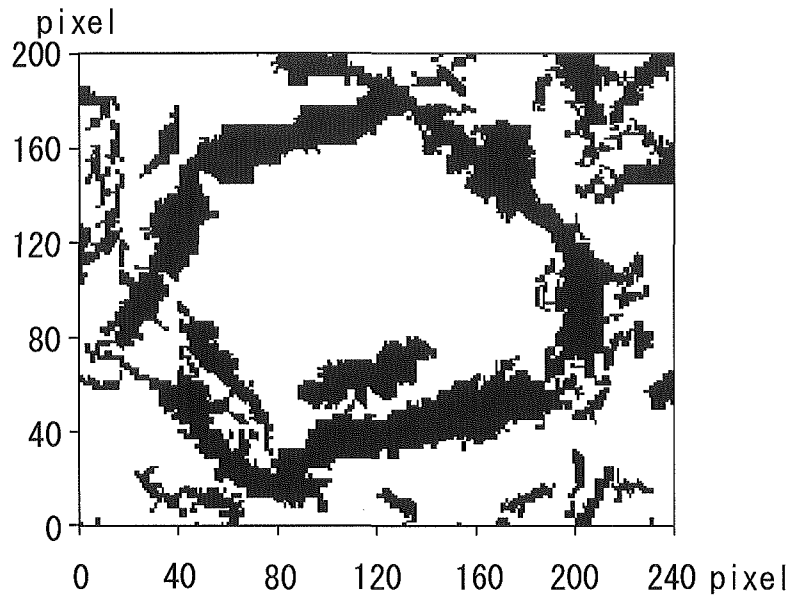


図 2.8 クラスタノイズの存在マップ（修正後）

#### 2.4.2 スパイクノイズの除去

高さ情報を失ったクラスタノイズ部分の形状を再現するためには修復のための参照データが必要となる。そのためには原データからスパイクノイズを除去し砥粒形状に関する情報を抽出しなければならない。この作業を行うために多項式結合法による SLM 画像の平滑化を行った。クラスタノイズの影響を排除しスパイクノイズだけを除去するためには、窓領域をあまり大きくすることは好ましくない。そこで、前節の処理により得られたデータ領域の最小面積( $S_w=173 \text{ pixel}^2$ )で与えられる正方形よりも一回り小さい窓領域( $11 \times 11 \text{ pixel}^2$ )を設定した。この処理によって平滑化した SLM 画像と図 2.8 で求めたクラスタノイズ存在マップを積算することにより、クラスタノイズ部分だけが 0 という値を持つ高さ情報を得ることができる。

#### 2.4.3 クラスタノイズ部分の修復

クラスタノイズ部分の任意点  $(x, y)$  における高さ  $p(x, y)$  を求めるために、注目点の周辺の 8 方向 ( $X, Y$  方向および対角線方向) に存在する高さデータ  $p_i$  ( $i=1,8$ ) とその平均値  $\bar{p}_i$  , 4 方向における線形補間値  $p_j$  ( $j=1,4$ ) とその平均値  $\bar{p}_j$  の計 14 個の中央値を求め、その値を高さ  $p(x, y)$  として採用した。

図 2.9 は、形状修復後のダイヤモンド砥粒を鳥瞰図で示した結果である。図 2.3 に示す結果と比較すると、クラスタ化したノイズが除去されており、形状修復処理の有効性を確認できる。

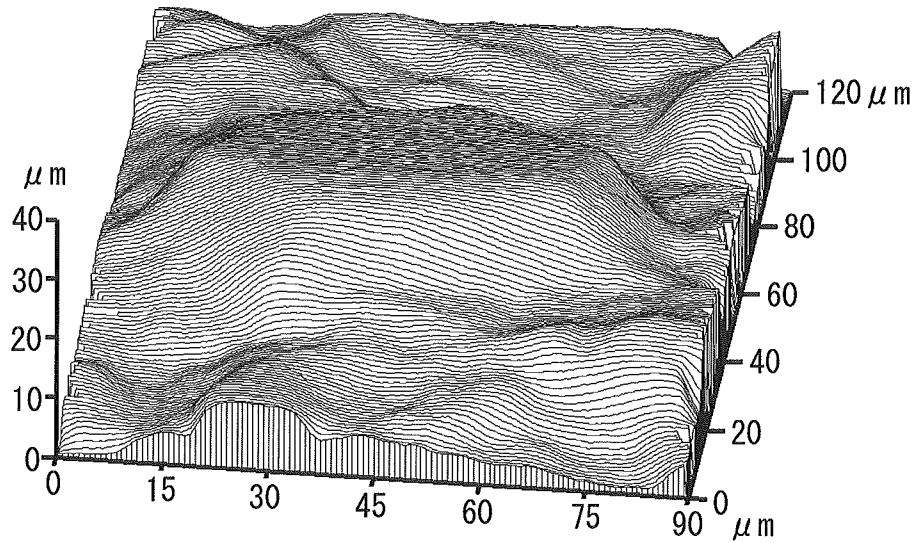


図 2.9 形状修復後の SD270 砥粒

#### 2.4.4 切れ刃形状のモデリング

切れ刃形状モデリングの目的は、SEM 観察結果に示すように、ダイヤモンド砥粒を明確な稜線を有する多面体として再現することにある。そのためには、高周波成分の除去と砥粒切れ刃稜の検出、形状の再構築という一連の処理が必要となる。この処理をモルフォロジィにおけるクロージング<sup>9)</sup>によって行った。

図 2.10 にその手法を示す。

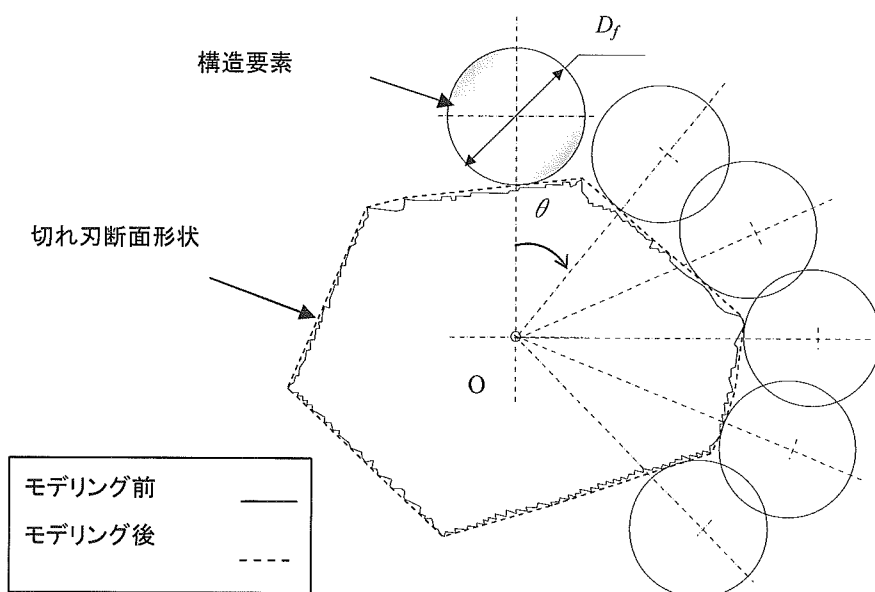


図 2.10 モルフォロジィによる形状モデリング

クロージングの対象となる切れ刃形状は、形状修復後のダイヤモンド砥粒を一定の高さ間隔で切断し同一の厚みを有する積層構造に変換することによって与えた。積層化したそれぞれの切れ刃断面形状を直径  $D_f$  の円 (構造要素) と接触させ、構造要素と切れ刃断面形状の接触点を追跡することによりモデリング後の形状が作成される。構造要素の公転角  $\theta$  を定義するための原点  $O$  は、切れ刃断面形状の重心に設定した。なお、クロージングの厳密な定義によれば構造要素である円の一部でモデリング後の形状が作成されるが、本手法では、構造要素と切れ刃断面形状の接触点を直線で連結することによってモデリング後の形状を作成した。構造要素の直径が無限大の場合、両者の結果は一致する。

図 2.11 は、形状モデリング特性に及ぼす構造要素の直径  $D_f$  の影響を断面積変化率、周囲長変化率、頂点数変化率で評価した結果である。構造要素の大きさがダイヤモンド砥粒の公称径  $50 \mu\text{m}$  を超えるといずれの評価値とも一定値に落ち着いている。例えば図 2.10 に示す形状の場合、形状モデリング前の頂点数は 283 個であるが、直径無限大の円 (平板) でクロージングを行った後の頂点数は 11 に減少する。この形状を図 2.1 に示した SEM 画像に重ね合わせると、SEM 画像上で巨視的に観察される稜線の位置と形状モデリング後の頂点の位置はほぼ一致している。形状モデリング後の頂点数が巨視的に観察される値よりも多くなるのは、凸部をその大きさに関わらずすべて有意とみなしているからである。以上の結果より、形状モデリングのための構造要素として平板を採用した。

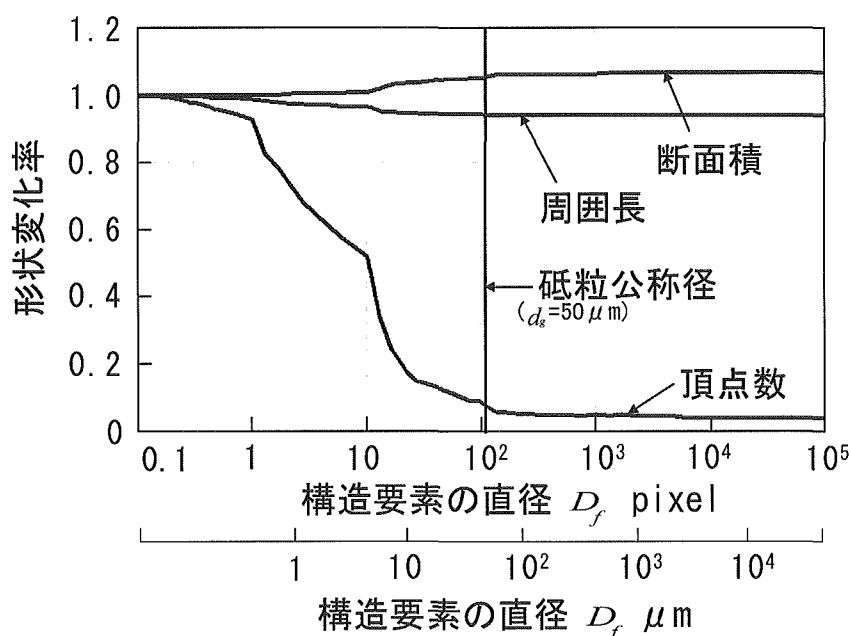
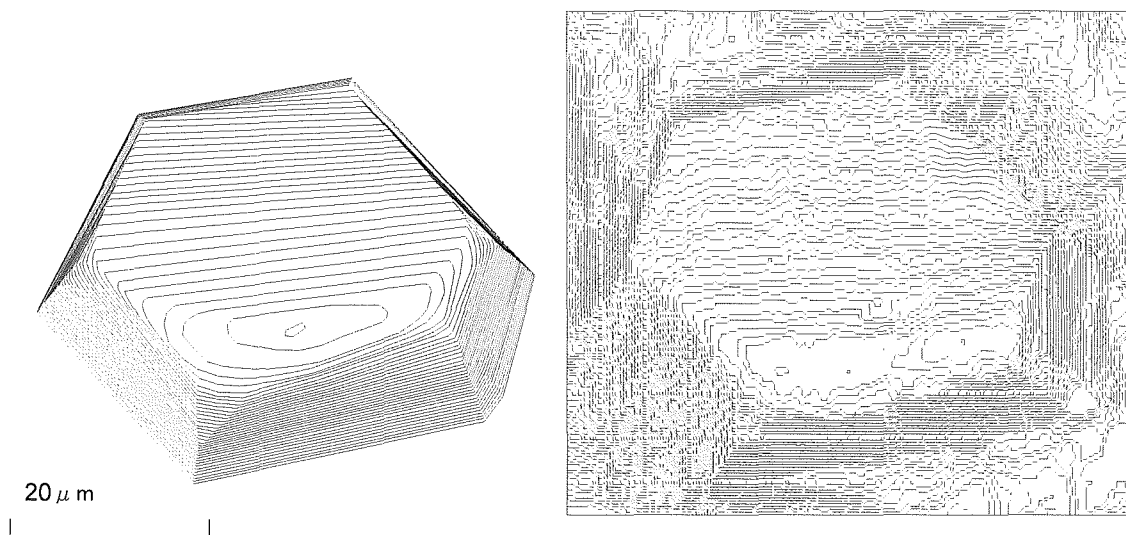


図 2.11 形状モデリングにおける構造要素の影響

図 2.1 2 (a)は、形状モデリング後の砥粒を等高線図で表示した結果である。図 2.9 に示した形状修復後の砥粒と比較すると形状モデリングの効果が明確に現れており、その形状は図 2.1 に示した SEM 写真の特徴を反映している。図 2.1 2 (b)は、同一砥粒を電子線三次元粗さ解析装置(株式会社 elionix 製, ERA8800)で測定しその等高線図を作成した結果である。

図 2.1 2 (a)の結果とよく一致しており、形状構築に成功したことを確認できる。



(a) SLM 法

(b)三次元 SEM 法

図 2.1 2 立体形状構築後の砥粒の等高線図

## 2. 5 切れ刃形状の特性化

接触放電ドレッシング後の SD270 ダイヤモンド砥粒を任意に 60 個抽出し、その切れ刃形状を測定した。その結果、94%が三角錐切れ刃で構成されていることがわかった。そこでダイヤモンド砥粒切れ刃を三角錐で代表し、その形状を特性化するパラメータを導入した。

すなわち、図 2.1 3 に示すように、研削方向に対する砥粒切れ刃の姿勢に注目して、三角錐切れ刃を面切れ刃と稜切れ刃の 2 種類に分類した。面切れ刃の場合、切れ刃角  $\alpha_c$  の三角形切れ刃が研削方向に直交して負のすくい角  $\alpha_f$  で進行する切削モデルを意味する。稜切れ刃の場合、くさび角  $\alpha_w$  で構成される 2 面切れ刃がその稜線を研削方向に向けて負のすくい角  $\alpha_r$  で進行する切削モデルを意味する。実際の研削においては、ほとんどの砥粒切れ刃がこの中間の姿勢で工作物と干渉することになるが、ダイヤモンド砥粒切れ刃の切削機構を理解するためには意味のある分類法と考える。なお、以上のパラメータは切れ刃面の姿勢角を表すためのもので三角錐の全体構造を規定するものではない。

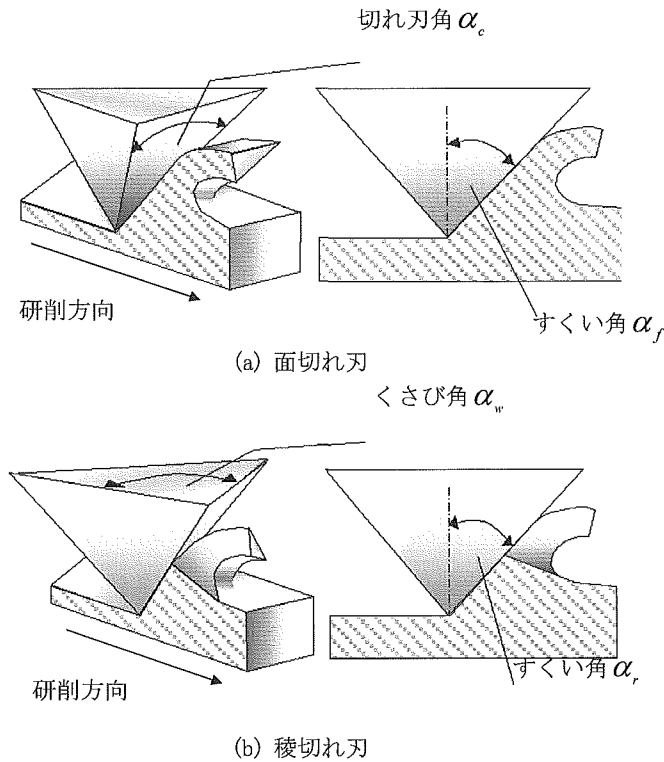


図 2.13 三角錐砥粒切れ刃の分類

さて、切れ刃形状パラメータを計算するためには、ピクセルで表示される離散座標系において任意の方向における切れ刃断面プロファイルを抽出しなければならない。

図 2.1 4 にその説明図を示す。切断線分が AB で与えられ、線分上の任意点  $(x_e, y_e)$  の高さ  $p(x_e, y_e)$  を求めるものとする。図の場合、線分 AB と X 軸のなす角度は  $\phi \leq 45^\circ$  であるから、X 座標にピクセル値を用いる。すなわち、 $x_e = x_i$  とする。  $y_e$  値は A、B 点の y 値を用いて線形補間により求める。

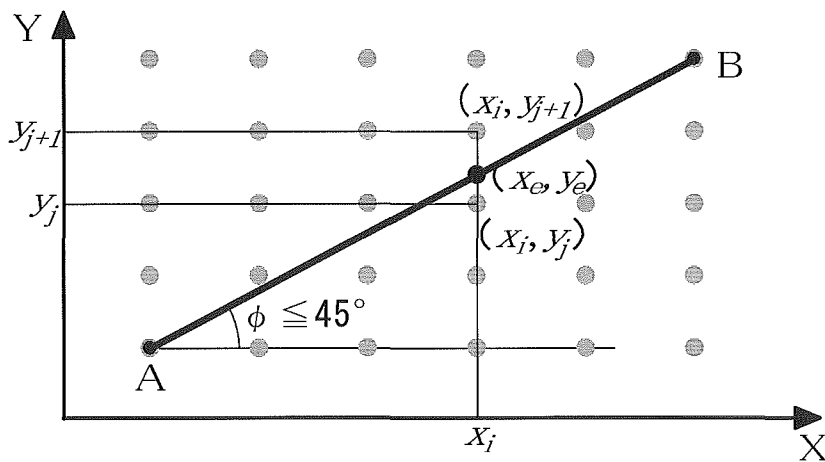


図 2.1 4 切れ刃断面プロファイルの抽出法



次に、Y軸方向に隣接する2点  $(x_i, y_j)$ ,  $(x_i, y_{j+1})$  に注目し、 $(x_e, y_e)$  に近い位置にある点の高さを採用する。図の場合には  $p(x_e, y_e) = p(x_i, y_j)$  となる。線分 AB の角度が  $\phi \geq 45^\circ$  の場合には、Y座標にピクセル値を用いて同様の手法を適用する。

図 2.1 5 は、面切れ刃について切れ刃形状パラメータ  $\alpha_c$ ,  $\alpha_f$  を測定した結果であり、図 2.1 6 は、稜切れ刃について切れ刃形状パラメータ  $\alpha_w$ ,  $\alpha_r$  を測定した結果である。それぞれの平均値で切れ刃形状を特性化すると、面切れ刃の切れ刃角  $\alpha_c$  は  $111^\circ$  ですくい角  $\alpha_f$  が  $66^\circ$ 、稜切れ刃のくさび角  $\alpha_w$  は  $112^\circ$  ですくい角  $\alpha_r$  が  $76^\circ$  となる。

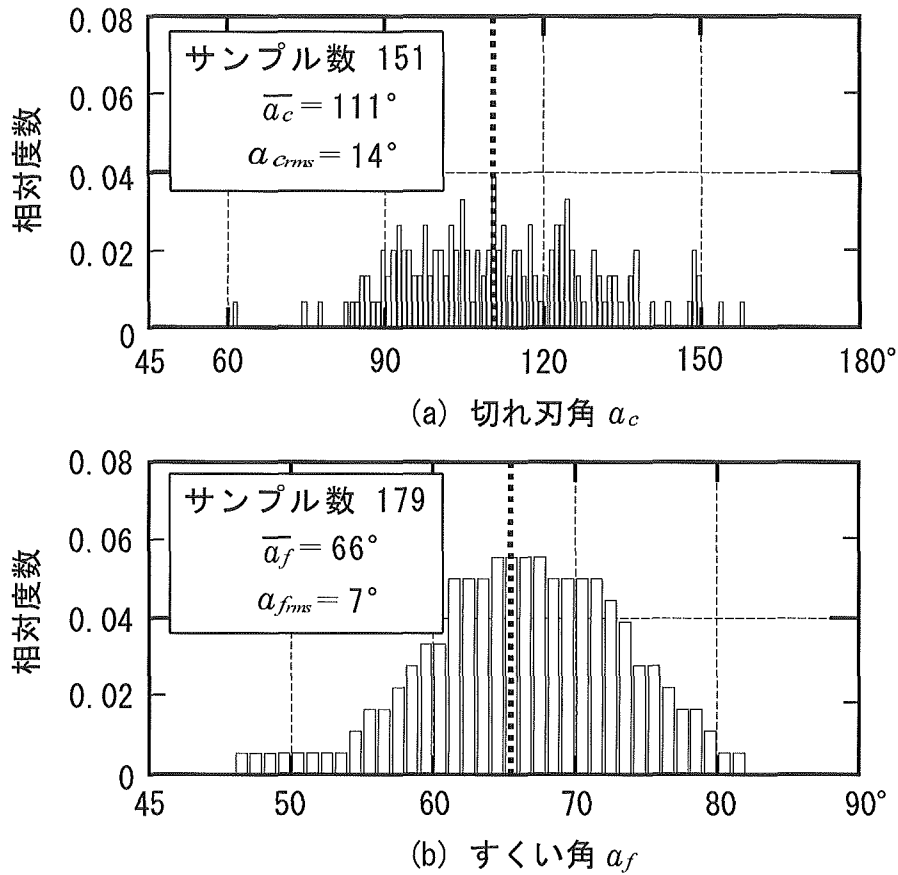


図 2.1 5 面切れ刃の形状特性値

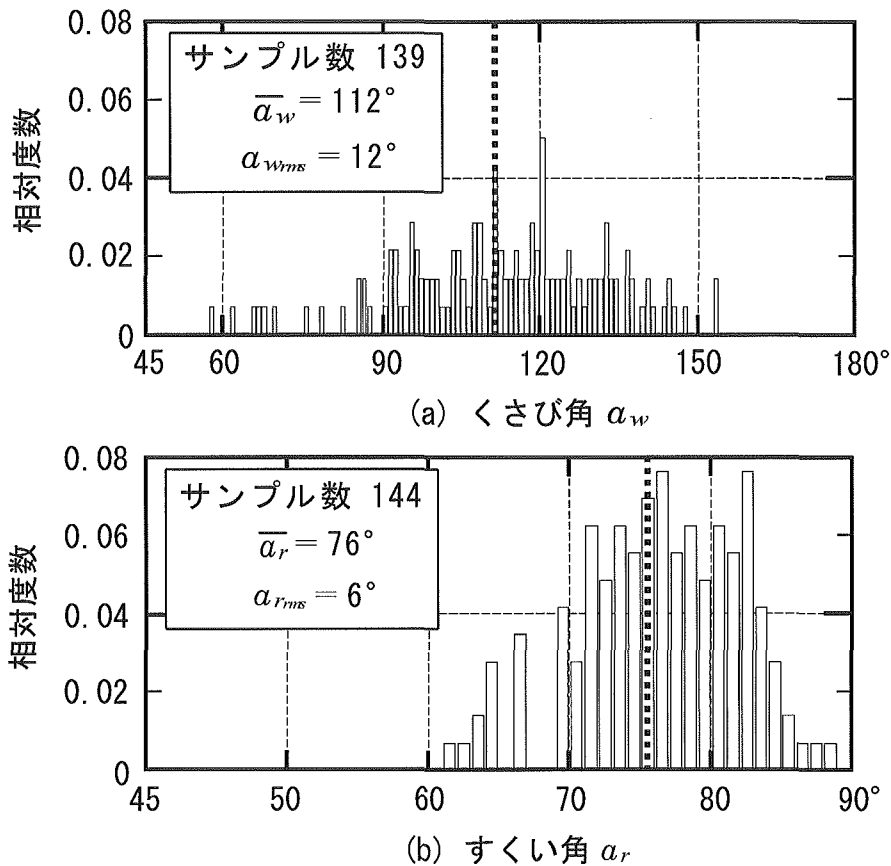


図 2.16 稜切れ刃の形状特性値

さて、筆者らの一人<sup>10)</sup>は GC カップツルアでドレッシングした SD270/325 メタルボンドホイールの切れ刃形状を三次元触針法で測定している。この場合、研削方向に平行あるいは直交する断面で砥粒を切断し、その断面形状を三角形で近似することによって切れ刃半頂角  $\alpha$  を測定しているが、この値は図 2.1 5、図 2.1 6 に示したすくい角  $\alpha_f$ 、 $\alpha_r$  と測定方向が異なるだけで同一の概念を表している。そこで、両者の測定値を比較した。

図 2.1 7 にその結果を示す。分布状態および平均値とも両者はよく一致しており、砥粒切れ刃形状構築プロセスの妥当性を確認することができる。但し、SLM 法は、触針法に比べて測定速度の点で圧倒的に優れていることは言うまでもない。

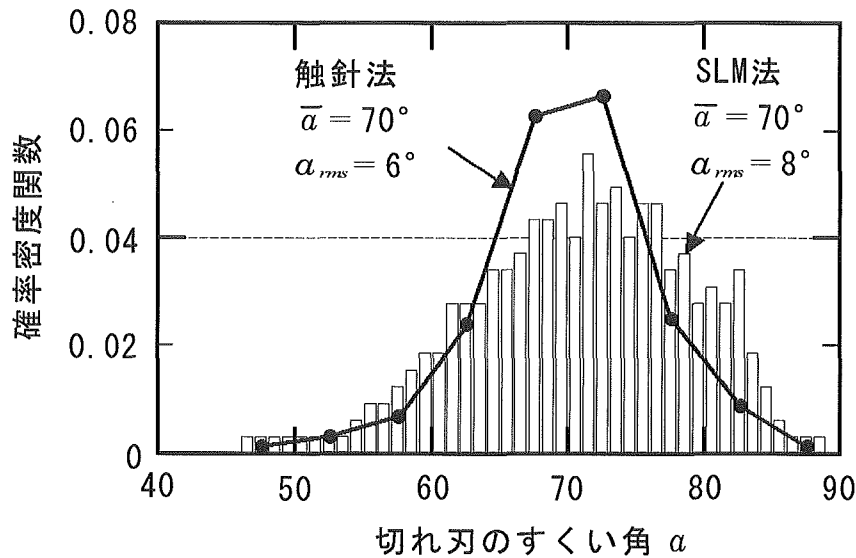


図2.17 切れ刃すくい角測定値の比較

## 2.6 結論

研削加工に用いられる単結晶ダイヤモンド砥粒切れ刃の立体形状を走査型レーザ顕微鏡で自動的に測定する手法を構築した。手法の特徴および得られた結果を以下に示す。

- (1) 砥粒の急斜面部および反射率が一定でない部分に発生するクラスタノイズをウェーブレット法で検出し、その存在領域をマップ化することによって砥粒形状を修復した。
- (2) モルフォロジィ法で砥粒稜線を検出し、SEM観察結果と一致する立体形状を構築した。
- (3) 接触放電ドレッシングを行ったSD270メタルボンドホイールの砥粒切れ刃を三角錐で構成される面切れ刃と稜切れ刃に分類し、その形状特性を切れ刃角、くさび角、すくい角という定義に基づいて明らかにした。
- (4) 走査型レーザ顕微鏡で測定される切れ刃すくい角の分布は三次元触針法の測定結果と一致する。

## 謝辞

電子線三次元粗さ解析装置によるダイヤモンド砥粒形状の測定にご協力いただいた株式会社elionixに感謝します。

## 参考文献

- 1) 大淵慶史，帯川利之：高速研削における砥粒切削状態の解析的予測，精密工学会誌，67，6(2001)910.
- 2) 柴田順二，黛政男，清水毅：ガラスの延性形切りくず生成と切れ刃形体の効果，日本機械学会論文集(C編)，64,627(1998)4465.
- 3) J. TAMAKI and T. KITAGAWA: Evaluation of surface topography of metal-bonded diamond wheel

- utilizing three-dimensional profilometry, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 35,10(1995)1339.
- 4) 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 2 報), *精密工学会誌*, 64, 3 (1998) 450.
  - 5) 大出孝博 : 走査型カラーレーザ顕微鏡, *精密工学会誌*, 57,7(1991)1169.
  - 6) 原精一郎, 柳 和久, 松尾 慎, 山田隆一 : 共焦点光学系の走査型レーザ顕微鏡による表面凹凸形状測定と機能的デジタルフィルタ処理, *精密工学会誌*, 64, 5(1998)710.
  - 7) T. Mahmoud, J. Tamaki, S. Suzuki and T. Iyama : Measurement of Three-dimensional Shape of Diamond Abrasive Grain by Means of Laser Beam Microscope, *Advances in Abrasive Technology* 4(2001)387.
  - 8) 南茂夫 : 科学計測のための波形データ処理, CQ 出版株式会社(1992)90.
  - 9) 小畑秀文 : モルフォロジィ, コロナ社 (1996) 81.
  - 10) 庄司克雄, 周立波, 田牧純一 : ダイヤモンド砥石におけるボンドテールの形成機構について, *精密工学会誌*, 56.7(1990)1247.

### 3. 光学ガラスの加工性能に及ぼすダイヤモンド砥粒切れ刃形状の影響

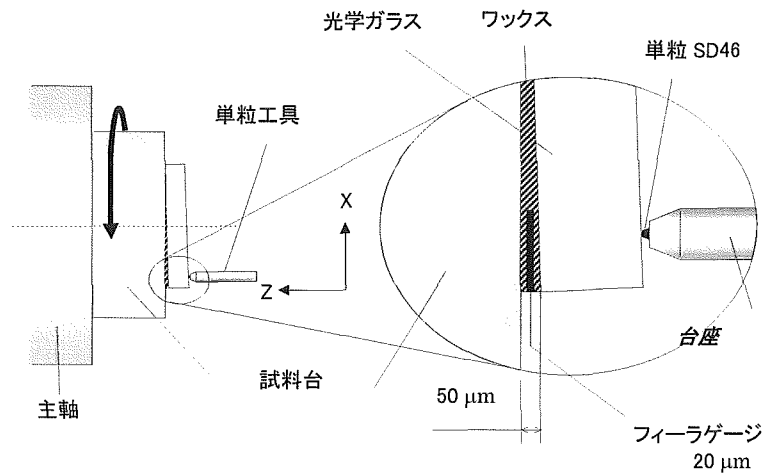
#### 3. 1 緒 言

光学ガラスの延性モード研削を実現するためにはダイヤモンドホイールの砥粒切込み深さを臨界切込み深さ( $d_c$  値)以下に設定しなければならない。この値は連続砥粒切れ刃間隔と研削条件によって決定される。一方、単結晶ダイヤモンドバイトを用いた切削実験により工具先端の形状が延性モード加工に影響を及ぼすことが報告<sup>1)</sup>されている。これらの結果は定性的な知見を与えてくれるが、多種多様の形状を有するダイヤモンド砥粒切れ刃の研削機構を十分に理解するためには模擬切れ刃ではなく実際のダイヤモンド砥粒切れ刃を工具に用いた基礎実験が必要である。

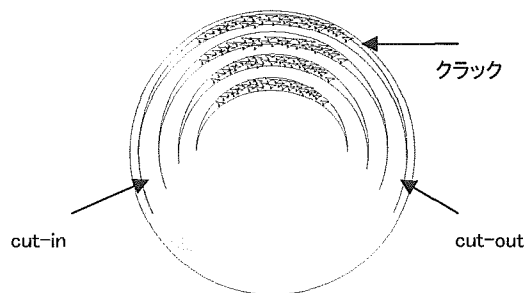
本研究では、単結晶ダイヤモンド砥粒の切れ刃形状を予め測定しておき、その砥粒切れ刃で光学ガラスの単粒切削実験を行うことにより、光学ガラスの研削加工性能に及ぼすダイヤモンド砥粒切れ刃形状の影響を検討している。

#### 3. 2 実験方法

切削実験には油静圧軸受の超精密正面旋盤（豊田工機 AHP20-25N）を用いた。図 3. 1 に実験方法の概要を示す。



(a) 実験装置概要



(b) 切削痕

図 3. 1 単粒切削実験装置

図 3. 1 (a)に示すように、試料台と工作物である光学ガラスの間にフィーラゲージを挿入してワックスで固定することにより意図的に工作物を傾け、図 3. 1 (b)に示す断続切削痕が得られるようにした。この場合、切込みが徐々に増加していく側を cut-in、切込みが徐々に減少していく側を cut-out と定義した。この現象はそれぞれ、研削加工における up-cut と down-cut に対応する。

切削工具には SD46 単結晶ダイヤモンド砥粒を用いた。単粒工具の作成法を図 3. 2 に示す。まず初めに、鋼ブロック（厚さ 15 mm）の上面に単結晶ダイヤモンド砥粒をろう付けし、その後、ワイヤ放電加工により砥粒先端を中心とする外径 3 mm、高さ 15 mm の円柱に切り出した。次に、研削加工により砥粒先端部を先端角  $90^\circ$  の円錐に成形し、最終的にペンシル型単粒工具を作成した。工作物には硼硅酸ガラス（ $\phi 50 \times 3$  mm）を用いた。切削条件として、主軸回転数 500 rpm、送り量 0.05 mm/rev、乾式切削を採用した。

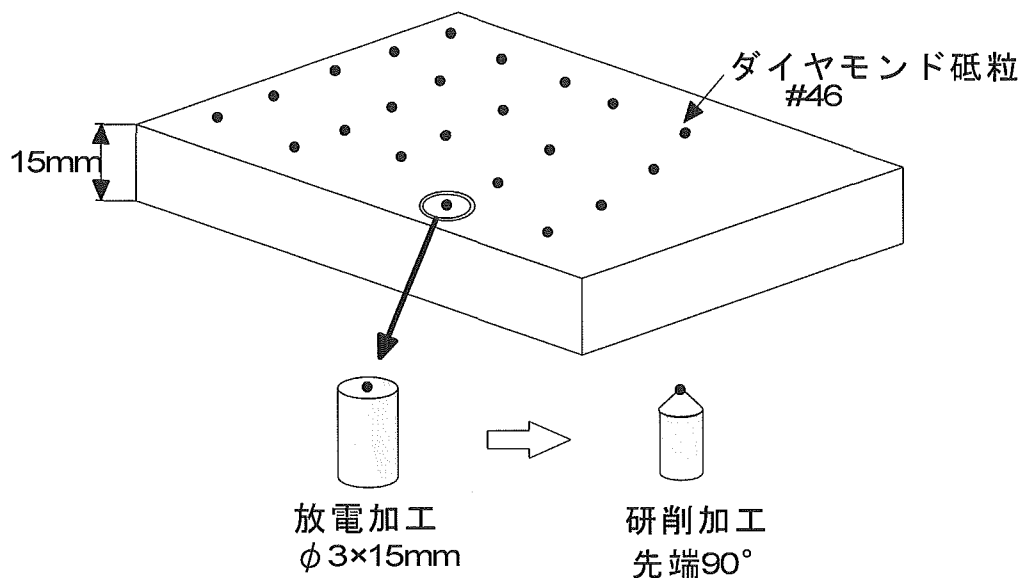
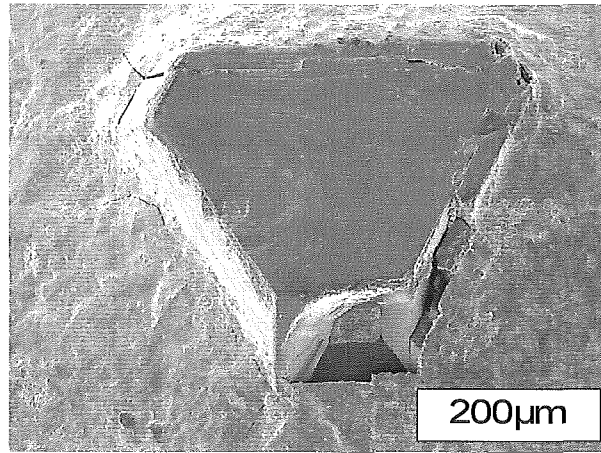


図 3. 2 SD46 単粒工具の作成法

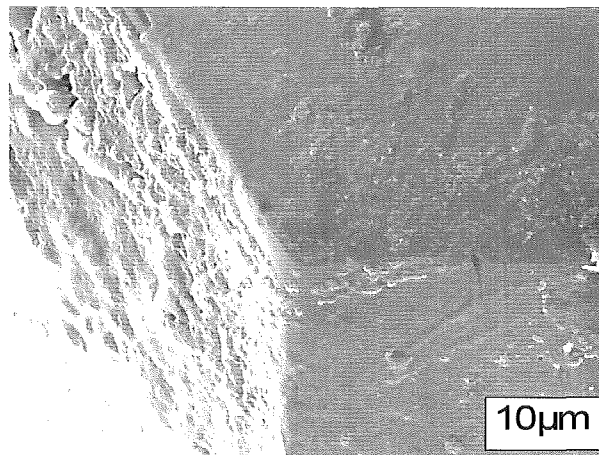
### 3. 3 実験結果

#### 3. 3. 1 砥粒切れ刃形状の測定

図 3. 3 は切削工具に用いた SD46 単粒の全体像と切れ刃先端の形状を SEM で観察した例である。砥粒切れ刃先端の立体形状を測定しその形状を特性化するために走査型レーザ顕微鏡 SLM（レーザテック 1LM15W）を使用した。図 3.3 (b)に示す切れ刃について作成した鳥瞰図を図 3. 4 に示す。この情報を用いて切削方向に対する切れ刃の形態（面切れ刃、稜切れ刃）を定義し、すくい角  $\alpha_f$ 、 $\alpha_r$  を測定した。切削実験を行う場合、工具ホルダーに挿入した単粒工具を回転させることによって面切れ刃切削と稜切れ刃切削を実現することができる。



(a) 砥粒全体



(b) 切れ刃先端(A部)

図 3. 3 SD46 単粒の SEM 写真

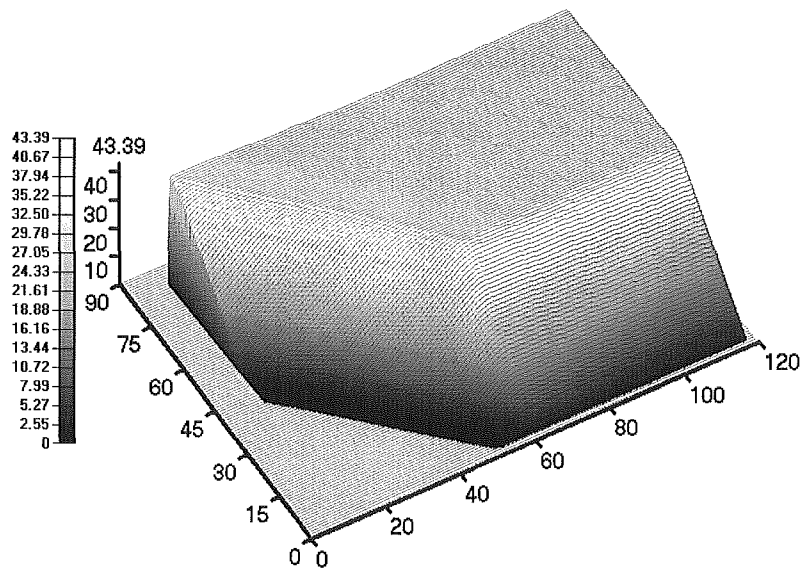
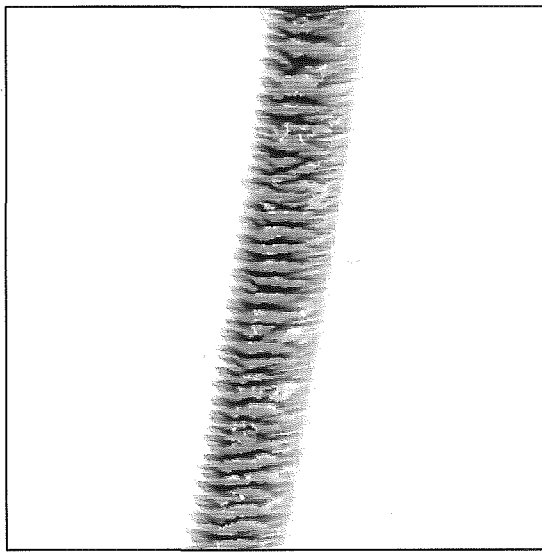


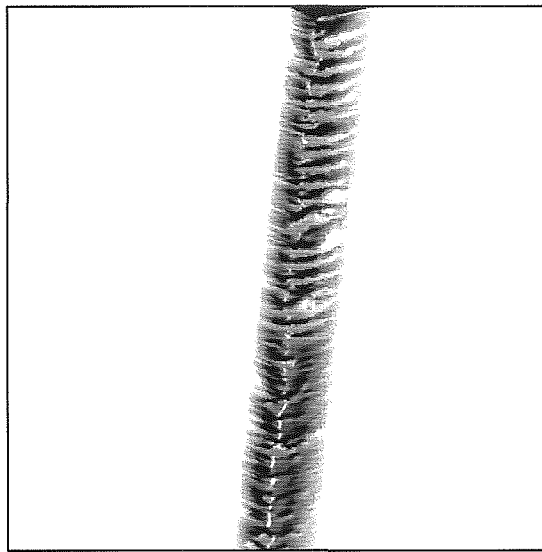
図 3. 4 SLM による SD46 切れ刃 (A 部) の構築例

### 3. 3. 2 切削溝の観察

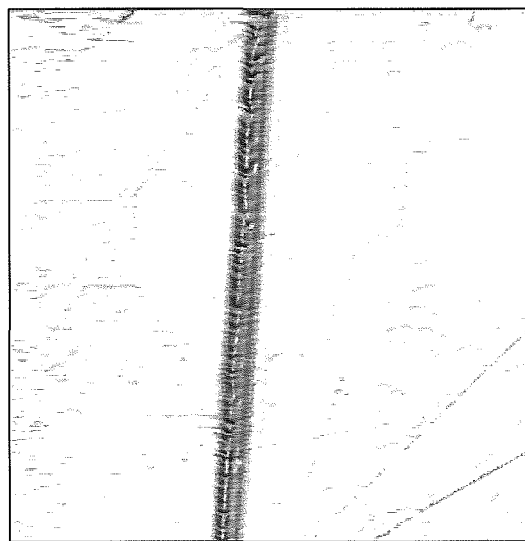
図 3. 5 は、切削痕溝深さ（切込み深さ  $d$ ）の減少に伴う切削痕の変化を原子間力顕微鏡 AFM（セイコーインスツルメンツ Nanopics1000）を用いて測定した結果である。切込み深さが  $d=370$  nm（図 3. 5(a)）の場合、切削方向に直角に線状クラックが発生しており、せん断変形によって断続的な切り屑が発生していることを示唆している。これは脆性破壊領域から延性変形領域に遷移する境界領域<sup>2)</sup>において観察される現象である。切込み深さが  $d=230$  nm（図 3. 5(b)）の場合、線状クラックの消失する部分が切削痕の中央部に確認され、この部分で延性変形領域に移行していることがわかる。ただし、この切込み深さ付近では延性変形領域と境界領域が交互に発生する。切込み深さが  $d=50$  nm（図 3. 5(c)）になると、変形過程は完全に延性変形モードとなる。



(a) 切込み深さ  $d = 370$  nm



(b) 切込み深さ  $d = 230$  nm

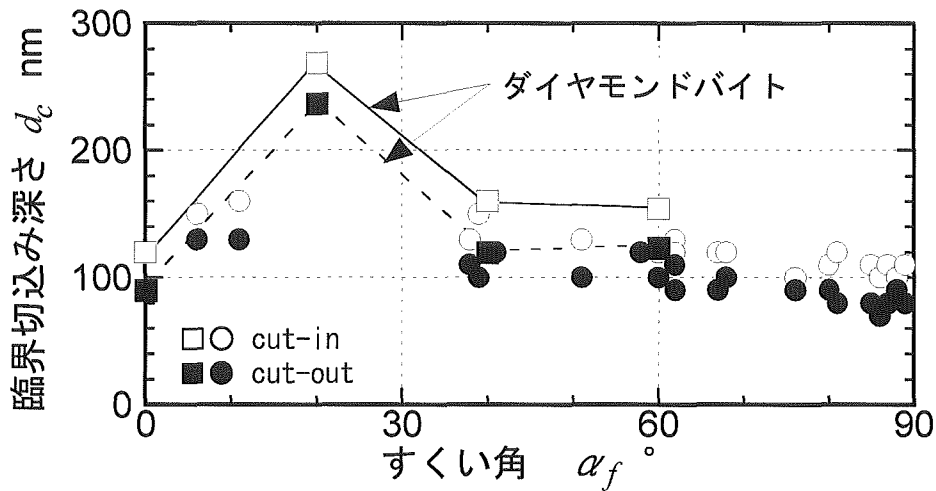
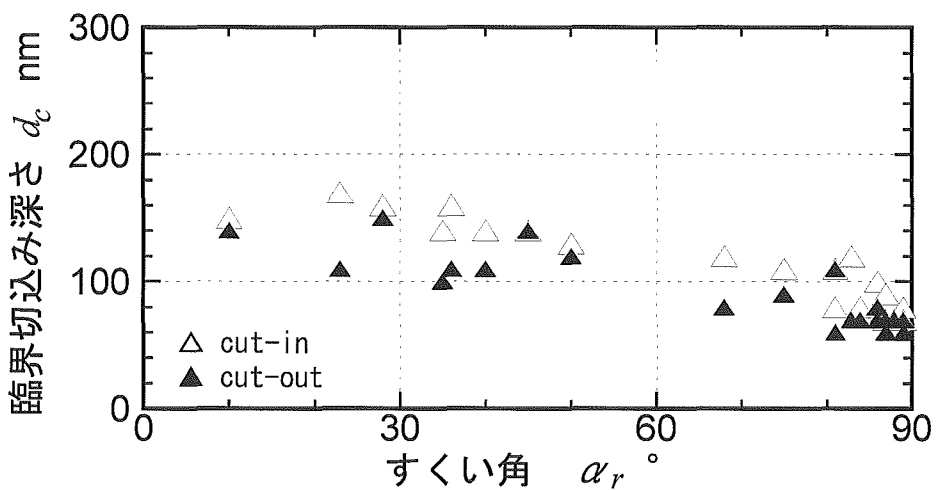


(c) 切込み深さ  $d = 50$  nm

図 3. 5 切削溝の AFM による測定結果（観察領域  $20 \mu\text{m}^2$ ）



図 3. 6 は、境界領域が初めて発現する位置における切込み深さを延性変形領域から境界領域に移行する臨界切込み深さ  $d_c$  と定義し、SLM で測定した結果を切れ刃すくい角  $\alpha_f$ ,  $\alpha_r$  に対してプロットした結果である。図中には単結晶ダイヤモンド平バイト（切込み角  $3^\circ$ , 刃物角  $135^\circ$ ）の実験結果を参考値としてプロットしている。砥粒切れ刃の場合、図 3. 3(b) の SEM 写真に示すように切れ刃先端が精密に成形されていないため、ダイヤモンドバイトの場合に見られるようなすくい角の効果が顕著に現れないが、臨界切込み深さは負のすくい角  $\alpha_f$ ,  $\alpha_r$  の増加に伴って若干減少する傾向が認められる。実際の研削ホイール作業面に存在する砥粒切れ刃のすくい角分布領域 ( $\alpha=50\sim 90^\circ$ ) に注目すると、臨界切込み深さとして  $d_c=60\sim 120$  nm が得られる。また、cut-out (down-cut) に比べて cut-in (up-cut) のほうが 20 nm ほど臨界切込み深さが大きい。

(a)  $\alpha_f$ (b)  $\alpha_r$ 図 3. 6 臨界切込み深さ  $d_c$  と切れ刃すくい角の関係

### 3. 4 結 論

- 1) 単結晶ダイヤモンド砥粒で硼硅酸ガラスを研削する場合，すくい角  $\alpha=50\sim90^\circ$  の領域の臨界切込み深さは  $d_c=60\sim120$  nm である．
- 2) ダウンカットに比べてアップカットのほうが 20 nm ほど臨界切込み深さが大きい．

#### 参考文献

- 1)例えば，柴田順二，黛 政男，清水 毅：ガラスの延性形切りくず生成と切れ刃形体の効果，日本機械学会論文集(c)編，64.627(1998)4465．
- 2)閻 紀旺，庄司克雄，厨川常元：単結晶 Si の超精密切削における切りくず形態，精密工学会誌，65.7(1999)1008．

#### 4. 延性モード研削に適したホイール作業面トポグラフィのシミュレーションによる検討

##### 4. 1 緒言

砥粒切れ刃のホイール深さ方向分布を制御して砥粒切れ刃の先端を揃え、微小な砥粒切込み深さで脆性材料の研削加工を行うと、金属のように延性的な切りくずが生成され鏡面を得ることができる。この条件は延性モード加工法と呼ばれており、脆性破壊ではなく材料の塑性流動によって切りくずが生成される。さて、延性モード研削を実現する手段の一つとして、粗粒ダイヤモンドホイールにトランケーション（切れ刃平坦化）を施す方法が提案されている。トランケーション効果を説明した研削モデルを図 4. 1 に示す。ところで、延性モード研削を実現するためには、砥粒切込み深さが延性・脆性遷移切込み量  $d_c$  以下になるように研削条件を選定しなければならない。しかしながら、最大砥粒切込み深さは砥粒切れ刃間隔  $a$  と研削条件（ホイール径  $D$ 、速度比  $V_s/V_w$ 、ホイール切込み量  $\Delta$ ）によって決定される値であり、特に砥粒切れ刃間隔  $a$  は使用するホイールの仕様（粒度、集中度）とトポグラフィ特性値、この場合にはトランケーション量によって大きく変化する。現時点では、使用すべきホイールの粒度及びトランケーション量の適正值についてはいまだ明らかになっていない。本章では延性・脆性遷移点以下の砥粒切込み深さを実現するためのトランケーション量を計算機シミュレーション<sup>1)</sup>によって検討している。

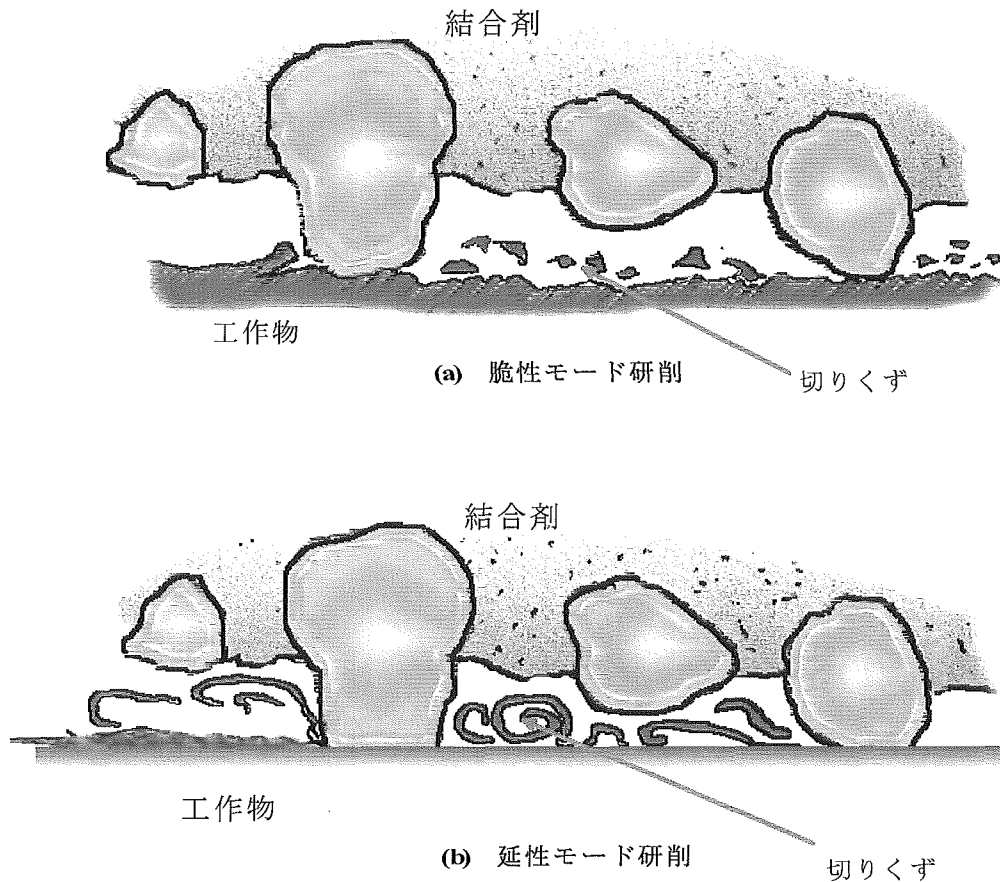


図 4. 1 研削モードの 2 形態

## 4. 2 トランケーションモデル

トランケーション前のダイヤモンド砥粒先端の形状は、図 4. 2 に示すように半頂角  $\alpha$  が一定の円錐形であると仮定する。このホイールに対して同図破線に示すようにトランケーションを行うと、砥粒先端が切断されその形状は円錐台形に変化する。なお、ホイール半径方向の深い位置に存在する切れ刃はトランケーションを免れ、円錐形を確保する。この操作により、ホイール内に存在するダイヤモンド砥粒は、切れ刃先端がホイール作業面上に揃った状態に変化する。切れ刃先端の平坦化の程度はトランケーション量  $Tr$  によって決定される。

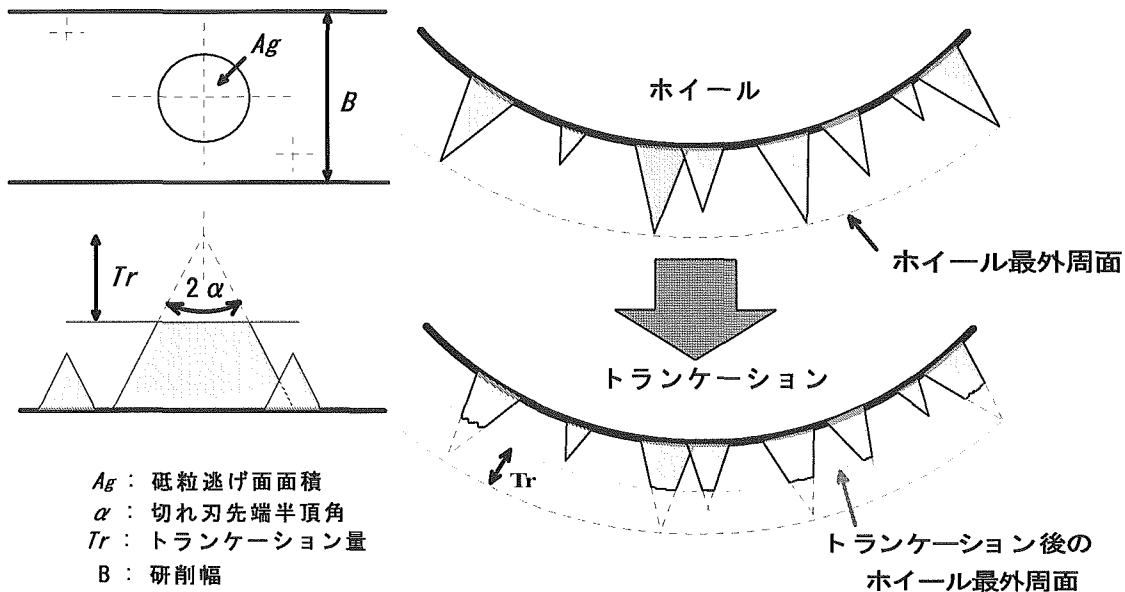


図 4. 2 トポグラフィモデル

さて、球径  $d_g$  が一定のダイヤモンド砥粒が砥粒層内部に一様に分布していると仮定するならば、砥粒密度  $D_o$  は理論的に次式で与えられる。

$$D_o = \frac{0.015C}{\pi d_g^3} \quad (4.1)$$

図 4. 3 に計算例を示す。図には粒度番号を併記している。この図を参考にすることにより、シミュレーション条件として、ホイール集中度を  $C=100$  に固定し、砥粒密度を  $D_o = 10 \sim 10^5 \text{mm}^{-3}$  の範囲で変化させた。なお、前述のダイヤモンド砥粒形状の測定実験より、ダイヤモンド砥粒切れ刃は三角錐で代表できることがわかっている。したがって、砥粒切れ刃の進行方向、すなわち研削方向に垂直な工作物断面に投影されるダイヤモンド砥粒切れ刃の形状を三角形と仮定してよい。

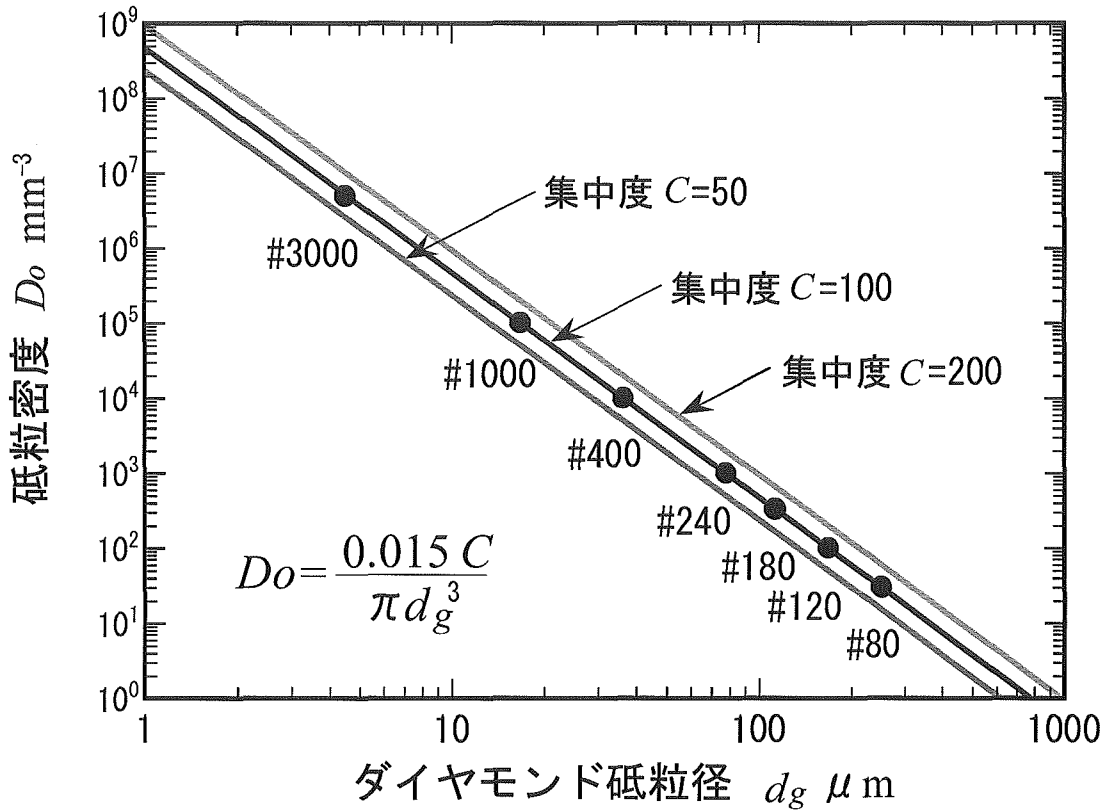


図 4. 3 砥粒密度の理論値

そこでトランケーション前の砥粒切れ刃断面形状を半頂角  $\alpha$  で特性化した。シミュレーションでは  $\tan \alpha = 3.5$  を設定した。

このようなホイール作業面トポグラフィを設定することにより、表 4. 1 に示す条件で研削シミュレーションを行った。

研削モデルは平面プランジ研削による 1 パス研削とした。なお、現実的な制限を考慮して最大トランケーション量を砥粒径の 25% に設定した。

表 4. 1 シミュレーション条件

|          |   |
|----------|---|
| ホイール寸法   | ホイール径 $D = 200$ mm  |
| トポグラフィ特性 | 砥粒密度 $D_0 = 10 \sim 10^5 \text{ mm}^{-3}$<br>集中度 $C: 100$ (砥粒径 $d_g = 17 \sim 190 \mu\text{m}$ )<br>切れ刃先端半頂角 $\tan \alpha = 3.5$  |
| トランケーション | $Tr = 0 \sim 0.3 d_g$   |
| 研削条件     | 平面プランジ 1 pass 研削<br>砥石周速度 $V_s = 1800$ m/min<br>速度比 $V_s/V_w = 300, 3000, 30000$<br>工作物送り速度 $V_w = 6, 0.6, 0.06$ m/min<br>切込み量 $\Delta = 2, 5, 10 \mu\text{m}$<br>研削幅 $B = 500 \mu\text{m}$ |

## 4. 3 シミュレーションプロセス

砥粒軌跡を決定するための平面プランジ研削モデルを図 4. 4 に示す。

砥粒切れ刃はホイール表層部に一様に分布しているものと仮定して砥粒切れ刃の位置をモンテカルロ法により設定した。

図 4. 4 に示すように、研削方向に直交する断面（基準断面）を工作物内に設定した場合、基準断面を通過する砥粒切れ刃の形状は図 4. 5 のように記述することができる。

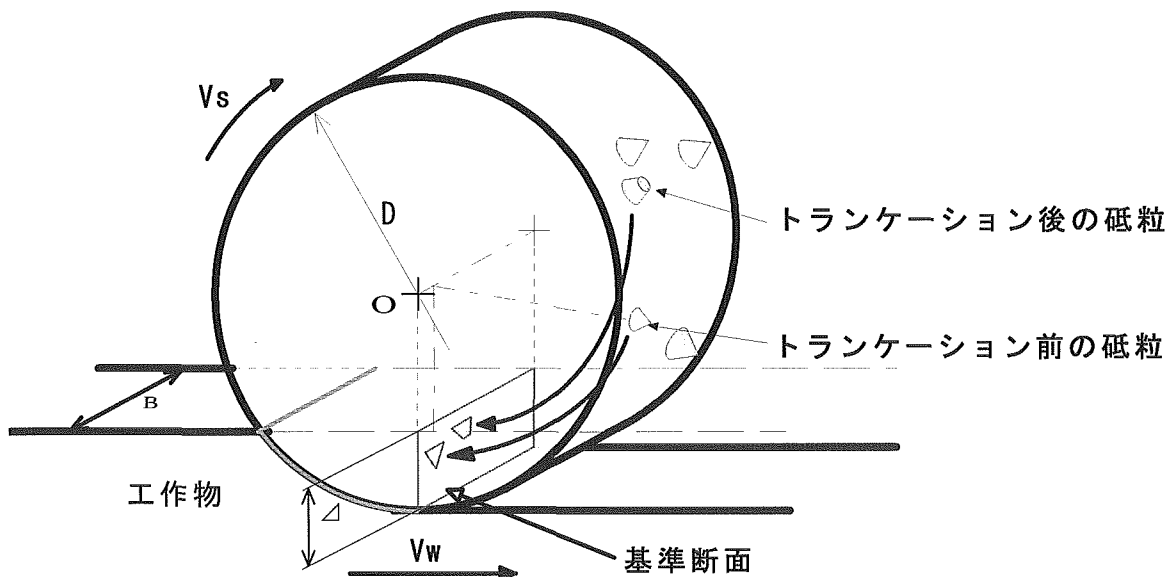
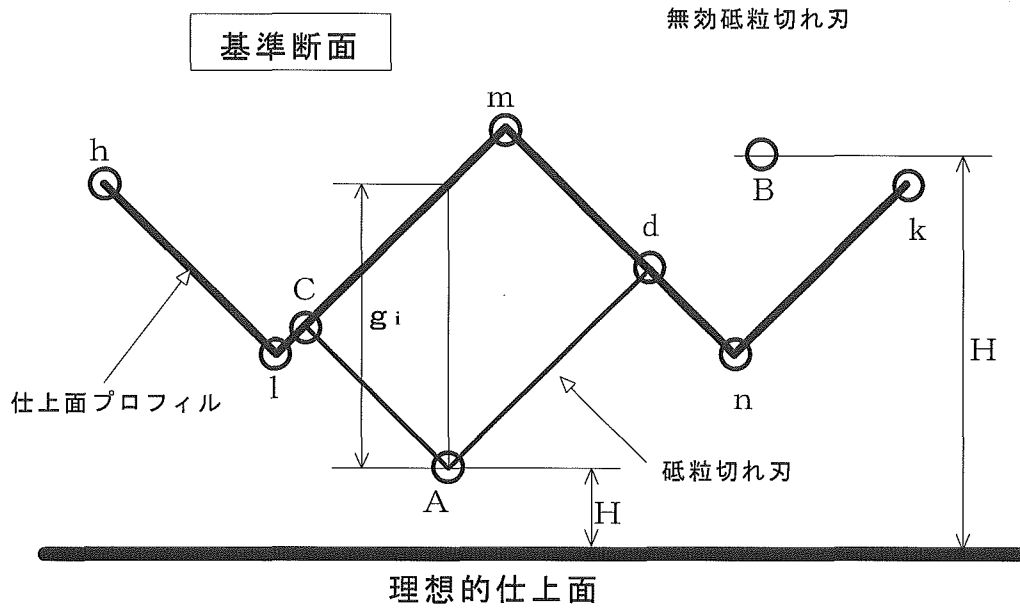
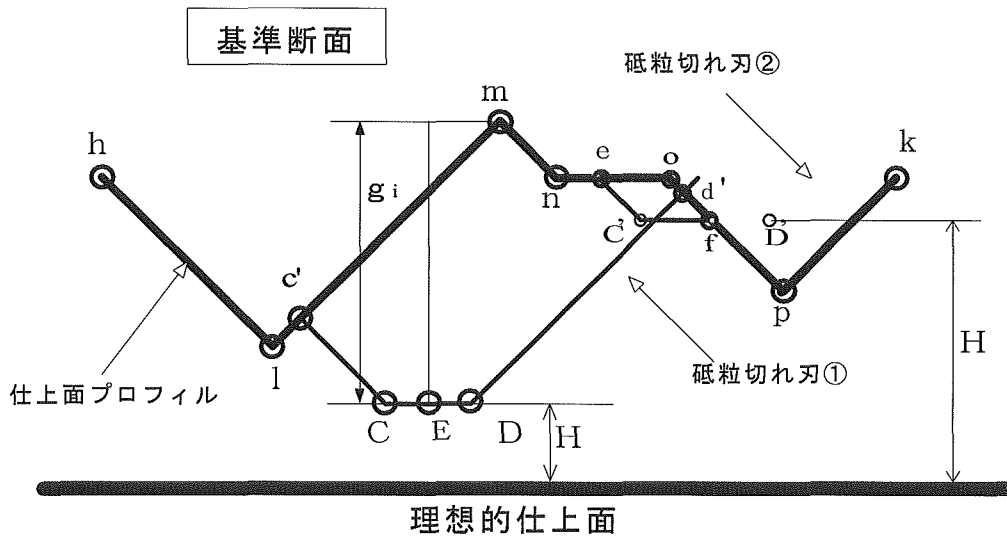


図 4. 4 平面プランジ研削モデル



(a) 円錐形切れ刃の場合



(b) 円錐台形切れ刃の場合

図 4. 5 砥粒切れ刃の切削痕

図 4. 5 (a)において先行砥粒切れ刃の切削痕を  $hlmnk$  で表すとき、円錐形の砥粒切れ刃の先端  $A$  が基準断面を通過した場合を考えると切れ刃は基準断面を有効に切削し、基準断面に残る切削痕は  $hICAdnk$  となる。また砥粒切れ刃の先端が  $B$  点にある場合には、無効切れ刃となり切削痕は変化しない。 $g_i$  は砥粒切込み深さ、 $H$  は切削高さである。

図 4. 5 (b)において先行砥粒切れ刃の切削痕が  $hlmnopk$  で表せるならば円錐台形の砥粒が基準断面を通過した場合、砥粒切れ刃の先端は左端  $C$ 、右端  $D$  を持つ。よって、1)砥粒の左端  $C$ 、2)砥粒の右端  $D$ 、3)砥粒平坦部の中点  $E$ 、の 3 点について有効、無効の判定を行う必要

がある。砥粒切れ刃①の場合、切削痕は hlc'CDd'pk に変化し、砥粒切れ刃②の場合、hlmneC'fpk に変化する。このような操作を各々の砥粒切れ刃について繰り返すことにより研削プロセスをシミュレートすることができる。

#### 4. 4 シミュレーション結果

##### 4. 4. 1 ホイール作業面の創成

ホイール作業面のトランケーションによってダイヤモンド砥粒切れ刃の先端には逃げ面が発生する。ダイヤモンド砥粒が砥粒層内に一様に分布していると仮定するならば、砥粒逃げ面の平均面積  $\bar{A}_g$  およびホイール作業面の逃げ面面積率  $\eta$  は理論的に次式で与えられる。

$$\bar{A}_g = \frac{\pi}{3} \tan \alpha Tr^3 \quad (4.2)$$

$$\eta = 0.5C \tan^2 \alpha (Tr/dg)^3 \quad (4.3)$$

図 4. 6 は、シミュレーションにおいてトランケーション作業が正しく行なわれているかどうかを確認するため、砥粒逃げ面の平均面積  $\bar{A}_g$  およびホイール作業面の逃げ面面積率  $\eta$  について理論値とシミュレーション結果を比較した結果である。両者ともよく一致しており、シミュレーションプロセスの信頼性を確認することができる。

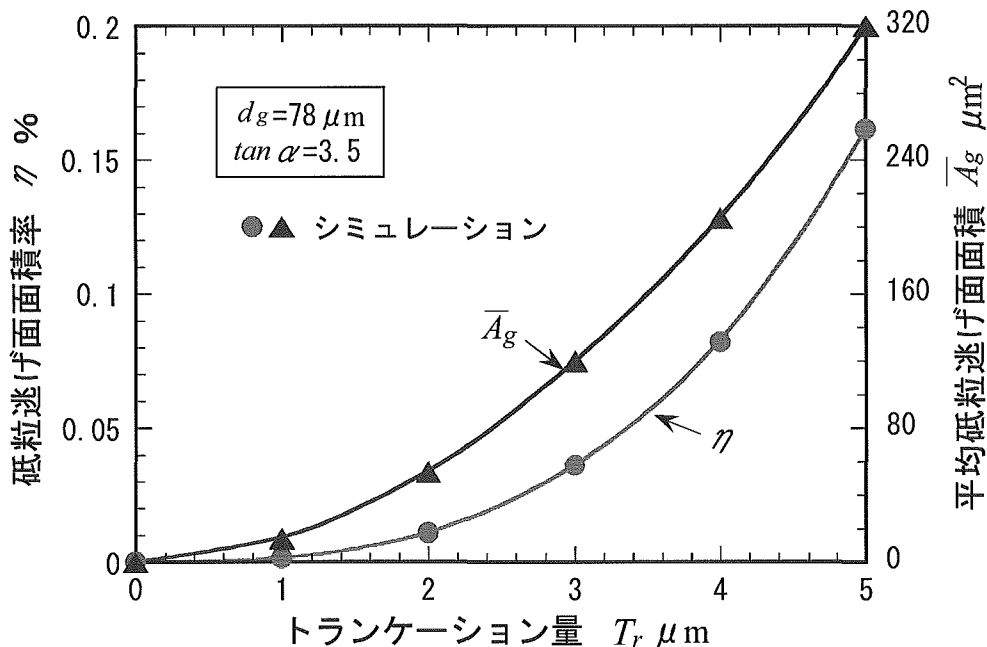


図 4. 6 砥粒逃げ面面積とトランケーションの関係



## 4. 4. 2 仕上面生成プロセス

図 4. 7 は  $Tr=3\mu\text{m}$ ,  $dg=78\mu\text{m}$ ,  $\Delta=5\mu\text{m}$  の場合の仕上面生成プロセスを示す。図中の砥粒切れ刃切削痕および研削仕上面プロフィールには台形および三角形が混在しており、トランケートされた切れ刃の挙動を理解することができる。また個々の砥粒切れ刃における砥粒切込み深さ( $g_i$ : 図 4. 5 参照)の最大値を最大砥粒切込み深さ  $g_m$  と定義する。

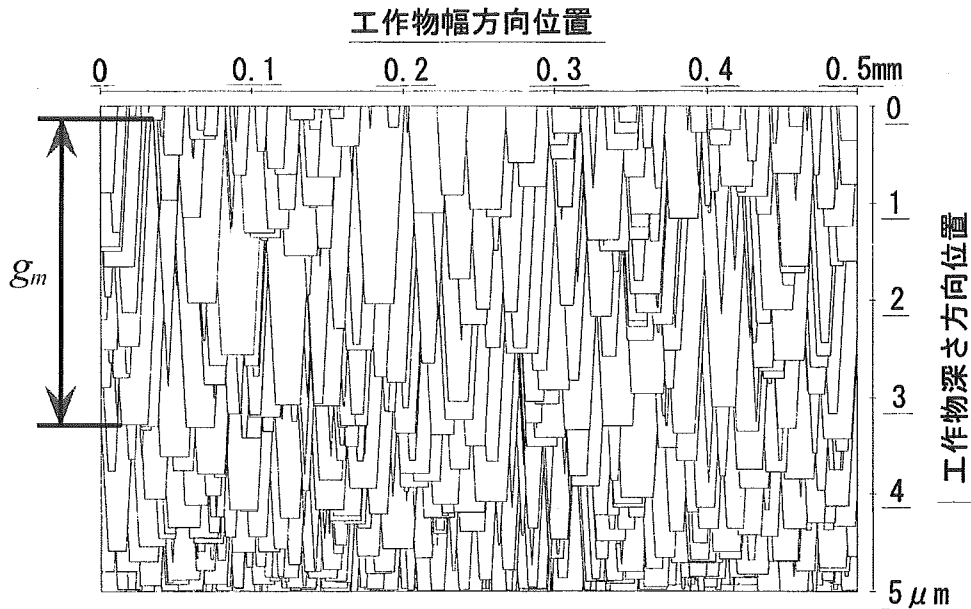


図 4. 7 仕上面生成プロセス

モンテカルロ法では、シミュレーションプロセスが乱数系列に依存するため、信頼性のある結果を得るためには十分な回数のシミュレーションを行わなければならない。

図 4. 8 は、トランケーションを行わないホイールについて最大砥粒切込み深さ  $g_m$  の平均値の変化をシミュレーション回数に対してプロットした結果である。

図より、シミュレーション回数が 80 回を超えた時点で最大砥粒切込み深さ  $g_m$  はほぼ定常値に落ち着くことがわかる。したがって、シミュレーション回数 80 回の平均値を評価値として用いた。

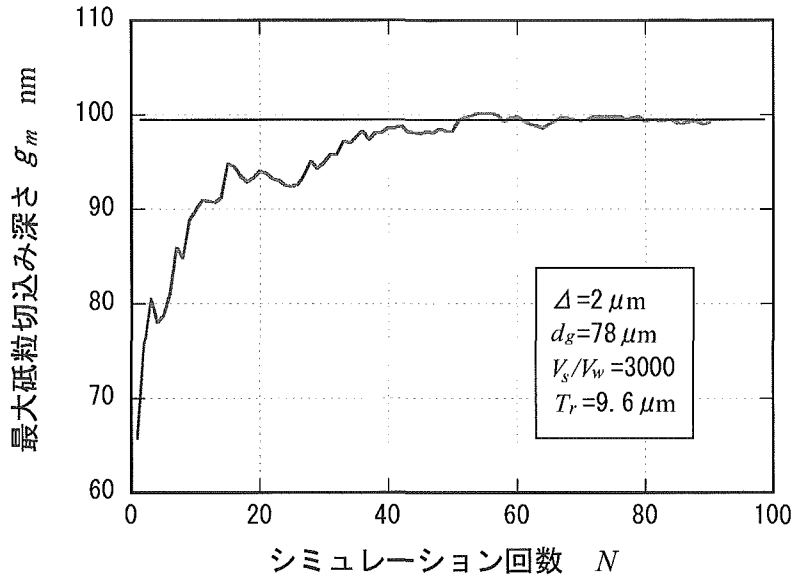


図 4. 8 シミュレーション回数の影響

#### 4. 4. 3 有効砥粒切れ刃数

トランケーションの目的は、ホイール作業面に砥粒切れ刃を揃えることによって研削に関与する砥粒切れ刃数を増加させることにある。この作用を確認するために、工作物基準断面の切削に関与する有効切れ刃を切れ刃の存在するホイール深さ位置によって分類した。

図 4. 9 にその例を示す。なお、ホイール切込み量は  $\Delta = 10 \mu\text{m}$  である。

図より、トランケーション前にはホイール深さ  $5 \mu\text{m}$  の深さまでに存在する切れ刃が研削に関与していたものが、 $2 \mu\text{m}$  のトランケーションによってホイール深さ  $3 \mu\text{m}$  まで制限されている。特にホイール表層部の砥粒切れ刃が研削に多く関与しており、トランケートした砥粒切れ刃で工作物が研削されていることを意味している。

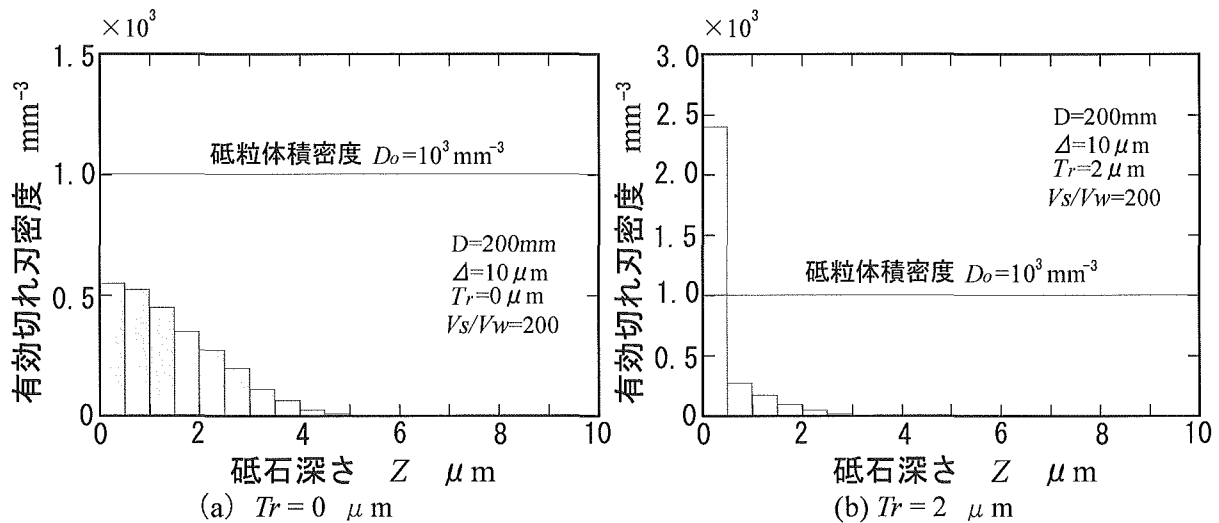


図 4. 9 基準断面有効切れ刃の分布

図 4. 10 は、研削に關与する有効切れ刃数  $Ne$  を計算し、トランケーション量  $Tr$  および砥粒密度  $Do$  に対してプロットした結果である。この場合の速度比は  $Vs/Vw=200$ ，ホイール切込み量は  $\Delta=10 \mu m$  である。図より、トランケーション量を行うことによって有効切れ刃数  $Ne$  は増加することがわかる。ただし、使用する砥粒径によってトランケーション量は制限を受けることを理解しておかねばならない。例えば、公称径  $d_g=10 \mu m$  のダイヤモンド砥粒を想定しその砥粒突出し量が砥粒径の  $1/2 (5 \mu m)$  であると仮定した場合、 $5 \mu m$  以上のトランケーションを行うことは現実に意味がないからである。したがって、実際の研削作業において十分な値の基準断面有効切れ刃数を確保するためには、トランケーションの他に砥粒径の選択が重要であることを示唆している。

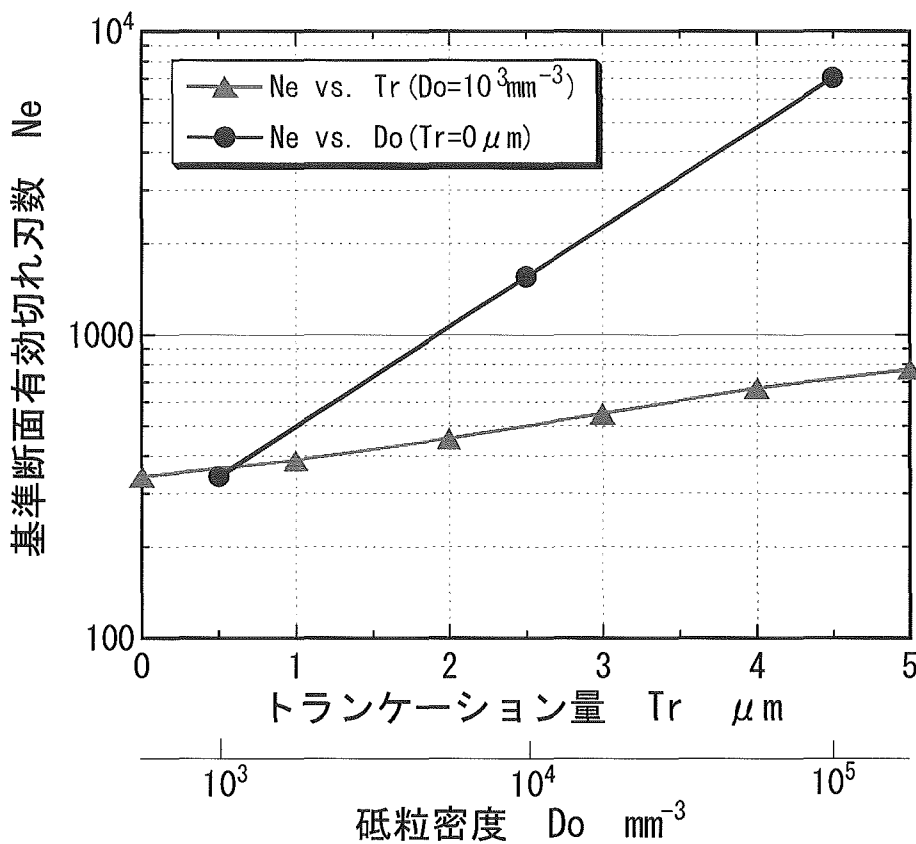
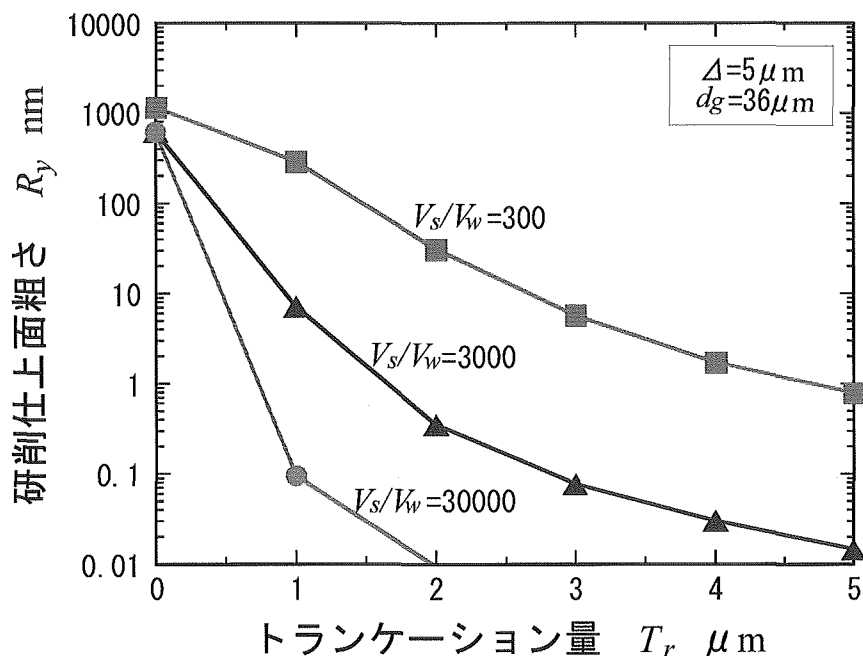


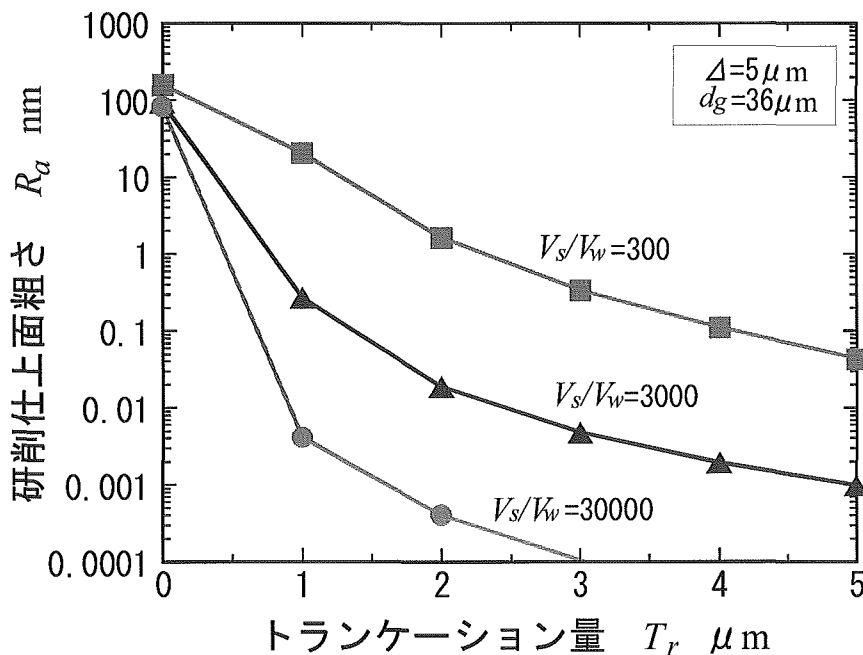
図 4. 10 基準断面有効切れ刃数の変化

4. 4. 4 トランケーションの効果

図 4. 1 1 は、工作物基準断面に創成される研削仕上面の最大高さ粗さ  $R_y$ 、中心線平均粗さ  $R_a$  に及ぼすトランケーションの影響をダイヤモンド砥粒径が  $d_g=36 \mu\text{m}$  の場合についてプロットした例である。



(a) 最大高さ粗さ  $R_y$  に及ぼす影響



(b) 中心線平均粗さ  $R_a$  に及ぼす影響

図 4. 1 1 仕上面粗さに及ぼすトランケーション量の影響

図より、ほんのわずかのトランケーションによって、仕上面粗さは劇的に向上することがわかる。例えば、最大高さ粗さ  $R_y$  に注目すると、速度比が  $V_s/V_w=3000$  の場合、トランケーション前 ( $Tr=0$ ) には  $R_y=500$  nm であったものが、 $Tr=1$   $\mu$ m のトランケーションを与えることによって  $R_y=6$  nm まで改善されている。この現象は、トランケーションによって仕上面粗さの創成に關与する切れ刃数が増加することと、切れ刃先端の平坦部が工作物に転写されることによって生ずるものであるが、後者の切れ刃先端平坦部の影響のほうがはるかに大きい。

一方、図 4. 1 2 は、図 4. 1 1 と同一の条件下で最大砥粒切込み深さ  $g_m$  に対するトランケーションの影響をプロットした結果である。トランケーションによる最大砥粒切込み深さの減少効果は前図に示した研削仕上面粗さに及ぼす効果に比べてかなり小さいことがわかる。例えば、前図と同様に速度比が  $V_s/V_w=3000$  の場合に注目すると、トランケーション前 ( $Tr=0$ ) には  $g_m=1000$  nm であったものが、 $Tr=1$   $\mu$ m のトランケーションを与えることによって  $g_m=500$  nm まで改善されているものの、減少率  $DR$  を比較すると、研削仕上面粗さの場合、 $DR=500/6=83$ 、最大砥粒切込み深さの場合、 $DR=1000/500=2$  という値が得られる。このように、トランケーションによって研削仕上面粗さの向上と最大砥粒切込み深さの減少を得ることができるが、その影響度はかなり異なることがわかる。すなわち、研削仕上面粗さの向上だけを期待するのならば、ほんのわずかのトランケーションでよいことになる。

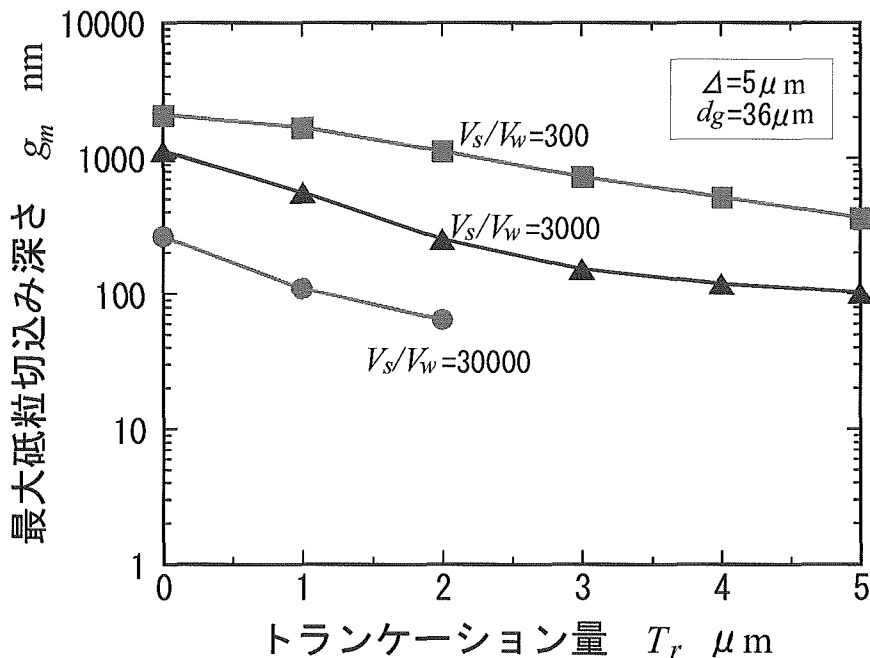
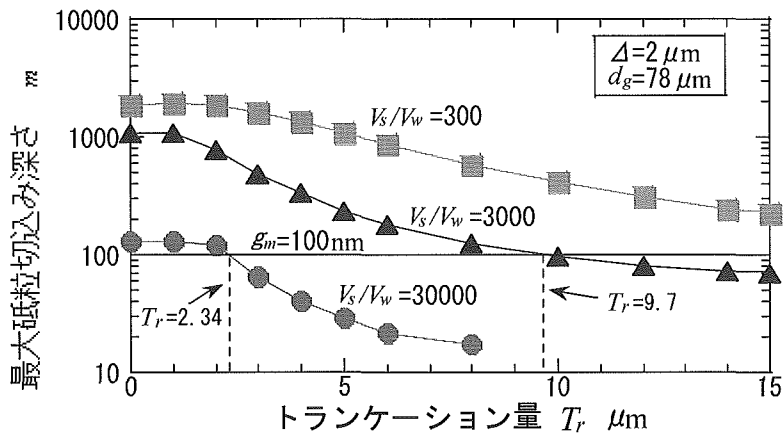


図 4. 1 2 最大砥粒切込み深さに及ぼすトランケーション量の影響

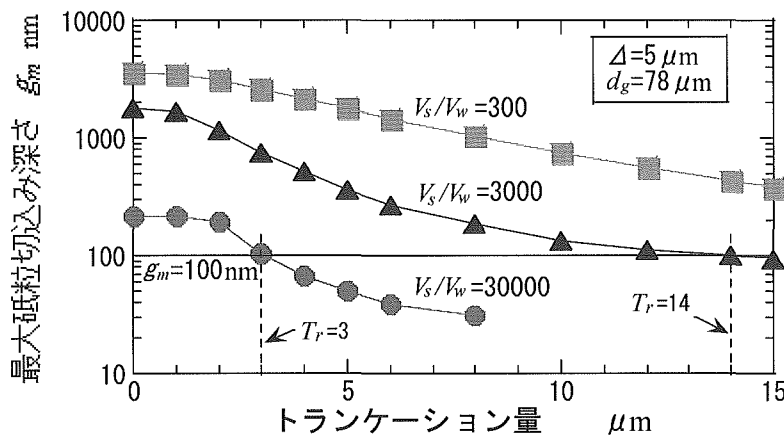
4. 4. 5 延性モード研削に必要なトランケーション量

本研究の目的は、最大砥粒切込み深さ  $g_m$  を延性・脆性遷移臨界切込み深さまで追い込むためのトランケーション量を探索することであるから、以下の議論では、最大砥粒切込み深さ  $g_m$  に注目することにする。最大砥粒切込み深さ  $g_m$  を評価基準として選定したトランケーション量  $T_r$  は、ナノメートルレベルの研削仕上面粗さを実現するために必要とされるトランケーション量よりも大きくなるのが上記の結果より容易に推定できるからである。

図 4. 1 3 は、砥粒径を  $d_g = 78 \mu\text{m}$  に設定し、ホイール切込み量が  $\Delta = 2, 5 \mu\text{m}$  の場合について最大砥粒切込み深さ  $g_m$  をトランケーション量に対してプロットした結果である。図中の実線に示すように、延性モード研削が可能となる最大砥粒切込み深さの限界値を  $g_m = dc = 100 \text{ nm}$  に設定すると、速度比が  $V_s/V_w = 3000$  の場合に必要なトランケーション量は、それぞれ、 $T_r = 9.7 \mu\text{m}$ ,  $14 \mu\text{m}$  となる。このように、ホイール仕様 (集中度, 砥粒径) と研削条件 (速度比, ホイール切込み量) を変え、それぞれの場合について最大砥粒切込み深さ  $g_m$  を求めておくことにより、 $dc$  値を与えるだけで延性モード研削に必要なトランケーション量を知ることができる。



(a) ホイール切込み量  $\Delta = 2 \mu\text{m}$



(b) ホイール切込み量  $\Delta = 5 \mu\text{m}$

図 4. 1 3 延性モード研削を与えるトランケーション量の選定

図 4. 1 4 は最大砥粒切込み深さ  $g_m$  の限界値を  $g_m = 100 \text{ nm}$  に設定して求めた延性モード研削を実現するために必要なトランケーション量である。

図中において、 $Tr = 0.25dg$  で示す破線はトランケーション量が砥粒径の 25% となる境界線であり、破線の上方の領域ではトランケーション量が 25% 以上になることを意味する。すなわち、破線の上方の領域に近づくほど砥粒突出し率が減少し、ホイール寿命の低下、研削抵抗の増加などホイール作業面のトポグラフィとして望ましくない状態になることを意味する。例えば、図 4. 1 4 (a) に示すホイール切込み量が  $\Delta = 2 \mu\text{m}$  の場合、速度比が  $V_s/V_w = 300$  の条件下では、砥粒径  $36 \mu\text{m}$  以上のホイールの選択は不適切であることがわかる。

この図を使用することにより、延性モード研削を実現するために必要なホイール仕様と研削条件を選択することができる。

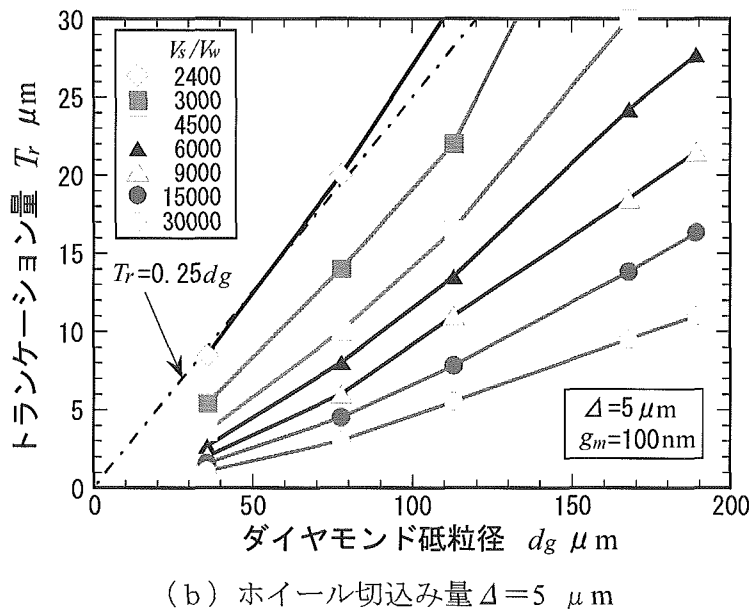
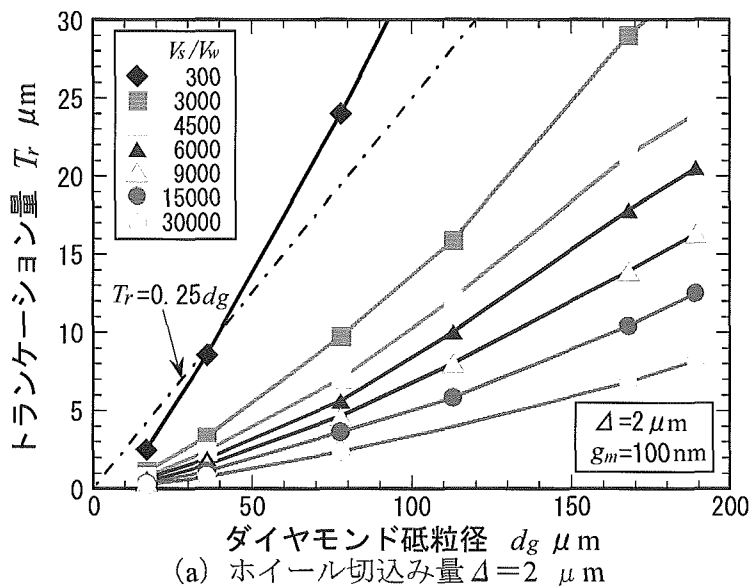
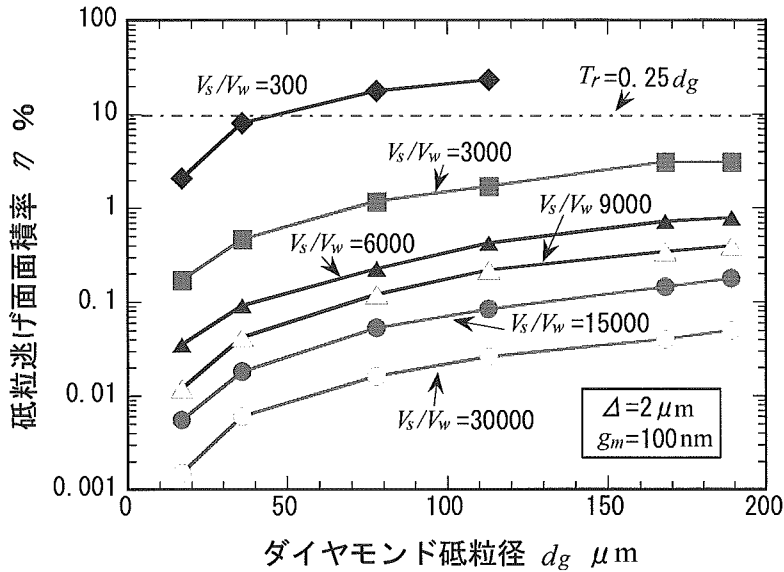


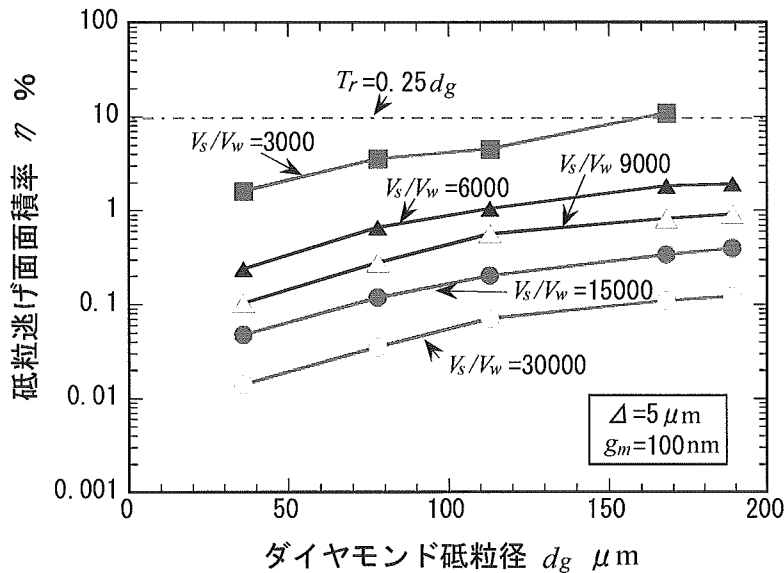
図 4. 1 4 延性モード研削を与えるトランケーション量

ところで、実際の研削作業においてはトランケーション量を正確に測定することは不可能であり、最も実用的な評価パラメータは砥粒逃げ面面積率  $\eta$  である。

図 4. 15 は、図 4. 14 に示した結果をトランケーション量  $T_r$  の代わりに砥粒逃げ面面積率  $\eta$  で評価した結果である。図中において破線で示す直線がトランケーション量の限界値を示す。この図は、延性モード研削に必要なトポグラフィ特性を砥粒逃げ面面積率で選択できるという意味においてより実用的である。



(a) ホイール切込み量  $\Delta = 2 \mu\text{m}$



(b) ホイール切込み量  $\Delta = 5 \mu\text{m}$

図 4. 15 延性モード研削を与える砥粒逃げ面面積率



#### 4. 5 結論

延性モード研削を実現するために必要なトランケーション量を計算機シミュレーションにより検討した。得られた結果を以下に示す。

- (1) トランケーションによって有効切れ刃数が増加する。
- (2) トランケーションによって切れ刃先端が平坦化するため研削仕上面は劇的に向上する。したがって、研削仕上面粗さの向上だけを目的とするのならばわずかのトランケーションでよい。
- (3) トランケーションによって最大砥粒切込み深さは減少するが、その寄与率は研削仕上面に対する寄与率よりもかなり小さい。
- (4) ホイール仕様、研削条件が与えられた場合、延性モード研削を達成するために必要なトランケーション量および砥粒逃げ面面積率を明らかにした。

#### 参考文献

- 1) 田牧純一，久保明彦，井山俊郎：モンテカルロ法によるダイヤモンドホイールの切れ刃トランケーション効果の検討（第1報）研削仕上面粗さに及ぼす影響，1998年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集（1998）287.

## 5. 包絡線創成法による平面研削用メタルボンドダイヤモンドホイールの精密ツルuing

### 5. 1 緒言

近年、光学部品に対する超精密加工の需要の増大とともに、ガラスなど硬脆材料の延性モード加工を高能率化・高精度化することが求められている。ダイヤモンドホイールを用いた研削加工がその要求に応える加工法の一つとして貢献していることは言うまでもない。ダイヤモンドホイールの性能を十分に引き出すためには、工作物に要求される形状精度と同等あるいはそれ以上の精度にホイールをツルuingしなければならない。当然のことながらダイヤモンド砥粒はホイール作業面から十分に突き出していなければならない。研削の進行にともなうホイール形状の変化も避けたい問題である。

メタルボンドダイヤモンドホイールは、ツルuing・ドレッシング技術さえ確立すれば研削の進行にともなうホイール形状の変化が少なく、安定した研削性能が得られるという優れた特性を有しており、今後の普及が期待されるホイールである。

さて、光学部品に要求される形状は球面あるいは非球面レンズのような曲面だけに限らず、フィルターのように高精度の平面度を要求される部品も多い。本研究は、平面研削用メタルボンドダイヤモンドホイールをサブミクロンの平坦度にツルuingする技術の獲得を目的としている。すなわち、庄司らが開発した円弧包絡線創成ツルuing法<sup>1)</sup>を平面研削用ホイールに適用することにより平坦度に優れたホイール作業面を創成できるかどうかを理論的に検討し、この手法を微粒メタルボンドダイヤモンドホイールの接触放電ツルuing<sup>2)</sup>に適用することによって実験的に検証している。

包絡線創成法のツルuing精度に関しては、直線群で円弧形状を創成する場合について、ツルuing装置の運動条件<sup>3)</sup>あるいは運動精度<sup>4)</sup>の観点から検討が加えられているが、包絡線創成法の有効性を保証するための条件である「ツルuing比が非常に小さくなければならない」という観点からの検討はなされていない。そこで、本研究では、ツルuing比の値に注目して包絡線創成法のツルuing精度を検討している。

### 5. 2 包絡線創成ツルuing

図 5. 1 は、GC カップツルuing法<sup>5)</sup>あるいはシングル電極式接触放電法<sup>2)</sup>で平面研削用超砥粒ホイールをツルuingする場合に従来用いられているツルuingとホイールの配置関係を示している。GC カップツルuing法の場合には文字どおり GC 砥石がツルuingとして使用されるが、接触放電法の場合には GC 砥粒を混入した電極がツルuingとして使用される。いずれの場合にも、ツルuingの回転軸をホイール幅の中央線上に設置し、ツルuingを送り速度  $v_f$  でプランジ研削することによりツルuingが行われる。この方法をプランジ法と呼ぶことにする。プランジ法のツルuing精度はツルuing回転軸の工作物テーブルに対する垂直精度によって決定されるが、ツルuing精度に関わる本質的特徴として、ツルuing軌跡がホイール軸方向に平行な直線ではなくツルuing径によって決定される円であるという点が挙げられる。図中に示すツルuing軌跡の直線からの逸脱量  $E$  が大きいほどホイール作業面のホイール軸方向平坦度が劣化する<sup>5)</sup>。実際の適用にあたっては、大きな外径のツルuingを使用することによってこの問題を解消しているが、ホイール側面に対するツルuing進行方向がホイール両端部で異なる（進入と

進出) という点を解決することはできず, ツルアから排出される GC 砥粒あるいは電極切り屑の挙動をホイール幅の全域にわたって一定にすることは困難である. したがって, サブミクロンのホイール平坦度を達成することは容易でない.

図 5. 2 は, 平面研削用ホイールの軸方向断面を円弧群で直線に包絡創成するツルーイング法の説明図である. この場合, リング状ツルアの回転軸はツルア移動方向に対して  $\theta$  だけ傾いており, 図 5. 1 に示したプランジツルーイング装置を傾斜させるだけで構成できるといふ利点を有している. さて, ホイール軸を含む垂直面に投影されるツルアの形状は, ツルアを傾斜させることによって直線から楕円に変化する. 楕円の大きさは, ツルアの内縁部①, 中央部②, 外縁部③によって異なり, それぞれ, 矢印で示す方向に回転しながらホイール軸方向断面を通過していく. その結果, ホイール軸方向断面に最終的に残る軌跡は, ツルア外縁部③の形状となる. したがって, ホイールとの干渉状態を考える場合には, 外縁部の楕円でツルア形状を代表してよい.

ツルアとホイールの接触幅  $b$  に比べてツルア切込み量  $a_t$  が非常に小さい場合, ホイールと干渉する部分のツルア形状は次式で与えられる半径  $R$  を有する円弧で近似できる.

$$R = \frac{D_t}{2 \sin \theta} \quad (5.1)$$

ここで,  $D_t$  はツルア外径である. この円弧半径  $R$  はツルアの外縁部③が消耗しない限り変化することはなく, 一定値を保つ.

さて, ツルア回転軸を傾斜させることによって, ツルアと接触するホイール作業面はホイール幅の一部に限定されるため, ツルーイング幅がホイール幅  $B$  から  $b$  に減少し, この部分におけるツルア軌跡の逸脱量  $E$  を減少することができる.

ホイール幅の全域をツルーイングするためには, 傾斜ツルアの 1 パス毎にツルアをホイール軸方向に移動しなければならない.

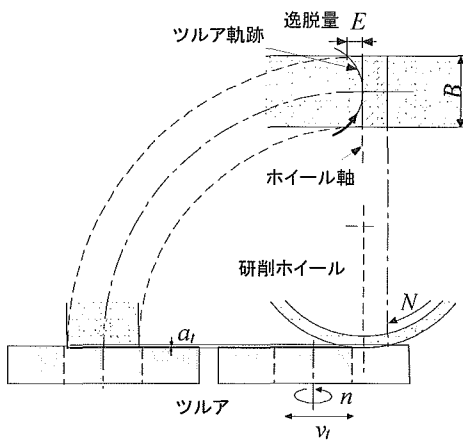


図 5. 1 プランジツルーイング法

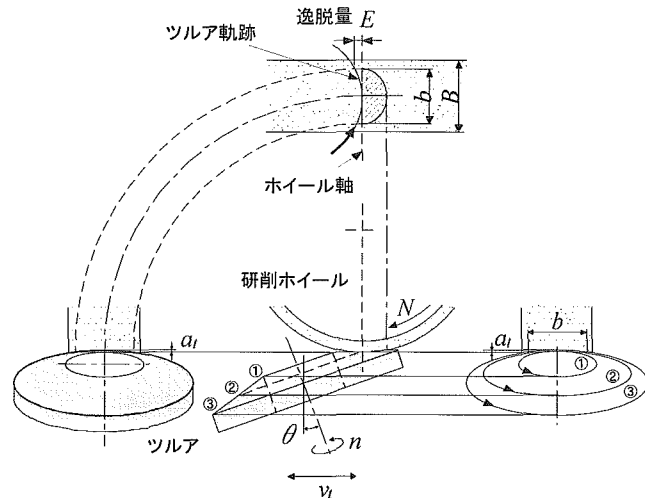


図 5. 2 包絡線創成ツルーイング法

ホイール軸に平行な垂直断面に現われるツルアの軌跡を図 5. 3 に示す。一定のホイール切込み量  $a_t$  でツルアをプランジ研削した後、ツルア位置を一定ピッチ  $P$  だけホイール軸方向に移動し、その位置で再び一定切込み  $a_t$  を与えプランジ研削を行う。なお、ツルア接触長さ  $b$  はツルアとホイールの干渉部におけるホイール軸方向断面プロフィールに応じて変化する。ツルアがホイール両端部に到達した時点でその移動方向を変える。この一連のツルア作業においてツルアの摩耗が全く存在しないと仮定した場合、ホイール軸方向断面には勾配  $a_t/P$  で与えられる直線が円弧群の包絡線として創成される。ただし、ツルア切込み量  $a_t$  の大部分がツルア摩耗量となる GC カップツルア法や接触放電法の場合、ツルア先端は設定位置よりも後退するので、包絡線の勾配は緩やかになる。このことは、ツルア作業条件が適性であれば、この方法によってホイール作業面を平坦に創成できることを示唆している。この概念は包絡線創成ツルア法と呼ばれ、庄司ら<sup>1)</sup>がホイール軸方向断面を円弧形状にツルア作業する手段として提案している。すなわち、図 5. 3 において、円弧断面形状を有するツルアの代わりに直線形状のツルアを用い、直線運動の代わりにスウィング運動をツルアに与えることによって直線群で円弧を包絡している。

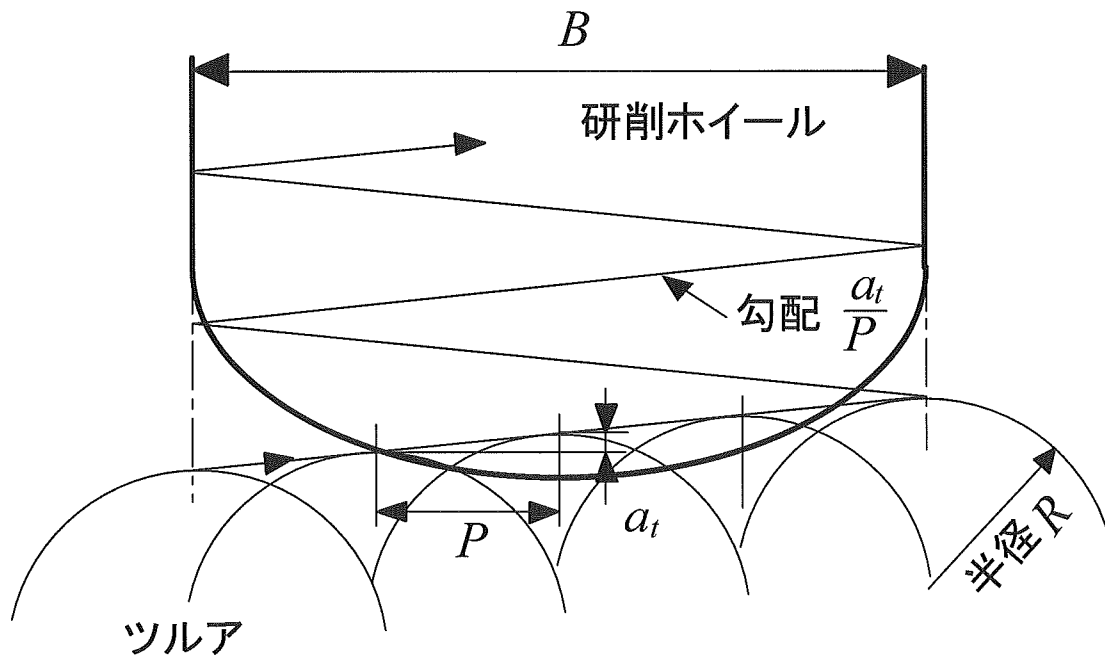


図 5. 3 包絡線創成法におけるツルアの軌跡

### 5. 3 実験装置とシミュレーション方法

研削時に数ミクロンのホイール切込み量が用いられ、そのためにサブミクロンオーダーのホイール平坦度が要求される微粒ダイヤモンドメタルボンドホイール (SD#1500M) を取り上げた。メタルボンドホイールのツルア作業法として GC カップツルア法とシングル電極式

接触放電（ECD）法の両者が適用可能であるが、研削性能<sup>2)</sup>の観点から ECD 法を適用した。ホイール幅は  $B = 8 \text{ mm}$  である。

表 5. 1 に実験条件を示す。放電電極には GC #1500 導電性レジンボンドカップホイールを使用し、電極傾斜角を  $\theta = 10^\circ$  に設定した。電極外径は  $D_t = 70 \text{ mm}$  であるから、図 5. 3 に示す円弧群の曲率半径は式(5.1)を用いて  $R = 201.6 \text{ mm}$  と計算される。

なお、火花放電によってツルーイングを進行させるために、ホイール・電極間に  $E_i = 15 \text{ V}$  の直流電圧を印加した。電極の送りピッチ  $P$  はツルーイングの精度と能率を決定する重要なパラメータであるが、今回の実験では包絡線創成ツルーイング法の検証を主な目的としているため  $P = 0.5 \text{ mm}$  に固定した。この場合、ツルアの軌跡がホイール軸方向断面に転写されると仮定して計算されるプロフィールの粗さは  $R_t = 0.16 \mu\text{m}$  となる。

ホイール軸方向断面プロフィールの測定は、プランジ研削によってホイール断面形状をグラフィットに転写し、その表面をダイヤモンド触針で走査することによって行った。また、ツルーイング後のホイールの研削性能を評価するために石英ガラスの平面プランジ研削と平面トラバース研削を行った。表 5. 1 に研削条件を示す。

表 5. 1 実験条件

|          |  |
|----------|--|
| 研削ホイール   | SD1500N100M 外径 200 mm, 幅 8 mm  |
| 電極       | GC1500L200B 外径 70 mm, 内径 50 mm   |
| ツルーイング条件 | 研削ホイール回転数 $N = 3000 \text{ rpm}$<br>電極回転数 $n = 300 \text{ rpm}$<br>電極送り速度 $v_t = 100 \text{ mm/min}$<br>電極切込み量 $a_t = 0.2 \mu\text{m}$<br>電極傾斜角 $\theta = 10^\circ$<br>電極送りピッチ $P = 0.5 \text{ mm}$<br>無負荷電圧 $E_i = 15 \text{ V}$ (DC 電源)<br>クーラント：乾式 (気中) |
| 研削条件     | 研削ホイール回転数 $N = 3000 \text{ rpm}$<br>工作物：石英ガラス<br>プランジ送り速度 $v_g = 5 \text{ m/min}$<br>切込み量 $a_g = 2 \mu\text{m}$<br>トラバース送り量 $f = 0.1 \sim 1.0 \text{ mm}$<br>クーラント：水溶性研削油剤 (WS90)  |

図 5. 4 は、包絡線創成法を適用した接触放電ツルーイングの様子を撮影した写真である。この場合、回転電極は右側に移動している。ホイールと電極の接触部に発生する火花放電を観察できる。

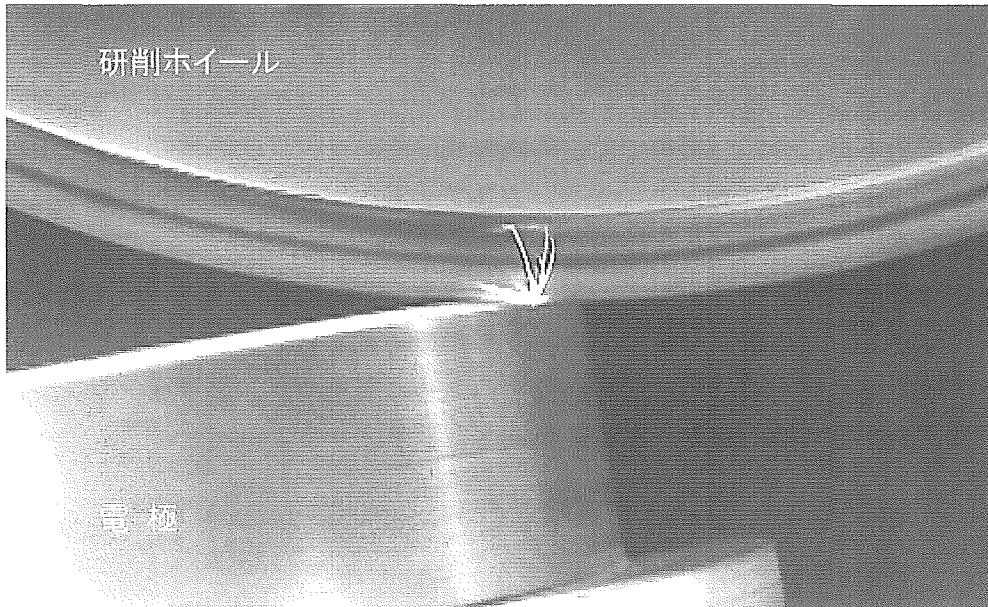


図 5. 4 接触放電火花の観察写真

次に、包絡線創成ツルーイングの過程を計算機上でシミュレーションした。その技法として、ホイール軸方向断面プロファイルを離散値で与え、ツルア形状を円の方程式で与えることによって両者の干渉状態を幾何学的に判断する手法を採用した。図 5. 5 にその説明図を示す。

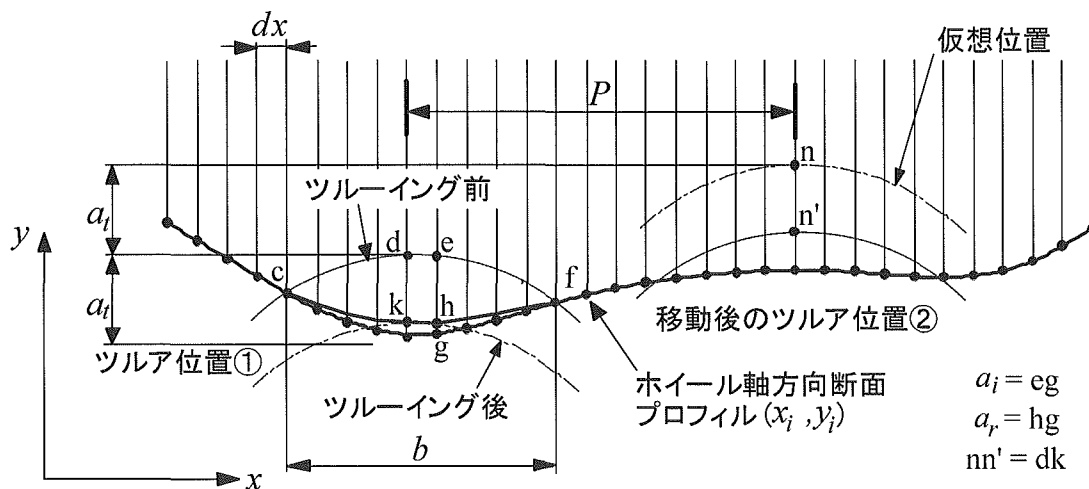


図 5. 5 プロファイル創成シミュレーションの説明

図に示すように、ツルアは①の個所において、ツルア切込み量  $a_i$  でホイールと干渉している。ここでツルア切込み量  $a_i$  は研削盤に与えられる設定切込み量であり、ホイール軸方向断面と実際に干渉している値ではない。ホイール軸方向断面はホイール幅方向 ( $x$  軸) に等間隔  $dx$  で分割され、そのプロフィール高さ  $y_i$  は離散値として次式で与えられる。

$$y_i = \text{func}(x_i) = \text{func}(idx) \quad (i = 0, m) \quad (5.2)$$

ここで、 $y_0$  はホイール左端部 ( $x=0$ )、 $y_m$  はホイール右端部 ( $x=mdx$ ) におけるプロフィール高さを表す。ツルアの断面形状は円の方程式として次式で与えられる。

$$(x-x_c)^2 + (y-y_c)^2 = R^2 \quad (5.3)$$

ここで、 $(x_c, y_c)$  は円弧の中心座標であり、 $R$  は式(5.1)で与えられる。

離散化されたプロフィール  $(x_i, y_i)$  が式(5.3)で示される円の内部に存在する場合、その部分はツルアと干渉することを意味するから、ツルーイングされるホイール断面部を判別することができる。図の場合には、接触幅  $b$  で規定されるホイール断面部  $cdefgc$  がツルアとホイールの干渉領域となり、各点におけるツルア切込み量  $a_i$  は円弧からホイール断面プロフィールまでの距離として計算される。ツルアがホイールを通過することによってツルア切込み量  $a_i$  の一部がツルーイング量  $a_r$  となり、ホイール断面プロフィールは  $g$  点から  $h$  点に移動する。この作業をツルア接触領域に存在する全てのプロフィール点について行うことにより、ツルーイング後のホイール軸方向断面プロフィール  $ckhf$  を決定することができる。

ここで、ツルア切込み量  $a_i = eg$  に対するツルーイング量  $a_r = hg$  の比をツルーイング比  $\gamma$  と定義する。

$$\gamma = \frac{a_r}{a_i} \quad (0 \leq \gamma \leq 1) \quad (5.4)$$

$\gamma = 0$  の場合、ツルアだけが消耗することを意味するからホイールのツルーイングは不可能である。 $\gamma = 1$  の場合には、ツルアと干渉したホイール部分がすべて除去されるから、図 5.3 に示す運動軌跡をツルアに与える限り、ホイール軸方向断面プロフィールがホイール軸に平行になることはない。

さて、ホイールとの接触によってツルア自身も消耗するわけであるが、図 5.2 に示したようにツルアは回転しながらホイール軸方向断面を通過するので、ホイールとの接触後に得られるツルア形状は、図 5.5 に示すホイール軸方向断面プロフィールの最下点  $k$  によって切り取られる形状、すなわち、 $k$  点と接する半径  $R$  の円弧形状と考えてよい。

ツルア位置①におけるホイール軸方向断面プロフィールを修正した後に円弧の中心座標  $(x_c, y_c)$  を  $x$  方向に送りピッチ  $P$ 、 $y$  方向にツルア切込み量  $a_i$  だけ移動することによってツルア位置を②に変更する。この結果、ツルアが摩耗しないと仮定した場合には、ツルア先端位置が  $d$  から  $n$  まで移動し、ホイール半径方向の移動量はツルア切込み量  $a_i$  と等しくなる。一方、ツルアの摩耗が存在する場合、ツルアの先端位置は、仮想位置  $n$  からツルア摩耗量を差し引

いた  $n'$  点に後退する。

この作業を繰り返すことにより包絡線創成ツルージングシミュレーションをホイール幅全体にわたって行うことができる。シミュレーション条件は表 5. 1 に示す実験条件と同一に設定し、ツルア切込み量  $a_t$  とツルージング比  $\gamma$  をパラメータとした。

#### 5. 4 シミュレーション結果

ホイール軸方向断面プロファイルの初期形状として、凸形状、凹形状、直線の 3 種類を与え、それぞれの場合について、ツルージング比  $\gamma$  とツルア切込み量  $a_t$  を変えてシミュレーションを行った。

図 5. 6 は、ツルージング比  $\gamma = 0.2$ 、ツルア切込み量  $a_t = 0.2 \mu\text{m}$  の場合についてホイール形状の修正過程を追跡した例である。

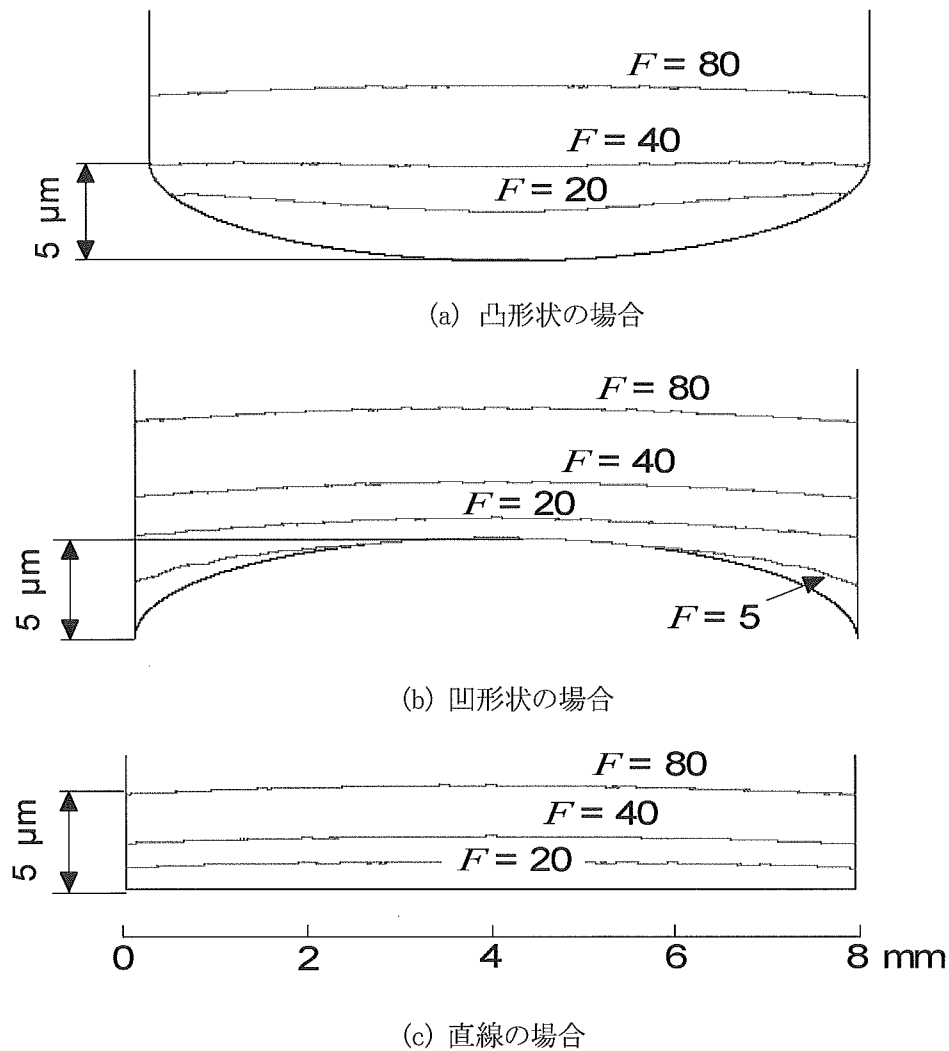


図 5. 6 ホイール軸方向プロファイルのツルージング過程



例えば，図 5. 6(a)は，ホイール軸方向断面プロファイルの初期形状として，ホイール幅中央部から両端部までの高さが  $5 \mu\text{m}$  となるような楕円を凸形状として与えた場合の結果である．この場合，ホイール軸方向断面プロファイルはホイール軸方向のツルア往復回数  $F = 40$  回の時点でほぼ直線になるが，ツルア往復回数  $F = 80$  回の時点ではその形状が凹形状に逆転している．図 5. 6(b)は，ホイール初期形状として，ホイール両端部からの高さが  $5 \mu\text{m}$  の楕円を凹形状として与えた場合の結果である．この場合，ツルア往復回数が  $F = 80$  回にいたってもホイール軸方向断面プロファイルは直線になることはなく，凹形状を維持している．図 5. 6(c)はホイール初期形状として直線を与えた場合の結果である．この場合，ホイール軸方向断面プロファイルはツルア往復回数  $F$  の増加とともに凹形状になっていくことがわかる．

以上の結果を考察するために，ホイール軸方向断面プロファイルの直線からの逸脱量をホイール平坦度  $H$  と定義し，ツルア往復回数  $F$  に対してプロットした．

図 5. 7 にその結果を示す．ホイール初期形状が凸形状の場合，図 5. 6(a)に示したように，ホイール平坦度はツルア往復回数  $F = 40$  回の時点で最小値  $H = 0.23 \mu\text{m}$  をとり，その後，徐々に劣化している．ホイール初期形状が凹形状の場合にはツルア往復回数  $F = 30$  回まではホイール平坦度の急速な向上が認められるが，その後の変化はほとんど認められない．ホイール初期形状が直線の場合にはホイール平坦度が徐々に劣化していく．いずれの場合にも，ホイール平坦度は，ホイールの初期形状に関わらず，ツルア往復回数の増加とともに一定値に収束していくことがわかる．この場合，ホイール平坦度の収束値として  $H_c = 0.76 \mu\text{m}$  が得られる．

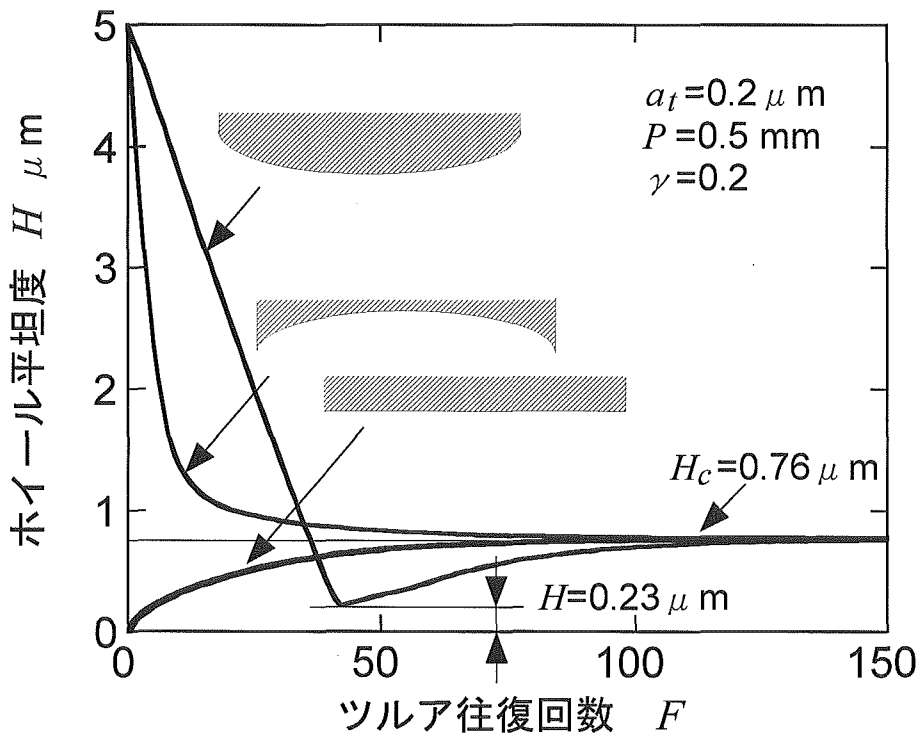


図 5. 7 ホイール平坦度の修正過程

この値は、ツルーイング条件によって決定されるホイール平坦度の限界値、すなわちツルーイング精度とみなすことができるので、この値に注目してツルーイング条件の影響を検討した。

図 5. 8 は、ツルア送りピッチを  $P=0.5 \text{ mm}$  に固定し、ツルア切込み量  $a_t$  およびツルーイング比  $\gamma$  を変えた場合に得られるホイール平坦度の収束値である。この場合、ツルーイング比が  $\gamma=1$ 、すなわちツルアの摩耗が全く存在しないという条件下では、図 5. 3 に示した勾配がホイール軸方向断面プロフィールに形成される。例えば、図中に示すツルア切込み量が  $a_t=0.2 \text{ }\mu\text{m}$ 、ツルーイング比が  $\gamma=1$  の場合、ホイール幅が  $B=8 \text{ mm}$  であるからホイール軸方向断面プロフィールの勾配、すなわちホイール平坦度として、 $H_c=3.2 \text{ }\mu\text{m}$  という値が得られる。

図より、ツルーイング後のホイール平坦度  $H_c$  は、ツルア切込み量  $a_t$  が小さくツルーイング比  $\gamma$  が小さいほど小さくなる傾向を示している。また、 $1 \text{ }\mu\text{m}$  以下のホイール平坦度が得られるツルーイング比は、ツルア切込み量が  $a_t=0.2 \text{ }\mu\text{m}$  の場合、 $\gamma \leq 0.8$ 、ツルア切込み量が  $a_t=0.5 \text{ }\mu\text{m}$  の場合、 $\gamma \leq 0.3$  となることがわかる。

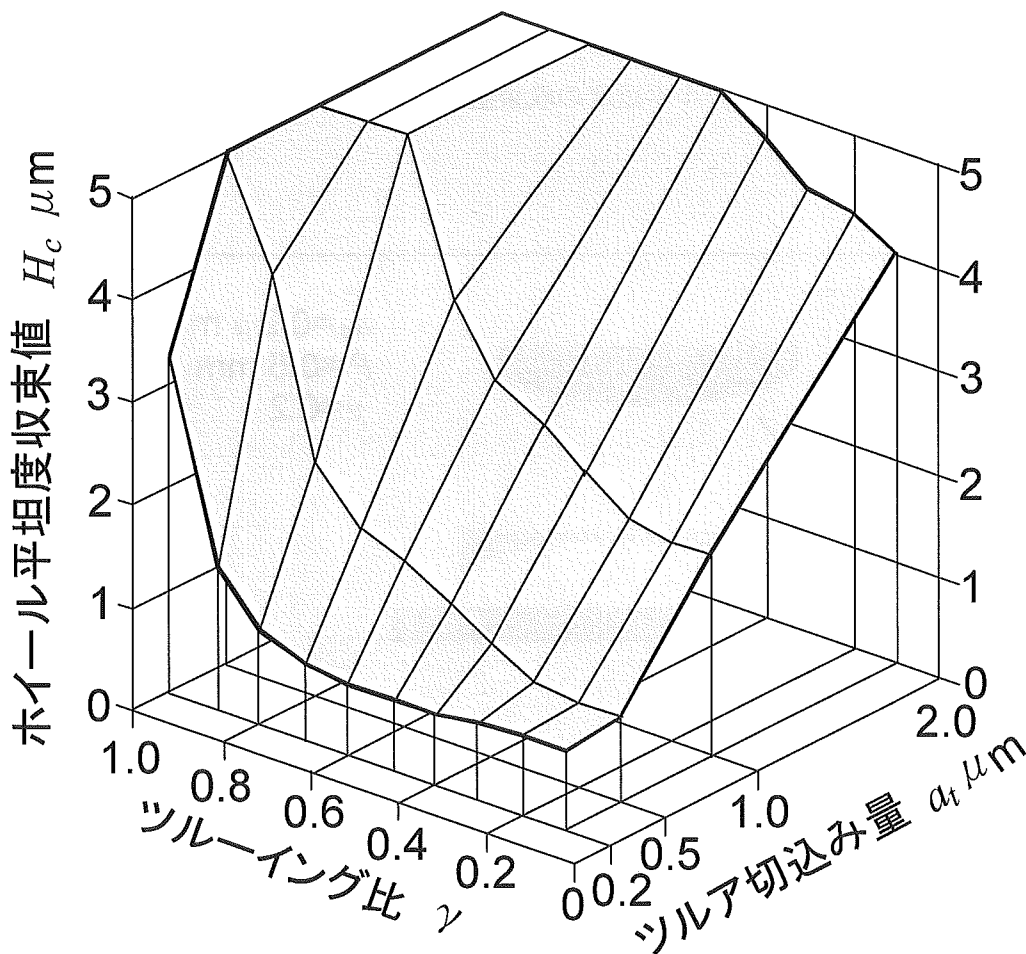


図 5. 8 ホイール平坦度収束値とツルーイング条件の関係

## 5. 5 実験結果

### 5. 5. 1 ツルーイング比

シミュレーション解析においてはツルーイング比がツルア切込み量およびツルア接触幅の影響を受けないと仮定したが、シミュレーション結果の妥当性を検討するためにはツルーイング比の実測値を知る必要がある。

図 5. 9 は、ツルア切込み量  $a_t$  とホイール幅  $B$  をパラメータとして図 5. 1 に示すプランジ方式による接触放電ツルーイングを行い、ツルーイング比  $\gamma$  をプロットした結果である。なお、実験前のホイールは、包絡線創成法によってサブミクロンの平坦度に成形した。ホイール幅を固定してツルア切込み量を変えた場合、ツルーイング比はほぼ一定値 ( $\gamma = 0.2$ ) となるが、ツルア切込み量を固定してホイール幅を変えた場合、ツルーイング比はホイール幅の減少とともに増加している。これは、図 5. 1 に示すように、ツルア切込み量が一定ならば、ホイール幅がどのような値であってもツルア 1 回のパスによってホイールと干渉するツルア体積に変化がないからである。すなわち、ホイール幅が減少すればツルアと干渉するホイールの体積は減少するが、ホイールと干渉するツルアの体積は変化しない。したがってツルーイング比が増加するのである。この現象は、図 5. 2 に示す包絡線創成法においてツルア接触幅  $b$  が変化する場合にも発現すると考えられる。

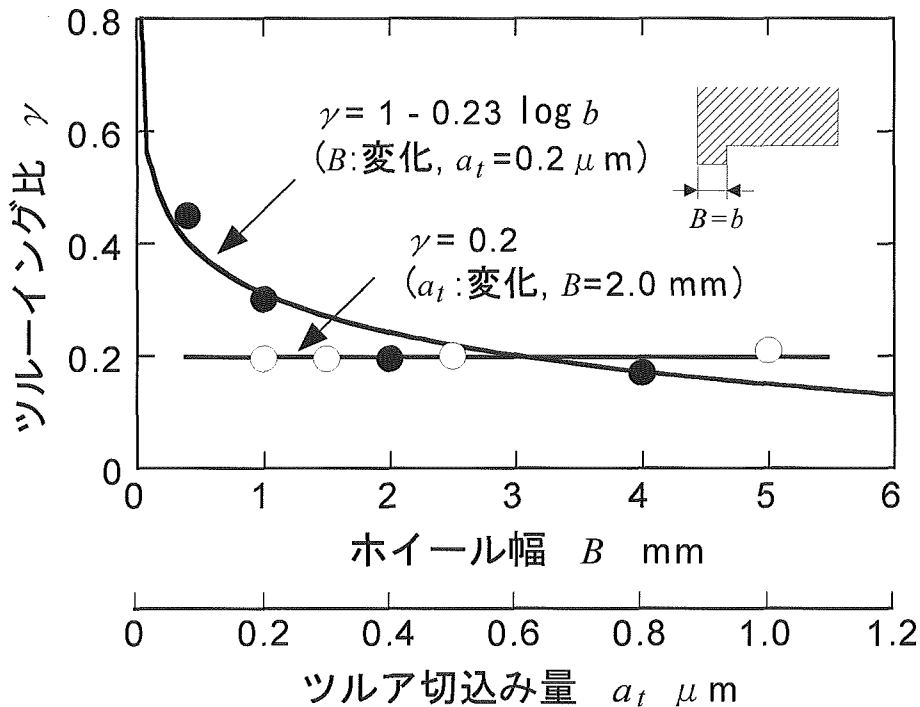


図 5. 9 ツルーイング比の実測値

そこで、以上の実験結果を参考にして、ツルーイング比が一定値  $\gamma = 0.2$  で与えられる場合と、ツルア接触幅  $b$  の関数として、実測値の近似関数、 $\gamma = 1 - 0.23 \log b$  で与えられる場合の両者について前述のシミュレーションを行い、実験結果と比較した。

## 5. 5. 2 ツルーイング過程

ツルーイング前のホイール軸方向断面プロファイルとして凸形状と凹形状を与え、それぞれの場合について、ツルア送りピッチ  $P = 0.5 \text{ mm}$ ，ツルア切込み量  $a_t = 0.2 \text{ }\mu\text{m}$  の条件で包絡線創成法による接触放電ツルーイング実験を行った。

図 5. 1 0 は、ホイール軸方向断面プロファイルの初期形状が高さ  $13 \text{ }\mu\text{m}$  の凸形状の場合についてツルア往復回数に対するホイール平坦度の変化をプロットした結果であり、図 5. 1 1 はホイール初期形状が高さ  $8 \text{ }\mu\text{m}$  の凹形状の場合についてプロットした結果である。

図 5. 1 0 に注目すると、ツルア接触幅を考慮したシミュレーション結果のほうが実験結果との一致性が良いことがわかる。例えば、ツルア往復回数  $F = 60$  回の時点におけるホイール平坦度を比較すると、実線の場合には  $H = 3.59 \text{ }\mu\text{m}$  であるのに対して、一点鎖線の場合には一桁小さい  $H = 0.38 \text{ }\mu\text{m}$  という値であり、実測値 ( $H = 0.37 \text{ }\mu\text{m}$ ) とほとんど一致している。また、図 5. 1 1 に示す凹形状の場合についてツルア往復回数  $F = 40$  回の時点におけるホイール平坦度を比較すると、実線の場合  $H = 0.74 \text{ }\mu\text{m}$ ，一点鎖線の場合  $H = 0.42 \text{ }\mu\text{m}$  であり、図 5. 1 0 と同様、ツルア接触幅の影響を考慮したシミュレーションのほうが実測値 ( $H = 0.37 \text{ }\mu\text{m}$ ) との一致性がよい。

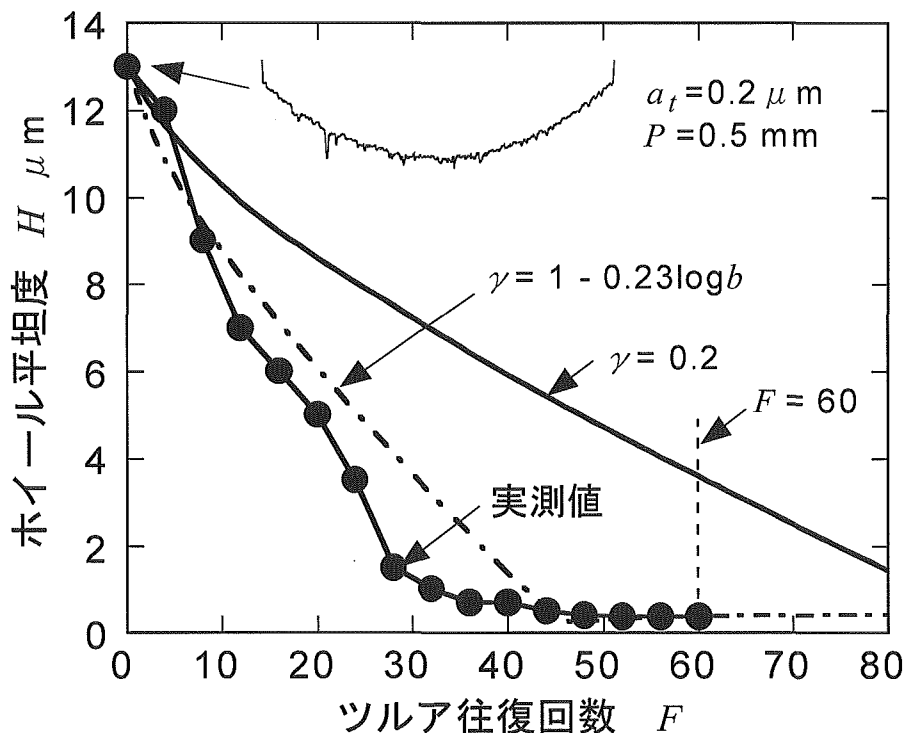


図 5. 1 0 凸形状プロファイルのツルーイング過程

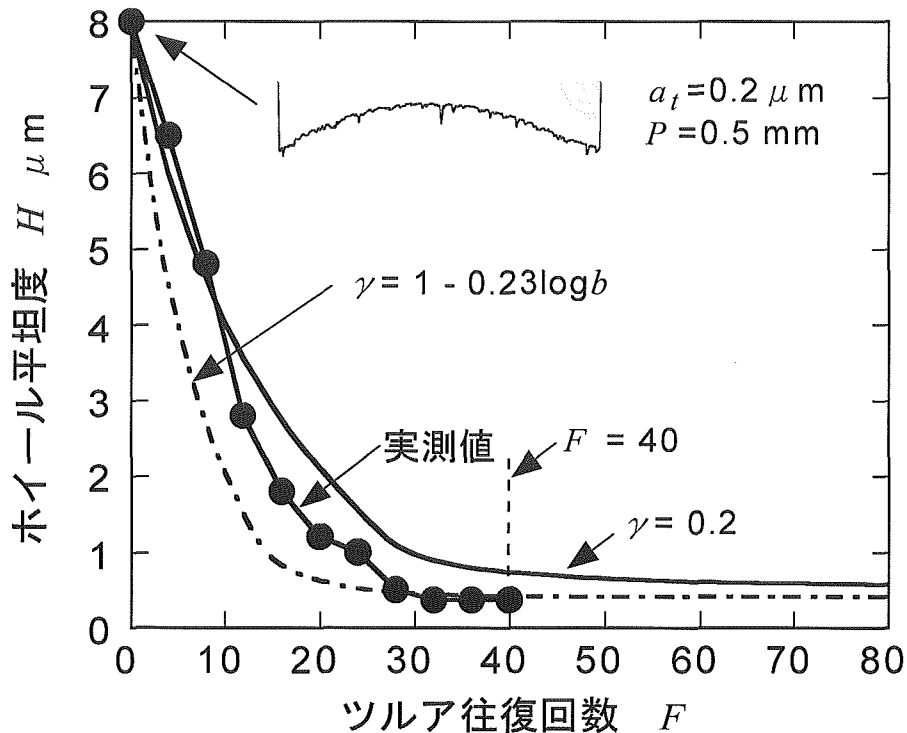


図 5. 11 凹形状プロファイルのツルーイング過程

以上の結果より、ツルーイング比を一定と仮定したシミュレーション解析では  $0.4 \mu\text{m}$  以下のホイール平坦度を得ることができないが、実際のツルーイングでは実現可能であること、ツルア接触幅を考慮したツルーイング比の実測値をシミュレーションに導入することにより実測値との一致性が向上することがわかる。

### 5. 5. 3 研削仕上面

図 5. 12 は、プランジツルーイングおよび包絡線創成ツルーイングを行ったホイールについて、それぞれ石英ガラスの平面プランジ研削を行い、工作物に転写されるホイール軸方向断面プロフィールを測定した結果である。プランジツルーイング法の場合、ホイール軸方向断面プロフィールは凸形状を示しており、ホイール軸に対する平坦度は  $1.08 \mu\text{m}$  である。一方、包絡線創成ツルーイング法の場合にはホイールの両端部が少しだれているだけであり、 $0.37 \mu\text{m}$  というサブミクロンオーダーの平坦度が得られている。

図 5. 13 は、ホイール軸方向に送り量  $f$  を与えてトラバース研削を行い、研削方向に直交する工作物仕上面の粗さ  $R_a$  をプロットした結果である。プランジツルーイング法の場合、研削仕上面の創成に関与する切れ刃の存在領域がホイール幅中央の凸部に限定されるため、トラバース効果が認められない。一方、包絡線創成ツルーイング法の場合にはホイール作業面が平坦であるため、トラバース送り量の減少にともなって同一点研削回数が増加し、仕上面粗さが向上している。

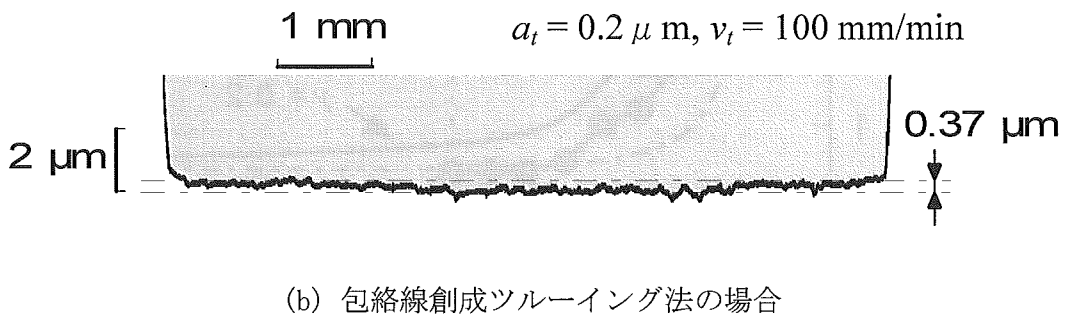
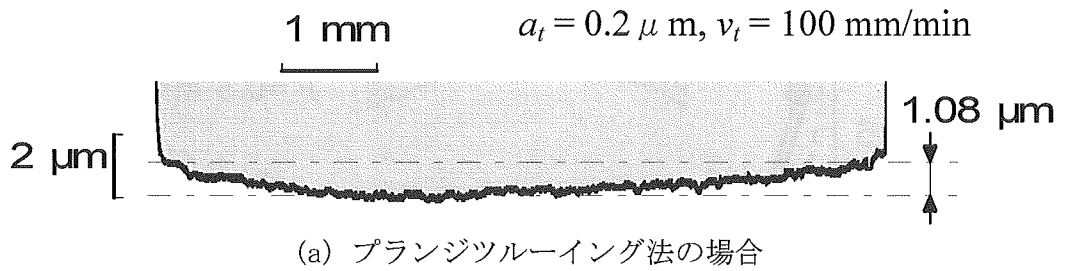


図 5.12 ホイール軸方向断面プロファイルの比較

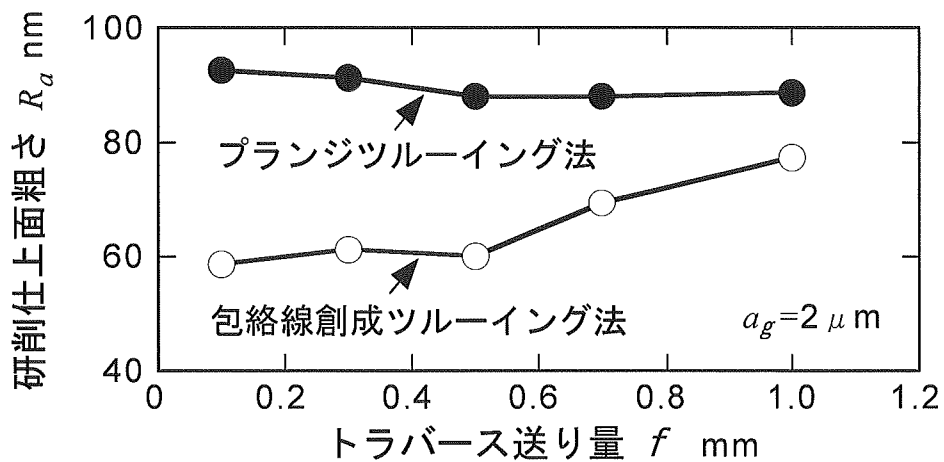


図 5.13 研削仕上面粗さ

以上の実験結果より、包絡線創成法の優れたツルーイング精度は、プランジツルーイング法の場合よりも良好な研削仕上面を提供することを確認できる。

## 5.6 結論

平面研削用メタルボンドダイヤモンドホイールの作業面をサブミクロンの平坦度にツルーイングする手段として、半径一定の円弧群で直線を包絡する創成ツルーイング法を提案した。この包絡線創成法のツルーイング過程を計算機でシミュレーションすることにより、ツルー

イング精度に及ぼすツルーイング比の影響を検討した。また、微粒メタルボンドダイヤモンドホイールの接触放電ツルーイングに適用し、その実用性を検証した。得られた結果を以下に示す。

- 1) 包絡線創成ツルーイングによって得られるホイール軸方向断面プロファイルの平坦度は、ホイール軸方向へのツルア送りピッチが一定の場合、ツルア切込み量とツルーイング比の組み合わせによって決定される。
- 2) ツルーイング比の実測値を使用することにより、包絡線創成ツルーイングにおけるホイール形状の修正過程を計算機シミュレーションで推定することができる。
- 3) SD#1500 微粒メタルボンドダイヤモンドホイールの接触放電ツルーイングに包絡線創成法を適用することにより、ホイール幅 8 mm に対して 0.4  $\mu\text{m}$  以下の平坦度を有する軸方向断面プロファイルを得ることができる。
- 4) 包絡線創成ツルーイングを適用したホイールは、トラバース研削加工において、プランジツルーイング法の場合よりも良好な仕上面粗さを提供する。

#### 参考文献

- 1) 庄司克雄, 厨川常元, 周立波, 鈴木英俊, 相原秀雄: 総型研削用超砥粒ホイールのツルーイング法の開発に関する研究, 精密工学会誌, 59, 3 (1993) 485.
- 2) 謝晋, 田牧純一, 久保明彦, 井山俊郎: 接触放電ドレッシングの微粒ダイヤモンド研削ホイールへの適用, 精密工学会誌, 67, 11 (2001) 1844.
- 3) M.S. Sepasy Zahmaty, Tsunemoto Kuriyagawa, Katsuo Syoji: Ultra-precision form truing and its on-machine measurement, 1996 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (1996) 417.
- 4) 周立波, 立花亨, 庄司克雄, 厨川常元, 芳賀務, 海野邦彦, 大下秀男: セラミックスペアリングインナーレース面の総型鏡面研削, 日本機械学会論文集 (C 編), 63, 612 (1997-8) 2905.
- 5) 松井正己, 庄司克雄, 朴承鎬: ビトリファイドダイヤモンド砥石のツルーイングに関する研究 (第 2 報), 精密工学会誌, 53, 3 (1987) 486.

## 6. 研究のまとめ

本研究では光学ガラスの延性モード研削に具備すべきトランケーションの最適条件を獲得することを目的として次の課題を遂行した。

- 1) ダイヤモンド砥粒切れ刃のモデル化と形状の特性化
- 2) 光学ガラスの延性モード研削に要求される延性・脆性遷移切込み量
- 3) トランケーションを施したホイールで延性モード研削を行なう場合の研削条件
- 4) メタルボンドダイヤモンドホイールの精密ツルーイング法の開発

得られた結果を以下に示す。

1. 走査型レーザ顕微鏡でダイヤモンド砥粒を測定する場合、砥粒の急斜面部および反射率が一定でない部分に発生するクラスタノイズをウェーブレット法で検出し、その存在領域をマップ化することによって砥粒形状を修復した。
2. モルフォロジィ法で砥粒稜線を検出し、SEM 観察結果と一致する立体形状を構築した。
3. 接触放電ドレッシングを行った SD270 メタルボンドホイールの砥粒切れ刃を三角錐で構成される面切れ刃と稜切れ刃に分類し、その形状特性を切れ刃角、くさび角、すくい角という定義に基づいて明らかにした。
4. 走査型レーザ顕微鏡で測定される切れ刃すくい角の分布は三次元触針法の測定結果と一致する。
5. 単結晶ダイヤモンド砥粒で硼硅酸ガラスを研削する場合、すくい角  $\alpha=50\sim 90^\circ$  の領域の臨界切込み深さは  $d_c=60\sim 120$  nm である。
6. ダウンカットに比べてアップカットのほうが 20 nm ほど臨界切込み深さが大きい。
7. トランケーションによって有効切れ刃数が増加する。
8. トランケーションによって切れ刃先端が平坦化するため研削仕上面は劇的に向上する。したがって、研削仕上面粗さの向上だけを目的とするのならばわずかのトランケーションでよい。
9. トランケーションによって最大砥粒切込み深さは減少するが、その寄与率は研削仕上面に対する寄与率よりもかなり小さい。
10. ホイール仕様、研削条件が与えられた場合、延性モード研削を達成するために必要なトランケーション量および砥粒逃げ面面積率を明らかにした。
11. 包絡線創成ツルーイングによって得られるホイール軸方向断面プロファイルの平坦度は、ホイール軸方向へのツルア送りピッチが一定の場合、ツルア切込み量とツルーイング比の組み合わせによって決定される。
12. ツルーイング比の実測値を使用することにより、包絡線創成ツルーイングにおけるホイール形状の修正過程を計算機シミュレーションで推定することができる。
13. SD#1500 微粒メタルボンドダイヤモンドホイールの接触放電ツルーイングに包絡線創



成法を適用することにより、ホイール幅 8 mm に対して 0.4  $\mu\text{m}$  以下の平坦度を有する軸方向断面プロファイルを得ることができる。

- 1 4. 包絡線創成ツルージングを適用したホイールは、トラバース研削加工において、プランジツルージング法の場合よりも良好な仕上面粗さを提供する。

現在、各種仕様のメタルボンドホイールに対してトランケーション量の定量的評価と研削抵抗に及ぼす影響を検討中である。

以上