Advance Publication by J-STAGE

日本機械学会論文集

Transactions of the JSME (in Japanese)

DOI:10.1299/transjsme.20-00284

Received date : 1 August, 2020

Accepted date : 16 November, 2020

J-STAGE Advance Publication date : 25 November, 2020

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

内田 元^{*1}, 山田 高三^{*1}, 三浦 浩一^{*2}, 李 和樹^{*1}

Quantitative evaluation of grinding wheel surface condition and effect of dressing condition on characteristics of grinding

Gen UCHIDA^{*1}, Takazo YAMADA^{*1}, Kohichi MIURA^{*2} and Hwa-soo LEE^{*1}

^{*1} College of Science and Technology, Nihon University
1-8-14 Kanda-surugadai, Chiyoda-ku, Tokyo 101-8308, Japan

^{*2} Junior College, Nihon University
7-24-1 Narashino-dai, Hunabashi-shi, Chiba 274-8501, Japan

Abstract

In the grinding process, the difference of the grinding wheel surface condition affects a grinding performance and a ground surface roughness. It is well known that the grinding wheel surface topography is changed by the difference of dressing condition and the self-sharpening. Therefore, to estimate the optimal dressing conditions and/or manage the grinding wheel life, it is required that the relationship between the grinding wheel surface topography and the grinding characteristic is clarified. From such a viewpoint, by the proposed measuring method called a measured focus position recalculation method, the grinding wheel surface shape is measured before and after dressing and groove grinding. This study aims to quantitatively evaluate the relationship between the grinding wheel surface topography, grinding force and ground surface roughness. From experimental results, by extracting only the changed part of the grinding wheel surface shape before and after dressing and groove grinding, it was found that changes in the grinding wheel surface could be evaluated. Moreover, the abrasive grain cutting edge density, the abrasive grain contact area ratio and the successive cutting-point spacing were calculated by measured results of the grinding wheel with dressing lead changed. By these calculated results, it was clarified that the effect of the grinding wheel surface topography of the difference of dressing lead could be evaluated quantitatively. Finally, it was experimentally clarified that the normal grinding force had the same tendency as the contact area per abrasive grain cutting edge, the ground surface roughness had the same tendency as the successive cutting-point spacing.

Keywords : Grinding wheel, Dressing, Abrasive grain cutting edge density, Successive cutting-point spacing, Normal grinding force, Ground surface roughness, Measured focus position recalculation method

1. 緒 言

研削加工では、工具となる砥石の表面状態が研削特性や研削仕上面粗さに大きな影響を及ぼすことが知られている(織岡, 1960, 岡村他, 1966, 小野, 1952). 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仕上面に及ぼす影響は極めて大きい(鈴木, 高橋, 1964, 坂本, 清水, 2011). 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.

ここで、砥石表面状態を示すパラメータとして、砥粒切れ刃密度(中山, Shaw, 1971)や連続切れ刃間隔(津和, 1961a, 松井, 1977), 砥粒接触面積率(津和, 1961b)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. 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, 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. そのため, 実際の砥石表面で評価を行わなければ, 実際の研削加工に直接適用することが難しいのが現状である.

筆者らはこれまでの研究により, レーザセンサによる測定法の1つである点合焦輪郭曲線法(佐藤, 2015, ISO, 2010, JIS, 2014, Miura and Nose, 2017)を応用した測定後高さ検出法(内田他, 2020)という測定法を提案している. この測定法を用いることで, 砥石表面を非接触かつ高精度に測定できることを明らかにしており, ドレッシング条件や研削加工過程における砥石表面状態の変化を評価するために大変有効な測定法といえる. さらに, 砥石表面を測定した結果より, 砥粒切れ刃密度や連続切れ刃間隔などを実験的に算出し, 砥石表面に生じる変化を定量的に評価することができれば, 砥石表面状態の違いが研削仕上面粗さや研削抵抗に及ぼす影響を明らかにできるのではないかと考えた.

そこで本研究では, ドレッシング条件を変えた砥石に対して, それぞれドレッシング直後や研削加工直後の砥石表面を提案する測定法により測定した. そして, 砥石表面に生じる変化を定量的に評価することを目的としている. 本稿では, ツルージング後, ドレッシング後, 捨て研削後, 溝研削後の同一砥石表面を測定し, 各過程において砥石表面に生じる変化を評価できるか検討を行った. また, ドレッシンググリードの違いに着目し, ドレッシンググリードを変化させた砥石表面を測定した結果から, 砥粒切れ刃密度や砥粒接触面積率, 連続切れ刃間隔を実験的に算出し, 砥石表面状態の定量的な評価を試みた. さらに, 算出した砥粒切れ刃密度と砥粒接触面積率, 連続切れ刃間隔が研削仕上面粗さや加工時の法線抵抗に及ぼす影響を, 実験的に考察した結果について報告する.

2. 測定装置および方法

2・1 測定後高さ検出法と砥石表面測定装置

提案した測定後高さ検出法とは, 点合焦輪郭曲線法を応用した測定法である. 点合焦輪郭曲線法は, レーザ光を対物レンズを介して測定対象物の表面に照射し, その反射光を Si フォトダイオードセンサで受光する. その際, Si フォトダイオードセンサでの受光位置が常に同じ位置になるように対物レンズを自動合焦(オートフォーカス)させる. この合焦したときの対物レンズの位置から, 測定対象物の表面形状を得る測定法である. これに対して測定後高さ検出法では, 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方法である. 一定速度で回転させた測定対象物に対して, 対物レンズ高さをある位置に固定した状態で, センサの出力電圧を円周方向にサンプリングする. 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. そして, 測定後に円周上の位置ごとに各出力電圧と対物レンズ高さの関係から焦点位置を算出する測定法である.

Fig.1 Schematic diagram of grinding wheel surface shape measuring device.

Table 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	φ1 [μm] (When 100 x)
Objective lens	Magnification	100 x
	Movement range	10 [mm]
	Resolution	0.01 [μm]
Resolution of rotary encoder		0.01 [deg.] (When 4 multiplication)
Resolution of Z-axial direction		0.5 [μm]

図 1 に試作した砥石表面測定装置の概略図を、表 1 に装置の仕様を示す。測定部は、Si フォトダイオードセンサの出力電圧が取得できるように変更した点合焦ユニット（三鷹光器製 MP-3N）を使用している。測定は、測定開始点が常に同じ位相となるように、ロータリエンコーダの Z 相をトリガとしている。また、測定時に Si フォトダイオードセンサの出力電圧と一緒にロータリエンコーダの A、B 相の電圧値を記録している。各円周方向の焦点位置を算出する際には、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なくすることができる。また、対物レンズおよび測定対象物の幅方向の移動量は、各軸に取り付けられたリニアスケールにより制御している。

2・2 実験方法

表 2 にドレッシング条件と研削条件、砥石の測定条件を示す。実験は、ドレッシングリード L_d を変えた砥石で、工作物に対して溝研削を行い、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 $5\text{ }\mu\text{m}$ ずつ合計 $100\text{ }\mu\text{m}$ 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 $0\text{ }\mu\text{m}$ 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 $2\text{ }\mu\text{m}$ ずつ合計 $10\text{ }\mu\text{m}$ （総除去体積 15.5 mm^3 ）とした。

砥石の測定は、ツルーイング後、ドレッシング後、捨て研削後、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 mm とした。なお、試作した砥石表面測定装置は機外測定装置のため、砥石を測定する際には平面研削盤から砥石を取り外す必要がある。再度砥石を平面研削盤に取り付けた際、砥石が振れ回ることが懸念されるが、砥石の着脱前後で研削盤主軸と砥石の位相が変わらないようにし、さらに砥石のバランスが着脱前後で変わらないことを十分に確認した上で実験を行った。

Table 2 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
	Dressing lead L_d		$0.1\sim 0.5\text{ [mm/rev]}$
	Wheel peripheral speed		$1800\text{ [m/min]} (3431\text{ [min}^{-1}\text{)})$
	Dressing depth of cut		$20\text{ [}\mu\text{m]}$
Grinding condition	Grinding method		Wet groove grinding (Plunge grinding)
	Pass number		2 [pass]
	Workpiece		Plastic mold steel (NAK55)
	Wheel peripheral speed		$1800\text{ [m/min]} (3431\text{ [min}^{-1}\text{)})$
	Setting depth of cut		$10\text{ [}\mu\text{m]}$
	Table feed rate		4.2 [m/min]
Grinding wheel measuring condition	Wheel peripheral speed		$13.1\text{ [m/min]} (25\text{ [min}^{-1}\text{)})$
	Circumferential direction	Measuring range	$360\text{ [deg.]} (524\text{ [mm]})$
		Measuring interval	$0.01\text{ [deg.]} (15.7\text{ [}\mu\text{m]})$
	Width direction	Measuring range	2 [mm]
		Measuring interval	$15\text{ [}\mu\text{m]}$
	Depth direction (Objective lens height)	Measuring range	$50\text{ [}\mu\text{m]}$
		Measuring interval	$1\text{ [}\mu\text{m]}$

3. 実験結果

3・1 振れ補正と砥石表面の定義

図2に、 $L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$ におけるドレッシング直後を測定した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、本測定装置は機外測定のため、砥石測定時に振れ回りが生じるのは避けられない。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三角関数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. 2 Three-dimensional distribution map of grinding wheel ($L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$, after dressing). A top point of circumference part of the grinding wheel is set to $0 \mu\text{m}$, and the center direction of the grinding wheel is set to negative. The grinding wheel surface can be measured with high accuracy. However, run out of the spindle is occurred when measuring the grinding wheel.

(a) Before correction of run out

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

(c) After correction of run out

Fig. 3 Correction method of run out. The grinding wheel surface shape is projected on the grinding wheel circumferential cross-section, and the maximum value at a 1 deg. interval in the circumferential direction is calculated from the cross-section. The run out is corrected by the run out component calculated using the least squares method.

図3に振れの補正方法を示す。図(a)は、図2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。図からわかるように、約 $10\text{ }\mu\text{m}$ 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(佐藤他, 2017)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 $0\text{ }\mu\text{m}$ としている。図(a)と比較すると、振れを正しく補正できていることが確認できる。

前述の通り、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。ここで、砥石表面の基準について考える。筆者らが検証した結果、砥石を工作物に近づけていき、音と火花で砥石と工作物の接触を確認できる前から、三成分動力計で測定した法線抵抗が上昇していた。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

Fig. 4 Definition of the grinding wheel surface. The contact area of grinding wheel and the amount of increase in contact area increases when $H = -18\text{ }\mu\text{m}$ or less. $H = -18\text{ }\mu\text{m}$ is defined as where the depth of cut is given to the workpiece, and the depth just before that is the grinding wheel surface.

I: The depth in which the depth of cut is given to the workpiece. II: The depth of the grinding wheel surface.

Fig. 5 Three-dimensional distribution map of grinding wheel after correction ($L_d = 0.5\text{ mm/rev}$, after dressing). The calculated grinding wheel surface is set to $0\text{ }\mu\text{m}$, and the center direction of the grinding wheel is set to negative.

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。

図5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2と比較すると、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、振れの補正と砥石表面の判定を行った。

3・2 砥石の成形および溝研削前後の比較

まずは、ツルーイング後、ドレッシング後、捨て研削後、溝研削後における砥石表面状態の違いを比較した。図6に、 $L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$ における砥石の三次元分布図を示す。なお、図は円周方向 2 mm 、幅方向 2 mm の範囲を抜粋した同一箇所での測定結果である。図(a)のツルーイング後と図(b)のドレッシング後の結果を比較すると、図中Iの砥粒が脱落またはへき開している様子が確認できる。また、図(b)のドレッシング後と図(c)の捨て研削後では図中IIで、図(c)の捨て研削後と図(d)の溝研削後では図中IIIで、それぞれ砥粒の脱落あるいはへき開が生じている。そこで、それぞれ同じ測定位置ごとに深さの差を算出することで、砥石表面に変化が生じた箇所のみを算出した。

図7に算出した砥石表面の変化の分布図を示す。それぞれ変化後から変化前の差を算出しているため、変化がない箇所は $0 \mu\text{m}$ となり、砥粒の脱落などが生じた箇所は負の値、目づまりなどで砥石表面が増えたかのように見える箇所は正の値となる。図(a)のドレッシング前後では、ドレッシングにより比較的多くの変化が確認でき、

Fig. 6 Comparison of three-dimensional distribution maps of grinding wheel ($L_d = 0.5 \text{ mm/rev}$). These figures are the measured results of the same location, which is extracted from the area of $2 \times 2 \text{ mm}$. Each of the circles in this figure changes the grinding wheel surface shape.

Fig. 7 Distribution map of changes in grinding wheel surface ($L_d = 0.5\text{mm/rev}$). These figures are the results of calculating the difference for each same measured point from Fig. 6. The non-change area is $0\text{ }\mu\text{m}$, the area where the abrasive grains fall off is negative, and the area where loading is positive.

ドレッシングにより砥粒の脱落やへき開が起こっていることがわかる。図(b)の捨て研削前後では、図(a)のドレッシング前後より変化しているところは少ないものの、ドレッシング直後の不安定な砥粒や結合剤が捨て研削によって脱落したとみられ、負の変化が多く起こっている。図(c)の溝研削前後では、1回の溝研削のため変化の度合いは少ないものの、一部の砥粒が脱落していることが確認できる。以上の結果より、砥石表面に生じた変化を変化前後の差を算出することで、砥粒の脱落やへき開、目づまりの評価などを行うのに有効であることがわかった。

3・3 砥粒切れ刃密度・砥粒接触面積率・連続切れ刃間隔の定義

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 を次のように定義することにした。

図8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 を算出し評価することにした。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 と定義する。

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(1)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。

$$\rho = \frac{N}{A_m} = \frac{\sum N_i}{A_m} = \frac{\sum N_i}{\pi DW} \quad (1)$$

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(2)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。

$$\eta = \frac{A}{A_m} \times 100 = \frac{\sum A_i}{A_m} \times 100 = \frac{\sum A_i}{\pi DW} \times 100 \quad (2)$$

(b) Definition of abrasive grain cutting edge, abrasive grain contact area and abrasive grain cutting edge spacing

Fig. 8 Schematic diagram of the grinding wheel surface.

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 (3) により算出する。

$$a = \frac{L}{N} = \frac{\sum L_i}{\sum N_i} \quad (3)$$

3・4 ドレッシングリードの違いが砥石表面に及ぼす影響

ドレッシングリード L_d の違いにおける砥石表面状態の違いに着目し、それぞれ溝研削後の砥石を測定した結果から、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 を算出し比較した。

図 9 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 9 より、砥石表面から深くなるにつれてどの L_d においても ρ は増加する傾向にある。すなわち、 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 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が $20 \mu\text{m}$ 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。

図 10 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 10 より、 ρ と同様に砥石表面から深くなるにつれてどの L_d においても η は増加している。しかし、 ρ は $h = 20 \mu\text{m}$ に近づくと各 L_d は同程度の値に収束しているのに対して、 η にはその傾向は見られない。これは、 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。

図 11 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 11 より、砥石表面から深くなるにつれてどの L_d においても a は減少する傾向にある。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. 9 Relationship between abrasive grain cutting edge density ρ and depth from the grinding wheel surface h . ρ increases with the increase of h .

Fig. 10 Relationship between abrasive grain contact area ratio η and depth from the grinding wheel surface h . η increases with the increase of h .

Fig. 11 Relationship between successive cutting-point spacing a and depth from the grinding wheel surface h . a decreases with the increase of h .

Fig. 12 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 $h = 10 \mu\text{m}$. At $L_d = 0.1 \sim 0.16 \text{ mm/rev}$, ρ , η and ε decreases, and a increases with the increase of L_d . On the other hand, at $L_d = 0.16 \sim 0.5 \text{ mm/rev}$, ρ , η and ε increases, and a decreases with the increase of L_d . The effect of the difference in L_d on the grinding wheel surface changes at the boundary around $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$.

また、 L_d の違いによりそれぞれ ρ および η 、 a は異なる値を示していることが確認できる。そこで、この 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と同じ、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ の結果を抜粋して比較を行った。

図12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 の関係を示す。図より、 $L_d = 0.1 \sim 0.16 \text{ mm/rev}$ では L_d が大きいほど ρ および η は減少し、 a は増加している。一方、 $L_d = 0.16 \sim 0.5 \text{ mm/rev}$ では L_d が大きいほど ρ は増加し、 a は減少している。すなわち、 $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ 付近を境界に 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。

図13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 $20 \mu\text{m}$ 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 $20 \mu\text{m}$ のドレッサの砥石接触幅を算出したところ、 $119 \sim 165 \mu\text{m}$ であった。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 L_d によりドレッサの砥石接触幅には多少の違いはあるが、最後に実験を行った $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ ではドレッサの砥石接触幅がもっとも大きい結果となり、砥石接触幅は $165 \mu\text{m}$ となった。この値は L_d とほぼ同

Fig. 13 Tip shape of the single-point diamond dresser.

Fig. 14 Schematic diagram of the grinding wheel surface for different dressing lead.

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を考慮すると、砥石接触幅に対して 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。

図 14 に 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、 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 L_d が大きいほど ρ および η は減少し a は増加する。それに対して、ドレッサの砥石接触幅より大きい $L_d = 0.16 \sim 0.5$ 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、 L_d が大きいほどツルーイング面が多く残るため、 ρ と η は増加し a は減少する。この砥石表面の幾何学的関係と図 12 の結果を比較すると、傾向が一致しているため、 L_d の違いで ρ および η 、 a に違いが生じた要因は、 L_d とドレッサの砥石接触幅の影響であることがわかった。

さらに、図 12 の結果から $L_d = 0.1$ と 0.2 mm/rev に着目すると、 $L_d = 0.1$ mm/rev のほうが ρ は大きい、 $L_d = 0.2$ mm/rev のほうが η は大きいことがわかる。そこで、切れ刃 1 つ当たりの平均接触面積を 1 切れ刃当たりの接触面積 ε と定義し、砥粒切れ刃密度と砥粒接触面積率から算出した。

ここで、1 切れ刃当たりの接触面積 ε は、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) により算出できる。なお、式 (1) から砥粒切れ刃総数 N の関係を、式 (2) から砥粒接触総面積 A の関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、 ρ と η の関係により算出できる。

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

図 12 に合わせて示している 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 ε は大きくなる。一方、 $L_d = 0.1$ mm/rev ではドレッシング溝同士が干渉し、ツルーイング面が残らない。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、 ε は $L_d = 0.2$ mm/rev より小さくなったと考えられる。すなわち、 $L_d = 0.1$ mm/rev では ρ が大きくなったのに対して、 η は $L_d = 0.2$ 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 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 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。

3・5 ドレッサ先端形状の違いが砥石表面に及ぼす影響

3.4 節の結果より、砥石表面状態は L_d とドレッサの砥石接触幅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、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 L_d を変えて実験を行った。なお、実験条件は表 2 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 15 に、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 を算出し、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ の結果を抜粋した関係を示す。図 12 の結果と比較すると、図 12 では $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ を境界に 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 15 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。

図 16 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 13 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 13 と同様にドレッサ先端から $20 \mu\text{m}$ の砥石接触幅を算出したところ、 $247 \sim 297 \mu\text{m}$ となった。また、最後に実験を行った $L_d = 0.3 \text{ mm/rev}$ の砥石接触幅は $297 \mu\text{m}$ であり、 L_d とほぼ同程度の値となった。これは、図 15 の結果より $L_d = 0.3 \text{ mm/rev}$ を境界に 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の影響であるといえる。

以上の結果より、同じ L_d であってもドレッサ先端が摩耗することで、 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、 $L_d = 0.3 \text{ mm/rev}$ に着目し図 12, 15 を比較すると、ドレッサの先端摩耗により図 15 では ρ や 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 ρ や η は増加することがわかる。すなわち、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を考慮し L_d を適切に変更することで、 ρ や η 、 a を適切に制御することができると考えられる。

Fig. 15 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). At $L_d = 0.1 \sim 0.3 \text{ mm/rev}$, ρ , η and ε decreases, and a increases with the increase of L_d . On the other hand, at $L_d = 0.3 \sim 0.5 \text{ mm/rev}$, ρ , η and ε increases, and a decreases with the increase of L_d . The effect of the difference in L_d on the grinding wheel surface changes at the boundary around $L_d = 0.3 \text{ mm/rev}$.

Fig. 16 Tip shape of the single-point diamond dresser (With dresser wear).

3・6 砥石表面状態の違いが研削特性に及ぼす影響

最後に、砥石表面状態の違いが研削仕上面粗さ R_z と加工時の法線抵抗 F_n に及ぼす影響について検討した。3.4 節と 3.5 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 2 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 12, 15 の砥石表面を評価した結果と、研削仕上面粗さ R_z と法線抵抗 F_n を比較した。なお、研削仕上面粗さ R_z は、表面粗さ測定器（ミツトヨ製 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。

図 17 に、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ における連続切れ刃間隔 a と研削仕上面粗さ R_z の関係を示す。図より、図(a)の $L_d = 0.16 \text{ mm/rev}$ のみ傾向から外れるものの、 a と R_z の関係は非常に酷似していることがわかる。これは、 a が小さい場合、研削に作用する砥粒切れ刃が多く R_z は小さくなったものと考えられる。すなわち、 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 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. 17 Relationship between successive cutting-point spacing a and ground surface roughness R_z of each dressing lead L_d . a and R_z have the same tendency to L_d , and R_z has the largest value when L_d is the same as the width of grinding wheel contact.

Fig. 18 Relationship between contact area per abrasive grain cutting edge ε and normal grinding force F_n of each dressing lead L_d . ε and F_n have the same tendency to L_d , and F_n has the smallest value when L_d is the same as the width of grinding wheel contact.

図 18 に、砥石表面からの深さ $h = 10 \mu\text{m}$ における 1 切れ刃当たりの接触面積 ε と法線抵抗 F_n の関係を示す。 F_n は ε が大きいほど高い値を示しており、その傾向は非常に酷似している。これは、 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、 F_n も大きくなったと考えられる。また、研削仕上面粗さと同じく 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 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、 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。

4. 結 言

ドレッシンググリード L_d を変化させ、ドレッシング前後や溝研削前後の砥石を測定した。そして、砥石の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. ドレッシング前後や溝研削前後の砥石表面を測定し、それぞれ同じ測定位置ごとに深さの差を算出することで、砥粒の脱落やへき開を定量的に評価することができた。
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 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. 研削仕上面粗さは算出した連続切れ刃間隔 a と、加工時の法線抵抗は 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。

謝 辞

最後に、本研究に多大なご協力を頂いた、三鷹光器株式会社の方々に深く感謝の意を表す。

文 献

- ISO 25178-6:2010, Geometrical product specifications (GPS) - Surface texture: Areal - Part 6: Classification of methods for measuring surface texture.
- JIS B 0681-6:2014, 製品の幾何特性仕様(GPS)―表面性状：三次元―第 6 部：表面性状測定方法の分類。
- 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, Vol.43, No.508 (1977), pp.476–482.
- Miura, K. and Nose, A., Accuracy verification of a point autofocus instrument for freeform 3D measurement, Proceedings of the 20th International Symposium on Advances in Abrasive Technology (2017), pp.1080–1084.
- 中山一雄, Shaw, M. C., 研削仕上面のあらさ, 日本機械学会論文集, Vol.37, No.293 (1971), pp.178–186.
- 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)―研削における切りくず生成―, 精密機械, Vol.32, No.375 (1966), pp.287–292.
- 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, Vol.18, No.74 (1952), pp.15–20.
- 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, Vol.63, No.499 (1960), pp.1185–1193.
- 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, Vol.55, No.8 (2011), pp.487–492.
- 佐藤敦, 非接触による三次元表面性状の測定の現状―三次元規格の意義とものづくりへの活用―, 精密工学会誌, Vol.81, No.10 (2015), pp.922–925.
- 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), pp.131–132.
- 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)―点算法による砥粒分布密度の測定, およびドレ

- シング条件の影響－, 精密機械, Vol.30, No.350 (1964), pp.246–252.
- 津和秀夫, 研削における砥粒の挙動について(第 2 報)－連続切れ刃間隔－, 精密機械, Vol.27, No.317 (1961a), pp.409–413.
- 津和秀夫, 研削における砥粒の挙動について(第 3 報)－切れ刃面積率－, 精密機械, Vol.27, No.317 (1961b), pp.414–420.
- 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, Vol.64, No.3 (2020), pp.140–145.

References

- ISO 25178-6:2010, Geometrical product specifications (GPS) - Surface texture: Areal - Part 6: Classification of methods for measuring surface texture.
- JIS B 0681-6:2014, Geometrical product specifications (GPS) - Surface texture: Areal - Part 6: Classification of methods for measuring surface texture.
- Matui, S., Some considerations on successive cutting edge spacing on wheel surface in grinding process, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.43, No.508 (1977), pp.476–482 (in Japanese).
- Miura, K. and Nose, A., Accuracy verification of a point autofocus instrument for freeform 3D measurement, Proceedings of the 20th International Symposium on Advances in Abrasive Technology (2017), pp.1080–1084.
- Nakayama, K. and Shaw, M. C., Roughness of ground surface, Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.37, No.293 (1971), pp.178–186 (in Japanese).
- Okamura, K., Nakajima, T., Ueda, M. and Uchida, T., Study on the cutting mechanism of abrasive grain (1st report) - The chip formation in grinding -, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.32, No.375 (1966), pp.287–292 (in Japanese).
- Ono, K., Studies on grinding - On the grinding force -, Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.18, No.74 (1952), pp.15–20 (in Japanese).
- Orioka, T., Theory of probability on generating process of finished surface in grinding operation, Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.63, No.499 (1960), pp.1185–1193 (in Japanese).
- Sakamoto, H. and Shimizu, S., Generation process of cutting-edge distribution on grinding wheel with single-point diamond dressing, Journal of the Japan Society for Abrasive Technology, Vol.55, No.8 (2011), pp.487–492 (in Japanese).
- Sato, A., Non-contact measuring methods for areal surface texture, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.81, No.10 (2015), pp.922–925 (in Japanese).
- Sato, N., Sakamoto, H., Kobayashi, Y., Ichihara, K. and Harada, M., Existence of residual virtual cutting edge with truing and its effect on simulation of ground surface roughness, Proceedings of the Japan Society for Precision Engineering (2017), pp.131–132 (in Japanese).
- Suzuki, K. and Takahashi, K., Studies on the dressing of grinding wheel (1st report) - Measurement on the number of grains per unit area by the point counting method, and variation of dressed surfaces -, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.30, No.350 (1964), pp.246–252 (in Japanese).
- Tsuwa, H., On the behaviors of abrasive grains in grinding process (2nd report) - Successive cutting edge spacing -, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.27, No.317 (1961a), pp.409–413 (in Japanese).
- Tsuwa, H., On the behaviors of abrasive grains in grinding process (3rd report) - Cutting-edge ratio -, Journal of the Japan Society for Precision Engineering, Vol.27, No.317 (1961b), pp.414–420 (in Japanese).
- Uchida, G., Yamada, T., Miura, K. and Lee, H. S., Measurement of grinding wheel surface shape by measured focus position recalculation method, Journal of the Japan Society for Abrasive Technology, Vol.64, No.3 (2020), pp.140–145 (in Japanese).