

高精度切断用薄刃砥石のレーザーツールイング及び レーザードレッシング技術の確立

長岡技術科学大学機械系

助手 松丸幸司

(平成 14 年度奨励研究助成 AF-2002024)

キーワード：レーザー、ダイヤモンド砥石、突出し高さ

1. 研究の背景と目的

現在、製品の高性能化、多機能化、あるいは小型化によって高付加価値を得る事が主流となっており、これを達成すべくオプトあるいはエレクトロセラムックスに代表される新素材が製品に導入されている。上記材料は最終的に機械加工を施し製品化するが、この製品の付加価値を高めるために高精度・高能率、かつエネルギー効率の高い加工が必要不可欠となるのは明白である。

上記材料はまた高硬度・硬脆性材料であるため、その機械加工はダイヤモンドを砥粒とした研削砥石(以降、砥石)を用いた研削加工が主軸となっている。砥石は、3つの要素(砥粒、砥石母材、気孔)で構成されており、これを高速で回転して被削材に押し当て、高速微小切削を繰返して行う機械加工を研削と呼ぶ。砥石は使用に応じて砥粒の脱落、摩滅、あるいは被削材による目詰まりが原因で、それ自身の研削能率や被削材表面精度の低下を招く。そのため研削加工を中断して目立て(ドレッシング)作業を定期的に行う必要があり、工程の複雑化、長期化に伴う効率の低下原因となっている。ドレッシングとは、砥石作業表面上の砥石母材や摩滅した砥粒を取り除き、研削に関与する有効砥粒を突き出させることを言う。

従来ドレッシングは、使用砥石の作業表面を異なる砥石(ドレッサー)で研削し、有効砥粒を発生してその効果を得てきたが、この機械的方法では砥石母材だけでなく砥粒も同時に摩滅・除去してしまうという問題が発生する¹⁾³⁾。またドレッシングは、対象となる砥石の要素、用いるドレッサー、ドレッシング条件(送り量、速度)に強く依存し、任意の目立て効果を得るための最適条件を得るのは、複雑で極めて困難である。事実、産業界においてドレッシング工程は作業者の経験と知識に強く依存している。さらに、肉厚1mm以下のダイシング用薄刃砥石などに適応して、目立て効果を任意で制御するのは非常に困難であると言える。このほかに、放電加工によって砥石母材を除去する方法⁴⁾や、電解液中で砥石母材を電解する方法(ELID法)⁵⁾があるが、いずれも砥石母材は金属に限られる事と液中で工程を行う必要があるため、普及していない。

以上のさまざまな問題点を一括して解決する方法として、我々はレーザードレッシング法を提案する⁶⁾。本方法は非接触で砥石作業表面に高密度エネルギーを照射して砥石母材を選択的に熔融・蒸発除去し目立て効果を得る方法である。非接触方式のためインプロセスドレッシングの適応が可能で、研削油も必要とせず、機械的応力で容易に変形、破損する薄刃砥石にも応用できる。また、エネルギー密度によって目立て度合いを制御できるため熟練を要しない画期的なドレッシング方法である⁷⁾⁹⁾。さらに、レ

ーザーエネルギーによる砥粒と砥石母材間の化学反応に伴う砥粒保持力の向上も期待できる¹⁰⁾、新しい方法である。

これまで研究代表者の所属する研究グループでは、高能率・高精度研削を達成する多孔質金属母材ダイヤモンド砥石およびその製造方法を開発してきた¹¹⁻¹⁶⁾。硬脆性材料の研削加工用砥石には、砥石変形を防ぐため金属などの高ヤング率材料をその母材として用いるのがよいが、非ドレッシング性は低下する。この問題を解決するのに強度を保ったまま母材の多孔質化に成功した。また同時に、砥粒であるダイヤモンドと母材金属を化学反応させて炭化物を生成し、砥粒の保持力を強化させてより高能率な研削が可能となる砥石の作製に成功している。これらの知見を基に、本研究では多孔質铸铁母材ダイヤモンド砥石を選択した。この砥石に、ダイヤモンドが透光性を示すNd-YAGの2倍波レーザー(波長:532nm)を照射して、結合材の熔融・蒸発挙動を定量的に把握し、インプロセスレーザードレッシングモデルを構築することを目的とする。またドレッシングの評価として、砥石表面トポグラフィを定量化して研削性能とあわせて調査する。

2. 実験方法

2-1. 砥石作製

本研究では、高能率研削が可能な多孔質铸铁母材ダイヤモンド砥石を作製し用いた¹¹⁻¹³⁾。出発原料はダイヤモンド砥粒(粒径:150-200 μm , 松本油脂製薬株式会社製)と铸铁粉末(炭素量:3.1mass%, 平均粒径:5 μm , 日本アトマイズ加工株式会社製)で、これらをボールミルにて6時間乾式混合した後、グラファイト型に入れて、パルス通電焼結(PECS)法にて焼結した^{15,17)}。ここで砥石の焼結表面が平坦、平滑となるようグラファイト型の表面粗さは R_y で5 μm 以下となるように研磨して用いた。Fig. 1に砥石焼結の概要Fig. と焼結後の砥石破断面の走査電子顕微鏡(SEM)像を示す。焼結は10MPaの単軸加圧下で5min、焼結中のグラファイト型の測温点で780°Cの条件のもと行った。焼結後の砥石の破断面観察から、铸铁母材表面は R_y で5 μm 程度の平坦な面をしていたが、10 μm 程度の砥粒の突き出しが見られた(Fig. 1)。本研究では、レーザー照射はすべて焼結表面に対して行った。焼結した多孔質铸铁ボンダダイヤモンド砥石の砥粒、铸铁、気孔の体積割合はそれぞれ19, 56, 25%であった。

- Diamond: 150-200 μm
(Matsumoto Yushi Co. Ltd.)
- Cast-iron: 3.1 mass% C, 5 μm
(Nihon Atomaizu Co. Ltd.)

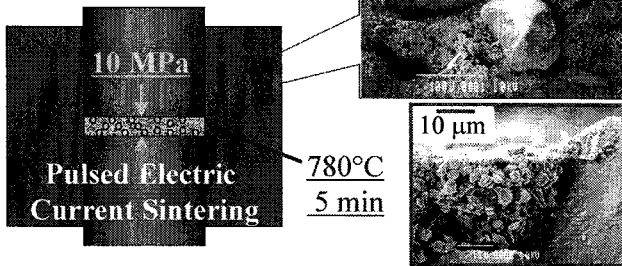


Fig. 1 Schematic illustration of sintering a porous cast-iron matrix diamond grinding stone (GS) and Scanning Electron Micro (SEM) images of a fracture surface of the GS.

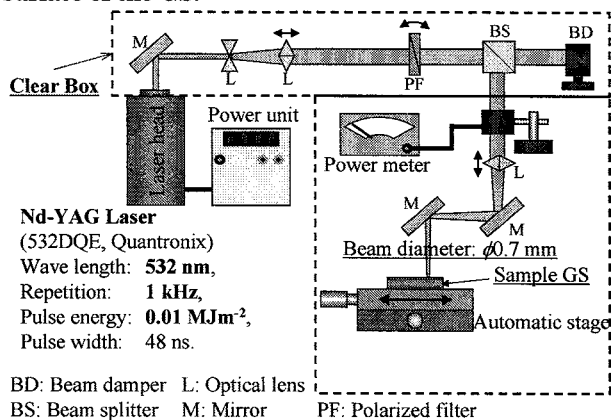


Fig. 2 Schematic illustration of a laser irradiation system used in the present study. Green light (532 nm wavelength) is irradiated to a sample on an automatic X-Y stage. The irradiation period is controlled by a shutter placed at a power meter. Laser-scanning is achieved by moving sample.

2-2. レーザードレッシングを施した砥石表面形状の定量化

レーザー照射法をドレッシング法として評価するべく、ドレッシングを施した砥石表面の砥粒突き出し量を評価した。作製した砥石を表面形状が $4\text{ mm} \times 13\text{ mm}$ となるよう加工し、表面にレーザードレッシングを施した（以降この砥石を LGS と称す）。波長：532 nm、パルス繰り返し数：1 kHz、パルスエネルギー密度： 0.01 MJm^{-2} 、パルス幅：48 ns、ビーム径：0.7 mm、 s は 0.05 mms^{-1} 、走査ピッチ（レーザー走査線の中心間距離）は 0.15 mm で固定した。

またレーザードレッシングとの比較のため、従来ドレッシング法である機械的（メカニカル）ドレッシングを施した砥石も用意した（以降この砥石を MGS と称す）。砥石をレーザードレッシングを施した砥石と同様に $4\text{ mm} \times 13\text{ mm}$ の表面形状に加工し GC#180 ビトリファイド砥石（ドレッサー）で湿式ドレッシングを施した。Fig. 3 にメカニカルドレッシングの模式図を示す。ホルダーに固定したサンプル砥石をカップ型に成型されたドレッサーに切り込み・送りを繰り返してドレッシングを行った。切り込み量は各送りごとに $5\text{ }\mu\text{m}$ とし、砥石が厚み方向に $50\text{ }\mu\text{m}$ 削り取られるまで（およそ 100 送り）行った。冷却水として水道水を用い、 $10\text{ mm}^3\text{s}^{-1}$ の水量で供給した。

被ドレッシング表面のトポグラフィ評価は CLM による観察結果をもとに行った。評価項目は平均砥粒突き出し量とした。平均砥粒突き出し量の測定方法は上段らの提案する方法を採用した¹⁷⁾。

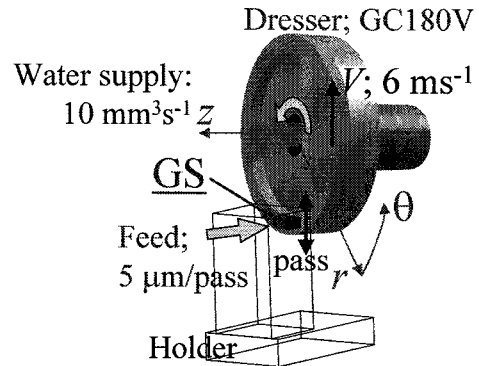


Fig. 3 Schematic illustration of mechanical dressing system. A sample grinding stone (GS) was fixed on a holder and fed to a cup-shaped GC180V dresser rotating 6 ms^{-1} . A GS was fed by $5\text{ }\mu\text{m}$ at each pass for approximately 100 passes to achieve the GS removal by $50\text{ }\mu\text{m}$ in thickness.

2-3. 被レーザードレッシング砥石の研削性能評価

レーザードレッシングを施した砥石の研削性能を評価するために、Fig. 4 に示す定圧研削システムを用いて実験を行った¹⁸⁾。評価は LGS と MGS の比較を行い実施した。評価パラメータは研削圧力のみとした。試験砥石は前節で説明したものを使用した。研削条件は、研削速度 10 ms^{-1} 、研削時間 10 min、冷却水（水道水）流量 $10\text{ mm}^3\text{s}^{-1}$ で、研削圧力のみを $0.1\sim 0.6\text{ MPa}$ まで変化させた。被削材にはジルコニアセラミックス（Y-TZP、ヤング率 211 GPa、曲げ強度 897 MPa、ピッカース硬度 11.9 MPa、破壊強度 $7.2\text{ MNm}^{3/2}$ ）を使用した。

研削性能の評価は試験より得られる体積除去速度、 v_r と式 (1) から得られる比研削エネルギー、 e 、によって行った。

$$e = \frac{F_t \cdot V}{v_r} \quad (1)$$

ここで F_t は接線研削抵抗、 V は研削速度である。本試験では F_t はロードセルにより計測した。

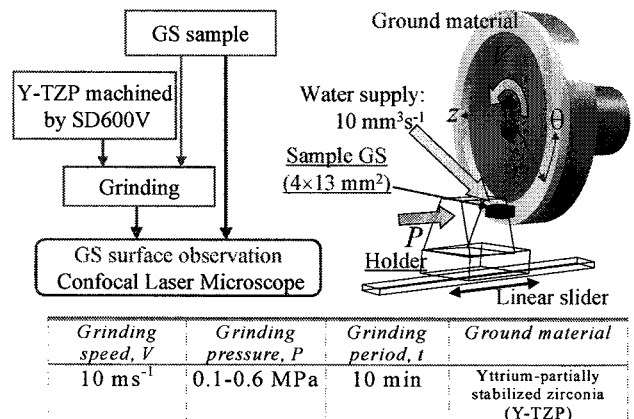


Fig. 4 A reverse constant pressure grinding system. A dressed sample GS is fixed by a holder and pressed to a rotating cup-shaped Y-TZP. A Y-TZP surface was machined by SD600V before each test.

3. 結果および考察

3-1. レーザードレッシングを施した砥石表面形状の定量化

レーザーおよびメカニカルドレッシングを施した砥石表面の CLM 観察結果の一例を Fig. 5 に示す。図中上段に LGS のドレッシング表面、下段に MGS の表面を示す。本図は光学画像に任意の深さでの表面断面 (赤い部分) を重ねた図であり、 z 増加に伴う表面断面積の変化を得られる。また任意の z に存在する砥粒数をカウントすることも可能である。この観察を通して得られる砥粒密度, N_g , と表面断面積, A/A_0 , の z 方向分布を Fig. 6 に示す。MGS は LGS に比べおよそ 30% 低い N_g 値を示し、メカニカルドレッシング中の砥粒脱落を示唆する。LGS の A/A_0 分布は MGS のそれに比べ z 方向により広範に分布している。 N_g と A/A_0 の分布勾配を次に評価する。Fig. 7 は N_g と A/A_0 の深さ勾配、すなわち切れ刃密度, ΔN_g , と表面断面積勾配, $\Delta(A/A_0)$, を示す。LGS は ΔN_g が高く、 z 方向により緻密な砥粒分布を有することが分かる。これは LGS では砥粒脱落なしにドレッシングが行えたためと考えられる。 $\Delta(A/A_0)$ 値は MGS の方がより高い値を示し、メカニカルドレッシング、つまり研削によって母材表面が平坦化されたことがよく分かる。本評価では、これら分布のピーク値の z 方向距離を平均砥粒突き出し高さ, h_a , と定めた。すなわち $\Delta(A/A_0)$ のピーク値を砥石母材の基準表面と定め、砥粒分布確立密度の最高点 (ΔN_g のピーク値) を平均砥粒切れ刃位置とし、両者の距離を h_a とした。またピーク値は、得られたそれぞれの分布曲線に Weibull 分布関数を一致させて得られる曲線の最高値とした。本ドレッシング条件で得られた h_a は図中に示すとおりである。

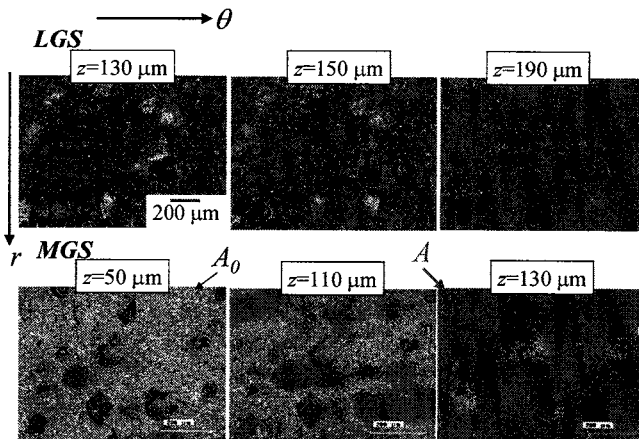


Fig. 5 The change of a surface section area, A , with depth, z , over-rapped on optical images for LGS (top images) and MGS (bottom ones). A indicated as a dark region increases with z for both LGS and MGS. By observing these images, the diamond distribution at each z is also measurable.

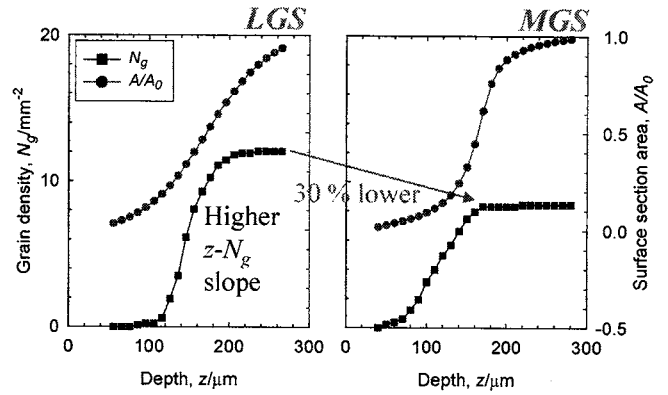


Fig. 6 Grain density, N_g , and surface section area, A/A_0 , as a function of depth, z , for LGS (left) and MGS (right figure). MGS showed a 30% lower N_g value and the lower slope of $z-N_g$ due to grain dislodgments during dressing. A/A_0 of LGS gradually increases rather than MGS.

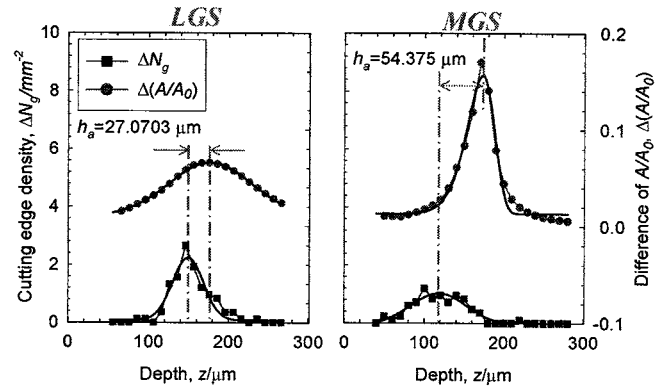
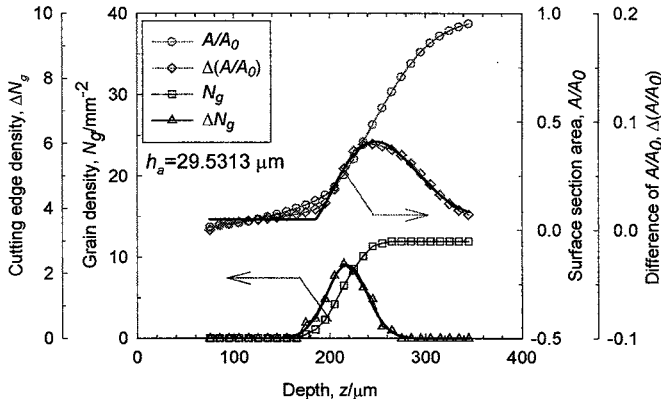


Fig. 7 Cutting edge density, ΔN_g (difference of N_g), and the difference of A/A_0 , $\Delta(A/A_0)$, as a function of depth, z , for LGS (left) and MGS (right figure). LGS shows twice higher ΔN_g and much lower slope in A/A_0 than MGS. By fitting a Weibull probability function, peak values are obtained for ΔN_g and $\Delta(A/A_0)$, and the difference of the peaks in z is defined as an averaged abrasive-grain protrusion height, h_a , as indicated in the figures²⁵⁾.

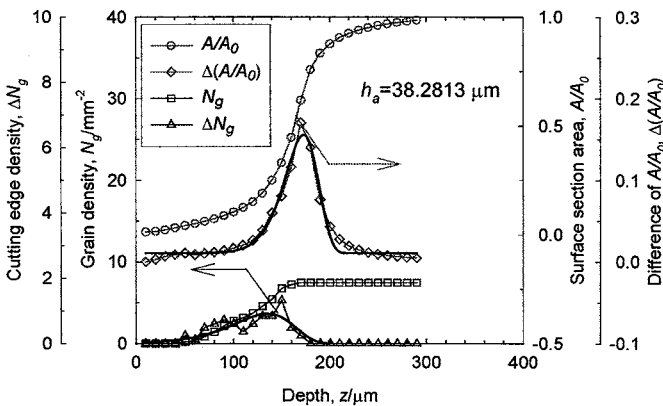
3-2. 被レーザードレッシング砥石の研削性能評価

Fig. 8 は $P=0.4$ MPa で定圧研削試験した後の砥石表面トポグラフィーを示す。(a)に LGS、(b)に MGS のトポグラフィーを示す。研削後、LGS では N_g あるいは ΔN_g に大きな変化は見られなかった。しかし A/A_0 は z 方向に後退し、 $\Delta(A/A_0)$ のピーク値は増した。これは母材鋳鉄表面が研削により変形したためであると考えられる。SEM による破断面観察からも、レーザー照射後突起状の鋳鉄粒子の生成が確認されており、それらが容易に変形することが形状から明らかであった。これに対し、MGS では N_g の変化から 1 mm^2 程度の砥粒脱落が確認された。 ΔN_g のピーク値も z 方向に後退した。 A/A_0 、あるいは $\Delta(A/A_0)$ にはほとんど変化が見られず、研削中の母材の変形は無かったものと考えられる。これはドレッシングによる鋳鉄表面の加工硬化により母材が変形し難い状態であることと、平坦で応力集中が無いことに起因すると考える。 h_a に着目すると、LGS では研削後 $27.0703 \mu\text{m}$ (ドレッシング直後) から $29.5313 \mu\text{m}$ に増加する。MGS の h_a は逆に $54.3750 \mu\text{m}$

(ドレッシング直後) から $38.2813 \mu\text{m}$ と大きく減少している。LGS での h_a の増加は、母材の変形に伴う基準面の後退により、MGS での減少は砥粒脱落に伴う平均切れ刃位置の後退による。



(a) Laser dressed grinding stone (LGS)



(b) Mechanically dressed grinding stone (MGS)

Fig. 8 Surface topography of LGS (a) and MGS (b) after constant pressure-grinding at 0.4 MPa. After grinding, LGS has no grain dislodgment while N_g of MGS decreases by 1 mm^{-2} from that of the as-dressed surface (Fig. 3-11). The matrix surface of LGS deforms after grinding as seen in increase of $\Delta(A/A_0)$. As a result, an averaged grain protrusion height of LGS increases, but that of MGS shows almost no change.

次に、Fig. 9 に法線研削荷重に伴う h_a の変化を示す。 P の増加に従い、MGS は砥粒脱落に伴う h_a の減少を示す。LGS は相反的に 0.4 MPa 以上で、母材の変形に伴う h_a の増加を顕著に示す。結果、0.6 MPa での研削後は LGS のほうが MGS に比べより高い h_a を示す。この結果を踏まえて研削試験結果について考察する。

Fig. 10 に P に伴う研削抵抗比、 F_t/F_n の変化を示す。0.4 MPa までは LGS、MGS 共に 0.3 程度の値を示しているが、0.6 MPa で MGS の F_t/F_n は 0.18 まで低下する。LGS は 0.3 と変わらない。 v_r についても 0.6 MPa において両者に大きな差が生じる (Fig. 11)。LGS は P の増加に伴い引き続き v_r の増加を示すが、MGS では v_r の増加は 0.6 MPa までで停止する。MGS では、砥粒脱落に伴い研削に関与する有効切れ刃が減少することと、突き出し量が減少することによって研削能率が低下し、 F_t/F_n および v_r の増加、共に減少したと考える。また、メカニカルドレッシングによって硬化した母材表面は変形しないので、砥

粒突き出し量も増加しない。これに対して LGS では、母材の変形に伴い突き出し量が増加するので、 P の増加に伴い砥粒の切り込み量も増していき、研削能率は低下せずに研削速度が連続的に増加していくと考える。 e を考慮すると、特に高法線研削荷重側で LGS はより低い値を示し、MGS に比べより高い研削能率を実現していることが分かる。(Fig. 12)

以上の結果から、レーザードレッシング法は砥粒脱落なしに研削砥石の砥粒突き出しが得られるために高精度な研削加工を実現することができる。また、砥石母材を深さ方向により広範に加工できるため、高い砥粒突き出しを実現する。また、研削圧力の増加に伴い砥石母材が変形するので、突き出し量が減少することが無い。結果、より高能率な研削加工を実現しうる。

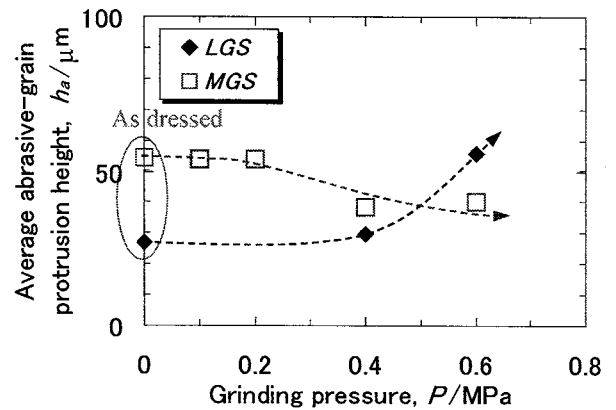


Fig. 9 The change of average abrasive-grain protrusion height, h_a , with grinding pressure, P . MGS shows decline of h_a with increase of P . However, LGS shows h_a increment with P by deformation of the matrix.

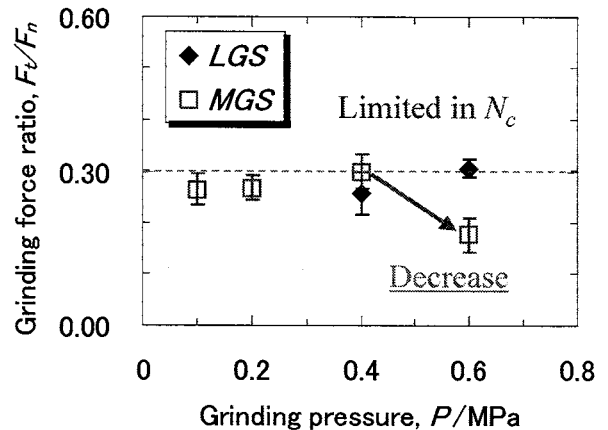


Fig. 10 Grinding force ratio, F_t/F_n , with grinding pressure, P . Both LGS and MGS show 0.3 of F_t/F_n at low P , but F_t/F_n of MGS decreases to 0.18 at P of 0.6 MPa.

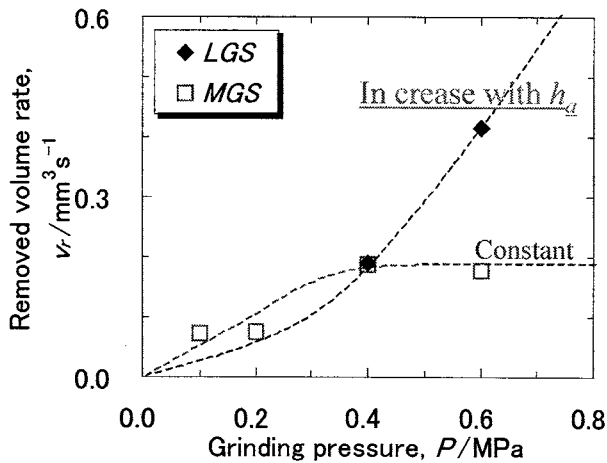


Fig. 11 Removed volume rate, v_r , as a function of grinding pressure, P . As h_a increases with P , v_r of LGS continuously increases as P increases. On the other hand, as F_t/F_n decrease at 0.6 MPa, MGS decreases its grinding efficiency at high P , and so, the increase of v_r stops after 0.4 MPa.

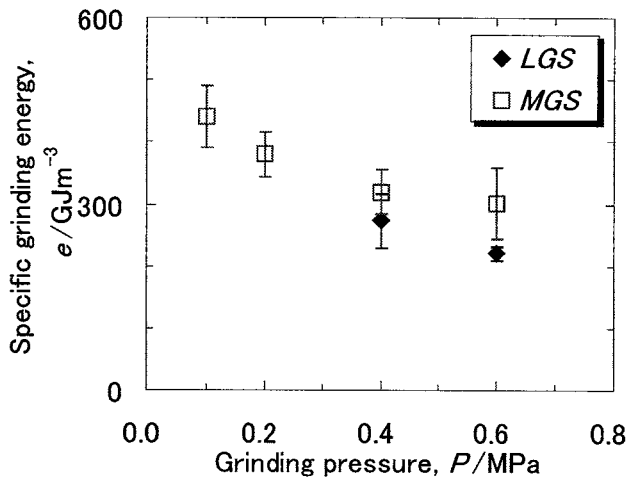


Fig. 12 The change in specific grinding energy, e , as a function of grinding pressure, P . In general, e values become high at low P . LGS shows lower e than MGS, especially at high P . Thus, LGS can achieve higher grinding efficiency than MGS.

4. 結言

本研究では、環境問題を解決し、かつ研削加工効率を向上する非接触インプロセスドレッシングを、レーザーで行う技術の開発を行った。本技術確立のために、特にレーザードレッシング機構の解明と被ドレッシング砥石の表面形状の定量的評価およびその砥石研削性能との相関性の解明を目的として実験を行い、以下の結言を得た。

レーザードレッシングを施した表面を、砥石表面トポグラフィに着眼してメカニカルドレッシングしたそれと比較すると、まず着眼すべきは、レーザー法は砥粒脱落無しにドレッシングできることから砥粒分布を初期の状態に保てる点である。これにより、被削材の研削面精度が砥石の設計値に近い値で達成できる事を意味する。これに対し被メカニカルドレッシング砥石は、ドレッシング中に脱落砥粒を伴い深さ方向の砥粒切れ刃密度が低下する。これら砥粒数、および砥粒分布の差は被削材表面に形成される溝数と形状に直接的に表れる。すなわち被レーザードレッシング砥石の方がより高精度な研削面を生成することが

可能である。

もう一点は砥石母材の表面粗さ分布に見られる。レーザー照射後多孔質母材の表面粗さは増し、深さ方向に広がる。これはSEM観察の結果から、鋳鉄母材表面に形成される数十 μm 程度の突起に起因していることが分かっている。このレーザー処理した母材表面は、その形状から研削によって容易に変形する。結果レーザードレッシングを施した砥石では、研削後平均砥粒突き出し高さの増加が見られる。これに対しメカニカルドレッシングを施した砥石は、レーザーのそれに比べてより平坦な母材表面を有し、またドレッシングによる加工硬化も伴って、母材は研削によって容易に変形しない。結果、被レーザードレッシング砥石は法線方向の研削圧力の増加に伴い母材が変形し、砥粒の突き出しと共に被削材への切り込み量が増すが、被メカニカルドレッシング砥石では砥粒の切り込み量はドレッシング直後最大となりあとは砥粒脱落に伴い減少していく。すなわちレーザードレッシングによって、より高効率な研削を可能とする砥石表面が得られることがこれで明らかとなった。

謝辞

本研究は、(財)天田金属加工機械技術振興財団平成14年度奨励研究によるものである。

参考文献

- 1] J. Tamaki and S. Matsui, "Characterization of Surface Topography of Metal Bonded Diamond Grinding Wheel," *Journal of the Society of Precision Engineering (JSPE)*, 55(1) 1989, 185-90.
- 2] K. Syoji and L. Zhou, "Studies on Truing and Dressing of Diamond Wheels (2nd Report) -Truing Mechanism of Metal Bonded Diamond Wheel with the GC Cup-truer," *Journal of the Society of Precision Engineering (JSPE)*, 55(12) 1989, 2267-72.
- 3] H. Yasui, T. Kawashita, and H. Nakazono, "Influence of Truing on the Grinding Performance of Metal Bond CBN Wheel -Studies on Optimum Truing and Dressing Method of Non-porous Type CBN Wheels (2nd Report)-," *Journal of the Society of Precision Engineering (JSPE)*, 59(9) 1993, 1495-1500.
- 4] J. Tamaki, K. Kondo and T. Iyama, "Electrocontact Discharge Dressing of Metal-Bonded Diamond Grinding Wheel Utilizing a Hybrid Electrode", *J. of Soc. of Precision Engineering*, 65[11] (1999) 1628-1632.
- 5] 大森整, "各種硬脆材料の鏡面研削," *機械と工具*, 1991, 61-68.
- 6] 高田篤, 石崎幸三, "砥石の非接触ドレッシング・ツルーイング法およびその装置", 特開平11-285971(1999).
- 7] K. Jodan, H. Funakoshi, K. Matsumaru and K. Ishizaki, "Laser dressing process of porous cast-iron bonded diamond grinding wheels for machining ceramics", *Advances in Technology of Materials and Material Processing Journal (ATM)*, 2[2](2000) 117-123.
- 8] H. Funakoshi, K. Jodan, K. Matsumaru and K. Ishizaki, "Laser dressing process of porous cast-iron bonded diamond grinding wheels for machining ceramics", *Interceram*, 50[6](2001) 466-469.
- 9] K. Jodan, K. Matsumaru and K. Ishizaki, "Low Specific-Grinding Energy Machining of Ceramics by a Laser Dressed Diamond Grinding Stone", to be applied in *Adv. in Tech. of Mater. Mater. Proc. J. (ATM)*.

- 10] 上段一樹, 松丸幸司, 石崎幸三, “Nd. YAG レーザ一照射によるダイヤモンド/鉄系材料の接合,” 2001年日本セラミックス協会春季大会講演予稿集, 2001. 3. 21-23, 155p-1L29.
- 11] 大西人司, 近藤祥人, 山本新, 佃昭, 石崎幸三, “多孔質鉄ボンドダイヤモンド砥石の試作とその対難研削セラミックス研削性能評価”, *J. of Ceram. Soc. Jpn.*, 104, [7] 610-613 (1996).
- 12] H. Onishi, Y. Kondo, S. Yamamoto, A. Tsukuda and K. Ishizaki, "Fabrication of Porous Cast-Iron Bonded Diamond Grinding Wheels and Their Evaluation to Grind Hard-to-Grind Ceramics", *J. of Ceram Soc. Jpn. Int'l. Ed.*, 104, [7] 585-589 (1996).
- 13] H. Onishi, M. Kobayashi, A. Takata, K. Ishizaki, T. Shioura, Y. Kondo and A. Tsukuda, "Fabrication of New Porous Metal-Bonded Grinding Wheels by HIP Method and Machining Electronic Ceramics", *J. of Porous Materials*, 4, 187-198 (1997).
- 14] 高田篤, “高能率・高研削比多孔質ダイヤモンド砥石の開発”, 長岡技術科学大学博士論文, 1998.
- 15] 大西人司, “PECS 法を応用した難研削性セラミックス用多孔質金属ダイヤモンド砥石の開発”, 長岡技術科学大学博士論文, 1998.
- 16] H. Tomino, A. Tsukuda, Y. Kondo and K. Ishizaki, "Influence of Porosity on Grinding Performance of Porous Cast-Iron Bonded Diamond Grinding Wheel Made by Pulsed Electric Current Sintering Method", *J. of Jpn. Soc. of Powd. and Powd. Metall.*, 46 [3] (1999) 257-261.
- 17] K. Jodan, K. Matsumaru, M. Nanko, and K. Ishizaki, "Precise Method to Estimate Abrasive-Grain Protrusion Heights for Grinding Stones", *Adv. in Tech. of Mater. Mater. Proc. J. (ATM)*, 5 [1] (2003) 25-30.
- 18] A. Takata, Y. Kondo, and A. Tsukuda, "Grinding Forces and Elastic Recovery in Ceramic Materials", *J. of Ceram. Am. Soc.*, 77 [6] (1994) 1653-1654.