研摩レス超平滑研削法の開発（第3報）*

—研削方向直角送り量の影響—

安井平司** 坂本竜司郎*** 田中勇輔*** 山本雄記*** 澤武一†

Development of Polishingless Ultra-Smoothness Grinding Method (3rd Report)

—Influence of Normal Feed—

Heiji YASUI, Ryushiro SAKAMOTO, Yusuke TANAKA, Yuki YAMAMOTO and Takekazu SAWA

The ultra-smoothness grinding method based on the new concept, which can finish to almost the same smoothness formed by polishing method, in the first research, is developed as the countermeasure answering the recently strong requirement about high efficiency production of high quality components. In the 2nd report, the surface roughness of various kinds of workpieces formed with the #140 diamond wheel by means of the method is ascertained to attain below 50nm(Rz). Furthermore the influence of wheel speed on the surface roughness is investigated. In the report following the 2nd report, the influence of normal feed to grinding direction on the surface roughness is investigated. Below the critical normal feed, the surface roughness becomes below about 60nm (Rz) in three dimensional measurement of 256μm square. Over the critical normal feed, the surface roughness begins to deteriorate steeply to a certain value. Beyond the value, the surface roughness tends to increase gradually with the increase of normal feed.

Key words: ultra-smoothness grinding, surface roughness, polishingless, nanometer, traverse grinding, silicon carbide ceramic, cemented carbide, diamond wheel, coarse grain size, metal bond

1. はじめに

近年、機器の高品位化に伴う部品の高精度化や高平滑化等の要求に加え、低価格化が強く求められている。このため、加工能率が低く、加工精度向上も難しい、研摩加工に替え得る高平滑研削法の開発に強い要望がある。このようなことから、筆者等の一人は、図1に示すような、新概念に基づく超平滑研削法を開発した¹⁾²⁾。また、前報³⁾では、各種工作物材料における超平滑研削法適用の可能性を検討し、いずれも、3次元仕上面粗さで50nm(Rz)程度以下が得られることを確認した。加えて、超平滑研削法における各種研削パラメータの最適使用条件の確立を目標に、工作物材料にホットプレス法で焼結された炭化けい素セラミック(以下、HPSCと記す)と超硬合金を用いて、超平滑研削法における研削パラメータの一つである砥石周速度が仕上面粗さに及ぼす影響を検討した。そして、砥石周速度を速くすると、脆性破壊痕や大きな粗さの研削条痕が発生し易くなり、仕上面粗さが悪くなる傾向にあることを示した。

本報では、前報³⁾に引き続き、超平滑研削法における研削パラメータの中の研削方向に直角方向の送り量が仕上面粗さに及ぼす影響を検討した。

2. 超平滑研削法と研削方向直角送り量 f_{Gn} の影響

図1に、超平滑研削法を横軸角テーブル型平面研削に適用した場合の例を模式的に示す。図に示すように、まず、(1)砥石あるいは工作物を、研削方向と直角方向に、砥石1回転当たりの工作物送り量 f_{Gn} (以下、研削方向直角送り量と記す)

Fig.1 Surface roughness formed by ultra-smoothness grinding method

Fig.2 Image model of ultra-smoothness grinding surface formed by cutting edge in case of $f_{Gn} < w_n$

が、研削方向と直角な切れ刃逃げ面摩耗幅 w_n (砥石作業面上で異なる切れ刃が連なっているとみなされる場合はその総和の逃げ面幅、以下、逃げ面摩耗幅と記す)以下の送り速度になるように送り、砥石—工作物接触幅を加工する(第1の要件)。

(2)その後、幾何学的に計算される砥石—工作物の干涉高さ $(H_p)_{th}$ (研削方向に平行な仕上面粗さ H_p [以下、研削方向平行仕上面粗さと記す]に相当)が、要求される仕上面粗さ H_{max} 以下になるように、工作物あるいは砥石を研削方向平行に微小送り量 f_p (以下、研削方向平行間欠送り量と記す)だけ間欠的に移動する(第2の要件)。そして、次の砥石—工作物

* 原稿受付 平成20年2月8日

** 正会員 熊本大学大学院(熊本市黒髪 2-39-1)

*** 学生会員 熊本大学大学院

† 学生会員 熊本大学大学院(現 職業能力開発総合大学校)

Fig.3 Image model of ultra-smoothness grinding surface formed by single-cutting edge in case of $f_{Gn} > w_n$

Fig.4 Image model of ultra-smoothness grinding surface formed by multi-cutting-edges in case of $f_{Gn} > w_n$

接触幅を仕上げる。開発した研削方法は、このようなことを繰り返して工作物全面を加工し、研摩加工に替え得る、あるいは、研摩加工に近い超平滑研削仕上げを行おうとするものである。

このような超平滑研削を行うためには、図2に示すように $f_{Gn} \leq w_n$ とすることが、 f_{Gn} の設定において必要条件になる。 $f_{Gn} > w_n$ になると、図1に示すような一つの切れ刃で仕上面が生成されると考えた場合、仕上面には図3に示すように、設定砥石切込み量 t_G の切り残しが生成する。このため、 $f_{Gn} > w_n$ では、研削方向に直角方向の仕上面粗さ H_m (以下、研削方向直角仕上面粗さと記す) が大きくなり、仕上面粗さは、超平滑研削法で考えている H_p ではなく、 H_m によって決定されるようになる。

ところで、実際の研削での仕上面生成は、図1に示すような砥石最外周に位置する一つの切れ刃のみで行われるものではない。 $f_{Gn} > w_n$ の場合においては、図4に示すように、最外周よりも内周側に存在する砥粒切れ刃群が、最外周切れ刃で切削しない部分の研削に関与する。したがって、図3において切れ刃の切込み量として用いている設定砥石切込み量 t_G は、実際には、図4に記しているように、最外周切れ刃とその他の切れ刃群で除去された工作物表面との差である、切れ刃の切込み深さ t_g と考えるべきであることを付記する。

以上のようなことを考えると、 f_{Gn} と $(H_p)_{th}$ との幾何学的関係は、下記の式で表される。

$$f_{Gn} \leq w_n \text{ の場合 } ^1) \\ (H_p)_{th} = (H_p)_{th} \approx (f_p)^2 / 4D_G \quad (1)$$

$$f_{Gn} > w_n \text{ の場合} \\ (H_p)_{th} = (H_m)_{th} = t_g \quad (2)$$

ここで D_G : 砥石直径、 $(H_p)_{th}$ 、 $(H_m)_{th}$: 幾何学的な研削方向平行および直角仕上面粗さ

実際の超平滑研削作業は、(1)式を満たしながら、下記(3)式に示す除去速度 M_G が最大になるように、 f_{Gn} の他、 f_p 、 t_G および砥石回転数 N_G に関する砥石周速度 V_G 等の研削パラメータを設定して行うことになる。

$$M_G = f_p \cdot t_G \cdot N_G \cdot f_{Gn} \quad (3)$$

その際、 M_G を最大にするために、 f_{Gn} を最大にすることが、 f_{Gn} の設定における十分条件となる。幾何学的には、 $f_{Gn} = w_n$ が設

Fig.5 Appearance of experimental system

Table1 Experimental conditions

Workpiece	Hot-pressed Silicon Carbide (HPSC), Cemented carbide (P20),
Wheel	SD140Q50M, $D_G \times B_G \times D_f$: 100mmx6mmx25mm
Wheel speed	V_G : 12 m/s
Normal table speed	v_{wn} : 0.38 – 3.04 mm/s
Normal feed	f_{Gn} : 10 – 80 μ m/rev
Parallel step feed	f_p : 10 μ m/pass
Depth of cut	t_G : 5 μ m
Grinding fluid	Soluble type (1/10)
Flow rate	12 L/min

定し得る最大の f_{Gn} である。

このように、必要十分条件を満たしながら、 f_{Gn} を設定するためには、逃げ面摩耗幅 w_n が明確である必要がある。しかし、 w_n は、周知のように砥石の種類、形直し・目直し条件、研削過程での砥粒切れ刃の摩耗により変化する。このため、 f_{Gn} を具体的に設定するためには、 f_{Gn} が超平滑研削仕上面に及ぼす影響を調べ、実際に設定し得る f_{Gn} を検討するとともに、逃げ面摩耗幅 w_n についての解析も必要である。本報では、このような観点から、 f_{Gn} が仕上面粗さに及ぼす影響を検討する。

3. 実験方法および条件

表1に用いた主な実験条件を示す。実験は、図5に示すようなNC横軸角テーブル形高精度平面研削盤(NACHI製UMG)を用い、 f_{Gn} を変えて行った。砥石周速度は、前報より仕上面粗さが最も良くなった低砥石周速度 $V_G=12$ m/s を使用した。使用した砥石は、粒度#140、集中度50の粗粒メタルボンダイヤモンド砥石である。なお、砥石作業面は、HPSCを $V_G=12$ m/s、 $t_G=5$ μ m、 $f_p=10$ μ m/pass、 $f_{Gn}=10$ μ m/revで研削加工を行った場合に、3次元仕上面粗さ $(H_s)_{3D}=50$ nm (R_a) 以下になるように、形直し・目直し・研削加工により調整した。観察した砥石作業面の範囲内で、切れ刃摩耗面の最大径は50 μ m程度であった。工作物は、HPSCと超硬合金(P20)である。研削油剤は、先に超平滑研削に及ぼす研削油剤の影響を調べた^{4),5)}中で、最も良い性能を示したソリュブルタイプを用いた。研削後の工作物仕上面は、微分干渉顕微鏡で観察した。また、仕上面粗さ H_r は、非接触式三次元表面形状測定機(WYKO TOPO-3D)で測定した。仕上面粗さの評価は、WYKO測定面積256 μ m $\times$ 256 μ m角の3次元仕上面粗さ $(H_s)_{3D}$ と、2次元研削方向直角および平行仕上面粗さ H_m と H_p で行った。

4. 実験結果および考察

図6に、HPSCを用いた超平滑研削において、研削方向直角送り量 f_{Gn} を変化させた場合の仕上面の変化を示す。図より、 $f_{Gn}=5$ μ m/revでは、研削条痕や脆性破壊痕がほとんど見られず、延性モード研削面を示す。 $f_{Gn}=30$ μ m/revでは、微小破壊痕がわずかに見られ始め、 $f_{Gn}=50$ μ m/revでは、微小破壊痕数が増加す

Fig.6 Change of ground HPSC surface with normal feed
[SD140Q50M, $V_G=12\text{m/s}$, $t_G=5\mu\text{m}$, $f_p=10\mu\text{m/pass}$, Soluble type(1/10)]

る。さらに、 $f_{Gn}=80\mu\text{m/rev}$ となると、発生破壊痕数が格段に増加するのがわかる。

図7に、図6の各条件における仕上面粗さを示す。 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ では、 $(H_t)_{3D}=41\text{nm}$ (R_z) 程度と、3次元最大粗さが 50nm を下回る超平滑仕上面が得られている。なお、仕上面は、研削方向直角仕上面粗さプロファイルを見ると、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ に対応する $5\mu\text{m}$ 周期の微小な凹凸で形成されている。また、プロファイル上には、 20nm 以下の小さな突出部が生じており、それが $(H_t)_{3D}$ を大きくしているのがわかる。この突出部は、工作物の脆弱部が極微小に破壊した脆性破壊痕によるものと考えられる。次いで、 $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ の場合であるが、 $(H_t)_{3D}=47\text{nm}$ (R_z) 程度と、3次元最大粗さが 50nm を下回り、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ とほぼ同程度の超平滑仕上面が得られている。また、研削方向直角仕上面粗さプロファイルを見ると、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ の場合と同様、 $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ に対応する $30\mu\text{m}$ 周期の約 15nm 程度の微小な凹凸で形成されている。

しかし、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ や $f_{Gn}=80\mu\text{m/rev}$ の場合になると、3次元測定像および2次元仕上面粗さプロファイルは、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ と比較して大きく変化し、大きなうねりが見られるようになる。これは、図6で見られたような、仕上面に生成する脆性破壊痕の凹凸が関係していると考えられる。このため、仕上面粗さは、 $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ と比較して大きくなるが、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ の場合で、約 $(H_t)_{3D}=113\text{nm}$ (R_z) であり、相当良い仕上面になっている。

図8に、図7における、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ や $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ で見られた、研削方向直角仕上面粗さプロファイルでの周期性凹凸について、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ の場合で、もう少し詳細に調べた結果を示す。図の右図中の A-A と B-B で示す2次元仕上面粗さプロファイル上に見られる微小破壊痕を除いた部分の A'-A' と B'-B' の仕上面粗さ H_p と H_m は、ともに 5nm (R_z) 程度であり、超平滑仕上面である。また、上述のように、研削方向直角仕上面粗さは $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ に対応する規則的な研削条痕で形成されている。図1に示した超平滑研削加工法の原理通りに、切れ刃すくい面側にある工作物が完全に除去されるとすれば、研削方向直角仕上面粗さは、周期性のある仕上面粗さプロファイルとはならないはずである。単純に考えれば、周期性のある仕上面粗さプロファイルが生成するのは、図3や図4に模式図で示したような、 f_{Gn} が w_n よりも大きい場合である。しかし、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ で見られる周期性粗さは、上述のように、 5nm (R_z) 程度であり、 $f_{Gn} > w_n$ による切残しとするには、非常に小さい。 $f_{Gn} > w_n$ における切残しによる仕上面粗さ生成は、後述のように、少なくとも $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ 以上

Fig.7 Change of surface roughness with normal feed in case of HPSC
[SD140Q50M, $V_G=12\text{m/s}$, $t_G=5\mu\text{m}$, $f_p=10\mu\text{m/pass}$, Soluble type (1/10)]

Fig.8 Details of periodical roughness formed on HPSC surface ground by the ultra-smoothness grinding method at normal feed of $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$
[SD140Q50M, $V_G=12\text{m/s}$, $t_G=5\mu\text{m}$, $f_p=10\mu\text{m/pass}$, Soluble type(1/10)]

の場合のように考えられる。このようなことから、この周期性の凹凸は、図9に示すような、工作物の一部が切れ刃側面側にも流れる現象によるものと推測される。しかし、この現象によって生成される研削条痕高さは微小であり、仕上面は、ダイヤモンド砥粒の平滑な逃げ面が転写されているのに、ほぼ近い状態であるといえる。

図10に、図7の結果をまとめた、 f_{Gn} と仕上面粗さの関係を示す。図より、 $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ 付近の、ある臨界の研削方向直角送り量(以下、臨界研削方向直角送り量($f_{Gn,cr}$)と記す)より小さい

Fig.9 Image model of the workpiece flow to cutting edge side under the condition of ultra-smoothness grinding

Fig.10 Relationship between surface roughness and normal feed in case of HPSC

Fig.11 Relationship between surface roughness and normal feed in case of cemented carbide

範囲では、 $(H_t)_{3D}=50\text{nm}(R_z)$ 以下の超平滑研削仕上面が得られる。また、この範囲内では、 f_{Gn} の増加による $(H_t)_{3D}$ の増加は比較的小さい。そして、研削方向平行仕上面粗さ H_{tp} と研削方向直角仕上面粗さ H_m とは、ほぼ同じ大きさである。超平滑研削法の原理が十分に効果を発揮し、上述のように、研削条痕がほとんど形成されなかったためと考えられる。なお、 $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ 以下でも、研削方向平行仕上面粗さ H_{tp} を $20\text{nm}(R_z)$ 以下にはし得なかった。この $20\text{nm}(R_z)$ の値は、実験条件を(1)式に代入して求められる $(H_p)_{th} \approx (f_p)^2/4D_G = 0.25\text{nm}$ に比較すれば格段に大きい。極微小破壊痕、研削盤や砥石の振動およびダイヤモンド砥粒逃げ面粗さ等の影響により、仕上面粗さの向上が制約されるためと考えられる。

これに対して、 $(f_{Gn})_{cr}$ を越えると仕上面粗さは、前述のように、微小破壊痕の発生が増大するため、急上昇し始める。そして、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ では、約 $(H_t)_{3D}=105\text{nm}(R_z)$ となり、本研究での許容最大仕上面粗さとしている $(H_t)_{3D}=100\text{nm}(R_z)$ をわずかに越えてしまう。したがって、超平滑研削を行うには、臨界研削方向直角送り量を越えない範囲で行うことが肝要であると

(a) $f_{Gn}=10\mu\text{m/rev}$

(b) $f_{Gn}=40\mu\text{m/rev}$

(c) $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$

(d) $f_{Gn}=80\mu\text{m/rev}$

Fig.12 Change of surface roughness with normal feed in case of cemented carbide

[SD140Q50M, $V_G=12\text{m/s}$, $t_g=5\mu\text{m}$, $f_p=10\mu\text{m/pass}$, Soluble type(1/10)]

いえる。なお、 f_{Gn} を $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ を越えて、さらに増加しても、 $(H_t)_{3D}$ は大きくならず、 $f_{Gn}=80\mu\text{m/rev}$ でも、約 $(H_t)_{3D}=105\text{nm}(R_z)$ となる。これは、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ から $f_{Gn}=80\mu\text{m/rev}$ まで、多少増加しても、脆性破壊痕の深さは、大きな変化をしないことを意味していると考えられる。 f_{Gn} を、さらに大きくすると、微小破壊痕が大きく、かつ、深くなり、仕上面粗さは悪くなると考えられる。

図11に、脆性材料であるHPSCとの比較のため、超硬合金を超平滑研削した場合の f_{Gn} と仕上面粗さの関係を示す。図より、超硬合金の場合の $(f_{Gn})_{cr}$ は、 $f_{Gn}=40\mu\text{m/rev}$ 付近であり、HPSCよりも大きくなる。この $(f_{Gn})_{cr}$ 以下では、HPSCの場合と同様に、仕上面粗さは f_{Gn} の増加とともに徐々に悪くなる。これに対して、 $(f_{Gn})_{cr}$ を超えると、仕上面粗さが急激に悪くなる。この変化は、HPSCの場合と同じであるが、HPSCの場合と異なる特徴的な結果が生じている。すなわち、研削方向直角仕上面粗さ H_m の悪化率が研削方向平行仕上面粗さ H_{tp} よりも格段に大

きくなり、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ で $H_m=100\text{nm}(R_z)$ 近くになる。一方、研削方向平行仕上面粗さ H_p は $(f_{Gn})_{cr}$ を超えても悪化率は比較的小さく、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ で、 $H_p=60\text{nm}(R_z)$ 程度である。

図 12 は、この点を検討するために、図 11 の各条件における仕上面粗さを詳細に調べた結果である。図より、各 f_{Gn} の場合とも、HPSC で見られた微小破壊痕は見られないが、研削方向平行方向の研削条痕は見られるのがわかる。この条痕の高さは、 $f_{Gn}=10\mu\text{m/rev}$ の場合では十分に小さく、約 $(H_r)_{3D}=42\text{nm}(R_z)$ と 50nm 以下の非常に良い仕上面が得られる。また、 $(f_{Gn})_{cr}$ 付近と考えられる $f_{Gn}=40\mu\text{m/rev}$ では、研削方向平行仕上面粗さ H_p と研削方向直角仕上面粗さ H_m は、ほぼ同じ大きさで、 $(H_r)_{3D}$ は $f_{Gn}=10\mu\text{m/rev}$ より幾分か大きい、約 $(H_r)_{3D}=65\text{nm}(R_z)$ である。これは、超平滑研削法により、研削条痕の生成が十分に抑制されている結果と思われる。なお、研削条痕の高さは、HPSC の場合、 $f_{Gn}=5\mu\text{m/rev}$ では、図 8 に示したように、 $5\text{nm}(R_z)$ と非常に小さい。また、 $f_{Gn}=30\mu\text{m/rev}$ では、図 7 (b) をみると、微小破壊痕を含む H_m が約 $27\text{nm}(R_z)$ であるので、研削条痕の高さは、大きくとも $27\text{nm}(R_z)$ 以下と考えられる。これに対して、超硬合金の場合は、図 12(a) と (b) の H_m から考えらると、 $f_{Gn}=10\mu\text{m/rev}$ で、約 $22\text{nm}(R_z)$ 、 $f_{Gn}=40\mu\text{m/rev}$ で、約 $37\text{nm}(R_z)$ となり、HPSC の場合に比較して幾分悪くなる傾向が見られる。超硬合金の方が HPSC よりも流動性があり、図 9 に示す、切れ刃側面側への工作物流れが、HPSC よりも大きくなるのが影響していると考えられる。

しかし、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ になると、研削方向直角仕上面粗さ H_m が急激に大きくなり、それに伴って、3次元仕上面粗さが急激に悪くなる。図 12(c) の研削方向直角仕上面粗さプロファイルを見ると、約 $50\mu\text{m}$ の研削条痕幅周期で、図 4 に示すような矩形波形的研削条痕粗さとなっている。このことより、 H_m の急激な増加は、 $f_{Gn}>w_n$ となり、超平滑研削法原理の効果が消失したためと考え、容易に理解し得るものと思われる。なお、 $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ から $f_{Gn}=80\mu\text{m/rev}$ に増加しても、HPSC と同様に、仕上面粗さはほぼ同じとなっている。超硬合金では、HPSC の場合とは異なり、微小破壊痕は発生していない。したがって、その理由は、 $f_{Gn}>w_n$ の領域で生成される矩形波形的研削条痕粗さが $f_{Gn}=50\mu\text{m/rev}$ から $f_{Gn}=80\mu\text{m/rev}$ まで、多少 f_{Gn} が増加しても大きく変化しないためと考えられる。さらに大きな f_{Gn} では、単位仕上面の研削に関与する干渉切れ刃が減少するため、仕上面粗さは悪くなくなると思われる。

これらのことから、 f_{Gn} と生成仕上面粗さの関係をまとめると、図 13 に示すようになる。臨界研削方向直角送り量 $(f_{Gn})_{cr}$ 以下の条件では、超平滑研削法の原理が効果的に作用し、仕上面粗さは非常に良く、超平滑面を得ることができる。しかし、 $(f_{Gn})_{cr}$ 以上になると、仕上面粗さは急激に悪化する。その原因は、硬脆材料の HPSC では、 $(f_{Gn})_{cr}$ 付近から微小クラックが発生し始めるためである。一方、微小クラックの発生がない超硬合金では、研削条痕高さが急激に増大し始め、研削方向直角仕上面粗さが大きく悪化するためである。なお、超硬合金の場合の $(f_{Gn})_{cr}$ は、 $f_{Gn}=w_n$ と一致するのではなく、 $f_{Gn}<w_n$ で生じると考えられる。これは、上述の結果から、 $f_{Gn}=w_n$ となるのは、 $f_{Gn}=50\mu\text{m}$ 程度と考えられ、一方、 $(f_{Gn})_{cr}=40\mu\text{m}$ 程度である。このことから、 f_{Gn} が w_n よりも幾分か小さい状態で、図 9 に示した切れ刃側面側への工作物流れの増加が大きくなり始めると推定したためである。

以上のような結果より、超平滑研削法を高効率に行うために

Fig.13 Schematic graph of practical relationship between surface roughness and normal feed in ultra-smoothness grinding method

は、臨界研削方向直角送り量 $(f_{Gn})_{cr}$ を大きくすることが効果的である。このためには、大きな切れ刃逃げ面摩耗幅 w_n を使用することが肝要である。そのためには、粒径の大きな砥石を使用することも考えられるが、切れ刃による工作物の研削抵抗が大きくなり、脆性材料工作物では破壊発生、延性材料工作物では大きな加工変質層や研削焼け等の発生などの可能性がある。したがって、砥石作業面上で切れ刃が連なると見なし得るような砥石作業面性状の形成が重要である。このため、形直し・目直し・研削により、砥石作業面の調整を行っているが、研削時における砥石軸の振れも含めて、砥石作業面上の切れ刃を完全に揃えることは、現時点では困難な状況である。今後さらに検討し、大きな切れ刃逃げ面が形成されていると見なし得る砥石作業面の形成方法を開発したく考えている。

5. ま と め

超平滑研削法における各種研削パラメータの最適使用条件の確立を目標に、HPSC と超硬合金を用い、パラメータの一つである研削方向直角送り量 f_{Gn} が仕上面粗さに及ぼす影響を検討した。得られた主な結果は以下の通りである。

- (1) 臨界研削方向直角送り量 $(f_{Gn})_{cr}$ 以下の f_{Gn} では、超平滑研削法の十分な効果があり、3次元仕上面粗さが HPSC では $(H_r)_{3D}=50\text{nm}(R_z)$ 、超硬合金では $(H_r)_{3D}=60\text{nm}(R_z)$ を下回る超平滑仕上面に近い仕上面が得られる。
- (2) f_{Gn} が $(f_{Gn})_{cr}$ を越えると、小さな f_{Gn} の増加で、仕上面粗さが急激に悪化し、 $(H_r)_{3D}=100\text{nm}(R_z)$ を越える。しかし、さらなる f_{Gn} の増加では、仕上面粗さの悪化は緩やかになる。
- (3) $(f_{Gn})_{cr}$ には、HPSC では、脆性破壊発生が、また、超硬合金では、切れ刃側面側への工作物流れの急増加による研削方向直角仕上面粗さの急増大が関係していると考えられる。

終わりに、本研究を行うにあたり、工作物、砥石、研削液について、ご提供やご支援を頂いた、(株)タンガロイ、日本タングステン(株)、(株)ノリタケスーパースプレーシブ、ユシロ化学工業(株)に謝意を表す。本研究の一部は、科学研究費補助金(基盤研究(B)(2) 課題番号 15360072)で行った。

参 考 文 献

- 1) 安井平司：研摩レス超平滑研削法の開発 (第1報)，精密工学会誌，69,12(2003)1713.
- 2) 安井平司：高平滑研削加工法，日本特許 3989211 号(2007)
- 3) 山本雄記，安井平司，坂本竜司郎，田中勇輔：研摩レス超平滑研削法の開発 (第2報)，精密工学会誌投稿中
- 4) 安井平司，澤武一：粗粒ダイヤモンド砥石によるファインセラミックスの超平滑研削—研削油剤の効果—，精密工学会誌，70,6(2004)848.
- 5) 安井平司，澤武一：粗粒ダイヤモンド砥石によるファインセラミックスの超平滑研削—研削油剤の効果(続報)—精密工学会誌，70,11(2004)1423.