プランジ研削における砥石の接触状態に関する研究 (第4報)*

—加工面創成曲線の実験的検討—

中 島 利 勝** 中 川 平 三 郎** 岡 村 健 二 郎***

Interference Condition of Wheels in
Plunge Grinding (4th Report)
—Experimental Investigation of Surface
Generation Curve—

Toshikatsu NAKAJIMA, Heisaburo NAKAGAWA
and Kenjiro OKAMURA

The grinding experiment is carried out at high speed and small cutting depth with a single grit, of which locus is a trochoidal curve, to investigate the surface generation mechanism. The surface generation curves with a single grit or successive grits are experimentally made clear by analyzing normal force, rubbing, grit displacement and workpiece spring back. Then the effects of shape and

supporting stiffness of grit are discussed upon the surface generation curve. The residual stock due to contact stiffness, which is the difference between surface generation curve and geometrical interference curve, is given as the sum of grit displacement and workpiece spring back. The grit displacement is decided by normal force and supporting stiffness, and the workpiece spring back by the real depth of cut. The residual stock due to contact stiffness increases with lower supporting stiffness and with larger nose radius and vertical angle of grit.

Key words: single grit grinding, surface generation curve, residual stock, spring back, grit displacement, supporting stiffness.

1. 緒 言

研削加工面は、砥石作用面上に存在する多数の砥粒切れ刃の一つ一つが工作物と干渉することによって生成する曲面の一部分の集合面である。砥粒切れ刃と工作物との干渉曲面は、砥粒切れ刃が工作物上に生成する曲線すなわち加工面創成曲線¹⁾と砥粒切れ刃の研削方向に垂直な面への投影形状によって決定されるから、加工面創成曲線を明らかにすることは、研削加工面の生成機構を解明する上で重要である。

本報告は、このような観点に基づき、ダイヤモンド砥粒を用いた単粒研削実験により、加工面創成曲線を検討したものである。単粒研削実験は、高硬度材を被削材とし、砥粒切れ刃の軌跡が研削加工の場合と同じトロコイド曲線となる高速かつ微量切込み条件下で行い、切削背分力、弾性上すべり、砥粒切れ刃の変位、被削材の弾性回復などを定量的に解析することによって、加工面創成曲線を決定する。また幾何学的干渉曲線と加工面創成曲線を比較することによって両曲線の差すなわち接触剛性に起因する切残し量²⁾を明らかにするとともに、砥粒

切れ刃の形状、支持剛性などが切残し量に及ぼす影響についても検討する。

2. 実験方法

図1は、単粒研削実験装置の概要を示す。研削盤の砥石軸にアルミニウム円板(直径400 mm, 厚さ20 mm)を取り付け、その円周上に支持剛性を変化させうる装置を介して切れ刃を固定した。切れ刃としては円すい形のダイヤモンドを採用し、その先端半径と頂角とを変化させた。工作物はギャモータで回転させ制御回路により工作物回転数は、切れ刃と工作物との速度比に換算して0から0.003まで無段階に変速できるようにした。切削前の工作物表面粗さは $0.2 \mu\text{m}R_{\text{max}}$ 以内に抑えた。

図2は、切れ刃のアルミニウム円板上への固定方法と切削背分力の測定方法を示す。切れ刃は、図(a)に示すように薄鋼板上に取り付け、薄鋼板の板厚により支持剛性を変化させた。切削背分力の測定には図(b)に示す高感度・広帯域の圧電型荷重変換器の受圧部に被削材を固定する方法と、変換器に直接切れ刃を固定する(図(c))2方法で行った。切削溝と切削背分力とを対応させるために、切れ刃と工作物の両方にフォトセンサを設け、NAND回路を通して記録計の掃引を行った。

切込み量は非常に小さく、あらかじめ正確に設定することが困難であるので、その正確な値は切削後の切れ刃

* 原稿受付 昭和57年1月29日。昭和56年度精機学会秋季大会学術講演会(昭和56年11月4日)にて発表。

** 正 会 員 岡山大学工学部(岡山市津島中3-1-1)

*** 正 会 員 京都大学工学部(京都市左京区吉田本町)

Fig. 1 Experimental apparatus for grinding with a single grit

の干渉開始点・終了点とから確定した。干渉開始点および終了点は、工作物表面に厚さ $0.5 \mu\text{m}$ 程度で、母材よりも降伏応力が著しく低く、弾性ひずみが小さく、母材との密着性のよい薄膜を作り、切れ刃がこの薄膜上に生成する溝から決定した。工作物上の薄膜は純アルミニウムと純金を用い、高周波スパッタリング法で作製した。また切削溝の形状は触針式表面検査機を用いた工作物表面の三次元測定装置³⁾で解析した。その他の切削条件は次のようである。

砥粒切れ刃: ダイヤモンド円すいスクライバ

先端半径 $r_D = 0.01, 0.02, 0.03, 0.05 \text{ mm}$

頂角 $2\theta = 90, 120, 150^\circ$

工作物: SK 3 ($H_V = 800$), S 45 C ($H_V = 210$)

切削速度: $V_s = 44.6 \text{ m/s}$

速度比: $K_V = V_w/V_s = 0 \sim 3 \times 10^{-3}$

切れ刃支持剛性: $k = 2.53 \sim 75.6 \text{ MN/m}$

最大切込み量: $y = 4 \sim 8 \mu\text{m}$

研削液: なし

3. 実験結果および検討

3.1 加工面創成曲線

図3は、純アルミニウムスパッタ膜で被覆した工作物を切削したときの切削方向の溝形状である。図中破線で示した曲線 y が幾何学的干渉曲線(トロコイド曲線)、一点鎖線で示した曲線 y_r が切れ刃支持剛性による変位 e_g を差し引いた実切込み量、実線 y_e が実切込み量から工作物の弾性回復量 e_w を引いた溝形状すなわち実際に工作物表面に生成される加工面創成曲線を示す。また弾性上すべり長さを x_e 、工作物が塑性変形に必要な弾性限界切込み量を y_e とする。切れ刃が工作物と干渉開始すると、スパッタ膜部分の降伏応力が小さいために膜上に

Fig. 2 Method of supporting a grit and measuring normal force

Fig. 3 Surface generation curve and geometrical interference curve on workpiece covered with aluminium thin film

は幾何学的干渉曲線にほぼ一致する溝が形成され、被削材(SK 3)本体に切れ刃が到着した時弾性上すべりが生じ、切れ刃と工作物とが弾性的にのみ接触している領域が存在する。その後塑性変形、続いて切削による溝が生成されるが、溝の深さは幾何学的干渉曲線とは異なる。創成曲線の最大深さは、幾何学的干渉曲線のそれよりも少し前に現れ、その後創成曲線は浅くなる。干渉終了側では、再び弾性上すべりが生じ、スパッタ膜では幾何学的干渉曲線とほぼ一致した創成面が作られ、干渉が終了する。このようにスパッタ膜で被覆した被削材を用いれば、一般に弾性上すべりが存在するために決定が困難な切れ刃と工作物との接触開始点および終了側が比較的容易に決定できる。ただ、この場合スパッタ膜部分は純アルミニウムであり、被削材SK 3に比べてかなり小さい応力で降伏するので、切れ刃がスパッタ膜に接触を開始した点での切れ刃の弾性上すべりは無視できると考えている。

Fig. 4 Relation between depth setting and stock removal with supporting stiffness

以上より, 加工面創成曲線を定量的に明らかにするためには, 幾何学的干渉曲線と加工面創成曲線との差を比較検討し, 弾性上すべり量 y_e , 切れ刃変位量 e_g および工作物の弾性回復量 e_w を求めなければならない。

3.1.1 切削量 y_i

図4は, 切れ刃支持剛性 k を変化させた場合の幾何学的干渉量 y と切削量 y_i との関係を示す。図において, 直線 $y_i = y$ は, 切れ刃の変位がなく, 切込み量すべてを切削する場合を, 曲線の x 切片は弾性限界切込み量を示す。したがって切残し量は $(y - y_i)$ で与えられる。すべての実験において曲線はループを描き, 干渉開始して切込みが増大する時は, 比較的切残し量が小さく, 切込み量が最大値に達してからは, 切残し量が干渉開始側に比べて大きくなる。また切れ刃支持剛性が低いほど切残し量は大きくかつループ幅も広くなる。ここでアルミニウム円板上に直接切れ刃を固定した場合 ($k \approx 75.6$ MN/m) は, 切れ刃支持剛性が他のものに比べて非常に大きく, 背分力による切れ刃の変位もかなり小さいと考えられるので切残し量の大部分は工作物の弾性回復量 e_w となる。しかもループ幅は非常に狭く, ほぼ1本の直線で表されることから, 工作物の弾性回復量は実切込み量 y_r によって決定されると思われる。また支持剛性が低くなるに従って大きくなる切残し量の増分は切れ刃の変位量 e_g と考えられ, 切残し量は工作物の弾性回復量と切れ刃変位量の和で与えられる。

図5は, 切れ刃先端半径 r_0 を変化させた場合の幾何学的干渉量 y と切削量 y_i との関係を示す。切れ刃支持剛性が一定であるにもかかわらず, 先端半径が大きくなるほど切残し量は大きく, ループの幅も広がっている。このことは, 先端半径の鈍化によって背分力が増大して切れ刃変位 e_g が増大し, 工作物の弾性回復量 e_w も増すためと思われる。

図6は, 切れ刃頂角 2θ を変化させた場合である。前図同様, 曲線はループを描き, 切れ刃頂角が大きくなるほど

Fig. 5 Relation between depth setting and stock removal with nose radius of grit

Fig. 6 Relation between depth setting and stock removal with vertical angle of grit

Fig. 7 Variation of elastic critical depth of cut with supporting stiffness

ど切残し量は大きい。

3.1.2 弾性限界切込み量 y_e

加工面創成曲線の長さは, 幾何学的干渉曲線に比べて切れ刃と工作物との干渉始点および終点における弾性上すべり長さの和だけ小さくなるが, 弾性上すべり長さは, 弾性限界切込み量 y_e によって決定されるので⁴⁾, ここでは弾性限界切込み量 y_e について検討する。

図7は, 切れ刃支持剛性 k を変化させた場合の弾性限界切込み量 y_e を示す。実線は干渉開始側, 破線は終了側の値である。弾性限界切込み量は剛性の逆数と直線関係にあり, 剛性が低くなるほど大きい。いま切れ刃形状が

Fig. 8 Variation of elastic critical depth of cut with nose radius of grit

一定であるので、弾性限界点における切削背分力 p_e が一定であるとする、変化する値は剛性と反比例の関係にある切れ刃の変位だけとなり、図に示す傾向になると考えられる。したがって図中の y 切片の値は、弾性限界点における工作物の弾性回復量 e_w を示し、剛性の低下に伴う増分は切れ刃の変位 e_g によるものと考えられる。また干渉終了側の弾性限界切込み量は開始側に比べて若干大きくなっている。

図8は、切れ刃先端半径 r_D を変化させた場合の弾性限界切込み量 y_e を示す。先端半径が大きくなるに従って弾性限界切込み量は大きくなる。また干渉終了側の方が若干大きい。次に切れ刃頂角の影響についても検討したが、この場合の弾性限界切込み量は一定となる。理由としては、弾性限界切込み量が図に示すオーダーであることと、切れ刃先端半径を一定としているために、どの頂角をもつ切れ刃でも、工作物の塑性変形開始が切れ刃先端の円弧部分で起こっているためである。

3.1.3 切れ刃変位量 e_g

切れ刃支持剛性 k は既知であるから、切れ刃の変位量を決定するためには切削背分力を求めなければならない。

図9は、一つの切削溝を生成した時の切削背分力 p と盛上がり高さ $\bar{h}$ 、盛上がり幅 $\bar{b}$ の変化を示す。切削背分力は干渉開始後より徐々に大きくなり、干渉域の中心よりやや後方で最大背分力 p_{max} に達する。この点が幾何学的干渉曲線 y や実切込み曲線 y_r の最深部と異なるのは、図に示すように盛上がりが生じ、切れ刃と工作物との干渉深さが y_r と盛上がり量の和になるためと考えられる。その後背分力は減少してゆく。この背分力の変化過程は、とりもなおさず切れ刃の変位量 e_g の変化過程であり、したがって切削量 y_t と切込み量 y の関係がループを描く曲線で表されること、ループの幅が切れ刃支持剛性によることおよび切残し量の最大となる点と幾何学的切込み量の最大点とが一致しないことなどは、背分力の変化

Fig. 9 Variations of normal force, width of pile-up and height of pile-up

Fig. 10 Variations of maximum and elastic critical normal forces with supporting stiffness

形態から容易に推察できる。

図10は、切れ刃支持剛性 k を変化させた場合の最大背分力 p_{max} と弾性限界背分力 p_e, p_f を示す。 p_e が切れ刃の干渉開始側、 p_f が干渉終了側である。設定切込み量 Δ が一定にもかかわらず、最大背分力が支持剛性の低下とともに小さくなっているのは、支持剛性が低いほど切れ刃の変位が大きくなり、実切込み量が小さくなるためである。弾性限界背分力 p_e, p_f は支持剛性に関係なく一定であり、弾性限界点での切れ刃変位 e_g は支持剛性に反比例し、弾性回復量 e_w は一定であることがわかる。また p_f の方が若干大きくなっている。

図11は、切れ刃頂角 2θ を変化させた時の最大背分力 p_{max} と弾性限界背分力 p_e, p_f を示す。最大背分力は頂角が大きくなるほど増加するが、弾性限界背分力は頂角よりも先端半径の影響で一定となる。最大背分力すなわち切れ刃の変位量と弾性限界背分力の変化は、弾性限界切込み量および切削量の変化傾向とよい一致を示している。

Fig. 11 Variations of maximum and elastic critical normal forces with vertical angle of grit

Fig. 12 Relationship of spring back to real depth of cut

3.1.4 弾性回復量 e_w

図12は、幾何学的干渉量と切れ刃変位量との差で与えられる実切込み量 y_r と工作物の弾性回復量 e_w との関係を示す。弾性限界点までは、実切込み量がすべて弾性回復量となり両者は等しい。その後実切込み量の増加に対して弾性回復量の増加割合は非常に小さくなり、また頂角 2θ が小さくなるほど弾性回復量が小さくなっているのがわかる。切れ刃支持剛性 k を変化した場合は、剛性に関係なく1本の曲線になることも明らかになった。以上の結果より、単粒によって生成される加工面形状は幾何学的干渉曲線とは異なり種々の切残し量が存在する。これらの切残し量は、切れ刃支持剛性に起因する切れ刃の変位量と工作物の弾性回復量との和で与えられ、切れ刃の変位量は切れ刃支持剛性と切削背分力とで、弾性回復量は切れ刃実切込み量によって決定できる。

3.2 連続する切れ刃による加工面創成と接触剛性に起因する切残し量

実際の研削においては、多くの砥粒切れ刃で加工表面は生成されているため、幾何学的切りくず形状からして、図13に示すIやII型の切りくずが大部分である³⁾。したがってより実際の研削に近づけた条件の下で加工面創成曲線の生成を検討する必要がある。ここでI型は最大

Fig. 13 Schematic illustration of surface generation curves formed with successive grits

Fig. 14 Relation between residual stock removal and the product of speed ratio and successive cutting edge spacing with nose radius of grit

切りくず厚さ t_{max} が砥石切込み量 Δ より常に小さい場合、II, III型は t_{max} が Δ と等しくなり、特にIII型においては工作物表面に切削されない部分が残る場合を表す。そこで連続する切れ刃によって生成される切りくず形状がI型→II型→III型へ変化していく時の切残し量 d_2 について検討する。図に示すように切りくずの型は速度比 K_v と連続切れ刃間隔 δ との積の影響を受けるが、本実験は単粒で行い、速度比 K_v だけを連続的に変化した。したがって連続切れ刃間隔は砥石軸に取り付けたアルミニウム円板の円周長さになる。また切込みは工作物を停止した状態で行い、その後徐々に工作物回転数を上げる方法で実験を行った。

図14は、切れ刃先端半径 r_0 を変化した場合の切残し量 d_2 を示す。図中のI, II, IIIは幾何学的に求まる切りくず形状の領域を示す。切残し量は、速度比が大きくなるほど、すなわち幾何学的切りくず形状がI→IIと移るに従って増加している。幾何学的最大切りくず厚さ t_{max} は形状Iでは変化し、II, IIIの領域では設定切込み量 Δ に等しくなるため、幾何学的に考えれば、切残し量は幾何学的切りくず形状がII, IIIの領域で一定になると

Fig. 15 Relation between residual stock removal and the product of speed ratio and successive cutting edge spacing with vertical angle of grit

Fig. 16 Relation between residual stock removal and the product of speed ratio and successive cutting edge spacing with supporting stiffness of grit

思われる。しかし図のように実際の切残し量がほぼ一定となるのはIとIIの境界ではなく、IIの領域である。これは切削量と切残し量が、切れ刃形状と被削材が一定の下では、切削背分力の影響を受け、切削背分力は、単に幾何学的切込み量によらず実切込み量と被削材の盛上がり量の影響を受ける。ここで盛上がり量と切削力は切削量にほぼ比例していることと5)~7)、1切削溝内の盛上がり量の変化は幾何学的切込み量とは一致せず、図9のように干渉領域の後半部で大きくなることを考えると、最大切りくず厚さ t_{max} が同じでも、速度比が大きくなることによって1切れ刃当たりの切削量は増大するために、盛上がり量と切削背分力は幾何学的切りくず厚さとは異なる変化をすると考えられる。

図15は、切れ刃頂角 2θ を変化させた場合の切残し量 d_2 を示す。幾何学的切りくず形状がII型までは、切残し量は増加し、III型になるとほぼ一定となる。また、切れ刃頂角 2θ が大きいくず形状がIII型になるとほぼ一定になる。また支持剛性は低いほど切残し量は大きくなっている。

図16は、切れ刃支持剛性 k を変化させた場合の切残し量 d_2 を示す。各々の支持剛性に対して速度比が大きい

くなるほど切残し量は増加するが、切りくず形状がIII型になるとほぼ一定値になる。また支持剛性は低いほど切残し量は大きくなっている。

以上より連続する切れ刃による加工面創成曲線を検討した結果、切れ刃変位と工作物の弾性回復量との和で与えられる切残し量は、同じ工作物を使用した場合、切れ刃形状、切れ刃支持剛性と速度比の影響を受ける。幾何学的切りくず形状から考察すると、I型の切りくずが排出される領域で切残し量が大きく変化している。すなわち速度比を小さくするか、連続切れ刃間隔を短くすることによって切残し量 d_2 を小さくすることができ、表面粗さも同時に小さくできる。

4. 結 言

単粒、高速、微量切削によって生成される加工面創成曲線と幾何学的干渉曲線との差を比較検討し接触剛性に起因する切残し量を明らかにし、次に連続する切れ刃による加工面創成曲線について検討した。主な結論は次のようである。

- (1) 加工面創成曲線は幾何学的干渉曲線とは一致せず接触剛性に起因する切残し量が存在する。
- (2) 接触剛性に起因する切残し量は切れ刃の変位と工作物の弾性回復量の和で与えられ、切れ刃変位量は支持剛性と切削背分力で、弾性回復量は実切込み量によって定量的に決まる。
- (3) 接触剛性に起因する切残し量は、切れ刃支持剛性が低いほど、切れ刃先端半径が大きいほど、また切れ刃頂角が大きいほど大きくなる。
- (4) 連続する切れ刃による単粒研削では、速度比と連続切れ刃間隔が大きくなると切残し量も大きくなるが、両者の積がある値以上では、切残し量はほぼ一定となる。
- (5) 連続する切れ刃による場合の切残し量はほぼ一定となる速度比と連続切れ刃間隔との積の値は、幾何学的干渉条件からは決定できない。
- (6) 連続する切れ刃による場合の切残し量も、切れ刃支持剛性が低いほど、切れ刃先端半径が大きいほど、また切れ刃頂角が大きいほど大きくなる。

参 考 文 献

- 1) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削過程を基にした研削理論 (第1報), 精密機械, 36, 2 (1970) 141.
- 2) 岡村健二郎, 中島利勝: 研削の過渡特性 (第1報), 精密機械, 38, 7 (1972) 580.
- 3) 中島利勝, 中川平三郎, 柳本 剛: プランジ研削における砥石の接触状態に関する研究 (第2報), 精密機械, 47, 2 (1981) 191.
- 4) 岡村健二郎, 中島利勝, 平 邦昭, 藤原煌三: 砥粒切れ刃による切削現象の研究 (第4報), 精密機械, 33, 3 (1967) 161.
- 5) 喜田義宏, 井戸 守: 円すい台切れ刃による切削力について, 精密機械, 38, 8 (1972) 645.
- 6) 森 昌幹, 久米原宏之, 岡本輝雄: 単粒研削における研削力, 精密機械, 37, 10 (1971) 729.
- 7) 本多良辰: 研削仕上粗さに及ぼす工作物材料の弾塑性の性質の影響, 精密機械, 44, 9 (1978) 1057.