高能率・高品質研削加工の研究 (第1報)*

——熱変形速度を考慮した切込み速度制御の研削過程——

中島利勝** 塚本真也** 村上大介*** 佐藤一伸†

Plunge Grinding Techniques for High Efficiency and High Quality (1st Report)
 —— Grinding Process of Controlled Infeed Rate
 with taking account of Thermal Deformation Rate ——

Toshikatsu NAKAJIMA, Shinya TSUKAMOTO, Daisuke MURAKAMI and Kazunobu SATO

In this paper by means of systematic controlled the infeed rate of wheel head with grinding time, fundamental analyses of plunge grinding techniques have been considered in order to increase the grinding efficiency without decrease of the grinding quality, with taking account of the thermal deformation rate of wheel and workpiece. Main conclusions are as follows: (1) The bigger infeed rate increases in initial time of spark-in state, the higher actual size generation rate exceeds the infeed rate, because the thermal deformation rate of wheel and workpiece increase rapidly. (2) Decreasing the infeed rate in latter stage of infeed slowly with time, the grinding efficiency can be increased with better surface roughness and size allowance, because the thermal deformation rate of wheel and workpiece don't hardly affect in spark-out state.

Key words: plunge grinding process, controlled infeed rate, grinding efficiency, grinding quality, thermal deformation rate, actual size generation rate, surface roughness

1. 緒 言

本研究では、研削加工の高能率化と高品質化を同時に達成するための、砥石台切込み速度と速度比すなわち砥石と工作物の相対運動条件¹⁾の最適制御に関する基礎を明らかにすることを目的としている。従来の一段プランジ研削では、寸法・形状精度、仕上面粗さ、表面特性などの加工品質と研削能率は相反する特性を有している²⁾。これは、一段プランジ研削の加工能率を向上させるためには、砥石台の切込み速度を増大させることが必要となり、その結果、加工品質と密接な関係を有する実砥石切込み量³⁾が必然的に増大し、加工品質の低下は避けることができないことによる。従って、加工品質を満足し、さらに加工能率を増大させるためには、従来のプランジ研削のように砥石台の切込み過程において、相対運動条件を一定にして研削能率を均等に分配するのではなく、切込み過程に相対運動条件を連続的に変化させて、研削能率と加工品質をそれぞれ達成する領域を適当なバランスで配置す

ることが必要になると考えられる。このとき、問題になるのが、実砥石切込み量を決定する砥石と工作物の熱変形速度⁴⁾の挙動である。

そこで、本報告では相対運動条件の一つである砥石台切込み速度に着目し、切込み速度を4種類に制御して、寸法生成過程、寸法精度、表面粗さならびに研削能率に及ぼす砥石と工作物の熱変形速度の影響を検討し、高能率・高品質研削加工における切込み速度の制御に関する基礎を明らかにしようとするものである。

2. 熱変形を考慮した砥石と工作物の干渉状態

図1に熱変形を考慮した円筒プランジ研削における砥石と工作物の干渉状態を模式的に示す。図中の(a)において砥石は工作物と接触を開始する。ここで、砥石台の切込み量を d 、砥石摩耗量を d_0 、システム系の弾性変位量を d_1 とし、さらに、砥石と工作物の熱変形量をそれぞれ $d\theta_s$ 、 $d\theta_w$ とする。図中の(b)の研削過程において、 $d\theta_s$ を考慮すると砥石は実線の位置($d - d_0 - d_1 + d\theta_s$)で工作物と干渉していることになる。また、接触剛性に起因する切残し量は $dr = dr' + d\theta_s$ となり、ここで、 dr' は従来の研削理論での公称切残し量である。また、見掛け上の公称寸法生成量が R で与えられるとき、工作物の熱変

* 原稿受付 昭和63年8月27日。精密工学会昭和63年度関西地方定期学術講演会(昭和63年7月19日)にて発表

** 正会員 岡山大学工学部(岡山市津島中3-1-1)

*** 学生会員 岡山大学大学院

† 正会員 三菱自動車工業(株)(東京都港区芝5-33-8)

Fig.1 A model of thermal deformation in contact area between wheel and workpiece

形量 $d\theta_w$ を考慮すると、実際の寸法生成量に相当する実寸法生成量は $Rr = R + d\theta_w$ で求められる。

従って、砥石と工作物の相対切込み量の関係は、

$$d - d_0 + d\theta_w + d\theta_s = Rr + d_1 + d_r \quad (1)$$

となり、さらに、式(1)を時間 t で微分した相対切込み速度の関係は次式で与えられる。

$$\dot{d} - \dot{d}_0 + \dot{d}\theta_w + \dot{d}\theta_s = \dot{R}r + \dot{d}_1 + \dot{d}_r \quad (2)$$

3. 砥石台切込み速度の制御条件

図2は本実験で使用したNC円筒研削盤と測定装置の概要を示す。砥石台の切込み速度はDCサーボモータによって半径あたり $0.5\mu\text{m}/1$ パルスの精度で制御されている。砥石の熱変形量 $d\theta_s$ は複回路差圧式空気マイクロメータ⁴⁾で測定し、砥石の表面温度 θ_s は赤外線式非接触温度計で測定した。工作物の熱変形量 $d\theta_w$ は砥石台急速バック方式⁵⁾による電気マイクロメータで測定し、この電気マイクロメータは公称寸法生成量 R も検出する。工作物の表面温度 θ_w はCA熱電対を用いた平行線接触式温度計⁶⁾で測定し、研削抵抗 p 、 q は工作物支持センタにひずみゲージを貼付して検出し、砥石台の切込み量 d は砥石台前端に電気マイクロメータを設置してそれぞれ測定した。これらの測定信号はADコンバータ (2^{12} 分割、測定数7ch、サンプリング間隔 $4\text{ms}/1\text{ch}$) を介してパーソナルコンピュータに取り込み、研削結果をXYプロットに出力させた。砥石摩耗量 d_0 はアクリル板転写法で、表面粗さは触針式検査機でそれぞれ測定した。

図3は本実験の円筒プランジ研削における砥石台切込み速度 $\dot{d}$ の研削時間 t に対する制御条件を示す。実

Fig.2 Measuring instruments

Fig.3 Setting conditions of infeed rate $\dot{d}$

験ではスパークアウト開始点までの砥石台の総切込み時間 $T = 72\text{s}$ 、総切込み量 $d_r = 216\mu\text{m}$ と一定にした。従って、平均切込み速度 (d_r / T) は一定になる条件で、図示するように $\dot{d}$ を4種類に変化させた。ここで、O型は切込み過程で $\dot{d}$ を一定とし、S型は $\dot{d}$ を3段階に変化させた研削方式であり、L型は $\dot{d}$ を直線的に減少させた研削方式を、I型は $\dot{d}$ を零から直線的に増加させ、最大値をとった後、直線的に減少させる研削方式と定義する。実験に使用した砥石は、高性能レジノイド砥石として開発したAPPLE砥石 (aluminium powder poreless elastic wheel) である⁷⁾。その他の実験条件は以下に示すとおりである。

研削盤：NC円筒研削盤

研削砥石：APPLE砥石 SA60-30-30 (砥粒SA、粒度60、砥粒率30%、アルミニウム混入率30%、無気孔、 $\phi 400\text{mm} \times 50\text{mm}$)

工作物：SCM435 ($\phi 120\text{mm} \times 15\text{mm}$, HV=314)

砥石周速度： $V_s = 43.1\text{m/s}$

速度比： $K_v = 0.0146$

システム系の剛性： $k_{sy} = 13.95\text{ N}/\mu\text{m}$

ドレッシング条件：切込み $10\mu\text{m} \times$ 送り $0.1\text{mm} \times 2$ 回

研削液：W2種1号、80希釈、流量 $Q = 20\text{ l}/\text{min}$

4. 切込み速度を制御した研削過程

4.1 切込み速度を制御した寸法生成過程に及ぼす砥石と工作物の熱変形速度の影響

図4 (a), (b) に研削背分力 p 、主分力 q の変化を示す。図より、O型、S型では研削初期にオーバシュート形態を示し、さらに、S型では $\dot{a}$ の切り替わり点で急減し、その切込み速度に対して定常状態となる階段構造を示す。一方、L型では特徴的な変化を示す。すなわち、L型の p 、 q は研削初期に急増し、ピークを経たのち、 $\dot{a}$ を直線的に減少させているにもかかわらず、下に凸の減少曲線となり、スパークアウト開始点では屈折せずに連続的に減少する変化過程を示す。I型では最大値がL型に比べて右に移動した形態であり、定性的にはL型と同様の変化形態となる。

図5 (a), (b), (c) に砥石の表面温度 θ_s 、熱変形量 $d\theta_s$ ならびに熱変形速度 $\dot{d}\theta_s$ の変化を示す。図5 (a) の表面温度 θ_s の変化は本質的には研削抵抗 p 、 q の変化過程と類似している。しかし、表面温度 θ_s は砥石に流入する熱量と内部へ伝達する熱量によって決定される値であるため、研削抵抗の変化形態と比べて時間的な遅滞現象がみられる。すなわち、研削初期の $\dot{a}$ が小さいものほど、 θ_s のブランク研削時間 t_e が長くなり、さらに、O型、S型の θ_s は切込み過程でオーバシュート形態を示さず、L型とI型の θ_s のピーク点は研削抵抗に比べて右方向に移動し、スパークアウト過程では、これら θ_s の減少割合は研削抵抗に比べてゆるやかである。

図5 (b) の熱変形量 $d\theta_s$ の変化は、ほぼ θ_s の変化と同様であるが、相違点としてL型とI型のピーク点がさらに右方向に移動していることがわかる。図5 (c) は $d\theta_s$ の時間 t に対する変化量である熱変形速度 $\dot{d}\theta_s$ の変化を示す。一段ブランチ研削方式であるO型は別報⁴⁾で明らかにしたように、過渡状態の初期にパルス状のピーク値を示したのち、定常状態で零となり、スパークアウト初期に負のピークを示したのち、徐々に零へ収束する変化を示す。一方、L、S、I型ではさらに複雑な変化を示す。まず、S型では $\dot{a}$ の切り替わり点後方で、2段の波形の変化形態を示す。L型では最大のピークを示したのち、切込み過程前半部で零を通過して負の値をとり、スパークアウト終了まで非常にゆるやかな連続的な変化曲線となる。また、I型は極めて長い t_e 点からゆるやかに増加し、最も小さな極小値を示したのち、L型と同様の変化形態を示す。

図6 (a), (b), (c) に工作物の表面温度 θ_w 、熱変形

Fig.4 Variations of grinding forces p , q

Fig.5 Variations of wheel surface temperature θ_s , thermal deformation $d\theta_s$ and thermal deformation rate $\dot{d}\theta_s$

Fig.6 Variations of workpiece surface temperature θ_w , thermal deformation $d\theta_w$ and thermal deformation rate $\dot{\theta}_w$

量 $d\theta_w$ 、熱変形速度 $\dot{\theta}_w$ の変化を示す。工作物の熱に関するこれらの現象量の変化過程は図5の砥石の場合と定性的には全く同じである。しかし、砥石と工作物の熱伝導率や冷却条件などの違いから、工作物の θ_w 、 $d\theta_w$ 、 $\dot{\theta}_w$ は砥石の場合と比べて大きい値を示している。

以上、研削初期の $\dot{\alpha}$ の大きい研削方式ほど、そのときの熱変形速度 $\dot{\theta}_s$ 、 $\dot{\theta}_w$ が大きくなり、その結果、式(1)の相対切込み速度に及ぼす熱変形速度の影響が顕著であることが理解される。特に、L型の

Fig.7 Variations of residual stock due to contact stiffness d_r and wheel wear d_o

$\dot{\alpha}\theta_s$ 、 $\dot{\alpha}\theta_w$ の研削初期のピーク点では、有効切込み速度 ($\dot{\alpha}-\dot{\alpha}_o$) よりも約30%も大きい切込み速度で砥石と工作物は相対的に近付いている。また、O型、S型の研削初期の研削抵抗のオーバーシュート現象はこの ($\dot{\alpha}\theta_s+\dot{\alpha}\theta_w$) の急速な熱膨張速度によるものである。さらに、スパークアウト開始点に向けて $\dot{\alpha}$ の減少割合が小さい研削方式すなわちI型、L型においては切込み過程の途中で熱変形速度は負の連続的な変化を示し、熱変形量を解放しながら研削が進行する研削過程が含まれ、これはスパークアウト過程を長くとした場合と同様の効果を及ぼすものと考えられる。

図7 (a), (b) に切残し量 d_r と砥石摩耗量 d_o の変化を示す。 d_r は研削抵抗の変化過程と定性的に全く同じである。 d_o の変化過程に関しては、 $\dot{\alpha}$ の値の大きいところほど d_o の増加割合が大きくなるが、総切込み量を一定 (216 μ m) にしているため、総砥石摩耗量はほぼ同じである。

図8 (a) にL型における実寸法生成速度 $\dot{R}_r$ 、砥石と工作物の相対切込み速度 $V_p(e) = (\dot{\alpha}-\dot{\alpha}_o+\dot{\alpha}\theta_w+\dot{\alpha}\theta_s)$ の変化を示す。研削初期の相対切込み速度 $V_p(e)$ は、急激な熱膨張速度のために急増し、鋭いピーク形態を示す。このとき $V_p(e)$ は $\dot{\alpha}$ よりも大きな値となり、この変化速度で砥石と工作物は相対的に近付いていることになる。さらに、切込み過程の途中の ($\dot{\alpha}\theta_w+\dot{\alpha}\theta_s$) < 0 となる領域から $\dot{\alpha}$ より小さな値を維持したまま、下に凸の曲線を描きながら、スパークアウト過程で零に漸近する。実寸法生成速度 $\dot{R}_r$

Fig.8 Variations of actual size generation rate $\dot{R}_r$

は、研削初期には相対切込み速度 $V_p(e)$ に引き上げられるために t_e 点から急増し、 $\dot{d}$ を超過し、さらに、式 (2) の $(\dot{d}_i + \dot{d}_r)$ が負となる点 (図 4 の p と図 7 の d_r のピーク点) から $\dot{R}_r$ は相対切込み速度 $V_p(e)$ をも超過する。これは、 L 型の p と d_r が最大値から減少傾向に転じたとき、この p に比例する d_i ($=p/k_{sy}$) と d_r の解放量ならびに砥石と工作物の熱膨張速度 $\dot{d}\theta_s$ 、 $\dot{d}\theta_w$ が $\dot{R}_r$ の加速を促し、その結果、相対切込み速度 $V_p(e)$ を超過する過研削現象を引き起こしているものと理解される。その後、切込み過程の途中で $(\dot{d}\theta_w + \dot{d}\theta_s) < 0$ の影響のために $\dot{d}$ よりも小さな値を一時とりながら $\dot{R}_r$ はゆるやかに減少し、スパークアウト開始点で屈折せずに、連続的に零に漸近する変化形態を示す。

図 8 (b) に 4 種類の研削方式における $\dot{R}_r$ の変化を示す。L 型などのように、研削初期の $\dot{d}$ が大きいものほど、切込み過程前半での熱変形速度 $(\dot{d}\theta_w + \dot{d}\theta_s)$ の影響が顕著に現れて、 $\dot{R}_r$ が $\dot{d}$ を大きく超過する。また、切込み過程で $\dot{d}$ を徐々に減少する L 型、I 型が、スパークアウト過程での $(\dot{d}\theta_w + \dot{d}\theta_s)$ の影響が小さくなり、 $\dot{R}_r$ はゆるやかに零に漸近していることが理解される。

Fig.9 Variations of actual size generation rate $\dot{R}_r$ and total residual stock E_s in spark-out state

4.2 切込み速度を制御した研削方式における研削能率と加工品質の比較

図 9 (a) は O 型研削方式のスパークアウト過程における砥石台の切込み量 d 、熱変形を考慮した相対切込み量 $(d - d_0 + d\theta_w + d\theta_s)$ 、実寸法生成量 R_r ならびに各種の切残し量 d_i 、 d_r の変化曲線を示す。図より、研削盤の時定数のために d 曲線はスパークアウト時間 $t = 0$ で一定とならず、スパークアウト直後もわずかに増加する。また、 $\dot{d}\theta_s$ 、 $\dot{d}\theta_w$ の熱収縮の結果、砥石台は $(d - d_0 + d\theta_w + d\theta_s)$ 曲線に沿って相対的に工作物から離れる方向へ移動するために、 d_i と d_r が急速に減少し、それぞれの限界切残し量に急速に近づく。このように、熱変形速度の影響のために、 R_r 曲線は急増したあと、増加割合が急速に小さくなり、 $t = 25$ s 以降ではほとんど変化しない変化形態となるものと考えられる。ここで、設定切込み量 d と実寸法生成量 R_r の差を熱変形を考慮した総切残し量 E_s と定義する。 E_s が小さいほど設定切込み量に対する寸法精度が良好であることを意味し、 E_s は寸法精度の評価関数であると考えられる。

図 9 (b) に 4 種類の研削方式における E_s の変化を示す。スパークアウト開始点での R_r が小さい研削方式 (L 型、I 型) ほど、スパークアウト初期の E_s の値は小さく、従って、寸法精度が良好となる。さらに、この図から、所期の寸法精度 (E_s 値) が定めれば、その E_s 値を達成するのに必要なスパークアウト研削時間が決定できる。図より、 E_s 値の大きい領域

Fig.10 Variations of workpiece surface roughness R_{max}

では熱変形速度の影響の少ない研削方式ほど、スパークアウト所要時間は短い。O型のような一段プランジ研削方式では、加工品質と研削能率は互いに相反する要件であったが、設定切込み量と設定切込み時間が一定という本実験条件では、スパークアウト過程での熱変形速度の影響を小さくしたL型では、寸法精度と研削能率がともに良好になることがわかる。

図10は表面粗さ R_{max} の変化を示す。表面粗さの初期値を一致させるために、研削実験前に非常に小さな切込みで表面粗さを整えている。切込み過程での R_{max} の変化は d_r の変化過程と類似しており、 d を徐々に減少させるL型の R_{max} がスパークアウト開始点で最も小さな値を示している。このL型では熱変形を考慮した総切残し量 E_s の減少割合が最も小さいため、他の研削方式に比べて表面粗さの改善時間が長くなり、その結果、 R_{max} はスパークアウト過程でも顕著に改善され、4種類の研削方式では最小の R_{max} 値を示している。O型、S型では E_s の変化からわかるように、スパークアウト直後ではまだ寸法生成がある程度進行しているため、 R_{max} が顕著には減少せず、それと同時に急速な大きな熱収縮速度で砥石と工作物は相対的に離れようとするため、砥石と工作物との干渉が弾性接触状態に急速に近付き、 R_{max} の改善時間が短くなる傾向を有するため、スパークアウト過程での R_{max} の改善量が小さくなるものと考えられる。

以上の結果、最終仕上面粗さを良好にするためには、切込み速度を徐々に減少させることによって、スパークアウト開始点の表面粗さの値を小さくし、さらに、スパークアウト過程での砥石と工作物の熱変形を考慮した総切残し量の変化割合を小さくすることによって、表面粗さの改善時間を長く維持することが必要であると考えられる。

5. 結 論

本報告では、高能率・高品質研削加工における切込み速度の制御に関する基礎的考察を行った。得られた主な結論は以下のとおりである。

- (1) 研削初期の切込み速度が大きい研削方式ほど、切込み過程前半での砥石と工作物の熱変形速度は急速に増大し、その結果、実寸法生成速度が設定切込み速度を大きく超過する過研削現象が顕著となる。
- (2) 切込み速度の減少割合が小さい研削方式では、切込み過程の途中からスパークアウト完了まで、熱変形速度は負の連続的な変化を示し、熱変形量を解放しながら寸法生成が進行する研削過程となり、これは、スパークアウト過程を長くした場合と同様の効果を研削現象に及ぼす。
- (3) (2)の現象のため、切込み速度の減少割合が小さい研削方式ほど、スパークアウト開始点における砥石と工作物の熱変形速度の影響が小さくなり、寸法精度と研削能率がともに良好になる。
- (4) 切込み速度の減少割合が小さい研削方式ほど、熱収縮速度が小さくなるために、スパークアウト開始点の表面粗さは良好となり、さらに、スパークアウト過程での表面粗さの改善量も大きい。

以上の結論から、切込み速度を制御して高能率・高品質研削加工を達成するためには、研削初期に許容される範囲内なるべく大きい切込み速度を与えて高能率化を図り、次に所期の寸法精度と表面粗さを目標に、熱変形速度を考慮しながら、スパークアウト開始点に向けて徐々に切込み速度を減少させることによって高品質化を図ることが必要であると考えられる。

また、本報告のAPPLE砥石とは異なる従来の砥石を用いた場合も、定性的には上述の結論と同様の傾向を有することを確認している。

最後に本研究の一部は文部省科学研究費補助金によって行われたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 中島利勝, 鳴瀧則彦: 研削加工学, コロナ社 (1983) 7.
- 2) 中島利勝, 露峯 登: 研削加工の最適化に関する基礎的研究 (第1報), 精密機械, 45, 2 (1979) 180.
- 3) 中島利勝: プランジ研削過程の研究 (第1報), 精密機械, 41, 11 (1975) 1066.
- 4) 中島利勝, 塚本真也, 佐藤一伸: 研削加工における砥石の熱変形速度の研究, 精密工学会誌, 53, 2 (1989) 354.
- 5) 中島利勝, 塚本真也, 原田 真: 研削熱による変形が寸法生成過程に及ぼす影響の研究, 精密機械, 51, 8 (1985) 1588.
- 6) 中島利勝, 塚本真也, 吉川満雄: 水溶性研削油剤の作用に関する研究 (第3報), 精密工学会誌, 54, 2 (1988) 414.
- 7) 中島利勝, 宇野義幸, 森谷 守: レジノイド砥石の研削性能に関する研究 (第1報), 精密機械, 47, 10 (1981) 1240.