研 究

プランジ研削における切込み過程の研究 (第3報)*

—理想的切込み曲線—

岡村 健二郎** 坂倉 守 昭*** 岡村 将 光†

Study of In-feed Process in Plunge Grinding
(3rd Report)
—Ideal In-feed Curve—

Kenjiro OKAMURA, Moriaki SAKAKURA
and Masamitsu OKAMURA

The aim of this study is to decide the ideal in-feed curve in plunge grinding. In the first report, the size generation process was analyzed quantitatively. In the second report, the effect of in-feed conditions on surface roughness was discussed. Therefore, in this report, taking note of variation process of wheel surface, one of the standards of in-feed conditions is made clear from the viewpoint of wheel wear and surface roughness. Then,

the shape accuracy is analyzed theoretically, based on the mathematical model of the plunge grinding which was constructed in the first report. Next, the analyzing model of the work hardened layer, which is one of the most important evaluation functions of quality, is constructed. Finally from these results, evaluation functions of grinding are adapted, that is, total grinding time, size accuracy, shape accuracy, wheel wear, surface roughness and work hardened layer, and then the ideal in-feed curve which fulfills the requirements of high accuracy, efficiency and quality is decided.

Key words: in-feed process, plunge grinding, size generation process, surface roughness, wheel surface, work hardened layer.

1. 緒 言

本研究は、プランジ研削における理想的切込み曲線を決定するための基礎として、第1報¹⁾においては、プランジ研削機構の数学的モデルを構築することにより寸法生成過程の定量的解析を行い、第2報²⁾においては、品質の重要な評価関数である表面粗さについて切込み条件との関係を実験的に検討した。本報告では、まず、第2報の結果をもとに砥石作用面の变化に注目し、実験解析を行って、砥石の摩耗と工作物の表面粗さの関係から、切込み条件の設定に対して一つの基準を明らかにする。次に、第1報で構築した数学的モデルを用いて形状精度に関する理論的解析を行う。次いで、品質の評価関数として加工硬化層深さに注目し、新たに加工硬化層深さ解析モデルを構築して理論的な解析を行う。さらに、これまでの結果を総合し、加工の評価関数として総研削時間、寸法精度、形状精度、砥石摩耗量、表面粗さ、加工硬化層深さの6つを取りあげ、高能率、高精度、高品質の要求を満たすことのできるプランジ研削における理想的切込み曲線を決定する。

2. 砥石作用面の解析

2.1 実験方法

研削実験は円筒プランジ研削方式で行い、単位砥石幅当たりの累積研削量 Z と、能率を考える上で重要な因子となる工作物と砥石の速度比 K_v 、および工作物1回転当たりの設定切込み量 d を変化させた。主な研削条件は第2報に示すとおりである。

さて、砥石作用面を評価する方法は多く考案されているが、それぞれ観点が異なるため一長一短がある³⁾。本研究では、粗さの観点から定量的に評価するために転写法を用いた。すなわち、工作物を回転させずに固定し、高速回転する砥石を微量量徐々に切込み、十分にスパークアウトを行うことにより砥石作用面の粗さを工作物表面に転写した。そして、その研削面の粗さを中心線平均粗さで表したものを砥石作用面粗さ R_a^* と定義した。図1は R_a^* とスパークアウト後の工作物の仕上面粗さ $(R_a)_f$ の関係を示す。 R_a^* と $(R_a)_f$ の関係は次式で近似することができる。

$$(R_a)_f = 1.1 \cdot R_a^* \quad (1)$$

2.2 切込み条件の影響

図2(a), (b)は、累積研削量 Z の増加に伴う砥石作用面粗さ R_a^* と砥石摩耗量 d_0 の変化を、設定切込み量 d をパラメータにとって示す。図中 $(d_0)_i$ はドレッシング直後の初期砥石摩耗であり、この影響を除いて、 R_a^*-Z ,

* 原稿受付 昭和58年1月17日。昭和57年度精機学会秋季大会学術講演会(昭和57年10月18日)にて発表。

** 正 会 員 京都大学工学部(京都市左京区吉田本町)

*** 正 会 員 豊田機械(株)(刈谷市朝日町1-1)

† 学生会員 京都大学工学部

Fig. 1 Relation between wheel surface roughness and finish work surface roughness

Fig. 2 Effect of setting depth of cut on variation of wheel surface roughness

d_0-Z の関係が示されている。なお、累積研削量が多くなると、砥石の切れ味が低下し、ついには寿命に達するが、本研究の目的上、寿命の問題は直接には考慮せず、累積研削量の影響を寿命以前の範囲で検討した。

図からわかるように、砥石作用面の変化に関しては設定切込み量 Δ の臨界値が存在する。速度比 K_V についても砥石作用面の変化に関する臨界値が存在することを実験的に確認した。

2.3 砥石作用面の変化を支配する因子

切込み条件の設定基準を明確にするために、以上の結果をもとにして、臨界値について検討を加える。

まず、砥石作用面の変化を G 比 (=金属除去体積/砥

(a) Relation between G ratio and real depth of cut

(b) Critical value of in-feed conditions

Fig. 3

石摩耗体積)で評価した。図3(a)は、実切削量 Δ' と G 比の関係を速度比 K_V が0.01~0.05の場合について示す。図からわかるように、 G 比は160前後と80前後の範囲に分布する。図3(b)に、速度比 K_V と実切削量 Δ' の関数 $K_V \cdot \Delta'^{0.7}$ と G 比の関係を示す。図からわかるように、 G 比は $K_V \cdot \Delta'^{0.7}$ のある値を境にして不連続になり、二つの領域に分割される。

精度、品質を考慮すると、切込み条件は K_V, Δ' の関数 $K_V \cdot \Delta'^{0.7}$ の値が臨界値以下(この場合 6×10^{-2} 以下)になるように設定する必要がある。

2.4 工作物表面粗さの定式化

図4(a)は、速度比 K_V と設定切込み量 Δ を広範囲に変化させて、かつぎ量 d_s と粗さの比 R_a/R_a^* の関係を調べたものである。図中、 $(d_r)_l$ は限界切残し量であり、 $d_s=(d_r)_l$ のときの R_a は $(R_a)_f$ に等しいから、この点では、前述のように $R_a/R_a^*=1.1$ になる。

さて、工作物表面粗さの定式化を行うために、図4(a)の各曲線に対し次式を導入する。

$$R_a/R_a^* = r(d_s - (d_r)_l)^\kappa + (R_a)_f/R_a^* \quad (2)$$

ここで、 r, κ は定数であり、実験データから最小二乗法によって決定した結果、 κ は速度比 K_V によらず一定で、本実験では $\kappa=0.75$ であった。また、 r は K_V によって変

(a) Relation among work surface roughness, wheel surface roughness and accumulated amount at grinding point

(b) Equation of work surface roughness

Fig. 4

化し, $r = 1.4 K_V^{0.48}$ であった.

図 4 (b) は, 以上のようにして決定した定数の値と $(d_r)_i = 2.5 \mu m$, $(R_a)_f/R_a^* = 1.1$ を式 (2) に代入して得られる R_a/R_a^* の計算値と実験値の比較を示す. 式 (2) で工作物表面粗さを定式化することの妥当性を確認することができる.

ところで, 工作物表面粗さ R_a と表面粗さに起因する切残し量 d_3 の関係は, 図 5 のようになり, 次式で近似することができる.

$$d_3 = 6.6 \cdot R_a \quad (3)$$

3. スパークアウト過程における形状精度の解析

3.1 計算方法

計算に用いた式は以下のとおりである¹⁾.

$$d = S_R + d_0 + d_1 + d_r \quad (4)$$

$$v_p = \dot{S}_R + \dot{d}_0 + \dot{d}_1 + \dot{d}_r \quad (5)$$

$$d_s = d_r + d' \quad (6)$$

$$d_g = d_s + d_1 \quad (7)$$

Fig. 5 Unremoved stock due to work surface roughness

$$\left. \begin{aligned} \Delta &= v_p \cdot \pi \cdot D_w / V_w \\ \Delta' &= \dot{S}_R \cdot \pi \cdot D_w / V_w \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta' &= 0 & (d_s \leq (d_r)_i) \\ &= C \cdot (d_s - (d_r)_i) & (d_s > (d_r)_i) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$P = V_w \cdot B \cdot (\alpha \cdot d_r + \beta \cdot \Delta') \quad (10)$$

$$d_1 = P / k_{sy} \quad (11)$$

$$\dot{d}_0 = \gamma \cdot V_w \cdot \Delta' \quad (12)$$

d は砥石台移動量, S_R は寸法生成量, d_0 は砥石摩耗量, d_1 は研削系の剛性に起因する切残し量, d_r は砥石と工作物の弾塑性変形に起因する切残し量, v_p はプラズマ速度, d_s は砥石のかつぎ量, d_g は研削系のかつぎ量, Δ' は実切削量, Δ は設定切込み量, D_w は工作物直径, V_w は工作物周速度, C は寸法生成率, $(d_r)_i$ は限界切残し量, P は研削背分力, B は研削幅, k_{sy} は研削系剛性, α, β, γ は係数である.

計算方法としては, 工作物周を細かく分割し, その 1 個の分割部分内では干渉状態が一定であるとして実切削量などを計算し, 工作物を順次回転させるという方法を用いた. また, 砥石の摩耗量は砥石 1 回転ごとに算出した. この方法によって, これまでの一次元の数学的モデルを二次元の形状誤差の解析に应用することが可能になった.

3.2 スパークアウト過程における形状の変化

砥石を工作物に対して切り込んでいる間は, 工作物はらせん状に切削される. そのため, 工作物形状を真円に近づけるためには切込みを止めてスパークアウトを行う必要がある. そこで, 形状精度の理論的解析を行うために, 図 6 に示すようなスパークアウト開始時の形状誤差モデルを設定する. このモデルはらせん形状で, 外接円と内接円の半径の差はスパークアウト前の実切削量 (Δ') で

Fig. 6 Model of shape error before spark-out

Fig. 7 Variation of shape in sparkout process

ある。

図7は、図6のモデルを用いてスパークアウト過程における工作物形状の変化を、工作物1回転ごとに示したものである。図中、 θ は工作物半径が最大の位置を基準にした中心角、 $(S_R)_{out}$ はスパークアウト開始時の最大半径を基準にしたスパークアウト中における寸法生成量、 n はスパークアウト開始からの工作物回転数を表す。

3.3 スパークアウト直前におけるかつぎ量除去が形状精度に及ぼす影響

第1報で明らかにしたように、スパークアウト直前に砥石台を微量量急速に後退させて、かつぎ量の一部を除去することにより、有効スパークアウト時間を短縮することができる。

図8(a),(b)は、スパークアウト開始時の実切削量すなわち形状誤差量 $(\Delta')_s$ をパラメータにとり、かつぎ量の除去量 d_u と有効スパークアウト時間 $(t_f)_{du}$ および最終形状誤差量 e_f の関係の計算結果を示す。図中、 $(d_u)_{max}$ はスパークアウト開始時の干渉状態から定まる d_u の最大値である。図からわかるように、 $(t_f)_{du}$ は $d_u/(d_u)_{max}$ が大きくなるほど短くなる。一方、 e_f は $(\Delta')_s$ の値によらず、 $d_u/(d_u)_{max}$ が0.85以下の範囲ではほぼ一定であ

Fig. 8 Effect of rapid back of wheel head on final shape error

るが、0.85を超えるあたりから急激に増加する。これは、 $d_u/(d_u)_{max}$ が0.85を超えると、スパークアウト過程で解放するかつぎ量がスパークアウト開始時の形状誤差量よりも小さくなって、形状誤差を多分に残した状態でスパークアウトが終了してしまうことに起因する。

ところで、第2報で求めた仕上面粗さの観点からみた除去量の最適値は、明らかにこの形状精度の観点からみた限界値より小さくなる。したがって、かつぎ量の除去量の最適値は次式で与えられる。

$$(d_u)_{opt} = (d_u)_{max} - (\Delta' + d_3 - (d_3)_l) \quad (13)$$

ここで、 d_3 は表面粗さに起因する切残し量であり、 $(d_3)_l$ はその限界値を表す。

4. 加工硬化層深さの解析

4.1 解析モデル

加工硬化層の生成に関しては、これまでに図9(a)に示す関係のあることが報告されている⁴⁾。図中、 y は砥粒切れ刃の幾何学的干渉深さ、 y_e は y の弾性限界値、 y_p は y の塑性限界値、 d_h は加工硬化層深さを表す。図からわかるように、 y と d_h の関係は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} d_h &= 0 & (y \leq y_e) \\ &= H_p \cdot (y - y_e) & (y_e < y \leq y_p) \\ &= H_e \cdot (y - y_p) + H_p \cdot (y_p - y_e) & (y_p < y) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Fig. 9

ここで、 H_p, H_c は砥粒の干渉深さに対する加工硬化層深さの割合を表す係数である。

さて、砥粒の干渉深さは時間的に変化するが、加工硬化層深さを考える場合には、最大干渉深さ y_{max} がわかれば十分である。そこで、図9(b)にかつぎ量 d_s から y_{max} を求めるためのモデルを示す。

$\theta_1 > \theta_2$ のときには、 y_{max} は次式で与えられる。

$$y_{max} = (K_R \cdot R_s + d_s) - \frac{R_s \cos(\theta_1 - \theta_2)}{AB \sin^2(\theta_1 - \theta_2)} \times \{1 - \sqrt{1 - 2AB \tan^2(\theta_1 - \theta_2)}\} \quad (\theta_1 > \theta_2) \quad (15)$$

$\theta_1 < \theta_2$ のときには、 y_{max} は d_s に等しくなる。

$$y_{max} = d_s \quad (\theta_1 \leq \theta_2) \quad (16)$$

以上の関係式を用いることによって、切込み条件と加工硬化層深さの関係を理論的に解析することができる。

4.2 加工硬化層深さの変化過程

図10(a), (b)は、定プランジ速度型研削における加工硬化層深さの変化過程の計算結果を示す。(a)図は砥石台移動量 d と寸法生成量 S_R および研削前の工作物表面を基準にした加工硬化層侵入位置 D_h 、(b)図はかつぎ量 d_s と加工面からの加工硬化層深さ $d_h (= D_h - S_R)$

Fig. 10 Variation of work hardened layer in constant in-feed rate grinding

の研削時間に対する変化を表す。ただし計算に当たっては、弾性限界切残し量 $(d_r)_e = 0.5 \mu\text{m}$ 、塑性限界切残し量 $(d_r)_l = 2.5 \mu\text{m}$ 、 $R_s = 150 \mu\text{m}$ 、 $K_R = 0.35$ 、 $\delta = 10 \mu\text{m}$ 、 $H_p = 22 \mu\text{m}/\text{mm}$ 、 $H_c = 10 \mu\text{m}/\text{mm}$ とした。

(a) 図からわかるように、 D_h は過渡研削状態において急激に増加し、定常研削状態では d, S_R と同じ割合で増加するが、スパークアウト過程では一定になる。一方、 d_h は、(b) 図からわかるように、過渡研削状態において増加し、定常研削状態では一定となって d_s と同様の变化を示すが、スパークアウト過程では、 d_s の急激な減少にもかかわらず、 d_h はあまり減少しない。これは、スパークアウト過程では D_h が一定すなわち $(D_h)_{max}$ であるために、スパークアウト過程での寸法生成量 $(S_R)_{out}$ し d_h が減少しないからである。したがって、仕上面の加工硬化層深さ $(d_h)_f$ を小さくするには、スパークアウト前の加工硬化層の侵入位置 D_h が小さくなるように、切込みの進行とともにかつぎ量を減少させる必要がある。

5. 理想的切込み曲線

本研究では、これまでに研削加工の評価関数として、総研削時間、寸法精度、形状精度、砥石摩耗量、表面粗さ、加工硬化層深さの6つを取りあげ、切込み条件との関係を理論的、実験的に解析して、定量的な関係式を求めた。それらの関係式をもとに、以下の仮定を置くと、高能率、高精度、高品質の要求を満たすことのできるプランジ研削における理想的切込み曲線を決定することが

Fig. 11 Ideal in-feed process

できる。

- 仮定 1. 加工前の工作物は真円で, 加工硬化層深さは零とする。
 仮定 2. 変化させる切込み条件は工作物 1 回転当たりの設定切込み量 D のみとする。
 仮定 3. 切込み過程における研削は常に安定した状態でなされるものとする。
 仮定 4. 1 サイクル中で寸法生成率 C および砥石作用面粗さ R_a^* は一定とする。
 仮定 5. スパークアウトの完了は, 実切削量 D' が $0.1 \mu\text{m/rev of W.P.}$ より小さくなった時とする。

図 11 (a), (b), (c) は, 表 1 に示す条件値で計算した理想的切込み曲線を示す。(a) 図は砥石台移動量 d と寸法生成量 S_R , (b) 図は実切削量 D' と設定切込み量 D , (c) 図は加工硬化層深さ d_h とかつぎ量 d_s の変化過程を示す。

これまでに明らかにしたように, 過渡研削状態においては, 設定切込み量に比較して実切削量が小さく非効率である。したがって, 切込み開始後しばらくは, 比較

Table 1

Wheel diameter	D_s	300 mm
Work diameter	D_w	105 mm
Radius ratio	K_R	0.35
Wheel speed	V_s	2 000 m/min
Speed ratio	K_V	0.03
Initial setting depth of cut	Δ_i	4 $\mu\text{m/rev of W.P.}$
Grinding width	B	20 mm
System stiffness	k_{sy}	20 N/ μm
Gap of cutting edge	δ	10 mm
Wheel surface roughness	R_a^*	0.3 μm
Stock allowance	$(S_R)_{total}$	50 μm
Tolerance of final work hardened layer	$(d_h)_{limit}$	50 μm
Coefficients	α	0.150 N·s/mm
	β	2.08 N·s/mm
	γ	$6.67 \times 10^{-3} \mu\text{m/mm}$
	κ	0.75
	C	0.23
	r	0.26
	H_p	22 $\mu\text{m/mm}$
	H_c	10 $\mu\text{m/mm}$
	$(d_r)_e$	0.5 μm
	$(d_r)_p$	2.5 μm
	$K_V \cdot D^{0.7}$	≤ 0.05

的大きな設定切込み量 Δ_i で急速切込みを行い, かつぎ量 d_s と実切削量 D' を急激に増加させ, 過渡研削時間を短縮する。次に, D' が臨界値 Δ'_s に達した時点で, D' がそれ以上大きくならないように, D を Δ_s に変化させ, 定常研削状態で切込みを続ける。 Δ_s は Δ'_s から次式で与えられる。

$$\Delta_s = (1 + \pi \cdot D_w \cdot \gamma) \Delta'_s \quad (17)$$

加工硬化層の侵入位置が許容値に達したならば, D をさらに D_c に変化させ, その後も徐々に小さくして, かつぎ量 d_s を減少させることによって加工硬化層の侵入を制御する。最後に, 砥石台移動量 d とかつぎ量の最適除去量 $(d_u)_{opt}$ の差が総切込み量 d_T に等しくなった時点で, 砥石台を $(d_u)_{opt}$ だけ急速に後退させてスパークアウトを行い, 有効スパークアウト時間を短縮するとともに, 寸法・形状精度を向上させる。なお, 総切込み量 d_T は, 切残し量を考慮して, 取り代 $(S_R)_{total}$ とスパークアウト完了点での実切削量 D'_f によって次式で与えられる。

$$d_T = (1 + \pi \cdot D_w \cdot \gamma) (S_R)_{total} + \left[\left\{ \left(\frac{1}{C} - 1 \right) \alpha + \beta \right\} \frac{V_w B}{k_{sy}} - \frac{1}{C} \right] D'_f + (d_g)_l \quad (18)$$

6. 結 論

本報告では, 砥石作用面の変化の実験解析ならびに形

状精度と加工硬化層深さの理論解析を行い、前報までの結果を総合して、高能率、高精度、高品質の要求を満たすことのできるフランチ研削における理想的切込み曲線を決定した。主な結論は以下のとおりである。

- (1) 砥石作用面の変化に対し、切込み条件の臨界値が存在し、臨界値を境にして作用面の粗さと摩耗の変化傾向が著しく異なる。
- (2) 切込み条件の臨界値は速度比 K_v と実切削量 d' の関数 $K_v \cdot d'^{0.7}$ で与えられ、粗さと摩耗の観点からみた場合、 $K_v \cdot d'^{0.7}$ が常に一定値以下でなければならない。
- (3) 工作物表面粗さ R_a は砥石作用面粗さ R_{a^*} とかつぎ量 d_s の関数として、 $R_a/R_{a^*} = r(d_s - (d_r)_l)^e + (R_a)_f/R_{a^*}$ で与えられる。
- (4) スパークアウト直前におけるかつぎ量の除去量には、形状精度の観点から限界値が存在し、それ以上に除去すると、形状精度は著しく劣化する。
- (5) 砥粒の干渉深さと加工硬化層深さの関係およびか

つぎ量と砥粒の干渉深さの関係から、加工硬化層深さの解析モデルを構築した。

- (6) 理想的切込み曲線は、急速切込み、定常切込み、制御切込み、かつぎ量除去とスパークアウトという4つの過程で構成される。

参 考 文 献

- 1) 岡村健二郎, 塚本真也, 坂倉守昭: フランチ研削における切込み過程の研究 (第1報), 精密機械, **47**, 11 (1981) 1412.
- 2) 岡村健二郎, 塚本真也, 坂倉守昭, 岡村将光: フランチ研削における切込み過程の研究 (第2報), 精密機械, **49**, 2 (1983) 195.
- 3) J. Verkerk: Final Report Concerning CIRP Cooperative Work on the Characterization of Grinding Wheel Topography, Ann. CIRP, **26**, 2, (1977) 385.
- 4) 岡村健二郎, 中島利勝, 宇野義幸: 過渡的切削過程における表面特性の研究 (第1報), 精密機械, **39**, 6 (1973) 590.
- 5) 岡村健二郎, 中島利勝: 過渡的切削現象の解析を基にした研削理論 (第1報), 精密機械, **36**, 2 (1970) 141.