研究

トラバース研削機構の研究 (第3報)*

—トラバース研削機構のシミュレーション解析—

岡村 健二郎** 塚 本 真 也***

Study of Traverse Grinding Process

(3rd Report)

—Simulation Analysis of Traverse
Grinding Process—

Kenjiro OKAMURA and Shinya TSUKAMOTO

The accumulation phenomenon, the size generation mechanism and the wheel wear process in the traverse grinding show quite complicated processes on the wheel surface at each step. In order to make these processes clear, the formulation of these processes was conducted and the simulation analysis method of the traverse grinding was established. The processes of the wheel wear, the size generation amount and the size generation rate can be

predicted quantitatively with the one direction path model in the traverse grinding. The effects of the setting depth of wheel, the speed ratio, the number of total steps, the wheel width and the grinding system stiffness on the size generation process were analysed definitely. The six traverse grinding characteristic parameters which dominated the traverse grinding phenomenon were clearly recognized and the effects of these parameters on the size generation process were considered.

Key words: traverse grinding process, simulation analysis, size generation process, one direction path model, prediction of grinding process, traverse grinding characteristic parameter.

1. 緒 言

第1報¹⁾, 第2報²⁾では, トラバース研削機構の基本モデルを基に, 研削距離と研削加工条件を広範囲に変化させた研削実験を行い, トラバース研削におけるかつぎ現象, 寸法生成機構および砥石磨耗の変化過程を本質的に支配する要因を解明した。

本報告では, 前報までの研削結果を基にして, トラバース研削の諸現象を定式化し, シミュレーション解析のためのアルゴリズムを展開し, トラバース研削機構の定量的解明を行う。まず, 一方向切込みのトラバース研削において, 研削距離の寸法生成過程に及ぼす影響を解明し, 本報告で提出するシミュレーション解析法は, 実際のトラバース研削過程を定量的に示しうることを確認した上で, 研削加工条件および研削特性値の寸法生成過程に及ぼす影響を考察する。

2. トラバース研削過程の定式化

本節では, トラバース研削機構の基本モデルを基に, 寸法生成過程, 砥石磨耗および研削背分力に関する定式化を行う。図1にトラバース研削機構の基本モデルを示す。図1(a)は研削開始前の砥石と工作物の設定状態,

図1(b)は研削距離 L における各ステップの干渉状態を示し, 実線が工作物断面, 破線は各ステップの磨耗が進行した砥石作用面形状を示す。

トラバース研削における寸法生成過程の特徴は, 各ステップごとに寸法生成量が異なり, 切残し量が次のステップの実砥石干渉量の一部として移動しながら研削が進行することである。第 n ステップの実砥石干渉量 $\Delta(n)$ および切残し量 $d_r(n)$ はそれぞれ次式で与えられる。

$$\Delta(n) = \Delta_r - d_1 - d_0(n) - R(n-1) \quad (1)$$

$$d_r(n) = \Delta(n) - \Delta R(n) \quad (2)$$

ここで, Δ_r は設定砥石切込み量, d_1 は研削系の剛性起因する切残し量, $d_0(n)$ は第 n ステップの砥石磨耗量, $R(n-1)$ は第 $(n-1)$ ステップの累積寸法生成量, $\Delta R(n)$ は第 n ステップの寸法生成量である。ただし, $R(0)=0$ である。

第1報で $\Delta R(n)$ と $\Delta(n)$ の間には線形関係が存在し, 寸法生成率 $c(n)$ を用いて次式で与えられることを示した。

$$\Delta R(n) = c(n) \{ \Delta(n) - (d_r)_i \} \quad (3)$$

ここで $(d_r)_i$ は限界切残し量である。式(3)の $c(n)$ は研削初期に最大値 $c_{\max}$ を示し, 研削距離の増加と共に低下する。 $c(n)$ を本質的に支配する要因は $\Delta R(n)/\{\Delta R(n) + d_0(n)\}$ であり, 両者の関係は次式で与えられる。

$$c(n)/c_{\max} = [\Delta R(n)/\{\Delta R(n) + d_0(n)\}]^\epsilon \quad (4)$$

ここで, ϵ を寸法生成率に関する係数と定義する。

前報では, 砥石磨耗の変化過程を解明するために, 各

* 原稿受付 昭和56年2月17日。昭和55年度精機学会春季大会学術講演会(昭和55年3月29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 住友電気工業(株)(伊丹市昆陽北1-1-1)

Fig. 1 Basic model of traverse grinding mechanism

ステップの砥石磨耗速度 $\dot{d}_0(n)$ について検討した結果, $\dot{d}_0(n)$ は単位幅, 単位時間あたりの実研削量 $\Delta R(n) \cdot V_w$ によって本質的に支配されることを示した.

$$\left. \begin{aligned} \dot{d}_0(n) &= \gamma \cdot \Delta R(n) \cdot V_w \\ &\quad (\Delta R(n) \cdot V_w \leq \lambda) \\ \dot{d}_0(n) &= \delta (\Delta R(n) \cdot V_w - \lambda) + \lambda \cdot \gamma \\ &\quad (\Delta R(n) \cdot V_w > \lambda) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ここで, V_w は工作物周速度である. 式(5)は $\dot{d}_0(n)$ と $\Delta R(n) \cdot V_w$ の関係が $\Delta R(n) \cdot V_w = \lambda$ を境にして2本の直線で示されることを意味し, それぞれの直線の勾配を γ , δ としたものである. γ, δ, λ を砥石磨耗に関する係数と定義する.

研削背分力の定式化を行うために, 各ステップの研削背分力 $p(n)$ は単位時間あたりの切残し量 $(V_w \cdot f \cdot d_r(n))$ と研削量 $(V_w \cdot f \cdot \Delta R(n))$ の一次線形の和で与えられると仮定する.

$$p(n) = \alpha \cdot V_w \cdot f \cdot d_r(n) + \beta \cdot V_w \cdot f \cdot \Delta R(n) \quad (6)$$

ここで, f はステップ幅である. α, β を研削背分力に関

Fig. 2 Normal grinding force

Table 1 Traverse grinding characteristic parameters

Symbols	Experimental values
α	0.55 N·s/mm³
β	1.51 N·s/mm³
γ	$0.94 \times 10^{-2} \mu\text{m}/\text{mm}^2$
δ	$5.85 \times 10^{-2} \mu\text{m}/\text{mm}^2$
λ	2.65 mm²/s
ε	0.37

する係数と定義する. 式(6)をステップに関して総和をとることにより, 砥石全体の総研削背分力 P は次式で与えられる.

$$P = V_w \cdot f \left\{ \alpha \cdot \sum_{n=1}^m d_r(n) + \beta \cdot R(m) \right\} \quad (7)$$

ここで, $R(m)$ は総寸法生成量, m は総ステップ数である. 図2は前報までの総研削背分力に関する実験データを基に, 式(7)の α, β を最小二乗法を用いて決定し, $P/(V_w \cdot f)$ と $\alpha \cdot \sum_{n=1}^m d_r(n) + \beta \cdot R(m)$ の関係を示す. 図より, Δr , 速度比 K_v , m の広範囲にわたって式(7)が成立することが明らかである.

研削系の剛性に起因する切残し量 d_1 は P と研削系の剛性 k_{sy} によって次式で与えられる.

$$d_1 = P/k_{sy} \quad (8)$$

式(4), (5)および(7)における係数 $\alpha, \beta, \gamma, \delta, \varepsilon$ および λ は研削加工条件の $\Delta r, K_v, m$ には影響されず, 研削砥石, 工作物の組成およびドレッシング条件によって決定される定数である. 本報では, これら6つの係数をトラバース研削における研削特性値と呼ぶ. 前報の実験結果から求めた研削特性値を表1に示す.

以上によって, トラバース研削過程の定式化が完了した. これらの式は, トラバース研削過程を定量的に表現する基礎式である. 各関数の数学的厳密解を解くことは,

式(1)~(8)が微分方程式を含む非線形方程式となるために極めて困難である。次節では、これらの式を逐次近似法を用いてシミュレーション解析を行うためのアルゴリズムを展開する。

3. シミュレーション解析の

意義と計算手法

3.1 シミュレーション解析の意義

トラバース研削機構のシミュレーション解析を行う意義として次のことが考えられる。

- (1) 入力条件の広範囲な変化に対する研削結果の予測
- (2) トラバース研削の最適設定法の開発

シミュレーション解析では、研削距離、研削加工条件(設定砥石切込み量、速度比、総ステップ数、砥石幅、研削系の剛性)を単独あるいは組み合わせて変化させた場合の研削結果を予測することが可能であり、更に実験解析では組織的に変化させることの困難な研削特性値の影響も定量的に検討することが可能である。以上の結果をふまえ、新しい解析アルゴリズムを構築することによって、高精度かつ高効率なトラバース研削のための最適設定法を開発することが可能である。

本報では、(1)についての解析を行い、複雑なトラバース研削現象を理解して、更に(2)を行うための基礎資料を得ようとするものである。

3.2 シミュレーション解析の計算手法

トラバース研削の基礎式を用いて、寸法生成量、砥石磨耗量の変化過程を求める手法として、逐次近似法の一つである Gauss-Seidel の反復収束法³⁾を適用した。

図3のフローチャートにシミュレーション解析方法の概略を示す。アルゴリズムとしては、まず研削加工条件および表1の研削特性値を設定する。次に反復計算を行うための各関数の初期値を設定する。研削開始点($L=0$)から、第1ステップの $d(n)$, $d_r(n)$, $\Delta R(n)$, $c(n)$, $d_0(n)$ および $p(n)$ を計算する。次に $p(n)$, $\Delta R(n)$ の総和から P , $R(m)$ および d_1 を求める。

収束の判定基準は、 i 回の反復計算後の d_1 の近似根を $d_1(i)$ として、その絶対誤差が許容値を満足すること、すなわち、

$$|d_1(i) - d_1(i-1)| \leq 0.01 \mu\text{m} \quad (9)$$

とする。式(9)を満足しないときは、 d_1 の値を記憶させて、以上の計算を反復する。

収束完了後、各ステップの $d_0(n)$ を計算する。 $d_0(n)$ の初期値はゼロであり、研削距離の増分値 ΔL に対応す

Fig. 3 Method of simulation analysis

る磨耗量 $d_0(n) \cdot \Delta L / V_f$ を、次の砥石位置における $d_0(n)$ の増分量として加算する。この場合、 ΔL を大きく設定すると $d_0(n)$ の近似解に含まれる誤差量が增大する。一方、 ΔL を小さくすると計算時間が膨大となる。1ジョブの計算時間を10 s以内で最小の誤差量となるようにシミュレーションを行うには、 $\Delta L = 20 \text{ mm}$ が妥当である。以後、設定研削距離 L_r まで計算を反復し、出力結果をX-Yプロッタで作図する。

本報のシミュレーション解析は、京都大学大型計算機センターの主システム (FACOM M-200) を使用し、図形出力はオンラインX-Yプロッタ (カルコンプ 960 + PF-U 100) で行った。

4. 一方向切込みのトラバース研削過程

本節では、工作物に対し砥石の一端のみから切り込ませて研削を行う、一方向切込みのトラバース研削過程について解析する。

4.1 研削距離の影響

図4は研削距離 L の増加に対する各ステップの砥石磨耗量 $d_0(n)$ 、寸法生成率 $c(n)$ 、寸法生成量 $\Delta R(n)$ お

Fig. 4 Effect of grinding length L

よび累積寸法生成量 $R(n)$ の変化過程を示す。図中の研削条件は前報の実験解析の場合と同様である。

まず、 $d_0(n)$ の変化過程についてみると、 $d_0(1)$ は研削初期に急速に増加し、その後、増加傾向は次第にゆるやかになる。2s 以降の砥石磨耗曲線は、立上がり傾向がゆるやかで、その磨耗開始点はステップ番号が大きくなるにつれて、順次遅れてゆく。

次に $c(n)$ の変化過程では、 $c(1)$ が $d_0(1)$ と逆の傾向をもち、始め急速に減少し、 L の増加とともに、その減少傾向はゆるやかとなる。2s 以降の $c(n)$ は始め一定値を維持し、 L の増加とともに各ステップの磨耗開始点から、順次、減少し始める。

Fig. 5 Effects of setting depth of wheel Δr and speed ratio K_V

$\Delta R(n)$ の変化過程において、 $\Delta R(1)$ は研削初期に最大となり、 L の増加に従って減少する。また、最大の寸法生成量を受け持つステップは 1s から順次、後段に移動する。

$R(n)$ の変化過程では、 $R(1)$ が $\Delta R(1)$ と同じであり、2s 以降の $R(n)$ は L の増加と共に減少するが、その減少傾向は後段のステップほどゆるやかである。総寸法生成量 $R(m)$ は始めはば一定値を維持し、最終ステップ 6s の磨耗開始点から減少し始める。

これらのシミュレーション解析結果と前報の実験解析とを比較すると、 $d_0(n)$ がわずかに小さい値となる以外は極めてよい一致を示す。以上より、本報のシミュレーション解析は、実際のトラバース研削過程を正確に、定量的に示しうる事が明らかとなった。

4.2 研削加工条件の影響

以上の結果をふまえて、本報で確立したシミュレーション解析法により、次に研削加工条件の寸法生成過程に及ぼす影響について検討する。

図 5 は設定砥石切込み量 Δr 、速度比 K_V を変化させたときの総寸法生成量 $R(m)$ を示す。 $R(m)$ は K_V が増加すると減少する。その減少傾向は Δr が大きいほど急速である。 Δr の増加に対して $R(m)$ は直線的に増加する。

図 6 (a) は総ステップ数 m の $R(n)$ に及ぼす影響を示す。前端部のステップでは、 m の増加に対して $R(n)$ は単調減少を示す。ステップ数が大きくなると、 $R(n)$ は極値をもつように変化する。 $R(m)$ は m の増加につれて、始め急速に増加し、次第にその増加傾向は緩慢となる。このことから、 m を大きくすると切残し量は小さくなるが、 m が 10 以上ではあまりその効果は期待できないと考えられる。

Fig. 6 Effects of number of total steps m , wheel width B and stiffness of grinding system k_{sy} Fig. 7 Effects of traverse grinding characteristic parameters α, β

図6(b)は砥石幅 B の $R(n)$ に及ぼす影響を示す。 $R(n)$ は前端部では B の増加に対して、単調増加傾向を示し、後端部では、極大値をもつように変化する。 $R(m)$ は図中に示す研削加工条件では、 $B=20\text{ mm}$ 近傍で最大となる。これは、 B の小さい範囲では砥石磨耗のために切残し量が顕著となり、 B の大きい範囲では研削背分力が增大するために切残し量が大きくなるものと考えられる。以上より寸法生成過程の観点から考察すると、砥石幅には最適値が存在すると考えられる。

図6(c)は研削系の剛性 k_{sy} を変化させたときの $R(n)$ を示す。全ステップにわたり、 k_{sy} が大きいほど $R(n)$ は大きくなる。 $R(n)$ の増加傾向は、 k_{sy} が小さい範囲では急速で、 k_{sy} が大きい範囲ではゆるやかである。 k_{sy} は d_1 を直接支配する関数であるから、 d_1 に関する切残し量を小さくするためには、ある程度 k_{sy} を大きくすべきである。

以上、詳述したように、本報のシミュレーション解析

法を用いれば、研削加工条件を広範囲に変化させたときの寸法生成過程を定量的に予測できることを示した。

4.3 研削特性値の影響

トラバース研削現象を支配する重要な関数は、2節で明示した研削特性値である。以下の解析で、研削特性値を広範囲に変化させたときの寸法生成過程について検討する。

まず、研削背分力に関する係数 α, β の影響について検討する。図1より $R(m)$ は次式で与えられる。

$$R(m) = d_r - d_1 - d_r(m) - d_0(m) \quad (10)$$

上式において、 α, β に関する項は d_1 であり、式(7)、(8)より d_1 を α, β を用いて表すと、

$$d_1 = \frac{V_w \cdot f}{k_{sy}} \left\{ \alpha \cdot \sum_{n=1}^m d_r(n) + \beta \cdot R(m) \right\} \quad (11)$$

となる。式(10)、(11)から α, β が増加するに従って、 d_1 が増加し、その結果 $R(m)$ は減少すると予測される。図7(a)、(b)は α, β を変化させた場合の $d_1, R(m)$ の変化を

Fig. 8 Effects of traverse grinding characteristic parameters γ, δ

示す。図中の E 点は表 1 の実験値である。 d_1 の変化は予測どおり α, β が増加するに従って直線的に増加し、それに対応するように $R(m)$ が減少する。

α, β は研削砥石・工作物の組成およびドレッシング条件で決定される係数であり、その物理的意味は単位体積あたりの接触抵抗および切削抵抗である。以上のことより、研削系の剛性に起因する切残し量を減少させるためには、図中に示す矢印の方向に α, β を改善することが必要である。

次に砥石磨耗に関する係数 γ, δ について検討する。 γ, δ は式 (5), (10) より明らかなように、最終ステップの砥石磨耗量 $d_0(m)$ を直接支配し、この $d_0(m)$ を介して総寸法生成量 $R(m)$ に影響を及ぼすものと考えられる。

図 8(a) に式 (5) における $d_0(n)$ と $\Delta R(n) \cdot V_w$ の関係について、その典型的な例を 4 種類示す。A は前報の実験値であり、 γ の値すなわち低研削量域における砥石磨耗速度の増加傾向が小さい場合である。B は γ と δ とが A の高研削量域の係数に等しく、磨耗形態が変化しない場合であり、C は B に比べ δ が 2 倍の値をもち、高研削量域の砥石磨耗が急速に増加する場合を示す。D は γ が C の高研削量域の係数と等しく、 δ は A の低研削量域の係数をもつように設定した。これは研削初期に急激な砥粒脱落が存在する場合に相当するものと考えられる。

図 8(b), (c) は γ, δ を広範囲に変化させて、研削距離 $L = 2000 \text{ mm}$ における最終ステップの砥石磨耗量 $d_0(m)$ および総寸法生成量 $R(m)$ を示す。図中の各点は図 8(a) の典型例をプロットしたものである。図より γ, δ が増大するに従って $d_0(m)$ は増加し、その結果 $R(m)$ は減少することがわかる。しかし γ と δ の影響の程度はそれぞれ異なる。具体的に各点で考察する。A, B 点を比較すると、両者の δ は同じであるにもかかわらず、 γ の小さい A 点の方が $d_0(m)$ は極めて小さく、 $R(m)$ は大きくなっている。C 点の δ は B 点の 2 倍であるが、 $d_0(m)$ と $R(m)$ の変化量はわずかである。 γ が最大の値をとる D 点の場合は、 δ が最小にもかかわらず、 $R(m)$ は極めて小さくなる。したがって、以上のことより、 δ に比べ γ の方が強く寸法生成に影響を及ぼすものと考えられる。

最後に寸法生成率に関する係数 ϵ の影響について検討する。図 9(a) は式 (4) の $c(n)/c_{\max}$ と $\Delta R(n)/\{\Delta R(n) + d_0(n)\}$ の関係を ϵ をパラメータとして示す。 ϵ は各ステップの $c(n)$ の減少傾向を支配する関数である。図より明らかなように、研削初期には $c(n) = c_{\max}$ となり、各ステップの砥石磨耗が進行するに従って、 $c(n)$ 値は各曲線に沿って、左方に下降する。その場合の $c(n)$ は ϵ が大きいほど、急速に低下する。

図 9(b) は ϵ の累積寸法生成量 $R(n)$ に及ぼす影響を

(a)

(b)

Fig. 9 Effect of traverse grinding characteristic parameter ε

示す。図より ε が増加するに従って、各ステップの $R(n)$ は始めゆるやかに、 $\varepsilon=1$ 近傍から急速に減少し、 $\varepsilon>1.8$ では砥石の各ステップは寿命に達して、寸法は生成されないことがわかる。 L の更に大きな領域では、 ε の小さいところでも、寸法は生成されなくなると予想される。

以上のように、 ε は砥石寿命に関係した一つの評価関数であり、寸法生成の観点から小さいことが望ましい。

5. 結 論

本報告では、トラバース研削過程を定式化し、シミュレーション解析方法を確立した。解析は一方向切込みのトラバース研削の場合について行い、広範囲な研削距離、研削加工条件および研削特性値の寸法生成過程に及ぼす影響について詳細に検討し、次の結論を得た。

- (1) 研削距離の砥石磨耗および寸法生成量に及ぼす影響を検討したシミュレーション解析結果は、実験結果と極めてよい一致を示し、本報で提出したシミュレーション解析法は、実際のトラバース研削現象を正確に表現できることを確認した。
- (2) 研削加工条件としての設定砥石切込み量、速度比、総ステップ数、砥石幅および研削系の剛性を広範囲に変化させた場合の寸法生成過程を定量的に示すことができた。寸法生成過程の観点から、総ステップ数と砥石幅には最適値が存在し、研削系の剛性は大きいことが望ましい。
- (3) トラバース研削過程を本質的に支配する関数は、研削背分力、砥石磨耗および寸法生成率に関する6つの研削特性値であることを明らかにした。これらの研削特性値を広範囲に変化させて、寸法生成過程に及ぼす影響を明らかにした。

参 考 文 献

- 1) 岡村健二郎, 塚本真也, 竹山一郎: トラバース研削機構の研究 (第1報), 精密機械, **46**, 4 (1980) 460.
- 2) 岡村健二郎, 塚本真也, 竹山一郎: トラバース研削機構の研究 (第2報), 精密機械, **46**, 6 (1980) 753.
- 3) 玄 光男: 技術計算のアルゴリズム入門, 電気書院 (1976) 104.