振動切削系における真円度の簡易推定法*

軽 部 周^{*1}, 新 井 康 志^{*2}
早 乙 女 辰 男^{*3}, 佐 藤 啓 仁^{*4}

A Simplified Method for Estimation of Roundness
in Vibration Cutting System

Shu KARUBE^{*5}, Kouji ARAI,
Tatsuo SOUTOME and Keijin SATO

^{*5} Department of Mechanical Systems Engineering, Utsunomiya University,
7 1 2 Yoto, Utsunomiya shi, Tochigi, 321 8585 Japan

The vibration cutting has attracted attention as a precision machining method for the difficult to-cut materials, including titanium, nickel, ceramics and so on. However, there are some cutting conditions where the vibration cutting cannot keep the worked surface roughness at a constant value. Therefore, it is necessary to make the system which keeps watch on the state of workpiece and estimates its surface quality during the vibration cutting. In this paper, we propose a new simplified method for the estimation of the workpiece roundness in the vibration cutting system. Our method uses time-series data of the workpiece displacement measured by an eddy current sensor. We carry out experiments with varying the cutting speed, and show that the estimated roundnesses calculated by our method are in good agreement with measured ones when the vibration cutting system is in good cutting condition. Even if the chatter vibration arises in the system or the tool edge is worn, our method is able to give good estimated values.

Key Words: Information Processing and Signal Analysis, Measurement, Machine Tool, Vibration Cutting, Estimation, Roundness

1. 緒言

振動切削とは、切削工具を振動数 f 、振幅 a で切削方向に強制振動させ、切削速度 v との間に $v < 2\pi af$ の条件を与えることで規則的なパルス状の切削力を工作物に作用させる加工法である。衆知のように、振動切削により、加工精度の向上、平均切削力の減少、平均切削温度の減少などの効果が得られる。切削速度 v が臨界切削速度 $v_c = 2\pi af$ 以上になると、工具すくい面が常時工作物と接触してしまい、振動切削効果は消滅する⁽¹⁾。近年、振動切削はチタン合金⁽²⁾、ニッケル合金⁽³⁾、セラミック材⁽⁴⁾、GFPR⁽⁵⁾等の難削材の加工手段として特に注目されている。また、楕円振動切削への発展⁽⁶⁾、振動切削による工具欠損防止の研究⁽⁷⁾、捻り振動を用いた振動切削装置の製品化⁽⁸⁾など、振動切削の本格的な実用化を目指した研究・開発が進められ

ている。

一方、振動切削を利用しても、工作物材質・形状や加工条件いかんによってはびり現象などが発生し加工面が悪化する場合がある。このような現象の発生を監視し、更に切削中に加工精度を確認できるシステムを構築することは、振動切削の実用化の上で有用であると考えられる。本報では上記システム構築の第一歩として、加工中の工作物の振動変位から加工後の真円度を簡易推定する手法を提案する。加工状態の変化に対する本推定法の応答性を評価するため、本報では臨界切削速度付近を利用し、実験を行う。これにより、振動切削効果が得られる条件下と、振動切削効果が消失する条件下の双方において、本推定法が適用可能であることを示す。

2. 工作物振動変位の非接触測定

2.1 振動工具系 図1に、本研究で用いた振動工具系を示す。振動源である電歪振動子は、振動数 $f=20\text{kHz}$ で縦振動する。この振動振幅を縦振動ホーンにより拡大し、ホーン端面と曲げ振動工具シャンク

* 原稿受付 2001年2月20日。

*¹ 正員、宇都宮大学大学院(〒321 8585 宇都宮市陽東7 1 2)。

*² 日本電産コバル(株)(〒174 8550 東京都板橋区志村2 18 10)(元：宇都宮大学学生)。

*³ 正員、パイロット(株)(〒254 8585 平塚市西八幡1 4 3)。

*⁴ 正員、宇都宮大学工学部。

E mail: karube@zodiac.mech.utsunomiya-u.ac.jp

Fig. 1 Vibration cutting system

尾部をねじ締結することにより、振動エネルギーを曲げ振動工具シャンクに伝達する。曲げ振動工具シャンクは、上下に設置した1組のコの字形工具押さえ金具により工具ホルダに固定される。このとき曲げ振動工具シャンクの振動を妨げないように、工具押さえ金具をシャンクに生じる振動モードの節部に設置する。以上の機構により、振動工具刃先が振動数 $f=20\text{kHz}$ 、振幅 $a=15\mu\text{m}$ で振動する。上述した振動工具系を、旋盤の刃物台上に水平に固定し、円筒状工作物の外周振動切削を行う。旋盤にはワシノ製精密旋盤 LR-55A 型を用いた。

2.2 工作物支持系 図2に工作物の支持方法を示す。工作物(1)は工作物締付けナット(9)により工作物ホルダ(2)に固定される。工作物ホルダ(2)は切り割り有したホルダチャック(4)に突き出し長さ50mmでねじ締結してある。工作物ホルダ(2)には基準面(3)を設けており、この基準面の変動を渦電流形センサ(10)で測定する。センサ(10)は旋盤から隔離して設置した除振盤上に固定し、旋盤から発生する外乱振動の伝達を妨いでいる。本支持系は工作物の振動変位をセンシングしやすくするための一つの手法であり、臨界切削速度 v_c 近傍の切削現象をとらえるため工作物の取り付け位置を種々変化した予備実験を行い、工作物の突き出し長さを決定した。なお、著者の二人は同様の振動工具系および工作物支持系を用い、振動切削系に生じる非線形現象の観察を行っている⁽⁹⁾。

2.3 工作物変位測定系 図3に、今回構築した工作物変位測定系を示す。渦電流形センサ(電子応用製)から得られる工作物変位信号を離散化するため、図1の発振器から工具の励振信号を取り出し、これをTTL信号に変換しトリガ信号として用いる。この操作によ

①: Work ②: Work holder ③: Reference ④: Holder chuck
⑤: Lathe Chuck ⑥: Vibration tool ⑦: Tool holder ⑧: Collar
⑨: Nut ⑩: Sensor for work displacement ⑪: Cross slide table

Fig. 2 Work-support system

Fig. 3 Measurement system for work's displacement

り工具振動数 $f=20\text{kHz}$ と同期した離散化を行い、工作物の変位データ列 x_i ($i=0,1,2,\dots,N-1$) を得る。本報で用いる工作物直径 d は $30\sim 50\text{mm}$ であり、これらの工作物を2.2節の工作物支持系に取り付けた際の固有振動数は、最大で約 400Hz である。データの離散化の際には、固有振動数の2倍以上のサンプリング周波数が求められるため、必要十分なサンプリング周波数として本報では工具振動数 $f=20\text{kHz}$ を利用している。本測定系の解像度は $0.025\mu\text{m}$ である。

Fig. 4 Difference of power spectrums of measured data by response frequency of sensor

Table. 1 Experimental condition

Rotational frequency	n	855 rpm
Cutting speed	v	80.6 ~ 134.3 m/min
Depth of cut	h	0.05 mm
Feed	s	0.051 mm/rev
Tool amplitude	a	15 μ m
Tool Frequency	f	20 kHz
Cutting tool		Carbide K10
Work material		Carbon steel (S45C)

測定データには、旋盤のホルダチャックの回転精度、センサ基準面の真円度および偏心など、主軸の回転に依存する誤差が含まれる可能性がある。本報では応答周波数範囲 100Hz~80kHz の渦電流形センサを用いてハイパスフィルタを構成し、実験に用いた主軸回転数 $n=855\text{rpm}$ (14.25Hz) 付近の振動の影響を除去している。図 4 に、直径 40mm の工作物 (S45C) を、4 章と同条件で振動切削した場合のデータのパワースペクトルを示す。応答周波数 DC~30Hz の渦電流形センサで取得したデータ (図 4(a)) に存在する 14.25Hz のピークが、本報で利用した応答周波数 100Hz ~ 80kHz の渦電流形センサで取得したデータ (図 4(b)) では約 5 パーセントまで減少している。なお主軸回転誤差の高次成分 (100Hz 以上) の影響については、無切削時の主軸の振れまわり振動を図 4(b) と同条件で測定し、14.25 Hz の 14 倍である 200Hz 近傍までの振動成分が含まれることをパワースペクトルで確認した。これらの高次成分のピークは全て $S(f) < 0.004$ であり、これらが系に与える影響は少ないものと判断した。以上から本測定系を用い、主軸回転誤差の影響を低減したデータが取得可能であるといえる。

2.4 実験条件および実験方法 実験条件を、表 1 に示す。本報では 2.1~2.3 節に示した振動工具系、工作物支持系および工作物変位測定系を用い、円筒外周振動切削を行う。即ち、工作物半径方向の切込み深さ $h=0.05\text{mm}$ とし、旋盤の縦送りテーブルに送り速度 $s=0.051\text{mm/rev}$ を与えて円筒外周振動切削を行う

(a) nose angle is 85 degrees

(b) nose angle is 95 degrees

Fig. 5 Tool edge dimension

(図 2 中の送り方向参照)。実験装置の制約から、主軸回転数 n を 855rpm に固定し、工作物直径 d を 30~50mm の範囲で 1mm ずつ変化させることで切削速度 v を変化させる。本条件における臨界切削速度 v_c は 113.1m/min、サンプリング間隔 Δt は 50 μ s である。工具刃先材質は超硬 K10 であり、刃先形状は図 5(a),(b) に示す 2 種類を用いる。工作物材質は炭素鋼 S45C を用いた。難削材における切削現象に興味を持たれるが、本報での目的が今回新しく提案する真円度測定法の有効性を確認することにあるため、あえて一般的な材料を選択した。切削油は出光・ダフニーマーグプラス L A 15 を用いた。測定については、サンプリング数 $N=20,000$ 点、即ち 1 秒間分のデータを取得する。データの測定開始時刻は、切込み開始から 2 秒後に統一した。

3. 真円度の簡易推定

3.1 理想加工面プロファイル 2.3 節で得られた時系列データ x_i から時間-工作物変位の 2 次元データ ($i \cdot \Delta t, x_i$) ($i=0,1,2,\dots,N-1$) を得る。ここで N : サンプリング数、 Δt : サンプリング間隔 [s] である。工作物振動変位により切込み深さが変化し、加工面円周方向に凹凸ができると仮定する。 Δt [s] 間に工具が移動する距離を Δl [mm] とすると、

$$\Delta l = v \cdot \Delta t = \frac{\pi d n}{60} \Delta t \quad (1)$$

となる。ここで v : 切削速度 [mm/s]、 d : 工作物直径 [mm]、 n : 主軸回転数 [rpm] である。式 (1) より工具移動距離-変位の 2 次元データ ($i \cdot \Delta l, x_i$)

Fig. 6 Assumption of ideal clearance angle θ

Fig. 7 Calculation method for estimated surface profile

($i=0,1,2,\dots,N-1$) を得る。単純に工具が工作物の変動をそのまま加工面に転写すると仮定すれば、このデータは加工面円周方向のプロファイルを表していると考えられる。従って、($i \cdot \Delta l, x_i$) ($i=0,1,2,\dots,N-1$) を理想加工面プロファイルデータと定義する。

3.2 仮想逃げ角 実在の工具には刃先先端の丸み等があり、切削時に加工表面を押しならしていると考えられる。この現象を考慮し、最も単純な仮定として図 6 に示す角度 θ 、すくい角 0 度の切れ刃を持つ工具を想定する。ここで θ を仮想逃げ角と定義する。工具は仮想逃げ角 θ を保ったまま移動する。刃先点 A が理想加工面プロファイルデータ ($i \cdot \Delta l, x_i$) で構成した曲線上を図左から図右へ移動するとき、切れ刃直線 AB の図左への延長線より上に存在するプロファイルデータは切除されると想定し、この操作により得られるデータを推定加工面プロファイルデータと定義する。

本節で提案した仮想逃げ角 θ は、工具の逃げ角とは異なる微小な角度であり、実験データから決定することにする。

3.3 真円度の簡易推定 3.2 節で定義した推定加工面プロファイルデータは、次のアルゴリズムにより計算可能である。図 7 に示すように、理想加工面プロファイル上の各データ点 ($i \cdot \Delta l, x_i$) から図左への半直線を角度 θ で引くとき、 $l = i \cdot \Delta l$ ($i=0,1,2,\dots,N-2$) との交点の最小値 $\tilde{x}_i$ は次式で与えられる。

$$y_i = \min_{m=i+1}^{N-1} (x_m + m \cdot \Delta l \cdot \tan \theta) \quad (2)$$

Fig. 8 Peak-to-peak values of work's displacement (Cutting edge angle is 90 degrees)

$$\tilde{x}_i = y_i - i \cdot \Delta l \cdot \tan \theta \quad (3)$$

$$(i = 0, 1, 2, \dots, N-2)$$

次式より x_i と $\tilde{x}_i$ を比較し、推定加工面プロファイルデータ ($i \cdot \Delta l, \hat{x}_i$) ($i=0,1,2,\dots,N-2$) を得る。

$$\hat{x}_i = \begin{cases} \tilde{x}_i & (x_i \geq \tilde{x}_i) \\ x_i & (x_i < \tilde{x}_i) \end{cases} \quad (4)$$

本報では、推定加工面プロファイルデータのピークトウピーク値を、仮想的に真円度の推定値 $\hat{r}$ として用いる。

$$\hat{r} = \max_i \hat{x}_i - \min_i \hat{x}_i \quad (5)$$

本報では、サンプリング数 $N=20,000$ 点、即ち 1 秒間分のデータを用いて真円度の推定を行う。

4. 種々の切削速度に対する真円度の推定

本章では臨界切削速度 $v_c=2\pi a f$ 近傍で切削速度を変化させ、振動切削効果が得られる条件下と、振動切削効果が消失し加工面が悪化する条件下の双方について真円度の推定を行う。本章では図 5(a) に示すノーズ角 85 度の工具を用いる。旋盤取り付け時の切込角⁽¹⁰⁾は 90 度である。

4.1 切削速度に対する振動変位の変化 切削速度 v を変化させて振動切削実験を行った時の工作物変位の変化を図 8 に示す。各点は、各々 1 秒間分の測定データ x_i ($i=0,1,2,\dots,N-1$) のピークトウピーク値 x_{p-p} を示す。サンプリング数 N は 20,000 点である。

$$x_{p-p} = \max_i x_i - \min_i x_i \quad (6)$$

図 8 に示した 21 個のデータ点を、以後 $(x_{p-p})_j$ ($j=1,2,\dots,21$) と表記する。

$v \leq 88.6$ m/min および $v = 94.0$ m/min では $(x_{p-p})_j < 5 \mu\text{m}$ 程度であり、振動切削効果が得られている。しかし $v = 96.7$ m/min で $(x_{p-p})_j$ は $46.9 \mu\text{m}$ に増加し、以降 $24.2 \sim 40.4 \mu\text{m}$ と高い値を示している。

Fig. 9 Calculation of estimated surface profile ($v = 102.1$ m/min)

$v \geq 96.7$ m/min では系に激しいびびり振動が生じている。即ち、この範囲では振動切削条件が満たされていない。

激しいびびり振動状態への変化点は $v = 96.7$ m/min であり、線形理論で求めた臨界切削速度 $v_c = 113.1$ m/min よりも低い値を示している。この理由として、工具振幅 a の測定誤差などが考えられる。

以上から図 8 には、振動切削効果が得られる場合と、びびり振動が生じる場合の双方のデータが含まれていることが確認される。

4.2 簡易推定法の適用 図 9(a) に $v=102.1$ m/min の場合の振動波形の一部を示す。このとき、系にはびびり振動が生じている。横軸は時間 t [ms]、縦軸は工作物変位 x_i [mm]、図中の表示点数は 700 点である。図 9(a) の振動波形の基本振動数は約 400 Hz であり、工具支持系の固有振動数に近い値を示している。

式 (1) により図 9(a) の変位時系列データを、図 9(b) の理想加工面プロファイルデータに変換する。更に図 9(b) に 3.3 節の簡易推定法を適用し、図 9(c) の推定加工面プロファイルデータを得る。図 9(c) の破線部は図 9(b) の理想加工面プロファイルデータを示しており、理想加工面プロファイルを仮想工具で切除して推

Fig. 10 Decision of optimal ideal clearance angle θ

Fig. 11 Estimated and measured values of roundness (Cutting edge angle is 90 degrees)

定加工面プロファイルを得る、という 4.2 節で提案した計算法が正しく行われていることが確認できる。図 9(c) の縦軸 $\hat{x}_i$ から得られる真円度の推定値は、式 (5) より $\hat{r} = 23.3 \mu\text{m}$ となる。

4.3 仮想逃げ角の決定 図 8 に示した 21 個のデータの各々について求めた真円度の実測値を r_j ($j = 1, 2, \dots, 21$)、真円度の推定値を $\hat{r}_j$ ($j = 1, 2, \dots, 21$) とし、これらの誤差を δr_j とする。

$$\delta r_j = r_j - \hat{r}_j \quad (7)$$

次に、 r_j のピークトゥピークを r_{p-p} 、 δr_j の絶対値の平均を $\overline{\delta r}$ とする。

$$r_{p-p} = \max_j r_j - \min_j r_j \quad (8)$$

$$\overline{\delta r} = \frac{1}{21} \sum_{j=1}^{21} |\delta r_j| \quad (9)$$

仮想逃げ角 θ は、 $\overline{\delta r}/r_{p-p}$ を最小とするものを選ぶ。図 10 に θ を変化させたときの $\overline{\delta r}/r_{p-p}$ の値を図示する。 $\theta = 0.1$ 度のとき $\overline{\delta r}/r_{p-p}$ は最小値 0.134 をとる。このときの θ を推定のための最適値とみなし、以後、真円度の推定には $\theta = 0.1 \text{ deg} = \pi/1800 \text{ rad}$ を用いる。

4.4 推定結果 図 11 に真円度の実測値 r_j と求めた推定値 $\hat{r}_j$ ($j = 1, 2, \dots, 21$) を示す。図中の白丸が推定値 $\hat{r}_j$ 、黒丸が実測値 r_j である。両者を比較すると、

Fig. 12 Errors between estimated and measured values (Cutting edge angle is 90 degrees)

真円度の推定値 $\hat{r}_j$ が実測値 r_j の変化に良く追従していることがわかる。この結果は即ち、本推定法が振動切削効果の得られた場合と加工面が悪化した場合の両方に適用可能であることを示している。

図 11 と図 8 を比較すると、振動切削効果の得られている $v \leq 88.6 \text{ m/min}$ および $v = 94.0 \text{ m/min}$ において、 $\hat{r}_j / (x_{p-p})_j = 0.91 \sim 1.00$ であり、 $\hat{r}_j$ と $(x_{p-p})_j$ は近い値を示す。それ以外のびびり振動発生時のデータでは、 $\hat{r}_j / (x_{p-p})_j = 0.47 \sim 0.90$ となる。即ち今回提案した簡易推定法は、単に $(x_{p-p})_j$ を一律に縮小して真円度の推定値 $\hat{r}_j$ を得るのではなく、観測データ x_i の波形形状に応じて推定値 $\hat{r}_j$ を変化させていることがわかる。

図 11 の各データ点における推定値の誤差 δr_j を図 12 に示す。誤差の絶対値 $|\delta r_j|$ の最大値は $v = 91.3 \text{ m/min}$ の時の $9.88 \mu\text{m}$ であり、 $|\delta r_j|$ の平均値 $\overline{\delta r}$ は $3.22 \mu\text{m}$ である。なお、振動切削効果の得られている $v \leq 88.6 \text{ m/min}$ および $v = 94.0 \text{ m/min}$ の場合のみであれば、 $|\delta r_j|$ の最大値は $v=83.3 \mu\text{m}$ の時の $1.73 \mu\text{m}$ 、平均値 $\overline{\delta r}$ は $0.732 \mu\text{m}$ となる。従って、振動切削効果が得られる範囲で真円度の推定値 $\hat{r}_j$ と実測値 r_j が特に良く一致することがわかる。

5. 工具刃先形状の悪化による影響

本章では 4 章と同様の実験を連続して繰り返し、工具刃先形状の悪化が本推定法に及ぼす影響を調べる。本章では図 5(b) に示すノーズ角 95 度の工具を用いる。工具の旋盤取り付け時の切込角は 75 度および 55 度である。仮想逃げ角 θ は 4.3 節で求めた値 $\theta = \pi/1800 \text{ rad}$ をそのまま用いる。

5.1 工具刃先形状が鋭い場合 図 13 は、工具刃先を研削した直後の鋭い切刃による実験結果である。切込角は 75 度である。図 13(a) から、ほぼ全ての切削速度範囲において $(x_{p-p})_j < 8 \mu\text{m}$ であるが、 $v=123.6 \text{ m/min}$ の時のみびびり振動が生じ、 $(x_{p-p})_j=55.4 \mu\text{m}$ となることがわかる。これは、臨界切削速度近傍では突発的にびびり振動が発生する可

(a) Peak-to-peak values of work's displacement

(b) Estimated and measured values of roundness

(c) Errors between estimated and measured values

Fig. 13 Estimation of roundness when cutting edge is sharp (Cutting edge angle is 75 degrees)

能性があることを示す結果である。

このときの真円度の推定値 $\hat{r}_j$ と実測値 r_j を、図 13(b) の白丸と黒丸で示す。 $v=123.6 \text{ m/min}$ の場合を含め、全ての範囲で $\hat{r}_j$ と r_j が良く一致している。即ち、本推定法は振動状態が急激に変化した場合にも十分に追従可能であるといえる。

図 13(c) から誤差の絶対値 $|\delta r_j|$ の最大値は $3.23 \mu\text{m}$ ($v=128.9 \mu\text{m}$) であり、平均値 $\overline{\delta r}$ は $1.04 \mu\text{m}$ である。本実験では、誤差 δr_j がほぼ一様に分布していることがわかる。

5.2 工具刃先形状が悪化した場合 工具刃先形状を悪化させる目的で前節と同様の実験を繰り返し行った。切込角は 55 度である。図 14 に、繰り返し数 3 回の実験結果を示す。図 14(a) から、 $v \leq 96.7 \text{ m/min}$

(a) Peak-to-peak values of work's displacement

(b) Estimated and measured values of roundness

(c) Errors between estimated and measured values

Fig. 14 Estimation of roundness when cutting edge becomes worse (Cutting edge angle is 55 degrees)

の範囲で $(x_{p-p})_j = 2.7 \sim 6.3 \mu\text{m}$ となり、振動切削効果が確認されるが、 $v \geq 99.4 \text{ m/min}$ ではびびり振動が支配的となる。特に $v \geq 112.8 \text{ m/min}$ で激しいびびり振動が生じている。このような悪条件下においても、図 14(b) から、真円度の推定値 $\hat{r}_j$ (白丸) は実測値 r_j (黒丸) に沿って推移していることがわかる。

図 14(c) から、 $|\delta r_j|$ の最大値は $9.95 \mu\text{m}$ ($v=126.2 \text{ m/min}$) であり、平均値 $\overline{\delta r}$ は $3.37 \mu\text{m}$ である。5.1節の結果と比較すると、工具刃先形状の悪化に伴い、これらの値が増加していることがわかる。また、図 14(c) から、びびり振動が支配的となる領域 $v \geq 99.4 \text{ m/min}$ において、真円度の推定値の誤差が拡大していることがわかる。

図 15に、繰り返し数 3 回目の実験後の工具刃先先

Fig. 15 Tool wear after third experiment

端形状を示す。クレータ摩耗深さ t は 0.05 mm 、刃先の摩耗量 l は 0.07 mm が観察される。

以上、図 13～14の結果から、工具刃先形状の悪化により真円度の推定値の誤差が増大するが、全体的に実測値に追従した適切な推定値が得られていることが確認された。

5.3 仮想逃げ角に対する考察 本研究では刃先の丸みを直線として単純化する意味から仮想逃げ角 θ を想定し、現実には刃先逃げ面が接触しない工作物変位の凸部に対しても仮想的に本推定法を適用した。その結果、4章で決定した θ の値を用いることで、4章とは工具切れ刃形状および切込み角度の異なる本章の実験においても精度の良い推定値が得られた。即ち、提案した仮想逃げ角 θ は工具切れ刃形状および切込み角度が多少変化しても大きな影響を受けないことが確認された。今後、ノーズ半径の異なる工具を用いた実験や、工作物の材質を変えた実験などを行い、仮想逃げ角 θ が何に依存したパラメータであるか検討する必要がある。

6. 結言

今回提案した真円度の簡易推定法について実験による評価を行った。工作物には炭素鋼 S45C を用いた。切れ刃形状を変えた各々の実験において、切削速度の異なる 21 点のデータを取得し、真円度の推定値と実測値との比較を行い、以下の結果を得た。

- 本推定法は、振動切削効果が得られる条件下と、振動切削効果が消失する条件下の双方に対して適用可能であることを示した。
- 振動切削効果が得られる条件下で、精度の良い推定値が得られた。推定誤差平均は $0.732 \mu\text{m}$ である。びびり振動の生じる条件下では推定誤差が増大し、この条件でのデータを含めると、推定誤差平均は $3.22 \mu\text{m}$ となった。
- 本推定法では、工具刃先形状が良好な場合に、特

に精度の良い推定値が得られた。工具刃先形状が鋭いときの推定誤差は、びびり振動の生じたデータを含めても、平均値で $1.04\mu\text{m}$ となった。工具刃先形状を悪化させた場合でも、実測値に追従した推定値が得られたが、推定誤差平均は、びびり振動の生じたデータを含めて $3.37\mu\text{m}$ と約 3 倍になった。

- 本推定法では、実験データから仮想逃げ角というパラメータを求める必要があるが、求めた仮想逃げ角は、その装置における工具形状や切込角の変化に対してロバストに用いることができることを示した。

本推定法は、振動切削において急激に加工状態が悪化するような場合にも十分に追従するため、振動切削のリアルタイム監視および自動化を行うに際し有用と思われる。今後、前述した仮想逃げ角 θ の検討を含め、びびり発生時の大きな変位振幅に至らない程度の工作物振動変位の監視にも本推定法が適用できるよう、研究を進める予定である。また、難削材を対象とした場合の本推定法の有効性についても検証していく必要がある。

文 献

- (1) 隈部淳一郎. 精密加工 振動切削 —基礎と応用—. 実教出版株式会社, 1979.
- (2) 村川正夫, 神雅彦. 超音波振動切削による β 型チタン合金の切削加工. 超音波 TECHNO, Vol. 12, No. 12, pp. 13–17, 2000.
- (3) 香川正信, 前田秀治, 池田悟至. インコネル 718 の振動切削. 山口県工業技術センター: 超耐熱合金の加工技術に関する研究報告書 平成 7 年共同試験報告, pp. 9–10, 1995.
- (4) H.Dam, P.Quist, and M.P.Schreiber. Productivity surface quality and tolerances in ultrasonic machining of ceramics. *J.Master Process Technol*, Vol. 51, No. 1/4, pp. 358–368, 1995.
- (5) 池田慎一, 中津正志, 田頭孝介. 難削材の超音波振動切削. 日本機械学会北海道支部講演会講演概要集, Vol. 35, pp. 87–88, 1995.
- (6) 社本英二, 馬春翔, 森脇俊道. 楕円振動切削加工法 (第 3 報). 精密工学会誌, Vol. 65, No. 4, pp. 586–591, 1999.
- (7) 神雅彦, 渡邊健志, 村川正夫. 超音波振動切削における工具欠損防止に関する研究. 精密工学会誌, Vol. 65, No. 12, pp. 1814–1818, 1999.
- (8) 鈴木秀幸. 捻り振動を用いた超音波振動切削装置の開発. 超音波 TECHNO, Vol. 12, No. 12, pp. 8–12, 2000.
- (9) 早乙女辰男, 佐藤啓仁. 振動切削に関する研究 (振動切削における非線形現象). 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 60, No. 580, pp. 4336–4342, 1994.
- (10) 小野浩二, 河村末久, 北野昌則, 島宗勉. 理論切削工学 (2 版). 現代工学社, 1984.