被削材の再生びり振動の発生*

(第3報, 切削過程動特性の測定と静的切削データによる予測値との比較)

近藤 英二^{*1}, 太田 博^{*2}, 川合 忠雄^{*2}

Regenerative Chatter Vibrations of Turning Workpiece (3rd Report, Measurements of Dynamic Characteristics of Cutting Process and Comparison with Ones Predicted from Static Cutting Data)

Eiji KONDO, Hiroshi OTA and Tadao KAWAI

The dynamic cutting process of the turning workpiece resisting regenerative chatter mainly depends on its inner and outer modulation. In this paper, the dynamic cutting characteristics of inner and outer modulation are estimated from dynamic cutting data obtained from experiments without special apparatus. The estimated characteristic values of dynamic cutting process are compared with the ones predicted from static cutting data by the authors' method in a previous paper. As a result of somewhat modifying that method, the predicted values correspond well to the estimated ones at a cutting speed of beyond 40 m/min.

Key Words: Cutting, Lathe, Vibration of Workpiece, Regenerative Chatter, Dynamic Cutting Process, Orthogonal Cutting

1. ま え が き

再生びり振動が発生している旋削材の切削では動的切削過程は被削材と工具の相対振動による切込み深さの変動(内側波: inner modulation)ばかりでなく, 1回転前の切削で生じた被削材表面の起伏(外側波: outer modulation)の影響も受ける⁽¹⁾⁽²⁾. 内側波による切削過程の動特性の測定は数多くなされてお^{(3)~(9)}, 測定には工具と被削材の相対変位として定常波を与える方法^{(3)~(6)}が主として用いられるが, ステップ応答⁽⁷⁾, ランダム応答⁽⁸⁾, インパルス応答⁽⁹⁾などの簡便な方法も提案されている. しかし, 外側波による切削過程の動特性の測定は, 外側波の幾何学的形成の正確な測定, また外側波と切削力を同期させることの困難さにより⁽¹⁰⁾, 特殊な装置⁽¹¹⁾あるいは複雑なデータ処理が必要なため⁽¹⁰⁾⁽¹²⁾, あまりなされていない.

本研究では安定な切削中に被削材に衝撃を加えて得られる切込み深さと切削力の変動, 切込み深さの変動で生じた被削材表面の起伏を次回転で切削するときの変位と切削力を旋盤主軸の回転角に同期させてサン

plingすることにより, 特別な装置を使わずに内側波と外側波による切削過程の動特性を測定した. また, 外側波と内側波による動特性は伝達関数で表されることが多いが, 特性の要因の検討を明確に行うため, 動的切削力の特性値⁽¹⁾(動的切削力の速度成分の係数とせん断面による外側波の進み時間)により, 実測値と静的切削実験データによる予測値⁽¹⁾との比較検討を行った. さらに, 比較検討の結果に従い, 静的切削データから動的切削力の特性値を求める方法の修正を行った.

2. 動的切削力の特性値の推定法

2.1 動的切削力の式 著者らの研究によれば, 工具送り量 d_0 での定常な切削状態から図1に示すように被削材が水平方向に x , 上下方向に y 変位するときの動的切削力は式(1)で表される.

$$\left. \begin{aligned} \Delta F_x &= k_{cx} \{x(t-T+t_s) + t_{ox} \dot{x}(t-T+t_s) \\ &\quad - x - t_{ix} \dot{x} - t_{vx} \dot{y}\} \\ \Delta F_y &= k_{cy} \{x(t-T+t_s) + t_{oy} \dot{x}(t-T+t_s) \\ &\quad - x - t_{ix} \dot{x} - t_{vy} \dot{y}\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

k_{cx}, k_{cy} : 静的切削剛性

t_s : せん断面による外側波の進み時間

* 原稿受付 平成3年4月11日.

^{*1} 正員, 豊田工業高等専門学校(〒471 豊田市栄生町2-1).

^{*2} 正員, 名古屋大学工学部(〒464-01 名古屋市中種区不老町).

t_{ox}, t_{oy} : 外側波による速度成分の係数

t_{ix}, t_{iy} : 内側波による速度成分の係数

t_{vx}, t_{vy} : 上下振動による速度成分の係数

ここで、添字の x は背分力, y は主分力に関する諸量を表す。

式(1)で x を振幅 X , 角振動数 β の調和振動と仮定して $x = Xe^{i\beta t}$ を代入し, t_{vx}, t_{vy} は t_{ix}, t_{iy} に比べ十分小さい⁽¹⁾ として $\dot{y}$ の項を無視すれば式(2), (3)が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta F_x &= k_{cx} \{ \mu_x^* x(t-T) + t_{ox}^* \dot{x}(t-T) \\ &\quad - x - t_{ix} \dot{x} \} \\ \mu_x^* &= \cos \beta t_s - \beta t_{ox} \sin \beta t_s \\ t_{ox}^* &= \sin \beta t_s / \beta + t_{ox} \cos \beta t_s \end{aligned} \right\} \dots\dots (2)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta F_y &= k_{cy} \{ \mu_y^* (t-T) + t_{oy}^* \dot{x}(t-T) \\ &\quad - x - t_{iy} \dot{x} \} \\ \mu_y^* &= \cos \beta t_s - \beta t_{oy} \sin \beta t_s \\ t_{oy}^* &= \sin \beta t_s / \beta + t_{oy} \cos \beta t_s \end{aligned} \right\} \dots\dots (3)$$

ここで, μ_x^*, μ_y^* は t_s により生じた重複係数で, 見掛けの重複係数である。また t_{ox}^*, t_{oy}^* は t_s を含んだ外側波による速度成分の係数で, 外側波による見掛けの速度成分の係数と呼ぶことにする。

2.2 内側波による速度成分係数の推定 安定で連続な旋削では切削される被削材表面の起伏は十分小さいと考えられるから, 式(2), (3)の $x(t-T)$, $\dot{x}(t-T)$ の項を無視すれば

$$\left. \begin{aligned} \Delta F_x &= -k_{cx}(x + t_{ix}\dot{x}) \\ \Delta F_y &= -k_{cy}(x + t_{iy}\dot{x}) \end{aligned} \right\} \dots\dots (4)$$

となる。よって, 式(4)の ΔF_x の式の両辺に $\dot{x}$ をかけ, 振動の1周期分について積分すれば, 実験データから t_{ix} の推定値を求める式(5)が得られる⁽¹³⁾。

$$t_{ix} = - \int_0^{2\pi/\beta} \Delta F_x \dot{x} dt / k_{cx} \int_0^{2\pi/\beta} \dot{x}^2 dt \dots\dots (5)$$

また, 同様にして式(4)の ΔF_y の式から t_{iy} の推定値を求める式(6)を得る。

$$t_{iy} = - \int_0^{2\pi/\beta} \Delta F_y \dot{x} dt / k_{cy} \int_0^{2\pi/\beta} \dot{x}^2 dt \dots\dots (6)$$

2.3 外側波による速度成分係数の推定 式(2)

の ΔF_x の式で, 右辺の $x, \dot{x}$ の項を左辺に移項し, 両辺に $\dot{x}(t-T)$ をかけて外側波の1周期分について積分すれば, t_{ox}^* の推定値を求める式(7)が得られる。

$$t_{ox}^* = \int_0^{2\pi/\beta} \{ \Delta F_x + k_{cx}(x + t_{ix}\dot{x}) \} \dot{x}(t-T) dt / k_{cx} \int_0^{2\pi/\beta} \dot{x}^2(t-T) dt \dots\dots (7)$$

また, 同様にして式(3)の ΔF_y の式から t_{oy}^* の推定値を求める式(8)を得る。

$$t_{oy}^* = \int_0^{2\pi/\beta} \{ \Delta F_y + k_{cy}(x + t_{iy}\dot{x}) \} \dot{x}(t-T) dt / k_{cy} \int_0^{2\pi/\beta} \dot{x}^2(t-T) dt \dots\dots (8)$$

ここで, 式(7), (8)の t_{ix}, t_{iy} は式(5), (6)で得られる推定値を用いる。

3. 実験装置および実験方法

実験装置の概略と測定データの処理の流れを図2に

図1 動的切削状態

図2 実験装置の概略と測定データの処理の流れ

示す。被削材①は幅 2 mm, 直径約 160 mm の黄銅円板で, その外周を突切りバイト②の刃の中央部で二次元的に乾燥切削した。実験には著者らが切削過程の静特性を求める実験⁽¹⁾で使用した被削材と切削工具(突切りバイト)を用いた。

切削力の変動は切削動力計⑤で, 被削材の水平, 上下方向の振動変位は非接触変位計⑥, ⑦でそれぞれ測定し, 切削速度は旋盤主軸端に取付けたロータリエンコーダ⑧から得られる回転速度と, 実験前の被削材直径から計算した。測定された切削力の変動と被削材の変位の電気的なアナログ信号は 500 Hz のローパスフィルタを通してから A/D 変換し, パーソナルコンピュータで処理した。ここで, アナログ信号の A/D 変換は旋盤主軸端に取付けたロータリエンコーダからのパルス信号 (250~4 000 P/rev) により, 被削材の 1 回転を一定角度間隔に分割するタイミングで行った。

実験はびり振動が発振しない十分に安定な切削条件で行い, 工具すくい角 α_0 を一定として切削速度 V_0 と工具送り量 d_0 を変えた。詳細な実験条件を表 1 に示す。平らな面を波状に切削する実験では, 被削材を切込み開始から数回転分切削して定常状態になったところでインパクトハンマ③の衝撃力により被削材を振動させ, 被削材の変位と切削力の変動を測定した。また, 平らな面を波状に削る実験でできた被削材表面の起伏を次回転で切削することにより, 表面に起伏のある被削材の切削実験を行った。

4. 内側波による速度成分の係数

4.1 平らな面を波状に切削するときの切削力の変動 安定な切削中にインパクトハンマで衝撃力を加えたときの被削材の振動変位 x と y , 切削力の変動 ΔF_x と ΔF_y , 動的すくい角の変動 $\Delta \alpha_i$ を図 3 に示す。ここで, $\Delta \alpha_i$ は $\dot{x}$, $\dot{y}$ から式 (9) により計算した⁽¹⁾。

$$\Delta \alpha_i = \tan^{-1} \{ -\dot{x} / (V_0 - \dot{y}) \} \quad \cdots \cdots (9)$$

得られた x は 1 回転前の水平変位に比べ十分大きく, 切込み深さの変動 Δd はほぼ $-x$ になっている。衝撃力を加えた瞬間を基準として x は各周期ごとの縦の点線で区切られているが, 3 周期めの $x (= -\Delta d)$ の変動(最小値は C 点)よりも ΔF_x の変動はやや遅れ, この時間の遅れは x が最大(Δd が最小)になる D 点でより明確に見られる。また ΔF_y の変動は x の変動とほぼ同期している。このような切込み深さの変動 Δd に対する背分力 ΔF_x の時間遅れは従来の研究⁽³⁾⁽⁴⁾で指摘されており, 本研究でも観察された。

4.2 速度成分の係数 切削速度 V_0 に対する内

側波の速度成分の係数 t_{ix} と t_{iy} , 動的すくい角の変動の最大値 $\Delta \alpha_{\max}$, 周期の逆数 $\beta/2\pi$ (周期が一定ならば振動数になるため, 以後は振動数と呼ぶ) を図 4 に, 工具送り量 d_0 に対する t_{ix} , t_{iy} , $\Delta \alpha_{\max}$, $\beta/2\pi$ を図 5 に示す。ここで, t_{ix} と t_{iy} の推定値は図 3 で示した被削材の水平振動の 3 周期め(区間 c-d)の $\dot{x}$, ΔF_x , ΔF_y から式 (5), (6) で計算し, それぞれ ●, ○印で示してある。ここで, 式 (5), (6) の k_{cx} , k_{cy} は前報⁽¹⁾で報告した推定値($\Delta \alpha_i = 0^\circ$)を用いた。また, d_0 に対する推定値は同一条件で 4 回実験を行って得られた結果の平均値で, 幅も示してある。 $\Delta \alpha_{\max}$ と $\beta/2\pi$ も 3 周期め(区間 c-d)の値で, $\Delta \alpha_{\max}$ は図 3 の $V_0 = 50$ m/min では約 2° だが, さらに低い切削速度でも工具逃げ角 $\gamma_0 = 5.5^\circ$ より十分小さく, 得られた t_{ix} と t_{iy} の推定値は被削材と工具逃げ面とが干渉しない条件での値になっている⁽⁵⁾⁽¹⁴⁾。

得られた V_0 に対する t_{ix} の推定値(図 4)は負で, 切

表 1 実験条件

Workpiece	Material	Brass (JIS C2801P)
	Width b (mm)	2
Tool (Cutting-off)	Type	Brazed tool (Isgalloy 43-4)
	Material	Sintered carbide (H2)
	Rake angle α_s ($^\circ$)	6.7
	Clearance angle γ_0 ($^\circ$)	5.5
	Edge radius r (μ m)	18
Cutting speed V_0 (m/min)		20~160
Feed d_s (mm/rev)		0.1 0.14 0.19 0.24

($d_0 = 0.1$ mm/rev, $V_0 = 50$ m/min)

図 3 平らな面を波状に切削するときの切削力の変動

削速度の低下に伴って減少しているが、 $V_0=40$ m/min 以下では逆に増加している。図5の d_0 に対する t_{ix} の推定値は、 d_0 が大きくなるのに伴ってやや上昇しているが、0.2 mm/rev 以上では逆に少し低下している。また V_0 、 d_0 に対する t_{iy} の推定値は t_{ix} よりも大きく、特性はほぼ同じだが、 d_0 の大きいところで t_{ix} よりも大きく低下している。

図中の実線と破線の曲線は、静的切削過程の特性値から式(10)により求めた t_{ix} と t_{iy} の予測値⁽¹⁾で、式(10)の添字の x は背分力、添字の y は主分力に関する諸量を表している。

$$\left. \begin{aligned} t_{ix} &= \{x(f_{ax} + f_{rx}) + f_{ax} + k_{cx}d_0 \cot \psi_0 \\ &\quad + F_{y0}\} / k_{cx} V_0 \\ t_{iy} &= \{x(f_{ay} + f_{ry}) + f_{ay} + k_{cy}d_0 \cot \psi_0 \\ &\quad - F_{x0}\} / k_{cy} V_0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

$$x: \text{こう配係数} = C/C_1$$

F_{x0} , F_{y0} : d_0 を一定とした定常切削での切削力

f_{ax} , f_{ay} : 工具傾き角係数

f_{rx} , f_{ry} : 逃げ角係数

ψ_0 : せん断角

ここで、こう配係数 $x=C/C_1$ の定数 C は被削材表面のこう配 δ_i によるせん断角の変化割合、定数 C_1 は工具すくい角の変化 $\Delta\alpha_i$ によるせん断角の変化割合を表すから、 δ_i と $\Delta\alpha_i$ によるせん断角の変化 $\Delta\psi_i$ は式

(11)になる⁽¹⁾。

$$\Delta\psi_i = C\delta_i + C_1\Delta\alpha_i \dots\dots\dots (11)$$

定数 C 、 C_1 の値は工具と被削材の材料によって決まり、被削材表面のこう配が一定ならばほぼ同じで $x=1$ になる⁽¹⁾。

また、表面に起伏のある被削材の切削のように δ_i が一定でなく、周期的に変わるときには定数 C は工具送り量 d_0 と外側波(内側波)の波長 W (図1参照)の関数になり、黄銅の二次元切削では式(12)で表される⁽¹⁵⁾。

$$C = 2.1 / (1 + 20.8 d_0 / W) \dots\dots\dots (12)$$

よって、 $W \rightarrow \infty$ (こう配一定)で $x=1$ になると仮定すれば、被削材表面の起伏の波長 W を考慮した x の計算式(13)が得られる。

$$x = 1 / (1 + 20.8 d_0 / W) \dots\dots\dots (13)$$

ここで、振動数 $\beta/2\pi$ で振動している平らな表面の被削材を切削速度 V_0 で切削するときに行ける内側波の波長は $W = 2\pi V_0 / \beta$ だから、式(13)の x は d_0 、 β 、 V_0 の関数になり、この関数を g で表せば

$$x = g(d_0, \beta, V_0) = 1 / (1 + 3.31 d_0 \beta / V_0) \dots\dots\dots (14)$$

となる。また、 t_{ix} と t_{iy} の推定値を求める実験では切削速度 V_0 と工具送り量 d_0 に対して $\beta/2\pi$ の値はほぼ一定で213 Hz だったから、 $x=g$ での予測値の計算では $\beta/2\pi = 213$ Hz とした。

図4 速度成分係数(内側波)の切削速度に対する変化

図5 速度成分係数(内側波)の工具送り量に対する変化

図4の V_0 に対する $x=1$ と $x=g$ での t_{ix} の予測値は、 V_0 が大きいところではほぼ同じだが、 V_0 が小さくなるとその差は大きくなっている。 $x=g$ での予測値は $x=1$ での予測値よりも推定値に近く、40 m/min以上の V_0 に対し、また d_0 に対しても予測値は推定値とほぼ一致している。40 m/min以下の予測値($x=g$)と推定値の差は、予測値が工具刃先の丸みと逃げ角の変動による切削力の変動を無視して求めた値⁽¹⁾であることから、40 m/min以下の低切削速度ではこれらの影響が無視できない大きさになったと推定される⁽¹⁶⁾。 t_{iy} の予測値は $x=1$ のほうが推定値に近く、 $x=g$ での値との差は t_{ix} の $x=1$ と $x=g$ との差よりも小さく、びり振動の安定限界の予測に関しては、 $x=g$ としたほうが予測精度は高くなると推定される。

$x=g$ での被削材の振動数 $\beta/2\pi$ に対する t_{ix} と t_{iy} の予測値を図6の下図に示す。 x は $\beta/2\pi$ が大きくなるのに伴って減少し、 $\beta/2\pi=1450$ Hzでは0.35になっている。この x の減少に伴って t_{ix} 、 t_{iy} は単調に増加し、 t_{ix} は700 Hzあたりで負から正へと変化している。切込み深さの変動 $\Delta d(=-x)$ に対する背分力、主分力の変動の位相差 θ_x 、 θ_y を t_{ix} と t_{iy} から求める計算式(15)は、式(4)の ΔF_x と ΔF_y に $x=-\Delta d=-X\sin\beta t$ を代入すれば得られる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta F_x &= A\sin(\beta t + \theta_x), \quad \Delta F_y = B\sin(\beta t + \theta_y) \\ A &= k_{cx}X\sqrt{1+(\beta t_{ix})^2}, \quad B = k_{cy}X\sqrt{1+(\beta t_{iy})^2} \\ \theta_x &= \tan^{-1}(t_{ix}\beta), \quad \theta_y = \tan^{-1}(t_{iy}\beta) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15)$$

図6 速度成分係数(内側波)の被削材の振動数に対する変化

式(15)に下の図の t_{ix} と t_{iy} の値を代入して得られた位相差 θ_x と θ_y を図6の上図に示す。背分力の位相差 θ_x は $\beta/2\pi=700$ Hzまでは負で最大5°遅れるが、700 Hz以上では正で単調に増加し、1450 Hzでは20°進んでいる。主分力の位相差 θ_y は $\beta/2\pi=0$ Hzで0°だが $\beta/2\pi$ に対して単調に増加し、1450 Hzでは23°進んでいる。このような切込み深さの変動に対する θ_x と θ_y の特性は、Smithらが行った実験結果⁽⁴⁾と定性的に良く一致している。

5. 外側波による速度成分係数

5.1 表面に起伏のある被削材を切削するときの切削力の変動 平らな面を波状に切削する実験でできた被削材表面の起伏 $x(t-T)$ を切削するときの被削材の変位 x 、切削力の変動 ΔF_x 、 ΔF_y を図7に示す。また図には切込み深さの変動 $\Delta d[x(t-T)-x]$ も破線で示してあり、他の記号などは図3と同じである。 ΔF_x と ΔF_y は Δd とほぼ同じ周期で変動し、2周期めの ΔF_x の変動では明確ではないが ΔF_y の変動は Δd の変動(最大値はA点)よりも進んでおり、3周期めでは ΔF_x 、 ΔF_y とも明らかに Δd (最大値はB点)より進んでいる。

5.2 速度成分の係数 切削速度 V_0 に対する外側波による見掛けの速度成分の係数 t_{ox}^* 、 t_{oy}^* を図8に、工具送り量 d_0 に対する t_{ox}^* 、 t_{oy}^* を図9に示す。 t_{ox}^* 、 t_{oy}^* の推定値は図7で示した被削材表面の起伏の2、3周期め(区間a-b)の x 、 $\dot{x}$ 、 $\dot{x}(t-T)$ 、 ΔF_x 、 ΔF_y から式(7)、(8)により計算し、それぞれ●、○印で示してある。また、図中の実線と破線は t_{ox}^* と t_{oy}^* の予測値($x=g$)で、P点(せん断面の自由端:図1参照)での外側波のこう配で予測した値を $\delta=\dot{x}(t-T+t_s)/V_0$ で、

図7 表面に起伏のある被削材を切削するときの切削力の変動

図 8 見掛けの速度成分係数(外側波)の
切削速度に対する変化

図 9 見掛け速度成分係数(外側波)の
工具送り量に対する変化

Q 点(工具刃先位置)でこの配で予測した値を $\delta = \dot{x}(t-T)/V_0$ で示してある。ここで、 $\delta = \dot{x}(t-T+t_s)/V_0$ での t_{ox}^* , t_{oy}^* 予測値は、 t_{ix} , t_{iy} と同様にして式(16)により求めた t_s , t_{ox} , t_{oy} を式(2), (3)に代入すれば得られる。

$$\left. \begin{aligned} t_{ox} &= k(f_{ax} + f_{rx})/k_{cx} V_0 \\ t_{oy} &= k(f_{ay} + f_{ry})/k_{cy} V_0 \\ t_s &= d_0 \cot \phi_0 / V_0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (16)$$

また、 $\delta = \dot{x}(t-T)/V_0$ での t_{ox}^* , t_{oy}^* の予測値の計算式は、式(1)の ΔF_x , ΔF_y の式の $\dot{x}(t-T+t_s)/V_0$ を $\dot{x}(t-T)/V_0$ に置き換えれば式(2), (3)と同様にして得られる。

$$\left. \begin{aligned} \mu_x^* &= \cos \beta t_s, \quad t_{ox}^* = \sin \beta t_s / \beta + t_{ox} \\ \mu_y^* &= \cos \beta t_s, \quad t_{oy}^* = \sin \beta t_s / \beta + t_{oy} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

V_0 , d_0 に対する t_{ox}^* , t_{oy}^* の推定値は、 $\delta = \dot{x}(t-T+t_s)/V_0$ での予測値よりも $\delta = \dot{x}(t-T)/V_0$ での予測値に近くなっている。これは、Q 点には実際には外側波が存在しない仮想的な位置だが、外側波の Q 点に対応する切りくずの位置での厚さの変動が切削力の変動に影響していると推定される。

6. ま と め

(1) 安定な切削中にインパクトハンマで衝撃を加えて得られる切込み深さと切削力の変動、切込み深さの変動により生じた被削材表面の起伏を次回転で切削するときの被削材の変位と切削力を旋盤主軸の回転角に同期させてサンプリングすることにより、内側波と外側波による切削過程の動特性の推定値を簡便に効率よく求める方法を提案した。

(2) 実験により得られた動的切削過程の内側波と外側波による特性値(動的切削力の速度成分の係数と

せん断面による外側波の進み時間)の推定値と静的切削データから求めた予測値⁽¹⁾との定量的な比較を行った。

(3) この配係数(切削前の被削材表面のこの配による切削力の変化割合と見掛けのすくい角による切削力の変化割合との比)⁽¹⁾の値は一定でなく、切削速度、工具送り量、被削材の振動数により変化する。

(4) 外側波による動的切削力の速度成分は、せん断面の自由端より工具刃先位置での外側波のこの配を用いたほうが、実測(推定)値と良く一致した。

(5) 上記(3), (4)を考慮した静的切削データによる動的切削力の特性値は、動的切削実験から得られた実測値と切削速度 40 m/min 以上で良く一致した。

切削加工が実際に行われる速度範囲は、予測値と実測値がほぼ一致した 40 m/min 以上が多く、びり振動が発生しない条件がこの速度範囲で予測できれば実用上は問題ないと思われる。しかし、40 m/min 以下の実測値と予測値の差は工学的に興味ある問題であり、工具逃げ面力の影響などについてさらに検討する予定である。

最後に、本研究の遂行に当たって貴重な助言を賜った愛知技術短期大学山田寿勝学長に謝意を表す。また、本研究の一部は(財)機械工業振興助成財団の助成を受けて行ったことを付記する。

文 献

- (1) 近藤・太田・川合, 機論, 58-548, C(1992), 1251.
- (2) Nigm, M. M., Sadek, M. M. and Tobias, S. A., *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 17(1977), 19.
- (3) 上井・下山・黒田, 機誌, 54-385(1951), 39.
- (4) Smith, J. D. and Tobias, S. A., *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1(1961), 283.

- (5) Kegg, R. L., *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, **87**-4(1965), 464.
 - (6) 竹村・山本・星, 精密機械, **38**-4(1972), 369.
 - (7) 竹山・坂田, 精密機械, **36**-8(1970), 553.
 - (8) 森脇, 精密機械, **39**-10(1973), 1016.
 - (9) 山田・角張, 機論, **52**-482, C(1986), 2648.
 - (10) Ahn, T. Y, Eman, K. F, and Wu, S. M., *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, **109**-4(1987), 275.
 - (11) Nigm, M. M. and Sadek, M. M, *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, **99**-2(1977), 410.
 - (12) Ahn, T. Y, Eman, K. F, and Wu, S. M., *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, **107**-2(1985), 91.
 - (13) 太田・水谷・川合・白土, 機論, **54**-504, C(1988), 1967.
 - (14) 鳴瀧・森脇, 精密機械, **37**-8(1971), 593.
 - (15) Boothroyd, G., *Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools*, (1975), 208, McGraw-Hill.
 - (16) Sisson, T. R. and Kegg, R. L., *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, **91**-4(1969), 951.
-