三次元切削過程の動力学*

佐田 登志夫** 稲村 豊四郎***

Analysis of Three-dimensional Cutting Dynamics

Toshio Sata, Toyoshiro Inamura

A new analytical method to evaluate the dynamic cutting coefficients in generalized three-dimensional cutting is presented in this paper. The method is developed based on the shear plane model and the static three-dimensional model of cutting, and can determine the stiffness coefficients in dynamic three-dimensional cutting using a few kinds of data obtained by the steady state orthogonal cutting. The dynamic cutting experiments are carried out under various cutting conditions, confirming the validity of the present method. The analytical results as well as experimental ones show the increase of the inner and outer modulation effects with increasing the side cutting edge angle or the nose radius of tool. The results enable one to predict the onset of chatter in any three-dimensional cutting with knowing the dynamic stiffness of machine-tool, tool and workpiece.

1. 緒 言

切削加工におけるびり振動の発生をより正確に予知するため、近年切削過程の動力学に関する数多くの研究が解析的¹⁾、実験的²⁾になされている。ただしここで言う切削過程の動力学とは、切削過程を線形系とみなし、工具-被削材間の相対変位を入力、切削抵抗の変動成分を出力とするときの切削系の周波数伝達関数を求めることである。これらの諸研究は動的な切削状態に関する各種の新事実をわれわれにもたらした。しかし反面その結果はいずれも単純化された二次元切削モデルに関するものであり、実用上もっとも必要とされる三次元切削の場合についてはいまだに有力な解析手段が見いだされないのが現状である。

本研究は一般の三次元動力学モデルに対して、その周波数伝達関数を算定する方法を提案したものである。考案された三次元動力学モデルは臼井らの三次元切削モデル³⁾(本文では対比のためにこれを三次元静力学モデルと称する)に基礎をおくものであり、三次元動力学における再生効果を評価することができる。さらに本法は将来に企画しているびりのオンライン制御システムへの組み込み、加振実験を用いない安定限界評価法の開発と

それへの利用などの目的から、できる限り計算機処理に適した方法を目指したものである。計算結果と実験結果との一致は、かなり広い範囲の切削条件、工具形状の変化に対して良好である。

2. 解析理論

図1に三次元動力学モデルを示す。図で切削速度ベクトル V^{***} は紙面を垂直に貫いている。工具形状および切削条件は、横切れ刃角 C_s 、前切れ刃角 C_e 、刃先丸み R 、垂直横すくい角 α_s 、平行上すくい角 α_b 、切込み D_e 、横方向送り F である。工具-被削材間相対振動変位 $X_i(j\omega t)$

図1 三次元動力学モデル

*** 矢線ベクトルは幾何ベクトルを表す。厳密には、 $\vec{V}$ は平均切削速度ベクトルである。

* 原稿受付 昭和49年3月13日。昭和47年度精機学会秋季大会学術講演会(昭和47年10月30日)にて発表。

** 正会員 東京大学工学部(東京都文京区本郷7-3-1)

*** 学生会員 東京大学工学部

は切込み方向に限定して

$$X_t(j\omega) = |X_t|e^{j\omega t} \quad (1)$$

とする。図に斜線を施した AC, BC の部分は この変位 $X_t(j\omega)$ による切削断面形状の変化を表したものである。また切りくず流出方向の相対変位 $X_t(j\omega)$ による微小変化は無視できるものとし、平均切りくず流出速度ベクトルを $\vec{V}_c$ として表す。いまこのモデルに対して切削速度ベクトル $\vec{V}$ と平均切りくず流出速度ベクトル $\vec{V}_c$ を含む平面 ($V-V_c$ 平面と称する) をとり、切込み方向の相対変位 $X_t(j\omega)$ をこの平面へ写影して $X_t'(j\omega)$, $X_t''(j\omega)$ とすれば、この平面内ではインナモジュレーション $X_t'(j\omega)$, アウトモジュレーション $X_t''(j\omega)$, 平均切削厚さ D_e' の二次元動力学モデルと見なすことが可能である。さらにこの三次元モデル内の任意の場所における $V-V_c$ 平面について、その内部に含まれる二次元動力学モデルが共通のすくい角 (有効すくい角 α_e)、せん断角 (有効せん断角 ϕ_e) をもつことも示される。そこでこのようにして生成された二次元動力学モデルに対して Das-Tobias の次の仮定を採用する。

- (1) せん断角は相対変位によって変化しない。
- (2) 切削抵抗はせん断面積に比例する。
- (3) 切削抵抗の方向は切削方向と常に一定の角度をなす。

以上の仮定に基づき、変動切削抵抗の切削速度およびこれと直角な方向の成分 dF_c' , dF_t' はそれぞれフーリエ変換された形で次のように表される。

$$dF_c'(j\omega) = \frac{K_c}{\sin \phi_e} \left[N_2 e^{-j\epsilon} + \left\{ -1 + j \frac{\omega}{V} \left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) D_e' \right\} N_1 \right] X_t(j\omega) dB \quad (2)$$

$$dF_t'(j\omega) = \frac{K_c}{\sin \phi_e} \left[\left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) N_2 e^{-j\epsilon} + \left\{ - \left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) - j \frac{\omega}{V} D_e' \right\} N_1 \right] X_t(j\omega) dB \quad (3)$$

ただし、せん断面応力 K_c = (切削抵抗の切削速度方向成分)/(せん断面積)、せん断面せん断応力 K_s = (切削抵抗のせん断面方向成分)/(せん断面積)、 $D = K_c/K_s$, $N_1 = |X_t'|/|X_t|$, $N_2 = |X_t''|/|X_t|$, ϵ : X_t' と X_t'' との位相差, ω : 円振動数, D_e' : 有効切削厚さ, j : 虚数単位, dB : $V-V_c$ 平面に垂直な方向の微小切削幅である。

そこで三次元切削モデルに対しては式 (2) および (3) を dB について積分した値、

$$F_c'(j\omega) = \frac{K_c}{\sin \phi_e} \left[e^{-j\epsilon} \int N_2 dB + \left\{ - \int N_1 dB \right\} \right]$$

図2 全切削抵抗ベクトル $\vec{F}$ を求めるためのベクトル演算図

$$+ j \frac{\omega}{V} \left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) \left\{ D_e' N_1 dB \right\} \left\} X_t(j\omega) \quad (4)$$

$$F_t'(j\omega) = \frac{K_c}{\sin \phi_e} \left[\left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) e^{-j\epsilon} \int N_2 dB + \left\{ - \left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) \int N_1 dB - j \frac{\omega}{V} \left\{ D_e' N_1 dB \right\} \right\} X_t(j\omega) \right] \quad (5)$$

を求める。

ここで次の点に注意する必要がある。三次元切削の全切削抵抗を $\vec{F}$ とすれば、 $\vec{F}$ は工具すくい面摩擦力 $\vec{F}_r$ と工具すくい面に垂直に作用する力 $\vec{F}_n$ との合力である (より詳しく言えば、動力学モデルの場合すくい面摩擦力 $\vec{F}_r$ はさらに切りくず流出方向成分とこれに直角な方向成分とに分解されるが、ここでは $\vec{F}_r$ の後者の成分を無視する)。このすくい面摩擦力 $\vec{F}_r$ と垂直力 $\vec{F}_n$ を含む平面 (すなわち全切削抵抗 $\vec{F}$ の作用する平面 (V_c-F 平面) は工具形状によって一意に決定されるが、これは前述の $V-V_c$ 平面とは異なる。そこで $V-V_c$ 平面内の $\vec{F}_c'$, $\vec{F}_t'$ から V_c-F 平面内の全切削抵抗 $\vec{F}$ を求めるために次のベクトル演算を行う (図2参照)。

$$\vec{F} (= \vec{F}_r + \vec{F}_n) = \frac{\vec{F}_c' + \vec{F}_t'}{V-V_c \text{ 平面内}} + \frac{\vec{N}}{V-V_c \text{ 平面に垂直}} \quad (6)$$

ここで $\vec{N}$ は式 (6) の幾何学的関係を満たすような法線ベクトルである。式 (6) によって決定された全切削抵抗 $\vec{F}$ を切込み、送り、速度の3方向成分にあらためて分解し、そのおのおのを相対変位 $X_t(j\omega)$ で除せば切削過程のステイフネス伝達関数3成分が得られる。

以上から三次元切削過程のステイフネス伝達関数は、定常二次元切削によって得られる次のデータをもとに計算することができる。

- (1) せん断面主応力 K_c およびせん断面せん断応力 K_s 。

図3 平均切削速度に垂直な平面でのインナモジュレーション X_t' , アウトモジュレーション X_t'' , 有効切削厚さ D_c' と変数 p との関係

- (2) すくい角 α とせん断角 ϕ との関係。
- (3) 振動数 ω 。
- (4) 工具形状と切削条件。

なお実際の演算にあたっては切りくずの流出方向を別途に決定しなければならないが、本法ではこれに Colwell の方法⁴⁾を用いた*。

上記手続きに用いる数式は次のとおりである。まず切削条件に対応した切りくず流出角 η_c が Colwell の方法によって工具すくい面内で与えられる。 $V-V_c$ 平面が決定されると、この面内で定義される有効すくい角 α_s は、垂直横すくい角 α_s 、平行上すくい角 α_b によって

$$\alpha_s = \sin^{-1}(\sin \eta_c \sin \alpha_b + \cos \eta_c \cos \alpha_b \sin \alpha_s) \quad (7)$$

で与えられる。次にすくい面内の流出角 η_c を切削速度ベクトルに垂直な平面内の角度 η_c' に写影変換する。

$$\eta_c' = \tan^{-1}[(\tan \eta_c - \sin \alpha_s \tan \alpha_b) \cos \alpha_b / \cos \alpha_s] \quad (8)$$

ここで図3のようにこの平面内に刃先丸みの中心を原点とし送り方向を x 軸とするような座標軸をとる。いま工具切れ刃の各点から出発した切りくずの流線と y 軸との交点を p とすれば、インナモジュレーション X_t' とアウト

$$D_{e1}'(p) = \frac{[\cos(\eta_c' + C_s) \cos C_s] p + [L \cos \eta_c' + R \sin(\eta_c' + C_s)]}{\sin(\eta_c' + C_s) \cos \eta_c'}$$

ただし $L = D_c - R$

- 2) 前切れ刃部が被削材外周 (AB 部) に切込む場合

$$D_{e2}'(p) = \frac{[-\cos(\eta_c' + C_s) \sin C_s] p + [L \sin(\eta_c' + C_s - C_s) + R \sin(\eta_c' + C_s)]}{\sin(\eta_c' + C_s) \sin(\eta_c' + C_s - C_s)}$$

- 3) 刃先丸み部が被削材外周 (AB 部) に切込む場合

$$D_{e3}'(p) = \frac{[1 + \cos 2(\eta_c' + C_s)] p + 2L}{2 \sin(\eta_c' + C_s)}$$

* より厳密な方法としては、臼井らの方法 (最小切削仕事に基づく決定法) がある。

タモジュレーション X_t'' の振幅は、 p が y 軸上のどの場所にあるかにより区別され、工具切れ刃の各場所に対して次のように表される。

- 1) 横切れ刃部

$$X_t'(p) = X_t''(p) = (\sin C_s / \cos \eta_c') X_t \quad (9)$$

- 2) 前切れ刃部

$$X_t'(p) = X_t''(p) = \{\cos C_s / \sin(\eta_c' + C_s - C_s)\} X_t \quad (10)$$

- 3) 刃先丸み部

$$X_t'(p) = X_t''(p) = \{[E_1(p)]^{1/2} - [E_2(p, X_t)]^{1/2} + \tan(\eta_c' + C_s) X_t\} \cos(\eta_c' + C_s) \quad (11)$$

ただし

$$E_1(p) = -p^2 + R^2 \sec^2(\eta_c' + C_s) \quad (12)$$

$$E_2(p, X_t) = -(p + X_t)^2 + R^2 \sec^2(\eta_c' + C_s) \quad (13)$$

刃先丸み部のインナモジュレーション X_t' , アウトモジュレーション X_t'' は工具変位 X_t の非線形関数であるから、 X_t に関する線形化が必要である。いま X_t の関数 $f(X_t)$ を

$$f(X_t) = \{E_2(p, X_t)\}^{1/2} \quad (14)$$

として定義すれば $f(X_t)$ の原点まわりのテーラー展開は

$$f(X_t) = f(0) + \frac{df(0)}{dX_t} \cdot X_t + \frac{1}{2!} \cdot \frac{d^2f(0)}{dX_t^2} \cdot X_t^2 + \dots \quad (15)$$

X_t は微小量であるから式 (15) の第2項までとれば

$$f(X_t) = f(0) + \frac{df(0)}{dX_t} \cdot X_t = \{E_1(p)\}^{1/2} - \frac{p}{\{E_1(p)\}^{1/2}} \cdot X_t \quad (16)$$

これから式 (11) の線形近似として

$$X_t'(p) = X_t''(p) = \{[E_1(p)]\}^{-\frac{1}{2}} \cdot \cos(\eta_c' + C_s) p + \sin(\eta_c' + C_s) X_t \quad (17)$$

を得る。

有効切削厚さ D_c' も同様に p の関数として記述される。 $D_c'(p)$ の関数形は工具切れ刃の場合とそれに対応する被削材表面の形状との組合せにより次の8通りにわかれる。

- 1) 横切れ刃部が被削材外周 (AB 部) に切込む場合

$$D_{e1}'(p) = \frac{[\cos(\eta_c' + C_s) \cos C_s] p + [L \cos \eta_c' + R \sin(\eta_c' + C_s)]}{\sin(\eta_c' + C_s) \cos \eta_c'} \quad (18)$$

- 2) 前切れ刃部が被削材外周 (AB 部) に切込む場合

$$D_{e2}'(p) = \frac{[-\cos(\eta_c' + C_s) \sin C_s] p + [L \sin(\eta_c' + C_s - C_s) + R \sin(\eta_c' + C_s)]}{\sin(\eta_c' + C_s) \sin(\eta_c' + C_s - C_s)}$$

- 3) 刃先丸み部が被削材外周 (AB 部) に切込む場合

$$D_{e3}'(p) = \frac{[1 + \cos 2(\eta_c' + C_s)] p + 2L}{2 \sin(\eta_c' + C_s)}$$

$$+ [R^2 - \{p \cos(\eta_c' + C_s)\}^2]^{1/2} \quad (20)$$

- 4) 横切れ刃部が横切れ刃部によって切削された部分に切込む場合

$$C_{e4}'(p) = (\cos C_s / \cos \eta_c') F \quad (21)$$

- 5) 前切れ刃部が横切れ刃部によって切削された部分

に切込む場合

$$D_{e6}'(\rho) = \frac{[-\cos(\eta_c' + C_s) \cos(C_s - C_e)] \cdot \rho + R [\cos \eta_c' - \sin(\eta_c' + C_s - C_e)]}{\cos \eta_c' \sin(\eta_c' + C_s - C_e)} + (\cos C_s / \cos \eta_c') F \quad (22)$$

- 6) 刃先丸み部が横切れ刃部によって切削された部分に切込む場合

$$D_{e6}'(\rho) = \frac{[-\cos(\eta_c' + C_s) \sin \eta_c'] \cdot \rho + R}{\cos \eta_c'} + [R^2 - \{\rho \cos(\eta_c' + C_s)\}^2]^{1/2} + (\cos C_s / \cos \eta_c') F \quad (23)$$

- 7) 前切れ刃部が刃先丸み部によって切削された部分に切込む場合

$$D_{e7}'(\rho) = \frac{[-\cos(\eta_c' + C_s) \cos(\eta_c' + C_s - C_e)] \cdot \rho + R}{\sin(\eta_c' + C_s - C_e)} + F \cos(\eta_c' + C_s) - [R^2 - \{\rho \cos(\eta_c' + C_s)\}^2]^{1/2} - F \sin(\eta_c' + C_s) \quad (24)$$

- 8) 刃先丸み部が刃先丸み部によって切削された部分に切込む場合

$$D_{e8}'(\rho) = [R^2 - \{\rho \cos(\eta_c' + C_s)\}^2]^{1/2} - [R^2 - \{\rho \cos(\eta_c' + C_s)\}^2]^{1/2} + F \cos(\eta_c' + C_s) \quad (25)$$

式(4)および式(5)の積分の実行にあたっては、 ρ の領域に応じて上記 $X_t'(\rho)$, $X_t''(\rho)$, $D_e'(\rho)$ の適当な関数形を選択する。またこれらの手続きは可能なあらゆる切削条件に対して自動的に処理される。以上から全切削抵抗ベクトル $\vec{F}$ の $V-V_e$ 平面上への写影成分 $\vec{F}'$ は

$$\vec{F}' = \int \{d\vec{F}_c'(\rho) + d\vec{F}_t'(\rho)\} = [r_c' e^{-j\epsilon} - a_c' + j b_c'] X_t, [r_t' e^{-j\epsilon} - a_t' - j b_t'] X_t \quad (26)$$

で与えられる。ただし

$$r_c' = (K_c / \sin \phi_e) \int |X_t'| / |X_t|(\rho) d\rho$$

$$a_c' = (K_c / \sin \phi_e) \int |X_t'| / |X_t|(\rho) d\rho$$

$$b_c' = (K_c / \sin \phi_e) \frac{\omega}{V} \left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) \cdot$$

$$\int D_e'(\rho) \cdot |X_t'| / |X_t|(\rho) d\rho$$

$$r_t' = (K_c / \sin \phi_e) \left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) \int |X_t'| / |X_t|(\rho) d\rho$$

$$a_t' = (K_c / \sin \phi_e) \left(\frac{D \cos \phi_e - 1}{D \sin \phi_e} \right) \int |X_t'| / |X_t|(\rho) d\rho$$

$$b_t' = (K_c / \sin \phi_e) \frac{\omega}{V} \int D_e'(\rho) \cdot |X_t'| / |X_t|(\rho) d\rho$$

である。

これに $V-V_e$ 平面に対する法線ベクトル $\vec{N}$ を加えて V_e-F 平面内の $\vec{F}$ が決定される。三次元切削過程スティフネス伝達関数の切込み, 送り, 速度方向3成分 $T_i(j\omega)$,

$T_f(j\omega)$, $T_e(j\omega)$ はそれぞれ次のようになる。

$$T_t(j\omega) = [F_t / X_t](j\omega) = r_t e^{-j\epsilon} - a_t - j b_t \quad (27)$$

$$T_f(j\omega) = [F_f / X_t](j\omega) = r_f e^{-j\epsilon} - a_f - j b_f \quad (28)$$

$$T_e(j\omega) = [F_e / X_t](j\omega) = r_e e^{-j\epsilon} - a_e + j b_e \quad (29)$$

ここで

$$r_t = \{\cos(\eta_c' + C_s) \tan \phi\} r_c' + \{\sin(\eta_c' + C_s) - \cos(\eta_c' + C_s) \tan \phi \tan \alpha_e\} r_t' \quad (30)$$

$$a_t = \{\cos(\eta_c' + C_s) \tan \phi\} a_c' + \{\sin(\eta_c' + C_s) - \cos(\eta_c' + C_s) \tan \phi \tan \alpha_e\} a_t' \quad (31)$$

$$b_t = -\{\cos(\eta_c' + C_s) \tan \phi\} b_c' + \{\sin(\eta_c' + C_s) - \cos(\eta_c' + C_s) \tan \phi \tan \alpha_e\} b_t' \quad (32)$$

$$r_f = -\{\sin(\eta_c' + C_s) \tan \phi\} r_c' + \{\cos(\eta_c' + C_s) + \sin(\eta_c' + C_s) \tan \phi \tan \alpha_e\} r_t' \quad (33)$$

$$a_f = -\{\sin(\eta_c' + C_s) \tan \phi\} a_c' + \{\cos(\eta_c' + C_s) + \sin(\eta_c' + C_s) \tan \phi \tan \alpha_e\} a_t' \quad (34)$$

$$b_f = \{\sin(\eta_c' + C_s) \tan \phi\} b_c' + \{\cos(\eta_c' + C_s) + \sin(\eta_c' + C_s) \tan \phi \tan \alpha_e\} b_t' \quad (35)$$

$$r_e = r_c', \quad a_e = a_c', \quad b_e = b_c' \quad (36)$$

$$\phi = \tan^{-1}(\tan \theta \cos \alpha_e) \quad (37)$$

$$\theta = \cos^{-1} \left[\frac{\sin \alpha_e \sin(\eta_c' + C_s) \tan \alpha_s' + \sin \alpha_e \cos(\eta_c' + C_s) \tan \alpha_s' + \cos \alpha_e}{\{1 + \tan^2 \alpha_b' + \tan^2 \alpha_s'\}^{1/2}} \right] \quad (38)$$

$$\alpha_s' = \tan^{-1}(\tan \alpha_s \cos \alpha_b / \cos \alpha_b - \tan \alpha_b \sin \alpha_s) \quad (39)$$

$$\alpha_b' = \tan^{-1}(\tan \alpha_b \cos C_s + \tan \alpha_s \sin C_s / \cos \alpha_b) \quad (40)$$

いま切削速度一定の下で工具-被削材間相対変位の振動数 ω が変化すると、インナモジュレーション X_t' とアウトモジュレーション X_t'' との位相差 ϵ は0から 2π まで変化する。したがって式(27), (28), (29)におけるスティフネス伝達関数各成分を ω をパラメータとして複素平面上に描けば、それぞれ中心座標が $(-a_t, -b_t)$, $(-a_f, -b_f)$, $(-a_e, b_e)$, 半径が r_t, r_f, r_e の円となる(厳密に言えば b_t, b_f, b_e は ω によって変化するから円にはならないが, ω の変化幅が小さい時はこの影響は無視してさしつかえない)。

3. 実験による検証

3.1 実験装置と実験方法

解析に必要なデータを得るために定常二次元切削を行った。被削材は S45C(焼準 210 HB), 切削速度 100 m/min, 切削幅 1 mm, 切削厚さ 0.04, 0.06, 0.08, 0.10 の4種類, 使用工具はろう付け超硬工具(P20, すくい角 0° , 逃げ角 7°)である。得られたデータは, せん断面主

図4 三次元動切削実験の概略図

単位: $\text{kg}/\mu\text{m}$, 数字は加振周波数を示す

切込み $D_c=0.5 \text{ mm}$, 送り $F=0.04 \text{ mm/rev}$, 横切れ刃角 $C_s=60^\circ$, 前切れ刃角 $C_e=15^\circ$, 刃先丸み $R=0.2 \text{ mm}$, 前・横すくい角 $\alpha=0^\circ$, 切削速度 $V=100 \text{ m/min}$

図5 スティフネス伝達関数3方向成分の解析結果と実験結果

応力 $K_c=117.7 \text{ kg/mm}^2$, せん断面せん断応力 $K_s=84.8 \text{ kg/mm}^2$, せん断角 $\phi(\text{rad})$ とすくい角 $\alpha(\text{rad})$ との関係 $\phi=0.341+0.2\alpha$ であった。

次にこれと同一の工具材質, 被削材質により工具を加振しながら三次元切削を行った。切削方法は被削材丸棒の長手旋削とし, 工具横切れ刃角, 刃先丸み, 送りを変えて実験を行った。実験装置の概略を図4に示す。工具は工具台に取付けた電気油圧サーボ弁および油圧シリンダを介して正弦波状に加振され, 切削抵抗の切込み, 送り, 速度方向各成分は三次元工具動力計によりその変動成分 $F_t(j\omega)$, $F_f(j\omega)$, $F_s(j\omega)$ が測定される。工具-被削材間の相対変位 $X_t(j\omega)$ は工具動力計の前面に取付けた非接触型の変位計で測定する。力信号と変位信号とは伝達関数解析器に入力されてスティフネス伝達関数 $F_t(j\omega)/X_t(j\omega)$, $F_f(j\omega)/X_t(j\omega)$, $F_s(j\omega)/X_t(j\omega)$ が測定される。

3.2 解析結果およびその実験結果との比較

切込み 0.5 mm , 送り 0.04 mm/rev , 切削速度 100 m/min , 横切れ刃角 60° , 前切れ刃角 15° , 刃先丸み 0.2 mm , 垂直すくい角 0° , 平行すくい角 0° の条件で振動数を 119 Hz から 124 Hz まで変化させることにより, アウ

図6 スティフネス伝達関数の円の中心実部と横切れ刃角との関係

タモジュレーションとインナモジュレーションとの位相差を 0 から 2π まで変えて計算および加振切削実験を行った。実験結果をスティフネス伝達関数の3成分として複素平面にプロットしたものを図5に示す。また図中の実線は二次元定常切削データを用いて解析した結果を示す。解析結果は前述のとおり円となるが, この図から実験値についてもほぼ円が描かれ, またその値も解析結果と良く一致することがわかる。このようにして他の実験結果からも前に求めた三次元動力学の解析結果が定性的にも, また定量的にも実験結果とよく合うことが立証された。また円中心の実軸からのずれとして表されるいわゆるペネトレーション効果は, 切削速度が比較的速いために解析結果にも実験結果にもほとんど現れていない。

3.3 工具横切れ刃角, 送り, 刃先丸みの影響

図6はスティフネス伝達関数の各方向成分を表す円の中心の実部と横切れ刃角との関係を検討した結果である。解析結果を表す図中の実線から, この円中心の実部は各成分とも横切れ刃角の増加に伴って増大すること, 特に切削速度方向および切込み方向の増大が著しいことがわかる。図中の実験値は, 図5のごとくプロットされた測定値から最小二乗法によって実験値としての円を推定して求めたものである。この結果でも実験値と解析結果との間に良い一致が得られている。

図7にスティフネス伝達関数を表す円の半径を横切れ刃角の関数として表したものを示す。図のごとく曲線の傾向は図6におけるものとよく似ており, 横切れ刃角の増加に伴って円の半径も急速に増加している。この図6と図7とは横切れ刃角の増加によって系が急速にびびりやすくなることを示す。

図7 スティフネス伝達関数の円の半径と横切れ刃角との関係

図8 スティフネス伝達関数の円の中心実部と送りとの関係

またスティフネス伝達関数を表す円の中心の実部と送りとの関係を示したものが図8である。実験値は多少ばらついているが、理論的には送りの増加によって直線的に値が増加することがわかる。

図9は工具刃先丸みの影響を検討した結果である。図から円中心の実部および円の半径ともに刃先丸みの増加によって増加することがわかる。この図から工具刃先丸みの増加によってもびりりが起こりやすくなることがわかる。

最後に三次元切削における重量係数 μ を、円中心の実部と半径との比として横切れ刃角の変化に対して計算し

— 円中心の実部
--- 円の半径
○, ●, ○: T_c, T_i, T_f における円中心実部の実験値
□, ■, □: T_c, T_i, T_f における円の半径の実験値

図9 スティフネス伝達関数の各成分と工具刃先丸みとの関係

図10 重量係数 μ と横切れ刃角との関係

た結果を図10に示す。図に示すごとく重量係数 μ は三次元切削では必ず1より小となり、その値は横切れ刃角および刃先丸みの増加によって増加している。

3.4 検 討

以上から本法は三次元切削過程の動特性を解析的に推定する方法として相当広範囲な切削条件下で有効であることがわかる。本法と有限要素法等の工作機械系の動特性解析法との組合せは、加振実験を必要としないびり安定限界評価法の可能性につながり、さらには設計段階におけるびり対策への道をひらくものである。

4. 結 論

三次元切削過程の動特性を解析的に求める方法を開発し、以下の結論を得た。

- (1) 本法は三次元切削過程のスティフネス伝達関数3成分を計算することができる。計算結果は構成刃先が生成しない切削速度領域で横切れ刃角、刃先丸み、送りの広い範囲の変化に対して実験結果と良く一致する。
- (2) 三次元切削過程のスティフネス伝達関数は複素平面上で円を描く。円中心の実部および円の半径は、工具横切れ刃、刃先丸みの増加に対してともに増加することが計算結果からも実験結果からも示される。この結果は横切れ刃角あるいは刃先丸みの増加によって切削系がびびりやすくなる事実に対応する。
- (3) 三次元切削における重量係数が本法により理論的に求められる。計算によれば重量係数は横切れ刃角あるいは刃先丸みの増加によってその値が増加するが、いかなる場合にも1を越えることはない。

本研究の実施にあたり、実験装置および実験解析についてご援助いただいた株式会社山崎鉄工所、東芝タンガロイ株式会社に感謝致します。また実験の実施にご協力いただいた東京大学助手・松島克守氏に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) M.K. Das and S.A. Tobias: The Relation between the Static and Dynamic Cutting of Metals, Int. J. MTDR, 7 (1967) 63.
- 2) T. Hoshi: Cutting Dynamics Associated with Vibration Normal to Cut Surface, Ann. CIRP, 21, 1 (1972) 101.
- 3) 臼井英治, 広田明彦: 三次元切削の基礎的研究 (第1, 2報), 日本機械学会論文集, 38, 316 (1972) 3255.
- 4) L.V. Colwell: Predicting the Angle of Chip Flow for Single-point Cutting Tools, Trans. ASME, 76, 2 (1954) 199.

情 報

技術導入の現況

科学技術庁は標記の件について昨年末の調査結果を発表した。

それによると48年度の導入件数は1931件で、昭和25年以来の累計は1万3717件となった。また支払額は7億1500万ドルで約2000億円となるが、これはその年度の民間研究投資1兆2000億円(官民合計は1兆

6000億円)の約1/6に相当する。また、日本の特許技術に対しての受取額は48年度は8800万ドルであるが、これは米国の1/40, 英, 仏の1/4, 西独の1/2である。

なおわが国の導入先は米国が988件で全体の約1/2で、つづいて西独より224件、フランスより193件、英国より175件、スイスより99件などとなっている。

(服部 敏夫)

〈技術貿易の推移〉

〈48年度の国籍別技術導入状況〉

(注) 甲種: 契約または支払い期間が1年を超え外資法の規制を受けるもの
乙種: 甲種以外のもの