曲線切れ刃形状エンドミル加工における切削力解析*

(第1報, 切削力解析手法とボールエンドミル加工の解析例)

松村 隆^{*1}, 古木 俊充^{*2}, 臼井 英治^{*1}Prediction of Cutting Process with Curved-Edge End Mill
(1st Report, Application of Ball End Milling Process in Energy Approach)Takashi MATSUMURA^{*3}, Toshimitsu FURUKI and Eiji USUI^{*3} Department of Mechanical Engineering, Tokyo Denki University,
2-2 Kanda Nishiki-cho, Chiyoda-ku, Tokyo, 101-8457 Japan

An approach is presented to predict the chip formation and the three components of cutting force in the machining with the curved-edge end mill, which has the tool geometries changing with the cutter height. Those geometrical parameters are defined as the functions of the cutter height. The chip formation in the milling process is modeled as a piling up of orthogonal cuttings along the cutting edge. The orthogonal cuttings are made in the planes containing the cutting velocities and the chip flow velocities so that chip flows up to a certain direction as a rigid body. The chip flow direction can be given to minimize the cutting energy, which can be given as the sum of the shear energy on shear plane and the friction energy on rake face. The cutting force, then, can be predicted with the chip formation having the minimum cutting energy. The presented approach is applied to the prediction of cutting process in the machining with the insert-ball end mill. The predicted results are verified to be accurate enough in a variety of depth of cut. The change of the chip flow angle and that of the orthogonal cutting model during a rotation of the cutter can be shown in the presented approach.

Key Words: Cutting Force, Milling, Ball End Mill, Cutting Energy, Orthogonal Cutting, Chip Formation

1. 緒 論

金型加工において曲面切削は不可欠な作業であり、最近ではボールエンドミルだけでなく楕円切れ刃形状などの曲線切れ刃エンドミルの利用が高まりつつある。これらのエンドミルは比較的振動が起りやすいため、切削条件や工具経路の選択では、切削力の大きさと変動を十分に考慮しなければならず、また工具メーカに対しては、切削力低減効果の大きい工具の開発が望まれている。このような作業設計や工具設計において、切削力の数値解析が可能であれば、工具の試作や試し削りを最小限に抑えることが期待できる。

このような背景を踏まえ、本研究ではボールエンドミルや楕円形状エンドミルなどの曲線切れ刃を有するエンドミルの切削過程を対象として、切削力解析手法を開発することを目的としている。エンドミル加工の切削力解析については、これまでも幾つかの研究^{(1)~(4)}がなされている。その多くは、エンドミル切れ刃を微小分割して、微小切れ刃における切削厚さと比切

削抵抗から切削力を計算し、切削部分全体について積分するものである。これらは解析モデルの扱いやすさから、比較的短時間で計算が実行できるものの、実用化に対しては切れ刃形状によって変化する比切削抵抗のデータベースの整備や管理にかなりの労力が必要となる。一方、切削動力が最小となる方向に切りくずが流れるものとして、切りくず流出方向と切削速度方向を含む平面における二次元切削を重ね合わせて切りくず生成過程をモデル化し、切削力を解析する手法が提案されている^{(5), (6)}。この解析に必要なデータは、二次元切削における切削諸量の関係式だけであり、一度この関係が得られれば、任意の切れ刃形状に対して切削力を予測できる。そのため基礎データの管理が容易であり、特に工具開発における試作前の切削力特性評価に効果的である。また切削モデルを作成しながら切削力を求めるため、せん断面やすくい面での発熱強度の定量化が可能であり、切削温度の解析にも拡張できる。以上の背景を踏まえ、本報では後者の解析手法を適用し、曲線で定義された切れ刃形状のエンドミル加工に対して、切削力を予測する手法を示す。つぎに曲線切れ刃エンドミルの最も単純な適用例として、ボールエンドミルの解析とその妥当性を示す。

* 原稿受付 2002年12月3日。

^{*1} 正員, 東京電機大学工学部(〒101-8457 東京都千代田区神田錦町2-2)。^{*2} 東京電機大学[現:三菱マテリアル(株)(〒300-2795 茨城県結城郡石下町古間木1511)]。

E-mail: tmatsumu@cck.dendai.ac.jp

Fig. 1 Curved-edge end mill

Fig. 2 Chip flow model in the milling process

Fig. 3 Coordinates system

2. 曲線切れ刃エンドミルの解析手法

2・1 エネルギー解析法の概要

図1に示す曲線切れ刃形状エンドミルでは、切れ刃高さによって切れ刃の回転半径が異なり、また半径および軸方向に傾斜しているスローアウェーエンドミルでは半径方向および軸方向すくい角も変化する。本研究では、切れ刃の回転半径 R 、半径方向すくい角 α_R 、軸方向すくい角 α_A を、切れ刃高さ h の関数で定義する。

図2は溝彫り加工において、切れ刃をすくい面側からみた切りくず生成過程である。エンドミル加工では切れ刃の一回転中に切削厚さが変化するため、切削時間に対して切削力変化を解析する。エネルギー解析法では切れ刃を微小部分に分割し、切りくず生成過程を切削速度 V と切りくず流出速度 V_c を含む平面における二次元切削の積み重ねとして考える。この断面を以後「二次元化断面」と呼ぶ。エンドミル加工では、切れ刃高さによって切削厚さが変化するため、分割した各微小切れ刃に対して切削厚さの異なる二次元切削を考える。二次元化断面の切削モデルは、二次元切削試験によって得られる次の関係式によって作成する。

$$\left. \begin{aligned} \phi &= f(\alpha, V, t_1) \\ \tau_s &= g(\alpha, V, t_1) \\ \beta &= h(\alpha, V, t_1) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ただし ϕ , τ_s , β はせん断角, せん断面せん断応力, 工具すくい面上の摩擦角であり, α , V , t_1 は二次元切削試験時のすくい角, 切削速度, 切削厚さである。エネルギー解析手法では、積み重なるそれぞれの二次元化断面の質点流れには相対速度がなく、各断面間の塑性仕事は生じないものと仮定する。そこで図2の切りくず生成過程は、切削している切れ刃中央の二次元化断面における切削モデルを式(1)によって作成し、他の切削

部分では、後述の切りくずが一体となって流れる「切りくず剛体回転」の条件を満たすように、切削モデルを作成する。切削エネルギーは、切削モデルにおけるせん断面の塑性仕事と工具すくい面の摩擦仕事に消費され、切りくずは切削エネルギーが最小となる方向に流出すると考える。解析では切りくず流出方向を仮定して、切削エネルギーの計算を繰り返しながら、切削エネルギーが最小となる方向を決定する。このときのエネルギーとモデルの幾何学的関係から切削三分力を計算する。

2・2 解析の流れ

(1) 動的切削過程の座標系

工具送り方向を X 軸として定義した図3の固定座標系 $X-Y-Z$ に対して、回転する刃先を基準にする刃先座標系 $X'-Y'-Z'$ と刃先速度方向を基準にする刃先速度座標系 $X''-Y''-Z''$ を考える。刃先座標系は切れ刃上の点 P と工具軸中心を結ぶ軸を X' 軸とし、これに直交する軸を Y' 軸とする。高さ 0 の切れ刃の回転角を基準として角度 γ だけ遅れた点 P の時刻 t での $X'-Y'-Z'$ 系は、以下の変換式で $X-Y-Z$ 系と関連付けられる。

$$x' = (x - ft) \sin(\alpha t - \gamma) + y \cos(\alpha t - \gamma) \dots\dots\dots (2)$$

$$y' = y \sin(\alpha t - \gamma) - (x - ft) \cos(\alpha t - \gamma)$$

$$x = x' \sin(\alpha t - \gamma) - y' \cos(\alpha t - \gamma) + ft \dots\dots\dots (3)$$

$$y = x' \cos(\alpha t - \gamma) + y' \sin(\alpha t - \gamma)$$

$$z' = z \dots\dots\dots (4)$$

ただし ω は切れ刃の回転角速度である。次に点 P における切削速度は切れ刃の回転速度 $V_P = R_P \omega$ と工具送り速度 f が合成されたものとなる。このような送り速度の効果は、一般のエンドミル加工では大きくないが、送り速度に対して回転速度が相対的に小さい小径エンドミルや微小切り込みのボールエンドミルの加工では考慮されなければならない。エネルギー解析法における二次元化断面は、この合速度に対して考えなければな

Fig. 4 Orthogonal cutting plane in X''-Y''-Z''

らないので、この速度方向を Y'', その直交軸を X'' とする座標系を考える。合速度 V_{RE} および Y' 軸と Y'' 軸間(X' 軸と X'' 軸間)の角 Θ は、次式で与えられる。

$$V_{RE} = \sqrt{f^2 \sin^2(\omega t - \gamma) + \{V_p + f \cos(\omega t - \gamma)\}^2} \quad (5)$$

$$\tan \Theta = \frac{f \sin(\omega t - \gamma)}{V_p + f \cos(\omega t - \gamma)} \quad (6)$$

また X'-Y'-Z' 系から X''-Y''-Z'' 系への座標変換式は、

$$\left. \begin{aligned} x'' &= x' \cos \Theta + y' \sin \Theta \\ y'' &= -x' \sin \Theta + y' \cos \Theta \\ z'' &= z' \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

(2) 切りくず流出方向と関連諸量の計算

図4は X''-Y''-Z'' 座標系における切削速度方向と切りくず流出方向を含む二次元化断面と諸角の関係を示したものである。O'P は点 P の回転半径であり、PACBD はすくい面を示している。また材料は点 P に対して FP 方向から速度 V_{RE} で移動し、切りくずは PC 方向に速度 V_c で流れる。したがって PCEF が二次元化断面となる。切りくず流出角 η_c は、切削速度方向を工具すくい面上に投影した PA と PC のなす角であり、これを垂直面内に投影した $\angle HPG$ を η'_c とする。二次元化断面内における切れ刃の有効すくい角 α_c は $\angle CPG$ であり、次式で与えられる。

$$\alpha_c = \sin^{-1} \left\{ \sin(\eta_0 + \eta_c) \sin \alpha_R'' + \cos(\eta_0 + \eta_c) \tan \alpha_A'' \cos \alpha_b \cos^2 \alpha_R'' \right\} \quad (8)$$

ただし α_A'' は X''-Y''-Z'' 座標系での軸方向すくい角 $\angle HPA$, α_R'' は同座標系の半径方向すくい角である。 α_b は回転軸に平行な軸 PH を含むすくい面に垂直な面内での切れ刃の傾き角 $\angle HPI$ であり、 η_0 は PI と PA のなす角である。それぞれの角度は、X'-Y'-Z' 座標系の半径方向すくい角 α_R と軸方向すくい角 α_A を用いて、次式

で与えられる。

$$\alpha_b = \tan^{-1}(\tan \alpha_A \cdot \cos \alpha_R) \quad (9)$$

$$\alpha_R'' = \alpha_R + \Theta \quad (10)$$

$$\alpha_A'' = \tan^{-1}(\tan \alpha_b / \cos \alpha_R'') \quad (11)$$

$$\eta_0 = \cos^{-1}(\cos \alpha_A'' / \cos \alpha_b) \quad (12)$$

また η_c と η'_c の関係は次式で与えられる。

$$\eta'_c = \cos^{-1} \{ \cos \alpha_b \cos(\eta_0 + \eta_c) / \cos \alpha_c \} \quad (13)$$

後述の切りくず剛体回転条件では、垂直軸をすくい面に投影した線 PI と切りくず流出方向のなす角で議論するため、切りくず流出角 η_c を次式で定義しておく。

$$\eta_c = \eta_0 + \eta'_c \quad (14)$$

(3) 二次元化断面における先行切れ刃軌跡

二次元化断面において切削モデルを求めるためには、先行切れ刃によって削られた切削痕の形状、すなわち図4の点 Q を通る曲線が必要である。この曲線上の一点 Q が、切削モデルにおけるせん断面の端点となる。いま点 P のある切れ刃 i より角度 $d\varphi_{ij}$ だけ先行した切れ刃 j 上の点 Q の軌跡を考える。時刻 $t + \Delta t - d\varphi_{ij}/\omega$ において、回転半径 R_Q の点 Q の座標 x_Q, y_Q は、式(3)で $x' = R_Q, y' = 0, \gamma = d\varphi_{ij} + \gamma_Q$ として次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} x_Q &= f \left\{ t + \Delta t - d\varphi_{ij}/\omega \right\} + R_Q \sin \left\{ \omega \left\{ t + \Delta t - d\varphi_{ij}/\omega \right\} - d\varphi_{ij} - \gamma_Q \right\} \\ y_Q &= R_Q \cos \left\{ \omega \left\{ t + \Delta t - d\varphi_{ij}/\omega \right\} - d\varphi_{ij} - \gamma_Q \right\} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ただし Δt は先行切れ刃の軌跡を求めるための媒介変数である。また γ_Q は切れ刃 j 上の高さ 0 の切れ刃の回転角に対する点 Q の遅れ角である。この x_Q, y_Q は、さらに式(2)によって点 P における X'-Y'-Z' 座標系に変換され、式(7)によって X''-Y''-Z'' 座標系の座標 x''_Q, y''_Q に変換される。一方座標系 X''-Y''-Z'' において、回転半径 R_p の点 P ($R_p \cos \Theta, -R_p \sin \Theta, z'_p$) を通り、法線ベクトル $(\cos \eta'_c, 0, \sin \eta'_c)$ の二次元化断面の方程式は、

$$x'' \cos \eta'_c + z'' \sin \eta'_c = R_p \cos \Theta \cos \eta'_c + z'_p \sin \eta'_c \quad (16)$$

先行切れ刃の切削痕は、式(16)の平面上で、式(15)の Δt を変化させながら得られる点 Q の軌跡である。したがって点 Q の x''_Q を式(16)に代入して z''_Q を得る。ただし式(15)における R_Q と γ_Q は、点 Q の切れ刃高さによって変化するため、計算では高さ h_Q の点 Q を仮定して、 $h_Q = z''_Q$ となるまで上述の手順を繰り返す。最終的に二次元化断面上で点 P を原点とし、切削速度方向を ξ 軸、これに垂直な方向を ζ 軸とする ξ - ζ 座標系における点 Q の座標は、次式で与えられる。

Fig. 5 Shear plane cutting model

$$\left. \begin{aligned} \xi_Q &= y_Q'' \\ \zeta_Q &= (z_Q'' - z_P'') / \cos \eta_c' \end{aligned} \right\} \cdots \cdots (17)$$

(4) 被削材上面の傾斜角に対するモデル化

二次元化断面上の ξ - ζ 座標系における切れ刃と先行切れ刃の切削痕の幾何学的関係に基づいて、切削モデルを作成する。先行切れ刃の切削痕は、図4の点Qを通る曲線のように傾斜しているが、このような前加工面の傾斜により点Q近傍の応力状態が変わり、せん断角が変化する⁽⁷⁾。そこで図5に示す傾斜角 δ_s を考慮したモデルを考える⁽⁸⁾。同図(a)のように δ_s だけ被削材上面が傾斜した切削状態は、すくい角 $\alpha_c^* = \alpha_c - \delta_s$ の工具が $t_1 = t_1 \sin \phi_c^* / \sin \phi$ 、せん断角 ϕ_c^* で被削材上面に平行な切削速度 $V^* = V_{RE} \{ \cos \delta_s - \sin \delta_s \tan(\alpha_c - \delta_s) \}$ で二次元切削する場合と同じ力系とみなす。同図(b)は(a)のモデルのホドグラフであり、工具は工作物に対してすくい面に平行な方向に速度 $V^{**} = V_{RE} \sin \delta_s / \cos(\alpha_c - \delta_s)$ で食い込んでいくと考える。水平方向に対するせん断面の見かけのせん断角 ϕ は、

$$\phi = \delta_s + \phi_c^* \cdots \cdots (18)$$

ここで切削モデルを作成するために、点Qの位置を以下のように決定する。図5においてせん断面の端点Qを仮定すると傾斜角 δ_s と α_c^* が与えられる。そこで式(1)の第1式よりすくい角 α_c^* に対するせん断角 ϕ_c^* と、同図の見かけのせん断角 ϕ から式(18)によって得られる ϕ_c^* とが一致するように点Qを決定する。このように決定した切削モデルに対して、式(1)により二次元切削モデルのせん断応力 τ_s 、摩擦角 β が与えられる。

(5) 切りくず接触域幅 dL_f 、せん断域幅 dL_s の計算

図6に微小切れ刃PSに対するせん断域とすくい面上での切りくず接触域を示す。同図(b)、(c)は(a)のPSを拡大したものである。点Pにおける X'' - Y'' - Z'' 座標系において、回転半径 R_P 、高さ h_P の点Pの座標は、(R_P , 0, h_P)、回転半径 R_S 、高さ h_S の点Sは、($R_S \cos(\gamma_S - \gamma_P)$, R_S

(a) Shear plane on the divided cutting edge

(b) Width of the chip contact area (c) Width of the shear plane
Fig. 6 Width of the shear plane and that of the chip contact area on the divided edge
l in Fig 6(c) is given in Eq. (21).

$\sin(\gamma_S - \gamma_P)$, h_S)である。これらを式(7)によって X'' - Y'' - Z'' 座標系の $P(x''_P, y''_P, z''_P)$ と $S(x''_S, y''_S, z''_S)$ に変換し、微小切れ刃の長さ $\overline{PS}$ を次式で得る。

$$\overline{PS} = \sqrt{(x''_P - x''_S)^2 + (y''_P - y''_S)^2 + (z''_P - z''_S)^2} \cdots \cdots (19)$$

切りくず接触域幅 dL_f は、同図(b)の幾何学的関係から次式で計算できる。

$$dL_f = \overline{PS} \sin \left\{ \eta_c + \cos^{-1} \frac{(h_P - h_S) / \cos \alpha_b}{\overline{PS}} \right\} \cdots \cdots (20)$$

せん断面域幅 dL_s は同図(c)を参照し、 X'' - Y'' - Z'' 座標系におけるせん断面の方向余弦($-\sin \phi_c \sin \eta_c'$, $-\cos \phi_c$, $\sin \phi_c \cos \eta_c'$)を用いて次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} dL_s &= \overline{PS} \sin \left\{ \cos^{-1} \left(\frac{l}{\overline{PS}} \right) \right\} \\ l &= -(x''_S - x''_P) \sin \phi_c \sin \eta_c' - (y''_S - y''_P) \cos \phi_c \\ &\quad + (z''_S - z''_P) \sin \phi_c \cos \eta_c' \end{aligned} \right\} \cdot (21)$$

(6) 切りくず剛体回転条件

曲線切れ刃のエンドミル加工では、図7(a)のように切れ刃の各部分で回転半径と切れ刃回転角が異なるため、切削速度の大きさと方向が異なる。そこで切りくず生成過程をすくい面の法線方向から見た同図(b)を用いて、切れ刃各点の切りくず流出速度の関係を近似的に求める。ここでは切削している切れ刃の中央点をE、その他の点を例えばDおよびFとする。また OO' は切れ刃の回転軸をすくい面に投影したものである。

Fig. 7 Chip flow process in a rigid body

切りくずが一体で流出するためには、切れ刃上の各点で以下の2条件が満たされなければならない。

(i) 各点 F, E, D での η_z がすべて等しい

(ii) 各点での切りくずカールの回転角速度が一定
ここで条件(ii)について切りくず流出速度の関係を導く。図7(b)において、すくい面上でOを通り、切りくず流出方向に対して直交する軸をOO'とし、点D, E, FからOO'におろした垂線の足をD', E', F'とする。点Oで切りくず流出速度が0であるから、条件(ii)を満たすためには、点D, E, Fの切りくず流出速度は、それぞれ $\overline{OD'}$, $\overline{OE'}$, $\overline{OF'}$ に応じて次式のように与えられなければならない。

$$\frac{(V_c)_D}{\overline{OD'}} = \frac{(V_c)_E}{\overline{OE'}} = \frac{(V_c)_F}{\overline{OF'}} \quad \cdots \cdots (22)$$

ここでは切れ刃中央点Eの切削モデルを式(1)に基づいて作成し、他の切れ刃部分では式(22)で切りくず流出速度を計算して切削モデルを作る。まず点Eについて、 η_z を与えると式(8)、式(14)から有効すくい角 $(\alpha_e)_E$ が決まり、また点Eの切削速度 $(V_{re})_E$ は式(5)で与えられる。したがって点Eでは前述の方法で切削モデルを作成し、せん断角 $(\phi_e^*)_E$ と先行切れ刃による加工面の傾斜角 $(\delta_s)_E$ を用いて切りくず速度 $(V_c)_E$ を次式で計算する。

$$(V_c)_E = \frac{\sin\{(\phi_e^*)_E + (\delta_s)_E\}}{\cos\{(\phi_e^*)_E + (\delta_s)_E - (\alpha_e)_E\}} (V_{re})_E \quad \cdots \cdots (23)$$

一方他の点、例えば回転半径 R_F 、高さ h_F の点Fでは剛体回転条件が優先するから、 $(V_c)_F$ は式(22)を満たさなければならない。ここで $\overline{OF'}$ は幾何学的関係より

$$\left. \begin{aligned} \overline{OF'} &= \sqrt{R_F^2 + h_F^2} \sin\left(\frac{\pi}{2} + \zeta_F - \eta_z\right) \\ \zeta_F &= \tan^{-1} \frac{h_F / \cos \alpha_b}{\sqrt{R_F^2 - h_F^2 \tan^2 \alpha_b}} \end{aligned} \right\} \quad \cdots \cdots (24)$$

また $\overline{OE'}$ も式(24)と同様である。これらと式(23)を用いれば式(22)より $(V_c)_F$ が得られる。したがって点Fの二

次元化断面におけるせん断角 $(\phi_e)_F$ は次式で与えられる。

$$(\phi_e)_F = \cot^{-1} \left\{ \frac{(V_{re})_F}{(V_c)_F \cos(\alpha_e)_F} - \tan(\alpha_e)_F \right\} \quad \cdots \cdots (25)$$

(7) 切削エネルギーの計算

切削動力 $\dot{U}$ は、せん断面上におけるせん断仕事率 $\dot{U}_s$ と工具すくい面上の摩擦仕事率 $\dot{U}_f$ として消費される。微小分割した各切れ刃のせん断仕事率 $d\dot{U}_s$ は、

$$d\dot{U}_s = \tau_s l_s V_s dL_s \quad \cdots \cdots (26)$$

ただし τ_s はせん断せん断応力、 l_s は図5のPQで示されるせん断面長さ、 dL_s は式(21)で与えられる微小分割した切れ刃のせん断域幅である。また V_s はせん断速度であり、図5(b)のホドグラフより次式で与えられる。

$$V_s = \frac{\cos \alpha_e}{\cos(\phi_e^* + \delta_s - \alpha_e)} V_{re} \quad \cdots \cdots (27)$$

一方微小切れ刃における切りくず接触域幅 dL_f あたりのすくい面摩擦 dF_f は、次式で与えられる。

$$dF_f = \tau_s t_1^* \frac{\sin \beta}{\cos(\phi_e^* + \beta - \alpha_e) \sin \phi_e^*} dL_f \quad \cdots \cdots (28)$$

ただし β は摩擦角であり、 ϕ_e^* , α_e^* , t_1^* は図5に示す工具を δ_s だけ傾けた切削モデルにおけるせん断角、すくい角、切削厚さである。切れ刃上の各点での切りくず流出速度 V_c は、式(22)または式(23)で得られるから、すくい面上の摩擦エネルギー $d\dot{U}_f$ は次式で与えられる。

$$d\dot{U}_f = \tau_s t_1^* \frac{\sin \beta}{\cos(\phi_e^* + \beta - \alpha_e) \sin \phi_e^*} V_c dL_f \quad \cdots \cdots (29)$$

したがって単位時間あたりの全切削エネルギーは、切削領域の高さ $[h_{min}, h_{max}]$ について、次式で積分し計算する。

$$\dot{U} = \int_{h_{min}}^{h_{max}} (d\dot{U}_s + d\dot{U}_f) dh \quad \cdots \cdots (30)$$

(8) 切削三分力

解析では切りくず流出方向を仮定して前項までの計算を繰り返し、全切削エネルギー $\dot{U}$ が最小となる切りくず流出角を得る。この時の切りくず生成モデルについて切削力を計算する。各微小切れ刃での切削系に対する外部仕事率は、切削速度 V_{re} と切削速度方向の切削力成分 dF_H との積であり、それはせん断仕事と摩擦仕事の和に等しいから、 dF_H は次式で求められる。

$$dF_H = (d\dot{U}_s + d\dot{U}_f) / V_{re} \quad \cdots \cdots (31)$$

すくい面摩擦 dF_f とすくい面垂直力 dF_n の切削速度

Fig. 8 Cutting force components

Fig. 9 Tool geometry of ball end mill

方向成分の和が dF_H であるから、 dF_n は次式となる。

$$dF_n = \frac{dF_H - dF_t \sin \alpha_c}{\cos \alpha_b \cos \alpha_R'} \quad (32)$$

ただし dF_t は式(28)で得られる。図8を参照して、右上添図に示した方向の横分力 dF_T と垂直分力 dF_V は、

$$\left. \begin{aligned} dF_T &= (dF_{x'})_1 + (dF_{x'})_2 \\ &= -dF_t \cos \alpha_c \sin \eta_c' + dF_n \cos \alpha_b \sin \alpha_R' \\ dF_V &= (dF_{z'})_1 + (dF_{z'})_2 \\ &= dF_t \cos \alpha_c \cos \eta_c' - dF_n \sin \alpha_b \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

固定座標系 X-Y-Z 系での各分力は次式で得られる。

$$\left. \begin{aligned} dF_x &= -dF_H \cos(\alpha_t - \gamma - \Theta) + dF_T \sin(\alpha_t - \gamma - \Theta) \\ dF_y &= dF_H \sin(\alpha_t - \gamma - \Theta) + dF_T \cos(\alpha_t - \gamma - \Theta) \\ dF_z &= dF_V \end{aligned} \right\} \quad (34)$$

これらを切れ刃全体について積分することにより、切削力 F_x , F_y , F_z が得られる。

3. 解析手法の妥当性

図9(a)に示すスローアウェーボールエンドミルの溝彫り加工の解析例を示す。切れ刃高さ h に対する軸方向すくい角 $\alpha_A(h)$ と半径方向すくい角 $\alpha_R(h)$ は、同図(b)を参照して次式で換算する。

$$\alpha_R(h) = \sin^{-1}(h \tan \alpha_b / R(h)) \quad (35)$$

$$\alpha_A(h) = \tan^{-1}(\tan \alpha_b / \cos \alpha_R(h)) \quad (36)$$

図9のチップでは半径方向傾斜角を 0° とし、 α_b は鉛直軸に対するチップの傾き角(軸方向傾斜角)として与えられている。 $R(h)$ は切れ刃高さ h での回転半径であり、チップの曲率半径 R_0 を用いて、次式で与えられる。

$$R(h) = \sqrt{h^2 \tan^2 \alpha_b + \frac{h}{\cos \alpha_b} \left(2R_0 - \frac{h}{\cos \alpha_b} \right)} \quad (37)$$

Fig. 10 Comparison of the calculated cutting force with the measured force
Cutting conditions: material cut, Brass; rotation rate, 985rpm; feed rate, 197mm/min; tool diameter, 16mm; number of edge, 1; axial inclination angle, -16° ; radial inclination angle, 0° ; lubrication, dry.

Fig. 11 Change of the chip flow angle with the cutting time
Cutting conditions are the same as those in Fig. 10.

図10は解析結果と実測値との比較である。同図の結果は、切込みに対する切れ刃稜を32分割、切れ刃一回転の時間を32分割にして解析したものである。また被削材を黄銅、工具材質を超硬合金P20として、次式の二次元切削データを用いた。

Fig. 12 Change of the velocities in the shear plane model with the cutting time. Cutting conditions are the same as those in Fig. 10, where axial depth of cut is 2mm.

$$\left. \begin{aligned} \phi &= \exp(0.1217V + 1195.2977t_1 + 0.7921\alpha - 1.7623) \\ \tau_s &= \exp(-0.1354V + 68.6816t_1 + 2.3435\alpha + 20.9394) \\ \beta &= \exp(-0.3384V - 1127.6585t_1 + 0.7269\alpha + 0.0959) \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

切削力方向は、図3のように工具送り方向をX、水平面内でこれに垂直な方向をY、鉛直方向をZとして表示している。同図は切込み1mmと2mmの結果であり、解析結果は実測と良好に一致している。図11は切削している切れ刃中央部(図7の点E)の切りくず流出方向を示したものである。ボールエンドミルの場合、切れ刃底部ではXY平面に対する切れ刃の傾きが小さいが、切れ刃高さが高くなるとその傾斜が大きくなる。そのため切込みの増加とともに切れ刃上部の影響が大きくなる。その結果、大きな切込みになると切りくず流出角が大きくなり、切りくずが工具軸中心方向に向かって流れる傾向になる。図12は切れ刃中央部の一回転あたりの切削速度、切りくず流出速度、せん断速度の変化である。切削速度は図3のように考えて式(5)で計算されるため、送り速度の影響によって時刻0の切れ刃食いつき時に最大となり、切れ刃離脱時に最小となる。したがって切削速度に応じて若干ではあるが、切りくず流出速度とせん断速度も減少する。図13は切削モデルの変化を示すため、切削厚さとせん断角およびせん断断面長さの変化を示したものである。せん断断面長さは切削厚さに応じて変化するが、せん断角については、式(38)の第1式より図12の切削速度の変化に応じて減少する。このように本手法では、切削力の変化だけでなく、切りくず流出方向や切削モデルの変化を解析できる点が特徴である。特に切りくず流出方向の予測は、例えばドライ加工における切りくず処理を考慮した作業設計に対して有益な情報を与えることができる。

4. 結 論

- (1) 切削動力が最小となる方向に切りくずが流出するものとし、切りくず生成を切削速度と切りくず流出速度を含む面内の二次元切削の重ね合わせとして考えるエネルギー解析法により、切れ刃形状が切

Fig. 13 Change of the shear plane parameters with the cutting time. Cutting conditions are the same as those in Fig. 10, where axial depth of cut is 2mm.

れ刃高さに対して変化する曲線切れ刃エンドミルの切削過程における切削三分力を予測できる。

- (2) 切りくずが一体で流れるための切りくず剛体回転の条件を示し、切りくず流出速度の計算法と二次元断面における切削モデルの作成方法を示した。これにより切れ刃形状を切れ刃高さの関数として定義された曲線切れ刃エンドミルの切削過程において、切れ刃一回転中の切りくず流出方向と切削モデルの変化を解析的に示すことができる。

引用文献

- (1) Yucsan, G. and Altintas, Y., 1996, "Prediction of Ball End Milling Force," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 118, pp.95-103.
- (2) Smith, S., and Thusty, J., 1991, "An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, pp. 169-175.
- (3) Bayoumi, A. E., Yucsan, G., and Kendall, L. A., 1994, "An Analytical Mechanistic Cutting Force Model for Milling Operations: A Theory and Methodology," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 116, pp.324-330.
- (4) 森脇俊道, 社本英二, 高 大力, 杉原和郎: 切削力予測モデルに基づくフライス加工状態の認識, 日本機械学会論文集(C編), 61巻, 586号 (1995), pp. 2592-2598.
- (5) Usui, E., Hirota, A., and Masuko, M., 1978, "Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process —Part1 Basic Cutting Model and Energy Approach," ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 100, pp.222-228.
- (6) 広田明彦, 白井英治: 平フライス切削における切削抵抗の解析的予測, 精密機械, 44巻, 4号 (1978), pp. 508-514.
- (7) Kobayashi, S., and Shabaik, A., 1964, "Chip Formation with Varying Undeformed Chip Thickness at Very Slow Speed," Transactions of ASME, Nov., pp. 389.
- (8) 白井英治, 帯川利之, 笹原弘之, 白樫高洋: 自動びり振動における動的切削過程の非線形効果(第2報)—動的切削過程のエネルギー法による解析, 精密工学会誌, 56巻, 4号 (1990), pp. 661-666.