ボールエンドミル切削における切りくず生成状態と 切削抵抗の予測(第1報)*

— 球体部の切れ刃形状と切削模型 —

笠原 和夫** 広田 明彦** 笹井 洋介***

Prediction of Chip Formation and Cutting Forces in Milling with Ball End Mills (1st Report)

— Geometry of a Ball End Mill and Cutting Model —

Kazuo KASAHARA, Akihiko HIROTA and Yosuke SASAI

Cutting edge of a sphere portion (end cutting edge) of the ball end mills is treated as the intersection of a spherical surface and a rake face approximated by a plane surface. The cutting edge configuration is geometrically analyzed, and variation of inclination angle and normal rake angle along the cutting edge is discussed. In addition, it is assumed that the line elements along the curved cutting edge of the sphere portion do not undergo extension or contraction, and the modified condition of side-curl of the chip is introduced. Then a cutting model and energy method developed for the drilling process is extended to the milling process. Expressions such as area of the shear plane and projected area of the cutting cross-section on the rake face are derived for slot milling. From the analytical results obtained through energy method, it is found that the center of side-curl of the chip is fixed near the top of the sphere portion of ball end mills and the chip is produced under this restricted condition. Furthermore, predicted result shows that Stabler's chip flow rule does not hold for the milling with ball end mills.

Key words: milling, ball end mill, inclination angle, normal rake angle, chip formation, cutting forces, cutting model, energy method

1. ま え が き

金型等の斜面や曲面加工に用いられる一般的なボールエンドミルの先端部の切れ刃は、球面上にのるように構成されている。このような幾何的特徴をもつボールエンドミルの切れ刃形状については多くの研究者によって解析的な検討がなされ、それらの結果に基づいて切削抵抗の予測、加工精度と仕上げ面粗さ、仕上げ面生成機構等に関する研究がなされている^{1)~6)}。しかしながら、切れ刃傾斜角や直角すくい角といった切りくず生成状態と切削抵抗に直接影響を及ぼす諸角の検討は、ほとんどなされていない。

また切れ刃の三次元的な配置によって、切削厚さや切削に關与する切れ刃の領域(位置や長さ)等の計算が煩雑であり、しかも切れ刃位置によって上記の諸角とせん断角、切りくず流出角および諸速度が変化するので、切れ刃に沿う三次元塑性変形の取扱いは容易でない。このため切りくず生成過程を考慮してボールエンドミル切削での切削抵抗の予測を試みた研究は少ない⁷⁾⁸⁾。

そこで本研究では切れ刃形状の幾何解析を行い、既報⁹⁾の横向きカールを考慮した切削模型をボールエンドミル切削の場合に拡張し、切れ刃に沿う上記の諸角、諸値の変化を考慮して切りくず生成状態と切削抵抗の予測を試み、その切削機構、切削現象の検討を行う。本報ではまず工具すくい面と切れ刃形状の幾何的取扱いについて述べ、切れ刃傾斜角と直角すくい角の切れ刃に沿う変化を明らかにするとともに、次いでこの切れ刃形状の解析結果に基づいて切削模型を構成し、この切削模型とエネルギー解法を用いて得られる切りくず生成状態について述べる。

2. 球体部の幾何形状

2. 1 切れ刃形状の幾何的取扱い

図1(a)に示されるように x, y 軸が球体部先端に接しボールエンドミル軸方向を z 軸とする座標系 $o-xyz$ を用いて切れ刃形状を取扱う。同図に示されるように球体部の左右の切れ刃が軸心 o で交わっていないことを考慮し、そのすくい面(右側の切れ刃に関して議論する)を回転軸から x 軸上で距離 e だけ離れた位置 $(e, 0, 0)$ を通る次式の平面で近似する。

$$(x - e) \cos \gamma + y \sin \xi \sin \gamma + z \cos \xi \sin \gamma = 0 \quad (1)$$

ただし、上式の ξ, γ は同図(b)に示されるようにすくい面法線方向を定める角である。

Fig.1 Geometrical configuration of a ball end mill

* 原稿受付 平成 14 年 7 月 16 日

** 正 会 員 成蹊大学工学部(武蔵野市吉祥寺北町 3-3-1)

*** ニチアス(株)羽島工場(羽島市竹鼻町狐穴 3365)

先端部の切れ刃は球面上に存在するので、 $(0, 0, R)$ を中心とする半径 R の球面と式(1)の平面との交線を用いてそれを定義する。すると図(a)に示したように軸心 o と切れ刃上の任意位置を示す点 P の xy 平面へのそれぞれの投影点を結ぶ線分とが x 軸となす角 ψ を用いれば、球体部の切れ刃形状は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} x &= \rho \cos \psi \\ y &= \rho \sin \psi \\ z &= \{e \cot \gamma - \rho(\cos \psi \cot \gamma + \sin \psi \sin \xi)\} / \cos \xi \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ただし、 ρ は同図に示されるように切れ刃上の任意位置の半径を表し、 ψ の関数として次式で与えられる。

$$\rho = \frac{-g + \sqrt{g^2 - 4d(a \cos^2 \psi + b \sin^2 \psi + c \sin \psi \cos \psi)}}{2(a \cos^2 \psi + b \sin^2 \psi + c \sin \psi \cos \psi)} \quad (3)$$

ここに、上式の a, b, c, d, g はそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} a &= 1 + \frac{1}{\cos^2 \xi \tan^2 \gamma}, \quad b = 1 + \tan^2 \xi \\ c &= \frac{2 \tan \xi}{\cos \xi \tan \gamma}, \quad d = \left(\frac{e}{\cos \xi \tan \gamma} \right) \left(\frac{e}{\cos \xi \tan \gamma} - 2R \right) \\ g &= h \cos \psi + j \sin \psi \\ h &= \left(\frac{-2}{\cos \xi \tan \gamma} \right) \left(\frac{e}{\cos \xi \tan \gamma} - R \right) \\ j &= -2 \tan \xi \left(\frac{e}{\cos \xi \tan \gamma} - R \right) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

である。したがって以上の式(2)~(4)を用いれば e, ξ, γ および ψ を変数として球体部の切れ刃各点の座標が求められ、切れ刃形状を決定できる。

なお上述のように球体部における左右2枚の切れ刃は軸心を通らないから、図(a)に示されるように軸心部にはこれら2枚の切れ刃逃げ面の交線として切れ刃 EE が形成される。この EE 部では切削速度が小さく、かつすくい角が極端に大きな負の値をとるので、ここでの変形様式は他の切れ刃部分とまったく異なるものになると思われる。しかし通常のボールエンドミルの場合、この EE 部の長さはエンドミル径に比べて極めて短く、さらに本報で議論される工具移動方向が回転軸に直交する切削の場合にはこの領域での切削厚さは微小となる。そのため切りくず生成状態全体に及ぼすこの部分の影響は極めて小さいと考えられる。そこで本研究では切れ刃 EE による切削状態については無視し解析を進めることにした。

2.2 切れ刃傾斜角と直角すくい角

上記の式(2)~(4)より球体部の切れ刃形状が定まり、切れ刃上の各点での接線の方法余弦を求めることができる。この方向余弦を (l_c, m_c, n_c) として、これと

$$l_v = -\sin \psi, \quad m_v = \cos \psi, \quad n_v = 0 \quad (5)$$

で与えられる切削速度 V の方向余弦 (l_v, m_v, n_v) を用いれば、切れ刃上の任意位置での切れ刃傾斜角 i は次式により求められる。

$$i = \sin^{-1}(l_v l_c + m_v m_c) \quad (6)$$

また以下の式(7), (8)で与えられるすくい面法線の方法余弦 (l_L, m_L, n_L) と仕上げ面法線の方法余弦 (l_f, m_f, n_f) を用い

れば、

$$\left. \begin{aligned} l_L &= \cos \gamma \\ m_L &= \sin \xi \sin \gamma \\ n_L &= \cos \xi \sin \gamma \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

$$\left. \begin{aligned} l_f &= (m_c n_v - n_c m_v) / q_n \\ m_f &= (n_c l_v - l_c n_v) / q_n \\ n_f &= (l_c m_v - m_c l_v) / q_n \\ q_n &= \sqrt{(m_c n_v - n_c m_v)^2 + (n_c l_v - l_c n_v)^2 + (l_c m_v - m_c l_v)^2} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

切れ刃上の任意位置での直角すくい角 α_n は

$$\alpha_n = \sin^{-1}(l_f l_L + m_f m_L + n_f n_L) \quad (9)$$

で与えられる。ただし、以上の切れ刃傾斜角 i と直角すくい角 α_n に関する諸式は、送り速度の影響を無視して得られている。

図2は市販の直径 $D=20\text{mm}$ (球体部の半径 R は 10mm である)、ねじれ角 $\delta=30^\circ$ の高速度工具鋼ボールエンドミルを写真撮影し、約4倍の大きさに拡大した画像から読みとって得た各平面への切れ刃の投影形状の測定結果(●印)と $e=0.6\text{mm}$, $\xi=1^\circ$, $\gamma=25^\circ$ としたときに式(2)~(4)より得られる切れ刃形状の計算結果(破線)とを比較したものである。軸心側で測定結果と計算結果とに若干の差が生じているものの、計算結果は切れ刃実体の形状をよく表現しており、全体的に見れば両者の一致はかなり良好である。この結果からすくい面を平面とする近似は妥当であり、式(2)~(4)を用いて一体で成形された多くのボールエンドミルの球体部の切れ刃形状を取扱うことが可能であることがわかる。

そこで次に同図の切れ刃形状の計算値に対応する切れ刃傾斜角 i と直角すくい角 α_n の切れ刃位置による変化を図3に示す。切れ刃傾斜角 i は e の存在によって軸心付近では約 50° とかなり大きな値をとる。そして半径 ρ の増大とともに急激に減少するものの、エンドミル径 D の $1/4$ に相当する $\rho=5\text{mm}$ より外側

Fig.2 Comparison between calculated and measured values of cutting edge configuration on the sphere portion. Calculated conditions: tool diameter; 20mm, distance e ; 0.6mm, angle ξ ; 1° , angle γ ; 25°

Fig.3 Variation of inclination angle and normal rake angle along the cutting edge. Calculated conditions same as in Fig.2

では再び増大し、 $\rho=10$ mm の球体部の切れ刃とねじれ刃との接合部では $\gamma=25^\circ$ にほぼ一致し、ねじれ角(30°)に近い値をとっている。

一方、式(8)で与えられる仕上げ面法線が切れ刃位置によらず常に球体部の中心を通るから、直角すくい角 α_n は切れ刃に沿って一定値をとる。この形状では ξ については 1° と小さいから、 α_n は γ にほぼ等しい値をとっている。

3. 切削模型と解析の要点

図4に切れ刃の微小部分では傾斜切削が成立するものとして構成した切削模型を示す。同図(a)は切りくずが一体でカールしてらっぱ形の形状となり流出している状態を、また同図の破線は切りくずをすくい面上に展開した状態を示している。同図(b)は切れ刃上のある1点でのすくい面内で切れ刃に垂直な方向から測ってある角度 η_c だけ傾いた方向に切りくずが速度 V_c をもって流出しているとし、せん断面切削模型(有効すくい角が α_e 、有効せん断角が ϕ_e である)を適用した場合の速度関係を、同図(d)は図(b)に対応するせん断面とすくい面受圧面を示す。そして同図(c)は切りくずが一体となって横向きカールする場合に考えられる切れ刃上で微小距離 Δb だけ離れた2点 m, n 間での切りくずの流出速度関係である。

切削模型の構成については既報のドリル切削の場合と同様であり、エネルギー解法の適用も含め計算手順の詳細については文献 9) を参照されたい。球体部の模型化に際しては、切れ刃接線方向変化を考慮して切れ刃に沿う変形様式を定めることにした。図(c)に示されるように Δb 間における切れ刃接線方向変化 $\Delta\lambda$ を考慮し、切れ刃に沿う方向の線素の伸縮がなく切りくずが一体で横向きカールする条件を示せば

$$V_{cm} \sin \eta_{cm} = V_{cn} \sin(\eta_{cn} - \Delta\lambda_n) \quad (10)$$

$$\frac{V_{cm}}{r_m} = \frac{V_{cn}}{r_n} = \frac{1}{\Delta b} \{ V_{cn} \cos(\eta_{cn} - \Delta\lambda_n) - V_{cm} \cos \eta_{cm} \} \quad (11)$$

となる。ただし $\Delta\lambda_n$ は次式により与えられる。

$$\Delta\lambda_n = \eta_{cn} - \cos^{-1} \left(\frac{r_n^2 + \Delta b^2 - r_m^2}{2r_n \cdot \Delta b} \right) \quad (12)$$

したがって式(10)~(12)より隣接する2点間での切りくず流出速度 V_c と切りくず流出角 η_c の関係は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} V_{cm} &= V_{cn} \sqrt{1 - 2 \left(\frac{\Delta b}{r_n} \right) \cos(\eta_{cn} - \Delta\lambda_n) + \left(\frac{\Delta b}{r_n} \right)^2} \\ V_{cn} &= V_{cm} \sqrt{1 + 2 \left(\frac{\Delta b}{r_m} \right) \cos \eta_{cm} + \left(\frac{\Delta b}{r_m} \right)^2} \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Fig.4 Cutting model

$$\left. \begin{aligned} \eta_{cm} &= \sin^{-1} \left\{ \frac{\sin(\eta_{cn} - \Delta\lambda_n)}{\sqrt{1 - 2 \left(\frac{\Delta b}{r_n} \right) \cos(\eta_{cn} - \Delta\lambda_n) + \left(\frac{\Delta b}{r_n} \right)^2}} \right\} \\ \eta_{cn} &= \sin^{-1} \left\{ \frac{\sin \eta_{cm}}{\sqrt{1 + 2 \left(\frac{\Delta b}{r_m} \right) \cos \eta_{cm} + \left(\frac{\Delta b}{r_m} \right)^2}} \right\} + \Delta\lambda_m \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

ここに、 Δb は切れ刃上の座標値を用いて

$$\Delta b = \sqrt{(x_n - x_m)^2 + (y_n - y_m)^2 + (z_n - z_m)^2} \quad (15)$$

で与えられる。

以上の流出速度と流出角に関する諸式を用いれば、切れ刃上のある1点で横向きカール半径 r と切りくず流出角 η_c を与えることによって、切れ刃に沿う全体の変形様式を定めることができる。既述のように球体部のすくい面は平面で定義しているのので式(13)、(14)は厳密に成立し、これらを用いて構成される切りくずは、図(a)の破線で示されるようにすくい面に平行に展開されるものとなる。

切削模型は横向きカール半径 r と切りくず流出角 η_c の2変数関数となっているから、これら r と η_c を変化させ次式で与えられる切れ刃の微小部分に対する切削動力 dU の切れ刃に沿っての積分、すなわち全切削動力 $\int dU$ が最小となる状態を解する。

$$\begin{aligned} dU &= dU_s + dU_f \\ &= dF_\theta \cdot V \\ &= \frac{\tau_s \cos \alpha_e}{\cos(\phi_e - \alpha_e)} \left\{ dA + \frac{\sin \beta}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_e)} dQ \right\} V \end{aligned} \quad (16)$$

ただし、 τ_s はせん断面せん断応力、 ϕ_e は有効せん断角、 β はすくい面摩擦角であり、これらと有効すくい角 α_e との関係が二次元切削実験に基づき与えられるものとする。また dA と dQ は図4(d)に示した切れ刃の微小部分に対するせん断面面積とすくい面受圧面面積、 dF_θ は切削速度方向の分力(主分力)である。切れ刃全体に作用する切削抵抗の軸方向3分力 F_x , F_y , F_z は $\int dU$ の最小値を与える r , η_c の切削状態で、切れ刃の微小部分に作用している dF_x , dF_y , dF_z (図5参照)を切れ刃に

Fig.5 Workpiece coordinate system and cutting force components

沿って積分すれば求められる。

ただし、 dF_θ および dF_R の方向は切れ刃位置によって変化するから、本研究では切削断面を2等分する位置を着力点にとり、この切れ刃位置での力の釣合いから F_θ と F_R を求めることにした。

4. せん断面面積 dA とすくい面受圧面面積 dQ

送り速度の影響を無視し、仕上げ面を球面で近似してせん断面面積と受圧面面積を扱う。式(2)で与えられる切れ刃が1回転したときに描く運動軌跡が球体部の仕上げ面を表すから、図5に示される工作物に固定した座標系（ワーク座標系） O - XYZ を用いればその形状は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} X &= \rho \cos\{\psi - (\theta - \theta_c)\} \\ Y &= \rho \sin\{\psi - (\theta - \theta_c)\} \\ Z &= z \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

また工具（1枚刃として議論する）が送り f で X 軸方向に移動するものとし、1回転前の仕上げ面を示す座標 (X_0, Y_0, Z_0) を用いて現在の仕上げ面を表すと

$$(X_0 + f)^2 + Y_0^2 + (Z_0 - R)^2 = R^2 \quad (18)$$

となる。

次に切れ刃上の任意位置でのせん断速度 V_s の方向を示す方向余弦 (l_s, m_s, n_s) は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} l_s &= \sin\psi \cos\phi_c - \cos\psi \sin\phi_c \sin(\lambda' - \eta'_c) \\ m_s &= -\cos\psi \cos\phi_c - \sin\psi \sin\phi_c \sin(\lambda' - \eta'_c) \\ n_s &= \sin\phi_c \cos(\lambda' - \eta'_c) \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

ただし、上式の λ' はボールエンドミルの軸心と切れ刃の任意位置を含む面内で次式により定義される角である。

$$\lambda' = \sin^{-1}(\rho/R) \quad (20)$$

また η'_c は切削速度 V に垂直な面内で定義される切りくず流出角である。切れ刃は被削材表面上を回転移動するから、せん断面の線素の長さを計算する際にはワーク座標系を用いる必要がある。このワーク座標系での V_s の方向余弦を (L_s, M_s, N_s) とすれば、 (L_s, M_s, N_s) と式(19)の (l_s, m_s, n_s) は

$$\begin{pmatrix} L_s \\ M_s \\ N_s \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos(\theta - \theta_c) & \sin(\theta - \theta_c) & 0 \\ -\sin(\theta - \theta_c) & \cos(\theta - \theta_c) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} l_s \\ m_s \\ n_s \end{pmatrix} \quad (21)$$

で関係づけられる。

図4(d)に示したようにせん断面のせん素の長さを $k_s(\psi)$ とする。 $k_s(\psi)$ は V_s の方向に存在し、式(2)～(4)で与えられる切れ刃上の点と1回転前の切れ刃による切削表面 (X_0, Y_0, Z_0) との距離であるから、これらの間に次式の関係が成立する。

$$\frac{X_0 - X}{L_s} = \frac{Y_0 - Y}{M_s} = \frac{Z_0 - Z}{N_s} = k_s(\psi) \quad (22)$$

式(18)と式(22)を用いて $k_s(\psi)$ について解くと

$$\begin{aligned} k_s(\psi) &= -(X \cdot L_s + Y \cdot M_s + Z \cdot N_s + f \cdot L_s - R \cdot N_s) \\ &\quad - \sqrt{(X \cdot L_s + Y \cdot M_s + Z \cdot N_s + f \cdot L_s - R \cdot N_s)^2} \\ &\quad - \{X^2 + Y^2 + Z^2 + f^2 + 2(X \cdot f - Z \cdot R)\} \end{aligned} \quad (23)$$

を得る。したがって切れ刃の微小部分に対応したせん断面面積 dA は

$$dA = k_s(\psi) \cdot dL_s(\psi) \quad (24)$$

で計算することができる。ただし、上式の $dL_s(\psi)$ は図4(d)に示されるように、 ψ の微小変化 $d\psi$ によって生じるせん断面線素間の距離である。

1回転前の切削表面がすくい面に交わる線と切れ刃間の面積であるすくい面受圧面面積 dQ は、上述のせん断面面積 dA に対応した部分の受圧面の線素の長さを $k_t(\psi)$ とすれば、せん断面面積と同様に計算することができる。すくい面上に存在する切りくず流出速度 V_c の方向を示す方向余弦 (l_t, m_t, n_t) は

$$\left. \begin{aligned} l_t &= \sin\eta_c \{-\sin\psi \sin i + \cos\psi \cos\lambda' \cos i\} - \cos\eta_c \{\sin\alpha_n \\ &\quad (\sin\psi \cos i + \cos\psi \cos\lambda' \sin i) + \cos\psi \sin\lambda' \cos\alpha_n\} \\ m_t &= \sin\eta_c \{\cos\psi \sin i + \sin\psi \cos\lambda' \cos i\} + \cos\eta_c \{\sin\alpha_n \\ &\quad (\cos\psi \cos i - \sin\psi \cos\lambda' \sin i) - \sin\psi \sin\lambda' \cos\alpha_n\} \\ n_t &= \sin\lambda' \cos i \sin\eta_c - \cos\eta_c \{\sin\lambda' \sin i \sin\alpha_n - \cos\lambda' \cos\alpha_n\} \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

で与えられる。式(23)の (L_s, M_s, N_s) を上式の (l_t, m_t, n_t) に置き換えれば $k_t(\psi)$ が得られ、切れ刃の微小部分に対応したすくい面受圧面面積 dQ は

$$dQ = k_t(\psi) \cdot dL_t(\psi) \quad (26)$$

で求められる。ただし、 $dL_t(\psi)$ は図4(d)に示されるように受圧面線素間の距離である。

5. 二次元切削データと切りくず生成状態の解析結果

5.1 二次元切削データ

中実材料から外径140mm、肉厚2.5mmのパイプ状に加工した炭素鋼 S48C（焼なまし材）の端面を湿式切削することによって解析で用いる二次元切削データ（せん断角 ϕ 、すくい面摩擦角 β 、せん断面せん断応力 τ_s ）を得た。その結果を図6に示す。

同図(a), (c)に示されるようにせん断角 ϕ とせん断面せん断応力 τ_s は切削厚さ t_1 (mm) により変化するため、 t_1 の影響を考慮して指定することにした。すなわち $t_1 \geq 0.03$ mm の領域でのせん断角 ϕ (°) とせん断面せん断応力 τ_s (MPa) については同図の個々のすくい角の実測値を結ぶ直線から得た以下の関係式を用いた。

Fig.6 Orthogonal cutting data used for the energy method. Cutting conditions: material cut; S48C steel (annealed), tool; H.S.S., rake angle; $0 \sim 30^\circ$, width of cut; 2.5mm, undeformed chip thickness; 0.05~0.20mm, cutting speed, 20m/min, cutting fluid; fatty oil

$$\left. \begin{aligned} \phi_0 &= \exp\{3.93 + 0.21 \ln(t_1)\} & (\alpha = 0^\circ) \\ \phi_{10} &= \exp\{3.72 + 0.16 \ln(t_1)\} & (\alpha = 10^\circ) \\ \phi_{20} &= \exp\{3.56 + 0.12 \ln(t_1)\} & (\alpha = 20^\circ) \\ \phi_{30} &= \exp\{3.38 + 0.07 \ln(t_1)\} & (\alpha = 30^\circ) \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

$$\left. \begin{aligned} \tau_{s0} &= \exp\{6.40 - 0.12 \ln(t_1)\} & (\alpha = 0^\circ) \\ \tau_{s10} &= \exp\{6.34 - 0.14 \ln(t_1)\} & (\alpha = 10^\circ) \\ \tau_{s20} &= \exp\{6.26 - 0.16 \ln(t_1)\} & (\alpha = 20^\circ) \\ \tau_{s30} &= \exp\{6.13 - 0.19 \ln(t_1)\} & (\alpha = 30^\circ) \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

また実測値が得られていない $t_1 < 0.03$ mm の領域については微小切削厚さにおける比切削抵抗の増大を考慮し、 ϕ , τ_s ともに $\alpha = 30^\circ$ のデータ点を結ぶ直線上にのる外挿値を用いた。

一方、同図(b)に示されるようにすくい面摩擦角 β (°) は切削厚さ t_1 による変化がほとんどないので、次式で与えられる α のみの関数とした。

$$\beta = 0.75\alpha + 27.8 \quad (29)$$

なお ϕ と β については、各回転角 θ における切削断面積を 2 等分する切れ刃位置で指定することにした。

5. 2 切りくず生成状態の検討

ここでは図5に示したように工具移動方向が工具軸に直交する溝削りの場合をとりあげ、上述の切削模型と二次元切削データを用いて得られた切りくず生成状態の解析結果に基づき議論する。図7に図3の形状諸元をもつボールエンドミル（1枚刃としている）で、送り f を 0.1mm/刃、切削深さ d_c を 5.0mm として溝削りした場合、工具の回転角 θ による切りくず流出速度 V_c の切れ刃に沿う分布ならびに切りくずの外形と断面形状を示す。ただし、切りくずの外形は図示の回転角 θ における切りくず流出速度分布に基づいて描いたもので、切削開始からの履歴は考慮されていない。また断面形状を示す切りくず厚さについては 10 倍に拡大して描いている。

まず切りくずの流出速度分布と横向きカールについて述べる。切りくず流出速度 V_c は切れ刃に沿う切削速度の変化の影響を受けて外周側ほど大となり、この速度分布によって切りくずは横向きカールする。そして同図に示されるように切りくずの外形は扇形に近いものとなる。

図8はこの横向きカールの変化を検討するため、工具が1回転する間の被削材上の切れ刃位置と切りくず外周での横向きカール半径 r_o (式(11)の関係から求まる) の変化を示したもので

Fig.7 Variation of chip form and chip flow velocity along the cutting edge with rotational angle. Calculated conditions; tool diameter; 20mm, feed; 0.1mm/tooth, depth of cut; 5.0mm

Fig.8 Variation of locus of the cutting edge and radius of side-curl with rotational angle. Calculated conditions same as in Fig.7

ある。同図(a)の破線は工具が1回転したときの球体部の切れ刃による仕上げ面と被削材表面との交線を示しており、この破線とY軸とで囲まれる内側の部分が切削領域となる。

Fig.9 Variation of chip flow angle with rotational angle. Calculated conditions same as in Fig.7

同図(b)の破線はエネルギー解法による計算結果である。切削初期の θ が $0 \sim 60^\circ$ までは図(a)に示されるように切れ刃の切削に関与する領域が θ の増大とともに増大するから、 r_o もこれに伴って増大している。その後の θ が $60 \sim 180^\circ$ の間は10.5mm程度のほぼ一定値をとっている。これはこの回転角の範囲では被削材表面下に存在する切れ刃全域が切削に関与し、その形状と大きさが変化しないためである。そして $\theta > 180^\circ$ になると、 r_o は再び増大している。

同図の一点鎖線はエネルギー最小の状態を無視し横向きカールの中心を球体部の先端に固定した場合の結果である（この計算では切れ刃各点での切りくず流出速度 V_c と切りくず流出角 η_c は一義的に定まり、切りくず生成状態は固定される）。切れ刃が内周側から離脱する $\theta > 180^\circ$ の切削後期では、エネルギー解法で得られる結果と横向きカールの中心を球体部の先端に固定した場合の結果に差が生じている。しかしこの範囲を除けば、同図に見られるように両者の計算結果はかなり近い値をとる。これは軸心付近の切削速度が微小でこれに伴い V_c が増大し得ないから、図7に示されるように横向きカールの中心が球体部の先端付近に固定され、これにより切りくずが拘束を受けて生成されることを示している。したがって上述の $\theta > 180^\circ$ の回転角でエネルギー解法により得られる r_o の値が増大する現象は、内周側の切れ刃の離脱に伴って軸心側の拘束が徐々に弱まることと、切削に関与する切れ刃の領域すなわち切削幅が短くなり、切削幅両端での切削速度差が減少して傾斜切削の状態に近づくために生じたものと考えられる。

次に切りくずの断面形状を見ると、切削初期では切削厚さが微小であるから図7(a)に示されるように切りくず厚さは薄く、その切れ刃に沿う分布は内周側で厚く外周側で薄くなっている。図(b)の $\theta = 80^\circ$ では図(a)の $\theta = 50^\circ$ のときとは逆の傾向を示し、変化は小さいものの切りくず厚さは内周側で薄く外周側で厚くなる。図(c)の $\theta = 140^\circ$ になると切削に関与する切れ刃の大部分の領域で切削厚さは最大値に近い値をとり半径に比例して増大する分布をとるから、切りくず厚さは厚くその断面は同図に見られるように外周側で厚いくさび形となる。そしてこの状況はさらに工具が回転して図(d)の $\theta = 200^\circ$ になっても同様である。

以上のように切りくずの断面形状は工具の回転に伴って大きく変化し、切削初期を除くと切りくず厚さは外周側で厚くなることからわかる。

図9(a), (b)は図7(b), (c), (d)に対応する回転角 θ での切れ刃位置による切りくず流出角 η_c の変化と、切れ刃傾斜角 i と η_c の関係をそれぞれ示したものである。同図(a)に見られるように η_c の切れ刃に沿う変化は約 60° にも達しており、図3で示

したように内周側で i が増大しているにもかかわらず、 η_c は内周側で減少し軸心付近では負の値すらとっている。これは切りくず流出速度 V_c の切れ刃に沿う方向の速度成分がエンドミルの内周側を向いていることを意味し、内周側で切りくずが滞留しやすいことを示唆するものである。

同図(b)は図(a)の切れ刃に沿う η_c の変化を切れ刃傾斜角 i に対して示したものである。同図より球体部の切れ刃による切削ではStabler則はまったく成立せず、従来行われているように $i = \eta_c$ の関係を用いて切りくず流出方向を指定⁹⁾することは妥当でないことがわかる。これは工具の移動方向が工具軸に垂直な溝削りの場合には、図7に示したように切りくず厚さが内周側で小、外周側で大となることから、切れ刃に沿う全体の切りくず生成が外周側の影響を強く受けるためと考えられる。

なお以上の解析結果の妥当性の検証を含め、解析結果と実験結果との比較検討は続報で行う。

6. 結 論

- (1) ボールエンドミル球体部のすくい面を平面で近似し、この平面と球面との交線を用いて球体部の切れ刃形状を取扱うことができる。そしてこれにより得られる切れ刃形状に基づいて幾何解析を行い、切れ刃傾斜角と直角すくい角の切れ刃位置による変化を明らかにした。
- (2) 既報⁹⁾の横向きカールを考慮した切削模型をボールエンドミル切削の場合に拡張し、球体部の切れ刃による切削での任意瞬間における切削抵抗と切りくず生成状態を解析的に求める諸式を導いた。
- (3) 開発した切削模型にエネルギー解法を適用して得られた横向きカール半径に関する計算結果とその中心を球体部先端に固定した場合の計算結果の比較から、軸心部が切削に関与する溝削りの場合にはカールの中心が球体部先端で固定され、切りくずはこれにより拘束を受けて生成されることが見出された。
- (4) 球体部の切れ刃による切削では、切れ刃に沿って切りくず流出角は大きく変化し、Stabler則は成立しないことが解析より示された。

参 考 文 献

- 1) 岸浪建史, 鈴木 裕, 斎藤勝政: 円弧切れ刃ボールエンドミルのすくい面切削速度成分の解析, 精密機械, 46,10(1980)1303.
- 2) 岸浪建史, 鈴木 裕, 斎藤勝政: 円弧切れ刃ボールエンドミルの切削作用角の解析, 精密機械, 47,4(1981)459.
- 3) 藤井義也, 寺井文浩: ボールエンドミルシミュレータに関する研究, 精密工学会誌, 54,12(1988)2301.
- 4) 趙 晓明, 堤 正臣, 是田規之, 葛 東方: 5軸制御加工におけるボールエンドミルの最適傾斜角決定方法, 精密工学会誌, 63,7(1997)992.
- 5) 郝 明暉, 寺井久宣, 水垣善夫: 球面のボールエンドミル加工における加工面創成機構の理論解析(第2報), 精密工学会誌, 66,7(2000)1150.
- 6) G. Yucesan and Y. Altintas: Prediction of Ball End Milling Forces, Trans. ASME, 118, (1996)95.
- 7) H. Tanaka, F. Obata, B. W. Ikua, M. Ashimori and T. Shirakawa: Prediction of Cutting Forces in Ball End Milling of Inclined Surfaces, Proc. of 14th Int. Conf. on Computer-Aided Production Engineering, (1998)229.
- 8) 松村 隆, 白井英治: 任意切れ刃形状エンドミル加工の切削力解析, 1999年度精密工学会秋季講演論文集, (1999)499, 松村 隆, 古木俊充, 白井英治, 同(第2報), 2000年度精密工学会春季講演論文集, (2000)178.
- 9) 広田明彦, 笠原和夫: ドリル加工における切りくず生成状態と切削抵抗の解析的予測(第1報), 精密機械, 47,8(1981)987.