研 究

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)*

——切削模型とエネルギー解法および二、三の予備的結果——

広 田 明 彦** 笠 原 和 夫***

Analytical Prediction of Chip Formation and
Cutting Forces in Drilling Operation
(1st Report)

—Cutting Model, Energy Method and
Preliminary Results—

Akihiko HIROTA and Kazuo KASAHARA

The tool angles such as the normal rake angle and the inclination angle vary continuously along the cutting edges of a twist drill, furthermore the cutting velocities also change in magnitude and direction at any point on the cutting edges. Therefore the chips are produced with various chip flow and normal shear angles, and the cutting process is three dimensional. In this paper it is assumed that the chips at infinitesimal parts on the cutting edges are described by simple shear plane oblique

cutting models, and the whole chip formation process is treated as an accumulation of the infinitesimal parts along the cutting edges. A cutting model, in which the condition of side curl of the chip is considered, is developed and the energy method is extended to the case of drilling process. Then they are used with the appropriate data obtained in orthogonal cutting to predict the chip formation along the cutting edges and cutting forces in the case of drilling with pilot holes. Preliminary examination shows that the proposed cutting model and the energy method give good qualitative explanations on the chip formation and the torque.

Key words: twist drill, drilling process, oblique cutting model, energy method, chip formation process, orthogonal cutting.

1. ま え が き

ねじれ刃ドリルによるドリル切削では切れ刃位置によって切削速度、垂直すくい角および切れ刃傾斜角が変化する。従って切りくずは切れ刃各点で切りくず流出方向、せん断角が異なる状態で生成され¹⁾、その変形過程は複雑な三次元塑性変形である。このため従来より比切削抵抗に基づき切削トルク、スラストを求める実験式が提案され²⁾³⁾、またドリル主切れ刃に対し単純せん断面からなる二次元切削模型⁴⁾⁵⁾あるいは傾斜切削模型⁶⁾を適用して切削抵抗を予測することが試みられてきた。しかしながら、これらの理論の多くは切りくず流出角、せん断角、切りくずカール等の変形状態を規定する諸量の変動を考慮しておらず、切りくず生成状態と切削抵抗との相互の関連はいまだ明確にされていない。

著者の一人は先にすくい面が曲面からなるねじれ刃フライス切削の場合、切れ刃の微小部分での傾斜切削が積み重なったものとして全体の切削機構をとらえれば、二次元切削データとエネルギー解法⁷⁾の適用により切削

抵抗の定量的予測が可能であることを示した⁸⁾。ねじれ刃フライス切削では切れ刃に沿って切削速度、垂直すくい角、切れ刃傾斜角が同一であるが、ねじれ刃ドリルによる切削ではこれら諸量すべてが切れ刃位置によって変化し、主切れ刃に沿う全体の切削機構を単なる微小傾斜切削の集積ととらえることはできない。

本報告では切りくずの横向きカールを考慮した新たな切削模型が提案され、エネルギー解法がドリル切削の場合に拡張されている。二次元切削実験で得られる適当なデータを用いれば、下穴がある場合のドリル切削における切りくず生成状態、切削トルク、スラストを予測できる諸式が導かれている。またこれによって得られた計算値に基づき二、三の予備的な検討を行った。

2. 切削模型と解析の要点

ドリルによる切削は切れ刃が左右対称であれば、図1に斜線で示したように切削厚さが送り s のほぼ1/2である切削面積を削りとりていく場合である。ねじれ刃ドリルの刃形に関しては主切れ刃が図示のように直線となることを前提にすれば、切れ刃に垂直な断面内で仕上面法線とすくい面のなす角として定義される垂直すくい角 α_n ³⁾、切削速度 V と切れ刃を含む面内で切削速度と切れ刃にたてた垂線のなす角として定義される切れ刃傾斜角

* 原稿受付 昭和55年11月7日。昭和54年度精機学会春季大会学術講演会(昭和54年3月29日)にて発表。

** 正 会 員 成蹊大学工学部(武蔵野市吉祥寺北町3-3-1)

*** 学生会員 成蹊大学大学院(現・正会員、株木建設(株); 東京都豊島区高田3-31-5)

図1 ねじれ刃ドリルの形状と切削抵抗各分力の正方向

i_1 はそれぞれ以下の諸式で与えられる。(本報告ではチゼル刃の長さより大なる径の下穴が存在する場合に議論を限定する)。

$\alpha_n =$

$$\sin^{-1} \frac{-\frac{e}{2\pi} L \cot \varepsilon + \rho^2 \operatorname{cosec}^2 \varepsilon - e^2}{\sqrt{\frac{L^2}{4\pi^2} - \frac{Le}{\pi} \cot \varepsilon + \rho^2 \operatorname{cosec}^2 \varepsilon - e^2} / \rho^2 \operatorname{cosec}^2 \varepsilon - e^2} \quad (1)$$

$$i = \sin^{-1} \left(\frac{e}{\rho} \sin \varepsilon \right) \quad (2)$$

ただし、上式は送り速度の影響を無視して導かれている。また ρ は任意の切れ刃位置を示す半径 (mm), $2e$ はウェブの厚さ (mm), 2ε は刃先先端角 ($^\circ$), L はリード (mm) である。

次に図2(a), (b)に示すように、切れ刃の微小部分のすくい面に対する接平面内で、切れ刃に垂直な方向から測ってある角度 η_c の方向に切りくずが流出すると仮定すると、切削速度 V と切りくず流出速度 V_c を含む面内で定義される有効すくい角 α_e は次式で与えられる。

$$\alpha_e = \sin^{-1} (\sin \eta_c \sin i + \cos \eta_c \cos i \sin \alpha_n) \quad (3)$$

そこで切れ刃の微小部分では切れ刃傾斜角 i の直線刃による傾斜切削が行われるとし、せん断面切削模型を想定すればせん断速度 V_s と切りくず流出速度 V_c は

$$V_s = V \frac{\cos \alpha_e}{\cos(\phi_e - \alpha_e)} \quad (4)$$

図2 切れ刃の微小部分での傾斜切削近似と横向きカール

$$V_c = V \frac{\sin \phi_e}{\cos(\phi_e - \alpha_e)} \quad (5)$$

で与えられる。ただし、 ϕ_e は V と V_c を含む面内での有効せん断角である。式(1)~(5)で明らかなように、ねじれ刃ドリルによる切削では切れ刃の位置によって $\alpha_n, i, \eta_c, \alpha_e, V, V_s, V_c$ が異なる状態で切りくずが生成されるが、このような状況にもかかわらず切りくずは一体となって流出する。次にこの条件を考察する。

すくい面が単一平面からなる工具で生成される切りくず形状の詳細な検討は既に中山により行われている⁹⁾。図2(c)は切れ刃上で微小距離 Δb だけ離れた任意の点 B, D (ドリル軸心に近い点に B, マージン部に近い点に D の添字を付ける) での切りくず流出状態を示したものである。すくい面と切りくずの離脱を示す境界は切れ刃より若干中に入り込み、さらに α_n, i が切れ刃位置によって変化するから厳密には直線にならない。この状況は無視しドリル切れ刃に沿う方向の線素の伸縮がないと仮定すると、この条件は次式で与えられる。

$$V_{cB} \sin \eta_{cB} = V_{cD} \sin \eta_{cD} \quad (6)$$

式(6)はすくい面が曲面でも、 V_c の切れ刃に沿う成分が切れ刃の位置によらずすべて等しいことを表している。一方、すくい面上を擦過する切りくず流出速度 V_c の切れ刃に垂直な成分は切れ刃位置によって異なる。微小距離 Δb 間で切りくずが分離せずに一体となって流出するには同一軸のまわりの回転運動の条件を満たす必要がある。同図に示すように切りくずの横向きカール半径を r_B, r_D とすれば、この関係は

$$\frac{V_{cB}}{r_B} = \frac{V_{cD}}{r_D} = \frac{1}{\Delta b} (V_{cD} \cos \eta_{cD} - V_{cB} \cos \eta_{cB}) \quad (7)$$

と表される。式(6),(7)より

$$\left. \begin{aligned} V_{cB} &= V_{cD} / \sqrt{1 - 2(\Delta b/r_D) \cos \eta_{cD} + (\Delta b/r_D)^2} \\ V_{cD} &= V_{cB} / \sqrt{1 + 2(\Delta b/r_B) \cos \eta_{cB} + (\Delta b/r_B)^2} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} \sin \eta_{cB} &= \sin \eta_{cD} / \sqrt{1 - 2(\Delta b/r_D) \cos \eta_{cD} + (\Delta b/r_D)^2} \\ \sin \eta_{cD} &= \sin \eta_{cB} / \sqrt{1 + 2(\Delta b/r_B) \cos \eta_{cB} + (\Delta b/r_B)^2} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

なる関係が得られる。ただし、 Δb は次式で与えられる。

$$\Delta b = (\sqrt{\rho_D^2 - e^2} - \sqrt{\rho_B^2 - e^2}) / \sin \epsilon \quad (10)$$

式(7)~(9)は同一接平面内にある微小切削幅に対してのみ成立する。ねじれ刃ドリルの場合には切れ刃位置によって α_n が異なり、すくい面の接平面の向きが変わるから、切りくず全体で考えれば回転中心の位置と回転軸の方向は切れ刃位置に応じて徐々に変化する。また V と V_e の大きさと方向の変化により切りくず内部では干渉による塑性変形仕事が生じる。しかしながら既報のねじれ刃フライスの研究によれば、この塑性仕事は切削動力に比べ十分小さいと考えられ⁸⁾、さらに円すいらせん形切りくずを一平面上でのばせるならば上記の関係が満たされることから⁹⁾、変形様式を定める近似式としてこれらの式を用いることにする。切れ刃上のある位置で η_e が与えられると式(3)から α_e は定まり、この α_e に応じて ϕ_e が決まるとすればこの位置での V_s 、 V_e は式(4),(5)から求められる。いまこれらの諸値が式(8),(9)の各々の第1式に含まれているD点での値に対応すると考え、任意の r_D を与え、 Δb を変化させる(式(10)で ρ_B を変化させることに対応する)と切れ刃上の他の任意の位置(この場合B点に対応する)での V_e 、 η_e が定められる。切れ刃上の任意の位置での α_n 、 i は式(1),(2)で与えられるから、この計算値 η_e を用いれば任意の位置での α_e が定まる。そこで式(5)を変形した $\tan \phi_e = \cos \alpha_e / (V/V_e - \sin \alpha_e)$ より与えた横向きカール半径 r を満足するように切れ刃の任意の位置での有効せん断角 ϕ_e が決められる。すなわち α_e と ϕ_e との関係を切れ刃上のある一点で与え、上述の手順を繰返せば主切れ刃に沿う全体の変形様式が定まる。一方、切れ刃の微小部分ではせん断面切削模型が成立すると仮定したので、対応する部分の V_e はせん断面に沿って一様であり、切りくずの上向きカールは考慮できない。しかし二次元切削の場合であるが、わずかな曲率をもつせん断面で切りくずが上向きにカールすることを考えれば¹⁰⁾、切削抵抗に及ぼすこの影響は微弱と思われる。

上述の切削模型に、既に報告したエネルギー解法⁷⁾⁸⁾を適用して解析をすすめる。切れ刃の微小部分に対する切削動力 dU はせん断面における単位時間あたりのせん断仕事 dU_s とすくい面の摩擦仕事 dU_f によって消費さ

れる。切れ刃の微小部分に作用する切削抵抗の切削速度方向の分力を図1に示すように dF_θ とし、片刃にかかる切削トルクを dM_z 、ドリルの回転数を N (rpm)とする。既報⁷⁾の手順に従うと dU は

$$\begin{aligned} dU &= dU_s + dU_f \\ &= dF_s \cdot V_s + dF_t \cdot V_e \\ &= dF_\theta \cdot V \\ &= dF_\theta \cdot \rho (2\pi N / 60) \\ &= dM_z (2\pi N / 60) \\ &= \frac{\tau_s \cos \alpha_e}{\cos(\phi_e - \alpha_e)} \left\{ dA + \frac{\sin \beta}{\cos(\phi_e + \beta - \alpha_e)} dQ \right\} \rho \frac{2\pi N}{60} \end{aligned} \quad (11)$$

と与えられる。ただし、 dF_s 、 dF_t 、 τ_s 、 β 、 dA 、 dQ はそれぞれ切れ刃の微小部分に対するせん断面せん断力、すくい面摩擦力、せん断面せん断応力、すくい面摩擦角、せん断面面積、すくい面受圧面面積(切削断面のすくい面への投影面積)である。また dA 、 dQ は次章に示すように、ドリル形状 α_n 、 i 、 ϵ 、送り s 、任意の切れ刃位置を示す半径 ρ 、切りくず流出角 η_e の関数として表される。一方、提案した切削模型は切れ刃位置によって η_e 、 α_e が異なるが、切れ刃の微小部分で V と V_e を含む面内の変形は二次元切削的であるから「 ϕ_e と α_e 、 β と α_e 、 τ_s と α_e 」の関係、すなわち式(12)が二次元切削実験に基づき得られるとする。

$$\phi_e = f(\alpha_e), \quad \beta = g(\alpha_e), \quad \tau_s = h(\alpha_e) \quad (12)$$

既述のように切れ刃上のある一点で ϕ_e と α_e の関係を指定すると、切れ刃に沿う他の位置での ϕ_e は横向きカール半径 r の値によって決定される。従って式(11)の dU は結局切りくずの横向きカール半径 r と流出角 η_e を2変数とした関数で表される。そこでこの2変数 r 、 η_e を変化させ、切れ刃の微小部分に対する dU の切れ刃に沿っての積分、すなわち全切削動力 $2 \int dU$ が最小となる r 、 η_e を求め、これらの値に対して式(3),(12)から定まる切削状態を実現する解とみなす。 dF_θ および $dF_\theta \cdot \rho$ はこの状態について式(11)から求められる。また切れ刃の微小部分に作用するすくい面垂直力を dN_i とすれば、力のつりあいから切削速度と切れ刃を含む面に対し垂直に作用する切削抵抗分力 dF_v と、面内で切削速度に垂直に作用する分力 dF_T は次式で与えられる(各分力の正方向については図1参照)。

$$\left. \begin{aligned} dN_i &= \frac{dF_\theta - dF_t \sin \alpha_e}{\cos \alpha_n \cos i} \\ dF_v &= -dN_i \sin \alpha_n + dF_t \cos \eta_e \cos \alpha_n \\ dF_T &= -dN_i \cos \alpha_n \sin i \\ &\quad + dF_t (\sin \eta_e \cos i - \cos \eta_e \sin \alpha_n \sin i) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

以上(11)~(13)の諸式は既報の式⁸⁾と形式的には全く同様

である。

一方, 図1に示す方向を正として半径方向の分力 dF_r と軸方向の分力 dF_z とをれば, 片刃に対して各分力間で次式が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} dF_r &= -dF_V \cos \epsilon' + dF_T \sin \epsilon' \\ dF_z &= dF_V \sin \epsilon' + dF_T \cos \epsilon' \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

ただし, ϵ' はドリル軸心と切れ刃の任意の位置を含む面内での角度であり, 次式で与えられる。

$$\epsilon' = \tan^{-1} \{ (\rho \tan \epsilon) / \sqrt{\rho^2 - e^2} \} \quad (15)$$

ドリルの切れ刃が完全に左右対称に研削されていれば, 半径方向の分力は0で切削トルクとスラストのみが残る。スラスト $2 \int dF_z$ 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_z の値を切れ刃に沿って積分すれば求められる。

3. せん断面積 dA とすくい面受圧面面積 dQ の計算

まず切れ刃の微小部分に対応したせん断面積 dA の計算法について述べる。図1に示した xyz 座標系を用い, y 軸から反時計回りに角度 θ をとる。送り速度を無視すれば, 主切れ刃による仕上面は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} x &= \rho \sin \theta \\ y &= \rho \cos \theta \\ z &= \sqrt{\rho^2 - e^2} \cot \epsilon \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

ドリルの主刃切れ刃上の任意の刃先点は, 半径 ρ と関係づけられる

$$\theta = \tan^{-1} (e / \sqrt{\rho^2 - e^2}) \quad (17)$$

なる角度を用いれば式(16)で指定される。また1回転前の切削表面は式(16)で与えられる表面が z 軸方向に送り s の $1/2$ だけ平行移動したものである。添字0を付けて表すと

$$\left. \begin{aligned} x_0 &= \rho_0 \sin \theta_0 \\ y_0 &= \rho_0 \cos \theta_0 \\ z_0 &= \sqrt{\rho_0^2 - e^2} \cot \epsilon + s/2 \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

となる。また既述のように V と V_c を含む面内に V_s は存在する。この V_s の方向を示す方向余弦を (l_s, m_s, n_s) とすれば, これらは次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} l_s &= \cos \theta \cos \phi_e - \sin \theta \sin \phi_e \cos(\epsilon' + \eta_c') \\ m_s &= -\sin \theta \cos \phi_e - \cos \theta \sin \phi_e \cos(\epsilon' + \eta_c') \\ n_s &= \sin \phi_e \sin(\epsilon' + \eta_c') \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

ただし, η_c' は切削速度に垂直な面内で定義される切りくず流出角であり, すくい面内の η_c と次式で関係づけられる。

$$\eta_c' = \tan^{-1} \{ (\tan \eta_c - \sin \alpha_n \tan i) \cos i / \cos \alpha_n \} \quad (20)$$

次にせん断面の線素の長さを図2(d)に示すように $k(\rho)$ とする。 $k(\rho)$ は V_s の方向にあり, 式(16)および(17)で与

えられる任意の刃先位置と式(18)で与えられる1回転前の切削表面との交点までの距離であるから次式が成立する。

$$\frac{x_0 - x}{l_s} = \frac{y_0 - y}{m_s} = \frac{z_0 - z}{n_s} = k(\rho) \quad (21)$$

上式に式(16), (17) および (18) を代入して ρ_0 と θ_0 を消去し, $k(\rho)$ について解くと

$$\begin{aligned} k(\rho) = & \left[- \left\{ (l_s \sin \theta + m_s \cos \theta) \rho \cot^2 \epsilon \right. \right. \\ & \left. \left. + n_s \left(\frac{s}{2} - \sqrt{\rho^2 - e^2} \cot \epsilon \right) \right\} \right. \\ & + \left[(l_s \sin \theta + m_s \cos \theta)^2 \rho^2 \cot^4 \epsilon \right. \\ & - \{ 2(l_s \sin \theta + m_s \cos \theta) \rho n_s \\ & + (l_s^2 + m_s^2) s \} \sqrt{\rho^2 - e^2} \cot^3 \epsilon \\ & + \left\{ (l_s \sin \theta + m_s \cos \theta) \rho s n_s + (\rho^2 - e^2) n_s^2 \right. \\ & \left. \left. + \frac{1}{4} (l_s^2 + m_s^2) s^2 \right\} \cot^2 \epsilon \right]^{1/2} / \\ & \left\{ (l_s^2 + m_s^2) \cot^2 \epsilon - n_s^2 \right\} \end{aligned} \quad (22)$$

が得られる。従ってせん断面の形状は切削している任意の刃先の位置を示す ρ および ρ の関数として定まる対応する刃先位置での V_s の方向余弦 (l_s, m_s, n_s) を与えれば確定される。そこで ρ の微小変化 $\Delta \rho$ によって生じるせん断面の線素間の距離を同図に示すように $dL_1(\rho)$ で表せば,

$$dL_1(\rho) = \frac{\rho \sqrt{\cos^2 \eta_c' + \cos^2 \phi_e \sin^2 \eta_c'}}{\sqrt{\rho^2 - e^2} \cos^2 \epsilon \sin \epsilon} d\rho \quad (23)$$

と与えられる。そこで切れ刃の微小部分に対応したせん断面積 dA は

$$dA = k(\rho) dL_1(\rho) \quad (24)$$

で計算される。

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, 図2(d)に示すように, 上述のせん断面積 dA に対応した部分の受圧面の線素の長さを $k'(\rho)$, 受圧面の線素間の距離を $dL_1'(\rho)$ とすれば, せん断面積と同様にして計算できる。すくい面内の切りくず流出速度 V_c の方向を示す方向余弦 (l_t, m_t, n_t) は

$$\left. \begin{aligned} l_t &= -\cos \theta \sin \alpha_e - \sin \theta \cos \alpha_e \cos(\epsilon' + \eta_c') \\ m_t &= \sin \theta \sin \alpha_e - \cos \theta \cos \alpha_e \cos(\epsilon' + \eta_c') \\ n_t &= \cos \alpha_e \sin(\epsilon' + \eta_c') \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

で与えられるので, 式(22)中の (l_s, m_s, n_s) を (l_t, m_t, n_t) と交換すれば $k'(\rho)$ が求められる。また $dL_1'(\rho)$ は

$$dL_1'(\rho) = \frac{\rho (\sin \eta_c \sin i \sin \alpha_n + \cos \eta_c \cos i)}{\sqrt{\rho^2 - e^2} \cos^2 \epsilon \sin \epsilon} d\rho \quad (26)$$

で与えられる。従ってすくい面受圧面面積 dQ は

$$dQ = k'(\rho) dL_1'(\rho) \quad (27)$$

で計算される。

一方、ドリル切削ではマージン部がシングルポイント工具における前切れ刃と同様切削に関与する。そして送り量が大、あるいは送り量に対して切削幅の比が小となる場合には、マージン部の切削は切削抵抗および切りく

ず生成状態に影響を及ぼす。そこでマージン部では主切れ刃外周で計算される α_n, i をもつ直線刃の工具による切削が行われるとしてせん断面積とすくい面受圧面積を計算した。ドリル外周で付加されるこれらに添字1を付けて示すと

$$dA_1 = \frac{1}{4} \sqrt{\left(\frac{ks}{\cos \delta}\right)^2 - \left[k^2 + \left(\frac{s}{2 \cos \delta}\right)^2 - (k \cos \phi_e + k' \sin \alpha_e) \left[(k \cos \phi_e + k' \sin \alpha_e) + \frac{s \sin \epsilon' \sin i}{\cos \alpha_n} \right] \right.} \\ \left. \times \left\{ \tan \left(\cos^{-1} \frac{\sin \epsilon' \cos \delta}{\cos \alpha_n} \right) - \tan \eta_c \right\} - \left[\frac{s \sin \epsilon'}{2 \cos \alpha_n} \left\{ \tan \left(\cos^{-1} \frac{\sin \epsilon' \cos \delta}{\cos \alpha_n} \right) - \tan \eta_c \right\} \right]^2} \quad (28)$$

$$dQ_1 = \frac{s^2 \sin \epsilon'}{8 \cos^2 \alpha_n} \left(\frac{1}{\cos \delta} \sqrt{\cos^2 \alpha_n - \sin^2 \epsilon' \cos^2 \delta} - \sin \epsilon' \tan \eta_c \right) \quad (29)$$

ただし、 δ はねじれ角であり、ドリル径を D とすれば次式で与えられる。

$$\delta = \tan^{-1}(\pi D/L) \quad (30)$$

また k, k' はそれぞれ式 (22) を用いてドリル外周で計算されるせん断面の線素の長さ、受圧面の線素の長さである。従って式 (24), (27), (28), (29) を式 (11) に代入することにより、任意の下穴径からドリル外径までの dU の積分値が求められる。

4. 二次元切削実験と解の実現性の検討

ドリル切削での切削厚さは、送り速度を無視すると $(s \sin \epsilon')/2$ で与えられ、主切れ刃に沿ってほぼ一定であるが、切削速度、垂直すくい角は切れ刃上の位置によって異なっている。そこで切削速度とすくい角の変化が切りくず生成状態に及ぼす効果をまず実験的に調べた。被削材は切りくず生成状態が良好な 6-4 黄銅 (圧延材、板厚 15 mm) を、また工具はドリルと同一材種の SKH 9 を用い、切削速度 V を 0.1, 0.25, 0.42 m/s の 3 種類変化させ実験した。図 3 はすくい角 α に対するせん断角 ϕ 、すくい面摩擦角 β 、せん断面せん断応力 τ_s の関係を示したものである。 τ_s については実験条件の切削速度内ではほとんど変化しなかったため $V=0.25$ m/s の場合のみ示した。 ϕ は切削速度の低下に伴い減少し、一方 β は増大する傾向を見ている。既述の切削模型によれば、切れ刃上の任意の一点でせん断角を指定すると他の位置でのせん断角は与えた切りくずの横向きカール半径を満たすように決定される。そこで ϕ に関しては静水圧成分が十分かかっていると考えられる切削幅の中央で指定することにした。そして径 D が 24.9 mm のドリルを用いて、回転数 N が 250 rpm の条件で切削する場合、半径 9.5 mm の位置の切削速度に相当する 0.25 m/s での ϕ と α の関係を用いた。 β に関してはドリルの軸心に近づくほど切削速度が小となること、また小すくい角で切削

速度による変化は大であるが、ドリル切削における有効すくい角 α_e は約 $10 \sim 35^\circ$ の範囲で変化するので $\beta=39^\circ$ 一定を与えることにした。角度についてはラジアン表示を用いて諸値を電子計算機用に数式化すれば以下の関係式が得られる。

$$\phi = 0.5167\alpha + 0.1833 \text{ (rad)} \quad (31)$$

$$\beta = 0.6807 \text{ (rad)} \quad (32)$$

$$\tau_s = -28.0\alpha + 446 \text{ (MPa)} \quad (33)$$

次にこれらの二次元切削に基づくデータを利用して得られる解が、現実的な解となるか検討してみる。図 4 (a), (b) は切削幅の中央での横向きカール半径 r_m と切りくず流出角 η_{cm} による切削トルク $2 \int dM_z$ の変化を示したものであり、媒介変数としてそれぞれ η_{cm}, r_m が用いられている。同図はドリル径 24.9 mm、ウェブの厚さ 4.46 mm、リード 125 mm のねじれ刃ドリルで、下穴径 d が 9.0 mm、送り 0.3 mm/rev の切削条件で得られた計算結果である。各媒介変数によって $2 \int dM_z$ の極小値を与える r_m, η_{cm} は若干変動するが、いずれも極小値が存在している。両図から $r_m \approx 10$ mm, $\eta_{cm} \approx 16^\circ$ で実現する切削状態が得られることがわかる。このとき切りくずの

工具: 高速度鋼 SKH 9, 被削材: 6-4 黄銅, 切削幅: 2.0 mm, 送り: 0.13 mm/rev, 切削速度: 0.1, 0.25, 0.42 m/s, 乾切削

図 3 二次元切削データ

ドリル径: 24.9 mm, ウェブの厚さ: 4.46 mm, リード: 125 mm, 下穴径: 9.0 mm, 送り: 0.3 mm/rev

図4 切削幅中央での横向きカール半径と切りくず流出角による切削トルクの計算値の変化

外周での横向きカール半径は約14.5 mmでドリル半径に近い値になっている。また切削幅中央(半径8.4 mm)の位置における切れ刃傾斜角 i_m は13.2°であるから $\eta_{cm} \approx 1.2i_m$ で実現する解になっている。ここで切削幅中央でのせん断角は切りくずが穿孔した穴の側面へ衝突しても、また切れ刃みぞの拘束を受けてもほぼ一定値をとると仮定すれば、横向きカール半径および切りくず流出方向の変化は切削トルクの増大をもたらすことがわかる。

次に切れ刃に垂直な面内で定義される垂直せん断角 ϕ_n に関して述べる。 ϕ_n は V , V_c , α_n , i および η_c を用いれば

$$\tan \phi_n = \frac{V_c \cos \eta_c \cos \alpha_n}{V \cos i - V_c \cos \eta_c \sin \alpha_n} \quad (34)$$

と表される¹¹⁾。右辺の値は切削動力 dU を計算するとき既知であるから、 ϕ_n の切れ刃に沿う分布を求めることができる。図5(a), (b)は図4とドリル形状、切削条件が

計算条件は図4に同じ

図5 切削幅中央での横向きカール半径と切りくず流出角による主切れ刃に沿う垂直せん断角の計算値の変化

同一の場合で、媒介変数 r_m , η_{cm} による ϕ_n の変化を切れ刃に沿う距離 ρ_2 に対して示したものである。 ρ_2 は任意の刃先点の位置を示す ρ と

$$\rho_2 = \sqrt{\rho^2 - e^2} / \sin \varepsilon \quad (35)$$

で関係づけられている。 $\eta_{cm} = 15.0^\circ$ 一定で r_m を変化させた場合には、切れ刃の内外周側での ϕ_n の変化が著しい。これは r_m が大きくなるにつれて切れ刃内外周での V_c の差が小さならなければならないので、切れ刃内周側で ϕ_n の増大、外周側で ϕ_n の減少が生ずるためである。従って r_m の増大に伴い切れ刃に作用する切削抵抗は切れ刃の内周側で小となり、外周側では大になると考えられる。しかし切削幅中央よりドリル外周側の切削抵抗の切削トルクに及ぼす影響が大で、図4(a)に示したような切削トルクの変化が得られるものと思われる。一方、 $r_m = 10.0$ mm一定の図5(b)によれば η_{cm} の増大により ϕ_n は低下する傾向をもつが、 η_{cm} の10°から30°に及ぶ変化に対しても ϕ_n は切れ刃の内周側で約4°低下するにすぎない。図4(b)の $r_m = 10$ mmの計算値をみると、 $\eta_{cm} = 10^\circ$ より $\eta_{cm} = 25^\circ$ のときの切削トルクが大であり、図5(b)に示された η_{cm} の増大による ϕ_n の単調な減少とは一見対応がつかない。しかし切削トルクは式(11)で示されたように ϕ_e と α_e の関数であるので、 dA とこれらの相乗効果によって ϕ_n の変化と異なる結果が得ら

図6 横向きカール半径による主切れ刃に沿う切りくず流出角の計算値の変化

れたと考えられる。

図6は $\eta_{cm}=15.0^\circ$ 一定で r_m を媒介変数として切れ刃傾斜角 i に対する切りくず流出角 η_c の変化を示したものである。図中の一点鎖線はStabler則¹²⁾を表している。 $r_m=10\text{ mm}$ のとき実現する解が得られるが、このとき計算値はStabler則を平行移動したものとなり、実験条件等は異なるがOxford, Jr.¹⁾の報告している実験結果と同様な傾向をもつ。また図2(c)から明らかなように r_m の増大は切れ刃に沿う η_c の変化を小にする。そして切れ刃に沿って速度差、垂直すくい角および切れ刃傾斜角の変化があり、一体の切りくずが生成される場合は r_m によって η_c が簡単に変化することがわかる。

5. 結 論

- (1) ドリル切削における主切れ刃に沿う全体の切削機構を切れ刃の微小部分で垂直すくい角、切れ刃傾斜角、切りくず流出角が変化する傾斜切削の集積とし

てとらえ、切りくずの横向きカールを考慮した切削模型を提案した。

- (2) エネルギー解法がドリル切削に拡張され、二次元切削に基づく適当なデータが手持ちであれば、下穴がある場合の切りくず生成状態および切削トルク、スラストを解析的に求める諸式を導いた。
- (3) すくい角、切削速度を変化させた二次元切削に基づくデータを用い、切削トルクと切りくず生成状態との相互の関連について定性的検討を行った。

本研究は昭和53年度文部省科学研究費補助金(一般研究D)を受けて行われた。記して感謝の意を表す。

文 献

- 1) C. J. Oxford, Jr.: On the Drilling of Metals 1, Trans. ASME, **77**, (1955) 103.
- 2) M. C. Shaw and C. J. Oxford, Jr.: On the Drilling of Metals 2, Trans. ASME, **79**, (1957) 139.
- 3) 益子正巳: “きりもみ”における切削抵抗の解析 [1], 機械の研究, **9**, 3 (1957) 347; 同 [2], **9**, 4 (1957) 482.
- 4) A. K. Pal, A. Bhattacharyya and G. C. Sen: Investigation of the Torque in Drilling Ductile Materials, Int. J. Mach. Tool Des. Res., **4**, (1965) 205.
- 5) R. A. Williams: A Study of the Drilling Process, Trans. ASME, Ser. B, **96**, (1974) 1207.
- 6) E. J. A. Armarego and C. Y. Cheng: Drilling with Flat Rake Face and Conventional Twist Drills-I and II., Int. J. Mach. Tool Des. Res., **12**, (1972) 17, 37.
- 7) E. Usui, A. Hirota and M. Masuko: Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process (Parts 1 and 2), Trans. ASME, Ser. B, **100**, 2, (1978) 222, 229.
- 8) 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**, 4 (1978) 508.
- 9) 中山一雄: 切りくず形状の幾何学, 精密機械, **38**, 7 (1972) 592.
- 10) H. Kudo: Some New Slip-line Solutions for Two-dimensional Steady-state Machining, Int. J. Mech. Sci., **7**, (1965) 43.
- 11) M. E. Merchant: Basic Mechanics of the Metal Cutting Process, J. Appl. Mech., **11**, (1944) A 168.
- 12) G. V. Stabler: The Fundamental Geometry of Cutting Tools, Proc. Inst. Mech. Engr., **165**, 1, (1951) 14.