接触面積拘束工具の切削性の研究 (第2報)

— 刃面切りくず接触長さの拘束による
すくい面摩擦係数の変化 —

臼 井 英 治* 菊 地 千 之**

Study on Tools with Restricted Tool-Chip Contact Length (Part 2)

— Variation of Coefficient of Friction on Rake Face
with Reduction of Tool-Chip Contact Length —

Eiji Usui, Kazuyuki KIKUCHI

In the previous paper, the slip line construction of the plastic field produced by restricted contact tools was discussed.

Based upon the characteristics of the slip line field, a quantitative treatment for variation of coefficient of friction on rake face with an artificial restriction of tool-chip contact length is proposed in this paper, in comparison with experimental results. The experimental results appear to support the treatment.

1. ま え が き

切削工具すくい面と切りくず間の接触面積を人為的に拘束縮小せしめると、すくい面上の応力は増大するが切削の摩擦係数は減少し、切りくずは薄くなることが知られている¹⁾²⁾。同一切削面積に対しすくい面受圧面積が縮小されれば切りくず厚さの減少による若干の減少を打消してすくい面上の応力は著しく増大する。しかしすくい面上の応力状態は無拘束の通常工具においても見掛けのすくい面切りくず間接触面積が真の接触面積に近く、摩擦応力は飽和に近いという高応力状態にあるから³⁾、接触面積の拘束による応力の増大は垂直応力において著しく摩擦応力において少ない。この結果すくい面摩擦係数は減少すると説明されている⁴⁾。この説明は定性的には確かに正しいと思われるが、接触面積の縮小に伴って摩擦係数がいかに変化するかについて定量的な情報を与えてくれない。

さきに著者は第1報において接触面積拘束工具に特有な切りくず塑性域を解析して応力場を求めると共に、すくい面摩擦係数を与える式を誘導した。本報告はこれを基礎として接触面積の縮小による摩擦係数の変化を定量的に求め、実験と比較したものである。

2. 理 論

第1報に明らかにしたごとく拘束工具の切りくず塑性

Fig.1 Slip line field in machining with restricted contact tool.

域は Fig. 1 に示すごとくすべり線構造を持ち、これに基づいてすくい面応力および摩擦係数は次式で与えられる。

$$\tau_t = \tau_o \cos 2\eta \quad (1)$$

$$\sigma_t = \tau_o (1 + 2\theta + \sin 2\eta) \quad (2)$$

$$\mu = \cos 2\eta / (1 + 2\theta + \sin 2\eta) \quad (3)$$

ただし τ_t, σ_t はそれぞれすくい面摩擦および垂直応力、 τ_o は最大せん断応力であり、 μ は摩擦係数である。また θ, η はそれぞれ扇形領域角および領域〔I〕の第1すべり線がすくい面となす角である。

つぎに同図の幾何学的関係を吟味すると、簡単な計算ののち次式の関係があることがわかる。

* 北海道大学工学部 正会員

** 室蘭工業大学工学部 正会員

$$\frac{d}{l} = \cos \eta \{ \sin (\theta + \eta + \alpha) - \cos (\theta + \eta + \alpha) \} + \cos \alpha \quad (4)$$

ただし d は切込み l は接触長さ、 α はすくい角である。

さて切削工具すくい面の摩擦が単純なクーロン法則に従わないことは良く知られている⁵⁾。すくい面摩擦の特性について現在知られている最も合理的な説明は M. C. Shaw により提案された Fig. 2 のごときものである

Fig. 2 Stress characteristics on rake face showing effect of restricted tool-chip contact length (After M.C. Shaw).

う⁵⁾。拘束工具における摩擦特性もこれに従うものと考え。すなわち同図の A 点を通常工具の刃面応力状態とすれば、接触面積の拘束に伴い刃面応力は B 点の高応力状態に順次移行してゆくものとする。この特性を満足する数学的表現の一つは次式のごときものである。

$$\tau_t = \tau_o (1 - e^{-k\sigma_t}) \quad (5)$$

ただし k は定数である。勿論上述の摩擦特性が指数関数として完全に表現できるかどうかは問題であるが、第 1 近似として上式は十分であると考え。いま無拘束の通常工具においては Lee-Shaffer の切削模型⁶⁾が成立するとし、この場合の第 1 すべり線とすくい面のなす角を η_o とする。Fig. 2 に示したごとく通常工具および拘束工具はともに同一の摩擦特性曲線に従うと考えているから、通常工具の場合式 (5) によつて

$$\begin{aligned} \tau_o \cos \eta_o &= \tau_o \{ 1 - e^{-k\tau_o (1 + \sin 2\eta_o)} \} \\ \therefore k &= - \frac{\log (1 - \cos 2\eta_o)}{\tau_o (1 + \sin 2\eta_o)} \end{aligned} \quad (6)$$

同様に拘束工具の場合式 (1), (2) および (5) により

$$\begin{aligned} \tau_o \cos 2\eta &= \tau_o \{ 1 - e^{-k\tau_o (1 + 2\theta + \sin 2\eta)} \} \\ \therefore \theta &= - \frac{1}{2} (1 + \sin 2\eta) - \frac{1}{2k\tau_o} \cdot \log (1 - \cos 2\eta) \end{aligned} \quad (7)$$

式 (6) を式 (7) に代入し

$$\theta = \frac{1 + \sin 2\eta_o}{2 \log (1 - \cos 2\eta_o)} \log (1 - \cos 2\eta)$$

$$- \frac{1}{2} (1 + \sin 2\eta) \quad (8)$$

式 (4) および式 (8) を連立せしめれば、 θ および η は共に $d/l, \eta_o, \alpha$ の関数として与えられる。すなわち

$$\left. \begin{aligned} \eta &= f(d/l, \eta_o, \alpha) \\ \theta &= g(d/l, \eta_o, \alpha) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

更に式 (9) を式 (3) に代入すれば拘束工具の摩擦係数は次式によつて求まる。

$$\mu = \frac{\cos 2f(d/l, \eta_o, \alpha)}{1 + 2g(d/l, \eta_o, \alpha) + \sin 2f(d/l, \eta_o, \alpha)} \quad (10)$$

ここに d は切込み、 l は拘束接触長さ、 α は工具すくい角であるから切削条件によつて与えられる。また η_o は無拘束の通常工具による切削抵抗を測定すれば Lee-Shaffer のすべり線模型から次式によつて求められる。

$$\left. \begin{aligned} \mu_o &= \frac{F_o + F_p \tan \alpha}{F_p - F_o \tan \alpha} \\ \eta_o &= - \frac{\pi}{4} - \tan^{-1} \mu_o \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

ただし F_p, F_o はそれぞれ切削抵抗主分力および背(送り)分力であり、 μ_o は通常工具における摩擦係数である。したがって接触長さの拘束縮小による摩擦係数 μ および θ, η の変化は切削条件と通常工具の場合の切削抵抗(あるいは摩擦係数)が与えられれば式 (10) および (9) によつて求めることになる。更に式 (9) の結果を用いれば式 (1) および (2) より摩擦応力 τ_t および垂直応力 σ_t の接触長さ縮小による変化を説明しうる。

3. 実験手続と実験結果

前項の解析により求められる摩擦係数の拘束接触長さによる変化と実測される変化を比較するため以下の切削実験を行なった。使用した工具は超硬工具 ST-2 の片刃バイトであり、低炭素鋼 (0.14% C) の乾燥長手旋削を行なつて切削抵抗主分力および送り分力を測定した。使用切削条件を Table 1 に示す。実験に使用した切込み、送り、および切削速度の組合わせでは常に準二次元的切削状態が得られた。Fig. 3 は使用した拘束工具の切れ刃に垂直な断面形状であり、小なる拘束接触長さより出発し、すくい面の研削によつて順次大なる接触長さを得た。

Fig. 4 はすくい角 0 度および 10 度、送り 0.3 mmpr の場合について切削抵抗の拘束接触長さによる変化を示したものである。同図にみるごとく切削抵抗は接触長さの増大に伴いかなり直線的に増大してゆくが、接触長さがある値に達するとそれ以上増大しないようになる。これは接触長さが自然の接触長さ(通常工具の接触長さ)に到達し、拘束の有効性が失われるためである。同図に

Table 1 Cutting Conditions employed in Experiment

Machine Tool : Shoun-Cazeneuve 6 feet Lathe
Work Material : low carbon steel (0.14% carbon)

Tool : throw away type, clamped carbide (Igetalloy ST-2)

Edge Shape : 0, 0 or 10, 5, 5, 10, 0, 0.3
Depth of Cut : 2 mm

Feed : 0.3 & 0.175 mmpr for 0 degree rake angle
0.3 mmpr for 10 degree rake angle

Cutting Speed : 90 mpm

Cutting Fluid : dry

Type of Machining : semi two-dimensional

Fig. 3 Profiles of restricted contact tool in plane perpendicular to cutting edge. **Fig. 4** Variation of cutting forces (F_p , F_q) with tool-chip contact length. Cutting conditions : material cut, 0.14% carbon steel ; tool, carbide P 20 (ISO) (0, 0 or 10, 5, 5, 10, 0, 0.3) ; depth of cut, 2mm ; feed, 0.3 mmpr ; cutting speed, 90 mpm ; cutting fluid, dry.

みるごとくこの遷移はかなり明瞭に現われるから、これによって図示のように有効自然接触長さを求めることができる。また同図のすくい角10度の場合、拘束接触長さが送りと同程度になるにおよび再び切削抵抗が増大するのが見られる。これは第2すくい面 (Fig. 3) が切りくずと接触しだしたためであるが、この場合の切削機構については後報に述べる。**Fig. 5** はすくい角0度、送り

Fig. 5 Variation of frictional stress with normal stress on rake face in artificial restriction of tool-chip contact length. Cutting conditions are the same as in Fig. 4 except rake angle is 0 degree and feed are 0.3 & 0.175 mmpr.

0.3 および 0.175mmpr の場合の実験結果より次式によって求めた平均摩擦応力 τ_t および平均垂直応力 σ_t を両軸にとつて、すくい面摩擦特性を示したものである。

$$\left. \begin{aligned} \tau_t &= \frac{1}{bl} (F_p \sin \alpha + F_q \cos \alpha) \\ \sigma_t &= \frac{1}{bl} (F_p \cos \alpha - F_q \sin \alpha) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

ただし b は切込みである。同図にみられるごとく摩擦応力の変化は明らかに指数函数的であり、式(5)の近似が妥当なことを示している。また同図より2種類の送りに対してすべての測定点はほぼ単一の特性曲線上に並ぶのが見られるが、この結果は送りの相違にもかかわらずすくい面摩擦状態が同じ変化法則に従うことを示すものと考えられる。なお高速度鋼工具、すくい角10度の場合について同様な結果が得られることをさきに報告した²⁾。

4. 摩擦係数理論値の計算

Fig. 4 の有効自然接触長さ位置における切削抵抗値より式 (11) によって η_0 を求めればつぎの値が得られる。

$$\begin{aligned} \alpha = 0^\circ \quad d = 0.3 \text{ mmpr の場合} \quad \eta_0 &= 8.4^\circ \\ d = 0.175 \text{ mmpr の場合} \quad \eta_0 &= 6.0^\circ \\ \alpha = 10^\circ \quad d = 0.3 \text{ mmpr の場合} \quad \eta_0 &= 5.3^\circ \\ \alpha = -10^\circ \quad d = 0.00979 \text{ ipr の場合} \quad \eta_0 &= 20.6^\circ \end{aligned}$$

上記の $\alpha = -10$ 度の場合は被削材 4142 鋼, 切込み 0.101 in, 切削速度 250 fpm における Chao-Trigger の実験値 (文献 (1) Fig. 7) より計算したものである。つぎにこれらの η_0 の値を用い式 (8) の関係をプロットすれば Fig. 6 をうる。同図にみるごとく $\eta = \eta_0$ において θ は零

Fig. 6 Theoretical relation between angle θ and angle η in Fig. 1.

になる。 η_0 は Lee-Shaffer のすべり線模型に基づいて決定されたものであり, Fig. 1 のすべり線模型は $\theta = 0$ において Lee-shaffer の模型に一致するからこの結果は当然である。さらに第 1 報において Fig. 1 領域 [Ⅲ] におけるすべり線速度場として次式を与えた。

$$\left. \begin{aligned} u &= U_0 \sin(\theta + \eta + \alpha) \\ v &= -U_0 \cos(\theta + \eta + \alpha) + U_0 \cos(\eta + \alpha) \\ &\quad + U_0 \sin(\eta + \alpha) \tan \eta \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

ただし u, v はそれぞれ第 1 および第 2 すべり線方向の速度成分, U_0 は切削速度である。 $\theta = 0$ の場合, すなわち Lee-shaffer 模型では塑性域は領域 [Ⅲ] のみとなる

Fig. 7 Theoretical variation of angle η with ratio of feed to contact length d/l .

から, この時の塑性域内の質点の速度ベクトル V は式 (13) によつて

$$V = \sqrt{u^2 + v^2} = U_0 \sin(\eta_0 + \alpha) \sec \eta_0 \quad (14)$$

であり, これがすくい面に平行なベクトルであることは直ちに証明できる。(Merchant の切削理論における切りくず速度 $V_c = U_0 \sin \phi \sec(\phi - \alpha)$ に一致する。)したがつて $\theta = 0$ の状態は定常状態であり, θ が零以下に減少することはない。すなわち Fig. 6 における θ マイナスの領域は実在しない。さて Fig. 6 によつて θ と η の関係は求まったから, これによつて式 (4) より θ あるいは η を消去すれば d/l と η あるいは θ の関係

Fig. 8 Theoretical variation of angle θ with ratio of feed to contact length d/l .

をプロットしうる。Fig. 7 および Fig. 8 はこれを示したものである。両図より拘束接触長さの増大によつて θ が減少し, これに応じて η が増大してゆくことがわかる。Fig. 9 はこれを塑性域の形状によつて示したものである。なお Fig. 7 において $\eta > \eta_0$ なる部分で曲線の形が著しく変化しているが, これは θ が負の値をとるためであり実在しない領域である。Fig. 7 および Fig. 8 によつて式 (9) の関係が得られたから, これによつて式 (10) の関係すなわち摩擦係数の拘束接触長さによる変化曲線をうることができる。Fig. 10, 11, 12, 13 の・印と実線はこれを示したものであり, 接触長さの縮小によつて摩擦係数が減少してゆくことがわかる。なお τ_0 の値が求まらないため摩擦応力 τ_f および垂直応力 σ_f の接触長さによる変化はプロットできないが, 式 (1), (2) および Fig. 7, 8 の関係より, 摩擦係数が接触長さ縮小によつて減少する過程は第 1 報に述べたごとく θ が著しく増大しこれに対して η の減少がわずかであること, すなわち τ_f の若干の増大に対して σ_f が著しく増大するために生ずることは理解できる。またこの関係が Fig. 5 の実験結果と内容を同じくす

Fig. 9 Schematic diagram showing variation of plastic field with restricted tool-chip contact length.

Fig. 10 Variation of coefficient of friction on rake face with ratio of feed to contact length. Cutting conditions are the same as in Fig. 4 except rake angle is 0 degree.

Fig. 11 Variation of coefficient of friction on rake face with ratio of feed to contact length.

Cutting conditions are the same as in Fig. 4 except rake angle is 0 degree and feed is 0.175 mmpr.

Fig. 12 Variation of coefficient of friction on rake face with ratio of feed to contact length.

Cutting conditions are the same as in Fig. 4 except rake angle is 10 degree.

ることは明瞭である。

5. 理論値と実験値の対応性およびその吟味

Fig. 10, 11, 12, 13 における×印は Fig. 4 の実験値より (11) の第 1 式によつて計算された摩擦係数の実測値である。Chao および Trigger の実験結果の場合実測値は若干理論値より小であるが、一般に実験値の理論曲線との一致はきわめて良好であるといえる。本報告の理論と実験に対する著者の当初の期待は定性

Fig. 13 Variation of coefficient of friction on rake face with ratio of feed to contact length (Using Chao and Trigger's Data).

Cutting conditions : material cut, 4142 steel ; tool, K3H carbide (0, -10, 7, 7, 10, 0, 0.25) ; depth of cut, 0.101 in. ; feed, 0.00979 ipr ; cutting speed, 250 fpm ; cutting fluid, dry.

的傾向の一致のみであつた。なぜなら本報告の理論は主として完全塑性体理論に基づくものであり、加工硬化、温度分布、すくい面応力分布等に対する考慮は完全でなく、特に本報告の理論に用いられている Lee-shaffer の切削模型がせん断角関係においてあまり成功していないのは周知の事実だからである。しからばいかにして理論値と実験値のほぼ完全な一致をみたのであろうか。以

下この点に関し若干の反省と吟味を加える。まず第1に指摘すべきは本報告の理論は完全に理論に終始するものでなく切削実験による実験値を併用している点である。すなわち計算の基礎となるべき η_0 の値は実測値を用いている。このことは Fig. 10, 11, 12, 13 でいえば自然接触長さ位置における摩擦係数すなわち縦座標を実測値をもつておさえており、これをパイアスとしてその後の曲線の形を理論で導いていることを意味する。なぜなら $\eta = \eta_0$ における摩擦係数は式 (3) を用いて計算したものであり、この式の右辺は (11) の第2式を代入すれば直ちにわかるごとく実測された摩擦係数 μ_0 に等しいからである。これが理論曲線と実測点の一致が良好な第1の理由である。

ところで接触長さは常に式 (4) によって計算しており、 $\eta = \eta_0$ の自然接触長さ位置においても同様である。すなわち Fig. 10, 11, 12, 13 の自然接触長さ位置における縦座標、摩擦係数は実測値であつても、横座標、接触長さは理論値であつて実測値ではない。一般に通常工具による鋼切削の場合、実測されるせん断角は Fig. 14 に示すごとく Lee-shaffer の切削方程式⁶⁾ より大となる

Fig. 14 Relation between shear angle, ϕ and difference between friction angle and rake angle, $\beta - \alpha$ (Using Merchant and Lapsley's Data)

ことが多い⁷⁾。いますくい角0度の場合を考えると Lee-shaffer の理論ではせん断角 ϕ は $\phi = \eta_0$ となるが、本報告の実験の場合も切りくず厚さより実測されるせん断角は摩擦係数の実測値より求めた $\eta_0 = 6.0 \sim 8.4$ 度より明らかに大きい。さて式 (4) は $\theta = 0$ 度、 $\alpha = 0$ 度の場合、

$$\frac{d}{l_0} = \cos \eta_0 \sin \eta_0 + \sin^2 \eta_0$$

$$= \cos \phi \sin \phi + \sin^2 \phi \quad (15)$$

であり、この式は Lee-Shaffer 模型における接触長さを与える式である。したがつてこの式の与える接触長さ l_0 は Fig. 15 の実線で示される幾何学的関係にある。一方実際のせん断角は η_0 より大であるから、実際のせん断

Fig. 15 Schematic diagram showing relation between shear angle and tool-chip contact length

面と45度をなす直線を引いて求めた接触長さ l_0' は図示の点線のように式 (15) の与えるものよりは短くなる。ところで Fig. 4 において実測された接触長さ l_0'' は同図鎖線が示すように l_0 に近い位置を占めている。したがつて式 (15) から求まる理論値 l_0 は結果において実測値 l_0'' によく一致することになった訳である。このことは Fig. 10, 11, 12, 13 でいえば横座標の位置もよく制御されていることを意味する。これが理論曲線と実測点の一致が良好な第2の理由である。しかし l_0 はあくまでも理論値であつて実測値ではないから、たとえば Fig. 12 $\alpha = 10$ 度の場合のごとく自然接触長さ位置における摩擦係数は等しくても自然接触長さの値が一致しない場合が当然出てくるわけである。

理論曲線と実測点の一致が良好な第3の理由は式 (5) の摩擦特性の導入にある。周知のように完全塑性体の理論には加工硬化を考慮しないという欠点があるが、この摩擦特性は完全塑性体の理論とは無関係に実在金属の特性をあらわしている。特に式 (5) の指数 k は実測される摩擦係数を基礎とする η_0 によつて定まるから、被削金属の特性が摩擦特性の形で理論の中に組込まれていることになる。この特性は勿論加工硬化の程度とは直接に結びつかないが、こうした形式で被削金属の特性を考慮していることは理論曲線と実測点の一致を助けることにはなっている。

なお送りに対して拘束接触長さが十分小であり、かつすくい角が大きく負なる場合、本報告の切削速度ではいわゆる第2切りくず流れが発生する。本報告の実験範囲では第2切りくず流れはわずかであつたが Chao および Trigger の実験によるすくい角-10度の場合にはある

程度の第2切りくず流れが存在したと想像される(ただし論文中に記述はない)。Fig. 13の場合に実測値が理論曲線より全体に低いのはこれによるのではないかと考えられる。なお当然ながらいわゆる SWC 切削のごとく第2切りくずの側方への流出が大なる場合は塑性状態は三次元的であり、本報告および前報の理論は修正されねばならない。この点に関しては後報に詳述する。

以上本報告の理論と実験の一致について吟味と反省を加えたが、完全塑性体の理論を用いる点その他に若干の難点があるにせよ、理論的にはかなりすつきりした形で接触長さの拘束による摩擦係数の変化を説明でき、理論値と実測値との一致もきわめて良好なることは報告に値すると考えられる。

6. 結 論

- (1) 前報に提案した接触面積拘束工具の切りくず塑性域すべり線場を基礎として、接触面積の拘束縮小に伴うすくい面摩擦係数の変化を定量的に求めうる理論式を導いた。
- (2) 実測される摩擦係数の変化と理論値との一致はきわめて良好である。
- (3) 本報告に提案した理論によつて接触面積の拘束縮小に伴うすくい面摩擦応力および垂直応力の変化を定性的に記述できるが、これと実測される変化との一致は良好である。

- (4) 摩擦係数実測値と理論値との一致を吟味し、著者の理論の長短所を明らかにした。

謝 辞

本研究の遂行にあたり有益な助言をいただいた北海道大学教授星光一先生に厚く御礼申しあげる。また本報告の実験は北海道大学精密工学科昭和36年度卒業生、菅田稔、森弘肆両氏(現牧野フライス製作所、大隈鉄工株式会社勤務)の助力によるところ大である。記して謝意を表する。(1962, 10月8日受付)

引用文献

- 1) B. T. Chao & K. J. Trigger : Trans. ASME, Vol. 81 (1959) 139, Ser. B.
- 2) E. Usui & M. C. Shaw : Trans. ASME, Vol. 84 No. 1 (1962) 89, Ser. B.
- 3) H. Takeyama & E. Usui : Trans. ASME, Vol. 80 No. 5 (1958) 1089.
- 4) M. C. Shaw : Discussion for paper(1), Trans. ASME, Vol. 81 (1959) 149, Ser. B.
- 5) I. Finnie & M. C. Shaw : Trans. ASME, Vol. 78 (1956) 1649.
- 6) E. H. Lee & B. W. Shaffer : J. App. Mech., Vol. 73 (1951) 405.
- 7) J. T. Lapsley, R. C. Grassi & E. C. Thomsen : Trans. ASME, Vol. 72 (1950) 979.