三次元拘束工具の設計と高マンガン鋼旋削への適用*

北川 武揚** 久保 明彦** 前川 克廣***

Design of a Three-Dimensional Cut-Away Tool for the Turning of High Manganese Steels

Takeaki KITAGAWA, Akihiko KUBO and Katsuhiko MAEKAWA

A cut-away sintered carbide tool for turning operations has been proposed and successfully employed to improve the machinability of a 18%Mn-18%Cr manganese steel (HB=241). Both the chip contact length on the rake face and the chip flow direction can be uniquely determined by the energy method when the restricted length is assumed to be proportional to the real uncut chip thickness in the direction of chip flow. The optimum contact length is found to be 1.25 times as large as the real feed, which is slightly wider than that in the two-dimensional machining. The predicted cutting forces, cutting temperature and tool wear are all in good agreement with experiments. The restriction of the contact length causes the cutting forces and the heat generation on the shear plane and at the tool-chip interface to reduce, leading to the decrease in tool temperature. As a result, the wear on the rake face of a P20 carbide tool is lessened by 10% in the dry turning of such a high-hardness metal.

Key words: tool design, cut-away tool, three-dimensional machining, machinability, cutting force, cutting temperature, tool wear, high manganese steel, energy method, computer simulation

1. ま え が き

切りくず接触面積拘束工具は、拘束長さが適切であれば切削抵抗や切削温度の低下、工具摩耗の軽減、仕上げ面粗さの向上、切れ刃欠損の防止などの効果があるので、実用的見地から多くの検討がなされてきた¹⁾²⁾。しかし、そのほとんどが二次元切削を対象³⁾としており、三次元切削工具についての適切な拘束形状やその切削機構への影響に関する検討は見当らない。

本研究ではまず、旋盤用バイトの三次元的な拘束形状を解析的に決定する方法を示す。次に、解析に基づいて試作した拘束工具を用いて高マンガン鋼の外周長手旋削実験を行い、その有効性を明らかにする。なお、本研究で提案する三次元拘束工具ではチップブレーカは設けず、また切りくずが第二すくい面に接触しないことを前提としている点で、市販の二段すくい角工具あるいはチャンファ工具とは異なる。

2. 三次元拘束工具の設計

2.1 拘束形状の決定法

流れ型切りくずを排出する三次元旋削において、切りくず流出方向の切りくず接触長さ l_c が同方向の切削厚さ t_1 に比例するものと仮定すると、同方向の拘束すべき切りくず接触長さ l_r は次式によって与えられる。

$$l_r = K t_1 \quad (1)$$

ただし、 K は比例定数であり、拘束係数と呼ぶ。式(1)において t_1 を基準にして K を定義したのは、工具設計の段階では l_c は定まらないためである。工具コーナが存在する場合⁴⁾には、 t_1 は切れ刃各点で変化するので、 l_r も式(1)より切れ刃に沿って

一定値にはならない。この点が、横切れ刃直線部あるいは切れ刃全周にわたって一定幅の拘束長さを有する工具とは異なる。

次に、臼井ら⁵⁾の単一すくい面工具に対する三次元切削模型を三次元拘束工具にも適用する。図1は式(1)の拘束形状を有する三次元切削模型である。切削速度 V と切りくず速度 V_c を含む面内で二次元拘束工具によるせん断面切削模型が成り立つものとする。この面を切込み方向に積み重ねて構成される三次元的な切りくずの流出角 η_c と拘束長さ l_r を、エネルギー解析法⁵⁾を用いて決定する。いま、直線横切れ刃とコーナの交点に原点をとり、図示のようにすくい面上に座標軸をとると、 t_1 は

$$t_1 = \frac{\cos C_s}{\cos \eta_c} f \quad \left(0 \leq x_l \leq \frac{d - R(1 - \sin C_s)}{\cos C_s} \right) \quad (2)$$

Fig.1 Three-dimensional cutting model for cut-away tool

* 原稿受付 平成6年1月4日

** 正 会 員 北見工業大学 (北見市公園町165)

*** 正 会 員 茨城大学工学部 (日立市中成沢町4-12-1)

および

$$t_l = \sqrt{(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2} \quad (-R(1 + \tan \eta_c) \leq x_l \leq 0) \quad (3)$$

で与えられる。ただし、 (x_1, y_1) および (x_2, y_2) はそれぞれ直線 $x = -y \tan \eta_c - x_l$ と円 $(x + f \sin C_s)^2 + (y - R - f \cos C_s)^2 = R^2$ および $x^2 + (y - R)^2 = R^2$ との交点である。ここで x_l は x 軸上の位置、 f は送り、 d は切込み、 C_s は横切れ刃角、 R はコーナ半径である。

エネルギー解析法⁵⁾における K と η_c を変数とする切削仕事の極値探索、すなわち、旋削工具の拘束形状の決定は次の手順で行う。

- (i) 二次元拘束工具を用いて切削実験を行い、(すくい角 α , V , t_l , l_r) と (せん断角 ϕ , 摩擦角 β , せん断面せん断応力 τ_s) の諸関係を求めておく。
- (ii) 指定した工具形状 (α , C_s , R) と切削条件 (V , f , d) に対して、適当な K と η_c を仮定し、式(1)~(3)より切れ刃各点の t_l と l_r を求める。
- (iii) 切れ刃各点の V と V_c を含む面内の単位時間当たりの切削仕事 u を次式により計算する。

$$u = \frac{\tau_s V t_l}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha_e)} \left(\cos \alpha_e + \frac{\sin \beta \sin \phi}{\cos(\phi + \beta - \alpha_e)} \right) \quad (4)$$

ただし、 α_e は V と V_c を含む面内で定義される有効すくい角であり、 α_b を平行すくい角として次式で与えられる。

$$\sin \alpha_e = \sin \alpha \cos \alpha_b \cos \eta_c + \sin \alpha_b \sin \eta_c \quad (5)$$

- (iv) 切れ刃全域について切込み方向に式(4)を積算し、全体の切削仕事 U を求める。
- (v) U の最小値を与える K と η_c が得られるまで、手順(ii)~(iv)を繰り返す。

2.2 拘束工具の設計例

拘束形状の算出例を、18%Mn-18%Cr 高マンガン鋼(HB=241)を超硬工具P20で外周長手旋削する場合について示す。提案する拘束工具では切削条件、とくに送り量によって最適な拘束形状は変化するが、ここでは一例として工具初期形状を(0, 0, 6, 6, 15, 15, 1.0), 切削条件を $V=30, 60$ m/min, $f=0.2$ mm/rev, $d=2$ mm, 乾式切削とする。

二次元切削データとしては、 α と V が指定されているので、 $(\phi, \beta, \tau_s) - t_l$ および $(\phi, \beta, \tau_s) - l_r$ の関係が必要である。図2は円板の半径方向二次元切削実験結果を示す。実線は $V=30$ m/min, 破線は 60 m/min の場合である。同図(b)の ϕ, β, τ_s の変化は $t_l=0.2$ mm の場合である。 t_l を変更した場合についても横軸を l_r/t_l で無次元化し、同図(a)の通常工具の ϕ, β, τ_s を基準にとれば、同様な関係となる。 $l_r=0.24$ mm 付近で ϕ と β は極値をとる。このように拘束長さが短くなると ϕ は減少し、 β は増大するのは、切りくずが第二すくい面にも接触したためである。

一方、切れ刃各点の t_l と l_r は、拘束係数 K と η_c を任意に設定すれば、式(1)~(3)から解析的に得られる。また、 $\alpha = \alpha_b = 0$ であるから、 η_c のいかんにかかわらず式(5)より $\alpha_e = 0$ となる。以上の結果を式(4)に代入すれば、切れ刃各点の u が計算できる。式(4)の積分は近似的には、図1の切りくず生成を V と V_c を含む微小幅(0.05mm)の面の集積と考え、各面で計算された u を加算すればよい。

(a) Influence of uncut chip thickness

(b) Influence of chip contact length

Fig.2 Two-dimensional cutting data

Fig.3 Contour map of total cutting energy

図3は $V=60$ m/min の場合の等エネルギー線を示す。 K を固定して η_c を変化(図中の白抜き記号)させても、その逆(塗りつ

Fig.4 Square insert with cut-away geometry

ぶし記号)でも $\eta_c=15^\circ$, $K=1.25$ のときに U は極小値をとることがわかる。実際に極値探索を行う場合には, 二次元切削時の最適 $K=1.2$ を初期値として用いるのが効率的である。この K を固定しておき U の極小値を与える η_c を求める。次に, この η_c を固定しておき, 先の K 値の近傍で U の極小値を与える K を探す。この操作を繰り返せばよい。

図4はこのようにして決定した四角形チップ(直方体)の刃先形状である。コーナ部の拘束形状は厳密には円弧にならないが, これを図示のように円弧で近似した。また, $\alpha=\alpha_b=0$ の第一すくい面に対して, 第二すくい面には横切れ刃に垂直方向に 15° の勾配とテーパを与えた。溝部の寸法は, 第一すくい面によって生成される切りくずが再度, 工具と干渉しないための概略値である。同図(b)は放電加工によって成形した切れ刃付近の写真である。図示のチップを工具シャンクにろう付し, (0, 0, 6, 6, 15, 15, 1.0)の工具形状とした。

3. 切削性能の解析的予測

合理的な工具設計を行うためには, 切削性能の解析的予測が不可欠である。切削抵抗, 切削温度, 工具摩耗の予測法を示す。

切削抵抗については, 上述のエネルギー解析法によって η_c が定まれば, V と V_c を含む微小幅の面内のせん断面せん断力が求まるので, これを主分力, 送り分力および背分力に分解する。この三分力を各面ごとに積算すればよい。

切削温度は, 熱に関する移流拡散方程式および異媒質と熱伝達の境界条件を差分近似し, Bishopの方法を用いて解く⁶⁾⁷⁾。差分計算の格子間隔は0.05mm, 時間刻みは25 μ sとした。

高マンガン鋼旋削時の超硬工具の摩耗は, 凝着モデルと熱活性化過程に基づく特性式⁴⁾

$$\frac{1}{\sigma_t} \frac{dW}{dL} = C \exp\left(-\frac{\lambda}{\theta}\right) \quad (6)$$

を適用する。式(6)中の定数 C と λ が与えられれば, 差分計算で得られた温度と, 工具面垂直応力 σ_t の仮定

$$\sigma_t = \exp\{B(1 - l/l_c)\} \quad (7)$$

から摩耗量が予測できる。ただし, dW/dL は単位面積, 単位摩擦距離当たりの摩耗体積, θ は絶対温度, l は横切れ刃からの

Fig.5 Wear characteristics of carbide tool obtained by experiments

Table 1 Constants used in tool-wear analysis

	Workpiece	Tool
	18Mn steel	Carbide P20
Thermal conductivity $k \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	12.56	67.0
Density $\rho \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$	7.95×10^3	11.2×10^3
Specific heat $c \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	502	402
$C \text{ mm}^3 / (\text{N} \cdot \text{m})$	14.67	
$\lambda \text{ K}$	21930	

距離である。定数 B は, V と V_c を含む微小幅の面内の力の釣合いから決まる。図5は高マンガン鋼と超硬P20の通常工具の組合せに対して, 実測の摩耗速度と温度, および応力の計算値をプロットしたものである。Crの含有量にかかわらず, 摩耗特性式(6)が成り立つことがわかる。

表1に予測に用いた熱定数と摩耗特性定数の値を示す。工具の熱定数⁷⁾以外は測定値である。

4. 切削性能の検討

以下に, 予測結果と実験を対比させながら, 拘束工具の切削性能を主に $V=60\text{m/min}$ の場合について検討する。

図6は切削抵抗と拘束係数の関係である。 $V=30\text{m/min}$ の場合も含むが, 全切削仕事は極小となる $K=1.25$ のときに切削抵抗は三分力とも最小となり, 通常工具よりも15%前後減少している。予測と実験との対応は良好である。

図7はすくい面温度分布の予測結果の比較である。切りくず接触長さを拘束することによって, 最高温度は約 100°C 低下する。最高温度位置は横切れ刃に多少近づいている。

Fig.6 Comparison of predicted and measured cutting forces
Cutting speed: 30, 60m/min, feed: 0.2mm/rev, depth of cut: 2mm, tool: carbide P20 (0,0,6,6,15,15,1.0), cutting fluid: dry

Fig.7 Prediction of rake face temperature
Cutting conditions are same as Fig.6.

図8は、二次元切削時のすくい面温度の予測と実測との比較である。実験は $\phi 25\mu\text{m}$ のタングステン細線による微小熱電対露出法⁴⁾を用い、円板(幅3mm)の半径方向切削を行った。横軸は切削幅の中央、切りくず流出方向の切れ刃からの距離である。湿式切削(JIS 2種2号, 50倍希釈, 10 l/min)の場合には二次元切削データを求めなおし、解析を行ったが、拘束係数 K は乾式と同一の1.25となった。また、切削液の熱伝達係数⁸⁾は5000 $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ を仮定した。乾式、湿式にかかわらず、拘束工具の最高温度は100°C低下している。また、実測と予測もほぼ一致しているが、拘束工具の予測値が多少高目である。図7の三次元解析結果と比べると、切込み中央、切りくず流出方向の温度は50°C前後高目である。

Fig.8 Comparison of rake face temperature in two-dimensional machining
Cutting speed: 60m/min, uncut chip thickness: 0.2mm, width of cut: 3mm, tool: carbide P20 (0,0,0,6,0,0,0.0), cutting fluid: dry

Fig.9 Comparison of crater wear with experiment in dry turning; Cutting conditions are same as Fig.6. Cutting time: 10min

図9はすくい面摩耗痕形状の比較である。乾式で10min 切削後の予測結果を破線で、実測を実線と一点鎖線で示す。摩耗痕の予測結果は図7の温度分布にほぼ対応し、温度が高い所ほど摩耗は進行している。また、切りくず接触長さを拘束することによって摩耗深さが減少する傾向は、実測とも一致している。しかし、同図に添付した工具のX-X断面図からも明らかのように、切れ刃のだれや逃げ面摩耗、さらに境界摩耗については予測できていない。

図10は切削液を使用した場合のすくい面摩耗を示す。図9の乾式の場合と比較すると、切削液の使用によって通常工具、拘束工具ともすくい面摩耗が減少する傾向は予測されている。

図11は工具の摩耗状況を示す顕微鏡写真である。(a)と(b)は乾式、(c)と(d)は湿式の場合である。提案した拘束工具を用い

Fig.10 Comparison of crater wear with experiment in wet turning; Cutting conditions are same as Fig.6. Cutting time: 10min

Fig.11 Comparison of measured tool wear
Cutting conditions are same as Fig.6.
Cutting distance: 600m, V=60m/min

ればすくい面摩耗だけではなく、逃げ面摩耗も減少することがわかる。しかし、逃げ面摩耗については、いずれの工具についても湿式切削の場合の方が増大するようである。

5. 考 察

拘束工具による切削抵抗の減少は、せん断角の増大と摩擦角の減少に起因すること¹⁾³⁾はよく知られている。切削温度についても、切りくず接触長さを拘束することによって熱源強さが減少するので、最高温度は低下するが、その位置は図7に見るように横切れ刃に接近することになる。これに対応して、すくい面摩耗の最深部は横切れ刃に近づくが、摩耗量の絶対値は大幅に減少する。実験では、拘束工具の摩耗が進行しても切れ刃が欠けるような不都合は生じなかったが、その可能性を考慮して、第二すくい角を小さく15°に設定した。

摩耗の予測に関しては、時間経過に伴うすくい面の温度と応力の変化や、逃げ面摩耗痕の進展を考慮していないために、予測結果はいずれも小さ目である。逃げ面摩耗は、逃げ面温度だけでなく、被削材の温度上昇を介してすくい面温度も上昇させる。その結果、すくい面摩耗は図9の予測よりさらに進展するものと考えられる。

最適な拘束係数は、二次元切削の場合には1.2であるのに対して、設計の対象とした拘束工具では1.25であった。この違いは工具コーナの有無によるものと考えられる。図3の等エネルギー線を見ると、 $K=1.2$ と1.25ではエネルギー的に大差がない。提案した三次元拘束工具の拘束形状は、厳密には切りくず流出角が求まらなければ決められないが、第一近似として $\eta_c=C_s$ とし、二次元切削時の拘束係数を用いてもよいように思われる。

6. 結 論

本研究では、高マンガン鋼の被削性向上を目的として、旋削用の三次元切りくず接触面積拘束工具を提案した。その切削性能を解析的および実験的に検討し、以下の知見を得た。

- (1) 切りくず流出方向の接触長さが、同方向の切削厚さに比例するような拘束形状を提案し、その比(拘束係数)がエネルギー解析法を用いて決定できることを示した。
- (2) 通常工具に比べて、提案した拘束工具の切削抵抗は15%前後、すくい面最高温度は100℃、工具摩耗も10%前後いずれも低減する。
- (3) エネルギー解析法によって予測された拘束工具の切削抵抗、切削温度、工具摩耗は実測結果とよい相関を示す。

謝 辞

本研究は北見工業大学大学院生、小林弘晃氏(現、(株)三菱自動車工業)の協力を得た。また、野村英雄氏((株)日本製鋼所)、菊地千之博士(日本工学院)には材料の提供や実験に関する助言を頂いた。記してお礼申し上げる。

参 考 文 献

- 1) B.T.Chao and K.J.Trigger: Controlled Contact Cutting Tools, Trans. ASME, J. Eng. Ind., **81**, May (1959) 139.
- 2) I.S.Jawahir: The Tool Restricted Contact Effect as a Major Influencing Factor in Chip Breaking: An Experimental Analysis, Ann. CIRP, **37**, 1 (1988) 121.
- 3) E.Usui, K.Kikuchi and K.Hoshi: The Theory of Plasticity Applied to Machining with Cut-Away Tools, Trans. ASME, J. Eng. Ind., **86**, May (1964) 95.
- 4) 北川武揚, 前川克廣: 高マンガン鋼旋削時の超硬工具の摩耗とその解析的予測(その1), 精密機械, **50**, 11(1984) 1753.
- 5) 臼井英治, 広田明彦, 益子正巳: 三次元切削の基礎的研究(第1報, 第2報), 日本機械学会論文集, **38**, 316 (1972) 3255, 3264.
- 6) 臼井英治, 白樫高洋, 北川武揚: 三次元切削温度の数値解析, 精密機械, **41**, 12 (1975) 1141.
- 7) 前川克廣, 北川武揚: 高マンガン鋼旋削時の超硬工具の摩耗とその解析的予測(その2), 精密機械, **51**, 5 (1985) 1025.
- 8) T.H.C.Children, K.Maekawa and P.Maulik: Effects of Coolant on Temperature Distribution in Metal Machining, Mater. Sci. Technol., **4**, 11 (1988) 1006.