高マンガング鋼旋削時の超硬工具の摩耗と その解析的予測 (その2)*

—工具摩耗の予測—

前 川 克 廣** 北 川 武 揚**

Wear of Carbide Tools and Its Analytical Prediction
in Turning High Manganese Steels (Part 2)
—Prediction of Tool Wear—

Katsuhiko MAEKAWA and Takeaki KITAGAWA

This paper describes details of a prediction system of tool wear. The system is based on the wear characteristic equation and the three-dimensional cutting model relating to formation of a lateral curl of chip which have been proposed in the previous papers. The prediction method yields not only tool rake and flank wears but also distributions of temperature and stresses on the worn surfaces under arbitrary tool geometry and cutting conditions, provided that basic information, such as orthogonal cutting data, thermal properties, constants in the wear characteristic equation is in hand. The tool wear configuration, wear progress curves, tool face temperature, etc. thus predicted are in reasonable agreement with the experimental ones. The reason that the wear at the corner part decreases when turning 18% Mn steel with tools having a relatively large corner radius is due to the temperature drop which is mainly caused by the decrease in the undeformed chip thickness at the corner part with increasing corner radius.

Key words : tool wear, carbide tool, difficult-to-cut material, high manganese steel, computer simulation, cutting temperature, machinability

1. ま え が き

本報告では、高マンガング鋼をびびりや大きな工具欠損の生じない比較的安定な切削条件下で連続乾旋削する場合の、超硬合金工具の摩耗の解析的予測法を提案する。同予測法は、前報¹⁾で検証した摩耗特性式²⁾と切りくず生成モデルを基礎として、最少限の切削データと物理定数を用いて、任意の工具刃形と切削条件下のすくい面摩耗と逃げ面摩耗を同時に求めることができる。コーナ半径の変更に伴う摩耗痕形状の変化、摩耗経過曲線、すくい面温度分布等の予測結果と実測結果とを比較・検討し、同予測法の有効性を確認した。

2. 工具摩耗の予測法

図1に提案する摩耗予測法の概略を示す。同予測法は以降の各節に述べる7項目に基礎を置いている。

2.1 二次元切削データ

任意の刃形と種々の切削条件下の三次元旋削時の工具摩耗を予測するために、二次元切削実験を行って切削厚さ t_1 、切削速度 V およびすくい角 α に対するせん断角 ϕ 、摩擦角 β 、せん断面せん断応力 τ_s および切りくず接触長さ l_c の関係をそれぞれ求めておく必要がある。図2は超硬工具P20による高マンガング鋼の二次元切削データの一例である。比較のためにS45C炭素鋼の結果も併記した。同図(a)は $\alpha=0$ rad, $V=1.33$ m/s の場合の $t_1-(\phi, \beta, \tau_s)$ 関係である。 t_1 に対する ϕ, β の変化率はS45C材のそれよりかなり大きい。 τ_s は微小切削厚さ域を除けば、S45C材と同様に、 t_1 に対して一定値となる。同図(b)は V, t_1, α を種々変更した場合の ϕ と $(\beta-\alpha)$ の関係である。同図より高マンガング鋼に対する切削方程式は次式で与えられる。

$$\phi = 0.681 - 0.465(\beta - \alpha) \quad \text{rad} \quad (1)$$

式(1)は後述の各傾斜切削面に対する摩擦角 β_x の算出のために使用される。

なお切りくずの横向きカール半径 r_c と切りくず流出角 η_c については、解析的に決定されるのが理想的で

* 原稿受付 昭和59年3月29日、昭和58年度精機学会北海道支部学術講演会(昭和58年9月18日)にて発表

** 正 会 員 北見工業大学(北見市公園町165)

Fig. 1 Prediction system of tool wear in the present study

あるが、本研究では旋削実験を行って前報¹⁾の表3に示すような値を得、これを用いることにした。

2.2 切りくず形状の決定

切りくずの横向きカールを伴う場合の切りくず形状の決定方法は前報¹⁾の第4章で述べた。要約すれば、いったん切削条件および工具刃形が指定されれば、前報¹⁾で定義した代表切削面（切削面積を二分するような V と V_c を含む傾斜切削面）における t_1 に対するせん断角 ϕ_c を二次元切削データ（図2(a)）から求める。 ϕ_c を用いて前報¹⁾の式(3)により代表切削面における切りくず速度 $(V_c)_c$ を算出する。 $(V_c)_c$ と、 r_c と η_c の実測値を用いれば前報¹⁾の式(6)により切りくず形状が決定される。

(a) Shear angle, friction angle and shear stress vs. undeformed chip thickness

(b) Relation between shear angle and $(\beta - \alpha)$

Fig. 2 Orthogonal cutting data

—; 18%Mn steel, ---; 0.46%C steel
Tool; carbide P 20(0, 0, 6, 0, 0, 0), Cutting speed; 1.33 m/s for 18%Mn steel, 2.5 m/s for 0.46%C steel, Undeformed chip thickness; 0.2 mm, Width of cut; 2 mm, Cutting fluid; dry

2.3 すくい面応力分布の指定

すくい面上の垂直応力 σ_t と摩擦応力 τ_t 、および切りくず接触形状を次のように指定する。まず切りくず流出方向の各傾斜切削面における σ_t は前報¹⁾の式(2)で与えられる指数関数状の分布を、一方、同面内の τ_t は次式で与えられる三角形状の分布を仮定する。

$$\tau_t = B_2(1 - l/l_c) \quad (2)$$

ただし l_c は切りくず流出方向の切りくず接触長さ、 l は同方向の主切れ刃からの距離、 B_2 は定数である、 B_2 は代表切削面での力の平衡条件式

$$\int_0^{(t_1)_c} B_2(1 - l/l_c) dl = \frac{\tau_s(t_1)_c \sin \beta_c}{\sin \phi_c \cos(\phi_c + \beta_c - \alpha)} \quad (3)$$

を解いて求める。ただし下添字 c は代表切削面における値であることを示す。 B_2 が決まれば主切れ刃に沿う任意の位置 x における V と V_c を含む傾斜切削面内の接触長さ $(l_c)_x^*$ は

$$\int_0^{(l_c)_x} \tau_t dl = \frac{\tau_s(t_1)_x \sin \beta_x}{\sin \phi_x \cos(\phi_x + \beta_x - \alpha)} \quad (4)$$

の関係を満たすように決定される。ただし $(t_1)_x$, ϕ_x , β_x はそれぞれ傾斜切削面内の切れ刃位置 x における切削厚さ、せん断角および摩擦角であり、前節の切りくず形状の決定の際に計算される。また位置 x における $(\sigma_t)_x$ の分布は $(l_c)_x$ を用いて

$$\int_0^{(l_c)_x} \exp\{B_1(1-l/l_c)\} dl = \frac{\tau_s(t_1)_x \cos \beta_x}{\sin \phi_x \cos(\phi_x + \beta_x - \alpha)} \quad (5)$$

を解いて定数 B_1 を決定すれば求まる。したがって σ_t は切れ刃に沿ってある分布を有することになるが、切れ刃に沿う τ_t は一定値として $(\tau_t)_A = B_2$ を仮定する。以上の手順を V と $(V_c)_x$ を含む各傾斜切削面について行えば、すくい面上の σ_t と τ_t の分布、切りくず接触形状を決定することができる。得られた σ_t 分布は2.6節の摩耗特性式(9)による摩耗量の算出のために用いられ、一方 τ_t 分布は2.5節の三次元切削温度解析における摩擦熱源となる。

図3は切削データを用いて上述の手順に従って計算したすくい面上の応力分布と切りくず接触形状の一例である。破線は σ_t 分布を、実線は τ_t 分布を示す。同図より切れ刃に沿う σ_t はコーナ部に向かって急激に上昇する。これはコーナ部に向かって t_1 が減少するため、図2より明らかなように ϕ の減少、 β の増大および l_c の減少も手伝って過大な σ_t となったものと考えられる。コーナ部の大きな σ_t は2.6節の摩耗特性式との関連から、この箇所での激しい摩耗を予想させる。

2.4 逃げ面摩耗痕応力の仮定

逃げ面摩耗痕応力に関しては V と $(V_c)_x$ を含む各傾斜切削面内において次の二つの仮定を設ける³⁾。(i) すくい面上の切れ刃稜の摩擦応力 $(\tau_t)_A$ が逃げ面摩耗痕上の切れ刃稜の摩擦応力 $(\tau_f)_B$ に等しい。すなわち

$$(\tau_f)_B = (\tau_t)_A \quad (6)$$

なお τ_f の分布は最初は任意に設定するが、2.7節で述べる摩耗速度の一樣性の条件を満たすように決定される。(ii) 摩耗痕上の垂直応力 σ_f は、炭素鋼切削時の摩耗痕応力の実測結果⁴⁾ が高マンガン鋼の場合にも成り立つものとして、次式を仮定する。

$$\sigma_f = \tau_f \quad (7)$$

* 下添字 x は主切れ刃に沿う任意の位置 x における値であることを示す。

Fig. 3 Stress distributions and chip contact area calculated

Material cut; 18% Mn steel, Tool; carbide P20(0, 0, 6, 6, 15, 15, 0.5), Cutting speed; 2 m/s, Feed; 0.2 mm/rev, Depth of cut; 2 mm, Cutting fluid; dry

2.5 工具面温度の数値解析

工具面温度を求めるには、原理的には次式で与えられるエネルギー方程式を三次元切削模型に適用し、適当な境界条件のもとに解けばよい。

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} - \nabla^T \cdot k \nabla \theta + \rho c \mathbf{V} \cdot \nabla \theta = Q \quad (8)$$

ただし、 $\frac{\partial}{\partial t}$ は時間微分、 $\nabla = \partial/\partial x + \partial/\partial y + \partial/\partial z$, $\mathbf{V} = (\dot{u}, \dot{v}, \dot{w})^T$ は速度、 ρc は熱容量(密度×比熱)、 k は熱伝導率、 Q は内部熱源強さである。式(8)の解法には Bishop の前進差分方式を三次元問題に拡張した臼井ら⁵⁾の方法を用いる。

図4は計算に用いた差分格子を示す。格子間隔は 0.05 mm、時間刻みは 25 μs とした。表1は温度および摩耗量の計算に必要な諸定数である。なお熱定数については被削材は常温の値を、工具は 773 K における値を使用した。

2.6 摩耗量の算出

びりや大きな工具欠損の生じない比較的安定な実用切削条件下での、高マンガン鋼旋削時の超硬合金工具の摩耗特性は、普通炭素鋼切削の場合と同様の凝着摩耗モデルに基づく摩耗特性式²⁾

$$\frac{1}{\sigma_t} \frac{dW}{dL} = C \exp\left(-\frac{\lambda}{\theta_t}\right) \quad (9)$$

で与えられることを前報¹⁾で検証した。ただし dW/dL は単位面積・単位摩擦距離当たりの摩耗体積、 σ_t はすくい面垂直応力、 θ_t はすくい面絶対温度、 C と λ は特性定数である。なお実用切削速度域では逃げ面摩耗に

(a) Section in the direction of chip flow

(b) Tool rake face

Fig. 4 Finite difference mesh used in analysis
Corner radius; 1.0 mm, Grid; 0.05×0.05 mm

Table 1 Thermal properties and constants in the wear equation

	Material cut	Tool
	18% Mn steel	Carbide P 20
Thermal conductivity k W/(m·K)	12.56	67.0
Density ρ kg/m ³	7.95×10^3	11.2×10^3
Specific heat c J/(kg·K)	502	402
C mm ³ /(N·m)	22.45	
λ K	21 770	

対しても式(9)がそのまま適用できることを摩耗痕の温度と平均応力の実測値を用いて確かめている。この場合に特性定数 C , λ の値はすくい面摩耗のそれと同

一であるが, σ_t は σ_f に, θ_t は逃げ面摩耗痕温度 θ_f に置き換えて用いる。したがって 2.3 節および 2.4 節で指定された垂直応力 σ_t および σ_f と, 2.5 節の温度解析により求まる θ_t および θ_f を式(9)に代入すれば工具面各点の摩耗速度が求まる。すくい面摩耗に関しては切りくず速度 V_c を, 逃げ面摩耗に関しては切削速度 V を用いれば, 任意時間経過後の工具面上の各位置の摩耗量を算出することができる。

2.7 逃げ面摩耗速度の一様性

2.4 節において摩耗痕摩擦応力 τ_f は V と $(V_c)_x$ を含む各傾斜切削面で式(6)の仮定を満たすが, その分布は任意に設定された。 τ_f 分布は θ_f と θ_t に影響し, また式(7)の仮定および式(9)より摩耗速度に関係する。ところで, 逃げ面摩耗は切削速度方向に仕上面とはほぼ平行に生ずる。すなわち V と $(V_c)_x$ を含む各傾斜切削面で摩耗速度の一様性が経験上成り立つから, この条件を満足するように τ_f 分布を修正しなければならない。修正方法は, 切れ刃における摩耗速度 $(dW/dL)_B$ を用いる臼井ら⁴⁾の摩耗予測法に準ずることとする。したがって逃げ面摩耗に関しては摩耗痕上の応力分布, 温度分布および摩耗量が同時に決定されることになる。

本予測法では各傾斜切削面で得られる摩耗速度が異なるために, 生ずる横逃げ面摩耗痕は主切れ刃稜に平行に進行しない。このために摩耗の経過とともに各傾斜切削面での摩耗幅 $(V_B)_x$ を設定しなおして, 増分的に摩耗計算を進めなければならない。これに反してすくい面摩耗に関しては, 超硬工具の寿命判定規程が最大深さ $K_T = 0.05 \sim 0.1$ mm であるから, この程度の摩耗量に対しては摩耗の経過に伴う $(\sigma_t)_x$, $(l_c)_x$ および $(V_c)_x$ の変化は無視できるものと考え, 逃げ面摩耗の進行にかかわらずそれらを一定値とした。ただし V_B が増大すれば摩擦熱源の増大により θ_t が変化することになるから, すくい面摩耗は間接的には摩耗経過の影響を受けることになる。

3. 予測結果とその検討

切削条件としては次のものを設定した。

被削材: 高マンガン鋼(化学成分を表 2 に示す), 工

Table 2 Chemical composition of high manganese steel
wt%

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
0.47	0.48	18.22	0.017	0.003	0.15	4.91	0.14	0.05
V	Al	N	Fe					
0.02	0.006	0.087	Re.					

具：超硬 P 20 (0, 0, 6, 6, 15, 15, 可変), 切削速度：可変, 送り：0.2 mm/rev, 切込み：2 mm, 乾切削。

3.1 すくい面摩耗

図5はコーナ半径を $R=0.5$, 1.0, 1.5 mm と変更した場合の 40 s 旋削後のすくい面摩耗痕形状, すくい面温度 θ_t の分布, すくい面垂直応力 σ_t の分布の予測結果である。切削速度は 2 m/s である。同図より R が大きくなるほど摩耗の最深部は前切れ刃から後退し, 最大深さ K_T も減少することがわかる。このような摩耗形態を前報¹⁾の図6の実測結果と比較すると, 計算では切れ刃稜の摩擦応力 τ_t を一様分布としたにもかかわらず, コーナ部付近の激しい摩耗がよく再現されていると言える。また R の増大がコーナ部の摩耗を軽減させる傾向は, 前報¹⁾の2.2節の実験結果と一致している。摩耗量の計算と同時に求まる θ_t の分布(実線)を見ると, R が増大すれば最高温度を示す位置が前切れ刃より後退し, コーナ部の温度は低下している。この傾向は摩耗深さのそれと一致することから, 温度の摩耗への寄与が支配的であることがわかる。コーナ部の θ_t の減少は R の増大により同部の切削厚さが実質的に減少したためである。また σ_t の分布(破線)を見ると, $R=0.5$ mm の場合のコーナ部切れ刃稜での過大な σ_t は R の増大とともにかなり減少している。 σ_t の減少が同部の摩耗の緩和に寄与していることは, 式(9)との関連から明らかである。図6は代表切削面におけるすくい面摩耗痕深さの予測値(実線)と実測値(破線)との比較である。両者は主切れ刃において一致していないが, R の増大とともに最大深さが減少する傾向, 最深部と主切れ刃との位置関係は一致している。切れ刃稜における不一致の原因は同部の応力分布の仮定の不確かさ, あるいは切れ刃稜近傍の二

Fig. 5 Wear, temperature and normal stress on tool face showing the effect of changing corner radius
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Cutting time; 40 s

Fig. 6 Comparison of predicted and measured crater wears in the representative plane
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Cutting time; 40 s

次変形域の塑性流動を無視したことによるものと考えられる。さらに切れ刃稜自体の塑性変形⁶⁾も、計算では考慮していないが、実際には摩耗に参与しているものと思われる。

図7はすくい面摩耗、 θ_t 分布、 σ_t 分布に及ぼす切削速度 V の影響を示す。工具コーナ半径は図5(a)と同一の $R=0.5$ mm であるが、切削時間 T は $V=1.67$ m/s の場合には 1 min, $V=1.33$ m/s の場合は 2 min である。 V の減少により θ_t の最高値は減少し、またコーナ部切れ刃稜の σ_t も若干減少している。このために $K_T \approx 20 \mu\text{m}$ を与える切削時間が大幅にのび、 K_T の位置も前切れ刃よりやや後退する結果となっている。図8は切削速度可変、 $R=0.5$ mm の場合のすくい面摩耗経過曲線 (K_T - T 線図) の計算値と実測値との比較である。用いた切削速度のいかんにかかわらず両者はよく一致している。また図9は代表切削面における $R=0.5$ mm の場合のすくい面温度 θ_t の比較である。温度測定は微小露出熱電対法⁷⁾ によった。主切れ刃近くの測定は測定工具の強度不足のために行えなかったが、 θ_t の最高値近辺での一致は良好である。

3.2 逃げ面摩耗

図10はコーナ半径を $R=0.5, 1.0, 1.5$ mm と変更した場合の $V=2$ m/s, $T=40$ s における横逃げ面摩耗痕形状の予測(実線)

Fig. 7 Wear, temperature and normal stress on tool face showing the effect of changing cutting speed
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Corner radius; 0.5 mm

と実測(破線)との比較である。主切れ刃稜の摩耗は

Fig. 8 Comparison of crater wear progress curves
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Corner radius; 0.5 mm

Fig. 9 Comparison of tool face temperature in the representative plane
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Corner radius; 0.5 mm

再現できていないが、平均摩耗幅 V_B の予測と実測との一致は良好である。また R が増大すれば最大摩耗幅 $(V_B)_{\max}$ が前切れ刃から後退する傾向もシミュレートされている。図 11 は $R=0.5$ mm の場合の逃げ面摩耗経過曲線の比較である。予測値に初期摩耗量として 0.1 mm を考慮すれば、同図に示すように両者はほぼ一致する傾向にある。図 12 は $V_B=0.4$ mm の時点での代表切削面における摩耗痕上の温度 θ_f と垂直応力 σ_f の分布であり、切れ刃付近を除けば θ_f , σ_f とともにほぼ一様分布となっている。用いた切削速度での σ_f の平均値は約 150 MPa と小さく、一方 θ_f の平均値は約 1050 K とかなりの高温である。このような θ_f と σ_f の

Fig. 10 Comparison of predicted and measured flank wears
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Cutting time; 40 s

Fig. 11 Comparison of flank wear progress curves showing the effect of changing cutting speed
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Corner radius; 0.5 mm

傾向は炭素鋼切削時のそれと酷似している³⁾。

4. 結 論

(1) 前報¹⁾で検証した摩耗特性式²⁾と切りくずの

Fig. 12 Calculated stress and temperature on flank wear land in the representative plane
Cutting conditions were the same as those in Fig. 3
Corner radius; 0.5 mm

横向きカールを伴う切削模型を基礎とする工具摩耗の予測手順を具体的に示した。

- (2) 同予測法はせん断角、摩擦角等の切削データ、熱定数、摩耗特性定数が既知であれば、任意の工具刃形と切削条件における三次元連続旋削時のすくい面摩耗と逃げ面摩耗を同時に計算のみで予測できる。

(3) びびりや大きな工具欠損の生じない比較的安定な切削条件下の連続乾旋削において、予測された工具摩耗痕形状、摩耗経過曲線、すくい面温度の実測値との一致は良好である。

(4) 高マンガン鋼旋削において工具コーナ半径を比較的大きくとることによりコーナー部の摩耗が軽減される理由は、同部の切削厚さの減少に起因して工具面温度が低下するためである。

なお、本研究における諸計算は北海道大学大型計算機センター M-200 H を用いて行った。

文 献

- 1) 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.
- 2) 北川武揚, 白樫高洋, 白井英治: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究 (第 1 報), 精密機械, 42, 12 (1976) 1178.
- 3) T. Kitagawa, K. Maekawa, T. Shirakashi and E. Usui: Analytical Prediction of Flank Wear of Carbide Tool, Bull. JSPE, 16, 4, (1982) 269.
- 4) 白井英治, 北川武揚, 前川克廣, 帯川利之, 白樫高洋: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究 (第 3 報), 精密機械, 48, 9 (1982) 1231.
- 5) 白井英治, 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.
- 6) E. M. Trent: Metal Cutting, Butterworths, (1977) 107.
- 7) T. Kitagawa, T. Shirakashi and E. Usui: Experimental Measurement of Temperature Distribution in Tool-Chip Interface, Bull. JSPE, 9, 3, (1975) 83.

59 年の工作機械、プレスともに受注・生産最高

日本工作機械工業会と日本鍛圧機械工業会は、このほど 59 年の受注・生産見込みを相次いでまとめた。

これは昨年 11 月までの実績をもとにして 1 年間の予測したもので、いずれも 56 年の過去のピークを抜き去り、最高記録を樹立している。

特に受注は鍛圧機械が 58 年比 70%、工作機械が同 30% 以上と、ともに大幅増となっており、両業界の今年の活況を示唆する絶好の材料となっている。

工作機械=59 年の工作機械の受注は 9500 億円で、前年の 7255 億円に比べて 31% の大幅増である。生産は 8700 億円、輸出は 3050 億円で 58 年実績をそれぞれ 24%、28% 上回る結果になったものである。

この予測は、日本工作機械工業会が加盟 68 社を対象に行っている受注調査をベースにして、工作機械業界全体を推測したものである。また生産関係は昨年秋までの通産統計をもとにして 1 年間の予測している。

鍛圧機械 10 社の受注

(単位: 100 万円)

	生産	出荷	輸出	在庫	受注
59 年 1 月	8 347	7 085	1 288	10 205	11 164
2	10 986	11 057	3 896	9 229	12 501
3	11 456	11 897	1 636	8 559	10 695
4	8 589	7 121	1 960	10 750	13 229
5	11 040	10 118	1 939	12 345	13 123
6	11 172	13 797	2 756	9 947	18 494
7	11 346	9 497	2 539	10 680	24 357
8	9 993	10 238	2 026	11 056	15 589
9	12 115	13 149	2 206	10 058	14 049
10	10 820	9 217	1 597	10 903	13 143
11	12 049	10 580	2 391	13 607	24 451

(p. 1052 へ続く)