621.9.027.4:539.375.6

超硬切削工具のクレータ摩耗*

佐 田 登 志 夫**

Crater Wear of Carbide Cutting Tools

by Toshio SATA

A fundamental relation for crater wear of carbide cutting tools is proposed by considering the mechanism of metal wear and the speciality in the friction process on the tool face. Tool-life tests of carbide cutting tools in machining of Cr—Mo steel are carried out by varying the tool feed, cutting speed and rake angle of cutting tools in wide range, and cutting temperature is estimated in each case. These results ascertain the validity of fundamental relation for crater wear proposed, meaning that depth of crater wear is in proportion to the specific wear of tool material, shear stress on the rake face and rubbing distance by chips, and that the specific wear of tool material depends only on the tool-face temperature. Lastly, the methods of improvement in tool-life for crater wear are discussed in the light of these results obtained.

1. 緒 論

切削工具の寿命改善,あるいは適切な切削作業標準の設定は切削作業の能率向上のための第一条件であるが,この問題解決のためには加工方法,被削材料,工具形状などを広範囲に変えて切削工具の寿命試験を行う必要がある。しかしこれまでの切削工具の寿命試験は非常に多くの労力,試験時間および被削材料を要し,これが問題解決のための大きな障害となっていた。このように条件を広範囲に変えて工具の寿命試験を行わなければならないのは,一つの条件のもとで行った実験結果から他の条件下における工具寿命を推定したり,あるいはそれとの関連を見出すということが困難だとされているためであって,言いかえればこれは切削工具の摩耗機構,切削工具の摩耗と寿命との関連,ならびに工具寿命に影響をおよぼすいろいろな因子の効果などの解明が十分でないことを物語るものである。

切削工具の摩耗機構についてはこれまでも Dawihl⁽¹⁾, Trent⁽²⁾, Ling と Saiber⁽³⁾, Trigger と Chao⁽⁴⁾などの研究がある。これらの研究によって切削工具の摩耗は工具と切りくずとの間の拡散現象が関与すること,したがって切削工具の摩耗は工具面温度に依存することなどがあきらかにされている。とくに Trigger と Chao は摩擦の凝着説による摩耗模型の考えを工具

すくい面のクレータ摩耗現象に適用し,速度過程論の考えからクレータ摩耗が工具面温度に依存することを示した。しかし切削工具面の摩擦現象は摩擦面における接触圧力が異常に高いため普通の摩擦現象とは様相がだいぶ異なり,したがって普通の摩耗現象の考えを切削工具の摩耗にそのまま適用するのには多少問題がある。そこでこの研究では切削工具面の摩擦現象の特殊性⁽⁵⁾を考慮し,また摩耗現象における温度効果の研究結果⁽⁶⁾から切削工具の摩耗,とくにクレータ摩耗の機構を検討し,次にこの結果をもとにして切削条件および工具形状と工具寿命との関連を調べ,そして工具寿命の改善方法について吟味しようとしたものである。

2. 切削工具面の摩耗過程

切削工具面は切削の際に排出する切りくずと切削仕上面とで摩擦されて第1図に示すようにそのすくい面と逃げ面とにクレータ摩耗および逃げ面摩耗を生ずる。この際摩擦相手の切りくず面もまた切削仕上面もともに刃先のところで分離して生成したばかりの新鮮な面で,もちろんその面は前に一度も摩擦を受けていない。

このように新鮮な処女面で摩擦される時の摩耗はこれまでの摩耗研究の結果⁽⁶⁾⁽⁷⁾,摩耗を受ける材料の摩耗特性を表わす比摩耗量,摩擦面に働く接触圧力,摩擦面面積および摩擦距離に比例し,また比摩耗量はその時の摩擦面温度に依存して変化することがあきらかにされている。すなわち摩耗量 W は,比摩耗量を w_s ,

* 昭和 32 年 4 月 3 日 第 34 期通常総会講演会において講演,原稿受付 昭和 34 年 1 月 20 日。

** 正員,理化学研究所(東京都文京区駒込上富士前町 31)。

接触圧力を p ，摩擦面面積を S ，摩擦距離を L ，摩擦面温度を θ とすれば

$$W = w_s(\theta) \cdot pSL \quad (1)$$

の関係で表わされる。また普通の摩擦面では摩擦面に働くせん断応力は接触圧力に比例し、いわゆる Coulomb の摩擦法則が成立するので、(1) 式はまた

$$W = w_s'(\theta) \cdot \tau SL \quad (2)$$

ただし $w_s' = w_s/\mu$ ， μ ：摩擦係数，

τ ：摩擦面に働くせん断応力

と書きなおすことができる。

ところで切削工具のすくい面上では異常に高い接触圧力が働くため、切りくずは工具との接触面の全面にわたって真実接触をし、その切りくず面がせん断的に降伏して摩擦が行われるとされている⁽⁵⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。そのためすくい角が変り、工具すくい面上に働く接触圧力が変化しても、すくい面に働くせん断応力は一定して、変化しない。たとえば第 2 図は熱処理をしたクロムモリブデン鋼 (SCM 4) を、すくい角を -10° から 20° まで変えた工具によって切削した時のせん断面およびすくい面に働く圧縮応力およびせん断応力とすくい角との関係をとったものであるが、この図からせん断面およびすくい面に働くせん断応力はともにすくい角や圧縮応力の大きさのいかによらず、ほぼ一定の値をとり、すくい面上の摩擦がせん断面における変形と同じようなせん断降伏現象であることを示している。言い換えればすくい面上の摩擦現象には接触面に働く圧縮応力あるいは摩擦係数はなんら物理的な意味を持たないことがわかる。

したがって前にあげた摩耗の基本的な関係式を切削工具面に適用する場合にも、その摩耗は接触面に働くせん断応力に関連するとして (2) 式を使うことにする。すなわち材料が摩耗する場合には、表面がせん断力によってせん断破壊されて持たれるのであるから、摩耗量はせん断応力に比例すると考える方が合理的であろう。ただ普通の摩擦面ではせん断応力と接触圧力とが比例関係にあり、またせん断応力よりも接触圧力の値の方が比較的知りやすいためにこれまでおもに (1) 式を用いてきた。

始めに摩耗過程の基本式 (2) を工具すくい面のクレータ摩耗に適用する。そのためには (2) 式の中の温度にすくい面の温度 θ_c 、比摩耗量は工具材料の値を、せん断応力にはすくい面のせん断応力 τ_c を、摩擦距離には切りくずによるすくい面の摩擦距離 L_c を入れ、またクレータ摩耗は普通その深さ h_c で測るので単位面積当りの摩耗量になおす。切りくずによる摩擦距離 L_c は削り速度を V ，切削時間を T ，また切削厚さ(送

第 1 図 切削工具の摩耗

切込み 3 mm，送り 0.2 mm/rev，削り速度 200 m/mn，被削材料 クロムモリブデン鋼 SCM 4 (熱処理, H_B 320)

第 2 図 せん断面および工具すくい面における圧縮応力，せん断応力と工具すくい角との関係

り) t_1 と切りくず厚さ t_2 との比，すなわち切削比を r_c とすれば

$$L_c = VT r_c \quad (3)$$

と書けるから、クレータ摩耗過程の基本式として (2)，(3) 式より

$$h_c = w_s'(\theta_c) \cdot \tau_c r_c \cdot VT \quad (4)$$

を得る。逃げ面摩耗は普通測定 of 便宜上その深さより摩耗幅で測定される。摩耗幅 b はすくい角があまり大きくなければ第 1 図からその摩耗深さ h_r と

$$b = h_r \cot \beta \quad (5)$$

ただし β ：逃げ角

の幾何学的な関係があることがわかる。また加工仕上面による切削工具逃げ面の摩擦距離は VT であるか

ら、これと(2)および(5)式とから逃げ面摩耗幅 b の増大に対しては

$$b = w_s'(\theta_r)\tau_r \cot \beta VT \dots\dots\dots (6)$$

の関係式を得る。ただしここで θ_r は逃げ面の温度、 τ_r は逃げ面に働くせん断応力である。

(4) および (6) 式は切削工具面の摩耗が工具材料の比摩耗量の温度特性、摩擦面に働くせん断応力および切りくずあるいは切削仕上面による摩擦距離にだけ依存するというを表わしている。しかも工具すくい面あるいは逃げ面の接触部分に働くせん断応力は被削材料に固有な値と考えられ⁽¹¹⁾、また切りくずあるいは切削加工面による摩擦距離は削り速度、切削時間および切削比だけで決まるから、(4) および (6) 式が切削工具面のように非常に応力状態の高い場合の摩耗においても成り立つことが確認されるならば、工具摩耗におよぼす工具形状あるいは切削条件などの影響はすべて切削工具面温度の効果に帰着する。言いかえると工具形状や削り速度、送りなどの切削条件の工具摩耗ひいては工具寿命におよぼす影響がすべて切削工具面温度の影響として説明され、したがって工具摩耗に影響を与えるこれら諸変数間の関連もまたおのずから見出されるはずである。

そこで次の項から工具面温度が比較的容易に推定されるすくい面の摩耗について、その摩耗の進行とすくい面温度の上昇とについて吟味し、次いで(4)式がすくい面のクレータ摩耗に実際に適用できるかどうかという点について検討を進めていく。

3. クレータ摩耗の進行

クレータ摩耗の進行を調べるため、超硬合金工具 S2 によって熱処理をほどしたクロムモリブデン鋼 SC M 4 (引張強さ 103 kg/mm^2 、ブリネルかたさ 320) 丸棒の二次元旋削を行った。そして切削を適時中断し、切込みすなわち切削幅の中央のクレータ摩耗の形状を仕上面試験機で縦倍率 500 倍、横倍率 100 倍に拡大して測定した。第 3 図は横すくい角 10° の片刃バイトによって削り速度 175 m/mn 、送り 0.2 mm/rev で切削した時のクレータ摩耗形状の測定結果を重ね合せて、クレータ摩耗の進行状態を示したものである。この図からクレータ摩耗はすくい面接触幅の中心部が一番進行が大きく、切削初期においては刃先はほとんど摩耗を受けないこと、またクレータ摩耗の進行とともに接触幅が増大し、それにしたがってクレータ最大深さの位置が刃先から少しずつ離れて外側に移動してゆくことがわかる。なお第 3 図の切削試験で 9 mn 間切削した時のクレータの最大深さは約 0.07 mm であるが、

被削材 クロムモリブデン鋼 SCM 4
(熱処理, かたさ H_B320)
工 具 超硬合金 S2, 0-10-6-6-8-0-0.5
切込み 3 mm, 送り 0.2 mm/rev,
削り速度 175 m/mn

第 3 図 クレータ摩耗の進行

工具すくい角 10° , 送り 0.2 mm/rev,
他の条件は第 3 図と同じ

第 4 図 クレータ摩耗の進行

この時の逃げ面の最大摩耗幅は約 0.4 mm 、逃げ角は 6° であるから摩耗深さにして約 0.04 mm で、この材料のように高引張強さの材料を切削する時には普通逃げ面摩耗よりクレータ摩耗の進行の方がはるかに大きい。

第 3 図のようにしてクレータ摩耗が進行してゆくと、刃先の強度が減じて大きな破損の可能性が強くなり、また工具再研摩費用の経済的な見地から見ても工具を取替える必要がでてくる。この場合一番問題になるのはクレータの最大深さであろう。第 4 図は第 3 図と同じ条件で削り速度を 150, 175, 200 および 225 m/mn に変えた時のクレータ最大深さと切削時間との関係である。この図からクレータ最大深さは削り速度のいかににかかわらず切削時間に比例して増大すること、また削り速度の高いほどクレータ摩耗の増大が著しいことがわかる。

4. 工具すくい角のクレータ摩耗に およぼす影響

まず工具形状、とくに二次元切削における工具横す

くい角のクレータ摩耗におよぼす影響を検討するため、切込み 3 mm, 送り 0.2 mm/rev の切削条件で横すくい角を -10° ~ 30° の間 10° おきに变えた片刃バイトを用いて、削り速度 150~225 m/mn の間で前に述べたようにして工具の切削寿命試験を行った。これらの実験結果のうち削り速度 150 m/mn の時のクレータ摩耗の測定結果を第 5 図にあげる。この図から削り速度が等しければすくい角が大きい時ほどクレータ摩耗の進行が小さいことがわかる。ただこの実験ではすくい角 30° のバイトはいずれも切削後数秒で刃先に大きなチッピングを生じ、またすくい角 20° のバイトも数分でクレータ摩耗および逃げ面摩耗がそれほど大きくないうちにチッピングが発生して切削不能になった。したがってこの材料のような高引張強さの被削材に対しては刃先強度の点から 20° 以上のすくい角をつけることは不適當であることがわかる。

次にこのような測定結果からクレータ摩耗に対する工具寿命曲線を求めてみる。第 6 図はクレータ最大深さが 0.05 mm に達した時をもって工具寿命とみなし、各すくい角のバイトについてそれまでの切削時間と削り速度との関係を両対数図表でとった結果である。ただこの図の中で点線で示したすくい角 20° のバイトの工具寿命曲線は、クレータ最大深さが 0.05 mm に達しないうちにチッピングを生じたのであるが、クレータ最大深さが切削時間に比例して増大することからそれまでの摩耗増大の関係を延長して、チッピングが起きないと仮想した時のクレータ摩耗に対する工具寿命である。この図からどのすくい角のバイトについても、クレータ摩耗に対する工具寿命 T と削り速度 V との

間にはよく言われるように

$$VT^n = C \dots\dots\dots (7)$$

の関係があり、しかも工具寿命に対する削り速度の効果を示す乗べき n は第 1 表に示すようにすくい角の大小にあまり関係なく、だいたい 0.20~0.24 になることがわかる。また前に述べたようにすくい角が大きくなればクレータ摩耗が減少するので、すくい角の大きいバイトほど工具寿命曲線は全体的に上にでて、クレータ摩耗に対する工具寿命が増大することを示している。

5. 送りのクレータ摩耗におよぼす影響

クレータ摩耗に対する送りの影響を検討するため、チッピングの発生がなく、しかもクレータ摩耗の進行の最も小さいすくい角 10° のバイトを用いて送りを 0.1, 0.2 および 0.3 mm/rev にし、削り速度をそれぞれ 4 段階に変えて前と同じように切削寿命試験を行った。第 7 図に削り速度 200 m/mn の時の各送りに対するクレータ摩耗の進行を示す。第 7 図から送りが大きくなるとクレータ摩耗の進行が著しく増大すること

第 1 表 クレータ摩耗工具寿命と削り速度との関係

被削材 クロムモリブデン鋼 SCM 4 (熱処理, H_B 320)
工具材料 超硬合金 S2, 工具形状 0-Var.-6-6-8-0-0.5
切込み 3 mm

横すくい角	送り	工具寿命方程式	60分寿命削り速度
-10°	mm/rev 0.2	$VT^{0.22}=235$	96 m/mn
0°		$VT^{0.20}=248$	108
10°		$VT^{0.22}=267$	109
20°		$VT^{0.20}=286$	123
10°	0.1	$VT^{0.24}=422$	161
	0.3	$VT^{0.22}=204$	86

第 5 図 クレータ摩耗の進行 (すくい角の影響)

第 6 図 クレータ摩耗に対する工具寿命曲線 (すくい角の影響)

がわかる。またこれらの実験結果から前と同じようにクレータ最大深さ 0.05 mm に達するまでの切削時間と削り速度との関係を求めると第 8 図のようになる。もちろん送りの増大によってクレータ摩耗に対する工具寿命は著しく短くなる。第 1 表にすくい角および送りを変えた時の工具寿命と削り速度との関係を示す実験式と、その実験式から求めた 60 分工具寿命の時の削り速度を示す。

このように送りの増大によってクレータ摩耗に対する工具寿命は減少するが、ここで留意すべきことは切削能率ということで送りの効果を考える場合には単位時間当りの切削量が等しいような条件で工具寿命を比較しなければならない。たとえば第 8 図で送り 0.1 mm/rev, 削り速度 300 m/mn の時の工具寿命は約 4 mn であるのに対し、送りがその 2 倍の 0.2 mm/rev で単位時間当りの切削量が前と等しい削り速度 150 m/mn の時の工具寿命は 15 mn で、前の場合に比較して約 3.8 倍にのびている。さらに送りを 0.3 mm/rev, 削り速度 100 m/mn にしてみると工具寿命は 40 mn で約 10 倍に増大する。このようにクレータ摩耗に関しては一般的に切削能率を向上させるためにはいたずらに削り速度を上昇させるよりも、むしろ工作機械、被削材および工具の剛性、あるいは切削仕上面のあらさの許すかぎりにおいて送りを増大させることの方が有効であることがわかる。これはクレータ摩耗に対し送りの増大の方が削り速度の増大よりも鈍感であることに基因している。

6. 切削工具面温度の推定

ここではクレータ摩耗の検討のために必要な工具すくい面の温度を推定する。切削温度の解析的な推定についてはすでにいろいろな人によって研究され、実験値ともよく合致する結果を得ている⁽¹²⁾⁽¹³⁾。それらの研究結果によれば切りくずのはじめせん断面においてせん断される際のせん断仕事は熱になって平均温度 $\bar{\theta}_s$ まで加熱され、次いですくい面上をせん断応力 τ_s を受けて工具切りくずの接触長さ l だけ摩擦され、その時の摩擦熱によって $\Delta\bar{\theta}_c$ だけ温度上昇し、すくい面上の切りくずの平均温度 $\bar{\theta}_c$ は

$$\bar{\theta}_c = \bar{\theta}_s + \Delta\bar{\theta}_c \quad \dots\dots\dots (8)$$

になる。ところでせん断面温度 $\bar{\theta}_s$ および摩擦熱による温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_c$ は Loewen と Shaw の解析結果によればそれぞれ

$$\bar{\theta}_s = \theta_0 + \frac{R_1 \tau_s \gamma}{J \rho_1 C_1} \quad \dots\dots\dots (9)$$

ただし θ_0 : 被削材母体温度, R_1 : せん断面に

すくい角 10° , 削り速度 200 m/mn,
他の条件は第 3 図と同じ

第 7 図 クレータ摩耗の進行
(送りの影響)

工具すくい角 10° , 他の条件は第 3 図と同じ

第 8 図 クレータ摩耗に対する工具
寿命曲線 (送りの影響)

おける発熱のうち切りくずに流入する熱の割合,
 γ : せん断面におけるせん断ひずみ, J : 熱の
仕事当量, ρ_1 : せん断面における被削材の密度,
 C_1 : せん断面における被削材の比熱

$$\Delta\bar{\theta}_c = \frac{0.377 R_2 \tau_c l V r_c}{J k_2 \sqrt{\lambda_2}} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ただし R_2 : すくい面上の摩擦熱のうち切りく
ずに流入する割合, k_2 : すくい面における切り
くずの熱伝導率, $\lambda_2 = V r_c l / 4 K_2$, K_2 : すくい面
における切りくずの熱拡散率

で与えられる。

以上の切削温度の解析結果から、切削条件、切削の際の被削材の変形応力、せん断角、工具切りくず接触長さおよび被削材料と工具材料の比熱、熱伝導率などを知れば工具すくい面の温度を推定できることがわかる。そこでこの方法によって前の工具寿命試験の際の工具すくい面温度を求める。まずせん断面およびすく

い面におけるせん断応力は、これまでの結果⁽¹⁴⁾から工具形状あるいは削り速度などに関係なく被削材料固有の値を示し、この材料ではせん断面のせん断応力は約 72 kg/mm^2 、またすくい面のせん断応力は約 44 kg/mm^2 になることがわかっている。次に工具切りくず接触長さは第 3 図からわかるようにクレータ摩耗の進行とともに次第に増大してゆき一定しない。そして第 3 図のように切削を続けるとともに工具切りくず接触長さが増大してゆくということは、(10)式から考えれば工具すくい面の温度も切削中時時刻刻に上昇してゆくことに外ならない。しかし切削中の温度変化まで考えると非常に複雑になるので、ここでは工具寿命に達するまでの平均の値という意味でクレータ最大深さ 0.03 mm の時の工具切りくず接触長さをもって代表させた。せん断角も同じ意味でその時の値をとった。第 9 図にすくい角を変えた工具寿命試験におけるせん断角、工具切りくず接触長さと削り速度との関係を示す。また被削材料および工具材料の密度、比熱、熱伝導率は温度によって著しく変化するが、ここでは被削材料については Loewen と Shaw の論文⁽¹³⁾中にあるクロムモリブデン鋼 SAE 4150 についてのこれらの数値を使い、工具材料については超硬合金の熱伝導率を $0.14 \text{ cal/s} \cdot \text{cm} \cdot ^\circ\text{C}$ とし、この値は温度によってあまり変わらないとした。

これだけの数値を知れば (8), (9), (10) 式から前の工具寿命試験の時の工具すくい面温度が推定される。第 10 図はまず切込み 3 mm 、送り 0.2 mm/rev ですくい角を -10° から 20° まで変えた時、次に切込み 3 mm 、工具のすくい角は 10° に一定にし、送りを $0.1, 0.2$ および 0.3 mm/rev と変えた時のすくい面温度と削り速度との関係を求めた結果である。この図を見ると削り速度の増大とともに切削温度も上昇すること、また削り速度が等しくても工具のすくい角が大きい場合には工具面温度が相当低くなることがわかる。また送りを増大すると工具面温度は著しく上昇する。さらにこの図から送りや削り速度を少し高めるとすくい面の温度は容易に 1000°C を越え、非常に高温になっていることが理解される。

7. クレータ摩耗の温度依存性

クレータ摩耗の進行の測定と工具すくい面の温度の推定ができたので、この項ではこれらの結果を使ってクレータ摩耗過程の基本式 (4) 式が成立するかどうかを検討する。そのため (4) 式を書き直して

$$w_s'(\theta_c) = h_c / \tau_c V T r_c \dots \dots \dots (11)$$

とする。この式からクレータ摩耗深さ h_c と切削時間と

削り速度 $V \text{ m/min}$
切込み 3 mm 、送り 0.2 mm/rev
第 9 図 クレータ深さ 0.03 mm の時のせん断角と工具切りくず接触長さ

削り速度 $V \text{ m/min}$
条件は第 3 図と同じ
第 10 図 工具すくい面温度の推定

の関係、工具すくい面に働くせん断応力 τ_c および切削比 r_c の値を知れば、その時の工具すくい面における工具材料の比摩耗量の値 w_s' を知ることができ、したがってその比摩耗量と前項で求めた工具すくい面温度との関係をとれば、工具材料の比摩耗量が工具すくい面温度のみに依存するかどうかによって (4) 式あるいは言いかえると普通の摩擦状態の摩耗の基本式が工具すくい面の摩耗にも適用できるかがわかる。

第 11 図にこれまでにあげたすくい角、送りおよび削り速度を変えた時のクレータ摩耗の測定結果から、(11)式を使って求めた比摩耗量の値とその時の工具すくい面温度との関係をとった。この図中の実験値の切

削条件は、前にも述べたように工具すくい角については -10° から 20° まで、削り速度は 125 m/mn から 300 m/mn まで、また送りは 0.1 mm/rev から 0.3 mm/rev までと非常に広範囲に変わっている。しかし第 11 図を見るとこのように条件が広範囲に変わっているにもかかわらずすべての実験値がだいたい一つの曲線の上に集まっていることがわかる。すなわちこの結果から工具のクレータ摩耗における比摩耗量の値と工具すくい面温度との間にはあきらかに一義的な対応関係があり、したがって工具のクレータ摩耗は工具すくい面に働くせん断応力と切りくずによる摩擦距離に比例し、また工具すくい面温度に依存するという (4) 式が成立することが確かめられた。それゆえクレータ摩耗に関するかぎり削り速度、切込み、送り、工具形状などの切削条件の影響は工具すくい面温度との関連のみを考えればよいことがわかる。第 11 図の結果は超硬合金 S2 種の比摩耗量の温度特性を示すわけで、各種の超硬合金材種についてこの図のような比摩耗量の温度特性が求められれば、工具形状、切込み、送り、削り速度などの切削条件が変わっても、(8), (9), (10) 式などから工具すくい面温度を知ることによってその時の比摩耗量の値を得、したがって (4) 式からクレータ摩耗の進行が推定される。

このようなクレータ摩耗の温度依存性から前に行った工具形状、送り、削り速度とクレータ摩耗に対する工具寿命との関係がすべて合理的に説明できる。すなわち送りや削り速度が上昇すれば、切削温度の計算式あるいは第 10 図からもわかるように工具すくい面の温度が上昇し、それにしたがってクレータ摩耗の増大がはなはだしく、工具寿命が短縮することは第 8 図に見るとおりである。また第 6 図のように工具すくい角が大きい時ほどクレータ摩耗に対する工具寿命が増大するのは、第 10 図に示すようにすくい角が大きくなるほどすくい面温度が低下してくるためであることがわかる。

8. クレータ摩耗工具寿命の改善方法

以上の検討によって、切削温度の低減という観点からクレータ摩耗に対する工具寿命の改善方法として

- (1) 工具材料の摩耗の温度特性の改善。
- (2) 適当な工具形状および切削条件の採用、特に
 - (i) チッピングを生じない限度ですくい角を大きくすること。
 - (ii) 高送り切削。
 - (iii) びびり振動を発生しない限度で横切刃角を大きくすること。

第 11 図 クレータ摩耗における比摩耗量と工具すくい面温度との関係

- (3) 切削温度の低減に寄与するような材料の被削性の改善、特にせん断角を大きくし、あるいは工具切りくず接触長さを減少させるような微量な添加元素あるいは熱処理条件の究明。

- (4) 被削材あるいは工具の冷却。
- などの方法が考えられる。

9. 結 語

これまでの金属の摩耗機構の研究結果と切削工具面における摩擦現象の特異性を考慮して、工具すくい面のクレータ摩耗に対する基本的な関係式を導いた。そして工具すくい角、送り、削り速度などの条件を広範囲に変えて、超硬合金工具によるクロムモリブデン鋼の切削寿命試験を行い、またその時の工具すくい面の温度を推定した。これらの結果からクレータ摩耗に対する基本的な関係式が成立すること、すなわちクレータ摩耗は工具材料の比摩耗量、すくい面に働くせん断応力および切りくずによる摩擦距離に比例して増大し、また工具材料の比摩耗量はすくい面温度に依存することをあきらかにした。そして最後にこれらの結果からクレータ摩耗に対する工具寿命改善の方法を検討した。

終りに臨み終始御指導をいただいた理化学研究所大越 諒主任研究員に厚く感謝の意を表す。また本研究の実施に当り熱心な協力を得た理化学研究所精密工学研究室の野田英男、横山忠雄、藤川恒夫の諸氏に感謝する。なお本研究は昭和 31 年度文部省科学研究費(総

合研究)の補助を受けた。

文 献

- (1) W. Dawidl, *Zeitschrift Metallkunde*, **32**(1940), 320.
- (2) E.M. Trent, *Proc. Inst. Mech. Engrs.*, **166**(1952), 64.
- (3) F. F. Ling & E. Saibel, *Trans. ASME*, **78** (1956), 1113.
- (4) K.J. Trigger & B.T. Chao, *Trans. ASME*, **78**(1956), 1119.
- (5) 佐田, 機械学会論文集, **21**, 106(昭 30-6), 416.
- (6) 佐田, 科研報告, **30**(昭 29), 224.
- (7) 佐田, 機械学会論文集, **24**, 143(昭 33-7), 407.
- (8) 竹山, 精密機械, **21**, 10(昭 30), 385.
- (9) I. Finnie & M.C. Shaw, *Trans. ASME*, **78** (1956), 1649.
- (10) J. H. Creveling, T. F. Jordan & E.G. Thomsen, *Trans. ASME*, **79**(1957), 127.
- (11) 大越, 佐田, 精密機械, **23**, 8(昭 32), 404.
- (12) K. J. Trigger & B. T. Chas, *Trans. ASME*, **73** (1951), 57.
- (13) E.G. Loewen & M.C. Shaw, *Trans. ASME*, **76** (1954), 217.
- (14) 佐田, 機械学会論文集, **25**, 154(昭 34-6), 464.

539.375 : 620.178.162

金 属 の 微 動 摩 耗 に つ い て*

(第1報, 微動摩耗の特性)

曾 田 範 宗**, 青 木 朗***

On Fretting Corrosion

(Part 1, Nature of Fretting Corrosion)

by Norimune Soda and Akira Aoki

A special wear testing apparatus is designed in which the slider with spherical surface reciprocates axially on the surface of rotating cylinder. Amplitude of the reciprocation of slider can be varied from 0.5 to 2.0 mm, and its frequency from 100 to 2400 cpm. The cylinder can be rotated at a low speed of 0.003 rpm. The cylinder surface can be heated up to 150°C by electric heater under the surface. Effects of load, velocity, amplitude, frequency, temperature, humidity and other factors on the volume of the wear are studied, and the relation

$$L \propto W^{0.7}$$

is obtained experimentally, where L is the volume of the worn away material and W the load.

1. ま え が き

ここにいう微動摩耗とは、いわゆるフレッティングコロージョン (fretting corrosion) の意味で、摩擦面が小振幅の往復運動を行う場合に生ずる摩耗である。このことばはトムリンソンがはじめて用い、事実この方面の研究もかれがはじめて手をそめたものである⁽¹⁾。かれはこの摩耗現象にも持論の分子摩耗説を適用して説明しているが、実験的裏づけに乏しく、そのため、その後展開した数々の研究により^{(2)~(13)}、その摩耗粉は分子状態よりはるかに大きなものであり、少くも微動摩耗の初期は一般ふつうの摩耗現象の一形態にすぎないという見解が今日ではむしろ強いのである。

しかし同一箇所を小振幅で往復摩擦するというこの

特殊摩擦現象は、その機構についてなお不明の問題がきわめて多い。たとえば摩耗粉の発生機構についても酸化ははたして摩耗の前に行われるものか、後に行われるものか不明であるし、微動摩耗の一般機構や、それが一般摩耗よりも一般に大きいという機構もはっきりしていない。潤滑効果も一般潤滑面におけると異なるともいわれ、微動摩耗に対する金属組合せの影響なども百人百色の意見がのべられている。

本研究において筆者らは、微動摩耗の秘密の一つは往復摩擦と一方摩擦(ふつうの一方方向の摩擦)との摩擦方法の相違のなかにあり、一つは往復摩擦においても、相手の面の同一箇所を摩擦するのとたえず相手の処女面を摩擦することの相違のなかにもあると考え、これらの比較研究が同一試験機と同一試験片で行われるような方法をえらんだ。この種の一方摩擦による摩耗と微動摩耗との本質的な差異に関する論議⁽¹⁴⁾はこれまでほとんどないのであって、われわれはこの目的

* 昭和 34 年 4 月 2 日 第 36 期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和 34 年 4 月 2 日。

** 正員、東京大学航空研究所(東京都目黒区駒場町 856)。

*** 准員、富士製鉄会社広畑製鉄所。