

炭素鋼および鋳鉄の切削における 超硬工具の摩耗機構*

北川 武揚**

(昭和46年9月30日受理)

The Wear Mechanism of Carbide Tool when Machining Carbon Steels and Cast Iron

by Takeaki KITAGAWA

This report describes an analysis of the tool wear mechanism with the experimental data obtained from measuring tool life and cutting temperature in turning several carbon steels and cast iron with carbide tool.

The tool wear mechanism was classified by Takeyama into two basic types: i.e. mechanical abrasion and physicochemical wear. According to the analyses and experimental results, the main findings are as follows:

(1) Physicochemical type of tool wear plays an important role in turning cast iron from the standpoint of crater and flank wear, but it has a predominant effect on the crater wear that is conditioned by a higher cutting temperature than 870 deg. C in turning steels.

(2) Under the condition of a cutting temperature lower than 870 deg. C in cutting steels the mechanism of crater wear is a combination of physicochemical wear and mechanical abrasion.

(3) The flank wear mechanism is always of the mechanical abrasion type in cutting steels.

1. ま え が き

最近、快削鋼の開発、実用化が進められ、機械的性質をそこなうことなく被削性を改善できるようになってきている。しかし、さらにより積極的向上のためにも工具の摩耗機構を正しくは握し、被削性あるいは工具切削性改善の方向を予測する必要がある。

超硬工具の摩耗機構は竹山¹⁾により概念的に物理化学的摩耗と機械的アブレーションによるものと大別されている。実際の摩耗はこれらの総合された摩耗過程によるものと考えられ、それぞれの寄与の程度により摩耗特性もまた異なるであろう。

本研究では、このような摩耗機構を考慮し、二、三の仮定のもとに半ば理論的に工具寿命

* 日本機械学会北海道支部第14回講演会(45.10.18 北見)にて発表

** 北見工業大学機械工学科

方程式を導き、超硬工具により数種の炭素鋼ならびに鋳鉄の切削を行なって工具寿命と切削温度を測定し、これらの支配的な摩耗機構の解析を試みた。その結果、興味ある若干の知見を得たのでそれらにつきとりまとめて報告する。

2. 工具寿命方程式

工具の寿命が物理化学的摩耗、たとえば凝着、拡散、合金化²⁾などによるものとするればそれらは明らかに速度過程であり摩耗もまた速度過程の性格を有する。これらを考慮すれば摩耗速度は一般に次式で表わされる³⁾。

$$\frac{dv}{dt} \propto \exp\left(\frac{-E}{R \cdot \theta}\right) \quad (1)$$

ここで dv/dt は体積摩耗速度、 R は定数、 E は摩耗の活性化エネルギー、 θ は工具と切くず接触面の温度 $^{\circ}\text{K}$ である。

工具すくい面のクレータ摩耗深さは一様ではなく、いま切くずと工具接触面積当たりの体積摩耗速度 dh_m/dt で表わすと式 (1) は

$$\frac{dh_m}{dt} = A \cdot \exp\left(\frac{-E}{R \cdot \theta}\right) \quad (2)$$

となる。 A は定数。

摩耗進行中、切くず接触面積は変化しないとすると接触面積当たりの体積摩耗量 h_m は

$$h_m = A \int_0^t \exp\left(\frac{-E}{R \cdot \theta}\right) dt \quad (3)$$

となる。 t は切削時間 min、摩耗進行中切くずと工具接触面の温度は一定の摩耗深さの範囲内ではそれほど変化せず式 (3) を切削時間 t で積分すると h_m は次式のようになる。

$$h_m = A \cdot \exp\left(\frac{-E}{R \cdot \theta}\right) \cdot t \quad (4)$$

h_m は工具の平均的摩耗深さを表わすものであるが、一般に工具寿命の測定はクレータ摩耗ではその最大摩耗深さをもって定めている。いま、この最大摩耗深さと平均摩耗深さとが比例関係にあるものと仮定すると、最大摩耗深さ h_p は同様に

$$h_p = B \cdot \exp\left(\frac{-E}{R \cdot \theta}\right) \cdot t \quad (5)$$

となる。 B は定数。

一方、機械的アブレーションによる摩耗量は工具面の垂直応力、工具および被削材の硬度に依存する⁴⁾。一定切削条件のもとでは、これらは切削速度によってそれほど大きく変化せず、摩耗量は摩擦距離に比例すると考えてもさしつかえない。したがって、機械的アブレーションによる最大摩耗深さ h_a は

$$h_a = C \cdot r_c \cdot V_c \cdot t \quad (6)$$

で表わされる。ここで、 C は定数、 r_c は切削比、 V_c は切削速度 m/min。

いま、工具の摩耗がいずれのタイプに属しても平均摩耗深さと最大摩耗深さの関係が一定に保たれ、また合成された摩耗深さ h を h_p と h_a の和として表わすならば式 (5) および式 (6) より

$$h = \left[C \cdot r_c \cdot V_c + B \cdot \exp\left(\frac{-E}{R \cdot \theta}\right) \right] t \quad (7)$$

が得られる。

ここで工具寿命判定基準を最大摩耗深さ 0.04 mm に定めると、摩耗量が基準値に達するまでに要する時間、すなわち工具寿命 T_{\min} は結局次式で表わされる。

$$T = \frac{0.04}{C \cdot r_c \cdot V_c + B \cdot \exp\left(\frac{-E}{R \cdot \theta}\right)} \quad (8)$$

これは、工具の摩耗が物理化学的摩耗と機械的アブレーションのタイプが、同時に行なわれた場合の工具寿命方程式を表わすことになる。ここで、もし切削速度が変化しても平均摩耗深さと最大摩耗深さの関係が常に一定であると仮定すると、物理化学的な摩耗が、支配的な場合には $\log T$ と $1/\theta$ の関係は直線的になる。

3. 実験装置および実験方法

実験装置として無段変速機付高速旋盤を用い、切削方法は 150 mm ϕ × 800 mm 棒材の長手切削とした。供試材は、被削材に機械構造用炭素鋼 S 55 C, S 35 C, 一般構造用圧延鋼 SS 41 (引張りおよび硬度試験による推定炭素含有量 0.15%) およびねずみ鋳鉄 FC 25 を選び、工具材として超硬合金工具 P 20 (タンガロイ TX 20), K 10 (タンガロイ TH 10) の二種類を用いた。

切削条件は送り速度 0.29, 0.40, 0.52 mm/rev, 切込み深さ 1.5mm 一定の乾切削とし、工具形状を [0, var, 6, 6, 15, 15, 0.5] とした。

摩耗量は、クレータ最大摩耗深さを触針式あらさ検査機により測定し、フランク平均摩耗幅を工具顕微鏡により測定した。また、工具の寿命判定基準はクレータ摩耗では最大摩耗深さ 0.04 mm にとっている。

切削温度は一本バイト熱電対法にしたがって工具と切くず間の熱起電力を測定し、管状電気炉にて熱起電力と温度の較正を行なって求めたものであり、切くずと工具接触面のどの部分の温度に相当するかは明らかでないが、ここでは摩耗面の平均温度として扱うことにした。なお、熱起電力の測定には高感度直流増幅器と直記式電磁オシログラフを併用した。

4. 実験結果および考察

4.1 クレータ摩耗

図1は、クレータ摩耗体積を求めるため、種々の摩耗深さのものを徐々に研磨し凹部の輪郭面積と研磨面からの深さを測定したものである。これより切くず接触面積は摩耗深さによってもあまり変化せず、ほぼ一定値を示していることがわかる。輪郭面積を深さで積分して摩耗体積が求められ、その結果を図2に示す。同図から最大摩耗深さと摩耗体積はほぼ比例していることがわかり、また、切くず接触面積は摩耗深さによらず一定であることから最大摩耗深さと平均摩耗深さもまた比例関係にあるといえる。

種々の炭素鋼をP種工具で切削した時の切削温度および工具寿命を図3および図4に示す。工具寿命曲線は従来のTaylorの寿命方程式で表わされるような単純な直線にはなっていない。

図5は、工具寿命 T の対数を縦軸に、 $1/\theta$ を横軸にとり測定結果をプロットしたものである。同図(a)は被削材にS55C, S35CおよびSS41と工具にP種およびK種を用いた場合を示す。切削温度 870°C 以上においては $\log T$ と $1/\theta$ の関係は直線的であり、また、S55CとP種工具の組合わせではすくい角を変化させてもそれらは同一直線上にプロットされ、摩耗は温度のみに依存していることがわかる。 870°C 以下ではそれらの直線性はくずれているがこれは機械的アブレーションの影響が著しく現われたためと思われる。図5(b)は炭素鋼および鋳

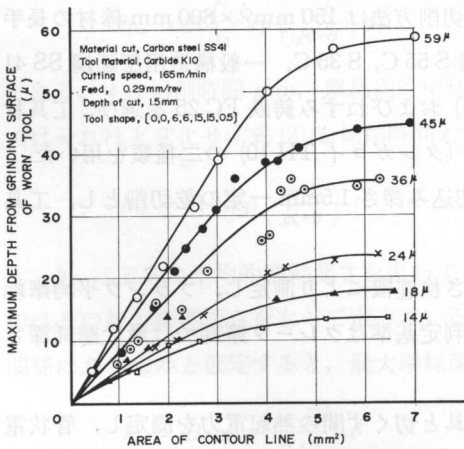


図1 摩耗体積測定のため摩耗した工具面を研磨して得た輪郭面積と研磨面よりの深さの関係

Fig. 1. Relationship between the depth from grinding the surface of the worn tool and the area of the contour line in order to measure the volume of the crater wear.

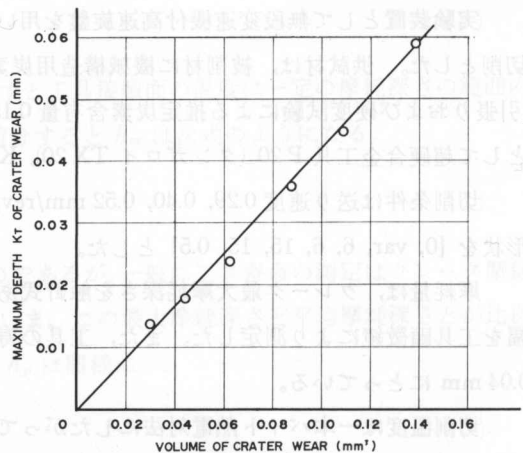


図2 クレータ最大摩耗深さ K_T と体積摩耗の関係

Fig. 2. Relationship between the maximum depth K_T of the crater and the volume of the crater wear.

鉄を K 種工具を用いて切削した場合を同様
に示す。FC 25 と K 種工具の組合わせでは
工具すくい角、送り速度を変化させても切削
温度全域にわたり直線的で、この場合の工具
摩耗は切削条件、工具形状に関係なく切削温
度のみ依存していることが知られる。

図 5 (a), (b) を通じて、870°C 以上の同一
切削温度において工具寿命を比較するなら
ば、被削材の炭素含有量が大なるほど、また、
TiC を含まない K 種工具の方が工具寿命は
低下している。これは被削材中の炭素含有量
が多いほど超硬工具中への Fe の拡散が活性
化されやすく、また、工具中の TiC は Fe や
Co に対する溶解度が少ないという中村⁵⁾ の
拡散実験の結果とその傾向は良く一致してい
る。さらに興味ある結果として図 5 の直線部
のこう配が等しく E/R が一定値を示すこと
である。計算の結果摩耗の活性化エネルギー

E は約 45 kcal/mol であり、Fe, Co の自己拡散の活性化エネルギーに近似し、これらの相互拡散
の可能性を推測できる。一般に WC-Co と Fe の化合物はぜい弱であるといわれており、Co は
WC の保持力を低下させ摩耗を促進させる。また、高温での拡散は Fe の Co 中への拡散のほか
に Co の切くず中への拡散、工具化合物の切くず中への脱炭⁶⁾ なども行なわれているといわれて
いるが、いずれも高温における工具摩耗は切くずと工具間の相互拡散が重要な役割を果してい
るようである。しかし、実測されたこのような温度域においても工具と切くず間の相互拡散が
可能かどうかについて疑問も感じられるが実際の摩耗面の最高温度はこの実験で測定した温度
よりかなり高いことも予想され、この点に関しては今後さらに検討すべき余地が残されている。

炭素鋼をいずれの工具を用いて切削しても 870°C 以下では $\log T$ と $1/\theta$ の直線関係がく
ずれている。この原因を機械的アブレーションによるものとして切くず厚さを測定し図 5 (a)
と式 (8) より定数 C 求めその結果を図 6 に示す。同図から切くず摩擦長さ当りの摩耗量 C は
この温度範囲においてほぼ一定値を示すことがわかる。また、同一工具では機械的硬度の高い
高炭素鋼の切削でその値は大きく、工具については機械的硬度の小さい K 種工具を用いたが方
が大きく現われている。

4.2 フランク摩耗

図 7 (a) は P 種工具で各種炭素鋼を切削した時の逃げ面平均摩耗幅と切削距離の関係を示

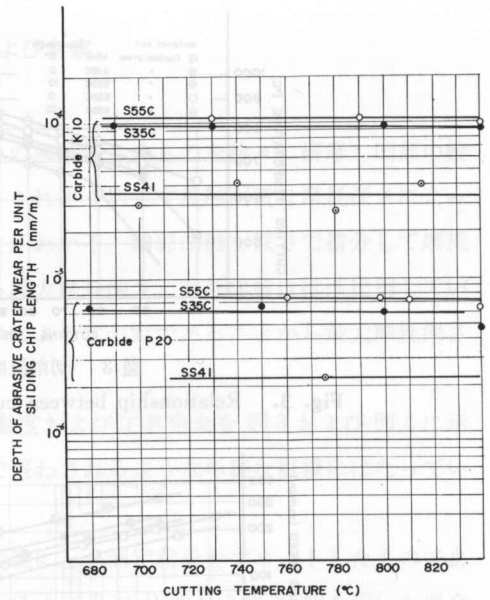


図 6 切削温度と切屑摩擦距離当りのアブ
レッションクレータ摩擦深さの関係

Fig. 6. Relationship between cutting tem-
perature and depth of the abrasive
crater wear, per unit sliding chip
length.

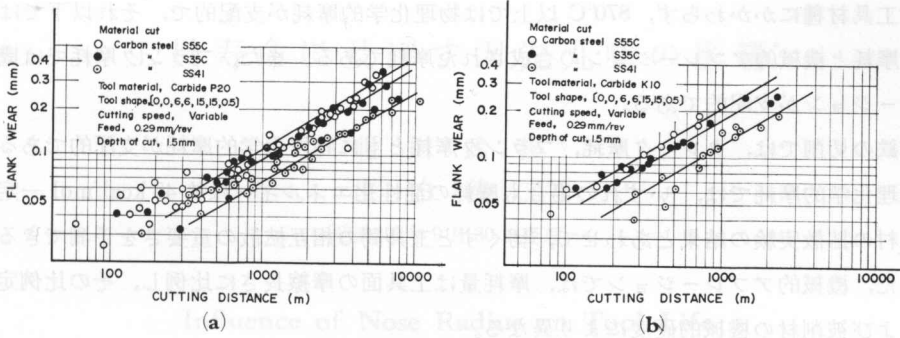


図7 フランク摩耗進行曲線
Fig. 7. Flank wear-process curve.

す。逃げ面摩耗は切削速度に関係なく切削距離に比例している。G. Boothroyd⁷⁾が赤外線写真により切くずの温度分布を調べた結果でも工具逃げ面付近の温度はすくい面のそれよりはるかに低く摩耗は機械的アブレーションのみが現われたものと思われる。同図(b)は同様にK種工具を用いた場合を示し、(a)、(b)いずれの場合も摩耗の比例定数は工具と被削材の硬度に応じて変化し、その傾向は図6のすくい面の場合とはほぼ一致している。

また、図8はFC25をK種工具で切削したときの平均摩耗幅と切削距離との関係を示すが炭素鋼の場合と異なり切削速度によりかなりの差を示している。図9は切削温度との関係を調べるため平均摩耗幅0.2mmを寿命基準にとりlog Tと1/θとで表わしたものである。この図から鋳鉄の切削では両者の関係は直線的であり、クレータ摩耗の場合と比較してその直線のこう配も等しく同一摩耗機構によるものと考えられる。

5. む す び

本実験の結果、つぎのようなことがわかった。

炭素鋼系材料の切削において、クレータ

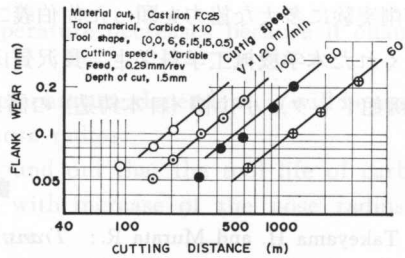


図8 フランク摩耗進行曲線
Fig. 8. Flank wear-process curve.

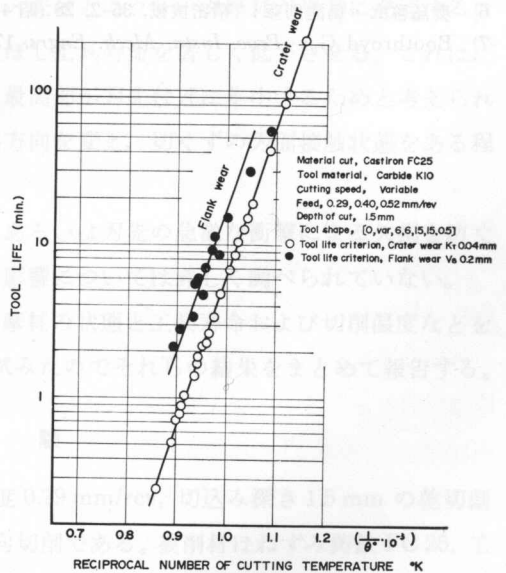


図9 切削温度と工具寿命の関係
Fig. 9. Relationship between cutting temperature and tool life.

摩耗は工具材種にかかわらず、870°C 以上では物理化学的摩耗が支配的で、それ以下では物理化学的摩耗と機械的アブレーションの合成された摩耗である。また、フランク摩耗では機械的アブレーションが支配的である。

鋳鉄の切削では、クレータ摩耗、フランク摩耗ともに物理化学的摩耗が支配的である。

物理化学的摩耗では、いずれの場合も摩耗の活性化エネルギーは約 45 kcal/mol 一定であり、中村の拡散実験の結果とあわせて、切くずと工具間の相互拡散の重要性を予測できる。

また、機械的アブレーションでは、摩耗量は工具面の摩擦長さに比例し、その比例定数は工具および被削材の機械的硬度により異なる。

終わりに、本報告の図面作製に協力願った本学機械工学科二俣正美助手および長年にわたり切削実験に多大な協力を願った佐伯義二、阿部清両技官、更に、それぞれ実験の一部を担当してくれた本学機械工学科学生、長沢賛山（現在、富士通）、阿部修一（日本ビクター）、小川克正（函館ドック）、小山博（日本鋳造）の諸氏に深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Takeyama H. and Murata R.: *Trans. ASME*, 85-1, 33 (1963).
- 2) Trent E. M.: *Instn. Mech. Engrs. Proc. (A)*, 64 (1952).
- 3) Sinnott M. J., 飯田修一訳: 技術者のための固体物性, 83 (昭41), 丸善.
- 4) Shaw M. C. and Dirke S. O.: *Microtech.*, 10-4, 187 (1956).
- 5) 中村裕道: 精密機械, 30-1, 99 (昭39).
- 6) 奥島啓式・鳴滝則彦: 精密機械, 35-2, 28 (昭44).
- 7) Boothroyd G.: *Proc. Instn. Mech. Engrs.* 177-29, 789 (1963).

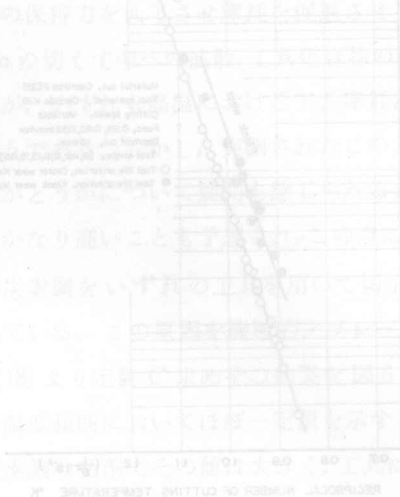


図 9 切削温度と工具寿命の関係

Fig. 9. Relationship between cutting temperature and tool life.