高硬度炭素焼結体の切削に関する研究 (第1報)*

——工具摩耗の微小解析に基づく寿命特性の追究——

田中武司** 井川直哉*** 黒島泰幸† 岩田 弘† 真鍋貞弘††

A Study on Cutting of Super Hard Graphite Composites(1st Report)
—Investigation of Tool Life Characteristics based on
Microanalysis of Tool Wear—

Takeshi TANAKA, Naoya IKAWA, Yasuyuki KUROSHIMA,
Hiroshi IWATA and Sadahiro MANABE

In cutting of graphite composites which are sintered more hard and tenaciously, the characteristics of tool life are investigated from the microanalysis of tool wear and the cutting tests. Less wear of tool is observed in a harder material of tool, because a scratching by microtip causes wear to tools. The grooved wear is caused by transferring the feed mark of the machined surface to the flank of tool in cutting of some graphite composites. The exponent of Taylor's equation is about one. The differences of the exponent among workpieces are due to the change of the delay time of materials in the visco-elastic deformation, a scratching depth and the characteristics of the machined surface.

Key words : graphite composites, tool life, tool wear microanalysis, Taylor's equation, visco-elastic deformation

1. 緒 言

炭素焼結体(JIS規格にない)が重要な機構部品となり¹⁾、ますます硬く、ねばく造られるようになった。工具摩耗が多く、削り難いゆえに、工具の選択や切削条件の選定などに苦慮している。基礎となる加工情報や実用的指針を示唆することが急がれる。

軟質炭素焼結体は古くから有り、工具寿命、切削抵抗など加工上ほとんど問題はない。工具摩耗の特性はかなり明らかにされてきた²⁾。しかし、新しく開発されてきた硬質炭素焼結体に対して、1つには工具摩耗の特性は同じか、2つには工具摩耗を解析できないか、

3つには解析に基づき現象を整理できないか、4つには特異な現象があればその理由は何かなどの意図する諸点を明らかにし、炭素焼結体の削りやすい、難いを何で評価すべきかという課題に向かってこそ本研究は新しく発展すると思われる。

そこで、使用頻度の高い2系統の炭素焼結体を取り上げ、考えられる工具摩耗の原因をまず考察し、工具摩耗量を理論解析する。得られる推察を実験から検証する。さらに、工具の摩耗過程に特異な現象があるのか。注意深く観察し、原因を理論解析に基づき詳しく分析する。したがって、本報では加工現場に利用できる情報を提供しつつ、検証すべき寿命特性を論じ、基礎的な知見を得ようとする。

2. 実験方法

牧野NCフライス盤を用い、図1に示すように、一定の切削速度 V 、正確な切込み深さ a 、送り f の下で正面フライス断続切削を行った。工具材料と切削条件を表1に示す。加工現場の切削状態と同じである。0.6mmの逃げ面摩耗 VB に達した時間を工具寿命 T と

* 原稿受付 昭和62年11月18日。昭和61年度精密工学会秋季大会学術講演会(昭和61年10月11日)および昭和62年度精密工学会春季大会学術講演会(昭和62年3月28日)にて発表

** 正会員 立命館大学理工学部(京都市北区等持院北町56-1)

*** 正会員 大阪大学工学部(吹田市山田丘2-1)
† 正会員 香川県工業技術センター(高松市郷東町587-1)

†† 正会員 東洋炭素(株)(香川県三豊郡大野原町荻原850)

Fig.1 Cutting situation of face milling

Table 1 Specification of cutting conditions

Cutting speed V m/s	3.9, 2.61, 1.77, 1.2, 0.78
Feed f mm/rev	0.4, 0.3, 0.2, 0.1
Depth of cut a mm	0.2
Cutting fluid	none
Tool	K01, K10, P10, P30 WA(white alumina) BA(black alumina) Cermets C1(TiC+TaC) Cermets C2(TiC)
Shape of tool	TPCN32ZFR

した。工具材料は主に超硬合金であるが、サーメット、セラミックスも用いた。後2者はブリホーニングを行い、面粗さを $0.5\mu\text{m}$ に仕上げている。

被削材は炭素黒鉛質(AとB)と電気黒鉛質(CとD)の2系統を用いた。前者は規則的な六角網目構造を持つ黒鉛質と無定形の炭素質を同じ割合で混合し、約 1000°C で焼結している。黒鉛化は少なく、結晶粒は鋭利な角を持っている。なお、AはBに樹脂含浸している。後者はA、Bと同等の原料を用いるが、CとDで成分比が異なる。 1000°C で焼結の後、約 3000°C でHIP処理を施しているが、Cの処理温度はDのそれに比べて低い。それゆえ、Cの密度は高く、硬く、強い。共に黒鉛化は著しく、結晶粒は微細で丸みを帯びている。被削材の粘性減衰比 ξ は棒材の先に小型加速度計を取り付け、自由減衰振動から実験的推定法²⁾により求めた。

切りくず粒子径に及ぼすVの影響を調べるため端面の2次元切削を行った。仕上面の最大高さ粗さ R_{max} は触針式粗さ計で、切りくず粒子の粒度分布はソニックフターL3Pを用いて測定した。

筒状の母材の端面に幅3mm、高さ5mmの円筒を形作り、端面を突切りバイト状の超硬合金で切削し、工具刃先に掛かる背分圧力を求めた。工具動力計で主分力、背分力並びにVBを測り、圧力を計算で求める。

3. 工具摩耗の微小解析

炭素焼結体の切削で刃先温度は 300°C 近辺になると

Fig.2 Estimated models of contact

いう²⁾。炭素焼結体は安定かを示差熱天びんで測定した。 400°C から酸化、燃焼を始め、 CO 、 CO_2 に変わった。炭素黒鉛質ではSiを含む灰が残りに、電気黒鉛質では灰はほとんど残らなかった。また、超硬合金(P10)で、 3.9m/s の切削速度、 0.3mm のVBで、移動熱源による計算からP10の平均刃先温度は約 140°C となった。温度は少なくとも 400°C 以上にならないのではないかと。工具の熱的摩耗は少ないと思われる。工具摩耗は主として仕上面の突起と切りくず粒子の引っかきの集積であるとしてよい。そこで、工具と炭素焼結体の接触の大きさを図2のように分け、どれくらいの長さの接触でどのような形態の摩耗が支配的かを推察した。

スケール1において、逃げ面にわたる全接触で、大きさは0からVBである。被削材の粘弾性が大きいとき、切れ刃稜は丸く、逃げ面は曲面になるはずである。スケール2において、逃げ面の凹凸と仕上面の突起、切りくず粒子(1次突起と呼ぶ)の接触と相互の引っかきで、仕上面粗さと切りくず粒子径から推測した接触の長さは $10\mu\text{m}$ 位と思われる。スケール3において、1次突起の表面にあるさらに微小な突起(2次突起と呼ぶ)で工具は引っかかれると思われる。接触の長さは 0.1 から $1\mu\text{m}$ 位と考えられる。スケール4において、黒鉛の六角網目構造による超微量引っかきが考えられる。接触の長さは $0.01\mu\text{m}$ 以下と思われる。

1次あるいは2次突起の大きさの違いはあっても、基本的には引っかき深さ、形状、切削距離と作用個数が分かれば、工具の摩耗量についてある程度の理論的取扱いは可能である。ここでは、1次突起による引っかき現象に基づき定量化を試みる。次の仮定を置く。

(1) 工具と突起の接触点は完全塑性変形の状態とする。(2) 突起の先端は球形(曲率半径は r)とする。

(3) 引っかき溝の両側への盛上がりはない。(4) 工具の塑性疲労による摩耗はない。(5) 突起の突出高さは最大切りくずの直径 d_0 、最小0で、その間平均的に考えて、 Δ' の高さの差ごとに1個存在する。

(6) 炭素焼結体を粘弾性体とし、突起は切削方向に垂直に相対変位する。

突起の変位がないときの i 番突起の引っかき深さを y_i 、負荷により粘弾性的に後退する量を x_i とする。 i 番突起の接触投影面積を a_{si}' 、負荷を p_i' とする。

$$\frac{p_i'}{a_{si}'} = \frac{2p_i'}{\pi \{r^2 - (r - y_i + x_i)^2\}} = p_m = 1.08 \text{ HV} \quad (1)$$

$p_i' = a_{si}' p_m$, $p_m = 1.08 \text{ HV}$ は証明されている⁴⁾。ここで、 p_m とHVは工具の塑性降伏圧力と微小ビッカース硬さである。溝の断面積は $r \gg y_i - x_i$ のとき、近似的に $1.88 r^{1/2} (y_i - x_i)^{3/2}$ で表されるから、 i 番突起による引っかき長さ l のときの引っかき量 dV_s は次式となる。

$$dV_s = 1.88 L r^{1/2} (y_i - x_i)^{3/2} \quad (2)$$

式(1)より近似的に式(3)が成立する。

$$p_i' = \pi r p_m (y_i - x_i) = p_i - \pi r p_m x_i \quad (3)$$

ここで、 p_i は突起の変位がないときの i 番突起の負荷である。 Q を変数として p_i を $p_i' Q$ で表す。 A を見かけの接触面積、単位面積当たりの押付け力を P （押付け圧力）とすれば、垂直方向の力の釣り合いから、

$$F_n = PA = \sum_{i=1}^{n_a} p_i = Q \sum_{i=1}^{n_a'} p_i'$$

ここで、 n_a 、 n_a' は変位前後の突起の数である。

仮定の(5)と式(3)より、

$$y_i - x_i = \Delta' (i' - 1), p_i' = \pi r p_m \Delta' (i' - 1)$$

$$F_n = Q \pi r p_m \Delta' \sum_{i=1}^{n_a'} (i' - 1) = Q \pi r p_m \Delta' n_a'^2 / 2 \quad (4)$$

ゆえに、

$$n_a' = \left\{ \frac{2PA}{Q \pi r p_m \Delta'} \right\}^{1/2} \quad (5)$$

式(2)より、

$$\begin{aligned} V_s &= 1.88 L r^{1/2} \sum_{i=1}^{n_a'} (y_i - x_i)^{3/2} \\ &= 0.752 L r^{1/2} \Delta'^{3/2} n_a'^{5/2} \end{aligned}$$

式(5)を上式に代入する。

$$V_s = 0.428 L (PA)^{5/4} \Delta'^{1/4} r^{-3/4} p_m^{-5/4} Q^{-5/4} \quad (6)$$

m を単位面積当たりの突起の数、 γ を炭素焼結体の比重、 G 、 C と η を1次突起の占める率、集中度、体積効率⁵⁾とし、集中度をほぼ比重に等しいとすれば、

$$m = 6G/\eta \pi d_0^2 = 6C/\gamma \eta \pi d_0^2 = 6/\eta \pi d_0^2 \quad (4)$$

$$(5) \text{の仮定より, } \Delta' = d_0/mA = 0.524 \eta d_0^3/A$$

$$V_s = 0.364 L \eta^{1/4} \left(\frac{P}{p_m} \right)^{5/4} A \left(\frac{d_0}{r} \right)^{3/4} Q^{-5/4} \quad (7)$$

さて、 i 番突起に $d\tau$ のステップ関数($F(\tau) = p_i'$, $t > 0$)の力が掛かるとき、時間 t が0以後の突起の応答はドハメル積分より次式で与えられる。

$$x_i = \frac{p_i'}{k_i} \{1 - e^{-\xi_i \omega_n t} (\cos \omega_d t + \frac{\xi_i \omega_n}{\omega_d} \sin \omega_d t)\}$$

ここで、 k_i 、 ξ_i 、 ω_n ($\omega_n = \omega_d$)は炭素焼結体のばね定数、粘性減衰比、固有角振動数である。 x_i を式(3)に代入する。

$$p_i = p_i' \left[1 + \frac{\pi r p_m}{k_i} \{1 - e^{-\xi_i \omega_n t} (\cos \omega_d t + \xi_i \sin \omega_d t)\} \right]$$

右辺の〔〕内が Q になる。

式(7)と Q の式より、工具摩耗量は次のように推察される。(1)被削材の硬さ(P に関係)が高いほど、ばね定数 k_i が大きいほど多い。(2)工具の硬さ(p_m に関係)が小さいほど多い。(3)仕上げ面の突起の高さ d_0 に比例し、半径 r に反比例する。(4)被削材の粘弾性的性質が大きいほど少ない。

なお、2次突起による引っかきに対して d_0 を d_s 、 r を s 、 η を η' に変えることにより、基本的には同じ式で表される。

本実験条件における工具の摩耗状態よりVBを計算した。摩耗体積は近似的に $VB^2/6 e \sin(90+\lambda) \sin \alpha / \sin(90-\lambda-\alpha)$ で与えられる。 e は逃げ面摩耗の送り方向の長さ、 λ 、 α はすくい角、逃げ角である。逃げ面の摩耗面積は $e VB/2$ に等しく、次式が得られる。

$$VB = \frac{1.09}{Z_1} \eta^{1/4} L \left(\frac{P}{p_m} \right)^{5/4} \left(\frac{d_0}{r} \right)^{3/4} Q^{-5/4} \quad (8)$$

Z_1 は $\sin(90+\lambda) \sin \alpha / \sin(90-\lambda-\alpha)$ である。 $r=18 \mu\text{m}$ 、 $\eta=0.3$ と仮定し⁴⁾、工具材料について p_m 、被削材について P 、 d_0 、 Q を入れ、VBを計算する。ただし、 d_0 は $R_{\max}$ とした。

4. 実験結果と考察

Fig.3 Relationship between tool life and workpieces

4.1 寿命と被削材種の関連性

図3に工具寿命と被削材種の関係を示す。被削材の硬さが大きいほど、 P は大きくなるはずである。式(8)より工具摩耗は多く、工具寿命は短くなる。両系の炭素焼結体において、実験結果の傾向は解析と一致した。また、式(8)による理論値はAとBの実験値に近い。しかし、CとDのそれに対して小さい。 d_s と r の推定値を炭素黒鉛質に近づけた結果と思われる。

ところで、Cの硬さはBのそれより大きい。Cの弾性ひずみエネルギー E_{st} は $265 \times 10^{-6} \text{ J/mm}^3$ で、Bの $77 \times 10^{-6} \text{ J/mm}^3$ に比べて大きい。切削に要するエネルギーはCの方が大きいにもかかわらず、工具寿命は長い。炭素黒鉛質のX線回折ではシリカとムライト、蛍光X線回折でSiが見られ、結晶粒は鋭い角を持っていた。電気黒鉛質でSiは見られず、結晶粒は丸みを帯びていた。組成が異なる。Bの切削ではスケール2の大きさで、Cの切削ではスケール3と4の大きさで工具は引っかけられると思われる。工具摩耗量は前者で多いことが予測され、実験結果と一致する。

なお、A, B, C, Dの ξ は 4.49×10^{-3} , 3.09×10^{-2} , 2.65×10^{-2} , 4.08×10^{-2} であった。AはBに、CはDに比べ、 ξ は小さい。AとCで工具摩耗は相対的に多く、(4)の推察と一致している。

さて、BとCの切削において、図4のような溝状の逃げ面摩耗が見られた。送りを変えても、それに一致

Fig.4 The grooved flank wear

Fig.5 Relationship between tool life and HV of tool

した溝間隔であった。仕上面の粗さにも周期性が見られた。BとCは硬さも粘性も大きい。それゆえ、仕上面に送りマークが残りやすく、逃げ面に転写したと思われる。このことは工具摩耗が引っかけによることの一つの証しともいえる。

4.2 寿命と工具材種の関連性

式(8)よりVBは p_m に反比例する。工具のHVが大きくなれば、工具寿命は延びる。図5に示すように、超硬合金工具ではP種よりK種の寿命が長くなった。K種の熱伝導率が良いことも一因といえる。切れ刃のチッピングは全く無いことより、WCを多く、Coを少なくして、硬さを増せば良い。また、超硬合金に対する実験値の勾配は式(8)の1.25より小さくなった。

ところで、アルミナ(WAとBA)の硬さは超硬合金より

も大きい、工具寿命が短くなった。超硬合金が $(134 \sim 237) \times 10^{-6} \text{ J/mm}^3$ の E_{st} を持つのに比べ、アルミナのそれは $32 \times 10^{-6} \text{ J/mm}^3$ と小さいことによると思われる。また、BAはWAに比べ、常温硬さは高いにもかかわらず、工具寿命は短い。400℃においてHVは2000と2100に逆転したことによる。

サーメット(C1とC2)の E_{st} は $(225 \sim 317) \times 10^{-6} \text{ J/mm}^3$ で摩耗における発熱は多く、アルミナと同程度の熱伝導率ゆえに、共に工具寿命は短くなったものと思われる。また、切削熱が刃先にこもることも一因であろう。TiC, TaCを含むP種の短い寿命と符合する。

4.3 寿命と切削速度の関連性

超硬合金工具で鋼を切削するとき、 $V-T$ 線図の指数 n は約0.2である。ところが、炭素焼結体の切削では n が1を越える報告が見られた^{2) 6) ~ 8)}。本実験でもA, B, C, Dに対して0.657, 1.2, 1.42, 0.88の実験値が得られた。例えば、Cの被削材で V が3.9m/sのとき $3.83 \times 10^{-4} \text{ mm/m}$, 1.2m/sのとき $5.67 \times 10^{-4} \text{ mm/m}$ となる。切削速度が高いと単位切削距離当たりの工具摩耗（工具摩耗率）が小さくなることを意味する。原因を工具摩耗の微小解析から追究する。

4つの原因を考えてみた。1つは変形後の遅れ時間による接触長さの差、2つは粘弾性体として引っかかり深さの変化、3つは仕上面の突起の数と鋭さの違い、4つは背分圧力の変化である。工具摩耗の微小解析において第1の原因はスケール2、第2の原因はスケール3と式(8)の Q , 第3の原因は式(8)の d_0 と r に、第4の原因は式(8)の P に関係している。

4.3.1 遅れ時間の影響

粘弾性体ほど遅れ時間が長く、高速になれば接触長さは短くなる。工具摩耗量は減少し、 n は大きくなると考えられる。遅れ時間 ε は既に与えられている²⁾。

A, B, C, Dの被削材につき ε を計算したところ、 1.71×10^{-6} , 1.01×10^{-5} , 1.12×10^{-5} , 1.91×10^{-5} となった。接触長さ s と V の定量的関係を求めることは出来ないが、 ε の小さい被削材ほど、 ε は小さく、 n が小さくなることを予測させる。つまり、AとBではAの n が、CとDではCの n が小さいことを意味する。AとBで n の大小は実験結果と一致したが、CとDの n は逆になっている。理由は別途検討されねばならない。

ところで、仕上面の凹凸の一点が工具の突起と接触している時間 ε' はどれくらいになるか。一点の接触長さを約 $10 \mu\text{m}$ とすると、 ε' は 2.6×10^{-5} から 5.0×10^{-6} となり、おおよそ ε の値に近い。したがって、 n の大きさに被削材の遅れ時間が影響を及ぼすことは十

Fig.6 Influence of visco-elasticity on V-T diagram

分考えられるとしてよい。しかし、図4の逃げ面摩耗は直線的であり、スケール1の逃げ面摩耗全体にわたる接触に対して遅れ時間は考えなくてよい。

なお、 ε はひずみ速度の関数であるので、せん断面上のせん断速度に対応して求める必要がある。本実験条件でせん断のひずみ速度は約 10^3 s^{-1} となるので、約1 kHzの固有振動数をもつ炭素焼結体を用いてを測った。

4.3.2 引っかかり深さの影響

CとDの結晶粒は丸みを帯び、粘性も大きい。遅れ時間の影響が大きく、 n は1より大きくなると思われる。Cの n は1.42と大きい。しかし、Dの n はCのそれよりも小さい。何故かにつきさらに検討してみた。式(8)よりDについて計算した $V-T$ 線図を図6に示す。ただし、 P を被削材のHVより0.039MPaとした。

工具摩耗率が切削速度に関係しないなら n は1に等しい。粘弾性的性質と d_0 の変化を考慮するとき、Dの n は0.71となった。粘弾性的性質のみを考慮すると n は0.86となり、実験値に近づく。このことは次のようにも考えられる。電気黒鉛質で粘弾性的性質が大きいほど2次突起の引き込みは大きく、工具摩耗量は少なくなる。 $V-T$ 曲線は長寿命側へ平行移動する。しかし、切削速度が高いとき、引き込み時間が不足して、引き込まず、工具を余計に引っかく。 n は1より小さくなる。 n が0.88になった理由と思われる。

4.3.3 仕上面性状の影響

式(8)において、VBの中に1次突起の大きさ d_0 と鋭さ r が入っている。これらの大きさが切削速度に

Fig.7 Influence of surface integrity on V-T diagram

依存するならば、 n の大小に仕上面性状の影響を考慮すべきである。

切りくず粒子径に及ぼす切削速度の影響を2次元切削で求めたところ、切削速度が高いとき、Aでは d_g が大きく、 m は少なく、Bでは逆に d_g は小さく、 m が多くなった。Aは樹脂含浸され、CとDはHIP処理されている。かさ比重を測定したところ、1.80, 1.90, 1.77と大きく、気孔は少ない。き裂型切りくずを生成する鋳鉄の切削と同様に、切削速度が高くなるとき裂の伝播速度が大きく、基本的には切りくず粒子は大きくなる⁹⁾。一方、Bのかさ比重は1.74で気孔が多い。き裂の速い伝播が気孔で止まる。切りくず粒子は細くなる。BがA, C, Dと逆の傾向になった理由と思われる。

図7は式(8)より計算した値と実験値の比較を示す。切削速度が高くなると、AではVBが多く、 n が小さく、BではVBが少なく、 n は大きくなる。切削速度により R_{max} の変化が逆になる影響が n の大小に強く出ていると思われる。

CとDでは切削速度による切りくず粒度分布はAの場合と似ているが、変化は緩やかであった。 n の大小に及ぼす仕上面性状による影響は少ないといえる。

4.3.4 背分圧力の影響

式(8)でVBはPに比例する。Pが切削速度により変わるなら、 n は増減する。切削速度を変えて、刃先に掛かる圧力の変化を測定した。Pは σ_n と一義的な関係を持つ。4つの炭素焼結体において σ_n は切削速度に

より変化しなかった。研削のような高速微小切削においても得られている⁴⁾。したがって、 n に及ぼすPの直接的な影響はない。

5. 結 論

高硬度炭素焼結体の切削において、工具摩耗の微小解析に基づき、工具の寿命特性を検討した結果、次の結論を得ることができる。

- (1) 工具摩耗は炭素黒鉛質で鋭利な角、電気黒鉛質で微小突起の引っかきによる。
- (2) 工具材質は硬いほど良い。TiC, TaC, Coが少ない超合金が良い。サーメット、アルミナは良くない。
- (3) 工具の逃げ面に溝状摩耗を形成する被削材がある。適度な硬さと粘弾性を有する被削材仕上面の送りマークが転写されたものである。
- (4) テーラー方程式の指数が1前後となる。炭素黒鉛質では遅れ時間の長短と仕上面性状の変化、電気黒鉛質では遅れ時間の長短と引っかき深さの増減が主として n の大小に影響を及ぼす。工具に掛かる押付け圧力の影響はない。

本研究は香川県産学官共同研究会の一環として行ったものである。

参 考 文 献

- 1) エス・ヴェ・シュレボフ：炭素黒鉛材料の物性、日ソ通信社(1972) 35。
- 2) 竹山秀彦, 荻野 隆, 宮沢伸一：黒鉛の切削における工具摩耗とその速度特性, 日本機械学会論文集(第3部), 31, 225(1965) 834。
- 3) 竹山洋一郎, 柳沢 猛, 沖津昭慶：機械力学, 朝倉書店(1984) 69。
- 4) 井川直哉：ダイヤモンド砥石の研削性能に関する研究, 大阪大学博士論文(1964) 57。
- 5) 佐藤健児：研削理論(第1報)一砥粒の切込み深さと砥粒間隔について, 精密機械, 16, 3(1950) 77。
- 6) 布施久康, 末吉一方, 高田 昇, 宮沢伸一：CBN工具の切削性能—グラフアイト, ねずみ鋳鉄, 機械技術, 34, 1(1986) 136。
- 7) 升田雅博, 黒島泰幸, 真鍋貞弘：高硬度炭素焼結体の被削性(第1報)一工具寿命改善の試み, 昭和61年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集(第2分冊)(1985) 597。
- 8) 布施久康, 宮沢伸一, 大野幸彦：CBN工具の摩耗機構(第4報)一グラフアイト切削における寿命特性, 昭和61年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(第2分冊)(1986) 617。
- 9) 田口三生, 横山一男：切削条件と切りくず破断形態との関係, 精密機械, 47, 8(1981) 969。