

# 軟岩に対する超硬合金ビットの定常掘削抵抗とその摩耗寿命向上策

室 達朗\*・土屋 清\*\*・服巻好美\*\*\*・  
山本成宏\*\*\*\*

近年、シールド掘進機等の定常掘削作業に使用されるカッタービットがれき交じり地盤や軟質岩盤にも使用されるようになり、さらに、長距離掘進が可能となるようカッタービットの摩耗寿命の向上策を早急に樹立する必要性に迫られている。本研究は、カッタービットの刺し刃となる超硬合金の材質、刃先形状およびすくい角が軟質岩盤の定常掘削におけるビットの摩耗寿命、摩耗による形状変化と掘削抵抗に及ぼす影響について実験を行い、最適なビット材質と刃先構造の設計法を示している。

**Key Words** : cutter bit, weak rock, wear life, excavation force

## 1. ま え が き

四方を海に囲まれた我が国では、近年、本州四国連絡橋や関西新国際空港など大型プロジェクトによる海洋建設工事が盛んに行われており、さらに東京湾横断トンネルなどの長距離海底トンネルの建設が計画されている。今日、海底トンネル掘削工事においては、粘土地盤、れき交じり地盤、さらには軟質岩盤においてもシールド自動掘削機による機械化掘削工法が多用されるようになってきた。しかし、れき交じり土砂や軟岩を対象とすると、シールド掘進機のカッタービットの摩耗は著しく、その摩耗寿命は「摩耗に対する岩盤強度指数<sup>1)</sup>」に支配されている。ビットの摩耗に伴い掘削抵抗は増大して掘進速度が低下するだけでなく、最外周カッタービットの摩耗によってトンネル断面の仕上がり寸法に重要な誤差を発生せしめるのである。また、海底地盤掘削中のビットの交換作業は危険であり、高圧下での苦渋作業を強いられるだけでなく、切り羽面の安定問題や長時間作業によって工期や工費に深刻な影響を及ぼすのである。とくに、長距離海底トンネルや大深度地下空洞建設等においては、カッタービットの摩耗対策は深刻な問題であり、ビットの摩耗寿命を事前に予測することが重要となってきた。すでに、硬質岩盤に対するリッパーチップの摩耗による形状変化特性<sup>2)</sup>、摩耗寿命予測<sup>3)</sup>やドリルビット用超硬合金の摩耗による限界穿孔長の予測<sup>4)</sup>についてはかなりの研究成果があるが、軟質岩盤に対するカッタービットの摩耗寿命予測に関するものは比較的少ない。

ここでは、軟質岩盤として風化花崗岩を対象とし、カッ

タービットの刺し刃となる超硬合金の材質とその耐摩耗性について摩耗実験を行っている。すなわち、同一の刃先形状を有する6種類の材質の異なる超硬合金の掘削刃について一定のすくい角のもとで定常掘削試験を実施し、超硬合金の摩耗量と掘削距離の関係を求め、最適な超硬合金の材質について検討している。次に、カッタービットの刃先に作用する掘削抵抗が、定常掘削時において、その刃物角とすくい角によって、また刃先先端部の摩耗による形状変化および新品と完品品によって、どのように変化するかについて実験的考察を行っている。また、種々の刃物角とすくい角を与えて行った定常掘削試験より、カッタービット刃先の摩耗量、摩耗長および摩耗による形状変化と掘削距離との関係について明らかにしている。

以上の諸実験の結果を基にして、最適なカッタービットの材質と最適な刃先形状設計指針を提言することを本研究の目的としている。

## 2. 超硬合金の耐摩耗性

一般に、超硬合金であるタングステンカーバイドのチップは、掘削刃やドリルビットの先端部分にろう付けまたは焼きばめされて使用されている。花崗岩、砂岩および安山岩などの硬質岩石に対するタングステンカーバイド-コバルト系超硬合金のひっかけ摩耗に対する耐摩耗性については、他の鍛造鋼や鑄造鋼と比較して数十倍の耐摩耗性があることはすでに周知の事実である<sup>5),6)</sup>。ここでは、軟質岩盤として風化花崗岩を対象とし、長大な海底トンネルの限界掘進長を予測するために、6種類の超硬合金を使用して定常掘削試験を実施し、摩耗量と掘進距離の関係を求めている。

### (1) 供試地盤と超硬合金

本研究においては、一軸圧縮強度が約3MPaの風化花崗岩で構成される軟質岩盤を対象としている。そのた

\* 正会員 工博 愛媛大学教授 工学部土木海洋工学科  
(〒790 松山市文京町3)

\*\* 日立建機(株) トンネル工場部設計部 主任技師

\*\*\* アロイ工業(株) 工場長

\*\*\*\* 元愛媛大学学生 工学部土木海洋工学科

表一 各超硬ビット摩耗試験に対する供試岩盤の「摩耗に対する岩盤強度指数」 $\sigma_c$

| 超 硬 合 金                       | G5          | G5 S.HIP    | G3          | G3 S.HIP    | G1          | G1 S.HIP    |
|-------------------------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| 石 英 含 有 量 $K_o$ (%)           | 44.7        |             | 36.4        |             | 31.4        |             |
| 見 掛 け 比 重 $G$                 | 1.96        |             | 1.96        |             | 1.96        |             |
| ロサンゼルスすりへり減量 $U$ (%)          | 100         |             | 100         |             | 100         |             |
| 吸 水 率 $W$ (%)                 | 1.64        |             | 1.64        |             | 1.64        |             |
| シ ョ ア 硬 さ $H_n$               | 0           |             | 0           |             | 0           |             |
| 亀 裂 係 数 $C_r$                 | 0           |             | 0           |             | 0           |             |
| 一軸圧縮強度 $\sigma_{co}$ (MPa)    | 3.90 ± 0.34 | 3.49 ± 0.91 | 3.07 ± 0.89 | 2.72 ± 0.57 | 2.70 ± 0.63 | 2.34 ± 0.25 |
| 摩耗に対する岩盤強度指数 $\sigma_c$ (kPa) | 444         | 263         | 231         | 205         | 151         | 131         |

め、供試地盤としては、まさ土に普通ポルトランドセメントと水を加え、セメント水比31.0%として、強制攪拌ミキサー1バッチ当たりまさ土2249N、セメント231N、水744Nなる配合設計を行ってソイルセメントを作成し、寸法500cm×75cm×30cmの鋼製土槽内に打設充填し、7日間湿潤養生した後定常掘削試験に供した。なお、供試地盤は材質の異なる超硬合金供試体ごとに新しく作成することとし、それぞれの軟岩供試体について石英含有量、見掛け比重、吸水率および一軸圧縮強度を計測し、「摩耗に対する岩盤強度指数」 $\sigma_c$ を算定している。なお、供試体の作成に当たっては、一軸圧縮強度 $\sigma_{co}=3$ MPaを目標として配合設計したが、野外での気温や湿度が変化するため養生条件は必ずしも一定とならず、 $\sigma_{co}$ にかなりのばらつきを示した。その結果を表一に示す。

超硬合金は、一般に、鉱山工具用超硬チップとしてJIS M 3916にその分類と性能が規定されており、回転さく孔用メタルクラウンには記号E1, E2で、打撃さく孔用ロックビットには記号E3, E4, E5で表示されている。従来の超硬合金の製造過程は、JIS H 2116で規定される粒径1~6 $\mu$ mのタングステンカーバイド粉(WC)に結合材であるコバルト粉(Co)を配合して均等になるまで混合し、プレス成型した後、真空焼結炉内で粉体の融点以下あるいは一部液相を発生させる高温で焼結する「粉末冶金法」である。この方法では、かなり硬い製品が得られるが、製品中に数多くの空隙が存在するためクラックが発生しやすく、靱性に欠けるという欠点を有している。この欠点を除去するために開発されたのが熱間等方圧加圧法であるHIP(Hot Isostatic Pressing)法であり、超硬合金中の空隙の大きさとその数を減少させることが可能となり、一般的には超硬合金の強度、耐摩耗性を向上させている。この方法は、焼結後、アルゴンガスなどを圧力媒体とし、100MPa以上の圧力と1000℃以上の温度を与え、その相乗効果により液相線に近い温度下で共晶組成の液相を発生させ、

空隙を埋めるものである。しかし、このHIP効果は完全ではなく、WC粒子の過剰な成長により大粒化すること、再加熱によって製品が軟化すること、および空隙中に発生した結合材のコバルトレークが応力集中の起点となるなど多くの問題が残されている。

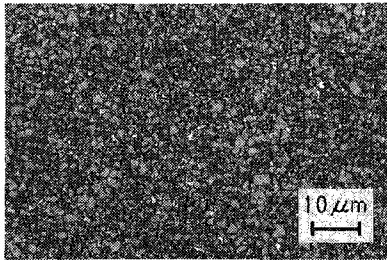
さらに、近年SINTER-HIP法が新しく開発され、上記の従来のHIP法の欠点をなくすため、同一真空焼結炉内で脱ろうと焼結を完了した後、製品を酸素に曝すことなく、アルゴンガスを10MPa以下の低圧力で等方加圧し、均質なマイクロ組織を作成することに成功している。この方法は、最大の液相を発生せしめる焼結温度以上で材料を加熱し、空隙に存在する毛管圧力より大きく、空隙を埋めるためのWC粒子の再配列に必要な最小圧力を採用するものであり、従来のHIP法で製造したものより一段と優れた靱性と耐摩耗性を有する新しい超硬合金チップを製作することが可能となってきた。

さて、超硬合金の靱性と耐摩耗性を表現するために、一般に、ロックウエル硬さと抗折力が使用されているが、結合材であるCo含有量が増加すると、抗折力は上昇するが硬さは低下する。また、WC粒子の粒度分布の影響も大きく、粒径が大きくなると、抗折力は上昇するが硬さは低下する。すなわち、抗折力と硬さは相反する現象となる。近年、砂れき層や軟質岩盤での長距離海底トンネル掘削工事における超硬合金チップの耐久性が求められており、HIP法やSINTER-HIP法の開発によりJIS性能を上回る優れた性能を有する製品が多く生産されるようになってきた。

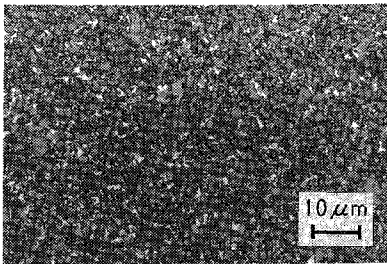
本研究で使用した超硬合金は、JISで規定するE1相当品である従来の焼結品である材質G1とそのSINTER-HIP法で製作した材質G1 S.HIP, E3相当品である材質G3と材質G3 S.HIP, およびE5相当品である材質G5と材質G5 S.HIPの6種類である。これらの超硬合金供試体の物性値である密度、ロックウエル硬さ、および抗折力を試験した結果を表二に示す。また、写真一に各供試体の金属顕微鏡写真を示す。材

表-2 超合金供試体の物性値

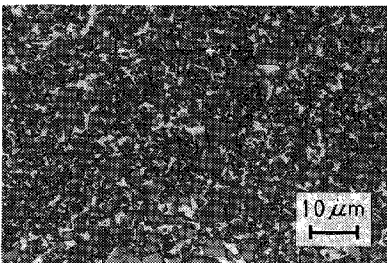
| J I S<br>相当品 | 材質    | WC<br>wt % | Co<br>wt % | ロックウェ<br>ル硬さ (A) | 抗折力<br>N/mm <sup>2</sup> | 密度<br>g/cm <sup>3</sup> |
|--------------|-------|------------|------------|------------------|--------------------------|-------------------------|
| E1           | G1    | 94         | 6          | 91.3             | 2675                     | 14.98                   |
|              | S.HIP |            |            | 91.4             | 2989                     | 14.92                   |
| E3           | G3    | 90         | 9          | 90.0             | 3312                     | 14.68                   |
|              | S.HIP |            |            | 90.1             | 3499                     | 14.66                   |
| E5           | G5    | 84         | 14         | 86.8             | 3273                     | 14.17                   |
|              | S.HIP |            |            | 86.9             | 3479                     | 14.15                   |



(a) G1



(b) G2



(c) G3

写真-1 超合金の金属顕微鏡写真

質 G1 は粒径 1~2 μm の細粒子で、材質 G3 は粒径 2~3 μm の中位の粒子であり、材質 G5 は粒径 5~6 μm の巨大な粒子の混在する粒度分布を示していることが明らかである。

(2) 定常掘削摩耗試験

定常掘削実験に使用した超合金のカッタービットは、図-1 に示すように、長さ 70 mm、幅 50 mm、厚さ

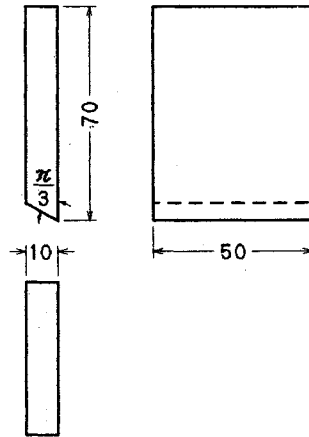


図-1 超硬ビットの形状寸法

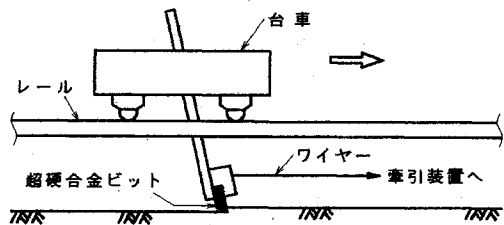


図-2 実験装置の概略図

10 mm、刃物角  $\pi/3$  rad の刺し刃であり、その材質は前述した 6 種類である。実験装置は、図-2 に示すように、前述した供試地盤となる土槽、カッタービット把持装置、レール上を走行する台車、および 3.75 kW モータ付牽引装置から成り立っている。

定常掘削時におけるカッタービットのすくい角  $\alpha$  は  $\pi/18$  rad とし、掘削深さは  $15 \times \cos(\pi/18) \approx 14.8$  mm、掘削速度は 2.73 m/min とした。また、実際のシールド掘進機の作業状態を再現するため供試地盤は水浸状態にして掘削実験を行った。1 条の掘削距離は 5 m であり、2 条目以降は、カッタービットの掘削幅が 40 mm となるように台車の走行するレールの位置を調整し、計 16 条を掘削する。その後、1 条目に戻り、2 層目を同様にして掘削していき、計 18 層に至るまで掘削摩耗試験を継続するもので、総掘削距離は 1440 m である。超合金のカッタービットである超硬ビットの摩耗量は、最大秤量 2100 g、感量 0.01 g の電子天秤を使用し、掘削距離 160 m ごとに計測した。

図-3 は、超合金の各材質に対して行った定常掘削摩耗試験の結果を、超硬ビットの摩耗量  $M$  (g) と掘削距離  $X$  (m) の関係として示したものである。いずれも、摩耗量は掘削距離に比例しているため単回帰分析を行った結果、次式を得た。

$$\text{材質 G1} \quad M_{G1} = 4.76 \times 10^{-5} X \quad (r=0.981) \dots (1)$$

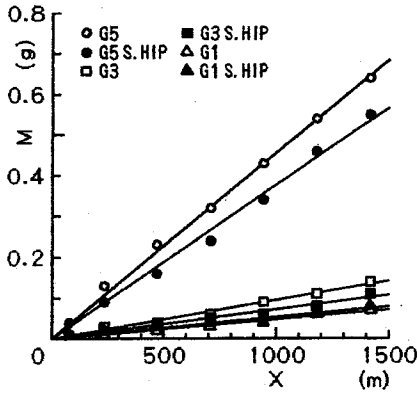


図-3 超硬ビットの摩耗量  $M$  と掘削距離  $X$  の関係

材質 G1 S. HIP  $M_{G1 S.HIP} = 5.31 \times 10^{-5} X$   
( $r=0.954$ ).....(2)

材質 G3  $M_{G3} = 9.49 \times 10^{-5} X$   
( $r=0.992$ ).....(3)

材質 G3 S. HIP  $M_{G3 S.HIP} = 7.13 \times 10^{-5} X$   
( $r=0.984$ ).....(4)

材質 G5  $M_{G5} = 4.56 \times 10^{-4} X$   
( $r=0.998$ ).....(5)

材質 G5 S. HIP  $M_{G5 S.HIP} = 3.77 \times 10^{-4} X$   
( $r=0.995$ ).....(6)

上式において、いずれも相関係数  $r$  はかなり高い値を示している。

超硬ビットの摩耗量を掘削距離で除した値を摩耗係数  $m$  とすると、 $m$  は主として超硬合金の硬さ、供試地盤の「摩耗に対する岩盤強度指数」によって変化すると考えられる。

(3) 摩耗寿命予測式

まず、単位掘削距離当たりの超硬ビットの摩耗量である摩耗係数  $m$  を、超硬合金のロックウエル硬さ  $H_{RA}$  (Aスケール) と供試地盤の「摩耗に対する岩盤強度指数」 $\sigma_c$  (kPa) について重回帰分析を行うこととする。ここで、超硬ビットの硬さを表現する変数として  $H_{RA}$  の差異を拡大表示するため  $H_{RA}-80$  を用いている。その結果、重相関係数を  $R$  として、次式に示す関係が得られた。

$$m = 0.319 \times (H_{RA}-80)^{-3.94} \times \sigma_c^{0.158}$$

( $R=0.996$ ).....(7)

したがって、シールド掘進機に装備された超硬ビットの周動距離  $X$  (m) に対する超硬ビットの摩耗量  $M$  (g) は、次式で与えられる。

$$M = 0.319 \times (H_{RA}-80)^{-3.94} \times \sigma_c^{0.158} X$$
.....(8)

上式より、超硬ビットの摩耗量は、超硬合金の硬さ  $H_{RA}$  が大きい程減少し、また、軟質岩盤の「摩耗に対する岩盤強度指数」 $\sigma_c$  が小さい程減少することが明ら

表-3  $\sigma_c=200$  kPaの軟質岩盤に対する各超硬ビットの摩耗寿命

| 超硬ビット     | $H_{RA}$<br>(Aスケール) | $\rho$<br>( $MG/m^3$ ) | $M_c$<br>(g) | $m$<br>( $g/km$ )     | $X_c$<br>(km) |
|-----------|---------------------|------------------------|--------------|-----------------------|---------------|
| G1 S. HIP | 91.4                | 14.92                  | 57.71        | $5.05 \times 10^{-2}$ | 1143          |
| G1        | 91.3                | 14.98                  | 57.94        | $5.23 \times 10^{-2}$ | 1109          |
| G3 S. HIP | 90.1                | 14.66                  | 56.70        | $8.13 \times 10^{-2}$ | 697           |
| G3        | 90.0                | 14.68                  | 56.78        | $8.46 \times 10^{-2}$ | 671           |
| G5 S. HIP | 86.9                | 14.15                  | 54.73        | $3.65 \times 10^{-1}$ | 150           |
| G5        | 86.8                | 14.17                  | 54.81        | $3.87 \times 10^{-1}$ | 142           |

かである。

通常、実際のシールドトンネル掘進機の超硬ビットは、刃先から10 mm 摩耗すると交換する必要がある。すなわち、各超硬合金の限界摩耗量  $M_c$  は、限界摩耗体積  $V_c$  にそれぞれの密度  $\rho$  を乗じたものであり、表-3に示したとおりである。なお、 $V_c$  は後述する摩耗によるカッタービットの形状変化より算定すると  $V_c = 3.87 \text{ cm}^3$  である。

したがって、摩耗寿命  $X_c$  (km) の予測式は、次式で与えられる。

$$X_c = \frac{3135 M_c}{(H_{RA}-80)^{-3.94} \times \sigma_c^{0.158}}$$
.....(9)

また、同表に、「摩耗に対する岩盤強度指数」 $\sigma_c=200$  kPaの軟質岩盤に対して、上式より誘導した各超硬ビットの摩耗寿命  $X_c$  (km) を示した。

その結果、軟質岩盤に対する当該超硬ビットの耐摩耗性は超硬合金のロックウエル硬さの順番に優れており、その摩耗寿命は、(1) G1 S. HIP, (2) G1, (3) G3 S. HIP, (4) G3, (5) G5 S. HIP, (6) G5 の順番に短くなることが明らかとなった。

3. 掘削抵抗

シールド掘進機のカッタービットに作用する掘削抵抗を予測することは、シールドマシンの推力と掘削トルクの容量を決定するうえで非常に重要な研究である。ここでは、とくに、超硬ビットの摩耗による掘削抵抗の増大について、また、刃先の構造であるすくい角、刃物角、にげ角の組み合わせが掘削抵抗にどのような影響を及ぼすかについて実験的考察を行っている。

(1) 摩耗による掘削抵抗の変化

長さ120 cm、深さ60 cm、幅5.5 cmの土槽、台車、牽引装置および掘削刃からなる二次元定常掘削実験装置<sup>7)</sup>を使用して、前述した一軸圧縮強度約3 MPaの風化花崗岩に対するカッタービットの摩耗による掘削抵抗の変化を計測した。カッタービットの摩耗の進捗程度は、前述した超硬ビットと同じ形状寸法を有し、刃先先端の曲率半径  $R=0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0, 4.0, 5.0,$

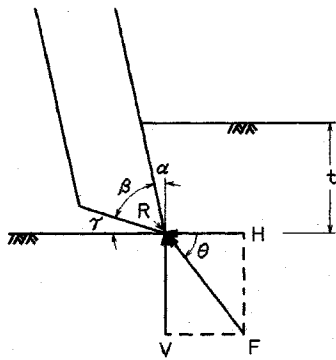


図-4 刃先に作用する諸力

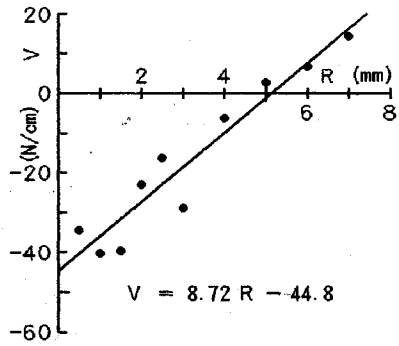


図-6 単位刃幅当たりの鉛直掘削抵抗力  $V$  と刃先の曲率半径  $R$  との関係

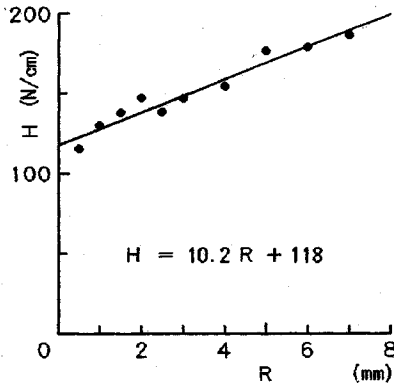


図-5 単位刃幅当たりの水平掘削抵抗力  $H$  と刃先の曲率半径  $R$  との関係

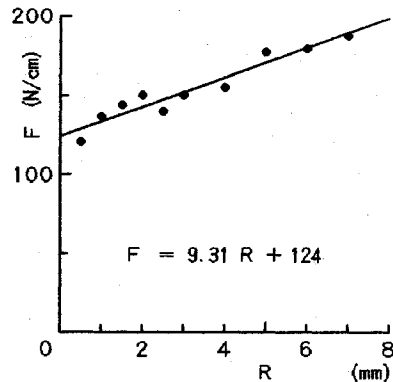


図-7 単位刃幅当たりの掘削抵抗合力  $F$  と刃先の曲率半径  $R$  との関係

6.0および7.0 mmとしたビット10枚をあらかじめSS 400材で作成し、掘削深さ  $t=14.8$  mm、掘削速度7.3 cm/s、ずくい角  $\alpha=\pi/18$  radとする定常掘削試験に供した。

図-4は、刃先に作用する単位刃幅当たりの水平掘削抵抗  $H$ 、鉛直掘削抵抗  $V$ 、掘削抵抗合力  $F$  およびその作用角  $\theta$  を示したものであり、矢印の方向を正とする。掘削試験の結果、単位刃幅当たりの水平掘削抵抗  $H$  と刃先の曲率半径  $R$  との関係を図-5に示す。 $H$  (N/cm) は、次式に示すように、 $R$  (mm) の増加とともに比例して増加している。

$$H = 10.2 R + 118 \quad (r = 0.967) \quad (10)$$

図-6は、単位刃幅当たりの鉛直掘削抵抗  $V$  と刃先の曲率半径  $R$  との関係を示したものである。次式に示すように、 $V$  (N/cm) は  $R$  (mm) の増加とともに比例して増加するが、 $R=5$  mm を境に負値から正值に転じており、刃先の摩耗の進行に伴ってにげ面への作用反力が增大していくことが明らかである。

$$V = 8.72 R - 44.8 \quad (r = 0.949) \quad (11)$$

図-7は、単位刃幅当たりの掘削抵抗合力  $F$  と曲率半径  $R$  との関係を示したものである。次式に示すように、

$F$  (N/cm) は  $R$  (mm) の増加とともに比例して増加している。

$$F = 9.31 R + 124 \quad (r = 0.955) \quad (12)$$

図-8は、 $F$  の作用角  $\theta$  と曲率半径  $R$  との関係を示したものである。次式に示すように、 $\theta$  (rad) は  $R$  (mm) の増加とともに比例して増加するが、 $R=5$  mm を境に負値から正值に転じている。刃先の摩耗の進行に伴って掘削抵抗合力の作用方向は、刃先の進行方向の上方より下方斜め方向に、時計回りに回転することが明らかである。

$$\theta = 6.60 \times 10^{-2} R - 0.330 \quad (r = 0.925) \quad (13)$$

以上、摩耗の進行に伴って、シールド掘進機の推力と掘削トルクは刃先の曲率半径に比例して増加することが定量的に明らかとなった。

## (2) 刃先構造と新品、完摩時の掘削抵抗

同様に、二次元定常掘削実験装置を使用して、前述した一軸圧縮強度約3 MPaの風化花崗岩に対する種々の刃先構造を有するカッタービットの新品時および完摩時の掘削抵抗の変化を計測した。カッタービットはいずれもSS 400材で前述と同じ形状・寸法で作成し、刃物角  $\beta$  は  $\pi/6$  rad から  $\pi/2$  rad まで  $\pi/18$  rad ごとに変化させ

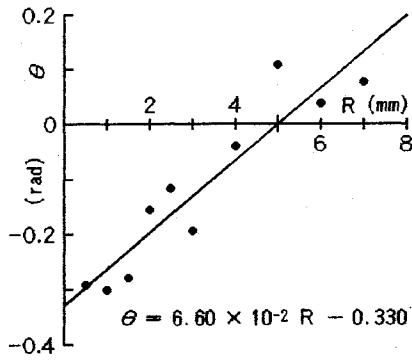


図-8 掘削抵抗合力の作用角  $\theta$  と刃先の曲率半径  $R$  との関係

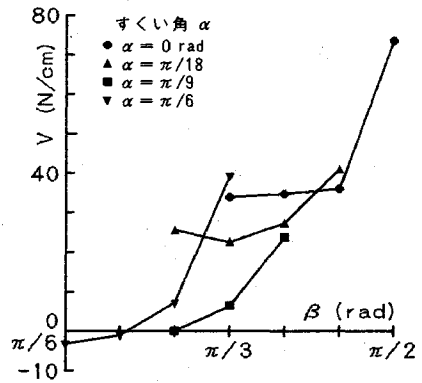


図-10 単位幅当たりの鉛直掘削抵抗力  $V$  と刃物角  $\beta$  との関係 (新品)

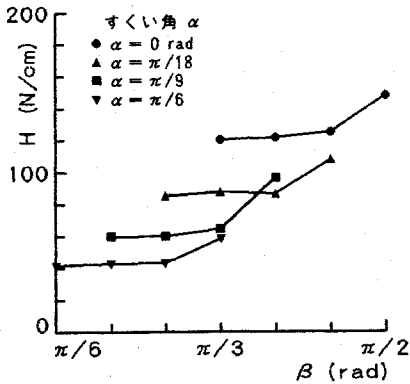


図-9 単位幅当たりの水平掘削抵抗力  $H$  と刃物角  $\beta$  との関係 (新品)

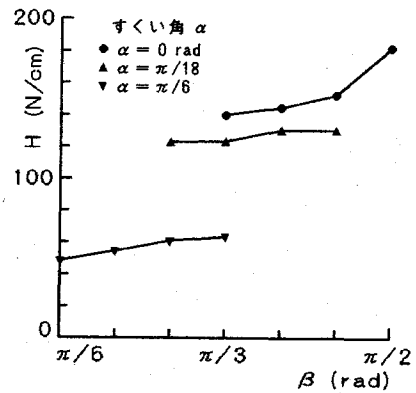


図-11 単位幅当たりの水平掘削抵抗力  $H$  と刃物角  $\beta$  との関係 (完摩品)

て計7通りのビットを試験に供した。定常掘削試験に際しては、すくい角  $\alpha$  を  $0, \pi/18, \pi/9, \pi/6$  rad の4通りとし、刃物角  $\beta$  との組み合わせにおいて計28通りについて、新品と完摩品に対する掘削抵抗の変化を計測した。なお、完摩品とは刃先より10 mm 摩耗したものであり、後述するビットの摩耗による形状変化試験終了後に提供されたものである。

図-9は、各すくい角  $\alpha$  に対する新品のカッタービットに作用する単位刃幅当たりの水平掘削抵抗  $H$  と刃物角  $\beta$  の関係を示したものであり、図-10は、この場合の単位刃幅当たりの鉛直掘削抵抗  $V$  と刃物角  $\beta$  の関係を示したものである。いずれも、にげ角  $\gamma=0$  rad となる  $\alpha=0, \beta=\pi/2$  rad;  $\alpha=\pi/18, \beta=4\pi/9$  rad;  $\alpha=\pi/9, \beta=7\pi/18$  rad;  $\alpha=\pi/6, \beta=\pi/3$  rad において急増している。これは、にげ面が供試地盤と接触するために発生する現象であり、にげ面に作用する地盤反力が  $H$  および  $V$  の値を上昇せしめた結果である。 $\gamma>0$  rad においては、一般に、すくい角  $\alpha$  が増加するほど水平掘削抵抗  $H$  は減少している。

次に、図-11は、各すくい角  $\alpha$  に対する完摩品のカッタービットに作用する単位刃幅当たりの水平掘削抵抗

$H$  と刃物角  $\beta$  の関係を、図-12は、この場合の単位刃幅当たりの鉛直掘削抵抗  $V$  と刃物角  $\beta$  の関係を示したものである。いずれも、新品時と同様な傾向を示しているが、完摩品の  $H$  と  $V$  は新品と比較してかなり増加していることが明らかである。なお、完摩品のにげ面の面積は  $\beta$  の増加とともにほぼ連続的に増加しているので、各すくい角  $\alpha$  (rad) に対する単位刃幅当たりの水平掘削抵抗  $H_\alpha$  (N/cm)、鉛直掘削抵抗  $V_\alpha$  (N/cm)、掘削抵抗合力  $F_\alpha$  (N/cm) とその作用角  $\theta_\alpha$  (rad) は刃物角  $\beta$  (rad) の関係として次式のように表現することができる。

$\alpha=0$  rad の場合

$$H_0 = 130 \beta^{0.661} \quad (\gamma=0.908) \dots \dots \dots (14)$$

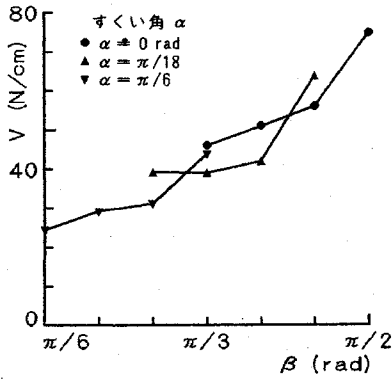
$$V_0 = 40.9 \beta^{1.243} \quad (\gamma=0.940) \dots \dots \dots (15)$$

$$F_0 = 136 \beta^{0.729} \quad (\gamma=0.913) \dots \dots \dots (16)$$

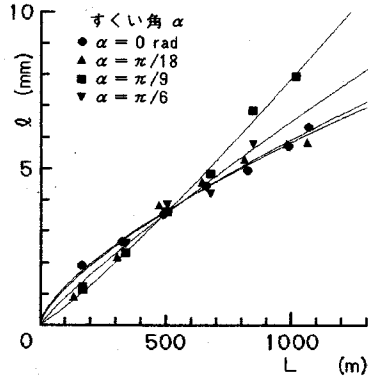
$$\theta_0 = 0.285 \beta^{0.463} \quad (\gamma=0.971) \dots \dots \dots (17)$$

$\alpha=\pi/18$  rad の場合

$$H_{\pi/18} = 125 \beta^{0.154} \quad (\gamma=0.904) \dots \dots \dots (18)$$



図—12 単位幅当たりの鉛直掘削抵抗力  $V$  と刃物角  $\beta$  との関係 (完摩品)



図—13  $\beta = \pi/3$  rad に対する摩耗長  $l$  と掘削距離  $L$  の関係

$$V_{\pi/18} = 40.5 \beta^{1.137} \quad (r=0.828) \dots\dots\dots (19)$$

$$F_{\pi/18} = 131 \beta^{0.266} \quad (r=0.934) \dots\dots\dots (20)$$

$$\theta_{\pi/18} = 0.210 \beta^{0.767} \quad (r=0.767) \dots\dots\dots (21)$$

$\alpha = \pi/6$  rad の場合

$$H_{\pi/6} = 62.7 \beta^{0.399} \quad (r=0.993) \dots\dots\dots (22)$$

$$V_{\pi/6} = 41.7 \beta^{0.954} \quad (r=0.923) \dots\dots\dots (23)$$

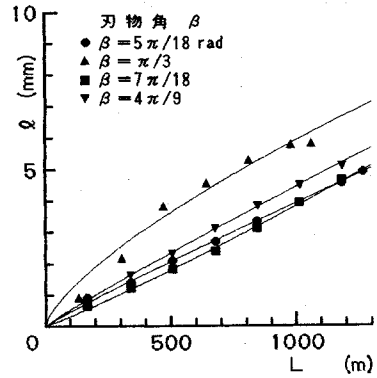
$$F_{\pi/6} = 75.1 \beta^{0.534} \quad (r=0.991) \dots\dots\dots (24)$$

$$\theta_{\pi/6} = 0.581 \beta^{0.407} \quad (r=0.767) \dots\dots\dots (25)$$

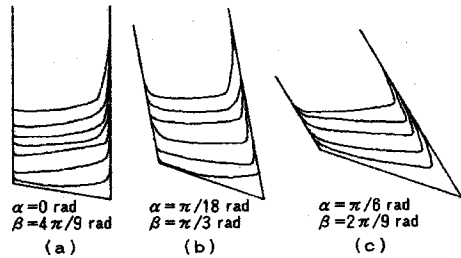
4. 摩耗による形状変化特性

すくい角  $\alpha$ , 刃物角  $\beta$  を種々に変化させた場合のカッターピットの摩耗による形状変化を調整するため、 $\alpha = 0, \pi/18, \pi/9, \pi/6$  rad の 4 通り、 $\beta = \pi/6, 2\pi/9, 5\pi/18, \pi/3, 7\pi/18, 4\pi/9$  および  $\pi/2$  rad の 7 通りについて計 13 枚のカッターピットを SS 400 材で製作し、前述した供試地盤を充填した前図—2 に示す大型土槽を使用して長距離定常掘削・摩耗試験を実施した。この場合、まき土はすべて同一原材料より調達されたものであり、石英含有量は一定である。なお、作成したすべての供試地盤の平均一軸圧縮強度は  $\sigma_{c0} = 2.91 \pm 0.22$  MPa であり、「摩耗に対する岩盤強度指数」 $\sigma_c$  のばらつきを 7% に押さえることができた。したがって、この  $\sigma_c$  のばらつきが摩耗によるピットの形状変化に与える影響は比較的小さいと考えてよい。

その結果、 $\beta = \pi/3$  rad に対して  $\alpha = 0, \pi/18, \pi/9, \pi/6$  rad と変化させて試験した場合の刃先先端からの摩耗長  $l$  (mm) と掘削距離  $L$  (m) の関係を図—13 に示す。図より明らかに、限界摩耗長  $l_c = 10$  mm に到る摩耗寿命がもっとも長いのは、 $\alpha = \pi/18$  と 0 rad である。そこで、 $\alpha = \pi/18$  rad に対して  $\beta = 5\pi/18, \pi/3, 7\pi/18$  および  $4\pi/9$  rad と変化させて実験を行った結果、得られた  $l-L$  の関係を図—14 に示すように、 $l_c = 10$  mm に達する掘削距離  $L_c$  は、 $\beta = 5\pi/18$  で最も長く、 $7\pi/18,$



図—14  $\alpha = \pi/18$  rad に対する摩耗長  $l$  と掘削距離  $L$  の関係



図—15 カッターピット側面の経時形状変化

$4\pi/9, \pi/3$  の順に短くなっている。その他、 $\alpha = 0, \pi/9, \pi/6$  rad に対して  $\beta$  を種々に変化させて実験を行った結果、摩耗長  $l$  (mm) は掘削距離  $L$  (mm) の指数関数として、一般に、次式で表現することができる。

$$l = aL^b \dots\dots\dots (26)$$

なお、各実験で求めた係数  $a$  と指数  $b$  の値をまとめて表—4 に示す。

上式に  $l = 10$  mm を代入して各刃先構造の摩耗寿命を求めた結果、最も摩耗寿命の長いのは  $\alpha = \pi/18, \beta = 5\pi/18$  rad であり、次いで  $\alpha = \pi/18, \beta = 7\pi/18$  rad;  $\alpha = \pi/18, \beta = 4\pi/9$  rad;  $\alpha = 0, \beta = 4\pi/9$  rad の順に短くなっていくことが判明した。また、すくい角  $\alpha$  が  $\pi/6$

表—4  $l=aL^b$  関係における係数  $a$  と指数  $b$ 

| $\beta$ (rad) | $\alpha = 0$ rad                      | $\alpha = \pi/18$ rad                 | $\alpha = \pi/9$ rad                  | $\alpha^* = \pi/6$ rad                |
|---------------|---------------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|
| $\pi/6$       | —                                     | —                                     | —                                     | $a = 7.81 \times 10^{-2}$ $b = 0.735$ |
| $2\pi/9$      | —                                     | —                                     | —                                     | $a = 3.95 \times 10^{-2}$ $b = 0.768$ |
| $5\pi/18$     | —                                     | $a = 6.22 \times 10^{-3}$ $b = 0.933$ | —                                     | $a = 3.78 \times 10^{-2}$ $b = 0.771$ |
| $\pi/3$       | $a = 5.39 \times 10^{-2}$ $b = 0.678$ | $a = 4.47 \times 10^{-2}$ $b = 0.708$ | $a = 2.79 \times 10^{-3}$ $b = 1.120$ | $a = 1.59 \times 10^{-2}$ $b = 0.870$ |
| $7\pi/18$     | $a = 1.67 \times 10^{-3}$ $b = 1.125$ | $a = 1.94 \times 10^{-3}$ $b = 1.098$ | —                                     | —                                     |
| $4\pi/9$      | $a = 1.46 \times 10^{-3}$ $b = 1.141$ | $a = 7.21 \times 10^{-3}$ $b = 0.930$ | —                                     | —                                     |
| $\pi/2$       | $a = 5.00 \times 10^{-5}$ $b = 1.590$ | —                                     | —                                     | —                                     |

rad と増加すると摩耗寿命はかなり短く、さらに  $\beta$  が小さくなる程摩耗が早く進行することが判明した。

摩耗によるカッタービットの経時形状変化は、その一例として図—15 (a), (b), (c) に等掘削距離ごとに計測した等時曲線を示すように、すくい面よりにげ面のすりへり摩耗が早く進行しており、刃物角  $\beta$  の小さいカッタービットはエンジ摩耗<sup>9)</sup>のために摩耗長は比較的早く増大していることが分かる。

## 5. 結 論

軟質岩盤に対する超硬合金ビットの耐摩耗性について、6種類のタングステン-コバルト系超硬合金を使用して定常掘削・摩耗試験を実施し、摩耗量と掘削距離の関係を求めている。さらに、摩耗の進行に伴って増加する掘削抵抗については、また、すくい角や刃物角などの刃先構造に伴って変化する新品と完摩時における掘削抵抗についても実験的考察を行い、カッタービットの摩耗寿命を最大ならしめるための最適なビット材質と刃先構造について検討している。以下に、得られた新しい知見を列記する。

(1) 一軸圧縮強度約 3 MPa の風化花崗岩に対して、すくい角  $\pi/18$  rad, 刃物角  $\pi/3$  rad の超硬合金ビットを掘削深さ 14.8 mm で定常長距離掘削試験を実施した結果、最大掘進長である摩耗寿命  $X_c$  (km) は、超硬合金ビットのロックウエル硬さを  $H_{RA}$ , 軟質岩盤の「摩耗に対する岩盤強度指数」を  $\sigma_c$  (kPa), ビットの限界摩耗量を  $M_c$  (g) とすると、次式で与えられる。

$$X_c = \frac{3135M_c}{(H_{RA} - 80)^{-3.94} \times \sigma_c^{0.158}}$$

その結果、軟質岩盤に対する超硬合金ビットの材質は  $H_{RA}$  の高い順番に優れており、JIS 規格 E1 材を SINTER-HIP 法で製造したものが最も耐摩耗性があること。

(2) 上記と同一の定常掘削試験において、カッタービットの刃先の摩耗が掘削抵抗に及ぼす影響について実験を行った。その結果、水平掘削抵抗と掘削抵抗合力はビット先端の曲率半径に比例して増加すること。また、鉛直掘削抵抗の作用方向が摩耗の進行とともに反転し、

にげ面への作用反力が増大すること。

(3) 新品時のカッタービットに作用する水平掘削抵抗は、刃物角にはほとんど関係なく、すくい角の増加とともに減少する。しかし、刃物角が増加してにげ角が 0 以下となると、にげ面が地盤と接触するために、にげ面に作用する地盤反力によって水平および鉛直掘削抵抗は急激に増加している。その結果、水平掘削抵抗から算定されるシールド掘進機の掘削トルクを低下させるためには、カッタービットのすくい角を増加させること、および鉛直掘削抵抗から算定される推進力を必要以上に増加させないためには、にげ角が常に正值をとるように刃物角を設計することが重要であること。

(4) 完摩時のカッタービットに作用する掘削抵抗は、一般にすくい角の増加とともに減少しているが、その値は新品時と比較してかなり増加している。また、摩耗の進行に伴って発生するにげ面の接触面積は刃物角の増加とともにほぼ連続的に増加するので、完摩品の掘削抵抗はカッタービットの刃物角とともに増加し、刃物角の指数関係で表現することができる。したがって、過度の掘削抵抗の増加と摩耗を防止するため、にげ面での接触面積をある限度以内に収めるように刃物角を設計することが重要であること。

(5) カッタービットの刃先構造であるすくい角と刃物角を種々に変えて定常掘削・摩耗実験を行った結果、刃先の限界摩耗長に到る摩耗寿命を最も長く維持できたのは、すくい角  $\pi/18$  rad と刃物角  $5\pi/18$  rad であり、次いですくい角  $\pi/18$  rad と刃物角  $7\pi/18$  rad; すくい角  $\pi/18$  rad と刃物角  $4\pi/9$  rad; すくい角  $0$  rad と刃物角  $4\pi/9$  rad の順に短くなること。

(6) 以上の事柄が明らかとなり、ある程度均質な軟質岩盤を掘削するシールド掘進機用超硬合金ビットの摩耗寿命向上策としては、JIS 規格の E1 材を SINTER-HIP 法で製造したものが材質のうえで最も耐摩耗性があることが判明した。さらに、刃先構造としては、この実験の範囲内では、刃物角  $5\pi/18$  rad ですくい角  $\pi/18$  rad, にげ角  $\pi/6$  rad を選定することで良い結果を得た。

謝辞：本研究を実施するに当たり御指導と御協力をいただいた愛媛大学助教授深川良一氏、助手河原莊一郎氏、



実験を担当していただいた元学生市川健一郎氏、吉村淳一氏に感謝の意を表します。

#### 参考文献

- 1) 室 達朗・深川良一：岩盤掘削刃の摩耗とハードフェーシング対策，土木学会論文集，第 364 号 / III-4, pp. 87~95, 1985 年 12 月.
- 2) Hata, S., Muro, T. and Kaneko, Y. : Estimation of life of rippertip due to wear, Proc. of JSCE, No.268, pp.119~127, Dec., 1977.
- 3) Hata, S. and Muro, T. : Relations between wear life of rippertip and rock mass properties, Proc. of the 6th Int. Conf., ISTVS, pp.951~981. Aug., 1978.
- 4) 室 達朗・渡邊公浩：岩盤に対する回転打撃穿孔能力に及ぼすビット摩耗の影響，土木学会論文集，第 397 号 / VI-9, pp.115~122, 1988 年 9 月.
- 5) 室 達朗・河原莊一郎・渡邊公浩：ドリルビット用超硬合金の岩石に対する摩耗特性，昭和 62 年度建設機械と施工法シンポジウム論文集，pp. 66~69, 1987 年 10 月.
- 6) 室 達朗・渡邊公浩・小山孝之：ドリルビットの摩耗と穿孔速度の相関性，愛媛大学工学部紀要，第 11 巻第 4 号，pp. 385~398, 1989 年 2 月.
- 7) 室 達朗・深川良一・藤田克美：軟岩に対する比切削抵抗と定常掘削力の発生機構，土木学会論文集，第 424 号 / III-14, pp. 125~133, 1990 年 12 月.
- 8) 高昭治郎・室 達朗：土砂による工具エッジ部分の摩耗特性，土木学会論文報告集，第 199 号，pp. 97~107, 1972 年 3 月.

(1992.10.9 受付)

## WEAR LIFE AND EXCAVATION FORCES OF A HARD METAL BIT AGAINST A SOFT ROCK MASS

Tatsuro MURO, Kiyosi TUCHIYA, Yoshimi HARAMAKI and Masahiro YAMAMOTO

In recent years, it becomes very important problem to establish the optimum design methods of a hard metal bit of a shield machine in long underwater tunneling works to elongate the wear life and to reduce the thrust and the excavation torque. Here, 6 kinds of hard metal bit of sintered alloy are tested to verify the wear lives in a steady state excavation test for a weathered granite soft rock mass. At the same time, the relations between the excavation force, the rake angle, the clearance angle of the cutter bit and the radius of tip curvature due to wear and the shape variations have been investigated. As a result, it is clarified that the wear resistance of hard metal E 1 sintered in hot isostatic pressing is excellent and the bit shape having rake angle  $\pi/18$  rad and clearance angle  $\pi/6$  rad is best to maintain the longest wear life.