

T. B. M. センターカッタの定常掘削特性に 及ぼすビット斜角の影響

室達朗¹・土屋清²・上松正史³・河原荘一郎⁴

¹フェロー 工博 愛媛大学教授 工学部環境建設工学科 (〒790-8577 松山市文京町3)

²正会員 日立建機(株)トンネル機械事業部設計部 主任技師 (〒300-0013 茨城県土浦市神立町650)

³正会員 工修(株)フジタ 首都圏土木支店土木部技師 (〒151-0051 東京都渋谷区千駄ヶ谷4-25-2)

⁴正会員 工博 愛媛大学助手 工学部環境建設工学科 (〒790-8577 松山市文京町3)

本研究の目的は、トンネル掘進機T. B. M. 用ディスクカッタの内、掘削面盤中央部分に配置されるセンターカッタの掘削能力を他のインナーカッタと比較して一段と向上させるためにビット先端形状を三角形とし、定常掘削に要する比エネルギーを最小ならしめる最適なビット斜角 β を見出すことである。ここでは、モルタル供試体を対象として種々の掘削半径で掘削深さを一定とした室内定常掘削実験を行い、さらに掘削能力判定のためのシミュレーション解析による理論的考察を加えた。その結果、掘削土量は、いずれの掘削半径に対しても $|\beta|$ の増加とともに増大すること、さらに、定常掘削に要する比エネルギーは、 $\beta=0\text{rad}$ において最小値を有することが判明した。

Key Words : T.B.M. center cutter, steady excavation, skew angle, mortar, specific energy

1. はじめに

トンネル掘進機T. B. M. (Tunnel Boring Machine)の特長は岩盤を高速かつ連続掘削できることであるが、その欠点は、硬岩に対する強大な掘削力に伴って発生するディスクカッタビットの摩耗によって、掘削能力が低下するとともにビット交換のために無駄な時間を費やすことである¹⁾²⁾。特に、掘削面盤中央部分に位置するセンターカッタビットは他のインナーカッタビットと比較して偏摩耗することが知られている。すでに、前報³⁾において、一定の軸荷重の下で実施した花崗岩と石英斑岩に対する非定常掘削試験では、ビットの摩耗量を最小ならしめるカッタビットの進行方向に対する取り付け角であるビット斜角は $\pm\pi/36\text{ rad}$ であることを明らかにした。そのため、本研究の目的は、掘削面盤中央部分に位置するセンターカッタの掘削能力を他のインナーカッタと比較して一段と向上させるためにビット先端形状を三角形とし、定常掘削に要する単位掘削土量当たりの掘削仕事量である比エネルギーを最小ならしめる最適なビット斜角を明らかにすることである。従来、ビット円周部位の断面形状はある曲率を有しているため岩石の破壊機構は押付力による圧裂引張り作用による亀裂型である⁴⁾⁵⁾のに対し、三角形ビットの強力な貫入作用による岩石のせ

ん断破壊を引き起こすことによって岩石の掘削土量の増大を目指したものである。ここでは、センターカッタビットに作用する掘削力、掘削土量とビット斜角との関係を明らかにするために、直径100mm、刃先の先端頂角である刃物角 $\pi/3\text{ rad}$ のセンターカッタビットを製作し、モルタル供試体を対象として種々の掘削半径で掘削深さを一定とした室内定常掘削実験を行い、さらに掘削能力判定のためのシミュレーション解析による理論的考察を加えることとする。

まず、擬似軟岩供試体としてセメントモルタルを製作し、その上を一定の掘削深さでセンターカッタビットが回転して移動できるように考案した回転式定常掘削試験機を試作した。カッタビットに作用する接線方向力、向心方向力、および垂直方向力とビット斜角との関係、および掘削土量とビット斜角との関係を明らかにするために、掘削深さを0.2, 0.4, 0.6cm、掘削半径を2, 5, 8, 10cmとして実験を行い、定常掘削能力である比エネルギーとビット斜角の関係について考察する。

従来、種々の形状・寸法を有するディスクカッタによる岩盤の掘削時に発生する複雑なせん断破壊機構を解明することは困難とされており、カッタビットに作用する掘削力を岩盤特性である一軸圧縮強度、ヤング率、破壊靱性、およびカッタビットの機

械的性質である直径、刃物角、さらに貫入深さ、軌道間隔等の要因分析によって推定する方法^{9)~10)}が取られてきた。ここでは、ディスクカッタの岩盤への貫入特性として、垂直荷重である圧縮力と貫入量の関係、水平荷重であるせん断力と水平変位量および貫入量との関係を実験的に明らかにし、ディスクカッタの転動機構を力学的に解明する。すなわち、センターカッタビットがあるビット斜角の下で一定の深さを掘削する定常掘削を行いながら回転力であるトルクを伴わないで純粋転動しているとき、ビットに作用する接線方向力、向心方向力、および垂直方向力の大きさをテラメカニクスの分野より推定する新しいシミュレーション解析手法について述べる。その後、この解析結果と実験結果とを比較することにより、シミュレーション解析手法の妥当性について検証する。さらに、このシミュレーション解析手法を実機へ応用する場合について、ディスクカッタの直径、貫入深さをさらに拡大した場合についても言及する。

2. 実験装置と方法

(1) 回転式定常掘削試験機

実験装置の概略図を図-1に示す。装置の大きさは、高さ1550 mm、幅700 mm、奥行700 mmである。中央部分に位置するターンテーブルは、直径400 mm、厚さ65 mmの鋼製円盤である。下部に設置した3相200 V、1.5 kWの電動モータ付き減速機（入力軸回転数1800 r.p.m.、出力軸回転数9 r.p.m.、減速比1/200、出力軸許容トルク1.46 kNm）は、チェーンによって駆動されるギヤ比16:35の sprocketを介し、さらに水平より鉛直軸に方向転換させる1/10の減速機を通じて当該ターンテーブルに、回転速度0.411 r.p.m.、トルク31.9 kNmを出力させることができる。このターンテーブル上に一辺300 mm、高さ150 mmの直方体岩石供試体を設置し、所定の周速度でディスクカッタビットを転動させることができる。本実験装置の上部に設置した直径300 mmのハンドルを回転させ、台形ネジロッドを通じてディスクカッタビットをモルタル供試体に所定の掘削深さまで貫入させる。その後、ターンテーブルを回転させ定常掘削試験を行うことができる。

図-2に示すように、それぞれのビット斜角 β に対するカッタビットに作用する掘削力として、接線方向力 F_x と向心方向力 F_y はそれぞれ最大容量19.6 kNのロードセルによって計測し、垂直方向力 F_z は最大容量196 kNのロードセルによって計測するこ

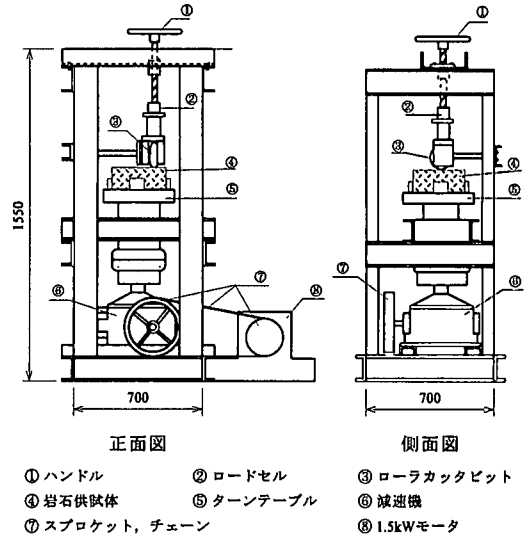


図-1 回転式掘削試験機

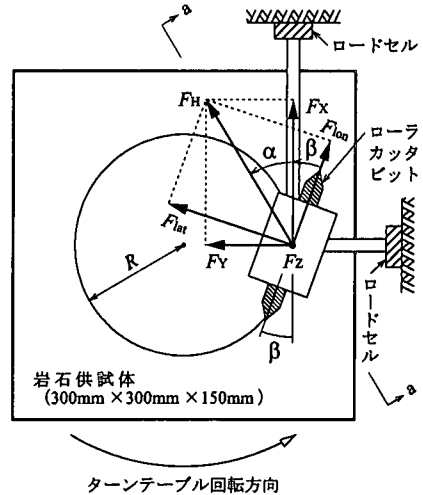


図-2 掘削部の概略図(平面図)

とができる。 F_x と F_y の合力を水平方向分力 F_H とし、その作用方向を水平角 θ とする。また、カッタビットの進行方向に作用する縦方向力を F_{ion} 、その直角方向に作用する横方向力を F_{lat} とする。なお、 F_x 、 F_y 、 F_z 、 F_H と β 、 θ については、図中に示した矢印の方向を正とする。

図-3は、図-2におけるa-a断面に作用する定常掘削力 F_x 、 F_y 、および F_z について、それぞれ次式で算定される合成掘削力 F 、その水平方向分力 F_H 、および F_x と F_H のなす水平角 α 、 F と F_H のなす鉛直角 γ を示したものである。

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (1)$$

$$F_H = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (2)$$

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{F_y}{F_x} \right) \quad (3)$$

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{F_z}{F_H} \right) \quad (4)$$

なお、図-2に示したカッタビットに作用する縦方向力 F_{lon} と横方向力 F_{lat} は、次式のように算定することができる。

$$\begin{aligned} F_{lon} &= F_x \cos\beta - F_y \sin\beta \\ &= F_H \cos(\alpha + \beta) \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} F_{lat} &= F_x \sin\beta + F_y \cos\beta \\ &= F_H \sin(\alpha + \beta) \end{aligned} \quad (6)$$

(2) ディスクカッタビット

図-4は、使用したディスクカッタビットモデルの形状寸法を示したものである。直径100 mm、厚さ15 mm、および刃物角 $\pi/3$ rad のカッタビットであり、材質はSKD-11の耐摩耗鋼で製作されている。従来、硬岩を掘削するT. B. M.用ディスクカッタの取付角度であるビット斜角 β は通常0 rad に設置されているが、今回転式定常掘削実験においては軟岩を対象としており、ビット斜角 $\beta = 0, \pm\pi/36, \pm\pi/18, \pm\pi/12, \pm\pi/9, \pm 5\pi/36$ rad の11通り、掘削深さ $d = 0.2, 0.4, 0.6$ cm の3通り、およびカッタビットの掘削半径 $R = 2, 5, 8, 10$ cm の4通りの計132通りについて実験を行った。この場合、カッタビットの回転速度 V は、それぞれ0.09, 0.22, 0.34, 0.43 cm/s である。それぞれの定常掘削実験において、定常掘削力 F_x, F_y, F_z および掘削土量 V_E を計測した。

(3) モルタル供試体

本実験においては、擬似軟岩供試体として一軸圧縮強度約10 MPaのセメントモルタル供試体を使用することとした。所定の圧縮強度を有するモルタル供試体を作成するに当たり、予備実験として、普通ポルトランドセメントと細骨材として粒径74 μm ~ 2.0 mmの気乾燥した海砂を使用し、7日養生後のモルタルの一軸圧縮強度 S_c (MPa) とセメント水比 C/W (%) の関係を求めた。得られた実験式を以下に示す。

$$\frac{C}{W} = \left[\frac{S_c}{1.37 \times 10^{-3}} \right]^{1.91} \quad (r=0.999) \quad (7)$$

ここに、 r は相関係数である。上式に、所定の圧縮強度 $S_c = 10$ MPa を代入すると、 $C/W = 105.4\%$ と

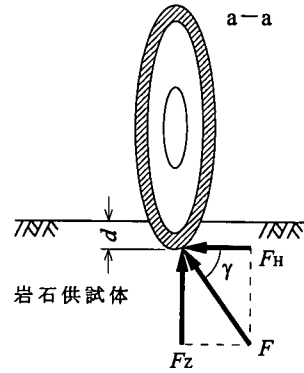


図-3 合成掘削力 F と鉛直角 γ

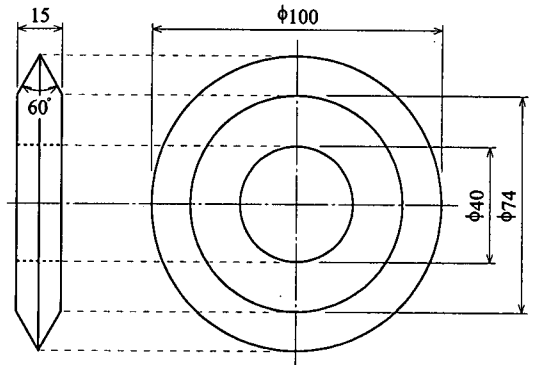


図-4 ローラカッタビットの形状寸法

算定される。従って、モルタル供試体の配合設計は、単位水量を 4.42 kN/m^3 (452 kgf/m^3)、単位セメント量を 4.67 kN/m^3 (477 kgf/m^3)、単位細骨材量を 10.10 kN/m^3 (1031 kgf/m^3) とした。この配合に従って各材料を準備し、強制練りパッチミキサを用いて混合攪拌し得られたセメントモルタルを寸法 $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$ の正方形の木製型枠に打設し、平均気温 18°C の室内で7日間湿潤養生させ、その直後に定常掘削試験に供した。養生後の一軸圧縮強度は $10.6 \pm 0.7 \text{ MPa}$ 、圧裂引張強度は $1.30 \pm 0.4 \text{ MPa}$ 、およびせん断強度は $2.35 \pm 0.6 \text{ MPa}$ であった。

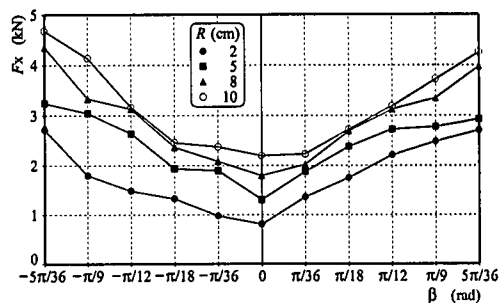
3. 定常掘削力とビット斜角

(1) 実験結果

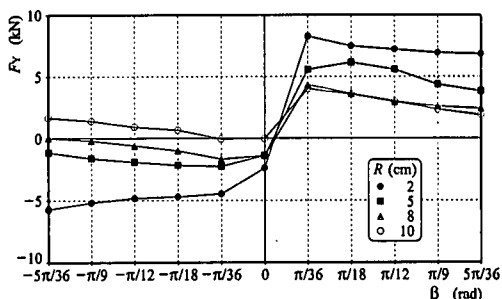
掘削深さを一定とした定常掘削力¹⁾とビット斜角の関係を明らかにするために、掘削深さ $d = 0.2, 0.4, 0.6$ cm、ビット斜角 $\beta = 0 \sim \pm 5\pi/36$ rad まで $\pi/36$ rad 毎に実験を行った。図-5 (a) (b) (c) は、一例として、掘削深さ $d = 0.6$ cm に対する3方向の定常掘削

力である接線方向力 F_x 、向心方向力 F_y 、および垂直方向力 F_z とビット斜角 β の関係をそれぞれの掘削半径 R に対して示したものである。同図(a)において、接線方向力 F_x は、いずれの R に対しても、ビット斜角 $\beta=0$ rad において最小値を呈した後 $|\beta|$ の増加に伴って増加する傾向が見られる。 $\beta=0$ rad における F_x の値は、純粋転動時におけるスリップ速度と移動速度の比率であるスリップ率の最も小さいときのころがり抵抗であり^{3),12)}、この場合、ディスクカッタービットを構成する左右対称の転動面による一種の楔の圧入によるモルタル供試体の圧潰現象が発生していると考えられる。一方、 $\beta \neq 0$ rad における F_x の値は、 $|\beta|$ の増加とともにスリップ率は増大するが、いずれも回転トルクの存在しない純粋転動時ころがり抵抗の X 方向成分である。従って、カッタービットのいずれか片方の転動面のすべり作用によってモルタルはせん断破壊され、 $|\beta|$ の増加とともに切削断面積が増大するため掘削抵抗の接線方向力 F_x は次第に増加していくものと考えられる。また、掘削半径 R の増加とともに F_x は増加し、ある一定値に漸近していく傾向が見られる。同図(b)において、向心方向力 F_y は、一般に、いずれの R に対しても、 $\beta > 0$ rad において正値をとり、 $\beta < 0$ rad において負値をとる傾向がある。これは、切削面の方向がカッタービットの進行方向に対して左右反転するためである。 $\beta=0$ rad においては、 $R=\infty$ の直進掘削の場合では切削面は進行方向に対して左右対称となり $F_y=0$ kN となるが、 R の減少とともに掘削合力の着力点の位置が進行方向の前方に偏心するため、切削面に作用する掘削力は進行方向に対し右外側が優勢となるために F_y は負値を呈している。 $|F_y|$ の値は、 $\beta=\pm\pi/36$ rad 以降の $|\beta|$ の増加に対してほぼ一定値を示しており、また、 R の増加とともに減少する傾向が見られる。同図(c)において、垂直方向力 F_z は、いずれの R に対しても $\beta=0$ rad において最大値を示した後、 $|\beta|$ の増加とともに減少していく傾向が見られる。また、いずれのビット斜角 β に対しても F_z は R の増加とともに増加していく傾向である。

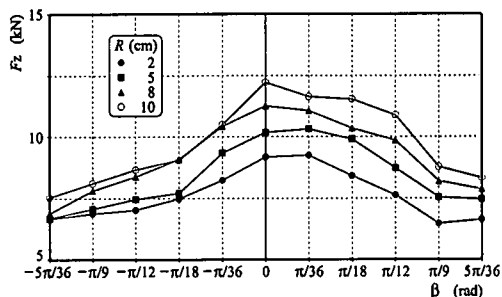
図-6は、合成掘削力の水平方向分力 F_H とビット斜角 β の関係について各掘削半径 R に対して示したものである。いずれの掘削半径においても、 F_H は $\beta=0$ rad で最小値を示し $|\beta|$ の増加とともに増加する傾向にある。特に、 $\beta > 0$ rad では $\beta=\pi/36$ rad まで急激に増加するがそれ以降は僅かに減少または一定値に漸近する傾向にある。また、 $\beta < 0$ rad では $|\beta|$ の増加とともに漸増する傾向にある。さらに、すべてのビット斜角 β において、 F_H は掘削半径 R が増



(a) 接線方向力 F_x と斜角 β



(b) 向心方向力 F_y と斜角 β



(c) 垂直方向力 F_z と斜角 β

図-5 各掘削半径 R に対する定常掘削力と斜角の関係

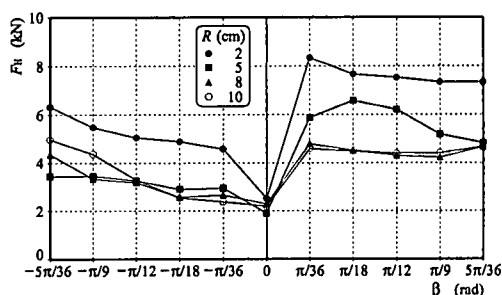


図-6 各掘削半径 R に対する水平方向分力 F_H と斜角 β の関係

加すると一定値に収斂する傾向が見られる。

図-7は、水平方向分力 F_H の X 軸とのなす水平角 α がビット斜角 β によってどのように変化するか

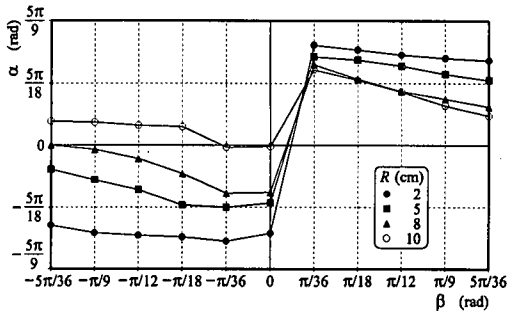


図-7 各掘削半径 R に対する水平角 α と斜角 β の関係

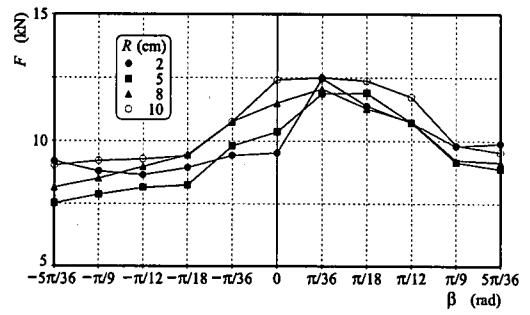


図-9 各掘削半径 R に対する合成掘削力 F と斜角 β の関係

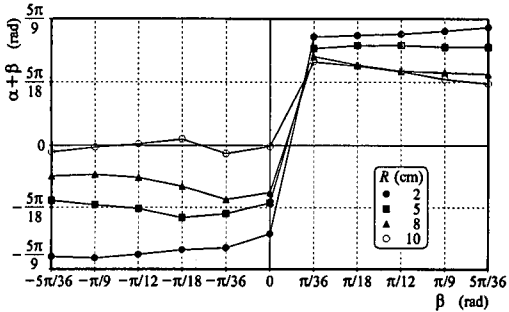


図-8 各掘削半径 R に対するカッタビットの縦方向に対する水平方向分力の角度 ($\alpha + \beta$) と斜角 β の関係

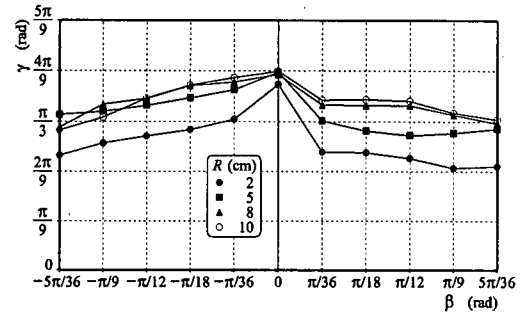


図-10 各掘削半径 R に対する剛性掘削力の作用する鉛直角 γ と斜角 β の関係

について各掘削半径 R に対して示したものである。全体的には、水平角 α は向心方向力 F_Y の影響を大きく受けており、図-5 (b) に示した $F_Y - \beta$ の傾向とよく対応している。一般的には、 $\beta > 0$ rad のとき α は正値をとり、 $\beta \leq 0$ rad のとき α は負値をとる。すなわち、 $\beta > 0$ rad のとき F_H の作用方向は掘削円周の中心方向にあり、 $\beta \leq 0$ rad のとき F_H は反対方向に作用していると解釈できる。また、水平角の大きさである $|\alpha|$ は掘削半径 $R=2$ cm のとき最大値を示し、 R の増加とともに、 $\beta > 0$ rad のとき一定値に漸近するが $\beta \leq 0$ rad のとき減少する傾向が見られる。

図-8 は、カッタビットに作用する水平方向分力 F_H とカッタの縦方向に作用する縦方向力 F_{lon} とのなす角 $\alpha + \beta$ とビット斜角 β との関係を各掘削半径 R に対して示したものである。 $R=2$ cm の場合、 $|\beta| \geq \pi/36$ rad において、 $\alpha + \beta \approx \pi/2$ rad となり、 F_H はカッタビットの縦方向に対して常にほぼ直角方向に作用していることが明らかとなった。一方、 $R=10$ cm で $\beta < 0$ rad の場合、 $\alpha + \beta \approx 0$ rad となり、 F_H はカッタビットの縦方向に対して常にほぼ平行方向に作用していることが判明した。また、いずれの R に対しても、 $\beta = 0 \sim \pi/36$ rad において、 $\alpha + \beta = 0$ rad となるビット斜角 β の値においてカッタの横方向に作用

する横方向力 F_{lat} は 0 となっており、特に、 $R=10$ cm で $\beta = 0$ rad において $F_{lat} = 0$ kN となっているのは、カッタビットが直線上を転動する場合と近似することができる。

図-9 は、合成掘削力 F とビット斜角 β の関係を各掘削半径 R に対して示したものである。合成掘削力 F は、いずれの R の値に対しても $\beta = 0$ rad において最大値を呈した後 $|\beta|$ の増加とともに減少していく傾向が見られた。また、いずれの β の値に対しても F は R の増加とともに増加する傾向にあった。図-10 は、図-3 に示した鉛直角 γ とビット斜角 β の関係を各掘削半径 R に対して示したものである。鉛直角 γ は、いずれの R に対しても、 $\beta = 0 \sim \pi/36$ rad において鉛直方向に対して最大の角度を呈した後 $|\beta|$ の増加とともに次第に減少していく傾向が見られた。

(2) 理論的考察

当該 T. B. M. センターカッタがあるビット斜角 β を与えられ一定の掘削深さ d で純粋転動しながら定常掘削するとき、カッタビットに作用する定常掘削力を理論的に推定する方法について考察する。一般に、半径 r 、幅 B の剛性車輪が一定の転動速度 V と一定の角速度 ω において制動状態で走行している

とき、スリップ率 i_b は次式で算定することができる¹³⁾。

$$i_b = \frac{r\omega}{V} - 1 \quad (8)$$

この場合、剛性車輪の代わりにディスクカッタがモルタルの表面を転動するとして、カッタとモルタルとの接触部分での任意の点における接線方向のスリップ速度 V_s およびスリップ量 j_b は次式で与えられる。

$$V_s = r\omega \left(1 - \frac{1}{1+i_b} \cos\theta \right) \quad (9)$$

$$j_b = r \left\{ (\theta_r - \theta) - \frac{1}{1+i_b} (\sin\theta_r - \sin\theta) \right\} \quad (10)$$

ここに、 θ は、図-11 に示すように、円周上の任意の点 X とカッタの最下点 M との間の中心角、 θ_r は接地開始点 A と M との間の中心角である入射角である¹³⁾。

ディスクカッタとモルタルとの間に作用する接触応力分布は、同図に示すように、垂直応力分布 $\sigma(\theta)$ とせん断応力分布 $\tau(\theta)$ で構成されている。これらの応力分布を鉛直・水平および回転方向に入射角 θ_r より接地終了点 E と M との間の中心角である離脱角 θ_r まで積分することにより、それぞれ軸荷重である垂直方向力 F_z と有効制動力である接線方向力 F_x 、および制動トルク Q_b を以下のように算定することができる¹³⁾。

$$F_z = Br \int_{-\theta_r}^{\theta_r} \{ \sigma(\theta) \cos\theta + \tau(\theta) \sin\theta \} d\theta \quad (11)$$

$$F_x = Br \int_{-\theta_r}^{\theta_r} \{ \tau(\theta) \cos\theta - \sigma(\theta) \sin\theta \} d\theta \quad (12)$$

$$Q_b = Br^2 \int_{-\theta_r}^{\theta_r} \tau(\theta) d\theta \quad (13)$$

さて、 $\sigma(\theta)$ の算定に当たっては、従来車輪の走行力学で用いられる平板載荷・除荷試験において平板に作用する垂直応力は沈下量の指数関数で表わされるという考え方を適用し、モルタルとカッタビットに作用する法線方向の垂直応力 $\sigma(\theta)$ と変形量 $d(\theta)$ の関係が同様に指数関数で与えられると仮定する。この仮定の妥当性は、後述するカッタビットのモルタルに対する載荷・除荷試験結果において式(27)、(28)によって実証されており、 $\sigma(\theta)$ はトロコイド曲線の軌跡の長さより算定される F_z と F_x の合力の作用方

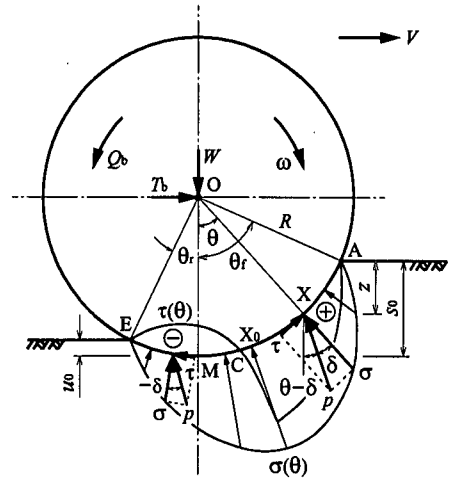


図-11 制動状態における剛性車輪に作用する接地圧分布

向 $\zeta = \tan^{-1}(F_x/F_z)$ に発生する変形量 $d(\theta)$ より、次式で算定することができる¹³⁾。

$-\theta_r \leq \theta < \theta_m$ のとき

$$\sigma(\theta) = [k_1 \{d(\theta_m)\}^{n_1} - k_2 \{d(\theta_m) - d(\theta)\}^{n_2}] \times \frac{\cos\delta}{\cos(\zeta - \theta + \delta)} \quad (14)$$

$\theta_m \leq \theta \leq \theta_r$ のとき

$$\sigma(\theta) = k_1 \{d(\theta)\}^{n_1} \frac{\cos\delta}{\cos(\zeta - \theta + \delta)} \quad (15)$$

ここに、 θ_m はモルタルの最大変形量 $d(\theta_m)$ に対応する中心角であり、一般に $0 < \theta_m < \theta_r$ である。 δ はモルタルとビットの間の摩擦角である。係数 k_1 、 k_2 および指数 n_1 、 n_2 は、後述するディスクカッタビットのモルタル供試体への貫入試験より得られるモルタル-ビット系係数である。

一方、せん断応力 $\tau(\theta)$ については、従来車輪と地盤との間にスリップが蓄積し、それに応じて牽引力が成長するという考え方にに基づき、平板牽引実験における載荷・除荷試験において平板に作用するせん断応力はスリップ量の指数関数で与えられるのと同様に、モルタルに対するカッタビットに作用するせん断応力 $\tau(\theta)$ もビットのスリップ量 $j_b(\theta)$ の指数関数で与えられると仮定する。この仮定の妥当性は、後述するカッタビットのモルタルに対する牽引試験結果において式(29)、(30)によって実証されている。せん断応力 $\tau(\theta)$ の載荷時におけるスリップ量 $j_b(\theta)$ の最大値を j_p 、そのときのせん断抵抗を τ_p とし、また、除荷時において $\tau(\theta) = 0$ となるとき $j_b(\theta)$ の値

を j_q とすると、せん断応力分布 $\tau(\theta)$ は、図-12 に示すように、スリップ速度が正值から負値へ転換するとき、 $j_b(\theta)$ が最大値 j_p を示す円周上の位置 X_0 が \widehat{AE} の間に存在する¹³⁾ ときのスリップ率 i_b が、 $\cos\theta_f - 1 < i_b < 0$ の場合、次式で算定することができる。

$$\begin{aligned} & \text{載荷時 } (0 \leq j_b(\theta) \leq j_p) \text{ のとき} \\ & \tau(\theta) = \{m_c + m_t \sigma(\theta)\} [1 - \exp\{-a j_b(\theta)\}] \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} & \text{除荷時 } (j_q < j_b(\theta) < j_p) \text{ のとき} \\ & \tau(\theta) = \tau_p - k_0 \{j_p - j_b(\theta)\}^{n_0} \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} & \text{反転載荷時 } (j_b(\theta) \leq j_q) \text{ のとき} \\ & \tau(\theta) = -\{m_c + m_t \sigma(\theta)\} \\ & \quad \times [1 - \exp\{-a |j_q - j_b(\theta)|\}] \end{aligned} \quad (18)$$

なお、スリップ速度が \widehat{AE} のすべての位置において負値をとるときのスリップ率 i_b が、 $i_b < \cos\theta_f - 1$ の場合、せん断応力分布 $\tau(\theta)$ は次式で算定できる。

$$\tau(\theta) = -\{m_c + m_t \sigma(\theta)\} [1 - \exp\{a j_b(\theta)\}] \quad (19)$$

ここに、定数 m_c 、 m_t および a は、後述するように、ディスクカッタをモルタル供試体上で転動させることなく牽引した場合のせん断試験結果より求めたモルタルビット系定数である。以上の計算より、ビットとモルタルとの間に作用する作用応力 $p(\theta)$ の法線方向となす角度 $\delta = \delta(\theta)$ は次式によって正確に求めることができる。

$$\delta(\theta) = \tan^{-1} \left\{ \frac{\tau(\theta)}{\sigma(\theta)} \right\} \quad (20)$$

前式(14)(15)に上式で算定した $\delta = \delta(\theta)$ を代入し、繰り返し計算することによって、接触圧力 $\sigma(\theta)$ と $\tau(\theta)$ の分布を正確に決定することができる。

さて、ディスクカッタの転動によって発生するわだちの深さ s は、静的沈下量 s_0 、静的リバウンド量 u_0 および動的な滑り沈下量 s_d から次式で与えられる¹³⁾。

$$s = s_0 - u_0 + s_d \quad (21)$$

ここに

$$s_0 = r(1 - \cos\theta_f) \quad (22)$$

$$u_0 = r(1 - \cos\theta_f) \quad (23)$$

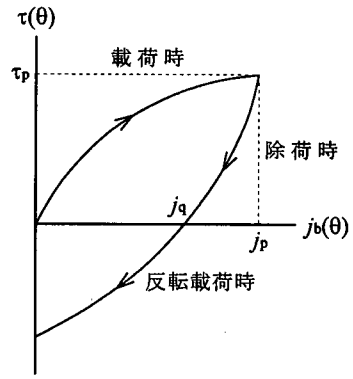


図-12 せん断応力 $\tau(\theta)$ の応力履歴曲線

$$\begin{aligned} s_d &= c_0 \sum_{\theta=1}^N \{p(\theta_n) \cos(\theta_n - \delta_n)\}^{c_1} \\ & \quad \times \left[\left(\frac{n}{N} j_s \right)^{c_2} - \left(\frac{n-1}{N} j_s \right)^{c_2} \right] \quad (24) \\ j_s &= -r i_b (\sin\theta_f + \sin\theta_f) \\ \theta_n &= \frac{n}{N} (\theta_f + \theta_f) \end{aligned}$$

ここに、定数 c_0 、指数 c_1 、 c_2 は、後述するように、ディスクカッタをモルタル供試体上で転動させることなく牽引した場合の動的な滑り沈下量試験結果より求めたモルタルビット系定数である。

ディスクカッタ転動時のわだちを生成するための走行抵抗 L_b は、わだちの深さ $z=0$ から s までビットの貫入応力-沈下量曲線を積分して、次式のように算定することができる¹³⁾。

$$L_b = k_1 B \int_0^s z^{n_1} dz \quad (25)$$

従って、動的な滑り沈下量および作用方向を考慮したときの接線方向力 F_x は、その着点の中心角を θ_b とすると、次式のように書き換える必要がある。

$$F_x = - \left(\frac{Q_b}{r} \cos\theta_b - L_b \right) \quad (26)$$

(3) シミュレーション解析結果とその検証

前節で述べた理論的考察に基づきシミュレーションプログラムを作成した。まず、岩盤ビット系定数として、ここでは、直径 10 cm、幅 1.5 cm、刃物角 $\pi/3$ rad のディスクカッタを一軸圧縮強度 10.6 MPa のモルタル供試体に貫入させたとき、貫入力を一定

表-1 モルタルビット係数

β (rad)	$-\pi/36$	$-\pi/12$	$-\pi/36$	0	$\pi/36$	$\pi/12$	$5\pi/36$
k_0 ($\text{kN}/\text{cm}^{n_0+2}$)	1.833	1.833	1.833	1.833	1.833	1.833	1.833
n_0	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
k_1 ($\text{kN}/\text{cm}^{n_1+2}$)	3.298	3.298	3.298	3.298	3.298	3.298	3.298
n_1	0.550	0.550	0.550	0.550	0.550	0.550	0.550
k_2 ($\text{kN}/\text{cm}^{n_2+2}$)	3.916	3.916	3.916	3.916	3.916	3.916	3.916
n_2	0.321	0.321	0.321	0.321	0.321	0.321	0.321
m_c (kN/cm^2)	0.1188	0.0647	0.0076	0.0280	0.2427	0.2256	0.0986
m_f	0.529	0.430	0.448	0.470	0.665	0.643	0.948
a (1/cm)	0.583	0.934	1.207	0.480	0.650	0.714	0.357
$\tan\alpha$	-0.351	-0.722	-1.068	-1.054	2.973	2.050	1.304
c_0 ($\text{cm}^{2c_1-c_2+1}/\text{kN}^{c_1}$)	0.2579	0.3339	0.3356	0.3060	0.3839	0.2892	0.4561
c_1	0.230	0.588	0.515	0.405	0.293	0.688	0.371
c_2	0.345	0.349	0.348	0.355	0.426	0.376	0.134

の接触面積 $A_0=4.5 \text{ cm}^2$ で除した垂直応力 p (kN/cm^2) と貫入量 d (cm) の関係について、図-13 に示すように、次式に示す載荷・除荷曲線を得た。

$$p = k_1 d^{n_1} \quad (\text{載荷時}) \quad (27)$$

$$p = k_1 d_0^{n_1} - k_2 (d_0 - d)^{n_2} \quad (\text{除荷時}) \quad (28)$$

ここに、 d_0 は除荷開始時の貫入量である。さらに、ディスクカッタの回転を拘束し、スリップ率 -100% において、ある垂直方向力 F_z の下で牽引試験を実施し、接線方向力 F_x と向心方向力 F_y を計測し、摩擦係数 $\tan\alpha = F_y/F_x$ を求めた。さらに、せん断応力 $\tau = F_x/A_0$ (kN/cm^2) とスリップ量 j (cm) の関係について、次式に示す載荷・除荷曲線を得た。

$$\tau = (m_c + m_f p) \{1 - \exp(-aj)\} \quad (\text{載荷時}) \quad (29)$$

$$\tau = \tau_p - k_0 (j_p - j)^{n_0} \quad (\text{除荷時}) \quad (30)$$

同時に計測した動的な滑り沈下量 s_s (cm) と垂直応力 p (kN/cm^2) およびスリップ量 j_s (cm) について、次の関係式を得た。

$$s_s = c_0 p^{c_1} j_s^{c_2} \quad (31)$$

上式(27)~(31)における係数および指数である k_0 , n_0 , k_1 , n_1 , k_2 , n_2 , m_c , m_f , a , $\tan\alpha$, c_0 , c_1 , c_2 を

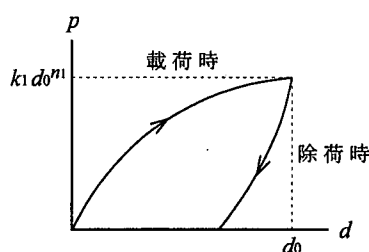


図-13 垂直応力 p の応力履歴曲線

総称して岩盤ビット係数とする。この場合、モルタルビット係数として、一例として、掘削半径 $R=5 \text{ cm}$ において各斜角 β に対して計測した値を表-1 に示す。モルタルビット係数の求め方は、図-1 に示す回転式掘削試験機を用いて、上述したように、載荷・除荷試験においては岩石供試体を固定させディスクカッタビットにハンドルの代りに空気圧シリンダーを用いてロードセルによって検出される最大 10 kN までの垂直方向力 F_z を順次載荷・除荷したときの貫入量 d をダイヤルゲージを用いて計測し、牽引試験においては空気圧シリンダーによって載荷・除荷される種々の垂直応力 F_z の下で岩石供試体を回転させたときの接線方向力 F_x とスリップ量であるせん断変位量 j との関係計測し、さらに載荷時における牽引試験時に発生する静的沈下量 s_0 を除いた動的なすべり沈下量 s_s をダイヤルゲージによって計測し、それぞれ前述した関係式(27)~(31)

を用いてデータ整理し、各定数を算定した。なお、定数 k_1, n_1, k_2, n_2 は掘削半径 R の影響は受けないが他の定数は R の増加とともに多少減少する。

図-14 は、一定の掘削深さ d において定常掘削する場合のディスクカッタに作用する定常掘削力 F_x, F_y, F_z およびスリップ率 i_b を算定するためのフローチャートである。まず、ディスクカッタの諸元である幅 B 、半径 r 、進行速度 V 、定常掘削深さ d およびビット斜角 β を入力する。その後、所定の岩盤-ビット係数、この場合、各ビット斜角 β に対して求めたモルタル-ビット係数 $k_0, n_0, k_1, n_1, k_2, n_2, m_c, m_f, a, \tan\alpha, c_0, c_1, c_2$ を入力する。次に、所定の垂直方向力 F_z とスリップ率 i_b に対して、制動トルク Q_{bi} 、接線方向力 F_{xi} 、向心方向力 F_{yi} 、走行抵抗 L_{bi} およびそれらの作用点の偏心量 e_{bi} を算定する。この際、ある与えられた入射角 θ_n と離脱角 θ_n に対して、モルタルとディスクカッタとの間の接触応力である作用応力 $p_{ni}(\theta), p_{ni}(\theta)$ 、垂直応力 $\sigma_{ni}(\theta), \sigma_{ni}(\theta)$ 、せん断応力 $\tau_{ni}(\theta), \tau_{ni}(\theta)$ および摩擦角 $\delta_{ni}(\theta), \delta_{ni}(\theta)$ が確定するまで、すなわち、許容誤差 ϵ を満足するまで繰り返し計算を行う。さらに、入射角 θ_n と離脱角 θ_n を確定するに当たっては、これらの接触応力の鉛直方向成分を積分して求めた反力 $P_i (= P_{ni} + P_{ni})$ と垂直方向力 F_z が等しくなるまで繰り返し計算を行う。

その後、スリップ率を $i_b = -1 \sim -99\%$ まで与えて繰り返し計算を行い、 $Q_{bi}, F_{xi} - i_b$ の関係を求めることができる。ここでは、ディスクカッタが純粋回転しているので、制動トルクが 0 となるように、スリップ率 i_b を 2 分法によって算定している。なお、この場合、 F_x は前式 (26) に $Q_{bi} = 0$ を代入したものとなり、走行抵抗 L_b と等しくなる。

センターガッタビットは掘削半径 R が小さいため、ディスクカッタがモルタル表面に貫入し、こじめるような作用で向心方向力 F_y の作用が掘削に大きく寄与し、モルタル表面に破壊面を作りながら掘削していると考えられる。このことは、図-5 の実験結果において、とくに掘削半径 R が減少し斜角 $|\beta|$ が増加すると向心方向力 F_y は接線方向力 F_x と比較して増大していることから確認されている。すでに、平刃に対する定常掘削時に作用する水平抵抗を掘削刃のすくい角、掘削深さおよび軟岩のせん断強度によって表現する実験式を提案し、理論的解析を行っている¹⁴⁾。この場合、ディスクカッタは掘削半径 R の小さい巡回運動を行っているため、とくに $\beta \geq \pi/36$ rad ではディスクカッタに巡回抵抗モーメント¹⁵⁾が発生し、大きな巡回抵抗がビット刃先端の進行方向片面前方に作用するために、向心方向力 F_y

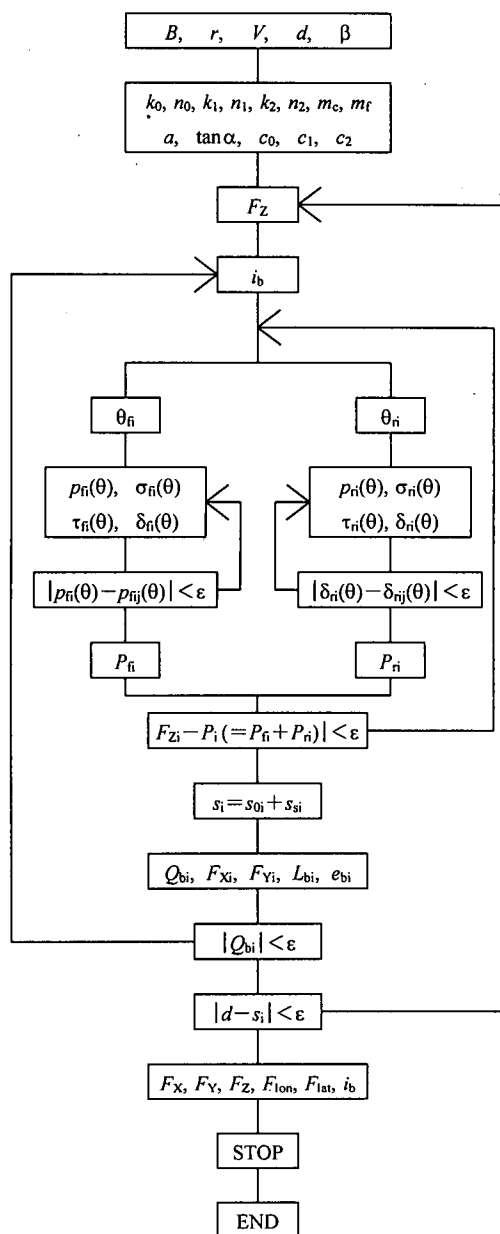


図-14 ディスクカッタに作用する定常掘削力の算定フローチャート

が急増したものと考えられる。掘削半径 R の減少とともに増加する巡回抵抗によって掘削土量は後述する図-16 に示すように著しい増大を示している。モルタルの破壊機構は 3 次元応力状態となるために解析は困難であるが、すべり線の形態は大小の差はあるがいずれも対数線と直線から成り立っているのが観察された。本シミュレーションにおいては、斜角 β とともに変動する式(3)で与えられる水平角 α

を計測し、 F_Y は $F_X \tan \alpha$ として算定している。

さらに、垂直方向力 F_Z の大きさを確定するに当たっては、このとき同時に算定される静的な沈下量 s_{0i} と動的な滑り沈下量 s_{si} の和で与えられる全沈下量 s が定常掘削時の掘削深さ d に等しくなるように繰り返し計算を行う。以上の繰り返し計算を実行することにより、所定の定常掘削深さ d に対する定常掘削力 F_X, F_Y, F_Z および縦方向力 F_{lon} 、横方向力 F_{lat} 、およびスリップ率 i_b を理論的に決定することができる。

図-15は、一例として、掘削半径 $R=5\text{ cm}$ において一定の掘削深さ $d=0.6\text{ cm}$ を定常掘削する場合のビット斜角 $\beta = -5\pi/36, -\pi/12, -\pi/36, 0, \pi/36, \pi/12, 5\pi/36\text{ rad}$ に対する各掘削力 F のシミュレーション解析値と実測値を比較したものである。図より明らかに、垂直方向力 F_Z は実測値の方がやや大きな値を示しているが、他の接線方向力 F_X と向心方向力 F_Y は解析値と実測値がよく一致している。なお、純粋転動時のスリップ率 $|i_b|$ は、 $\beta=0\text{ rad}$ において最小値3.51%を示し、 $|\beta|$ の増加とともに増加する傾向を示した。他の掘削半径 R と掘削深さ d の組み合わせについても定常掘削力 F のシミュレーション解析値を実験値によって検証した結果、いずれも比較的良好に一致していることが判明し、前述したシミュレーション解析手法の妥当性が確認された。

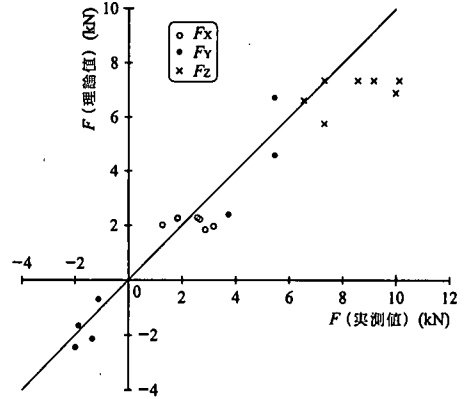


図-15 掘削力 F に対する実測値と理論値の比較 ($R=5\text{ cm}, d=0.6\text{ cm}$)

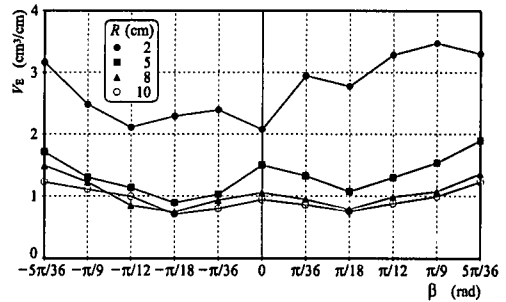


図-16 掘削土量 V_E とビット斜角 β の関係 ($d=0.6\text{ cm}$)

4. 掘削土量とビット斜角

(1) 実験結果

掘削土量の測定に当たっては、ディスクカッタービットがある掘削半径 $R\text{ (cm)}$ を一周する間に発生する掘削屑を回収し、その質量 $W\text{ (g)}$ を最大容量2000 gの電子天秤で計測した。その後、単位転動距離当たりの掘削体積として掘削土量 $V_E\text{ (cm}^3\text{/cm)}$ を次式によって定義することとした。

$$V_E = \left(\frac{W}{2\pi\rho R} \right) \quad (32)$$

ここに、 $\rho\text{ (g/cm}^3\text{)}$ はモルタル供試体の密度である。

図-16は、一例として、掘削深さ $d=0.6\text{ cm}$ に対する掘削土量 V_E とビット斜角 β の関係を各掘削半径に対して示したものである。一般に、いずれの R に対しても、 V_E は $|\beta|$ の増加とともに増大する傾向にあることが分かる。また、 $R=2\text{ cm}$ においては他の掘削半径に対するものと比較して V_E がかなり増加しているが、これはいずれの β の値においても、

図-6に示したように、水平方向分力 F_H が大きいため掘削領域が拡大され、掘削円の中央部分を効率良く掘削することが可能であったことを意味している。

(2) 考察

まず、ディスクカッターのモルタル供試体への貫入力とチップングの機構について考察する。隣接する溝との間に干渉作用がない場合、前式(27)に示したように、貫入力 $F_Z = p A_0$ は貫入量 d の m_1 乗に比例することが前節3(3)で述べた実験結果より明らかにされている。従来、花崗岩、安山岩および凝灰岩においては、その比例定数 $k_1 A_0$ は、岩石供試体の一軸圧縮強度に比例し、その指数は平均約1.5であると報告されている¹⁶⁾。

一方、剛塑性理論によると、貫入力 F_Z は平均接触応力 \bar{p} と接触面積 A の積として次式で与えられる。

$$F_Z = \bar{p} A \quad (33)$$

平均接触応力 \bar{p} は、先端頂角 ϕ のディスクカッター

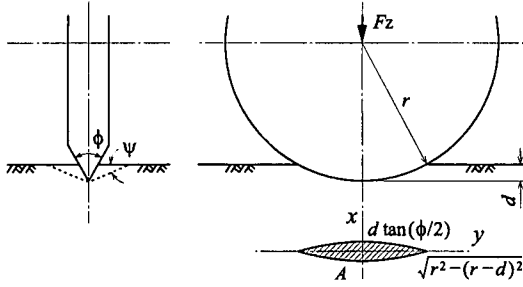


図-17 ディスクカッタの接触面積Aとチップの発生

の貫入に対し、供試体のヤング率 E や降伏応力 σ_Y によって次式のように決定される¹⁷⁾。

$$\bar{p} = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}} \left[1 + \ln \left[\frac{4E}{3\pi\sigma_Y \tan(\phi/2)} \right] \right] \quad (34)$$

接触面積 A の算定に当たっては、Roxborough ら⁶⁾は近似式を与えているが、ここではより厳密に算定し、図-17に示すように、2本の双曲線

$$\left[\frac{r \tan(\phi/2) - x}{r \tan(\phi/2)} \right]^2 - \left[\frac{y}{r} \right]^2 = \left[\frac{r-d}{r} \right]^2 \quad (35)$$

で囲まれる接触面積 A の算定式を次式に示す。

$$\begin{aligned} A &= 4 \tan \left(\frac{\phi}{2} \right) \int_0^H \left\{ r - \sqrt{(r-d)^2 + y^2} \right\} dy \\ &= 4 \tan \left(\frac{\phi}{2} \right) \left[rH - \frac{1}{2} \{ rH + (r-d)^2 \right. \\ &\quad \left. \times \log |r+H| \} + \frac{1}{2} (r-d)^2 \log(r-d) \right] \quad (36) \\ H &= \sqrt{r^2 - (r-d)^2} \end{aligned}$$

ここに、 r はディスクカッタの半径、 d は掘削深さである。

次に、チップの発生する機構については、直前の貫入過程がビット刃先部位での岩石の粉碎領域の生成とそれより放射状に発達する多数のクラックの安定成長過程であるのに対して、ある貫入深さ d において一部のクラックが岩石表面に向かって急激に不安定に成長拡大すると考えられている⁸⁾。最初のチップが発生する貫入力は岩石の破壊靱性値に大きく支配されることが報告されている^{16), 18)}。なお、チップによる岩石の破壊体積 V に関しては、Lundberg は円錐コーンの貫入について解析し、次式を提案している¹⁹⁾。

表-2 チッピングによる掘削断面積の増加率

R (cm)	2	5	8	10	
$-5\pi/36$	3.929	2.128	1.853	1.525	
$-\pi/9$	3.808	1.998	1.886	1.705	
$-\pi/12$	4.278	2.304	1.728	2.016	
$-\pi/18$	6.915	2.692	2.245	2.151	
$-\pi/36$	11.495	4.947	4.476	3.832	
β (rad)	0	9.966	7.212	5.063	4.534
$\pi/36$	14.163	6.365	4.548	4.125	
$\pi/18$	8.384	3.242	2.360	2.278	
$\pi/12$	6.665	2.635	1.998	1.781	
$\pi/9$	5.335	2.355	1.644	1.523	
$5\pi/36$	4.106	2.352	1.688	1.525	

$$V = \pi d^3 \cot^2 \left(\frac{\psi}{3} \right) \quad (37)$$

$$\begin{aligned} \psi &= \arctan \left[\left[\cot \left(\frac{\phi + \delta + \phi_f}{2} \right) \right]^{\frac{1}{3}} \right] \\ &\quad - \left[\tan \left(\frac{\phi + \delta + \phi_f}{2} \right) \right]^{\frac{1}{3}} \end{aligned}$$

ここに、 ϕ は円錐コーンの先端頂角の $1/2$ 、 δ は岩石と円錐コーンとの摩擦角、 ϕ_f は岩石材料の内部摩擦角である。

次に、ディスクカッタがあるビット斜角 β において純粋回転するときのチップを伴う掘削土量 V_E (cm^3/cm) について考察する。図-17に示したように、チップが発生しないと仮定したときディスクカッタの進行方向に投影した切削断面積 S (cm^2) は次式で算定することができる。

$$\begin{aligned} S &= 2 \int_{-r}^r \sqrt{r^2 - x^2} \sin \beta \, dx \\ &= \left[\frac{\pi r^2}{2} - \left\{ (r-d) \sqrt{r^2 - (r-d)^2} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + r^2 \sin^{-1} \left(\frac{r-d}{r} \right) \right\} \right] \sin \beta \quad (38) \end{aligned}$$

上式は掘削半径 R (cm) が無限大になる直線掘削における場合の切削断面積 S を算定するものである。 $r=5$ cm、 $d=0.6$ cm について算定した結果、ビット斜角 $|\beta|=0, \pi/36$ rad に対して $V_E=0.208$ cm^3/cm 、 $|\beta|=\pi/18, \pi/12, \pi/9, 5\pi/36$ rad に対してそれぞれ $V_E=0.331, 0.493, 0.651, 0.805$ cm^3/cm となった。実際は掘削半径 R の影響もチップ現象の発生に大きな影響を与えているので、3次元掘削におけるチップによる破壊体積を理論的に正確に求めることは困難である。そこで実際の実験結果から得られた掘削

土量 V_E を切削断面積 S で除することによって、チップングによる掘削断面積の増加率を算定した。表-2は、一例として、掘削深さ $d=0.6$ cm に対して各掘削半径 R および各ビット斜角 β に対して算定したチップングによる掘削断面積の増加率を示したものである。

この掘削断面積の増加率は掘削半径 R およびビット斜角 β の関数となるので、重回帰分析を行った結果、次式を得た。

$$V_E = 18.46 R^{-0.715} (\cos \beta)^{15.22} S \quad (39)$$

この場合の重相関係数は 0.921 であった。

5. 掘削能力とビット斜角

(1) 回転および推進動力

T. B. M. の回転動力 P_R (kNcm/s) は、掘削面盤の回転数 N (r.p.m.) と掘削半径 R (cm) に対するディスクカッタの転動距離 $2\pi RN$ (cm) と回転方向に作用する接線方向力 F_X (kN) との積として次式のように算定される。

$$P_R = \frac{2\pi RN F_X}{60} \quad (40)$$

本実験の場合、回転動力 P_R は、ターンテーブルの回転数 $N=0.411$ r.p.m., 所定の掘削半径 R および接線方向力 F_X の計測値を上式に代入すれば算定することができる。従って、 P_R は、図-5 (a) に示したように、いずれの R に対しても、ビット斜角 $\beta=0$ rad において最小値を呈した後 $|\beta|$ の増加に伴って増大すると予測される。なお、T. B. M. の掘削面盤上のディスクカッタは全て軸対称の位置に配置されているため、カッタビットに作用する向心方向力 F_Y は内力として作用し、回転動力に影響を与えるものではない。

一方、T. B. M. 掘削機本体を岩盤中へ押し進めるための推進動力 P_T (kNcm/s) は、掘削面盤の回転数 N (r.p.m.) に対する 1 回転当たりの掘削深さ d (cm) と推進方向に作用する垂直方向力 F_Z (kN) との積として、次式のように算定される。

$$P_T = \frac{F_Z d N}{60} \quad (41)$$

本実験の場合、推進動力 P_T は、ターンテーブルの

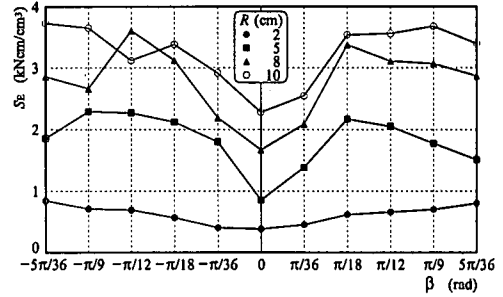


図-18 各掘削半径 R に対する比エネルギー S_E とビット斜角 β の関係 ($d=0.6$ cm)

回転数 $N=0.411$ r.p.m., 所定の掘削深さ d および垂直方向力 F_Z の計測値を上式に代入すれば算定することができる。従って P_T とビット斜角 β との関係は、図-5 (c) に示したように、いずれの R に対しても、ビット斜角 $\beta=0$ rad において最大値を呈した後 $|\beta|$ の増加に伴って減少すると予測される。

なお、T. B. M. 掘削機の全掘削動力 P (kNcm/s) は、次式で与えられる。

$$P = P_R + P_T \quad (42)$$

(2) 比エネルギー

単位掘削土量当たりの掘削仕事量として算定される比エネルギー S_E (kNcm/cm³) は、ディスクカッタが掘削半径 R の円を一周する間の全掘削動力に所用時間を乗じた掘削仕事量 $60(P_R + P_T)/N$ を掘削土量 $2\pi R V_E$ で除した値^{7),19)}として、次式で与えられている。

$$S_E = \frac{30(P_R + P_T)}{\pi R N V_E} \doteq \frac{F_X}{V_E} \quad (43)$$

上式第2項は、 $P_R \gg P_T$ として前式(40)より導いた近似式である。

図-18 は、一例として、掘削深さ $d=0.6$ cm に対する比エネルギー S_E とビット斜角 β の関係を各掘削半径 R に対して示したものである。図より明らかに、いずれの掘削半径 R においても比エネルギー S_E はビット斜角 $\beta=0$ rad において最小値を呈し、その後 $|\beta|$ の増加とともに漸増する傾向である。また、 S_E はいずれの β の値においても掘削半径 R の増加とともに増大している。

すなわち、センターカッタビットにおいて比エネルギーを最小とするためには、ビット斜角 0 rad においてできるだけ掘削半径を小さく設計した方がよいことが判明した。しかし、他のインナーカッタビ

ットよりも一段と早く掘削を進めるためには、掘削土量を増大させるためビット斜角 $|\beta|$ は出来るだけ大きく設計するべきである。

6. 結論

T. B. M. 掘削面盤の中央部に位置するセンターカッタビットのモルタル供試体に対する定常掘削能力に与えるビット斜角の影響について、実験および理論解析の結果明らかとなった新しい知見を以下に示す。

(1) いずれの掘削半径に対しても、ディスクカッタビットに作用する接線方向力はビット斜角 $\beta=0$ radにおいて最小値を示した後、 $|\beta|$ の増加に伴って増加する。向心方向力は、 $\beta>0$ において正值をとり、 $\beta<0$ において負値を示す。一方、垂直方向力は、 $\beta=0$ radにおいて最大値を呈した後、 $|\beta|$ の増加に伴って減少する。

(2) いずれのビット斜角に対しても、ビットに作用する接線方向力は、掘削半径の増加とともに増加し一定値に漸近する。向心方向力の絶対値は、掘削半径の増加とともに減少する。一方、垂直方向力は、掘削半径の増加とともに増加する傾向にある。

(3) 合成掘削力は、いずれの掘削半径に対しても、 $\beta=0$ radにおいて最大値を示した後、 $|\beta|$ の増加に伴って減少する。また、いずれの β に対しても、合成掘削力は掘削半径の増加とともに増加する。また、合成掘削力の作用する鉛直角は、いずれの掘削半径に対しても $\beta=0$ rad において最大値を呈した後 $|\beta|$ の増加に伴って減少する。

(4) ディスクカッタに作用する定常掘削力およびスリップ率を算定するシミュレーション解析結果は、種々の掘削深さ、掘削半径、およびビット斜角に対する実験結果とよく一致することが明らかとなった。その結果、このシミュレーション解析手法の妥当性が実証されたので、実機への応用性が高いことが判明した。

(5) 単位転動距離当たりの掘削土量は、いずれの掘削半径に対しても、 $|\beta|$ の増加とともに増加する。チップングによる掘削断面積の増加率を考慮することにより、この掘削土量は、ディスクカッタの進行方向に投影した切削断面積、掘削半径およびビット斜角の余弦の関数として(38)式で与えられる。

(6) いずれの掘削半径に対しても、単位掘削土量当たりの全掘削動力で与えられる比エネルギーは、 $\beta=0$ rad において最小値を示し、その後 $|\beta|$ の増加とともに漸増する。また、いずれの β の値において

も比エネルギーは掘削半径の増加とともに増大している。

すなわち、センターカッタビットにおいては、他のインナーカッタビットよりも一段と早く掘削を進めるために、掘削土量を増大させるため、ビット斜角 $|\beta|$ は出来るだけ大きく掘削半径はできるだけ小さく設計すべきであることが判明した。

謝辞：本実験を実施するに当たり、愛媛大学工学部技術専門職員河野幸一氏、工学部元学生安本真一氏、宮脇猛弘氏に多大なる援助を受けたことに對し謝意を表す。

参考文献

- 1) Howarth, D.F. and Roxborough, F.F. : Some fundamental aspects of the use of disc cutters in hard-rock excavation, *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, pp.309-315, Nov., 1982.
- 2) 深川良一, 室達朗 : T B M ローラーカッタビットの摩耗特性, 愛媛大学工学部紀要, 第12巻, 第4号, pp.127-135, 1993年2月.
- 3) 室達朗, 河野幸一, 山村繁雄 : T. B. M. 用ローラカッタの掘削と摩耗特性に及ぼすビット斜角の影響, 土木学会論文集, (投稿中)
- 4) 鈴木光, 西松裕一 : 石炭・岩石類の切削機構について(第1報) — 解析的考察 —, 日本鉱業会誌, Vol.81, No.932, pp.1039-1044, 1965年12月.
- 5) 鈴木光, 西松裕一, 小泉昇三 : 石炭・岩石類の切削機構について(第2報) — 二次元切削実験 —, 日本鉱業会誌, Vol.82, No.939, pp.502-508, 1966年6月.
- 6) Roxborough, F.F. and Phillips, H.R. : Rock excavation by disc cutter, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanics, Abstracts*, Vol.12, pp.361-366, 1975.
- 7) Snowdon, R.A., Ryley, M.D. and Temporal, J. : A study of disc cutting in selected British rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanics, Abstracts*, Vol.19, pp.107-121, 1982.
- 8) Sanio, H.P. : Prediction of the performance of disc cutters in anisotropic rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science and Geomechanics, Abstracts*, Vol.22, pp.153-161, 1985.
- 9) Gon, F., 佐藤一彦, 浅井秀明 : 円周軌道切削における岩石の切削抵抗 — ディスクカッタによる岩石の切削に関する研究(第1報) —, 資源・素材学会誌, 第108巻, 第7号, pp.557-562, 1992.
- 10) Gon, F., 佐藤一彦, 浅井秀明 : 円周軌道切削における最適切削条件および最大切削抵抗 — ディスクカッタによる岩石の切削に関する研究(第2報) —, 資源・素材学会誌, 第108巻, 第12号, pp.849-854, 1992.
- 11) 畠昭治郎 : 土と基礎・最近の工法, 土質工学会, pp.1-17, 1989.
- 12) Peterson, C.R. : Roller cutter forces, *Society of Petroleum Engineers Journal, Transactions*, Vol.249, pp.57-65, 1970.
- 13) 室達朗 : テラメカニクス — 走行力学 —, 技報

堂出版, pp.31-74, 1993.

- 14) 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.
- 15) Gon, F., 佐藤一彦, 内海千尋: TBMゲージカッタに作用する切削抵抗 — ディスクカッタによる岩石切削に関する研究 (第3報) —, 資源・素材学会誌, 第111巻, 第4号, pp.277-282, 1994.
- 16) Gon, F., 佐藤一彦, 後藤龍彦: ディスクカッタによる岩石の圧入実験 — ディスクカッタによる岩石の切削に関する研究 (第6報) —, 資源・素材学会誌, 第111巻, 第9号, pp.617-622, 1995.
- 17) Johnson, K.L. : The correlation of indentation experiments, *J. of Mech. Phys. Solids*, Vol.18, pp.115-126, 1970.
- 18) International Society for Rock Mechanics : Suggested methods for determining the fracture toughness of rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 25, pp.73-96, 1988.
- 19) 西松裕一, 奥野昇, 平沢幸久: ローラカッタによる岩石掘削に関する研究, 日本鉱業会誌, Vol.91, No.1052, pp.653-658, 1975年10月.

(1999. 3. 31 受付)

EFFECTS OF SKEW ANGLE OF CENTER CUTTER BIT OF TUNNEL BORING MACHINE ON STEADY EXCAVATION CHARACTERISTICS OF WEAK ROCK

Tatsuro MURO, Kiyoshi TSUCHIYA, Masashi UEMATSU and Soichiro KAWAHARA

The objective of this paper is to find an optimal skew angle of a center cutter bit of a tunnel boring machine to minimize the specific energy in the steady excavation. The shape of the center cutter bit was designed to be a triangular one to promote the cutability in comparison with another inner cutter bits. Here, a center cutter bit of a diameter of 10 cm and an edge angle of $\pi/3$ rad was fabricated. Several experiments of the steady excavation at a constant depth and a constant radius for mortar have been executed to clarify the relationships among excavation force, amount of excavation and skew angle of the bit. As the results, it was observed that, for all radii of excavation, the tangential excavation force took a minimum value at the skew angle $\beta=0$ rad and increased with the increment of $|\beta|$, the centrifugal one took positive values for $\beta>0$ rad and negative ones for $\beta<0$ rad, the normal one took a maximum value at $\beta=0$ rad and decreased with the increment of $|\beta|$, and the amount of debris increased with the increment of $|\beta|$. Then, it was concluded that the optimum skew angle β_{opt} was 0 rad to minimize the specific energy in the steady excavation.