

軟岩に対する比切削抵抗と定常掘削力の発生機構

MECHANISM OF SPECIFIC CUTTING RESISTANCE AND STEADY EXCAVATING FORCE FOR WEAK ROCK MASS

室 達朗*・深川良一**・藤田克美***

By Tatsuro MURO, Ryoichi FUKAGAWA and Katsumi FUJITA

The mechanisms of two-dimensional specific cutting resistance and steady excavating force for weak rock mass have been analysed by means of the failure criterion of rock materials. As the results, the specific cutting resistance could be estimated by Eqs. (11), (12) from the unconfined compressive strength, radial compressive strength, assuming that the shear failure develops on the whole linear slippage line on which the normal stress distributes to the power of 0.30 and the steady excavating force could be estimated by Eq. (28) from the unconfined and radial compressive strength, assuming that the shear failure develops on the logarithmic spiral and linear line on which the normal stress distributes to the power of 1.79. The steady cutting force could be expressed by the function of specific cutting resistance, depth of excavation and rake angle of the blade.

Keywords: weak rock, specific cutting resistance, steady excavation force, blade

1. 緒 言

最近の海洋土木工事、特に軟岩を対象とした大型橋脚基礎建設のための岩盤掘削においては、機械化掘削工法が水中発破工法と比較してはるかに安全であり、連續して掘削作業が実施できるとともに正確な方向制御により余掘の影響も最小限にとどめることができる。ここでは、平刃によって軟岩を定常掘削する場合についてその掘削の機構を解明するとともに、定常掘削力を軟岩の岩石物性、掘削深さ、および平刃のすくい角より予測する式を確立することを目的としている。軟岩の岩石物性として、一軸圧縮強度、圧裂引張強度、せん断強度の関数で与えられる比切削抵抗について実験および理論的考察を行っている。軟岩供試体として層理や亀裂などの存在しない均一なソイルセメントを普通ポルトランドセメント、シリト質ロームおよび水の3種類の配合条件の下で作成し、幅5.2cm、高さ30cm、長さ90cmの鋼製容器に打設し7日間湿潤養生させた後実験に供した。軟岩の平刃による比切削抵抗実験および定常掘削実験は、いずれ

も平面ひずみ条件下において、それぞれ強度の異なる軟岩供試体に対して掘削深さおよびすくい角を変化させて計280通り実施した。比切削抵抗については、直接これを海底岩盤で実測するのは困難であるため岩石のボーリングコアより求められる軟岩のせん断強度より推定する方法を見出した。また、定常掘削力およびその作用方向は、軟岩の比切削抵抗、掘削深さ、およびすくい角によって表現できることを実証するとともに、理論的に算定する式を提案した。なお、軟岩の掘削による破壊機構が、亀裂型、せん断型のいずれに属するかについて曲線すべり面上の応力分布を考察することにより明らかにした。

2. 軟岩供試体

乾燥したシリカ質ロームに普通ポルトランドセメントを添加し加水混合した後7日間湿潤養生して作成したソイルセメントを軟岩供試体として実験に供した。ソイルセメントの配合設計は表-1に示すとおりであり、いずれの含水比も60%とした。3種類の供試体A、BおよびCの一軸圧縮強度 S_c および圧裂引張強度 S_t の平均値を同表に示す。

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

** 正会員 工博 愛媛大学講師 工学部海洋工学科(同上)

*** 工修 (株)青木建設(〒150 渋谷区渋谷2-17-3)

表-1 軟岩供試体の配合比と力学特性

供 試 体		A	B	C
配合比	乾燥シルト質ローム (kg) 普通ポルトランドセメント (kg) 水 (kg)	100.0 3.0 61.8	100.0 9.0 65.4	100.0 30.0 78.0
一軸圧縮強度 圧裂引張強度	S_c (kPa) S_t (kPa)	97 ± 18 20 ± 4	858 ± 156 121 ± 27	2497 ± 167 339 ± 51
二次元比切削抵抗	R_s^* (kPa)	50 ± 14	340 ± 119	886 ± 359
破壊領域角	θ_t (rad)	1.14 ± 0.14	1.33 ± 0.20	1.48 ± 0.07

3. 比切削抵抗

(1) 理論解析

元来、掘削力の指標として定義された比切削抵抗 R_s^* ¹⁾ は三次元掘削を対象としているが、本研究では平刃による平面ひずみ条件での二次元掘削を取り扱うこととする。図-1は、軟岩に対する二次元比切削抵抗 R_s^* の測定法を示したものである。 R_s^* は、幅 B (cm)、長さ $L + t$ (cm) の肉厚鋼板を供試体側面に深さ t (cm) の位置に鉛直にセットし、固定点Oを支点として引張荷重を与えた鋼板を回転させるとときの最大荷重 P (N) を測定して次式によって算定される。

$$R_s^* = \frac{PL}{Bt^2} \quad (\text{kPa}) \quad (1)$$

数多くの実験結果より、軟岩の破壊すべり線は同図に示すように直線で近似することができ破壊領域は三角形の岩石塊となることが判明している。また、鋼製容器内面と岩石塊との摩擦はグリース塗布により無視することができる。破壊線ABに作用する垂直応力 σ_n の分布は、B点で0でB点からの距離 λ の関数として次式で与えられると仮定する。

$$\sigma_n = \sigma_0 \left(\frac{\lambda \cos \theta}{t} \right)^n \quad (2)$$

ここに、 θ は破壊領域角、 n は応力分布指数であり、 σ_0 は破壊すべり線上のA点に作用する垂直応力である。

軟岩の破壊基準^{2),3)}について種々の破壊理論があるが、ここではソイルセメントの破壊包絡線として、図-

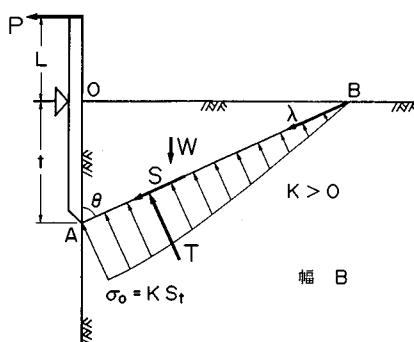


図-1 二次元比切削抵抗実験

2に示したように、垂直応力 σ_n が引張応力である領域では放物線包絡線⁴⁾を、 σ_n が圧縮応力である領域では直線⁵⁾を仮定した。すなわち、破壊時せん断応力 τ_n は次式で表わされる。

$\sigma_n \leq 0$ のとき

$$\tau_n^2 = m S_t (\sigma_n + S_t) \quad (3)$$

$\sigma_n > 0$ のとき

$$\tau_n = \sqrt{m} S_t + \mu \sigma_n \quad (4)$$

ここに、

$$m = \frac{S_c^2}{4 S_t (S_c - 3 S_t)}$$

$$\mu = \frac{S_c}{4 \sqrt{m} S_t} - \frac{\sqrt{m} S_t}{S_c}$$

である。なお、軟岩のせん断強さ S_0 は、圧裂引張および一軸圧縮における破壊応力円の共通接線が τ 軸と交わる点として、次式より算定することができる⁶⁾。

$$S_0 = \frac{S_c \cdot S_t}{2 \sqrt{S_t (S_c - 3 S_t)}} = \sqrt{m} S_t \quad (5)$$

次に、 σ_0 を $k S_t$ とおいたとき、破壊線上の垂直力 T は、

$$T = B \int_0^{t/\cos\theta} \sigma_n d\lambda \\ = \frac{k S_t B}{n+1} \cdot \frac{t}{\cos\theta} \quad (6)$$

となり、応力係数 k についてせん断力 S を算定すると $-1 \leq k \leq 0$ において

$$S = B \int_0^{t/\cos\theta} \tau_n d\lambda \\ = m S_t B \int_0^{t/\cos\theta} \sqrt{k \left(\frac{\lambda \cos \theta}{t} \right)^n + 1} d\lambda \quad (7)$$

$k > 0$ において

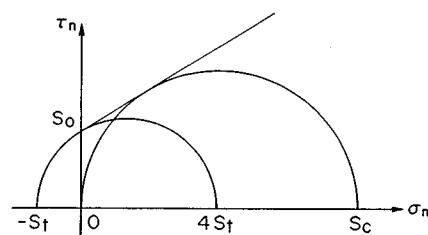


図-2 破壊応力円

$$S = S_t B \left(\frac{\mu k}{n+1} + \sqrt{m} \right) \frac{t}{\cos \theta} \quad (8)$$

となる。

固定点 O に作用する起動モーメント PL に対する抵抗モーメント M は、自重を W として

$$M = S_t t \sin \theta - T t \left\{ \frac{1}{(n+2) \cos \theta} - \cos \theta \right\} + \frac{1}{3} W t \tan \theta \quad (9)$$

で与えられる。

いま、 σ_n が圧縮応力下においてせん断破壊すると考えると、 $\sigma_n > 0$ 、 $k > 0$ となり、上式に式 (6)、(8) を代入して

$$M = S_t B t^2 \left(\frac{\mu k}{n+1} + \sqrt{m} \right) \tan \theta - \frac{1}{n+1} \cdot k S_t B t^2 \left[\frac{1}{(n+2) \cos^2 \theta} - 1 \right] + \frac{1}{6} \rho B t^3 \tan^2 \theta \quad (10)$$

となる。 ρ は軟岩の単位体積重量である。

したがって、

$$R_s^* = \frac{M}{B t^2} = S_t \left(\frac{\mu k}{n+1} + \sqrt{m} \right) \tan \theta - \frac{k S_t}{n+1} \left[\frac{1}{(n+2) \cos^2 \theta} - 1 \right] + \frac{1}{6} \rho t \tan^2 \theta \quad (11)$$

と算定することができる。

上式は θ の関数であり、ある破壊領域角 θ_t において最小値となる。 θ_t は上式を θ で偏微分して、 $\partial R_s^*/\partial \theta = 0$ より次式において算定することができる。

$$\tan \theta_t = \frac{S_t \left(\frac{\mu k}{n+1} + \sqrt{m} \right)}{\frac{2 k S_t}{(n+1)(n+2)} - \frac{1}{3} \rho t} \quad (12)$$

上式で与えられる θ_t を式 (11) に代入することにより、 R_s^* の理論値を計算することができる。

σ_n が引張応力下においてせん断破壊すると考えた場合 ($\sigma_n \leq 0$ 、 $-1 \leq k \leq 0$) にも同様に R_s^* を算定することができる。なお、 S の算定には式 (7) においてシンプソンの公式を用いており、 R_s^* が最小となる θ_t を逐次計算法により求めることとした。後述するように、いかなる応力分布指数 n に対しても R_s^* は $\theta=0$ において最小値をとり、 $0 < \theta < \pi/2$ の範囲内に R_s^* の最小値は存在しない。たとえば、 $n=1$ の場合、式 (7)、(9) を変形すると、

$$S = \frac{2 \sqrt{m}}{3 k \cos \theta} S_t B t \{(k+1)^{3/2} - 1\} \quad (13)$$

$$R_s^* = \frac{2 \sqrt{m}}{3 k} S_t \tan \theta \{(k+1)^{3/2} - 1\}$$

$$- \frac{k S_t}{2} \left(\frac{1}{3 \cos^2 \theta} - 1 \right) + \frac{1}{6} \rho t \tan^2 \theta \quad (14)$$

$$\tan \theta_t = \frac{2 \sqrt{m}}{k} \frac{S_t \{(k+1)^{3/2} - 1\}}{S_t - \rho t} \quad (15)$$

となり、 $-1 \leq k \leq 0$ において $\tan \theta_t$ は負値をとり $0 < \theta < \pi/2$ の範囲内に θ_t は存在しない。

すなわち、 σ_n が引張応力下においてせん断破壊することはなく、すべて圧縮応力下においてせん断破壊することが明らかとなった。

(2) 実験結果と考察

軟岩供試体として 3 種類のソイルセメントに対する平刃 (幅 $B=5$ cm) による二次元比切削抵抗実験を、平面ひずみ条件下において所定の深さ $t=2, 4, 6, 8$ および 10 cm において計 43 通り実施した。平面ひずみ条件とは、図-1 に示すように、OAB を含む平面を鋼製容器で固定し、ソイルセメントと容器の間にグリースを塗布して摩擦を発生させないように設定したものである。それぞれの供試体について R_s^* を実測するとともに破壊すべり線の形状を測定した。図-3 にソイルセメント A, B および C に対する代表的なすべり線形態を示す。図より明らかに、破壊すべり線はすべて直線で近似することが可能であり、対数らせん状のすべり線は認められなかった。したがって、この軟岩供試体の破壊領域は三角形の岩石塊であるとし、破壊領域角 θ_t を計測した。なお、供試体 B, C において t が増大すると見掛け上長方形に近い破壊ブロックが観察されているが、これは、刃先の回転に伴う大変形時において破壊ブロックが土槽壁に拘束されるため、本来の三角形状の進行性破壊領域の地表部と交差する末端部での地表面に曲げ引張

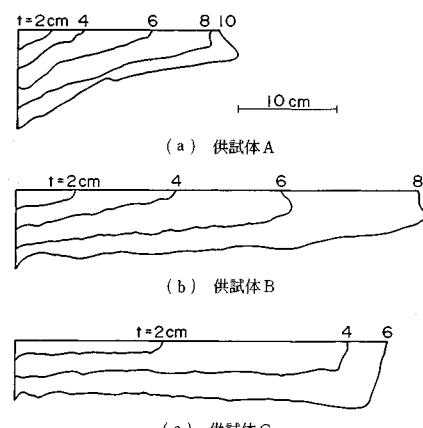


図-3 二次元比切削抵抗実験におけるすべり線形態

り力が作用し、鉛直方向に脆性破壊が発生したことによるものである。

R_s^* および θ は、表-1 に示したように、ソイルセメントの強度が増大するとともに増加する傾向がみられる。比切削抵抗実験に供したすべてのソイルセメントについて、それぞれの一軸圧縮強度 S_c 、圧裂引張強度 S_t を各 5 個ごとに別途作成したテストピースを用いて計測した。

図-4は、 R_s^* の平均値と t の関係を示したものである。 R_s^* は t とは無関係であり供試体の強度に支配される軟岩固有の値であることが明らかとなった。この事実は、すでに畠⁷⁾が指摘しているように、凝集力のある材料では三次元比切削抵抗 R_s と t の積が一定になる傾向にあることに対応するものである。いま仮に、軟岩固有の強度として式(5)で与えられる軟岩のせん断強さ S_0 (kPa)を採用し R_s^* (kPa)との相関性を求めるところに示すように両者の間には、

が成立した。この場合の相関係数は 0.984 であり、かなり高い相関性が認められた。

次に、前述した理論解析に基づいて数値シミュレーションを行い、未知数である応力分布指数 n と応力係数 k について繰り返し計算により実測値に最も近い理論値を与える最適な値 n_{opt} および k_{opt} を求めることと

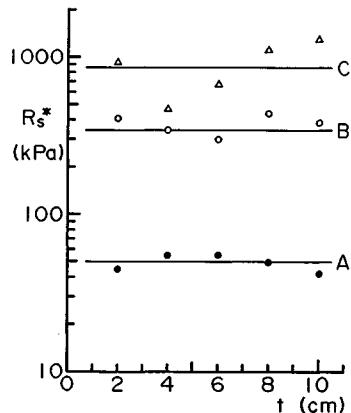


図-4 二次元比切削抵抗 R_s^* と深さ t
(ソイルセメント A, B, C)

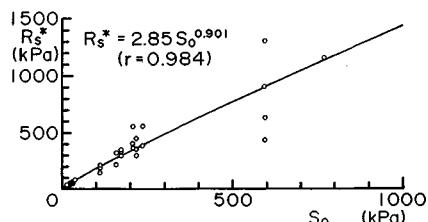


図-5 二次元比切削抵抗 R_s^* と軟岩のせん断強さ S_u の関係

する。そのシミュレーション解析のフローチャートを図-6に示す。まず、 $\rho=17.6 \text{ kN/m}^3$, $B=5 \text{ cm}$ とし、種々の n 値を設定して実測データである $N=41$ 通りの t , S_c , S_t , $R_s^*(M)$ および $\theta_t(M)$ を入力する。式(4), (5)より m , μ , S_o を算定した後、種々の k 値を設定する。 $k>0$ のとき式(12)より $\theta_t(k)$ を算定し、式(11)より $R_s^*(k)$ を求める。 $-1 \leq k \leq 0$ のとき式(1), (7), (9)より R_s^* が最小となる θ の値 $\theta_t(k)$ とそのときの $R_s^*(k)$ を算定する。次に、それぞれの理論値と実測値との差の絶対値を実測値で除した値の和 $|R_s^*(M)-R_s^*(k)|/R_s^*(M)+|\theta_t(M)-\theta_t(k)|/\theta_t(M)$ で定義される精度を最小とする最適値 k_{opt} およびそのときの理論値 $R_s^*(T)$ と $\theta_t(T)$ をそれぞれ N 個の入力データに対して計算する。さらに、全入力データに対して算定された R_s^* と θ_t の平均精度を最小とせしめる n 値を求め、 n_{opt} とした。この場合、 $n_{opt}=0.30$ であり、 R_s^* と θ_t の平均精度は 18.4 % であった。また、 k_{opt} の平均値は 2.55、標準偏差は 1.75 であった。なお、計算結果の代表例を表-2 に示すが、表中の σ_0 , τ_0 は破壊すべり線上の刃先端 A 点における垂直応力とせん断応力である。

この数値シミュレーション結果より、二次元比切削抵抗 R_s^* を S_c , S_t より理論的に求めるには、式(11), (12)

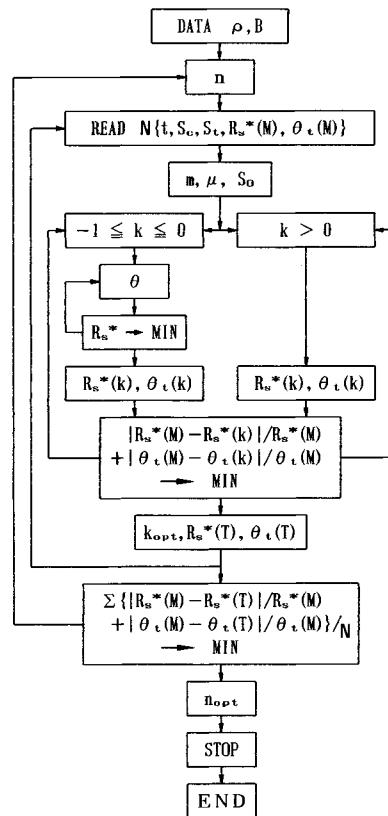


図-6 二次元比切削抵抗 R_s^* に対するシミュレーション解析

表-2 R_s^* に対するシミュレーション解析結果例 ($n_{opt}=0.30$)

供試体	A		B		C	
t (cm)	2	6	2	6	2	6
S_t (kPa)	61.4	95.4	350.9	728.9	2627	1646
S_i (kPa)	13.1	12.5	64.3	125.5	444.2	334.1
θ_t (M) (rad)	1.06	1.11	1.12	1.23	1.49	1.55
θ_i (T) (rad)	1.01	1.19	1.18	1.09	1.09	1.01
R_s^* (M) (kPa)	35.3	54.9	211.7	355.7	1154	629.2
R_s^* (T) (kPa)	35.3	55.8	212.0	417.9	1504	941.6
m	3.26	3.14	3.03	3.00	3.00	3.15
μ	0.260	0.840	0.465	0.539	0.561	0.334
k	2.1	1.8	1.4	2.0	2.0	2.2
σ_n (kPa)	27.5	22.5	90.0	251.1	888.5	735.0
τ_n (kPa)	30.9	41.2	153.8	352.9	1268	838.4
S_e (kPa)	23.7	22.2	111.9	217.6	769.5	592.8

に上述した n_{opt} , k_{opt} を代入して算出できることが判明した。

4. 定常掘削力

(1) 理論解析

平面ひずみ条件下における定常掘削実験では、所定のすくい角 α に対して掘削深さ t を一定として掘削刃を地表面と平行になるように並進移動させたときの定常掘削力 F の大きさとその作用方向を測定した。後述するように、軟岩の破壊すべり線の形状は曲線であり、多くの場合対数らせんで近似できることが判明している。したがって、定常掘削時の軟岩の破壊領域は、図-7に示すように、対数らせん BD と直線 DE からなるランキンの破壊すべり線で構成されると仮定した。対数らせん BD は水平と ψ ($=\pi/4-\phi$) の傾斜をなす \overline{AD} 線上のO点を中心とし、 $\overline{OB}=r_0$ としてその動径 r は次式で与えられる。

$$r = r_0 \exp(\theta \tan \phi) \quad (17)$$

ここに、 ϕ は軟岩の内部摩擦角である。上式において、 $\theta=\theta_t$ として算定される $r=r_1$ は \overline{OD} の長さとなる。また、この対数らせんは点Dにおいて水平と ψ の傾斜をなす直線すべり線 \overline{DE} と接する。

破壊すべり線上の垂直応力 σ_n は、B点上において $k S_t$ で与えられるとすると、すべり線上のE点からの距離 λ において

$$\sigma_n = k S_t \left(\frac{\lambda}{l_8 + l_{10}} \right)^n \quad (18)$$

で算定できる。ここに、 l_8 , l_{10} はそれぞれ \overline{DE} と \overline{BD} の長さであり、 n は応力分布指数である。なお、せん断応力 τ_n は、 σ_n の正負に対応して式(3), (4)で算定することとする。

直線すべり線 \overline{DE} 上に作用する垂直力 T は、式(18)を λ を0から l_8 まで積分して次式で算定される。

$$T = \frac{k S_t B l_8}{n+1} \cdot \left(\frac{l_8}{l_8 + l_{10}} \right)^n \quad (19)$$

また、せん断力 S は、 $-1 \leq k \leq 0$ において、

$$S = B \int_0^{l_8} \tau_n d\lambda = m S_t B \int_0^{l_8} \sqrt{k \left(\frac{\lambda}{l_8 + l_{10}} \right)^n + 1} d\lambda \quad (20)$$

$k > 0$ において

$$S = \sqrt{m} S_t B l_8 + \frac{\mu k S_t B l_8}{n+1} \cdot \left(\frac{l_8}{l_8 + l_{10}} \right)^n \quad (21)$$

で算定される。

曲線すべり線 \overline{BD} 上に作用する摩擦抵抗合力 R_f の作用方向は点Oを通過するので点Oに対するモーメントは発生しない。粘着抵抗力 C による点Oに対するモーメント M_c は次式によって算定される。

$$M_c = \frac{\sqrt{m} S_t B}{2 \tan \phi} (r_1^2 - r_0^2) \quad (22)$$

岩石塊の自重 W_1 , W_2 , W_3 やび W_4 は、その単位体積重量 ρ に対して、同図に示す幾何学的関係より次式で

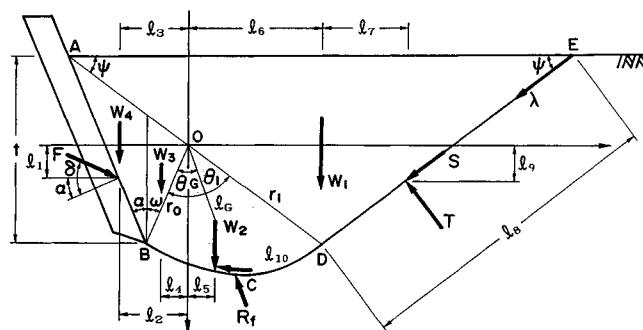
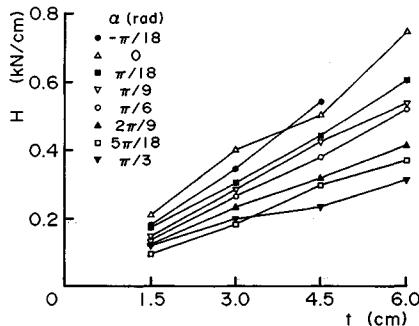
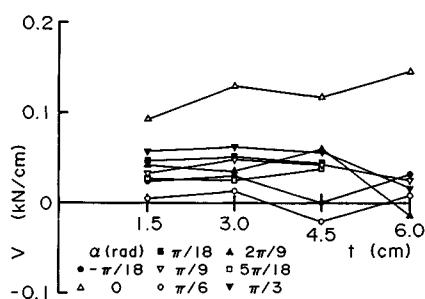
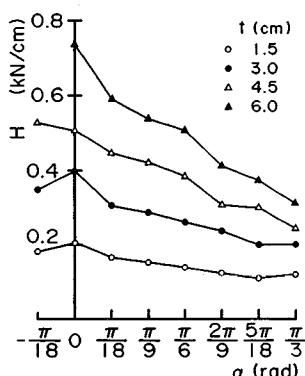
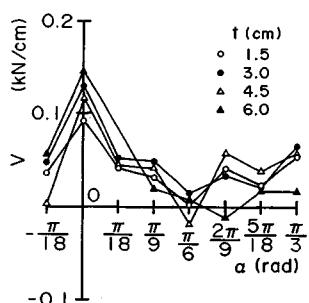
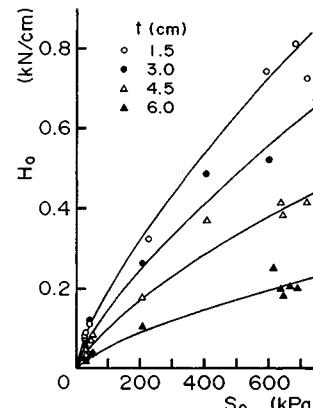


図-7 定常掘削時の破壊領域にかかる諸力

図-10(a) 水平掘削抵抗 H と掘削深さ t の関係 (供試体C)図-10(b) 鉛直掘削抵抗 V と掘削深さ t の関係 (供試体C)図-11(a) 水平掘削抵抗 H とすくい角 α の関係 (供試体C)図-11(b) 鉛直掘削抵抗 V とすくい角 α の関係 (供試体C)図-12 水平掘削抵抗 H_0 とせん断強さ S_0 の関係

$$H_0 = 1.20 \times 10^{-3} t^{0.925} S_0^{0.741} \quad (R=0.991) \dots \dots \dots (30)$$

$$V_0 = 4.62 \times 10^{-3} t^{0.554} S_0^{0.380} \quad (R=0.725) \dots \dots \dots (31)$$

ここに, R は重相関係数で, F_0 (kN/cm), H_0 (kN/cm), V_0 (kN/cm), t (cm), S_0 (kPa) である。

また, すくい角 α に対する F_α , H_α , V_α と t , S_0 および α の関係を求めるために, $\log_{10} (F_\alpha/F_0)$, $\log_{10} (H_\alpha/H_0)$ を α に対して単回帰分析すると,

$$\log_{10} (F_\alpha/F_0) = -0.412 \alpha \quad (R=0.821) \dots \dots \dots (32)$$

$$\log_{10} (H_\alpha/H_0) = -0.353 \alpha \quad (R=0.833) \dots \dots \dots (33)$$

を得た。その結果,

$$F_\alpha = 1.85 \times 10^{-3} t^{0.908} S_0^{0.685} 10^{-0.412\alpha} \dots \dots \dots (34)$$

$$H_\alpha = 1.20 \times 10^{-3} t^{0.925} S_0^{0.741} 10^{-0.353\alpha} \dots \dots \dots (35)$$

$$V_\alpha = \sqrt{F_\alpha^2 - H_\alpha^2} \dots \dots \dots (36)$$

なる実験式が得られた。

なお, 上式の F_α , H_α を式 (16) を用いて二次元比切削抵抗 R_s^* で表わすと,

$$F_\alpha = 8.34 \times 10^{-4} t^{0.908} R_s^{*0.760} 10^{-0.412\alpha} \dots \dots \dots (37)$$

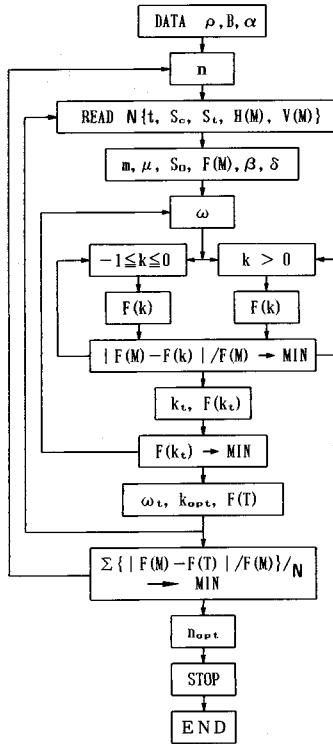
$$H_\alpha = 5.07 \times 10^{-4} t^{0.925} R_s^{*0.822} 10^{-0.353\alpha} \dots \dots \dots (38)$$

なる関係式が得られる。

(3) シミュレーション解析

前述した理論解析に基づいて定常掘削力の数値シミュレーションを行い, 種々のすくい角 α に対して未知数 n , k について繰り返し計算により実測値と理論値の差を最小とする最適な値 n_{opt} , k_{opt} を求めた. 図-13 にその解析フロー チャートを示す.

まず, $\rho = 17.6 \text{ kN/m}^3$, $B = 5 \text{ cm}$, $\alpha = -\pi/9 \sim +\pi/3$ ($\pi/18$ 間隔) とし, 種々の n 値を設定して各 N 通りの実測データ t , S_c , S_b , $H(M)$, $V(M)$ を入力する. m , μ および S_0 を算定する. 掘削刃面上の着力点を刃先より $t/(n+2)$ とし, $H(M)$, $V(M)$ を換算して $H'(M)$, $V'(M)$ とする. 掘削合力 $F(M)$, 方向角 β および刃面と軟岩との摩擦角 δ を次式より算定する.

図-13 定常掘削力 F に対するシミュレーション解析

$$F(M) = \sqrt{H'(M)^2 + V'(M)^2} \quad \dots \dots \dots (39)$$

$$\beta = \tan^{-1} \{V'(M)/H'(M)\} \quad \dots \dots \dots (40)$$

$$\delta = \alpha + \beta \quad \dots \dots \dots (41)$$

次に、種々の ω 値を設定して、 $-1 \leq k \leq 0$ の場合式(19)、(20)より、 $k > 0$ の場合式(19)、(21)より式(28)を用いて $F(k)$ を算定し、実測値 $F(M)$ との差の絶対値を $F(M)$ で除した精度を最小とする k_t とそのときの $F(k_t)$ を求める。その後、 $F(k_t)$ を最小とする ω 値を決定し、最適値 k_{opt} やびそのときの理論値 $F(T)$ を求め、それぞれ N 個の入力データに対して計算する。所定のすくい角 α に対する全入力データに対して算定された $F(T)$ の $F(M)$ に対する精度の平均値を最小とせしめる n 値を求め、 n_{opt} とした。

一例として、 $\alpha = 0 \text{ rad}$ に対するシミュレーション解析結果について述べる。 ω やび k の計算範囲を、それぞれ $-\pi/4 < \omega < +\pi/2$ 、 $-1 \leq k \leq 70$ と設定してシミュレーションを実行した結果、 $N = 28$ 通りの全入力データに対する $F_0(T)$ と $F_0(M)$ との平均精度は、 $n_{opt} = 1.7$ において最小値 0.19% に達することが判明した。この $n_{opt} = 1.7$ に対する解析結果例を表-3 に示す。同表より明らかに、 $\alpha = 0 \text{ rad}$ における掘削抵抗合力 F_0 の作用方向、すなわち刃面と軟岩との間の摩擦角 δ は、供試体の種類および掘削深さによって変動している。また、軟岩の破壊すべり線の位置を決定する ω 値は多くの場合負の値であり、 $\omega = -0.457 \pm 0.238 \text{ rad}$ の範囲内に対数らせんの中心 O が位置づけられていることが判明した。さらに、 k_{opt} の平均値は 55.2、標準偏差は 13.8 であり、軟岩は圧縮応力下においてせん断破壊していることが実証された。定常掘削刃に作用する垂直応力が刃先先端部で増大することは、すでに島ら⁸⁾が砂質土に対して実証しているが、本実験においてもその応力分布指数 n は 1.7 となり、刃先への応力集中現象を確認することができた。

表-4 は、 $\alpha = -\pi/9 \sim \pi/3$ の範囲内において 9 通りのすくい角について実施した定常掘削実験に基づいてシミュレーション解析を行った結果、それぞれの n_{opt} やびそれに対応する k_{opt} 、 ω の値を示したものである。いずれのすくい角 α に対しても、応力分布指数は 1.0 以上であり、掘削刃面上および破壊すべり線上の垂直応力の分布形状は $n_{opt} = 1.79 \pm 0.32$ の指數関数として与

表-4 各すくい角 α に対するシミュレーション解析結果

α (rad)	n_{opt}	k_{opt}	$\bar{\omega}$ (rad)
$-\pi/9$	1.5	49.1 \pm 24.8	-0.100 \mp 0.439
$-\pi/18$	1.4	49.5 \pm 20.7	-0.417 \mp 0.355
0	1.7	55.2 \pm 13.8	-0.457 \mp 0.238
$\pi/18$	1.8	57.5 \pm 12.6	-0.545 \mp 0.194
$\pi/9$	1.7	53.2 \pm 11.9	-0.611 \mp 0.217
$\pi/6$	2.0	50.1 \pm 16.5	-0.634 \mp 0.225
$2\pi/9$	1.8	26.3 \pm 11.9	-0.672 \mp 0.145
$5\pi/18$	2.5	23.7 \pm 15.1	-0.616 \mp 0.333
$\pi/3$	1.7	5.2 \pm 8.7	-0.351 \mp 0.517

表-3 F_0 に対するシミュレーション解析結果例 ($n_{opt} = 1.7$)

供 試 体	A		B		C	
t (cm)	1.5	6.0	1.5	6.0	1.5	6.0
S_c (kPa)	101.7	101.7	910.1	771.9	2169	2734
S_t (kPa)	22.0	22.0	85.0	153.5	428.7	444.1
δ (rad)	0.618	0.539	0.419	0.185	0.380	0.047
$F_0(M)$ (kN/cm)	0.028	0.096	0.118	0.355	0.188	0.854
$F_0(T)$ (kN/cm)	0.028	0.096	0.118	0.354	0.186	0.854
ω (rad)	-0.524	-0.454	-0.663	-0.489	-0.244	-0.314
m	3.29	3.29	3.72	3.12	3.11	3.00
μ	0.248	0.248	1.208	0.362	0.369	0.607
k	56.0	36.0	68.0	67.0	69.0	63.0
σ_s (kPa)	1229	790.3	5778	10282	29577	27981
τ_s (kPa)	344.7	235.8	7146	3988	11680	17749
S_e (kPa)	39.8	39.8	163.9	270.9	755.6	769.5

えられることが判明した。また、 k_{opt} は $\alpha=\pi/18$ において最大値を、 ω は $\alpha=2\pi/9$ において最小値となっている。なお、 $\alpha=\pi/3$ において k_{opt} は負値、 ω は正値を取る場合も見受けられる。この現象は、石炭・岩石類の切削機構に関する鈴木らの研究^{9),10)}によると亀裂形切削に属するものである。すなわち、岩石の脆性度 S_c/S_t の平均値6.44に対して、 $\alpha=0.525\text{ rad}$ 以下ではせん断形切削、 $\alpha=1.373\text{ rad}$ 以上では亀裂形切削、その間のすくい角では両者の遷移領域とされていることに対応するものである。なお、岩石材料の掘削機構においてそのすべり線形状を決定するにあたって岩石の内部摩擦角、脆性度および自重を考慮してきたが、金属の切削機構では単純せん断変形を仮定した塑性変形や加工硬化より、すべり線が切削速度、刃物との摩擦係数、および切込深さによってかなり変動する等の相違点がみられることを付記する。

5. 結 論

均質な軟岩の平刃による比切削抵抗と定常掘削力について、3種類のソイルセメント供試体による実験結果より両者の相互関係を求めるとともに、それぞれの発生機構を理論的に明らかにした。以下に、得られた新しい知見について列記する。

(1) 軟岩に対する二次元比切削抵抗は切削深さに無関係であり、軟岩固有の値として軟岩のせん断強さの関数式(16)で与えられる。破壊すべり線はすべて直線で近似することができ、すべり線上では圧縮応力下においてせん断破壊する。

(2) 二次元比切削抵抗は、軟岩の圧裂引張強度、一軸圧縮強度より理論式(11)、(12)を用いて応力分布指數 $n=0.30$ 、応力係数 $k=2.55$ を代入して予測することができる。

(3) 平面ひずみ条件下における定常掘削時の軟岩の破壊すべり線は、対数らせんとランキンの直線によって構成されること。掘削刃面と軟岩との摩擦角は、軟岩供試体の種類、掘削深さおよびすくい角によって変動すること。 $-\pi/9$ から $\pi/3$ までのすくい角に対しては、掘削刃面および破壊すべり線上の垂直応力の分布指數は $n_{opt}=1.79 \pm 0.32$ で与えられること。応力係数 k_{opt} はすくい各 $\pi/18$ において最大値をとり、すべり線の形状

を決定する ω 値はすくい角 $2\pi/9$ において最小値をとること、すくい角 $\pi/3$ を除き、軟岩の破壊形式は圧縮応力下におけるせん断破壊を引き起こすせん断形破壊であること、および、定常掘削力は各すくい角に対して最適な n_{opt} 、 k_{opt} と ω を式(28)に代入することにより予測可能であることが判明した。

(4) 定常掘削力およびその分力は、すくい角、掘削深さ、および軟岩のせん断強さの関数式(34)～(36)で、または軟岩の二次元比切削抵抗の関数式(37)、(38)で表現することができる。水中ブルトーザのブレードによる掘削抵抗を減少させるには、掘削深さの減少、予備発破等による岩盤の比切削抵抗の減少、およびすくい角の低下等について考える必要がある。

なお、本実験を実施するにあたり有益な助言をいただいた愛媛大学工学部 河原莊一郎助手、河野幸一技官、ならびに元学生 中 雅明氏、山内良紀氏、金川英生氏、真鍋 毅氏に厚く謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 畠昭治郎：建設機械学、鹿島出版会、pp. 151～168、昭和62年1月。
- 2) 足立紀尚・小川豊和：堆積軟岩の力学特性と破壊基準、土木学会論文報告集、第295号、pp. 51～63、1980年3月。
- 3) 足立紀尚・深川良一：高圧・低圧下における土の挙動、土と基礎、Vol. 32, No. 2, pp. 5～9、1984年2月。
- 4) 山口梅太郎・西松裕一：岩石力学入門、東京大学出版会、pp. 73～79、1967年。
- 5) 赤井浩一・室 達朗：セメント処理砂質土の締固めと強度特性、材料、第13卷、第127号、pp. 56～61、1964年4月。
- 6) 小林良二・奥村清彦：岩石のせん断強さについて、日本鉱業会誌、Vol. 87, No. 999, pp. 407～412, 1971年5月。
- 7) 土質工学会編：土と基礎・最近の工法、pp. 1～18、1967年12月。
- 8) 畠昭治郎・金子義信：砂質土の掘削抵抗と掘削刃前面の土圧分布について、土木学会論文報告集、第280号、pp. 81～85、1978年12月。
- 9) 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。
- 10) 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. 938, pp. 502～508, 1966年12月。

(1989.10.9・受付)