

土および岩の切削抵抗の研究

A STUDY ON FORCE CUTTING SOIL AND ROCK

石 塚 浩 次*

By Koji ISHIZUKA

1. 序 論

土木用機械装置の排土板や刃物による土および岩の切削機構は、土木工学における土圧問題の破壊機構と類似されて考えられることがある。しかし、土圧問題においては、構造物が静止状態で土に接するのに対して、土および岩の切削時には排土板が移動しながら接していることが異なるといえる。これはおもに、高速、大変形問題と考えられている。また、切削時の破壊機構が、土圧問題の破壊時に比較して3次元的であることもあわせて考慮する必要がある。

従来、土および岩の切削破壊機構、切削抵抗の研究は以上のような高速、大変形、3次元破壊をともなうために、実験的な方法によって研究^{3),4)}されることが多かった。この高速、大変形問題に対して畑村・千々岩は⁵⁾⁻⁹⁾、土の破壊強度の増加、また、金属切削同様に切削パターンを提唱している。切削速度の影響は、砂質粘土において切削速度 3 m/s で 30% 増加¹⁰⁾、石炭の直線切削時の切削速度 200~600 ft/min の範囲で平均切削抵抗は増加しないと¹¹⁾報告されている。

一方、土および岩の切削破壊機構の研究は、早乙女・石塚¹²⁾が畑村・千々岩同様実験によって破壊断面を可視化して、また岩崎¹³⁾が有限要素法を用いて行っている。しかし、これまでの研究においては、特に土および岩の多様性を考慮した切削破壊機構の究明が行われておらず、切削抵抗を求めるにあっても、おもに破壊線方向の仮定が必要となり、一般的な取り扱いが難しい。

現在、土および岩の切削破壊機構を理論的に取り扱う場合、その1つに塑性理論が考えられる。塑性理論の土および岩の切削問題への適用は、排土板、刃物の前面の塑性領域を Kötter または Sokolovsky の方程式によって定め、さらにその内部の各場所における主応力と主応力

の方向を求める問題に帰する。塑性場を定める Kötter, および Sokolovsky の方程式は、数値積分によって広範囲な境界条件を取り扱うことができ、したがって、土および岩の切削時の大変形問題にも対応することができると考えられる。たとえば、砂の切削時における排土板前面の盛り上り影響は、荷重分布としても扱うこともでき、また盛り上り領域も塑性領域として扱うことができる。一方、土および岩の切削時の高速変形問題の塑性理論上の取り扱いは、高速変形時のせん断強度（低速度変形時に比較してせん断強度が増加⁹⁾）を適用して扱えるものと考えられる。

本論文は、土および岩の切削問題に対する塑性理論の適用の第一段階として、切削深さ一定の排土板（平板）移動初期破壊時（以下切削初期破壊時とよぶ）について適用し、切削抵抗の検討を行った。

さらに、本論文は、排土板の幅方向端部において生じる3次元的破壊領域の水平切削抵抗分布を測定した。その測定結果と塑性理論によって、排土板端部の3次元的破壊領域の切削抵抗が求まり、あらたな切削抵抗の計算式を提案した。その検討を乾燥粒状体試料（粘着力=0）、水縮砂、モルタル試料の実験結果によって行った。モルタル試料については、3次元有限要素法による計算もあわせて行っている。

2. 排土板による切削初期破壊時の塑性応力場計算

(1) 塑性方程式の数値積分

土の塑性場は、塑性平衡つり合い方程式によって導かれるが、内部摩擦角、粘着力=一定、かつ考える座標系の一つが土の水平軸と一致する場合、Kötter, Sokolovsky の方程式によって導かれる。Sokolovsky の方程式は、換算応力の考えを適用し Kötter の方程式において粘着

* 正会員 運輸省港湾技術研究所研究員

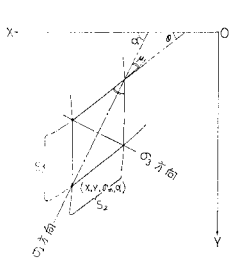


図-1 塑性域におけるすべり線

応力の方程式

$$\left. \begin{aligned} \Delta_1 \sigma_m' - 2 \sigma_m' \tan \phi \Delta_1 \alpha &= -\frac{\gamma \cos(\alpha + \mu)}{\cos \phi} \Delta S_1 \\ \Delta_2 \sigma_m' + 2 \sigma_m' \tan \phi \Delta_2 \alpha &= \frac{\gamma \cos(\alpha - \mu)}{\cos \phi} \Delta S_2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 σ_m' : 平均換算主応力 ($\sigma_m + H$)、 α : 最大主応力の方向、 γ : 土の単位体積重量、 ϕ : 土の内部摩擦角、 $\mu = 45^\circ - \phi/2$ 。

換算応力のモールの応力円上の幾何学関係は次のとおりである。図-2 において、実応力は $P(\sigma, \tau)$ 、換算応力は $P'(\sigma + H, \tau)$ である。換算応力と σ_m' の関係は次のようになる¹⁾。

$$P' = \sigma_m' \frac{\sin(\varrho - k\delta')}{\sin \varrho}, \quad \sin \varrho = \frac{\sin \delta'}{\sin \phi}, \quad k = \pm 1 \dots\dots\dots (3)$$

また、このときの最大主応力の方向は、次のようになる。

$$\alpha = (1-k) \frac{\pi}{4} + \frac{1}{2} (k\varrho - \delta') + n\pi \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 n は、通常 $n=0$ または $n=\pm 1$ である¹⁾。

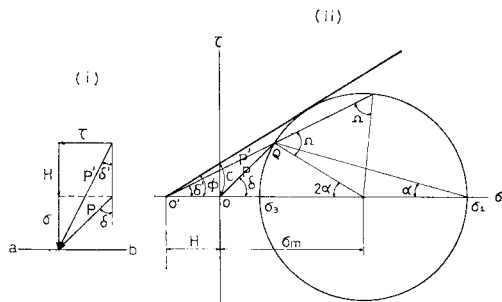


図-2 換算応力のモール応力円上の幾何学的関係

(2) 数値積分の方法および結果

排土板(平板)による切削初期破壊を2次元問題として考えれば、受働土圧問題と同様になり、排土板前面の塑性場は、 $c \neq 0, \phi \neq 0$ のとき 図-3 に示す境界領域になる¹⁾。

a) 領域 (I) の境界値 (最大応力場、 $k = +1$)¹⁾

力を見掛上消去したもので、図-1 の2つのすべり線 (S_1, S_2) に沿う差分によって次のように表わされる。

すべり線の方程式

$$\left. \begin{aligned} \Delta_1 x &= \Delta S_1 \cos(\alpha - \mu) \\ \Delta_1 y &= \Delta S_1 \sin(\alpha - \mu) \\ \Delta_2 x &= \Delta S_2 \cos(\alpha + \mu) \\ \Delta_2 y &= \Delta S_2 \sin(\alpha + \mu) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

0-x 軸の境界値は、式 (3), (4) において換算応力 $P' = H (= c \cot \phi, c$: 粘着力)、および $\delta' = 0$ から次のように定まる。

$$\sigma_m' = \frac{H}{1 - \sin \phi}, \quad \alpha = 0$$

b) 領域 (III) の境界値

領域 (III) 0 点の換算圧力、最大主応力方向は、式 (3) および式 (4) において $\delta' = \omega$ として次のようになる¹⁾。

$$\left. \begin{aligned} P &= \frac{c \cot \phi}{1 - \sin \phi} \frac{\sin(\varrho + \omega)}{\sin \varrho} \exp(2 \alpha \tan \phi) \\ \alpha &= \beta - \frac{\pi}{2} + \frac{1}{2} (\varrho + \omega) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $\sin \varrho = \sin \omega / \sin \phi$

また、領域 (II) は、

0 点に集中するすべり線が現われ、0 点は応力の特異点とよばれる。そして0 点の平均換算応力は、領域 (I) の α の値から領域 (III) の α の値まで増加数列値 (α_n) を用いて次のように求められる¹⁾。

$$\sigma_0 = \frac{c \cot \phi}{1 - \sin \phi} \exp(2 \alpha_n \tan \phi) \dots\dots\dots (6)$$

しかし、乾燥粒状体試料のような $c=0, \phi \neq 0$ 、しかも 0-x 軸上の圧力分布=0 の問題においては、0 点での平均主応力 ($c=0$ により平均主応力とよぶ) = 0 となり領域 (II) の 0 点近傍の取り扱いが難しくなる。すなわち、図-4 において S_1, S_2 すべり線に沿って定められた式 (1), (2) により a 点の位置 (x, y) は定まるが平均主応力 (σ)、最大主応力の方向 (α) は 0 点の $\sigma=0$ により決定できない。しかし、a 点の σ, α はいずれか一方を定めることにより互いに求まる。そこで a 点の位置が定まることにより S_1, S_2 方向は求まることから、すべり線の定義 S_1 方向 $= \alpha_{s_1} - \mu, S_2$ 方向 $= \alpha_{s_2} + \mu$ により $\alpha_{s_1}, \alpha_{s_2}$ を求め (理論的には $\alpha_{s_1} = \alpha_{s_2}$)、a 点における最大主応力方向を $\alpha = (\alpha_{s_1} + \alpha_{s_2})/2$ とした。

以下、b, c, d, e 点についても同様に α を定め、他については Sokolovsky の受働土圧の計算¹⁾ に従い、排土板に作用する水平圧力分布を求めると 図-5 に示すようになる。さらに無次元深さ $y=1$ における無次元圧力を求め Coulomb および Sokolovsky の完全粒状体の自重あるくさび問題¹⁾ において求めた

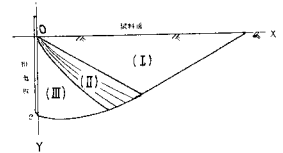


図-3 切削時塑性境界域

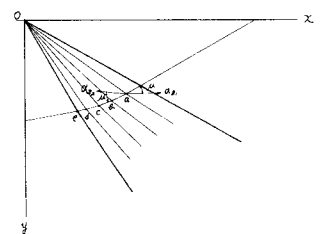


図-4 $c=0, \phi \neq 0$ 塑性場計算における領域 (II) の取り扱い

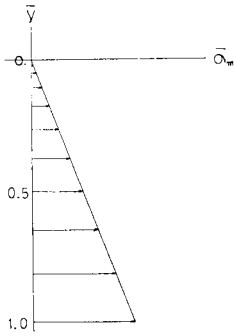


図-5 排土板に作用する無次元圧力分布

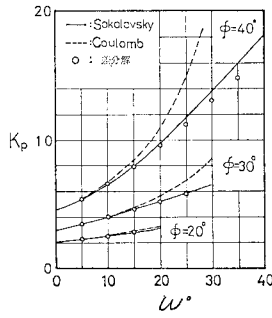


図-6 受働土圧係数の計算結果

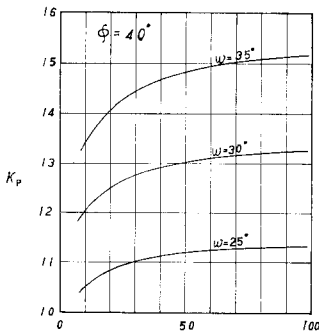


図-7 積分点数による受働土圧係数の変化

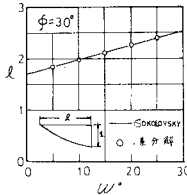


図-8 破壊長さ計算結果

受働土圧係数 K_p ($P=K_p r y$) と比較すると 図-6 に示すようになる。

差分解析は、Sokolovsky の自重あるくさび問題で求めた値とほとんど一致する。φ, ω がともに大きくなるとわずかに異なってくるが、積分点数を増せば 図-7 に示すように近づく傾向にある。また、後の排土板切削抵抗計算に用いる $\bar{y}=1$ の場合の試料表面における破壊長さ l (図-8 付図参照) の値も Sokolovsky の自重あるくさび問題で求めた値と一致する。以上の方法による計算範囲は $c \neq 0, \phi \neq 0$ 同様 $\phi > \omega$ までである。

Sokolovsky の自重あるくさび問題で求めた受働土圧係数は厳密解に近いものと考えられるが、非線形連立方程式の解法となつて一般的な扱いが難しい。したがって今回後の排土板の切削抵抗実験値と塑性理論値の比較においては、上記方法による差分解析法によって求めた値によって行った。

3. 粘着力を持たない試料の切削抵抗実験結果

(1) 供試試料の物理的性質

乾燥粒状体の切削力は、おおよそ試料の内部摩擦角、単位体積重量および排土板と試料間の摩擦角によって決

表-1 供試試料の物理的性質

No.	名称	内部摩擦角 (φ°)	単位体積重量 (γ) (g/cm³)	排土板と試料の摩擦角 (ω°)		備考
				アクリル板	鋼板	
a	細砂	37	1.515	23	29	足洗産
b	粗砂	37	1.628	23	25	"
c	粗砂	45	1.259	21	30	砕砂
d	鋼球	25	4.452	14	14	新しい鋼球
e	鋼球	31	4.762	16	18	錆びた鋼球
f	ガラス球	31	1.530	17	17	"
g	細砂	34	1.435	24	30	豊浦標準砂

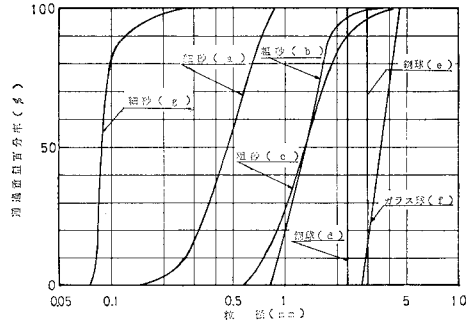


図-9 供試試料の粒径加積曲線

つてくると考えられる。供試試料のこれらの測定結果を表-1 に示す。また、供試試料の粒径加積曲線を 図-9 に示す。表-1 の内部摩擦角は、図-10 の容器によって安息角を求めたものである。また、内部摩擦角、単位体積重量の測定における試料の詰込み状態は、切削力測定実験状態 (砂槽に振動を与えた詰込み状態) に近づけて行った。供試試料

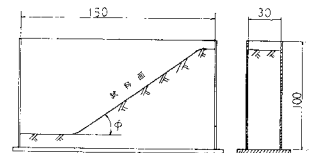


図-10 安息角測定容器

g, d について、上記方法による内部摩擦角の測定結果と三軸試験による結果を併せて示すと 図-11, 12 になる。図-

11, 12 における安息角測定値の間隙比 (e) は、表-1 の単位体積重量 (γ) と試料 d, g について別に測定した土粒子の比重によって求めた。

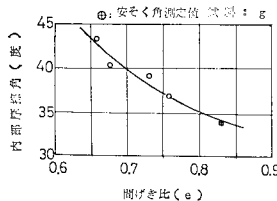


図-11 安息角測定値と 3 軸試験との比較

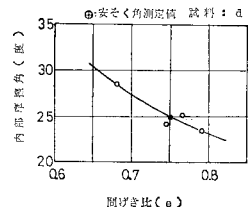


図-12 安息角測定値と 3 軸試験との比較

(2) 切削抵抗の測定方法

切削抵抗の測定に用いた実験装置は、図-13 に示す

とおりである。図-13の実験装置による水平切削抵抗の検出は、No. 1, No. 2 ひずみゲージを 図-14 のようなホイーストブリッジ回路に接続し、切削抵抗の作用点にかかわらず求めた。すなわち、水平切削抵抗は次のように求まる。

$$F_H = \frac{ZE}{l_2 - l_1} (\epsilon_1 - \epsilon_2 + \Delta\epsilon_1 - \Delta\epsilon_2)$$

ここで、 F_H ：水平切削抵抗、 ϵ_1 ：水平切削抵抗による No. 1 ひずみゲージ曲げひずみ、 ϵ_2 ：水平切削抵抗による No. 2 ひずみゲージ曲げひずみ、 $\Delta\epsilon_1$ ：排土板に作用する垂直方向力による圧縮ひずみ ($=\Delta\epsilon_2$)、 Z ：排土板取付け棒の断面係数、 E ：ヤング率、 $l_2 - l_1$ ：No. 1, No. 2 ゲージ間距離 (既知長さ)

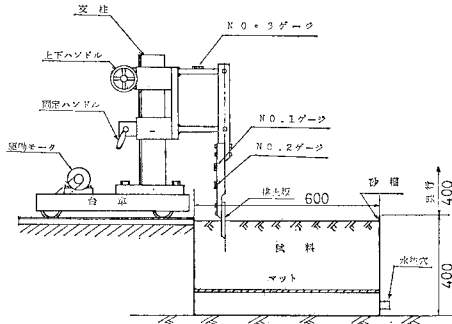


図-13 切削実験装置

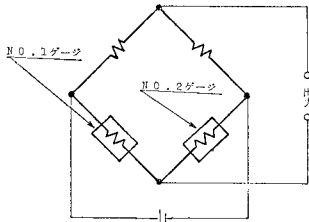


図-14 ひずみゲージ接続回路

した。水平、垂直切削抵抗の記録は、電磁オシログラフを用いた。なお水平、垂直力の検定は、それぞれの作用方向に別々に行っている。

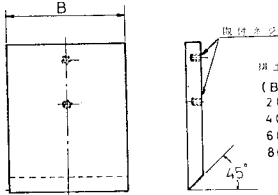


図-15 排土板形状、寸法

垂直切削抵抗は、No. 3 ひずみゲージの曲げひずみを検出し、No. 3 ひずみゲージと排土板面距離に作用する垂直荷重との曲げひずみ検定カーブにより算出した。

切削抵抗の測定実験は、次のような過程で行った。

- ① 排土板を所定の深さにセット。
- ② 砂槽内試料の掘り起し。
- ③ 試料面の均一仕上げ。
- ④ 砂槽各コーナ壁をハンマーによって10回前後打撃。
- ⑤ 排土板移動開始。

排土板は、アクリル樹脂板 (板厚 8 mm) によって製

作したもので形状寸法を 図-15 に示す。

作したもので形状寸法を 図-15 に示す。

4. 塑性理論による切削抵抗計算値と実験値の比較

2次元塑性理論による水平、垂直切削抵抗の計算式は、排土板が水平な試料面と直角な場合、2. で求めた受働土圧係数を用いて次のように求められる。

水平切削抵抗

$$F_H = K_p \frac{1}{2} \gamma D^2 B \cos \omega \dots\dots\dots (6)$$

垂直切削抵抗

$$F_V = F_H \tan \omega \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 B ：排土板幅。式 (6) による理論水平切削抵抗を 表-1 試料 a, b, c, d, f, g について 同表の ϕ, τ ,

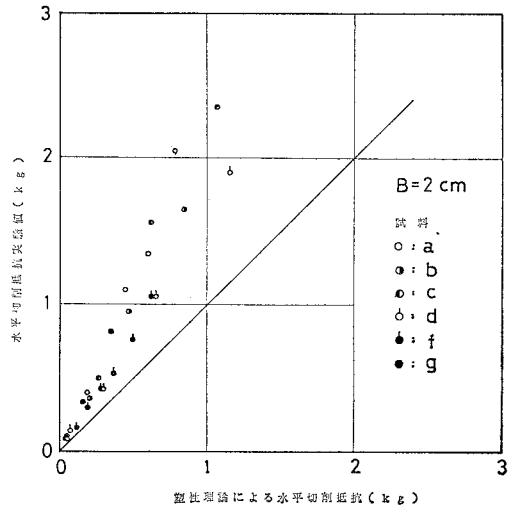


図-16 塑性理論による水平切削抵抗と実験値の比較

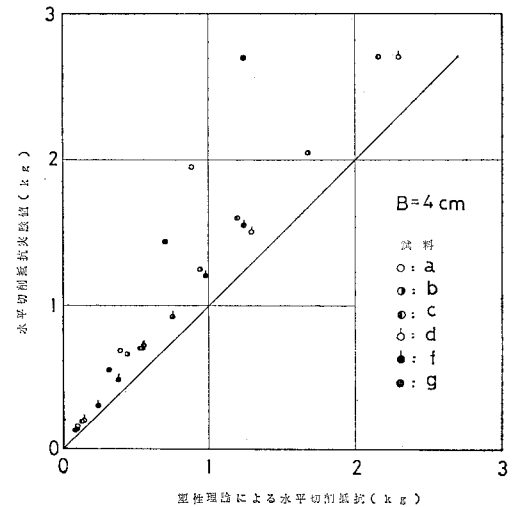
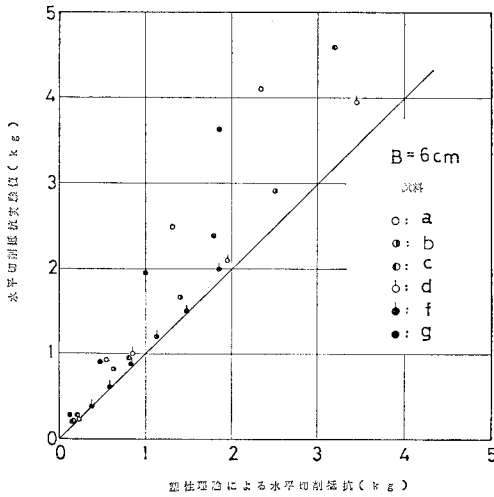
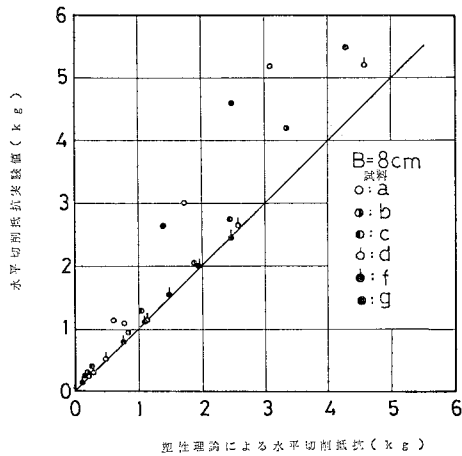


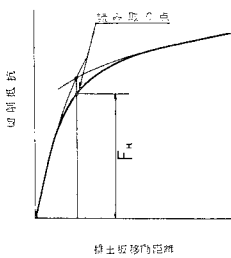
図-17 塑性理論による水平切削抵抗と実験値の比較



図一18 塑性理論による水平切削抵抗と実験値の比較



図一19 塑性理論による水平切削抵抗と実験値の比較



図一20 切削抵抗の読み取り点

ω によって求め、各排土板ごとに行った実験値(同一実験条件 2~3 回の平均値)と比較すると 図一16~19 に示すようになる。実験値は、排土板移動開始直後に起こる初期破壊時のもので、切削抵抗記録模図は 図一20 に示す点である。実験範囲は各排土板幅ともに切削深さ 2, 4, 6, 8 cm である。塑性理論による水平切削抵抗の理論値と実験値は、排土板幅が広い場合におおよそ一致するが、排土板幅が狭く、また切削深さが深くなるに従って大きく上まわるようになる。また、粒径の大きい試料

(表一1, b, c, d, f) と小さい試料 (a, g) による違いもみられる。

5. 排土板に分布する水平切削抵抗の測定結果

(1) 水平切削抵抗分布の測定方法

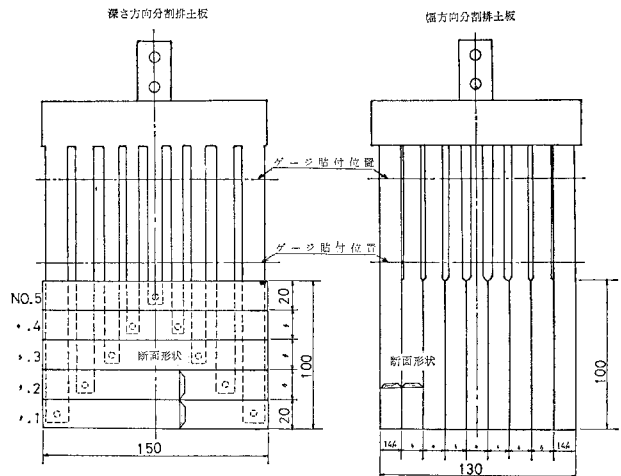
切削時の水平抵抗分布の測定は、図一21のような排土板深さ方向、幅方向に分割した排土板(鋼板製)によって行った。各分割排土板は、それぞれ独自に支持され、各支持の剛性も切削時において均一排土板面になるように切削時の想定抵抗分布によって変えた。分割した排土板と排土板の間隔は、約 0.2~0.4 mm で、各分割排土板の水平切削抵抗は、3. の測定と同様に行い作用点の位置にかかわらず求まるようにした。

実験に用いた試料は、分割排土板間隙に入り込まない a, b, c, d, e, f を用いた。

(2) 切削深さ方向の測定結果

切削深さ方向の水平切削抵抗の測定結果を示すと 図一22 のようになる。一般に、水平切削抵抗の深さ方向の分布は、粒径が大きい試料 (b, c, d) においては水圧分布に近く、式 (6) による理論分布とも一致する。

一方、比較的粒径の小さい試料 a の切削深さ方向の水平切削抵抗分布は、切削深さの 1/3 付近で膨らんだ分布となる。この試料 a について、切削距離による分割排土板の水平切削抵抗変化を示すと、図一23 に示すようになる。すなわち、粒径の小さい試料 a の場合、水平切削抵抗は、排土板先端付近においては移動距離に対して増加しなくなるのに対して、それ以外の深さにおいてはわずかながら排土板の移動距離とともに増加する。特に、No. 2 分割排土板(切削深さの 1/3 付近)の水平



図一21 水平切削抵抗分布測定用分割排土板

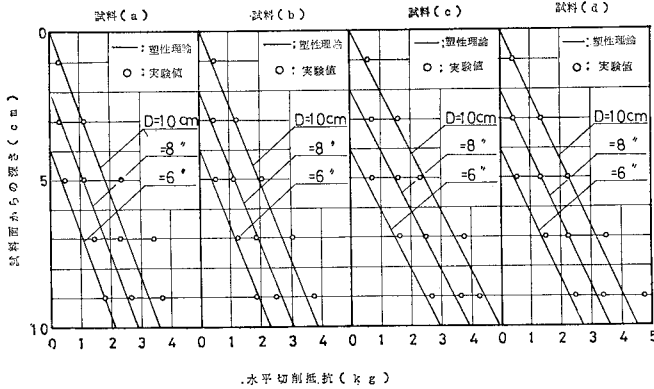


図-22 切削深さ方向水平切削抵抗分布

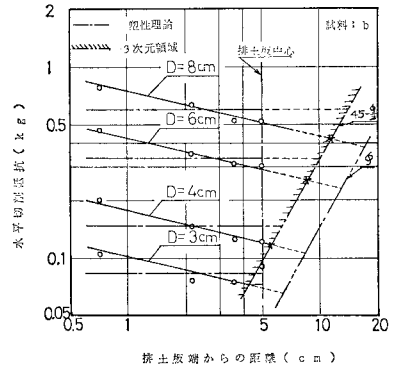


図-24 排土板幅方向水平切削抵抗分布

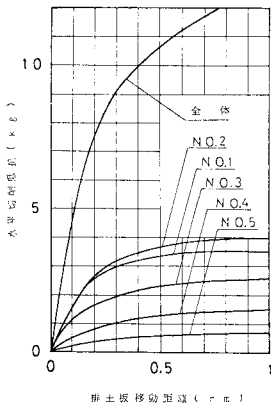


図-23 切削深さ方向分割排土板の水平切削抵抗変化

切削抵抗は、No. 1 分割排土板の値を上まわって増加する。式 (6) による塑性理論分布と比較しても、切削深さの 1/3 付近の値は上まわる。なお、図-23 に示す水平切削抵抗の全体の値は、同時に 図-12 実験装置の No. 1, No. 2 ゲージによって測定したもので分割排土板に作用した抵抗の合計値とほとんど一致した。

(3) 排土板幅方向の測定結果

排土板幅方向水平切削抵抗分布の測定結果を排土板中心に対して左右平均して示すと、図-24~28 になる。排土板幅方向の水平切削抵抗分布は、排土板端部に向かって増加傾向を示すが、切削深さが小さい場合は、中心部付近においてはフラットな分布となる。排土板端に向う増加傾向は、おおよそ切削深さに関係なく一致したもの

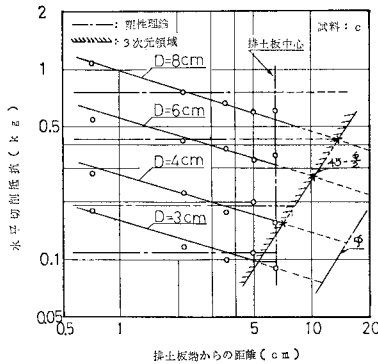


図-25 排土板幅方向水平切削抵抗分布

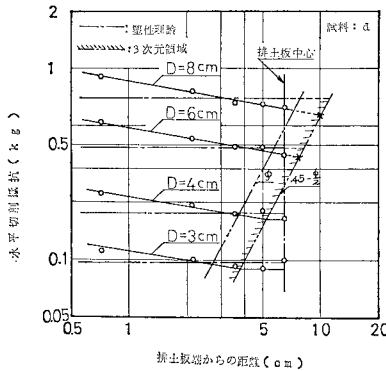


図-26 排土板幅方向水平切削抵抗分布

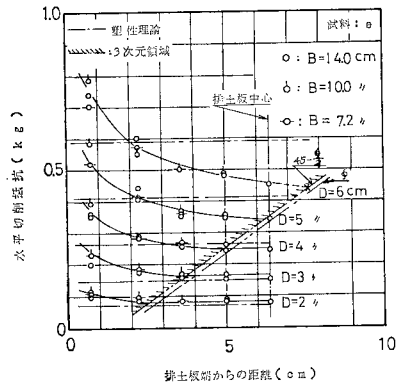


図-27 排土板幅方向水平切削抵抗分布

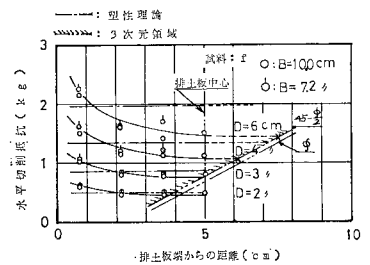


図-28 排土板幅方向水平切削抵抗分布

となる。また、式 (6) による理論分布と比較すると、排土板中心部の値は、切削深さが小さいときに一致するが、切削深さの増加とともに下まわる傾向がある。排土板端部付近の値は、すべての切削状態において理論値を上まわる。また 図-24~28 に 2 点鎖線で示す 3 次元領域は後の考察により定めたものである。

また、分割排土板の全体の幅を変えて (分割排土板の本数を変えて) 行った実験結果によれば、排土板端から同一距離の水平切削抵抗の値は、切削深さが同じ場合お

およそ一致する。

6. 粘着力を持たない土の初期破壊時切削抵抗

4. および 5. で述べた結果によって、排土板による土の切削抵抗は、排土板幅に対して切削深さが大きい切削状態において2次的に取り扱いにくいといえる。すなわち、排土板幅方向の端部における土の破壊状態は、3次的なものと考えられ、排土板中心部付近の2次元破壊に比較して大きな切削抵抗になる。特に、 D/B の大きい切削状態では、3次的破壊のしめる割合がより大きくなり、2次元の計算値を大きく上まわったものと考えられる。

次に排土板端部領域において起こる3次的破壊による水平切削抵抗を主に実験結果をもとに検討してみる。

a) 水平切削抵抗の増加領域について

排土板幅方向端部における水平切削抵抗の2次元の値に対して増加している領域は、図-24~28の実験結果を模図した図-29において $L=l \tan \alpha$ となる。

図-29における l は、2次元切削破壊状態における試料表面に表われたすべり線までの長さであり、2.における塑性場の計算によって求められる。

一方、角 α は、図-24~28の実験結果において試料の単位体積重量によって水平切削抵抗の増加領域がそれほど変化していないことから主に試料の内部摩擦角 (ϕ) によって決まるものと考えられる。そして α の角度は、図-24~28に示したように $\alpha = \phi \sim 45 - \phi/2$ の範囲にあるものとみなせる。2次元水平切削抵抗に対する増加領域は、その境界の抵抗値にそれほど大きな差がなく明確に区分することは難しいが、実験結果は $\alpha = 45 - \phi/2$ により水平切削抵抗の増加領域を定めたものより一致するといえる。

b) 切削抵抗の増加傾向および値について

排土板幅方向端部に向って増加する水平切削抵抗分布は、図-24~28 実験結果によれば排土板端部から距離に反比例した曲線によって表わされている。この排土板端部における水平切削抵抗の増加は、主に試料の内部摩擦角に起因したものと考えられ、排土板端部からの反比例指数と内部摩擦角の関係を調べると図-30に示すようになる。すなわち反比例指数 N は試料の内部摩擦角に一次比例する。近似直線は、目視見当によって $N = 0.68 \phi \times 10^{-2}$ と

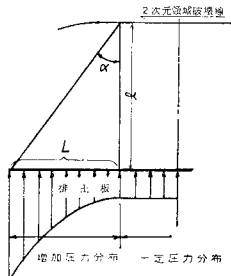


図-29 水平切削抵抗の模図

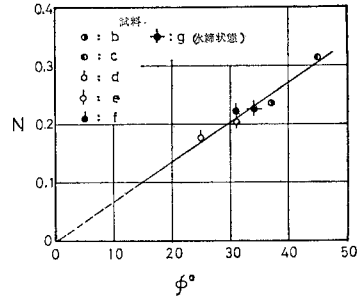


図-30 内部摩擦角と水平切削抵抗反比例指数の関係

表わされる。したがって、排土板幅方向端部の水平切削抵抗は、土の内部摩擦角に關係して求められる。

$$F_{H'} = \frac{a}{x_B^N} \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 $F_{H'}$: 3次的破壊領域の水平切削抵抗、 x_B : 排土板幅端からの距離 (cm)、 a : 反比例定数、 a は2次元破壊領域の水平切削抵抗によって決まる。

2次元破壊領域の水平切削抵抗は、図-24~28の実験結果によれば、切削深さが小さい場合は塑性理論による水平切削抵抗値 (一点鎖線) に一致しているが、切削深さが大きくなるにしたがって下まわっている。

図-24~28における2次元破壊領域の水平切削抵抗を、塑性理論による値によって調べてみる。実験値/塑性理論値 (=R) の比を考えると、Rは、図-24~28の結果から全体の破壊領域に対する3次的破壊領域 (図-29の長さLの部分) のしめる割合によって変化すると考えられる。Rと図-29において $\alpha = 45 - \phi/2$ により求まるLの関係は、図-31に示すようになる。ただし、図-24~28において、すべて3次的破壊状態にある場合の2次元領域水平抵抗値は、外挿点 (×印) を用いた。すなわちRは、1/Lに比例し、 $1/L = 0.26$ 付近においておよそ1に近づく。いま、2次元領域の切削抵抗は、塑性理論の値を上まわることがないと考える

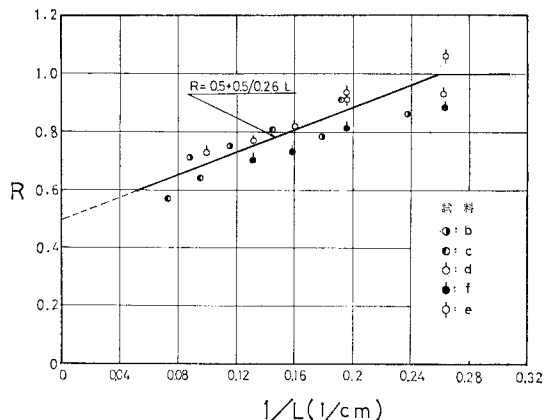


図-31 水平切削抵抗増加領域長さ2次元領域

と、分割排土板全体の幅 13 cm を考慮すると $B/2$ と L の比が $B/2 : L = 13/2 : 1/0.26$ から、約 1 : 0.60 の切削状態になれば塑性理論の値と一致すると考えることができる。 $B/2/L \geq 1/0.6$ においては、5. の分割排土板全体の幅を変えて行った 図-27, 28 の結果からも、 R は L のみに関係すると考えられる。

以上の検討によって、3 次元的破壊による水平切削抵抗の増加領域を考慮した水平切削抵抗は、次のように求められる。

$$B/2 < L$$

$$F_H = 2 \left\{ \frac{1}{2} K_p' \tau D^2 R L^N B/2^{1-N} / (1-N) \right\} \dots\dots\dots (9)$$

$$B/2 \geq L$$

$$F_H = 2 \left[\frac{1}{2} K_p' \tau D^2 R \{ L / (1-N) + (B/2 - L) \} \right] \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 $K_p' = K_p \cos \omega \cdot R$ は、図-31 の結果から直線近似として、 $B/2/L < 1/0.60 = 1.70$ において $R = 0.5 + 0.5/0.26 L$ 、 $B/2/L \geq 1.70$ において $R = 1$ と考える。式 (9), (10) によって 3. の水平切削抵抗の実験結果を比較すると、図-32 のようになりよく一致した。一方、粒径の小さい試料 (表-1 a, g) について、排土板幅方向の水平切削抵抗分布を測定することができなかったが、すべての実験切削状態で $R = 1$ として式 (9), (10) を適用すると 図-33 に示すようになりよく一致した結果となった。このように R の値が異なるのは、おもに粒径に関係があるものと考えられる。図-33 の結果から、粒径が小さい試料の場合、2 次元破壊領域 (すべて 3 次元的破壊領域においては、式 (8) の比例定数 α を決める外挿上の 2 次元領域) は、塑性理論で考える破壊条件に従って破壊しているものと考えられる。

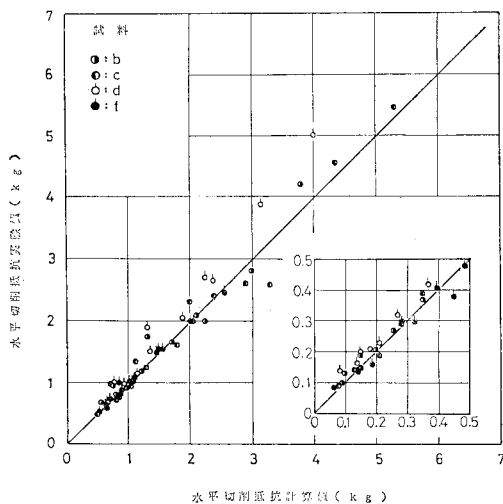


図-32 水平切削抵抗の計算値と実験値の比較

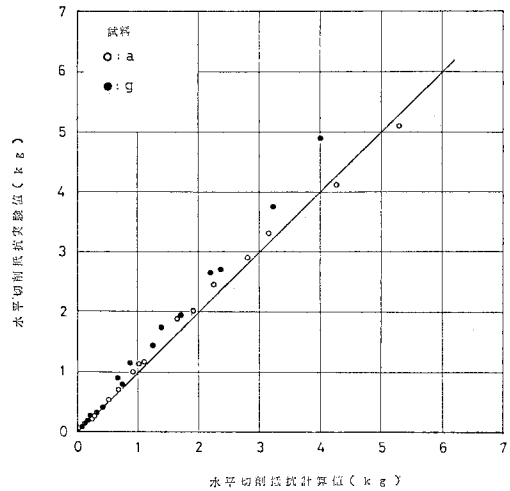


図-33 水平切削抵抗の計算値と実験値の比較

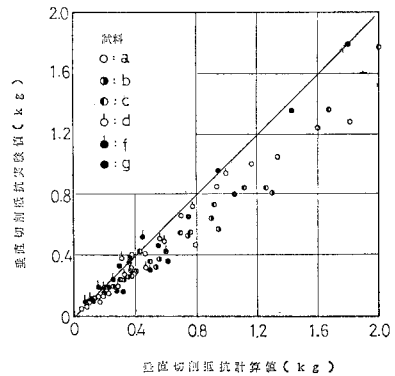


図-34 垂直切削抵抗の計算値と実験値の比較

次に 3. において同時に測定した垂直切削抵抗の実験値は、式 (9), (10) の水平切削抵抗に $\tan \omega$ を乗じて比較すると 図-34 のようになり、計算値が多少上まわった結果になった。

7. 粘着力を有する土の初期破壊時切削抵抗

(1) 水締砂 (豊浦標準砂) による検討

水締砂は、表-1 試料 g を用いて 図-13 の砂槽の水抜き穴から注水し、水面が試料面を十分越えてから完全に排水した状態である。水締砂の内部摩擦角、粘着力の値は、測定困難であることなどにより求めてないが、間隙比の測定結果は同一砂の乾燥時内部摩擦測定状態に等しかった。したがって、内部摩擦角は、おおよそ 34° に近いものと考えられる。また、ベーン試験 (羽根径 = 2 cm, 羽根高さ = 4 cm) の結果は、 $2.5 \sim 3.5 \text{ kg} \cdot \text{cm}$ であった。そしてこの水締砂の切削抵抗に用いた排土板は、ア

クリル樹脂板で幅=8 cm である。

一方、粘着力による水平切削抵抗は、2次元の塑性理論による2.の式(5)によって次のように表わされる。

$$F_H = K_c DB \dots\dots\dots(11)$$

ここで、

$$K_c = \frac{c \cot \phi}{1 - \sin \phi} \frac{\sin(\varrho + \omega)}{\sin \varrho} \exp(2 \alpha \tan \phi) \cos \omega$$

$$\alpha = \beta - \frac{\pi}{2} + \frac{1}{2}(\varrho + \omega)$$

次に、3次元の破壊による水平切削抵抗の増加状態は図-35に示すようになる。水平切削抵抗の増加領域を示す一点鎖線は、6.の仮定における α が粘着力に関係しないことから同様に扱った。また、水平切削抵抗の増加傾向を示す反比例指数 N は、図-30(◆)において示したように水締め状態の内部摩擦角に一次比例すると考えられる。従って、3次元の破壊による水平切削抵抗の増加を考慮すると、水締め砂の水平切削抵抗計算式は、式(9),(10)において、 $K_c D$ を加えて次のように表わされる。

$$B/2 < L$$

$$F_H = 2 \left\{ \left(\frac{1}{2} K_p' \tau D^2 + K_c D \right) R L^N \frac{B^{(1-N)}}{2} \right\} / (1-N) \dots\dots\dots(12)$$

$$B/2 \geq L$$

$$F_H = 2 \left[\left(\frac{1}{2} K_p' \tau D^2 + K_c D \right) \cdot R \left\{ \frac{L}{1-N} + \left(\frac{B}{2} - L \right) \right\} \right] \dots\dots\dots(13)$$

いま、図-35実験時の粘着力を求めるために、同図切削深さ2,4cmにおいて各分割排土板に作用する水平切削抵抗を合計した値を式(12)の左辺に代入し、さらに $R=1$ として粘着力を逆算すると、 $c=0.020 \text{ kg/cm}^2$

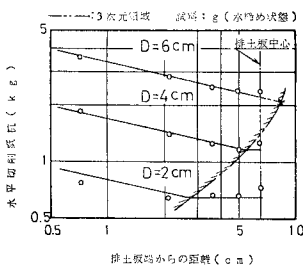


図-35 水締め砂排土板幅方向水平切削抵抗分布

となった。この逆算して求めた粘着力の値を用いて、式(12),(13)において $R=1$ とし水締め砂の水平切削抵抗を求め、別に図-35実験時と同様な水締め状態で行った実験結果と比較すると図-36に示すようになる。式

(12),(13)による計算値は、2次元塑性理論式(11)による値に対して傾向的にもよく一致する。

(2) モルタル試料による検討

- a) 試料の物理的性質および実験方法
実験に用いた試料の圧縮強度、引張強度(割裂強度)

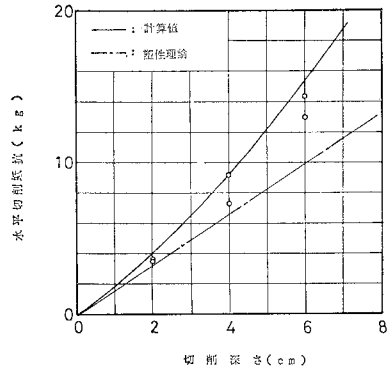


図-36 水締め砂水平切削抵抗の計算値と実験値の比較

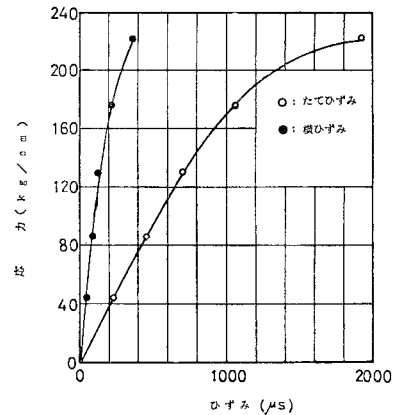


図-37 モルタル試料応力-ひずみ線

表-2に示す。表-2の圧縮、引張強度は、サンプリングコア(コア径32mmφ)数8個の平均値である。また、サンプリングしたコアにひずみゲージを貼付して測定した応力-ひずみ曲線の一部を図-37に示す。

表-2 モルタル試料の圧縮、引張強度

試料	圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)
No. 1	132	18
No. 2	240	30
No. 3	286	32

モルタル切削実験装置を図-38に示す。図-38のモルタル実験装置の刃物の移動は、油圧によって行い、0~20 cm/minの間で任意に可変できる。刃物の押力は、最大約15 tである。切削抵抗の検出は、No. 1ゲージによる引張りひずみによって水平切削抵抗、No. 2ゲージの曲ひずみによって垂直切削抵抗を求めた。そのゲージ回路を図-39に示す。図-39ゲージ回路によれば、同時にNo. 1ゲージに作用する曲げひずみ、No. 2に作用する圧縮ひずみは消去できる。そして、それぞれの作用方向に行った検定カーブにより算出した。

次に、モルタル切削に用いた刃物は、図-40に示す形状のもので、刃物幅5, 10, 20, 30 mmの4種類であ

る。

モルタル試料の切削実験は、30 cm 前後のモルタルブロックを固定し、切削深さを設定した後試料端面から切

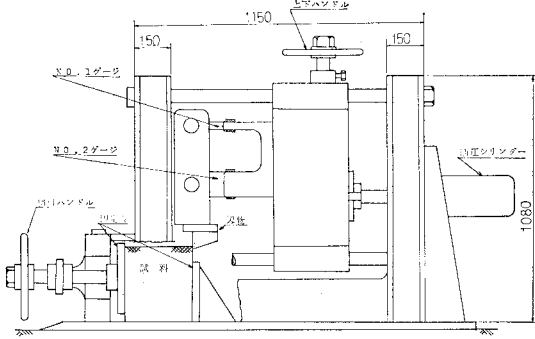


図-38 モルタル切削実験装置

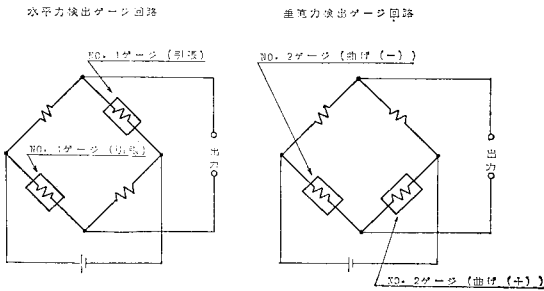


図-39 水平、垂直力検出ひずみゲージ回路

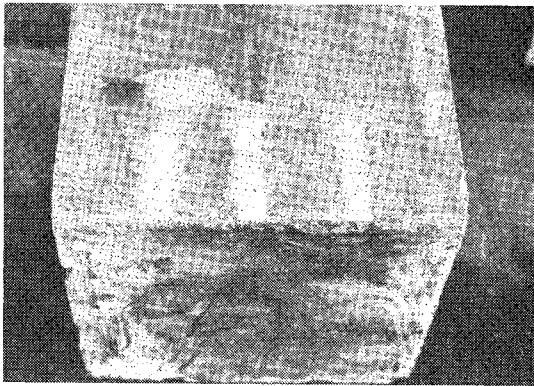


写真-1 モルタル切削軌跡

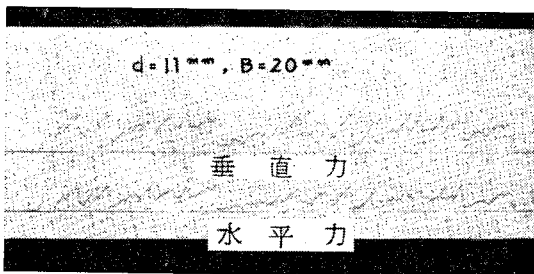


写真-2 モルタル切削抵抗記録

削を開始し、切削抵抗を電磁オシログラフに記録した。切削抵抗記録、切削軌跡の一例を写真-1, 2 に示す。

b) 有限要素法によるモルタル切削抵抗計算

有限要素法によるモルタル切削抵抗の計算は、3次元で行った。実験条件にあわせた要素モデルおよび境界条件を図-41 に示す。また、No. 2 試料を対象に3次元有限要素法の適用にあたっての仮定は、次のとおりである。

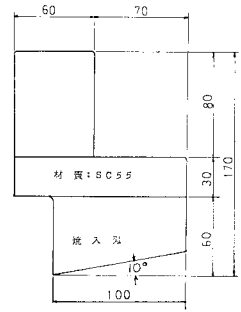


図-40 モルタル切削刃物

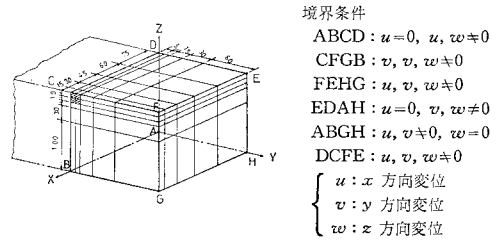


図-41 有限要素モデルと境界条件

① モルタルの圧縮時応力-ひずみ関係は、一軸圧縮試験結果(図-37)に従い、引張時応力-ひずみ関係は圧縮時応力-ひずみ関係を引張強度 (30 kg/cm²) / 圧縮強度 (220 kg/cm²) に比し線形縮少した関係にしたがう。

② モルタルの破壊は、Mohr-Coulomb の2次破壊規準式にしたがう。この Mohr-Coulomb の2次破壊規準式は、プログラム上で次のように扱った。

$$(\sigma_1 + \sigma_3) / 2 \leq -\sigma_t \text{ のとき}$$

$$-2\sigma_t(\sigma_1 + \sigma_3) = (\sigma_1 - \sigma_3)^2 / 2$$

$$(\sigma_1 + \sigma_3) / 2 > -\sigma_t \text{ のとき } \sigma_t = \sigma$$

③ 応力-ひずみ関係の非線形によるヤング率、ポアソン比は、各要素の最大主ひずみによって定まる。

さらに刃物面と試料面の摩擦は、零として扱った。

次に計算手法は、刃物の接触試料面にあたる図-41のハッチング部に一定変位ずつ増加させ、変位の増加にともなって起こる破壊要素を取り除き(ヤング率=0とした)ハッチング部の反力の増加が零になるまで繰り返し計算を行った。計算時間は TOSBAC-3400 を用いて約 1.5 時間要した。

c) 計算値と実験値の比較

モルタル、岩石等の破壊は、一般に Mohr-Coulomb の2次破壊規準式にしたがうとされるが、Mohr-Coulomb の1次破壊規準式に基づく式 (12), (13) における $r=0$ によって求まる計算値および有限要素法による計算値と

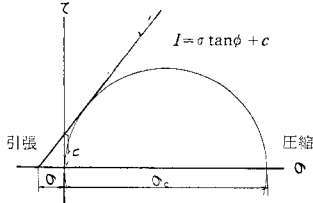


図-42 モール・クーロンの破壊規準

表-3 モルタル試料の破壊基準に基づく物理的性質

試料	粘着力 (kg/cm ²)	内部摩擦角	刃物と試料の摩擦角
No. 1	24	50	15°
No. 2	42	51	16°
No. 3	48	53	17°

実験値を比較してみる。

まず、塑性理論による切削抵抗を定めるに必要なモルタル試料の内部摩擦角、粘着力の値は、表-2の圧縮、引張強度を用いて Mohr-Coulomb の1次破壊規準式(図-42 参照)により求め、表-3 に示す結果になった。また表-3 にはモルタル試料面上を切削に用いた刃物をすべらせたときの摩擦角度も併せて示す。

表-3 の値を用いて式 (12), (13) の計算値、および有限要素法の計算値と試料 No. 2 の実験結果を示すと図-43 に示すようになる。また試料 No. 1, No. 2, No. 3 についての式 (12), (13) の計算値と実験結果の比較は、図-44 に示すようになる。図-43, 44 の計算値と実験結果の比較によれば、実験値は、式 (12), (13) の計算値および有限要素法の計算値を上まわっている。

8. 結 論

排土板および刃物により粒状体試料(砂, 砂利, 鋼球等), モルタル試料を切削したときの切削抵抗を塑性理論, 3次元有限要素法(モルタル試料のみ適用)により計算し, 排土板に作用する切削抵抗の分布等の実験結果との比較により次のことが明らかになった。

(1) 砂等の粒状体試料の切削抵抗は, 塑性理論による計算値を基本にして求まる。

(2) 排土板幅方向端部においては3次元破壊現象になり, 2次元破壊領域の水平切削抵抗に比較して大きな値となる。

(3) 排土板幅方向端部の水平切削抵抗の増加する範囲, 傾向は, 試料の内部摩擦角によって考えることができる。粒状体試料の水締め状態においても内部摩擦角のみによってほぼ考えられる。

(4) 2次元領域での水平切削抵抗は, 2次元塑性理論値に一致するが, 粒径が大きく均一な試料の場合の切

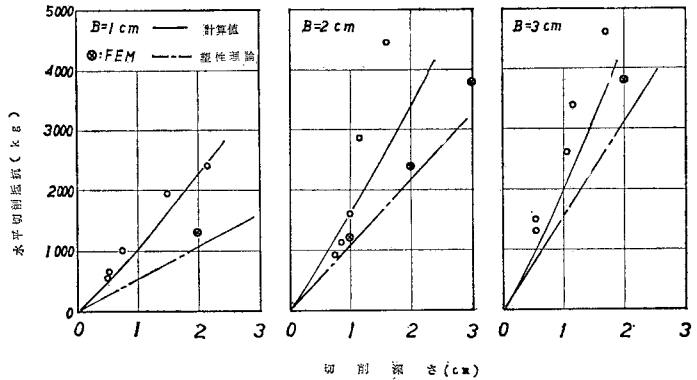


図-43 モルタルの切削深さと水平切削抵抗の関係

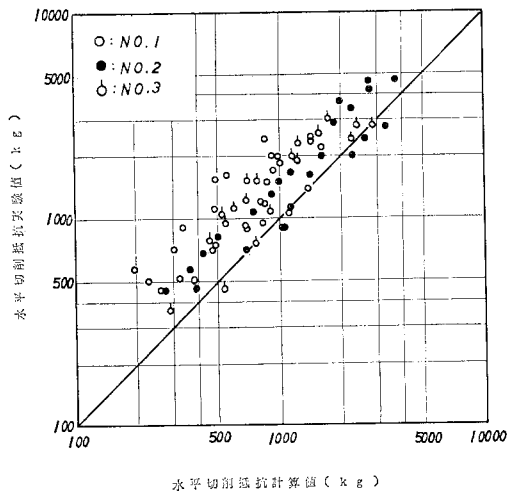


図-44 モルタルの水平切削抵抗の計算値と実験値の比較

削深さの深い場合下まわることがある。

(5) モルタル試料の水平切削抵抗は, 塑性理論および有限要素法による計算値を上まわり, 今後計算手法, 試料の物理的性質の計測に検討する必要がある。

参 考 文 献

- 1) ソコロスキー: 土のような粒状体の力学, オーム社, 1960.
- 2) 山口柏樹: 土質力学, 最上武雄編, 技報堂, pp. 745~812, 1969.
- 3) 島昭二郎: 掘削機構の解明, I, II, 建設の機械化 135号, 136号.
- 4) 岩田尚生: 浚渫土質と掘削機構に関する研究, 港湾技研報告, 10巻3号, pp. 237~263, 1971.
- 5) 畑村洋太郎・千々岩健児: 土の切削機構の解明, 機械学会論文集, No. 338, pp. 2945~2953, 1974.10.
- 6) 畑村洋太郎・千々岩健児: 土の切削機構の解明, 機械学会論文集, No. 349, pp. 2749~2757, 1975.9.
- 7) 畑村洋太郎・千々岩健児: 土の切削機構の解明, 機械学会論文集, No. 355, pp. 971~978, 1976.3.
- 8) 畑村洋太郎・千々岩健児: 土の切削機構の解明, 機械学会論文集, No. 357, pp. 1606~1613, 1976.5.

- 9) 畑村洋太郎・千々岩健児：土の切削機構の解明，機械学会論文集，No. 359，pp. 2258～2265，1976.7.
- 10) N.G. ドムボロフスキー・N.D. ウスチンキン：土の掘削抵抗に対する掘削層の慣性力の影響，モスクワ建設工科大学.
- 11) 早乙女保二・石塚浩次：排土板の地均し抵抗に関する研究，港湾技研報告，6巻6号，1967.
- 12) 岩崎峯夫：有限要素法による土の破壊機構の研究について，港湾技術研究所講演会講演集，pp. 185～208，1973.
- 13) 山下 秀・木下重教：刃物すくい面 および 逃げ面に作用する切削抵抗，日本鉱業会誌，Vol. 86，No. 992，pp. 835～840，1970.
- 14) 岩崎峯夫：三次元有限要素法の実用的プログラム法，港湾技研資料，No. 148，1972.
- 15) 川本眺万：有限要素法の地盤工学への応用総説，岩の力学講演会資料，pp. 23～31，1971.
- 16) 北原義浩：有限要素法の地盤工学への応用例，岩の力学講演会資料，pp. 79～80，1971.
- 17) 山口梅太郎，西松裕一：岩石力学入門，東京大学出版会，1961.

(1978.11.18・受付)
