

高水圧下における土圧式シールドの 止水機構に関する研究

和久昭正¹・宮澤秀治²・吉野広司³・櫻井春輔⁴

¹正会員 (株)フジタ 技術本部(〒151東京都渋谷区千駄ヶ谷4-6-15)

²正会員 (株)フジタ 土木本部(〒151東京都渋谷区千駄ヶ谷4-6-15)

³正会員 工修 (株)フジタ 技術研究所(〒224横浜市都筑区大瀬町74)

⁴正会員 工博 Ph. D. 神戸大学工学部建設学科 教授(〒657神戸市灘区六甲台町)

本論文は、高水圧下における土圧式シールドの切羽安定機構の解明のうち、排土時の止水機構に関する研究成果について報告するものである。研究は、掘削土砂排土時のスクリーコンベヤ内の水圧低減状況に着目し、理論及び模型実験の両面から取り組んだ。理論的検討では、高水圧を考慮した理論式を導き、これから安定排土の可否に関する判定式の提案を行った。実験的検討では、この理論式の検証を行なった。その結果、実験時の現象と理論解の整合性が認められた。

Key Words: earth pressure balanced shield, high water pressure, theoretical formula, screw conveyor, model experiment

1. はじめに

都市域における地下空間の合理的な築造技術としてシールド工法があげられる。代表的な工法としては、土圧式シールドと泥水式シールドがある。このうち大深度地下のように対象地盤が高水圧を受ける場合には、泥水式シールドを適用することが多い。

その主な理由は、泥水式シールドは、泥水を媒体として切羽の安定を図りながら掘進することが基本となっており、全体的に流体现象として扱えるため理論構築が進んでおり^{1)~4)}、定量的管理が可能であるのに対し、土圧式シールドは、その運転管理の基本が切羽土圧とスクリーコンベヤ排土口からの土砂の観察等であり、経験的判断に依存するファクターが多いため、定量的管理が難しいことによるものと思われる。

しかし、土圧式シールドにおいても切羽安定機構の解明に関していくつかの研究報告がなされている。それらを概観すると、切羽土圧や制御に関しては、吉田⁵⁾による切羽土圧の設定に関する研究、桑原⁶⁾によるファジィ理論を用いた切羽制御システムの開発、平田⁷⁾によるシールド掘削に伴う地盤挙動の計測と解析ならびに掘進管理への反映等がある。吉川⁸⁾はメーカーの立場から切羽安定に関する理論式を構築し提案している。また高水圧対策に関しては、馬場⁹⁾、近藤¹⁰⁾、中島¹¹⁾らが実験や

施工に基づく報告を行なっている。

これらの研究では土圧式シールドの切羽安定機構について理論構築をすべく、定量的取り組みがなされているが、高水圧に対する止水機構の解明に関しては、未解決の課題として残されているのが現状である。

そこで、筆者らは、この課題の解明に当たり、まずスクリーコンベヤ内の掘削土砂に作用する高水圧を考慮した理論式を導くことを試みた。あわせてスクリーコンベヤ及び、プラグゾーンの機能を明らかにするために土圧式シールド機の模型を製作し、実験的に研究を進めた^{12)、13)}。そして得られた実験データからスクリーコンベヤの止水機構を定量的に評価し、理論式の検証を行った。その結果、理論式から得られた結果と実験の現象とが傾向的に一致することが明らかになった。

本論文では、土圧式シールドの止水機構に関する理論式の実験による検証内容と、この理論式から導かれたスクリーコンベヤの設計に関する判定式の提案について報告する。

2. 掘削機構のモデル化と理論式の提案

(1) モデル化の基本的考え方

まず土圧式シールドの掘削に関するメカニズムのモデル化を行った。

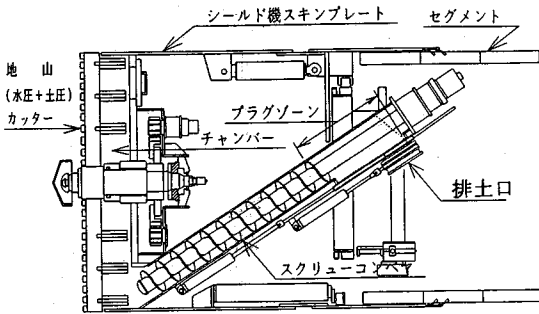


図-1 土圧式シールド機概要図

切羽水圧の作用及び掘削土砂の動きは、次のようになると考えられる。(図-1参照)

カッターで切削された掘削土砂はチャンバーに取り込まれる。この土砂はチャンバーからスクリュウコンベヤを通じて排土口に向かう。スクリュウの回転により移動力を受けた土砂は排土口付近にまで運ばれる。

排土口付近にはブラグゾーンが設けられている。

ブラグゾーンにはスクリュウの軸のみで羽根がなく、土砂を移動する力はない。

切羽からは、切羽水圧が流体力となって掘削土砂に作用する。これに対する抵抗力は、ブラグゾーン内の土砂重量、掘削土砂とスクリュウケーシングとの摩擦力、及び掘削土砂の主働土圧等の合力である。この抵抗力をブラグ効果という。

切羽からの湧水は、このような状態の掘削土砂内を流れていくが、その水圧はスクリュウ内で漸次圧力低減が行われ、さらにブラグゾーンで大気圧にまで低下する。

このようにモデル化されたブラグゾーンにおける圧力の釣合に関する理論式は、下記の通りである。

(2) 作用する力と入力物性値

a) 理論式における釣合時に作用する力

F_f ; 掘削土砂の摩擦力

F_g ; 掘削土砂の重量

F_P ; 土砂に作用する流体力

b) 入力物性値及びスクリュウコンベヤの諸元

k ; 透水係数

k_p ; ブラグゾーン部における透水係数

k_s ; スクリュー部における透水係数

スクリュウ内の掘削土砂は緩んだ状態にあり、ブラグゾーン内の掘削土砂は締まった状態にある。したがって、 k_s と k_p は原則的には異なる値をとる。

μ ; 砂と鉄の摩擦係数

K_a ; ブラグゾーン内の土砂から発生する主働土圧係数 (ランキン) $= \tan^2 (\pi/4 - \phi/2)$

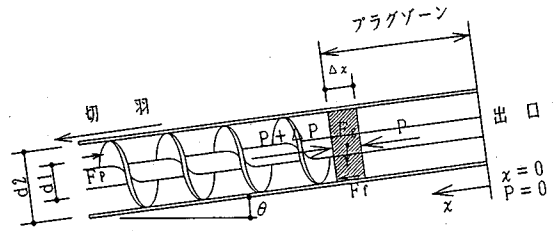


図-2 ブラグゾーンにおける圧力作用図

P ; ブラグゾーン内の土圧

P_{wi} ; 切羽水圧

P_{wo} ; 排土口における水圧

大気圧の場合 0 kgf/cm^2 とする

P_{wp} ; ブラグゾーン始端 (=スクリュウ-終端) 位置における水圧

$\Delta P_{wi} = P_{wi} - P_{wo}$

$\Delta P_{wp} = P_{wp} - P_{wo}$ (ブラグゾーンでの水圧降下量)

Q ; 切羽水圧 P_{wi} が作用した場合の排土口における湧水量

γ_c ; 土の見かけ単位体積重量

γ_w ; 水の単位体積重量

θ ; スクリューの傾斜角度

L_p ; ブラグゾーン長

L_s ; スクリュー長

d_1 ; スクリュー軸径

d_2 ; スクリューケーシング径

p ; スクリュー羽根ピッチ

L_s' ; スクリュー部の土砂の通過部分長

A_s ; スクリュー部の土砂の通過部分断面積

A_p ; ブラグゾーン断面積

(3) 理論式

F_f ; 土砂の摩擦力

$$F_f = \mu \{ K_a P \pi (d_1 + d_2) +$$

$$\gamma_c \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) \cos \theta \} \cdot \Delta x \quad (1)$$

F_g ; 土砂の重量

$$F_g = \gamma_c \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) \sin \theta \cdot \Delta x \quad (2)$$

F_P ; ブラグゾーンの土砂に作用する流体力

$$F_P = \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) \Delta P_{wp} \frac{\Delta x}{L_p} \quad (3)$$

図-2において圧力の釣合い状態は次式で表される。ただし、検討位置はブラグゾーン内の微小部分 (Δx) とする。

$$(P + \Delta P) \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) - F_t - F_g + F_p - P \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) = 0 \quad (4)$$

ゆえに

$$\therefore \frac{dP}{dx} = \mu K_a \frac{4}{d_2 - d_1} P + \gamma_t (\mu \cos \theta + \sin \theta) - \frac{\Delta P_{wp}}{L_p} \quad (5)$$

ここで

$$A = \mu K_a \frac{4}{d_2 - d_1} \neq 0 \quad (6)$$

$$B = \gamma_t (\mu \cos \theta + \sin \theta) - \frac{\Delta P_{wp}}{L_p} \quad (7)$$

と置くと

$$\frac{dP}{dx} = AP + B \quad (8)$$

となる。これより

$$P = \frac{B}{A} e^{Ax} + C \quad \text{が得られる。} \quad (9)$$

境界条件 $x = 0$ の時 プラグゾーン排土口での圧力

$P = 0 \text{ kgf/cm}^2$ であるから

$$\therefore C = -B/A \text{ となり}$$

$$\therefore P = \frac{B}{A} (e^{Ax} - 1) \quad (10)$$

$$\therefore P = \frac{\gamma_t (\mu \cos \theta + \sin \theta) - \Delta P_{wp}/L_p}{4 \cdot \mu K_a / (d_2 - d_1) [\exp\{4 \cdot \mu K_a x / (d_2 - d_1)\} - 1]} \quad (11)$$

が得られる。

式(11)は、 $\Delta P_{wp}/L_p$ が水圧の項を考慮した理論式となっている。

またDarcyの法則より

$$P_{wi} - P_{wo} = \Delta P_{wi} = \gamma_w \frac{L_s'}{k_s A_s} Q + \gamma_w \frac{L_p}{k_p A_p} Q \quad (12)$$

排土口における湧水量 Q は

$$Q = \frac{\Delta P_{wi}}{\gamma_w \{ (L_s' / k_s A_s) + (L_p / k_p A_p) \}} \quad (13)$$

このとき式(11)のプラグゾーン内の水圧降下量 ΔP_{wp} は、下記より求まる。

$$\Delta P_{wp} = \gamma_w \frac{L_p}{k_p A_p} Q \quad (14)$$

(4) 判定式の提案

式(11)式から安定した排土が得られるかどうかの判定ができる。手順は次のとおりである。

まず切羽水圧とスクリーンの形状を設定する。

次に掘削土砂の土性値より内部摩擦角および透水係数

を推定する。試験値があればその値を採用する。

これらの諸元から、まず、 Q すなわち全体流量を算出する。

$$Q = \frac{\Delta P_{wi}}{\gamma_w \{ (L_s' / k_s A_s) + (L_p / k_p A_p) \}} \quad (13)$$

この Q を用いて

$$\Delta P_{wp} = \gamma_w \frac{L_p}{k_p A_p} Q \quad \text{を求める。} \quad (14)$$

ΔP_{wp} を式(11)に代入してプラグゾーン内の土圧 P を求める。

$$\therefore P = \frac{\gamma_t (\mu \cos \theta + \sin \theta) - \Delta P_{wp}/L_p}{4 \cdot \mu K_a / (d_2 - d_1) [\exp\{4 \cdot \mu K_a x / (d_2 - d_1)\} - 1]} \quad (11)$$

$P \geq 0 \text{ kgf/cm}^2$ であれば、プラグ効果による抵抗力の方が水圧による流体力より大きいことを示しており、安定した排土ができる。

逆に $P \leq 0 \text{ kgf/cm}^2$ の場合は、プラグ効果による抵抗力の方が水圧による流体力より小さいことを示しており、基本的には土砂だけでは切羽水圧を押えることはできない。不足する抵抗力を補うためにゲートなどの力を併用して安定を図る。

この $P \geq 0$ or $P \leq 0 \text{ kgf/cm}^2$ の判定は、式(11)の分子及び [] 内が常に正であるため、分子 $\{ \gamma_t (\mu \cos \theta + \sin \theta) - \Delta P_{wp}/L_p \}$ の正負に依存する。

これらより

$$\Phi = \{ \gamma_t (\mu \cos \theta + \sin \theta) - \Delta P_{wp}/L_p \} \quad (15)$$

を安定排土が可能か否かの判定式として提案できる。

3. 実験

(1) 実験装置の構成

実験装置全体の概要を図-3に示す。

実験場全体の状況写真を写真-1に示す。

実験装置は、シールド機のチャンバー、スクリーコンベヤ設備、駆動装置、制御機器から構成されている。スクリーコンベヤの長さは10m、口径は0.3mである。

チャンバーは、内径1.8m、有効排土量7.5m³である。スクリーの回転数とゲートの開閉操作は任意に設定でき、かつ変更ができるようにした。

(2) 実験パラメータ

主な実験パラメータとしては、土の種類、チャンバー内の水圧（以下、切羽水圧という）、プラグゾーンの長さ、スクリーの回転数、ゲートの開口率があげられる。

スクリーの終端部に設けたプラグゾーンの長さは、80cm、120cm、250cmの3種類とした。

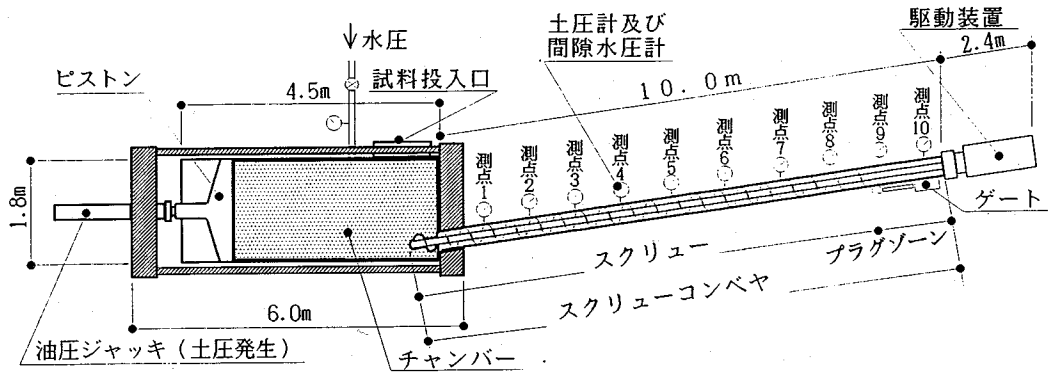


図-3 実験装置概要図

表-1 試料土の物性値

試料名	単位体積重量	見掛単位体積重量	平均粒径	均等係数	透水係数			砂と鉄の摩擦係数
					標準試験	スクリー部	プラグゾーン部	
記号	ρ_s	γ_t	D_{50}	U_c	k	k_{s1}	k_p	μ
単位	kgf/m ³	kgf/m ³	mm	無次元	m/sec	m/sec	m/sec	無次元
浜岡砂(細砂)	2,660	1,800	0.246	2.03	5.03×10^{-5}	2.80×10^{-5}	0.78×10^{-5}	0.45
富士川砂(粗砂)	2,700	1,900	0.853	8.53	6.20×10^{-5}	8.89×10^{-5}	3.37×10^{-5}	0.45
備考					2.5kgラッパにて突固め25回	2.5kgラッパにて突固め10回	4.5kgラッパにて突固め55回	一面剪断試験値

実験に用いた試料土は浜岡産砂(以下,細砂とする)と富士川産砂(以下,粗砂とする)の2種類である。

またチャンバー内の設定水圧は5,6,7,8,9,10kgf/cm²の6種類,スクリー回転数は8,10,12,15rpmの4種類とした。

ゲートの開口率についても,排土状況に応じて任意に設定できるようにした。

各試料土の物性値を表-1に示す。このうち透水係数 k_{s1} と k_p については,スクリー部とプラグゾーン部における試料土の締め固め程度を備考欄に示す締め固めの程度と同程度と仮定し,それぞれについて透水試験を行い得られた値を採用した。

また実験条件の一覧を表-2に示す。

(3) 計測方法

土圧計と間隙水圧計をスクリー軸方向に1m間隔に設置し,スクリーコンベヤ内を移動する土水圧の圧力変化の計測を行った。測点数は各10測点である。

取付位置は,スクリーコンベヤのスプリングラインとした。その圧力計設置状況を図-3,写真-2に示す。チャンバー内にも3測点(土槽のセンターおよび上部,ピストンセンター)に配置した。

計測データの採取は,各測点における排土時の水圧と土水圧について,5秒間隔で行った。

表-2 実験条件一覧

パラメータ	単位	変数
プラグゾーン長	m	0.80, 1.20, 2.50
チャンバー内水圧	kgf/cm ²	5,6,7,8,9,10
スクリー回転数	rpm	8,10,12,15
ゲート開口率	%	1~20

(4) 排土状況

実験による排土状況を大別すると,スクリーコンベヤ内の土水圧および水圧の低減状況により,安定時と不安定時に分けることができる。

a) 安定時の排土状況

写真-3に粗砂における安定時の排土状況を示す。

また,写真-4にその時の制御画面上に示されるスクリーコンベヤ内の土水圧及び水圧の低減状況を示す。

安定時においては,スクリーコンベヤ内の土水圧と水圧は,土砂がスクリー内を通過するに従って徐々に低減する。そしてゲート部において大気圧(0 kgf/cm²)になる。またその時のスクリーコンベヤ内の土水圧と水圧の圧力変化は少ない。土砂はスクリー内をスムーズに移動し,排土に至る。



写真-1 実験装置全景



写真-2 スクリューコンベヤセンサ装着状況

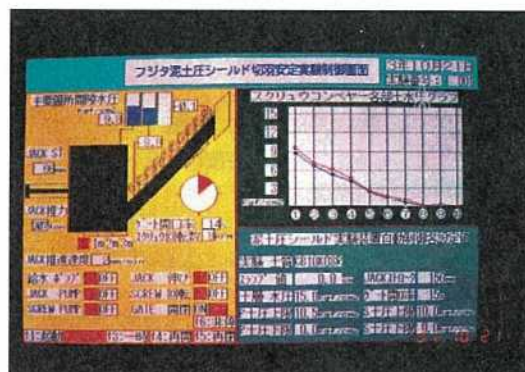


写真-4 粗砂・安定時の制御画面



写真-3 粗砂・安定時の排土状況



写真-5 細砂・不安定時の排土状況

b) 不安定時の排土状況

写真-5に細砂における不安定時の排土状況を示す。

不安定時にはスクリーコンベヤ内の土水圧と水圧は、土砂がスクリーコンベヤ内を通過しても低減が少なく、ゲート付近にまで切羽水圧が及ぶ状態になる。

この状態が続くと噴発に至る。

(5) 実験結果からの考察

a) 実験結果概要

実験結果より得られたスクリーコンベヤ内の土水圧及び水圧の安定時の排土状況を整理し、各影響因子について検討した。実験データのグラフは、水圧の経時的変化の平均値をプロットしたものである。

図-4に粗砂・プラグゾーン長250cm, 水圧10kgf/cm²

図-5に細砂・プラグゾーン長250cm, 水圧10kgf/cm²

図-6に粗砂・プラグゾーン長120cm, 水圧5kgf/cm²

図-7に細砂・プラグゾーン長120cm, 水圧5kgf/cm²

の水圧の低減状態の代表例を示す。

スクリー回転数は8~10 rpmである。

これらの実験データと実験時の現象は、下記のとおりである。

b) プラグゾーン長250cm の場合

常に水圧が測点NO.1~NO.10の間で漸時低減している傾向を示した。しかし、その安定度は土質によって次のような差異が認められた。

すなわち、粗砂はゲートの開口率を10%程度に一定に保ち、開閉することなく解放状態で排土しても常に安定排土状態が得られた。

一方、細砂は、ゲートの開口率を5%程度に狭ばめて排土を行った。安定状態は粗砂より悪く、排土状況によってはゲートの開閉を伴うこともあった。

これは、スクリー内の土砂による水圧低減効果とプラグ効果のみでは、切羽水圧の低減が得られないことを示すものと考えられる。噴発することなく排土できたケースは、ゲートの山留力によって、強制的にプラグゾーン内の土砂に圧力を加え、抵抗力の不足分を補うことができた場合であると考えられる。

c) プラグゾーン長120cm の場合

スクリー部分における水圧の低減効果は、プラグゾーン長250cmに比較して著しく低かった。6~10kgf/cm²の水圧下では粗砂・細砂ともに安定排土ができなかった。しかし、水圧5kgf/cm²では粗砂・細砂ともに、安定排土ができ、水圧の漸次低減の傾向が見られた。

それぞれの土質における排土状況は、下記の通りである。

図-6は粗砂の状況を示す。

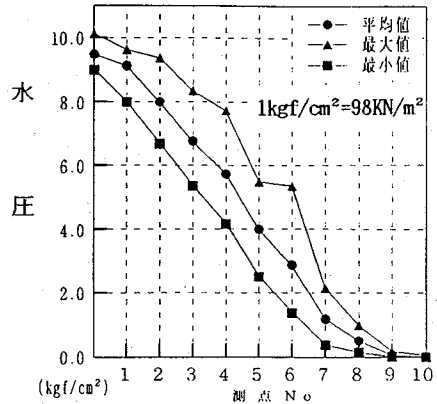


図-4 粗砂, $L_p=2.50m$, 水圧10kgf/cm²

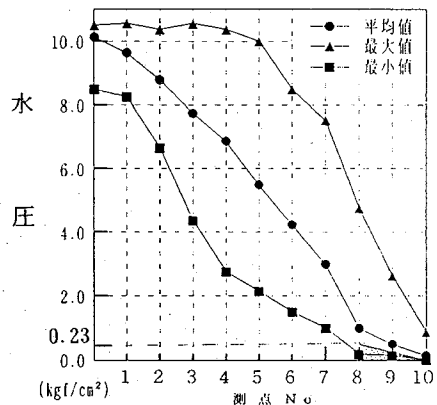


図-5 細砂, $L_p=2.50m$, 水圧10kgf/cm²

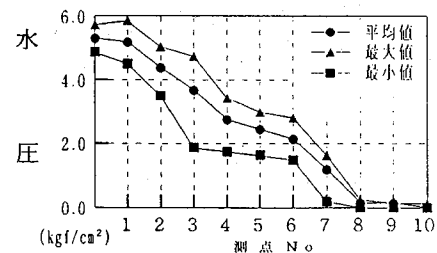


図-6 粗砂, $L_p=1.20m$, 水圧5kgf/cm²

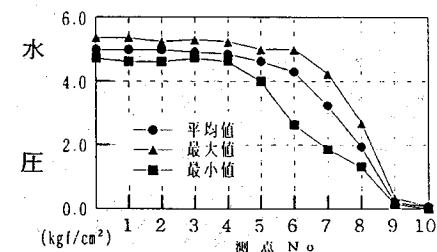


図-7 細砂, $L_p=1.20m$, 水圧5kgf/cm²

水圧5kgf/cm²、スクリュー回転数10rpmで、プラグゾーン付近では、水圧0.1kgf/cm²を示した。

運転方法も、粗砂はゲートの開口率を10%程度に一定に保ち、開閉することなく解放状態で排土しても常に安定排土状態が得られた。

図-7は、細砂の状況を示す。

水圧5kgf/cm²、スクリュー回転数10rpmで、プラグゾーン付近では、水圧0.2kgf/cm²を示した。

運転方法は、頻りにゲートを開閉し、安定を保つようにしながら排土を行なった。例えばゲート操作のタイミングがずれた場合、噴発を引き起こすパターンの水圧分布、すなわち排土口直前までかなり高い水圧が作用する分布になった。

この場合の、噴発対策としてはゲートを閉め、強制的にスクリュー内の内圧を高め、水圧が漸次低減する傾向が出てくるまで排土を抑えた。

4. 実験結果からの理論式の検証

実験で使用した装置・砂の物性値及び実験データを用いて、理論式の検証を行なった。

スクリューの諸元を表-3、検証結果を表-4及び、表-5に示す。

理論式による試算結果と排土状況の関係は、下記の通りである。

(1) $L_p = 2.5m$ 、粗砂、切羽水圧10kgf/cm²の場合

図-4の平均値のうち、プラグゾーン始端位置、測点NO. 8の値を用いて判定式 Φ 及びプラグゾーン内土圧 P を算定する。測点位置の詳細を図-8に示す。

表-3 スクリューの諸元

部位名	記号	単位	諸元
スクリュー軸径	d_1	m	0.14
スクリューケーシング径	d_2	m	0.30
スクリュー傾斜角	θ	度	10

$$\begin{aligned} \Delta P_{wp} &= P_{wp} - P_{wo} \\ &= 0.2 - 0 \\ &= 0.2 \text{kgf/cm}^2 \text{より} \\ \Phi &= 172 \text{kgf/m}^3 > 0 \\ P &= 7.8 \text{kgf/cm}^2 \text{が得られる。} \end{aligned}$$

図-4からも明らかのように最大値と最小値の幅は狭い。大きな水圧の変動がなく排土できている様子がわかる。

$\Phi = 172 \text{kgf/m}^3 > 0$ は、プラグ効果による抵抗力より切羽水圧による流体力の方が小さく、土砂の流動化が発生していないことを示し、理論的には安定排土となる。実際の運転においても安定排土状態が得られており、現象と一致する。

(2) $L_p = 2.5m$ 、細砂、切羽水圧10kgf/cm²の場合

図-5の平均値のうち、測点NO. 8の値を用いて判定式 Φ 及びプラグゾーン内土圧 P を算定する。

$$\begin{aligned} \Delta P_{wp} &= 1.0 \text{kgf/cm}^2 \text{より} \\ \Phi &= -3890 \text{kgf/m}^3 < 0 \text{が得られる。} \end{aligned}$$

$\Phi = -3890 \text{kgf/m}^3 < 0$ は、プラグ効果による抵抗力より切羽水圧による流体力の方が大きく、土砂の流動化が発生していることを示す。

したがって排土状態は不安定になる。これは図-5に示すように最大値と最小値の幅が大きく、排土時に大きな水圧の変動を生じていることからも明らかである。

実際の運転は、プラグ効果の抵抗力の不足分をゲートの山留力が補いながら安定を保ち、排土を行っている。

このときの ΔP_{wp} を算出すると、(15)式より $\Phi \geq 0$ を解いて

$$0 \leq \Delta P_{wp} \leq 0.23 \text{kgf/cm}^2 \text{を得る。}$$

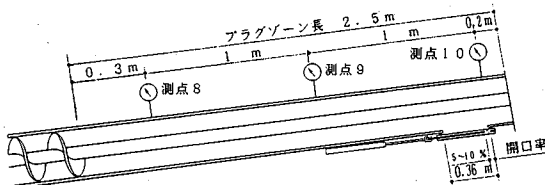


図-8 $L_p = 2.50m$ の場合のNO.8測点位置図

表-4 $L_p = 2.5m$ の場合の検証結果 (切羽水圧10kgf/cm²)

項目	記号	単位	$L_p = 2.5m$		備考
			粗砂	細砂	
プラグゾーン始端部の水圧	P_{wp}	kgf/m ²	0.2×10^4	1.0×10^4	NO.8測点の測定値, $x=2.0m$
判定式の正負 ((15)式)	Φ	kgf/m ³	$172 > 0$	$-3890 < 0$	$\Phi > 0$ は安定, $\Phi < 0$ は不安定
スクリュー内土圧 ((11)式)	P	kgf/m ²	7.8×10^4	$(P < 0)^{1)}$	1) $P < 0$ は流動化
実験における排土状況			安定	不安定	

この値は図-5にてハッチングの範囲に相当する。

現象的には、平均値 $\Delta P_{wp}=1.0\text{kgf/cm}^2 > 0.23\text{kgf/cm}^2$ を示しているにもかかわらず、不安定ながらも噴発を免れ排土ができています。

この理由は、理論的には抵抗力とはみなしていないゲートの山留力、その他の要素が安定側に作用した結果、現象的には理論値より高い値まで安定排土の範囲に含まれたものと考察できる。

(3) $L_p = 1.2\text{m}$, 粗砂, 切羽水圧 5kgf/cm^2 の場合

図-6の平均値うち、プラグゾーン始端位置、測点NO.9の値を用いて判定式 Φ 、及びプラグゾーン内土圧 P を算定する。測点位置の詳細を図-9に示す。

$\Delta P_{wp} = 0.1\text{kgf/cm}^2$ より

$\Phi = 172 \text{ kgf/m}^3 > 0$

$P = 0.2\text{kgf/cm}^2$ が得られる。

図-6からも明らかなように最大値と最小値の幅は狭い。大きな水圧の変動がなく排土ができていますのことがわかる。

$\Phi = 172 \text{ kgf/m}^3 > 0$ は、プラグ効果による抵抗力より切羽水圧による流体力の方が小さく、土砂の流動化が発生せずに、安定排土ができていますことを示し、現象と一致する。

(4) $L_p = 1.2\text{m}$, 細砂, 切羽水圧 5kgf/cm^2 の場合

図-7の平均値のうち測点NO.9の値を用いて判定式 Φ 及びプラグゾーン内土圧 P を算定する。

$\Delta P_{wp} = 0.2\text{kgf/cm}^2$ より

$\Phi = 110 \text{ kgf/m}^3 > 0$

$P = 0.1\text{kgf/cm}^2$ が得られる。

図-7からも明らかなように最大値と最小値の幅は狭い。大きな水圧の変動がなく排土ができていますのことがわかる。しかし、 $P = 0.1\text{kgf/cm}^2 \approx 0\text{kgf/cm}^2$ とみなしてもよく、安定性には乏しい。実際の実験においてもやや不安定な排土状況を示し、現象と理論は傾向的には一致する。

5. 理論式の試設計への適用

理論式を用いた試設計の例を以下に示す。

試設計における入力物性値を表-6、また計算結果を図-10に示す。

試算は、スクリーユの径 d_2 を0.3, 0.4, 0.5mの3種類かつ、切羽水圧を1.0 ~ 10.0 kgf/cm^2 まで変化させて理論式(11)(13)(14)(15)を用いて、スクリーユの必要長 (L_s) の試算を行った。

ここでいうスクリーユの必要長 (L_s) とは、判定式 $\Phi \geq 0$

を解いた値であり、この意味するところは、プラグゾーン長を2.0mとした場合にゲートの山留力を必要とせずにスクリーユ部とプラグゾーン部の中の土砂のみで切羽水圧の低減が図れ、安定排土が得られるスクリーユ長 (L_s) の最低必要長を示すものである。

試算結果からは、例えば、高い切羽水圧として $P_{wi} = 10\text{kgf/cm}^2$ の場合、 $d_2 = 0.3\text{m}, 0.4\text{m}, 0.5\text{m}$ に対し L_s は、それぞれ39m, 46m, 51m 以上が必要であることがわかる。

また、通常の切羽水圧 $P_{wi} = 2.0\text{kgf/cm}^2$ の場合、 $d_2 = 0.3, 0.4, 0.5\text{m}$ に対し、 L_s はそれぞれ7~9m程度でよいことが読み取れ、これらは経験から得られる長さに近い値を示している。

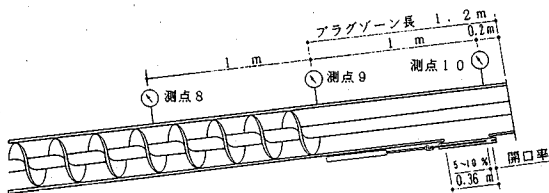


図-9 $L_p = 1.20\text{m}$ の場合のNO.9測点位置図

表-5 $L_p = 1.2\text{m}$ の場合の検証結果 (切羽水圧 5kgf/cm^2)

項目	記号	単位	$L_p = 1.2 \text{ m}$		備考
			粗砂	細砂	
プラグゾーン始端部の水圧	P_{wp}	kgf/m^2	0.1×10^4	0.2×10^4	NO.9測点の測定値, $x=1.0\text{m}$
判定式の正負 ((15)式)	Φ	kgf/m^3	$172 > 0$	$110 > 0$	$\Phi > 0$ は安定、
スクリーユ内土圧 ((11)式)	P	kgf/m^2	0.2×10^4	0.1×10^4	
実験における排土状況			安定	安定なるもやや不安定	

表-6 試設計における入力物性値

記号	単位	物性値
γ_c	kgf/m ³	1,900
k_s	m/sec	1.0×10^{-5}
k_p	m/sec	0.5×10^{-5}
μ	-	0.5
K_a	-	0.33
d_1	m	0.14
θ	度	0°
L_p	m	2.0
p	m	= d_2
γ_w	kgf/m ³	1,000
d_2	m	0.3, 0.4, 0.5
P_{wi}	kgf/cm ²	1.0 ~ 10.0

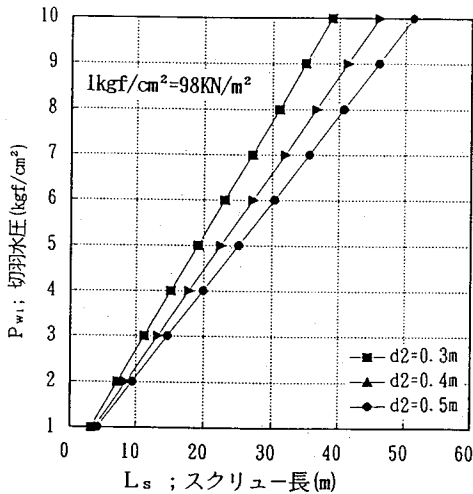


図-10 試設計計算結果

6. 結論

本研究の概要及び得られた主な成果は下記の通りである。

(1) 研究概要

高水圧下の土圧式シールドの切羽安定機構を解明するに当たり、掘削土砂の排土機構に着目し、理論及び実験の両面から研究を行った。

(2) 理論式及び判定式の提案

高水圧下の土圧式シールドにおける止水機構の解明に関し、高水圧の項を考慮した理論式(11)を提案した。

またこの理論式から切羽水圧に対しスクリュウコンベヤの形状が十分であるかどうかを簡単に判定する判定式

$$\Phi = \gamma_c (\mu \cos \theta + \sin \theta) - \Delta P_{wp} / L_p$$

を導いた。

すなわち、 $\Phi \leq 0$ or $\Phi \geq 0$ によって安定排土の可否が判定できる。

(3) 実験及び理論式の検証

実験から得られたデータを用いて理論式の検証を行った。その結果、安定排土時及び不安定排土時のそれぞれの水圧を理論式に代入して検証した結果、傾向的には理論と現象の一致を見た。

(4) これらのことから理論式(11)及び判定式 Φ (= (15))は高水圧下の土圧式シールドのスクリュウコンベヤの止水性を定量的に評価することができるものであることが確認できた。

(5) 今後の課題としては、理論式の物理的意義に関する考察や、実設計への適用性に関する検討が必要である。

謝辞：最後に日立造船株式会社技師長吉川忠男氏ならびに主任研究員清水賀之氏に貴重な助言を頂いた。ここに記して深謝の意を表します。

参考文献

- 1) 長谷川昌弘, 藤原雅博, 熊谷幸樹: 砂礫地盤における泥水式シールド工法の適正泥水性状に関する実験的研究, 土木学会論文集, NO. 486, pp. 95~104, 1994.
- 2) 森仁司, 栗原和夫, 森麟, 近藤啓二: 泥水式シールドによる砂質切羽地盤の間隙水圧とその発生メカニズム, 土木学会論文集, NO. 430, pp. 115 ~124, 1991.
- 3) 栗原和夫, 森麟, 田村昌仁: 泥水式シールドのブロー現象に関する実験的研究, 土木学会論文集, NO. 397, pp. 95 ~ 104, 1988.
- 4) 山崎廣直: 泥水加圧シールドの切羽の安定性と掘削管理, 土木学会論文集, NO. 343, pp. 1 ~13, 1984.
- 5) 吉田保, 山田孝治: 泥土圧シールド掘進時の切羽土圧と周辺摩擦力について, 土木学会論文集, NO. 445 pp. 75~82, 1992.
- 6) 桑原洋, 原田光男, 背野康英, 竹内幹雄: ファジィ理論のシールド掘進制御への適用, 土木学会論文集, NO. 391, pp. 169 ~178, 1988.
- 7) 平田武弘: 土圧式シールド掘削に伴う軟弱粘性土地盤の挙動と施工管理, 土木学会論文集, NO. 355, pp. 114~123, 1985.
- 8) 吉川忠男: 圧力保持式機械シールド掘進機の検討, 日立造船技報, 第40巻, 第1号, pp. 33 ~ 40, 1979.
- 9) 馬場和徳: 超高水圧対抗加泥シールド機, 建設機械, pp. 36~40, 1989. 6.
- 10) 近藤紀夫, 宮沢勉, 宮本克彦, 岸剛毅: 泥土加圧シールド工法の耐水圧実証実験, 土木学会第45回年次学術講演会 III-31, pp. 98~99, 1990 .
- 11) 中島輝長, 古賀則男, 大串昇, 酒本博: 高水圧下での大口径気泡シールドの成果と噴発防止装置の開発, 熊谷技報, No. 45, pp. 135~142, 1989.
- 12) 和久昭正, 宮澤秀治, 和賀輝幸: 泥土圧シールドにおける高水圧下でのスクリュウコンベヤの山留め・止水効果, トンネルと地下, No. 7, pp. 31~35, 1993.

- 13) 建設省土木研究所ほか：大深度・大断面シールドトンネルの設計・施工技術に関する研究，平成3年度，共同研究報告書，pp. 420～472, 1992.
- 14) 岸田隆夫，吉見吉昭，植木一志：砂と金属材料との間の摩擦抵抗（その2），第13回土質工学研究発表会講演集，pp. 437～439, 1978.
- 15) 森麟，秋葉芳明：密閉式シールドにおける粘土性切羽地盤の破壊条件と取り込み土量の支配条件，トンネルと地下，NO. 8, pp. 613～617, 1984.
- 16) 塚田章ほか：「シールド工法の実際」鹿島出版会，pp. 94～97, 1983.

(1996. 1. 25受付)

STUDY ON WATER SEALING MECHANISM OF EARTH PRESSURE
BALANCED SHIELD SUBJECT TO HIGH WATER PRESSURE

Akimasa WAKU, Hideharu MIYAZAWA, Hiroshi YOSHINO
and Syunsuke SAKURAI

This paper presents the research results of water sealing mechanism concerning cutting face stable mechanism of earth pressure balanced shield subject to high water pressure.

The study was conducted through theoretical and experimental test on model emphasising on water pressure drop in screw conveyor while mucking of earth excavation. In the theoretical study, high water pressure was considered in theoretical formula, then proposal for probable discriminants of stable mucking has been made. In the experimental study, verification of this theoretical formula has been done. The results of experimental test and theoretical analysis recognized good agreement.