

遠心実験による砂地盤中のシールドトンネルの 覆工土圧と沈下性状について

野本 寿¹・今村眞一郎²

¹正会員 工博 西松建設株式会社 技術研究所 (〒242 神奈川県大和市下鶴間 2570-4)

²正会員 西松建設株式会社 技術研究所 (〒242 神奈川県大和市下鶴間 2570-4)

施工過程を考慮したシールドトンネルの遠心模型を用いて、開削工法の管布設を模擬した埋設管実験、シールドトンネルのテールボイド発生過程のみを模擬したテールボイド実験、掘進からテールボイド発生過程までを模擬したシールド実験の3種類の実験を乾燥砂地盤中で行った。これらの実験では、テールボイド量および土被り厚さ等をパラメーターに、地中土圧、覆工土圧および地表面変位を計測した。そして、周辺地盤の地中土圧の変化を弾性解析である程度説明できること、覆工管頂に作用する緩み土圧は実験地盤の K_0 値をTerzaghiの式に代入した結果と良く一致すること、シールド直上の地表面沈下量実験式をテールボイド量と土被り比を用いた関数で整理できることなどを明らかにした。

Key Words : shield, earth pressure, centrifuge model test, settlement, construction process

1. 序論

本研究は施工過程を考慮したシールドトンネルの遠心模型実験により、乾燥砂地盤中のトンネル周辺地盤の挙動および覆工土圧を解明することを目的としたものである¹⁾²⁾³⁾。

筆者らは、遠心力場において掘削、推進およびテールボイド発生過程を模擬できるシールド模型の開発を行い、地中土圧、覆工土圧および地表面変位の計測や模型の駆動源モーター管理データによりシールド推力等の計測が可能なることを示した²⁾。また、施工機械を組み込んだ遠心模型の設計については、模型の設計フローを整理するとともに、駆動用モーターの容量計算式および計測・制御システム等の構築法を明確にしたり、さらに、遠心模型実験で使用する土圧計測用小型門型一方向ロードセル（以下、覆工土圧計）の設計については、設計法および土圧検定法を明確にするとともに、検定線の非直線性およびヒステリシス特性からロードセルに必要な剛性等について評価した³⁾。

今回は、遠心加速度 245.3m/s^2 ($25g$, g :重力加速度)の条件下で開削工法の管布設を模擬した埋設管実験、シールドトンネルのテールボイド発生過程のみを模擬したテールボイド実験、掘進からテールボイド発生過程までを模擬したシールド実験の3種類の実験

を行い、施工過程の違いが周辺地盤の挙動および覆工土圧へ及ぼす影響の程度を調べた。さらに、テールボイド量 v (2種類) および土被り厚さ C (4種類) を変化させたパラメトリックスタディにより、これらの実験パラメーターと地表面変位および覆工土圧との相関性についても考察した。

2. 実験概要

(1)実験の種類

シールド模型は、シールド管、覆工管、排土管の三重管で構成され、掘進およびテールボイド発生過程の模擬ができる。

a)埋設管実験

土槽中に覆工管を直接埋設し、所定の遠心力場で覆工土圧を計測する。

b)テールボイド実験

土槽中にシールド模型を掘進完了の状態では埋設し、所定の遠心力場で最外管のシールド管のみを速度 15mm/min で引き抜き、テールボイドを発生させる。そして、地盤中に残された覆工管に作用する土圧を計測する。

c)シールド実験

最初に土槽内に地盤を作製しておき、所定の遠心力場でシールド径 $D = 100\text{mm}$ のシールド模型を掘進

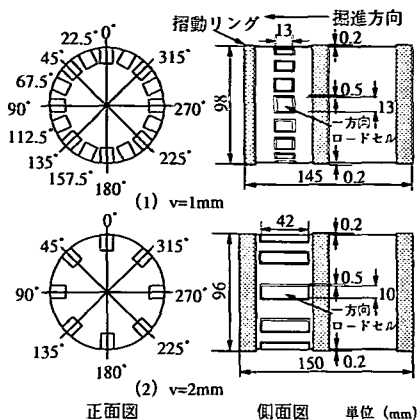


図-1 覆工管図

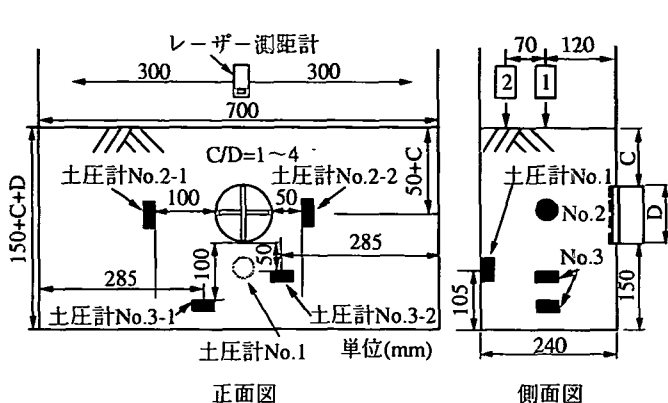


図-2 計測工位置図

表-1 土圧計の仕様

土圧計の種類	覆工土圧計		地中土圧計		
	v=1mm実験	v=2mm実験	No.1	No.2-1, 2-2	No.3-1, 3-2
型式	門型ロードセル		ダイヤモンド型		
受圧板寸法	13mm×13mm	10mm×42mm	φ30mm		
高さまたは厚さ	15mm	14mm	10mm		
容量	981(kN/m ²)	491(kN/m ²)	2.94(MN/m ²)	0.98(MN/m ²)	1.96(MN/m ²)
分解能	1.0(kN/m ²)				

速度 15mm/min, カッター回転数 7.75~11.0 rpm の掘進条件で、土槽坑口部から 230mm 掘進させる。その後の実験操作は、テールボイド実験と同様にする。なお、この条件は、掘削土量の計測管理が模型の構成上難しいため、予備実験を行い地表面変状量の少ないケースから選定している。

(2) 覆工管とテールボイド量

覆工管図を図-1に示す。覆工管は、テールボイド量（シールド管の肉厚） $v=1, 2\text{mm}$ の 2 種類（以下、 $v=1\text{mm}$ 実験、 $v=2\text{mm}$ 実験）が実験できるように、 $\phi=98, 96\text{mm}$ の 2 種類を製作した。覆工管には、表-1に示す型式の覆工土圧計が $v=1\text{mm}$ 実験用には 16 個、 $v=2\text{mm}$ 実験用には 8 個装着されているが、開発時期に差があるため受圧面の寸法は異なっている。なお、これらの土圧計については遠心力場における砂による土圧検定を行っている³⁾。

また、覆工管は土圧計の取り付けを可能な構造としたため、加速度 245.3m/s^2 の条件下で剛性および重量がプロトタイプ（下水道標準 RC セグメント）と比較して大きく、 $v=1, 2\text{mm}$ 実験用で剛性がそれぞれ約 110 倍、130 倍、重量が約 2.7 倍、3.0 倍となっている。また、覆工管の前後にはゴムリングを挿入し、管の横

断面方向の変位を拘束しない構造としている。このため、実験は覆工の変形に伴う水平方向の地盤反力の発生が無い条件で、また覆工管下半部の土圧にはプロトタイプに比べ大きな自重反力が含まれる条件で行うことになる。

(3) 計測工

計測工位置図を図-2に示す。

a) 地中土圧計測

5 個の圧力計（以下、地中土圧計、表-1 参照）による測定を計画した。No.1, No.2 土圧計は水平土圧を、No.3 土圧計は鉛直土圧を計測する。

b) 覆工土圧計測

比較的剛な覆工に作用する土圧を想定し 1 方向ロードセルによる計測を計画した。受圧面の表面は、覆工に沿った曲率に加工してある。また、外周の隙間には砂粒子流入防止のためにシリコンゴムの充填を行っている。（図-1 参照）

c) 地表面変位計測

2 台のレーザー測距計（分解能 0.01mm ）による測定を計画した。測距計は、トンネル横断方向に設けたガイドレール上をモーター駆動により移動可能にしてあり、横断方向の変位計測ができる。

表-2 地盤材料

土粒子の比重 G_s	2.66
最大間隙比 e_{max}	0.970
最小間隙比 e_{min}	0.622
均等係数 U_c	1.40
曲率係数 U_c'	1.03
D_{30} (mm)	0.20
実地盤の作製法	(気乾状態) 空中落下法
実験での計画 相対密度 Dr	70%
内部摩擦角 ⁴⁾ ϕ	$\phi = 0.14 Dr + 32.21$ (°) (1) $\phi = 0.23 Dr + 29.92$ (°) (2) $Dr; 67.5 \sim 99.5$ (%)

表-3 実験ケース

実験の種類	v=1mm 実験		v=2mm 実験	
	共通条件 加速度: 245.3m/s ² 土被り厚さ: 100, 200, 300, 400 mm 回数: 各土被りにつき3回		同 左	
埋設管	ケース: 12		ケース: 12	
テールボイド	引き抜き速度: 15mm/min		同 左	
	ケース: 12		ケース: 12	
シールド	(1)実験	(2)実験	同 左	
	掘進・引き抜き速度 : 15mm/min	同 左		
	カッター回転数 : 7.75 r.p.m	カッター回転数 : 8.00 r.p.m		カッター回転数 : 11.0 r.p.m
	ケース: 12	ケース: 12		ケース: 12

(4)地盤材料

a)基本物性

地盤材料には乾燥豊浦砂を用いたが、その物性は表-2に示すとおりである。なお、実験結果の整理で必要となる内部摩擦角は、木村ら⁹⁾の行った平面ひずみ圧縮試験結果(砂地盤作製時の堆積面方向と載荷方向を変化させた試験, $Dr=67.5\% \sim 99.5\%$)について回帰分析して得た関係式を用いることにした。本実験では、砂地盤作製時の堆積面方向は載荷方向と垂直となることから、表-2の式(2)を適用することになるが、トンネル周方向の除荷問題に対して、堆積面と最大主応力の方向は必ずしも一致せず、内部摩擦角は式(1)と式(2)の間に分布すると推定される。このため、両式で得られる ϕ の値を用いて実験結果を整理することにした。

b)遠心力場における相対密度

今回の実験では、相対密度70%を目標にポアリングを行った。重力場での相対密度は平均72.6%であったが、遠心力場では地表面変位計測から平均73.7%に変化したことが確認された。このため、各実験ケース毎に計測した遠心力場の相対密度を用い、結果を整理することにした。

(5)実験ケース

実験は、中央大学所有の遠心載荷装置(回転アーム半径3.30 m)で行った。実験ケースを表-3に示すが、シールドv=1mm実験では、カッター回転数を変化させた(1)実験と(2)実験の2種類を行った。このため、実験回数はv=1mm実験で48ケース、v=2mm実験で36ケースとなった。また、シールド実験のカッター回転数がv=1mmとv=2mm実験で差があるが、覆工土圧計と同様に開発時期が異なり、カッター形状に違いがあるためである。

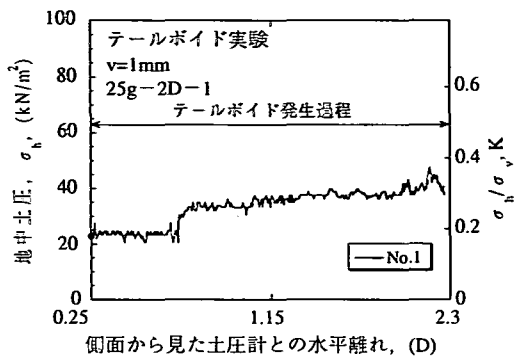
3. 地中土圧計測結果

計測結果をテールボイドv=1mm実験およびシールドv=1mm(2)実験の土被り厚さ $C=200\text{mm}=2D$ (3回のうち1回)で代表して、シールドと各土圧計との距離で整理したものを図-3, 4に示す。図の横軸は、実験土槽を側面から見た場合の各土圧計とテールボイド発生部(引き抜くシールド管の先端部)との水平離れおよび各土圧計とシールド模型のカッター先端部との水平離れを、シールド径($D=100\text{mm}$)で除したもので示している。したがって、横軸の原点は土槽側面から見た場合の土圧計中心位置でのテールボイド通過およびカッター通過時を示している。なお、図の右縦軸に示すK値は、実測値 σ_h を土圧計設置位置での鉛直方向有効土被り圧(理論値) σ_v で基準化したものを示す。

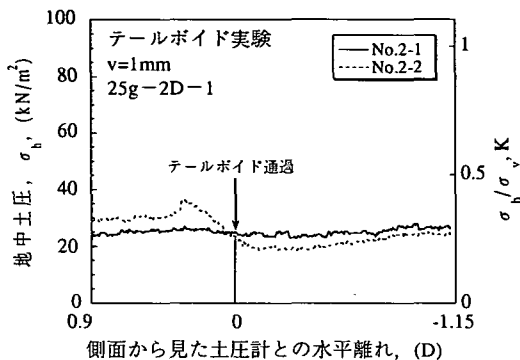
(1)テールボイド実験

a)土圧計No.1

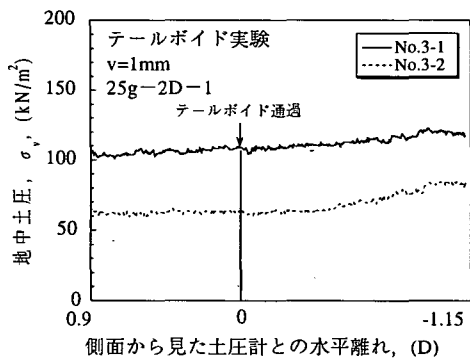
テールボイド通過位置が、側面から見た土圧計との水平離れ $0.6 \sim 0.8D$ 付近で土圧の上昇を示す。この現象はテールボイド実験の各ケースに共通しているが、シールド実験では認められない。また、初期値がシールド実験に比べて小さい値となっていることも特徴となっている。これは、テールボイド実験ではシールド模型を土槽内に突き出した状態で地盤を作製するため、管下方周辺地盤の相対密度が低くなるのが原因と推定できる。すなわち、シールド模型で上部土圧を支持した状態がテールボイド発生と共に関消され、水平離れが $0.6D \sim 0.8D$ 付近になったとき、そのバランスが壊れ支持されていた土圧がNo.1に達したものと考えられる。



(a) No.1

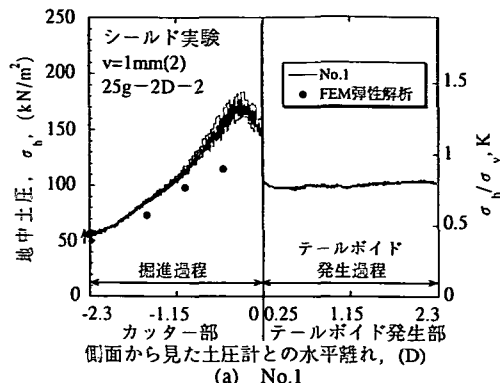


(b) No.2-1, 2-2

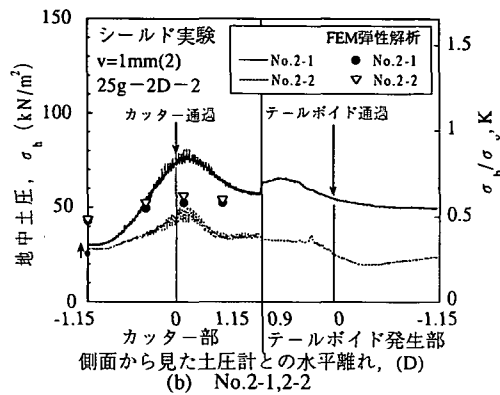


(c) No.3-1, 3-2

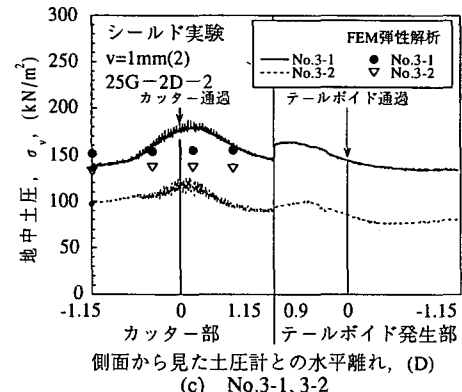
図-3 テールボイド実験 (v=1mm実験)



(a) No.1



(b) No.2-1, 2-2



(c) No.3-1, 3-2

図-4 シールド実験 (v=1mm(2)実験)

b) 土圧計 No.2-1, 2-2

シールド側方1.0D離れに設置したNo.2-1の値は大きな変化を示さないが、0.5D離れに設置したNo.2-2の値はテールボイド通過前0.3~0.5D付近から減少傾向を示す。この結果は、テールボイド発生に伴う応力解放の影響がトンネル水平方向0.5~1.0Dの間に及んでいることを示している。

c) 土圧計 No.3-1, 3-2

土圧計 No.3-1, 3-2 の計測値は、テールボイド発生過程中大きな変化をせず、むしろ僅かな土圧の上昇

を示す。この実験条件ではテールボイド発生に伴う応力解放の影響が土圧の減少としてトンネル下方に及ばないこと、土圧計 No.1 同様地盤作製時の影響があることを示している。

(2) シールド実験

a) 土圧計 No.1

掘進過程の進行に伴い土圧が上昇し、カッターと土圧計の離れが0.3~0.5D付近でピークに達する。この圧力上昇は推力の一部が切羽前方に伝達したものと考えられることから、後述するようにFEM弾性解

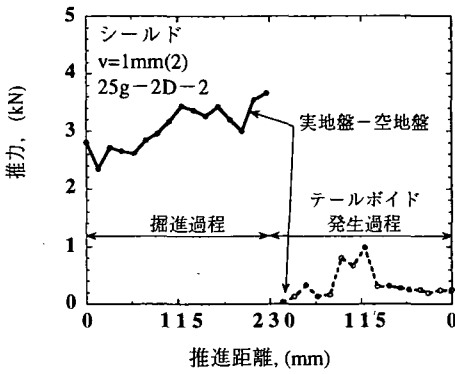
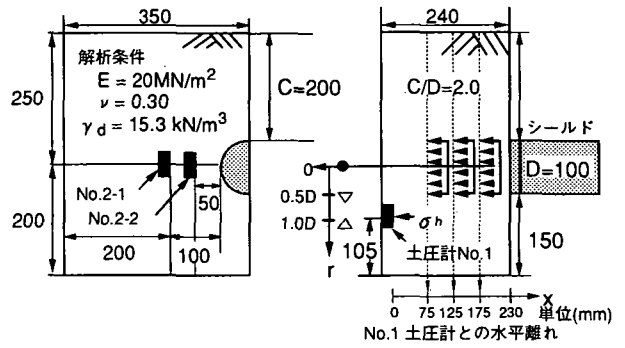


図-5 シールド実験 推力図



正面図

側面図

図-6 3次元弾性FEM解析モデル図

析等との比較を行うことにした。

b)土圧計 No.2-1, 2-2

掘進過程では徐々に圧力が上昇し、カッターが土圧計の真横を通過する付近でピークに達する。その後は徐々に圧力が低下するが、掘進過程終了時には初期値より高い圧力が残留する。しかし、 $v=1\text{mm}$ 実験ではシールドから遠くに設置してある No.2-1 土圧計（掘進方向に向かって右側）の方が高い圧力を示し、周辺に掘進に伴う偏圧が発生していることを推測させる結果になっている。この掘進に伴う偏圧の発生は、掘削機構のカッター回転方向（シールド正面、時計方向）の違いが起因していると考えられる。回転方向は No.2-1 土圧計に対しては掘削土を掻き上げる側に、No.2-2 土圧計に対しては掘削土を掻き下げる側になり、掻き上げる側の方が掻き下げる側よりも掘削土の取り込みがより不十分となるためではないかと推定される。

テールボイド発生過程では、テールボイド発生に伴う応力解放の影響が認められる。

c)土圧計 No.3-1, 3-2

初期値からの圧力の変動量は少ないが、土圧計 No.2-1, 2-2 に類似した挙動となり、シールドから遠くに設置してある No.3-1 の土圧計の方が大きな増分を示す。このメカニズムは土圧計 No.2-1,2-2 で考察した理由と同様と考えられる。

d)弾性解析との比較

シールド掘進過程における土圧の挙動について、以下の弾性解析による考察を試みた。推進用駆動源の負荷から求めた推力（実地盤実験推力-空地盤実験推力）¹⁾を 図-5 に示す。掘進過程における推力は切羽拘束力とシールド管周辺摩擦力を合計したものであるが、この推力全てが切羽に等分布すると仮定する。そして、推進距離に対応した推力を Boussinesq の式（等分布円荷重の地中応力係数¹⁾）および 図-6 に示す 3次元弾性 FEM 解析モデルに代入して得られた

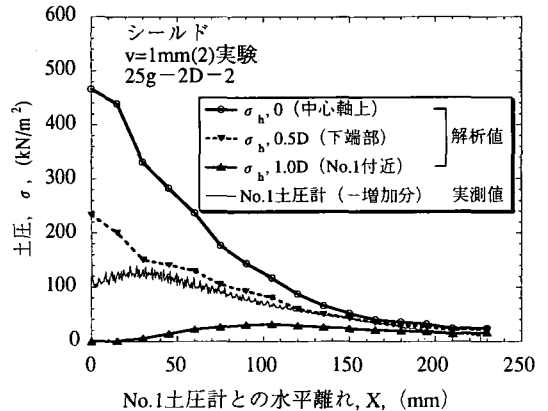


図-7 水平土圧増加分と解析値との比較

結果と比較した。なお、モデルの地盤物性は佐藤ら¹⁾の研究を参考にして決めた。

No.1 土圧計の土圧増加分と推進距離に対応した推力を Boussinesq の式に代入して求めた 3点（シールド中心軸、下端部、下方 1.0D 離れ）の計算値を対比して 図-7 に示す。土圧計はシールド下方に 0.95D 離れた位置に設置しているので、下方 1.0D 離れの計算値と近似することが予想される。しかし、両者の値は一致せず、むしろシールド下端部の計算値に近い値を示す。このように実測値が大きな値を示す理由として、Boussinesq の式が地盤を半無限弾性体としているのに対し、実験では壁面土圧の計測となっていて境界条件が異なること、掘削土取り込み不足により考えられる側方への圧力上昇要因がシールド前方にも影響していること等が考えられる。

FEM 解析を行った結果を実測値と対比して 図-4 に示す。この解析では 図-6 に示すように、シールド発進位置では推力を 0 とし、掘削過程途中の 3箇所（No.1 土圧計との水平離れ；75, 125, 175mm）の位置について、シールド実験で計測された推力全てを切羽に等分布に作用すると仮定し作用させた。土圧計 No.1

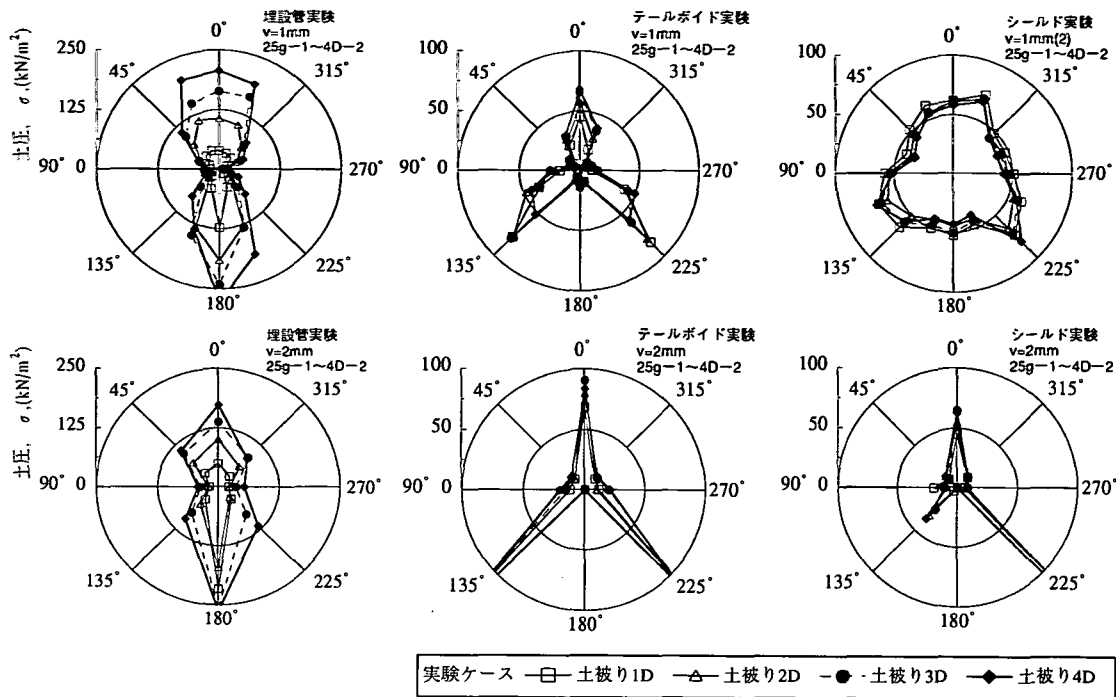


図-8 覆工土圧分布形状

については、圧力の上昇傾向は一致するものの絶対値については差がある。土圧計No.2,3については、初期値に違いがあるため圧力の増加分を見ると、FEM解析では推力の影響があまり及んでいないことが判る。実測値はカッター接近時に圧力の上昇が顕著である。この結果から、切羽での掘削土の取り込み不足によるカッター部周辺へのアンバランスな受働土圧の発生が推定される。

以上のように、シールド推力の切羽前方への伝達メカニズムは、FEM弾性解析によりある程度説明できる。しかし、シールド側方および下方の圧力は説明できず、切羽での掘削土の取り込み不足によるカッター部周辺への受働土圧の発生を推測させる結果となっている。

4. 覆工土圧計測結果

シールド $v=1\text{mm}$ (1)実験を除いた計測結果を各実験の2回目で代表して図-8に示す。なお、土圧は遠心載荷装置の回転半径の影響について補正を行ったもので示す。

(1) 覆工土圧分布

a) 埋設管実験

$v=1, 2\text{mm}$ 実験とも、 0° (管頂)、 180° (管底)の

位置で大きな覆工土圧となっている。これらの結果は、東田らによって明らかにされた弾性論による埋設管の土圧分布⁷⁾から、剛な管の滑動条件の解析結果に対応しているものと判断できる。

b) テールボイド実験

$v=1, 2\text{mm}$ 実験とも、埋設管実験に見られるような土被り増に伴う土圧の増加は少なく、管上半部では管頂に、管下半部では $135^\circ, 225^\circ$ の位置に土圧が集中していることが判る。また、 $v=2\text{mm}$ 実験では管底の土圧が0であるのに対し、 $v=1\text{mm}$ ではわずかではあるが 10kN/m^2 程度の土圧を検出しており覆工管と地盤が接触していることが判る。この結果は、テールボイド発生に伴う管底部付近のリバウンド量が 1mm 程度以内であることを推察させる結果となっている。

c) シールド実験

テールボイド実験同様、土被りの増加に伴う管頂の覆工土圧の増加は認められない。 $v=2\text{mm}$ 実験の土圧分布は、管上半部では頂部に、下半部では 225° の位置に集中しており、比較的テールボイド実験に近い分布を示す。 $v=1\text{mm}$ 実験では全体的に均等な土圧分布であるが、管下半部の $112.5^\circ, 225^\circ$ でやや大きい。なお、図示していないが(1)実験も(2)実験とほぼ同様な土圧分布形状で、 $112.5^\circ, 225^\circ$ の位置の土圧は(2)実験より大きな値となっている。

このように $v=1, 2\text{mm}$ 実験で土圧分布に大きな差が

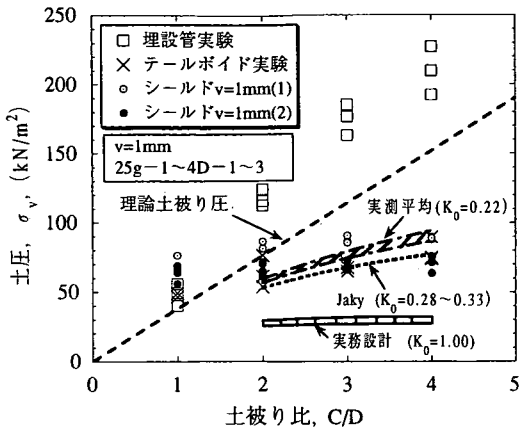


図-9 土被り比とトンネル頂部覆工土圧の関係

生じた理由は、掘進過程でトンネル周辺に発生させた土圧の増分に対する応力解放の程度が、テールボイド量によって異なることが原因と考えられる。

(2)鉛直土圧

v=1mm実験で代表して土被り比C/Dと管頂に作用する土圧の関係を纏めたものを図-9に示す。

埋設管実験の土圧は、理論土被り圧の1.2~1.4倍となる。このように高い土圧となった理由は、覆工管の剛性が土の剛性よりも高いこと、滑管であることが原因と考えられる。

テールボイドおよびシールド実験の土圧は、土被り2D以上で緩み土圧となっていることが判る。このため、Terzaghiの緩み土圧⁹⁾と対比することにした。この計算式に代入する内部摩擦角 ϕ の値は、表-2に示す式(1)、(2)から求めた $\phi=42^\circ, 46^\circ$ とした。また、係数 K_0 の値は、覆工設計で用いられる係数 $K_0=1.00$ 、図-10に示すシールド実験の掘進前の地中土圧計測結果から求めた K_0 平均値=0.22およびJakyの式($K_0=1-\sin\phi$)から求まる $K_0=0.28, 0.33$ の3種類とした。これから、各計算結果は図-9に示す範囲に分布するが、係数 K_0 として K_0 平均値あるいはJakyの式を用いた緩み土圧が実験結果との対応が良いことが判る。したがって、緩み土圧計算式に用いる係数 K_0 については、実務での便宜さからJakyの式でも実用上問題がないと考えられる。また、これらの傾向は図示していないv=2mm実験でも同様である。

次に、テールボイドv=1mm、シールドv=1mm(2)およびv=2mmの土被り厚さ2D、2回目代表して、管上半部に作用する鉛直方向土圧成分を算出したものを図-11に示す。分布形状はテールボイドv=1mmとシールドv=2mmが相似であるが、シールドv=1mm(2)実験とは異なっている。この結果は、(1)覆工土圧分布 c)シールド実験で述べたとおり、シールド実験で

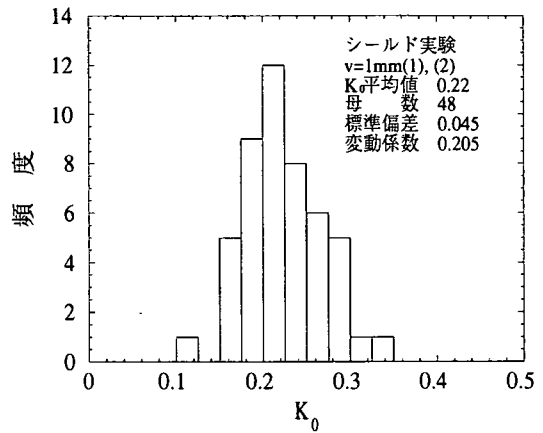


図-10 K_0 値分布

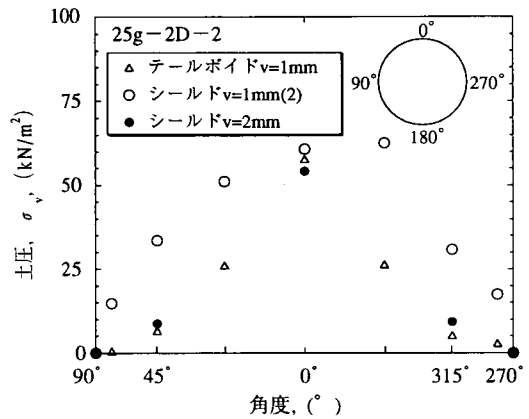


図-11 鉛直土圧分布

テールボイド量が少ない場合には、掘削過程における発生応力の残留があることを示している。逆的に見ると、掘進過程における発生応力を裏込め注入圧に置き換えて考えることが可能とするならば、現場実測データ⁷⁾と同様に適切な裏込め注入が覆工土圧の均等な分布に不可欠であることを示していると解釈することもできる。

(3)水平土圧

水平土圧については、プロトタイプ約3倍ある管自重が管下半部に作用していること、管の剛性が高く変形に伴う水平方向の地盤反力が無いこと、覆工土圧の分布が一様でないことなどから管上半部のように単純に水平成分を求めて考察することが難しい。したがって、ここでは $90^\circ, 180^\circ$ の位置の土圧について考察する。

管頂に作用する覆工土圧と管頂からシールド中心までの有効土圧(計算値)を加えて鉛直方向土圧とする。そして、各実験の水平土圧を鉛直方向土圧で除し

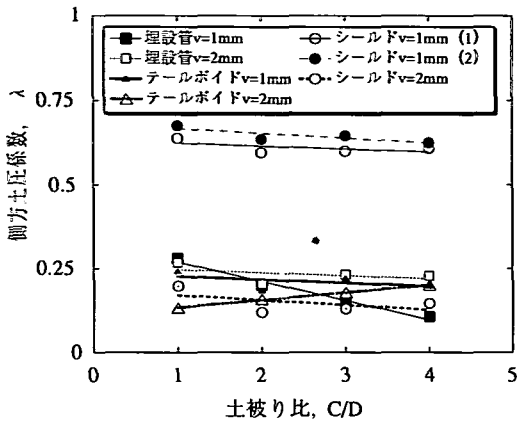


図-12 土被り比と側方土圧係数の関係

て求めた側方土圧係数(λ)とC/Dの関係を表したものを図-12に示す。シールド $v=1\text{mm}$ 実験は、他の実験に比べて λ が大きな値となっており、覆工の断面力を計算すると発生する曲げモーメントが少なくなることを示している。また、シールド掘進過程で周辺に受働土圧が生じたシールド $v=2\text{mm}$ 実験では、テールボイド量が大きいため最終的に主動状態になり、埋設管実験やテールボイド実験と同程度の側方土圧係数となっていることが判る。このことから、覆工の安定を考える上では、裏込め注入の充填率を向上させることにより、側方土圧係数を高くすることが可能な裏込め注入の重要性を間接的に示している。

5. 地表面変位計測結果

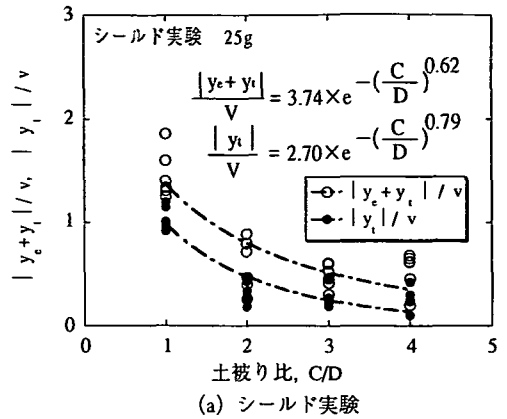
シールドおよびテールボイド実験の地表面変位計測結果についてまとめる。なお、計測値は所定の遠心力場に達したときの値を初期値0として整理する。

(1) トンネル直上地表面変位

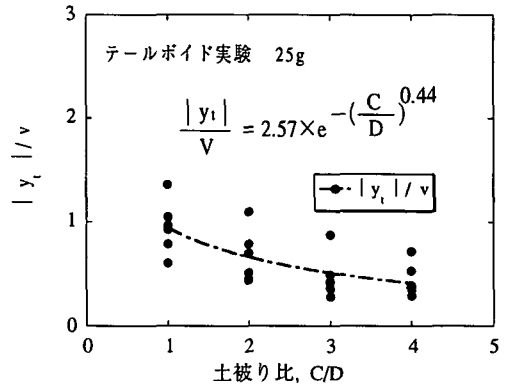
シールドおよびテールボイド実験におけるトンネル直上地表面変位量(絶対値)をテールボイド量で除し無次元化して、C/Dとの関係を整理した結果を図-13に示す。この図では、掘進過程でのトンネル直上地表面変位量を y_e 、テールボイド発生過程でのそれを y_t として表しているが、2実験の $|y_t|/v$ が相似であることが判る。そして、 $|y_t|/v$ の関係をC/Dを用いて以下に示す一般式で表すことができた。

$$|y_t|/v = A \cdot e^{-\left(\frac{C}{D}\right)^B} \quad (1)$$

$$\text{ただし、} 1 \leq \frac{C}{D} \leq 4$$



(a) シールド実験



(b) テールボイド実験

図-13 無次元化したシールド直上地表面沈下量

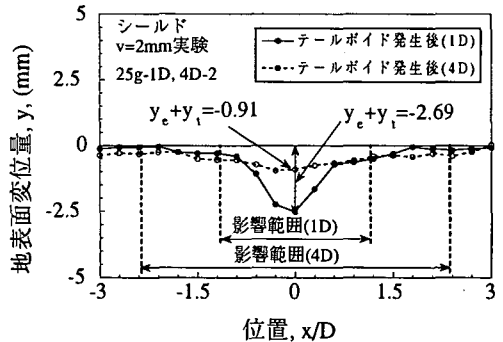


図-14 横断方向地表面変状 (シールド $v=2\text{mm}$)

ここで、A：実験定数

B：実験定数

これから、今回の実験では $C/D=1.0$ で $|y_t|/v \approx 1.0$ となり、テールボイド発生過程におけるシールド直上地表面沈下量はテールボイド量に等しいとの結論になった。

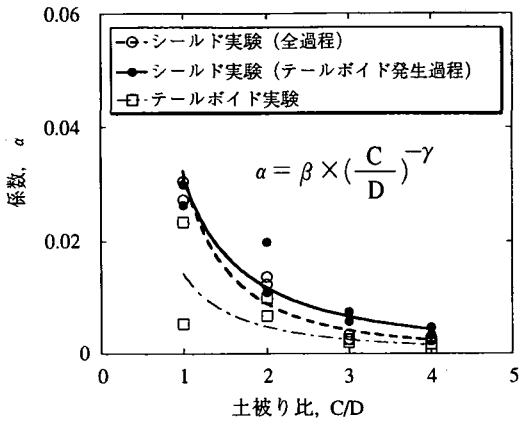


図-15 土被り比と係数の関係

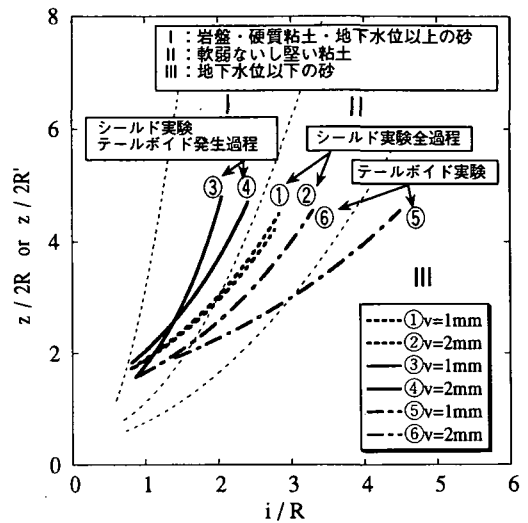


図-16 i/R とトンネル深さ $z/2R$ との関係

(2) 横断方向地表面変位

a) 沈下曲線式

土槽中央部の横断方向地表面変位を、シールド $v=2\text{mm}$ 実験・土被り 1D および 4D (2 回目) で代表して図-14 に示す。変位形状は各実験ケースとも正規確率曲線を倒立させた形状に相似するため、以下に示す沈下曲線式で実験結果の整理を行うことにした。

$$\delta(x) = \overline{\delta}_0 \cdot e^{-\alpha \cdot x^2} \quad (2)$$

ここで、 $\delta(x)$: x 地点での沈下量

$\overline{\delta}_0$: トンネル直上の平均沈下量

α : 係数

x : シールド中心からの水平距離

その結果、各実験の施工過程毎の係数 α と C/D の関係は図-15 に示すようになり、係数 α を C/D を用いて以下に示す一般式で表すことができた。

$$\alpha = \beta \cdot \left(\frac{C}{D}\right)^{-\gamma} \quad (3)$$

ここで、 β, γ : 実験定数

b) 沈下影響範囲

図-14 には、固く締まった砂地盤の沈下影響範囲を求める考え方¹⁰⁾を参考に、シールドから主動崩壊線 ($45 + \phi/2$) を引きその範囲を求めたものを点線で示している。この範囲と計測範囲(600mm)の地表面沈下体積の比率を求めると、シールド実験全平均で 89.2%、テールボイド実験全平均で 82.0% となり、影響範囲を求める考え方と実験結果が比較的良い対応を示していることが判る。

c) Peck の関係図¹¹⁾との比較

シールド実験 (全過程, テールボイド発生過程) お

よびテールボイド実験の沈下曲線の変曲点までの距離 i を求め、図-16 に示す Peck がシールド中心までの深さ z および沈下曲線の変曲点までの距離 i の相関をシールド半径 R で除して無次元化して整理した関係図に、その分布を表した。この図から、2 つの実験のテールボイド発生による影響範囲に差があることが判る。これは、シールド実験では掘進過程の影響によりトンネル周辺の相対密度が増加すること、テールボイド実験では管下方周辺地盤の相対密度が低いことの差が現れたものと解釈することができる。

(3) 縦断方向地表面変位

縦断方向地表面沈下曲線は、土被り 1D の条件では文献 1) で示したとおり過去の施工経験に基づくモデル曲線とも良く一致する。ただし、土被り 2D 以上になると、沈下量が少なくなるとともに、掘進開始時点から実験終了までほぼ均等な割合で増加を続け、施工過程の影響が明確に表れなくなる。この現象は、緩み土圧の発生および縦断方向に切羽やテール部から発生する主動崩壊線による影響範囲の拡がりを考慮すると理解できる。

(4) 地表面沈下体積

シールドおよびテールボイド実験の地表面沈下体積 v_s に着目し、これをテールボイド体積 v_t で除して、土被り比と v_s/v_t (%) の関係を整理したものを図-17 に示す。また、シールド実験の全過程の値は掘進過程とテールボイド発生過程の値を合計したものであるが、掘進過程の値は掘削体積の多少によって変化すると考えられる。このため、ここではテールボイド発生過

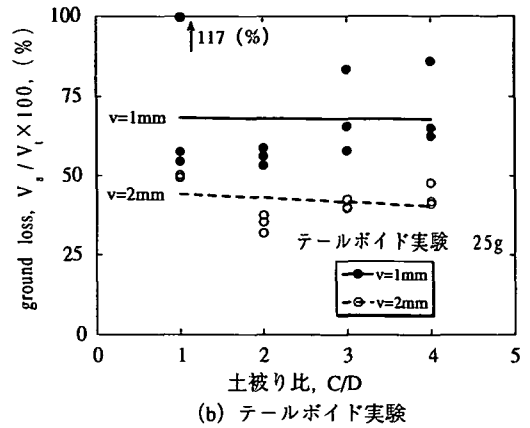
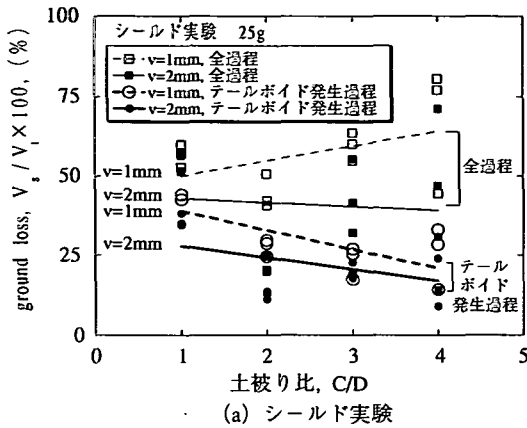


図-17 土被り比と v_s/v_t の関係

程について考察する。

テールボイド発生過程の v_s/v_t は両実験とも $v=2\text{mm}$ の方が小さな値を示す。これは、約2倍の違いのあるテールボイド体積を考慮すると、 $v=2\text{mm}$ の地表面沈下体積は $v=1\text{mm}$ の2倍以下であることを示している。すなわち、 $v=1\text{mm}$ および 2mm 実験での沈下影響範囲がほぼ等しいことから、 $v=2\text{mm}$ は $v=1\text{mm}$ より変形の対象となる部分での体積膨張量が大きく、地盤を緩めていることになる。

また、シールド実験とテールボイド実験の v_s/v_t の違いは、既に述べたようにテールボイド発生前のトンネル周辺地盤の相対密度が異なることが原因と考えられる。

6. 結論

本研究で得られた知見は以下のとおりである。

覆工土圧計測

①シールド実験では、土被り厚さの増加に伴い管頂に作用する土圧が緩み土圧となることが確認できた。また、この緩み土圧はTerzaghiの式に実験地盤の K_0 平均値あるいはJakyの式の値を代入して得られる緩み土圧と良く一致することを確認できた。

②シールド実験では、トンネル側方で掘進過程に発生した受働状態がテールボイド量が多い場合には最終的にテールボイド実験と同程度の主働状態となり、側圧土圧係数が小さくなることが確認された。このことから、覆工の安定を考える上で、裏込め注入の充填率を高めることが重要なことを間接的に確認できた。

地表面変状計測

①テールボイド発生過程におけるシールド直上地表面変位量とテールボイド量の関係を、土被り比 C/D を用いて下式で表すことができた。

$$|y_t|/v = A \cdot e^{-\left(\frac{C}{D}\right)^B}$$

$$\text{ただし、} 1 \leq \frac{C}{D} \leq 4$$

ここで、 A, B : 実験定数

y_t : テールボイド発生過程でのシールド直上地表面変位量

v : テールボイド量

②横断方向地表面沈下曲線式の係数 α を、土被り比 C/D を用いて下式で表すことができた。

$$\delta(x) = \overline{\delta}_0 \cdot e^{-\alpha \cdot x^2}$$

$$\alpha = \beta \cdot \left(\frac{C}{D}\right)^\gamma$$

ここで、 $\delta(x)$: x 地点での沈下量

$\overline{\delta}_0$: トンネル直上の平均沈下量

x : トンネル中心軸からの水平距離

α : 係数

β, γ : 実験定数

謝辞：本研究を実施するにあたり、貴重な御助言と御指導を頂いた東京工業大学工学部 日下部 治教授、中央大学理工学部 藤井 齊昭教授、宇都宮大学工学部 上野 勝利助手および西松建設株式会社藤井利侑氏、三戸 憲二氏、斎藤禎二郎氏に対し心から謝意を表します。

参考文献

- 1) 野本 寿, 三戸憲二, 今村眞一郎, 上野勝利, 日下部 治: 遠心場における施工機械設計法の検討とその妥当性, 土木学会論文集, 第 528 号, pp.131-141, 1995.
- 2) 野本 寿, 三戸憲二, 今村眞一郎, 上野勝利, 日下部 治: 施工過程を考慮したシールドトンネルの遠心模型実験, 土木学会論文集, 第 529 号, pp.47-56, 1995.
- 3) 今村眞一郎, 野本 寿, 斎藤禎二郎, 上野勝利, 藤井 齊昭: 土圧計測用小型門型ロードセルの設計と遠心模型実験への適用について, 土木学会論文集, 第 540 号, pp.203-213, 1996.
- 4) 木村 孟, 斎藤邦夫, 日下部 治, 司代 明: 砂地盤の支持力ならびに変形性状に対する異方性の影響について, 土木学会論文集, 第 319 号, pp.105-113, 1982.
- 5) 最上武雄編: 土質力学, 技報堂, pp.221 ~ 264, 1969.
- 6) 佐藤剛司, 金 有性, 渋谷 啓, 龍岡文夫: 各種土質材料の変形係数とせん断強度の関係, 第 25 回土質工学研究発表会, pp.715 ~ 718, 1990.
- 7) 東田 淳, 三笠正人: 弾性論による埋設管の土圧の検討, 土木学会論文集, 第 376 号, pp.181-190, 1986.
- 8) Terzaghi, K.: *Theoretical Soil Mechanics*, John Wiley and Sons, pp.182-215, 1959.
- 9) 伊奈昭二, 伊藤 仁史, 土屋幸三郎, 美馬健作, 橋本 正, 長屋淳一: 砂質地盤中の覆工作用土圧に与える裏込注入の影響, 土木学会第 50 回年次学術講演会, III (B), pp.1318 ~ 1319, 1995.
- 10) 土木学会編, トンネル標準示方書 (シールド編)・同解説, pp.162, 1986.
- 11) Peck, R. B.: *Deep Excavation and Tunneling in Soft Ground, Proceedings of 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (Mexico)*, State-of-the-Art Volume, pp.225-290, 1969.

(1996. 8. 13 受付)

ON THE SURFACE SETTLEMENT AND LINING STRESS OF SHIELD TUNNEL IN SAND OBSERVED IN A CENTRIFUGE

Toshi NOMOTO and Shinichiro IMAMURA

Three series of centrifuge tests for simulating a process of shield construction in dry sand were performed by using a miniature shield machine developed by the authors, with special reference to tail void thickness and cover/diameter ratio. Each series models different ranges of construction process, 'buried pipe test' refers to measure the lining stress under a centrifugal acceleration, 'tail void formation test' simulates the process of tail void formation only, 'shield test' deals with the complete process of shield construction. Experimental formula for estimating the surface settlement above the shield was deduced by a function of tail void thickness and cover/diameter ratio. The lining stress at crown was successfully predicted by Terzaghi's loosening earth pressure, provided the measured K_0 value was used.