

## シールド工事に伴う中位の粘性土地盤の力学的挙動に着目した セグメント作用土水圧に関する検討

伊藤喜広<sup>1</sup>, 篠口冴子<sup>2</sup>, 岡 滋晃<sup>2</sup>, Alireza AFSHANI<sup>3</sup>, 金子俊輔<sup>4</sup>, 斉藤 仁<sup>5</sup>, 赤木寛一<sup>6</sup>

- 1 東電設計 ジオフロント本部
- 2 東京電力ホールディングス 技術戦略ユニット
- 3 大林組 生産技術本部
- 4 東電設計 再生可能エネルギー本部
- 5 東設土木コンサルタント
- 6 早稲田大学教授 理工学術院

### 概 要

首都圏湾岸部の深度 40 m 付近には、七号地層に代表される N 値が 4~8 の中位の粘性土地盤が分布している地域がある。この場合、トンネル標準示方書に則って安全側にセグメントの設計を行うと、土水一体かつ全土被り圧を採用する必要があるため、セグメントの厚さが不合理に厚くなる可能性がある。一方、中位の粘性土地盤でセグメントに作用する土水圧を計測すると、地盤の自立性が高い場合は、セグメントには主に静水圧程度の水圧が作用し、鉛直有効土圧は全土被り圧以下であったとの事例が報告されている。本研究は、中位の粘性土地盤中のセグメントに作用する土水圧の取扱いを明確にすることを目的として、シールド工事現場における土水圧の計測事例を、土水連成の 3 次元弾塑性 FEM を用いて分析するとともに、トンネル外周地盤の力学的挙動に着目してセグメントに作用する土水圧について検討したものである。

キーワード：シールドトンネル、中位の粘性土、土圧、現地計測、弾塑性解析

### 1. はじめに

首都圏の沖積層は、地層の特徴から上下 2 つに分けることができ、上部が有楽町層、下部が七号地層と呼ばれている。有楽町層は主に軟らかい海成の泥から構成され、沖積低地の全域に広がっている。七号地層は有楽町層に比べるとやや固く基底礫層とその上の砂泥互層からなる陸成を主体とした地層である。そして、首都圏湾岸部の深度 40 m 付近には、N 値が  $4 \leq N < 8$  の中位の粘性土に区分される七号地層が分布する地域がある。近年は地下空間の有効利用の観点から、トンネルなどの地下施設の大深度化が進められている。よって、これまで工事例が少なかった中位の粘性土地盤中の地下施設の建設が今後増加すると考えられる。

シールド覆工設計において、中位の粘性土は、1977 年制定のトンネル標準示方書 (シールド編)<sup>1)</sup>では、粘性土の一種として区分されており、土圧算定にあたっての水の取扱いは、水を土の一部として包含する考え方 (土水一体) として採用される傾向にあった。その後、1996 年制定のトンネル標準示方書 (シールド工法編)<sup>2)</sup>では、土水の取扱いについて「自立性が大きい硬質粘土や固結シルトでは土水分離として取扱う場合もある」との記載が追加され、中位の

表 1 シールドトンネルの設計区分<sup>3)</sup>

土水の取扱い	土の種類	側方土圧係数 $\lambda$	地盤反力係数 $k$ (MN/m <sup>3</sup> )	N 値による目安
土水分離	固結した粘性土	0.35~0.45	30~50	$25 \leq N$
	硬い粘性土	0.45~0.55	10~30	$8 \leq N < 25$
	中位の粘性土	0.45~0.55	5~10	$4 \leq N < 8$
土水一体	中位の粘性土	0.65~0.75	5~10	$4 \leq N < 8$
	柔らかい粘性土	0.65~0.75	0~5	$2 \leq N < 4$
	非常に柔らかい粘性土	0.75~0.85	0	$N < 2$

粘性土の土水の扱いも、土水分離と土水一体で区別され、併記されるようになった。現行の 2016 年制定のトンネル標準示方書 (シールド工法)<sup>3)</sup> の設計区分を表 1 に示す。表 1 の側方土圧係数  $\lambda$  と地盤反力係数  $k$  の組合せは、示方書の改訂とともに改良が加えられているが、土の種類に対する土水の取扱いおよび N 値による目安は 1996 年制定から変わっていない。

さらに、現行の示方書においても、中位の粘性土が土水分離と土水一体のどちらの地盤として取扱うのか明確な基準は定められていない。また、シールド覆工設計に用いられるトンネルに作用する鉛直有効土圧についても、全土被り圧と緩み土圧のどちらを適用するのか明確な基準は

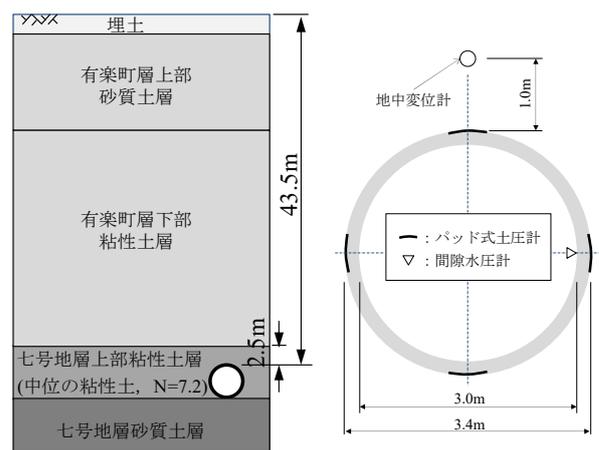
ない。これらについては、トンネル周辺の土質条件や地下水位等の条件の他、既往の設計における緩み土圧の適用実績、施工時荷重等を考慮することにより、設計者の工学的判断に委ねられている。したがって、安全側となる考え方を採用して全応力に基づく土水一体かつ全土被り圧による設計を行うと、セグメント厚さが不合理に厚くなることや、RCセグメントでは構造が成立せず合成セグメントの採用が検討される場合がある。

鉄道総研報告<sup>4)</sup>によると、鉄道のシールドトンネルは、1997年に制定された鉄道構造物等設計標準・同解説(シールドトンネル)<sup>5)</sup>(以降、シールド標準と称す)に準拠して設計がなされてきた。ここで、シールド標準策定以前に設計された中位の粘性土地盤中のシールドトンネルについては、不具合が確認されていないものの、シールド標準の土水一体かつ全土被り圧の考えを採用した場合、設計曲げモーメントが大きくなり照査を満足しなくなることを指摘している。すなわち、中位の粘性土地盤中のシールド覆工設計において、土水一体かつ全土被り圧を採用すると、設計時荷重を過大に評価する可能性があることを示唆している。

一方、中位の粘性土地盤に建設されたシールドトンネルで、過去に実施された土水圧の計測結果<sup>6)7)8)</sup>によれば、セグメントには静水圧程度の水圧が作用し、鉛直有効土圧は全土被り圧以下であったとの報告がある。このことから、過圧密状態にあつて自立性が高い中位の粘性土地盤では、テールボイド発生時の作用土圧に関するトンネル上部外周地盤の全応力経路は、平均全応力が除荷または一定の状態に変化して、過圧密粘性土の弾性領域での有効応力経路とほぼ平行となつて過剰間隙水圧がゼロに保たれ、結果的にセグメントに静水圧が作用した可能性が考えられる。したがって、この場合のトンネル周辺地盤の変形は、全応力と有効応力変化に対応して結果的に排水状態を保つ土水分離に準じた考え方により、全土被り圧以下の鉛直有効土圧を設計で適用してよいと判断される。

また伊藤ら<sup>9)</sup>は、この事象に関して、3か所のシールドトンネルの掘進時の現地計測結果から、中位の粘性土地盤では有効応力に基づく土水分離とした考え方ができると判断して、2次元剛塑性モデルによる解析を用いて土水圧を評価し、さらに上界法に基づいたセグメントに作用する鉛直有効土圧の簡易算定手法を示した。

本研究は、中位の粘性土地盤中のセグメントに作用する土水圧の取扱いを明確にすることを目的として、伊藤ら<sup>9)</sup>で取り上げた3か所の現地計測のうち1か所に着目し、詳細な3次元弾塑性FEMを実施した。具体的には、シールドトンネルの施工ステップを模擬した土水連成の3次元弾塑性FEMにより、シールド掘進時のトンネル天端のセグメントに作用する土水圧について、トンネル外周地盤の力学的挙動に着目して現地計測結果との比較に基づいて考察した。



(a) 計測断面 (b) 計測配置

図1 トンネルAの計測概要<sup>9)10)</sup>

表2 セグメント仕様一覧<sup>10)</sup>

項目	内容
外形	φ3,400 mm
仕上がり内径	φ3,000 mm
形状	平板型RCセグメント
厚さ	200 mm
幅	1,350 mm
分割数	5分割 (4分割 + Kセグメント)
鉄筋比	0.54 %
コンクリート強度	54 N/mm <sup>2</sup>
セグメント継手	KL継手 (曲がりボルト)
リング継手	KL継手 (曲がりボルト)
シールド段数	2段

表3 計測器の仕様

計測器	仕様
パッド式土圧計	型式: GEP-1.0MPaP-R
	測定範囲: 1.0 MPa
	受圧面寸法: 750×490 mm 質量: 約5.9 kg
間隙水圧計	型式: GP-600kPT-B
	測定範囲: 600 kPa
	外形寸法: φ36×L84 mm 質量: 約0.5 kg
地中変位計	型式: PM-100GB 測定範囲: ±50 mm (地表面と測定地点の相対鉛直変位を計測)

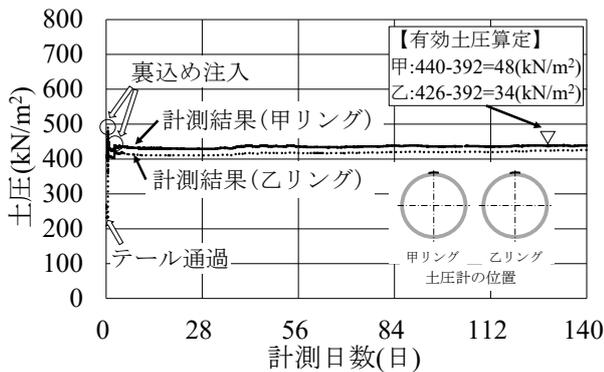
## 2. セグメントに作用する土水圧の現場計測結果

### 2.1 トンネル概要

首都圏湾岸部におけるシールドトンネルの中から、中位の粘性土地盤を通過し、かつ土水圧の計測を実施した事例として、図1に示す泥水式シールドで施工されたトンネルAを対象とする<sup>9)10)</sup>。また、トンネルAで採用したセグメントの仕様を表2に示す。

### 2.2 計測概要

計測断面と計測配置を図1に示す。計測断面付近の標準貫入試験結果より、七号地層上部粘性土層のN値は5～



※上部の土圧計は連続する2リング(甲・乙)に設置している。

図2 土圧計測結果(上部)<sup>9)</sup>

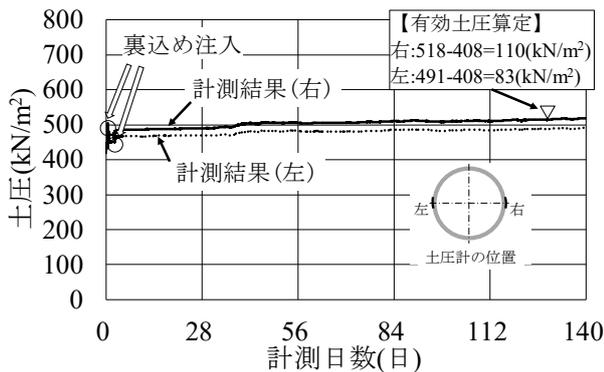


図3 土圧計測結果(側部)

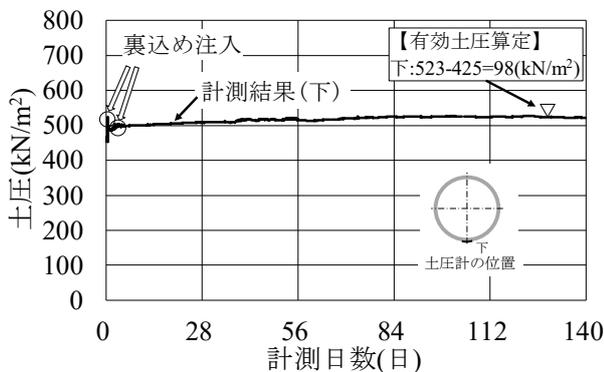


図4 土圧計測結果(下部)

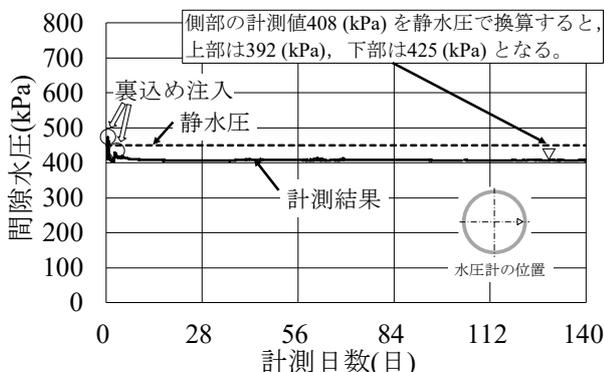


図5 間隙水圧計測結果<sup>9)</sup>

10の範囲でばらつきはあったが、表1に示す中位の粘性土のN値による目安( $4 \leq N < 8$ )とほぼ同等であること

と、N値の平均値が7.2であったことから、中位の粘性土として扱ってもよいと判断した。

計測器の仕様を表3に示す。土圧計測にはパッド式土圧計、水圧計測には間隙水圧計を用いている。土圧計では、テール通過時の裏込め注入材を介して、地山側からセグメントに作用する圧力を計測している。また、間隙水圧計では、後続台車が通過した後、セグメントおよび裏込め注入層を削孔し地下水をシールド内に導水して水圧を計測している。よって、土圧計で得られる計測値は、セグメントに作用する土圧と水圧の合計であり、間隙水圧計で得られる計測値は、セグメントに作用する水圧であることから、土圧計の計測値から間隙水圧計の計測値を差し引いた値をセグメントに作用する有効土圧とみなした。

また、天端のセグメントから1m程度上方に地中変位計を配置した。

### 2.3 計測結果

図2～図4に土圧計測結果(上部、側部、下部)を、図5に間隙水圧計測結果を示す。また、図5には、地下水面高さから計算した水圧計設置高さの静水圧を併記した。なお、地中変位の計測結果は、解析結果との比較分析と併せて後述する。

### 2.4 計測結果の分析

図5に示した間隙水圧計測結果より、シールド掘進時には裏込め注入圧の影響を受けるが、数日後には静水圧とほぼ同等程度に収束していることがわかる。そこで、図2～図4には、土水圧が概ね一定となる時期における、土圧計の計測値から間隙水圧(間隙水圧計の計測値を土圧計位置の静水圧に換算した値)を差し引いた有効土圧を併記した。図3および図4に示す側部と下部の有効土圧は上部の有効土圧よりやや大きい。深度の違いによる全応力の増加と併せて、側部についてはマシンの姿勢制御の影響を反映したものと推察される。

既往研究<sup>9)</sup>と同様に上部の挙動に着目すると、図2と図5の比較より、トンネル天端のセグメントに作用する土水圧の大部分は間隙水圧が占めていることがわかる。さらに、土水圧から間隙水圧を差し引いた鉛直有効土圧は数十 $\text{kN/m}^2$ 程度であり、土被り厚さが40m以上あるトンネルAの全土被り圧と比較しても非常に小さくなっている。

以上より、トンネル掘削付近の中位の粘性土地盤は、土水分離地盤として扱うことができ、トンネル天端のセグメントには、土水圧から静水圧相当の間隙水圧を差し引いた鉛直有効土圧が作用すると判断できる。

## 3. 3次元弾塑性FEMによるセグメント作用土水圧の分析

泥水式シールドマシンが中位の粘性土地盤を通過する際に、トンネル天端部および側方部(以降、SL部と称す)のセグメントには、周辺地盤のどのような力学的挙動に基

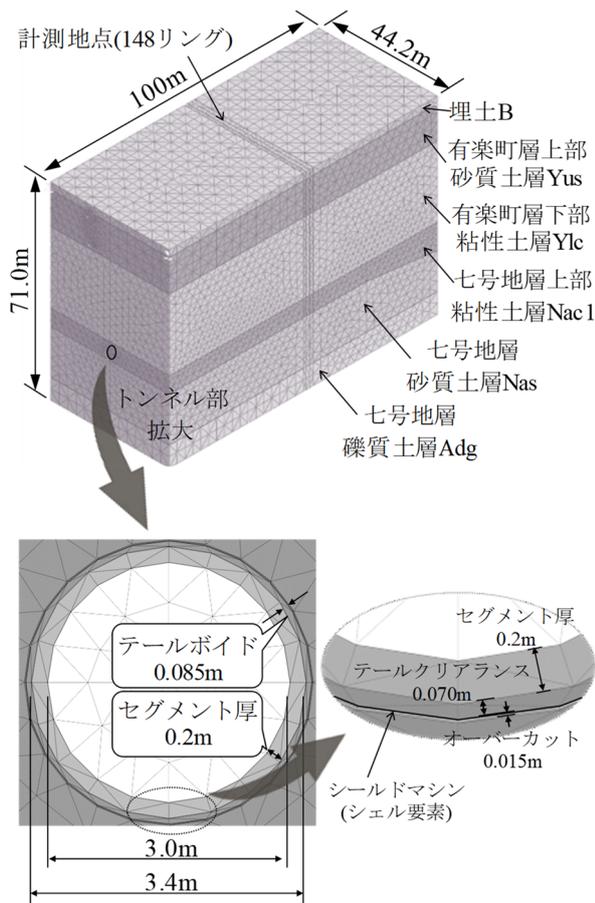


図 6 3次元解析モデル

づいた土水圧が作用するのかを確認するために、シールドトンネルの施工ステップを模擬した3次元弾塑性FEMによる解析を実施した。なお、解析ソフトは「Midas GTS NX」を用いた。

### 3.1 解析モデルの概要

トンネル A を対象とした解析モデルを図 6 に示す。このモデルでは、セグメントおよび地盤をソリッド要素、シールドマシンをシェル要素でモデル化した。また、掘削時に発生するセグメント周りのテールボイド (0.085 m) は、シェル要素でモデル化したシールドマシンの内側のテールクリアランス (0.070 m) と外側のオーバーカット (0.015 m) を分けてモデル化した。トンネル軸方向のモデル寸法は 100 m として、発進立坑から 110 リング～183 リングの計 74 リング分のセグメントをモデル化し、現地での計測リング (148 リング) が中心付近に位置するように設定した。また、トンネル横断面方向のモデルの幅は 44.2 m として、トンネル外周からモデルの側方端部までの距離 (約 20 m) は、掘削径 ( $D=3.4\text{ m}$ ) の 5 倍以上を確保した。

解析ステップ図を図 7、解析ステップの内容を表 4 に示す。図 7 および表 4 に示すように、実際の施工を模擬して、掘進時のセグメントに作用する土水圧を計算した。なお、図 6 のトンネル断面の拡大図に示すように、セグメントの外径 3.4 m の外側には、0.085 m のテールボイドを

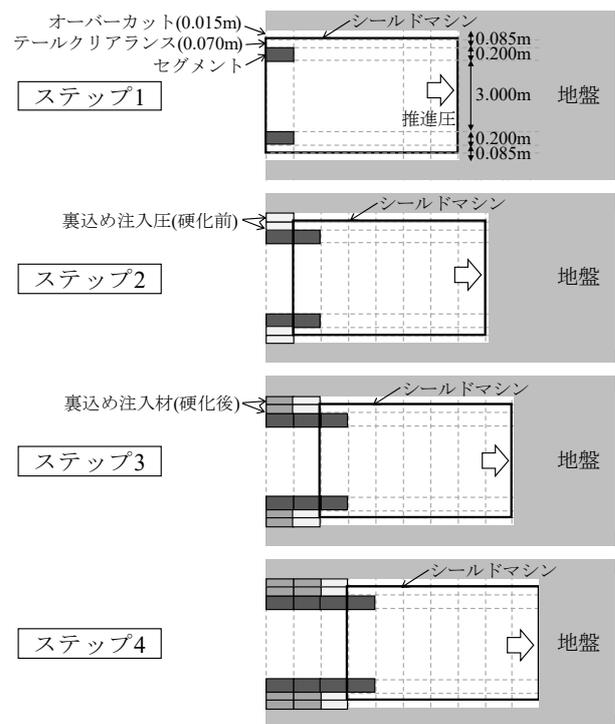


図 7 解析ステップ

表 4 解析ステップの内容

ステップ番号	内容
ステップ1	<ul style="list-style-type: none"> <li>推進圧を切羽に作用させる。</li> <li>シールドマシン内でセグメントを追加する。</li> </ul>
ステップ2	<ul style="list-style-type: none"> <li>切羽の1リング分の地盤を削除して、シールドマシンを進める。その際、テールボイドに裏込め注入圧 (硬化前) を作用させる。</li> <li>シールドマシン内で新しいセグメントを追加する。</li> </ul>
ステップ3	<ul style="list-style-type: none"> <li>ステップ1～2の要領でさらにシールドマシンを進め、ステップ2の裏込め注入圧の要素を、圧力を保持したまま裏込め注入材 (硬化後) に変更する。</li> </ul>
ステップ4	<ul style="list-style-type: none"> <li>ステップ1～3の施工内容で、さらにシールドマシンを進める。</li> </ul>

モデル化しており、この部分は、図 7 および表 4 に示すように、シールド掘進時の同時裏込め注入材の硬化前を圧力としてモデル化し、続く硬化後は圧力が保持されたままの固化材料としてモデル化している。

### 3.2 解析条件

#### (1) 入力物性値

地盤の物性値を表 5 に示す。各物性値は、現地でのボーリング調査、標準貫入試験およびコア採取による室内土質実験 (物理試験、圧密試験、一軸圧縮試験、三軸圧縮試験 (CUbar, CD)) を参考に設定した。表 5 に示すように、トンネル天端付近の粘性土層である Ylc および Nac1 は修正 Cam Clay モデル、表層の B および Yus は弾性モデル、ト

表 5 地盤の物性値

項目	単位	B	Yus	Ylc	Nac1	Nas	Adg
モデル	—	弾性		修正CamClay		Mohr-Coulomb	
$E$	kN/m <sup>2</sup>	3,600	9,600	4,400	7,700	21,300	82,600
$\nu$	—	0.35	0.3	0.317	0.317	0.3	0.3
$\gamma$	kN/m <sup>3</sup>	16.4	19.3	15.8	17.0	20.8	20.0
$c'$	kN/m <sup>2</sup>	37.5	2	—	—	2	2
$\phi'$	deg	2	38.2	—	—	42.7	45.0
$e_0$	—	0.5	0.5	1.353	1.353	0.5	0.5
$K_0$	—	0.97	0.40	0.54	0.53	0.40	0.29
$M$	—	—	—	1.08	1.18	—	—
$k$	m/s	—	—	$7 \times 10^{-10}$	$1.5 \times 10^{-9}$	—	—
$C_k$	—	—	—	0.67	0.67	—	—
OCR	—	—	—	1.55	1.70	—	—
$C_c$	—	—	—	0.885	0.565	—	—
$C_s$	—	—	—	0.017	0.011	—	—

表 6 シールドトンネルおよびマシンの物性値

項目	単位	セグメント	シールドマシン	裏込め注入材(硬化後)
モデル	—	弾性		
$E$	kN/m <sup>2</sup>	45,000,000	210,000,000	5,000
$\nu$	—	0.15	0.2	0.2
$\gamma$	kN/m <sup>3</sup>	40	78.5	24

ここに、

$E$ : 弾性係数	$M$ : 限界応力比
$\nu$ : ボアソン比	$k$ : 透水係数
$\gamma$ : 湿潤単位重量	$C_k$ : 透水係数の変化係数
$c'$ : 有効粘着力	OCR : 過圧密比
$\phi'$ : 有効内部摩擦角	$C_c$ : 圧縮指数
$e_0$ : 初期間隙比	$C_s$ : 膨潤指数
$K_0$ : 静止土圧係数	

ンネル下部の Nas および Adg は Mohr-Coulomb モデルを適用した。

また、シールドトンネルおよびマシンの物性値を表 6 に示す。裏込め注入材の弾性係数 (5,000 kN/m<sup>2</sup>) は、材齢 28 日を想定した仮定値とした。

## (2) 境界条件

変位境界条件は、底面を全拘束、側面を鉛直ローラーとした。また、水理境界条件として、初期の水位は静水圧を仮定し、セグメントに作用する水圧が現場計測結果の水圧と同等となるように、地表面から-3.9 m に設定した。

## (3) 作用荷重

施工時荷重として、推進圧と裏込め注入圧を考慮した。これらは、現場で取得された圧力データのうち、今回モデ

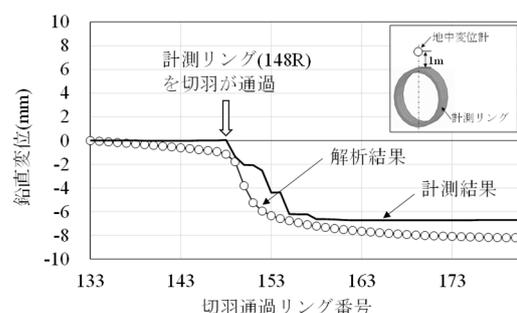


図 8 鉛直変位の解析結果と計測結果の比較

ル化の対象とした区間 (110 リング～183 リング) の平均値を使用した。推進圧はジャッキ推力と同等と仮定して 459 kPa、裏込め注入圧は 414 kPa とした。

## 3.3 トンネル上部外周地盤の地中変位の分析

シールド掘進により、計測リング (148 リング) の位置を切羽が通過するときのトンネル上部外周地盤の地中変位を分析した。図 1 に示したように、計測リングでは、天端のセグメントから 1 m 程度上方に地中変位計を設置しており、鉛直変位の解析結果と計測結果の比較を図 8 に示す。図 8 に示すように、計測結果と解析結果ともに、計測リングの位置を切羽が通過したときに鉛直変位が大きくなっている。また、切羽の通過後においては、計測リングから 10 リング程度通過した時点で計測結果はほぼ一定値になっているが、解析結果はその後緩やかな沈下が続く結果となった。計測結果と解析結果で沈下の収束傾向には差異がみられるものの、切羽通過前後の全体の沈下傾向は解析で概ね再現できていると考えられる。よって、今回の 3 次元弾塑性 FEM で得られたトンネル上部外周地盤の地中変位の妥当性が確認できる。

## 3.4 トンネルに作用する土水圧の分析

シールド掘進により、計測リングをテールが通過した後の土水圧を分析した。計測リングの天端に作用する土水圧を評価するために、図 9 に示すように、天端部付近の Nacl 層の地盤をモデル化した複数のソリッド要素の応答値に着目し、平均的な土水圧を算出した。具体的には、ある程度平均的な挙動が得られる要素個数を確認し、天端近傍の 8 個の要素を採用した。トンネル天端部に作用する土水圧 (鉛直全土圧、間隙水圧、鉛直有効土圧) の解析結果 (○) および計測結果 (実線) の比較を図 10 に示す。なお、解析結果の出力は、テール通過リング番号が 130 リングから 170 リングの範囲となるが、計測結果の出力は、計測リング (148 リング) をテールが通過した以降となる。図 10 (a)、(b) に示すように、トンネル天端部に作用する鉛直全土圧および間隙水圧は、解析結果と計測結果で概ね整合する結果となっている。図 10 (c) に示すように、鉛直有効土圧は、解析結果と計測結果を比較すると、絶対値としては倍半分程度の差はあるものの、鉛直全土圧および間隙水圧と比較して大きく低減する傾向は両者で整合する。このこと

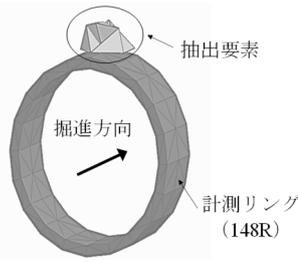
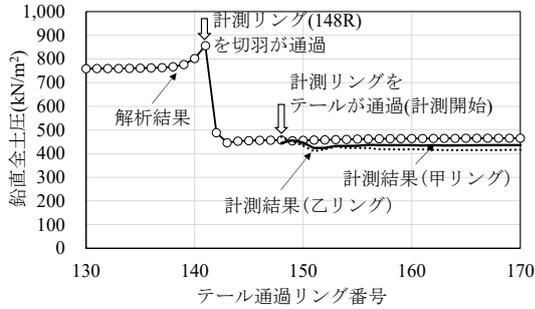
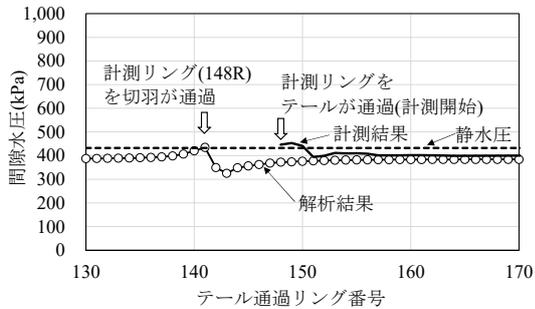


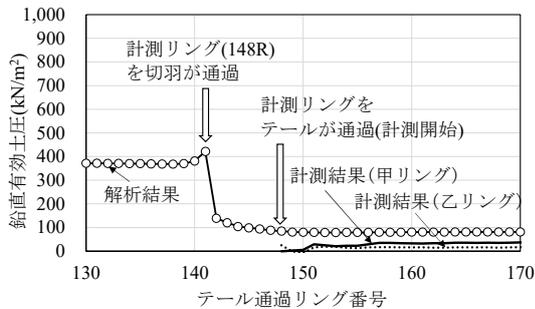
図 9 天端部の評価のために抽出した要素



(a) 鉛直全土圧



(b) 間隙水圧



(c) 鉛直有効土圧

図 10 天端部の土水圧の解析結果と計測結果の比較

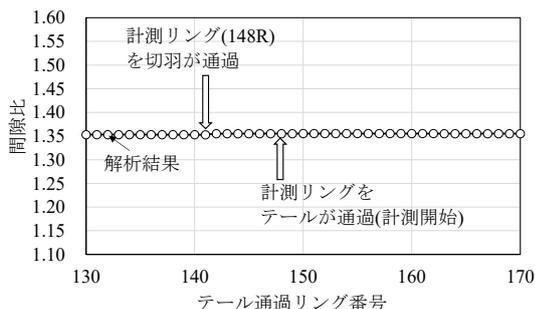


図 11 天端部の間隙比のシールド掘進に伴う変化

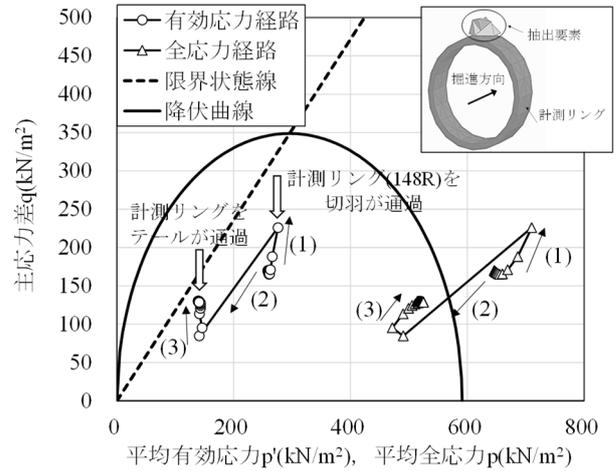


図 12 天端部の有効応力経路および全応力経路

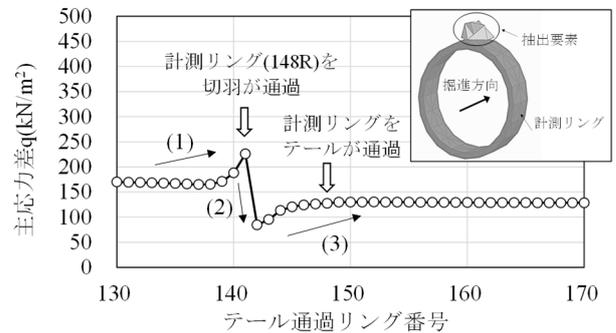


図 13 天端部の主応力差のシールド掘進に伴う変化

から、今回の 3 次元弾塑性 FEM による土水圧についても妥当な結果を得ることできたと判断できる。また、図 11 に示すように、今回の解析では、シールド掘進に伴う天端部付近の間隙比はほとんど変化していないことから、過圧密比 (OCR) が 1.55~1.70 の過圧密状態にある中位の粘性土の降伏曲線内部の弾性壁上での弾性的な挙動であることが推察される。

次にシールド掘進時の、トンネル上部外周地盤の全応力と有効応力の変化状況を確認するために、図 9 に示す抽出地盤要素の有効応力経路および全応力経路を図 12、主応力差のシールド掘進に伴う変化を図 13 に示す。

図 12 および図 13 に示すように、切羽が計測リングに近づく区間 (1) では、掘進圧の作用により主応力差は大きくなるが、切羽が計測リングを通過した直後の区間 (2) では、掘削による鉛直圧力除荷の影響を受け主応力差が大きく低下する。その後、シールドマシンが進む区間 (3) では、裏込め注入圧の影響により主応力差は大きくなり過剰間隙水圧が発生しているが、計測リングをテールが通過する時点では、主応力差は概ね収束していることがわかる。また、有効応力経路は降伏曲線の内部にとどまっており、弾性的な状態であることがわかる。

また、図 12 の有効応力経路と全応力経路を比較すると、両者は区間 (1)~(2) においてほぼ平行の応力経路を示している。このことは、横軸の平均全応力と平均有効応力の差分として算出できる間隙水圧が、シールド通過に伴い大

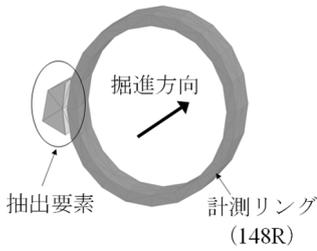


図 14 SL 部の評価のために抽出した要素

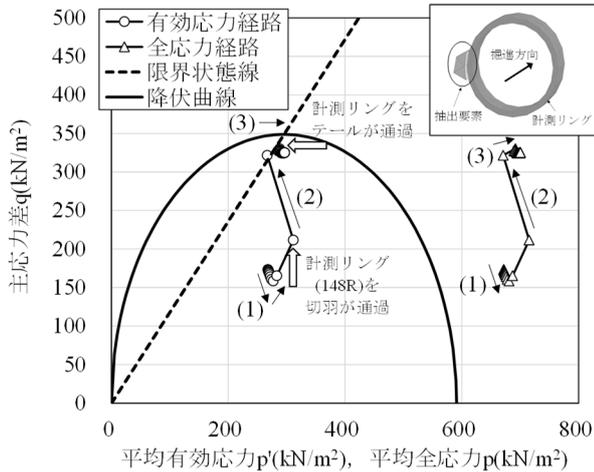


図 15 SL 部の有効応力経路および全応力経路

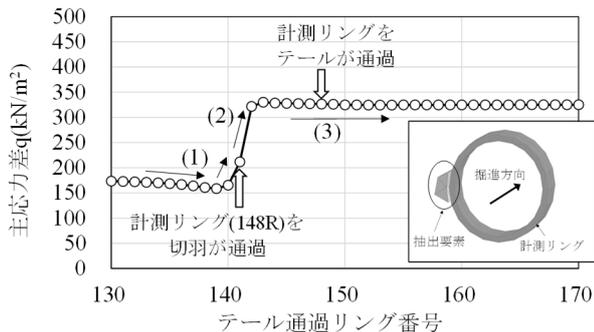


図 16 SL 部の主応力差のシールド掘進に伴う変化

大きく変化しない、すなわちシールド通過の影響をあまり受けないことを示す。この傾向は、図 10 (b) に示すように、シールド通過前の静水圧程度の間隙水圧が、計測リングを通過時には 100 kPa 程度変動するものの、シールド通過後には再び静水圧程度に戻ることからも確認できる。

同様に、シールド掘進時のトンネル側方の SL 部の全応力と有効応力変化状況を確認するために、図 14 に示す天端部と同様に複数の抽出地盤要素 (9 個) の平均的な有効応力経路および全応力経路を図 15、主応力差のシールド掘進に伴う変化を図 16 に示す。図 15 および図 16 に示すように、切羽が計測リングに近づく区間 (1) では、掘進圧の作用により計測リングに到達直前で主応力差は大きくなり、切羽が計測リングを通過した直後の区間 (2) でも、側圧除荷の影響で継続して主応力差が増加する。その後、シールドマシンが進む区間 (3) では、上述の天端部の挙動とは異なり、主応力差の大きな増減はみられない。

また、図 15 の有効応力経路と全応力経路を比較すると、上述の天端部と同様に、両者は区間 (1)~(3) においてほぼ平行の応力経路を示しており、SL 部の間隙水圧も、シールド通過の影響をあまり受けないことを示す。しかしながら、経路 (3) の有効応力経路はほぼ降伏曲線付近に到達し、SL 部ではほぼ限界状態に対応する塑性状態に到達していることがわかる。

2 章で述べたように、シールド掘進時に静水圧程度の水圧がセグメントに作用し、鉛直有効土圧は全土被り圧以下になる現象は、過去の計測結果<sup>6)7)8)</sup>でも報告されている。したがって、ここで実施したシールド掘進を考慮した 3 次元弾塑性 FEM により、テールボイド発生時の作用土圧に関するトンネル天端部および SL 部の外周地盤の全応力経路は、平均全応力が除荷または一定の状態に変化して、過圧密状態にある中位の粘性土の有効応力経路とほぼ平行となって過剰間隙水圧がゼロに保たれるので、結果的にセグメントに静水圧が作用することになる現地計測結果に対応する状況を確認することができた。

よって、中位の粘性土地盤中のセグメント設計では、シールド掘進時の天端部および SL 部付近の地盤はほぼ間隙比が一定の非排水条件、さらにセグメントに作用する水圧は静水圧として設定することで鉛直有効土圧を考慮してもよいと判断される。すなわち、過圧密比 (OCR) が 1.55~1.70 の中位の粘性土におけるシールドトンネルの設計区分については土水分離に統一できる可能性がある。

#### 4. 中位の粘性土地盤の側方土圧係数に関する一考察

シールド覆工設計に用いられる側方土圧係数 $\lambda$ は、鉛直方向荷重 $P_v$ と水平方向荷重 $P_h$ との比であり、設計時土圧の算出の重要なパラメータとなっている。ここでは、中位の粘性土地盤における側方土圧係数に着目し、上述したセグメントに作用する水圧を静水圧、鉛直有効土圧を剛塑性モデルによる解析で算出した事例<sup>9)</sup>を参照して、現行のシールド覆工設計に用いられる側方土圧係数の適用性について考察する。

##### 4.1 有効土圧比 $\alpha$ の定義

既往研究<sup>9)</sup>では、本研究で対象としたトンネル A に加えて、図 17 および図 18 に示すトンネル B およびトンネル C を対象として、中位の粘性土地盤におけるシールドセグメントに作用する土水圧の検討を実施している。そこでは、各トンネルにおける天端に作用する水圧を静水圧として、剛塑性モデルによる解析により鉛直有効土圧を算出している。ここで、剛塑性モデルによる解析結果より、鉛直有効土圧 $P'_{v0}$ および静水圧 $u_1$ 、さらに静水圧に対する鉛直有効土圧の比として定義した有効土圧比 $\alpha (= P'_{v0} / u_1)$ を表 7 に示す。表 7 に示すように、3 トンネルとも静水圧に対して鉛直有効土圧は小さく、 $\alpha$ は概ね 0.1 程度になることがわかる。

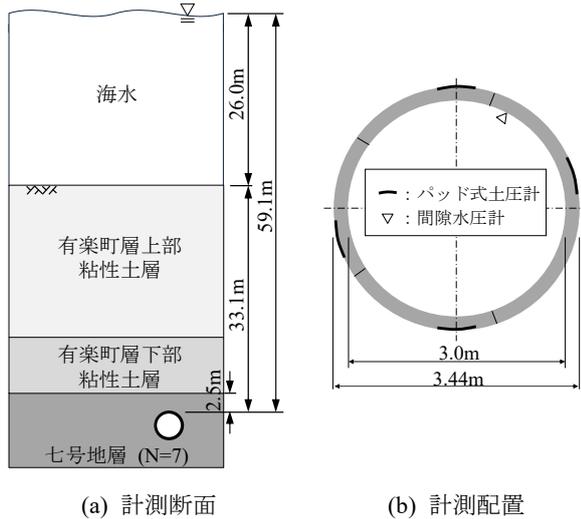


図 17 トンネルBの計測概要<sup>69)</sup>

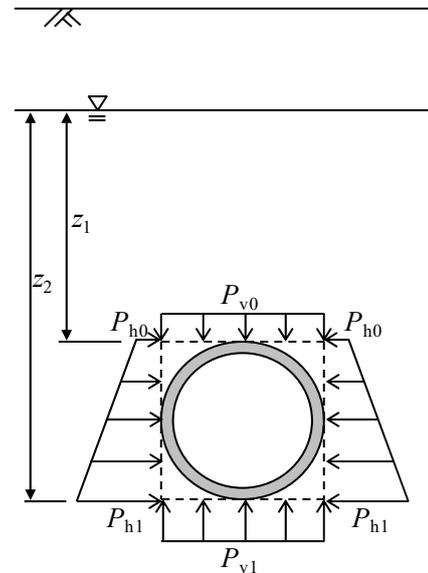


図 19 トンネルに作用する土水圧の概要図

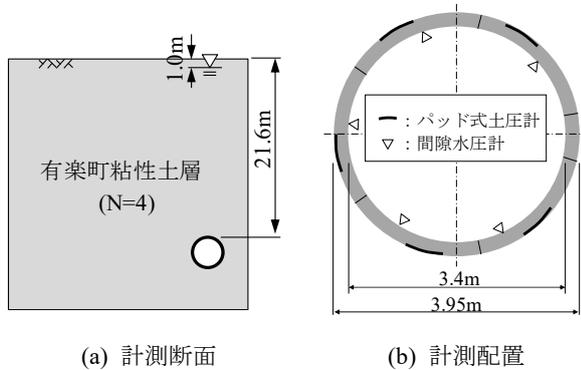


図 18 トンネルCの計測概要<sup>89)</sup>

$u_1$  : トンネル天端に作用する静水圧土圧 (kPa)  
 $\gamma_w$  : 水の単位体積重量 (kN/m<sup>3</sup>)  
 $z_1$  : 地下水面からトンネル天端までの距離 (m)

式(1)および式(2)より,  $\lambda$ について求めると式(3)となる。

$$\lambda = P_{h0} / P_{v0} = (\lambda' \cdot P'_{v0} + \gamma_w \cdot z_1) / (P'_{v0} + \gamma_w \cdot z_1) \quad (3)$$

ここで, 式(3)において, 有効土圧比 $\alpha$ を用いて $P'_{v0} = \alpha \cdot u_1 = \alpha \cdot \gamma_w \cdot z_1$ とおくと, 式(4)となる。

$$\lambda = (\lambda' \alpha + 1) / (\alpha + 1) \quad (4)$$

式(4)の有効側圧係数 $\lambda'$ は, 地盤条件によって影響を受けるパラメータである。そこで, トンネルAの周辺地盤を対象として, 3つの状態(正規圧密状態, 過圧密状態, 主働土圧状態)を想定した $\lambda'$ の値の範囲を検討する。

まず, 正規圧密状態の $\lambda'$ は, 式(5)に示すように静止土圧係数 $K_0$ と内部摩擦角 $\phi$ の関係であるヤーキーの式( $K_0 = 1 - \sin\phi$ )を用いて算出する。なお, トンネルAの地盤調査結果<sup>9)</sup>より $\phi$ は27.9度とする。

$$\lambda' = P'_{h0} / P'_{v0} = K_0 = 1 - \sin\phi = 0.53 \quad (5)$$

次に, 過圧密状態の $\lambda'$ は, 式(6)に示すAlpanの式<sup>11)</sup>より, 膨潤時の静止土圧係数 $K_1$ として算出する。なお, トンネルAの地盤調査結果<sup>9)</sup>より, 過圧密比は $OCR = 1.7$ , 塑性指数は $I_p = 15.4$ とする。

$$\lambda' = P'_{h0} / P'_{v0} = K_1 = K_0 (OCR)^{0.54 \exp(-I_p/122)} = 0.68 \quad (6)$$

最後に, 主働土圧状態の場合は, 式(7)に示すランキンの主働土圧係数より算出する。

$$\lambda' = K_A = \tan^2(45 - \phi/2) = 0.36 \quad (7)$$

式(5)~式(7)の $\lambda'$ の値は, 表1に示す現行のトンネル標準準方書(シールド工法)<sup>3)</sup>における土水分離かつ中位の粘性土の側方土圧係数の範囲(0.45~0.55)と比較すると, 正規圧密状態の $\lambda'$ (0.53)は上記範囲内であり, 一方, 過圧密状態の $\lambda'$ (0.68)および主働土圧状態の $\lambda'$ (0.36)は上記

表 7 剛塑性解析結果に基づく有効土圧比の算出<sup>9)</sup>

トンネル	鉛直有効土圧 $P'_{v0}$ (kN/m <sup>2</sup> )	静水圧 $u_1$ (kPa)	有効土圧比 $\alpha$
トンネルA	55.8	422.8	0.13
トンネルB	48.8	579.8	0.08
トンネルC	18.6	202.1	0.09

#### 4.2 側方土圧係数と有効土圧比 $\alpha$ の関係

上述した側方土圧係数と有効土圧比 $\alpha$ の関係を分析するために, 土質力学における正規圧密状態と過圧密状態, さらにトンネル掘削時の周辺地盤の状況に近い主働土圧状態に着目する。なお以降では, 側方土圧係数の全応力表示と有効応力表示を区別するために, 前者を全側圧係数 $\lambda$ , 後者を有効側圧係数 $\lambda'$ と呼ぶこととする。

この場合, 図19に示すトンネル天端に作用する全応力表記の鉛直全土圧 $P_{v0}$ 及び水平全土圧 $P_{h0}$ は, 以下のように有効応力項と水圧項に分解できる。

$$P_{v0} = P'_{v0} + u_1 = P'_{v0} + \gamma_w \cdot z_1 \quad (1)$$

$$P_{h0} = \lambda \cdot P_{v0} = \lambda' \cdot P'_{v0} + \gamma_w \cdot z_1 \quad (2)$$

ここに,

$P'_{v0}$  : トンネル天端に作用する鉛直有効土圧 (kN/m<sup>2</sup>)

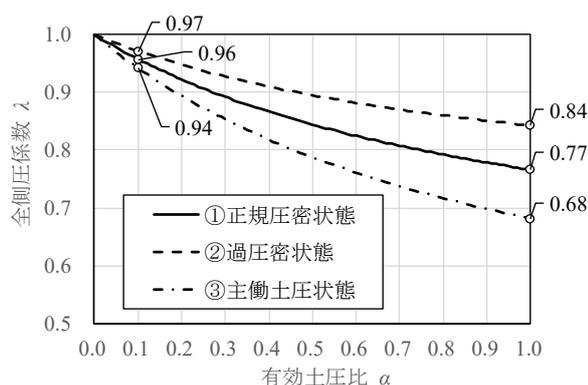


図 20 全側圧係数と有効土圧比の関係

範囲内には入らないものの極端に乖離はしていないことがわかる。

また、式(5)～式(7)の $\lambda$ をそれぞれ式(4)に代入すると、全側圧係数 $\lambda$ と有効土圧比 $\alpha$ の関係は図 20 のように整理できる。表 7 に示すように、実際のトンネルにおける $\alpha$ は概ね 0.1 程度であり、その場合の $\lambda$ の範囲は図 20 に示すように 0.94～0.97 となることがわかる。一方、 $\alpha=1.0$  すなわち静水圧と鉛直有効土圧が同等になる状態の $\lambda$ の範囲は 0.68～0.84 となり、表 1 に示す現行のトンネル標準示方書における土水一体かつ中位の粘性土の側方土圧係数の範囲 (0.65～0.75) と比較的近くなることがわかる。

以上より、現行のトンネル標準示方書の土水一体かつ中位の粘性土の側方土圧係数は、実際よりも過小評価されていると考えられる。これは、トンネルに作用する鉛直全土圧が水平全土圧より大きくなり、トンネルに縦潰れが生じやすい状態であることから、安全側の設計になる側方土圧係数が示されていると推察できる。

表 1 に示される側方土圧係数に関する土の種類に応じた土水分離または土水一体の設計上の取扱いは土質力学の有効応力、全応力に対応するものである。また、シールドトンネルの設計上の外力としての側方土圧は、合理的な設計とするためには、土水分離、土水一体のいずれについても同等の結果を与えることが理想である。この意味で、中位の粘性土に関する土水一体の側方土圧係数の記述は、安全側とはいえ土質力学の立場から合理的でない可能性があるため、再検討の余地があると言える。

## 5. 結論

本研究では、中位の粘性土地盤でのシールド工事における土水圧の計測結果を、土水連成の 3 次元弾塑性 FEM を用いて分析するとともに、トンネル外周地盤の力学的挙動に着目してセグメントに作用する土水圧の評価法について検討した。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 現場での土水圧の計測結果より、中位の粘性土地盤に建設されるシールドトンネルでは、セグメントには静水圧程度の水圧が作用していることから、土水分離地

盤として扱うことができ、トンネル天端のセグメントには、土水圧から静水圧相当の間隙水圧を差し引いた鉛直有効土圧が作用すると判断できる。

- 2) 中位の粘性土地盤中のシールドトンネルの施工ステップを模擬した 3 次元弾塑性 FEM 解析により、現地計測結果で得られたシールド掘進時のトンネル上部外周地盤の地中変位およびセグメントに作用する土水圧の変化状況を再現できた。
- 3) トンネル上部と側部の外周地盤の有効応力経路および全応力経路の分析により、中位の粘性土地盤中のセグメント設計では、テールボイド発生時の外周地盤の挙動を非排水条件、さらにセグメントに作用する水圧は静水圧として設定することで鉛直有効土圧を評価してもよいと考えられる。すなわち、過圧密比 (OCR) が 1.55～1.70 の中位の粘性土におけるシールドトンネルの設計区分については土水分離に統一できる可能性がある。
- 4) 現行のトンネル標準示方書 (シールド工法) に記載されている土水一体かつ中位の粘性土の側方土圧係数 $\lambda$ は実際よりも過小評価されており、トンネル設計において安全側の設計になる側方土圧係数が示されていると推察できる。しかしながら、中位の粘性土に関する土水一体の側方土圧係数の記述は安全側とはいえ土質力学の立場から合理的でない可能性があるため、再検討の余地があると言える。

本研究では、中位の粘性土地盤に建設されるシールドトンネルを対象に、シールド掘進時にセグメントに作用する土水圧を、トンネル外周地盤の力学的挙動に着目して検討した。中位の粘性土地盤に建設されるシールドトンネルの事例は少なく、計測結果等の各種データが多いとは言いがため、今後は、各種データの拡充により、本検討の分析結果の精査および確認を図る必要がある。また、今回はトンネル外径が 3 m 程度のトンネルを対象としたが、今後は、近年施工事例が増加している大口徑シールドトンネルにおける掘進時の作用土水圧についても検討する必要がある。本研究の成果が一助になれば幸いである。

## 参考文献

- 1) 土木学会：トンネル標準示方書 (シールド編)・同解説、昭和 52 年版、1977。
- 2) 土木学会：トンネル標準示方書 (シールド工法編)・同解説、平成 8 年版、1996。
- 3) 土木学会：2016 年制定トンネル標準示方書、[共通編]・同解説、[シールド工法]・同解説、2016。
- 4) 津野究、藤田輝一、船越宏治：粘性土地盤中のシールドトンネルの設計土圧の算定方法、鉄道総研報告、Vol. 36, No. 5, pp. 9-14, 2022。
- 5) 運輸省鉄道局監修 鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説 シールドトンネル、丸善出版、1997。
- 6) 斉藤仁、中島崇、竹林基、白井伸一：東京湾海底七号地層におけるセグメントの荷重計測結果について、土木学会第 60 回年次学術講演会、pp. 219-220, 2005。

- 7) 山根謙二, 松永浩, 高瀬正司: 中位の粘性土下におけるシールドトンネルに作用する土圧の設定と評価, トンネル工学報告集, 土木学会, Vol. 22, pp. 439-446, 2012.
- 8) 有泉毅, 岡留孝一, 長屋淳一: シールド洞道に働く荷重計測結果とその分析について, トンネル工学研究発表会論文・報告集, 土木学会, 第8巻, pp. 367-372, 1998.
- 9) 伊藤喜広, 篠口冴子, 岡滋晃, Alireza AFSHANI, 金子俊輔, 齊藤仁, 赤木寛一: 中位の粘性土地盤におけるシールドセグメント設計時の鉛直有効土圧の算定方法, 土木学会論文集 F1 (トンネル工学), Vol. 77, No. 2 (特集号), I\_44-I\_57, 2021.
- 10) 金城佑紀, 出雲力斗, 小寺洋, 齊藤仁: 大深度・高水圧かつ塩害環境下での RC セグメントの設計—東京電力 葛西橋通り付近管路—, トンネルと地下, Vol. 48, No. 12, pp. 49-59, 2017.
- 11) Alpan, I. : The Empirical Evaluation of the Coefficient  $K_0$  and  $K_{0R}$ , Soils and Foundations, Vol. 7, No. 1, pp. 31-40, 1967,

(2024.8.7 受付)

## Study on the earth pressure design value focused on the clay mechanical behavior during shield tunneling in medium stiff clay

Yoshihiro ITO<sup>1</sup>, Saeko SHINOGUCHI<sup>2</sup>, Shigeaki OKA<sup>2</sup>, Alireza AFSHANI<sup>3</sup>,  
Shunsuke KANEKO<sup>4</sup>, Jin SAITO<sup>5</sup> and Hirokazu AKAGI<sup>6</sup>

- 1 Tokyo Electric Power Services, Geotechnical Engineering Division
- 2 Tokyo Electric Power Company Holdings, Technology Strategy Unit
- 3 Obayashi Corporation, Production Technology Division
- 4 Tokyo Electric Power Services, Renewable Energy Division
- 5 Tosetsu Civil Engineering Consultant
- 6 Waseda University, Faculty of Science and Engineering

### Abstract

At a depth of about 40m near the central Tokyo Bay, the medium stiff clay with the N-value of 4 to 8 named as the No.7 soil formation is distributed. In this case, if the segment lining is designed on the safe side according to the standard specifications for tunnel, the segment thickness may become unreasonably large due to the acting total stress conditions with full soil overburden pressure. On the other hand, according to the previous field measurement results of the earth pressure and the ground water pressure acting on a shield segment in medium stiff clay, the hydrostatic ground water pressure is acting on the segment and the acting vertical effective earth pressure value is less than that of the overburden soil pressure. In this study, to evaluate the earth pressure and the water pressure acting on the segment lining in medium stiff clay, the numerical analyses using three-dimensional soil-water coupled elasto-plastic modelling have been conducted and reasonably compared with the field measurement results. Conclusively, the earth and water pressure design values on the segment lining are reasonably evaluated by using the soil effective stress approach.

Key words: shield tunnel, medium stiff clay, earth pressure, field measurement, elasto-plastic analysis