

# 有限要素法によるシールド工事の施工過程を考慮した地盤挙動解析

赤木寛一\*・小宮一仁\*\*

本研究は、シールド機切羽前面に掘削によって地盤が攪乱された状況を想定した掘削要素を配置し、掘削要素の変形および掘削要素と地盤要素の再分割による方法によってシールド機が掘削地盤を取り込みながら掘進する状況のモデル化を提案するものである。また、実際の工事の施工過程を考慮した有限要素法解析の結果と現場での地盤挙動の実測結果との比較にもとづいて、シールド工事に伴う地盤変形の発生機構について考察を行った。

**Key Words** : tunnel, finite element method, deformation, stress, cohesive soil

## 1. まえがき

近年、シールドトンネル工事に伴い発生する地盤の変形挙動を有限要素法を用いた数値解析によって予測しようとする試みが盛んに行われている。それらの多くはシールドトンネル工事を、トンネル横断面方向あるいはトンネル縦断面方向の平面ひずみ問題・軸対称問題として取り扱い、シールドトンネル工事に伴う周辺地盤の変形に影響を及ぼすさまざまな要因を節点外力や節点変位でモデル化して解析を行うものである。実際、シールド機切羽面における押さえ圧力と土圧の釣合い状況<sup>1)</sup>、シールド機切羽面の切削状況<sup>2)</sup>、シールド機の掘進に伴う地盤の変形状況<sup>3)</sup>、シールド機周面とそれに接する地山との摩擦<sup>4)</sup>、テールボイドの発生および裏込め注入<sup>5)</sup>等のさまざまな要因を考慮した有限要素法解析が行われ、シールドトンネル工事に伴い発生する地盤の変形挙動の予測に多大な成果をあげている。しかしながら、従来の解析は、シールドトンネル掘削以前の地盤の状態を初期条件として個別の要因にもとづく解析を行っているものがほとんどであり、シールドトンネル施工状況を忠実に再現するには至っていない。

実際のシールドトンネル工事では、シールド機の接近・通過過程において地盤の応力状態やひずみ状態は経時的に変化する。また、シールド機の姿勢の変化の影響とシールド機の周面摩擦の影響がそうであるように、複数の要因が同時に地盤に影響を及ぼす場合も多く存在する。さらに、シールドトンネル施工時の地盤変形に加えて、シールドトンネル施工後長期間にわたって発生する後続沈下の直接的な原因がシールドトンネル施工時における地盤変形に起因した土の乱れにあるように<sup>6)</sup>、シ-

ールドトンネル工事に伴う地盤変形の大部分は、シールドトンネル施工過程で生じる地盤の変形や応力状態・ひずみ状態の変化に起因していると考えられる。したがって、シールドトンネル施工過程を考慮した解析を行い、シールド機の接近・通過に伴う地盤の応力状態・ひずみ状態の変化の適切な評価を行うことは、シールドトンネル工事に伴う地盤の応力～変形挙動を合理的に予測するうえで重要な工学的課題であると考えられる。

従来、有限要素法によるシールドトンネル工事の施工過程を考慮した解析が困難であった理由は、シールド機掘進状況のモデル化、特にシールド機切羽面における掘削地山の取り込み状況のモデル化が困難であったためと考えられる。たとえば泥水式シールド機切羽面ではカッターによって切削された地盤が泥水等と共にシールド機切羽面の取り込み口からシールド機内部に取り込まれる。有限要素法を用いてこのような状況を厳密に解析することは、解析の複雑さから現状では不可能と言わざるを得ない。しかしながら、たとえば開削工事を例にとると、地盤の掘削状況の厳密な解析を行わないまでも、実際の工事の状況を簡単な方法でモデル化して施工過程を考慮した解析が行われ、設計・施工に大きく寄与している<sup>7)</sup>。シールドトンネル工事においても、実際の工事の状況を適切に評価した地盤の掘削状況のモデル化を行うことによって、施工過程を考慮した解析は可能であると考えられる。

本研究は、シールド機切羽前面に掘削によって地盤が攪乱された状況を想定した掘削要素を配置し、掘削要素の変形および掘削要素と地盤要素の再分割による比較的簡便な方法によってシールド機が掘削地山を取り込みながら掘進する状況のモデル化を提案するものである。併せて実際のシールドトンネル工事の施工過程を考慮した3次元有限要素法解析の結果とシールドトンネル工事に伴う粘性土地盤の応力および変形挙動の実測結果との比

\* 正会員 工博 早稲田大学助教授 理工学部土木工学科  
(〒169 東京都新宿区大久保 3-4-1)

\*\* 正会員 工修 早稲田大学助手 理工学部土木工学科

較にもとづいて、シールドトンネル工事に伴う地盤変形の発生機構について基礎的な考察を行うものである。

## 2. 有限要素法によるシールド機切羽の掘削状況のモデル化

実際のシールドトンネル工事では、シールド機切羽前方部分にカッター切削等によって地盤が攪乱された部分が存在し、シールド機切羽はこの攪乱部分を伴って進行する。そこで、解析ではシールド機要素の切羽部分に掘削による地盤の攪乱領域を想定した掘削要素を配置し、各計算ステップごとに掘削要素および地盤要素を再分割することによって、シールド機が掘削地山を取り込みながら掘進する状況のモデル化を試みた。

図-1はシールド機掘進に伴うシールド機切羽掘削のモデル化の概略を示したものである。図中斜線で示した要素が掘削要素である。ある時刻  $t$  において図-1(a)の状態にあるシールド機要素にジャッキ推力に対応する節点力を作用させると、シールド機要素は掘削要素およびシールド機切羽近傍の地盤要素を押し変形させ、1計算ステップ  $dt$  時間後には図-1(b)の状態になる。ここで次の計算ステップ実行の前に、掘削要素と地盤要素について、シールド機要素の切羽部分に図-1(a)の掘進前と同じ厚さと形をもつ掘削要素が存在するように要素の再分割を行うと、結果的にシールド機が地山を取り込みながら掘進した状況をモデル化することができる。この方法では掘削要素が常にシールド機切羽前面に配置されるため、泥水加圧シールド工場の泥水圧力や気泡シールド工場の気泡圧力に相当する圧力を掘削要素に作用させて、これらの圧力に等価な節点力をシールド機要素および掘削要素に接する地盤要素に作用させることで、シールド機切羽に作用する泥水圧力や気泡圧力の影響を考慮することが可能である。要素メッシュ再分割後の粘性土地盤要素の有効応力状態および間隙水圧の計算法は以下に示すとおりである。

ある時刻  $t$  において有効応力  $\{\sigma'_a\}_t$ 、間隙水圧  $p_a|_t$  の状態であった4節点アイソパラメトリック要素  $\alpha$  が計算ステップ  $dt$  の間に要素構成する節点  $n_i (i=1, 2, 3, 4)$  に  $\{\delta u_i\} (i=1, 2, 3, 4)$  の変位ベクトル増分が生じて変形し、時刻  $t+dt$  に図-2の破線で示す状態にあるとする。計算ステップ  $dt$  間に生じる要素  $\alpha$  の有効応力の変化量  $\{\delta\sigma'_a\}$  は、次式で与えられる。

$$\{\delta\sigma'_a\} = \int_V [K_a][B_a]\{\delta u_i\}dV \dots \dots \dots (1)$$

ここに  $[K_a]$  は要素  $\alpha$  の土粒子骨格の要素剛性マトリクス、 $[B_a]$  は要素  $\alpha$  の変位～ひずみマトリクス、 $V$  は要素  $\alpha$  の体積である。

したがって、時刻  $t+dt$  における要素  $\alpha$  の有効応力  $\{\sigma'_a\}_{t+dt}$  は、

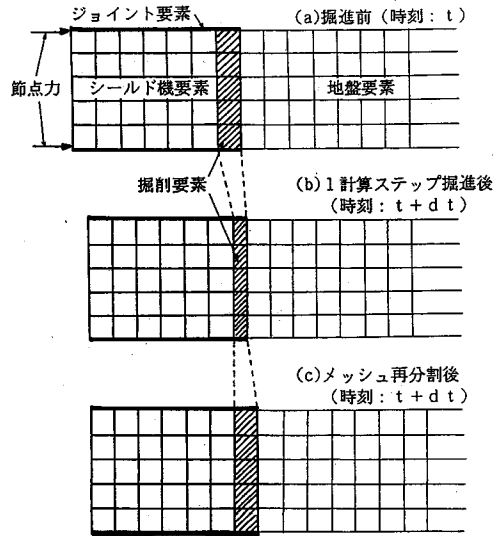


図-1 掘削状況のモデル化

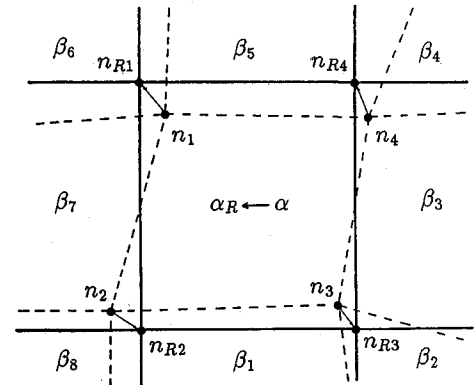


図-2 有限要素メッシュの再分割

$$\{\sigma'_a\}_{t+dt} = \{\sigma'_a\}_t + \{\delta\sigma'_a\} \dots \dots \dots (2)$$

となる。

次に時刻  $t+dt$  における要素  $\alpha$  を図-2の実線で示すような要素  $\alpha_R$  に再分割することを考える。アイソパラメトリック要素の要素内の任意の点の変位増分は、変位増分を求める点に対応する局所座標値を要素の形状関数に代入することによって決定できる。したがって、要素  $\alpha$  に隣接する要素を  $\beta_1 \sim \beta_8$  とすると、要素メッシュ再分割後の節点  $n_{Ri} (i=1, 2, 3, 4)$  の変位増分ベクトル  $\{\delta u_{Ri}\} (i=1, 2, 3, 4)$  は、節点  $n_{Ri} (i=1, 2, 3, 4)$  が位置する再分割前の要素  $e$  (たとえば、図-2において、節点  $n_{R1}$  は要素  $\beta_6$ 、節点  $n_{R2}$  は要素  $\beta_1$ 、節点  $n_{R3}$  は要素  $\beta_2$ 、節点  $n_{R4}$  は要素  $\beta_5$ ) の形状関数  $\{N_j^e\}$  と要素の節点における変位増分ベクトル  $\{\delta u_j^e\} (j=1, 2, 3, 4)$  を用いて次式で求められる。

$$\{\delta u_{Ri}\} = \sum_{j=1}^m \{N_j^e\} \{\delta u_j^e\} \dots \dots \dots (3)$$

表-1 入力パラメータ

要素	パラメータ	
シールド機要素	弾性係数 E	2.0 × 10 <sup>7</sup> tf/m <sup>2</sup> (1.96 × 10 <sup>8</sup> kN/m <sup>2</sup> )
	ポアソン比 ν	0.499
	単位体積重量 γ	3.00 tf/m <sup>3</sup> (29.4 kN/m <sup>3</sup> )
掘削要素	弾性係数 E	50.0 tf/m <sup>2</sup> (4.9 × 10 <sup>3</sup> kN/m <sup>2</sup> )
	ポアソン比 ν	0.100
	単位体積重量 γ	1.62 tf/m <sup>3</sup> (15.9 kN/m <sup>3</sup> )
粘性土地盤要素	弾性係数 E	50.0 tf/m <sup>2</sup> (4.9 × 10 <sup>3</sup> kN/m <sup>2</sup> )
	ポアソン比 ν	0.333
	鉛直方向透水係数 k <sub>v</sub>	1.0 × 10 <sup>-7</sup> cm/s
	水平方向透水係数 k <sub>h</sub>	2.0 × 10 <sup>-7</sup> cm/s
	単位体積重量 γ	1.62 tf/m <sup>3</sup> (15.9 kN/m <sup>3</sup> )
ジョイント要素	降伏値 τ <sub>v</sub>	0.5 tf/m <sup>2</sup> (4.9 kN/m <sup>2</sup> )
	時間ステップ	0.01秒

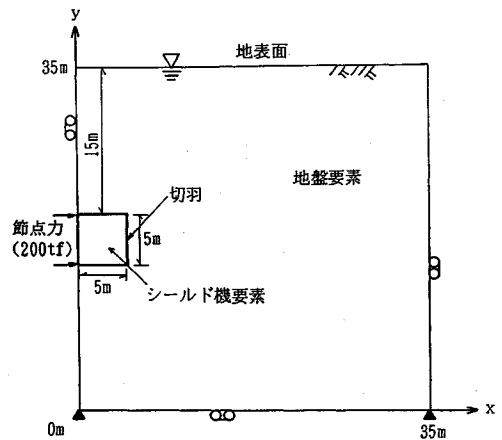


図-3 2次元解析モデル

ここに  $m$  は要素を構成する節点数である。

したがって、計算ステップ  $dt$  間の再分割後の要素  $\alpha_R$  の有効応力ベクトル増分  $\{\delta\sigma'_{\alpha R}\}$  は、

$$\{\delta\sigma'_{\alpha R}\} = \int_V [K_{\alpha}] [B_{\alpha R}] \{\delta u_{R}\} dV \dots \dots \dots (4)$$

となり、再分割後の要素  $\alpha_R$  の有効応力ベクトル  $\{\sigma'_{\alpha R}\}_{t+dt}$  は、

$$\{\sigma'_{\alpha R}\}_{t+dt} = \{\sigma'_{\alpha}\}_t + \{\delta\sigma'_{\alpha R}\} \dots \dots \dots (5)$$

となる。

土〜水連成解析では、力のつり合い条件に有効応力の原理を導入しているため、全応力のつり合い式を満足するために、要素メッシュの再分割による有効応力の変化量に見合った間隙水圧の補正を行わなければならない。ここでは要素メッシュの再分割によって要素の全応力状態が変化しないものと仮定して、要素メッシュ再分割後の要素の間隙水圧  $p_{\alpha R}|_{t+dt}$  は、再分割前の要素の間隙水圧  $p_{\alpha}|_{t+dt}$  と要素の平均有効主応力の変化量をもとに次式によって決定した。

$$p_{\alpha R}|_{t+dt} = p_{\alpha}|_{t+dt} + \sigma'_m - \sigma'_{Rm} \dots \dots \dots (6)$$

ここに、 $\sigma'_m$  は要素メッシュ再分割前の平均有効主応力、 $\sigma'_{Rm}$  は要素メッシュ再分割後の要素の平均有効主応力である。

ここで、試験的に図-3に示すようなシールド縦断面方向の2次元解析モデルを用いて、均一な地盤の平面ひずみ弾性有限要素法解析を行い、掘削要素を配置しない場合とシールド機切羽前方に厚さ10cmの掘削要素を配置した場合のシールド機切羽面の進行状況を比較し

た。解析に用いたパラメータは表-1に示すとおりである。地盤、シールド機および掘削要素は簡単のために地盤の透水係数を除いて等方な弾性体とした。地盤の弾性係数およびポアソン比は実際の土に近いものを用い、またシールド機の変形は考慮しないものとして、シールド機の弾性係数は十分に大きな値 ( $E=2.0 \times 10^7 \text{ tf/m}^2 (1.96 \times 10^8 \text{ kN/m}^2)$ )、ポアソン比は0.5に近い値 ( $\nu=0.499$ ) を採用した。掘削要素の弾性係数は便宜的に地盤要素と同じ値とした。前述のように、地盤の取り込み状況をモデル化するためには掘削要素はシールド機掘進方向に比較的大きく変形する必要があるため、掘削要素のポアソン比には小さい値 ( $\nu=0.1$ ) を用いた。掘削要素には掘削要素の重心点の深さに作用する側方全土圧に相当する圧力を作用させ、その圧力と等価な節点力をシールド機要素および掘削要素に接する地盤要素に作用させた。これはシールド機切羽面の圧力と切羽前方の地盤の土圧が平衡状態にあることに対応している。シールド機とそれに接する地盤の間にはジョイント要素を配置して、シールド機掘進に伴う周面摩擦の影響を考慮した。

地盤要素の変形解析は2次元圧密問題として取り扱い、間隙水圧を要素の重心点で評価するChristian流の方法を修正した赤井・田村<sup>8)</sup>の方法を用いて有効応力の変化による粘性土骨格の変形と過剰間隙水圧の発生に伴う間隙水の排水の両者を考慮した。解析では、地表面以外の変位境界およびシールド機要素と地盤とが接する境界は非排水境界とし、さらに掘削要素とそれに接する地盤との境界を非排水境界として掘削要素と地盤の間で間隙水の出入りのない状態を想定した。

図-4はシールド機要素をジャッキ推進力を想定した200 tf(1.96 MN)の節点外力によって掘進させた場合の、シールド機切羽の進行状況を示したものである。図-4(a)が掘削要素を配置しない場合、また図-4(b)が掘削要素を配置した場合の解析結果を示している。両

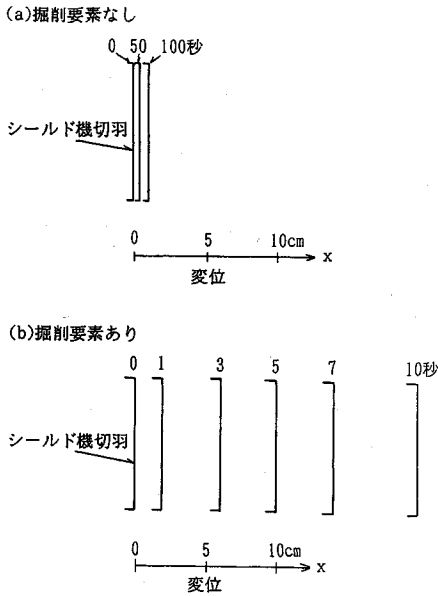


図-4 シールド機切羽の進行状況

図の比較から明らかなように、掘削要素を用いないで解析を行った場合はシールド機切羽の進行がほとんどみられないのに対し、掘削要素を用いて解析を行った場合は時間の経過とともにシールド機切羽が進行している。

### 3. 3次元弾塑性有限要素法解析の概要および入力パラメータの決定法

実際のシールドトンネル工事では、シールド機の後方に配置されたジャッキの推力や利用するジャッキの組み合わせを経時的に変化させることによってシールド機の方角制御が行われている。その結果、シールド機掘進時にシールド機の姿勢は刻々と変化し、シールド機のピッチング等の3次元的なシールド機の姿勢の変化が生じる。また大都市におけるシールドトンネル工事では既設の地下構造物や構造物の基礎等が近接して存在する場合が多く、シールドトンネルが施工される地盤の境界条件は複雑多岐にわたるため、シールドトンネル工事の合理的な設計を行ううえで3次元的な効果を無視し得ない場合が少なくない。そこで、ここでは前節に示した掘削要素を用いて、実際のシールドトンネル工事の施工過程を考慮した3次元弾塑性有限要素法解析を行う。解析の対象とした工事は、東京近郊の沖積粘性土地盤で行われた土被り32.8mの土圧系気泡シールド工事である。なお、本解析ではシールド機の変形は考慮していない。

#### (1) 解析の概要

解析にはシールド機および掘削要素に弾性体の構成則、また粘性土地盤の構成則には弾塑性関口・太田モデル<sup>9)</sup>を用いた。対象とする解析時間が比較的短期間であ

るので粘性土の二次圧密のようなクリープ変形は無視できると仮定して、関口・太田モデルの粘性項は考慮していない。それぞれの速度型構成関係式は以下に示すとおりである。

シールド機および掘削要素(弾性体モデル)：

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = C_{ijkl}^e \dot{\sigma}_{kl} \dots\dots\dots (7)$$

ここに  $\dot{\epsilon}_{ij}^e$  は弾性ひずみ速度テンソル、 $C_{ijkl}^e$  は弾性応力～ひずみマトリクス、 $\dot{\sigma}_{kl}$  は弾性応力テンソルである。

粘性土地盤要素(弾塑性関口・太田モデル)：

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\kappa \dot{p}'_m}{D(1+e_0) \dot{p}'_m} \delta_{ij} + \frac{1}{2G} \dot{S}_{ij} + \dot{\epsilon}_{ij}^p \left\{ \frac{\delta_{ij}}{3} + \frac{\frac{3}{2\eta^*} (\eta_{ij} - \eta_{ij0})}{M - \frac{3S_{kl}}{2\eta^* \dot{p}'_m} (\eta_{kl} - \eta_{kl0})} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = MD \frac{\dot{p}'_m}{\dot{p}'_m} + D \dot{\eta}^* \dots\dots\dots (9)$$

$$\eta^* = \sqrt{\frac{3}{2} (\eta_{kl} - \eta_{kl0}) (\eta_{kl} - \eta_{kl0})} \dots\dots\dots (10)$$

ここに  $\dot{\epsilon}_{ij}$  はひずみ速度テンソル、 $\kappa$  は膨潤指数、 $D$  はダイレイタンシー係数、 $\dot{p}'_m$  は平均有効主応力、 $\delta_{ij}$  はクロネッカーのデルタ、 $S_{ij}$  は偏差応力テンソル、 $G$  はせん断弾性係数、 $M$  は限界状態パラメータ、 $\eta_{ij} = \frac{S_{ij}}{\dot{p}'_m}$  および添え字0は圧密終了時の状態を表している。

シールド機の掘進は、実際のシールドトンネル工事では施工されたジャッキ推進力およびジャッキパターンをシールド機要素の後方の該当する節点に節点力として作用させることによって行った。シールド機後方のジャッキ配置は図-5に示すとおりである。解析に用いた有限要素法モデルは図-6に示すとおりであり、要素には8節点アイソパラメトリック要素を用いた。シールド機の外径は3.737m、シールド機の延長は5.67mであり、解析開始時にシールド機要素はテール面のy座標が2mになるように配置されy軸正方向に掘進する。シールド機切羽前方には厚さ20cmの掘削要素を配置し、掘削要素に現場施工時の気泡エア圧力を作用させた。なお、本解析ではシールド機のテールポイド部への裏込め注入およびシールド機と地盤の間の周面摩擦の影響を考慮して、それぞれ次のようにして評価した。

シールドトンネル工事ではシールド機テール通過直後にシールド機の外径とセグメントの外径の差によってテールポイドが発生し地盤の応力は解放される。実際の工事ではテールポイド発生に伴う地盤の応力解放による地盤変形を防止するためにシールド機テール部において同時裏込め注入工が施工される。解析ではこの状況をモデル化するためにシールド機要素のテールが通過して応力が解放された部分の粘性土地盤要素に、裏込め注入圧と等価な節点力を作用させて粘性土地盤要素をシールド

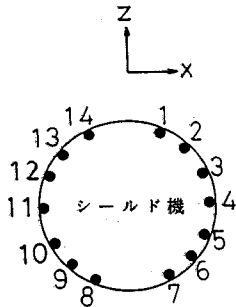


図-5 シールド機推進ジャッキ配置

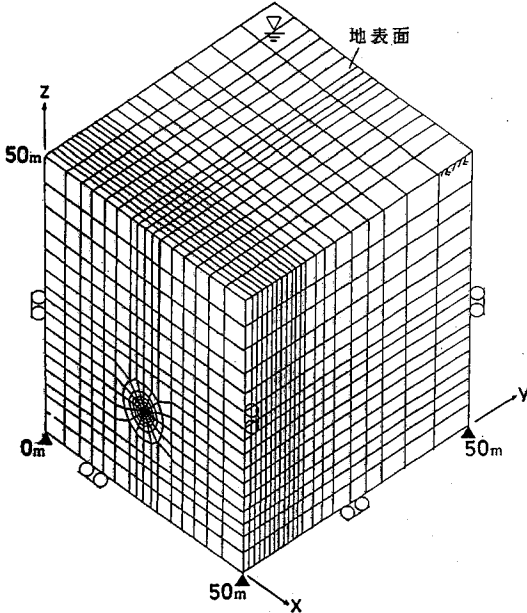


図-6 3次元解析モデル

機の半径方向に押し拡げ、裏込め注入圧作用後は節点の変位を固定した。またシールド機と地盤の間の周面摩擦およびすべりの影響を評価するために、シールド機の周面とそれに接する地盤の間にせん断応力が降伏値に達すると剛性がゼロに近くなるジョイント要素を配置した。

粘性土地盤の変形解析は3次元圧密問題として取り扱い、赤井・田村の方法を用いて粘性土骨格の変形と間隙水の排水の両者を考慮した。解析では、地表面を除く変位境界およびシールド機要素・掘削要素が地盤と接する境界は非排水条件とした。

(2) 入力パラメータおよび粘性土地盤の初期状態の決定

解析に用いた入力パラメータは表-2に示すとおりである。粘性土地盤の入力パラメータは現場の複数の深さの土について実施された土質試験の結果にもとづいて決定した。なお土質試験から直接決定できないパラメータは、飯塚らによって提案されている方法<sup>10)</sup>を用いて決定

表-2 入力パラメータ

要素	パラメータ	
シールド機要素	弾性係数 E	$2.0 \times 10^7 \text{tf/m}^2$ ( $1.96 \times 10^8 \text{kN/m}^2$ )
	ポアソン比 $\nu$	0.499
	単位体積重量 $\gamma$	$3.00 \text{tf/m}^3$ ( $29.4 \text{kN/m}^3$ )
掘削要素	弾性係数 E	$14.1 \text{tf/m}^2$ ( $138.3 \text{kN/m}^2$ )
	ポアソン比 $\nu$	0.100
	単位体積重量 $\gamma$	$1.62 \text{tf/m}^3$ ( $15.9 \text{kN/m}^3$ )
粘性土地盤要素	圧縮指数 $\lambda$	0.320
	膨潤指数 $\kappa$	0.054
	ポアソン比 $\nu'$	0.355
	静止土圧係数 $K_0$	0.55
	限界状態パラメータ M	1.05
	圧密降伏応力 $\sigma'_c$	図7
	初期鉛直有効応力 $\sigma'_{1z}$	図7
	初期水平有効応力 $\sigma'_{1x} = \sigma'_{1y} = K_0 \sigma'_{1z}$	図7
	圧密降伏応力時の間隙比 $e_c$	図8
	初期間隙比 $e_i$	図8
	鉛直方向透水係数 $k_z$	図9
	水平方向透水係数	$k_x = k_y = 20 k_z$
	ダイレイタンス係数 $D =$	$\frac{M(1+e_c)}{\lambda - \kappa}$
土粒子の比重 $G_s$	2.680	
飽和単位体積重量 $\gamma$	平均 $1.62 \text{tf/m}^3$ ( $15.9 \text{kN/m}^3$ )	
ジョイント要素	降伏値 $\tau_c$	$0.5 \text{tf/m}^2$ ( $4.9 \text{kN/m}^2$ )

した。解析開始時の粘性土地盤要素の圧密降伏応力、有効応力状態、間隙水圧、間隙比および透水係数は要素毎に以下のようにして決定した。

- a) 解析開始時の粘性土地盤要素の圧密降伏応力  $p'_{c0}$   
現場の複数の深さの粘性土について実施された標準圧密試験結果をもとに最小自乗法によって深さ  $z$  における圧密降伏応力  $p'_{c0}(z)$  を決定し、粘性土地盤要素の重心点の深さ  $z$  における圧密降伏応力を求め解析開始時の要素の圧密降伏応力  $p'_{c0}$  とした。図-7は圧密降伏応力  $p'_{c0}$  の深さ方向の分布状況を示したものである。
- b) 解析開始時の粘性土地盤要素の有効応力状態  $\sigma'_i$  および間隙水圧  $u_i$

現場の複数の深さにおいて実施された粘性土の含水量試験結果をもとに最小自乗法によって深さ  $z$  における粘性土の含水比  $w(z)\%$  を決定し、粘性土が飽和状態であると仮定して次式を用いて深さ  $z$  における粘性土の飽和単位体積重量  $\gamma_{sat}(z)$  を求めた。

$$\gamma_{sat}(z) = \gamma_w \frac{1 + \frac{w(z)}{100}}{\frac{1}{G_s} + \frac{w(z)}{100}} \dots \dots \dots (11)$$

ここに、 $G_s$  は土粒子の比重、 $\gamma_w$  は水の単位体積重量 (=

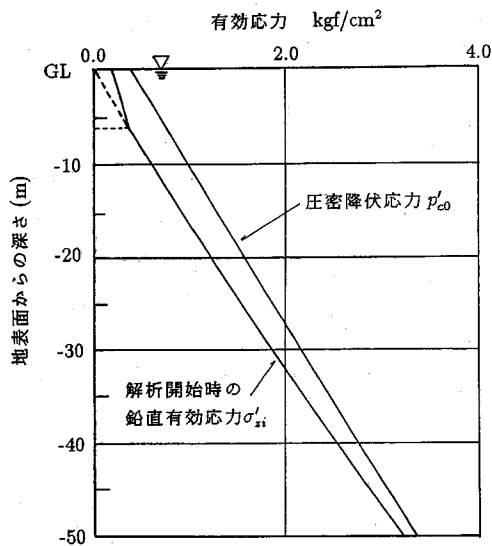


図-7 解析開始時の応力状態

1.0 tf/m<sup>3</sup>=9.81 kN/m<sup>3</sup>) である。

次に飽和単位体積重量の深さ方向の分布  $\gamma_{sat}(z)$  をもとに、次式によって深さ  $z$  における鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}(z)$  を決定した。ただし、地表面付近では圧密降伏応力  $p'_{co}$  に比べ鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}$  が小さくなり過圧密比 (OCR) が増大する (地表面では OCR =  $\infty$ ) ため静止土圧係数  $K'_0$  が大きくなり、また d) において後述する圧密降伏応力状態での地表面付近の間隙比  $e_0$  を決定できなくなるので、地表面付近の過圧密比が 2 を越えて大きくなる範囲 (地表面から深さ -6.2 m まで:  $z$  座標値  $\geq 43.8$  m) では鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}$  を圧密降伏応力  $p'_{co}$  の 1/2 の値 (OCR = 2) とした。

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_{zi}(z) &= (\gamma_{sat}(z) - \gamma_w) \cdot z \\ &\quad \text{(GL. -6.2 m) より深い地盤} \\ &\quad \text{(0.0 m} \leq z < 43.8 \text{ m)} \\ \sigma'_{zi}(z) &= \frac{p'_{co}(z)}{2} \\ &\quad \text{地表面から (GL. -6.2 m) まで} \\ &\quad \text{(43.8 m} \leq z \leq 50.0 \text{ m)} \end{aligned} \right\} \dots (12)$$

図-7 に鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}$  の深さ方向の分布状況を併せて示している。粘性土地盤要素の重心点の深さ  $z$  における鉛直有効応力を解析開始時の要素に作用する鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}$  とし、さらに静止土圧状態 ( $K'_0 = 0.55$ ) の側圧  $\sigma'_{zi} = \sigma'_{hi} = K'_0 \cdot \sigma'_{zi}$  が作用した状態を要素の有効応力状態  $\sigma'_i$  とした。解析開始時の粘性土地盤要素の間隙水圧  $u_i$  は要素の重心点における静水圧とした。

c) 解析開始時の粘性土地盤要素の間隙比  $e_i$

b) で求めた深さ  $z$  における含水比  $w(z)\%$  と比重  $G_s$  を用いて飽和地盤を仮定した次式により深さ  $z$  における間隙比  $e_i(z)$  を決定し、要素の重心点の深さ  $z$  における

間隙比を解析開始時の粘性土地盤要素の間隙比  $e_i$  とした。

$$e_i(z) = \frac{w(z)}{100} G_s \dots (13)$$

ただし、鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}$  が圧密降伏応力  $p'_{co}$  の 1/2 未満になる範囲では鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}$  が圧密降伏応力  $p'_{co}$  の 1/2 になる深さにおける間隙比を解析開始時の間隙比とした。図-8 は解析開始時の間隙比  $e_i$  の深さ方向の分布状況を示したものである。

d) 圧密降伏応力における粘性土地盤要素の間隙比  $e_0$

図-7 に示した鉛直有効応力  $\sigma'_{zi}$  と圧密降伏応力  $p'_{co}$  の深さ方向の分布状況からわかるように、解析開始時に深さ  $z$  の粘性土地盤は過圧密比  $OCR = p'_{co}(z) / \sigma'_{zi}(z)$  の過圧密状態にある。そこで、圧密降伏応力  $p'_{co}(z)$  から有効土被り圧  $\sigma'_{zi}(z)$  を差し引いた値が除荷されているとして、解析開始時の間隙比  $e_i(z)$  と膨潤指数  $\kappa$  を用いて次式により圧密降伏応力状態の間隙比の深さ方向分布  $e_0(z)$  を求め、粘性土地盤要素の重心点の深さにおける間隙比を要素の圧密降伏応力状態の間隙比  $e_0$  とした。

$$\left. \begin{aligned} e_0(z) &= e_i(z) - \kappa \cdot \ln \left( \frac{p'_{co}(z)}{\sigma'_{zi}(z)} \right) = e_i(z) - \kappa \cdot \ln(OCR) \\ &\dots \dots \dots \end{aligned} \right\} \dots (14)$$

圧密降伏応力における粘性土地盤の間隙比の深さ方向分布  $e_0(z)$  を示すと図-8 のようになる。

e) 粘性土地盤要素の透水係数  $k$

深さ  $z$  における粘性土地盤の鉛直方向の透水係数の  $k_z(z)$  は、飯塚らによって提案されている方法<sup>10)</sup>を用いて、a) および d) で求めた圧密降伏応力  $p'_{co}(z)$  および圧密降伏応力時の間隙比  $e_0(z)$  をもとに算定した。図-9 は鉛直方向の透水係数の深さ方向の分布状況を示したものである。図中の白丸は現場の異なった深さの土について行った標準圧密試験によって求められた圧密降伏応力を跨ぐ荷重段階の透水係数を示したものである。飯塚らの方法によって計算した透水係数と標準圧密試験によって求められた透水係数には比較的良好一致がみられる。解析では粘土地盤要素の重心点の深さ  $z$  における透水係数を要素の鉛直方向の透水係数  $k_z$  とした。また水平方向の透水係数  $k_x$  および  $k_y$  は一般に鉛直方向の透水係数  $k_z$  に比べ大きいとされている<sup>11)</sup>、ここでは水平方向の透水係数を実験的に求めていないので便宜的に鉛直方向の透水係数の 20 倍 ( $k_x = k_y = 20 k_z$ ) とした。

(3) 掘削要素の材料特性の決定

掘削要素はシールド機切羽前部のカッター切削や切羽泥水の混合等によって地盤が攪乱された部分に対応しているため、掘削要素の材料特性は掘削の状況によって大きく変化し、その材料定数を厳密に決定することは困難である。しかしながら、掘削要素は有限要素法解析によってシールド機掘進に伴う地盤の取り込み状況をモデ

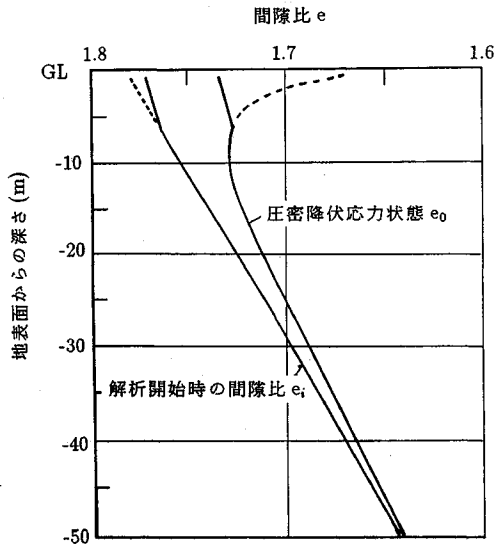


図-8 解析開始時の間隙比

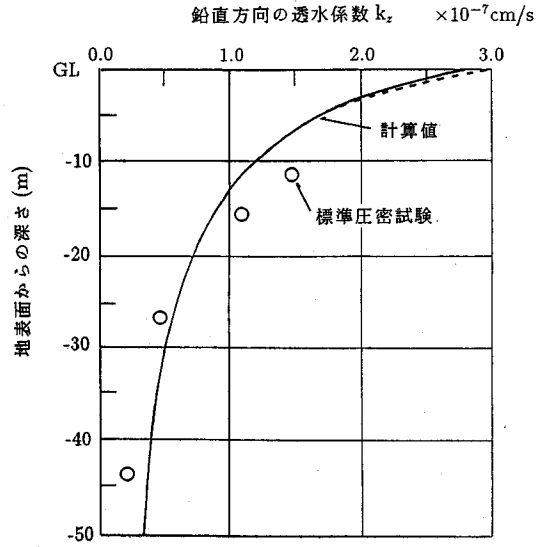


図-9 解析開始時の透水係数

ル化するために配置された要素であるため、地盤の取り込み状況が適切にモデル化されれば掘削要素の材料特性を厳密に決定する必要はない。そこで、解析では簡単のために掘削要素を等方な弾性体として以下のように弾性係数を決定した。

解析では、各計算ステップ毎に要素メッシュが再分割されシールド機要素前方に同寸法の掘削要素が配置されることから、シールド機掘進に伴う地盤の取り込み量は、各計算ステップにおける掘削要素の体積変化と形状変化量に対応して決まる。したがって、地盤の取り込み状況は掘削要素の弾性係数の大小に左右される。そこで、掘削要素の弾性係数を変化させて現場で実際に施工されたジャッキパターン、ジャッキ推進力および気泡圧を用いた解析を行い、解析値と現場でのシールド機の掘進距離が一致するように掘削要素の弾性係数を決定した。

掘削要素の弾性係数を決定するための解析は、シールド機通過に伴う地盤挙動の予測という点を踏まえて、実際に解析を行う範囲のデータは使用せず、シールド機が実際に解析を行う範囲に到達する以前に現場で施工されたジャッキパターン、ジャッキ推進力および気泡圧力のデータを用いて行った。なお、掘削要素のポアソン比は2.の解析と同様に  $\nu=0.100$  とした。解析によって決定された掘削要素の弾性係数は表-2に示すとおり  $14.1 \text{ tf/m}^2 (138.3 \text{ kN/m}^2)$  である。

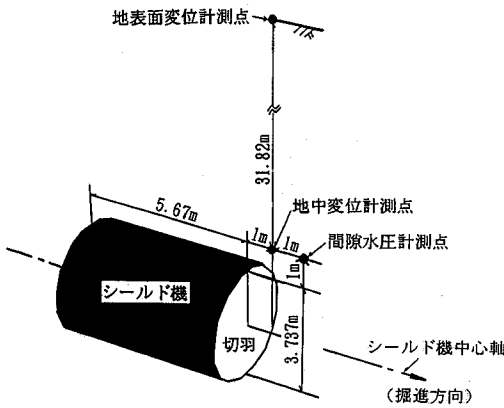
さて、現場の粘性土について行われた土質試験結果からシールド機切羽位置の不攪乱状態の粘性土の非排水せん断強度  $c_u$  は  $5.6 \text{ tf/m}^2 (54.9 \text{ kN/m}^2)$  であり、液性指数  $I_L$  は  $0.93$  であった。この値をもとに三笠によって提案されている非排水せん断強度と液性指数と鋭敏比の状態図<sup>12)</sup>から鋭敏比  $S_r$  を推定して、現場の粘性土の攪乱

された状態の非排水せん断強度を求めると  $0.14 \text{ tf/m}^2 (1.37 \text{ kN/m}^2)$  となった。上述の解析によって求めた掘削要素の弾性係数は攪乱された状態の粘性土の非排水せん断強度  $c_u$  の100倍程度の値であり、従来提案されている粘土の弾性係数の推定式  $E=120 c_u^{1.3}$  から求められる弾性係数にほぼ対応した値となっている。

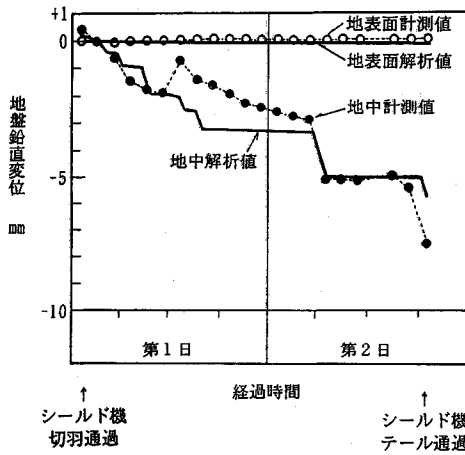
#### 4. シールドトンネル掘削に伴う粘性土地盤の応力～変形挙動およびシールド機の姿勢の変化状況

解析の対象とした工事では図-10に示す位置に配置された層別沈下計および間隙水圧計によって、シールド機の接近・通過に伴う地盤の鉛直変位、間隙水圧が経時的に計測されている。そこでここでは3次元有限要素法によって計算された解析値と現場における計測値との比較を行う。

図-11はシールド機通過に伴う地表面の沈下状況と地中に設けられた計測点の沈下状況の、解析値と現場の層別沈下計による計測値の比較を示したものである。図中の実線が解析値、破線が現場での計測値である。横軸は解析開始時からの経過時間である。解析によって得られた地中の計測点の変位状況は、シールド機切羽が計測点位置を通過後約10時間経過した時点で現場での計測値に瞬間的な地盤の隆起が見られるため経時的な沈下の値に多少の差があるものの現場での計測値と同様の傾向を示し、テール通過直前の沈下の絶対量は計測値とほぼ一致した値となっている。また地表面の変位状況は現場での計測値とよい一致を示した。なおシールド機のテール部が計測点位置を通過した直後に解析を終了したため、テールボイド発生に伴う地盤沈下量は現場での計測



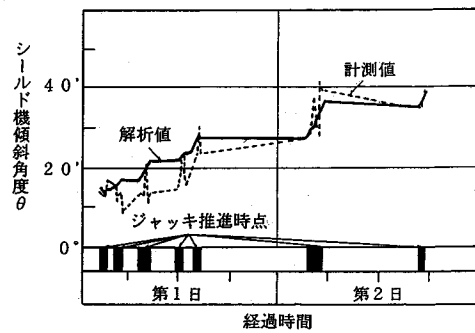
図一〇 地盤変位および間隙水圧の計測位置



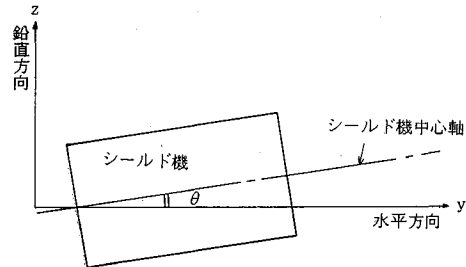
図一一 地盤変位と経過時間の関係

値に比べて小さくなっている。

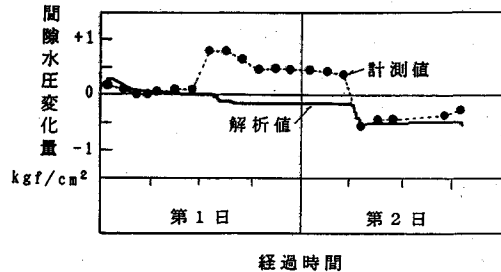
図一十二は、シールド機掘進に伴うシールド機の姿勢の変化状況のうち、現場において計測が行われたシールド機の鉛直方向の傾斜角度 $\theta$  (図一十三に示すピッチング角度)の変化状況を示したものである。図中の実線が現場での実測値、破線が解析値であり、解析における傾斜角度はシールド機要素の中心軸の水平方向に対する傾斜角度である。また図中に工事においてシールド機の掘進が行われた時点を示した。図一十二から明らかなように、シールド機の姿勢の変化はシールド機掘進時に大きく発生しており、シールド機停止時にはシールド機の姿勢の変化はほとんど見られない。解析の対象とした工事ではシールド機は水平方向よりも上向きに掘進しており、その傾斜角度 $\theta$ はシールド機の掘進に伴って増加している。このようにシールド機が上向きに掘進しピッチング角度が増加する状況では、剛性の大きなシールド機の姿勢の変化に伴いクラウン部ではシールド機が地盤から離れるように移動するため地盤の応力は減少し、一方インバート部では地盤の押し上げによって地盤の応力



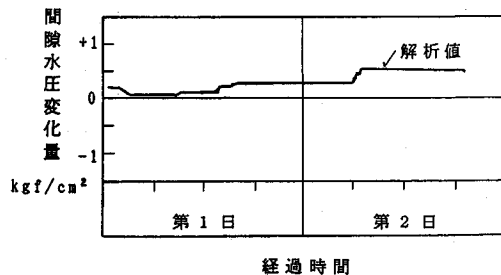
図一十二 シールド機の傾斜角度の変化状況



図一十三 シールド機傾斜角度



図一四 間隙水圧の変化状況 (クラウン上部)



図一五 間隙水圧の変化状況 (インバート直下部)

が増加することが予想される<sup>14)</sup>。

そこで、シールド機クラウン直上部およびシールド機インバート直下部のシールド機掘進に伴う間隙水圧の変化状況を示したものが図一十四、図一十五である。図一十四はシールド機の通過に伴うシールド機クラウン直上部の間隙水圧変化状況の現場計測値と解析値との比較を示したものの、また図一十五はシールド機インバート直下部における間隙水圧の変化状況の解析値を示したものであ



る。なお、解析では飽和地盤を仮定して解析開始時の間隙水圧を静水圧状態としたため、解析開始時の間隙水圧の絶対量が現場での実測値よりも  $0.4 \text{ kgf/cm}^2$  ( $39.2 \text{ kN/m}^2$ ) 大きいためここでは解析開始時からの間隙水圧の変化量を比較した。図—14 に示すように、計測値にシールド機切羽通過後約 10 時間経過した時点で瞬間的に大きな間隙水圧の上昇がみられるものの、全体的にはシールド機クラウン直上部の間隙水圧は計測値、解析値共に減少する傾向を示している。一方、シールド機インバート直下部では間隙水圧は上昇する傾向を示している。このような、シールド機のクラウン直上部において間隙水圧の減少、またインバート下方部において間隙水圧の増加する傾向が見られる理由の一つとしてシールド機の自重による影響が考えられる。しかしながら、地盤に作用するシールド機の自重はシールド機通過中は一定であることから、シールド機の自重の影響だけで図—14、図—15 に示すような間隙水圧の変化状況を説明することはできない。

図—14、図—15 に示した間隙水圧の変化量が大きい時点と図—12 に示したシールド機掘進時のシールド機の姿勢の変化が大きく生じる時点とが一致していること、同様にシールド機の姿勢の変化の大きい時点で図—11 に示す地中計測点での地盤変位が大きく出ていることは、地盤の変形や応力状態の変化がシールド機の姿勢の変化によって生じていることを裏付けるものになっている。

## 5. ま と め

本研究は、3次元弾塑性有限要素法によってシールドトンネル工事の施工過程を考慮した地盤の変形挙動の解析を行い、地盤の応力～変形挙動の実測結果との比較を試みたものである。本研究の成果を要約すると以下のとおりである。

(1) 本解析の特徴であるシールド機切羽面における地盤の攪乱領域を想定した掘削要素の導入と掘削要素の変形および掘削要素、地盤要素の再分割によるシールドトンネル切羽の掘削状況のモデル化によって、従来困難とされたジャッキ推進力によるシールド機掘進の解析が可能となった。

(2) 本解析法では掘削要素の変形および掘削要素と地盤要素のメッシュ再分割によってシールド機の掘進状況のモデル化を行うので掘削要素の弾性係数の大小によってシールド機切羽における地盤の取込み状況は左右される。掘削要素の弾性係数はシールド機掘進状況の解析値と現場での実測値の比較によって決定され、その値は攪乱された状態の粘性土の弾性係数に近い。

(3) ジャッキ推進力によるシールド機の掘進とシールド機切羽における地盤の取り込み状況をモデル化した

3次元弾塑性有限要素法解析の結果、地盤の変位状況、間隙水圧の変化状況およびシールド機の姿勢の変化状況は実際の工事における計測結果に近い値を示した。

(4) シールド機通過中の地盤の変形、間隙水圧の変化はシールド機掘進時に大きく発生し、シールド機掘進時のシールド機の姿勢の変化に強く依存する。

最後に貴重な現場の計測データを提供して下さった東京電力(株)の関係各位に深謝の意を表します。

## 参 考 文 献

- 橋本正・高見邦幸・中廣敏幸・八谷誠：切羽およびテールボイドの影響を考慮したシールドトンネルの地盤変形解析について、第23回土質工学研究発表会発表講演集、土質工学会、pp.1941～1942, 1988.
- 赤木寛一・小宮一仁：シールド工事における切羽の切削に伴う粘性土地盤の変形挙動について：第26回土質工学研究発表会発表講演集、土質工学会、pp.1181～1184, 1991.
- 山田孝治・吉田保・間片博之・橋本定雄：沖積地盤におけるシールド掘進に伴う地盤変状とその予測解析について：土木学会論文集、第373号/VII-5, 土木学会、pp.103～112, 1986.
- 森麟・赤木寛一・栗原和夫：粘性土地盤中のシールド機の周面摩擦力に基づく土の動きに関する基礎的研究：土木学会第41回年次学術講演会講演概要集第3部、土木学会、pp.827～828, 1986.
- 亀村勝美・桑田尚史：泥土圧シールド掘進時の地盤挙動とその3次元数値解析：山留めとシールド工事における土圧・水圧と地盤の挙動に関するシンポジウム発表論文集、土質工学会、pp.281～284, 1992.
- 森麟・赤木寛一：シールド工事に伴う軟弱粘性土の乱れに基づく圧密沈下、トンネルと地下、第11巻8号、日本トンネル技術協会、pp.15～19, 1980.
- 早川敦・本多隆・松井幹雄・太田秀樹：有限要素法による山留め挙動の解析(その1)：第19回土質工学研究発表会発表講演集、土質工学会、pp.1117～1120, 1984.
- 赤井浩一・田村武：弾塑性構成式による多次元圧密の数値解析、土木学会論文報告集、第269号、土木学会、pp.95～104, 1978.
- Ohta, H. & Sekiguchi, H. : Constitutive equations considering anisotropy and stress reorientation in clay, Proc. of Third International Conference on Numerical Method in Geomechanics, Vol.1, Aachen, pp.475～484, 1979.
- 飯塚敦・太田秀樹・良峰透：弾粘塑性有限要素法における入力パラメータの決定法、第20回土質工学研究発表会発表講演集、土質工学会、pp.973～974, 1985.
- 地下水ハンドブック、地下水ハンドブック編集委員会編、建設産業調査会、p.170, 1989.
- 土質試験法：第2回改訂版、土質工学会、p.491, 1979.
- Nishida, Y. : Some notes on elastic modulus of clay soils, Proc. of South East Asian Conference for Soil Engineering, pp.87～93, 1967.

- 14) 安田秀幸・岡本嘉彦・今西馨・書川康一・倉岡豊：大断面  
面泥水シールドの地盤沈下に及ぼす施工要因，第26回土  
質工学研究発表会発表講演集，土質工学会，pp.1833～

1834, 1991.

(1992.11.17 受付)

---

## FINITE ELEMENT ANALYSES OF THE STRESS~DEFORMATION BEHAVIOR CONSIDERING THE EXECUTION PROCEDURES DURING SHIELD WORK

Hirokazu AKAGI and Kazuhito KOMIYA

During shield work, the shield machine is driven forward by using the mechanical jacks behind the machine and the excavated soil in front of the cutting face is taken into the machine. In order to analyze the ground behavior during shield work considering the execution procedures, it is necessary to simulate the advance of the shield machine and the excavation.

In this study, excavating elements arranged in front of the cutting face is newly proposed, which models the ground disturbed by cutting. The advance of the shield machine and the excavation is simulated by using excavating elements and rearrangement of finite element meshes. The stress~deformation behavior of soil during shield work was examined in detail, based on the comparison between the results of F.E. analyses considering the execution procedures and the field measurement results.

---