

施工実績に基づく シールド機動力学モデルの開発

杉本光隆¹・Aphichat SRAMOON²

¹正会員 工博 長岡技術科学大学助教授 環境・建設系 (〒940-2188 新潟県長岡市上富岡町1603-1)

²正会員 工修 長岡技術科学大学助手 環境・建設系 (〒940-2188 新潟県長岡市上富岡町1603-1)

シールドトンネルに関する施工実績や既往の研究によると、掘削領域、テールクリアランス、動的な力の釣り合い、カッターフェイス回転方向、シールド機のスライド、シールド機天端部での緩み等が、掘進中のシールド機挙動に影響を与えると考えられる。そこで、本論文では、これらの条件を考慮に入れた、シールド機の挙動を理論的に表現できるシールド機動力学モデルを開発した。さらに、同モデルを用いてシールド機挙動予測を行うとともに、シールド機・地盤・シールド機制御の各条件をパラメータとしてシールド機挙動に関する感度分析を行い、得られた結果を施工実績や理論と比較した。その結果、シールド機動力学モデルはシールド機挙動を合理的に表現できることがわかった。

Key Words : shield tunneling machine, load model, shield behavior, simulation

1. はじめに

大都市部では、使用可能空間の制約から、陸上輸送等のためのインフラストラクチャーは地下空間に建設されることが多い。さらに、大都市が沖積平野上に位置する場合には、地下構造物は軟弱地盤中や地下水位面以深での建設となるため、こうした地盤条件に適合したシールド工法が都市トンネルの施工法として一般に採用されてきている。近年においては自動掘進システムが開発され、シールド機挙動や制御に関する多くの実測データが得られるようになってきている。しかし、こうした自動掘進システムは、「シールド機の実際の位置が計画位置よりある一定以上ずれた場合に、シールド機を計画位置に戻すように経験的に制御する」ことを基本としているにすぎず、シールド機の挙動を理論的に表現できる力学モデルは未だ確立されていない。このため、特殊断面シールド機の挙動予測・制御や、複雑な地層構造でのシールド機の制御や、シールド機装備能力の設計については、経験や模型実験・実証実験に基づき行われているのが現状である。さらに、今後は、未知の条件となる大深度での施工や、浅深度での極めて正確な近接施工が要求される場合が増えると予想され、これらに対応するためには、経験のみに基づいた従来のシールド機制御手法から、力

学理論に基づいたシールド機制御手法への移行が必要であると考えられる。

ところで、施工実績や既往の研究によると、掘進中のシールド機挙動に影響を与える要因や特徴として、以下のことが考えられる。

①コピーカッターや中折れ機構の採用により急曲線施工が可能になった¹⁾ことから、過去の掘削領域と現在のシールド機の相対的な位置関係、すなわち、シールド機周辺地盤変位は、現在のシールド機の力の釣り合いに大きな影響を与える。

②シールドテールには、テールクリアランスに依存して発生するワイヤブラシによる力と、ワイヤブラシ間に充填されているグリース圧が作用している²⁾。さらに、急曲線部では、シールドテールがセグメントと競って、セグメントが損傷することがある。これらのことから、テールクリアランスはセグメントからシールド機に作用する力に影響を与える。

③シールドジャッキ速度が増加するに伴い、ジャッキ推力・カッタートルクが増大する³⁾ことから、動的な力の釣り合いを考慮する必要がある。

④MFシールド機ではカッターフェイス（以後、CFと呼ぶ）回転方向を変えることによりヨーイング角が変化する³⁾ことから、CF回転方向はシールド機挙動、特に

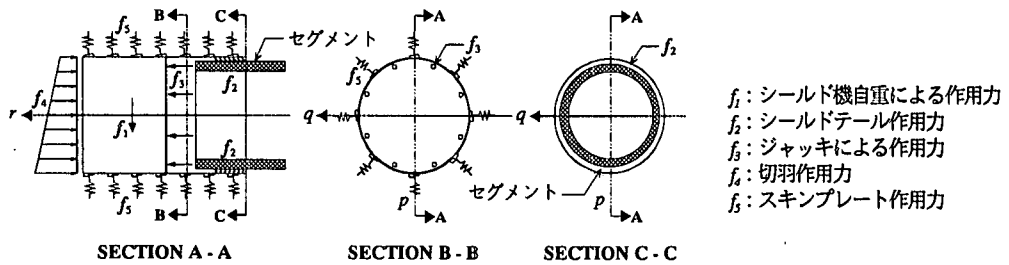


図-1 シールド機動力学モデル

ヨーイング角に影響を与える。

⑤急曲線部では、掘進中のシールド機はトンネル平面線形よりやや曲線内側を向いている⁹⁾。また、掘進中のシールド機ピッチング角は、必ずしもトンネル縦断線形と一致しない⁹⁾。これらのことから、掘進中のシールド機は水平・鉛直方向にスライドし、シールド機方位角はトンネル線形方位角と独立である。

⑥地盤条件や施工条件によっては、切羽天端で剥離現象が観察されることがある⁹⁾。さらに、掘削土取込過多の場合には、切羽前方上部の地盤がゆるみ、大きな地表面沈下が起こることもある⁹⁾。このような場合には、シールド機天端部に緩みが生じている。

したがって、シールド機挙動モデルとしては、少なくとも上記の現象を表現できることが必要である。

一方、シールド機挙動のモデル化にあたっては、統計的手法と力学的手法が用いられている。前者による方法は、ジャッキモーメントと姿勢変化量の関係を定式化し、その関係式に含まれる未知パラメータを統計的に求め、シールド機挙動の予測・制御を行おうとする方法である。清水ら¹⁰⁾はジャッキモーメントと姿勢変化量の関係式を提案し、模型実験・実施工データに適用している。酒井・星谷¹¹⁾はカルマンフィルターを用いてジャッキモーメントと姿勢変化量の関係式に含まれる未知パラメータを同定する手法を提案し、実施工データに適用している。また、桑原ら¹²⁾はファジイ理論を用いてシールド機を制御する手法を提案し、熟練オペレータの制御と比較している。これらの方法は、実施工データを用いて未知パラメータを同定しながらシールド機を制御するという点で、実用的に有効ではあるが、実施工データの無い未知の条件でシールド機挙動の予測・制御を行うことは困難である。また、後者による方法は、力の釣り合いを基にシールド機挙動の予測・制御を行おうとする方法である。赤木・小宮¹³⁾は地山掘削を模擬する掘削要素を用いた3次元 FEM 解析手法を提案し、実測データに適用している。武田ら¹⁴⁾は非接触問題を取り扱える FEM 解析手法を提案し、シールド機挙動予測を行っている。伊達ら¹⁵⁾は運動学に基づくシールド機挙動モデルを提案し、複円形シールド機の実測データに適用している。しかし、

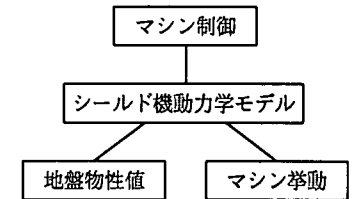


図-2 シールド機動力学モデルの位置付け

これらのシールド機挙動モデルは、上記の現象のいくつかを表現できるに過ぎない。さらに、シールド機挙動に最も影響を与えると考えられる過去の掘削領域を直接考慮できるのは、武田らのモデルのみである。

著者らは、シールド機挙動を合理的に説明するためには、シールド機周辺地盤変位を考慮しなければならないことを指摘し¹⁶⁾、シールドトンネル現場における施工実績を考慮に入れた、シールド機の挙動を理論的に表現できるシールド機挙動モデルを開発するとともに、その合理性を検討してきた¹⁷⁾¹⁸⁾。本論文では、通常用いられる円形シールド機を対象として、上記の全ての現象を表現できるシールド機動力学モデルの詳細を述べ、同モデルを用いたシールド機挙動予測の例を示す。さらに、シールド機挙動に影響を与えるシールド機・地盤・シールド機制御の各条件をパラメータとしてシールド機挙動に関する感度分析を行い、得られた結果を施工実績や理論と比較することにより、シールド機動力学モデルの合理性を定性的に検証する。

2. 解析モデル

図-1にシールド機に作用する外力（以後作用力と呼ぶ）のモデル（以後シールド機動力学モデルと呼ぶ）を示す。ここで、 $f_1 \sim f_5$ は主要な作用力を要因別に分類したものである。本モデルは、図-2に示すように、地盤物性値・マシン挙動・マシン制御を結びつけるモデルであって、地盤物性値、マシン挙動、マシン制御を未知数に取れば、それぞれ、逆解析、シールド機挙動予測、シールド機制御に関する問題となる。

これらを記述するに当たり、図-3に示す以下の3つの右手系座標系を用いた。これら3つの座標系の関係を付

録1に示す。

①全体座標系 (x, y, z) (以後 C^T と表示する)

鉛直下向きを x 軸とし、地盤に固定された直交座標系。

②マシン座標系 (p, q, r) (以後 C^M と表示する)

ジャッキ作用面の中心を原点とし、シールド機がピッチング・ローリングをしていない状態で鉛直下向きを p 軸とし、マシン軸進行方向を r 軸とする、シールド機に固定された直交座標系。

③マシン回転座標系 (p_R, q_R, r_R) (以後 C^{MR} と表示する)

計算点の半径方向外側が p_R 軸となるように、 C^M を r 軸回りに回転することによって得られる直交座標系。

以下、要因別に作用力を示す。作用力に上記座標系間での座標変換を行えば各座標系表示の作用力が得られ、位置ベクトルと作用力ベクトルとのベクトル外積を取れば作用モーメントを得ることができる。なお、 F 、 M はそれぞれ作用力ベクトル、作用モーメントベクトルを示し、上サフィックス T、M、MR はそれぞれ使用した座標系を示している。また、下サフィックス 1~5 は作用力の要因 $f_1 \sim f_5$ に対応している。

(1)シールド機自重による作用力

シールド機自重 W_s は重心 r_1^M に鉛直下向きに作用するので、シールド機自重による作用力 F_1^T は次式で与えられる。

$$F_1^T = [W_s \quad 0 \quad 0]^T \quad (1)$$

(2)シールドテールに作用する力

シールドテール作用力を計算するに当たっては、図-4に示すように、シールドテール作用力を、

f_{21} : シールドテールとセグメントの競りによる作用力

f_{22} : ワイヤブラシによる力と、ワイヤブラシ間に充填されているグリース圧による作用力

に分類するとともに、以下の仮定を用いた。

①セグメントを剛体とみなす。

②シールドテールがセグメントと競った場合、シールドテールはガーダー端部を支点とする片持ち梁として挙動する。

③ワイヤブラシによって発生する力は、テールクリアランスに依存し、分布荷重として作用する。

a)シールドテールとセグメントの競りによる作用力

上記の仮定を用いれば、 f_{21} による各テール要素にかかる作用力 F_{21i}^{MR} は次式で与えられる。

$$F_{21i}^{MR} = \Delta l_{21} \begin{bmatrix} F_{21i} \\ -\alpha_u (\mu_u F_{21i} + c_u) \text{sign}(CT) \\ -(\mu_u F_{21i} + c_u) \end{bmatrix} (U_{21i} < 0) \quad (2)$$

ここで、下サフィックス i は周方向要素 No. で、 Δl_{21} は

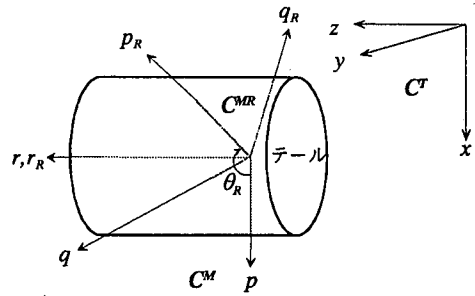
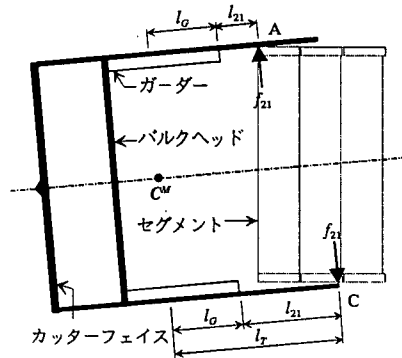
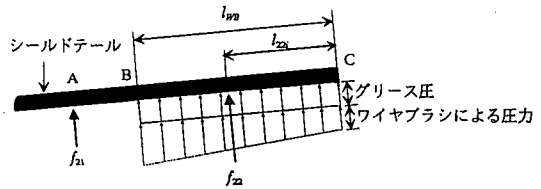


図-3 座標系



(a)シールドテールとセグメントの競りによる作用力



(b)ワイヤブラシとグリース圧による作用力

図-4 シールドテールに作用する力

テール要素周方向長さで、 α_u 、 μ_u 、 c_u はそれぞれ、シールドテールとセグメントのカッタートルク抵抗係数、動摩擦係数、動的付着力である。なお、カッタートルク抵抗係数は、カッタートルクに抵抗するために発揮される周方向動摩擦力の度合いを表す。また、 CT はカッタートルク(+ : テール側よりみて反時計回り)で、

$$\text{sign}(CT) = \begin{cases} 1 & (CT > 0) \\ -1 & (CT < 0) \end{cases} \quad (3)$$

である。また、単位長さ当たりセグメント反力を表す F_{21i} は次式で与えられる。

$$F_{21i} = -\frac{3U_{21i}EI}{l_{21i}^3} \quad (4)$$

$$U_{21i} = \min(U_{2A1}, U_{2C1}) - t_{TD} \quad (5)$$

ここで、 U_{21i} は F_{21i} 作用点におけるテールクリアランス、

EI はシールドテール曲げ剛性、 l_{2i} はガーダー端部から F_{21i} 作用点までの距離で、 U_{2Ai} 、 U_{2Ci} は図-4(a)の点A、点Cにおけるテールクリアランスで、求め方を付録2に示す。また、 t_{TD} は裏込注入がテールクリアランス内部に回り込んで固化することによるテールクリアランス減少量である。式(2)に示す F_{21i}^{MR} の p_R 成分はシールドテールとセグメントの競りによるセグメント反力を、 q_R 成分はカッタートルクに対する抵抗力を、 r_R 成分はマシンが前進することによって発生する動摩擦力を表している。

また、 F_{21i}^{MR} の作用点 r_{21i}^{MR} は次式で与えられる。

$$r_{21i}^{MR} = [R_{S1} \quad 0 \quad -(l_G + l_{21i})]^T \quad (6)$$

ここで、 R_{S1} はテール内径、 l_G は C^M 原点からガーダー端部までの距離である。

b) ワイヤブラシとグリース圧による作用力

f_{2i} による各テール要素にかかる作用力 F_{22i}^{MR} は次式で与えられる。

$$F_{22i}^{MR} = A_{22} \begin{bmatrix} \sigma_{22i} \\ -\alpha_{ws} (\mu_{ws} \sigma_{22i} + c_{ws}) \text{sign}(CT) \\ -(\mu_{ws} \sigma_{22i} + c_{ws}) \end{bmatrix} \quad (7)$$

ここで、下サフィックス i は周方向要素 N_0 で、 A_{22} はワイヤブラシとグリース圧による作用力が作用する面積で、 α_{ws} 、 μ_{ws} 、 c_{ws} はそれぞれ、ワイヤブラシとセグメントのカッタートルク抵抗係数、動摩擦係数、動的付着力である。また、ワイヤブラシとグリース圧による平均応力を表す σ_{22i} は次式で与えられる。

$$\sigma_{22i} = (\sigma_{22Bi} + \sigma_{22Ci}) / 2 \quad (8)$$

$$\sigma_{22ni} = k_{WB} (l_{WB} - l_{TD} - U_{2ni}) + \sigma_{grease} \quad (n=B, C) \quad (9)$$

ここで、 σ_{22ni} はワイヤブラシとグリース圧による応力で、 k_{WB} 、 l_{WB} 、 σ_{grease} はそれぞれ、ワイヤブラシ分布バネ定数、ワイヤブラシ高さ、グリース圧である。また、 U_{2Bi} 、 U_{2Ci} は図-4(b)の点B、点Cにおけるテールクリアランスで、求め方を付録2に示す。式(7)に示す F_{22i}^{MR} の p_R 成分はワイヤブラシとグリース圧によるセグメント反力を、 q_R 成分はカッタートルクに対する抵抗力を、 r_R 成分はマシンが前進することによって発生する動摩擦力を表している。

また、 F_{22i}^{MR} の作用点 r_{22i}^{MR} は次式で与えられる。

$$r_{22i}^{MR} = [R_{S1} \quad 0 \quad -(l_T - l_{22i})]^T \quad (10)$$

ここで、 l_T は C^M 原点からテール端部までの距離、 l_{22i} はテール端部から r_{22i}^{MR} までの距離である。

(3) ジャッキによる作用力

各ジャッキによる作用力 F_{3i}^{MR} は次式で与えられる。

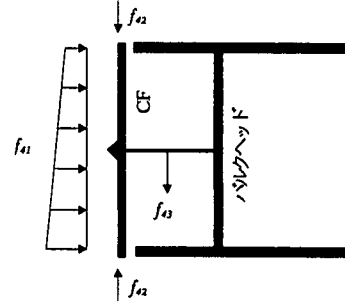


図-5 切羽作用力

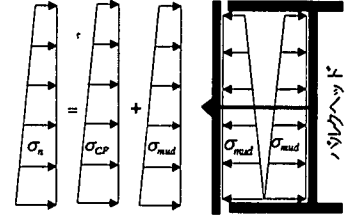


図-6 CF前面・背面にかかる作用力(粘性地盤)

$$F_{3i}^{MR} = A_j S_i \begin{bmatrix} 0 \\ -\alpha_{js} (\mu_{js} \sigma_j + c_{js}) \text{sign}(CT) \\ \sigma_j \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで、下サフィックス i はジャッキ N_0 で、 A_j はジャッキ断面積、 S_i はジャッキ稼働状況 ($\alpha_n:1 \text{ off}:0$)、 σ_j はジャッキ圧力で、 α_{js} 、 μ_{js} 、 c_{js} はそれぞれ、ジャッキとセグメントのカッタートルク抵抗係数、動摩擦係数、動的付着力である。式(11)に示す F_{3i}^{MR} の q_R 成分はジャッキスプレッドとセグメントの境界面に発生する周方向摩擦力を、 r_R 成分はジャッキ推力を表している。

また、 F_{3i}^{MR} の作用点 r_{3i}^{MR} はジャッキスプレッド端部で、次式で与えられる。

$$r_{3i}^{MR} = [R_j \quad 0 \quad -(l_j + l_{3i})]^T \quad (12)$$

ここで、 R_j はジャッキ中心半径、 l_j はジャッキ長さ、 l_{3i} はジャッキストロークである。

(4) 切羽に作用する力

切羽作用力を計算するに当たっては、図-5に示すように、切羽作用力を

f_{1i} : CF前面・背面にかかる作用力

f_{2i} : CF外周面にかかる作用力

f_{3i} : チャンバー内掘削土自重による作用力

に分類するとともに、以下の仮定を用いた。

①図-6に示すように、切羽シールド機軸方向の応力の釣り合いは次式で表される。

$$\begin{aligned} \sigma'_n + \sigma_w &= \sigma_{CF} + \sigma_{mud} \quad (\text{砂質地盤}) \\ \sigma_n &= \sigma_{CF} + \sigma_{mud} \quad (\text{粘性地盤}) \end{aligned} \quad (13)$$

ここで、 σ'_n 、 σ_n 、 σ_w はそれぞれ、掘削時 CF 法線方向有効土圧・全土圧、水圧で、 σ_{CF} 、 σ_{mud} はそれぞれ、掘削時 CF 分担土圧、チャンパー圧である。以後、全土圧を用いた粘性地盤の計算式を示す。砂質地盤の場合には、全土圧の代わりに有効土圧を用い、法線方向応力に対して水圧を別途考慮すればよい。

σ_n を求めるに当たり、以下の条件を用いた。

1)掘削時 CF 法線方向土圧 σ_n は、静止時 CF 法線方向土圧 σ_{n0} に比例する。

2)カッタービットの貫入抵抗・切削抵抗は、式(14)に示す切り込み深さ t に比例するという研究²⁾³⁾²⁾⁴⁾や、式(15)に示す貫入角度 θ に比例するという研究²⁾があること、同じシールド機ではパス数 p_B とカッタービット位置半径 r_B が変わらないため t と θ を区別できないことから、式(15)に基づき、 σ_n と σ_{n0} の比は v_s/f_B の関数で表されたとした。ここで、 v_s はシールド掘進速度、 f は CF 回転速度である。

$$t = \frac{v_s}{fp_B} \quad (14)$$

$$\theta = \frac{v_s}{2\pi fr_B} \quad (15)$$

3)シールド天端部の緩み等によって切羽土圧分布が乱れる場合には、切羽土圧を補正する。

上記の条件を基に、 σ_n は次式で表される。

$$\sigma_n = F(p, q) \left(a \frac{v_s}{fr_B} + b \right) \sigma_{n0} \quad (16)$$

ここで、右辺第1項 $F(p, q)$ は上記3)に述べた補正項であり、右辺第2項は上記2)で述べた v_s/fr_B の関数の一次近似式であって、 a, b は切羽土圧に関する定数である。

②掘削時 CF 外周面法線方向土圧 σ_s は、静止時 CF 外周面法線方向土圧 σ_{s0} に等しく、次式で表される。

$$\sigma_s = \sigma_{s0} \quad (17)$$

③チャンパー内掘削土の自重は、チャンパー中心位置に作用する。

a) CF 前面・背面にかかる作用力

上記の仮定を用いれば、 f_{q1} による各 CF 面要素にかかる作用力 F_{41ij}^{MR} は次式で与えられる。

$$F_{41ij}^{MR} = A_{41ij} \begin{bmatrix} 0 \\ (\mu_{ms} \sigma_{CFij} + \tau_{mudij}) \text{sign}(CT) \\ -(\sigma_{CFij} + \sigma_{mudij}) \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$\tau_{mudij} = 2 \left[(1 - \alpha_0) (\mu_{ms} \sigma_{mudij} + c_{ms}) + \alpha_0 (\mu_m \sigma_{mudij} + c_m) \right] \quad (19)$$

ここで、下サフィックス ij は半径方向・周方向要素 No で、 A_{41ij} は CF 面要素面積、 α_0 は CF 開口率である。また、 μ_{ms} 、 c_{ms} はそれぞれ、地盤と CF の動摩擦係数、動的付着力で、 μ_m 、 c_m はそれぞれ、泥水・掘削土の動摩擦係数、動的付着力である。また、 σ_n 、 σ_{mud} は式(16)(20)から求められるので、これらを式(13)に代入することにより σ_{CF} を求めることができる。なお、式(16)の v_s は式(21)で与えられる。

$$\sigma_{mudij} = \sigma_{mud0} + \gamma_{mud} (r_{41ij}^T - r_{CF}^T)_x \quad (20)$$

$$v_{Sj[k]} = \frac{|r_{41ij[k]}^T - r_{41ij[k-1]}^T|}{\Delta t[k]} \quad (21)$$

$$r_{41ij}^{MR} = [r_i \quad 0 \quad l_{CF}]^T \quad (22)$$

ここで、 k はデータ No で、 σ_{mud0} は CF 中心チャンパー圧、 γ_{mud} は泥水・掘削土密度で、 r_{41ij}^T は CF 面要素計算点位置ベクトル、 r_{CF}^T は CF 中心位置ベクトルで、 Δt は時間間隔、 r_i は CF 面要素計算点半径、 l_{CF} は C^M 原点から CF までの距離で、下サフィックス x はベクトルの x 成分を表している。式(18)に示す F_{41ij}^{MR} の q_R 成分の第1項は CF 分担土圧による CF 前面の動摩擦係数・切削抵抗を、第2項はチャンパー圧による CF 前面・背面の動摩擦力を、また、 r_R 成分は CF 法線方向土圧による抵抗力を表し、この力は CF 前面にかかる切羽土水圧に等しい。

b) CF 外周面にかかる作用力

f_{q2} による各 CF 外周面要素にかかる作用力 F_{42j}^{MR} は次式で与えられる。

$$F_{42j}^{MR} = A_{42j} \begin{bmatrix} -\sigma_{sj} \\ (\mu_{ms} \sigma_{sj} + c_{ms}) \text{sign}(CT) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (23)$$

ここで、下サフィックス j は周方向要素 No で、 A_{42j} は CF 外周面要素面積である。式(23)に示す F_{42j}^{MR} の p_R 成分は CF 外周面法線方向土圧による力を、 q_R 成分は CF 外周面法線方向土圧による動摩擦力を表している。

また、CF 外周面要素計算点位置ベクトル r_{42j}^{MR} は次式で与えられる。

$$r_{42j}^{MR} = [R_{CF} \quad 0 \quad l_{CF}]^T \quad (24)$$

ここで、 R_{CF} は CF 半径である。

c)チャンパー内掘削土自重による作用力

f_{q3} による作用力 F_{43}^T 、および、その作用点 r_{43}^M は次式で与えられる。

$$F_{43}^T = [W_{mud} \quad 0 \quad 0]^T \quad (25)$$

$$r_{43}^M = [0 \quad 0 \quad l_{mud}]^T \quad (26)$$

ここで、 W_{mud} はチャンパー内泥水・掘削土の重量、 l_{mud} は C^M 原点からチャンパー内泥水・掘削土重心までの距離である。

(5) スキンプレートに作用する力

スキンプレート作用力を計算するにあたり、以下の仮定を用いた。

- ① シールド機を剛体とみなす。
- ② 水平・鉛直方向の地盤変位と土圧係数の関係は次式²⁹⁾を用いて、図-7のように表される。

$$K_i(U_i) = \begin{cases} (K_{i0} - K_{i\min}) \tanh \left[\frac{a_i U_i}{K_{i0} - K_{i\min}} \right] + K_{i0} & (U_i \leq 0) \\ (K_{i0} - K_{i\max}) \tanh \left[\frac{a_i U_i}{K_{i0} - K_{i\max}} \right] + K_{i0} & (U_i \geq 0) \end{cases}$$

$$(i = h \text{ or } v) \quad (27)$$

ここで、 K 、 U 、 a はそれぞれ土圧係数、地盤変位、双曲線関数の傾きを規定するパラメータで、サフィックス h 、 v はそれぞれ水平・鉛直方向を表し、その他の記号は図-7に定義されている。なお、シールドセグメントの設計に用いられる地盤反力係数²⁹⁾の考え方を基に得られる地盤変位と土圧係数の関係は、図-7中の2本の直線で表され、双曲線関数で表される地盤変位と土圧係数の関係の一次近似に相当する。また、このように考えれば、水平・鉛直地盤反力係数は双曲線関数の傾きを規定する a_h 、 a_v によって表せる。

- ③ スキンプレート上の任意の位置での地盤変位と土圧係数の関係は次式で表される。

$$K(U_n, \theta) = K_v(U_n) \cos^2 \theta + K_h(U_n) \sin^2 \theta \quad (28)$$

ここで、 U_n はスキンプレート周法線方向地盤変位、 θ は p_R 軸と x 軸のなす角度である。なお、 $K_v(0) = 1$ 、 $K_h(0) = K_0$ (静止土圧係数) であれば、 $K(0, \theta)$ はセグメント設計に用いられる水平・鉛直土圧²⁹⁾と一致する。

- ④ 図-8に示すように、地盤変位 U_n は、CF が地盤を掘削しながら通過する領域 (以後、掘削領域と呼ぶ) からスキンプレート要素計算点までの法線方向変位で、 $U_n > 0$ は地盤がシールド機に押されて受働状態となっていることを、 $U_n < 0$ は地盤がシールド機側に変位し主働状態になっていることを表す。また、 $U_n < 0$ の場合、 $K(U_n, \theta) = 0$ は地盤が自立し地盤とスキンプレート間に隙間があることを、 $K(U_n, \theta) > 0$ は地盤がスキンプレートに接して土圧が作用していることを意味する。 U_n の求め方を付録3に示す。全周余掘量を増加させたり、コピーカッターを使用した場合には、 U_n が減少し、 $K(U_n, \theta)$ が減少し、式(30)の地盤反力 σ_{nij} が減少することになる。

- ⑤ シールド機天端部に発生する緩み土圧は、緩み土圧発

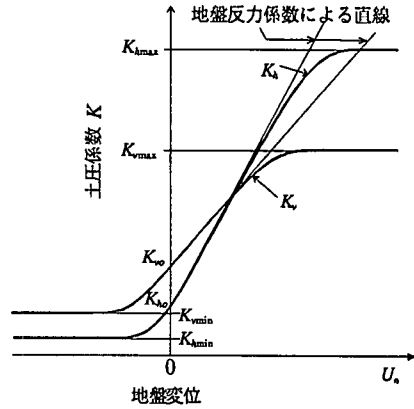


図-7 地盤変位と土圧係数の関係

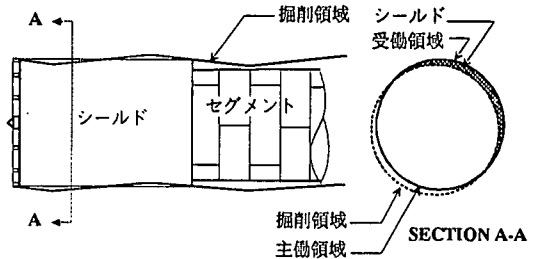


図-8 掘削領域と地盤変位の関係

生領域の土圧係数 K が $U_n = 0$ で緩み土圧に相当するように、 U_n を ΔU_n (緩み土圧相当掘削領域と呼ぶ) シフトさせることにより表現する。

上記の仮定を用いれば、 f_3 による各スキンプレート要素にかかる作用力 F_{sij}^{MR} は次式で与えられる。

$$F_{sij}^{MR} = A_{sij} \begin{bmatrix} -\sigma_{nij} \\ -\alpha_{sg} (\mu_{sg} \sigma_{nij} + c_{sg}) \text{sign}(CT) \\ -(\mu_{sg} \sigma_{nij} + c_{sg}) \end{bmatrix} \quad (29)$$

$$\sigma_{nij} = K(U_{nij}, \theta_{ij}) \sigma_{v0ij} \quad (30)$$

ここで、下サフィックス ij は、周方向・軸方向要素 No. で、 A_{sij} はスキンプレート要素面積、 σ_{nij} はスキンプレート周法線方向土圧、 σ_{v0ij} は静止時鉛直土圧である。また、 α_{sg} 、 μ_{sg} 、 c_{sg} はそれぞれ、スキンプレートと地盤のカッタートルク抵抗係数、動摩擦係数、動的付着力である。式(29)に示す F_{sij}^{MR} の p_R 成分は法線方向土圧による作用力 (地盤反力) を、 q_R 成分はカッタートルクに対する抵抗力を、 r_R 成分はマシンが前進することによって発生するスキンプレートと地盤の動摩擦力を表している。

また、スキンプレート要素計算点位置ベクトル r_{sij}^{MR} は次式で与えられる。

$$r_{sij}^{MR} = [R_M \quad 0 \quad r_f]^T \quad (31)$$

ここで、 R_M はマシン外径である。

3. シールド機挙動予測

(1)解析方法

シールド機挙動は時系列のシールド機位置と回転角で表される。ここでは、ローリング角の変化が小さいことを考慮し、ローリング角の代わりにローリングしないために必要なカッタートルク抵抗係数をパラメータとした。したがって、シールド機挙動を表すパラメータは以下の6つとなる。

- Δ_x : x方向の移動距離の増分
- Δ_y : y方向の移動距離の増分
- Δ_z : z方向の移動距離の増分
- ϕ_y : ヨーイング角
- ϕ_p : ピッチング角
- α : スキンプレートと地盤の摩擦によるカッタートルク抵抗係数(α_{rg})

上記6つのパラメータを未知数として、以下に示す力の釣り合い式を解くことにより、掘削中のシールド機挙動を求めることができる。

$$\begin{bmatrix} \sum_{i=1}^S F_i^M \\ \sum_{i=1}^S M_i^M \end{bmatrix} = 0 \quad (32)$$

また、シールド機挙動を表示するに当たり、以下の指標を用いた。

- ①シールド機移動を表すパラメータ Δ_x , Δ_y , Δ_z によるエレクター中心の軌跡（以後、シールド機軌跡と呼ぶ）と、シールド機回転を表すパラメータ ϕ_y , ϕ_p , α
- ②シールド機挙動予測計算点間でのシールド機挙動の変化を表す、シールド機掘進速度 v_s 、シールド機軌跡の水平・鉛直方向曲率 κ_h , κ_v 。
- ③シールド機の横滑り・縦滑り状態を表す、シールド機軌跡からシールド機軸への水平・鉛直方向偏差角度 θ_{xt} , θ_{yt} 。

ここで、①がシールド機挙動を表すマクロの指標であるのに対して、②、③はシールド機挙動を表すミクロの指標であると考えられる。

(2)解析条件

トンネル諸元を定めた後、泥水式シールドの施工実績を参考にシールド機・地盤物性値・制御に関する項目を表-1のように決定した。また、表-1に示す解析条件の基でジャッキ力を未知数として式(32)を解くことにより、表-2に示すジャッキ力を設定した。

(3)適用例

本節では、水平直線のトンネルを10m掘削した後、表-2に示す砂質地盤の直線・曲線のジャッキ力を与え、時間間隔10分で980分のシールド機挙動予測を行った。

シールド機軌跡の縦断線形・平面線形とシールド機挙動を表す指標の時系列変化を図-9、図-10に示す。これらの図より以下のことがわかる。

①直線では $\kappa_h = \kappa_v = 0/m$, $v_s = 0.04m/min$, 曲線では $\kappa_h = 0.002/m = 1/500m$, $\kappa_v = 0/m$, $v_s = 0.04m/min$ となったこと、および、シールド機軌跡から、本モデルは直線・曲線におけるシールド機挙動を表現できる。

②曲線では κ_h , θ_{xt} が連動して、掘削距離10m付近で大きな値を示した後、掘削距離15m付近まで変動し、その影響は掘削距離20m付近にまで及び、掘削距離20mを超えると安定し、曲線の定常掘削状態に移行する。これは表-2に示すように掘削距離10mで水平ジャッキモーメントを右向きにかけたため、シールド機が急に右向きに回転したこと、掘削距離15mまでは機長5mのシールド機の後部が直線の掘削領域に残っていることのためである。一方、直線では全ての指標が一定となった。これはジャッキ力の変化がないため、常に直線の定常掘削状態であるためである。

③カッタートルク抵抗係数 α は、直線で0.52、曲線で0.49となった。これは、カッタートルクに抵抗するため、スキンプレートと地盤との動摩擦力の約50%が発揮されていることを意味している。なお、 $\alpha > 1$ となった場合には、カッタートルクに比較しスキンプレートと地盤との動摩擦力が不足し、シールド機がローリングすると考えられる。

④水平方向偏差角度 θ_{xt} は、直線で0.0min、曲線で16.3minとなった。これは、曲線では、シールド機軸がトンネル平面線形よりも曲線内向きとなって、シールド機が横滑りをしながら地山を掘削することを意味して、力の釣り合いの結果である。

⑤鉛直方向偏差角度 θ_{yt} は、直線で0.16min、曲線で0.20minとなった。一方、ピッチング角 ϕ_p は、直線で0.16min、曲線で0.17minとなった。これは、シールド機軸がトンネル縦断線形より若干下向きとなっていること、トンネル縦断線形はほぼ水平であることを意味して、力の釣り合いの結果である。

シールド機が定常掘削している時のシールド機周辺の法線方向地盤変位分布と法線方向土圧分布、シールド機作用力を図-11、表-3に示す。これらより以下のことがわかる。

①直線の地盤変位分布は、ほぼ左右対称となっているが、完全に左右対称にはなっていない。また、シールド機軸がトンネル縦断線形より若干下向きとなって、テール天端で地盤が受働状態となっている。これらは、

表-1 解析条件

トンネル	線形	平面線形 直線 縦断線形 曲線	- 右向き半径500m
	地形	土被り	20m
		地下水位	GL-0.0m
セグメント	外径 幅	1.935m 1.000m	
シールド	自重	自重 重心位置 C ^M	1000kN (0.000, 0.000, -0.500)m
	ジャッキ	本数	12本
		ジャッキ位置半径	1.750m
ジャッキ断面積 ジャッキ長さ		314.159cm ² 2.000m	
CF	CF厚 開口率	0.300m 20%	
テール	テール	テール内径	1.960m
		テール厚さ	0.040m
		C ^M 原点-ガーダー端部	1.700m
		鉄のヤング率	204000MN/m ²
		ワイヤブラシ高さ ワイヤブラシ長さ ワイヤブラシバネ定数	0.140m 0.450m 100kN/m ³
その他	その他	マシン外径	2.000m
		掘削半径	2.000m
		チャンパー内径	1.950m
		マシン長	5.000m
		CF-バルクヘッド CF-C ^M 原点 エレクター中心 C ^M	1.000m 1.400m (0.000, 0.000, -2.600)m
		地盤	地盤
水中単体体積重量	10kN/m ³		
水の単体体積重量	10kN/m ³		
土粒子比重	2.7		
強度定数	粘着力 内部摩擦角		
土圧	土圧	土圧係数 K_{vm}, K_o, K_{vmax}	0.3 0.5 5.0
		K_{vm}, K_o, K_{vmax}	0.3 1.0 5.0
		地盤反力係数 k_s, k_v 切羽土圧係数 ab	30 30 MN/m ² 30, 1
制御	制御	掘進速度	0.04m/min
		CF回転方向	反時計回り(テールより)
		CF回転速度	0.9rpm
		泥水圧	200kN/m ²
		泥水密度	12kN/m ³
コピーカッター	未使用		
グリース圧	560kN/m ²		

位置	動摩擦係数	動的付着力 (kN/m ²)	抵抗係数
セグメント-テール	0.3	0.0	0.0
セグメント-ワイヤブラシ	0.0	0.0	0.0
セグメント-ジャッキ	0.0	0.0	0.0
地盤-CF	0.1(0.0)	0.0(10.0)	-
泥水	0.0	0.0	-
地盤-スキムプレート	0.1(0.0)	0.0(10.0)	未知数

注：()：粘性地盤

表-2 設定ジャッキ力(kN, kN-m)

線形	直線		曲線	
	砂質地盤	粘性地盤	砂質地盤	粘性地盤
F_z	6386.770	6492.610	6442.710	6492.620
M_z	63.520	0.000	2614.960	2857.240
M_y	-942.390	-803.050	-828.630	-809.516

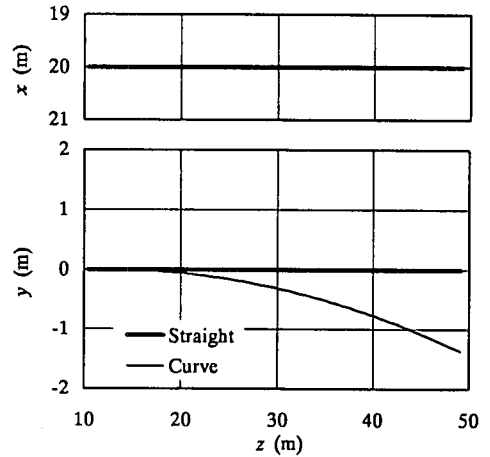


図-9 シールド機軌跡

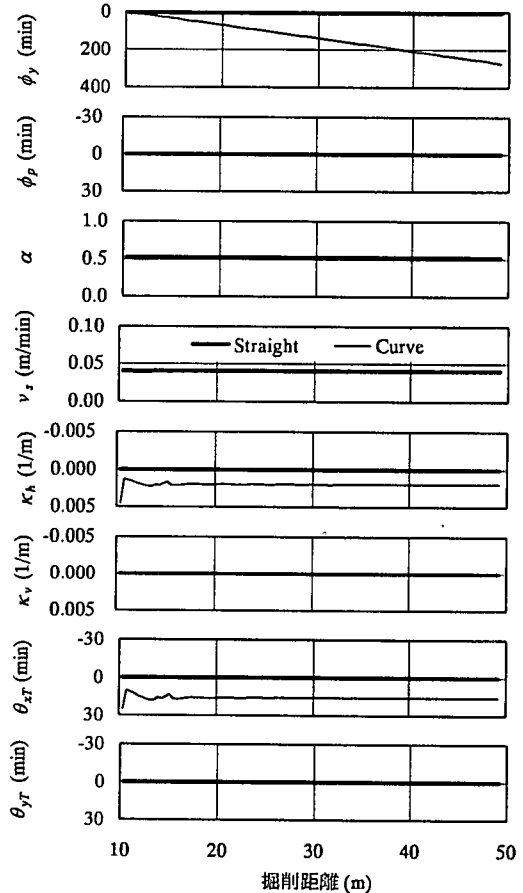


図-10 シールド機挙動の時系列変化

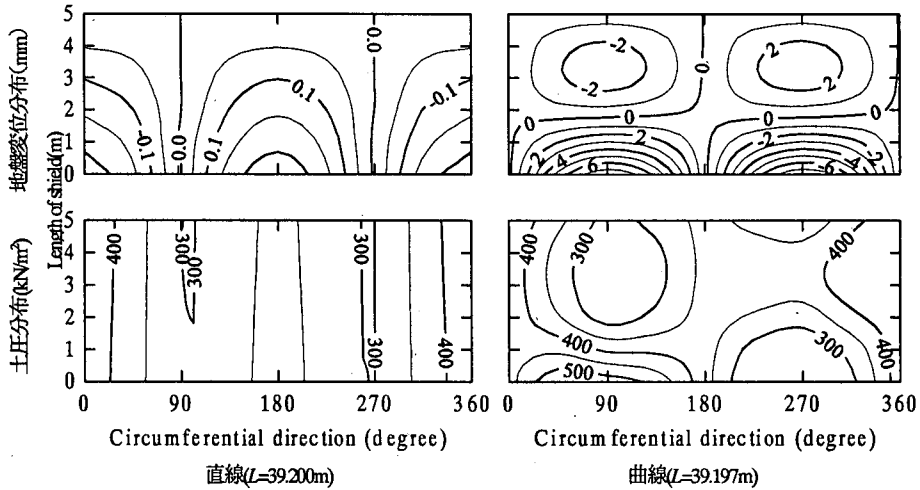


図-11 法線方向地盤変位分布と法線方向土圧分布

シールド機軸がトンネル平面線形にほぼ一致していること、CF回転によって水平力 F_{aq} と水平モーメント M_{ap} が発生することのためである、図-9、図-10と対応している。また、直線の土圧分布は地盤変位分布を反映している。

②直線と比較して、曲線の地盤変位分布は、CFよりの曲線内側のスプリングライン周辺、テールの曲線外側のスプリングライン周辺で受働状態となり、その反対側で主働状態となっている。これらは力の釣りの結果である、幾何学的に合理的である。

③シールド機掘進速度 v_s 一定の条件で設定したジャッキ推力 F_j は直線より曲線の方が若干大きい。これは、曲線ではスキンプレートが周辺地盤を押し込むことにより地盤反力が増大し、動摩擦力が増大するためである。また、水平ジャッキモーメント M_{3p} が直線より曲線で大きいのは、シールド機をヨーイングさせるために当然である。また、鉛直ジャッキモーメント $|M_{3q}|$ が直線より曲線で小さいのは、曲線の方が幾何学的拘束が働くためシールド機がピッチングしにくいからである。上記は、図-11と対応している。

4. 感度分析

本章では、表-1に示す解析条件を表-4のように変化させるとともに、前章と同様に、水平直線のトンネルを10m掘削した後、表-2に示す砂質地盤・粘性地盤の直線・曲線のジャッキ力を与え、時間間隔10分で980分のシールド機挙動予測を行い、シールド機・地盤・シールド機制御の各条件が定常掘削状態でのシールド機挙動に与える影響を評価した。

表-3 シールド機作用力(kN, kN-m)

線形	要因	F_a	F_b	F_c	M_a	M_b	M_c
直線(L=39.200m)	f_1	1000	0	0	0	-500	0
	f_2	0	0	0	0	0	0
	f_3	0	0	6386	64	-942	0
	f_4	67	26	-5445	-37	272	983
	f_5	-1067	-26	-941	-27	1170	-983
	ΣF	0	0	0	0	0	0
曲線(L=39.197m)	f_1	1000	0	0	0	-500	0
	f_2	0	0	0	0	0	0
	f_3	0	0	6442	2615	-829	0
	f_4	67	26	-5445	-39	272	983
	f_5	-1067	-26	-997	-2576	1057	-983
	ΣF	0	0	0	0	0	0

表-4 計算条件一覧

項目	変数	Default	値
シールド機	F_j cal	3	0: 1: f_{21} 2: f_{22} 3: $f_{21} + f_{22}$
	テール作用力	1.96	1.935, 1.94, 1.95, 1.96 (m)
	k_{pz}	100	10, 50, 100, 250, 500 (kN/m ²)
切羽作用力	a	30	10, 20, 30, 40, 50, 100
	ϵ_p	0	-0.167, -0.083, 0, 0.083, 0.167
	ϵ_n	0	-0.167, -0.083, 0, 0.083, 0.167
スキンプレート作用力	K_{p0}	0.50	0.10, 0.25, 0.50, 0.75, 1.00
	k_n	30	1, 5, 10, 30, 50, 100 (MN/m ²)
	k_s	30	1, 5, 10, 30, 50, 100 (MN/m ²)
	K_{min}	0.30	0.00, 0.10, 0.20, 0.30, 0.40, 0.49
	K_{min}	0.30	0.00, 0.20, 0.30, 0.50, 0.80, 0.99
	K_{max}	5.00	0.51, 2.50, 5.00, 10.00, 15.00
	K_{max}	5.00	1.01, 2.50, 5.00, 10.00, 15.00
シールド機制御項目	F_j	*1	5000, 6000, 7000, 8000, *1 (kN)
	M_{3p}	*1	795, 1590, 2650, *1 (kN-m)
	M_{3q}	*1	-795, -1590, -2650, *1 (kN-m)
	CT	1	-1, 1
	overbreak	0.0	0.0, 0.2, 0.5, 1.0, 2.0 (cm)
コピーカッター制御項目	Position	270	0, 45, 90, 135, 180, 225, 270, 315 (deg)
	range	135	0, 45, 90, 135, 180 (deg)
	length	*2	0, 2, 4, 6, 8, 10 (cm)

Note: *1: 表-2参照, *2: 表-1, 他項目では未使用。

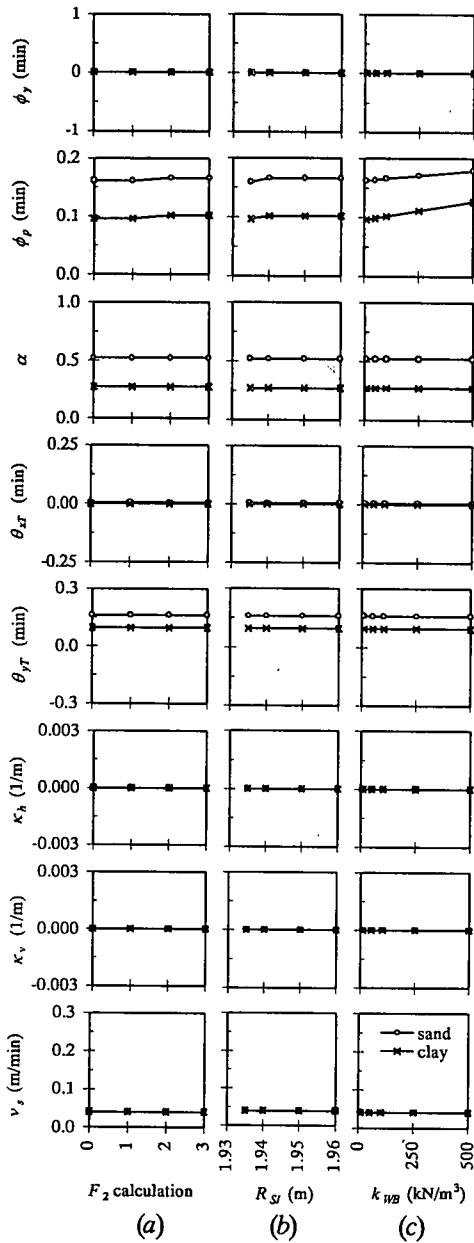


図-12 シールドテール作用力の影響 (直線)

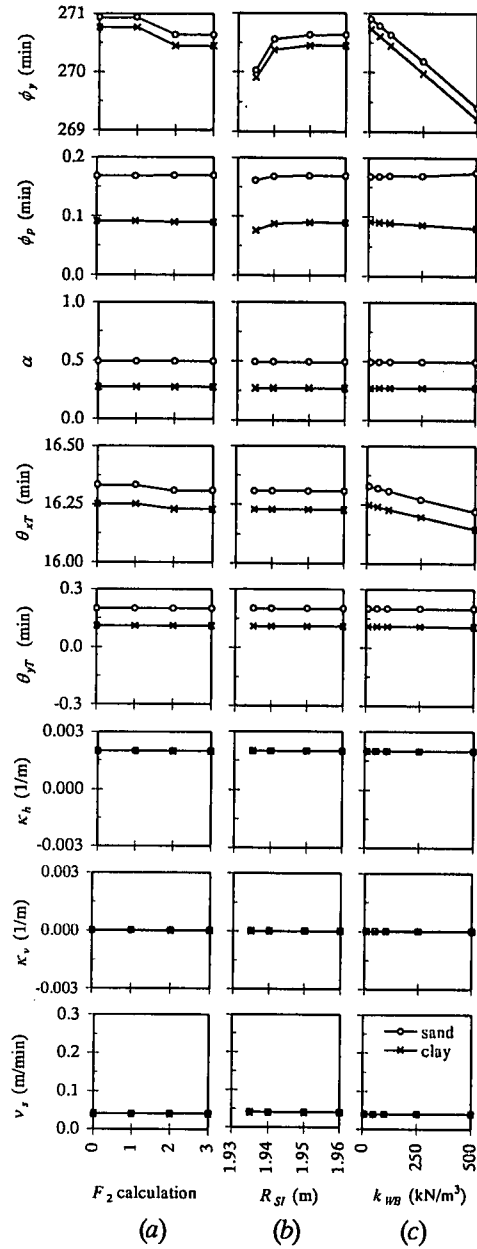


図-13 シールドテール作用力の影響 (曲線)

(1) シールドテール作用力関連項目

シールドテール作用力に関連する項目を変化させた場合の、直線・曲線でのシールド機挙動を表す指標の変化を図-12、図-13に示す。ここで、 $F_2 cal$ は f_{2r} 、 f_{2z} のどれを考慮するかを表し、テール内径 R_{sr} の減少は裏込注入がテールクリアランス内部に回り込んで固化することによるテールクリアランス減少を表している。

図-12(a)では、 $F_2 cal$ が0と1、および、2と3の場合にはシールド機挙動は変わらないが、 $F_2 cal$ が1から2へ変化すると ϕ_p は若干増加する。これらは、シールドテールと

セグメントの競りは発生していないこと、テールクリアランスがインバート部より天端で小さくなっていることを意味していて、図-10、図-11に示す直線でのシールド機挙動と整合している。一方、図-13(a)では、直線と比較して、 $F_2 cal$ が1から2へ変化すると ϕ_p 、 θ_{xr} は減少する。これは、テールクリアランスが曲線外側より曲線内側で小さくなっている、ワイヤブラシがシールド機のヨーイングを抑制するためである。

図-12(b)では、テール内径 R_{sr} が1.935m、すなわち、テールクリアランス0で、 ϕ_p が若干小さくなる。これは、

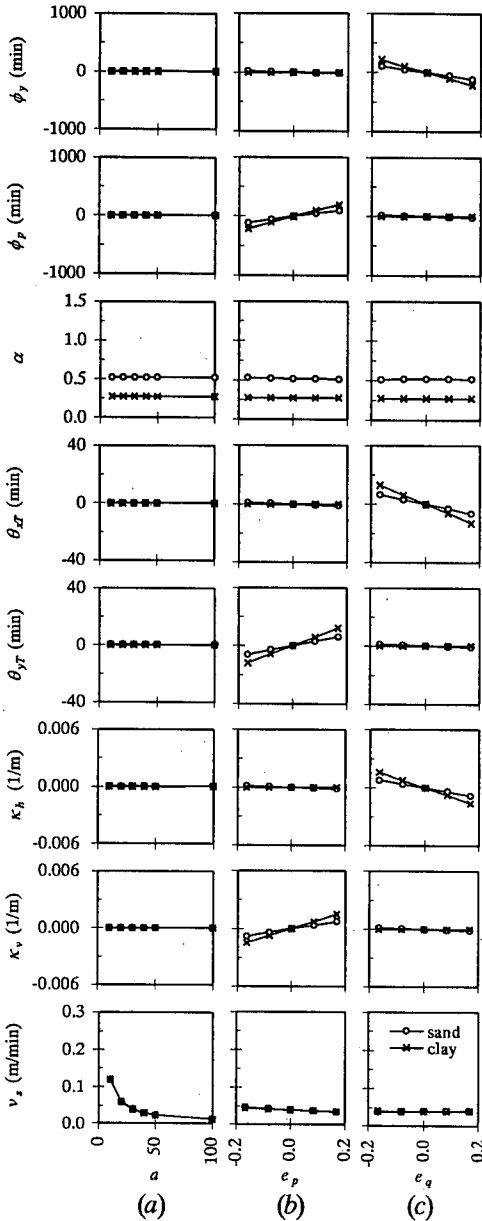


図-14 切羽作用力の影響 (直線)

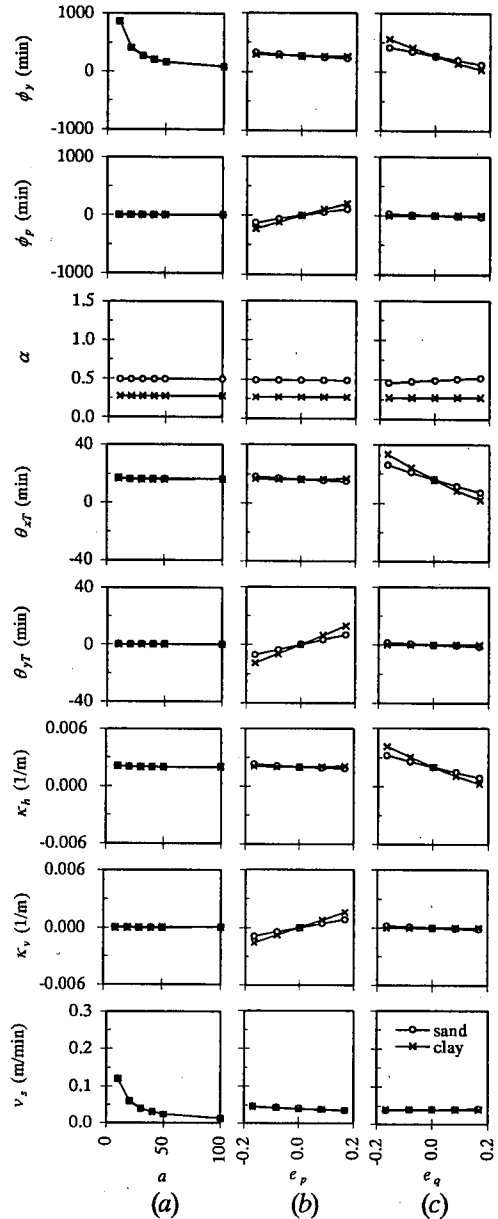


図-15 切羽作用力の影響 (曲線)

テールクリアランスがないのでシールドテールとセグメントの競りが発生するためである。一方、図-13(b)では、直線と比較して、 R_{sv} の減少とともに ϕ_y は若干減少し、 R_{sv} が1935mで ϕ_y は大きく減少する。これは、テールクリアランスが減少することによりワイヤブラシがシールド機のヨーイングをより抑制すること、テールクリアランスがない場合にはシールドテールとセグメントの競りが発生し、その影響が大きいことのためである。

図-12(c)では、ワイヤブラシ分布バネ定数 k_{wb} の増加とともに ϕ_p が若干増加する。一方、図-13(c)では、直線と比較して、 k_{wb} の増加とともに ϕ_y 、 θ_{xr} が減少する。

これらは、図-12(a)、図-13(a)と同様に説明できる。

(2)切羽作用力関連項目

切羽作用力に関連する項目を変化させた場合の、直線・曲線でのシールド機挙動を表す指標の変化を図-14、図-15に示す。ここで、切羽土圧に関する定数 a は掘進速度 v_s に対する切羽土圧の感度を表し、硬質地盤では大きく、軟弱地盤では小さいと考えられる^{23,24}。また、 e_p 、 e_q は式(16)の $F(p, q)$ の作用点位置をマシン直径で正規化した値で、 $e_p > 0$ は切羽が緩んでCF下部に土圧が集中している状態を表し、 $e_q > 0$ は何らかの理由で

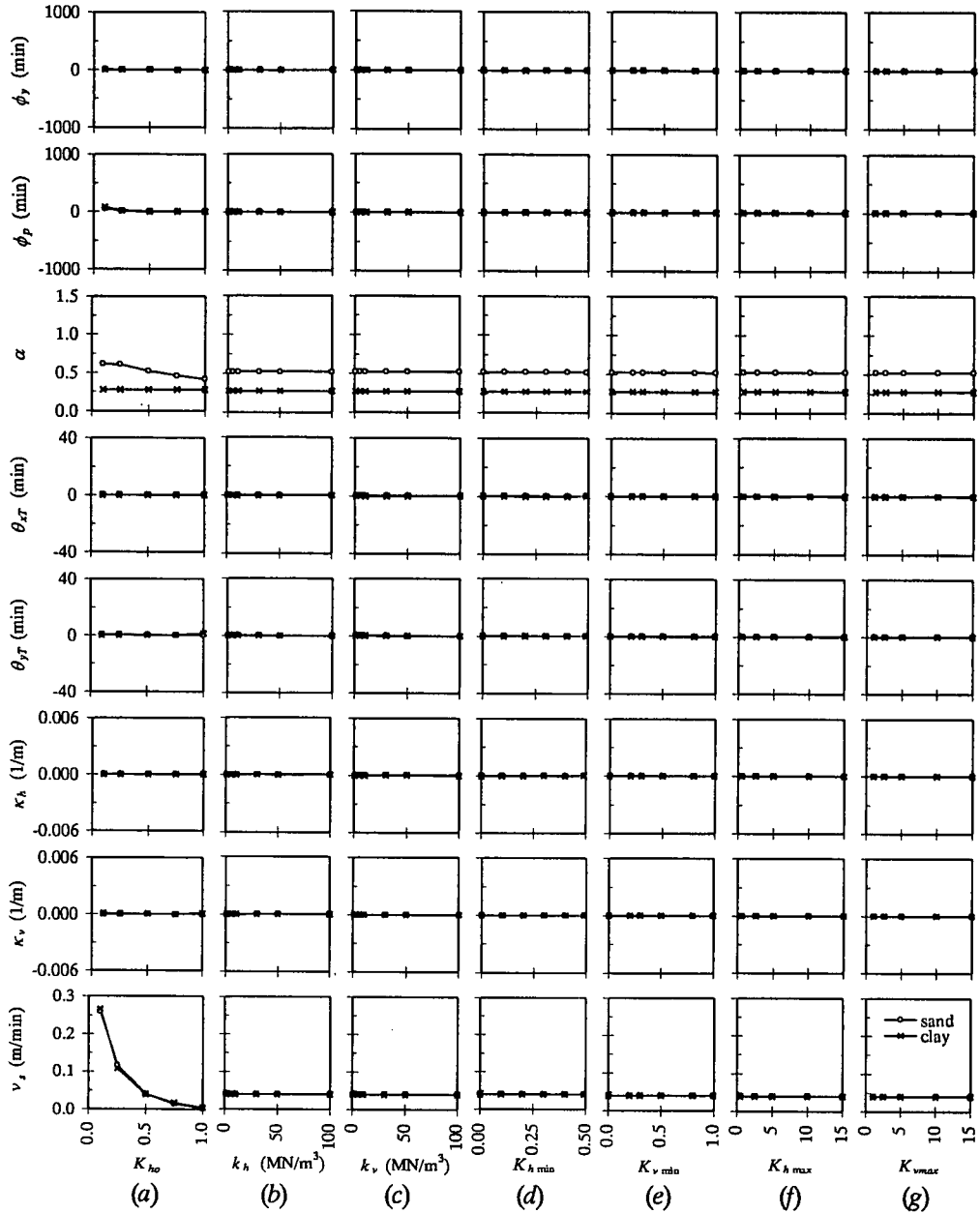


図-16 スキンプレート作用力の影響 (直線)

CF 右側よりも CF 左側に大きな土圧が作用している状態を表している。また、 $F(p, q)$ が次式を満たし、

$$\int_A F(p, q) dA = A \quad (33)$$

p, q 軸方向にそれぞれ台形分布をなす場合、 $F(p, q)$ は次式で与えられる。

$$F(p, q) = \begin{cases} f(p) = 6e_p p / R_{CF} + 1 \\ f(q) = 6e_q q / R_{CF} + 1 \end{cases} \quad (34)$$

ここで、 A はCF面積である。

図-14(a)では、 a の増加とともに v_s が急激に減少する。一方、図-15(a)では、直線と比較して、 a の増加とともに ϕ_y が急激に減少する。これらは、力の釣り合いを保つために式(16)で av_s が一定となるように v_s が定まること、シミュレーション時間一定の結果を図化しているので ϕ_y が v_s に比例することのためである。上記は、掘進速度に対する切羽土圧の感度が高いと、掘進速度を上げるのに大きなジャッキ推力が必要であることを示している。

図-14(b)では、 e_p の増加とともに $\phi_p, \theta_{yT}, \kappa_v$ が増加する。これは、切羽土圧作用点が下方に移動すること

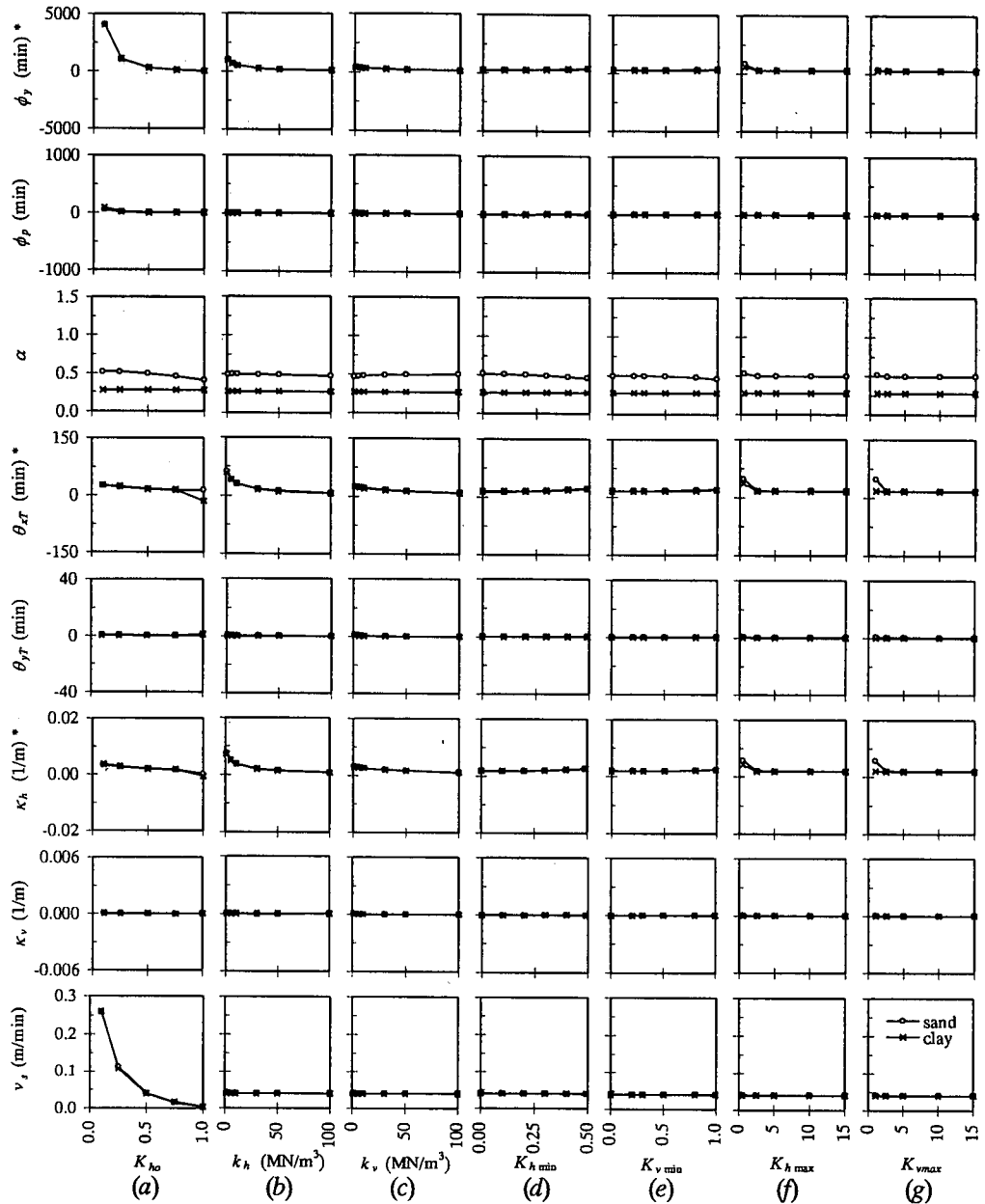


図-17 スキンプレート作用力の影響 (曲線) * : 異スケール

により、シールド機、トンネル縦断線形が下向きとなること、シールド機軸はトンネル縦断線形よりも曲線内側を向くことを意味している。また、粘性地盤より砂質地盤の方が、 ϕ_p 、 θ_{yr} 、 κ_v の変化は小さい。これらは、切羽作用力の鉛直モーメントがより下向きとなること、砂質地盤ではスキンプレート周りの動摩擦力を地盤反力に比例するとしているので、トンネル縦断線形が下向き曲線となりテール天端付近で地盤が受働状態となって地盤反力が増大すると、上向き鉛直モーメントが発生することのためである。図-15(b)も同様の傾向を示す。

図-14(c)では、 e_q の増加とともに ϕ_y 、 θ_{xr} 、 κ_h が減少する。これは、切羽土圧作用点が左に移動することにより、シールド機、トンネル平面線形が左向きとなること、シールド機軸はトンネル平面線形よりも曲線内側を向くことを意味している。また、粘性地盤より砂質地盤の方が、 ϕ_y 、 θ_{xr} 、 κ_h の変化は小さい。これらは e_p の場合と同様に説明できる。図-15(c)では、右向き曲線であるので ϕ_y が正の方向にシフトしているが、 ϕ_y 、 θ_{xr} 、 κ_h の変化は同様の傾向を示す。

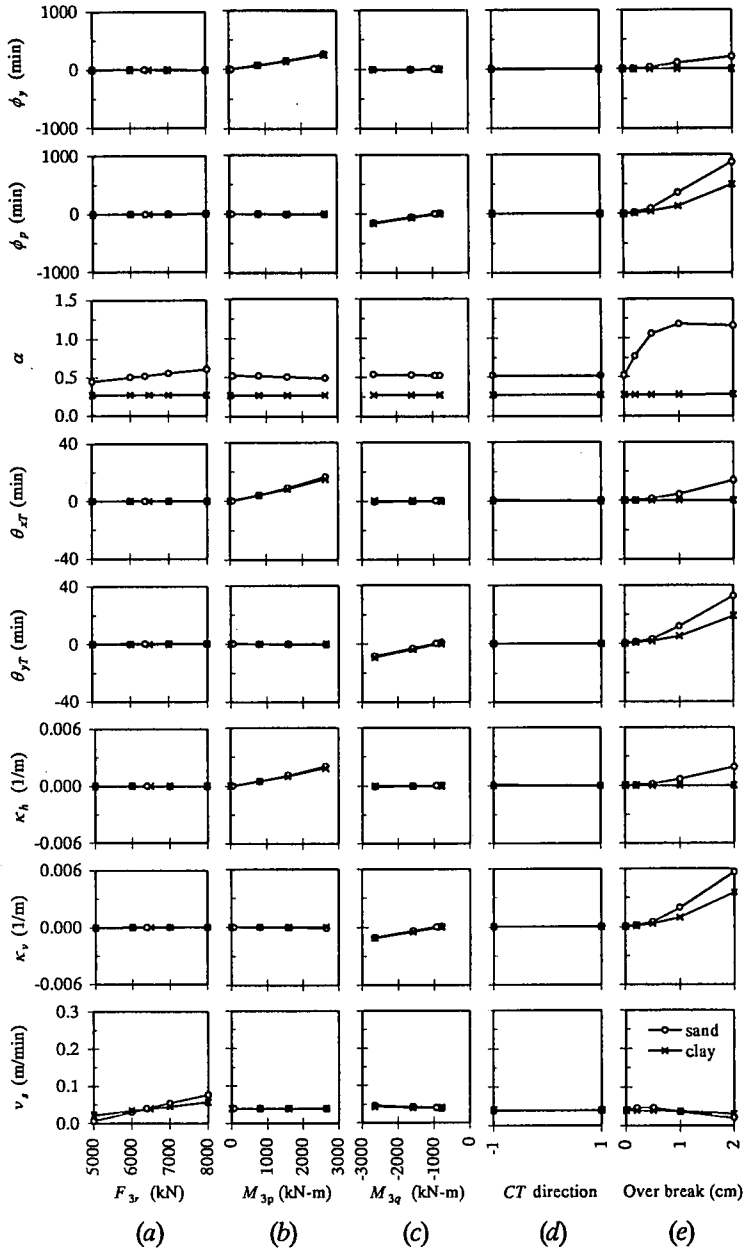


図-18 シールド機制御の影響 (直線)

(3) スキンプレート作用力関連項目

スキンプレート作用力に関連する項目を変化させた場合の、直線・曲線でのシールド機挙動を表す指標の変化を図-16、図-17に示す。

図-16(a)では、静止土圧係数 K_{h0} の減少とともに v_s 、砂質地盤の α が増加し、 $K_{h0}=0.1$ で ϕ_p が増加する。これらは、 K_{h0} が減少すると、水平方向土圧が減少し、切羽土圧・地盤反力・スキンプレート周りの動摩擦力(砂質地盤)が減少すること、その釣り合いの結果として α が定まること、 K_{h0} が減少すると、CF外周・スキン

プレート周りに作用する上向きの土圧合力が減少し、その結果として、スキンプレート周りに作用する上向きの土圧合力が増加するようにシールド機が下方ヘフトすることのためである。一方、図-17(a)では、直線と比較して、 K_{h0} の減少とともに ϕ_y 、 θ_{xr} 、 κ_h が増加する。これは、 K_{h0} が減少することにより、水平方向地盤反力が減少し、シールド機がヨーイングしやすくなること、シミュレーション時間一定の結果を図化しているのもで、 ϕ_y が v_s に比例することのためである。

図-16(b) (c)では、水平方向・鉛直方向地盤反力係数

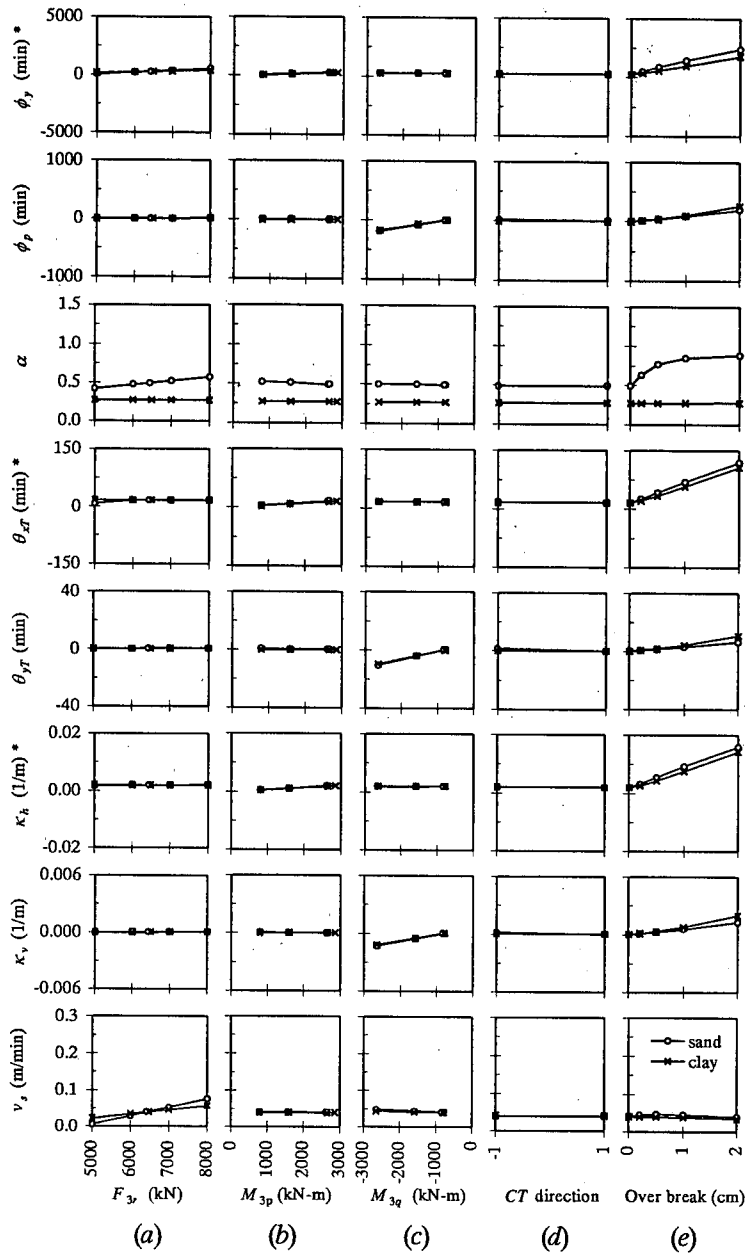


図-19 シールド機制御の影響 (曲線) * : 異スケール

k_h , k_v はシールド機挙動に影響をほとんど与えない。これは、図-11に示すように、直線ではスキンプレート周りの地盤変位が0に近いので、スキンプレート周りの土圧が静止時水平方向・鉛直方向土圧係数で定まるためである。一方、図-17(b)(c)では、直線と比較して、 k_h , k_v の減少とともに ϕ_y , θ_{xr} , κ_h が増加する。これは、 K_{h0} の場合と同様に説明できる。これは言い換えれば、硬質地盤より軟弱地盤で、ジャッキ作用力がシールド機の回転に大きく影響することを表している。

図-16(d)~(g)では、水平方向・鉛直方向土圧係数の上

下限値 $K_{h\min}$, $K_{h\max}$, $K_{v\min}$, $K_{v\max}$ はシールド機挙動に影響をほとんど与えない。これは、図-11に示すように、直線ではスキンプレート周りの地盤変位が0に近く、土圧係数が $K_{h\min}$ と $K_{h\max}$, $K_{v\min}$ と $K_{v\max}$ の間の値を取るためである。一方、図-17(d)~(g)では、直線と比較して、 $K_{h\max}$, $K_{v\max}$ が K_{h0} , K_{v0} に近づくとき、 ϕ_y , θ_{xr} , κ_h が増加する。これは、曲線でスキンプレート周りに発生する地盤変位に対する土圧係数が上限値に近づき、地盤反力の増加が小さくなり、シールド機がヨーイングしやすくなるためである。

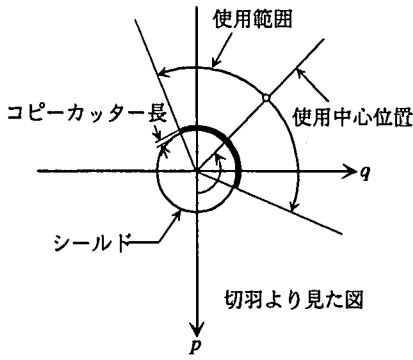


図-20 コピーカッター諸元

(4) シールド機制御項目

シールド機制御に関連する項目を変化させた場合の、直線・曲線でのシールド機挙動を表す指標の変化を図-18、図-19に示す。ここで、水平ジャッキモーメント M_{3p} 、鉛直ジャッキモーメント M_{3q} の最大値は、最大シールドジャッキ油圧50%でシールドジャッキの75%を使用することを想定して求めた。また、 CF direction は CF 回転方向を表し、 $overbreak$ は掘削半径とマシン外径の差である全周余掘量を表している。

図-18(a)では、ジャッキ推力 F_3 の増加とともに v_s が増加する。これは当然である。また、粘性地盤より砂質地盤の方が v_s の変化が大きい。これは、切羽土圧として、砂質地盤は有効土圧を、粘性地盤は全土圧を用いているので、 F_3 の変化に対する v_s の感度が粘性地盤より砂質地盤の方が高いためである。一方、図-19(a)では、直線と比較して、 F_3 の増加とともに ϕ_p が増加する。これは、シミュレーション時間一定の結果を図化しているので ϕ_p が v_s に比例することのためである。

図-18(b)では、水平ジャッキモーメント M_{3p} の増加とともに ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h が増加する。これは、 M_{3p} が増加することにより、シールド機、トンネル平面線形が右向きとなること、シールド機軸はトンネル平面線形よりも曲線内側を向くことを意味していて、当然である。図-19(b)も同様の傾向を示す。

図-18(c)では、鉛直ジャッキモーメント M_{3q} の増加とともに ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h が増加する。これは、 M_{3q} が増加することにより、シールド機、トンネル縦断線形が下向きとなること、シールド機軸はトンネル縦断線形よりも曲線内側を向くことを意味していて、当然である。図-19(c)も同様の傾向を示す。

図-18(d)では、 CF 回転方向は、シールド機挙動に影響をほとんど与えない。これは、表-3に示すように、直線では切羽作用土圧による水平力 F_{4q} 、水平モーメント M_{4p} が小さいためである。一方、図-19(d)では、直線と比較して、 CF 回転方向は砂質地盤の ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h にわずかに影響を与える。これは、右向き曲線なので、 CF

右側より CF 左側の掘進速度が若干速いため、 CF に作用する動摩擦力により鉛直力 F_{4p} 、鉛直モーメント M_{4q} が変化するためである。

図-18(e)では、全周余掘量の増加とともに、 ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h 、および、砂質地盤の ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h 、 ω が増加するのに対し、 v_s は余り変化しない。これらは、全周余掘量の増加によりシールド機がヨーイング・ピッチングしやすくなること、砂質地盤では CF に作用する動摩擦力が切羽土圧に依存しているため不釣り合い力が発生すること、全周余掘量の増加により、スキンプレート周りの動摩擦力(砂質地盤)が減少し、 ϕ_p ・トンネル土被り・カッタートルク(砂質地盤)が増加し、その釣り合いの結果として α 、 v_s が定まることのためである。一方、図-19(e)では、直線と比較して、全周余掘量の増加とともに粘性地盤の ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h が増加する。これは、全周余掘量の増加によりシールド機がヨーイングしやすくなるためである。

上記は、ジャッキモーメントと比較して、地盤反力を規定する掘削領域(ここでは全周余掘量)は、シールド機挙動に大きな影響を与えることを示している。

(5) コピーカッター制御項目

コピーカッター制御に関連する項目を変化させた場合の、直線・曲線でのシールド機挙動を表す指標の変化を図-21、図-22に示す。ここでは、一部の計算条件でシールド機が地表面に到達してしまったことから、700分でのシールド機挙動予測の結果を用いている。また、使用中心位置(CC position)、使用範囲(CC range)、長さ(CC length)の定義を図-20に示す。

図-21(a)~(c)、図-22(a)~(c)では、 ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h 、および、 ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h は同様の傾向を示す。これは、シールド機軸の向きとトンネル線形が連動していること、シールド機軸はトンネル線形よりも曲線内側を向くことを意味している。

図-21(a)では、コピーカッター使用中心位置の方向にシールド機がヨーイング・ピッチングする。これは当然である。また、コピーカッター使用中心位置180度近傍で v_s 、砂質地盤の ω が増加する。これは、シールド機軌跡が上向きとなり、土被りが減少したためである。一方、図-22(a)では、直線と比較して、全てのシールド機挙動を表す指標が横にシフトし、かつ、変動が小さくなる。これは、曲線で水平ジャッキモーメントを作用させていること、幾何学的拘束が働いていることのためである。

図-21(b)では、コピーカッター範囲の増加とともに、 ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h 、および、砂質地盤の ω が増加する。また、コピーカッター範囲180度で、 ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h が増加し、 v_s が減少し、 ϕ_p 、 θ_{xt} 、 κ_h の変化が少なくなる。これらは、コピーカッター範囲の増加とともに地盤反力・ス

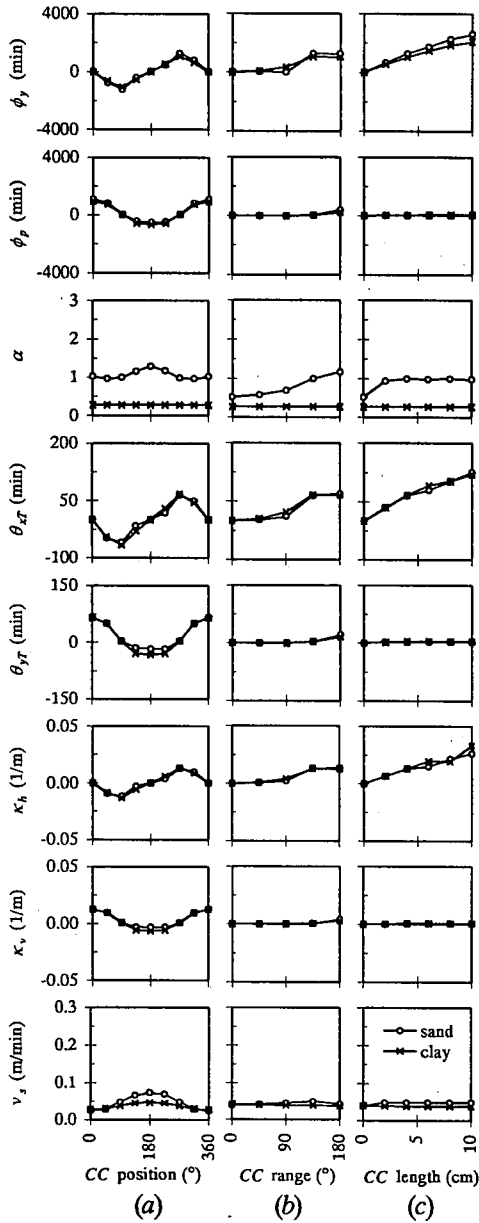


図-21 コピーカッターの影響 (直線)

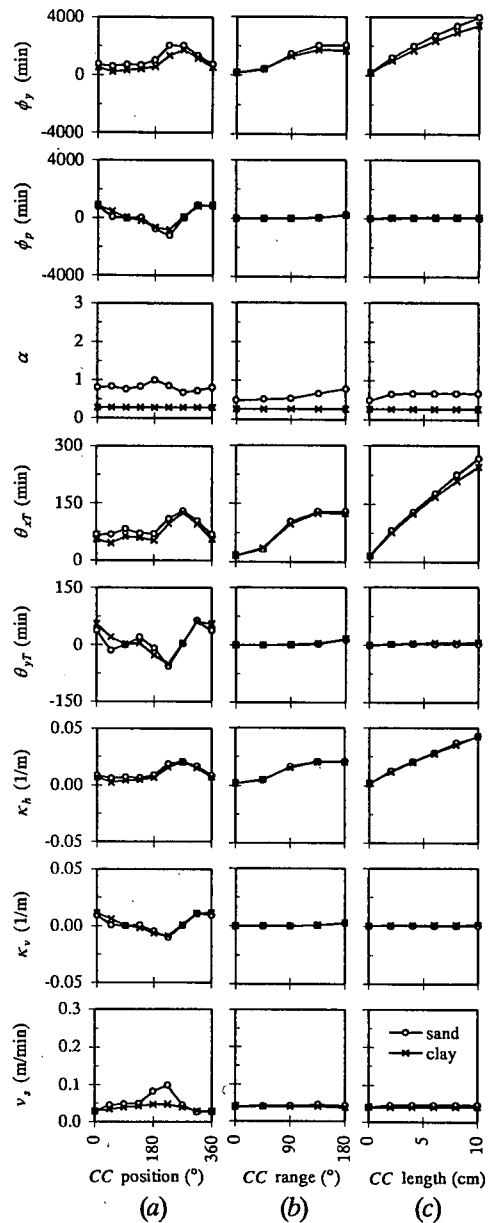


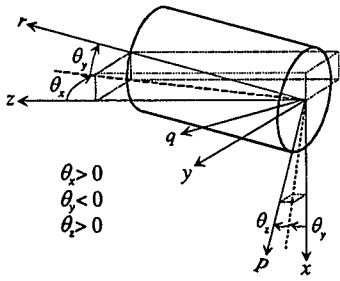
図-22 コピーカッターの影響 (曲線)

キンプレート周りの動摩擦力(砂質地盤)が減少すること、それに対してカッタートルクはほとんど変わらないこと、コピーカッター範囲180度ではシールド機がコピーカッター掘削範囲に落ち込むようになり、シールド機軌跡が下向きとなり、土被りが増加することのためである。図-22(b)も同様の傾向を示す。

図-21(c)では、コピーカッター長さの増加とともに ϕ_y 、 θ_{xT} 、 κ_h が増加する。また、砂質地盤の α は、コピーカッター長さ2cmまで増加し、その後一定となる。これらは、コピーカッター長さの増加とともに地盤反力・スキンプレート周りの動摩擦力(砂質地盤)が減少すること、

コピーカッター長さが2cmを超えると水平・鉛直方向土圧係数がその下限値に至り、主働側の地盤反力が変化しなくなること、それに対してカッタートルクはほとんど変わらないことのためである。図-22(c)も同様の傾向を示す。

上記は、コピーカッターを用いることにより、シールド機回転に対する幾何学的拘束が小さい直線にあっては、わずかなジャッキ作用力の変化でシールド機が回転すること、また、シールド機回転に対する幾何学的拘束が働く曲線にあっては、地盤反力の集中が抑制されてシールド機が回転しやすくなることを示している、地盤反力が



付図-1 回転角

規定する掘削領域（ここではコピーカッター掘削領域）は、シールド機挙動に大きな影響を与えることがわかる。

5. 結論

本論文では、シールドトンネル現場における施工実績を考慮に入れ、シールド機の挙動を理論的に表現できるシールド機動力学モデルを開発した。さらに、同モデルを用いてシールド機挙動予測を行うとともに、シールド機・地盤・シールド機制御の各条件をパラメータとしてシールド機挙動に関する感度分析を行い、得られた結果を施工実績や理論と比較することにより、シールド機動力学モデルの合理性を定性的に検証した。以上より得られた結論を以下に列記する。

①ジャッキ作用力と比較して、地盤反力を規定する掘削領域はシールド機挙動に大きな影響を与える。特に、ジャッキ作用力がシールド機挙動に与える影響が小さい硬質地盤で、その影響は相対的に大きくなる。さらに、シールド機制御条件が同じ場合には、地盤物性値で規定される地盤反力がシールド機挙動に影響を与える。特に、幾何学的拘束が働く曲線では、地盤反力が集中するので、その影響は大きくなる。

②テールクリアランス、特にシールドテールとセグメントの競りが、シールド機挙動に影響を与える。また、テールクリアランスが不均一になる曲線で、その影響は顕著である。さらに、テールクリアランスの減少、ワイヤブラシ分布バネ定数の増加は、シールド機の回転を抑制する。

③ジャッキ作用力はシールド機挙動に影響を与える。特に掘進速度に対する切羽土圧の感度が高い硬質地盤では、掘進速度を上げるのに大きなジャッキ推力が必要となる。また、特に地盤反力が小さい軟弱地盤では、ジャッキモーメントの影響は大きい。

④CF回転方向はシールド機挙動に若干の影響を与える。

⑤シールド機軸の向きとトンネル線形は連動しているが、シールド機軸はトンネル線形よりも曲線内側を向き、シールド機方位角はトンネル線形方位角と独立である。

⑥切羽土圧作用点の位置がシールド機挙動に大きな影響を与える。

⑦上記は最初に示した施工実績と対応しているので、適切なパラメータを用いれば、シールド機動力学モデルはシールド機挙動を合理的に表現できる。

なお、実測データを用いたシールド機動力学モデルの検証については、別途報告する予定である。

謝辞：本研究にあたり、貴重な現場の経験をご教示いただいた現場技術者の方々、研究を一緒に行ったAIT学生、長岡技術科学大学学生諸君に感謝の意を表します。また、本研究は、平成9年度運輸分野における基礎的研究推進制度「大都市部地下インフラストラクチャー整備のための動力学に基づくシールド機挙動の理論的・実証的解明」において行なったものである。

付録1 C^r , C^M , C^{MR} の関係⁽²⁾

付図-1に示すように、 C^r の原点を C^M の原点に移動し、 C^r をx軸回りに θ_x 、y軸回りに θ_y 、z軸回りに θ_z 回転することにより、 C^M が得られる。また、図-3に示すように、 C^M をr軸回りに θ_r 回転することにより C^{MR} が得られる。

また、座標回転角 θ_x 、 θ_y 、 θ_z とシールド機で計測されるヨーイング角 ϕ_y 、ピッチング角 ϕ_p 、ローリング角 ϕ_r の関係は次式で与えられる。座標系の回転に順番があるのに対して、既に回転しているシールド機の回転角を計測していることに注意を要する。

$$\begin{aligned} \theta_x &= \phi_y \\ \theta_y &= \begin{cases} \phi_p & (\text{トルクバランス式傾斜計}) \\ \tan^{-1}(\tan \phi_p \cos \phi_r) & (\text{重錘式傾斜計}) \end{cases} \\ \theta_z &= \begin{cases} \sin^{-1}(\sin \phi_r / \cos \phi_p) & (\text{トルクバランス式傾斜計}) \\ \phi_r & (\text{重錘式傾斜計}) \end{cases} \end{aligned} \quad (35)$$

付録2 テールクリアランス

(1) セグメント端部におけるテールクリアランス

図-4(a)に示すセグメント端部点Aにおけるテールクリアランスを考える。点Aの位置ベクトル r_{2A}^{MR} 、および、点Aからシールド機軸におろした垂線がセグメント外周端部と交わる点の位置ベクトル r_{2AS}^{MR} は、次式で与えられる。

$$r_{2A}^{MR} = [R_{Sv} \quad 0 \quad r]^T \quad (36)$$

$$r_{2AS}^{MR} = [\gamma R_{Sv} \quad 0 \quad r]^T \quad (37)$$

ここで、 R_{Sv} はテール内径で、 $r, \gamma (0 \leq \gamma)$ は未知数である。

r_{2AS}^{MR} はセグメント端部の面上にあること、 r_{2AS}^{MR} とセグメント端部中心の距離はセグメント外径に等しいことを条件として、 r, γ について解くことにより、 $r_{2A}^{MR}, r_{2AS}^{MR}$ が求まり、点Aにおけるテールクリアランス U_{2A} は次式で与えられる。

$$U_{2A} = (r_{2A}^{MR} - r_{2AS}^{MR})_{Pr} \quad (38)$$

ここで、 $r_{2A}^{MR} - r_{2AS}^{MR}$ はシールドテールに直交する。

(2)テール端部におけるテールクリアランス

図-4(a) に示すテール端部点Cにおけるテールクリアランスを考える。点Cの位置ベクトル r_{2C}^{MR} 、および、点Cからシールド機軸におろした垂線がセグメント外周面と交わる点の位置ベクトル r_{2CS}^{MR} は、次式で与えられる。

$$r_{2C}^{MR} = [R_{Sv} \quad 0 \quad -l_T]^T \quad (39)$$

$$r_{2CS}^{MR} = [\gamma R_{Sv} \quad 0 \quad -l_T]^T \quad (40)$$

一方、 r_{2CS}^{MR} からセグメント中心軸におろした垂線の位置ベクトル r_C^T は次式で与えられる。

$$r_C^T = r_{CSE[k]}^T + \beta (r_{CSE[k+1]}^T - r_{CSE[k]}^T) \quad (41)$$

ここで、 k はセグメントリング No. で、 l_T は C^M 原点からテール端部までの距離で、 $\gamma (0 \leq \gamma), \beta (0 \leq \beta \leq 1)$ は未知数で、 r_{CSE}^T はセグメント端部中心位置ベクトルである。

$r_{2CS}^{MR} - r_C^T$ はセグメント中心軸と直交していること、 r_{2CS}^{MR} とセグメント中心軸との距離はセグメント外径に等しいことを条件として、 β, γ について解くことにより、 r_{2CS}^{MR} が求まり、点Cにおけるテールクリアランス U_{2C} は次式で与えられる。

$$U_{2C} = (r_{2C}^{MR} - r_{2CS}^{MR})_{Pr} \quad (42)$$

ここで、 $r_{2C}^{MR} - r_{2CS}^{MR}$ はシールドテールに直交する。

(3)ワイヤブラシ端部におけるテールクリアランス

図-4(b) に示すワイヤブラシ端部点Bの位置ベクトル r_{2B}^{MR} 、テールクリアランス U_{2B} は、点A、点Cにおける位置ベクトル・テールクリアランスを用いて線形補間することにより与えられる。

式(31)に示すスキンプレート要素計算点位置ベクトル r_{5ij}^{MR} が k 番目と $k+1$ 番目の掘削領域の間に存在するならば、次式を満足する。

$$[(r_{5ij}^T - r_{CF[k]}^T) \cdot k_{[k]}^T] [(r_{5ij}^T - r_{CF[k+1]}^T) \cdot k_{[k+1]}^T] \leq 0 \quad (43)$$

ここで、 r_{CF}^T は CF 中心位置ベクトル、 k^T はシールド機方位ベクトルである。この時、 r_{5ij}^T を含む CF 面の中心位置ベクトル r_{Cij}^T 、および、 r_{Cij}^T における座標回転角 $\theta_{xij}, \theta_{yij}, \theta_{zij}$ は、線形補間することにより次式で与えられる。

$$r_{cij}^T = r_{CF[k]}^T + \beta (r_{CF[k+1]}^T - r_{CF[k]}^T) \quad (0 \leq \beta \leq 1) \quad (44)$$

$$\begin{aligned} \theta_{xij} &= \theta_{x[k]} + \beta (\theta_{x[k+1]} - \theta_{x[k]}) \\ \theta_{yij} &= \theta_{y[k]} + \beta (\theta_{y[k+1]} - \theta_{y[k]}) \quad (0 \leq \beta \leq 1) \\ \theta_{zij} &= \theta_{z[k]} + \beta (\theta_{z[k+1]} - \theta_{z[k]}) \end{aligned} \quad (45)$$

CF 面がシールド機軸に直交していることを条件として β について解くことにより、 r_{Cij}^T が求まり、地盤変位ベクトル U_{ij}^T は次式で与えられる。

$$U_{ij}^T = \frac{l_{Cij} - l_{EXij}}{l_{Cij}} (r_{5ij}^T - r_{Cij}^T) \quad (46)$$

$$l_{EXij} = \begin{cases} R_M + E_R (R_{CF} - R_M) & (R_{CF} > R_M + l_{CF[k]}(\theta_{rij})) \\ R_M + E_R l_{CF[k]}(\theta_{rij}) & (R_{CF} < R_M + l_{CF[k]}(\theta_{rij})) \end{cases} \quad (47)$$

$$\theta_{rij} = \tan^{-1} \left(\frac{(T_{Cij}^{-1} (r_{5ij}^T - r_{Cij}^T))_q}{(T_{Cij}^{-1} (r_{5ij}^T - r_{Cij}^T))_p} \right) \quad (48)$$

ここで、 l_{Cij} は $|r_{5ij}^T - r_{Cij}^T|$ 、 l_{EXij} は有効掘削半径、 R_M はマシン外径、 R_{CF} は CF 半径で、 l_{CF} はコピーカッター長さ、 E_R は余掘り有効率、 T_{Cij} は r_{Cij}^T における座標変換マトリクスである。 U_{ij}^T は掘削領域に直交しているので、スキンプレート周リ法線方向地盤変位 U_{nij} は次式で与えられる。

$$U_{nij} = |U_{ij}^T| \times \text{sign}(l_{Cij} - l_{EXij}) \quad (49)$$

参考文献

- 1) 急曲線、急勾配シールドの設計・施工技術に関する研究、平成3年度共同研究報告書、建設省土木研究所、(財)先端建設技術センター、pp246-287, 1992
- 2) 有泉毅、岡留孝一、五十嵐寛昌、長屋淳一：シールド洞道に働く施工時荷重に関する分析、トンネル工学研究論文・報告集第9巻、pp271-276, 1999.
- 3) 松本嘉司、新井時夫、波多腰明：多円形断面シールドの掘削

- 特性に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.406/III-11, pp.291-300, 1989.
- 4) 富沢璋夫: 急曲線推進時におけるシールドトンネルの挙動, トンネルと地下, Vol.19, No.1, pp.31-38, 1988.
- 5) Matsushita, Y., Iwasaki, Y., Hashimoto, T., and Imanishi, H.: Behavior of subway tunnel driven by large slurry shield, *Underground Construction in Soft Ground*, Fujita K., and Kusakabe O. eds, BALKEMA, Rotterdam, pp.253-256, 1995.
- 6) 村山朗郎, 末松直幹, 川瀬泰裕: シールド工法における切羽の剥離現象, 土木学会論文集, No.406/III-11, pp.301-304, 1989.
- 7) 橋本定雄: 軟弱地盤における上下隣接シールド施工の実態と計測結果について, 土木学会論文集, No.352/III-2, pp.1-22, 1984.
- 8) 清水賀之, 鈴木基光: 単円形シールド掘進機の運動特性に関する研究, 機械学会論文集 C, Vol.58, No.550, pp.155-161, 1992.
- 9) 清水賀之, 古川和義, 今井憲治, 鈴木基光: 単円形シールド掘進機の運動特性に関する研究 (第2報), 機械学会論文集 C, Vol.58, No.554, pp.121-128, 1992.
- 10) 酒井邦登, 星谷勝: カルマン・フィルターを用いたシールド位置の予測と制御, 土木学会論文集, No.385/VI-7, pp.69-78, 1987.
- 11) 酒井邦登, 星谷勝: 異なる地盤条件におけるシールド機の方角制御モデルとその適用結果, 土木学会論文集, No.459/I-22, pp.139-148, 1993.
- 12) 桑原洋, 原田光男, 背野康英, 竹内幹雄: ファジイ理論のシールド掘進制御への適用, 土木学会論文集, No.391/VI-8, pp.169-178, 1988.
- 13) 赤木寛一, 小宮一仁: 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, 土木学会論文集, No.481/III-25, pp.59-68, 1993.
- 14) 武田洋, 草深守人, 吉田保, 田中弘, 黒川信子: 有限要素法による接触問題の数値解法とシールドトンネルへの適用, 土木学会論文集, No.603/III-44, pp.1-10, 1998.
- 15) 伊達健介, 五十嵐寛昌, 笹倉剛, 建山和由: 楕円形シールド機の姿勢変化予測に関する研究, 土木学会論文集, No.630/VI-44, pp.39-53, 1999.
- 16) 肥田憲明, Ramdani, 杉本光隆, 飯田威夫, 大石啓啓: 実機データに基づくシールドトンネル切羽断面力の検討, 第46回土木学会年次学術講演会講演概要集III, III-68, 1991.
- 17) 杉本光隆, 玉村公児: 実測データに基づくシールドマシンに作用する外力の検討, 第2回トンネル工学研究発表会講演論文集, pp.83-88, 1992.
- 18) 杉本光隆: 講座「地盤工学における逆解析」第12章シールドトンネル, 土と基礎, Vol.44, No.4, pp.57-62, 1996.
- 19) 杉本光隆, 吉保範明, Shiwakoti D.R.: コピーカッター効果の定量的評価, 第7回トンネル工学研究発表会講演論文集, pp.69-76, 1997.
- 20) 西松裕一: 掘削方法とその評価方法について, 昭和47年度合同秋季大会分科研究会資料 L5, 日本鉱業会, 1972.
- 21) 栗原和夫: 現場で役立つシールド工事, 出版科学総合研究所, pp.29-39, 1988.
- 22) 畠昭治郎: 建設機械工学, 鹿島出版会, pp.151-168, 1987.
- 23) Sramoon, A. and Sugimoto, M.: Development of a ground reaction curve for shield tunnelling, *Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground*, Kusakabe O., Fujita K., and Miyazaki Y. eds, BALKEMA, Rotterdam, pp.431-436, 2000.
- 24) 土木学会: トンネル標準示方書(シールド工法編)・同解説, 土木学会, pp.42-47, 1996.
- 25) たとえば, 中村英夫, 村井俊治: 測量学, 技報堂, pp.229-288, 1977.

(2000. 6. 28 受付)

DEVELOPMENT OF DYNAMIC LOAD MODEL ON SHIELD BASED ON CONSTRUCTION RECORDS

Mitsutaka SUGIMOTO and Aphichat SRAMOON

Based on the construction records and the previous researches, the excavated area, the tail clearance, the dynamic equilibrium condition, the rotation direction of cutter face, the slide of shield, and the ground loosening at crown of shield are considered to give the influence on shield behavior during excavation. In this paper, the theoretical dynamic load model on shield was proposed, taking account of the above-mentioned conditions. The simulation and the sensitive analysis on shield behavior were carried out. The obtained results were examined, based on the theory and the empirical law. As a result, it was confirmed that the proposed model can represent the shield behavior reasonably.