

複円形シールド機の 姿勢変化予測に関する研究

伊達健介¹・五十嵐寛昌¹・笹倉 剛²・建山和由³

¹正会員 工修 鹿島建設(株) 技術研究所 (〒182-0036 東京都調布市飛田給 2-19-1)

²正会員 M.S. 鹿島建設(株) 技術研究所 (〒182-0036 東京都調布市飛田給 2-19-1)

³正会員 工博 京都大学 助教授 工学研究科土木システム工学専攻 (〒606-8317 京都市左京区吉田本町)

複円形シールド機の掘進線形を確保するために、姿勢制御技術の確立は重要な課題であり、筆者らはシールド機の施工自動化を目的として、シールド機の姿勢制御について研究している。本論文では、まず、姿勢制御パターンと姿勢変化量の関係を明らかにするため、姿勢変化評価式を構築した。さらに、中折れ機構を有する2連円形シールド機を用いて2シリーズ(シリーズI、II)の現場掘進実験を実施し、シリーズIの実験結果から同式中における未定パラメータを固定し、シリーズIIの実験結果を用いて姿勢変化量の予測値との比較を行い、同式の妥当性の検証を行った。その結果、姿勢変化評価式に各制御値を代入することによりほぼ妥当な姿勢変化量が得られることがわかった。

Key Words : multi-faced shield tunnel, shield tunneling machine, articulate mechanism, posture control, direction control, subgrade reaction

1. はじめに

複円形シールド工法は、複数の面盤を組み合わせることによって使用目的にあった複雑な断面形状のトンネルを構築するものである。本工法によると限られた地下空間内に大きな有効断面を確保できることから、鉄道あるいは道路トンネル等複数のトンネル構築が必要な場合、トンネル間の近接施工の必要がなくなるため安全性に優れ、同時に工期短縮及び工費低減を図ることができる。また、既設の地中構造物を避けて施工する必要がある場合、あるいは一部区間の用地幅に制限がある場合などには、シールド機を縦型から横型へあるいは横型から縦型へと強制的にローリングさせることで対応することも可能となり、適用性の大きい工法と期待される。

現在、複円形シールド工法は以上のような利点から需要増加の傾向を示しているものの、施工性については、複数の面盤を有することによる不釣り合い力の発生、並びに重心位置とシールド機中心位置とのズレによるピッチング及びローリングモーメントの発生などから、単円形シールドトンネル施工に比べて複雑となる。一方、トンネル線形に対するニーズは急曲線施工・強制的なローリング施工などにみられるように複雑化しており、工法及びマシン自体も、外殻先行掘削型シールド工法などに代表されるように複雑化している。以上のようなシールド施工を、従来のように、オペレータの運転技術、あ

るいはシールド機の土中における運動特性を無視した数学的な制御技術によって対応することは困難である。

そこで、シールド掘進機を計画線形どおりに自動運転するシステムの開発が重要な問題であるといえる。施工の自動化に必要な技術として、①掘進の自動化、②セグメント組立ての自動化、③物流の自動化、などが挙げられる。これらのうち、筆者らは①に着目して、最適な姿勢制御パターン決定システムの開発を行うこととした。概要を図-1示す。

同システムは、まず、計画線形から、過去の掘進履歴、及びジャイロ・傾斜計などによりリアルタイムに検出されたシールド機の位置・姿勢をもとに、1計算ステップごとに位置・姿勢変化量の目標値を設定する。さらに、ほぼ同時に検出されたトルク計、水圧計及び土圧計などによる地盤などの物性に関する計測結果と併せて、目標値をほぼ満足する最適な姿勢制御パターンを、シールド機の動特性を考慮した評価式により、逐次決定していくものである。

システム構築のためには、a)掘進データの収集・表示、b)位置・姿勢変化量の目標値が計算ステップごとに入力値として明確になること(自動測量技術の向上など)、c)姿勢変化量から最適な姿勢制御パターンが一意に定まること、が必要である。そこで、まずc)に着目し、これを最適な姿勢制御パターン決定システム構築のための研究目的として位置付けた。これを、図-1に示す。

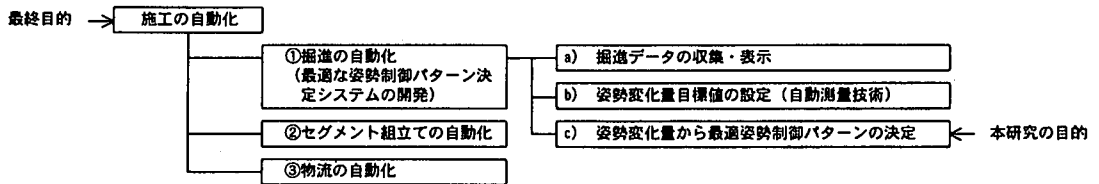


図-1 最適な姿勢制御パターン決定システムの概要

自動化を目的とした研究としては、酒井ら⁷⁾が単円形シールド機を対象とした挙動予測モデル及びジャッキモーメントによる方向制御モデルの提案を行っている。清水らは模型実験結果をもとにして、主にジャッキモーメントと姿勢変化量の関係の評価式の提案²⁾、次いでその実施データによる検証³⁾を行い、さらに、複円形シールド⁴⁾並びに中折れタイプの単円形シールドへの拡張⁵⁾、⁶⁾などを行って一連の精力的な研究を実施している。建山ら⁷⁾は単円形シールド機のヨーイングを対象に、機体と地盤との相互作用を考慮することによりコピーカット及び中折れを考慮した掘進制御プログラムを作成し、室内模型実験による比較検討を行っている。

これに対し、シールド機の姿勢変化についての既往の研究としては、松本ら⁸⁾、⁹⁾の2連円形シールドを対象としたシールド機に作用する外力及びモーメントの実験的評価が挙げられる。赤木、小宮¹⁰⁾、¹¹⁾は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 FEM 解析を開発し、実測結果との比較検証を行い、さらに飽和砂質土への適用をはかっている。杉本¹²⁾、¹³⁾は、掘進中のシールド機に作用する外力から地盤定数を逆解析により求める方法を提案している。

しかしながら、これらの既往の研究成果は単円形シールドトンネルの1次元的な姿勢変化を研究対象としたものが多く、複数の面盤が独立し、かつ中折れ機構を有するような複雑な形態のシールド機の3次元的な姿勢変化に対応しているものは少ない。またジャッキパターンだけでなく、各面盤の回転速度・方向及び各胴の中折れ角度の調整など、様々な姿勢制御方法に対応し、それらについて地盤工学的な見地から評価したものは少ない。

以上の背景をふまえ、筆者らは姿勢制御パターンと姿勢変化量の関係を示す姿勢変化評価式の定式化及びその検証を行ってきた。

筆者らは、まず前胴部の上下部が独立した中折れ機構を有する2連円形シールド実験機を製作し、実地盤掘進実験(シリーズI)によって各制御に応じた姿勢変化特性を把握してきた。また、外力及びモーメントのつりあい式を構築し、ローリング角度が小さい場合についてローリング角度評価式を提案し、計算値と実測値を比較検討の結果、評価式が妥当であるという結果¹⁴⁾を得て

いる。

本論文では、つりあい式における外力及びモーメントを発生要因ごとに分類し、それぞれに評価を与えることで、姿勢変化評価式として再構築した。新たに或いは改めて評価を行った外力は、泥水圧、土圧、周面摩擦、浮力、重力、テール反力及びジャッキ力であり、その結果、様々な姿勢制御方法(掘進速度、ジャッキパターン、面盤の回転方向及び中折れ機構)に対応し、ローリングという一方向のみだけでなく三次元の姿勢変化(ピッチング、ローリング、ヨーイング)に対応した姿勢変化評価式を構築することができた。ただし、ここでの浮力とはシールド機が静止状態に受ける鉛直上向きの力と定義する。さらに、第1回目の実地盤掘進実験(シリーズI)の実験結果を、外力及びモーメントの評価で用いた未知のパラメータ決定に供し、第2回目の実地盤掘進実験(シリーズII)の実験結果を用いて、姿勢変化評価式から求めた姿勢変化予測値と実測値との比較検討を行った。

以下、2章では、本論文の概要を述べ、3章で姿勢変化評価式の構築及び定式化について述べる。4章では、2シリーズ実施した実地盤掘進実験に関して、前半で同式の定式化において用いたパラメータの決定について、後半で同式の検証について示す。最後に、5章において、全体のまとめについて記す。

2. 本論文の概要

前章において、最適な姿勢制御パターン決定システムの構築のために、姿勢変化量から最適な姿勢制御パターンを一意に定めることを本研究の目的とした。

ここで、中折れ機構及びコピー(オーバー)カッターを有するシールド機を運転するとした場合について、姿勢変化量に直接影響を与える要因について、制御可能なもの及び制御困難なものに分類した。それを表-1に示す。

表-1 シールド機制御項目一覧

制御可能	制御困難
1) ジャッキパターン, ジャッキ速度	1) 掘進対象地盤の地盤物性値
2) 面盤の回転方向, 回転速度	2) マシン位置, 角度及び掘進履歴
3) 中折れ角度	3) マシン寸法, 形状及び重量
4) コピーカットの位置及び量, オーバーカット量	
5) 泥水比重, 泥水圧	

このように、シールド機を運転する際には複数の制御項目があり、これらの組み合わせによる数多くの姿勢制御パターンが存在している。計画線形における最適な姿勢制御パターンを提案するためには、まず姿勢制御パターンと位置・姿勢変化量の関係を示す姿勢変化評価式を構築し、それを検証することが必要である。検証に当たっては、姿勢変化評価式に姿勢変化量の目標値或いは実測値を代入し、その出力である姿勢制御パターンについて比較することが望ましいが、上記のとおり、姿勢制御パターンが複数存在することから、それを一意に決定するためには、それら同士の優位性に関する情報が必要となる。

以上から、本論文では、上記の姿勢変化評価式を構築しその定式化をはかること、及びその検証を行うことを目的とし、検証に当たっては、姿勢制御パターンを代入し、その出力値としての姿勢変化量について比較検討を行うものとする。

3. 姿勢変化評価式の構築

(1) 姿勢変化評価式の概要

姿勢変化評価式の構築に当たり、まずシールド機が等速度運動しているものと仮定した。このとき掘進中におけるシールド機に作用している外力及びモーメントはつりあっていると考えられ、このつりあい式を姿勢変化評価式とする。それを次式に示す。

$$\sum \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M = \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{切削反力}} + \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{泥水圧}} + \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{土圧}} + \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{周面摩擦}} + \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{浮力}} + \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{自重}} + \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{テール反力}} + \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}^M_{\text{ジャッキカ}}$$

$$= 0 \quad (1)$$

$i = x, y, z$

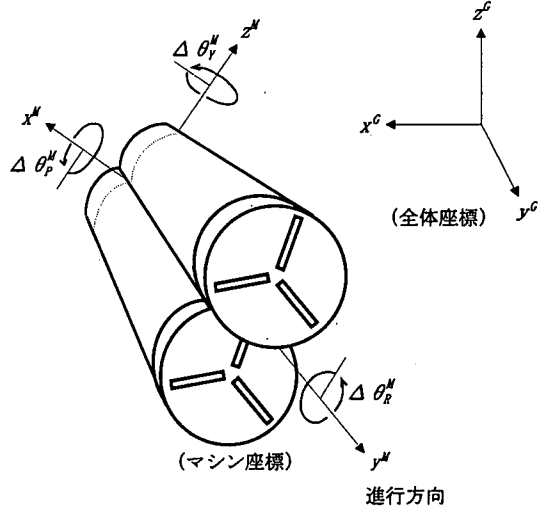


図-2 定式化に用いた座標

ただし、 F_i は x , y 及び z 軸方向の作用外力、 M_i は x , y 及び z 軸回りのモーメントを示す。また、右上のサフィックスの M は、マシン座標 (後述) での値を、右下のサフィックスは作用力の発生要因を表している。

(2) シールド機に作用する外力及びモーメント評価

定式化に当たっては、実施工での制御パターンを反映できるモデルとするため、表-1 で示した制御可能な項目のうち、1) から 5) までを考慮に入れた。また、任意の姿勢への適用をはかるため、シールド機の姿勢によらないマシン座標を用いた。図-2 は、縦型マシンについて、定式化の上で用いたマシン座標を、実測値が基準としている座標である全体座標との関係と併せて概念図として示したものである。以降、マシン座標での値は上サフィックスの M 、全体座標での値は上サフィックスの G によって表すこととする。同図にはマシン座標におけるピッチング、ローリング及びヨーイング角の定義も示した。なお、マシン座標の原点は、各リングの掘進開始時にジャッキがセグメントを押す面の中心とした。

以下、前節で示した姿勢変化評価式(1)の右辺各項に関して定式化を行った結果を記す。ここでは、単純化のため、ヨーイング方向に独立して制御可能な中折れ機構のある泥水式シールド機について示すこととする。

a) 切削反力

面盤での切削反力は、カッタービット及びフィッシュテールが切羽地盤を切削することによって生じるものである。ここでは、金属加工分野の二次元切削理論¹⁹⁾を参考にして、筆者らが提案した評価式¹⁰⁾に若干の修正を加えてその評価を行った。

まず、地盤を切削している時にある一つの cutter ビットに作用している外力、すなわち地盤が受ける切削力 F_A とビットが受ける切削反力 F_B を、図-3 のように考えると、 F_A F_B はそれぞれ式(2)b, (2)c のように表せる。また、切削中において F_A , F_B は式(2)a に示すとおりつりあっていることから、切削反力 $F_B (=F_A)$ は式(2)a ~c から算定できる。なお、地盤平均せん断応力 τ_s の算定時に用いる土被り圧 σ に関しては、ビット位置(深さ)に応じて計算を行っている。

$$F_A = F_B \quad (2)a$$

$$F_A = \frac{\tau_s t \cos \theta}{\sin(45^\circ - \phi/2) \cos(45^\circ - \phi/2 - \theta + \beta - \alpha)} \quad (2)b$$

$$F_B = \frac{\tau_B \ell_B}{\sin \beta} \quad (2)c$$

ただし、

τ_s : 地盤せん断面の平均せん断応力 ($= c + \sigma \tan \phi$)

(c : 粘着力, σ : 土被り圧, ϕ : 内部摩擦角)

t : 切り込み深さ (=掘進速度/面盤回転数/pass 数)

θ : 掘削面の角度 ($= \tan^{-1}(t/\text{掘削円周長})$)

ϕ : 地盤がビットにせん断される角度

β : $\tan^{-1}(T/N)$

T, N : F_B のビットすくい面への分力

α : ビットのすくい角

τ_B : ビットと地盤の摩擦抵抗

ℓ_B : ビットと地盤の接触長さ

これから、各ビットにおける切削反力は、式(3)のよう表せる。

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{ビット}}^M = \begin{pmatrix} F_1 \cos \delta \\ -F_2 \\ F_1 \sin \delta \end{pmatrix} \quad (3)$$

ただし、 F_1 及び F_2 は図-3, 図-4 に示したとおり、 F_B から求められるラジアル力及びスラスト力、 δ は図-4 に示したとおり、ビットの基準線からの回転角度である。なお、面盤回転方向が図-4 と逆の場合には式(3)中の F_x 及び F_z は逆符号となる。

一方、切削反力によるモーメントは式(3)をもとに次式のように表せる。

$$\begin{pmatrix} M_x \\ M_y \\ M_z \end{pmatrix}_{\text{ビット}}^M = \begin{pmatrix} F_y \ell_z + F_z \ell_y \\ F_x \ell_z + F_z \ell_x \\ F_x \ell_y + F_y \ell_x \end{pmatrix} \quad (4)$$

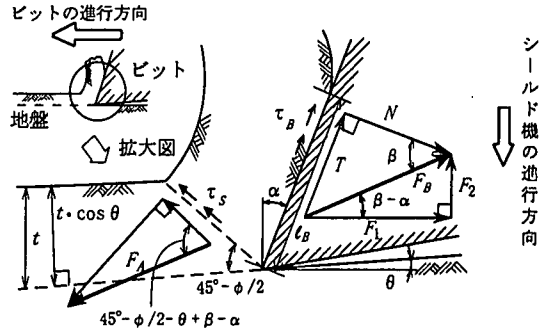


図-3 ビットに作用する力のつり合い

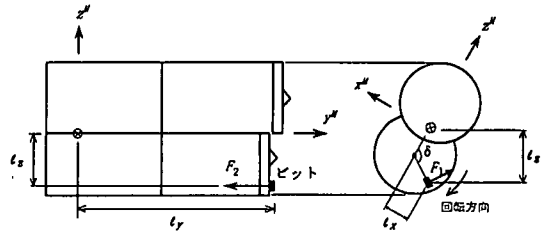


図-4 面盤での切削反力評価方法の説明図

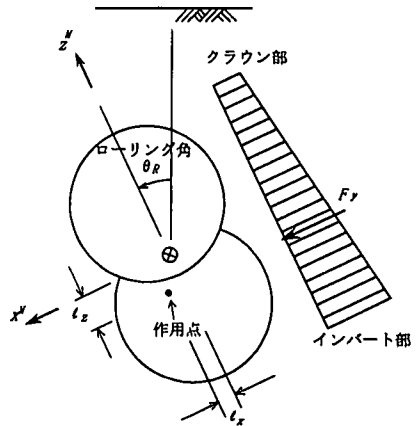


図-5 泥水圧(泥土圧)評価方法の説明図

ただし、 ℓ_x , ℓ_y 及び ℓ_z は、図-4 に示したとおり力の作用点と原点とのそれぞれ x , y 及び z 軸に沿う距離である。

なお、式(3)(4)は一つのビットに関する外力及びモーメントのつりあい式であり、全てのビットによる切削反力及びモーメントを評価する場合は、面盤が1周するうちに1つのビットが地盤から受ける平均的な反力及びモーメントを式(3)及び式(4)に従って算定し、ビット数分合計することによって求めることとする。

b) 泥水圧 (泥土圧)

泥水式シールドにおいて、切羽は、泥水によって切削地盤表面に形成される泥膜を介して、泥水圧によってバランスしている。したがって、シールド機への作用力は、バルクヘッドにチャンパー側から作用する泥水圧であり、図-8 に示すように上下とも θ_N だけ中折れしている場合を想定すると、同図を参考に式(5)のように表せる。

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{泥水圧}}^M = \begin{pmatrix} -\rho_s A_{xz} \sin \theta_N \\ -\rho_s A_{xz} \cos \theta_N \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5)$$

ただし、 ρ_s はチャンパー内の平均泥水圧又は泥土圧、 A_{xz} はシールド機が中折れしていない場合におけるシールド機の xz 面への投影面積である。ここで、図-5 に示すように、平均泥水圧は、計測値であるクラウン部泥水圧と、ローリング角によって変化するインバート部泥水圧の平均値として与えた。

上下が独立して中折れしている場合については、上下のバルクヘッドにかかる泥水圧をそれぞれ式(5)により算定し、それらを合計することにより、上下全体の泥水圧を評価する。なお、土圧式シールドのうち、泥土圧シールドにおいても同様に考えることができる。

また、泥水圧によるモーメントは式(4)と同様に、作用力と、力の作用点と原点とのズレから求める。なお、このモーメント算定方法は以降の各項目においても同様の方法であり、以降では記述を省略する。

c) 土圧

シールド機は土中に静止している限り静止土圧を受け、掘進時は静止時の土圧に加えて、旋回掘進による土圧 (地盤反力) を受ける。これを式(6)に示す。

$$\begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}_{\text{土圧}}^M = \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}_{\text{静止時}}^M + \Delta \begin{pmatrix} F_i \\ M_i \end{pmatrix}_{\text{旋回掘進}}^M \quad (6)$$

静止土圧は、鉛直土圧と側方土圧に分類され、そのうち前者については、上下の差分を浮力により評価することとし、後者については、作用する静止土圧がつりあっていることとする。浮力については、e) において詳述する。ただし、切羽に作用する土圧については、b) で述べたとおりであり、本項とは別に考慮した。

旋回掘進による土圧 (地盤反力) については、角度変化量及び旋回中心位置により評価することとし、詳細については、以下の①において示す。

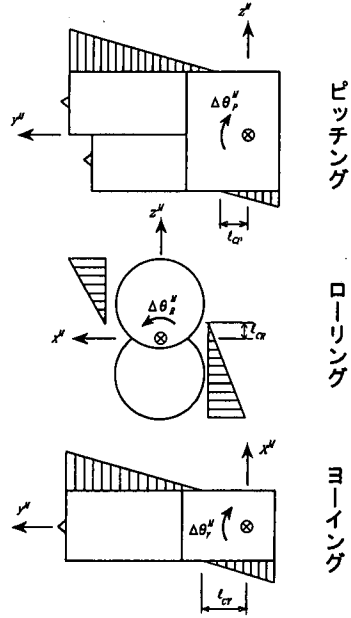


図-6 姿勢変化による作用土圧評価方法の説明図

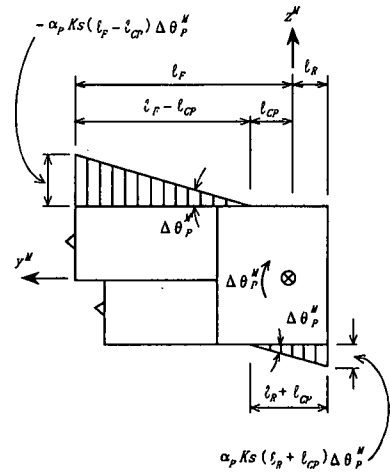


図-7 ピッチングによる作用土圧

一方、中折れ機構を使用して施工を行う場合については、中折れ角が機体における幾何学的仕様であるため、実際に受けるべき作用外力のうち、中折れの無い場合に生じる土圧の増分を評価することは困難であるが、本論文では、簡便化のため、その土圧増分を中折れ角の関数として表すこととする。関数のパラメータの評価に当たっては、後述の実地盤掘進実験のデータを利用した。詳細については、以下の②において示す。

① 旋回時の姿勢変化によって新たに発生する土圧

シールド機の姿勢変化は、掘進前から掘進後のピッチング、ローリング及びヨーイングの3方向についての角度変化量 $\Delta \theta_{PM}$ 、 $\Delta \theta_{RM}$ 、 $\Delta \theta_{YM}$ で表現する。姿勢

変化による発生土圧評価に当たっては、それが地盤反力係数 K_s 、及び角度変化量に比例すると仮定して、計算の単純化を図った。ただし、コピーカットによって生じる反力の低減などをマクロに考慮するため、地盤反力低減係数 α_i を設定し、それをピッチング、ローリング及びヨーイング方向について K_s に乗ずることにより地盤反力の低減を評価した。また、図-6に示すとおり、ピッチング、ヨーイング及びローリング中心を l_{CP} 、 l_{CY} 及び l_{CR} とすると、地盤反力分布は同図のように表せる。

一例として $\Delta\theta_{PM}$ のピッチング角度変化によって生じる力及びモーメントは、図-7を参照して次のように表わされる。

$$F_{x,姿勢角変化}^M = \alpha_P K_s h \left\{ -\frac{1}{2}(l_F - l_{CP}) \Delta\theta_P^M + \frac{1}{2}(l_R + l_{CP}) \Delta\theta_P^M \right\} \quad (7)$$

$$M_{x,姿勢角変化}^M = -\alpha_P K_s h \frac{1}{2} (l_F - l_{CP}) \Delta\theta_P^M \left\{ l_{CP} + \frac{2}{3}(l_F - l_{CP}) \right\} - \alpha_P K_s h \frac{1}{2} (l_R + l_{CP}) \Delta\theta_P^M \left\{ l_R - \frac{1}{3}(l_R + l_{CP}) \right\} \quad (8)$$

ただし、 h はシールド機の幅、 l_F 及び l_R は原点からシールド機前端及び後端までの距離である。

以上から、姿勢変化とそれによって生じる外力及びモーメントの関係は次式のように表現される。

$$\begin{aligned} F_{x,姿勢角変化}^M &= \alpha_Y \cdot K_s \cdot \Delta\theta_Y^M \cdot f(l_{CY}) \\ F_{y,姿勢角変化}^M &= \alpha_R \cdot K_s \cdot \Delta\theta_R^M \cdot f(l_{CR}) \\ F_{z,姿勢角変化}^M &= \alpha_P \cdot K_s \cdot \Delta\theta_P^M \cdot f(l_{CP}) \\ M_{x,姿勢角変化}^M &= \alpha_Y \cdot K_s \cdot \Delta\theta_Y^M \cdot g(l_{CY}) \quad (9)a \sim f \\ M_{y,姿勢角変化}^M &= \alpha_R \cdot K_s \cdot \Delta\theta_R^M \cdot g(l_{CR}) \\ M_{z,姿勢角変化}^M &= \alpha_P \cdot K_s \cdot \Delta\theta_P^M \cdot g(l_{CP}) \end{aligned}$$

ただし、式(9)c、式(9)f中の $f(l_{CP})$ 、 $g(l_{CP})$ については、式(7)(8)の右辺をそれぞれ、 $\alpha_P \cdot K_s \cdot h \cdot f(l_{CP})$ 及び $\alpha_P \cdot K_s \cdot h \cdot g(l_{CP})$ と表したものであり、その他についても同様である。

②中折れ機構使用により増加する土圧

シールド機前胴部が中折れしている場合、図-8に示すように中折れ機構を使用することによって外力 F_x^M が作用する。この力はローリング及びヨーイングの要因となるものである。このとき、前胴部において旋回方向に受ける力は $\sin\theta_N \cong \theta_N$ に応じて変化すると仮定すると、中折れ機構を使用することによって新たに生じた前胴への作用土圧 σ_N は中折れ角度 θ_N の関数として式(10)のように表せる。

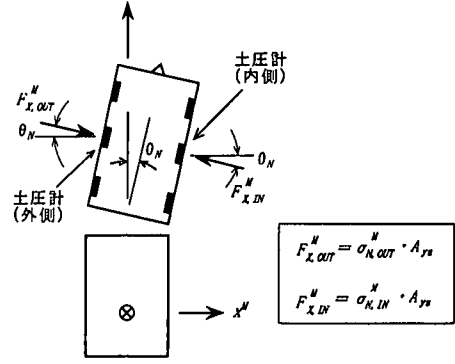


図-8 中折れ機構使用による土圧増加の評価方法の説明図

$$\frac{\sigma_N}{\sigma_V} = a + b\theta_N \quad (10)$$

ただし、 σ_V は土圧計設置深さに応じた鉛直土圧、 a 及び b は係数である。係数 a 及び b については、シールド機の中折れ部左右に設置した土圧計(図-8参照)の計測結果をもとに設定することとし、詳細は次章に記す。これらより、中折れ時の作用力は、中折れ方向とその反対方向の土圧差に中折れ胴の yz 平面への投影面積を乗じることにより評価することができ、上下とも θ_N だけ中折れしている場合を想定すると、前胴部全体に対して、次式のように表せる。

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{中折れ}^M = \begin{pmatrix} (\sigma_{N,OUT} - \sigma_{N,IN}) A_{yz} \cos\theta_N \\ -(\sigma_{N,OUT} - \sigma_{N,IN}) A_{yz} \sin\theta_N \\ 0 \end{pmatrix} \quad (11)$$

ただし、 A_{yz} はシールド機が中折れしていない場合における前胴の yz 軸への投影面積、下サフィックスの O_{UT} 及び O_{IN} はそれぞれ旋回外側(OUT側)及び旋回内側(IN側)の土圧を示す。

上下が独立して中折れしている場合については、上下それぞれの中折れによる土圧増分を式(11)により算定し、それらを合計することにより、全体のの中折れによる土圧増分を評価する。

以上の結果、浮力以外の作用土圧に関しては、式(9)(11)の左辺の和をとって、評価することとする。

d) 周面摩擦

粘性土地盤では、森ら¹⁹⁾の模型実験による検討、並びに吉田・山田¹⁸⁾の実測データによる検討の結果をもとに、スキンプレートと地盤との周面摩擦は地盤の粘着力に等しいと考え、上下とも θ_N だけ中折れしている場合を想定すると、周面摩擦による作用力は、次式のように表せる。

(前胴部について)

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{摩擦, 前}}^M = \begin{pmatrix} -c_u A_F \sin \theta_N \\ -c_u A_F \cos \theta_N \\ 0 \end{pmatrix} \quad (12)a$$

(後胴部について)

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{摩擦, 後}}^M = \begin{pmatrix} 0 \\ -c_u A_R \\ 0 \end{pmatrix} \quad (12)b$$

ただし、 c_u は地盤の粘着力、 A_F 及び A_R は前胴及び後胴部の周面積、 θ_N は前胴部中折れ角度である。面盤の周面積は前胴部に含めて評価した。

上下が独立して中折れしている場合については、上下の周面摩擦を式(12)a~bに従って算定し、それらを合計することにより、全体の周面摩擦を評価する。

また、面盤の回転により面盤周面と地盤の間で生じる $x-y$ 面内の周面摩擦についても、a) 切削反力で示した方法に準じて同様の方法によって評価した。

e) 自重及び浮力

自重及び浮力は、全体座標系の z^G 軸方向に作用することから、全体座標系での作用外力ベクトルをマシン座標系のベクトルに変換する必要があり、各リング掘進前のシールド機姿勢に応じて座標変換を行う。座標変換に当っては、各リング掘進中の姿勢変化量は微小であると考え、掘進前の姿勢から変換マトリックスを作成した。したがって、自重及び浮力は次式のように表せる。

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{自重}}^M = [T]_{P_0^G, R_0^G, Y_0^G} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -W \end{pmatrix}^G \quad (13)a$$

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{浮力}}^M = [T]_{P_0^G, R_0^G, Y_0^G} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ U \end{pmatrix}^G \quad (13)b$$

ただし、 $[T]_{P_0^G, R_0^G, Y_0^G}$ は3行3列の全体座標からマシン座標への変換マトリックスで、添字の3角度 P_0^G, R_0^G, Y_0^G は変換に伴う座標軸の回転角度を表している(付録参照)。 P_0^G, R_0^G, Y_0^G は全体座標における各々ピッチング、ローリング及びヨーイング角度で、下サフィックスの0は掘進前の値を示す。また、 W 及び U はそれぞれ自重及び浮力を示す。

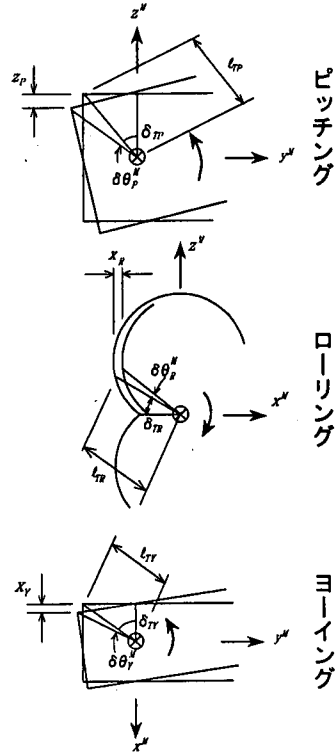


図-9 テールブラシ反力評価方法の説明図

f) テールブラシ反力

テールブラシからの作用外力は、テールブラシが接触するセグメントの設置姿勢角度とシールド機の姿勢角度のズレによって生じ、テールクリアランスの変化量と比例関係にあるものと考え、次式で評価する。

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{テール}}^M = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ K_p z_p \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} K_R x_R \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}_P + \begin{pmatrix} K_y x_y \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}_Y \quad (14)$$

ただし、右辺の添字のP、R及びYは各々ピッチング、ローリング及びヨーイング角度のズレによる力であることを示す。

また、 z_p はピッチングのズレによるZ軸方向のテールクリアランス変化量、 x_R 及び x_y はそれぞれローリング及びヨーイングのズレによるx軸方向のテールクリアランス変化量を示すもので、図-9を参照して次式で与えた。

$$z_P = \ell_{TP} \left\{ \cos \delta_{TP} - \cos(\delta_{TP} + \delta\theta_P^M) \right\} \quad (15a)$$

$$x_R = \ell_{TR} \left\{ \cos \delta_{TR} - \cos(\delta_{TR} + \delta\theta_R^M) \right\} \quad (15b)$$

$$x_Y = \ell_{TY} \left\{ \cos \delta_{TY} - \cos(\delta_{TY} + \delta\theta_Y^M) \right\} \quad (15c)$$

ただし、 ℓ_{Ti} 及び δ_{Ti} は図-9に示すようにシールド機の幾何条件を表す線長及び角度、 $\delta\theta_{iM}$ はマシン座標における2リング掘進前の時点から現在までのシールド機姿勢の角度変化量である。

式(14)の K_i はテールブラシ反力係数で、セグメントをシールド機に押しつけて得られる変位と力から算定した。詳細は次章において述べる。

g) ジャッキ推力

シールドジャッキには、前胴押しと後胴押し機構があり、前胴押しは後胴押しに比べてセグメントとシールドジャッキに角度がついてしまうことから、後胴の長軸方向と垂直な方向に外力(摩擦力)が生じる。ここでは、摩擦力は推力に対して非常に小さい力であるとし、推力のみを評価することとした。ジャッキ推力による作用外力は、各ジャッキの推力 F_{ji} の合計であり、次式のように表せる。

$$\begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix}_{\text{ジャッキ}}^M = \sum_i \begin{pmatrix} 0 \\ F_{ji} \\ 0 \end{pmatrix} \quad (16)$$

また、 x 及び z 軸回りの作用モーメントは、各ジャッキとセグメントの接点の中心座標を考慮して算定した。

(3) 掘進後の姿勢の算定

前述のとおり、姿勢変化量の実験値と計算値を比較することにより、姿勢変化評価式の検証を行うこととする。まず、姿勢変化量算定に当たり、計算の単純化のため、以下のように仮定した。

- ①姿勢変化量算定に当たり、計算は1リング掘進ごとに行うものとする。
- ②ただし、1リング掘進中において、中折れ角度、掘進速度及び回転速度は変化しないものとして考えた。

ここで、姿勢変化評価式から求めるべき項目をピッチング、ローリング及びヨーイングごとにまとめ、表-2に示した。同表にはピッチング、ローリング及びヨーイングを引き起こす主因となる外力及びモーメントについて併記した。

表-2 姿勢変化量算定概要

検討項目	ピッチング	ローリング	ヨーイング
対象となる力・モーメント	F_z^M, M_x^M	F_x^M, M_y^M	F_x^M, M_z^M
出力値	$\Delta\theta_P^M, \ell_{cP}$	$\Delta\theta_R^M, \ell_{cR}$	$\Delta\theta_Y^M, \ell_{cY}$

ピッチング、ローリング及びヨーイング方向の姿勢変化量 $\Delta\theta_{PM}$ 、 $\Delta\theta_{RM}$ 及び $\Delta\theta_{YM}$ は、式(1)右辺の各項に3章で設定した外力を代入することにより定まる2元連立一次方程式を解くことによって求めることができる。

一方、実施工中に計測されるピッチング、ローリング角及びヨーイング角(以後姿勢角)はシールド機の姿勢によらない絶対的な座標軸(以後全体座標)を基準に表現されるため、掘進前後の姿勢角は全体座標を基準とすることとした。従って、マシン座標で表現される姿勢変化量の算定結果を、全体座標系で評価する必要がある。ここでは、式(17)により掘進後の姿勢 $P1^\circ$ 、 $R1^\circ$ 及び $Y1^\circ$ を求める。

同式は、掘進中の姿勢変化が生じることによる新たな座標軸への変換(座標軸の回転)を、一度の全体座標系での座標変換行列で表現したものである。[T]は全体座標からマシン座標への変換マトリックスで、 $P1^\circ$ 、 $R1^\circ$ 及び $Y1^\circ$ は、式(17)の両辺の行列の計9因子が等しいと考えることによって求められる。

詳細については、付録中の式(21)に示した。

$$[T]_{P1^\circ R1^\circ Y1^\circ} = [T]_{\Delta\theta_P^M \Delta\theta_R^M \Delta\theta_Y^M} [T]_{P0^\circ R0^\circ Y0^\circ} \quad (17)$$

4. 実地盤掘進実験

(1) シリーズIによるパラメータ決定

a) 実験概要

筆者らが報告した実地盤掘進実験のシリーズI⁽⁴⁾について、ここでは前章で示したシールド機の姿勢変化評価法における3つの未評価項目、すなわちテールブラシ反力係数、地盤反力低減係数及び中折れによる作用土圧を評価することを目的に実験結果を再整理する。実験に用いた2連円形シールド実験機は、図-10及び写真-1に示すように $\phi 1,341$ mm、高さ2,361 mm、機長3,730 mmの泥水式で、上下面盤は異なる面に配置され、それぞれの回転数を個別に0~4.8rpmまで変えられる。また、上下に分割された前胴部は、掘進時の姿勢をアクティブにコントロールするため、上下独立して左右に2.5°まで中折れするように上下一体構造の後胴部とピン接合されている。ジャッキについては、前胴押し機構となっている。

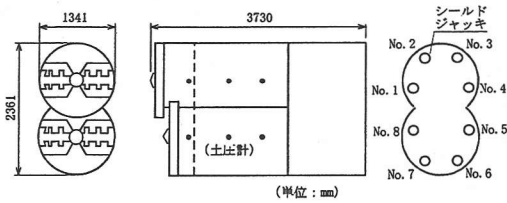


図-10 2連円形シールド実験機の構造

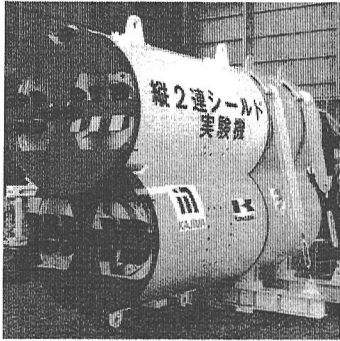


写真-1 2連円形シールド実験機

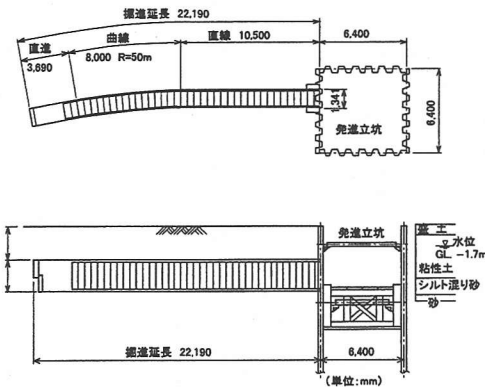


図-11 現場掘進実験概要 (シリーズI)

なお3(2)c)で示した中折れによる土圧評価式(10)中の係数 a 及び b を求めるため、前胴上下部の左右には、図-10に示すように土圧計を設置した。

掘進実験では、深度3~5m付近のN値2~3、一軸圧縮強度 $q_u=40\sim 60\text{kN/m}^2$ 程度、地盤反力係数 K_s =約 20MN/m^3 の粘性土地盤を、図-11に示す直線部及びR50mの曲線部からなる計画線に沿って約22m掘進し、曲線部の施工性を確認した。また、ローリング制御性を確認するため、若干のローリングを生じさせた後に、中折れ機構を積極的に利用した姿勢の修正も併せて試みた。掘進の間、シールド機に作用する外力及び姿勢などの計測を行った。

b) 姿勢変化評価式の計算パラメータの設定

① テールブラシ反力係数

掘進実験に先立って、3(2)f)で述べたテールブラシ反力係数を評価するため、セグメントの押し付け実験を行った。実験では図-12に示すようにシールド機後胴内にセグメントを組み立て、姿勢変化に応じて生じるスキンプレートとセグメントの相対位置変化を模擬するため、セグメントをスキンプレートに押し付けて、押し付け荷重と押し付け変位を計測した。図中のT1, T2は試験1回目, 2回目, dRは試験1回目の押し付け変位を示している。

テールブラシ反力係数を求めるための実験結果を図-13に示す。押し付け荷重と押し付け変位の関係はそれぞれ非線形であるが、計算の簡略化のため、テールクリアランスの半分の押し付け変位15mmの時の平均荷重と原点を通過するような線形関係に近似した。これをもとに、式(14)中のピッチング、ローリング及びヨーイングに対しての各テールブラシ反力係数 K_p , K_R , K_y をそれぞれ20.6 kN/mm, 21.4 kN/mm及び22.0 kN/mmと設定した。

② 地盤反力低減係数

1リング掘進中の掘進条件がほぼ一定で、姿勢制御目的の異なるリングの姿勢計測結果を掘進条件と併せて表-3に示す。式(9)で設定した姿勢変化傾向を示す地盤反力低減係数 α_i を求めるため、表-3に示した掘進条件を式(1)(7)(8)に代入した。

以上により、式(9)における地盤反力低減係数 α_i は次のように表せる。ただし、これらは実地盤掘進実験シリーズIにおける最適値である。

$$\alpha_p = 0.80 \quad (18)a$$

$$\alpha_R = 0.10 \quad (18)b$$

$$\alpha_y = 0.05 \quad (18)c$$

地盤反力低減係数 α_i はピッチング、ローリング及びヨーイングの各々に対して異なる値をとっている。地盤反力の低減がないとすると $\alpha_i=1.0$ となることから、ピッチング方向には地盤反力の低減がほとんどなく、ローリング及びヨーイング方向には地盤反力が大きく低減されていることがわかる。これは、コピーカットをピッチング方向には行わず、ヨーイング及びローリング方向に対して行っていることから、施工時のコピーカット方法(位置及びストローク)によって、各回転のしやすさが変化したことによると考えられる。

なお、掘進実験で得られる姿勢に関するデータは各リング掘進前後の全体座標系での姿勢角であり、先に示した座標変換式(17)を変形した式(19)により、マシン座標系での姿勢変化量に変換することで評価式に供した。

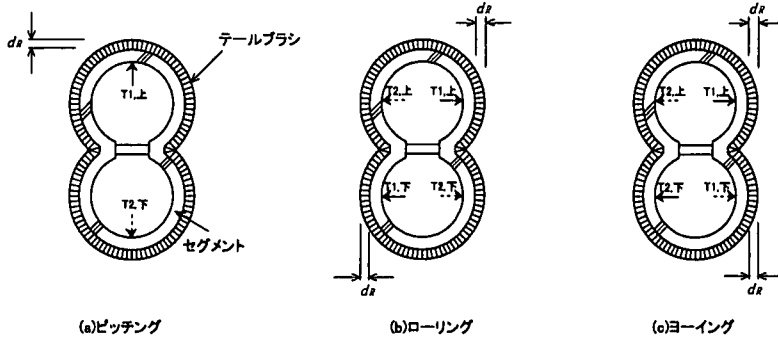


図-12 テールブラシ反力係数を求めるための実験概要図

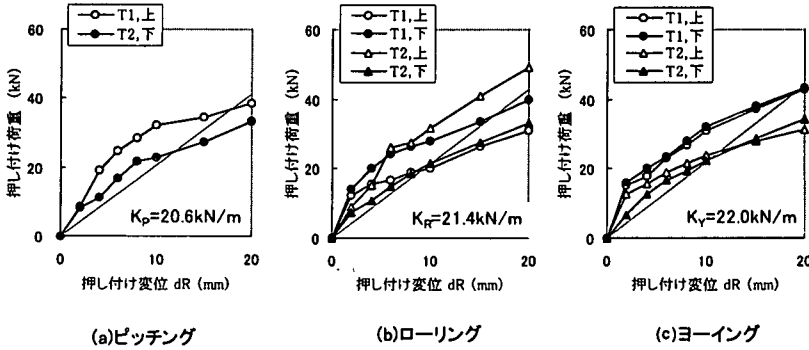


図-13 テールブラシ反力(押し付け荷重)と変位(押し付け変位)の関係

表-3 実地盤掘進実験結果(シリーズI)

リング No	目的			ジャッキ ¹⁾			中折れ角度 ²⁾		面盤回転速度 ³⁾		掘進前姿勢			掘進後姿勢		
	P	R	Y	総推力 (tf)	使用 No.	速度 (mm/分)	上 (度)	下 (度)	上 (rpm)	下 (rpm)	P0 (度)	R0 (度)	Y0 (度)	P1 (度)	R1 (度)	Y1 (度)
8	維持	増加	維持	26.64	67	20	1.07	-1.00	2.1	-1.1	-0.16	-1.10	-2.27	-0.18	-0.52	-2.29
9	維持	増加	維持	31.51	67	20	0.96	-1.17	2.1	-1.1	-0.22	-0.57	-2.41	-0.21	0.14	-2.53
18	維持	維持	維持	45.71	678	28	0.19	0.05	1.1	1.1	0.00	-1.19	-3.16	0.04	-1.20	-3.17
19	維持	維持	維持	42.89	678	45	0.00	0.00	1.1	1.1	0.00	-1.20	-3.00	0.00	-1.21	-3.00
26	維持	維持	減少	34.50	67	30	-1.36	-1.36	5.0	-5.0	-0.72	-0.29	-4.19	-0.67	-0.29	-4.45
27	維持	維持	減少	29.84	67	50	-1.40	-1.34	5.2	-5.2	-0.65	-0.25	-4.45	-0.65	-0.17	-4.63
32	維持	増加	減少	33.14	567	40	-0.32	-2.37	1.1	1.0	-0.61	0.33	-6.57	-0.37	0.77	-7.05
35	維持	減少	減少	35.66	56	40	-2.52	-0.38	-1.0	-1.0	-0.22	2.01	-7.75	-0.08	1.85	-8.19
36	維持	減少	減少	43.01	56	40	-2.63	-0.45	-1.1	-1.1	-0.14	1.93	-8.19	0.01	1.32	-8.69

1)使用No.は図-10に従う。

2)正負は図-2の定義に従う。

3)正面から見て時計回りを正とする。

③中折れ土圧係数

前述のとおり、中折れ角はシールド機の幾何学的仕様であるため、中折れ機構を使用することによる土圧の増分を評価することは困難である。そこで、本論文では、実地盤掘進実験において1リング掘進中の土圧を計測し、旋回外側(OUT側)と旋回内側(IN側)の土圧差を、中折れによって新たに加わる土圧とした。

$$[T]_{\Delta\theta_P^M \Delta\theta_R^M \Delta\theta_Y^M} = [T]_{R_1^G R_0^G Y_1^G} [T]_{P_0^G R_0^G Y_0^G}^{-1} \quad (19)$$

ただし、下サフィックスの0は掘進前、1は掘進後の姿勢を示す。

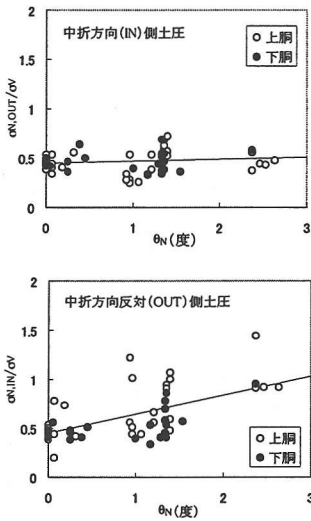


図-14 中折れによる土圧計測結果

データの整理に当たっては、土圧計の深度による計測値への影響を除外するため、土圧計測値 σ_N を土被り圧で正規化した(土圧計設置位置に関しては図-8を参照)。土圧計測値 σ_N/σ_V と中折れ角度の絶対値の関係を中折れ方向に対する相対位置別に整理した結果を図-14に示す。これから、旋回内側(IN側)の土圧計測値は中折れ角度によらずほぼ一定値となるのに対し、旋回外側(OUT側)の土圧計測値は地盤反力を受けて中折れ角度とともに増加することが分かる。図中に併記した回帰直線は式(20)で与えられ、これをもとに式(10)の係数 a 、 b を設定した。

$$\frac{\sigma_{N,out}}{\sigma_V} = 0.45 + 0.19\theta_N \quad (20)a$$

$$\frac{\sigma_{N,IN}}{\sigma_V} = 0.45 + 0.02\theta_N \quad (20)b$$

(2) 実地盤掘進実験(シリーズII)による姿勢変化評価式の検証

a) 実験概要

シリーズIIの実地盤掘進実験は、縦2連型から横2連型への計画的なローリング施工の可能性の確認及び3章で提案した姿勢変化評価式の妥当性を評価することを目的にシリーズIと同サイトで実施した。

実験に用いたシールド機及び地盤条件はシリーズIの実験と同様とし、前項に記したとおりとする。

上記実験目的に従い、本実験ではローリング角度を掘進リングごとに変化させるローリング施工を行った。掘進計画線形は図-15に示すように、掘進延長約48m

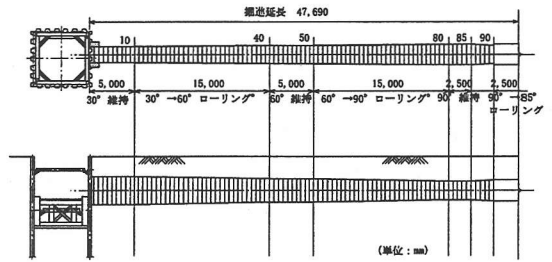


図-15 現場掘進実験概要(シリーズII)

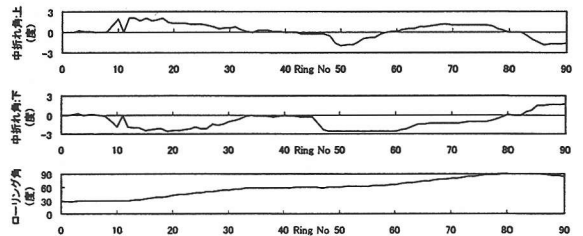


図-16 ローリング施工結果

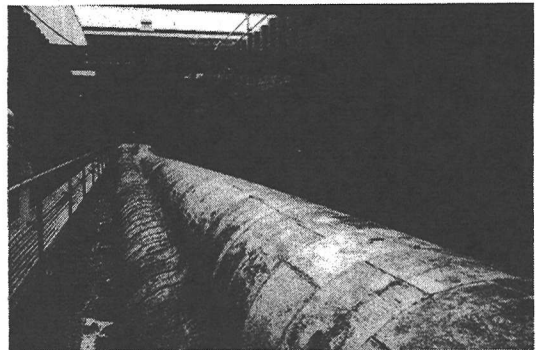


写真-2 ローリング施工後のセグメント組立て状況

の直線施工で、50 cm幅のセグメントで全90リングである。ローリングについては、ローリング角度 30° の状態から発進した後10リングまでは 30° を維持、その後 $1^\circ/\text{リング}$ のローリングを生じさせながら40リングまでにローリング角を 60° にする。その後、10リングの 60° 維持掘進を行い、引き続き $1^\circ/\text{リング}$ のローリング施工によって80リングで 90° すなわち水平にする。さらに5リングの水平状態維持の後、 $-1^\circ/\text{リング}$ のローリングによって 85° までの引き起こしを行った。

掘進に当たっては、シリーズIの実験で得られた情報をもとに前胴部の中折れ機構を積極的に用いて掘進姿勢の制御を行うとともに、掘進条件及び姿勢などの計測を行った。

表-4 実地盤掘進実験結果 (シリーズII)

リング No	目的			ジャッキ ¹⁾		中折れ角度 ²⁾		面盤回転速度 ³⁾		掘進前姿勢			掘進後姿勢			
	P	R	Y	総推力 (t)	使用 速度 (mm/分)	上 (度)	下 (度)	上 (rpm)	下 (rpm)	PO (度)	RO (度)	YO (度)	PI (度)	RI (度)	YI (度)	
18	減少	増加	減少	27.01	4567	35	2.1	-2.2	-1.1	1.1	-0.20	37.25	0.65	-0.25	38.76	0.64
23				27.67	3456	20	1.2	-2.3	-1.1	1.1	-0.89	44.59	-0.50	-0.96	45.75	-0.88
26				25.59	456	20	1.1	-2.1	-1.1	1.1	-0.81	48.08	-1.54	-0.95	49.51	-1.81
31	減少	増加	増加	28.99	567	20	0.9	-1.0	1.1	1.1	-0.48	54.96	-1.87	-0.38	55.98	-1.71
32				24.39	78	20	0.6	-0.9	-1.1	1.1	-0.49	55.66	-1.69	-0.77	56.65	-1.42
38	減少	維持	増加	21.51	4567	30	0.2	-0.3	-1.1	1.1	-2.09	57.82	-0.71	-2.40	57.73	-0.31
41				23.93	56	30	0.2	-0.2	-1.1	1.1	-2.68	58.28	-0.23	-2.76	58.51	-0.06
52	増加	増加	減少	28.67	45	40	-1.7	-2.5	-1.1	1.1	-3.27	61.08	0.51	-3.06	61.60	-0.09
56				24.72	456	30	-0.8	-2.5	-1.1	1.1	-2.43	62.71	-1.12	-2.22	63.12	-1.24
60	増加	増加	増加	26.79	56	30	0.3	-2.5	-1.1	1.1	-1.67	65.65	-1.27	-1.28	66.64	-0.80
61				26.77	56	30	0.4	-2.4	-1.1	1.1	-0.97	66.85	-0.91	-0.57	67.90	-0.50
66	維持	増加	維持	32.41	127	20	0.8	-1.4	-1.1	1.1	0.01	73.72	0.19	-0.02	74.89	0.19
68				34.94	All	20	1.1	-1.3	-1.1	1.1	0.00	76.23	0.00	0.00	77.22	0.00
69	減少	増加	維持	32.34	124578	20	1.1	-1.3	-1.1	1.1	-0.05	77.33	0.24	-0.12	78.41	-0.03
71				41.96	124578	20	1.1	-1.3	-1.1	1.1	-0.14	79.96	0.33	-0.20	80.98	0.18
79				32.02	12458	20	0.3	-0.5	-1.1	1.1	-0.43	88.73	0.33	-0.45	89.40	0.09
81	維持	維持	維持	30.94	12458	20	0.0	0.0	-1.1	1.1	-0.42	90.15	0.60	-0.49	90.15	0.60
82				30.83	1458	20	0.0	0.0	-1.1	1.1	-0.53	90.15	0.31	-0.52	90.04	0.31
86	減少	減少	減少	25.84	1238	20	-1.6	1.5	-1.1	1.1	-1.65	89.92	0.10	-1.84	89.22	0.19
89				28.11	1234	20	-1.7	1.6	-1.1	1.1	-2.15	86.60	-0.88	-2.18	85.32	-1.31

1) 使用No.は図-10に従う。 2) 正負は図-2の定義に従う。 3) 正面から見て時計回りを正とする。

表-5 算定に用いた入力値及び出力値

(a) 入力値

設定項目	設定値, 設定内容
姿勢・位置	掘進前の姿勢 測定結果から設定 (全体座標系)
	原点の土被り 3.78m
マシン形状 など	縦型 or 横型 縦型
	面盤数 2
	面盤中心位置 マシン仕様から設定
	面盤半径 0.675m
	マシン体積 13.8m ³
中折れ関連	図心位置 マシン仕様から設定
	中折れ角 1リングごとの計測 データから設定
マシン重量 など	マシン重量 16.6t
	重心位置 マシン仕様から設定
地盤物性値	地盤反力係数 19.7MN/m ² (3方向ともに)
	地盤反力低減係数 シリーズIから設定
	単位体積重量 16.1kN/m ³
	粘着力 27.3kN/m ²
	内部摩擦角 0.0°
静止土圧係数 0.45	
テール関連	テール反力係数 セグメント押し付け 実験により設定
	テールクリアランス 1リングごとの計測 データから設定
ビット関連	ビット位置 マシン仕様から設定
	すくい角 マシン仕様から設定
	ビット寸法 (幅, 高さなど) マシン仕様から設定
回転関連	回転方向 1リングごとの計測 データから設定
	回転数 1リングごとの計測 データから設定
泥水関連	泥水比重 1リングごとの計測 データから設定
	泥水圧 1リングごとの計測 データから設定

(b) 出力値

設定内容	設定値, 設定内容
姿勢・位置	掘進後の姿勢 (ピッチング, ローリング, ヨーイング) 全体座標系として 算出

b) 姿勢変化評価式の検証

まず、ローリング施工の施工性確認のため、全90リング掘進中の各リングでの平均中折れ角及び掘進終了時のシールド機姿勢の測定結果を図-16に示す。また、90リング掘進後にセグメントを掘り出して、組み上げ状況を調べた結果を写真-2に示す。これらより、単円に比べ複数の中折れ角度の制御が必要になるものの、ジャッキパターンなどの他の掘進条件も併せて制御することにより、ピッチング及びヨーイングを抑制しつつほぼ計画通りのローリング量を確保できることがわかる。

次に、実験結果を用いて、姿勢変化評価式の妥当性を評価するため、1リング掘進中の掘進条件がほぼ一定で定常掘進と見なすことができ、姿勢制御目的の異なるリングの姿勢計測結果をまとめた。掘進条件と併せて表-4に示す。同表に示した掘進条件及び前項で設定した係数を用いて姿勢変化量の算定を行った。姿勢変化量は、シリーズIと同様、式(1)右辺の各項に3章で設定した外力を代入することにより定まる2元連立一次方程式を解くことによって求めることができる。算定に用いた入力値及び出力値の一覧を表-5に示す。

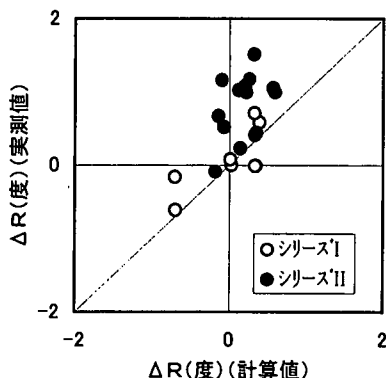


図-17 全体座標系における1リングあたりのローリング角変化量 ΔR の実測値と計算値の関係

算定結果を図-17に示す。実地盤掘進実験(シリーズII)は縦2連型から横2連型への計画的なローリング施工の可能性の確認を目的に実施したことから、計算値と実測値の比較検討はローリング角変化について実施することとした。同図では、横軸、縦軸にそれぞれローリング角変化量の計算値及び実測値をとった。その結果、2シリーズの実験における計算値及び実測値のプロットは右肩上がりの傾向を示しており、提案した評価手法は概ね妥当な姿勢変化評価を与えることが分かる。ただし、係数のフィッティングに用いたシリーズIの実験については直線 $y=x$ とほぼ良好な一致を示すが、シリーズIIについては必ずしも十分な評価とはいえない。これは、地盤の不均質性、中折れ角度・掘進速度など掘進方法の非正常性、コピーカッター・掘進履歴の影響など、外力評価における仮定に起因していると思われる。

5. まとめ

本論文では、最適な姿勢制御パターン決定システムの構築のための基礎研究として、姿勢制御パターンと姿勢変化量の関係を示す姿勢変化評価式の構築を行い、その検証を行った。姿勢変化評価式の構築における特徴は次のとおりである。

- ① シールド機は定常掘進状態においてシールド機に作用する力及びそれによって生じるモーメントはつり合うとし、そのつりあい式を姿勢変化評価式とした。
- ② シールド機への作用力の検討に際しては、カッタービットでの切削反力、各面盤の中折れ効果及びテールシール反力など従来定量評価式を与えられていなかった項目についても評価方法を与え、できる限り実施工条件を考慮し得るモデルとした。
- ③ 検証に当たっては、姿勢制御パターンが複数存在す

ることから、逆に姿勢変化評価式に姿勢制御パターンを入力し、出力値となる姿勢変化量について、比較検討を行うものとした。

- ④ シールド機に作用する力及びモーメントは、全てマシン座標系で定式化を行い、マシン座標系での姿勢変化量を求めた。また、姿勢変化量の比較検討は施工中に計測される全体座標系にて行うものとし、全体座標系への変換については、座標軸を回転することにより対応した。

また、2度の実地盤掘進実験から得られた知見は以下のとおりである。

- ① 中折れ機構を有するシールド機の前胴部に設置した土圧計の計測結果から、中折れ角度とそれにより生じる旋回外側の偏差土圧には、ほぼ正比例関係があることを示すとともに、これによってローリングあるいはヨーイングが生じることを定量的に明らかにした。
- ② コピーカットによる余掘り及び掘進履歴の影響などにより地盤反力係数は変化し、原地盤の値より小さい見かけの地盤反力係数となるため、地盤反力低減係数を用いて評価することが必要であることがわかった。

今回提案した姿勢変化評価式を解くことによって、各掘進リングでの姿勢変化量及び掘進後の姿勢を概ね評価できることがわかった。その評価精度に関しては必ずしも十分とはいえないが、これは上記の理由に加えて、モデルで前提としている“定常掘進状態”が掘進中に十分に守られていないことにも起因すると思われる。

以上の結果を踏まえ、今後の課題を最後に挙げる。

- ① 今回は、地盤反力低減係数としてマクロに取り扱ったコピーカット及び掘進履歴の影響を、位置・姿勢変化に応じたより詳細なモデル化によって考慮することが、評価精度の改善につながるものと考えられる。
- ② 今回は、中折れ機構による影響土圧を中折れのない場合の増分として表現したが、マシンが受ける土圧全体をマシンの幾何学的仕様と位置・姿勢変化の関係に応じたモデルにより評価することで、より高度な解析が行えると考えられる。
- ③ 地盤条件としては泥水式シールド工法に適した地盤(主に粘性土)を対象としたが、姿勢変化による地盤反力及び地盤反力低減係数は砂質土などに対しては異なる傾向を示すと考えられ、適用土質の影響評価を行う必要がある。
- ④ 前記①～③の評価精度の向上及び適用範囲の拡大に加え、今回提案した姿勢変化評価技術をベースに、最適な姿勢制御パターン決定のためのアルゴリズムに関する検討も重要な課題である。

謝辞：本研究は川崎重工業（株）との共同研究として実施したもので、実地盤掘進実験に供したシールド試作機の製作などに際しては全面的な御協力を得ました。ここに記し、関係各位に謝意を表します。

付録 全体座標系からマシン座標系への変換行列

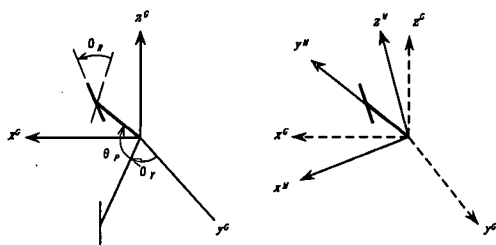
[T]_{θ_Dθ_Rθ_Y}の誘導

全体座標系での姿勢が(θ_D, θ_R, θ_Y)で与えられるシールド機に全体座標系で表された外力ベクトル=(F_x, F_y, F_z)^Gが作用している状態を考える。この外力をマシン座標系での外力ベクトル(F_x, F_y, F_z)^Mで表現する場合次式を用いた(付図-1参照)。

$$\begin{pmatrix} F_x^M \\ F_y^M \\ F_z^M \end{pmatrix} = [T]_{\theta_D \theta_R \theta_Y} \begin{pmatrix} F_x^G \\ F_y^G \\ F_z^G \end{pmatrix} = [T]_{\theta_D} [T]_{\theta_R} [T]_{\theta_Y} \begin{pmatrix} F_x^G \\ F_y^G \\ F_z^G \end{pmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} \cos \theta_R & 0 & -\sin \theta_R \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \theta_R & 0 & \cos \theta_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta_P & \sin \theta_P \\ 0 & -\sin \theta_P & \cos \theta_P \end{bmatrix} \begin{pmatrix} F_x^G \\ F_y^G \\ F_z^G \end{pmatrix} \quad (21)$$

ただし、[T]_{θ_R}、[T]_{θ_D}、[T]_{θ_Y}は、それぞれローリング、ピッチング及びヨーイング変換マトリックスである。



付図-1 座標変換の説明図

参考文献

1) 酒井邦登, 星谷勝：異なる地盤条件におけるシールド機
の方向制御モデルとその適用効果, 土木学会論文集,
No.459/I-22, pp.139-148, 1993.
2) 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(模型実験及び制御系の設計), 日本機械

学会論文集(C編), 58巻550号, pp.155-161, 1992.
3) 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, 日本機械学会論文集(C編), 58巻554号, pp.121-128, 1992.
4) 清水賀之, 井坂正之, 西田昭二, 鈴木基光, 横川明：マルチフェイスシールド掘進機の運動特性に関する研究, 日本機械学会論文集(C編), 60巻569号, pp.144-152, 1994.
5) 清水賀之, 鈴木基光：中折れ式シールド掘進機の運動特性とその制御手法, 日本機械学会論文集, 60巻571号, pp.141-148, 1994.
6) 清水賀之, 大林正明, 浅田健次, 鈴木基光：中折れ式シールド掘進機の挙動並びに模型実験, 日本機械学会論文集(C編), 60巻571号, pp.134-140, 1994.
7) 野崎俊介, 足立紀尚, 建山和由, 海老原哲朗, 内海知彦：地盤特性を考慮したシールド掘進機における最適推進モーメントの決定, 第32回地盤工学研究発表会, pp.2083~2084, 1997.
8) 松本嘉司, 岡田宏, 内田聰吉, 大塚本夫：多円形シールドトンネル(MFS)工法の研究及び開発, 土木学会論文集, No.397/VI-9, pp.17-26, 1988.
9) 松本嘉司, 新井時夫, 波多腰明：多円形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.
10) 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, 1993.12
11) 赤木寛一, 小宮一仁：飽和砂地盤の泥水式シールドトンネル工事における地盤挙動解析, 第29回土質工学研究発表会, pp.1975-1976, 1994
12) 杉本光隆：シールドトンネル, 土と基礎, No.44-4(459), pp.57-62, 1996.
13) Sugimoto.M and Alagiyawanna.A.M.N.: CLAYEY GROUND PROPERTIES BASED ON THE IN-SITU DATA OF THE SHIELD DRIVEN METHOD, South East Asian Symposium on Tunnelling and Underground Space Developmnt Japan Tunnelling Association, Bangkok, pp.101-108, January 1995.
14) 笹倉剛, 五十嵐寛昌, 藤崎勝利, 吉村宗男：縦2連シールドの掘進制御に関する研究, トンネル工学研究論文・報告集, vol.6, pp.55~62, 1996.
15) 日本機械学会編：機械工学便覧, 1987及び1977.
16) 森麟, 赤木寛一, 栗原和夫：粘土地盤中のシールド機の周面摩擦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, pp.827~828, 1986.
17) 吉田保, 山田孝治：泥土圧シールド掘進時の切羽土圧と周面摩擦力について, 土木学会論文集 No.445/III-18, pp.75-82, 1992.

(1998.5.18 受付)

A STUDY OF POSTURE CHANGE PREDICTION OF MULTI-SHIELD TUNNELING MACHINE

Kensuke DATE, Hiromasa IGARASHI, Takeshi SASAKURA
and Kazuyoshi TATEYAMA

In order to control the behavior of multi-faced shield tunneling machine, it is of great importance to estimate accurately the movement of the machine during the excavation. An estimation model for posture change was proposed based on the equilibrium of force and moment acted against the shield tunnelling machine. Two series of shield excavation tests were carried out on site ; one for determining parameters of the model, and the other for verifying the model by comparing the prediction value from the model with the test one. As a result, it was certified that the proposed model could give reasonable posture change estimation.