

シールドトンネルの耐震解析に用いる長手方向覆工剛性の評価法

AN EVALUATION METHOD OF LONGITUDINAL STIFFNESS OF SHIELD TUNNEL LININGS FOR APPLICATION TO SEISMIC RESPONSE ANALYSES

志波由紀夫*・川島一彦**・大日方尚巳***・加納尚史****

By Yukio SHIBA, Kazuhiko KAWASHIMA, Naomi OBINATA and Takashi KANO

This paper presents a practical method to evaluate the longitudinal stiffness of shield tunnel linings which is of great importance in the seismic response analyses of shield tunnels. Linings of shield tunnels are constructed assembling a number of segments and joints, and have structural discontinuity in the longitudinal direction. In this paper, relationships between stress and deformation of segments-joints system, both for axial force and for bending moment, are formulated into the form of "equivalent stiffness", i. e., the stiffness of uniform beam having the same stress-deformation relation as that of segments-joints system.

Modeling the lining into a uniform beam with the equivalent stiffness, it makes possible to analyze behavior of shield tunnels by means of seismic deformation method as well as other pipe-like underground structures. Parameters which have influence on the equivalent stiffness are also discussed.

Keywords: shield tunnel, longitudinal stiffness, seismic response analysis

1. はじめに

シールドトンネルは、上下水道、地下道路・鉄道、電力・通信用ケーブル管路など、都市機能を支える重要な構造物であり、その設計に際しては、地震動の影響に対する慎重な検討が必要とされる¹⁾。シールドトンネルの覆工は多数のセグメントを組み立てた構造であることから、一般の線状地中構造物が可撓性継手などの特殊な構造部分を除けば一様連続な構造体であるのに対し、非常に不連続性の高い構造体であるといえることができる。したがって、応答変位法や動的応答解析による耐震性検討において、トンネルをそれと等しい剛性をもつはりにモデル化しようとする場合には、このような不連続な覆工構造の長手方向剛性を適切に評価する必要がある。

シールドトンネル覆工の長手方向剛性に関する研究は、断面方向剛性に関する研究に比較して数少ない。鳥取²⁾は、地盤の不等沈下がトンネルに与える影響を検討する目的から、外径2mのセグメント15リングを地上

で組み立て、これに载荷して実験的に長手方向の曲げ剛性を求めた。小泉³⁾は、覆工の力学的モデルにより、この実験結果の説明を試みた。また、シールドトンネルのミニチュア模型を用いた同様の実験が、土山⁴⁾によって実施されている。これらの実験報告によると、シールドトンネル覆工の長手方向曲げ剛性は、リング間を結合する継手の存在によって、セグメントリング単体の曲げ剛性の15~40% (鳥取²⁾)、11% (土山⁴⁾)の値となっている。実物トンネルについては、西野⁵⁾が施工中のシールドトンネルにおいてジャッキ推力および坑内作業車の自重を利用した载荷試験を行い、弾性床上的はりモデルによって試験結果を考察している。これらの実験的研究は貴重な計測データを与えるものであるが、覆工の長手方向剛性を評価するためのモデル化手法や剛性算定式などの研究は少ないように思われる。

なお、既往の設計指針のうち、水道施設耐震工法指針・解説⁶⁾およびトンネル耐震継手技術基準(案)⁷⁾では、覆工を構成する部材の諸元から長手方向の軸剛性および曲げ剛性を算定するための算定式が示されている。しかしながら、これらの算定式の基礎となる仮定条件やモデル化手法には不明確な点があり、設計実務の立場からは基本の明確な剛性の評価法が望まれている。

本論文は、シールドトンネルの長手方向の耐震解析を

* 正会員 工修 大成建設(株)技術研究所耐震研究室
(〒245 神奈川県横浜市戸塚区名瀬町344-1)

** 正会員 工博 建設省土木研究所地震防災部耐震研究室
室長(〒305 茨城県つくば市大字旭1)

*** 正会員 建設省関東地方建設局企画部企画課

**** 正会員 建設省土木研究所地震防災部耐震研究室

行う際に重要な、覆工の長手方向剛性の評価方法を提案しようとするものである。すなわち、実際には不連続な構造体である覆工の長手方向剛性を、これと等価な荷重～変形関係をもつ一様連続なはりの剛性—等価剛性—として表現しようとするものである。この等価剛性を用いてシールドトンネルを弾性床の上のほりにモデル化することにより、一般の線状地中構造物の耐震解析に準じた扱いが可能となる^{8),9)}。

2. 覆工剛性評価のための前提条件

シールドトンネルの覆工全体の長手方向剛性（軸剛性および曲げ剛性）を評価するにあたり、以下のような単純化を行う。

i) シールドトンネルの覆工は、Fig. 1に示すように、円周方向および長手方向にセグメント分割されており、それぞれ、セグメント継手、リング継手で結合されている。本論文では、トンネル長手方向のせん断力またはねじりモーメント的作用によってセグメント継手に生ずるせん断力が、セグメント継手の締付けによる摩擦抵抗力よりも小さい場合を考えると、円周方向のセグメント間に相対的なずれは生じないものと仮定する。すなわち、トンネル長手方向の軸力または曲げモーメントに対してはセグメント継手は関与しないものとし、個々のセグメントリングを剛性一様な円環として扱うこととする。

ii) セグメントリングを長手方向に結合するリング継手については、現在までもある程度の載荷実験^{10)~12)}が実施されており、Fig. 2に示すような力学特性が知られている。本論文ではこの特性を図中の破線で示すように単純化する。すなわち、圧縮力に対しては変形せずに

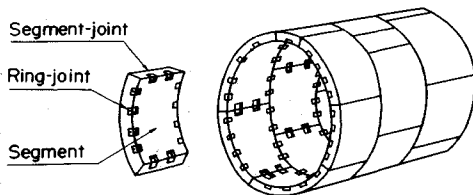


Fig. 1 Typical structure of shield tunnel lining.

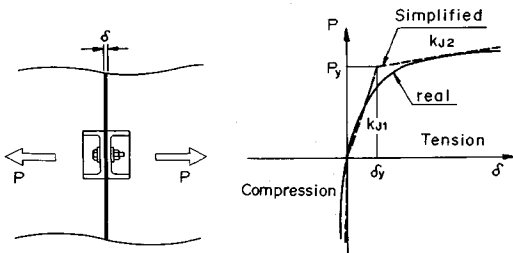


Fig. 2 Load-deformation relation of ring-joint.

無限大の剛性をもち、引張力に対しては2段階の剛性をもつ、一種の非線形ばねで表現するものとする。ここで、 k_{j1} , k_{j2} はリング継手1個当たりの1次ばね定数、2次ばね定数、 P_y , δ_y はばね定数が変化する際の張力、変位である。これらのパラメーターは、リング継手を構成するボルトや金具などの剛性から推定することができる。

3. 等価軸剛性の評価

Fig. 3にセグメントリング～リング継手系の軸剛性の評価方法を示す。リング継手部を中心として1リング長の部分に着目すると、圧縮力に対してはセグメントリングのみが変形し、引張力に対してはセグメントリングとリング継手の両方が変形する。この場合の軸力と伸縮変位との関係は、次のように表わされる。

$$\delta_c = \frac{N}{E_s \cdot A_s} \cdot l_s \quad \text{：圧縮} \dots (1 \cdot a)$$

$$\delta_{T1} = \frac{N}{E_s \cdot A_s} \cdot l_s + \frac{N}{n \cdot k_{j1}} \quad \text{：引張} (N \leq N_y = n \cdot P_y) \dots (1 \cdot b)$$

$$\delta_{T2} = \frac{N}{E_s \cdot A_s} \cdot l_s + \frac{N}{n \cdot k_{j2}} - \left(\frac{k_{j1}}{k_{j2}} - 1 \right) \cdot \delta_y \quad \text{：引張} (N > N_y) \dots (1 \cdot c)$$

ここに、 N は軸力、 δ は覆工の伸縮変位、 E_s , A_s , l_s はセグメントリングのヤング率、断面積、および長さ、 n は断面内のリング継手個数である。

一方、軸剛性 $(EA)_{eq}$ を有する一様連続なはりに軸力 N が作用する場合、このはりの長さ l_s 区間に生ずる伸縮変位 δ_{eq} は次式で与えられる。

$$\delta_{eq} = \frac{N}{(EA)_{eq}} \cdot l_s \dots (2)$$

いま、式(1)と式(2)とが同一の関係となるよう

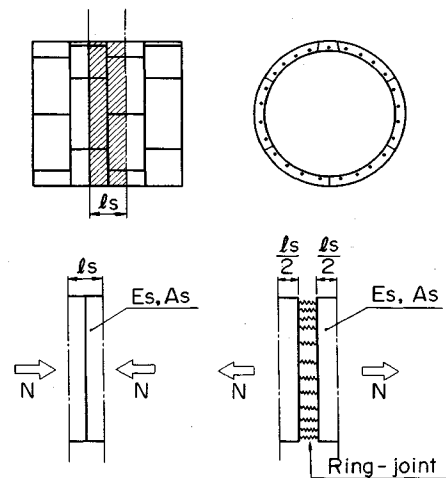


Fig. 3 Evaluation of equivalent axial stiffness.

な $(EA)_{eq}$ を等価軸剛性と定義すると、等価軸剛性は次式で表わされる。

$$(EA)_{eq}^c = E_s \cdot A_s \dots\dots\dots (3 \cdot a)$$

$$(EA)_{eq}^n = \frac{E_s \cdot A_s}{1 + \frac{E_s \cdot A_s}{l_s \cdot K_{N1}}} \dots\dots\dots (3 \cdot b)$$

$$(EA)_{eq}^{n2} = \frac{E_s \cdot A_s}{1 + \frac{E_s \cdot A_s}{l_s \cdot K_{J2}}} \dots\dots\dots (3 \cdot c)$$

ここに、 $(EA)_{eq}^c$ ：等価圧縮剛性、 $(EA)_{eq}^n$ ：1次等価引張剛性、 $(EA)_{eq}^{n2}$ ：2次等価引張剛性、 K_{N1} 、 K_{J2} ：断面内リング継手ばねの総和で $K_{N1} = n \cdot k_{N1}$ 、 $K_{J2} = n \cdot k_{J2}$ である。

4. 等価曲げ剛性の評価

等価軸剛性の評価方法と同様に、ここでもリング継手部を中心とした1リング長の部分に着目する。Fig. 4に示すように、覆工に長手方向の曲げモーメント M が作用すると、セグメントリングおよびリング継手の変形によって、リング長の中央を通る平面に一定角 θ の傾きが生ずる。 θ/l_s ははりの曲げ理論における曲率に相当するものである。ここで、曲げモーメント M と曲がり角 θ との関係を求めるために、円環断面の鉄筋コンクリートばりの曲げ理論を参考にして、以下の仮定を設ける。

- i) セグメントリングの接合面においては、作用曲げモーメントに対して、圧縮側はセグメント断面で、引張側はリング継手で、それぞれ抵抗するものとする。セグメントリングについては、引張側の抵抗も有効とする。
- ii) 平面保持の法則を適用し、覆工の変形は中立軸からの距離に比例するものと仮定する。このとき、引張側の変形にはリング継手の開きが含まれることから、セグメントリングのひずみの勾配は中立軸を境にして圧縮側と引張側とで異なることとなる。

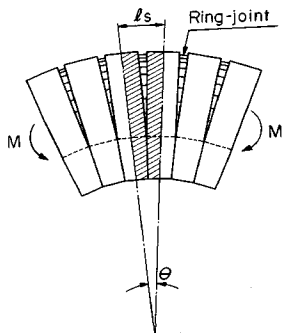


Fig. 4 Deformation of segments-joints system subjected to bending moment.

iii) 一般に、リングの外径 D に比較してリング長 l_s は短いことから、中立軸位置およびセグメントリングの応力分布は長手方向で一定とみなす。

iv) ボルトサークル半径とセグメントリングの図心半径とは近似的に等しいものとする。

v) リング継手は離散的に配置されているが、便宜上、リング継手のばねがボルトサークル上に連続して分布しているものとして扱う。

以上の仮定のもとに、まず、曲げモーメントが比較的小さく、すべてのリング継手の張力が1次剛性の範囲内にある場合を考える。仮定により、セグメントリングとリング継手の変形および応力状態は Fig. 5 に示すようになる。また、この状態での変形の適合条件および力のつり合い条件は以下のとおりである。

変形の適合条件

$$\epsilon_c \cdot \frac{l_s}{2} = \left(\frac{D}{2} - x\right) \cdot \frac{\theta}{2} \dots\dots\dots (4)$$

$$\frac{r+x}{D/2+x} \cdot \epsilon_t \cdot \frac{l_s}{2} + \frac{\delta_j}{2} = (r+x) \cdot \frac{\theta}{2} \dots\dots\dots (5)$$

力のつり合い条件

$$2 \cdot \frac{E_s \cdot \epsilon_c}{D/2-x} \int_0^{\pi/2+\varphi} (r \cdot \cos \alpha - x) \cdot r \cdot t \cdot da$$

$$= \begin{cases} 2 \cdot \frac{E_s \cdot \epsilon_t}{D/2+x} \int_0^{\pi/2+\varphi} (r \cdot \cos \alpha + x) \cdot r \cdot t \cdot da \dots\dots\dots (6) \\ 2 \cdot \frac{k_r \cdot \delta_j}{r+x} \int_0^{\pi/2+\varphi} (r \cdot \cos \alpha + x) \cdot r \cdot da \dots\dots\dots (7) \end{cases}$$

$$2 \cdot \frac{E_s \cdot \epsilon_c}{D/2-x} \int_0^{\pi/2+\varphi} (r \cdot \cos \alpha - x)^2 \cdot r \cdot t \cdot da$$

$$+ 2 \cdot \frac{E_s \cdot \epsilon_t}{D/2+x} \int_0^{\pi/2+\varphi} (r \cdot \cos \alpha + x)^2 \cdot r \cdot t \cdot da = M \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 r 、 t ：セグメントリングの図心半径、覆工厚、 x 、 φ ：中立軸の位置で $\varphi = \sin^{-1}(x/r)$ 、 k_r ：リング継手の引張ばねの線密度で $k_r = K_{N1}/(2\pi \cdot r)$ 、 ϵ_c 、 ϵ_t ：セグ

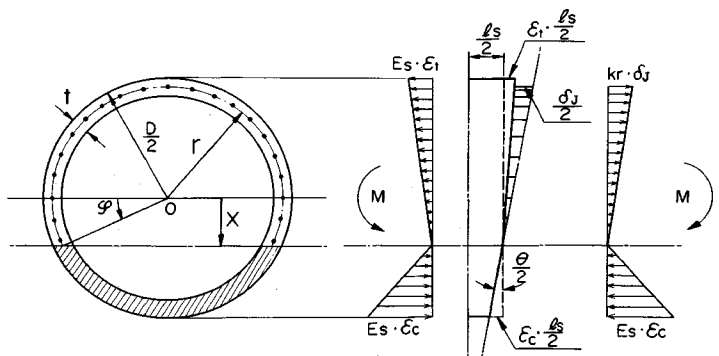


Fig. 5 Stress and deformation of lining in the 1st stage when tension of ring-joints stays in elastic range.

メントリングの圧縮縁ひずみおよび引張縁ひずみ、 δ_j ：リング継手の引張縁での開き量，である。

式(4)～式(8)の5つの条件式を用いて，5つの未知量 $\epsilon_c, \epsilon_t, \delta_j, x, \theta$ が決定される。まず，中立軸位置は次の方程式を満足しなければならない。

$$\varphi + \cot \varphi = \pi \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{K_{j1}}{E_s \cdot A_s / l_s} \right) \dots\dots\dots (9)$$

また，曲げモーメント M と曲がり角 θ は，次式のように関係づけられる。

$$\theta = \frac{l_s}{E_s \cdot I_s} \cdot \frac{\cos \varphi + (\pi/2 + \varphi) \cdot \sin \varphi}{\cos^3 \varphi} \cdot M \dots\dots\dots (10)$$

ここに， I_s はセグメントリングの断面2次モーメントで， $I_s \approx \pi \cdot t \cdot r^3$ と近似した。また， $\epsilon_c, \epsilon_t, \delta_j$ から，覆工各部の応力は次のように求められる。

$$\sigma_c = E_s \cdot \epsilon_c = \frac{M}{I_s} \cdot \frac{\cos \varphi + (\pi/2 + \varphi) \cdot \sin \varphi}{\cos^3 \varphi} \cdot \left(\frac{D}{2} - x \right) \dots\dots\dots (11 \cdot a)$$

$$\sigma_t = E_s \cdot \epsilon_t = \frac{M}{I_s} \cdot \frac{\cos \varphi - (\pi/2 - \varphi) \cdot \sin \varphi}{\cos^3 \varphi} \cdot \left(\frac{D}{2} + x \right) \dots\dots\dots (11 \cdot b)$$

$$f_j = k_{j1} \cdot \delta_j = \frac{M \cdot l_s}{E_s \cdot I_s} \cdot \frac{\pi \cdot \sin \varphi}{\cos^3 \varphi} \cdot (r + x) \cdot k_{j1} \dots\dots\dots (11 \cdot c)$$

ところで，曲げ剛性 $(EI)_{eq}$ をもつ一様連続なはりに曲げモーメント M が作用する場合，このはりの長さ l_s の部分に生ずる曲がり角 θ_{eq} は，次式で与えられる。

$$\theta_{eq} = \frac{M}{(EI)_{eq}} \cdot l_s \dots\dots\dots (12)$$

式(10)と(12)とが同一の関係となるような $(EI)_{eq}$ を等価曲げ剛性と定義すると，等価曲げ剛性は次式で表わされる。

$$(EI)_{eq} = \frac{\cos^3 \varphi}{\cos \varphi + (\pi/2 + \varphi) \cdot \sin \varphi} \cdot E_s \cdot I_s \dots\dots\dots (13)$$

次に，曲げモーメントが大きく，リング継手の張力が2次剛性の領域に入った場合を考える。この場合，セグメントリングとリング継手の変形および応力状態は，Fig. 6 に示すようになる。

図中， $\phi = \sin^{-1}(\eta/r)$ はリング継手の開きが δ_y となる位置である (Fig. 2 参照)。

位置 y におけるセグメントの圧縮ひずみおよび引張りひずみを，それぞれ， $\epsilon_c(y), \epsilon_t(y)$ ，リング継手の開き量を $\delta(y)$ とすると，変形の適合条件は，

$$l_s \cdot \epsilon_c(y) = \theta \cdot (y - x) \quad : y \geq x \dots\dots (14 \cdot a)$$

$$l_s \cdot \epsilon_t(y) + \delta(y) = \theta \cdot (x - y) \quad : y \leq x \dots\dots (14 \cdot b)$$

となる。セグメントの微小面積 $t \cdot r \cdot da$ での応力を考えると，セグメントリングのひずみとリング継手の開き量との間に次の関係が成立する。

$$E_s \cdot \epsilon_t(y) \cdot t \cdot r \cdot da = k_r \cdot \delta(y) \cdot r \cdot da \dots\dots\dots (15)$$

ここに，リング継手のばねの線密度 k_r は次式で与えられる。

$$k_r = K_{j1} / (2\pi \cdot r) \quad : \eta \leq y \leq x \dots\dots (16 \cdot a)$$

$$k_r = \left\{ K_{j2} + N_y \cdot \left(1 - \frac{K_{j2}}{K_{j1}} \right) / \delta(y) \right\} / (2\pi \cdot r) \quad : y \leq \eta \dots\dots (16 \cdot b)$$

ただし， $N_y = K_{j1} \cdot \delta_y = n \cdot P_y$ である。式(15)と位置 η での条件式(14·b)

$$\delta_y = \theta \cdot (x - \eta) - l_s \cdot \epsilon_t(\eta) \dots\dots\dots (17)$$

とを用いると， $\theta, \epsilon_c(y), \epsilon_t(y)$ は，次のように表わされる。

$$\theta = \frac{1}{1 - R_1} \cdot \frac{\delta_y}{x - \eta} \dots\dots\dots (18)$$

$$\epsilon_c(y) = \frac{1}{1 - R_1} \cdot \frac{\delta_y}{l_s} \cdot \frac{y - x}{x - \eta} \quad : x \leq y \leq \frac{D}{2} \dots\dots (19 \cdot a)$$

$$\epsilon_t(y) = \frac{R_1}{1 - R_1} \cdot \frac{\delta_y}{l_s} \cdot \frac{x - y}{x - \eta} \quad : \eta \leq y \leq x \dots\dots (19 \cdot b)$$

$$\epsilon_y(y) = \frac{R_1}{1 - R_1} \cdot \frac{\delta_y}{l_s} \cdot \left(1 + \frac{R_2}{R_1} \cdot \frac{\eta - y}{x - \eta} \right) \quad : -\frac{D}{2} \leq y \leq \eta \dots\dots (19 \cdot c)$$

ここに，

$$R_1 = 1 / \left(1 + \frac{E_s \cdot A_s}{l_s \cdot K_{j1}} \right) \dots\dots\dots (20 \cdot a)$$

$$R_2 = 1 / \left(1 + \frac{E_s \cdot A_s}{l_s \cdot K_{j2}} \right) \dots\dots\dots (20 \cdot b)$$

である。

中立軸の位置 $\varphi = \sin^{-1}(x/r)$ およびリング継手の開き量が δ_y となる位置 $\phi = \sin^{-1}(\eta/r)$ は，セグメントリング全体の力のつり合い条件より決定される。軸力のつり合い条件は次式となる。

$$2 \int_{\varphi}^{\pi/2} E_s \cdot \epsilon_c(y) \cdot t \cdot r \cdot da$$

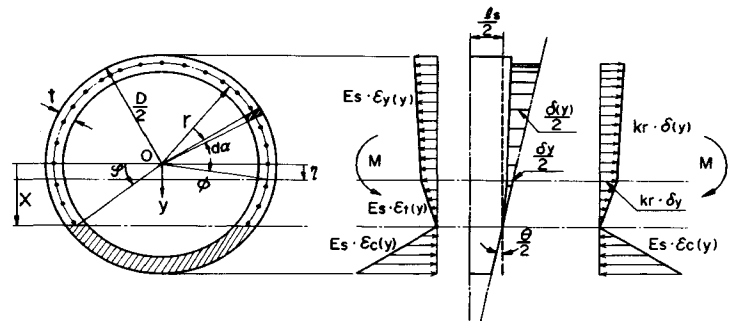


Fig. 6 Stress and deformation of lining in the 2nd stage when tension of ring-joints exceeds elastic range.

$$\begin{aligned}
 & -2 \int_{\phi}^{\pi} E_s \cdot \varepsilon_t(y) \cdot t \cdot r \cdot d\alpha \\
 & -2 \int_{-\pi/2}^{\phi} E_s \cdot \varepsilon_y(y) \cdot t \cdot r \cdot d\alpha = 0 \dots \dots \dots (21)
 \end{aligned}$$

また、モーメントのつり合い条件は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
 & 2 \int_{\phi}^{\pi/2} E_s \cdot \varepsilon_c(y) \cdot y \cdot t \cdot r \cdot d\alpha \\
 & -2 \int_{\phi}^{\pi} E_s \cdot \varepsilon_t(y) \cdot y \cdot t \cdot r \cdot d\alpha \\
 & -2 \int_{-\pi/2}^{\phi} E_s \cdot \varepsilon_y(y) \cdot y \cdot t \cdot r \cdot d\alpha = M \dots \dots \dots (22)
 \end{aligned}$$

式 (21), (22) に式 (19) を代入すると、 φ と ϕ の満足すべき連立方程式が次のように得られる。

$$\begin{aligned}
 & (1-R_1) \cdot (\cos \varphi + \varphi \cdot \sin \varphi) \\
 & -\pi/2 \cdot (1+R_1) \cdot \sin \varphi + (R_1-R_2) \\
 & \cdot \cos \phi + (\pi/2 + \phi) \cdot \sin \phi = 0 \dots \dots \dots (23 \cdot a)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & \frac{2 \pi \cdot M}{N_y \cdot r} \cdot R_1 \cdot (\sin \varphi - \sin \phi) - \frac{\pi}{2} \cdot (1+R_2) \\
 & - (1-R_1) \cdot (\varphi + \sin \varphi \cdot \cos \varphi) \\
 & - (R_1-R_2) \cdot (\phi + \sin \phi \cdot \cos \phi) = 0 \dots \dots \dots (23 \cdot b)
 \end{aligned}$$

等価曲げ剛性は作用曲げモーメント M の大きさによって異なるが、式 (12) と式 (18) とを等置することにより、これを割線剛性 $(EI)_{eq}^s$ として表わすことにすれば、連立方程式 (23) の解 φ および ϕ を用いて、

$$\begin{aligned}
 & (EI)_{eq}^s = M \cdot l_s \cdot (1-R_1) \cdot \frac{x-\eta}{\delta_y} \\
 & = \frac{2 M}{N_y \cdot r} \cdot R_1 \cdot (\sin \varphi - \sin \phi) \cdot E_s \cdot I_s \dots \dots \dots (24)
 \end{aligned}$$

で与えられる。このとき、作用曲げモーメントと曲率との関係は、これらを無次元化して示せば、

$$M^* = \frac{(EI)_{eq}^s}{E_s \cdot I_s} \cdot \theta^* \dots \dots \dots (25 \cdot a)$$

となる。ここに、

$$M^* = \frac{M}{N_y \cdot r}, \quad \theta^* = \frac{E_s \cdot I_s}{N_y \cdot r} \cdot \frac{\theta}{l_s} \dots \dots \dots (25 \cdot b, c)$$

覆工の圧縮縁応力 σ_c と引張縁応力 σ_t は、式 (19 \cdot a), (19 \cdot c) と式 (24) とから、次式となる。

$$\sigma_c = E_s \cdot \varepsilon_c \left(\frac{D}{2} \right) = \frac{N_y \cdot r}{2 I_s \cdot R_1 \cdot (\sin \varphi - \sin \phi)} \cdot \left(\frac{D}{2} - x \right) \dots \dots \dots (26 \cdot a)$$

$$\begin{aligned}
 \sigma_t & = E_s \cdot \varepsilon_y \left(-\frac{D}{2} \right) \\
 & = \frac{R_2 \cdot N_y \cdot r}{2 I_s \cdot R_1 \cdot (\sin \varphi - \sin \phi)} \cdot \left(\frac{D}{2} + \eta \right) + \frac{N_y}{A_s} \dots \dots \dots (26 \cdot b)
 \end{aligned}$$

また、引張縁のリング継手の張力 f_t と開き量 δ_j は次式のようになる。

$$f_t = \left(1 + \frac{R_2}{R_1} \cdot \frac{r+\eta}{x-\eta} \right) \cdot k_{jt} \cdot \delta_j \dots \dots \dots (26 \cdot c)$$

$$\delta_j = \left(1 + \frac{1-R_2}{1-R_1} \cdot \frac{r+\eta}{x-\eta} \right) \cdot \delta_y \dots \dots \dots (26 \cdot d)$$

5. 等価剛性の特性

(1) 等価軸剛性の特性

シールドセグメント、特にコンクリート系セグメントに用いられているリング継手の引張剛性 K_{jt} は、ボルト締付けによってプレストレスが導入され、見掛け上、きわめて大きくなることもあるが、普通はセグメントリングの軸剛性 $E_s \cdot A_s / l_s$ に比較してかなり小さい。したがって、式 (3) より明らかなように、シールドトンネル覆工の等価引張剛性は等価圧縮剛性よりも小さくなる。その剛性比 $(EA)_{eq}^{T1} / (EA)_{eq}^c$ および $(EA)_{eq}^{T2} / (EA)_{eq}^c$ は、式 (20) に示される R_1, R_2 に等しい。

Fig. 7 は、等価軸剛性の特性を模式的に示したものである。ここで、横軸 ε はリング継手の変形を含む覆工全体の見掛け上のひずみである。覆工に作用する張力が N_y を越えると、等価引張剛性は $(EA)_{eq}^{T1}$ から $(EA)_{eq}^{T2}$ に低下するが、このときの見掛け上のひずみ ε_y は、

$$\varepsilon_y = \frac{N_y}{(EA)_{eq}^{T1}} = \frac{N_y}{E_s \cdot A_s} \cdot \frac{1}{R_1} \dots \dots \dots (27)$$

である。

(2) 等価曲げ剛性の特性

リング継手の張力が1次剛性の範囲内にある条件 (Fig. 5 に示す第1段階) での等価曲げ剛性 $(EI)_{eq}^s$ は式 (13) および式 (9) で計算することができる。ここで、式 (9) を書き換えると、

$$\varphi + \cot \varphi = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{1+R_1}{1-R_1} \dots \dots \dots (28)$$

となる。 R_1 は式 (20 \cdot a) に示されるように、リング継手の引張剛性 K_{jt} とセグメントリングの軸剛性 $E_s \cdot A_s / l_s$ の比によって決まるパラメーターである。

$(EI)_{eq}^s$ および中立軸位置に関する角度 φ の特性について示すと以下のようなになる。

① φ および、 $(EI)_{eq}^s$ と $E_s \cdot I_s$ との比は、パラメーター R_1 または剛性比 $E_s \cdot A_s / l_s / K_{jt}$ のみによって決まる。

② 式 (28) と式 (13) の計算結果から、 $x/r = \sin \varphi$ および剛性比 $(EI)_{eq}^s / (E_s \cdot I_s)$ とパラメーター R_1 と

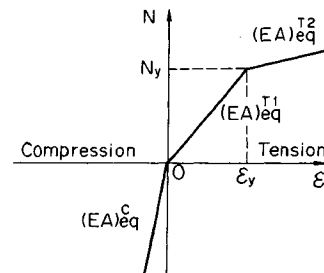


Fig. 7 Schema of equivalent axial stiffness of shield tunnels.

の関係が、Fig. 8 のように求まる。Fig. 8 は、二次覆工がない任意の覆工構造に対して、パラメーター R_1 からただちに中立軸位置および等価曲げ剛性を求めることができる有用なノモグラムである。

③ パラメーター R_1 が 1 に近い場合、すなわち、リング継手の引張剛性が無限大に近い場合には、覆工の等価曲げ剛性はセグメントリング断面の曲げ剛性 $E_s \cdot I_s$ に近い値となる。また、この場合、中立軸の位置は断面中央に近い。

④ 一般には、リング継手の存在により、覆工の等価曲げ剛性はセグメントリングが連続体である場合の剛性よりも小さい。パラメーター R_1 が小さくなるほど、すなわち、リング継手の引張剛性が小さくなるほど、覆工の等価曲げ剛性は小さくなり、断面中央からの中立軸の距離は大きくなる。

次に、作用曲げモーメントがある一定の大きさ M_y に達すると、引張縁のリング継手が 1 次剛性の範囲の限界に達する。曲げモーメント M_y の大きさは、式 (11・c) で表わされるリング継手張力 f_l が P_y と等しくなる条件によって決定される。すなわち、

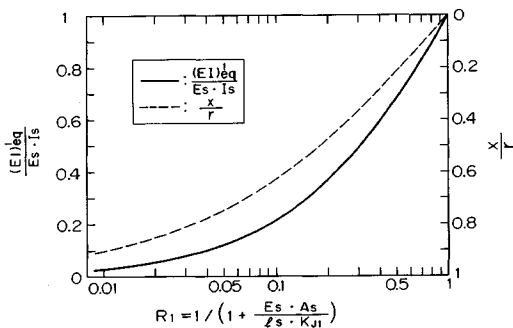


Fig. 8 Relationship between $(EI)_{eq}$ and R_1 , and between ξ and ξ_1 .

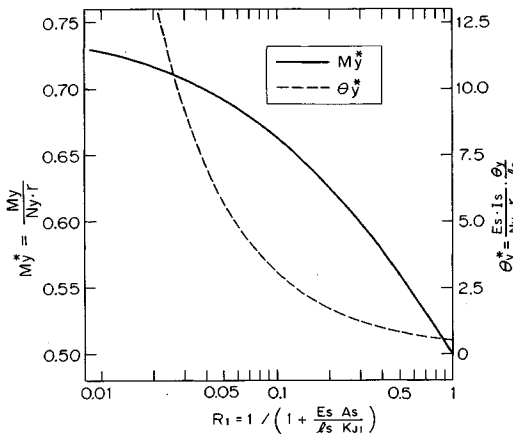


Fig. 9 Relationship between M_y^* and R_1 , and between θ_y^* and R_1 .

$$P_y = \frac{M_y \cdot l_s}{E_s \cdot I_s} \cdot \frac{\pi \cdot \sin \varphi}{\cos^3 \varphi} \cdot (r+x) \cdot k_{\eta} \dots \dots \dots (29)$$

式 (29) を書き換え、無次元化した曲げモーメント M_y^* で表わすと、次のようになる。

$$M_y^* = \frac{M_y}{N_y \cdot r} = \frac{(1-R_1) \cdot \cos^3 \varphi}{2 \pi \cdot R_1 \cdot \sin \varphi \cdot (1+\sin \varphi)} \dots \dots \dots (30 \cdot a)$$

また、このとき、無次元化曲率 θ_y^* は次式で与えられる。

$$\theta_y^* = \frac{E_s \cdot I_s}{N_y \cdot r} \cdot \frac{\theta_y}{l_s} = \frac{1}{2(1+\sin \varphi) \cdot R_1} \dots \dots \dots (30 \cdot b)$$

M_y^* と θ_y^* もパラメーター R_1 のみによって決まり、Fig. 9 に示す値となる。 R_1 が 1 の場合は $M_y^* = 0.5$ 、 $\theta_y^* = 0.5$ である。 $R_1 \rightarrow 0$ の極限では、 $M_y^* \rightarrow 0.75$ 、 $\theta_y^* \rightarrow \infty$ となる。

作用曲げモーメントが M_y^* を越えた場合は、覆工の応力および変形が Fig. 6 に示した第 2 段階に移行する。リング継手の剛性低下が引張縁から順次始まり、覆工全体としての等価曲げ剛性も低下する。剛性低下の生ずるリング継手の範囲 ϕ 、中立軸位置 φ 、等価曲げ剛性等は、式 (20) で表わされる R_1 、 R_2 、および無次元化した曲げモーメント $M^* = M / (N_y \cdot r)$ の 3 つのパラメーターによって定まる。

まず、式 (23) の連立方程式の解として、Fig. 10 は、無次元化した曲げモーメント M^* の大きさと、剛性低下の生ずるリング継手の範囲 $\eta = r \cdot \sin \phi$ および中立軸位置 $x = r \cdot \sin \varphi$ の関係を示したものである。ここで、 R_2 は $0.1 R_1$ に固定してある。当然のことながら、 M^* が Fig. 9 に示した M_y^* の値よりも小さい範囲、すなわち、第 1 段階の範囲では、 η は現われず、また、 x は一定値である。 M^* が M_y^* を越えると、中立軸位置 x は徐々に圧縮側へ移動する。これに対し、 η は M^* の増加とともに急激に変化し、最終的に x に漸近する。図示したパラメーター R_1 および R_2 の範囲では、 M^* が約

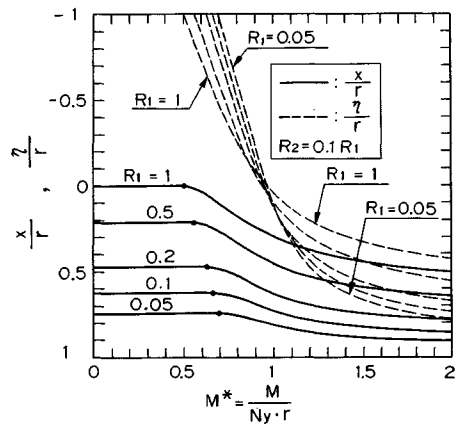


Fig. 10 Relationship between x and M^* , and between η and M^* : solution of Eq. (23).

1になると η は0となり、断面内の半数のリング継手に剛性低下が生ずる。

ここで、最も早く剛性低下の生ずる引張縁のリング継手の開き量 δ_j を追跡してみる。 δ_j は、式(26-d)より求められる。 δ_j と剛性低下を開始するときの開き量 δ_y との比を、 M^* の大きさに従って示したのがFig. 11である。パラメータはFig. 10と同じに設定してある。 M^* が M_y^* よりも小さい範囲では、 δ_j は M^* に対して線形に増加する。 M^* が M_y^* を越えると δ_j は急激に増加し、断面内の半数のリング継手に剛性低下が生ずる $M^* \approx 1$ においては、 δ_j は δ_y の数倍の開き量となる。言い換えれば、引張縁のリング継手の開き量の増加に比較して曲げモーメントの増加は小さい。

さて、作用曲げモーメントと覆工の曲げ変形との関係は、式(25-a)より求められる。この関係を無次元化した曲げモーメント M^* と無次元化曲率 θ^* とを用いて表わすと、Fig. 12に示すようになる。ここでもパラメータ R_1 および R_2 はFig. 10, 11と同じに設定してある。

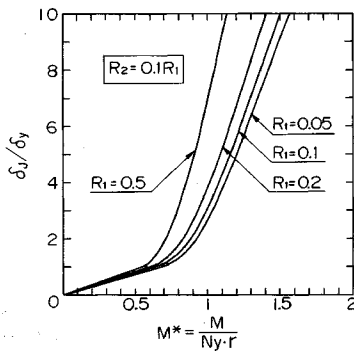


Fig. 11 Relationship between δ_j and M^* .

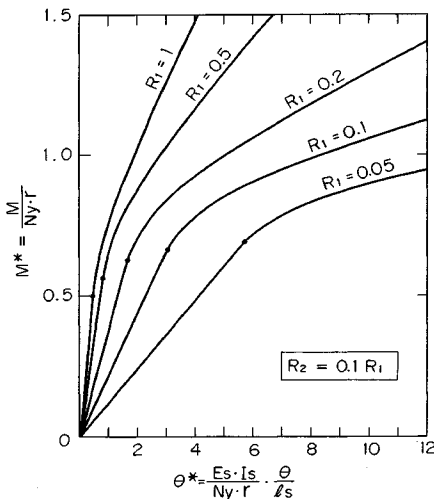


Fig. 12 Relationship between dimensionless curvature θ^* and dimensionless moment M^* .

M^* と θ^* の関係は、Fig. 9に示した M_y^* と θ_y^* まで、すなわち第1段階では線形であるが、第2段階に入ると非線形な曲線となる。これは、第1段階においてはすべてのリング継手の剛性が等しいのに対し、第2段階においてはリング継手の剛性低下が同時に生ずるのではなく、Fig. 10に示したように、曲げモーメントの大きさに応じて引張縁の継手から順次、断面全体へ広がるためである。これにより、覆工の曲げ剛性は漸次低下していく。

Fig. 12において、 $M^* \sim \theta^*$ 曲線の勾配が覆工の等価曲げ剛性となる。第1段階での等価曲げ剛性が式(13)またはFig. 8で表わされるのはいうまでもない。第2段階での等価曲げ剛性は、作用曲げモーメントまたは覆工の曲げ変形の大きさによって変化する。これを割線剛性で表わせば式(24)のようになり、接線剛性で表わせば式(31)のようになる。

$$(EI)_{eq}^t = \frac{dM}{d(\theta/L_s)} = \frac{2M}{N_y \cdot r} \cdot R_1 \cdot (\sin \varphi - \sin \phi) \cdot E_s \cdot I_s + \frac{2(R_1 - R_2) \cdot (\sin \varphi - \sin \phi) \cdot [(1 - R_1) \cdot (\pi/2 + \phi) \cdot \cos \varphi + \{\pi/2 \cdot (1 + R_1) - \varphi \cdot (1 - R_1)\} \cdot \cos \phi]}{\pi \cdot \{\varphi \cdot (1 - R_1) + \phi \cdot (R_1 - R_2)\}} \cdot E_s \cdot I_s \dots (31)$$

Fig. 13はFig. 12に示した $M^* \sim \theta^*$ の各曲線の接線剛性と M^* との関係を示したものである。接線剛性 $(EI)_{eq}^t$ は、 M^* が M_y^* よりも小さい範囲では一定値 $(EI)_{eq}^t$ であるが、 M^* が M_y^* を越えると低下し、 M^* がおおむね1.5以上になると一定値に収束する。この収束値は、式(28)および式(13)において、 R_1 のかわりに R_2 を代入した場合の等価曲げ剛性 $(EI)_{eq}^t$ である。これは、第2段階において作用曲げモーメントまたは覆工の曲げ変形が非常に大きくなった場合には、ほとんどすべての

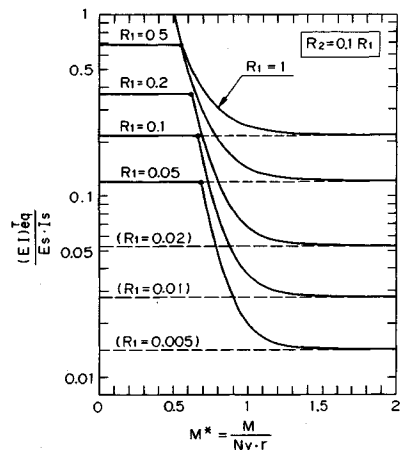


Fig. 13 Relationship between M^* and tangential stiffness $(EI)_{eq}^t$ shown in Fig. 12.

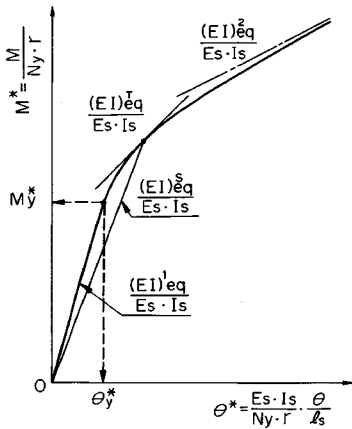


Fig. 14 Schema of equivalent bending stiffness of shield tunnels.

リング継手に剛性低下が生じ、断面全体のリング継手の引張剛性が2次剛性に変化するためである。

以上述べた等価曲げ剛性の特性を模式的に示すと、Fig. 14 のようになる。作用曲げモーメントが小さく覆工の変形が小さい範囲では、曲げモーメントと曲げ変形とは線形関係にあり、その比例定数である等価曲げ剛性はリング継手の1次剛性から求める $(EI)_{eq}^1$ である。

曲げモーメントが大きくなり M_y^* に達すると、引張縁のリング継手から順次剛性低下が始まり、覆工の曲げ剛性も漸次低下する。曲げモーメントが非常に大きくなるとほとんどすべてのリング継手に剛性低下が生じ、等価曲げ剛性(接線剛性)はリング継手の2次剛性から求める $(EI)_{eq}^2$ に漸近する。

6. 結 論

不連続構造であるシールドトンネル覆工の長手方向剛性の評価手法を提案した。提案手法の概要は次のとおりである。

(1) シールドトンネル覆工の長手方向の軸剛性および曲げ剛性を評価するにあたり、覆工の構成部材であるセグメントリングを線形弾性体に、セグメントリング相互を接合するリング継手を非線形ばねに、それぞれ単純化した。リング継手をモデル化したばねは、圧縮に対しては無限大の、引張に対してはバイリニアの剛性を示すものとした。

(2) 覆工の長手方向剛性は、セグメントリングーリング継手系構造の荷重～変形関係を導き、この構造系と等価な荷重～変形関係をもつ一様連続なばねの剛性一等価剛性一として表現した。

本提案手法によるシールドトンネル覆工の等価軸剛性および等価曲げ剛性の算定結果、ならびにこれら等価剛

性の特性は、以下のとおりである。

(1) 覆工の軸力に関する荷重～変形関係は、Fig. 7 で与えられる。覆工の等価軸剛性は、Fig. 7 に示した3つの勾配に対応し、それぞれ、式(3-a)～(3-c)で算定することができる。

(2) 覆工の等価軸剛性はリング継手の存在により圧縮剛性と引張剛性とで異なり、後者が前者よりも小さい値となる。圧縮剛性に対する引張剛性の比は、セグメントリングの軸剛性とリング継手のばね定数より、式(20)の R_1 および R_2 で与えられる。

(3) 覆工の曲げモーメント～曲率関係は、Fig. 14 で与えられ、すべてのリング継手の張力が1次剛性の範囲内にあるとき(第1段階)は線形性を示し、引張縁のリング継手の張力が2次剛性の領域に移行した後(第2段階)は非線形性を示す。

(4) 覆工の第1段階の等価曲げ剛性は、式(9)または式(28)と、式(13)とから算定することができる。この等価曲げ剛性は、リング継手の存在により、セグメントリングが連続体である場合の曲げ剛性よりも小さく、両者の比はパラメーター R_1 によって定まる。この比の計算結果は Fig. 8 に示されている。

(5) 覆工の応力状態が第1段階から第2段階へ移行するときの曲げモーメントと曲率は、式(30)で与えられる。これらの特性は Fig. 9 に示すとおりである。

(6) 覆工の第2段階の等価曲げ剛性は、3つのパラメーター R_1 , R_2 および無次元化した曲げモーメント M^* によって決まり、これらのパラメーターを含む連立方程式(23)の解を用いて、式(24)から割線剛性が、式(31)から接線剛性が、それぞれ算定される。 M^* がおおむね1.5以上になると、接線剛性は式(28)および式(13)において R_1 のかわりに R_2 を代入した値に漸近する。

参 考 文 献

- 1) 土木学会トンネル工学委員会編：トンネル標準示方書(シールド編)・同解説，pp. 40～42，1986。
- 2) 鳥取孝雄：シールドトンネルの軸方向変形に関する実験，土木学会第27回年次学術講演会講演概要集第3部，pp. 457～458，1972。
- 3) 小泉 淳・小柳隆司・村上博智：シールドトンネル長手方向の変形挙動について，土木学会第34回年次学術講演会講演概要集第3部，pp. 523～524，1979。
- 4) 土山茂希・入川 誠・加藤教吉：シールドトンネル模型の曲げ試験，土木学会第41回年次学術講演会講演概要集第3部，pp. 823～824，1986。
- 5) 西野健三・吉田和夫・小泉 淳：シールドトンネル縦断方向の現場載荷試験とその考察，土木学会論文集，第376号/Ⅲ-6，pp. 131～140，1986。
- 6) 日本水道協会編：水道施設耐震工法指針・解説1979年

- 版, pp.246~255, 1979.
- 7) 国土開発技術研究センター：トンネル耐震継手技術基準(案), pp.205~225, 1979.
 - 8) 川島一彦・大日方尚巳・志波由紀夫・加納尚史：シールドトンネルの耐震性に関する研究(その1) シールドセグメントの等価剛性の評価および応答変位法の適用一, 土木研究所資料, 第2262号, 1985.
 - 9) 川島一彦・大日方尚巳・志波由紀夫・加納尚史：応答変位法によるシールドトンネルの耐震設計法, 土木技術資料, Vol.28-5, pp.45~50, 1986.
 - 10) 西野健三・近藤寛通・吉田和夫：RCセグメント継手部の構造モデル化に関する試験とその考察, 構造工学論文集, Vol.31 A, pp.409~420, 1985.
 - 11) 川崎勝巳・後藤洋三・堀川洋樹：シールドトンネルのリング継手の強度及びびね特性に関する実験結果, 昭和61年度土木学会関西支部年次学術講演会講演概要, pp. III-13-1~III-13-2, 1986.
 - 12) 川島一彦・大日方尚巳・加納尚史・志波由紀夫：交番載荷実験に基づくRCシールドセグメントの力学特性, 第19回地震工学研究発表会講演概要, pp.361~364, 1987. (1988.1.8・受付)
-