

シールドセグメントリングの耐荷機構について

STUDY ON LOAD BEARING CAPACITY AND MECHANICS OF
SHIELD SEGMENT RING

村上博智*・小泉 淳**

By Hiroto MURAKAMI and Atushi KOIZUMI

1. はじめに

シールドトンネルを構成するセグメントリングは、いくつものセグメントを通常ボルト等で結合することによって組立てられている。

したがって、セグメントリングは、セグメント単体と同じ剛性をもつ、剛性一様なリングと比べて変形しやすい。これは継手部分における剛性（特に曲げに対する剛性）が、セグメント単体の剛性に比して低下していることに起因する。この継手部分の剛性低下をどのように評価するかは、セグメントリングの断面力を算定する際に特に重要な問題となっている。

一方、このような継手を有するリングは、上に述べたように変形が大きくなるため、周辺地山の状況にもよるが、わが国の現状ではトンネル軸方向にもボルト等を用いて接合し、いわゆる“千鳥組”による添接効果を期待する人が多い。この場合には、“千鳥組”による添接効果をどのように評価するかが、セグメントリングの耐荷機構を考えるうえで、いま一つの重要な課題となっている。

従来行われているセグメントリングの断面力の算定法には、継手の力学的取扱い方の相違によって、次のような方法に大別できる。

(1) セグメントリングを曲げ剛性一様なリングと考える方法

① 継手部分の曲げ剛性の低下は考慮せずに、セグメントリングはセグメント単体と同一の曲げ剛性 EI をもつ、曲げ剛性一様なリングと考える方法^{1)~10)}。

② 継手部分の曲げ剛性の低下に伴う変形の増加を、

リング全体の曲げ剛性の低下で評価し、セグメントリングを ηEI ($\eta \leq 1$: 曲げ剛性の有効率) なる曲げ剛性一様なリングと考え、さらに千鳥組による曲げモーメントの配分を考慮して、 ηEI なる一様な曲げ剛性をもつリングから算定された断面力のうち、曲げモーメント M を ζ ($0 \leq \zeta \leq 1$: 曲げモーメントの割増率) だけ割増して、 $(1+\zeta)M$ を設計用曲げモーメントとする方法^{11), 12)} (いわゆる“慣用計算法”とよばれる方法で、 $\eta=1, \zeta=0$ とすると、① の考え方と基本的に一致する)。

(2) セグメントリングを多ヒンジ系リングと考える方法^{13)~15)}

(1), ① の方法は比較的簡便であり、荷重の取扱い方の相違による数多くの提案がなされているが、いずれも継手部分の曲げ剛性の低下が考慮されていないため、現実のセグメントリングの挙動とは異なる可能性が考えられる。

(1), ② の方法は (1), ① の方法の修正法として合理的と考えられるが、曲げ剛性の有効率や曲げモーメントの割増率などは、現状では定性的な把握にとどまり、経験や実験に基づいて推定するほかない。(2) の方法はイギリスやソ連において、良好な地山の場合に用いられている方法であるが、比較的地山のよくないわが国では、大きな変形の生ずる恐れがあることや、施工時の真円保持の方法などに問題があって、いまだ一般化していない。

筆者らはセグメントリングの耐荷機構を明確にし、セグメントや継手のより合理的な設計方法を得ることを目的として、セグメントリングの挙動について次に示す3つの課題に分けて考察を加えてきた。

- ① セグメントリングを“いも継ぎ”に組立てる場合
- ② セグメントリングを“千鳥組”に組立てる場合
- ③ セグメント継手の変形挙動

① ではまず継手の巨視的な挙動を調べる目的で簡単な継手試験を行い、その結果に基づいて継手のモデル化

* 正会員 早稲田大学教授 理工学部土木工学科

** 学生会員 工修 早稲田大学大学院理工学部研究科建設工学専攻

を行った。次に、地上および地中における1リング試験によって継手モデルの妥当性を確認するとともに、リングの変形に伴って生じる抵抗土圧の取り扱いについても、通常行われているいわゆる Winkler の仮定に基づく取り扱い方法で十分であるということを確認した¹⁶⁾。②では、地上における千鳥組リング試験や添接板を用いた継手試験を行い、従来の考え方を包含する形で継手部分の曲げ剛性低下を評価し、あわせて千鳥組の添接効果をよく表現することのできる解析モデルを提案した¹⁷⁾。③では、これら一連のモデル化に欠かすことのできない継手性状を表す定数の妥当と思われる推定方法を考察している^{18), 19)}。

この報告は、特に上記①, ②についてまとめたものである。まずはじめに実物および模型セグメントを用いて各種の実験を行い、その結果に基づいて解析モデルを提示する。次に、それらのモデルを用いて数値実験を行い、セグメントリングの耐荷機構を明らかにする。そして、曲げ剛性の有効率や曲げモーメントの割増率について検討するとともに、セグメントリングに生ずる断面力の算定法に一考察を加え、最後に、セグメントや継手を設計する際の設計方針および設計手順について報告する。

2. セグメントリングを“いも継ぎ”に組立てる場合

(1) 構造系と荷重系のモデル化^{20), 21)}

シールドセグメントリングとリングの変形に伴って生ずる抵抗土圧をモデル化するにあたって、次のような検討を行った。

a) 継手について

継手の巨視的な変形挙動を知るため、継手試験および1リング地上載荷試験を行った。試験に用いたセグメントは、

① 鋼製実物セグメント (都営地下鉄6号線白山工区パイロットトンネルに使用)

② 鋼製模型セグメント

の2通りで、これらの詳細は図-1に示すとおりである。継手試験は正の曲げを受ける場合と負の曲げを受ける場合の両方について行い、図-2に示すように継手位

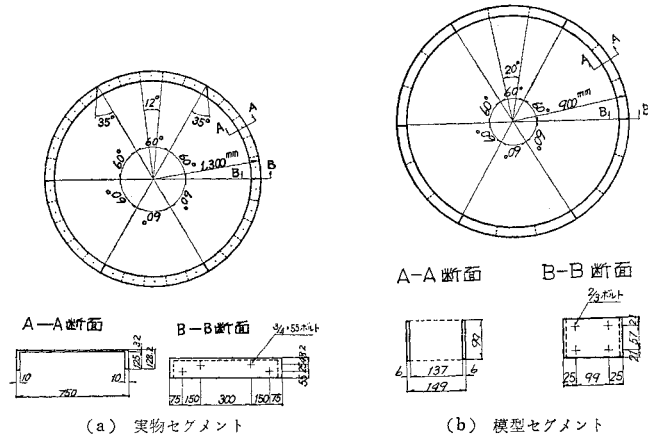


図-1

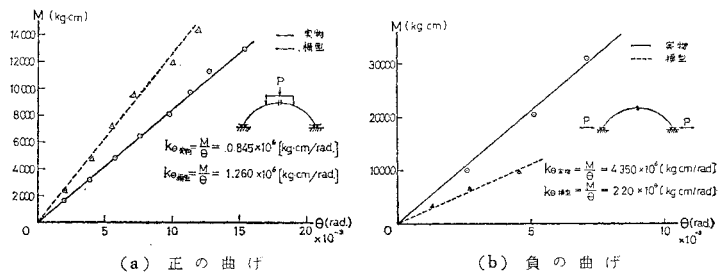


図-2 継手試験

置での曲げモーメント M と継手の回転角 θ の間に、曲げモーメントの実用範囲内では、ほぼ比例関係 $M = k_\theta \cdot \theta$ (k_θ : 回転ばね定数 [kg cm/rad]) が成り立つことを確認した (図中正の曲げを受ける場合と負の曲げを受ける場合で回転ばね定数が異なるのは、セグメント断面および継手のボルト配置が曲げに対して非対称であることによる)。

このことから継手は曲げモーメントに対する回転ばねに置き換えて考えることにした。次に、図-3に示すような1リング地上載荷試験を行い、セグメントリングを回転ばねをもつリングに評価することの妥当性を検討した。図-4は荷重 $P=1$ ton に換算した場合の結果で、このモデルの妥当性をよく表わしている。

b) 抵抗土圧について

リングの変形に伴って生じる抵抗土圧を評価するため、都営地下鉄6号線白山工区パイロットトンネル地中

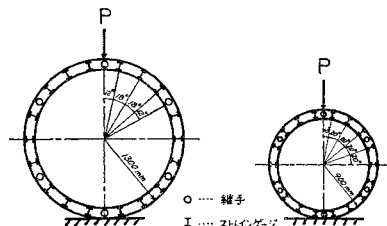


図-3 リング試験概要 (地上・いも継ぎ)

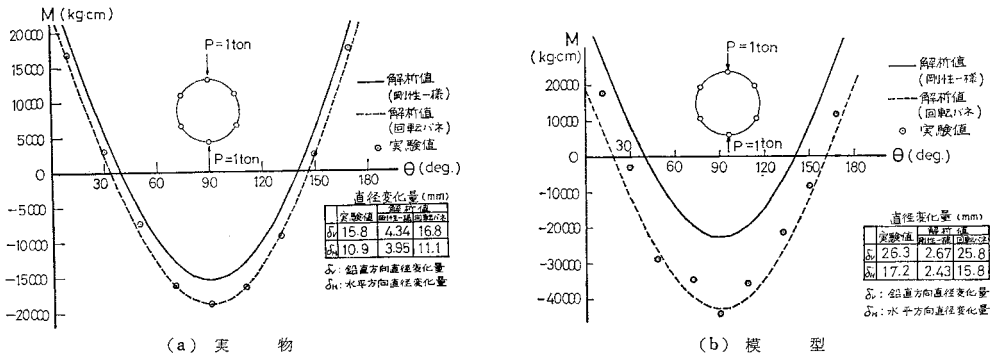


図-4 リング試験 (地上・いも継ぎ)

載荷試験の結果^{22), 23)}を使用して検討を行った。このパイロットトンネルは図-5に示すような硬砂質シルト層中に掘られたもので、使用されたセグメントは図-1に示した実物セグメントと同じものである。試験の概略は図-6に示すとおりで、1リングを対象として、継手を溶接したものと同継手のものと2通り行われた。解析はこのセグメントリングを回転ばねをもつリングに評価し、抵抗土圧は弾性ばねに置換して構造系に入れた。なお、回転ばね定数は継手試験で求めたものを、また、地盤反力係数は現場での平板載荷試験結果から得られたものを用いた。地盤反力係数が $k_b=15\sim 20 \text{ kg/cm}^2$ と大きな値であるのは、裏込めが十分に行われていたためと考えられる。一例として荷重 $P=1 \text{ ton}$ に換算した場合の曲げモーメント図を図-7(a),(b)に示す。図-7(a)は継手を溶接したリングの場合であり、これは剛性一様リングとして解析し、図-7(b)はボルト継手をもつリングの場合であり、これは回転ばねをもつリングとして解析したものである。これらの図は抵抗土圧を弾性ばねに置換することの妥当性を示している。なお、図-7(c)は抵抗土圧がトンネル断面の半径方向のみ働くものではなく、接線方向にも考慮する方が妥当であることを示している。

以上の検討の結果、次のようなモデル化を行い数値実験を行うことにした。

- ① セグメントリングはトンネル横断面内において、曲げ剛性一様なセグメントが、曲げモーメントに対する回転ばねによって継がれて構成されているものとする。
- ② セグメントはその両端に回転ばねをもつ曲りはり部材に置き換える。
- ③ セグメントリングに作用する荷重を主動的なものと同受動的なものに分け、主動的なものについては図-8に示す

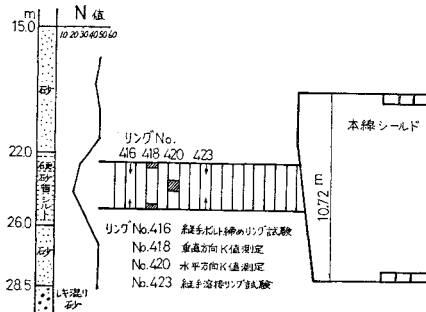


図-5 現場載荷試験位置と土質柱状図

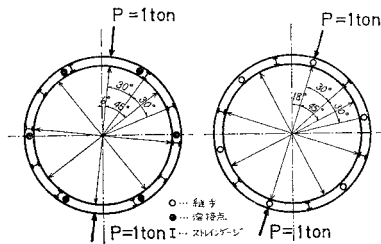


図-6 リング試験概要 (地中・いも継ぎ)

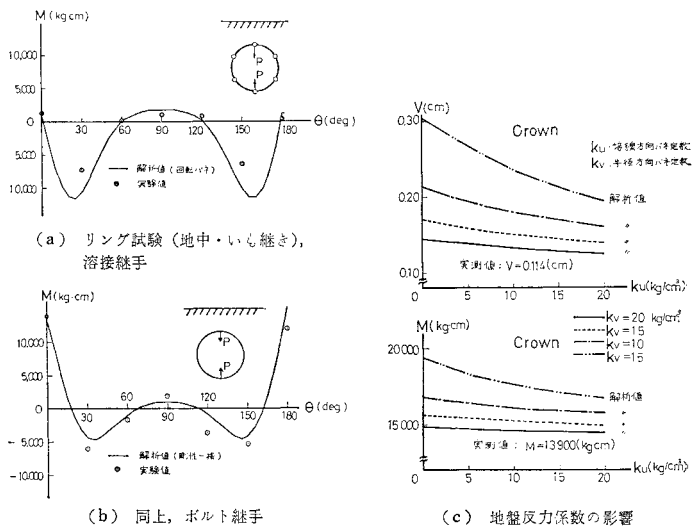


図-7

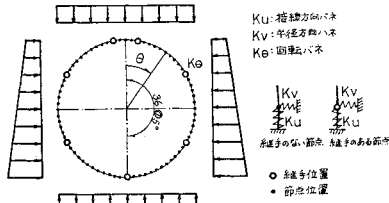


図-8 モデル化されたリング

ごとく慣用的な荷重系を用いる。受働的な荷重はセグメントリングの変形に伴って生じるトンネル周辺の地山の抵抗土圧であるが、これはトンネル横断面の半径方向および接線方向に対して、半径方向変位が地山に向かう区間のみ Winkler の仮定が成り立つものと考えて、地盤反力ばねとして構造系に組み入れる。このばねのばね定数は半径方向と接線方向で等しいものとする。

④ 変形は弾性的な微小変形とする。

(2) 数値計算方法とその手順

数値計算にはマトリックス法を用いた。これは将来合理的な荷重算定法が確立した場合にも容易に対処でき、

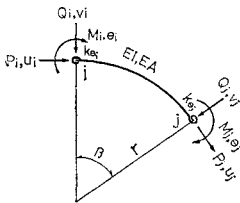


図-9 両端に回転をもつ部材

また、非対称構造や非対称荷重の場合にも適用できるなどの利点があるためである。以下には簡単にこの計算方法の概略と手順を述べることにする。

a) 両端に回転ばねをもつ曲りはり部材の剛性マトリックス

いま、図-9 に示す節点荷重 (P, Q, M) と節点変位 (u, v, θ) の間に線形関係が成り立つ範囲においては、これらの節点荷重と節点変位は式 (1) のように書ける。

$$\begin{Bmatrix} P_i \\ Q_i \\ M_i \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{ii} & K_{ij} \\ K_{ji} & K_{jj} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_i \\ d_j \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(1)$$

ここに、

$$P_i = \begin{Bmatrix} P_i \\ Q_i \\ M_i \end{Bmatrix}, P_j = \begin{Bmatrix} P_j \\ Q_j \\ M_j \end{Bmatrix}, d_i = \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ \theta_i \end{Bmatrix}, d_j = \begin{Bmatrix} u_j \\ v_j \\ \theta_j \end{Bmatrix}$$

次に i 端と j 端の力のつり合いを考えると、

$$P_j = H \cdot P_i \dots\dots\dots(2)$$

式 (1) を式 (2) の H を使って表わすと、

$$\begin{Bmatrix} P_i \\ P_j \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{ii} & K_{ij} \\ H \cdot K_{ji} & H \cdot K_{jj} + H^T \cdot K_{ij} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d_i \\ d_j \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(3)$$

となる。 K_{ii} を具体的に求めれば式 (3) は両端に回転ばねをもつ曲りはり部材の剛性マトリックスを示す。 K_{ii} を具体的に求める手順はおおむね次のとおりである。まず、図-9 で j 端を固定端と考えて、回転ばねを含め

てこの部材内に蓄えられるひずみエネルギーを求め、Castigliano の第2定理を適用すると、 i 端の変位と荷重は式 (4) のように表わされる。

$$\begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ \theta_i \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} f_{11} & f_{12} & f_{13} \\ f_{21} & f_{22} & f_{23} \\ f_{31} & f_{32} & f_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} P_i \\ Q_i \\ M_i \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(4)$$

すなわち、

$$d_i = F_{ii} \cdot P_i \dots\dots\dots(5)$$

この f_{11}, f_{12}, \dots などを具体的に示してみると、

$$\begin{aligned} f_{11} &= \frac{r^3}{EI} \left(\frac{3}{2} \beta - 2 \sin \beta + \frac{1}{4} \sin 2 \beta \right) \\ &\quad + \frac{r}{EA} \left(\frac{1}{2} \beta + \frac{1}{4} \sin 2 \beta \right) + \frac{r^2}{k_{\theta j}} (1 - \cos \beta)^2 \\ f_{12} = f_{21} &= \frac{r^3}{EI} \left(\cos \beta + \frac{1}{2} \sin^2 \beta - 1 \right) \\ &\quad + \frac{r}{EA} \cdot \frac{1}{2} \sin^2 \beta - \frac{r^2}{k_{\theta j}} \sin \beta (1 - \cos \beta) \\ f_{13} = f_{31} &= \frac{r^2}{EI} (\beta - \sin \beta) + \frac{r}{k_{\theta j}} (1 - \cos \beta) \\ f_{22} &= \frac{r^3}{EI} \left(\frac{1}{2} \beta - \frac{1}{4} \sin 2 \beta \right) \\ &\quad + \frac{r}{EA} \left(\frac{1}{2} \beta - \frac{1}{4} \sin 2 \beta \right) + \frac{r^2}{k_{\theta j}} \cdot \sin^2 \beta \\ f_{23} = f_{32} &= \frac{r^2}{EI} (\cos \beta - 1) - \frac{r}{k_{\theta j}} \sin \beta \\ f_{33} &= \frac{r}{EI} \cdot \beta + \frac{1}{k_{\theta i}} + \frac{1}{k_{\theta j}} \end{aligned} \dots\dots\dots(6)$$

ただし、せん断変形は小さいものと考えて無視した。次に、このようにして得られた式 (5) を P_i について解くと、式 (7) のようになり、 K_{ii} が得られる。

$$P_i = K_{ii} \cdot d_i \text{ (ただし } K_{ii} = F_{ii}^{-1} \text{)} \dots\dots\dots(7)$$

式 (2), (6), (7) などによって具体的に求められたこの両端に回転ばねをもつ曲りはり部材の剛性マトリックスは、回転ばね定数 $k_{\theta i}, k_{\theta j}$ をそれぞれ零から無限大まで変化させることによって、端部がピン節点から剛な節点までの状態を容易に表わすことができる特長もっている。

b) 全体剛性マトリックスと計算手順

全体剛性マトリックスは、両端に回転ばねおよび地盤反力を評価する弾性ばねを持つ部材の剛性マトリックスを、図-8 に示す節点節点で重ね合わせることで得られる。また、図-8 に示された主働的な等分布および等変分布荷重は、節点荷重に置き換える。計算はすべての節点に地盤反力を評価するばねのある状態から始めて、トンネル断面方向の変位がトンネルの中心方向へ向かう節点では、これらのばねを除去し、ばねのつく位置が取束するまで繰り返す。

c) 数値計算に用いたセグメントおよび土質条件

数値計算に用いたセグメントは、土木学会・下水道協

会共編「シールド工事用標準セグメント」¹⁾の次の2例である。

- ① 鋼製セグメント：No. 58, 外径 $D_0=3800$ mm
- ② コンクリートセグメント：No. 13, 外径 $D_0=3800$ mm

また、計算に用いた土質条件は、土被り比 $H/D_0=2.0$, 粘性土, 側方土圧係数 $\lambda=0.7$, 地盤反力係数 $k=0.25\sim 8.0$ kg/cm³ である。

(3) 数値計算結果とその考察

数値計算結果は鋼製セグメントを用いた場合のみを示した。コンクリートセグメントを用いた場合は、鋼製セグメントを用いた場合と比べて、変形がやや小さく断面力がやや大きいことを除いては、鋼製セグメントを用いた場合とまったく同じ挙動を示した。変形と断面力の大きさが多少異なっているのは、コンクリートセグメント単体の曲げ剛性および軸剛性が、鋼製セグメントのそれらよりもやや大きいことによると考えられる。

図-8 に示すモデルリングについて計算した結果を図-10~13 に示す。図-10 はリング断面の変形のうち半径方向変位を示したものであり、図-11 はリング断面力のうち曲げモーメント分布を示したものである。また、図-12 は鉛直直径変化量と曲げモーメントの最大値を、図-13 は曲げ剛性の有効率を示したものである。

式(6)の f_{33} などを参照すれば、 $k_{\theta} \cdot r$ は継手の曲げ剛性とよぶことができ、継手の曲げ剛性の大小は常にセグメント単体の曲げ剛性との比で示すべきであるから、次式で示す k_{θ}^* を無次元化した継手の曲げ剛性とよべば、この大小は継手の曲げ剛性の大小と同義である。

$$k_{\theta}^* = k_{\theta} \cdot r / EI \dots \dots \dots (8)$$

ただし、ここに、 k_{θ} ：回転ばね定数、 r ：リングの図心半径、 EI ：セグメント単体の曲げ剛性である。なお、 EI および r が一定である場合には、 k_{θ}^* は無次元化した回転ばね定数とよぶこともできる。以下の図はすべてこの無次元化した継手の曲げ剛性 k_{θ}^* と地盤反力係数 k をパラメーターとし、継手曲げ剛性の高い場合 ($k_{\theta}^* > 10^2$ ：曲げ剛性一様リング)、中程度の場合 ($k_{\theta}^* = 10^{-1} \sim 10$ ：現状のボルト継手を有するリング)、低い場合 ($k_{\theta}^* < 10^{-3}$ ：ヒンジ継手を有するリング)、および、周辺地山のよい場合 ($k=8.0$ kg/cm³)、中程度の場合 ($k=1.0\sim 2.0$ kg/cm³)、悪い場合 ($k=0.25$ kg/cm³) に類別して示してある。

a) 半径方向変位 v

図-10(a)~(c) に示すように、継手の曲げ剛性が同じ状態では、周辺地山がよいほど変位は全体的に小さく、継手の曲げ剛性が高くなると周辺地山の影響はあまり受けなくなる。また、周辺地山が同じ状態であれば、継手の曲げ剛性が高いほど変位は全体的に小さく変形も滑らかで、特に周辺地山がよい場合には、継手の曲げ剛性が変位に与える影響はほとんどなくなることがわかる。しかし、逆に継手の曲げ剛性の低い場合や周辺地山のよくない場合には、変位は全体的に大きく、継手の曲げ剛性が低くかつ周辺地山も悪い場合には、図-10(c) に示すように変形がおもに継手の回転に依存するため、セグメント本体の弾性変形は比較的小さいにもかかわらず、変位は特に大きくなり、グラフは継手を境に折れ曲がる傾向が認められる。この傾向は周辺地山が悪くなるほど顕著となる。また、これらの変位図より、クラウン

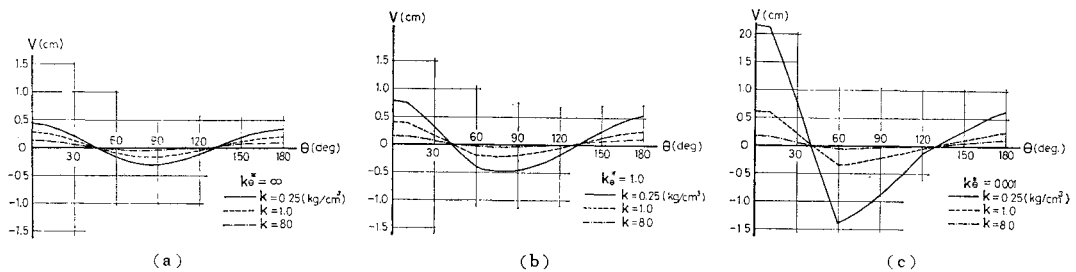


図-10 変位図 (いも継ぎ)

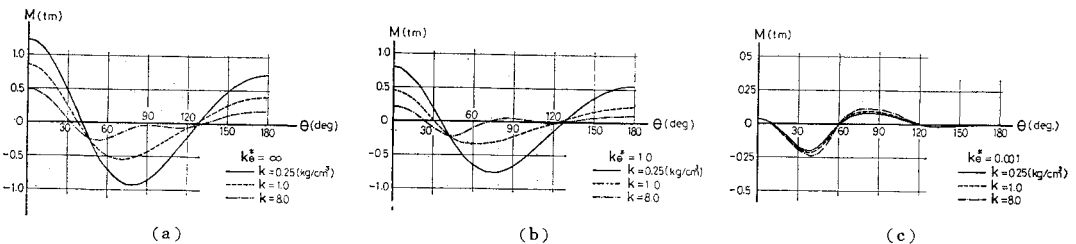


図-11 曲げモーメント図 (いも継ぎ)

から 40°~45° 付近および 130°~135° 付近では、半径方向変位は継手の曲げ剛性や周辺地山の状態によらず、ほぼ零であることがわかる。

b) 曲げモーメント M

図-11(a)~(c) に示すように、継手曲げ剛性が同じ状態では周辺地山がよいほど曲げモーメントが小さく、継手の曲げ剛性が低いとほとんど周辺地山の影響を受けなくなる。また、周辺地山が同じ状態であれば、継手の曲げ剛性が高いほど曲げモーメントは大きく、周辺地山がよくなるに従って継手曲げ剛性の影響をあまり受けなくなる。また、継手の曲げ剛性が高い場合と低い場合、周辺地山がよい場合と悪い場合で曲げモーメント分布の様子が異なっている。これはおもに抵抗土圧の影響と考えられ、地盤反力係数が大きい場合はもちろん、継手曲げ剛性の低い場合には変形が大きいため、このようなことが起こると推定される。

c) 鉛直直径変化量 δ_V と最大曲げモーメント M_{max}

図-12(a),(b) はそれぞれ無次元化した継手の曲げ剛性 k_{θ}^* 、地盤反力係数 k と鉛直直径変化量 および最大曲げモーメントの関係を示したもので、継手の曲げ剛性が高いほど鉛直直径変化量は小さく最大曲げモーメントは大きい。一方、周辺地山がよくなると鉛直直径変化量も最大曲げモーメントも比較的小さくなっていく。逆に周辺地山が悪いと鉛直直径変化量も最大曲げモーメントも大きく、しかも継手曲げ剛性が低いとその傾向は顕著となるため注意を要する。

d) 曲げ剛性の有効率 η_V

ここでは曲げ剛性の有効率 η_V を次式のごとく定義した。

$$\eta_V = \delta_V / \delta_V' \dots \dots \dots (9)$$

ただし、 δ_V ：剛性一様リングとしたときの鉛直直径変化量、 δ_V' ：回転ばねをもつリングとしたときの鉛直直径変化量である。この定義はいわゆる慣用設計法でいうところの曲げ剛性の有効率 η とは若干異なるが、セグメントリングの変形が 図-12(b) に示されるように、周辺地山の影響を大きく受けることなどを考えて、式 (9) のように定めた。地中でのリングの変形を忠実に表わそ

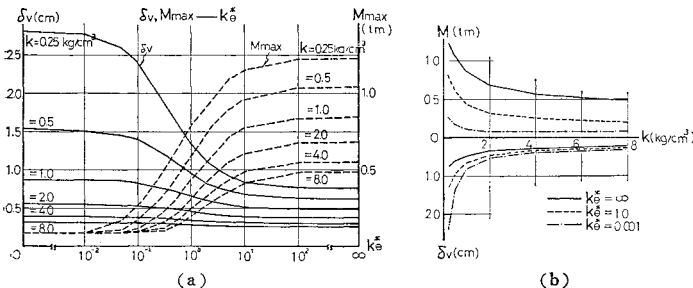


図-12 直径変化量・最大曲げモーメント (いも継ぎ)

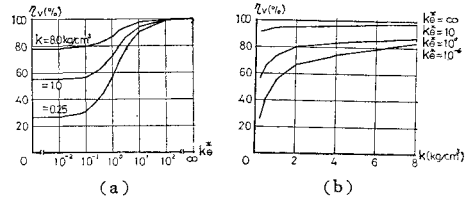


図-13 曲げ剛性の有効率 (いも継ぎ)

うとするには合理的な定め方と考えられる。図-13(a)はこのようにして定めた曲げ剛性の有効率と無次元化した継手の曲げ剛性 k_{θ}^* の関係を示したものであり、ヒンジ継手の場合は $\eta_V = 30 \sim 80\%$ で周辺地山の影響が大きく、現実のボルト継手では $\eta_V = 60 \sim 90\%$ でやはり周辺地山の影響を受けることがわかる。このことからのみで行われた試験より推定される曲げ剛性の有効率 η を用いる慣用計算法では、その適用を誤まらないように注意する必要があるといえる。図-13(b)は曲げ剛性の有効率 η_V と地盤反力係数 k の関係を示したものであり、周辺地山が悪いと曲げ剛性の有効率は低いが、地盤反力係数 $k = 2.0 \text{ kg/cm}^2$ 以上になると周辺地山の影響はさほど受けなくなることがわかる。一方、継手の曲げ剛性が高いと、曲げ剛性の有効率は周辺地山の影響をほとんど受けないようである。

3. セグメントリングを“千鳥”に組む場合

(1) 構造系と荷重系のモデル化

2.(1) で述べたセグメントリングとそれに作用する荷重、およびリングの変形に伴って生じる抵抗土圧の各モデル化に加えて、次のモデル化を行う。

① トンネルは2リングおよび3リングを1サイクルとする千鳥組を考え、リング継ぎボルトは剛体とみなし、これが千鳥組された隣接リングの接線方向および半径方向の変位を拘束するものとする。したがって、リング継ぎボルトが存在する位置での各リングの接線方向変位および半径方向変位は等しい。この拘束に要すると考えられる力を、各セグメントリングに対して等価な仮想外力に評価する。

② 各リング間の摩擦は無視する。したがって、仮想外力としての摩擦力や曲げモーメントは生じない。

③ リング継ぎボルトとボルトホルの間のクリアランスは無視する。

① については 図-14(a),(b) に示すように、3リング1サイクルに千鳥組された実物セグメントリング (図-1(a)) と模型セグメントリング (図-1(b)) を

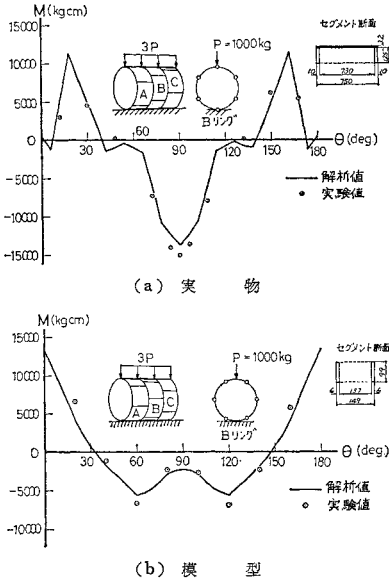


図-14 リング試験 (地上・3リング千鳥)

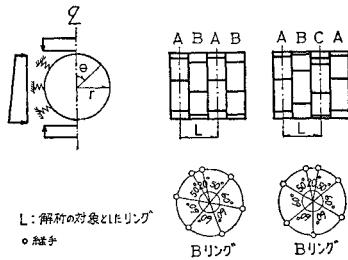


図-15 千鳥組されたリング

用いて地上載荷実験を行い、その妥当性を確認した。以上のモデル化の概略は 図-8, 15 に示すごとくである。

(2) 数値計算方法と計算手順

両端に回転ばねをもつ曲りはり部材の剛性マトリックスは“いも継ぎ”のところでは述べたので、ここではおもに千鳥組による添接効果を表わす仮想外力の算出法と計算手順について述べることにする。

a) 仮想外力の算定

まず、図-15 に示す各リングについて回転ばねを有するリングの剛性方程式を作ると、 P : 節点力、 K : 剛性マトリックス、 U : 節点変位として次のように表わされる。

$$P_A = K_A \cdot U_A \dots\dots\dots(10 \cdot a)$$

$$P_B = K_B \cdot U_B \dots\dots\dots(10 \cdot b)$$

$$P_C = K_C \cdot U_C \dots\dots\dots(10 \cdot c)$$

ここに、添字 A, B, C は図中の各リングを意味する (添字 C を A と書き改めれば式 (10) 以下に示す諸式は、2リング1サイクル千鳥組の場合を表わす)。これらの各式を変位について解くと、 $K_A^{-1} = F_A$, $K_B^{-1} = F_B$,

$K_C^{-1} = F_C$ として次のように書くことができる。

$$U_A = F_A \cdot P_A \dots\dots\dots(11 \cdot a)$$

$$U_B = F_B \cdot P_B \dots\dots\dots(11 \cdot b)$$

$$U_C = F_C \cdot P_C \dots\dots\dots(11 \cdot c)$$

次にこれらの変位のうちリング継ぎボルトの位置する節点の接線方向および半径方向の変位のみを取り出して列挙すると式 (12) のようになる。

$$U_A' = F_A' \cdot P_A' \dots\dots\dots(12 \cdot a)$$

$$U_B' = F_B' \cdot P_B' \dots\dots\dots(12 \cdot b)$$

$$U_C' = F_C' \cdot P_C' \dots\dots\dots(12 \cdot c)$$

さらに、これらの変位を接線方向および半径方向の節点力によるもの (P'') と回転方向の節点力によるもの (P''') に分けて表わすと、

$$U_A' = F_A'' \cdot P_A'' + F_A''' \cdot P_A''' \dots\dots\dots(13 \cdot a)$$

$$U_B' = F_B'' \cdot P_B'' + F_B''' \cdot P_B''' \dots\dots\dots(13 \cdot b)$$

$$U_C' = F_C'' \cdot P_C'' + F_C''' \cdot P_C''' \dots\dots\dots(13 \cdot c)$$

となる。ここでリング継ぎボルト位置での各リングの接線方向変位および半径方向変位は等しい。すなわち、式 (14) のように考える。

$$U_A' = U_B' = U_C' \dots\dots\dots(14)$$

一方、変位を拘束するために要する仮想外力を含む節点力の総計は、それに対応する位置での外荷重による節点力の総計に等しいと考えられるので、

$$P_A'' + P_B'' + P_C'' = P'' \dots\dots\dots(15)$$

と書くことができる。式 (14), (15) は次の式 (16) ~ (18) の形に変形して表わしておくことにする。

$$U_A' - U_B' = 0 \dots\dots\dots(16)$$

$$U_A' - U_C' = 0 \dots\dots\dots(17)$$

$$P_C'' = P'' - P_A'' - P_B'' \dots\dots\dots(18)$$

次に式 (16), (17) に (13-a), (13-b), (13-c) の各式を代入し、式 (17) にはさらに式 (18) を代入して整理すると、式 (19), (20) が得られる。

$$F_A'' \cdot P_A'' - F_B'' \cdot P_B'' = F_B''' \cdot P_B''' - F_A''' \cdot P_A''' \dots\dots\dots(19)$$

$$(F_A'' + F_C'') \cdot P_A'' + F_C'' \cdot P_B'' = F_C''' \cdot P_C''' - F_A''' \cdot P_A''' + F_C'' \cdot P'' \dots\dots\dots(20)$$

この式 (19), (20) をマトリックス表示すると、

$$\begin{bmatrix} F_A'' & -F_B'' \\ F_A'' + F_C'' & F_C'' \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} P_A'' \\ P_B'' \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_B''' \cdot P_B''' - F_A''' \cdot P_A''' \\ F_C''' \cdot P_C''' - F_A''' \cdot P_A''' + F_C'' \cdot P'' \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(21)$$

となる。式 (21) を P_A'' , P_B'' について解き、さらに、その結果を式 (18) に代入することによって P_C'' を得る。このようにして仮想外力 P_A'' , P_B'' , P_C'' が算出される。

b) 数値計算手順

まず、等分布および等変分布荷重を節点荷重に置換する。次に、上に述べたように各リングの剛性方程式を作って仮想外力を算出する。仮想外力が明らかになったら、それらを式 (11・a), (11・b), (11・c) の所定の位置にもどして各リングごとに変形と断面力を計算する。計算はすべての節点に抵抗土圧を評価する弾性ばねのある状態からスタートし、トンネル断面内の半径方向変位がトンネルの中心方向へ向かう節点ではこれらのばねを除去し、ばねのつく位置が収束するまで、剛性方程式の修正、仮想外力の算定、各リングの変形・断面力の計算の各手順を繰り返す。

c) 数値計算に用いたセグメントおよび土質条件

数値計算に用いたセグメントおよび土質条件は、“いも継ぎ”の場合と同様である。

(3) 数値計算結果とその考察

数値計算結果は鋼製セグメントを用いた場合のみを示した。コンクリートセグメントを用いた場合は、鋼製セグメントを用いた場合とまったく同様の挙動を示した。変形と断面力のわずかの相違は、用いたコンクリートセグメントの単体の剛性が鋼製セグメントのそれよりもやや大きいことと、リング継ぎボルト数が異なることによる。

図一15 に示す 2リングおよび3リング1サイクル千鳥組リングについて計算した結果を図一16 から 図一23 に示す。これらの図は“いも継ぎ”の場合と同じように類別して示してある。また、計算に用いたのは 図一15 において L で示された3つのリングであり、その中央のBリングが千鳥組した場合のリングの代表的な挙動を示すものと考えて考察の対象とした。なお、3リン

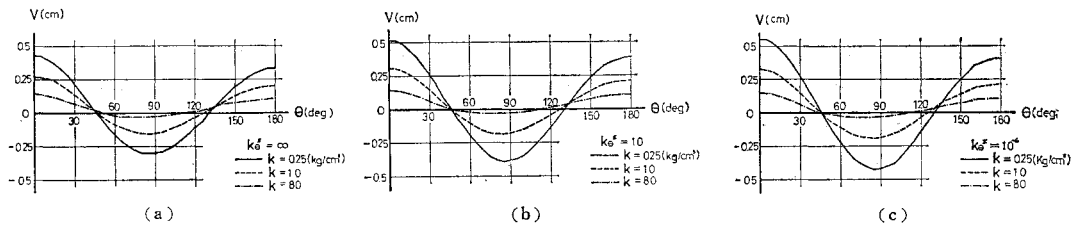
グ1サイクル千鳥組リングの場合は、2リング1サイクル千鳥組リングの場合と傾向的にはほとんど同じであったので、特に必要と思われる図以外は省略した。

a) 半径方向変位 v

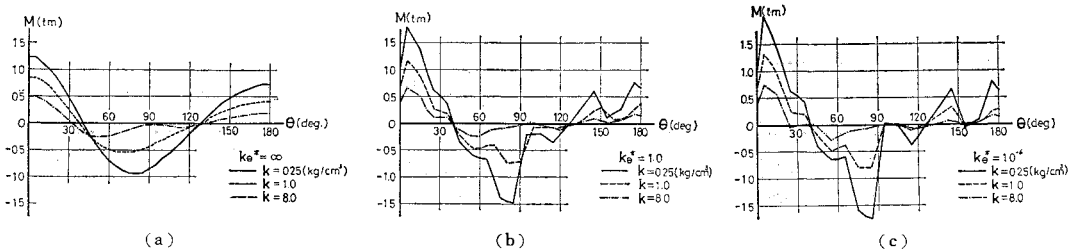
2リング千鳥組の場合の半径方向変位を図一16(a)~(c) に示す。これらの図からわかるように、継手の曲げ剛性が同じ状態では周辺地山がよいほど変位は全体的に小さく、周辺地山が同じ状態では継手の曲げ剛性が高いほど変位は小さい。しかし、継手の曲げ剛性が低下してくると千鳥組による添接効果が増大してくるため、先に調べたいも継ぎの場合に比べて変位は全体的に小さくなっている。また、これらの変位図よりクラウンから $40^\circ \sim 50^\circ$ および $120^\circ \sim 135^\circ$ 付近では半径方向変位が零となっており、これはいも継ぎの場合にそれぞれ $40^\circ \sim 45^\circ$, $130^\circ \sim 135^\circ$ であるのと比較すると、千鳥組の1つの特徴といえよう。また、3リング千鳥組の場合、半径方向変位がやや大きくなる。これは3リング千鳥組の場合の方が変形を拘束する添接効果が小さいためと考えられる。

b) 曲げモーメント M

図一17(a)~(c) に2リング千鳥組の場合の曲げモーメント図を示す。継手の曲げ剛性が同じ状態では周辺地山がよいほど曲げモーメントは小さい。継手の曲げ剛性が低下すると、それに伴って隣接リングとの間で曲げモーメントのやりとりが始まり、その結果、曲げモーメント図は滑らかさが失われて、ピーク的な曲げモーメントが発生する。これは隣接するセグメントリングに継手が存在するため、当該のセグメントが曲げモーメントを負担することによる。図一18 は互いに隣接する2つのリングの曲げモーメント図であり、継手の存在によってAリングとBリングが互いに曲げモーメントのやりとりを



図一16 変位図 (2リング千鳥)



図一17 曲げモーメント図 (2リング千鳥)

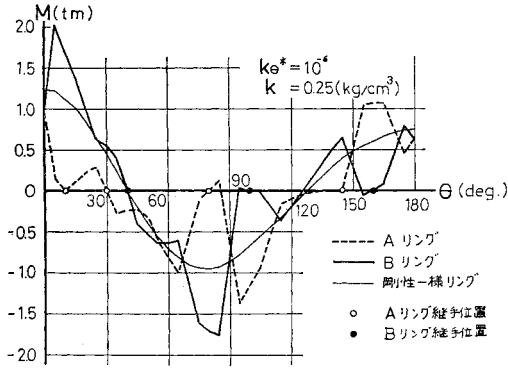


図-18 曲げモーメント図 (2リング千鳥)

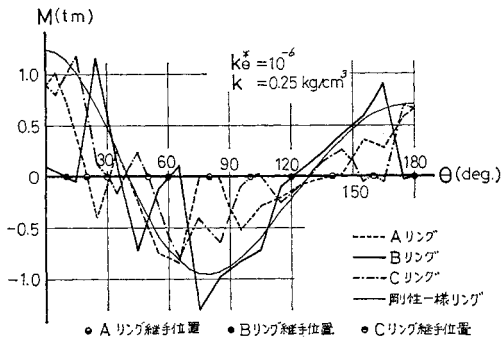


図-19 曲げモーメント図 (3リング千鳥)

している様子がよくわかる (AリングとBリングの曲げモーメントの平均値が、剛性一様リングの場合の曲げモーメントと一致することを注目されたい)。周辺地山が悪く継手の曲げ剛性が低い場合には、千鳥組されたリングにおける添接効果は顕著であり、変形は拘束されるが曲げに対しては隣接セグメントにピークモーメントを発生させる。一般に、リングのクラウンやスプリング、インバート付近は大きな曲げモーメントの発生する位置であり、これらの付近に継手があると、この添接効果によって当該のリングに発生するピークモーメントは特に増大し、剛性一様リングに生ずる最大曲げモーメントの約 1.5 倍にも達すると考えられる。このことは継手の配置にも十分な配慮が必要であることを示している。一方、3リング千鳥組の場合も、傾向的には2リング千鳥組の場合と同様のことがいえる。ただ、千鳥組による隣接セグメントの添接効果が2リング千鳥組の場合よりも小さく、応力の流れがスムーズであるため、全体的に曲げモーメントは小さめであった。互いに隣接する3

つのリングの曲げモーメント図を、図-19 に示す。これにより継手位置での曲げモーメント伝達の様子がよくわかる。

c) 鉛直直径変化量 δ_V と最大曲げモーメント M_{max}

図-20(a),(b) は2リング千鳥組の場合のそれぞれ無次元化した継手の曲げ剛性 k_e^* 、地盤反力係数 k と鉛直直径変化量および最大曲げモーメントの関係を示したもので、継手の曲げ剛性が高いほど鉛直直径変化量は小さく、最大曲げモーメントも小さい。継手の曲げ剛性が低下すると鉛直直径変化量は増加するが、それにつれて隣接リングによる添接効果が増すため、その増加の割合はあまり大きくない。しかし、最大曲げモーメントは隣接するリングからの影響を受けて、剛性一様リングと考えた場合と比べて最大 50% 程度の増加が認められる。一方、周辺地山が悪いと鉛直直径変化量も最大曲げモーメントもともに大きくなる。

図-21(a),(b) は3リング千鳥組の場合の同様の図であるが、鉛直直径変化量については、多少大きめであるが2リング千鳥の場合と同様の結果となっている。一方、最大曲げモーメントは周辺地山がよくない場合には、継手の曲げ剛性の低下に伴って一度減少した後増加するケースがみられる。これは、継手の曲げ剛性が高い場合に最大曲げモーメントがリングのクラウンに生ずるのに対して、継手の曲げ剛性の低下に伴い、クラウンの曲げモーメントは減少し、代わって添接効果によって付加された曲げモーメントのためにクラウン以外の位置で最大曲げモーメントが発生することによる。したがって、周辺地山がよい場合には、添接効果による付加的な曲げモーメントは小さいので、クラウンの曲げモーメン

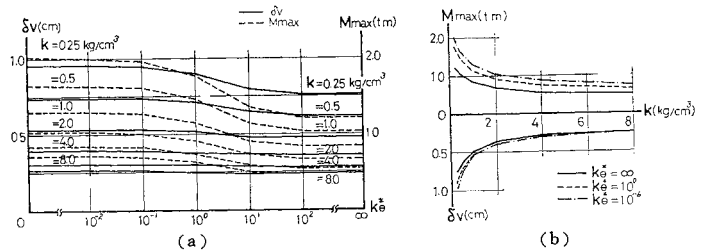


図-20 直径変化量・最大曲げモーメント (2リング千鳥)

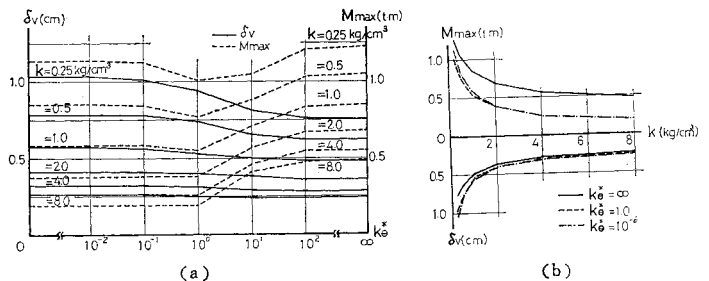
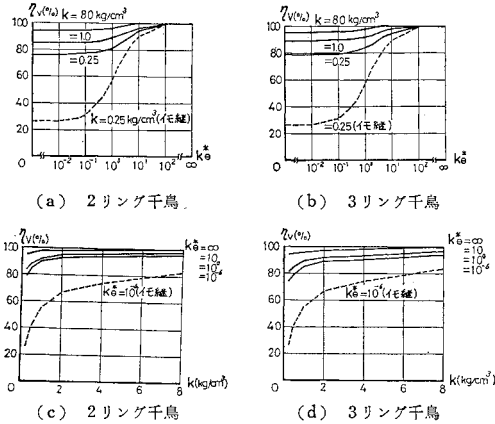


図-21 直径変化量・最大曲げモーメント (3リング千鳥)



図—22 曲げ剛性の有効率

トが常に最大値となり、継手の曲げ剛性の低下とともに継ぎの場合と同様にその値は減少している。これは2リング千鳥組の場合とは異なる傾向であり、3リング千鳥組の場合の方が曲げモーメントのスムーズな伝達が行われていることを示している。

d) 曲げ剛性の有効率 η_V

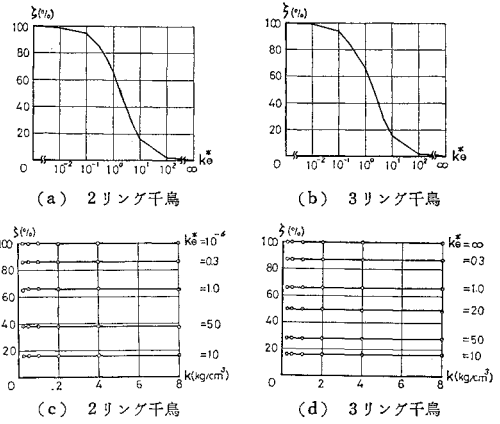
図—22(a),(b) 継ぎの場合と同様に定義した曲げ剛性の有効率と無次元化した継手の曲げ剛性 k_{θ}^* との関係を示したものであり、2リング千鳥組の場合にはヒンジ継手で $\eta_V=80\sim95\%$ 、現実のボルト継手で $\eta_V=85\sim100\%$ 、また、3リング千鳥組の場合にはそれぞれ $\eta_V=75\sim95\%$ 、 $80\sim100\%$ である。これは継ぎの場合と比べると千鳥組による添接効果のため、かなり大きな値となっている。

図—22(c),(d) は曲げ剛性の有効率と地盤反力係数 k の関係を示したものであり、曲げ剛性の有効率が周辺地山の影響を受けることを示している（しかし、 $k=2.0 \text{ kg/cm}^3$ 以上になるとその影響はそれほど大きくはない）。

e) 曲げモーメントの割増率 ζ

図—15 を参照して、考察の対象としている B リングの継手位置での曲げモーメントを M_B 、隣接するセグメントの当該位置での曲げモーメントをそれぞれ M_A 、 M_C とすると、継手位置における計算の対象とした2リング分の曲げモーメントは、 $M_A+M_B+M_C=M$ である。B リングに継手がないものとすれば、A, B, C 各リングの分担する曲げモーメントはそれぞれ $M/4$ 、 $M/2$ 、 $M/4$ 、と考えられるが、B リングに継手があるため、B リングの継手位置で伝達される曲げモーメントは $M/2$ より減少する。一方、隣接するセグメントにはこの減少分が割増されることになる。この割増率を ζ とすれば、

$$\left. \begin{aligned} M_B &= M/2 \times (1-\zeta) \\ M_A+M_C &= M/2 \times (1+\zeta) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(22)$$



図—23 曲げモーメントの割増率

で示される。したがって、曲げモーメントの割増率 ζ は、

$$\zeta = 1 - 2 M_B / M, \quad (M = M_A + M_B + M_C) \dots(23)$$

となる。

図—23(a),(b) はこのように定義した曲げモーメントの割増率と無次元化した継手の曲げ剛性 k_{θ}^* との関係を示したものであり、これによると現実のボルト継手では、曲げモーメントの割増率は50%程度と考えられる。また、リングの組み方の影響がほとんどないことは、注目に値する。

図—23(c),(d) は曲げモーメントの割増率と地盤反力係数 k の関係を示したものであり、曲げモーメントの割増率は周辺地山の影響も受けず、継手の曲げ剛性のみ依存するものであることがわかる。

4. 曲げ剛性の有効率および曲げモーメントの割増率について

筆者らの定義した曲げ剛性の有効率 η_V (以後、有効率と略称する) は周辺地山の影響を受け、明るみの実験からこの有効率 η_V を推定するには無理があることが示された。一方、曲げモーメントの割増率 ζ (以後割増率と略称する) は周辺地山の影響やリングの組み方の影響を受けないことがわかった。慣用計算法は有効率や割増率を考えてセグメントリングの断面力を算定する立場をとってはいるが、現実にはこれらの値は推定の域を出ないので、 $\eta=1, \zeta=0$ として設計している現状である。しかしながら、慣用計算法は有効率や割増率が的確に推定できれば簡便な方法であるので、これら有効率・割増率を筆者らの方法によって求め、これを用いて慣用計算法による断面力および変形を計算して、直接筆者らの方法で求めたそれと比較し、その適用性を検討した。なお、断面力としては最大曲げモーメントを、また、変形とし

では鉛直直径変化量を用いることとする。

a) “いも継ぎ” の場合

いわゆるいも継ぎにリングを組んだ場合の結果を表一1(a)に示す。いも継ぎの場合は隣接リングからの曲げモーメントの割増しは考えられないので、割増率は零と考えて最大曲げモーメントを示してある。これによると最大曲げモーメントは継手の曲げ剛性が高い場合はほぼ両方法とも同じ値となるが、継手の曲げ剛性の低い場合は、本研究の方法のそれよりかなり大きくなっていることがわかる。一方、鉛直直径変化量は、慣用計算法で求めた値の方が、本研究の方法による値の半分ほどになっている。この結果、いも継ぎの場合には継手位置での曲げ剛性の低下をリング全体の曲げ剛性の低下で評価する慣用計算法の考え方は、継手の曲げ剛性が低下するほど、また、周辺地山が悪くなるほど、その適用に十分な配慮が必要となることがわかる。

b) 2リング1サイクル千鳥組の場合

2リング1サイクル千鳥組リングの場合を表一1(b)に示す。これによると最大曲げモーメントは、継手の曲げ剛性が高い場合には両方法ともほぼ同じ値を示し、継手の曲げ剛性が低下すると、慣用計算法によるものの方が、正の最大曲げモーメントについてはかなり大きめな値に、また、負の最大曲げモーメントについてはほぼ同じか少し大きめの値となっている。一方、鉛直直径変化量は慣用計算法による値の方が、いずれもやや小さめになるがその差はほとんどない。この結果、2リング1サイクル千鳥組の場合には、継手の曲げ剛性が低く周辺地山が悪い状態では、慣用計算法は最大曲げモーメントを大きめに評価する傾向があるといえる。

c) 3リング1サイクル千鳥組の場合

3リング1サイクル千鳥組リングの場合を表一1(c)に示す。これによると最大曲げモーメントは、継手の曲げ剛性が高い場合は、慣用計算法による値の方がやや大きめであるがそれほど大きな差異はない。しかし、継手の曲げ剛性が低下すると、特に正の最大曲げモーメントは、慣用計算法による値の方が大きくなり、最大では本研究の方法による値の2倍にも達している。一方、鉛直直径変化量は、慣用計算法による値の方がやや小さめであるが、それほど大きな差異はなく、継手の曲げ剛性が低く周辺地山が悪い場合に10%程度の差となっている。この結果、3リング千鳥組リングの場合も継手の曲げ剛性が低く周辺地山が悪い場合の慣用計

算法は、その適用に注意を要することがわかる。

5. 結 論

数値実験結果を検討してみると、シールドセグメントリングの耐荷機構およびシールドセグメントの設計について、次に示すような結論が得られた。

(1) 周辺地山が良好な場合のセグメントリング

一般に継手を剛に設計すると変形は小さくなるが、リング断面力のうち、特に曲げモーメントが増大し、設計上あまり有利ではない。逆に多ヒンジ系リングの場合は、変形は増大するが曲げモーメントは軽減できる有利

表一1 筆者らの方法と筆者らの方法に基づく慣用計算法との比較

(a) いも継ぎ									
K_{θ}^*	K	筆者らの方法			慣用計算法			η	ζ
		+M	-M	δV	+M	-M	δV		
10	0.25	115 254	92 616	0.834	120 333	91 132	0.802	91	0
	1.0	77 350	52 077	0.509	82 936	52 759	0.487	94	0
	8.0	40 919	24 452	0.247	48 104	26 671	0.243	98	0
10^0	0.25	78 857	76 395	1.318	104 838	75 248	1.037	57	0
	1.0	43 771	34 256	0.654	74 757	45 361	0.527	73	0
	8.0	20 118	22 783	0.278	44 036	23 962	0.243	87	0
10^{-6}	0.25	8 796	20 419	2.800	80 454	51 629	1.451	27	0
	1.0	9 414	20 800	0.873	66 317	38 567	0.569	55	0
	8.0	11 509	24 020	0.311	41 833	22 815	0.247	78	0

ただし、 K : kg/cm³, $\pm M$: kg·cm, δV : cm, η, ζ : %

(b) 2リング千鳥									
K_{θ}^*	K	筆者らの方法			慣用計算法			η	ζ
		+M	-M	δV	+M	-M	δV		
10	0.25	136 418	107 639	0.796	140 990	107 248	0.781	95	16
	1.0	92 439	59 168	0.489	97 827	62 662	0.481	98	16
	8.0	50 541	25 347	0.241	56 309	31 223	0.242	100	16
10^0	0.25	117 499	148 306	0.901	195 936	147 108	0.842	84	66
	1.0	116 423	72 524	0.518	136 485	86 508	0.491	92	66
	8.0	64 086	25 895	0.248	79 853	44 274	0.243	98	66
10^{-6}	0.25	201 900	175 284	0.963	232 460	173 302	0.873	79	100
	1.0	131 171	79 922	0.535	162 246	102 246	0.496	89	100
	8.0	74 249	26 686	0.254	91 832	49 774	0.240	95	100

ただし、 K : kg/cm³, $\pm M$: kg·cm, δV : cm, η, ζ : %

(c) 3リング千鳥									
K_{θ}^*	K	筆者らの方法			慣用計算法			η	ζ
		+M	-M	δV	+M	-M	δV		
10	0.25	104 453	101 820	0.806	140 647	106 872	0.786	94	16
	1.0	71 078	57 336	0.495	97 024	61 937	0.484	96	16
	8.0	38 840	25 202	0.243	56 309	31 223	0.242	100	16
10^0	0.25	100 577	121 101	0.936	194 169	145 179	0.860	81	66
	1.0	54 384	62 210	0.535	134 664	84 864	0.496	89	66
	8.0	18 757	30 479	0.251	76 984	41 678	0.240	97	66
10^{-6}	0.25	111 820	131 691	1.025	228 548	169 036	0.907	74	100
	1.0	56 644	64 315	0.563	159 230	99 522	0.503	85	100
	8.0	20 524	33 827	0.258	91 370	49 552	0.241	94	100

ただし、 K : kg/cm³, $\pm M$: kg·cm, η, ζ : %

さがある。周辺地山が良好な場合には十分な抵抗土圧が期待できるので、継手の曲げ剛性が低下してもさほど大きな変形は生じない。したがって、このような地山中にセグメントリングを構築する場合には、適当な真円保持機構を採用すれば、多ヒンジ系リングの考え方は特に有効と考えられる。この場合、多ヒンジ系リングはいも継ぎで十分であると考えられるが、千鳥組にすれば曲げモーメントはやや増大するものの、変形に対する安全性はかなり増すと考えられる。一方、剛な継手でかつ千鳥組とすることは安全性は一番高いと考えられるが、経済性には疑問が生ずる。

結局、周辺地山が良好で十分な抵抗土圧が期待できれば、継手はせん断力が伝達できさえすれば簡単なものでよく、リングの組み方もいも継ぎで十分であると考えられる。

(2) 周辺地山が悪い場合のセグメントリング

このような地山中にヒンジ継手をもつセグメントリングを構築すると、いも継ぎの場合には変形が特に大きくなり、不安定な状態が生じる可能性があるため、現実的には疑問である。この場合に添接効果を期待してリングを千鳥組とすると、変形は拘束されて小さくなるが、最大曲げモーメントは逆に増大し、リングの組み方やセグメント継手の配置にもよるが、継手をできるだけ剛にしたセグメントリングの場合よりもはるかに大きな値となる。このことは、継手を簡単なものにした結果がセグメント本体の曲げ剛性を高める必要を生じさせることになり、かえって設計上は不利となる場合も考えられることを示している。一方、継手を剛に近づければ、変形は小さく最大曲げモーメントも剛性一様なリングとほぼ同じ程度の値となるため、結局このような地山では、現状のボルト継手でリングを千鳥組とすることが望ましいと考えられる。また、千鳥組は2リング1サイクルとするよりも3リングを1サイクルとする方が、リング継手を通して曲げモーメントの伝達がスムーズであるため望ましいといえよう。

(3) 周辺地山が上記2例の中間的な場合のセグメントリング

このような地山ではその状況に応じて、ヒンジ継手でも継ぎ、ヒンジ継手で千鳥組、ボルト継手でも継ぎ、ボルト継手で千鳥組のいずれかの状態を選ぶわけであるが、周辺地山の状況をもとにして変形の許容範囲内で、最大曲げモーメントをできるだけ小さくするような継手の曲げ剛性を選び、セグメントおよび継手を設計すればよく、それには本論文の方法によって得られる、図—12, 20, 21などが利用できる。

(4) 有効率や割増率を考慮する慣用計算法

曲げ剛性の有効率 η_r は周辺地山の影響を受ける。したがって明るみの実験から推定される有効率 η を用いる場合には、十分な注意が必要である。しかし、このような数値実験などから地中における有効率を的確に推定できれば、リングの変形に関しては簡単に合理的な考え方と思われる。一方、曲げモーメントの割増率 ζ は、周辺地山の影響や継手の位置、リングの組み方の影響をほとんど受けないため、継手の曲げ剛性の低下を評価するファクターとしては適切である。

著者らの方法によって求めた有効率や割増率を用いてリングの断面力や変形を計算すると、変形はやや小さめに、また、最大曲げモーメントは大きめに評価され、特にヒンジ継手をもつリングの場合や周辺地山の悪い場合には、最大曲げモーメントはかなり大きく評価される傾向がある。しかしながら、全体的にみると、設計上は安全側であり、これらを用いる考え方もそれほど大きな問題はなさそうである。

(5) 設計法について

a) 筆者らの方法

周辺地山の状況が把握できれば、上記(1)、(2)、(3)で述べたような考え方に従い、特に(3)で述べた図などを用いるか、または直接的な数値実験を行い、変形や設計用断面力を得る。設計手順を簡潔に述べると次のようになる。

① 設計条件を与える(リング外径 D_0 、土被り比 H/D_0 、側方土圧係数 λ 、地盤反力係数 k 、リングの許容変形量 δ_{cr} など)。

② 図—12, 20, 21(あらかじめ、いろいろな側方土圧係数 λ について図表化しておくか、または直接数値計算を行ってケースごとに図を作る)などを用いて、無次元化した継手の曲げ剛性 k_θ^* の最適な値を選び、その時の最大曲げモーメント M_{max} と軸力 N を得る。

③ 得られた最大曲げモーメント M_{max} と軸力 N を用いて、セグメント単体の断面を設計する。

④ 設計された断面の曲げ剛性 EI を用いて $k_\theta^* = k_\theta \cdot r / EI$ より、継手の回転ばね定数 k_θ を決定する。ただし、ここに r はリングの図心半径である。

⑤ 継手の回転ばね定数が k_θ となるように、継手を設計する^{10), 11)}。

b) 慣用計算法に準拠する方法

地中における曲げ剛性の有効率や曲げモーメントの割増率が的確に得られれば簡便な方法である。筆者らの方法によって得られる有効率や割増率を用いて、セグメントや継手を設計する場合には、次のような手順に従えば

よい。ただし、特に周辺地山がよくない場合や継手の曲げ剛性が低い場合には、注意する必要がある。

① あらかじめ、いろいろな側方土圧係数について数値計算を行い、図-13, 22, 23 にあたるものを得ておく(簡単な数式化が望ましい)。

② 設計条件を与える。

③ 上述の図などを用いて、妥当と思われる有効率、割増率を決定し、そのときの無次元化した継手の曲げ剛性を得る。

④ 決定された有効率、割増率を用いてリングの変形および設計用断面力を算出する。

⑤ セグメント断面を設計する。

⑥ 回転ばね定数を計算する。

⑦ 継手を設計する。

6. あとがき

以上よりシールドセグメントリングの耐荷機構を明らかにできたと考える。本論文の方法を実際に用いるためには、継手の回転ばね定数を実験によらずに推定することが必要であるが、これに関して筆者らはほぼ満足できる結果^{(18),(19)}を得ているので、次の機会にまとめて報告できればと考えている。また、この論文では考慮されていないボルトとボルトホールとのクリアランスの問題は、同じく考慮に入れなかったリング間の摩擦と関連して、明らかにされなければならない問題であるが、筆者らの実験によると、普通行われているようなトルクでボルトが締めつけられた場合には、ボルトのボルトホール内での移動はかなり制約され、周辺地山の存在やリング間の摩擦も考えられるので、これをリングとの摩擦の問題と切り離して無視してもよさそうである。一方、リング間の摩擦は、局所的な曲げモーメントの発生にはつながらないが、リング継ぎボルト付近の接触面で曲げモーメントを伝達すると考えられるので、2リング1サイクル千鳥組リングの場合に見られるようなピーク的な曲げモーメントを、いくぶん緩和する働きをもつものと想像される。リング間の摩擦を無視した本論文の方法は、この意味では安全側の立場にあるが、より合理的なセグメントおよび継手の設計方法を考えるうえで、このリング間の摩擦の定量的な把握が望ましく、これは今後の課題と考えている。

最後に、この報告をまとめるにあたって、各種の実験にいろいろとご助力いただき、また、貴重なデータを提供して下さった佐藤工業(株)技術研究所の各位、ならびにデータ整理等をお手伝いいただいた早大大学院の当研究室の院生各位に厚くお礼申しあげる次第です。

なお、以上の数値計算は東大大型計算機センター HI-TAC-8800 によった。また、この研究の一部は昭和 51, 52 年度早稲田大学指定課題研究の一端である。

参考文献

- 1) Bull, A. : Stresses in linings of shield-driven tunnels, A.S.C.E, pp. 443~530, Nov. 1944.
- 2) Morgan, H.D. : A contribution to the analysis of stress in a circular tunnel, Geotechnique, pp. 37~46, 1961.
- 3) Voellmy, A. : Eingebettete Rohre, Abhanglung ETH Zürich, 1937.
- 4) Meißner, H. : Zur Bemessung des Ausbaues von Tunneln im Lockergestein, die im Schildvortrieb aufgefahen werden, Bauingenieur, S. 148~152, 1963.
- 5) Schulze, H. und H. Duddeck : Spannungen in schildvorgetriebenen Tunneln, Beton und Stahlbetonbau, S. 169~175, 1964.
- 6) Duddeck, H. : Zu den Berechnungsmethoden und Sicherheit von Tunnelbauten, Bauingenieur, S. 43~52, 1972.
- 7) Hewett, B.H. und S. Johannesson : Shield and Compressed air tunnelling, McGraw Hill, New York, 1922.
- 8) Rózsá, L. : Die Bemessung kreisförmiger Tunnelwandungen aus präfabrizierten Stahlbetonelementen nach dem Verfahren der Grenzbelastungen, Bauingenieur, S. 434~441, 1963.
- 9) Wagner, H. : Verkehrs Tunnelbau, Verlag von Wilhelm Ernst und Sohn, Berlin, München, 1968.
- 10) Széchy, K. : The art of tunnelling, Akadémiaikiadó, Budapest, pp. 366~454, 1973.
- 11) 土木学会・下水道協会共編：シールド工用標準セグメント, 1973.
- 12) 土木学会：トンネル標準示方書(シールド編), 1977.
- 13) 外尾善次郎訳編：ソ連のシールド工法, 産業図書, 1965.
- 14) 山本 稔・遠藤浩三・福井正憲：多ヒンジ系セグメントリングの設計計算法, 土木学会論文報告集, No. 150, 1968-2.
- 15) Hein, H. und B. Falter : Stabilität von biegesteifen oder durch Momentengelenke geschwächten und auf der Außenseite elastische gebetteten Kreisringen unter konstanten Außendruck, Strasse Brücke Tunnel, 1975.
- 16) 村上・小泉：セグメントリングの耐荷機構について, 第28回土木学会年次学術講演会, I-83, 1973.
- 17) 村上・小泉：セグメントリングの耐荷機構について, 第27回土木学会年次学術講演会, I-236, 1972.
- 18) 村上・小泉・岡村：セグメント継手の挙動について, 第31回土木学会年次学術講演会, III-201, 1976.
- 19) 村上・小泉・大塚：セグメント継手の挙動について, 第32回土木学会年次学術講演会, III-230, 1977.
- 20) 久保慶三郎・結城皓暁：シールドセグメントの応力に対する継手剛性の影響, 土木学会論文集, No. 150, 1968-2.
- 21) 結城皓暁：継手の剛性と組み方を考慮したシールドセグメントの解析, 土木学会論文報告集, No. 176, 1970-4.
- 22) 佐藤工業KK：小口径シールドトンネルの現場載荷実験に関する報告書, 1971.
- 23) 山本 稔・遠藤浩三ほか：小口径シールドトンネルの現場載荷実験, 第26回土木学会年次学術講演会, III-137, 1971.

(1977.1.10・受付)