

# 正負交番曲げモーメントを受けるシールドトンネルの変形および破壊特性に関する実験的研究

川島一彦\*・杉田秀樹\*\*・加納尚史\*\*\*

シールドトンネルは、地震時の地盤の変形に伴って、様々な地震力を受ける。特に、立坑との取付部や曲線部では、曲げモーメントの影響が大きくなることが予想される。本文は、シールドトンネルが曲げモーメントを受けて破壊に至るまでのメカニズムを、シールドトンネル模型の正負交番載荷実験により明らかにするものである。

**Key Words** : shield tunnel, seismic design, seismic deformation method, underground structures, bending moment, failure mechanism

## 1. まえがき

近年、都市部では、大断面のシールドトンネルの建設事例が増えている。わが国においては、シールドトンネルの設計に際して地震の影響を十分検討しておくことが要求される。しかしながら、現在までにシールドトンネルが大規模な地震を経験した事例はなく、地震の影響に関する経験的な知見が十分でないこと等から、シールドトンネルの合理的な耐震設計法はまだ十分に整備されていないのが実情である。

シールドトンネルは、地震時に地盤の変形に伴って様々な強制変形を受ける。トンネル長手方向の変形に寄与する地震力としては軸力が最も重要<sup>1),2)</sup>であるが、曲げモーメントの影響もある。特に、立て坑との取付部や曲線部においては、曲げモーメントの影響が大きくなる場合も予想される。このため、シールドトンネルの耐震性を検討するためには、軸力の影響と同時に、曲げモーメントによるトンネルの変形特性を十分に把握しておくことが重要となる。

シールドトンネルの曲げ変形に関する研究としては、鳥取、小泉らの研究<sup>3),4)</sup>が挙げられる。鳥取、小泉らは、地盤の不等沈下に伴うシールドトンネルの曲げ変形を模型載荷実験により検討し、覆工の曲げ剛性はリング継手の影響によりリング継手を持たない剛性一様な円管に比べて大きく低下することを明らかにしている。また、西野らは、施工中のシールドトンネルに対して現場載荷試験<sup>5)</sup>を行い、リング継手の有効率を把握できれば、弾性床上の梁モデルを用いて曲げ変形の推定が可能であることを明らかにしている。これらの研究は、いずれも、シ-

ールドトンネルの曲げ変形に及ぼすリング継手の重要性を指摘したものである。しかしながら、リング継手の変形は、セグメント、リング継手、セグメント継手、二次覆工等の各部材の変形と複合して生じるものである。このため、大地震を受けた場合にリング継手の変形がシールドトンネルの曲げ変形にどの程度影響を与えるかを明らかにし、シールドトンネル覆工を適切にモデル化するためには、多数の部材が組み合わされたシールドトンネル覆工の曲げ変形と破壊のメカニズムを明らかにしなければならない。

本報告は、上記の観点から、地震時に曲げモーメントを受けた場合にシールドトンネルが破壊に至るまでのメカニズムを実験的に明らかにし、シールドトンネルの曲げ剛性の合理的な評価方法を開発することを目的として、シールドトンネル模型の正負交番載荷実験を実施した結果を報告するものである。

## 2. 実験供試体および載荷方法

### (1) 実験供試体

実験に用いた供試体は、Fig.1に示すように、厚さ125 mm、幅900 mmのRC平板型セグメント4個をリング状に組み、これを4リング分だけ長手方向に連結したDタイプ供試体と、この内側に厚さ200 mmの二次覆工コンクリートを打設して、ジベル筋(D10、セグメント1個当り12本)により一次覆工と一体になるようにしたEタイプ供試体の2種類である。これらはいずれも外径1.8 mの下水道用標準セグメント<sup>6)</sup>に従って製作したものである。

二次覆工の円周方向には、リング筋としてD13を12本(4リング分、鉄筋比0.22%)、長手方向には供試体の全長にわたってD13を16本(鉄筋比0.32%)配置した。

リング継手およびセグメント継手の構造としては

\* 正会員 工博 建設省土木研究所耐震研究室長  
(〒305 つくば市大字旭1番地)

\*\* 正会員 建設省土木研究所耐震研究室研究員

\*\*\* 正会員 建設省関東地方建設局郡山国道工事事務所

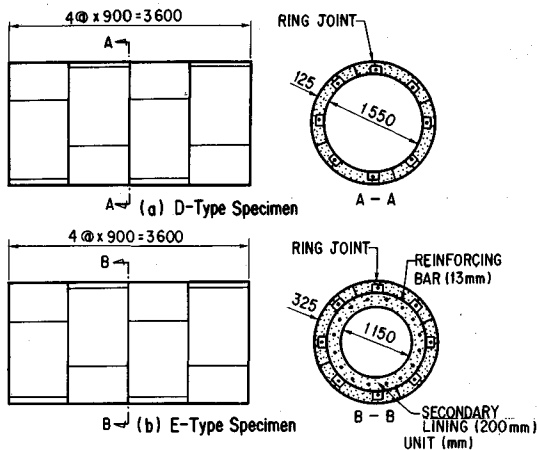


Fig.1 Specimens Used for Loading Test

Fig.2 に示す構造を用いた。ともに、面板に溶接された D 10 および D 13 のアンカー鉄筋 (長さ 300 mm) によってセグメントに定着されている。継ボルトには M 20 を使い、降伏強度の 80% である 4.7 tf (46.1 kN) を目標に締め付けた。

コンクリートの強度を示すと Table 1 のとおりである。すなわち、D タイプ供試体におけるセグメントコンクリートの平均強度は引張、圧縮に対してそれぞれ 45.0 kgf/cm<sup>2</sup> (4.4 MPa), 515.4 kgf/cm<sup>2</sup> (50.5 MPa), また E タイプ供試体におけるセグメントコンクリートおよび二次覆工コンクリートの平均強度は引張、圧縮に対してそれぞれ 44.3 kgf/cm<sup>2</sup> (4.3 MPa), 544.5 kgf/cm<sup>2</sup> (53.4 MPa), および 23.2 kgf/cm<sup>2</sup> (2.3 MPa), 293.7 kgf/cm<sup>2</sup> (28.8 MPa) である。鉄筋の平均降伏強度は Table 2 に示すように D 10, D 13 それぞれ 3916 kgf/cm<sup>2</sup> (384.0 MPa), 3552 kgf/cm<sup>2</sup> (348.3 MPa) である。また、平均破断強度は D 10, D 13 それぞれ 5487 kgf/cm<sup>2</sup> (538.1 MPa), 5625 kgf/cm<sup>2</sup> (551.6 MPa) である。

(2) 載荷方法

Photo 1 は載荷方法を示したものである。供試体は固定治具を介して、一端を反力壁に、他端を載荷桁に固定した。二次覆工がある E タイプ供試体では、一次覆工と二次覆工の両方を反力壁および載荷桁に固定し、供試体長手方向に同一の変形を与えることとした。これは、本供試体のように、覆工間をジベル筋で連結しているシールドトンネルでは、一次覆工と二次覆工はトンネル長手方向に一体として変形するためである。

載荷桁の両端にはそれぞれ動的加振機を取り付け、2 台の動的加振機をデジタル制御で操作することにより、鉛直軸まわりの曲げモーメントを Fig.3 に示すパターンで供試体に作用させた。曲げモーメントの載荷に際しては、2 台の加振機の載荷軸力が、符号が逆で、同

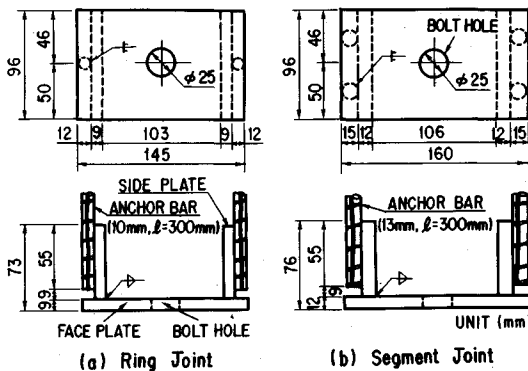


Fig.2 Ring Joint and Segment Joint

Table 1 Average Strength (kgf/cm<sup>2</sup>) of Concrete

Specimen	For Compression	For Tension
D-Type(Segment)	515.4 (50.5MPa)	45.0 (4.4MPa)
E-Type	Segment	44.3 (4.3MPa)
	Secondary Lining	23.2 (2.3MPa)

Table 2 Average Strength (kgf/cm<sup>2</sup>) of Reinforcing Bar

Diameter	Yielding	Rupture
10mm	3,916 (384.0MPa)	5,487 (538.1MPa)
13mm	3,552 (348.3MPa)	5,625 (551.6MPa)

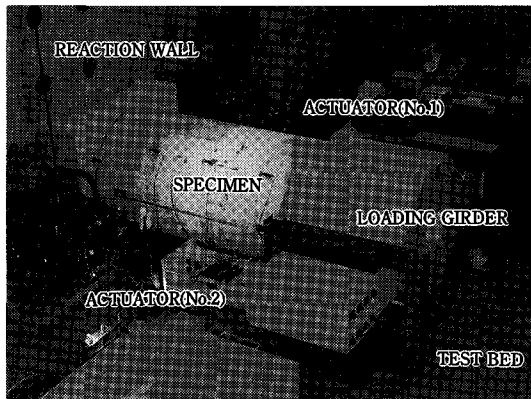
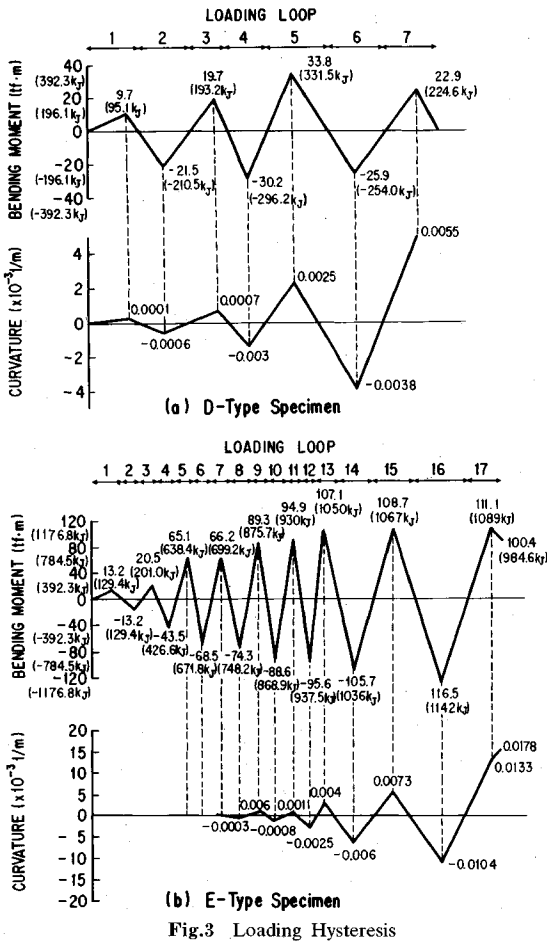


Photo 1 Experimental Set-Up

一の絶対値になるように調整し、純粋な曲げモーメントのみを載荷するよう留意した。ここに、動的加振機の載荷速度は 0.1 mm/sec とした。シールドトンネルの変形特性には載荷速度も影響すると思われるが、本検討では基本的なトンネルの変形特性を明らかにすることを目的としているため、載荷速度をできるだけ小さく設定した。なお、曲げモーメントの正負については、加振機 No.1 (Photo 1 参照) が正の荷重 (押し) の場合を正の曲げモーメントとし、逆に加振機 No.2 が正の荷重の場合を負の曲げモーメントと定義した。



### 3. Dタイプ供試体の変形および破壊特性

#### (1) 供試体の変形および破壊状況

Dタイプ供試体の最終的な破壊状況を Fig.4 に示す。二次覆工の無い Dタイプ供試体では、载荷に伴う破壊は、リング接合面（リングどうしがリング継手によって接合されている面。これに対して、セグメントどうしがセグメント継手によって接合されている面をセグメント接合面と呼んで区別する）においてのみ生じ、その他の箇所には損傷は生じなかった。Fig.4 に示したように、3ヶ所のリング接合面を区別するため、反力壁に近い方のリング接合面から、それぞれ JT1, JT2, JT3 と呼ぶこととする。

供試体の圧縮縁における圧縮変位量と引張縁における引張変位量を用いて算出される供試体の曲率と、载荷曲げモーメントとの履歴を示すと Fig.5 の通りである。ここに、リング継手金具面板及びアンカー鉄筋のひずみは JT2 においてのみ計測しているため、アンカー鉄筋の破断のようにははっきりわかるものを除けば、JT2 における損傷の進行を中心に示している。これによれば、供

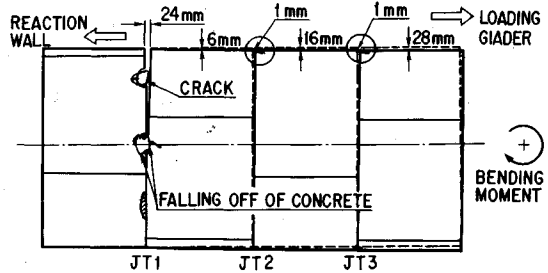


Fig.4 Failure Mode of D-Type Specimen

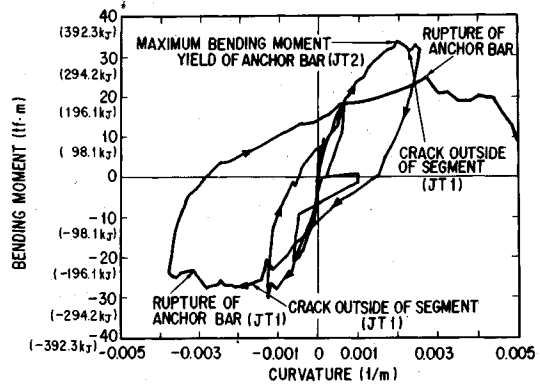


Fig.5 Loading Hysteresis of D-Type Specimen

試体の損傷は概ね次の順番で生じる。

①初期状態から曲げモーメント 9.68 tf・m (94.9 kJ, 1 ループめ) に至る過程において、供試体の曲げ引張縁側のリング継手近傍にクラックが発生した。

②2 ループめでは、負の曲げモーメントの载荷により、上記①では圧縮縁側だったリング継手が引張力を受け、新たに①と同様のクラックが生じた。

③载荷曲げモーメントが 33.1 tf・m (324.6 kJ, 5 ループめ) に達した時点で、リング継手のアンカー鉄筋が降伏した。最大曲げモーメント 33.84 tf・m (331.9 kJ) が発生した後、リング接合面 JT1 における引張縁側の 4ヶ所のリング継手の近傍で、セグメントの外周面にクラックが生じた。さらに、リング接合面 JT2 でリング継手金具面板が降伏した。

④载荷曲げモーメントが -24.56 tf・m (-240.9 kJ, 6 ループめ) に達した時点で、リング接合面 JT1 でリング継手のアンカー鉄筋が破断した。

⑤さらに、载荷曲げモーメントを増加させると (7 ループめ)、リング接合面 JT1 でリング継手のアンカー鉄筋が次々に破断した。アンカー鉄筋が破断するに従って曲げモーメントは低下し、これが 2.61 tf・m (25.6 kJ) に減少した段階で载荷を終了した。

Fig.5 の横軸は供試体全長を通じて生じた曲率であるが、供試体の曲げ変形に伴って 3 箇所リング接合面でのように変位が生じたかを示すと Fig.6 の通りであ

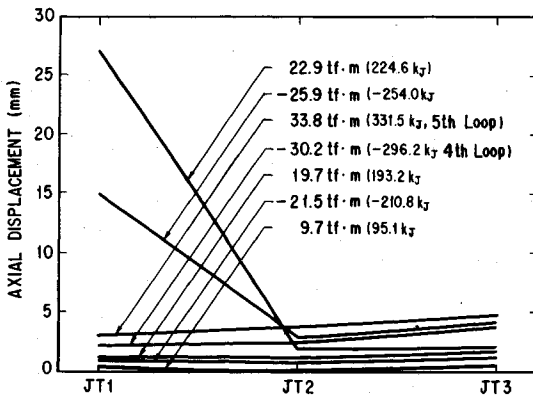


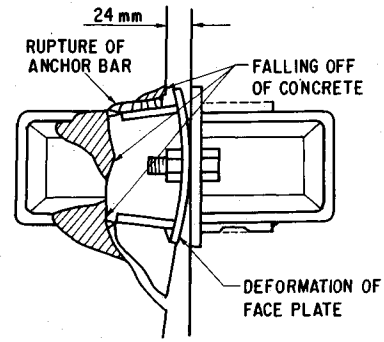
Fig.6 Axial Displacement Developed at Ring Section of D-Type Specimen

る。なお、Fig.6において供試体長手方向の相対変位とは、各リング接合面における長手方向相対変位を引張縁と圧縮縁で平均した値を示している。これによれば、4ループめ（载荷曲げモーメント  $M = -30.2 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $-296.2 \text{ kJ}$ )) までは3箇所のリング接合面にはほぼ同程度の開きが生じるが、上記③(5ループめ、 $M = 33.8 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $331.5 \text{ kJ}$ )) 以後になると、供試体の外周面にクラックが生じたリング接合面JT1のみに開き量の増加が生じていることがわかる。

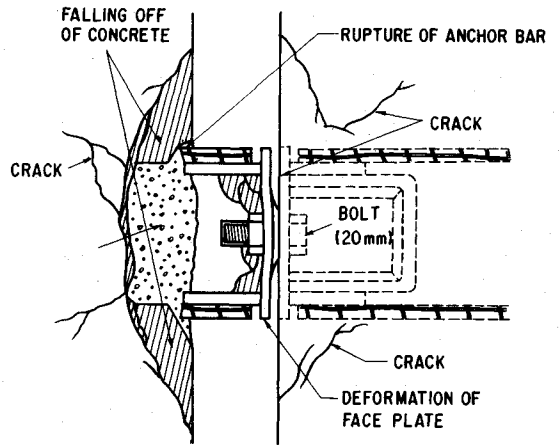
以上の結果から、供試体の破壊に関して以下の点が指摘される。

1) リング継手の破壊は、セグメントの外周面のクラックが最初に生じたリング接合面JT1に集中して発生した。他のリング接合面ではリング外周面にクラックが発生しただけにとどまった。このように、一次覆工のみのシールドトンネルでは、ある特定のリング接合面に耐力が減少する程度の損傷が生じると、これを上回る载荷力を受けた場合に、そのリング接合面においてのみ損傷が進行する。このような損傷特性は正負交番の軸力を受けるシールドトンネルの損傷特性<sup>7),8)</sup>と一致する。これは、曲げを受けるシールドトンネルでも、リング継手には供試体長手方向力が作用することになるためである。後述するリング継手の破壊においても、軸力を受けるシールドトンネルで重要となる項目が、曲げモーメントを受けるシールドトンネルの耐震性を考える上でも重要となる。

2) リング継手の破壊状況を示すと Fig.7 の通りである。なお、Fig.7には、後述する Eタイプ供試体のリング継手の破壊状況も併せて示している。リング継手では、定着板に溶接されたアンカー鉄筋が定着板の端部位置において破断している。これは载荷に伴う引張力により継手金具面板が“く”の字型に変形し、定着板が内側に曲げられ、これにともないアンカー鉄筋に生じた曲げの影響によるものである。したがって、継手金具面板の変形



(a) D-Type Specimen



(b) E-Type Specimen

Fig.7 Failure Mode of Ring Joint

を抑えることが、アンカー鉄筋の破断を遅らせ、トンネルの耐力を向上させる上で有効である。

3) Dタイプ供試体の変形及び耐力をまとめると Table 3 の通りである。なお、ここには後述するEタイプ供試体の結果も併せて示している。Table 3によれば、Dタイプ供試体が最終状況に至った時点での曲率は  $0.0055 \text{ (1/m)}$  であり、これを曲率半径に直すと約  $180 \text{ m}$  となる。

(2) リング接合面の変形特性

リング継手の相対変位が供試体円周方向にどのように分布しているかを示すと Fig.8 の通りである。Fig.8には、リング継手金具の降伏が全く生じていない時点（载荷曲げモーメント  $19.7 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $193.2 \text{ kJ}$ ), 曲率  $0.0007 \text{ (1/m)}$  の分布と、リング継手金具の降伏を過ぎて、リング継手のアンカー鉄筋が1箇所で破断した段階（载荷曲げモーメント  $= 23.81 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $-233.5 \text{ kJ}$ ), 曲率  $= 0.0038 \text{ (1/m)}$  の分布を比較して示している。これによれば、リング接合面の変形特性として、以下の点が指摘される。

Table 3 Deformation and Strength of Specimens

(a) D-Type Specimen

Progress of Failure	Ring Section	Bending Moment (tf-m)	Displacement Developed at Ring Section (mm)			Curvature (1/m)
			JT1	JT2	JT3	
Yield of Face Plate	JT1	33.1 (324.6kJ)	4.3	3.8	4.0	$2.1 \times 10^{-3}$
Yield of Anchor Bar	JT2	33.1 (324.6kJ)	3.4	3.7	3.8	$1.9 \times 10^{-3}$
Maximum Bending Moment	-	33.8 (331.5kJ)	3.6	3.8	3.9	$2.0 \times 10^{-3}$
Rupture of Anchor Bar	JT1	-24.6 (-241.2kJ)	15.2	2.8	3.2	$3.1 \times 10^{-3}$
Final Failure	-	4.3 (42.2kJ)	3.6	3.8	3.9	$5.4 \times 10^{-3}$

(b) E-Type Specimen

Progress of Failure	Ring Section	Bending Moment (tf-m)	Displacement Developed at Ring Section (mm)			Curvature (1/m)
			JT1	JT2	JT3	
Crack Outside of Segment	JT1	-68.5 (-671.8kJ)	0.2	0.1	0.1	$-0.1 \times 10^{-4}$
Yield of Reinforcing Bar	JT3	-69.0 (-676.7kJ)	0.9	0.1	1.1	$-0.4 \times 10^{-4}$
Yield of Face Plate	JT2	84.9 (832.6kJ)	3.9	4.9	6.3	$-2.9 \times 10^{-4}$
Yield of Anchor Bar	JT2	-90.9 (-891.4kJ)	7.3	9.3	13.4	$-6.8 \times 10^{-4}$
Maximum Bending Moment	JT2	-116.5 (-1142.5kJ)	7.7	10.5	18.5	$-1.0 \times 10^{-4}$
Rupture of Anchor Bar	-	110.5 (1083.6kJ)	13.5	13.8	17.2	$1.3 \times 10^{-4}$
Final Failure	-	100.4 (984.6kJ)	44.1	14.2	17.2	$-1.8 \times 10^{-4}$

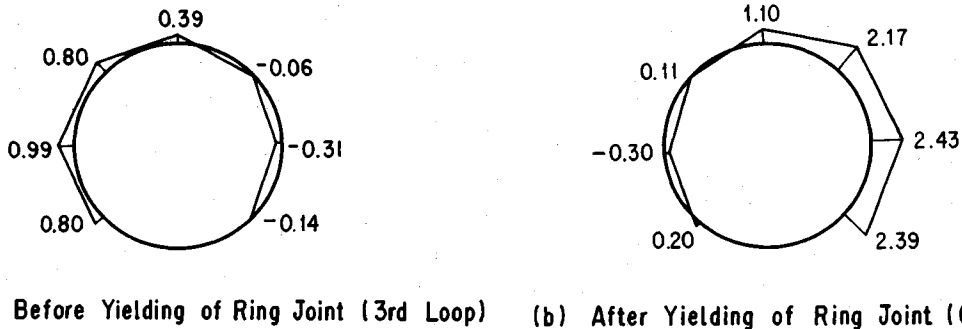


Fig.8 Axial Displacement Developed in Ring Joints at JT2

1) 覆工の剛性は圧縮側に比較して引張側で小さいことから、リング接合面の中立軸位置は、リング継手が降伏する前であっても図心位置より圧縮側によっている。このため、供試体天端に位置するリング継手は、正負いずれの曲げモーメントが作用しても、常に引張力を受けることになる。

2) 圧縮方向の相対変位が生じているリング継手の数は、リング継手の降伏前には3箇所であったが、アンカー鉄筋が破断した時点では1箇所へ減少した。これは、供試体の損傷の進展にともない、リング接合面の中立軸位置が圧縮縁側に移行したことを示している。

(3) リング継ぎボルトの軸力

リング継ぎボルトの軸力が供試体長手方向力の載荷に伴ってどのように変化するかについては、既に報告した

模型載荷実験の結果等<sup>7),8)</sup>から、Fig.9に示すように、載荷力が小さい場合には、継手金具面板の圧縮ひずみが弾性回復することにより継ぎボルトに生じる引張力の増分は載荷力の増分より小さく、載荷力が大きくなって相隣る2枚の継手金具面板が離れるようになると、弾性回復によって負担されていた荷重の分担がなくなるため、継ぎボルトに生じる引張力の増分は載荷力の増分に等しくなることがわかっている。また、継手金具面板が降伏し、繰り返し載荷に伴って残留変形が生じると、初期状態で導入されていた引張軸力は減少する。

このような点を念頭において、リング接合面 JT2におけるリング継ぎボルトの軸力と載荷曲げモーメントとの履歴曲線を示すと Fig.10の通りである。Fig.10によれば、供試体長手方向力の載荷に伴うリング継ぎボルト

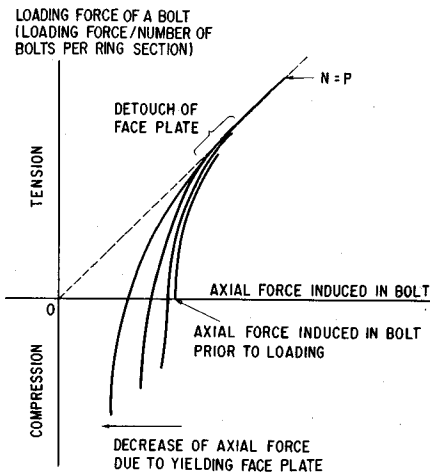


Fig.9 Relation of Loading Force vs. Axial Force Induced in Bolt

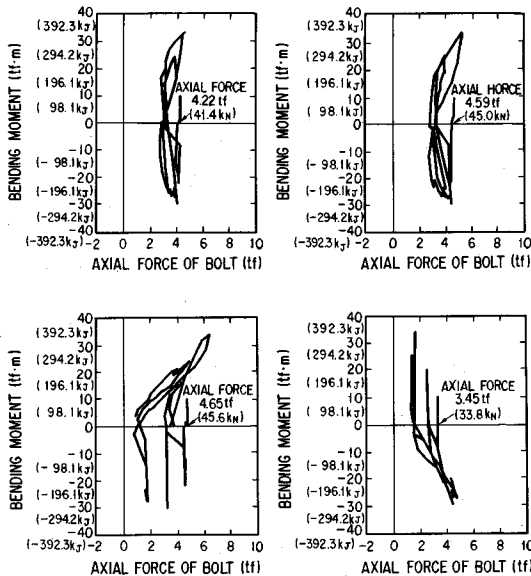


Fig.10 Hysteresis Loop of Axial Force Developed at Ring Bolt (JT2)

の軸力の変動特性は、曲げモーメントを受ける場合でも軸力を受ける場合と同じである。ただし、リング継ぎボルトの初期軸力が減少する程度は、比較的初期段階から降伏を生じた供試体の圧縮縁及び引張縁近傍のリング継手で大きく、供試体天端及び下端に位置するリング継手で小さい。すなわち、リング接合面 JT 2 について見ると、圧縮縁及び引張縁近傍のリング継ぎボルトの軸力は平均 0.95 tf (9.3 kN) と、載荷前 (平均 4.5 tf (44.1 kN)) の 21% に大きく減少している。これに対して、天端及び下端に位置するリング継ぎボルトの軸力は平均 2.7 tf (26.5 kN) と、載荷前 (平均 4.5 tf (44.1 kN)) の 60% に留まっている。

(4) 供試体円周方向の変形特性

載荷に伴って、供試体が円周方向にどのように変形したかを調べるために、セグメント継ぎボルトの軸力と載荷曲げモーメントの履歴を示すと Fig.11 の通りである。これによれば、セグメント継ぎボルトの軸力は、全ての載荷過程を通じて、ほとんど初期軸力から減少していない。これは、シールドトンネルが曲げを受ける場合に、トンネル円周方向に生じる変形はほとんどないことを示している。

4. E タイプ供試体の変形および破壊特性

(1) 供試体の変形および破壊状況

供試体の最終的な破壊状況を示すと Fig.12 の通りである。二次覆工を有する E タイプ供試体でも、D タイプ供試体と同様に、載荷に伴う損傷はリング接合面において生じ、その他の箇所には損傷は生じていない。3 箇所のリング接合面では、リング継手の周辺でセグメントコンクリートの剥落が生じた。また、リング接合面 JT 1 で 1 箇所、リング接合面 JT 2 で 3 箇所のリング継手で、アンカー鉄筋の破断が生じた。なお、本供試体では、載荷ストロークの制約から引張側の載荷変位が約 100 mm に達し、Fig.12 の状態までしか載荷できなかった。このため、D タイプ供試体のように、リング接合面内の全てのリング継手が破断する最終状態には至っていない。

二次覆工には、乾燥収縮等の影響により、載荷前にすでに Fig.13 (a) に示すような初期クラックが生じていたが、載荷終了時にはこれが Fig.13 (b) に示すように、リング接合面位置及びリング筋位置において供試体を円周方向に一周するようなクラックに進展した。ただし、これ以外の箇所に生じていた初期クラックでは、載荷によるクラック幅の進展等は認められなかった。

供試体の曲率と載荷曲げモーメントの履歴を示すと Fig.14 の通りである。これによれば、供試体の損傷は以下の順番で進展した。

① 載荷曲げモーメントが  $-68.47 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $-671.5 \text{ kJ}$ , 6 ループめ)、 $-76.27 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $-748.0 \text{ kJ}$ , 8 ループめ) 及び  $89.3 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $875.7 \text{ kJ}$ , 9 ループめ) となった段階で、それぞれ、リング接合面 JT 1, JT 3 及び JT 2 の位置で二次覆工にクラックが相次いで生じた。

② 載荷曲げモーメントが  $-69.0 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $-676.7 \text{ kJ}$ , 10 ループめ) となった段階で、リング接合面 JT 2 の位置で長手方向の二次覆工鉄筋が降伏した。

③ 載荷曲げモーメントが  $-94.9 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $-930.7 \text{ kJ}$ , 13 ループめ) となった段階で、リング継手金具面板の降伏が生じた。

④ 載荷曲げモーメントが  $107.1 \text{ tf} \cdot \text{m}$  ( $1050.3 \text{ kJ}$ , 13 ループめ) となった段階で、リング接合面 JT 1 及び



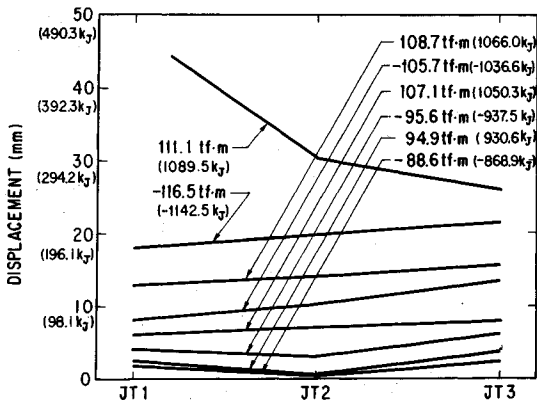


Fig.15 Axial Displacement at Ring Section of E-Type Specimen

トボックス内に二次覆工コンクリートが充填された E タイプ供試体では、継手金具定着板の変形が拘束される結果、ボルト位置を中心とする円錐台状に変形した。D タイプ供試体のアンカー鉄筋は、定着板がボルトボックス内に折り曲げられた結果、引張力に加えて曲げを受けて破断していることを考えれば、二次覆工を設けない場合でも、リング継手のボルトボックス内にコンクリート等を充填して定着板の変形を抑えることが、アンカー鉄筋の破断を遅らせ、トンネルの耐力を高める上で有効である。

3) E タイプ供試体の耐力及び変形性能は Table 3 に示した通りである。前述した D タイプ供試体の場合と比較すると、リング継手金具面板の降伏が生じる際に供試体に生じる曲率は D タイプ供試体、E タイプ供試体ともほとんど同じであるが、さらに荷が進むと同一の損傷状態に達する時の供試体の曲率は、E タイプ供試体の方が D タイプ供試体に比べて明らかに大きくなる。例えば、アンカー鉄筋の破断が開始した時点での供試体の曲率は、D タイプ供試体で 0.0031 (1/m)、E タイプ供試体で 0.0133 (1/m) である。この分だけ、二次覆工を有する E タイプ供試体は、D タイプ供試体に比べてねばりがあると言えよう。

(2) 供試体円周方向の変形特性

セグメント継ぎボルトの軸力は、全ての荷重過程を通じて初期軸力から減少しなかった。また、円周方向に配置した二次覆工鉄筋のひずみも最大で 300 μ 程度と小さい。したがって、E タイプ供試体においても D タイプ供試体と同様に、曲げモーメントの荷重に伴う円周方向の変形はほとんどないと考えることができる。

(3) 二次覆工の長手方向最小鉄筋量

既に報告したシールドトンネル模型の軸力荷重実験結果<sup>8)</sup>によれば、二次覆工が無筋の場合には、ある一つのリング接合面で二次覆工にクラックが生じると、このリ

ング接合面にのみ損傷が集中する。このように特定のリング接合面に損傷が集中するのを防ぐためには、次式による二次覆工コンクリートの引張強度を上回るだけの二次覆工鉄筋量を長手方向に配置しておくことが有効である。

$$A_{LR \min} = \frac{A_L \sigma_L - P_{Jr}}{\sigma_{LRr}} \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 $A_{LR \min}$  : 二次覆工の長手方向最小鉄筋量、 $A_L$  : 二次覆工コンクリートの断面積、 $\sigma_L$  : 二次覆工コンクリートの引張強度、 $P_{Jr}$  : リング継手の引張強度、 $\sigma_{LRr}$  : 二次覆工鉄筋の破断強度である。

E タイプ供試体について、式(1)から必要とされる二次覆工の長手方向鉄筋量を算定すると 17.5 cm<sup>2</sup> となる。これに対して、本供試体に配置した二次覆工の長手方向鉄筋は 20.3 cm<sup>2</sup> とこれを上回っており、前述したように、覆工の損傷が特定のリング接合面に集中せず、複数のリング接合面に分散して生じたことをよく説明する。

5. まとめ

曲げモーメントを受けるシールドトンネルの覆工剛性及び変形特性を把握することを目的として、リングを組んだシールドトンネル模型を用いて正負交番の曲げ荷重実験を行った。本実験により得られた結果をまとめると、以下の通りである。

(1) 供試体の最終的な破壊は、D タイプ供試体及び E タイプ供試体ともにリング接合面に生じ、これ以外の部分には損傷は生じなかった。E タイプ供試体では、乾燥収縮等の影響により実験前から二次覆工に初期クラックが生じていたが、リング接合面以外の箇所では、荷重に伴う初期クラックの進展は生じなかった。このような損傷特性は正負交番の軸力を受けるシールドトンネルの損傷特性と一致する。

(2) D タイプ供試体は、ある一つのリング接合面においてリング継手のアンカー鉄筋が破断することにより最終状況に至った。この段階では、他のリング接合面ではリング継手の周辺にクラックが発生しただけであった。したがって、一次覆工だけのシールドトンネルでは、1 箇所のリング接合面に耐力が減少する程度の損傷が生じると、これ以上の荷重を受けた場合にはこのリング接合面のみに損傷が集中しやすいことに留意しなければならない。

(3) E タイプ供試体は、複数のリング接合面においてリング継手のアンカー鉄筋が破断して最終状況に至った。このような損傷の分散は、二次覆工の長手方向に配置した鉄筋によるものである。D タイプ供試体のように損傷が単一のリング接合面に集中するのを防ぐためには、二次覆工コンクリートにクラックを生じたリン



グ接合面の引張耐力が、他のリング接合面における二次覆工コンクリートの引張耐力を上回るだけの二次覆工鉄筋を、最小鉄筋としてトンネル長手方向に配置することが有効と考えられる。

(4) リング継手の破壊は、Dタイプ供試体及びEタイプ供試体ともに、継手金具定着板の端部でアンカー鉄筋が破断することにより生じる。Dタイプ供試体では、定着板がボルトボックス内に折れ曲がる結果、アンカー鉄筋は引張力に加えて曲げを受けて破断した。ボルトボックス内に二次覆工コンクリートが充填されるEタイプ供試体では、定着板の変形が拘束される結果、アンカー鉄筋に曲げは作用せず、アンカー鉄筋の破断を遅らせることができた。したがって、たとえ二次覆工を設けない場合でも、ボルトボックス内にコンクリート等を充填してアンカー鉄筋の破断を遅れさせることが、トンネルの変形性能を向上させる上で有効と考えられる。

(5) セグメント継ぎボルトの軸力は、載荷を繰り返しても初期軸力からほとんど変化せず、また、円周方向に配置した二次覆工鉄筋のひずみは微小であった。したがって、本検討で対象としたシールドトンネルでは、曲げモーメントの載荷に伴うトンネル円周方向の変形は小さい。

## 参 考 文 献

- 1) 志波由紀夫・川島一彦・大日方尚巳・加納尚史：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，土木学会論文集，No. 398/I-10, 1988. 6.
- 2) 志波由紀夫・川島一彦・大日方尚巳・加納尚史：応答変位法によるシールドトンネルの地震時断面力の算定法，土木学会論文集，No. 404/I-11, 1989. 10.
- 3) 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回年次学術講演会概要集，第3部門，pp. 457-458, 1972. 9.
- 4) 小泉淳・村上博智・西野健三：シールドトンネルの軸方向特性のモデル化について，土木学会論文集，No. 394/III-9, 1988. 6.
- 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，No. 376/III-6, 1986. 12.
- 6) 土木学会・日本下水道協会共編：シールド工用標準セグメント，1982年改訂。
- 7) 川島一彦・杉田秀樹・加納尚史：正負交番軸方向荷重を受けるシールドトンネル模型の変形及び破壊特性，土木学会論文集，No. 422/I-14, 1990. 10.
- 8) 川島一彦・杉田秀樹・加納尚史・大日方尚巳・志波由紀夫：鉄筋コンクリート製シールドトンネルの耐震設計法に関する研究，土木研究所報告，第188号，1993. 3.

(1993. 2. 25 受付)

## EXPERIMENTAL INVESTIGATION ON DEFORMATION AND FAILURE MECHANISM OF SHIELD TUNNELS SUBJECTED TO CYCLIC BENDING MOMENT

Kazuhiko KAWASHIMA, Hideki SUGITA and Takashi KANO

Shield tunnel is being increasingly adopted in recent years for constructing tunnels for traffic, water supply and sewerage. Because they are extremely important as lifeline facilities, development of a rational seismic design method suitable for shield tunnels is very important.

Shield tunnels deform in accordance with the deformation of subsurface ground during an earthquake. Although axial deformation is predominant, flexural deformation becomes important when soil condition varies along the tunnel axis, and when the tunnel is rigidly connected to other structures.

Because shield tunnels are of segments, bolts and secondary (inner) linings, evaluation of equivalent stiffness requires accurate estimation of deformation characteristics. Failure mechanism is also important for estimating nonlinear hysteretic behavior of shield tunnels subjected to a significant earthquake. There are however few studies on the deformation and failure mechanism of shield tunnels subjected to flexural deformation. Therefore, a series of loading tests of shield tunnel specimens subjected to alternative bending moment was conducted. Presented in this paper are failure mechanism and deformation characteristics of shield tunnels with and without secondary lining, and importance of the secondary lining for increasing ductility of shield tunnels.