

# 密閉式合成セグメントの 合理的な設計法に関する研究

Study on Rational Design Method of Composite Segment

鈴木健介<sup>1</sup>・鈴木哲太郎<sup>1</sup>・小泉淳<sup>2</sup>

Kensuke Suzuki, Tetsutaro Suzuki and Atsushi Koizumi

<sup>1</sup>学生会員 早稲田大学大学院 理工学研究科 建設工学専攻 (〒169-8555 東京都新宿区大久保3-4-1)

<sup>2</sup>正会員 工博 早稲田大学教授 理工学部社会環境工学科 (〒169-8555 東京都新宿区大久保3-4-1)

E-mail:koizumi@waseda.jp

Composite segment is the steel structure, which is filled with high flowability concrete. The cross section of segment can be made small because its stiffness is bigger than that of RC structure and others. Steel shell and concrete are combined by the stud bolts welded on the inner surface of the shell. Some loading tests were carried out to verify the structural advantages of the segment and examine the propriety of reinforced concrete theory and three dimensional finite element method. This paper shows the rational design method of composite segment.

**Key Words :** *shield tunnel, composite segment, reinforced concrete theory, three dimensional finite element method*

## 1. はじめに

わが国の都市は、経済の高度成長に伴い急激に発展した。とりわけ東京都や大阪府に代表される大都市部ではその傾向が顕著であり、地上空間は公共施設等の構造物によって急速に過密化した。わが国のシールド工法は、そのような背景を受け、都市部の地下空間における都市基盤の整備のためのトンネル構築法として発展してきた。

現在、都市部の過密化はさらに進行しており、地上を始め地下空間も中浅深度まで様々な都市基盤が輻輳化し、今後さらに深い部分である大深度地下空間の開発が重要視されている。

また一方で、トンネルの不要断面の削除やトンネル空間の有効利用のためにトンネル断面の大断面化や、従来の円形断面に代わって楕円断面や多心円断面などの異形断面化が検討されるようになってきた。このため偏土圧や大土水圧など掘削条件は厳しくなる傾向になってきている。

このような状況に伴い、シールド工法に用いられるセグメントの中には、高い剛性と強度が要求されるケースも増えてきている。しかし、現在のセグメントでこのような要求に対応しようとした場合、セ

グメント自体の厚さが増すこととなり、それに伴って掘削土量も増加するため、経済性の問題や建設発生土の処理の問題などが生じ、著しく不合理な場合も考えられる。このような要求に対して、鋼とコンクリートとを合成した様々なセグメントが開発された。その中で、密閉式合成セグメントは、六面体の鋼殻の内部に高流動性のコンクリートを充填し一体化したもので、その構造から、変形拘束効果、密閉効果が期待でき、経済性や環境負荷低減の優位性が強調されている<sup>1)</sup>。しかし、現在の設計においては、構造的な類似性から、鉄筋コンクリートセグメントと同様な考え方が採用されており、その力学的特性などはほとんど明らかにされていない<sup>2), 3)</sup>。

本研究は、密閉式合成セグメントを中心にして、その他の構造形式の合成セグメントも対象に、これらの合成セグメントを曲率をつけずに直線梁にモデル化し、載荷実験を行うことでその耐荷機構を比較し、それぞれに対し鉄筋コンクリート理論および有限要素法による解析を行い、密閉式合成セグメントの合理的な設計法の提案を行うものである。

## 2. 模型供試体を用いた载荷実験の概要

密閉式合成セグメントの力学的特性を明らかにする目的で、セグメントを直線梁にモデル化した模型供試体を作成し载荷実験を行った。各供試体の形状寸法は、幅300mm、主桁長900mm、主桁高94mmであり、スキンプレート厚は3.2mm、主桁プレート厚、継手プレート厚は6.0mmである。鋼板は、SS400を用いた。充填材には、高流動、低膨張性のグラウトモルタルを用い、両者はスキンプレートに60mmピッチで溶植されたスタッドジベルにより一体化されている。スタッドジベルは、軸径8mm、頭部径16mm、全長43mmのものを用いた。

模型供試体は、密閉式合成セグメントをモデル化したもの（C-1）を基本として、それから圧縮側スキンプレートを除いたもの（C-2）、引張側スキンプレートを除いたもの（C-3）、継手プレートを除いたもの（C-4）の4種類を作成した。

载荷実験は、2点曲げ载荷実験とし、支点間は800mm、载荷スパンは300mmとした。スパン中央の断面（以下中央断面と呼ぶ）において鉛直変位および供試体外面のひずみを計測した。なお、（C-4）に関しては、供試体の端部からはみ出るモルタル部分の変位量を測定した。

模型供試体の外観を図-1に、载荷実験の状況を図-2に、また（C-1）から（C-4）の各実験ケースの側面図をそれぞれ図-3から図-6に示す。

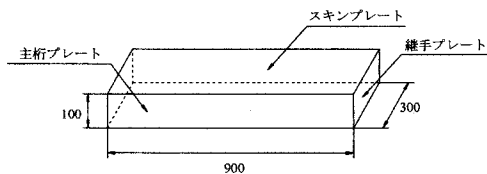


図-1 供試体の概要図

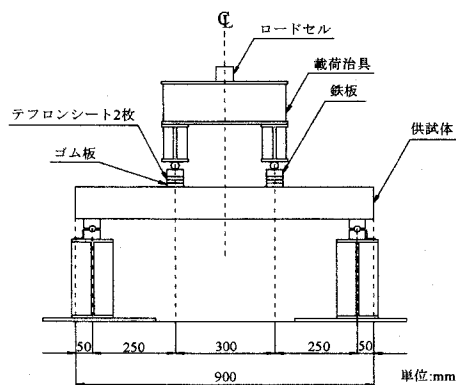


図-2 载荷状況図

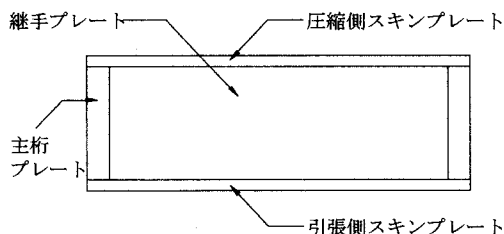


図-3 (C-1) 側面図

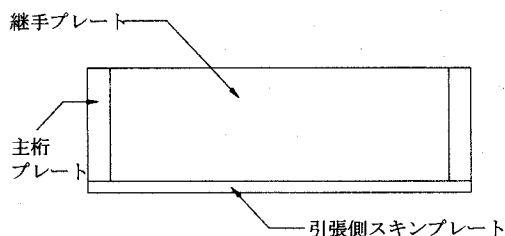


図-4 (C-2) 側面図

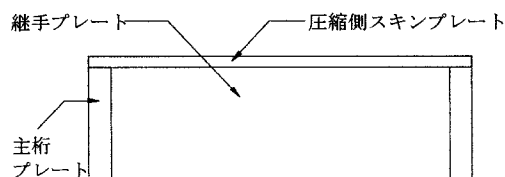


図-5 (C-3) 側面図

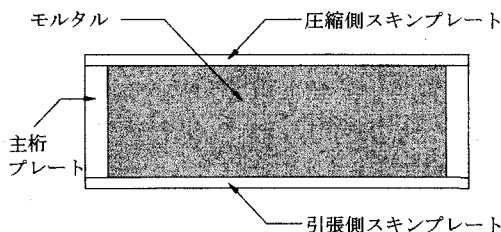


図-6 (C-4) 側面図

## 3. 解析の概要

### (1) 鉄筋コンクリート理論

現在提案されている密閉式合成セグメントの設計方法の一つに、鋼殻を構成するプレートのうち、スキンプレート、主桁プレートを従来の鉄筋コンクリートセグメントの主鉄筋とみなし、鉄筋コンクリート理論に準拠して設計するという考え方がある<sup>2)</sup>。しかし、スキンプレートや主桁プレートを有効断面を評価し、全断面を考慮しないなど、安全側の設計

を行っているのが現状である。

本解析では、曲げ剛性の算出に際して、主桁プレートは全断面が断面力に対して有効に働いていると考えた。一方、密閉式合成セグメントの鋼殻は薄肉断面であることや、鋼殻と中詰めコンクリートとの付着が完全でないことから、スキンプレートは全断面が有効に働いているとは考えにくい。そこで鋼製セグメントと同様にスキンプレートには有効幅という考えを用いることにした<sup>4), 5), 6)</sup>。また、断面内のモルタル部分に関しては、ひび割れ発生前はこれを全断面有効とし、ひび割れ発生後は引張側を無視した。

降伏荷重の算出に際しては、モルタルの引張側を無視し、スキンプレートの板厚を25倍した有効幅を用いて行い、耐力の算出に際してはモルタルの引張側以外の全断面を有効として算出することとしている。

本研究では、以下に示す2通りの方法により有効幅を算出し、これを用いてRC理論による曲げ耐力を求めることにした(図-7 参照)。

#### a) 有効幅の算出方法その1

- ① ある荷重におけるスキンプレート上のひずみ  $\varepsilon$  の分布図を作成し、幅方向の中央を境として、台形の面積の和として面積  $S_1$ ,  $S_2$  を求める。
- ② 面積が等しく、高さが最大のひずみ ( $\varepsilon_a$ ,  $\varepsilon_b$ ) となるような等価な長方形を考え、その長方形の横幅を  $b_{e1}$ ,  $b_{e2}$  としその平均を有効幅(以下、有効幅  $\alpha$  とする)とする。ただし、ひずみ分布は等価な長方形を2等分したものを端部から分布させたものとする。

#### b) 有効幅の算出方法その2

スキンプレートが主桁や縦リブと溶接によって強固に結合されている場合においては鋼製セグメントと同様にスキンプレートの板厚の25倍として有効幅(以下、有効幅  $\beta$  とする)を求める場合がある。

### (2) 有限要素法

有限要素法による解析には、汎用FEMソフトMARC2001を用い、3次元弾塑性解析を行った。

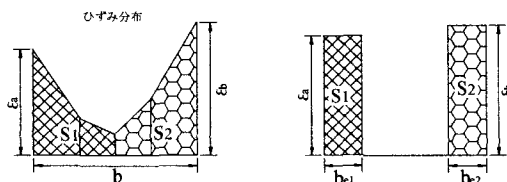


図-7 有効幅の算出方法

表-1 境界条件

| 接点座標    |            | 荷重点  | 支点 | スパンの中央断面 | 幅方向の中央断面 |
|---------|------------|------|----|----------|----------|
| 荷重 (kN) | x          |      |    |          |          |
|         | y          | -450 |    |          |          |
|         | z          |      |    |          |          |
| 拘束      | u          |      |    | ●        |          |
|         | v          |      | ●  |          |          |
|         | w          |      | ●  |          | ●        |
|         | $\theta_x$ |      | ●  |          |          |
|         | $\theta_y$ |      | ●  | ●        | ●        |
|         | $\theta_z$ |      |    | ●        |          |

ここに、●は拘束を表す。

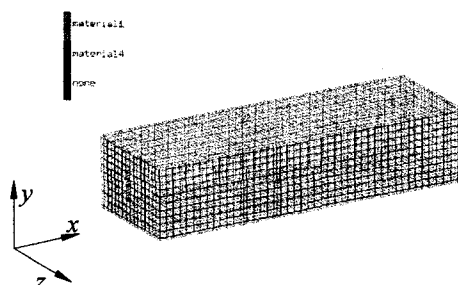


図-8 解析モデル

構造と荷重の対称性を考慮し、模型供試体の1/4を取り出し、鋼板、およびモルタルは8節点ソリッド要素を用いてモデル化を行った。(C-1)のモデル図を図-8に示す。また、表-1には境界条件を示してある。

要素を分割する際に注意した点は、

- ① 結果を知りたい点が節点になるようにする、
- ② 分割した要素が一方に長く縦横比が大きい場合、長い方向への近似精度が落ちるため、縦横比(アスペクト比)は3程度におさえた、などである。

### (3) 解析に用いた物性値

鉄筋コンクリート理論および有限要素法に用いた材料の物性値は、材料試験により求めた。数値解析に用いる鋼材の諸元に関しては、実験供試体を使用した鋼材の引張試験を行って算出した。ただし、同じケースの中においてもばらつきが目立っていたため、全ての試験結果の平均を使用する。また、数値解析に用いるモルタルの諸元に関しては、各ケースに打設したモルタルの圧縮強度、静弾性係数、曲げ強度試験から得られた値を用いる。

鋼材の物性値を表-2に、モルタルの物性値を表-3に示す。

有限要素法解析においては、鋼材の応力-ひずみ関係は完全弾塑性とし、Von Misesの降伏条件を用いた。また、モルタルの圧縮側の応力-ひずみ関係は、静弾性係数試験から得られた結果を5本の折れ線で近似し、引張側はひずみ軟化の影響を見込むこととした。

ひずみ軟化係数は、式(1)により算出した<sup>7)</sup>。

$$E_{soft} = \frac{\sigma_{cr}}{\epsilon_{ys} - \epsilon_{cr}} \quad (1)$$

ここに、 $E_{soft}$ ：ひずみ軟化係数 (N/mm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_{cr}$ ：モルタルの引張強度 (N/mm<sup>2</sup>)  
 $\epsilon_{ys}$ ：鋼材の降伏ひずみ  
 $\epsilon_{cr}$ ：モルタルの引張破壊時のひずみ

せん断保持率は、本実験ではモルタルを用いたので、コンクリートの一般的な値である 0.4~0.6 より若干小さくなることが予想されたことから、0.25 という値を用いることとした<sup>8)</sup>

数値解析に使用する鋼材の応力とひずみの関係は、鋼材の引張試験結果を近似したものを用いる。数値解析に使用する鋼材の応力とひずみの関係を図-9に示す。

また、数値解析に使用するモルタルの応力とひずみの関係は、各ケースに使用したモルタルの静弾性試験の結果 4~5 本の折れ線により近似したものを用いる。図-10 から図-13 に数値解析に使用するモルタルの応力とひずみ関係を示す。

表-2 鋼材の物性値

| 実験ケース                       | C-1   | C-2 | C-3 | C-4 |
|-----------------------------|-------|-----|-----|-----|
| 静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> ) | 179.6 |     |     |     |
| ポアソン比                       | 0.3   |     |     |     |
| 降伏点強度 (N/mm <sup>2</sup> )  | 320   |     |     |     |
| 引張ひずみ(μ)                    | 1943  |     |     |     |

表-3 モルタルの物性値

| 実験ケース                        | C-1   | C-2   | C-3   | C-4   |
|------------------------------|-------|-------|-------|-------|
| 静弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )  | 32.0  | 28.4  | 27.1  | 24.5  |
| ポアソン比                        | 0.251 | 0.282 | 0.295 | 0.258 |
| 圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )    | 86.8  | 79.9  | 80.2  | 79.5  |
| 曲げ強度 (N/mm <sup>2</sup> )    | 5.48  | 7.77  | 6.61  | 5.05  |
| 引張ひずみ(μ)                     | 171   | 274   | 244   | 206   |
| ひずみ軟化係数 (N/mm <sup>2</sup> ) | 3109  | 4680  | 3911  | 2923  |
| せん断保持率                       | 0.25  |       |       |       |

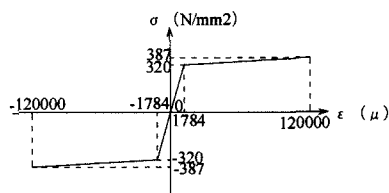


図-9 鋼材の応力とひずみの関係

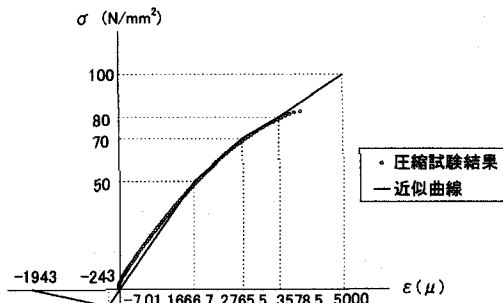


図-10 モルタルの応力とひずみの関係 (C-1)

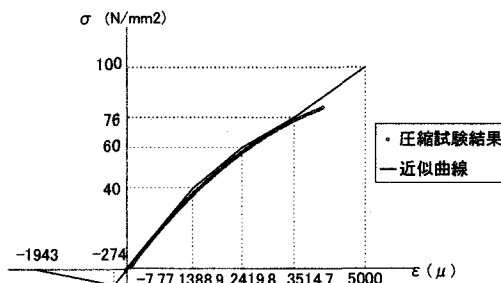


図-11 モルタルの応力とひずみの関係 (C-2)

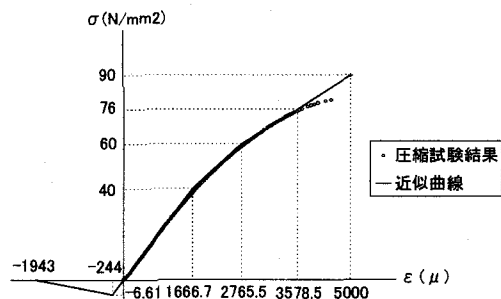


図-12 モルタルの応力とひずみの関係 (C-3)

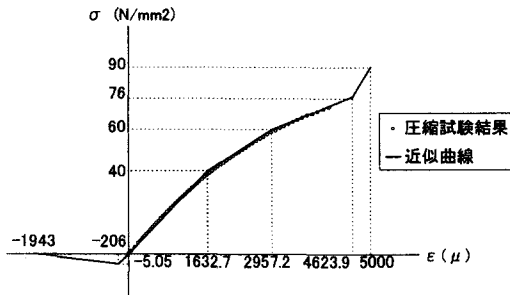


図-13 モルタルの応力とひずみの関係 (C-4)

#### 4. 実験結果とその解析

表-4 に各ケースのひび割れ発生荷重を示す。また、図-14 に各ケースの中央断面における荷重と鉛直変位との関係を示す。表-4、図-10 から、各ケースごとに内部モルタルのひび割れ発生前とひび割れ発生後に分け、最小二乗法によりそれぞれの領域における直線区間の傾き  $k$  を求め、ひび割れ発生前とひび割れ発生後の曲げ剛性 ( $EI$ ) を式 (2) より算出した。

$$EI = \frac{ka}{48} (8a^2 + 12ab + 3b^2) \quad (2)$$

ここに、 $k$ : 最小二乗法により求めた傾き

$a$ : 支点と載荷点の距離 250mm

$b$ : 載荷スパン 300mm

実験結果から求めた曲げ剛性と実験から得られた耐力をそれぞれ表-5 に示す。この表を見ると (C-2) および (C-3) のひび割れ発生前の曲げ剛性はひび割れ発生後の曲げ剛性より小さいという結果が出ている。これは、実験前に供試体のモルタルに乾燥収縮によるひび割れが発生していたことが原因と考えられる。

次に、図-15 に示した荷重とひずみの関係から、ひび割れ発生前の線形域に関して最小二乗法により算出した傾き  $k$  を用いて、ひび割れ発生前の任意の代表荷重  $P_{前}$  におけるひずみ代表値  $\varepsilon_{前}$  を求めた。さらに主桁プレートひずみから中立軸の位置を求め、それらを用いてひずみの展開図を作成した。図-16 はひずみの展開図の一例である。ひずみの展開図から 3 - (1) - a) に示した方法を用いて、各ケースの有効幅  $\alpha$  を算出した。その結果は表-6 に示すとおりである。ただし表-6 中の  $t$  はスキムプレートの

表-4 ひび割れ発生荷重

| 実験ケース         | C-1 | C-2 | C-3 | C-4 |
|---------------|-----|-----|-----|-----|
| ひび割れ発生荷重 (kN) | 37  | 36  | 46  | 18  |

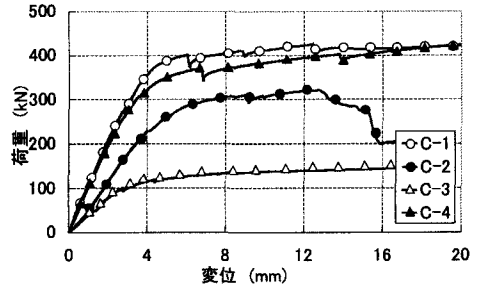


図-14 荷重と供試体中央部の鉛直変位との関係

表-5 実験結果

| 実験ケース                                        | C-1  | C-2 | C-3 | C-4  |
|----------------------------------------------|------|-----|-----|------|
| ひび割れ発生前の $EI$ ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2$ ) | 1262 | 409 | 326 | 1029 |
| ひび割れ発生後の $EI$ ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2$ ) | 853  | 569 | 328 | 773  |
| 耐力 (kN)                                      | 427  | 321 | 151 | 439  |

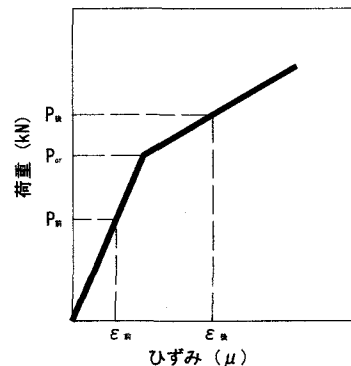


図-15 荷重とひずみとの関係

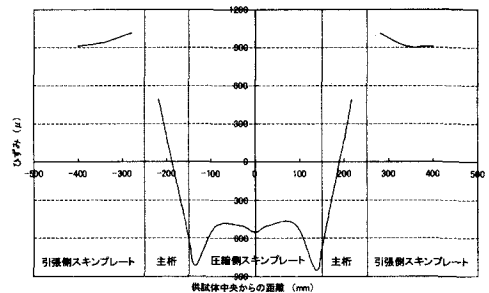


図-16 ひずみ展開図の例

表-6 スキンプレートの有効幅  $\alpha$ 

|     |         | 有効幅 $\alpha$ |             |
|-----|---------|--------------|-------------|
|     |         | 圧縮側<br>(mm)  | 引張側<br>(mm) |
| C-1 | ひび割れ発生前 | 146(45.8t)   | 148(46.3t)  |
|     | ひび割れ発生後 | 130(40.6t)   | 141(44.1t)  |
| C-2 | ひび割れ発生前 |              | 134(42.0t)  |
|     | ひび割れ発生後 |              | 137(42.8t)  |
| C-3 | ひび割れ発生前 | 134(41.8t)   |             |
|     | ひび割れ発生後 | 109(34.1t)   |             |
| C-4 | ひび割れ発生前 | 141(44.2t)   | 139(43.4t)  |
|     | ひび割れ発生後 | 104(32.6t)   | 139(43.4t)  |

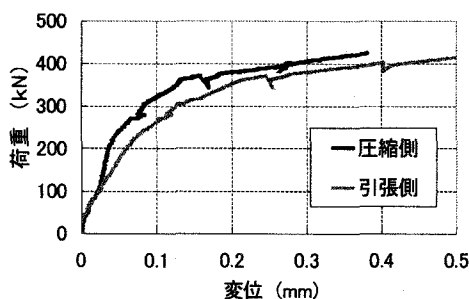


図-17 モルタルのはみ出し変位量

板厚である。また、ひび割れ発生後についても、ひび割れ発生前と同様の手順で中立軸および有効幅  $\alpha$  の算出を行った。図-14 および表-5 の (C-1) と (C-4) を比較すると、概ね同じような実験結果が得られたことがわかる。また、図-17 に (C-4) の荷重と継手部からはみ出るモルタル部分の変位量との関係を示す。この図より、供試体の端部からのモルタル部分のはみ出し量は微小であることが確認でき、鋼とモルタルとがスタッドジベルにより一体化されている場合には、継手プレートの有無による差はほとんどないことがわかった。

(C-2) と (C-3) を比較すると、(C-2) の方が曲げ剛性、耐力とも大きくなることがわかった。このことは、引張側スキンプレートが曲げ、引張に対して有効に働いていることを示している。また (C-2) と (C-3) では、模型供試体が破壊荷重に至る直前で、主桁プレートが面外座屈を起こす様子が実験中に観察された。このことは、スキンプレートが主桁の変形の拘束に有効であることを示している。

## 5. 実験結果と解析結果との比較およびその考察

図-18 から図-21 は、各ケースの実験結果と解析結果とを示したものである。ただし 3 - (1) - a) に示した方法で求めた有効幅  $\alpha$  を用いて求めた曲げ剛性を理論値  $\alpha$ 、3 - (1) - b) に示した方法で求めた有効幅  $\beta$  を用いて求めた曲げ剛性を理論値  $\beta$  とする。降伏荷重の理論値を算出する際は、スキンプレートの有効幅  $\beta$  を用いて求めた。また、耐力の理論値の算出する際は、スキンプレートの有効幅は考慮せず、全幅を有効として求めた。

各ケースとも FEM による解析で概ね実験結果を説明することができた。しかし、表-7 の弾性域における曲げ剛性を比較すると、FEM のほうが実験値より平均約 28% 大きくなる結果となった。これは、模型供試体については、荷重に伴いモルタルと鋼材が完全に付着しているとはいえないため、モルタルと鋼材の接する全ての点を全剛結とした FEM 解析モデルによる解析値と実値に大きな差が生じたと考えられる。

RC 理論について、表-7 の弾性域における曲げ剛性は、理論値  $\alpha$  と実験値を比べると、理論値  $\alpha$  の方が約 30% 高い結果となった。また、理論値  $\beta$  では、実験値と比べると最大でも 10% 以内、平均で約 7.5% の誤差に収まり、両者はほぼ一致することから、理論値  $\beta$  は実験値をうまく表現できていると考えられる。また、図-18 から図-21 を見ると、スキンプレートの有効幅  $\beta$  を用いて算出した降伏荷重は、各ケースとも、実験結果から得られる降伏荷重とほぼ等しくなった。耐力に関しては、スキンプレートと主桁プレートで閉じた断面をもつタイプ、(C-1)、(C-4) では、実験値はスキンプレートの有効幅を考慮せず全幅を有効として算出した理論値とほぼ等しくなり、スキンプレートと主桁プレートで断面を閉じた断面を持つそれ以外のタイプ、(C-2)、(C-3) では実験時に起きた主桁の座屈を RC 理論では表現できないため、実験値の方が小さくなった。

表-7 曲げ剛性の比較

|                                             | C-1  | C-2  | C-3  | C-4  | 平均   |
|---------------------------------------------|------|------|------|------|------|
| 実験値 ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2$ )          | 853  | 569  | 328  | 773  | —    |
| 理論値 $\alpha$ ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2$ ) | 1110 | 802  | 373  | 1020 | —    |
| 誤差 (%)                                      | 29.4 | 40.9 | 13.7 | 30.8 | 28.7 |
| 理論値 $\beta$ ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2$ )  | 770  | 618  | 353  | 740  | —    |
| 誤差 (%)                                      | 9.81 | 8.62 | 7.39 | 4.25 | 7.52 |
| FEM ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2$ )          | 1080 | 780  | 377  | 1020 | —    |
| 誤差 (%)                                      | 27.0 | 37.1 | 14.7 | 32.2 | 27.8 |

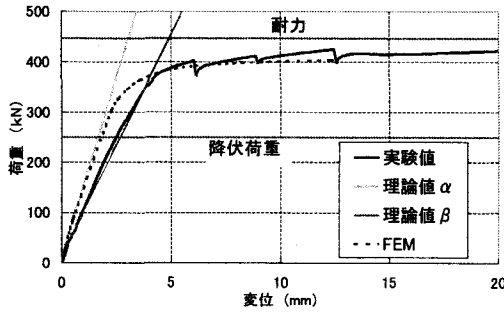


図-18 変位と荷重の関係 (C-1)

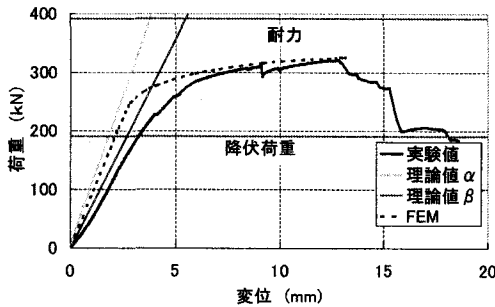


図-19 変位と荷重の関係 (C-2)

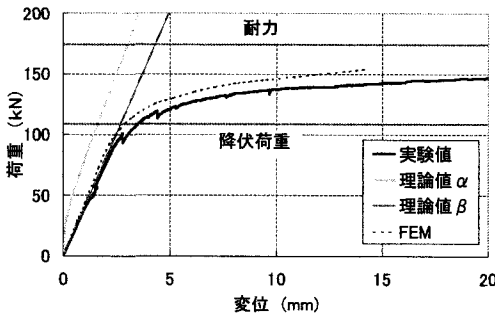


図-20 変位と荷重の関係 (C-3)

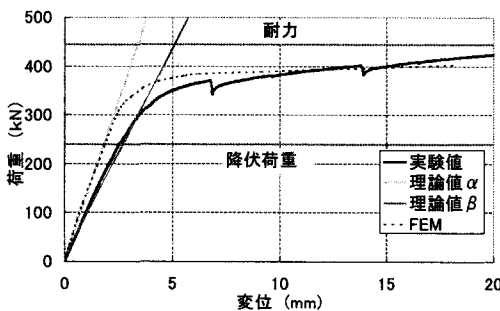


図-21 変位と荷重の関係 (C-4)

## 6. おわりに

本研究の結果得られた知見は以下のとおりである。実験結果と FEM 解析による解析値との比較を行って、スキンプレート、主桁プレートで断面を閉じるなど変形に対する拘束効果の大きい構造をもつものは、FEM 解析で大まかに実験時の挙動を表現できることがわかった。しかし、現段階では特に弾性域における曲げ剛性に関しては、解析値は実験値よりも概ね 30～40% 高くなり、精度よく実験値を表現しているとは言い難い結果となった。

実験結果と RC 理論における理論値の比較を行って、スキンプレート厚を 25 倍したものを有効幅として算出した理論値を用いると、曲げ剛性、降伏荷重それぞれの実験結果を誤差 10% 程度内の精度でうまく表現できる事がわかった。

また、耐力に関してもスキンプレート、主桁プレートで断面を閉じるなど変形に対する拘束効果の大きい構造をもつものは、スキンプレートの全断面有効として算出した理論値を用いると実験値をうまく表現できることがわかった。

尚、本研究の一部は日本鉄鋼連盟の助成事業によるものである。

## 参考文献

- 1) 土木学会：鋼・コンクリート合成構造の設計ガイドライン，土木学会，1991。
- 2) 田中征登，植村俊郎，加納勇，伊藤壮一：大口径トンネル用合成セグメント，日本鋼管技報No.122，pp.106-113，1988。
- 3) 土木学会：年次学術講演会・密閉式合成セグメントの曲げ耐荷機構に関する研究（その1～11），1991～1999
- 4) 土木学会：トンネル標準示方書（シールド編）・同解説，1996
- 5) 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，2001
- 6) 国鉄建設局・構造物設計事務所：シールドトンネルの設計施工指針（案），日本鉄道施設協会，1983
- 7) 森川博司：複合荷重を受けるRC円筒構造物の非線形解析法，RC構造の有限要素解析に関するコロキウム論文集，pp.165-172，1986。
- 8) 色部誠，河角誠，安達洋：コンクリート構造物の塑性解析，丸善，1987。