

プレキャスト部材の突合せ接合に関する評価手法の検討

A Study of an Evaluation Method for Butt Joint Structures Using Precast Concrete Blocks

本 田 智 昭 古 市 耕 輔 吉 田 健 太 郎¹⁾
桑 原 泰 之²⁾ 中 川 雅 由²⁾

要 約

シールドセグメントの継手に用いられる突合せ構造では、設計用値である回転ばね定数に、一般に Leonhardt の提唱した betongelenke の理論値が用いられている。その理論の中では、継手部付近の変形を算出する際に、継手部付近の圧縮応力の影響範囲を桁高と同等と仮定しているが、この仮定についての根拠が明確にされていない。また、実験により回転ばね定数を確認する場合には、計測方法や計測の標点距離が実験者ごとに異なるため、得られる回転ばね定数が様々であり、betongelenke の理論との相対的評価が難しい状況であった。これまで、筆者らは軸力とスパンをパラメータとした軸力導入曲げ試験を実施し、継手部付近の変形およびひずみの分布状況を詳細に検討してきており、その結果、スパンや軸力および作用曲げモーメントによって圧縮応力の影響範囲が変化しており、betongelenke の理論と実験結果が一致していないことを確認している。今回、継手部付近の応力状態を把握するための FEM 解析と、桁高の変化による影響を確認するための追加試験を実施し、弾性範囲内では、継手部付近の応力状態が、解析値と実験値でほぼ一致すること、また桁高の変化による圧縮応力の影響範囲の変化は、betongelenke の理論で考えられるものと同程度であることを確認した。

目 次

- I. はじめに
- II. betongelenke の理論について
- III. 検討方法
- IV. 検討結果
- V. まとめ

I. はじめに

プレキャスト部材の接合構造は、モルタルやエポキシ樹脂などを継手部に充填または塗布するウェットジョイントと、コンクリート面同士を直接突合せて、ボルトや締結金具を用いて接合するドライジョイントの二つに大別することができる。現在、橋梁などでは前者が、シールドトンネルでは後者が一般的に用いられている。ウェットジョイントは、応力伝達時の均一性の高さが長所であるが、ドライジョイントに比べ、接合作業が煩雑であることが短所となっている。今回、筆者らはシールド工法で継手構造として用いられているドライジョイントの一つ「突合せ構造」を検討対象とした。

突合せ構造は、軸力が作用した場合に成り立つ構造であり、地山が良く、均等な外力が作用する際に有効である。シールド工法では通常セグメント本体を梁、継手部を回転ばねとした「梁-ばねモデル」として設計を行う。その際、回転ばね定数は、一般的に Leonhardt(レオンハルト)の betongelenke の理論¹⁾を基に、桁高や桁幅などの継手部の寸法と作用軸力によって決まると考えられている。

筆者らは、軸力をパラメータとした実験から、軸力が小さい場合

に特に、実験値の回転ばね定数が理論値に比べて小さくなることを確認している²⁾。その後、軸力とスパンをパラメータとし、継手部付近の変形やひずみの分布状況を詳細に計測した軸力導入曲げ試験(本論文のケース A1~B3)を行い、betongelenke の理論で仮定している圧縮応力の影響範囲が実験結果と一致しないこと、また実験では継手部の接触面積が全面接触状態と異なるため回転ばね定数が小さくなることなどを確認³⁾しているが、理論で仮定している「圧縮応力の影響範囲=桁高」の明確な不成立性については確認できていない。

突合せ構造の設計をより合理化するためには、これらの不明確な部分を解明する必要があると考えた。そこで圧縮応力の影響範囲を定量的に把握するためには、実験で確認された継手部の応力状態についての FEM 解析による把握と、梁-ばねモデルを用いたフレーム解析と実験値の全体系の比較が必要である。また、これまでの実験では、桁高を同一としているため、桁高が変化した場合の影響についても検討する必要がある。

今回、これらの検討のうち、桁高の変化による圧縮応力の影響範囲を確認する目的の追加試験と、継手部の応力状態の把握を目的とした FEM 解析を行ったので、前回の実験内容を含めて報告する。

II. betongelenke の理論について

betongelenke によると Fig.1 の幾何学的関係から、継手部の回転角 θ は次式で与えられる。

$$\theta = \frac{\Delta S}{r} = \frac{1}{r} \cdot S \cdot \frac{\sigma_R}{E_0} \quad \dots \dots (1)$$

1) 東京土木支店
2) 土木設計本部

キーワード：シールドトンネル、突合せ構造、
回転ばね定数、セグメント、桁高

また、(1)式で示される圧縮応力の影響範囲 S は、セグメントの桁高（シーールドセグメントの場合、ほぞ幅） a と同等であると仮定した上で、力の釣合条件から継手の回転ばね定数 K_θ として (2) 式を導いている。

$$K_\theta = \frac{M}{\theta} = \frac{Ne}{\theta} = \frac{9a^2 b E_0}{8} m(1-2m)^2 \quad \dots (2)$$

ここで、

K_θ ：回転ばね定数

M ：曲げモーメント

N ：軸力 $(= \frac{\sigma_R b}{2})$

ΔS ：圧縮縁変形量

σ_R ：圧縮縁応力度

r ：圧縮力の作用範囲

a ：セグメント桁高（ほぞ幅）

b ：セグメント桁幅（ほぞ長さ）

E_0 ：コンクリートの弾性係数

S ：圧縮応力の影響範囲

e ：荷重偏心量 $(= \frac{M}{N} = \frac{a}{2} - \frac{r}{3})$

m ：荷重偏心率 $(= \frac{e}{a})$

この理論式において、セグメント桁高およびセグメント桁幅は、継手面の接触面積を指しているが、実際のセグメントや試験体では、製作誤差や収縮などの影響により必ずしも全面で接触していない。したがって、理論式を用いる場合、実際の桁高および桁幅よりも小さな値を用いるか、何らかの低減係数を乗ずる必要があると思われる。また、圧縮応力の影響範囲は、桁高と同等 ($S=a$) とする根拠が不明確であるなど、課題が残されている。

Ⅲ. 検討方法

1. 試験パラメータ

Table 1 に試験体一覧を示す。試験パラメータは、突合せ継手を

Table 1 試験体一覧 (List of Specimens)

試験 ケース名	試験パラメータおよび試験体寸法									材料試験結果	
	軸力 (kN)	軸圧縮応力 (N/mm ²)	桁幅 (mm)	桁高 (mm)	スパン (mm)	等曲げ区間 (mm)	せん断スパン (mm)	1/2スパン ／桁高比	引張鉄筋比 (%)	圧縮強度 N/mm ²	ヤング係数 kN/mm ²
A1	600	7.5	400	200	1600	600	500	4.0	0.96	34.3	29.7
A2		7.5			2000		700	5.0	0.96	39.8	31.3
A3		7.5			2400		900	6.0	0.96	43.4	32.3
B1		3.75			1600		500	4.0	0.96	37.8	30.2
B2	300	3.75			2000		700	5.0	0.96	41.4	31.4
B3		3.75			2400		900	6.0	0.96	43.9	31.6
C1	750	7.5			250		700	4.0	1.07	33.7	29.2
D1	900	7.5			300		900	4.0	1.16	38.2	31.3

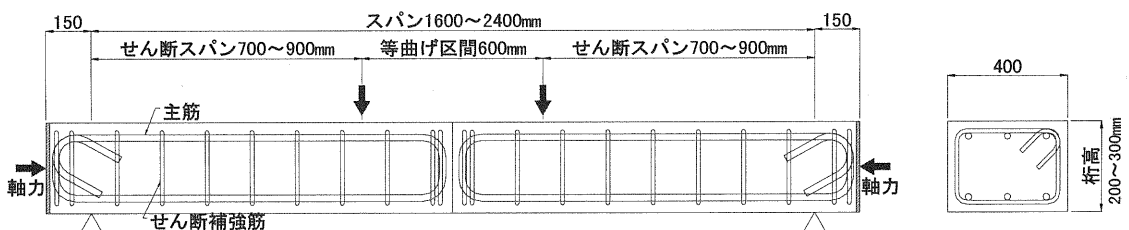


Fig. 2 試験体形状
(Profile of Specimen)

有する実構造のセグメントの諸元を基に、導入軸力の違いによる継手面の接触状態への影響を確認するため、軸力による継手部の軸圧縮応力を2水準、また試験体のスパンによる影響および桁高による影響を確認するため、スパンを3水準、桁高を3水準設定した。

スパンの影響については、実際のセグメントを用いた過去の試験において⁴⁾、スパンの違いによって回転ばね定数が異なる結果となったことから、パラメータとした。なお、A1～B3の試験ケースは既報³⁾において報告している。

2. 試験体形状

Fig. 2 に試験体形状を示す。試験体は、桁幅 400×桁高 200～300mm の RC 構造のピース 2 体を突合せた形状とした。主筋には、引張鉄筋比が約 1% となるよう D16～D22-SD295 を 6 本配置し、また終局時に

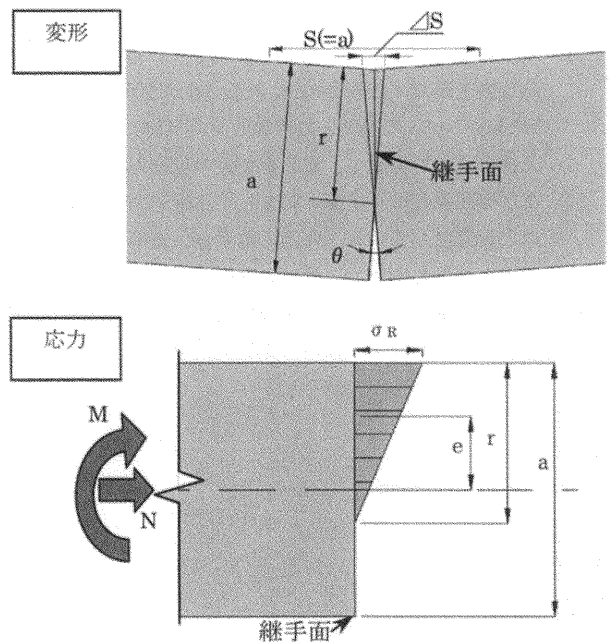


Fig. 1 継手部の変形と応力分布
(Conceptual Diagram of Transformation
and Stress Distribution of a Joint)

せん断破壊が先行しないよう、せん断補強筋として D13-SD295 を桁高の 1/2 の間隔で配置した。

2 体の接合面は、突合せ継手の理論上の状態である全面接触状態に近づけるため、先に製作したピースの継手面を型枠代わりとするマッチキャスト方式によって製作し、面同士の不陸を可能な限り少なくした。また、基本特性を把握する実験のため、接合面にせん断キーや付着突起などは設けていない。Table 2 に使用した鉄筋の材料物性を示す。

3. 載荷方法

Fig. 3 に載荷方法を示す。本試験は、PC 鋼棒 2 本を用い、試験体の両端に取り付けた治具を介して外ケーブル方式により試験体に軸力を導入した状態で、5000kN アムスラーを用い、2 点載荷を行った。

4. 計測方法

Table 3 に計測項目、Fig. 4 に継手部のコンクリート表面ひずみおよびパイ型変位計の計測位置を示す。鉛直変位計の数はスパンによって増減するが、それ以外については、全ケースで共通とした。

(1) コンクリートひずみ

継手部付近のコンクリートひずみについては、

- ・betongelenke の「圧縮応力の影響範囲 S」を検証すること
- ・継手部付近の幅方向のひずみ分布を確認し、継手面の接触状況による計測値への影響を確認すること

Table 2 鉄筋の材料物性

(Material Properties of Reinforcement)

	降伏応力 N/mm ²	ヤング係数 kN/mm ²	引張強さ N/mm ²	用途
D16-SD295	344	183	496	A1～B3主筋
D19-SD295	340	184	517	C1主筋
D22-SD295	345	191	523	D1主筋
D13-SD295	344	181	491	A1～B3せん断補強筋
D13-SD295	354	176	527	C1, D1せん断補強筋

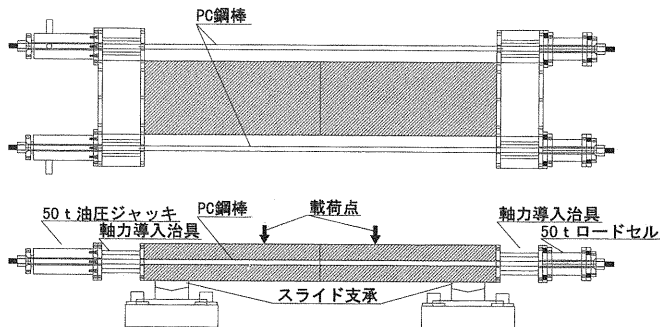


Fig. 3 載荷方法

(Test Method)

Table 3 計測項目
(Measurement List)

種類	計測項目	計測方法	1体当たりの計測点数
荷重	載荷荷重	アムスラー	1
	導入軸力	ロードセル	2
変位	鉛直変位	変位計	16(A1,B1) 20(A2,B2,C1) 24(A3,B3,D1)
	水平変位	変位計	4
	ジャッキストローク (軸力導入用)	変位計	2
	継手部目開き	パイ型変位計	16 (上下8点ずつ)
ひずみ	コンクリートひずみ	ひずみゲージ	40 (上下20点ずつ)

の 2 点を目的とし、全幅にわたり継手面から距離 20mm の位置から 95mm の位置までは 15mm 間隔で、最大 230mm の範囲(桁高 200mm 以上の範囲)まで各 2 点ずつ、階段状にひずみゲージを貼ることとした。

(2) 継手部目開き

既往の実験では、継手部の目開きについてパイ型変位計を用いて計測する例が多いが、パイ型変位計の標点距離の違いによるデータへの影響は示されていない⁵⁾。標点距離が異なれば、対象となるコンクリートひずみが異なるため、回転角の評価へ影響し、回転ばね定数についても、標点距離の違いによる影響が表れると考えられる。そこで、今回の試験では適切な標点距離を把握するため、目開きの計測に標点距離 50, 100, 150, 200mm の 4 種類のパイ型変位計を上下面にそれぞれ 2 箇所ずつ設置し、標点距離の違いによる回転ばね定数への影響を確認した。

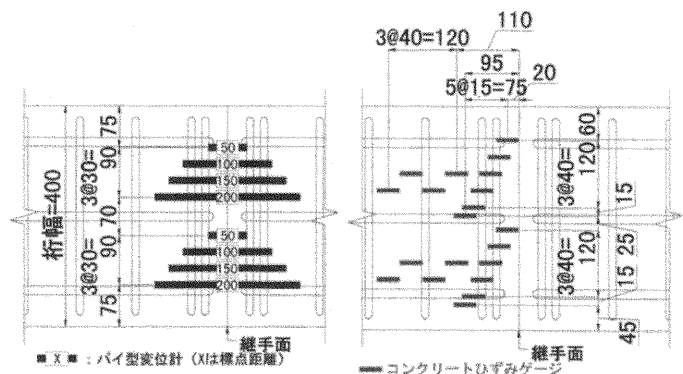
5. FEM 解析による検討

圧縮応力の影響範囲の把握と実験値との比較のため、2 次元ソリッドモデルを用いた非線形 FEM 解析を実施した。解析は、A1 を基本ケースとして、軸力による影響の確認のため B1、スパンによる影響の確認のため A3、桁高による影響の確認のため D1、の計 4 ケースについて実施した。解析モデルは Fig. 5 に示したメッシュ構成となっており、断面内の鉄筋については主筋のみをトラス部材でモデル化し、せん断補強筋は考慮していない。また、支承部は水平ローラーとし、継手部の境界条件は、全面接触で対称条件とした。

IV. 検討結果

1. 全体挙動

Table 4 に各ケースの最大耐力、Fig. 6 には例としてケース A1 の曲げモーメントと試験体中央の鉛直変位の関係(実験値と FEM 解析



(ひずみゲージ、パイ型変位計の計測位置は上下面で共通)

Fig. 4 計測位置
(Measurement position)

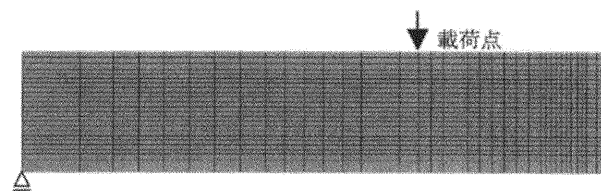
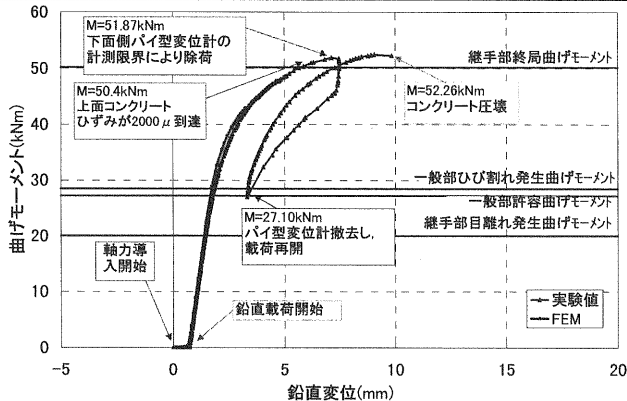
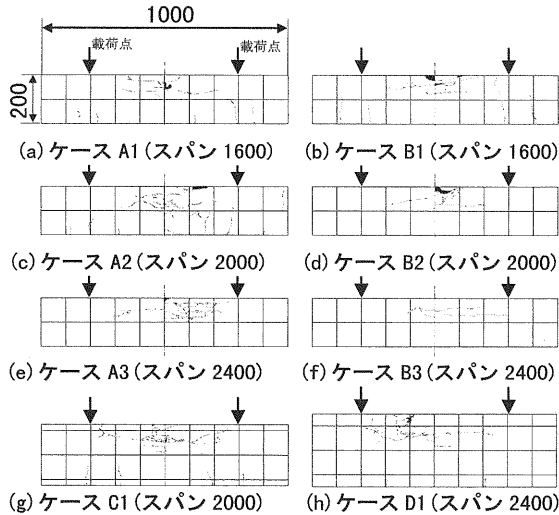


Fig. 5 FEM解析モデル図
(Analytical Model)

Table 4 各ケースの最大耐力と変位
(Test Results)

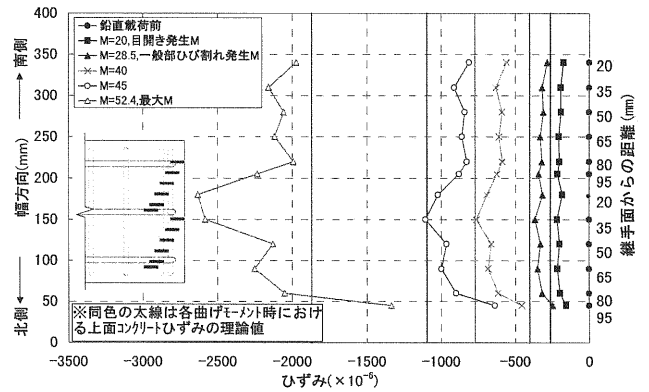
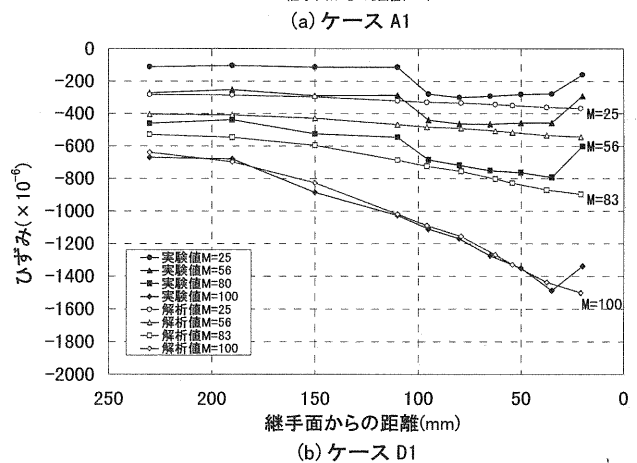
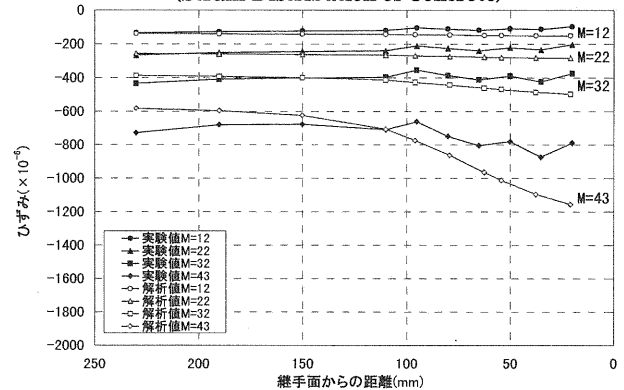
	A1	A2	A3	B1	B2	B3	C1	D1	
最大曲げモーメント	kNm	52.3	49.9	44.6	33.0	32.6	28.0	83.8	113.6
最大曲げモーメント時の変位	mm	10.25	12.46	16.22	17.37	21.89	27.73	9.86	10.76

Fig. 6 曲げモーメントと変位の関係 (ケース A1)
(Bending Moment-Center Displacement Relationships)Fig. 7 試験終了時の試験体側面ひび割れ図
-各試験体の中央 1000mm の区間-
(Cracking Pattern)

結果)を示す。なお、本章では、実験結果について、継手面に作用する曲げモーメントとして、鉛直載荷による曲げモーメントと試験体の変形に伴う P- δ 効果による影響を加えた補正曲げモーメントを用いることとする。また、FEM 解析結果の鉛直変位は、実験で軸力導入時に発生した初期の変位量を加算し補正した。

Fig. 7 に各ケースのひび割れ図を示す。スパンが大きくなる程、試験体側面下部のひび割れが少なくなる傾向が見られた。ただし、終局状態は全て継手面の圧縮縁コンクリートの圧壊であった。

構造力学の基本的な考えからすれば、断面が同一であれば抵抗曲げモーメントは変わらない。しかし、A・B シリーズの試験結果においては、スパンが大きくなる程、曲げ耐力が低下する傾向となった。この原因については、前述のとおりスパンが大きくなる程、下縁のひび割れが少なくなっていることから、スパンの増加に伴い、継手部の目開きが発生しやすくなり、継手部に応力が集中しているためと考えられるが、詳細は今後の課題である。

Fig. 8 上面コンクリートひずみ分布 (ケース A1)
(Strain Distribution of Concrete)Fig. 9 継手面からの距離とコンクリート上面ひずみの関係
(Distance from a Joint- Strain of Concrete Relationship)

2. コンクリートひずみ

(1) ひずみ分布

Fig. 8 に例としてケース A1 の上面コンクリートひずみの幅方向の分布図を示す。ここでは、曲げ載荷による影響のみを確認するため、軸力導入によるひずみは除外した。

上面のコンクリートひずみは、弾性理論上で継手面同士の下端が離れる曲げモーメント (M=20 以下) に達するまでは、継手面からの距離の違いによるひずみの差がほとんどなく、目開き発生後または一般部ひび割れ発生曲げモーメント (M=28.5) を超えた付近から、徐々にひずみに差が表れる傾向を示した。

継手面から同距離のひずみを比較すると、試験体中央部に比べ、試験体端部ではひずみが小さくなっている。これは、継手面が完全

に均一に接触していないためと考えられる。この傾向は、Fig. 8 に示した A1 以外のケースでもほぼ同様に見られており、試験レベルでかつマッチキャストで製作した場合でも、コンクリート自体の収縮などによって、端部よりも継手面の中央付近が接触する状態となっていると考えられる。したがって、通常の鋼製型枠を用いて作られた実際のプレキャスト部材では、より大きな製作誤差も加わるため、この傾向が顕著になるものと考えられる。

(2) 継手面からの距離とひずみの関係

Fig. 9 にケース A1, D1 について、継手面からの距離とコンクリート上面ひずみの関係を示す。なお、実験値、FEM 解析値ともに、曲げによる影響のみを確認するため、Fig. 8 と同様、軸力導入により発生したひずみは除外した。また、コンクリートひずみは、継手面から同距離ごとの 2 点の平均値を用いた。

Fig. 9 では、作用曲げモーメントに対するひずみ分布の変化をみるため、各ケースの終局曲げモーメントまでを 4 段階に分け、FEM 解析値と実験値を示した。

各ケースともに、継手部の目開き発生曲げモーメント (A1 で $M=20\text{kNm}$, D1 で $M=45\text{kNm}$) 付近までは、継手面からの距離に関係なく、ほぼ一定のひずみが発生している。その後、作用曲げモーメントの増加に従い、継手面から離れるほどひずみが減少する傾向が顕著となった。なお、継手面に最も近い位置でひずみが、若干小さくなっているが、これは収縮などによる継手面の不陸に起因するものと思われる。

ひずみの分布状況は、実験値では若干のばらつきの影響はあるが、継手面からの距離に対して、ほぼ直線的な分布となっている。このことから、コンクリートひずみから継手部の圧縮縁変形量 (ΔS) を算出する場合、Fig. 10 に示したように、仮定した圧縮応力の影響範囲の 1/4 の位置で計測したひずみ値と圧縮応力の影響範囲の積から算出できると考え、次節での回転ばね定数を算出した。

FEM 解析値と実験値を比較すると、各ケースとも 3 段階目 (例として A1 では $M=32$) までは、両者の傾向はほぼ一致していた。3 段階目は、各ケースにおいて一般部のひび割れ発生曲げモーメントを超えた付近であり、ひび割れの発生により、徐々に剛性が変化し始めた時点である。その後、終局に近づく 4 段階目において、解析値と実験値が一致しない傾向となっている。こ

の原因としては、曲げひび割れや継手面の水平方向ひび割れの発生・伸展による影響が、今回の解析では完全に考慮できていないためと思われる。

3. 回転ばね定数

Fig. 11 に各ケースの回転ばね定数と曲げモーメントの関係を示す。Fig. 11 には betongelenke の理論式と、パイ型変位計による継手部目開き量から算出した回転ばね定数 $k_{\theta\pi}$ (標点距離 50~200mm のうち、ここでは代表として標点距離 100, 200mm のみ)、およびコンクリートひずみから算出した回転ばね定数 $k_{\theta\epsilon}$ (ひずみゲージの貼付位置を基に $S=40\sim460$ まで 10 通りを検討したが、ここでは代表として $S=100$, $S=\text{桁高} \times \text{約 } 0.6$, $S=\text{桁高} \times \text{約 } 1.0$) を示した。

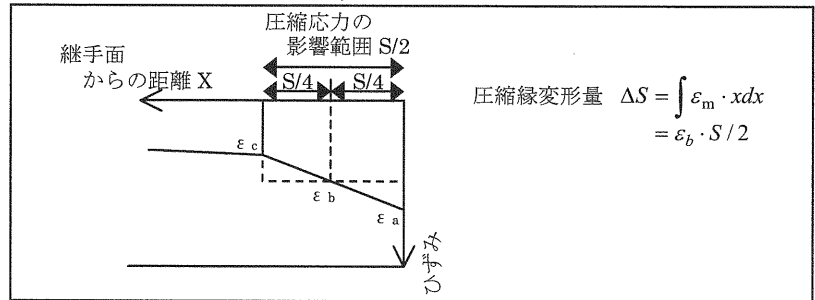


Fig. 10 継手部のひずみ分布と圧縮縁変形量の関係

(Relation of a Strain Distribution and Compression Extreme Fiber Deformation)

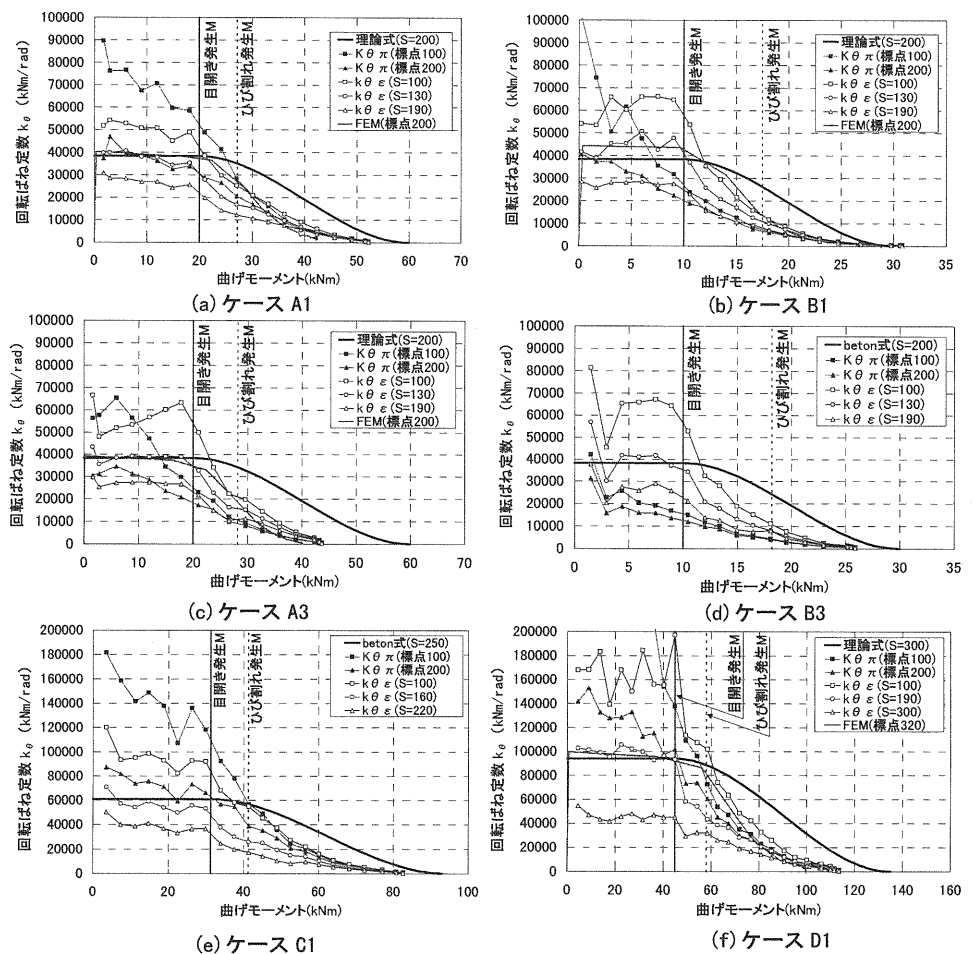


Fig. 11 回転ばね定数と曲げモーメントの関係
(Rotation Spring Constant-Bending Moment Relationship)

k_{θ_s} の算出方法は、前述のとおり、設定した圧縮応力の影響範囲の1/4の位置で計測した上下面の4点ひずみ値と、圧縮応力の影響範囲の1/2との積から圧縮緑変形量を求め、betongelenkeの理論の(1)式および(2)式を用いて、回転ばね定数を算出した。

(1) 計測方法の違いによる影響

既報のとおり A1~B3 において、 k_{θ_s} の傾向は、理論式の曲げモーメントの増加に伴う回転ばね定数の低減傾向とほぼ一致したが、 k_{θ_s} は載荷初期の継手面同士のなじみによる変形の影響などにより、理論式の傾向と一致しなかった。これは、今回行った桁高を変えたケース C1, D1 についても、ほぼ同様の傾向が確認された。

(2) ひずみの計測位置による影響

今回の試験では、継手部から 15mm 間隔でコンクリートひずみを計測している。そこで A1~D1 の各ケースについて、理論値と k_{θ_s} を比較し、理論値と一致する圧縮応力の影響範囲 S を 10 通りの中から検討した結果、桁高の 63~65% 程度とした場合が最も一致する傾向となった (Table 5)。これは、継手面が不陸などの影響により、全面接触状態となっていないため、圧縮応力の影響範囲の実験値が理論値に比べ、小さくなったものと思われる。したがって、実際のプレキャスト部材では、今回の試験体に比べ製作精度が下がり、また桁高も大きくなることから、63~65% よりも小さくなると考えられる。

(3) パイ型変位計の標点距離の影響

既報のとおり、使用したパイ型変位計の標点距離の差が、回転ばね定数の算出値に大きく影響し、 k_{θ_s} は目開き発生前までで 2 倍程度の差が表れることがわかっていった。今回行ったケース C1, D1 でも、この傾向は、ほぼ同様であった。

(4) 桁高の影響

A1 と C1 および D1 を比較すると、 k_{θ_s} の算出における圧縮応力の影響範囲 S については、Table 5 に示したとおり、桁高が変化した場合でも、S を桁高の 63~65% とすることで、実験値と理論値が一致する結果となった。したがって、今回検討した桁高 200~300mm の範囲において、桁高に対する圧縮応力の影響範囲の割合は一定であると考えられる。

4. FEM 解析結果

Fig. 11 に示した曲げモーメントと回転ばね定数の関係に、FEM 解析結果から算出した回転ばね定数(ケース A1, A3, B1, D1 のみ)を示す。なお、FEM 解析結果から回転ばね定数の算出方法は、パイ型変位計による計測値に対応させる形で、継手面から桁高の 1/2 離れた位置での上下面の水平変位の差から回転角を求め、回転ばね定数を算出した。

betongelenke の理論値と解析値を比較すると、継手部にひび割れが発生する付近までは、ほぼ一致した。その後、理論値に比べ解析値が小さくなる傾向となり、理論値よりも実験値に近い値となっている。これは、betongelenke の理論がひび割れを考慮しない弾性理論であるためと考えられる。

V. まとめ

本研究では、セグメントの継手構造の一つである突合せ構造を対象に、より合理的な設計を目指し、設計用値である回転ばね定数に

Table 5 圧縮応力の影響範囲
(Effect Range of Compression Stress)

ケース名	A1	A2	A3	B1	B2	B3	C1	D1
桁高a (mm)	200	200	200	200	200	200	250	300
理論値に近い傾向を示した 圧縮応力の影響範囲S (mm)	130	130	130	130	130	130	160	190
比率S/a (%)	65%	65%	65%	65%	65%	65%	64%	63%

ついて検討を行った。

ひずみ分布から確認した継手部付近の応力状態については、試験体のひび割れが発生・伸展し始める付近までの荷重レベルにおいては、実験結果と非線形 FEM 解析結果が、ほぼ同様の傾向とであることが確認された。このことから、継手部の応力状態については、ほぼ FEM 解析により把握することができるものと思われる。

軸力、桁高、スパンをパラメータとした一連の実験結果より、回転ばね定数を実験から算出する場合においては、一般的に行われているパイ型変位計を用いた算定方法では、曲げモーメントと回転ばね定数の関係を正確に把握することは難しく、継手部付近の上下面のコンクリートひずみを元に算出する方法が、より正確に把握できることがわかった。また、コンクリートひずみから算出した回転ばね定数と理論値を比較すると、圧縮応力の影響範囲を桁高の 63~65% とすることで理論値に近い値が得られている。この影響範囲の低減については、継手面の接触状態が完全でないことによる影響の可能性と、betongelenke の理論における圧縮応力の影響範囲が、桁高と同等であると仮定していることが不適切である可能性の二つの要因が考えられる。今回は継手部の応力状態に着目した解析のみを実施したが、今後梁-ばねモデルを用いた全体挙動の解析を行うことで、この現象を明らかにできると考えている。それにより、シンプルで低コストな突合せ構造について、より合理的な設計方法の基として betongelenke の理論を実構造物へ適用する際の適切な条件設定や回転ばね定数の低減係数の提案を行っていく予定である。

参考文献

- 1) Fritz Leonhardt, Horst Reimann; Betongelenke, DER BAUINGENIEUR, VOL. 41, (1966. 2), pp. 49-56.
- 2) 松本清治郎, 古市耕輔, 桑原泰之, 藤野豊, 佐久間靖; 突合せ構造をしたセグメントピース間継手の評価方法と設計手法に関する提案, トンネル工学研究論文報告集, Vol. 10, (2000. 11), pp. 287-292.
- 3) 本田智昭, 古市耕輔, 吉田健太郎, 中川雅由; プレキャスト部材の突合せ接合についての力学的挙動に関する検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 27, No. 2, (2005. 6), pp. 607-612.
- 4) 例えば, 佐久間ほか; QBセグメントの開発(その2)-性能確認試験-, 土木学会年次学術講演会, (2000. 9), pp. 84-85.
- 5) 例えば, 藤沼聡, 尹度植, 小泉淳; 軸力と曲げを受けるセグメント継手の回転ばねに関する実験的研究, 土木学会第 54 回年次学術講演会, Vol. 54, No. B, (1999. 8), pp. 200-201.