

フル PCa アンボンド PC 床工法の長期載荷実験と曲げ載荷実験

Long-term Loading and Bending Tests of Precasted RC Slabs using Unbonded Prestressing Strand

江頭 寛 HIROSHI EGASHIRA

小坂 英之 HIDEYUKI KOSAKA

山中 久幸 HISAYUKI YAMANAKA

谷垣 正治 MASAHARU TANIGAKI

建築技術部 松本 啓二 KEIJI MATSUMOTO

首都圏住宅建設事業部 蓮尾 孝一 KOICHI HASUO

アンボンド PC 工法を用いるスラブ段差付き床工法のプレキャスト化に当たり、実大試験体による長期たわみ性状と破壊形式に関する検証実験を行った。長期載荷実験による長期たわみは RC 規準による計算値よりも小さく、たわみ倍率は約 2 になることが判明した。曲げ載荷実験では段差部や設備開口部における局所的な破壊を伴わない 3 ヒンジの破壊形式を確認し、終局荷重は既往の計算式で安全側に評価できることが判明した。

キーワード：プレキャスト、アンボンド PC、長期たわみ、段差付き床

In this paper, the structural performances of long-term deflection and collapse mode about the full scaled precasted RC slabs with step portion, using unbonded prestressed tendons are discussed. It turned out the deflection of long-term loading test was smaller than the calculated one by AIJ Standard for Structural Calculation of Reinforced Concrete Structures, the ratio of the observed deflection to the calculated one is about two. In the bending test, the 3 hinges collapse mode type without partial failures around the step portion and the voids for pipes was observed. It was also found that the calculating method proposed in the past study evaluated the ultimate load conservatively.

Key Words: Precast, Unbonded Prestressed Concrete, Long-term Deflection, Slab with Step Portion

1. はじめに

集合住宅の床には、自由度の高い住戸計画を可能にする大スパン化と、仕上げ床のバリアフリー化が求められるようになってきている。筆者らはこれらに対応する床工法としてアンボンド PC 工法を用いるスラブ段差付きの床工法¹⁾²⁾の開発に取り組んでおり、高品質と高生産性のさらなる向上を目的とし、今回、同スラブのフルプレキャスト（フル PCa）化についての検討を行った。

本研究ではフル PCa 床スラブの長期たわみ性状および破壊形式を検証するために行った実大試験体による長期載荷実験と曲げ載荷実験の結果について報告する。

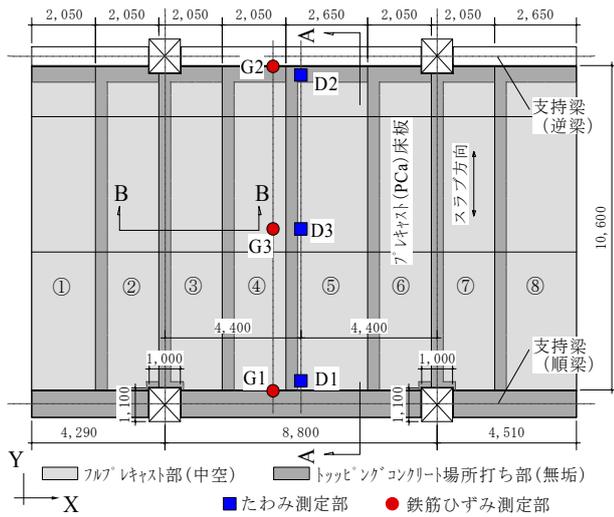
2. 長期載荷実験

(1) フル PCa 床スラブと実大試験体の概要

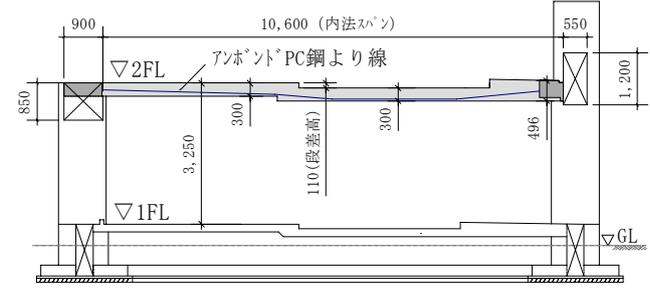
フル PCa 床スラブは、図-1、図-2に示す中空部を有す

る一方向のアンボンド PC 構造であり、スパン中央付近に段差部を有している。本床スラブの長期たわみ、床振動などの使用性能と、施工性を検証するために、図-1、写真-1に示す実大架構試験体を製作した。表-1に床スラブの諸元を示す。

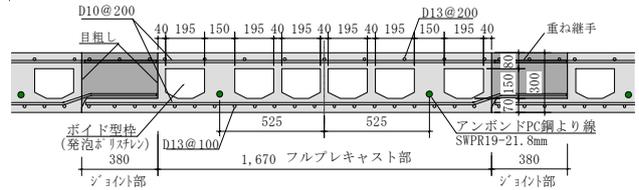
実大架構試験体は 1 層 1 スパンの 1 住戸範囲の両側に 1/2 スパン分を加えた形状であり、合計 8 枚の PCa 床板が桁行き方向（X 方向）の柱梁架構で支持されている。この X 方向架構の梁は、一方は順梁（ $b \times D=900 \times 850$ mm）で、他方は逆梁（ $b \times D=550 \times 1200$ mm）である。隣接する床板間と両支持梁端には場所打ちコンクリートを打設した。床スラブの内法スパン（ $L=10,600$ mm）に対する厚さ（ $t=300$ mm）の比 t/L は $1/35.3$ であり、ボイド型枠の使用による重量換算の等価床厚は 270 mm に相当する。試験体の上下階には、住居プランを模擬し外壁、間仕切壁、床仕上げ等を施しており、これによる床スラブの載荷重量は約 500 N/m² である。



(1)2 階床伏図



(2)A-A断面



(3)B-B断面

図-1 実大架構試験体図

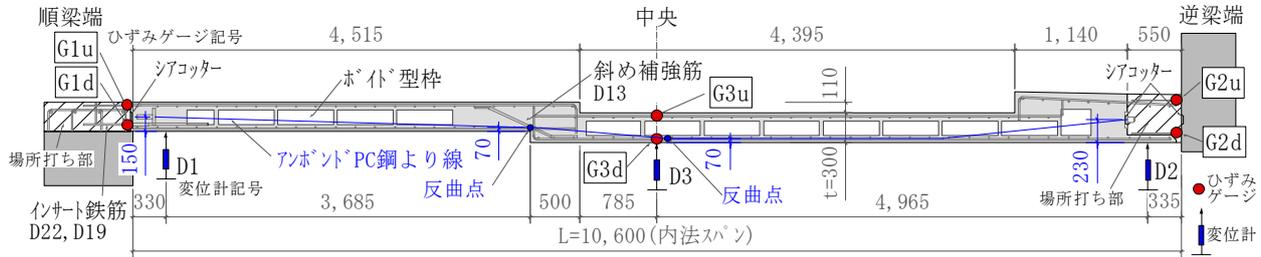


図-2 フルPCa床板のPC鋼線の配置と計測点



写真-1 実大架構試験体 (1F 内装工事着手前)

表-1 床スラブの諸元

床工法		一方向中空アンボンドPC床スラブ		
内法スパンL		10,600mm		
床厚t		300mm (t/L=1/35.3)		
等価床厚 (重量換算) t _{ave}		270mm		
平均床重量		6,480N/m ²		
載荷重量		約500N/m ² (床仕上・間仕切重量)		
主筋	部位	順梁端	中央	逆梁端
	上端筋	D13@100	D13@200	D13@100
配力筋	下端筋	インサート鉄筋 板①④:3-D19, 板⑤⑧:4-D19, その他:2-D22	D13@100	D13@200
	アンボンドPC鋼線	上下共: D10@200		
アンボンドPC鋼線		板⑤⑧: SWPR19-19.3mm×3 その他: SWPR19-21.8mm×2		
有効プレストレス力* (平均有効プレストレス)		板⑤⑧: 259kN×3, その他: 329kN×2 (1.7N/mm ²) (2.0N/mm ²)		

*プレストレス有効率 η=0.85として計算

図-2に PC 鋼線の配置を示す。PC 鋼線の配置は段差部付近に反曲点を持つ配置法^{1),2)}とし、平均有効プレストレスは 1.7 ~ 2.0N/mm² とした。表-2に材料試験の結果を示す。

(2) 計測方法

図-1, 図-2に計測点位置を示す。床スラブの順梁端 (D1), 逆梁端 (D2) および中央部 (D3) に配置した変位計により床板の鉛直変位を、順梁端上下主筋 (G1u,G1d), 逆梁端上下主筋 (G2u,G2d) および中央部上下主筋 (G3u,G3d) に貼付したひずみゲージにより鉄筋のひずみを計測した。

表-2 床スラブの材料試験結果

材料	対象	強度 N/mm ²	ヤング係数 N/mm ²
コンクリート	PCa板	58.1*	30,400*
	場所打ち部	52.3	31,000
鉄筋	D10	377	188,000
	D13	344	193,000
	D19 (インサート)	388	189,000
	D22 (インサート)	388	193,000
アンボンドPC鋼線	19.3mm	1,730**	192,000
	21.8mm	1,680**	188,000

*床板8枚の平均値, **0.2%永久伸び時

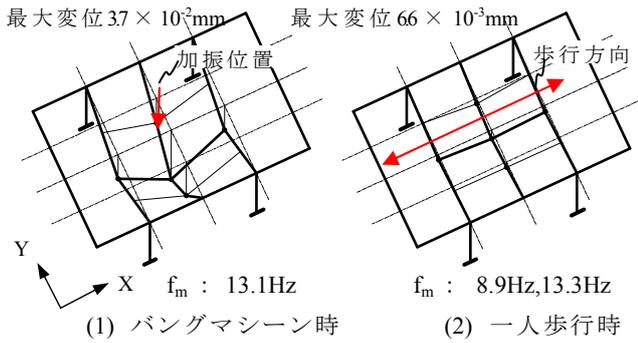


図-3 振動モードの測定値と卓越振動数 f_m

表-3 たわみ倍率

弾性たわみ (mm)	計算値 δ_e	2.3
	実験値 δ_0^*	2.5
長期たわみ (mm)	実験値 δ_L^{**}	5.1
たわみスパン比	δ_L/L	1/2,078
たわみ倍率	δ_L/δ_e (実/計)	2.2
	δ_L/δ_0 (実/実)	2.0
	RC規準 ³⁾ による計算値 ΣK ($K1=4.7, K2=2.4, K3=1.6$)***	8.7

*支保工撤去直後の値, **実験値の回帰式による最終予測値,
*** $K1, K2, K3$: 各々ひび割れ, クリープ, 乾燥収縮による倍率

(3) 床スラブの振動性状

床の支保工を撤去した直後に、圧電型加速度計を用いて床の鉛直振動を測定した。図-3に振動モードの測定値と卓越振動数を、図-4に立体フレームモデルによる固有値解析結果を示す。図-4に示す固有値解析結果を参考にすれば、バングマシン加振時(図-3(1)図)の卓越振動モードは3次固有モードであり、一人歩行時(図-3(2)図)の振動モードは1次と3次固有モードの連成形態である。本工法のような一方向スラブが連続する大型スラブでは、飛び跳ね等の衝撃力によって必ずしも全体系の1次モードが励起されるとは限らないことが分かる。

(4) 実験結果

a) 長期たわみの経時変化とたわみ倍率

図-5に長期たわみの経時変化を示す。長期たわみ δ はスラブ中央の値を両端からの相対値 $(D3-(D1+D2)/2)$ で表したものである。支保工撤去直後のたわみ δ_0 は 2.5mm であり、その後 δ は約 2,000 時間まで増大し、4,000 時間以降ではほぼ収束傾向にある。同図に実験値を回帰した長期たわみの予測曲線を示す。これによると長期たわみの最終値 δ_L は 5.1mm、たわみスパン比 δ_L/L は 1/2,078 となる。

表-3にたわみ倍率の実験値と計算値を示す。たわみ倍率の計算値は RC 規準による値³⁾であり、床スラブの両端部(場所打ち RC 部)と中央部(アンボンド PC 部)の3断面においてひび割れ、クリープ、乾燥収縮によるたわみ倍率をそれぞれ計算し、それらの平均値を合計し

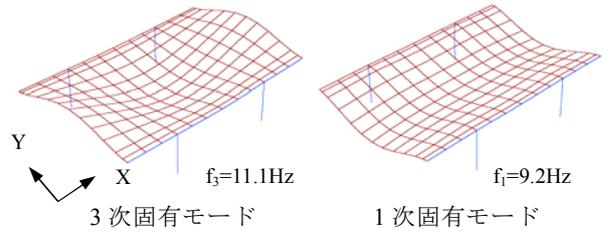


図-4 立体フレームモデルによる固有値解析結果

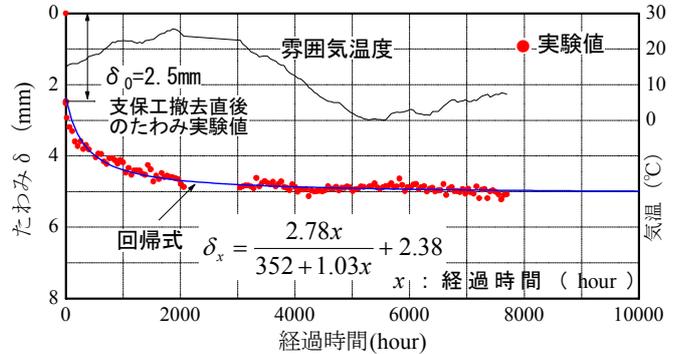


図-5 長期たわみの経時変化

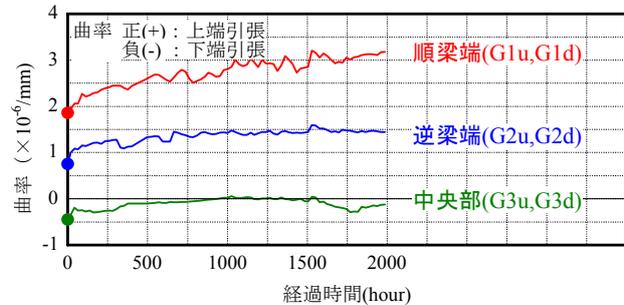


図-6 曲率の経時変化

て求めた。このとき、プレストレスによる長期たわみの低減効果は、床中央部のひび割れによるたわみ倍率を 1.0 とすることで評価した。たわみ倍率は、弾性たわみを立体フレーム解析による計算値 δ_e とした場合で 2.2、実験値 δ_0 で 2.0 となり、計算値 8.7 に比べて 1/4 程度に小さくなった。

b) 曲率の経時変化

図-6に長期たわみが増大した、支保工撤去直後から 2,000 時間における順梁端、逆梁端および中央部の上下主筋のひずみより求めた曲率の経時変化を示す。同図の曲率は、支保工撤去直前の値をゼロとしたときの増分値であり、正值が上端引張、負値が下端引張の曲げ変形を表している。支保工撤去直後の曲率の比は、順梁端：中央部：逆梁端 = 1 : -0.24 : 0.41 となり、その後の曲率はすべて正側に推移した。2,000 時間後には、両端部の曲率は初期の約 1.5 ~ 2.0 倍に増大したのに対し、中央部の曲率はむしろ曲げ変形が抑制される方向に推移している。これは PC 鋼線の吊り上げ力によって生じるクリープの影響によるものと考えられる。

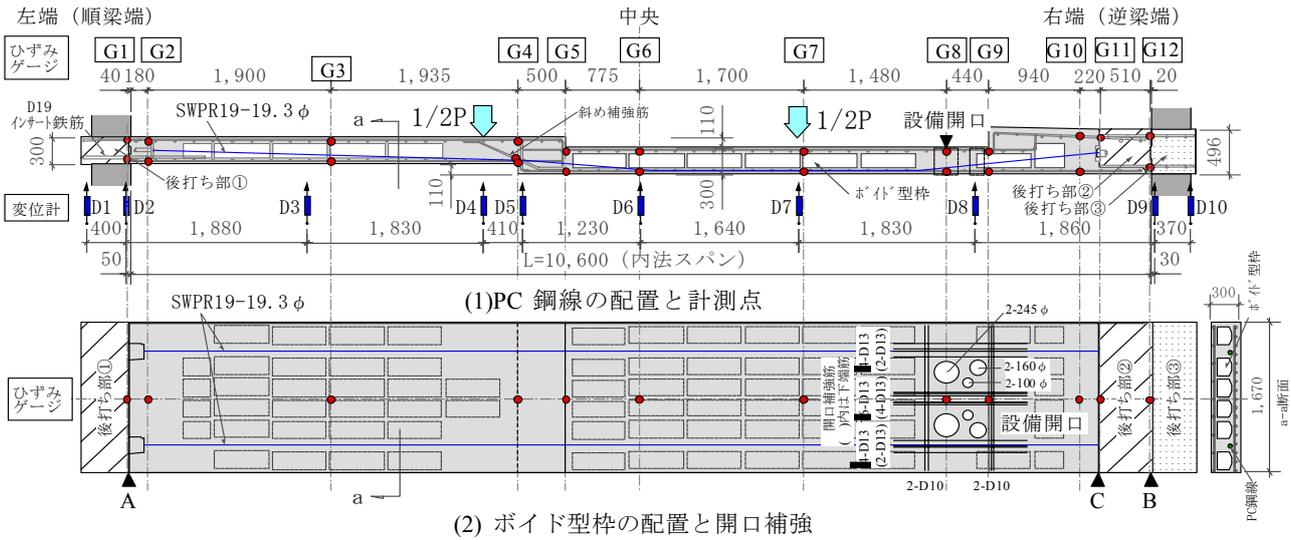


図-7 試験体の構造と計測点の配置

表-4 試験体の諸元

サイズ	厚さ $t=300\text{mm}$ 、幅 $w=1,670\text{mm}$ 、内法スパン $L=10,600\text{mm}$ 、段差 110mm			
設備開口	2-245φ, 2-160φ, 2-100φ (断面欠損率: 約30%)			
平均床厚	260mm (中空率: 13.3%)			
床重量	109kN (均し重量: 10.3kN/m)			
鉄筋	部位	左端	中央	右端
	上端筋	17-D13	9-D13	17-D13
	下端筋	5-D19	17-D13	9-D13
	配力筋	上下共: D10@200		
開口補強筋	(図-6に示す)			
プレストレス	SWPR19-19.3mm×2 (平均有効プレストレス: 1.8N/mm ²)			

表-5 材料試験結果

コンクリート	圧縮強度	割裂強度	ポアソン比	ヤング係数	
	N/mm ²	N/mm ²		N/mm ²	
PCa板	49.2	4.1	0.18	26,500	
端部後打ち部	46.6	3.7	0.15	29,300	
鋼材	降伏ひずみ	降伏応力度	引張強度	ヤング係数	
	×10 ⁻⁶	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	
PCa板鉄筋	D10	2,097	377	510	188,000
	D13	1,803	344	487	193,000
端部後打ち部鉄筋	D13	1,709	325	475	190,000
	D19	2,123	388	586	189,000
アノボンドPC鋼線	19.3mm	11,000*	1,730*	1,950	192,000

*0.2%永久伸び時

3. 曲げ載荷実験

(1) 試験体

表-4に試験体の諸元を、図-7に試験体の構造を示す。試験体は、実大架構試験体の床スラブを構成するPCa床板(図-1)で幅方向のジョイント部を省略した断面形状になっており、厚さ t は300mm、幅 w は1,670mm、内法スパン L は10,600mmである。床板の中空率は13.3%、平均有効プレストレスは1.8N/mm²で、床板の右端から1/5Lの部分に断面欠損率が約30%の円孔群の設備開口を設けている。床板端部のコンクリート後打ち部①、②、③は打ち分けを行い、打ち継ぎ面A,B,Cにはシアコッターを設けた。表-5に材料試験の結果を示す。



写真-2 実験状況

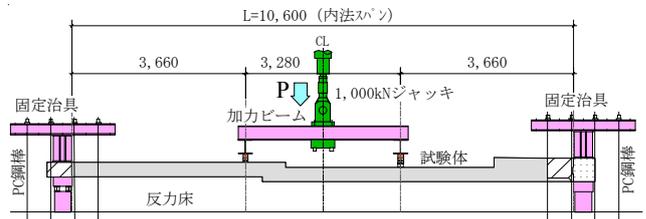


図-8 加力方法

(2) 加力・計測方法

写真-2に実験状況を、図-8に加力方法を示す。支持方法は床板両端部の後打ち部分(図-7, ①, ③)を固定治具で挟み込み、PC鋼棒で反力床に緊結する方法とした。このときの弾性たわみの実測値から逆算した端部の回転拘束度は、完全固定1.0に対して約0.7となった。加力方法は油圧ジャッキを用いた2点集中荷重による一方向漸増繰返し加力である。折返しのピーク値は、たわみスパン比 δ/L で1/1,300, 1/400, 1/200, 1/100, 1/75, 1/38とした。また、各加力サイクルの除荷後に砂袋落下による自由振動実験を行い、破壊に至るまでの固有振動数の変化を測定した。

図-7に計測点の配置を示す。試験体の各部に配置した変位計により床板の鉛直変位を、上下主筋に貼付けたひずみゲージにより鉄筋のひずみ度を計測した。

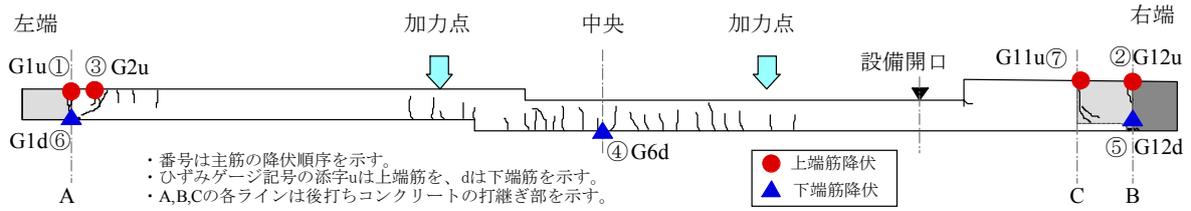


図-9 最終ひび割れ図と主筋降伏位置

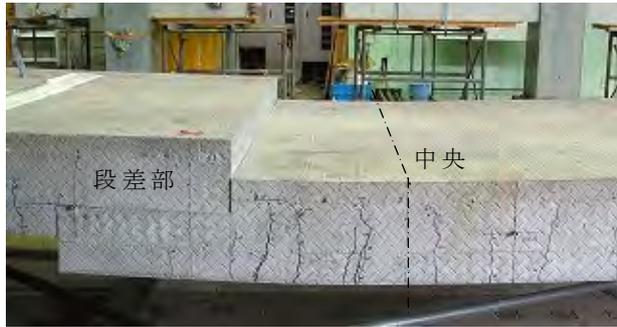


写真-3 段差部周辺の最終ひび割れ状況



写真-4 設備開口部周辺の実験終了後の状況

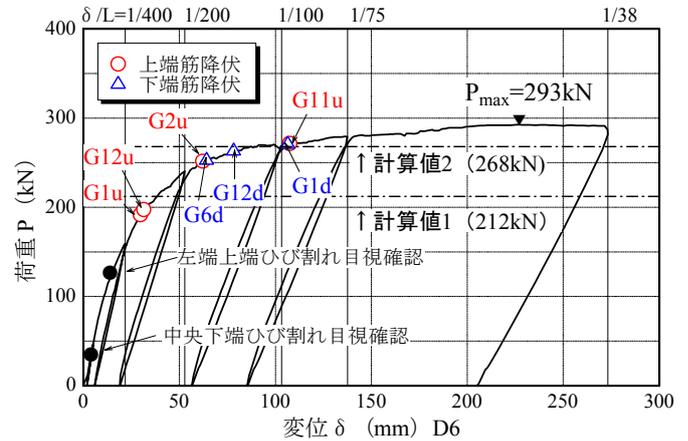


図-10 荷重 - 変位曲線

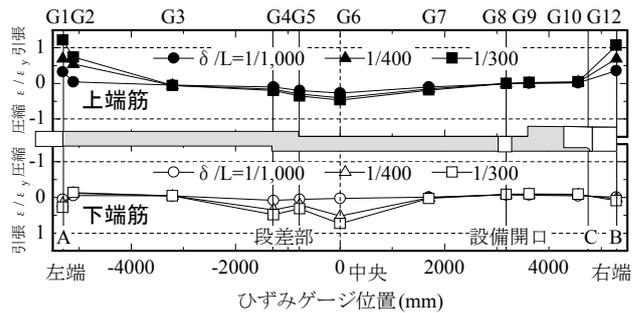


図-11 主筋のひずみ分布

(3) 実験結果

a) 最終破壊状況と荷重 - 変位関係

図-9に最終ひび割れ図と主筋降伏位置を示す。両端部のひび割れは、打ち継ぎ部 A,B,C に集中する傾向を示した。中央部のひび割れは加力点間に分散し、写真-3に示すようにひび割れ状況に段差部の影響はあまり見られなかった。また、写真-4に示すように設備開口部周辺にひび割れは観察されなかった。最終破壊状況は、端部上端筋と中央下端筋の降伏により 3 ヒンジを形成する崩壊形となった。

図-10に荷重 - 変位曲線（計算値の詳細は後述）を示す。縦軸はジャッキの荷重 P を、横軸は床板中央の鉛直変位 δ （D6 変位計）を示している。 $\delta/L=1/400$ に至るまでに中央下端、左端上端に初ひび割れを目視確認した。 $\delta/L \approx 1/300$ で両端の上端筋（G1u, G12u）が降伏し、剛性低下を生じた。 $\delta/L=1/200$ を超えた辺りで中央下端筋（G6d）が降伏し、崩壊形を形成した。その後

も主筋のひずみが進展して荷重は漸増し、最大 293kN に達した後、 $\delta/L=1/38$ で端部下端のコンクリートが圧壊して加力を終了した。

b) 主筋のひずみの応力状態

図-11に $\delta/L=1/1,000$, $1/400$, $1/300$ における主筋のひずみ分布を示す。縦軸は降伏ひずみに対するひずみ比 ϵ/ϵ_y を、横軸は計測位置を示している。上端筋および下端筋のひずみの分布では、段差を有するスラブに放物線状の PC 鋼線を配置した場合に見られる段差部のひずみの増大¹⁾は緩和され、段差部に反曲点を設ける本配置法²⁾によってスパン中央部のひずみが大きくなる分布形状を示している。また、設備開口部（G8）のひずみ量は小さく、応力集中は生じていない。

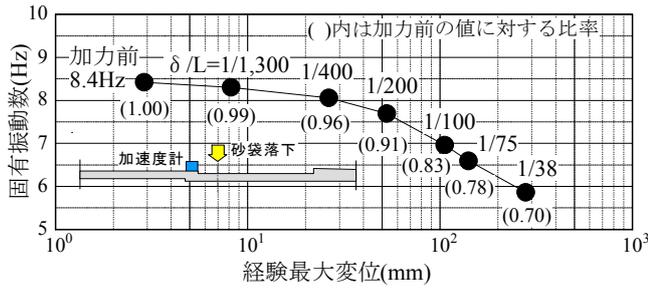


図-12 経験最大変位と固有振動数の関係

c) 固有振動数の推移

図-12に経験最大変位と固有振動数の関係を示す。同図の横軸は各加力サイクルで経験した最大変位を示している。固有振動数は経験最大変位の増加とともに低下し、加力前の固有振動数に対する比率は、 $\delta/L=1/200$ で0.91、 $1/38$ で0.70となった。

(4) 曲げ終局荷重の検討

図-10、表-6に曲げ終局荷重 P_u の実験値と計算値の対応を示す。ここで、実験値は最大荷重とし、計算値は実験結果に基づき床スラブの崩壊形を3ヒンジモデルとして、ヒンジ発生部位の終局モーメント M_u から算出したものである。終局荷重の計算値1は、同表(1),(2)式に示す M_u の略算式⁴⁾によるもので、計算値2は、アンボンドPC部材の既往の研究⁵⁾に準じて破壊断面の力の釣合い式より精算した M_u によるものである。このとき、中央断面における載荷による緊張材の伸びひずみと緊張材位置のコンクリートひずみの比を表す係数(F値)⁵⁾には、略算用として0.1を用いた。計算値1、2の P_u はそれぞれ212kN、268kNとなり、実験値($P_{max}=293kN$)は計算値1に対して1.4倍、計算値2に対しては1.1倍となった。

4. まとめ

フルPCaアンボンドPC床工法の実大試験体による長期載荷実験と曲げ載荷実験を実施し、以下の知見を得た。

- ①長期載荷実験による本床工法の長期たわみはRC規準³⁾による計算値に比べて安全側に推移しており、たわみ倍率は約2となることを確認した。
- ②曲げ載荷実験による本床工法の崩壊形は、段差部や設備開口部における局所的な破壊を伴わない3ヒンジモードとなった。

表-6 曲げ終局荷重の比較

	終局モーメント M_u (kN・m)			終局荷重 P_u (kN) (自重分は含まず)	備考
	左端(A)	中央	右端(B)		
プレストレス	なし	あり	なし		
実験値	-	-	-	293	最大値
計算値1	163	308	262	212	(1), (2)式
計算値2 (F値*)	234	343 (0.1)	323	268	文献5

$$M_u = \frac{7}{8}T_y d + T_p \left(d_p - \frac{1}{8}d \right) \cdots (1), \quad T_p = a_p (0.75\sigma_{pe} + 0.25\sigma_{py}) \cdots (2)$$

ここに、
 M_u : 断面の終局曲げモーメント、 d : 引張鉄筋有効せい、
 d_p : PC鋼線有効せい、 T_y : 引張鉄筋の引張合力(降伏と仮定)、
 T_p : 終局モーメント時PC鋼線の引張合力、 a_p : PC鋼線断面積、
 σ_{pe} : PC鋼線有効引張応力度、 σ_{py} : PC鋼線規格降伏点応力度

*破壊断面における載荷による緊張材伸びひずみと緊張材位置コンクリートひずみの比を表す係数

③曲げ終局荷重は、既往の略算式⁴⁾で安全側に評価でき、文献5の計算法⁵⁾では、より精度良い値が得られた。

参考文献

- 1) 鈴木ほか: 段差付き一方向アンボンドスラブの曲げ載荷実験その1~その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.163-166, 2004
- 2) 鈴木ほか: 段差付き一方向アンボンドスラブの長期載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.471-472, 2005
- 3) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 pp.357-364, 1999
- 4) 日本建築学会: プレストレスト鉄筋コンクリート(Ⅲ種PC)構造設計・施工指針・同解説, pp.63-67, 2003
- 5) 六車熙ほか: アンボンドPC部材の曲げ終局耐力に関する研究, プレストレストコンクリート, Vol.26, No.1, pp.10-16, 1984