

論文 プレストレスト鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ計算法

岩田 樹美^{*1}・大野 義照^{*2}・吉村 満^{*3}・李 振宝^{*4}

要旨：鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ計算法を用いて、ひび割れの発生を許容するプレストレスト鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ計算法を提案した。プレストレスの影響は、1)PC 鋼材を曲線配置した場合の吊り上げ力による設計荷重のキャンセル、および2)ひび割れ耐力へのプレストレス導入軸力の考慮、により評価する。本計算法の適合性を既往の PRC スラブ長期たわみ実験結果との比較により確認した。

キーワード：長期たわみ、スラブ、プレストレスト鉄筋コンクリート、荷重つりあい方式

1. はじめに

近年、空間の自由度向上および施工合理化の要求から、床スラブのスペンが長大化する傾向にある。鉄筋コンクリート（以下 RC と略記）断面にプレストレスを導入すれば、長スパンスラブを合理的な断面として計画できる。しかし、スペンに対して断面せいを小さくすると長期たわみが問題となるため、その正確な予測なくして、長スパンスラブの設計は成し得ない。

PC 規準¹⁾にはアンボンド PC 部材の実用的な設計手法として「荷重つりあい方式」による断面設計法が記述されている。これは、アンボンド鋼材が 2 次曲線状に配置された場合に、設計荷重と逆向きの力を発生することによって荷重がキャンセルされることでプレストレスの影響を考慮する簡便な方法である。

スラブへのプレストレスの導入は、経済性の面から性能確保上必要なだけプレストレスを与え、ひび割れを許容したプレストレスト鉄筋コンクリート（以下 PRC と略記）スラブとして計画されることが多い。フルプレストレスで設計される場合は、ひび割れの発生がなく全断面有効として求めたたわみに荷重つりあい方式を適用することで、比較的簡単に長期たわみを計算することができる。これに対してひび割れの発

生を許容する PRC スラブの場合は、ひび割れを考慮した計算が必要であるが、プレストレスにより応力を制御することを除いて、変形性状は RC スラブと同様に考えてよいものと思われる。

RC スラブの長期たわみ計算については研究が進められ、満足いく結果が得られるようになってきており、筆者等も既報^{2)~3)}で長期たわみ計算法を提案している。しかし、プレストレスを導入したスラブに対する計算法については研究も少なく、その手法は確立されていないのが現状である。

本研究では、ひび割れを考慮した PRC スラブの長期たわみ計算法を提示する。その適合性を既往の実験結果との比較により確認する。

2. PRC スラブの長期たわみ計算法

2.1 計算法の考え方

本計算では、中実断面の一方方向スラブを対象とする。

PRC スラブの長期たわみ計算は、応力をプレストレスにより制御した RC スラブと考えて定式化する。プレストレス導入により PRC スラブは RC スラブに対して下記の影響を考慮する必要がある。

1) 曲線配置した場合の吊り上げ力による設

*1 (株) N T T ファシリティーズ 工修 (正会員)

*2 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻教授 工博 (正会員)

*3 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻 (正会員)

*4 北京工業大学 工程抗震与結構診治北京市重点实验室教授 工博 (正会員)

計荷重のキャンセル

- 2) プレストレス導入軸力によるひび割れ耐力の向上
- 3) プレストレス導入軸力によるひび割れ断面の中立軸移動による曲げ剛性の変化

PRC スラブの長期たわみ計算法は、RC スラブに上記 1)~3)の要因を考慮することで定式化するものとする。

2.2 RC スラブの長期たわみ計算法の概要

本論は、RC スラブの長期たわみ計算法を元に、プレストレスの影響を考慮することで、PRC スラブの長期たわみが予測可能であることを示すことが目的である。RC スラブの長期たわみ計算法の詳細については、紙面の都合から別稿に譲ることとし、ここでは概要のみを示す。

以下に示す RC スラブの長期たわみ計算法は、既報²⁾で提案している手法を元に作成した、実用的な計算法である。

(1) 基本条件

長期たわみに影響を及ぼす各要因の和として、下式により長期たわみ δ_t を計算する。

$$\delta_t = \delta_{cr} + \delta_{cp} + \delta_{sh} + \delta_s \quad (1)$$

δ_{cr} : ひび割れによるたわみ

δ_{cp} : クリープによるたわみ

δ_{sh} : 乾燥収縮によるたわみ

δ_s : 端部筋の抜け出しによるたわみ

(2) ひび割れおよびクリープによるたわみ

ひび割れによるたわみ δ_{cr} は、ひび割れ領域断面 2 次モーメント I_{cr} と全断面有効断面 2 次モーメント I_g より求めた等価断面 2 次モーメント I_e を用いて計算する。 I_{cr} はひび割れ間コンクリートの拘束作用の程度を表す付着特性係数 $q'(t)$ を用いて求め、鉄筋とコンクリート間の付着特性を考慮する。クリープによるたわみ δ_{cp} の計算には、コンクリートのヤング係数 E_c の代わりに(2)式の等価ヤング係数 E_t を用いる。以上により、ひび割れとクリープによるたわみは、たわみ倍率 $K_{cr}+K_{cp}$ を用いて下式により計算する³⁾。

$$E_t = E_c / (1 + \psi) \quad (2)$$

$$K_{cr} + K_{cp} = \frac{E_c I_g}{E_t I_e} = \frac{I_g}{I_e} (1 + \psi) \quad (3)$$

$$\delta_{cr} + \delta_{cp} = (K_{cr} + K_{cp}) \delta_e \quad (4)$$

ここに、 ψ : クリープ係数、 δ_e : 弾性たわみ

(3) 乾燥収縮によるたわみ

乾燥収縮によるたわみ δ_{sh} は、ひび割れを考慮した等価な曲率 ϕ_{she} (ϕ_{she1} : 端部、 ϕ_{she2} : 中央部) を用いてモールの定理により定式化する。

$$\delta_{sh} = \frac{1}{8} \left\{ \sqrt{1 - \frac{2}{3} \mu} \left(2 - \sqrt{1 - \frac{2}{3} \mu} \right) \phi_{she2} - \left(1 - \sqrt{1 - \frac{2}{3} \mu} \right)^2 \phi_{she1} \right\} \ell^2 \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} \mu &= 1.0 & (M_{cr}/M_a < 0.4) \\ \mu &= -0.33(M_{cr}/M_a) + 1.132 & (0.4 \leq M_{cr}/M_a \leq 1.0) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$\phi_{she1} = \left(\frac{M_{cr}}{\mu M_a} \right)^2 \phi_{shg} + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{\mu M_a} \right)^2 \right\} \phi_{shcr} \quad (7)$$

$$\phi_{she2} = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2 \phi_{shg} + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2 \right\} \phi_{shcr} \quad (8)$$

$$\phi_{shg} = 0.5 \varepsilon_{sh} b \left\{ x_n^2 - (H - x_n)^2 \right\} / I_g \quad (9)$$

$$\phi_{shcr} = \left\{ -k_H (0.077\psi + 0.091) p_t + 1.2 \right\} \varepsilon_{sh} / d \quad (10)$$

$$k_H = 0.013H - 1.04$$

$$(ただし k_H \leq 2.0) \quad (11)$$

ここに、 μ : 端部モーメント低下率、 ℓ : スパン、 M_a : 部材に作用する最大曲げモーメント、 ϕ_{shg} : 全断面有効領域の乾燥収縮ひずみによる曲率、 ϕ_{shcr} : ひび割れ断面領域における乾燥収縮ひずみによる曲率、 ε_{sh} : 乾燥収縮ひずみ、 b : スラブ幅、 x_n : 中立軸、 H : スラブせい、 γ : 複筋比、 p_t : 引張鉄筋比

(4) 端部筋の抜け出しによるたわみ

端部筋の抜け出しによるたわみ δ_s は、端部筋の抜け出し量 S_o による回転角 θ により生じるたわみとして計算する。

$$\delta_s = \theta \ell / 4 = S_o \ell / \{ 4d(1 - x_{n1}) \} \quad (12)$$

ここに、 d : 有効せい、 $x_{n1} = x_n / d$

端部筋の抜け出しは片引きモデルによる付着

解析⁴⁾により定式化する。

付着解析に用いる付着応力 τ -すべり s 関係は、**図-1**に示す持続荷重を考慮した bi-linear モデルを用いる⁵⁾。

$$\begin{aligned} \tau_t &= K_t \cdot s \quad (s \leq s_{yt}) \\ \tau_t &= \tau_{yt} \quad (s > s_{yt}) \\ K_t &= k_1 \cdot K_0 \\ k_1 &= (0.25 + 0.5t^{0.2}) / t^{0.2} \\ \tau_{yt} &= 0.75\tau_{y0} \end{aligned}$$

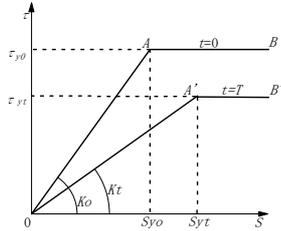


図-1 τ - s 関係

$$K_0 = 115 \times \left(\frac{\sigma_B}{24} \right)^{2/3} \left(\frac{13}{D} \right)$$

$$\tau_{y0} = 3.41 \times (\sigma_B / 24)^{2/3}$$

ここに、 t : 荷重日数、 D :

鉄筋径、 σ_B : コンクリート圧縮強度

実用性を考慮して、 τ - s 関係が弾性域にある場合の S_{eo} を抜き出し量計算の基本式とする。

$$S_{eo} = \frac{e^{\alpha(t)L} - e^{-\alpha(t)L}}{\alpha(t)(e^{\alpha(t)L} + e^{-\alpha(t)L})} \left\{ \frac{P_{s0}(t)}{E_s A_s} + \varepsilon_{sh} + \frac{\beta(e^{\alpha(t)L} + e^{-\alpha(t)L} - 2)}{\alpha(t)(e^{\alpha(t)L} + e^{-\alpha(t)L})} \right\} \quad (13)$$

$$\alpha(t) = \sqrt{\frac{1+n'p}{E_s A_s}} UK_t, \quad n' = E_s / E_t, \quad p = A_s / A_c$$

ここに、 L : 平均ひび割れ間隔、 E_s : 鉄筋のヤング係数、 U : 鉄筋の周長、 K_t : **図-1**に示す τ - s 関係における付着剛性、 $\beta=q/E_t A_c$ ⁴⁾、 A_s : 鉄筋断面積、 A_c : コンクリート断面積

τ - s 関係が弾塑性領域にわたる場合の影響を考慮して、弾塑性解 S_o を **図-1**の S_{yt} を介して下式により計算する。

$$\left. \begin{aligned} S_o &= S_{eo} & (S_{eo}/S_{yt} \leq 1.0) \\ S_o &= \left\{ 0.7(S_{eo}/S_{yt})^2 + 0.3 \right\} S_{yt} & (S_{eo}/S_{yt} > 1.0) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

2.3 プレストレスの影響を考慮した長期たわみ計算

(1) 吊り上げ力による荷重のキャンセル

PC 規準に示されている「荷重つりあい方式」により評価する。プレストレスによる吊り上げ荷重 w_p は、下式により計算される。

$$w_p = \frac{8a}{\ell^2} P \quad (15)$$

ここに、 a : PC の鋼材ライズ、 P : PC 鋼材の緊

張力

長期たわみ計算に際して、作用応力の計算時に長期荷重 w からこの吊り上げ荷重 w_p を差し引き、残った応力に対して長期たわみを計算する。

$$M_p = (1-x)M_a \quad (16)$$

ここに、 M_p : 吊り上げ力を考慮した作用応力、 x : 荷重キャンセル率 ($=w_p/w$)

(2) 軸力を考慮したひび割れ耐力 M_{cr}

持続応力や乾燥収縮の影響を考慮した長期曲げひび割れ耐力²⁾に、プレストレスによる平均軸力 $\sigma_g = P/A_c$ の分だけひび割れ耐力が上昇するとして M_{cr} を下式により計算する。

$$M_{cr} = (0.56\sqrt{\sigma_B} \times 0.7 - \sigma_{sh} + \sigma_g) Z \quad (17)$$

ここに、 σ_{sh} : 乾燥収縮を鉄筋が拘束することによる引張応力、 Z : 断面係数

スパンが連続するスラブ等、スラブが取り付く梁・壁・柱等の拘束により、軸力導入が期待できない場合は、軸力を無視して計算する。

(3) 軸力を考慮したひび割れ断面の曲げ剛性

ひび割れ断面に軸力が作用すると、中立軸位置が引張側に移動し、圧縮領域が大きくなるため曲げ剛性もその分大きくなると考えられる。軸力のひび割れ断面の曲げ剛性への影響を調べるため、**表-1**に示す断面に対して、 σ_g を要因とするクリープ解析 (Mean-Stress 法)⁶⁾により検討した。**図-2**にクリープ解析による鉄筋応力 σ_s と曲げモーメント M との関係を示す。実線は $\psi = \varepsilon_{sh} = 0$ とした瞬時の関係を、破線は $\psi = 3.0$ 、 $\varepsilon_{sh} = 4 \times 10^{-4}$ とした長期の関係を示している。本解析では、アンボンド部材を想定して PC 鋼材の応力増分を無視している。**図-3**には $\sigma_g = 3\text{N/mm}^2$ のときの圧縮側コンクリートひずみ ε_c の分布を示す。瞬時においては、**図-2**に示す様に σ_s が小さ

表-1 断面形状

	$p_t =$	0.443 %
	$\gamma =$	1.0
	$\sigma_B =$	24 N/mm ²
	$B =$	5.556 D
	$d =$	0.797 D
	$d_b =$	0.722 D
	$E_s =$	2.05×10^5 N/mm ²
	$E_c =$	2.27×10^4 N/mm ²

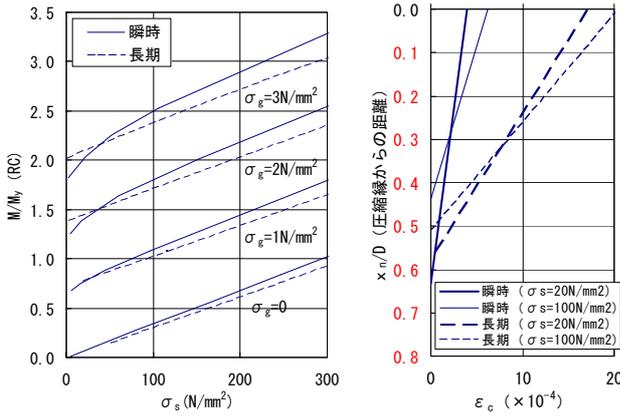


図-2 M- σ_s 関係 図-3 ひずみ分布

い範囲で $M-\sigma_s$ 関係の傾きが大きく、すなわち曲げ剛性が大きくなっており、 σ_s が大きくなるに従い傾きが小さくなっていく関係を示している。これは、図-3 に示す様に σ_s が小さい程、中立軸が引張側にあるためである。これに対して長期においては、クリープと乾燥収縮ひずみの影響で、中立軸の変化が小さくなることにより、図-2 において σ_g と σ_s の大きさに関わらず $M-\sigma_s$ 関係はほぼ平行になっている。以上より、PRC スラブの長期たわみ計算に用いるひび割れ断面曲げ剛性の評価にあたり、長期における軸力の影響が小さいことから、実用性を重視してその影響は考慮しないこととする。

3. 既往の実験結果との比較による適合性の検討

既往の実験結果^{7)~11)}を用いて、長期たわみ計

算法の適合性を検討する。

3.1 固定支持 PRC スラブ

表-2 に固定支持 PRC スラブの長期たわみ実験結果と本計算法による計算値を示す。クリープ係数、乾燥収縮ひずみは報告されている実測値を使用し、報告されていない場合は CEB-FIP Model Code¹²⁾による予測値を用いた。

図-4 は、表-2 に示した各試験体に対して計算値に対する実験値の比を示している。

計算は、プレストレス導入による軸力の有無、ひび割れ発生状況を考慮して、表-3 に示すケースに対して行った。

ケースにより計算値が変化しており、固定支持 PRC スラブの長期たわみに及ぼす軸力および端部筋の抜け出しの影響が大きいことを示している。

試験体 No.1 と No.2 は、端部筋の応力が大き

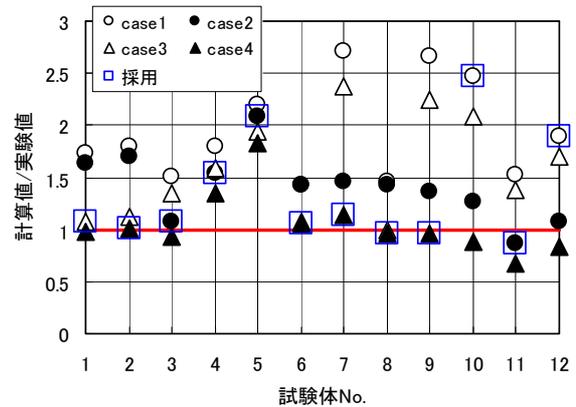


図-4 長期たわみの計算値/実験値

表-2 固定支持 PRC スラブ長期たわみ実験結果との比較

試験体 No.	研究者	試験体名称	断面寸法 (mm)	スパン (m)	かぶり (mm)	鉄筋量 (mm ²)		コンクリート				プレストレス		荷重 (kN/m)	加力材齢 (日)	長期たわみ					
						端部	中央部	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	クリープ係数	収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)	荷重キャンセラ率	平均プレストレス (N/mm ²)			①実験値 (mm)	②計算値 (mm)				②/①
																case1	case2	case3	case4		
1	松崎 ⁷⁾	PRC-1	500x130	6.0	30	142	0	23.3	22500	2.63	472	0.63	1.97	2.41	32	8.30	14.40	13.57	8.96	8.12	1.08
						30	142														
2	松崎 ⁷⁾	PRC-2	500x130	6.0	30	142	0	23.3	22500	2.63	472	0.63	1.97	2.41	32	8.00	14.40	13.57	8.96	8.12	1.02
					30	142	142														
3	岡本 ⁸⁾	PRC-1	700x250	8.0	35	995	0	17.3	20400	2.79	370	0.51	1.07	6.18	-	12.24	18.41	13.17	16.56	11.33	1.08
					35	597	597														
4	岡本 ⁸⁾	PRC-2	700x250	8.0	35	995	0	17.3	20400	2.79	370	0.34	0.75	6.18	-	12.92	23.13	19.87	20.58	17.31	1.54
					35	597	597														
5	岡本 ⁸⁾	PRC-3	700x250	8.0	35	995	0	18.6	20900	2.69	365	0.17	0.53	6.18	-	12.29	27.04	25.66	23.81	22.43	2.09
					35	597	597														
6	山本 ⁹⁾	S1	600x250	9.0	35	355	0	27.9	24419	1.48	153	0.67	1.64	5.30	28	4.27	6.11	6.09	4.56	4.54	1.06
					35	213	213														
7	山本 ⁹⁾	S2	600x200	9.0	35	426	0	27.9	24419	1.55	178	0.61	2.23	4.59	28	8.33	22.56	12.22	19.78	9.44	1.13
					35	284	284														
8	山本 ⁹⁾	S3	600x200	7.2	35	284	0	27.9	24419	1.55	178	0.60	1.42	4.59	28	4.17	6.07	5.93	4.15	4.01	0.96
					35	213	213														
9	山本 ⁹⁾	S4	600x160	7.2	35	355	0	27.9	24419	1.62	207	0.55	1.98	4.02	28	8.09	21.52	11.05	18.20	7.72	0.95
					35	213	213														
10	山本 ⁹⁾	S5	600x160	7.2	35	355	0	27.9	24419	1.62	207	0.55	1.98	4.02	28	8.70	21.52	11.05	18.20	7.72	2.47
					35	213	213														
11	山本 ¹⁰⁾	S-1	500x200	7.2	35	355	0	22.0	15298	2.47	515	0.36	0.74	3.48	29	22.36	34.08	19.42	30.80	15.08	0.87
					35	213	213														
12	山本 ¹⁰⁾	S-2	500x200	7.2	35	355	0	22.0	15298	2.47	515	0.36	0.74	3.48	29	18.08	34.08	19.42	30.80	15.08	1.89
					35	213	213														

：長期たわみ計算値の採用値

表-3 解析ケース

	吊り上げ効果	M_{cr} への軸力考慮	端部筋の抜出し
case1	○	—	○
case2	○	○	○
case3	○	—	—
case4	○	○	—

注：case1 は吊り上げ効果と端部筋の抜け出しの効果
を考慮することを示す。

く、抜け出し量も大きくなっていることから、端部筋の抜け出しによるたわみを考慮した場合としない場合との差が大きくなっている。

試験体 No.8~No.11 については、端部筋の抜け出しの有無によるたわみの差に加えて、 M_{cr} への軸力の考慮の有無により、計算結果が大きく異なっている。これは、 σ_g が $1.4\sim 2.2\text{N/mm}^2$ と比較的大きく、この軸力による M_{cr} の増大により、計算上ひび割れのない状態となり、全断面有効として求めたたわみを計算しており、軸力を無視した場合にひび割れが発生しているとして求めたたわみに比べて小さくなったためである。本計算結果は、プレストレスによるひび割れ抑制が長期たわみの抑制に大きな効果のあることを示している。

図-5 は、文献³⁾に示す M_{cr}/M_a (ひび割れ発生領域の大きさ) と I_e/I_g との関係 (I_{e1} : 端部, I_{e2} : 中央部) の一例を示したものである。同図より、ひび割れ発生領域が小さい、すなわち M_{cr}/M_a が大きい範囲では、 M_{cr}/M_a に対する I_e/I_g の変化が大きくなっている。ひび割れ領域が小さい範囲では、その範囲の大きさが曲げ剛性、しいては長期たわみに及ぼす影響が大きいことを意味している。PRC 部材はプレストレスによりひび割れが制御されており、RC 部材に比べてひび割れ発生領域が小さい場合の多いことから、ひび割れ耐力の予測が

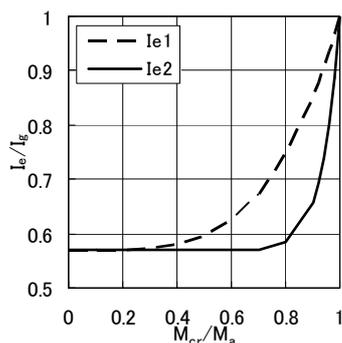


図-5 I_e/I_g - M_{cr}/M_a 関係

PRC スラブの長期たわみ計算に対して非常に重要であることを示している。

軸方向の拘束条件から M_{cr} の軸力の有無を、ひび割れ発生状況から端部筋の抜け出しの有無を文献^{7)~10)}より判断し、選定したケースの計算値をその試験体の長期たわみ計算値の採用値として表-2 および図-4 に示す。No.4, 5 が実験値に比べて大きくなっているのは、No.3 より荷重キャンセル率が小さいにも関わらず、実験値は No.3 とほぼ同じ値となっていることが一因である。No.10,12 については、拘束フレームにより軸力を拘束する条件で実験を行っているが、図-4 に示すように、軸力を考慮した計算値は実験値に近似していることから、何らかの影響で軸力が導入され、ひび割れ領域が計算上の想定より小さくなっている可能性がある。その他の計算値については、実験値をよく捉えている。

3.2 単純支持 PRC スラブ

表-4 に単純支持 PRC スラブの長期たわみ実験結果と本計算法による計算値を示す。図-6 は、表-4 に示した各試験体に対して計算値に対する実験値の比を示している。

計算は、プレストレス導入による軸力の有無を考慮して、表-5 に示す 2 ケースの条件に対して行った。

ケースによる計算値の違いは小さい。その理由として、単純支持の場合は端部筋の抜け出しによる影響がないこと、ひび割れ発生領域の大きさに対する曲げ剛性への影響が小さいことが挙げられる。これは、図-5 に示すように、単純支持スラブの I_e は固定支持スラブの場合の中央部の算定式 I_{e2} で評価するが、 I_{e2}/I_g は本例の計算範囲である $M_{cr}/M_a \leq 0.8$ の範囲では、ほとんど変化していないことによる。しかし、 $M_{cr}/M_a > 0.8$ となる場合は、3.1 での説明と同様にひび割れ領域の影響が大きく、その予測が重要となる。

固定支持スラブと同様に、文献^{9)~11)}より選定したケースの計算値をその試験体の採用値として表-4 および図-6 に示す。No.1, 2 の計算値が実験値に比べて大きくなっている。これは、

表-4 単純支持 PRC スラブ長期たわみ実験結果との比較

試験体 No.	研究者	試験体名称	断面寸法 (mm)	スパン (m)	かぶり (mm)	鉄筋量 (mm ²)		コンクリート				プレストレス		荷重 (kN/m)	加力材齢 (日)	長期たわみ (mm)			
						端部	中央部	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	クリープ係数	収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)	荷重キャンセル率	平均プレストレス (N/mm ²)			①実験値 (mm)		②計算値	
																上端	下端	case1	case2
1	山本 ⁹⁾	S8	600x160	4.0	35	426	0	27.9	24419	1.62	207	0.32	1.15	6.97	28	14.36	23.04	21.54	1.50
					35	0	426												
2		S9	600x160	4.0	35	284	0	27.9	24419	1.62	207	0.32	1.15	6.97	28	14.62	31.21	28.25	1.93
					35	0	284												
3	山本 ¹⁰⁾	S10	600x160	4.0	35	426	0	27.9	24419	1.62	207	0.00	0.58	4.61	28	18.14	22.35	21.79	1.20
					35	0	426												
4		S11	600x160	4.0	35	426	0	27.9	24419	1.62	207	0.00	1.15	4.61	28	18.00	22.35	20.63	1.15
					35	0	426												
5	山本 ¹⁰⁾	S-3	350x120	3.0	25	142	0	22.0	15298	2.47	515	0.32	0.60	2.84	29	16.18	22.43	21.15	1.31
					25	0	142												
6	山本 ¹⁰⁾	S-4	350x120	3.0	25	142	0	22.0	15298	2.47	515	0.32	0.60	2.84	29	18.24	22.43	21.15	0.94
					25	0	142												
7	山本 ¹¹⁾	A	600x160	4.0	25	426	0	24.2	23340	1.82	234	0.32	0.98	6.78	28	15.48	20.34	18.61	1.20
					25	0	426												
8	山本 ¹¹⁾	B	600x160	4.0	25	426	0	23.5	22065	2.23	249	0.32	0.98	6.78	14	17.79	21.65	19.93	1.12
					25	0	426												
9	山本 ¹¹⁾	C	600x160	4.0	25	426	0	23.0	21771	2.44	254	0.32	0.98	6.78	10	21.94	22.21	20.50	0.93
					25	0	426												

■ : 長期たわみ計算値の採用値

表-5 解析ケース

	吊り上げ効果	M _{cr} への軸力考慮
case1	○	—
case2	○	○

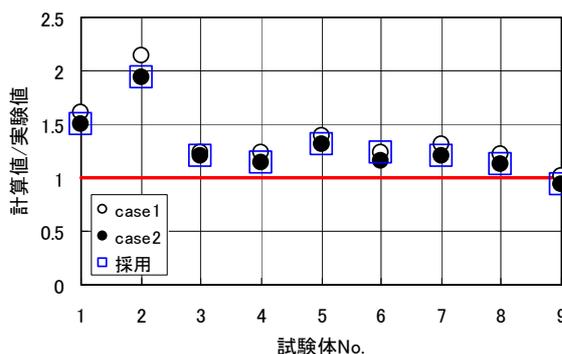


図-6 長期たわみの計算値/実験値

両試験体のたわみが、キャンセル後の設計荷重が同じである RC 試験体の実験値 (22.94mm) に比べてかなり小さくなっていることが一因である。その他の計算値については、実験値を概ね良好に予測できている。

4. まとめ

本研究で得られた結果をまとめて以下に示す。

- 1) PRC スラブの長期たわみは、RC スラブの長期たわみ計算において、吊り上げ力による荷重キャンセル効果と、プレストレス力 (導入軸力) によるひび割れ耐力の増加を考慮することによって計算できる。
- 2) ひび割れ断面の長期の曲げ剛性への軸力の影響は小さく、無視できる。

- 3) PRC スラブの長期たわみに及ぼすひび割れの影響が大きくひび割れ耐力の予測が重要である。
- 4) 既往の長期たわみ実験結果との比較により、本計算法の適合性を確認した。

参考文献

- 1) 日本建築学会: プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説
- 2) 岩田ほか: 端部筋の抜け出しを考慮した鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ算定, 日本建築学会構造系論文集, 第 510 号, pp.145-152, 1998.8
- 3) 岩田ほか: 鉄筋コンクリートスラブのひび割れを考慮したクリープ変形計算法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp207-208, 2006.9
- 4) 大野ほか: 持続荷重下における端部鉄筋の抜け出しによる鉄筋コンクリート片持ち梁の付加たわみ, 日本建築学会構造系論文集, 第 467 号, pp.111-120, 1995.1
- 5) 大野ほか: 持続荷重下における異形鉄筋とコンクリート間の付着応力-すべり関係, 日本建築学会構造系論文集, 第 459 号, pp.111-120, 1994.5
- 6) コンクリート構造物のクリープと乾燥収縮 (百島祐信訳), 鹿島出版会, 1976
- 7) 松崎ほか: アンボンド PC 鋼より線を用いた RC 造床スラブの長期たわみに関する実験的研究 (その 1), 鹿島建設技術研究所年報, 第 28 号, pp.115-122, 1980.7
- 8) 岡本ほか: アンボンド PRC 造床スラブの構造性能に関する長期載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp2029-2030, 1984.10
- 9) 山本ほか: アンボンド PC 鋼材を用いた一方向スラブの実験 (その 1), 東急建設技術研究所報, No.11, pp.33-38, 1985
- 10) 山本: 軽量 PRC 造スラブの長期性状に関する実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp935-936, 1997.9
- 11) 山本: 載荷材令の異なる PRC 造スラブの実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp13-14, 1986.8
- 12) CEB-FIP Model Code 1990, July 1991