

論文 PRC 造床スラブの長期性状に関する実験研究

山本 俊彦*1

要旨：鉄筋コンクリート造床スラブの長期性能を改善するため、施工性・経済性から PRC 構造が用いられることがある。PRC 構造ではひび割れを許容するため、その影響を明確にする目的で、曲げおよび乾燥収縮ひび割れを生じる PRC 造床スラブの長期性状に関する実験を行った。実験の結果、コンクリートの乾燥収縮に伴うひび割れの発生によって、早期にたわみの増大と固有振動数の低下を生じたが、RC 造床スラブ試験体に対してその優位性を示した。また、実験結果から PRC 造床スラブの長期たわみの予測手法を検討した。

キーワード：PRC 構造, コンクリート造床スラブ, 長期たわみ, ひび割れ, クリーブ, 乾燥収縮

1. はじめに

PRC 構造は、比較的大きなスパンの鉄筋コンクリート造床スラブの短期および長期的な性能を制御するために使用されている。しかし、PRC 構造はコンクリートに引張応力を許容することから、曲げおよび乾燥収縮に起因するひび割れの発生等によって剛性が低下する可能性がある。剛性低下は、床スラブの長期たわみの増大や振動における応答変位の増大につながり、その健全性が損なわれかねない。このため、曲げと乾燥収縮によってひび割れが生じる場合を想定した PRC 造床スラブの長期載荷実験を行い、長期的な特性の変化を調べた。これまで、鉄筋コンクリート造床スラブの長期性状に関する実験は数多く行われ、長期性状の予測手法¹⁻⁵⁾も提案されているが、合成スラブを含めて PRC 造床スラブ⁶⁻⁷⁾に関しては少なく長期特性を予測するためには、十分とは言えない。プレストレス構造では、いわゆる釣合荷重法によって短期、長期の性状が計算・予測されており、緊張材による軸方向応力の効果については考慮されないのが一般的である。本研究では、鉄筋コンクリート造床スラブとの比較によって、その効果についても検討した。

板厚 160mm, スパンを 4000mm, スパン/板厚比は 25 とした。引張鉄筋比 p_t は、0.53% とした。また、図-2 に、試験体 S1 の PC 鋼材および普通鉄筋の重心位置を示す。図中の h は、スラブ下端からの高さ位置を示す。PC 鋼材は幅 600mm の中央に 1 本、鉄筋は幅方向に等間隔に配置した。S2 の PC 鋼材は、 $h=80$ での直線配置、S3 は鉄筋のみの配置である。

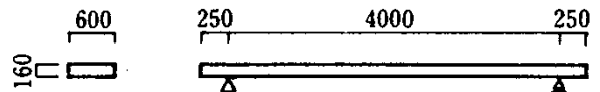


図-1 試験体形状(単位 mm)

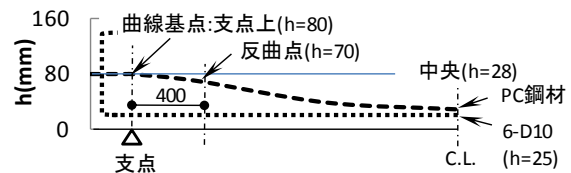


図-2 PC 鋼材および普通鉄筋の配置 (S1)

2. 実験概要

2.1 試験体

試験体は単純支持の一方向スラブとした。試験体を図-1 および表-1 に示す。試験体スラブの幅は 600mm,

2.2 使用材料

コンクリートの特性を表-2 に、また鋼材の特性を表-3, 4 に示す。材齢 28 日でのコンクリート圧縮強度は 27.9MPa であった。コンクリートの乾燥収縮ひずみ ϵ_{sh} は形状 600×600×160 mm 部材により、また圧縮クリー

表-1 試験体一覧

試験体	スパン (mm)	板厚 (mm)	普通 鉄筋	PC 鋼材		荷重(kN/m)		載荷方法(kN/m)	
				本数, 配置形状	プレストレス力(kN)	D.L.	L.L.	ステップ°	同荷重
S1	4000	160	6-D10	1-12.7φ, パラボラ(e=52mm)	111	2.26	4.71	6	0.785
S2	4000	160	6-D10	1-12.7φ, 直線(e=0mm)	101	2.26	2.35	3	0.783
S3	4000	160	6-D10	-	-	2.26	2.35	3	0.783

D.L.(自重), L.L.(積載荷重)

*1 大同大学 工学部建築学科教授 工博 (正会員)

プ係数 ϕ_c は形状 $100\phi \times 200\text{mm}$ による材齢 28 日～782 日間の値を示した。鉄筋は D10 で SD295 材、緊張材は 7 本より直径 12.7mm のアンボンド PC 鋼材を用いた。

表-2 コンクリートの強度特性等

圧縮 (MPa)	引張 (MPa)	曲げ (MPa)	ヤング係数 (GPa)	ϵ_{sh} (μ)	ϕ_c
27.9	2.73	3.79	24.0	540	3.89

表-3 鉄筋の強度特性等

径	降伏 (MPa)	引張 (MPa)	ヤング係数 (GPa)	伸び (%)
D10	356	510	206	26.7

表-4 緊張材の特性

径	断面積 (mm^2)	降伏荷重 (kN)	引張荷重 (kN)
12.7 ϕ	98.0	156	183

2.3 プレストレス

プレストレスは、パラボラ配置で自重をキャンセルする S1 と、直線配置で軸方向力のみ加える S2 の 2 種類とした。プレストレス有効率を 0.85 とした。

2.4 試験体の弾性的特性

表-5 に試験体の弾性的な性質を示す。非釣合荷重でのスラブ中央最大曲げ応力は、S1 で 3.68MPa である。プレストレスによる軸方向力を考慮したこの位置での縁引張応力は、S1, S2 で約 2.7MPa である。S3 は、自重に積載荷重を加えた縁引張応力は、3.61MPa である。荷重によるたわみは、自重で 1.54mm、自重を含めた全荷重で 3.14～3.20mm である。固有振動数は、下式により計算し、全荷重時で 8.14Hz～10.0Hz となった。

$$f_n = \frac{\pi}{2l^2} \sqrt{\frac{E_c I_c}{\rho A}} \quad (1)$$

ここに: f_n -固有振動数(Hz); l -スパン長さ(mm); E_c -コンクリートヤング係数(N/mm²); I_c -スラブの断面 2 次モーメント(N/mm⁴); ρ -荷重を含めた質量(N/mm³);

表-5 試験体の弾性的な性質

試験体	荷重(kN/m)		スラブ縁応力 (MPa)			スラブ中央たわみ δ_c (mm)		固有振動数 f_{ca} (Hz)	
	W.L.	Ub.L.	曲げ σ_b	軸力 σ_0	合計 σ_{total}	D.L.	Ub.L.*	D.L.	W.L.
S1	6.97	4.71	3.68	-0.983	2.70	1.54	3.20	14.3	8.14
S2	4.61	4.61	3.61	-0.894	2.72	1.54	3.14	14.3	10.0
S3	4.61	4.61	3.61	-	3.61	1.54	3.14	14.3	10.0

*Ub.L. (非釣合荷重: W.L. - プレストレスによる吊り上げ荷重), W.L.(作用荷重: D.L.+L.L.)

A-スラブの断面積(mm^2)

2.5 実験条件・測定方法

材齢 28 日まで乾燥を防ぎシート養生し、型枠脱型後プレストレスを与え、支点に設置した。同日表-1 に示す載荷ステップによりコンクリートブロック@10.0kg を用いて等分布載荷し、材齢 782 日まで持続した。除荷は材齢 782 日で載荷と逆ステップで行った。長期たわみの測定は変位計により、固有振動数の測定は人体歩行や日常生活程度の振動を対象として、サトバグ(500g)をスラブ上 250mm から落下させ、自由振動を記録した。実験は、周辺の環境の温湿度の変化を受ける実験室内で行った。参考に図-3 に温湿度の変化を旬日の平均で示す。

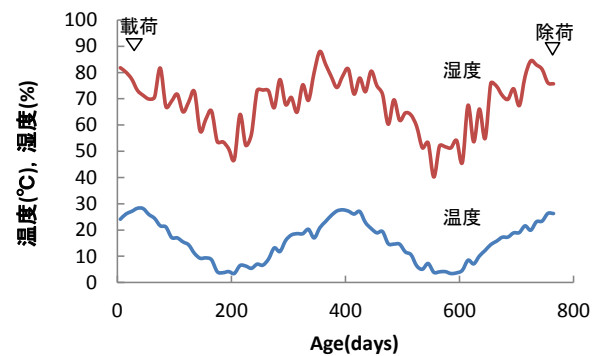


図-3 温湿度の材齢による変化

3. 長期載荷実験の結果

3.1 載荷時の試験体のたわみ

載荷時のスラブのたわみを表-6 および図-4 に示す。S2,S3 は、自重のたわみ測定が出来ないため、自重たわみ計算値 $\delta_c/0.85(1.54\text{mm}/0.85=1.81\text{mm})$ を加算し、曲げ応力と共に原点をずらして表した。自重たわみ計算でヤング係数を修正しているのは、初載荷であることと、載

表-6 載荷時および材齢 782 日の実測たわみ

試験体	載荷時		材齢 782 日	
	$\delta_{28}(\text{mm})$	$\delta_{28}/(\delta_c/0.85)$	$\delta_{782}(\text{mm})$	δ_{782}/δ_c
S1	4.06	1.08	25.5	7.95
S2	3.99	1.08	28.6	9.12
S3	6.41	1.74	33.8	10.8

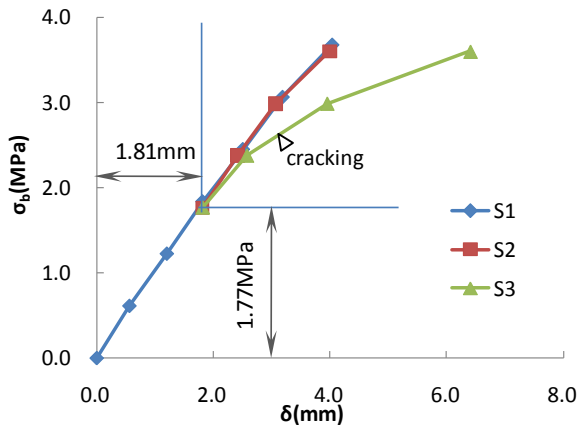


図-4 荷重時のたわみ δ と曲げ応力 σ_b の関係

荷に時間がかかることにより、初期の変形の増大を考慮したためである¹⁾。鉄筋コンクリート造スラブ試験体 S3 のたわみは、明瞭な曲げひび割れの発生により、計算値 $\delta_c/0.85$ (3.69mm) に比して 1.74 倍となった。プレストレス試験体 S1, S2 は、計算値 $\delta_c/0.85$ (S1=3.76mm, S2=3.69mm) よりやや大きなたわみを示したが、明瞭なひび割れの発生は見られなかった。

3.2 長期たわみ

スラブの長期たわみを表-6 および図-5 に示す。長期たわみは、初期材齢に急速に進行し、材齢 200 日以降にはやや進行速度が遅くなり併せて季節的な変動を伴って経過した。特に図-3 に示される周辺湿度の高い時期には長期たわみは戻りが見られた。材齢 782 日での長期たわみ δ_{782} は PC 鋼材がパラボラ配置の S1 が最も小さく、鉄筋コンクリート造の S3 が最も大きい値を示し (25.5mm ~ 33.8mm)、弾性計算たわみ計算値 δ_c (S1=3.20mm, S2,S3=3.14mm) に対して 7.95~10.8 倍となった。

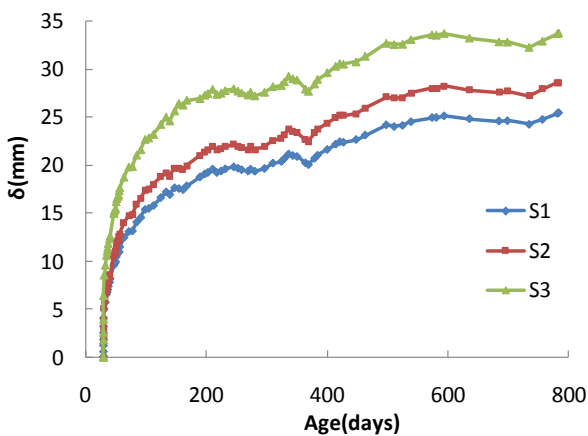


図-5 長期たわみ δ と材齢の関係

3.3 長期荷重終了後のたわみの戻り

長期荷重は材齢 782 日まで行い、除荷した。除荷時の

もどいたわみは δ_{782} を 0 とし、負で示した。たわみの戻りを表-7 および図-6 に示す。S2 と S3 は、最後の除荷ステップを直線で延長し自重によるたわみの戻りを外挿し推定した。荷重時のたわみ δ_{28} との比は、1.13~1.40 となり PRC スラブ試験体は、長期的に大きな剛性低下を示した。材齢 28 日の荷重時に既にひび割れを生じた RC スラブ試験体 S3 は、戻りたわみ量は大きい、長期的にはそれほど大きな剛性低下は示さなかった。

表-7 除荷時のたわみの戻り

試験体	たわみ(mm)		比 $ \delta_{782r+} /\delta_{28}$
	δ_{782r}	δ_{782r+}	
S1	-5.35	-5.35	1.32
S2	-2.85	-5.59	1.40
S3	-3.70	-7.24	1.13

δ_{782r} : 除荷時のたわみの戻り量

δ_{782r+} : δ_{782r} に外挿による自重戻りたわみ量を加算

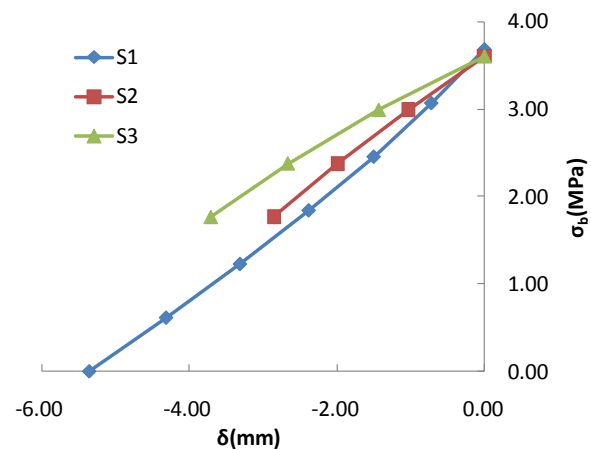


図-6 除荷時のたわみの戻り δ_{782r} と曲げ応力 σ_b の関係

3.4 試験体スラブのひび割れ

表-8 および図-7 にスラブの長期荷重終了時のひび割れ状況を示す。ひび割れ幅は、いずれも 0.3mm 以下であった。荷重時には S1, S2 には曲げひび割れを生じなかったが、長期的には多くのひび割れを生じた。引張クリープ限度や内部鉄筋による乾燥収縮ひずみの拘束、断面内の収縮の不均一な進行などにより、コンクリートの引張強度以下の曲げ応力であっても、コンクリー

表-8 スラブの長期荷重終了時のひび割れ状況

試験体	本数	間隔(mm/本)	最大高さ h(mm)
S1	10	184	60
S2	14	140	80
S3	22	126	100

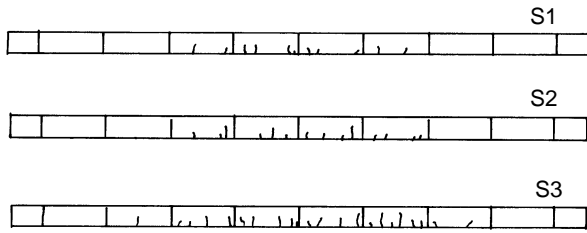


図-7 最終ひび割れ状況(縦線間隔 500mm)

トにひび割れが生じたと考えられる。ひび割れ間隔は 126mm~184mm, ひび割れの底面からの最大高さは S3 で 100mm であった。これは, クリープ係数を考慮した修正ヤング係数による S3 の中立軸位置高さ $h=97\text{mm}$ (弾性計算値 $h=125\text{mm}$)と同程度であった。

3.5 スラブの固有振動数の変化

スラブの固有振動数は, 図-8 に示す方法で各材齢に亘って測定した。スラブの固有振動数の変化を図-9 および表-9 に示す。材齢 28 日での初載荷時の固有振動数は, 自重で 14.9Hz~15.4Hz となり計算値に比して 1.04~1.08 とやや高い値を示した。全荷重載荷時は, 7.84Hz~10.3Hz となり計算値に比して 0.952~1.00 と同じかやや低い値を示した。S3 の固有振動数は, 載荷時たわみから求められる静的な剛性低下率 0.57(動的剛性: $0.57^{1/2}=0.75$)に比して, 0.95 とほとんど低下を示さなかった。

固有振動数は, 長期的に材齢初期に低下を示しその後

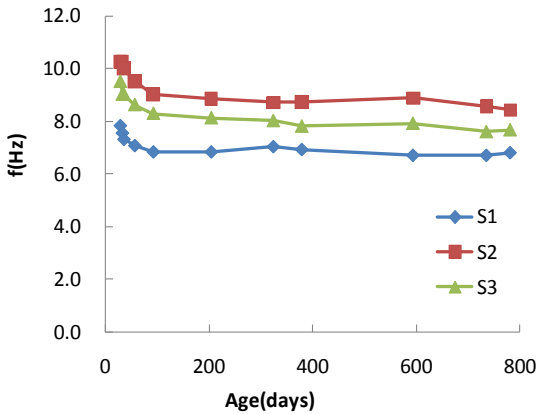


図-9 固有振動数の材齢に伴う変化

表-9 固有振動数の変化

試験体	固有振動数(Hz)*				比			
	$f_{28,DL}$	$f_{28,WL}$	$f_{782,DL}$	$f_{782,WL}$	$f_{28,DL}/f_{cal}$	$f_{28,WL}/f_{cal}$	$f_{782,DL}/f_{cal}$	$f_{782,WL}/f_{cal}$
S1	15.4	7.84	13.1	6.81	1.08	0.963	0.916	0.837
S2	15.1	10.3	12.6	8.43	1.06	1.00	0.881	0.843
S3	14.9	9.52	11.0	7.67	1.04	0.952	0.769	0.767

* $f_{28,DL}, f_{28,WL}$: 材齢 28 日でのそれぞれ荷重 D.L., W.L.での実測値

$f_{782,DL}, f_{782,WL}$: 材齢 782 日でのそれぞれ荷重 D.L., W.L.での実測値

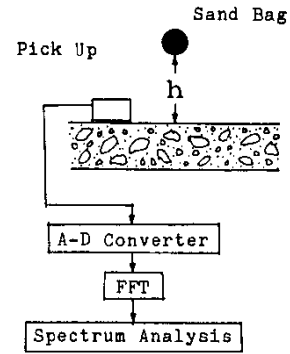


図-8 固有振動数の測定方法

たわみの増大速度が変化する材齢 200 日以降安定した値を示した。782 日の最終材齢での固有振動数は, 6.81Hz~8.43Hz で計算値に比して 0.767~0.843 となった。また, 除荷後の固有振動数は, 11.0Hz~13.1Hz で計算値に比して 0.769~0.916 となった。鉄筋コンクリート造試験体 S3 は, 除荷前後での計算値に対する固有振動数の比はほぼ一定であるのに対し, 特に PC 鋼材パラボラ配置の S1 は, 大きな回復を示した。

4. 実験結果の検討

材齢 782 日での試験体スラブの除荷時のたわみ, および長期たわみの検討を表-10 に示す。

4.1 試験体の除荷時の剛性

材齢 782 日での荷重除荷時の戻りたわみ δ_{782r+} は, 5.35mm~7.24mm となり, 弾性たわみ計算値 δ_c に対し 1.67~2.30 倍と除荷時のスラブの剛性は大きな低下を示した。図-7 に示す最終ひび割れ状況と単純支持梁のモーメント分布から判断すると, 本試験体スラブコンクリートのひび割れ強度は, 2.2MPa 程度と推定される。これは, 材料試験引張強度 2.73MPa の 0.8 程度となる。スラブの剛性低下を ACI-318 の有効断面 2 次モーメント法²⁾により計算すると, 0.478~0.678 となる。長期的な実測剛性低下は, これより 10~20%程度大きく, プレストレス試験体の方がやや大きい。

4.2 試験体の長期たわみ

コンクリートスラブの長期たわみは, 材齢 782 日で 25.21mm~33.51mm となった。

表-10 材齢 782 日でのたわみの検討

試験体	除荷時戻りたわみ			長期たわみ						
	$ \delta_{782r+} $ (mm)	$\delta_c/ \delta_{782r+} $	I_e^*/I_c	δ_{782} (mm)	δ_{cr} (mm)	δ_{sh} (mm)	φ^{**}	$\varphi_{c,v/s}^{***}$	δ^{****} (mm)	δ/δ_{782}
S1	5.35	0.598	0.678	25.21	16.04	3.82	3.00	3.55	27.34	1.08
S2	5.58	0.563	0.67	28.01	18.61	3.82	3.34	3.55	28.73	1.03
S3	7.24	0.434	0.478	33.51	22.45	3.82	3.10	3.55	36.04	1.08

* I_e : 有効断面 2 次モーメント(ACI318 2008)²⁾, ** $\varphi = \delta_{cr}/|\delta_{782r+}|$, $\delta_{cr} = \delta_{782r+} - \delta_{28} - \delta_{sh}$, δ_{sh} 式(3), (4)による

*** $\varphi_{c,v/s}$: 寸法効果による修正クリープ係数 ($\varphi_c = 3.89$, CEB-FIP 2010⁴⁾), δ^{****} : 式(5), (6)による

一般に長期たわみは、乾燥収縮によるたわみを含めて下式⁸⁾で表される。

$$\delta_{cr} = \varphi_{c,v/s} \cdot \delta_{782r+} \quad (6)$$

$$\delta_{sh} = 3.82\text{mm}$$

$$\delta = \delta_e + \delta_{cr} + \delta_{sh} \quad (2)$$

$$\delta_{sh} = \xi_w \phi_{sh} I^2 \quad (3)$$

$$\phi_{sh} = 0.7 \frac{\varepsilon_{sh}}{h} \rho^{\frac{1}{3}} \quad (4)$$

ここに: δ_e - 弾性たわみ; δ_{cr} - クリープたわみ; δ_{sh} - 乾燥収縮によるたわみ; ξ_w - たわみ係数 (=0.125 単純支持); ϕ_{sh} - 乾燥収縮による曲率; ρ - 補強筋比(%)

長期たわみ計算値 δ は、27.34mm~36.04mm となり、実測たわみに対する比は、1.03~1.08 となる。上記の結果から、PRC, RC スラブの長期たわみは、長期的なスラブの剛性低下を把握し、コンクリートのクリープ係数と乾燥収縮から、長期たわみを計算することが可能と考えられる。

4.3 固有振動数

試験体コンクリートの乾燥収縮は、スラブと同断面の 600×600×160mm コンクリートで、540 μ であった。式(3), (4)から乾燥収縮によるたわみ δ_{sh} を計算すると、3.82mm となる。これは、長期たわみの 11~15%に相当する。式(2)から、弾性たわみと乾燥収縮たわみを引いて、材齢 782 日のクリープたわみを計算すると 16.04mm~22.45mm となる。クリープたわみを材齢 782 日で測定された除荷時戻りたわみ δ_{782r+} で割ると 3.00~3.34 となる。試験体コンクリートの 100 ϕ ×200mm シリンダーによるクリープ係数は 3.89 で、これを MC2010⁴⁾による寸法効果で補正すると 3.55 となる。

ここで、下式による長期たわみ計算値を求めると、

$$\delta = \delta_{782r+} + \delta_{cr} + \delta_{sh} \quad (5)$$

試験体の固有振動数の計算値との比較を表-11, 図-9 に示す。材齢 782 日での固有振動数は、材齢 28 日の初載荷時に比べ約 20%低下した。長期たわみに関する予測式は幾つか提案されているが、長期的な固有振動数⁹⁾については PRC 構造を含めて定まった手法は示されていない。表-11 には、有効断面 2 次モーメントに基づいた固有振動数計算値との比較を示した。固有振動数の計算値に対する比、 f_{DL}/f_{eff} , f_{WL}/f_{eff} , f_{DL}/f_{782r+} , f_{WL}/f_{782r+} は、それぞれ 1.10, 1.05, 1.18, 1.12 となった。実測固有振動数はいずれも計算値に対して高い値を示した。その中で、材齢 782 日での除荷時たわみから求めた剛性による固有振動数との比の方が高い値を示した。図-10 は、材齢 28 日と材齢 782 日での固有振動数とコンクリート弾性係数に基づいた計算値 f_{cal} に対する相関を示した。また、参考のために実測の載荷時および除荷時戻りたわみ

表-11 固有振動数の計算値との比較

試験体	$R_{d,28}$			$R_{d,782}$						
	f_{DL}/f_{cal}	f_{WL}/f_{cal}	$(\delta_c/\delta_{28})^{0.5}$	f_{DL}/f_{cal}	f_{WL}/f_{cal}	$(\delta_c/ \delta_{782r+})^{0.5}$	f_{DL}/f_{eff}	f_{WL}/f_{eff}	f_{DL}/f_{782r+}	f_{WL}/f_{782r+}
S1	1.08	0.961	0.964	0.916	0.837	0.773	1.11	1.02	1.18	1.08
S2	1.06	1.03	0.962	0.881	0.843	0.750	1.08	1.03	1.17	1.12
S3	1.04	0.952	0.759	0.769	0.767	0.658	1.11	1.11	1.17	1.16
平均	1.06	0.981	0.895	0.855	0.816	0.727	1.10	1.05	1.18	1.12

$R_{d,28}, R_{d,782}$: 固有振動数の計算値に対するそれぞれ材齢 28 日, 782 日実測値の比

f_{eff} : 有効断面 2 次モーメントを用いた固有振動数計算値 (I_e)

f_{782r+} : 除荷時戻りたわみによる剛性に基づいた固有振動数計算値

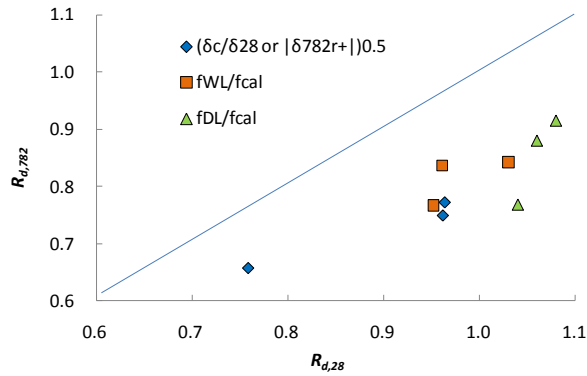


図-10 固有振動数比の変化

の弾性たわみ計算値に対する比の 0.5 乗の値を併せて示した。

上記から、長期的な固有振動数は、ひび割れによる剛性低下を考慮してやや高めの安全側に求めることができる。

5. まとめ

PRC, RC スラブの長期載荷実験から以下のことが明らかになった。

- 1) 長期載荷実験開始時の荷重載荷時、PRC 造スラブはひび割れが発生しなかったが、長期的に乾燥収縮によりひび割れを生じた。モーメント分布とひび割れ発生状況から、試験体コンクリートのひび割れ強度は、材料引張強度の 0.8 程度と推定された。
- 2) ひび割れの生じたスラブの剛性低下を ACI-318 の有効断面 2 次モーメント法により計算すると、0.478 ~ 0.678 となり、実測剛性は、これより 10~20% 程度低く、プレストレス試験体の方がやや低下が大きかった。
- 3) PRC, RC スラブの長期たわみは、長期的なスラブの剛性低下を把握し、コンクリートのクリープと乾燥

収縮から、長期たわみを計算することが可能と考えられる。

- 4) 長期的な固有振動数の変化は、ひび割れによる剛性低下を考慮してやや高めの安全側に求めることができる。

参考文献

- 1) CEB-FIP: Model Code 1990, London, Thomas Telford, 1990
- 2) ACI 318: Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, American Concrete Institute, 2008
- 3) 日本建築学会：プレストレスト鉄筋コンクリート（Ⅲ種 P C）構造設計・施工指針・同解説, 2003
- 4) CIB, Model Code 2010 - First complete draft, Federation International du Beton, 2010
- 5) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説, 2010
- 6) 岩田ほか：鉄筋コンクリートおよびプレストレス鉄筋コンクリート二方向スラブの長期たわみ制御に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 625 号, pp.425-432, 2008.3
- 7) 岩田ほか：RC および PRC スラブの長期たわみ制御設計法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.639-640, 2008.9
- 8) Miller, Alfred L.: Warping of Reinforced Concrete Due to Shrinkage, ACI Journal 54(11), pp.939-950, May, 1958
- 9) 山本俊彦：曲げおよび乾燥収縮ひび割れを生じる鉄筋コンクリート造床スラブの動的特性の変化に関する実験研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.32, No.2, pp.445-450, 2010