

収縮・クリープ評価に基づく 高炉セメントコンクリートの PC 桁への適用方法の検討

大野 又稔* 渡辺 健* 鬼頭 直希**

Study on Application of Blast-Furnace Slag Cement Concrete to PC Girders
Based on Evaluation of Shrinkage and Creep

Yuto OHNO Ken WATANABE Naoki KITO

The high-strength concrete has been used for PC girders because prestress force is needed to be applied at an early age. In that case, the deterioration of PC girder caused by alkali-silica reaction (ASR) has been apprehended, because of a large amount of the alkali contained in the high-strength concrete. The application of blast-furnace slag cement concrete to PC girders is one of the good methods for prevention of ASR; however, its shrinkage and creep have not been evaluated. This paper summarizes the result of the compression creep tests executed, and shows that the shrinkage and creep of blast-furnace slag cement concrete can be evaluated by the conventional equations, usually used for the normal cement concrete. In addition, the analysis results indicate that even if blast-furnace slag cement concrete is applied, the deflection and prestress loss of PC girder differ only a little from that in case of its normal cement.

キーワード：高炉セメントコンクリート，クリープ，収縮，PC 桁

1. はじめに

プレストレストコンクリート（以下、PC）桁では、プレストレス導入の観点から、圧縮強度が比較的高いコンクリートが使用されるため、セメント使用量が増大しアルカリ総量が高くなる傾向にある。そのため、良質な骨材の入手が困難な地域では、アルカリシリカ反応（以下、ASR）による PC 桁の劣化が懸念される。ASR 抑制対策の一つとして、製鉄工程で排出される高炉スラグでセメントの一部を置換し、アルカリ総量を低下した、高炉セメントを用いたコンクリートの使用が期待されている。

高炉セメントを用いたコンクリート（以下、高炉コンクリート、B）は、普通セメントを用いたコンクリート（以下、普通コンクリート、N）と比較し、アルカリ総量が少なく、水密性・化学抵抗性に優れる。一方で、高炉コンクリートは圧縮強度の発現が遅くなる特徴があり¹⁾、その結果、未水和分の水分の移動による現象として捉えることができるコンクリートの収縮・クリープ特性に、影響を及ぼす可能性が考えられる。そのため、高炉コンクリートの PC 桁への適用を想定すると、特に桁の上反りやプレストレス導入について、より慎重な管理が必須であり、高炉コンクリートの養生条件と強度発現特性、クリープ・収縮を把握する必要がある。

近年では、耐久性や環境性²⁾の点で、高炉コンクリートの特徴を活かした照査体系の整備に向けた取り組みが進められている。しかし、鉄道構造物等設計標準・同解説（コンクリート構造物）³⁾（以下、RC 標準）では、コンクリートの収縮・クリープについて、普通コンクリートおよび早強セメントを用いたコンクリートに対する予測式は記載されているが、高炉コンクリートに適用できる方法は記載されていない。

本研究では、高炉コンクリートの養生条件と強度発現特性、クリープ・収縮特性を評価し、PC 桁への適用方法について検討した。具体的には、普通コンクリートと高炉コンクリートを用いた円柱試験体を製作し、一軸圧縮クリープ試験（JIS A 1157）を最大約 900 日間実施した。さらに、得られた収縮・クリープ情報を用いて、3 次元有限要素解析により、設計耐用期間の 100 年間における PC 箱桁のたわみと有効プレストレスの経時変化を評価し、セメント種類による影響を検証した。

2. 一軸圧縮クリープ試験概要

2.1 試験体諸元

既往の知見⁴⁾を参考に、高炉コンクリートおよび普通コンクリートを用いた円柱試験体を製作し、一軸圧縮クリープ試験を実施した。

表 1 に、試験体の諸元を示す。諸元は全部で 7 種類とし、これらは高炉スラグ置換率、載荷開始時材齢 (t)、圧縮

* 構造物技術研究部 コンクリート構造研究室
** 構造物技術研究部 コンクリート構造研究室
(現 東海旅客鉄道株式会社)

特集：構造物技術

応力度 (σ'_{cp}), 体積表面積比 (V/S) の点で異なる。名称は、セメント種・載荷開始時材齢 (日) - 試験体直径 d (cm) - 応力強度比 s (%) を表す。試験体は、CASE ごとに、載荷試験体および無載荷試験体を同一の形状でそれぞれ 3 体製作した。試験条件等を以下に示す。

- (1) 高炉スラグ微粉末によるセメントの重量置換率は 60% とした。これは、市販の高炉セメント B 種における、高炉スラグ置換率のばらつき (30 ~ 60%) を低減し、かつ強度発現に不利な高い置換率を選択したものである。なお、高炉スラグ微粉末のブレン値は、汎用の 4000 とした。
- (2) 載荷開始時材齢は、プレストレス導入材齢の影響を把握するため、7 日、14 日および 28 日とした。
- (3) 圧縮強度は、ポストテンション式 PC 桁の設計事例を参考に、材齢 28 日の目標圧縮強度を 40N/mm^2 とした。ただし、CASE7 は、材齢 7 日の目標圧縮強度を 40N/mm^2 とした。これは、高炉コンクリートの強度発現は普通コンク

リートに比して遅く、PC 桁への適用を考えた場合、プレストレス導入材齢において、所定のプレストレス導入直後の PC 桁の縁圧縮応力度が、設計圧縮強度の $1/1.7$ 以下³⁾ を満足することが困難となる可能性があるためである。

- (4) 圧縮応力度は、RC 標準³⁾ の応力度の制限値を参考に、材齢 28 日の圧縮強度 ($f'_c(28)$) に対して 40% もしくは 20% とした。ただし、載荷開始時材齢を 14 日とする試験体は、 $f'_c(28) = 40\text{N/mm}^2$ と仮定して $40\% \times 40\text{N/mm}^2$ とした。また、載荷開始時材齢を 7 日とする試験体は、施工時の縁圧縮応力度の制限値を参考に、 $1/1.7 \times f'_c(7)$ とした。なお、表 1 の応力強度比は、 $f'_c(t')$ に対する σ'_{cp} の比である。
- (5) 試験体寸法は、 $\phi 100 \times \text{H}200\text{mm}$ 円柱試験体 ($V/S = 25$) を基本とした。また、 V/S の影響を把握するため、 $\phi 300 \times \text{H}600\text{mm}$ 円柱試験体 ($V/S=75$) でも実施した。
- (6) 養生方法は、実験における強度発現の差異をなくすため、載荷開始前日まで 20°C 水中にて養生した。

表 1 試験体諸元

CASE	名称	高炉スラグ置換率	載荷開始時材齢 t' (日)	圧縮応力度 σ'_{cp} (N/mm ²)	直径 (mm)	V/S ^{*1} (mm)	$f'_c(t')$ ^{*2} (N/mm ²)	$f'_c(28)$ ^{*2} (N/mm ²)	応力強度比	$E_c(t')$ ^{*3} (kN/mm ²)	ϵ_c ^{*4} ($E_c(t')/\sigma'_{cp}$) ($\times 10^6$)
1	B14-d10-s40	60%	14	16.0 = $40\% \times 40\text{N/mm}^2$	100	25	28.8	36.6	0.56	24.3	659 (780)
2	B28-d10-s40	60%	28	14.6 = $40\% \times f'_c(28)$	100	25	36.3	36.3	0.40	27.8	525 (619)
3	B28-d10-s20	60%	28	8.0 = $20\% \times f'_c(28)$	100	25	39.9	39.9	0.20	29.0	276 (293)
4	B28-d30-s20	60%	28	8.0 = $20\% \times f'_c(28)$	300	75	39.9	39.9	0.20	29.0	276 (282)
5	N14-d10-s40	0%	14	16.0 = $40\% \times 40\text{N/mm}^2$	100	25	39.1	49.7	0.41	30.2	531 (552)
6	N28-d10-s40	0%	28	18.0 = $40\% \times f'_c(28)$	100	25	45.1	45.1	0.40	31.4	574 (563)
7	B7-d10-s59	60%	7	27.5 = $1/1.7 \times f'_c(7)$	100	25	46.5	76.5	0.59	27.4	1004 (1043)

*1: 体積表面積比, *2: 材齢 t' 日, 28 日の圧縮強度, *3: 材齢 t' 日のヤング係数, *4: $E_c(t')$ から算出した弾性ひずみの計算値 ((カッコ) は一軸圧縮クリープ試験において載荷開始~完了までに計測された弾性ひずみ)

表 2 示方配合

CASE	粗骨材最大寸法 (mm)	スラン プ (cm)	空気量 (%)	水結合材比 W/B	細骨材率 s/a (%)	単位量 (kg/m ³)						
						水 W	セメント C	混和材 BS	細骨材 S	粗骨材 G	混和剤	
											減水剤 (%)	AE 剤 (%)
1 ~ 4	20	12	4.5	0.52	48	161	124	186	875	968	0.8	0.002
5, 6	20	12	4.5	0.62	49	159	257	0	924	990	3	0.002
7	20	12	5.0	0.34	45	159	186	279	758	956	4	0.01

表 3 各材料の仕様

材 料	種 類	仕 様
セメント	普通ポルトランドセメント	密度 3.16g/cm^3
混和材	高炉スラグ微粉末	密度 2.89g/cm^3 , 比表面積 $4120\text{cm}^2/\text{g}$
細骨材	川砂	表面密度 2.62g/cm^2 , 吸水率 1.8%
粗骨材	碎石 1505	表面密度 2.71g/cm^2 , 吸水率 0.73%
	碎石 2010	表面密度 2.71g/cm^2 , 吸水率 0.63%
混和剤	レオビルド SP8SV	高性能 AE 減水剤 標準形 I 種
	マイクロエア 101	AE 剤 I 種

(7) 普通コンクリートの試験体は、RC標準³⁾に示す予測式に対して、本実験の妥当性を検証し、かつ高炉コンクリートと比較を行うため、2CASE実施した。CASE1に対しCASE4, CASE2に対しCASE5とし、セメント種(高炉スラグ置換率)以外の項目については同条件とした。

表2に示方配合, 表3に各材料の仕様を示す。材齢28日の目標圧縮強度を40N/mm²としたため, 高炉コンクリート(CASE1~4)の水結合材比(W/B)は, 普通コンクリート(CASE5,6)のW/Bに比して低く設定した。ただし, 示方配合における単位水量(W)の影響を排除するため, いずれのCASEも概ね160kg/m³とした。

図1に, 材齢に伴い増加する圧縮強度を示す。CASE1~6では, 概ね $f'_c(28)=40\text{N/mm}^2$, CASE7では $f'_c(7)=46.5\text{N/mm}^2$ および $f'_c(28)=76.5\text{N/mm}^2$ といずれも目標圧縮強度と同程度であった。図2に, 圧縮強度とヤング係数の関係を示す。圧縮強度に対するヤング係数は, 高炉コンクリートで, 普通コンクリートおよびRC標準³⁾による算定値と比較して, やや小さくなる傾向となった。

2.2 試験方法および計測方法

図3, 図4に, 一軸圧縮クリープ試験の試験機概要および試験状況を示す。それぞれのCASEにおいて, 3体用意した载荷試験体を直列に試験機に配置した。载荷試験はJIS A 1157に従い, 温度20±2°C, 相対湿度(RH)60±5%の恒温恒湿室で実施し, 荷重は±2%の精度で一定値を継続して作用させた。

試験体高さ中央の対称となる2か所に, 供試体軸方向にひずみゲージ(計測長:60mm)を配置した。計測された2枚のひずみゲージの平均値が, 同条件の他2体の試験体と同程度であることを確認し, 3体の試験体の平均値を, それぞれのCASEの計測値とした。計測期間は, 約900日間(CASE1-4)および約500日間(CASE5-7)である。なお, それぞれのCASEで用意した無载荷試験体についても, 同様の養生方法および計測方法を適用しており, 取得した値を収縮ひずみとした。

3. 一軸圧縮クリープ試験結果

3.1 収縮ひずみの把握と算定式適用性の検討

図5, 図6に, 高炉コンクリートおよび普通コンクリートについて, 水中養生終了後, 無载荷試験体を用いて計測した収縮ひずみ($\epsilon'_{cs,exp}(t,t_0)$)および式(1),(2)³⁾により算出した収縮ひずみ($\epsilon'_{cs,cal}(t,t_0)$)を示す。高炉コンクリートの $\epsilon'_{cs,cal}(t,t_0)$ は, 式(1),(2)における単位セメント量を単位結合材量に置き換えて算出した。なお, ひずみは収縮を正, 膨張を負で示している。

$$\epsilon'_{cs,cal}(t,t_0)=[1-\exp\{-0.108(t-t_0)^{0.56}\}]\cdot\epsilon'_{sh} \quad (1)$$

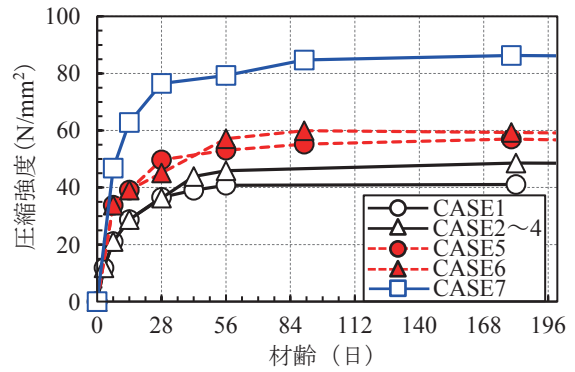


図1 圧縮強度試験結果

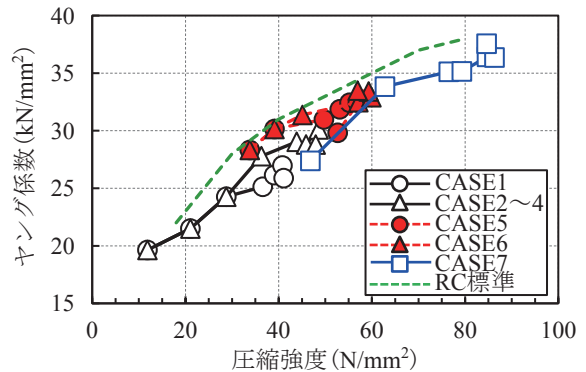


図2 圧縮強度とヤング係数の関係

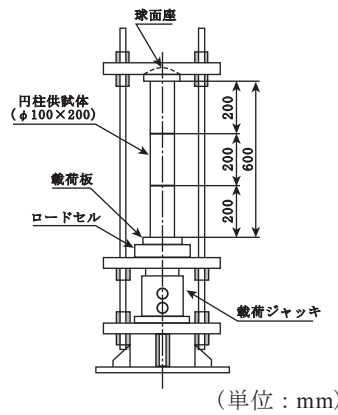


図3 試験機概要



図4 試験状況

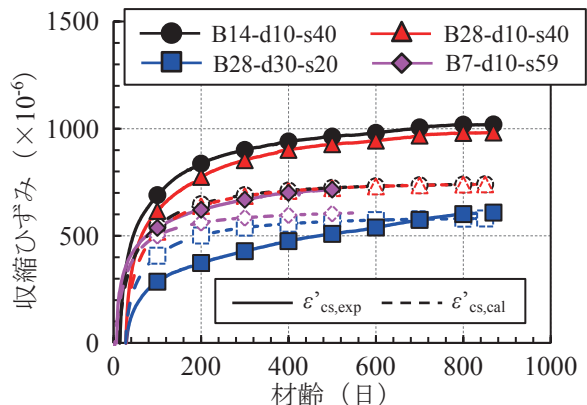


図5 高炉コンクリートの収縮ひずみ

特集：構造物技術

ただし、 $18 \leq f'_c(28) \leq 55 \text{N/mm}^2$

$$\varepsilon'_{cs,cal}(t, t_0) = \varepsilon'_{ds}(t, t_0) + \varepsilon'_{as}(t, t_0) \quad (2)$$

ただし、 $55 < f'_c(28) \leq 80 \text{N/mm}^2$

ここに、 t_0, t ：乾燥開始時および乾燥中のコンクリートの有効材齢（日）、 ε'_{sh} ：収縮ひずみの最終値、 $\varepsilon'_{ds}(t, t_0)$ ：コンクリートの材齢 t_0 から t までの乾燥収縮ひずみ、 $\varepsilon'_{as}(t, t_0)$ ：コンクリートの材齢 t_0 から t までの自己収縮ひずみ、である。

B14-d10-s40 および B28-d10-s40、あるいは N14-d10-s40 および N28-d10-s40 を比較すると、材齢に伴う $\varepsilon'_{cs,exp}(t, t_0)$ の増加は概ね一致したことから、材齢 14 日以降は、水中養生期間による差はあまりみられないことが分かる。一方、直径 100mm の試験体では、材齢にも依存するが、 $\varepsilon'_{cs,cal}(t, t_0)$ と比較して約 1.3 倍に増加した。ただし、この増加した傾向は、普通コンクリートに対しても同様であり、使用した粗骨材による影響などが考えられる。また、B28-d30-s20 および B28-d10-s40 を比較すると、 $\varepsilon'_{cs,exp}$ は V/S の増加に伴い減少しており、 $\varepsilon'_{cs,cal}(t, t_0)$ に漸近する傾向にあった。

図 7 に、高炉コンクリートおよび普通コンクリートについて、 $\varepsilon'_{cs,exp}(t, t_0)$ と $\varepsilon'_{cs,cal}(t, t_0)$ を比較した結果を示す。また、普通コンクリートの $\varepsilon'_{cs,cal}(t, t_0)$ に対する、 $\varepsilon'_{cs,exp}(t, t_0)$ が約 50% のばらつきを持つことを参考に、 $\varepsilon'_{cs,cal}(t, t_0)$ に対する $\pm 0.5\varepsilon'_{cs,cal}(t, t_0)$ の範囲を併せて示す。配合、乾燥開始材齢、試験体寸法およびセメント種が異なるいずれの CASE の収縮ひずみも、算定値のばらつきの範囲に包含されることから、高炉コンクリートの収縮ひずみも、普通コンクリートと同様の精度で評価可能であることがわかった。

3.2 クリープ係数の把握と算定式適用性の検討

図 8、図 9 に、高炉コンクリートおよび普通コンクリートについて、水中養生終了後、荷重試験体および無荷重試験体の計測値から式 (3)³⁾ により算出したクリープ係数 ($\varphi_{exp}(t, t', t_0)$) および式 (4),(5)³⁾ により算出したクリープ係数 ($\varphi_{cal}(t, t', t_0)$) を示す。高炉コンクリートの $\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ は、式 (4),(5) における単位セメント量を単位結合材量に置き換えて算出した。なお、ひずみは収縮を正、膨張を負で示している。

$$\begin{aligned} \varphi_{exp}(t, t', t_0) &= \varepsilon'_{cc,exp}(t, t', t_0) / \varepsilon'_e(t') \\ &= (\varepsilon'_{cr,exp}(t, t', t_0) - \varepsilon'_{cs,exp}(t, t_0) - \varepsilon'_e(t')) / \varepsilon'_e(t') \end{aligned} \quad (3)$$

$$\varphi_{cal}(t, t', t_0) = [1 - \exp\{-0.09(t-t')^{0.6}\}] \cdot \varepsilon'_{cr} \cdot E_{ct} \quad (4)$$

ただし、 $18 \leq f'_c(28) \leq 55 \text{N/mm}^2$

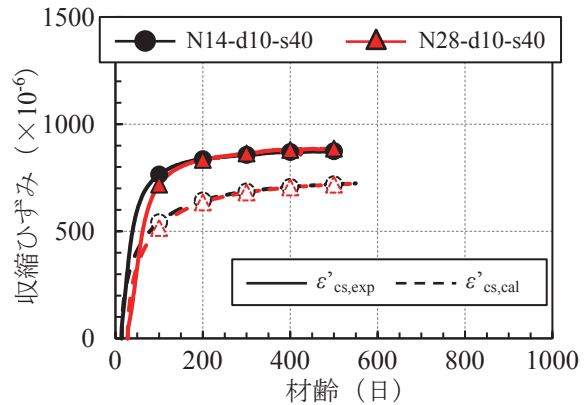


図 6 普通コンクリートの収縮ひずみ

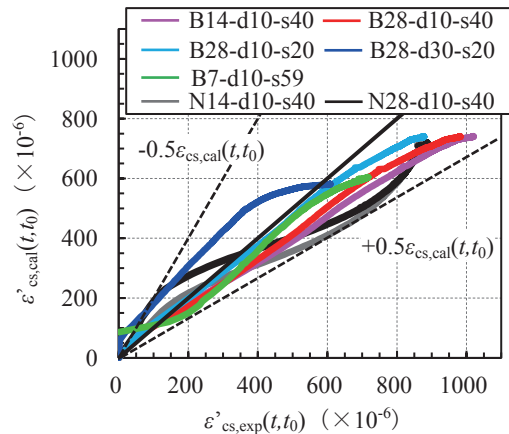


図 7 収縮ひずみ算定式との比較

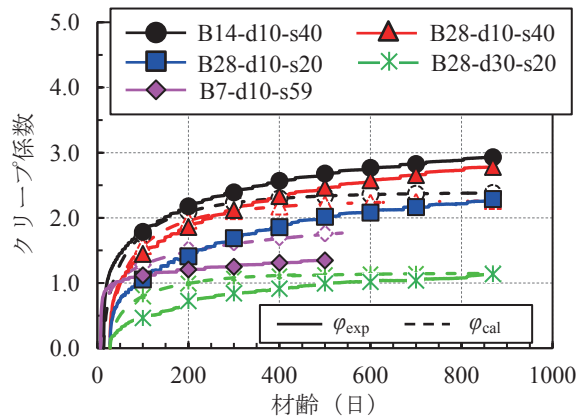


図 8 高炉コンクリートのクリープ係数

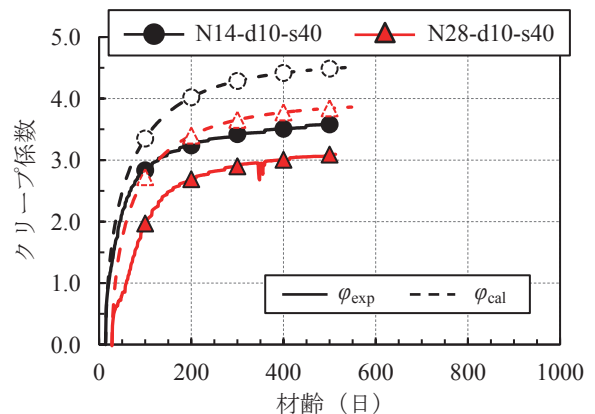


図 9 普通コンクリートのクリープ係数

$$\varphi_{cal}(t, t', t_0) = \frac{4W(1 - RH/100) + 350}{12 + f'_c(t')} \log_e(t - t' + 1) \cdot E_{ct} \quad (5)$$

ただし、 $55 < f'_c(28) \leq 80 \text{ N/mm}^2$

ここに、 t_0 、 t' 、 t ：乾燥開始時、荷重時および荷重中のコンクリートの有効材齢（日）、 $\varepsilon'_{cc,exp}(t, t', t_0)$ ：荷重試験体のコンクリートの材齢 t_0 から t までのクリープひずみ、 $\varepsilon'_e(t')$ ：コンクリートの材齢 t' での弾性ひずみ、 $\varepsilon'_{cc,exp}(t, t', t_0)$ ：荷重試験体のコンクリートの材齢 t_0 から t までの全ひずみ、 $\varepsilon'_{cc,exp}(t, t_0)$ ：無荷重試験体のコンクリートの材齢 t_0 から t までの全ひずみ、 ε'_{cr} ：単位応力当たりのクリープひずみの最終値、 W ：単位水量 (kg/m^3)、 RH ：相対湿度 (%), である。JIS A 1157 では、 $\varepsilon'_e(t')$ は荷重開始日における荷重増加期間に発生するひずみとされるが、荷重に要する時間による誤差が含まれる可能性があった。そこで本検討では、強度試験体により計測したヤング係数を用いて、 $\varepsilon'_e(t') = \sigma'_{cp} / E_c(t')$ を算出した(表1)。

B14-d10-s40 および B28-d10-s40, あるいは N14-s10-s40 および N28-s10-s40 の比較から、 $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ は荷重開始時材齢の増加に伴い減少することを確認した。また、B28-d30-s20 および B28-d10-s20 の比較から、 $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ は W/S の増加に伴い減少することを確認した。同一配合、同一養生で製作した場合、 $\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ は、 σ'_{cp} に依存せずに一定値を示すが、 $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ は、 $\sigma'_{cp} = 16 \text{ N/mm}^2$ とした B28-d10-s40 が、 $\sigma'_{cp} = 8 \text{ N/mm}^2$ とした B28-d10-s20 に比べ、大きい結果となった。また、材齢 200 日以降、B14-d10-s40 および B28-d10-s40 では、 $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ が $\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ より大きくなり、B28-d10-s20 は、材齢 900 日時点で概ね $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ と $\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ が同程度となった。荷重開始時材齢が 7 日である B7-d10-s59 では、荷重開始直後の $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ は、他の CASE と比較して急増するが、材齢 100 日以降は鈍化する傾向を示した。B14-d10-s40 および N14-d10-s40, あるいは B28-d10-s40 および B28-d10-s40 の比較から、いずれの材齢においても、高炉コンクリートは普通コンクリートと比較して、クリープ係数が小さいことが分かる。これは、目標圧縮強度を同一とした配合では、普通コンクリートの W/B が高くなることに起因すると考えられる。

図 10 に、高炉コンクリートおよび普通コンクリートについて、 $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ と $\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ を比較した結果を示す。また、普通コンクリートの $\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ に対する、 $\varphi_{exp}(t, t', t_0)$ の約 50% のばらつきを参考に、 $\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ に

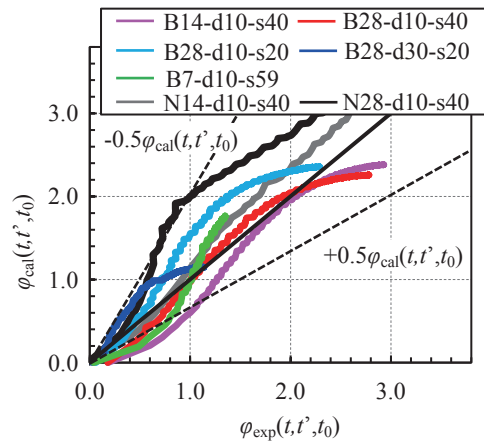


図 10 クリープ係数算定式との比較

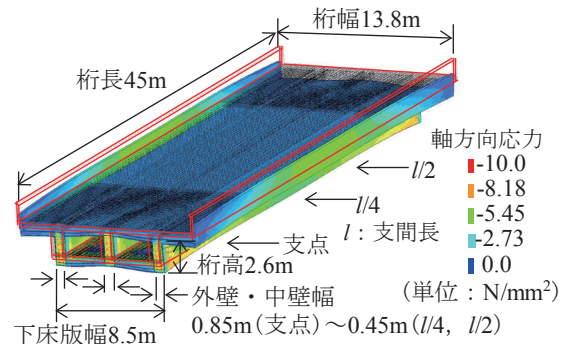


図 11 100 年後のたわみ・軸方向応力分布 (PC-N7)

対する $\pm 0.5\varphi_{cal}(t, t', t_0)$ の範囲を併せて示す。配合、荷重開始時材齢、荷重応力、試験体寸法およびセメント種が異なるいずれの CASE のクリープ係数も、算定値のばらつきの範囲に含まれることから、高炉コンクリートのクリープ係数も、同様の精度で推定できることがわかった。

4. 3次元有限要素解析による PC 桁の変形の検討

4.1 解析概要

3章で高炉コンクリートの収縮・クリープ特性が RC 標準³⁾ に示す予測式で評価可能であることがわかった。そこで、高炉コンクリートの PC 桁への適用にあたり、鉄道用 PC 桁を対象に 3次元有限要素解析を実施し、たわみおよび有効プレストレスの経時変化を評価した。解析には、汎用有限要素プログラム DIANA (Ver9.4.4) を用いた。対象とした PC 桁は、橋長 45m のポストテンション式 PC 箱桁である(図 11)。桁高は、断面位置に関わらず同一である。コンクリートはソリッド要素、鉄筋・PC 鋼材は埋込み鉄筋要素でモデル化した。

表 4 解析で想定した条件

Case	f'_{ck} (N/mm^2)	$f'_c(t')$ (N/mm^2)	単位量 (kg/m^3)			水結合材比 W/B	プレストレス力導入 材齢 t' (日)
			水 W	セメント C	高炉スラグ B		
PC-N7	40	34	160	320	—	0.48	7
PC-B14	40	28.8	161	124	186	0.52	14

特集：構造物技術

表4に、解析で想定した条件を示す。PC-N7は、普通コンクリートによる製作を想定しており、一般的なPC桁の設計事例を参考に、プレストレス導入材齢を7日、 W/B を0.48とした。PC-B14は、高炉コンクリートによる製作を想定しており、表2のCASE2をもとに配合およびプレストレス導入材齢を決定した。収縮ひずみおよびクリープ係数は、3章における算定式の適用妥当性の検討結果をもとに、式(1)(4)³⁾における単位セメント量を単位結合材量に置き換えて算出した(図12)。なおRHは、日本の平均湿度を考慮して全断面において70%とした。

解析では、実際の施工条件を考慮して、24.5kN/m³とした橋梁の重量(材齢1日)、プレストレス導入時におけるプレストレス822N/mm²、上床版全面に7.5kN/m²の軌道重量(材齢1000日)を作用させた。また、乾燥開始材齢(t_0)は3日とした。

4.2 PC桁のたわみおよび有効プレストレス

図11に、100年後のたわみと軸方向応力を、図13に、支間中央の下床板位置で算出した、たわみの経時変化を、図14に桁端部および桁中央部で得られたPC鋼材の引張応力度の経時変化を示す。たわみは、プレストレス導入後に上方に増加したが、軌道重量を載荷した材齢1000日以降、下方に増加した。桁端部のPC鋼材の引張応力度は、プレストレス導入後から減少し続けたが、桁中央部では、プレストレス導入後から減少した後、軌道重量を載荷した材齢1000日に増加した。

図13、図14より、PC-N7の条件で設計されたPC桁に対して、強度発現の違い等に配慮し、配合およびプレストレス導入材齢を変更した、PC-B14の条件を適用することで、収縮ひずみおよびクリープ係数の差が小さくなり、設計耐用期間の100年間における桁のたわみおよび有効プレストレスを概ね同等とすることができることを確認した。

5. まとめ

- (1) 高炉スラグ微粉末により普通セメントの60%を置換したコンクリートのクリープ係数および収縮ひずみは、載荷開始時材齢を7日、14日、28日とした場合、現行の算定式の単位セメント量を単位結合材量に置き換えることにより、普通セメントの場合と同等の精度で評価可能であった。
- (2) 普通セメントコンクリートを用いた一般的なPC箱桁に対する、高炉セメントコンクリートの適用を想定した桁のたわみおよび有効プレストレスは、強度発現等に配慮し、配合およびプレストレス導入材齢を変更することで、収縮ひずみおよびクリープ係数の差が小さくなり、概ね同等とすることができることを、3次元有限要素解析を用いて確認した。

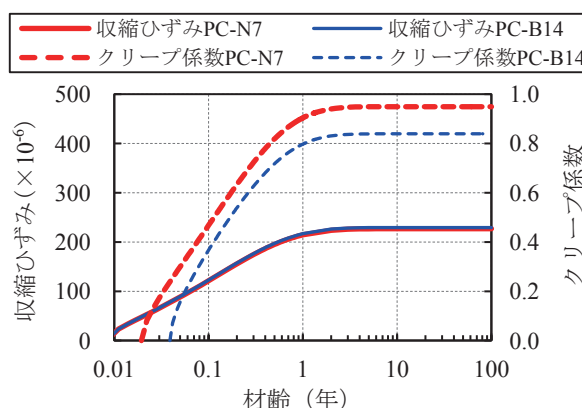


図12 収縮ひずみおよびクリープ係数

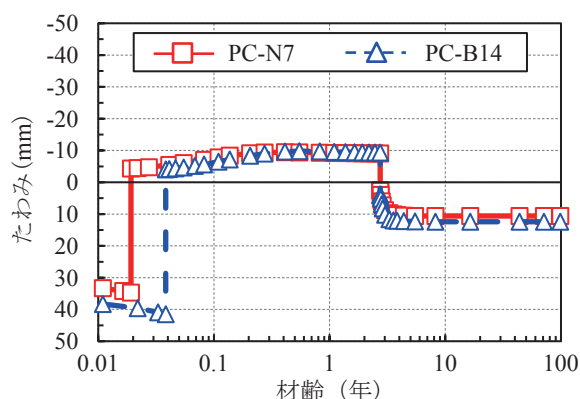


図13 たわみの経時変化

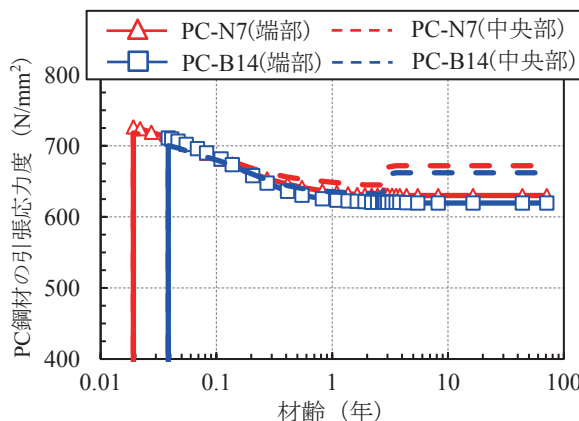


図14 PC鋼材の引張応力度の経時変化

文献

- 1) 笠井芳夫, 坂井悦郎: 新セメント・コンクリート用混和材料, 技術書院, 32-41, 2007
- 2) 土木学会: 2012年制定コンクリート標準示方書〔設計編〕, 2013
- 3) 鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説(コンクリート構造物), 丸善, 2004
- 4) 元濱浩人, 渡辺健, 鬼頭直希, 大野又稔, 岡本大: 高炉セメントを用いたコンクリートの圧縮クリープ特性に関する検討, 土木学会第69回年次学術講演会, V-332, pp.663-664, 2014