

論文 高炉セメントを用いた PC 桁の収縮クリープの特性と駆動力に関する一考察

中村 麻美^{*1}・渡辺 健^{*2}・大野 又稔^{*1}

要旨: 高炉セメントを用いた PC 桁の収縮クリープ特性, 収縮クリープの各影響因子や駆動力を検討するため, PC 桁内でコンクリートのひずみや応力等を計測するとともに, 要素試験体による収縮試験を実施した。その結果, PC 桁のプレストレスロス, 早強ポルトランドセメントの使用を想定して設計した場合と同程度であった。降雨の影響によると考えられる PC 桁の断面内での収縮ひずみの差は, 要素試験体における収縮ひずみの差よりも小さくなった。収縮クリープの駆動力を, 収縮駆動力, 内部拘束, 外力を考慮して算出した。駆動力が徐々に増加するよりも, 材齢初期から大きな駆動力が作用する方が, 収縮クリープが大きくなった。

キーワード: 高炉セメント, PC 桁, 収縮クリープ, プレストレスロス, 水分移動, 応力

1. はじめに

近年, アルカリシリカ反応 (ASR) 対策として, プレストレストコンクリート (PC) 桁に高炉セメントが使用される事例が増えている¹⁾。PC 桁では, プレストレス導入のための強度管理が重要であるが, 高炉セメントは, 従来の早強ポルトランドセメント等と強度発現性状が異なることが知られている。また, プレストレスロスの制御においては, 使用するコンクリートのいわゆる収縮およびクリープの特性を把握することが重要となるが, H16 鉄道構造物等設計標準 (コンクリート構造物) には, 高炉セメントを使用した場合の収縮・クリープ特性は明示されていない。材料レベルでは, 高炉セメントの収縮・クリープ特性について検討が進められているものの, 試験体と実構造物では, プレストレスロスに伴う応力変動や体積表面積比 V/S 等に起因して, 収縮・クリープが異なる。高炉セメントを使用した実 PC 桁における収縮・クリープ特性については, 検討された事例がまだ少ない。現在は, 高炉セメントを PC 桁に使用する際に, 要素試験等により, 特別な検討が実施されていることが多い。高炉セメントの強度発現性状や収縮・クリープ特性等が明らかになれば, 特別な検討を実施することなく, 高炉セメントを PC 桁に使用することができる。

2017 年制定の土木学会コンクリート標準示方書 [設計編]²⁾ (以下, 学会示方書) では, 長大スパンの PC 桁の道路橋で, 設計値を大きく超えるたわみが観測された事例を背景に, 100 年以上の解析データをもとに定式化された収縮ひずみ予測式や, 断面内の収縮差を考慮したたわみ算定法が記載されている。収縮ひずみ予測式の検討には, コンクリートの細孔構造内の水分移動に基づいて, 収縮とクリープを区分することなく (以下, 収縮クリープ), 材料や環境, 荷重の条件等から変形を求められる材

料-構造連成応答解析システム³⁾が用いられている。

本検討では, 高炉セメントの材料特性のうち, 収縮クリープに焦点を当てた。高炉セメントを用いた PC 桁の収縮クリープ特性を検討するため, PC 桁内でコンクリートのひずみや応力等を計測するとともに, 要素試験体による収縮試験を実施した。また, コンクリート中の水分状態およびひずみ分布を把握するため, 材料-構造連成応答解析システムを用いて解析を実施した。高炉セメントを使用した PC 桁の収縮クリープやプレストレスロスを評価するとともに, 体積表面積比 V/S や降雨等, PC 桁断面内の収縮差の原因となる収縮クリープの各影響因子や収縮クリープの駆動力について, 検討を行った。

2. 計測¹⁾および解析概要

2.1 PC 桁および試験体の諸元

計測を実施した PC 桁は, 単純 PCT 形 2 主桁 (スパン長 38.25m) のうちの 1 主桁である。PC 桁の施工と併せて, 100×100×400mm の無筋コンクリート試験体 (以下, 要素試験体) と, φ100×200mm の圧縮強度試験体を作製した。PC 桁と要素試験体の概要を図-1 に示す。要素試験体と圧縮強度試験体は, 封かん状態 (封かん試験体), 降雨を受けない環境 (雨なし試験体), 降雨を受ける環境 (雨あり試験体) の 3 種類の条件に対して, 各 3 体用意した。すなわち, 要素試験体はすべて屋外に設置し, 封かんおよび雨なし試験体は降雨や日射に曝されないが, 雨あり試験体は, 降雨および日射を受ける条件とした。

コンクリートの配合を表-1 に示す。高炉セメント B 種 (以下, BB) を使用しており, コンクリートの呼び強度 45, 水セメント比 35.2%, 単位水量 154kg/m³ である。

PC 桁および試験体の養生方法は, 水分を十分に供給するため, ミスト養生を材齢 10 日まで継続した。PC 桁で

*1 (公財) 鉄道総合技術研究所 構造物技術研究部 コンクリート構造 修士 (工学) (正会員)

*2 (公財) 鉄道総合技術研究所 構造物技術研究部 コンクリート構造 博士 (学術) (正会員)

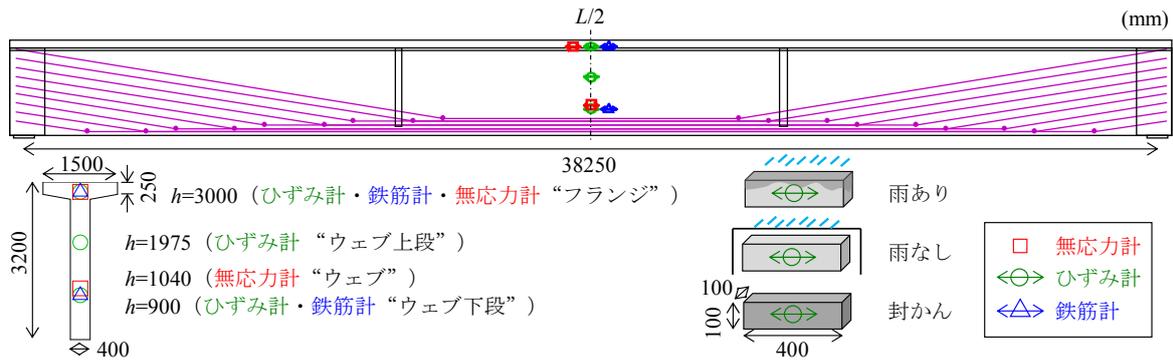


図-1 PC 桁および要素試験体の概要と計測位置

表-1 コンクリートの配合

呼び強度	スランブ (cm)	粗骨材最大寸法 (mm)	セメント種類	W/C (%)	単位量(kg/m ³)				
					水	セメント	細骨材	粗骨材	高性能 AE 減水剤
45	12	20	BB	35.2	154	438	711	1031	3.29

は、材齢29日にプレストレス導入、材齢120日に桁架設、材齢224日に間詰めコンクリート打設、材齢228日に横締め、材齢380日頃にバラスト敷設が実施されている。

計測地点付近の気温および相対湿度の月平均値の年平均値の年平均は、それぞれ 18.6°C、69.3%⁴⁾である。桁の打設は、7月下旬である。

要素試験体では、ひずみ計によるコンクリートひずみおよびコンクリート温度を計測した。PC 桁では、無応力計およびひずみ計によるコンクリートひずみおよびコンクリート温度、鉄筋計により応力を計測した。図-1に、PC 桁における計測位置を示す。

2.2 解析概要

PC 桁の解析には、材料-構造連成応答解析システム DuCOM-COM3³⁾を用いた。1/4 対称モデルとし、解析は、施工工程を考慮したステップ解析とした。環境条件として、温度および湿度の月平均値を入力し、月合計降水量を日数換算した値を月末に入力することで、降雨の影響を考慮した。解析再現期間は、約3年間である。

3. 計測結果および考察

3.1 高炉セメントの強度特性

図-2に、計測した圧縮強度およびヤング係数を示す。式(1)~(3)により求めた学会示方書の温度ひび割れに対する照査に記載されている圧縮強度の予測値 $f'_c(t)$ を、式(4)⁵⁾により求めたヤング係数の予測値 $E_c(t)$ を併記する。

$$f'_c(t) = \frac{t - S_f}{a + b(t - S_f)} f'_c(28) \quad (1)$$

$$a = 14.4 - 3.86 \times C/W \quad (2)$$

$$b = 0.477 + 0.14 \times C/W \quad (3)$$

$$E_c(t) = 8500 \times f'_c(t)^{1/3} \quad (4)$$

ここで、 $f'_c(28)$ には、施工管理で用いられる標準養生での圧縮強度を用いた。圧縮強度とヤング係数は、本検討の養生条件が及ぼす影響は小さいと判断されたことから、

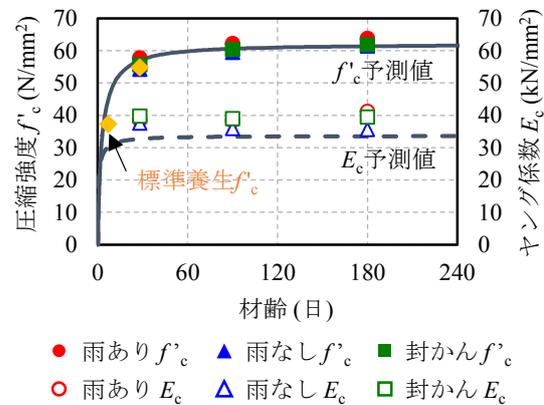


図-2 養生条件と圧縮強度とヤング係数の増進

以下の検討では、式(1)~(4)により算出した値を用いた。

3.2 高炉セメントの収縮特性

(1) 要素試験体の収縮ひずみ

図-3に、要素試験体において、ひずみ計により計測した全ひずみ ϵ'_c から温度変化によるひずみ変化 (以下、温度ひずみ) ϵ'_{ct} を差し引いたひずみ (以下、収縮ひずみ) ϵ'_{cs} を示す。なお、コンクリートのひずみは収縮を正、乾燥開始 (養生終了) 時のひずみを初期値 0 とし、材齢初期以外は代表値として 10 時頃のデータを示している。温度ひずみは、コンクリートの線膨張係数 α を $10 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ と仮定して、計測したコンクリート温度から算出した。BB を使用した本検討においても、降雨を受ける試験体では、降雨を受けない試験体と比較して、収縮ひずみが小さくなった。

図-3には、学会示方書 [設計編]²⁾の構造解析と使用性に関する照査に記載されている収縮ひずみ予測式による計算値を併記する。計算では、相対湿度 RH は年平均値 69.3%、体積表面積比 V/S は、断面の4辺を乾燥とした要素試験体に相当する 25mm とした。学会示方書による予測式は主に普通ポルトランドセメントに対して

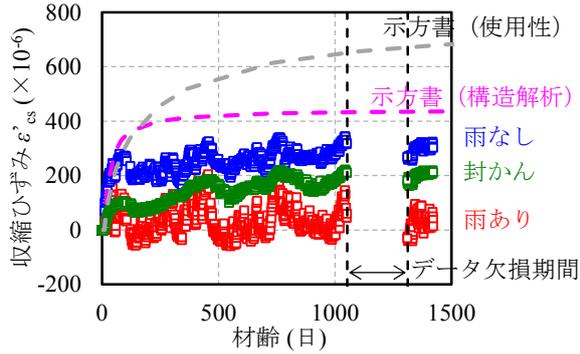


図-3 収縮試験体の収縮ひずみ ε'_{cs}

検討されたものであり、養生条件も本検討とは異なるが、計算値は材齢約 1400 日の収縮ひずみの実測値に対して、いずれの環境条件に対しても過大な値を示した。

3.3 高炉セメントを使用した PC 桁のプレストレス

(1) 導入直後プレストレス力 P'_0

スパン中央 ($L/2$ 断面) におけるプレストレス導入前後でのコンクリートのひずみ変化から、以下に示す式(5)~(10)により、導入直後プレストレス力 P'_0 を算出した。すなわち、平面保持を仮定し、コンクリートを弾性として、プレストレス導入前後でのコンクリート応力の変化量から、プレストレス導入に伴って作用する主桁自重によるコンクリート応力を差し引いて、導入直後プレストレス力 P'_0 により生じるコンクリート応力を求め、導入直後プレストレス力 P'_0 を逆算した。

$$\Delta\sigma_c(y) = E_c(t) \cdot \Delta\varepsilon_c(y) \quad (5)$$

$$\Delta\sigma_c(y) = \Delta\sigma_{cd0}(y) + \Delta\sigma_{cp0}(y) \quad (6)$$

$$\omega_{d0} = \rho \times A_c \quad (7)$$

$$M_{d0} = 1/8 \times (\omega_{d0} L^2) \quad (8)$$

$$\Delta\sigma_{cd0}(y) = (M_{d0}/I_c) \times (y_n - y) \quad (9)$$

$$\Delta\sigma_{cp0}(y) = -P'_0/A_c - (P'_0 \cdot e_{p0}/I_c) \times (y_n - y) \quad (10)$$

ここで、 $\Delta\sigma_c(y)$: 位置 y でのプレストレス導入前後でのコンクリート応力の変化量、 $E_c(t)$: プレストレス導入時材齢 t のコンクリートのヤング係数、 $\Delta\varepsilon_c(y)$: プレストレス導入前後でのコンクリートひずみの変化量、 $\Delta\sigma_{cd0}(y)$: 位置 y での主桁自重によるコンクリート応力の変化量、 $\Delta\sigma_{cp0}(y)$: 位置 y での導入直後プレストレス力によるコンクリート応力の変化量、 ω_{d0} : 主桁自重による分布荷重、 ρ : プレストレストコンクリートの単位体積重量 (=24.5kN/m³)、 A_c : 主桁断面積、 M_{d0} : 主桁自重により $L/2$ 断面に作用するモーメント、 L : スパン、 I_c : コンクリート総断面の図心軸まわりの断面 2 次モーメント、 y_n : コンクリート総断面の図心軸 (=中立軸)、 P'_0 : 導入直後プレストレス力、 e_{p0} : コンクリート総断面の図心軸から PC 鋼材の図心位置までの距離である。

(2) 有効プレストレス力 $P'_e(t)$

導入直後プレストレス力 P'_0 と、鉄筋計により計測さ

れた鉄筋応力の変化から、PC 鋼材のリラクセーションを考慮して、以下に示す式(11)~(18)⁶⁾により、有効プレストレス力 $P'_e(t)$ を求めた。

$$\frac{\Delta\sigma_s(t)}{E_s} = \frac{\Delta\sigma_{ps}(t) + \Delta\sigma_{pd}(t) - \Delta\bar{\sigma}_{pr}(t)}{E_s} \quad (11)$$

$$\frac{\Delta\sigma_{pd}(t)}{E_s} = \Delta\varepsilon_{cd}(t) = \frac{\Delta M_d/I_e \times (y_{ne} - y_p)}{E_c(t)} \quad (12)$$

$$\Delta\bar{\sigma}_{pr}(t) = \chi_r \cdot \Delta\sigma_{pr}(t) \quad (13)$$

$$\Delta\sigma_{pr}(t) = \begin{cases} 0 \leq 24 \cdot (t-t') \leq 1000: \\ \Delta\sigma_{pr\infty} [1/16 \times \ln\{24 \cdot (t-t')/10 + 1\}] \\ 1000 < 24 \cdot (t-t') \leq 0.5 \times 10^6: \\ \Delta\sigma_{pr\infty} \left\{ 24 \cdot (t-t') / (0.5 \times 10^6) \right\}^{0.2} \\ 0.5 \times 10^6 \leq 24 \cdot (t-t'): \\ \Delta\sigma_{pr\infty} \end{cases} \quad (14)$$

$$\Delta\sigma_{pr\infty}/\sigma_{p0} = -\eta(\lambda - 0.4)^2 \quad (15)$$

$$\sigma_{p0} = P'_0/A_p \quad (16)$$

$$\lambda = \sigma_{p0}/f_{ptk} \quad (17)$$

$$P'_e(t) = P'_0 + \Delta\sigma_{ps}(t) \cdot A_p \quad (18)$$

ここで、 $\Delta\sigma_s(t)$: 材齢 t 日での PC 鋼材図心位置の鉄筋応力の変化量、 $\Delta\sigma_{ps}(t)$: 材齢 t 日での有効プレストレスによる PC 鋼材図心位置の PC 鋼材応力の変化量、 $\Delta\sigma_{pd}(t)$: 材齢 t 日での死荷重による PC 鋼材図心位置の PC 鋼材応力の変化量、 $\Delta\bar{\sigma}_{pr}(t)$: PC 鋼材の低減リラクセーション値、 E_s : 鋼材のヤング係数、 $\Delta\varepsilon_{cd}(t)$: 材齢 t 日での死荷重による PC 鋼材図心位置のコンクリートひずみの変化量、 ΔM_d : 死荷重により $L/2$ 断面に作用するモーメントの変化量、 I_e : PC 鋼材を考慮した換算断面の図心軸まわりの断面 2 次モーメント、 y_{ne} : PC 鋼材を考慮した換算断面の図心軸 (=中立軸)、 y_p : PC 鋼材図心位置、 χ_r : 低減係数 (=0.7)、 $\Delta\sigma_{pr}(t)$: PC 鋼材の純リラクセーション値、 t' : プレストレス導入時材齢 (日)、 $\Delta\sigma_{pr\infty}$: PC 鋼材の純リラクセーション値の最終値、 σ_{p0} : PC 鋼材の初期引張応力度、 η : PC 鋼材の材質により異なる無次元係数、 A_p : PC 鋼材の総断面積、 f_{ptk} : PC 鋼材の引張強度、 $P'_e(t)$: 有効プレストレス力である。 η は、1000 時間リラクセーション試験でのリラクセーション率を JIS 上限値に相当する $\gamma_0=2.5\%$ と仮定して求めた。

求めた有効プレストレス力 $P'_e(t)$ から計算したプレストレスの有効係数 η を図-4 に示す。クリープや PC 鋼材のリラクセーションに起因するプレストレスロスが生じているものの、材齢約 1400 日時点におけるプレストレスの有効係数は、早強ポルトランドの使用を想定して設計した場合の範囲内であった。

3.4 高炉セメントを使用した PC 桁のひずみの内訳

(1) 全ひずみおよび温度ひずみ

図-5 に、PC 桁でひずみ計により計測された全ひずみ

ϵ_c を示す。ただし、以下、図-5に示すPC桁のコンクリートのひずみは、引張（膨張）を正、プレストレス導入直前のひずみを初期値0として、材齢初期以外は代表値として10時頃のデータを示している。圧縮ひずみは、ウェブ下段で最も大きくなっていることがわかる。

PC桁における温度ひずみ ϵ_{cT} を図-5に併記する。なお、 ϵ_{cT} は、コンクリートの線膨張係数 α を $10 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ と仮定して、計測したコンクリート温度から求めた。温度変動に伴うひずみの季節変動が確認できる。

(2) コンクリートの弾性ひずみ $\epsilon_{ce}(t)$

コンクリートの弾性ひずみ ϵ_{ce} を式(19)~(20)で求めた。

$$\epsilon_{ce}(y) = \sigma_{ce}(y) / E_c(t) \quad (19)$$

$$\sigma_{ce}(y) = -P_e(t) / A_e + (M_d(t) - P_e(t) \cdot e_p) / I_e \times (y_{ne} - y) \quad (20)$$

ここで、 $\sigma_{ce}(y)$: コンクリートの応力、 A_e : PC鋼材を考慮した換算断面積、 $M_d(t)$: 死荷重により $L_v/2$ 断面に作用

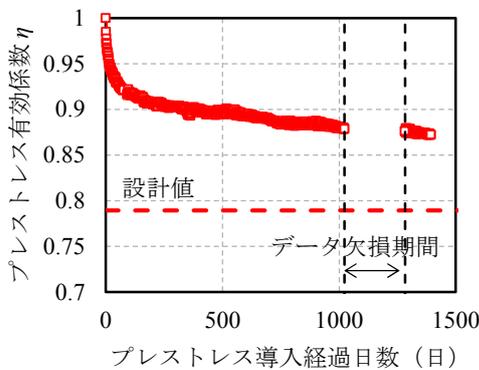


図-4 PC桁のプレストレス有効係数

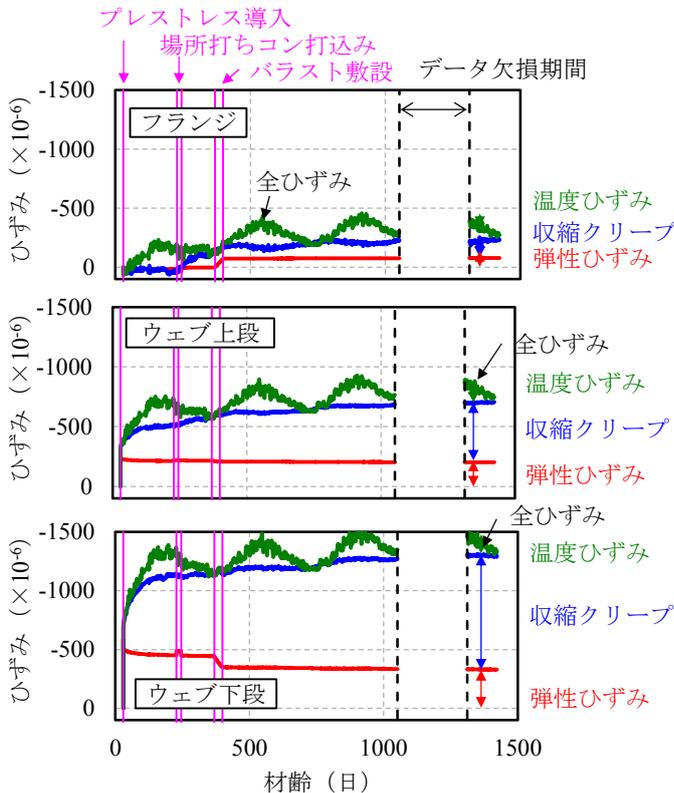


図-5 PC桁のコンクリートひずみの内訳

するモーメント、 e_p : PC鋼材を考慮した換算断面の図心軸からPC鋼材の図心位置までの距離、である。 $M_d(t)$ のうち、主桁自重以外の死荷重によるモーメントの値には設計値を用いた。図-5に、式(19)により算出した ϵ_{ce} を示す。ウェブ下段およびウェブ中段では、プレストレス導入時に圧縮ひずみが急増している。一方、上フランジでは、プレストレス導入時には、プレストレスと主桁自重による応力が相殺され、弾性ひずみがほとんど生じていないことがわかる。

(3) コンクリートの収縮クリープひずみ

図-5に、PC桁における収縮クリープひずみ ϵ_{cp} を示す。 ϵ_{cp} は、全ひずみ ϵ_c から温度ひずみ ϵ_{cT} および弾性ひずみ ϵ_{ce} を差し引いて、式(21)により求めた。

$$\epsilon_{cp}(t) = \epsilon_c(t) - \epsilon_{cT}(t) - \epsilon_{ce}(t) \quad (21)$$

プレストレスにより大きな圧縮応力が作用するウェブ下段では、プレストレス導入後すぐの収縮クリープひずみの増加が顕著であった。一方、プレストレス導入時には弾性ひずみがほとんど生じていなかった上フランジでは、プレストレス導入後しばらくの間、収縮クリープひずみはほとんど生じていない。

部位による収縮クリープひずみの相違は、コンクリートの応力状態に起因すると考えられる。一般に、コンクリートに作用する応力が大きいほど、クリープは大きくなる。そこで、収縮クリープひずみを、収縮ひずみおよびクリープひずみに分けたものを図-6に示す。ここで、

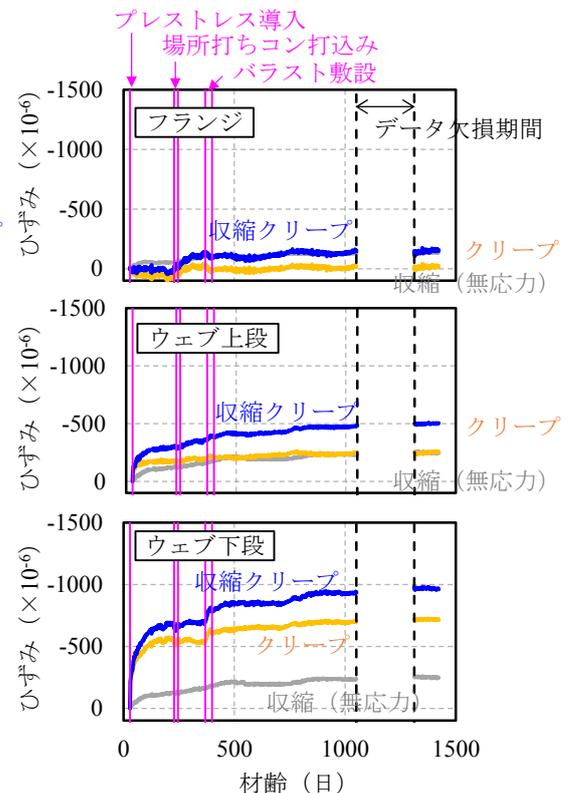


図-6 PC桁の収縮とクリープの内訳

収縮ひずみ ε_{cs} は無応力計により計測した全ひずみから温度ひずみを差し引いたひずみとした。クリープひずみ ε_{cc} は、収縮クリープひずみ ε_{cp} から収縮ひずみ ε_{cs} を差し引いて求めた。なお、本検討では、ひずみ計位置の収縮ひずみとして、部材厚が同一の位置で計測した無応力計の値を用いている。桁断面内で、プレストレスによって大きな圧縮応力が作用するウェブ下段ほど、クリープひずみの占める割合が大きくなっていることがわかる。

4. 収縮クリープの影響因子に関する一考察

4.1 V/S の影響

要素試験体と PC 桁内の無応力計により計測した収縮ひずみ ε'_{cs} を図-7 に示す。要素試験体と PC 桁では温度履歴が異なるため、時間軸の評価には有効材齢を用いた。コンクリートのひずみは収縮を正として、乾燥開始（養生終了）時のひずみを初期値 0 とした。なお、図-6 に示した PC 桁の収縮ひずみ ε_{cs} とは、ひずみの正負および初期値とした材齢が異なる。また、材齢初期以外は代表値として 10 時頃のデータを示している。

ウェブと同様に降雨を受けない環境条件とした雨なし試験体と比較して、PC 桁のウェブでは、材齢初期の乾燥収縮の進行が遅く、材齢約 500 日以降もひずみが増加していることが確認できる。4 面乾燥条件の要素試験体の V/S は 25mm、PC 桁のウェブは 2 面乾燥条件とすると V/S は 200mm であり、乾燥収縮の進行特性に V/S の影響が表れていると考えられる。

4.2 降雨の影響

図-7 では、PC 桁の上フランジの収縮ひずみは、ウェブ下段と比較し、値が小さくなった。部材厚は上フランジよりもウェブの方が大きい。既往の研究⁷⁾では、W/C が 35% の場合、V/S が自己収縮に及ぼす影響は小さかったことから、部位による収縮ひずみの差は、降雨による影響が大きいと考えられる。

降雨の影響と考えられる PC 桁の上フランジとウェブの収縮ひずみの差は、収縮試験における雨あり試験体と雨なし試験体の収縮ひずみの差よりも、小さくなっている。既往の研究では、降雨の有無によって、降雨面から 100mm 程度の範囲のコンクリートの細孔内相対湿度が異なるという解析結果もある⁸⁾。要素試験体では、寸法が小さいため、降雨の影響を受ける領域が試験体体積に占める割合が大きく、降雨の影響が収縮ひずみの差に大きく表れたものと考えられる。

4.3 収縮クリープの駆動力

従来、それぞれ異なる関数形で表現されてきた収縮ひずみとクリープ係数においても、水分移動などに起因する変形として、統一的に扱うことが望ましい。そこで、収縮クリープの駆動力 σ_{cp} を、式(22)により算出した。

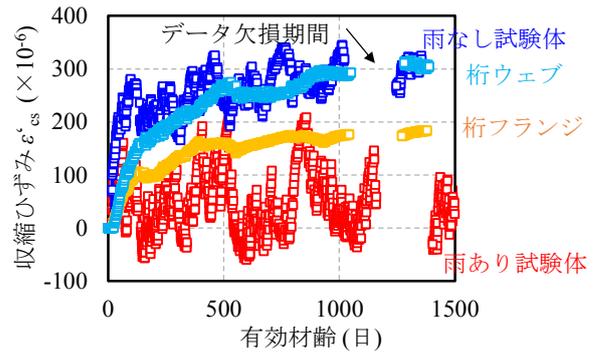


図-7 PC 桁と要素試験体の収縮ひずみ ε'_{cs}

$$\sigma_{cp} = \sigma_{ce} + \sigma_{cs} + \sigma_{cint} \quad (22)$$

ここで σ_{cp} : 収縮クリープの駆動力, σ_{ce} : 外力とプレストレスに起因する応力 (無応力容器内は 0), σ_{cs} : 収縮駆動力に起因する応力, σ_{cint} : 内部拘束に起因する応力である。

本検討では、収縮駆動力に起因する応力は、朱ら⁹⁾の収縮モデルを、係数等を一部簡略化したモデル¹⁰⁾を用いて、式(23)~(30)により求めた。

$$r_s = -\frac{2\gamma M_w}{\rho_L RT \log(RH)} \quad (23)$$

$$S_{cap} = 1 - \exp(-B_{cap} \cdot r_s) \quad (24)$$

$$S_{gel} = 1 - \exp(-B_{gel} \cdot r_s) \quad (25)$$

$$\beta = (\varphi_{cap} S_{cap} + \varphi_{gel} S_{gel}) / (\varphi_{cap} + \varphi_{gel}) \quad (26)$$

$$P_{sc} = -(\rho_L RT / M_w) \times \log(RH) \quad (27)$$

$$\sigma'_{sc} = \beta \cdot P_{sc} \times 10^{-6} \quad (28)$$

$$\sigma'_{sd} = \{(1 - RH) / (1 + 14RH)\} S_{pore} \gamma_{gel} \times 10^{-6} \quad (29)$$

$$\sigma'_s = \sigma'_{sc} + \sigma'_{sd} \quad (30)$$

ここで、 r_s : 毛管の半径 (m), γ : 液状水の表面張力 (=0.0728N/m), M_w : 水の分子量 (=0.018kg/mol), ρ_L : 液状水の密度 (=1000kg/m³), R : 気体定数 (=8.31J/(mol·K)), T : 絶対温度 (K), RH : 細孔内相対湿度, S_{cap} : 毛細管空隙の飽和度, B_{cap} : 毛細管空隙分布パラメータ, S_{gel} : ゲル空隙の飽和度, B_{gel} : ゲル空隙分布パラメータ, β : 毛細管張力の作用体積の有効係数, φ_{cap} : セメント硬化体中の毛細管空隙率, φ_{gel} : セメント硬化体中のゲル空隙率, P_{sc} : セメント硬化体中の凝縮水に生じる毛細管張力 (Pa), σ_s : セメント硬化体中の収縮駆動力 (N/mm²), σ_{sc} : σ_s のうち凝縮水の圧力降下に起因する収縮駆動力 (N/mm²), σ_{sd} : σ_s のうち吸着水に起因する収縮駆動力 (N/mm²), S_{pore} : 細孔壁面の比表面積 (=ゲル空隙の表面積) (1/m), γ_{gel} : ゲル粒子の表面張力 (=0.35N/m), V_{cp} : 単位コンクリート体積あたりのセメント硬化体体積比である。空隙分布パラメータとは、細孔径分布におけるピーク径 (m) の逆数である⁹⁾。空隙率等は、一般的な値を用いた。

内部拘束に起因する応力は、断面同一高さにおいて、自由収縮ひずみから、平面の保持と力のつり合いを考慮して求めた。無応力計位置の内部拘束は、容器内の平面

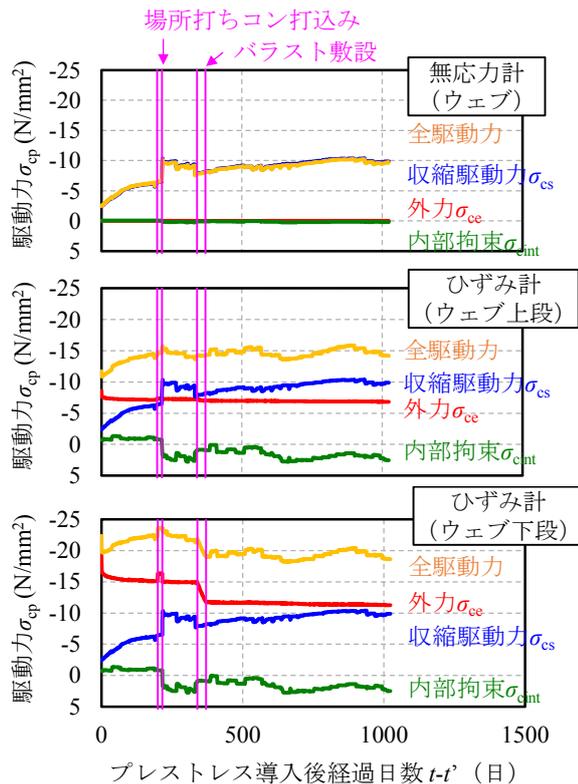


図-8 PC 桁の駆動力 σ_{cp}

の保持と力のつり合いを考慮した。自由収縮ひずみは、DuCOM-COM3 による解析結果を用いた。

収縮駆動力を求める際の細孔内相対湿度は、計測で取得することが難しい。解析では、ウェブよりもフランジの細孔内相対湿度が若干高く、ウェブの外側よりも内側の細孔内相対湿度が低い結果となっていたことから、降雨や自己乾燥の影響を概ね表現できていると考え、細孔内相対湿度は、DuCOM-COM3 による解析結果を用いた。

図-8 に、PC 桁のウェブの上段と下段の収縮クリープの駆動力 σ_{cp} を、プレストレス導入直前を初期値 0 とし示す。ウェブ下段では、プレストレスに起因して、プレストレス導入直後から大きな駆動力が作用している。一方、ウェブの無応力計位置での駆動力は、プレストレス導入直後は小さく、徐々に増加している。図-6 において、ウェブ下段では、プレストレス導入直後の収縮クリープひずみの増加量が大きいですが、無応力計位置での収縮クリープひずみに相当するウェブ下段での収縮ひずみは、プレストレス導入直後は小さく、その後の増加も緩やかであり、最終的なひずみは小さい。すなわち、駆動力が徐々に増加する場合よりも、材齢初期から大きな駆動力が作用する方が、収縮クリープが大きくなっている。ヤング係数等の剛性に起因して、駆動力の作用時期も収縮クリープに影響を及ぼすと考えられることから、今後、収縮クリープの駆動力に加え、時間の影響を考慮することで、収縮クリープを評価できると考えられる。

5. まとめ

- (1) 材齢約 1400 日時点において、PC 桁のプレストレスの有効係数は、早強ボルトランドの使用を想定して設計した場合の範囲内であった。
- (2) 降雨の影響によると考えられる PC 桁の断面内での収縮ひずみの差は、降雨の有無による要素試験体の収縮ひずみの差よりも小さくなった。
- (3) 収縮クリープの駆動力を、収縮駆動力、内部拘束、外力を考慮して算出した。駆動力が徐々に増加する場合よりも、材齢初期から大きな駆動力が作用する方が、収縮クリープが大きくなった。

謝辞：解析を実施するにあたり、土屋智史氏と米津薫氏（株）コムスエンジニアリング）にご協力いただきました。この場を借りて、深謝の意を表します。

参考文献

- 1) 徳永光宏, 伊東佑将, 永里良平, 油布史朗: 鉄道 PC 桁における混合セメントを用いたアルカリシリカ反応対策, 土木学会第 73 回年次学術講演会, VI-770, pp.1539-1540, 2018.8
- 2) 土木学会: 2017 年制定コンクリート標準示方書, 丸善, 2018.3
- 3) Koichi Maekawa, Tetsuya Ishida and Toshiharu Kishi: Multi-scale Modeling of Concrete Performance -Integrated Material and Structural Mechanics-, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.1, No.2, pp.91-126, 2003.7
- 4) 気象庁 HP: <http://www.jma.go.jp/jma/index.html>
- 5) 土木学会: 2014 年制定複合構造標準示方書, [原則編・設計編], 丸善, 2015.5
- 6) A. Ghali・R. Favre: コンクリート構造物の応力と変形 [クリープ・乾燥収縮・ひび割れ], 技報堂, 1995.1
- 7) 渡邊忠朋, 土屋智史, 坂口淳一, 笠井尚樹: 断面の部位別に時間依存性を考慮した線材モデルによる PC 橋梁の長期たわみ解析, 土木学会論文集 E2, Vol.69, No.2, pp.207-226, 2013
- 8) 中村麻美, 渡辺健, 大野又稔: PC 桁内の水分分布の経時変化に関する解析的検討, 第 27 回プレストレスコンクリート発展に関するシンポジウム論文集, pp.291-296, 2018.11
- 9) 朱銀邦, 石田哲也, 前川宏一: 細孔内水分の熱力学的状態量に基づくコンクリートの複合構成モデル, 土木学会論文集, No.760/V-63, pp.241-260, 2004.5
- 10) 大野又稔, 渡辺健: 要素試験体の水分・収縮評価に基づく供用環境下 PC 桁の変形予測, コンクリート工学年次論文集, Vol.39, No.1, pp.361-366, 2017