

超高強度コンクリートのクリープ特性に関する実験的研究

Experimental Research of Creep Properties of Ultra-High-Strength Concrete

松田 拓 TAKU MATSUDA
河上 浩司 HIROSHI KAWAKAMI
西本 好克 YOSHIKATSU NISHIMOTO

Fc150N/mm²級の超高強度コンクリートを対象とし、載荷材齢および載荷応力の異なる場合、載荷応力を段階的に増加させた場合、コンクリートに初期高温履歴を与えた場合、についてクリープ試験を実施した。その結果、載荷応力が小さく載荷材齢が遅いほど、また初期高温履歴を受けることによりクリープひずみが小さくなることを明らかとした。また、実構造物のクリープ挙動を従来予測式により精度良く予測するためには、載荷応力や載荷材齢および初期高温履歴の影響を適切に考慮し補正する必要があることがわかった。

キーワード：超高強度コンクリート、クリープ、載荷条件、初期高温履歴

A creep behavior of ultra-high-strength concrete with around Fc150N/mm² was examined when the age of loading and the loading stress were different, the loading stress was gradually increased, and the concrete was cured under high-temperature at the early age. It was shown that the creep strain decreased with the low loading stress and the loading at the late age, and the curing under high-temperature. It was also shown that these effects need to be evaluated properly to predict the creep behavior of the real structures accurately using a conventional prediction model.

Key Words: Ultra-High-Strength Concrete, Creep, Loading Condition, High-Temperature Curing at the Early Age

1. はじめに

RC 構造物を急速施工する場合、柱部材には若材齢時より高軸力が作用し、そのクリープ変形による鉄筋への軸力移動や層間の変形性能への影響、さらにはタイルのひび割れ・剥離等が懸念される。このため、設計・施工には、クリープ挙動を正確に予測し制御する手法を取り入れることが求められる。

コンクリートのクリープ特性に影響を及ぼす要因には、使用材料、調合、載荷時材齢や応力等の載荷条件、部材寸法、乾燥条件、温度や湿度といった環境条件、等が挙げられ、近年これら要因を考慮したクリープ挙動予測式が提案されている。JCI 研究委員会は、多くの実験データにより検証し、それらの予測式の精度が適用範囲外である圧縮強度 120N/mm² 程度のコンクリートを含めおおむね±40%であることを示し、同時に同程度の精度を有する簡便な予測式を提案している¹⁾²⁾。また、別の研究委員会では、圧縮強度が 120N/mm² 程度までのコンクリートについて、若材齢時の自己収縮応力評価に主眼を置いたクリープ挙動予測式も提案されている³⁾。

一方、構造物を高層化し、かつ柱断面の増加なく軸力

を保持すべく、設計基準強度（以下、Fc）で150N/mm²級の超高強度コンクリートが実用化されている。最近では、Fc150N/mm²級の超高強度コンクリートを対象としたクリープ挙動の検討事例の報告もなされてきている⁴⁾。しかしながら、Fc150N/mm²級の超高強度コンクリートの収縮・クリープ挙動や強度特性について現状の知見は十分とは言いがたく、より合理化・一般化された設計・施工の実現にはさらなるデータ・知見の蓄積が求められる。

また、初期に高温養生されたコンクリートのクリープひずみは非常に小さく、それより長期材齢に載荷した場合のような長期ひずみ性状を示す事例が報告されている⁵⁾⁶⁾。強度特性や自己収縮特性が、水和反応初期の発熱すなわち初期高温履歴に依存する⁷⁾ように、クリープ特性も初期高温履歴へ依存することは容易に予想される。

本稿では、Fc150N/mm²級の超高強度コンクリートを対象とし、20℃一定条件下での載荷条件の異なる長期クリープ試験を実施しその性状を確認した。また、その結果と初期に高温養生されたコンクリートを用いた結果とを比較し、初期高温履歴のクリープ特性への影響を示した。さらに、試験結果への従来のクリープ予測式の適用性について検討した。

表-1 使用材料

材料名	記号	種類	諸物性	試験シリーズ
結合材	C1	低熱ポルトランドセメント	密度:3.24(g/cm ³)	1
	C2	シリカフェーム混入セメント	密度:3.08(g/cm ³)	2
	SF	シリカフェーム	密度:2.20(g/cm ³)	1, 2
細骨材	S	茨城県岩瀬産硬質砂岩砕砂	表乾密度:2.61g/cm ³ , 吸水率1.41%	
粗骨材	G	茨城県岩瀬産硬質砂岩砕石	表乾密度:2.65g/cm ³ , 吸水率0.66%, Gmax=20mm	
化学混和剤	SP	高性能AE減水剤	ポリカルボン酸系	

表-2 コンクリート調合およびフレッシュ性状

W/B (%)	S/a (%)	単位容積質量(kg/m ³)					フレッシュ性状				試験シリーズ
		W	C1/C2	SF	S	G	温度(°C)	空気量(%)	スランプフロー値(cm)	室温(°C)	
15	39.6	150	900	100	524	811	21.0	1.0	74.0	20.5	1
15	37.4	150	1000	-	488	837	18.5	1.5	71.0	14.4	2

C2は、低熱ポルトランドセメント900kg/m³+シリカフェーム100kg/m³の合計値を表す。

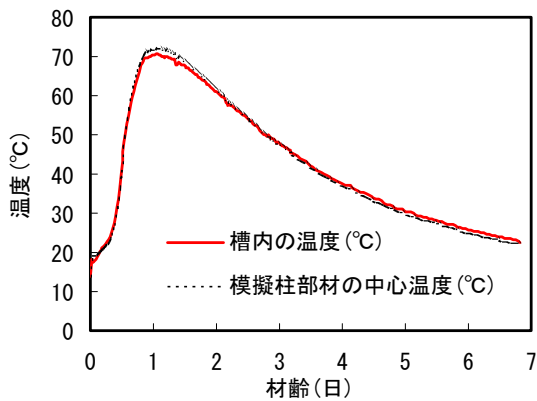


図-1 シリーズ2で与えた温度履歴



写真-1 クリープ試験状況

2. 試験概要

(1) 使用材料と調合および試験体種類

使用材料を表-1に、コンクリート調合およびフレッシュ性状を表-2に示す。長期クリープ試験は2シリーズ実施した。シリーズ1は荷重条件に着目した試験⁸⁾、シリーズ2は構造体の初期高温履歴の影響に着目した試験⁶⁾である。コンクリートは、シリーズ1では雰囲気温度20°Cの室内において試験練りミキサにより製造した。シリーズ2では、後述する模擬柱を製作することによる打設量の関係上、実機プラントで製造し打設箇所まで輸送した。両シリーズとも F_c150N/mm^2 を想定して水結合材比を15%とした。また、単位水量および骨材種類も同一とした。結合材は、シリーズ1、2ともに低熱ポルトランドセメントにシリカフェームを質量比で10%置換したものをを用いた。ただし、シリーズ1では両者をコンクリート練り混ぜ時に混合し、シリーズ2では両者がセメント工場ではプレミックスされたものをを用いた。

クリープ試験には、 $\phi 100mm \times 200mm$ の円柱供試体(以下、クリープ試験体)を用いた。各試験体の養生は、シリーズ1では各試験体をコンクリート打設後に直ちに封かんし、20°C一定に制御した室内に静置(以下、

20°C封かん)とした。シリーズ2では、各クリープ試験体はコンクリート打設後に直ちに封かんし、同時に製作した模擬柱部材の中心温度に追従・合致するように温度管理をした槽内に材齢7日まで存置し、それ以降は20°C封かん(以下、追従+20°C封かん)としている。

シリーズ2で製作した模擬柱は、寸法 $1,000mm \times 1,000mm \times 1,000mm$ で4側面に普通合板型枠および上下面に断熱材を施したものである。実構造物の発熱や温度分布は、部材寸法や部位および型枠材質等により変化する。今回着目した模擬柱部材中心部の温度は、実構造物の温度履歴のなかで最も温度上昇量が大きい部類と考えられる。すなわち、シリーズ2は、実施工において初期高温履歴の影響が最も大きい場合を想定した試験ケースである。図-1に、シリーズ2での模擬柱中心温度実測値および試験体に与えた温度履歴を示す。

また、各シリーズでクリープ試験体と同じコンクリートを用いクリープ試験体と同一の形状・寸法で、同一の養生条件(以下、同一養生)および標準養生条件の強度試験体を製作し、所定の材齢 t 日での圧縮強度と静弾性係数を確認した。同一養生条件の強度試験体の圧縮強度と静弾性係数を $f(t)[N/mm^2]$ と $E(t)[kN/mm^2]$ 、標準養生の強度試験体の圧縮強度を $F(t)[N/mm^2]$ と呼称する。

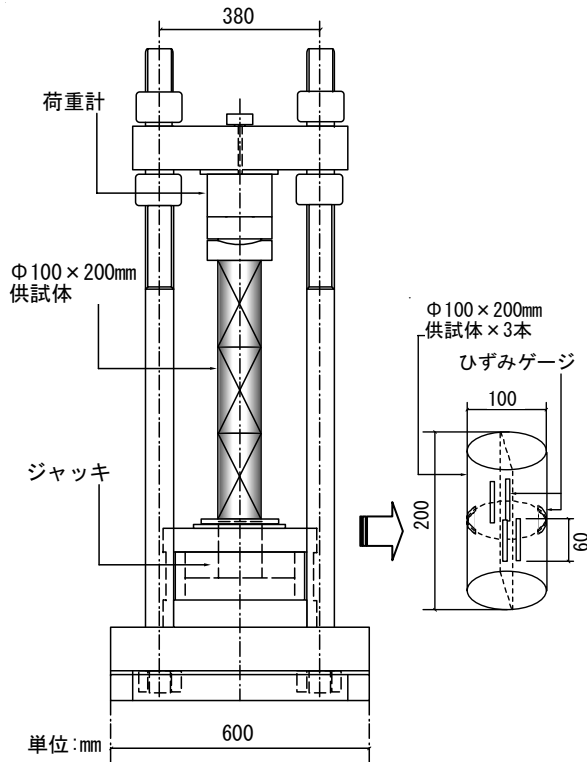


図-2 クリープ試験装置およびひずみ測定箇所

(2) クリープ試験手順

図-2にクリープ試験装置およびコンクリートのひずみ測定箇所を、写真-1にクリープ試験実施状況を示す。クリープ試験は、3体のクリープ試験体を試験機に鉛直方向に三段積み重ね実施した。荷重方式は油圧式で荷重容量は600kNであり、荷重応力が所定荷重の±2%以内になるよう調整した。

クリープ試験手順は JIS 原案⁹⁾に準拠した。試験体のひずみは、長さ60mmのひずみゲージを各試験体の荷重方向に4枚、荷重直交方向に2枚取付け測定し、試験体3体の測定値の平均値とした。ひずみゲージは荷重直前に各試験体の封かんを解いて取付け、取付け後の試験体は速やかに再度封かんした。また、同様の手順でひずみゲージを取り付けた同一養生の無荷重試験体を製作し、クリープ変形に含まれる自由ひずみ成分を取り除くために、各シリーズで初期荷重以降の自由ひずみ $\epsilon_{sh}(t)$ を測定した。そのため、 $\epsilon_{sh}(t)$ の測定開始材齢はシリーズ1では材齢7日、シリーズ2では材齢28日である。

表-3と図-3に、試験ケースごとの荷重条件を示す。CASE-1では荷重応力 $\sigma(t)$ [N/mm²] を材齢7日で同一養生強度試験体の材齢28日の圧縮強度 $f(28) \times 0.3$ とした。CASE-2では $\sigma(t)$ を材齢7日で $f(7) \times 0.3$ 、材齢14日で $f(14) \times 0.3$ 、材齢28日で $f(28) \times 0.3$ と段階的に増加させた。CASE-3とCASE-4では、 $\sigma(t)$ を材齢28日で $f(28) \times 0.3$

表-3 各試験ケースの荷重条件

試験シリーズ		材齢t(日)				備考
		0 ≤ t < 7	7 ≤ t < 14	14 ≤ t < 28	28 ≤ t ≤ 600	
1	CASE-1	0	48.3 (0.40)	48.3 (0.34)	48.3 (0.30)	材齢7日で $\sigma(t) = f(28) \times 0.3$ として保持
	CASE-2	0	36.6 (0.30)	42.6 (0.30)	48.3 (0.30)	材齢7, 14, 28日で $\sigma(t) = f(t) \times 0.3$ と段階的に増加
	CASE-3	0	0	0	48.3 (0.30)	材齢28日で $\sigma(t) = f(28) \times 0.3$ として保持
	CASE-1'	0	0	0	0	自由ひずみを測定
2	CASE-4	0	0	0	49.5 (0.30)	材齢28日で $\sigma(t) = f(28) \times 0.3$ として保持
	CASE-4'	0	0	0	0	自由ひずみを測定

表中の数字は荷重応力 $\sigma(t)$ [N/mm²] を表し、()は荷重応力と荷重時の圧縮強度の比 $\sigma(t)/f(t')$ を表す。

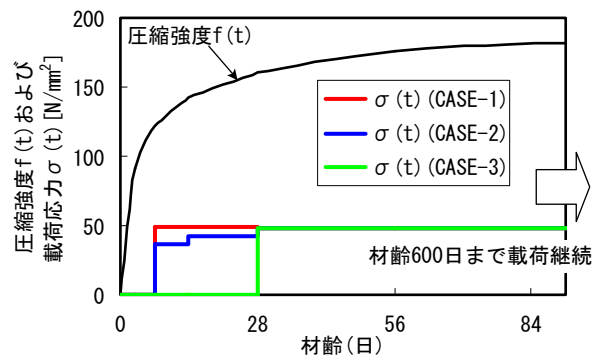


図-3 圧縮強度の発現と荷重応力との関係

とした。CASE-1' と CASE-4' は前述した同一養生条件による、無荷重で自由ひずみを測定した試験ケースである。 $\sigma(t)$ は、荷重直前に同一養生強度試験体の $f(t)$ を確認し決定した。CASE-1 の $\sigma(t)$ の決定には材齢7日時点で $f(28)$ が必要となるため、予備試験により $f(28)$ を確認した。シリーズ1の各試験ケースは材齢28日までの $\sigma(t)$ が異なるが、材齢28日以降の $\sigma(t)$ はいずれも $f(28) \times 0.3 = 48.3 \text{ N/mm}^2$ である。

3. 試験結果

本稿では「収縮する」ひずみを正とし、以下のように用語を定義する。

t : 材齢 [日], t' : 荷重材齢 [日], ϵ : 全ひずみ, ϵ_e : 弾性ひずみ, ϵ_c : クリープひずみ, ϵ_{sh} : 自由ひずみ, ϕ : クリープ係数, μ : ポアソン比, μ_c : クリープポアソン比

ただし、各記号末尾の (tt') は、その値が材齢 t' 日に荷重され材齢 t 日の結果であることを示す。

また、シリーズ1とシリーズ2の結合材は厳密には異なるが、結合材が異なることによるクリープ特性への影響は小さいとする報告も見られることより¹⁰⁾、本稿では両シリーズの結果を直接比較し検討する。

表-4 圧縮強度および静弾性係数試験結果

試験種類	養生条件	材齢(日)								試験シリーズ
		3	7	14	28	56	91	182	365	
f(t) [N/mm ²]	20℃封かん	90.8	122	142	161	176	182	185	195	1
F(t) [N/mm ²]	標準養生	-	139	158	174	191	199	-	196	
E(t) [kN/mm ²]	20℃封かん	33.2	37.8	41.0	44.3	46.9	46.1	46.7	50.6	
f(t) [N/mm ²]	追随+20℃封かん	-	-	-	165	-	161	-	181	2
F(t) [N/mm ²]	標準養生	-	117	-	163	-	175	-	192	
E(t) [kN/mm ²]	追随+20℃封かん	-	37.6	-	43.4	-	45.8	-	47.9	

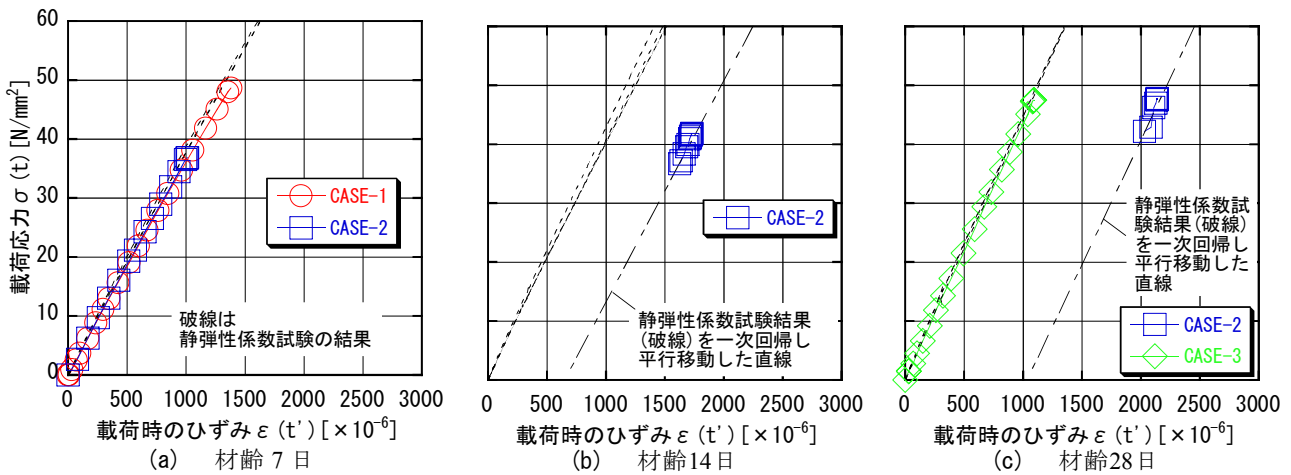


図-4 載荷時の応力-ひずみ関係

(1) 圧縮強度および静弾性係数

表-4に f(t) と E(t) の試験結果を示す。シリーズ 1, 2 ともに, f(t) は材齢28日時点で150N/mm²以上発現した。また E(t) についても両シリーズで同等であった。

(2) 載荷時の応力-ひずみ関係

図-4に, シリーズ1で実施した, クリープ試験体の載荷応力増加時と, 同一養生強度試験体の静弾性係数試験時の, それぞれの応力-ひずみ関係を示す。図において, (a), (b), (c) はそれぞれ材齢7, 14, 28日の結果であり, (b) と (c) にはCASE-2での段階載荷時のクリープ試験体の応力-ひずみ関係も表している。いずれの結果も, 載荷時の応力増分とひずみ増分は直線関係にあり, 弾性変形時のクリープ試験体と強度試験体の応力-ひずみ関係の傾きは, 段階的に荷重増加させたCASE-2を含め, おおむね一致した。また, 弾性変形時のポアソン比 μ はいずれの試験ケースもおおむね 0.2 であった。

(3) 全ひずみの測定結果

図-5に, 載荷方向の材齢 t 日でのクリープ試験体の全ひずみ $\epsilon_c(t, t')$ の実測値を示す。材齢 600 日付近での各試験ケースの $\epsilon_c(t, t')$ はほぼ安定しており, $\epsilon_c(600, t')$ は, CASE-1で約 $3,100 \times 10^6$, CASE-2で約 $2,700 \times 10^6$, CASE-3で約 $2,000 \times 10^6$, CASE-4で約 $1,700 \times 10^6$, であった。ま

た, 無載荷試験体で20度封かん条件の CASE-1' と追随+20℃封かん条件の CASE-4' の自由ひずみ $\epsilon_{sh}(600)$ は, それぞれ約 250×10^6 , 約 80×10^6 , であった。両者の差の原因には, 測定開始材齢の違い以外に, CASE-4では初期高温履歴により材齢28日以前に自己収縮が卓越し, その後の増進が小さくなったことが考えられる。筆者らは, 既報⁷⁾において, こうした初期高温履歴の自己収縮への影響を確認している。

(4) クリープひずみおよびクリープ係数

図-6に, 材齢 t' 日で載荷した載荷方向のクリープひずみ $\epsilon_c(t, t') \times 10^6$ の実測値を, 図-7に実測値より算出したクリープ係数 $\phi_c(t, t')$ の経時変化を示す。 $\epsilon_c(t, t')$ および $\phi_c(t, t')$ はそれぞれ式(1)および式(2)より求めた。

$$\epsilon_c(t, t') = \epsilon_c(t, t') - \epsilon_{sh}(t) - \epsilon_{sh}(t) \quad (1)$$

$$\phi_c(t, t') = \epsilon_c(t, t') / \epsilon_c(t) \quad (2)$$

$\epsilon_c(t, t')$ の算出の際, CASE-2 では $\epsilon_c(t')$ を載荷材齢 7, 14, 28日それぞれの弾性ひずみ増分とし, CASE-3 では $\epsilon_{sh}(t)$ を材齢28日以降の増分とした。

CASE-1 と CASE-2 は, 載荷開始材齢および材齢28日以降の $\sigma(t)$ が同じだが, CASE-2 の載荷応力は開始時では CASE-1 より小さく, 段階的に増加させている。両者の $\epsilon_c(t, t')$ と $\phi_c(t, t')$ を比較すると, 測定期間を通じて CASE-2 の結果が CASE-1 の結果よりも小さくなった。

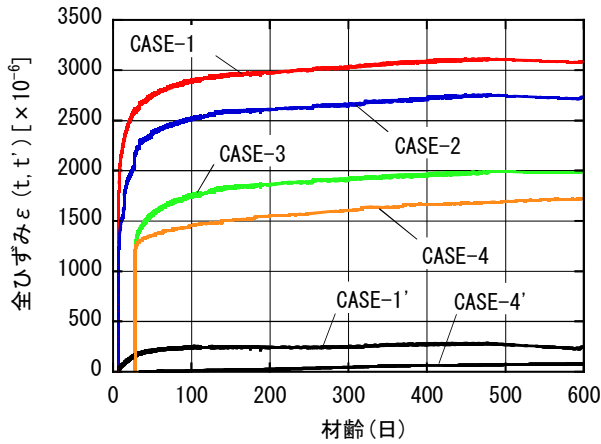


図-5 全ひずみの経時変化

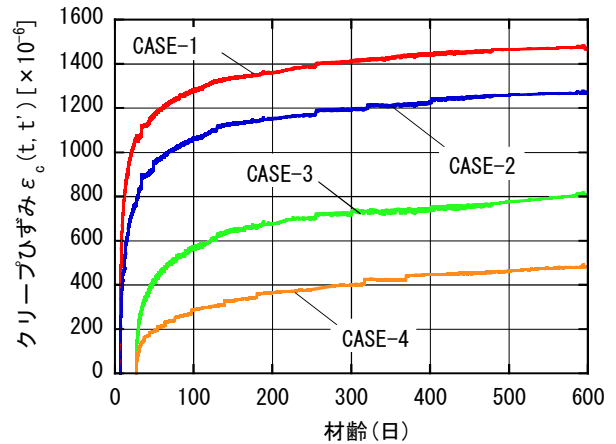


図-6 クリープひずみの経時変化

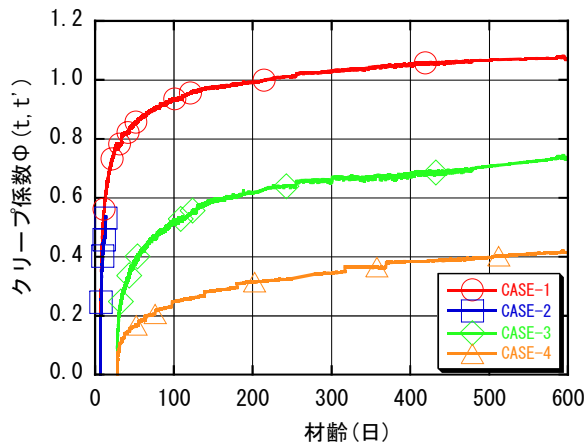


図-7 クリープ係数の経時変化

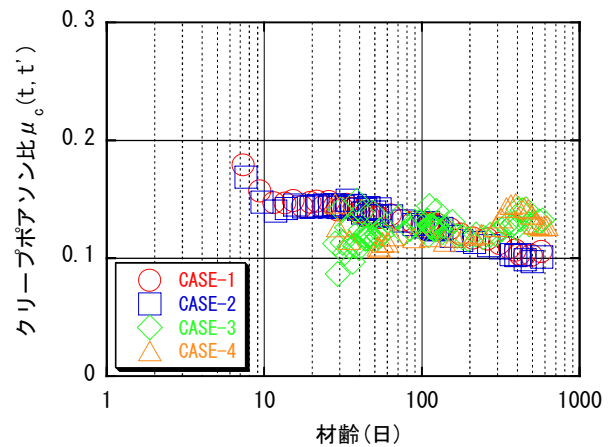


図-8 クリープポアソン比の経時変化

一方、CASE-1 と CASE-3 は荷重応力が同じであるが、荷重材齢は CASE-1 のほうが早い。両者の $\epsilon_c(t, t')$ および $\phi(t, t')$ を比較すると、荷重材齢 $t'=7$ 日の CASE-1 が $t'=28$ 日の CASE-3 よりも初期の進行速度が速く、早い時期に一定値に安定し、測定期間を通じて大きい結果となった。シリーズ1の結果より、クリープの進行特性として、クリープひずみ $\epsilon_c(t, t')$ およびクリープ係数 $\phi(t, t')$ は荷重応力が大きく荷重材齢が早いほど大きくなり、最終的な荷重応力が同じでも荷重材齢の違いや荷重応力の変動により終局値が異なることが明らかとなった。

CASE-3とCASE-4は荷重条件が同じで荷重前の養生条件が異なる。両者の $\epsilon_c(t, t')$ および $\phi(t, t')$ を比較すると、追従 +20℃封かん条件であるCASE-4の $\epsilon_c(t, t')$ および $\phi(t, t')$ は、20℃封かん条件のCASE-3よりも測定期間を通じて小さく、それぞれ20℃封かん条件の60%程度であった。このことより、初期高温履歴によりコンクリートのクリープひずみは小さくなり、それよりも長期材齢に荷重された場合のような長期ひずみ性状を示すことが明らかとなった。この要因に、初期高温履歴によるコンクリート内部組織の緻密化¹¹⁾が考えられる。

(5) クリープポアソン比

図-8に、式(3)により求めたクリープポアソン比 $\mu_c(t, t')$ の経時変化を示す。

$$\mu_c(t, t') = -\epsilon_{Hc}(t, t') / \epsilon_c(t, t') \quad (3)$$

ここに、 $\epsilon_{Hc}(t, t') : \epsilon_c(t, t')$ と同様にして求めた荷重直交方向のクリープひずみ

いずれの試験ケースも $\mu_c(t, t')$ は弾性変形時のポアソン比 0.2 よりも小さく、材齢とともに徐々に小さくなる傾向にあり、おおむね 0.10 ~ 0.15 の範囲にあった。

4. 従来クリープ予測式の $F_c 150\text{N/mm}^2$ クラスの超高強度コンクリートへの適用性

代表的なクリープ予測式として CEB-FIP MC90 式¹²⁾、比較的高強度域を対象とし導出された JSCE 式²⁾ および JCI 式³⁾ を用い、実測値への適用性を検討した。ここで、MC90 式と JSCE 式は、その精度が JCI 研究委員会により圧縮強度 120N/mm^2 程度までの範囲で $\pm 40\%$ 、すなわち推定値には 40% 程度の誤差を含むことが示されている¹⁾。

また、荷重が段階的に増加する場合のクリープひずみは、重ね合わせの原理に基づき、変動応力の増分 $\Delta \sigma(t)$

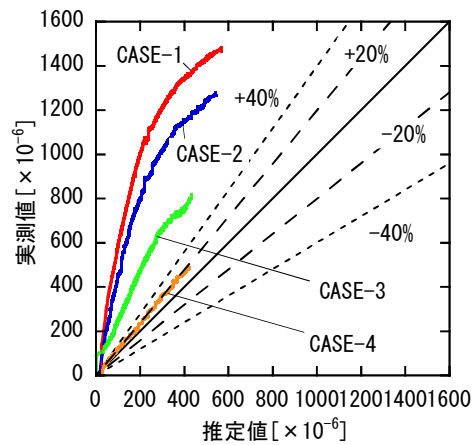
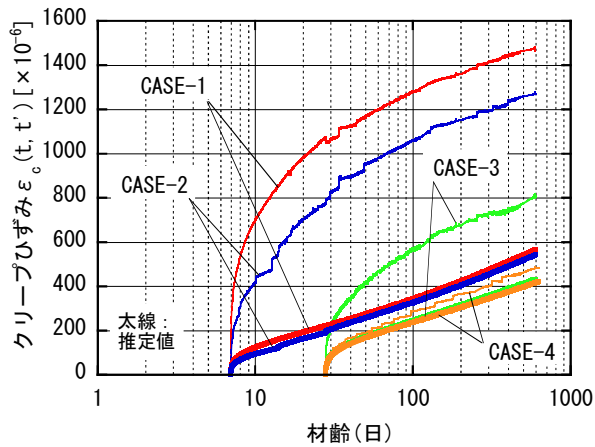


図-9 MC90 式による推定値と実測値との比較

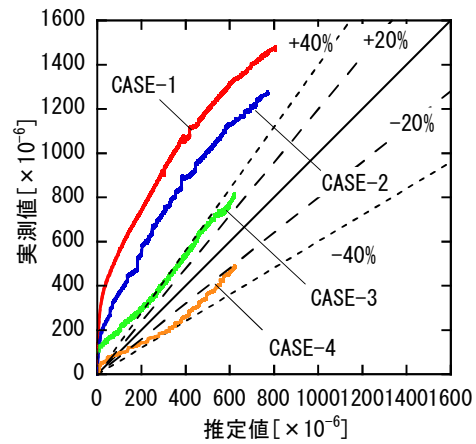
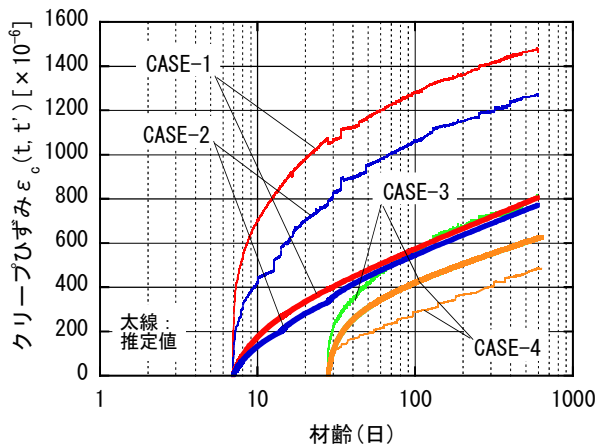


図-10 JSCE 式による推定値と実測値との比較

に対するクリープひずみ $\Delta \epsilon_c(t, t')$ を算出し加算することで求めた。すなわち、CASE-2 の $\epsilon_c(t, t')$ の算出に際し、材齢 7～14 日での $\Delta \sigma(t')$ を 36.6 N/mm^2 、14～28 日での $\Delta \sigma(t')$ を $42.6 - 36.6 = 6.0 \text{ N/mm}^2$ 、28～600 日での $\Delta \sigma(t')$ を $48.3 - 42.6 = 5.7 \text{ N/mm}^2$ とした。

(1) 各予測式による推定値と実測値の比較

a) MC90 式の検討

MC90 式の適用範囲は、材齢 28 日圧縮強度が $20 \sim 90 \text{ N/mm}^2$ の範囲であり、基本式が式 (4) で表される。

$$\phi_{\text{CEB}}(t, t') = \phi_0 \times \beta_c(t-t') \quad (4)$$

$$\beta_c(t-t') = \left[\frac{t-t'}{\beta_H + (t-t')} \right]^{0.3} \quad (5)$$

ここに、 ϕ_0 : 終局クリープ係数、 β_H : 荷重後の経時変化に伴うクリープの進行速度を表す係数、ただし、 $\phi_{\text{CEB}}(t, t') = \phi(t, t') \times E(28)/E(t')$

MC90 では、クリープ係数は荷重時弾性ひずみ $\epsilon_e(t')$ ではなく、「材齢 28 日の弾性ひずみ $\epsilon_e(28)$ に対するクリープひずみ $\epsilon_c(t, t')$ の比」と定義されている点に注意を要する。ここでは混乱を避けるため、MC90 式におけるクリープ係数を $\phi_{\text{CEB}}(t, t')$ と表した。

MC90 式は、クリープの進行特性を、荷重材齢 t' 、材

齢 28 日圧縮強度 $f(28)$ 、相対湿度および仮想部材厚、より定まる係数である ϕ_0 と β_H で定義し、このなかで荷重材齢によるクリープの進行特性の変化を t' により与えている。

図-9に、MC90 式により算出した推定値と実測値とを比較した結果を示す。推定値算出の際、MC90 式の入力項である相対湿度に 100%、および材齢 28 日圧縮強度に実測値を適用している。20℃封かん条件の CASE-1～CASE-3 は、いずれも荷重応力が大きく荷重材齢が早いほど推定値は実測値を小さく評価する結果となり、±40%の精度確保は難しい結果であった。しかし、追従 +20℃封かん条件の CASE-4 の実測値と推定値は比較的对応がよく、柱構造物の中心部付近に近い初期高温履歴の影響を大きく受けたコンクリートで、荷重材齢が 28 日程度かつ応力強度比 $\sigma(t)/f(t') = 0.3$ 程度の場合は、MC90 式での予測が可能と考えられる。

b) JSCE 式の検討

JSCE 式の導出は圧縮強度 120 N/mm^2 までのデータベースに基づき検討されており、その適用範囲は圧縮強度で $55 \sim 80 \text{ N/mm}^2$ とされている。JSCE 式は極めて簡便な式ながら、±40%の精度が示されている点に特徴があり¹⁾、単

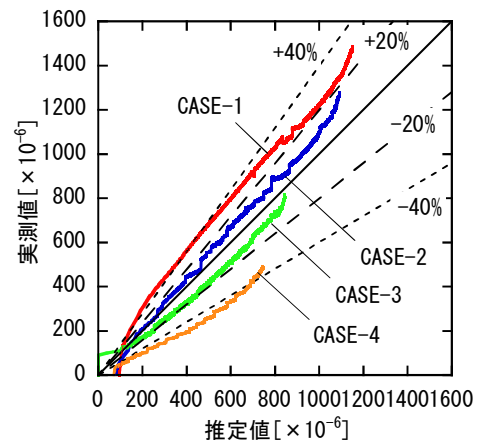
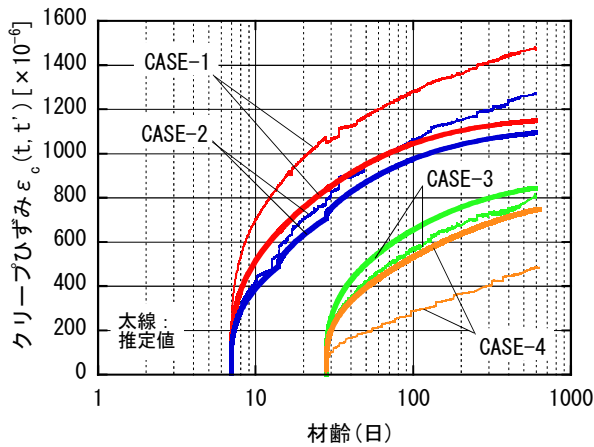


図-11 JCI 式による推定値と実測値との比較

位クリープひずみを式(6)で与える。

$$\varepsilon_c(t, t') / \sigma(t) = \{4W(1-RH/100)+350\} \div \{12+f(t')\} \times \log(t-t') \quad (6)$$

ここに、 $\varepsilon_c(t, t') / \sigma(t)$: 単位クリープひずみ [$\times 10^{-6}/(N/mm^2)$]、 W : 単位水量 [kg/m^3] ($130 \leq W \leq 230$)、 RH : 相対湿度 [%] ($40 \leq RH \leq 90$)、ただし、 $f(t') \leq 80N/mm^2$

JSCE 式は、クリープの進行特性の変化を載荷材齢 t' ではなく載荷時の圧縮強度 $f(t')$ で考慮している。 $f(t')$ は初期高温履歴に依存する物性値である点で、JSCE 式は MC90 式に比べ合理的と考えられる。

図-10に、JSCE 式により算出した推定値と実測値とを比較した結果を示す。JSCE 式の入力項である相対湿度には、封かん条件で試験を実施したため、範囲外であるが 100% を適用した。また、単位水量に $150kg/m^3$ 、載荷時の圧縮強度に実測値を適用している。20℃封かん条件のうち、載荷材齢 $t'=7$ 日の CASE-1 および CASE-2 は、いずれも実測値は推定値の $\pm 40\%$ の範囲を外れ、載荷応力が大きく載荷材齢が早いほど推定値は実測値を小さく評価する結果となった。しかし、載荷材齢 $t'=28$ 日の CASE-3 および CASE-4 は、いずれも実測値は推定値の $\pm 40\%$ の範囲にあり、比較的若材齢である場合や載荷応力が大きい場合は難しいものの、そうでない場合は初期高温履歴を受けた場合を含め、 $\pm 40\%$ の推定精度確保は可能と考えられる。ただ、20℃一定条件の CASE-3 と追随 +20℃封かん条件の CASE-4 について、両者の実測値の差に比べ推定値の差が非常に小さい。JSCE 式の更なる精度向上には、初期高温履歴の程度を評価し、推定値について、初期高温履歴の影響の大きい場合に小さく、初期高温履歴の影響の小さい場合に大きく補正する必要があると考えられる。

c) JCI 式の検討

JCI 式は、MC90 式を修正し $f(28)$ が $89.7 \sim 126N/mm^2$

の範囲より導出されたものであり、式 (7) ~ (9) で表される。

$$\phi_{CEB}(t, t') = \phi_0 \times \left\{ \frac{t-t'}{\beta_H + (t-t')} \right\}^{0.3} \quad (7)$$

$$\phi_0 = 0.826 \times \{E(t')/E(28)\}^{-1.67} \quad (8)$$

$$\beta_H = 0.0588 \times \exp\{7.75E(t')/E(28)\} \quad (9)$$

JCI 式は、MC90 式を修正して ϕ_0 と β_H それぞれを載荷時の弾性係数 $E(t')$ や載荷時の圧縮強度 $f(t')$ の関数としている。JCI 式は、特に若材齢時でのクリープの進行特性の変化や初期高温履歴の影響の評価といった点で、今回取り上げた予測式のなかで最も合理的な予測式と考えられる。図-11に、JCI 式により算出した推定値と実測値とを比較した結果を示す。推定値算出の際、JCI 式の入力項である載荷時の弾性係数と材齢28日の弾性係数に実測値を適用している。

いずれの結果も実測値は推定値の $\pm 40\%$ の範囲内にあった。そのなかで、載荷材齢が早く載荷応力が大きいほど推定値は実測値を小さく評価する傾向が見られた。また、追随 +20℃封かん条件の CASE-4 の場合、実測値は推定値 $\pm 40\%$ の範囲内ではあるが、推定値は実測値を過大評価し、他の予測式に比べ最も推定精度が低かった。実構造物の挙動を予測する場合は、初期高温履歴の影響の大きい条件での高精度な予測が求められる場面も多いと考えられ、条件によっては JCI 式の選択が必ずしも最適解とは限らない点に留意が必要である。ただし、JCI 式は若材齢時の自己収縮応力評価を主眼とし、今回のコンクリート強度範囲外のデータより導出されている。このため、コンクリートの強度レベルや載荷材齢等について検討範囲を拡大し修正することにより、精度向上が見込まれると考えられる。

(2) まとめ

表-5に、今回の試験結果における各予測式による推定精度の評価結果を示す。推定精度の評価は、実測値が推

表-5 各予測式による推定値の精度

養生条件 載荷材齢(日)	20℃封かん			追随+20℃封緘			備考
	7	14	28	7	14	28	
標準 仕様	MC90式	×	×	×	-	-	◎
	JSCE式	×	×	○	-	-	○
	JCI式	○	◎	◎	-	-	○

◎：実測値が推定値±20%内
○：実測値が推定値±40%内
×：実測値が推定値±40%を外れた

定値の±40%を外れる、すなわち予測式を圧縮強度 120N/mm² 程度までの範囲で適用した場合に比べ推定精度が低いものと、実測値が推定値の±40%以内のもの、および±20%以内のもの、の3種類に分類した。

今回取り上げた従来クリープ予測式は、いずれもクリープの進行特性の変化を考慮している。しかし、いずれの予測式を用いた場合も、載荷応力が大きく載荷材齢が早いものほど、また初期高温履歴の影響が小さいものほど、推定値は実測値を小さく評価する結果となり、試験範囲全体を通しての±20%以内での推定精度の確保はできなかった。いずれの推定式を用いる場合も、更なる推定精度向上には、クリープの進行特性の変化について、載荷応力や載荷材齢および初期高温履歴の影響を適切に考慮した補正が必要と考えられる。そうしたなかで、今回取り上げたクリープ予測式で最も適用範囲の広いものは JCI 式であり、±40%の推定精度であった。

5. まとめ

Fc150N/mm² 級の超高強度コンクリートのクリープ特性について、本検討で得た知見をまとめる。

- ① 長期段階載荷における弾性変形時の応力 - ひずみ関係は、材齢と養生条件を同じくした静弾性係数試験の結果と同等である。
- ② 載荷材齢が早く載荷応力が大きいほど、クリープひずみの進行速度は速く、一定値への収束も早い。また、終局クリープひずみは大きくなる。
- ③ 弾性変形時のポアソン比は 0.2 程度であり、クリープ試験時のポアソン比は 0.10～0.15 の範囲にある。
- ④ 柱構造物中心部の初期高温履歴を受けたコンクリートのクリープひずみは、同材齢で載荷した20℃一定条件でのコンクリートの結果の約60%になる。
- ⑤ クリープひずみの予測に従来予測式をそのまま用いた場合、実測値と推定値が乖離する場合があります。推定精度向上には載荷応力や載荷材齢および初期高温履歴の影響の適切な評価が必要である。
- ⑥ 従来予測式のなかで、JCI 式は比較的適用範囲が広く、載荷材齢および載荷応力の影響もある程度の精度で反映可能である。

本報告は限られた実験範囲のなかでの検討結果であり、クリープひずみ予測精度向上のためには、載荷条件や初期高温履歴の程度の影響について、更なる知見の集約が必要である。また、今回はφ100mm×200mm封かん条件の試験体について検討したが、乾燥状態や部材寸法の影響について等、検討していくことが必要と考える。

謝辞：ここで報告した試験データは、当社と(株)フジタによる共同研究成果の一部です。関係諸氏には多大なるご協力、有益なご意見を頂きました。ここに記し厚く謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本コンクリート工学協会：コンクリート構物のクリープおよび収縮による時間依存変形に関するシンポジウム委員会報告書, pp.101-121, 2001.7
- 2) 土木学会：コンクリート標準示方書[構造性能照査編], pp.30-31, 2002
- 3) 日本コンクリート工学協会：コンクリートの自己収縮研究委員会報告書, pp.98-113, 1996.11
- 4) 寺西浩司ほか：Fc150N/mm²クラスの超高強度コンクリートのクリープおよび自己収縮, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.27, No.1, pp.499-504, 2005
- 5) 小室努ほか：超高強度コンクリートを用いた鉄筋コンクリート柱の長期圧縮特性, 日本建築学会構造系論文集, 大 605号, 151-158, 2006.7
- 6) 片寄哲務ほか：初期高温履歴を受けた超高強度コンクリートの圧縮クリープ性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.29, No.1, pp.-, 2007
- 7) 松田拓ほか：初期高温履歴を受けた超高強度コンクリートの自己収縮特性, 三井住友建設技術研究所報告, Vol.4, 2006
- 8) 松田拓ほか：載荷条件が超高強度コンクリートの圧縮クリープ特性に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.29, No.1, pp.-, 2007
- 9) 特集*標準化を待つ試験方法：JIS 原案 コンクリートの圧縮クリープ試験方法(案), コンクリート工学, Vol.23, No.3, pp.55～56, 1985.3
- 10) 後藤和正ほか：高強度コンクリートの圧縮クリープ性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, No.2, pp.625-630, 2000
- 11) 河上浩司ほか：低熱ポルトランドセメントとシリカフュームを併用した結合材モルタルの圧縮強度と内部組織に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.599, pp.1-7, 2006.1
- 12) Comite Euro-international du Beton : CEB-FIP MODEL