

持続荷重を受ける極若材令コンクリートの 変形予測に関する研究

A STUDY ON FOREKNOWLEDGE OF DEFORMATION OF VERY EARLY AGING CONCRETE SUBJECT TO SUSTAINED LOAD

岡本寛昭*・遠藤孝夫**

By Hiroaki OKAMOTO and Takao ENDOH

The foreknowledge of deformation of very early aging concrete subject to sustained load has become very important to introduce the systematization of concreting practice.

The present study has been carried out to enable foreknowledge of deformation of very early aging concrete for sustained load by means of finite element analysis of visco-elasticity. Further, the comparison between calculated results by finite element analysis and measured results by test was carried out on a problem of deformation resulted from dead load of column.

Keywords: very early aging concrete, rheological model, finite element analysis, sustained load, creep

1. 序 論

フレッシュコンクリートや打設後数時間経過した極若材令コンクリートが荷重作用を受けることによって生じる変形を予測することは、施工のシステム化を導入するためには重要な問題であるが、最近、フレッシュコンクリートの変形問題についてはかなりの研究成果がみられるもの¹⁾、極若材令コンクリートの変形予測についての研究はきわめて少ない。

コンクリート施工上問題となる、極若材令コンクリートの荷重作用による変形は、スライディングフォーム工法の脱型工程における横方向ふくらみや施工中の不慮の早期載荷による変位などであるが、施工の合理化を計るためには、その予知技術を確立することが必要となる。

コンクリートの打設が終了して、型枠脱型が可能となるまでのコンクリートの凝結硬化過程は、水和反応により流動体から固体へ大きく状態変化するので、その力学特性は、粘弾塑性性が混在した複雑な性質を示すことが知られているが、従来、現場における施工管理の指標を得

ることに力点がおかれ、レオロジーモデルを適用した構造解析の研究は、立ち遅れている。

極若材令コンクリートの変形解析に関する既往の研究は、長沢ら²⁾によるスライディングフォーム工法で塔状構造物を施工する際の変形量を弾性平板理論を適用した研究、高桑³⁾による円柱体の自重による変形を弾性有限要素法によって求めた研究、Anderslandら⁴⁾による薄い壁体の応力解析を弾塑性有限要素法によって検討した研究が散見される。しかし、これらの研究は、弾性または弾塑性モデルによる解析であり、粘性は考慮されていない。極若材令コンクリートの変形問題は、脱型によってコンクリート躯体の自重や施工機材重量などによる荷重が持続作用し、クリープによる粘性を考慮しなければならないが、現在、極若材令コンクリートのクリープに関する研究は見当たらない。

本研究は、持続荷重によって生じる極若材令コンクリートの変形量の予測技術を確立する目的で、次の項目について検討し、若干の考察を加えたものである。

- ① 粘弾性レオロジーモデルを用いた極若材令コンクリートの構成式の提案
- ② 粘弾性有限要素法を用いた持続荷重による変形解析手法の提示
- ③ 柱状体の自重変形挙動に対する解析値と実測値の

* 正会員 工修 舞鶴工業高等専門学校助教 土木工学科
(〒625 舞鶴市宇白屋 234)

** 正会員 工修 (財)電力中央研究所我孫子研究所主査研究員 耐震構造部材料研究室(〒270-11 我孫子市我孫子 1646)

比較

なお、本研究は、鉄筋による変形拘束は考慮していないが、将来、極若材令における鉄筋コンクリートの変形問題に進展させて、スライディングフォーム工法などのコンクリート施工の合理化に役立たせたいと考えている。

2. 極若材令コンクリートの構成式

(1) 概 説

荷重作用によるコンクリートの変形解析を行うには、極若材令コンクリートの構成式を明らかにする必要があるが、持続荷重作用下の極若材令コンクリートに粘弾性レオロジーモデルを適用して構成式を検討した研究は少ない。著者の一人⁵⁾は、これに3要素モデルのあてはめを試みたが、その後、計測精度を高めて検討した結果、Fig.1に示すように、3要素モデルよりも4要素モデルの方がよく適合することを示した^{6),7)}。硬化コンクリートのクリープも4要素モデルが最低近似モデルといわれており、このことが極若材令域でも成立することを示した。

4要素モデルは、Fig.2に示すとおりVoigtモデルとMaxwellモデルを直列につないだもので、瞬間弾性ひずみ、遅延弾性ひずみ、純粘性流動ひずみに分けられ、その構成式は次式で表わされる。

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_d + \epsilon_r = \frac{\sigma}{E} + \frac{\sigma}{E_i} \times \left(1 - \exp\left(-\frac{E_i}{\eta_i} t\right)\right) + \frac{\sigma}{\eta} t \dots \dots \dots (1)$$

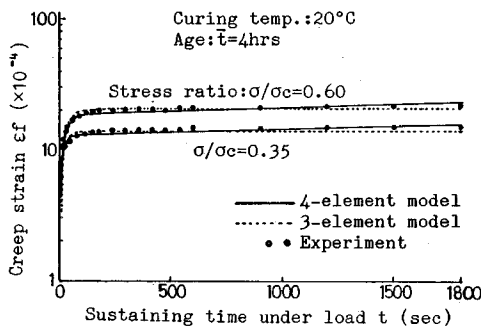


Fig.1 Representative results of creep test.

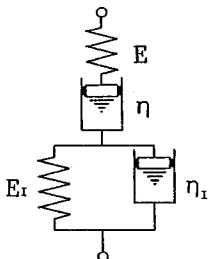


Fig.2 Four-element model.

ここで、 ϵ ：総ひずみ、 ϵ_e ：瞬間弾性ひずみ、 ϵ_d ：遅延弾性ひずみ、 ϵ_r ：純粘性流動ひずみ、 σ ：持続応力、 t ：載荷持続時間、 E ：瞬間弾性係数、 E_i ：遅延弾性係数、 η_i ：遅延粘性係数、 η ：緩和粘性係数。

本研究では、極若材令コンクリートの構成式は、粘弾性4要素モデルを適用することにした。

(2) 実験方法

Fig.3に示す単軸クリープ試験装置を用いて、材令2~7時間におけるコンクリートの持続圧縮応力によるクリープ試験を行い、載荷持続時間に伴う軸方向変位を測定した。載荷応力比は、静的単軸圧縮強度の35%、60%の2種類とした。各クリープ試験における載荷持続時間は、30分とした。なお、瞬間ひずみは一定載荷応力に達したときの変位を測定して求めた。養生温度は、10°C、20°C、25°Cの3種について実験した。

供試体は、 $\phi 10 \times 20$ cmの寸法で、クリープ試験直前に脱型した。使用材料は、セメントが普通セメント(比重3.16、凝結始発2時間25分、終結3時間53分)、細骨材が川砂(表乾比重2.56、FM2.90)、粗骨材が碎石(表乾比重2.62、最大寸法20mm)であり、さらに混和剤としてAE剤を用いた。コンクリートの配合および実測スランプは、Table1に示すとおりである。

クリープ試験における載荷応力の基準とした圧縮強度の実験結果は、Fig.4に示すとおりである。

供試体の脱型時における自重による変形は、クリープ試験においては考慮されてないので、別に供試体自重による変形試験を実施した。試験方法は、Fig.5に示すように $\phi 10 \times 20$ cm供試体の頂面に標尺をおき、脱型による鉛直変位をカセットメータ(精度1/100mm)で計測した。そして、脱型時瞬間弾性係数 E_0 は、供試体高さの

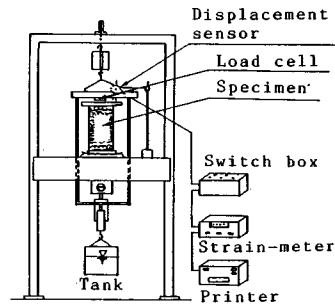


Fig.3 Apparatus of creep test.

Table 1 Mix proportion.

W/C (%)	s/a (%)	Unit weight (kg/m ³)				
		W	C	S	G	AE(g)
50	48	190	380	832	926	150
Measured slump value (cm)						
25°C:5.0-7.0, 20°C:9.0-10.5, 10°C:11.0-13.5						

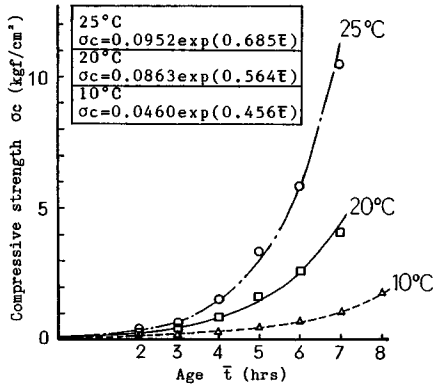


Fig. 4 Compressive strength at very early ages.

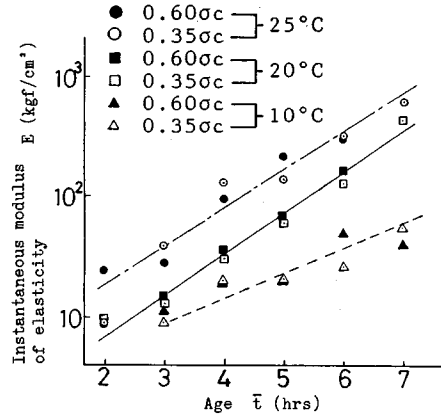


Fig. 6 Instantaneous modulus of elasticity.

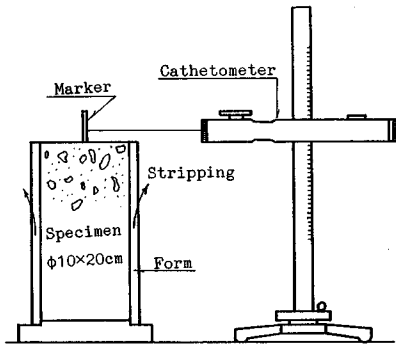


Fig. 5 Test method of instantaneous modulus of elasticity by stripping of specimen.

1/2における応力を鉛直変位から求めた軸ひずみで除して算定した。すなわち、 E_0 は高さ方向に一定と仮定して求めたものである。

(3) 実験結果および考察

クリープ試験結果から得られた瞬間ひずみより瞬間弾性係数 E を求め、総ひずみから瞬間ひずみを差し引いたクリープひずみのデータを式(1)に適用して、レオロジー定数 E, η, η を非線形最小二乗法によって計算した。クリープ試験結果の代表例として、養生温度 20°C 、材令4時間、応力比35%および60%の場合はFig. 1に示すとおりである。

各レオロジー定数 E, E_t, η, η と材令 t の関係は、片対数紙にプロットすると、Fig. 6, Fig. 7, Fig. 8, Fig. 9にそれぞれ示すとおりである。これらから、次のことが認められる。

材令の経過によって各レオロジー定数は、急増する傾向を示し、片対数紙上でほぼ一次比例関係であることが認められた。また、養生温度が高くなると、各レオロジー定数は顕著に増大した。これらのことは、セメントの水和反応による凝結硬化過程の進展の様子がよく現われている。載荷応力比35%と60%の差異がレオロジー定数

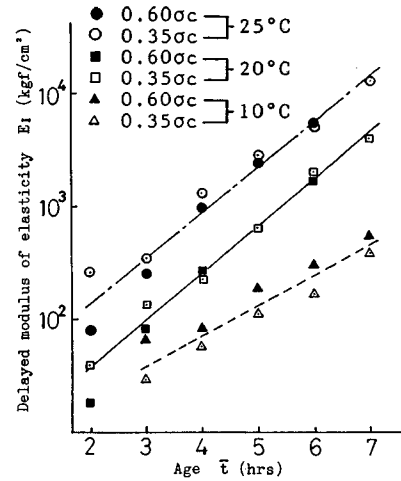


Fig. 7 Delayed modulus of elasticity.

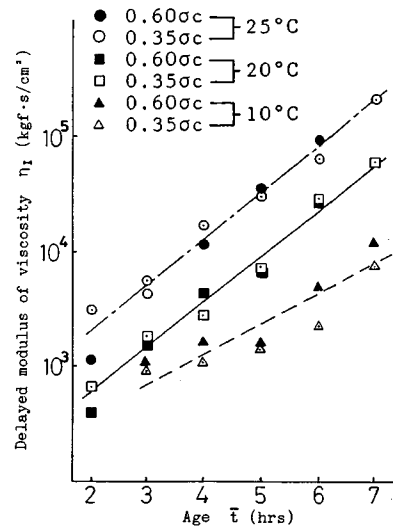


Fig. 8 Delayed modulus of viscosity.

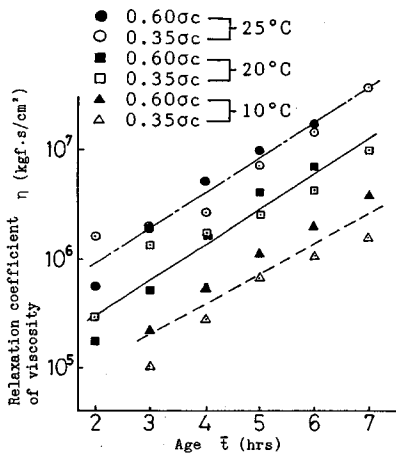


Fig. 9 Relaxation coefficient of viscosity.

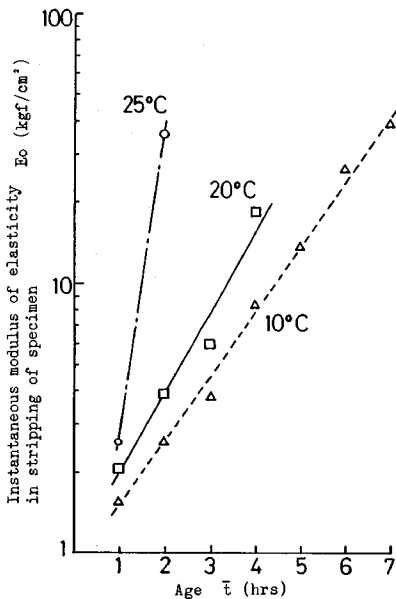


Fig. 10 Instantaneous modulus of elasticity in stripping of specimen.

に与える影響は小さく、応力比 60% 以下では大差がないと考えられる。しかし、80% 以上の高応力比になるとクリープ破壊現象が観察された。

供試体脱型時の自重による鉛直変位から求めた脱型時瞬間弾性係数 E_0 の実験結果は、Fig. 10 に示すとおりである。これから、次のことがいえる。

脱型時瞬間弾性係数 E_0 とクリープ試験において得られた瞬間弾性係数 E を比較すると、材令 2~4 時間の範囲内で、 E は E_0 に比べて著しく大きくなった。この主因は、フレッシュコンクリートに近い領域でのクリープ試験においては供試体と載荷板の馴染みが必要となることおよび試験機のカウンターバランスの調整過程で載荷

板の接置時に供試体に初期変位が発生し、その後変位計測を開始することによる試験操作上の理由で、クリープ試験における瞬間弾性係数が過大評価されたものと考えられる。以上より瞬間弾性係数については、クリープ試験から得られた E よりも、供試体脱型時の変形試験から得られた瞬間弾性係数 E_0 が、実際の挙動に近いと考えられる。したがって、本解析では、瞬間弾性係数として E_0 を採用した。

変形解析においてはポアソン比が必要となるが、本研究では実測していないので既往の研究を参照する。

Byfors⁹⁾は、圧縮強度 1 kgf/cm² 程度の極若材令コンクリートのポアソン比は、0.40~0.48 の実測値を示している。高桑³⁾は、材令 1~3 時間で 0.41~0.52 を実測している。本研究では、材令 2~4 時間のコンクリートに対し、ポアソン比は 0.45 とした。

3. 有限要素法による変形解析理論

極若材令コンクリートの持続荷重による変形を予測するため、前章で構築したレオロジーモデルを用いた有限要素法による粘弾性構造解析手法について以下に述べる。粘弾性構造解析は多くの研究者によって試みられているが、本研究では山田らの方法^{9),10)}に基づいている。これは、粘弾性問題が弾性問題と異なる基礎式が応力-ひずみ関係式であることから、各変形段階における支配方程式を区分的に線形とし、増分理論により順次解を求めていくものである。ここでは、汎用性のある解析手法を示すため、一般の三次元問題として取り扱うことにする。

(1) 粘弾性モデルによる構成式

いま、Fig. 11 に示す 4 要素モデルについて、材料の等方性を仮定すると、三次元応力場で次の構成式が得られる。

$$\{\dot{\sigma}\} = [D_g^e] \{\dot{\varepsilon}\} - \{\dot{A}\} \dots \dots \dots (2)$$

ただし、

$$\{\dot{A}\} = [D_g^e] ([\eta_g]^{-1} + [\eta_i]^{-1}) \{\sigma\} - [D_g^e] [\eta_i]^{-1} [D_i^e] \{\varepsilon_i\} \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 $\{\dot{\sigma}\}$ 、 $\{\dot{\varepsilon}\}$ 、 $\{\sigma\}$ ：それぞれ要素全体の応力速度、ひ

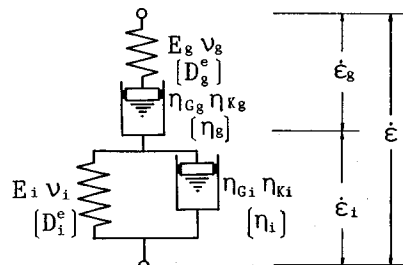


Fig. 11 Generalized four-element model.

ずみ速度, 応力, $\{\epsilon_i\}$: 単純 Voigt モデル部分のひずみ, $[D_s^*], [D_v^*]$: モデルに含まれる弾性ばね要素の剛性マトリックス, $[\eta_s], [\eta_v]$: ダッシュポットの粘性マトリックス. これらは, 平面ひずみ場では, Appendix 1 に示すとおりである.

また, 式 (2) の $\{\dot{A}\}$ は次の形に書き表わすこともできる.

$$\{\dot{A}\} = -\frac{2}{C_{gs}} \frac{1}{T_{gi}} \{\epsilon_i^*\} - \frac{3}{C_{ks}} \frac{1}{T_{ki}} \{\epsilon_{mi}\} + [P]\{\sigma\} \dots \dots \dots (4)$$

ただし, $\{\epsilon_i^*\}$: 単純 Voigt 要素 i に関する偏差ひずみテンソルを成分とするベクトル, $\{\epsilon_{mi}\}$: 単純 Voigt 要素 i に関する平均垂直ひずみベクトル, C_g : せん断変形のコンプライアンス, C_k : 体積変形のコンプライアンス, T_g : せん断変形の緩和時間, T_k : 体積変形の遅延時間, η_s, η_k : 粘性係数, 添え字 g と i は, それぞれモデルに含まれる単純 Maxwell 要素および単純 Voigt 要素に関する量であることを示している. $\{\epsilon_i^*\}, \{\epsilon_{mi}\}$ および $[P]$ の三次元応力場における表示は, Appendix 2 に示すとおりである.

式 (2) における $\{\dot{A}\}$ は, 見掛けの応力変化率ベクトルとして取り扱うことができる. ただし, この式中に単純 Voigt 要素に関する未知ひずみ $\{\epsilon_i\}$ が含まれているため, 次式の $\{\epsilon_i\}$ についての微分方程式を解く作業を平行して行い, この $\{\epsilon_i\}$ を用いて各計算ステップにおける $\{\dot{A}\}$ を評価することが必要となる.

$$\{\dot{\epsilon}_i\} = [\eta_i]^{-1} \{\sigma\} - [\eta_i]^{-1} [D_i^*] \{\epsilon_i\} \dots \dots \dots (5)$$

(2) 有限要素法への適用¹⁾

粘弾性体の構成式 (2) は, 時刻 $t = t_i$ において外力が作用したものとすると, Δt を時間増分とする差分形で次のように表わすことができる.

$$\{\Delta\sigma(t_i)\} = [D_s^*] \{\Delta\epsilon(t_i)\} - \{\dot{A}(t_{i-1})\} \Delta t \dots \dots \dots (6)$$

いま, 有限要素内のひずみ増分 $\{\Delta\epsilon(t_i)\}$ と節点変位増分 $\{\Delta\delta(t_i)\}$ とが, 次の関係で結ばれているものと仮定する.

$$\{\Delta\epsilon(t_i)\} = [B] \{\Delta\delta(t_i)\} \dots \dots \dots (7)$$

ここで, $[B]$: 変位とひずみを結び付けるマトリックス.

式 (7) を式 (6) に代入すると,

$$\{\Delta\sigma(t_i)\} = [D_s^*] [B] \{\Delta\delta(t_i)\} - \{\dot{A}(t_{i-1})\} \Delta t \dots \dots \dots (8)$$

$t = t_i$ で, 有限要素に働く節点力ベクトルの増分を $\{\Delta F\}$, 物体力増分を $\{\Delta P\}$ として, 仮想節点変位を仮定し, 内部仕事と外部仕事を等置することにより次のつり合い方程式が得られる.

$$\{\Delta F\} + \{\Delta F_v\} + \{\Delta F_p\} = [K] \{\Delta\delta\} \dots \dots \dots (9)$$

ここで,

$$[K] = \int_V [B]^T [D_s^*] [B] dV \dots \dots \dots (10)$$

$$\{\Delta F_v\} = \int_V [B]^T \{(\dot{A}(t_{i-1})) \Delta t\} dV \dots \dots \dots (11)$$

$$\{\Delta F_p\} = \int_V [N]^T \{\Delta P\} dV \dots \dots \dots (12)$$

ここに, $[K]$: 剛性マトリックス, $\{\Delta F_v\}$: 粘弾性変形による見掛けの節点力, $\{\Delta F_p\}$: 物体力による等価節点力, $[N]$: 要素の形状関数, V : 体積.

構造系全体のつり合い方程式は, 全要素について式 (9) を重ね合わせて完成する. 本解析の計算手順は, Appendix 3 に示すとおりである.

(3) 一般応力場における粘弾性定数の定め方

2. で述べた単軸状態における 4 要素モデルは, 物体の等方性を仮定し, Fig. 11 に示す 4 要素モデルの 2 つのばねに対応するポアソン比 ν_g, ν_k を仮定することにより, 一般の三次元応力場および二次元場の解析に応用することができる. この方法を以下に述べる.

一般の三次元応力場における 4 要素粘弾性体の構成式は, 式 (2) で表わされるが, この式を 2. の単軸クリープ試験に適用してみる. すなわち, $\sigma_x = -\sigma$ という一定応力が作用する場合である. このとき, $\sigma_x, \epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ に関係しない応力, ひずみ, 応力変化率, ひずみ変化率は零となり, 式 (2) と式 (4) より次式が得られる.

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} \dot{\sigma}_x \\ \dot{\sigma}_y \\ \dot{\sigma}_z \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} \dot{\sigma}_x \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} K_g + \frac{4}{3} G_g & K_g - \frac{2}{3} G_g & K_g - \frac{2}{3} G_g \\ & K_g + \frac{3}{4} G_g & K_g - \frac{2}{3} G_g \\ \text{Sym.} & & K_g + \frac{4}{3} G_g \end{pmatrix} \\ &\quad \times \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_x \\ \dot{\epsilon}_y \\ \dot{\epsilon}_z \end{pmatrix} + \frac{2}{C_{gs}} \frac{1}{T_{gi}} \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}'_x \\ \dot{\epsilon}'_y \\ \dot{\epsilon}'_z \end{pmatrix} i \\ &\quad + \frac{3}{C_{ks}} \frac{1}{T_{ki}} \begin{pmatrix} \epsilon_m \\ \epsilon_m \\ \epsilon_m \end{pmatrix} i - \frac{1}{3} \\ &\quad \times \begin{pmatrix} A_k + 2A_c & A_k - A_c & A_k - A_c \\ & A_k + 2A_c & A_k - A_c \\ \text{Sym.} & & A_k + 2A_c \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_x \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \dots \dots \dots (13) \end{aligned}$$

ここで,

$$K_g = \frac{E_g}{3(1-2\nu_g)}, \quad G_g = \frac{E_g}{2(1+\nu_g)}$$

一方, 単軸応力下での 4 要素モデルの構成式は, 次式で表わされる.

$$\dot{\sigma} = \frac{\dot{\epsilon}}{C} + \frac{\epsilon_t}{CT_t} - \frac{1}{C} \left(\frac{1}{\eta} + \frac{C_t}{T_t} \right) \sigma \dots \dots \dots (14)$$

式 (13) の $\dot{\sigma}_x$ に関する式と式 (14) とが等価になるように定数を定めると、次の関係式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} E_g &= E, E_t = E_t \\ \eta_{\sigma g} &= \frac{\eta}{2(1+\nu_g)}, \eta_{\sigma t} = \frac{\eta}{3(1-2\nu_g)} \\ \eta_{\sigma i} &= \frac{\eta}{2(1+\nu_i)}, \eta_{\sigma l} = \frac{\eta_l}{3(1-2\nu_l)} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (15)$$

ここで、 ν_g, ν_i ：各要素のばねのポアソン比。

式 (15) は、2. で述べた単軸応力下の粘弾性 4 要素モデルを一般応力下の場合へ拡張するための変換式を表わしている。

4. 自重による変形

(1) 柱状体の自重変形試験方法

極若材令コンクリートに自重による持続荷重が作用する際の変形挙動を有限要素解析し、その妥当性を検討するため、柱状供試体を作製して脱型後の自重変形試験を行った。

試験概要は、Fig. 12 に示すとおりで、供試体は断面 20×40 cm、高さ 100 cm の鋼製型枠内にコンクリートを打設し、所定材令で脱型してその際生じる自重による鉛直沈下量と横方向変位を測定した。鉛直沈下量は供試体頂面に設置した示標をカセットメータ (精度 1/100 mm) で読み取り、横方向変位は底面から 10 cm の位置に設置した渦電流型非接触変位計 (精度 1/50 mm) を用いて測定した。脱型した材令は 2 時間と 4 時間で、変位計測時間は 30 分とした。温度は 20°C である。締固めはバイブレータを用いて入念に行った。

コンクリートの使用材料および配合は前述のものと同じである。

(2) 数値シミュレーション

上述の自重変形問題について、前章で示した解析手法によって数値シミュレーションを行った。8 節点四辺形

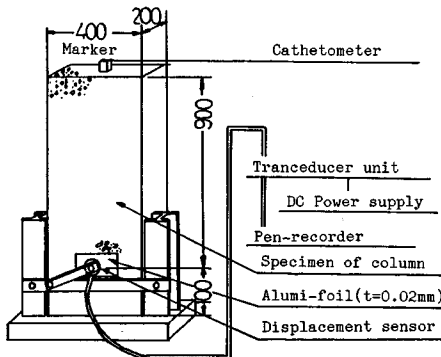


Fig. 12 Test of deformation by dead load of column.

要素を用いて、Fig. 13 に示すようにメッシュ分割した構造モデルにより解析した。計算は、平面ひずみ問題として、時刻 $t=0$ でコンクリート自重が作用するものとし、変形の時刻歴を計算した。底面の境界条件は、完全固定とローラー端の 2 種類とした。解析に用いたレオロジー定数とコンクリートの密度 ρ は、Table 2 に示すとおりである。瞬間弾性係数としては脱型時の瞬間弾性係数 E_0 を用いた。ポアソン比は $\nu_g = \nu_i = 0.45$ と仮定した。

(3) 解析値と実測値の比較

材令 2 時間および 4 時間における自重変形試験による変位の実測結果および有限要素解析による計算結果は、

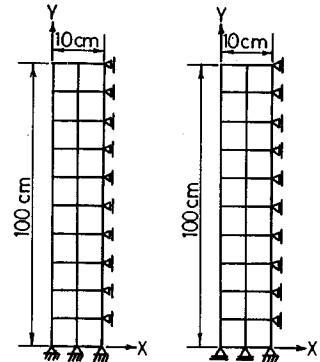


Fig. 13 Structural model used in this analysis.

Table 2 Rheological constants used in analysis.

	$\bar{t}=2\text{hrs}$	$\bar{t}=4\text{hrs}$
$E=E_0$ (kgf/cm ²)	3.93	18.6
E_t (kgf/cm ²)	39.3	228
η_t (kgf·s/cm ²)	670	2820
η (kgf·s/cm ²)	29.1×10^4	169×10^4
ν ($\nu_g = \nu_i$)	0.45	
ρ (g/cm ³)	2.33	

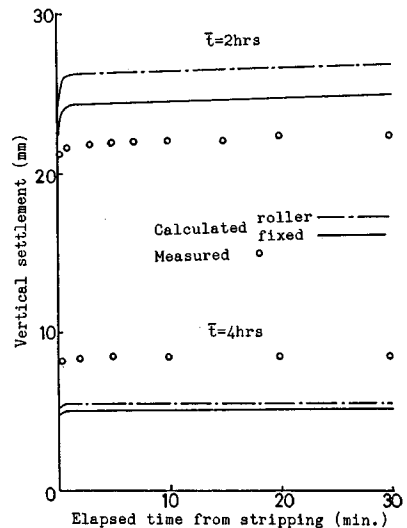


Fig. 14 Time-history of vertical settlement.

鉛直沈下量については Fig. 14 に、横方向変化については Fig. 15 に示すとおりである。これらから次のことがいえる。

実験結果によると、鉛直沈下量、横方向変位ともに脱型直後で瞬間的に大きくなり、以後徐々に増大し、最終的に一定値に落ち着く傾向を示した。また、脱型材令の違いによる影響はきわめて大きく、材令 2 時間の変位に比べて材令 4 時間の変位は、鉛直沈下量で 36%、横方向変位で 21% となった。

解析値と実験値を比較すると、両変位ともその時刻歴曲線はよく合っている。したがって、解析に用いるレオロジー定数は、瞬間弾性係数として供試体自重による脱型時瞬間弾性係数を、その他のレオロジー定数はクリープ試験結果から得られた値を使用することによって、本解析手法により持続荷重を受ける極若材令コンクリートの変形量が、かなりの精度で予測可能である。材令 4 時間の鉛直沈下の実験値は、解析値に比べてかなり大きくなったが、これは静的な自重による変形のほかに、脱型の際、型枠との付着により供試体の一部がごくわずか持ち上がりながら剝離したことによる変位が加わったものであると思われる。

底面の境界条件を固定端およびローラー端として、底面から 10 cm の高さにおける変位を解析した結果、本問題の場合は、高さに比べて底面が小さいため、境界条件の相違が変形量に与える影響は小さいことが示され

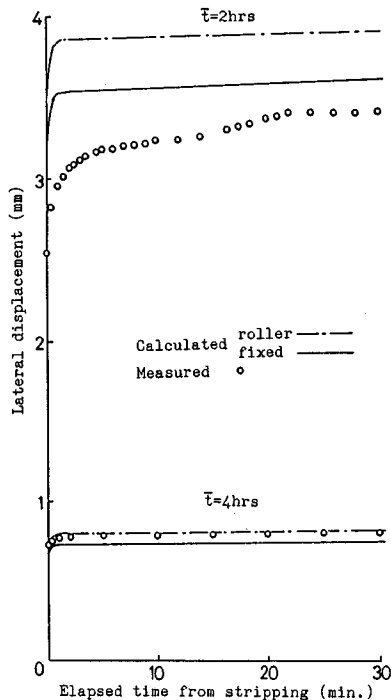


Fig. 15 Time-history of lateral displacement.

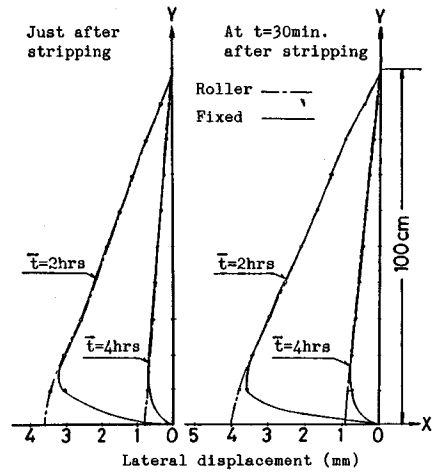


Fig. 16 Distribution of displacement in analysis.

た。

変位の分布は Fig. 16 に示すとおりである。底面を固定端とした場合の横方向変位の最大値は、底面から 10 cm の位置に現われ、ローラー端の場合は、当然底面で最大となっている。底面から 10 cm より上方の位置では、境界条件の相違による変形量の差異はほとんどない。なお、底面の実際の挙動は固定とローラーの間くらいであると考えられる。

5. 結 論

本研究は、持続荷重を受ける極若材令コンクリートについて、構成式として粘弾性 4 要素レオロジーモデルを適用し、これを用いて有限要素法による変形解析手法を提示し、さらに柱状体の自重変形問題について解析値と実測値の比較を検討したが、本研究の範囲内で次のことが認められる。

(1) 持続荷重作用下の極若材令コンクリートの粘弾性レオロジーモデルによる構成式は、硬化コンクリートと同様に、3 要素モデルよりも 4 要素モデルによる構成式がよく適合する。

(2) 4 要素モデルによるレオロジー定数は、クリープ試験で得られる瞬間弾性係数が、供試体脱型の際に変位が生じる程度の材令では、試験操作上の問題により過大評価されるため、瞬間弾性係数としては、供試体の脱型時の変形から求めた瞬間弾性係数が適正な物性値であり、その他のレオロジー定数は、クリープ試験から得られる値を用いればよい。

(3) 極若材令コンクリートの自重による変形を(2)に述べた物性値を用いて、有限要素解析した結果、実測値とよく合うことが示された。したがって、本解析手法によって持続荷重を受ける極若材令コンクリートの変形

予測が可能である。

(4) 材令7時間までの極若材令コンクリートの4要素モデルによるレオロジー定数は、材令の経過と養生温度の上昇とともに顕著に増大し、コンクリートの凝結硬化過程をよく表わしている。

謝 辞：本研究を終始ご指導頂いた東京都立大学工学部 村田二郎教授（現・名誉教授）に深甚なる謝意を表します。また、有益な助言を頂いた同大学工学部 川崎道夫助手と電力中央研究所 河角 誠主査研究員に感謝します。

Appendix 1 平面ひずみ場

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}, \{\dot{\sigma}\} = \begin{Bmatrix} \dot{\sigma}_x \\ \dot{\sigma}_y \\ \dot{\tau}_{xy} \end{Bmatrix}$$

$$\{\dot{\epsilon}\} = \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_x \\ \dot{\epsilon}_y \\ \dot{\gamma}_{xy} \end{Bmatrix}, \{\epsilon_i\} = \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} i$$

$$[D_{\sigma}] = \frac{E_g}{(1+\nu_g)(1-2\nu_g)} \begin{bmatrix} 1-\nu_g & \nu_g & 0 \\ & 1-\nu_g & 0 \\ \text{Sym.} & & \frac{1-2\nu_g}{2} \end{bmatrix}$$

$$[\eta_g]^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{9\eta_{kg}} + \frac{1}{3\eta_{kg}} & \frac{1}{9\eta_{kg}} & \frac{1}{6\eta_{cg}} & 0 \\ & \frac{1}{9\eta_{kg}} & \frac{1}{3\eta_{cg}} & 0 \\ \text{Sym.} & & & \frac{1}{\eta_{cg}} \end{bmatrix}$$

Appendix 2 三次元応力場

$$\{\epsilon_{ii}\} = \begin{Bmatrix} \epsilon'_x \\ \epsilon'_y \\ \epsilon'_z \\ \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx} \\ \frac{1}{2}\gamma_{xy} \end{Bmatrix} i, \{\epsilon_{mi}\} = \begin{Bmatrix} \epsilon_m \\ \epsilon_m \\ \epsilon_m \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} i$$

$$[P] = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} A_k + 2A_g & A_k - A_g & A_k - A_g & 0 & 0 & 0 \\ & A_k - 2A_g & A_k - A_g & 0 & 0 & 0 \\ & & A_k + 2A_g & 0 & 0 & 0 \\ & & & 3A_g & 0 & 0 \\ & & & & 3A_g & 0 \\ \text{Sym.} & & & & & 3A_g \end{bmatrix}$$

ただし、

$$\epsilon_m = \frac{1}{3} (\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z)$$

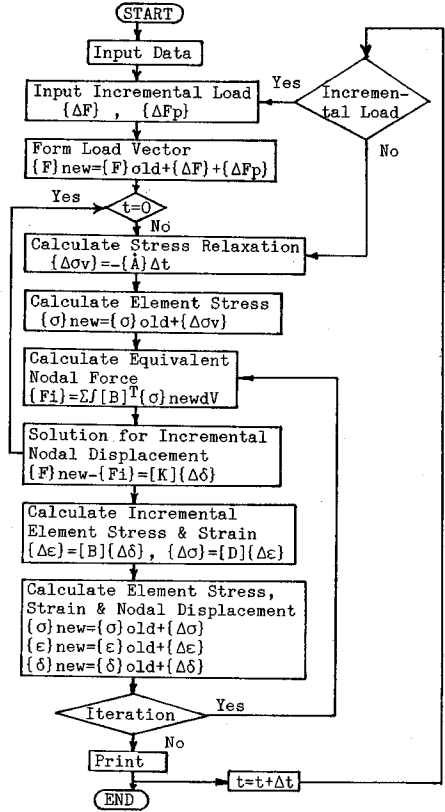
$$A_g = \frac{1}{T_{cg}} + \frac{1}{C_{cg}} \cdot \frac{1}{\eta_{cg}}$$

$$A_k = \frac{1}{T_{kg}} + \frac{1}{C_{kg}} \cdot \frac{1}{\eta_{ki}}$$

$$T_{cg} = C_{cg} \cdot \eta_{cg}$$

$$T_{kg} = C_{kg} \cdot \eta_{kg}$$

Appendix 3



参考文献

- 1) 村田二郎：フレッシュコンクリートの挙動に関する研究，土木学会論文集，No. 378/V-6，pp. 21~33，1987. 2.
- 2) 長沢保紀・野中 稔・吉田哲二：スリップフォーム工法における若材令コンクリートに対する施工上の検討，清水建設報告書，RP-79-3422，pp. 1~9，1979. 9.
- 3) 高桑二郎：スライディングフォーム工法における硬化前コンクリートの力学的挙動に関する研究，銭高組技報，No. 7，pp. 45~53，1983.
- 4) Andersland, O. B. and Hsia, F. T. : Horizontal slip-form construction—Section stability, Journal of the Construction Division, ASCE, Vol. 104, No. C03, pp. 269~277, 1978. 9.
- 5) 岡本寛昭・縄井博之：極く初期コンクリートのレオロジー構成式，セメント技術年報，Vol. 40，pp. 198~201，

- 1986.
- 6) Okamoto, H. : A study on creep properties of concrete at very early age, The 30-th Proceedings of the Japan Congress on Materials Research, pp.171~174, 1987.
- 7) 岡本寛昭・伊藤直人：極初期材令におけるコンクリートのクリープ挙動に関するレオロジー，舞鶴高専紀要，No. 22, pp.100~108, 1987.
- 8) 42-CEA Committee : Properties of concrete at early ages, Materials and Structures, Vol. 13, No. 75, pp. 265 ~274, 1980. 6.
- 9) 山田嘉昭：塑性・粘弾性，培風館，pp.124~147, 1980.
- 10) 鷺津・宮本・山田・山本・川井：有限要素法ハンドブック-II 応用編，培風館，pp. 216~238, 1983.
- 11) 赤木・大野・色部：有限要素法によるPC格納容器の粘弾性解析，土木学会論文報告集，No. 214, pp.1~8, 1973. 6.
- (1987.8.21・受付)
-