

補強されたレジンコンクリートの 硬化収縮応力算定に関する研究

STUDY ON THE CALCULATION OF HARDENING SHRINKAGE STRESS IN REINFORCED RESIN CONCRETE

山崎 竹博*・宮川 邦彦**・渡辺 明***

By Takehiro YAMASAKI, Kunihiro MIYAKAWA and Akira WATANABE

1. ま え が き

1950 年代後半から石油化学の発展に伴って、ソ連、西ドイツ、アメリカ、イギリスおよび日本などの各国で開発されてきたレジンコンクリートは、周知のように従来のセメントの代わりに合成樹脂で骨材を結合した複合材料の一種である。結合材として使用される樹脂にはエポキシ樹脂、ポリエステル樹脂、フラン樹脂、フェノール樹脂などの熱硬化性樹脂が適しているが、日本では強度、施工性および経済性などの面から、不飽和ポリエステル樹脂が多用されているようである。しかし、不飽和ポリエステル樹脂を用いたレジンコンクリートは硬化時に 7000×10^{-6} 以上にも達する収縮ひずみを生ずるため、鉄筋などで補強された場合、その収縮ひずみが拘束され、レジンコンクリート内部には当然引張応力が発生する。

本研究は、このような不飽和ポリエステル樹脂を用いたレジンコンクリートの収縮による拘束応力を理論的に算定することを試みたものであり、ひいてはレジンコンクリートを補強する場合の資料に供することを目的としたものである。

レジンコンクリートの収縮は樹脂の硬化反応過程で起こる現象であるため、拘束応力は強度および弾性係数の急激な変化の中で発生することはいうまでもない。このとき、拘束応力はもちろんクリープなどの塑性変形によって緩和されることになるが、このように急激な物性の変化を伴う場合、その緩和量を一般に使用される Dishinger の方法を用いて理論的に算定することは至難である。よって、このような拘束応力を、ここでは特に硬化収縮応力とよぶことにする。

本論文では、硬化収縮応力の算定方法として、まず微

小時間 4ϵ 間で生ずるひずみと応力との間のみフックの法則が成立すると考え、 4ϵ 間に生ずる微小ひずみ 4ϵ に対する応力 4σ を求め、同応力からクリープによる応力減退量を差し引き、その値を累計する方法で理論式を誘導した。さらに、レジンコンクリートの収縮ひずみの測定や諸力学的性質に関する実験から得られた結果を関数表示することによって上記理論に導入して硬化収縮応力を求め、それを実測値と対比し、理論の妥当性を検討した。

2. レジンコンクリートの物理的性質

レジンコンクリートの硬化収縮応力を算定するためには、硬化時の収縮ひずみ、弾性係数、強度、クリープひずみなどの材令に伴う性質の変化およびクリープ性状の載荷応力に伴う変化などを明らかにしなければならない。

不飽和ポリエステルを使用したレジンコンクリートは、骨材の配合やレジンペーストの添加剤量および材料温度などによって、その硬化速度や性質を異にする。それらすべてについて徹底的な追究を行うためには、膨大な実験、時間そして経費を必要とすることになる。そこで、本実験では、その特に施工性、経済性の見地から定めたいいくつかの実用的配合について、まずその基本的性質を調べ、その中から代表的な性質を示す一配合のものに絞ることにした。

実験項目は次のとおりである。

- ・硬化収縮ひずみの測定
- ・諸強度および弾性係数の測定
- ・載荷材令が異なる場合のクリープ測定
- ・載荷荷重が異なる場合のクリープ測定
- ・追加荷重を受ける場合のクリープ測定

(1) 実験概要

a) 配 合

* 正会員 工修 九州産業大学助手 工学部土木工学科
 ** 正会員 工修 九州産業大学助教授 工学部土木工学科
 *** 正会員 工博 九州工業大学教授 工学部開発土木工学科

Table 1 Mix of the resin concrete /m³.

Resin (kgf)	CaCO ₃ (kgf)	Fine Agg. (kgf)	Coarse Agg. (kgf)	s/a (%)
241	289	612	1267	36

Table 2 Mix of the resin paste.

Mix No.	Polyester	Styrene	Accelerater	Hardener
1	100	6	0.3	0.5
2	100	6	0.6	0.5
3	100	6	1.3	0.5
4	100	6	1	0.1
5	100	6	1	0.3
6	100	6	1	0.7
7	100	6	1	0.9
8	100	6	0.5	0.7

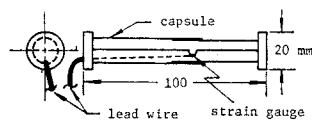
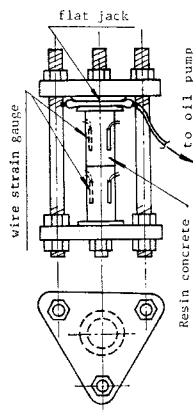
* Rate of weight.

レジンコンクリートの配合はワーカビリチーがよく、高強度が得られ、かつ不飽和ポリエステル量が少なくなるように s/a およびレジン量を **Table 1** のごとく定めた。ここに、結合材としてのレジン是不飽和ポリエステル 60% に架橋剤としてのスチレンモノマー 40% (重量比) を混合したものを基材とし、さらに希釈剤としてのスチレンモノマーを加え、これにそれぞれ硬化促進剤および硬化剤であるナフテン酸コバルト、メチルエチルケトンパーオキシサイト 55%+ジメチルフタレート 45% を混合したものである。その配合比を **Table 2** に示す。同表の最終欄 No. 8 が前記した代表的実用配合で“硬化始発時間”60分程度、7日圧縮強度 800 kgf/cm²(78.4 MPa) 以上をめどとしている。ここに、“硬化始発時間”とは硬化剤添加時から、試料(レジンコンクリートから粗骨材を取り除いたモルタル)を置いたガラス下面に始発時間測定用ビカー針が達しなくなるまでの時間を意味する。

b) 供試体および測定方法

105°C で 24 時間絶乾した後 20°C 恒温養生室で定温にした細粗骨材および炭酸カルシウム粉末を用いてレジンコンクリートを打設し、それを 20°C の空气中で養生した。このとき、“打設時刻”は硬化剤を混入する時刻とした。

硬化収縮ひずみの測定は、埋込型

**Fig. 1** Molded gauge.**Fig. 2** Creep test.

ひずみゲージ (**Fig. 1**) を $\phi 15 \times 30$ cm 円柱供試体の中心部に設置し、デジタルひずみ計を用いて 15 分ごとに実施した。測定時間は打設後ひずみがほぼ一定値となるまでの 30 時間とした。

強度、弾性係数そしてクリープなどの諸試験には $\phi 7.5 \times 15$ cm 円柱供試体を用い、ひずみは供試体側面の対称位置に貼付したストレインゲージで実測した。レジンコンクリートは載荷時の流動成分が大きいことを考慮し、載荷速度は JIS A 1108 による規定値の約 3 倍の毎秒 7.5 kgf/cm²(0.74 MPa) とした。

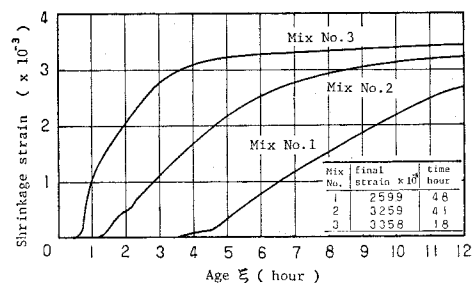
クリープ試験では **Fig. 2** に示す油圧式試験機を用い、常に一定応力状態が保たれるよう載荷後 3 時間までは 15 分ごと、6 時間までは 30 分ごと、24 時間までは 1 時間ごと、以後 72 時間まで 3 時間ごとに油圧の調整を行った。なお、念のためフラットジャッキと供試体との間には応力計も挿入して、載荷荷重と油圧の関係を調べている。

(2) 硬化収縮ひずみ

不飽和ポリエステルはスチレンモノマーを架橋剤として重合し、硬化収縮はその過程で生ずる。したがって、硬化収縮ひずみの大半は材料が流動的な状態のもとで生ずることになる。さて、不飽和ポリエステル樹脂の硬化前後の比重差から体積変化を計算し、その全収縮ひずみを求め、その値に(レジン容積/全容積)を乗じてこれをレジンコンクリートのひずみとみると、**Table 3** に示すように 7500×10^{-6} にもなる。これに対し、実測した結果は **Fig. 3~5** のように $2500 \times 10^{-6} \sim 3500 \times 10^{-6}$ の値となり、比重差から算定した全収縮ひずみの 47% 以下であることがわかった。埋込ゲージ自身による拘束

Table 3 Hardening shrinkage strain calculated from the specific gravity.

Specific gravity	before hardening		after hardening	
		1.11		1.23
Shrinkage rate of volume				0.10
Shrinkage strain of the Paste				0.0345
Shrinkage strain of Resin Concrete mixed as Table 1 .				7450×10^{-6}

**Fig. 3** Hardening shrinkage strain under various mix of the accelerator.

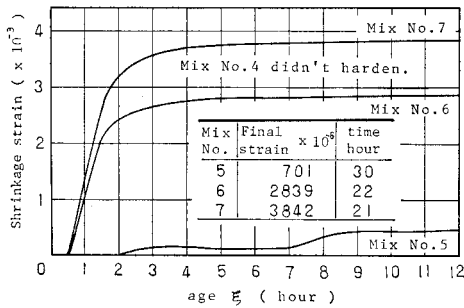


Fig. 4 Hardening shrinkage strain under various mix of the hardener.

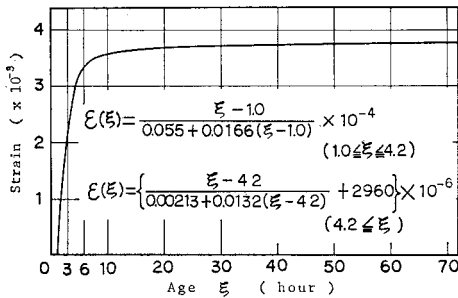


Fig. 5 Hardening shrinkage strain of resin concrete with mix No. 8 in Table 2.

(同ゲージの弾性係数=525 kgf/cm² (51.5 MPa)) のため、初期流動状態で生じたひずみが測定されなかったことがその主因と考えられる。この結果から推察するに、鉄筋で補強されたレジコンクリートの硬化収縮応力に関与する収縮ひずみは、全ひずみの 50% 程度以下であることがわかる。ここで、Fig. 3 は硬化促進剤を、Fig. 4 は硬化剤の配合比を変化させたそれぞれの収縮ひずみを示している。それらの結果によると、埋込ゲージで測定される収縮ひずみは、硬化速度が遅い配合のものほど小さくなっており、その理由はゲージによる拘束力がより緩和されるためと考えられる。

さて、配合 No. 8 の硬化収縮ひずみ測定値を Fig. 5 に示す。この値は供試体 6 本の平均値として示したもので、それをいま材令 ξ の関数で表わすと式 (1) のようになる。レジコンクリートの硬化収縮ひずみ曲線を材令の関数として表示しようとする場合、一般にその初期の立ち上がりが特に急であるため、単一の関数で表示することは困難であり、4.2 時間を境とする 2 つの関数を用いて表示することとした。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon(\xi) &= \frac{\xi - 1.0}{0.055 + 0.0166(\xi - 1.0)} \times 10^{-4} && (1.0 \leq \xi \leq 4.2) \\ \epsilon(\xi) &= \left\{ \frac{\xi - 4.2}{0.00213 + 0.0132(\xi - 4.2)} + 2960 \right\} \times 10^{-6} && (4.2 \leq \xi) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 $\epsilon(\xi)$: 材令 ξ での収縮ひずみ

(3) 強度および弾性係数

レジコンクリートのクリープ性状は強度に対する荷重レベルで変化するから、硬化収縮応力のクリープによる緩和を考慮するためには任意材令での強度を知らなければならない。レジコンクリートの硬化収縮ひずみは前記したように不飽和ポリエステル樹脂の重合程度、すなわち硬化の進行度合を表わす指標ともなり得るように思われるが、前記したように、任意時刻の全収縮ひずみを正確に測定することが難しいことや、さらに、Fig. 6 にみられるように圧縮強度は硬化収縮ひずみがほぼ一定値に達する材令 24 時以後も増大していることなどからして、上記指標化は実際上は困難であると判断される。このひずみ増加を伴わない強度増加の現象を著者らは次のように考えている。すなわち、レジコンクリートの重合反応が継続する限り、その強度は増加し続けるのであるが、硬化が進むにつれすでに硬化した部分が後から生ずる収縮ひずみを拘束する結果、見かけ上ひずみが打ち消される形になるものと解釈している。

レジコンクリートの圧縮強度と引張強度は、Fig. 7 に示すように、硬化時の材令にかかわらずほぼ一次比例の関係にあり、脆度係数は平均 10.7 であった。また、弾性係数と圧縮強度の関係についても Fig. 8 のように

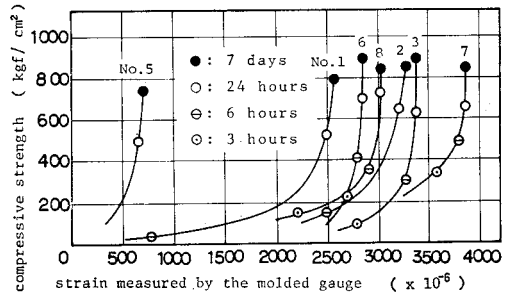


Fig. 6 The relation between compressive strength and hardening shrinkage strain.

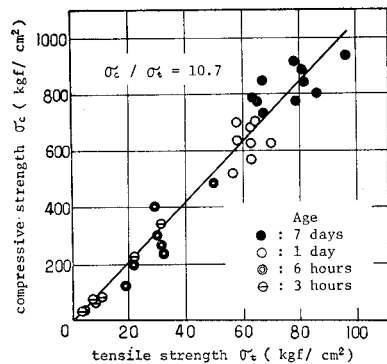


Fig. 7 The relation between compressive strength and tensile strength.

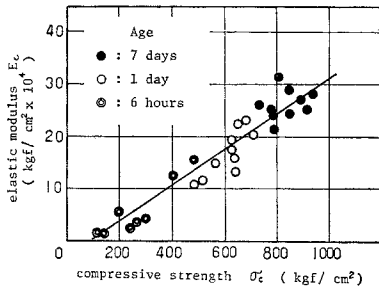


Fig. 8 The relation between compressive strength and elastic modulus.

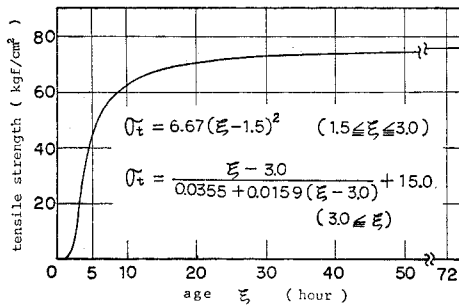


Fig. 9 Change of the tensile strength.

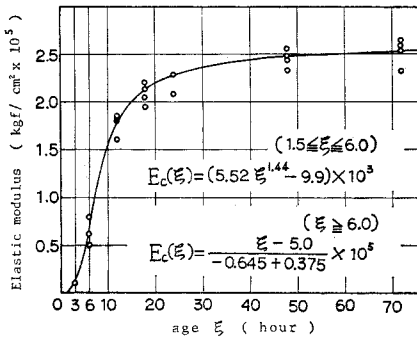


Fig. 10 Change of the elastic modulus.

直線関係が認められる。ただし、硬化初期の低強度時には弾性係数値が圧縮強度に対してより低い割合となっている。この傾向は、低強度になるほど流動成分や遅延弾性成分などが大きくなり、弾性係数が小さく算出されることに起因すると思われる。

さて、Table 2 配合 No. 8 について得られた実測引張強度の時間的推移を示すと Fig. 9 のごとくなり、材令 ξ の関数で表わすと式 (2) のようになる。また、弾性係数の実測値は Fig. 10 のように得られ、同様に式 (3) で近似される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_t(\xi) &= 6.67(\xi - 1.5)^2 & (1.5 \leq \xi \leq 3.0) \\ \sigma_t(\xi) &= \frac{\xi - 3.0}{0.0355 + 0.0159(\xi - 3.0)} + 15.0 & (3.0 \leq \xi) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

$$\left. \begin{aligned} E_c(\xi) &= (0.0552 \xi^{1.44} - 0.099) \times 10^5 & (1.5 \leq \xi \leq 6.0) \\ E_c(\xi) &= \frac{\xi - 5.0}{-0.645 + 0.375 \xi} \times 10^5 & (6.0 \leq \xi) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $\sigma_c(\xi)$, $E_c(\xi)$: 材令 ξ での引張強度および弾性係数。

(4) レジンコンクリートのクリープ性状

a) 荷重材令とクリープの関係

レジンコンクリートのクリープ性状は荷重材令および荷重レベルなどによって異なる。いま、配合 No. 8 の供試体に 30% 応力レベル (荷重時強度の 30% に相当する応力のレベル) の荷重を載せクリープひずみを測定して得た結果を Fig. 11 に示す。それらの結果から、若材令で荷重した供試体ほど、曲線の立ち上がりが急かつ収束値に達するのが早い。いま、この現象を Fig. 12 に示す 4 要素モデルに置き換えて考えてみると、若材令時荷重の場合図中の粘性要素やばね要素などが急速に働いて、結果的にクリープひずみが速やかに収束する理屈となる。Fig. 11 において荷重後 72 時間での値を比較すると、荷重材令が 24 時以内の場合では荷重材令の増加につれてクリープ係数も増加するが、24 時以後の場合には同係数が減少する傾向を示している。

クリープが硬化収縮応力の緩和に寄与することは前記したが、上記傾向から判断してその寄与率はかなり高いものと推測される。このようなクリープの効果を硬化収縮応力の計算に反映させるため、著者らは各クリープ係数曲線を式 (4) の分数関数で表示した。式中の係数 A(T), B(T) などは荷重材令 T における係数を示すもので、本実験から Fig. 13, 14 あるいは式 (5), (6) の

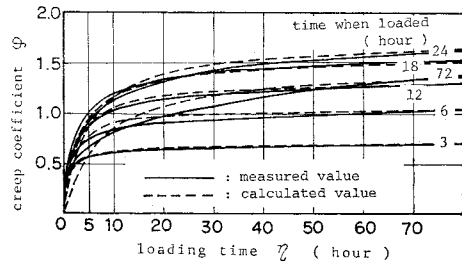


Fig. 11 Creep coefficient due to change of the time when loaded.

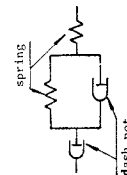


Fig. 12 Creep model.

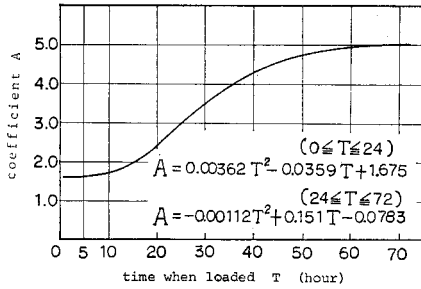


Fig. 13 Change of the coefficient $A(T)$.

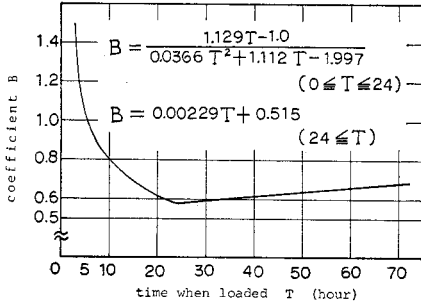


Fig. 14 Change of the coefficient $B(T)$.

ように表わすことができる。なお、式中の η は載荷時間である。

$$\varphi(T, \eta) = \frac{\eta}{A(T) + B(T)\eta} \dots\dots\dots(4)$$

$$\left. \begin{aligned} A(T) &= 0.00362 T^2 - 0.0359 T + 1.675 \quad (T \leq 24) \\ A(T) &= -0.00112 T^2 + 0.151 T - 0.0783 \quad (24 \leq T \leq 72) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(5)$$

$$\left. \begin{aligned} B(T) &= \frac{1.129 T - 1.0}{0.0366 T^2 + 1.112 T - 1.997} \quad (T \leq 24) \\ B(T) &= 0.00229 T + 0.515 \quad (24 \leq T \leq 72) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(6)$$

いま、式(4)~(6)を用いて算出したクリープ係数曲線を Fig. 11 に破線で示す。

b) 載荷応力とクリープの関係

レジコンクリートはセメントコンクリートに比較して変形能力が大きく、Fig. 15 からわかるように若材令におけるほど大きい。一般に塑性変形の大きな材料では、載荷応力レベルに対するクリープ性状の変化も大きいと考えられる。そこでこのことを調べるため、配合 No. 8 を用いた供試体について力学的諸性質がほぼ安定する材令 3 日で応力レベル 10~70% を載荷しクリープひずみを測定した。この実測ひずみからクリープ係数を算出すると Fig. 16 のようになり、載荷後 72 時間でのクリープ係数値と載荷応力レベルとの関係は Fig. 17 に示すように Davis-Granville の法則には従わないことがわかる。Fig. 16 に示す各載荷応力レベルでのクリープ係数曲線は、ある基本の曲線に係数を乗ずる形で表示

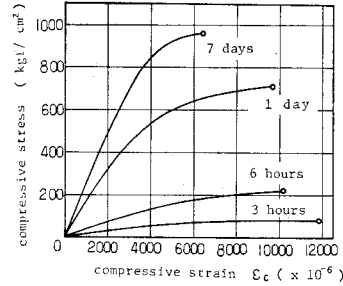


Fig. 15 Stress~strain curve at the various age.

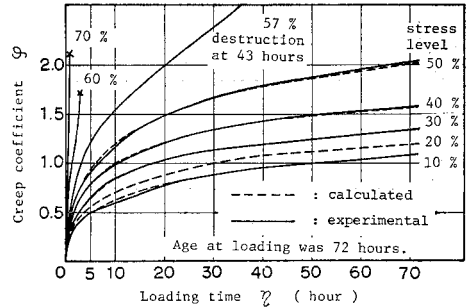


Fig. 16 Creep coefficient due to change of the stress.

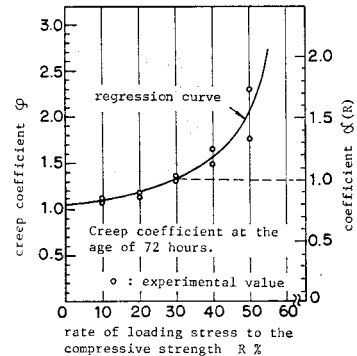


Fig. 17 Creep coefficient and coefficient $\alpha(R)$.

できると推測されたので、実際に応力レベル 30% のクリープ係数曲線を基本にして Fig. 17 のように任意の応力レベルのそれを表わすことを試みたところ、乗ずべき係数 $\alpha(R)$ は式(7)のように得られた。

$$\alpha(R) = \frac{0.37 R - 34.8}{0.68 R - 44.0} \quad (R \leq 55) \dots\dots\dots(7)$$

ここに、 R は応力レベルを意味する。

以上の結果を総合して、任意材令 T で応力レベル R の荷重を受ける供試体の η 時間後におけるクリープ係数は、式(8)のように表示されるから、式(4)~(7)をそれに代入すれば求められる。いま、この方法で $T=72$ 時間でのクリープ係数を求めたところ、結果は Fig. 16 の破線で示すようになり、実測値とよく近似した。

$$\varphi(T, R, \eta) = \frac{\alpha(R)\eta}{A(T) + B(T)\eta} \dots\dots\dots(8)$$

c) 追加荷重によるクリープひずみ

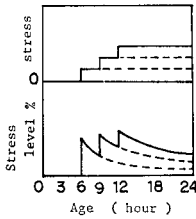


Fig. 18 Loading stress.

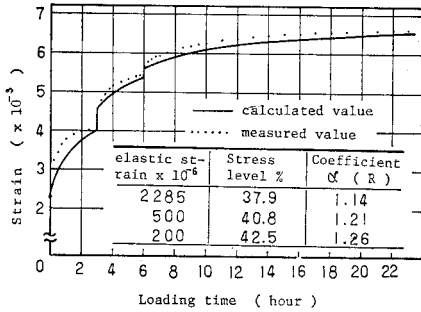


Fig. 19 Summation of the creep strain.

レジンコンクリート硬化時における追加荷重によるクリープひずみはどうかを次に調べてみる。いま、載荷材令 6, 9, 12 時で Fig. 18 のように荷重を追加しひずみを測定した結果を示すと、Fig. 19 のようになる。

さて、材令 T_1, T_2 で弾性ひずみ $\epsilon_{e1}, \epsilon_{e2}$ が生じているレジンコンクリートの時刻 t での全ひずみは一般に式 (9) のように求められるから、以後 T_3, \dots, T_n でさらに追加荷重を受ける場合でも、式 (10) のように累加方式で計算できることはいうまでもない。このようにして求めた計算値を Fig. 19 の実線で示す。

$$\begin{aligned} \epsilon(t) &= \epsilon_{e1} \{1 + \varphi(T_1, R_1, \eta_1)\} + \epsilon_{e2} \{1 + \varphi(T_2, R_2, \eta_2)\} \\ &= \epsilon_{e1} + \epsilon_{e2} + \epsilon_{e1}\varphi(T_1, R_1, \eta_1) + \epsilon_{e2}\varphi(T_2, R_2, \eta_2) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\begin{aligned} \epsilon(t) &= \epsilon_{e1} + \epsilon_{e2} + \dots + \epsilon_{en} + \epsilon_{e1}\varphi(T_1, R_1, \eta_1) \\ &+ \epsilon_{e2}\varphi(T_2, R_2, \eta_2) + \dots + \epsilon_{en}\varphi(T_n, R_n, \eta_n) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (10)$$

3. 硬化収縮応力

(1) 基礎理論

a) 硬化収縮応力算定式の誘導

(i) 完全拘束を受けるレジンコンクリートの場合
弾性体の応力 σ とひずみ ϵ との関係はフックの法則を用いて式 (11) のように表わされるが、同式は物理的性質が時々刻々変化する硬化時の材料に対しても、微小時間 $d\xi$ 間では弾性係数値が一定であるとして取り扱えるので、同時限内に限って成立する。したがって、時刻 ξ における弾性係数をいま $E_c(\xi)$ とすると、 $d\xi$ 間で生

ずる応力 $d\sigma(\xi)$ とひずみ $d\epsilon(\xi)$ の関係は式 (12) のように表わされ、時刻 t_1 から t_n までに生ずる応力の累計は式 (14) のように求められる。

$$E = \sigma/\epsilon \dots\dots\dots (11)$$

$$\begin{aligned} E_c(\xi) &= \lim_{d\xi \rightarrow 0} \frac{d\sigma_c(\xi)}{d\epsilon(\xi)} = \lim_{d\xi \rightarrow 0} \frac{\sigma_c(\xi + d\xi) - \sigma_c(\xi)}{\epsilon(\xi + d\xi) - \epsilon(\xi)} \\ &= \frac{d\sigma_c(\xi)/d\xi}{d\epsilon(\xi)/d\xi} \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

$$\frac{d\sigma_c(\xi)}{d\xi} = E_c(\xi) \frac{d\epsilon(\xi)}{d\xi} \dots\dots\dots (13)$$

$$\therefore \sigma_c(t) = \sigma_c(t_n) - \sigma_c(t_1) = \int_{t_1}^{t_n} E_c(\xi) \frac{d\epsilon(\xi)}{d\xi} d\xi \dots\dots\dots (14)$$

式 (14) で仮に $\sigma_c(t_1) = 0$ とおけば、Fig. 20 のように両端を完全に拘束されたレジンコンクリートの硬化収縮応力を算定する場合に該当する。

さて、式 (14) で求められる応力の累計を図示すると Fig. 21 の斜線部分の面積に等しくなり、Fig. 22 のようなばねモデルの反力と等価となることがわかる。すなわち時刻 t_1, t_2, \dots, t_n で基準長 $l_0 = 1$ のばね S_1, S_2, \dots, S_n (ばね定数 $\Delta E_1, \Delta E_2, \dots, \Delta E_n$) などがそれぞれ挿入され、ひずみ $\Delta \epsilon_1, \Delta \epsilon_2, \dots, \Delta \epsilon_n$ をそれぞれ受けることになる。したがって、時刻 $\xi = t_3$ での応力 $\sigma(t_3)$ は Fig. 22 に示すばねの全反力として次のように求められる。

$$\begin{aligned} \sigma(t_1) &= \Delta \epsilon_1 \Delta E_1 \\ \sigma(t_2) &= (\Delta \epsilon_1 + \Delta \epsilon_2) \Delta E_1 + \Delta \epsilon_2 \Delta E_2 \\ \sigma(t_3) &= (\Delta \epsilon_1 + \Delta \epsilon_2 + \Delta \epsilon_3) \Delta E_1 \\ &+ (\Delta \epsilon_2 + \Delta \epsilon_3) \Delta E_2 + \Delta \epsilon_3 \Delta E_3 \\ \sigma(t_n) &= (\Delta \epsilon_1 + \Delta \epsilon_2 + \dots + \Delta \epsilon_n) \Delta E_1 \\ &+ (\Delta \epsilon_2 + \dots + \Delta \epsilon_n) \Delta E_2 + \dots + \Delta \epsilon_n \Delta E_n \\ &= \Delta \epsilon_1 \Delta E_1 + \Delta \epsilon_2 (\Delta E_1 + \Delta E_2) \\ &+ \dots + \Delta \epsilon_n (\Delta E_1 + \Delta E_2 + \dots + \Delta E_n) \end{aligned}$$

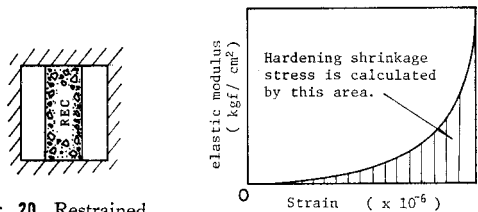


Fig. 20 Restrained specimen.

Fig. 21 Calculation of stress.

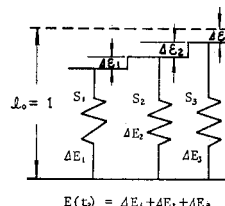


Fig. 22 Stress model.

よって、応力 $\sigma(t_n)$ は次のように求められ、当然のことながら式 (14) と同式となる。

$$\begin{aligned}
 E(t_1) &= \Delta E_1, \quad E(t_2) = \Delta E_1 + \Delta E_2, \quad \dots, \\
 E(t_n) &= \Delta E_1 + \Delta E_2 + \dots + \Delta E_n \\
 \sigma(t_n) &= \sum_{i=1}^n \Delta \varepsilon_i E(t_i) \\
 &= \lim_{\Delta \xi \rightarrow 0} \sum \left\{ \frac{\varepsilon(\xi + \Delta \xi) - \varepsilon(\xi)}{\Delta \xi} E(\xi) \Delta \xi \right\} \\
 &= \int_{t_1}^{t_n} E(\xi) \frac{d\varepsilon(\xi)}{d\xi} d\xi
 \end{aligned}$$

このモデルからわかるように、硬化中に受けた弾性ひずみは硬化後に応力を取り除いてもその一部しか戻らず、硬化初期に与えられた変形ほど硬化後に戻りにくく、したがってその残留率が大きいことになる。

(ii) 鉄筋で補強されたレジンコンクリートの場合

次に、Fig. 23 のように断面積 A_s の鉄筋で補強されたレジンコンクリートの硬化収縮応力を求めてみる。

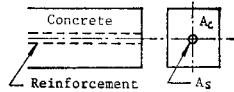


Fig. 23 Reinforced specimen.

ここで、鉄筋とコンクリートとの間にせん断変形やすべりは生じないものと仮定する。

任意の時刻 ξ における弾性係数が $E_c(\xi)$ であるレジンコンクリートに、時刻 ξ から $\xi + \Delta \xi$ の間でひずみ $\Delta \varepsilon(\xi)$ が生じたとすれば、生ずる応力 $\Delta \sigma_c(\xi)$ と $\Delta \varepsilon(\xi)$ との関係は式 (15) のように表わされる。

$$\begin{aligned}
 \frac{E_s A_s E_c(\xi)}{E_s A_s + A_c E_c(\xi)} &= \lim_{\Delta \xi \rightarrow 0} \frac{\Delta \sigma_c(\xi)}{\Delta \varepsilon(\xi)} \\
 &= \lim_{\Delta \xi \rightarrow 0} \frac{\sigma_c(\xi + \Delta \xi) - \sigma_c(\xi)}{\varepsilon(\xi + \Delta \xi) - \varepsilon(\xi)} = \frac{d\sigma_c(\xi)/d\xi}{d\varepsilon(\xi)/d\xi} \dots (15)
 \end{aligned}$$

いま、式 (15) の左辺を式 (16) のように $K(\xi)$ とおけば応力とひずみの関係は式 (17) のように表わされ、また、時刻 t_1 から t_n までに発生する硬化収縮応力の累加は式 (18) から求められる。

$$K(\xi) = \frac{E_s A_s E_c(\xi)}{E_s A_s + A_c E_c(\xi)} \dots (16)$$

$$\therefore \frac{d\sigma_c(\xi)}{d\xi} = K(\xi) \frac{d\varepsilon(\xi)}{d\xi} \dots (17)$$

$$\begin{aligned}
 \sigma_c(t) = \sigma_c(t_n) - \sigma_c(t_1) &= \int_{t_1}^{t_n} K(\xi) \frac{d\varepsilon(\xi)}{d\xi} d\xi \\
 &\dots (18)
 \end{aligned}$$

ここに、 E_s, A_s : それぞれ鉄筋の弾性係数および断面積、 $E_c(\xi), A_c$: それぞれ材令 ξ におけるレジンコンクリートの弾性係数および断面積。

b) クリープによる応力緩和

以上のように、式 (14) あるいは式 (18) を用いることによって、クリープの影響を無視した場合の硬化収縮応力は計算できる。いま、任意の時刻 ξ から $\xi + \Delta \xi$ までに生じるクリープを考慮しない硬化収縮応力を $\Delta \sigma_c(\xi)$

とすれば、時刻 t までに生じる応力 $\sigma_c(t)$ は Fig. 24 のように $\Delta \sigma_c(\xi)$ の重ね合わせで求められる。また、 $\sigma_c(\xi)$ の一次導関数は完全拘束または鉄筋拘束の場合に対し、それぞれ式 (13), (17) で与えられているから、 $\Delta \sigma_c(\xi)$ は Taylor 展開を用いて式 (19) のように表わすことができる。

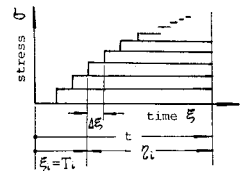


Fig. 24 Superposition of stress.

$$\Delta \sigma_c(\xi) = \Delta \xi \frac{d\sigma_c(\xi)}{d\xi} + \frac{\Delta \xi^2}{2} \frac{d^2\sigma_c(\xi)}{d\xi^2} + \dots \dots (19)$$

(i) 鉄筋で補強されたレジンコンクリートの場合 さて、応力 $\Delta \sigma_c(\xi)$ が発生してから $d\eta$ 間後の、鉄筋とレジンコンクリート間のひずみの適合条件式を次に求めてみよう。まず、 $\Delta \sigma_c(\xi)$ によって $d\eta$ 間に発生するクリープひずみ dC は式 (20) で表わされる。

$$dC = \frac{\Delta \sigma_c(\xi)}{E_c(\xi)} d\varphi(T, R, \eta) \dots (20)$$

次に、クリープによって η 時間後までに鉄筋の応力が σ_{sp} だけ減少したとすると、この σ_{sp} によって $d\eta$ 間に生ずる負のクリープひずみ dC' は式 (21) で求められる。

$$dC' = \frac{\sigma_{sp} A_s}{E_c(\xi) A_c} d\varphi(T, R, \eta) \dots (21)$$

また、 $d\eta$ 間での鉄筋応力の減少量を $d\sigma_{sp}$ とすると、鉄筋およびコンクリートの弾性ひずみの戻り $d\varepsilon_s, d\varepsilon_c$ などは、それぞれ式 (22), (23) で計算される。

$$d\varepsilon_c = \frac{A_s d\sigma_{sp}}{E_c(\xi) A_c} \dots (22)$$

$$d\varepsilon_s = d\sigma_{sp} / E_s \dots (23)$$

いま、鉄筋とコンクリートとは一体であると仮定し、以上の結果を用いて表わすと、ひずみの適合条件式は式 (24) のごとくなる。

$$\begin{aligned}
 \frac{d\sigma_{sp}}{E_s} &= \frac{\Delta \sigma_c(\xi)}{E_c(\xi)} d\varphi(T, R, \eta) - \frac{\sigma_{sp} A_s}{E_c(\xi) A_c} \\
 &\cdot d\varphi(T, R, \eta) - \frac{A_s d\sigma_{sp}}{E_c(\xi) A_c} \dots (24)
 \end{aligned}$$

式 (24) を式 (25) のように変数分離して積分すると、式 (26) が得られる。

$$\begin{aligned}
 \int \frac{E_c(\xi) A_c}{A_c \Delta \sigma_c(\xi) - \sigma_{sp} A_s} d\sigma_{sp} \\
 = \frac{E_s A_c E_c(\xi)}{A_c E_c(\xi) + E_s A_s} \int d\varphi(T, R, \eta) \dots (25)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \therefore -\frac{E_c(\xi)}{K(\xi)} \log \{ \Delta \sigma_c(\xi) - p\sigma_{sp} \} &= \varphi(T, R, \eta) + C \\
 &\dots (26)
 \end{aligned}$$

積分定数 C は初期条件 $\varphi(T, R, \eta) = 0, \sigma_{sp} = 0$ より求められるから、結局、鉄筋の応力減少量 σ_{sp} は式 (27) で算定できることになる。

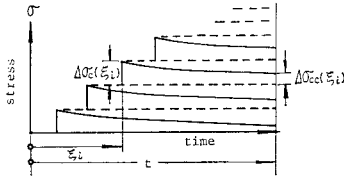


Fig. 25 Calculation of creep effect.

$$\sigma_{s\varphi} = \frac{\Delta\sigma_c(\xi)}{p} \left[1.0 - \exp \left\{ -\frac{K(\xi)}{E_c(\xi)} \varphi(T, R, \eta) \right\} \right] \dots\dots\dots(27)$$

ここに、 $p = A_s/A_c$ (鉄筋比)

時刻 ξ から $\xi + d\xi$ の間で生ずるコンクリート応力 $\Delta\sigma_c(\xi)$ は式 (19) で求められるから、 η 時間後の値 $\Delta\sigma_{cc}(\xi)$ は式 (28) で求められる。

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{cc}(\xi) &= \Delta\sigma_c(\xi) - p\sigma_{s\varphi} \\ &= \Delta\sigma_c(\xi) \exp \left\{ -K(\xi) \varphi(T, R, \eta) / E_c(\xi) \right\} \dots\dots\dots(28) \end{aligned}$$

さて、時刻 t までに残留している硬化収縮応力は、Fig. 25 のように n 分割された各 $\Delta\xi$ 間で生ずる硬化収縮応力 $\Delta\sigma_c(\xi)$ の η 時間後の値 $\Delta\sigma_{cc}(\xi)$ を式 (28) から求め、これを重ね合わせることによって得られる。このとき、 $\Delta\sigma_c(\xi)$ を便宜上式 (19) の右辺第 1 項だけで表わせば、硬化収縮応力は式 (29) のようになり、この式に式 (17) を代入することによって式 (30) が得られ、時刻 t までのクリープ減退を考慮した硬化収縮応力 $\sigma_{cc}(t)$ が計算できる。

$$\begin{aligned} \sigma_{cc}(t) &= \sum_{i=1}^n \Delta\sigma_{cc}(\xi_i) \\ &= \sum_{i=1}^n \left[\Delta\xi \frac{d\sigma_c(\xi_i)}{d\xi} \exp \left\{ -K(\xi_i) \frac{\varphi(T_i, R_i, \eta_i)}{E_c(\xi_i)} \right\} \right] \dots\dots\dots(29) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{cc}(t) &= \sum_{i=1}^n \left[\Delta\xi K(\xi_i) \frac{d\varepsilon(\xi_i)}{d\xi} \right. \\ &\quad \cdot \exp \left\{ -K(\xi_i) \frac{\varphi(T_i, R_i, \eta_i)}{E_c(\xi_i)} \right\} \left. \right] \dots\dots\dots(30) \end{aligned}$$

次に、計算精度を上げるため、 $\Delta\sigma_c(\xi)$ を式 (19) の右辺 2 項までとり、これに式 (17) およびその二次導関数 (式 (31)) を代入すれば、 $\sigma_{cc}(t)$ は式 (33) のようになる。

まず式 (17) から $\sigma_c(\xi)$ の二次導関数を求める。

$$\frac{d^2\sigma_c(\xi)}{d\xi^2} = \frac{dK(\xi)}{d\xi} \frac{d\varepsilon(\xi)}{d\xi} + K(\xi) \frac{d^2\varepsilon(\xi)}{d\xi^2} \dots\dots(31)$$

式 (16) から $K(\xi)$ の一次導関数を求め上式に代入する。

$$\begin{aligned} \frac{d^2\sigma_c(\xi)}{d\xi^2} &= \frac{K(\xi)}{E_c(\xi)} \left\{ \frac{dE_c(\xi)}{d\xi} \frac{d\varepsilon(\xi)}{d\xi} + E_c(\xi) \frac{d^2\varepsilon(\xi)}{d\xi^2} \right. \\ &\quad \left. - \frac{K(\xi)}{E_s p} \frac{d\varepsilon(\xi)}{d\xi} \frac{dE_c(\xi)}{d\xi} \right\} \dots\dots\dots(32) \end{aligned}$$

$$\sigma_{cc}(t) = \sum_{i=1}^n \Delta\xi \left[\left\{ K(\xi_i) \frac{d\varepsilon(\xi_i)}{d\xi} + \frac{\Delta\xi}{2} \frac{K(\xi_i)}{E_c(\xi_i)} \right. \right.$$

$$\begin{aligned} &\cdot \left(\frac{dE_c(\xi_i)}{d\xi} \frac{d\varepsilon(\xi_i)}{d\xi} + E_c(\xi_i) \frac{d^2\varepsilon(\xi_i)}{d\xi^2} \right. \\ &\quad \left. - \frac{K(\xi_i)}{E_s p} \frac{d\varepsilon(\xi_i)}{d\xi} \frac{dE_c(\xi_i)}{d\xi} \right) \left. \right\} \\ &\cdot \exp \left\{ -\frac{K(\xi_i) \varphi(T_i, R_i, \eta_i)}{E_c(\xi_i)} \right\} \left. \right] \dots\dots(33) \end{aligned}$$

(ii) 完全拘束を受けるレジンコンクリートの場合

Fig. 20 のように両端を完全に拘束された供試体ではひずみの適合条件が式 (34) で表わされるので、同式を解けば式 (35) が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta\sigma_c(\xi)}{E_c(\xi)} d\varphi(T, R, \eta) - \frac{\sigma_{c\varphi}}{E_c(\xi)} d\varphi(T, R, \eta) \\ - \frac{d\sigma_{c\varphi}}{E_c(\xi)} = 0 \dots\dots\dots(34) \end{aligned}$$

$$\sigma_{c\varphi} = \Delta\sigma_c(\xi) [1.0 - \exp \{-\varphi(T, R, \eta)\}] \dots\dots(35)$$

ここに、 $\sigma_{c\varphi}$: $d\xi$ 間に生じるコンクリート応力 $\Delta\sigma_c(\xi)$ の η 時間後における減少量。

したがって、クリープによる応力減退を考慮した $\Delta\sigma_{cc}(\xi)$ は式 (36) のように求められ、その値を累計することによって、任意の時刻 t までに残留する硬化収縮応力 $\sigma_{cc}(t)$ は式 (37) または式 (38) で求められる。

$$\Delta\sigma_{cc}(\xi) = \Delta\sigma_c(\xi) - \sigma_{c\varphi} = \Delta\sigma_c(\xi) \exp \{-\varphi(T, R, \eta)\} \dots\dots\dots(36)$$

式 (19) の右辺第 1 項だけ用いた場合

$$\begin{aligned} \sigma_{cc}(t) &= \sum_{i=1}^n \left[\Delta\xi \frac{d\sigma_c(\xi_i)}{d\xi} \exp \{-\varphi(T_i, R_i, \eta_i)\} \right] \\ &= \sum_{i=1}^n \left[\Delta\xi E_c(\xi_i) \frac{d\varepsilon(\xi_i)}{d\xi} \exp \{-\varphi(T_i, R_i, \eta_i)\} \right] \dots\dots\dots(37) \end{aligned}$$

式 (19) の右辺第 2 項まで用いた場合

$$\begin{aligned} \sigma_{cc}(t) &= \sum_{i=1}^n \left[\left\{ \Delta\xi E_c(\xi_i) + \frac{\Delta\xi^2}{2} \left(\frac{dE_c(\xi_i)}{d\xi} \frac{d\varepsilon(\xi_i)}{d\xi} \right. \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + E_c(\xi_i) \frac{d^2\varepsilon(\xi_i)}{d\xi^2} \right) \right\} \exp \{-\varphi(T_i, R_i, \eta_i)\} \right] \dots\dots\dots(38) \end{aligned}$$

(2) 硬化収縮応力の測定

a) 実験概要

以上、レジンコンクリート硬化時の応力を理論的に導いたが、この理論の妥当性を確かめるため次のような実験を行う。

まず、配合 No. 8 のレジンコンクリートの硬化収縮応力を測定するため、Fig. 26 のようにストレインゲージを貼付した鉄筋を、断面 10×10 cm および 5×5 cm 角柱供試体の中に埋設し、鉄筋ひずみを測定した。以後、硬化収縮ひずみとは供試体中央のこのひずみを指す。このとき、硬化収縮応力は使用する鉄筋量の違いによってどう変わるかを調べるため、Table 4 に示すような丸鋼 $\phi 13 \sim \phi 22$ mm、異形棒鋼 D 13~D 19 mm な

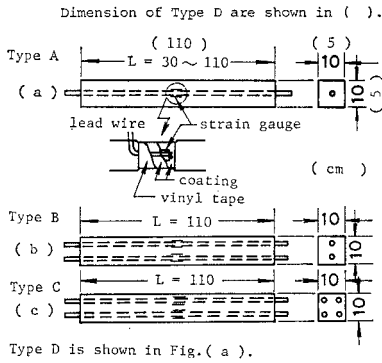


Fig. 26 Specimens.

Table 4 Reinforcement used in the specimen.

Type	Area (cm ²)	Size (mm)	Length (cm)
A	3.51	φ22	110
A	2.70	φ19	110
A	1.01	φ13	110
B	2.25	φ13×2	110
C	4.22	φ13×4	110
A	1.09	φ13	90
A	1.09	φ13	70
A	1.09	φ13	50
A	1.09	φ13	30
D	3.55	φ22	110
A	2.42	D19	110
A	1.74	D16	110
A	1.07	D13	110
B	2.14	D13×2	110
C	4.03	D13×4	110
A	1.01	D13	90
A	1.01	D13	70
A	1.01	D13	50
A	1.01	D13	30
D	2.45	D19	110

どを使用した。また、コンクリートと鉄筋との間の付着長さや硬化収縮応力の関係を調べるため、供試体長さを30~110 cm に変化させてみた。

b) 測定結果および考察

さて、このように実験から求めた硬化収縮ひずみを式(39)に代入すれば、レジンコンクリートの硬化収縮応力が求められる。

$$\sigma_c = E_s A_s \epsilon_s / A_c \dots \dots \dots (39)$$

ここに、 ϵ_s : 実測鉄筋ひずみ、 E_s : 鉄筋の弾性係数、 A_s 、 A_c : それぞれ鉄筋およびレジンコンクリートの断面積。

鉄筋の使用量が異なる、長さ110 cm 供試体の実測硬化収縮応力を、異形棒鋼については Fig. 27 に、丸鋼については Fig. 28 にそれぞれ破線で示す。これらの結果から、レジンコンクリートの硬化収縮応力は鉄筋使用量の増大につれて大きくなるのがわかるが、その増加の割合は鉄筋量が多い場合ほど小さく、ある量を超えると、ついには減少に転じる。

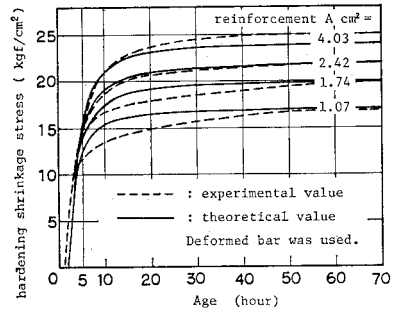


Fig. 27 Hardening shrinkage stress.

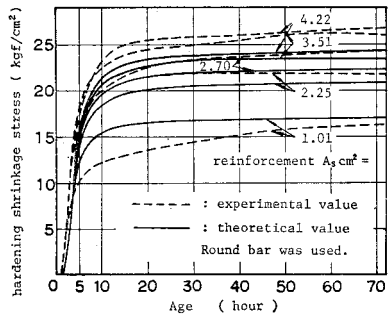


Fig. 28 Hardening shrinkage stress.

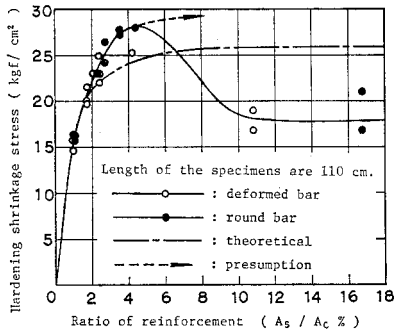


Fig. 29 Relation between the ratio of reinforcement and hardening shrinkage stress at the age of 72 hours.

以上の傾向をより明確にするため、鉄筋比に対する硬化収縮応力の動向を、材令72時の値で示せば Fig. 29 となり、鉄筋比4~5%で最大となっている。

レジンコンクリートの初期硬化時の応力の動向は、硬化収縮ひずみと、鉄筋の拘束力ならびにクリープなどの総合された結果としてもたらされるから、鉄筋比4~5%で最大となった理由をこの観点から探ることは理論的にはできるのであろう。しかし、現象があまりに複雑で、ここでは即断できない。

さて、Fig. 30 と Fig. 31 は、埋込長さ(L)を変えた場合の硬化収縮応力の動向を示したものである。L=50~70 cm の間にピークが現われ、その前後が低くなっている。前部については、鉄筋の付着長不足という観

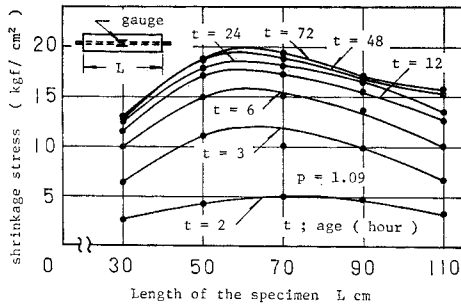


Fig. 30 Relation between shrinkage stress and length of the specimen with deformed bar.

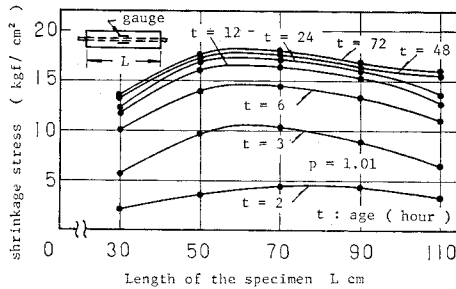


Fig. 31 Relation between shrinkage stress and length of the specimen with round bar.

点から予測していたことであるが、後部についてはある一定値を保つものと考えていた。この予想外な結果を、著者らは、付着長十分な後部におけるクリープによる減退に基づくものと解釈している。そして、この現象から推察して、付着長さを十分に有する実際構造物の場合、硬化収縮ひずみが増大し続け、異常な値に達して破壊するというような事態は現実には起こらないと判断している。

(3) 本理論の適合性に関する検討

以上、著者らはレジンコンクリート硬化時の収縮応力を理論的に求めることを試み、一つの算定式を導いた。さらに、関連する基礎的実験も行い必要資料も収集した。そこで本理論の適合性を総合的に検討してみる。

Fig. 27, 28 は著者らが導いた式 (33) による計算結果と実測値を示したものである。異形棒鋼に関する前者における方が、丸鋼に関する後者におけるより、理論値が実測値によく合致している。しかし、後者の場合でも両者の差は 10% 未満であり、供試体の品質のばらつきや測定精度の問題なども勘案して、本理論式は十分実用に供し得るものと考えられる。

なお、本理論において、計算精度の観点から式 (30) および式 (33) の算定式を導いたが、分割時間を 0.2 時間としたときでも、両式による差は Fig. 32 に示すように 1.5% 程度にすぎず、やや精度の悪い前者も十分に使用可能と考えられる。

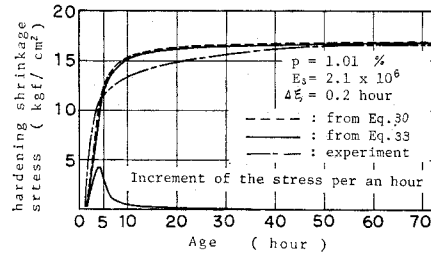


Fig. 32 Comparison of Eq. (30) and Eq. (33).

4. 結 論

本研究結果から、鉄筋で補強されたレジンコンクリートの硬化収縮応力は、式 (30) または式 (33) で算定できることが明らかとなった。このことに関連して明らかになった理論的実験的結果を以下に列記する。

(1) レジンコンクリートの硬化時に生ずる収縮ひずみは、レジン重量 10% (実用平均) の場合、 7500×10^{-6} にも達したが、硬化収縮応力に関与するひずみは、その 50% 程度以下であった。

(2) 硬化中のレジンコンクリートの脆度係数は、材令にかかわらず、平均 10.7 であった。

(3) 弾性係数と強度の関係は、低強度域を除いてほぼ比例関係にある。

(4) 硬化時のクリープは載荷材令による影響を著しく受け、いま、クリープ係数で考えると、それは分数関数 (式 (4)) で表わされる。

(5) レジンコンクリートのクリープ性状は載荷応力レベルによって異なり、Davis-Granville の法則には従わない。任意の応力レベルにおけるクリープ係数は式 (7) の係数 $\alpha(R)$ を用いて式 (8) のように表わすことができる。

(6) 硬化収縮応力算定式として、式 (30) および式 (33) を示したが、分割時間 Δt を 0.2 時間以下にすれば簡略式、式 (30) を用いても実用上差し支えない。

(7) 本理論を用いる場合、硬化収縮ひずみおよび弾性係数を表わす材令による関数は、連続でかつ微分可能なものであればどのようなものでもよい。

以上、本論文では Table 1 および Table 2, No. 8 の配合を用いたレジンコンクリートを対象に、その硬化収縮応力算定法を述べてきたが、硬化収縮はレジンの化学反応に起因するものであるから、硬化収縮を小さくするためには必要なワーカビリティが得られる範囲内でレジン量を少なくすることが望ましい。また、硬化収縮応力はクリープによって緩和されるため、硬化速度を施工条件内で遅くすれば、硬化収縮応力はさらに低減するものと考えられる。

5. あとがき

レジンコンクリートの特に硬化初期における挙動はきわめて複雑で、その配合、温度、施工などの管理に、特に並ならぬ配慮を必要とする。初期流動状態を対象とする測定機器の工夫、ばらつきを極力排除するための測定そのものの苦心、等価モデル案出など数々の難問が立ちはだかった。数々の試行、失敗を繰り返しながら、研究開始後9年目にして、ようやく本小論をまとめ得た思いである。なお残された問題は今後とも追究してゆくつもりであるが、浅学なる著者らの本研究に対し、何分のご教示、ご叱正を賜りたく、願ひ上げます。

最後に、ご指導、御力添えを賜りました日本大学 大浜嘉彦助教授ならびに九州工業大学 出光 隆助教授に謝意を表します。

参考文献

- 1) 波木 守・大浜嘉彦：プラスチックコンクリート，高分子子刊行会，昭和40年10月。
- 2) 岡田 清：プラスチックコンクリートの土木への利用について，コンクリートジャーナル，Vol. 11, No. 4, pp. 3~9, April, 1973.
- 3) 向井 毅：レジンコンクリートおよびレジンモルタルとその性質，コンクリートジャーナル，Vol. 11, No. 4, pp. 10~17, April, 1973.
- 4) 牧 廣・島村昭治：複合材料技術集成，産業技術センター，pp. 585~605, 昭和51年3月。
- 5) 大浜嘉彦：プラスチックコンクリートの最近の事情，工業と製品，No. 55, pp. 142~153.
- 6) 岡田 清・米澤敏男：レジンコンクリートのクリープに関する2, 3の実験，第29回土木学会年次学術講演会講演概要集，pp. 144, 145, 昭和49年10月。
- 7) 米澤敏男：レジンコンクリートの強度特性の温度依存性，第30回土木学会年次学術講演会講演概要集，pp. 71, 72, 昭和50年10月。
- 8) 小林 保・小林一輔：レジンコンクリートの補強に関する2, 3の考察，コンクリート工学，Vol. 14, No. 4, pp. 123~128, April, 1976.
- 9) 猪股俊司：プレストレストコンクリートの設計および施工，技報堂，pp. 103~105.
- 10) 大浜嘉彦・山村克宜：レジンコンクリートの長さ変化測定装置，第21回材料研究連合講演会，1977年10月。
- 11) Lawrence, I.K. and P.C. John: Shear and Flexural Behavior of Reinforced Polyester Concrete Beams, ACI, Vol. 71, No. 10, pp. 493~501.
- 12) 渡辺 明・高山俊一・山崎竹博：レジンコンクリートに関する基礎的研究，九州工業大学研究報告，第30号，pp. 7~20, 昭和50年3月。
- 13) 渡辺 明・高山俊一・山崎竹博：レジンコンクリートのPCはりへの応用に関する研究，九州工業大学研究報告，第31号，pp. 13~22, 昭和50年9月。
- 14) 山崎竹博・渡辺 明・是石俊文：不飽和ポリエステルレジンコンクリートの配合と力学的特性，九州産業大学工学部研究報告，第14号，pp. 69~81, 1977.
- 15) 山崎竹博：レジンコンクリートの硬化収縮特性，第32回土木学会年次学術講演会講演概要集，pp. 424, 425, 昭和52年10月。
- 16) Neville, A.M.: Creep of Concrete, Plain, reinforced and prestressed, North Holland publishing Company, Amsterdam 1970.
- 17) Dischinger, F.: Untersuchungen über die Knicksicherheit die elastische Verformung und das Kriechen des Betons bei Bogenbrücken, Der Bauingenieur H. 33/34, 1937.
- 18) W.H. Glanville: The Creep or flow of Concrete under Load, The Structural Engineer, Vol. 11, Feb., 1933.
- 19) R.E. Davis and H.E. Davis: Flow of Concrete under the Action of Sustained Loads, Proceedings of ACI, Vol. 27, March, 1931.

(1981.1.10・受付)