

セメントモルタルのクリープ変形と破壊に
関する実験的研究EXPERIMENTAL STUDIES ON CREEP DEFORMATION AND FAILURE
OF CEMENT MORTAR UNDER SUSTAINED LOADING

桜井 春 輔*

By Shinsuke Sakurai

1. はしがき

コンクリートおよびセメントモルタルのクリープは実用的にきわめて重要な問題であり、すでに多くの研究者によって研究が行なわれている。しかし、その大半は実用的見地から取扱ったものであり、比較的低い荷重における長期間のクリープが対象となっている¹⁾。本研究においては、破壊付近の高応力下におけるクリープ変形および破壊を対象として現象論的立場からそのメカニズムについて考察することにする。

材料のクリープ変形および破壊は、材料内部に含まれる微小な欠陥や不純物などによって大きく影響を受け、巨視的には同一と考えられる条件においても、その測定値は非常にばらつくのが普通であり、したがって、巨視的には確率過程 (stochastic process) として取り扱うことができる。一方、微視的な立場からはクリープ現象は一種の速度過程 (rate process) として説明することができる。すなわち、分子がポテンシャルエネルギーの障壁を越えることにより、一つの安定な配列から次の安定な配列に移る過程として把握されるのである。しかし、コンクリートのような材料はその内部に微小なき裂 (マイクロクラック) を含むものであり、特に応力レベルの高い場合は、このマイクロクラックはクリープ変形および破壊に大きな影響を与えるものと想像される。したがって、コンクリートのような材料に対しては、分子のオーダーで議論される金属や高分子材料とは異なったクリープ変形のメカニズムが考えられるべきである。

このような観点から本研究においては、材料内のマイクロクラックの挙動に重点を置いてクリープ現象の解明を試みる。なお、本研究における実験はセメントモルタルの一定荷重下における一軸圧縮クリープを主としている。

2. 供試体および実験方法

(1) 供試体

セメントには早強セメント、細骨材には豊浦標準砂を用い、重量配合比をセメント：砂=1：2.45、水セメント比 $W/C=0.80$ とした。なお、 W/C のクリープ変形におよぼす影響も実的な面からは重要であるが、クリープのメカニズムは W/C によって影響を受けないものと仮定して、本研究においては W/C のクリープ変形におよぼす影響については論議しないことにする。

供試体は同一条件のもとで、一度に多く作製するのが望ましいが、クリープ実験という性格上、1日の実験可能な供試体本数には限度があり、したがって、それらを考慮して供試体 (A) の場合は6個、供試体 (B) の場合は3個を一度に作製した。ただし、供試体 (A) は $4\text{ cm} \times 4\text{ cm} \times 7.5\text{ cm}$ の角柱、供試体 (B) は $4\text{ cm} \times 4\text{ cm} \times 16\text{ cm}$ の角柱である。

供試体の作製は JIS R 5201 に基づき、供試体の型詰め後 24 時間で脱型して、以後材令 14 日まで水中 ($20 \pm 1^\circ\text{C}$) で養生した。その後 24 時間空中養生を行ない、材令 15 日で実験を行なった。なお、このセメントモルタルの圧縮強度 (15 日強度) は供試体 38 個の平均で 227 kg/cm^2 (標準偏差 24 kg/cm^2) である。

(2) 実験方法

クリープ実験には荷重制御式一軸クリープ試験機を使用した (写真-1 参照)。載荷方式はレバー比 50 : 1 の分銅荷重拡大式で、その容量は 4 t である。また、供試体の静的強度およびクリープ実験終了後における残存強度の測定には油圧式一軸圧縮試験機 (容量 50 t) を用いた。

クリープ実験には供試体 (A) を用い、ダイヤルゲ-

* 正会員 Ph.D. 神戸大学助教授 工学部土木工学科

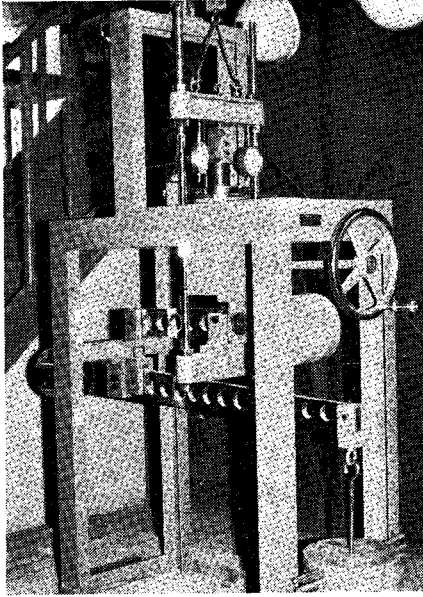


写真-1 クリープ試験機

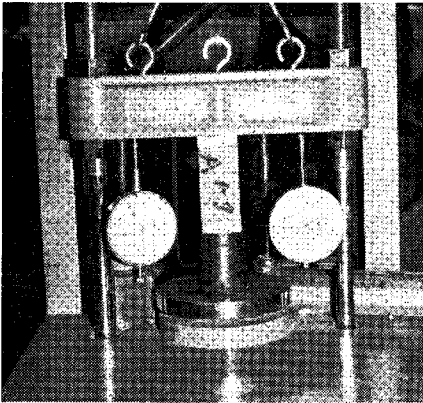


写真-2 試験機にセットされた供試体

ジ (1/100 mm) 2個により載荷方向の変位を測定した (写真-2 参照)。また、クリープ時の体積変化を調べる目的で、ひずみゲージ (共和電業 KC-10-A 1) を用いて載荷方向およびそれと直角方向のひずみを測定した。

残存強度比の測定においては、強度のばらつきによる誤差を避けるために、供試体 (B) をその中央で切断し 4 cm × 4 cm × 7.5 cm の供試体 2個に成形し、一方で静的な一軸圧縮強度を求め、他方でクリープ実験を行なった。

なお、実験中の環境の変化あるいはセメントの水和反応の影響などを避けるために実験はすべて2時間で打ち切った。また、すべての実験において、供試体と加圧板の間の摩擦を減少させるために、厚さ 0.2 mm のビニールシート 2枚にグリースを塗布したものを減摩材として供試体と加圧板との間に挿入した。なお、減摩材の2

時間内のクリープ量は供試体のクリープ変形の 2% 以下で、実験結果への影響は無視できることを確認している。なお、2時間という継続時間についての物理的意味はないが、2時間以内にクリープ破壊するものと破壊しないものとの間には明らかに異なった挙動が認められたので、本実験においては2時間を一つの規準とした。

3. 実験結果および考察

(1) クリープ曲線

2時間以内に破壊しない供試体と破壊に至る供試体に対する実験結果の一部を、それぞれ 図-1 (a) および (b) に示す。これらの図から明らかなように、クリープ曲線は一般的に 図-2 のように表わすことができる。これは金属や高分子材料などにみられるものと同型である。すなわち、①最初の瞬間的ひずみ、②変形速度が時間とともに減少する遷移クリープ、③変形速度が時間に無関係に一定、かつ最小の定常クリープ、④変形速度がしだいに増大してついに破壊する加速クリープの4つの部分から成っている。しかし、荷重があるレベルより低い場合には、加速クリープが現われない。この限界荷重は、過去多くの研究者によって提案され、静的破壊荷重

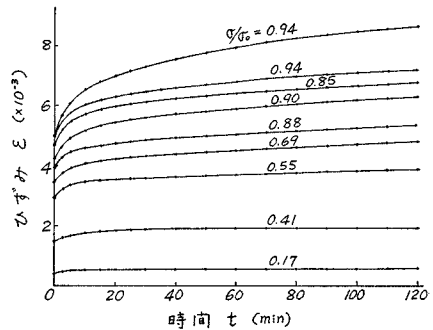


図-1 (a) クリープ曲線 (2時間内に破壊しない場合)

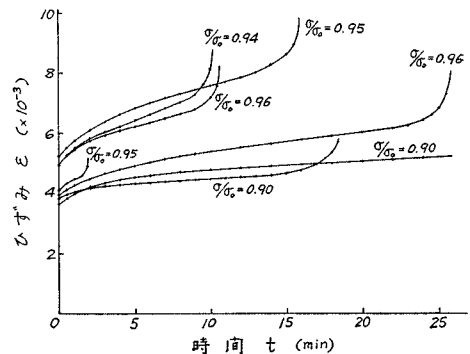


図-1 (b) クリープ曲線 (破壊にいたる場合)

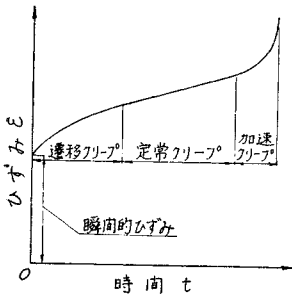


図-2 一般的なクリープ曲線

の70~90%といわれている²⁾。本実験の場合、2時間以内に破壊にいたる限界荷重は約80%である。

a) 遷移クリープ
遷移クリープはすべてのクリープ曲線において第一段階として現われる。遷移クリープを表わす式は種々提案されているが、そのほとんどは、クリープひずみ ϵ が次のように応力 σ と時間 t とに変数分離した形で表わされるものとしている³⁾。すなわち、

$$\epsilon(\sigma, t) = \sum_{i=1}^N f_i(\sigma)g_i(t) \dots\dots\dots(1)$$

ここでは、次の2式について考察を加えることにする。

$$\epsilon = b_1 + b_2 \ln(t+1) \dots\dots\dots(2)$$

$$\epsilon = b_3 + b_4 \{1 - \exp(-t/\tau)\} + b_5 t \dots\dots\dots(3)$$

ここで $b_1 \sim b_5$ は応力に依存する係数、 τ は遅延時間を表わす。

Eyring の速度過程理論をもとにしたレオロジー方程式によれば、外力の作用方向への変形速度 $\dot{\epsilon}$ は次のように表わされる⁴⁾。

$$\dot{\epsilon} = A \sinh(B\sigma) \dots\dots\dots(4)$$

ただし

$$A = \frac{C_1 k T}{h} e^{-Q/RT}, \quad B = \frac{C_2}{RT}$$

ここで、 k は Boltzmann の定数、 h は Planck の定数、 T は温度、 Q は活性化エネルギー、 C_1, C_2 は流動単位の平衡位置間の距離に依存する定数である。

なお、式(4)は応力が十分大きいときは次のように表わされる。

$$\dot{\epsilon} = (A/2) \exp(B\sigma) \dots\dots\dots(5)$$

いま、材料の挙動が図-3(a)のような力学的モデルによって表わされるものとする。ここで dashpot は式(5)に示す Eyring 粘性に従うものとする。このモデルに対するレオロジー方程式は、

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E_1} + \frac{1}{BE_1} \ln ABE_\mu + \frac{1}{BE_1} \ln t \dots\dots(6)$$

ここで、 $E_\mu = E_1 E_2 / (E_1 + E_2)$

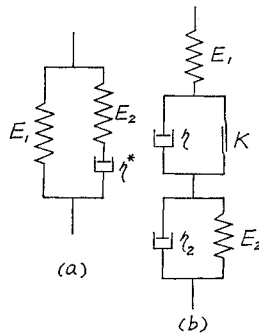


図-3 レオロジーモデル

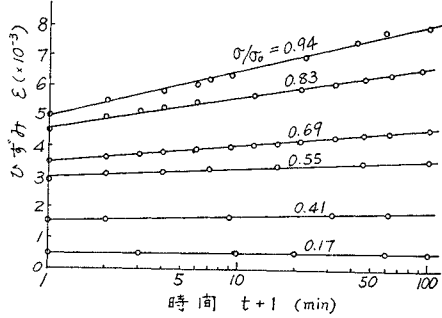


図-4 ϵ と $\ln(t+1)$ の関係

式(6)は式(2)と同型である。なお、式(2)は時間を便宜的に $t+1$ としてある。

ここで、実験結果を式(2)に当てはめるために、クリープひずみと時間の対数との関係をプロットする。結果の一部は図-4のようになる。なお、ここで、クリープひずみは変位を載荷前の供試体寸法で除した値であり、応力は荷重を載荷前の断面積で除し、さらにここでは静的な平均圧縮強度 $\sigma_0 (=227 \text{ kg/cm}^2)$ で無次元化してある。以下 σ/σ_0 を応力-強度比と呼ぶ。

この図から明らかなように、ひずみと時間の対数が直線関係にあり、式(2)の妥当性が確かめられる。しかし、高分子材料などでは Eyring 粘性を考慮して図-3(a)のモデルを考えることにあまり無理はないが⁵⁾、セメントモルタルにおいてはこのモデルがいかなる物理的意味を持つかは明らかでない。しいて考えるならば、作用する応力は骨組と空隙に存在する間隙水やゲル粒子の表面に付着する吸着水とによって分担して支えられる。すなわち、骨組は弾性体 (E_1) であり、間隙水や吸着水の挙動は Eyring 粘性に従うと仮定し、dashpot と spring で表わされるとするのである。Glücklich & Ishai⁶⁾、Ali & Kesler⁷⁾、Powers⁸⁾ らは、コンクリートやモルタルのクリープは間隙水や吸着水が応力の作用下において材料内を移動することによって生ずるのであると説明している。特に載荷初期における回復可能な遷移クリープは吸着水の影響が大きいとしている。なお、このような考えをもとに Glücklich らは力学モデルを提案しているが⁶⁾、Eyring 粘性は考えていない。また、大岸⁹⁾ は Eyring 粘性を考慮した式(6)を提案しているが、コンクリートに対する適用理由が明らかでない。

もちろん、コンクリートやモルタルのクリープは熱活性化過程の結果として現われるものとして活性化エネルギーを求めた研究もあるが^{10), 11)}、その材料内部におけるメカニズムについては明らかでない。特に、本研究におけるように、応力-強度比が大きい場合は上に述べたような吸着水の影響によるクリープのほかにはマイクロクラックの成長によるクリープを考えなければなら

いり。したがって、この場合はそのメカニズムから考えて、Eyring の速度過程理論は、たとえ巨視的な結果が説明できるとしても、その適用には無理があるように思われる。

次に、図-3 (b) に示すような Bingham モデルと Kelvin モデルを直列につないだモデルについて考えてみよう。このモデルに対するレオロジー方程式は次のようになる。

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E_1} + \frac{\sigma}{E_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2} t\right) \right\} + (\sigma - K) \frac{t}{\eta} \quad \dots\dots\dots(7)$$

なお、ここで dashpot は Newton 粘性を示すものとする。また、 K は slider であり、 $\sigma > K$ のときのみ dashpot η は意味を持つものである。式 (7) は式 (3) と同型である。

コンクリートに対するこのような力学的モデルの提案は多くの研究者によってなされているが、その大半は実験結果にうまく当てはまるモデルを考えたにすぎず、その物理的根拠についてはほとんど検討されていない。しかし、Biot は非可逆熱力学をもとに、潜在変数 (hidden variable) と呼ばれる状態変数を導入して、次に示す応力-ひずみ関係を理論的に誘導している¹²⁾。

$$\epsilon = \left(C_1 + \frac{C_2}{D} + \sum_{i=1}^n \frac{1}{C_3 + C_4 D} \right) \sigma \quad \dots\dots\dots(8)$$

ここで、 n は潜在変数の個数であり、 $C_1 \sim C_4$ は定数、また $D \equiv \partial/\partial t$ である。なお、式 (8) は Maxwell モデルと n 個の Kelvin モデルを直列につないだ力学的モデルに対するレオロジー方程式と同型である。このことから、材料の骨組が Maxwell モデルで表わされる場合、 n 個の潜在変数は n 個の Kelvin モデルによって表わされることがわかる。Biot はこの潜在変数の具体的な物理的意味にふれていないが、石原は間隙水のクリープ変形におよぼす影響が潜在変数として考えられることを示している¹³⁾。なお、Bland も材料内部の微視的な力学的構造を線形のモデルによって表現し、Biot と同じ結果を理論的に誘導した¹⁴⁾。また、Bazant¹⁵⁾ はコンクリート内の水の動きに注目し、数学的に熱力学的平衡条件を求め、Biot と類似の構成式を理論的に誘導している。

いま、Ishai が指摘するように¹⁶⁾、ある応力以下では回復不可能なクリープは起こらないとすれば、材料の骨組は Maxwell モデルと考えるより Bingham モデルのほうが妥当であろう。そして、材料内部の数多く存在する潜在変数のうち、最も顕著なもの 1 個を考えれば、図-3 (b) のモデルが得られることになる。すなわち、このモデルは理論的根拠をもったものとして解釈すべきであることがわかる。

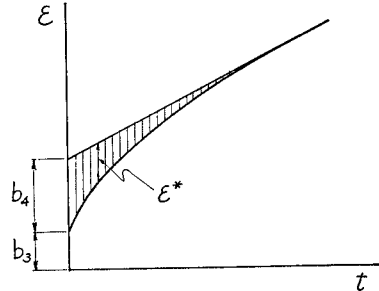


図-5 ϵ^* と時間との関係

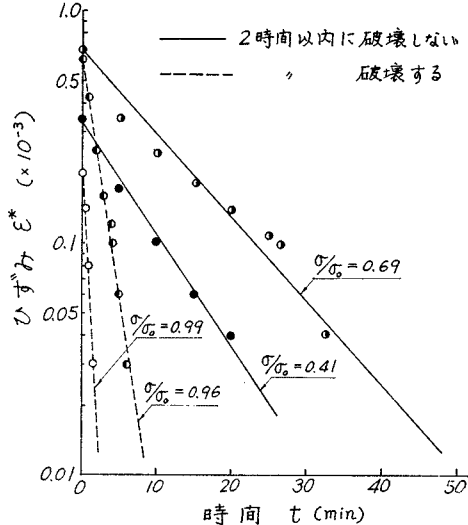


図-6 $\ln \epsilon^*$ と t との関係

式 (3) は変形して次のように表わされる。

$$\ln \epsilon^* = \ln b_4 - t/\tau \quad \dots\dots\dots(9)$$

ここで、 $\epsilon^* = b_3 + b_4 + b_5 t - \epsilon$ であり、図-5 においてハッチングを施した部分のひずみである。

実験データを式 (9) で整理するために $\ln \epsilon^*$ と t との関係プロットする。その結果の一部を図-6 に示す。この図から明らか

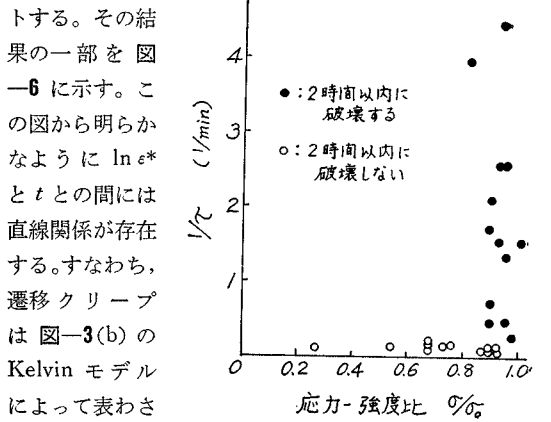


図-7 遅延時間の応力依存性

なることを意味

している。なお、この直線の勾配から $1/\tau$ が求められる。しかし、図から明らかなように、2時間以内に破壊する場合と破壊しない場合とでは、その値が非常に異なるように思える。そこで、 $1/\tau$ を応力-強度比に対してプロットすると 図-7 を得る。この図から、応力-強度比が小さい場合、あるいは2時間以内に破壊しない場合、 $1/\tau$ はばらつきはあるが近似的に定数と考えると差しつかえないようである。その平均値は $1/\tau_0=0.129/\text{min}$ 、したがって、遅延時間は $\tau_0=7.72 \text{ min}$ となる。すなわち、この場合は τ は応力に無関係な材料定数と考えられ、Kelvin モデルの適用が可能である。

一方、2時間以内に破壊にいたる場合の $1/\tau$ はさきの値より必ず大きく、かつ非常にばらつき、したがってそれは確率的な値であると解釈すべきである。いま、 $1/\tau$ の確率密度関数を $q(1/\tau)$ 、 $1/\tau$ より大きくなる確率を $P(1/\tau)$ で表わすと次の関係が存在する。

$$P(1/\tau) = \int_{1/\tau}^{\infty} q(1/\tau) dT, \quad P(1/\tau_0) = 1 \dots \dots \dots (10)$$

ここで $1/\tau_0$ は、この値をこえて初めて確率の問題となる限界の値であり、ここでは $1/\tau_0=0.129 \text{ 1/min}$ である。また、 $T \equiv 1/\tau$ である。いま、 $1/\tau$ が dT の間の値を取る確率を $\mu(1/\tau)dT$ とすれば、 $1/\tau$ が任意の $1/\tau$ 以下の値をとらないで、次の dT に入る確率は、 $P(1/\tau)\mu(1/\tau)dT$ であり、これは $-dP(1/\tau)$ に等しい。したがって、結局、次の式を得る。

$$\mu(1/\tau)dT = -\frac{dP(1/\tau)}{P(1/\tau)} = -d\{\ln P(1/\tau)\} \dots \dots \dots (11)$$

式 (11) を積分して、

$$P(1/\tau) = \exp\left\{-\int_{1/\tau_0}^{1/\tau} \mu(1/\tau)dT\right\} \dots \dots \dots (12)$$

いま、 $\mu(1/\tau)$ が $1/\tau$ に無関係に一定値であるとする。すなわち、 $1/\tau$ はまったくランダムな値をとるものとする。

$$\mu(1/\tau) = C \quad (C; \text{定数}) \dots \dots \dots (13)$$

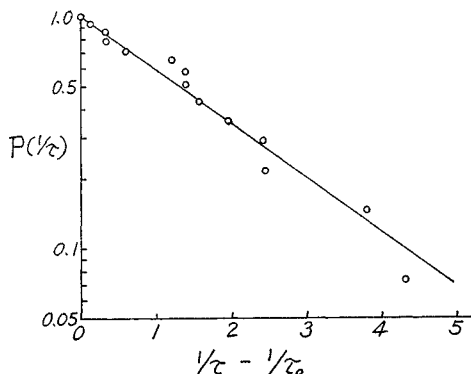


図-8 $\ln P(1/\tau)$ と $1/\tau - 1/\tau_0$ の関係

したがって式 (12) は、

$$P(1/\tau) = \exp\{-C(1/\tau - 1/\tau_0)\} \dots \dots \dots (14)$$

あるいは、

$$\ln P(1/\tau) = -C(1/\tau - 1/\tau_0) \dots \dots \dots (15)$$

図-7 において、2時間以内に破壊にいたったデータを $\ln P(1/\tau)$ と $1/\tau - 1/\tau_0$ との関係でプロットすると 図-8 を得る。なお、それぞれのデータに対する $P(1/\tau)$ は次式により計算した。

$$P(1/\tau_i) = i/(n+1) \dots \dots \dots (16)$$

ここで、 i は $1/\tau$ の最大値のほうからの序数であり、 n はデータの個数である。

図-8 から式 (15) の成立することが明らかである。すなわち、クリープ破壊にいたるデータに対しては $1/\tau$ はまったくランダムな値をとることがわかる。

なお、2時間以内に破壊する供試体に対して、 τ が小さいことは遷移クリープの所要時間が短いことを意味し、したがって、この場合、遷移クリープから定常クリープにすみやかに移行することがわかる。

以上述べたことから、クリープ破壊にいたる場合は、遷移クリープの段階ですでに材料内部に変化が生じ、破壊が決定されていると結論することができる。

b) 定常クリープおよび加速クリープ

荷重が非常に小さくないかぎり、遷移クリープの後には必ず定常クリープが現われる。この定常クリープのひずみ速度と応力-強度比との関係を示すと 図-9 のよう

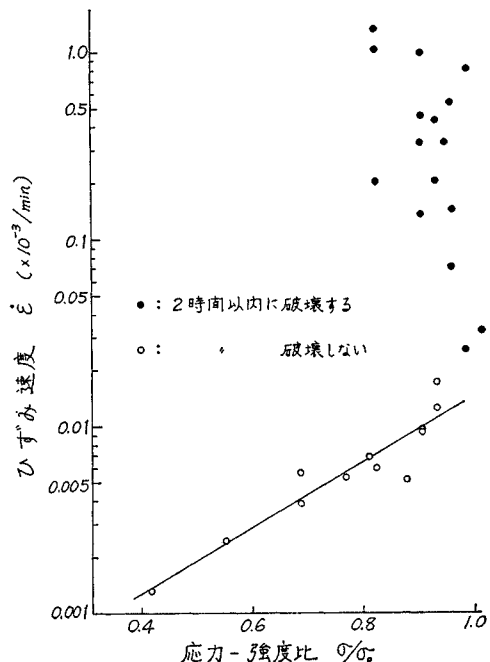


図-9 定常クリープのひずみ速度と応力レベルの関係

になる。図から2時間以内に破壊しない場合のひずみ速度と応力一強度比との間には次の関係が存在するようである。すなわち、

$$\dot{\epsilon} = \alpha \exp(\beta\lambda) \dots \dots \dots (17)$$

ここで、 $\lambda = \sigma/\sigma_0$ 、 $\alpha = 0.25 \times 10^{-6}$ 、 $\beta = 4.0$ である。

式(17)は速度過程理論より導かれた式(5)とまったく同型であり、したがって、定常クリープは Eyring 粘性によるものと考えてよさそうである。すなわち、間隙水や吸着水が载荷初期に材料内を移動するが、一応安定な状態に達した後は、セメントゲル粒子表面の吸着水の膜の粘性 (Eyring 粘性とする) によってひずみが生ずると考えることができよう。

一方、2時間以内に破壊にいたる場合は、ひずみ速度は応力一強度比に対して一意的に定まらず、まったく確率的な値と考えるべきである。ひずみ速度が $\dot{\epsilon}$ より大きくなる確率は前節と同様に考えて、

$$P(\dot{\epsilon}) = \exp\{-n(\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_0)\} \dots \dots \dots (18)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_0$ は 図-9 から $\dot{\epsilon}_0 \approx 10 \times 10^{-3}/\text{min}$ とする。図-10 に $\ln P(\dot{\epsilon})$ と $\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_0$ との関係を示す。この図において、この両者は $\dot{\epsilon}$ が小さい場合を除きほぼ直線関係にあるため、式(18)は近似的に成立していると考えられよう。すなわち、 $\dot{\epsilon}$ はまったくランダムな値をとるといえる。

遷移クリープの所要時間 t_b と加速クリープ所要時間 t_a の間、および定常クリープ所要時間 t_s と加速ク

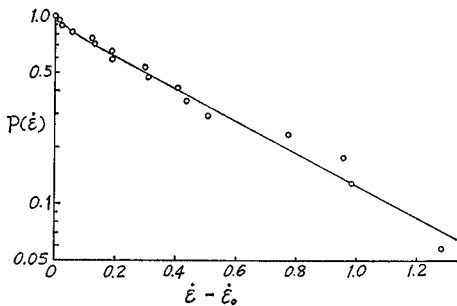


図-10 $\ln P(\dot{\epsilon})$ と $\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_0$ の関係

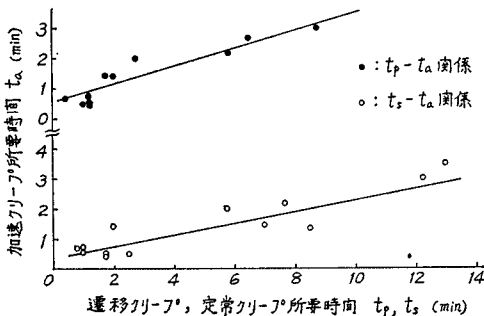


図-11 遷移クリープ、定常クリープ、加速クリープ所要時間の間の関係

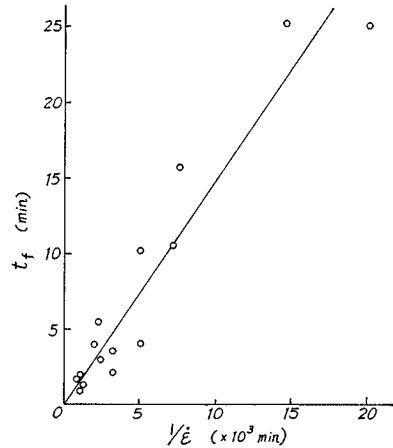


図-12 破壊までの全所要時間 t_f と定常クリープのひずみ速度の逆数 $1/\dot{\epsilon}$ との関係

プ所要時間 t_a との間には 図-11 に示すような直線関係が存在するようである。さらに、定常クリープのひずみ速度の逆数と破壊までの全所要時間 t_f との間には 図-12 から明らかに、

$$t_f = 1.5/\dot{\epsilon} \dots \dots \dots (19)$$

なる比例関係が存在する。なお、式(19)に示す $\dot{\epsilon} t_f = \text{const.}$ なる関係は Eyring の速度過程理論から誘導することができるが、その誘導において、ひずみ速度および破壊までの所要時間が応力によって一意的に決定されなければならない¹⁾。しかし、これらは実験結果から明らかに矛盾するので、たとえ式(19)が成立するとしても、そのクリープのメカニズムが Eyring の速度過程論によって説明されうると結論すべきではない。しかし、本実験の結果は、少なくとも破壊にいたる場合は定常クリープの段階ですでに内部に決定的な変化の生じていることを示している。したがって、破壊にいたる場合と破壊にいたらない場合の定常クリープのメカニズムはまったく異なったものと考えられるべきである。すなわち、前者はマイクロクラックに起因するものであり、後者はさきにも述べたように吸着水によるものであると想像される。

堀は、定常クリープ状態にある供試体に、いつ加速クリープが発生するかはまったく確率の問題であると結論しているが¹⁾、定常クリープが現われれば破壊はすでに決定論的に論ずることができるように思われる。

次に、定常クリープのひずみ速度と、加速クリープ所要時間の逆数 (以下、崩壊速度 v_a と呼ぶ) との関係をプロットすると 図-13 を得る。この図から、 $\dot{\epsilon}$ が小さい場合 ($\dot{\epsilon} < 0.2 \times 10^{-3}/\text{min}$) には、 $\dot{\epsilon}$ と v_a との間には比例関係が存在するようである。すなわち、

$$\dot{\epsilon} = cv_a \dots \dots \dots (20)$$

なお、崩壊速度には上限が存在するように思えるが、実

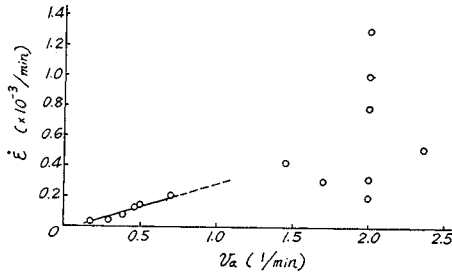


図 13 崩壊速度 \dot{v}_a と定常クリープのひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の関係

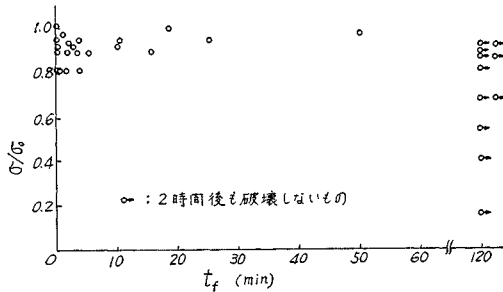


図-14 破壊に要する時間と応力レベルの関係

験精度およびデータ数の不足から確かではない。

(2) 荷重と破壊に要する時間との関係

応力条件はまったく同一でも破壊に要する時間は大きく異なる。結果を 図-14 に示す。この問題はすでに多くの研究者によって取り上げられ、確率過程として理解されている^{18), 19)}。

確率過程理論によれば、任意の時刻 t において単位時間に破壊の発生する確率(推移確率)を $m(t)$ とすれば、時刻 t まで破壊が発生しない確率 $P(t)$ との間には次の関係が存在する¹⁸⁾。

$$m(t) = -d\{\ln P(t)\}/dt \dots\dots\dots(21)$$

いま、 $m(t)$ が時間に無関係に一定であるとすれば、式(21)から、

$$\ln P(t) = -mt \quad (m: \text{定数}) \dots\dots\dots(22)$$

を得る。ここで、持続荷重 $P=3 \text{ ton} (\sigma/\sigma_0=0.825)$ 以上のデータについてはまったく同等に取り扱えるものと考えて、 t 分後まで破壊しない確率を求め、 $P(t)$ を対数目盛に、 t を普通目盛にとって表わせば 図-15 を得る。この図において、グラフは直線ではなく、したがって式(22)は成立しないが、これは破壊の推移確率が時間に無関係に一定と仮定したためである。図のような下に凸な曲線は破壊の推移確率が時間とともに低下することを示している。吉本らもセメントモルタルばりのクリープ破壊において同様の結果を得、推移確率が一定にならない現象に対して、セメントペースト中のマイク

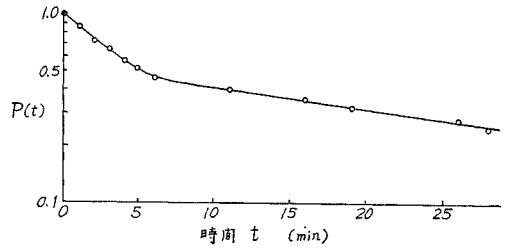


図-15 t 分後に破壊しないで残る確率

ロクラックの発生から説明を試みている²⁰⁾。しかし、セメントモルタルのような異種の物質の合成された材料は、材料の推移確率が時間とともに変化すると考えるほうがむしろ自然のように思われる。

なお、同一応力状態のもので破壊に要する時間は確率過程の問題として理解されるが、破壊時間と定常クリープのひずみ速度との間には 図-12 から明らかなように一意的な関係が存在する。すなわち、いったん定常クリープが現われれば、破壊にいたる時間はすでに決定されているとみるべきであろう。

(3) 残存強度

クリープの過程において、供試体内部の構造がいかに変化して行くかを調べるためには、内部を直接顕微鏡などによって観察する方法も考えられるが²¹⁾、内部変化、特にき裂がクリープによって生成、発達して行くとなれば、供試体全体の強度に変化が生ずるように思われる。したがって、ここでは供試体の内部構造の変化を残存強度によって間接的に考察することにする。ここで残存強度とは、クリープ実験終了後(クリープ破壊にいたっていないもの)の一軸圧縮強度である。また、この残存強度と載荷前の処女供試体の一軸圧縮強度との比を残存強度比と定義する。すなわち

$$\text{残存強度比} = \frac{\text{クリープ変形後の一軸圧縮強度}}{\text{処女供試体の一軸圧縮強度}}$$

持続荷重 $P=3 \text{ ton} (\sigma/\sigma_0=0.825)$ を適当な時間(2時間以内)載荷させた場合の残存強度比を 図-16 に示す。この場合、残存強度比は 0.7~1.5 の間にあることがわ

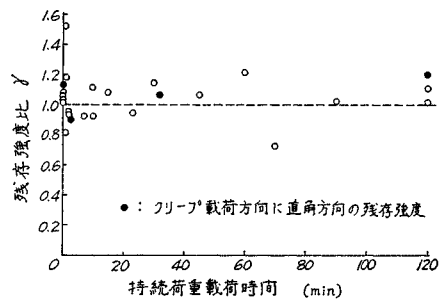
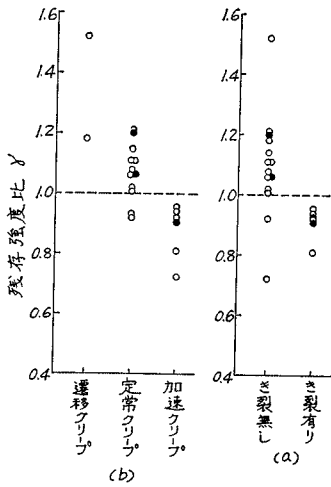
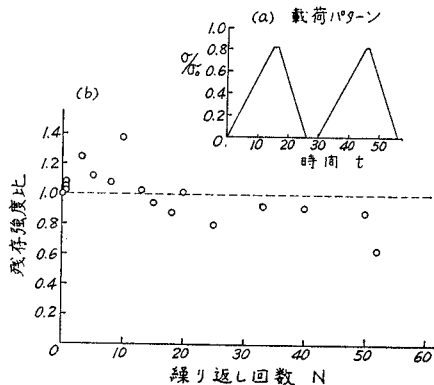


図-16 残存強度比と載荷時間



図一七 残存強度比とき裂の有無
およびクリープ実験終了
時のクリープの種類

発生しないものの強度はむしろ増加する傾向にあるといえる。さらに、図一16に示すデータを、クリープ実験を打ち切ったときのクリープの種類によって整理すると図一17(b)を得る。この図から明らかなように、強度比が1.0以下のものはほとんどが加速クリープに入ったものであり、さらに、その大半に巨視的な分離破壊が確認されている。このことから、いったん巨視的なき裂が発生すると加速クリープに移り破壊にいたると考えられる。もちろん例外はあるが、これはむしろ巨視的なき裂が表面に発生しなかったために確認できなかったものと考えべきであろう。なお、図一16,17にはクリープ載荷時と強度測定時の載荷方向を変化させた場合の残存強度比も示してある。すなわち、クリープ載荷に対し、残存強度の測定はそれに垂直方向である。これは軸方向き裂に対し、き裂が閉じるように載荷したものであるが、表面に軸方向き裂が確認されるときは、載荷方向に関係なく強度が低下している。



図一八 繰返し回数と残存強度比

かる。しかし、クリープ実験終了時に巨視的な分離破壊 (cleavage fracture) が載荷軸方向に発生している場合がある。そこで、この分離破壊の発生の有無に関してデータを整理すると図一17(a)を得る。この結果から、巨視的な軸方向き裂の発生したものについては、強度は明らかに低下するが、

巨視的なき裂の発生しない場合、供試体内部に微視的なき裂が発生していると考えられるにもかかわらず、全体の強度がむしろ増加するのは興味深い。しかし、ここでは供試体の数が限られているため、さらにデータの収集を行ない、詳細な検討が必要であろう。

一方、岩石のようなぜい性材料のクリープのメカニズムは、静的疲労 (static fatigue) によるともいわれ²³⁾、そのメカニズムは動的な疲労とも類似であろうと思われる。したがって、繰り返し載荷による強度の変化を調べるため、図一18(a)に示す載荷パターンによって繰り返し軸圧縮試験を行ない、繰り返し数と残存強度比との関係を求めると図一18(b)のような結果を得た。なお、ここで残存強度比は、繰り返し載荷後の一軸圧縮強度と処女供試体の強度との比として定義している。この図から、繰り返し回数 N の小さい間は強度は増加するが、 $N=15$ 程度から強度は低下する傾向にある。すなわち、繰り返し載荷によりマイクロクラックが発生、発達し、ある回数以上になるとそれらが巨視的なき裂にまで成長し、強度の低下をきたすと考えることができようである。一方、繰り返し回数の少ない間は、強度はむしろ増加しており、これはさきのクリープの場合と類似の結果である。吉本らも一定荷重を繰り返し載荷したコンクリートの曲げ強度が処女供試体のそれより増大することがある事実を確認している²⁰⁾。そして彼らはマイクロクラックが発生すると骨材とセメントペーストの境界面に発生、成長するボンドクラック先端の応力集中が緩和され、したがって、強度は増加すると推定している。

しかし、2時間間続載荷を行なった場合の変形係数が処女供試体のそれより増大すること、および繰り返し載荷においても、2回目以降の繰り返し時における変形係数が、最初の載荷における値よりも増大する傾向にあることから、強度の増加は、載荷において一種の圧密現象が生じ、材料が締め固まるためと解釈することもできる。しかし、これらを結論づけるためには、さらに詳細な研究が必要であろう。

(4) 体積変化

クリープの原因がおもにき裂の発生、発達によるものであれば、クリープ変形中に供試体の体積は増加する傾向になければならない。これを調べるために、供試体表面で載荷方向のひずみ ϵ_v とそれと垂直方向のひずみ ϵ_h をストレインゲージで測定した。その結果の一例を図一19(a),(b)に示す。

図一19(a)はクリープ破壊を生じない場合の結果である。図から明らかなように、 $-\epsilon_h/\epsilon_v$ なるポアソン比に相当する値はほぼ一定値を示すが、若干時間とともに減少する傾向にある。Gopalakrishnan らはクリープ時

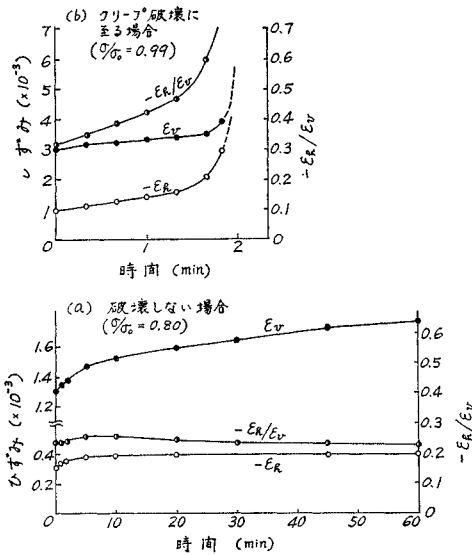


図-19 軸方向ひずみとそれに直角方向のひずみの時間的变化

のポアソン比は瞬間ひずみに対する値とほぼ同じであると報告している²³⁾。しかし一方、2時間以内に破壊にいたる場合は、図-19(b)から明らかなように $-\epsilon_h/\epsilon_v$ は時間とともに増加し、加速クリープに入るとその値は0.5以上にも達する。すなわち、この場合は明らかに軸方向き裂が発生、発達しているのがわかる。

これらの結果から、加速クリープの現われない場合のクリープのメカニズムは、さきにも述べたように、圧密現象に類似したものであり、他方、加速クリープの現われる場合は、クリープ変形の大半はマイクロクラックに起因するものであると結論することができそうである。

4. クリープのメカニズムに対する考察

以上述べた実験結果およびその考察から、ここで、セメントモルタルのクリープのメカニズムについて、総合的に考えてみよう。

無載荷状態から荷重が上昇するにつれて、材料内部にマイクロクラックが発生する。このマイクロクラックは非常に小さな荷重(終局荷重の30%程度)においても発生することが確かめられている²⁴⁾。次に、荷重があるレベルで一定に保たれるならばクリープ変形を示すが、その場合、荷重レベルが低ければクリープ変

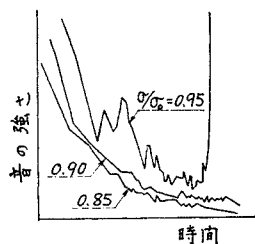


図-20 クリープ中における破壊音の変化 (Rüschによる)

形の大半は材料内の吸着水の移動に起因するものであり、したがって体積は減少する傾向にある。この場合も、もちろん、マイクロクラックが発生していることはRüschの行なったクリープ変形中における供試体内部の破壊音の検出実験の結果²⁵⁾(図-20)からも明らかである。しかし、載荷履歴を受けた供試体の強度および変形係数が処女供試体のそれらよりも増加することを考えれば、この種のクラックは非常に微小なものであり、材料の変形および強度特性に影響を与えないといえる。すなわち、それらが大きなき裂にまで成長することはないものと思われる。

一方、荷重レベルが高くなれば(本実験では $\sigma/\sigma_0 > 0.8$)、かなり大きなき裂が発生し、クリープ変形の大半はそのき裂の影響によるものとなり、そして、そのき裂が成長し、加速クリープが発生して破壊にいたると考えられる。もちろんこの場合、材料の体積はクリープ変形中に増加する傾向にある。なお、この種のかなり大きなき裂は分離破壊(cleavage fracture)に起因する載荷方向に平行に発生するき裂であろう。しかし、このき裂の発生した供試体の圧縮強度が異方性を示さないことから、せん断破壊に起因するき裂もかなり発生していることが想像できる。また、これらのき裂の発生はまったく確率的なものであるが、載荷の非常に初期の段階で生ずるため、定常クリープはもちろん遷移クリープの段階においてもすでに破壊が決定づけられることになり、遅延時間や定常クリープのひずみ速度は破壊にいたらない場合に比較して、異なった値を示している。

一方、載荷初期の段階で、巨視的なき裂が発生しなければ、クリープ破壊にいたることはなく、たとえ荷重レベルが高くても、クリープのメカニズムは荷重の低い場合と同様、ゲル粒子表面の吸着水の移動および吸着水の膜に沿うすべりによるものと考えられる。したがって、この場合、遷移クリープ時の遅延時間、あるいは定常クリープ時のひずみ速度は荷重レベルの低い場合のデータから決定論的に論ずることができる。したがって、レオロジーモデルによって変形挙動を表わすことも可能とな

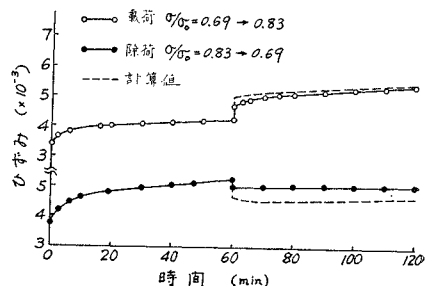


図-21 実験値とレオロジーモデルの比較

ろう。次に、レオロジーモデルの適用性を調べるために、実験で得られたクリープ曲線とレオロジーモデルによる推定曲線との比較を行なった。その結果を 図-21 に示す。

この図は、最初の持続荷重によるクリープ曲線から、図-3 (b) のモデルに対する各定数を定め、次に荷重を増加あるいは減少させた後のクリープ曲線とモデルによる推定曲線との比較を行なったものである。この図から、荷重増加の場合には、レオロジーモデルによる推定が可能であるが、一方、荷重の減少する場合には、その推定にはかなり無理があるように思われる。これは、載荷と除荷においてはモデルに対して同じ定数を使えないことを意味するものであり、セメントモルタルのような非均質材料ではむしろ当然の結果であろう。なお、大岸は塑性ひずみを控除すれば、近似的に重ね合わせの原理が成立すると報告している⁹⁾。これはコンクリートに対して線形のレオロジーモデルが適用できることを示したものである。

5. 結 論

本研究で得られたおまな結論を要約すると次のとおりである。

(1) クリープ変形を表わす実験公式として、Eyring 粘性を基礎とした式 (2) と、Biot の非可逆熱力学に基礎をおくと考えられる式 (3) が適用できることを確かめたが、応力-強度比が大きくなればき裂の影響が顕著になるので、Eyring 粘性による説明はたとえ巨視的に実験結果を説明できるとしてもその適用には無理があり、むしろき裂の影響をも潜在変数として考慮し得る式 (3) のほうが好ましいであろう。

(2) 式 (3) における遅延時間 τ は、応力-強度比が小さい場合、あるいは2時間以内に破壊しない場合には、ほぼ定数と考えられるが、応力-強度比が大きくクリープ破壊にいたる場合はまったくランダムな値をとる。このことからクリープ破壊にいたる場合は遷移クリープの段階ですでに材料内部に変化を生じ破壊が決定付けられているといえる。

(3) 2時間以内に破壊しない場合の定常クリープのひずみ速度は Eyring 粘性によって説明できるが、他方、2時間以内に破壊にいたる場合のひずみ速度はまったくランダムな値となる。これはクリープ破壊にいたる場合といたらない場合の定常クリープのメカニズムが、まったく異なったものであることを示している。すなわち、前者はおもにき裂に起因するものであり、後者はゲル粒子の吸着水に起因するものと考えられる。

(4) 破壊までの全所要時間は定常クリープのひずみ

速度に反比例し、定常クリープのひずみ速度と崩壊速度の間には比例関係が存在するようである。

(5) 同一応力状態のもとでの破壊までの全所要時間は確率過程の問題として理解される。そして、この場合の破壊の推移確率は時間とともに低下する。すなわち、時間の経過とともに破壊が発生しにくくなる傾向にある。

(6) 巨視的な軸方向き裂の発生したものについては、残存強度比は 1.0 以下になるが、き裂の発生しないものについては、その値は 1.0 以上となる。すなわち、巨視的き裂が発生すれば強度は載荷方向には関係なく低下するが、き裂が発生しなければ、吸着水の移動による一種の圧密現象によって材料が締め固まるため、強度はむしろ増加する傾向にある。

(7) クリープ破壊を生じない場合の $-\epsilon_h/\epsilon_v$ (ポアソン比に相当する値) は若干時間とともに減少する。これは材料内の吸着水の移動により、材料が締め固まることを示している。一方、破壊にいたる場合の $-\epsilon_h/\epsilon_v$ は時間とともに増加し、加速クリープに入るとその値は 0.5 以上にも達する。すなわち、き裂の発生により体積が増加するものと解釈できる。

(8) 載荷初期の段階で巨視的なき裂が発生しなければ、クリープ破壊の生ずる可能性は少なく、たとえ荷重レベルが高くても、クリープは荷重の低い場合と同様、主として材料内の水に起因するといえる。

(9) セメントモルタルに対しては、近似的に、図-3 (b) に示すレオロジーモデルが適用できる。しかし、載荷と除荷でその定数は異なったものとなろう。

6. む す び

本研究においては、まずクリープ実験のデータについて考察を行ない、次に、得られた結果をもとに現象論的にクリープのメカニズムについて推論を試み、一応の定性的な結論を得た。しかし、かなり乱暴な推定あるいは仮定を含んでいるため、それらの確証を得るには、今後さらに詳細な実験を行なわなければならない。

なお、ここで得た結論は2時間という短時間内のクリープについてのものであり、長期にわたるクリープ変形および破壊については、これと異なったメカニズムが考えられるであろう。しかし、2時間以内に破壊するものと破壊しないものとの間には遷移クリープの遅延時間、あるいは定常クリープのひずみ速度からも明らかかなようにはっきりとした差が認められる。したがって、2時間を一つの規準として行なった実験計画は妥当であったと考えられる。

終りに、いつもご指導を賜わっている名古屋大学 成

岡昌夫教授, 同 川本朧万博士, さらに実験結果の考察あるいは文献に関してご意見をいただいた神戸大学 西村昭教授, 同 藤井学博士に感謝の意を表します。

なお, 本研究の実験は卒業研究として, 石東勇君(京阪急電鉄)にお願いした。ここに合わせて感謝します。

参 考 文 献

- 1) Neville, A.M. : Creep of Concrete : Plain, Reinforced, and Prestressed, North-Holland, Amsterdam, 1970
- 2) 近藤・坂監修 : コンクリート工学ハンドブック, 朝倉書店, 1965, p. 372
- 3) Fluck, P.G., Washa, G.W. : Creep of Plain and Reinforced Concrete, ACI Journal, Vol. 29, 1958, pp. 879~895
- 4) Freudenthal, A.M. : The Inelastic Behavior of Engineering Materials and Structures, John Wiley & Sons, New York, 1950, p. 136
- 5) 森 芳郎 : レオロジー, 応用力学講座, 共立出版, 昭 35, p. 29
- 6) Glucklich, J., Ishai, O. : Creep Mechanism in Cement Mortar, ACI Journal, July 1962, pp. 923~948
- 7) Ali, I., Kesler, C.E. : Mechanisms of Creep in Concrete, Symp. on Creep of Concrete, ACI Special Publication, No. 9, 1964, pp. 35~57
- 8) Powers, T.C. : Some Observations on the Interpretation of Creep Data, RILEM Bulletin, No. 33, 1966, pp. 381~391
- 9) 大岸佐吉 : コンクリートのレオロジーに関する研究(その6), 日本建築学会論文報告集, 第189号, 昭和46年, pp. 1~9
- 10) 大岸佐吉 : コンクリートのレオロジーに関する研究(その7), 日本建築学会論文報告集, 第197号, 昭和47年, pp. 11~21
- 11) 堀 素夫 : セメントおよびコンクリートの破壊現象に関する確率論的研究, 昭和36年
- 12) Biot, M.A. : Theory of Stress-Strain Relations in Anisotropic Viscoelasticity and Relaxation Phenomena, J. Appl. Phys., Vol. 25, 1954, pp. 1385~1391
- 13) Ishihara, K. : Theory of Consolidation of a Porous Material with Heat Effect Based on the Irreversible Thermodynamics, Trans. of JSCE, No. 113, 1965, pp. 28~42
- 14) Bland, D.R. : The Theory of Linear Viscoelasticity, Pergamon Press, 1960
- 15) Bazant, Z.P. : Thermodynamics of Interacting Continua with Surfaces and Creep Analysis of Concrete Structures, Nuclear Engineering and Design, Vol. 20, No. 2, 1972, pp. 477~505
- 16) Ishai, O. : Time-Dependent Deformational Behaviour of Cement Paste, Mortar and Concrete, Intern. Conf. on the Structure of Concrete, London, 1968, pp. 345~364
- 17) 栗原則夫 : 粘土のクリープ破壊に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第202号, 1972, pp. 59~71
- 18) 横堀武夫 : 材料強度学, 技報堂, 昭 31, p. 6
- 19) 永松静也 : コンクリートなどの破断現象についての確率過程理論による考察, 日本建築学会論文報告集, 第200号, 昭和47年, pp. 1~8
- 20) 吉本・後藤・荻野 : 一定荷重下におけるセメントモルタルばりの破壊時間に関する二,三の実験, 材料, Vol. 21, No. 221, pp. 69~76
- 21) Hsu, T.T.C., Slate, F.O., Sturman, G.M., Winter, G. : Microcracking of Plain Concrete and the Shape of the Stress-Strain Curve, ACI Journal, Feb. 1963, pp. 209~224
- 22) Scholz, C.H. : Static Fatigue of Quartz, J. Geophysical Research, Vol. 77, No. 11, 1972, pp. 2104~2114
- 23) Gopalakrishnan, K.S., Neville, A.M., Ghali, A. : Creep Poisson's Ratio of Concrete under Multiaxial Compression, ACI Journal, Dec. 1969, pp. 1008~1020
- 24) Shah, S.P., Chandra, S. : Critical Stress, Volume Change, and Microcracking of Concrete, ACI Journal, Sept. 1968, pp. 770~781
- 25) Rüschi, H. : Physical Problems in the Testing of Concrete, Cement and Concrete Association Translation No. 86 of Zement-Kalk-Gips, Vol. 12, No. 1, 1959, pp. 1~9

(1972.11.16・受付)