

水で飽和されたモルタルのクリープ挙動に関する研究

A STUDY ON CREEP BEHAVIOUR OF MORTAR IN WATER

田政範*
By Cheong-Beom CHEON

1. 緒言

コンクリート材料中の水分が、その力学的挙動に及ぼす影響については、比較的早くから関心が持たれていたようであるが¹⁾、本格的な研究が行われるようになつたのは、最近になってのことである。この分野の既往の研究を整理すると、ほぼ、次の三つの内容に分類することができる。第一は、おもに、硬化したセメントペーストの微視的な組成構造形式に注目する立場から、その中の水分の存在形式を物理化学的に究明しようとするもの^{2)~7)}、第二は、第一の研究と同じ立場からコンクリート材料中の水分の存在が、その強度低下、および、クリープ変形に及ぼす影響のメカニズムについて、究明しようとするもの^{8)~16)}、第三は、コンクリート材料の巨視的な応力-ひずみ関係に注目して、現象論的な立場から、その中の水分が、その力学的挙動に及ぼす影響を究明しようとするもの^{17)~20)}、である。

第一分類に属する研究は、硬化したセメントペーストの微視的構造に関する研究のうちの一部でもあり、それほど多くはない。これらの研究によって、硬化したセメントペーストの微視的構造およびその中の水分の存在形式は、今日、徐々に明らかにされてきているといつてよからう。第二分類に属する研究は、コンクリート材料中の水分がその強度低下に及ぼす影響に関しては、相互に矛盾する学説はみられないようであるが、クリープ変形のメカニズムに及ぼす影響に関しては、Powers^{12), 13)}らの見解と Feldman¹⁶⁾の見解との矛盾にもみられるように統一的学説に整理される段階に至っていないようである。第三分類に属する研究は、クリープ変形(低応力度下)に関するものを除けば、きわめて少なく、しかも、第一、二分類の研究と結びついた研究はほとんどみられないといつてよからう。

* 正会員 工修 名古屋大学工学部土木工学科研究生

すなわち、コンクリート材料中の水分がその力学的挙動に及ぼす影響の全般については、現状ではまだ必ずしも十分に明らかにされているとはいえない。特に、実際に水中に置かれる構造物(たとえば、橋脚、ダム、タンク、その他の海洋構造物)にとって問題となる、水中におけるコンクリート材料の力学的挙動については、これまでのところ十分に明らかにされているとはいえない。

そのため、筆者は、さきに、荷重速度を変数とした、一行程の圧縮試験および低周期繰り返し圧縮試験を実施し、水で飽和されたモルタルの圧縮破壊および疲労特性について、空中つまり普通の状態の場合と対比させるようにして考察した²⁰⁾。これに引き続き、本論文では、空隙量などの異なるモルタル供試体を使用して、高応力および低応力度のクリープ試験(以下、実験1、実験2と略称する)を実施し、その結果をもとに、水で飽和されたモルタルのクリープに及ぼす飽和水の影響について考察した。

本研究の特徴は、実験において、空隙量などの異なるモルタル供試体を使って、その水中に没した状態を対象として、空中の場合と対比することができるよう、実験方法を工夫(たとえば、クリープ試験装置の考案)したこと、また、実験結果の解析において、体積変形と形状変形を含めた巨視的な応力-ひずみ-時間の関係、および、ひずみエネルギーの累積に注目したこと、あるいは、実験から得られたクリープ現象をレオロジーモデル(たとえば、線型 Burgers モデル、非線型 Burgers モデル)によって近似表現し、飽和水の及ぼす影響について考察したこと、などである。

2. 実験方法

(1) 実験概要

本研究は、さきに述べたように、二つの実験から構成

されている。実験に使用した供試体は、空隙量などの異なるモルタル供試体（寸法 $\phi 10 \times 20 \text{ cm}$ ）で、作用する持続圧縮荷重の大きさは、水中および空中の圧縮強度の 88~95%（実験 1），33~60%（実験 2）とした。実験 1 は、実験要因として空隙量（3 種類）を選び、試験材令 28 日で 45 個の供試体について実施した。また、実験 2 は、実験要因として空隙量（7 種類）と載荷材令（3 種類）を選び、水中と空中との組み合わせ 8 組、灯油中と空中との組み合わせ 1 組について実施した。

（2）供試体の製作および物理的性質

供試体の製作には、セメントとして普通ポルトランドセメント、細骨材として矢作川産の川砂（比重 = 2.57、粗粒率 = 2.66、吸水率 = 1.5%）を使用した。モルタルの配合は、表-1 の配合設計（配合設計 A）、表-1 の細骨材の最大粒径を 1.2 mm したもの（配合設計 B）、およびこれら二つに対し、AE 剤（ヴィンゾール）をセメント重量の 0.05% 添加したもの（配合設計 A'、B'）の合計 4 種類の配合設計に従って行った。配合条件を変化させた理由は、供試体の空隙量を変化させるためであるが、ほかにも、この理由から、締め固めの程度を棒式バイプレーテーの使用時間を変化させる方法も使用した。

表-1 モルタルの配合設計 A

Maximum Size of Aggregate (mm)	Flow Value (mm)	Water-Cement Ratio (%)	Unit Weight (kg/m^3)		
			Water	Cement	Sand
5	180 ± 5	55	300	545	1342

打設された供試体は、材令 2 日目に脱型して、その後試験材令の 7 日前まで恒温水槽中（水温 = 21°C）で養生した。ただし、試験材令 1 年の供試体は、材令 28 日まで水中養生し、その後、恒温恒湿室（室温 = 21°C、相対湿度 = 90%）内で養生を続けた。また、水中あるいは灯油中で試験する供試体は、いずれの場合にも、試験日の 3 日前には水中あるいは灯油中に浸した。

また、モルタルの物理的性質、すなわち比重、空隙率、吸水率を知るために、供試体の水中重量、表面乾燥重量、絶対乾燥重量を測定した。ただし、水中重量とは供試体を水中に浸した状態の重量 (W_w) で、表面乾燥重量とは水中から取出したばかりの供試体の表面を布でふいて表面の水膜を取除いた状態の重量 (W_a) で、絶対乾燥とは電気乾燥炉にて 110°C でほぼ 3 日間乾燥させた状態の重量 (W_d) である。また、十分に炉乾燥したモルタルを乳ばちで完全に粉碎し、細骨材の比重試験に準じた方法によって測定した比重をモルタルの真比重 (γ_m) とする。これらのことから、供試体の比重 (γ)、空隙率 (P)、吸水率 (w) は次式のように表わされる。

$$\text{比重 } \gamma = W_a/V$$

$$\text{空隙率 } (\%) P = 100(V - W_d/\gamma_m)/V$$

$$\text{吸水率 } (\%) w = 100(W_a - W_d)/W_d$$

ここに、 V ：供試体のみかけの体積 ($W_a - W_w$)

上式によって計算した供試体の比重、空隙率、吸水率を表-2 に示す。実験 1 で使用したものは表-2 のうちの Case 3, 6, 7 であり、実験 2 で使用したものは表-2 の全種類の場合である。

表-2 モルタル供試体の物理的性質

Case	Porosity (%)	Specific Gravity	Absorption (%)	Mix-proportion
1	19.5	2.24	10.6	A
2	20.8	2.22	10.7	A
3	21.6	2.20	10.8	A
4	22.1	2.19	10.5	A
5	22.7	2.17	10.8	A'
6	24.8	2.09	11.6	B
7	34.3	1.77	12.6	B'

（3）載荷方法および測定方法

供試体の載荷には、油圧式 100 t 万能試験機（実験 1）および重錐式クリープ試験装置（実験 2、図-1、写真-1 参照）を使用した。後者の試験装置は、本研究のために考案したもので、水中（あるいは灯油中）と空中において同時に載荷することができて、かつ、均等な長期安定荷重が得られるように工夫されている。つまり、この原理は単純な二重でこの原理を応用したもので、図-1 の A に載せられた重錐による荷重が支点 B, D（摩擦の影響を除くために良質のベアーリングを使用している）を介して、C, E へ伝わり、載荷位置 E においてほぼ 100 倍に拡大されるように設計されている。

また、載荷に伴う偏心を防ぐために、支点 B, D の位置は、それぞれのうでの水平線より下に設置されてお

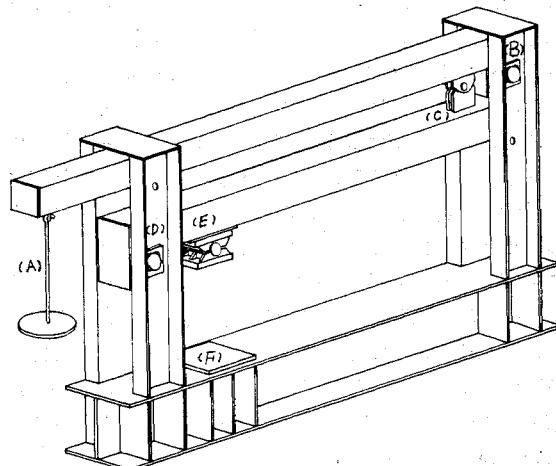


図-1 重錐式クリープ試験装置

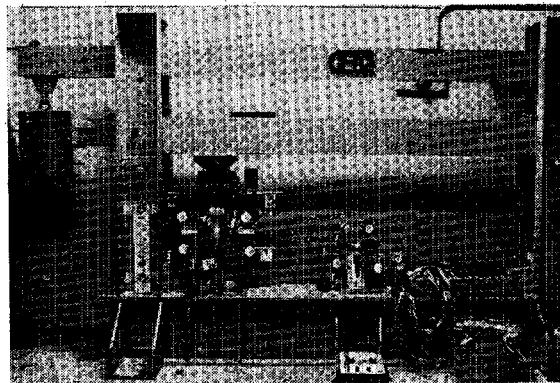


写真-1 低応力下でのクリープ試験

り、加圧部分Eは橋梁の支点に使用するシューと同様な形式のヒンジを応用している。

実験1の載荷は、まず、毎秒 2.5 kg/cm^2 の荷重速度で所定の応力レベルまで載荷し、その後、一定荷重を持続させるような方法によって実施した。水中に没した状態に対する載荷は底板が鋼板によってできた水槽中において実施する方法を使用した。一方、実験2の載荷は、写真-1に示すように、水槽中の供試体と空気中の供試体との間に載荷板を挟むように組立て、機械的なダルマジャッキを支点D上に設置し、まず、所定の全荷重を支えておき、次に、これを操作して支承を取り去ることによってほぼ瞬間に載荷するようにして行った。

ひずみの測定は、ゲージ長 60 mm の電気抵抗線ひずみゲージ（以下 S.G. と略称）および機械的ダイヤルゲージ（以下 D.G. と略称）を使用して行った。S.G. は、供試体の中央4箇所に、軸方向と横方向に2枚ずつ貼り付けた。D.G. は軸方向のみを対象とした。

3. 実験結果および考察

(1) 供試体の空隙量と圧縮特性

使用した供試体の圧縮強度（荷重速度、毎秒 2.5 kg/cm^2 ）は、表-3に示すように、空隙率の増大に伴って

表-3 供試体の空隙量と圧縮特性値

Case	Porosity (%)	Comp.-Strength (kg/cm^2)		Strain Energies ($\text{g}\cdot\text{cm}/\text{cm}^3$)			
				E_v		E_o	
		Air	Water	Air	Water	Air	Water
1	19.5	459	411	85.9	76.4	973	796
2	20.8	390	338	70.3	59.5	1017	619
3	21.6	385	364	74.1	71.2	731	629
4	22.1	381	360	63.4	52.1	684	548
5	22.7	293	257	58.1	43.4	670	432
6	24.8	284	254	42.5	38.5	689	410
7	34.3	146	150	18.9	18.9	455	313

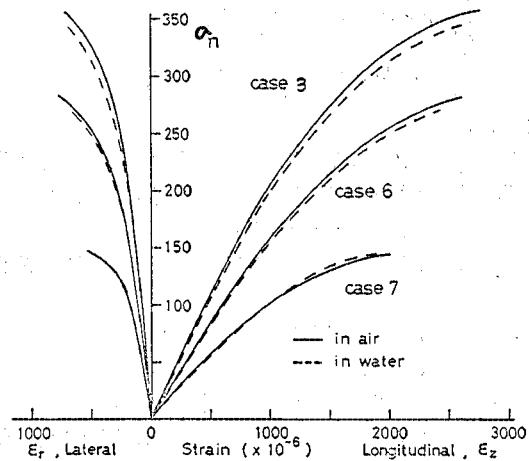


図-2 応力-ひずみ図(軸ひずみ, 横ひずみ)

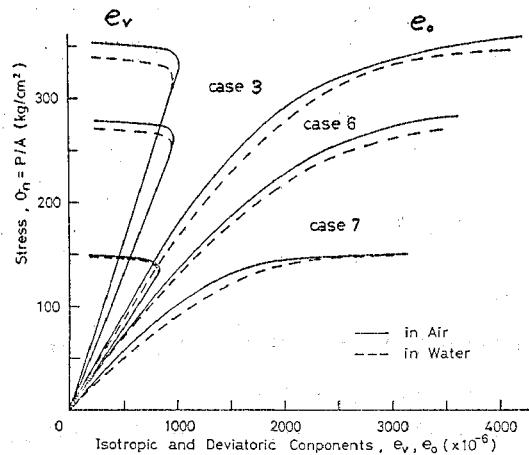


図-3 応力-ひずみ図(体積ひずみ, 形状ひずみ)

減少する傾向にある。水中と空中とを比較すると、水中の圧縮強度の方が Case 7 を除けば空中より小さいが、空隙率に対する関係にはほとんど差異は認められない。

Case 3, 6, 7 の供試体について、圧縮荷重（単軸圧縮応力 σ_n ）下の応力-ひずみ曲線の一例を図-2, 3 に示す。図-2 は軸ひずみ(ϵ_z)と横ひずみ(ϵ_r)に関するもので、図-3 は体積ひずみ($e_z = \epsilon_z + 2\epsilon_r$)と形状ひずみ($e_o = \epsilon_z - \epsilon_r$)に関するものである。すなわち、水の中のモルタルは、空中の場合と同様に、空隙率の増大に伴って弾性定数(E, K, G)は小さくなる。つまり、変形しやすくなるが、破壊時の最大変形量は逆に小さくなっている。

ところで、筆者はすでにモルタル円柱の破損条件式として、体積変形と形状変形とをそれぞれ Kelvin 体と Maxwell 体とによって近似し、保存仕事の極限値として Huber-Hencky の示した体積変形と形状変形に関するひずみエネルギーを考えた次式を提案した²⁰⁾。

$$\int_0^{e_v} f K e_v d e_v = W_v - \int_0^t \zeta_K (\dot{e}_v)^2 dt \geq E_v$$

$$\int_0^{e_0} f G e_0 d e_0 = W_0 - \int_0^t \eta_M (\dot{e}_0)^2 dt \geq E_0$$

二〇

W_v, W_0 : 体積変形、形状変形に関する応力仕事の和
 E_v, E_0 : 体積変形、形状変形に関する破壊に抗するひずみエネルギー
 e_{vf}, e_{of} : 体積ひずみ(圧縮側)、形状ひずみの最大値

K : 体積弾性係数 ($\sigma_n = 3 K e_v$)

G : せん断弾性係数 ($\sigma_n = 2 Ge_0$)

図-3には、体積のひずみと形状ひずみと同じグラフに描いてある。体積ひずみは、最初、圧縮応力の作用で体積減少を示すが、破壊の生じる直前になって体積膨張に転じる。この性質があるので、同じグラフに表現しても容易に区別できよう。体積減少から膨張に転じる動きは非常に明瞭であり、この屈曲点を特異点と名づける。

上式に従って、体積変形の特異点に至るまでの体積ひずみエネルギーと破壊に至るまでの形状ひずみエネルギーの累積和 (E_v , E_0) を計算すると、それぞれの場合の平均値は表-3に示すとおりである。すなわち、空隙率の増大に伴って水中と空中の E_v , E_0 は同様に減少している。

(2) 高応力度の持続圧縮荷重下のクリープ挙動

a) 3段階のクリープ特性

実験から得られたクリープ曲線の一例を、4つの変形成分(ε_z , ε_r , e_v , e_0)について、それぞれ水中と空中とを対比して図-4に示す。これは、水中と空中とにおいて、荷重の圧縮強度に対する割合が91%，破壊時間(t_f)20分程度の場合を示したものである。これから、体積ひずみの場合を除いた他の3成分(ε_z , ε_r , e_0)については、ク

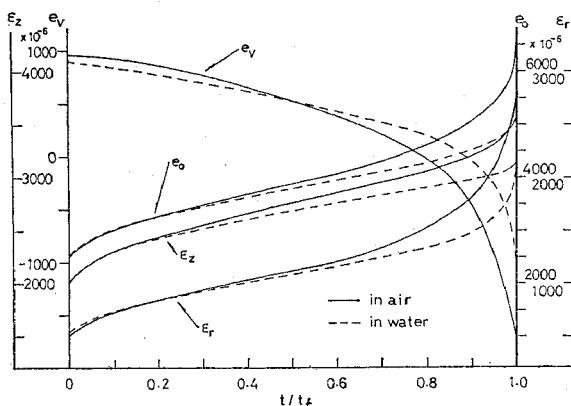


図-4 高応力度下のクリープ曲線

クリープ速度の変化によって、3段階のクリープ、つまり、遷移クリープ、定常クリープ、加速クリープに区分することができることがわかる。水中と空中とを比較すると、水中の方が定常クリープ領域が相対的に大きく、加速クリープ領域が小さいという傾向がみられる。これらの3段階のクリープのそれぞれの移行点について、その判別は困難であり、その発生がどのように起きるかということは明瞭でない。しかしながら、多くの供試体のクリープ曲線を詳細に検討すると、遷移クリープから定常クリープへの移行点のひずみの大きさはほぼ一定値（ただし、同じ種類の供試体において）を示しており、また、定常クリープから加速クリープへの移行点は、体積ひずみが急激に膨張側に増加し始める点とほぼ一致している。

定常クリープの軸ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_{zs}$) と破壊時間 (t_f) との関係をプロットすると、図-5 に示すように、両者の間には双曲線関係が成立っている。この関係は、他のひずみ成分の場合 ($\dot{\epsilon}_{rs}$, $\dot{\epsilon}_{os}$) についても同様であるので、これらの図は示していない。すなわち、破壊時間 (t_f) は、水中と空中において、定常クリープのひずみ速度（ひずみ成分による区別をせず $\dot{\epsilon}_s$ で表わす）の関数として、次式のように表わされている。

ここに、 A_1, B_1 は実験値によって決まる定数

上式のような関係は桜井も軸ひずみについて示している²¹⁾が、桜井の実験は空中の場合のみを対象としたものであり、筆者の実験のように空中と水中との比較は試みられていない。

次に、定常クリープの軸ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_{zs}$) と加速クリープの継続時間の逆数 ($1/t_a$) との関係をプロットすると、図-6 に示すように、両者の間には直線的関係が成立っている。この関係は、水中と空中において、他のひずみ成分の場合 ($\dot{\epsilon}_{rs}, \dot{\epsilon}_{os}$) にも同様に成り立っており、一般に次式のように表わされる。

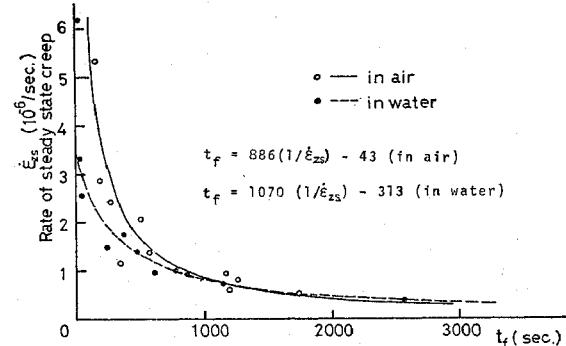
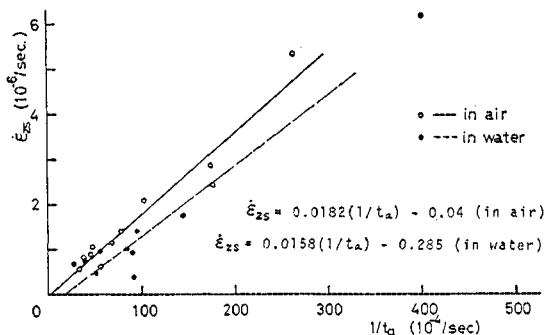
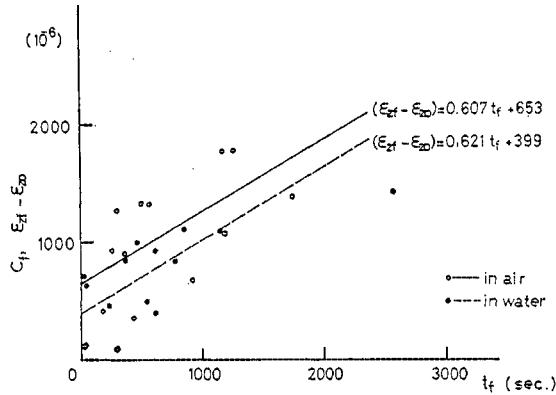


図-5 定常クリープ速度と破壊時間 ($\dot{\epsilon}_{zs}-t_f$)

図-6 定常クリープ速度と加速クリープの継続時間 ($\dot{\epsilon}_{zs}$ - $1/t_a$)図-7 クリープひずみと破壊時間 (C_f - t_f)

ここに, A_2 , B_2 は実験値から決まる定数

また, 最大軸ひずみ (ϵ_{zf}) から持続載荷の開始時の瞬間ひずみ (ϵ_{zo}) を差し引いた値を, クリープひずみ (C_f) と定義すると, 図-7 に示すように, 破壊時間 (t_f) の大きい場合ほど, クリープひずみ (C_f) も大きいといえる。この関係は, 水中と空中とにおいて, 他のひずみ成分の場合 (ϵ_r , ϵ_v , ϵ_o) についても同様に成立つ。

実験値の変動が大きいので C_f と t_f との関係を正確に表現することは困難であるが, 近似的に直線的関係であるとみなし, 数式で表わすと次式が得られる。

$$C_f = A_3 t_f + B_3 \dots \dots \dots (3)$$

ここに, A_3 , B_3 は実験値から決まる定数

上述した関係を水中と空中とにおいて比較すると, 水中のクリープひずみの絶対値は空中の値より小さい。一方, 近似的に求められた実験式の傾き (A_3) をみると, 水中と空中との間の差異は明瞭ではない。しかしながら, 本実験における破壊時間は比較的小さいので, さらに破壊時間が大きい場合などについて検討する必要があると思われる。

式 (1)～(3) を変形すると, クリープひずみ (C_f) は, 定常クリープ速度 ($\dot{\epsilon}_s$), あるいは, 加速クリープの継続時間によって, それぞれ次のように表わされる。

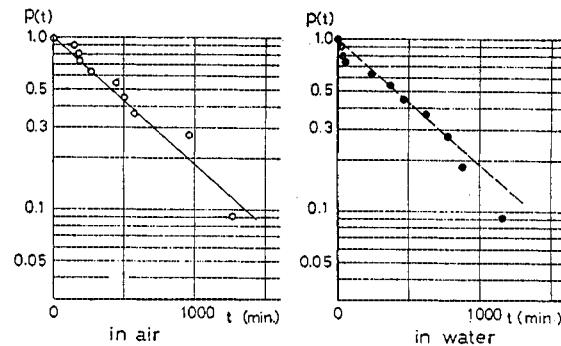


図-8 クリープ破壊の確率過程

$$C_f = A_4(1/\dot{\epsilon}_s) + B_4 \dots \dots \dots (4)$$

$$C_f = t_a/(A_5 t_a + B_5) + D_5 \dots \dots \dots (5)$$

ここに, A_4 , B_4 , D_5 は実験値から決まる定数

すなわち, クリープひずみの大きさは, 定常クリープ速度が小さいほど大きく, 加速時間との間には双曲線関係が成立つといえる。

b) クリープ破壊の確率過程およびひずみエネルギーの累積過程

(1) クリープ破壊の確率過程

実験結果をもとに, 水中と空中におけるモルタル供試体の生存確率 $P(t)$ を求め図示すると, 図-8 に示すとおりである。すなわち, $P(t)$ は, 水中と空中とにおいて, 次のような指數関数によって表わされる。

$$P(t) = \exp(-m_0 t), \log P(t) = -m_0 t \dots \dots \dots (6)$$

ここに, m_0 : 破壊の発生率

つまり, 水中のモルタルのクリープ破壊は, 空中の場合と同様に, 確率過程に従う。また, 破壊の発生率 (m_0) は, 破壊時間の小さい範囲では両環境において明瞭な差異が認められない。しかしながら, 破壊時間の大きい範囲をみると, 水中の方が空中に比較して曲線の勾配がやや下向きになる傾向を示している。いずれにしてみても, このような傾向はさらに破壊時間の大きい実験によって確かめる必要があると思われる。

(2) ひずみエネルギーの累積過程

図-4 に示したように, 体積ひずみのクリープ曲線は, 他の変形成分のものと異なり, 時間の経過に伴って膨張側に増大する傾向を示している。当然, 体積変形の特異点は, 持続荷重より低い荷重においてすでに現われている。このような変形特性は, すでに, 筆者が静的破壊および疲労破壊について明らかにしたもの²⁰⁾と同様である。したがって, 次に, クリープ破壊について, 他の二つの破壊の場合と同様に, 体積変形と形状変形に注目して, その破壊過程について検討してみる。

体積ひずみの特異点に至るまでの体積ひずみエネルギー (E_v) およびクリープ破壊に至るまでの形状ひずみエネルギー (E_o) は, 水中と空中とにおいて, 3種類の空

表-4 ひずみエネルギーの累積和

Case	Poro-sity (%)		E_v (g·cm/cm ³)	Static E_0 (g·cm/cm ³)	Creep E_0 (g·cm/cm ³)	Creep/ Static
3	21.5	A	57.2	702	1197	1.70
		W	51.5	654	862	1.32
		W/A	0.90	0.932	0.721	
6	24.8	A	42.7	567	914	1.61
		W	39.2	507	640	1.26
		W/A	0.92	0.895	0.700	
7	34.3	A	18.9	303	418	1.38
		W	18.9	209	295	1.41
		W/A	1.00	0.688	0.706	

隙率の供試体に対して、それぞれ表-4に示すとおりである。水中と空中とを比較すると、水中の E_v , E_0 の値の方が空中の値より小さい。また、空隙率の増大に伴って E_v , E_0 の値が減少する傾向は、水中と空中とにおいて同様に認められる。次に、クリープ破壊の E_0 の値を一行程の静的破壊の値と比較すると、水中と空中とにおいて、クリープ破壊の値の方が大きく、その比は空隙率によって異なっているが、水中で 1.38~1.70 倍、空中で 1.26~1.41 倍である。

同様に、クリープ破壊の E_0 の値を疲労破壊の値²⁰⁾と比較してみると、その際、クリープ破壊の E_0 の値としては、疲労試験に使用した供試体と同じ種類の供試体 (Case 3) のものを選ぶことにする。また、作用した荷重の大きさも問題となるので、両者において圧縮強度の 90% の応力レベルの場合の値を選ぶ。このようにして、一行程の静的破壊の値を媒介にして、疲労破壊の E_0 の値とクリープ破壊の値との比を求めるとき、次のとおりである。

静的破壊 : 疲労破壊 : クリープ破壊

$$= 1:1.1:1.3 \text{ (水中)}, 1:1.5:1.7 \text{ (空中)}$$

すなわち、ひずみエネルギーの累積和は、水中と空中とにおいて、クリープ破壊の方が疲労破壊の場合より大きい。つまり、高応力度の持続荷重によるモルタルの累積損傷の程度は、同じ割合の荷重を上限荷重とする繰り返し荷重によるものより著しいといえる。

一方、Whaley と Neville²³⁾は、比較的低応力度の持続荷重下の変形と繰り返し荷重下の変形とを比較し、後者の方が、大きいと報告している。これは、さきに述べた筆者の見解とは異なるものである。しかしながら、Whaley と Neville の研究では、二つの変形を比較する際の応力レベルとして、クリープ変形の場合にはもちろん持続荷重の値であるが、疲労の場合には繰り返し荷重の上限値と下限値の平均値を考えている。これは、上限値を比較の際の条件としている筆者の場合とは異なっている。つまり、Whaley と Neville の研究では、繰り返し荷重下の変形は応力に比例すると仮定しているので

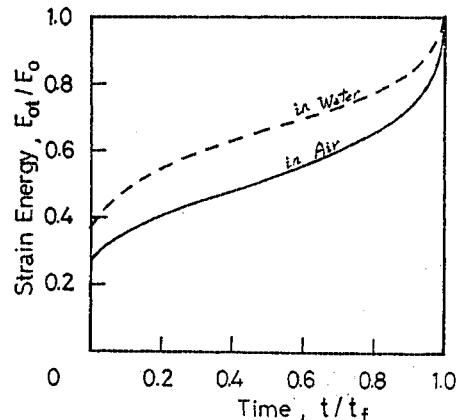


図-9 ひずみエネルギーの累積過程

あるが、これは、比較的低応力度の場合には成り立つても、高応力度の場合には成り立つとはいえない。したがって、高応力度の場合を対象とする際には荷重の上限値を比較の条件とする方が適当であると考えられる。

クリープ破壊の進行中の形状ひずみエネルギーの累積過程は、持続荷重の載荷開始後 t 分の形状ひずみエネルギーを E_{0t} と表わし、実験結果の代表的曲線を無次元化した座標で表わすと、図-9 に示すように、 $E_{0t}/E_0 - t/t_f$ 曲線によって表わすことができる。この累積曲線は当然のことながらクリープ曲線（図-4 参照）と同様な形状である。水中と空中とを比較すると、最大値の 50% に達する時期は、 $t/t_f = 0.120$ (水中), 0.425 (空中) であり、水中の方が空中より相対的に早いといえる。また、持続荷重の載荷開始点はほぼ体積変形の特異点の応力レベルに相当することから、特異点の応力レベルから破壊応力を達するまでに累積される形状ひずみエネルギー ($E_0 - E_{0v}$) は、水中の方が空中の場合より相対的に小さいといえる。このような水中と空中における形状ひずみエネルギーの累積過程の差異は、すでに、筆者らが疲労破壊について明らかにした傾向²⁰⁾と一致するものである。

c) 高応力度下のクリープ挙動に及ぼす飽和水の影響

これまで述べてきたように、高応力度下のモルタルのクリープ特性は、特に、定常クリープと加速クリープにおいて、水中と空中との間で著しい差異がある。つまり、モルタル中の飽和水は、定常クリープと加速クリープのクリープ速度を小さくしたり、クリープひずみおよびひずみエネルギーの累積和を減少させるように作用している。

一方、吉本と後藤ら¹⁸⁾は、湿度 65% と 95% の 2 つの環境条件において実施したセメントモルタルばかりの実験結果をもとに、クリープ変形に及ぼす水分の影響について、載荷後ある時間経過すると破壊確率を大きくするよ

うに作用していることを示している。吉本と後藤らの研究は、筆者のものと比較して、実験条件および結果の整理の仕方などに差異があるが、クリープ挙動に及ぼす水分の影響に注目すると、さきに図-8に示したように類似した傾向を示しているといえる。

以上のような、モルタル中の飽和水が高応力度下のクリープ挙動に影響を及ぼす原因としては、既往の研究^{8)~11)}を参考にして考えると、水中においては、空中より一層多量の水粒子がモルタルに吸着（あるいは収着）することによって、モルタル内部の結合エネルギーが減少し、かつ、モルタル内部のマイクロクラックの成長が促されるためであるといえる。ただし、このメカニズムは、おもに、加速クリープにおいて考えられることであり、飽和水が定常クリープ速度を小さくする原因を十分に説明しているとはいえない。このことについては、むしろ、後述するように、低応力度下のクリープ挙動の場合と同様に、ひずみエネルギーと関連させて説明する方が適当であると考えられる。

(3) 低応力度の持続圧縮荷重下のクリープ挙動

a) 低応力度下のクリープ特性

空隙量、載荷材令などの異なる供試体（表-2 参照）に対して実施した低応力度下のクリープ試験の条件および結果の一部を、表-5、図-10 に示す。ここに Case 1~8 は水中と空中の組み合わせであり、Case 9 は灯油中と空中の組み合わせである。また、図-10 は表-5 のうちの代表的なクリープ曲線であり、載荷期間は 30 日間に統一して示してある。

これらにおいて、Case 3, 7, 8 の水中と空中とを比較すると、クリープ速度は、載荷直後のわずかの期間にお

表-5 低応力度下のクリープ試験の条件と結果

Case	Poro- sity (%)	Age at Loading (days)	Days under Load (days)	Conditions in Air or Water	σ (kg/cm ²)	σ/σ_{cu}	$C_f(\varphi)$ (%)
1	19.5	28	30	A W	152 (33.0) 152 (40.0)	1.100 (1.29) 828 (0.81)	
2	20.8	28	30	A W	152 (39.0) 152 (45.0)	1.020 (1.46) 520 (0.72)	
3	21.6	28	30	A W	152 (39.0) 152 (42.0)	1.088 (1.57) 560 (0.79)	
4	22.1	28	30	A W	152 (40.0) 152 (42.0)	1.205 (1.67) 585 (0.84)	
5	22.7	28	30	A W	152 (52.0) 152 (60.0)	1.100 (1.62) 393 (0.61)	
6	24.8	28	110	A W	152 (46.5) 152 (56.0)	4.610 (5.60) 2.023 (2.44)	
7	34.3	28	80	A W	73.8 (50.5) 73.8 (49.5)	6.325 (10.5) 1.320 (2.2)	
8	21.6	14	60	A W	152 (45.6) 152 (54.5)	3.625 (4.64) 1.190 (1.45)	
9	21.6	1 year	30	A in Oil	152 (34.8) 152 (30.6)	2.75 (0.55) 3.20 (0.64)	

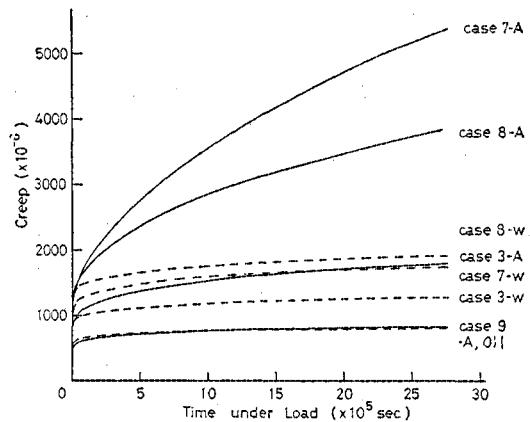


図-10 低応力度下のクリープ曲線

いて差異は明瞭でないが、その後、時間の経過とともに水中の方が空中より極めて小さくなっている。つまり、水中と空中とのクリープ挙動の差異は遷移クリープよりは、定常クリープにおいて著しいといえる。このことは、さきに述べた高応力度下のクリープ挙動についてもいえたことであるが、両環境における定常クリープ速度の差異は、高応力度下の場合より低応力度下の場合の方が著しい。

また、低応力度下のクリープ変形の水中と空中との差異は、供試体の載荷材令および空隙量によても変形する。たとえば、Case 3, 8 は供試体の空隙率は同じで載荷材令が異なっている場合であるが、水中と空中との差異は、載荷材令のもっとも若い Case 8 の場合にもっとも著しい。一方、Case 3, 7 は、載荷材令は同じで空隙率が異なっている場合であるが、水中と空中との差異は空隙率の大きい Case 7 の方が著しい。ところで、表-5 に示したように、持続荷重の大きさあるいはその圧縮強度に対する割合が、それぞれの供試体において差異もあるので相互の比較の際にはこのことを考慮する必要がある。しかしながら、さきに述べた結果は、これらの実験条件のばらつきによって著しい影響を受けることはないといってよからう。

一方、Case 9 の灯油中と空中の実験値を比較すると、両環境においてほとんど差異は認められない。この場合の供試体は、ほぼ一年間空中で養生したものであり、その品質は十分に安定しているとみなされるので、この実験結果から判断する限り灯油中のクリープ変形は水中の場合とは明らかに異なるといつてよからう。すなわち、このような現象は、Mills⁸⁾, Cook-Haque¹¹⁾の明らかにした分子ふるい分け効果の影響によるものと考えられる。

b) クリープひずみ-時間関係の解析

低応力度下のクリープ挙動を粘弾性モデルを用いて表

現しようとする試みは、これまでにも多数みられる²⁴⁾。しかしながら、実際に実験曲線を解析した例はあまり多いとはいえない。ことに、非線型 Burgers モデルを用いた解析例²⁵⁾はほとんどみられない。そのため、次に、筆者の実験から得られたクリープひずみ-時間関係を非線型 Burgers モデルを用いて解析し、同様に、経験的関数式(べき乗表現式、双曲線表現式)²⁴⁾、速度過程理論を適用した3要素モデル²⁶⁾、線型 Burgers モデル²⁷⁾などを用いて解析した結果と比較する。ここに、線型とは、二つの粘性係数が時変数でないことを意味し、非線型とは、それらが時変数であることを意味している。

まず、表-5 の Case 2 のクリープ曲線をべき乗表現式および双曲線表現式によって最適近似し、それぞれを比較すると、図-11 に示すとおりである。すなわち、実験値(丸印)と計算値(実線および破線)との適合性をみると、双曲線表現式は載荷初期において十分であるとはいえない。しかしながら、比較的短期間の実験値からその後のクリープ変形を予測する場合には、べき乗表現式は発散型の関数であるから過大に見積りがちであるが、これに対し、双曲線表現式は収束型の関数であり、クリープ予測には適しているといえる。

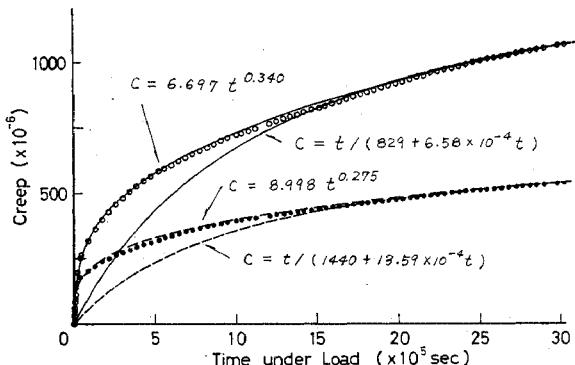


図-11 実験値と計算値との比較
(べき乗表現式、双曲線表現式)

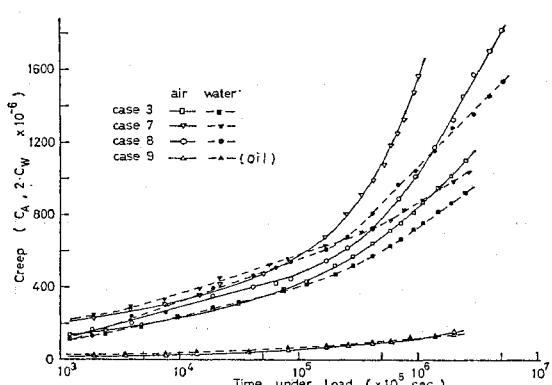


図-12 低応力度下の C -log t 曲線

これら二つの数式表現はあくまでも材料の巨視的な挙動のみを表わしているにすぎない。これに対し、粘弾性モデルを用いると、物理的な根拠を有する形で近似表現が可能である。

図-10 の時間軸を対数目盛で表わすと、図-12 に示すような曲線が得られる。図-12 の曲線は二つの接線によって近似的に表わされるような形状である。このことは、低応力度下のクリープ変形は、大岸²⁸⁾の示したように、速度過程理論を適用した3要素モデルによって近似することができることを示している。しかしながら、図-12 の場合、接線は二つであり、しかも、その近似性は十分であるとはいえない。また、この場合の関数型は発散型であり、クリープ予測にも適しているとはいえない。

線型 Burgers モデルを用いてクリープ挙動を解析することは、4つのレオロジー定数を決定することにほかならない。既往の理論²⁹⁾に従って、これらの定数を決定(表-6 参照)し、実験値(Case 2)と比較すると、図-13 に示すとおりである。ここに、実験値は丸印、計算値は実線および破線で示した。これから、線型

表-6 線型 Burgers モデルによる解析結果

Type of Specimens	Maxwell Element		Kelvin Element		
	$E_M \times 10^5$ kg/cm ²	$\lambda_M \times 10^{12}$ poise	$E_K \times 10^5$ kg/cm ²	$\lambda_K \times 10^{11}$ poise	$\tau_K \times 10^5$ sec.
Case 1	1.772	2.340	1.611	1.198	7.437
	1.485	4.347	2.057	1.633	7.937
Case 2	2.180	1.291	2.112	1.878	8.896
	2.090	2.583	4.123	1.980	4.803
Case 3	2.196	1.285	1.934	1.147	5.029
	2.134	4.283	3.229	1.932	5.985
Case 4	2.104	0.811	2.110	1.542	7.309
	2.165	4.560	3.036	1.557	5.128
Case 5	2.245	0.757	2.602	1.442	5.543
	2.349	2.606	6.251	1.905	3.408

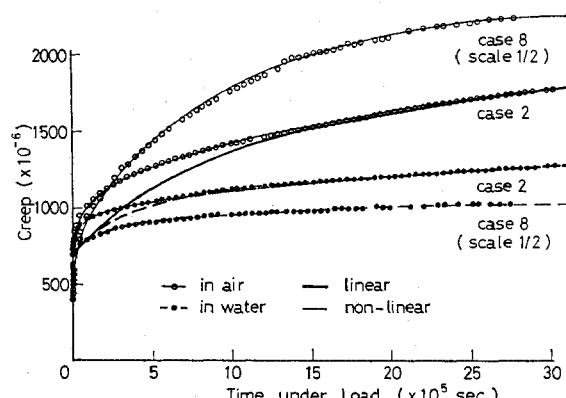


図-13 実験値と計算値との比較(線型、非線型 Burgers モデル)

Burgers モデルによる近似曲線は、載荷初期、つまり、遷移クリープに対して十分であるとはいえない。また、計算したレオロジー定数をみると、水中と空中との差異は、粘性係数 λ_M において著しいが、粘性係数 λ_K 、遅延時間 τ_K においては、 λ_M のように著しくない。これは、 λ_M は定常クリープ速度から決定される定数であり、 λ_K 、 τ_K はクリープ曲線と外挿直線とのわずかな差によって決定される定数であるためである。すなわち、線型 Burgers モデルは、定常クリープを主体にした解析には適しているが、遷移クリープを含めた解析に適しているとはいえない。また、この関数型は発散型であり、クリープ予測にとっても適当であるとはいえない。

線型 Burgers モデルの欠点は、粘性係数の時間的変化を考慮していないために生じたものであると考えられることから、これを修正し、その二つの粘性係数を時変数として表わしたもののが、非線型 Burgers モデルである。すなわち、その粘性係数とレオロジー方程式（線型 Burgers モデルの場合参照）の一般解は、次に示すところである。

$$\text{粘性係数}, \lambda_K = E_K t^{1/2} / p, \lambda_M = e^{\beta t} / \alpha \dots \dots \dots (7)$$

$$\begin{aligned} \text{一般解}, \varepsilon = & \frac{\sigma}{E_M} + \frac{\sigma}{E_K} \{1 - \exp(-pt^{1/2})\} \\ & + \frac{\alpha\sigma}{\beta} \{1 - \exp(-\beta t)\} \dots \dots \dots (8) \end{aligned}$$

ここに、

λ_K 、 λ_M ：線型 Burgers モデルの二つの粘性係数
 $1/\alpha$: $t=0$ における粘性係数、 $t=t_{\max}$ の接線の傾きから決定する。

E_K : Kelvin 要素のヤング係数、 $t=t_{\max}$ のヤング係数

E_M : Maxwell 要素のヤング係数、 $t=0$ のヤング係数

β : 粘性の増加の程度に関する係数

p : 遅延時間の変化に関する係数

非線型 Burgers モデルを用いた解析結果（表-7 参照）と実験値（Case 2）との比較を図-13 に示す。ここに、非線型 Burgers モデルの検証のために、実験値 Case 8 の場合についても図-13 に示す。Case 8 のクリープ曲線は、ひずみ軸および時間軸の目盛を $1/2$ に縮めて示してあるので、実際には 2 倍して考える必要がある。図-13 から、非線型 Burgers モデルによる近似曲線は、定常クリープのみではなく遷移クリープに対しても、よく実験曲線と一致していることがわかる。また、このモデルの関数は収束型であり、クリープ予測にも適しているといえる。

c) 低応力度下のクリープ挙動に及ぼす飽和水の影響
これまでに述べてきたように、低応力度下のモルタル

表-7 非線型 Burgers モデルによる解析結果

Type of Specimens	Maxwell Element			Kelvin Element	
	E_M $\times 10^8$ kg/cm ²	α $\times 10^{-12}$ poise ⁻¹	β $\times 10^{-7}$ sec ⁻¹	E_K $\times 10^8$ kg/cm ²	p
Case 1 in Air	1.772	1.469	4.00	2.036	0.0035
	1.485	1.077	5.00	2.562	0.0030
Case 2 in Air	2.180	1.649	2.50	2.758	0.0025
	2.090	0.825	2.50	5.401	0.0035
Case 3 in Air	2.196	1.303	2.00	2.156	0.0025
	2.134	0.745	4.50	2.134	0.0035
Case 4 in Air	2.104	1.650	1.00	2.376	0.0025
	2.165	0.702	4.00	3.668	0.0035
Case 5 in Air	2.245	1.712	1.00	2.922	0.0025
	2.349	0.394	0.10	6.284	0.0035
Case 8 in Air	1.082	9.588	5.00	1.622	0.0040
	0.707	1.237	5.00	1.803	0.0040

の変形特性は、定常クリープにおいて、水中と空中との間で著しい差異がみられる。特に、この傾向は、載荷材令が若いほど、あるいは、空隙率が大きいほど著しい。このような両環境における差異は、低応力度下の場合の方が、高応力度下の場合よりかなり著しい。すなわち、モルタル中の飽和水は、定常クリープ速度を小さくするよう作用していると考えられる。このような飽和水の影響は、定量的に線型 Burgers モデルの λ_M 、および、非線型 Burgers モデルの $1/\alpha$ によって、評価することができる。また、定性的には、モルタル中の飽和水は、外部から加えられた仕事の一部を散逸させ、モルタル内部に累積されるひずみエネルギーを減少させるように作用していると考えることもできる。

ところで、一般に、ひずみの大きさはひずみエネルギー (U) の平方根に比例すると考えられるから、外力仕事を W 、散逸エネルギーを Q とするとクリープひずみ (C) とひずみエネルギー (U) との間には次式の関係が成立つ。

$$C^2 \propto U = W - Q \dots \dots \dots (9)$$

いま、散逸エネルギー (Q) を飽和水に起因する部分 (Q_W) とその他の原因による部分 (Q_t) とに分けると、上式は次のように書き変えられる。

$$C^2 \propto U = W - Q_W - Q_t \dots \dots \dots (10)$$

また、供試体の載荷材令および空隙量などがクリープ変形におよぼす影響を考慮して、式 (10) の比例定数として、モルタルの材令、空隙量などの品質 (q)、および、載荷時間 (t) の関数である $m(q, t)$ を考えると、結局、クリープひずみは次のように表わされる。

$$C = m(q, t)(W - Q_W - Q_t)^{1/2} \dots \dots \dots (11)$$

上式によって、筆者の実験から得られたクリープ現象の巨視的な説明は可能である。しかしながら、クリープ変形のメカニズムに関する微視的な説明については、筆

者の実験がおもに巨視的な現象に注目したものであり、十分に明らかにすることは困難であった。したがって、クリープ変形の微視的な挙動を明らかにするためには、さらに、微視的な立場からの研究が必要であると思われる。

4. 結 語

本研究の結論を整理すると次のとおりである。

(1) 高応力度下のモルタルのクリープ挙動は、定常クリープおよび加速クリープにおいて水中と空中との差異が著しい。すなわち、モルタル中の飽和水は、定常クリープ速度を小さくし、その継続期間を相対的に長くするように作用する。また、クリープ破壊の生じる応力、クリープひずみ、ひずみエネルギーは、水中の方が空中より小さい。これは、モルタル中に吸着した一層多量の水粒子がモルタル内部の結合エネルギーを減少させ、かつマイクロクラックの成長を促すためであると考えられる。

(2) 高応力度下のクリープひずみおよびひずみエネルギーは、水中と空中において、モルタルの空隙量が少ないほど、あるいは、破壊時間が長いほど大きい。また、同じ種類の供試体の上限応力 90% の場合について、クリープ破壊と疲労破壊とを比較すると、ひずみおよびひずみエネルギーは、水中と空中とにおいてクリープ破壊の方が大きい。一方、破壊時間に注目すると、水中のクリープ破壊は、空中の場合と同様に、確率過程に従う。

(3) 低応力度下のクリープ挙動は、定常クリープにおいて水中と空中との差異が著しく、その程度は高応力度下の場合より著しい。すなわち、モルタル中の飽和水は、定常クリープ速度を小さくし、かつ、クリープ変形を小さくするように作用する。また、クリープ変形は、供試体の載荷材令が若いほど、あるいは、空隙量が多いほど大きく、かつ、水中と空中との差異も大きい。

(4) 低応力度下のクリープ挙動は、遷移クリープと定常クリープにおいて、非線型 Burgers モデルによつてよく近似することができる。これを応用すれば、短期間のクリープデータを用いて、その後のクリープ予測が可能であると思われる。また、定常クリープ速度は、線型および非線型 Burgers モデルの粘性係数によって表わされることから、モルタル中の飽和水の作用を散逸エネルギーの増加と関連させて説明することができると考えられてゐる。

5. あ と が き

終りに、本研究をまとめるにあたって、身に余る激励

とご指導を賜った、名古屋大学工学部 小阪義夫教授、西畠勇夫教授、成岡昌夫教授、市原松平教授、川本桃万教授に深く感謝の意を表する次第です。

参 考 文 献

- 1) 近藤・坂 : コンクリートハンドブック, 朝倉書店, p. 215, 昭和 34 年 1 月.
- 2) Mills, R.H. : Materials and Structures, Vol. 1, No. 6, p. 553, 1968.
- 3) Peschel, G. : Materials and Structures, Vol. 1, No. 6, p. 529, 1968.
- 4) Englert, G., Wittman, F. : Materials and Structures, Vol. 1, No. 6, p. 535, 1968.
- 5) Feldman, R.F., Sereda, P.J. : Materials and Structures, Vol. 1, No. 6, p. 509, 1968.
- 6) Feldman, R.F. : Cement and Concrete Research, Vol. 1, No. 3, p. 285, 1971.
- 7) Figg, J.W. : Magazine of Concrete Research, Vol. 25, No. 85, p. 213, Dec. 1973.
- 8) Mills, R.H. : RILEM Symposium, Haifa, p. 1, 1960.
- 9) Pihlajavaara, S.E. : State Institute for Technical Research, Publication 100, Helsinki, p. 92, 1965.
- 10) Pihlajavaara, S.E. : Materials and Structures, Vol. 1, No. 6, p. 521, 1968.
- 11) Cook, D.J., Haque, M.N. : Cement and Concrete Research, Vol. 14, No. 3, pp. 367, 1974 (清水昭之抄訳 : コンクリート工学, Vol. 13, No. 2, Feb. 1975, p. 74).
- 12) Powers, T.C. : RILEM Symposium, Bulletin, No. 33, p. 381, Dec. 1966.
- 13) Powers, T.C. : Materials and Structures, Vol. 1, No. 6, p. 487.
- 14) 既出文献 4)
- 15) Bazant, Z.P. : Materials and Structures, RILEM, No. 13, p. 3, 1970.
- 16) Feldman, R.F. : Cement and Concrete Research, Vol. 2, p. 521, 1972.
- 17) Spooner, D.C. : Magazine of Concrete Research, Vol. 23, No. 75-76, p. 127, June-Sept. 1971.
- 18) 吉本・後藤・荻野 : 材料, Vol. 21, No. 221, p. 69.
- 19) 尼崎・明石・竹内・桂木 : 土木学会論文報告集, 第 217 号, p. 77, 1973-9.
- 20) 田・島田 : 土木学会論文報告集, 第 245 号, p. 129, 1976-1.
- 21) 桜井春輔 : 土木学会論文報告集, 第 217 号, p. 65, 1973-9.
- 22) 横堀武夫 : 材料強度学, 技報堂, p. 6, 昭和 44 年 7 月.
- 23) Whaley, C.P., Neville, A.M. : Magazine of Concrete Research, Vol. 25, No. 84, p. 145, Sept. 1973.
- 24) Neville, A.M. : Creep of Concrete; Plain Reinforced and Prestressed, North-Holland Publishing Co., 1970.
- 25) Vaishnav, R.N., Kesler, C.E. : Univ. of Illinois, Tand AM Report, No. 603, p. 194, 1961.
- 26) 大岸佐吉 : 日本建築学会論文報告集, 第 189 号, p. 50, 昭和 46 年 11 月.
- 27) 大岸佐吉 : 日本建築学会論文報告集, 第 81 号, p. 15, 昭和 38 年 1 月.
- 28) 中川・神戸 : レオロジー, みすず書房, p. 526, 1970 年 11 月.

(1976.1.14・受付)