

粘土のクリープ破壊について

村山 朔郎・栗原 則夫・関口 秀雄

ON CREEP RUPTURE OF NORMALLY CONSOLIDATED CLAYS

By *Sakuro MURAYAMA, Norio KURIHARA*
and *Hideo SEKIGUCHI*

Synopsis

Creep rupture of normally consolidated clays was experimentally investigated, performing the undrained triaxial creep tests on undisturbed and remoulded Osaka clays.

In the process of creep rupture, the logarithmic strain rate, $d\varepsilon/d \log t$, increases. When it attains the first critical value, a steady state creep begins. After that, the strain rate reaches to the second critical value and creep enters an accelerating region. And finally a creep rupture occurs with the strain rate increasing infinitely.

Other investigators [e. g. Barden (1969), Walker (1969)] have emphasized that the logarithmic strain rate appeared in the process of secondary compression is dominated by the effective stress ratio, particularly as failure is approached. According to their test results including both of undrained and drained tests, it may be expressed as the exponential function of the effective stress ratio.

When a deviator stress is applied to a clay specimen under the undrained condition, the strain rate $d\varepsilon/d \log t$ increases with the increase of the effective stress ratio $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma_m'$ and their relation approaches the above. When a creep rupture is expected, the strain rate during the steady state and accelerating region may be governed only by the effective stress ratio.

There is also an intimate relation between a deviator stress, a failure time and a strain rate during a steady state creep.

1. はじめに

材料力学でクリープという術語は、狭い意味と広い意味に使われる。狭い意味では、一定の応力または荷重のもとで材料の変形が時間とともに進行する現象をいい、広い意味では、材料に応力をかけたことによって生じる変形が時間依存性を示す現象をさしている。

現在の土質力学でも、クリープという言葉は二通りの意味で用いられているようである。一つは、一定の応力のもとでのヒズミの時間的な変化を瞬間的成分、1次的成分、2次的成分に分けて、瞬間的成分は載荷と同時に生じる弾性的なヒズミ、1次的成分は過剰間ゲキ水圧が完全に消散する過程（排水試験の場合）、または過剰間ゲキ水圧分布が一様化する過程（非排水試験の場合）に対応するヒズミ、そして2次的成分は過剰間ゲキ水圧が0（排水試験）または一定（非排水試験）、すなわち有効応力が一定で進行するヒズミとしようと考え、この2次的成分をクリープヒズミとする用い方である。そして多くの場合このクリープヒ

ズミは時間の対数に対して直線であるといわれており、2次圧縮 (secondary compression) とも呼ばれる。もう一つは、応力によって生じる変形が時間依存性を示す現象をクリープと称する用い方である。ここでは、後者の広い意味でのクリープをいい、前者の意味でいう場合は特に区別することにする。

さて、粘土に一定のせん断応力 σ を作用すると、時間 t とともにヒズミ ϵ が増加するが、その変化は応力 σ の大きさによって Fig. 1 のように分類される。すなわち、

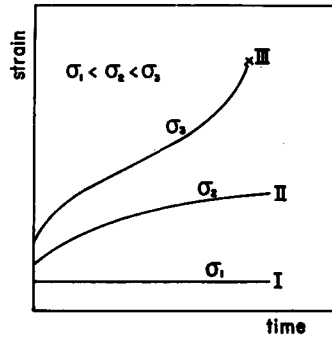


Fig. 1 Three types of creep.

- (I) 応力の作用と同時に弾性変形を生じ、それ以後変形はない。
- (II) 応力作用時の弾性変形以後、変形は増大するが、その増加率は時間とともに減少し、ついには一定の変形量で飽和する。
- (III) 変形量は時間とともに増大するが、その増加率はいったんは減少し、一定の値に達したのち、再び増加し、ついには破壊へ至る。

(I) (II) の領域に於ける粘土のクリープ特性については数多くの理論的、実験的研究がなされており、この領域の応力-ヒズミ-時間特性を統一的に表わすような式も提案されている (Singh および Mitchell¹⁾)。しかし (III) の領域、すなわちクリープ破壊については研究例も少なく、いくつかの定性的な説明がなされているにすぎない。

材料強度学の分野では、固体の破壊は単一の確定的物理現象ではなく、いろんな多くの違った過程によっても破壊という共通の現象が起りうる事が多くの実験で確かめられており、破壊現象は本質的に空間的および時間的統計現象と考えられるようになってきている (横堀²⁾)。したがって、粘土の破壊も確率論的なアプローチなしには統一的に説明しえないであろうが、土質力学の現状はまだそこまで至っていないように思われる。ただ、例えば粘土のクリープ破壊について、(I) (II) の領域で成立する理論を単に延長するだけでは、定性的に説明しえても定量的には説明しえないということは明らかであろう。

ここでは、従来の粘土のクリープ現象に関する研究成果をもとに3軸装置による非排水クリープ破壊試験の結果を解析して、粘土のクリープ破壊を考察した。

2. クリープ破壊に関する従来の研究

クリープ破壊を生じる場合のヒズミの時間的变化は、一般に Fig. 2 のように3つの領域に区分される。すなわち、荷重と同時に瞬間的ヒズミ ϵ_0 が生じた後、

- (I) ヒズミの変化率 $\dot{\epsilon} (=d\epsilon/dt)$ が減少する領域
- (II) $\dot{\epsilon}$ が一定でヒズミが増加する領域
- (III) $\dot{\epsilon}$ が再び増加してついには破壊へ至る領域

(I) は遷移クリープ (transient creep) または1次クリープ (primary creep) 領域、(II) は定常クリー

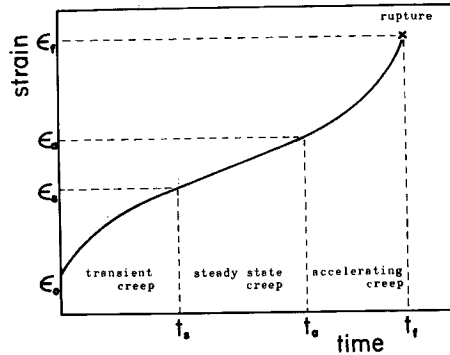


Fig. 2 Three regions of creep rupture curve.

ブ (steady state creep) または2次クリープ (secondary creep) 領域, (Ⅲ) は加速クリープ (accelerating creep) または3次クリープ (tertiary creep) 領域と呼ばれる。

多くの金属材料のクリープにおいては, 加速クリープは, 微視的なクラックの発生や再結晶などの組織の変化が材料中で進行する際の挙動として理解されている²⁾。このことが粘土のクリープにそのままあてはまるかどうかは別として, 加速クリープの開始は粘土材料中に破壊へ至る何らかの微視的な要因が発生したことを意味し, その要因が進行して破断という巨視的な現象が生じるものと考えられるであろう。そして普通クリープ破壊というときは, この巨視的な破断をさすことが多い。

ところで, 粘土のクリープ破壊においてまず問題となるのは, いかなる量で破壊を規定するかということであろう。村山および柴田³⁾ は, ヒズミが急速に増大しはじめる点をもって破壊点と考え, このときのヒズミ ϵ_f が作用応力の如何を問わず一定であることを実験的に示しており, Goldstein および Ter-Stepanian⁴⁾ は, すべての試験条件が同一であれば, 応力の大きさによって破壊時間 t_f は異なっても破壊ヒズミ ϵ_f は同一であると述べている。しかし, これらとは矛盾する試験結果も報告されている (斎藤および上沢⁵⁾)。さらに, Vialov および Skibitsky⁶⁾ は, 凍結土について, 塑性流動の始まる第1の限界ヒズミに続く第2の限界ヒズミとして, 破壊段階の始まる点のヒズミの存在を提唱しているが, これはそれぞれ定常クリープと加速クリープの開始点のヒズミ ϵ_s, ϵ_a (Fig. 2) に相当するものであろう。いずれにしても, 破壊ヒズミ ϵ_f あるいは ϵ_s, ϵ_a が一定であるかどうかについては, まだ実験データが少なく, 確かなことはいえないようである。

一方, 応力の面から考えると, 粘土がクリープ破壊を生じたときの有効応力状態は, 有効応力図上で, 普通の圧縮試験から求められる破壊線上にあることがわかっており (たとえば柴田および軽部⁷⁾), 応力の面から破壊を規定することは可能である。さらに, 柴田, 星野³⁾ は, 正規圧密粘土の三軸スライスせん断試験 (非排水条件) の結果から, 定常クリープ領域が有効内部マサツ角で表わした2つの降伏値で示されることを見出ししている。

また, 応力の作用時から破壊までの時間 (破壊時間) t_f は作用する応力 σ の大きさによって変化するが, 村山および柴田³⁾ は, 速度理論 (rate process theory) を用いて $\log t_f$ が σ の一次関数として表わされる式を導き, これを実験的に確めている。斎藤および上沢⁵⁾ は, 定常クリープにおけるヒズミ速度 $\dot{\epsilon}_s$ に着目し, 両対数紙上で t_f と $\dot{\epsilon}_s$ の間に直線関係が成立することを見出ししている。しかも彼らは, この関係が土の種類や試験方法によらず一般的に成立すると述べており, 興味深い。

3. 試料, 試験方法および試験結果

試料は, 大阪梅田の地下鉄工事現場から採取した乱さない粘土および練返し粘土で, その物性は,

P.L.=32.5%, L.L.=69.2%, $<2\mu=70\%$, $G_s=2.64$

である。乱さない粘土の先行圧密荷重は約 2.0 kg/cm^2 であり、練返し粘土は L.L. 以上の高含水比で練返ししたのち大型圧密容器 (直径 25 cm) 中で 0.5 kg/cm^2 の圧力で再圧密したものである。試験はすべて3軸セル中で等方圧密 (圧密圧力は、乱さない粘土では 3.0 kg/cm^2 , 練返し粘土では 2.0 kg/cm^2 であり、したがってクリープは正規圧密状態で行なわれた) して、back pressure (乱さない粘土では 1.0 kg/cm^2 , 練返し粘土では 0.5 kg/cm^2) を作用したのち、所定のせん断応力 $\sigma_1 - \sigma_3$ を作用し、軸方向ヒズミ ε と過剰間ゲキ水圧 Δu の時間的变化を測定した。間ゲキ水圧はペーパードレーンを通して供試体底面で測定しており、測定は圧力変換器 (Dynisco 製) を通じてペン書き オシログラフに自記させることによって行なった。クリープ中は、ヒズミの増大とともに断面補正を行って載荷荷重を増やし、せん断応力 $\sigma_1 - \sigma_3$ が一定に保たれるようにした。

間ゲキ水圧については、供試体底面で測定された値 Δu_B が、どの程度供試体中の分布を反映しているかが問題である。端面拘束による応力分布の不均一、間ゲキ水圧測定の時間的遅れ、圧密履歴やヒズミ速度の違いなどによって、せん断時の供試体中の間ゲキ水圧分布が不均一になることは、いくつかの実験で明らかにされている (例えば、Rowe および Barden⁹⁾, Richardson および Wilson¹⁰⁾, 赤井¹¹⁾ など)。そして端面にシリコングリースを塗布したゴム膜をはさむなどして端面マサツを除去することにより、かなり均一な Δu の分布が得られることも確かめられている⁹⁾。ここでは、端面マサツを除去する工夫はしていないが、せん断中の間ゲキ水圧分布の不均一さをチェックするため、供試体中心高さに間ゲキ水圧測定用チップを挿入して、その点での間ゲキ水圧 Δu_C を測定してみた。測定用チップは、直径 1.2 mm の注射針の先端に 3 mm 程度の長さのポーラスストーンを取付けたもので、これと圧力変換器の間はフレキシブルな直径 2 mm の銅パイプで連結してある。供試体セット時に、供試体を被覆しているゴムスリーブの小さなピンホールを通して測定用チップを挿入し、ゴムスリーブと測定用チップの間は接着剤で固めた。測定用チップの受圧面は非常に小さく、 Δu_C の値にはかなりの時間的遅れが予想される。 Δu_B と Δu_C の測定結果を、Fig. 3 に示す (Δu_C の測定は $\sigma_1 - \sigma_3 = 2.19, 2.30, 2.49 \text{ kg/cm}^2$ のものについて行なった)。図によると、定常クリープ以後は、ほぼ $\Delta u_B = \Delta u_C$ となっている。定常クリープ以前の Δu_B と Δu_C の違いには、 Δu_C の測定の単なる時間的遅れも含まれていることが考えられ、両者の違いがそのまま間ゲキ水圧の分布の不均一を反映しているのかどうかは判定できない。また $\Delta u_B = \Delta u_C$ となる領域においても、なお供試体全体としては間ゲキ水圧分布の不均一性の可能性は考えられる¹¹⁾。ここでは、Fig. 3 の結果から、間ゲキ水圧の分布は、

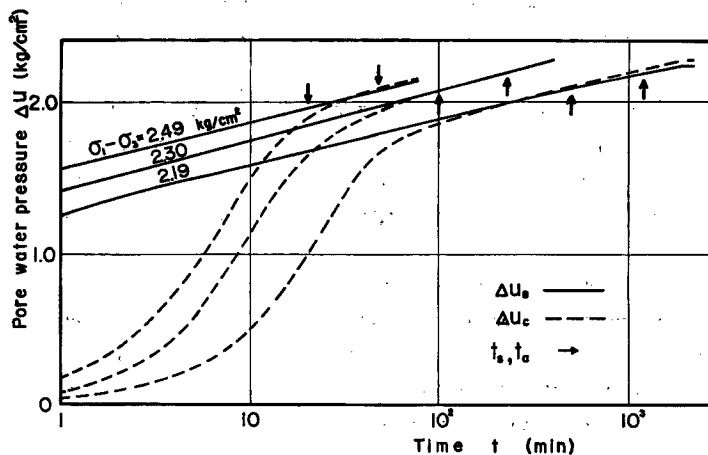


Fig. 3 Comparison of the pore water pressure Δu_B measured at the base of the specimen and Δu_C measured at the midheight of the specimen (Undisturbed clays).

Table 1 Test results.

Sample No.	Consolidation pressure σ_c (kg/cm ²)	Deviator stress $\sigma_1 - \sigma_3$ (kg/cm ²)	Initial water content w_i (%)	Final water content w_f (%)	At the beginning of the steady state creep				At the beginning of the accelerating creep				At rupture					
					Strain rate $\dot{\epsilon}_s$ (min ⁻¹)	Strain rate $d\epsilon/d \log t$ (min ⁻¹)	Time t_s (min)	Stress ratio $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_m'}$	Strain ϵ_a	Strain rate $d\epsilon/d \log t$ (min ⁻¹)	Time t_a (min)	Stress ratio $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_m'}$	Time t_f (min)	Stress ratio $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_m'}$				
No.1	3.0	1.20	58.3	50.3														
No.2	3.0	1.80	62.2	56.4														
No.3	3.0	1.99	69.9	51.7	6.0×10^{-6}	4.1×10^{-2}	3000	1.29	0.0970	1.04×10^{-1}	7500	1.35	18000	1.39				
No.4*	3.0	2.19	56.2	52.5	4.1×10^{-5}	4.6	500	1.34	0.0965	1.13	1200	1.42	2210	1.47				
No.5*	3.0	2.30	70.7	53.8	2.4×10^{-4}	5.5	100	1.35	0.0905	1.27	230	1.45	410	1.52				
No.6	3.0	2.37	57.4	53.3	6.0×10^{-4}	4.8	35	1.30	0.0780	1.04	75	1.39	154	1.49				
No.7*	3.0	2.49	65.7	52.4	1.03×10^{-3}	4.7	20	1.33	0.0840	1.14	48	1.42	79	1.46				
No.8	3.0	2.60	70.3	54.6	4.4×10^{-3}	6.1	6	1.36	0.0780	1.01	10	1.42	23	1.52				
No.9	3.0	2.40	69.8	52.5	2.1×10^{-3}	5.3	11	1.31	0.0830	1.06	22	1.40	49	1.53				
No.10	3.0	2.40	69.5	53.8	2.3×10^{-3}	4.8	9	1.33	0.0785	1.01	19	1.42	42	1.52				
No.11	2.0	1.60	63.9	46.0	1.55×10^{-4}	7.1×10^{-2}	200	1.31	0.1031	1.14×10^{-1}	320	1.35	494	1.36				
No.12	2.0	1.75	63.7	46.1	1.40×10^{-3}	6.4	20	1.30	0.0817	1.03	32	1.34	42	1.35				

{No. 1~10 : Undisturbed clays {No. 9 : $\sigma_1 - \sigma_3 = 1.5 \rightarrow 2.40$ kg/cm²
 {No. 11, 12 : Remoulded clays {No. 10 : $\sigma_1 - \sigma_3 = 1.5 \rightarrow 0 \rightarrow 2.40$ kg/cm²
 * The pore water pressure at the midheight of the specimen was measured.

定常クリープ以後はクリープ初期にくらべてかなり一様となっているという点だけを考慮しておいて、以下の議論では、間ゲキ水圧として Δu_B の値を用いることとする。

なお、圧密段階では、圧密圧力を作用したのち、発生する間ゲキ水圧 Δu_B および Δu_C が一定値に達してから排水コックを開いて圧密を行なったが、圧密開始と同時に一時的に Δu_C が増加する傾向がみられた。また、圧密開始後約 1000 分で Δu_C はほぼ 0 になっている。

Table 1 に試験結果を示す。(乱さない粘土の No. 9 は、最初 300 分 $\sigma_1 - \sigma_3 = 1.50 \text{ kg/cm}^2$ でクリープさせたのち、 $\sigma_1 - \sigma_3 = 2.40 \text{ kg/cm}^2$ でクリープ破壊したものであり、No. 10 は最初 300 分 $\sigma_1 - \sigma_3 = 1.50 \text{ kg/cm}^2$ でクリープして除荷し、21 時間放置したのち、 $\sigma_1 - \sigma_3 = 2.40 \text{ kg/cm}^2$ でクリープ破壊したものである。)

4. 考 察

(1) ヒズミ、間ゲキ水圧

乱さない粘土の軸方向ヒズミ ϵ の時間的変化を **Fig. 4** に示す。図中○印で示した点は定常クリープと加速クリープの開始点を示しており、それぞれのヒズミはこれだけの結果からは一定であるとはいえないように思われる。また、破壊寸前にはヒズミは急増し、破壊時のヒズミ ϵ_f を実験的に求めるのは困難であった。しかし、あるものは 16~17% のヒズミからヒズミが急増して破壊へ至る一方、他のものは 23~24% まできてヒズミが急増して破壊に至っており、こうしたことから考えて、破壊ヒズミ ϵ_f にはかなりのバラツキがあることが推測される。3 軸試験では、端面拘束その他の要因によってヒズミの分布は一様でなく、測定されるヒズミ~時間関係は、たとえ同一条件であっても異なるのが普通であろうし、さらに、破壊が確率

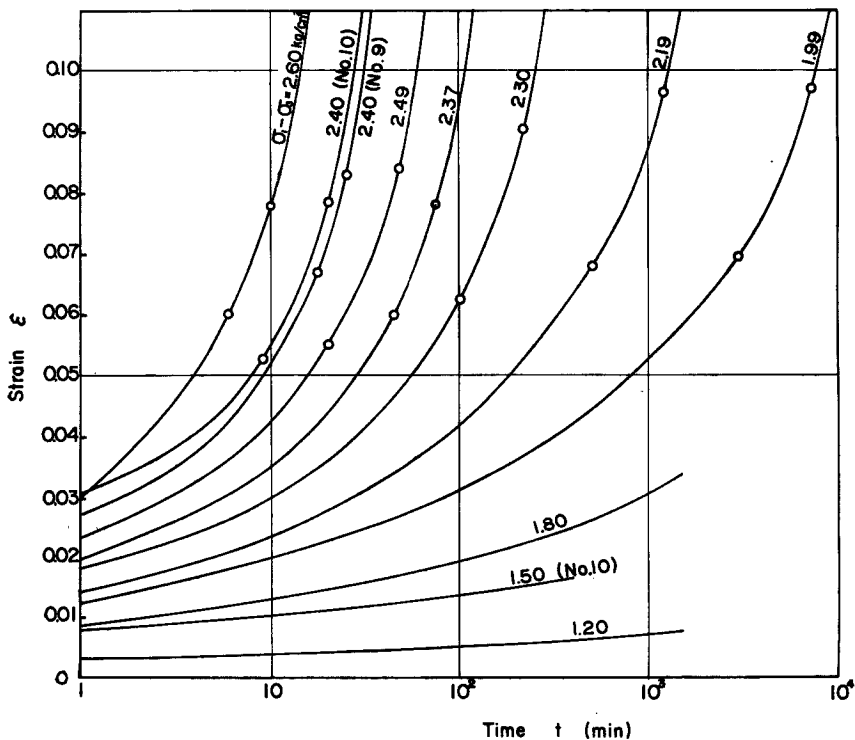


Fig. 4 Relationship between axial strain ϵ and time t in a logarithmic scale (Undisturbed clays).

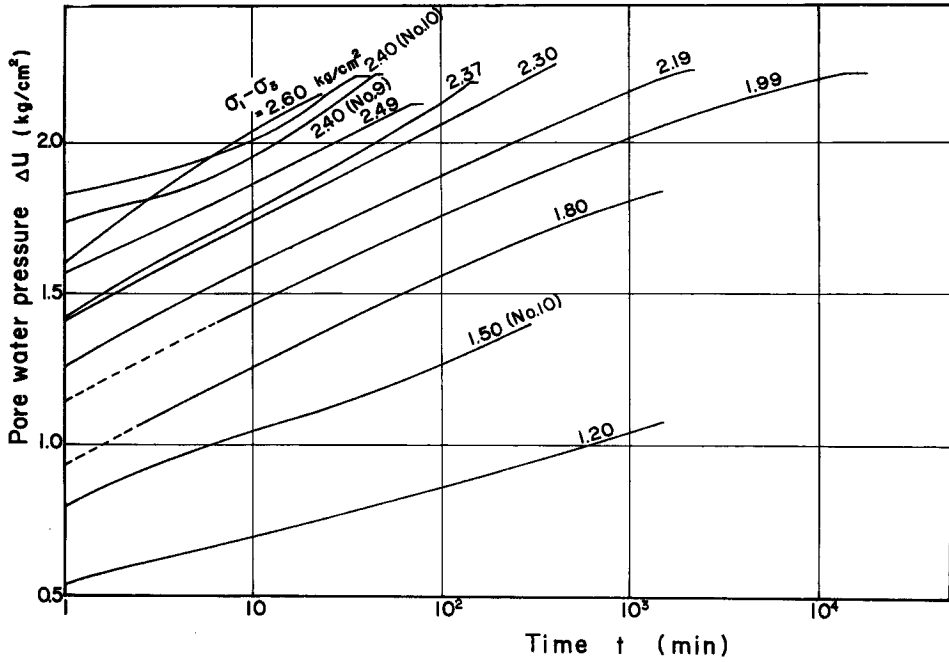


Fig. 5 Relationship between pore water pressure Δu and time t in a logarithmic scale (Undisturbed clays).

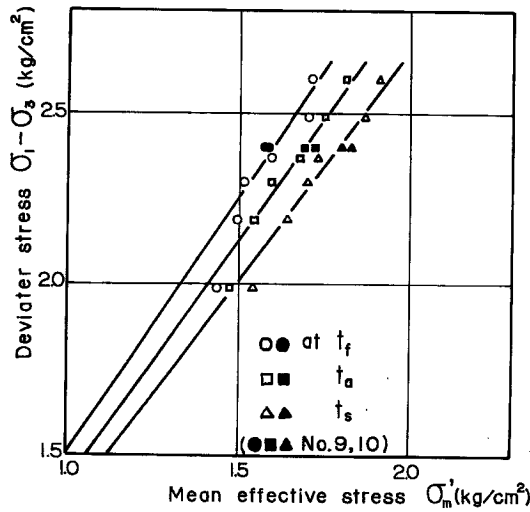


Fig. 6 Effective stress state at the beginning of the steady state and accelerating creep and at rupture (Undisturbed clays).

論的過程であることを考えれば、 ϵ_f (さらには ϵ_s, ϵ_a) にはバラツキがあるのが一般的であろう。

Fig. 5 には、乱さない粘土の間ゲキ水圧 du の時間的な変化が示されている ($\sigma_1 - \sigma_3 = 1.99 \text{ kg/cm}^2$ のものは、約 5000 分のところで測定上の事故があり、破壊時の間ゲキ水圧は実際より低く目に測定されていることが考えられる)。

Fig. 6 に、乱さない粘土について定常クリープと加速クリープの開始点および破壊点での有効応力状態をせん断応力 $\sigma_1 - \sigma_3$ と平均有効主応力 $\sigma_m' (= \sigma_1' + 2\sigma_3'/3)$ の関係にプロットしてあるが、いずれも原点を通る直線上にのっている。すなわち、定常クリープと加速クリープの開始点および破壊点が有効応力比 $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma_m'$ で規定されることがわかる。

(2) ヒズミ速度

クリープ破壊現象を考察するため、ヒズミ速度に着目し、まずヒズミ速度の時間的な変化を調べてみる。

ヒズミ速度としては $\dot{\epsilon} (= d\epsilon/dt)$ を考えるのが普通であるが、Fig. 2 からわかるように ϵ の時間的な変化は、遷移クリープ領域では、漸減、定常クリープ領域では一定、加速クリープ領域では増大、のように変化する。ところが、時間の対数に対するヒズミ速度 $d\epsilon/d \log t$ は、Fig. 4 からわかるように、一様に増大する。したがって、クリープ破壊へ至る全過程を連続して考える上では、 $d\epsilon/d \log t$ を用いた方が便利であろう。以下ではとくにことわらない限りヒズミ速度という場合は $d\epsilon/d \log t$ をさす。ここに、 $\dot{\epsilon}$ と $d\epsilon/d \log t$ の間には、

$$d\epsilon/d \log t = 2.3 \dot{\epsilon} t \quad \dots\dots\dots (1)$$

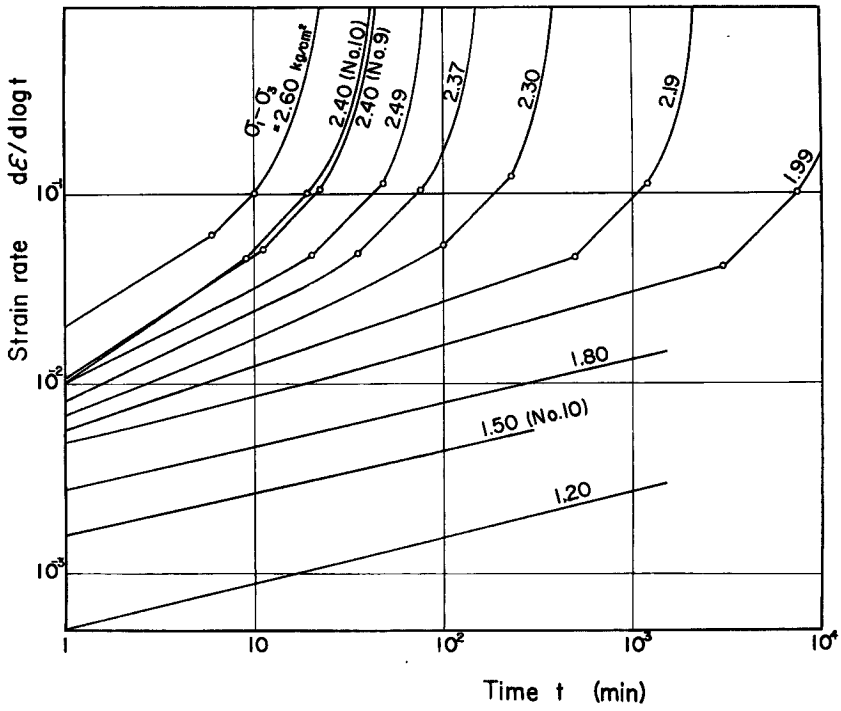
なる関係がある。

ヒズミ速度 $d\epsilon/d \log t$ と時間 t (分) の関係を両対数紙上に表わすと、Fig. 7 (a), (b) のようになる。(a) 図をみると、まずわかることは、 $\sigma_1 - \sigma_3 \leq 1.80 \text{ kg/cm}^2$ のものはほぼ平行な直線関係があり、 $\sigma_1 - \sigma_3 \geq 1.99 \text{ kg/cm}^2$ のものの遷移クリープ領域は、 $\sigma_1 - \sigma_3$ が大きくなるにしたがって傾きの大きくなる直線または曲線で示されている (ただし、クリープ履歴のある No. 9, 10 は除く) ことである。次に、加速クリープ開始点では、 $d\epsilon/d \log t$ は $\sigma_1 - \sigma_3$ の大きさ、クリープ履歴の有無にかかわらずほぼ一定の値 (平均 $1.09 \times 10^{-1} \text{ min}^{-1}$) となっており、加速クリープ開始点の一定のヒズミ速度の値で規定されることがわかる。これは Singh および Mitchell¹²⁾ がいくつかの非排水クリープ試験の結果から指摘していることと一致している。彼らはさらに、このヒズミ速度の一定値が土の種類によって決まる定数であることを示している。また、定常クリープ開始点の $d\epsilon/d \log t$ もバラツキは大きい、一定の値 (平均 $5.0 \times 10^{-2} \text{ min}^{-1}$) を示しているように思われる。一方、練返し粘土の場合をみると (Fig. 7 (b)), 加速クリープ開始点の $d\epsilon/d \log t$ は乱さない粘土の場合とほぼ一致しているが、定常クリープ開始点の $d\epsilon/d \log t$ は乱さない粘土の場合よりも大きい傾向がうかがえる。すなわち、練返し粘土の場合には、同じ粘土でも、乱さない粘土の場合より定常クリープ領域が短い傾向にあることが推測される。この点について、柴田、星野¹³⁾ は、粘土の鋭敏比が大きいほど定常クリープ領域が大きいことを示唆しており、もしこのような関係があるとすれば、上のような傾向は説明できる。

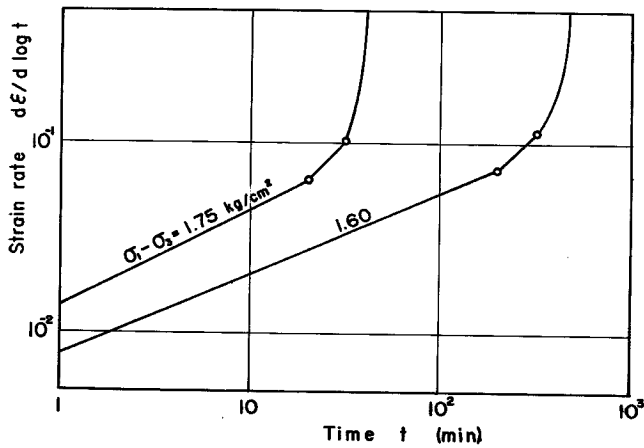
(3) ヒズミ速度に及ぼす有効応力比の影響

柴田および軽部¹⁴⁾ によると、普通の圧縮強度よりかなり小さいせん断応力 τ に対しては、有効垂直応力 σ_v' の大きさにかかわらずクリープヒズミ速度 $\Delta \epsilon_a / \Delta \log t$ (ϵ_a : 偏差ヒズミ) は τ に依存し、一方、圧縮強度に近い大きさの τ に対しては、 $\Delta \epsilon_a / \Delta \log t$ は応力比 τ / σ_v' に依存することを、クリープ中に実質上含水比が一定に保たれるような特別な 3 軸クリープ試験結果から示している。また、Fig. 4 で定常クリープと加速クリープの開始点が有効応力比 $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma_m'$ によって規定されることを示したが、柴田、星野¹³⁾ も同様のことを示している。以上のことと、(2) で示したように定常クリープと加速クリープの開始点でのヒズミ速度がそれぞれ一定であることを考え合わせると、粘土のクリープ挙動において、とくに破壊近くでは、ヒズミ速度 $d\epsilon/d \log t$ が有効応力比によって支配されることが推測される。

こうした点について Barden¹⁵⁾ は、幾種類かの練返し粘土と乱さない粘土について排水および非排水ク



(a)



(b)

Fig. 7 Relationship between logarithmic strain rate $d\epsilon/d \log t$ and time t in a logarithmic scale;
 (a) Undisturbed clays. (b) Remoulded clays.

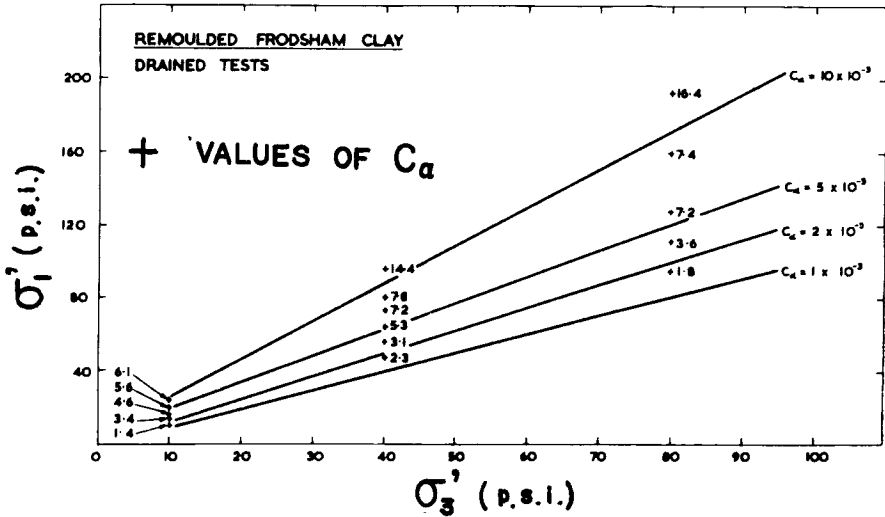


Fig. 8 Effect of effective stress ratio on strain rate C_α during secondary compression; Drained tests [after Barden (1969)].

リーブ試験を行ない、各作用応力についてのヒズミ-時間曲線 ($\epsilon \sim \log t$) の直線部分の傾き C_α (これは、クリープを狭い意味で用いるときのクリープヒズミ速度 $d\epsilon/d \log t$ である) に影響する主要な要因としての有効応力比の重要性を指摘し、含水比の影響は少ないことを示している。そして破壊が近づくと、このことがとくにいえることを強調している。(そのことを示す例として、彼が Frodsham clay の練返し試料について行なった排水試験結果を Fig. 8 に示す。) 彼はこの観点から、Singh および Mitchell¹⁾ が粘土のクリープ挙動を表わす一般式として示した式

$$d\epsilon/d \log t = A \exp(\bar{\alpha}\bar{D})(t_1/t)^m \dots\dots\dots(2)$$

(A, $\bar{\alpha}$, m: 定数, D: セン断応力, t_1 : 単位時間)

において、 $\bar{D} = D/D_{max}$ が応力比の形になっていること、および $\bar{\alpha}$, A が比較的含水比と無関係な一定値であるという実験事実を指摘し、彼の考えの裏付けとしている。なお、(2) 式で $m=1$ の場合 (このとき $\epsilon \sim \log t$ 関係は直線)、

$$d\epsilon/d \log t (=C_\alpha) = \bar{A} \exp(\bar{\alpha}\bar{D}) \dots\dots\dots(3)$$

となり、ヒズミ速度は応力比とともに指数的に増加することがわかる。

Walker¹⁴⁾ も Barden¹³⁾ と同様、クリープヒズミ速度 C_α に影響する主要な要因として有効応力比をあげている。彼は、排水および非排水の3軸クリープ試験の結果を C_α と有効応力比 $\sigma_1 - \sigma_3/\sigma'_m$ の関係として Fig. 9 (a), (b) のように示し、これから応力比の小さいところ ($\sigma_1 - \sigma_3/\sigma'_m < 0.3$) では、排水、非排水にかかわらず

$$C_\alpha \propto \sigma_1 - \sigma_3/\sigma'_m \dots\dots\dots(4)$$

が成立するが、応力比の大きいところでは、排水、非排水で異なる関係があるとしている。(彼はこのことを、同じ試料について行なった単純セン断試験の結果からも示している。)

Figs. 8 および 9 の試験結果は、 C_α が $\sigma_1 - \sigma_3/\sigma'_m$ の関数として表わされることを示している。そこで、Fig. 8 の+印で示されたプロット、および Fig. 9 (a) のプロット、Fig. 9 (b) の平均的な線を $\log C_\alpha \sim \sigma_1 - \sigma_3/\sigma'_m$ 関係としてプロットし直すと、それぞれ Figs. 10 および 11 のようになる。Fig. 10 では図中の実線のような関係がみられる。Fig. 11 では、排水試験のプロットにはバラツキが大きいが、その関係がもし非排水試験の平均的な線 (図中の実線) のように表わされるとすれば、排水、非排水を問わず

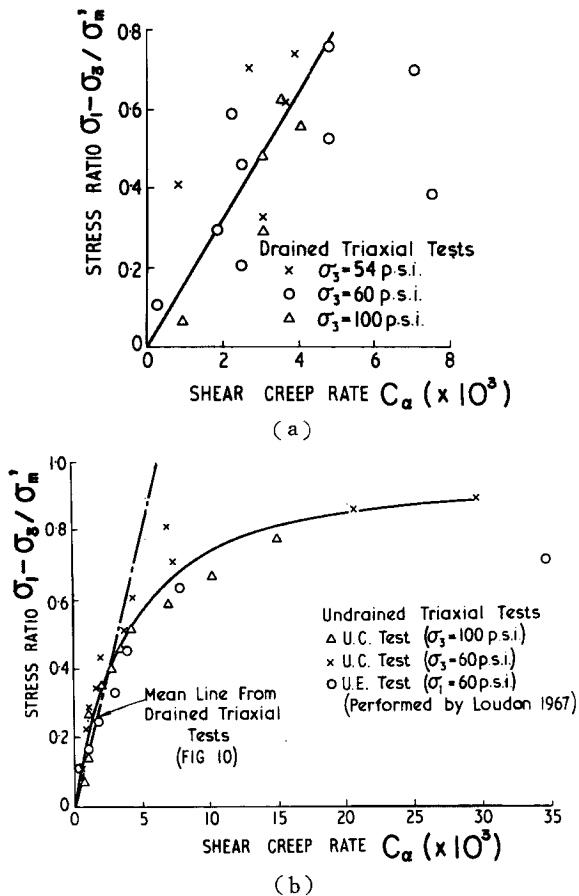


Fig. 9 Effect of effective stress ratio on strain rate C_α during secondary compression [after Walker (1969)];
 (a) Drained tests. (b) Undrained tests.

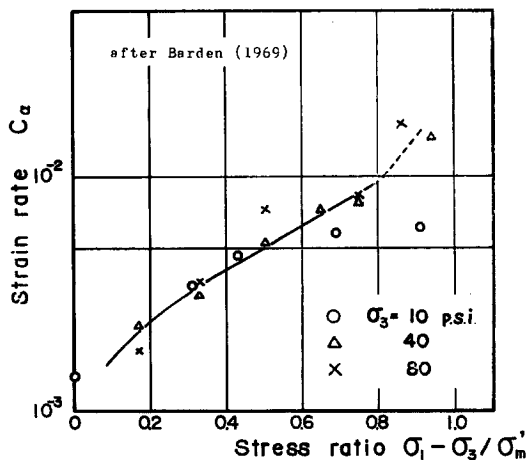


Fig. 10 Relationship between C_α and $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma_m'$ (from Fig. 8).

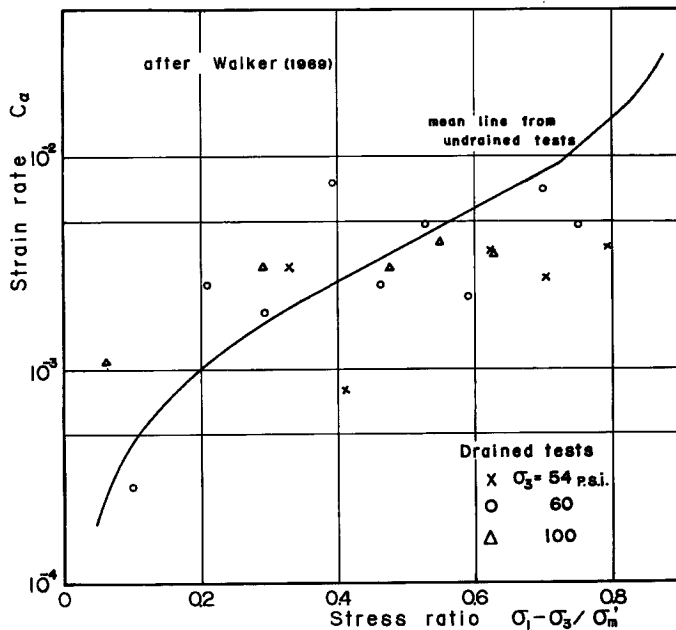


Fig. 11 Relationship between C_α and $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m$ (from Fig. 9).

$\log C_\alpha$ と $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m$ との間には一義的な関係があり、その関係は、 $0.3 < \sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m < 0.7$ で直線関係、 $0.7 < \sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m < 0.8$ でさらに傾きの大きい直線関係となっている。しかも Fig. 10 と Fig. 11 の関係は似た形をしている。

したがって、Figs. 10 および 11 から

$$C_\alpha = A' \exp \left(\alpha' \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma'_m} \right) \dots\dots\dots (5)$$

が成立することがわかる。(5) 式で $\alpha'(\sigma_1 - \sigma_3) / \sigma'_m$ が小さいときは、

$$C_\alpha \approx A' \left(1 + \alpha' \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma'_m} \right) \dots\dots\dots (6)$$

となり、(4) 式のような関係が成立する。(5) 式は (3) 式と同じ形である。

さて、著者らの試験結果を $d\epsilon / d \log t$ と $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m$ の関係で示すと、Fig. 12 (a), (b) のようになる。多少のバラツキはあるが、定常クリープ以後は、 $d\epsilon / d \log t_f$ と $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m$ の間には一義的な関係があり、

$$d\epsilon / d \log t = f(\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m) \dots\dots\dots (7)$$

($f(\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m)$ は、 $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m$ のみの関数)

と表わされることがわかる。図中には、定常クリープ領域のプロットは示していないが、すべての場合についてほぼ直線関係が成立しており、したがって、とくに定常クリープ領域では、

$$f(\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma'_m) = A'' \exp \left(\alpha'' \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma'_m} \right) \dots\dots\dots (8)$$

となる。

さらに、2次圧縮 (secondary compression) 時のヒズミ速度が (5) 式のように表わされることから考えて、Fig. 12 (a) のクリープ曲線の包絡線として点線のような2次圧縮に対応する線の存在が考えられる。クリープ破壊を生じない場合のクリープ曲線は、この包絡線の下から包絡線へ接近し、 $\epsilon \sim \log t$ 関係が直線になったとき、すなわち2次圧縮に入ったときに、この包絡線にのる。一方、クリープ破壊を生じる場

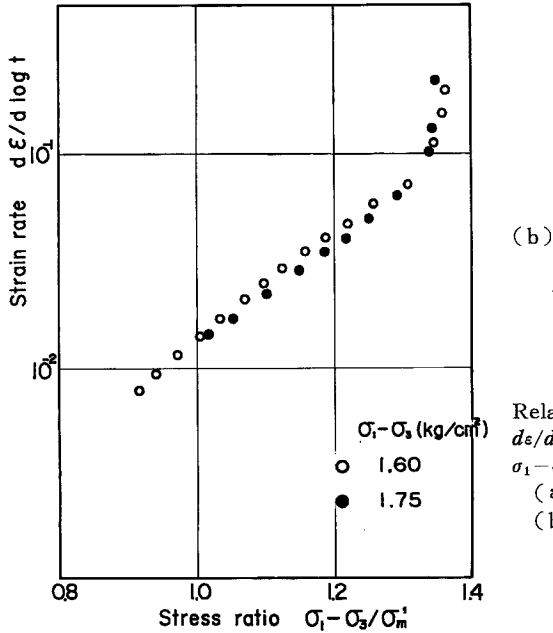
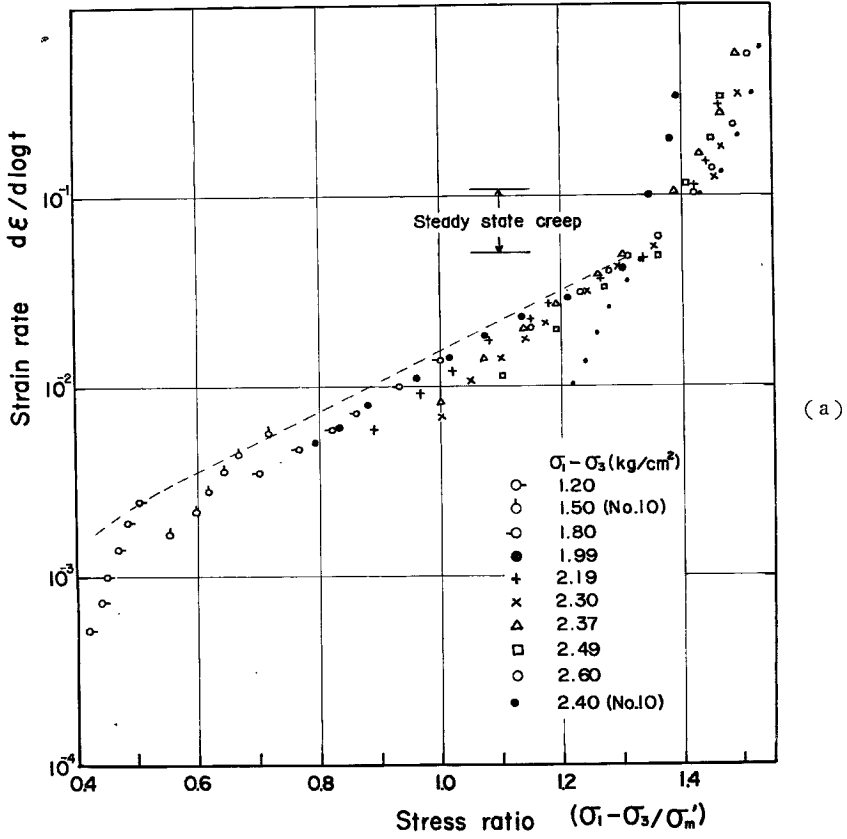


Fig. 12
 Relationship between strain rate $d\epsilon/d \log t$ and effective stress ratio $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma_m'$;
 (a) Undisturbed clays,
 (b) Remoulded clays.

合のクリープ曲線は、図中の定常クリープ開始点に対応する一点へ向って集まり、この点に達したのちは、すべて同じ軌跡を描いて（その軌跡は（7）、および（8）式で表わされる）破壊へ至るのであろう。さらに、図中のクリープ破壊を生じる場合の遷移クリープ領域のクリープ曲線を見ると、クリープ履歴のないものについては、例外はあるが、 $\sigma_1 - \sigma_3$ が大きいほど勾配が大きい傾向がある。クリープ履歴のあるものは、さらに勾配が大きい。

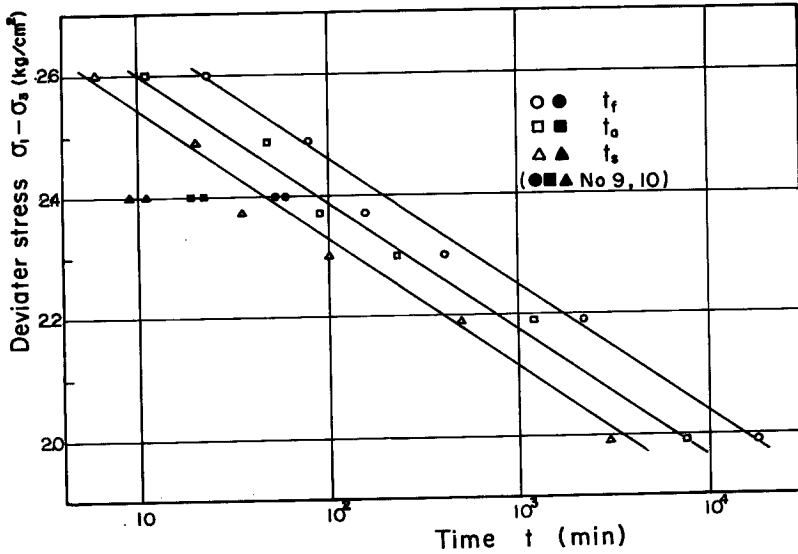


Fig. 13 Relationship between deviator stress $\sigma_1 - \sigma_3$ and failure time t_f (Undisturbed clays).

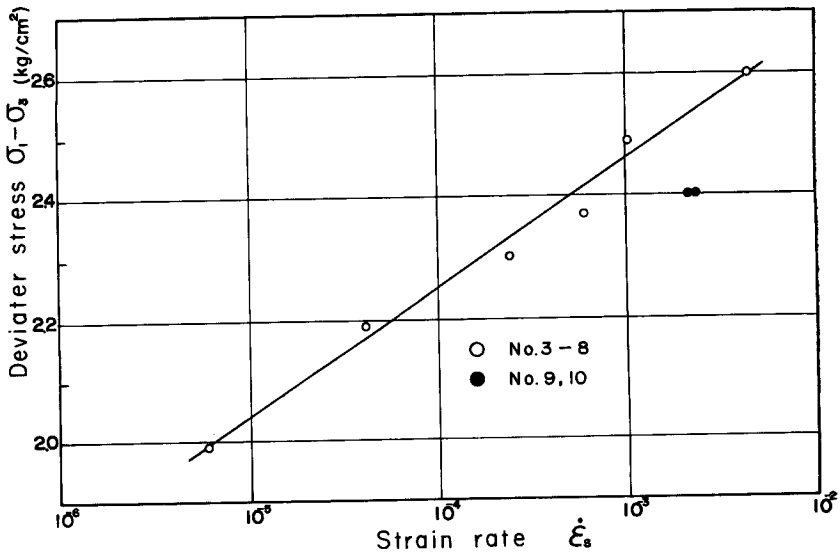


Fig. 14 Relationship between deviator stress $\sigma_1 - \sigma_3$ and strain rate during steady state creep $\dot{\epsilon}_s$ (Undisturbed clays).

(4) 破壊時間

村山および柴田³⁾は、速度理論を用いて、載荷から破壊までの時間 t_f と作用応力 $\sigma_1 - \sigma_3$ の間に

$$\log t_f = a(\sigma_1 - \sigma_3) + b \dots\dots\dots(9)$$

なる関係があることを導き、実験的に確かめている。ここでの試験結果(乱さない粘土)を Fig. 13 に示すが、(9)式の成立することがわかる。図中には、さらに $\sigma_1 - \sigma_3$ と t_s , t_a (それぞれ載荷から定常クリープおよび加速クリープの開始までの時間—Fig. 2 参照—)の関係も示されており、(9)式の直線と平行な関係がみられる。ただし、クリープ履歴のある No. 9 と No. 10 の場合は、以上のような関係からはずれている。

また、定常クリープ時の挙動はビンガム流動として知られており、このときのヒズミ速度 $\dot{\epsilon}_s$ と応力 σ の間には一定の関係があることがわかっている(金属材料などでは、一般に $\dot{\epsilon}_s = C\sigma^n$; C, n : 定数; が成立する²⁾)。Fig. 14 に $\dot{\epsilon}_s$ と $\sigma_1 - \sigma_3$ の関係を示す。図から

$$\log \dot{\epsilon}_s = a'(\sigma_1 - \sigma_3) + b' \dots\dots\dots(10)$$

なる関係が成立することがわかる。ただし、クリープ履歴のある No. 9, No. 10 は (10) 式の関係からはずれている。

(9) および (10) 式から、定常クリープ時のヒズミ速度 $\dot{\epsilon}_s$ と破壊時間 t_f (あるいは、 t_s , t_a) の間には、密接な関係があることがわかる。事実、斎藤および上沢³⁾は、多くの実験データをもとにして、

$$\log t_f = C - m \log \dot{\epsilon}_s \dots\dots\dots(11)$$

(C, m : 定数)

なる実験式を導いている。彼らは、 $m = 0.916 \pm 0.59$ であることから、 $m = 1$ とすると、(11) 式は

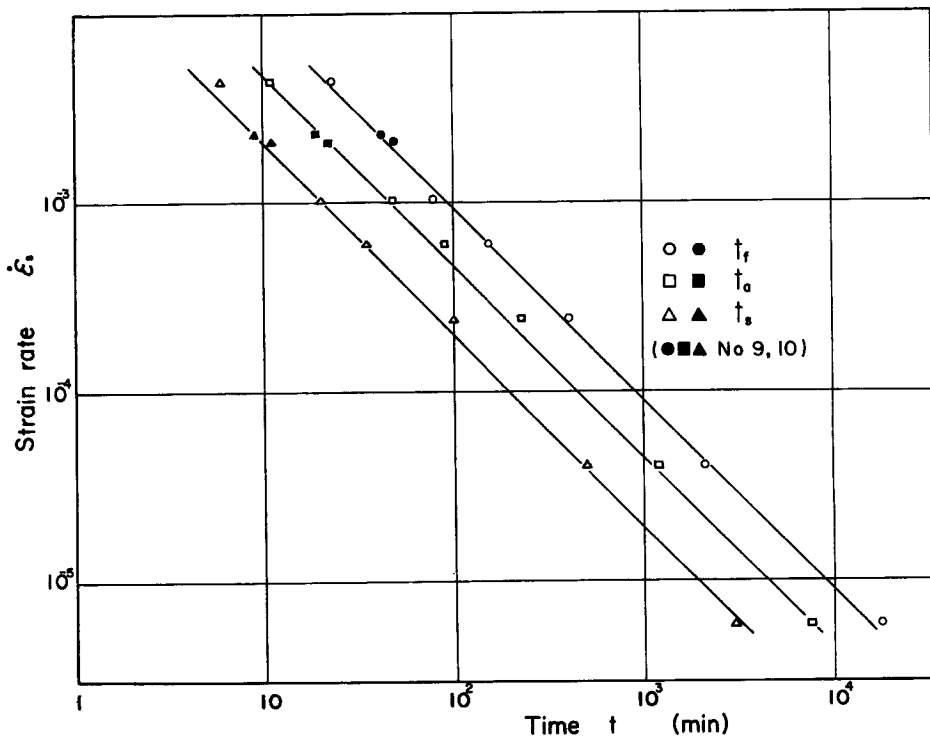


Fig. 15 Relationship between $\dot{\epsilon}_s$ and t_f (or t_a or t_s) (Undisturbed clays).

$$\dot{\epsilon}_s \cdot t_f = \text{const.} \dots\dots\dots(12)$$

のような簡単な形になるとしている。しかも、この定数は、土の種類や試験方法に無関係な定数である。

Fig. 15 に $\dot{\epsilon}_s \sim t_f$ 関係を示す。ほぼ 45° の直線となっていて、(12) 式が成立することがわかる。さらに興味深いことには、クリープ履歴のある No. 9, No. 10 の場合も同じ関係があることである。(9), および (10) 式がクリープ履歴のある場合は成立していないことから考えて、偶然のことかも知れないが、実験結果が少ないのははっきりしたことはいえない。図中には、 $\dot{\epsilon}_s$ と t_s , t_a との関係も示されており、これらも $\dot{\epsilon}_s \sim t_f$ の直線と平行な直線となっている。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_s t_s &= \text{const.} \\ \dot{\epsilon}_s t_a &= \text{const.} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(13)$$

(13) 式は、(1) 式から考えて、定常クリープと加速クリープの開始時のヒズミ速度 $d\epsilon/d \log t$ が、それぞれ一定であることと同じことを表わしており、(2) で示した通りである。

齋藤¹⁵⁾は、(12) 式をもとにして、さらに加速クリープ領域で、時間 t におけるヒズミ速度を $\dot{\epsilon}$ とすると、

$$\dot{\epsilon}(t_f - t) = \text{const.} \dots\dots\dots(14)$$

が成立すると仮定して、加速クリープ曲線の形から t_f を予測する新しい方法を提案し、現場での実測結果とよく一致することを示している。(14) 式において、 $t = t_a$ のとき、

$$\begin{aligned} (14) \text{ 式の左辺} &= \dot{\epsilon}_s(t_f - t_a) \\ &= \dot{\epsilon}_s t_f - \dot{\epsilon}_s t_a \\ &= \text{const.} \quad ((12) \text{ および } (13) \text{ 式より}) \end{aligned}$$

となることから考えて、(14) 式はそんなに不合理な仮定ではないであろう。

5. ま と め

正規圧密粘土のクリープ破壊挙動において、定常クリープ以後のヒズミ速度 $d\epsilon/d \log t$ と有効応力比 $\sigma_1 - \sigma_3 / \sigma_m'$ の間には、作用するせん断応力 $\sigma_1 - \sigma_3$ の大きさには無関係に一義的な関係があることが示された。2次圧縮時のヒズミ速度は、(5) および (6) 式のように有効応力比の関数として表わされる。また、せん断応力 $\sigma_1 - \sigma_3$ 、破壊時間 t_f および定常クリープ時のヒズミ速度 $\dot{\epsilon}_s$ の間には密接な関係があり、齋藤および上沢⁵⁾の示した $\dot{\epsilon}_s$ と t_f の間の実験式 (12) 式は、理論的に裏付けられるものと思われる。

参 考 文 献

- 1) Singh, A. and J. K. Mitchell: General Stress-Strain-Time Function for Soils, Journal of Soil Mechanics and Foundations Div. A. S. C. E., Vol. 94, No. SM1, January 1968, pp. 21~46.
- 2) 横堀武夫: 材料強度学, 岩波全書 256, 1964.
- 3) Murayama, S. and T. Shibata: Flow and Stress Relaxation of Clays, I. U. T. A. M., Rheology and Soil Mechanics Symposium, Grenoble, April 1964, pp. 99~129.
- 4) Goldstein, M. N. and G. Ter-Stepanian: The Long-Term Strength of Clays and Depth Creep of Slopes, Proceedings of the Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 2, 1957, pp. 311~314.
- 5) Saito, M. and H. Uezawa: Failure of Soil Due to Creep, Proceedings of the Fifth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1, 1961, pp. 315~318.
- 6) Vyalov, S. S. and A. M. Skibitsky: Rheological Process in Frozen Soils and Dense Clays, Proceeding of the Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1, 1957, pp. 120~124.

- 7) Shibata, T. and D. Karube: Creep Rate and Creep Strength of Clays, Proceedings of the Seventh International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1, 1969, pp.361~367.
- 8) 柴田徹・星野満：正規圧密粘土の降伏値について，土木学会第24回年次学術講演会講演集第3部，昭和44，pp.93~94.
- 9) Rowe, P. W. and L. Barden: Importance of Free Ends in Triaxial Testing, Journal of Soil Mechanis and Foundations Div. A. S. C. E., Vol. 90, No. SM1, 1964, pp.1~27.
- 10) Richardson, A. M. and R. V. Whitman: Effect of Strain-Rate upon Undrained Shear Resistance of a Saturated Remoulded Fat Clay, Geotechnique Vol. 13, 1963, pp.310~324.
- 11) 赤井浩一：三軸試験における間ゲキ水圧測定の問題，土質工学会第10回シンポジウム，昭和40，pp.125~129.
- 12) Singh, A. and J. K. Mitchell: Creep Potencial and Creep Rupture of Soils, Proceedings of the Seventh International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1, 1969, pp.379~384.
- 13) Barden, L.: Time Dependent Deformation of Normally Consolidated Clays and Peats, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Div. A. S. C. E., Vol. 95, No. SM1, January 1956, pp.1~31.
- 14) Walker, L. K.: Secondary Compression in the Shear of Clays, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Div. A. S. C. E., Vol. 95, No. SM1, January 1969, pp.167~188.
- 15) 斎藤迪孝：斜面崩壊発生時期の予知，土と基礎（土質工学会）Vol. 17, No. 2, 昭和44, pp.29~38.