

粘土のクリープ破壊に関する実験的研究*

EXPERIMENTAL STUDY ON CREEP RUPTURE OF CLAYS

栗原則夫*
By Norio Kurihara

1. まえがき

軟弱な粘土地盤上に構造物や盛土などを築造する場合、圧密沈下とともにクリープによる地盤の変形が生じる。特に急速な築造が行なわれる場合には、非排水状態での大きなクリープ変形が生じ、しかも上載荷重が一定の限界以上に大きい場合には、クリープ破壊が生じる。こうした原因によって構造物や盛土が破壊したり不安定になる例は、現場においてよくみられる。したがって、土、特に粘土のクリープ破壊特性を明らかにすることは、工学上重要なことである。しかし、土に限らず一般の材料の場合もクリープ破壊現象は複雑かつ定量的に把握しにくい現象であって、いまだに明らかにされていない面が多い。著者はこの研究において、従来の研究成果とここで行なった実験結果をもとに、粘土の非排水状態でのクリープ破壊特性をまとめ、若干の考察を行なった。特に定常クリープ速度と破壊時間については、三種類の温度での実験結果をもとに速度論的な考察を加え、両者の関係を説明した。またクリープ破壊特性と通常のひずみ制御試験や荷重制御試験における破壊特性との関係についても言及した。なお、この研究は、京都大学防災研究所年報に発表したもの^{1), 2)}に新たなる考察を加えまとめたものである。

2. 従来の研究

(1) 実験的研究

粘土に一定のせん断応力 τ を作用すると、時間 t とともにせん断ひずみ γ が増加するが、その変化の様子は、 τ の大きさによって 図-1 のように 3 つのタイプに分類される。すなわち

(I) 応力の作用と同時に弾性的変形を生じ、それ以後はほとんど変形しない場合

(II) 応力作用時の弾性的変形のうち、変形は時間とともに増加するが、その増加率、すなわちひずみ速度あるいはクリープ速度は時間とともに減少し、ついには変形は一定の大きさに収束する場合

(III) 変形は時間とともに増加するが、クリープ速度は最初は減少し、一定の値に落ちていたのち、今度は増加しはじめて、ついには破壊へ至る場合

である。(II) のタイプのクリープについては、多くの理論的実験的研究がなされており、一般的な応力～ひずみ～時間関係式もいくつか提案されている。それらをひずみ～時間曲線の形から分類すると、次の二種類になる。

① 対数クリープ

ひずみが時間の対数に対して直線的に増加する場合で、

または

のように表わされる。ここに, r_0 は瞬間ひずみ, a は定数であり, \ln は自然対数を表わす。

② 指数クリープ

ひずみが時間とともに指数的に増加する場合で、

のように表わされる。ここに b, n は定数であって,
 $0 < n < 1$ である。

Singh・Mitchell³⁾ は、式(1a), (2)を含む一般式として、

なる式を提案している。ここに, $\dot{\epsilon}$ は軸ひずみに関するひずみ速度, σ_d は主応力差, t_1 は単位時間, A , a , m は定数であり, 式(3)は圧密履歴や排水条件のいかんにかかわらず成立する。

* 正会員 工修 日本道路公団試験所・技師

一方、(III) のクリープ破壊を生じる場合については、いくつかの特性についての研究結果が報告されているが、まとまった研究は少ないようである。

図-1 の (III) のクリープ曲線をあらためて図示すると、図-2 のようになる。このクリープ曲線は、普通図のような領域に区分される。すなわち、載荷と同時に瞬間ひずみ γ_0 が生じたのちの領域を、①ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ が減少する領域、② $\dot{\gamma}$ が一定の領域、③ $\dot{\gamma}$ が増加して破壊へ至る領域、に区分し、①を遷移クリープまたは一次クリープ、②を定常クリープまたは二次クリープ、③を加速クリープまたは三次クリープと称する。

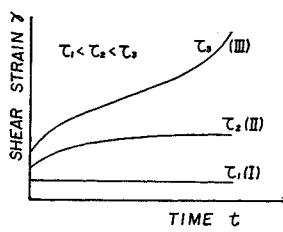


図-1 典型的なクリープ曲線

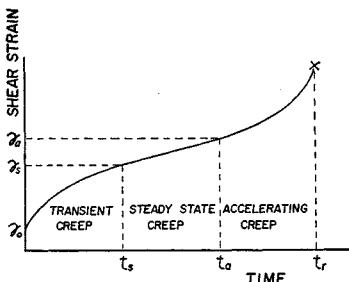


図-2 クリープ破壊曲線

遷移クリープは、ひずみ速度が単調に減少するという点では、図-1 の (II) の場合と同様である。

定常クリープ時のひずみ速度、すなわち定常クリープ速度は、クリープ破壊過程での最小値であって、クリープ破壊特性を表わす一つの指標となりうることが予想される。事実、斎藤・上沢⁴⁾は、定常クリープ速度と破壊時間（載荷から破壊までの時間）が近似的に逆比例することを実験的に明らかにしている。

多くの金属クリープの加速クリープは、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知られている⁵⁾。粘土の場合は、どのような機構が進行しているのかは知られていないが、Casagrande・Wilson⁶⁾は、加速クリープ開始点付近で供試体表面に微小なすべり面が現われるのを観察している。普通クリープ破壊というときは、最終的に生じる巨視的な破断点をもっていうことが多いが、クリープ破壊はいかなる量で規定されるであろうか。村山・柴田⁷⁾は、加速クリープにおいてひずみが急増する点をもって破壊点と考え、このときのひずみがクリープ応力の大きさに無関係に一定であることを実験的に示している。Goldstein・Ter-Stepanian⁸⁾も同様のことを報告してい

るが、斎藤・上沢⁴⁾は、同じ種類の試料について同じ条件で試験しても破壊ひずみはばらついて、一定の傾向はないという結果を示している。一方、応力の面からは、正規圧密粘土のクリープ破壊時の有効応力状態は、同じ粘土についての通常の圧縮試験から求められる破壊線上にあることが、柴田・輕部⁹⁾によって確かめられている。

また、柴田・星野¹⁰⁾は、正規圧密粘土の三軸スライスせん断試験の結果から、定常クリープ領域の範囲が有効内部摩擦角で表わした 2 つの降伏値で表わされることを明らかにしている。

(2) 速度論的研究

近年、粘土のクリープが熱活性化過程を含むことを裏付ける実験的根拠が多くの研究者によって示されている^{11), 12), 13), 14)}。クリープは複雑な現象であって、一定の条件のもとでは同時にいくつかの機構が働きうる。こうしたいくつかの機構を含む熱活性化過程としてのクリープのひずみ速度は、一般に

$$\dot{\gamma} = \sum Z_i(\nu, T, S) \sigma_i(T, S) \exp \{-\Delta H_i(T, S)/RT\} \quad (4)$$

と表わされる⁵⁾。ここに、 Z_i は流動単位についての振動の頻度 ν 、エントロピー変化、温度 T 、構造を表わす項 S の関数であり、 σ_i は温度および構造の項を含む応力の関数であって、 ΔH_i はクリープを支配する i 番目の機構に対する真の活性化エネルギーで、温度および構造によって変わりうる。式 (4) の形を決定するためにはクリープを支配するすべての微視的な機構を明らかにする必要がある。そのため普通行なわれる実験的な方法は、 Z_i および σ_i を一定に保つような実験を行なって、支配機構の活性化エネルギー ΔH_i に近似した値としての見かけの活性化エネルギーを求め、その値から支配機構を推測する方法である。こうした方向の研究は、Tobolsky・Eyring¹⁵⁾が絶対反応速度論を高分子材料のせん断粘性流動に適用して分子論的な考察を行なったのが最初である。Kauzmann¹⁶⁾は、こうした考え方を金属のクリープに適用する詳細な試みを行なった。彼は、金属の定常クリープを、固体内の基本的な構造とみなされる流動単位 (flow unit) が活性化される单一の過程と考えて、定常クリープ速度 $\dot{\gamma}_s$ を

$$\dot{\gamma}_s = (2 \lambda / \lambda_1) (kT/h) \exp(-\Delta F/RT) \sinh(A \lambda \tau / kT) \quad (5)$$

のように導いた。ここに、 k は Boltzmann 定数で 1.38×10^{-19} erg/deg·mol、 h は Planck 定数で 6.624×10^{-27} erg/sec、 R は気体定数で 1.98 cal/mol、 ΔF は活性化自由エネルギー (単位は cal/mol)、 λ は流動単位の平衡位置間の距離、 λ_1 は流動方向に直角な方向の流動单

位間距離, A は流動単位の断面積, τ は単位面積当たりのせん断応力である。なお、式(5)の誘導は、多くの文献^{12), 16), 17)}に示されているので、ここでは省略する。

ところで、速度論の粘土のクリープへの適用の仕方は、研究者によって様々である。たとえば、村山・柴田¹⁸⁾は、粘土をばねとダッシュポットとスライダーを組み合せた力学モデルで表わし、Tobolsky・Eyring¹⁹⁾にならって、そのダッシュポットの粘性を速度論から説明される構造粘性で表わした。Andersland・Douglas¹⁷⁾は、同様な試みを粘土のサスペンションの粘性流動について行なっているが、彼らはまた、粘土の定常クリープ速度を速度論から導いており、その形は式(5)と同一である。彼らは、 $\lambda = \lambda_1$ なる近似をし、さらに $A\lambda = V_f$ とおいて式(5)を簡単化し

$$\dot{\tau}_s = (2kT/h) \exp(-\Delta F/RT) \sinh(V_f \tau / 2kT) \quad \dots \dots \dots (6)$$

とした。ここに、 V_f は 1 個の流動単位を含む体積で、活性化体積と呼ばれる。ところで、Mitchell・Singh・Campanella¹³⁾によれば、通常の圧縮試験による強度の 25% 以上の応力レベルでは、 $V_f \tau / 2kT > 1$ と考えてよい。クリープ破壊を生じるような応力は十分大きいから、この条件を満足し、このときは数学的近似によって式(6)は

$$\dot{\tau}_s = (kT/h) \exp(-\Delta F/RT) \exp(V_f \tau / 2kT) \quad \dots \dots \dots (7)$$

となる。

一方、破壊時間 t_r を速度論から導く試みは、やはり Tobolsky・Eyring¹⁵⁾によって行なわれ、村山・柴田¹⁸⁾は、それが粘土の場合についても適用できることを実験的に確かめた。それによると、近似的に

$$t_r = (h/kT) \exp(\Delta F_0/RT) \exp(-\lambda \tau / 2N_0 kT) \quad \dots \dots \dots (8)$$

である。ここに、 ΔF_0 は活性化自由エネルギー、 N_0 は単位面積当たりの流動単位の個数の $t=0$ における値である。ここで、 $1/N_0$ は流動単位 1 個の占める面積であるから、 λ/N_0 はやはり活性化体積 ($t=0$ における) である。

$\lambda/N_0 = V_{f0}$ とおけば、式(8)は

$$t_r = (h/kT) \exp(\Delta F_0/RT) \exp(-V_{f0} \tau / 2kT) \quad \dots \dots \dots (9)$$

となる。

ところで注意しなければならないのは、以上のような速度論から導びかれた式は、クリープが单一の過程であるという仮定で導かれたものであるから、実際のクリープ過程がいくつかの機構を同時に含む場合は、これらの式の ΔF (あるいは ΔF_0) や V_f (あるいは V_{f0}) が物

理的な意味をもつのは、ある特定の機構が他の機構よりも支配的な場合だけであるということである¹⁷⁾。

3. 試料および試験方法

(1) 試 料

試験に用いた粘土試料は、大阪梅田の地下鉄工事現場から採取した海成粘土で、その物性は表-1に示すとおりである。練返し試料 B, C は、液性限界以上の高含水比で十分練返してスラリー状にした粘土を、気泡が混入しないように十分注意しながら大型円筒圧密容器（直径 25 cm）に入れ、所定の圧密圧力で再圧密したものである。試料はすべてクッキングフォイルで包装し、パラフィンで固めて、恒温恒湿の室内に保存した。

表-1 試 料 の 物 性

試料	液性限界 (%)	塑性限界 (%)	粘土含有率 (%)	比重	先行圧縮応力 (kg/cm ²)	備考
A	69.2	32.5	30	2.64	2.0*	乱さない粘土 CU クリープ
B	54.1	31.1	68	2.66	0.5	練返し粘土 CUT クリープ
C	60.1	33.0	64	2.70	3.7	練返し粘土 UUT クリープ UUS 試験

* 圧密試験より求めた値

(2) 試 験 方 法

試験は直径 3.58 cm、高さ 8 cm の円柱形供試体について行なった。試験の種類および各試験の手順は、以下に述べるとおりである。試験はすべて非排水試験である。

a) CU クリープ

室温 (20°C) での圧密非排水クリープ試験で、圧密圧力 σ_c は 3.0 kg/cm²、圧密時間は 48 時間とし、圧密後 1.0 kg/cm² のバックプレッシャーを 12 時間作用した。過剰間げき水圧 (以下間げき水圧と呼ぶ) Δu は、供試体側面に巻きつけた短冊状のペーパードレーンを通して供試体底面で測定した。測定は圧力変換器を用いて電気的に行なった。軸ひずみはダイヤルゲージで測定した。

b) CUT クリープ

温度を変化させた圧密非排水クリープ試験で、圧密圧力は 2.0, 3.0, 4.0 kg/cm² の三種類、圧密時間は約 1 週間とし、圧密後 1.0 kg/cm² のバックプレッシャーを 5~12 時間作用した。圧密時の温度はすべて 20°C とし、圧密圧力 3.0 kg/cm² の試験のうちのいくつかは 35°C と 50°C でのクリープ試験とした。

c) UUT クリープ

温度を変化させた一軸クリープ試験で、試験温度は b) と同様 20°C, 35°C, 50°C の三種類である。

d) UUS 試験

ひずみ速度を変化させた一軸状態のひずみ制御試験で、試験温度は 20°C とした。

なお、各試験に用いた試料は表-1 に示すとおりである。

(3) 試験装置

試験装置の概略は図-3 のとおりである。試験機はノルウェー Geonor 製の三軸試験機で、35°C, 50°C でのクリープは図のように三軸セルを恒温水槽に浸して行なった。クリープ応力としての主応力差 σ_d は、図の載荷レバーによって荷重を用いて作用する。水槽の底にはヒーターが取りつけられており、水槽の水はサーモスタットの作用で所定の温度に $\pm 0.5^\circ\text{C}$ の誤差で自動調節された。試験中は搅拌器を回して水槽の水の温度が一様になるようにした。

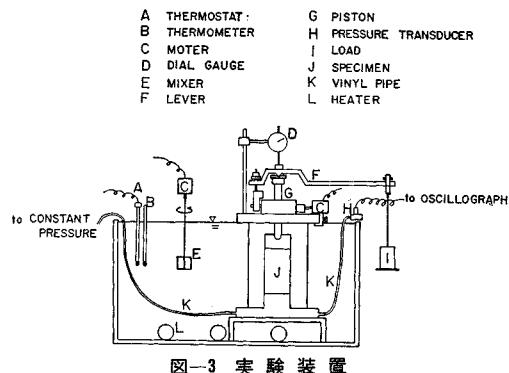


図-3 実験装置

(4) 試験上の問題点

a) 圧密時の温度

圧密圧力が一定でも温度が異なると圧密排水量が異なって、圧密後の含水比は一定とならない¹⁸⁾。そこで CUT クリープでは圧密段階はすべて 20°C とし、35°C, 50°C でのクリープを行なうときは、圧密後バックプレッシャーを作用して非排水状態にしたのち温度を上昇する方法をとった。しかし、この場合は含水比が一定になる代りに温度上昇に対応

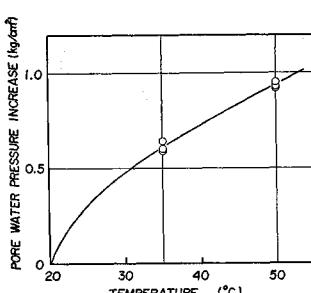


図-4 クリープ前の温度上昇による間けき水圧増加 (CUT クリープ)

する間けき水圧増加が生じた。クリープ前のこの温度上昇による間けき水圧の増加は図-4 に示すようである。

b) クリープ荷重の補正

クリープ中に軸ひずみが増加するとそれに応じて断面積が増加するから、クリープ応力を一定に保つためにはひずみに応じて荷重を増加しなければならない。ここでは供試体の変形が均一であるとして荷重補正を行なった。ただし、実際は軸ひずみが 10% を越えると供試体の変形が不均一となるのが観察された。

c) 温度変化による試験誤差

温度を上昇させると供試体は膨張するが、20°C から 50°C に上昇したときでもその膨張量は軸ひずみで 0.1 % 程度であったので無視した。一方、三軸セル底部から圧力変換器までの回路（硬質ビニールパイプと真ちゅう製のビショップコック）は、水中に浸っていたため温度上昇によって見かけの間けき水圧増加が生じた。その量は検定によると、20°C から 35°C に温度上昇したときは $0.15 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 、50°C に上昇したときは $0.46 \text{ kg}/\text{cm}^2$ であった。したがって、間けき水圧の測定値はこの量だけ差し引いて補正した。なお、三軸セルを水槽中に浸したときの間けき水圧の時間的変化は、1 時間以上経過するほぼ一定となった。このことから、クリープは三軸セルを水槽中に浸してから 2 時間後に開始した。

d) 端面拘束による間けき水圧分布の不均一性

通常の三軸圧縮試験では、端面拘束のためせん断時に供試体中に発生する間けき水圧の分布が不均一になること、特にせん断速度が大きいとその傾向が著しいことが指摘されている¹⁹⁾。したがって、ここで行なったクリープ破壊試験のように破壊時間の短い、したがってせん断速度の大きい試験では、クリープ時の間けき水圧分布はかなり不均一になっていると考えられる。そこで CU クリープ（端面拘束を軽減する工夫はしていない）において間けき水圧分布の傾向を調べるため、いくつかの場合について供試体底面での間けき水圧 Δu_B と同時に、供試体中心部の間けき水圧 Δu_C を測定した。 Δu_C の測定は供試体中心高さに水圧測定用チップ（直径 1.2 mm の注射針の先端に長さ 3 mm のポーラスストーンの丸

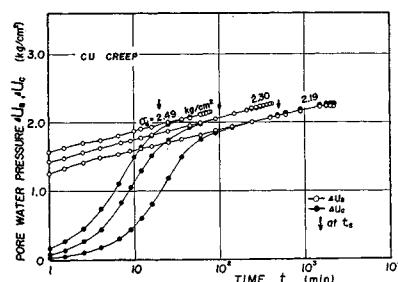


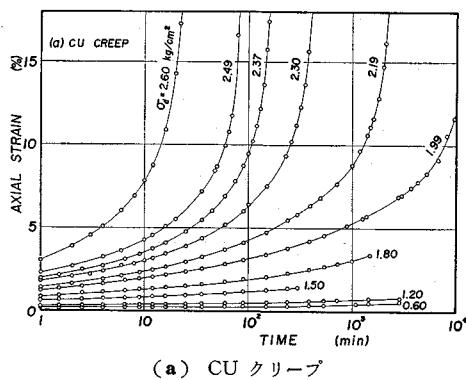
図-5 クリープ時の供試体中の間けき水圧分布 (CU クリープ)

棒を取付けたもの）を挿入して行なった。測定結果を図-5に示す。チップの受圧面は非常に小さいので、 Δu_C は Δu_B にくらべてかなりの時間的遅れが考えられる。したがって、図に示された遷移クリープ領域での両者の差は、それがそのまま水圧分布の様子を反映するものではないであろうが、それを考慮してもこの領域では水圧分布は均一ではないと考えられる。しかし、定常クリープ領域に入ると Δu_B と Δu_C はほぼ等しくなっており、水圧分布はより均一になっていることがわかる。以下では間げき水圧として Δu_B を考えているが、以上のことから定常クリープ以前の間げき水圧の値にはあまり信頼性がないといえよう。なお、CUTクリープ、UUTクリープおよびUUS試験では、多少とも端面拘束を軽減するために供試体両端面にシリコングリースを塗布したプラスチック円板を置いて試験した。

4. 試験結果および考察

(1) 軸ひずみおよび間げき水圧

軸ひずみ ϵ の測定結果の例として CUクリープと CUTクリープ ($\sigma_c=3.0 \text{ kg/cm}^2$) の場合を図-6に示す。破壊近くではひずみの増加が急激で、破壊点に相当



(a) CUクリープ

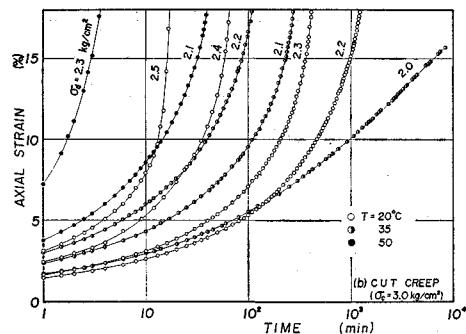
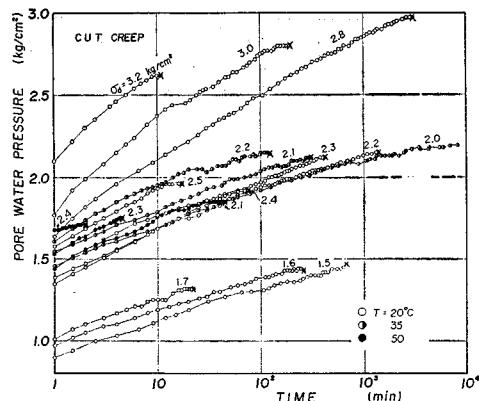
(b) CUTクリープ
図-6 ひずみ～時間曲線

図-7 間げき水圧～時間曲線 (CUTクリープ)

するひずみを測定することはできなかった。

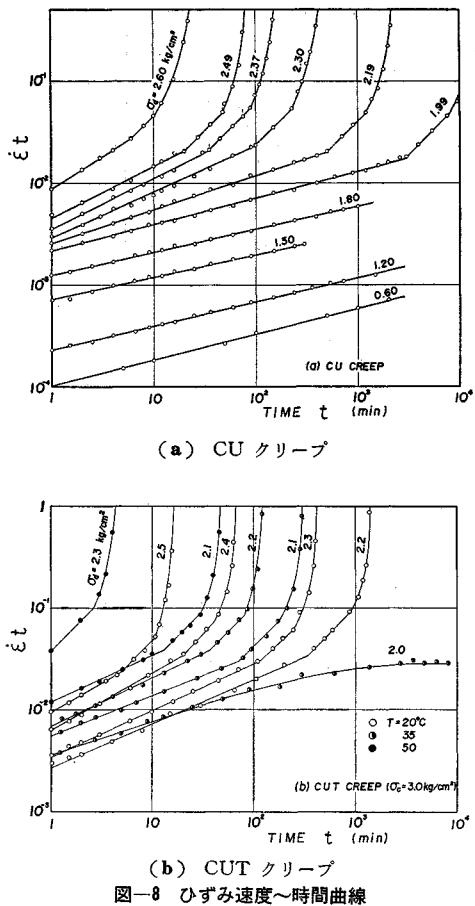
一方、間げき水圧の時間的変化はたとえば図-7のようである。図は CUTクリープの場合である。破壊時の間げき水圧の大きさは、一定温度では応力が小さいほど、一定応力では温度が低いほど、大きい傾向がみられる。こうした点と時間的変化の様子から、温度上昇と応力の増加とは等価な効果をもたらしているように思われる。

(2) ひずみ速度

一般にひずみ速度は $\dot{\epsilon}=(d\epsilon/dt)$ で表わすのが普通であるが、時間の対数に関する速度 $d\epsilon/d\log t$ を指すこともある。両者の間には

$$d\epsilon/d\log t = 2.3 d\epsilon/d\ln t = 2.3 \dot{\epsilon} t \quad \dots\dots(10)$$

なる関係がある。ここに \log は常用対数、 \ln は自然対数である。式(10)から $\dot{\epsilon} t$ なる量は時間の対数に対するひずみ速度を表すことがわかる。そこで $\dot{\epsilon} t$ を用いてひずみ速度の時間的変化を示すと図-8のようになる。まず図-8(a)の CUクリープの場合、 $\sigma_d \leq 1.80 \text{ kg/cm}^2$ では平行な直線関係が成立している。 $\sigma_d \geq 1.99 \text{ kg/cm}^2$ では、遷移クリープ領域は σ_d が大きいほど勾配の大きい直線関係、定常クリープ領域は 45° の勾配の直線関係、そして加速クリープ領域はさらに勾配の大きい下に凸の曲線関係になっている。これは図-8(b)の CUTクリープの場合と同じである。ここで興味深いのは、ほかの場合とは異なった挙動を示している図-8(b)の $\sigma_d=2.0 \text{ kg/cm}^2$ 、 $T=35^\circ\text{C}$ の場合である。この場合、100分くらいまでは直線関係になっているが、それ以後は曲線になって2000分くらいからは $\dot{\epsilon} t$ はほぼ一定 ($\dot{\epsilon}$ は減少) になっている。このクリープは8400分で中止し、温度を 50°C に上昇して破壊させたが、もし8400分以後も同じ条件でクリープを継続して $\dot{\epsilon} t=$ 一定の傾向が続くとすれば、 $\dot{\epsilon}$ はさらに減少していすればクリープは止まるのである。しかし図-8(b)の $\dot{\epsilon}$ ~



$\log t$ 関係をみると、 ϵ は 8400 分の時点ですでに 15% を越えていて、ほかの場合ならばすでに加速クリープ領域のひずみ量に達している。この特異な挙動は、このクリープ応力がこの温度でクリープ破壊を生じる限界の応力（上限降伏値⁷⁾）に非常に近い大きさで、きわめて不安定な状態でのクリープになっていたためではないかと考えられる。ちなみに、8400 分の時点で応力はそのままにして温度を 50°C に上昇したところ、85 分後にクリープ破壊を生じた。またこのクリープで注目すべきもう一つの点は、一定となった $\dot{\epsilon}t$ の値がほかの場合の定常クリープ開始点での値に近い大きさになっている点、すなわち $\dot{\epsilon}t$ が時間とともにその値に収束するように変化している点である。後述するように定常クリープ開始点におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{st}$ はほぼ一定となるが、上のことは $\dot{\epsilon}_{st}$ の値がクリープが破壊へ至るかどうかを示すひずみ速度からみた限界を表わしているようと考えられる。もしこのことが一般的な事実ならば、クリープが破壊へ至るかどうかは、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}t$ が一定値 $\dot{\epsilon}_{st}$ の大きさに達するかどうかで判定できることになる。この点については今後さらに確かめてみる必要があろう。

(3) 遷移クリープ

前述したように、粘土の場合破壊を生じないような小さい応力でのクリープは対数クリープか指数クリープになる。ここで試験結果のうちクリープ破壊を生じなかった CU クリープの $\sigma_d \leq 1.80 \text{ kg/cm}^2$ の場合（図-6(a)）をみると、 $\epsilon \sim \log t$ 関係はいずれも曲線となっていて対数クリープではないことがわかる。そこで、 $\sigma_d \geq 1.99 \text{ kg/cm}^2$ の場合の遷移クリープも含めて指数クリープが成立すると仮定すると、そのひずみ～時間曲線は式(2)の形で与えられる。ひずみとして軸ひずみ ϵ をとれば、式(2)より

$$\epsilon = \epsilon_0 + bt^n \quad \dots \dots \dots (11)$$

である。 t について微分すると

$$\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt = bnt^{n-1}$$

両辺に t を掛けて式(11)を用いると

$$\dot{\epsilon}t = nb t^n \quad \dots \dots \dots (12)$$

$$= n(\epsilon - \epsilon_0) \quad \dots \dots \dots (13)$$

となる。ここに ϵ_0 は瞬間ひずみ、 b, n は定数である。式(12), (13)より指数クリープであれば、 $\log \dot{\epsilon}t \sim \log t$ 関係および $\dot{\epsilon}t \sim \epsilon$ 関係が直線になることがわかる。図-8 は $\sigma_d = 2.0 \text{ kg/cm}^2$, $T = 35^\circ\text{C}$ の場合を除いて式(12)が成立することを示している。一方、 $\dot{\epsilon}t \sim \epsilon$ 関係を CU クリープの場合について示すと図-9 のようになる。図は式(13)が成立することを示している。ところで式(13)より、図の直線の勾配は n の値を与える。また図には $t = 1$ 分以前のプロットは示していないが、1分以前でも式(13)が成立するとすれば、点線のように直線を延長して横軸上の切片を求めれば式(13)

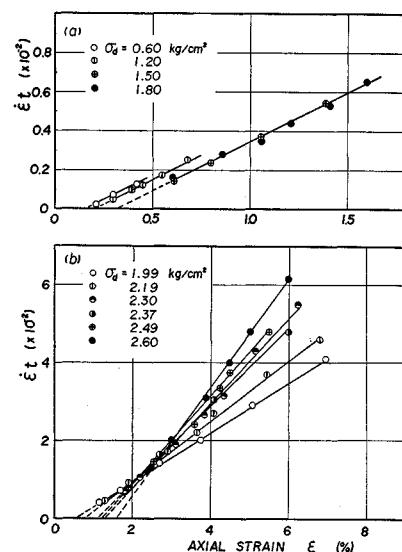


図-9 遷移クリープ領域のひずみ速度～時間関係

によってそれは ϵ_0 の値を与える。さらに式 (11)において、 $t=1$ 分のとき $\epsilon=\epsilon_1$ とすると

となり、 b は $t=1$ 分のときのひずみ ϵ_1 と瞬間ひずみ ϵ_0 の差であることがわかる。各クリープについて求めた n, ϵ_0, b の値をそれぞれの σ_d に対してプロットすると、図-10 のようになる。 n, ϵ_0 はともに $\sigma_d=1.90 \text{ kg/cm}^2$ を境界にして応力依存性が変化しているが、 b はその傾向は明らかではない。この境界の応力 $\sigma_d=1.90 \text{ kg/cm}^2$ は、この条件におけるこの粘土の上限降伏値と考えられる。なお図-10 に示された上限降伏値以下の応力でのクリープのパラメーター n, ϵ_0, b の応力依存性によって、式(11)は式(3)と同じ形の式になる。

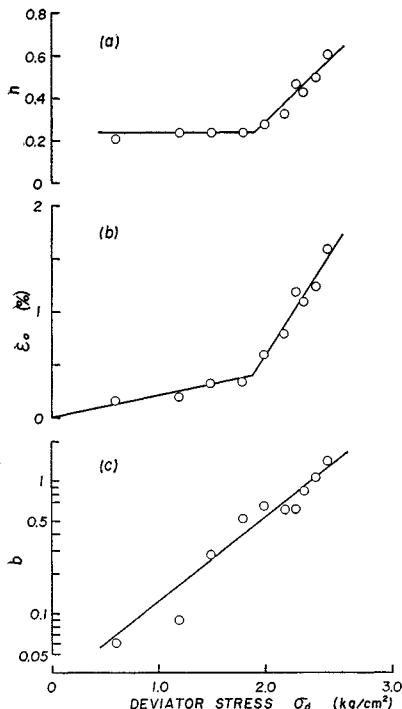


図-10 還移クリープのパラメーターの応力依存性

(4) 定常クリープ

定常クリープでは、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ が一定であるから、
ひずみ～時間曲線は

$$\varepsilon - \varepsilon_s = \dot{\varepsilon}_s(t - t_s) \quad \dots \dots \dots \quad (15\text{ a})$$

または

の形で与えられる。ここに $\dot{\epsilon}_s$ は定常クリープ速度であり、 ϵ_s, ϵ_a はそれぞれ定常クリープ開始時間 t_s 、および加速クリープ開始時間 t_a におけるひずみである（図2 参照）。

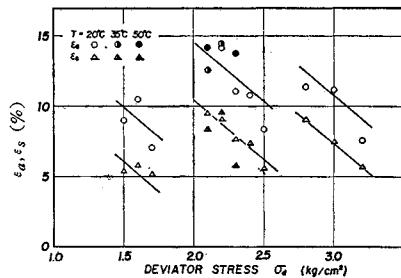


図-11 定常クリープおよび加速クリープの開始時のひずみの応力依存性

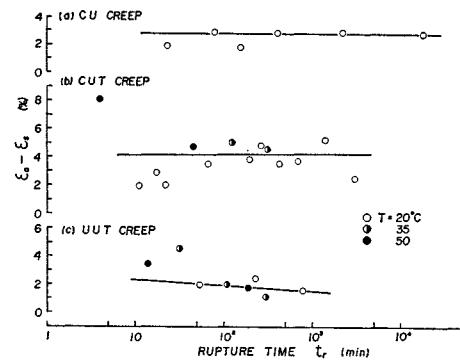


図-12 定常クリープ領域のひずみ量

まず ϵ_s , ϵ_a について、それらを σ_d に対してプロットすると図-11のようになる。図には CUT クリープの場合だけを示しているが、図から定常クリープおよび加速クリープの開始点のひずみ ϵ_s , ϵ_a は、圧密圧力が同じ場合は、応力 σ_d が大きいほど小さくなる傾向を示している。また、温度による影響は顕著ではない。ところで図をみると、 ϵ_s と ϵ_a の差、すなわち定常クリープ領域のひずみ量 $\epsilon_a - \epsilon_s$ は、応力や温度や圧密圧力に関係なく一定の傾向が伺える。このことを確かめるために $\epsilon_a - \epsilon_s$ を破壊時間 t_r に対してプロットすると図-12 のようになり、UUT クリープの場合を除いて $\epsilon_a - \epsilon_s$ はほぼ一定であることがわかる。

さて速度論によれば、式(7)から

$$\dot{r}_s = (kT/h) \exp(-4F/RT) \exp(V_f \tau / 2 kT)$$

であるが、熱力学より

$$\Delta F = \Delta H - T \Delta S$$

(ここに、 ΔH は活性化エンタルピー、 ΔS は活性化エントロピーである)

であるから、上式は

$$\dot{r}_s = (kT/h) \exp(\Delta S/R) \exp$$

$$(-4H/RT)\exp(V_f\tau/2kT)$$

となる。ところで三軸試験の場合、 r と τ をどのようにとるかが問題となる。Mitchell・Campanella・Singh¹²⁾は最大せん断応力面、すなわち 45° 面の応力をひずみ

を、Andersland・Douglas¹²⁾ は八面体応力面の応力とひずみを、それぞれ考へている。いずれにしても、非排水条件の場合は、それぞれせん断ひずみは軸ひずみの、せん断応力は主応力差の、一次関数で表わされるから、上式より、

$$\dot{\epsilon}_s = AT \exp(-4H/RT) \exp(B\sigma_d) \dots\dots\dots(16)$$

と表わすことができる。ここに、A, B は定数である。なお、式 (16) において、金属や粘土についての実験結果^{5), 14)}を参考にして、B は定数、すなわち活性化体積 V_f は温度 T に比例すると仮定している。式 (16) より、 $T=$ 一定の場合は、

$$\dot{\epsilon}_s = A_1 \exp(B\sigma_d) \dots\dots\dots(17)$$

$\sigma_d=$ 一定の場合は、

$$\dot{\epsilon}_s = A_2 T \exp(-4H/RT) \dots\dots\dots(18)$$

となる。ここに、 A_1, A_2 は定数である。

$T=$ 一定の場合は、式 (17) より $\log \dot{\epsilon}_s \sim \sigma_d$ 関係は直線になるが、それを図-13 に示す。これらの直線の勾配から得られるBの値は表-2に示すようである。このBの値の含水比依存性を図-14 に示す。図からBの値は含水比にはほぼ比例する傾向がみえる。また、35°C, 50°C での試験個数は少なかったので、UUTクリープの35°C の場合以外ではBの値は求めなかつたが、図-13 からこの程度の温度範囲ではBの値は温度に依存しないと考えてもよいであろう。Bの値は活性化体積

表-2

(a) B, B_0 の値

試験	CUT クリープ			UUT クリープ
圧密圧力 σ_c (kg/cm ²)	2.0	3.0	4.0	—
温度 T (°C)	20	20	20	20 35
B	14.4	13.1	13.1	32.9 35.4
B_0	16.4	14.4	13.5	27.1 25.6

(b) $\Delta H, \Delta H_0$ の値

試験	CUT クリープ			UUT クリープ
クリープ応力 σ_d (kg/cm ²)	2.1	2.2	2.3	1.15
ΔH (kcal/mol)	25.0	27.4	30.1	25.6
ΔH_0 (kcal/mol)	25.3	28.1	28.1	26.5

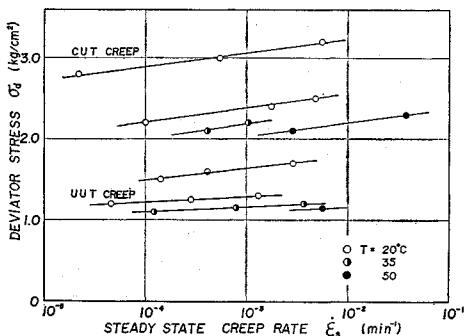


図-13 定常クリープ速度の応力依存性

V_f に比例し温度 T に逆比例する量であるから、上の実験事実は V_f が含水比と温度に比例することを意味している。

$\sigma_d=$ 一定の場合には、式 (18) より

$\log \dot{\epsilon}_s / T \sim 1/T$ 関係が直線となり、その勾配から $4H$ の値が求められる。それを図-15 に示す。求められた $4H$ の値は表-2 に示した。同一の σ_d に対して 2 つの温度でのプロットしかないので、得られた個々の $4H$ の値の信頼性はどの程度かわからないが、 $4H$ は 25.0 ~ 30.1 kcal/mol の範囲の値である。

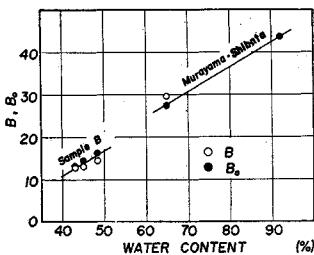
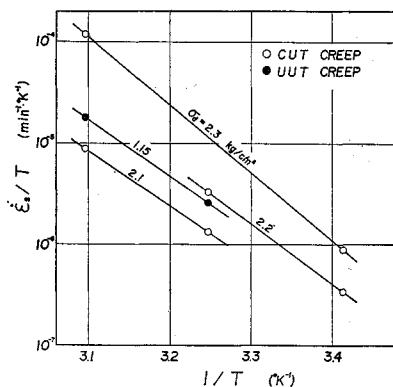
図-14 パラメータ B, B_0 の含水比依存性

図-15 定常クリープ速度の温度依存性

(5) 加速クリープ

加速クリープ過程は材料中に破壊の要因が発生し進行する過程と考えられる。試験中の観察によれば、加速クリープ開始点付近から供試体表面に局部的なすべり面が現われることが多く、このすべり面は加速クリープの進行とともに発達し、ついにはクリープ破壊を生じた。その発達状況は、室温 (20°C) の場合は、一方のすべり面が卓越する場合といくつかの方向のすべり面が互いに交差して供試体のたる状態が著しくなる場合とがみられたが、高温 (35°C, 50°C) の場合は、すべて後者のタイプが観察された。粘土のクリープにおいて、このような局部的なすべり面の発生が加速クリープの開始と一一致するかどうかはよくわからないが、いずれにしても加速クリープの開始は何らかの形の局部的な破壊領域の発生を意味しているよう。その点からいえば、加速クリープ開始点で破壊を定義することもできる。Casagrande-Wilson⁶⁾ や Singh-Mitchell²⁰⁾ は、加速クリープ開始点で破壊を定義している。しかし、最終的な破断時の有効

応力状態が通常の圧縮試験の破壊線上にのるという実験事実⁹⁾から考えれば、最終的な破断点を破壊点とする方が合理的と考えられる。

(6) 破壊時間その他

定常クリープ速度の場合と同様に、速度論より導かれた式(9)を参考にして、破壊時間 t_r は、

$$t_r = (A_0/T) \exp(\Delta H_0/RT) \exp(-B_0 \sigma_d) \dots (19)$$

で与えられる。ここに、 A_0 、 B_0 は定数であり、 B_0 は B と同じような定数である。そして、 $T=$ 一定のときは、

$$t_r = A_{01} \exp(-B_0 \sigma_d) \dots (20)$$

$\sigma_d=$ 一定のときは、

$$t_r = (A_{02}/T) \exp(\Delta H_0/RT) \dots (21)$$

となる。ここに、 A_{01} 、 A_{02} は定数である。これらの式の形から、 t_r の応力、温度依存性は、定常クリープ速度の場合と逆の関係にあることがわかる。式(20)、(21)によって $\log t_r \sim \sigma_d$ および $\log t_r T \sim 1/T$ 関係をプロットすると、図-16、17 のようになる。図から求めた B_0 および ΔH_0 の値は、表-2 に示すとおりである。 B_0 の値の含水比依存性は図-14 に示すように、 B の値と同様含水比に比例している。図-14 には村山・柴田¹⁷⁾のデータもプロットしてあり、同じ傾向が伺える。 B_0 の値の温度依存性も B の場合と同様、この程

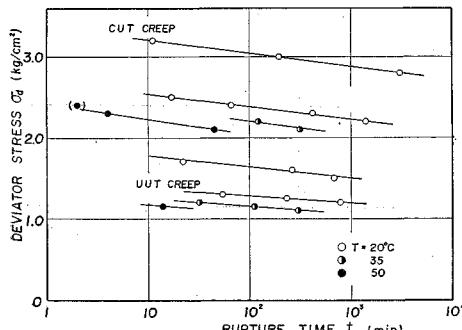


図-16 破壊時間の応力依存性

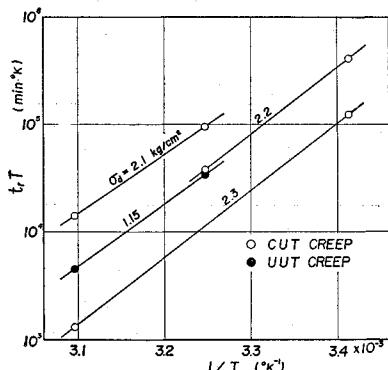


図-17 破壊時間の温度依存性

度の温度範囲では依存性はないといえよう（図-17）。これらのことから活性化体積 V_f も含水比と温度にはほぼ比例すると考えてよい。また ΔH_0 の値は、25.3～28.1 kcal/mol の範囲にある。

なお、定常クリープおよび加速クリープの開始時間 t_s 、 t_a の応力および温度依存性は図-18、19 のようであって、破壊時間 t_r の場合とほぼ平行な関係がある。したがって、このことから、

$$t_a = (A_0'/T) \exp(\Delta H_0/RT) \exp(-B_0 \sigma_d) \dots (22)$$

$$t_s = (A_0''/T) \exp(\Delta H_0/RT) \exp(-B_0 \sigma_d) \dots (23)$$

のように表わされることがわかる。するとこの両式と式(19)より、

$$t_r = \alpha t_a \dots (24)$$

$$= \beta t_s \dots (25)$$

なる相関関係が導かれる。ここに、 α 、 β は応力、温度、圧密圧力（あるいは含水比）に無関係な定数である。 t_r と t_a 、 t_s の関係はたとえば図-20 に示すとおりで、式

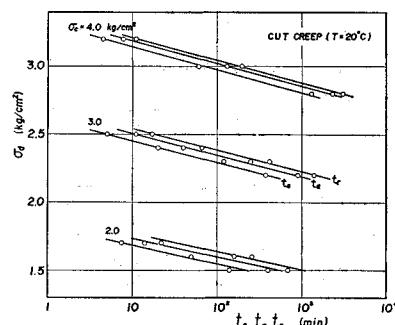


図-18 定常クリープおよび加速クリープの開始時間の応力依存性

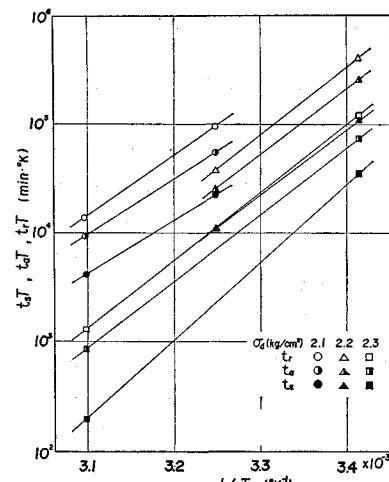


図-19 定常クリープおよび加速クリープの開始時間の温度依存性

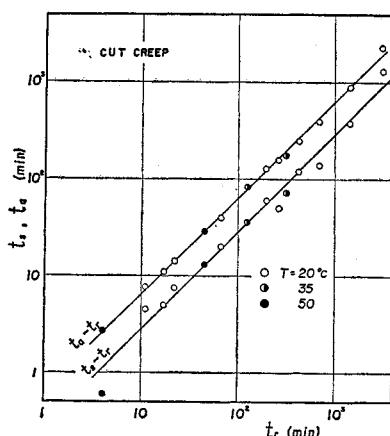


図-20 定常クリープおよび加速クリープの開始時間と破壊時間の関係

(24), (25) が成立している。

(7) 定常クリープ速度と破壊時間その他の関係

表-2 に示した B と B_0 , ΔH と ΔH_0 の関係を図-21 に示す。図中の直線は、 $B=B_0$, $\Delta H=\Delta H_0$ であることを示している。図から CUT クリープでは、 $B=B_0$, $\Delta H=\Delta H_0$ であるが、UUT クリープでは、 $B>B_0$, $\Delta H=\Delta H_0$ であることがわかる。ところで B , B_0 は活性化体積 V_f , V_{f0} にそれぞれ比例するから、単位面積当たりの流動単位の数をそれとすると、CUT クリープでは $N=N_0$ である。ところでもう一つの関係式 $\dot{\epsilon}_s t_r = \text{const.}$ が成立する。この点に関しては、上限降伏値以下の応力でのクリープ試験において、粒子間結合数、すなわち流動単位数がせん断ひずみの増加によってそんなに著しく変化しないという実験結果例の報告がある¹³⁾。

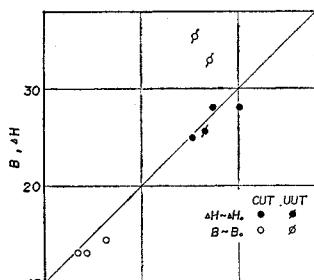


図-21 $B \sim B_0$, $\Delta H \sim \Delta H_0$ 関係

であり、UUT クリープでは $N < N_0$ となる。すなわち、流動単位の数は載荷から定常クリープまでの間にほとんど変化しないか、あるいは減少する。この点に関しては、上限降伏値以下の応力でのクリープ試験において、粒子間結合数、すなわち流動単位数がせん断ひずみの増加によってそんなに著しく変化しないという実験結果例の報告がある¹³⁾。

さて、CUT クリープの場合のように $B=B_0$, $\Delta H=\Delta H_0$ のときは、式(16)と式(19)より、

$$\dot{\epsilon}_s t_r = \text{const.} \quad \dots \dots \dots (26)$$

なる関係が成立する。ここに、定数は応力、温度、圧密圧力（あるいは含水比）に無関係である。

同様に式(16)と式(22), (23)より、

$$\dot{\epsilon}_s t_a = \text{const.} \quad \dots \dots \dots (27)$$

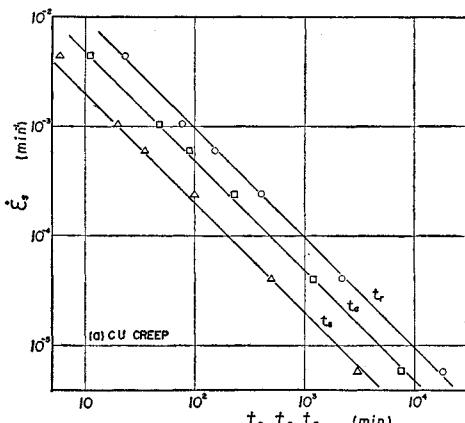
$$\dot{\epsilon}_s t_s = \text{const.} \quad \dots \dots \dots (28)$$

なる関係が導かれる。ここに、定数はやはり応力、温度、圧密圧力（あるいは含水比）に無関係である。

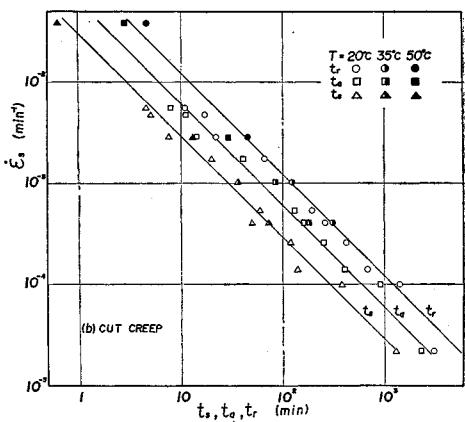
一方、UUT クリープの場合のように $B > B_0$, $\Delta H = \Delta H_0$ のときは、式(16), (19)より、

$$\dot{\epsilon}_s t_r = \text{const.} \times \exp\{(B-B_0)\sigma_d\} \quad \dots \dots \dots (29)$$

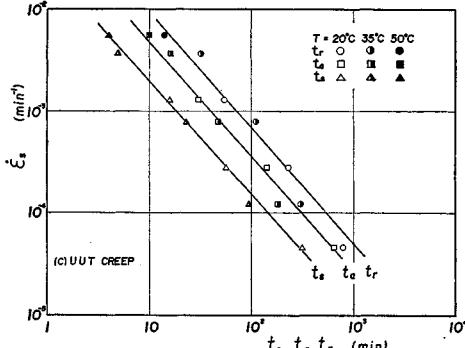
となって、 $\dot{\epsilon}_s t_r$ の値が σ_d によって変化することがわ



(a) CU クリープ



(b) CUT クリープ



(c) UUT クリープ

図-22 定常クリープ速度と破壊時間その他の関係

かる。またこのときは、式(16)と式(22), (23)より、 \dot{e}_s と t_a , t_s の間にも同様の関係が成り立つ。

図-22 に $\dot{\epsilon}_s \sim t_r$, t_a , t_s 関係を示す。CU クリープ, CUT クリープの場合はいずれもほぼ 45° の傾きの直線関係が得られ, 式 (26), (27), (28) が成立している。UUT クリープの場合は 45° より大きい傾きの直線関係があり, 式 (29) からわかるように $\dot{\epsilon}_s t_r$ の値は α_d が大きいほど大きくなる傾向を示している。このような $\dot{\epsilon}_s \sim t_r$ 関係は, 斎藤・上沢⁴⁾が一般的な関係式として実験的に確かめた

$$\dot{s}_s{}^m t_r \doteq \text{const.} \quad \dots \dots \dots \quad (30)$$

なる式で表わすことができる。ここに、定数は式(26)の場合と同様の定数であり、 m も定数(UUT クリープでは $m < 1$)である。したがって、ここで応力や温度の範囲では、式(29)は式(30)で近似できる。なお、このとき式(30)と同じように、図-22から

$$\dot{s}_s^m t_a \doteq \text{const.} \quad \dots \dots \dots \quad (31)$$

が成立する。

ところで、式(27)、(28)の左辺はそれぞれ加速クリープおよび定常クリープの開始点におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}t$ であるから、両式はそれらの時点におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}t$ がほぼ一定であることを意味している。このことに関しては、Singh・Mitchell²⁰⁾も加速クリープ開始点における $\dot{\epsilon}t$ の値が、粘土の種類によって決まる一定値となることを指摘している（彼らは、土の定常クリープ領域は非常に短いか、あるいはほとんどないと考えており³⁾、そのときは式(27)、(28)は同じものである）。

式(30), (31), (32)から

などの関係も導かれる。CU クリープや CUT クリープの場合のように $m=1$ のときは、式(35)の左辺は定常クリープ領域のひずみ量 $\epsilon_a - \epsilon_s$ に等しくなるから、式(35)より

$$\epsilon_a - \epsilon_s \doteq \text{const.}$$

となる(図-12 参照)。

(8) クリープ試験と通常の圧縮試験におけるひずみ速度～破壊時間関係の類似性

前節において ϵ_s と t_r の間にはほぼ逆比例関係があることが示された。図-23 にここでの試験結果とともに他の研究者のデータ^{4), 7)}をプロットしたが、式(26)あるいは式(30)の定数が粘土によって異なるものであることがわかる。

ところでクリープ過程ではひずみ速度は時間とともに

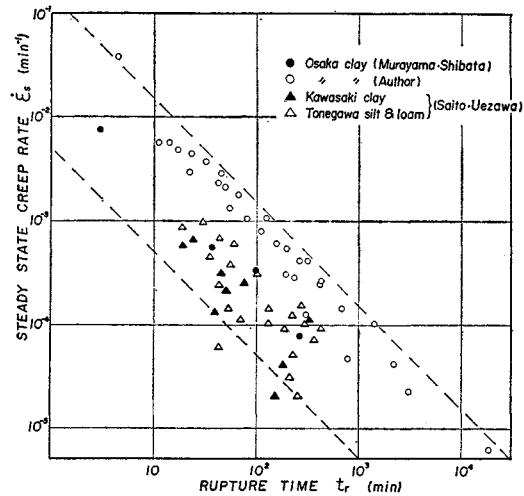


図-23 定常クリープ速度と破壊時間の関係

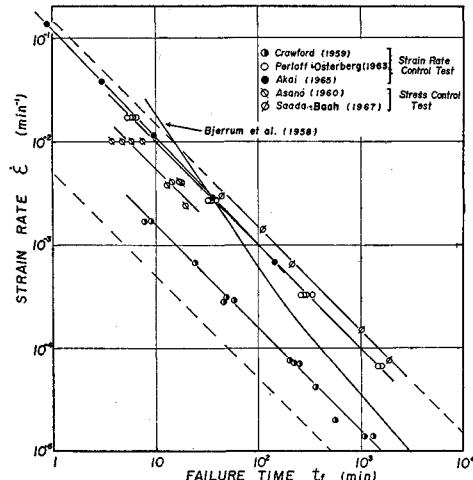


図-24 ひずみ制御および荷重制御試験におけるひずみ速度と破壊時間の関係

変化するが、それを定常クリープ速度で代表させるとすれば、図-23 はひずみ速度が大きいほど破壊時間が短いことを表わしている。しかるに通常のひずみ制御試験や荷重制御試験において、ひずみ速度、すなわちせん断速度が大きいほど破壊時間が短く強度が大きいという現象がみられるることは、一般的事実として認められている。こうした例を、他の研究者のデータ^{21)~26)}からひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ と破壊時間 t_f との関係としてプロットすると、図-24 のようになる。ここに、破壊は主応力差 σ_d が最大の点で定義しており、荷重制御試験^{25), 26)}でのひずみ速度は破壊ひずみと破壊時間から計算した平均的なものである。

図-24において、Bjerrum-Simons-Torblaad²¹⁾ のデータを除いてほぼ 45° の傾きの直線関係が得られており、

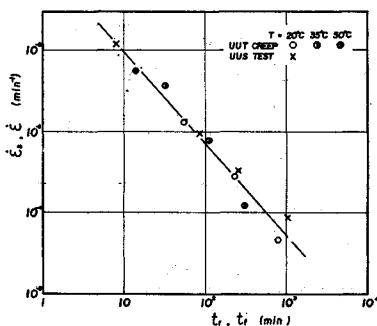


図-25 UUT クリープと UUS 試験におけるひずみ速度と破壊時間の関係

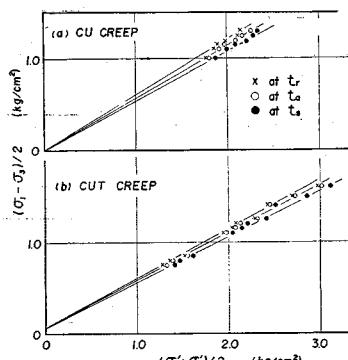


図-26 定常クリープ開始時、加速クリープ開始時および破壊時の有効応力状態

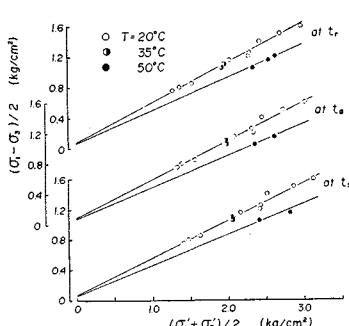


図-27 温度が有効応力状態におよぼす影響

$$\dot{\epsilon} t_f = \text{const.}$$

なる関係があることがわかる。しかるに $\dot{\epsilon} t_f$ は破壊ひずみ ϵ_f に等しいから、結局上式は、

$$\dot{\epsilon} t_f = \epsilon_f = \text{const.} \quad \dots \dots \dots \quad (36)$$

となって、破壊ひずみはせん断速度によって変化しないことを表わしている。

このように 図-24 の結果は、試験方法に無関係にせん断速度、すなわちひずみ速度と破壊時間の間にはほぼ逆比例関係が成立すること、いいかえれば破壊ひずみは一定であることを示しているが、ここで興味深いのは図-23, 24 の類似性である。図-24 には図-23 の $\dot{\epsilon}_s \sim t_r$ 関係のプロットの存在範囲を 2 本の点線で示してあるが、 $\dot{\epsilon} \sim t_f$ 関係のプロットはすべてこの範囲内にあり、これら 2 つの関係の間には関連があることがわかる。そこで、試料 C について行なった UUT クリープと UUS 試験の結果から $\dot{\epsilon}_s \sim t_r$ 関係と $\dot{\epsilon} \sim t_f$ 関係を同一図上にプロットすると、図-25 のようになり両者はほぼ一致することがわかる。ただし、この場合は直線の勾配は 45° より大きくなり、したがって

$$\dot{\epsilon}_s m t_r = \dot{\epsilon}^m t_f = \text{const.} \quad \dots \dots \dots \quad (37)$$

となる。しかし、図-23, 24 からわかるように一般的には m は 1 に近い値だから、式 (37) の関係は

$$\dot{\epsilon}_s t_r = \dot{\epsilon} t_f = \epsilon_f = \text{const.} \quad \dots \dots \dots \quad (38)$$

と近似されるであろう。

(9) クリープ破壊過程における有効応力状態の変化

非排水クリープ試験ではクリープ中に間げき水圧が発生するので、有効応力状態は変化する。しかし 3.(4)d) で示したように、特に遷移クリープ時の間げき水圧分布はかなり不均一と考えられるので、ここでは比較的均一な分布が期待される定常クリープ以後の有効応力状態について考えることにする。図-26 は、破壊時と加速クリープおよび定常クリープの開始時における有効応力状態をプロットしたものである。いずれも原点あるいは原

点の近くを通る直線上にあり、一定温度では各時点における有効応力比あるいは有効内部摩擦角が一定であることがわかる。一方、図-27 に CUT クリープの場合について、破壊時と加速クリープおよび定常クリープ開始点における有効応力状態におよぼす温度の影響を示した。20°C の場合と 35°C の場合ではほとんど差はないが、50°C では各時点の有効応力比はかなり小さくなっていて、温度が高くなると有効応力比あるいは有効内部摩擦角が小さくなる傾向がみられる。図-26, 27 に示されたクリープ破壊時の有効応力状態におよぼすせん断速度や温度の影響は、ひずみ制御試験において、破壊時の有効内部摩擦角はひずみ速度が変化してもほとんど変わらない¹⁹⁾が、温度が高いほど小さくなる²⁷⁾という実験結果と同じ傾向を示すものである。

5. まとめ

大阪粘土の乱さない試料および練返し試料について行なった一軸および三軸非排水クリープ試験から得られた主な結論は次のとおりである。

(1) 破壊を生じないような小さな応力でのクリープおよび遷移クリープのひずみ～時間曲線は、ともに式 (2)あるいは式 (11) のような指數関数で表わされ、そのパラメーターは上限降伏値を境にして異なる応力依存性を示す。

(2) 定常クリープ領域のひずみ量は、応力、温度、含水比に関係なくほぼ一定である。

(3) 速度論に基づいて実験的に求めたクリープの活性化エネルギーの値は、25~30 kcal/mol であった。

(4) 定常クリープ速度と破壊時間の間には近似的に逆比例関係が成立するが、その関係は速度論によって説明される。その比例定数は粘土の種類のみによって決まる。

(5) 同じような逆比例関係は、通常のひずみ制御あ

るいは荷重制御の圧縮試験におけるせん断速度（ひずみ速度）と破壊時間の間にも成立し、その比例定数はほぼ同じオーダーの大きさである。

(6) したがって、一般にせん断速度と破壊時間は近似的に逆比例するといえる。

(7) 定常クリープと加速クリープの開始時間および破壊時間の間には相関関係がある。

(8) 定常クリープと加速クリープの開始時のひずみ速度 $d\varepsilon/d\log t$ あるいは $\dot{\varepsilon}t$ は、粘土の種類によって決まる一定値をとる。

(9) 正規圧密粘土では、破壊時および定常クリープと加速クリープの開始時における有効内部摩擦角はそれぞれ一定温度では一定となり、温度が高いほど小さくなる傾向を示す。

最後に、この研究は、著者が京都大学防災研究所に在職中に同研究所 村山朔郎教授の指導のもとに行なったもので、実験は関口秀雄（現在京都大学大学院博士課程在学中）および栗原 徹（現在問組勤務）両君と共同で行なったことを付記する。ご指導を受けた村山教授に厚く感謝するとともに、関口、栗原両君の多大な貢献に謝意を表する次第です。

参考文献

- 1) 村山朔郎・栗原則夫・関口秀雄：粘土のクリープ破壊について、京大防災研年報第13号B, pp. 525~541, 1970.
- 2) 栗原則夫：粘土のクリープ破壊の温度依存性、京大防災研年報第14号B, pp. 565~583, 1971.
- 3) Singh, A. and J.K. Mitchell : General stress-strain-time function for soils, Proc. of ASCE, Vol. 94, No. SM 1, pp. 21~46, 1968.
- 4) 斎藤迪孝・上沢 弘：土のクリープ破壊に関する実験研究、鉄道技研報告128号, pp. 1~9, 1960.
- 5) Garofalo, F. (足立正雄訳)：金属クリープの基礎、丸善, 1968.
- 6) Casagrande, A. and S. Wilson : Effect of rate of loading on strength of clays and shales at constant water content, Geotech., Vol. 2, No. 2, pp. 251~263, 1951.
- 7) 村山朔郎・柴田 徹：粘土のレオロジー的特性について、土木学会論文集第40号, 1956.
- 8) Goldstein, M.N. and G. Ter-Stepanian : The long-term strength of clays and depth creep of slopes, Proc. of the 4th Int. Conf. on SMFE, Vol. II, pp. 311~314, 1957.
- 9) Shibata, T. and D. Karube : Creep rate and creep strength of clays, Proc. of the 7th Int. Conf. on SMFE, Vol. I, pp. 361~367, 1969.
- 10) 柴田 徹・星野 満：粘土の三軸スライスせん断試験について、土と基礎, Vol. 16, No. 1, pp. 3~9, 1968.
- 11) Andersland, O.B. and W. Akili : Stress effect on creep rates of a frozen clay soil, Geotech., Vol. 17, No. 1, pp. 27~39, 1967.
- 12) Mitchell, J.K., R.G. Campanella and A. Singh : Soil creep as a rate process, Proc. of ASCE, Vol. 94, No. SM 1, pp. 231~253, 1968.
- 13) Mitchell, J.K., A. Singh and R.G. Campanella : Bonding, effective stresses, and strength of soils, Proc. of ASCE, Vol. 95, No. SM 5, pp. 1219~1246, 1969.
- 14) Noble, C.A. and T. Demirel : Effect of temperature on strength behavior of cohesive soil, HRB, Spec. Rept. 103, pp. 204~219, 1969.
- 15) Tobolsky, A. and H. Eyring : Mechanical properties of polymeric materials, Jour. of Chemical Physics, Vol. 11, pp. 125~134, 1943.
- 16) Kauzmann, W. : Flow of solid metals from the standpoint of the chemical rate theory, Trans. AIMME, Vol. 143, pp. 57~83, 1941.
- 17) Andersland, O.B. and A.G. Douglas : Soil deformation rates and activation energies, Geotech. Vol. 20, No. 1, pp. 1~16, 1970.
- 18) たとえば、Plum, R.L. and M.I. Esrig : Some temperature effects on soil compressibility and pore water pressure, HRB, Spec. Rept. 103, pp. 231~242, 1969.
- 19) たとえば、Richardson, A.M. and R.V. Whitman : Effect of strain-rate upon undrained shear resistance of a saturated remoulded fat clay, Geotech., Vol. 13, No. 4, pp. 310~324, 1963.
- 20) Singh, A. and J.K. Mitchell : Creep potential and creep rupture of soils, Proc. of the 7th Int. Conf. on SMFE, Vol. I, pp. 379~384, 1969.
- 21) Bjerrum, L., N. Simons and I. Torblaau : The effect of time on the shear strength of a soft marine clay, Proc. Brussels Conf. on Earth Pressure Prob., I, pp. 148~158, 1958.
- 22) Crawford, C.B. : The influence of rate of strain on effective stresses in a sensitive clay, ASTM, STP No. 254, pp. 36~61, 1959.
- 23) Perloff, W.H. and J.O. Osterberg : The effect of strain rate on the undrained shear strength of cohesive soils, Proc. of the 2nd Panam. Conf. on SMFE, Vol. I, pp. 103~128, 1963.
- 24) 赤井浩一：粘土のせん断強さと安定問題への適用（その2）—セミナー粘土の力学(6), 土と基礎, Vol. 13, No. 3, pp. 30~35, 1965.
- 25) 浅野 茂：粘土の力学的特性に関する研究、京大工学研究科修士卒業論文, No. 89, 1960.
- 26) Saada, A.S. and A.K. Baah : Deformation and failure of a cross anisotropic clay under combined stresses, Proc. of the 3rd Panam. Conf. on SMFE, Vol. I, pp. 67~88, 1967.
- 27) 松尾新一郎・嘉門雅史：軟弱粘土の温度応答特性に関する実験的研究、土木学会第25回年次学術講演会講演集第3部, pp. 187~188, 1970.

(1971.11.1・受付)