

# 粘土のクリープ破壊の温度依存性

栗原則夫

## TEMPERATURE DEPENDENCY OF CREEP RUPTURE OF CLAYS

By Norio KURIHARA

### Synopsis

In this paper, the influences of temperature on the creep rupture characteristics of clays are experimentally investigated. Creep rupture tests were performed at three different temperatures, i. e. 20°C, 35°C and 50°C, and they include both consolidated undrained and unconsolidated undrained tests.

The steady-state creep rate and the rupture time are explained on the basis of a rate process theory and their relationship is obtained. Some other characteristics of creep rupture are experimentally determined. Creep rupture test results are also discussed with regard to strain-rate controlled test results.

### 1. はじめに

軟弱地盤上に構造物や盛土などを急速に築造する場合、地盤内に非排水状態で塑性流動すなわちクリープ変形が生じ、圧密理論から予想される以上の大きな沈下を生じることがある。しかも上載荷重がある限界以上に大きい場合には、地盤の沈下はさらに大きく、時間とともに増大して、ついにはクリープ破壊を生じる。こうした現象によって、構造物や盛土を破壊させてしまう例は、現場においてしばしば見受けられることである。したがって、土とく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が、土に限らず一般に材料の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、いまだにその機構は明らかにされていない面が多い。ここでは、昨年に引き続き、粘土のクリープ破壊現象を実験的に研究した結果を報告する。今回は、クリープ破壊の温度依存性を調べることによって、そのいくつかの特性を明らかにした。

### 2. 試料, 実験方法, 実験装置

用いた試料は、Table 1 に示すような物性をもった二種類の粘土で、ともに大阪梅田の地下鉄工事現場より採取したものである。二種類の試料、すなわち試料 A, B ともに L.L. 以上の高含水比で繰り返した後、直径 25 cm の大型円形圧密容器で、試料 A は 0.5 kg/cm<sup>2</sup>、試料 B は 3.7 kg/cm<sup>2</sup> の圧密圧力でそれぞれ再圧

Table 1 Properties of clays.

	LL (%)	PL (%)	$G_s$	$<2\mu$ (%)	Remarks
Sample A	54.1	31.1	2.66	68	for CU creep test
Sample B	60.1	33.0	2.70	64	for UU creep test and strain-rate controlled test

\* CU=consolidated undrained  
UU=unconsolidated undrained

Table 2 Test conditions.

Specimen No.		Temperature $T$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	Consolidation pressure $\sigma_c$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	Deviator stress $\sigma_d$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	Water content $w$ (%)
CU creep	1	20 $^{\circ}\text{C}$	2.0	1.50	48.8
	2	"	"	1.60	48.2
	3	"	"	1.70	48.2
	4	"	3.0	2.20	44.8
	5	"	"	2.30	44.7
	6	"	"	2.40	44.8
	7	"	"	2.50	44.7
	8	"	4.0	2.80	42.0
	9	"	"	3.00	42.9
	10	"	"	3.20	42.7
	11*	35 $^{\circ}\text{C}$	3.0	2.00	44.8
	12	"	"	2.10	44.2
	13	"	"	2.20	44.7
	14	50 $^{\circ}\text{C}$	"	2.10	44.7
	15	"	"	2.30	44.3
	16**	"	"	2.40	45.3
UU creep	17	20 $^{\circ}\text{C}$	—	1.20	47.1
	18	"	—	1.25	47.0
	19	"	—	1.30	47.5
	20	35 $^{\circ}\text{C}$	—	1.10	48.1
	21	"	—	1.15	47.7
	22	"	—	1.20	47.3
	23	50 $^{\circ}\text{C}$	—	1.15	48.1

\* Rupture did not occur, and creep was stopped at 8400 min.

\*\* Only pore pressure and rupture time were measured.

密したものである。

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い、試料Aについては圧密非排水クリープ試験、試料Bについては非圧密非排水クリープ試験とした。(以下前者を CUクリープ、後者を UUクリープと称する。)

温度の影響を調べるためクリープ試験は、温度を三種類に変えて行なった。すなわち、 $T=20^{\circ}\text{C}$ の場合は恒温室内で、 $T=35^{\circ}\text{C}$ 、 $50^{\circ}\text{C}$ の場合は恒温水槽中でそれぞれ試験した。試験条件その他は、Table 2 に示す通りである。

## 2.1 CUクリープ

$T=20^{\circ}\text{C}$  の試験は、所定の圧密圧力  $\sigma_c$  で約 1 週間等方圧密し、つづいて約半日間  $1.0 \text{ kg}/\text{cm}^2$  のバックプレッシャーを作用させた後、一定の応力 (主応力差  $\sigma_d$ ) を作用させてクリープ試験を行なった。 $T=35^{\circ}\text{C}$ 、 $50^{\circ}\text{C}$  での試験 (圧密圧力は  $3.0 \text{ kg}/\text{cm}^2$  のみ) は、まず  $T=20^{\circ}\text{C}$  で圧密し、バックプレッシャー作用の後、非排水状態にして、後述する恒温水槽中に三軸セル全体を浸し、所定の温度に上昇させてから、クリープ試験を行なった。このようにすべての試験は、同一温度 ( $T=20^{\circ}\text{C}$ ) で圧密したので、同じ圧密圧力の場合ほぼ同じ含水比であった。しかし、 $T=35^{\circ}\text{C}$ 、 $50^{\circ}\text{C}$  での試験では、圧密後の温度上昇のためクリープ以前に間ゲキ水圧増加を生じ、クリープ開始時の有効応力は  $T=20^{\circ}\text{C}$  のクリープの場合より小さくなっていた。ク

クリープ中は、軸方向変位をダイヤルゲージで測定し、間ゲキ水圧は圧力変換器を通じてオシログラフに自記させた。

### 2.2 UUクリープ

三軸セル内に供試体をセットした後、 $3.0 \text{ kg/cm}^2$  の側圧を作用し、直ちにクリープ試験を行なった。CUクリープと同様、 $20^\circ\text{C}$  の場合は恒温室内で、 $35^\circ\text{C}$ 、 $50^\circ\text{C}$  の場合は恒温水槽中で試験した。なお、試料Bについては、UUクリープの他、セン断速度を変えたヒズミ制御試験も行なった。

### 2.3 恒温水槽

$T=35^\circ\text{C}$ 、 $50^\circ\text{C}$  のクリープ試験は、Fig. 1 に示すような恒温水槽中に三軸セルを浸して行なった。水槽の底にはヒーターが取り付けられており、水槽中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、攪拌器を作動して、水槽中の水の温度が均一になるようにした。こうした装置を用いて試験した場合、いくつかの問題が生じたが、それらについては以下のように考えた。

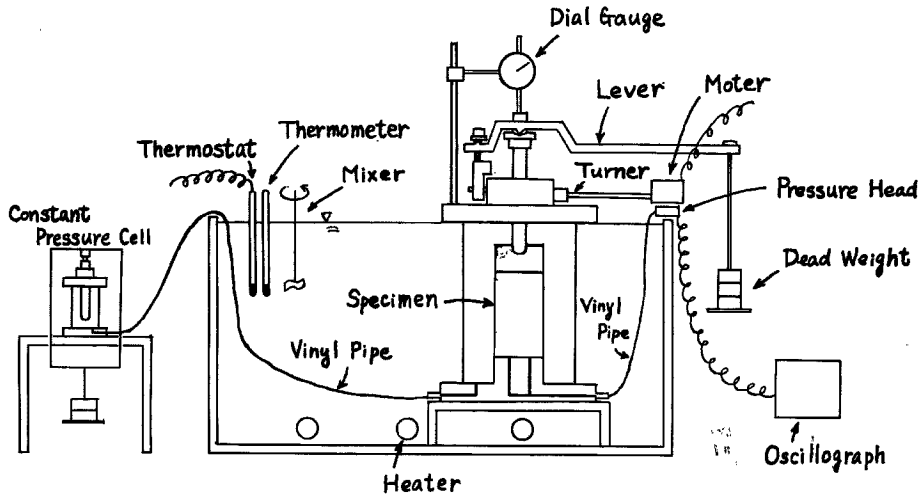


Fig. 1 Test apparatus.

(イ) 三軸セルの上面および三軸セルと恒圧装置を連結するビニールパイプの半分以上は水槽の外に出ており（空気中の温度は $20^\circ\text{C}$ ）、これらの部分から熱の発散がある。それが供試体の温度にどの程度の影響を与えるかチェックはできなかったが、水槽の容量は三軸セルの容量にくらべてかなり大きく、また試験中水槽の水の温度はほとんど変化しておらず、したがってあまり影響はなかったと考えられる。

(ロ) 三軸セルを水槽中に浸したとき、供試体は温度の上昇とともに膨張するが、その膨張量は $20^\circ\text{C}$  から $50^\circ\text{C}$  に上昇した場合でも軸ヒズミで0.1%程度であったので無視した。

(ハ) CUクリープの場合、三軸セル底部と圧力変換器を結ぶ硬質ビニールパイプは水槽中にあるため、この部分の水とパイプの膨張により、見かけの間ゲキ水圧増加が生じるが、その量は測定によると、 $20^\circ\text{C}$  から $35^\circ\text{C}$  に上昇した場合は約 $0.15 \text{ kg/cm}^2$ 、 $50^\circ\text{C}$  に上昇した場合は約 $0.46 \text{ kg/cm}^2$ であった。したがって、測定された間ゲキ水圧の値は、この値だけ差し引いて補正した。

(ニ) CUクリープの場合、バックプレッシャー作用後、温度上昇したときの間ゲキ水圧増加は、1時間以上経過すれば落ち着いて一定の値になった。したがって、温度を上昇させてから2時間以上経過すれば、供試体は所定の温度になっていると考えられる。これより、 $35^\circ\text{C}$ 、 $50^\circ\text{C}$  のクリープ試験では、すべて温度上昇してから2時間経過した後、試験を開始した。とごろで、クリープ以前の温度上昇によって生じる間ゲキ水圧増加  $\Delta u_r$  の大きさは Fig. 2 に示す通りであった。Campanella および Mitchell (1968)<sup>1)</sup> は、温度変

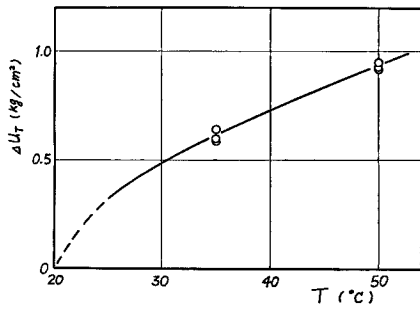


Fig. 2 Pore water pressure increment due to temperature rise before creep.

に Fig. 3 のようになる。このクリープ曲線は、クリープヒズミ速度 (あるいは単にクリープ速度) の変化の様子によって、図のような三つの領域、すなわち遷移クリープ、定常クリープ、加速クリープに区分される。実験結果の一部 (CU クリープ) を、軸ヒズミ  $\epsilon$  と時間の対数の関係で示すと Fig. 4 のようになる。図より、一定の応力に対して温度が高いほど同じ時間でのヒズミは大きく、したがって破壊時間は短くなっている。また、間ゲキ水圧の挙動は Fig. 5 の通り

化による間ゲキ水圧変化を支配する要因を分析しているが、それによると間ゲキ水圧変化は、土粒子と水の熱膨張および物理化学的要因によって生じるが、そのうちもっとも影響の大きいのは水の膨張によるものであるという結論を得ている。ここでも、(f) で示したように水の膨張によって発生する間ゲキ水圧の増加はかなりの大きさであり、このことが予想される。

### 3. 実験結果

クリープ破壊を生じる場合のクリープ曲線は、一般

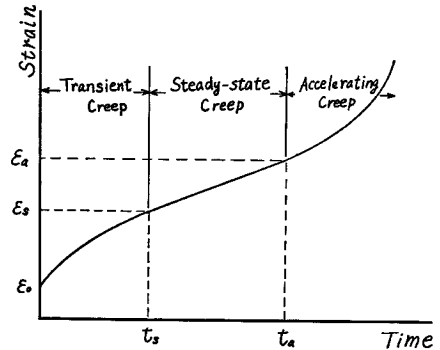


Fig. 3 Typical strain-time curve.

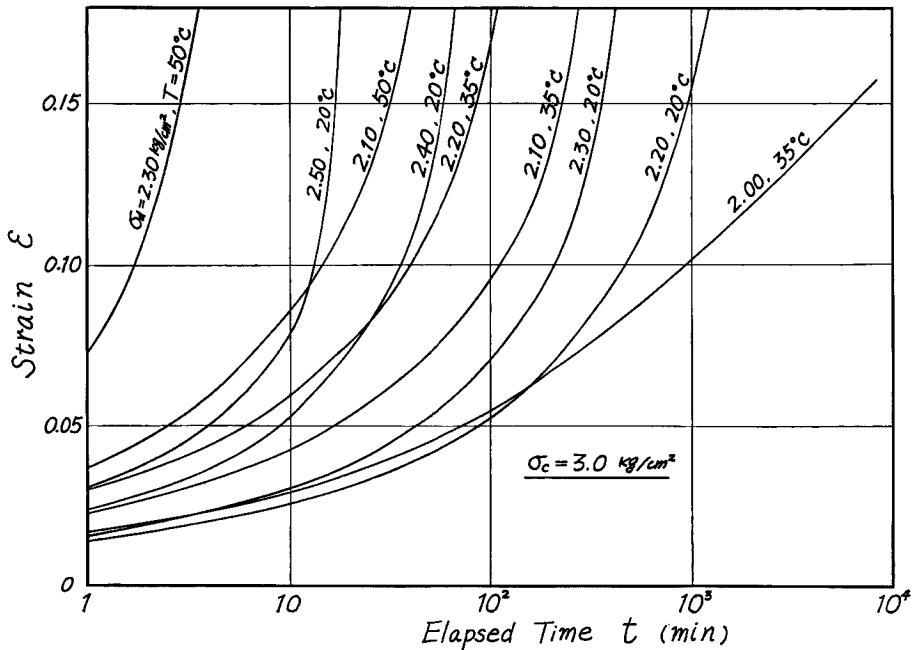


Fig. 4 Strain-time curves for CU creep. (a)  $\sigma_c = 3.0 \text{ kg/cm}^2$ .

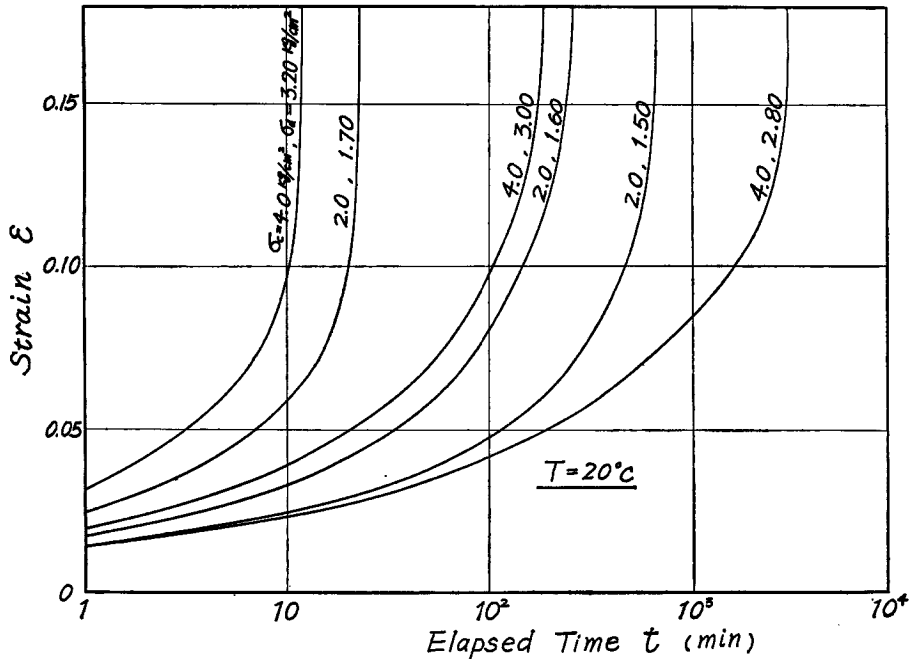


Fig. 4 -continued-(b)  $\sigma_c = 2.0, 4.0 \text{ kg/cm}^2$ .

であって、 $T=35^\circ\text{C}$ 、 $50^\circ\text{C}$  の場合はクリープ前にすでに Fig. 2 に示したような間ゲキ水圧増加  $\Delta u_T$  が生じている。図から、間ゲキ水圧  $\Delta u$  の時間的な変化は、ほとんどの場合似たような傾向を示しているが、温度の高い場合、とくに  $50^\circ\text{C}$  の場合、破壊時の  $\Delta u$  が他よりも小さいのが特徴である。したがって、 $\Delta u_T$  だけクリープ前に間ゲキ水圧の増加があるから、クリープ時の正味の間ゲキ水圧増加は他よりもずっと小さいことがわかる。

一方、試験結果の一部をクリープ速度と時間の関係で示すと Fig. 6 のようになる。ここに、 $\dot{\epsilon}t = d\epsilon/d\ln t = (1/2.3)(d\epsilon/d\log t)(\ln t)$ 、 $\log t$  はそれぞれ自然対数、常用対数である) であるから、 $\dot{\epsilon}t$  は時間の対数に対するクリープ速度を表す量であり、図のように  $\dot{\epsilon}t \sim t$  関係を両対数紙上で表わした場合、 $\dot{\epsilon}$  は勾配が  $45^\circ$  より小さいときは減少、 $45^\circ$  に等しいときは一定、 $45^\circ$  より大きいときは増加していることをそれぞれ意味している。図から、応力と温度の如何にかかわらず、遷移クリープは  $45^\circ$  より小さい勾配の直線、定常クリープは  $45^\circ$  の勾配の直線、加速クリープは  $45^\circ$  以上の勾配の曲線となっている。さらに、昨年<sup>2)</sup>の報告でも示したように、バラツキはあるが定常クリープおよび加速クリープの開始点 (図中の矢印) でのクリープ速度  $(\dot{\epsilon}t)_{t=l_s} = \dot{\epsilon}_s t_s$ 、 $(\dot{\epsilon}t)_{t=l_a} = \dot{\epsilon}_{s1} t_a$  ( $\dot{\epsilon}_s$  は定常クリープ速度、 $t_s$ 、 $t_a$  はそれぞれ定常クリープおよび加速クリープの開始点の時間) は、それぞれほぼ一定の値を示している。しかも、その一定値は圧密圧力や応力や温度によって変化しないようである。そこで、 $\dot{\epsilon}_s$  と  $t_s$  および  $t_a$  の関係を両対数紙上にプロットすると、Fig. 7 のようになる。図から、それらの関係は試験条件にかかわらず  $45^\circ$  の勾配の直線となり、結局

$$\dot{\epsilon}_s t_s = \text{const.}, \quad \dot{\epsilon}_{s1} t_a = \text{const.} \quad \dots \dots \dots (1)$$

であることがわかる。Singh および Mitchell<sup>3)</sup> (1969) は、やはりクリープ破壊試験の結果を整理して同様のことを指摘している。彼らは、粘土の場合、定常クリープの長さはほとんどなく (このときは  $t_s \approx t_a$  である)、そのときの  $\dot{\epsilon}t$  の値は粘土の性質によって決まる定数であるとしている。

ここで、Fig. 6 (b) の  $T=35^\circ\text{C}$ 、 $\sigma_d = 2.0 \text{ kg/cm}^2$  の  $\dot{\epsilon}t \sim t$  関係をみると、最初の部分 (100分くらいまで)

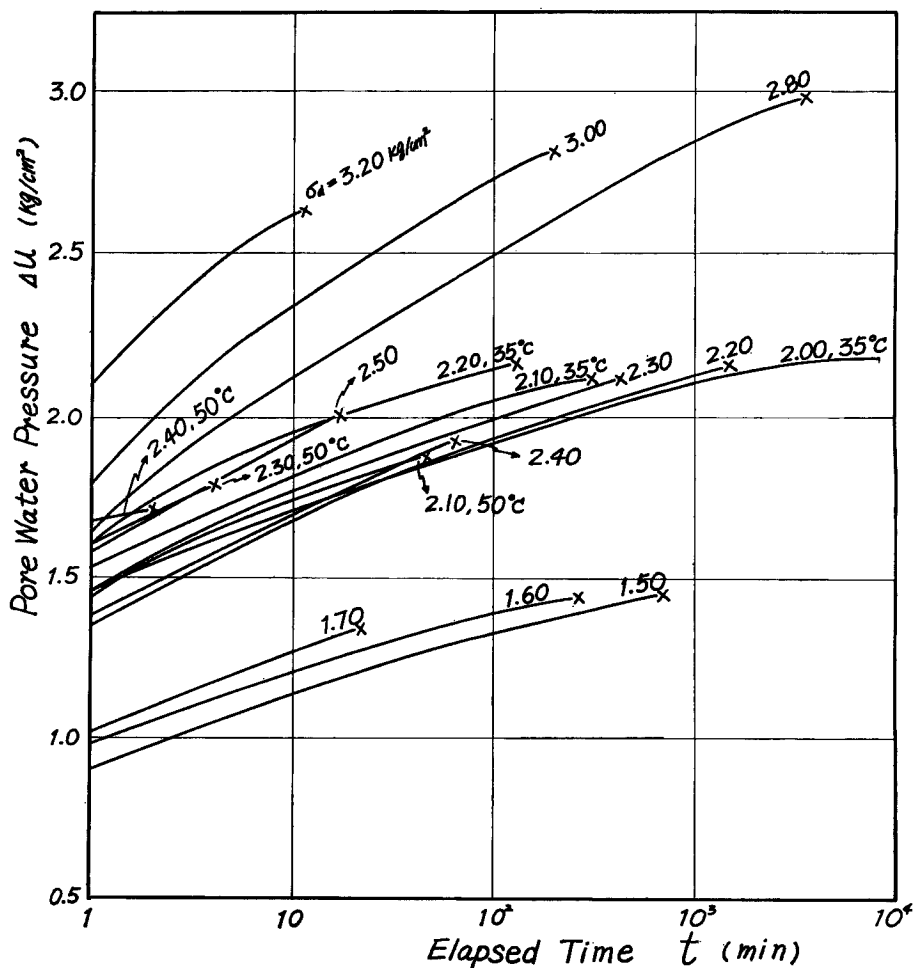


Fig. 5 Excess pore water pressure-time curves for CU creep.

は他のものと同様に直線的な傾向を示しているが、その後  $\dot{\epsilon}t \sim t$  関係は曲線状になり、2000分くらいからほぼ一定の値に落ちついている（この  $\dot{\epsilon}t$  が一定の部分には、Fig. 4 (a) の  $\log \dot{\epsilon} \sim t$  関係が直線になっている部分に対応する）。 $\dot{\epsilon}t$  が一定であるということは、 $\dot{\epsilon}$  が減少していることである。このクリープは8400分で中断したが、この傾向がその後も続くのであれば、さらにクリープを継続していれば長時間後には  $\dot{\epsilon}$  はさらに減少し、ついにはクリープは止まるであろう。しかし、Fig. 4 (a) の  $\log \dot{\epsilon} \sim t$  曲線からわかる通り8400分の時点でヒズミ  $\dot{\epsilon}$  はすでに0.15を越えて、他の場合ならばすでに加速クリープに入っている大きさに達している。したがって、ヒズミの大きさからみれば、8400分以後もクリープを継続した場合、クリープ破壊へ至ることも予想される。 $T=35^\circ\text{C}$ ,  $\sigma_a=2.0\text{ kg/cm}^2$  の場合に、このような他の場合と異なる挙動を示しているのは、恐らくこの応力が上限降伏値に非常に近い大きさであって、破壊するかしないかのきわめて不安定な状態にあったためではないかと考えられる。ちなみにこのクリープでは、8400分の時点で応力はそのまま  $2.0\text{ kg/cm}^2$  に保って温度を  $35^\circ\text{C}$  から  $50^\circ\text{C}$  へ増加させたが、ヒズミは急に増加しはじめ、温度増加後85分でクリープ破壊を生じた。また、Fig. 6 (b) で注目すべきは、 $T=35^\circ\text{C}$ ,  $\sigma_a=2.0\text{ kg/cm}^2$  でのクリープで一定となった  $\dot{\epsilon}t$  の値が、定常クリープ開始点での  $\dot{\epsilon}t$  の値、すなわち  $\dot{\epsilon}_s t_s$  よりわずかに小さ目の値となっている点である。

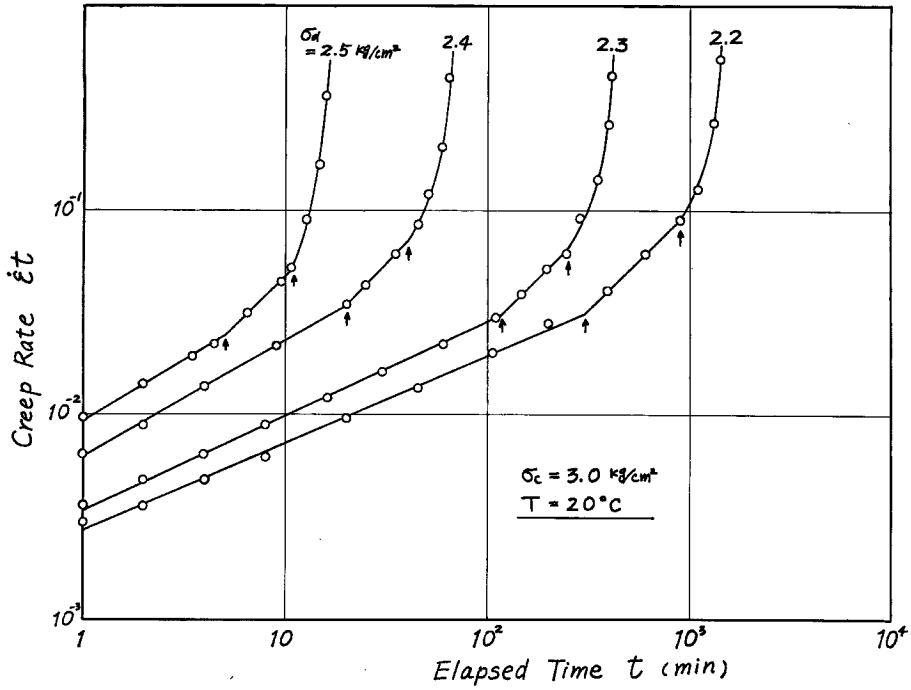


Fig. 6 Relationship between creep rate  $\dot{\epsilon}t$  and time  $t$  for CU creep ( $\sigma_c = 3.0 \text{ kg/cm}^2$ ), (a)  $T = 20^\circ\text{C}$ .

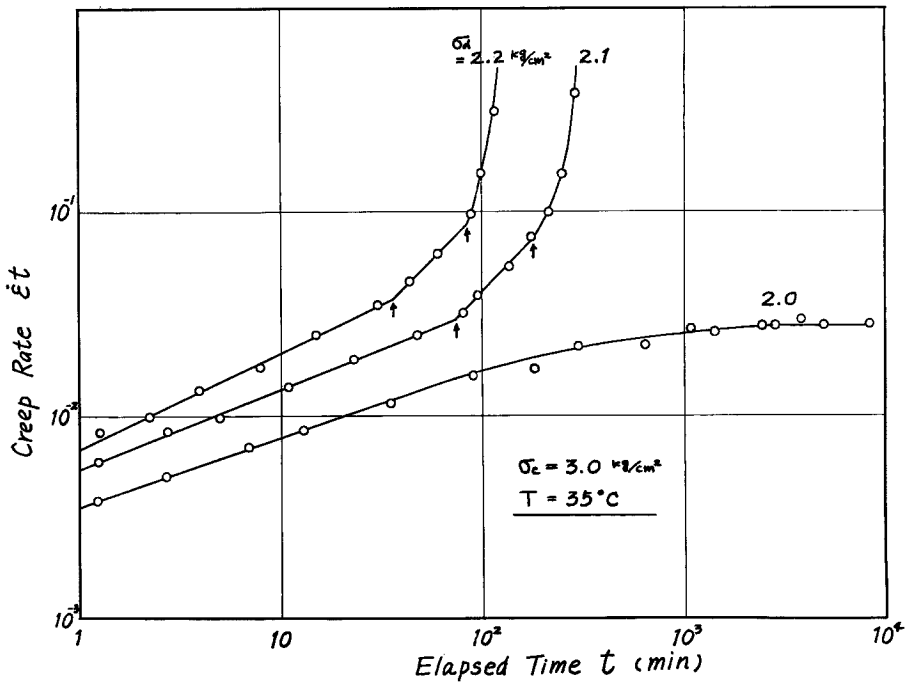


Fig. 6-continued-(b)  $T = 35^\circ\text{C}$ .

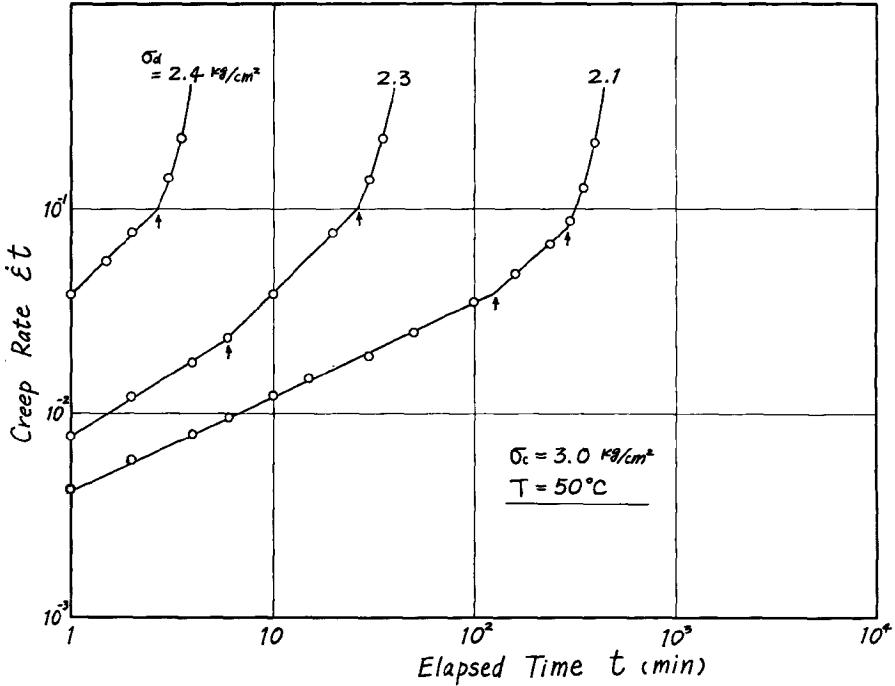


Fig. 6-continued-(c)  $T=50^\circ\text{C}$ .

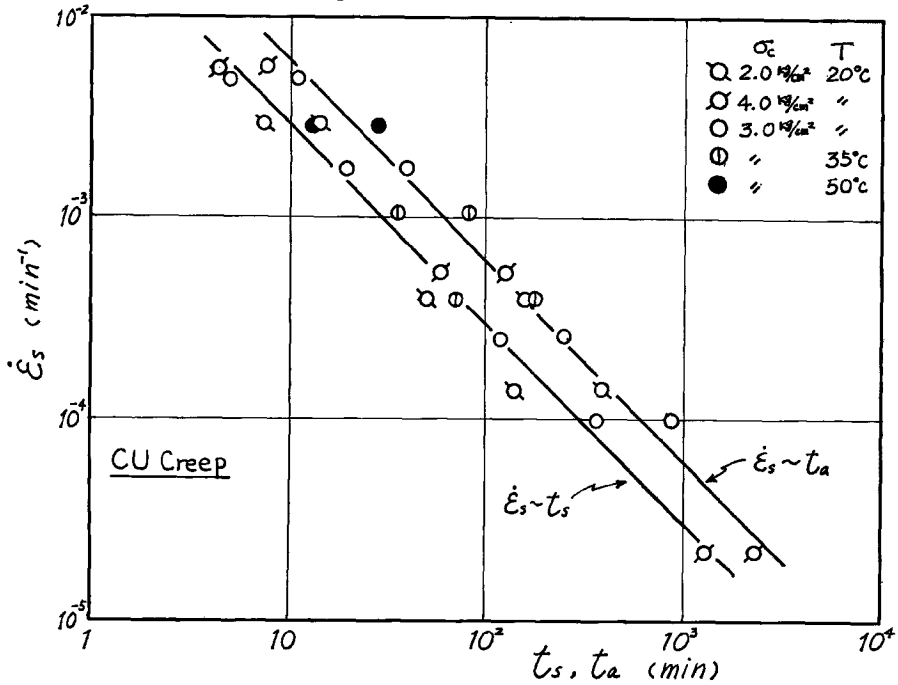


Fig. 7 Relationship between steady-state creep rate  $\dot{\epsilon}_s$ , and time at the start of steady-state or accelerating creep  $t_s, t_a$ .



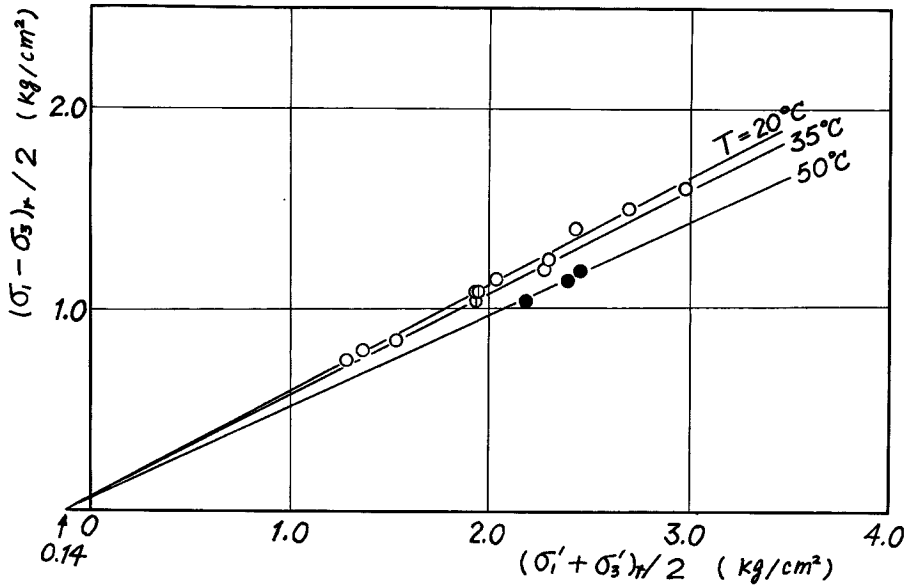


Fig. 8 Effective stresses at creep rupture.

このことは、 $\dot{\epsilon}_s t_s$  があつたかもクリープ破壊へ至るか至らないかの境界の条件となっているかのような感じを与える。Singh および Mitchell (1969)<sup>3)</sup> は、クリープ速度  $\dot{\epsilon} t$  がこの値 (前述のように彼らは  $\dot{\epsilon}_s t_s \doteq \dot{\epsilon}_s t_a$  と考えている) に達した時点を破壊の開始という意味で破壊点としているが、これは  $\dot{\epsilon}_s t_s$  ないし  $\dot{\epsilon}_s t_a$  をクリープ速度の上からみた破壊の基準と考えていることである。こうしたことから、 $\dot{\epsilon}_s t_s$  ないし  $\dot{\epsilon}_s t_a$  の値は、クリープ中にクリープ速度  $\dot{\epsilon} t$  がその大きさに達すれば破壊へ至り、達しなければ破壊しないという破壊の目安を与えるものではないかと考えられる。この点については、上限降伏値の近くの応力でのクリープ試験の結果も含めて、今後確かめてみる必要があろう。

さて、クリープ破壊へ至る過程を有効応力の面からみるとどうであろうか。破壊時の有効応力状態を示したのが Fig. 8 である。破壊時の有効応力状態は、温度によって異なる破壊線上にあり、図によれば温度が高いほど  $\phi_r'$  (破壊時の有効内部マツ角) が小さいこと、すなわち強度低下することがわかる。この傾向は、松尾および嘉門 (1970)<sup>4)</sup> が温度を変えて行なった等体積一面セン断試験の結果と傾向を同じくするものである。次に、破壊時間  $t_r$  と定常クリープおよび加速クリープの開始点の時間  $t_s, t_a$  の関係を見ると、Fig. 9 のようになる。それぞれ  $45^\circ$  の直線関係を示し、この範囲の温度では、温度にかかわらず、

$$t_s/t_r = \text{const.}, \quad t_a/t_r = \text{const.} \dots\dots\dots (2)$$

なる相関関係がある。

また、定常クリープ時のヒズミ  $\epsilon_a - \epsilon_s$  の大きさは、Fig. 10 に示すように、応力や温度にかかわらずほぼ一定の大きさになっている。その大きさは、粘土によって異なるようである。

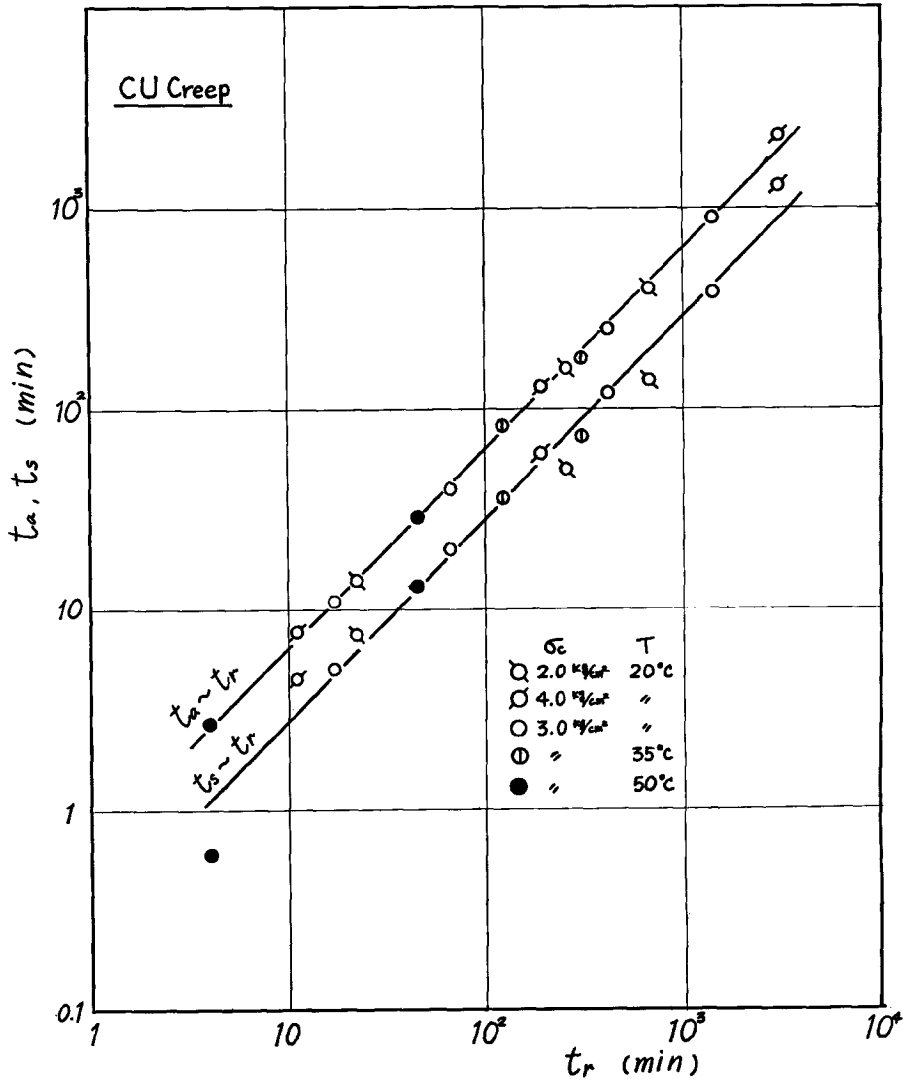


Fig. 9 Relationship between rupture time  $t_r$ , and time at the start of steady-state or accelerating creep  $t_s, t_a$ , (a) CU creep.

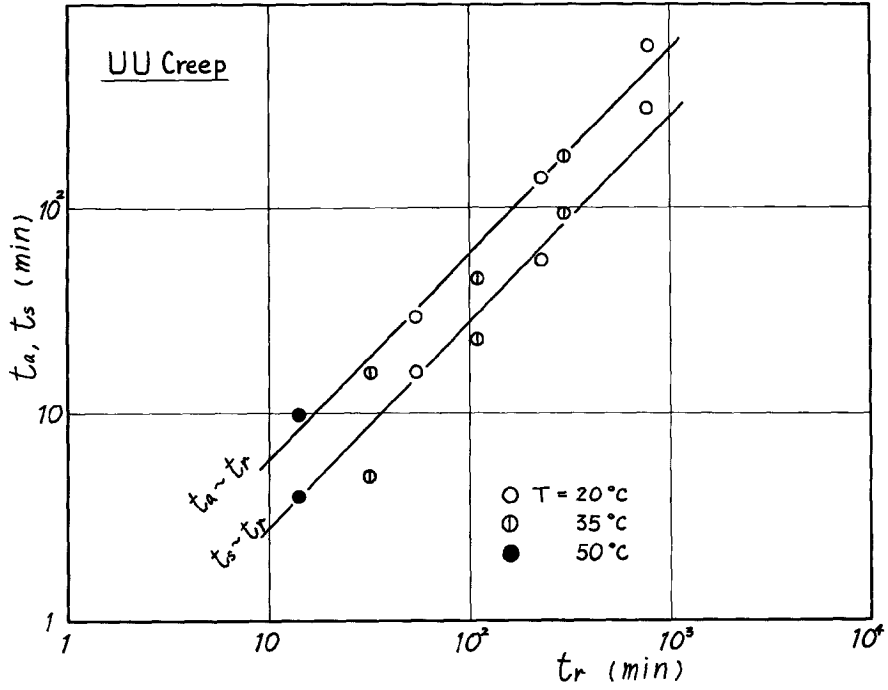


Fig. 9 -continued-(b) UU creep.

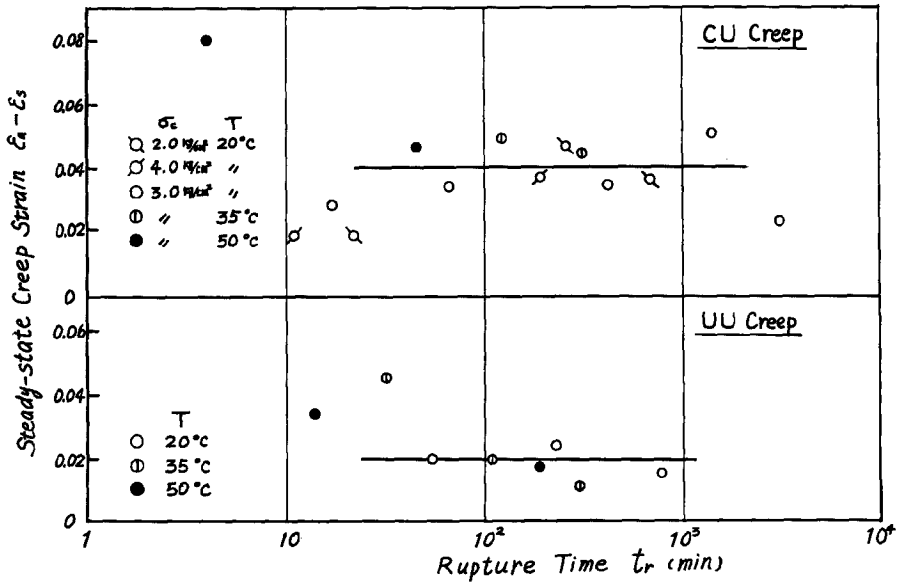


Fig. 10 Steady-state creep strain  $\epsilon_a - \epsilon_s$ .

4. 速度過程としてのクリープ破壊

近年、粘土のクリープが熱活性化過程であることを裏付ける実験的根拠が多くの研究者たちによって示されつつある<sup>5), 6), 7), 8)</sup>。

注) 活性化とは、一般に物質のある機能が活発になることで、例えば分子、原子またはイオンなどのエネルギーが高められて、化学反応または結晶格子の変化などが起りうる状態になることを意味しており、活性化が熱エネルギーによって起こる場合を熱活性化過程という。したがって、熱活性化過程は、原子あるいは分子のオーダーの微視的な機構を含んでいる。

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ヒズミ速度は、一般に、

$$\dot{\epsilon} = \sum_i z_i \sigma_i \exp\left(-\frac{Q_i}{RT}\right) \dots\dots\dots (3)$$

と表わされる<sup>9)</sup>。ここに、 $z_i$  はクリープ変形の単位についての振動の頻度、エントロピー変化、温度、構造の関数であり、 $\sigma_i$  は温度および構造に依存する応力の関数、そして  $Q_i$  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ある。また、 $R$  は気体定数であり、 $T$  は絶対温度である。

(3) 式の完全な形を知るためには、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が、そのため普通よく行なわれる実験的な方法は、 $z_i$  および  $\sigma_i$  を一定に保つような合理的と考えられる条件で実験を行なって、支配機構の活性化エネルギー  $Q_i$  に近似した値としての見かけの活性化エネルギーを決定し、その値から支配機構を追求しようとする方法である。

粘土のクリープ速度を (3) 式の形で表わそうとする試みは多い。著者の知る限りでは、その大半は Eyring の絶対反応速度論を応用したものであるが、その適用の仕方は研究者によってまちまちであり、またいずれも具体的なクリープ機構にもとづいたものではない。粘土のクリープの速度論的な研究は、見かけの活

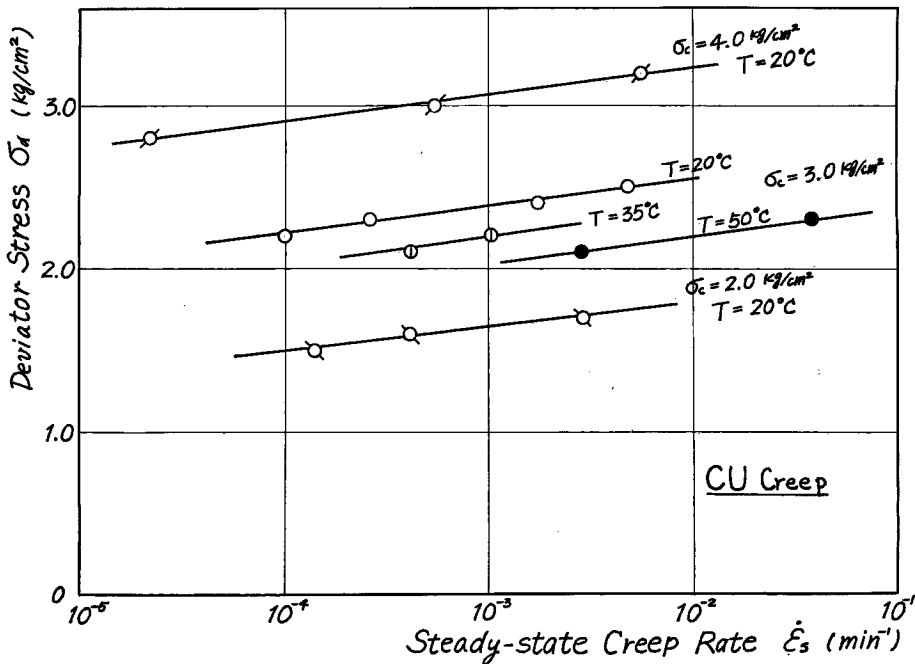


Fig. 11 Stress dependency of steady-state creep rate. (CU creep)

活性化エネルギーを実験的に求め、その値からクリープだけでなくせん断の機構を推測してゆこうとする段階にある。

ここでは、定常クリープを粘土の基本的な構造とみなされる流動単位が外力（＝クリープ応力） $\tau$  の作用のもとで熱活性化される単一の過程と考えると、定常クリープに対して（3）式は

$$\dot{\epsilon}_s = A' \exp\left(-\frac{Q_s - \alpha' \tau}{RT}\right) \dots \dots \dots (4)$$

で与えられる（誘導については他の文献に詳しいので省略する）。ここに  $A'$  は頻度係数、エントロピー変化などを含む定数、 $Q_s$  は活性化エネルギー、 $\alpha' \tau$  は外力によってエネルギーの障壁が減少する量である。流動単位が具体的にどのようなものかについては Mitchell 等<sup>7)</sup> が考察しているが、粘土のクリープを速度過程として取り扱う立場は暗黙のうちに原子あるいは分子のオーダーの流動単位を仮定しているのである。また、いくつかの機構が同時に働いている場合に、その過程を単一過程と考えて（4）式によって求められる活性化エネルギー  $Q_s$  が意味をもつためには、ある特定の機構の重要性が他の機構より卓越していなければなら

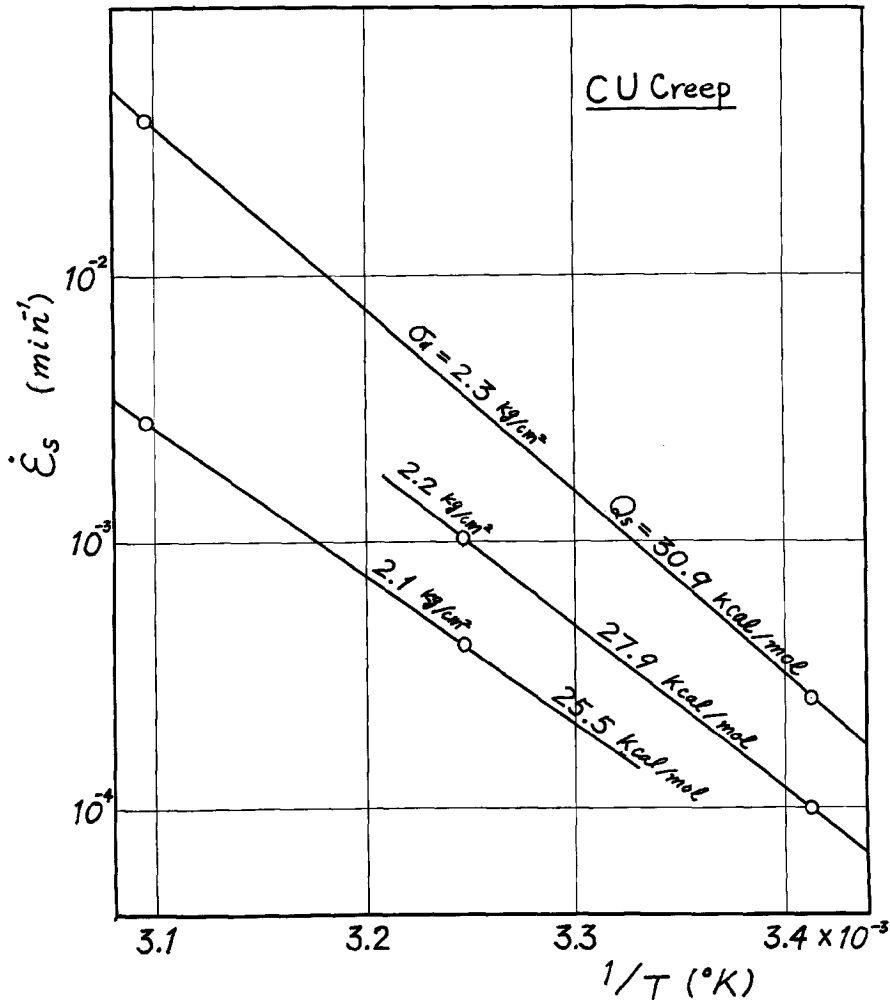


Fig. 12 Temperature dependency of steady-state creep rate. (CU creep)

ない。そうでなければ  $Q_s$  は単なるパラメーター以上の意味をもたなくなるのである (この点については Andersland および Douglas<sup>10)</sup> を参照されたい)。

さて、クリープ試験において実測される量は軸ヒズミ  $\epsilon$  と応力  $\sigma_d$  であり、また (4) 式の  $\tau$  としてどのような量をとればよいかには問題がある。しかし、 $\tau$  は  $\sigma_d$  の関数であり (例えば、三軸試験で最大せん断応力の作用する面を考えれば  $\tau = \sigma_d/2$  である)、また非排水状態では  $\gamma$  は  $\epsilon$  と直接関係づけられる。したがって、ここでは  $\epsilon$  と  $\sigma_d$  の関係を (4) 式をもとに、

$$\dot{\epsilon}_s = A \exp\left(-\frac{Q_s}{RT}\right) \exp(\alpha \sigma_d) \dots\dots\dots (5)$$

のように表わす。定常クリープ速度の応力および温度依存性は (5) 式によって表わされる。そこで、実験結果を CU クリープについて  $\log \dot{\epsilon}_s \sim \sigma_d$  の関係にプロットすると、Fig. 11 のようになる。(5) 式により、図の直線の勾配が  $\alpha$  を与える。 $\alpha$  は圧密圧力  $\sigma_c$  によってあまり変化せず (傾向としては、 $\sigma_c$  が大きいほど  $\alpha$  は小さいが、その差は小さい)、また温度によっても変わらず、この場合  $\alpha \approx 13.3$  である。 $\alpha$  が温度によって変化しないということは、(4) 式の  $\alpha'/RT$  が一定、すなわち  $\alpha'$  が温度増加とともに増大することを意味している (速度論によれば、 $\alpha'$  は活性化体積である)。この傾向は Noble 等<sup>8)</sup> の結果と一致する。

一方、 $\log \dot{\epsilon}_s$  を  $1/T$  ( $T$  は絶対温度) に対してプロットすると、(5) 式により直線関係が得られ、その勾配は  $Q_s/2.3R$  を与える。CU クリープの結果は Fig. 12 に示す通りであって、図より  $Q_s \approx 28.1 \text{Kcal/mol}$  が得られる。この値は、これまで粘土について得られた値と同じ程度のオーダーである。

次に Figs. 13, 14 に破壊時間  $t_r$  の応力および温度依存性を示す。この実験事実と定常クリープに対する考察との対比から、破壊時間の応力および温度依存性は、

$$t_r = B \exp\left(\frac{Q_r}{RT}\right) \exp(-\beta \sigma_d) \dots\dots\dots (6)$$

で与えられるべきであると考えられる。ここに  $Q_r$  は活性化エネルギー、 $B$ 、 $\beta$  は定数である。事実、村山

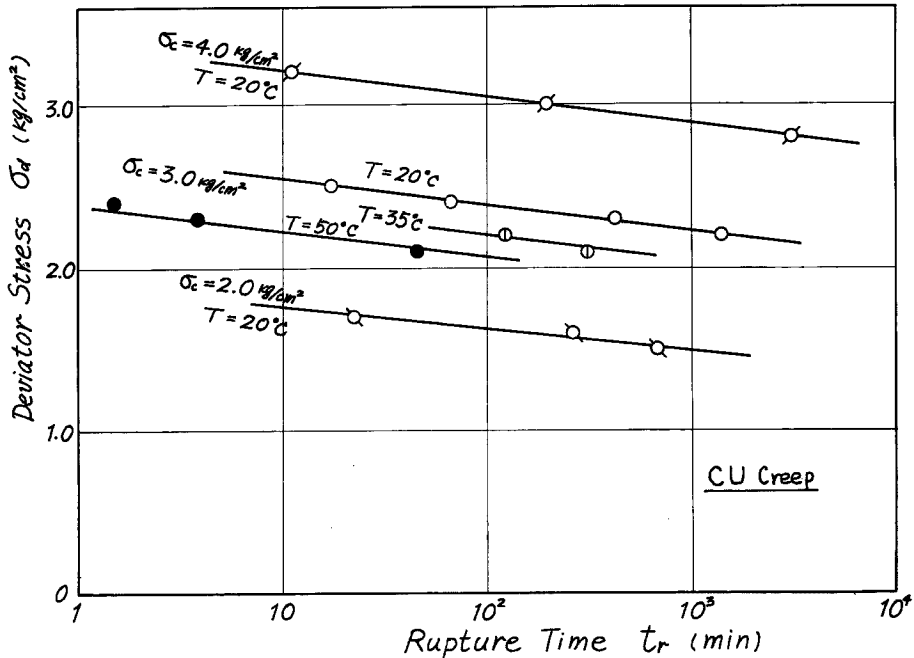


Fig. 13 Stress dependency of rupture time. (CU creep)

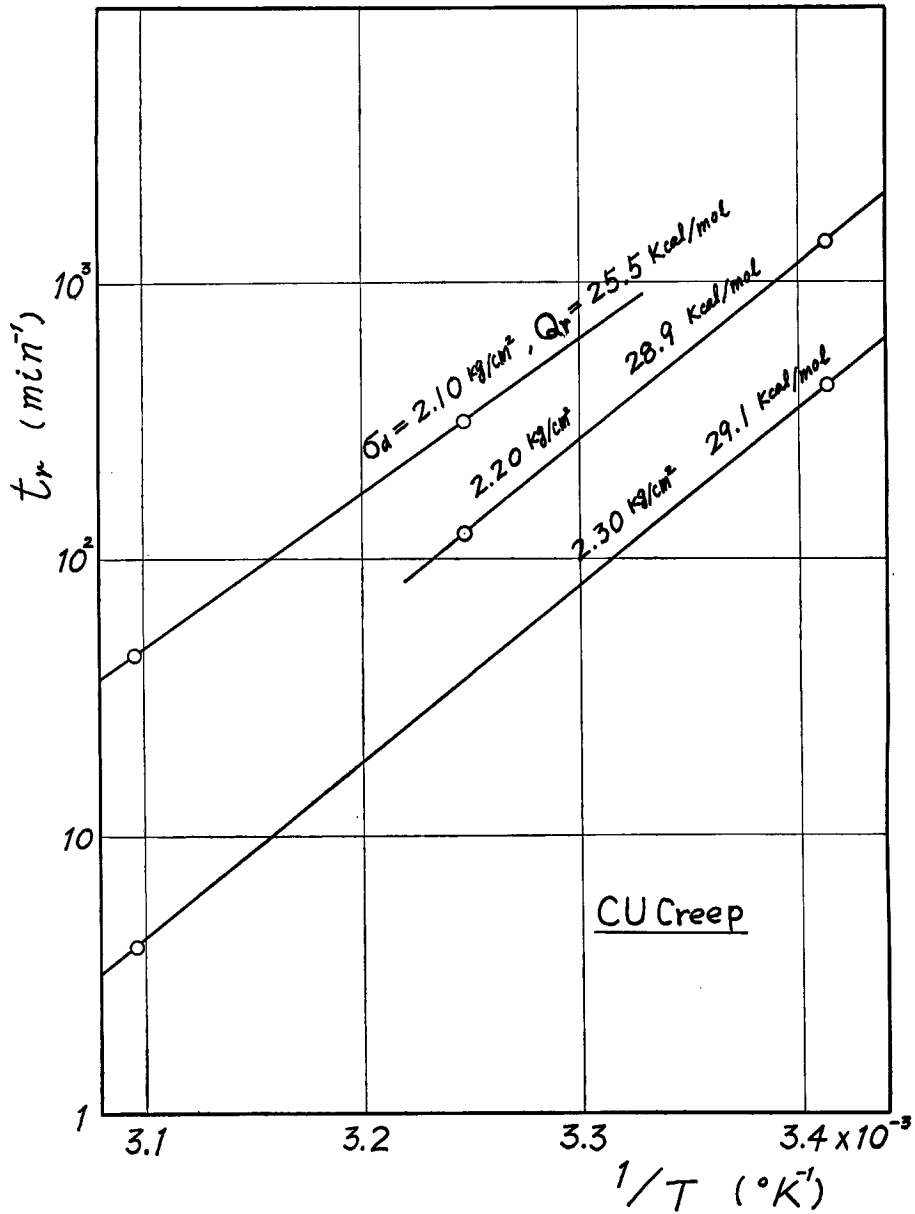


Fig. 14 Temperature dependency of rupture time. (CU Creep)

および柴田 (1956)<sup>11)</sup> は、速度論から (6) 式の詳しい形を与えている。すると、Fig. 13 の直線の勾配が  $\beta$  を与え、Fig. 14 の直線勾配から  $Q_r$  が求められる。ここでは、 $\beta \approx 13.8$ ,  $Q_r \approx 28.3 \text{Kcal/mol}$  である。Figs. 11, 12, 13, 14 より、 $Q_s \approx Q_r$ ,  $\alpha \approx \beta$  であり、 $\dot{\epsilon}_s$  と  $t_r$  の間には、密接な関係があることがわかる。すなわち、このとき (5) 式と (6) 式より、

$$\dot{\epsilon}_s t_r = AB = \text{const} \dots\dots\dots (7)$$

となる。Fig. 15 に  $\dot{\epsilon}_s \sim t_r$  関係を示すが、両対数紙上でほぼ  $45^\circ$  の勾配の直線関係が得られ、(7) 式が成立することがわかる。図から、直線関係は少なくともこの範囲の温度では、温度によって変化はみられず、また圧密圧力による変化もみられない。UUクリープの場合については、Fig. 17 のようになる。(7) 式の関係は、金属のクリープについて従来からいわれていることであり、粘土についても齋藤および上沢 (1961)<sup>12)</sup> が指摘している。ただ彼らは (7) 式の定数がすべての土に対して一定であるとしているが、昨年の研究結果や今回の結果、さらに村山等<sup>11)</sup> の結果からみると、(7) 式の定数は土の種類や性質によって決まるものと考えられる。なお、(7) 式はもっと一般には、

$$\dot{\epsilon}_s^m t_r = \text{const} \dots\dots\dots (8)$$

で表わされる。ここに、 $m$  は 1 に近い定数である。

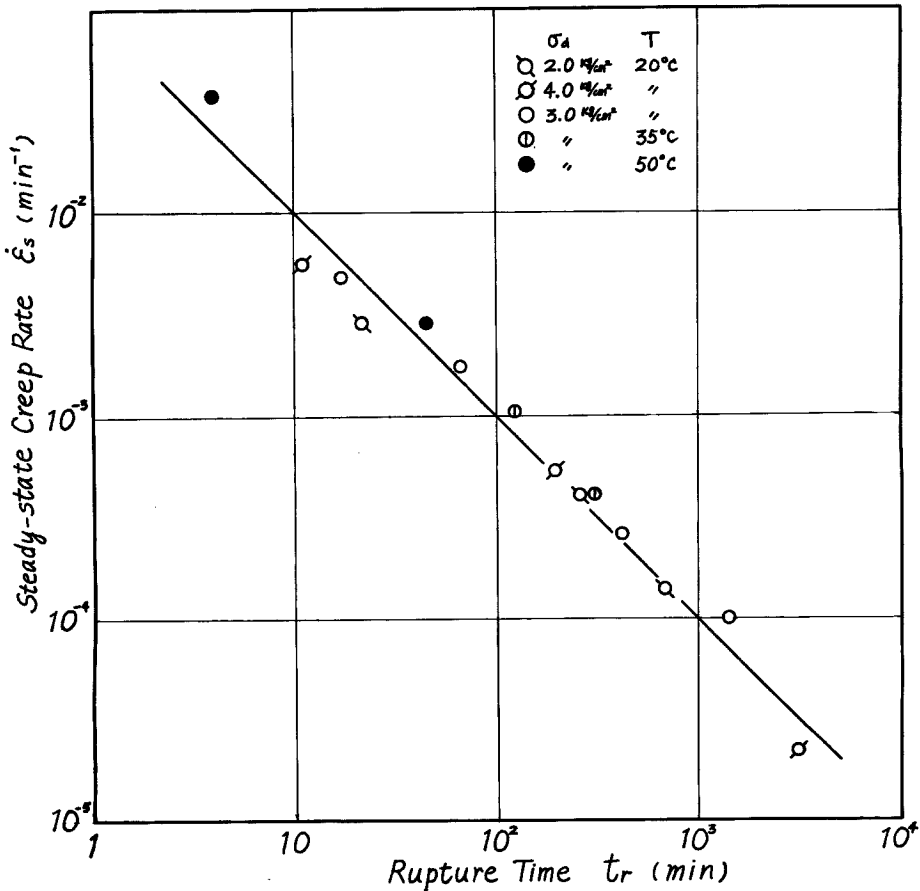


Fig. 15 Relationship between steady-state creep rate  $\dot{\epsilon}_s$  and rupture time  $t_r$ .



さて、粘土の非排水クリープ破壊試験の結果は、同一の粘土について、破壊時間の大小によって種々の強度が存在するといえあわすこともできる。この現象は、通常行なわれているヒズミ制御式試験や荷重制御式試験においてもみられ、破壊までの時間を变化させると、すなわちせん断速度を变化させると、強度が变化する。そうした試験結果を他の文献<sup>(13), (14), (15), (16), (17), (18)</sup> から、例えばヒズミ速度  $\dot{\epsilon}$  と破壊までの時間  $t_f$  の関係に直してプロットすると Fig. 16 のようになる（破壊点は主応力差  $\sigma_d$  最大の点とした）。ここで、浅野(1960)<sup>(15)</sup> のデータの一部と Saada 等 (1967)<sup>(18)</sup> のデータは、荷重制御式試験なので、破壊ヒズミと破壊時間から平均的なヒズミ速度を求めた。図から、Bjerrum 等 (1958)<sup>(13)</sup> のデータ以外は、ほぼ 45° の勾配の直線関係を示しており、 $\dot{\epsilon}t_f = \text{const.}$  が成立することがわかる。しかるに  $\dot{\epsilon}t_f = \epsilon_f$ （破壊ヒズミ）であり、この関係は  $\epsilon_f$  がせん断速度に無関係に一定であることを意味する。ただし、Bjerrum 等の場合は、 $\epsilon_f$  は  $t_f$  が大きいほど小さくなっていて、他のデータと傾向が異なっている。

ところで、 $\dot{\epsilon}$  がクリープ破壊試験の  $\dot{\epsilon}_s$  に対応するものとして考えると、Fig. 16 のプロットは斎藤等<sup>(12)</sup> が

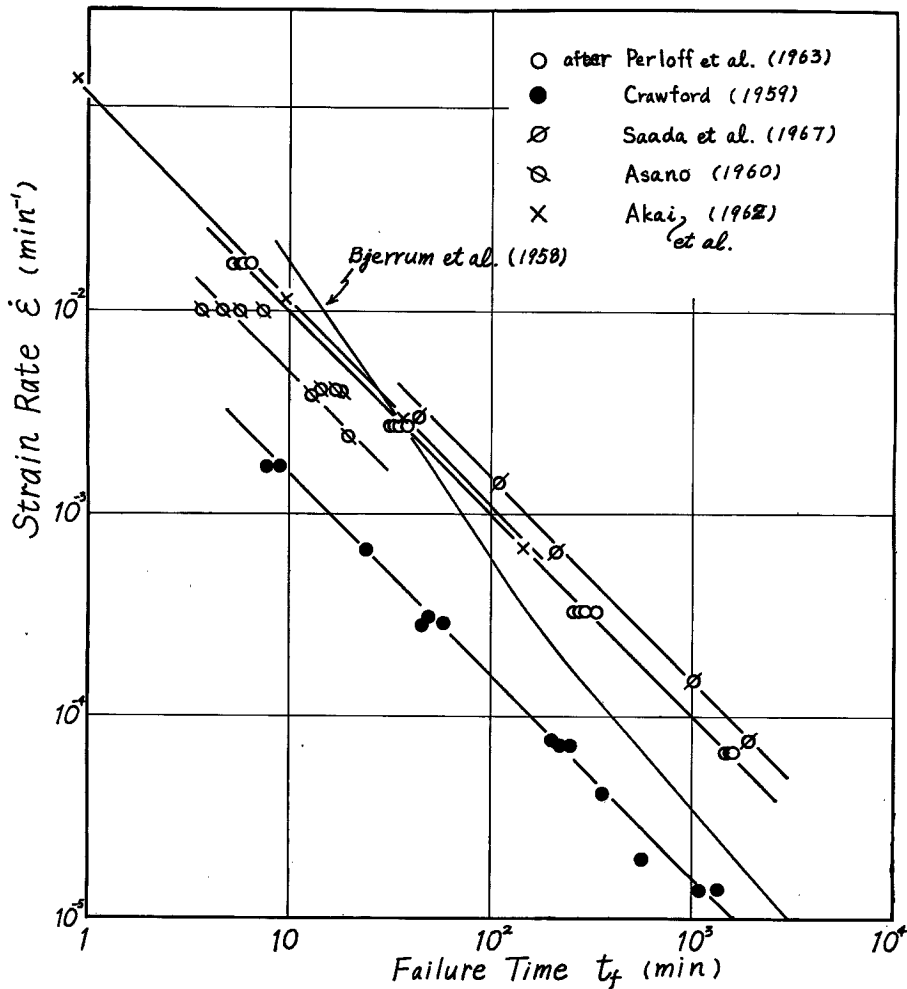


Fig. 16 Relationships between strain rate  $\dot{\epsilon}$  and failure time  $t_f$  for strain-rate controlled and stress controlled shear tests. (from other investigators)

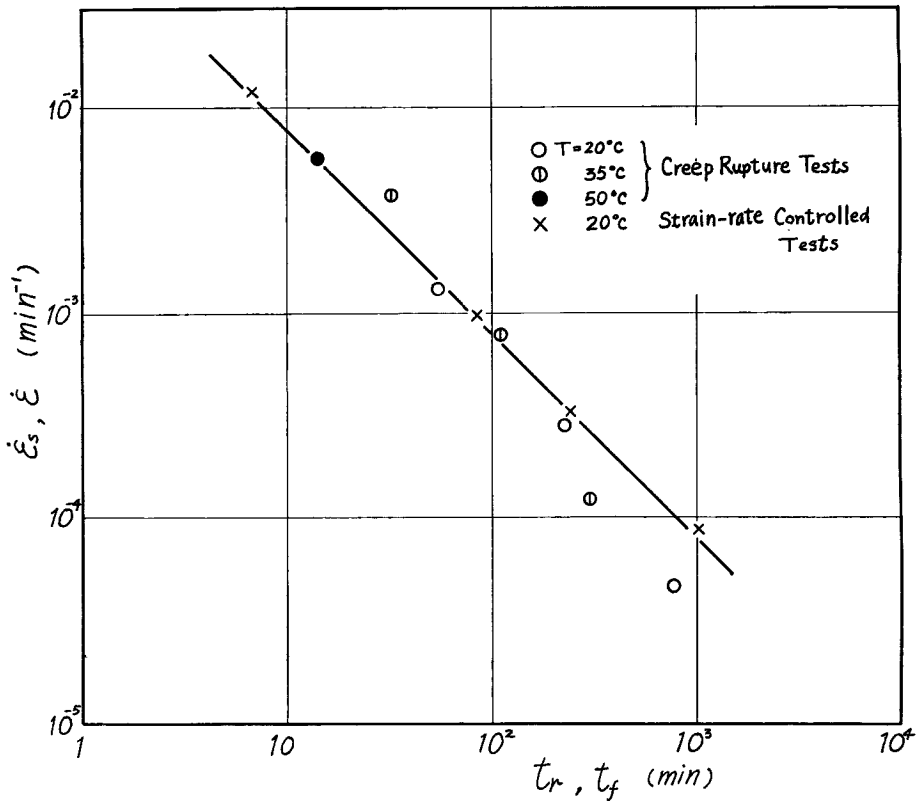


Fig. 17 Comparison between creep rupture test results and strain-rate controlled shear test results.

示した  $\dot{\epsilon}_s \sim t_r$  関係のプロットの範囲とほぼ同じ範囲にあることがわかる。このことから、クリープ破壊試験の結果と他のせん断試験の結果の間には、定常クリープ速度  $\dot{\epsilon}_s$  とせん断速度 (ヒズミ速度)  $\dot{\epsilon}$  を対応させて考えれば、相関関係があることが推定される。そこで、UUクリープ試験の  $\dot{\epsilon}_s \sim t_r$  関係と、同じB試料についてせん断速度を変えて行なったヒズミ制御式試験の  $\dot{\epsilon} \sim t_f$  関係を、同一図上にプロットすると、Fig. 17 のようになり、プロットがほぼ一致することがわかる。以上のことから、結局、同一粘土について、

$$\dot{\epsilon}_s t_r = \dot{\epsilon} t_f = \epsilon = \text{const.} \dots\dots\dots (9)$$

なる関係があると考えられる。この関係は、もっと多くの試験によって確める必要があるが、もし事実であるとすれば興味深い関係である。

### 5. ま と め

粘土のクリープ破壊の温度依存性を実験的に研究した結果得られた主な結論は、以下の通りである。

- (1) 定常クリープおよび加速クリープの開始点におけるクリープ速度  $\dot{\epsilon}_s t_s$  および  $\dot{\epsilon}_s t_a$  は、粘土の種類によって決まる定数で、クリープ破壊の目安を与える指標となりうる。
- (2) 破壊時間  $t_r$  と定常クリープおよび加速クリープの開始点の時間  $t_s, t_a$  の間には、相関関係がある。
- (3) 定常クリープ時のヒズミ  $\epsilon_a - \epsilon_s$  は、粘土の種類によって決まる一定の大きさである。
- (4) クリープ破壊に速度論を適用して得られた活性化エネルギーの値は、約 28Kcal/mol であった。
- (5) 定常クリープ速度  $\dot{\epsilon}_s$  と破壊時間  $t_r$  には、 $\dot{\epsilon}_s t_r = \text{const}$  なる関係があり、この関係は速度論によっ

て説明される。

(6) また、 $\epsilon_s t_r$  の値は、ヒズミ制御試験や荷重制御試験の破壊ヒズミに等しいことが示唆された。最後に、この実験は、京都大学土木工学科 4 回生、栗原徹君と共同で行なわれたことを付記して、謝意を表す次第である。

#### 参 考 文 献

- 1) Campanella, R.G. and J.K. Mitchell: Influence of Temperature Variations on Soil Behavior, Jour. Soil Mech. and Found. Div., ASCE, Vol. 94, No. SM3, May, 1968, pp. 709-734.
- 2) 村山朗郎・栗原則夫・関口秀雄：粘土のクリープ破壊について，京都大学防災研究所年報，第13号 B，昭 45. 3, pp. 525-541.
- 3) Singh, A. and J.K. Mitchell: Creep Potential and Creep Rupture of Soils, Proc. of the 7th Int. Conf. on S.M.F.E., Vol. 1, 1969, pp. 379-384.
- 4) 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，昭 45, pp. 187-188.
- 5) Andersland, O.B. and W. Akili: Stress Effect on Creep Rates of a Frozen Clay Soil, Géotechnique, Vol. 17, 1967, pp. 27-39.
- 6) Mitchell, J.K., R.G. Campanella and A. Singh: Soil Creep as a Rate Process, Jour. Soil Mech. and Found. Div., ASCE, Vol. 94, No. SM1, Jan., 1968, pp. 231-253.
- 7) Mitchell, J.K., A. Singh and R.G. Campanella: Bonding, Effective Stresses, and Strength of Soils, Jour. Soil Mech. and Found. Div., ASCE, Vol. 95, No. SM5, Sept., 1969, pp. 1219-1246.
- 8) Noble, C.A. and T. Demirel: Effect of Temperature on Strength Behavior of Cohesive Soil, HRB Spec. Rept., 103, 1969, pp. 204-219.
- 9) Garofalo, F.: 金属クリープの基礎，丸善，昭 43.
- 10) Andersland, O.B. and A.G. Douglas: Soil Deformation Rates and Activation Energies, Géotechnique, Vol. 20, No. 1, 1970, pp. 1-16.
- 11) 村山朗郎・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，No. 40, 昭 31.
- 12) Saito, M. and H. Uezawa: Failure of Soil Due to Creep, Proc. of the 5th Int. Conf. on S.M.F.E., Vol. 1, 1961, pp. 315-318.
- 13) Bjerrum, L., N. Simons and I. Torblaa: The Effect of Time on the Shear Strength of a Soft Marine Clay, Proc. Brussels Conf. on Earth Pressure Probs, Vol. 1, 1958, pp. 148-158.
- 14) Crawford, C.B.: The Influence of Rate of Strain on Effective Stresses in a Sensitive Clay, ASTM Special Tech. Pub., No. 254, 1959, pp. 36-61.
- 15) 浅野茂：粘土の強度特性に関する研究，京都大学土木工学科修士論文，第 89 号，昭 35.
- 16) 赤井浩一・山本順一・小沢良夫：飽和粘土のせん断における間ゲキ水圧の挙動について，土木学会論文集，No. 85, 1962, pp. 1-6.
- 17) Perloff, I. and J.O. Osterberg: The Effect of Strain Rate on the Undrained Shear Strength of Cohesive Soils, Proc. of the 2nd Panamerican Conf. on S.M.F.E., Vol. 1, 1963, pp. 103-128.
- 18) Saada, A.S. and A.K. Baah: Deformation and Failure of a Cross Anisotropic Clay under Combined Stresses, Proc. of the 3rd Panamerican Conf. on S.M.F.E., Vol. 1, 1967, pp. 67-88.