

## 水ガラス系固結砂の強度に関する工学的特性

## ENGINEERING PROPERTY OF STRENGTH IN SANDS STABILIZED BY SILICATE GROUT

森 麟\*・田村昌仁\*\*

By Akira MORI and Masahito TAMURA

In order to clarify the strength property of sands stabilized by silicate grout, We investigate the effect of negative pore water pressure  $U$  caused by dilatancy on the strength of stabilized sand and moreover the time-dependent strength behaviour. Through unjacketed tests, triaxial test, uniaxial creep test and so on, the main results are summarised as follows; 1) Effect of  $U$  on the strength of stabilized sand would be considerably large. The unjacketed test would be recommended to determine the strength of stabilized sands, especially where the injection region is below the ground water level. 2) The unconfined strength of stabilized sand in long-term load  $q_{cr}$  is less than 50% of  $q_u$  ( $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$ ).  $q_{cr}$  is uniquely related to the strength of silicate gel, irrespective of density and grain size of stabilized sand.

## 1. ま え が き

薬液注入工法は、止水、強度増加を目的とする地盤改良の1つであり、簡易な設備で施工が可能となる特徴を有している。薬液を地盤に注入すると、土中の間隙部分が薬液に置き換えられて、この薬液がゲル化することにより、土粒子とゲルからなる混合物が形成される。対象とする地盤が粘性土の場合には、薬液が均等に浸透することが事実上不可能となり、薬液が脈状に入ってゆく、いわゆる割裂注入の形態<sup>1)~3)</sup>となるが、一方、透水性の大きい砂質地盤では、一般に水ガラス系の薬液が用いられており、注入圧や薬液の粘性にもよるが、均等な浸透が可能となり比較的均質な固結領域が得られる。そして、この浸透注入による改良効果は、確実なものになることが期待できる。それにもかかわらず、仮設工事の補助工法として用いられる場合が多く、半永久的な工法として認められるに至っていない。これは、薬液と硬化材との化学反応により得られるゲル、およびその薬液で固められた砂の耐久性に関する問題が解決されていないことに加えて、固結砂の強度についての適切な評価方法が確立

していないためであろう。

固結砂の強度の時間依存性に関する研究は、数多く行われており、強度に及ぼすひずみ速度の影響はかなり大きいことが指摘されている<sup>4)~6)</sup>。Warner<sup>7)</sup>は、Chemically-stabilized sandsの一軸クリープ試験において破壊が生じない限界強度を“fundamental-strength”とみなし、この大きさは急速試験における一軸強度  $q_u$  の20~80%であることを指摘している。Clough et al.<sup>8)</sup>、Kozenz<sup>9)</sup>、Borden et al.<sup>10)</sup>も同様な実験を行っており、これらの結果を総合すると水ガラス系固結砂の限界強度は急速試験における一軸強度の50%程度となっている。Luong et al.<sup>11)</sup>は、さらにこの水ガラス系固結砂の強度の時間依存性に及ぼす薬液配合(水ガラス量、硬化材量)の影響についても考察を行っている。

固結砂の強度特性は、一軸試験、および三軸圧縮試験により求められる粘着力  $c$  と摩擦角  $\phi$  で評価される場合が多いが、試験方法についての議論は少ない。実際問題に即した固結砂の強度特性を明らかにするためには、試験方法(ひずみ速度、排水条件)の違いが、その強度に及ぼす影響を調べることが必要であろう。

実験室で作製した水ガラス系固結砂のせん断前における透水係数  $k$  は、 $10^{-5} \sim 10^{-7}$  (cm/s) となるので、排水条件としては一般に非排水せん断が想定されているが、せ

\* 正会員 工博 早稲田大学教授 理工学部土木工学科  
(〒160 新宿区大久保 3-4-1)

\*\* 学生会員 工修 早稲田大学大学院博士後期課程(同上)

ん断過程において  $k$  が変化することも考えられるので、この排水条件の決定については問題が多い。砂粒子間隙のゲルは、粒子の周辺で不動域を形成して見掛け上その粒径を大きくする役割を果たしているため固結砂のダイレイタンス（体積膨張）は、この見掛けの密度増加作用<sup>12)</sup>によって増加し、拘束圧が十分大きくない限り、非排水試験においてもダイレイタンスが生じる。したがって、通常の拘束圧下で行われる固結砂の三軸非排水試験では、ダイレイタンスに基づく負圧が発生することになり、非排水試験の強度は、負圧による摩擦抵抗の増加を含んだものになる。そして、モールの包絡線より求められる粘着力は、負圧の影響を受けていると考えられる。しかし、せん断過程で生じるダイレイタンスによって、透水係数  $k$  はせん断前の 100 倍程度増加する場合もあるので<sup>13)</sup>、実際の地盤においては、必ずしも非排水条件が成立するわけではなく負圧の一部は給水により解放されることも考えられる。

このような強度に及ぼす負圧の影響は、非排水試験に限らず、変形速度の大きい間は生じていることになる。

また、固結砂の強度特性を考慮するうえで、重要となるのはダイレイタンスに基づく負圧だけではない。注入域が地下水位より上部にある場合には、固結砂の乾燥過程における強度変化も問題となる。土の強度に及ぼす毛管負圧の影響については、川上<sup>14)</sup>、足立<sup>15)</sup>らの研究があり、PF 値との関係が指摘されているが、固結砂については、明らかでない部分が多い。

本研究は、水ガラス系固結砂の工学的強度特性を明らかにすることを目的とし、上記の点を考慮に入れてその強度に及ぼす負圧の影響や一軸試験で破壊が生じない限界強度  $q_{cr}$  の構成機構、さらには、乾燥過程における固結砂の強度変化について調査・研究を行ったものである。そして、粘着力  $c$  を決定する際において注意すべき点や、適切な試験方法についても考察を加えている。固結砂の供試体は、粒径の異なる 3 種の砂を用いて作製しており、薬液の配合（水ガラス量、硬化材量）が強度特性に及ぼす影響についても調べることにした。なお、実験においては、固結砂の強度に及ぼす負圧の影響等を明らかにするため、unjacketed 試験、一軸クリープ試験、三軸非排水試験を行っている。

## 2. 試料および実験方法

表一1,2には、本研究で使用した砂、薬液について示す。表一1の摩擦角  $\phi_{RR}$ <sup>12)</sup>は Rowe のダイレイタンス補正により求めた摩擦角である。

試料の作製方法としては、圧力注入装置を用いる注入方式と混合方式（モールド内に薬液を入れ、上部より砂を流し込んでそのまま固める）の 2 通りが考えられてお

り、供試体の強度は作製方法によりかなり異なることが指摘されている<sup>16)</sup>。しかし、薬液のゲル化時間や養生方法が統一されている限り、作製方法の違いが強度に及ぼす影響は少なく、混合方式の方が、均質で再現性のある試料を得ることができたので、混合方式で試料を作製することにした。なお、養生方法は、unjacketed 試験においては 1 日湿空養生であるが、他の場合はすべて 1 日水中養生とした。

Unjacketed 試験 ( $\dot{\epsilon}_1 = 0.5 \text{ \% / min}$ ) は、ゴムスリーブを用いないで行う三軸圧縮試験であり、拘束圧が試料内部の間隙水圧に等しくなるため、圧縮過程の有効側応力は常にゼロになっていると考えられる。

一軸クリープ試験では、軸ひずみ  $\epsilon_1$  だけではなく、変形中の体積変化も測定しており、固結砂のクリープ特性とダイレイタンスの関係について調べている。なお、この試験における軸圧  $q_0$  の値は、主剤濃度  $N = 35 \text{ \%}$  固結砂 ( $N = \text{水ガラス重量} / \text{薬液全量}$ ) では、1.50, 1.25, 1.00, 0.75, 0.50 (kgf/cm<sup>2</sup>)、 $N = 15 \text{ \%}$  固結砂で 0.75, 0.50, 0.40, 0.30, 0.20 (kgf/cm<sup>2</sup>)、硬化材量の多い  $N = 35 \text{ \%}$  固結砂では、2.00, 1.75, 1.50, 1.25, 1.00 (kgf/cm<sup>2</sup>) とした。

固結砂の強度定数である粘着力  $c$  と摩擦角  $\phi$  は、三軸 UU 試験により求める場合が多い。しかし、通常の UU 試験では、試料が完全に飽和していないため、非圧密状態が得られず、間隙水圧の測定も困難になる。したがって、ここでは、圧密圧  $\sigma'_c (= \sigma_3 - U_0)$  が一定 ( $\sigma'_c = 0.10 \text{ kgf/cm}^2$ ) になるように拘束圧  $\sigma_3$  と初期間隙圧  $U_0$  を与えた三軸非排水試験を行うことによって、UU 試験における粘着力の発生機構を調べることにした。拘束圧の大きさは、 $\sigma_3 = 0.50, 1.00, 2.00, 3.00$  (kgf/cm<sup>2</sup>) である。この非排水試験においては、ダイレイタンスが発生するので、変形中の体積変化と間隙水圧（負圧）を同時に測定している。なお、体積変化は三軸セル内の水の出入りにより求めており、変形速度は  $\dot{\epsilon}_1 = 0.5 \text{ \% / min}$  である。

乾燥過程における一軸強度の変化を調べる実験では、

表一1 砂の種類

砂	粒径(mm)	摩擦角 $\phi_{RR}$ (°)
豊浦砂	0.12~0.25	29
相馬砂A	0.42~0.84	29.5
相馬砂B	0.84~2.00	29.5

表一2 薬液

主剤	水ガラス	Na <sub>2</sub> O · 3SiO <sub>2</sub>
硬化材	グリオキザール	[CH <sub>2</sub> O] <sub>2</sub>
添加材	リン酸	H <sub>3</sub> PO <sub>4</sub>

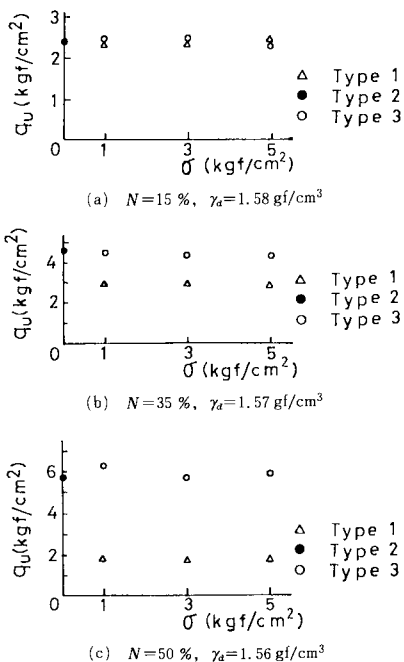
添加材濃度 1.225%

気乾状態で試料を乾燥させたのちデシケータ内に放置し試料内部の含水比が均一になるようにして一軸試験を行った。ただし、乾燥の程度を特に大きくする場合には、40°C 炉乾燥によって試料を作製した。

### 3. Unjacketed 試験における固結砂の強度特性

固結砂の一軸強度とダイレイタンスーに基づく負圧の関係を明らかにするため、unjacketed 試験を行うことにした。Unjacketed 試験は、ゴムスリーブを用いないで行う三軸圧縮試験であり、供試体内部の間隙水圧がセル圧に等しいために、せん断中に負圧が発生せず有効側応力が常にゼロとなる。Skempton<sup>17)</sup>は、岩石のunjacketed 試験を通じて有効応力原理の適用性に対して考察を行っており、unjacketed 試験で摩擦角がゼロとならない場合には、粒子間の接触面積を考慮に入れて、Terzaghi の有効応力原理 ( $\sigma' = \sigma - U$ ) を補正すべきであると説明している。固結砂は、ゲルと砂粒子の混合物であり、Terzaghi の有効応力原理の適用について問題があることも指摘<sup>18)</sup>されているので、unjacketed 試験により有効応力原理の適用性について確認することができる。

図一1には、硬化材濃度  $K$  一定 ( $K=5\%$ ) で水ガラス濃度  $N (=15, 35, 50\%)$  が異なる配合で固結させた



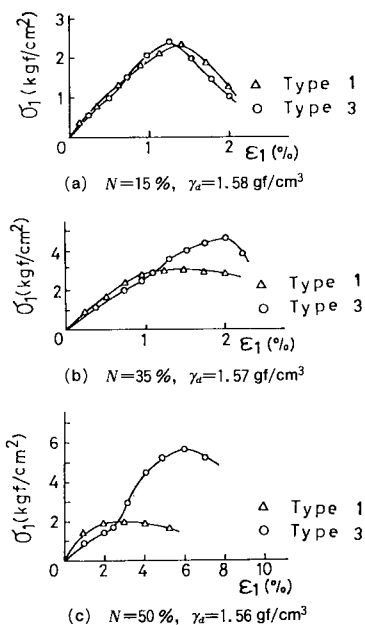
図一1 豊浦固結砂(粒径0.12~0.25 mm)の一軸強度  
水ガラス濃度  $N=15, 35, 50\%$ 、硬化材濃度  $K=5\%$ 、 $1 \text{ gf/cm}^3 = 9.8 \text{ kN/m}^3$ 、 $1 \text{ kgf/cm}^2 = 98 \text{ kPa}$

場合における unjacketed 試験の結果を示す。図一1における Type 1, Type 2, Type 3, は次のとおりである。

- Type 1 unjacketed 試験で得られる強度  $q_{U1}$
- Type 2 通常の一軸試験で得られる強度  $q_{U2}$
- Type 3 unjacketed の状態で、供試体に所定の静水圧を与えた後、水圧を解放し、セル内の水を除去してから行う一軸試験で得られる強度  $q_{U3}$

図一1 (a) の  $N=15\%$  では  $q_{U1}$  と  $q_{U2}$  に差異がないが、水ガラス濃度が増すにつれて、 $q_{U1}$  と  $q_{U2}$  の差は大きくなっている。図一1 (c) の  $N=50\%$  では  $q_{U1}$  は  $q_{U2}$  の約 35% となり、unjacketed 試験の強度はかなり小さくなっている。また、 $q_{U1}$  の大きさは拘束圧にほとんど無関係になっているので、この固結砂に対して有効応力原理が適用できると思われる。

図一2には、図一1で示した固結砂の応力~ひずみ関係を示している。 $N=15\%$  では、破壊ひずみ  $\epsilon_{1f}$  が Type 1 と Type 3 の試験でほぼ一致しており、強度も等しくなっているが、一方、 $N=35, 50\%$  では、Type 3 の  $\epsilon_{1f}$  が Type 1 の unjacketed 試験のものより大きくなっている。ダイレイタンスーは、ある程度変形が進んだのちに発生すると考えられるので、Type 3 の試験では、ダイレイタンスーに基づく負圧が生じ摩擦抵抗が増加したものと推定できる。 $N=15\%$  の場合には、ゲル自身の強度がきわめて小さいために、ダイレイタンスーに基づく負圧が生じる以前に試料が崩壊したと思われる。



図一2 豊浦固結砂の応力~ひずみ曲線  
 $1 \text{ kgf/cm}^2 = 98 \text{ kPa}$ 、 $1 \text{ gf/cm}^3 = 9.8 \text{ kN/m}^3$

Unjacketed 試験における試料の作製方法は、1日湿空養生としており不飽和の可能性もあるので、ゴムスリーブを用いない状態で大きい拘束圧を試料に加えると、水圧が砂粒子とゲルとの結合を破壊することも考えられる。しかし、 $q_{v2}$  と  $q_{v3}$  はいずれの場合においてもほぼ等しくなっているので、水圧自身が結合を破壊していると考えすることはできない。したがって、 $q_{v1}$  と  $q_{v3}$  の差は、せん断過程において生じたものであり、ダイレイタンシーに基づく負圧が、その主な原因であろう。

図一1の結果より、固結砂の  $q_{v1}$  と  $q_{v3}$  の強度差は、薬液の配合に強く依存していることが明らかとなった。図一3には、unjacketed 試験 ( $q_{v1}$ ) と一軸強度 ( $q_{v3}$ ) の関係に及ぼす薬液配合の影響を示す。図一3 (a) は硬化材濃度  $K$  が一定 ( $K=5\%$ ) の場合であり、水ガラス濃度  $N$  が増加するにつれて  $q_{v1}$  と  $q_{v3}$  の差が大きくなっていることがわかる。図一3 (b) には、水ガラス濃度が一定 ( $N=35\%$ ) で硬化材量を変化させた場合の結果を示しており硬化材量が減少するにつれて、その強度差が大きくなっている。図一3の結果により、一軸強度とunjacketed 試験の強度差は、水ガラス量に対する硬化材量の割合が減少するにつれて大きくなると考えられる。

ダイレイタンシーに基づく負圧の発生は、固結砂の自由水量に関係があると思われる。表一3には、遠心分離機を用いて、PF=3 (JIS A 1207 簡易法) に相当する回転数を与えた際の脱水率  $R$  (脱水量/飽和時の間隙水重量%) を示す。この脱水率は水ガラス量に対する硬化材量の割合が大きいものほど小さくなっている。脱水率が大きくなるにつれて  $q_{v1}$  と  $q_{v3}$  の差が大きくなることを考慮すると、この大きさが負圧の発生機構に影響を及ぼす1つの要因ではないかと推定される。

図一1に示した結果は、すべて軸ひずみ速度  $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$  で行っている。表一4には固結砂のせん断前の透水係数  $k$  を示してあるが、いずれも  $10^{-6}\sim 10^{-7}$  (cm/s) と小さいので、unjacketed 試験において有効側応力が

常にゼロにはならないことも考慮しなければならない。したがって、 $N=15\%$  固結砂のように Type 3 の強度  $q_{v3}$  と unjacketed 試験の強度  $q_{v1}$  が等しい場合は、 $q_{v3}$  に及ぼす負圧の影響が全くないと断定することはできないが、15% 固結砂では、35、50% 固結砂に比べて  $q_{v3}$  に及ぼす負圧の影響は少ないと考えられる。

図一4,5には、豊浦砂に比して粒径が大きい相馬砂 A 相馬砂 B を固結したのものについての unjacketed 試験の結果を示す。 $N=15\%$  の場合は豊浦砂と同様に  $q_{v1}$  は  $q_{v3}$  に等しく、一方、 $N=35\%$  では  $q_{v1}$  は  $q_{v3}$  より小さくなっている。また、図一1 (b)、図一5より、粒径が大きくなるにつれて  $q_{v1}$  と  $q_{v3}$  の差が減少していることがわかる。

一軸強度  $q_{v3}$  と unjacketed 試験の強度  $q_{v1}$  の差が大きいことは、その固結砂の一軸強度が負圧の発生状態に

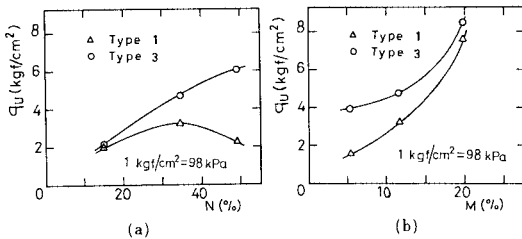
表一3 PF=3における豊浦砂の脱水率  $R$   
( $R$ =脱水量/飽和時の間隙水重量%)

主剤濃度(%)	硬化材量/主剤量(%)	脱水率R(%)
15	35	29
35	6	44
35	14	42
35	22	30
50	10	50

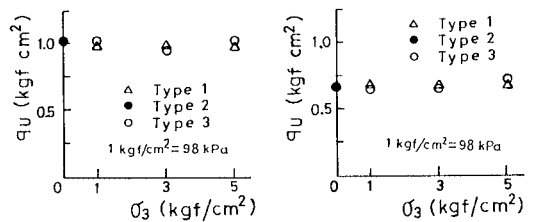
表一4 豊浦固結砂の透水係数  $k$  (cm/s)

主剤濃度 N(%)	透水係数 $k$ (cm/s)
15	$1.20 \cdot 10^{-7}$
35	$3.65 \cdot 10^{-7}$
50	$2.11 \cdot 10^{-7}$

硬化材濃度  $K=5\%$ ,  $\gamma_s=1.56\text{gf/cm}^3$

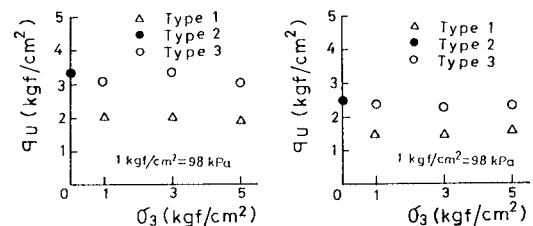


図一3 豊浦固結砂の一軸強度に及ぼす薬液配合 (水ガラス濃度  $N$ , 硬化材含有率  $M$ ) の影響  
(a) 水ガラス濃度  $N$  の影響:  $K$ —一定 (5%)  
(b) 硬化材濃度  $K$  の影響:  $N$ —一定 (35%)  
 $M$ =硬化材量/水ガラス量 (%)



(a) 相馬砂 A,  $\gamma_s=1.58\text{gf/cm}^3$  (b) 相馬砂 B,  $\gamma_s=1.59\text{gf/cm}^3$

図一4 固結砂 ( $N=15\%$ ,  $K=5\%$ ) の一軸強度



(a) 相馬砂 A,  $\gamma_s=1.58\text{gf/cm}^3$  (b) 相馬砂 B,  $\gamma_s=1.59\text{gf/cm}^3$

図一5 固結砂 ( $N=35\%$ ,  $K=5\%$ ) の一軸強度

大きく影響されることを意味している。そして、 $q_{u1}$ と $q_{u3}$ の差は、水ガラス量に対する硬化材量の割合が減少するにつれて大きく、粒径が小さくなるにつれて増加している。Luongらは<sup>11)</sup>、水ガラス系固結砂の強度特性に及ぼす薬液配合の影響を調べており、水ガラス量に対する硬化材量の割合が減少するにつれて、強度に及ぼす変形速度の影響が増大することを指摘している。変形速度が小さくなるにつれて、負圧の発生が減少すると思われるので、変形速度の影響は、負圧の影響として考えることもできる。今回示した結果は、水ガラス量に対する硬化材量の割合が減少するにつれて、その固結砂の強度に及ぼす負圧の影響が大きくなっているため、Luongらの結果を説明することが可能と思われる。

これら結果を実際問題として考えると、固結砂の透水係数はダイレイタンシーにより増加するので<sup>13)</sup>、固結領域が地下水位以下にある場合には、ダイレイタンシーに起因する負圧が給水によって解放されると推定される。したがって、このような場合には、固結砂の一軸強度を通常の一軸試験で求めるよりも負圧の影響が少ないunjacketed試験で求めることが適当であろう。

#### 4. 固結砂の強度に及ぼすひずみ速度と負圧の影響

表一5には固結砂の一軸強度 (Type 2) とひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1$ の関係を示す。なお、表一5の $q_{cd}$ は、ゴムスリーブを用いて行った一軸試験であり、給水が可能となり体積変化も測定している。

一軸強度に及ぼす $\dot{\epsilon}_1$ の影響は、同じ薬液において粒径が小さいものほど大きい。豊浦砂 ( $N=35\%$ ) の場合、 $q_{cd}(\dot{\epsilon}_1=0.05\%/min)$ は $q_u(\dot{\epsilon}_1=2.0\%/min)$ の1/3程度となった。また、水ガラス量に対する硬化材量が減少するにつれて、強度に及ぼす $\dot{\epsilon}_1$ の影響が大きくなっている。 $q_{cd}$ と $q_u(\dot{\epsilon}_1=0.05\%/min)$ では、ひずみ速度が等しいので、この違いは給水条件 [ $q_{cd}$ ではダイレイタンシーに伴って給水が可能となるが、 $q_u(\dot{\epsilon}_1=0.05\%/min)$ では給水が許されない] に関係することになる。そして、この強度差は、粒径の小さい豊浦砂において顕

表一5 固結砂の一軸強度に及ぼすひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1$  (%/min) の影響 (1 kgf/cm<sup>2</sup>=98 kPa)

砂	N (%)	K (%)	$\gamma_d$ (gf/cm <sup>3</sup> )	$q_u$ (kgf/cm <sup>2</sup> )				$q_{cd}$
				$\dot{\epsilon}_1$ (%/min)				
				2.0	0.50	0.05	0.05	
豊浦砂	35	5	1.54	4.40	4.13	2.90	1.50	
相馬砂A	15	5	1.59	0.93	0.87	0.60	0.58	
相馬砂A	35	5	1.57	2.95	2.86	1.40	1.20	
相馬砂A	35	7.2	1.56	3.32	3.10	2.50	2.30	
相馬砂B	35	5	1.60	2.40	2.32	1.20	1.10	

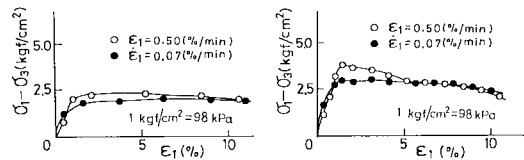
$q_{cd}$ は給水条件における一軸強度(kgf/cm<sup>2</sup>)である。

著に生じており、他の固結砂では少ない。

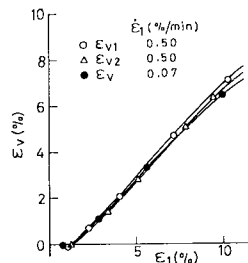
一般的には、排水、非排水条件の決定は、透水係数とひずみ速度の関係で評価されることが多い。しかし、固結砂のようにダイレイタンシーに基づく負圧が問題になる場合には単にひずみ速度のみの問題ではなく給水条件も考慮しなければならず、固結砂の強度に及ぼすひずみ速度の影響を明らかにするためには、給水が認められるかどうかが重要となる。

図一6, 7には、固結砂の応力~ひずみ関係に及ぼすひずみ速度の影響を示す。 $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$ の場合、両端排水で実験を行っており、セル内の水の出入りより求めた体積ひずみ $\epsilon_v$ と供試体内への水の出入りより求めた体積ひずみ $\epsilon_{v2}$ を示している。 $\epsilon_{v1}$ と $\epsilon_{v2}$ はほとんど一致しているので、 $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$ の急速せん断試験においても給水状態がかなり満足されていると予想できる。したがって、この急速せん断試験において発生する負圧は、給水によって解放されるので、非排水状態で強制的に試験を行う場合(非排水試験)に比べて十分小さくなるのが推察できる。

破壊強度 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{max}$ は、 $\dot{\epsilon}_1=0.07\%/min$ の方が、 $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$ より小さくなっているが、せん断初期はむしろ速度が小さい方が軸差応力が大きく、変形がある程度進むと両者の応力~ひずみ関係はかなり一致している。この結果は、 $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$ の急速試験において、せん断のごく初期には、正の間隙水圧が生じて有効応力が低下し、変形がある程度進むと負圧が発生するが、そ

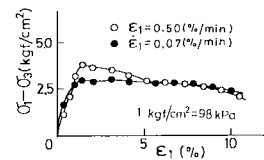


(a)  $(\sigma_1 - \sigma_3) \sim \epsilon_1$  の関係

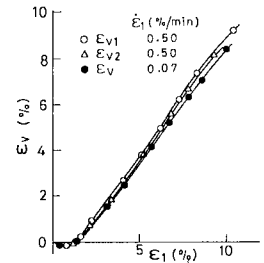


(b)  $\epsilon_v \sim \epsilon_1$  の関係

図一6 相馬砂A ( $N=15\%$ ,  $K=5\%$ ,  $\gamma_d=1.58$  gf/cm<sup>3</sup>) の応力~ひずみ関係に及ぼすひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1$ の影響 ( $\sigma_3=0.50$  kgf/cm<sup>2</sup>)



(a)  $(\sigma_1 - \sigma_3) \sim \epsilon_1$  の関係



(b)  $\epsilon_v \sim \epsilon_1$  の関係

図一7 相馬砂A ( $N=35\%$ ,  $K=5\%$ ,  $\gamma_d=1.58$  gf/cm<sup>3</sup>) の応力~ひずみ関係に及ぼすひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1$ の影響 ( $\sigma_3=0.50$  kgf/cm<sup>2</sup>)

の後は負圧が透水性増加に伴う給水によって解放されて、ほぼ完全に排水状態が成立していることを意味していると思われる。固結砂の破壊強度は、ひずみ速度の大きいものほど大きいので、これはゲル自身の強度の時間依存性に起因することを考える必要がある。しかし、前述したようにせん断のごく初期における軸差応力は、ひずみ速度の大きい方が小さくなっているため、固結砂の応力～ひずみ関係の速度依存性は、ゲル自身の粘性効果

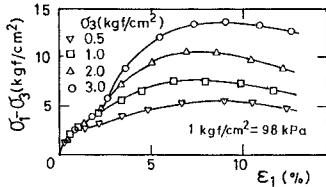
よりも正負の過剰間隙水圧に強く影響されるとみなした方が適当であると思われる。

図-8, 9には、図-6, 7で示した固結砂の三軸非排水試験結果を示す。この非排水試験は、すべて圧密圧  $\sigma_3 = 0.1 \text{ kgf/cm}^2 (= \sigma_3 - U_0)$  で行っており、間隙水圧も同時に測定している。 $\sigma_3 = 0.5 \text{ kgf/cm}^2$  における強度  $(\sigma_1 - \sigma_3)_r$  は、 $N = 15, 35\%$  においてそれぞれ 4.40, 5.43  $\text{kgf/cm}^2$  となり、図-6, 7に示した場合 ( $N = 15, 35\%$  でそれぞれ 2.48, 3.80  $\text{kgf/cm}^2$ ) より大きい。これは非排水試験では破壊時に負圧が発生しているために摩擦抵抗が増加しているのであろう。一方、図-8, 9の  $\sigma_3 = 0.5 \text{ kgf/cm}^2$  における破壊時体積ひずみ  $\epsilon_{v,r}$  は、図-6, 7の  $\dot{\epsilon}_1 = 0.5\%/min$  の場合における  $\epsilon_{v,r}$  に比較してかなり大きくなっているため、ゲル強度に基づく破壊時の粘着力成分は、図-6, 7の場合に比べて、ほとんど消失していると考えられる。

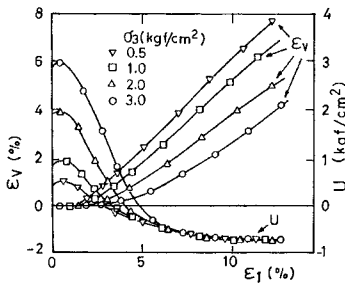
表-6には、モールの包絡線より求めた固結砂の粘着力  $c$  と、摩擦角  $\phi$  を全応力、有効応力表示で示す。また、表-6には、Rowe<sup>19)</sup>のストレス-ダイレイタンシー式(1)を用いて補正した場合における粘着力  $c'_r$ 、摩擦角  $\phi'_r$  も示している。式(1)における間隙水圧  $U$  は、正・負圧を問わず実測した値を用いることにした。

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_r = (\sigma_1 - U) / (1 + d\epsilon_v / d\epsilon_1) - (\sigma_3 - U) \dots \dots (1)$$

$c$  と  $c'$  の差異は、負圧により生じたものであり、この大きさは 15%, 35% 固結砂でそれぞれ 0.40, 0.50 ( $\text{kgf/cm}^2$ ) となっている。表-6には未固結砂の UU 試験の結果も示しているが、負圧によって発生する見掛けの粘着力は 0.40 ( $\text{kgf/cm}^2$ ) であり、固結砂の粘着力に及ぼす負圧の大きさとほぼ等しい。摩擦角は、有効応力表示の  $\phi'$ 、式(1)補正の  $\phi'_r$  とともに、固結砂と未固結砂において差異はほとんどみられない。したがって、有効応力表示の  $c'$  と式(1)補正による  $c'_r$  の差は、ダイレイタンシーにより生じたものであると考えることができる。また、 $c'_r$  は  $N = 15\%, 35\%$  でそれぞれ 0, 0.15  $\text{kgf/cm}^2$  となっており、全応力表示の  $c$  に比較して十分小さい。これらの結果より、非排水試験で得られる全応力表示の粘着力  $c$  (表-6) は、主に負圧とダイ

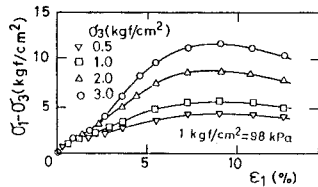


(a) 軸差応力  $(\sigma_1 - \sigma_3)$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係

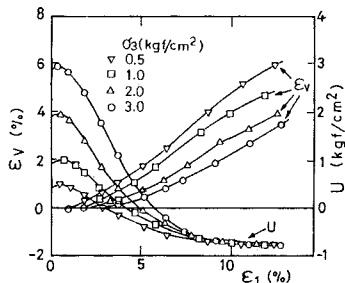


(b) 体積ひずみ  $\epsilon_v$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$ 、および間隙水圧  $U$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係

図-8 相馬砂 A ( $N = 15\%, K = 5\%, \gamma_d = 1.58 \text{ gf/cm}^3$ ) の三軸非排水試験における応力～ひずみ関係



(a) 軸差応力  $(\sigma_1 - \sigma_3)$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係



(b) 体積ひずみ  $\epsilon_v$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$ 、および間隙水圧  $U$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係

図9 相馬砂 A ( $N = 35\%, K = 5\%, \gamma_d = 1.58 \text{ gf/cm}^3$ ) の三軸非排水試験における応力～ひずみ関係

表-6 固結砂(相馬砂 A)の三軸非排水試験における粘着力  $c$  ( $\text{kgf/cm}^2$ ) と摩擦角  $\phi$  ( $^\circ$ ) ( $1 \text{ kgf/cm}^2 = 98 \text{ kPa}$ )

(a) 軸ひずみ  $\epsilon_1$  と時間  $t$  の関係

主剤 N(%)	硬化材 K(%)	全応力		有効応力		(1)式補正	
		$c$	$\phi$	$c'$	$\phi'$	$c'_r$	$\phi'_r$
15	5	0.70	37	0.30	37	0	30.5
35	5	1.00	39	0.50	38	0.15	30.5
0	0	0.40	38	0	37.5	0	30
0(CD)	0	—	—	0	38	0	30
15(U)	5	0.75	37	—	—	—	—
35(U)	5	0.95	38	—	—	—	—

0(CD):未固結砂排水試験

乾燥密度  $\gamma_d = 1.58 \text{ gf/cm}^3$

レイタンシーにより構成され、ゲル強度に基づく粘着力は破壊時にはほとんど消失していると推察できる。

固結砂の強度定数である粘着力と摩擦角は、三軸 UU 試験で求める場合が多いが、通常行われている固結砂の UU 試験では、飽和度が低いため完全な UU 条件が成立しておらず、間隙水圧の測定もかなり困難となる。通常の三軸 UU 試験で得られるこれらの固結砂の粘着力および摩擦角を表-6 に UU として示しているが、これらは、表中の非排水試験における全応力表示の値とほとんど一致している。したがって、UU 試験における粘着力の発生機構は、図-8, 9 の非排水試験のものとはほぼ等しいと考えることができる。

固結砂の粘着力の大きさは、一軸強度  $q_v(\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min)$  を用いて式(2)より簡単に求めることもできる。

$$c = q_v / [2 \cdot \tan(45 + \phi/2)] \dots\dots\dots (2)$$

15, 35% 固結砂の  $q_v$  は、それぞれ 0.87, 2.86 (kgf/cm<sup>2</sup>) であり、式(2)より求められる粘着力  $c$  は、0.22, 0.70 (kgf/cm<sup>2</sup>) となった。ただし、 $\phi$  の値は未固結砂の摩擦角 (38°) を用いた。これらの値は、表-6 に示された全応力表示の  $c$  に比較して小さく、ゲル強度の小さい 15% 固結砂の方が、その差が大きくなっている。一軸試験では破壊時の軸ひずみが 2% 前後であり、図-8, 9 の場合に比してかなり小さい。したがって、式(2)で求められる  $c$  は、UU 試験の  $c$  に比較してゲル強度に基づく粘着力の影響が大きいが、一方負圧の影響は UU 試験に比べて小さくなり、粘着力の発生機構およびその大きさは、試験方法によりかなり異なることが予想される。ゲル自身の強度が小さい場合には、UU 試験で粘着力成分を求めると、ゲル強度に基づく粘着力成分よりも UU 試験の際に発生する負圧に基づく摩擦抵抗の影響が大きくなるため、UU 試験の粘着力は、一軸強度で求められる粘着力より大きくなると思われる。水ガラス系固結砂の場合、負圧は図 6, 7 に示したように急速せん断においても解放されることを考慮すると、通常行われる三軸 UU 試験で粘着力  $c$  を求めることは粘着力を過大評価することになる。この試験による粘着力  $c$  は、現場における固結領域が十分大きくダイレイタンシーによる負圧が解放されにくい場合を除いて適当なものとはいえない。

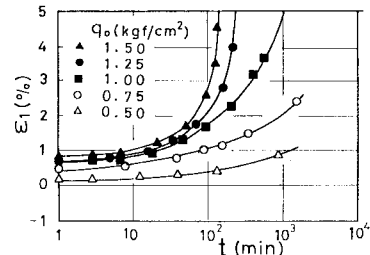
5. 固結砂の長期載荷時における強度特性

前章において、固結砂の強度に及ぼす時間依存性は、ダイレイタンシーに基づく負圧の発生と密接な関係があることを明らかにしたが、ここでは給水が可能である一軸クリープ試験において破壊が生じない限界強度  $q_{CR}$  の発現機構について考察を行うことにする。このクリープ試験では、負圧は変形に伴って徐々に解放され、載荷中

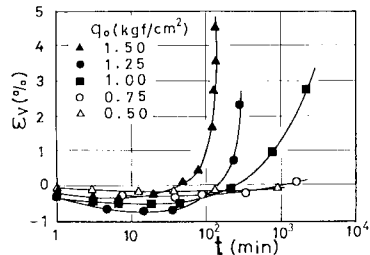
負圧の影響はない場合に相当する。

図-10 に豊浦砂 ( $N=35\%, K=5\%, \gamma_d=1.54 \text{ gf/cm}^3$ ) のクリープ試験結果を示す。図-10 (a), (b) には  $\epsilon_1 \sim \log t$ ,  $\epsilon_v \sim \log t$  の関係を示しており、クリープ破壊が生じる場合には、 $\epsilon_v \sim \log t$  の方が  $\epsilon_1 \sim \log t$  に比べて急激な変化がみられる。これは、式(3)において、破壊に近づくにつれてダイレイタンシー係数  $D(=d\epsilon_v/d\epsilon_1)$  が急増することを意味している。

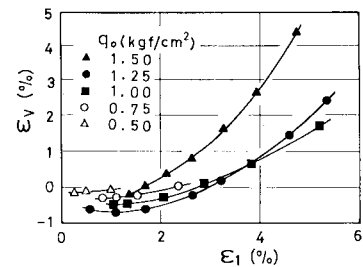
$$(d\epsilon_v/d \log t) = d\epsilon_v/d\epsilon_1 \cdot (d\epsilon_1/d \log t) \dots\dots\dots (3)$$



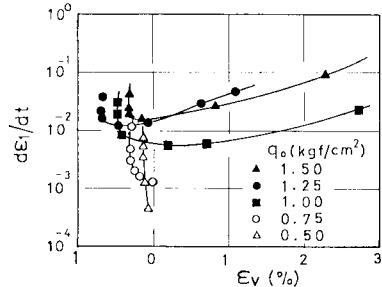
(a) 軸ひずみ  $\epsilon_1$  と時間  $t$  の関係



(b) 体積ひずみ  $\epsilon_v$  と時間  $t$  の関係



(c) 体積ひずみ  $\epsilon_v$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係



(d) 軸ひずみ速度  $d\epsilon_1/dt$  と体積ひずみ  $\epsilon_v$  の関係

図-10 豊浦固結砂 ( $N=35\%, K=5\%, \gamma_d=1.55 \text{ gf/cm}^3$ ) の一軸クリープ試験 ( $1 \text{ gf/cm}^3=9.8 \text{ kN/m}^3$ )

図-10 (d) には、ひずみ速度 ( $d\epsilon_1/dt$ ) と体積ひずみ  $\epsilon_v$  の関係を示している。これより、正の体積ひずみ(膨張)が生じると、 $(d\epsilon_1/dt) \geq 0$  となり、クリープ変形が促進されることがわかる。このような結果は、表-7で示したすべての試料に対して得られており、固結砂のクリープ破壊は、ダイレイタンスを伴うものであると考えられる。

表-7には固結砂の一軸強度  $q_u$  ( $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$ ) と限界強度  $q_{CR}$  およびその比率  $R(q_{CR}/q_u)$  の関係を示す。ただし、 $q_{CR}$  を厳密に決定することはできないので今回は、24時間載荷で完全に破壊した軸圧  $q_0$  を  $q_{CR}$  とみなした。固結砂の  $q_{CR}$  は、 $q_u$  の50%以下となっており、従来指摘されている結果<sup>8)</sup>と一致している。 $R$ の値は、薬液の種類が等しい場合に粒径が小さいほど低下している。前節で述べたように、粒径が小さいほど強度に及ぼす負圧の影響が大きくなるので、 $q_{CR}$  と  $q_u$  の差異は負圧の発生と関係していると考えられる。

また、 $q_{CR}$ の値は、粒径や密度の影響が少なく、薬液の種類に強く依存しているため、薬液自身の粘着力(ゲル強度)が  $q_{CR}$  に深く関係していると思われる。Rowe<sup>19)</sup>は、粘着力  $c$  を含むストレス-ダイレイタンス式(4)を提案している。本実験の場合には、 $\sigma_1=q_0$  (軸圧)、 $\sigma_3=0$  であり、式(4)は、式(5)となる。

$$\sigma_1/(1+d\epsilon_v/d\epsilon_1) = \sigma_3 \cdot \tan^2(45 + \phi/2) + 2 \cdot c \cdot \tan(45 + \phi/2) \dots\dots\dots (4)$$

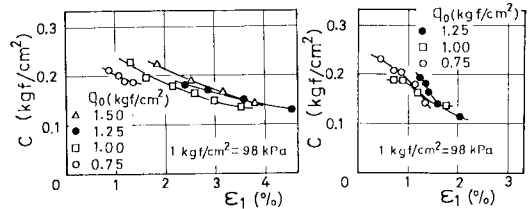
$$c = q_0/(1+d\epsilon_v/d\epsilon_1) \cdot [2 \cdot \tan(45 + \phi/2)] \dots\dots\dots (5)$$

式(4)を用いて、クリープ変形の過程で発揮されている粘着力  $c$  を求めることにし、粘着力  $c$ 、ダイレイタンス係数  $D$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係を図-11, 12に示す。ただし、式(4)の  $\phi$  は表-1で示した  $\phi_{Rr}$ <sup>17)</sup>の値を用いることにした。粒径の小さい豊浦砂の方が、相馬砂に対して軸ひずみの増加に対する粘着力の低下率が小さくなっており、ダイレイタンス係数の増加傾向も相馬砂に比して小さいことがわかる。粘着力  $c$  の最大値は、粒径に無関係に  $c_{max}=0.23$  (kgf/cm<sup>2</sup>) となっている。

表-7 固結砂の一軸クリープ試験における限界強度  $q_{CR}$  (kgf/cm<sup>2</sup>) と一軸強度  $q_u$  ( $\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min$ ) の関係

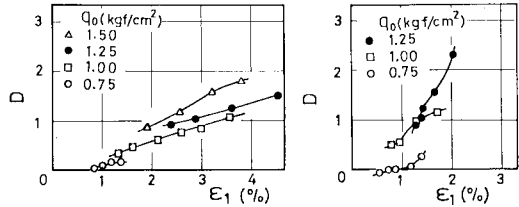
砂	主剤 N (%)	硬化材 K (%)	密度 $\gamma_d$ (gf/cm <sup>3</sup> )	$q_u$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$q_{CR}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	R (%)	$q_{CR}'$ (kgf/cm <sup>2</sup> )
豊浦砂	35	5	1.54	4.13	1.00	24	0.85
豊浦砂	35	5	1.40	3.65	1.00	27	0.85
豊浦砂	35	7.2	1.53	4.91	1.50	31	1.19
豊浦砂	15	5	1.56	1.47	0.50	34	0.31
相馬砂A	35	5	1.58	2.86	1.00	35	0.86
相馬砂A	35	5	1.42	2.50	1.00	40	0.86
相馬砂A	35	7.2	1.56	3.10	1.50	48	1.19
相馬砂A	15	5	1.58	0.87	0.40	46	0.31
相馬砂B	35	5	1.60	2.32	1.00	43	0.86

1gf/cm<sup>3</sup>=9.8kN/m<sup>3</sup>, 1kgf/cm<sup>2</sup>=98kPa, R:  $q_{CR}/q_u$  (%)



(a) 豊浦砂 (N=35%, K=5%),  $\gamma_d=1.54$  gf/cm<sup>3</sup>, (b) 相馬砂 (N=35%, K=5%),  $\gamma_d=1.58$  gf/cm<sup>3</sup>

図-11 粘着力  $c$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係



(a) 豊浦砂 (N=35%, K=5%),  $\gamma_d=1.54$  gf/cm<sup>3</sup>, (b) 相馬砂 (N=35%, K=5%),  $\gamma_d=1.58$  gf/cm<sup>3</sup>

図-12 ダイレイタンス係数  $D$  と軸ひずみ  $\epsilon_1$  の関係

表-8 ゲル強度  $c_0$  (1 kgf/cm<sup>2</sup>=98 kPa)

主剤濃度 N (%)	硬化材濃度 K (%)	ゲル強度 $c_0$ (kgf/cm <sup>2</sup> )
15	5	0.09
35	5	0.25
35	7.2	0.31

表-8には引抜き試験により求めたホモゲルのせん断強度  $c_0$  を示している。前節の図-6, 7において、ゲル自身の強度の時間依存性は少ないことを考えたが、事実、せん断強度  $c_0$  は引抜き速度にあまり左右されなかった。 $N=35\%$ の場合、 $c_0=0.25$  (kgf/cm<sup>2</sup>) となり、 $c_{max}$  とほぼ一致していることがわかる。したがって、固結砂の限界強度を式(6)で表わすことにする。

$$q_{CR} = 2 \cdot c_0 \cdot \tan(45 + \phi/2) \dots\dots\dots (6)$$

式(6)の  $q_{CR}$  は、式(5)において  $(d\epsilon_v/d\epsilon_1)=0$ ,  $c=c_0$  とした場合の  $q_0$  であり、そして、この強度はダイレイタンスや負圧が発生せず、ゲル強度が最大限に発揮されている段階の強度を意味する。

表-8で与えた  $c_0$  と式(6)を用いて計算される  $q_{CR}$  を  $q_{CR}'$  として、表-7に示してある。 $q_{CR}$ の値は  $q_{CR}'$  より若干大きくなっている。しかし、 $q_{CR}$ は24時間載荷で破壊が生じた軸圧であることを考慮すると限界強度を過大評価していることになり、 $c_0$ と限界強度  $q_{CR}$ の間には、近似的に式(6)が成立すると考えられる。

## 6. 乾燥過程における固結砂の強度変化について

前章までは、ダイレイタンスに基づく負圧の発現機



構について考察してきたが、ここでは、乾燥過程で生じる毛管負圧の影響について調べることにする。

図-13には乾燥過程における固結砂の一軸強度 ( $\dot{\epsilon}_1 = 0.5 \%/min$ ) と飽和度  $S_r$  の関係を示す。ただし、飽和度  $S_r$  は飽和時の間隙水重量に対する乾燥過程の間隙水重量の割合 (%) を表わすものである。

15% 固結砂では、豊浦砂、相馬砂ともに乾燥により強度が低下しているが、35% 固結砂の場合は  $S_r = 30\%$  前後で強度が急増している。乾燥させることにより強度が増加した35% 固結砂を水浸させると、試料が崩壊するので、この強度の増加は、毛管負圧により生じていると考えることができる。しかし、15% 固結砂では、ゲル自身が乾燥過程で生じる収縮に堪えきれずに破壊してしまい、毛管負圧が有効に作用する以前に強度を失っている。

図-14には吸引試験により求めた固結砂の毛管負圧  $u$  と飽和度の関係を示す。同一の飽和度では、粒径が小さい豊浦砂の方が相馬砂 A に比して大きい毛管負圧を示している。また、 $u = -0.8 \text{ kgf/cm}^2$  における飽和度は、豊浦砂、相馬砂 A において80% 以上となっており、乾燥過程で一軸強度が増加し始める飽和度 ( $\approx 30\%$ ) に比べて十分大きい。したがって、 $-0.8 \text{ (kgf/cm}^2)$  程度の小さい毛管負圧では、強度に及ぼす影響は、ほとんど

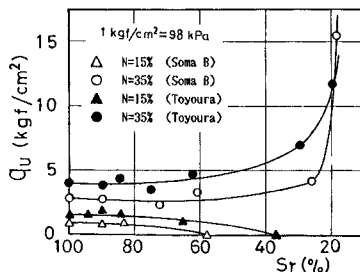


図-13 乾燥過程における固結砂の一軸強度  $q_u$  と飽和度  $S_r$  の関係

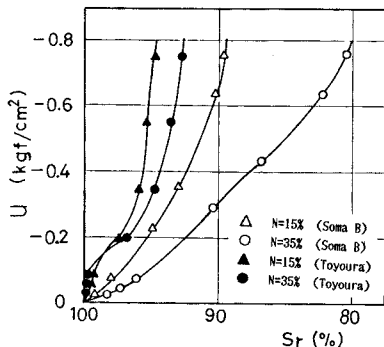


図-14 固結砂の PF 試験 (吸引法) における負圧  $u$  と飽和度  $S_r$  の関係

ないと考えられる。実際問題としては、固結砂の強度が増加し始めるような低い飽和度を想定することは適当でないので、強度に及ぼす毛管負圧の影響を考慮する必要はなく、乾燥過程における強度変化は少ないと推定される。そして、固結砂の強度に及ぼす水分の影響としては、前章で述べたダイレイタンシーに基づく負圧が重要なものとなる。

## 7. ま と め

本研究は、水ガラス系固結砂の強度に関する工学的特性を、特に負圧の影響に注目して調べたものであり、主な結果は次のとおりである。

(1) 水ガラス系固結砂の強度は、ゲル強度に基づく粘着力と砂骨格の有するダイレイタンシーの影響を受けるが、給水条件が十分満たされない限り、ダイレイタンシーに起因する負圧の影響も考慮しなければならない。

通常行われている固結砂の一軸試験において、破壊ひずみが小さいことより、一軸強度  $q_{1z}$  は粘着力の影響が大きいと考えられるが、ダイレイタンシーに基づく負圧もかなりの影響を及ぼしている。unjacketed 試験では負圧の影響が少ないので、その強度  $q_{11}$  は一軸強度より小さくなる場合が多く、豊浦固結砂 (水ガラス濃度  $N = 50\%$ 、硬化材濃度  $K = 5\%$ ) の  $q_{11}$  は  $q_{1z}$  の35%程度となった。そして、一軸強度に及ぼす負圧の影響は、粒径が小さく、水ガラス量に対する硬化材量の割合が少ないほど、大きいことがわかった。

固結砂の三軸 UU 試験では、破壊ひずみが大きく、粘着力の影響は破壊時にほとんど消失しており、その全応力表示で得られる粘着力成分は、主に負圧とダイレイタンシーにより生じたものである。ゲル強度が特に小さい場合には、ゲル強度に基づく粘着力に比べて UU 試験の際に発生する負圧の影響が大きい。したがって、UU 試験における粘着力成分は、一軸試験で簡単に決定される粘着力よりも大きくなる傾向にある。

実際問題として急速せん断を想定する際、負圧は必ずしもせん断時において十分に発揮されているわけではない。固結砂の透水性は、ダイレイタンシーによって著しく増大するので、固結領域が地下水位以下にある場合には、負圧は給水に伴って解放されることを考慮しなければならない。このような場合には、固結砂の粘着力は負圧の影響の少ないunjacketed 試験で求めることが適当であり、UU 試験で粘着力を決定することは強度を過大評価することになろう。

(2) 固結砂の強度に及ぼすひずみ速度の影響は、粒径が小さく、水ガラス量に対する硬化材量の割合が少ないものほど大きい。そして、これは負圧の影響として考えることができる。また、ひずみ速度が等しくとも、給

水条件が成立するかどうかによって、その強度は異なる場合もあるので、強度の時間依存性を考慮するうえでは現場における給水の可能性について注意しなければならない。

(3) 固結砂のクリープ変形は、ゲル強度に基づく粘着力が消失しながら、一方では、ダイレイタンスーが増加する過程である。給水が可能な条件のもとで行った固結砂の一軸クリープ試験において、破壊が生じない限界強度  $q_{CR}$  は一軸強度  $q_u(\dot{\epsilon}_1=0.5\%/min)$  の 50% 以下となり、この  $q_{CR}$  の大きさは、粒径や密度の影響が少なく薬液の配合にかなり左右されて、ゲル強度  $c_0$  と  $q_{CR}$  の間には、近似的に式(6)が成立した。固結領域において、掘削等の応力解放が長期におよぶ場合には、給水により負圧が解放されるので、固結砂の強度としては、安全上、負圧の発生しない給水状態のものを考える必要がある。

(4) 固結砂の強度は、乾燥過程で生じる毛管負圧によって増加する場合もあるが、強度が増加し始める飽和度はかなり小さく、乾燥の程度が特に大きくない限り、強度の変化は少ないと思われる。したがって、固結砂の強度に及ぼす水分の影響としては、毛管負圧よりもむしろダイレイタンスーに基づく負圧が重要なものとなる。

#### 参 考 文 献

- 1) Jaworski, G.W., Duncan, J.M. and Seed, H.B. : Laboratory study of hydraulic fracturing, ASCE, GT 6, pp. 713~732, 1981.
- 2) Morgenstern, N.R. and Vaughan, P.R. : Some observation on allowable grouting pressures, Grouting and Drilling Muds in Engineering Practice, London, pp. 36~42, 1963.
- 3) Bjerrum, L., Nash, J.K., Kennard, R. and Gibson, R.E. : Hydraulic fracturing in field permeability testing, Geotechnique 22, No. 2, pp. 319~332, 1972.
- 4) Borchert, K.M. and Muller-Kirchenbauer, H. : Time dependent strain behaviour of silicate grouted sand by compression and tensile stress, 8th ECSMFE, IMPROVEMENT OF GROUND Vol.1, pp. 339~345, 1983.
- 5) Stetzler, B.V. : Time-dependent behaviour of chemical ly grout-strengthen soils, 8th ECSMFE, IMPROVEMENT OF GROUND Vol.1, pp. 415~420, 1983.
- 6) Schubert, A. and Floss, R. : Development of a testing method for silicagel grouted sands, 8th ECSMFE, IMPROVEMENT OF GROUND Vol.1, pp. 411~414, 1983.
- 7) Warner, J. : Strength properties of chemically solidified soils, ASCE, SM 11, pp. 1163~1185, 1972.
- 8) Clough, G.W., Kuck, W.M. and Kasali, G. : Silicate-Stabilized Sands, ASCE, GT 1, pp. 65~82, 1979.
- 9) Koenzen, P. : Time-dependent stress-strain behaviour of silicate-grouted sand, ASCE, GT 8, pp. 903~908, 1977.
- 10) Borden, R.H., Krizek, R.J. and Baker, W.H. : Creep behaviour of silicate-grouted sand, Proc. Conf. on Geot. Eng., pp. 451~481, 1983.
- 11) Luong, M.P., Gandais, M. and Allemand, P. : Time-dependent stress-strain behaviour of silicate-grouted sand, ASCE, GT 6, Discussion, pp. 770~772, 1978.
- 12) 森 麟・田村昌仁：薬液により固結した砂の粘着力とダイレイタンスーについて，土木学会論文集，No. 370，1986.
- 13) Mori, A. and Tamura, M. : Effect of dilatancy on permeability in sands stabilized by chemical grout, Soils & Foundations, Vol. 26, No. 1, pp. 96~104, 1986.
- 14) 川上 浩ほか：サクシオンが土の一軸強度に及ぼす影響，第13回土質工学研究発表会，pp. 313~316，1978.
- 15) 足立忠司・竹中 肇：ヒズミ速度効果ならびに土壤水分からみた粘性土の工学的挙動，農業土木論文集，43，pp. 26~32，1973.
- 16) 三木五三郎・佐藤剛司：注入固結土の試験方法に関する二，三の考察，安定処理土の試験方法に関するシンポジウム，pp. 83~84，1980.
- 17) Skempton, A.W. : Effective stress in soils, concrete and rocks, PORE PRESSURE and SUCTION IN SOILS, London, Butterworths, pp. 4~16, 1960.
- 18) 坪井直道・池上政雄・野村幸一：薬液注入土のせん断特性に関する一実験，鹿島建設技術研究所報告，No. 17，pp. 189~200，1968.
- 19) Rowe, P.W. : The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particle in contact, Proc. Royal Soci., Vol. 269, pp. 500~527, 1962.

(1985. 7. 16・受付)