

## 軟弱粘性土地盤中の砂杭造成について

INSTALLATION MECHANISMS OF SAND PILES  
IN SOFT CLAYEY SUBSOILS榎 明 潔\*  
By Meiketsu ENOKI

## 1. ま え が き

サンドドレーン工法やサンドコンパクションパイル工法などの砂杭を用いた工法は、軟弱地盤改良の代表的工法として、世界的に広く普及している。日本における砂杭工法の実績は、ある専門業者の実績から控え目に推定しても、毎年500件以上の工事で、1300万m以上の砂杭によって400万m<sup>2</sup>以上の軟弱地盤が改良されると見積られる。また、材料の砂についても、現在日本で生産されている骨材としての砂<sup>1)</sup>(海砂・山砂・川砂)の10%以上が砂杭工法に関連して用いられているほどである。

砂杭工法のこのような隆盛の技術的背景としては、Barron<sup>2)</sup>のサンドドレーン理論に代表される各種の理論的研究の発展や、各地の工事結果の集積に加えて、大型化あるいは強力化されて施工領域を広げていった施工機械の進歩も忘れることができない。

しかしながら、これら砂杭工法の現場的・実用的な意味での効果の有無については、いまだに多くの議論が行われている。たとえば、サンドドレーン工法の圧密促進効果についての議論<sup>3)</sup>においては、非常に効果があったというものから、まったく効果がなかったというものまでの多くの実測データが示されており、各種の解釈が加えられているものの、読者を混乱に陥れざるを得ない。このような議論の内容は、室町・渡辺<sup>4)</sup>の分類を参考にして、①土質データや観測データの信頼性、②解析理論の妥当性、③施工の信頼性、④効果の判定法、に分類できる。

ところで、これらの項目中、ほとんど調べられていないのが、③施工の信頼性(砂杭の径、連続性、配置などが設計どおり施工されたか)である。すなわち、従来、砂杭の品質は、砂杭の中心で標準貫入試験を行い、

N値や採取試料から判定しているが、砂杭とボーリング孔の相対的傾斜を考えれば、砂杭が長いほど調査結果が実際より悪くなりがちなのは当然である。そしてこの調査も、全数検査には程遠く、統計的に無意味に近いほど少数しか行われぬのが普通である。

本研究は、この砂杭施工の信頼性に注目し、従来あまり重要視されなかった施工記録(砂杭施工用マンドレル下端の深度やマンドレル内の砂量などの経時変化の記録)を解析して、砂杭の品質の良否を判断するとともに、砂杭施工のメカニズム(確実に施工するには、どのような力関係を満足する必要があるか)を明確化しようとするものである。これによって、信頼性のある施工や生産性の向上、あるいは施工機械の合理化、さらには大深度施工のような施工領域の拡大などの可能性が生まれるであろう。ただし、ここでは研究対象として、起振機を用いた打込み式閉端マンドレル方式(排除型の砂杭造成法)による沖積粘性地盤土での施工を取り上げた。この理由は、この方式が現在最も一般的な方式であり<sup>5)</sup>、現場実験を主にして研究する関係上、この対象以外では十分な実験ができなかったためである。

## 2. 砂杭施工の概要と砂杭の品質の判定

## (1) 施工機械

陸上用のマンドレル打込み方式の砂杭施工機の一例をFig. 1に示す。マンドレル上端には、打込み用の起振機と砂供給用のホッパーが備えられる。下端には、打込み中に土がマンドレル内に侵入せぬよう、開閉蓋をつけることもあるが、少量の砂をあらかじめ入れておくことで杭の閉塞と同じ効果をあげ、蓋の代用とすることも多い。マンドレル内は通常7kgf/cm<sup>2</sup>(686kPa)程度まで圧気するので、ホッパー下部には密閉できる弁が付属している。砂供給用の昇降するバケットを使わないで、マ

\* 正会員 工修 愛媛大学助手 工学部海洋工学科

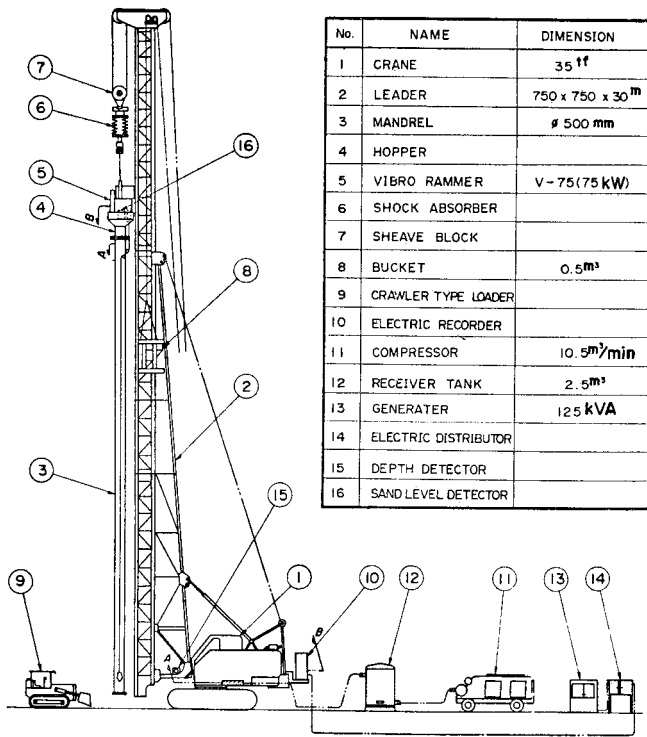


Fig. 1 Sand pile installation equipment on land.

ンドレルを打ち込んでホッパーが地表面近くに降りたときに、ローダーから直接砂を入れることもある。マンドレルの直径は 40~100 cm, 長さは最大 60 m 程度である。なお、海上施工の場合も、台船にすえ付けた同様の機械を用いる。砂杭長は、10~30 m の場合が多いが、現在は最長 50 m 程度までの施工実績がみられる。

(2) 施工手順

砂杭施工の手順の一例を Fig. 2 に示す。マンドレルに自然含水状態 (含水比  $w=5\sim 10\%$ ) の砂を少量入れたのち、地盤へ打ち込む (a)。所定深度に達したら、さらに砂を入れる (b)。マンドレル内を圧気し、マンドレルを引き抜く (c)。この際、マンドレル下端から地盤内へ砂が排出され、砂杭ができる。普通のサンドドレーンの施工はこの工程で終わるが、マンドレル断面積の 2~3 倍の締め固めた砂杭を造るサンドコンパクションパイルの場合には、(c) で 2~3 m 引き抜いたのち、(d) のように再びマンドレルを 1~2 m 再打ち込みし、(c) と (d) の工程を繰り返して砂杭を造ることもある。

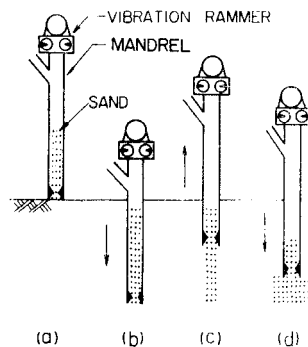


Fig. 2 Procedure to form a sand pile.

いずれの場合でも、(c) の工程が大切で、この工程で砂が地盤内へ十分に排出されないこと、砂杭が切れたり細ることになるので、本研究では (c) の工程を中心に考える。

(3) 砂杭施工の判定指標

現在用いられている設計法<sup>9), 7)</sup> から考えると、砂杭に要求される品質としては、サンドドレーン工法では、まず鉛直方向の連続性、次に砂杭配置、杭径であり、サンドコンパクションパイル工法では、それらに砂杭強度に関する品質 (内部摩擦角  $\phi$  あるいは間隙比  $e$  など) が追加される。また、最近よく用いられる強制置換工法 (大径の砂杭を密接して造成し、軟弱地盤の強制的な置換を行う工法) では、杭径 (砂量) が最重要視される。

したがって、共通して杭径 (あるいは杭断面積) に対する要求が強く、鉛直方向の連続性も杭径が零でないことと同義と考えれば、杭径あるいは杭断面積を一つの基準として砂杭施工の良否を考えることができる。

ところで、Fig. 2 (c) のマンドレル引抜き工程において造られる砂杭の断面積  $A_s$  は、

Fig. 3 に示すように、マンドレル内の砂の表面のマンドレル下端からの高さ  $SL$  と、マンドレル下端の深度  $z$  を常時測定することによって推定できる。すなわち、微小時間  $dt$  におけるマンドレル引抜き長  $dz$ 、砂面降下高  $dSL$ 、その間に造成された砂杭断面積  $A_s$  の間には、

$$A_s = \frac{\tau_1}{\tau_2} \cdot \frac{dSL}{dz} \cdot A_{mi} \dots\dots\dots (1)$$

が成立する。ここで、 $A_{mi}$  はマンドレルの内断面積、 $\tau_1, \tau_2$  はそれぞれマンドレル内と砂杭での砂の単位体積重量である。そして、次式のように排出効率  $\eta$  を定義すると、

$$\eta = \frac{dSL}{dz} \dots\dots\dots (2)$$

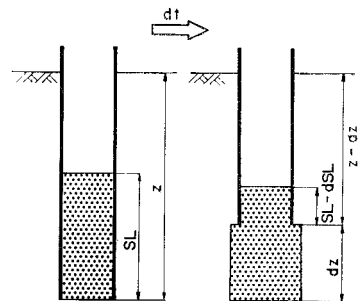


Fig. 3 Estimation of sectional area of a sand pile.

$r_1/r_2=1$  の簡単な場合には、 $\eta=1$  ならマンドレルと同じ断面積の砂杭ができ、 $\eta=0$  なら砂杭はこの深度で切れていることになる。すなわち、 $\eta$  は砂杭の施工の良否を表わす指標と考えられる。たとえば、サンドドレーンでは普通砂杭径と同径のマンドレルを用いるので、施工中、常に  $\eta \geq 1$  を維持することが必要である。

なお、 $\eta$  を求める場合、ある有限の引抜き長  $\Delta z$  と、その間の砂面降下高  $\Delta SL$  を用いるのが実用的である。 $\Delta z$  としては 1~3 m がよいが、再打込み工程のあるサンドコンパクションパイル工法では、1回の引抜き工程全長 (2~3 m) をとると便利である。

(4) 砂杭施工に関する測定<sup>8)</sup>

砂杭の施工状態を調べ、砂杭の良否を表わす前述の排出効率  $\eta$  との関連を調べるには、施工中連続して各種の測定・記録を行う必要がある。Fig. 4 にその一例を示す。

この場合、マンドレル下端深度  $z$  は、マンドレルに定着したワイヤーにより深度検出器のプーリーを回転させて測定する。砂面高さ  $SL$  は、電極錘と砂面との接触状態を絶縁ワイヤーの巻取り・巻出しにフィードバックするサーボ機構により、電極錘を砂面に追従させて、ワイヤー長から測定する。このほか、マンドレル内の圧気圧  $p$ 、起振機の消費電力、振動加速度<sup>9)</sup>、マンドレルを

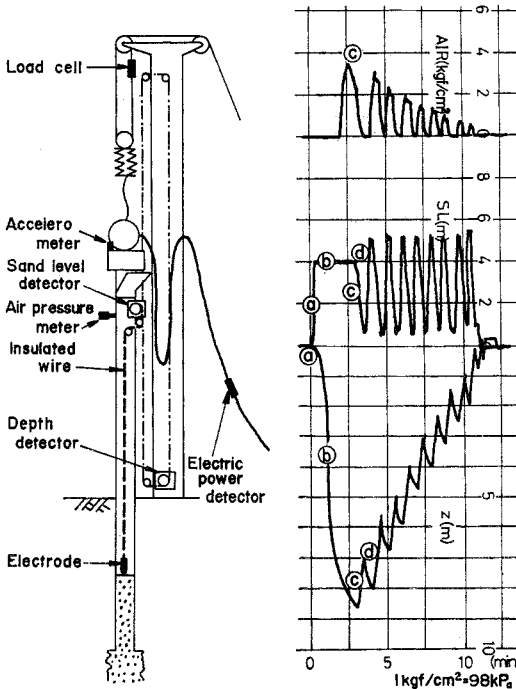


Fig. 4 Measurements on installation of sand piles.

Fig. 5 An example of recorded paper.

吊っているワイヤーの張力<sup>10)</sup>なども、地盤の特性や砂杭の施工状態に関する測定項目である。

Fig. 5 に再打込み工程のあるサンドコンパクションパイル工法での、マンドレル下端深度  $z$ 、砂面高さ  $SL$ 、マンドレル内圧気圧  $p$  の記録例を示す。図中の (a)~(d) の各工程は、Fig. 2 と対応している。

3. 現場データの解析と施工に関する仮説

(1) 現場施工データの解析

砂杭施工は、普通、Fig. 6 (a), (b) に示すような、ほぼ正規圧密状態の粘性土地盤に対して、Fig. 7 に示すような粒度の砂を自然含水状態 ( $D_{10}=0.1$  mm で自然含水比  $w_n=10\sim 17\%$ ,  $D_{10}=0.5$  mm で  $w_n=3\sim 7\%$ )

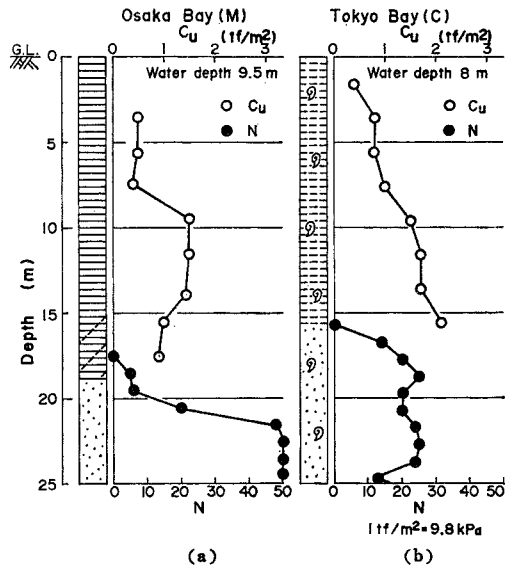


Fig. 6 Profiles of subsoils where sand piles are installed.

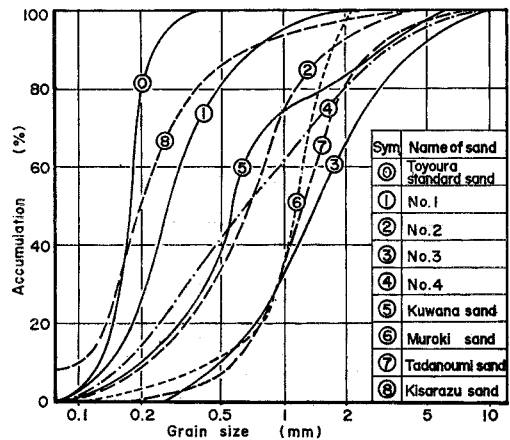


Fig. 7 Grading of sands for sand piles.

で用いて行われる。このような一般的な条件下で、マンドレル再打込み工程のある施工法の Fig. 2 (c) のマンドレル引抜き工程について、排出効率  $\eta$  を指標として、現場施工データを調べてみた。その結果、 $\eta$  と直接的な相関のみられる施工状態は、施工記録例 Fig. 5 から明らかな深度  $z$  と引抜き工程のマンドレル内圧気圧  $p$  のみで、マンドレル内の砂量  $SL$  やマンドレル下端構造（開閉蓋の有無など）とはほとんど相関がみられない。

この相関をさらに定量的に調べるため、Fig. 6 (a) の海底地盤で、Fig. 7 の忠の海産粗砂を用いたマンドレル再打込み工程のある施工法の実験施工を行った。この実験施工では、個々の工程を分離して緩速に行い、圧気はマンドレル引抜きより早くから与え、引抜き中もほぼ一定圧となるよう制御している。

実験結果として得られた  $\eta$  と  $z, p$  の関係を、 $p$  および  $z$  をパラメーターとしてそれぞれ Fig. 8, Fig. 9 に示す。一定深度なら圧気圧の大きいほど、一定圧気圧なら深度の小さいほど、砂がよく排出されている。特に Fig. 9 では、 $\eta=1$  とするのに必要な圧気圧が、それぞれの深度の全応力で求めた土被り圧を少し上回る程度の圧力であること、また  $1 \text{ kgf/cm}^2 (98 \text{ kPa})$  程度の小さな  $p$  の変化が  $\eta$  には大きく影響することがわかる。また、同じ実験施工で、マンドレル内を圧気し、マンドレル内砂面上部の空間が一定圧になってからマンドレルを引き抜くまでの圧気時間  $t$  の影響を、 $z=18\sim 20 \text{ m}$  で調べたものが Fig. 10 である。

$p$  が大きい場合、マンドレル上部空間が一定圧に達するのに数十秒かかるため、砂に圧気が作用した正味時間は図中の  $t$  より長いと考えるべきだが、圧気時間が長いほど砂の排出がよくなることは明らかである。

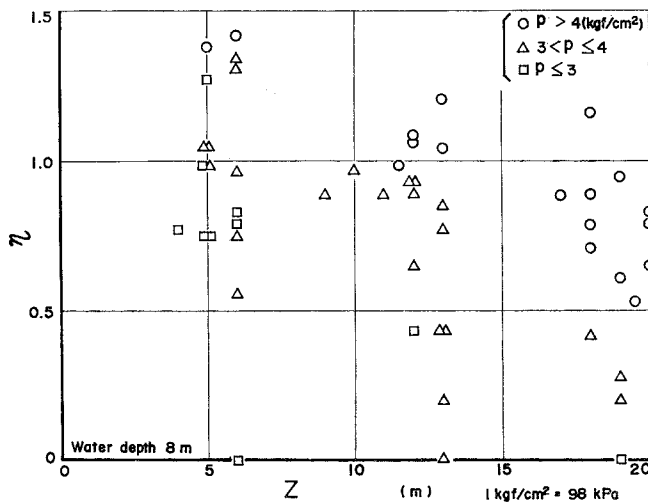


Fig. 8 Index  $\eta$  vs. depth of mandrel  $z$  obtained by field experiments.

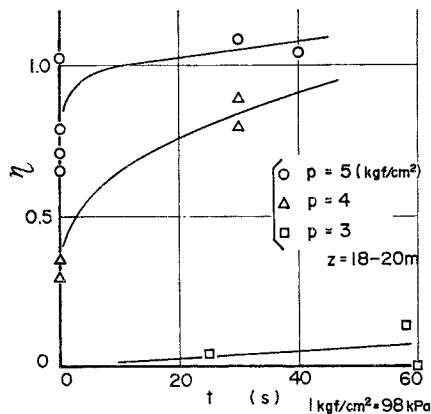


Fig. 10 Index  $\eta$  vs. pressured time  $t$  with air.

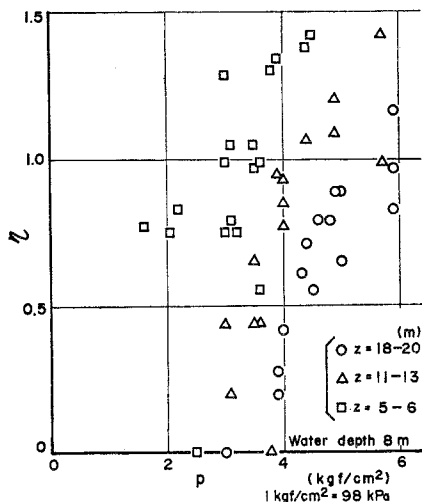


Fig. 9 Index  $\eta$  vs. air pressure  $p$  obtained by field experiments.

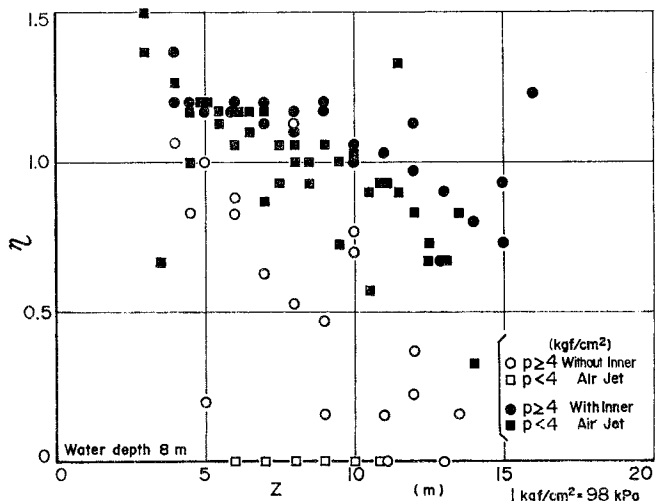


Fig. 11 Index  $\eta$  vs. depth of mandrel  $z$  in the case of fine sand.

一方、同様の実験施工を、Fig. 6 (b)の地盤で、今度は Fig. 7 の木更津産細砂を用いて行った。この結果を Fig. 8 と同様に整理して Fig. 11 に示す。細砂の場合も粗砂の場合と同じ傾向がみられるものの、砂の排出が全般に悪い。

このように排出の悪い細砂を使う施工では、従来から経験的に「内ジェット」と称する Fig. 12 に示すような、マンドレル下端付近に設けたノズルから圧気を加える装置が用いられる。この内ジェットをマンドレル引抜き中に併用した結果を Fig. 11 にあわせて示す。砂排出の良化が顕著にみられる。さらに、マンドレル引抜き前から内ジェットを用いた場合の内ジェットによる圧気時間の影響を調べると Fig. 13 が得られ、Fig. 10 と同じ傾向を示す。

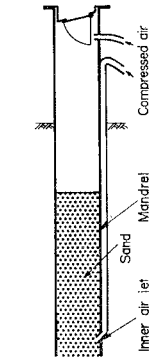


Fig. 12  
Mandrel and inner air jet.

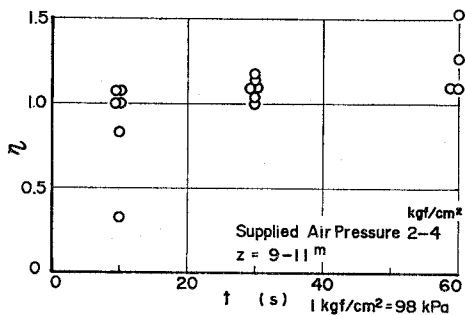


Fig. 13 Index  $\eta$  vs. pressured time  $t$  by inner air jet.

なお、次のような事項も、多くの施工現場で観察される。

1) 陸上施工の場合のごく浅部(マンドレルを引き抜いても孔壁が自立するような深さ)を除いて、圧気なしではマンドレルを引き抜いても砂はまったく排出されない。逆に高压の圧気を行うと、マンドレルを引き抜かないでも砂は排出される。

2) 地表でマンドレル内に砂を詰め、マンドレルを空中に吊り上げると、圧気なしでも砂が排出される(この場合、マンドレルに振動を与えた方が排出が円滑である)。

(2) マンドレルから地中への砂排出に関する仮説

前述した現場施工データを無理なく説明するには、「マンドレル引抜きによって生じた空洞を、砂中を透気してきた圧気が維持し、その空洞内に砂が落下・排出され砂杭ができる」という仮説を考えるのが自然であろう。

この仮説が成立するためには、次の4項目が満足されねばならない。

1) 砂が落下・排出されるためには、マンドレル下に空洞が必要である。

2) マンドレル内に詰まった砂の重量は、ほとんどがマンドレル壁面との摩擦によって支持され、マンドレル底部にはほとんど伝達されない。

すなわち、マンドレル下端の応力状態に、マンドレル内の砂の重量はほとんど寄与せず、もっぱら次項の圧気圧のみが関係する。

3) 圧気圧はマンドレル内の砂を透気してマンドレル下端に伝達される。粗砂では透気性がよいため伝達が早いですが、細砂では透気性が悪いため伝達に時間がかかる。このため、内ジェットのようにマンドレル下端付近で圧気を加えて、伝達時間の短縮を図る必要がある。

4) マンドレル引抜きによって生じた空洞は、そのままでは維持できず、ふさがってしまう。この空洞を維持するために必要な圧力は、深いところほど大きい。

このうち、1) は現場観察で証明されているので、他の項目について、以下で詳細に検討する。

4. マンドレル内の砂の挙動

力学的には、これはサイロ内に詰まった粉体の鉛直圧力という形の古典的な問題で、Janssen の式など<sup>11)</sup>が知られており、類似の問題である開端杭の閉塞効果に関しても、山原<sup>12)</sup>をはじめ多くの研究<sup>13)</sup>がなされている。

ここでは、仮説に関連して、マンドレル内に詰まった砂の底面圧力についての室内実験 I を行うとともに、圧気の効果についての従来の考え方、すなわち圧気は砂をマンドレルから押し抜くという説明の適否を調べるために、マンドレル内に詰まった砂を押し抜く圧力についての実験 II (室内および現場実験) を行い、結果に対して、Janssen の式などに基づいた考察を加える。

(1) 実験概要<sup>14)</sup>

a) 実験 I

実験装置は Fig. 14 に示すように、鋼管(内径 106 mm)またはアクリルパイプ(内径 40, 101 mm)を固定し、下端に管内径とほぼ同径の底板を付けたロードセルを置いた。使用砂は Fig. 7 に示す粒度調整して作成した No. 1~No. 4 と豊浦標準砂

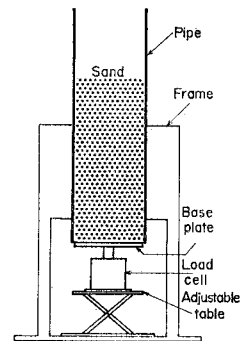


Fig. 14

Test apparatus to measure pressure at the bottom of pipe.

の5種類で、含水比は標準砂については室乾状態から飽和状態までの7段階で、他の砂は室乾状態で用いた。実験はパイプ内に砂を入れ、高さ10cmごとにロードセルで底面圧力を求める方法で行った。

b) 実験 II

地中に打ち込まれたマンドレルから、内部に詰まった砂を地盤内へ押し抜く場合、マンドレル内の砂柱には、次の3力が作用すると考えられる。第一は、砂柱の底面から上向きに作用する地盤が押す力で、この力はマンドレル下端深度での土被り圧または深い基礎の支持力により概略の推定ができる。第二は、砂柱の周面上向きに作用するマンドレルとの摩擦力である。第三は、第一と第二の力に打ち勝って砂を押し抜くための、砂柱上面から下向きに押す力で、従来の考え方では、圧気圧がこの力を発揮していることになる。この力関係を再現するため、室内実験では、Fig. 15 に示す装置を用いた。マンドレルとして内枠に固定された鋼管(内径106mm)を用いた。

地盤が押す力は、砂柱下部から底板を介して空圧シリンダーによって与えた。砂柱は、上部から載荷板を介して油圧シリンダーにより定速で押し抜かれる。それに伴い、底板は下降し、空圧シリンダーは縮むが、圧力調整弁により空圧シリンダーの推力は一定に保たれる。これらの装置全体、すなわち内枠には、起振機(起振力133kgf(1303.4N), 20Hz)が取り付けられ、外枠から緩衝器で吊り下げられているので、実施時のような振動下での砂の押抜き実験もできる。一方、現場実験で用いた装置は、上部に起振機(起振力40tf(392kN), 9.3Hz)を備えた鋼管下部に、Fig. 16 に示すような鋼管断面積の約1/8の載荷板を付けた油圧シリンダー4本を

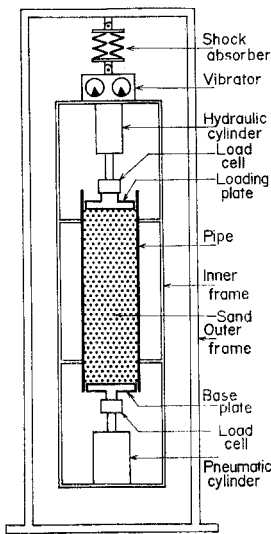


Fig. 15

Test apparatus to punch sand from pipe.

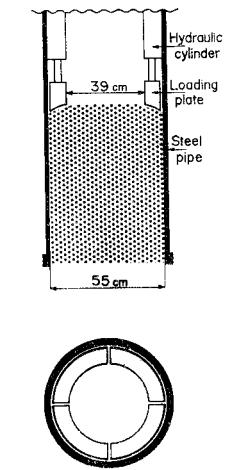


Fig. 16

Field test apparatus to punch sand from pipe.

内蔵している。鋼管を地表面に載せて、載荷板下部に砂を入れたのち、油圧シリンダーで押抜き力を与えると、鋼管が持ち上がることによって、相対的に砂が押し抜かれる。したがって、この場合は、砂柱の下部から鋼管の全重量(起振機なども含む)に相当する力が作用している状態で、砂柱を押し抜いたことになる。使用砂は、Fig. 7 に示した桑名産、室木産の砂のほかに、粗い鉞砕( $D_{10}=2.5, D_{60}=14.5$  mm)を自然含水状態で用いた。

(2) 実験結果と考察

実験 I の結果を Fig. 17, 18 に示す。これらの図は、縦軸として底面圧力  $p_x$  を砂の単位体積重量  $\gamma_t$  で除した換算高さを取り、横軸に実際の砂の高さをとっている。図中の破線は、管径  $D=101$  mm の場合の、砂の静止土圧係数  $k$  と砂と壁面の摩擦係数  $\mu$  の積を数通り変えて求めた次の Janssen の式による底面圧力を表わしている。

$$\frac{p_x}{\gamma_t} = \frac{D}{4\mu k} (1 - e^{-\frac{4\mu k}{D}x}) \dots\dots\dots (3)$$

Fig. 17 から、底面圧力  $p_x$  はほぼ式(3)で表わせ、砂や管の種類で少し異なるが、砂の高さ  $x$  が管径の数倍以上ではあまり増加しないことが明らかである。また、Fig. 18 から、含水比が高くなるに従い、底面圧力はいったん低下するが、その後は増加し、飽和砂ではこの実験の  $x$  の範囲ではほぼ全自重となっている。圧力低下の理由は、適当な含水比で見掛けの粘着力が生じたためと考えられる。また、飽和の場合には浮力によって有効応力が減り、結果的に管壁での摩擦抵抗が減るためと考え

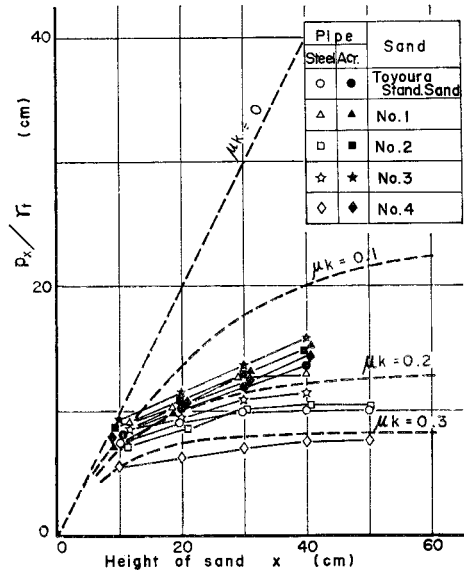


Fig. 17 Equivalent height of bottom pressure vs. height of sand.

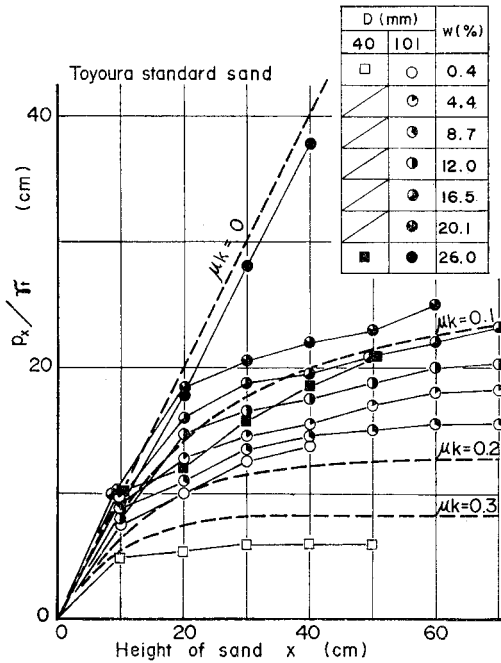


Fig. 18 Variation of bottom pressure  $p_b$  with water content  $w$ .

られる。

なお、Fig. 14 の装置全体を鉛直方向に振動させ、動的な底面圧力を調べると、振動加速度の増加とともに振幅も増加するが、平均的には静的な底面圧力と同様の結果が得られた。また、どの実験においても、底板をパイプ下端より下げると、底面圧力が少し低下するとともに、底板とパイプの透き間から砂が漏れるのが観察された。

実験Ⅱの室内実験結果を Fig. 19 に、現場実験結果を Fig. 20 に示す。ともに、縦軸に押抜き圧力  $p_0$ 、横軸に砂の高さ  $x$  をとり、下端からの反力  $p_b$  や振動の有無、砂の種類をパラメータとしている。図中の破線は、Janssen の式と同様に導いた次式を表わしている。

$$p_0 = \frac{Dr_t}{4\mu k} - \left( \frac{Dr_t}{4\mu k} - p_b \right) e^{-\frac{4\mu k}{D}x} \dots\dots\dots (4)$$

両図から、押抜き圧力  $p_0$  はほぼ式(4)で表わすことができ、砂の高さ  $x$  が零から管径の数倍となるに従い、 $p_0$  は下端反力  $p_b$  と同じ圧力からその数十倍となること、静的でも動的でもほぼ同じ挙動を示すことが明らかである。

(3) 実施工におけるマンドレル内の砂の挙動について

以上の実験結果から、実施工における直径 40~100 cm のマンドレル内に 10~50 m 詰まった砂の挙動は、次のように考えられる。

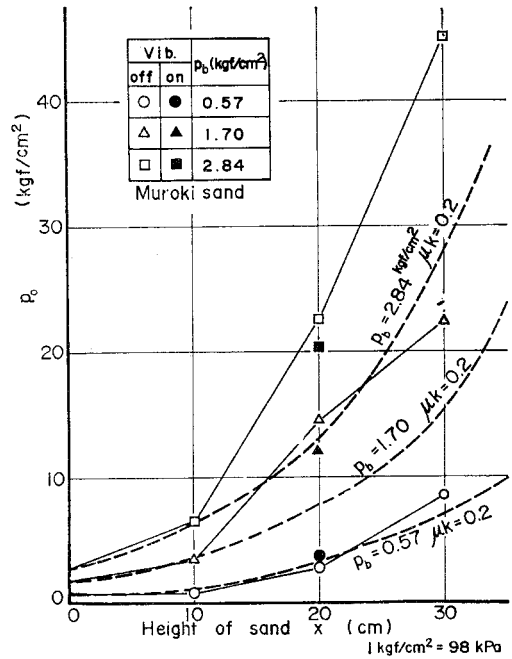


Fig. 19 Punching pressure  $p_0$  vs. height of sand  $x$  obtained by laboratory test.

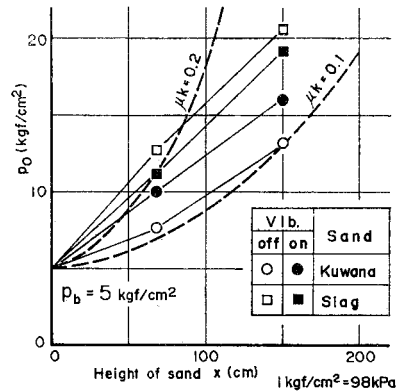


Fig. 20 Punching pressure  $p_0$  vs. height of sand  $x$  obtained by field test.

- 1) マンドレル底の地盤に作用する砂の鉛直圧力は、普通の自然含水状態の砂では非常に小さく無視し得るが、飽和砂ではかなり大きく、少なくとも同じ高さの水による水圧以上である。
  - 2) マンドレル下部に空間があれば、マンドレル内の砂は徐々に落下し、排出される(実験中の観察より)。
  - 3) マンドレル底の地盤からいくらかの反力が作用する状態で、マンドレルから自然含水比の砂を押し抜くには、非常に大きな圧力を要し、事実上不可能に近い。
- したがって、前述の仮説のための項目 1), 2) は妥当と考えられるとともに、圧気が砂をマンドレルから押し抜くという従来の説明は否定される。

### 5. マンドレル下端での原位置土圧

軟弱粘性土地盤中に打ち込んだ杭を引き抜くと、孔が閉じてしまい、孔を維持するには、泥水などを用いなければならないことは、現場でよく観察されることである。また、室内でも、閉端マンドレルを打ち込み、それを引き抜くときには、マンドレル下端にサクションを生じ、孔径が小さくなることが知られている<sup>9)</sup>。

ここでは、マンドレル下の空洞を維持あるいは拡大するのに必要な力を現場実験で調べるとともに、塑性論などから若干の考察を加える。

#### (1) 現場実験の概要<sup>15)</sup>

現場実験は、Fig. 6 に示した地盤およびそれらと非常によく似た地盤で行った。いずれも水深 4~9.5 m の海底のほぼ正規圧密状態の粘性土地盤である。実験には、Fig. 1 と同じ構造の海上型砂杭施工機を用い、Fig. 4 に示した測定装置を備えた直径 50~100 cm のマンドレルを用いた。

実験方法は、マンドレル内に地盤の土が逆流しないようにしてマンドレルを所定深度まで打ち込む。ここでマンドレル内に圧気を加えるかまたは水を入れることによって、マンドレル下端に空気圧または水圧を作用させる。そしてこの空気圧または水圧を上げて、これらがマンドレル外に漏れ始める、すなわちマンドレル下部の空洞が広がるときの圧力を地盤の受働土圧、逆に圧力を下げて、マンドレル内に地盤の土が逆流し始める圧力を主働土圧とした。なお、実際には、マンドレルを所定深度で停止して測定するのではなく、打ち込みつつ、あるいは引き抜きつつ測定している。

この測定方法は、いわば地盤内で風船をふくらましたり縮めたりするもので、プレシオメーターの原理に近いものである。なお、ここでいう土圧とは、粘性土地盤での施工という短時間（非排水）の問題を対象とするので、全応力の土圧を指すことは当然である。

#### (2) 実験結果と考察

測定された主働・受働土圧を、Fig. 21 に示す。どの現場でも、主働・受働土圧は深さとともに増加しており、また水深の影響も明らかである。

図中の破線と実線は、それぞれ地盤の非排水せん断強度  $c_u (=q_u/2)$  と単位体積重量  $\gamma_t$

から、次式に示す全応力での Rankine の主働および受働土圧を求めたものである。

$$p_a = (\gamma_w z_w + \gamma_t z) - 2 c_u \dots\dots\dots (5)$$

$$p_p = (\gamma_w z_w + \gamma_t z) + 2 c_u \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 $z_w$  は水深、 $z$  は海底面からの深度である。実測値と Rankine 土圧は比較的よく一致している。

このような粘性土地盤中の空洞という三次元軸対称塑性問題は、自由面である地表面を考慮した形では完全に解かれていないが、無限地盤内の球形空洞あるいは円筒形空洞の弾塑性解に土被り圧を重ね合わせた形では解が得られている<sup>16), 17)</sup>。そして空洞拡大に必要な圧力は、解法上当然であるが、Rankine 土圧と類似の形の土被り圧とせん断強度などの関数として与えられている。しかし Fig. 21 から、実用上は、このような三次元問題であっても、二次元問題の Rankine 土圧を用いることが許されると考えられる。

なお、現場実験での土圧は、排除型のマンドレルにより地盤に攪乱を与えて測定しているため、非排除型の場合とは少し異なる可能性もあると考えられる。

#### (3) 実施工に必要なマンドレル下端での圧力

以上の実験結果から、マンドレル引抜きによって生じ

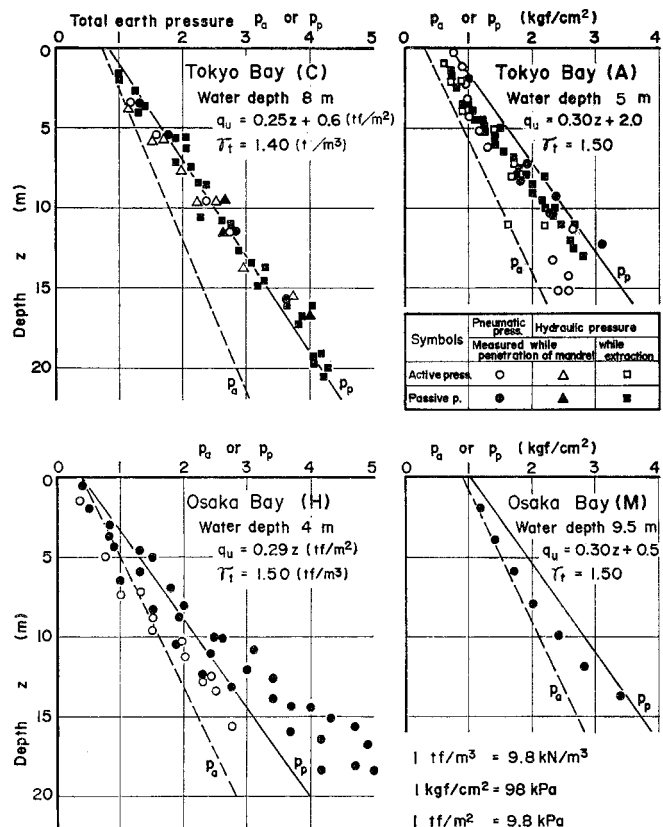


Fig. 21 In-situ earth pressure  $p_a$  and  $p_p$ .



た空洞の維持あるいは拡大に関して、次の結論を得る。

1) 空洞の維持には、マンドレル下端で式 (5) の主働土圧  $p_a$  以上の圧力 (全応力) が作用することが必要である。

2) 圧力をさらに式 (6) の受働土圧  $p_b$  まで上げると、マンドレルの径以上の空洞をつくることもできる。また、マンドレルを引き抜かないで空洞をつくることもできる。

したがって、前述の仮説のための項目 4) は妥当と考えられる。

### 6. マンドレル内の砂中の透気

前述の仮説のための項目 3) は、定性的には容易に想像できることであるが、圧気の効果をおのよりに限定するには、圧気圧とその伝達時間が実施工で用いられる機械の能力や施工サイクルタイムと矛盾しないかどうかを調べる必要がある。

ところで、マンドレル下端に必要な圧気圧は、式 (5)、(6) から、通常の施工ではたかだか数  $\text{kgf/cm}^2$  ( $1 \text{ kgf/cm}^2 = 98 \text{ kPa}$ ) となり、現実に用いられるコンプレッサーの能力 (普通、最高吐出圧  $7 \text{ kgf/cm}^2$  ( $686 \text{ kPa}$ )) 以下となるので、矛盾はない。ここでは、伝達時間に注目して、マンドレル内の砂中の透気について調べてみる。

#### (1) 透気理論について

砂の透気に関する研究<sup>18)~21)</sup>は比較的少ない。また砂杭施工の場合には、簡単な一次元透気ではあるが、圧力勾配が大きいため、空気の圧縮性や乱流の発生を考慮する必要がある。

砂を細管の並列集合と考える場合の層流条件は、普通、次式のレイノルズ数  $Re$  で与えられる。

$$Re = \frac{d \cdot v \cdot \rho}{\mu} < 2000 \dots\dots\dots(7)$$

ここで、 $d$  は管径、 $v$  は管内の平均流速、 $\rho$  は流体の密度、 $\mu$  は粘性係数である。

砂の透気の場合、空気は砂との熱交換によって断熱よりは等温状態で変化すると考えられる。そして、空気の場合、 $\mu$  は圧力には関係せず、通常温度範囲では約  $18 \mu\text{Pa}\cdot\text{s}$  としてよい。 $\rho$  は、圧力  $p$  に比例するが、常温・大気圧  $p_{\text{atm}}$  で  $1.2 \text{ kg/m}^3$  なので、式 (7) は次のようになる。

$$d \cdot v \cdot \frac{\rho}{p_{\text{atm}}} < 300 \text{ (cm}^2/\text{s)} \dots\dots\dots(8)$$

乱流の場合、体積速度  $v$  と圧力勾配  $\partial p/\partial x$  の間に、

$$v^2 = \text{const} \cdot \frac{d}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \dots\dots\dots(9)$$

が成立すると考えられ、さらに空気の状態方程式を考慮

すると、砂中の一次元非定常流に対して次式が得られる。

$$\frac{\partial p}{\partial t} = k_t \frac{\partial}{\partial x} \left( p \frac{\partial p}{\partial x} \right) \dots\dots\dots(10)$$

ここで、 $k_t$  は乱流の場合の透気係数である。

また、層流の場合には、速度と圧力勾配の関係として、次に示す体積速度  $v$  に関する Darcy 則に基づく式 (11) と、質量速度  $\partial m/\partial t$  に関する Fick 則に基づく式 (12) の 2通りが考えられる。

$$\text{Darcy 則 } v = k_D \frac{\partial p}{\partial x} \dots\dots\dots(11)$$

$$\text{Fick 則 } \frac{\partial m}{\partial t} = D \frac{\partial p}{\partial x} \dots\dots\dots(12)$$

それぞれから、空気の状態方程式を考慮して、式 (13)、(14) のような一次元非定常透気方程式が導かれる<sup>21)</sup>。

$$\text{Darcy 則 } \frac{\partial p}{\partial t} = k_D \frac{\partial}{\partial x} \left( p \frac{\partial p}{\partial x} \right) \dots\dots\dots(13)$$

$$\text{Fick 則 } \frac{\partial p}{\partial t} = k_F \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} \dots\dots\dots(14)$$

ここで、 $k_D$ 、 $k_F$  はそれぞれ Darcy 則、Fick 則に基づく透気係数で、 $k_F = DR\theta/w$  ( $R$ : ガス定数、 $\theta$ : 絶対温度、 $w$ : 分子量) である。

Fick 則による非定常透気方程式 (14) は、Terzaghi の圧密方程式と同じで、容易に解けるが、乱流則による式 (10) および Darcy 則による式 (13) は非線形で解析解を得ることが困難である。

また、両端の圧力を  $p_1$ 、 $p_2$  とした長さ  $l$  の砂柱の定常透気について各式を解くと、乱流則および Darcy 則では、

$$p = \sqrt{\left(1 - \frac{x}{l}\right) p_1^2 + \frac{x}{l} p_2^2} \dots\dots\dots(15)$$

と、 $p$  が  $x$  に対し曲線となり、一方、Fick 則では、

$$p = \left(1 - \frac{x}{l}\right) p_1 + \frac{x}{l} p_2 \dots\dots\dots(16)$$

と、 $p$  が  $x$  に対し直線的に変化する。

#### (2) 透気実験

##### a) 実験 I<sup>22)</sup>

圧力勾配の大きい場合の透気現象の支配則を確認する目的で、Fig. 22 の実験装置により、室乾状態 ( $w < 1\%$ ) の忠の海産の粗砂を  $e \approx 0.7$  に詰めて、室内実験を行った。実験は、まず管下端を開放して定常状態での空気圧分布および解放側での流量を測定した。次に管下端を閉じて、上端に圧気を作用させた瞬間からの圧力の伝達状態、すなわち非定常透気試験を行った。

##### b) 実験 II

圧力勾配  $\Delta p/\Delta x$  や空気間隙比  $e_a$  の透気係数  $k_D$  に対する影響、透水係数  $k$  と透気係数  $k_D$  の関係を調べ

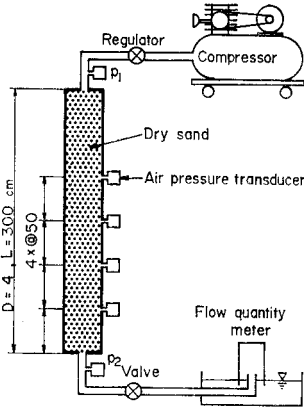


Fig. 22 Apparatus to test permeability of air through sand.

る目的で、Fig. 22 と類似の高さ 150 cm、直径 5.3 cm の透気容器による定常透気試験を行った。試料としては、 $w=5.5\%$  の忠の海産粗砂、 $w=9.1\%$  の木更津産細砂、 $w=6.3\%$  のマサ土 ( $D_{10}=0.23$ ,  $D_{60}=1.4$  mm) を用いた。

(3) 実験結果と考察

a) 定常透気について

Fig. 23 に実験 I による定常透気の圧力分布を示す。

図中に、圧力分布が曲線となる式 (15) の理論値をあわせて示したが、Fick 則よりも Darcy 則や乱流則の方が適合性のよいことは明らかである。また、解放側の透気速度は、 $p_1=3.3$ ,  $2.4$  kgf/cm<sup>2</sup> (323.4, 235.2 kPa) に対し、それぞれ 122, 84 cm/s で、この程度の圧力勾配でも式 (8) から層流と扱ってよいと考えられる。

ところで、Fig. 23 において、実測値と Darcy 則による理論値には少しずれがみられる。この理由は透気係数  $k_D$  が圧力勾配の影響を受けるためではないかと考え

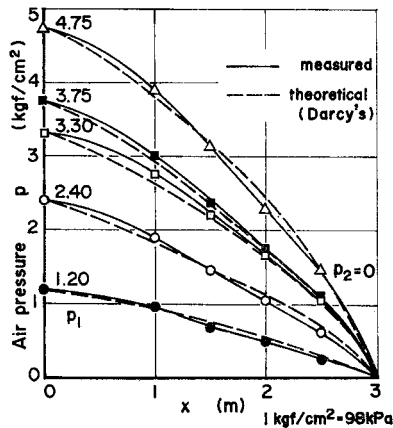


Fig. 23 Air pressure distribution in steady seepage flow of air.

られたため、実験 II を実施した。その結果を Fig. 24 に示す。横軸は、約 150 cm の砂柱全体についての見掛け上の圧力勾配であり、Fig. 23 のデータも砂柱中央高さの圧力を用いて図に含めた。Fig. 24 から、 $k_D$  が圧力勾配  $\Delta p/\Delta x$  の増加とともに低下することが明らかで、前述のいずれも定性的に説明できる。

実験 II の結果の Fig. 25 から、透水の場合と同様に、 $k_D$  は空気間隙比  $e_a$  の増加とともに増加するが、その値は、空気と水の粘性係数の比較から普通にいわれてい

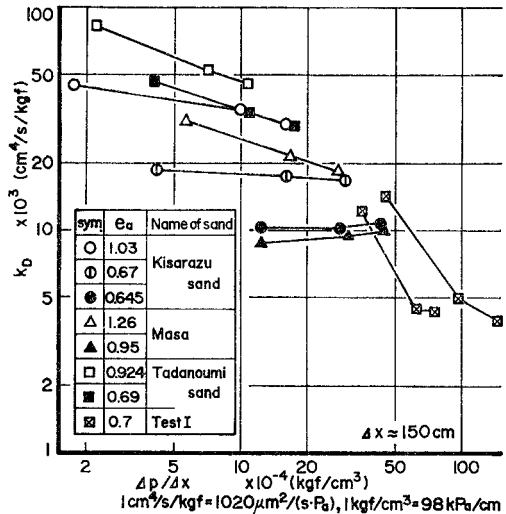


Fig. 24 Permeability coefficient of air  $k_D$  variation with pressure gradient  $\Delta p/\Delta x$ .

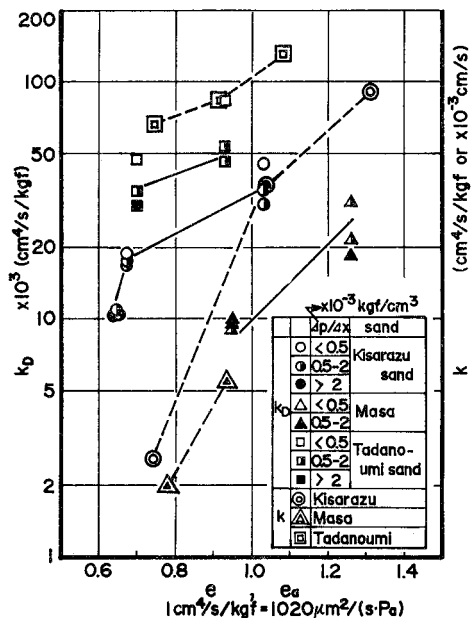


Fig. 25 Relations between permeability coefficient of air  $k_D$  and air void ratio  $e_a$  and permeability coefficient of water  $k$ .

る透水係数  $k$  の 55 倍という値よりはるかに大きく、 $k$  の数百倍にもなっている。

b) 非定常透気について

実験 I の非定常透気試験の圧力伝達状態を Fig. 26 に示す。対応した  $P_1 = 3.3 \text{ kgf/cm}^2$  (323.4 kPa) の定常透気試験の透気係数 ( $k_F = 11890 \text{ cm}^2/\text{s}$ ,  $k_D = 4900 \text{ cm}^4/\text{s/kgf}$  (4.998  $\text{mm}^2/(\text{s} \cdot \text{Pa})$ )) を用いた理論値と実測値の比較では、Darcy 則の方が Fick 則より近いが、かなりの相違がある。そこで、前述の  $\Delta p/\Delta x$  により  $k_D$  が変わることを考えて、 $k_D$  がさらに大きな場合の Darcy 則の理論値とも比較している。同図から、初期の圧力勾配の大きい間は小さな  $k_D$  を使い、終期に圧力勾配が小さくなると大きな  $k_D$  を用いると、実測に近い理論値が得られることが想像できる。

なお、Fig. 26 に示した Darcy 則の理論値は、解の安定性について十分吟味した差分による近似解である。

(4) 実施工における砂中の透気について

実施工で最も一般的な 10~20 m のマンドレル内の砂柱を圧気圧が 80% 程度伝達する時間は、圧力勾配による  $k_D$  の変化を考慮に入れて Darcy 則の式 (13) から求めると、粗砂で数十秒から数分、細砂で数分から数十分となる。この伝達時間を、圧気をマンドレル上部に与えてからマンドレルを引き抜くまでの実際の時間 (数十秒) と比べると、引抜き直後の砂の排出が粗砂でよく、細砂で悪いという現象は十分に説明される。また、細砂の場合に、内ジェットなどでマンドレル下端付近から圧

気を与えることが効果的なのも当然である。

7. あとがき

軟弱な粘性土地盤における自然含水状態の砂による砂杭施工の際の、砂排出の機構は、以下のとおりと推定される。

(1) マンドレル引き抜きによって生じた地盤内の空洞を維持するには、全応力で計算した Rankine 土圧程度の圧力が必要である。

(2) マンドレル内に詰まった砂による鉛直土圧は、ほぼ Janssen の式で表わされ、マンドレル底部にはほとんど作用しない。

(3) マンドレル引き抜きの際に併用する圧気が、Darcy 則に従って砂中を透気してマンドレル底部に伝達される。この空気圧によって空洞が維持される。

(4) この空洞にマンドレルから砂が流下し、排出される。

このような機構から考えると、自然含水状態の砂による粘性土地盤への長尺施工は、通常の圧気設備 (最高で  $10 \text{ kgf/cm}^2$  (980 kPa)) のみで対処すると 60~70 m 程度が限界と考えられ、40~50 m 程度の実際の施工にも相当の工夫を要することから、この限界は妥当と考えられる。これ以上の長尺施工のためには、新しい施工法の開発が必要である。著者らは、ここに述べた砂排出の機構をもとに、この開発にも取り組んできたので、別の機会にこれを発表する予定である。

本研究は著者が不動建設 (株) 中央研究所在職中に行ったものである。研究の機会と発表の便宜を与えて下さった庄野 勝社長をはじめとする同社諸氏に深甚の謝意を表する。

参考文献

- 1) 通産省生活産業局・建設省河川局編：昭和 51 年度砂利採取業務状況報告書。
- 2) Barron, R.A. : Consolidation of Fine-grained Soils by Drain Wells, Trans. ASCE, No. 113, pp. 718~742, 1948.
- 3) 土質工学会：パーチカルドレーン工法の問題点をさぐる、土と基礎, Vol. 20, No. 8, pp. 62~74, Aug., 1972.
- 4) 室町忠彦・渡辺 進：圧密による軟弱地盤の改良効果、土と基礎, Vol. 20, No. 8, pp. 33~40, Aug., 1972.
- 5) Singh, G. and T.N. Hattab : A Laboratory Study of Efficiency of Sand Drains in Relation to Method of Installation and Spacing, Géotechnique, Vol. 29, No. 4, pp. 395~422, 1979.
- 6) 藤森謙一・内田 襄編著：新しい軟弱地盤処理工法、近代図書, pp. 80~107, pp. 126~151, 1969.
- 7) 松尾新一郎編：土質安定工法便覧、日刊工業新聞社, pp. 133~163, pp. 351~384, 1972.
- 8) 榎 明潔：砂杭造成に関する現場測定、愛媛大学紀要第三部工学, 第 9 巻, 第 4 号, 1981 年 2 月。

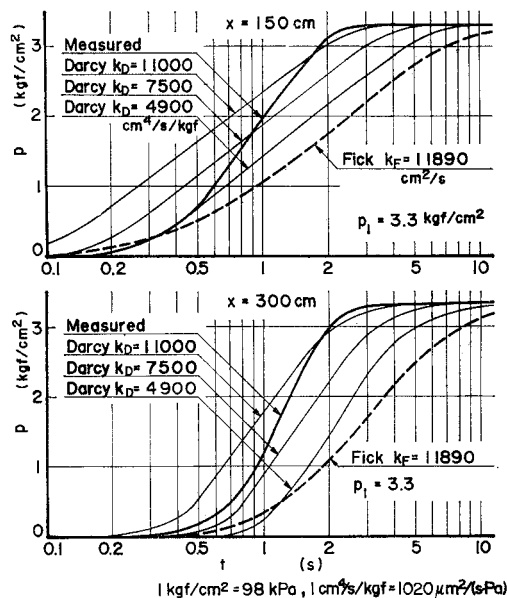


Fig. 26 Air pressure transmission in unsteady seepage flow of air.

- 9) 小川充郎・榎 明潔・西山雅佳：クイの振動貫入と地盤強度の関係，第9回土質工学研究発表会講演概要集，pp. 913～916，1974.
- 10) 榎 明潔・峰岡完治：粘性土地盤に鋼管を振動貫入したときの周面抵抗と先端抵抗，第11回土質工学研究発表会講演概要集，pp. 693～696，1976.
- 11) 川上公夫・種谷新一：概論粉体工学，プラント工学社，pp. 78～79，1967.
- 12) 山原 浩：鋼管グイの閉塞効果と支持力機構，日本建築学会論文報告集，第96号，pp. 28～35，第97号，pp. 34～41，1964.
- 13) 原 悟視・岸田英明・鈴木文雄：開端杭内部に詰った乾燥砂の挙動，第8回土質工学研究発表会講演概要集，pp. 487～490，1973.
- 14) 榎 明潔・西山雅佳ほか：中空管内部に詰まった砂の挙動，第13回土質工学研究発表会講演概要集，pp. 897～900，1978.
- 15) 榎 明潔・伊藤勝久・峰岡完治：粘性土地盤の土圧に関する現場測定，第13回土質工学研究発表会講演概要集，pp. 893～896，1978.
- 16) 土質工学会編：土質基礎工学ライブラリー6鋼グイ-鋼グイ研究委員会報告一，土質工学会，pp. 9～11，1969.
- 17) Bishop, R.F., R. Hill and N.F. Mott: The Theory of Indentation and Hardness Tests, Proc. Physical Society, Vol. 57, Part 3, pp. 147～159, May, 1945.
- 18) 木島詩郎・藤村 正：圧気シールド工事に伴う現場透気試験について，土と基礎，Vol. 23, No. 4, pp. 19～27, Apr., 1975.
- 19) 多田信幸・今井重利・安達秀雄：含水砂の透気性に関する基礎的実験，第9回土質工学研究発表会講演概要集，pp. 93～96，1974.
- 20) 木島詩郎・橋本利郎・菰田一義：シールド工事における現場透気試験について，鹿島建設技術研究所年報，第19号，1971.
- 21) Blight, G.E.: Flow of Air through Soils, Proc. ASCE, Vol. 97, No. SM 4, 1971.
- 22) 榎 明潔・伊藤勝久：砂中の透気について，第11回土質工学研究発表会講演概要集，pp. 785～788，1976.

(1980.12.22・受付)