

浸透力相似模型実験による 飽和地盤中にある杭の引抜き支持力の 変位速度依存性

加藤 達也¹・國生 剛治²

¹学生会員 中央大学大学院 理工学研究科 土木工学専攻 (〒112-8551 東京都文京区春日1-13-27)

E-mail: tatsuya-kato@civil.chuo-u.ac.jp

²正会員 中央大学教授 理工学部都市環境学科 (〒112-8551 東京都文京区春日1-13-27)

E-mail: kokusho@civil.chuo-u.ac.jp

遠心載荷装置と同様に実地盤の応力状態を再現できる浸透力載荷装置により、杭の引抜き速度および周面粗度を変化させて引抜き載荷試験を行った。模型地盤を150kPaの圧力で浸透圧密することにより、厚さ28cmの模型で厚さ17mの実地盤の有効応力分布を再現し、その後、設置した杭の引抜きを行った。杭頭荷重は引抜き開始直後の僅かな変位で最大値を示し、その後ほぼ一定の残留値へと収束する。その際、引抜き速度を高めた載荷試験においては、杭先端付近ではサクシオン、また杭側面では正のダイレイタンスーによるものと考えられる間隙水圧の減少が認められた。最大杭頭荷重や軸力、周面摩擦応力は引抜き速度が速いほど大きく、その発現変位も大きくなる。これらの速度に依存した増加傾向は摩擦の大きい杭で顕著に現れることがわかった。

Key Words : *pile, pull-out bearing capacity, velocity-dependency, seepage force, model test*

1. はじめに

構造物基礎は、一般的に引抜き荷重を生じないよう設計が行われている。しかしアスペクト比の大きい構造物、とりわけ基礎に引抜き荷重が常時作用する送電用鉄塔では、その基礎の引抜き支持力は押込み支持力と同様、上部構造物の安定を維持する上で重要な働きをしており、引抜き荷重を無視することはできない。また、送電用鉄塔基礎やアスペクト比の大きい構造物基礎に作用する引抜き荷重は、前者では台風などによる強風、後者では地震時の上下動成分や上部構造物のロッキング現象が原因であり、いずれも載荷速度が速いことが特徴である。

2002年に茨城県潮来市で起きた送電用鉄塔の倒壊は、台風による強風で風上側の基礎に大きな引抜き荷重が作用し、地表付近まで飽和した砂地盤中に設置されていた井筒基礎が引抜かれたことが原因であった¹⁾。引抜き時の載荷速度についての計測データはないが、風速変動のピーク(ガス)時に倒壊したことを考えればある程度急速であったと判断される。

これまで、杭の引抜き支持力については、たとえば松尾・新垣²⁾や林³⁾による模型実験や、田邊ら⁴⁾⁶⁾による原

位置載荷試験が行われてきた。しかし、その支持力に及ぼす載荷速度の影響は、押込みについては例えば阿部ら⁷⁾などによる模型実験の例はあるものの、引抜きについてはほとんど調べられてこなかった。そこで本論文では飽和地盤中の杭基礎の引抜き抵抗力に注目し、浸透力を用いた相似縮尺模型実験により杭の引抜き速度を変化させて行った引抜き載荷試験について述べる。

ところで、土は自重により生じる有効拘束応力がその変形や強度を支配する。そこで相似縮尺模型実験では、遠心力により土の物体力を高め実地盤と同じ応力状態を再現できる遠心載荷装置が多く用いられている。一方、浸透力載荷装置は鉛直下方への1次元浸透流によって模型地盤に均一な物体力を与え、実地盤の応力状態を再現するものである。このため地盤の均質性や1次元浸透流を妨げないような模型形状などの制約条件を満たす必要があるが、その条件を満足する場合には、容易に相似縮尺模型実験が可能となり、形状の単純な杭などの実験に適している。

浸透力載荷装置を用いた研究として、Zelikson⁸⁾は砂中の単杭の初期根入れ深さおよび群杭の本数を変化させての押込み載荷試験を行っている。帯刀⁹⁾、島崎¹⁰⁾は単杭

の直径および設置法による支持力の相違についての実験および考察を行っている。山本、富永ら^{11)~13)}は帯刀・島崎らが使用した装置を再利用し杭周面摩擦応力度および軸力の計測、また杭表面粗度を変化させての押し込みおよび引抜き載荷試験を行っている。なお、これらは全て載荷速度の小さな静的な載荷試験である。

筆者らは遠心載荷装置よりはるかに安価で、実地盤の応力状態を再現できる浸透力相似模型実験装置¹⁴⁾を開発し、載荷速度の影響に着目した杭の引抜き載荷試験を行ってきた。本論文ではこの装置を用いて模型杭の引抜き速度および杭周面の粗度を変化させて行った一連の引抜き載荷試験結果について述べる。

2. 実験装置および実験方法

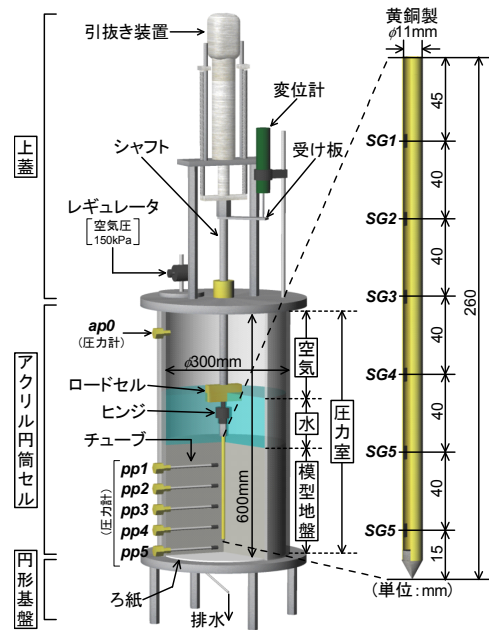
(1) 浸透模型実験装置および模型杭の概要

本研究で使用した実験装置は図-1(a)に概要を示すように、実験装置は上蓋、アクリル円筒セルおよび円形基盤から構成される。圧力室内に水を張り、その中に模型地盤を作製する。水面上部の空気溜りに圧力を加え、圧力室下部から排水することにより地盤を浸透圧密し、実地盤相当の有効上載圧を加える。下部の円形基盤には径5mmの排水口が4箇所に向けられ、模型地盤との間に5枚のろ紙を挿入している。圧密終了後、地盤中の模型杭を上部より引抜く。

上蓋には電動アクチュエータ（模型杭引抜き装置）、空気圧制御のためのレギュレータおよび杭頭変位計測用の変位計が取り付けられている。引抜き装置から伸びたシャフトは上蓋を貫き、下端には鉛直杭頭荷重を計測するためのロードセル（最大容量2940N）を設置している。ロードセルと模型杭の連結には間にヒンジを設置することで曲げの影響を受けにくくしている。また、シャフトには変位計測用の受け板が取り付けられている。

アクリル円筒セル側面には空気圧および間隙水圧を計測するための圧力計（ap0, pp1~5：最大容量500kPa）が取り付けられている。pp1~5には模型地盤内の杭周辺10mm位置での間隙水圧を計測するためにシムフレックスチューブ（外径7mm, 内径4mm）が取り付けられている。先端にはチューブ内側への模型地盤材料の侵入を防ぐためにポラスストーンを取り付けている。圧力計受圧板からポラスストーン先端までは140mmである。

図-1(b)に模型杭の概要を示す。長さ260mm、外径11mm、肉厚1mmの黄銅製・中空構造であり先端はコーン型キャップ（先端角：95°）により密閉している。模型杭内側にはひずみゲージを40mm間隔で計6箇所（SG1~6）に取り付け、杭体に生じる軸力を計測する。杭の地中埋設部の長さは地盤の圧密終了時に $L_b \approx 25\text{cm}$ で



(a) 浸透力載荷装置 (b) 模型杭
図-1 実験装置概略

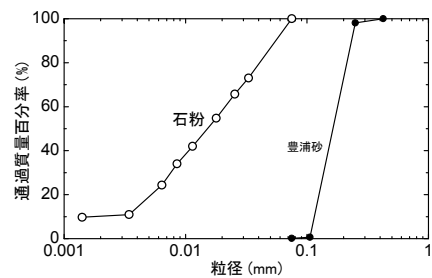


図-2 粒径加積曲線

ある。なお実験では表面が金属面のままの摩擦の小さい杭（以降SSPと呼ぶ）、および杭表面に接着剤にて豊浦砂を張り付けた摩擦の大きい杭（以降RSPと呼ぶ）の2種類の模型杭を用いた。

模型地盤材料には非塑性でシルト粒径の石粉（土粒子密度 $\rho_s = 2.722 \text{ g/cm}^3$ ）を用いた。その粒径加積曲線を図-2に示す。この材料で作製した地盤の透水係数は 10^5 cm/s オーダーであり、図-1(a)に示すように地盤表面上から空気溜りまでの間に15cm程度の水深を用意しておくことで、実験に必要な数時間の浸透時間が確保できる。

(2) 実験方法

円筒セルおよび円形基盤を連結後、治具を用いて模型杭を先端が基盤面から25mm離れるように設置する。次にセル内に水を張り、気乾状態の石粉を水中落下法により堆積させ模型地盤を作製し、上蓋をのせロードセルと杭頭を連結する。その後、治具を解除し約1時ほど地盤の自重による沈下を待つ。なお試験用水には水道水を使用し、地盤の飽和度を上げるための特段の処置は講じていない。その後、圧力室を密閉し円筒セル上部の空気溜

りに150kPaの圧力をかけ、円形基盤の排水口を開けることで鉛直下向きの浸透流を発生させ模型地盤を浸透圧密する。圧密が終了し地盤内部の間隙水圧が一定値に収束したところで、僅かに杭を押し込み圧密時のネガティブフリクションにより生じた引張杭頭荷重を除荷する。5分ほど時間をかけて杭頭荷重が零の一定値になった後に、引抜き速度一定の変位制御により最大引抜き変位量50mm弱まで杭の引抜き載荷試験を行う。載荷試験終了後は上蓋を取り外してから模型地盤を切り取り、地盤底面からの圧力計pp1~5に取り付けたチューブ先端の高さを測定し、引抜き載荷試験中に水圧を計測した正確な位置を把握する。

3. 相似則

地盤に関する模型実験の相似則の考え方についてはこれまでいくつかの研究^{15)~18)}で議論されてきた。実地盤の強度・変形特性を再現するためには、模型地盤中の応力を実物と同一にすることが望ましく、浸透模型実験では、遠心模型実験における遠心力の代わりに、浸透力を利用してそれを実現している。

遠心・浸透模型実験では対象とする現象に関わる主要物理量の模型と実物での比は、長さの縮尺比を $l_m/l_p = 1/n$ 、時間の縮尺比を $t_m/t_p = 1/\tau$ として、表-1(A)欄のように表わされる¹⁵⁾。ここに、添え字 m は模型を、 p は実物を意味している。この長さの縮尺比は遠心実験では遠心力により与え、浸透実験では動水勾配に起因した浸透力により与える点は違っているが、適用される相似則は全く同一である。

ところで、一般に動的模型実験においては表-1の(12)の慣性力 F_i と(5)の重力 F の比率が模型と実物で一定、すなわち $F_m/F_p = F_m/F_p$ となる必要があり、これより $1/n^2 = \tau^2/n^4$ 、つまり $\tau = n$ となる。これを用いて(A)欄を書き換えたのが表-1(B)欄であり、この相似則が遠心振動

台による動的実験で用いられている。

本研究では慣性力の影響をほとんど考慮する必要がないため(12)と(5)の比率を無視すれば、時間縮尺比 τ を別途定められる自由度が生まれる。ここでは杭の引抜き現象で重要なパラメータである引抜き速度 V の比 $V_m/V_p = 1/\nu$ を導入し、それに応じて時間縮尺を設定した。すなわち、

$$V_m/V_p = (l_m/t_m)/(l_p/t_p) = (l_m/l_p)/(t_m/t_p) \quad (1)$$

であるから、 $1/\nu = \tau/n$ となり、結局、時間縮尺比は $\tau = n/\nu$ と決まる。これを用いて(A)欄を書き直したのが、表-1(C)欄である。

(11)の透水係数については、慣性力と重力の比が重要な動的模型実験では(B)欄において $k_m/k_p = 1/n$ となり、同じ粒径の地盤材料を用いた場合には水の粘性を増してこの条件を満たす試験が行われる。一方、慣性力が重要でない問題では、(C)欄に示すように $k_m/k_p = 1/n\nu$ と設定することにより杭の引抜き速度縮尺比を導入できる。その場合、地盤材料の粒径に長さの相似縮尺比 $1/n$ をあてはめ、粒径と透水性の間にハーゼン(Hazen)の式¹⁹⁾が成り立つとすると、 $k_m/k_p = 1/n^2$ であり、 $\nu = n$ とすべきであることになる。しかし、模型地盤材料と原位置の地盤材料の間では必ずしもハーゼンの式に捉われず透水係数の縮尺比を設定する方が実際的であることも考えられ、その場合には $1/\nu = (nk_m/k_p)$ により模型と実物での引抜き速度比が設定できることになる。

以上に基づき、今回の浸透相似模型実験での具体的な縮尺比を計算した。圧密後の模型地盤の厚さは $L_m \approx 28\text{cm}$ 程度であるため、150kPaの圧力(水頭 $h = 1500\text{cm}$)を加え浸透流が定常状態であるとき、模型地盤に生じる動水勾配 i は $i = 1500/28 \approx 54$ となる。また地表面まで飽和した模型地盤の飽和単位体積重量は $\gamma_{sat} \approx 18.6\text{kN/m}^3$ 、水中単位体積重量は $\gamma' \approx 8.8\text{kN/m}^3$ であり、鉛直下向きの浸透力 f は動水勾配 i に水の単位体積重量 γ_w を乗じ $f = i \cdot \gamma_w$ である¹⁹⁾。したがって模型地盤の有効

表-1 相似模型実験に用いられる相似則と本研究での相似則(C)

物理量	記号	(A) 遠心・浸透模型実験での相似則	(B) (12)慣性力と(5)重力の相似を考慮した動的模型実験での相似則	(C) 慣性力と重量の相似を考慮せず(13)引抜き速度の比 $1/\nu$ を考慮した本研究での相似則
(1)長さ	l	$l_m/l_p = 1/n$	$l_m/l_p = 1/n$	$l_m/l_p = 1/n$
(2)時間	t	$t_m/t_p = 1/\tau$	$t_m/t_p = 1/n$	$t_m/t_p = \nu/n$
(3)密度	ρ	$\rho_m/\rho_p = 1$	$\rho_m/\rho_p = 1$	$\rho_m/\rho_p = 1$
(4)単位体積重量	γ	$\gamma_m/\gamma_p = n$	$\gamma_m/\gamma_p = n$	$\gamma_m/\gamma_p = n$
(5)重力(力)	F	$F_m/F_p = 1/n^2$	$F_m/F_p = 1/n^2$	$F_m/F_p = 1/n^2$
(6)応力	σ	$\sigma_m/\sigma_p = 1$	$\sigma_m/\sigma_p = 1$	$\sigma_m/\sigma_p = 1$
(7)ひずみ	ε	$\varepsilon_m/\varepsilon_p = 1$	$\varepsilon_m/\varepsilon_p = 1$	$\varepsilon_m/\varepsilon_p = 1$
(8)弾性定数	E	$E_m/E_p = 1$	$E_m/E_p = 1$	$E_m/E_p = 1$
(9)粘着力	c	$c_m/c_p = 1$	$c_m/c_p = 1$	$c_m/c_p = 1$
(10)摩擦係数	μ	$\mu_m/\mu_p = 1$	$\mu_m/\mu_p = 1$	$\mu_m/\mu_p = 1$
(11)透水係数	k	$k_m/k_p = \tau/n^2$	$k_m/k_p = 1/n$	$k_m/k_p = 1/n\nu$
(12)慣性力	F_i	$F_{im}/F_{ip} = \tau^2/n^4$	$F_{im}/F_{ip} = 1/n^2$	
(13)引抜き速度	V	$V_m/V_p = \tau/n$	$V_m/V_p = 1$	$V_m/V_p = 1/\nu$

応力に関わる見かけの単位体積重量 γ'_m は,

$$\gamma'_m = i \cdot \gamma_w + \gamma' = 538 \text{ kN/m}^3 \quad (2)$$

となる. ここで, 想定する実地盤の飽和単位体積重量が模型地盤と等しく $\gamma_{sat} = 18.6 \text{ kN/m}^3$ とすると水中単位体積重量は $\gamma'_p = 8.8 \text{ kN/m}^3$ となる. ゆえに表-1(4)の単位体積重量の比によれば, 模型と実物で地盤材料の水中単位体積重量 γ' の比 n は,

$$n = \gamma'_m / \gamma'_p = 538 / 8.8 = 61 \quad (3)$$

となる. この n を用いて模型杭の実物換算を行うと杭長は 16m ($=26\text{cm} \times 61$), 杭径は 68cm ($=1.1\text{cm} \times 61$) となり, 圧密終了時における模型地盤厚さ $L_m = 28\text{cm}$ ならば 17m ($=28\text{cm} \times 61$) となる. そのうち地盤の埋設部長さは約 15m ($=25.5\text{cm} \times 61$) となる. なお, 後出の表-2に示すように, 模型地盤の厚さは試験毎に異なるため, 杭の地中埋設部の長さも多少異なる.

次いで, 引抜き速度の比 ($1/v = V_m / V_p$) について考える. ここでは, 本模型による再現地盤を飽和砂地盤と想定し標準的な透水係数を $k_p = 1.0 \times 10^{-2} \text{ cm/s}$ とする. 模型地盤では実測した透水係数が $k_m = 2.6 \times 10^{-5} \text{ cm/s}$ (後出の表-2の平均値) であるため, $k_m/k_p = 1/385$ である. したがって, 表-1(C)欄の(11)より $k_m/k_p = 1/mv = 1/385$ となり, $n = 61$ のとき $v = 63$, すなわち $k_p = 1.0 \times 10^{-2} \text{ cm/s}$ の実地盤を対象としたとき, 実物杭の引抜き速度は模型に比べ6倍程度となる. 後出の表-2では, このような相似縮尺の考え方をを用いて模型実験結果を実物換算している.

4. 模型地盤の浸透圧密と圧密終了時の応力状態

図-3に浸透圧密中の地盤各部での間隙水圧 u の時刻歴を例示している. 図-3(a), (b), (c)はそれぞれ, 杭無し, SSPおよびRSPを使用して模型地盤の圧密実験を行った結果である. なお圧密終了は間隙水圧が一定値に収束した時点および後述するように杭に生じるネガティブフリクションによる杭頭荷重・軸力が一定の値に落ち着き, それをしばらく保持し続けた時点とした. 図-3から杭の有無および杭周面摩擦の大小の違いに関係なく, 圧密開始から30分程度で間隙水圧が地盤のすべての深度で一定となっており, 圧密終了時の間隙水圧は全ての実験ケースにおいてほぼ等しい. 図-3(c)に示す例では圧密開始後30分付近で間隙水圧が急激に上昇している. これは不透水境界面である杭と模型地盤の接触面で発生するパイピング現象によるもので, 小規模のものは即座に収まるが, 程度の大きい場合は模型地盤が破壊してしまう恐れがある. このような時は実験装置にゴムハンマーにより地盤の密度変化が起きない程度の軽い振動を与えるとパイピ

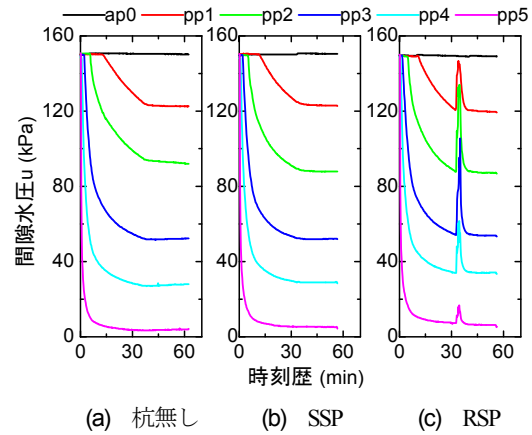


図-3 圧密中の間隙水圧の時刻歴

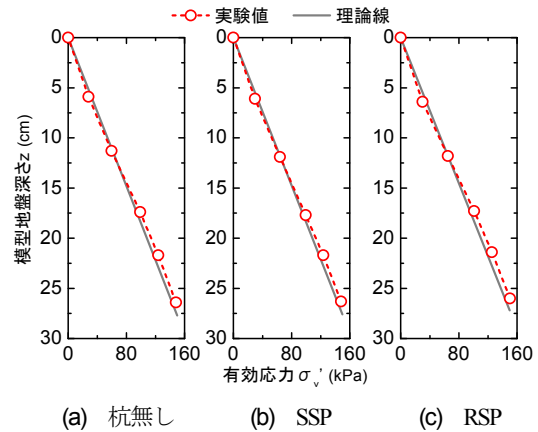


図-4 圧密終了時の有効応力分布

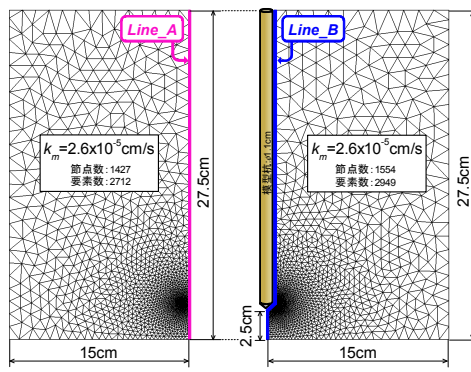
ングは収まり間隙水圧は再び安定する.

図-3(a), (b), (c)それぞれの浸透圧密終了時の間隙水圧から求めた鉛直有効応力 σ'_v の地表面からの深さ z に対する分布を図-4に破線で結んだ白抜きの点で示す. ここで, 模型地盤の水中単位体積重量は $\gamma' = 8.8 \text{ kN/m}^3$ であることから, 浸透流の働かない模型地盤の自重による有効応力は $z = 27.5\text{cm}$ の地盤底面で 2.4kPa 程度の値をとる三角形分布となる. 150kPa の圧力により浸透圧密し圧密が終了した時点での有効応力は, 150kPa から各圧力計 (pp1~5) にて計測した間隙水圧 u を減じた値に上述の自重分を加えることから, 有効応力の実験値は,

$$\sigma'_v = (150 - u) + (\gamma' \times z) \quad (4)$$

により計算され, 一方, 図中の実線で示した理論線は式(2)から求められる見かけの単位体積重量 γ'_m に地表面からの深さ z を乗じることで求めた. 図-4より地盤上部では実験値は理論線より小さく, 地盤下部では実験値が理論線を多少上回っている傾向が見られるが, 全ての実験ケースにおいて実験値と理論線はほぼ一致しており, 両者の差は微小である.

ここで, 模型地盤中に杭を設置することにより, 浸透流にある程度の乱れが生じることは避けられない. そこ



(a) 杭を設置しない (b) 杭を設置した
図-5 解析メッシュモデル

で、その影響を解析的に評価するべく、杭を設置した模型地盤および杭を設置しない模型地盤の軸対称定常浸透流FEM解析を行った。

図-5に解析メッシュモデルを示す。杭無しおよび杭有りの両者共に、模型地盤の厚さ $L_m=27.5\text{cm}$ 、半径 $r=15\text{cm}$ 、透水係数 $k_m=2.6\times 10^5\text{cm/s}$ とし、境界条件として地盤上端部の節点に150kPa(水頭値 $h=1500\text{cm}$)、同下端部の節点に0kPa(水頭値 $h=0\text{cm}$)を与えた。

図-6にLine_A(杭無しの場合:解析モデル中心線)およびLine_B(杭有りの場合:杭先端以深ではモデル中心、それ以浅では杭と地盤との境界線)での有効応力分布を示し、さらに同図中に杭先端部付近の拡大図を示す。有効応力は解析から求めた間隙水圧を地盤材料の水中重量を無視した全応力150kPaから減ずることで算出した。図-6よりLine_AおよびLine_Bでの有効応力分布はほぼ一致していることは明らかだが、拡大図からは、地盤下部の $z=24\text{cm}$ 以深ではLine_Bの有効応力がやや大きくなっていることが分かる。これは杭先端コーン形状部における局所的な浸透流速の乱れを反映していると思われるが、Line_AおよびLine_Bでの同深度における有効応力の誤差は最大で1%程度と非常に小さく、杭の引抜き抵抗に及ぼす影響は小さいと判断できる。

5. 地盤圧密時・引抜き载荷試験時の杭の挙動

(1) 圧密時の杭の挙動

図-7には圧密中の杭頭荷重および杭体軸力の時刻歴を、後出の表-2に示すcase1(SSP)およびcase7(RSP)について例示する。杭頭荷重および軸力のゼロ点は浸透圧密の開始直前、すなわち円筒セルに150kPaの圧力を加え、下部の排水口を開ける直前に設定した。なお地盤材料投入後、その沈降を待つために1時間ほど放置するが、その間に杭頭荷重および軸力は変化しないことを確認している。圧密開始と共に杭にネガティブフリクションが発

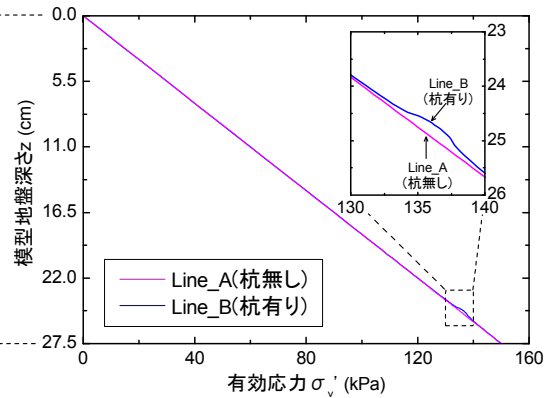


図-6 Line_AおよびLine_Bでの有効応力分布

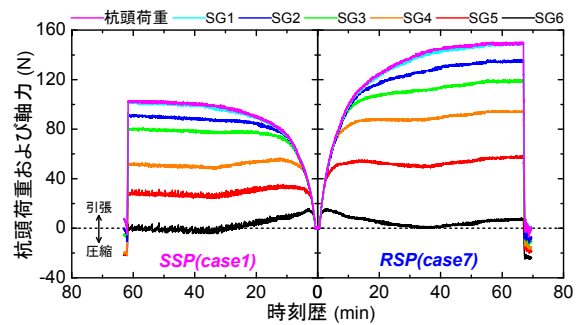


図-7 圧密中の杭頭荷重および軸力

生し、杭頭荷重および軸力は変化する。引張の軸力の値は当然ながら杭の先端から上部に向かって増加し、その時刻歴変化は杭の下半分ではピーク値を経てから一定値に収束するのに対し、上半分ではほぼ単調増加傾向となる。圧密時に発生する杭頭荷重および軸力はRSPの方が全体的に大きくなっていることが確認できる。SG1は地表面に位置しているため杭頭荷重とほぼ一致している。

圧密終了後の杭の引抜き载荷試験で初期荷重をゼロから開始するため杭をわずかに押し込み、ネガティブフリクションによる引張の杭頭荷重を除荷した。図-7(a), (b)に示す時刻歴の最終段階で杭頭荷重および軸力が急激に低下しているのはこのためである。杭を押し込んだ際の押し込み変位量は実験毎に多少異なるが平均して0.3mm程度であり、また杭周辺の間隙水圧の変化は計測されなかった。

(2) 引抜き時の杭の挙動

SSP(摩擦の小さい杭)およびRSP(摩擦の大きい杭)それぞれで引抜き速度を変化させて行った引抜き载荷実験の全ケースを表-2に示す。case1~6はSSP、case7~12はRSPについてそれぞれ模型引抜き速度 V_m を0.01, 0.2, 3.0, 25, 100, 200mm/sと段階的に変化させた载荷試験結果である。実物としては既述のとおり、縮尺比 $1/n=1/61$ に対応して、厚さ17mの地盤と長さ16m(うち埋設長約15m)、直径68cmの杭を想定していることになる。さらに透水係数 $k=1.0\times 10^2\text{cm/s}$ の砂地盤を想定し、各実験ケー

表-2 実験ケース (杭の引抜き荷重試験)

使用した模型杭	SSP(摩擦の小さい)						RSP(摩擦の大きい)						
	case No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
模型地盤高さ L_m (mm)	278	277	276	276	273	277	284	272	269	287	276	273	273
根入れ深さ L_B (mm)	253	252	251	251	248	252	259	247	244	262	251	248	248
飽和密度 ρ_{sat} (g/cm ³)	1.89	1.90	1.90	1.90	1.91	1.90	1.87	1.91	1.92	1.87	1.90	1.91	1.91
乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	1.41	1.42	1.42	1.43	1.44	1.42	1.38	1.44	1.46	1.37	1.42	1.43	1.43
間隙比 e	0.93	0.92	0.92	0.91	0.90	0.92	0.97	0.89	0.87	0.99	0.91	0.90	0.90
見かけの水中密度 ρ_m (g/cm ³)	54.8	55.1	55.2	55.2	55.9	55.1	53.7	56.1	56.7	53.2	55.3	55.8	55.8
長さの縮尺比 $1/n$	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61	1/61
透水係数 k_m (cm/s)	3.31×10^{-5}	2.74×10^{-5}	2.57×10^{-5}	2.83×10^{-5}	2.80×10^{-5}	2.35×10^{-5}	3.23×10^{-5}	2.93×10^{-5}	2.75×10^{-5}	3.07×10^{-5}	2.64×10^{-5}	2.67×10^{-5}	2.67×10^{-5}
引抜き速度 V_m (mm/s)	0.01	0.2	3.0	25	100	200	0.01	0.2	3.0	25	100	200	200
最大杭頭荷重 R_m (N)	90	82	94	106	118	103	172	200	342	472	636	755	755
透水係数 k_p (cm/s)	1.0×10^{-2}						1.0×10^{-2}						
引抜き速度比 $1/v$	1/5.0	1/6.0	1/6.4	1/5.8	1/5.9	1/7.0	1/5.1	1/5.6	1/6.0	1/5.3	1/6.2	1/6.1	1/6.1
引抜き速度 V_p (mm/s)	0.05	1.19	19.0	145	580	1390	0.05	1.11	17.7	132	615	1220	1220
最大杭頭荷重 R_p (kN)	340	310	356	397	448	391	649	758	1290	790	2400	2860	2860

*注: 実地盤は厚さ約17m, 透水係数 k_p は $k_p=1.0 \times 10^{-2}$ cm/sを想定

スごとに模型地盤の透水係数に対応して実物換算した引抜き速度 V_p は, SSPでは0.05~1390mm/s, RSPでは0.05~1220mm/sとなる。

図-8(a), (b)はそれぞれRSPを用いたcase7 (模型引抜き速度 $V_m = 0.01$ mm/s) およびcase12 ($V_m = 200$ mm/s) での引抜き荷重試験時の杭頭荷重, 軸力および引抜き変位量の時刻歴である。引抜き速度の大小に関わらず, 荷重試験中の引抜き変位量の時刻歴は引抜き開始から終了まで直線であり, 正確な変位制御が行えていることがわかる。

図-9, 図-10, 図-11はRSPを用いた引抜き荷重試験中の杭頭荷重および軸力, 周面摩擦応力, 間隙水圧の引抜き変位量に対する関係を例示している。いずれも, 上段(a)はcase7 (引抜き速度 $V_m = 0.01$ mm/s), 中段(b)はcase10 ($V_m = 25$ mm/s), 下段(c)はcase12 ($V_m = 200$ mm/s) の結果である。また同図中に引抜き変位量が小さい範囲の拡大図も示した。

図-9から杭頭荷重および軸力は, 引抜き速度の大小によらず, 引抜き開始と共に急上昇してピーク値を示し, その後減少し一定の残留値へと漸減することが分かる。図-9(a)では荷重試験中にパイピング現象が生じたため引抜き変位量22mm弱で試験を終了したが, パイピング発生までに杭頭荷重および軸力はほぼ一定の残留値に達している。case7, case10およびcase12を比較すると, 引抜き速度が速い方が最大杭頭荷重および最大軸力, またそれらの発現変位量が大きくなっており, 最大値を発揮した後のひずみ軟化が著しいことも確認できる。

図-10に示す周面摩擦応力は隣合うひずみゲージ間の軸力差を周面積で除すことにより算出した。(a)のcase7では杭先端付近のSG5-SG6のみ, 明確な最大値がみられた。一方(b)および(c)ではSG1-SG2区間を除いては明確に最大値が現れ, 後述のように正のダイレイタンスーおよび杭先端部でのサクシオンによる影響を反映しているものと考えられる。

図-11に示す間隙水圧は圧力計に取り付けたチューブにより杭周辺10mm (実物換算で61cm) 付近で計測したものである。なお浸透力を用いた本模型実験では, 杭の

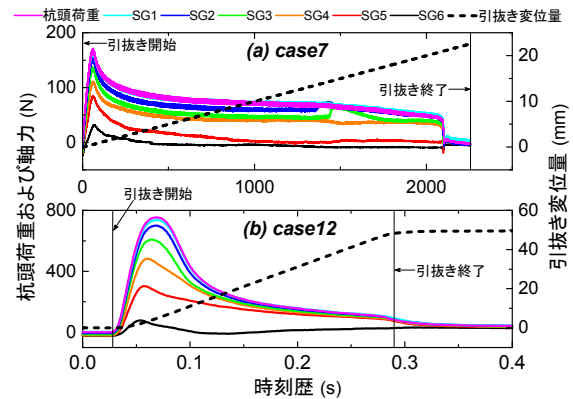


図-8 杭頭荷重, 軸力および引抜き変位量の時刻歴

引抜きにより発生した間隙水圧変化の空間的分布形状は浸透流の影響を受ける可能性がある。しかし, 模型地盤中の実質流速 v_n はダルシーの式を用いて $v_n = k_{mi} / n$ により間隙率 $n=0.48$ ($e=0.92$) で計算すると, $v_n = 2.6 \times 10^5$ cm/s $\times 54/0.5 \approx 3 \times 10^2$ cm/s の小さな値となる。引抜き速度が速く水圧変動が現れる試験の継続時間はせいぜい数秒程度であることを考えると水圧分布の移動はほとんど無視しうることが分かる。

図-11から, (a)ではパイピングにより徐々に間隙水圧が上昇し始める引抜き変位量22mm程度まで, 間隙水圧はほとんど変化しないことが分かる。一方, (b)および(c)では引抜き開始直後から急激な間隙水圧の変化が認められる。まずpp1, pp2およびpp3での間隙水圧に着目すると, 引抜き変位量の増加とともに水圧は低下し(b)では引抜き変位量5mm, (c)では10mm程度で下限値を示す。その後の杭の引抜きにより, 図-10(b), (c)に示す杭上部周面摩擦応力 (SG1-SG2およびSG2-SG3) の急激な減少に対応して間隙水圧は増加する。これらの水圧変化には急速非排水せん断のメカニズムが関与していると考えられるが, 引抜き開始時よりも引抜き終了時に高い値を示していることなどについては, さらに解明が必要である。続いてpp4に着目すると, (b), (c)ともに引抜き開始直後から間隙水圧は緩やかに減少し引抜き変位量20~25mmを超えたところで急激に減少している。これは

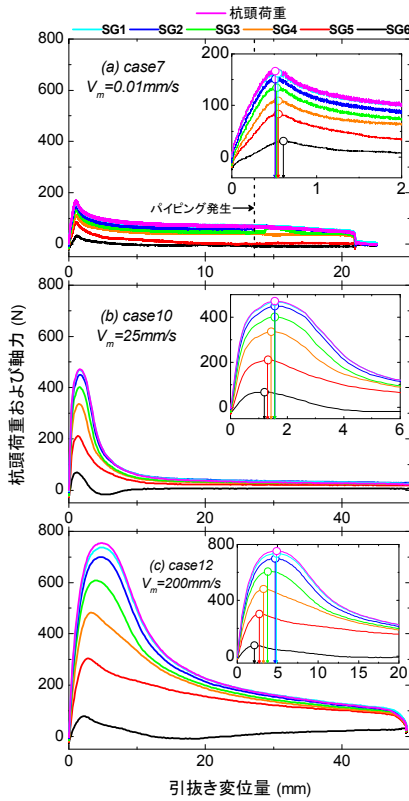


図-9 杭頭荷重および軸力

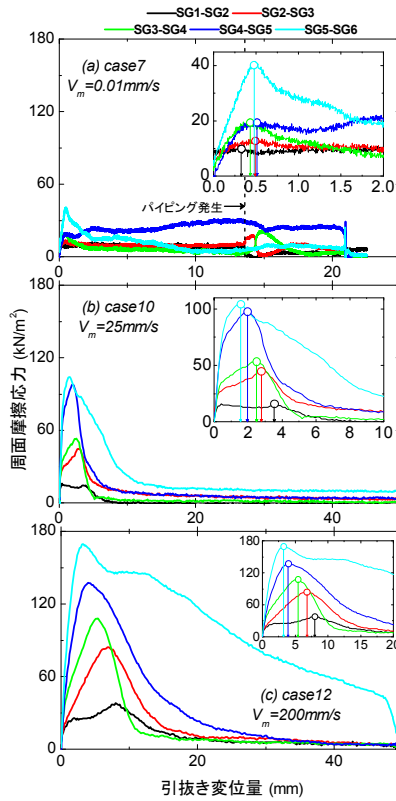


図-10 周面摩擦応力

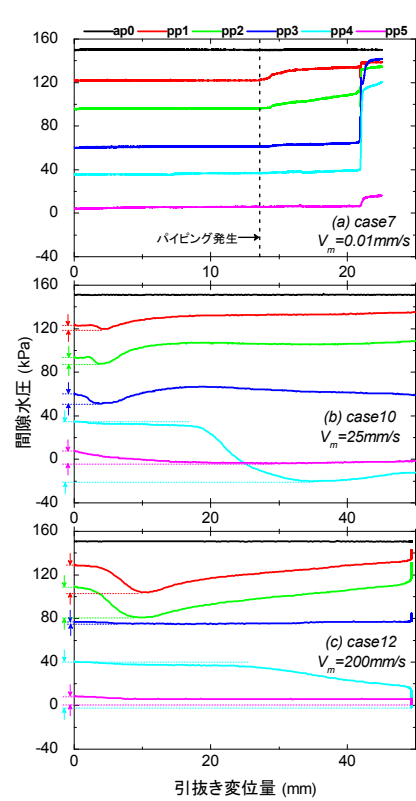


図-11 間隙水圧

杭先端がpp4の設置位置を通過する時点に対応しており、サクシヨンの影響範囲内に入ったため急激に水圧が低下したものと考えられる。一方、pp5では(b)と(c)で引抜き初期のみ、間隙水圧のわずかな低下がみられる。なお、(b)と(c)に示す間隙水圧の計測値については、図-9、10の力、応力の変化に比べて時間遅れがあることが読み取れ、引抜き継続時間がそれぞれ2秒および0.3秒程度と短いために水圧計測が十分に追従できていない可能性がある。

このように、引抜き時に発生する水圧変化は計測深さにより大きく異なっている。その理由については、後ほど引抜き速度の影響も含めて考察する。

6. 引抜き支持力の速度依存性

図-12は表-2に示す全実験ケース (case1~12) での結果を整理し最大杭頭荷重と引抜き速度の関係を片対数グラフ上に示したものである。以降のグラフでは、表-2に示すように長さの縮尺比 $1/n = 1/61$ 、引抜き速度の縮尺比 $1/v = 1/7.0 \sim 1/5.0$ (透水係数 $k_p = 1.0 \times 10^{-2} \text{ cm/s}$ の実地盤を想定) を用いて、表-1(C)に示した相似則による実物換算を行った値で示している。図-12中に示す数値はSSPではcase1、RSPではcase7での最大杭頭荷重にて除した倍率を示している。最大杭頭荷重の絶対値は引抜き速度の大小に関わらずSSPよりRSPの方が明らかに大きい。また、SSPよりもRSPの方が最大杭頭荷重の引抜き変位速度依存性 (以

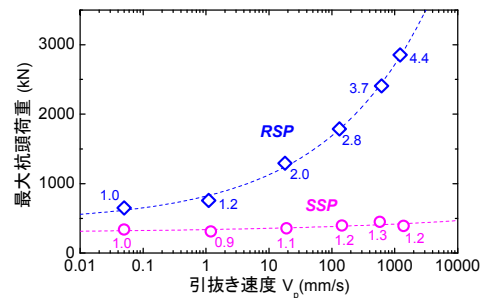


図-12 最大杭頭荷重と引抜き速度の関係

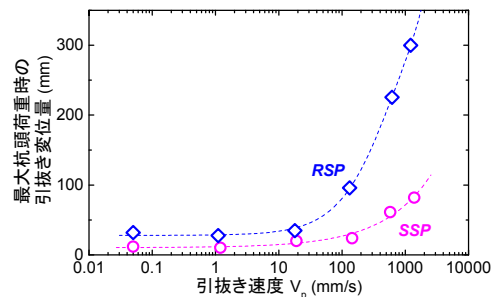


図-13 最大杭頭荷重時の引抜き変位量

降、速度依存性と呼ぶ) が顕著に現れており、速度が速くなるにつれて急激に大きくなっている。

図-13は最大杭頭荷重時の引抜き変位量と引抜き速度の関係を片対数で示したものである。まず全体的にRSPの方が最大杭頭荷重時の引抜き変位量が大きいことがわかる。SSPおよびRSPともに、引抜き速度 $V_p = 20 \text{ mm/s}$ 付

近までは杭頭荷重が増加しているにもかかわらず最大杭頭荷重の発現変位はほぼ等しくなっているが、それ以上では最大杭頭荷重時の引抜き変位量は急激に大きくなりSSPとRSPとの差も大きくなっている。

図-14は間隙水圧の最大減少量と引抜き速度の関係を片対数グラフで示したものである。ここで間隙水圧の最大減少量とは、図-11(b)および(c)の縦軸に矢印で示したように引抜き载荷試験直前の間隙水圧から最も低下した値までの間隙水圧の変化量を意味する。間隙水圧の最大減少量発現のタイミングはSSPおよびRSPに関わらず、pp1~3は杭頭荷重が最大値を示した直後、pp4は残留引抜き荷重時に対応している。

SSPとRSPを通じて、杭先端に近いpp4の水圧減少量が他の計測値より圧倒的に大きいことに気が付く。また、引抜き速度 V_m が100mm/s以下ではSSPとRSPでのpp4の最大減少量はほぼ一致していることが読み取れる。周面摩擦力が大きく異なるSSPとRSPで水圧減少量がほぼ一致することは、pp4の位置での水圧減少が杭の周面摩擦ではなく、杭先端付近で発生するサクシヨンによる影響に支配されていることを表している。杭先端部より深いpp5については、図-11(b)および(c)の計測例や図-14から全体的に見ると、pp4ほどではないが僅かにサクシヨンの影響を受けていると判断される。

ところで、本来、サクシヨンによる水圧減少量は引抜き速度が速いほど激しく現れるはずであるが、引抜き速度 $V_p \approx 600\text{mm/s}$ ($V_m = 100\text{mm/s}$: SSPの場合)や $V_p \approx 1200\text{mm/s}$ ($V_m = 200\text{mm/s}$, RSPの場合)で頭打ちまたは低下傾向を示している。これは、引抜き速度がこの程度まで達すると、今回用いているシンフレックスチューブを用いた水圧計測法の適用限界を超えているためと思われる。すなわち、チューブ先端のポーラスストーンから圧力計受圧板までが140mm(模型)と長く、また模型地盤中の間隙水は完全脱気されていないため、前述のように、瞬間的な圧力変化の計測に時間遅れなどの問題が生じていると考えられる。

一方、引抜き速度の増大により、pp4以外の水圧低下はSSPではほとんど発生しないのに対し、RSPではpp4ほどではないが、ある程度発生している。RSPでの水圧減少の大きさは引抜き速度 $V_m = 100\text{mm/s}$ を超えるcase11およびcase12では実験毎に不規則に変化しており、やはり、引抜き速度が速くなるほど水圧計測の限界が現れている可能性がある。それでも図-14(b)から判断して、引抜き速度 $V_m \leq 25\text{mm/s}$ では、実験ごとに各圧力計の計測値に整合性が見られ、計測値にある程度の信頼性もあると考えられる。ここでの杭の引抜き時の間隙水圧最大減少量はpp4, pp5, pp3, pp2, pp1の順で小さくなることが分かる。このうち、pp4およびpp5についてはサクシヨンの影響が大きいことはすでに述べた。pp1~3の杭の浅い位置

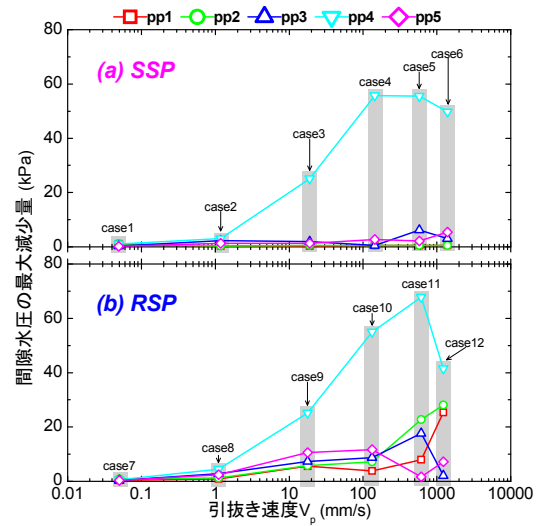


図-14 間隙水圧の最大減少量と引抜き速度の関係

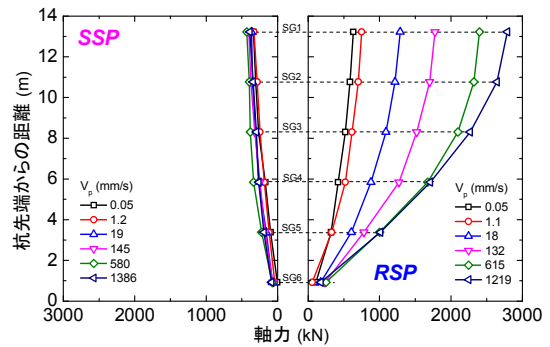


図-15 最大杭頭荷重時の軸力分布

での計測値については、図-14(a)のSSPではこの部分の水圧がほとんど生じていないことから、RSP周面近傍での土の急速非排水せん断で正のダイレイタンスーの効果が現れたものと考えられる。しかし同じダイレイタンスー効果が、杭の先端近くのpp4, pp5にほとんど現れていないことは図-11(b)から読み取れ、周面摩擦の影響が杭先端までは及んでいないことを示唆している。

図-15は最大杭頭荷重時の軸力分布を引抜き速度ごとに示したものである。図-12の最大杭頭荷重と引抜き速度の関係と同様、引抜き速度が速くなるほど杭体各位置での軸力は大きくなり、最大杭頭荷重時の軸力にも速度依存性が認められる。また軸力の速度依存性はSSPでは僅かであるが、RSPでは顕著に現れている。

図-16は図-15での各計測区間の軸力差から算出した最大杭頭荷重時の周面摩擦応力分布である。SSPおよびRSPともに、杭上部から先端にかけて地盤深度とともに拘束圧が増大するため、周面摩擦応力が大きくなっている。RSPでは引抜き速度が速いほど周面摩擦応力が増加し速度依存性が認められるが、SSPでは速度依存性はほとんど見られない。ここで、発揮される周面摩擦応力 τ がクーロンの破壊基準 $\tau = \sigma' \times \tan \phi'$ (σ' : 有効垂直応力,

ϕ : 有効応力についての杭表面と地盤材料間の摩擦角) に従い、それぞれの杭ごとに摩擦角が一定であるとすれば、 τ の増加は σ のみによる。ここで、図-14(b)に示すようにRSPの引抜き速度が速ければ杭周辺地盤に正のダイレイタンスが生じて間隙水圧pp1~3が低下し、その減少量が引抜き速度が速くなるほど大きくなる傾向は、おそらく急速載荷による水圧計測の限界と考えられる $V_m=100\text{mm/s}$ ($V_p=615\text{mm/s}$) までは確実に読み取れる。すなわち、正のダイレイタンスにより杭側面への有効垂直応力も引抜き速度が速くなるほど大きくなることから、□の大きなRSPでは周面摩擦応力の速度依存性が顕著に現れたのだと考えられる。また、この速度依存性が図-12に示すような最大杭頭荷重の速度依存性を生み出したのだと考えられる。

一方、図-14において杭先端部のpp4の間隙水圧ではSSPとRSPの差異が小さく、大きなサクシオン圧が同程度発生していることはすでに述べた。それにも関わらず図-15に示すように、サクシオンにより直接杭に発生する先端部の軸力が杭頭荷重に及ぼす影響は、RSPの引抜き速度が速い場合についても極めて限定的と言える。

図-10中の拡大図に示すように、杭の最大周面摩擦応力が発揮される引抜き変位量は杭の位置ごとに異なっている。図-17には最大周面摩擦応力時の引抜き変位量を、引抜き速度ごとに整理した結果を示す。SSPでは統一的な傾向はあまり見られない。一方、RSPでは引抜き速度 $V_p=0.05\sim 17.1\text{mm/s}$ においては、引抜き速度および杭の位置に関係なく最大周面摩擦応力時の引抜き変位量はほぼ一致している。しかし $V_p=17.1\text{mm/s}$ 以上では、引抜き速度の増加に伴って引抜き変位量は増加し、この増加傾向は杭下部よりも杭上部で顕著に現れている。つまり、周面摩擦応力の極限值は杭先端から上方に向かって進行的に発現し、またその進行過程は杭側面摩擦の大小および引抜き速度の大小により異なる。

以上より、飽和地盤中の杭の引抜き支持力には顕著な速度依存性があり、周面摩擦の大きな杭ほどこの依存性は大きいとの結果が得られた。さらに今回の限られた条件での浸透実験結果によれば、引抜き速度が実物対応で 0.05mm/s から 2×10^4 倍程度速くなる間に支持力は4倍程度に増加することになる。今回の相似縮尺模型実験の結果を定量的に裏付けるためには、今後、解析的検討や実物に近いサイズの杭による載荷実験による実証が必要とされることは言うまでもない。

7. まとめ

浸透力相似模型実験装置を用いて飽和地盤中の周面摩擦の異なる杭の引抜き実験を、引抜き速度を変化させて

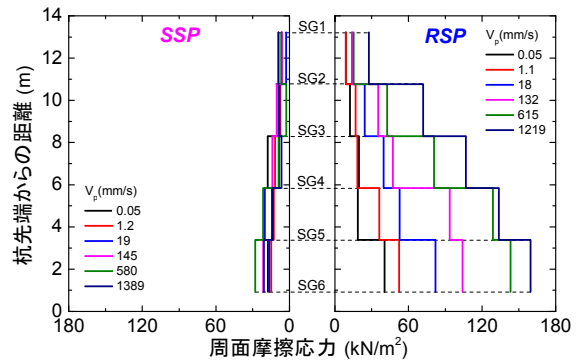


図-16 最大杭頭荷重時の周面摩擦応力分布

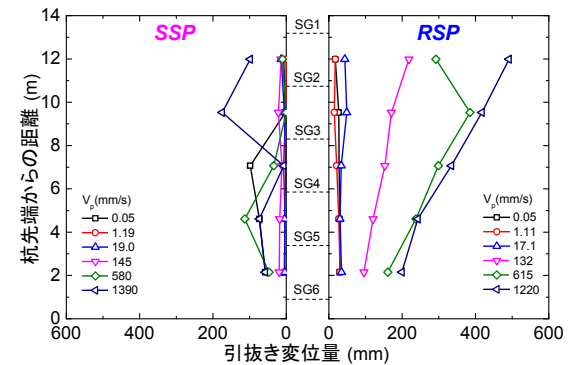


図-17 最大周面摩擦応力時の引抜き変位量分布

行った。浸透圧密終了後の間隙水圧の計測値から算出した地盤の初期有効応力分布はほぼ理論線にしたがった三角形分布となり、また杭先端部での浸透流の乱れは微々たるものであり、杭の引抜き支持力に与える影響は極めて小さいものと判断された。浸透圧密により杭にはネガティブフリクションによる引張荷重が生じるため、その荷重をゼロに戻してから杭の引抜き載荷試験を行った。その結果、今回の実験条件の範囲で得られた主要な知見は以下の通りである。

- (1) 杭の引抜き開始と共に杭頭荷重および軸力は急上昇し最大値を示した後、緩やかに減少しほぼ一定の残留値を示す。
- (2) 最大杭頭荷重とその発現変位量・軸力・周面摩擦応力は全ての引抜き速度において摩擦の小さなSSPに比べ、摩擦の大きいRSPの方が大きい。
- (3) 最大杭頭荷重とその発現変位量・軸力・周面摩擦応力は、引抜き速度が速くなるほど増加し、この速度依存性はSSPよりも摩擦の大きいRSPにて顕著に表れる。
- (4) 杭の引抜き速度が遅い場合には間隙水圧の明確な変化は見られないのに対し、速い場合には杭周辺の間隙水圧に明確な変化が見られた。引抜き速度が速い場合の水圧計測に限界はあるものの、これらの水圧変化は杭先端部ではサクシオン、側面では地盤材料の正のダイレイタンスによる影響で

あることが分かった。

- (5) 杭の引抜き支持力の速度依存性には杭先端部のサクシオンよりは杭周辺地盤のダイレイタンス特性が大きく関わっており、側面摩擦の大きな杭ほどその効果が顕著であることがわかった。

謝辞: 本研究を進めるにあたり東京電力株式会社建設部 田邊成 様には載荷試験での杭の挙動等について多くの有益なご意見をいただきました。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 電力安全小委員会送電線鉄塔事故ワーキンググループ：電力安全小委員会送電線鉄塔倒壊事故調査ワーキンググループ報告書，2002.
- 2) 松尾稔，新城俊也：粘性土中の引揚抵抗力に関する研究，土木学会論文集，第137号，pp.1-12，1967.
- 3) 林公重：杭の支持力，先端抵抗，引抜き抵抗におよぼす杭先の影響に関する模型実験的研究，土木学会論文集，第105号，pp.19-26，1964.
- 4) 小宮山茂樹，田邊成，鬼頭伸也：礫層における場所打ち杭の支持力算定法に関する一提案，電力土木，No.260，pp.96-103，1995.
- 5) 田邊成，岡田浩士，吉田博之：火砕流堆積地盤における送電用鉄塔基礎の設計，電力土木，No.334，pp.10-20，2008.
- 6) 田邊成，佐藤博，上野誠，中谷登：砂質土地盤における地盤補強型深礎基礎の引揚支持力特性に関する実規模載荷実験，地盤工学ジャーナル，Vol.2，No.3，pp.183-196，2007.
- 7) 阿部慶太，神田政幸，西岡英俊，木口峰夫，西村隆義：杭の動的鉛直地盤抵抗に与える載荷速度の影響に関する基礎的研究，土木学会論文集C，Vol.64，No.4，pp.756-769，2008.
- 8) Zelikson, A.: Geotechnical Models Using the Hydraulic Gradient Similarity Method, *Geotechnique*, Vol.19, No.4, pp.495-508, 1969.
- 9) 帯刀清臣：浸透力を利用した杭の鉛直支持力実験，東京工業大学修士論文，1977.
- 10) 島崎和司：均一な砂地盤における単杭の鉛直支持力，東京工業大学修士論文，1978.
- 11) 山本春行，富永晃司，佐原守：浸透流により地盤の有効応力を制御する実験装置の基礎実験，第22回土質工学研究発表会，2分冊の2，pp.1047-1050，1987.
- 12) 矢野克馬，山本春行，富永晃司：浸透力載荷装置による摩擦杭の模型実験(表面粗さの影響)，日本建築学会中国支部研究報告集，第15巻，pp.161-164，1989.
- 13) 矢野克馬，山本春行，富永晃司：浸透力載荷装置による摩擦杭の模型実験(続：軸力分布の測定結果について)，日本建築学会研究報告，第8号，pp.213-216，1990.
- 14) 尾崎慎一郎，石川和也，國生剛治，原忠：浸透力を用いた相似模型実験法の開発(その1，その2)，第31回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集，pp.145-148，2004.
- 15) 香川崇章：土構造物の模型振動実験における相似則，土木学会論文集，第275号，pp.69-77，1978.
- 16) Rocha, M.: The possibility of solving soil mechanics problems, by the use of models, *Proc. 4th Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, pp.189-188, 1957.
- 17) 國生剛治，岩楯敏広：軟弱地盤の非線形震動特性についての模型振動実験と解析，土木学会論文集，第285号，pp.57-67，1979.
- 18) Iai, S.: Similitude for shaking table test on soil-structure-fluid model in 1g gravitational field, *Soils and Foundations*, Vol.29, No.1, pp.105-118, 1989.
- 19) 石原研而：土質力学，丸善，2001.

(2011.2.14 受付)

RATE-DEPENDENT PULL-OUT BEARING CAPACITY OF PILES BY SIMILITUDE MODEL TESTS USING SEEPAGE FORCE

Tatsuya KATO and Takaji KOKUSHO

Pull-out test of model piles was conducted by varying the pull-out velocity and skin friction of piles using a seepage force similitude model test apparatus. Due to the seepage consolidation under the pressure of 150kPa, the effective stress distribution in a prototype saturated soil of 17m could be successfully reproduced in the model ground of 28cm thick, in which the pull-out tests were carried out. The pull-out load rose to a peak value at small displacement, and then decreased to a residual value. At the same time, pore pressure in the vicinity of the pile decreased due to suction near the tip and the positive dilatancy near the pile skin. The maximum pull-out load, pile axial load, side friction and the corresponding displacement increased dramatically with increasing pull-out velocity. It was found that these rate-dependent trends become more prominent with increasing skin friction.