

# 砂地盤における模型拡底杭の引抜き抵抗挙動

文 松霖<sup>1</sup>・横山幸満<sup>2</sup>・今泉繁良<sup>3</sup>

<sup>1</sup> 学生員 工修 宇都宮大学大学院 建設学科 (〒321 宇都宮市石井町 2753)

<sup>2</sup> 正会員 工博 宇都宮大学教授 建設学科 (〒321 宇都宮市石井町 2753)

<sup>3</sup> 正会員 工博 宇都宮大学助教授 建設学科 (〒321 宇都宮市石井町 2753)

拡底杭の引抜き抵抗に及ぼす拡底部の幾何形状の影響を、密な砂地盤で模型拡底杭の引抜き実験の結果をもとに論じたものである。拡底杭の引き抜き抵抗は初め軸部と地盤との摩擦抵抗が発揮され、これが完全に発揮されるにつれて、拡底部の抵抗が生じ始めるという抵抗機構が考察された。拡底杭の全引抜き抵抗は拡底角によって変化し、拡底部の抵抗は拡底角が大きくなるにしたがって徐々に増加するが、軸部の摩擦抵抗は拡底角が50°までは、角度の増大に伴い抵抗力は減少し、それ以上の拡底角に対して抵抗力はほぼ一定値となることが分かった。拡底部の存在によって、拡底部上部付近の軸部の摩擦力度は減少すること、及び極限時に杭側に作用する水平土圧係数は受動土圧係数  $K_p$  に近づくことなどを述べている。

**Key Words:** pile with enlarged base, dense sand, uplift behavior, enlarged base angle, dilatancy, friction, coefficient of lateral earth pressure

## 1. ま え が き

送電用鉄塔、Micro波塔及び海洋Platform等のような構造物に、地震力および風圧力あるいは波浪力などの横方向荷重が作用する場合、基礎杭には押込み力だけでなく引抜き力が作用することになる。特に、送電用鉄塔基礎においては、引抜き荷重と押し込み荷重が同程度であり、引き抜き荷重に対する設計が鉄塔基礎の形と大きさを決定する。それゆえに、基礎の引抜き問題の解明がかねてより強く望まれており<sup>1)~5)</sup>、近年では、乱さない土の強度特性を利用するのが今後の引抜き基礎設計の方向であると指摘されている<sup>6)</sup>。拡底杭はこの要求を満たすために発展している新形式の基礎であり、機械掘削または人力掘削によって場所打ち杭の下端を拡大して、杭の押し込み抵抗と引抜き抵抗を増大させ、引抜きに対して、乱さない土の抵抗特性を有効に利用できる。

拡底杭の模式図を Fig.1 に示す。その引抜き抵抗力  $U$  は杭周面摩擦力  $U_s$ 、拡底部抵抗力  $U_b$  及び先端抵抗力  $U_e$  からなり、力の釣り合いは式 (1) となる。

$$U = U_s + U_b + U_e + W \quad (1)$$

ここに、 $W$  は拡底杭の重量である。 $U_b$  は地盤支持力理論あるいは Vesic の空洞押上げ理論など<sup>7)</sup>により評価される。また、 $U_e$  はサクシオンや土の引張りによって発揮するが、排水条件時(砂のような地盤)では、サクシオン作用がほとんどないし、土の引張り強度も非常に低い。従って、実際の設計計算では杭先端の土の引張り

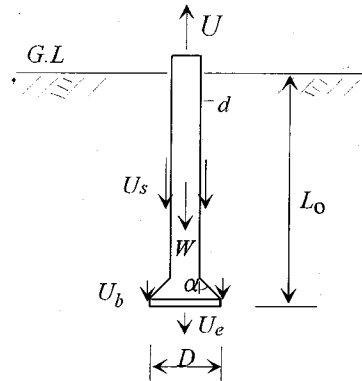


Fig.1 Equilibrium forces acting on pile with enlarged base in sand

とサクシオン作用は常に無視され<sup>8)</sup>、拡底杭の引抜き抵抗力は杭自重のほか主に拡底部の抵抗力と杭周面摩擦力からなる。

通常、拡底部の抵抗力と杭周面摩擦力は、それぞれ独立に発揮するものとして考えられ、少なくとも杭周面摩擦力の評価には、拡底部の幾何形状の違いは考慮されていない。しかしながら、それらは先端地盤と杭周地盤の変形に相互に影響を及ぼすので、これらは互いに無関係とはいえない<sup>9)</sup>。例えば、押し込み杭の研究結果<sup>10)</sup>によると、杭周面摩擦抵抗の大きさは杭周地盤の力学特性によって決まるだけでなく、杭先端抵抗と相互関係があり、

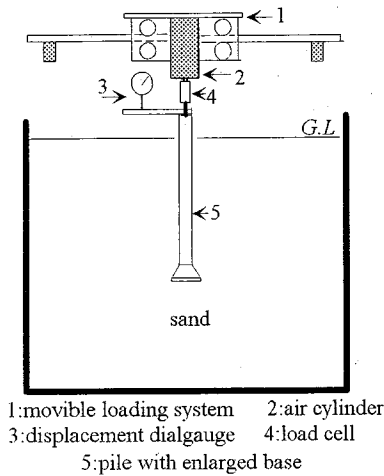


Fig.2 Loading system

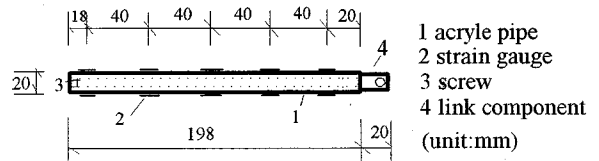
杭先端より上方に杭径の5倍程度の範囲内の周面摩擦抵抗は杭先端沈下の増大に伴い減少するといわれている。引抜き力を受ける拡底杭の場合、この二つの抵抗がどのように発揮されるか、特に、拡底部の幾何形状が引抜き抵抗機構に対してどのように影響するかについての研究は極めて少ない。本論文は密な砂地盤における拡底杭の模型実験を実施することによりこの問題の解明を行ったものである。

## 2. 実験装置と実験概要

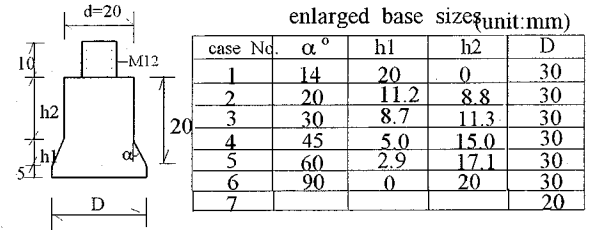
実験に用いた砂箱の大きさは幅40cm×長さ60cm×深さ40cmであり、その載荷計測装置をFig.2に示す。引抜き荷重はAir cylinderによってload cellを介して杭頭に作用させた。載荷方式は荷重制御で、荷重増分は5N(0.5kgf)である。定荷重は後述する杭軸に貼った歪みの増分が1分間に4μ以内となるまで保持し、データを記録後、次の荷重増分を加えた。

模型杭は、Fig.3.に示すように杭長 $l=223$ mm、杭体直径 $d=20$ mm、肉厚 $t=1.5$ mmの亚克力 pipe 杭(ヤング係数 $E=2.74$  GPa, 断面積 $A=0.87$  cm<sup>2</sup>)である。杭体にそれぞれ5対、計10点のstrain gaugeを貼付けた。6種類の角度の拡底部(Fig.3.b)はアルミで作成し(拡底径 $D=30$ mm)、ネジを介して杭体と結合した。杭と土の間の条件を実際に近いものとするために、杭体と拡底部の表面には接着材によって砂を貼った。

2mmふるいを通過した稲城砂を実験に用いた。その粒径加積曲線をFig.4に、物性値をTable 1に示す<sup>11)</sup>。模型地盤の作成は空中落下法によりポアリングを行った。目標相対密度 $Dr$ を82%として、落下高さ42cmとしたところ、作成された模型地盤の実測の相対密度の



a) Model pile



b) Enlarged base pattern

Fig.3 Model pile and enlarged bases

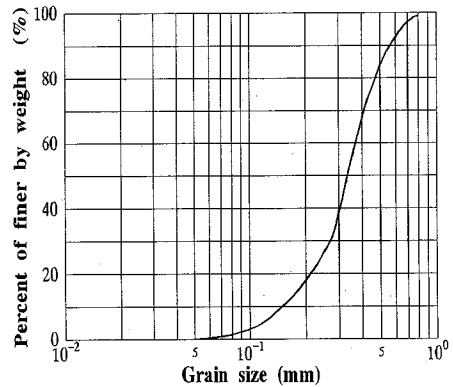


Fig.4 Particle size distribution of INAGI sand

変動範囲は80%-83.6%であった。

杭と地盤の間の砂粒子の動きを観測するために、X線写真撮影も行った。撮影は荷重を加える前、極限引抜き荷重の30%、60%及び100%の荷重段階で行った。なお、実験に用いたX線照射装置はRIGAKU Radioflex 200EG-S2である。

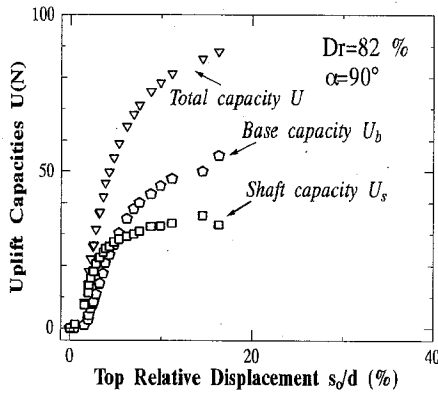
## 3. 実験結果

Fig.5に拡底杭の荷重-変位曲線の1例として、拡底角 $\alpha=90^\circ$ の場合を示す。ロードセルの値から全荷重 $U$ が、杭体のひずみ値から軸力の分布がそれぞれ求まるが、最下断面の値を拡底部抵抗力 $U_b$ とし、全荷重と拡底部抵抗力の差を杭周面摩擦抵抗力 $U_s$ とした。

Fig.6は拡底部抵抗の分担率( $U_b/U$ )と引き抜き全荷重の関係を示したものである。Fig.6より、杭頭荷重が与えられたとき、初めは周面摩擦が発揮され、荷重の増大とともに徐々に拡底部で負担されていくこと、そし

**Table 1** Physical & mechanical properties of the tested sand

Maximum unit weight $\gamma_{dmax}$	17.199 kN/m <sup>3</sup>
Minimum unit weight $\gamma_{dmin}$	14.063 kN/m <sup>3</sup>
Angle of shearing resistance $\phi$	42.1°
Relative density $Dr$	82 %
Specific gravity $G_s$	2.635
Effective grain size $D_{10}$	0.161 mm
Coefficient of uniformity $U_c$	2.336
Coefficient of curvature $U_c'$	1.227



**Fig. 5** Uplift resistance-displacement relation of pile with enlarged base

て、ある荷重（降伏荷重）を越えると拡底部抵抗の占める割合がある一定値に達することが分かる。摩擦力の大きさは、

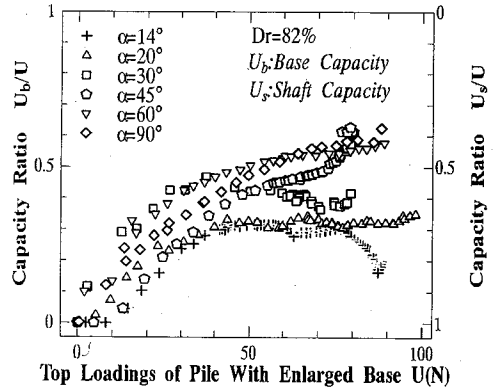
$$U_s = \int_A f(z) dA \quad (2)$$

ここに  $f(z)$  は深さにより変化する摩擦力度、 $A$  は杭の表面積である。上式は砂地盤の場合、式（3）のように書き直せる。

$$U_s = \pi d \int_0^l \sigma_h \tan \delta dz = \pi d \int_0^l \sigma_v K \tan \delta dz \quad (3)$$

ここに  $\sigma_h$  は杭周面に作用する水平土圧、 $\sigma_v = \gamma z$  は鉛直土圧、 $\delta$  は杭-土間の摩擦角、 $l$  は摩擦抵抗を発揮する杭の長さ、 $K = \sigma_h / \sigma_v$  は水平土圧係数である。杭-土間の摩擦角  $\delta$  は杭表面の粗さと周囲土の相対密度  $Dr$  によって決まる。本実験のせん断試験の結果、 $\delta = \phi = 42.1^\circ$  であった。この摩擦力は杭-土間の相対変位を通じて上部から下部に徐々に発揮されるものと考えられる。

**Fig. 7.a-7.c** は拡底角を  $\alpha = 14^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$  及び  $90^\circ$  と変化させたときの全引抜き抵抗力、拡底部抵抗力、及び周面摩擦力と杭頭相対変位の関係を示したものであり、拡底角の違いが引抜き抵抗力に及ぼす影響を示している。拡底杭の極限引抜き抵抗力をどのように確



**Fig. 6** Relationships between capacity ratio and uplift force

定するかは難しい問題であるが、ここでは杭頭相対変位  $s/d = 15\%$  ( $s/d = 10\%$ ) に対応する引抜き荷重をもって極限引抜き抵抗力とする。極限引抜き抵抗力と拡底角の関係を示したのが **Fig. 8** である。

まず、全引抜き抵抗力についてみると、この値は拡底角  $35^\circ - 55^\circ$  程度を最低にして拡底角が小さくなるにしたがって徐々に増加し、拡底角が大きくなるにしたがって若干増加する。 $s/d = 15\%$  の時、非拡底杭の引抜き抵抗力と比べれば、拡底角の違いによる引抜き抵抗力の増加率は  $20\% \sim 40\%$  である。

次に拡底部抵抗力は **Fig. 7.b** と **Fig. 8** に示すようにに拡底角が大きくなるにしたがって徐々に増加している。

杭周面摩擦抵抗は **Fig. 8** に見られる拡底角が  $45^\circ$  までは角度の増大とともに抵抗力が減少し、それ以上の拡底角に対してはほぼ一定の値を示している。

実際の杭側面摩擦抵抗の設計では、平均摩擦度  $f$  と杭周面積の積によって計算するが、 $f$  に拡底角の影響が考えられていない。しかしながら **Fig. 8** は、拡底杭の場合、非拡底杭の値をそのまま用いるのではなく修正係数を用いることの必要性を示している。

**Fig. 9** は平均摩擦力度  $f_a$  と杭頭変位の関係を示したものである。 $\alpha = 14^\circ, 20^\circ$  の平均摩擦度は非拡底杭のそれと大体同じであるのに対して、 $30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$  と  $90^\circ$  の 4 case の平均摩擦力度はそれより  $10\% \sim 30\%$  減少する。

**Fig. 10** は拡底角による摩擦力度の深さ方向の分布図である。この図から、拡底角の違いが杭周面摩擦度分布に与える影響が大きいが見られる。すなわち、拡底角  $> 30^\circ$  場合、最下部の摩擦力度が非拡底杭のそれより小さく、上部の摩擦度は逆に非拡底杭のそれより大きい。**Fig. 11** には杭周面の摩擦抵抗の一つの発展過程を示した。荷重の増加につれて、摩擦抵抗は  $\gamma z K_0 \tan \delta$  から  $\gamma z K_p \tan \delta$  までの範囲内で変化している。

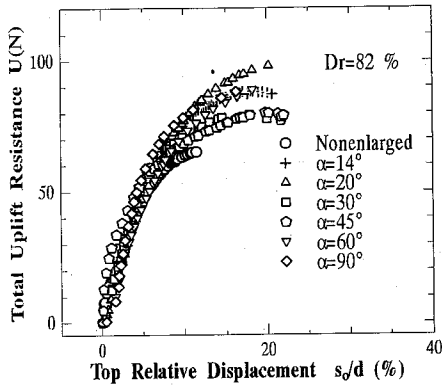


Fig. 7.a Relation between total uplift resistance & top relative displacements

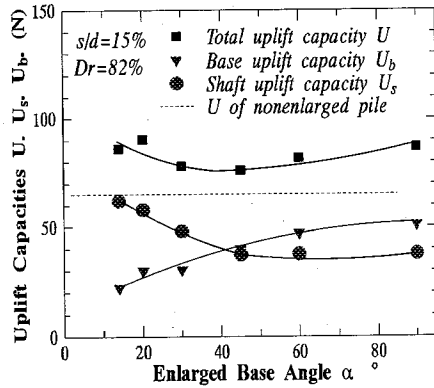


Fig. 8 Variation of uplift capacities  $U$ ,  $U_s$ ,  $U_b$  with enlarged base angle  $\alpha$  in model Tests

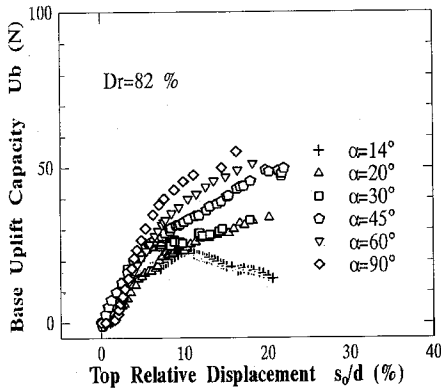


Fig. 7.b Relation between enlarged base resistance & top relative displacements

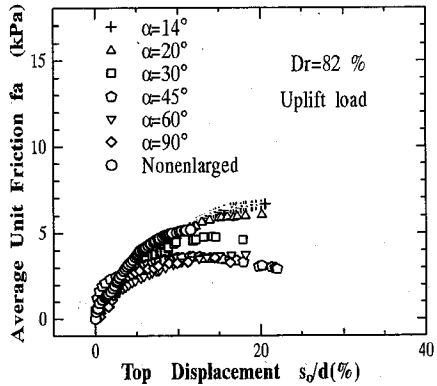


Fig. 9 Relationships between average unit friction and top displacements

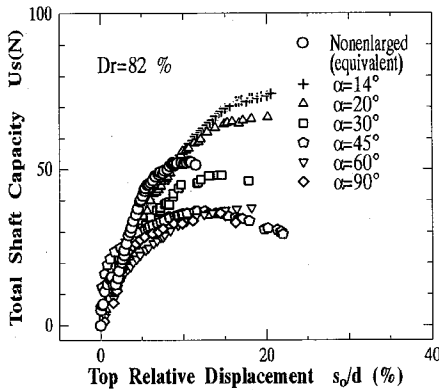


Fig. 7.c Relation between shaft uplift resistance & top relative displacements

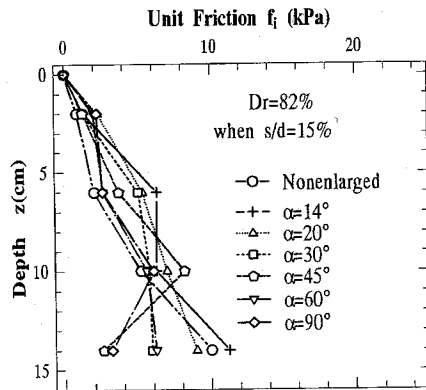


Fig. 10 Distribution curve of unit friction on different enlarged base angle

#### 4. 考 察

##### (1) 拡底部抵抗力について

拡底部抵抗力は前述したように、拡底角が大きくなるにしたがって徐々に増加している。この現象を理解する

ために、力学原理と X-ray 実験の結果から考察する。

Fig. 12 は均質土体中にある錐形状基礎の概念図である。一般に地盤反力と変位の関係は双曲線あるいはベキ関数で表わされるが、ここでは、摩擦力度  $f_s$  と変位  $v$  の関係として用いられている  $f_s = k_s v^n$  ( $K_s$ : 摩擦に関する

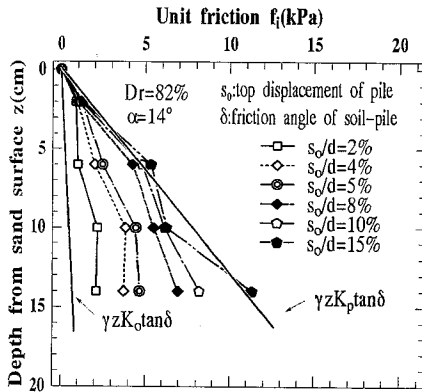


Fig.11 The varies of frictional distribution during load process

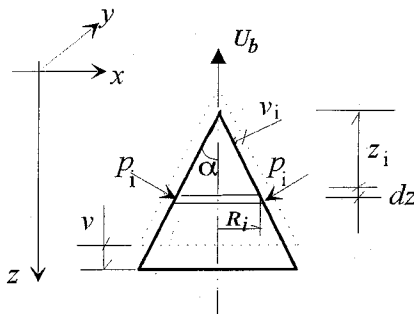


Fig.12 The pulling of cone foundation in homogeneous soil

る地盤定数)<sup>12)</sup>に従い、任意の方向に地盤反力  $p_i = E_{sa} v_i^n$  ( $E_{sa}$  は鉛直線と角度  $\alpha$  をなす面の法線方向の地盤変形係数) が成立つと仮定する。基礎の引抜き量が  $v$  である時、基礎に作用する引抜き荷重  $U_b$  は以下に示す力の釣り合いより求まる。

$$U_b = \int_A p_i \sin \alpha dA \quad (4)$$

ここで、 $dA = 2\pi R_i \frac{1}{\cos \alpha} dz$ ,  $R_i = z_i \tan \alpha$ ,  $v_i = v \sin \alpha$ ,

$p_i = E_{sa} v_i^n$ ,  $E_{sa} = E_s$  の関係から

$$U_b = \int_0^R \tan^{\frac{n}{2}-\alpha} 2\pi E_s v^n z_i \frac{\sin^{n+2} \alpha}{\cos^2 \alpha} dz \quad (5)$$

$$U_b = \pi R^2 E_s v^n \sin^n \alpha$$

が得られる。ここに、 $E_s$  は地盤変形係数、 $R$  は基礎の半径、 $\alpha$  は錐角、 $v$  は基礎の引抜き変位量、 $p_i$  は地盤反力、 $n$  はベキ指数である。

式(5)から引抜き量  $v$  が等しい場合に基礎に作用する荷重は錐角の増大につれて増加することがわかる。

Fig.13 は拡底部抵抗比  $U_{ba}/U_{b90}$  (ここに  $U_{ba}$  は拡底部角が  $\alpha$  の時の拡底部抵抗、 $U_{b90}$  は拡底部角が  $90^\circ$  の時の拡底部抵抗) と  $\sin \alpha$  の関係を示したものである。これ

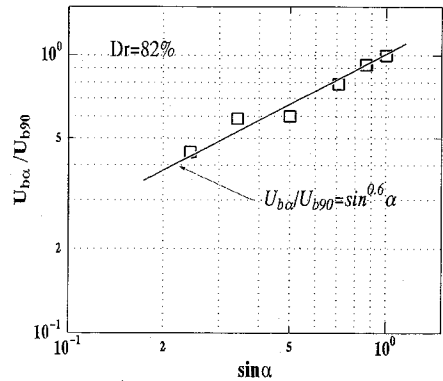


Fig.13 Relation between  $U_{ba}/U_{b90}$  and enlarged base angle  $\alpha$

より  $n=0.6$  が得られた。 $\alpha=90^\circ$  における拡底部抵抗をどのように評価するかは困難な問題であるが、もし、この抵抗力を正確に評価すれば、今回の模型実験と同じような条件のもとでは、ほかの拡底部角の場合の拡底部抵抗はそれに形状係数  $(\sin \alpha)^{0.6}$  を乗じて計算できる。

Fig.14 は X 線写真の画像解析による杭周囲土粒子の変位 Vector の 1 例である。この図をみると、拡底部角が大きい時、杭周囲の土粒子の移動の範囲と程度は何れも大きく、移動する土粒子の範囲は  $1.5d-2.5d$  に達するが、小さい拡底部角の時のそれは  $1d$  程度しかないことが分かる。これは拡底部角が大きい時では taper 面上方への圧縮が著しく、拡底部を通じて土体へ伝える荷重も大きいことを示している。

## (2) 杭軸摩擦分布について

Fig.10 に示したように拡底部角の違いによって、杭周面摩擦力度分布も変化している。拡底部角  $>30^\circ$  の場合、下部の摩擦力度が非拡底部杭のそれより小さく、上部の摩擦度は逆に非拡底部杭のそれより大きい。この理由としては次のことが考えられる。

Fig.15 は杭一土面に沿う土粒子の鉛直変位だけを表わしたものである。拡底部角の小さい時の A 線は、杭体の弾性変形量の分布と同じ形を示している。他方、拡底部角の大きい時の B 線は下部で A 線より大きな変形量を示している。この両者の差は拡底部形状の違いによるその上部土塊の圧縮量の違いを表わしていると考えられる。即ち、拡底部角の大きい場合、杭軸下部の周囲土粒子が相対的に大きな上向き応力(負の鉛直応力)を受けて圧縮し、大きい上向き移動を生じると判断される。従って、載荷過程中、杭土間の鉛直応力の分布は Fig.16 のようになり、拡底部角が大きい時の杭下端部の鉛直応力は拡底部角が小さい時よりも小さい値となる。そして、もし、水平土圧係数  $K$  が深さに沿って同じであれば、水平土圧の分布形状は鉛直応力のそれと相似であるから、Fig.10

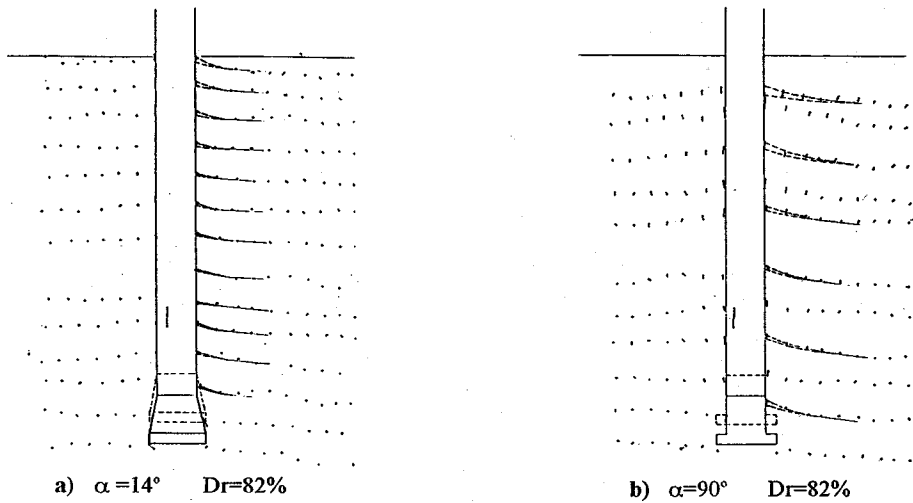


Fig.14 The displacement vector of sand around pile in X-ray photographic tests after maximum load

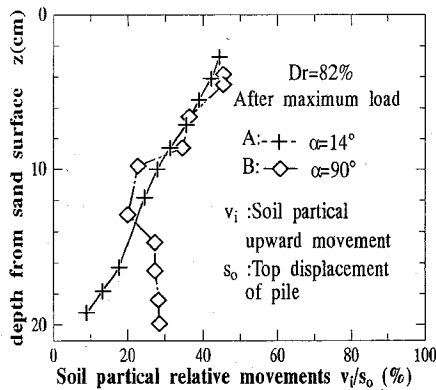


Fig.15 Soil particle movement distribution with depth by X-ray means after maximum load

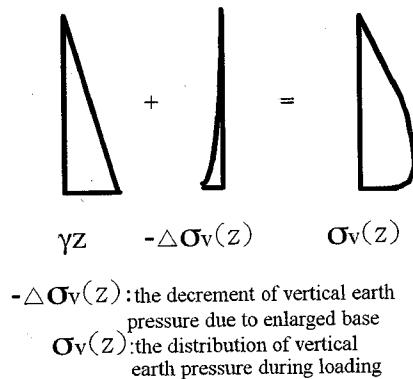


Fig.16 The varies of vertical earth pressure during loading

に示すように拡底角の大きなきときの方が杭軸下部の摩擦度が減少することになる。

杭周面摩擦抵抗比  $U_{sa}/U_{sn}$  が拡底角に伴う変化は Fig.17 に示したように  $U_{sa}/U_{sn} = C(1 - 0.6 \sin \alpha)^{0.8}$  で近似できる。ここに、 $C$  は拡底径比、 $U_{sa}$  は拡底角  $\alpha$  の場合の杭周面摩擦抵抗、 $U_{sn}$  は非拡底杭の周面摩擦抵抗である。

### (3) 水平土圧係数 $K$ の一考察

Peuch<sup>13)</sup> らの研究によると、砂地盤中の引き抜き杭の側面に作用する水平土圧  $\sigma_h$  は、杭の破壊過程では、砂の dilatancy 特性によって未載荷時の  $\sigma_h$  と違い、載荷条件の関数である。  $K = \sigma_h / \sigma_v$  であるから、水平土圧係数  $K$  も破壊過程の発展に伴って変化している。本実験にも類似な現象が見られた。引き抜きせん断過程中、水平土圧  $\sigma_h$  の変化は主にせん断体積膨張により起こる杭周

水平土圧増分  $\Delta\sigma_{h1}$  と上載圧  $\sigma_v$  の変化によって起こる杭周水平土圧増分  $-\Delta\sigma_{h2}$  (負の値) の影響を受ける。この二つの影響を受けて、結果として、異なる水平土圧を表現することになる。

全深さ範囲内の  $K$  値が同じであると仮定して、杭頭変位に伴う平均水平土圧係数  $K_u$  を式 (3) より求め、Fig.18 にその変化の様子を示した。この図によると、引抜き荷重を受ける拡底杭の摩擦抵抗が極限值に達する時、水平土圧係数  $K_u$  は  $K_0 = 1 - \sin \phi$  ( $=0.33$ ) より遙かに大きく、 $\alpha = 14^\circ, 20^\circ$  に対して受動土圧係数  $K_p$  (5.06) に接近する。Ireland<sup>14)</sup> も Florida 州の六か所の均一細砂地盤で行われた杭の引き抜き実験で類似な結果を得ている。従って全載荷過程中に水平土圧係数  $K$  は  $K_0$  から  $K_p$  までの範囲内で変化している。即ち設計で採用する  $K$  の値は載荷水準 (load level) に応じて開始値と極限值に分けなければならない。

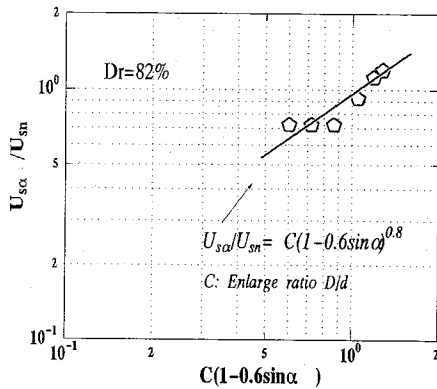


Fig.17 Relation between  $U_{sa}/U_{sn}$  and enlarged base angle  $\alpha$

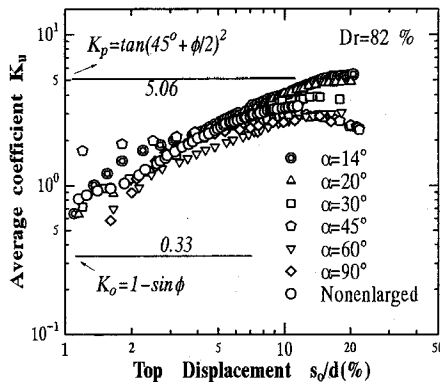


Fig.18 The varies of back-calculated lateral earth pressure coefficient  $K_w$  during loading

## 5. 結 論

密な砂地盤に埋め込まれた拡底杭が引抜き荷重を受けるときの引抜き抵抗特性、とくに拡底部の形状が杭軸周面摩擦抵抗と拡底部抵抗の大きさに与える影響を明らかにするために、アクリル模型杭を使用した室内実験を実施した。今回、実験から得られた主な結論は以下の通りである。

1. 拡底杭の全引き抜き抵抗  $U$  は、初めは杭周面摩擦  $U_s$  として発揮するが、引抜き荷重の増加に伴い拡底部の抵抗  $U_b$  の寄与する割合が増加する。そして、拡底部の抵抗が極限に至った時に拡底杭の抵抗も極限に達する。
2. 拡底部の抵抗  $U_b$  は拡底角  $\alpha$  の増加に伴いその大きさも増大する。本実験条件では抵抗値は  $(\sin\alpha)^{0.6}$  に比例した。
3. 杭周面摩擦抵抗  $U_s$  は杭の引抜き変形の進展に伴い静止土圧係数  $K_0$  を用いて評価される値から、受働土圧係数  $K_p$  を用いて評価される値まで変化する。従って、土圧係数  $K$  は載荷水準 (load level) に応じて採用され

なければならない。

4. 杭周面摩擦抵抗  $U_s$  は、拡底角が  $50^\circ$ - $90^\circ$  の範囲で抵抗値がほぼ一定となる。 $14^\circ$ - $50^\circ$  区間で拡底角が小さくなるほど大きな値を示している。非拡底杭に対するこの変化傾向は、本実験の条件では、 $U_{sa}/U_{sn} = C(1-0.6\sin\alpha)^{0.8}$  で近似できた。

5. 以上のことから、今回の模型実験における拡底部の抵抗  $U_b$  の評価では、まず拡底角  $\alpha=90^\circ$  における拡底部抵抗を計算しそれに形状係数  $(\sin\alpha)^{0.6}$  を乗じること、杭周面摩擦抵抗  $U_s$  の評価には非拡底杭の計算をしたのち形状係数  $g(\alpha) = C(1-0.6\sin\alpha)^{0.8}$  を乗じることが、合理的なものであると考えられた。

今後は剛性の異なる杭についても同様の考察を行う予定である。

実験を行うに当たっては、上野助手、元宇都宮大学学生黒川誠君に負う所が多い。記して謝意を表する。

## 参考文献

- 1) Cragg, C. B. H., Radhakrishna, H. S. & Tsang, R. : Selection of Uplift Coefficients for Cylindrical Augered Footing Design, *Transmission Tower Foundations Research & Development at Ontario Hydro*, pp.155-160, 1987.
- 2) 筒井通剛, 加藤克己, 高垣太平, 嶋谷欣己: 場所打ち拡底杭の引抜き抵抗に関する研究—その1, 2, 3, 第29回土質工学研究発表会, pp.1543-1548, 1994.
- 3) 山本春行, 富永晃司, 山肩邦男: 拡底杭の引抜き抵抗に関する研究 (FEM解析による抵抗土塊の性状把握), 第20回土質工学研究発表会, pp.1087-1090, 1985.
- 4) 北原義浩, 伊藤洋, 長谷川英明: 送電鉄塔用鋼枠拡底基礎の引抜き耐力の評価, 電力中央研究所報告, pp.1-32, 1980.
- 5) 北原義浩, 伊藤洋, 藤田敏夫: 送電鉄塔用深礎鋼枠拡底基礎の引抜き耐力の評価, 電力中央研究所報告, pp.1-26, 1981.
- 6) Nianchu, T. & He, X. : The test study of drilled shaft piles, *Tonji University, Nanjing (in Chinese)*, 1982.
- 7) Vesić, A. S. : Expansion of cavities in infinite soil mass, *Proc. ASCE*, Vol.98, No.SM3, pp.265-290, 1972.
- 8) Turner, J. P. & Kulhawy, F. H. : Drained uplift capacity of drilled shafts under repeated axial load, *Proc. ASCE*, Vol.116, No. GT3, pp.470-491, 1990.
- 9) 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.
- 10) Wanyang, X. : Pile foundations, session lecture, *Collection of Papers of 4th Soil Mechanics & Foundations Engineering Conference*, pp.26-45, 1984.
- 11) 堀越豊司: 空洞押し広げ理論による杭先端の支持力機構に関する研究, 宇都宮大学修士論文, 1987.
- 12) 横山幸満: 実作用荷重下の杭の非線形沈下挙動, 土木学会論文集, No. 462, pp.93-100, 1993.
- 13) Puech, A., Foray, P., Boulon, M. & Desrues, J. : "Calcul des pieux l'arrchement a partir dun modele numerique en

contraintes effectives-primiers resultats". 7th *ECSMFE*,  
Vol.1, p. 227, 1979.

*ICSMFE*, pp.43-45, 1959.

(1995.5.29 受付)

14) Ireland. H. O. : "Pulling tests on piles in sand", *Proc. of 4th*

## THE UPLIFT BEHAVIOR OF PILES WITH ENLARGED BASE IN SAND

Songlin WEN, Yukimitsu YOKOYAMA and Shigeyoshi IMAIZUMI

In order to investigate the geometrical influences on uplift behaviour of piles with enlarged base, uplift model tests of piles with enlarged base were performed in dense sand in the laboratory. The measured data and phenomenon were discussed by means of soil mechanics theories. As a result, the following behaviour has been clarified : The total shaft and base uplift capacities were varying with different enlarged base angle. Due to enlarged base, the frictional resistance of pile shaft near enlarged base were decreased. Due to the shear dilatancy action of dense sand, the lateral earth pressure coefficients  $K$  was near  $K_0$  for dense sand, at uplift failure state.