

砂地盤中の単杭の水平抵抗に関する 遠心模型実験

神田政幸¹・岡本道孝²・竹村次朗³・日下部治⁴・本城勇介⁵

¹正会員 工博(財) 鉄道総合技術研究所 構造物技術研究部 (〒185-8540 東京都国分寺市光町2-8-38)

²正会員 工修 鹿島建設株式会社 技術研究所土木技術研究部 (〒182-0036 東京都調布市飛田給2-18-1)

³正会員 工博 東京工業大学大学院 理工学研究科助教授 (〒152-8552 東京都目黒区大岡山2-12-1)

⁴正会員 Ph.D. 東京工業大学大学院 理工学研究科教授 (〒152-8552 東京都目黒区大岡山2-12-1)

⁵正会員 Ph.D. 岐阜大学 工学部土木工学科教授 (〒501-1193 岐阜県岐阜市柳戸1-1)

本論文は砂地盤中の単杭の水平抵抗を調べるため、遠心模型実験装置を用いて豊浦砂中の模型鋼管杭の杭頭水平載荷実験を実施した。載荷実験に先立ち、模型杭の曲げ破壊試験を行い、模型杭の曲げ変形特性を評価した。杭頭水平載荷実験では地盤の相対密度 D_r 、杭径 D 、杭剛性 EI を変化させ、これらが単杭の杭頭水平荷重-水平変位関係(P_0-y_0 関係)と曲げモーメント分布に与える影響を調べている。

Key Words : single pile, laterally loaded pile, lateral resistance, centrifuge modelling

1. 序論

阪神・淡路大震災以来、杭基礎の設計で考慮する地震力および変位量が増大し、非線形領域まで杭および地盤の変形を許容する設計法の導入が進められている^{1), 2), 3)}。したがって、杭基礎の耐力および変形性能の違いが、構造物-杭基礎の振動応答特性に影響を及ぼすことから、杭基礎の耐力および変形性能の評価が重要な意味を有することとなる。

砂地盤中の単杭の水平抵抗に関する模型実験は①実大模型杭の水平載荷実験、②重力場での小型模型杭の水平載荷実験および③遠心場での小型模型杭の水平載荷実験の3種に分けられる。特に遠心模型実験装置を利用した杭の水平載荷実験では、模型杭と模型地盤の剛性比を実大杭と地盤のそれと同一レベルに設定できるうえ、地盤を人工的に作製するため結果の解釈が容易となる。しかも実大杭の水平載荷試験と比較して安価に実行可能なため Terashiら⁴⁾、足立ら⁵⁾、関ら⁶⁾の研究に代表されるようにここ数年で数多く実施されるようになってきた。模型実験では Ovesen⁸⁾が指摘したように相似則が重要である。神田⁹⁾は遠心模型実験での水平力を受ける杭の相似則について整理し、長さのディメンジョンを有する粒子寸法の相似率が実物と同一材料を用いるために長さの相似率とは異なり、粒子寸法の影響が実験結果に現れる可能性を示唆した。これに対し、Terashiら⁴⁾は杭径と粒子寸法の比の違いの影

響を調べる目的として同一実大杭を想定した複数の異なる寸法の模型杭(modeling of models)の遠心場での杭頭水平載荷実験を杭径と土粒子の比 $D/D_{50}=27\sim 168$ の範囲で(D :杭径, D_{50} :平均粒径)実施し、これらの杭頭水平荷重-杭頭水平変位関係と曲げモーメント分布の整合性について調べた。これより杭頭水平荷重-杭頭水平変位関係、曲げモーメント分布とも実物換算した場合一致し、Terashiらの実施した載荷実験の範囲では粒径と杭径の比の違いの影響は小さいという結論を得た。さらに Kuboが提案した港研方式¹⁰⁾による単杭の水平抵抗の評価方法の妥当性を確認した。関ら⁷⁾も単杭の杭頭水平載荷実験に対して modeling of modelsを $D/D_{50}=53\sim 158$ の範囲で実施し、Terashiら⁴⁾と同様の結果を得た。足立ら⁵⁾、関ら⁶⁾は遠心場において実大杭の杭頭水平載荷実験と同様の模型杭と模型地盤の剛性比を設定し、杭および地盤の破壊形態を調べた。

神田ら⁹⁾、¹¹⁾は砂地盤中の単杭の水平地盤反力-水平変位関係($p-y$ 関係)における初期地盤反力係数と極限地盤反力に及ぼす杭径や位置(深さ)の影響を調べることを目的として、新たに開発した分割杭による水平載荷実験を遠心場で実施し、砂地盤中の単杭の $p-y$ 関係を直接求めた。これを双曲線型の $p-y$ 関係にモデル化し、別途実施した単杭の杭頭水平載荷実験のシミュレーションを試みた。また、提案した初期地盤反力係数および極限地盤反力の評価法を用いて単杭の杭頭水平載荷実験のシミュレーションを行った。神田らの

Table 1 Physical properties and dimension of model piles

Code	Dia. (mm)	Thickness <i>t</i> (mm)*	Length	<i>E</i> (GPa)	<i>EI</i> ₀ (Nm ²)	σ_y, σ_u (MPa)	<i>R</i> _{max} (μ m)	Material
			<i>L</i> , <i>L</i> _S , <i>L</i> _T , <i>L</i> _H (mm)					
D10T02	10	0.20 (0.2)	300, 250, 10, 40	205.8	15.22	205, 520	0.32	SUS304TP
D10T05	10	0.50 (0.5)	300, 250, 10, 40	205.8	34.74	205, 520	1.50	SUS304TP
D10T10	10	1.00 (1.0)	300, 250, 10, 40	205.8	59.64	205, 520	1.50	SUS304TP
D20T04	20	0.40 (0.4)	600, 500, 20, 80	205.8	243.5	205, 520	0.58	SUS304TP
D20T10	20	0.85 (1.0)	600, 500, 20, 80	205.8	483.4	205, 520	0.58	SUS304TP
D20T20	20	1.80 (2.0)	600, 500, 20, 80	205.8	885.6	205, 520	0.33	SUS304TP

*:nominal value in ().

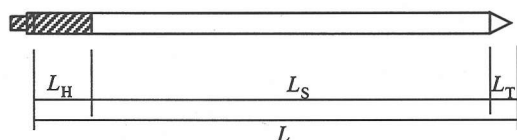


Fig. 1 Model pile

一連の研究の成果として以下に示す知見が得られた。初期地盤反力係数は各深度での初期鉛直有効応力の平方根にほぼ比例して増加する。同様に極限地盤反力も深さと共に増加するが、Broms¹²⁾が仮定した深さに対して直線的な増加とはならず、破壊メカニズムの変化と共に浅い部分では増加割合が徐々に大きくなり、その後直線的な増加傾向を示す。また、同一深さにおける初期地盤反力係数は杭径にほぼ逆比例するが、地盤反力係数を定める基準変位量を 10mm とした場合には、地盤反力係数は換算杭径 $nD=100\sim 500\text{mm}$ の範囲でほぼ杭径の-3/4 乗に比例し、Yoshida & Yoshinaka¹³⁾の実験結果を支持する結果となった。さらに初期地盤反力係数は $n\gamma$ で、極限地盤反力は $n\gamma D$ で無次元化した初期地盤反力係数 $k_{hi}/n\gamma$ および極限地盤反力 $p_{max}/n\gamma D$ は換算杭径 nD の増加と共に減少する、いわゆる寸法効果がある。ここで n は遠心加速度比、 γ は土の単位体積重量、 D は杭径、 k_{hi} は初期地盤反力係数、 p_{max} は極限地盤反力である。以上の 2 つのパラメータ、すなわち初期地盤反力係数および極限地盤反力を用いた双曲線型 $p-y$ 関係により単杭の $p-y$ 関係を精度良く表すことができる。これを用いて、杭剛性、地盤密度および遠心加速度の異なる単杭の杭頭水平載荷挙動を杭頭変位が杭径の 20% と比較的大きな水平変位まで予測可能であり、分割杭によって直接計測された $p-y$ 関係の妥当性を確認した。さらに初期地盤反力係数は弾性係数に与える地盤の相対密度、異方性、ひずみレベルおよび杭径の影響を考慮することによって予測可能である。一方、極限地盤反力は杭前面に土くさびを仮定した極限平衡法により内部摩擦角 ϕ' の応力依存性を取り込むことによって評価可能であるが、特に相対密度の小さな場合には、土くさびの形成が困難となり、地盤内で発揮される ϕ' は小さくなる。そして Terzaghi¹⁴⁾の提唱した $\phi'=\tan^{-1}(2/3\tan\phi)$ を用いることにより多少極限地盤反力

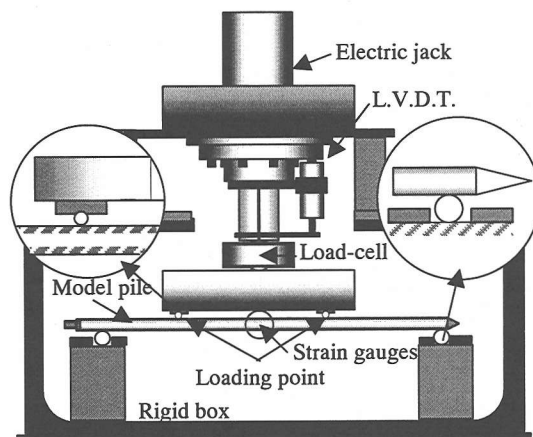


Fig. 2 Set up for pile bending test

を過小評価するが、結果として単杭の杭頭水平荷重-水平変位関係のシミュレーションでは良好な結果が得られることを示した。

そこで、本研究では砂地盤中の単杭の水平抵抗に与える地盤密度 D_s 、杭径 D 、杭剛性 EI の影響を調べるため、初めに(1)曲げ破壊試験から模型杭の曲げ変形特性を調べ、(2)遠心模型実験装置を用い、地盤と杭の剛性比を種々変化させた一連の模型鋼管杭の一方単調杭頭水平載荷実験および一方繰返し杭頭水平載荷実験を行い、杭基礎の耐力および変形性能について調べた。

2. 模型杭の曲げ変形特性

(1) はじめに

遠心場での単杭の杭頭水平載荷実験にあたって、(a) 模型杭の初期曲げ剛性 EI_0 の計測、(b) 曲げモーメント計測用ひずみゲージのキャリブレーションおよび(c) 模型杭の曲げモーメント-曲率関係 ($M-\phi$ 関係) が線形域を超えた領域での曲げモーメントの評価を行う必要があった。そこで肉厚 t および長さ L の異なる 6 種の模型杭について曲げ試験・曲げ破壊試験を行い、模型杭の初期曲げ剛性 EI_0 および $M-\phi$ 関係を求め、ひずみゲージのキャリブレーションを実施した。

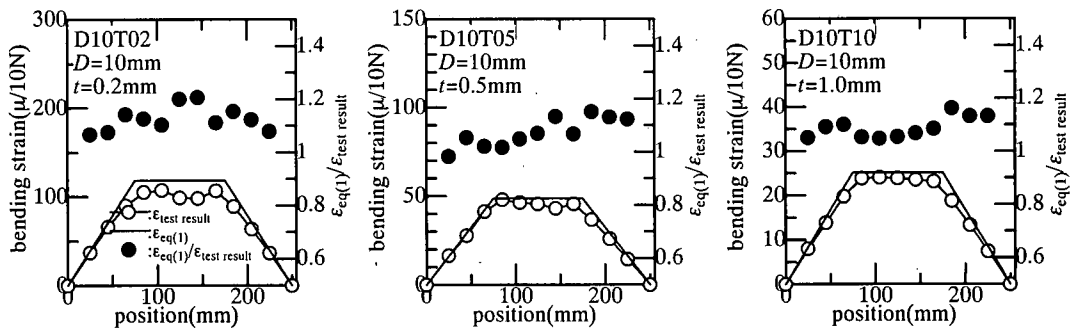


Fig. 3 Examples of calibration test results

(2) 模型杭の曲げ試験

Table 1 および Fig. 1 に使用した模型杭の寸法および材料定数等を示す。なお、粗度 R_{max} とは表面粗さの指標であり、長さ 2.5mm 中の最大凸部と最大凹部の差を表したもので、表面粗さ測定（サーフテスト）により模型杭長手方向の凹凸を調べた結果である。まず初めに模型杭の初期曲げ剛性 EI_0 の把握およびひずみゲージのキャリブレーションを目的として模型杭の曲げ試験を実施した。この曲げ試験には Fig. 2 に示す荷重システムを用い、模型杭を単純支持し、杭体の応力-ひずみ関係が線形範囲で 2 点荷重により荷重および除荷を 2 回繰り返した。荷重装置として電動ジャッキ（三光精密 容量 20kN）を用い、荷重点とジャッキの間にロードセル（東京測器 容量 2kN）を配置し付与した荷重を測定した。毎分 1mm の荷重速度で変位を与え、荷重点変位はジャッキに取り付けた LVDT (G. L. Collins 社製) で測定した。なお、荷重中、荷重 P 、変位 δ を測定すると共に、杭内部に張付けたひずみゲージ（共和 KFG-2-350-C1-16）で曲げひずみ ε を測定した。Fig. 3 (a)~(c) に全荷重として 10N 作用させた際、得られた曲げひずみ $\varepsilon_{test\ result}$ の分布を記号 \circ で示す。以下の微小ひずみ理論による理論値と比較した結果、曲げ試験から得られた実験結果と理論値は概ね一致した。

$$\varepsilon(P, x) = \frac{M(P, x)}{EI_0} \left(\frac{D}{2} - t \right) \quad (1)$$

ここで、 $\varepsilon(P, x)$ は模型杭内部に発生する曲げひずみ、 $M(P, x)$ は荷重 P 、位置 x での曲げモーメント、 EI_0 は模型杭の初期曲げ剛性、 D は杭径、 t は杭の肉厚である。模型杭の肉厚 t についてはノギスによる測定を試みたが、公称値より若干肉厚が小さく、測定した所々で肉厚のばらつきがあったためにノギスによる肉厚の測定をあきらめ、模型杭の曲げ試験により平均的な肉厚を求めた。つまり、ある曲げモーメント $M(P, x)$ を作用させたとき曲げひずみの理論値 $\varepsilon(P, x)$ が実験値を下回らないよう肉厚 t を定めることとし、ひずみゲージはしっかりと模型杭内部に付着し、所定の位置に存在すれば、「理論曲げひずみ」=「測定曲げひずみ」となりうるが、(a)ひずみ

ゲージの付着程度、(b)ひずみゲージの位置の不正確さにより実験値は必ず理論値を下回ると考えられる。そこで式(1)より曲げひずみを算出する際、肉厚 t を調整し、「測定曲げひずみ」 \leq 「理論ひずみ」となる最大の肉厚 t を模型杭の肉厚と定めた。このときの理論曲げひずみ $\varepsilon_{eq}(t)$ を実線で示す。上記要因により理論曲げひずみより若干小さな曲げひずみが得られるひずみゲージについては(a)(b)の要因の補正として図中で示される（理論ひずみ $\varepsilon_{eq}(t)$ /測定ひずみ $\varepsilon_{test\ result}$ ）の値を補正係数として掛合わせた。以上より模型杭の肉厚は D10T02、D10T05、T10T10 の順に 0.2mm、0.4mm、1.0mm であり、D20T04、D20T10、D20T20 の順に 0.4mm、0.85mm、1.80mm となった。なお、これらの値はノギスで測定した値のばらつき内にあった。

(3) 模型杭の曲げ破壊試験

次に模型杭の応力-ひずみ関係が線形範囲から降伏を超え破壊するまでの挙動を調べる目的として、模型杭の曲げ破壊試験を行った。模型杭の曲げ破壊試験についても Table 1 および Fig. 2 に示す模型杭の曲げ試験と同一の模型杭および荷重システムを用意した。模型杭の荷重点中央には曲げひずみ測定用のゲージを 1 対 2 枚張合わせ、これを用いて荷重中の曲げひずみの測定を行い、 $M-\varphi$ 関係を求めている。曲げが作用した場合の部材の変形より曲率 φ は、

$$\varphi = \frac{1}{\rho} = \frac{\varepsilon}{z} \quad (2)$$

で与えられる¹⁵⁾。ここで、 ρ は曲率半径、 ε は中立軸から z の距離にある模型杭表面の曲げひずみである。

以上の結果から、曲げひずみ ε より曲率 φ を算出し、 $M-\varphi$ 関係を Fig. 4 に示した。ここで図中には模型杭の最外縁で降伏応力 σ_y に達したときのモーメント、つまり降伏モーメント M_y を、また降伏後断面内で応力の再配分が生じ、模型杭の曲げ圧縮部で σ_c 、そして曲げ引張り部で $-\sigma_c$ に全断面達した時の曲げモーメント、つまり全塑性モーメント M_p を示した。Fig. 5 を参考にすると

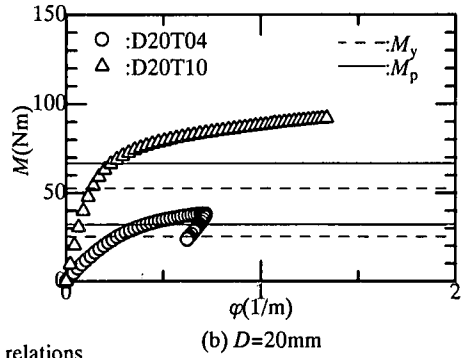
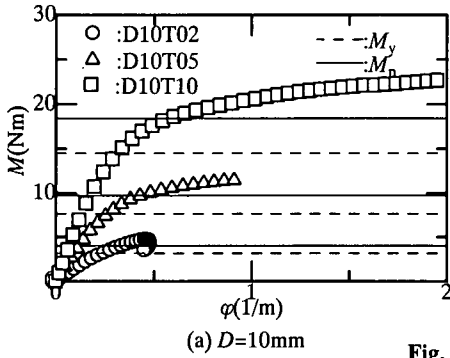


Fig. 4 $M-\varphi$ relations

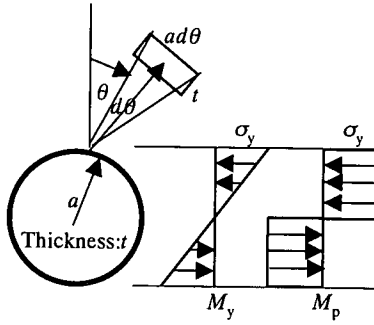


Fig. 5 Calculation of M_y & M_p

$$M_y = 4 \int_0^{\pi/2} \sigma_y a t \left(a - \frac{t}{2}\right) \cos^2 \theta d\theta \quad (3)$$

$$= \pi \sigma_y a t \left(a - \frac{t}{2}\right)$$

$$M_p = 4 \int_0^{\pi/2} \sigma_y a t \left(a - \frac{t}{2}\right) \cos \theta d\theta \quad (4)$$

$$= 4 \sigma_y a t \left(a - \frac{t}{2}\right)$$

となる。ここで、 a は模型杭の半径である。 M_y までは $M-\varphi$ 関係はほぼ線形関係を示し、その後増加割合は低下し始める。 M_p に達するとさらに急激に曲げモーメントの増加割合は低下することがわかる。D10T02 および D20T04 では载荷途中で载荷点に局部座屈が発生し、曲率の増加割合が小さくなり、変形を過小評価したために、载荷変位に伴う曲率の増加割合が低下している。

Fig. 4 において降伏曲げモーメント M_y およびそのときの曲率 φ_0 でそれぞれ M および φ を除し、正規化したものを Fig. 6 に示す。これより本研究の範囲内では正規化した $M-\varphi$ 関係 ($M/M_y - \varphi/\varphi_0$ 関係) は、杭径 D 、肉厚 t に関係なく、ほぼ一義的な関係となるが、局部座屈がゲージ貼り付け位置とは異なる载荷点に発生した場合 (D10T02, D20T04)、これらの結果と一致せず変形(つまり曲率 φ) を過小評価することが理解できる。以上より正規化した $M-\varphi$ 関係をもとに双曲線でフィッティングすることによって $M-\varphi$ 関係をモデル化することとした。

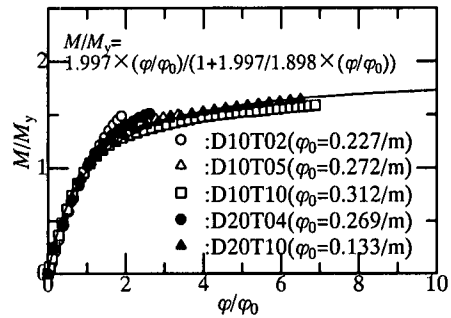


Fig. 6 Relationships between M/M_y and φ/φ_0

Table 2 Properties of Toyoura sand

Particle density ρ_s (g/cm^3)	2.645
D_{50} (mm)	0.19
D_{30} (mm)	0.16
D_{10} (mm)	0.14
Uniformity coefficient U_c	1.56
Coefficient of curvature U_c'	0.95
Maximum void ratio e_{max}	0.973
Minimum void ratio e_{min}	0.609

これを式(7)に示すとともに図中に実線で表した。

$$\frac{M}{M_y} = \frac{1.997(\varphi/\varphi_0)}{1 + \frac{1.997}{1.898}(\varphi/\varphi_0)} \quad (5)$$

得られた $M-\varphi$ 関係を用いて、後に説明する単杭の杭頭水平载荷実験の曲げモーメントの評価を行った。

3. 遠心場での単杭の杭頭水平载荷実験

(1) 実験方法および実験条件

砂地盤中の単杭の水平抵抗に与える地盤密度、杭剛性そして杭径の影響を調べる目的として Fig. 7, Table 1 に示す初期曲げ剛性 EI_0 を有する単杭および Table 2 に示す豊浦砂を用いて、種々の遠心場で一方向単調杭頭水平载荷実験および一方向繰返し杭頭水平载荷

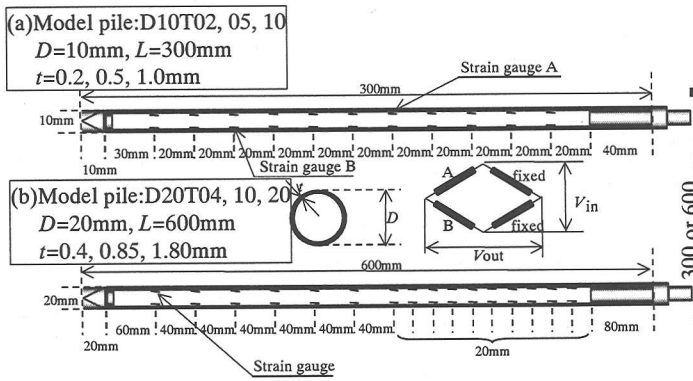


Fig. 7 Model pile

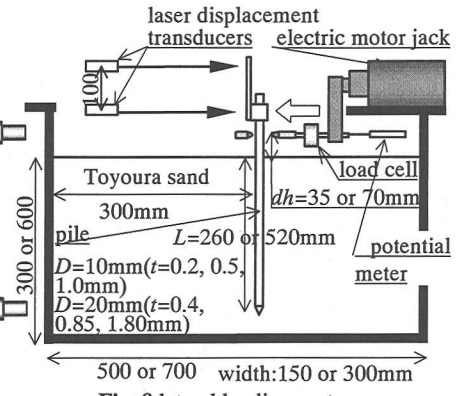


Fig. 8 lateral loading system

Table 3 Conditions for single pile loading tests

No	Test Code	Pile Diameter D (mm)	Pile Thickness t (mm)	Flexural Rigidity EI_0 (Nm^2)	Relative Density D_r (%)	Centrifugal Acceleration Ratio n	Load Condition
1	H0001102	10	0.2	15.5	85	1	Monotonic
2	H0001105		0.5	35.4	86	1	Monotonic
3	H0001110		1.0	53.6	84	1	Monotonic
4	H85011100		1.0	59.64	88	1	Monotonic
5	H8510102		0.2	15.22	88	10	Monotonic
6	H8510105		0.5	34.74	88	10	Monotonic
7	H0025102		0.2	15.5	85	25	Monotonic
8	H0025105		0.5	35.4	83	25	Monotonic
9	H0050102		0.2	15.5	85	50	Monotonic
10	H8550102C		0.2	15.22	88	50	Cyclic
11	H8550102F		0.2	15.22	88	50	Monotonic
12	H0050105		0.5	35.4	86	50	Monotonic
13	H8550105C		0.5	34.74	88	50	Cyclic
14	H8550105F		0.5	34.74	87	50	Monotonic
15	H0050110		1.0	53.6	87	50	Monotonic
16	H85501100		1.0	59.64	86	50	Monotonic
17	H8550110F		1.0	59.64	87	50	Monotonic
18	H8505204	20	0.4	243.5	87	5	Monotonic
19	H8512204		0.4	243.5	87	12.5	Monotonic
20	H8525204F		0.4	243.5	88	25	Monotonic
22	H8525220F		1.80	885.6	88	25	Monotonic
1	H6001102	10	0.2	15.22	62	1	Monotonic
2	H6001105		0.5	34.74	60	1	Monotonic
3	H6010102		0.2	15.22	59	10	Monotonic
4	H6010105		0.5	34.74	63	10	Monotonic
5	H6025102		0.2	15.22	60	25	Monotonic
6	H6025105		0.5	34.74	61	25	Monotonic
7	H6050102C		0.2	15.22	60	50	Cyclic
8	H6050102F		0.2	15.22	60	50	Monotonic
9	H6050105C		0.5	34.74	60	50	Cyclic
10	H6050105F		0.5	34.74	60	50	Monotonic
11	H6050110C		0.85	483.4	60	50	Cyclic
12	H6050110F		0.85	483.4	60	50	Monotonic
13	H6005204	20	0.4	243.5	62	5	Monotonic
14	H6012204		0.4	243.5	60	12.5	Monotonic
15	H6025204F		0.4	243.5	61	25	Monotonic
16	H6025210F		0.85	483.4	60	25	Monotonic
17	H6025220		1.80	885.6	61	25	Monotonic

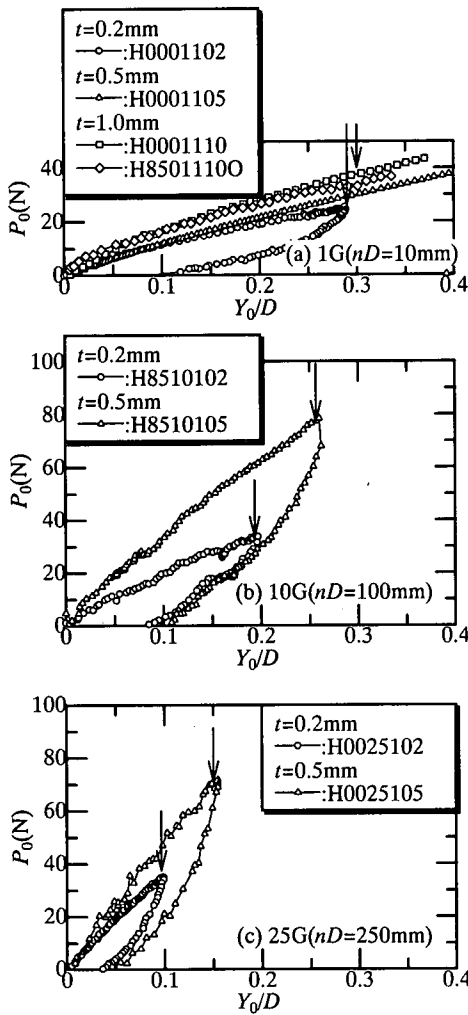
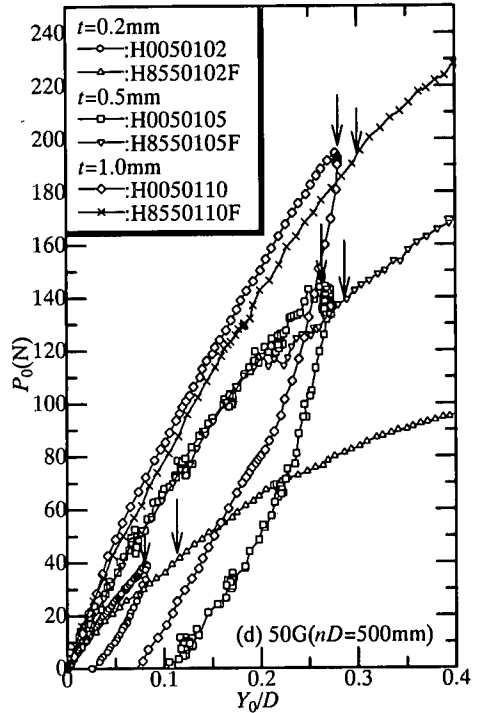


Fig. 9 Relationships between P_0 and Y_0/D ($D_r=85\%$, $D=10\text{mm}$)

実験を行った。水平載荷実験のシステムを Fig. 8 に示す。遠心模型実験では遠心加速度比 n を変化させ、土の自重応力を増大させることによって、剛性および強度の異なる模型地盤を設定することが可能である。豊浦砂および模型杭を用いて以下に示す実験プログラムを設定した。なお、パラメータは砂地盤の相対密度 D_r 、遠心加速度比 n 、模型杭の杭径 D 、そして模型杭の肉厚 t である。模型杭は外径 $D=10\text{mm}$ および 20mm のステンレス鋼管から成り、肉厚 $t=0.2\text{mm}$ (0.4mm)、 0.5mm (0.85mm)、 1.0mm (1.80mm) の曲げ剛性の異なる全 6 種の模型鋼管杭を用いた。それぞれ括弧内に記述した値は $D=20\text{mm}$ の模型杭の肉厚 t である。載荷時、杭体に生じる曲げひずみを測定するために、1 カ所につき 2 枚のひずみゲージ (共和 KFG-2-350-C1-16) を深さ方向に 11 カ所 ($D=20\text{mm}$ の模型杭については 16 カ所貼付) 鋼管内面に貼付し、載荷点から地盤表面までの杭頭部には、曲げによるたわみを極力小さくするた



めに真鍮を埋込み、杭頭部の曲げ剛性を向上させた。これを根入れ長 $L_d (=L_r + L_s)$ が 260mm (520mm) となるよう剛性容器内の所定の位置にセットし、シングルポッパーによる空中落下法で所定の層厚まで豊浦砂 (含水比 $w=0.2\%$) をポアリングさせ、模型地盤を作製した。作製後の模型砂地盤の外乱を極力避けるため、模型地盤は遠心ピット内で作製する手順をとり、同一の作製方法を遵守した。模型地盤作製後、模型地盤の重量 W および体積 V を計測し計測相対密度 D_{rm} を算定した。その後 Fig. 8 に示す載荷システムを組み上げた。遠心加速度を上昇させ所定の遠心加速度に到達した後、剛性容器に取り付けた電動ジャッキで載荷高さ $dh=35\text{mm}$ (70mm) の点に毎分 $0.1D$ の載荷速度で杭体に生じるひずみが約 1000μ となるまで水平変位を付与した。載荷中、載荷点の杭頭水平変位 Y_0 はポテンシャル式変位計 (データインストルメント社) で、載荷点の模型杭の回転角は 2 つのレーザー変位計 (キーエンス LB-01) で、杭頭水平荷

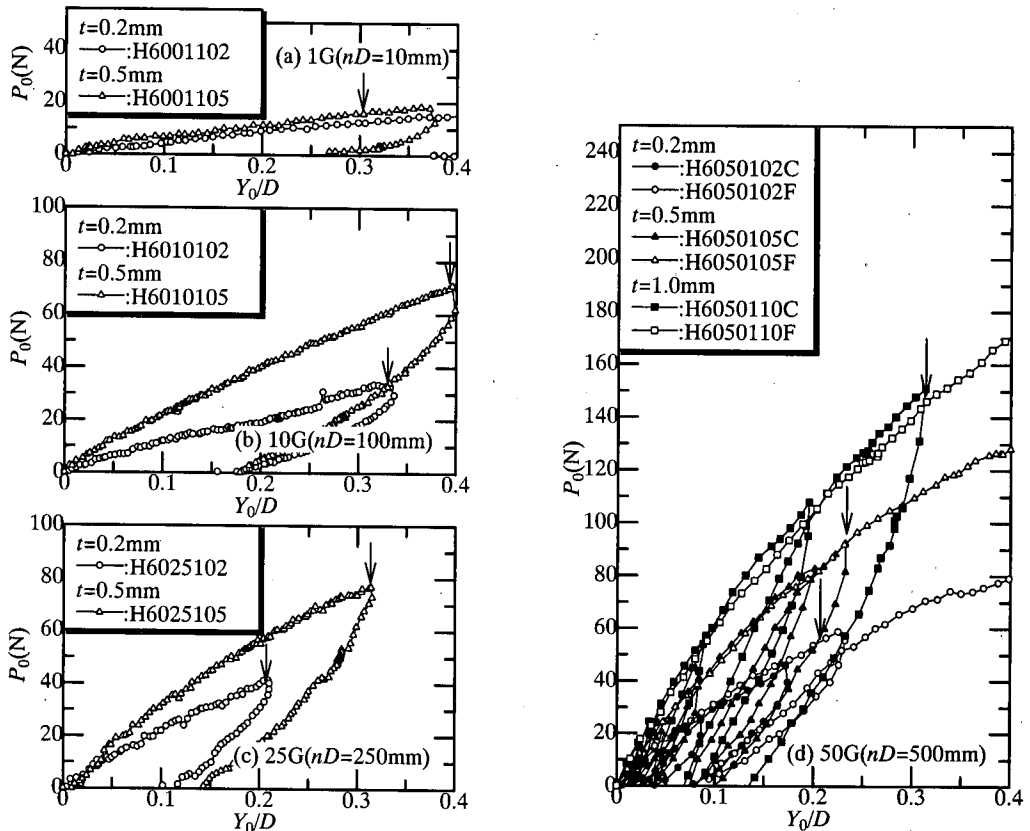


Fig. 10 Relationships between P_0 and Y_0/D ($D_r=60\%$, $D=10\text{mm}$)

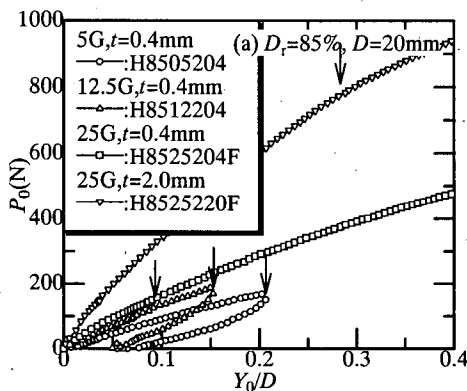


Fig. 11 Relationships between P_0 and Y_0/D ($D_r=85\&60\%$, $D=20\text{mm}$)

重はロードセル(共和 LU-20KSB34D)でそれぞれ計測した。なお、杭体の破壊まで荷重を実施するケースについては杭頭水平変位 $Y_0=1D$ まで付与した。また、荷重、除荷、再荷重を繰返し水平変位を与える一方繰返し杭頭水平荷重実験では杭頭の最大先行水平変位 Y_{0pre} が杭径 D の 2, 5, 10, 20, 40, 80% に達した時点でそれぞれ除荷を行い、水平荷重 P_0 がゼロになった時点で再び再荷重を行っている。

Table 3 に実験条件を示す。なお表中の Test code に

つゝ記号 F は模型杭を破壊させる目的で実施した一方単調杭頭水平荷重実験を示し、一方記号 C は一方繰返し杭頭水平荷重実験を示す。設定した遠心加速度比 n は 1(重力場)から最大 50 とした。また模型杭径 $D=20\text{mm}$ については modeling of models(想定実物スケールの等しい模型寸法の異なる模型杭の杭頭水平荷重実験)を行い、杭径と粒子寸法の比の違いによる影響を調べる目的として実験条件を設定した。つまり $D=20\text{mm}$ では $25G(nD=500\text{mm})$ を最大遠心加速度とし、

Table 4 Similitude rule in centrifuge modeling⁹⁾

	Proto-Type	Model
Acceleration	1	n
Mass	1	$1/n^3$
Force	1	$1/n^2$
Moment	1	$1/n^3$
Flexural rigidity	1	$1/n^4$
Stress	1	1
Strain	1	1
Unit weight, Coefficient of Subgrade reaction	1	n
Length	1	$1/n$
Grain size	1	1

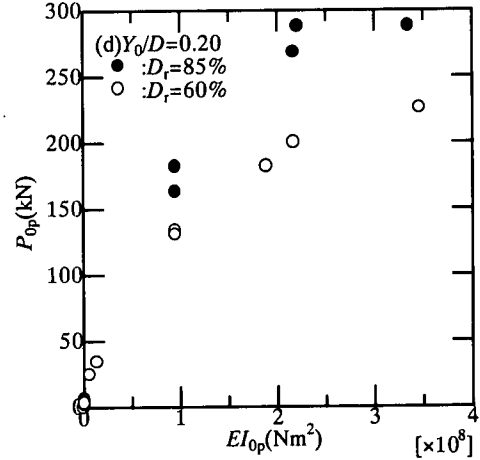
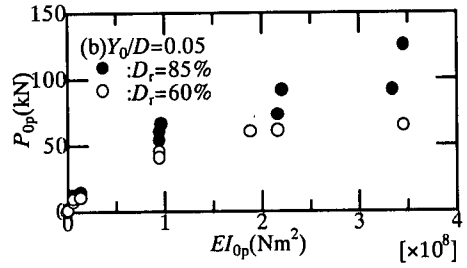
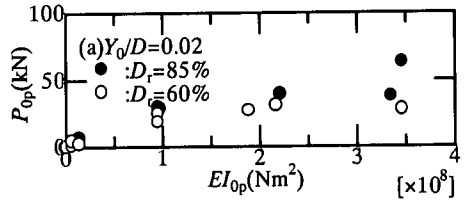
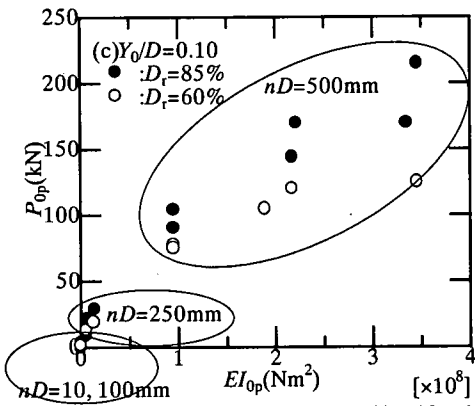


Fig. 12 Relationships between P_{op} and EI_{op}

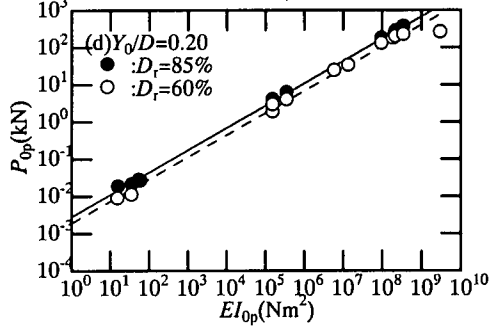
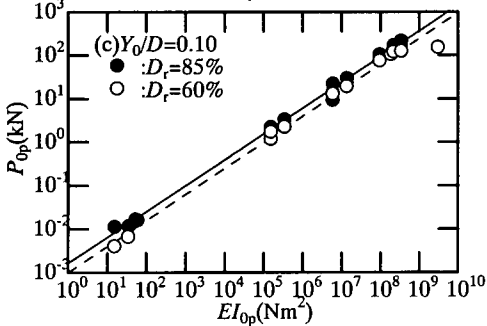
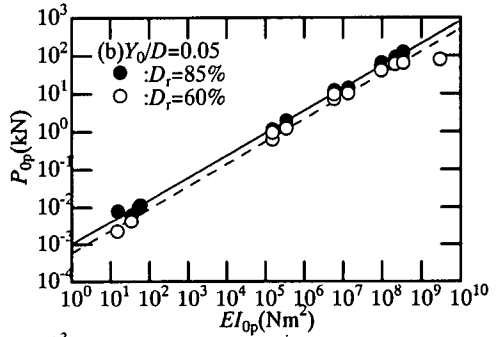
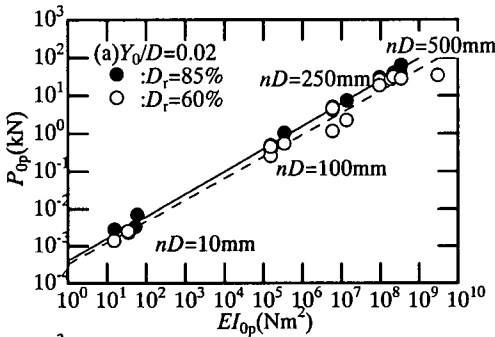


Fig. 13 Relationships between $\log(P_{op})$ and $\log(EI_{op})$

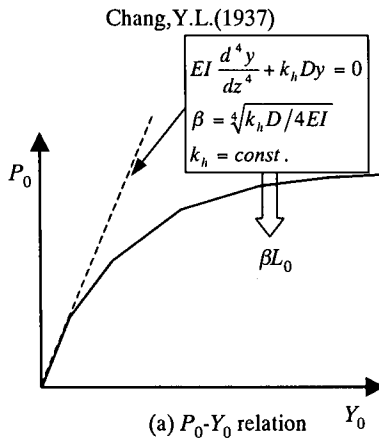
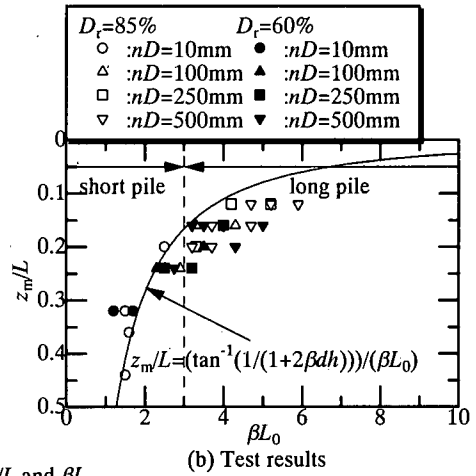


Fig. 14 Relationships between z_m/L and βL_0



12.5G($nD=250\text{mm}$), 5G($nD=100\text{mm}$), 1G($nD=20\text{mm}$)
 のように、 $D=10\text{mm}$ の遠心加速度に対して 1/2 の遠心
 加速度を設定した。

(2)実験結果と考察

a)水平抵抗に与える地盤密度 D_r , 杭剛性 EI_0 , 杭径 nD
 の影響

最初に砂地盤中の単杭の杭頭水平荷重実験から得られた杭頭水平荷重-杭頭水平変位関係 (P_0 - Y_0 関係) の比較を行った. Fig. 9(a)~(d), Fig. 10(a)~(d)および Fig. 11(a)(b)は模型地盤の目標相対密度 D_r , 杭径 D および遠心加速度比 n 毎に P_0 - Y_0 関係を比較したものである. なお, 横軸に示す杭頭水平変位 Y_0 は杭径 D により除し無次元化した. 肉厚 t の増加により同一水平変位 Y_0/D における杭頭水平荷重 P_0 は増加し, また与えた遠心加速度比 n の増加と共に杭頭水平荷重 P_0 は増加している様子がわかる. Fig. 9(d)および Fig. 10(d)には同一条件で複数回行った杭頭水平荷重実験の P_0 - Y_0 関係も示した. これらはほぼ同一の P_0 - Y_0 関係となっており模型実験の高い再現性が確認できる. 前報⁹⁾に記述された遠心模型実験における杭頭水平荷重実験の相似則(Table 4)を参考に, 実物寸法で実験結果を示すこととした. Fig. 12 は実物寸法で表した杭頭水平荷重 P_{op} および初期曲げ剛性 EI_{op} の関係を杭頭水平変位 Y_0/D に応じて示したものである. 初期曲げ剛性 EI_{op} の増加に伴い, 杭頭水平荷重 P_{op} , つまり水平抵抗は増加し, 地盤の相対密度の大きな $D_r=85\%$ の水平抵抗が $D_r=60\%$ のそれより大きいことがわかる. また初期曲げ剛性 EI_{op} の増加に対する水平抵抗 P_{op} の増加割合は, 杭頭水平変位 Y_0/D が 2% と小さな領域から非線形性が現れている. これは同一杭頭水平変位 Y_0/D において換算杭径 nD の増加とともに地盤反力が小さくなり, 結果として単杭の水平抵抗は初期曲げ剛性 EI_{op} に対して線

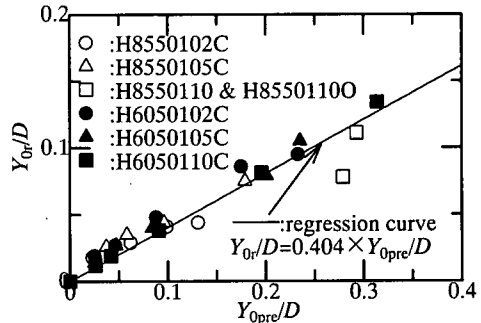


Fig. 15 Relationships between Y_{op}/D and Y_{0pre}/D

形的には増加しないものとなったと推察できる. さらに杭頭水平変位が進行し杭体が非線形域に入った $Y_0/D=0.2$ においても前述した関係は変化していない. Fig. 13 は以上の関係を初期曲げ剛性 EI_{op} の小さな領域まで明らかにするために Fig. 12 の関係を両対数軸で表したものである. 単杭の水平抵抗が初期曲げ剛性 EI_{op} に比例する場合には, 傾きが 1 となるが, 本研究で実施した杭頭水平変位 Y_0/D が 0.02~0.20, 初期曲げ剛性 EI_{op} が $15.5 \sim 3.73 \times 10^8 \text{Nm}^2$ の範囲で 0.59~0.62 となった.

次に最大曲げモーメントの発生位置について調べた. βL は単杭の水平抵抗挙動を支配する無次元量である^{9), 11), 12)}. ここで, L は単杭の根入れであり, β は杭の特性値と呼ばれ次の式で表される.

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{k_h D}{4EI}} \quad (6)$$

k_h は地盤反力係数, EI は杭の曲げ剛性であり, 式(6)で表される β は地盤の剛性と杭の剛性を比較した値といって良い. 実際, 杭頭水平変位の増加と共に地盤の剛性や杭の剛性は線形域から非線形の領域に移行するため k_h や EI は低下していく. Fig. 14(a)に示すように Chang¹⁶⁾によると $\beta L = \text{const.}$ の場合, 得られる P_0 - Y_0 関係

は直線となる。そこで各杭頭水平載荷実験の P_0-Y_0 関係の初期の傾きから載荷初期の βL である βL_0 を求め、これを杭体に生じる曲げひずみが 1000μ 時点、あるいは 1000μ に達しない場合には $Y_0/D=0.3$ の時点での最大曲げモーメントの発生位置 z_m/L に対してプロットした。これを Fig. 14(b) に示す。なお、 z_m を定めた荷重レベルを Fig. 9～Fig. 11 の図中に矢印で示した。 βL_0 の増加、つまり長い杭になるにしたがい、杭長 L に対する最大曲げモーメントの位置 z_m/L は浅くなる様子が伺える。図には Chang による方法から得られた βL_0 と z_m/L の関係を示した。Chang による方法では一様な地盤反力係数 k_s を仮定しているために、深さ方向に地盤の剛性が増加する本研究で対象とした砂地盤の場合、同一の βL_0 であっても若干深い位置に最大曲げモーメントが生じる。また地盤の非線形が卓越する領域が深部に拡大することも実験結果から得られた最大曲げモーメントの位置が Chang による方法よりも深くなった理由と考えられる。

b) 単杭の杭頭残留変位

道路橋示方書¹⁾では杭基礎の残留変位の制限値を杭径の 1%以内と定め、特に大地震時の検討の際には杭頭での最大応答変位を降伏変位量(水平変位が急増する点)の 4 倍以内とし、最大 400mm の杭頭水平変位を許容する設計となっている。岡原ら¹⁷⁾は水平力を受ける単杭の弾性限界を求めることを試み、多くの実杭の杭頭水平載荷実験の P_0-Y_0 関係を整理することにより(1)残留変位の急増点、(2)杭基礎の P_0-Y_0 関係の水平変位の急増点をそれぞれ弾性限界とする 2 種の方法により求めた。この結果、2 つの手法で求めた弾性限界の水平変位量はほぼ同一となり、鋼管杭では変形性能が大きいことから杭径の 2～3%程度、場所打ち杭は変形性能が小さいために、0.7～1.0%程度という値を得ている。本研究においても Fig. 15 に示すように一方向繰返し杭頭水平載荷実験における杭頭の残留変位 Y_{op}/D と先行水平変位 Y_{opre}/D の関係を示した。これより明確な残留変位の急増点は確認されず、地盤の相対密度の違いに関係なく先行水平変位に対してほぼ線形的に杭頭残留変位が増加していることがわかる。急増点を確認できなかった理由として、本研究で使用した地盤材料が自立性のないきれいな砂であり、自立性地盤材料と比較して除荷の際、生じる杭と地盤の間の隙間の閉塞によって明確な残留変位の急増点が生じにくくなったと考えられる。

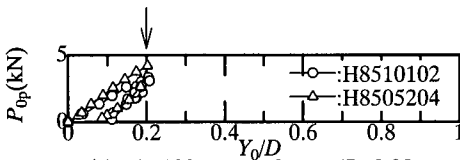
c) 杭径と粒径の比の違い

砂地盤を対象とした遠心模型実験では粒子寸法効果が実験結果に影響を与える可能性があることが知られている^{18), 19)}。ここでは、粒子寸法効果を確認する 1 つの手法として Terashi ら⁴⁾と同様に模型寸法の異なる同一 prototype スケールの遠心模型実験(modeling of

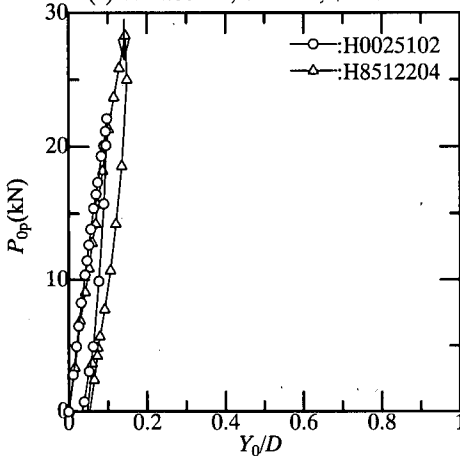
models)の比較を試みた。つまり、本研究の範囲内で粒子寸法の影響が小さければ、結果として得られる P_0-Y_0 関係、曲げモーメント分布のすべての挙動は実物換算することにより、同一の結果となる。反対に粒子寸法の影響が大きければ、実物スケールで得た P_0-Y_0 関係、曲げモーメント分布は一致せず、模型寸法の小さい方が同一実物換算変形時の杭頭水平荷重 P_0 および曲げモーメントは大きくなる。Fig. 16(a)～(d)および Fig. 17(a)～(e)には実物寸法に換算した P_0-Y_0 関係を示した。なお、矢印で示された位置は単杭内部に配置されたひずみゲージより得られた曲げひずみ ϵ が 1000μ に達した位置である。これより同一実物寸法で単杭の降伏が生じる点までの P_0-Y_0 関係はほぼ同一の結果を得ており、本研究の範囲内で粒子寸法の影響は小さいと推察できる。本実験では最小杭径 $D=10\text{mm}$ 、豊浦砂の D_{50} は 0.19mm であることから $D/D_{50}=52$ であり、Terashi ら⁴⁾の研究の D/D_{50} の範囲内(=27～168)にあり、浅基礎の支持力実験のように滑り線が明確な問題とは異なり、 P_0-Y_0 関係に荷重が低下する歪み軟化は見られず、杭周りの滑り線が不明瞭な場合が多いことから粒子寸法の影響は小さくなったものと考えられる。

一方、杭を破壊まで至らしめたケースでは異なる結果が得られた。つまり比較的肉厚比 t/D が大きなケースである Fig. 16(d) ($D_r=85\%$, $nD=500\text{mm}$, $nt=50\text{mm}$, $t/D=0.1$) および Fig. 17(d) ($D_r=60\%$, $nD=500\text{mm}$, $nt=25\text{mm}$, $t/D=0.1$) では P_0-Y_0 関係に差は見られなかったものの、 t/D の小さなケースである Fig. 16(c) ($D_r=85\%$, $nD=500\text{mm}$, $nt=10\text{mm}$, $t/D=0.02$) および Fig. 17(c) ($D_r=60\%$, $nD=500\text{mm}$, $nt=10\text{mm}$, $t/D=0.02$) では模型杭の降伏後、肉厚 t の小さな方が同一杭頭水平変位 Y_0/D に対して水平荷重 P_0 が著しく低下した。先に示した模型杭の曲げ破壊試験では、局部座屈破壊した模型杭を除く全てのケースの $M-\varphi$ 関係について降伏曲げモーメント M_y および降伏曲率 φ_0 で正規化することにより $M/M_y-\varphi/\varphi_0$ 関係は相似の関係にあることを述べた。 $t=0.2\text{mm}$, $D=10\text{mm}$ の模型杭および $t=0.4\text{mm}$, $D=20\text{mm}$ の模型杭の破壊試験では曲げ破壊は起こらず載荷点で局所破壊が生じている。砂地盤中の単杭の杭頭水平載荷実験においても Fig. 16(c) と Fig. 17(c) の肉厚が小さな $t=0.02\text{mm}$ では分岐問題である局所破壊が生じ、著しく曲げひずみが卓越し、 $P_{op}-Y_{op}$ 関係において水平抵抗が低下したものと考えられる。

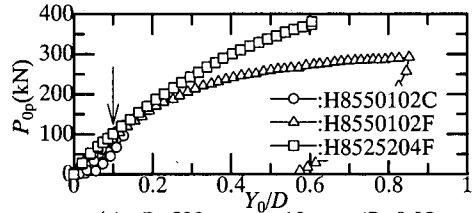
Fig. 18(a)(b) および Fig. 19(a)(b) に実物換算した曲げモーメント分布を示す。これより P_0-Y_0 関係と同様に modelling of models において杭体の降伏まではほぼ同一の曲げモーメント分布が得られた。先に指摘したとおり Fig. 18(b) に示す H8550102F ($D_r=85\%$, $D=10\text{mm}$, $t=0.2\text{mm}$, 50G) と H8525204F ($D_r=85\%$, $D=20\text{mm}$,



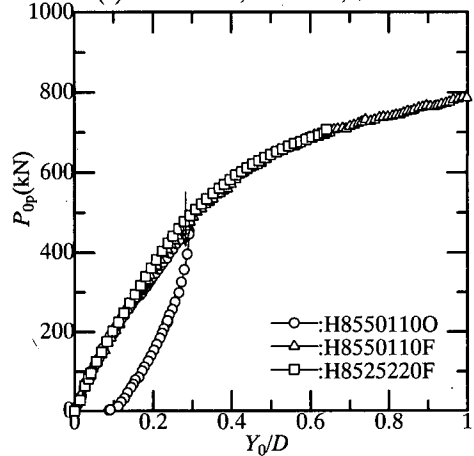
(a) $nD=100\text{mm}$, $nt=2\text{mm}$, $t/D=0.02$



(b) $nD=250\text{mm}$, $nt=5\text{mm}$, $t/D=0.02$

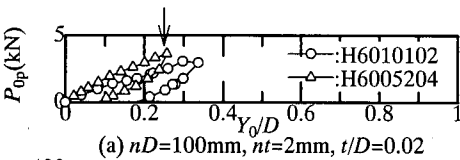


(c) $nD=500\text{mm}$, $nt=10\text{mm}$, $t/D=0.02$

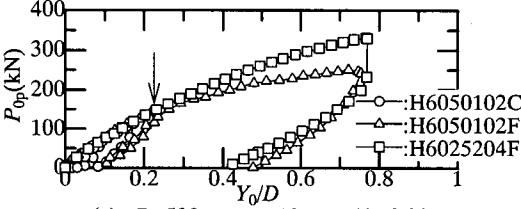


(d) $nD=500\text{mm}$, $nt=50\text{mm}$, $t/D=0.1$

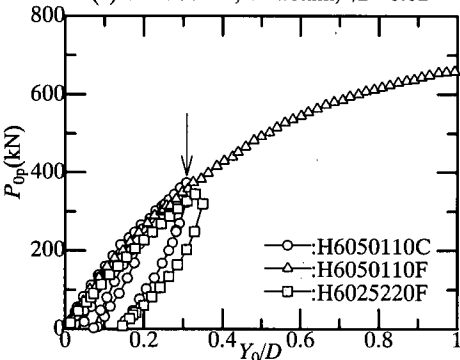
Fig. 16 Relationships between P_{op} and Y_0/D ($D_r=85\%$)



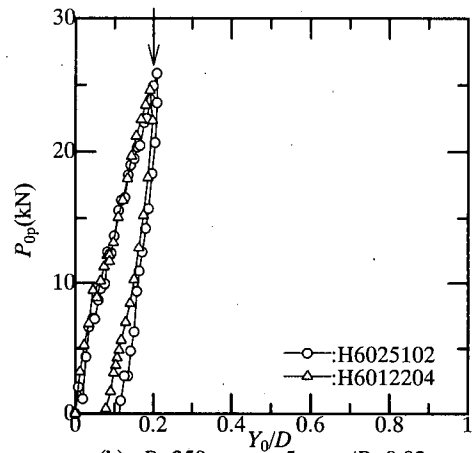
(a) $nD=100\text{mm}$, $nt=2\text{mm}$, $t/D=0.02$



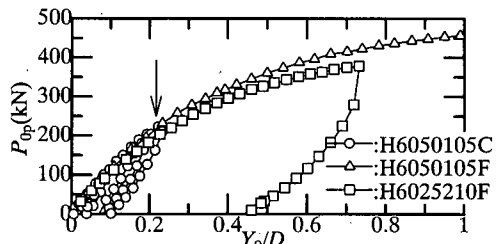
(c) $nD=500\text{mm}$, $nt=10\text{mm}$, $t/D=0.02$



(e) $nD=500\text{mm}$, $nt=50\text{mm}$, $t/D=0.1$

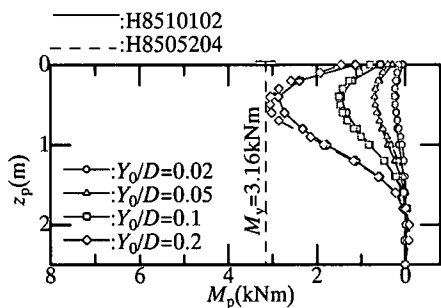


(b) $nD=250\text{mm}$, $nt=5\text{mm}$, $t/D=0.02$

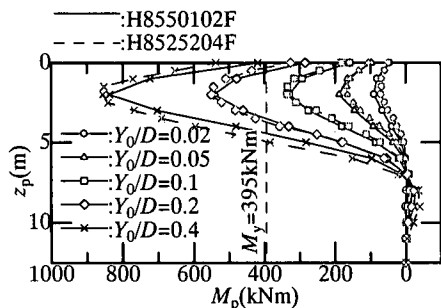


(d) $nD=500\text{mm}$, $nt=25\text{mm}$, $t/D=0.05$

Fig. 17 Relationships between P_{op} and Y_0/D ($D_r=60\%$)

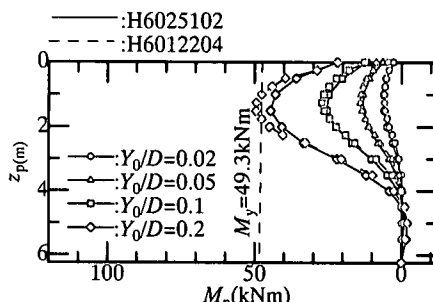


(a) $nD=100\text{mm}$, $nt=2\text{mm}$, $t/D=0.02$

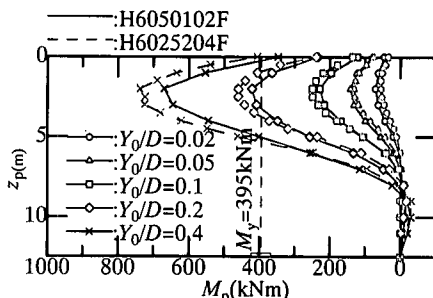


(b) $nD=500\text{mm}$, $nt=10\text{mm}$, $t/D=0.02$

Fig. 18 Relationships between M_p and z_p ($D_r=85\%$)



(a) $nD=250\text{mm}$, $nt=5\text{mm}$, $t/D=0.02$



(b) $nD=500\text{mm}$, $nt=10\text{mm}$, $t/D=0.02$

Fig. 19 Relationships between M_p and z_p ($D_r=60\%$)

$t=0.4\text{mm}$, 25G) および Fig. 19(b) に示す H6050102F ($D_r=60\%$, $D=10\text{mm}$, $t=0.2\text{mm}$, 50G), H6025204F ($D_r=85\%$, $D=20\text{mm}$, $t=0.4\text{mm}$, 25G) では杭体の降伏以降, 同一杭頭水平変位 Y_0/D に対する曲げモーメント分布の差が増大した。

4. 結論

本研究では遠心場内で種々の模型鋼管杭と地盤の剛性比を変化させた単杭の杭頭水平載荷実験を行い, 砂地盤中の単杭の水平抵抗に与える地盤密度, 杭径, 曲げ剛性の影響を調べ以下の結論を得た。

- ① 単杭の曲げ剛性の増加, 地盤密度の増加により単杭の水平抵抗は増加する。本研究では相対密度 $D_r=60\%$, 85% とともに杭頭水平変位が $Y_0/D=2\%$ ~ 20% と地盤および杭体が線形から非線形の領域で, 同一杭頭水平変位 Y_0/D に対する杭頭水平荷重は, 曲げ剛性に対して非線形に増加し, 曲げ剛性の 0.6 乗に比例した。
- ② 水平荷重の増加とともに最大曲げモーメントの位置は深部に移動し, 杭頭水平荷重 - 杭頭水平変位関係の初期勾配および Chang(1937)の式から求めた最大曲げモーメントの位置より深い位置に存在する。これは載荷に伴う地盤の塑性化によって地盤反力係数が一定でなく, 深さ方向

に地盤反力係数が増加するためである。

- ③ 本研究で取扱った砂地盤中の単杭の杭頭水平載荷実験では ($D/D_{50}=52\sim 104$) 杭径と粒径の比の違いによって生ずる粒子寸法の影響は小さく, modeling of models で実物スケールに換算した水平荷重 - 杭頭水平変位関係および曲げモーメント分布にはほとんど差は見られなかった。
- ④ 単杭の $M-\phi$ 関係が線形域を超えた領域では肉厚が薄い場合 ($t/D=0.02$) 局部座屈が生じ, 肉厚が厚いものと比較して急激に水平荷重の増加割合が低下した。

謝辞：本研究を進めるにあたり東京工業大学大学院生中村邦彦氏の協力を得た。また, 本研究に文部省科学研究費「限界状態設計法による基礎構造物モデル設計コードの提案」(No.10555163代表者本城勇介)の補助が与えられた。末筆ながら感謝の意を表します。

参考文献

- 1) (社)日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, I共通編, IV下部工編, 1997.
- 2) (財)鉄道総合技術研究所: 鉄道構造物等設計標準・同解説, 基礎構造物・坑土圧構造物編, 1997.
- 3) (財)鉄道総合技術研究所: 鉄道構造物等設計標準・同解説, 耐震設計編, 1999.
- 4) Terashi, M., Kitazume, M. and Kawabata, K.: Centrifuge modelling of a laterally loaded pile, Proc. of 12th ICSMFE,

Vol.2, pp.991-994, 1989.

- 5) 足立紀尚, 木村亮, 小林秀人: 水平力を受ける鋼管杭とコンクリート杭の終局状態に関する遠心模型実験, 第28回土質工学研究発表会講演集, pp.1785-1788, 1993.
- 6) 足立紀尚, 木村亮, 小林秀人: 水平力を受ける鋼管杭の終局挙動に関する遠心模型実験, 第29回土質工学研究発表会講演集, pp.1619-1622, 1994.
- 7) 関延子, 桜庭郁也, 藤井斉昭: 遠心模型実験による Modeling of models (杭の水平抵抗の場合), 第29回土質工学研究発表会講演集, pp.1623-1624, 1994.
- 8) Ovesen, N.K.: Panel discussion in session 9 (The use of physical models in design), *Proc. 7th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Eng.*, Brighton, Vol.4, pp.318-323, 1979.
- 9) 神田政幸, 竹村次朗, 日下部治: 砂地盤中の単杭のp-y関係のモデル化, 土木学会論文集, III-50/No.645, pp.191-207, 2000.
- 10) Kubo, K.: Experimental study of the behavior of laterally loaded piles, *Proc. 6th ICSMFE*, Vol.2, pp.275-279, 1965.
- 11) 神田政幸, 竹村次朗, 日下部治: 遠心模型実験による砂地盤中の単杭のp-y関係の測定, 土木学会論文集, III-48/No.631, pp.355-369, 1999.
- 12) Broms, B. B.: Lateral resistance of piles in cohesionless soils, *Journal of Soil Mechanics and Foundation Division*, ASCE, Vol.90. No.SM2, pp.27-63, 1964.
- 13) Yoshida, I. and Yoshinaka, R.: A method to estimate modulus of horizontal subgrade reaction for a pile, 土質工学論文報告集, Vol.12, No.3, pp.1-17, 1972.
- 14) Terzaghi, K.: *Theoretical Soil Mechanics*, John Wiley and Sons, New York, 1943.
- 15) 西野文雄, 長谷川彰夫: 新体系土木工学「7.構造物の弾性解析」, 土木学会, 技報堂, 1979.
- 16) Chang, Y. L.: Discussion on "Lateral pile loading tests" by Feagin, *Transaction, ASCE*, Vol.102, pp.272-278, 1937.
- 17) 岡原美智夫, 高木章次, 中谷昌一, 木村嘉富: 単杭の支持力と柱状体基礎の設計法に関する研究, 土木研究所資料, 第2919号, 1991.
- 18) 龍岡文夫: 砂地盤の支持力問題におけるせん断強度, 実験値, 設計計算式の関係, 第34回土質工学シンポジウム「21世紀の土質工学を考える」, pp.17-22, 1989.
- 19) Tatsuoka, F., Siddiquee, M. S. A. and Tanaka, T.: Link among design, model tests, theories and sand properties in bearing capacity of footing on sand, *Proc. of 13th ICSMFE*, Vol.5, pp.57-88, 1994.

(2000. 5. 10 受付)

CENTRIFUGAL MODELING OF LATERALLY LOADED SINGLE PILE IN SAND

Masayuki KODA, Michitaka OKAMOTO, Jiro TAKEMURA,
Osamu KUSAKABE and Yusuke HONJO

A study on lateral resistance of pile foundation becomes an important issue in seismic design. In order to obtain effect of relative density D_r , pile diameter D and flexural rigidity EI on lateral resistance behaviour of single pile in sandy ground, a series of model single pile loading tests in geotechnical centrifuge was carried out. In the model test, relative density D_r , centrifuge acceleration ratio n and model pile diameter D were selected as test parameters. Before the centrifuge model test, physical properties ($M-\phi$ relations) of six model piles were investigated by bending tests of the model piles.