

杭基礎-地盤系における非弾性挙動を考慮した 相互作用ばねのモデル化について

土岐憲三¹・清野純史²・小野祐輔³・古川愛子⁴

¹フェロー 工博 立命館大学教授 理工学部土木工学科 (〒 525-8577 草津市野路東 1-1-1)

²正会員 博(工) 京都大学助教授 工学研究科土木システム工学専攻 (〒 606-8501 京都市左京区吉田本町)

³正会員 博(工) 京都大学助手 工学研究科土木システム工学専攻 (同上)

⁴学生員 京都大学大学院 修士課程土木システム工学専攻 (同上)

地盤-構造物系における動的相互作用の影響の大きさは数多くの研究者によって指摘されており、相互作用を適切に考慮した耐震設計に対する関心は極めて高い。この動的相互作用は、水平ばねと回転ばねからなるスウェイ-ロッキングモデルを用いることで、耐震設計に容易に取り込むことができる。しかしながら、これらの相互作用ばねを簡易にかつ適切に評価する手法は未だ確立されていない。そこで本研究では、通常は設計時において有限要素法による詳細な動的解析が行われにくい比較的小規模な杭基礎構造物を対象とし、2次元梁要素と地盤ばねによりモデル化した杭基礎-地盤系に対して Pushover 解析を行い、設計の実務レベルにおいて容易に相互作用ばねを評価する手法について検討した。

Key Words: soil-pile-interaction, SR model, pushover analysis, aseismic design

1. はじめに

地盤-構造物系の動的相互作用を考慮した構造物の耐震性能は、有限要素法による構造物と地盤とを一体とした解析により評価を行うことができる。有限要素法を用いた一体解析は、構造物-地盤系の動的相互作用現象を高い精度で解析し得ることが知られている。特に構造物や地盤が強震時に非弾性挙動を示す場合でも解析できるため、その適用範囲も広い。木村¹⁾は、杭基礎構造物に対する3次元弾塑性有限要素法の適用性について検討している。近年では高性能な計算機が低価格で入手できることから、このような詳細な3次元解析が適用される範囲も徐々に広がりつつあるが、通常規模の土木構造物の耐震設計において、一般に利用されるまでには至っていない。

また、詳細な3次元解析の問題点として、膨大な数のパラメータが必要となることが挙げられる。さらに、これらのパラメータの多くは、体系的に確立された唯一の手法ではなく、解析者の主観的な判断に基づいて設定される。この結果、大きな自由度を有する詳細な3次元有限要素法解析から導かれる解析結果は、その評価と現象の解釈を適切に行うことが極めて難しいものとなっている。これに対し、少数のパラメータで動的解析を実施することができる簡易モデルは、解析の自由度の小ささに応じて、得られた解析結果の物理的な

解釈が比較的容易であるという利点を有している。したがって、地盤-構造物系を簡易な解析モデルにより取り扱うことは、今後も重要な意味を持つと考えられる。

動的相互作用の影響を最も簡便に取り扱う手法は、相互作用系をばねとダッシュポットで置き換えて取り扱うものである。このばねとダッシュポットを用いた解析モデルは、通常相互作用系の運動を水平成分(スウェイ)と回転成分(ロッキング)に分離して考慮することから、スウェイ-ロッキングモデル(以下、SRモデル)と呼ばれている。もっとも単純なSRモデルの概念図を図-1に示す。図-1において、 m_s 、 m_f は上部1質点の質量、下部1質点の質量を表し、 K_h 、 C_h 、 K_r および C_r はそれぞれスウェイ、回転ばねのばね係数、減衰係数を表す。このようなSRモデルによる地震応答解析を行う際には、これらの相互作用ばねの係数と減衰を適切に設定する必要がある。

地盤を半無限弾性体と考えた場合、これらのばねと減衰の値は、複素剛性として解析解が得られている²⁾。このような解析解は動的相互作用に関する一般的な現象の把握に適している。特に地盤を半無限領域とするため、逸散減衰の効果を正確に評価することができる。これらの半無限地盤と構造物の動的相互作用を対象とした研究では、取り扱いの容易さから、根入れの無い円盤状の基礎^{3),4),5)}や、根入れを持つ井筒型の基礎^{6),7)}が対象とされる場合が多い。根入れを持たない矩形基

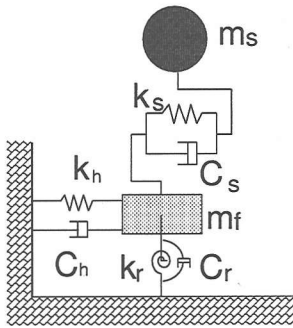


図-1 2質点3自由度SRモデル

礎の場合は、それと同面積の円形基礎に近似的に置換できることが知られている⁸⁾。

また、軟弱な地盤ほど動的相互作用の効果が大きく現れるが、そのような地盤では、構造物は杭基礎となることが多い。そのため、杭基礎と地盤の相互作用が構造物の地震時の挙動に及ぼす影響に関する研究も多数行われている。例えば、Novak⁹⁾は、杭基礎-地盤系を弾性梁とWinklerばねを用いてモデル化し、相互作用ばねの剛性と逸散減衰の評価を行なっている。

以上のように、構造物並びに地盤が共に弾性体である場合には、SRモデルの相互作用ばねと減衰を理論的に設定することが可能である。しかしながら、構造物の耐震設計において1995年兵庫県南部地震のような都市直下型の地震を対象とした際には構造物並びに周辺地盤の非弾性挙動の影響が避けられないのにも関わらず、この点を考慮したSRモデルの設定手法については、未だ確立されていない。

近年、構造物の持つ耐力並びに終局状態を把握するために、静的な荷重を段階的に作用させるといった手法が設計段階で用いられるようになってきている。このような解析は、Pushover解析と呼ばれ、通常地表面から上の構造物に対して適用されることが多い^{10),11)}。山下¹²⁾は、このPushover解析を相互作用系の重心位置に対して行なうことで、相互作用ばねを求めることができることを示した。すなわち、重心位置に水平荷重を与え、得られた変形との関係を求めることでスウェイ運動に対応するばねを評価する。また、ロッキング運動に対しても、重心位置にモーメントを加えた解析を行なうことでばねの値を求める。山下¹²⁾の解析では杭を完全な弾性体として取り扱っており、杭体の非弾性挙動はまったく考慮されていない。そこで、本研究では、山下によるPushover解析を用いたSRモデルの設定手法を援用し、有限要素法による詳細な動的解析が行われないような比較的小規模な構造物を対象として、詳細な杭および地盤の非弾性化を考慮した相互作用ばねの

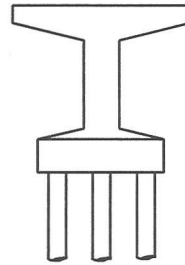


図-2 解析対象橋脚

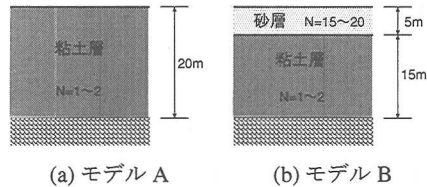


図-3 地盤モデル

評価手法について検討を行った。

2. 解析対象の構造系

解析の対象とする杭基礎は、図-2に示すようなRC橋脚を支える杭基礎構造物とし、単杭、2列×2本の4本杭、3列×3本の9本杭について解析を行った。通常、道路橋では基礎杭としてRC場所打ち杭が用いられることから、本研究の対象もRC場所打ち杭とした。杭の断面は円形とし、杭径は表-1に示す4種類について検討を行った。杭長は全て20mとしている。

群杭の場合、杭中心間隔は全て3mとする。また、鉄筋は杭の外縁付近に円周状に配置するとし、鉄筋の占める割合は全て均一(4%)とした。それぞれの杭径に対する鉄筋径・鉄筋本数についても併せて表-1に示す。杭体の物理定数は、コンクリートのヤング係数を $2.45 \times 10^{10} (\text{N/m}^2)$ 、鉄筋のヤング係数を $2.0 \times 10^{11} (\text{N/m}^2)$ とした。

地盤-構造物系の相互作用効果は基礎周辺の地盤条件に大きく影響される。本研究では図-3に示すようなA、Bの2つの1次元地盤モデルを用いた。これらは大阪地区の典型的な地盤モデルの例である。

地盤モデルAは、標準貫入試験によるN値が50以上の固い支持層の上にN値1~2の軟弱な粘土層が20m存在する地層である。一方地盤モデルBは、同様の固い支持層の上に15mの軟弱な粘土層があり、さらにもその上にN値が15~20の比較的堅固な厚さ5mの砂層がある。その他の地盤の物理定数を表-2に示す。

表-1 解析対象とした杭の諸元

杭径 (m)	杭長 (m)	鉄筋径 (m)	鉄筋の割合 (%)
1.0	20.0	0.02	4
1.2	20.0	0.024	4
1.5	20.0	0.03	4
1.8	20.0	0.036	4

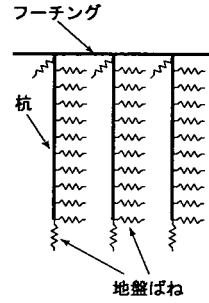


図-4 杭基礎モデル

表-2 地盤の物理定数

	地層	層厚	平均 N 値	ν	γ (tf/m^3)	ϕ (deg.)	c (tf/m^2)
A	粘土層	20 m	1~2	0.4	1.6	4.0	1.25
	支持層	-	50 以上	0.3	2.0	42.0	0.0
B	砂層	5 m	15~20	0.3	1.837	30.0	0.00
	粘土層 支持層	15 m -	1~2 50 以上	0.4 0.3	1.6 2.0	4.0 42.0	1.25 0.0

3. 解析モデル

杭基礎を持つ道路橋は、通常、桁、橋脚、フーチング、杭から構成される。ここでは、これらの要素から構成される橋梁系を、橋脚の一部とフーチング、及び基礎杭から成る部位を基礎とし、それよりも上部の構造をすべて含めて上部構造と呼ぶものとする。

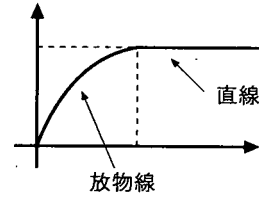
本研究は基礎と周辺地盤からなる相互作用系をばねとして評価することを目的としているので、杭基礎及び支持地盤についての解析モデルの設定について詳述する。

(1) 杭基礎のモデル化

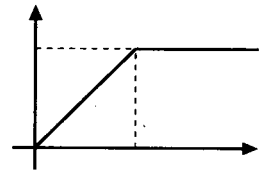
杭は2次元梁要素として取り扱うものとする。図-4に解析モデルの概念図を示す。フーチングは剛体梁要素とし、杭頭はフーチングに剛結されているものとする。また、フーチングの側面の地盤の影響については考慮しない。

構造物が強い地震動を受ける場合、杭体の応答が非弾性領域にまで達するため、杭体の非弾性挙動を考慮する必要がある。そこで、本研究では第1折れ点において引張縁のコンクリートにひび割れを生じ、第2折れ点では鉄筋が降伏し、第3折れ点においては圧縮縁コンクリートが圧壊するトリリニア型モデルを用いた。

これらの折れ点は、杭断面を微小要素に分割し、そ



(a) コンクリート



(b) 鉄筋

図-5 コンクリートと鉄筋の復元力モデル

の各断面ごとに応力-ひずみ関係を求め、引張縁のコンクリートのひび割れ、鉄筋の降伏、圧縮縁のコンクリートの圧壊が発生する時の断面全体の曲げモーメントを求めることで決定した。コンクリートと鉄筋の応力-ひずみ関係は、それぞれ図-5に示すように放物線と直線を組み合わせたモデル、鉄筋では完全弾塑性型モデルを用いた^{13),14)}。これらの応力-ひずみ関係を定義するために用いた解析パラメータを表-3に示す。

なお、杭体に発生する軸力に応じて、杭の曲げモーメント-曲率関係は変化するので、後述するPushover解析では、各载荷ステップ毎に各杭に発生する軸力に応じて折れ点を評価した。軸力の影響を考慮して求めた杭の曲げモーメント-曲率関係を図-6に示す。図-6は9本杭を表す梁要素(杭径1.2m・鉄筋10本)についての「曲げモーメント-曲率」関係である。この場合、 1.0×10^7 (N)の圧縮力が働く場合の曲げ耐力は、全く軸力が作用し

表-3 解析に用いた鉄筋コンクリートの強度^{13),14)}

	コンクリート	鉄筋
設計基準強度 (N/m ²)	$f'_{ck} = 4.0 \times 10^7$	
設計圧縮強度 (N/m ²)	$f'_{cd} = f'_{ck} / \gamma_c$	$f'_{yd} = 3.5 \times 10^8 / \gamma_s$
設計引張強度 (N/m ²)	$f'_{tk} = 0.23 f'_{ck}{}^{2/3} / \gamma_c$	$f'_{td} = 5.0 \times 10^8 / \gamma_s$
ヤング率 (N/m ²)	$E_c = 2.45 \times 10^{10}$	$E_s = 2.0 \times 10^{11}$
材料係数	$\gamma_c = 1.3$	$\gamma_s = 1.0$
降伏ひずみ	$\epsilon'_{cy} = 0.002$	$\epsilon'_{sy} = f'_{yd} / E_s$ (圧縮側)
終局ひずみ	$\epsilon'_{cu} = 0.0035$	$\epsilon'_{syt} = f'_{td} / E_s$ (引張側)

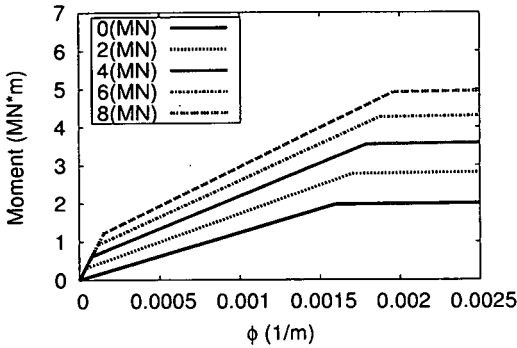


図-6 軸力変動を考慮した曲げモーメント-曲率関係

ない場合に比べて3倍程度大きくなっていることが分かる。

群杭の場合には、奥行き方向に存在する杭の影響を1本の梁に置換することで取り扱う。したがって、奥行き方向に n 本の杭が存在する場合には、一本の杭の断面積及び断面2次モーメントを n 倍したものをその列の杭全体を表すものとして取り扱う。

(2) 地盤のモデル化

地盤の影響は全てばねに置き換えて考慮する。杭側面の地盤の影響は水平方向地盤ばねを付けることにより、また周面摩擦と杭先端の地盤の影響は、杭先端に鉛直方向地盤ばねを付けることで考慮するものとする。

このような地盤ばねは振動数依存性を持つことが知られているが、強地震動が作用した結果、周辺地盤が大きな非線形性を示すような場合においては、比較的振動数の低い範囲での影響が卓越すると考えられるので、ここでは地盤ばねを振動数に依存しないものと仮定した。

振動数依存性を考慮しない地盤ばねは、一般的に弾性論に基づく Mindlin の解や実験的に求めた地盤反力

係数を用いて決定される。ここでもこれらに倣い、地盤反力係数から地盤ばねの設定を行なうこととした。

水平方向地盤ばねは完全弾塑性型の非弾性モデルとした。一方、鉛直方向地盤ばねについては、本研究では杭先端が堅固な支持層に達している場合を想定しているため、杭の鉛直方向の変位は微小なものと考え、弾性モデルを用いることとした。

a) 水平方向地盤ばね

水平方向の地盤ばね K_H (kgf/cm) は、水平方向地盤反力係数 k_H (kgf/cm³) を用いて次式で与えられる。

$$K_H = \eta_k \cdot \alpha_k \cdot D \cdot \Delta l \cdot k_H \quad (1)$$

ここで η_k は群杭効果の補正係数、 α_k は単杭における地盤反力係数の補正係数、 D は杭径 (m)、 Δl は地盤ばねの鉛直間隔 (m) である。なお、水平方向地盤反力係数は、地盤のせん断弾性波速度を用いて以下のように算出できる¹⁵⁾。

$$k_H = \frac{1}{30} 2(1 + \nu_D) \frac{\gamma_t}{10g} V_{SD}^2 \quad (2)$$

ここに ν_D は地盤の動的ポアソン比、 γ_t は地盤の単位体積重量 (tf/m³)、 g は重力加速度 (m/s²)、 V_{SD} は補正された地盤の S 波速度 (m/s) である。 V_{SD} は補正前の S 波速度 V_s を用いて次式により与えられる¹⁵⁾。

$$V_{SD} = c_v V_s \quad (3)$$

ただし、

$$c_v = \begin{cases} 0.8 (V_s \leq 300 \text{ m/s}) \\ 1.0 (V_s \geq 300 \text{ m/s}) \end{cases} \quad (4)$$

である。

地盤反力係数の補正係数のうち、単杭あたりの補正係数 α_k については 1.0 とした¹⁶⁾。群杭効果の補正係数 η_k の値については、道路橋示方書に従い、杭数・杭径によらず一律 2/3 とした¹⁷⁾。

表-4 地盤ばねの補正係数

	α_k	α_p	η_k	η_p			
粘土層	1.0	1.5	2/3	1.0			
砂層	1.0	3.0	2/3	1.0(杭径 1.0m)	5/6(1.2m)	2/3(1.5m)	5/9(1.8m)

一方、水平方向地盤ばねの極限支持力は、道路橋示方書¹⁷⁾に従って受働土圧から求めた。

$$P_y = \eta_p \cdot \alpha_p \cdot P_P \quad (5)$$

ここで、 P_y は極限支持力 (tf/m^2)、 η_p は群杭効果を考慮した極限支持力の補正係数、 α_p は単杭における極限支持力の補正係数、 P_P は受働土圧強度 (tf/m^2) である。受働土圧強度は次式によって求めることができる¹⁷⁾。

$$P_P = K_P \cdot \gamma \cdot x + 2 \cdot c \cdot \sqrt{K_P} \quad (6)$$

ここで、 K_P は受働土圧係数、 γ は土の単位体積重量 (tf/m^3)、 c は粘着力 (tf/m^2)、 x は地表面からの深さ (m) である。

極限支持力の補正係数 α_p は単杭の場合、砂層で 3.0、粘土層では 1.5 とした。一方、群杭効果の補正係数 η_p は、粘土層については 1.0、砂層については杭間隔と杭径によって定めた。これらの補正係数の値を地盤ばね定数の補正係数とともに表-4 に示す。

b) 鉛直方向地盤ばね

鉛直方向地盤ばね定数 K_v (kgf/cm) の値は、杭の周囲摩擦を考慮せずに鉛直方向地盤反力係数 k_v (kgf/cm^3) を用いて次式により求めた。

$$K_v = \frac{\pi}{4} D^2 k_v \quad (7)$$

D (m) は杭の直径である。 k_v は道路橋示方書に示された以下の式により決定した¹⁷⁾。

$$k_v = \frac{1}{30} \alpha E_0 \left(\frac{D}{30} \right)^{-\frac{3}{4}} \quad (8)$$

ここで、 E_0 は変形係数 (kgf/cm^3) であり、N 値から $E_0 = 28N$ と求められる。

c) 群杭効果

群杭効果は、地盤ばね・降伏強度に補正係数を乗ずることで考慮されることが多い。この補正係数は地盤の種類・杭の施工法・杭本数などによって異なる値が用いられる。本研究においては、道路橋示方書¹⁷⁾で示された補正係数を用いた。また、群杭の荷重分担は、杭の位置によって異なり、一般に荷重載荷方向に対し、前列から後列に行く程、分担率が小さくなることが知られている。これは、前列杭の影響により、中央杭・後列杭の前面地盤の抵抗力が低下するためと考えることが

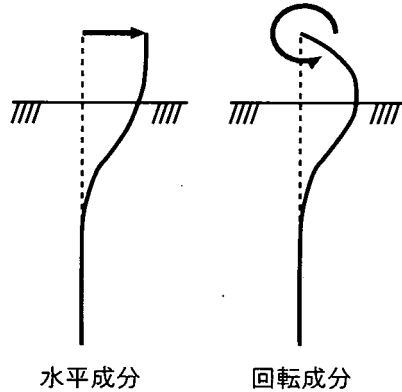


図-7 単杭の拘束条件

できる。道路橋示方書では、砂質地盤における支持力に対してのみこのような荷重分担の杭位置依存性を考慮するものとしている。しかし、杭基礎に対する大変形載荷試験結果¹⁹⁾によれば、前列に対してその背面に位置する杭では、剛性も支持力も低いこと、この傾向は粘性地盤中の杭にも存在することが指摘されている。本研究では既往の載荷試験結果を参考に、中央杭、後列杭の剛性・支持力ともに、前列杭に対して 1/2 に低減することとした。

4. Pushover 解析による相互作用ばねの評価

(1) 載荷・拘束条件

相互作用ばねの評価を行なう際の拘束条件は、Novak⁹⁾によるものを用いる。すなわち、単杭の場合、杭頭の回転を拘束した状態で、杭頭に水平方向の荷重を載荷することで水平方向の挙動の解析を行なう。回転挙動の解析では、杭頭の水平変位を拘束した状態で、杭頭に曲げモーメントを作用させる。図-7にこれらの拘束条件を示す。

一方、群杭を対象とした検討を行なう場合には、水平成分の挙動解析に際して、フーチングの重心位置に水平方向の荷重を載荷する。このとき、フーチングの重心回りの回転を拘束する。回転成分挙動の解析では、フーチングの水平変位を拘束した状態において、フーチング重心位置に曲げモーメントを作用させる。

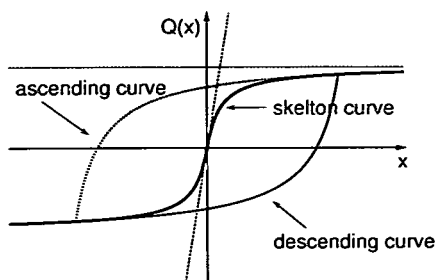


図-8 修正 Hardine-Drnevich モデル

地震時の構造物では、水平力とモーメントは同時に杭基礎系に作用するので、本来であれば、両者を同時に作用させて評価を行う方が望ましいが、本研究においては、水平力、モーメントを別個に作用させることで、相互作用ばねを評価することとした。これは、水平力とモーメントの同時載荷では、荷重の組み合わせが無数にあり、相互作用ばねを評価することが極めて困難であることに加えて、SRモデルによる解析が許容される場合には、多少の精度の低下は許容されると考えられるためである。

(2) 相互作用ばねのモデル化

非線形復元力のモデル化には、線形モデル・パイリニアモデルのような直線近似をするものもあるが、本研究においては Pushover 解析によって算出された相互作用ばねを、双曲線型の Hardin-Drnevich モデル(以下 H-D モデルと記す)によってモデル化することを試みた。山下¹²⁾の解析では、杭体は弾性として扱われ、載荷点における復元力特性から杭体の弾性挙動の寄与を除き、地盤の非線形挙動の影響に対して H-D モデルを適用している。これに対し、本研究では杭体の非弾性化を考慮したモデル化を行うことを目的としていることから、杭体及び地盤の影響を分離せず、そのまま H-D モデルを適用する。

H-D モデルは本来、土の応力-ひずみ関係を表すものとして提案されているが、ここでは復元力-変位の関係を表すものとする。H-D モデルの骨格曲線は式(9)で表される。

$$Q(x) = \frac{K_0 \cdot x}{1 + \left| \frac{x}{x_f} \right|} \quad (9)$$

$$x_f = \frac{Q_f}{K_0} \quad (10)$$

Q , x はそれぞれ復元力、変位を表し、 K_0 は初期剛性、 Q_f は降伏力である。 x_f は本来の H-D モデルにおいて

規準化ひずみと呼ばれるものに対応するため、本論文においては規準化変位と呼ぶことにする。

本論文では、初期剛性・降伏力を水平ばねの場合は $K_h \cdot Q_h$ 、回転ばねの場合は $K_r \cdot Q_r$ と記す。 x_f については水平ばねの場合は規準化変位、回転ばねの場合は規準化回転角と呼び、それぞれ記号 x_h , x_r を用いて表すものとする。

以上のように、H-D モデルを荷重-変位関係を表すものとし、さらに加曲線、減曲線を加えたものを修正 H-D モデルと称す。図-8 に修正 H-D モデルの概略を示す。

相互作用ばねを修正 Hardin-Drnevich モデルで表現するとき、この復元力特性を決定するために必要なパラメータは、初期剛性 K_0 と降伏強度 Q_f である。これらの値は、Pushover 解析によって得られる荷重-変位曲線から最小二乗法を用いて定めることができる。

(3) 解析結果

これまで述べてきた手法により単杭、4本杭、9本杭の3モデルに対して Pushover 解析を行った結果を示す。解析は A, B2 種類の地盤モデルと 4 種類の杭径に対して、計 24 種類のケースを設定した。

道路橋示方書¹⁵⁾では、杭基礎の変位はフーチング底面位置での水平変位が 40 cm 程度、回転角は 0.025 rad 程度を目安に制限されている。本研究では水平変位、回転角の最大値がそれぞれ 0.5 m, 0.05 rad に達するまでを目安とした解析を行なった。また、荷重の分割数が少なすぎる、すなわち一回の載荷当たりの荷重増分が大きすぎれば、対象とする系の挙動的な確かな把握は望めない。ここでは、適当な大きな値の荷重増分により水平変位、回転角が 0.5m, 0.05 rad に達するような荷重の最大値をあらかじめ求め、そのときに杭体が非弾性化していることを確認した後、その最大荷重を総載荷ステップ数で除することにより、各載荷ステップにおける荷重増分を決定した。以下の解析では総載荷ステップ数は 50 回とした。

a) 単杭の場合

得られた水平成分力-変位曲線のうち、地盤モデル A に関するものを図-9 に示す。図中、○印は Pushover 解析による結果を示し、破線はこの結果を最小二乗法を用いて Hardin-Drnevich 型の骨格曲線で同定したものである。表-5 に同定したパラメータの各ケースにおける値を示す。これら表において () 内の数値は残差を表す。

表-5 において水平成分の解析結果によると、地盤モデル A, B いずれにおいても、初期剛性 K_h の値及び降伏強度 Q_h の値が杭径の増加と共に大きくなっている。また、地盤モデル A の結果を B のものと比較すると、全ての杭径において K_h , Q_h のいずれも二倍程度大きくなっている。すなわち、軟弱な粘土地盤のみで

表-5 単杭に対する相互作用ばねの同定結果

地盤	杭径 (m)	K_h (MN/m)	Q_h (MN)	K_r (MN·m/rad)	Q_r (MN·m)
A	1.0	35.88(4.43%)	8.32(3.49%)	925.52(1.98%)	11.16(1.17%)
	1.2	51.25(4.49%)	12.31(3.60%)	1688.31(2.01%)	18.60(1.16%)
	1.5	82.44(4.28%)	19.07(3.43%)	3480.56(1.98%)	35.59(1.11%)
	1.8	118.59(4.27%)	28.14(3.35%)	6336.41(1.85%)	60.49(1.02%)
B	1.0	85.55(5.53%)	15.45(3.51%)	1257.16(2.87%)	16.07(1.60%)
	1.2	118.75(5.23%)	22.84(3.47%)	2325.40(2.85%)	24.28(1.52%)
	1.5	172.46(4.99%)	37.53(3.77%)	4491.50(3.16%)	43.93(1.58%)
	1.8	229.51(4.65%)	57.13(3.86%)	7834.11(3.08%)	71.04(1.51%)

表-6 4本杭に対する相互作用ばねの同定結果

地盤	杭径 (m)	K_h (MN/m)	Q_h (MN)	K_r (MN·m/rad)	Q_r (MN·m)
A	1.0	103.48(3.52%)	29.18(3.28%)	3255.12(1.87%)	68.77(1.55%)
	1.2	149.01(3.60%)	41.95(3.41%)	5867.23(1.55%)	107.55(1.16%)
	1.5	234.93(3.73%)	67.48(3.67%)	12100.60(1.69%)	189.20(1.09%)
	1.8	317.01(4.08%)	83.05(3.62%)	18102.40(2.70%)	265.06(1.52%)
B	1.0	215.19(3.48%)	64.58(3.59%)	4137.21(3.14%)	80.32(2.34%)
	1.2	273.05(2.83%)	104.69(3.45%)	6895.54(2.76%)	121.56(1.97%)
	1.5	368.49(2.52%)	177.31(3.78%)	13227.70(2.18%)	211.28(1.46%)
	1.8	529.49(2.49%)	238.47(3.49%)	22996.80(2.50%)	360.27(1.54%)

表-7 9本杭に対する相互作用ばねの同定結果

地盤	杭径 (m)	K_h (MN/m)	Q_h (MN)	K_r (MN·m/rad)	Q_r (MN·m)
A	1.0	229.30(3.90%)	48.35(2.90%)	7098.69(2.11%)	297.56(2.74%)
	1.2	336.87(3.79%)	71.03(2.86%)	12578.50(1.86%)	383.91(1.91%)
	1.5	534.77(3.81%)	112.63(2.85%)	25339.90(1.83%)	585.38(1.49%)
	1.8	733.13(4.07%)	169.39(3.01%)	44351.50(2.23%)	894.94(1.56%)
B	1.0	394.97(3.27%)	122.54(2.98%)	7997.47(2.39%)	432.17(3.62%)
	1.2	557.95(3.12%)	170.19(2.99%)	13987.50(2.36%)	503.68(2.82%)
	1.5	802.77(2.98%)	277.16(3.21%)	27274.40(2.42%)	723.51(2.23%)
	1.8	1067.80(2.80%)	400.44(3.11%)	46042.70(2.53%)	1062.04(1.95%)

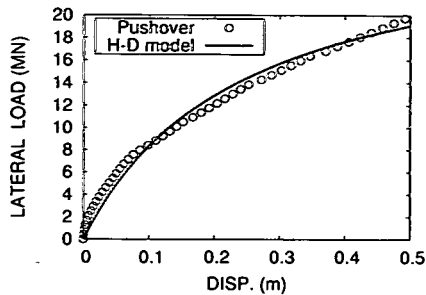
構成される地盤モデルAよりも、上層に砂層を含む地盤モデルBの方が剛性が大きいという結果を示している。このことは、粘土層よりも砂地盤の方が固いことから十分に予想される結果である。また、同定の残差は3.4%から5.5%の範囲に収まっており、これらの挙動がHardin-Drnevich型の骨格曲線のモデルで適切に表現できていると考えられる。

一方、回転成分についてみると、水平成分の挙動と同様に、地盤モデルにかかわらず初期剛性 K_r 、降伏強度 Q_r の値が杭径の増加に対応して大きくなっている。

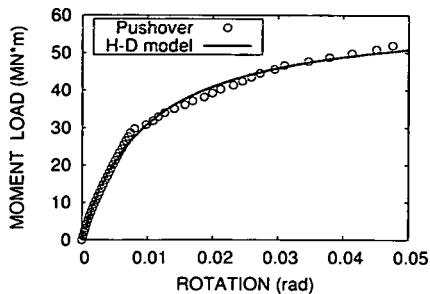
また、地盤モデルAをBと比較すると、水平成分ほど顕著ではないものの、全ての杭径の結果において K_r 、 Q_r ともに大きな値になっている。

b) 4本杭の場合

4本杭に対してもPushover解析を実施し、得られた水平成分力-変位曲線を図-10に、また修正H-Dモデル骨格曲線にフィッティングした結果を表-6に示す。地盤AよりもBの方が、杭径が大きくなるほど初期剛性、降伏力ともに増加している。

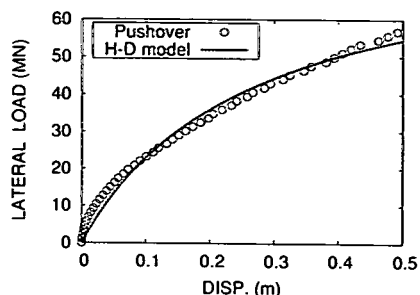


(a) 水平成分

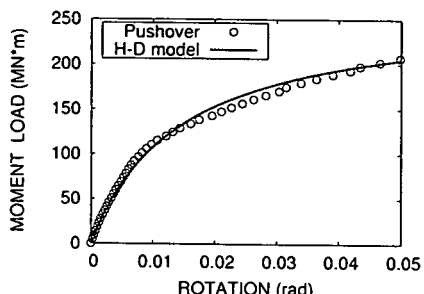


(b) 回転成分

図-9 単杭，地盤 A における解析結果 (杭径 1.8m)



(a) 水平成分



(b) 回転成分

図-10 4本杭，地盤 A における解析結果 (杭径 1.8m)

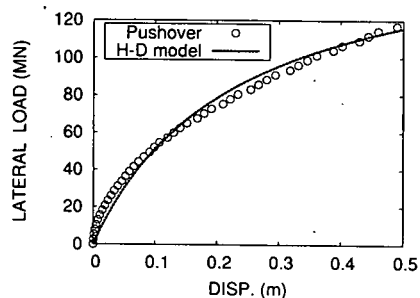
c) 9本杭の場合

9本杭の水平成分力-変位曲線を図-11に示す。4本杭の検討の際に述べたように、9本杭は9本の杭で曲げに抵抗できるため、剛性の変化は単杭・4本杭よりも滑らかである。9本杭の場合について修正HDモデルで同定した結果を表-7に示す。

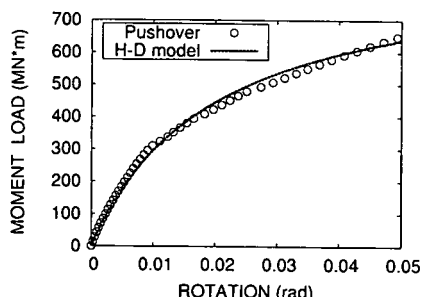
5. 有限要素法による詳細解析結果との比較

本研究における2次元梁-地盤ばねモデルによるPushover解析の精度及びその問題点について検討するため、3次元有限要素法を用いたより詳細な解析結果との比較を行なった。有限要素法による解析は、木村ら¹⁾によって開発されたDGPILE-3Dを用い、地盤の応力-ひずみ関係を完全弾塑性とし、降伏関数としてDrucker-Pragerの破壊基準を用いたものである。フーチング底面の地盤の影響を避けるため、荷重載荷点は地表面から50cmに設定した。

ここでの比較に用いる有限要素法のデータは他の目的で解析されたもの¹⁸⁾であるため、杭体の非弾性挙動は考慮されていない。そこで、本研究による解析手法において杭を線形とした解析を新たに行ない比較した結果が図-12である。図-12(a)は水平成分、(b)は回転成分の結果を比較したものである。これらの結果では杭の非弾性化を考慮していないため、両成分ともにほ



(a) 水平成分

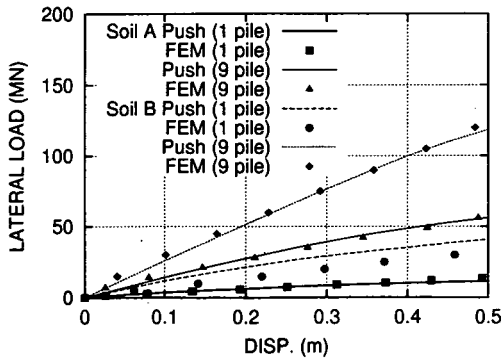


(b) 回転成分

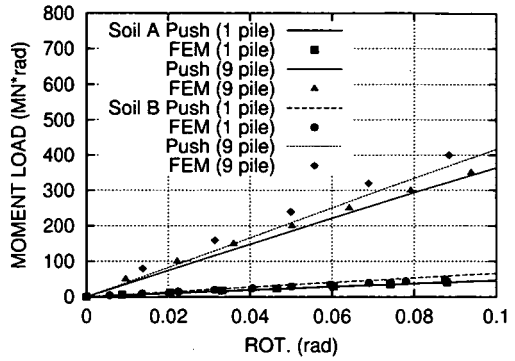
図-11 9本杭，地盤 A における解析結果 (杭径 1.8m)

ぼ直線になっている。

水平成分に関しては、地盤モデルBで単杭の場合、有



(a) 水平成分



(b) 回転成分

図-12 Pushover 解析と有限要素法の結果の比較 (杭径 1.0m)

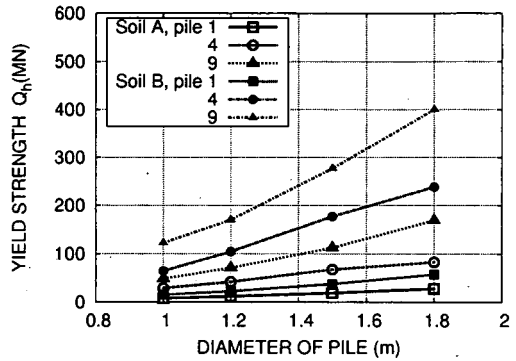
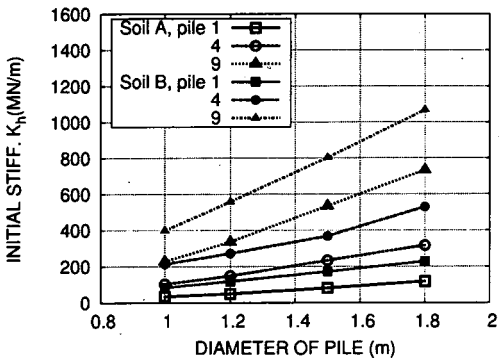


図-13 杭径に対する初期剛性と降伏力の変化 (水平成分)

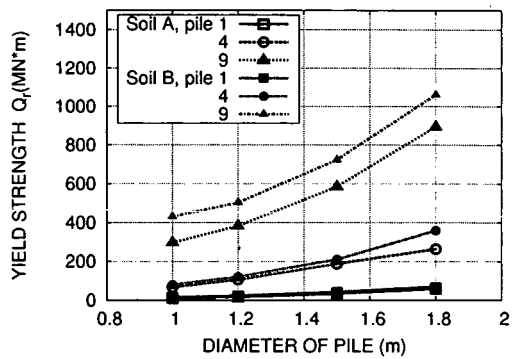
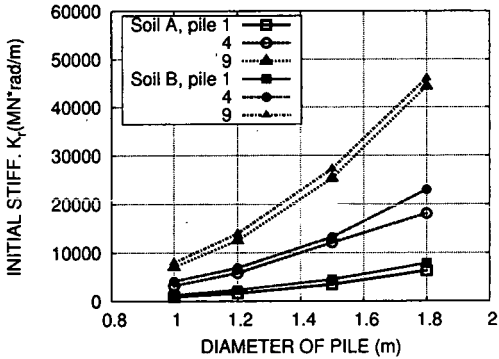


図-14 杭径に対する初期剛性と降伏力の変化 (回転成分)

有限要素法解析の結果よりもやや剛性を大きく見積もっているが、9本杭の場合にはよい一致を示している。9本杭では地盤と比べて杭体の剛性が卓越すると考えられるので、両者の差は地盤モデルBでの地盤ばねの設定法に起因するものと考えられる。

一方、回転成分についてみると、9本杭基礎の場合に

地盤モデルA、Bともに有限要素法によるものの方がやや剛性が小さくなっている。この原因としては本論文の解析では杭の周辺摩擦を考慮していないことや、杭先端の地盤ばねの設定法の問題が考えられる。

以上の結果から、本研究で用いた解析の妥当性が検証されたと考えられる。また、SRモデルによる動的解

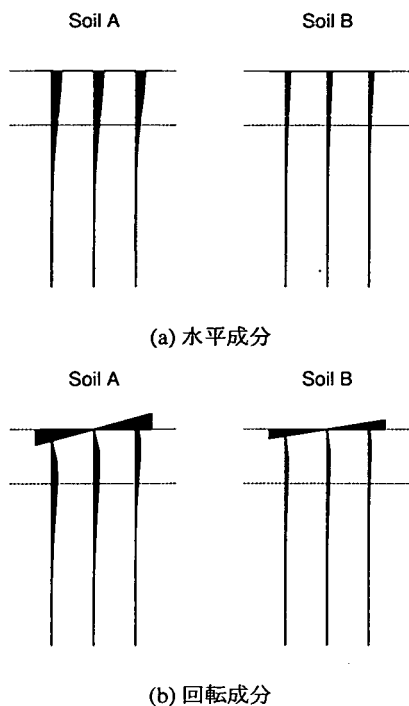


図-15 載荷時における杭の変形状態の比較

析では、3次元有限要素法のような高い精度が要求されないことを考えると、相互作用ばねを求めるためには、3次元有限要素法による詳細な解析を行うまでもなく、2次元梁要素と地盤ばねによる解析で実用上十分な精度で相互作用ばねを決定し得るものと考えられる。

6. 考察

図-13及び図-14に杭径の違いに対する初期剛性及び降伏力の変化を示す。図-13は水平成分の初期剛性、降伏力の変化、図-14は回転成分の初期剛性、降伏力の変化を示している。これらの図より杭径の増加に対して初期剛性、降伏力とも増加していることが分かる。また地盤モデルAとBの結果を比較すると、軟弱な粘土層のみからなる地盤Aよりも、上部に砂層Bを含む地盤Bのほうが、相互作用ばねの剛性は大きくなっていることが分かる。この差は回転成分より水平成分の方が顕著に現れている。すなわち、初期剛性について地盤モデルAとBから得られた結果を比較すると、図-13に示す水平成分では、地盤Bの水平成分初期剛性は同じ杭数の地盤Aの剛性よりも杭数の多い地盤Aの剛性に近くなっているが、図-14によると回転成分の初期剛性は地盤A、Bともに似た値を示している。この傾向は降伏力についても認められる。

この原因を見るため、載荷時の杭の変形の状況を描いた図が図-15である。この図は杭径1.2mの9本杭基礎に対する解析結果を描いたものであり、図中の2本の波線は上から順に地表面と地盤の境界を表している。図-15によると、水平挙動の場合には、両地盤モデルにおいて地盤の剛性が大きく異なる表層付近で大きな変形を生じるのに対して、回転挙動の解析では、杭の変形がより広い範囲で生じているためであると考えられる。すなわち、回転成分では杭基礎系全体の挙動に及ぼす表層付近地盤の影響が小さくなるため、本研究で解析を行ったケースでは、初期剛性、降伏モーメント共にモデルによる差異が小さくなる。

本研究によるPushover解析は地盤を表す地盤ばねの値に強く影響される。すなわち、地盤条件のパラメータ、杭本数、杭径の影響などを考慮した群杭効果の補正係数などが適切に評価できれば、Pushover解析は簡便かつ精度のよい解析法として、有用な相互作用ばね算定手法として確立され得るものと思われる。しかしながら、実際の杭基礎の挙動は様々な要素が絡み合う非常に複雑なものであり、全く同じ杭基礎であっても、様々な条件下でその挙動は変わってくる。現行の道路橋示方書では地盤ばね定数について、群杭効果の補正係数は杭本数・杭径によらず一律2/3という値を採用しているが、実杭による載荷試験結果によると、約0.3~1.0の範囲でばらついており¹⁹⁾、極限支持力の補正係数に関しても、約0.4~0.7の範囲でばらつきがあることが示されている。今後は実験を通して、地盤条件や杭径等の様々な要因からの影響を解明することにより、適切なパラメータの評価手法を確立する必要がある。

7. 結論

本研究は、通常の設計において有限要素法等による詳細な動的解析が行われることのない、比較的小規模な構造物を対象として、地盤及び杭体の非弾性特性を考慮したSRモデルによる動的地震応答解析のための相互作用ばねを、Pushover解析により算定する手法を提案した。本研究で得られた知見を以下に列挙する。

- 杭基礎に対して、杭及び支持地盤の非弾性化を考慮したPushover解析を実施した。その結果得られた復元力特性はHardin-Drnevich型モデルによってモデル化することができた。
- 杭体が弾性挙動を示す場合について、本研究による解析結果と3次元有限要素法による既往の解析結果¹⁸⁾とを比較したところ、水平成分挙動、回転成分挙動ともに両者は良い一致を示した。

今後の課題として、地盤ばねの補正係数が結果に与える影響が比較的大きいため、補正係数の妥当性につ

いて詳細に検討する必要がある。これらの補正係数は解析だけで求められるものではなく、これまでの杭の載荷実験の結果を注意深く分析するとともに、さらなる多数の実験データの蓄積が必要である。

また、本研究で提案する杭基礎-地盤系の相互作用のモデル化は、上部構造系の慣性力の効果が卓越する場合のみを考慮している。すなわち、地盤と杭体との間のキネマティックな相互作用²⁰⁾の効果は考慮されていない。キネマティックな相互作用の効果が杭体の挙動に多大な影響を及ぼすことが指摘されているので、今後この効果も考慮したモデル化を検討する必要がある。

謝辞: 本論文中の有限要素解析では、京都大学木村亮助教授、岐阜大学張鋒助教授により作成された解析プログラムを利用した。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) 木村亮, 張鋒, 田中隆一郎: 3次元弾塑性動的有限要素法による杭基礎の耐震評価, 第25回地震工学研究発表会講演論文集, pp. 581-584, 1999.
- 2) Bycroft, G. N.: Forced vibrations of a rigid circular plate on a semi-infinite elastic space and on an elastic stratum, *Philosophical Transactions, Royal Society of London*, Vol. 248, No. 948, pp. 327-368, 1956.
- 3) Parmelee, R.A.: The influence of foundation parameters on the seismic response of interaction systems, *Proc. Third Japan Earthquake Engineering Symposium*, pp. 49-56, 1970.
- 4) Veletsos, A.S. and Meek, J.: Dynamic behavior of building-foundation systems, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 3, pp. 121-138, 1974.
- 5) Paul C. Jennings and Jacobo Bielak: Dynamics of building-soil interaction, *Bulletin of the Seismological Society of America*, Vol. 63, No. 1, pp. 9-48, Feb 1973.
- 6) 土岐憲三, 小松昭雄: 井筒基礎の地震応答解析に関する研究, 土木学会論文報告集, pp. 29-40, 1979.
- 7) 原田隆典, 久保慶三郎, 片山恒雄, 廣瀬利光: 地中円筒剛体基礎の動的ばね係数と減衰係数, 土木学会論文報告集, Vol. 339, pp. 79-88, 1983.
- 8) Kobori, T.: Dynamic response of rectangular foundations on an elastic-space, *Proceedings of Japan National Symposium on Earthquake Engineering, Tokyo*, pp. 81-86, 1962.
- 9) Milos Novak: Dynamic stiffness and damping of piles, *Can. Geotech. J.*, Vol. 11, pp. 574-598, 1974.
- 10) 宇佐美勉: Pushover解析による鋼製橋脚の地震時保有水平耐力照査, 第1回地震時保有水平耐力法に基づく橋梁の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集, 1998.
- 11) 宇佐美勉: Pushover解析と等価1自由度モデルによる鋼製ラーメン橋脚の耐震照査法, 土木学会論文集, No.626/I-48, pp. 231-240, 1999.
- 12) 山下典彦: 構造物-地盤系の動的相互作用解析による杭基礎の耐震設計に関する研究, 京都大学博士論文, 京都大学, 1997.
- 13) 社団法人土木学会: コンクリート標準示方書 設計編, 1996.
- 14) 小林和夫: コンクリート構造学, 森北出版, 1997.
- 15) 社団法人日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 1996.
- 16) 矢部正明, 川島一彦: 杭基礎の非線形地震応答特性とブッシュオーバーアナリシスによる解析法に関する研究, 土木学会論文集, No.619/I-47, pp. 91-109, 1999.
- 17) 社団法人日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 IV 下部構造編, 1996.
- 18) 小野祐輔: 地盤と構造物の相互作用を考慮した必要強度スペクトルに関する研究, 京都大学修士論文, 1999.
- 19) 木村亮, 幸左賢二, 伊藤恭平, 坂本眞徳: 場所打ち杭の大変形水平挙動に関する研究, 構造工学論文集, Vol. 39A, 1993.
- 20) 土木学会: 動的解析の方法, 動的解析と耐震設計 第2巻, 技報堂出版, 1989.

(2001.8.30 受付)

MODELING OF INELASTIC SOIL-PILE-FOUNDATION INTERACTION SYSTEM

Kenzo TOKI, Junji KIYONO, Yusuke ONO and Aiko FURUKAWA

Effects of dynamic interaction to the soil-structure system have been discussed by many researchers and aseismic design procedures taking into account the interaction effects are strongly expected. In this study, we try to incorporate the effects of the dynamic soil-structure interaction can be adapted briefly in the simple Sway-Rocking model. The procedure to evaluate the sway and rocking springs, however, has not been well established yet. We here propose the method to evaluate the soil springs of the soil-pile interaction by using pushover analysis. The results are compared with those of the finite element analysis and both are in good agreement.