

高靱性能耐震ジョイント杭の開発とその側方移動する液状化地盤に対する応答

宮坂享明¹・三浦房紀²・平田大三³

¹正会員 大同コンクリート工業(株)施工技術部(〒130 東京都墨田区両国二丁目10番14号)
山口大学大学院 工学研究科博士後期課程(〒755 山口県宇部市常盤台2557)

²正会員 工博 山口大学教授 工学部知能情報システム工学科(〒755 山口県宇部市常盤台2557)

³学生会員 山口大学大学院 工学研究科博士前期課程(〒755 山口県宇部市常盤台2557)

本研究は、まず新しく開発した高靱性を持つ継手(高靱性能耐震ジョイントと呼ぶ)を用いた杭の曲げ特性を実験的に明らかにし、幾何および材料の両非線形性を考慮に入れた解析手法を用いて、その実験結果を精度良くシミュレーションできることを示した。次にこの手法を用いて、液状化による地盤の側方移動を受ける杭に対する高靱性能耐震ジョイントの有効性を検討したものである。その結果、本ジョイントを杭の液状化層と非液状化層の境界の位置に用いることによって、これを用いない場合に比べて約2倍の地盤変位に対して杭が破壊しないことが判明した。

Key Words : pile foundation, ductility, spliced pile, liquefaction, lateral ground displacements

1. ま え が き

地震による建造物の被害は、直接地震動によるもの(いわゆる慣性力による被害)と地盤の変状に起因するものとに大別されよう。後者の最たるものとしては液状化が挙げられる。この液状化は1964年の新潟地震で建造物や施設に多大な被害をもたらしたことで注目を浴び、この地震後、その発生メカニズム、予測、対策工法、設計手法などに関して精力的に研究が進められてきた。ところがこれらの研究は液状化による地盤の支持力の低下ないしは消滅による地上建造物の沈下、あるいは浮力による地中建造物の浮き上がり現象を念頭に置いたものであった。ところが、液状化に伴って地表面近くの地盤が水平方向に移動し、時にはその移動量は数メートルにも達することが浜田ら¹⁾によって明らかにされ、この現象に起因する地中建造物の破壊例も多く報告されている²⁾。基礎杭もその例外ではなく、地盤の側方移動に起因する破壊例も多く報告されている^{3),4)}。

筆者の一人はこれまで、このような液状化に起因する地盤の側方移動を受ける基礎杭の非線形応答解析手法の開発を行ってきた⁵⁾⁻⁷⁾。そしてその手法を用いて筆者らは実際の破壊状態、すなわち、塑性ヒンジの出現状況を表すことができること、またその出現には、杭頭の結合度が大きく影響を及ぼすこと、軸力が大きくなるとP-Δ効果が現れ、これが破壊のパターンにも影響を及ぼすこと、従来の杭では杭長、液状化層の層厚にもよる

が地盤の側方移動量が数cmから10ないし20cmのオーダーで破壊すること等を明らかにしてきた^{8),9)}。

一方、杭基礎打設現場での施工性あるいは経済性の向上を図るために、杭の溶接に代わる継手工法として最近無溶接継手が開発された¹⁰⁾。筆者らはこの無溶接継手にさらに靱性を持たせるべく改良を加え、これによって杭がその支持能力を失うことなく、地盤の大変形に対してもある程度追随できるような継手構造の開発を行った。以下本論文においてはこの継手を高靱性能耐震ジョイントと呼ぶ。

高靱性能耐震ジョイントは、杭と杭とを嵌合方式によってフレキシブルに結合した継手である。この継手を溶接継手に代わって用いることによって、杭の靱性を数倍高めることができる。これによって杭の破壊を避けることができ、杭基礎全体の耐震性を向上させることが期待できる。

そこで本研究ではまず単純曲げ試験を行い、新しく開発したこの高靱性能耐震ジョイントを用いた杭の曲げ特性を明らかにする。次にこれまで開発してきた解析手法をさらに改良して曲げ試験結果を精度良くシミュレーションできることを示す。さらに、その解析手法を用いて、液状化による地盤の側方移動を受ける杭の応答特性を調べ、高靱性能耐震ジョイントを用いた杭の有効性を検討する。

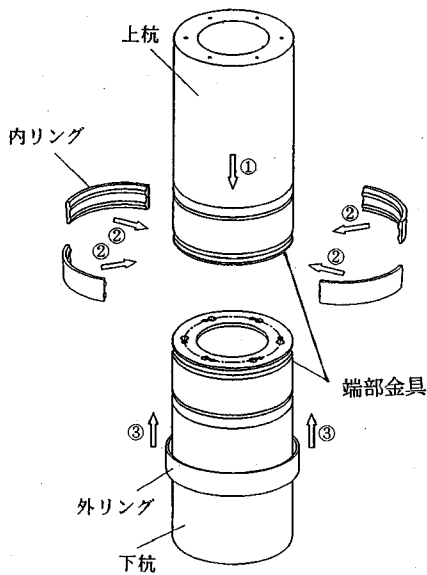


図-1 高靱性能耐震ジョイント

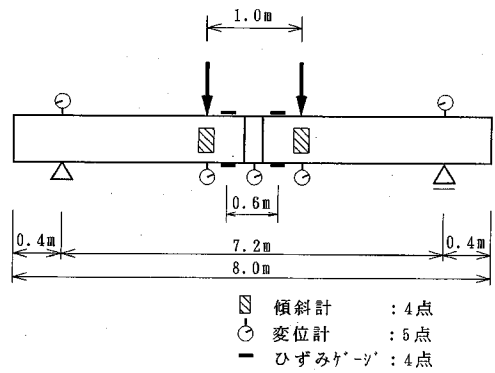


図-2 実験の概要

表-1 実験ケース

	杭長(m)	スパン長(m)	軸力(tf)	継手
ケース 1	12.0	7.2	0.0	無
ケース 2	12.0	7.2	0.0	有
ケース 3	8.0	7.2	60.0	無
ケース 4	8.0	7.2	60.0	有

2. 高靱性能耐震ジョイント

(1) 基本構造

高靱性能耐震ジョイントの基本構造は図-1に示すとおり、端部金具、4つに分割されている内リング、およびそれを締め付ける外リングから構成されている。端部金具は端板と補強バンドとからなっている。上下の端部金具を付き合わせた後、内径側に突起部を有する4つの内リングをはめ、最後に外リングを持ち上げて嵌合終了となる。内リングの外側と外リングの内側はテーパ状になっているため外リングから内リングに拘束力が与えられるようになっている。

(2) 曲げ特性

a) 実験概要

高靱性能耐震ジョイントを用いた杭の曲げ変形特性を明らかにするために、継手部の曲げ強度試験を行った。試験は図-2に示すように、スパン長7.2m、その中央に鉛直荷重を載荷して行う。高靱性能耐震ジョイントはスパン中央にセットする。測定項目は回転角 θ (4ヶ所)、ひずみ ε (4ヶ所)、たわみ δ (5ヶ所)であり、それぞれ傾斜計、ひずみゲージ、変位計で測定する。それらの位置を図-2に併せて示す。

実験は表-1に示す4ケース行った。軸力のある場合と無い場合、およびそれぞれに対して継手のある場合と無い場合である。杭は外径400mmのPHC杭(Pre-stressed High Strength Concrete Pile)を用いた。

b) 実験結果

実験から得られた結果を図-3に示す。図(a)は軸力=0の場合、(b)は軸力=60tfの場合であり、図中の[杭本体]は継手を用いず供試体が杭本体のみ、[継手杭]が高靱性能耐震ジョイントで接合した杭である。以下表記の簡便を計るためこれを「継手杭」と呼ぶ。なお、この軸力60tfは地震時許容軸力の約2/3に相当する。

まず、図(a)の軸力=0の場合には、2本の曲線とも曲げモーメントが頭打ちになり、終局状態に達している。そして、その大きさは高靱性能耐震ジョイントの有無にかかわらずほとんど同じであり、高靱性能耐震ジョイントを用いても強度は低下しないことがわかる。しかも同じ曲げモーメントに対して継手杭の方が3~4倍回転角が大きい。すなわちたわみ性が大きくなっている。

次に図(b)の軸力=60tfの場合の結果を見る。軸力を与えるのに軸力導入ストランド(ワイヤーの束)を杭孔の中を通すのであるが、たわみが大きくなるとこのストランドが杭の内壁に当たるといった現象が起きる。こうなるとそれ以上載荷しても信頼性がなくなるので、本実験ではストランドが杭内壁に当たった時点で実験を停止している。このため継手杭は終局状態に至っていない。ストランドが杭内壁に当たらなければ終局曲げモーメントはもっと大きいのであるが、曲線がかなり寝てきていることもあり、本研究ではこの時点をもって終局モーメントとして以下の解析に用いる。

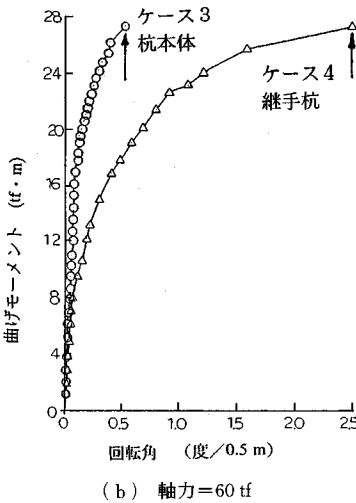
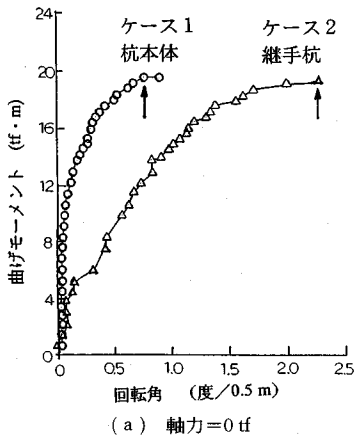


図-3 曲げモーメント～回転角

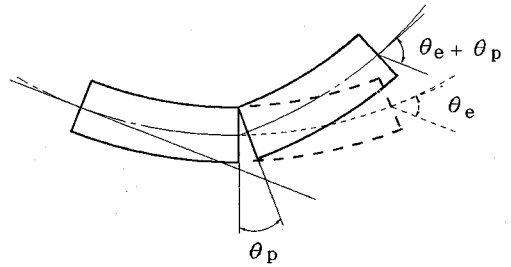
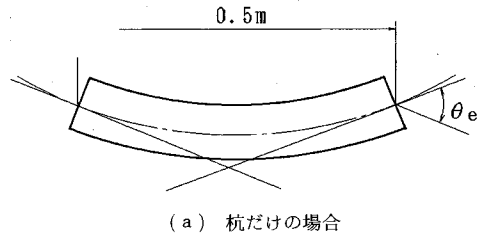


図-4 回転角の定義

表-2 終局モーメントと終局回転角

	終局モーメント(tf·m)	終局回転角(度)
ケース1	19.8	0.733
ケース2	19.8	2.263
ケース3	27.4	0.343
ケース4	27.4	2.423

3. 数値解析による実験のシミュレーション

(1) 解析手法

a) 解析モデル

ここでは前章で示した杭の曲げ試験の結果を数値解析によってシミュレーションし、解析によって得られた結果と実験結果とを比較することによって解析手法の妥当性を検討する。杭のたわみは相当大きくなるので、軸力が作用する場合にはいわゆる $P-\Delta$ 効果が現れ、もはや微小変形理論に基づく通常の線形はり要素では現象を十分表現できなくなる。すなわち幾何学的な非線形性を考慮する必要が生じてくる。これと併せて杭の破壊現象、すなわち塑性ヒンジの出現をも表現するために材料非線形性を考慮しなければならない。そこで本解析では、図-5に示すように、以下に説明する幾何学的非線形性を有するはり要素と非線形な曲げモーメント-回転特性を有する回転バネ・スライダ要素を交互に直列に配列することによって杭をモデル化する。

b) 杭の幾何学的非線形性

杭の幾何学的非線形性に対しては、繰り返し計算ごと

一方の杭本体の方は危険を避けるため崩壊（急激な圧壊）の寸前で実験を停止している。したがって、曲げモーメントは頭打ちにはなっていないが、ほぼ終局状態と見なして良く、以下の解析ではこの値を終局モーメントとして用いる。この軸力のある場合も両曲線の開きは曲げモーメントの増大とともに大きくなり、実験終了直前では約5倍継手杭の方が回転角が大きくなっている。

なお、ここに回転角というのは、杭本体の場合には図-4(a)に示すように杭長0.5mあたりの弾性変形による接線勾配 θ_e を意味し、継手杭の場合は θ_e にジョイントの塑性変形による回転角 θ_p を加えた角度 $\theta_e + \theta_p$ のことである。以下特に断らない限り本文での回転角はこの意味で用いる。ここで、回転角を杭長0.5m当たりの値にしているのは、後述の解析ではり要素の長さを0.5mとしているからである。表-2にこの実験より求めた終局モーメントおよびその時の回転角をまとめて示す。

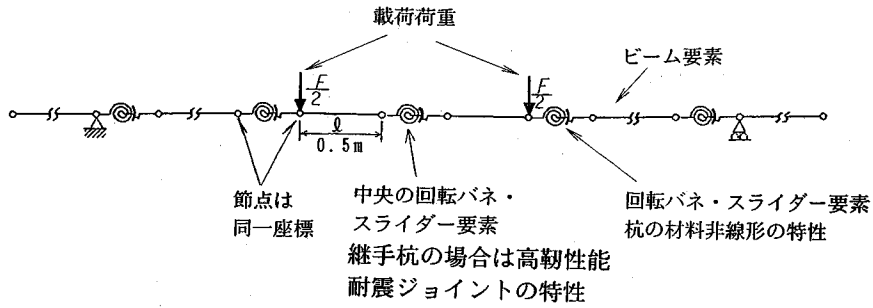


図-5 実験のシミュレーションモデル

にはり要素の節点の座標を更新して剛性マトリクスを作り直す手法を用いる。その際剛性マトリクスには次式のつり合い方程式に示すように軸力 P の影響を考慮に入れる¹¹⁾。これにより $P-\Delta$ 効果を表現できる。

$$\begin{bmatrix}
 \frac{EA}{l} & 0 & 0 & -\frac{EA}{l} & 0 & 0 \\
 \frac{12EI}{l^3} + \frac{6P}{5l} & \frac{6EI}{l^2} + \frac{P}{10} & 0 & -\left(\frac{12EI}{l^3} + \frac{6P}{5l}\right) & \frac{6EI}{l^2} + \frac{P}{10} \\
 0 & \frac{4EI}{l} + \frac{2PL}{15} & 0 & -\left(\frac{6EI}{l^2} + \frac{P}{10}\right) & \frac{2EI}{l} - \frac{PL}{30} \\
 \text{symm} & & & \frac{EI}{l} & 0 & 0 \\
 & & & \frac{12EI}{l^3} + \frac{6P}{5l} & -\left(\frac{6EI}{l^2} + \frac{P}{10}\right) \\
 & & & \frac{4EI}{l} + \frac{2PL}{15} &
 \end{bmatrix}
 \times
 \begin{bmatrix}
 \delta_{x1} \\
 \delta_{y1} \\
 \theta_1 \\
 \delta_{x2} \\
 \delta_{y2} \\
 \theta_2
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 F_{x1} \\
 F_{y1} \\
 M_1 \\
 F_{x2} \\
 F_{y2} \\
 M_2
 \end{bmatrix}
 \quad (1)$$

ここに、 E 、 I 、 A 、 l はそれぞれはり要素のヤング率、断面二次モーメント、断面積、長さである。 $P=0$ の場合は通常の線形解析に用いられる剛性マトリクスに一致する。また、 F_{x1} 、 F_{x2} 、 F_{y1} 、 F_{y2} 、 M_1 、 M_2 、 δ_{x1} 、 δ_{x2} 、 δ_{y1} 、 δ_{y2} 、 θ_1 、 θ_2 は図-6に示す x 方向、 y 方向の節点力、曲げモーメント、変位および回転角であり、下添字の 1 と 2 は節点 1 と節点 2 を表す。上述のように、要素長 l は杭の変形によって変化するため、収束するまで繰り返し計算を行う必要がある。

c) 杭の材料非線形

上述のようにはり要素には幾何学的非線形性は考慮されているが材料非線形性は考慮されていない。そこで材料非線形性を表すために非線形特性を有する回転バネ・スライダ要素をはり要素間に挿入する。図-7に回転バネ・スライダ要素の概略図を示す。2つの節点 i 、 j は同一の座標であるが、回転に対する自由度は別である。

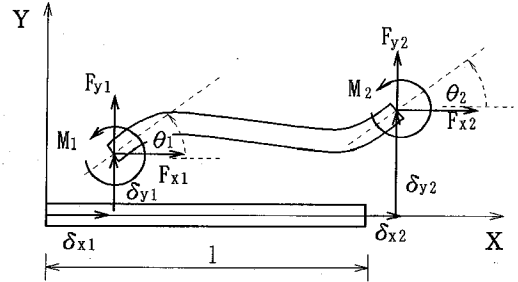


図-6 はり要素の節点力と節点変位

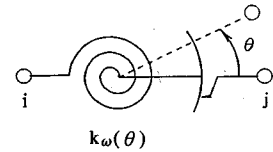
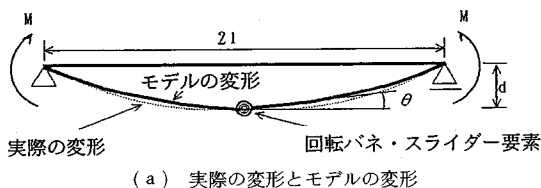


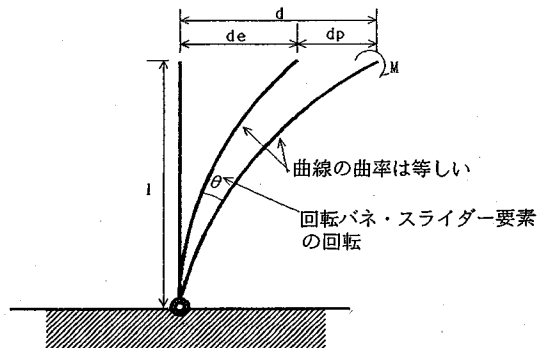
図-7 回転バネ・スライダ要素

以下、回転バネ・スライダ要素の非線形バネ係数の求め方を説明する。図-8(a)は曲げモーメント M を受けている長さ $2l$ のはりの変形を表したものである。実線は本研究で用いるはり要素と回転バネ・スライダ要素によるモデルの変形であり、破線は非線形性を有する均質なはりの変位(実際の変位)である。図は簡単のためにはり要素が2要素の場合について示してあるが、はり要素と回転バネ・スライダ要素の数を増やすことによって十分な近似を得ることができる。図(b)は図(a)の変位と等しい変位を片持ちばりで表したものである。図(b)に示すように変位 d ははり要素の弾性変位 d_e と回転バネ・スライダ要素の回転による変位 d_p の和で表される。このとき図-8(b)の2本の曲線の曲率は等しい。

一方、図-8(b)の状況を曲げモーメント-回転角曲線に表すと図-9(a)のようになる。この図において M_c はクラッキングモーメント、 M_u は終局モーメントを表す。回転バネ・スライダ要素は曲げモーメントが M_c に達するまでは回転しない。すなわち回転バネ・ス



(a) 実際の変形とモデルの変形



(b) 弾性変形 d_e と塑性変形 d_p

図-8 杭のモデル化

ライダー要素は非線形性による回転角 θ_p に関与するものである。

曲げモーメント-回転角の関係は実験から図-3 に示す通り求まっている。しかしこの結果にははりの弾性変形による回転角 θ_e が含まれている。したがって解析に用いる回転バネ・スライダ要素の特性は図-3 の杭本体の結果から回転角 θ_e を差し引いた値を用いなければならない。これを模式的に図示すると図-9 (b) のようになる。

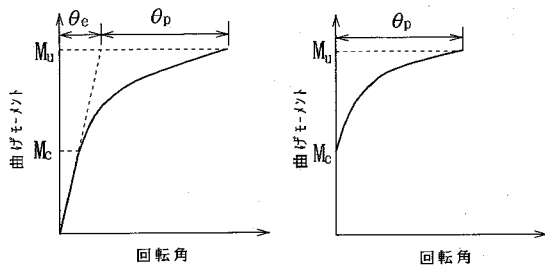
この様にして求まった回転バネ $k_w(\theta)$ を用いると回転バネ・スライダ要素の剛性マトリクスは次式で与えられる。

$$\begin{bmatrix} k_n & 0 & 0 & -k_n & 0 & 0 \\ 0 & k_s & 0 & 0 & -k_s & 0 \\ 0 & 0 & k_w & 0 & 0 & -k_w \\ -k_n & 0 & 0 & k_n & 0 & 0 \\ 0 & -k_s & 0 & 0 & k_s & 0 \\ 0 & 0 & -k_w & 0 & 0 & k_w \end{bmatrix} \quad (2)$$

ここに、 k_n 、 k_s は軸方向、軸直角方向の仮想バネであり、ここでは節点 i 、 j は回転だけ異なるという現象を表すため非常に大きなバネ定数 10^6 tf/m^2 を与えている。

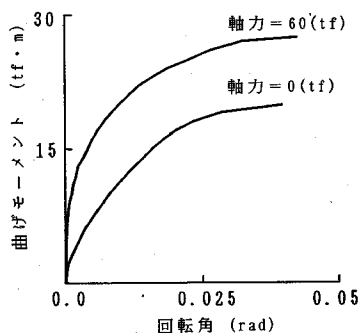
従来の解析では回転バネ $k_w(\theta)$ をバイリニアもしくはトリリニアでモデル化していたが、本研究では任意の形状を表現できるようにプログラムの改良を行い、実験から得られた曲線をスムージングによりなめらかにして解析に用いた。その曲線を図-10 に示す。

なお、解析に用いた杭のヤング率を表-3 に示す。こ

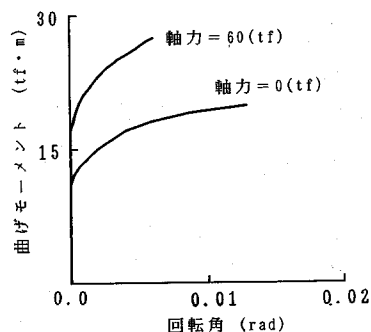


(a) 弾性成分と塑性成分 (b) 回転バネ・スライダ要素の受持ち分

図-9 曲げモーメントと回転角の関係



(a) 弾性成分と塑性成分



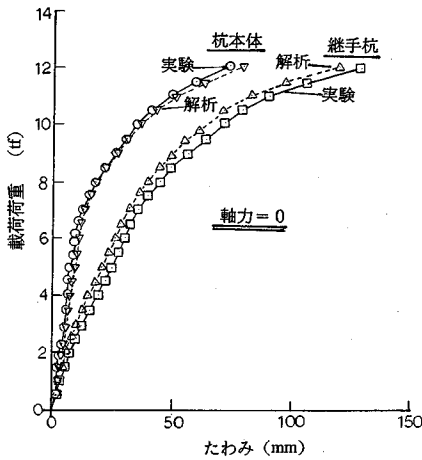
(b) 回転バネ・スライダ要素の受持ち分

図-10 解析に用いた曲げモーメントと回転角の関係

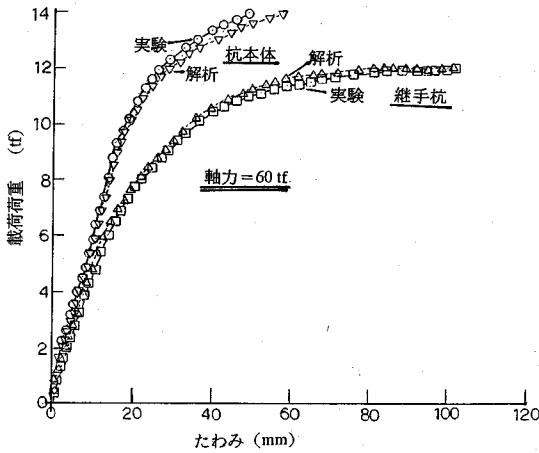
表-3 解析に用いた杭のヤング率 (kg/cm^2)

ケース 1	3.5×10^6
ケース 2	3.5×10^6
ケース 3	4.2×10^6
ケース 4	4.2×10^6

のヤング率は実験の载荷の初期段階、すなわち線形領域であるクラッキングモーメント以下の結果から逆算した値である。



(a) 軸力=0 tf



(b) 軸力=60 tf

図-11 実験と解析による荷重-たわみ曲線の比較

(2) 解析結果

実験で得られた荷重-たわみ曲線と数値解析によって得られたそれらを図-11に示す。図(a)は軸力=0、図(b)は軸力=60 tfの結果である。これらの図より、実験結果と解析結果とは降伏に至るまで良く一致しており、本解析手法の妥当性を確認することができる。

なお、表-2に示したように、終局モーメントは継手の有無にかかわらず同じ値であるのに、図(b)では継手杭の方の終局時の載荷荷重が約2 tf小さくなっている。これは以下のように説明できる。

杭に生じる曲げモーメントは次式で与えられる。

$$M = M_1 + M_2 + M_3 \quad (3)$$

ここに、 M_1 は軸直角方向の荷重による曲げモーメント、 M_2 は軸方向荷重による曲げモーメントすなわち、 $P-\Delta$ 効果による曲げモーメント、 M_3 は自重による曲げモー

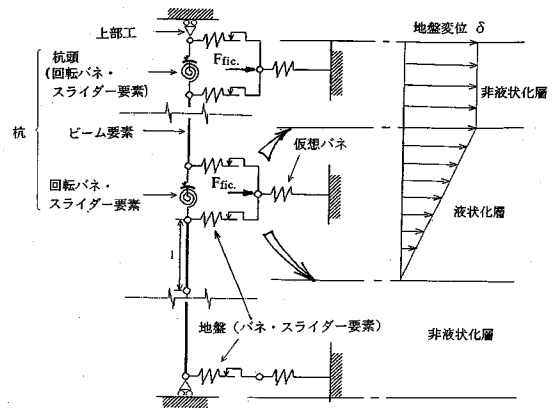


図-12 杭-地盤系の解析モデル

メントである。終局状態においては M は等しい。また継手部の重量は 10 kg 以下であるから杭本体と継手杭の重量差はほとんどないので M_3 もほぼ等しいとみなせる。したがって、 M_1 と M_2 の和も杭本体と継手杭とで等しくなり、 M_1 と M_2 はトレード・オフの関係にあることが分かる。図(b)より明らかなように、継手杭の方がたわみは約 50 mm 大きく、このために $P-\Delta$ 効果は大きく現れ、その大きさ $60 \text{ tf} \times 0.05 \text{ m} = 3 \text{ tf} \cdot \text{m}$ だけ M_2 の方が大きくなる。一方の M_1 の減少分は上述の載荷荷重の減少分の半分の 1 tf に支点からその載荷点までの距離 3.1 m を掛けた $1 \text{ tf} \times 3.1 \text{ m} = 3.1 \text{ tf} \cdot \text{m}$ であり、これは M_2 の増加分とほぼ等しくなっている。

4. 地盤の側方移動を受ける杭の挙動

(1) 解析モデル

a) 解析ケース

本章では前章でその妥当性の確認をした解析手法を用いて杭本体が地盤の側方移動を受けるときの挙動、および継手杭の挙動を調べる。本研究では地盤は三層モデルを用いる。すなわち、地表面に地下水位より上の非液状化層、その下に液状化層、さらにその下に N 値の大きい非液状化層がある場合を想定する。

新潟地震の際の杭の被害例を見ると、杭の破壊は液状化層と非液状化層との境界で生じている。すなわち、この境界に曲げモーメントが集中し塑性ヒンジが生じたものと思われる。したがって、回転変形能を有する高靱性能耐震ジョイントはこの液状化層と非液状化層の境界の位置に設置するのが有効と考えられる。

杭-地盤系の解析モデルを図-12に示す。解析は通常のPHC杭単体(以下杭本体)および高靱性能耐震ジョイントを用いたPHC杭(以下継手杭)の2種類それぞれに対して杭頭の結合をヒンジ結合(固定度0%)と剛

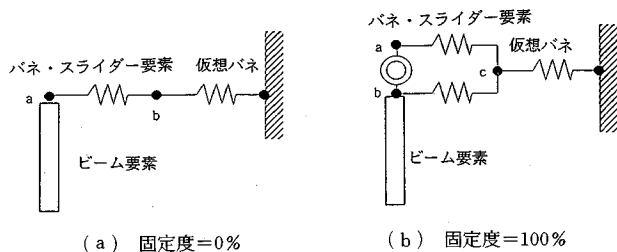


図-13 杭頭固定度のモデル化

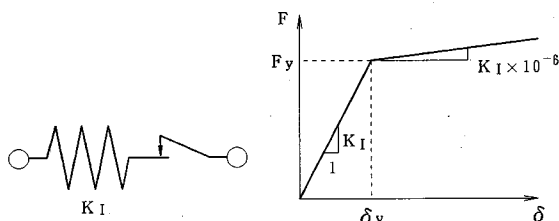


図-14 水平バネ・スライダ要素とその力～変位関係

結（固定度 100%）の 2 通り，合計 $2 \times 2 = 4$ ケースについて解析を行う。軸力はすべて 60 tf である。解析ケースの名称と条件を表-4 にまとめて示す。

なお，動揺振動の卓越する上部構造物の場合には軸力がほとんど 0，場合によっては引張りとなる場合も考えられる。しかし本研究では地震動がほぼおさまり，その後ゆっくりと地盤が側方に移動する場合を検討の対象としている。したがって軸力は一定の上述の値を用いた。

b) 杭のモデル

杭の幾何学的非線形性および材料非線形性は，前章で説明したものをを用いる。地表面から 3 m と 8.5 m にある液状化層と非液状化層の 2 つの境界上の回転バネ・スライダ要素の物性は，継手がある場合は 3 章で用いた継手の物性を与え，継手のない場合には杭の材料非線形性を与えた。

次に，杭頭の固定度は以下のようにモデル化した。まず，固定度 0% とは図-13 (a) に示すように杭頭には水平地盤バネが付いているだけで，杭頭は回転に対して自由という条件を与えたもの，固定度 100% とは図-13 (b) に示すように杭頭に回転バネ・スライダ要素をとりつけ，このクラッキングモーメントと終局モーメントを杭本体のそれらと同じ値にしたものである。実際の結合状況はこれら両者の間にあるものと考えられる。

c) 地盤の材料非線形性

地盤の材料非線形性は図-14 に示すように水平バネ・スライダ要素を用いた。力-変位関係はバイリニアを仮定し，力が降伏力 F_y に達するとバネ係数を 10^{-6} 倍し，実質上バネ係数をほぼ 0 にしている。降伏力 F_y は Hansen によって提案された次式¹²⁾を用いて求めた。

表-4 解析ケース

ケース	継手	杭頭固定度(%)
P0	無	0
J0	有	0
P100	無	100
J100	有	100

表-5 地盤の材料定数

	単位体積重量 (tf/m ³)	内部摩擦角 (度)	地盤反力係数 (tf/m ³)
表層非液状化層	1.7	32	246
液状化層	1.7	32	14.1
基盤非液状化層	1.8	40	1200

$$F_y = \sigma'_z n_q d l \quad (4)$$

ここに， $\sigma'_z = z\gamma$ は注目点（節点の位置）の有効応力であり， z ， γ はそれぞれその点の地表面からの深さ，土の単位体積重量である。また n_q は Hansen によって与えられた無次元係数で，内部摩擦角の関数で図の形で与えられている。 d ， l はそれぞれ杭径およびその節点の受け持つはり要素の長さである。

次にバネ係数 k_l は Terzaghi によって提案された次式¹³⁾を用いて定めた。

$$k_l = n_h z l \quad (5)$$

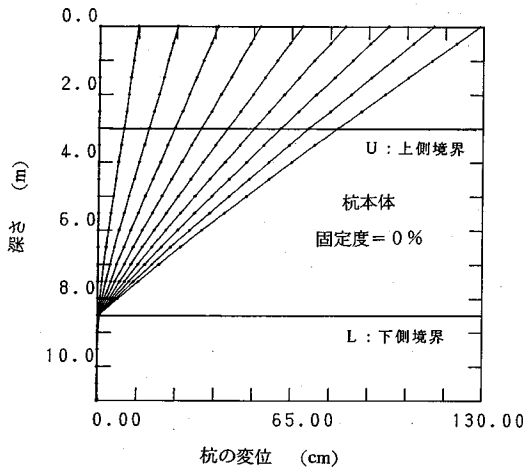
ここに， n_h は Terzaghi によって提案された地盤反力係数であり，本解析で用いた値は表-5 に示すとおりである。他の地盤定数も表-5 に併せて示す。

なお，液状化層については，液状化地盤の等価な地盤バネ定数を求めた実験結果^{14), 15)}を参考にして，地盤反力係数を式 (5) から求まる値（液状化していないとき）の 1/50 に低減している。

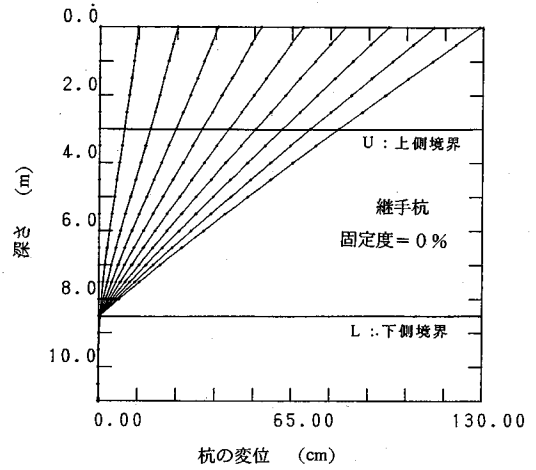
d) 地盤の永久変位分布

液状化に伴う地盤の変位分布は液状化の発生状況によって様々な形状が考えられる。本研究では図-12 に示した台形分布を仮定した。すなわち，地下水面以上の非液状化層は一樣に，その下の液状化層は直線的に変化するものである。ここでは液状化層は地表面下 3.0 m ~ 8.5 m とした。また，地表面の最大変位を 1.0 m とし解析を行った。

ここで，地盤の変位は，図-12 にも示してあるように節点変位を直接与えるのではなく，仮想バネを導入して以下のように変位に等価な節点外力 F_{fic} を与えるという方法を取った。これは強制変位を与えるよりも外力を与える計算プログラムの方が格段に容易だからである。



(a) 杭本体



(b) 継手杭

図—15 杭の変位分布の推移 (杭頭ヒンジ結合)

$$F_{fic} = \delta k_{fic} \quad (6)$$

モデルでは地盤パネと仮想パネは直列に連結されるが、前者に比べ後者の値が非常に大きい場合には式(6)で求まる仮想外力を加えることと節点に変位 δ を与えることは近似的に同じ事になる。

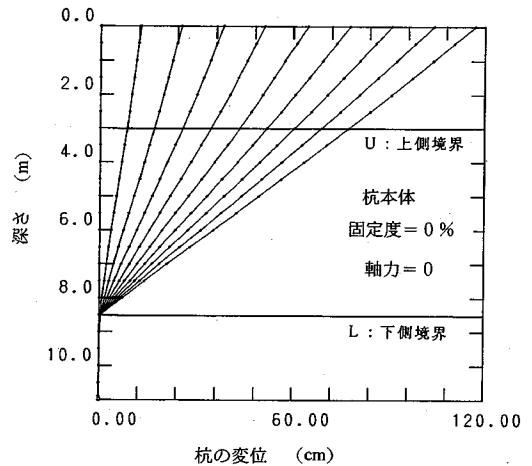
(2) 解析結果

a) 固定度 0% の場合

図—15は地盤変位の増大に伴う杭の変位の変化の様子を示したもので、図(a)は杭本体、図(b)は継手杭のものである。両者とも非常に良く似た応答を示しており、地盤変位の小さい段階から下側の液状化層と非液状化層の境界に塑性ヒンジが生じ、上側の境界には塑性ヒンジは生じていない。

上側境界付近の杭の変形は、両図ともほんのわずかではあるが地盤変位の小さい間は右に凸、地盤変位が大きくなると曲率が逆転して左に凸となっている。図—16は図—15と比較するために、軸力が0の時の杭の変形の様子を示したものであるが、このときの杭の曲率の符号は逆転せず、たわみは終始右に凸となっている。図—15と図—16の違いは軸力の有無であり、図—15にみられた曲率の符号の逆転は $P-\Delta$ 効果によるものであることが分かる。

図—17は非液状化層と液状化層の上側と下側の境界における杭の曲げモーメントの変化の様子を示したもので、図(a)は杭本体、図(b)は継手杭に対するものである。図中の矢印は、そこで終局モーメントに達した、換言すると塑性ヒンジが生じたことを示している。図—15では継手の有無の差が明確ではなかったが、これらの図からは明らかである。継手が無い場合は約20cm



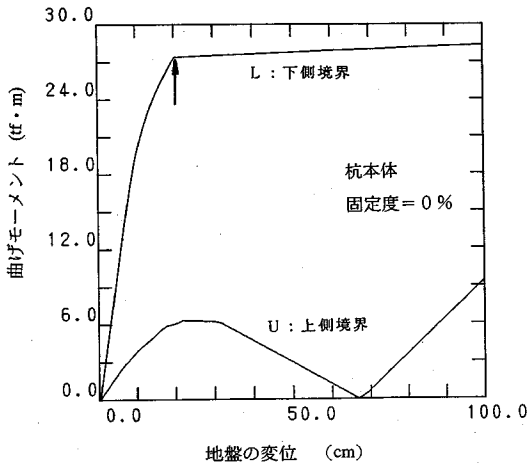
図—16 杭の変位分布の推移 (軸力=0 tf)

で下側境界に塑性ヒンジが生じるのに対して、継手があると約40cmまで塑性ヒンジは生じない。

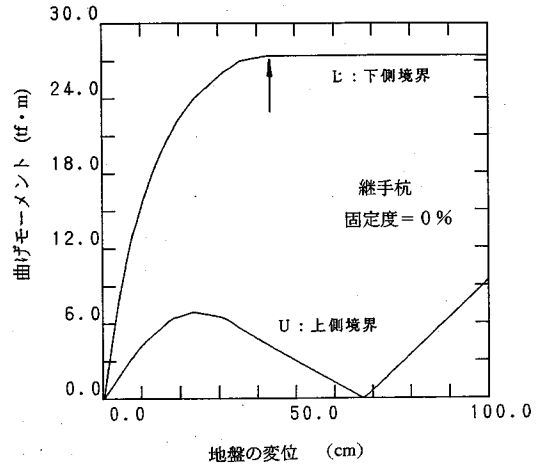
一方、上側境界での曲げモーメントには大差はない。なお、図の曲げモーメントは絶対値であり、上側境界と下側境界とでは地盤変位が小さい間は逆符号である。しかし、上側境界での曲げモーメントは、 $P-\Delta$ 効果によって一旦極小値になったあと増大に向かう。そして地盤変位が約67cmになると0になり、その後は下側境界における曲げモーメントと同符号になって増え続ける。

b) 固定度 100% の場合

図—18(a), (b)は図—15(a), (b)と同様、それぞれ杭本体と継手杭の変位分布を示したものである。地盤変位の小さい段階で下側境界で折れ曲がっている点は図—15と同じであるが、今度は上側境界付近でも折

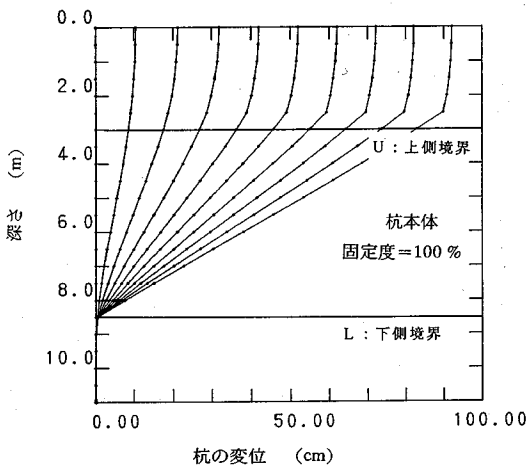


(a) 杭本体

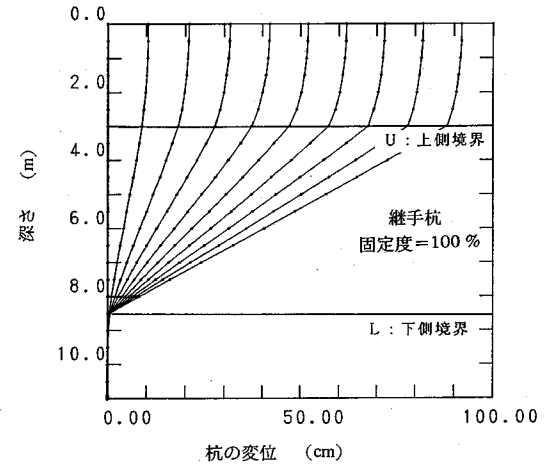


(b) 継手杭

図-17 曲げモーメントの分布の推移 (杭頭ヒンジ結合)

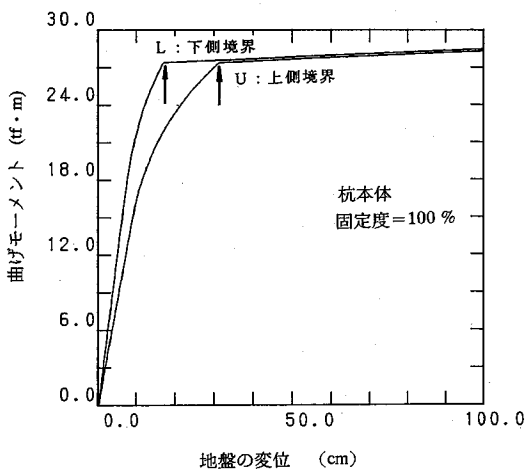


(a) 杭本体

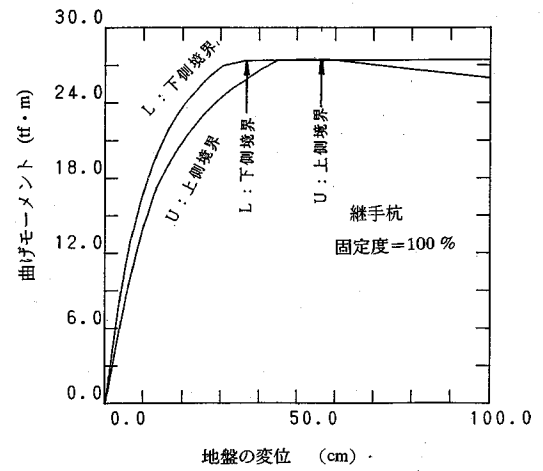


(b) 継手杭

図-18 杭の変位分布の推移 (杭頭剛結)



(a) 杭本体



(b) 継手杭

図-19 曲げモーメントの分布の推移 (杭頭剛結)

表—6 塑性ヒンジ発現時の地盤変位の比較

ケース	塑性ヒンジ発現深さ (m)	地表面地盤変位 (cm)	倍率
P0	8.5	20.4 ①	
J0	8.5	43.7 ②	②/① = 2.14
P100	8.5	17.2 ③	⑤/③ = 2.17
	2.5	31.4 ④	
J100	8.5	37.3 ⑤	⑥/④ = 1.80
	3.0	56.4 ⑥	

れ曲がっている。ただしその位置は杭本体の場合は上側境界より少し上部で、継手杭は継手のある境界上にあり、両者の間には位置に多少のズレがある。

図—19は図—17と同様に2つの境界上の曲げモーメントの変化の様子を示したものである。ただし、図(a)の「上側境界」は実際は杭の折れ曲がり著しい地表面から2.5m位置での曲げモーメントである。曲げモーメントは絶対値で示してあり、実際の上側境界と下側境界でのそれらの符号は逆である。これら杭頭の固定度が100%の場合は、0%の時とは異なり杭頭では回転せず(ここには塑性ヒンジは生じず)、その分上側境界付近に曲げモーメントが集中し、塑性ヒンジが生じる。継手の有無による差を見ると、固定度0%の時と同様、継手のある方が大きな地盤変位まで塑性ヒンジが生じていない。

c) 高靱性能耐震ジョイントの効果

以上、地盤の側方移動に伴う杭の変形、曲げモーメントの変化の様子を見てきた。最後に、塑性ヒンジの生じる地盤変位を比較することによって継手の有効性を検討する。表—6は図—18, 19に矢印で示した点の地盤変位をまとめたものである。表中の「倍率」は、継手がない場合に比べて、継手を導入すると何倍の地盤変位まで塑性ヒンジが生じないかを求めたものである。この結果より継手を導入することにより、約2倍の地盤の側方移動量に対して杭が「ねばり」を発揮することが分かる。

5. 結 論

本研究では、まず新しく開発した高靱性能耐震ジョイントの曲げ特性を実験的に明らかにした。そして、幾何学的非線形性、材料非線形性の両非線形性を考慮に入れた解析手法を用いて、その実験結果が精度良くシミュレーションできることを示した。最後にこの解析手法を用いて液状化による地盤の側方移動を受ける際の杭の挙動に対して、高靱性能耐震ジョイントが有効であるか否かの検討を加えた。その結果、高靱性能耐震ジョイント

は、杭本体に比べ4~5倍の回転特性を有する、すなわち、たわみ性を有することが分かった。また、本研究で用いた非線形解析手法によって実験結果を精度良くシミュレーションできることが分かった。さらに高靱性能耐震ジョイントを液状化層と非液状化層の境界に用いることによって、約2倍の地盤の側方移動量に対して杭がねばりを有することが明らかになった。

以上より、高靱性能耐震ジョイントの有効性を示すことができたが、本研究で用いた杭は径400mmのものであり、他の径の杭についても高靱性能耐震ジョイントの物性を求め、その有効性を検討する必要がある。また、4章での数値解析も地盤モデルは1通りであり、液状化層厚や非液状化層厚の異なる多くの場合についても検討をする必要がある。

また、本研究では基本的な特性を把握する意味で、単杭のモデルだけを解析の対象としている。しかしながら、基礎杭は単杭として用いられることはなく、群杭としての挙動を今後明らかにして行く必要がある。その際、群杭効果の他に、杭に引張りが生じる場合についても検討しておく必要がある。

継手杭は高靱性能耐震ジョイントの内リングと外リングとの間に弾性の詰め物が装着されているので、引張りが小さい段階ではこの詰め物による弾性変形を生じる。そしてさらに引張りが大きくなると通常の杭が引張りを受けたときと同じ挙動を示すことが分かっている。今後はこの様な点も考慮に入れて群杭に対しても検討する必要がある。

さらに、本研究は地震動が終わったあとの地盤の静的な側方移動の影響を解析しているが、震動中の高靱性能耐震ジョイントの動的応答特性を明らかにし、これが耐震的にも有効であるか否かの検討という極めて重要なテーマも残っている。これらの問題に対しては引き続き研究を進めて行くつもりである。

最後に本研究を進めるに当たって、早稲田大学浜田政則教授、無溶接継手協会会長伊藤吉孝氏には極めて貴重な示唆と資料の提供を頂いた。ここに深謝の意を表する次第である。

参考文献

- 1) 浜田政則, 安田進, 磯山竜二, 江本克利: 液状化による地盤の永久変位の測定と考察, 土木学会論文集, 第376号/Ⅲ-6, pp.211-220, 1986.
- 2) 地盤変状と地中構造物の地震被害に関する研究, (財)地震予知総合研究振興会, 昭和63年度調査・研究報告書, 1989.
- 3) 森伸一郎, 清水勝美, 鈴木信久, 高木政美, 中村 晋: 液状化による地盤の永久変位に起因する杭基礎の被害と解析, 第20回地震工学研究発表会講演概要, pp.25-28, 1989.

- 4) 吉田 望, 浜田政則: 地盤の永久変位による基礎杭の被害の解析, 第8回日本地震工学シンポジウム論文集, pp.55-60, 1990.
- 5) H.E. Stewart, F. Miura and T.D.O' Rourke : Pile damage due to large ground displacement, *Proc. of the first Japan-U.S. workshop on liquefaction, large ground deformation and their effects on lifeline facilities*, pp.99-126, 1988.
- 6) F. Miura, H.E. Stewart and T.D.O'Rourke : Lateral spreading effects on pile foundation, *Proc. of the second U.S.-Japan workshop on liquefaction, large ground deformation and their effects on lifeline facilities*, pp.295-307, 1989.
- 7) F. Miura and T.D.O' Rourke : Nonlinear analyses of piles subjected to liquefaction-induced large ground deformation, *Proc. of the third Japan-U.S. workshop on earthquake resistant design of lifeline facilities and countermeasures for soil liquefaction*, pp.497-512, 1990.
- 8) 三浦房紀, 宮坂享明, 坂尾和男, T.D.O' Rourke : 水平変位を受ける杭の $P-\Delta$ 効果について, 山口大学工学部研究報告, 第42巻第2号, pp.73-83, 1992.
- 9) T. Miyasaka, F. Miura and J. Kiyono : Effects of $P-\Delta$ and connectivity on the nonlinear response of piles subjected to liquefaction-induced large ground displacements, *Proc. of the second international conference on earthquake resistant construction and design*, Berlin, pp.413-420, 1994.
- 10) 技術資料「無溶接継手杭」, 大同コンクリート工業(株), 日本高圧コンクリート工業(株), 前田製管(株), シントク工業(株), 1993.
- 11) 日米共同研究, 地盤変状と地中構造物の地震被害に関する研究, (財)地震予知総合研究振興会平成元年度調査・研究報告書, p.370, 1990.
- 12) J.B. Hansen : The ultimate resistance of rigid piles against transversal forces, *Bull. 12, Danish Geotech.*, Copenhagen, pp.1-9, 1961.
- 13) K. Terzaghi : Evaluation of coefficients of subgrade reaction, *Geotechnique*, Vol.5, No.4, pp.297-326, 1955.
- 14) 安田 進, 斉藤公正, 鈴木信久: 埋設管に対する液状化地盤の拘束力, 第19回地震工学研究発表会, 土木学会耐震工学委員会, pp.189-192, 1987.
- 15) 北浦 勝, 宮島昌克: 液状化地盤一埋設管系の復元力特性の評価, 第19回地震工学研究発表会, 土木学会耐震工学委員会, pp.525-528, 1987.

(1994. 7. 20 受付)

DEVELOPMENT OF HIGH DUCTILITY ASEISMIC JOINT SPLICED PILE AND ITS BEHAVIOR SUBJECTED TO LIQUEFACTION-INDUCED LARGE GROUND DISPLACEMENTS

Takaaki MIYASAKA, Fusanori MIURA and Daizou HIRATA

Instead of traditional welding splicer, a High Ductility Aseismic Joint (H.D.A.J.) was newly developed for the pile splicing. In order to examine the energy dissipating effect of H.D.A.J., following procedures were performed. First, a series of experiments was conducted to clarify the characteristics of the splicing by the bending test. Meanwhile, a nonlinear FEM which takes into account both geometric and material nonlinearities was proposed. After checking the validity of the numerical method by simulating the bending test results, numerical analyses were performed to investigate the effectiveness of H.D.A.J. spliced piles subjected to liquefaction-induced large lateral ground displacements.