

3次元弾塑性有限要素法による杭基礎構造物の耐震性能評価について

木村 亮¹・田中隆一郎²・張 鋒³・田中 玲光⁴

¹正会員 工博 京都大学大学院助教授 (〒606-001京都市左京区吉田本町)

²正会員 中央復建コンサルタンツ(株) (〒532大阪市淀川区西宮原1-8-29)

³正会員 工博 中央復建コンサルタンツ(株) (〒532大阪市淀川区西宮原1-8-29)

⁴正会員 工修 中央復建コンサルタンツ(株) (〒532大阪市淀川区西宮原1-8-29)

レベル2の地震における杭基礎の耐震性評価には、地盤、構造物の非線形性と地盤・構造物の相互作用を適切に評価することが重要となる。理論的には、地盤・上部工・基礎工の一体系3次元の非線形動的解析により杭基礎の耐震評価を行うことが理想であるが、解析手法やコンピュータの制限により、この方法は现阶段では十分確立されていない。本報告では、群杭基礎と地盤の相互作用の等価バネの評価に静的3次元弾塑性解析を用い、地盤・構造物一体系を Swing-Rocking モデル (SR モデル) に置き換えることにより、上部工と下部工を分離して個々の耐震性評価を行う。

Key words: Seismic evaluation, pile foundation, dynamic analysis, nonlinear, interaction

1. まえがき

兵庫県南部地震のような大地震における杭基礎の耐震性を適切に評価するためには、次に示す二つの問題を解決しなければならない。一つには、地盤・構造物の非線形性を考慮しなければならないこと、他の一つは、地盤と構造物の相互作用を適切なモデルで評価することである。理論的には、地盤・上部工・基礎工の一体系3次元の非線形動的解析により杭基礎の耐震評価を行うことが理想であるが、解析手法やコンピュータの制限により、この方法は现阶段では十分確立されていない。本報告は、群杭基礎耐震性評価の一方方法を提案することを目的とする。

2. 検討方法

図1は本報告で提案した群杭基礎の耐震性評価の検討フローを表すものである。軟弱地盤における構造物の動的解析を行う際、まず図2に示すように、地盤・構造物一体系を Swing-Rocking モデル (SR モデル) に置き換える。この場合、一番重要なことは地盤と基礎構造物の非線形の相互作用を考慮した等価バネの評価である。大地震の場合、杭基礎の塑性化と地盤の降伏が予想され、非線形挙動に対する地盤と基礎の相互作用の非線形特性を等価バネに反映しなければならない。ここで、木村ら^{1) 2) 3)}により開発された群杭の終局挙動を適切に表現しうる3次元弾塑性静的有限要素の解析コード (GPIL-3D) を用いて、地

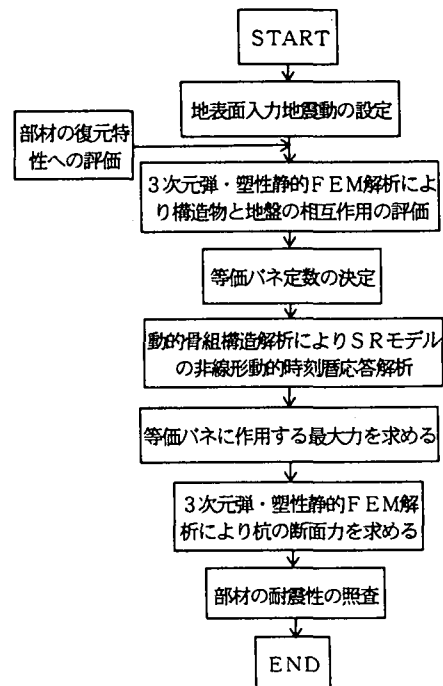


図1 群杭基礎の耐震性評価の検討フロー

盤と基礎の相互作用の非線形等価バネを求める。この等価バネを数式で表すと、式(1)になる。

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \\ M_x \\ M_y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 & 0 & k_{x\theta_y} \\ 0 & k_y & 0 & k_{y\alpha} & 0 \\ 0 & 0 & k_z & 0 & 0 \\ 0 & k_{y\alpha} & 0 & k_{\alpha} & 0 \\ k_{x\theta_y} & 0 & 0 & 0 & k_{\theta_y} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_x \\ \delta_y \\ \delta_z \\ \theta_x \\ \theta_y \end{Bmatrix} \quad (1)$$

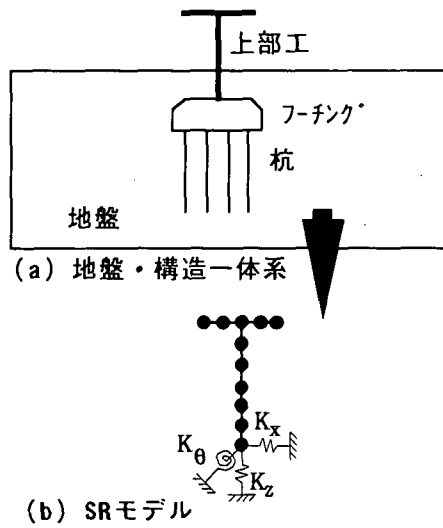


図2 動的解析モデルの簡略化

等価バネを求めた後、SRモデルを対象とする骨組弾塑性時刻歴動的解析により、地震による等価バネに作用する地震力を求める。最後にこの地震力を外力として、上部工を除いた基礎・地盤を対象に、再びGPPILE-3Dにより、杭の発生断面力を求める。以上の一連の解析により、地震時の杭基礎の耐震性能の評価を行う。

GPPILE-3Dを用いて解析を行う場合には、地盤を弾完全塑性体と仮定し、降伏規準を式(2)に示すようなDrucker-Prager規準とし、関連流れ則を適用するものとする。また、杭のシミュレーションには、杭の終局挙動を適切に表現するために、弾塑性ビーム要素を導入する。さらに、群杭のM-φ関係に軸力の影響に応じたモデルを導入することにより、群杭の力学的挙動を明確に表現することができる。また、解析に用いられる地盤特性は式(5)～式(7)に示すように標準貫入値 \bar{N} で推定できる。

$$f_y = \sqrt{J_2} - 3\alpha\sigma_m - \kappa_s \quad (2)$$

$$\alpha = \frac{\sin\phi}{\sqrt{9+3\sin^2\phi}} \quad (3)$$

$$\kappa_s = \frac{3c \cos\phi}{\sqrt{9+3\sin^2\phi}} \quad (4)$$

$$c = 10/16\bar{N} \quad (tf/m^2) \text{粘土の場合} \quad (5)$$

$$\phi = 0.3\bar{N} + 27 \quad (^\circ) \text{砂の場合} \quad (6)$$

$$E = \begin{cases} 25\bar{N} & (tf/m^2) \text{粘土の場合} \\ 250\bar{N} & (tf/m^2) \text{砂の場合} \end{cases} \quad (7)$$

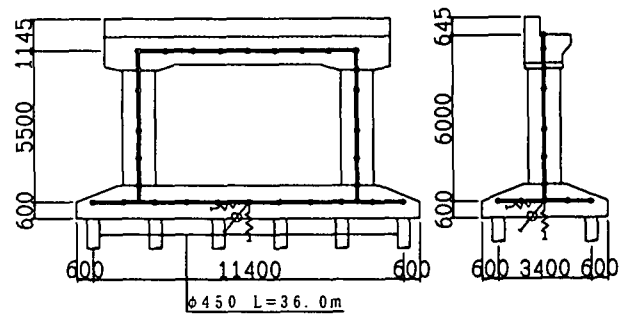


図3 構造一般図及び骨組モデル図

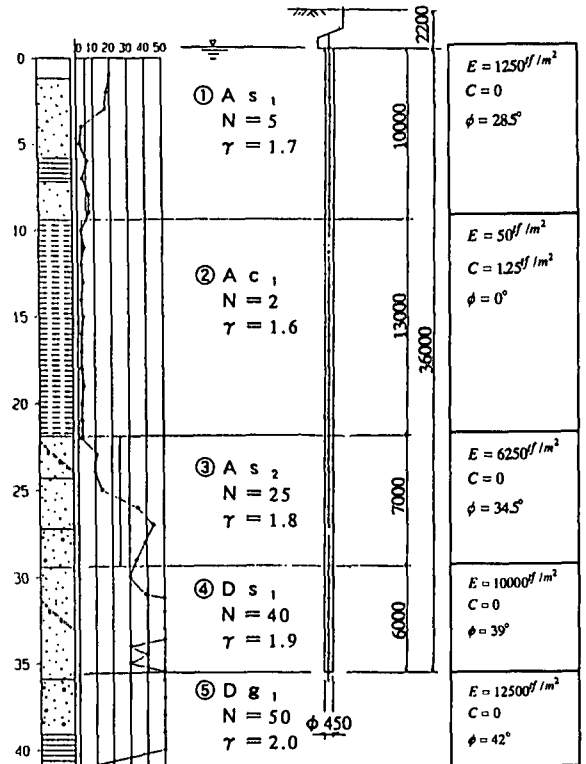
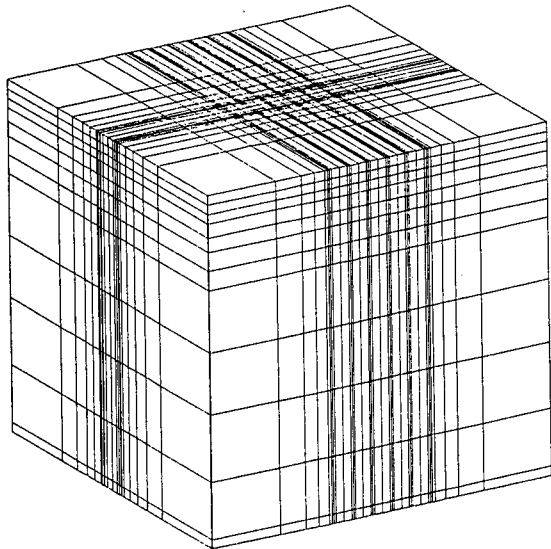


図4 地質条件

ここに、 c 、 ϕ 、 E はそれぞれ地盤の粘性、内部摩擦角とヤング係数である。

3. 群杭基礎の耐震評価

検討の対象とする高架橋の構造一般図は図3に示す通りであり、本報告では線路直角方向に対する検討を行う。杭基礎は、2×6本の直径45cm、長さ36mのRC杭からなる。地盤は図4に示すように沖積砂と粘土の互層となり、GL-26mまでの平均N値が2～5の軟弱地盤である。地盤と基礎の相互作用の非線形等価バネ値を求めるために、強制変位荷重法により計5回の三次元弾塑性有元要素解析を行う。解析に用いる有限要素メッシュは図5に示すとおりである。表1は解析に得られた水平バネ K_x 、 K_y 、鉛直バネ K_z 、



節点数：9009；要素数：7680

図5 FEMメッシュ

表1 等価バネ係数

| K_z | $K_{\theta x}$ | $K_{\theta y}$ | $K_{x\theta y}$ | $K_{y\theta x}$ |
|--------------------|----------------|----------------|-----------------|-----------------|
| (tf/m) | (tfm/rad) | (tfm/rad) | (tf/rad) | (tf/rad) |
| 145000 | 2170000 | 427000 | 146000 | 175000 |
| $K_x=K_y$ (トリリーニア) | | | | |
| δ (cm) | 0.00 | 1.76 | 4.79 | 25.4 |
| P(tf) | 0.0 | 218.0 | 319.0 | 437.0 |

回転バネ $K_{\theta x}$ 、 $K_{\theta y}$ 、連成バネ $K_{x\theta y}$ の値を示している。図6は、水平バネの荷重変位曲線であり、震度0.6に相当する水平力を载荷すると杭基礎の変形が急激に増加することを示している。得られたバネ値に基づいて図2に示すような骨組モデルの動的解析を行う。入力地震動は図7に示すように、成層地盤地震応答解析により予測された地表面波のうち主動部の20秒を用いている。

上部工の動的解析を行う場合、上部工部材の非線形性と地盤バネの非線形性を考慮し、直接積分法により、0.002秒の時間刻みで時刻歴弾塑性骨組動的解析を行う。また、上部工柱の軸力が線路直角方向で変動することが予測され、この変動による柱の $M-\phi$ 関係に影響も考慮した。解析の結果として、バネに作用する最大力はそれぞれ、水平方向が267 tf、回転方向が1179 tfmである。これらの力を静的解析の震度に換算すると、震度0.58に相当する。一方、等価バネ K_x と K_y を弾性と仮定した場合のバネに作用する最大力はそれぞれ399.8 tfと1670 tfmで、震度に換算すると、0.87になる。これは杭基礎・地盤の相互作用の非線形性を考慮するか否かにより基礎に作用する力の差が大きく生じることを意味する。

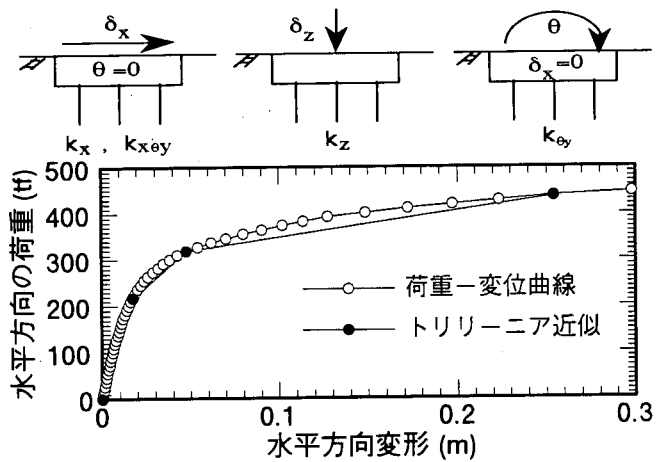


図6 杭基礎の荷重—変位曲線

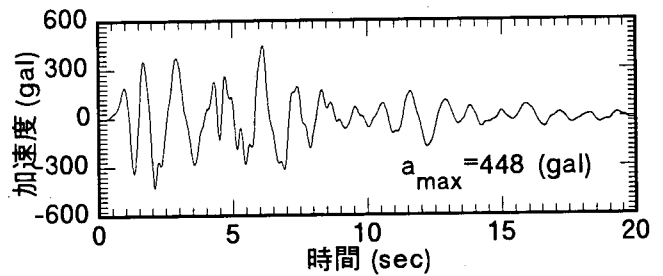
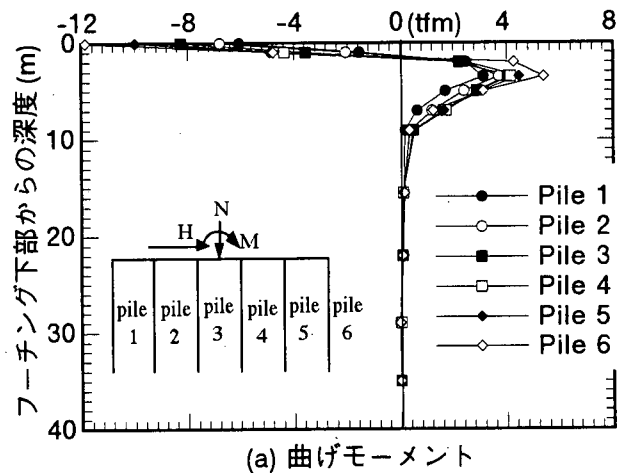
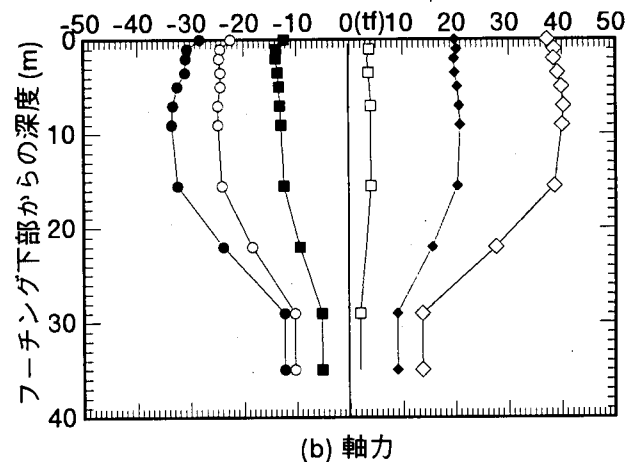


図7 入力加速度



(a) 曲げモーメント



(b) 軸力

図8 震度0.58の時杭体の断面力分布

表2 杭体の耐力照査

| 杭列No. | 杭頭部の発生断面力 | | | 耐力 | | | Md/Myd | Vd/Vyd | Md/Mud |
|-------|-----------|------------------|--------------|-----------|----------|-----------|--------|--------|--------|
| | 軸力 (tf) | 曲げモーメント Md (tfm) | せん断力 Vd (tf) | Myd (tfm) | Vyd (tf) | Mud (tfm) | | | |
| ① | -28.18 | 6.07 | 4.53 | 2.30 | 21.02 | 4.07 | 2.64 | 0.22 | 1.49 |
| ② | -22.33 | 6.79 | 4.73 | 3.23 | 21.87 | 5.20 | 2.10 | 0.22 | 1.31 |
| ③ | -12.28 | 8.27 | 4.72 | 4.87 | 23.00 | 7.06 | 1.70 | 0.21 | 1.17 |
| ④ | 4.07 | 9.14 | 4.79 | 7.40 | 24.07 | 9.79 | 1.24 | 0.20 | 0.93 |
| ⑤ | 19.91 | 9.98 | 5.09 | 9.69 | 24.55 | 12.34 | 1.03 | 0.21 | 0.81 |
| ⑥ | 37.25 | 11.85 | 7.08 | 12.04 | 24.91 | 15.01 | 0.98 | 0.28 | 0.79 |

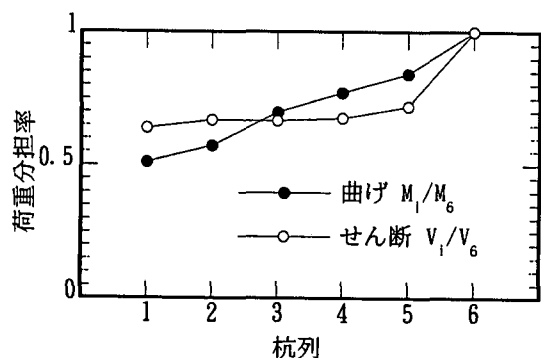
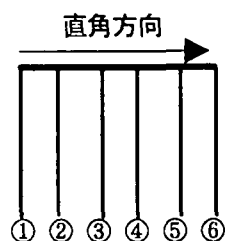


図9 杭列ごとの荷重分担率

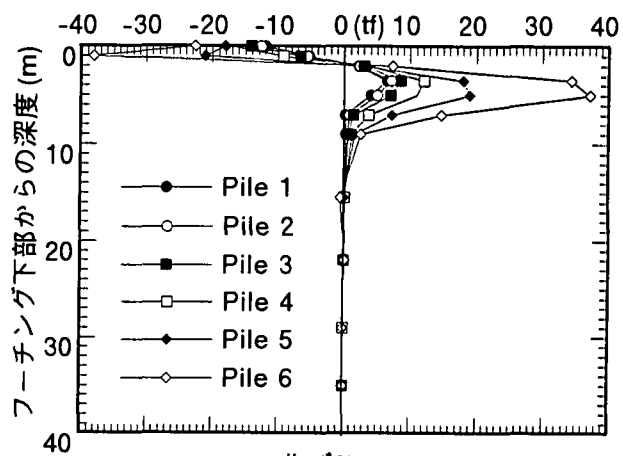
さらに動的解析で得られた応答バネ反力を外力として、杭体に発生する断面力を GPILE-3D により求めた。その結果を図8に示す。各杭列の地中変位の差がほとんどないにもかかわらず、杭体の発生断面力に相当の差異が見られる。これは $M-\phi$ の関係に軸力の変動が影響していることに起因する。すなわち、引張側の杭耐力が減少し、圧縮側の杭耐力が増加するという非線形特性の違いにより生じたものと考えられる。また地盤反力の違いという群杭効果も1つの原因と考えられる。また、図8に示すような軸力の分布モードが実際の挙動とよく一致していることから、本解析の有効性を確認した。

表2は杭体の耐力照査を示したものである。杭頭部の断面力が地中部より大きいため、耐力照査は杭頭部だけを対象にして検討を行う。後方の三列杭の発生曲げモーメントが終局耐力より大きく、地震荷重が正負に交番することを考えると、杭基礎の耐震性が乏しいことを意味する。図9は、杭列ごとの荷重分担率を示したもので、前方杭列と後方杭列の差が大きいことを示唆している。

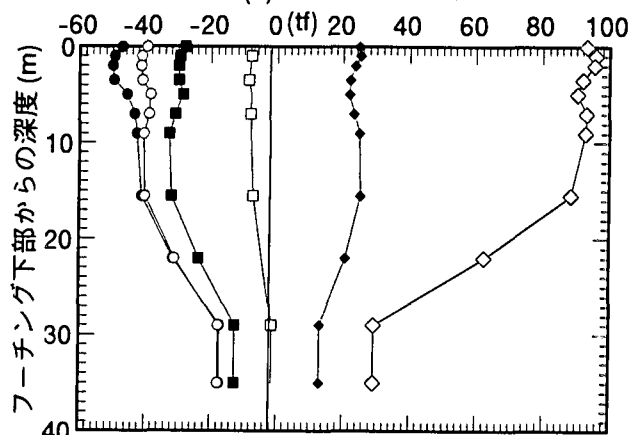
図10は、震度1.0の杭の発生断面力を示している。各杭列の発生断面力の差がさらに大きくなり、引張側の杭列数も震度0.58の時の3列から4列に達していることがわかった。

4. まとめ

次のような知見が得られた。



(a) 曲げモーメント



(b) 軸力

図10 震度1.0の時の杭体の断面力分布

- 1) 地盤と基礎の相互作用の等価バネの非線形を考慮する必要性を確認した。
- 2) 杭部材の $M-\phi$ 関係に軸力の影響を考慮することにより群杭の異なる力学挙動を説明できる。
- 3) 検討方法の妥当性を検証するには3次元一体系の弾塑性動的解析が必要である。

参考文献

- 1) 木村ほか:第29回土質工学研究発表会、pp1583-1586,1994
- 2) 木村ほか:第30回土質工学研究発表会、pp1491-1494,1995
- 3) 木村ほか:第31回土質工学研究発表会、pp1145-1146,1996