

群杭における水平地盤反力係数 $k_h B$ の実用算定法

長谷川 正幸

(技術研究所)

A Practical Method for Determining Subgrade Reaction Factor in Pile Groups

by Masayuki Hasegawa

Abstract

A practical method for determining the subgrade reaction factor under consideration of the group effect is proposed when a pile-soil-pile system is modeled as a simple beam on the Winkler foundation. In addition, a method for evaluating the damping factor considering the group effect is proposed in a similar manner when a dynamic analysis is conducted by the Winkler foundation model with a viscous dashpot. In order to verify the accuracy of the method, the dynamic response values resulted by the present method are compared with those obtained by the thin layer method which yields the rigorous solution. As a conclusion, the method proposed is practical and effective for the dynamic analysis of the pile group employing the Winkler foundation model.

概 要

群杭を弾性支承上の梁モデルとして解くにあたり、単位深さあたりの地盤ばねである水平地盤反力係数 $k_h B$ に、群杭効果を適切に考慮するための方法を検討し、その実用算定式を提示した。また、このモデルを地震応答解析に適用する場合には、地盤の波動逸散効果を模擬するためのダッシュポットが必要となるが、これについても群杭効果を考慮した実用評価法を提案した。これらの方法の妥当性については、薄層法による精算解との比較により解の精度を検証した。その結果、地震応答解析においても、実用上十分な精度を有することを確認した。結論として、実用的観点から杭-地盤系の動的解析に弾性支承梁モデルを適用する場合、ここでの提案方法はかなり有効となる。

§ 1. はじめに

水平力を受ける杭の実用解法として、杭-地盤系を弾性支承上の梁モデルに置換し、地盤の抵抗機構を水平地盤反力係数から定まる地盤ばねで模擬した、いわゆるウィnkラーモデルによる解法がある。杭の地震時応力の静的算定法として著名な応答変位法¹⁾も、基本的にはこの方法を踏襲したものである。また、杭支持建物の地震応答解析に比較的よく用いられる、いわゆる質点-梁-ばね系のPenzien型モデル²⁾も、この弾性支承梁モデルの応用と言ってよい。

一方、精算解法としては、弾性波動論に立脚した薄層モデルによる解法がある³⁾。これは地盤を半無限弾性体と仮定し、グリーン関数の適用により杭-地盤-杭の相互作用効果(いわゆる群杭効果)を厳密に考慮した方法である。現在ではコンピューター解析技術の飛躍的發展により、この解法が群杭の三次元動的解析に広く用いられるようになった⁴⁾。

ところで、このような精算解法に比較すると、先の

弾性支承梁モデルはかなり古典的な解法と言える。しかしながら、最近では杭-地盤系の解析において、この弾性支承梁モデルの適用が比較的多く見られるようになった⁵⁾。これには、1995年の兵庫県南部地震による杭基礎の被災状況が多いに関係しているよう。地盤が液化または流動化した地域では、その被災度の顕著なことは周知の通りで、杭基礎の耐震性評価にあたり地盤の非線形性を考慮することの重要性があらためて喚起された。このような背景を考えると、弾性支承梁モデルは地盤の非線形性を容易に考慮できる点で有効な解法と言える。しかしながら、群杭に対する弾性支承梁モデルの適用にあたっては、地盤反力係数から便宜的に定まる地盤ばねの設定において、群杭効果を適切に考慮することが重要な問題となる。

本論文は、上記の点に着目し、従来の弾性支承梁モデルを群杭に適用する際の、水平地盤反力係数に群杭効果を考慮するための方法を検討し、その実用算定式を提示するものである。また、弾性支承梁モデルを動的解析に適用する場合には、地盤の波動逸散効果を模

擬するためのダッシュポットも必要となるが、これについても地盤ばねと同様に、群杭効果を考慮するための方法を検討し、併せて実用算定式を提示する。

§ 2. 問題と条件の設定

2.1 解析対象

§ 1で述べたように、本論文の目的は、図-1のような杭-地盤系を弾性支承梁モデルに置換するうえで、大規模な群杭においても地盤の静的ばね係数と粘性減衰係数を実用評価するための算定方法を提案することにある。この目的に対し、本論では水平地盤反力係数 $k_h B$ が杭の深さ方向に一定の場合を対象とした。もちろん、沖積砂層の様な地盤、または多層地盤の第一次近似として、図-1で併記のように $k_h B$ を深さ方向に比例とする方法もある。しかしながら、現実の地盤を考えると、この方法では一般性がなく、むしろ複雑な成層地盤に対しては、各層内で $k_h B$ を一定と仮定することにより、静的ばね係数と粘性減衰係数を設定する方が合理的と言える。このような意味もあって、§ 3, 4の検討では $k_h B$ 一定の場合を基本とした。成層地盤への適用については、§ 5において弾性支承梁モデルによる杭支持建物の地震応答解析を行い、これにより提案方法の妥当性を検討した。

対象とする群杭は、図-2のように杭本数 N を $n \times n$ とし、杭間隔比 S/B が均等な正方形配列杭を基本例として扱った。ここに、杭本数は約1,000本までの8ケース、杭間隔比は $S/B = 3, 5$ の2ケースとした。

2.2 弾性支承梁モデル

本来、弾性支承梁モデルは杭の深さ方向に分布ばねとする、いわゆるウインクラーモデルの理論的解法に対して名付けられたものと言える。ここでは、成層地盤への適用も考慮し、これを図-3のような離散系モデルとして扱う。ここに、杭は梁要素でモデル化し、地盤は近似的に地盤反力係数から定まる静的ばねと、波動インピーダンスから定まるダッシュポットでモデル化する。もちろん、ダッシュポットは、動的解析において地盤の波動逸散効果を模擬するための方法で、その粘性減衰係数は振動数依存の複素ばねの虚部を直線近似したときの、振動数に対する比例定数の意味をもつ。

いま、各層において単位深さあたりの地盤反力係数($k_h B$)と粘性減衰係数($c_h B$)が既知とすれば、地盤の抵抗効果を表現する静的ばね係数 K_i と、逸散効果を表現する粘性減衰係数 C_i は、それぞれ図-3を参照して以下のように与えられる。

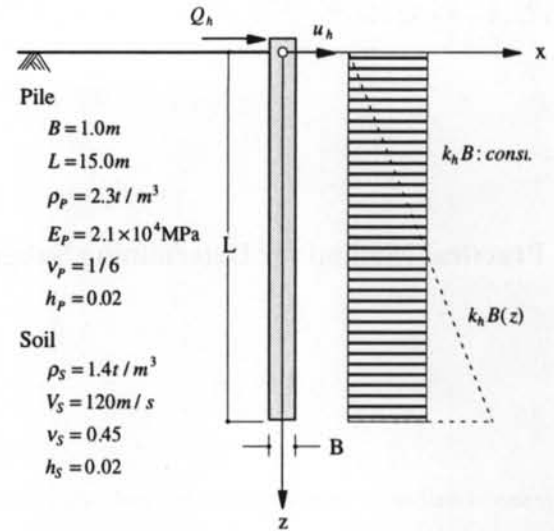
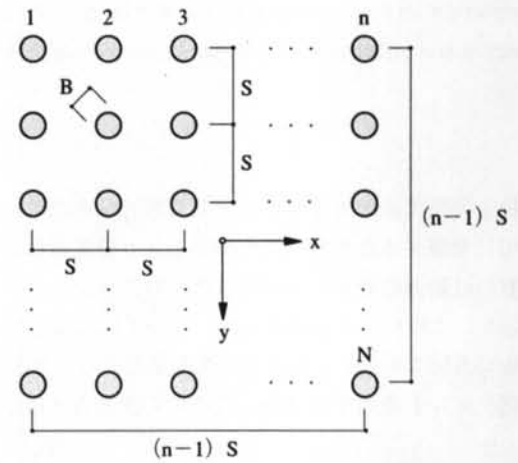


図-1 杭-地盤系と解析諸元



$n=2, 3, 5, 10, 15, 20, 25, 30$ 本 ; $S/B=3, 5$

図-2 群杭と解析ケース

$$K_i = \begin{cases} (k_h B)_1 H_1 / 2 & \dots i=1 \\ \{(k_h B)_{i-1} H_{i-1} + (k_h B)_i H_i\} / 2 & \dots i=2 \sim n-1 \\ (k_h B)_{n-1} H_{n-1} / 2 + K_B & \dots i=n \end{cases} \quad (1)$$

$$C_i = \begin{cases} (c_h B)_1 H_1 / 2 & \dots i=1 \\ \{(c_h B)_{i-1} H_{i-1} + (c_h B)_i H_i\} / 2 & \dots i=2 \sim n-1 \\ (c_h B)_{n-1} H_{n-1} / 2 + C_B & \dots i=n \end{cases}$$

ただし、 $i=n$ における K_B と C_B は、それぞれ杭底面における静的ばね係数と粘性減衰係数である。また、地盤の内部減衰 h を考慮する場合には、式(1)において $K \rightarrow K(1+i2h)$ とし、複素剛性で評価すればよい。

ところで、図-3の弾性支承梁モデルは群杭の場合にも適用する。このときには、群杭を杭単体に集約し、その集約杭の曲げ剛性を各杭の総和($E_p I_p \times N$)で

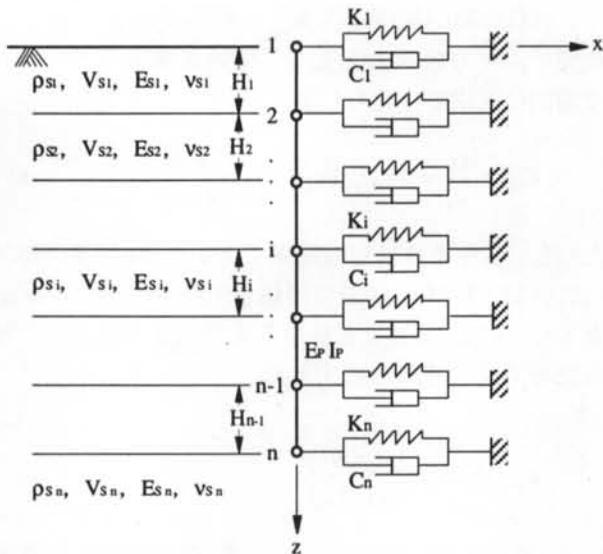


図-3 弾性支承梁モデルの概要

評価する。したがって、群杭の場合には、式(1)および式(2)の K_i と C_i に適切な群杭効果を考慮することが重要な問題となるのであって、これが本論文の主要テーマとなる。

§ 3. 単杭の静的ばね係数と粘性減衰係数

単杭の静的ばね係数と粘性減衰係数は、式(1)、(2)から $k_h B$ と $c_h B$ に基づいて設定される。そこで、ここでは慣用法による $k_h B$ と $c_h B$ について紹介する。

$k_h B$ については、これまで多くの実験式・経験式が提案されているが⁶⁾、その中でも Vesic^{7), 8)}の理論に基づいて、これを杭に適用した Francis⁹⁾の方法が著名である。これについては多くの適用例があり、例えば実証的には岸田・中井¹⁰⁾が、解析的には土方ら¹¹⁾が実用上の精度を検証している。そこで、本論でも $k_h B$ については Francis の式の適用を試みる。この式を図-3の*i*層に着目して記述すると、

$$(k_h B)_i = \frac{1.3 E_{si}^{1/2} \sqrt{E_{si} B^4}}{1 - v_{si}^2} \sqrt{E_p I_p} \quad (3)$$

$$K_B = \frac{2 E_{sn} B}{(1 + v_{sn})(2 - v_{sn})} \quad (4)$$

ただし、式(4)の K_B は、式(1)で*i* = *n*層に用いられる杭底面の静的ばね係数で、ここでは実用的観点から剛版仮定による地表面円形基礎の静的インピーダンスを採用した。なお、各式の記号は、 E_s 、 v_s が地盤の弾性係数とポアソン比、 B 、 $E_p I_p$ が杭の口径と曲げ剛性である。

つぎに、単位深さあたりの粘性減衰係数 $c_h B$ については、実用的な方法として波動インピーダンスに基づいた Gazetas¹²⁾の方法が著名である。これは図-4で示すように、杭の振動方向の位相速度 V_R^* を良く知られている Lysmer¹³⁾の Analogue Wave Velocity: V_{La} とし、振動直交方向の位相速度 V_L^* をS波速度: V_s とする方法である。この方法を適用すると、

$$(c_h B)_i = 2 \rho_{si} (V_{si} + V_{Lai}) B, \quad V_{Lai} = \frac{3.4 V_{si}}{\pi(1 - v_{si})} \quad (5)$$

$$C_B = \rho_{sn} V_{sn} A_p = \pi \rho_{sn} V_{sn} B^2 / 4 \quad (6)$$

ただし、式(6)の C_B は杭底面の粘性減衰係数で、これも波動インピーダンス $\rho_s V_s$ に基づいて設定してある。ここに、 ρ_s は地盤の質量密度である。このような慣用法による逸散減衰の精度については、土方ら¹¹⁾が別途に検討しているが、そこでは図-4にある口径 B の杭を周長等価な正方杭とし、式(5)の係数を2→1.57として与えている。

以上の方法を図-1の杭-地盤系に適用し、本論でも単杭における弾性支承梁モデルの精度を検討してみた。図-5は、杭頭回転拘束時の水平インピーダンス K_{HH} を計算したもので、薄層法との比較で示してある。これより、ここで紹介した慣用法による $k_h B$ と $c_h B$ は、かなりの精度を有することが分かる。

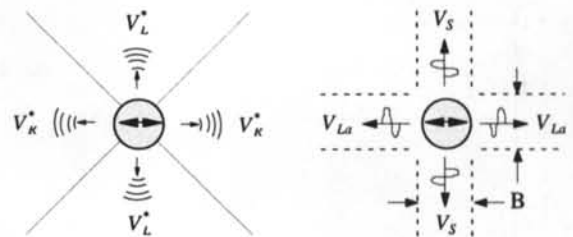


図-4 単杭における波動逸散効果

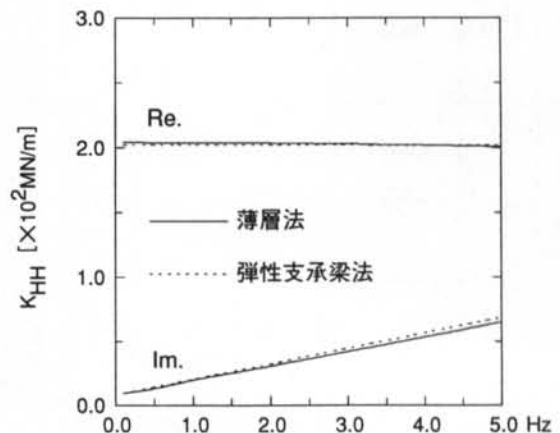


図-5 単杭における杭頭インピーダンスの精度

§ 4. 群杭の静的ばね係数と粘性減衰係数

4.1 群杭効果を考慮したばね係数の算定方法

群杭における $k_h B$ の算定にあたり、ここではまず杭頭インピーダンスに見られる群杭効果をあらかじめ検討しておく。杭本数が $n=1\sim 5$ ($N=n\times n$)の場合の水平インピーダンス K_{HH} を、杭間隔比が $S/B=3, 5$ の場合について図-6(1), (2)に示す。これらは薄層法により計算したもので、それぞれ(a)図に実部 K^R , (b)図に虚部 K^I , (c)図に等価減衰定数 h_e を示した。また、単杭($N=1$)との比較ができるように、群杭は杭一本あたりに換算して示してある。

さて、剛性に関係した同図(a)の実部に着目すると、杭本数の増加に従い、杭一本あたりの杭頭剛性は低下し、杭間隔比が小さな場合ほどその低減効果は大きくなる。このような杭頭剛性の支持力低下を表す工学指標として、静的な問題では群杭効率がよく用いられる。動的な問題では群杭係数とも呼ばれ、これは単杭 ${}_s K$ および群杭 ${}_g K$ の杭頭剛性から、水平の場合には次式で定義される。

$$\alpha = \frac{{}_g K_{HH}}{{}_s K_{HH} \times N} ; 0 < \alpha < 1 \quad (7)$$

ところで、杭頭剛性は杭頭を単位の変位振幅で振動させるに必要な加振力として定義される。したがっ

て、単杭の静的杭頭剛性 ${}_s K_{HH}$ は杭頭変位 u_h に対する杭頭せん断力 Q_h の比として、弾性支承梁モデルでは理論的に次式で与えられる。

$${}_s K_{HH} = \frac{Q_h}{u_h} = 4E_p I_p \beta^3, \quad \beta = \sqrt[4]{\frac{k_h B}{4E_p I_p}} \quad (8)$$

ただし、杭頭条件は回転拘束である。なお、 β は杭の特性係数と呼ばれ、 $k_h B$ に関係して長さの逆数の次元をもつ。いま、 $k_h B$ を単杭の意味で ${}_s k_h B$ と表記し、あらためて式(8)を書き直すと、

$${}_s K_{HH} = 4E_p I_p \left(\frac{{}_s k_h B}{4E_p I_p} \right)^3 \quad (9)$$

一方、群杭効率 α が既知であれば、群杭の静的杭頭剛性 ${}_g K_{HH}$ は式(7)より、

$${}_g K_{HH} = {}_s K_{HH} \times N \times \alpha \quad (10)$$

これに式(9)を代入し、 N 本杭では曲げ剛性が $E_p I_p \times N$ となることに注意すると、

$${}_g K_{HH} = 4E_p I_p N \left(\frac{{}_s k_h B}{4E_p I_p N} \times N \times \alpha^{\frac{1}{3}} \right)^3 \quad (11)$$

これより、式(9)と式(11)を照合すれば、群杭における地盤反力係数 ${}_g k_h B$ は、式(7)から求まる杭頭剛性の群

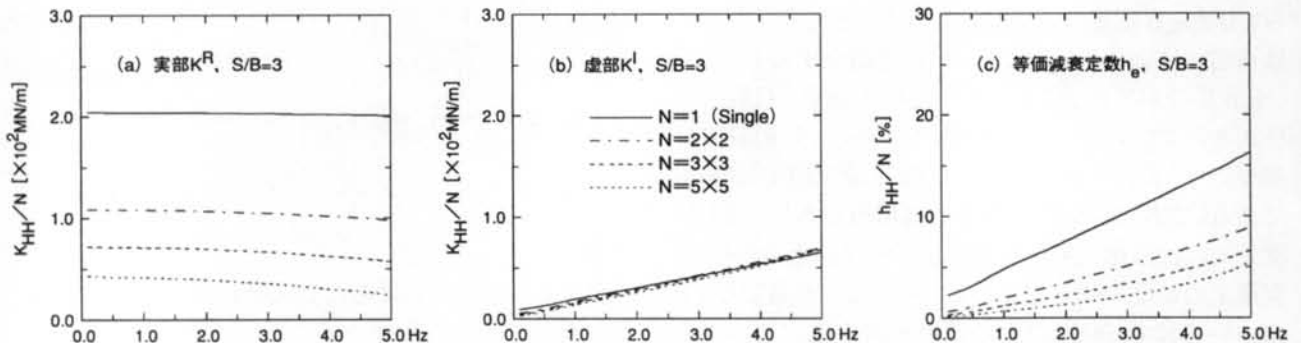


図-6 (1) 杭頭の水平インピーダンスに見られる群杭効果 ($S/B=3$ の場合)

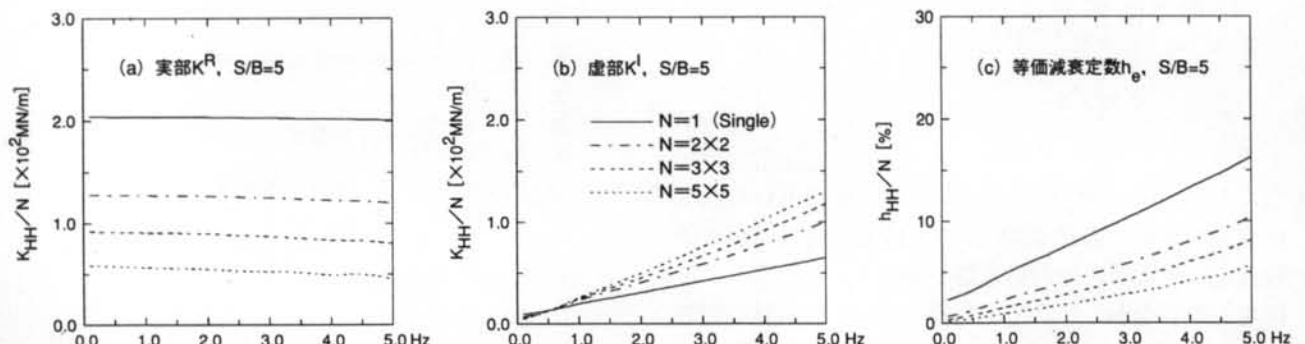


図-6 (2) 杭頭の水平インピーダンスに見られる群杭効果 ($S/B=5$ の場合)

杭効率 α を利用することで、つぎのように実用評価できる。

$${}_G K_h B = {}_S K_h B \times N \times \alpha^{\frac{4}{3}} \quad (12)$$

式(12)を式(1)に適用すれば、群杭の静的ばね係数 ${}_G K_i$ は容易に算定できるが、このときには単杭の静的ばね係数 ${}_S K_i$ に対する有効杭本数の考え方を導入し、下式で算定すると便利である。すなわち、

$${}_G K_i = {}_S K_i \times N_k, \quad N_k = N \times \alpha^{\frac{4}{3}} \quad (13)$$

図-7(a)は、全ての解析ケースについて、式(13)の有効杭本数 N_k を試算したもので、ここに α は薄層法による精算解を用いた。ただし、振動数が $f = 0.1\text{Hz}$ での擬似静的値とした。これより、群杭の静的ばね係数を求める際の有効杭本数は、群杭効率が通常 $\alpha < 1$ であるから、一般の杭頭剛性に関する有効杭本数よりもかなり減少することが強調される。

4.2 群杭効果を考慮した減衰係数の算定方法

前節と同様に、まず図-6の杭頭インピーダンスに見られる逸散減衰の特性を検討しておく。減衰に関係

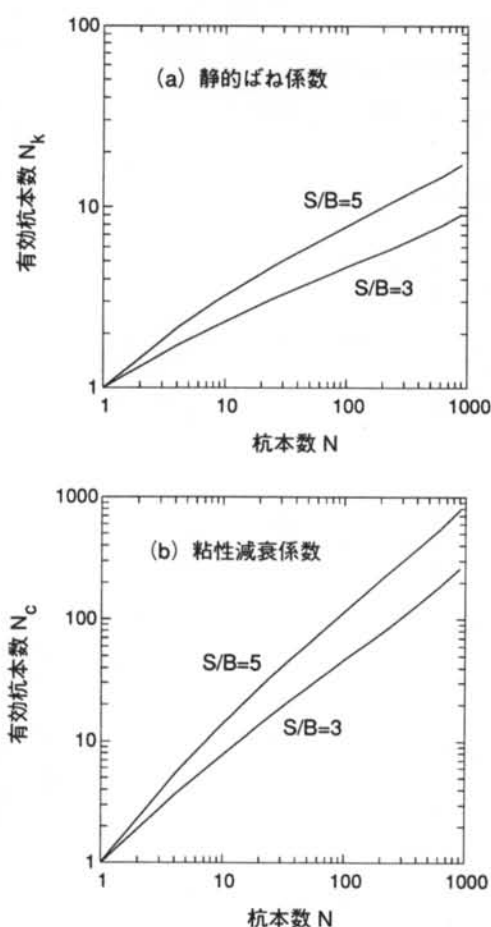


図-7 静的ばね係数と粘性減衰係数の有効杭本数

した同図(b)の虚部に着目すると、 $S/B=3$ では杭一本あたりの減衰量は単杭と同等であり、 $S/B=5$ では杭本数の増加に従い、杭一本あたりの減衰量は増大する。これは前節の杭頭剛性に見られた群杭効果とは異なり、式(7)の関係が単純には適用できないことを示唆している。この原因は図-8で示すように、群杭の場合には各杭からの逸散波動が隣接杭で重複反射することによる減衰性の低下と、杭間地盤からの逸散波動による減衰性の増大とが混在するためと考えられる。すなわち、杭間隔の比較的小さな $S/B=3$ では、両者の効果が相殺された結果として与えられ、これより杭間隔の大きな $S/B=5$ では、杭間地盤からの逸散効果の方が強く現れた結果と言える。

ところで、杭頭インピーダンスは実部と虚部からなる一種の複素ばねであるから、逸散減衰を定量評価するには、これを粘性系に等価な減衰定数に置換すると便利である。そして、これについては式(7)の関係の成立することが知られている¹⁴⁾。試みに、図-6(c)には、この等価減衰定数 h_e を載せた。これを見ると、 $S/B=3, 5$ の場合とも、杭本数の増加に従い、杭一本あたりの等価減衰定数は低下し、式(7)の関係の成立することが確認できる。そこで、ここでも式(7)の関係を利用し、等価減衰定数から群杭の粘性減衰係数を推定する方法を考える。まず、群杭 ${}_G h_e$ および単杭 ${}_S h_e$ の等価減衰定数に式(7)の関係を適用すると、

$${}_G h_e = {}_S h_e \times N \times \alpha \quad (14)$$

いま、減衰定数 h と静的ばね係数 K (または $k_h B$)および粘性減衰係数 C (または $c_h B$)の関係は、

$$h = \frac{c_h B}{2k_h B} \omega_0 \quad (15)$$

ここに、 ω_0 は1自由度の複素ばね系を粘性減衰系に等価置換したときの非減衰固有振動数である。さて、式(14)に式(15)の関係を考慮すると、

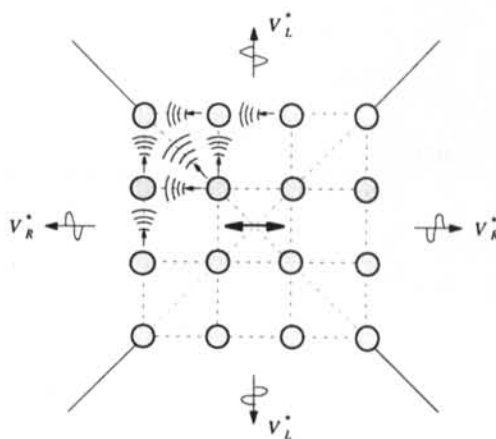


図-8 群杭における波動逸散効果

$${}_G C_h B = \frac{G k_h B}{s k_h B} \times {}_S C_h B \times N \times \alpha \quad (16)$$

これに式(12)を代入すれば、群杭の粘性減衰係数 ${}_G C_i$ は式(2)から容易に算定できるが、ここでも単杭の粘性減衰係数 ${}_S C_i$ に対する有効杭本数の考え方を導入し、下式で算定すると便利である。すなわち、

$${}_G C_i = {}_S C_i \times N_c, \quad N_c = N^2 \times \alpha^{\frac{7}{3}} \quad (17)$$

図-7(b)には、静的ばね係数に倣って粘性減衰係数の場合の有効杭本数 N_c を試算してみた。これを見ると、通常の杭間隔であれば、減衰係数はほぼ総杭本数有効となることが分かる。また、杭間隔の大きな場合の方が、杭間地盤からの逸散効果が強くなるので、有効杭本数も増加の傾向を見ることが出来る。

4.3 群杭における弾性支承梁モデルの精度

これまでに述べた提案方法を適用して、群杭における弾性支承梁モデルの精度を検討した。ここでも、杭

頭インピーダンスの精度に着目して、薄層法との比較を実施した。

図-9(1)~(3)には、杭本数が $n=5, 10, 15$ ($N=n \times n$)の3ケースについて、水平インピーダンス K_{HH} の比較結果を示した。これより、杭間隔が大きく、杭本数が多い場合ほど、精度は低下の傾向を示すが、ここで問題とする低振動数域においては、静的ばね係数に関係して与えられる実部、および粘性減衰係数に関係して与えられる虚部とも、実用上十分な精度を有していると言える。なお、振動数が高くなると、杭間隔が大きく、杭本数が多い場合に実部の乖離が目立つが、これは杭間地盤の質量効果によるものと考えられる。この点を是正するには、図-3で示した弾性支承梁モデルに、地盤の付加質量を導入する必要がある。これについては今後の課題とし、ここでは本論の目的から高振動数域での精度は対象外とする。

図-10および図-11には、群杭の全ての解析ケースについて、薄層法との比較による精度をまとめて示した。図-10は、杭頭インピーダンスの擬似静

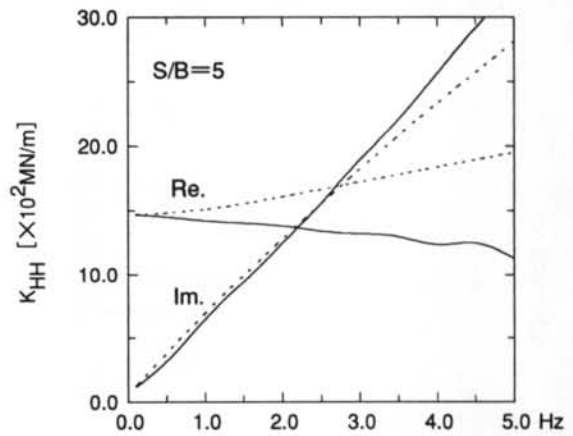
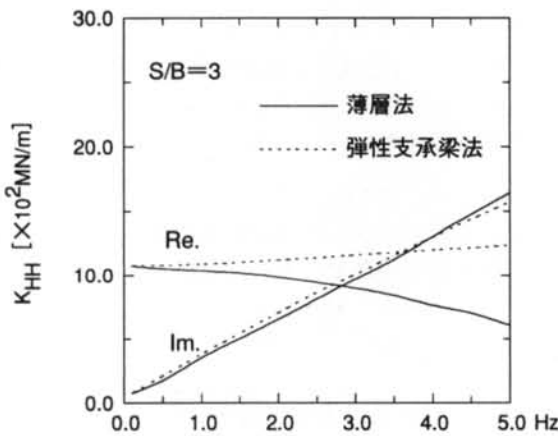


図-9 (1) 群杭における杭頭インピーダンスの精度 ($N=5 \times 5$ の場合)

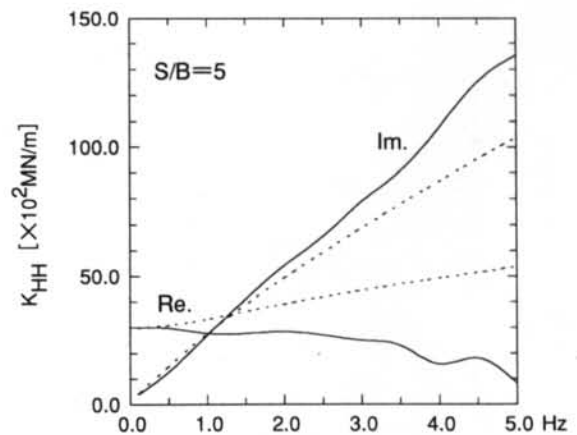
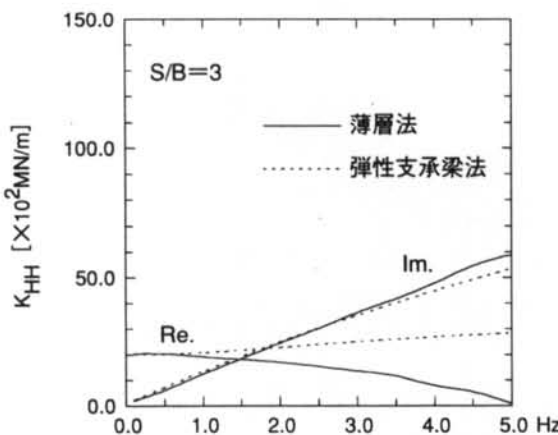


図-9 (2) 群杭における杭頭インピーダンスの精度 ($N=10 \times 10$ の場合)

的剛性 ($f = 0.1\text{Hz}$ の実部) について整理した。また、
 図-11は、杭頭インピーダンスの虚部を直線近似したときの粘性減衰 ($f = 1.0\text{Hz}$ で評価) について整理した。これらより、弾性支承梁モデルの群杭への適用に際し、ここでの提案方法はかなり有力な方法となることが確認できる。

§ 5. 弾性支承梁モデルによる地震応答解析

提案方法の成層地盤への適用、ならびに地震入力に対する応答の精度を検討するため、典型的な沖積地盤に立地する標準的な杭支持建物を例題として、弾性支承梁モデルによる地震応答解析を実施した。

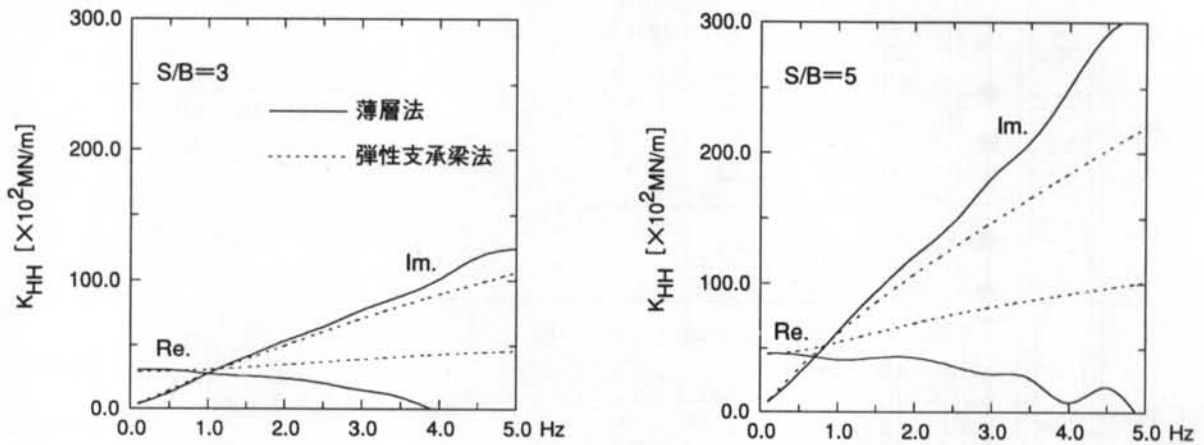


図-9 (3) 群杭における杭頭インピーダンスの精度 ($N = 15 \times 15$ の場合)

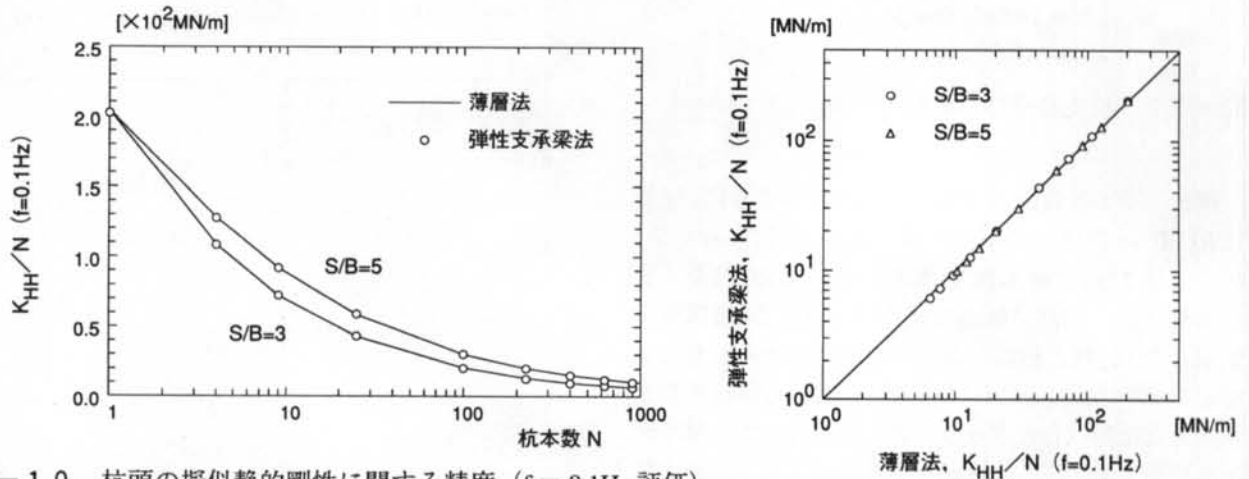


図-10 杭頭の擬似静的剛性に関する精度 ($f = 0.1\text{Hz}$ 評価)

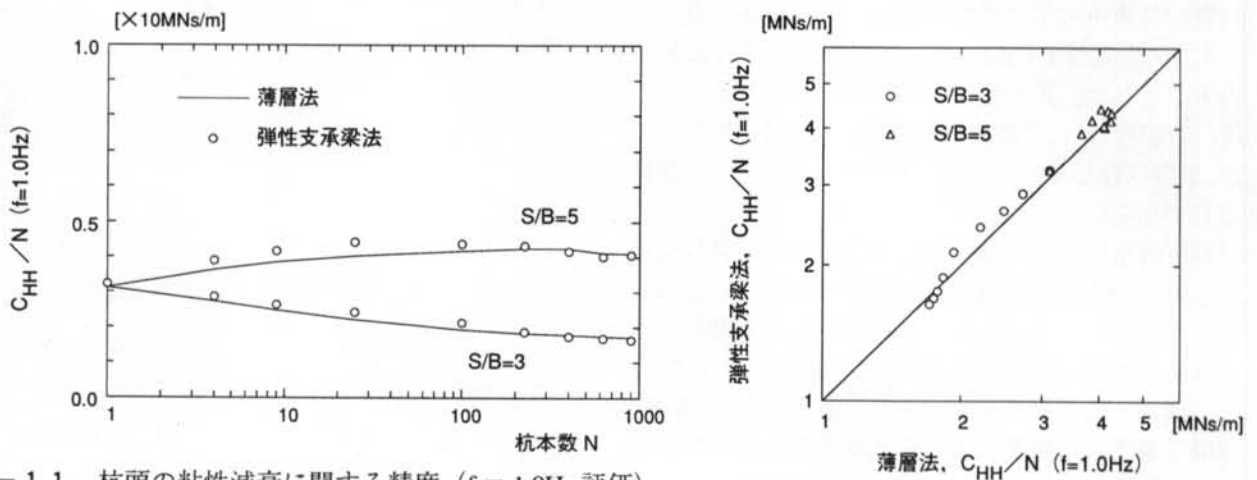


図-11 杭頭の粘性減衰に関する精度 ($f = 1.0\text{Hz}$ 評価)

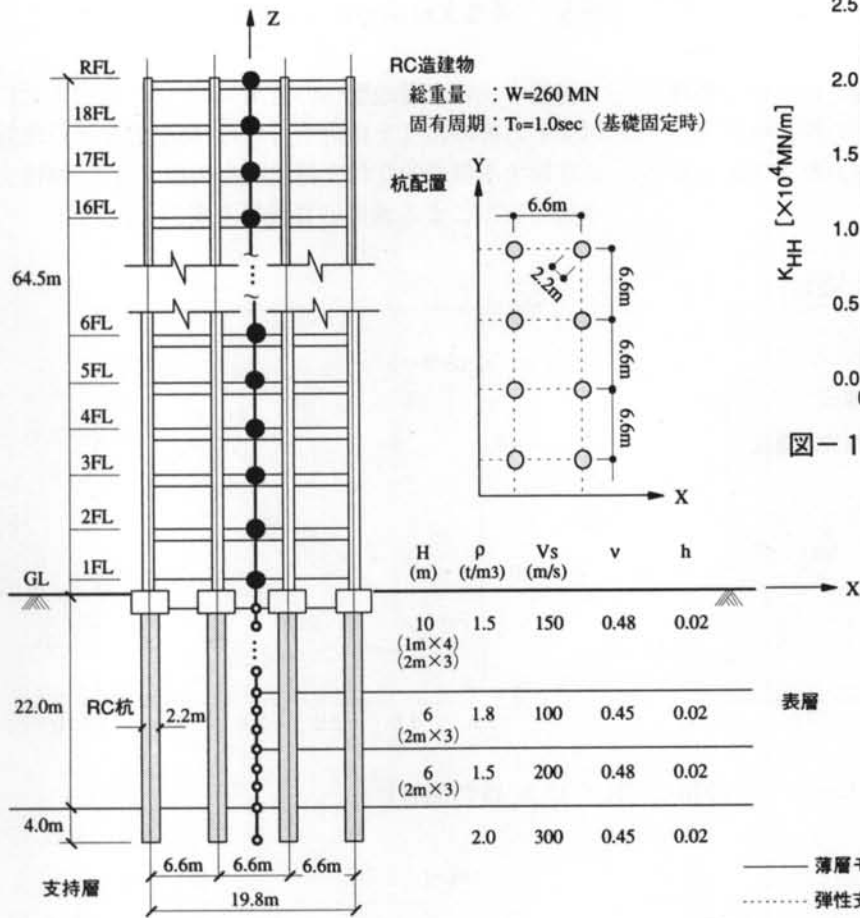


図-12 杭支持建物の解析モデル

解析モデルを図-12に示す。図示のように、建物はRC造18階建ての事務所棟（固有周期1.0sec）を、杭は口径2.2mで総本数32本の現場打ちRC杭を、また地盤は杭中間部に軟弱な挟み層を有する4層構造を想定した。建物と杭は一体として曲げ・せん断型の梁要素でモデル化し、これに提案の方法から群杭効果を考慮した地盤ばねとダッシュポットを付して全体モデルを作成した。ここに杭頭は回転拘束とし、減衰定数は建物・杭とも内部減衰として3%を仮定した。入力地震動は東京の工学基盤で定義される模擬地震波¹⁵⁾とし、入力基盤をGL-60mに設定して、ここで露頭波の入力とした。入力最大加速度は100Galである。地震応答解析では、この入力地震動による自由地盤応答が、地盤ばねとダッシュポットを介して入力する機構としてある。

解析結果を、まず杭頭の水平インピーダンスについて、薄層モデルとの比較により図-13に示す。これより成層地盤の場合には、これまでの一様地盤のように薄層モデルとの良い対応は見られない。とくに、ここで問題となるのは虚部の過大評価と言える。本来、成層地盤では層境界における逸散波動の重複反射によって減衰性が低下する。また、表層地盤を例にとれ

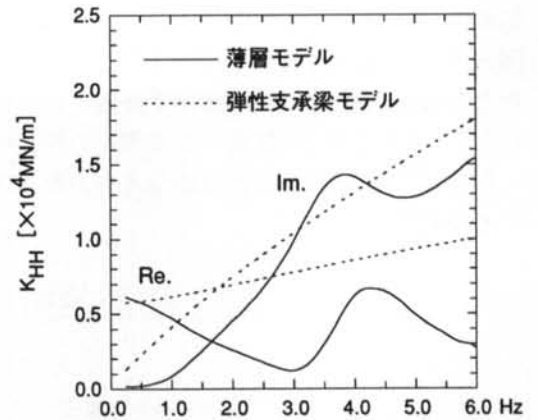


図-13 杭頭インピーダンスの比較

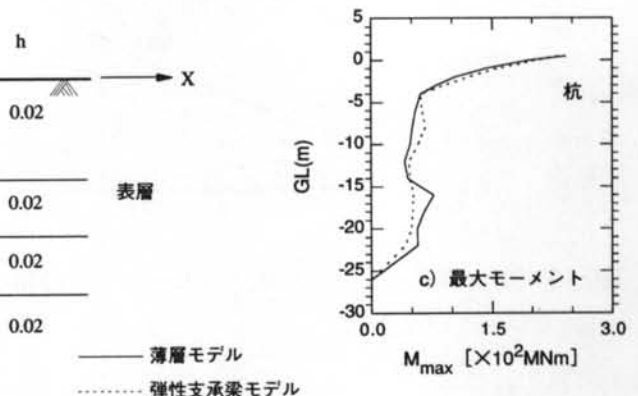


図-14 地震応答結果の比較

ば、いわゆる遮断効果によって、逸散減衰は表層の固有振動数まで期待できないことが知られている¹⁶⁾。ここで提示の弾性支承梁モデルでは、このような波動特性を基本的に模擬することができない。これについては今後の課題とするが、成層地盤への適用の観点からは、むしろ図-13における杭頭インピーダンスの相違が、建物の地震応答に及ぼす精度の影響を見るほうが重要であろう。

図-14には、地震応答結果を建物と杭の最大加速度 A_{max} 、最大せん断力 Q_{max} 、および杭の最大曲げモーメント M_{max} について示した。これらも薄層モデルとの比較で示してある。これから分かるように、杭頭インピーダンスに見られた相違も、地震応答では有意な差とはならない。ただし、ここでの結果は一例に過ぎないので、成層地盤への適用にあたっては、今後ともさらに地震応答における実用上の精度を検討する必要がある。なお、図-13の杭頭インピーダンスを詳細に見ると、弾性支承梁モデルでは建物の1次固有周期の $T=1.0\text{sec}$ 近傍において、減衰に関係した虚部が過大評価となっている。この影響が建物の最大応答値に有意な差とならないのは、剛性に関係した実部も薄層モデルとは異なるため、実際には両モデルの等価減衰定数がほぼ同等であったことによる。

§ 6 . 結論

本論文では、弾性支承梁モデルの群杭への適用にあたり、地盤の抵抗機構を表現する静的ばね係数と粘性減衰係数に、群杭効果を適切に考慮するための方法を検討し、その実用算定式を提示した。提案にあたっては、地盤反力係数 $k_p B$ が一定の場合を基本とし、成層地盤へ適用する場合は各層内で $k_p B$ 一定を仮定して、

地震応答解析により妥当性を検討した。

本論文の結論は以下の点に要約できる。

- ① 単杭については、静的ばね係数を式(3)のFrancisの方法により、また粘性減衰係数を波動インピーダンスに基づいた式(5)のGazetasの方法により評価することで、弾性支承梁モデルとして十分な精度を確保できる。
- ② 群杭の静的ばね係数は、杭頭剛性に関する群杭効率を利用して実用評価できる。その算定方法は式(12)に示したが、これは①で述べた単杭の静的ばね係数に、式(13)の有効杭本数を乗じて算定すると便利である。ここに、静的ばね係数の有効杭本数は、いわゆる群杭効果によってかなり減少する。
- ③ 群杭の粘性減衰係数についても、②と同様に群杭効率を利用して実用評価できる。ここでも、①で述べた単杭の粘性減衰係数に、式(17)の有効杭本数を乗じて算定すると便利である。ここに、粘性減衰係数の有効杭本数は、杭間地盤からの波動逸散効果によってほぼ総杭本数有効となる。
- ④ 成層地盤への適用例として、弾性支承梁モデルによる地震応答解析を実施したところ、応答の精度は実用上十分であることが確認された。しかしながら、弾性支承梁モデルは基本的に逸散減衰を過大評価する傾向にあるため、成層地盤への適用には注意が必要であって、この点に関する粘性減衰係数の実用評価に今後の課題が残されている。

謝辞

本研究は、東京電力(株)建設部課長・土方勝一郎博士、ならびに東電設計(株)耐震技術部次長・柳下文雄氏のご協力・ご助言により実施できたものです。ここに記して、両氏に感謝の意を表します。

<参考文献>

- 1) 大橋勝弘, 西村昭彦: “地盤の変位を考慮した基礎の耐震設計(1)~(3)”, 構造物設計資料, No.50~52, 1977.
- 2) Penzien, J., Scheffey, C.F., and Parmelee, R.A.: “Seismic Analysis of Bridges on Long Piles,” Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.90, No.EM3, 1964, pp.223~254.
- 3) 長谷川正幸: “弾性波動論に基づいた群杭の動的挙動に関する基礎的研究”, ORI研究報告, 93-02, 1993.
- 4) 井口道雄: “入門・建物と地盤との動的相互作用”, 日本建築学会編, 1996.
- 5) 日本建築学会: “第5回構造物と地盤の動的相互作用シンポジウム「近年の大地震の教訓と相互作用の設計への展開」”, 1998.
- 6) 杉村義広: “地震力に対する建築物の基礎の設計指針”, 日本建築センター編, 1984.
- 7) Vesic, A.B.: “Bending of Beams Resting on Isotropic Elastic Soil,” Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.87, No.EM2, 1961, pp.35~53.
- 8) Vesic, A.B.: “Beams on Elastic Subgrade and the Winkler's Hypothesis,” Proc. 5th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.1, 1961, pp.845~850.

- 9) Francis, A.J.: "Analysis of Pile Groups with Flexural Resistance," Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol.90, No.SM3, 1964, pp.1 ~ 32.
- 10) 岸田英明, 中井正一: "地盤の破壊を考慮した杭の水平抵抗", 日本建築学会論文報告集, 第281号, 1979, pp.41 ~ 55.
- 11) 土方勝一郎, 柳下文雄, 富井隆: "群杭の動的インピーダンス簡便評価法", 日本建築学会構造系論文集, 第455号, 1994, pp.73 ~ 82.
- 12) Gazetas, G. and Dobry, R.: "Horizontal Response of Piles in Layered Soils," Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.110, 1964, pp.20 ~ 40.
- 13) Lysmer, J. and Richart, F.E.: "Dynamic Response of Footings to Vertical Loading," Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol.92, No.SM1, 1966, pp.65 ~ 91.
- 14) 長谷川正幸, 中井正一: "杭基礎のインピーダンス関数に基づいた群杭効率の研究", 日本建築学会構造系論文集, 第417号, 1990, pp.133 ~ 145.
- 15) 石井透, 佐藤俊明: "建設地において考慮する地震像に基づく設計用地震動策定法", 日本建築学会構造系論文集, 第462号, 1994, pp.31 ~ 42.
- 16) Tajimi, H.: "Dynamic Analysis of a Structure Embedded in an Elastic Stratum," Proc. 4th WCEE, Vol.3, 1969, pp.53 ~ 69.