



# 杭支持構造物の地震応答性状に関する研究

宮本, 裕司

---

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1992-10-02

(Date of Publication)

2012-06-18

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙1668

(JaLCOI)

<https://doi.org/10.11501/3070633>

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2001668>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



神戸大学博士論文

杭支持構造物の地震応答性状に関する研究

平成4年8月

宮本裕司

神戸大学博士論文

杭支持構造物の地震応答性状に関する研究

平成4年8月

宮本裕司

# 杭支持構造物の地震応答性状に関する研究

## 論文要旨

ここ数年来、産業構造の転換や都市機能の再編を背景に、新しい立地環境のもとに、新しい都市空間の形成が急速に進みつつある。いわゆるウォーターフロント、リバーフロントの開発に代表されるような都市に建設される構造物は、大型化、高層化の傾向を示し、その一つ一つが備える機能も多岐にわたり、地震による被害、損傷が社会、経済に及ぼす影響は計り知れない。このような構造物においては、地震による被害を最小限に止めるべく、最新の耐震技術を取り入れた高度な耐震設計が望まれており、耐震工学が果たさねばならない使命はますます重要なものとなっている。

このような建築構造物の立地条件は、沖積地や埋立地の軟弱地盤での建設が避けられないため、杭等の間接基礎工法をもつ構造物がほとんどである。また、構造物は地下階を有し、杭本数は数十本から数百本に及ぶものもあり、杭を支持する良好な地盤は深い場所では数十メートルにも達している。さらに、杭基礎が用いられる地盤では、均質地盤とみなし得る地盤条件はまれで、堆積層からなる成層地盤が一般的である。また、地下水位が高い場所では、大地震時には地盤の液状化が予想され、杭基礎との相互作用も一層複雑化する。一方、このような条件を、杭支持構造物の地震応答解析モデルに厳密に取り入れることは不可能に近く、ある程度の解析条件、仮定を設けた実用的な地震応答解析モデルであることが望まれる。また、このような解析モデルの適用においては、実証データに基づいた十分な解析モデルの検証が必要である。

以上のような観点から、本論文では、杭支持構造物の地震応答性状に影響を及ぼす杭基礎-地盤系の動的相互作用効果を実証的、解析的に明らかにするとともに、杭支持構造物の合理的な地震応答解析モデルを提案することを目的としている。

本論文は全6章から構成されている。以下に、各章の研究成果の概要を示す。

第1章では、現在、数多く建設されている杭支持構造物の耐震設計における問題点を抽出するとともに、杭基礎と地盤の動的相互作用に関する既往の関連研究の現状と今後の課題を明らかにし、本論文の目的と位置付け、ならびに研究内容を示している。

第2章では、杭支持構造物の地震応答解析モデルとして、動的サブストラクチャー法に基づく考えを示すとともに、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の解析法として、三次元弾性波動論に基づくグリーン関数法と実用的な解析法として三次元薄層要素法を用いた方法を示している。杭支持構造物の地震応答性状を支配する群杭の動的インピーダンス

(Inertial Interaction)と基礎入力動(Kinematic Interaction)の解析的検討では、解析パラメータとして、単杭については地盤条件(半無限均質地盤と成層地盤)や杭種別(鋼管杭と鉄筋コンクリート杭)の違いによる影響を、群杭については杭本数や杭間距離の影響を検討している。結果として、群杭のインピーダンスは、加振方向、地盤条件、杭本数、杭間距離によりインピーダンスの値や周波数特性が大きく変化することを指摘している。特に、杭本数の増加による杭一本当たりの剛性に関するインピーダンス実部の低下は著しく、群杭効果を的確に評価することの必要性を指摘している。また、杭基礎の入力動は、群杭の存在により水平、上下方向とも高振動数領域で入力低減がみられること、水平入力時には回転入力動が生じるが、この回転入力動は杭本数が多くなるとその量は小さくなることを明らかにしている。さらに、杭支持構造物の地震応答解析を、パラメータ解析で得られた群杭の動的インピーダンスと基礎入力動を考慮したスウェイ・ロッキングモデルを用いて実施し、上部構造物の地震応答を支配するものとして、群杭インピーダンスの評価が大きく影響を与えるが、有効入力動に関しては上部構造物の応答に与える影響が小さいことを指摘している。また、簡易地震応答解析モデルとして、群杭インピーダンスを単杭の静的剛性と群杭係数から評価した解析モデルの有効性を示している。

第3章では、実地盤に製作した4本杭模型基礎の振動実験と地震観測結果から、基礎強制加振時と地震入力時の杭基礎の応答性状を明らかにしている。これらの実測結果から、杭基礎加振時の地盤抵抗は、水平加振時では地表面近くの地盤抵抗が、上下加振時では杭長に沿った周辺地盤と杭端での支持地盤における地盤抵抗が支配的となることを指摘している。また、地震時の杭の応答は、地中では地盤応答に支配され自由地盤系とほぼ同様の応答性状を示すが、杭頭では基礎の慣性力の影響によりその応答が大きくなることを指摘している。三次元薄層要素法を用いた解析法の検証では、振動実験から算定した動的インピーダンスとの比較により、本解析法の有効性を明らかにしている。また、地震観測結果のシミュレーション解析を、同解析法で求めた動的インピーダンスを用いたスウェイ・ロッキングモデルにより行い、杭支持構造物の地震応答性状を把握する上で本解析モデルが有効であることを明らかにしている。

第4章では、56本杭からなる群杭基礎および地下階を有する84本杭からなる群杭基礎の振動実験を実施し、これら2つの群杭基礎の振動性状を明らかにしている。また、三次元薄層要素法に基づく解析法を用いて、動的インピーダンスのシミュレーション解析を行い、その有効性を明らかにし、本解析法が実用的な手法として、多本杭を有する杭基礎のインピーダンス評価に適用できることを検証している。さらに、当該実験杭基礎を対象にして杭本数をパラメータとする解析を行い、多本杭を有する杭基礎の動的インピーダンス特性を明らかにするとともに、杭の無い直接基礎や埋込み基礎との比較により、群杭基礎の静的剛性(インピーダンスの実部)について明らかにしている。結果として、両実験杭基礎

のインピーダンスとも、群杭効果による剛性の低下と周波数特性の変化が現れていること、長尺杭をもつ群杭基礎の静的剛性は直接基礎とほぼ同等なものとなるが、基礎直下の成層地盤と杭間の連成効果に起因するインピーダンスの周波数特性が顕著に現れることを指摘している。また、地下階をもつ群杭基礎のインピーダンスは、基礎底面位置の群杭インピーダンスが支配的となり、実験杭基礎のように杭本数が多い場合、基礎側面の地盤抵抗によるインピーダンスの増加は小さくなることを指摘している。

第5章では、実地盤内の上載応力条件を再現できる遠心載荷装置を用いて、乾燥砂および飽和砂層内の4本杭基礎モデルの地震波加振実験を行い、入力地震波の加速度レベルの違いによる地盤の応答性状（加速度、変位、過剰間隙水圧）、杭基礎の応答性状、杭の曲げモーメントについて実証的に明らかにしている。これらの実測結果から、杭基礎の応答は、入力レベルが大きくなると、地盤の非線形性や液状化にともない応答加速度の振幅や周波数特性が大きく変化すること、杭の曲げモーメントは、地盤震動の影響を受け地盤深い位置で大きなモーメントを示す分布形状となることを指摘している。また、この応答の傾向は、液状化層では過剰間隙水圧の上昇に対応して著しくなることを指摘している。地震応答解析モデルとしては、杭基礎-地盤系を群杭効果を考慮したウィンクラ-型の水平地盤ばねを有する1本の曲げせん断棒にモデル化し、自由地盤の応答に有効応力解析を、相互作用ばねに杭の変形による地盤非線形性と有効応力の変化を取り入れたモデルを提案し、非線形地盤や液状化地盤内の杭基礎の応答を把握する上で本解析モデルが有効であることを明らかにしている。さらに、非線形、液状化地盤に建つ杭支持構造物の地震応答性状に関して、本解析モデルを用いた解析的検討を行い、地盤の応答性状の違いが上部構造物の地震応答に与える影響を明らかにしている。杭の地震時応力は、線形地盤においては、杭頭付近では上部構造物の慣性力が、杭端および地中では地盤震動による寄与が支配的となるが、液状化地盤では有効応力の低下にともなう著しい地盤抵抗の低下により、上部構造物の慣性力が深い位置まで杭に大きな応力を生じさせることを指摘している。また、中間層に液状化層がある地盤では、液状化層で急変する地盤応答の影響を受け、杭に大きな応力が生じることを指摘している。

第6章では、本論文の各章で得られた研究成果を要約している。

以上のように、本論文では、杭支持構造物の合理的な耐震設計に資することを目的として、杭支持構造物の地震応答性状に関する杭基礎-地盤系の動的相互作用効果を実証的、解析的に明らかにしている。さらに、非線形、液状化地盤に建つ杭支持構造物の地震応答を評価する上で有効な地震応答解析モデルを示している。



# 杭支持構造物の地震応答性状に関する研究

## 目 次

第1章 序 論	1
1.1 本論文の目的と位置付け	1
1.2 既往の関連研究の現状	4
1.2.1 杭基礎の動的相互作用に関する研究	4
1.2.2 非線形地盤や液状化地盤内の杭基礎の応答に関する研究	8
1.3 本論文の構成	11
発表論文	14
第2章 群杭の動的インピーダンスと基礎入力動	19
2.1 はじめに	19
2.2 群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の解析法	20
2.2.1 グリーン関数法による解析	20
2.2.2 薄層要素法による解析	27
2.2.3 両解析法による動的インピーダンスの比較	31
2.3 群杭の動的インピーダンスと基礎入力動	35
2.3.1 解析モデル	35
2.3.2 群杭の動的インピーダンス	36
2.3.3 群杭の基礎入力動	44
2.4 杭支持構造物の地震応答性状	48
2.4.1 解析モデル	49
2.4.2 杭支持構造物の地震応答結果	58
2.5 ま と め	64
第3章 杭支持模型基礎の振動実験と地震観測	67
3.1 はじめに	67
3.2 振動実験と解析結果	68
3.2.1 実験概要	68
3.2.2 実験結果および考察	70
3.2.3 実験と解析結果の比較	78
3.3 地震観測と解析結果	84
3.3.1 観測体制と観測地震	84
3.3.2 観測記録の分析	86
3.3.3 地震応答シミュレーション解析	92
3.4 ま と め	96

第4章 実大群杭基礎の振動実験とインピーダンス特性 .....	97
4.1 はじめに .....	97
4.2 振動実験と解析結果 .....	98
4.2.1 実験概要 .....	98
4.2.2 実験結果および考察 .....	102
4.2.3 実験と解析結果の比較 .....	111
4.3 群杭基礎のインピーダンス特性 .....	119
4.3.1 杭本数をパラメータとした群杭効果の検討 .....	119
4.3.2 直接基礎、埋込み基礎の静的剛性との比較 .....	129
4.4 まとめ .....	134
第5章 非線形、液状化地盤における杭支持構造物の地震応答 .....	137
5.1 はじめに .....	137
5.2 杭基礎模型の遠心載荷実験 .....	138
5.2.1 遠心載荷装置による模型実験 .....	138
5.2.2 実験概要 .....	144
5.2.3 実験結果および考察 .....	148
5.3 解析モデルと解析結果 .....	162
5.3.1 解析モデルと解析方法 .....	162
5.3.2 解析結果 .....	176
5.4 非線形、液状化地盤における杭支持構造物の地震応答性状 .....	189
5.4.1 解析モデル .....	189
5.4.2 地震応答結果および考察 .....	192
5.4.3 杭の地震時応力 .....	206
5.5 まとめ .....	211
第6章 結 論 .....	215
参考文献 .....	219
あとがき .....	226



# 第 1 章

## 序 論

### 1.1 本論文の目的と位置付け

ここ数年来、産業構造の転換や都市機能の再編を背景に、新しい立地環境のもとに、新しい都市空間の形成が急速に進みつつある。いわゆるウォーターフロント、リバーフロントの開発に代表されるこのような都市に建設される建築構造物は、わが国の産業面、経済面の発展にともなう情報化、国際化、あるいはソフト化の潮流の中で、その一つ一つの建築構造物が備える機能も多岐にわたり、その社会的役割も従来の建築物に比較して大きくなっている。さらに、臨海部では、重要産業施設等の建設が以前にも増して進められている。このような都市、地域に建設される建築物や産業施設においては、地震による一つの構造物の被害、損傷が社会、経済に及ぼす影響は計り知れず、大地震時の被害を最小限にとどめるべく最新の耐震技術を取り入れた高度な耐震設計が望まれており、耐震工学が果たさねばならない使命はますます重要なものとなっている。

このような建築構造物の立地条件は、沖積地や埋立地の軟弱地盤での建設が避けられないため、堅固な地盤に基礎をおく直接基礎を採用できず、杭等の間接基礎工法をもつ構造物がほとんどである。また、構造物は地下構造物や大空間をもち、大型化、高層化の傾向を示し、大深度地下空間を利用した構造物も現実化に向けて計画がなされている。これらの構造物に用いられる杭基礎は多本数からなる群杭となり、杭本数も数十本から数百本に及ぶものもあり、杭を支持する良好な地盤は深い場所では数十メートルにも達している。

一方、このような大型構造物は未だ大地震の洗礼を受けていないため、地震による被害を被った例は無いが、過去の杭支持構造物の被害報告をみると、新潟地震（1964年）における信濃川流域での沖積砂層の液状化による杭の被害や、十勝沖地震（1968年）における

地盤、地形条件によると考えられる杭の被害に代表される、主に地盤変形が杭に過度の変位、応力を作用させたことによるものがある。また、宮城県沖地震（1978年）にみられた上部構造物の慣性力が、杭に過大の曲げモーメントや軸力を作用させたことに起因する杭頭付近における被害に大別できる。これらの地震被害を、杭基礎と地盤の動的相互作用の観点から考えてみると、前者は、震源から発した地震波が地盤中を伝播し、構造物の直下に達した波動が地盤から杭基礎へ入射する際に作用する入力動の相互作用（Kinematic Interaction）と、後者は、杭基礎を通して構造物に入射した波動が構造物を振動させることによって、逆に上部構造物の慣性力が杭を加振することにより、地震エネルギーが再び地盤中に逸散していく相互作用（Inertial Interaction）に分けられる。これらの相互作用のメカニズムは、直接基礎、埋込み基礎、杭基礎の順に地盤と接触する幾何学的形状が変化するにつれ複雑なものとなる。特に、杭基礎が用いられる地盤では、均質地盤とみなし得る地盤条件はまれであり、堆積層から成る成層地盤が一般的である。また、軟弱地盤では大地震時にはせん断ひずみに依存する非線形性が顕著に現れ、さらに、地下水位が高い場所では、土のダイレイタンスによる体積変化により間隙水圧が上昇するために地盤の液状化が発生し、杭基礎との相互作用も一層複雑化する。

このように、杭支持構造物の地震応答性状は、地盤条件（成層地盤、非線形性、液状化等）や杭条件（群杭、埋込み効果等）に大きく影響を受けることが予想されるため、これらの条件を考慮した杭基礎と地盤の動的相互作用の基本特性を解明し、耐震設計に反映することが望まれている。一方、杭支持構造物の地震応答解析モデルを考える上で、このような条件を厳密に解析モデルに取り入れることは不可能に近く、ある程度の解析条件、仮定を設けた実用的な地震応答解析モデルであることが望まれる。また、このような解析モデルの適用においては、実証データに基づいた十分な解析モデルの検証が必要である。

このような観点から、杭基礎と地盤の動的相互作用に関する研究をみると、杭基礎の動的問題に関する解析的研究は、均質地盤内にある単杭の解析から発展し、現在では成層地盤内における単杭の動特性についてはほぼ解明され、それをもとに群杭を対象とする研究に移行しつつある。しかしながら、群杭基礎の相互作用問題については、杭支持構造物の地震応答に直接影響を与える群杭インピーダンスや基礎入力動の基本特性を明らかにする研究の例は少ない。さらに、加振実験、地震観測による実証的研究は、杭基礎建物を対象とする地震観測は現在数多く実施されてはいるが、起振機等による加振実験は、単杭、少数群杭をもつ模型基礎に限られ、実際に用いられているような多本杭を有する群杭基礎に

ついでの研究は皆無に近いのが現状である。また、大地震時における非線形地盤や液状化地盤内での杭基礎の地震応答性状を明らかにする研究は、地盤固有の応答性状については最近の理論的、実証的研究の両面から徐々に解明されてきてはいるものの、杭基礎の応答に及ぼす影響を調べる研究は極めて少ないのが現状であり、今後、実現象を把握するためのデータの蓄積を目的とする実証的研究を行い、それをもとにした解析的研究の発展が必要である。特に、地盤の非線形性や液状化の現象は、地震時に生じる地盤ひずみや過剰間隙水圧の量に依存し、その程度は砂地盤では拘束圧に影響される。従って、地盤が大ひずみ域に達する地震が杭基礎－地盤系を対象とする観測で多数記録され、実証研究に供されることが期待されるが、現実的には不可能に近く、実際の地盤における非線形性や液状化の現象を再現した模型実験を行い実証データの蓄積をはかることが肝要である。

以上のような背景をもとに、本論文では、杭支持構造物の地震応答性状に関する研究として、まず、群杭基礎の動的相互作用について、その基本的な動特性、すなわち、慣性の相互作用 (Inertial Interaction) と、入力動の相互作用 (Kinematic Interaction) を明らかにするため、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動に着目し、これらが地盤や杭の諸条件によって如何に変化するか、また、地震時の上部構造物の応答性状に及ぼす影響について解析的に検討する。次に、実証的研究として、実地盤に製作した4本杭に支持された模型基礎を対象とした振動実験と地震観測を実施し、基礎強制加振時や地震入力時の杭基礎の応答性状を把握する。また、実験、観測結果から群杭インピーダンスの解析法の検証を行うとともに、群杭インピーダンスを基礎底面に付加した杭支持構造物の地震応答解析モデルの検証をする。さらに、実大の多本杭を有する杭基礎と地下階を有する杭基礎の振動実験を行い、これら杭基礎の振動性状を実証的に把握し、実験結果から算定した動的インピーダンスのシミュレーション解析により、群杭インピーダンスの解析法が多本杭の群杭基礎に適用できることを示す。次に、実験杭基礎の動的インピーダンスをもとに群杭効果や埋込み効果について解析的な検討を加え、多本杭を有する群杭インピーダンスの諸特性を明らかにする。大地震時における非線形地盤や液状化地盤内にある杭基礎の応答性状については、実地盤内の応力状態を再現できる遠心載荷装置を用いて杭基礎模型の地震波加振実験を行い、非線形地盤や液状化地盤が杭基礎の応答に与える影響を実証的に明らかにする。また、地盤の有効応力を考慮した杭基礎－地盤系の地震応答解析モデルを提案し、その有効性を遠心載荷実験結果を用いて検証する。さらに、地震時の上部構造物の応答性状や杭応力に与える非線形地盤や液状化地盤の影響を解析的に明らかにする。

## 1.2 既往の関連研究の現状

### 1.2.1 杭基礎の動的相互作用に関する研究

杭基礎が、構造物の基礎として用いられてきた歴史は古く、建設される構造物の大多数が杭基礎を採用してきたにもかかわらず、動的問題として杭基礎の研究が本格的に行われてきたのは約25年前からである。今日では、社会的にも軟弱地盤に建つ杭支持構造物の合理的な耐震設計の必要性が高まっていることや、また、直接基礎や埋込み基礎に関する動的相互作用の研究がかなりの成果をおさめ、重要産業施設等の実設計に供されてきていることを背景に、杭基礎を対象とする研究が盛んになってきている。しかしながら、杭基礎の動的問題については、直接基礎や埋込み基礎に比較して杭と地盤との間に複雑な相互作用が関係するため、その基本的な動特性を解明する解析的、実証的研究が必要となる。

以下に、杭基礎の動的問題に関する既往研究の現状について概説する。

#### (1) 単杭を対象とした解析的研究

単杭の動的問題に関する代表的な研究として、田治見(1969)<sup>[1]</sup>による弾性波動論をもとにした研究がある。解析は、表層地盤の上下変位や基礎の回転振動を無視し、基盤とのインピーダンス比に基づく減衰と内部減衰を考慮した粘弾性表層地盤を考え、基盤水平入力時の単杭の応答を求めている。また、本方法を発展させた研究として、杭の上下、水平振動を扱ったNogami and Novak(1976)<sup>[2]</sup>(1977)<sup>[3]</sup>による研究や、境界条件をより厳密に評価したKobori等(1977)<sup>[4]</sup>による研究がある。これらの研究は、表層地盤の半無限性を満足させるために三次元弾性波動論に基づき行われた研究であり、単杭を対象として地盤を剛基盤上の弾性表層地盤に単純化しているものの、杭基礎の基本的な動特性を把握する上で先駆的な研究である。これらの研究は、表層地盤の剛性と減衰、表層地盤と杭の剛性比、杭径と杭長の関係から得られる細長比等をパラメータとして、単杭の地震入力時の応答特性やインピーダンス特性についてその基本特性を調べている。さらに、本研究を発展させたものとして、伝達マトリックス法を用いて多層地盤に適用したTakemiya等(1981)<sup>[5]</sup>の研究や、堯天等(1981)<sup>[6]</sup>(1984)<sup>[7]</sup>による単杭、群杭を対象とした一連の研究がある。

一方、単杭の加振実験結果との比較から、より実際の地盤条件に近い成層地盤を考慮し、加振時の条件に適応させるために、杭と地盤との厳密な境界条件をある程度無視した実用的な解析法についての一連の研究が、Novak等により行われている。この解析では、弾性波動論をもとに近似解として導いたBaranov(1967)<sup>[8]</sup>による平面ひずみ解を用いて、杭周

辺の相互作用ばねをウィンクラー型とした Novak and Aboul-Elia(1978)<sup>[9]</sup>の研究がある。これらの解析では、解析仮定から低振動数でインピーダンス実部を過小に、虚部を過大に評価する結果となり、その改善方法を示した Novak and El Sharnouby(1983)<sup>[10]</sup>の研究がある。さらに、Novak and Sheta(1980)<sup>[11]</sup>は、実験時の杭周辺地盤の非線形性や剥離を簡便にモデル化するために、杭周地盤に剛性の小さい層を取り入れた解析方法を示している。また、杭周辺に弱層を考慮した解析として、Mizuhata and Kusakabe(1984)<sup>[12]</sup>(1987)<sup>[13]</sup>は薄層要素法を用いた方法を示し、単杭および2本杭の加振実験結果の評価を行っている。

杭を集中質量系にモデル化し、Mindlin 解から算定した相互作用ばねを介して自由地盤と結び、杭基礎の応答を解析する手法として、Penzien(1964)<sup>[14]</sup>と杉村(1972)<sup>[15]</sup>の研究がある。この解析法は、群杭を1本の杭に代表させ、杭-上部構造物系と自由地盤系をそれぞれモデル化して地震応答解析を行う方法である。地盤の成層性や非線形性を考慮した地震応答解析が容易に可能なモデルであり、実用的な地震応答解析モデルとして非常に有用なモデルであるが、群杭のモデル化や相互作用ばねの評価については明確な方法がないため、実証データに基づいた解析モデルの検証が必要となる。また、このようなモデルに取り入れる相互作用ばねの非線形特性については、Matlock(1978)<sup>[16]</sup>(1980)<sup>[17]</sup>や岸田(1979)<sup>[18]</sup>等により提案がなされており、杭頭の静的繰返し実験や加振実験のシミュレーション解析により、その適用性を調べる研究が行われている。一方、杭周辺地盤の非線形性と逸散減衰を解析的に取り入れる手法として、Nogami and Konagai(1986)<sup>[19]</sup>(1988)<sup>[20]</sup>は、平面ひずみ仮定から求めた周波数領域のウィンクラー型のインピーダンスを等価な力学モデルに変換し、時間領域に適用する解析法を示している。また、本解析法は単杭から群杭への発展がなされている。

有限要素法を用いた解析法としては、Kuhlemeyer(1979)<sup>[21]</sup>による浮杭の上下、水平振動時のインピーダンスや応答特性を調べた研究がある。また、他の解析法として地盤の半無限性を解析的に考慮できる境界要素法、薄層要素法、グリーン関数法を用いた単杭の解析研究がなされているが、これらについては、次に示す群杭に関する項でまとめる。

## (2) 群杭を対象とした解析的研究

群杭を対象とする初期の研究は、静的問題として群杭効果を調べることを目的として Poulos(1968)<sup>[22]</sup>(1971)<sup>[23]</sup>, Butterfield and Banerjee(1971)<sup>[24]</sup>等により行われている。しかしながら、動的問題を扱った研究は単杭を対象とした研究に比較し群杭について

は非常に少ない。解析法としては、群杭とウィンクラ型相互作用ばねを考えたNogami (1980)<sup>[25]</sup>, Sheta and Novak(1982)<sup>[26]</sup>, Nogami(1985)<sup>[27]</sup>等の研究があるが、モデル化の方法や群杭の相互作用ばねの評価について仮定が必要となる。また、弾性波動論に基づき厳密に地盤と群杭を評価する解析法は、その基本特性を調べる上で有効な方法であるが、解の誘導が複雑で、計算時間が多大にかかり、実際の基礎に適用する場合、成層地盤の条件や多本杭の群杭を考慮することは不可能に近く実用的な方法とはいえない。

一方、杭間の相互作用効果や多層の成層地盤を解析的に取り入れる方法として、グリーン関数法や境界積分方程式、境界要素法を用いたものとして次のような研究がある。グリーン関数法に基づく手法では、杭位置地盤の柔性マトリックスを作成する際のグリーン関数の算定法として、Wolf and von Arx(1978)<sup>[28]</sup>(1979)<sup>[29]</sup>は軸対称有限要素法から求めた地盤内リング加振解を用いて群杭のインピーダンスと杭の応答を調べている。Waas and Hartmann(1981)<sup>[30]</sup>(1984)<sup>[31]</sup>は、三次元薄層要素法から求めた点加振解とリング加振解を用いて群杭インピーダンスと基礎入力動について調べている。また、Kaynia(1982)<sup>[32]</sup>(1988)<sup>[33]</sup>, Kaynia and Kausel(1982)<sup>[34]</sup>は円筒加振解と円盤加振解を用いて、成層地盤内のグリーン関数の評価にApsel(1980)<sup>[35]</sup>の方法を採用し、群杭のインピーダンスや基礎入力動についてその動特性を調べている。境界積分方程式、境界要素法を用いた研究として、Sen(1985)<sup>[36]</sup>は均質地盤内の、Sen and Banerjee(1985)<sup>[37]</sup>は成層地盤内の群杭インピーダンスを算定している。これらの方法は、杭間の相互作用効果や地盤の半無限性や成層地盤の影響を解析的に取り込める有効な方法である。しかしながら、杭が多本数に及ぶ場合や多層の成層地盤を対象とする場合には、グリーン関数の算定や多次元のマトリックス演算に多くの計算時間が必要となる。

軸対称有限要素法を用いた解析としてTyson and Kausel(1983)<sup>[38]</sup>は、群杭をリング要素としてモデル化し、埋込みの有る群杭基礎の応答を求めている。この軸対称有限要素法を用いる方法は、計算を効率的に行える手法であるが杭の配置により適用に限界がある。また、Dorbry and Gazetas(1988)<sup>[39]</sup>は、杭からの逸散波動を二次元場として考え、単杭のインピーダンスをもとに群杭インピーダンスを簡便に評価する方法を示しているが、加振条件や杭の種類によってインピーダンスが安定しない場合があることを指摘している。

このように、群杭インピーダンスや基礎入力動を評価する解析法が開発されてきているが、今後振動実験や地震観測結果との比較による解析法の検証と、多本杭を有する杭基礎への適用を考えた実用化が必要である。

### (3) 杭基礎の実証的研究

杭基礎の動特性を実証的に把握する研究としては、杭基礎模型を用いた振動台による加振実験や単杭および少数群杭を対象とした起振機実験が行われている。振動台実験では、水野等(1981-1985)<sup>[40]</sup>は、地盤模型に人工材料を用いて杭基礎の応答特性を調べる一連の研究を行っている。振動台実験では、実験条件が明確に設定できることや条件を変えた種々の実験が容易にできる利点があるが、実構造物との相似則を考えるための模型地盤や杭の材料選定や、模型地盤の境界処理について何らかの工夫が必要となる。

実地盤での実験は、静的加力実験を行い単杭の杭頭での復元力特性や群杭効果を調べる実験は数多く行われているが、動的实验については最近その数が多くなっている。代表的な研究として次のようなものがある。Novak and Grigg(1976)<sup>[41]</sup>は、鋼製の模型杭(長さ約2.3m、直径6.0cmと9.0cm)を用いたシルト質砂層内の単杭および4本杭の実験を行い、解析との比較から、杭周地盤に弱層を考える解析法を提案している。また、Novak and El Sharnouby(1984)<sup>[42]</sup>は、鋼製の模型杭(長さ1.1m、直径2.7cm)102本からなる群杭の実験を行い、群杭効果が基礎の応答に与える影響が大きいこと示している。また、実大の杭を用いた加振実験として、永井等(1984)<sup>[43]</sup>の単杭と2本杭(鋼管杭、長さ7.0m~13.0m、直径60cm)の実験、八尾等(1985-1988)<sup>[44]</sup>の9本杭(鋼管杭、長さ7.0m、直径15.2cm)を用いた実験がある。また、水畑、日下部等(1985)<sup>[45]</sup>(1987)<sup>[46]</sup>[47](1988)<sup>[48]</sup>は、単杭(RC杭、長さ14m、直径40cm)、単杭と2本杭(RC杭、長さ30m、直径60~70cm)、単杭と4本杭(鋼管杭、長さ42.7m、直径61cm)、単杭と2本杭(鋼管杭、長さ48m、直径50cm)を対象とした加振実験を行っている。これらの実験では、杭頭に設けた鉄筋コンクリート製のブロックを起振機で加振し、杭や周辺地盤の応答、杭ひずみの計測を行っている。また、加振レベルを変化させた場合の応答について調べている。さらに、実験結果から得られた基礎の共振・位相曲線やインピーダンスを解析結果と比較し、解析法の妥当性について調べている研究もある。Blaney and O'Neil(1986)<sup>[49]</sup>は、粘土層内の鋼管杭(長さ13.4m、直径27.3cm)を用いた加振レベルの異なるスイープ加振を行い、共振振動数や共振振幅の変化により杭頭付近地盤の非線形性や剝離が杭応答に与える影響を示している。このような単杭および少数群杭の杭頭加振実験では、地表面付近の地盤非線形の影響が少なからず実験結果に現れ、特に、水平加振時では、基礎ブロックの回転振動が卓越し、杭頭付近で地盤と杭との間にすべりや剝離現象が生じることが多いため、実験結果の評価や解析法の検証を行う上で留意する必要がある。また、水平加振時には、杭の抵抗

要素として杭頭回転による抵抗が大きくなることがあり、実際の群杭基礎で考えられる回転抵抗と特性が異なる場合がある。このように杭基礎の動的インピーダンスを調べる研究は、単杭および少数群杭を対象とするものが多数みられるが、実際の杭基礎に用いられているような多本杭を有し、地下階をもつ杭基礎を対象とし研究は皆無に近く、また、解析法を多本杭基礎に適用し、手法の検証を行った例はほとんどみられないのが現状である。

地震観測により、杭基礎構造物の応答特性を調べる研究は数多く行われ、対象構造物も多種に及んでいる。研究として、杉本等(1982-1987)<sup>[50]</sup>による2階建て研究棟の観測、小林等(1984-1990)<sup>[51]</sup>による10階建て共同住宅の観測、林田等(1987-1990)<sup>[52]</sup>による5階建て病院棟の観測例がある。このような地震観測では、杭基礎-上部構造物系の他に自由地盤系の観測や杭のひずみ観測が行われている。これらの研究から、杭支持構造物の地震応答と地盤応答の関係、杭基礎への入力機構、杭の地震応答についての知見が得られている。また、観測記録は、各種地震応答解析モデルによる一斉解析<sup>[53][54]</sup>に用いられ、各種解析モデルの有効性についての検討がなされている。

### 1.2.2 非線形地盤や液状化地盤内の杭基礎の応答に関する研究

地震時の非線形、液状化地盤における杭基礎の応答性状を把握することは、杭支持構造物の耐震設計を行う上で重要な課題である。最近、動土質分野での土の要素試験技術の発展や非線形地盤や液状化地盤を対象とした模型実験により、大地震時の地盤の応答性状がある程度わかってきたことや、Finn and Martin(1977)<sup>[55]</sup>やIshihara等(1980)<sup>[56]</sup>による過剰間隙水圧の発生を考慮できる土の構成則をモデル化した地盤応答解析法が提案されてきていることを背景に、これら地盤内の杭基礎の応答に着目する研究が行われてきている。しかしながら、地盤固有の複雑な問題が関係する大地震時の杭との相互作用問題については、過去において大地震時における杭基礎-地盤系の実観測記録が得られた例が皆無に近いこともあり、現在、実現象を解明するための実証的研究の成果を蓄積し、それを基にした解析法の検証、改良に供する段階にある。以下に、非線形地盤や液状化地盤内の杭基礎の応答に関する研究の現状について概説する。

#### (1) 解析的研究

解析モデルとしては、杭基礎-上部構造物系と自由地盤系を集中質点に置換し相互作用ばねで結んだ質点系モデルと、杭をソリッド要素あるいはビーム要素にモデル化した有限要素法の離散系モデルに代表される。これらの解析では、土の構成則を考慮した全応力解

析や有効応力解析により、非線形地盤や液状化地盤の影響を解析モデルに取り入れている。

質点系モデルによる方法として、Matlock and Martin(1981)<sup>[57]</sup>の海洋のプラットホームを対象とした解析や、西沢、河村等(1982)<sup>[58]</sup>による液状化地盤における杭基礎構造物の被害を対象とした研究がある。また、振動台実験による液状化地盤内の杭基礎の応答をシミュレーション解析したKagawa and Kraft(1981)<sup>[59]</sup>や能村、時松等(1990)<sup>[60]</sup>や森等(1990)<sup>[61]</sup>の研究がある。一方、有限要素法を用いた研究としては、地盤液状化時の杭支持構造物の応答を調べたShiomi(1990)<sup>[62]</sup>、Fujii(1990)<sup>[63]</sup>の研究がある。これらの解析では、各種の土の構成則モデルを取り入れ、地震入力時の杭基礎の応答性状を調べることを目的としているが、今後さらに実験結果との比較等により解析法の適用性や妥当性の検証が必要である。

## (2) 実証的研究

過去において大地震時の杭支持構造物—地盤系の地震記録が観測されていないことや、将来も容易に観測されないと予想されることを背景に、主に振動台による模型実験が行われている。このような実験として、Tamori and Kitagawa(1988)<sup>[64]</sup>は、地盤模型に人工の塑性材料を使用し、非線形地盤が構造物の応答に与える影響を調べている。このような人工の材料を地盤模型に用いることは、地盤の剛性や非線形特性を幅広く設定できる利点があるが、得られる実験結果と実際の地盤や構造物の応答性状との関係が明確でなく、直接的に実験結果を評価できない可能性がある。一方、液状化地盤内の杭基礎の応答を調べることを目的とした研究では、地盤材料に砂を用いて行われている。このような研究としては、能村、時松等(1989)<sup>[60]</sup>、森等(1990)<sup>[61]</sup>、小林、八尾等(1990)<sup>[65]</sup>のせん断土槽を用いた実験があり、地盤の間隙水圧や杭の曲げモーメント等の計測が行われ、液状化地盤が杭基礎の応答に与える影響が大きいことを示している。また、地盤の有効応力解析を併用した解析法の検証が行われている。しかし、これらの実験は、模型地盤の深さが最大でも約2 m程度のために、土は低上載応力下の状態にあり、上載圧に依存する砂の非線形特性や間隙水圧の発生が実地盤の条件を満たしているとは言い難い。

このような問題を解決する実験手法として、遠心力場に模型地盤をおき、実地盤と同じ自重応力状態を再現できる遠心載荷装置を用いた実験法<sup>[66]</sup>がある。この遠心載荷装置を用いる実験は、土の自重が大きく支配する静的問題の研究として、土の圧密、安定性問題やトンネル、埋設管等の安定性の問題に対して利用されてきたが、最近になり動的問題として動土質力学や地震工学の分野<sup>[67]</sup>に利用されてきている。特に、地震時の地盤挙動を

再現する実験法として、間隙水圧の発生にともなう液状化実験（例えば、Hushmand and Scott(1988)<sup>[68]</sup>やInatomi and Kazama(1989)<sup>[69]</sup>等）に用いられている。さらに、Tan and Scott(1985)<sup>[70]</sup>は、遠心力場における液状化実験と実地盤の関係について詳細に検討している。

杭の動的問題に関する実験として、Scott(1982)<sup>[71]</sup>は、飽和砂層地盤での単杭（鋼管杭、長さ12.2m、直径0.61m）の杭頭加振実験とそれをモデル化した遠心力場での実験の比較を行い、遠心載荷実験の有効性を示している。また、Chang and Kutter(1988)<sup>[72]</sup>は、乾燥砂内の4本杭モデルを用いた地震波加振実験から、杭周と地盤とのすべりが応答に与える影響を調べている。しかしながら、実地盤内の上載応力状態を再現できる遠心載荷装置を用いることにより、大地震時における非線形地盤や液状化地盤内の杭基礎の挙動を把握するための研究は非常に少ないのが現状であり、今後の実証研究による成果の蓄積が期待されている。

以上から、既往の関連研究の現状と問題点についてまとめると次のようになる。

- ① 杭基礎の動的問題についての研究は、単杭の相互作用問題についてはほぼ解明されてきてはいるが、群杭の相互作用問題については、解析法の複雑さから系統立てて群杭インピーダンスや基礎入力動の特性を明らかにした研究が少ない。また、杭支持構造物の地震応答に、これらの特性が与える影響が明確にされていない。
- ② 実証研究との比較により群杭基礎の振動性状を明らかにし、群杭インピーダンスの解析法を検証する研究は、少数杭本数の模型基礎を対象とした研究に限られ、多本杭を有する群杭基礎や地下階を有する群杭基礎を対象とする研究はほとんど行われていない。また、実際の群杭基礎に用いられるような多本杭の群杭インピーダンスを、実用的に評価できる解析法の開発が望まれる。
- ③ 大地震時の杭基礎の応答性状については、地盤が大ひずみ域に達する地震が容易に観測されないことを背景に、振動台を用いた実証研究が数例行われている。しかしながら、これらの実証研究では、実地盤における非線形性や液状化の現象を再現しているとは言えず、実地盤内の上載応力条件を満たした実証研究により、非線形や液状化を呈する地盤内の杭基礎の応答性状を把握するための実証データの蓄積と、それに基づいた実用的な地震応答解析モデルの開発、検証が望まれる。

### 1.3 本論文の構成

本論文は、杭支持構造物の合理的な耐震設計法を確立していく上で重要な課題である、杭支持構造物の地震応答性状に影響を与える杭基礎-地盤系の動的相互作用効果を、実証的、解析的研究により明らかにすることを目的としている。本論文は、全6章から構成されている。以下に、各章の研究内容の概要を示す。

第1章では、本論文の目的、位置付けを明確にするとともに、関連研究の現状についてまとめている。

第2章では、杭支持構造物の地震応答解析モデルとして、動的サブストラクチャー法に基づく考えを定式化し、杭基礎と地盤の動的相互作用として群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の評価が上部構造物の地震応答性状を支配するものであることを示している。また、解析法として群杭効果を厳密に評価した三次元弾性波動論に基づくグリーン関数法を示し、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動について解析的な検討を行っている。さらに、群杭インピーダンスの実用的な解析法として三次元薄層要素法を用いた方法を示し、グリーン関数法との比較により解の検証を行っている。群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の解析的検討では、地盤や杭の諸条件によってインピーダンスや入力動の基本特性が如何に影響を受けるかを明らかにすることを目的としている。解析パラメータとして、単杭については、半無限均質地盤と成層地盤の地盤条件や鋼管杭と鉄筋コンクリート杭の杭種別の違いによる影響を調べている。群杭については、杭本数や杭間距離の影響を調べている。さらに、杭支持構造物の地震応答解析を、パラメータ解析で得られた動的インピーダンスと基礎入力動を考慮したスウェイ・ロッキングモデルを用いて実施し、上部構造物の応答性状に与える影響について明らかにしている。結論として、杭基礎のインピーダンスは、成層地盤の影響を受けて周波数特性が変化すること、群杭基礎では、杭本数や杭間距離によりインピーダンスの値や周波数特性も影響を受けることが明らかとなった。特に、杭本数の増加による杭一本当たりの剛性に関係するインピーダンス実部の低下は著しく、群杭インピーダンスを正確に評価することの必要性を指摘した。杭基礎の入力動は、群杭の存在により水平、上下方向とも高振動数領域で入力低減がみられること、水平入力時では回転入力動が生じることを指摘した。また、この回転入力動は杭本数が多くなるとその量は小さくなり、その影響は小さいことを指摘した。上部構造物の応答に与えるこれ

らの相互作用の影響として、基礎固定モデルに比較し共振振動数が低振動数側に移行し、杭支持構造物においても相互作用効果を考慮することの必要性を指摘した。また、上部構造物の地震応答を支配するものとして、群杭インピーダンスの評価が大きく影響するが、基礎入力動に関しては上部構造物の応答に与える影響が小さいことを指摘した。

第3章では、4本杭で支持された模型基礎を実地盤に制作し実施した振動実験と地震観測結果および三次元薄層要素法を用いた解析法の検証について示している。本実験および観測研究は、杭基礎の基礎強制加振や地震入力時の応答性状を明らかにするとともに、動的インピーダンスを実験結果から算定し解析法の検証に供することを目的としている。これらの実測結果から、杭基礎加振時における地盤抵抗は、水平加振時では地表面近くの地盤抵抗が、上下加振時では杭長に沿った周辺地盤と杭端での支持地盤における地盤抵抗が支配的となることが明らかとなった。また、地震時の杭の応答は、地中では地盤応答に支配され自由地盤系とほぼ同様の応答性状を示すが、杭頭では基礎の慣性力の影響によりその応答が大きくなることを指摘した。一方、解析法の検証では、振動実験から算定した動的インピーダンスと三次元薄層要素法を用いた解析解との比較により、本解析法の有効性を示した。また、地震観測結果のシミュレーションを同解析法で評価したインピーダンスを用いたスウェイ・ロッキングモデルにより行い、地震時の応答性状を把握する上で本地震応答解析モデルが有効であることを示した。

第4章では、実際の構造物に用いられる杭基礎は多本杭であることを考慮し、56本杭からなる群杭基礎および地下階を有する84本杭からなる群杭基礎の振動実験を実施し、多本杭を有する群杭基礎の動特性を明らかにしている。また、三次元薄層要素に基づく解析法を多本杭に適用し、実験結果から算定した動的インピーダンスのシミュレーションを行い、その有効性を示している。さらに、当該実験杭基礎を対象として杭本数をパラメータとする解析を行い、群杭基礎のインピーダンスについて詳細に調べるとともに、基礎形式が異なる直接基礎や埋込み基礎の静的剛性（インピーダンスの実部）と比較し、実験杭基礎のインピーダンス特性を検討している。以上の結論として、両実験杭基礎のインピーダンスとも、群杭効果による剛性低下が認められることを指摘した。また、長尺杭をもつ群杭基礎ではその動特性は直接基礎とほぼ同等なものとなり、基礎直下の成層地盤の影響や杭間の連成効果に起因するインピーダンスの周波数特性が顕著に現れていることを指摘した。埋込みのある群杭基礎では基礎底面位置の群杭インピーダンスが支配的となり、埋込みによる地盤剛性の増加は実験杭基礎のように杭本数が多い場合小さいことを指摘した。一方、

解析結果との比較から、三次元薄層要素法を用いた解析法が実用的な手法として多本杭を有する群杭基礎に適用できること、埋込みを有する杭基礎の解析については、基礎底面下の群杭インピーダンスに埋込み部のインピーダンスを付加する方法で評価できることを示した。

第5章では、大地震時の非線形、液状化地盤における杭基礎の応答性状を実証的に明らかにすることを目的として、遠心載荷装置を用いた地震波加振実験を行っている。実験は、遠心力場50gでの相似則を考え、乾燥砂と飽和砂内の4本杭基礎模型を用いて行い、入力地震波の加速度レベルの違いによる地盤の応答性状（加速度、変位、過剰間隙水圧）、杭基礎の応答性状、杭の曲げモーメントについて比較している。これらの実測結果から、液状化地盤における杭基礎の応答として、間隙水圧の上昇にともなう地盤の応答性状の変化と地盤剛性の著しい低下により、基礎の応答加速度の振幅や周波数特性が大きく変化すること、杭の曲げモーメント分布も入力加速度レベルによって異なり、液状化地盤内ではさらにモーメントが大きくなることを指摘した。シミュレーション解析では、杭基礎-地盤系をウィンクラ-型の水平地盤ばねを有する1本の曲げせん断棒にモデル化し、自由地盤の応答に過剰間隙水圧発生モデルとして Finn and Martin(1977)<sup>[55]</sup>による有効応力解析を、また、相互作用ばねに杭の変形による非線形性と過剰間隙水圧の上昇、消散にともなう有効応力の変化を考慮したモデルを用いている。解析結果は、非線形地盤や液状化地盤内の杭基礎の応答性状と良く対応し、本解析モデルの有効性を示した。さらに、非線形、液状化地盤内の杭支持構造物の地震応答を本解析モデルを用いて解析的に検討し、杭および上部構造物の応答が地盤の応答性状の違いにより受ける影響を明らかにした。また、杭の応答として、非線形、液状化による地盤震動と地盤剛性の著しい低下により上部構造物の慣性力が地盤深い位置まで影響し、杭に大きな応力が生じることを指摘した。

第6章では、本論文の成果を整理し、各章での結論を要約している。

## 発表論文

### [主要論文]

#### 第 2 章

1. Kobori T., M. Nakazawa, T. Hijikata, Y. Kobayashi, K. Miura, Y. Miyamoto, T. Moroi : Dynamic Characteristics of a Pile Group Foundation, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.2(pp.1107~1112), 1990.12
2. Kobori T., M. Nakazawa, T. Hijikata, Y. Kobayashi, K. Miura, Y. Miyamoto, T. Moroi : Study on Dynamic Characteristics of a Pile Group Foundation, Proc. of Second Int. Conf. on Recent Advances in Geotechnical Earthq. Eng. and Soil Dynamics, Vol. I (pp. 853~860), 1991. 3
3. 小堀鐸二, 諸井孝文, 三浦賢治, 増田 潔, 喜多村英司, 宮本裕司: 群杭の動的インピーダンスに関する研究(その1) 2本杭の動的インピーダンス, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.837~838), 1988年10月
4. 三浦賢治, 中澤正明, 土方勝一郎, 小林義尚, 宮本裕司, 諸井孝文: 杭基礎の動的特性に関する研究(その1) 単杭の動的インピーダンスおよび基礎入力動, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.491~492), 1990年10月

#### 第 3 章

5. 土方勝一郎, 三浦賢治, 宮本裕司, 諸井孝文: 群杭基礎の振動特性に関する研究(杭基礎試験体の強制加振実験と解析的検討), 日本建築学会構造系論文報告集, 第408号(pp.89~98), 1990年2月
6. 小林義尚, 太田泰博, 土方勝一郎, 三浦賢治, 宮本裕司, 諸井孝文: 杭基礎構造物の地震応答解析法に関する研究(その1) 強制加振実験の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.283~284), 1989年10月
7. 喜多村英司, 太田泰博, 土方勝一郎, 小林義尚, 内山正次, 宮本裕司: 杭基礎構造物の地震応答解析法に関する研究(その2) 共振・位相曲線, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.285~286), 1989年10月
8. 内山正次, 中澤正明, 土方勝一郎, 小林義尚, 宮本裕司, 諸井孝文: 杭基礎の動的特性に関する研究(その3) 杭基礎模型の地震観測, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.495~496), 1990年10月

#### 第 4 章

9. 宮本裕司, 増田 潔: 群杭基礎の振動特性に関する研究(実大杭基礎の強制加振実験と解析的検討), 日本建築学会構造系論文報告集, 第433号(pp.121~130), 1992年3月
10. Urao K., K. Masuda, E. Kitamura, F. Sasaki, K. Ueno, Y. Miyamoto, T. Moroi: Forced Vibration Test and its Analytical Study for Embedded Foundation Supported by Pile

- Group, Proc. of the Ninth World Conf. on Earthq. Eng., Vol. III (pp.673~678), 1988. 8
11. Masuda K., F. Sasaki, K. Urao, K. Ueno, Y. Miyamoto: Simulation Analysis of Forced Vibration Test for Actual Pile Foundation by Thin Layer Method, Proc. of Reliability and Robustness of Eng. Software Conf., 1987. 9
  12. 上野 薫, 宮本裕司, 鈴木康嗣, 八幡夏恵子, 武元弘之, 一ノ瀬満郎: 実大杭基礎の振動実験とその解析 (その1) 強制振動実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 543~544), 1986年 8月
  13. 宮本裕司, 上野 薫, 増田 潔, 浦尾謙二, 諸井孝文, 武元弘之: 実大杭基礎の振動実験とその解析 (その2) 実験結果のシミュレーション解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.545~546), 1986年 8月
  14. 浦尾謙二, 上野 薫, 宮本裕司, 増田 潔, 諸井孝文, 武元弘之: 実大杭基礎の振動実験とその解析 (その3) 群杭効果を考慮した杭頭剛性の算定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.547~548), 1986年 8月
  15. 増田 潔, 佐々木文夫, 諸井孝文, 上野 薫, 宮本裕司, 武元弘之: 実大杭基礎の振動実験とその解析 (その4) 群杭を考慮した薄層法によるシミュレーション解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 549~550), 1986年 8月
  16. 増田 潔, 上野 薫, 宮本裕司, 浦尾謙二, 喜多村英司: 地下階を有する杭基礎の振動実験とその解析 (その1) 振動実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 977~978), 1987年10月
  17. 増田 潔, 上野 薫, 宮本裕司, 浦尾謙二, 喜多村英司: 地下階を有する杭基礎の振動実験とその解析 (その2) 解析方法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 979~980), 1987年 10月
  18. 増田 潔, 上野 薫, 宮本裕司, 浦尾謙二, 喜多村英司: 地下階を有する杭基礎の振動実験とその解析 (その3) 実験結果のシミュレーション解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 981~982), 1987年10月

## 第 5 章

19. Miyamoto Y., K. Miura, R.F. Scott, B. Hushmand: Pile Foundation Response in Liquefiable Soil Deposit during Strong Earthquakes (Centrifugal test for pile foundation model and correlation analysis), 日本建築学会構造系論文報告集, 第439号, 1992年 9月 (掲載予定)
20. Miyamoto Y., Y. Sako, K. Miura, R.F. Scott, B. Hushmand: Dynamic Behavior of Pile Group in Liquefied Sand Deposit, Proc. of the Tenth World Conf. on Earthq. Eng., 1992. 7
21. Miyamoto Y., R.F. Scott, B. Hushmand, K. Miura: Earthquake Response of a Structure on a Pile Group in Liquefiable Sand Deposit(Part-1) Centrifuge Test, 日本建築学会

- 大会学術講演梗概集, (pp.917~918), 1991年 9月
22. Miura K., Y. Miyamoto, K. Suzuki, R.F. Scott: Earthquake Response of a Structure on a Pile Group in Liquefiable Sand Deposit(Part-2) Correlation Analysis, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.919~920), 1991年 9月
  23. Sako Y., Y. Miyamoto, M. Nagano, K. Miura: Earthquake Response of a Structure on a Pile Group in a Liquefiable Sand Deposit(Part-3) Correlation analysis by a simplified numerical method, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1992年 8月
  24. Miyamoto Y., Y. sako, K. Miura: Earthquake Response of a Structure on a Pile Group in a Liquefiable Sand Deposit(Part-4) Response characteristics of superstructure-pile foundation system, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1992年 8月

#### [関連論文]

1. 三浦賢治, 宮本裕司, 上野 薫, 佐々木文夫: Rough BaseのDynamic Ground Stiffnessの計算プログラム, 第5回電子計算機利用シンポジウム 日本建築学会, (pp.163~168), 1983年 3月
2. 太田外気晴, 三浦賢治, 宮本裕司, 増田 潔, 佐々木文夫: 成層地盤上に設置された弾性基礎版の応答解析, 第5回電子計算機利用シンポジウム 日本建築学会, (pp.169~174), 1983年 3月
3. 内山正次, 三浦賢治, 上野 薫, 宮本裕司, 佐々木文夫: 隣接建屋間動的相互作用に関する研究(その1), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.839~840), 1983年 9月
4. 三浦賢治, 宮本裕司, 佐々木文夫: 隣接建屋間動的相互作用に関する研究(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.841~842), 1983年 9月
5. 増田 潔, 佐々木文夫, 浦尾謙二, 太田外気晴, 三浦賢治, 宮本裕司: 成層地盤を考慮した動的解析(その1) 水平・上下・回転加振による剛性評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.789~790), 1983年 9月
6. 増田 潔, 佐々木文夫, 浦尾謙二, 太田外気晴, 三浦賢治, 宮本裕司: 成層地盤を考慮した動的解析(その2) 弾性基礎版の水平地動に対する応答性状について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.791~792), 1983年 9月
7. Miura K., K. Masuda, F. Sasaki, Y. Miyamoto, K. Urao: Boundary Elements Superposition Method to Solve Dynamic Soil-Structure Interaction, Proc. of Fifth Int. Conf. on Boundary Elements, 1983.11
8. 木村 文, 平木和男, 久道雄治, 丹羽正徳, 石橋敏久, 石田 寛, 宮本裕司: 硬質岩盤上のコンクリートブロック振動実験とその解析(その2) 振動実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.729~730), 1984年10月
9. 杉山信夫, 柴田泰彦, 三浦賢治, 宮本裕司, 小林俊夫, 宮川信幸: 岩盤振動実験による動的相互作用に関する研究(その2) 実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.177~178), 1985年10月

10. 井口道雄, 仲田満也, 角田智彦, 宮本裕司: 大型模型による原子炉建屋と地盤の動的相互作用試験 (その11) BD5 試験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 1005~1006), 1986年 8月
11. 井口道雄, 秋野金次, 宮本裕司: 大型模型による原子炉建屋と地盤の動的相互作用試験 (その20) 基礎単独試験結果の検討 (無次元地盤ばね、土圧計測), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 263~264), 1987年10月
12. 井口道雄, 秋野金次, 角田智彦, 宮本裕司: 大型模型による原子炉建屋と地盤の動的相互作用試験 (その25) 埋込み効果確認試験結果の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 1137~1138), 1988年10月
13. 福岡篤信, 丹羽正徳, 宮本裕司, 大塚康弘: 強制振動試験による動的地盤ばねの評価 (水平・回転連成地盤ばねを考慮した検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 239~240), 1989年10月
14. 土方勝一郎, 太田泰博, 小林義尚, 宮本裕司, 喜多村英司, 諸井孝文: 杭基礎構造物の地震応答解析法に関する研究 (その5) 入力地震動, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 291~292), 1989年10月
15. 三浦賢治, 太田泰博, 土方勝一郎, 小林義尚, 増田 潔, 宮本裕司: 杭基礎構造物の地震応答解析法に関する研究 (その6) 地震応答解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 293~294), 1989年10月
16. 大塚康弘, 和泉正哲, 谷本英輔, 宮本裕司: 原子炉建屋の埋込み震動効果試験・実地盤上試験 (その3) 共振・位相曲線と動的地盤ばね (A1, A2, A3 試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 1069~1070), 1989年10月
17. 藤森健史, 和泉正哲, 秋野金次, 宮本裕司: 原子炉建屋の埋込み震動効果試験・実地盤上試験 (その4) 土圧分布と埋土、周辺地盤の動特性 (A1, A2, A3 試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 1071~1072), 1989年10月
18. 宮本裕司, 和泉正哲, 谷本英輔, 福岡篤信: 原子炉建屋の埋込み震動効果試験・実地盤上試験 (その5) 上部構造-基礎-地盤連成系の試験結果 (A4, B1 試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 1073~1074), 1989年10月
19. 宮本裕司, 和泉正哲, 福岡篤信, 秋野金次: 原子炉建屋の埋込み震動効果試験・実地盤上試験 (その8) 共振・位相曲線と動的地盤ばね (B1, B2, B3 試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 1385~1386), 1990年10月
20. 谷本英輔, 和泉正哲, 小林俊夫, 宮本裕司: 原子炉建屋の埋込み震動効果試験・実地盤上試験 (その9) 土圧分布と埋土、周辺地盤の動特性 (B1, B2, B3 試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 1387~1388), 1990年10月
21. 大塚康弘, 和泉正哲, 宮本裕司, 谷本英輔: 埋込み構造物に関する動的相互作用試験の解析 (その1) 地盤ばねの検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 483~484), 1990年10月
22. 福岡篤信, 和泉正哲, 宮本裕司, 秋野金次: 埋込み構造物に関する動的相互作用試験の解析 (その2) 試験体、埋土、周辺地盤の応答, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp. 485~

- 486), 1990年10月
23. 福岡篤信, 和泉正哲, 宮本裕司, 大塚康弘, 那須田利明: 埋込み構造物と地盤の動的相互作用試験, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.2(pp.1029~1034), 1990年12月
  24. Miyamoto Y., Y. Ohtsuka, A. Fukuoka, M. Izumi, T. Nasuda: Experimental Studies on an Embedded Structure-Soil Interaction, Proc. of Second Int. Conf. on Recent Advances in Geotechnical Earthq. Eng. and Soil Dynamics, Vol. I (pp.845~852), 1991. 3
  25. Masuda K., E. Kitamura, K. Miura, Y. Miyamoto: Dynamic Soil-Structure Interaction Analysis Considering Diaphragm Wall and Pile Group, Proc. of Int. Conf. on Computational Eng. Science, 1991. 4
  26. Kobayashi T., A. Fukuoka, M. Izumi, Y. Miyamoto, Y. Ohtsuka, T. Nasuda: Forced Vibration Test on Large Scale Model on Soft Rock Site (Embedment effect test on soil-structure interaction), Proc. of the Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Vol.K(pp.129~134), 1991. 8
  27. 大塚康弘, 和泉正哲, 宮本裕司, 山本雅史: 埋込み構造物に関する動的相互作用試験の解析(その3)地盤-基礎-上部構造物連成系試験の解析結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.901~902), 1991年 9月
  28. 増田 潔, 宮本裕司, 浦尾謙二, 永野正行: 地下連続壁と杭の複合基礎の地震応答解析法(その2)地震応答解析モデル, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.923~924), 1991年 9月
  29. 浦尾謙二, 三浦賢治, 宮本裕司, 福岡篤信: 群杭基礎の動的インピーダンスについて, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.955~956), 1991年 9月
  30. Urao K., K. Masuda, E. Kitamura, Y. Miyamoto, A. Fukuoka: Dynamic Behaviors of a Composite Foundation, Proc. of the Tenth World Conf. on Earthq. Eng., 1992. 7
  31. 増田 潔, 三浦賢治, 浦尾謙二, 宮本裕司, 喜多村英司, 福岡篤信, 小林 実, 永野正行: 地中連続壁と杭の複合基礎の地震応答解析法, 日本建築学会構造系論文報告集, 第437号(pp.41~49), 1992年 7月
  32. 増田 潔, 三浦賢治, 喜多村英司, 宮本裕司, 浦尾謙二: 大規模群杭の動的インピーダンス(その3)振動実験結果との比較・検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1992年 8月
  33. 大塚康弘, 和泉正哲, 柳沢栄司, 宮本裕司, 平 隆臣: 埋込み構造物に関する動的相互作用試験の解析(その4)埋込み効果に着目した地盤-基礎-上部構造連成系試験の解析結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1992年 8月

## 第 2 章

### 群杭の動的インピーダンスと基礎入力動

#### 2.1 はじめに

杭支持構造物の地震応答性状を把握するためには、上部構造物－杭基礎－地盤系の動的解析モデルを適切に設定する必要がある、このモデル化に際しては、杭基礎－地盤系の動的相互作用効果を如何に数学モデルに取り組みかが問題となる。この上部構造物を含めた解析モデルとしては、有限要素法や格子型モデルに代表される上部構造物－杭基礎－地盤系を一体の系として計算する全体解法と、上部構造物－基礎系と群杭－地盤系に分割し、各系の境界上での適合条件を考慮して系全体の地震応答を行う動的サブストラクチャー法があり、これまで、各種の上部構造物－杭基礎モデルを対象として地震応答解析が行われている。しかしながら、これらの研究は、応答結果として得られる上部構造物や杭の応答結果に着目し、対象構造物の応答性状を調べその耐震性について論じたものや、地震観測結果等との比較から解析モデルの妥当性について論じることを目的にしたものが大半である。また、群杭基礎の解析の複雑さから、地盤や群杭の三次元効果を考慮した群杭基礎－地盤系の動的相互作用の基本特性について解析的に調べた研究<sup>[32][33][73]</sup>が少ないのが現状である。

これらのことから、本章では、動的サブストラクチャー法による杭支持構造物の地震応答解析法を示し、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の解析法として、群杭－地盤系の三次元効果や地盤の成層性を取り入れた三次元波動論に基づくグリーン関数法について示す。また、実用的に群杭の動的インピーダンスを評価する解析法として三次元薄層要素を用いた方法を示し、グリーン関数法による解との比較を行い本解析法の有効性を検証する。次に、群杭基礎－地盤系の動的相互作用についてその基本的な動特性、すなわち、上

部構造物や基礎の慣性力によって起こる慣性の相互作用 (Inertial Interaction) と、群杭の存在によって影響を受ける入力動の相互作用 (Kinematic Interaction) に関して、単杭については杭種別や地盤条件が、群杭については杭本数や杭間隔が及ぼす影響を解析的検討により明らかにする。さらに、杭支持建物を対象とした地震応答解析を、ここで得られた動的インピーダンスと基礎入力動を考慮したスウェイ・ロッキングモデルを用いて行い、上部構造物の応答性状に与える動的相互作用の影響を明らかにする。

## 2.2 群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の解析法

### 2.2.1 グリーン関数法による解析

杭支持構造物の地震応答解析を行う解析法として、地盤－杭基礎－上部構造物を一体モデルとして応答計算を行う全体解法と、群杭－地盤系と上部構造物－基礎系の2つの系に分離し、2つの境界上での適合条件を考慮して応答計算を行う動的サブストラクチャー法がある。前者の全体解法は、有限要素法や格子型モデルに代表される解法であり、地盤と構造物の相互作用効果は、全体モデルを計算することにより考慮される。また、地盤の複雑な地層モデルや地盤、構造物の非線形性を取り入れることが可能であり、実用的な解析法として良く用いられている。しかし、群杭－地盤系をモデル化する上で、地盤や群杭の三次元的な広がり解析モデルに取り入れる際に解析仮定が必要なことや、群杭－地盤系の相互作用効果について直接的にその動特性を抽出することができない欠点がある。一方、後者の動的サブストラクチャー法の考え方は、Fig. 2.1に示す群杭の動的インピーダンスと基礎入力動を算定し、それらを上部構造物のモデルに取り入れて地震応答解析を行う解法であり、群杭－地盤系の動的相互作用効果、すなわち、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の基本特性を調べ、それらの特性が上部構造の地震応答に与える影響を検討する上で有用な解法である。

以下に、群杭インピーダンスと基礎入力動の解析法として、三次元波動論に基づくグリーン関数法<sup>[74]</sup>を用いた動的サブストラクチャー法<sup>[75]</sup>に基づく杭支持構造物の地震応答解析法を示す。本解析法は、線形な系に対して周波数領域の計算により行うことができる。

いま、上部構造物－基礎－群杭－地盤系を上部構造物－基礎系と群杭－地盤系に分離し、上部構造物－基礎系と群杭－地盤系のそれぞれに生じる相互作用力ベクトルを  $\{f_F\}$  ,

{f<sub>P</sub>} とすると、上部構造物-基礎系と群杭-地盤系の運動方程式は、(2-1)式の如く書き表せる。なお、以下の式中において、質量マトリックス [M] は無視して示している。

① 上部構造物-基礎系

$$\begin{vmatrix} K_{BB} & K_{BF} \\ K_{FB} & K_{FF} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u_B \\ u_F \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ f_F \end{Bmatrix} \quad (2-1-a)$$

② 群杭-地盤系

$$\begin{vmatrix} K_{PP} & K_{PG} \\ K_{GP} & K_{GG} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u_P \\ u_G \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f_P \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2-1-b)$$

ここに、[K] と {u} は動的剛性マトリックスと変位ベクトルを表し、添え字 B, F, P, G は、それぞれ上部構造物、基礎、杭、地盤系に関係することを示す。また、(2-1-b)式において、[K<sub>PP</sub>] は群杭の動的剛性マトリックスであり、[K<sub>PG</sub>] , [K<sub>GP</sub>] は群杭と地盤の接触点における動的剛性マトリックスである。また、[K<sub>GG</sub>] は群杭位置に相当する場所に空隙部をもつ地盤系の動的剛性マトリックスである。また、相互作用力ベクトル {f<sub>F</sub>} と {f<sub>P</sub>} は力の釣合い条件から次式の関係満足する。

$$\{f_F\} + \{f_P\} = \{0\} \quad (2-2)$$

さらに、群杭で置き変わる土柱部分の動的剛性マトリックス [K<sub>SP</sub>] を考え、(2-3)式に示す関係を用いて、(2-1-b)式を土柱部分に作用する相互作用力 {g<sub>P</sub>} と動的剛性マトリックス [K<sub>SP</sub>] を用いて群杭系と地盤系に分離すると、(2-4)式、(2-5)式が求められる。

$$[K_{PP}] = ([K_{PP}] - [K_{SP}]) + [K_{SP}] \quad (2-3)$$

$$([K_{PP}] - [K_{SP}]) \{u_P\} = \{f_P\} - \{g_P\} \quad (2-4)$$

$$\begin{vmatrix} K_{SP} & K_{PG} \\ K_{GP} & K_{GG} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u_P \\ u_G \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} g_P \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2-5)$$

ここで、(2-5)式における左辺の係数マトリックスは自由地盤系の剛性マトリックスに相当し、自由地盤系の運動方程式と考えることができる。いま、(2-5)式の解を(2-6)式のよ

うに相互作用力  $\{g_p\}$  による変位ベクトル  $\{u^f\}$  と、入射波による変位ベクトル  $\{u^g\}$  に分離して表す。

$$\begin{Bmatrix} u_p \\ u_g \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u^f_p \\ u^f_g \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} u^g_p \\ u^g_g \end{Bmatrix} \quad (2-6)$$

(2-6)式の右辺の第一項は(2-7)式の解に、第二項は(2-8)式に相当する。

$$\begin{vmatrix} K_{SP} & K_{PG} \\ K_{GP} & K_{GG} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u^f_p \\ u^f_g \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} g_p \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2-7)$$

$$\begin{vmatrix} K_{SP} & K_{PG} \\ K_{GP} & K_{GG} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u^g_p \\ u^g_g \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2-8)$$

ここで、(2-7)式は群杭に相互作用力ベクトル  $\{g_p\}$  が作用する時の自由地盤系の運動方程式である。また、(2-8)式は自由地盤系の地震応答結果として求められる。

一方、(2-7)式を解く代わりに、群杭位置における自由地盤系のグリーン関数マトリックス  $[G_{SS}]$  を用いて、相互作用力ベクトル  $\{g_p\}$  が作用する時の自由地盤系の変位ベクトル  $\{u^f_p\}$  は(2-9)式のように表せ、

$$\{u^f_p\} = [G_{SS}] \{g_p\} \quad (2-9)$$

(2-9)式を(2-4)式に代入することにより、(2-10)式が得られる。

$$[K_p^*] \{u_p\} = \{f_p\} + \{Q_p\} \quad (2-10)$$

ここで、 $[K_p^*]$  は群杭-地盤系の動的剛性マトリックスであり、本解析では、Fig. 2.2 に示すように群杭位置における中実地盤系の動的剛性マトリックス  $[G_{SS}]^{-1}$ 、群杭の剛性マトリックス  $[K_{PP}]$ 、群杭位置に相当する土柱の剛性マトリックス  $[K_{SP}]$  を用いて求めており、 $[K_p^*]$ 、 $\{Q_p\}$  は(2-11)式で表せる。

$$\begin{aligned} [K_p^*] &= [G_{SS}]^{-1} + [K_{PP}] - [K_{SP}] \\ \{Q_p\} &= [G_{SS}]^{-1} \{u^g_p\} \end{aligned} \quad (2-11)$$

いま、基礎と群杭の境界位置である杭頭部（添え字 1）とそれ以外の部分（添え字 2）を用いて、(2-10)式を(2-12)式の如くサブマトリックスに分割し、(2-12)式を解くことにより杭頭位置での相互作用力ベクトル  $\{f_{P1}\}$  が(2-13)式に示すように求められる。

$$\begin{bmatrix} K^*_{P11} & K^*_{P12} \\ K^*_{P21} & K^*_{P22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{P1} \\ u_{P2} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f_{P1} \\ 0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} Q_{P1} \\ Q_{P2} \end{Bmatrix} \quad (2-12)$$

$$\begin{aligned} \{f_{P1}\} &= ( [K^*_{P11}] - [K^*_{P12}] [K^*_{P22}]^{-1} [K^*_{P21}] ) \{u_{P1}\} \\ &\quad - ( \{Q_{P1}\} - [K^*_{P12}] [K^*_{P22}]^{-1} \{Q_{P2}\} ) \end{aligned} \quad (2-13)$$

次に、基礎を剛体として、杭頭と基礎底面の変位の連続条件を規定する拘束マトリックス  $[R]$  を用いて、基礎底面における相互作用力ベクトル  $\{f_F\}$  と変位ベクトル  $\{u_F\}$  の関係を表すと(2-14)式のように表せる。

$$\begin{aligned} \{u_{P1}\} &= [R] \{u_F\} \\ \{f_F\} + [R]^T \{f_{P1}\} &= \{0\} \end{aligned} \quad (2-14)$$

また、相互作用力ベクトル  $\{f_F\}$  は、(2-15)式に示すように求められる。

$$\{f_F\} = - [K_P] \{u_F\} + \{Q_0\} \quad (2-15)$$

ここに、

$$\begin{aligned} [K_P] &= [R]^T ( [K^*_{P11}] - [K^*_{P12}] [K^*_{P22}]^{-1} [K^*_{P21}] ) [R] \\ \{Q_0\} &= [R]^T ( \{Q_{P1}\} - [K^*_{P12}] [K^*_{P22}]^{-1} \{Q_{P2}\} ) \end{aligned} \quad (2-16)$$

であり、 $[K_P]$  は群杭—地盤系の杭頭位置における動的インピーダンスマトリックスであり、 $\{Q_0\}$  は地震入力に対するドライビング・フォースベクトルである。さらに、基礎入力動  $\{u_0\}$  はドライビング・フォースベクトル  $\{Q_0\}$  を用いて(2-17)式に示す変換により求められる。

$$\{u_0\} = [K_P]^{-1} \{Q_0\} \quad (2-17)$$

従って、上部構造物の応答は、(2-15)式で求めた相互作用力ベクトル  $\{f_F\}$  を(2-1)式に代入することによって求めることができ、杭支持構造物の地震応答を直接支配するものとして、群杭インピーダンスと基礎入力動の評価が重要であることがわかる。

本解析では、(2-9)式に示す群杭位置における自由地盤系のグリーン関数マトリックス  $[G_{SS}]$  は、杭位置に対応する地盤を深さ方向に離散化し、離散要素に対応する地盤位置を単位ベクトルで加振した時に得られる全杭位置の地盤変位からなるグリーン関数マトリックスとして求めている。このグリーン関数の算定<sup>[76]</sup>は、三次元波動論に基づいてFig. 2.3に示すように杭体に添っては円筒加振解を、杭端位置では円盤加振解を用いている。また、群杭の剛性マトリックス  $[K_{PP}]$  と群杭位置に相当する土柱の剛性マトリックス  $[K_{SP}]$  は、杭と土柱を曲げせん断棒要素としてその剛性マトリックスを求めている。

杭要素の自由度は、水平2方向と上下1方向の3自由度と上下方向軸回りの回転を除く2自由度を考えた5自由度とし、それに対応して(2-14)式に示した剛体基礎の変位  $\{u_F\}$  は、 $\{u_x, u_y, u_z, \theta_x, \theta_y\}$  の5自由度を考えている。従って、群杭-地盤系の杭頭位置における動的インピーダンスマトリックス  $[K_P]$  は、無質量剛基礎の変位ベクトル  $\{u_F\}$  と加振力ベクトル  $\{p_F\}$  を用いて次式の如く表される。

$$\{p_F\} = [K_P] \{u_F\} \quad (2-18)$$

ここに、

$$\{u_F\} = (u_{Fx}, u_{Fy}, u_{Fz}, \theta_{Fx}, \theta_{Fy}) \quad (2-19)$$

$$\{p_F\} = (P_{Fx}, P_{Fy}, P_{Fz}, M_{Fx}, M_{Fy}) \quad (2-20)$$

$$[K_P] = \begin{bmatrix} K_{HxHx} & & & & K_{HxRy} \\ & K_{HyHy} & & & K_{HyRx} \\ & & K_{Vv} & & \\ & & & K_{RxRx} & \\ K_{RyHx} & & & & K_{RyRy} \end{bmatrix} \quad (2-21)$$

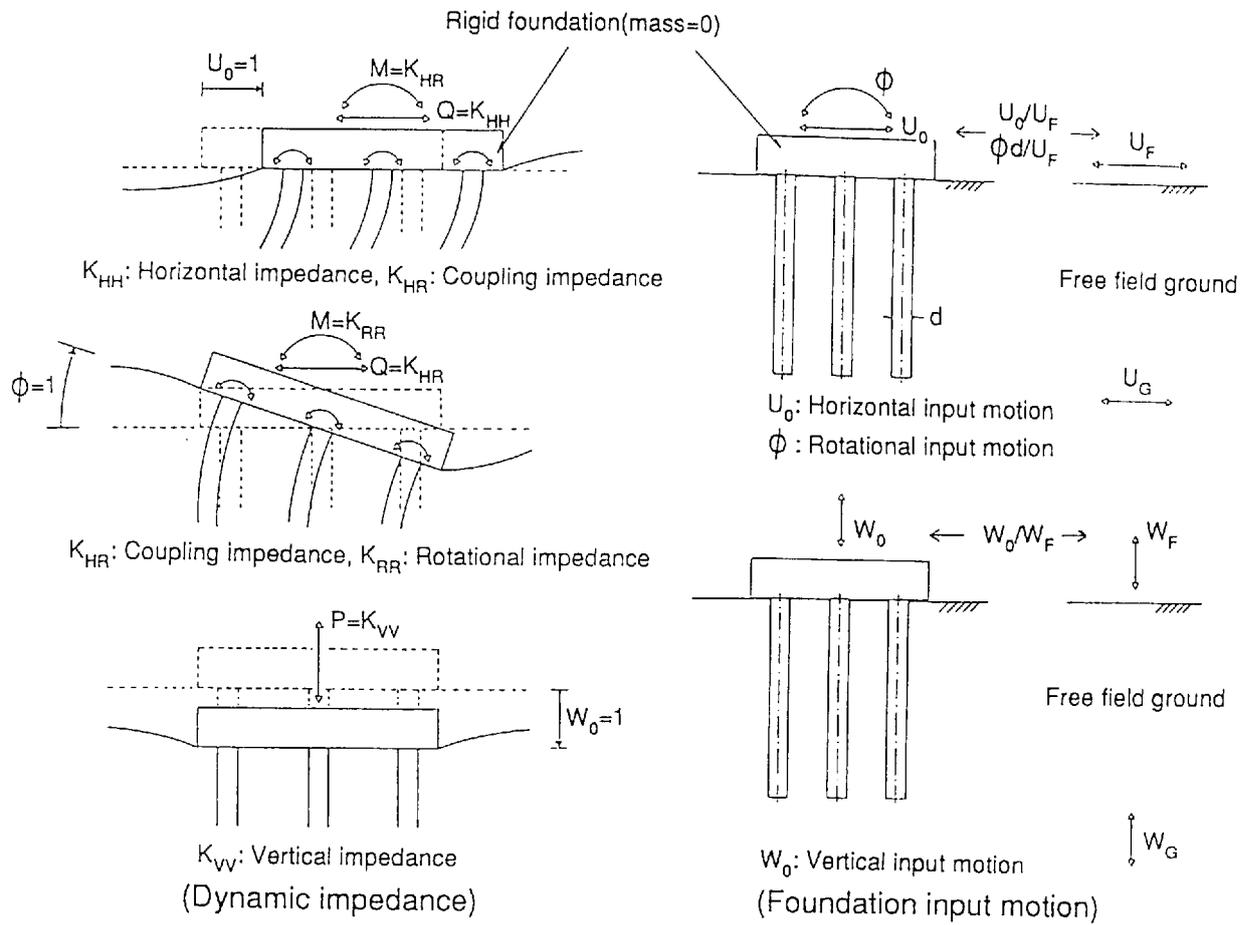


Fig.2.1 Schematic of dynamic impedances and input motions of pile group foundation



## 2.2.2 薄層要素法による解析

群杭の動的インピーダンスを評価する手法として、2.2.1項では三次元波動論に基づくグリーン関数法を用いた解析法を示したが、本方法は地盤内の杭長に沿い、全杭の配置を考慮したグリーン関数を求める必要があり、多大の計算時間を要する。一方、実際の構造物に用いられる杭基礎は多本数に及び、地盤の層序も多層モデルを考える場合が多く、実用的に群杭インピーダンスを評価できる解析法が必要である。これらのことから、以下では、地盤の半無限性を考慮できる三次元薄層要素法を用いて実用的に群杭インピーダンスを評価する解析法<sup>[77]</sup>を示す。本方法は、田治見により開発された基礎-地盤系のインピーダンスの評価方法を、群杭に応用したものである。また、2.2.3項ではグリーン関数法による解との比較により本解析法の有効性についても検証する。

解析は、Fig. 2.4に示す杭を曲げとせん断剛性を有する弾性梁（チェモシェンコ梁）、その直下地盤を土柱とし、周辺地盤を薄層要素にモデル化する。群杭の動的インピーダンスの評価は、Fig. 2.5に示すように、まず2本杭のみに着目し、j 杭杭頭を単位加振ベクトル  $\{p_j\}$  で加振した時の j 杭杭頭位置変位  $\{u_j\}$  は、単杭の杭頭における各加振方向に対する変位として評価する。また、j 杭杭頭を単位加振ベクトル  $\{p_j\}$  で加振した時の i 杭杭頭位置変位を i 杭位置の地表面変位ベクトル  $\{u_i\}$  で代表させると、2本杭の杭頭での関係は柔性マトリックス  $[g_{ij}]$  を用いて(2-22)式と表せる。ここで、地表面変位ベクトル  $\{u\}$ 、単位加振ベクトル  $\{p\}$  は、水平2方向と上下1方向の3自由度と上下方向軸回りの回転を除く回転2自由度を考えた5自由度のベクトルである。

$$\{u_{ij}\} = [g_{ij}] \{p_{ij}\} \quad (2-22)$$

ここに、

$$\{u_{ij}\} = (u_{xi}, u_{yi}, u_{zi}, \theta_{xi}, \theta_{yi}, u_{xj}, u_{yj}, u_{zj}, \theta_{xj}, \theta_{yj})^T \quad (2-23)$$

$$\{p_{ij}\} = (P_{xi}, P_{yi}, P_{zi}, M_{xi}, M_{yi}, P_{xj}, P_{yj}, P_{zj}, M_{xj}, M_{yj})^T \quad (2-24)$$

また、 $[g_{ij}]$  をサブマトリックス  $[d]$  で表すと以下のようなになる。

$$[g_{ij}] = \begin{bmatrix} [d_{ii}] & [d_{ij}] \\ [d_{ji}] & [d_{jj}] \end{bmatrix} \quad (2-25)$$

$$[d_{ii}] = \begin{bmatrix} \delta_{x_i, x_i} & & & \phi_{x_i, y_i} \\ & \delta_{y_i, y_i} & & \phi_{y_i, x_i} \\ & & \delta_{z_i, z_i} & \\ & \phi_{x_i, y_i} & & \phi_{x_i, x_i} \\ \phi_{y_i, x_i} & & & \phi_{y_i, y_i} \end{bmatrix} \quad (2-26)$$

$$[d_{ij}] = \begin{bmatrix} \delta_{x_i, x_j} & \delta_{x_i, y_j} & \delta_{x_i, z_j} & \phi_{x_i, x_j} & \phi_{x_i, y_j} \\ \delta_{y_i, x_j} & \delta_{y_i, y_j} & \delta_{y_i, z_j} & \phi_{y_i, x_j} & \phi_{y_i, y_j} \\ \delta_{z_i, x_j} & \delta_{z_i, y_j} & \delta_{z_i, z_j} & \phi_{z_i, x_j} & \phi_{z_i, y_j} \\ \phi_{x_i, x_j} & \phi_{x_i, y_j} & \phi_{x_i, z_j} & 0 & 0 \\ \phi_{y_i, x_j} & \phi_{y_i, y_j} & \phi_{y_i, z_j} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2-27)$$

ここで、(2-27)式に示す  $[d_{ij}]$  の算定において、回転応力加振時の他杭杭頭回転変位は、その値が小さいとして無視している。

次に、(2-22)式に示した2本杭の杭頭位置での関係を、n本の群杭について拡張すると、群杭全体の杭頭位置での関係は(2-28)式となる。

$$\{u\} = [G] \{p\} \quad (2-28)$$

ここに、

$$\{u\} = (\{u_1\}^T, \{u_2\}^T, \{u_3\}^T, \dots, \{u_n\}^T)^T \quad (2-29)$$

$$\{p\} = (\{P_1\}^T, \{P_2\}^T, \{P_3\}^T, \dots, \{P_n\}^T)^T \quad (2-30)$$

$$[G] = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{12} & \dots & \dots & g_{1n} \\ g_{21} & g_{22} & \dots & \dots & g_{2n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ g_{n1} & g_{n2} & \dots & \dots & g_{nn} \end{bmatrix} \quad (2-31)$$

であり、 $\{u\}$ 、 $\{p\}$  はn本の群杭の杭頭位置での変位ベクトルと加振力ベクトル、

[G] は群杭全体の杭頭柔性マトリックスである。

柔性マトリックス  $[g_{ij}]$  は、三次元薄層要素法から評価される各加振方向に対する杭頭位置の変位である<sup>[78]</sup>。

次に、基礎を剛体とし、杭頭は基礎に剛結合されているとすると、基礎底面中心における5自由度の変位ベクトル  $\{u_F\}$  とこれに対応する加振力ベクトル  $\{p_F\}$  は、群杭位置座標と基礎変位の連続条件を規定する拘束変換マトリックス [R] と(2-29), (2-30)式の各杭頭位置における変位ベクトル  $\{u\}$  と加振力ベクトル  $\{p\}$  を用いてそれぞれ次式のように表せる。

$$\{u\} = [R] \{u_F\} \quad (2-32)$$

$$\{p_F\} = [R]^T \{p\} \quad (2-33)$$

次に、(2-28)式を(2-32), (2-33)式の関係を用いて変換することにより、杭頭位置での群杭の動的インピーダンス  $[K_P]$  は、グリーン関数法による(2-18)式と同様に次式の如く求められる。

$$\{p_F\} = [R]^T [G]^{-1} [R] \{u_F\} = [K_P] \{u_F\} \quad (2-34)$$

ここに、

$$\{u_F\} = (u_{Fx}, u_{Fy}, u_{Fz}, \theta_{Fx}, \theta_{Fy}) \quad (2-35)$$

$$\{p_F\} = (P_{Fx}, P_{Fy}, P_{Fz}, M_{Fx}, M_{Fy}) \quad (2-36)$$

$$[K_P] = \begin{bmatrix} K_{HxHx} & & & & K_{HxRy} \\ & K_{HyHy} & & & K_{HyRx} \\ & & K_{Vv} & & \\ & K_{RxHy} & & K_{RxRx} & \\ K_{RyHx} & & & & K_{RyRy} \end{bmatrix} \quad (2-37)$$

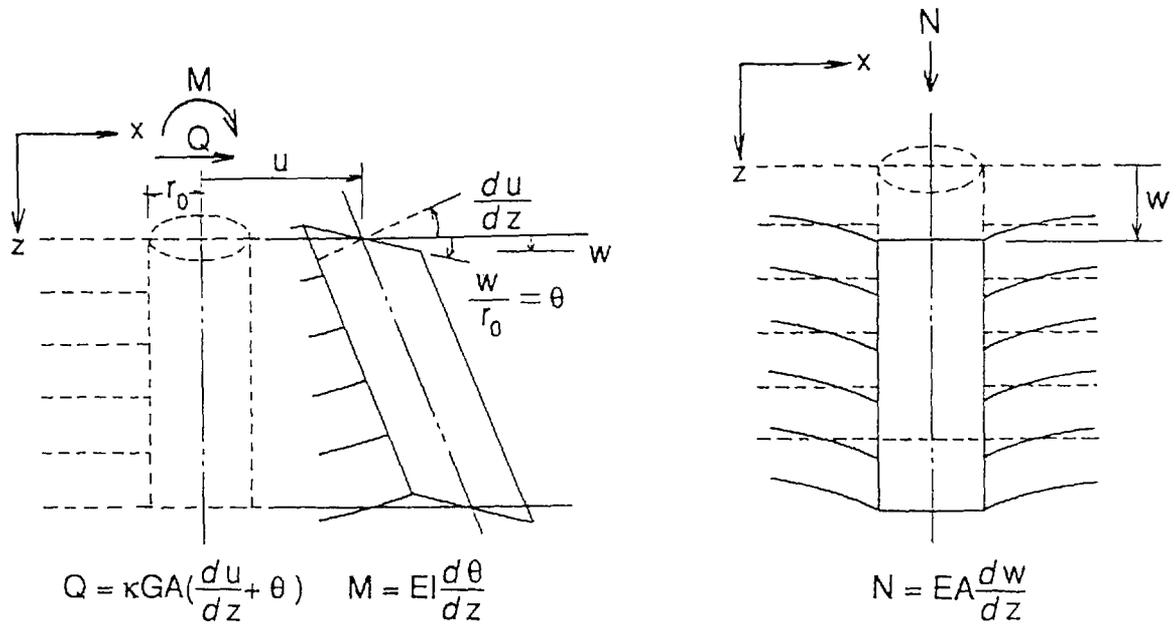


Fig.2.4 Analytical model for Thin Layer Element Method

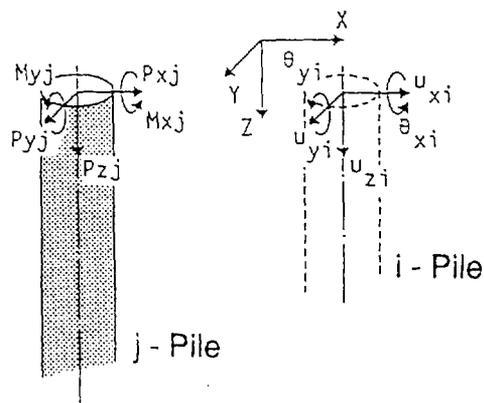


Fig.2.5 Force and displacement vectors for calculating flexibility matrix at pile heads

### 2.2.3 両解析法による動的インピーダンスの比較

ここでは、三次元薄層要素法を用いて実用的に群杭インピーダンスを評価する解析法の有効性を、グリーン関数法により求めた解との比較により検証する。

解析は、Fig. 2.6に示す単杭と4本杭の杭-地盤系の動的インピーダンス ( $K_{HH}$ ,  $K_{RR}$ ,  $K_{HR}$ ,  $K_{VV}$ ) と、Fig. 2.7に示すように4本杭中の1本の杭頭を水平、上下加振した時に求められる他杭杭頭位置での加振方向変位(杭頭柔性)について、薄層要素法を用いた方法(TLM)とグリーン関数法(GFM)により求め比較した。杭頭柔性は、薄層要素法の解析において、2本杭間の杭頭位置での柔性マトリックスを作成する際に必要となる量である。解析条件として、杭は直径0.6m、長さ7.5mの場所打ち鉄筋コンクリート杭とし、解析地盤モデルはFig. 2.8に示す5層の成層地盤である。また、解析地盤定数をTable 2.1に示す。なお、ここで考えている4本杭モデルは、第3章に示す振動実験に用いた杭支持模型基礎のモデルであり、解析地盤モデルはTable 3.1に示した地盤定数の内Case(2)に相当する。

解析結果として、両解析法から求めた動的インピーダンスの比較を単杭モデルについてFig. 2.9に、4本杭モデルについてFig. 2.10に示す。また、4本杭モデルの杭頭柔性の比較を水平加振時についてFig. 2.11に、上下加振時についてFig. 2.12に示す。

これらの比較から、薄層要素法により求めた各方向のインピーダンス、杭頭柔性ともグリーン関数法による結果と良く対応する結果であり、杭基礎のインピーダンス評価として薄層要素法を用いた解析法は実用的で、合理的な方法であることがわかる。

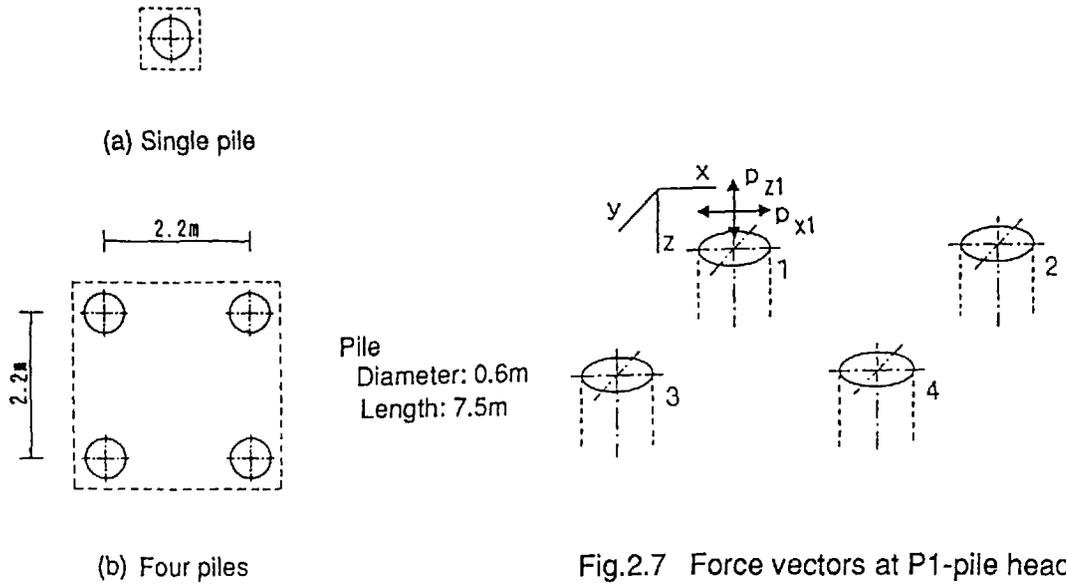


Fig.2.6 Pile arrangement of analytical model

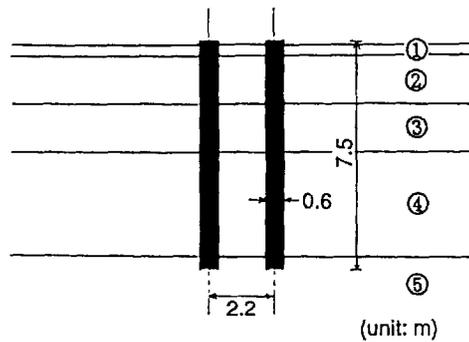


Fig.2.8 Soil and pile model for correlation analysis

Table 2.1 Soil constants for correlation analysis

Layer	Thickness (m)	S-Wave Velocity Vs (m/s)	Mass Density $\gamma$ ( $t/m^3$ )	Poisson's Ratio $\nu$	Damping Factor h (%)
①	0.3	162	1.80	0.219	2.0
②	1.6	225	1.80	0.179	2.0
③	1.6	288	1.80	0.292	2.0
④	3.4	288	1.80	0.429	2.0
⑤	-	510	1.75	0.459	1.0

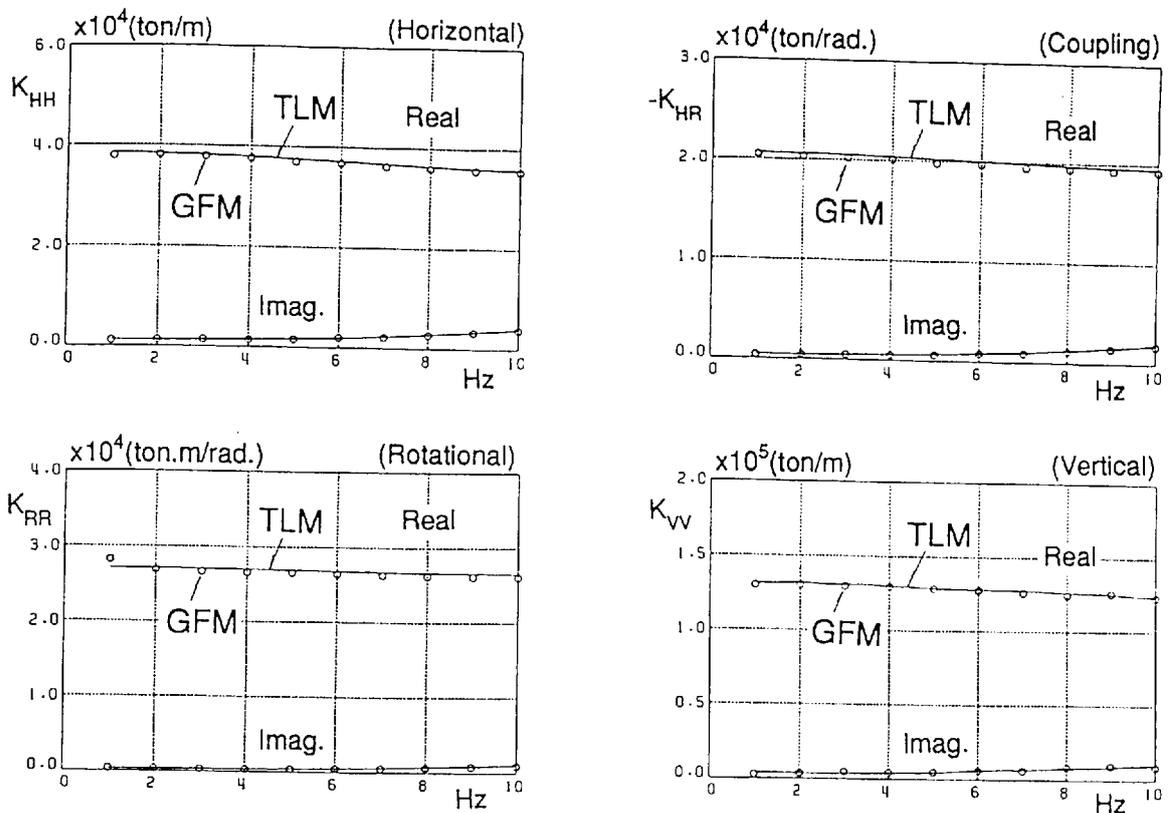


Fig.2.9 Comparison of dynamic impedances of single pile between TLM and GFM

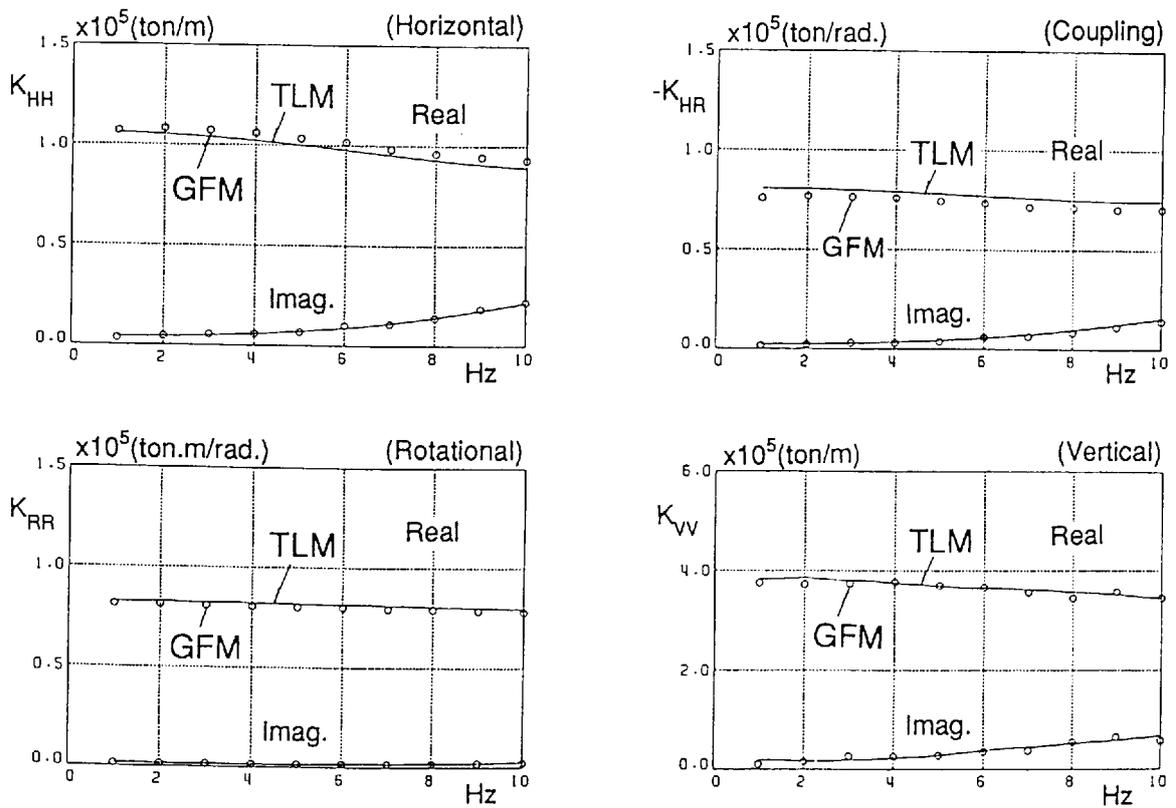


Fig.2.10 Comparison of dynamic impedances of four pile group between TLM and GFM

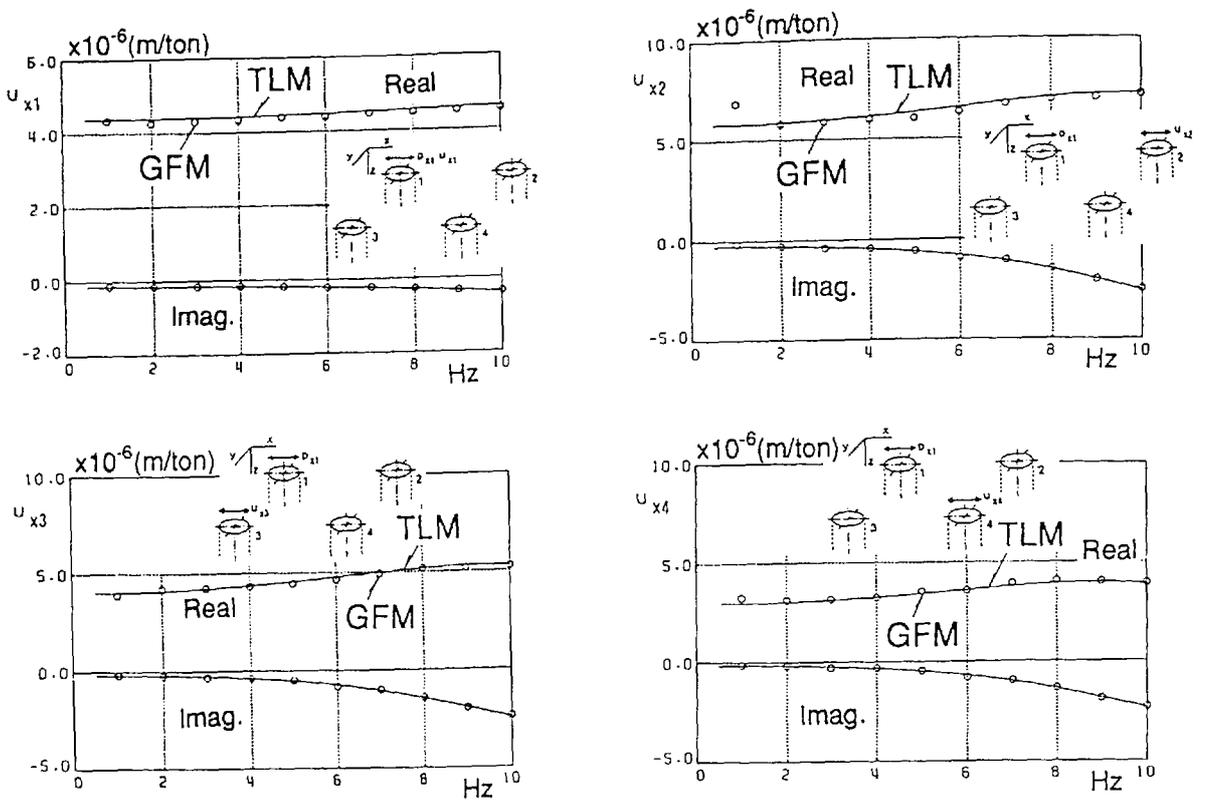


Fig.2.11 Comparison of dynamic displacement at each pile head between TLM and GFM by horizontal excitation at P1 pile head

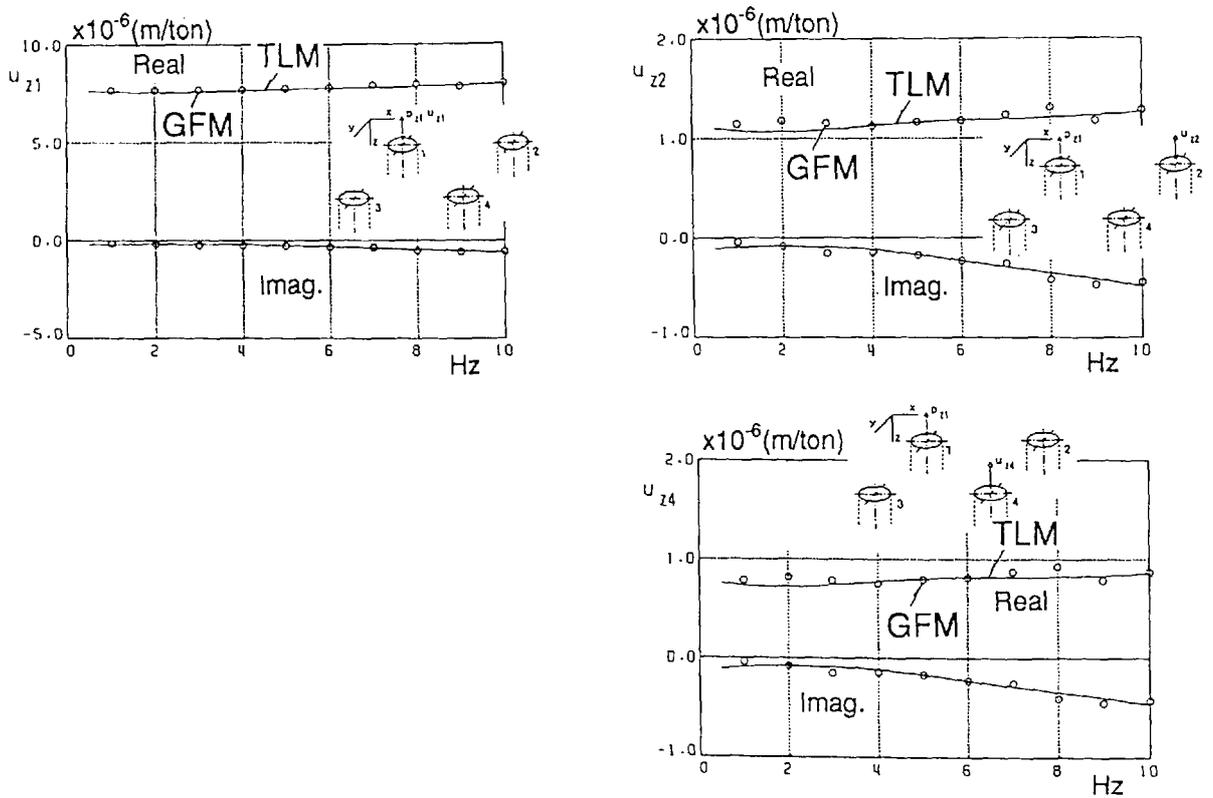


Fig.2.12 Comparison of dynamic displacement at each pile head between TLM and GFM by vertical excitation at P1 pile head

## 2.3 群杭の動的インピーダンスと基礎入力動

群杭基礎—地盤系の動的相互作用特性を把握するためには、Inertial InteractionとKinematic Interactionの2つ相互作用として、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の動特性を明らかにすることが必要である。このことは、2.2節に示した動的サブストラクチャー法による地震応答解析法からも、この動的インピーダンスと入力動の評価が、上部構造物の地震応答を決定する基本量であることがわかる。

ここでは、Fig. 2.1に示した群杭の動的インピーダンスと基礎入力動について基本的な動特性を明らかにすることを目的として、杭と地盤に関する諸条件をパラメータとした解析的な検討を行う。

### 2.3.1 解析モデル

動的インピーダンスと基礎入力動を求める解析は、群杭—地盤系の条件を厳密に評価できる三次元弾性波動論に基づくグリーン関数法を用いて、水平方向について動的インピーダンス ( $K_{HH}$ ,  $K_{HR}$ ,  $K_{RR}$ ) と基礎入力動 ( $U_0$ ,  $\phi$ ) を、また、上下方向について動的インピーダンス ( $K_{VV}$ ) と基礎入力動 ( $W_0$ ) を求めた。なお、インピーダンスの検討では、杭基礎の回転インピーダンスは、杭の上下振動と杭頭回転振動が連成し、杭本数や杭間距離が変わると各杭と回転中心軸からの距離も変化するため、単純にその量を比較することができない。従って、本検討では振動モードが独立して評価される水平、上下方向のインピーダンスについて主に調べることにする。

解析では、全ての解析を通じ、①基礎は剛体、②杭頭は基礎に固定（回転拘束）、③杭周および杭先端は地盤に密着、④基礎底面は地盤と非接触、とした。解析は、振動数範囲0.5Hz～10Hzを0.5Hz間隔で行った。

解析モデルは、Fig. 2.13とTable 2.2に示すように、杭は正方格子状に配列されているとし、杭の解析パラメータとして、次の条件を設定した。

① 杭本数  $N$  :

$$N = 1, 2^2, 3^2, 4^2, 5^2, 6^2, 7^2$$

② 杭間隔比  $s/d$  :  $s$  = 杭間距離,  $d$  = 杭径

$$s/d = 2.5, 3.0, 4.0, 5.0$$

③ 杭径、杭長 :  $d = 1.0\text{m}$ ,  $L = 20.0\text{m}$

④ 杭種別：

1. 鉄筋コンクリート杭（RC杭）
2. 鋼管杭（開端杭、閉端杭）

ただし、鋼管の閉端杭は内部が中空とし、開端杭は杭内に土が詰まった場合とした。なお、杭内土は質量のみを評価し、剛性は無視している。

⑤ 地盤条件：

1. 半無限均質地盤  $V_s = 150 \text{ m/s}$
2. 2層の成層地盤  $V_{s1} = 150 \text{ m/s}$  (19.0m厚)  
 $V_{s2} = 300 \text{ m/s}$

⑥ 地盤のポアソン比： $\nu = 0.4, 0.48$ （半無限均質地盤のみ）

### 2.3.2 群杭の動的インピーダンス

#### (1) 単杭の解析結果

単杭の解析は、群杭の解析結果を考察するための基礎資料として、杭種別と地盤条件が動的インピーダンスに与える影響を明らかにすることを目的としている。

Fig. 2.14に、地盤条件を半無限均質地盤とした場合の鉄筋コンクリート杭（RC杭）と鋼管杭（開端杭、閉端杭）の動的インピーダンスの比較を示す。また、Fig. 2.15に、杭をRC杭とし、地盤条件を半無限均質地盤（ポアソン比は0.4と0.48の2ケース）と2層の成層地盤（ポアソン比は0.4）とした場合の動的インピーダンスの比較を示す。

これらの結果から、単杭のインピーダンスについて以下のことが指摘できる。

- ① 杭種別による影響は、水平方向インピーダンスには実部、虚部ともRC杭と鋼管杭の違いによる有意な差は認められないが、上下方向インピーダンスでは鋼管杭に比較してRC杭が実部、虚部とも低振動数域から大きい。このことは、加振方向の違いによる杭の振動に対する抵抗要素である杭体の剛性と地盤剛性の寄与が異なることを示唆している。すなわち、水平方向インピーダンスでは、杭周の地盤剛性に依存する水平抵抗に支配され、RC杭と鋼管杭の曲げ剛性の違いがインピーダンスに与える影響が小さいことがわかる。一方、半無限均質地盤内の上下方向インピーダンスは、杭周や杭端での地盤抵抗に加えて杭の軸剛性が大きく影響し、鋼管杭に比べ軸剛性が大きいRC杭のインピーダンスが大きくなっている。
- ② 鋼管杭における杭内部土質量の影響は、水平、上下方向とも本解析の振動数範囲では

極めて小さく、開端杭と閉端杭はほぼ同じインピーダンス値と周波数特性を有している。

- ③ 地盤のポアソン比が各インピーダンスに与える影響は小さく、水平方向の実部にその影響が多少現れるのみである。杭の水平振動に対する地盤抵抗は、振動方向の直応力および横方向のせん断応力による抵抗で構成される。直応力とせん断応力の地盤抵抗に対する寄与の割合はポアソン比により変わり、ポアソン比が大きくなる程、抵抗の大きい直応力の寄与が大きくなる。このために、ポアソン比が大きい地盤で水平方向インピーダンスの実部が大きくなっていると考えられる。
- ④ 成層地盤内の杭のインピーダンスは、均質地盤ではみられないインピーダンスの波打つ周波数特性が現れている。実部の落ち込みは、水平方向では表層地盤のSH波の共振振動数である約2Hz, 6Hz, 9Hz付近に生じている。上下方向では杭周から表層地盤にSV波として逸散した波動が支持層との境界で反射してP-SV波となる。このP-SV波の共振振動数による影響が、P波の共振振動数4.8Hzより低い3~3.5Hzの振動数範囲に現れている。また、虚部は表層地盤の1次共振振動数付近で大きくなり、表層地盤のカットオフ振動数の影響が確認できる。また、それ以降の高振動数においては、均質地盤のインピーダンスと同様の特性を示している。
- ⑤ 成層地盤におけるインピーダンス値は、低振動数域において実部は成層地盤が、虚部は均質地盤のものが大きくなる。また、均質地盤のインピーダンスとの差は、水平方向に比較し上下方向で顕著である。この理由として、杭が振動することによる地盤抵抗は、水平振動では表層地盤の寄与がほとんどであるが、上下振動では杭端位置の地盤剛性が大きい支持地盤での抵抗が支配的となるためである。

## (2) 群杭の解析結果

群杭の解析は、杭間距離と杭本数が水平、上下方向の動的インピーダンスに与える影響を調べることを目的として、4本杭に対して杭間距離(s/d)を2.5, 3.0, 4.0, 5.0と変化させた場合と、杭間距離(s/d)を3.0に一定とし、杭本数(N)を1, 4, 9, 16, 25, 36本と増加させた場合について行っている。杭はRC杭、地盤は半無限均質地盤(ポアソン比は0.4)を考えている。Fig. 2.16に杭間距離の違いによる結果を、Fig. 2.17に杭本数の違いによる結果を示す。

なお、群杭のインピーダンスの比較では、(2-38)式に示すように各方向のインピーダンスを、単杭の静的剛性(振動数 $f=0.5\text{Hz}$ におけるインピーダンス実部)と杭本数でもって

規準化して示している。また、静的剛性に着目し、Fig. 2.18に、0.5Hz時のインピーダンス実部の値を用いて求めた群杭係数 $\alpha$ と杭本数 $N$ との関係を示す。

$$\begin{aligned}\alpha_{HH} &= K_{HH}^N / (N \cdot K_{HH}^S) \\ \alpha_{VV} &= K_{VV}^N / (N \cdot K_{VV}^S) \\ \alpha_{RR} &= K_{RR}^N / (N \cdot K_{\phi\phi}^S + \sum Lx^2 \cdot K_{VV}^S) : \text{杭頭モーメント考慮} \quad (2-38) \\ \alpha_{HR} &= K_{HR}^N / (N \cdot K_H \phi^S)\end{aligned}$$

ここに、

$N$  : 杭本数

$K^N$  :  $N$ 本杭の動的インピーダンス

$K^S$  : 単杭の  $f=0.5$ Hz時のインピーダンス実部の値

$Lx$  : 基礎回転中心軸から杭頭までの距離

$\phi$  : 杭頭回転に関するインピーダンス

である。

このように、ここで定義した群杭係数 $\alpha$ は、杭を $N$ 本打設した時の杭一本当たりのインピーダンス値と単杭の静的剛性との比を示し、群杭効果によって一般には1.0以下となる。また、回転( $\alpha_{RR}$ )を除き、杭本数に群杭係数を乗じたものが有効杭本数となる。

#### 1) 杭間距離の検討

Fig. 2.16に杭間距離をパラメータとした動的インピーダンスの比較を示す。

これらの結果から、杭間距離の違いによる影響として以下のことが指摘できる。

- ① 杭間距離が長くなるにつれて、低振動数範囲では水平、上下方向インピーダンスの実部、虚部とも値が大きくなる。これは、水平、上下のインピーダンスとも、杭間が離れるに従い杭相互の影響が弱まり、群杭における杭一本のインピーダンス値が単杭のそれに近づくためである。
- ② 杭間距離が長い場合( $s/d=5.0$ )には、上下方向インピーダンスの高振動数域においてインピーダンスの周波数特性の変動が認められる。この理由として、杭が上下振動することにより杭から逸散する波動の波長と杭間距離が関係し、杭間地盤の固有振動が励起されインピーダンスの周波数特性が変化したためである。一方、杭の水平振動によって励起される周波数特性の変化は、上下振動時に比べ高振動数側となるため、本解析振動

数範囲では現れていない。

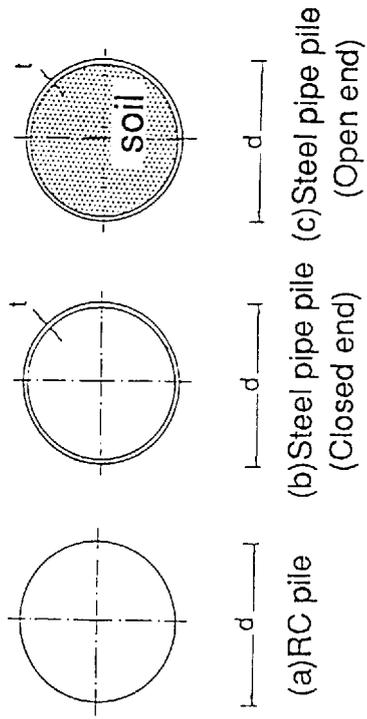
## 2) 杭本数による検討

Fig. 2.17に杭本数をパラメータとしたインピーダンスの比較を、Fig. 2.18に静的剛性(0.5Hz時のインピーダンス実部)に着目した群杭係数 $\alpha$ と杭本数の関係を示す。

これらの結果から、杭本数による影響として以下のことが指摘できる。

- ① 水平、上下方向の動的インピーダンスとも、杭本数の増加に従い杭1本当当たりのインピーダンス実部が低減する傾向が明瞭に認められる。インピーダンスの虚部は実部と傾向が異なり、杭本数が増加しても杭1本当当たりの値は単杭に近い値である。このことは、杭間連成による群杭効果は逸散減衰に關係するインピーダンスの虚部に与える影響は小さいが、剛性に關係する実部に大きく影響を与えることを示しており、杭支持構造物の動的地盤ばねを評価する上で群杭効果を的確に評価する必要があることを示唆している。
- ② 杭本数と群杭係数の關係から、群杭による静的剛性の低減は、杭の振動により励起される地盤領域が大きい水平、上下方向で顕著である。このような群杭効果による低減率の杭本数との關係は、水平、上下方向とも $\alpha = N^{-k}$ の曲線に良く対応し、杭間距離(s/d)が2.5, 3.0では、 $\alpha = N^{-0.5}$ の曲線に概ね対応している。また、群杭効果の杭間距離による影響は、その距離が短い程大きいことがわかる。さらに、成層地盤における群杭効果は、上下方向では半無限均質地盤に比較して小さい。この理由として、上下方向では杭端位置の支持地盤での地盤抵抗が大きいいため、表層地盤における杭間の相互作用によって起こる群杭効果の影響が小さくなるためである。
- ③ 回転および水平・回転連成方向の群杭係数は、水平、上下方向に比較して杭本数の増加による低減は小さい。特に、水平・回転連成方向では杭間距離(s/d)が大きい5.0の場合には、杭本数による影響は小さく、群杭係数はほぼ一定値となっている。また、回転方向では、杭本数が少ない場合に群杭係数が1より大きくなる場合があることがわかる。この理由として、群杭の回転抵抗は回転中心軸に対する両側の杭の上下振動による抵抗が加わり、杭本数が少ない場合には、基礎の回転振動にともない逆位相となって振動する杭のために、杭が同位相で振動する水平、上下方向にみられた杭間連成による低減効果と異なり逆に杭1本当当たりの抵抗が大きくなり、群杭係数が1以上となったと考えられる。一方、杭本数が多くなると、基礎の回転振動にともない同位相で上下振動する杭が多くなるために、杭間連成による低減効果が現れてくるためである。

Table 2.2 Pile and soil constants of analytical model



(Pile constants)

Constants	(a)RC	(b)Steel	(c)Steel
Diameter d(m)	1.0	1.0	1.0
Thickness t(mm)	-	19	19
Length L(m)	20	20	20
Weight per unit length(V/m)	1.89	0.46	1.77
Young modulus(E/cm <sup>2</sup> )	210	2100	2100
Poisson's ratio	0.167	0.3	0.3
Damping (%)	0	0	0

(Soil constants)

Depth (m)	unit weight (t/m <sup>3</sup> )	S-wave velocity (m/sec)	Poisson's ratio	Damping (%)
0	1.8	150	0.4(0.48)	5.0
19	1.8	150 or 300	0.4(0.48)	5.0

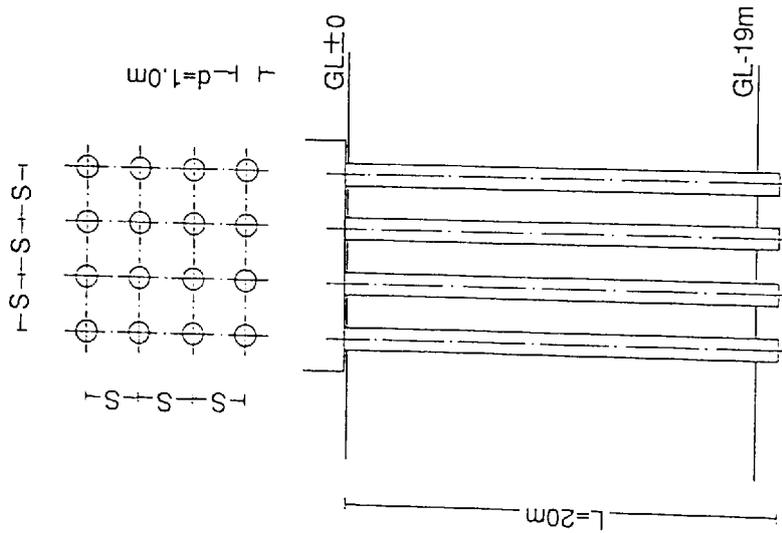


Fig.2.13 Pile groups model for calculation of dynamic impedances and input motions

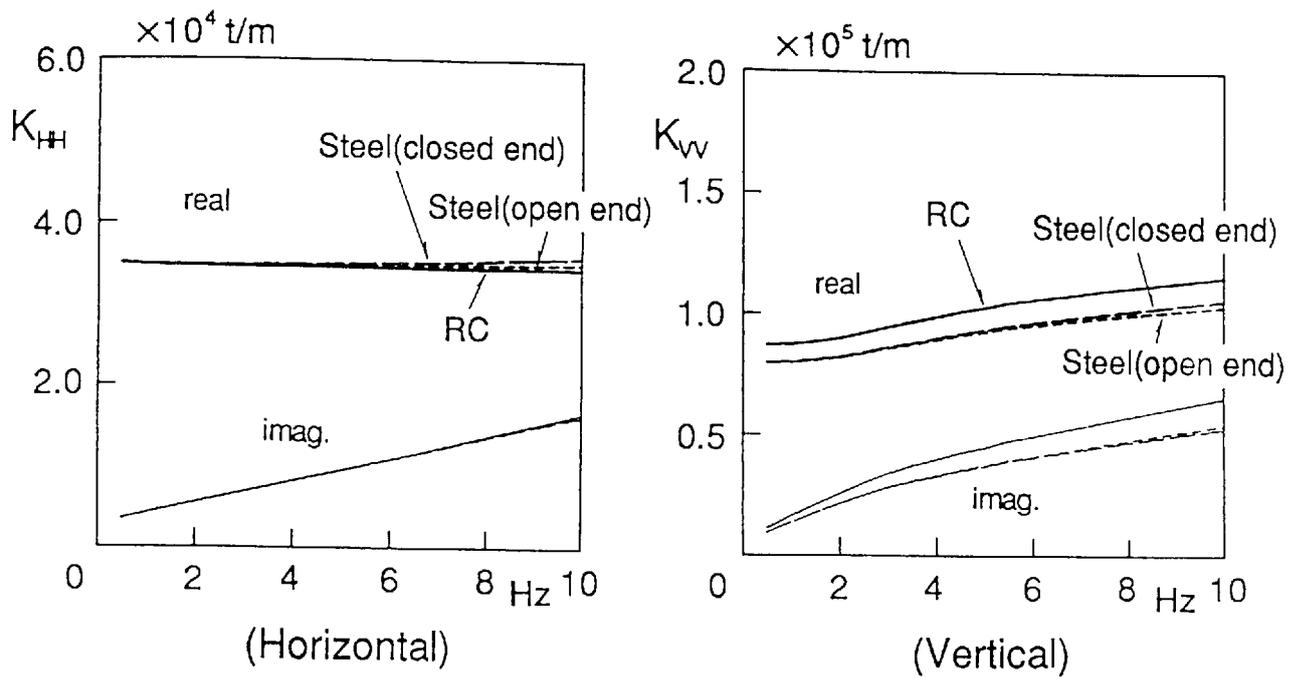


Fig.2.14 Dynamic impedances of single pile for different pile constants

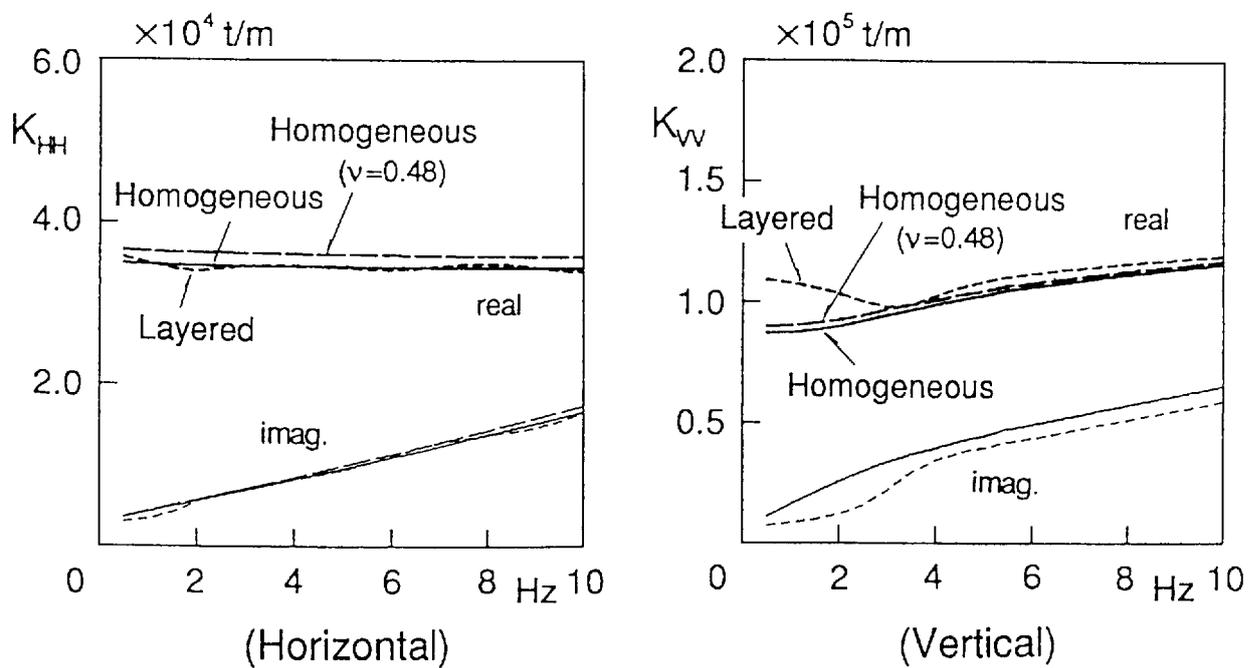


Fig.2.15 Dynamic impedances of single pile in different soil conditions

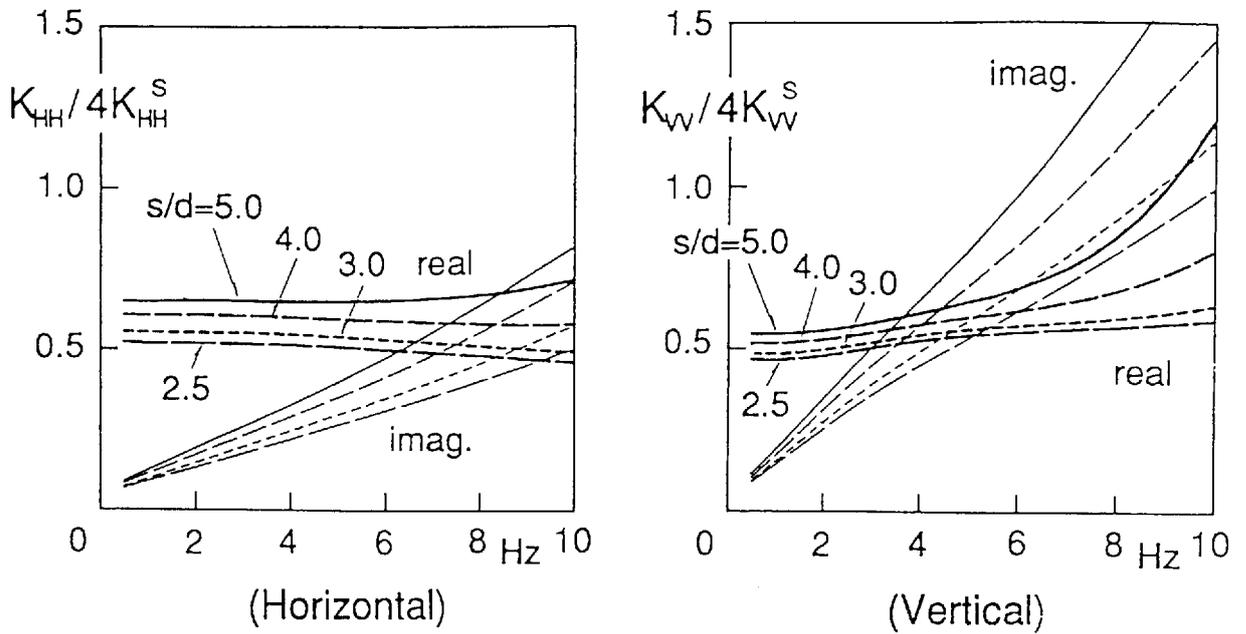


Fig.2.16 Normalized dynamic impedances of 4-pile group for different pile spacings( $s/d$ )

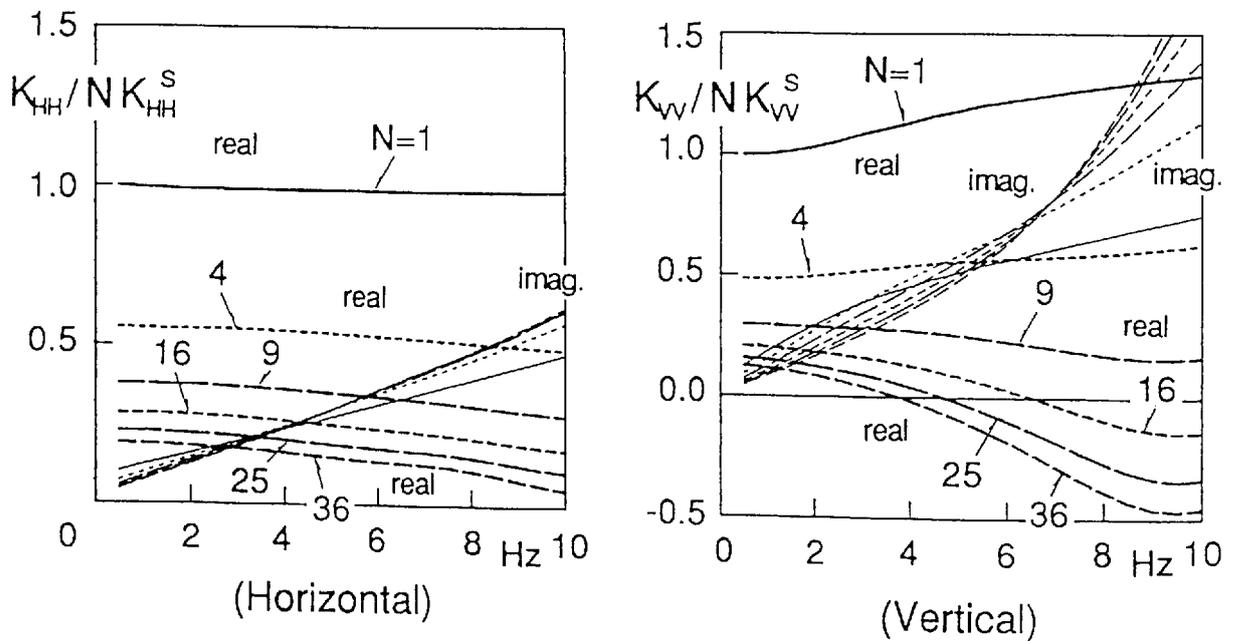
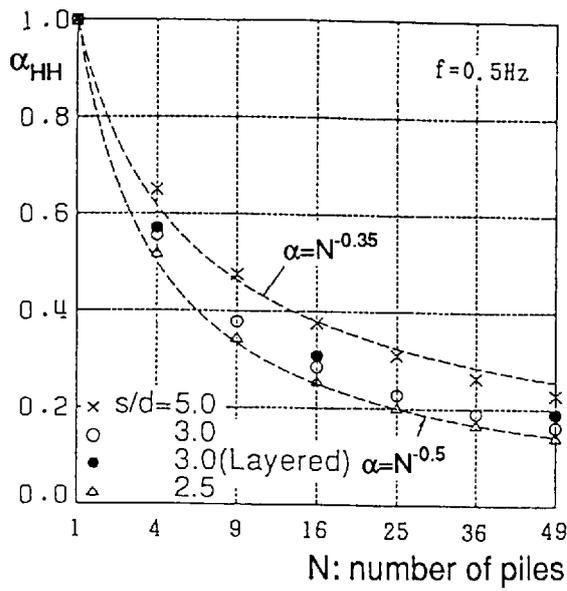
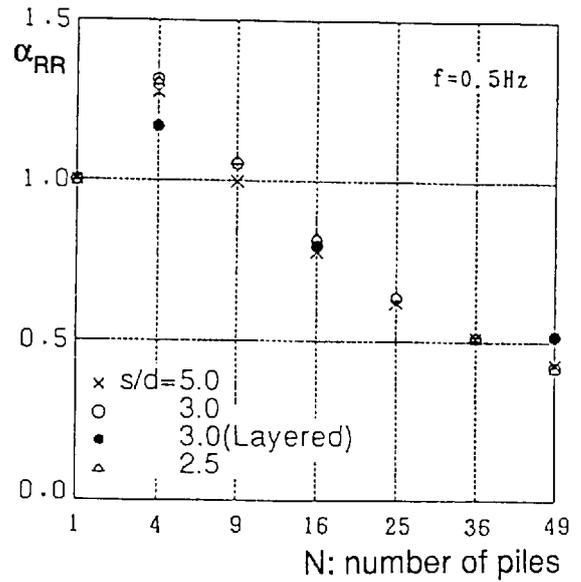


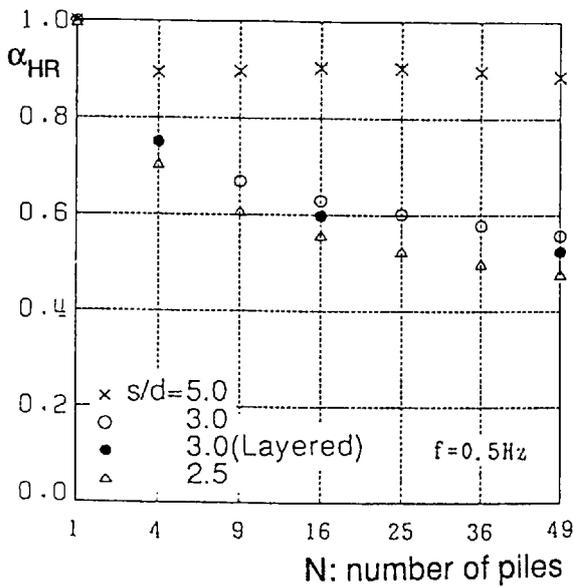
Fig.2.17 Normalized dynamic impedances of different numbers of piles with pile spacing  $s/d=3.0$



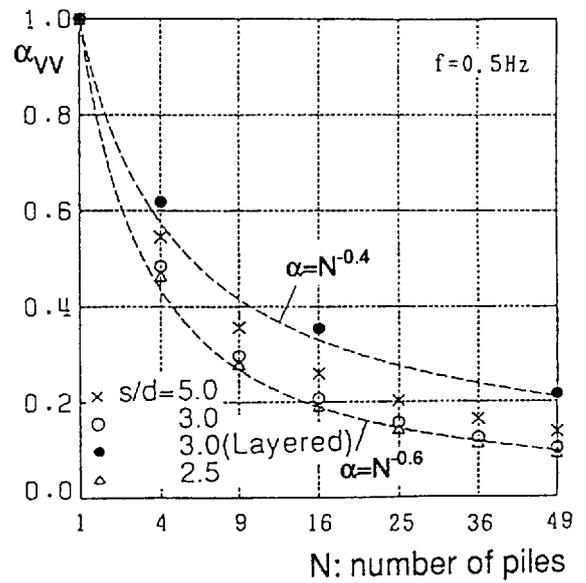
(Horizontal)



(Rotational)



(Coupling)



(Vertical)

Fig.2.18 Pile group coefficients with different numbers and spacing of piles as parameters

### 2.3.3 群杭の基礎入力動

群杭の基礎入力動は、Fig. 2.1に示した如く群杭の杭頭に剛結合された無質量剛基礎上の応答 ( $U_0, \phi, W_0$ ) を自由地盤地表面の応答 ( $U_F, W_F$ ) と比較することにより、杭の存在にともなう入力動の変化について検討する。解析は、動的インピーダンスの検討と同じく、杭、地盤条件を解析パラメータとした単杭と群杭の場合について行っている。

解析結果は、(2-39)式に示すように自由地盤地表面 ( $U_F, W_F$ ) に対する杭基礎の入力動 ( $U_0, \phi d, W_0$ ) の絶対値の比として求めている。また、回転入力は、回転角  $\phi$  に杭の直径  $d$  を乗じ、入力動  $U_F$  と次元を合わせて示している。

$$\begin{aligned} |U_0| / |U_F| & \quad (\text{水平動}) \\ |\phi| d / |U_F| & \quad (\text{回転動}) \\ |W_0| / |W_F| & \quad (\text{上下動}) \end{aligned} \quad (2-39)$$

#### (1) 単杭の解析結果

Fig. 2.19に、半無限均質地盤で杭種別をRC杭と鋼管杭（開端杭、閉端杭）とした場合の基礎入力動の比較を示す。また、Fig. 2.20に、地盤条件を半無限地盤（ポアソン比は、0.4と0.48の2ケース）と2層の成層地盤とした場合のRC杭の基礎入力動の比較を示す。

これらの単杭の解析結果から、以下のことが指摘できる。

- ① 単杭の水平入力動は、本解析振動数範囲では入力低減効果が現れず、自由地盤の応答にほぼ対応する結果であり、単杭の存在が入力動に与える影響は小さい。また、水平入力時において回転入力動が生じ、その量は高振動数域で大きくなる。一方、上下入力動は、高振動数域（入射波動の波長が短く）になるにつれて入力低減効果が顕著に現れている。これは、上下方向では、水平方向に比較し杭と周辺地盤の剛性比が大きいため杭と周辺地盤にモード差が生じ、また、入射波の波長が短くなるにつれ杭の挙動に位相差が生じるために、杭の存在により周辺地盤を拘束する効果が大きいためである。
- ② 杭種別、地盤条件が各方向の入力動に与える影響は小さいが、地盤のポアソン比の影響は上下入力動のみに現れ、ポアソン比の小さい地盤ほど低い振動数域から入力動の低減が顕著である。この理由として、地盤のポアソン比が杭と杭周地盤の上下方向の剛性比と入射波動の波長に関係し、ポアソン比が小さいほど杭による拘束効果が低振動数から大きく現れているためである。

## (2) 群杭の解析結果

群杭の解析は、杭本数が群杭基礎の入力動に与える影響を調べることを目的として、杭間距離( $s/d$ )を3.0に一定とし、杭本数( $N$ )を1, 4, 9, 16, 25, 36本と増加させた場合について行っている。杭はRC杭、地盤は半無限均質地盤(ポアソン比は0.4)を考えている。Fig. 2.21に、杭本数をパラメータとした入力動の比較を示す。

これらの群杭の解析結果から、以下のことが指摘できる。

- ① 各方向の入力動の周波数特性は、杭本数が増加してもほぼ同様の特性を示し、水平方向、上下方向とも高振動数域になるにつれて入力低減効果が現れている。また、単杭の場合と同様に、水平方向に比較し上下方向では低振動数から入力低減が現れ、その低減率も大きくなる。
- ② 杭本数による影響は、水平入力動で大きく現れ、杭本数が多くなるにつれて入力低減効果も大きくなる。一方、上下入力動は杭本数による差は小さく、低振動数域から大きな入力低減効果がみられ、その特性は単杭の結果に近い傾向を示す。このような入力動の低減効果は、杭と周辺地盤の剛性比に依存し、その比が大きくなるにつれ群杭による周辺地盤を拘束する効果が大きくなるためである。従って、水平方向と上下方向にみられる入力低減の差は、各方向の杭と周辺地盤の剛性比が異なるために、水平方向では杭本数の増加が低減効果に影響を与えるが、上下方向では単杭の剛性が十分高いために杭本数の増加による差は小さくなっている。
- ③ 水平入力時に生じる回転入力動は、杭本数が増加するにつれて小さくなる。これは、杭本数が多くなるにつれて基礎中心から杭頭までの距離が長い杭が多くなり、群杭の存在により基礎の回転振動を抑制する効果が大きくなるためである。

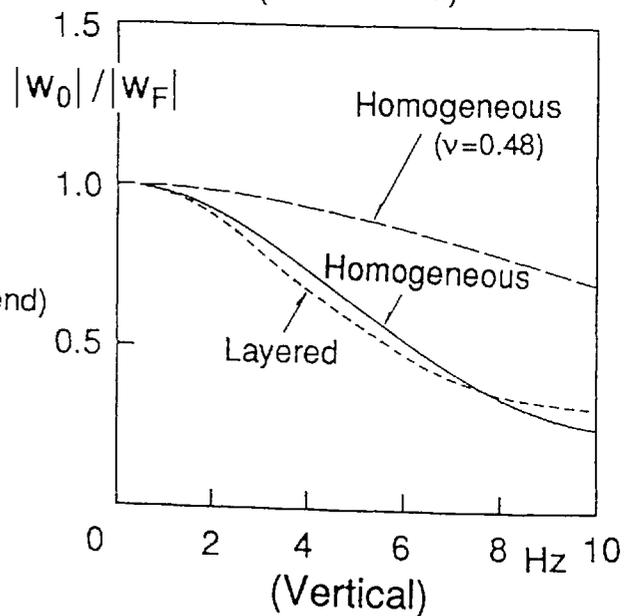
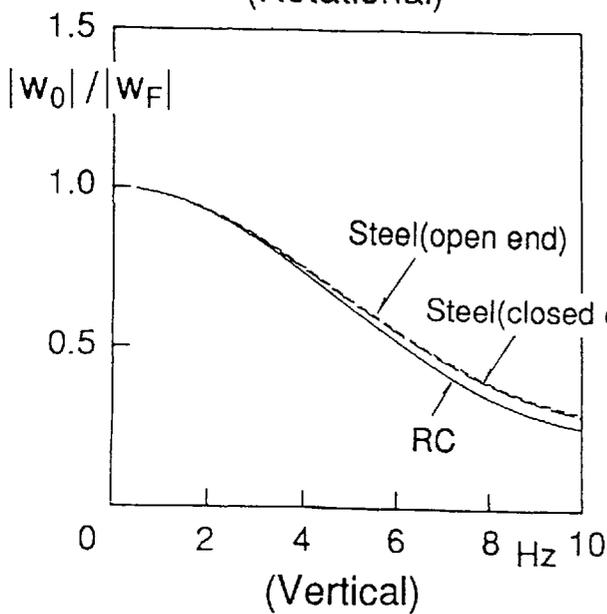
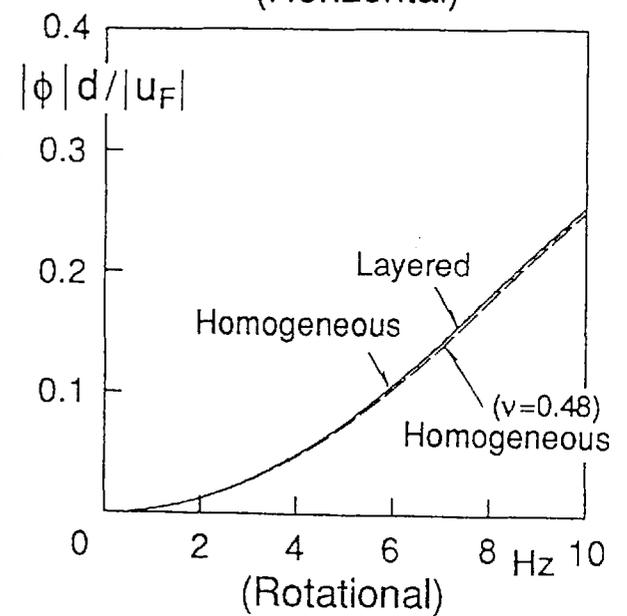
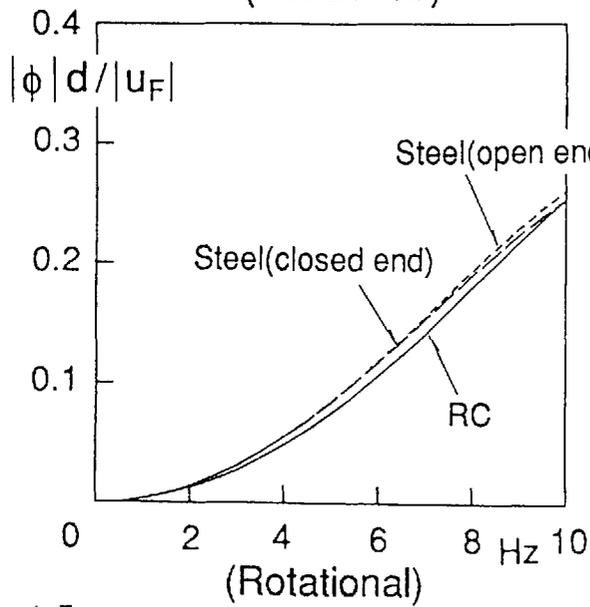
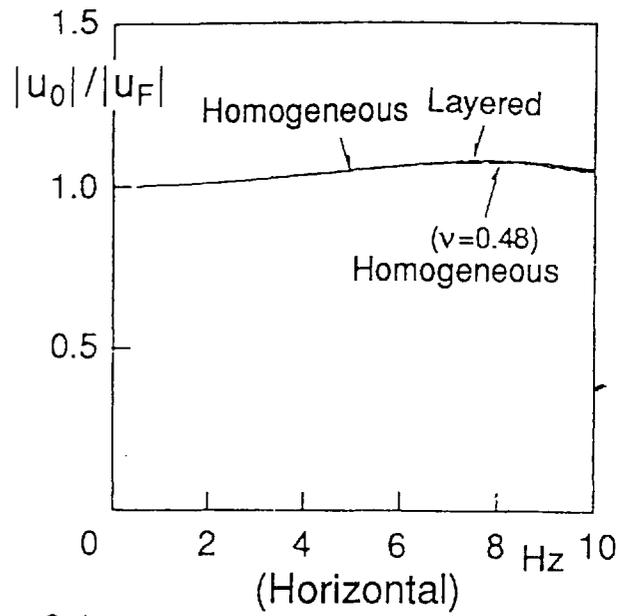
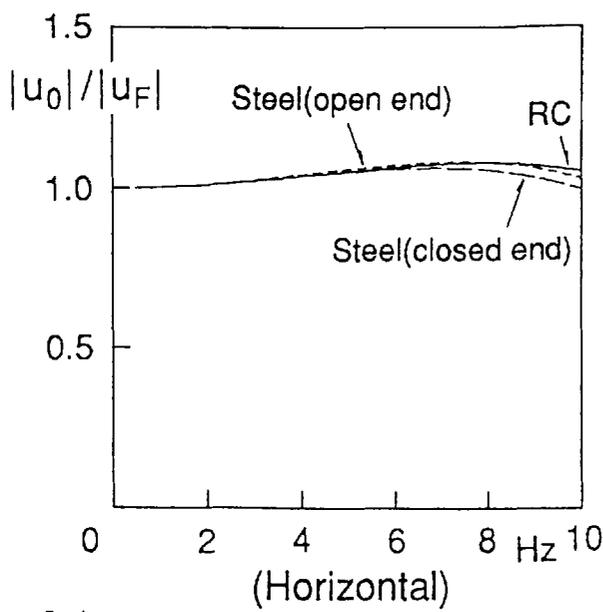


Fig.2.19 Input motions of single pile for different pile constants - 46 -

Fig.2.20 Input motions of single pile for different soil conditions

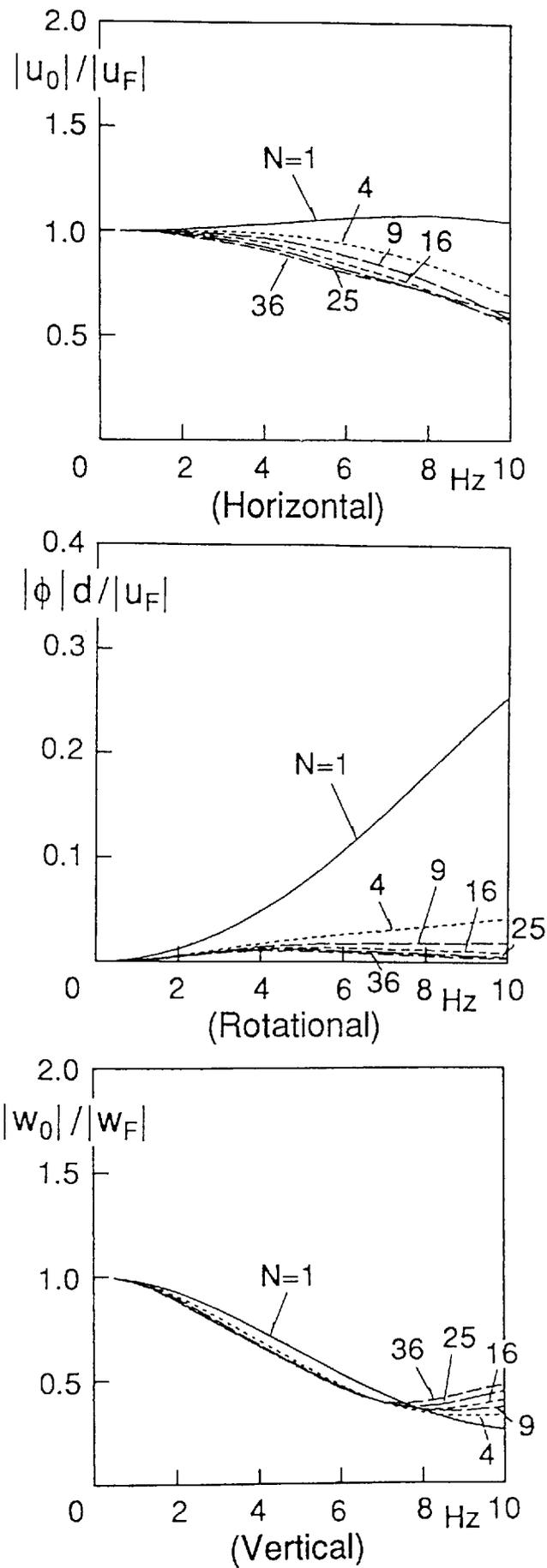


Fig.2.21 Input motions of different numbers of piles with pile spacing  $s/d=3.0$

## 2.4 杭支持構造物の地震応答性状

前節で行った三次元弾性波動論に基づくグリーン関数法を用いた解析的検討から、群杭の動的インピーダンスおよび基礎入力動の基本特性について以下のことがまとめられる。

- ① 群杭の動的インピーダンスは、地盤条件や杭本数、杭間距離の影響を強く受け、インピーダンスの値や周波数特性が大きく変化する。
- ② 動的インピーダンスの実部から求めた静的剛性を用いて算定した群杭係数 $\alpha$ と杭本数 $N$ の関係は、水平方向と上下方向で概ね $\alpha = N^{-k}$ の曲線に対応し低下する。回転方向は、水平、上下方向に比較し群杭効果による静的剛性の低下は小さい。
- ③ 減衰に関係する虚部は、群杭効果の影響は小さく杭本数にほぼ比例する。
- ④ 基礎入力動は、群杭の存在により高振動数域で水平方向、上下方向とも入力低減効果が認められ、その特性は入力動の方向や杭本数の違いにより変化する。
- ⑤ 水平動入力時に回転入力動が生じるが、杭本数が多くなるとその量は小さい。

本節では、これらの成果を踏まえ、群杭基礎をもつ構造物が地震入力を受ける際、相互作用効果として取り入れる動的インピーダンスや基礎入力動が、地震時の構造物の応答性状に与える影響について明らかにする。なお、解析では、地震応答解析モデルの群杭インピーダンスの評価や基礎入力動の評価として以下に示す3つのモデルを考え、これらの評価法の違いが上部構造物の応答に与える影響についても明らかにし、杭支持構造物の地震応答解析のモデル化についても検討する。

- ① グリーン関数法を用いて求めた群杭の水平、回転、水平・回転連成方向の動的インピーダンスを考慮し、基礎入力動として群杭の存在による水平、回転方向の有効入力を考慮したS/R（スウェイ・ロッキング）モデル
- ② グリーン関数法を用いて単杭の水平、上下方向の静的剛性（ $f=0.5\text{Hz}$ におけるインピーダンス実部）を求め、水平方向の群杭インピーダンス実部を単杭の静的剛性と群杭係数を用いて群杭効果による剛性低減を考慮して評価し、基礎入力動は群杭による有効入力を考慮せず自由地盤地表面の応答波を入力するS/Rモデル
- ③ 地盤反力係数から求めた単杭の水平、上下方向の静的剛性から水平方向に群杭効果を考慮した群杭のインピーダンスを評価し、基礎入力動は群杭による有効入力を考慮せず自由地盤地表面の応答波を入力するS/Rモデル

## 2.4.1 解析モデル

### (1) 解析対象構造物

解析対象構造物は、Fig. 2.22に示す杭長20mの群杭で支持された高さ24mの3層4質点の構造物とする。上部構造物は、杭一本あたりの支持重量が200tonで、基礎固定時の一次固有振動数が3.0Hzとなるように設定したモデルである。Table 2.3に上部構造物の諸定数を示す。なお、杭一本あたりの支持重量である200tonは、支持層のN値を50とした時の場所打ち鉄筋コンクリート杭の長期許容支持力にほぼ相当する。

### (2) 杭基礎のモデル

杭基礎は、前節で検討したモデルの内、杭本数(N)が4 x 4, 5 x 5, 6 x 6本の群杭基礎であり、杭間距離(s/d)が、3.0, 5.0の正方格子状に配置したものである。杭は、直径1mのRC杭とし、杭はS波速度 $V_s=150\text{m/sec}$ の均質地盤と、 $V_s=300\text{m/sec}$ の支持層を有する $V_s=150\text{m/sec}$ の表層地盤にある場合とする。

### (3) 解析方法

地震応答解析は、次に示す3つの方法により評価した群杭-地盤系の動的インピーダンスおよび基礎入力動を考えたS/Rモデルで行い、上部構造物の応答結果（伝達関数、応答スペクトル、最大応答加速度、最大層せん断力）を比較・検討する。

#### ① Aモデル

群杭の動的インピーダンスおよび基礎入力動は、三次元弾性波動論に基づくグリーン関数法によって算定したものである。解析に用いた杭本数が4 x 4, 5 x 5, 6 x 6本の群杭の動的インピーダンスと水平、回転方向の基礎入力動をFig. 2.23~Fig. 2.25に示す。

#### ② Bモデル

グリーン関数法により単杭の水平、上下方向の動的インピーダンスを求め、群杭の水平方向インピーダンスの実部は、振動数 $f=0.5\text{Hz}$ の単杭インピーダンスの実部と群杭係数を用いて評価した静的剛性で一定値とする。回転方向の実部は、杭頭回転による回転抵抗を無視し、単杭の上下方向インピーダンスの静的剛性から回転抵抗を評価する。水平、回転インピーダンスの虚部は、上部構造物の一次固有振動数(3.0Hz)における単杭の水平、上下インピーダンスの虚部の値から減衰係数を求め、振動数に比例するものとする。基礎入力動は、自由地盤の地盤応答をそのまま入力することとし、群杭による入力低減効

果および回転動の励起は無視する。

$$\begin{aligned} K_{HH} &= \sqrt{N} \cdot K_{HH}^s(0.5\text{Hz}) + i \omega N \cdot C_{HH}^s(\omega_1) \\ K_{RR} &= \sum \{K_{VV}^s(0.5\text{Hz}) + i \omega C_{VV}^s(\omega_1)\} \cdot L_x^2 \\ K_{HR} &= 0 \end{aligned} \quad (2-40)$$

ここに、

$K^{RS}$ ,  $C^S$ : 単杭のインピーダンス実部、減衰係数 ( $C^S = K^S / \omega_1$ )

$N$ : 杭本数

$\omega_1$ : 上部構造物-杭-地盤連成系の非減衰一次固有円振動数

$L_x$ : 基礎中心軸から各杭頭までの距離

### ③ Cモデル

弾性支承上の梁理論に基づき、次式に示す弾性ばね  $s_H$ ,  $s_V$  とダッシュポット  $c_H$ ,  $c_V$  で支持された単杭の杭頭加振解から、単杭の動的インピーダンスの略算解を求める。

$$\begin{aligned} s_H &= k_H B \\ c_H &= \pi r_0 \rho (V_s + V_p) \\ s_V &= s_H \\ c_V &= 2\pi r_0 \rho V_s \end{aligned} \quad (2-41)$$

ここに、

$k_H$ : 地盤反力係数 ( $= 0.8 E_0 B^{-3/4}$  (kg/cm<sup>3</sup>))

$B$ : 杭径(cm)

$r_0$ : 杭半径

$\rho$ ,  $V_s$ ,  $V_p$ : 地盤の質量密度、S波速度、P波速度

であり、地盤反力係数は、日本道路協会「道路橋示方書・同解説」から次式を用いる。

$$k_H = 0.8 E_0 B^{-3/4} \text{ (kg/cm}^3\text{)} \quad (2-42)$$

ここに、

$E_0$ : 地盤の変形係数

である。

ここで、(2-41)式に示す地盤反力係数を考えた杭の運動方程式は次のように表せる。

$$E_P I_P \frac{d^4 u}{dz^4} + \rho_P A_P \frac{d^2 u}{dt^2} + (S_H + i C_H) u = 0 \quad (\text{水平方向}) \quad (2-43)$$

$$E_P A_P \frac{d^2 w}{dz^2} - \rho_P A_P \frac{d^2 w}{dt^2} - (S_V + i C_V) w = 0 \quad (\text{上下方向})$$

ここに、

$E_P I_P$  : 杭の曲げ剛性

$\rho_P$  : 杭の質量

$A_P$  : 杭の断面積

である。

(2-43)式は境界条件として、杭頭を回転拘束とし、杭が十分に長く杭端での変位を無視できるとすると、単杭のインピーダンス $K_H^c$ 、 $K_V^c$ は次式のように求められる。

$$\begin{aligned} K_H^c &= 4 E_P I_P [(S_H + i \omega C_H) / (4 E_P I_P)]^{3/4} \\ K_V^c &= E_P A_P [(S_V + i \omega C_V) / (E_P A_P)]^{1/2} \end{aligned} \quad (2-44)$$

ここで、 $S_H \gg C_H$ 、 $S_V \gg C_V$ であると上式は、

$$\begin{aligned} K_H^c &= 4 E_P I_P [S_H / (4 E_P I_P)]^{3/4} [1 + i \omega 3 C_H / (4 S_H)] \\ &= K_{HH}^s + i \omega C_{HH}^s \\ K_V^c &= E_P A_P [S_V / (E_P A_P)]^{1/2} [1 + i \omega C_V / (2 S_V)] \\ &= K_{VV}^s + i \omega C_{VV}^s \end{aligned} \quad (2-45)$$

となり、単杭の弾性ばね定数 $K^s$ と減衰係数 $C^s$ を陽な形で表すことができる。

次に、Bモデルと同様に水平、回転方向の群杭の動的インピーダンスを次のように計算する。

$$\begin{aligned} K_{HH}(\omega) &= \sqrt{N} \cdot K_{HH}^s + i \omega N \cdot C_{HH}^s \\ K_{RR}(\omega) &= \sum \{K_{VV}^s + i \omega C_{VV}^s\} \cdot L_x^2 \\ K_{HR}(\omega) &= 0 \end{aligned} \quad (2-46)$$

ここに、計算で求めた単杭の水平、上下方向のばね定数は、次の通りである。

$$K_{HH}^s = 567 \text{ton/cm}, C_{HH}^s = 2.17 \text{ton} \cdot \text{sec/cm}$$

$$K_{VV}^s = 2197 \text{ton/cm}, C_{VV}^s = 3.25 \text{ton} \cdot \text{sec/cm}$$

また、Cモデルにおける基礎入力動は、Bモデルと同様に自由地盤の地盤応答をそのまま用いて、群杭による入力低減効果および回転動の励起は無視する。

#### (4) 入力地震波

地震応答解析に用いる入力地震波は、Fig. 2. 26に示す最大加速度が300Galの人工地震波とし、成層地盤モデルにおける支持層上面の位置 (GL-19m) に設定する。

Fig. 2. 27とFig. 2. 28は、一次元波動論 (SHAKE) を用いて計算した自由地盤の応答解析結果であり、成層地盤地表面の最大加速度は半無限均質地盤に比べ4割程度増加することがわかる。なお、ここで計算した地表面の応答波は、そのままBおよびCモデルにおける入力動として用いられる。

#### (5) 杭支持構造物のS/Rモデルによる地震応答解析法

杭支持構造物の地震応答解析として、群杭インピーダンスと基礎入力動を考慮した動的サブストラクチャー法を2.2.1節に示した。群杭インピーダンスと基礎入力動が求められている場合のS/Rモデルによる地震応答解析は、次式に示す運動方程式を解くことにより行うことができる。

$$\begin{vmatrix} K_{BB} - \omega^2 M_{BB} & K_{BF} \\ K_{FB} & K_{FF} - \omega^2 M_{FF} + K_P \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u_B \\ u_F \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ K_P u_0 \end{Bmatrix} \quad (2-47)$$

ここに、 $[M]$ 、 $[K]$ は質量マトリックス、剛性マトリックスであり、 $\{u\}$ は変位ベクトルである。添え字B、Fは上部構造物、基礎部分に関係することを表している。また、 $[K_P]$ は群杭インピーダンスを、 $[u_0]$ は基礎入力動を表している。(2-47)式の解は周波数領域の応答として求められ、時刻歴応答は逆フーリエ変換により求めることができる。

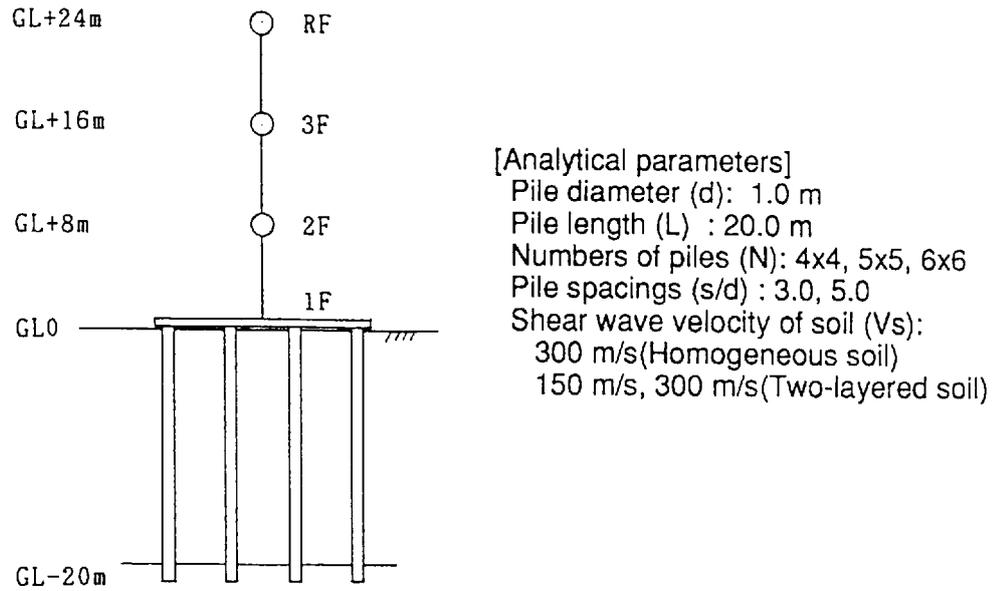


Fig.2.22 Superstructure-pile group foundation model for earthquake response analyses

Table 2.3 Physical constants of superstructure model for earthquake response analyses

Numbers of piles	Mass No.	Height of story (cm)	Weight (ton)	Inertia moment ( $\times 10^{10} \text{t.cm}^2$ )	Sectional moment ( $\times 10^8 \text{cm}^4$ )	Shearing area ( $\times 10^4 \text{cm}^2$ )
4 × 4	RF		640	—	428.8	1.28
	3F	800	640	—	428.8	1.28
	2F	800	960	—	428.8	1.28
	1F	800	960	0.608	428.8	1.28
5 × 5	RF		1000	—	670.0	2.00
	3F	800	1000	—	670.0	2.00
	2F	800	1500	—	670.0	2.00
	1F	800	1500	0.950	670.0	2.00
6 × 6	RF		1440	—	964.8	2.88
	3F	800	1440	—	964.8	2.88
	2F	800	2160	—	964.8	2.88
	1F	800	2160	1.368	964.8	2.88

Young modulus:  $E=210 \text{ t/cm}^2$   
Damping:  $h=5 \%$

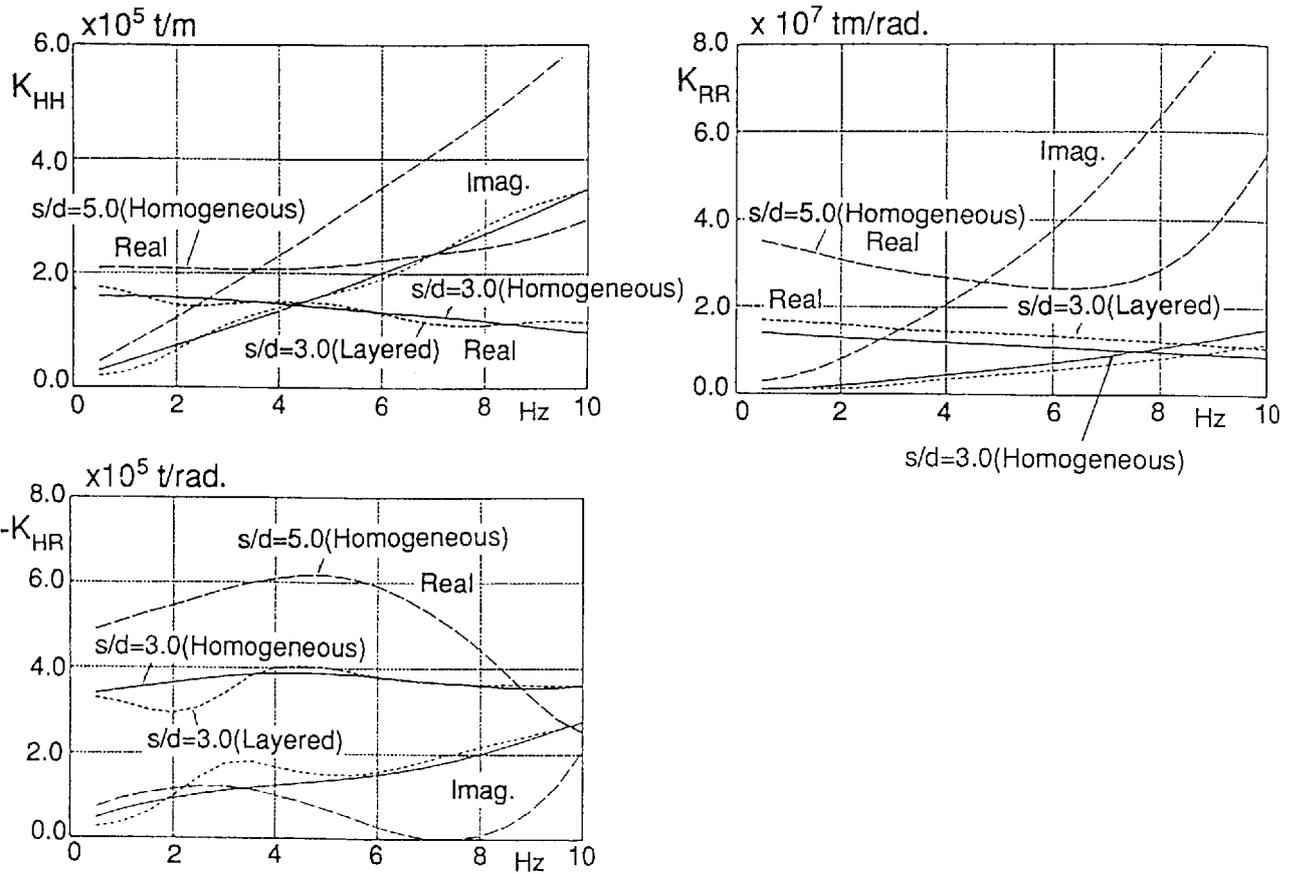


Fig.2.23(a) Dynamic impedances of 16-pile group with pile spacing  $s/d=3.0$  and  $5.0$  in homogeneous soil, and pile spacing  $s/d=3.0$  in layered soil

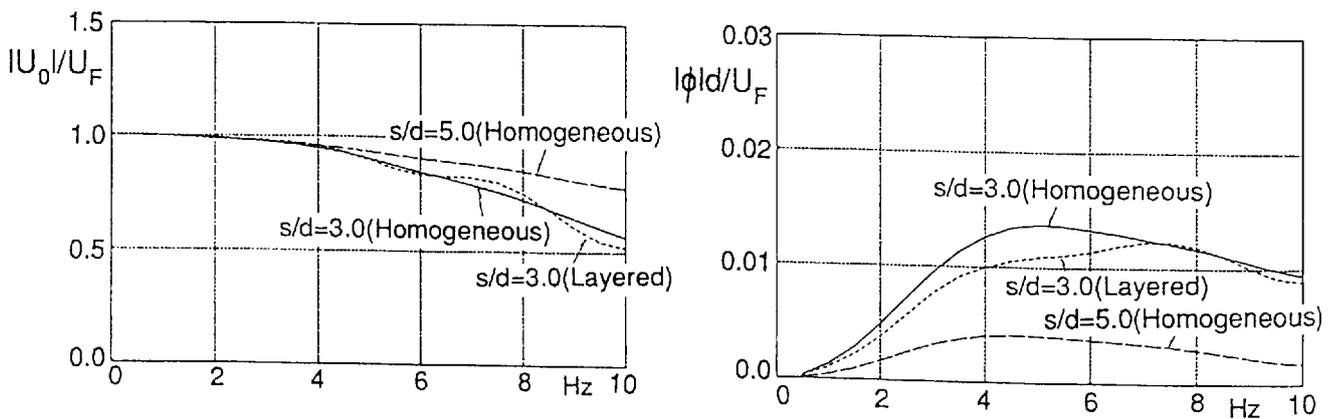


Fig.2.23(b) Input motions of 16-pile group with pile spacing  $s/d=3.0$  and  $5.0$  in homogeneous soil, and pile spacing  $s/d=3.0$  in layered soil

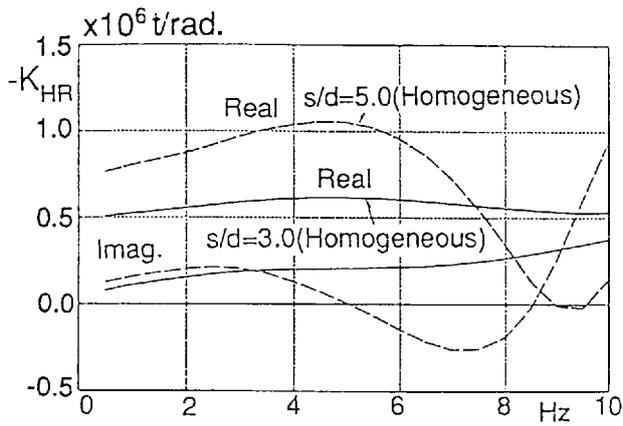
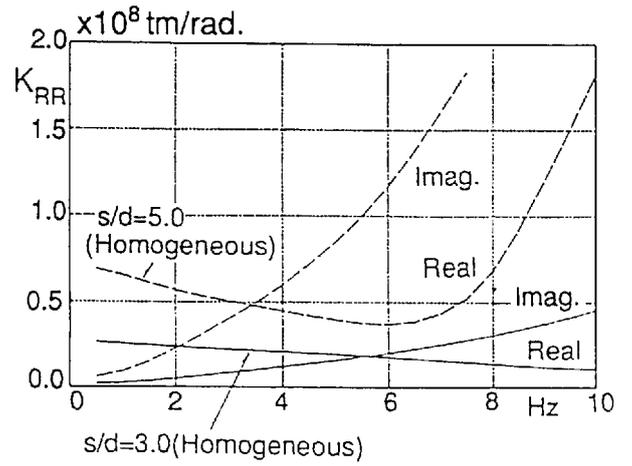
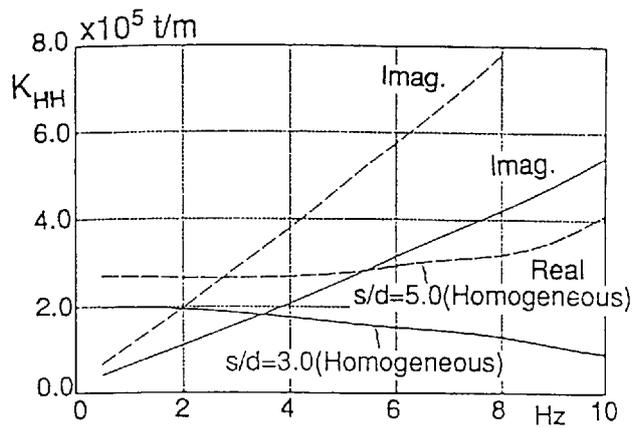


Fig.2.24(a) Dynamic impedances of 25-pile group with pile spacing  $s/d=3.0$  and  $5.0$  in homogeneous soil

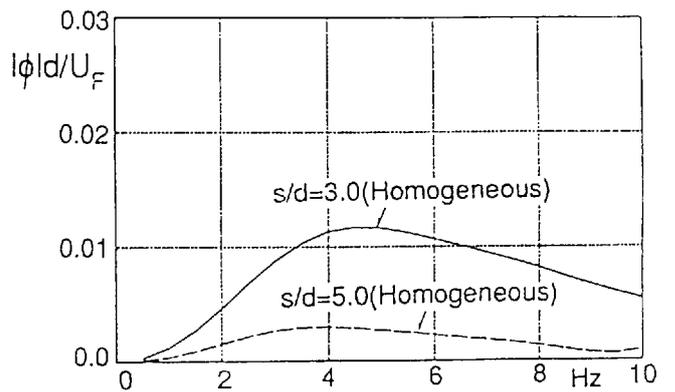
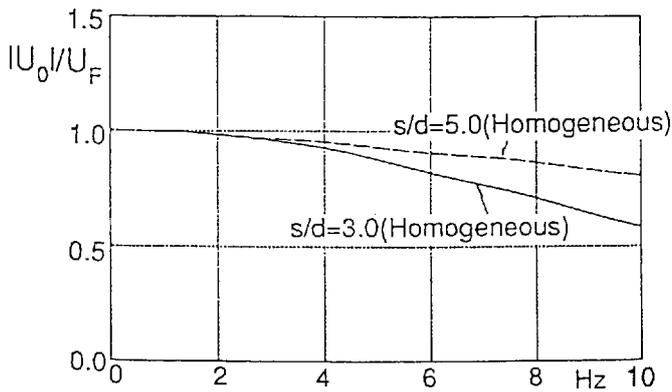


Fig.2.24(b) Input motions of 25-pile group with pile spacing  $s/d=3.0$  and  $5.0$  in homogeneous soil

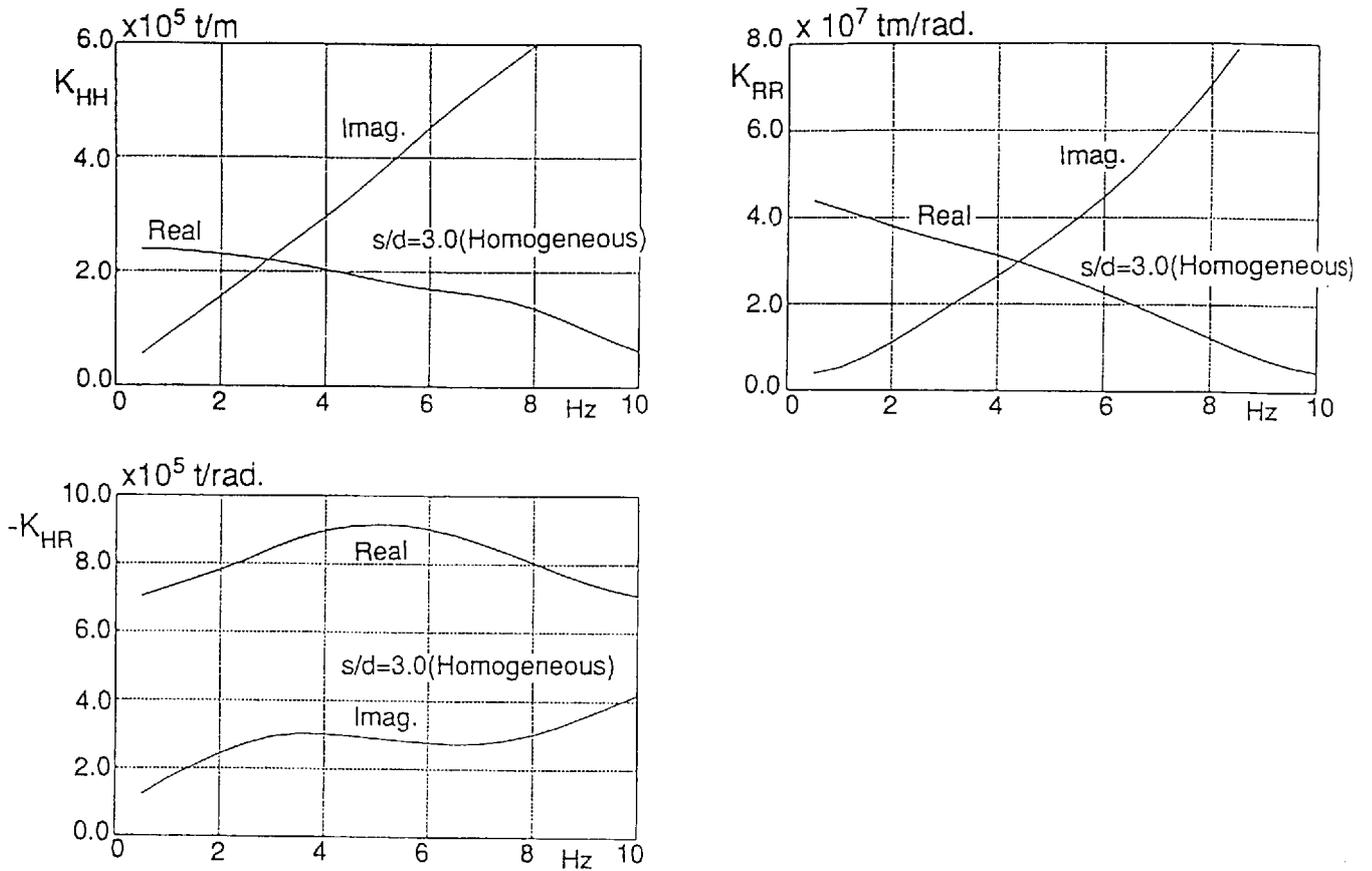


Fig.2.25(a) Dynamic impedance of 36-pile group with pile spacing  $s/d=3.0$  in homogeneous soil

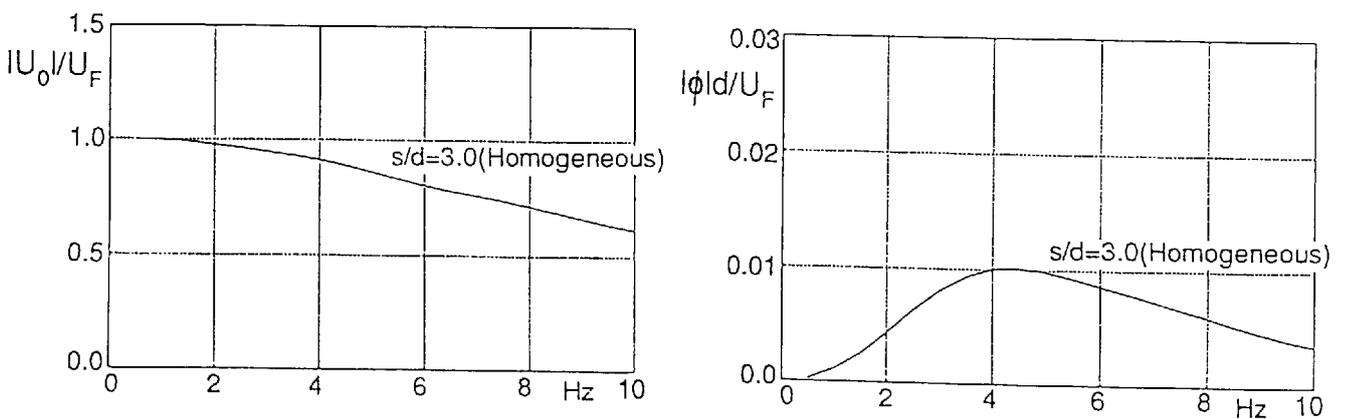


Fig.2.25(b) Input motion of 36-pile group with pile spacing  $s/d=3.0$  in homogeneous soil

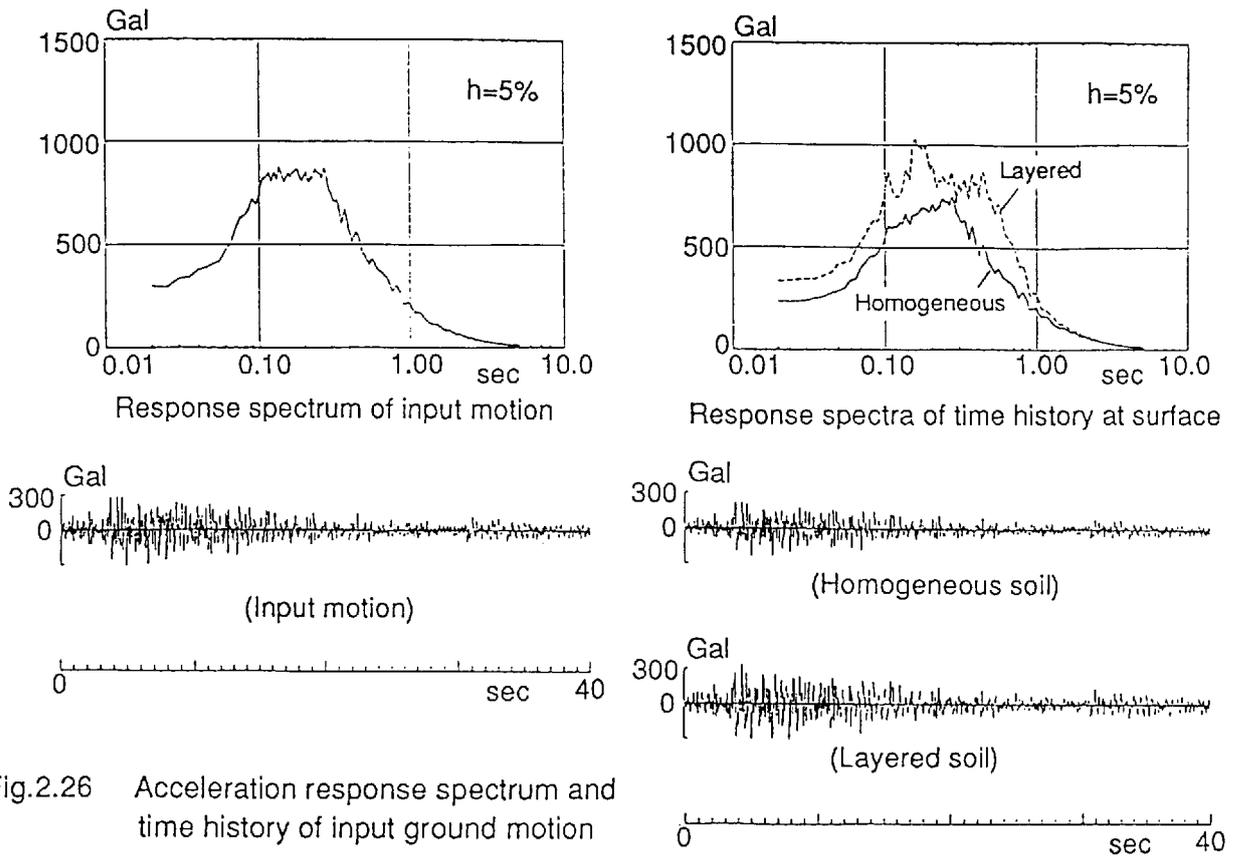


Fig.2.26 Acceleration response spectrum and time history of input ground motion

Fig.2.27 Acceleration response spectra and time histories of ground motion at surface of homogeneous and layered soil

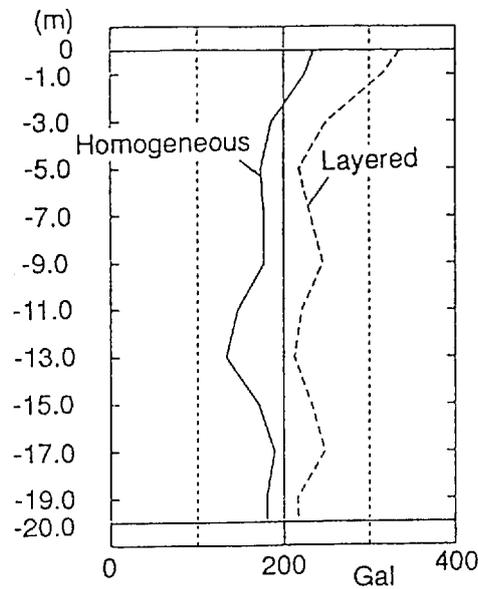


Fig.2.28 Distributions of maximum response acceleration in homogeneous and layered soil

## 2.4.2 杭支持構造物の地震応答結果

地盤条件や杭本数、杭間距離をパラメータとした杭基礎の動的インピーダンスと基礎入力動が杭支持構造物の地震応答性状に与える影響を調べるため、2.4.1項に示した群杭の相互作用ばねと基礎入力動を考慮した解析モデルを用いて地震応答解析を行った。

上部構造物の応答結果として、R階における伝達関数と加速度応答スペクトル( $h=0.05$ )をFig. 2.29(a), (b)に、最大加速度分布と最大層せん断力分布をFig. 2.30(a), (b)に示す。

### (1) 上部構造物の伝達関数

自由地盤地表面に対する上部構造物R階における伝達関数の比較から、以下のことが指摘できる。

- ① 地盤－杭基礎－上部構造物連成系の一次の共振振動数は、地盤条件（半無限均質地盤と2層の成層地盤）や杭条件（杭本数と杭間距離）を解析パラメータとした各モデルとも1～2 Hz程度となり、基礎固定時の上部構造物の固有振動数である3 Hzに比較し低振動数側に移行する。このことは、群杭の動的インピーダンスを基礎底面に付加したことによる基礎固定度の緩和が、上部構造物の地震応答性状に影響を与えることを示唆している。
- ② 水平インピーダンスを単杭インピーダンスの実部と群杭係数から評価したBモデルによる結果は、群杭インピーダンスと基礎入力動を考慮したAモデルに比べ、一次の共振振動数、応答振幅で差がみられるが、その差は小さく、上部構造物の応答性状を把握する上で有効な地震応答解析モデルであることが指摘できる。
- ③ AモデルとBモデルの応答性状の差は、上部構造物の共振振動数においてBモデルがAモデルに比較してやや高くなるが、この理由として、Bモデルでは2.3.2項で指摘した群杭効果による剛性の低下を回転インピーダンスに考慮していないことが考えられる。応答振幅は、杭間距離が短く( $s/d=3.0$ )、杭本数が少ない場合、Bモデルの結果がAモデルに比較し小さくなる。この理由を、Fig. 2.23(b)～Fig. 2.25(b)に示した群杭の有効入力動からみてみると、上部構造物の応答振幅に大きく影響を与える1～2 Hz付近の共振振動数では、杭間距離、杭本数の違いによらず水平入力動の入力低減効果はほとんどみられないが、回転入力動については、杭間距離が短く、杭本数が少ないほど大きくなるために、この影響を考慮していないBモデルの応答振幅が、Aモデルに比較し小さくなったことが考えられる。しかしながら、杭間距離が長く( $s/d=5.0$ )、杭本数が多く

なると両モデルの応答振幅が近づく傾向を示し、群杭の存在により影響を受ける水平、回転方向の有効入力動が、上部構造物の地震応答に与える影響は小さいことが指摘できる。

- ④ Cモデルの結果は、A、Bモデルに比較して上部構造物の共振振動数を高く、応答振幅を大きく与える。これは、地盤反力係数から求めたウインクラ型弾性ばねとダッシュポットを用いた計算を行っているために、弾性ばねに関しては、杭を無限長として深さ方向の連成効果を見逃していることにより過大に、逸散減衰については、三次元的な波動伝播を表現できないため過小に評価されていることによる。

## (2) 上部構造物の加速度応答スペクトル

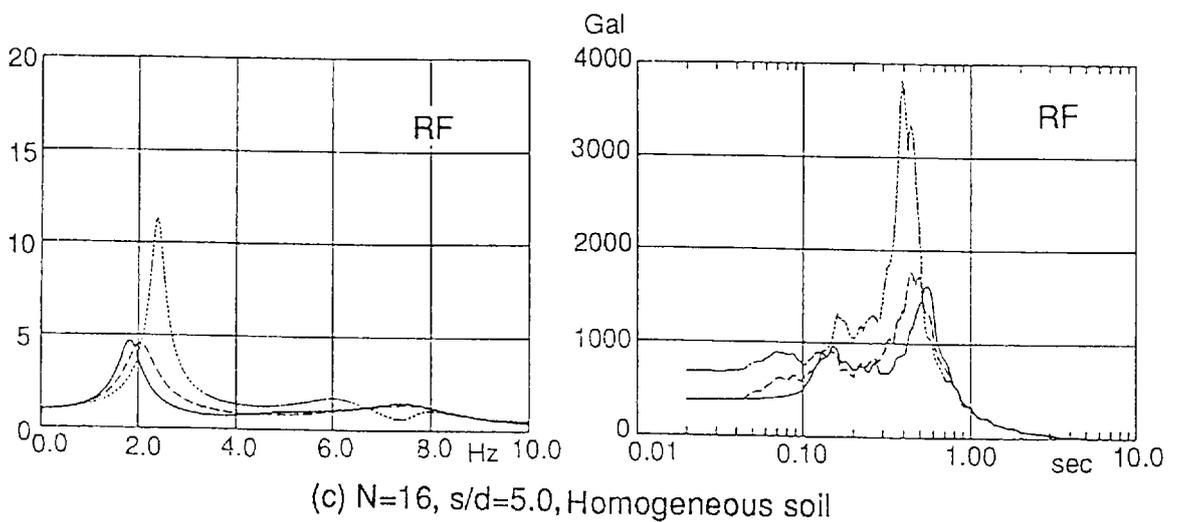
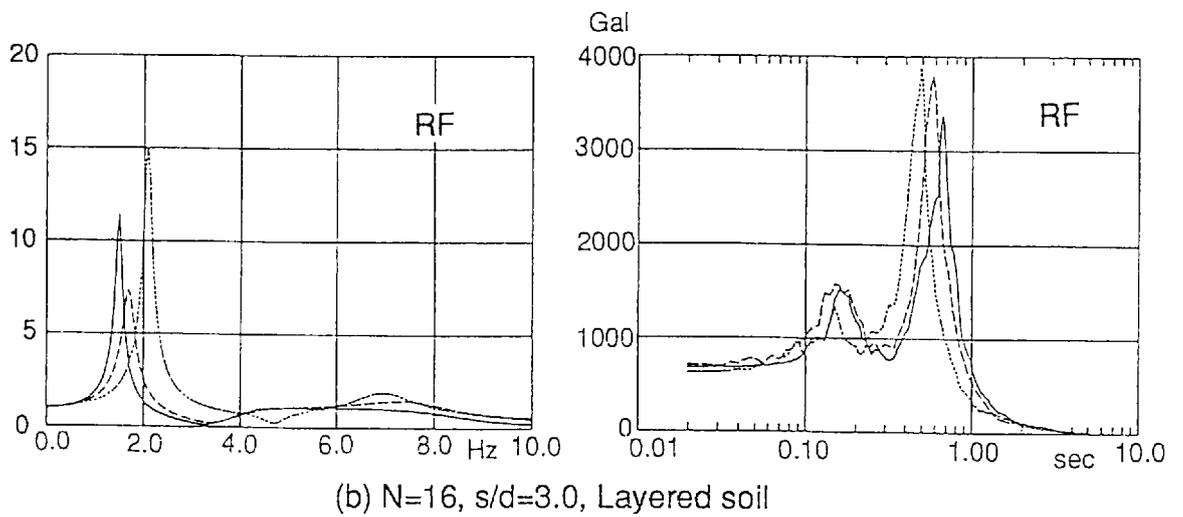
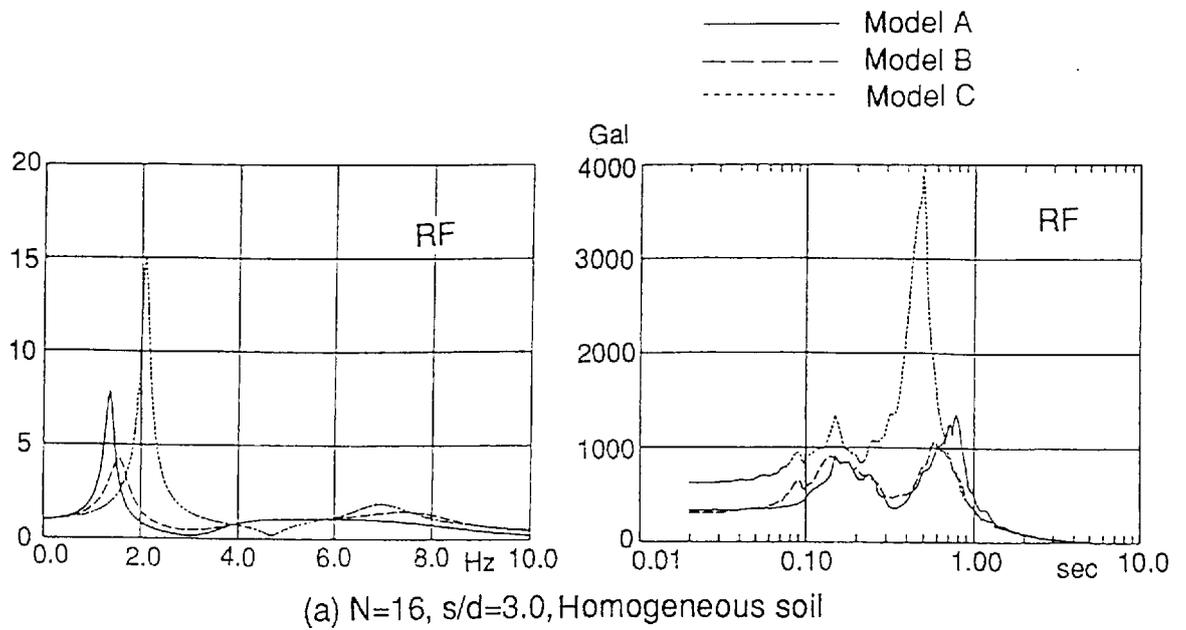
上部構造物R階の加速度応答スペクトルの比較から、以下のことが指摘できる。

- ① AモデルとBモデルによる各ケースの応答スペクトルには、両モデルによる伝達関数の特性を反映し応答スペクトルに差がみられるが、その差は小さく、簡易地震応答解析モデルとして有効であることがわかる。
- ② Cモデルの加速度応答スペクトルは、応答スペクトルの振幅はAモデルに比べ大きな値となり、上部構造物の応答を過大に評価する結果である。

## (3) 上部構造物の最大加速度、最大層せん断力

上部構造物の最大加速度と最大層せん断力分布の比較から、以下のことが指摘できる。

- ① Bモデルによる結果は、上部構造物の応答加速度および層せん断力ともAモデルと良く対応し、群杭の精算解法であるAモデルに対し、計算効率の非常に高いBモデルは、工学的な観点から有効な地震応答解析モデルであることがわかる。
- ② Cモデルによる結果は、加速度および層せん断力とも最大2倍程度の大きな結果を与え、解析対象の条件によっては適用に限界がある。

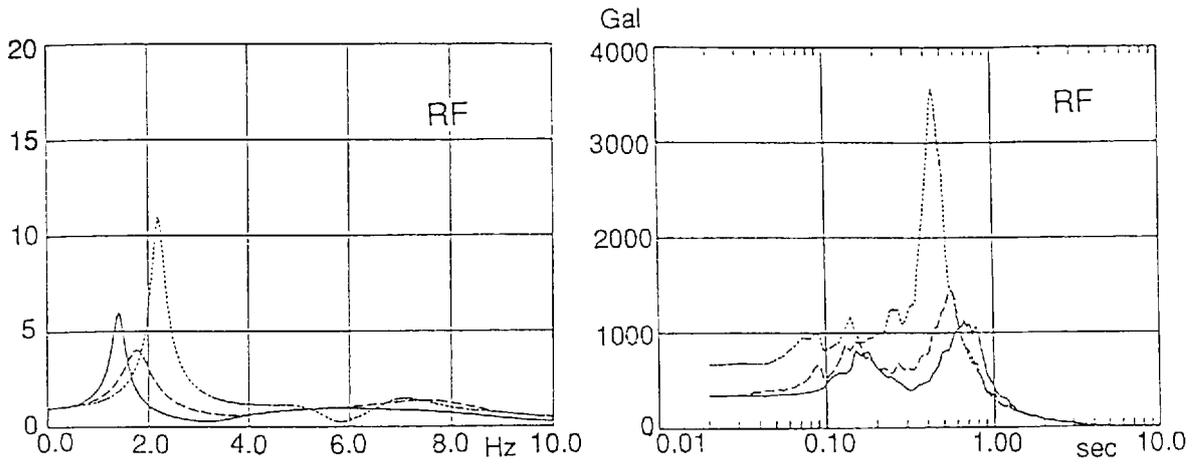


Transfer function

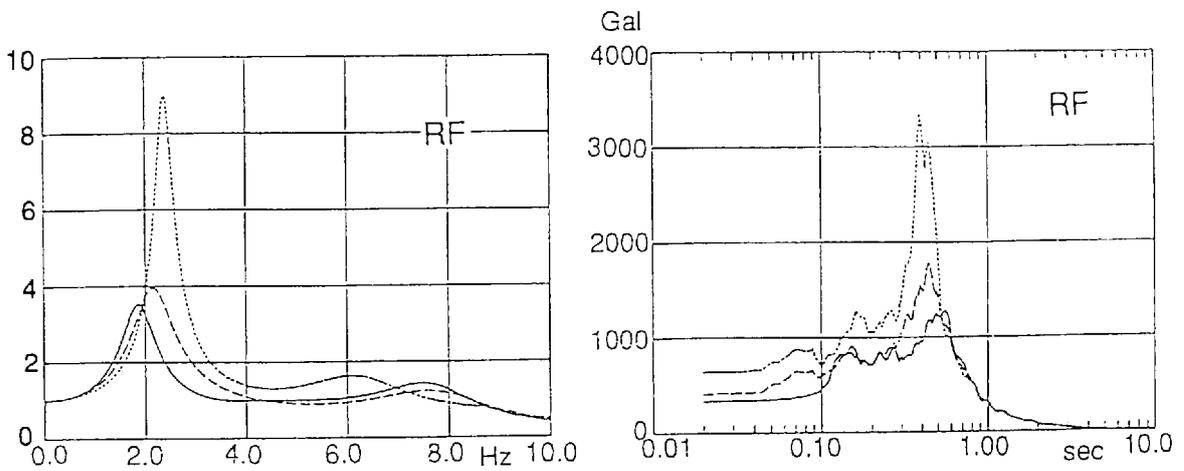
Acceleration response spectra( $h=5\%$ )

Fig.2.29(a) Transfer functions of R-floor to ground surface and acceleration response spectrum of R-floor

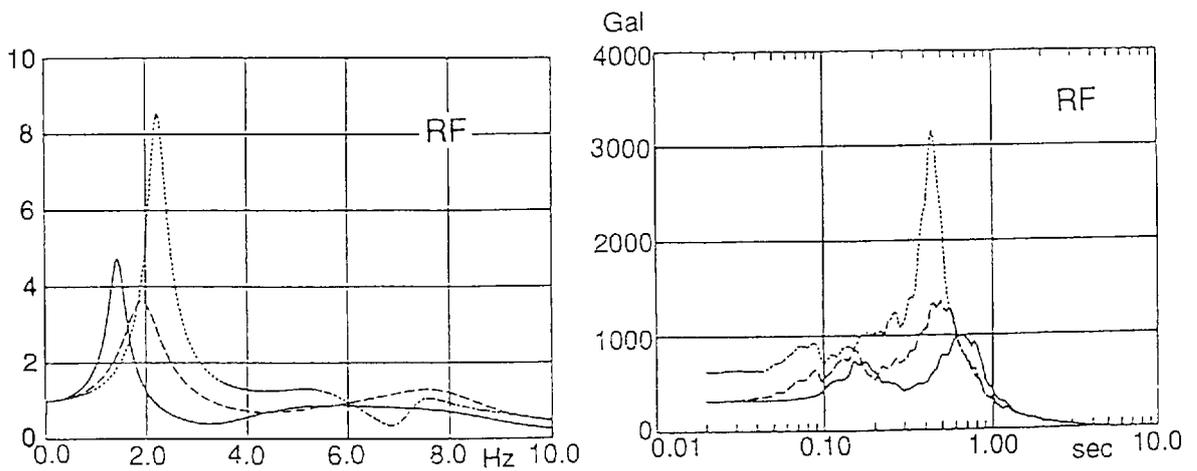
— Model A  
 - - - Model B  
 ····· Model C



(d)  $N=25$ ,  $s/d=3.0$ , Homogeneous soil



(e)  $N=25$ ,  $s/d=5.0$ , Homogeneous soil

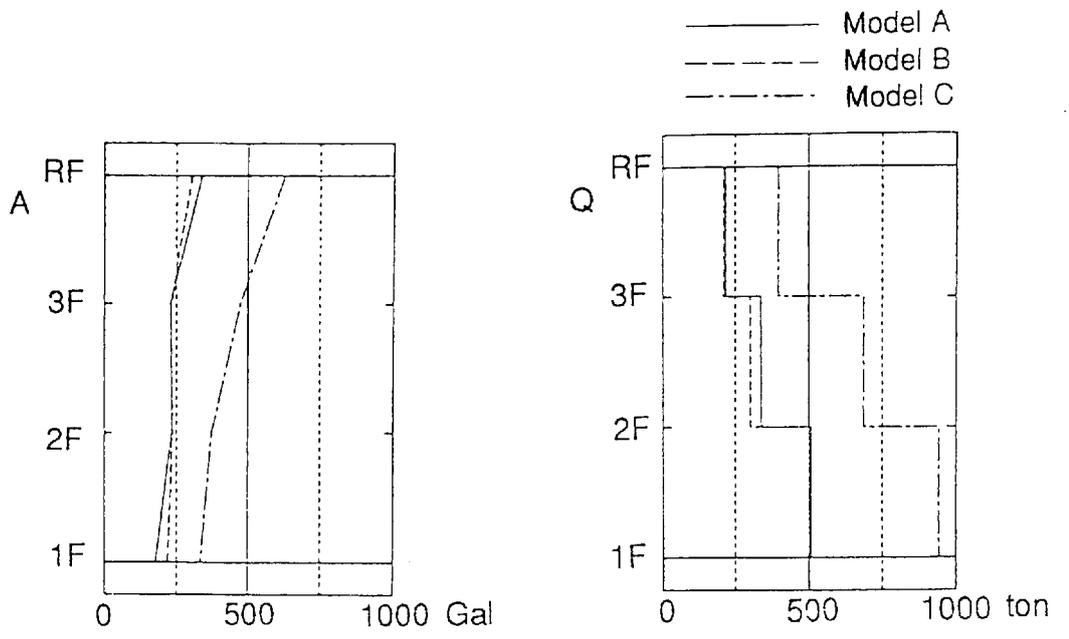


(f)  $N=36$ ,  $s/d=3.0$ , Homogeneous soil

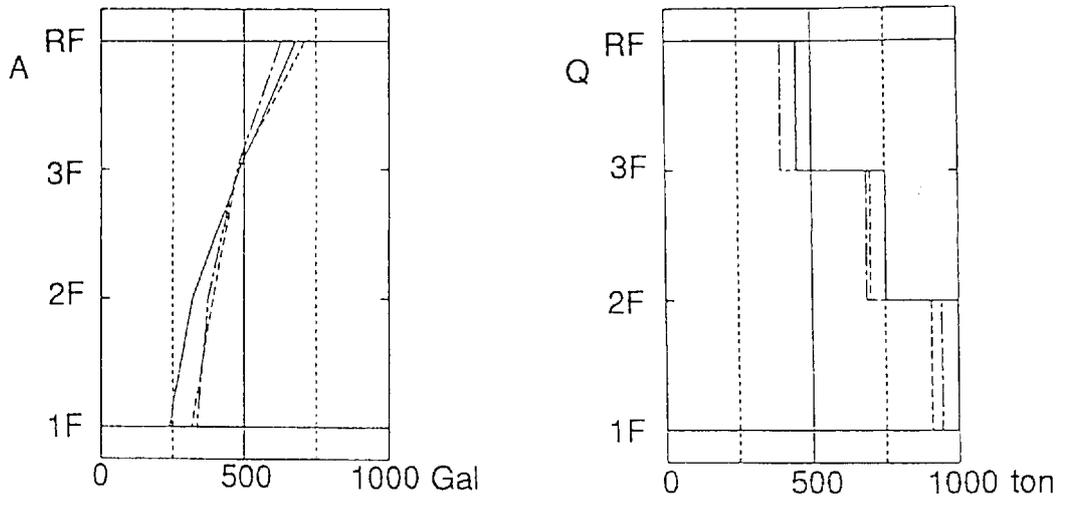
Transfer function

Acceleration response spectra ( $h=5\%$ )

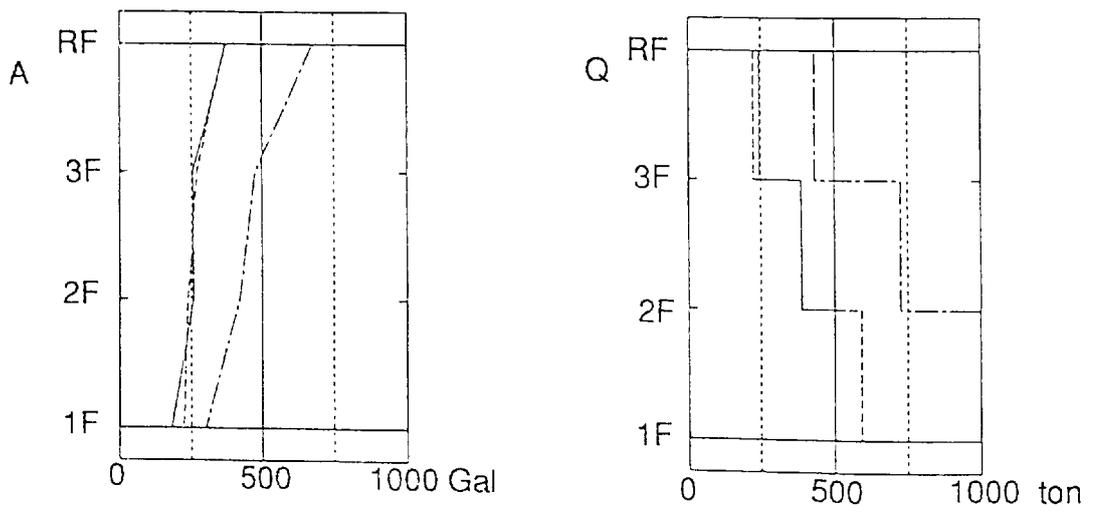
Fig.2.29(b) Transfer functions of R-floor to ground surface and acceleration response spectrum of R-floor



(a)  $N=16$ ,  $s/d=3.0$ , Homogeneous soil

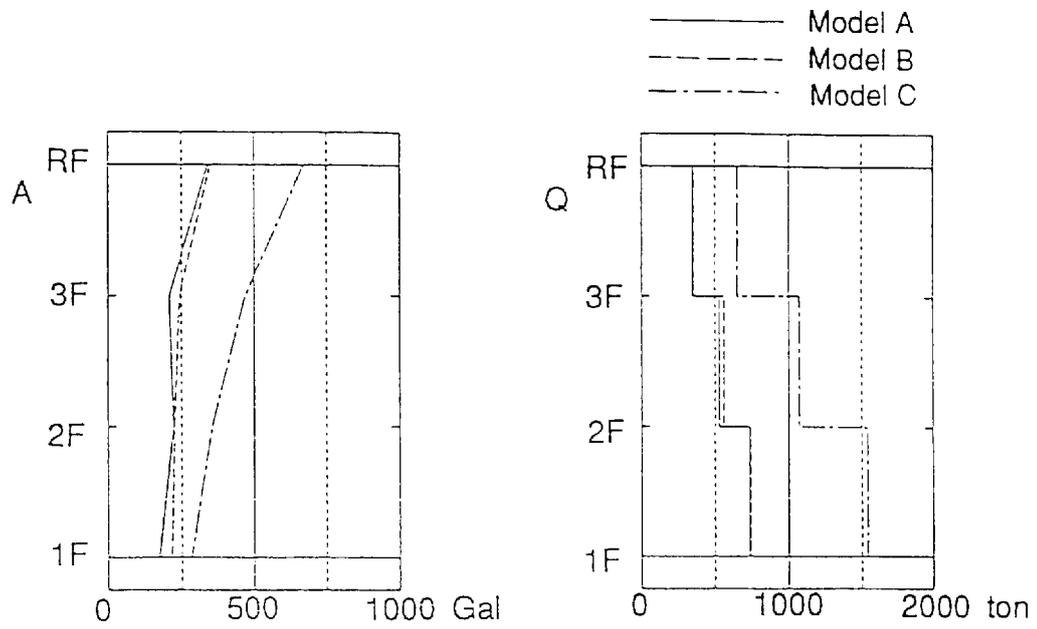


(b)  $N=16$ ,  $s/d=3.0$ , Layered soil

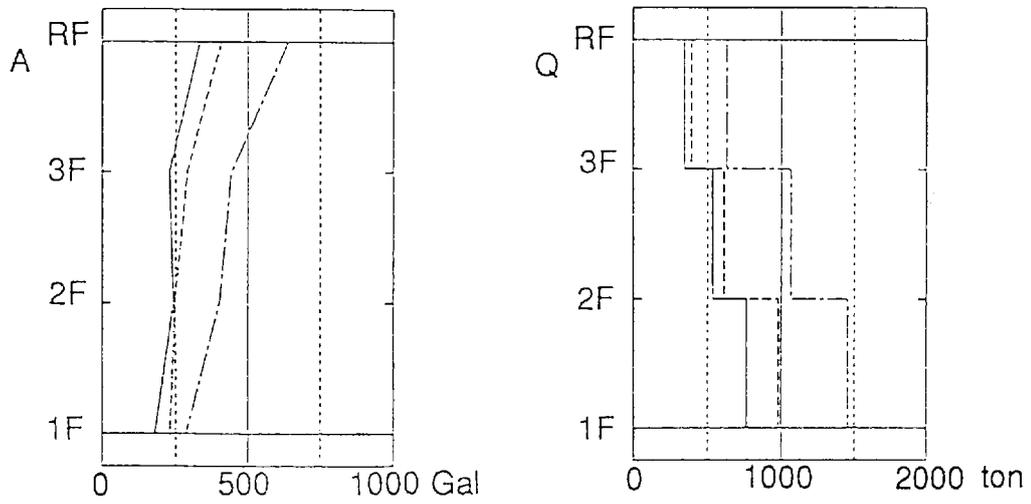


(c)  $N=16$ ,  $s/d=5.0$ , Homogeneous soil

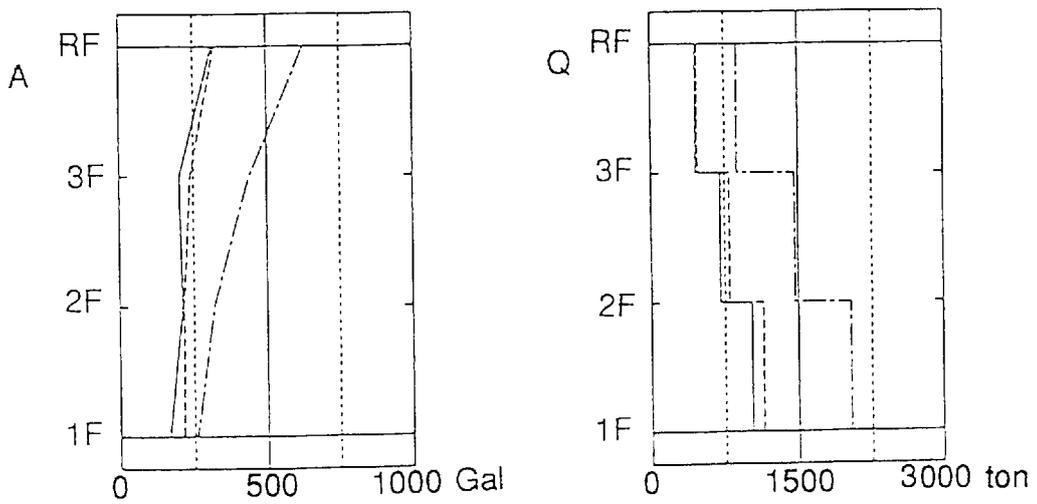
Fig.2.30(a) Distributions of maximum response acceleration and shearing force of superstructure



(d)  $N=25$ ,  $s/d=3.0$ , Homogeneous soil



(e)  $N=25$ ,  $s/d=5.0$ , Homogeneous soil



(f)  $N=36$ ,  $s/d=3.0$ , Homogeneous soil

Fig.2.30(b) Distributions of maximum response acceleration and shearing force of superstructure

## 2.5 まとめ

本章では、群杭基礎—地盤系の動的相互作用の基本的な動特性を明らかにすることを目的として、群杭のインピーダンスと基礎入力動に関する解析的な検討を行った。まず、解析法として、群杭—地盤系の三次元効果や地盤の成層性を取り入れた三次元波動論に基づくグリーン関数法と実用的に群杭効果を考慮した三次元薄層要素法を用いた解析法を示した。次に、単杭については杭種別や地盤条件が、群杭については杭本数や杭間距離が動的インピーダンスや基礎入力動に及ぼす影響を明らかにした。さらに、杭支持構造物を対象とした地震応答解析を、ここで得られた動的インピーダンスと入力動を考慮したスウェー・ロッキングモデルを用いて行い、上部構造物の応答性状に与える影響について調べた。これらの検討から得られた成果を、以下にまとめて示す。

(1) 群杭の動的インピーダンスについて、

単杭の検討結果から、

- ① 成層地盤における水平と上下方向のインピーダンスの実部は、それぞれの逸散波動に対応する表層地盤の固有振動数の影響を受けて周波数特性が変化する。また、虚部にはカットオフ振動数（表層地盤の固有振動数）の影響が現れ、この振動数より低い振動数範囲では虚部の値は小さく、高い振動数範囲では大きくなる。
- ② 上下方向インピーダンスでは、杭の軸剛性が影響し、剛性が高いRC杭が鋼管杭に比較してインピーダンスの実部が大きくなる結果であった。一方、水平方向では、杭種別によらずインピーダンスの値はほぼ同じであった。これは、水平方向では、杭の曲げ剛性の違いによる影響は小さく、杭周の地盤抵抗が支配的であるためである。
- ③ 鋼管杭における開端杭と閉端杭では、ほぼ同じインピーダンス値となり、杭内の土質量がインピーダンスに与える影響は小さい。
- ④ 地盤のポアソン比はインピーダンスに与える影響は小さいが、水平方向の実部にその影響が現れ、ポアソン比が大きいほど実部の値がやや大きくなる。

群杭の検討結果から、

- ① 単杭インピーダンスの検討により得られた上記の特性は、群杭においても同様の特性を示す。

- ② 群杭のインピーダンスを杭本数で割ることにより求めた杭一本当たりのインピーダンスは、杭本数が増すにつれて実部は低減し、群杭効果による剛性低下が著しい。また、その効果は杭間距離が小さいほど大きくなる。一方、杭一本当たりの虚部は、杭本数による影響は小さいが、杭間距離が長くなると増加する。
- ③ 剛性に相当するインピーダンス実部の静的剛性から求めた群杭係数 $\alpha$ は、杭間隔が小さく、杭本数が多いほど小さくなる。また、群杭係数 $\alpha$ と杭本数 $N$ の関係は、 $\alpha = N^{-k}$ の曲線に良く対応し、杭間隔 $s/d$ が2.5, 3.0の場合の水平と上下方向では、 $\alpha = N^{-0.5}$ の曲線に対応する。このことは、杭本数が多本杭に及ぶような群杭基礎の静的剛性の評価に、ここで示した関係式を用いることが可能であることを示唆している。

(2) 基礎入力動について、

- ① 単杭の水平入力動は、本解析振動数範囲では明瞭な入力低減効果がみられず、単杭の存在が入力動に与える影響は小さい。上下入力動は、杭と杭周地盤の剛性比が高くなり、入射波動の波長が短くなる高振動数域で入力動の低減が顕著に現れる。
- ② 杭種別、地盤条件が各方向の入力動に与える影響は小さいが、地盤のポアソン比の影響は上下入力動に現れ、ポアソン比の小さい地盤ほど低い振動数域から入力低減効果が顕著となる。
- ③ 群杭の入力動は、水平方向、上下方向とも高振動数域になるにつれて入力低減効果が現れる。また、単杭の場合と同様に、水平方向に比較し上下方向で入力低減効果が大きい。
- ④ 杭本数による影響は、水平入力動で大きく現れ、杭本数が多くなるにつれて入力低減効果も大きくなる。一方、上下入力動は杭本数による差は小さく、低振動数域から大きな入力低減効果がみられ、その特性は単杭の結果に近い傾向を示す。
- ⑤ 杭基礎の場合、水平入力時に回転入力動が生じるが、杭本数が多くなると基礎の回転振動を抑制する効果が大きくなり回転入力量は小さくなる。

次に、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動が、上部構造物の応答結果に与える影響として、

- ① 杭支持構造物の地震応答解析に群杭インピーダンスを考慮したモデルは、基礎固定モデルに比較して共振振動数が低振動数側に移行し、杭支持構造物においても相互作用効

果が構造物の応答性状に与える影響は大きい。このことは、杭支持構造物の耐震設計において、従来の基礎固定モデルによるのではなく、動的相互作用効果を取り入れた地震応答解析を行うことの必要性を示唆している。

- ② 群杭のインピーダンスを、単杭の静的剛性と群杭係数から評価したモデルは、動的インピーダンスを考慮したモデルとほぼ同等の応答値を与える結果であり、群杭の水平、回転方向インピーダンスを単杭の水平、上下方向の静的剛性と群杭係数を用いて評価することができる。この際、単杭の静的剛性の評価方法が、上部構造物の応答に大きく影響を与える場合がある。
- ③ 群杭の基礎入力動に関しては、水平入力動の低減効果は高振動数域で現れるため、通常の高層建物のように、低振動数域に主要な共振振動数をもつ上部構造物の応答性状に与える影響は小さい。また、回転入力動についても、杭本数が多く、杭間距離が長い場合には上部構造物の応答性状に与える影響は小さい。
- ④ 以上の結果は、上部構造物の規模、種類に関係するものであり、構造物の固有振動数が高振動数側にある場合や高次振動数で高度の耐震性が必要な場合は、インピーダンスの周波数特性や入力動の変化を考慮した解析が必要である。

杭支持構造物の動的設計モデルに関して、

- ① 単杭のインピーダンスから群杭の動的インピーダンスを外挿する評価法（Bモデル）は、群杭インピーダンスをそのまま用いた場合（Aモデル）とほぼ同等の解を与える結果であった。従って、設計モデルとしての計算効率の良さを考慮すると、この群杭インピーダンスの評価法は工学的な観点から、杭支持構造物の簡易地震応答解析モデルとして有効である。
- ② 地盤反力係数を用いた略算解法（Cモデル）は、杭支持構造物の地震応答性状を概ね捉えることができるが、Aモデルの結果に比較して上部構造物の応答を大きく与える結果であり、その適用には留意する必要がある。

## 第3章

### 杭支持模型基礎の振動実験と地震観測

#### 3.1 はじめに

地震時における杭支持構造物の動的相互作用効果を評価する上で、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動を的確に把握することが必要である。第2章で行った解析的検討の成果として、群杭の動的インピーダンスと基礎入力動は杭が打設される地盤条件や杭本数、杭間距離によってその特性が変化すること、特に、群杭の動的インピーダンスの評価が、杭支持構造物の地震応答性状に大きく影響を与えることを指摘した。従って、実際の構造物の設計を考えた場合、群杭の動的インピーダンスを定性的のみならず定量的にも精度良く評価できる解析法が必要であり、また、敷地地盤が複雑な場合や杭が多本数に及ぶ場合が多いため、計算効率の良い実用的な解析法であることが必要である。一方、これらの解析法の適用においては、その有効性を確認すべく実証データに基づいた検証が重要となる。

本章では、実地盤上に製作した杭支持模型基礎の振動実験と地震観測結果に対して、第2章に示した実用的に群杭インピーダンスを評価する三次元薄層要素法に基づく解析法を用いてシミュレーション解析を行い、解析法の有効性を検証する。実地盤に製作した模型基礎は、4本の場所打ち鉄筋コンクリート杭と杭頭を固定するために製作した鉄筋コンクリート造のブロック基礎である。また、実験は起振機を用いた振動実験を行い、その動特性を確認した後、地震観測を行った。

このような振動実験や地震観測結果に基づく実証的研究は、得られた実験、観測結果に対してシミュレーション解析を行い、解析法の検証に供するばかりではなく、実証データから基礎強制加振時や地震入力時の杭基礎の応答性状を把握し、杭基礎-地盤系の相互作用特性を明らかにする上でも有効な手段である。

## 3.2 振動実験と解析結果

### 3.2.1 実験概要

実験に用いた杭基礎は、Fig. 3.1に示す4本杭をもつ模型基礎であり、杭は全て直径0.6mの場所打ち鉄筋コンクリート杭である。基礎は、4.4 x 4.4 x 4.0m（高さ）の中実鉄筋コンクリート造である。

実験敷地は、敷地の掘削前に行った模型基礎中心位置におけるボーリング孔での標準貫入試験、P S検層、密度検層の結果から、Fig. 3.2 に示すように概ね3層に区別される単純な層序であり、約2.5m厚の表土とGL-10mまでは細砂を主成分とする砂質土層（ $V_s = 230 \sim 320 \text{m/sec}$ ）、それ以深は泥岩層（ $V_s = 510 \text{m/sec}$ ）からなる。

杭基礎の施工は、基礎の床付け位置はGL-3.0mとし、基礎底面と床付け面の間は10cmの隙間を設けて製作した。杭は泥岩層を支持層とし、杭長は7.5m（GL-3.0m～-10.5m、支持層である泥岩層に0.5m定着）とした。また、地表面弾性波試験の結果から、掘削による地盤の緩みは基礎床付け面から約0.5mの深度まで認められ、この部分では $V_p = 300 \text{m/sec}$ 、 $V_s = 180 \text{m/sec}$ に低下していることが確認できた。

振動実験は、基礎頂部に設置した起振機（EX-50型 最大加振力1 ton）による水平方向と上下方向の2方向加振を行い、加振振動数ピッチは0.2Hzを規準とし、共振振動数付近では0.1Hzとした。加振振動数範囲は、水平方向20Hz、上下方向30Hzとした。なお、各方向の実験とも、加振振動数を段階的に上げた場合と、逆に下げた場合の結果の比較により、本加振実験は線形範囲内の実験であることを確認している。

計測は、基礎上に配置した水平、上下方向の変位計と、杭1本内に水平、上下2成分の超小型低容量加速度計（AS-2GB：共和電業）を9地点に埋設して行った。データ処理は、MIKシステム計測車（鹿島建設株式会社所有）により行った。このMIKシステムは、振動実験等の動的実験用のデータ処理システムであり、A/D変換器を中心としたデータの取り込み部と、これを解析するコンピュータからなるシステムである。このシステムの特徴は、起振機からの加振力に同期する規準正弦波と、変位計からの応答信号との相互相関関数を用い、ノイズを除去した真の応答振幅や位相遅れをオンライン、リアルタイムで求めることができる。また、周辺のディスプレイ装置により収録結果を確認しながら実験を進めていくものであり、実験の迅速化と高精度化がなされている。なお、本実験処理システムは、第4章に示す実大杭基礎の振動実験のデータ処理においても使用している。

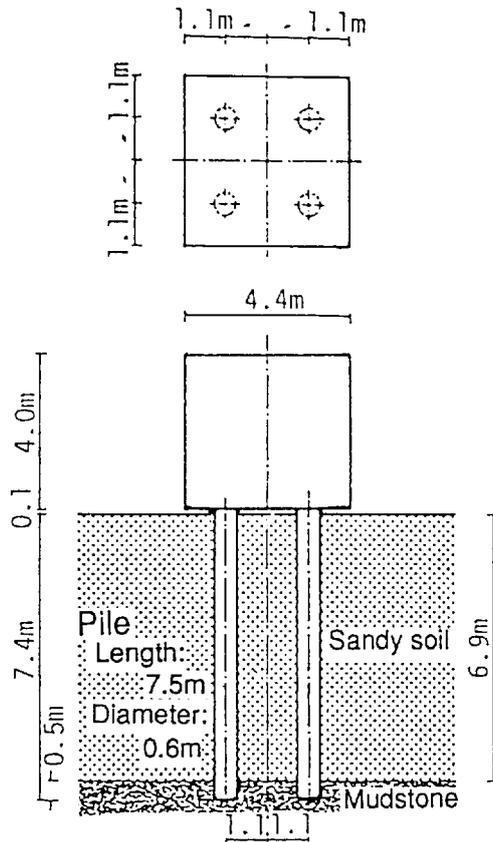


Fig.3.1 Test model of 4-pile group foundation

Depth(m)	Soil Profile	Density (t/m <sup>3</sup> )	N-Value	Vp (m/s)		Poisson's Ratio
				1000	2000	
0-5	Sandy Clay	1.50	20-40	Vp=390	Vs=230	0.233
5-10	Fine Sand	1.80		Vp=590	Vs=275	0.361
10-15	Mudstone	1.75		Vp=590	Vs=320	0.292
15-18	Mudstone	1.75		Vp=910	Vs=320	0.429
18-20	Fine Sand	1.80		Vp=1860	Vs=510	0.459

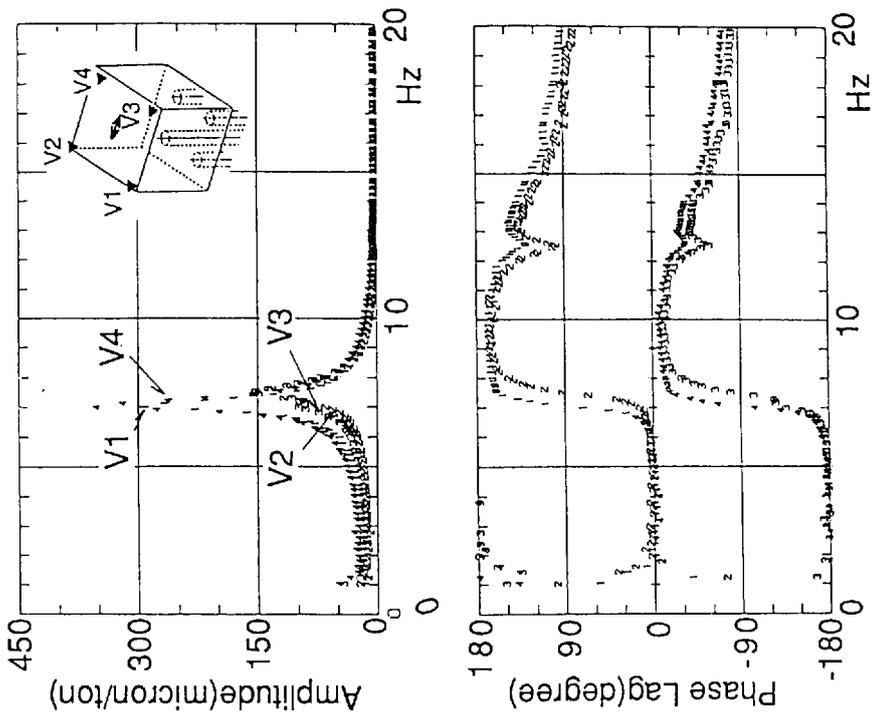
Fig.3.2 Soil profile at center of model foundation

### 3.2.2 実験結果および考察

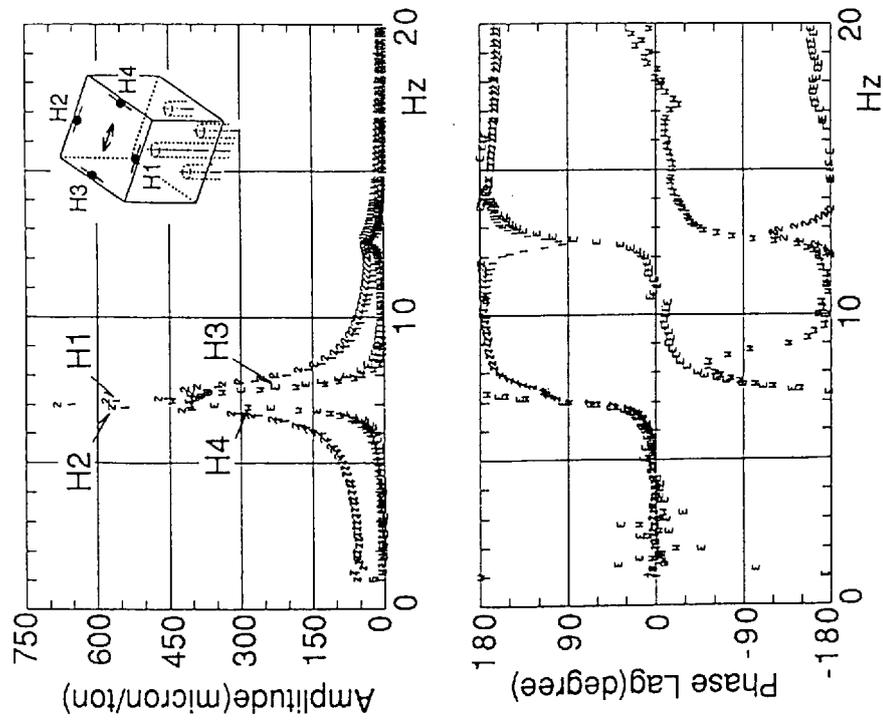
#### (1) 共振・位相曲線と振動モード

実験結果として、水平および上下加振時に計測された基礎上で水平および上下方向変位の共振・位相曲線をそれぞれFig. 3.3とFig. 3.4に示す。また、各方向加振時における杭の加速度計測から変位量に換算して求めた共振・位相曲線をFig. 3.5とFig. 3.6に示す。さらに、各方向の共振振動数における振動モードをFig. 3.7に示す。なお、共振曲線の縦軸は変位量を加振力で規準化したものであり、位相曲線のそれは加振力との位相遅れを示している。これらの結果から、杭基礎の実験時の挙動として以下のことが認められる。

- ① 水平方向加振時の水平および上下方向の共振・位相曲線から、7.0Hzに杭基礎—地盤連成系の共振振動数が認められる。また、この振動数では、加振直交変位が加振方向変位の約1/2程度生じている。この原因として、基礎が4本杭で支持された単純なモデルであるため、杭剛性の若干の違いや加振方向の少しのずれが影響しているものと考えられる。12.5Hz付近にみられる共振曲線の小さなピークは、水平変位の位相曲線の様相から、杭基礎のねじれ振動が卓越しているためである。
- ② 水平方向の共振時における基礎上での変位に占めるスウェイ・ロッキングの割合は、基礎を剛体として計算するとスウェイ41%、ロッキング59%となり、基礎の回転成分が卓越する応答性状である。
- ③ 上下方向加振時の共振・位相曲線から、上下方向の共振振動数が16Hz付近に認められ、そのピークは水平方向加振時に比較し緩やかとなる。このことから、水平方向に比較し、上下方向では杭—地盤系の剛性、減衰特性が大きいことが指摘できる。また、上下加振時においても、水平方向の共振振動数である7.0Hzのピークや、12.5Hzにおけるねじれのピークが認められる。
- ④ 水平方向加振時の杭の水平変位は、杭頭付近で支配的となり、深くなるにつれ急速に小さくなる。位相は、共振振動数を越え高振動数になるにつれ各計測位置での位相差が大きくなる。また、水平および上下方向加振時の杭の上下変位は、杭頭から杭端にかけて徐々に減少するが、杭端において依然大きな変位振幅を示し、各計測位置での位相差は小さい。これらのことから、杭の水平方向剛性は、地表面近くの地盤抵抗が支配的であり、上下方向では、杭長に沿った周辺地盤と支持地盤での抵抗が大きいことが指摘できる。また、減衰特性については、上下方向加振時には杭が振動することにより励起される地盤領域が広くなり、逸散減衰の効果が大きいことがわかる。



(Vertical Disp.)



(Horizontal Disp.)

Fig.3.3 Displacement resonance and phase lag curves at top of foundation for horizontal excitation

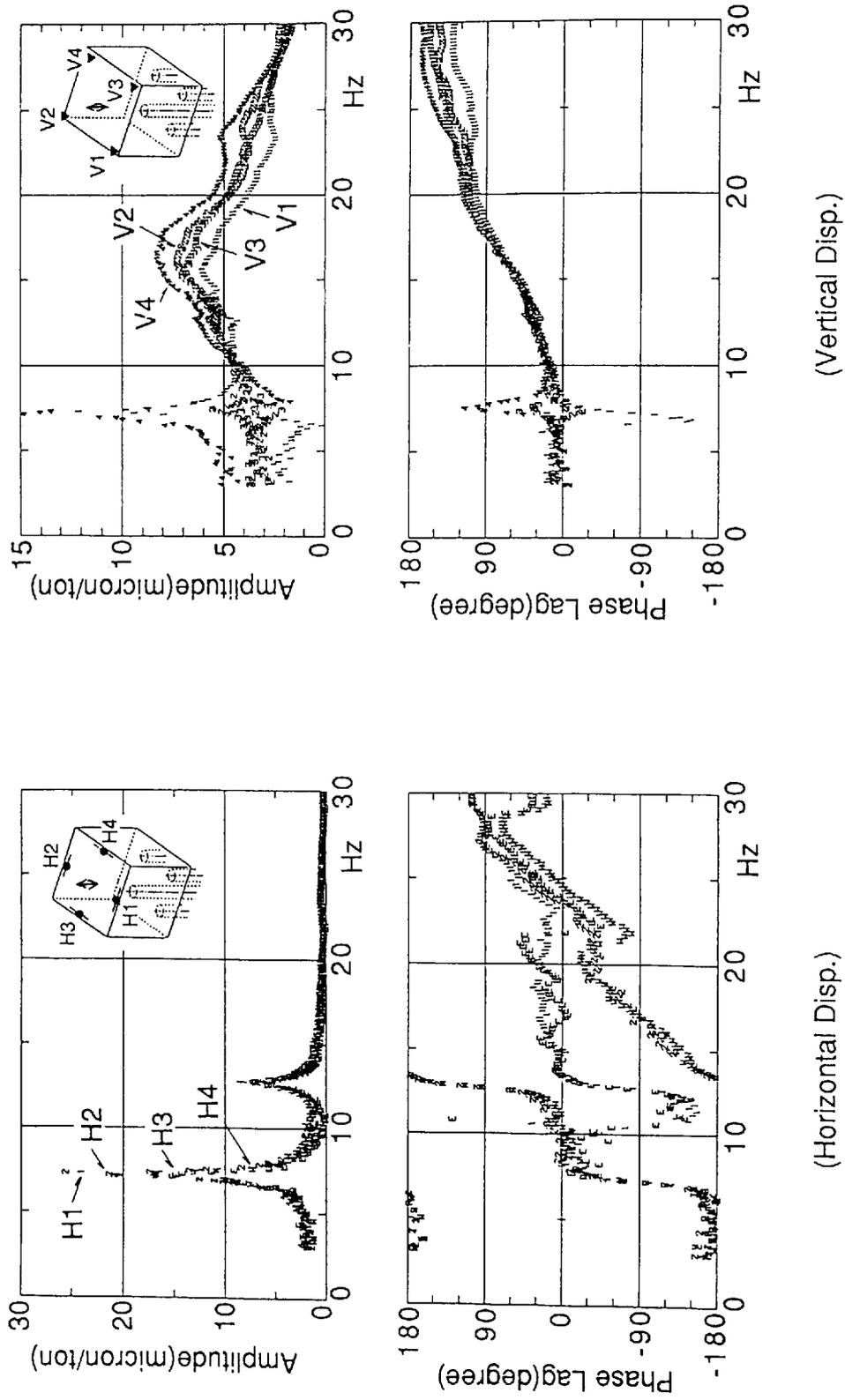


Fig.3.4 Displacement resonance and phase lag curves at top of foundation for vertical excitation

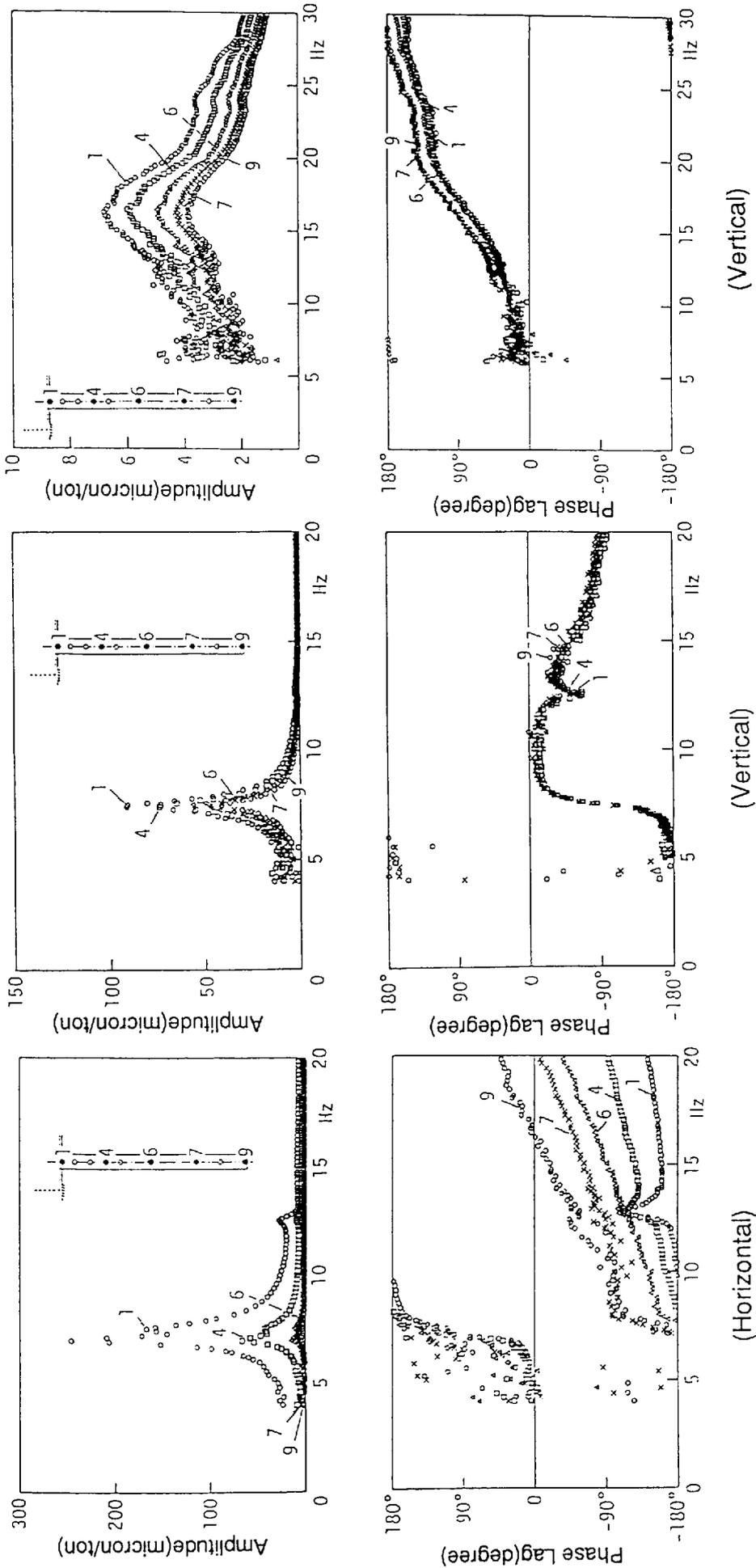


Fig.3.5 Displacement resonance and phase lag curves of pile for horizontal excitation

Fig.3.6 Displacement resonance and phase lag curves of pile for vertical excitation

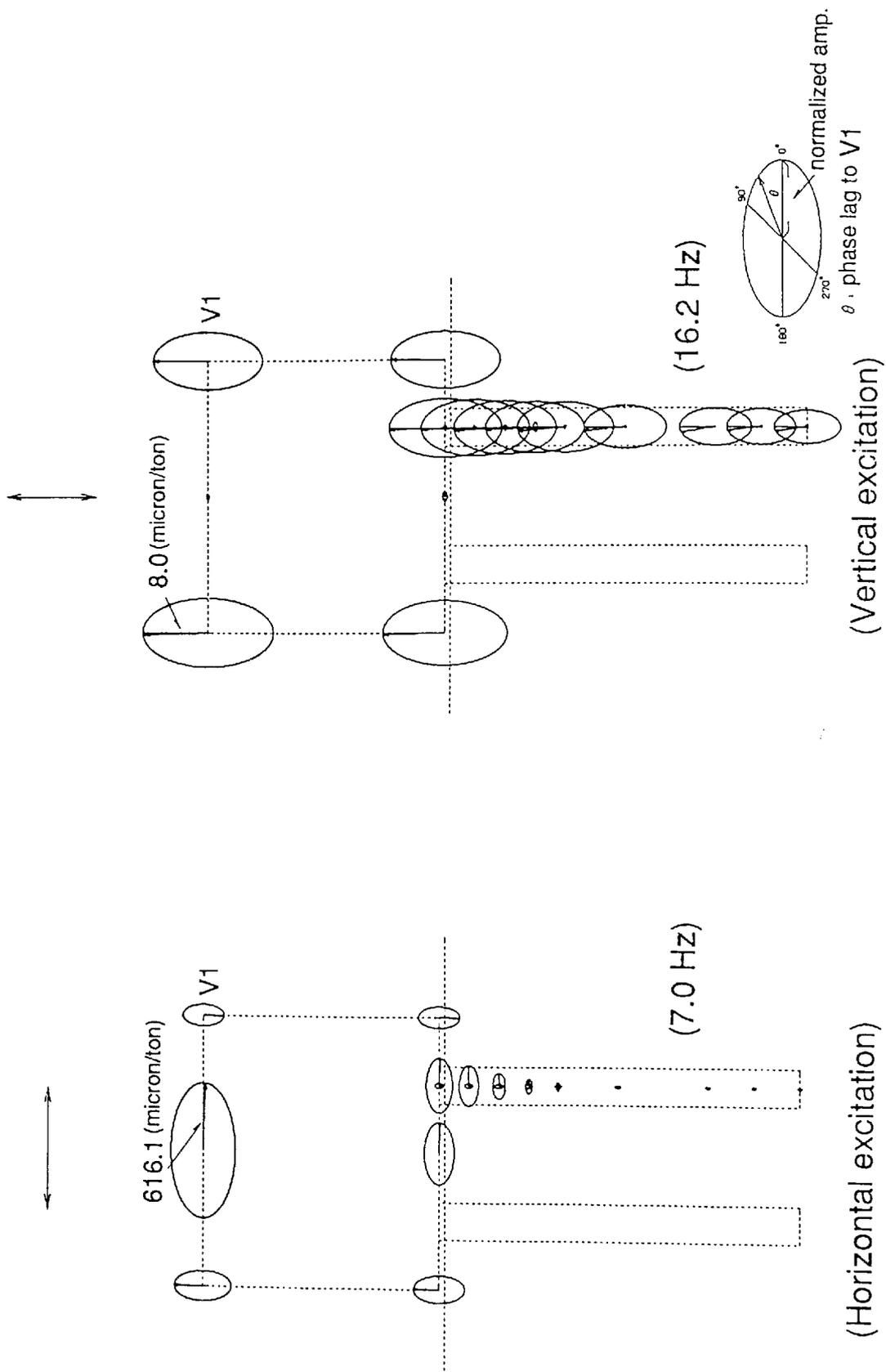


Fig.3.7 Vibration modes of test model at the resonance frequency

(2) 動的インピーダンス

振動実験結果からの杭基礎-地盤系の動的インピーダンスは、水平、上下方向の各加振方向に対して、模型基礎底面中心の杭頭位置における基礎の慣性力（起振機の加振力を含む）と基礎変位から求めた杭-地盤系の反力の釣合いから算定する。すなわち、基礎は変位計測結果から剛体挙動を呈していることが確認できているため、水平加振時には模型基礎を水平、回転方向の2自由度とし、上下加振時には1自由度とする杭基礎-地盤系の運動方程式は(3-1)、(3-2)式となる。

i) 水平加振時

$$-\omega^2 \begin{bmatrix} M & MH_G \\ MH_G & I \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_0 \\ \theta_0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{HH} & K_{HR} \\ K_{RH} & K_{RR} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_0 \\ \theta_0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P \\ PH_T \end{Bmatrix} \quad (3-1)$$

ii) 上下加振時

$$-\omega^2 M \cdot v_0 + K_{VV} \cdot v_0 = P \quad (3-2)$$

ここに、

P：加振力

M：基礎の質量

I：基礎の回転慣性モーメント

H<sub>T</sub>：加振力高さ

H<sub>G</sub>：基礎の重心高さ

u<sub>0</sub>, θ<sub>0</sub>, v<sub>0</sub>：基礎底面中心位置の変位

K<sub>HH</sub>, K<sub>HR</sub>=K<sub>RH</sub>, K<sub>RR</sub>, K<sub>VV</sub>：群杭の動的水平、水平・回転連成、  
回転、上下インピーダンス

であり、集約水平インピーダンス (K<sub>H</sub>)、集約回転インピーダンス (K<sub>R</sub>) と上下インピーダンス (K<sub>V</sub>) は、それぞれ(3-3)式から求められる。

$$\begin{aligned} K_H &= K_{HH} + K_{HR} (\theta_0 / u_0) \\ &= \{ P + \omega^2 M (u_0 + H_G \theta_0) \} / u_0 \\ K_R &= K_{RR} + K_{RH} (u_0 / \theta_0) \end{aligned} \quad (3-3)$$

$$= \{PH_T + \omega^2 (I\theta_0 + MH_G u_0)\} / \theta_0$$

$$K_v = K_{vv}$$

$$= \{P + \omega^2 M v_0\} / v_0$$

ここで、水平加振時の集約水平インピーダンス ( $K_H$ )、集約回転インピーダンス ( $K_R$ ) には、基礎底面位置での水平変位 ( $u_0$ ) と回転変位 ( $\theta_0$ ) のモード比に依存する水平・回転連成インピーダンスの効果が含まれた条件で算定されている<sup>[79][80]</sup>。

Fig. 3.8に実験結果から算定した各方向の集約インピーダンスを示す。これらの集約インピーダンスから以下のことが指摘できる。

- ① 水平インピーダンスの実部、虚部は、振動数の増加とともに単調に大きくなる傾向を示し、基礎の共振振動数とねじれ振動数が卓越する振動数において変化している。回転インピーダンスは、低振動数において実部が単調に減少し、虚部はかなり小さい値である。また、水平インピーダンスと同様に、基礎の共振振動数とねじれ振動数付近で実部、虚部が変化している。このような基礎の振動があるモードで卓越する振動数においてインピーダンスの周波数特性が変化した原因として、実験時に生じた加振方向以外の変位成分のため、基礎底面における水平変位と回転変位のモード比もこれらの振動数において変化し、それに依存した水平・回転連成インピーダンスの影響が集約インピーダンスに含まれているためである。
- ② 上下インピーダンスは、振動数の増加とともに実部は減少し、虚部は増加する傾向を示し、水平、回転インピーダンスに比較して周波数特性は単調である。

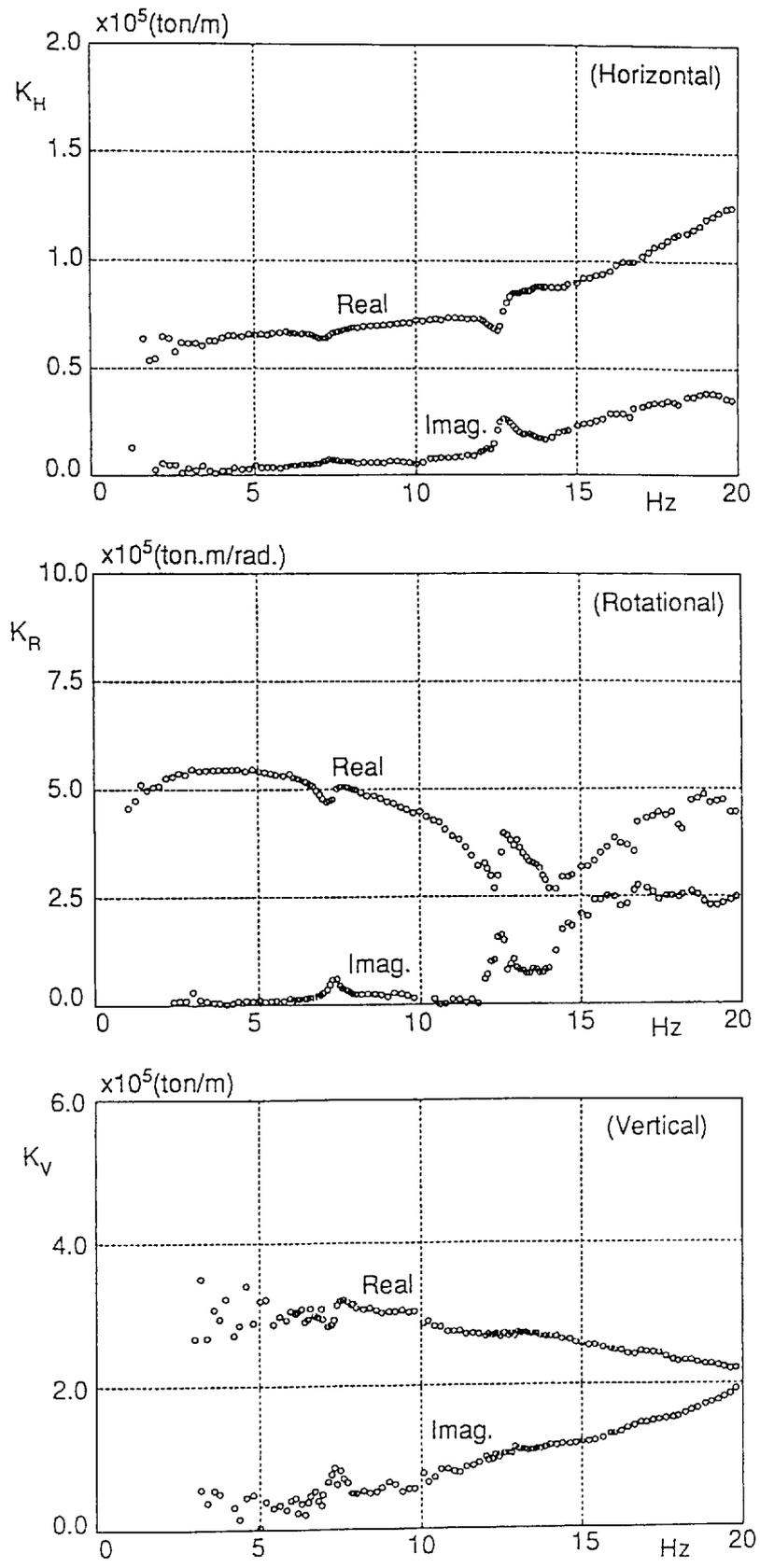


Fig.3.8 Dynamic impedances calculated from test results

### 3.2.3 実験と解析結果の比較

群杭基礎の動的インピーダンスを評価する手法として、第2章で三次元弾性波動論に基づくグリーン関数法と三次元薄層要素法に基づく解析法を示した。前者の方法は地盤内の杭長に沿い、全杭の配置を考慮したグリーン関数を求める必要があり、多大の計算時間が要する。後者は杭頭での杭間連成を考慮し簡易に群杭インピーダンスを計算する方法である。一方、実際の構造物に用いられる杭基礎は多本数に及び、地盤の層序も多層モデルを考える場合が多く、実用的に群杭のインピーダンスを評価できる解析法が必要である。以下では三次元薄層要素法に基づく解析法を用いて実験結果のシミュレーション解析を行い、解析法の有効性について検証する。

解析法の検証を目的とする実験結果のシミュレーション解析では、まず、地盤モデルの設定が重要となる。ここでは、Fig. 3.2に示した地盤調査結果から得られた地盤層序からFig. 3.9に示す5層の成層地盤を考えた。解析に用いた地盤定数は、Table 3.1に示すCase (1)～(4)を用いて行っている。Case(1)は、模型基礎位置でのP S検層結果を基にして表層30cm厚を地表面弾性波試験の結果から直接設定したモデルであり、Case(2)～(4)は、実験結果と解析結果の対応をみながら支持地盤以浅のS波速度を順次0.9, 0.85, 0.8倍と低減したモデルである。なお、最下層は半無限地盤<sup>[81]</sup>としている。また、杭と模型基礎の解析定数は、Table 3.2に示す通りである。

実験と解析の群杭インピーダンスの比較は、(3-2)式に示すように実験結果から算定した杭頭位置での集約水平インピーダンス ( $K_H$ )、集約回転インピーダンス ( $K_R$ ) と上下インピーダンス ( $K_V$ ) に対して、解析結果は水平加振では解析値として求められる水平インピーダンス ( $K_{HH}$ )、回転インピーダンス ( $K_{RR}$ )、水平・回転連成インピーダンス ( $K_{HR} = K_{RH}$ ) と実験時の基礎底面位置での振動モード ( $u_0, \theta_0$ ) を用いて、実験の集約インピーダンスと同じ条件となるように水平・回転連成インピーダンスの影響を取り入れた形で比較している。上下加振では、解析値として上下インピーダンス ( $K_{VV}$ ) を用いている。これらの実験結果から求めた集約インピーダンスと解析インピーダンスの関係は、次式に示す通りである。

$$\begin{aligned} K_H &= K_{HH} + K_{HR} (\theta_0 / u_0) \\ K_R &= K_{RR} + K_{RH} (u_0 / \theta_0) \\ K_V &= K_{VV} \end{aligned} \tag{3-4}$$

ここに、

$K_H, K_R, K_V$  : 実験から求めた集約水平、回転、上下インピーダンス

$K_{HH}, K_{HR}=K_{RH}, K_{RR}, K_{VV}$  : 解析値の動的水平、水平・回転連成、  
回転、上下インピーダンス

$u_0, \theta_0$  : 水平加振時の基礎底面における水平、回転変位

共振・位相曲線の比較は、基礎底面位置に変換した水平加振時における水平変位 ( $u_0$ ) , 回転変位 ( $\theta_0$ ) と上下加振時の上下変位 ( $v_0$ ) に対して、解析では、動的インピーダンスを基礎底面位置に考えたスウェイ・ロッキングモデルを用いて計算した値を比較している。

Fig. 3. 10に各Case. の地盤定数を用いて求めた動的インピーダンスを示す。これらの結果から、支持地盤以浅のS波速度の違いによる各方向のインピーダンスは、実部にその影響がみられるが、虚部はほとんど変化していないのがわかる。また、実験結果との比較として、Fig. 3. 11に各方向の集約インピーダンスを、Fig. 3. 12に共振・位相曲線を示す。

これらの結果から、Case(1) の地盤調査結果をもとに設定したモデルでは、各方向とも実験値に比較して、杭-地盤系の剛性に相当するインピーダンス実部をやや大きめに評価し、その結果共振振動数を高振動数側に評価する結果であるが、S波速度をやや低減させた解析値は実験値と良く対応している。

このように、地盤のS波速度をやや低減する必要があったが、地盤調査から求められる地盤定数の測定精度や、PS検層や地表面弾性試験時と実験時における地盤ひずみのレベル差を考慮すると、本解析法は実験結果を十分にシミュレートしており、解析法の有効性が検証できた。また、集約インピーダンスの実験と解析の比較から、水平・回転連成インピーダンスを考慮した解析値は実験値にみられる実部、虚部の周波数特性を良くシミュレートする結果であり、実験結果から算定される集約インピーダンスに、水平・回転連成インピーダンスの影響が少なからず含まれていることがわかる。

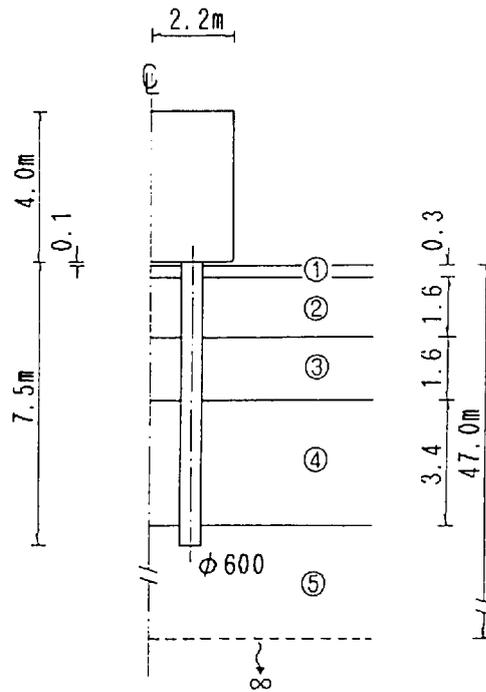


Fig.3.9 Soil model for correlation analyses

Table 3.1 Soil constants for correlation analyses

	S-Wave Velocity $V_s$ (m/sec)				Mass Density $\gamma$ (t/m <sup>3</sup> )	Poisson's Ratio $\nu$	Damping Factor $h$ (%)
	CASE(1)	CASE(2)	CASE(3)	CASE(4)			
①	180	162	153	144	1.80	0.219	2.0
②	250	225	213	200	1.80	0.179	2.0
③	320	288	272	256	1.80	0.292	2.0
④	320	288	272	256	1.80	0.429	2.0
⑤	510	510	510	510	1.75	0.459	1.0

Table 3.2 Physical constants of pile and foundation block for analytical model

	Mass Density $\gamma$ (t/m <sup>3</sup> )	Young's Modulus $E$ (t/m <sup>2</sup> )	Poisson's Ratio $\nu$	Damping Factor $h$ (%)
Pile	2.4	$2.4 \times 10^6$	0.167	0
Block	2.4	Rigid Assumption		

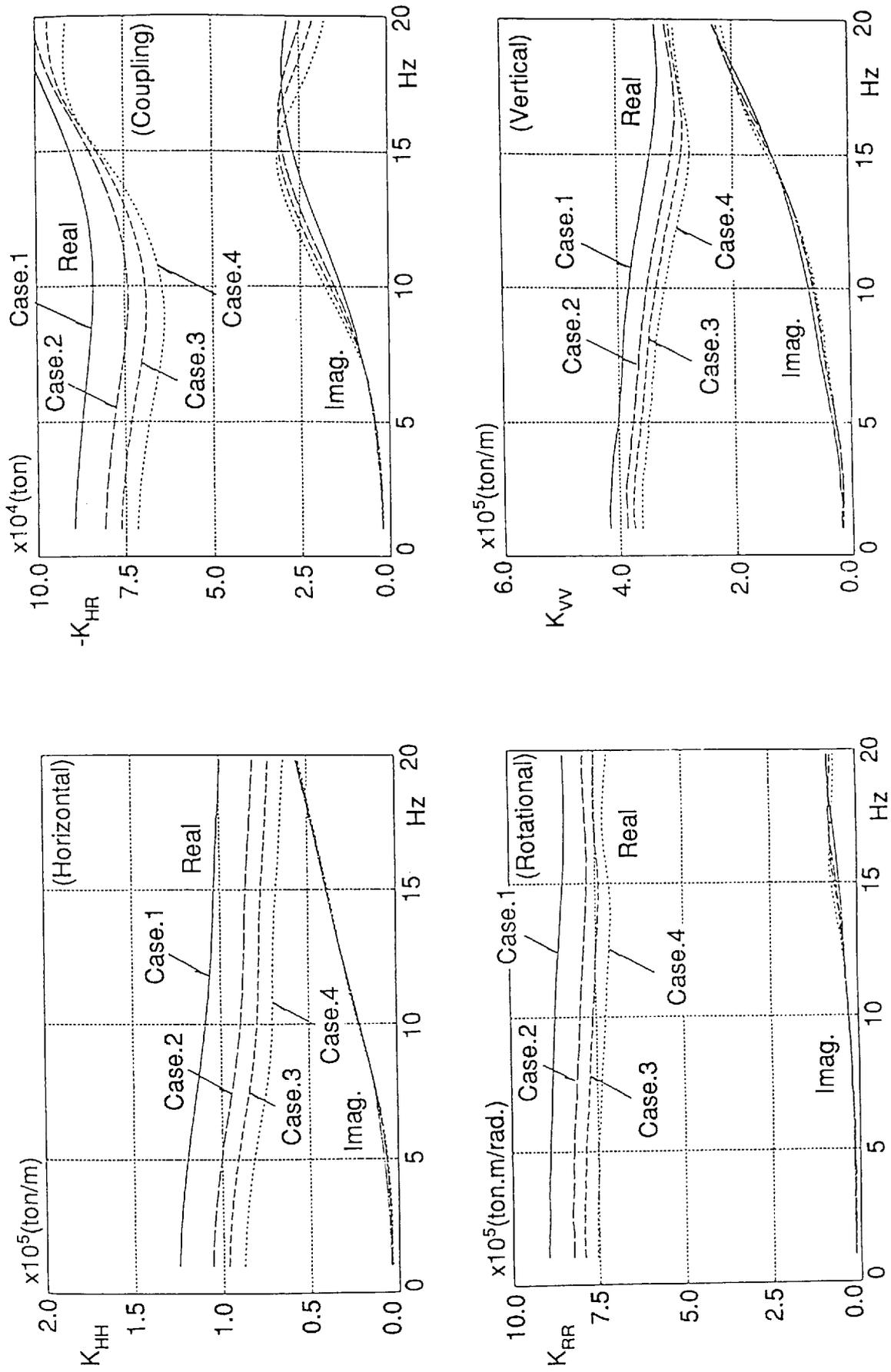


Fig.3.10 Dynamic impedances of 4-pile group calculated by TLM

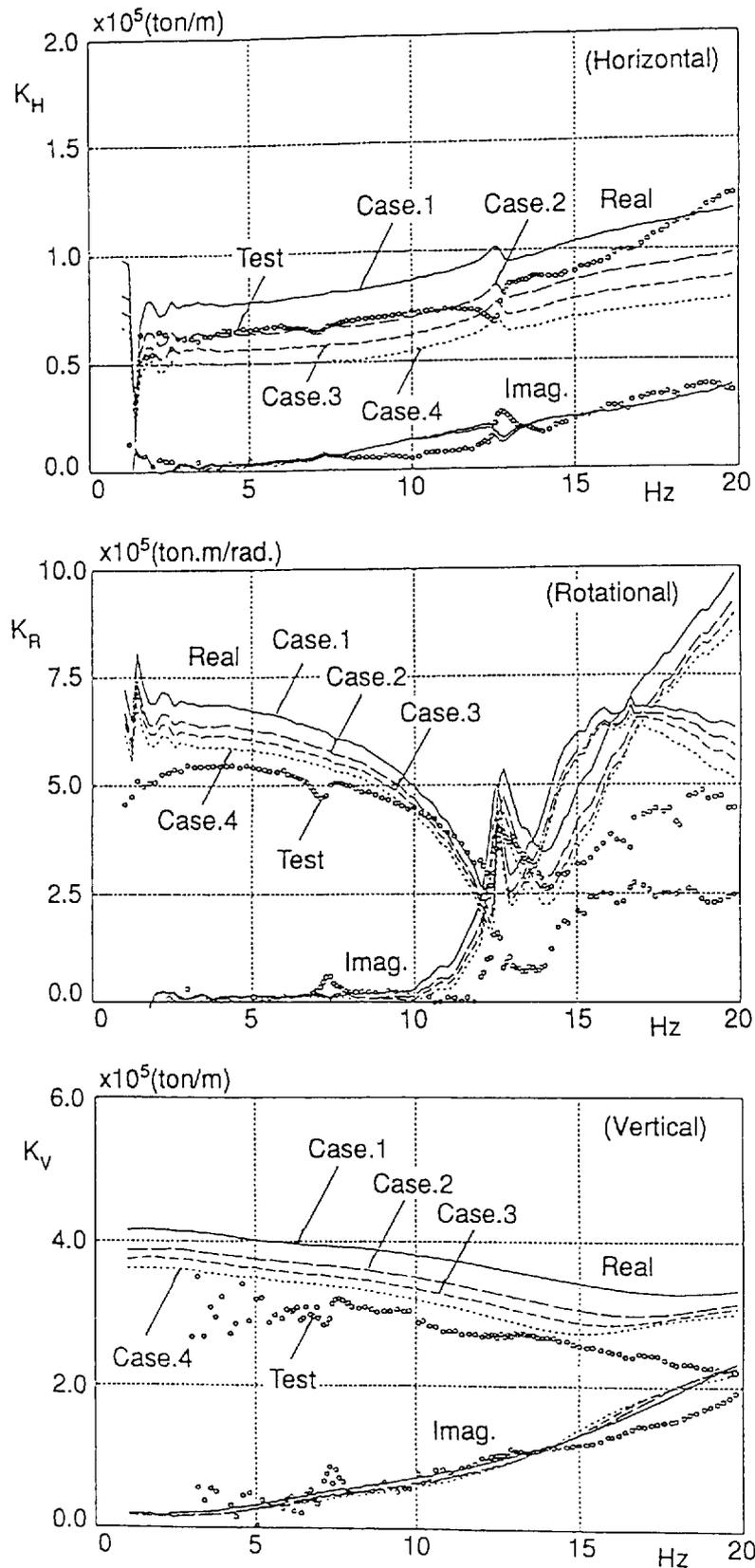


Fig.3.11 Comparison of dynamic impedances between test and analysis results

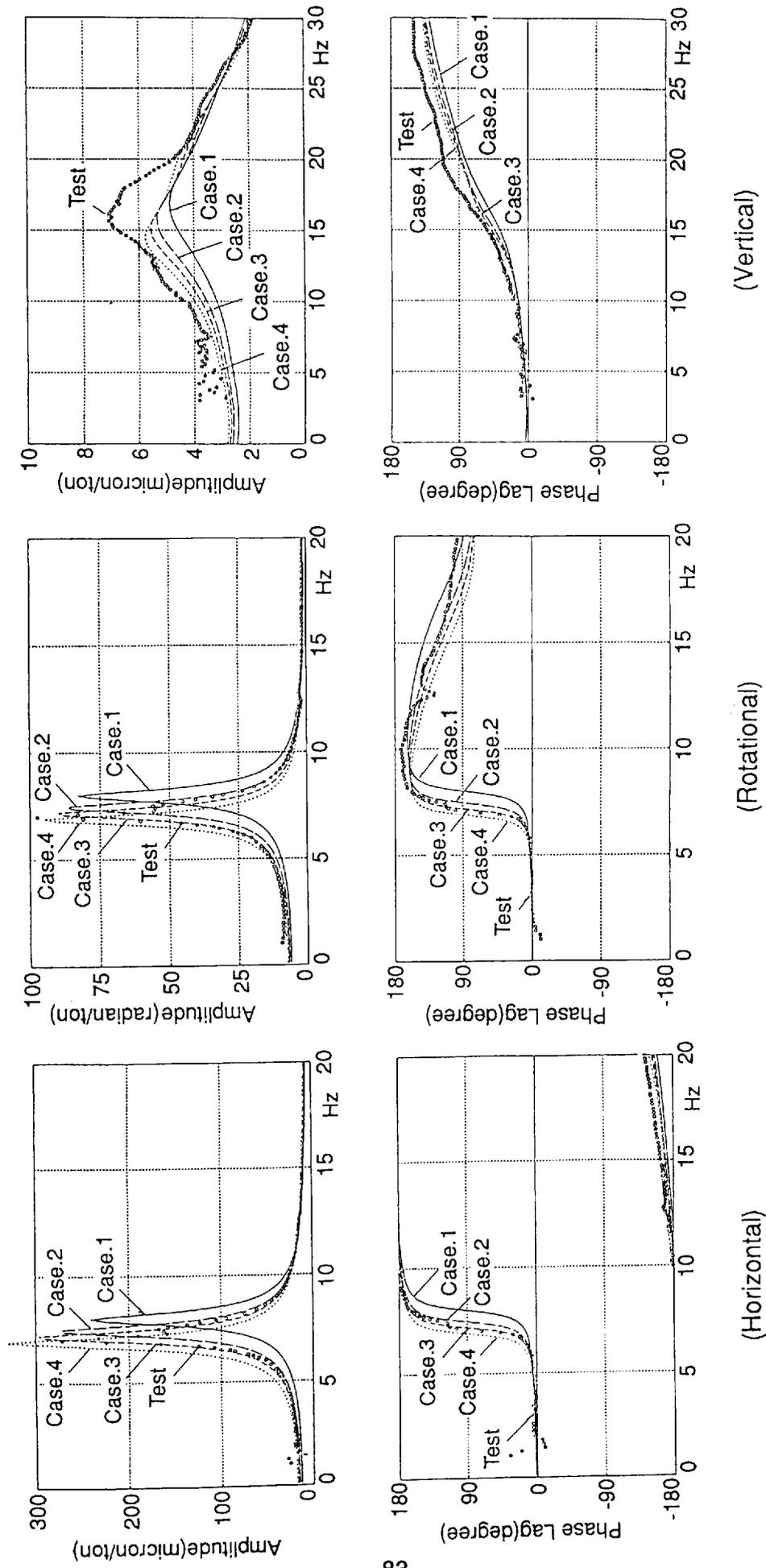


Fig.3.12 Comparison of resonance and phase lag curves between test and analysis results

### 3.3 地震観測と解析結果

杭支持模型基礎および自由地盤系の地震観測は、地震時の杭基礎－地盤連成系の振動性状を把握するとともに、杭基礎の地震応答解析モデルとして、振動実験結果を基に検証した三次元薄層要素から評価した群杭の動的インピーダンスを基礎底面位置に考えたスウェーイ・ロッキングモデルの有効性を検証することを目的として行った。

#### 3.3.1 観測体制と観測地震

地震観測は、Fig. 3.13に示す杭支持模型基礎－地盤系と自由地盤系において、サーボ型加速度計（12台16成分）と、杭内加速度計の水平5成分の全21成分で実施した。観測記録の処理は、デジタル集録装置（SAMTAC-160-24：東京測振製）を用いて、サンプリング周波数200HzでAD変換を行っている。観測システムの起動は、自由地盤系GL-10m位置（E20D10地点）の3成分の内いずれかが、1.0Galを越えた時に起動するように設定した。

自由地盤系の観測点は、模型基礎の振動による影響が少ないと考えられる基礎中央から20m離れた位置（E20地点）とした。また、地震計埋設用のボーリング孔で行ったPS検層の結果は、基礎位置での結果と有意な差は認められず、試験敷地が広範囲にわたり同一の地盤層序であることを確認した。

地震応答解析は、観測地震の内加速度レベルが大きかったFig. 3.14に示す茨城県沖、鹿島灘を震央とする3地震について行った。各観測地震の諸元は、次の通りである。

・No.1地震： 茨城県沖地震

発震時： 1990. 8. 5, 12時36分, 震源位置：北緯36°24', 東経141°06'

マグニチュード：5.8, 深さ：37Km, 震源距離：118Km

・No.2地震： 鹿島灘地震

発震時： 1990.10. 6, 23時33分, 震源位置：北緯36°29', 東経140°37'

マグニチュード：5.0, 深さ：51Km, 震源距離：121Km

・No.3地震： 鹿島灘地震

発震時： 1990.10.24, 20時27分, 震源位置：北緯36°21', 東経140°34'

マグニチュード：4.6, 深さ：99Km, 震源距離：159Km

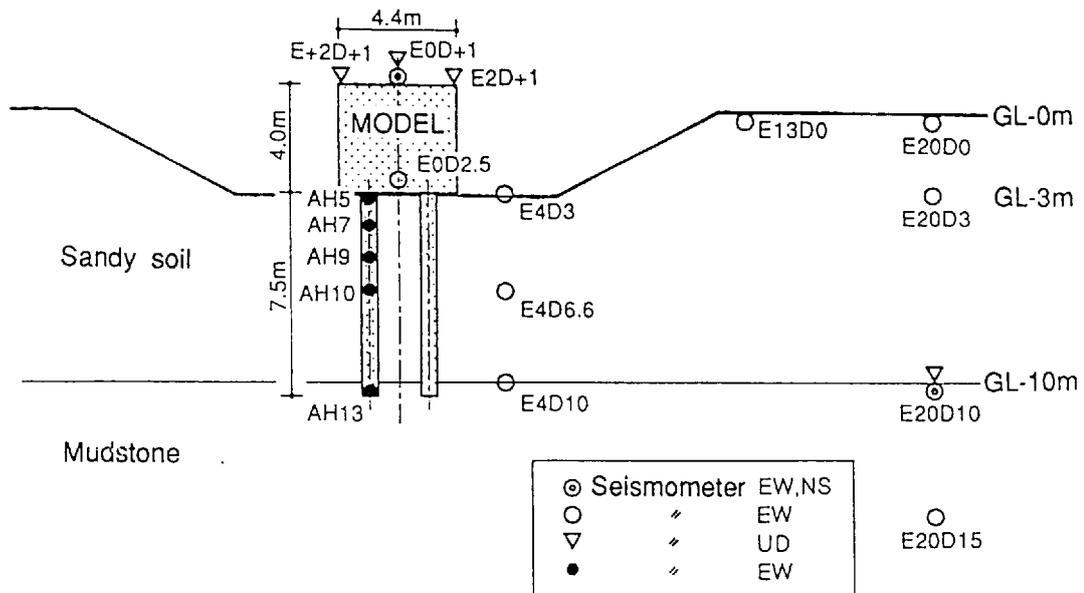


Fig.3.13 Seismometers arrangement of pile foundation model and ground

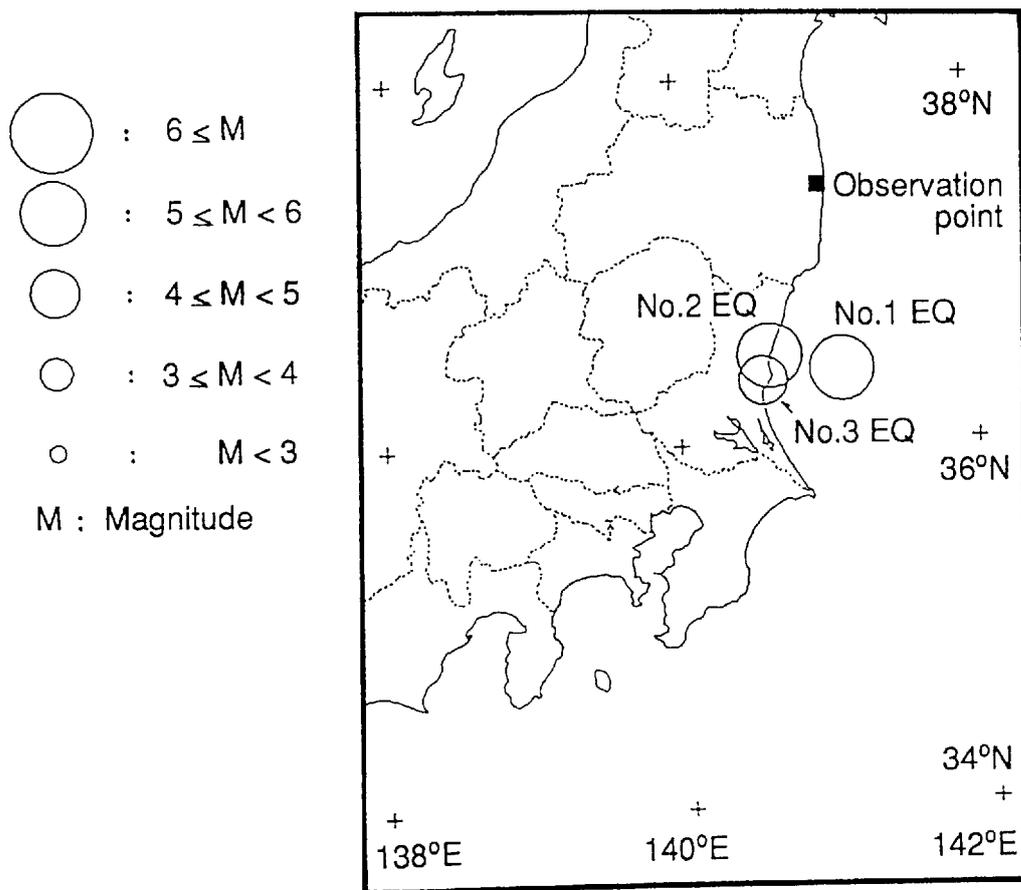


Fig.3.14 Epicenter and magnitude of observed earthquake

### 3.3.2 観測記録の分析

前記3地震の代表的な観測位置での加速度波形をFig. 3.15～Fig. 3.17に、最大加速度分布をFig. 3.18に示す。なお、Fig. 3.18の図中に示した値は、自由地盤系のGL-10m (E20D10)位置の最大加速度値に対する各観測点の最大加速度値の比を示している。また、代表的な観測点間のフーリエスペクトル比をFig. 3.19に示す。フーリエスペクトル比は、数値化の時間刻みを0.005秒、継続時間を40秒とし、ハニングウインドウを20回かけて平滑化した結果である。これらの結果から、地震時の応答性状として以下のことが指摘できる。

(1) 自由地盤系の応答性状について、

- ① 最大加速度分布は、各地震とも杭の支持地盤の上面にあたるGL-10m位置から地表面へ向けて加速度値が漸増する分布であり、GL-10m位置に対する自由地表面の最大加速度値の増幅率は、1.9～2.7倍程度である。
- ② 各地震のGL-10m位置 (E20D10) に対する地表面 (E20D0) におけるフーリエスペクトル比から、当該地盤は7～8 Hzに1次、16～19 Hzに2次の卓越振動数を有する地盤であることが確認できる。

(2) 杭支持模型基礎の応答性状について、

- ① 自由地盤系GL-10m位置に対する基礎頂部における最大加速度値の増幅率は、4.9～16.7倍と地震による差が大きい。
- ② 杭の応答加速度の増幅率は、地中深い位置では自由地盤系とほぼ同様の値となるが、杭頭付近においては応答加速度の増幅率が大きくなり、基礎の振動による慣性力の影響 (Inertial Interaction) が杭の応答に明らかに認められる。
- ③ 基礎のフーリエスペクトル比には、振動実験で確認できている7 Hz付近に共振ピークが認められる。また、この振動数は自由地盤系の1次振動数に近いいため、入力の相互作用 (Kinematic Interaction) の影響を受け、基礎頂部におけるスペクトル比の振幅は、GL-10m位置に対しては60～70倍、地表面に対しては8～10倍と大きな値を示している。

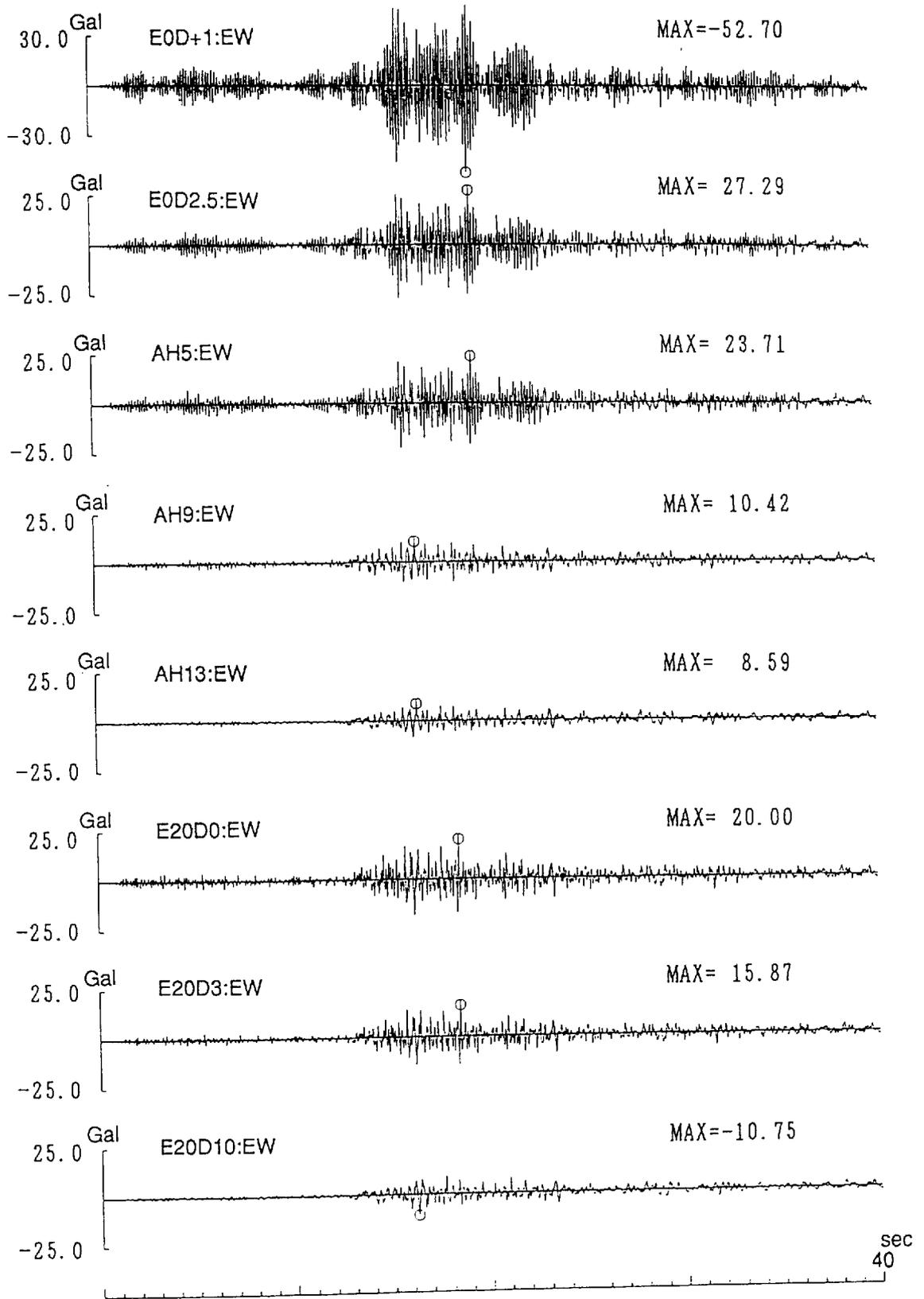


Fig.3.15 Observed acceleration time histories of No.1 earthquake

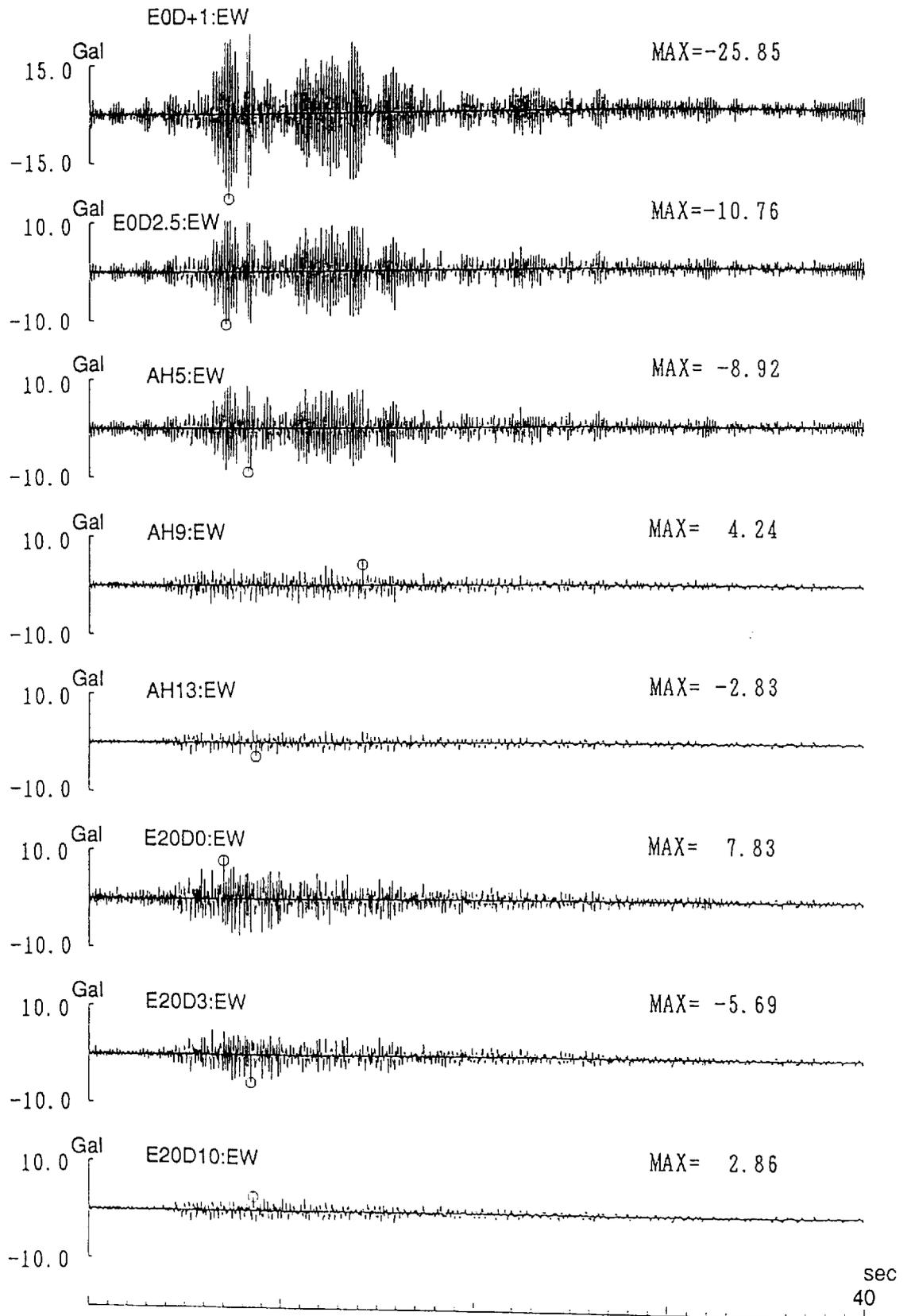


Fig.3.16 Observed acceleration time histories of No.2 earthquake

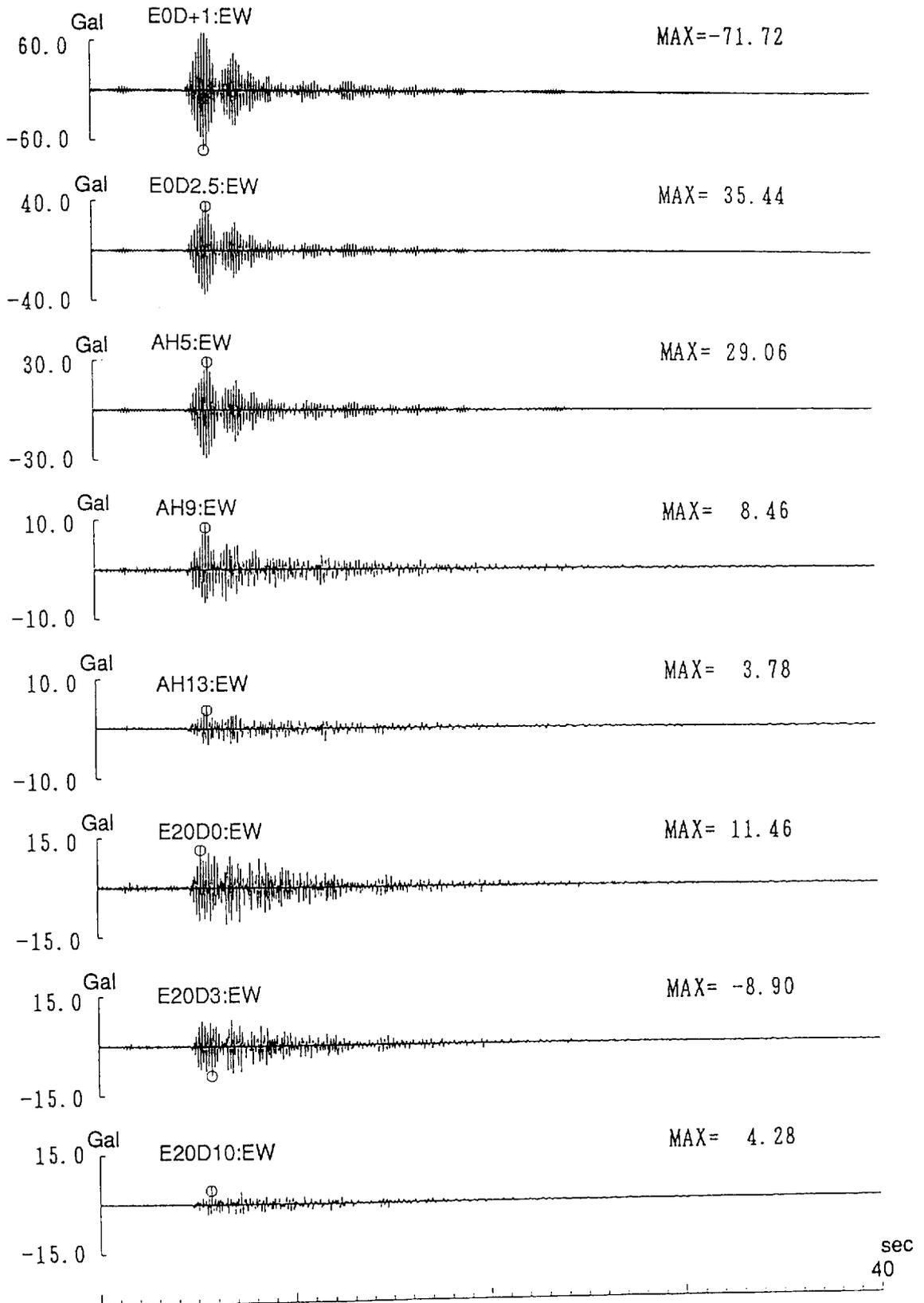
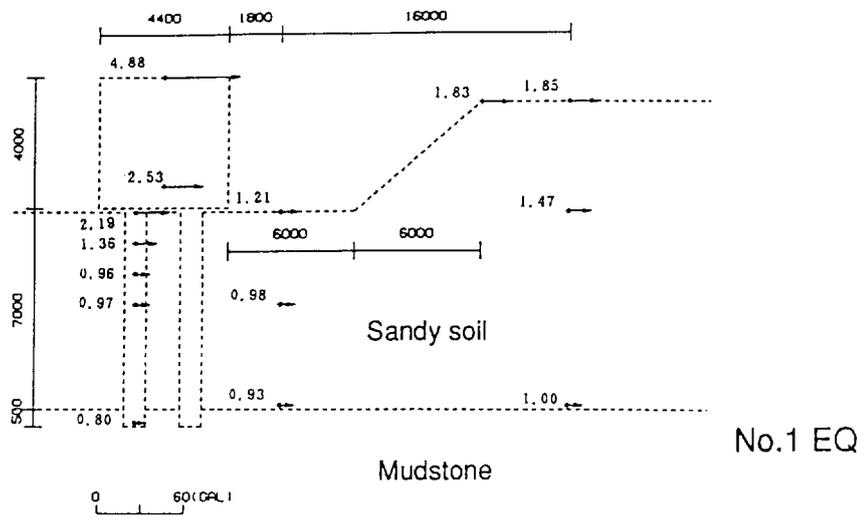
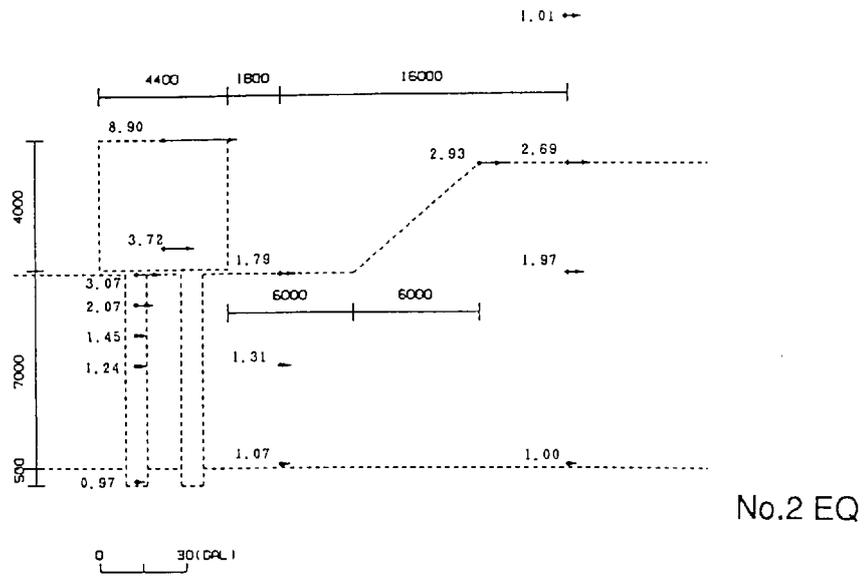


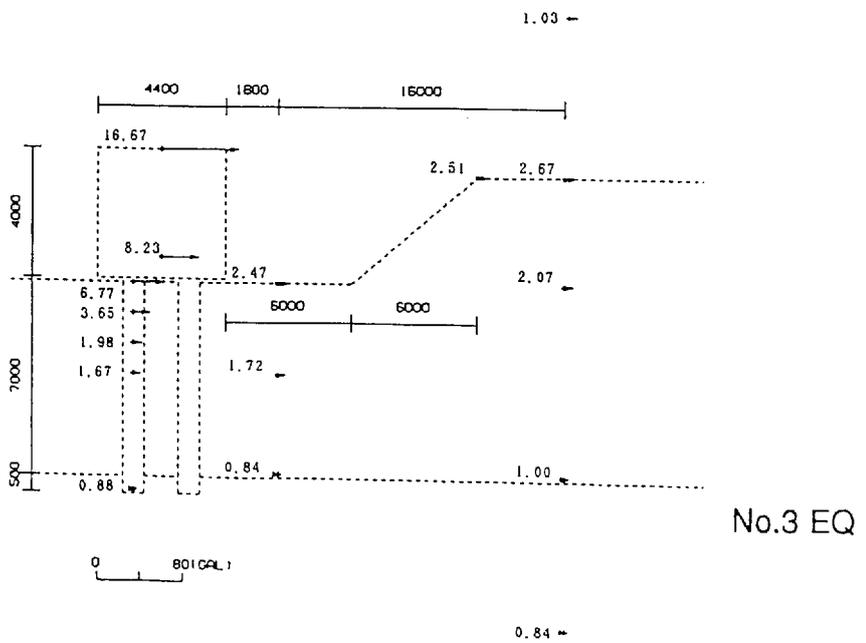
Fig.3.17 Observed acceleration time histories of No.3 earthquake



No.1 EQ



No.2 EQ



No.3 EQ

Fig.3.18 Maximum acceleration distributions of pile foundation model and ground

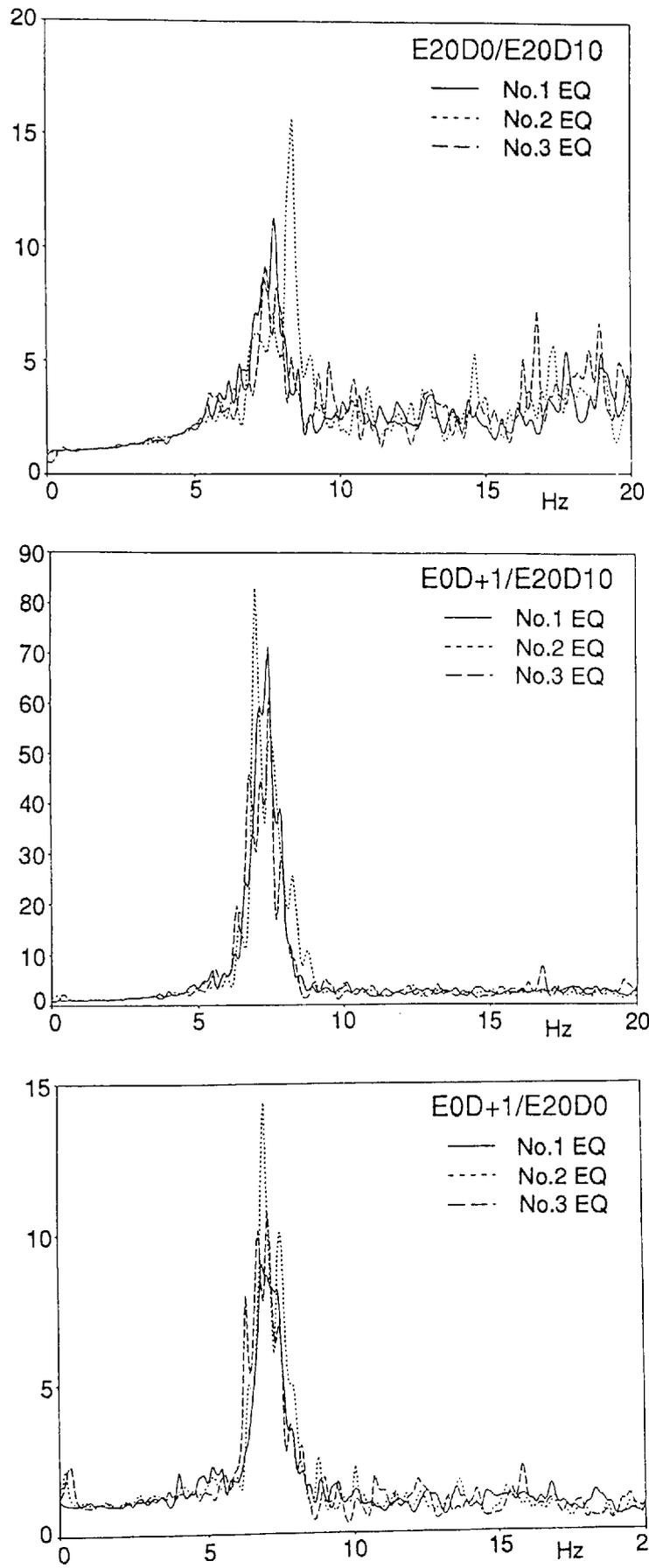


Fig.3.19 Spectral ratios of observed earthquakes at surface to GL-10m of ground ,at foundation top to GL-10m of ground and at foundation top to ground surface

### 3.3.3 地震応答シミュレーション解析

地震応答シミュレーション解析は、まず、杭の支持層である泥岩層上面（E20D10）の観測波を入力地震動として、自由地盤系のシミュレーション解析を一次元波動論（SHAKE）を用いて行い、基礎底面位置レベルでの入力波を作成する。次に、得られた入力波を、基礎を剛体とし、三次元薄層要素法を用いて評価した群杭インピーダンスを基礎底面位置に考慮したスウェイ・ロッキングモデルに入力することにより行った。

Fig. 3.20に、各地震の入力地震動として用いる泥岩層上面（E20D10）と自由地盤地表面（E20D0）および基礎頂部（E0D+1）における観測波の加速度応答スペクトル（ $h=0.05$ ）を示す。自由地盤系の解析結果として、Fig. 3.21に地表面（E20D0）における加速度応答スペクトル（ $h=0.05$ ）の比較を、Fig. 3.22に最大加速度分布を示す。また、基礎の応答の解析結果として、Fig. 3.23に基礎頂部（E0D+1）における加速度応答スペクトルの比較を、Fig. 3.24に最大加速度値の比較を示す。なお、自由地盤系の解析に用いた地盤モデルは、PS検層結果をもとに設定したモデルであり、砂質土層の減衰定数は10%とした。また、基礎の地震応答計算では、地震応答に与える水平・回転連成インピーダンスの影響を調べるため、スウェイ・ロッキングモデルに用いる動的インピーダンスに水平・回転連成インピーダンスの有無による応答についても検討した。

これらの結果から、自由地盤系および基礎の応答結果は、基礎頂部において解析結果の加速度値が観測記録に比べやや小さいが両結果の応答性状は良く対応する結果となり、ここで用いた地震応答解析モデルの有効性が確認できる。また、本模型基礎のようにロッキングによる応答成分が大きくなる場合では、水平・回転連成インピーダンスが応答に与える効果が大きいことが明らかとなった。

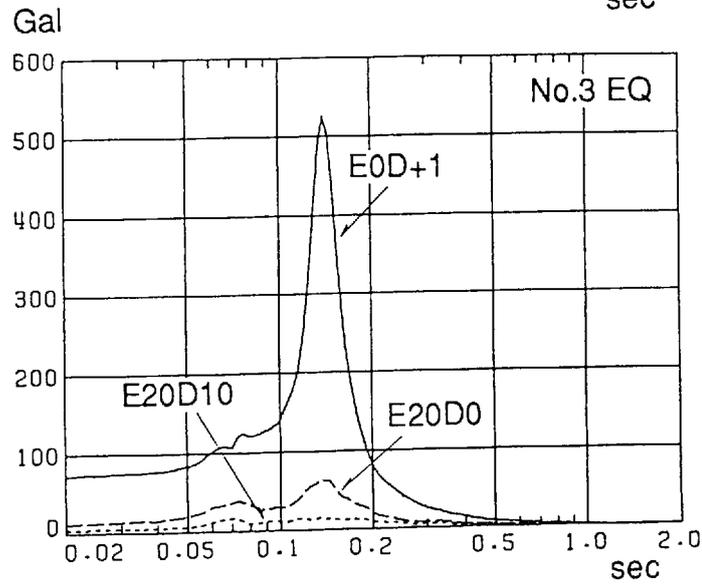
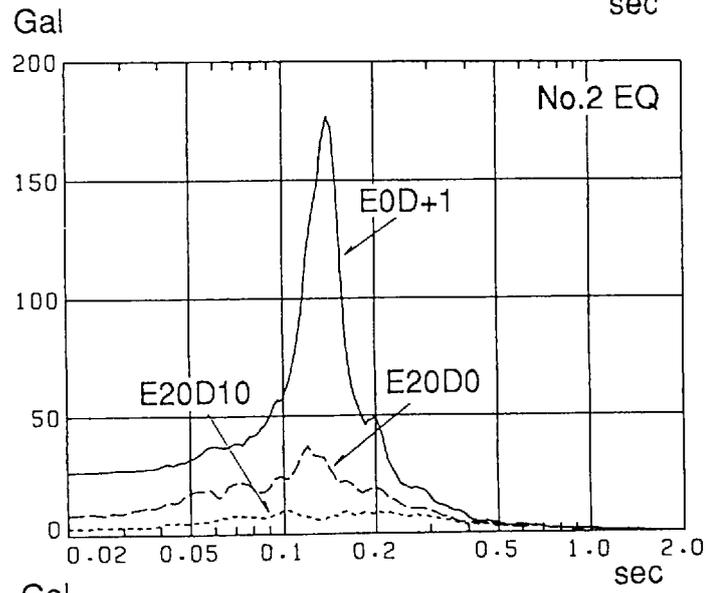
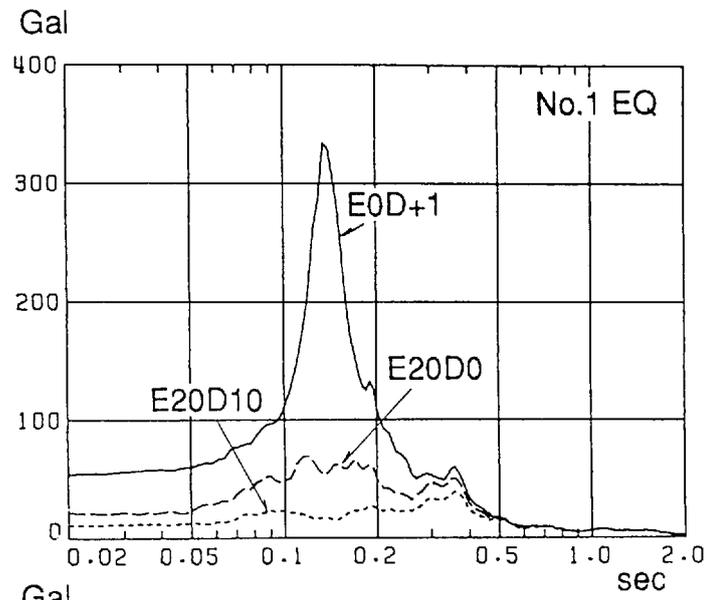


Fig.3.20 Acceleration response spectra of observed earthquakes

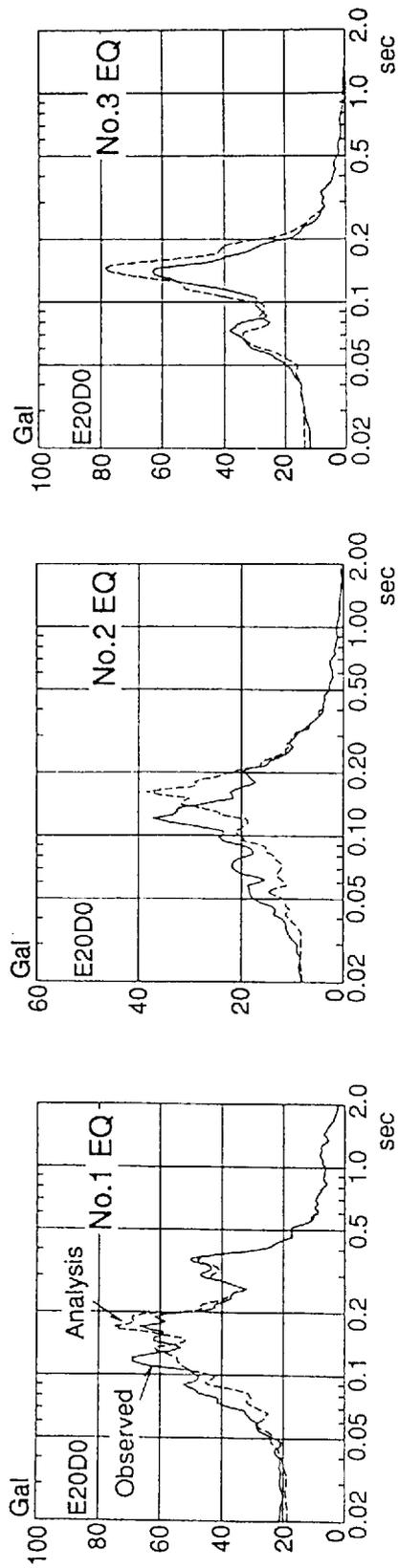


Fig.3.21 Comparison of acceleration response spectrum at ground surface between observed and analysis

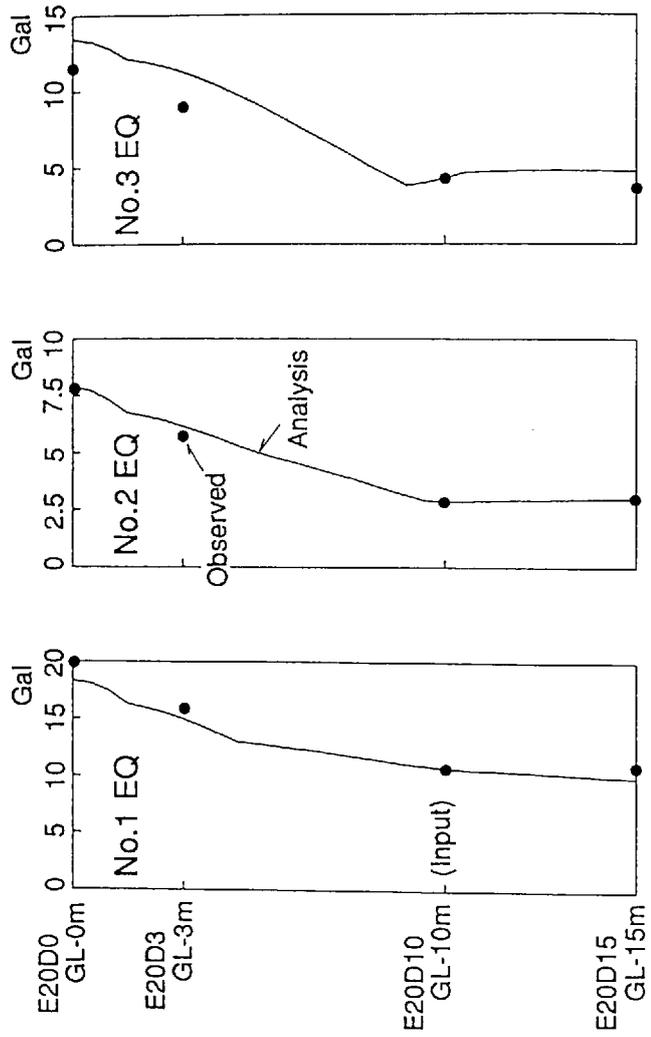


Fig.3.22 Comparison of maximum acceleration of ground between observed and analysis

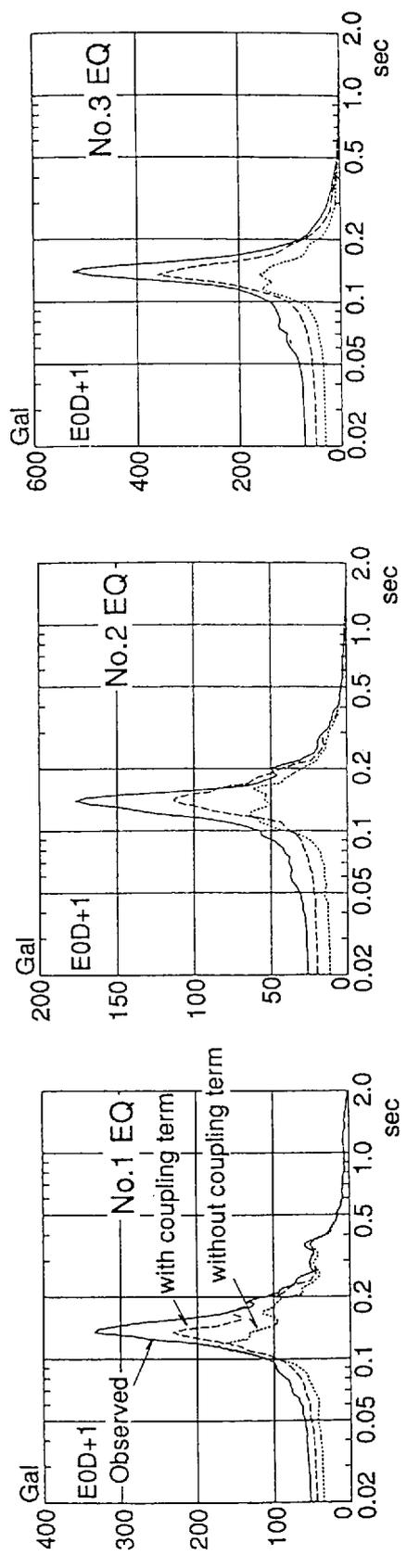


Fig.3.23 Comparison of acceleration response spectrum at top of foundation between observed and analyses

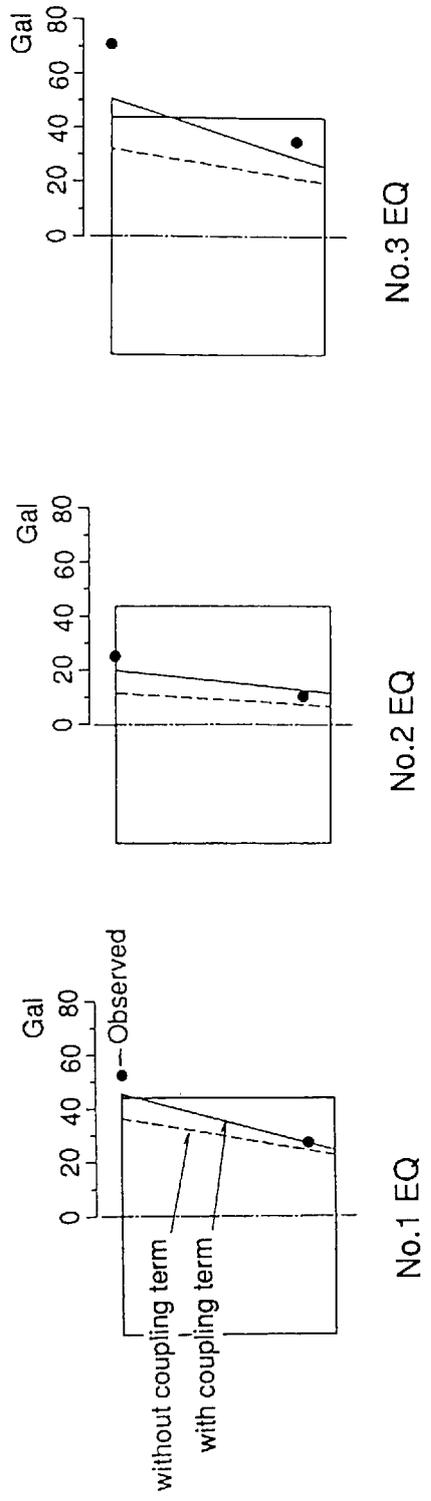


Fig.3.24 Comparison of maximum acceleration distribution of foundation between observed and analyses

### 3.4 まとめ

本章では、実地盤に製作した4本杭に支持された模型基礎の振動実験、地震観測を行い、起振機加振や地震入力時の杭基礎の応答性状を把握した。また、三次元薄層要素法を用いて評価した群杭インピーダンスより振動実験と地震観測結果のシミュレーション解析を行い、解析法の有効性について検証した。

本章の研究により得られた主要な成果を、以下にまとめて示す。

- ① 杭支持模型基礎の振動実験結果から、水平加振時および上下加振時の共振振動数は、それぞれ7.0Hz、16Hzであることが確認できた。また、共振振動数における水平加振時の杭の水平変位は杭頭付近で支配的となり、深くなるにつれて急速に小さくなること、上下加振時では、上下変位は杭頭から杭端にかけて徐々に小さくなるが、杭端位置の支持地盤の変位は依然大きいことを指摘した。
- ② 上記の応答性状が群杭のインピーダンスに与えている影響として、水平方向では地表面近くの地盤抵抗が、上下方向では杭長に沿った周辺地盤と支持地盤での抵抗が寄与する割合が大きいことを指摘した。
- ③ 地震観測結果から、杭基礎-地盤連成系の振動数として振動実験時と同様に7.0Hzに共振ピークが確認できた。また、杭の応答は、自由地盤の応答に比較し、杭頭付近では基礎の慣性力の影響のため応答が大きくなるが、地中深い位置では自由地盤と同様の挙動を示すことがわかった。
- ④ 三次元薄層要素法に基づく群杭の解析法は、実験結果のインピーダンスに対して良く対応する結果であり、実用的に群杭効果を考慮できる手法として、本解析法の有効性が確認できた。
- ⑤ 群杭のインピーダンスを基礎底面に付けたスウェイ・ロッキングモデルを用いて行った地震応答結果は、観測結果と良く対応し、本解析モデルが地震応答解析モデルとして有効であることを示した。

## 第4章

### 実大群杭基礎の振動実験とインピーダンス特性

#### 4.1 はじめに

本論文では、第2章に示した群杭の動的インピーダンスと基礎入力動に関する基本特性を調べた検討から、杭支持構造物の地震応答に直接影響を与える要因として、群杭の動的インピーダンスを的確に把握することが重要であること、また、群杭のインピーダンスは、杭本数の増加にともないその動特性が複雑に変化することを指摘した。さらに、第3章では杭支持モデル基礎の振動実験、地震観測結果に対して実施した解析法の検証から、三次元薄層要素法に基づく群杭インピーダンスの評価が実用的な手法として、実験、観測結果を良好にシミュレートすることを示した。

一方、現在建設あるいは計画されている杭支持構造物の多くは、社会のニーズの多用性から大型、高層化の傾向にあり、地下階を有する埋込みをもつ構造物も多くなっている。また、ウォーターフロント等の臨海部や深い沖積地盤では、支持層となる堅固な地盤も深く、杭長は数十メートルに達し、その杭本数は数百本に及ぶものが多い。このような杭基礎を持つ構造物の耐震設計を合理的かつ実用的な方法で行うためには、多本杭からなる群杭基礎-地盤系の動的相互作用を明らかにし、これを的確に表現しうる解析モデルが必要となる。また、振動実験および地震観測等の実証研究により多本杭を有する杭基礎の振動性状を把握し、解析法を検証することが必要である。しかしながら、実際の杭支持建物を対象とした地震観測による検討に比較して、振動実験等により杭基礎の振動性状を調べ、実験結果から算定した動的インピーダンスを用いて解析法を検証する研究は、単杭および少数群杭を対象とするものがほとんどである。また、埋込みを有する群杭基礎を対象とした研究<sup>[82]</sup>も少ない。さらに、多本杭を有する実大杭基礎を対象とした検討は極めて少な

いのが現状である。

以上のことから、本章では、多本杭からなる実大杭基礎および地下階を有する杭基礎の振動実験結果をもとに群杭基礎の振動性状を明らかにする。また、三次元薄層要素法に基づく群杭インピーダンスの解析法を多本杭に適用し、実験結果から算定した動的インピーダンスと比較を行い、解析法の有効性について検証する。さらに、当該実験杭基礎に対して杭本数をパラメータとする解析を行い、多本杭からなる群杭基礎のインピーダンスについて調べるとともに、基礎形式が異なる直接基礎、埋込み基礎の静的剛性（インピーダンスの実部）を解析的に求め、これら基礎との比較により群杭基礎のインピーダンス特性を明らかにする。

## 4.2 振動実験と解析結果

### 4.2.1 実験概要

振動実験は、以下に示すType-AとType-Bの2種類の杭基礎について実施した。

#### (1) Type-A杭基礎と実験概要

Type-A杭基礎は、Fig. 4.1に示す基礎スラブ平面が約 34.3m x 24m、厚さ0.8mの鉄筋コンクリート基礎で、総重量は約 1580tonである。基礎は外径0.66m、厚さ11mmの鋼管杭40本と外径0.61m、厚さ9.6mmの鋼管杭16本の56本からなる群杭で支持されている。杭はすべて打込み鋼管杭であり、平均杭長は約48mである。杭先端部は開放型で、杭頭部は基礎スラブに剛接合されている。振動実験は、杭を打設し杭頭をつなぐ鉄筋コンクリート基礎スラブの完成後行った。（以後、本杭基礎をType-Aと称する。）

当該地盤は埋立て地であり、ボーリング調査とP S検層結果から、Fig. 4.2に示すように埋立土層以下GL-30m付近までは沖積砂質土層（せん断波速度 $V_s=180\sim 250\text{m/sec}$ ）と粘性土層（ $V_s=180\text{m/sec}$ ）が層をなし、それ以深は洪積層の砂質土（ $V_s=500\text{m/sec}$ ）と粘性土（ $V_s=180\text{m/sec}$ ）の互層である。杭はGL-45mの砂質土層（ $V_s=390\text{m/sec}$ ）を支持層としている。基礎直下および近傍地盤（GL0m～GL-9m）はサンド・コンパクションパイルによる地盤改良が行われており、地盤改良後に実施したP S検層結果から地表面以下GL-6mまでは $V_s=440\text{m/sec}$ 、GL-6m～GL-9mの間で $V_s=280\text{m/sec}$ のせん断波速度の値が確認されている。

振動実験は、基礎上に設置した起振力一定式大型起振機（最大加振力 10ton）2台を用

いた基礎長辺方向の水平加振とし、起振力20ton一定加振で加振振動数ピッチ0.1Hzで行った。加振振動数範囲は1.0Hz～20Hzである。計測は、基礎上に配置した水平と上下方向の変位計と、杭打設前に基礎スラブ中央位置の杭1本に埋設した水平方向加速度計（10測点、最大深さGL-9.0m）を用いて行った。

## (2) Type-B杭基礎と実験概要

Type-B杭基礎は、Fig. 4.3に示す平面が約51m x 26.4mで、1階床とGL-4.0m位置に地下1階床を有する埋込み深さ6.5mの鉄筋コンクリート基礎である。総重量は約6800tonである。基礎は外径1.5mの杭69本と、外径1.1mの杭15本の84本からなる群杭で支持されている。杭はすべて場所打ちコンクリート杭であり、杭頭部は基礎スラブに剛接合されている。杭長は約12.5mである。振動実験は、1階床スラブのコンクリートが打設された後に行った。（以後、本杭基礎をType-Bと称する。）

当該地盤は、ボーリング調査とPS検層結果から、Fig. 4.4に示すように盛土以下GL-8mまで砂混じりシルト層（ $V_s=120\text{m/sec}$ ）、GL-17mまでシルト層（ $V_s=260\text{m/sec}$ ）と続き、それ以深は東京礫層（ $V_s=490\text{m/sec}$ ）、上総層が層をなすほぼ成層な地盤である。杭はGL-19mの東京礫層を支持層としている。

振動実験は、1階床上に設置した偏心モーメント一定式起振機（最大加振力3ton、最大偏心モーメント100Kg.m）2台を用いて基礎長辺方向の水平加振とし、加振振動数範囲1.0Hz～10Hzで振動数ピッチ0.1Hzで行った。使用した偏心モーメントは、100Kg.m（1.0～2.5Hz）、30Kg.m（2.5～5.0Hz）、10Kg.m（5.0～8.0Hz）、2Kg.m（8.0～10.0Hz）である。計測は、地下1階と1階床上に配置した水平と上下方向の変位計と、基礎端から約6m位置の地表面と杭先端と同じ深度（GL-19m）に設置した地中変位計を用いて行った。

なお、Type-AとType-B杭基礎の実験とも、加振振動数を段階的に上げた実験と逆に下げた実験の比較を行い、両杭基礎の実験とも線形時の実験であることを確認している。

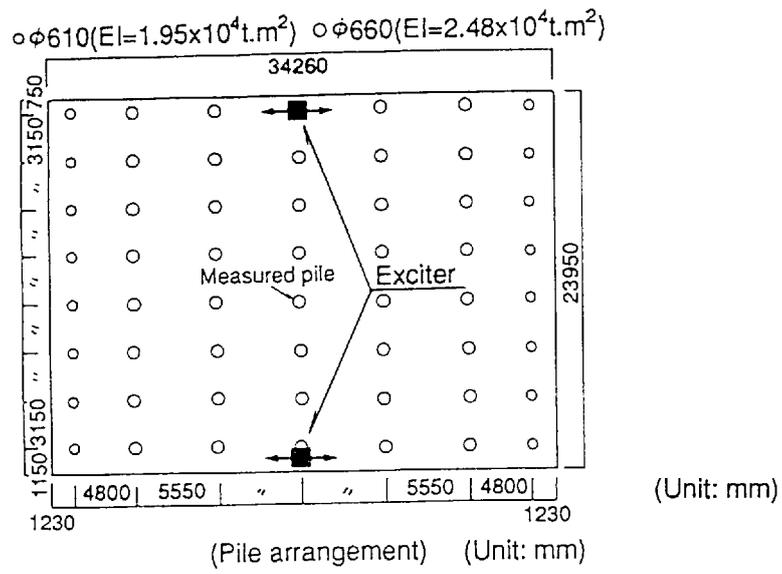


Fig.4.1 Pile arrangement of Type-A foundation

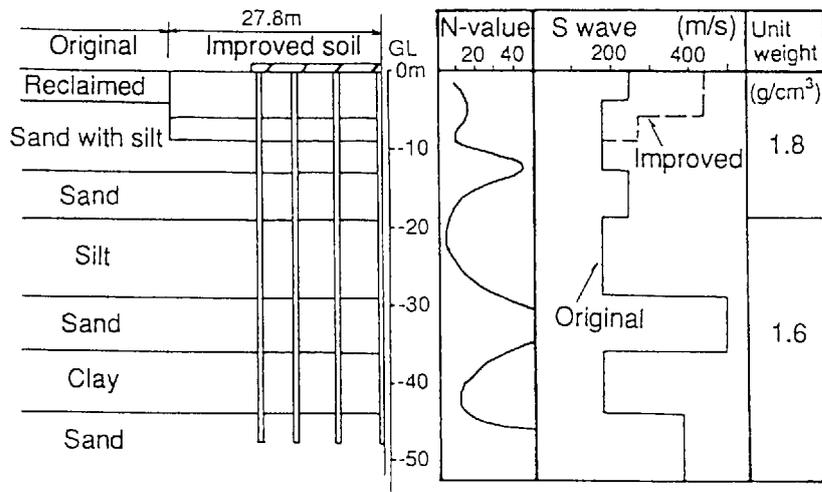


Fig.4.2 Soil profile at Type-A foundation

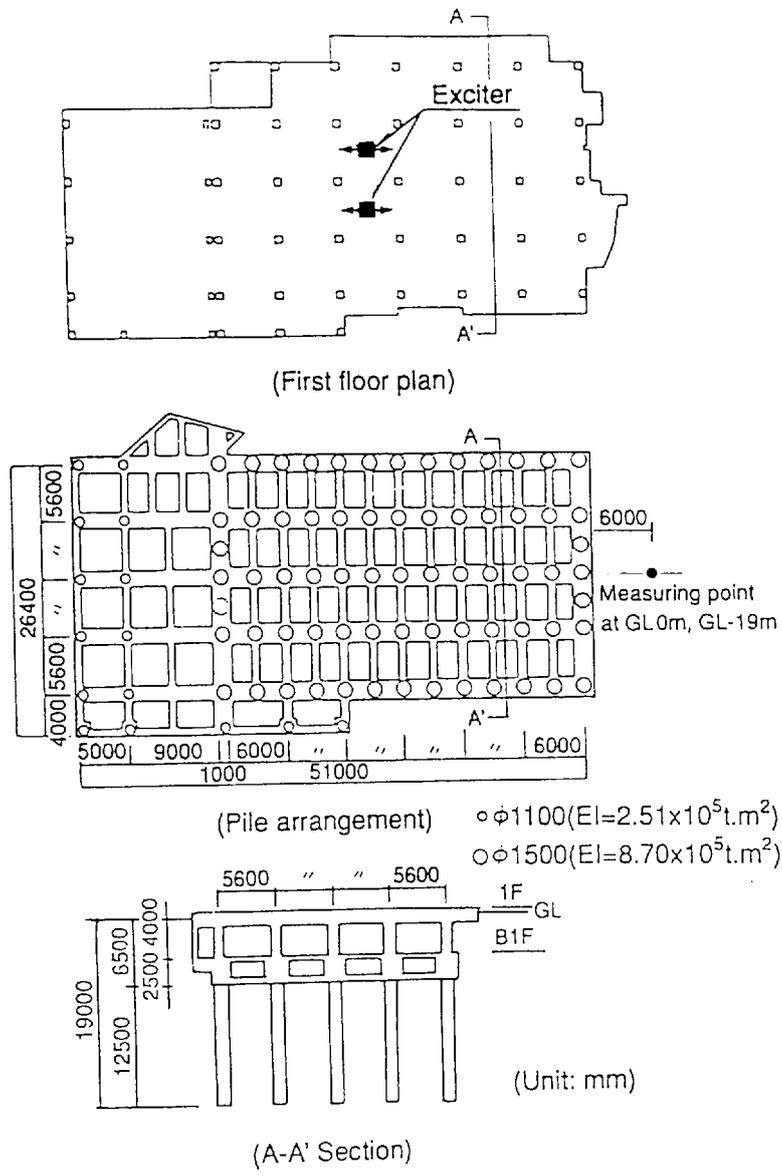


Fig.4.3 First floor plan and pile foundation of Type-B foundation

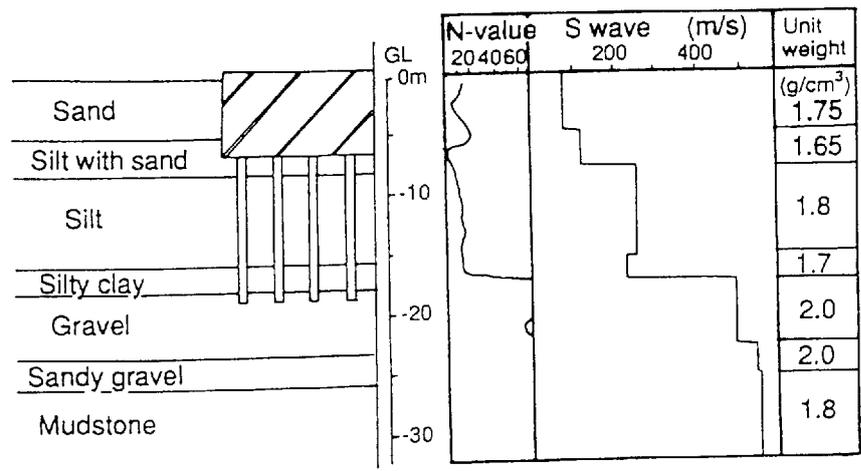


Fig.4.4 Soil profile at Type-B foundation

## 4.2.2 実験結果および考察

### (1) 共振・位相曲線と振動モード

#### 1) Type-A杭基礎

Type-A杭基礎の基礎上で計測された水平および上下方向共振・位相曲線をFig. 4.5とFig. 4.6に、基礎の水平方向共振曲線に小さなピークが認められた振動数のうち代表的な振動数における基礎の振動モードをFig. 4.7に示す。また、杭の水平方向共振・位相曲線をFig. 4.8に、振動モードをFig. 4.9に示す。これらの結果から以下のことが認められる。

- ① Fig. 4.5に示す基礎の水平方向共振曲線には、群杭基礎—地盤連成系の明瞭な共振ピークがみられず、振動数の増加にともない応答振幅が小さいピークを有しながら減少している。また、起振力に対する位相遅れを示す位相曲線は、振動数の増加にともなう変化はゆるやかである。この傾向は、基礎直下の成層地盤と群杭の動的相互作用により、群杭基礎—地盤連成系が過減衰の系を示していることや、成層地盤の動特性が基礎の応答に影響しているためと考えられる。
- ② Fig. 4.5に示す水平方向測定点の比較から、各測定点における応答振幅はほぼ等しく、位相曲線は6 Hz付近から高い振動数で測定点間に差がみられるがその差は小さく、基礎の面内弾性変形は小さいといえる。このことは、Fig. 4.7に示す振動モードの各測定点の水平変位振幅の比較からも確認できる。
- ③ Fig. 4.6に示す基礎の上下方向共振・位相曲線は、各測定点位置で応答振幅にばらつきがみられ、位相差も高振動数になるにつれ大きくなり、基礎に面外弾性変形が生じている。また、基礎の面外変形は、Fig. 4.7に示す振動モードの短辺方向の基礎端や、長辺方向の基礎中心軸上に配置した測定点の上下変位振幅の比較からも確認できる。
- ④ 基礎の上下変位振幅は、加振振動数にわたり水平方向に比べ約1/4~1/2と小さく、基礎上の水平変位に占める基礎底面位置でのロッキング成分の割合はスウェイ成分に比較して小さい。
- ⑤ Fig. 4.8とFig. 4.9に示す杭の共振・位相曲線と振動モードから、低振動数では測定点が深くなるにつれ各測定点の振幅は減少し、位相差も小さく、杭は1次モードに近い形で振動している。一方、高振動数になるにつれ各測定点間の振幅や位相の差が大きくなり、杭の振動が高次モードに移行している。

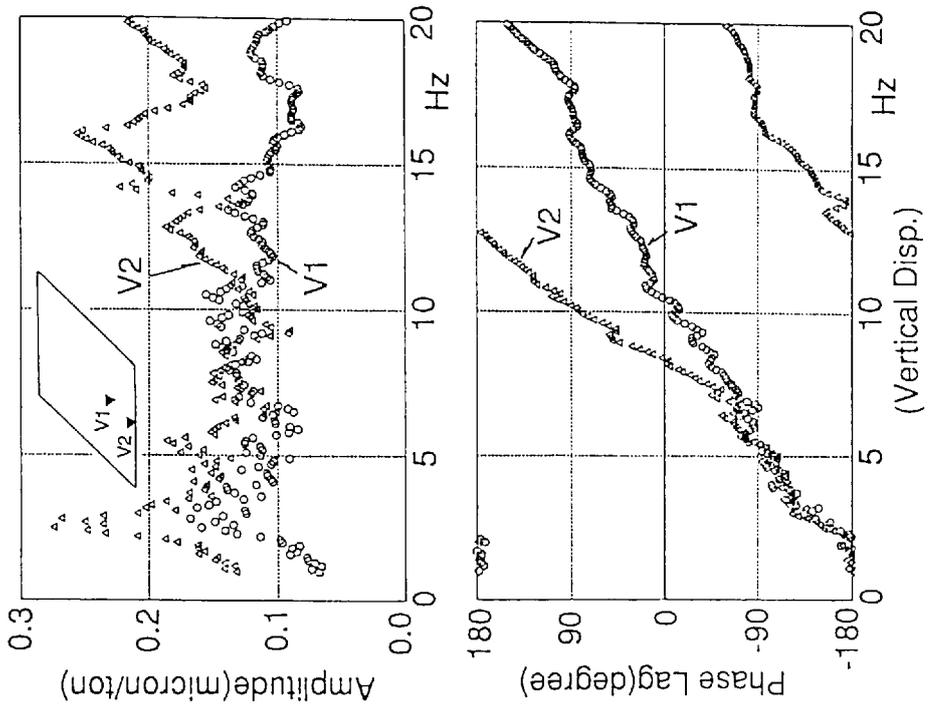


Fig.4.6 Vertical displacement resonance and phase lag curves of Type-A foundation

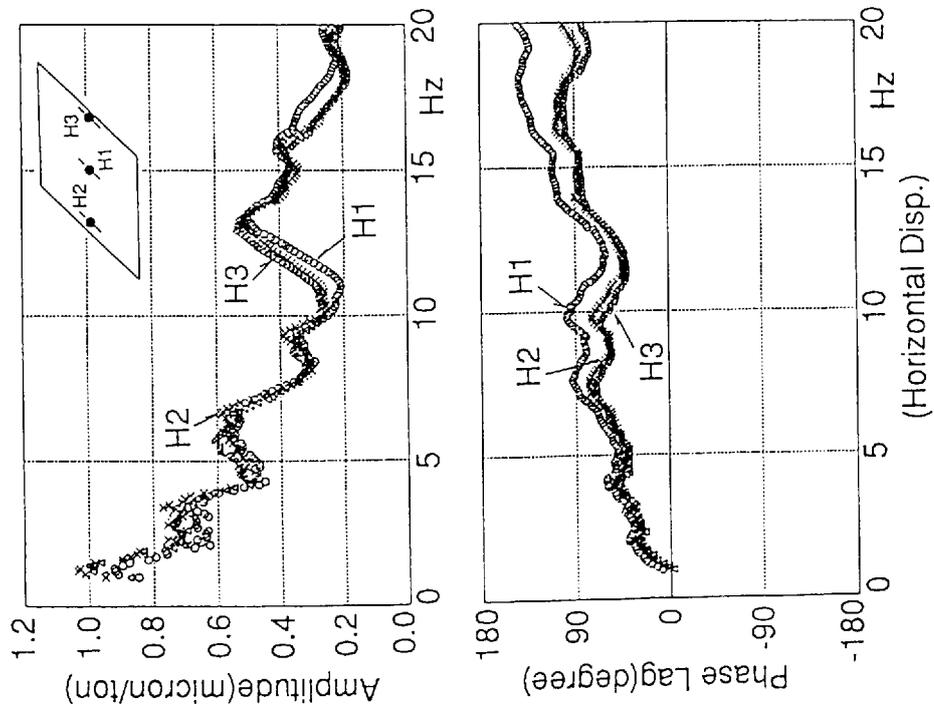


Fig.4.5 Horizontal displacement resonance and phase lag curves of Type-A foundation

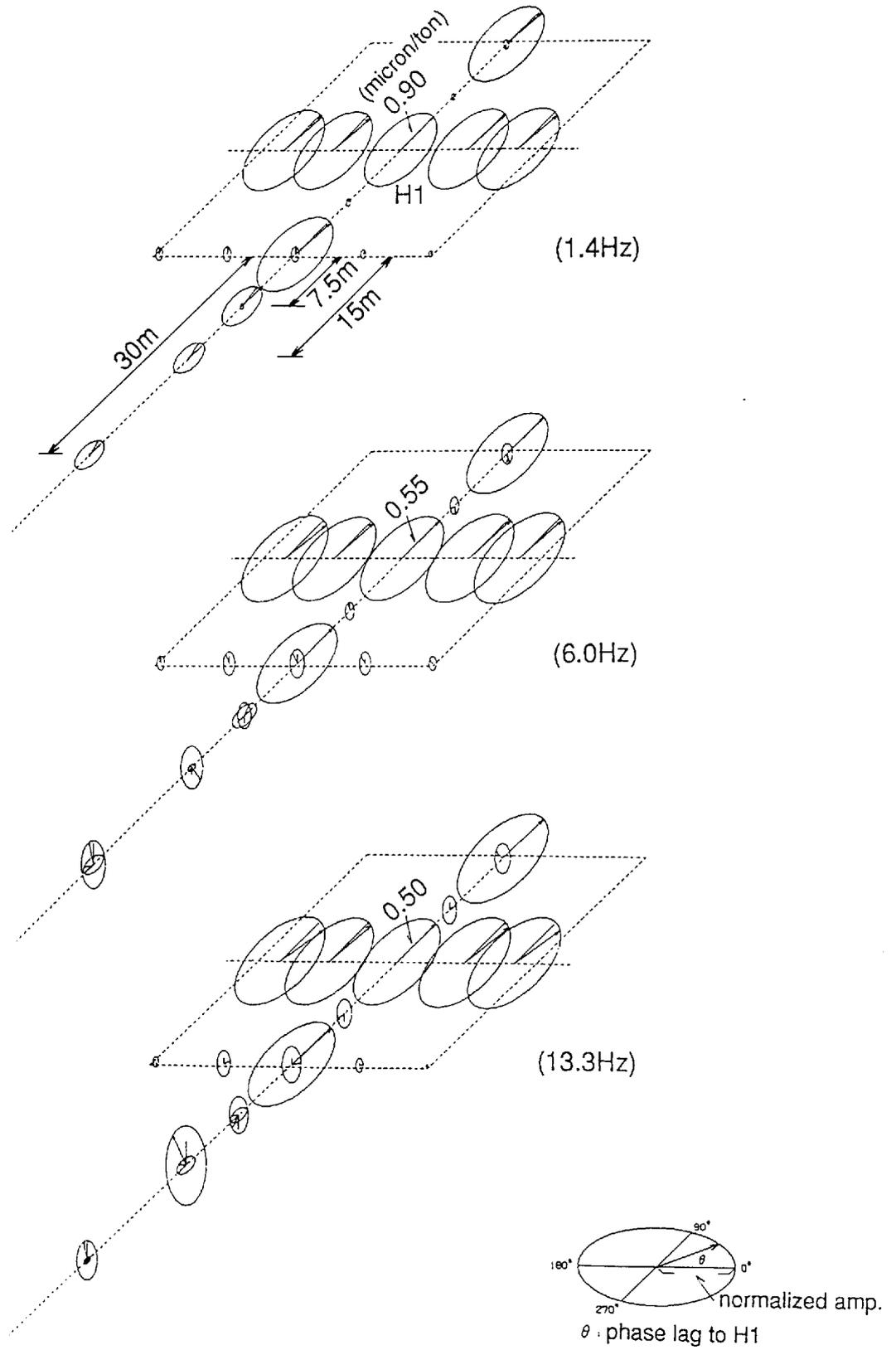


Fig.4.7 Vibration modes of Type-A foundation

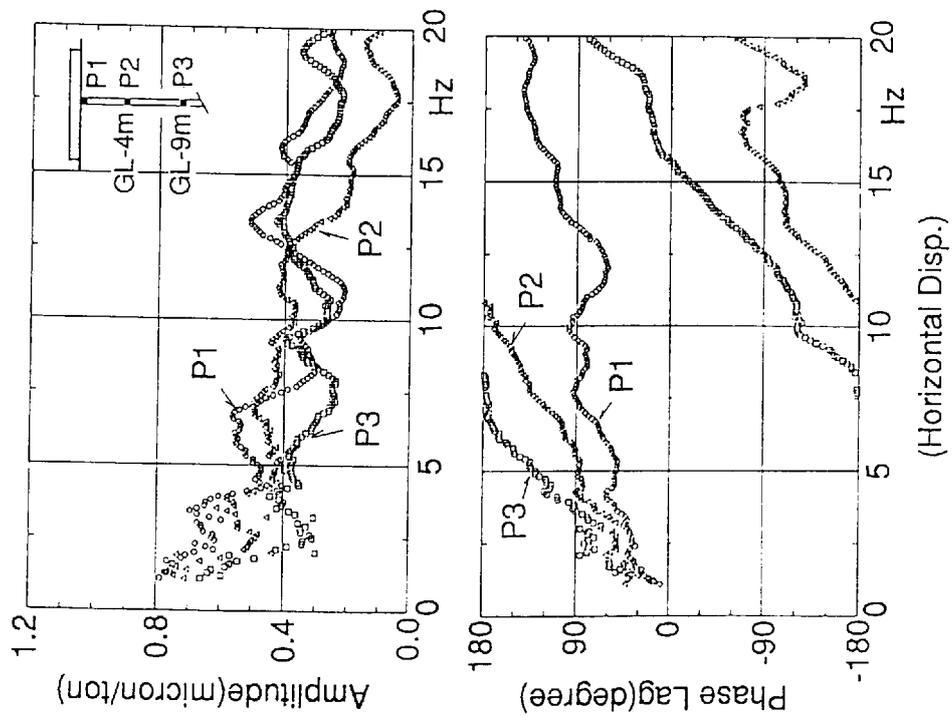


Fig.4.8 Horizontal displacement resonance and phase lag curves of pile of Type-A foundation

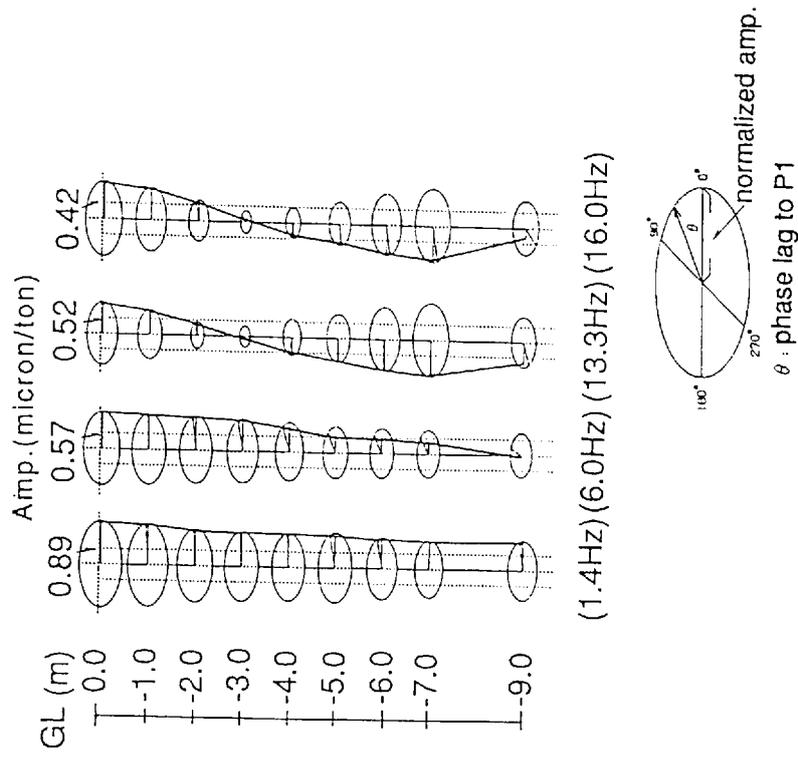


Fig.4.9 Vibration modes of pile of Type-A foundation

## 2) Type-B杭基礎

地下階を有するType-B杭基礎の実験結果のうち、地下1階および杭先端位置に相当するGL-19m位置での水平方向共振・位相曲線をFig. 4.10に、地下1階の上下方向共振・位相曲線をFig. 4.11に示す。また、水平方向の共振曲線にみられるピーク振動数における振動モードをFig. 4.12に示す。これらの結果から以下のことが認められる。

- ① Fig. 4.10に示す地下1階の水平方向共振曲線には、 $2 \sim 4 \text{ Hz}$ にかけて群杭基礎-地盤連成系の共振ピークと $6 \text{ Hz}$ 付近に小さなピークが認められる。また、共振ピーク付近には $2.4 \text{ Hz}$ と $4 \text{ Hz}$ に小さなピークが存在し、これらの振動数に対応してGL-19m位置の地中測定点の共振曲線も小さなピークを有している。この共振振動数付近で小さなピークが生じた原因として、杭端以浅地盤の1次振動数(約 $2.6 \text{ Hz}$ )と群杭基礎の共振振動数が重なり、基礎と杭が振動することにより励起された基礎直下および周辺地盤の振動が、基礎の応答に影響を与えたためと考えられる。
- ② 杭先端位置である東京礫層の水平方向の振幅は、低振動数域では地下1階における振幅の約 $1/5$ 、高振動数域では約 $1/2$ 程度となり、基礎の振動が杭を介して支持地盤を振動させている。
- ③ 地中測定点における起振力に対する位相差は、振動数の増加にともない大きくなるのに比較し、地下1階の測定点では基礎と杭の振動による逸散減衰の増大のため位相曲線の変化は小さい。
- ④ Fig. 4.11に示す基礎両側位置の上下変位振幅は、水平方向振幅に比べその値は小さく、位相は基礎のロッキング振動によってほぼ逆位相となっている。
- ⑤ Fig. 4.12に示す各振動数における振動モードから、基礎はほぼ剛体振動を示している。また、1階と地下1階の水平振幅は同程度となり、基礎のロッキング振動の割合が小さいことが確認できる。これは杭の上下反力が影響して基礎の回転抵抗が大きくなり、ロッキング振動が抑制されているためである。

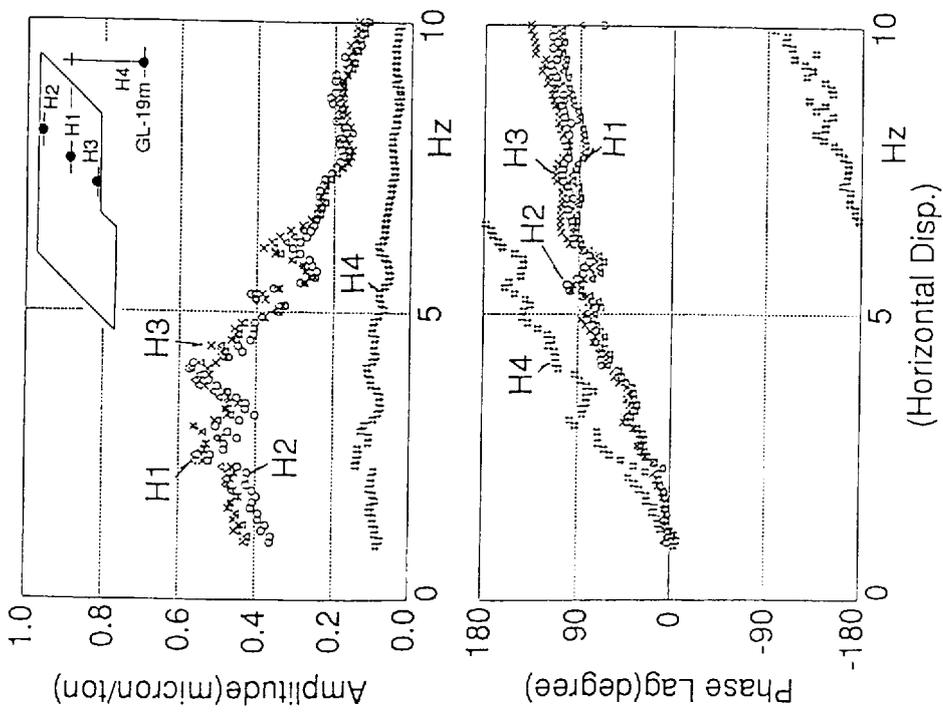


Fig.4.10 Horizontal displacement resonance and phase lag curves of Type-B foundation

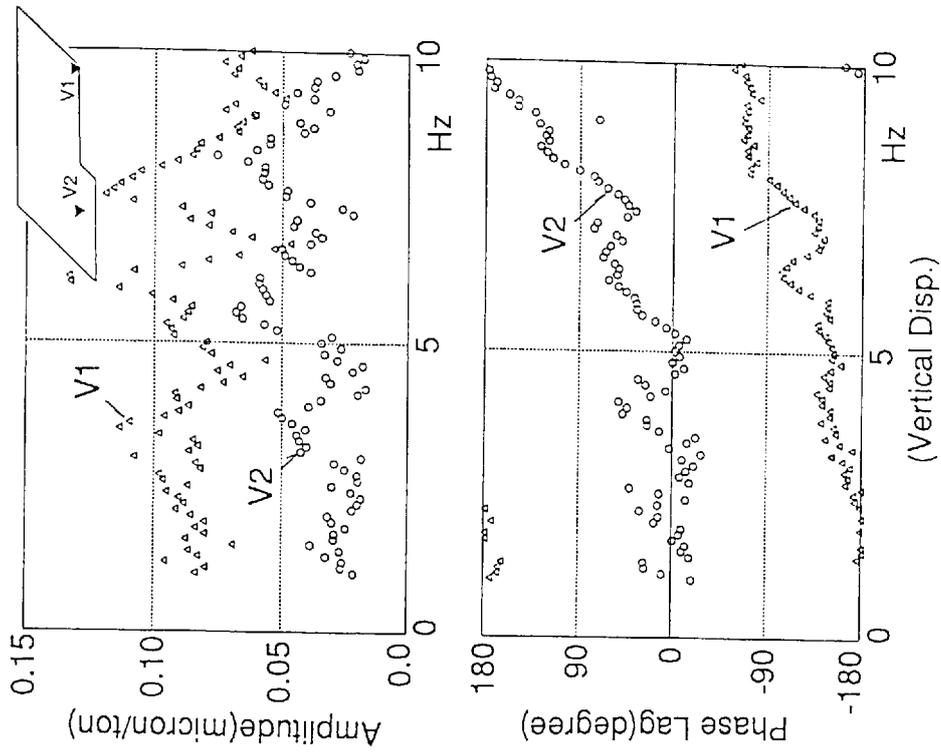


Fig.4.11 Vertical displacement resonance and phase lag curves of Type-B foundation

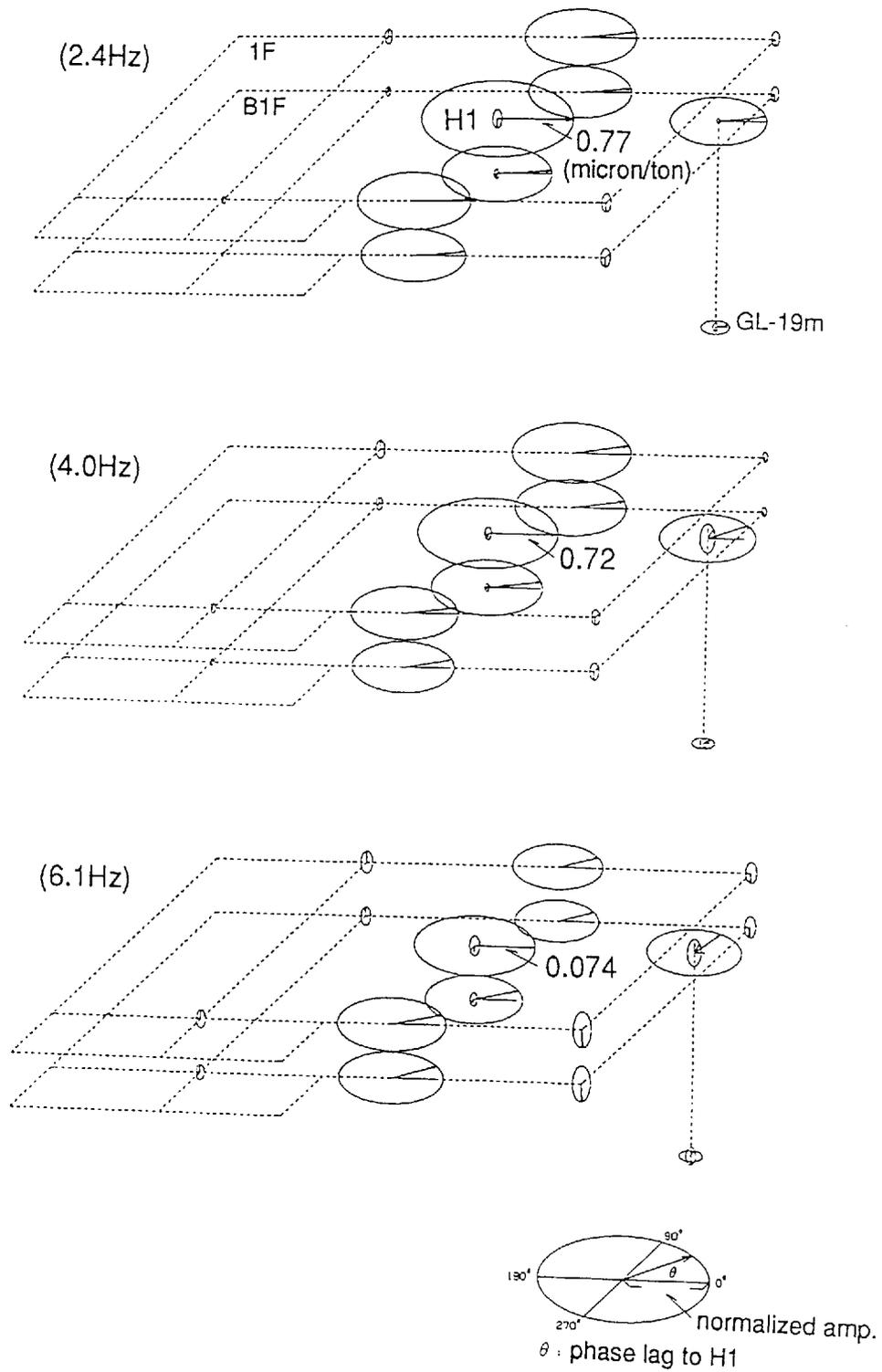


Fig.4.12 Vibration modes of Type-B foundation

## (2) 動的インピーダンス

両群杭基礎の実験結果から求めた基礎底面位置での群杭-地盤系の水平インピーダンス ( $K_H$ )、回転インピーダンス ( $K_R$ ) を Fig. 4.13 に示す。これらの動的インピーダンスは、基礎を剛体と仮定し、基礎底面中央位置に変換した水平加振時の水平変位 ( $u_0$ )、回転変位 ( $\theta_0$ ) と、起振機の起振力と基礎の慣性力を用いて(4-1)式に示す関係から求めた。

$$K_H = \{P + \omega^2 M (u_0 + H_c \theta_0)\} / u_0 \quad (4-1)$$

$$K_R = \{P H_T + \omega^2 (I \theta_0 + M H_c u_0)\} / \theta_0$$

ここに、

$P$  : 起振力,  $M$  : 基礎の質量,  $I$  : 基礎の回転慣性モーメント

$H_T$  : 起振力高さ,  $H_c$  : 基礎の重心高さ

である。

これらの実験から求めた動的インピーダンスから、以下のことが指摘できる。

- ① Type-A杭基礎の水平インピーダンスは、群杭-地盤系の剛性に相当する実部は低振動数域ではほぼ一定の値を示し、高振動数域では小さなピークを有し複雑に増減している。減衰に相当する虚部は低振動数から振動数の増加にともない増大する傾向を示し、実部と同様に複雑な周波数特性を示している。回転インピーダンスは、水平インピーダンスと比較し周波数特性の変化は単調である。また、高振動数域では実部が増大し虚部が低下する傾向となり、水平インピーダンスと傾向を異にしている。この原因として、基礎の上下方向共振・位相曲線にみられたように6Hz付近の振動数から基礎に上下方向弾性変形が生じたため、回転インピーダンスの算定時に仮定した剛体基礎の条件が適合しないためと考えられる。
- ② Type-B杭基礎の水平、回転インピーダンスとも、実部は振動数の増加とともに減少し、虚部は増加する傾向が認められる。また、回転インピーダンスは、水平方向に比べ周波数特性の変化が大きい。

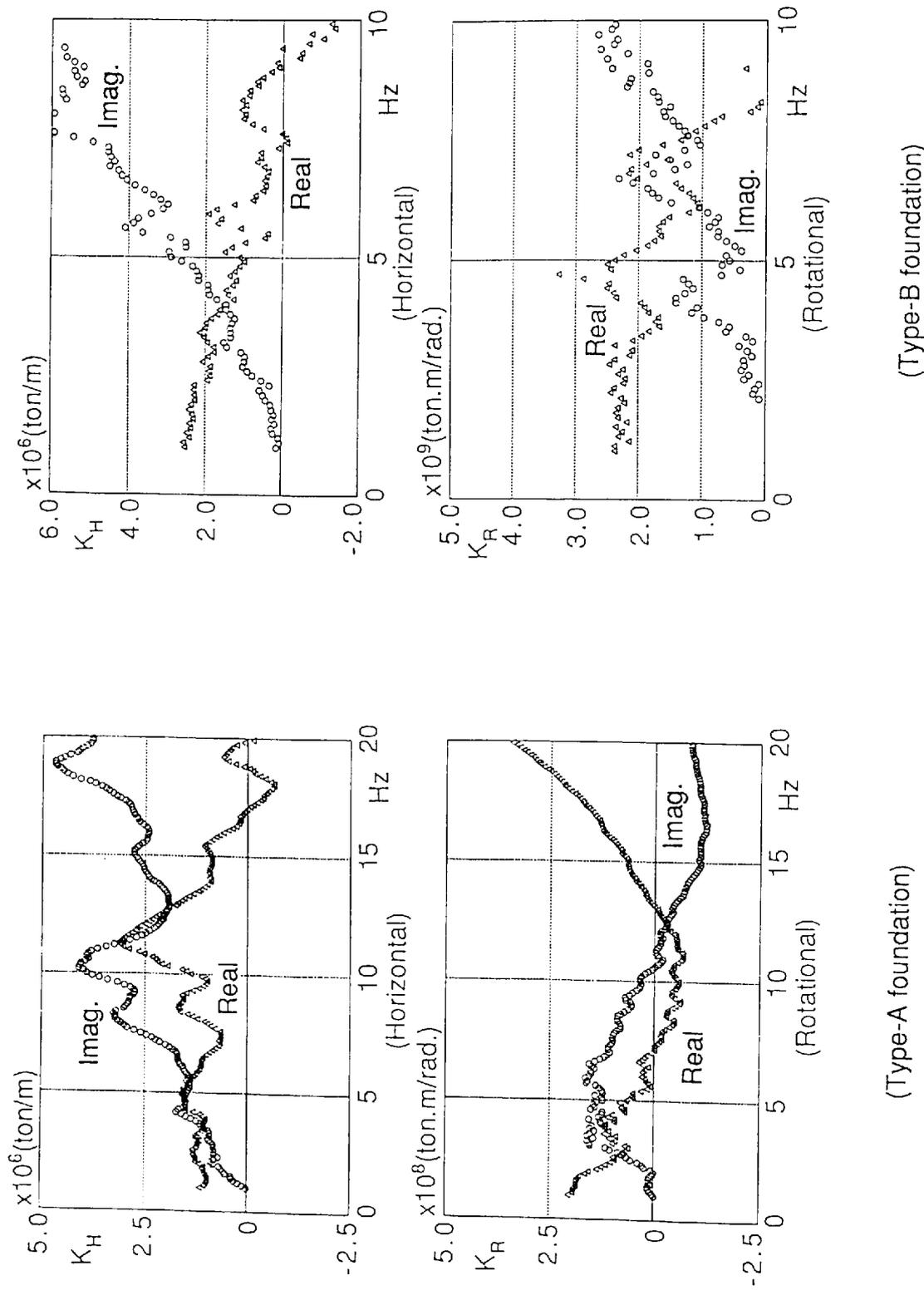


Fig.4.13 Dynamic impedances calculated from test results

### 4.2.3 実験と解析結果の比較

#### (1) 解析方法

##### 1) Type-A杭基礎の解析

実験結果の解析は、第2章 2.2.2項に示した三次元薄層要素法を用いた方法により実施した。本解析手法については、第3章において4本杭で支持された模型基礎の振動実験結果との比較により、その有効性を確認している。解析は、2本杭の杭頭位置での柔性行列の評価を多本杭に拡張したものである。

解析地盤モデルは、本実験地盤はFig. 4.2に示したように基礎直下および近傍地盤の表層部が地盤改良されているため、次のような方法で等価な成層地盤モデルを設定した。まず、地盤改良領域を考慮した地盤モデルをもつ軸対称有限要素法を用いて当該杭基礎の水平方向静的剛性を求め、次に地盤改良深さGL-9mまでを第1層地盤とし、そのせん断波速度をパラメータとした成層地盤における杭基礎の静的剛性を求め、先の地盤改良領域を考慮した静的剛性とほぼ等価となる成層地盤を解析地盤モデルとした。このようにして設定した等価地盤モデルはTable 4.1に示す7層の成層地盤であり、地盤改良深さGL-9mまでのせん断波速度は300m/secである。なお、地盤のポアソン比は0.46を、内部減衰は5%を仮定している。また、地盤モデルの最下層は仮想半無限地盤としている。

##### 2) Type-B杭基礎の解析

埋込みを有する群杭基礎の解析は、群杭インピーダンスと埋込み効果によるインピーダンスはそれぞれ独立に評価できると仮定し、(4-2)式に示すように群杭の動的インピーダンスに、埋込みによる側壁の動的インピーダンスを付加することによって得られるインピーダンスを実験結果と比較することにより行った。この考え方では、基礎側壁地盤と基礎底面以深地盤の相互の連成を無視したことになるが、埋込みを有する群杭基礎のインピーダンスを考えた場合、杭頭でのインピーダンスの貢献が埋込み側壁のインピーダンスに比べはるかに大きいため、その連成効果も小さくなり、本方法が埋込みをもつ群杭基礎のインピーダンスの評価法として実用的であると考えられる。

$$K_{PE} = K_P + K_E - K_F \quad (4-2)$$

ここに、

- $K_{PE}$  : 埋込み群杭基礎のインピーダンス  
 $K_E$  : 埋込み基礎のインピーダンス  
 $K_P, K_F$  : 基礎底面位置を仮想地表面とする群杭基礎、  
直接基礎のそれぞれのインピーダンス

なお、それぞれの動的インピーダンスの評価は、基礎を剛体として次に示す方法により求めている。基礎底面位置を仮想地表面とする群杭基礎インピーダンス ( $K_P$ ) と直接基礎インピーダンス ( $K_F$ ) は、Type-A杭基礎のシミュレーション解析に用いた方法により算定する。埋込み基礎のインピーダンス ( $K_E$ ) は、地盤内基礎位置における節点間のグリーン関数を三次元薄層要素法を用いた点加振解によって求め、剛体変位拘束条件を与えることにより得られる合力、合モーメントから基礎容積相当地盤の質量効果を差し引くことにより得られる方法<sup>[83]</sup>により求めた。

解析地盤モデルは、Fig. 4. 4に示した地盤調査結果に基づいて設定したTable 4. 2に示す成層地盤モデルである。なお、地盤の内部減衰は5%を仮定している。また、地盤モデルの最下層は仮想半無限地盤としている。

## (2) 実験と解析結果との比較

### 1) Type-A杭基礎の解析

Type-A杭基礎の解析結果として、上記の方法により求めた群杭基礎のインピーダンスと、杭を無視し基礎を剛体として求めた地表面上直接基礎のインピーダンスを求め、実験結果と比較してFig. 4. 14に示す。また、Fig. 4. 15には、Fig. 4. 14に示した解析で得られた水平インピーダンスと回転インピーダンスを剛体基礎底面に付けたスウェイ・ロッキングモデルを用いて計算した基礎中央位置での水平方向共振・位相曲線を実験結果と比較して示す。これらの比較においては、本杭基礎が回転方向に弾性変形を示し、回転変位が水平変位に比較し小さいことから、水平・回転連成インピーダンスの影響は小さいとしてその効果は無視している。

これらの動的インピーダンスおよび共振・位相曲線の比較から以下のことが指摘できる。

- ① Fig. 4. 14に示す実験から求めた動的インピーダンスと群杭基礎の解析結果との比較では、解析結果は水平インピーダンスの低振動数域における実部、虚部の値や高振動数域における周波数特性が実験結果とほぼ対応し、実験結果にみられる複雑なインピーダンスの特性を良くシミュレートしている。回転インピーダンスは、基礎の弾性変形が小さ

い低振動数域の実部で解析結果は実験結果に比べやや大きめとなるが、インピーダンスの周波数特性の対応は良い。しかし、高振動数域では基礎に弾性変形が生じていたため、剛体基礎仮定の条件で求めた解析結果との差は大きい。

- ② 実験杭基礎のインピーダンスは、①の比較において、基礎底面と地盤間に隙間がある条件で求めた群杭の水平インピーダンスと低振動数域でほぼ対応していることから、実験杭基礎の基礎底面における地盤抵抗は小さいことがわかる。
- ③ 解析で求めた直接基礎と群杭基礎のインピーダンスは、低振動数域では水平、回転インピーダンスの実部、虚部ともほぼ対応し、高振動数域ではインピーダンスの周波数特性に差が現れている。また、この周波数特性の差は、水平インピーダンスに比較し回転インピーダンスで大きい。この理由として、実験杭基礎が比較的曲げ剛性が小さく長尺な鋼管杭で支持されているため、低振動数域では、成層地盤のもつ動特性に支配された群杭の剛性、減衰特性が、直接基礎の剛性、減衰特性とほぼ等価なものとなっているためである。一方、高振動数域における群杭基礎のインピーダンスには、成層地盤のもつ動特性の他に、杭が振動することにより逸散する波動の波長と杭間距離が関係し、杭間地盤の固有振動数が励起されたことによる周波数特性の変化が現れているためと考えられる。また、水平方向に比較して回転方向で直接基礎のインピーダンスと差が大きくなる理由として、杭の軸剛性が地盤剛性に比較し高いことにより、水平インピーダンスに比べ回転インピーダンスの周波数特性に群杭の影響が顕著に現れたためである。（実験杭基礎のインピーダンスについては、4.3節でさらに検討する。）
- ④ Fig. 4.15に示す基礎上の水平方向共振・位相曲線の比較では、回転インピーダンスの比較において高振動数域で解析結果と実験結果に差があったにもかかわらず、群杭基礎と直接基礎の結果とも実験にみられる複雑な応答性状と良く対応している。これは、基礎上の水平振幅が基礎のロッキング成分に比べスウェイ成分が支配的であり、このスウェイ成分の応答に影響を与える水平インピーダンスが本解析で適切に評価されているためである。

## 2) Type-B杭基礎の解析

Type-B杭基礎の実験結果の水平インピーダンス ( $K_H$ )、回転インピーダンス ( $K_R$ ) を解析結果と比較してFig. 4.16に示す。Fig. 4.17には(4-2)式中の各々の状態における基礎の解析により求めた水平、回転インピーダンスを示す。また、Fig. 4.18とFig. 4.19に地下階

における水平および上下方向の共振・位相曲線の比較を示す。

これらの解析結果との比較から、以下のことが指摘できる。

- ① Fig. 4.16に示す解析結果のインピーダンスとの比較から、解析結果は、水平、回転方向の実部、虚部の値や振動数の増加により実部が減少し虚部が増加する傾向を良くシミュレートしている。しかし、実験結果に比較して解析結果の周波数特性の変動が単調となっている。この理由として、実験時に基礎に局所的な弾性変形が生じていることや、解析で設定した地盤モデルと周辺地盤を含めた実際の地盤との間に差があることが考えられる。
- ② Fig. 4.17に示す埋込み基礎と直接基礎の水平、回転インピーダンスの比較から、両基礎のインピーダンス実部の差は小さく埋込みによる地盤剛性の増加が小さいことがわかる。これは、実験杭基礎が基礎幅に比較して埋込みが浅いため、埋込み側壁での地盤抵抗がほとんど期待できないためと考えられる。また、このことから、実験杭基礎のインピーダンスは群杭によるインピーダンスが支配的であること、Type-A杭基礎と同じく基礎底面における地盤抵抗が小さいことが指摘できる。
- ③ Fig. 4.18とFig. 4.19に示す地下1階の水平および上下方向共振・位相曲線の比較から、実験結果と解析結果の共振振動数を含めた共振・位相曲線の対応は良く、基礎底面下の群杭インピーダンスに、埋込み部側壁のインピーダンスを付加するという簡便な方法で実験杭基礎の応答性状を良く評価している。

Table 4.1 Soil constants for correlation analysis of Type-A foundation

	Layer Thickness (m)	S-Wave Velocity Vs (m/s)	Unit Weight $\gamma$ (t/m <sup>3</sup> )	Poisson's Ratio $\nu$	Damping Factor h (%)
①	9.0	300	1.8	0.46	5.0
②	4.0	180	1.8	0.46	5.0
③	6.0	250	1.8	0.46	5.0
④	10.0	180	1.6	0.46	5.0
⑤	7.0	500	1.6	0.46	5.0
⑥	8.0	180	1.6	0.46	5.0
⑦	-	390	1.6	0.46	5.0

Table 4.2 Soil constants for correlation analysis of Type-B foundation

	Layer Thickness (m)	S-Wave Velocity Vs (m/s)	Unit Weight $\gamma$ (t/m <sup>3</sup> )	Poisson's Ratio $\nu$	Damping Factor h (%)
①	5.0	85	1.75	0.48	5.0
②	3.0	120	1.65	0.49	5.0
③	7.5	260	1.8	0.48	5.0
④	2.0	230	1.7	0.49	5.0
⑤	5.5	490	2.0	0.47	5.0
⑥	3.0	540	2.0	0.45	5.0
⑦	-	545	1.85	0.44	5.0

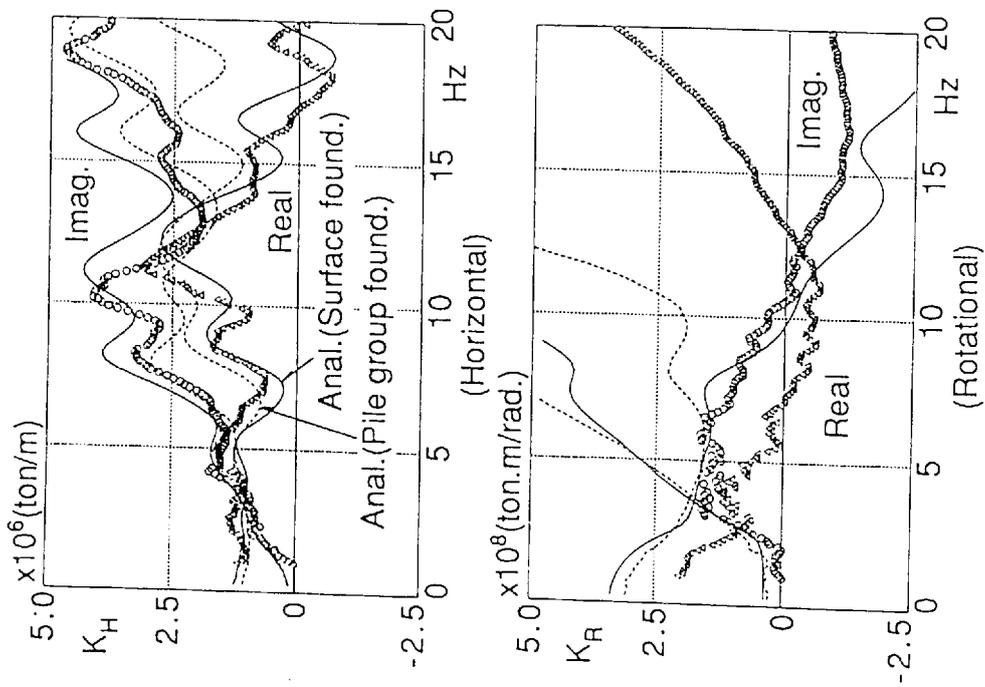


Fig.4.14 Comparison of dynamic impedances between test and analyses of Type-A foundation

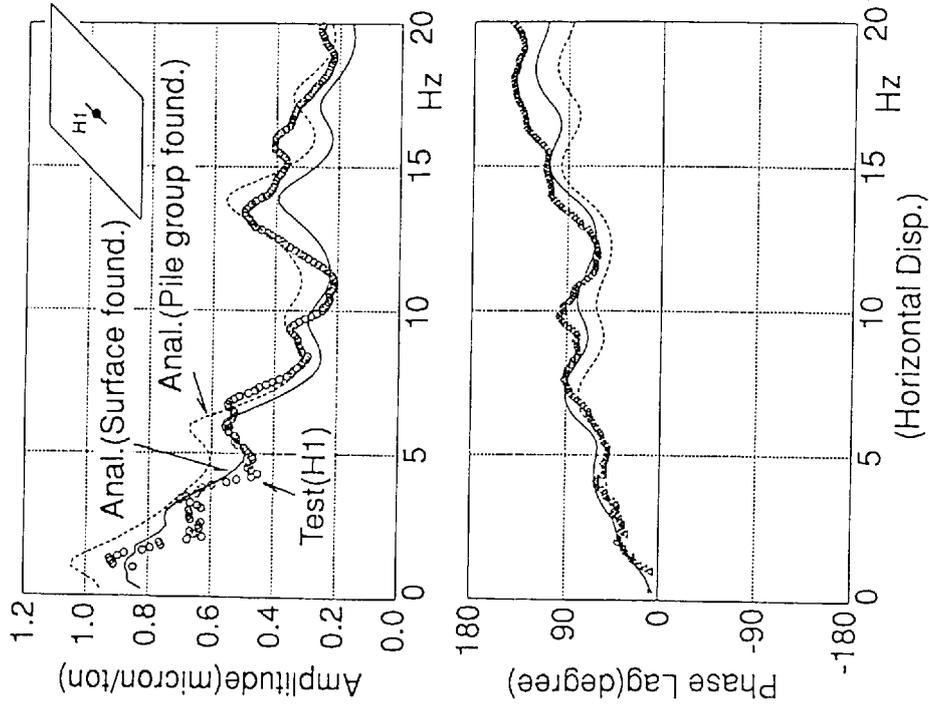


Fig.4.15 Comparison of horizontal displacement between test and analyses of Type-A foundation

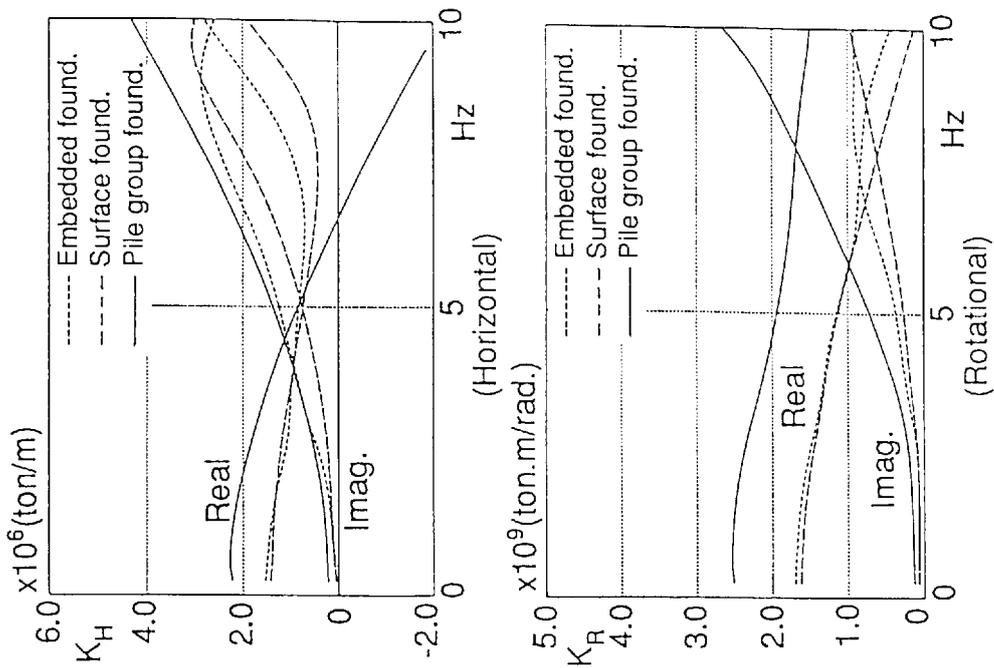


Fig.4.16 Comparison of dynamic impedances between test and analysis of Type-B foundation

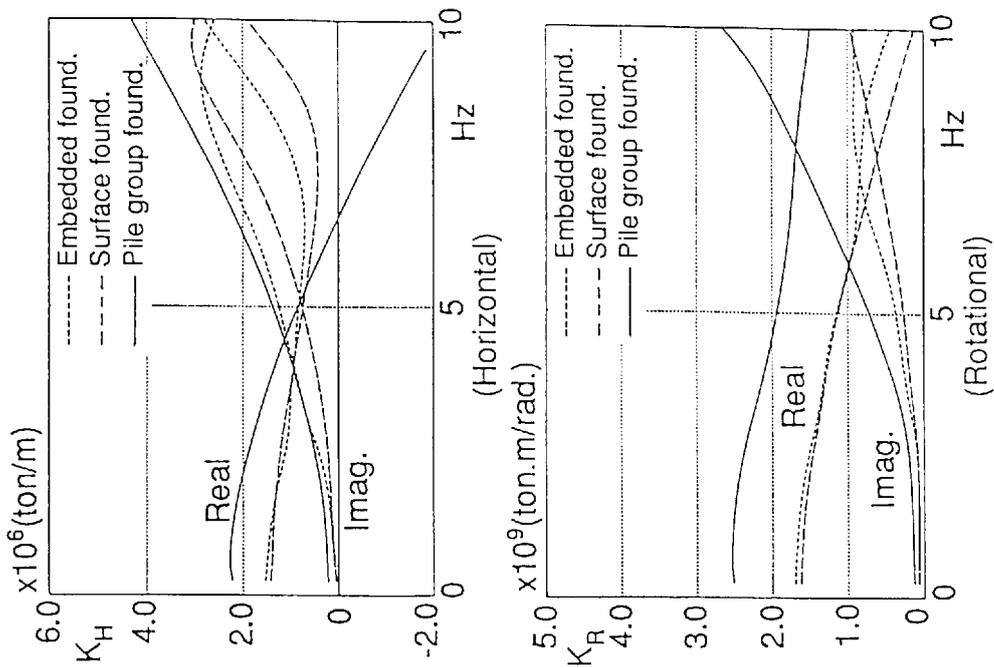


Fig.4.17 Comparison of dynamic impedances of different foundation types

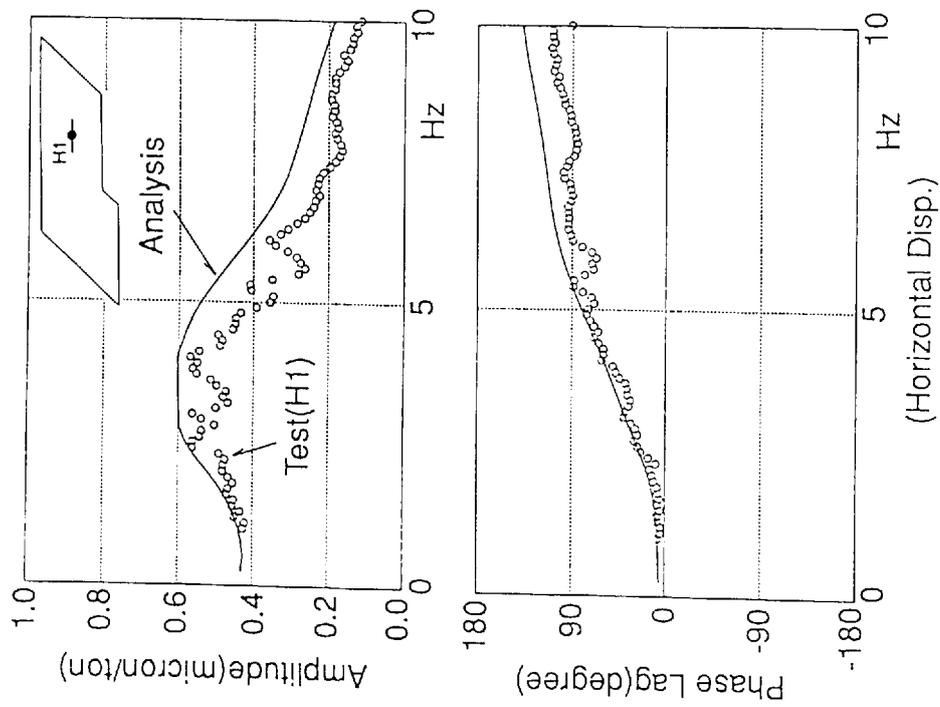


Fig.4.18 Comparison of horizontal displacement between test and analysis of Type-B foundation

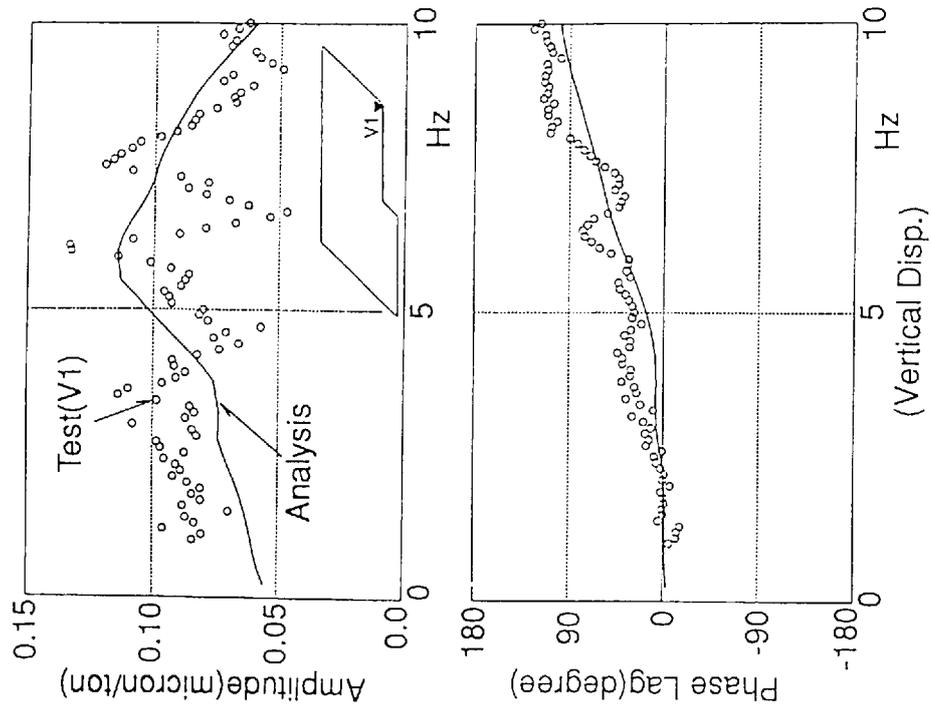


Fig.4.19 Comparison of vertical displacement between test and analysis of Type-B foundation

### 4.3 群杭基礎のインピーダンス特性

前節までの検討において、多本杭からなる実大群杭基礎および地下階を有する群杭基礎の振動実験から算定した動的インピーダンスに対して、三次元薄層要素法を用いたシミュレーション解析を行い、解析法の有効性を検証した。また、これら群杭基礎のインピーダンスから、長尺杭をもつType-Aの群杭基礎のインピーダンス特性は、直接基礎のインピーダンスとほぼ等価なものであること、Type-Bの地下階を有する群杭基礎のインピーダンス特性は、埋込み効果による寄与は小さく、基礎底面における群杭インピーダンスがほとんど支配的であることが特徴付けられた。

ここでは、2つの群杭基礎のインピーダンスについてその基本特性を調べるため、杭本数をパラメータとした解析を行い、当該群杭基礎の群杭効果について調べる。また、直接基礎および埋込み基礎のインピーダンスと比較することにより、群杭基礎のインピーダンスについてさらに詳細に検討する。

#### 4.3.1 杭本数をパラメータとした群杭効果の検討

当該群杭基礎は、Type-A杭基礎では56本、Type-B杭基礎では84本の杭本数を有する。これら群杭基礎のインピーダンスについてその基本特性を調べるため、Fig. 4.20とFig. 4.21にそれぞれの群杭基礎について示すように、単杭から杭本数を段階的に増加させていった場合の群杭インピーダンスを求め、群杭効果による周波数特性とインピーダンスの値の変化について検討する。解析条件は、実験杭基礎の諸定数を基本とする以下の通りである。

##### ① Type-A杭基礎

- ・ 杭本数  $N$  : 1, 2x2, 3x3, 4x4, 6x6, 7x8 (本杭基礎に相当する。)
- ・ 杭定数 : 鋼管杭 直径(d) 0.66m, 肉厚(t) 0.11m, 杭長(L) 48m  
: 鋼管杭 直径(d) 0.61m, 肉厚(t) 0.096m, 杭長(L) 48m (56本中16本に使用)
- ・ 杭間隔  $s$  : (x方向)  $s/d=8.4$ , (y方向)  $s/d=4.8$
- ・ 解析方向 : 水平(x)方向, 上下方向
- ・ 地盤条件 : 7層成層地盤モデル

## ② Type-B杭基礎

- ・杭本数 N： 1, 2x2, 5x5, 5x9, 5x13, 84 (本杭基礎に相当する。)
- ・杭定数 : RC杭 直径(d) 1.5m, 杭長(L) 12.5m  
: RC杭 直径(d) 1.1m, 杭長(L) 12.5m (84本中15本に使用)
- ・杭間隔 s： (x方向) s/d=2.0, (y方向) s/d=3.7
- ・解析方向： 水平(x)方向, 上下方向
- ・地盤条件： 6層成層地盤モデル

解析結果として、Fig. 4. 22にType-A杭基礎、Fig. 4. 23にType-B杭基礎について(4-2)式に示すように、単杭の水平および上下方向の静的剛性 ( $f=0.25\text{Hz}$ におけるインピーダンス実部) を杭本数で規準化したx方向水平インピーダンスと上下インピーダンスを示す。Fig. 4. 24, Fig. 4. 25には同様な考え方でインピーダンスの静的剛性を規準化して求めたそれぞれの杭基礎の水平および上下方向の群杭係数 ( $\alpha_i$ ) を示す。また、図中には実験の水平動的インピーダンスの静的近傍での実部を用いて求めた群杭係数も併記する。さらに、水平方向の群杭係数には、杭の配置による影響をみるために、基礎の短辺方向(y方向)の結果を併記している。また、Type-B杭基礎については杭間隔が広い場合として  $s/d=4.0$ の結果も併記している。

$$\alpha_i = K_i / (N \cdot K_i^s) \quad i=HH \text{ (水平方向)}, WV \text{ (上下方向)} \quad (4-2)$$

ここに、

$\alpha_i$  : 群杭係数

N : 杭本数

$K_i^s$  : 単杭の静的剛性 ( $f=0.25\text{Hz}$ におけるインピーダンス実部)

### (1) Type-A杭基礎の場合

Fig. 4. 22に示すType-A杭基礎の水平、上下インピーダンスについて、以下のことが指摘できる。

- ① 群杭のインピーダンスは、単杭のインピーダンスに比較して杭本数の増加とともに実部、虚部の周波数特性の変化が顕著になり、杭一本当たりに規準化した実部、虚部の値

も単杭の結果と差がみられ、群杭効果が認められる。

- ② 上記①の理由として、第2章で行った群杭インピーダンスの基本特性の検討結果から、群杭インピーダンスの周波数特性の変化は、杭からの逸散波動が成層地盤の層境界で反射、屈折するためや、他杭との相互干渉によってインピーダンスの周波数特性が影響を受けることを示した。従って、実験杭基礎のように杭本数が多く長尺な群杭基礎の場合、群杭によって囲まれる地盤領域が広がるため、杭の振動とともに励起される成層地盤の領域が広くかつ深くなり、層境界の影響も深い地層まで及ぶためである。また、杭間連成の効果も、杭間隔が比較的長く、さらに杭本数が多いため、杭間距離がかなり長い杭との連成効果も起こりインピーダンスの周波数特性の変動が顕著になってきたことによる。
- ③ 水平、上下インピーダンスの周波数特性の違いは、それぞれの加振型により励起される波動成分の波長と、単杭では支持地盤以浅の層厚の関係が、群杭では杭間距離との関係も影響しているためである。
- ④ 杭本数の違いによるインピーダンスの変化をみると、水平インピーダンスは、杭本数の増加によってほぼ同じ振動数で実部、虚部の周波数特性の変化が顕著になる。一方、上下インピーダンスは、杭本数の増加とともにインピーダンスの周波数特性が大きく変化している。
- ⑤ 上記④の理由として、水平インピーダンスは、先に示した直接基礎のインピーダンスの周波数特性とほぼ対応していることから、当該杭基礎のように長尺で杭の曲げ剛性が小さい杭では、杭間の連成効果に比較し成層地盤に起因するインピーダンスの周波数特性の変化が顕著に現れているためと考えられる。一方、上下インピーダンスの実部、虚部の周波数特性は、高振動数域で変化が大きく緩やかであり、単杭のインピーダンスに収束する傾向を示している。この傾向は、杭からの逸散波が高振動数になるにつれ、すなわち逸散波の波長が短くなるにつれ、影響する杭がその杭周辺の杭に限られてくるために群杭効果が小さくなり、多本杭中にある杭一本のインピーダンスが単杭と等価な剛性、減衰に収束してくるためである。このことから、上下方向では、杭本数が増加するにつれ成層地盤の影響によるインピーダンスの変化に比べ、杭間距離と波長によるインピーダンスの変化が顕著となることが指摘できる。
- ⑥ 水平、上下インピーダンスの値に着目すると、実部の低振動数域で第2章で検討した如く杭本数の増加に従い杭一本当たりの剛性が低下している。高振動数では先に検討し

た周波数特性の影響によって変化が顕著となり、上下方向では単杭に比べ大きくなる振動数も現れている。

- ⑦ インピーダンスの虚部は、低振動数では単杭に近い値を示しているが、高振動数では杭本数の増加につれ杭一本当たりの虚部が見かけ上単杭に比べ大きくなる。これは、杭本数の増加や杭間距離が長くなることにより、群杭の振動によって励起される地盤領域が広がるためである。
- ⑧ Fig. 4. 24に示した静的剛性で規準化した群杭係数でみると、水平、上下方向とも群杭効果による剛性低下が明瞭に現れている。また、実験結果から求めた群杭係数は解析値と良く対応しており、単杭の静的剛性と群杭係数から群杭の静的剛性を評価することの有効性が確認できる。水平方向の図にはy方向加振について求めた群杭係数も併記しているが、本杭基礎ではx方向、y方向の差はほとんどみられず、杭の配置が群杭効果に与える影響が小さいことを示唆している。

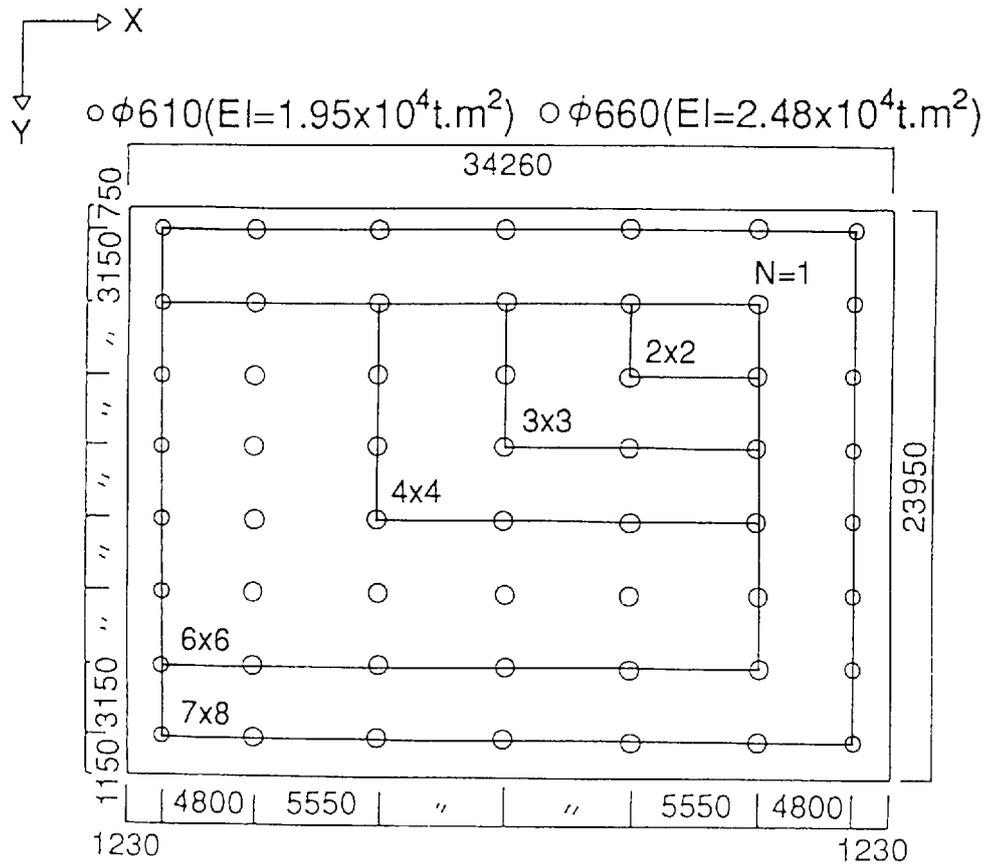
## (2) Type-B杭基礎の場合

Fig. 4. 23に示すType-B杭基礎の水平、上下インピーダンスについて、以下のことが指摘できる。

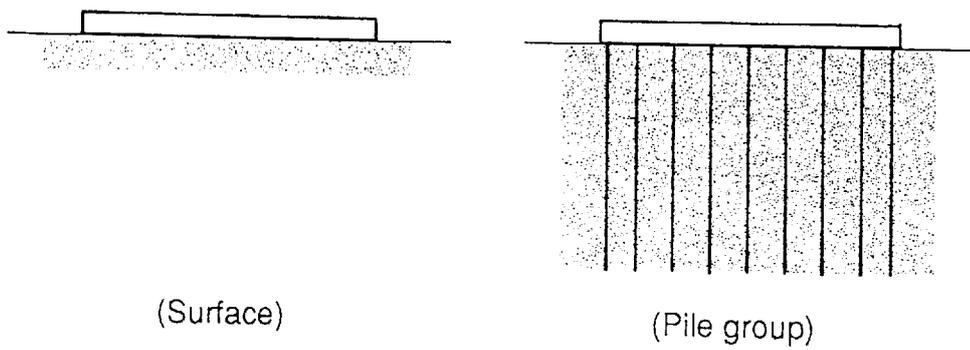
- ① 上下インピーダンスで杭本数が多い場合に周波数特性に変化がみられるが、水平、上下方向の実部、虚部とも周波数特性の変化はType-A杭基礎に比較して単調である。当該杭基礎の場合、Type-A杭基礎に比較して杭間距離、杭長が短いため、成層地盤や杭間連成効果によって現れるインピーダンスの周波数特性の変化が、本解析振動数範囲では現れていないためである。上下インピーダンスの周波数特性の変化は、杭本数の増加にともない杭が長方形型格子配置となるため、杭間距離が長い杭との連成効果が多くなるためである。
- ② 水平、上下インピーダンスの値に着目すると、実部の低振動数域で第2章で検討した如く杭本数の増加に従い杭一本当たりの剛性が低下している。Fig. 4. 25に示した静的剛性で規準化した群杭係数でみると、水平、上下方向とも群杭効果による剛性低下が現れているが、水平方向に比較し上下方向で低下の割合が小さいことがわかる。この理由として、群杭効果による剛性低下が杭周地盤を介しての杭間連成により起こるが、実験杭基礎の軸剛性が高く、杭を支持する地盤の剛性が表層地盤に比較しかなり高いために、上下方向では支持地盤での地盤抵抗の寄与が大きくなり、杭間の連成効果が水平方向に

比較し小さいためである。

- ③ 杭間距離が長い ( $s/d=4.0$ ) の場合は、水平、上下方向とも杭間連成の影響が小さくなるために剛性低下の割合が小さい。また、水平方向の図には  $y$  方向加振について求めた群杭係数も併記しているが、 $x$  方向、 $y$  方向の差はほとんどみられない結果であり、基礎の長辺、短辺方向による杭配置の影響が小さいことがわかる。
- ④ 実験結果から求めた群杭係数は、埋込みを考慮しない群杭基礎の解析値と良く対応し、実験杭基礎の水平剛性に埋込み効果による寄与が小さいこと、単杭の静的剛性と群杭係数から静的剛性を評価することの有効性が確認できる。
- ⑤ インピーダンスの虚部は、低振動数では単杭に近い値を示しているが、高振動数域では杭本数の増加につれ杭一本当たりの虚部が見かけ上単杭に比べ大きくなる。この傾向は上下方向で顕著であり、杭本数の増加や杭間距離が長くなることにより、群杭の振動によって励起される地盤領域が広がるためや、水平方向に比較して上下方向では、杭の振動モードの関係から影響を与える地盤領域が深い範囲まで及んでいるためである。

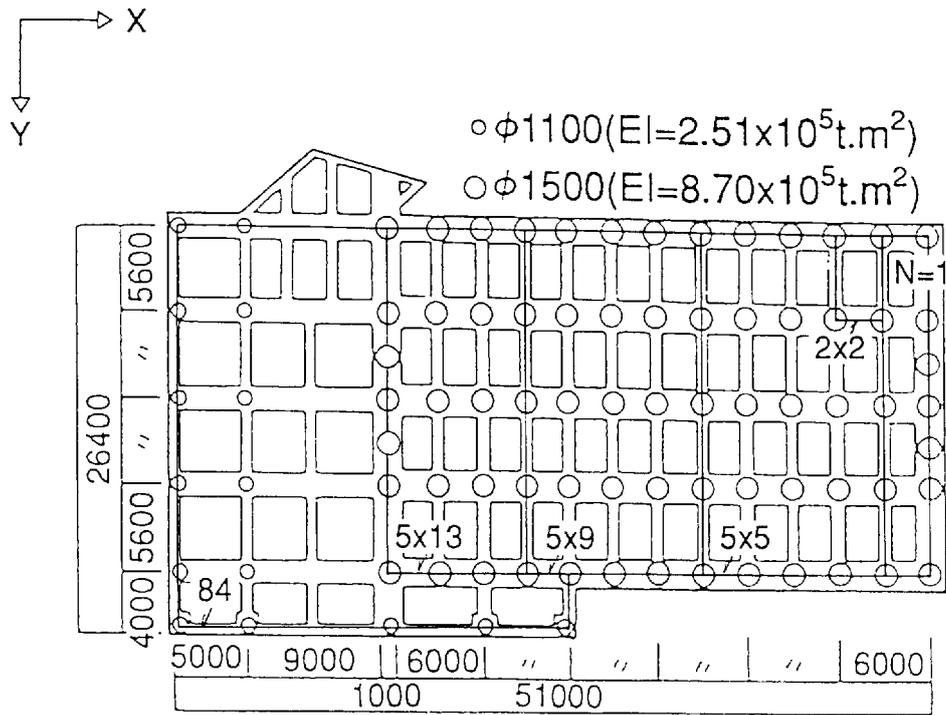


Pile arrangement for calculation of pile group impedance (Type-A found.)

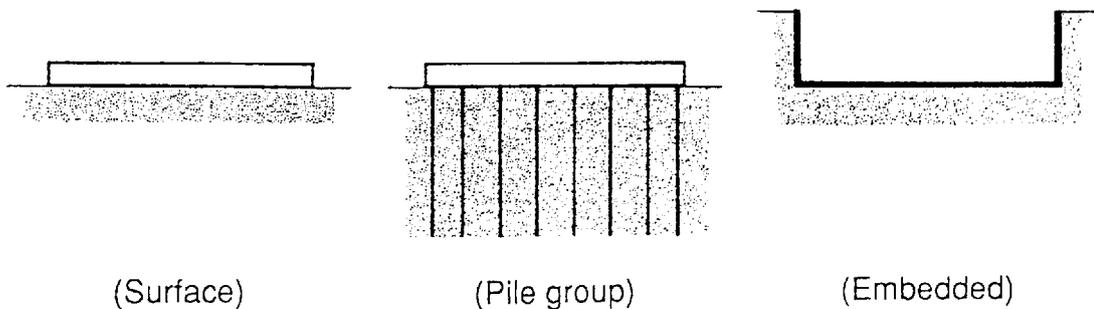


Foundation type for comparison of static impedance (Type-A found.)

Fig.4.20 Analytical model of Type-A foundation for calculating impedances



Pile arrangement for calculation of pile group impedance (Type-B found.)



Foundation type for comparison of static impedance (Type-B found.)

Fig.4.21 Analytical model of Type-B foundation for calculating impedances

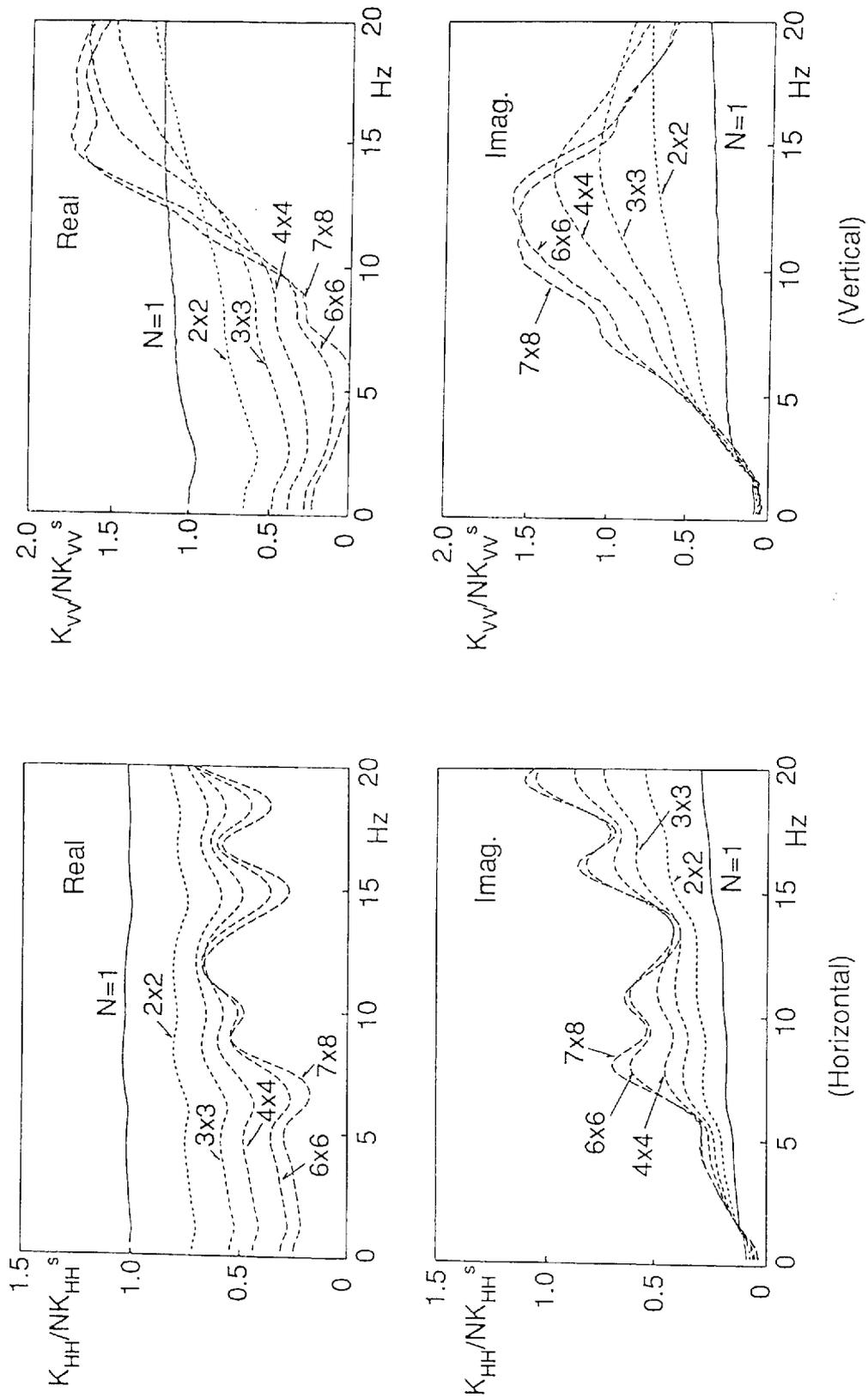


Fig.4.22 Normalized dynamic impedances of different numbers of piles for Type-A foundation

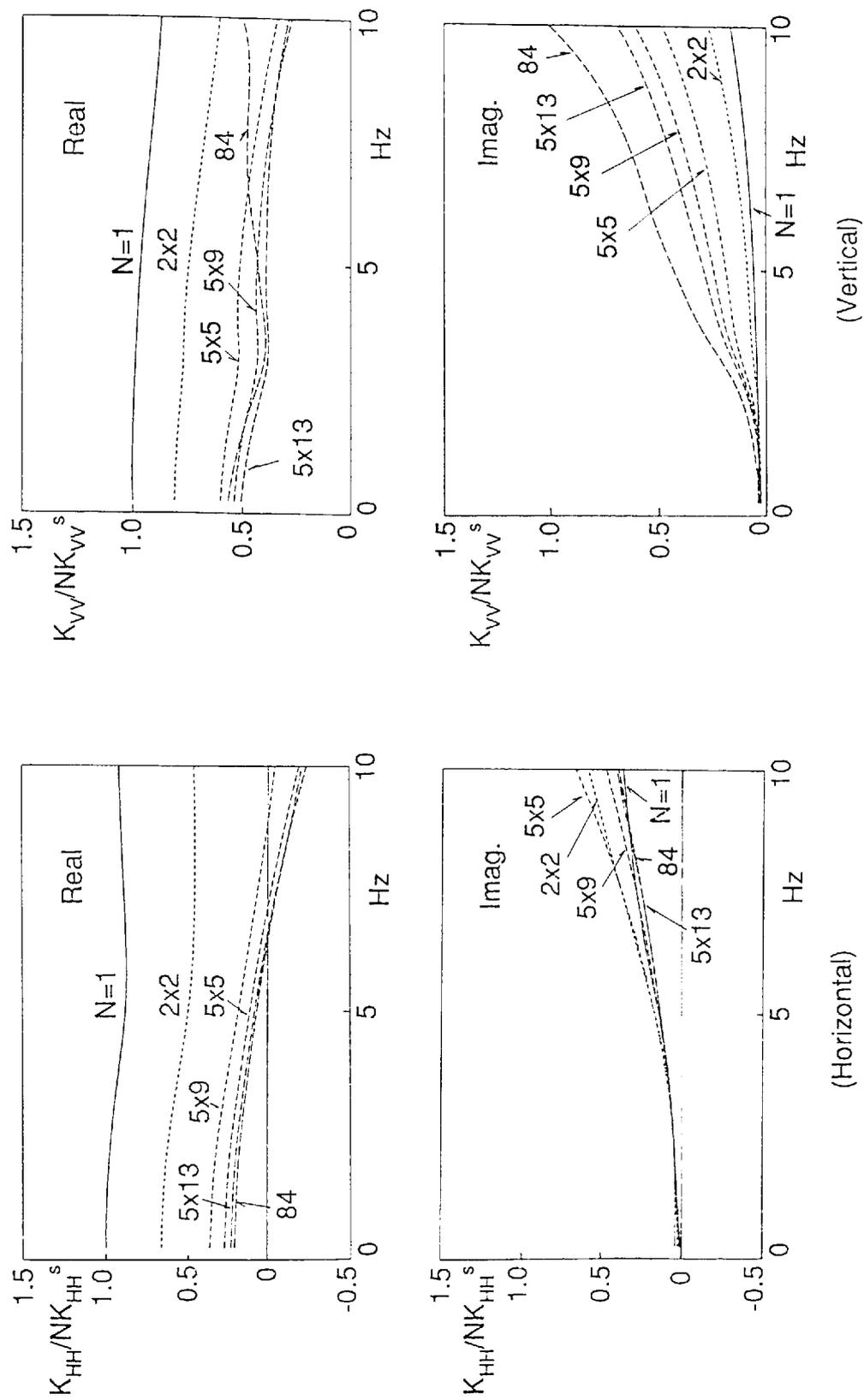


Fig.4.23 Normalized dynamic impedances of different numbers of piles for Type-B foundation

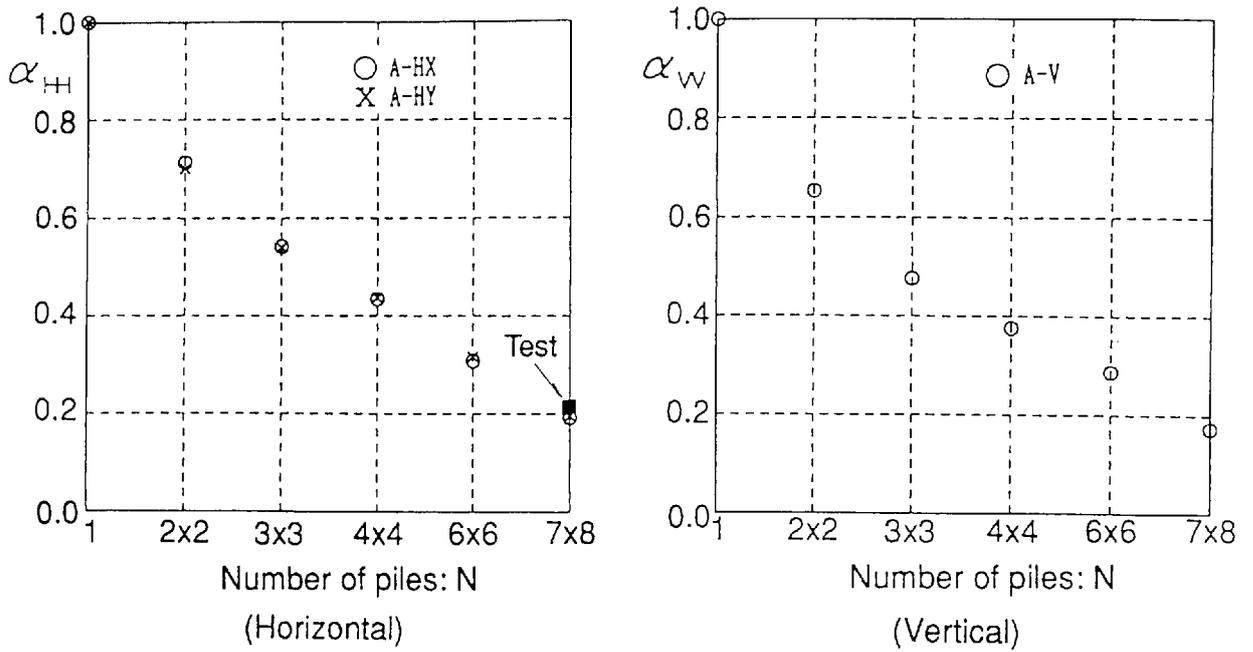


Fig.4.24 Pile group coefficients of different numbers of piles for Type-A foundation

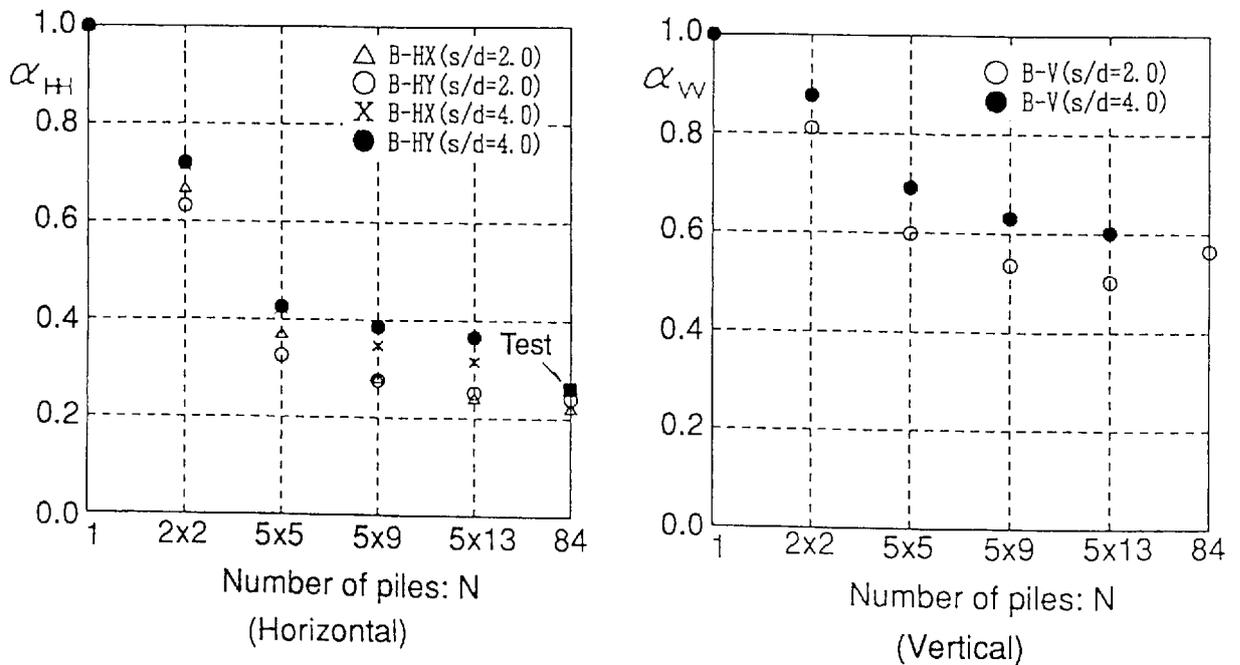


Fig.4.25 Pile group coefficients of different numbers of piles for Type-B foundation

#### 4.3.2 直接基礎、埋込み基礎の静的剛性との比較

本節では、4.3.1節で検討したType-A, Type-B杭基礎をもとにして杭本数をパラメータにした群杭基礎と、それと等価な基礎幅をもつ直接基礎、埋込み基礎の静的剛性を比較することにより杭基礎-地盤系の静的剛性（インピーダンス実部）について調べる。この検討においては、2つの実験杭基礎のインピーダンスと解析結果との比較により指摘された、Type-A杭基礎のインピーダンスが直接基礎とほぼ等価であったことや、Type-B杭基礎では埋込み効果によるインピーダンスの寄与が小さく、基礎底面の群杭インピーダンスが支配的であったことに対しても考察を行うこととする。

比較検討用の基礎の解析モデルは、Type-A杭基礎についてはFig. 4.20に示したような直接基礎とし、Type-B杭基礎についてはFig. 4.21に示したように基礎底面レベルを同一とした直接基礎と埋込み基礎とした。解析条件は、4.3.1節で考えた杭本数をパラメータとした杭基礎と比較ができるように、群杭基礎外周杭の中心を結んだ時の基礎形状を基礎幅とした。また、直接基礎、埋込み基礎の静的剛性の算定は、4.2.3節の実験結果の解析で用いた三次元薄層要素法に基づいた手法により行っている。なお、各杭基礎で考えた解析条件は以下の通りである。

##### ① Type-A杭基礎

- ・杭本数（基礎幅）： 2x2 (5.55mx3.15m) , 3x3 (11.1mx6.3m)  
4x4 (16.65mx9.45m) , 6x6 (27.75mx15.75m)  
7x8 (31.8mx22.05m)
- ・杭定数 : 鋼管杭 直径(d) 0.66m, 肉厚(t) 0.11m, 杭長(L) 48m  
: 鋼管杭 直径(d) 0.61m, 肉厚(t) 0.096m, 杭長(L) 48m (56本中  
16本に使用)
- ・杭間隔 s: (x方向) s/d=8.4, (y方向) s/d=4.8
- ・解析方向: 水平(x), 回転, 上下方向
- ・地盤条件: 7層成層地盤モデル

##### ② Type-B杭基礎

- ・杭本数（基礎幅）： 2x2 (3.0mx5.6m) , 5x5 (12.0mx22.4m)  
5x9 (24.0mx22.4m) , 5x13 (36.0mx22.4m)  
84 (51.0mx22.4m)

- ・埋込み深さ：6.5m（一定）
- ・杭定数：RC杭 直径(d) 1.5m，杭長(L) 12.5m  
：RC杭 直径(d) 1.1m，杭長(L) 12.5m（84本中15本に使用）
- ・杭間隔 s：（x方向）s/d=2.0，（y方向）s/d=3.7
- ・解析方向：水平（x），回転，上下方向
- ・地盤条件：7層成層地盤モデル

解析結果として、Fig. 4.26にType-A杭基礎、Fig. 4.27にType-B杭基礎について（4-3）式で定義した基礎幅が最も小さい2 x 2本の杭基礎に相当する直接基礎の水平、回転および上下方向の静的剛性（f=0.25Hzにおけるインピーダンス実部）と基礎幅比でもって規準化したそれぞれの基礎の規準化静的剛性を示す。

$$K_i^N(\text{Normalized}) = K_i^N / (K_i^s \cdot L_N/L_4)$$

i = HH（水平方向），VV（上下方向）

(4-3)

$$K_i^N(\text{Normalized}) = K_i^N / (K_i^s \cdot (L_N/L_4)^3)$$

i = RR（回転方向）

ここに、

$K_i^N$ ：N本杭基礎に相当する基礎幅をもつ基礎の静的剛性

$K_i^s$ ：4本杭基礎に相当する直接基礎の静的剛性

（下記に示す f=0.25Hzにおけるインピーダンス実部）

	水平	回転	上下
Type-A	$2.17 \times 10^5 \text{t/m}$	$1.87 \times 10^6 \text{tm/rad.}$	$2.77 \times 10^5 \text{t/m}$
Type-B	$7.43 \times 10^4 \text{t/m}$	$4.09 \times 10^5 \text{tm/rad.}$	$2.20 \times 10^5 \text{t/m}$

$L_N$ ：N本杭基礎に相当する直接基礎の基礎幅

$L_4$ ：4本杭基礎に相当する直接基礎の基礎幅

Type-A：  $L_4=5.55\text{m}$

Type-B：  $L_4=3.0\text{m}$

#### (1) Type-A杭基礎の場合

Fig. 4.26に示す杭本数（基礎幅）を変化させた時の杭基礎と直接基礎の静的剛性の比較から、当該杭基礎では基礎の大きさに関わらず水平、上下方向とも直接基礎の静的剛性とほぼ等価となり、杭による剛性の増加がみられない。また、回転方向については、基礎幅が短い場合、杭の上下抵抗による回転抑制のため杭基礎の回転剛性が直接基礎に比較し大きくなるが、基礎幅の増大に従いその効果も小さくなり直接基礎とほぼ同程度となっている。これらのことから、本杭基礎のように杭の打ち込み密度が小さく長尺な杭は、基礎幅が短い場合は回転方向の剛性を高める効果が期待できるが、水平、上下方向では杭の存在による補剛効果が小さいことが指摘できる。

#### (2) Type-B杭基礎の場合

Fig. 4.27に示す杭本数（基礎幅）を変化させた時の杭基礎と直接基礎、埋込み基礎の静的剛性の比較から、当該杭基礎の場合、水平、回転、上下の各方向とも杭による剛性の増加が認められる。特に、水平、回転方向では、基礎幅が短い場合にはその効果は著しく、基礎幅が大きい場合でも直接基礎、埋込み基礎の2倍程度の剛性が期待できることがわかる。また、上下方向においても杭による剛性の増加が大きい。上下方向の直接基礎に対する杭基礎の剛性増加の割合は、水平、回転方向と傾向を異にし基礎幅の違いによってそれほど変化しない。この理由として、杭の水平方向と上下方向加力時では地盤抵抗の寄与が異なり、上下方向は杭端位置の支持地盤での反力が大きくなり、Fig. 4.25に示したように水平方向に比較し群杭効果による剛性低下の割合が小さいためである。埋込み基礎の静的剛性は、水平、回転、上下方向とも基礎幅が大きくなるにつれ直接基礎の静的剛性に近づく傾向を示している。これは、埋込み側壁部の地盤剛性の割合が基礎底面での剛性に比較して小さくなるためであり、実験杭基礎では、杭基礎の剛性に比較し埋込みによる剛性の増加がほとんど期待できないことが確認できる。

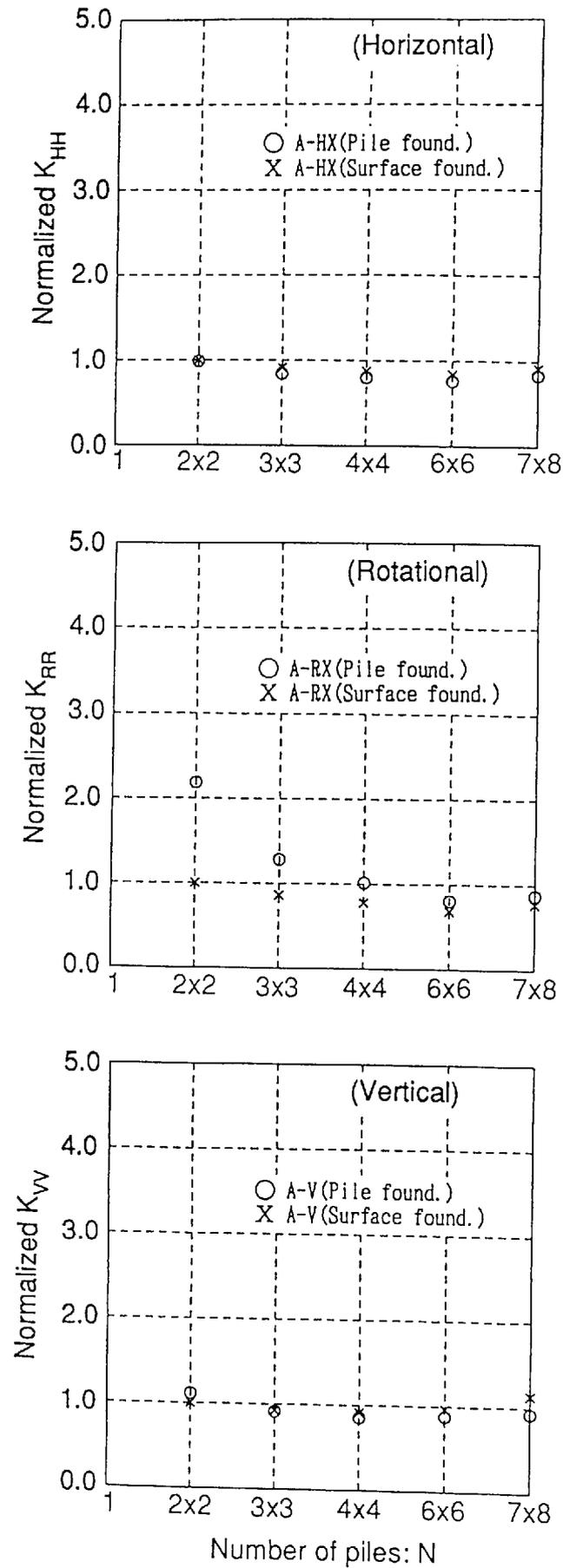


Fig.4.26 Normalized static impedances of pile group and surface foundation for Type-A foundation

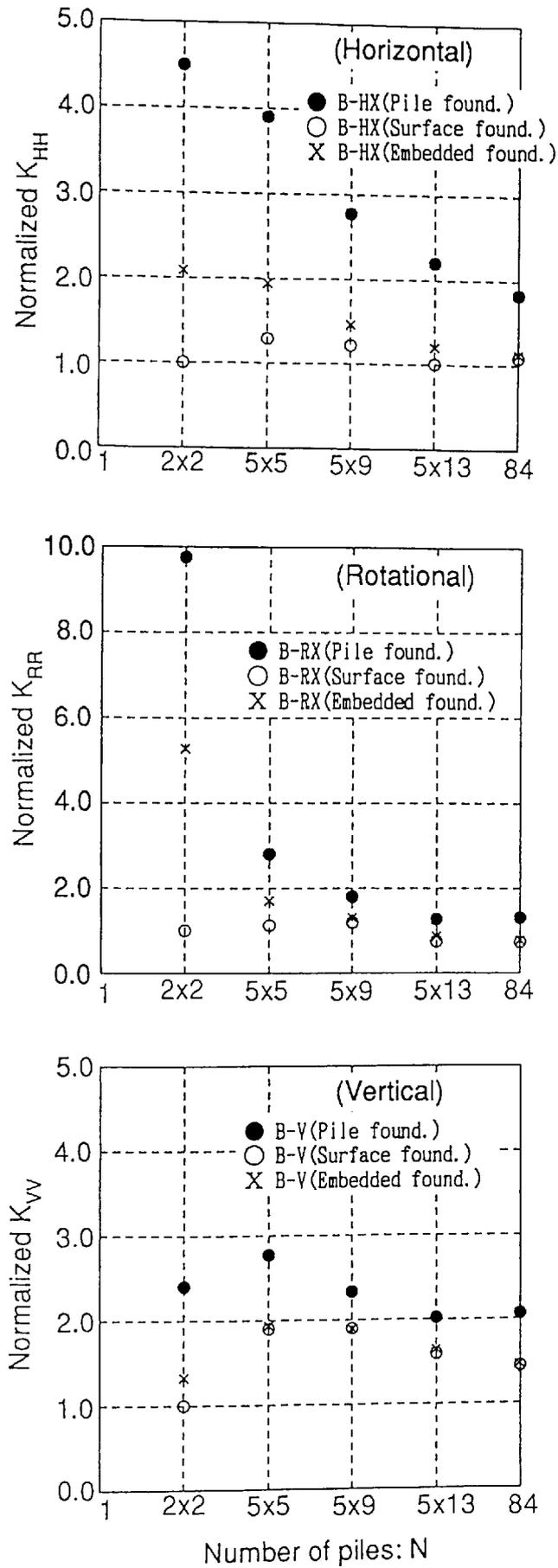


Fig.4.27 Normalized static impedances of pile group, surface and embedded foundation for Type-B foundation

#### 4.4 まとめ

本章では、群杭基礎の動特性を把握することを目的として、実大の群杭基礎および地下階を有する群杭基礎の振動実験を行い、多本杭からなる群杭基礎の振動性状について調べた。また、実験結果から算出した動的インピーダンスを三次元薄層要素法を用いた解析結果と比較し、本解析法が多本杭を有する群杭基礎に適用できることを示した。さらに、実験杭基礎のインピーダンスに関して、杭本数をパラメータとした解析と、基礎幅をパラメータとした直接基礎、埋込み基礎の静的剛性との比較を行い、当該実験杭基礎のインピーダンスの諸特性を明らかにした。

本章の研究により得られた主要な成果を、以下にまとめて示す。

多本杭を有する杭基礎 (Type-A) の水平加振実験と解析結果から、

- ① 実験杭基礎の応答特性は、基礎の水平方向共振曲線にみられたように群杭基礎-地盤連成系の明瞭な共振ピークを持たず、応答振幅が振動数の増加にともない徐々に減少する結果であった。これは、群杭が振動することによる地盤への波動逸散減衰が大きいためであり、群杭と地盤との動的相互作用の影響が大きいことを示唆している。
- ② 基礎の振動は、水平方向はほぼ剛体振動を示しているが、回転方向は高振動数域で弾性変形が生じている。水平方向共振・位相曲線および実験から求めた水平インピーダンスには、振動数の増加による周波数特性が認められ、基礎直下の成層地盤や杭間の相互作用がこれらの周波数特性に大きく影響を与えている。
- ③ 比較的曲げ剛性が小さく長尺杭を有する実験杭基礎は、低振動数域では水平、回転インピーダンスとも直接基礎のインピーダンスとほぼ対応する結果であり、成層地盤の動特性に支配された群杭の剛性、減衰特性が、直接基礎の剛性、減衰特性とほぼ等価なものとなっている。一方、高振動数域では杭間相互作用等の影響により、直接基礎のインピーダンスとは周波数特性が異なる。また、この群杭の影響は、水平方向に比較して杭の軸剛性が関係する回転方向で大きい。
- ④ 三次元薄層要素法を用いて実用的に群杭効果を考慮した解析法により、実験の水平方向インピーダンスおよび共振・位相曲線を良くシミュレートできることが確認できた。また、回転方向についても、基礎の弾性変形が生じている高振動数域での対応は良くないが、低振動数域では解析結果は実験結果とほぼ対応し、解析法の有効性が検証できた。

地下階を有する群杭基礎（Type-B）の水平加振実験と解析結果から、

- ① 実験杭基礎の応答特性は、基礎はほぼ剛体振動を示し、群杭基礎—地盤連成系のなだらかな共振ピークを2～4 Hzの間に有している。基礎上の水平振幅は、群杭の存在により回転抵抗が大きいため、基礎のロッキング成分の割合は小さく、スウェイ成分による寄与が大きい。
- ② 実験から求めた水平、回転インピーダンスは、埋込み部側壁と地盤間や、基礎底面と地盤間の抵抗は小さく、群杭によるインピーダンスが支配的である。
- ③ シミュレーション解析は、基礎底面下の群杭の動的インピーダンスに、埋込み部側壁の動的インピーダンスを付加するという解析法を用いて行った。水平、回転方向のインピーダンスや基礎の共振・位相曲線とも解析結果は実験結果とほぼ対応し、実験杭基礎のように埋込みが浅い群杭基礎の応答性状を、本解析法を用いて評価できることが確認できた。

当該実験杭基礎を対象として行った杭本数をパラメータとした解析的検討と、基礎幅をパラメータとした直接基礎、埋込み基礎との静的剛性の比較検討から、

- ① 杭本数の増加による群杭インピーダンスは、実験杭基礎においても第2章に示した群杭基礎の動特性と基本的にはほぼ同様の傾向を示し、杭本数の増加により周波数特性が変化し、杭一本当たりの剛性も低下することが確かめられた。さらに、杭本数が多くなると、インピーダンスの周波数特性に与える成層地盤の影響が、加振方向の違いにより複雑となり、また、杭間距離が長い杭間の連成も多くなるため、周波数特性の変動も大きくなることを指摘した。また、群杭の水平方向静的剛性は、単杭の静的剛性と群杭係数から評価することの有効性が確認できた。
- ② Type-A杭基礎のように杭の打ち込み密度が小さく長尺な杭では、基礎の大きさによらず水平、上下方向の静的剛性は直接基礎の剛性とほぼ等価となり、杭による地盤の補剛効果あまり期待できないことがわかった。回転方向についても、基礎幅が短い場合には杭による回転抵抗が期待できるが、基礎幅が長くなるにつれその効果も小さくなる。
- ③ Type-B杭基礎のように杭剛性が高く比較的短い杭では、杭の存在による地盤剛性の増加は、水平、回転、上下方向とも顕著であることがわかった。また、埋込み効果については、基礎幅の増大とともにその効果は小さくなり、杭基礎のインピーダンスは群杭による寄与が支配的となる。



## 第 5 章

### 非線形、液状化地盤における杭支持構造物の地震応答

#### 5.1 はじめに

杭支持構造物の合理的な耐震設計を行うためには、杭基礎―地盤系の動的相互作用の影響を取り入れた地震応答解析モデルを設定することが必要である。この観点から、前章までの研究においては、主に地盤が線形域にある群杭の動的インピーダンスと基礎入力動について解析的検討と実験、観測結果に基づいた実証的検討を実施し、群杭基礎の動特性を明らかにした。また、群杭インピーダンスの解析法を示し、その有効性を実験結果を用いて検証した。これらの成果は、上部構造物の地震応答性状を的確に把握するための地震応答解析モデルを設定する上で有用となる。

一方、杭の地震時挙動を明らかにする上で、上部構造物の振動による慣性力が杭の応答に及ぼす影響 (Inertial Interaction) を把握することの他に、地盤震動が杭の応答に与える影響 (Kinematic Interaction) を把握することが必要となる。特に、杭基礎が用いられる軟弱地盤においては、大地震時には発生するせん断ひずみに依存する地盤非線形性が顕著に現れ、地下水位が高い場所では土のダイレイタンスによる体積変化により地盤内の間隙水圧が上昇し、液状化が発生することが予想される。このような現象が起こると地盤に著しい剛性低下と大変位が生じ、杭基礎の応答性状は線形時と著しく異なり、杭に過大の変位や応力を生じさせることとなる。

この地盤の非線形性や液状化が杭の応答に与える影響については、杭支持構造物の耐震設計を考える上で重要なテーマであるとして、新潟地震 (1964) における杭基礎の地震被害が発生して以来多くの議論がなされている。しかしながら、大地震時における地盤自身の応答性状については、理論的、実証的研究の両面から徐々に解明されてきてはいるが、

杭基礎との相互作用についての研究は、二次元有限要素法や質点系モデルを用いた有効応力解析が数例行われているにとどまり、実証的にもその影響を調べた研究は極めて少なく、未解決の問題が多々あるのが現状である。この理由として、杭基礎の動的相互作用問題に加えて地盤の非線形性や液状化現象に地盤固有の複雑な問題があることや、それを解明するための実験結果や既往の地震観測記録が皆無に近いことによると考えられる。特に、砂地盤における液状化の発生は地盤内の砂粒子に働く有効応力に依存するため、通常の振動台実験では低上載応力下となり、実地盤内と同じ上載応力条件のもとに実験をすることが容易ではなく、得られる実験結果を評価する際や解析モデルを検証する際にも不確定性が残る。

このようなことから、本章では、非線形地盤や液状化地盤における杭支持構造物の応答性状を実証的に明らかにすることを目的として、実地盤内の上載応力条件を満足させることが可能な遠心載荷装置を用いた杭基礎の地震波加振実験を行い、これら地盤が杭基礎の応答に与える影響を把握する。また、地盤の有効応力を考慮した杭基礎の地震応答解析モデルを提案し、実験結果との比較により解析モデルの検証を行う。さらに、本地震応答解析モデルを用いて非線形、液状化地盤に建つ杭支持構造物の応答性状を調べるとともに、杭の地震時応力に与える地盤応答と上部構造物の影響を解析的に明らかにする。

## 5.2 杭基礎模型の遠心載荷実験

### 5.2.1 遠心載荷装置による模型実験

ここでは、次節に示す遠心載荷装置を用いた地震波加振実験に先立ち、遠心載荷装置と遠心力場における模型実験について概説する。

遠心載荷装置を用いる模型実験<sup>[66]</sup>は、実物を $1/N$ に縮尺した模型を重力加速度の $N$ 倍の遠心加速度場におき、地盤模型内に実物と同じ自重応力状態を再現させようとする実験手法である。この原理は、Fig. 5.1に示すように、模型を半径 $r$ のビームに搭載し毎秒 $m$ 回転させると、遠心加速度として  $r \cdot \omega^2 = r \cdot (2\pi m)^2$  が模型に作用することとなり、この遠心力が重力加速度 $g$ の $N$ 倍、すなわち、 $Ng$ であれば、模型内の土の単位体積重量 $\gamma$ は遠心力場では $N\gamma$ となる。従って、このような遠心力場における縮尺 $1/N$ の模型では、実物と相似の深さ $H/N$ における自重応力は実物の深さ $H$ における自重応力と一致する。

このように、地盤模型の応力を実際の地盤と同じ状態に保つことは、縮尺模型に実物と

同じ強度・変形特性をもたせることとなる。また、土の非線形性を規定する応力-ひずみ関係や液状化の発生に関する土のせん断変形時の体積変化（ダイレイタンス）のように、強い応力依存性を示す土の力学特性を実物に合わせる事が可能となる。

次に、実物と遠心力場における模型の相似則<sup>(64)</sup>について以下に示す。また、遠心载荷実験における模型と実物の代表的な物理量の相似則をまとめてTable 5.1に示す。

実物と幾何学的相似な1/N模型を考える。この模型が、Ngの遠心力場にある場合の長さLと体積Vの関係は(5-1)式と表せる。ここで、添え字 pは実物、mは模型に関する諸量である。

$$\begin{aligned} L_m &= L_p / N \\ V_m &= V_p / N^3 \end{aligned} \quad (5-1)$$

模型実験に実物と同一材料の土を用いるとすると、土の単位体積重量 $\gamma$ と重量Wに関しては(5-2)式の関係となる。

$$\begin{aligned} \gamma_m &= N \cdot \gamma_p \\ W_m &= V_m \cdot \gamma_m = W_p / N^2 \end{aligned} \quad (5-2)$$

また、深さ $H_m (=H_p/N)$ における自重による鉛直応力 $\sigma (=H\gamma)$ は、(5-3)式となる。

$$\sigma_m = \gamma_m \cdot H_m = (N \gamma_p) \cdot (H_p / N) = \sigma_p \quad (5-3)$$

模型は実物と同一材料で、鉛直応力が等しいことから、地盤内に作用している全方向の応力も実物と同一となる。従って、土要素のひずみ $\epsilon$ も実物と模型では等しくなる。

$$\epsilon_m = \epsilon_p \quad (5-4)$$

このように、拘束圧やひずみレベルに強く依存する土の非線形性が杭基礎の応答に及ぼす影響を調べる上で、地盤模型の応力、ひずみレベルとも実物と1対1に対応することは、実験結果から実現象をそのまま把握することができることとなる。

次に、間隙水の流れに関しては、浸透流の速度を $v$ 、透水係数 $\kappa$ 、動水勾配 $i$ とし、透水係数は模型と実物で同じであるから、(5-5)式の関係がダルシーの法則から求められる。

$$\begin{aligned} v_m &= \kappa \cdot i_m \\ v_p &= \kappa \cdot i_p \end{aligned} \quad (5-5)$$

さらに、模型と実物の対応する位置での間隙水圧が等しく、距離が1/Nの関係にあるから動水勾配は(5-6)式の関係となる。

$$i_m = N \cdot i_p \quad (5-6)$$

また、浸透流の速度については(5-7)式の関係となる。

$$v_m = N \cdot v_p \quad (5-7)$$

従って、模型と実物で対応する距離を間隙水が移動するのに要する時間  $t$  について(5-8)式の関係が得られる。

$$t_m = t_p / N^2 \quad (5-8)$$

上記の関係は、模型の間隙水の移動時間が実物の  $1/N^2$  に短縮されることを示しており、この関係は透水問題や圧密問題においても適用できる。

次に、動的問題に関しては、 $Ng$  の遠心力場にある  $1/N$  模型に実物と相似な振動を生じさせるためには、変位  $d$ 、加速度  $a$  を次のように与える必要があり、この条件によって実物と一致するひずみと加速度を与えることができる。

$$\begin{aligned} d_m &= d_p / N \\ a_m &= N \cdot a_p \end{aligned} \quad (5-9)$$

また、変位と加速度の関係は、 $a_m = -\omega_m^2 \cdot d_m = N \cdot (-\omega_p^2 \cdot d_p)$  となることから、振動数についての関係として(5-10)式が得られる。

$$\omega_m = N \cdot \omega_p \quad (5-10)$$

このことから、地震波加振を行う場合には、実物に対して入力加速度を  $N$  倍とし、振動数を  $N$  倍（時間軸を  $1/N$  倍）とすることにより、実物の地震時の応答状態を模型においても再現できることになる。

以上のように、遠心载荷実験は、実験時の模型の応答を実物の応答として直接考えることができ、非線形地盤や液状化地盤における杭基礎の応答性状を実証的に明らかにする上で、非常に有用な実験手法であることがわかる。

次に、動的問題について、遠心载荷実験を行う際のモデル化や実験結果を評価する上で留意する事柄としては、以下のことが存在する。

- ① 構造物模型の縮尺率が、遠心载荷装置の半径と回転数の関係（遠心力）から決まるため、模型をモデル化し製作する上で適当な縮尺率を選ぶことが必要である。
- ② 縮尺率が大きくなると、縮尺した構造物模型と土との接触面において、土粒子の大きさが構造物の応答性状に影響する問題が生じる可能性がある。
- ③ 遠心加速度は回転半径に比例して作用するため、模型地盤内の半径に添う周上で同一となり、同じ深さで加速度が一様とならない。従って、模型地盤の大きさや用いる遠心

載荷装置の半径はできるだけ大きい方が良い。

- ④ 相似則の関係から、加速度値やその他の計測量が通常の実験で得られるオーダーと異なり、周波数も高振動数域となるため、用いる計測器やデータ処理方法を適切に選ぶ必要がある。また、動的加振装置の容量や性能についても同様の留意が必要である。
- ⑤ 間隙水の消散過程の時間変化が他の応答量の時間縮尺と異なるため、実現象を評価する上でこの関係に留意する必要がある。この対応策として、透水係数を小さくするため間隙水に粘性のある液体で代用することにより相似則を満足させることが可能であるが、粘性流体の密度や粘性が実際の土粒子と水との関係を満足しているかどうかを確かめる必要がある。
- ⑥ 時間を $1/N$ に縮尺するため、土のせん断弾性係数や減衰にひずみ速度（振動数）依存性がある場合は、その影響について調べる必要がある。
- ⑦ 地盤模型が有限領域であるため、地盤のせん断振動が保たれ構造物からの逸散波動が境界の影響をなるべく受けないように、構造物の縮尺や地盤模型の境界処理を考える必要がある。
- ⑧ 模型の応答に速度成分が大きい運動が生じる場合には、模型に回転場特有のコリオリの力が働くため、その影響を考慮する必要がある。

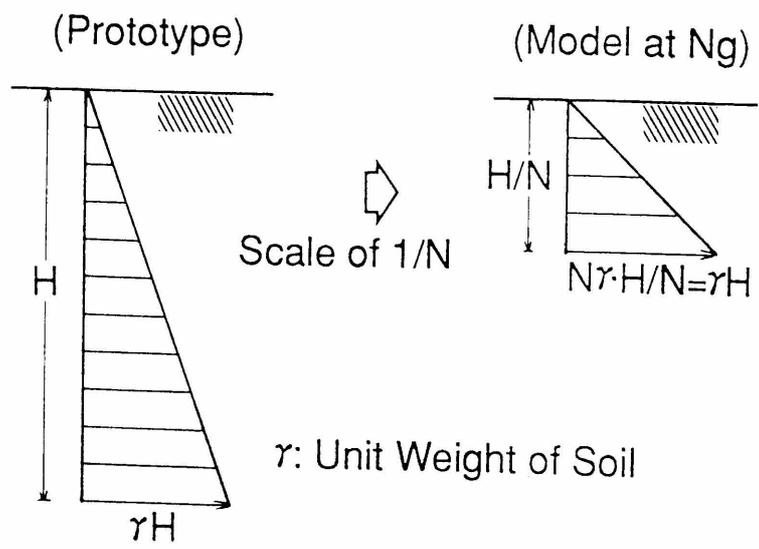
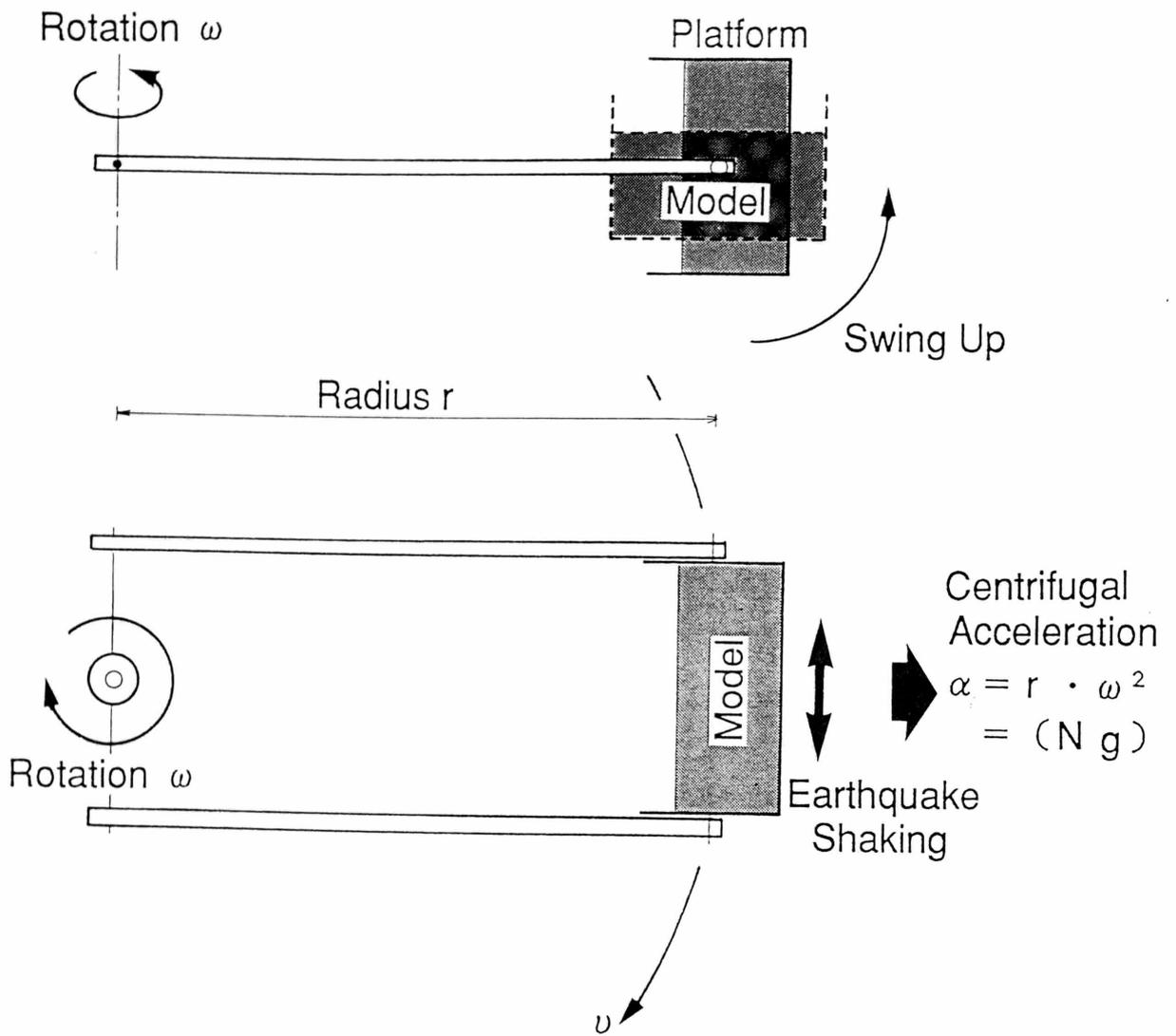


Fig.5.1 Principle of centrifuge model testing

Table 5.1 Similarity rule in centrifugal model test

Quantity	Full Scale (prototype)	Centrifuge Model at n g's
Linear Dimension	1	1/n
Volume	1	1/n <sup>3</sup>
Time :		
Dynamic Events	1	1/n
Hydrodynamic Events	1	1/n <sup>2</sup>
Velocity	1	1
Acceleration	1	n
Mass	1	1/n <sup>3</sup>
Stress	1	1
Strain	1	1
Density	1	1
Frequency	1	n

## 5.2.2 実験概要

実験は、カリフォルニア工科大学にある有効半径1.0m（最大許容加速度175g）の遠心載荷装置を用いて行った。Fig. 5.2(a)に遠心載荷装置の概観図を示す。本装置には、地盤模型容器の底部に水平一自由度の油圧式動的加振機を設置している。地盤模型の容器は、Fig. 5.2(b)に示すように厚さ12.7mmのアルミニウム製枠を20層重ねたものであり、各層間にボールベアリングを介して地盤のせん断振動に追随する構造となっている。地盤模型容器の内寸法は、平面：356mm x 178mm、高さ：254mmである。

杭基礎-地盤モデルの地震波加振実験は、乾燥砂地盤と飽和砂地盤内の4本杭基礎模型を対象として行い、入力加速度レベルの違いによる地盤および杭基礎の応答を計測している。実験時の遠心加速度は50gとし、実物の1/50縮尺の杭基礎模型を考えている。杭基礎模型と各計測器の配置をFig. 5.3に示す。Fig. 5.3に示したスケールは、遠心加速度50gを考えた場合の実物スケールに換算した値で示している。実験に用いた杭の諸定数は、実物スケールで直径0.48m、肉厚13mm、長さ10.7mの鋼管杭に相当し、杭の曲げ剛性は $10.9 \times 10^3 \text{t} \cdot \text{m}^2$ である。杭間隔は杭直径の2.5倍（1.2m）である。杭は杭頭に設けた基礎と剛接合とし、杭頭固定の条件としている。また、基礎は実物スケールで重量85.2tonの剛体基礎に相当する。

地盤模型に用いた砂は、平均粒径0.1mmのNevada砂#120を用いている。乾燥砂地盤の単位体積重量は $1.47 \text{t}/\text{m}^3$ 、飽和砂地盤の単位体積重量は $1.98 \text{t}/\text{m}^3$ であり、相対密度は43%であった。なお、使用砂の物理試験結果を以下に示す。

比 重 $G_s$	2.66
最大間隙比 $e_{max}$	0.83
最小間隙比 $e_{min}$	0.51
均等係数 $U_c$	1.95
平均粒径 $D_{50}(\text{mm})$	0.10

間隙水としては、水（蒸留した脱気水）を用いている。従って、Table 5.1に示したように、間隙水の消散に要する時間は他の物理量の時間スケールに比較し $1/N$ 倍となる。これを実地盤と同一の条件とするため、間隙水として水の $1/N$ 倍の透水係数をもつ粘性流体を用いて時間スケールを合わせることが可能であるが、本実験では砂の粒径が実際の砂地盤の粒径に比較し小さいことや、粘性流体の比重や粘性が実験結果に与える影響が明確でないこと等を考え、間隙水として水を用いることとした。

模型の製作は、まず地盤模型を容器内に均質に製作し、次に実際の杭基礎の施工と同じように杭を地盤内に押し込み、遠心加速度50 g の状態で地盤模型の圧密を行うという手順で行った。乾燥砂地盤の製作は、重力加速度1 g の状態で砂を空中落下法により行った。飽和砂地盤では容器を脱気水で満たした後、砂を水中落下して製作した。両地盤とも、地盤深さが22cm（実物スケールで11m）となるように整形し、飽和砂地盤では砂が完全に水に浸すように水面を約1 cm地表面より高くした。杭基礎を地盤内に設置する際、基礎底面と地盤間には約2 cmの隙間を設け、杭先端部は実験時の杭先端と地盤との条件を明瞭にするため、地盤容器の底と約3 cmの間隔を残して製作した。さらに、砂を完全に飽和させるために、地震波加振実験前に遠心加速度50 g の状態で約20分間地盤模型の圧密を行った。この時、地盤中央部の地表面で約1.2cm沈下し、最終的な地盤深さはFig. 5.3に示したように20.8cm（実物スケールで10.4m）であった。また、この状態での杭基礎および各計測器の位置はFig. 5.3に示した通りである。

計測は、基礎上に加速度計AH4（Model EGI-160F-500 Entran Device）を、4本杭中の杭1本には曲げモーメント計測用のひずみ計SG1～SG7を設置した。また、地盤には加速度計AH1～AH3、間隙水圧計PP1～PP4（Druck Model PDCR81）、相対変位計LT1～LT3（Model 500MHR LVDT）を設置した。これらの計測器の内、地盤の加速度計と相対変位計は、地盤変形に追従する地盤模型の容器に取り付けている。なお、曲げモーメントの計測は、乾燥砂地盤の実験時にはSG1～SG7の7カ所で行っているが、飽和砂地盤では間隙水圧計の計測を追加したためSG3～SG6の4カ所に少なくしている。

加振実験は、乾燥砂地盤と飽和砂地盤内の杭基礎に対して、入力地震波の加速度レベルを2段階に変えた実験を行っている。地盤容器の底部（AH1）で計測された入力最大加速度値（実物スケール）は以下の通りである。入力地震波は、1940年 El Centro波のNS成分を用いている。

・乾燥砂(Dry sand)地盤

TEST-D1（入力波最大加速度値： 85 Gal）

TEST-D2（           "           : 203 Gal）

・飽和砂(Saturated sand)地盤

TEST-S1（入力波最大加速度値： 100 Gal）

TEST-S2（           "           : 250 Gal）

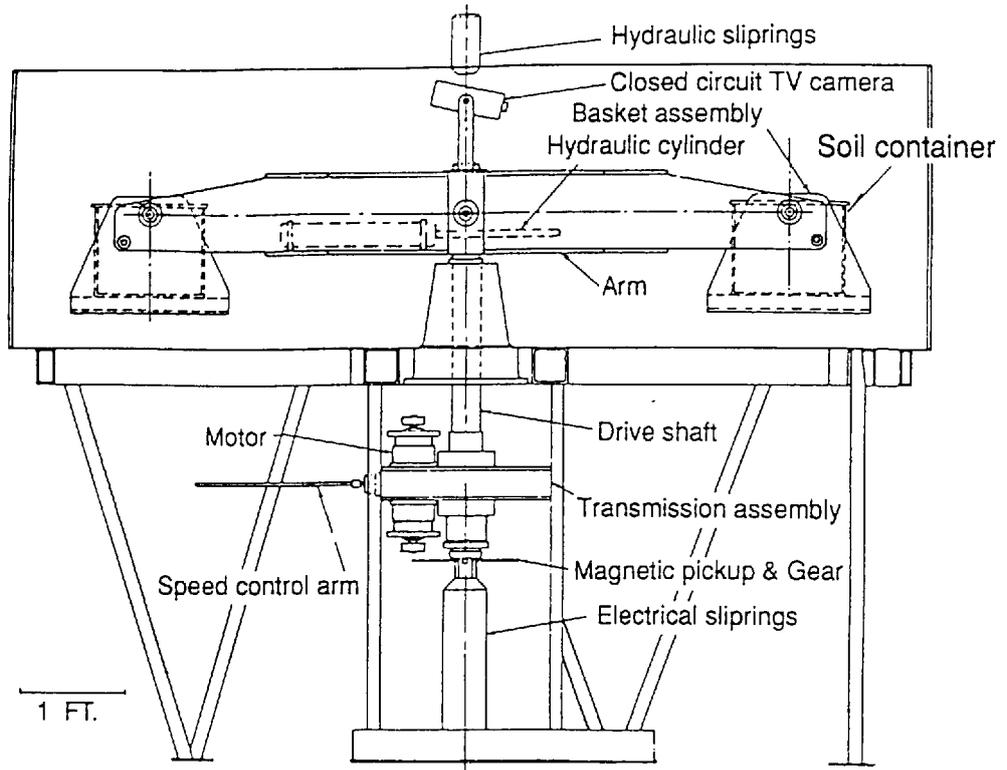


Fig.5.2(a) Side view of the centrifuge<sup>[85]</sup>

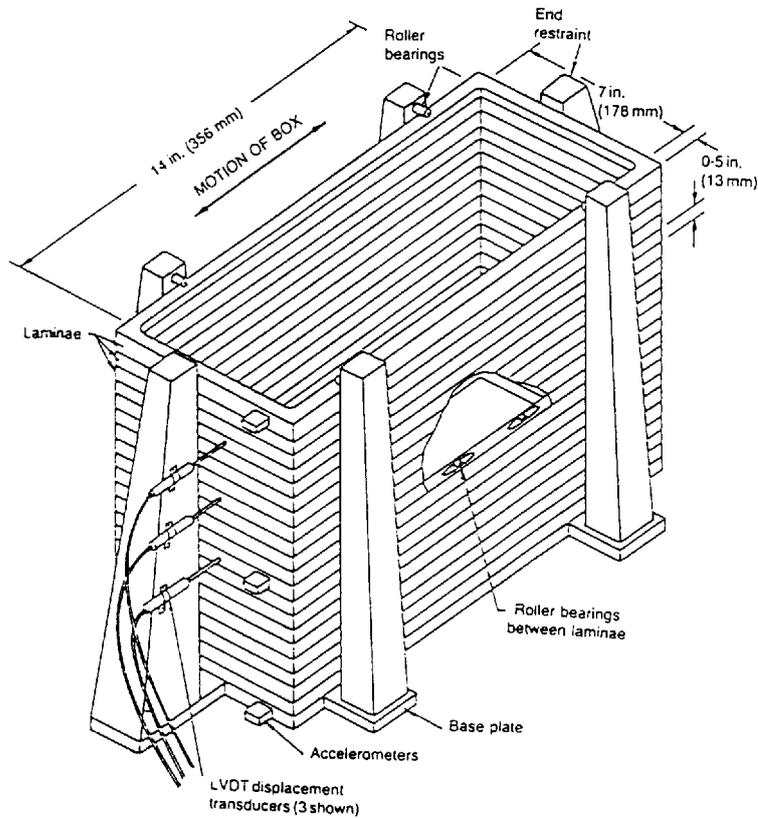


Fig.5.2(b) Sectional view of the laminar box with some transducers<sup>[68]</sup>



### 5.2.3 実験結果および考察

乾燥砂地盤内の杭基礎の応答結果として、基礎と地盤の応答加速度、地盤の相対変位、杭の曲げモーメントの代表的な時刻歴波形をTEST-D1についてFig. 5.4に、TEST-D2についてFig. 5.5に示す。また、過剰間隙水圧を含めた飽和砂地盤内の杭基礎の代表的な応答結果をTEST-S1についてFig. 5.6に、TEST-S2についてFig. 5.7に示す。なお、実験結果は、全て実物スケールに換算して示している。

これらの結果から、杭基礎の応答性状として以下のことが指摘できる。

#### (1) 飽和砂地盤の過剰間隙水圧

TEST-S1, TEST-S2における飽和砂地盤内の過剰間隙水圧は、両実験とも入力レベルが小さい時刻から発生し、入力加速度値の増大とともに大きくなり、その後入力加速度値の低下とともに徐々に消散している。この消散過程は、実験では間隙水として水を用いているため、相似則の関係から実地盤の50倍の速さで消散しており、実際の地盤では過剰間隙水圧のピークは入力加速度の終了後も継続することとなる。過剰間隙水圧の最大値は、TEST-S1, TEST-S2とも入力加速度波形が最大値を示す約13秒付近で生じている。最大過剰間隙水圧の初期有効応力に対する比は、TEST-S1ではPP4 (GL-3.45m) で0.18, PP2 (GL-5.30m) で0.15, PP1 (GL-10.4m) で0.08と非常に小さい値である。一方、TEST-S2ではPP4 (GL-3.45m) で1.0, PP2 (GL-5.30m) で0.68, PP1 (GL-10.4m) で0.47となり、地盤上層部で液状化の状態を呈している。また、杭間地盤PP3での過剰間隙水圧は、ほぼ同じ深さにある周辺地盤PP4と同じレベルまで上昇しており、TEST-S2では周辺地盤と同様に杭間地盤の上層部でも液状化に近い状態となっている。

周辺地盤PP2, PP4と杭間地盤PP3の間隙水圧波形の比較から、周辺地盤の間隙水圧波形にみられる高振動数成分は、水平加振入力時に地盤容器に多少の回転振動が生じ、地盤内に発生したP波による振動を計測したためと考えられる。また、TEST-S2の間隙水圧波形にみられる振幅の大きい変化は、砂のダイレイタンスーにより一時的に間隙水圧が変動したためと考えられる。

#### (2) 地盤、杭基礎の応答

地盤 (AH3:GL-0.75m)、基礎上 (AH4) の応答加速度波形についてみると、飽和砂地盤における入力加速度が小さいTEST-S1の結果は、TEST-D1の応答波形と似かよった形状を示しており、TEST-S1では過剰間隙水圧の発生が小さく全応力地盤の応答性状に近いことがわ

かる。一方、入力加速度が大きいTEST-S2では、TEST-D2に比較してGL-0.75mにおける応答加速度に波形の長周期化が認められ、過剰間隙水圧の上昇とともにその傾向が著しくなる。また、PP4の過剰間隙水圧が最大を示す時刻付近に鋭いピークを有する波形がみられる。TEST-S2における基礎の加速度波形は、GL-0.75mにおける地盤の応答波形の変化に対応して長周期成分の卓越した波形が明瞭に認められるが、地盤の応答波形にみられる高周波成分がカットされた様相を示し、入力動のフィルター効果が認められる。

地盤内、基礎上の応答加速度の増幅は、Fig. 5.8に示す入力最大加速度値に対する地盤、基礎における最大加速度値の比から、入力加速度が小さいTEST-D1, TEST-S1では、地盤内、基礎上と応答加速度が増幅する傾向が認められるが、入力加速度が大きいTEST-D2, TEST-S2では地盤内での応答最大値の増幅はほとんどみられず、基礎上においてもTEST-D1で3.6倍、TEST-S1で2.8倍であるのに対し、TEST-D2, TEST-S2では1.6～1.7倍と小さい値である。

地盤、基礎の応答性状は、Fig. 5.9(a), (b)に示す地盤内、基礎上の加速度波形のフーリエスペクトルから、入力加速度レベルの違いによる地盤の非線形性と液状化による周波数特性の変化が確認できる。また、Fig. 5.9(b)に示した杭の曲げモーメント波形のスペクトルは、基礎の加速度波形のスペクトルと似かよった周波数特性を示し、地盤のスペクトルに比較して高周波成分の振幅が低減している。Fig. 5.10に示す各実験における入力加速度波形に対するGL-0.75mと基礎上の加速度波形のフーリエスペクトル比から、入力レベルが小さいTEST-D1, S1では地盤系のピークは2Hz～3Hzの間に、基礎上ではTEST-D1で2Hz付近に、TEST-S1で1.8Hz付近に認められる。入力レベルが大きいTEST-D2では、明瞭な地盤系の共振ピークをもたず1Hz～2Hzの間にいくつかのピークを有し、基礎上においては地盤系のピークにほぼ対応した振動数にピークが認められる。一方、TEST-S2の地盤系のスペクトル比ではTEST-D2に比較してさらに低振動数側にピークを有し、基礎上においては1Hz付近に明瞭な共振ピークが認められる。このTEST-S2の基礎上のピークが、TEST-D2に比較して明瞭なものになった理由として、TEST-D1, S1やTEST-D2において地盤の水平震動に支配されていた杭基礎の振動モードが、TEST-S2では水平地盤ばねに加えて杭先端での地盤抵抗が過剰間隙水圧の上昇により低下したため、回転振動が卓越した振動モードに変化していることが考えられる。

さらに、Fig. 5.11に示す乾燥砂と飽和砂地盤における地盤内AH2 (GL-4.8m), AH3 (GL-0.75m) と基礎AH4の加速度応答スペクトルの比較から、入力レベルの小さいTEST-D1, S1では、地盤内、基礎上とも2.3Hz付近に卓越振動数が認められる。一方、TEST-D2, S2で

は、地盤中のAH2 (GL-4.8m) の応答スペクトルは同様の形状を示し2.3Hz付近に卓越振動数を有しているが、液状化が発生したTEST-S2の地表近くのAH3 (GL-0.75m) のスペクトルは、TEST-D2に比較し低振動数側でのピークが多くなっている。このような地盤応答の影響を受けて、基礎上での応答スペクトルのピークはTEST-D2では1.6Hzと2.3Hzにみられる。また、TEST-S2では1.0Hzに明瞭なピークを有し、その振幅はAH3 (GL-0.75m) に比較して大きい。

### (3) 地盤の相対変位

入力位置に対する地盤の相対変位波形は、入力レベルが大きくなると加速度波形と同様に長周期化し振幅も大きくなり、入力地震の終了後には地盤に残留変位が生じている。飽和砂地盤のTEST-S2では、過剰間隙水圧の上昇とともに長周期の振幅の大きな波形が著しくなる。また、杭の曲げモーメントや基礎の加速度波形は、地盤の変位波形と同様の様相を示し、液状化により地盤に長周期成分の卓越する大変位が生じ、杭に大きな変位入力を与えていることがわかる。

### (4) 杭の曲げモーメント

杭の曲げモーメント波形は、乾燥砂、飽和砂地盤とも杭頭付近に比較し地盤内で大きな振幅を示し、TEST-S2では過剰間隙水圧が最大値を示す時刻付近から振幅の大きな長周期成分の波形が認められる。また、入力レベルが小さい場合、杭の深さによらず曲げモーメントは似かよった波形であるが、入力レベルが大きいTEST-D2では杭頭付近と地盤内で傾向がやや異なり、TEST-S2ではSG6 (GL+0.2m) とSG3 (GL-2.2m) の曲げモーメントの位相は異なっている。このように、液状化地盤の杭の曲げモーメントは、基礎の慣性力と地盤応答が複雑に影響し、杭頭付近と地盤内では応答性状が異なることが指摘できる。

次に、各実験における最大曲げモーメント分布をFig. 5.12に示す。また、各計測点が最大値を示した時刻におけるモーメント分布を乾燥砂地盤についてFig. 5.13に、飽和砂地盤についてFig. 5.14に示す。なお、図中の黒丸印が各時刻において最大値を示した計測点位置である。

杭の最大曲げモーメント分布の比較から、入力レベルが小さいTEST-D1とTEST-S1では同様の分布形状を示しているが、乾燥砂地盤における入力レベルが大きいTEST-D2ではTEST-D1に比較し地盤深い位置でモーメントが大きくなることがわかる。さらに、飽和砂地盤のTEST-S2では、液状化が発生した地盤上層部でさらにモーメントが大きくなる傾向を示し、杭頭と地盤内に生じる最大モーメントの差も著しい。また、各計測点で最大値を示した時

刻におけるモーメント分布から、入力レベルが小さい杭のモーメントは、杭頭付近と地盤内において最大値を示す時刻はほぼ同時刻で、それぞれの分布形状も似ているが、飽和砂地盤のTEST-S2では杭頭付近と地盤内での最大値発生時刻が異なり、地盤内で最大値を示す時刻は過剰間隙水圧が最大値を示した数秒後である。このように、地盤に液状化が発生すると地盤抵抗が著しく低下し地盤変位も大きくなり、杭に大きなモーメントが生じることが指摘できる。

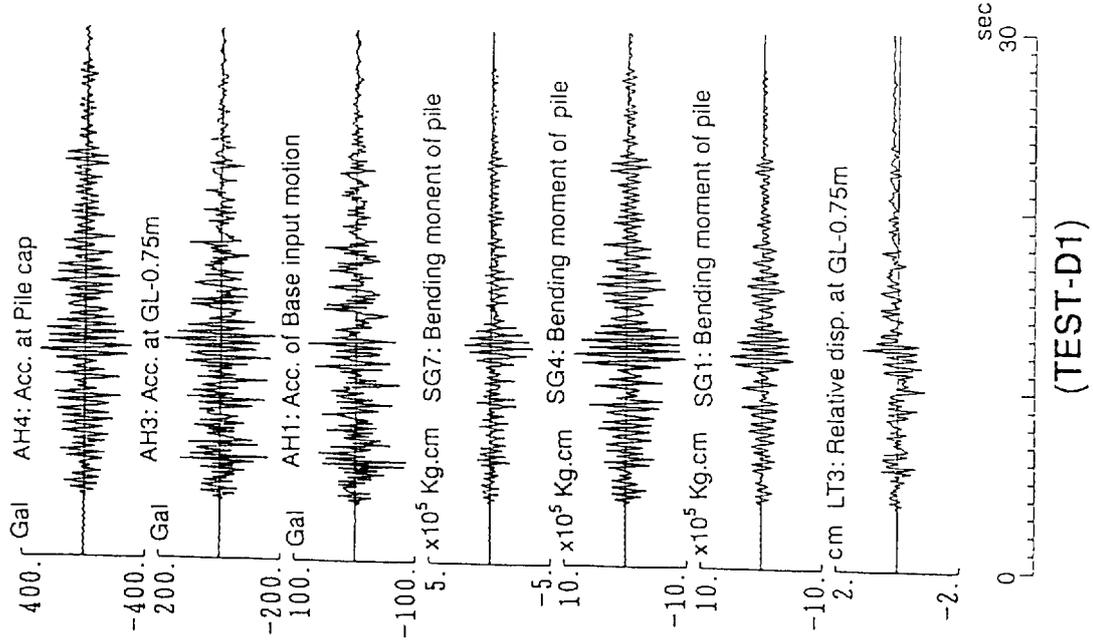


Fig.5.4 Measured time histories during TEST-D1

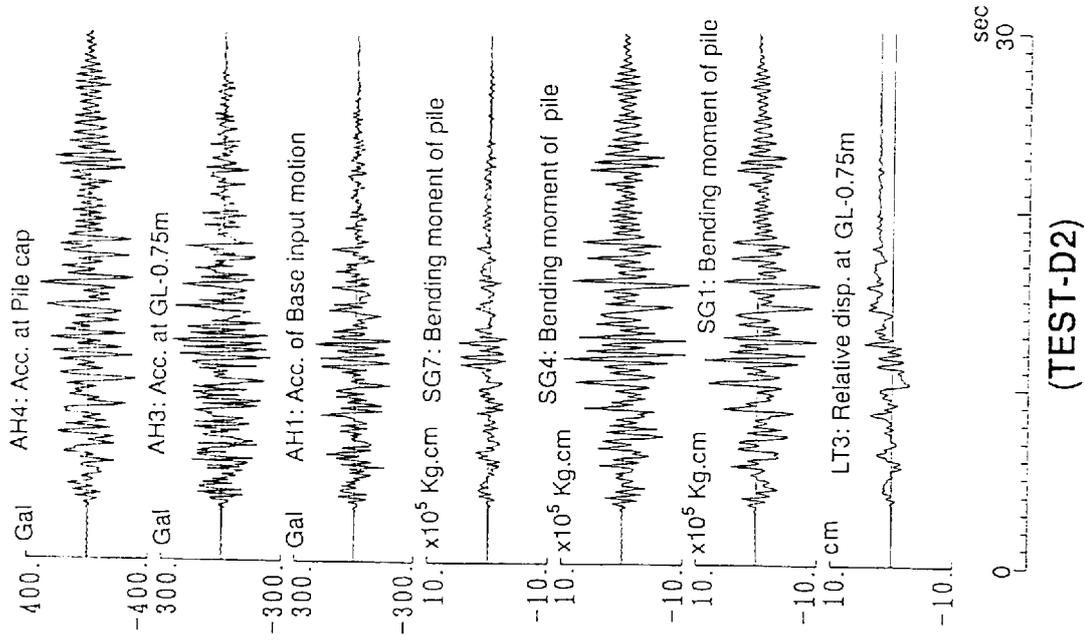
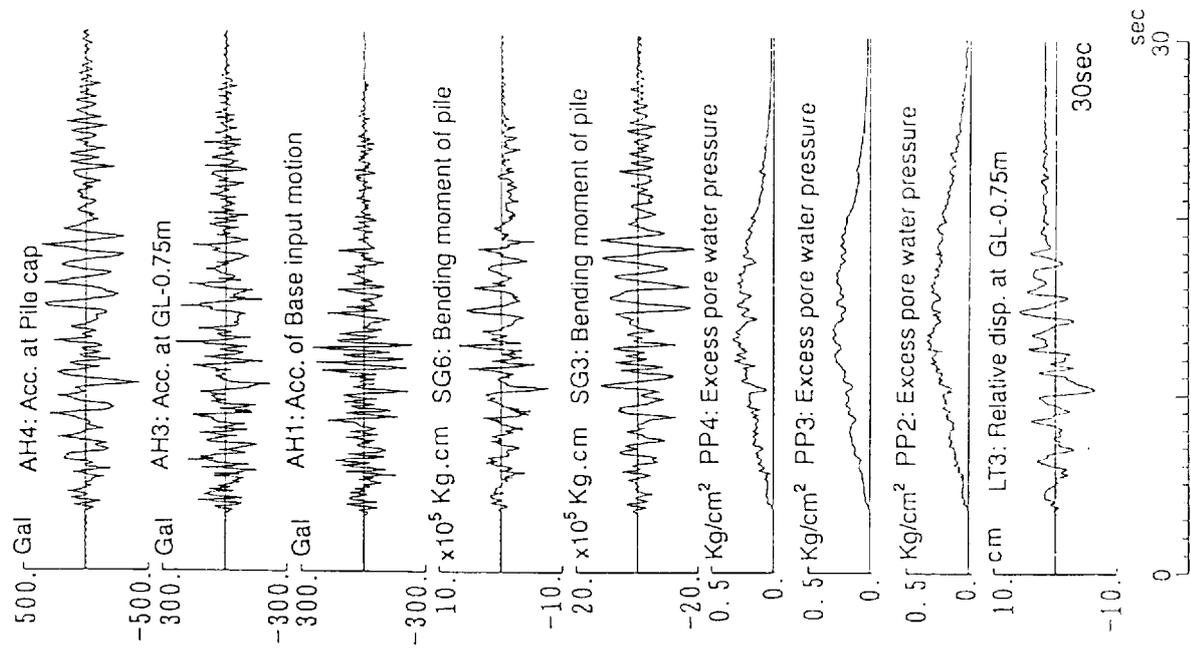
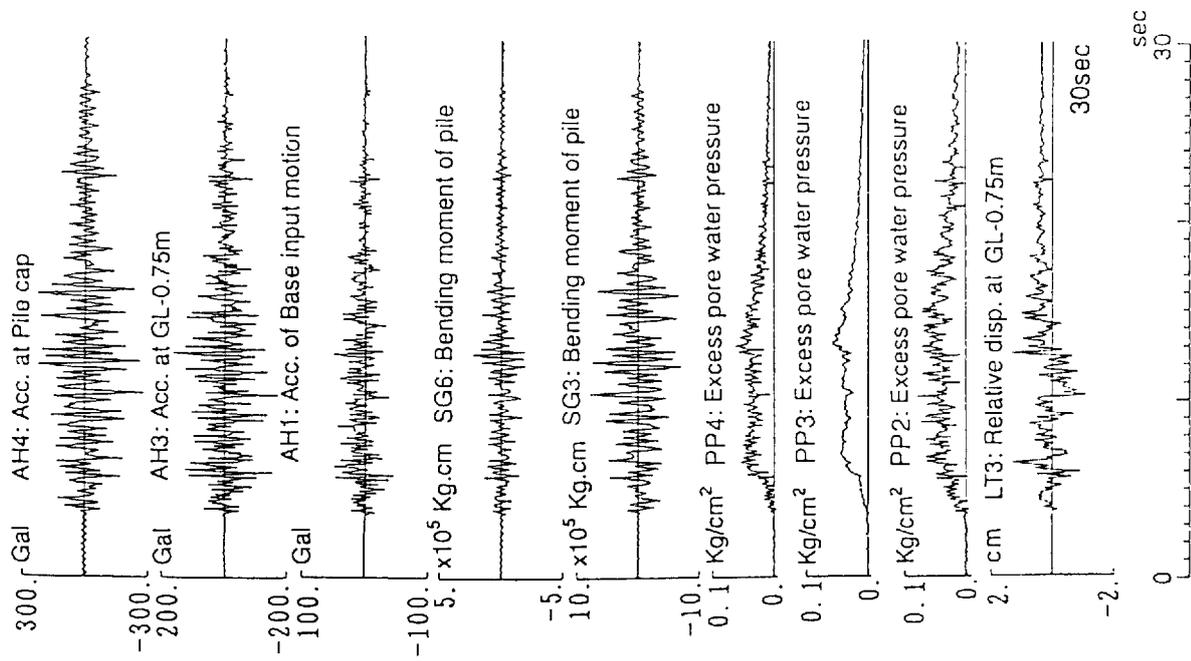


Fig.5.5 Measured time histories during TEST-D2



(TEST-S2)

Fig.5.7 Measured time histories during TEST-S2



(TEST-S1)

Fig.5.6 Measured time histories during TEST-S1

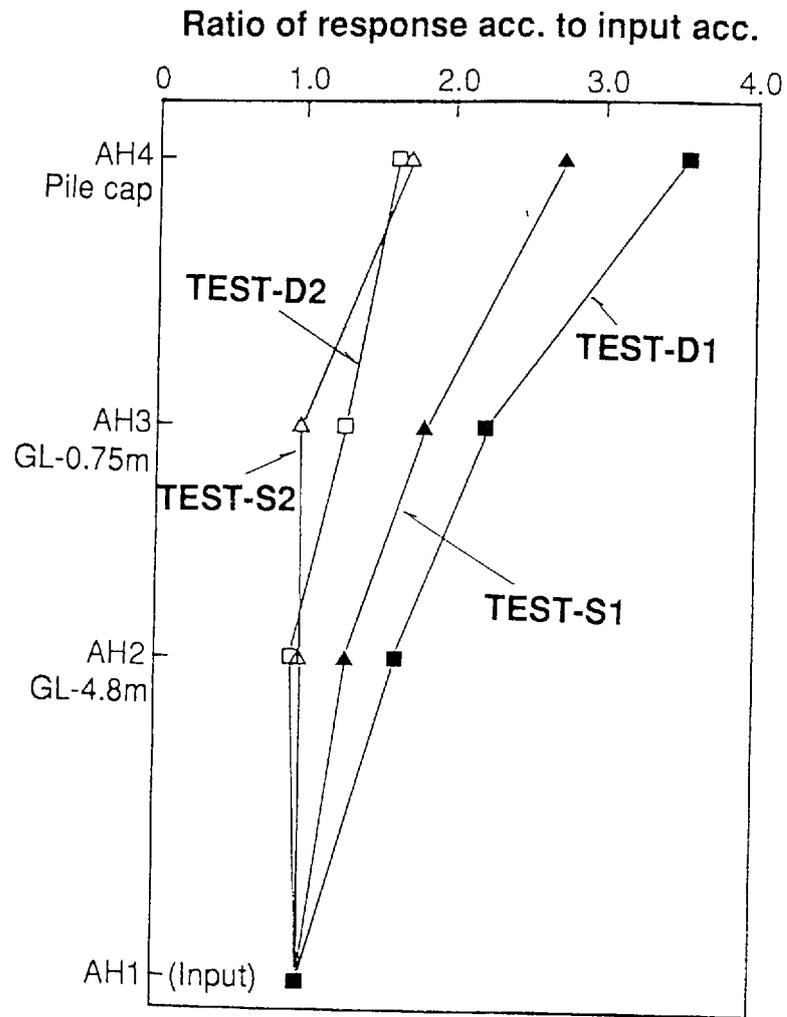


Fig.5.8 Amplification ratios of maximum response acceleration to maximum input acceleration in TEST-D1,D2 and TEST-S1,S2

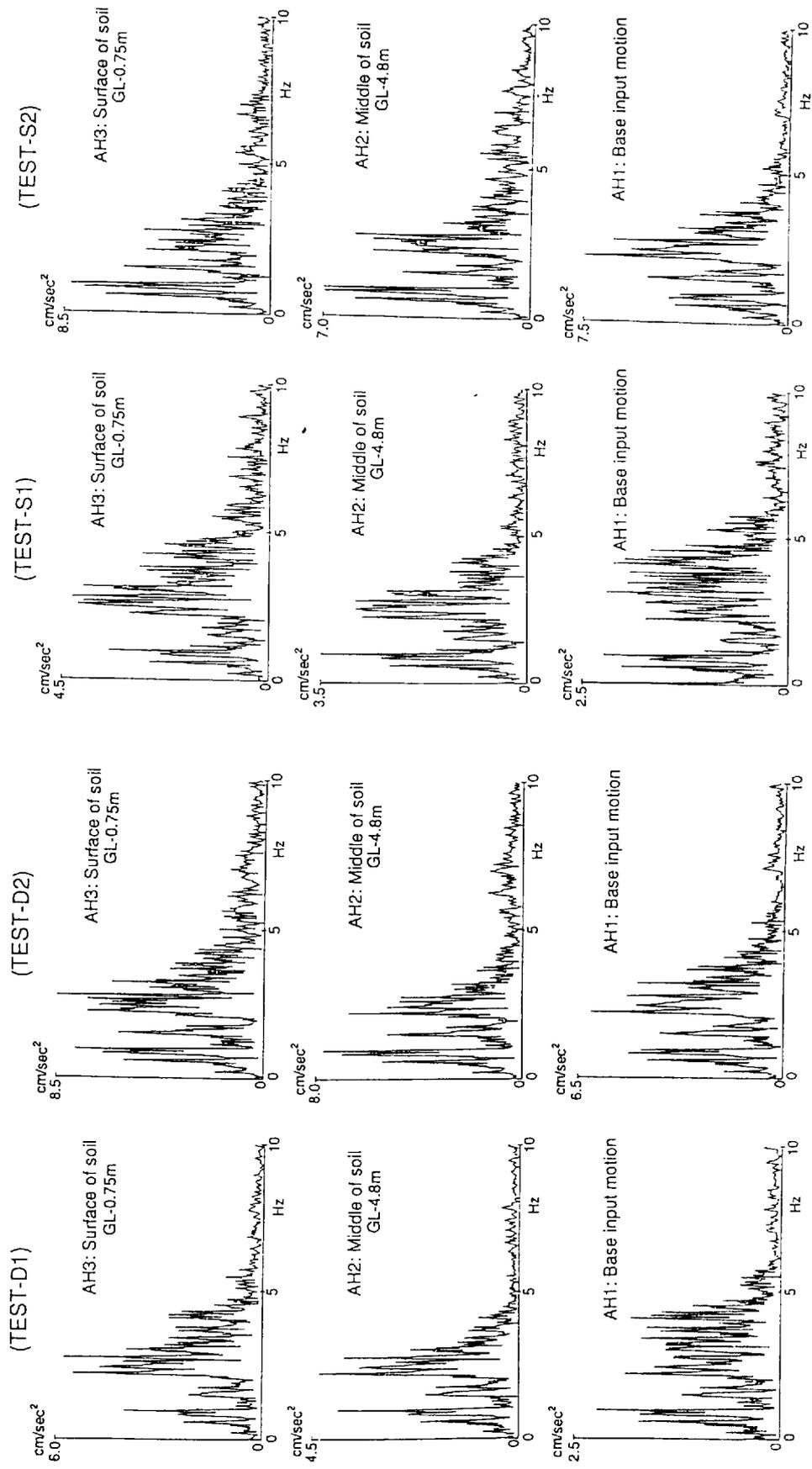


Fig.5.9(a) Fourier spectra of accelerations at GL-0.75m, GL-4.8m and GL-10.4m(base input) in TEST-D1,D2 and TEST-S1,S2

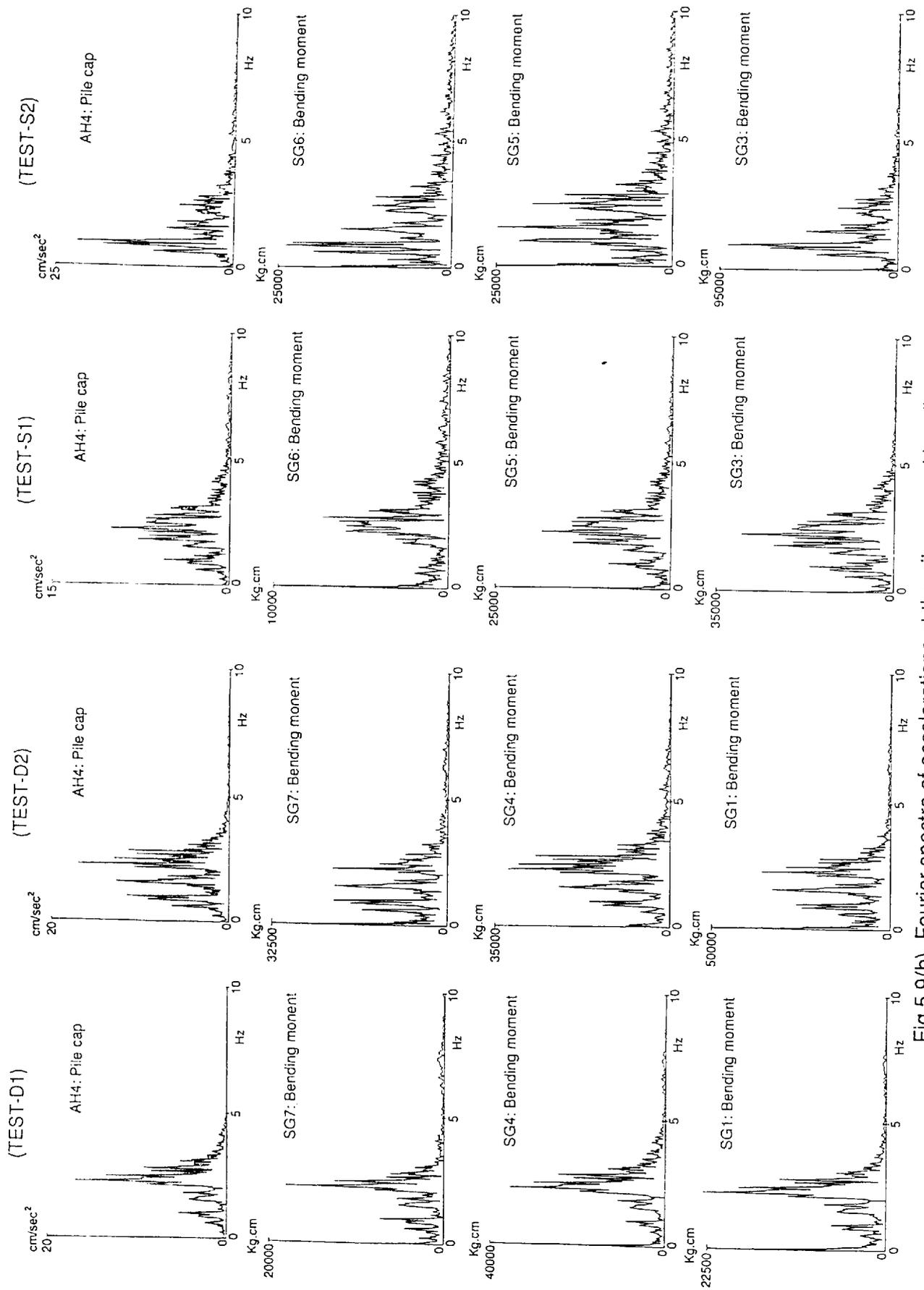


Fig.5.9(b) Fourier spectra of accelerations at the pile cap and bending moments of the pile in TEST-D1,D2 and TEST-S1,S2

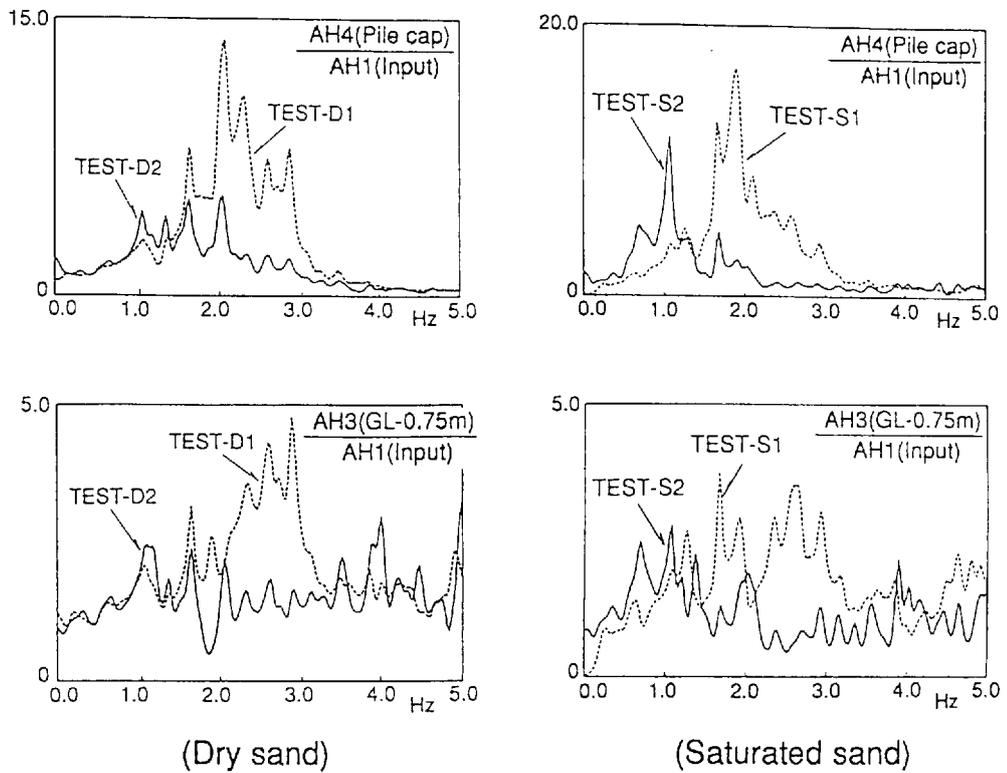


Fig.5.10 Ratios of the smoothed Fourier spectra at the pile cap and GL-0.75m to those at the base inputs in TEST-D1,D2 and TEST-S1,S2(by five times Hanning window)

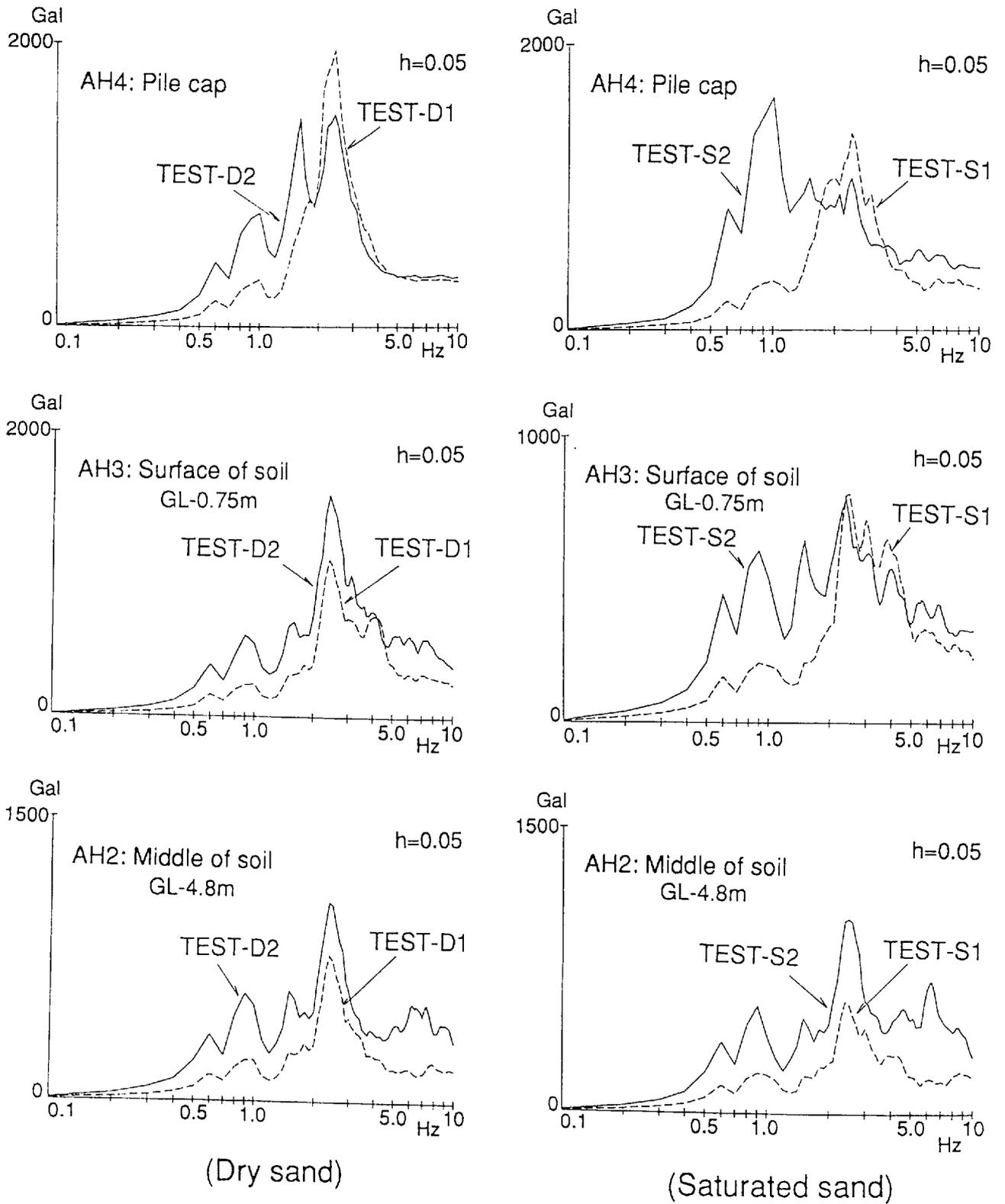


Fig.5.11 Comparisons of acceleration response spectra of pile cap and soil during TEST-D1,D2 and TEST-S1,S2

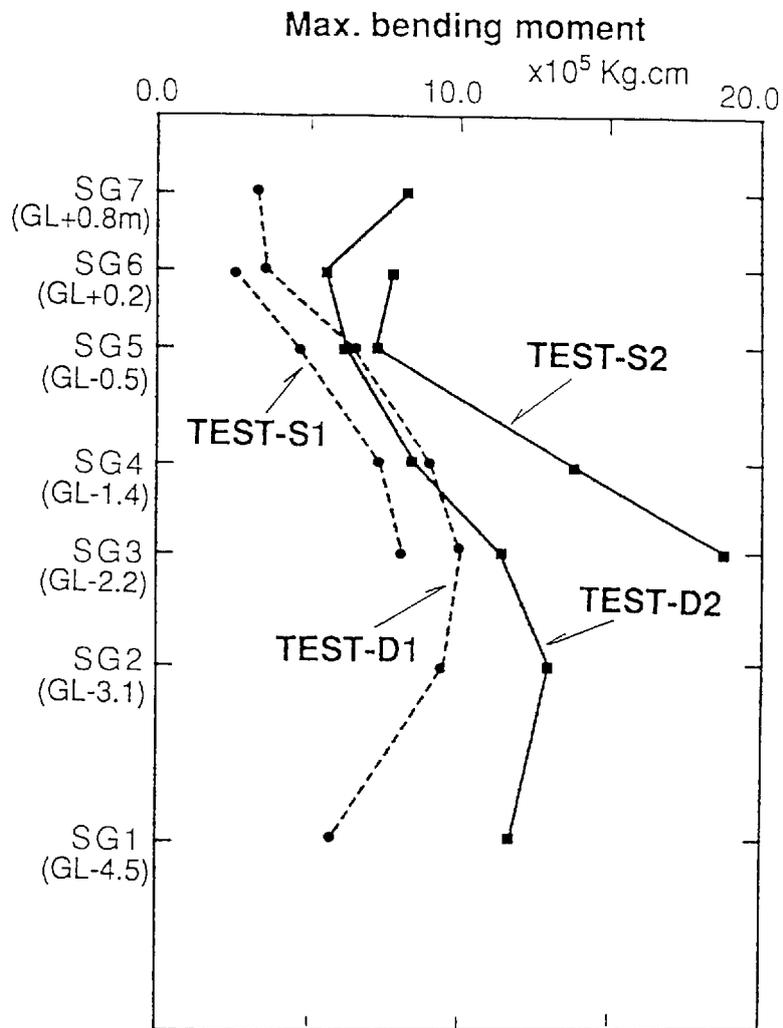


Fig.5.12 Comparisons of maximum bending moment distributions of pile during TEST-D1,D2 and TEST-S1,S2

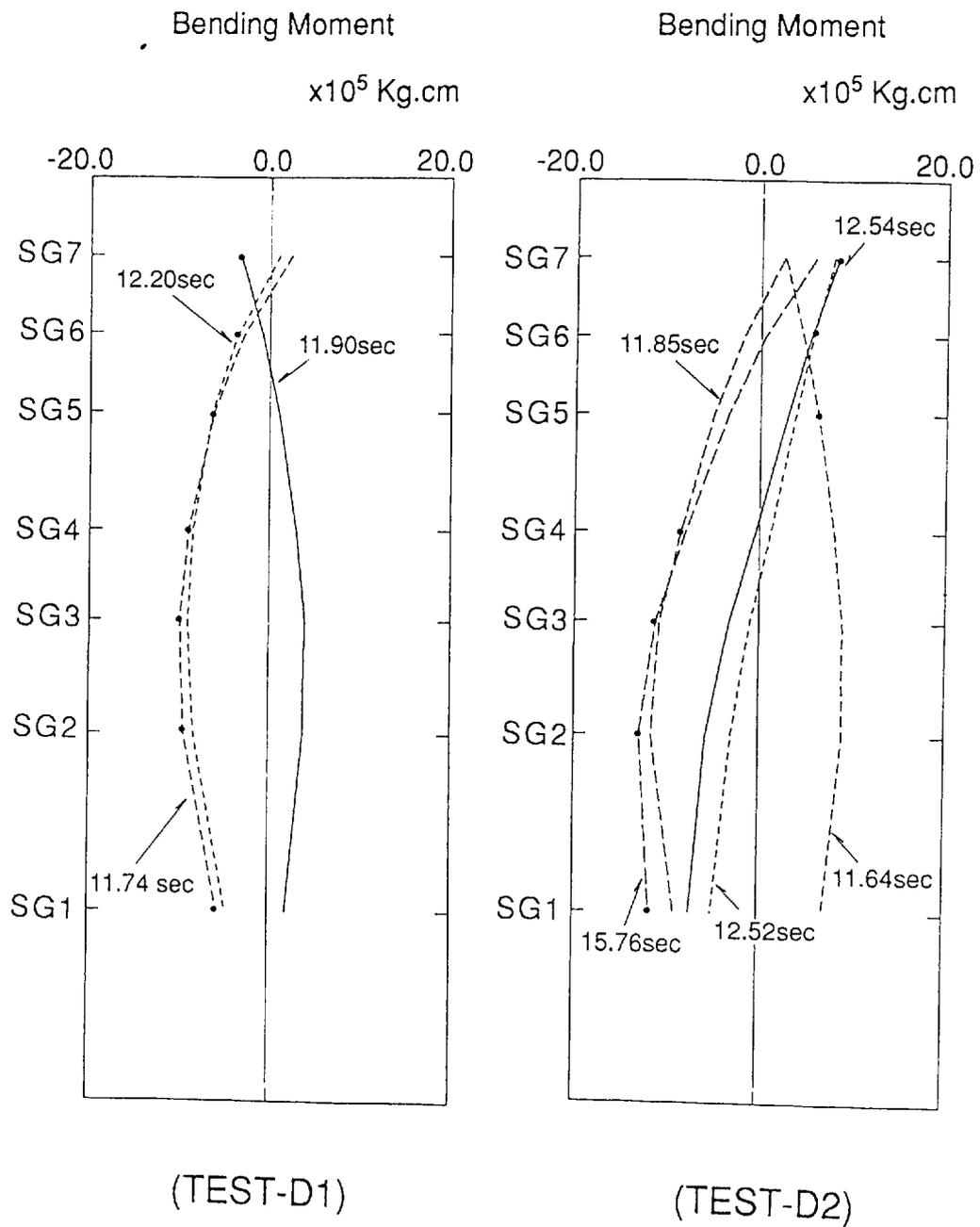


Fig.5.13 Bending moment distributions of pile when maximum bending moments at each location were measured during TEST-D1 and TEST-D2

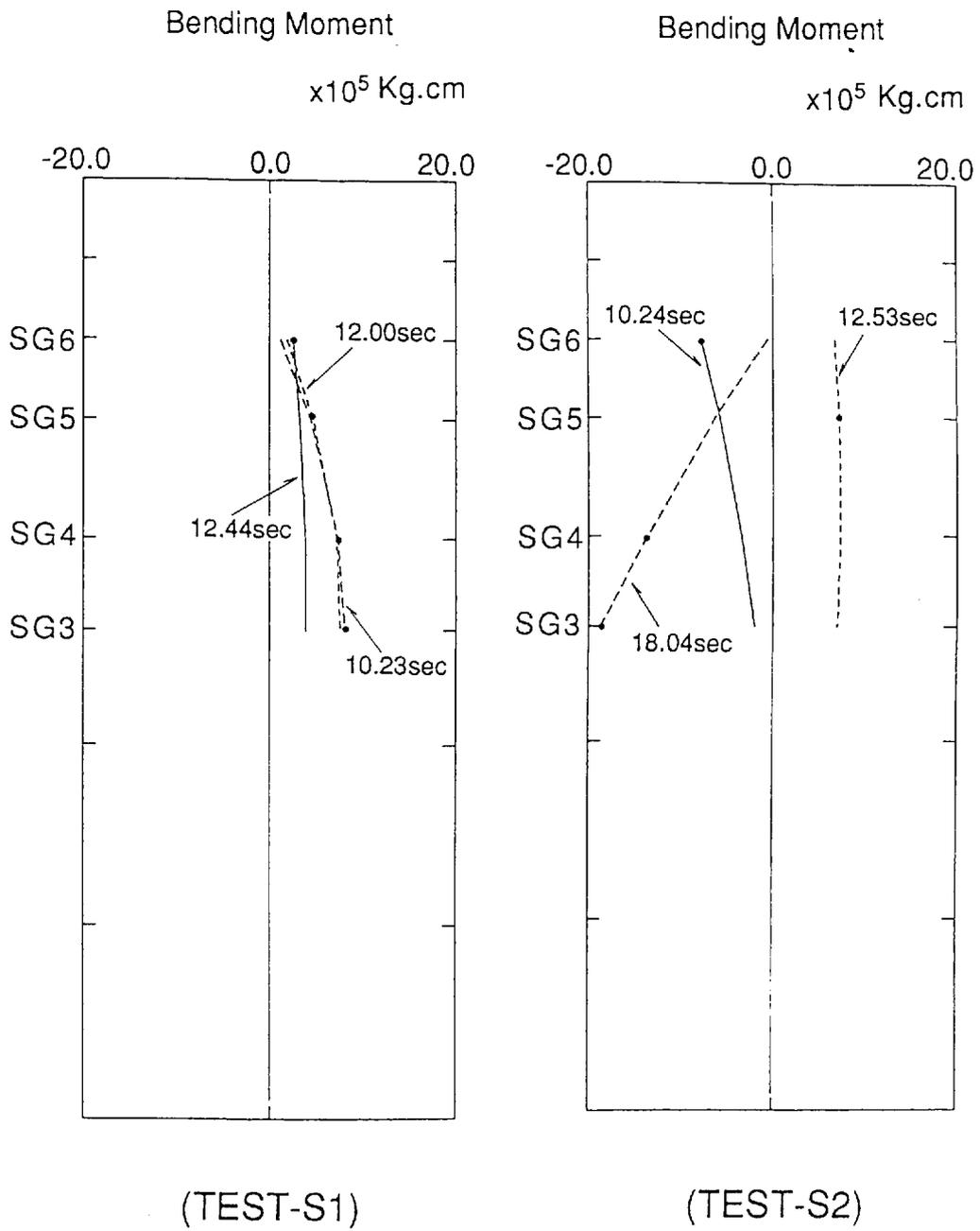


Fig.5.14 Bending moment distributions of pile when maximum bending moments at each location were measured during TEST-S1 and TEST-S2

## 5.3 解析モデルと解析結果

### 5.3.1 解析モデルと解析方法

非線形、液状化地盤における杭基礎の地震応答解析モデルを考える上で、杭基礎の応答に大きく影響を与える要因として次の項目が考えられる。

- ①地震入力による自由地盤と杭位置地盤の非線形性（せん断応力－ひずみ関係）
- ②地盤内の過剰間隙水圧の発生、消散にともなう有効応力の変化
- ③三次元地盤内の相互作用ばねの評価
- ④地盤の非線形、液状化過程における群杭効果
- ⑤杭と周辺地盤の相対変位－地盤反力（相互作用ばね）の非線形性

これらの内容は、非線形、液状化地盤内の杭基礎の応答を考える上で独立に評価されるものではなく、お互いの影響を考慮して評価されるべきものであるが、ここで提案する解析では、Fig. 5.15に示すように群杭－地盤系をウィンクラー型の水平地盤ばねを有する1本の曲げせん断棒にモデル化し、次に示す解析方法で行っている。まず、自由地盤の地震応答を有効応力解析法DESRA<sup>[56]</sup>を用いて行い、得られた自由地盤各深さレベルでの変位応答波形と過剰間隙水圧波形を、同じ深さ位置の杭をモデル化した質点に水平地盤ばねを介して入力している。この水平地盤ばねのモデル化においては、杭位置地盤における地震入力により生じる非線形性と有効応力の変化は、杭本数や打ち込み密度により自由地盤と異なることが考えられるが、本実験モデルでは杭本数が4本と少数であり、実験結果の杭間位置での過剰間隙水圧（PP3）が自由地盤の間隙水圧（PP4）と同様な上昇、消散過程を示していたことから、自由地盤のせん断ひずみに依存した非線形化がそのまま杭位置地盤でも起こっているとして、自由地盤における剛性低下を考慮し初期地盤ばね定数を設定した。ここでは、自由地盤の全応力解析から得られる各層の有効せん断ひずみ（ $0.65 \gamma_{max}$ ）に相当するせん断弾性係数を用いて群杭効果を考慮した初期地盤ばね定数を求めた。さらに、水平地盤ばねには杭と地盤の相対変位により起こる非線形性を考慮し、過剰間隙水圧の上昇、消散過程における有効応力の変化は、自由地盤の有効応力解析から得られた各深さにおける過剰間隙水圧に対応して地盤ばねと極限地盤反力を変化させた。

なお、本解析モデルでは地盤の有効質量は考慮せず、杭の軸剛性の寄与が大きい群杭のロッキングばねを基礎底面位置に設けている。積分はNewmarkの $\beta$ 法（ $\alpha=0.5$ ， $\beta=0.25$ ）を用いている。

(1) 上部構造物－杭基礎－地盤系の運動方程式

Fig. 5. 15に示す上部構造物－杭基礎－地盤系全体の運動方程式は、時間領域において次式と表せる。

$$\begin{aligned} & \begin{vmatrix} M_B & \\ & M_P \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_B^* \\ \ddot{u}_P^* \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} C_{BB} & C_{BP} \\ C_{PB} & C_{PP} + C_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}_B^* \\ \dot{u}_P^* \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} K_{BB} & K_{BP} \\ K_{PB} & K_{PP} + K_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u_B^* \\ u_P^* \end{Bmatrix} \\ & = \begin{vmatrix} 0 & \\ & C_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ \ddot{u}_S^* \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} 0 & \\ & K_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ u_S^* \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (5-11-1)$$

ここに、 $[M]$ ， $[C]$ ， $[K]$ はそれぞれ質量マトリックス、減衰マトリックス、剛性マトリックスであり、 $\{u^*\}$ は絶対変位ベクトルである。添え字 B, P, Sはそれぞれ上部構造物、杭基礎、相互作用ばねに関することを表している。次に、地震入力する基準位置の水平加速度を $\ddot{u}_g$ とし、入力位置に対する相対変位ベクトル $\{u\}$ で書き直し整理すると次式と表せる。

$$\begin{aligned} & \begin{vmatrix} M_B & \\ & M_P \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_B \\ \ddot{u}_P \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} C_{BB} & C_{BP} \\ C_{PB} & C_{PP} + C_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}_B \\ \dot{u}_P \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} K_{BB} & K_{BP} \\ K_{PB} & K_{PP} + K_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u_B \\ u_P \end{Bmatrix} \\ & = - \begin{vmatrix} M_B & \\ & M_P \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_g \\ \ddot{u}_g \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} 0 & \\ & C_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ \dot{u}_S \end{Bmatrix} + \begin{vmatrix} 0 & \\ & K_S \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} 0 \\ u_S \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (5-11-2)$$

ここに、 $\{u_B\}$ ， $\{u_P\}$ は入力位置に対する上部構造物、杭の相対変位ベクトルを表し、 $\{u_S\}$ は杭をモデル化した各質点位置に相当する自由地盤系の相対変位ベクトルである。また、上部構造物、杭の絶対加速度 $\{\ddot{u}^*\}$ は時刻歴で次式を計算することにより求められる。

$$\begin{Bmatrix} \ddot{u}_B^* \\ \ddot{u}_P^* \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \ddot{u}_B \\ \ddot{u}_P \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \ddot{u}_g \\ \ddot{u}_g \end{Bmatrix} \quad (5-12)$$

解析では、杭と地盤の相対変位と有効応力の変化による非線形性を $[K_s]$ ， $[C_s]$ のマトリックスに時々刻々取り入れて応答計算を行っている。

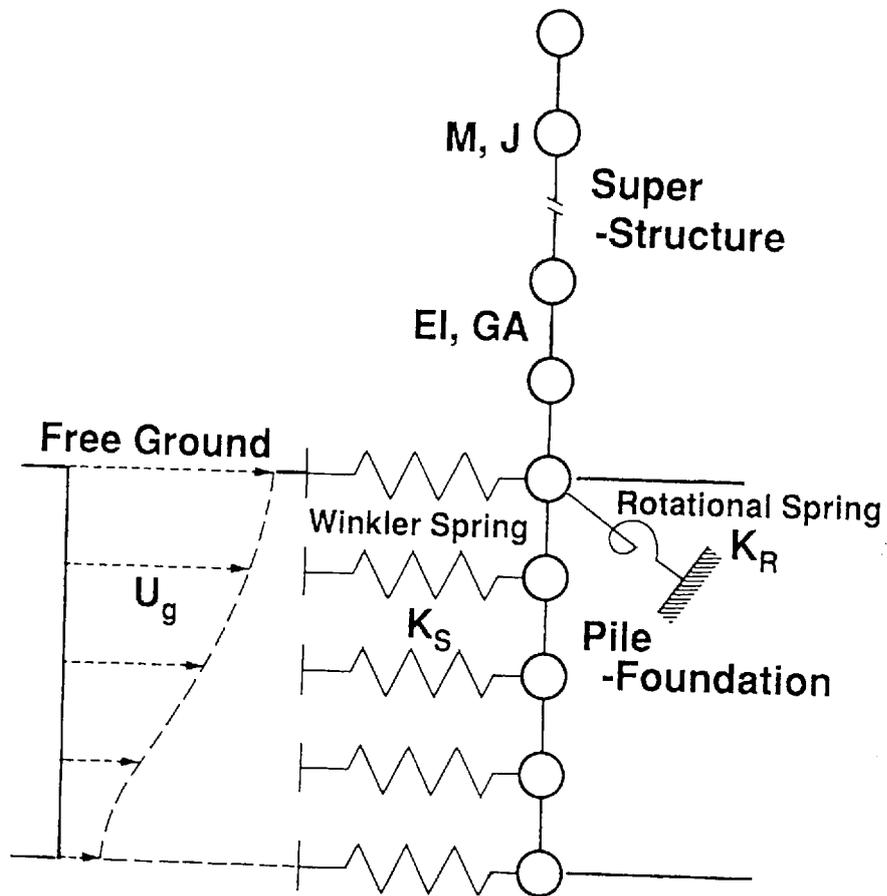


Fig.5.15 Lumped masses and bending-shear elements model with lateral Winkler springs for soil-pile foundation system

## (2) 自由地盤の地震応答解析

一次元有効応力解析DESRAは、土の応力-ひずみ関係を規定する骨格曲線としてMasing則に従う(5-13)式に示すHardin-Drnevichモデル<sup>(86)</sup>を用いている。

$$\tau = G_0 \gamma / (1 + G_0 \gamma / \tau_{max}) \quad (5-13)$$

ここに、

- $\tau$  : せん断応力
- $\gamma$  : せん断ひずみ
- $G_0$  : 初期せん断弾性係数
- $\tau_{max}$  : せん断強度

である。

また、接線せん断弾性係数Gは、(5-13)式をせん断ひずみ $\gamma$ で微分した(5-14)式によって評価される。

$$G = G_0 / (1 + G_0 |\gamma| / \tau_{max})^2 \quad (5-14)$$

ここで、地盤の初期せん断弾性係数は(5-15)式を用いて設定する<sup>(87)</sup>。式中の係数Aは、まず材料砂の共振柱試験結果をもとに求め、次に、乾燥砂、飽和砂地盤ごとに入力レベルの小さいTEST-D1, S1の地盤の周波数特性に解析の応答特性が対応するように設定した。Table 5.2に解析に用いた砂の物理定数を示す。また、Fig. 5.16に乾燥砂と飽和砂地盤における初期せん断弾性係数の各深さにおける分布を示す。

$$G_0 = A \{ (2.17 - e)^2 / (1 + e) \} (\sigma'_{m0})^{1/2} \quad (5-15)$$

ここに、

- e : 間隙比
- $\sigma'_{m0}$  : 初期平均有効応力

である。

また、せん断強度はMohr-Coulombの降伏条件から(5-16)式を用いて求めた。

$$\tau_{max} = [ \{ (1 + K_0) \sin^2 \phi' / 2 \}^2 - \{ (1 - K_0) / 2 \}^2 ]^{1/2} \sigma'_{m0} \quad (5-16)$$

ここに、

$K_0$  : 静止土圧係数

$\phi'$  : 内部摩擦角

$\sigma'_0$  : 初期鉛直有効応力

である。

応答計算では、間隙水圧の上昇、消散にともなう有効応力の変化に従い、各時間ステップで(5-15)式、(5-16)式に示すせん断剛性、せん断強度を変化させ、次のステップの骨格曲線を決定している。なお、積分はNewmarkの $\beta$ 法 ( $\alpha=0.5$ ,  $\beta=0.25$ ) を用いている。

過剰間隙水圧の発生量 $\Delta u$ は、(5-17)式に示すMartin-Finnモデル<sup>[88]</sup>を用いている。

$$\Delta u = E_r \Delta \varepsilon_{vd} \quad (5-17)$$

ここに、 $E_r$ は1次元膨張係数、 $\Delta \varepsilon_{vd}$ は排水条件下1サイクルのせん断によって生じる体積ひずみ増分であり、下式で表される。

$$\Delta \varepsilon_{vd} = C_1 (\gamma - C_2 \varepsilon_{vd}) + C_3 \varepsilon_{vd}^2 / (\gamma + C_4 \varepsilon_{vd}) \quad (5-18)$$

$$E_r = (\sigma')^{1-m} / m K_2 (\sigma'_0)^{n-m} \quad (5-19)$$

ここに、

$\varepsilon_{vd}$  : 累積体積ひずみ

$C_1, C_2, C_3, C_4$  : モデルパラメータ

$m, n, K_2$  : モデルパラメータ

である。

過剰間隙水圧発生モデルのパラメータ  $C_1, C_2, C_3, C_4$  と  $m, n, K_2$  は、排水単純せん断試験と一次元圧密試験をもとにして求め、最終的にはFig. 5. 17に示すように単純せん断試験から得られた液状化強度に適合するように修正している。解析で用いたパラメータの値は以下の通りである。

$$C_1 = 0.114, C_2 = 1.2, C_3 = 0.17, C_4 = 1.36$$

$$m = 0.1, n = 0.19, K_2 = 0.001(t/m^2)$$

Table 5.2 Physical soil constants for correlation analyses

Internal friction angle: $\phi'$	35°
Void ratio: $e$	0.69
Density: $\gamma_t(t/m^3)$	1.98
Permeability: $k(cm/sec)$	$5.2 \times 10^{-3}$
Coeff. of earth pressure at rest: $K_0$	0.45

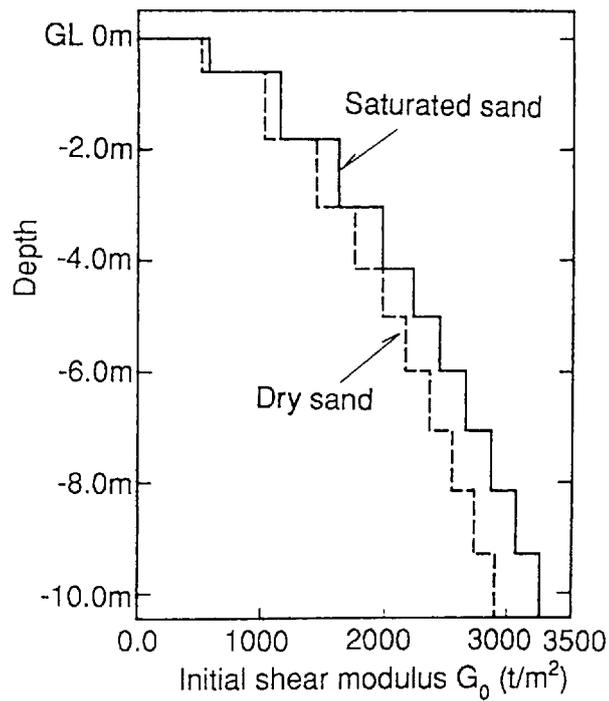


Fig.5.16 Variations of initial shear modulus with depth for the dry sand and the saturated sand

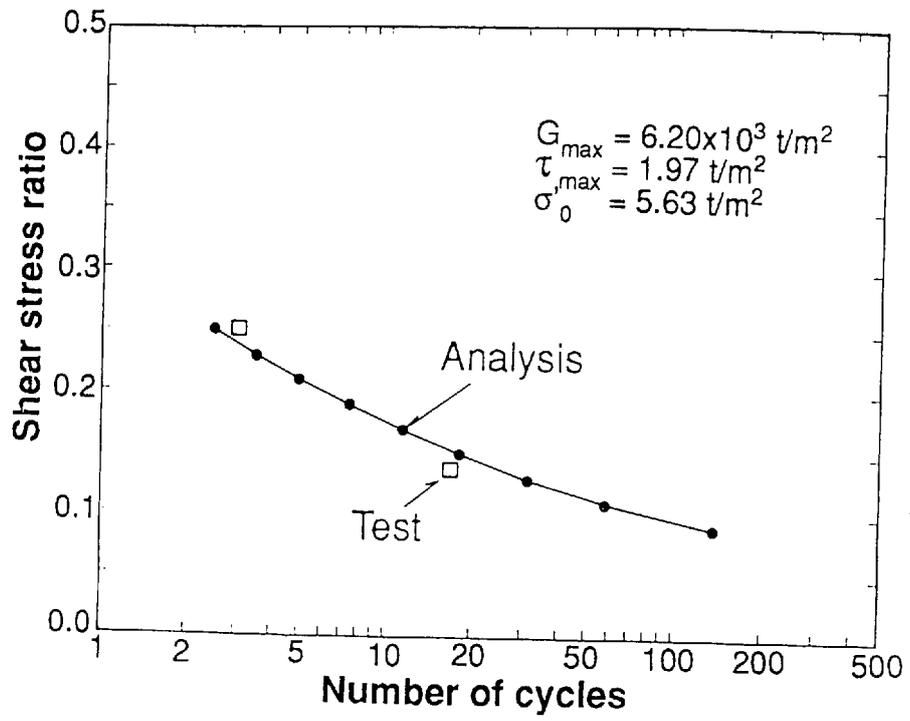


Fig.5.17 Liquefaction resistance curve by analysis and cyclic simple shear tests of undrained saturated sand

### (3) 相互作用ばねのモデル化

水平地盤ばねの杭-地盤間の相対変位と地盤反力の関係は、Fig. 5. 18に示すMasing則に従うHardin-Drnevichモデルを用いることとし、ウィンクラ-型水平地盤ばねの初期定数は、地盤が深さ方向に連成する効果を取り入れるために、以下のように算定している。

まず、Fig. 5. 19に示す成層地盤内のリング加振解<sup>[89]</sup>を用いて、(5-20)式に示すように単杭を深さ方向に離散化した各質点位置間の地盤柔性フルマトリックスを作成する。

$$\{u\} = [d_{ij}] \{p\} \quad (5-20)$$

ここに、 $\{u\}$ 、 $\{p\}$ は各質点位置に相当する節点における変位ベクトルと荷重ベクトルであり、 $[d_{ij}]$ はある節点の単位水平加振により得られる全節点における水平変位からなる地盤の柔性マトリックスである。この柔性マトリックスを作るための成層地盤内のリング加振解は、静的解にほぼ等しい0. 25Hzでの解を用いて計算している。

次に、(5-21)式に示すように  $i$  節点における変位を、 $i$  節点加振時の  $i$  節点変位と他節点加振時の  $i$  節点変位の重ね合わせとして評価し、得られた地盤柔性の逆数を  $i$  節点における地盤ばね定数とした。

$$K_{so}^i = [\sum_j d_{ij}]^{-1} \quad (5-21)$$

ここに、 $K_{so}^i$ は  $i$  節点における初期水平地盤ばね定数である。

また、 $i$  節点における地盤ばねの極限地盤反力は、(5-22)式に示す Broms<sup>[90]</sup>による提案式であるRankineの受動土圧の3倍を使用した。

$$P_{max0}^i = 3\sigma'_0 K_P d l \quad (5-22)$$

ここに、

- $P_{max0}^i$  :  $i$  節点における地盤ばねの極限地盤反力
- $\sigma'_0$  : 初期鉛直有効応力
- $K_P$  : 受動土圧係数 ( $= (1 + \sin \phi') / (1 - \sin \phi')$ )
- $d$  : 杭の直径
- $l$  :  $i$  節点における質点の重量に相当する杭長

である。

一方、第2章に示した群杭インピーダンスの検討で、群杭効果が杭基礎の応答に与える影響が大きいことを指摘した。また、群杭の水平インピーダンスを単杭の静的剛性と群杭係数から評価する方法が、杭支持構造物の地震応答解析モデルのインピーダンス評価に有効であることを示した。本解析モデルにおいても、群杭効果による地盤ばねの低減を簡易に解析に取り入れるため、4本杭と単杭の杭頭位置における静的水平インピーダンスを用いて(5-23)式で表せる群杭係数 $\alpha_H$ を求め、(5-24)式に示すように杭本数 $N$ との積で求められる等価杭本数に対する初期地盤ばね定数と極限地盤反力を求めた。なお、第2章に示した三次元薄層要素法を用いて求めた群杭インピーダンスから評価した実験杭基礎の群杭係数 $\alpha_H$ は0.56であり、等価杭本数 $\alpha_H N$ は2.24本である。

$$\alpha_H = K_H^N / (N K_H^S) \quad (5-23)$$

ここに、

$\alpha_H$  : 水平方向の群杭係数

$N$  : 杭本数

$K_H^N$  :  $N$ 本杭の杭頭水平インピーダンス

$K_H^S$  : 単杭の杭頭水平インピーダンス

である。また、

$$\begin{aligned} K_{s0}^{\circ} &= \alpha_H N K_{s0} \\ P_{max0}^{\circ} &= \alpha_H N P_{max0} \end{aligned} \quad (5-24)$$

ここに、

$K_{s0}^{\circ}$  : 等価杭本数に対する初期地盤ばね定数

$P_{max0}^{\circ}$  : 等価杭本数に対する初期極限地盤反力

である。

このようにして求めた地盤ばねの骨格曲線を規定する初期地盤ばね定数と極限地盤反力値は、(5-25)式に示すように初期有効応力 $\sigma'_0$ と時々刻々変化する有効応力 $\sigma'$ の関係を用いて、時間領域の各時間ステップで変化させている。

$$K_s = K_{s0}^e (\sigma' / \sigma'_0)^{1/2}$$

$$P_{max} = P_{max0}^e (\sigma' / \sigma'_0)$$

(5-25)

ここに、

$K_s$  : ある時間ステップにおける有効応力を考慮した初期地盤ばね定数

$P_{max}$  : ある時間ステップにおける有効応力を考慮した極限地盤反力

である。

一方、杭の軸力と杭先端地盤反力が寄与する杭頭回転ばねは、自由地盤応答結果による剛性低下を考慮した地盤定数を用いて杭頭ピン条件のもとに評価し、等価線形ばねとして解析モデルに取り入れている。

#### (4) 解析定数

初期相互作用ばね定数の評価は、先にも記したように、本解析では地震入力によるせん断ひずみに依存する非線形性を取り入れるため、自由地盤の全応力地震応答解析によって得られる各層の有効せん断ひずみ ( $0.65 \gamma_{max}$ ) に相当する等価せん断弾性係数を用いている。このようにして求めた乾燥砂、飽和砂地盤におけるそれぞれの入力レベルに対する等価せん断弾性係数と履歴減衰定数をFig. 5. 20(a), (b)に示す。これらの結果から、等価せん断弾性係数は、初期のせん断弾性係数に比較し地表面から下層にかけてTEST-D1, D2ではそれぞれ約50%~70%, 約25%~45%に、TEST-S1, S2ではそれぞれ約30%~65%, 約10%~25%に低下している。

解析に用いた減衰は、杭基礎-地盤連成系の固有値解析結果の1次振動数に対して以下に示す粘性減衰を仮定している。

杭基礎：1%，地盤：5%，水平地盤ばね：5%

また、線形ばねとして考慮する回転ばねの減衰は、Fig. 5. 20(a), (b)に示す自由地盤の全応力地震応答解析から求めた各層の等価履歴減衰の平均値として、地震入力による地盤非線形性の効果を取り入れることとした。

以上のようにして設定した各実験の解析に用いた初期地盤ばね定数、減衰定数と解析モデルをFig. 5. 21にまとめて示す。

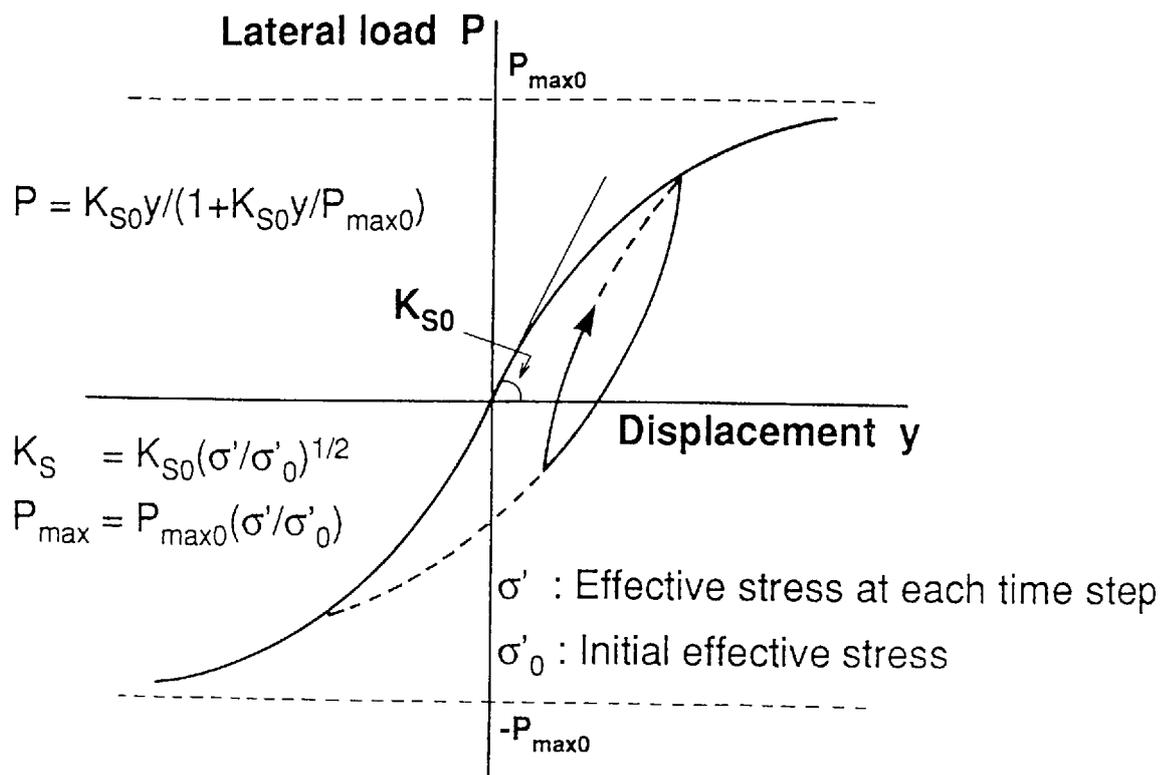


Fig.5.18 Non-linear lateral load-displacement relationship of Winkler spring

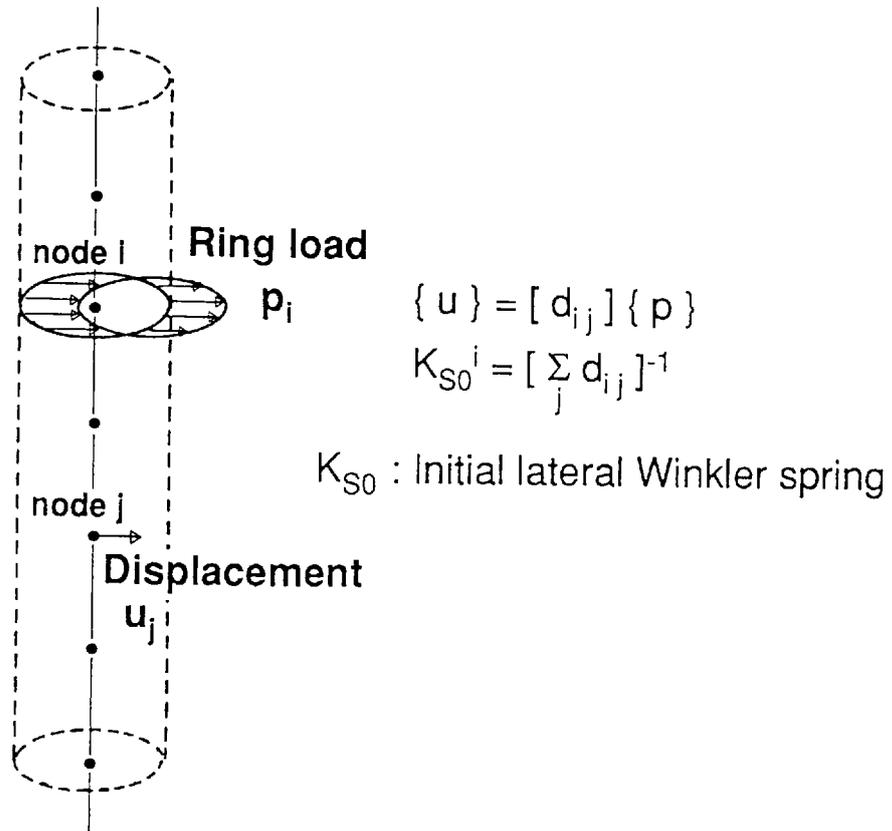


Fig.5.19 Evaluation of initial Winkler spring by ring load in layered stratum

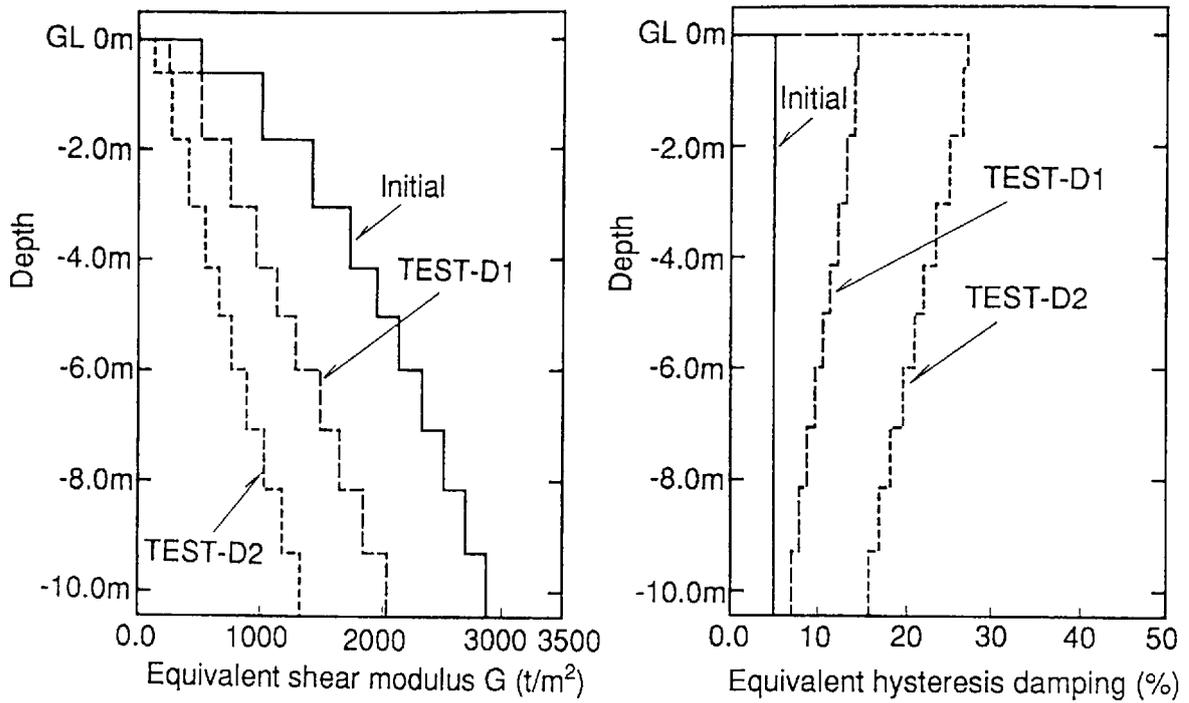


Fig.5.20(a) Variations of the equivalent shear modulus and hysteresis damping obtained from the nonlinear free ground responses for TEST-D1,D2

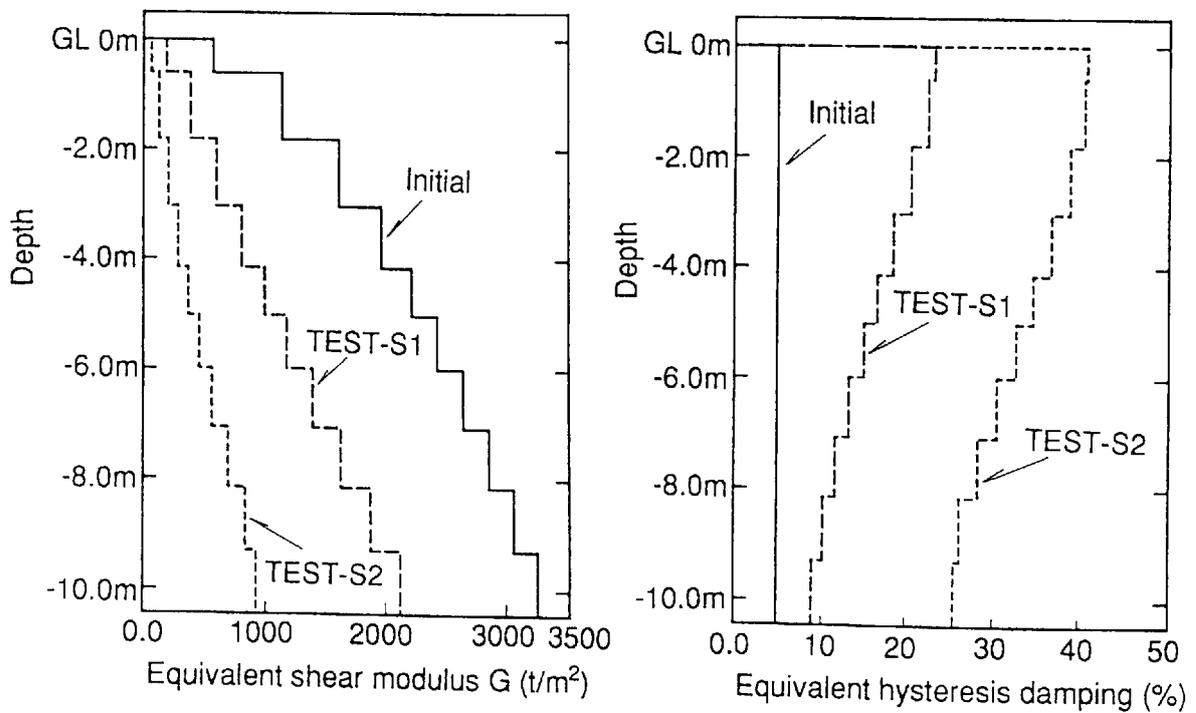


Fig.5.20(b) Variations of the equivalent shear modulus and hysteresis damping obtained from the nonlinear free ground responses for TEST-S1,S2

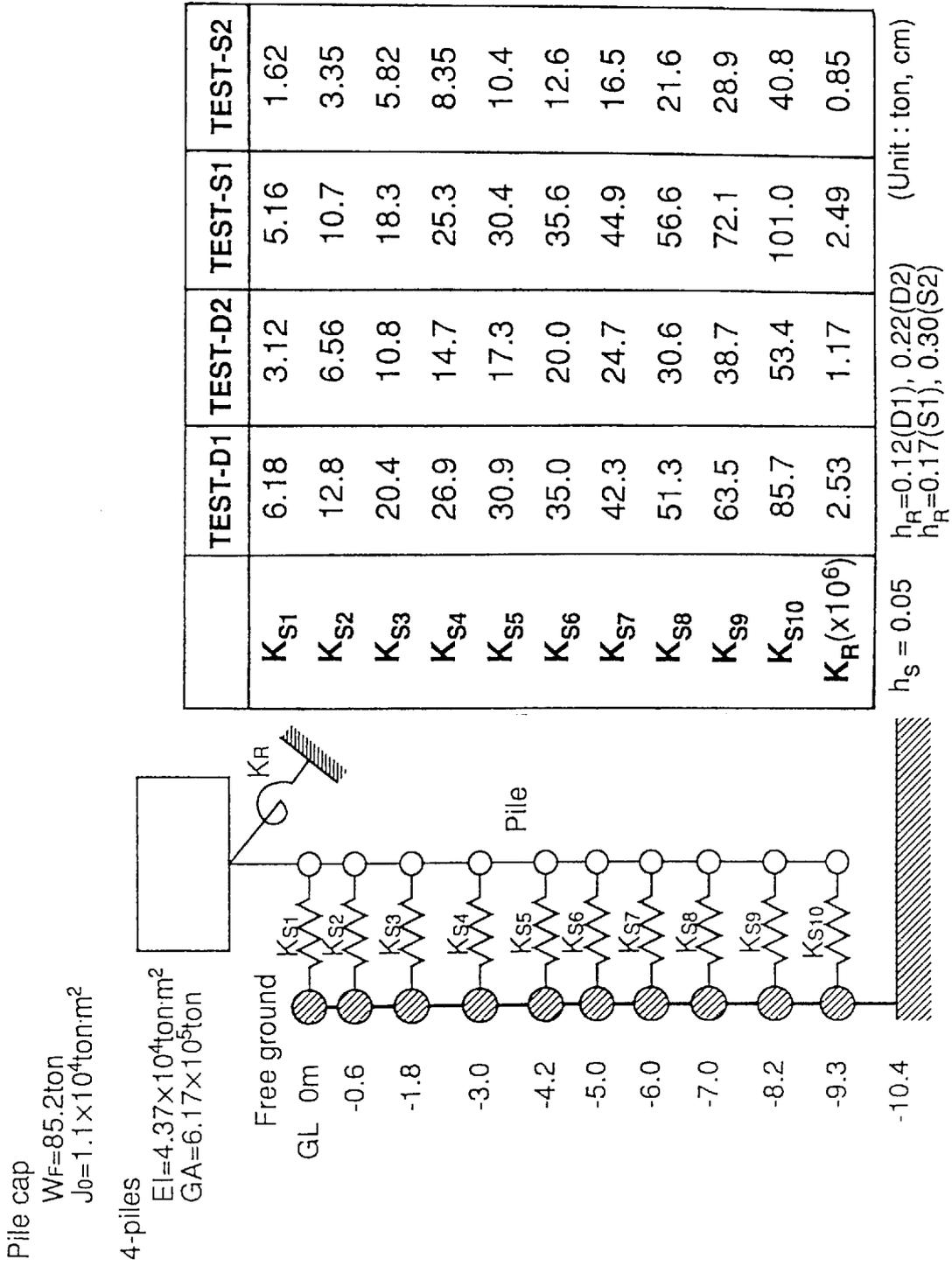


Fig.5.21 Numerical model and initial interaction spring constants for correlation analyses

### 5.3.2 解析結果

実験と解析結果を比較して、乾燥砂地盤におけるTEST-D1, D2のGL-0.75mと基礎上の加速度波形をFig. 5.22に、加速度応答スペクトル ( $h=0.05$ ) をFig. 5.23に示す。

入力レベルが小さいTEST-D1の解析結果は、GL-0.75mや基礎の加速度波形や加速度応答スペクトルの比較にみられるように実験結果との対応は非常に良く、本解析モデルの地盤が低ひずみ域における杭基礎-地盤系のモデル化が妥当であることが確認できる。入力レベルが大きいTEST-D2では、GL-0.75mの加速度で実験と比較し解析結果の応答がやや大きく、それに対応して基礎の応答も解析結果の方が大きくなる。しかし、加速度応答スペクトルの比較にみられるように、解析結果は非線形地盤において杭基礎の応答性状が長周期側に移行する傾向を良くシミュレートしている。このTEST-D2における実験と解析の差は、加速度波形の位相の対応は良好であるが、最大値を示すような波形の振幅で生じている。一方、入力加速度が小さいTEST-D1では、実験と解析の対応は振幅、位相とも非常に良好な結果であることから、TEST-D2で解析結果の加速度振幅が大きくなった原因として、杭が大変位を呈した時の地盤ばねの履歴減衰を解析モデルが小さく評価していることが考えられる。

飽和砂地盤におけるTEST-S1, S2の実験と解析結果を比較して、GL-0.75mと基礎上の加速度波形をFig. 5.24に、加速度応答スペクトル ( $h=0.05$ ) をFig. 5.25に示す。

入力レベルが小さいTEST-S1では、Fig. 5.26に示すように解析モデルの過剰間隙水圧発生量が大きめとなり、地盤内GL-4.8mの応答スペクトルのピークを実験と比較し解析結果は小さく評価している。しかし、TEST-S1で発生した過剰間隙水圧の値は初期有効応力に比較し非常に小さく、GL-0.75mの加速度やFig. 5.27に示す地盤変位では解析と実験は良く対応している。また、基礎の加速度応答においても解析は実験結果にほぼ対応する結果であり、解析と実験の間隙水圧の差が杭基礎の応答にほとんど影響していないことがわかる。入力レベルが大きいTEST-S2においては、地盤の加速度波形にみられる最大加速度値を呈する短周期成分の波形が解析結果に現れておらず、基礎の加速度応答において実験に比べ最大加速度値をやや小さく評価しているが、地盤液状化による加速度波形の変化を良くシミュレートしている。このことは、加速度応答スペクトルの比較からも、地盤液状化による地盤や基礎の応答性状の顕著な変化を解析結果は良くシミュレートしていることが確認できる。また、地盤の応答変位や過剰間隙水圧の上昇、消散過程も解析は実験結果と良く対応している。なお、地盤応答にみられる加速度波形の差は、地盤のせん断ひずみが大き

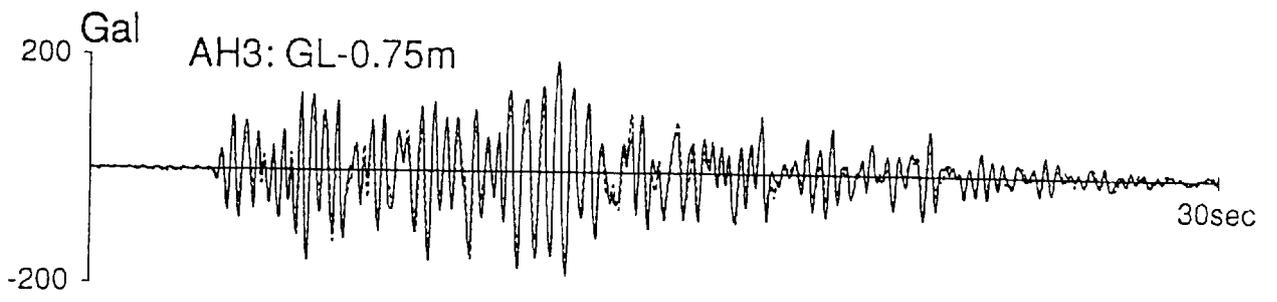
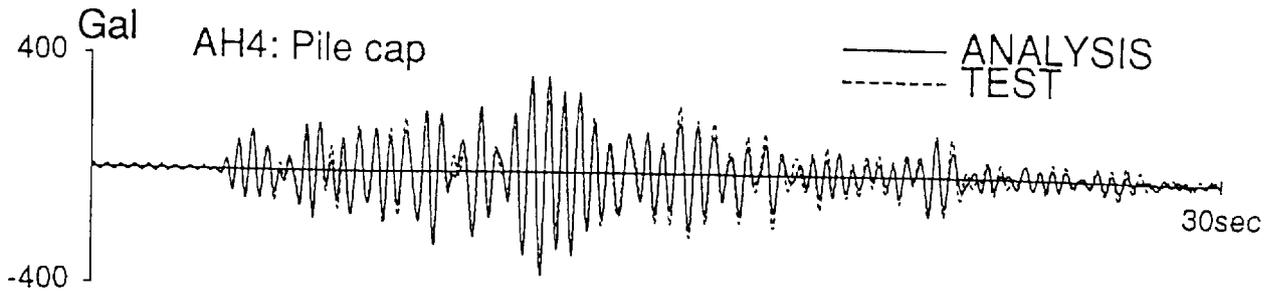
く過剰間隙水圧が初期有効応力に近くなった状態で、砂のダイレイタンス（体積膨張）のために有効応力が一時的に回復するのに従い地盤剛性も回復するサイクリックモービリティの影響<sup>[56] [61] [91]</sup>が実験結果に現れていることが考えられる。

Fig. 5. 28に示す計測点SG3における杭の曲げモーメントは、TEST-S2で解析結果が最大モーメントを小さく評価しているが、TEST-D1, D2やTEST-S1の実験と解析結果は良く対応している。TEST-S2の杭の曲げモーメントは、液状化が発生する時刻（PP4の間隙水圧波形から13秒付近）から解析と実験に差が現れている。この差は、解析モデルでは有効応力の低下によるばね定数の低下を水平地盤ばねに考慮しているが、回転ばねには考慮していないことが原因であると考えられ、この影響を簡易に解析モデルに取り込むために回転ばねの定数を50%（Case. 1）と10%（Case. 2）に低下させた解析を行った。この低減率は、杭端位置に近いPP1の間隙水圧が初期有効応力の47%まで上昇（せん断弾性係数で初期の73%の低下に相当する。）したことや、杭基礎の回転振動により杭先端地盤で応力集中が起こり地盤剛性がさらに低下していることを考慮している。Fig. 5. 29に各Caseの基礎の加速度波形と曲げモーメント波形を、Fig. 5. 30に基礎の加速度応答スペクトルを実験結果と比較して示す。Case. 1の結果から、回転ばねを低下させることにより地盤液状化後の基礎の加速度や杭の曲げモーメントの振幅が実験結果に近づくのが認められる。また、Case. 2の結果は実験結果の応答波形の位相と差が生じ、回転ばねをやや低下し過ぎている結果であるが、地盤液状化後の実験の曲げモーメントの振幅とほぼ対応する結果である。これらのことから、TEST-S2の曲げモーメントが大きくなった原因として、有効応力の低下と杭基礎の回転振動により杭先端地盤における非線形性が一段と進み、杭先端での地盤剛性が低下し杭基礎の回転振動が大きくなったためと考えられる。また、杭のモーメントに影響を与えるものとして、杭の変形により杭近傍地盤で地盤ひずみが大きくなり、サイクリックモービリティの効果が杭近傍で大きくなる場合があることや有効応力の変化に対応して群杭効果も変化することが予想され、これらの影響を把握することが今後の課題である。

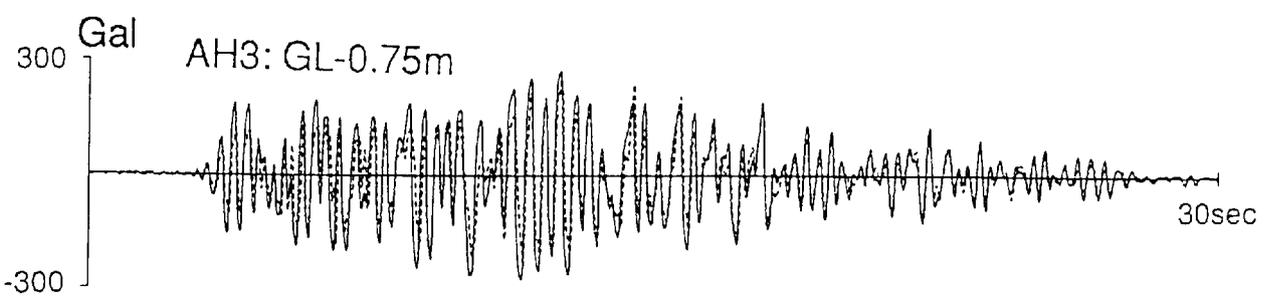
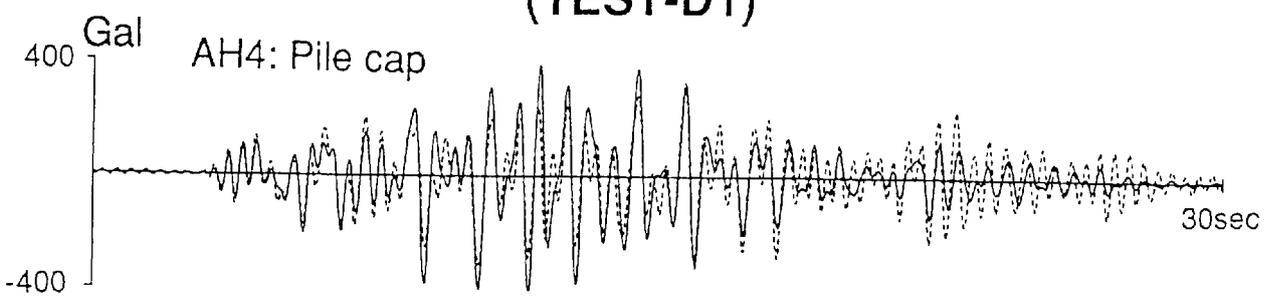
次に、杭の水平地盤ばねの非線形性を調べるため、解析で得られた地盤反力と杭変位の関係をTEST-D1, D2についてFig. 5. 31に、TEST-S1, S2についてFig. 5. 32に示す。なお、地盤ばねの位置は、GL-0.6m（ひずみ計SG5の位置に相当）とGL-3.0m（ひずみ計SG2の位置に相当）である。Fig. 5. 31に示す乾燥砂地盤におけるGL-0.6mとGL-3.0mの地盤ばねの非線形

性は、TEST-D1, TEST-D2ともほぼ同様の履歴特性を示し、杭と地盤との相対変位によって起こる地盤ばねの非線形性は同程度であるといえる。Fig. 5. 32に示す飽和砂地盤におけるTEST-S1では、実験時の過剰間隙水圧の上昇が小さく、乾燥砂地盤の地盤ばねと同様な非線形性を示しているが、TEST-S2では、GL-0.6mとGL-3.0mの地盤ばねとも液状化層に位置するため、杭と地盤の相対変位の増加による非線形に加えて有効応力の減少による地盤ばね定数の低下が顕著であり、履歴減衰の増加も大きい。また、この傾向は、GL-3.0mの地盤ばねに比較し地表近くのGL-0.6mの地盤ばねで著しい。さらに、地盤ばねの非線形性に与える各要因の影響度合いを調べるため、自由地盤の応答解析に用いたせん断弾性係数から評価した地盤ばね定数に対する、地震入力による自由地盤の非線形性を考慮した（実験の解析に用いた）初期地盤ばね定数の比（ $\alpha$ ）と、Fig. 5. 31とFig. 5. 32に示した非線形特性が最大相対変位を示した時の地盤ばね定数の比（ $\beta$ ）を求め、Table 5.3に示す。地震入力による地盤ばね定数の低減（ $\alpha$ ）は、入力加速度レベルの違いにより生じる地盤のせん断ひずみに対応して、地表に近いほど地盤ばね定数の低下が大きい。さらに、乾燥砂地盤では杭と地盤の相対変位の増加により、飽和砂地盤ではさらに有効応力の低下に従い低減する（ $\beta$ ）は、TEST-D2に比較しTEST-S2で著しく小さいことがわかる。

このように、水平地盤ばねの非線形性は、乾燥砂地盤では杭と地盤の相対変位量に、飽和砂地盤ではさらに有効応力の変化に支配される。この杭と地盤の相対変位は、主に地盤内では杭と地盤の剛性の違いから両者の振動モードに差が生じるためや、杭頭付近では基礎の慣性力の影響が加わるためにその量も大きくなる。また、液状化地盤では、地盤の有効応力の低下は地表近いほど大きく、それにともない杭周辺の地盤抵抗が低下し、基礎の慣性力が地盤深い位置まで影響するため杭の振動モードがさらに地盤と異なってくることとなり、一段と地盤ばねの非線形性が顕著となる。従って、液状化地盤における杭の地盤ばねの剛性、減衰特性は、以上のような地盤と杭の相対変位の増大による非線形性と過剰間隙水圧の上昇、消散にとまなう有効応力に従い時々刻々変化し、杭基礎の応答に大きく影響を与えていることが指摘できる。

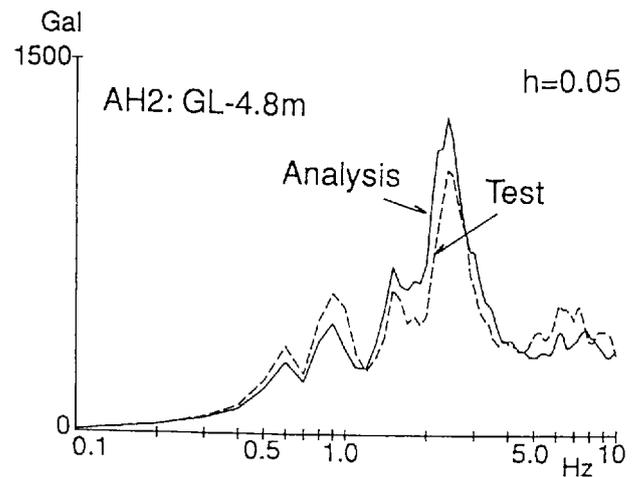
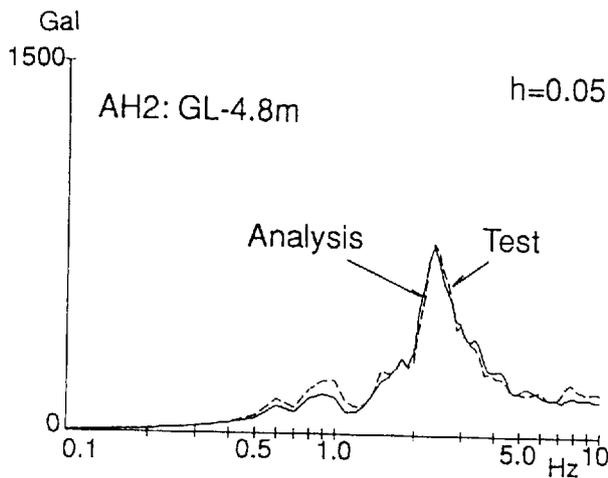
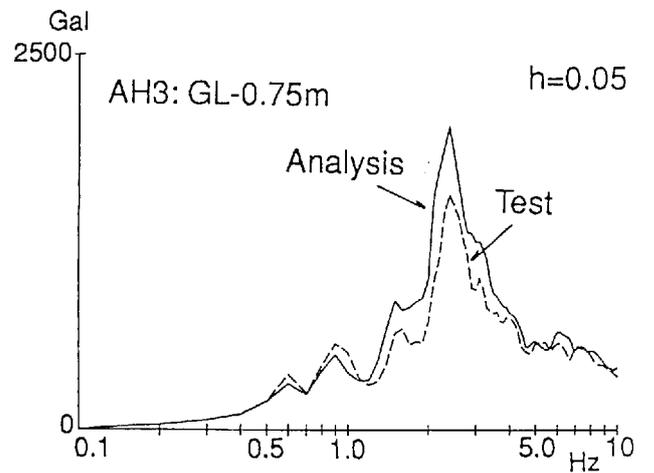
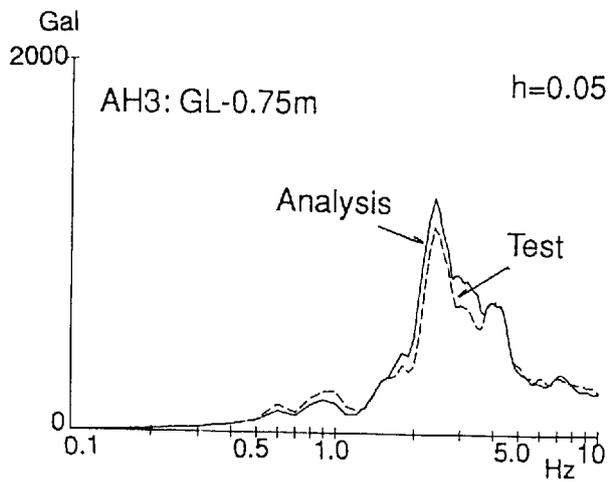
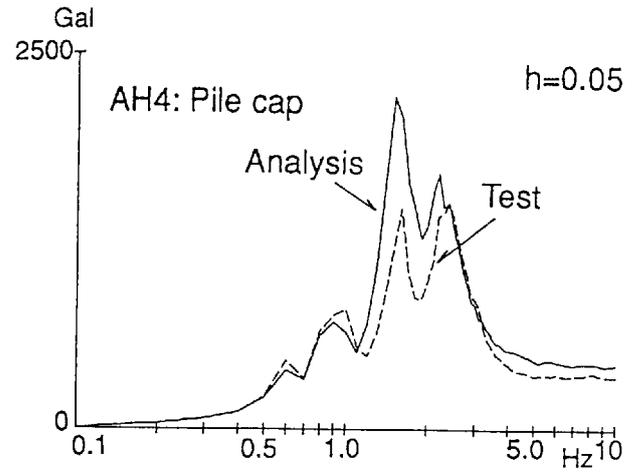
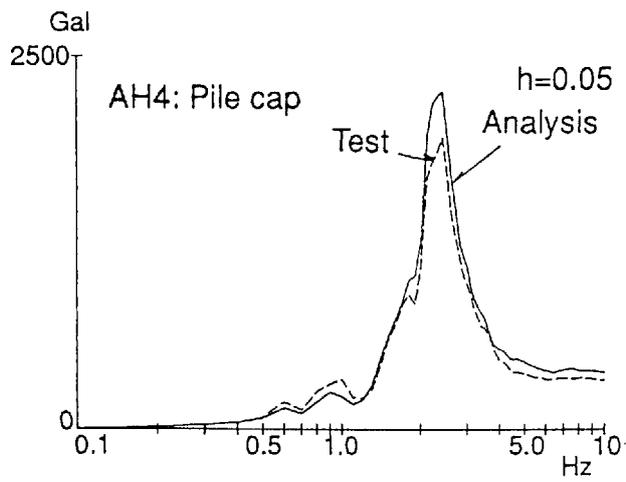


**(TEST-D1)**



**(TEST-D2)**

Fig.5.22 Comparisons of predicted acceleration time histories at GL-0.75m and pile cap with TEST-D1,D2



**(TEST-D1)**

**(TEST-D2)**

Fig.5.23 Comparisons of predicted acceleration response spectra at GL-4.8m, GL-0.75m and pile cap with TEST-D1,D2

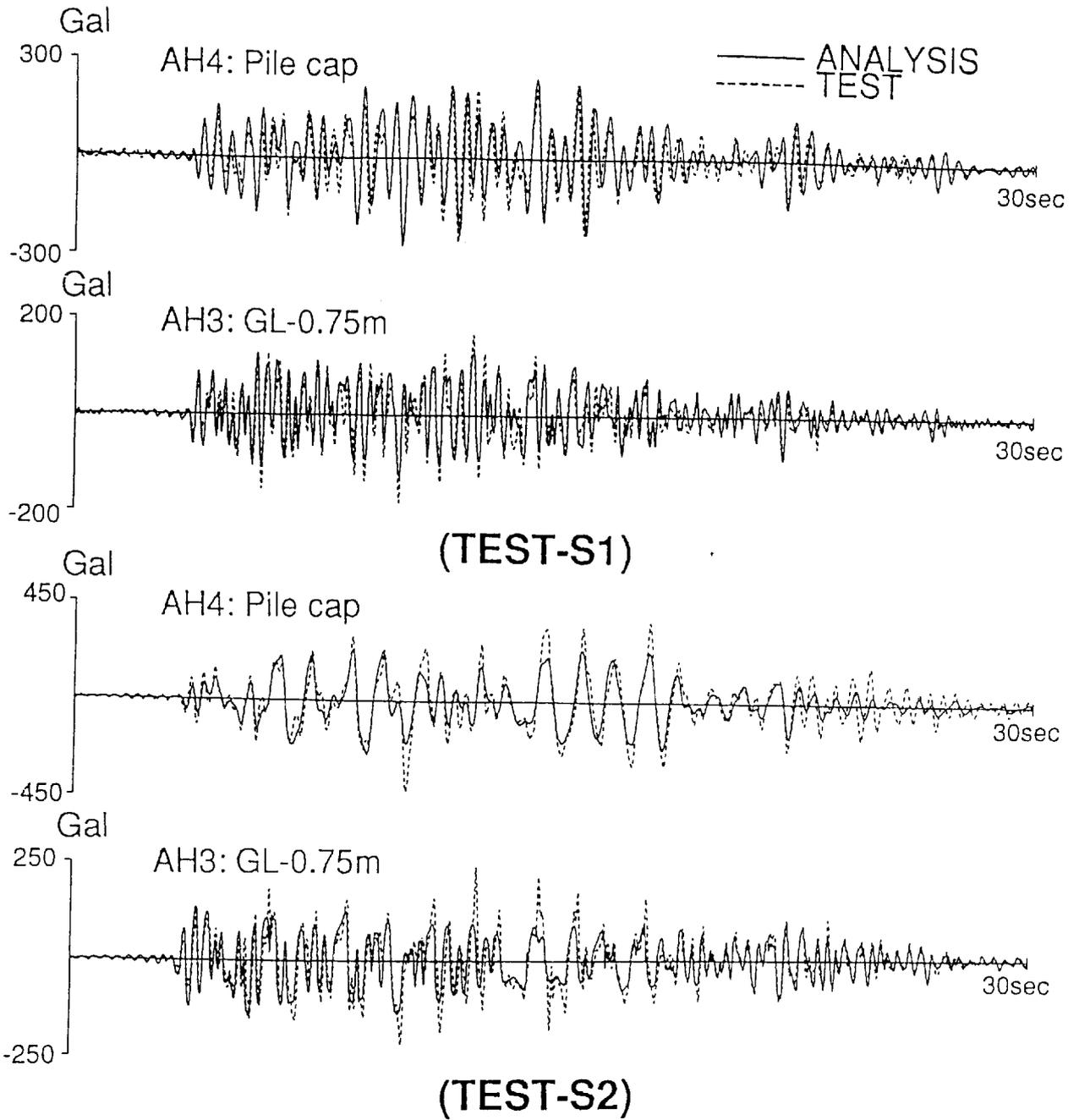
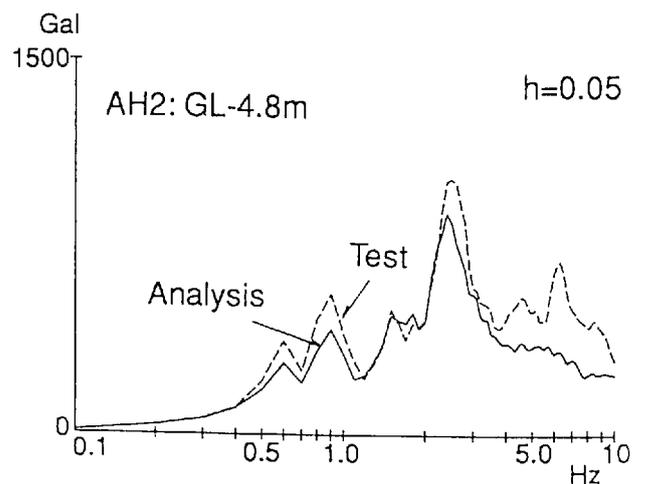
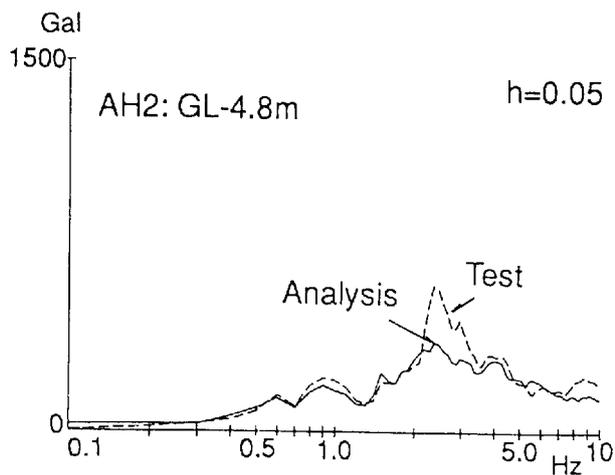
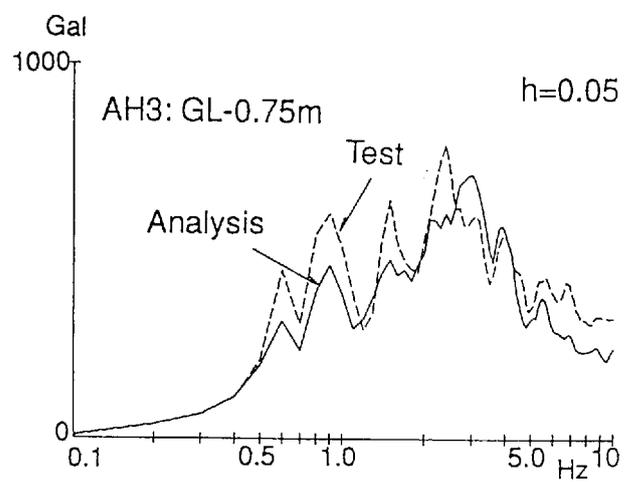
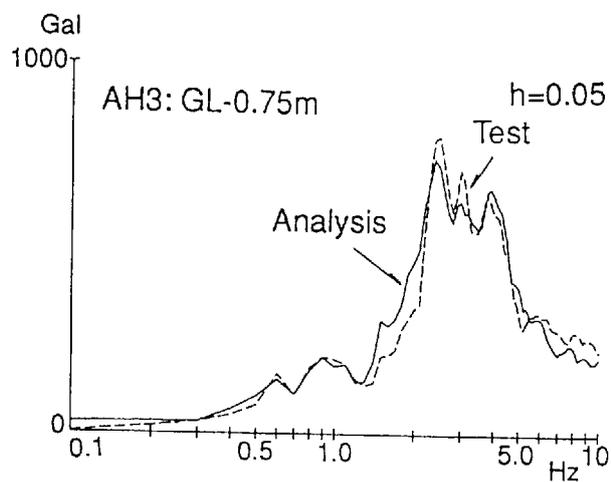
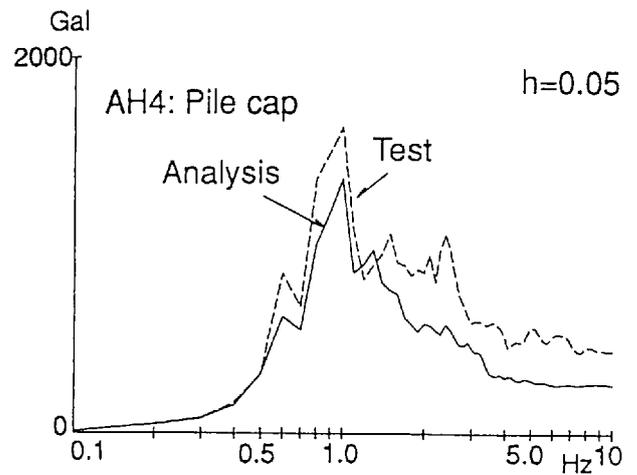
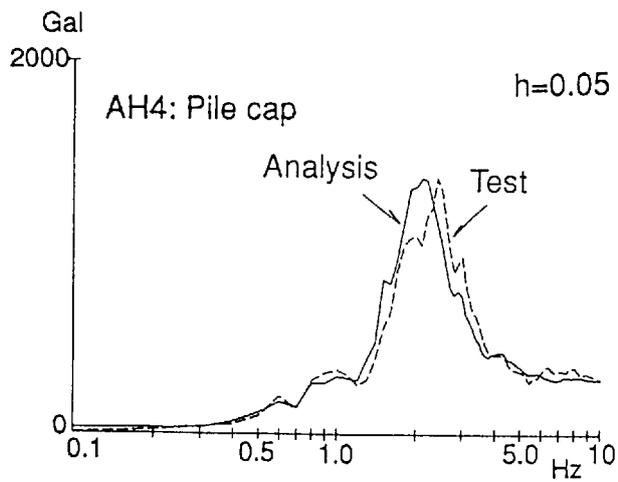


Fig.5.24 Comparisons of predicted acceleration time histories at GL-0.75m and pile cap with TEST-S1,S2



(TEST-S1)

(TEST-S2)

Fig.5.25 Comparisons of predicted acceleration response spectra at GL-4.8m, GL-0.75m and pile cap with TEST-S1,S2

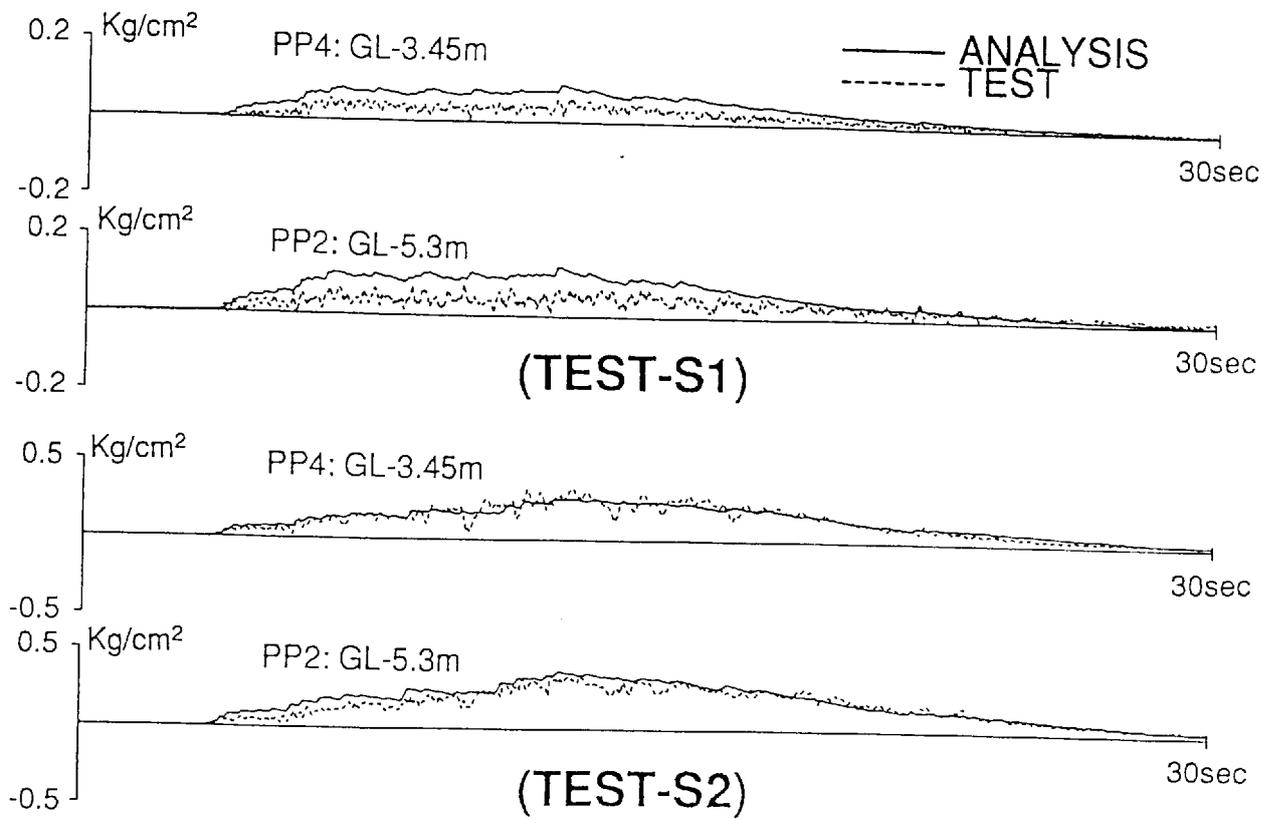


Fig.5.26 Comparisons of predicted excess pore water pressure time histories with TEST-S1,S2

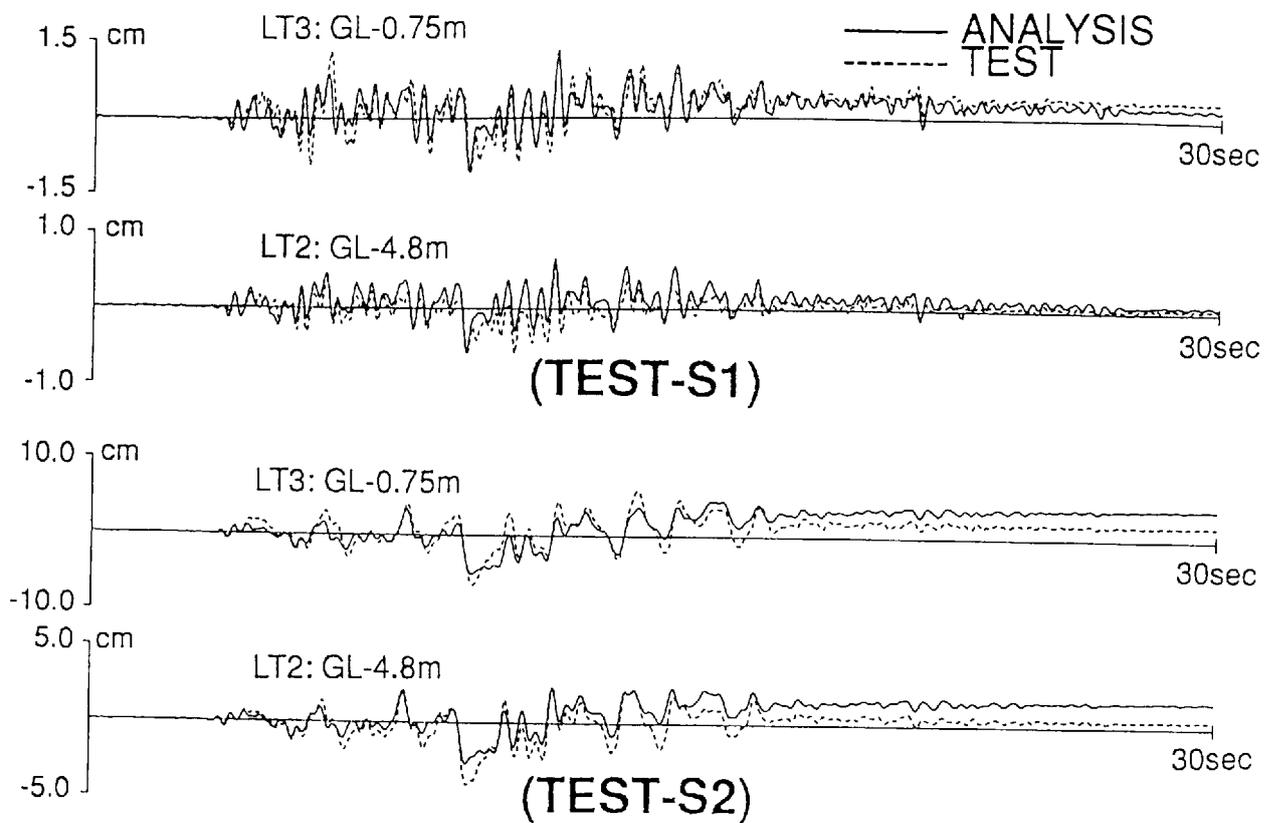


Fig.5.27 Comparisons of predicted relative displacement time histories of ground with TEST-S1,S2

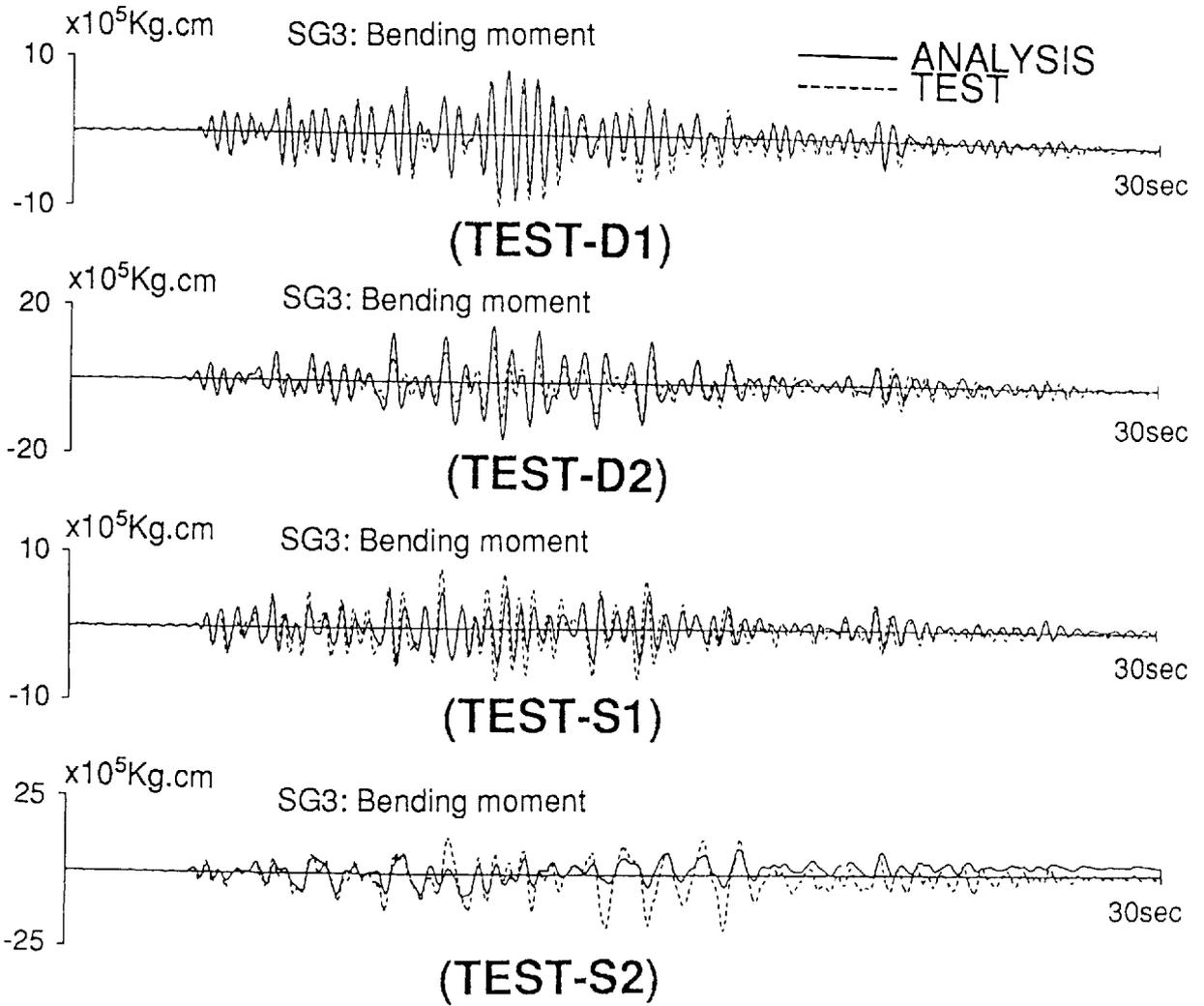


Fig.5.28 Comparisons of predicted pile bending moment time histories with TEST-D1,D2 and TEST-S1,S2

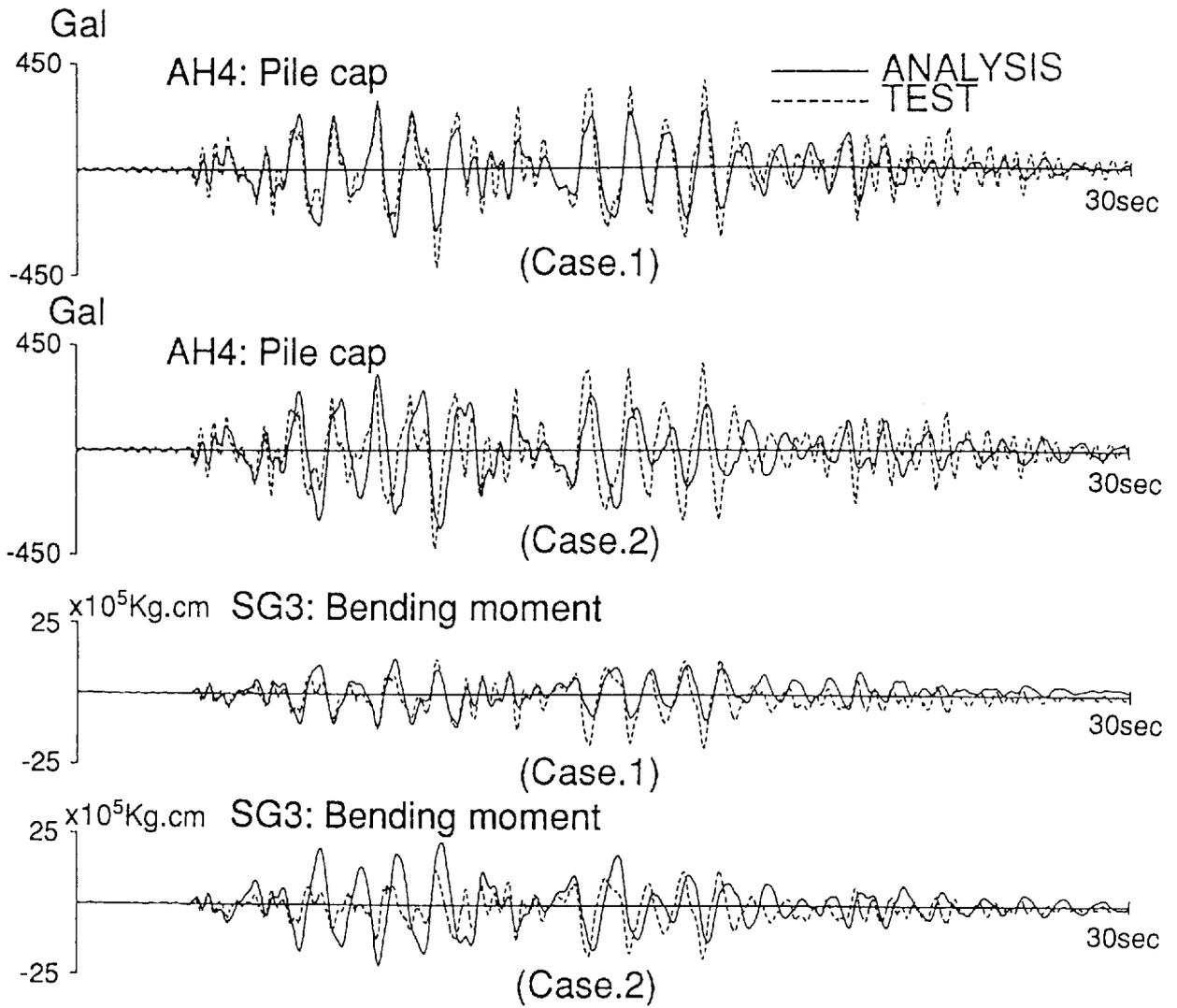


Fig.5.29 Comparisons of predicted acceleration time histories at pile cap and pile bending moments at SG3 with TEST-S2

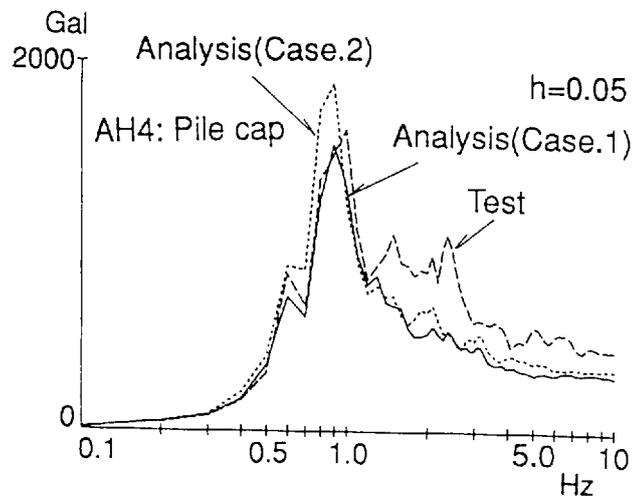


Fig.5.30 Comparisons of predicted acceleration response spectra at pile cap with TEST-S1,S2

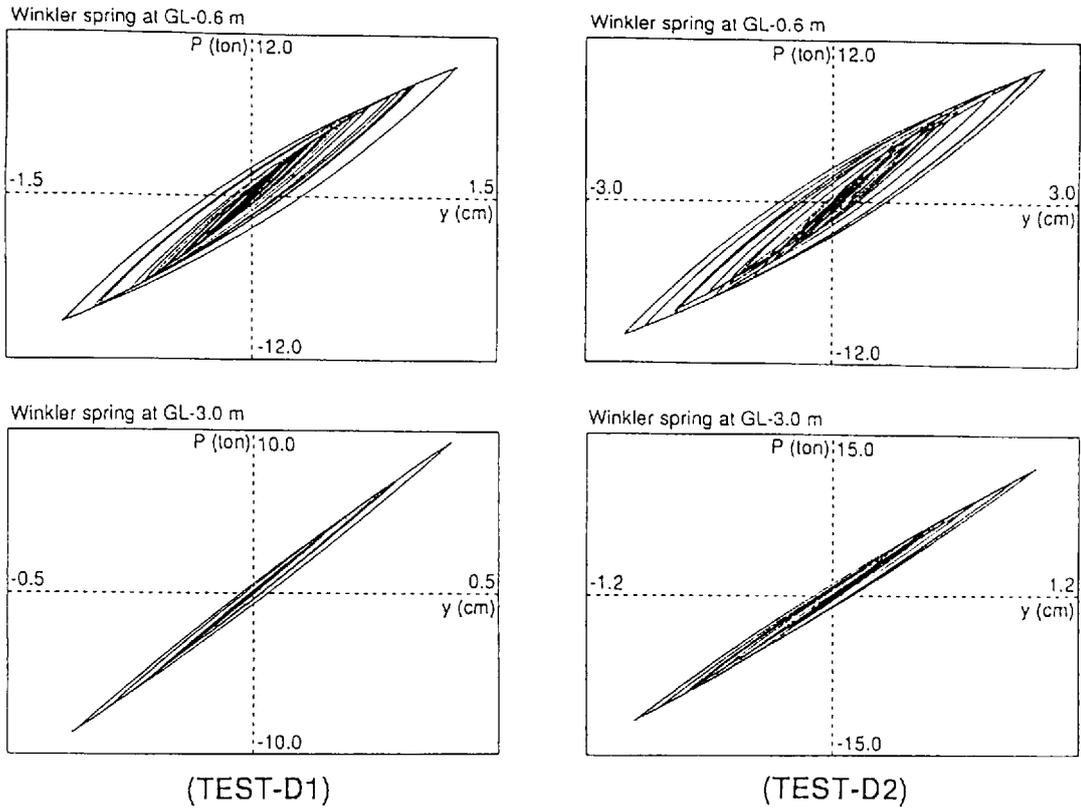


Fig.5.31 Calculated non-linear lateral load-displacement relationships of Winkler springs in TEST-D1,TEST-D2 analyses

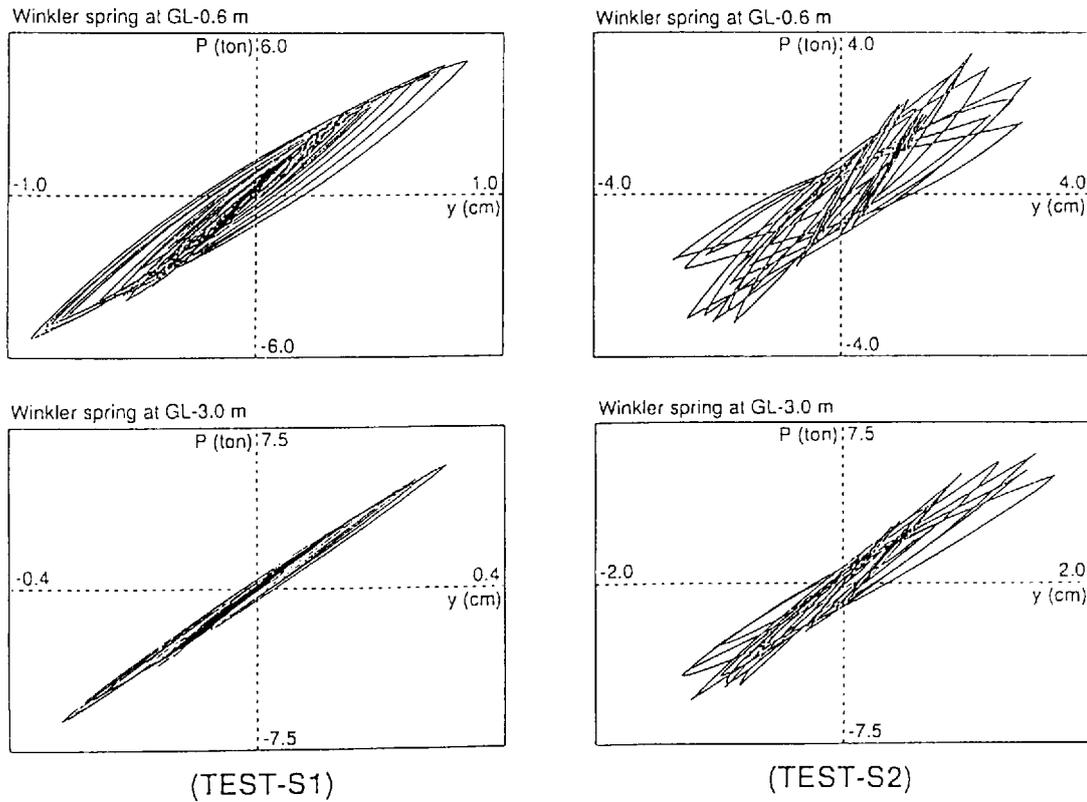


Fig.5.32 Calculated non-linear lateral load-displacement relationships of Winkler springs in TEST-S1,TEST-S2 analyses

Table 5.3 Ratios of degraded lateral spring values to initial lateral spring values

		Dry sand		Saturated sand	
		TEST-D1	TEST-D2	TEST-S1	TEST-S2
GL-0.6 <sub>m</sub> (K <sub>2</sub> )	$\alpha$	0.40	0.21	0.34	0.11
	$\beta$	0.24	0.12	0.18	0.017
GL-3.0 <sub>m</sub> (K <sub>4</sub> )	$\alpha$	0.44	0.24	0.41	0.14
	$\beta$	0.37	0.20	0.29	0.045

## 5.4 非線形、液状化地盤における杭支持構造物の地震応答性状

### 5.4.1 解析モデル

大地震時の非線形、液状化地盤における杭支持構造物の地震応答を調べることを目的として、先の遠心載荷実験の飽和砂地盤－杭基礎モデルに上部構造物を考慮した杭基礎－上部構造物連成系の地震応答解析を行った。本解析的検討では、非線形、液状化地盤が上部構造物の応答性状に与える影響を把握するとともに、地盤応答のみならず上部構造物の応答が杭の応答に如何に影響を及ぼすかを調べている。

解析対象の杭支持構造物は、遠心載荷実験で考えた実物モデルと同じ物理定数をもつ鋼管杭4本相当に支持された上部構造物をモデル化した。上部構造物は、Fig. 5.33に示す鉄骨造6階建て（高さ24m）の建物であり、基礎固定時の一次固有周期 $T_0$ は、 $T_0=0.03H$ （ $H$ ：建物高さ）となるように質点系曲げせん断モデルの定数を設定した。従って、上部構造物基礎固定時の一次固有周期は $T_0=0.72\text{sec}$ （ $f_0=1.4\text{Hz}$ ）である。また、地震応答解析では基礎の回転は拘束し、上部構造物と杭の減衰は3%とした。

杭は、直径0.48m、肉厚13mm、長さ10.45mの鋼管杭で基礎に剛接合とし、杭間隔は杭直径の2.5倍（1.2m）である。なお、解析では、杭頭位置と地表面は同じレベルとし、杭頭は固定条件、杭端は剛基盤に支持されたモデルとした。

地盤は、剛基盤上に層厚10.45mの砂層から成り、砂の地盤定数は遠心載荷実験モデルと同じ物理定数と非線形、液状化特性を有するモデルである。ただし、砂の透水係数は遠心載荷実験の解析に用いた値の1/50とし、実地盤相当の値に変換している。地盤タイプは、実地盤における層モデルの多様性を考慮して、地震時のせん断ひずみに依存する非線形地盤と過剰間隙水圧の上昇による液状化地盤から構成されるFig. 5.33に示す4種類の地盤モデルとした。各地盤モデルは以下の通りである。

Model-1 : 全層非線形性のみ考慮した地盤

Model-2 : 全層非線形性と間隙水圧の上昇（液状化）を考慮した地盤

Model-3 : 表層に液状化層（GL 0m～GL-3m）を考慮した非線形地盤

Model-4 : 中間層に液状化層（GL-3m～GL-6m）を考慮した非線形地盤

入力地震動は、遠心載荷実験TEST-S2の入力加速度波形（最大加速度値：250Gal）を用いた。

自由地盤の応答解析に用いた砂の初期せん断弾性係数は、遠心載荷実験と同じFig. 5.34

に示すShear modulus-Aの分布を用いている。また、杭と自由地盤を結ぶ水平地盤ばねの初期ばね定数は、次に示す2つの状態を想定した地盤せん断弾性係数を用いて評価した。すなわち、杭本数が多く打ち込み密度が高い杭位置地盤では、自由地盤に比較して地震時のせん断ひずみに依存する地盤の非線形性の影響が小さいことが考えられ、初期地盤ばね定数の評価に自由地盤と同じ初期せん断弾性係数 (Shear modulus-A) をそのまま用いた場合と、自由地盤の非線形性を初期地盤ばね定数に取り入れた場合として、Model-1地盤の非線形全応力解析により得られる各層の有効せん断ひずみ ( $0.65 \gamma_{max}$ ) に相当するFig. 5.34に示すせん断弾性係数 (Shear modulus-B) を用いた場合について行った。さらに、水平地盤ばねには、このような条件で設定した初期地盤ばね定数に対して、杭と地盤の相対変位に依存する非線形性と過剰間隙水圧の上昇、消散にともなう有効応力の変化を考慮し、各地盤モデルに建つ杭支持構造物の地震応答解析を行っている。

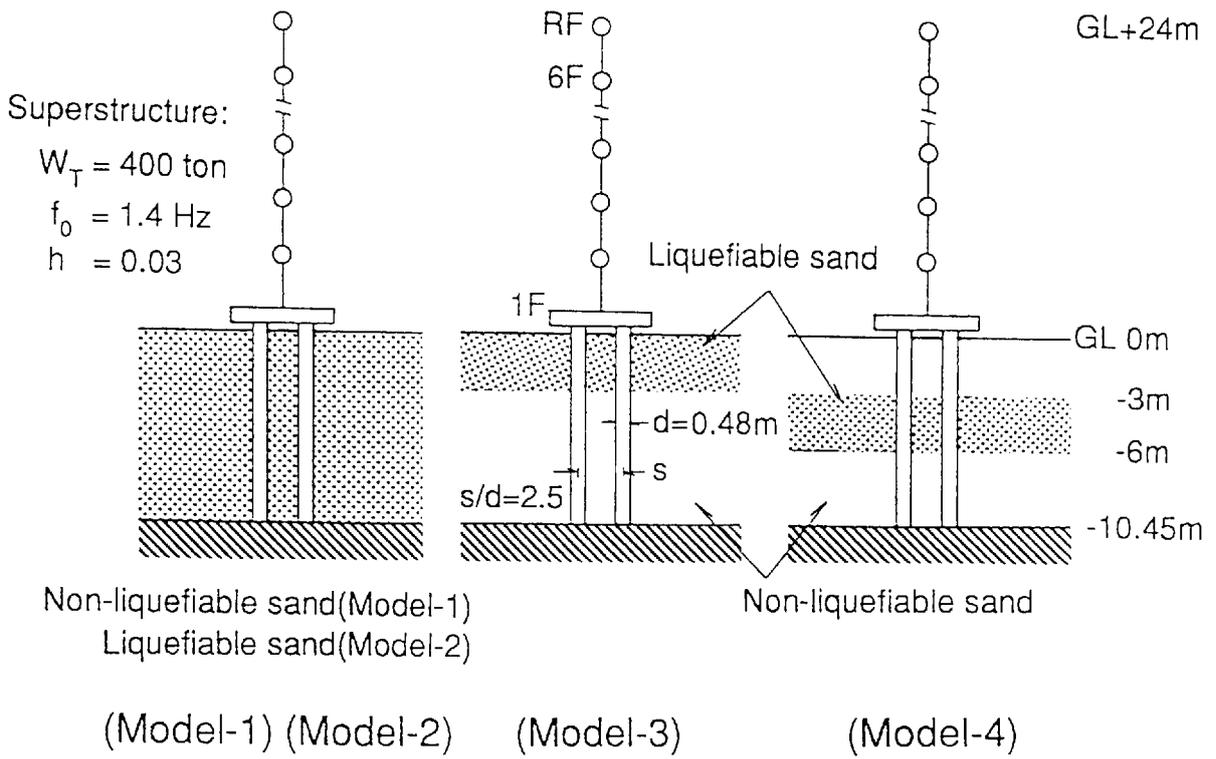


Fig.5.33 Superstructure-pile foundation model for earthquake response analyses

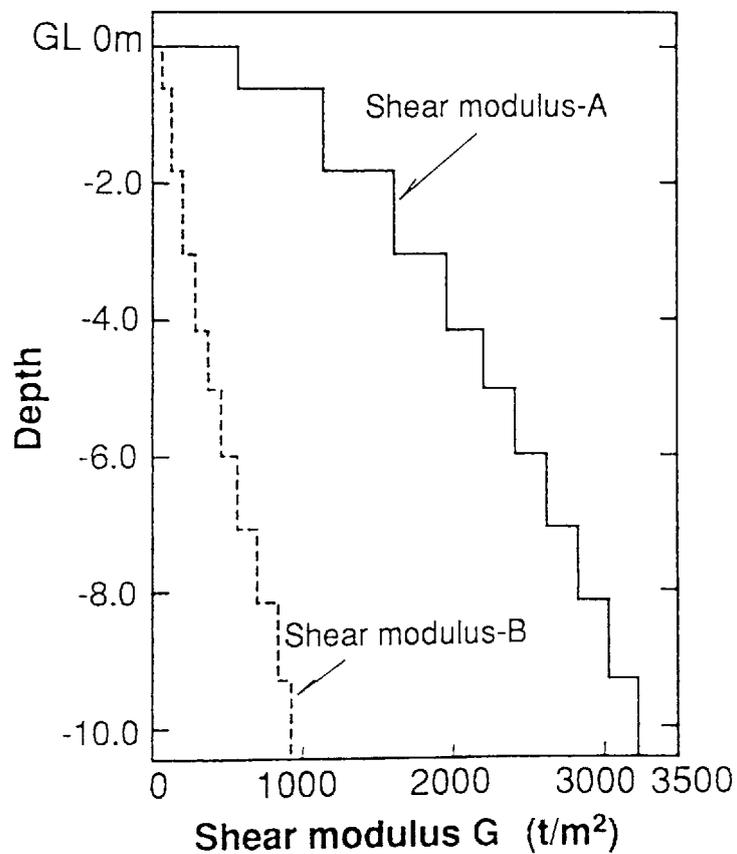


Fig.5.34 Soil shear modulus for evaluation of lateral Winkler springs

## 5.4.2 地震応答結果および考察

### (1) 地盤応答結果

まず、杭基礎の地震応答に直接影響を与える各地盤モデルの応答性状について検討する。地盤有効応力解析 (DESRA) を用いて計算した各地盤の応答結果として、地表面 (GL 0m) と GL-5m における加速度波形と変位波形を Fig. 5.35 に、全層液状化地盤とした Model-2 地盤の各深さにおける初期有効応力に対する過剰間隙水圧の比を Fig. 5.36 に示す。また、各地盤モデルの地表面 (GL 0m) と GL-5m における加速度応答スペクトルを Fig. 5.37 に示す。さらに、地盤の最大加速度、最大変位、最大せん断応力、最大せん断ひずみの分布を Fig. 5.38 に示す。これらの結果から、各地盤モデルの応答性状として以下のことが指摘できる。なお、Fig. 5.36 に示した如く Model-2 地盤では入力加速度の増大とともに各深さ位置の過剰間隙水圧が上昇し、入力後 15 秒付近で全層完全液状化に達している。また、Model-3 地盤、Model-4 地盤にある液状化層でも、Model-2 地盤と同じように過剰間隙水圧が上昇しほぼ完全液状化の状態を示している。

まず、非線形性のみを考慮した Model-1 地盤と全層で液状化が発生した Model-2 地盤の応答性状について検討する。Model-2 地盤の加速度応答は、液状化を考えない Model-1 地盤に比較し、過剰間隙水圧の上昇にともなう加速度波形の長周期化と応答振幅の低下がみられ、完全液状化後では加速度振幅は著しく小さくなる。この応答性状の違いは、両地盤モデルの地表面と GL-5m 位置での加速度応答スペクトルの差からも明瞭に確認できる。また、最大加速度値は、全層において Model-1 地盤に比較し Model-2 地盤でかなり小さく、最大加速度の時刻は、Model-1 地盤では入力動の主要動付近であるが、Model-2 地盤では液状化により主要動での振幅が低減されるため入力動初期の段階で示している。一方、加速度波形と異なり、液状化後の変位応答は長周期成分の振幅が顕著となり、最大応答変位は地盤全層において Model-2 地盤が大きくなる。Model-1 地盤と Model-2 地盤の最大せん断応力とせん断ひずみは単調な分布形状であるが、Model-1 地盤に比較し Model-2 地盤では、有効応力の低下のために、ほぼ全層において発生する最大せん断応力は小さく、せん断ひずみが大きくなっている。このように、液状化地盤の応答性状は、飽和砂地盤の遠心載荷実験結果にみられたように応答加速度の増幅はほとんどみられないが、長周期成分の卓越した大変位が生じることを示唆しており、杭支持構造物の地震応答に与える影響も非線形性のみを考慮した応答性状と著しく異なることが予想される。

液状化層が地盤表層部に存在するModel-3地盤と中間層に存在するModel-4地盤の応答は、全層非線形地盤であるModel-1地盤や液状化地盤であるModel-2地盤に比べ最大変位応答は小さくなるが、液状化層以深では最大加速度が大きくなることを示している。また、この傾向は深い位置に液状化層を有するModel-4地盤で顕著である。最大せん断応力とせん断ひずみは、両地盤モデルとも液状化層で最大せん断応力の低下とせん断ひずみの増加が著しく、液状化層での剛性の低下が大きいことがわかる。GL-5m位置の加速度応答スペクトルをみると、液状化層に相当するModel-4地盤のスペクトル振幅は液状化層が存在しないModel-1地盤に比較して小さい振幅を示しているが、表層部に液状化層をもつModel-3地盤では逆にModel-1地盤に比較してスペクトル振幅は大きい。一方、地表面では、液状化層が存在するModel-3地盤とModel-4地盤のスペクトルは、全層液状化したModel-2地盤のスペクトルと似かよった形状を示している。このように、Model-3地盤やModel-4地盤のように液状化層を含む地盤の応答性状は、液状化層において地盤の剛性低下が著しく、波動の伝播特性も異なるために、複雑な振動モードを呈し、全層非線形地盤や液状化地盤に比較し地盤の変位応答は小さく、液状化層以深で加速度応答が大きくなる。さらに、液状化層において加速度、変位応答が急変する結果となり、杭の応答もこのような液状化層での応答の影響を受け大きくなることが予想される。

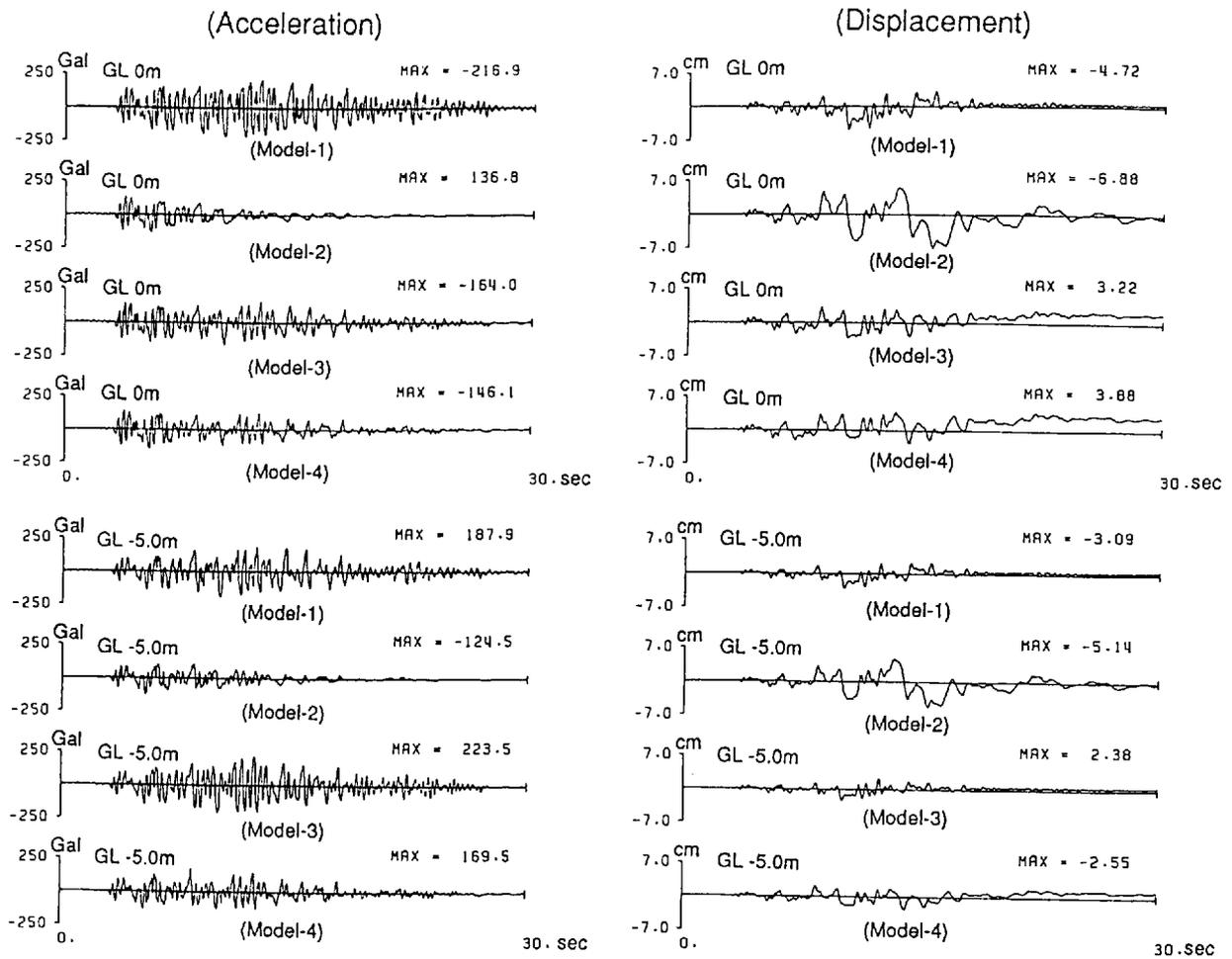


Fig.5.35 Acceleration and displacement time histories computed by the free ground responses of Model-1 - Model-4

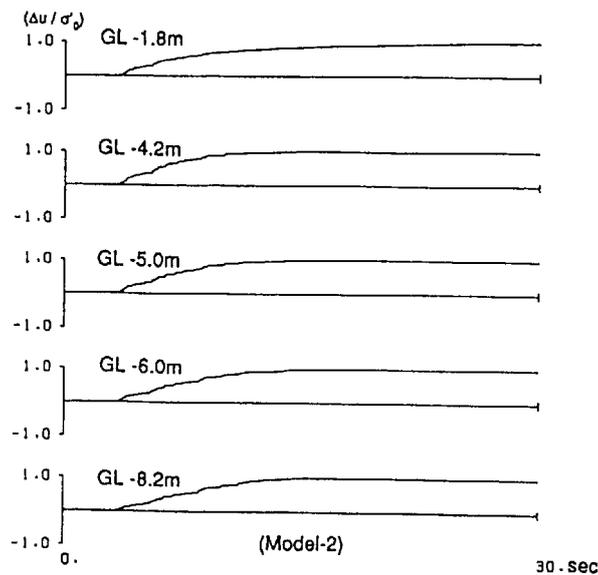


Fig.5.36 Ratios of excess pore water pressure to initial effective stress at each depth computed by free ground response of Model-2

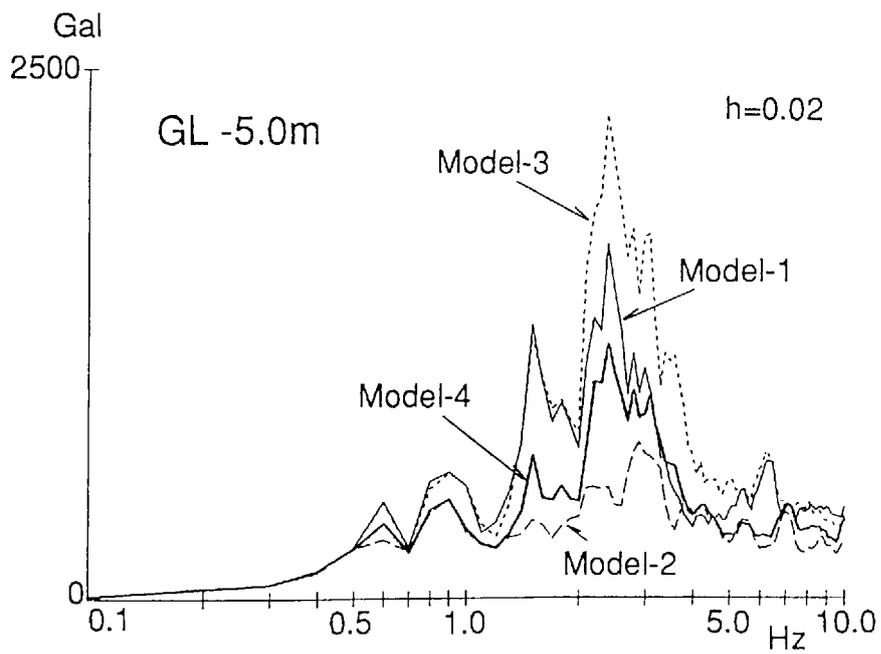
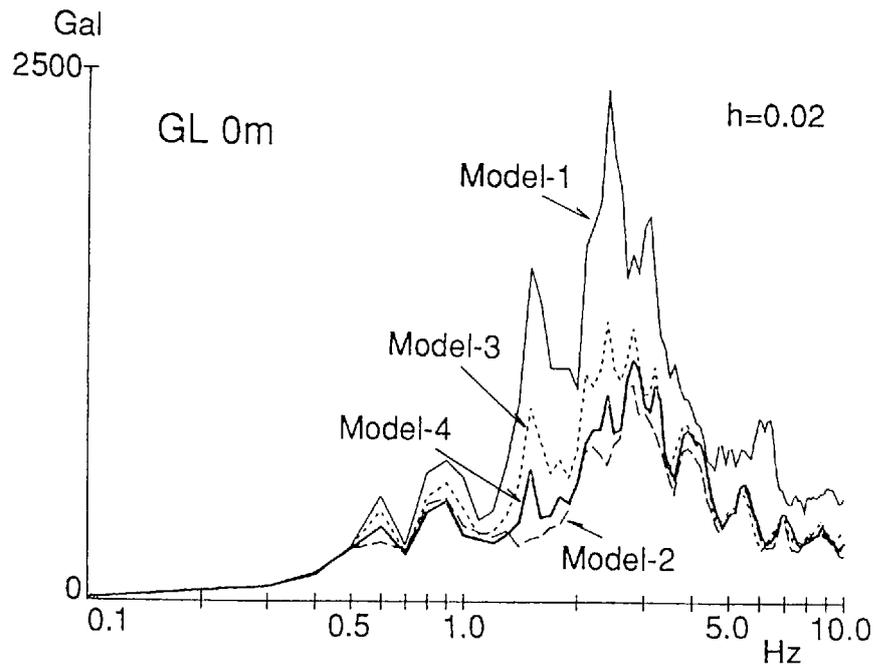


Fig.5.37 Acceleration response spectra at ground surface and GL-5.0 m obtained by free ground responses of Model-1 - Model-4

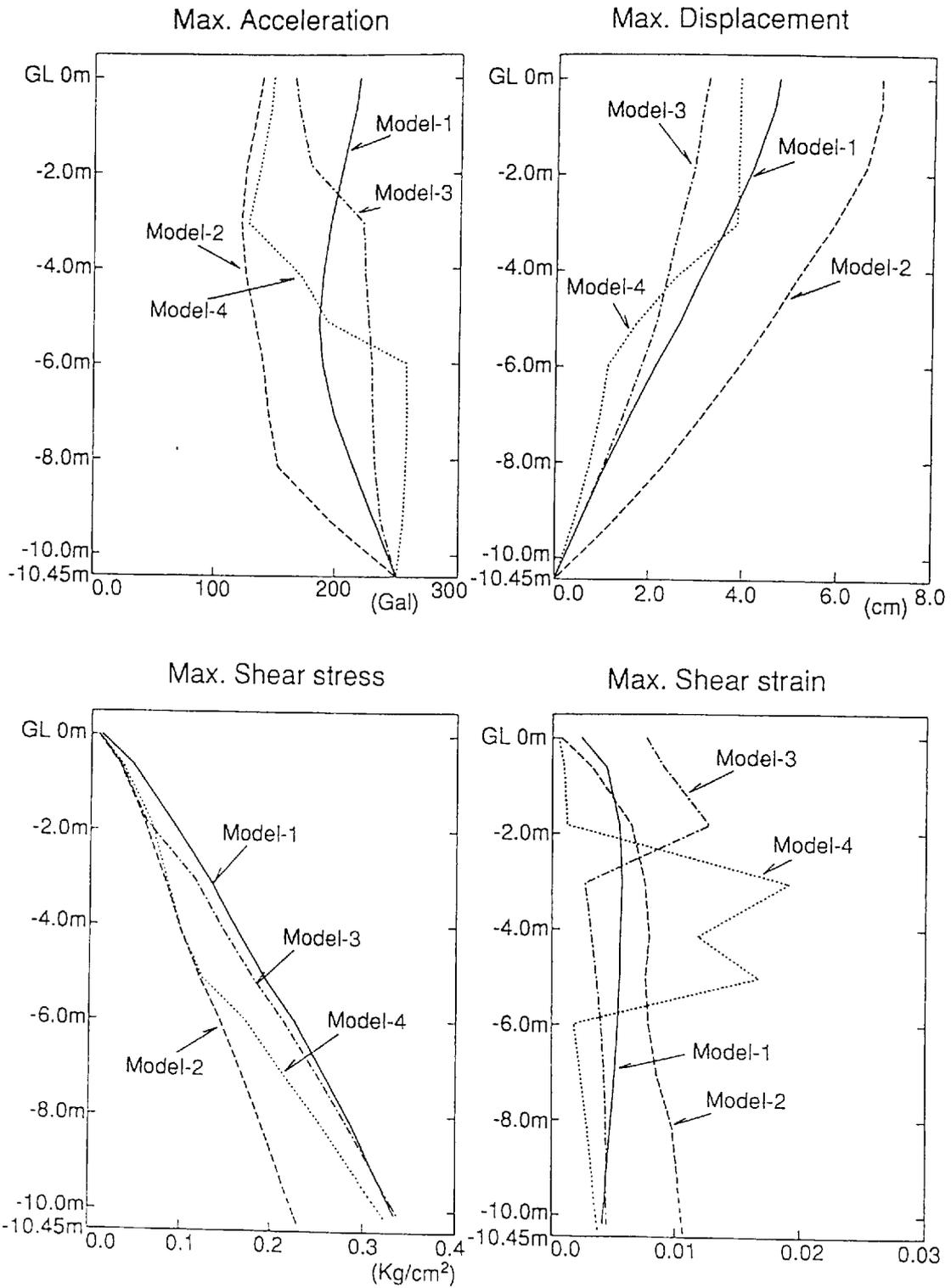


Fig.5.38 Distributions of maximum response acceleration, displacement, shear stress and shear strain computed by free ground responses of Model-1 - Model-4

## (2) 地盤－杭基礎－上部構造物系の応答結果

杭支持構造物の地震応答解析は、遠心載荷実験のシミュレーション解析によりその有効性を確認した地盤の有効応力を考慮した地盤－杭基礎－上部構造物連成系の地震応答解析モデルを用いて行った。杭基礎－上部構造物系への入力は、前項(1)で自由地盤系の応答として求めているModel-1～Model-4地盤の応答波形と過剰間隙水圧波形を用いている。

各地盤モデルに建つ杭支持構造物の応答結果として、水平地盤ばねの初期定数の評価に初期せん断弾性係数 (Shear modulus-A) を用いた場合 (Case-A) と、自由地盤系の全応力非線形解析による地震応答解析に従い地盤剛性を低下させたせん断弾性係数 (Shear modulus-B) を用いた場合 (Case-B) について、R階と1階における加速度波形をFig. 5.39に、加速度応答スペクトルをFig. 5.40に示す。また、杭基礎－上部構造物系の最大加速度分布、最大変位分布と上部構造物の最大層せん断力分布、最大モーメント分布をCase-AについてFig. 5.41に、Case-BについてFig. 5.42に示す。さらに、各地盤モデルの杭体に生じる4本杭相当の最大せん断力分布と最大曲げモーメント分布を、Case-AについてFig. 5.43に、Case-BについてFig. 5.44に示す。

杭の最大加速度、最大変位応答についてみると、自由地盤と同じせん断弾性係数を用いて評価した初期地盤ばね定数をもつCase-Aの場合、杭の加速度、変位応答は各自由地盤モデルでの応答の大きさにほぼ対応し、全層液状化を呈したModel-2地盤で最大加速度が小さく、最大変位が大きくなる。最大加速度の分布形状は、Model-2地盤では深い位置から地盤の分布形状と異なり、杭の最大応答加速度が地盤応答によらず上部構造物の慣性力の影響を受けた応答性状に支配されることを示唆している。この応答の傾向は、Model-3地盤の表層部にある液状化層における加速度分布にもみられる。中間層に液状化層を有するModel-4地盤の杭の最大加速度は、自由地盤の応答と同様に液状化層で最大加速度値が急変する分布形状を示すが、最大変位は地盤応答と異なり、杭の変形性状に支配されたような分布形状を示している。このように、加速度レベルが小さく地盤が線形域にある場合、杭の応答は地盤内では杭と地盤を結ぶ地盤ばねを介して入力された地盤震動に、表層付近では上部構造物の慣性力に支配された応答を示すが、液状化層を有する地盤では、液状化による地盤の応答性状の変化に従い、杭の応答加速度は小さく、応答変位が大きくなり、さらに、Fig. 5.45に示す杭と地盤の相対変位と地盤反力の関係に示すように、杭周地

盤の非線形性と有効応力の低下に従い地盤ばね定数が著しく小さくなると、杭は地盤震動によらず上部構造物の応答に支配された挙動となることが指摘できる。また、このような状態は、地盤への振動エネルギーの逸散がほとんど期待できないこととなり、上部構造物の慣性力の影響が杭の深い位置まで達することとなる。

一方、地盤ばねの初期定数を自由地盤の応答に従い低下させたCase-Bでは、Case-Aと比較してFig. 5.46に示すように地盤ばねの非線形性と液状化による剛性低下が一段と進むこととなり、各地盤モデルの杭の加速度、変位分布とも地盤応答と異なる傾向となり、杭の応答が地盤のより深い位置まで上部構造物の応答に支配された分布形状を示している。また、このような場合、杭頭付近での応答加速度、変位は自由地盤の応答に比較して大きくなるのがわかる。

次に、各地盤モデルにおける杭のせん断力は、自由地盤と同じせん断弾性係数を用いて評価した初期地盤ばね定数をもつCase-Aの場合、杭頭では、上部構造物の加速度応答に対応してModel-1地盤、Model-3地盤で大きくなり、杭端では、各地盤モデルとも杭端固定の境界条件のもとに地盤の強制変形を受け大きな応力が生じている。また、全層液状化地盤であるModel-2地盤では、地中深い位置まで杭頭と同程度のせん断力が生じ、中間層に液状化層があるModel-4地盤では、杭頭から液状化層下端の層境界まで杭に大きなせん断力が生じている。このように、液状化地盤では上部構造物の慣性力の影響に加えて、液状化による地盤の応答変位の増加により、地盤内でも杭に大きなせん断応力が生じ、非線形性のみを考えた地盤と最大せん断力の分布形状が異なることがわかる。杭の曲げモーメントは、全層液状化したModel-2地盤では、杭頭、杭端での境界条件に支配され杭両端で大きなモーメントが生じる分布形状を示している。他の地盤モデルでも、杭頭、杭端で大きなモーメントを示しているが、杭中間部でも大きくなる分布形状となり、杭に高次のモード形が生じていることがわかる。

地盤の非線形性を初期地盤ばね定数に取り入れたCase-Bの最大せん断力、最大曲げモーメント分布は、全層液状化地盤であるModel-2地盤では、Case-Aの結果と同様の分布形状を示し、液状化による著しい剛性低下が進むと、初期地盤ばね定数の値にかかわらず杭の応答が地盤震動から独立して上部構造物の慣性力に支配された応答性状を示している。中間層に液状化層があるModel-4地盤のせん断力分布は、液状化層以深ではModel-2地盤と分布形状は異なっているが、液状化層以浅では同様の分布形状を示し、中間層に液状化

層がある場合でも、杭の応答が液状化層の影響を受けた地盤震動と地盤ばねの非線形性のために液状化地盤の応答性状と似たものとなることわかる。また、表層に液状化層が存在するModel-3地盤においては、表層付近の地盤抵抗がもともと小さいために、表層地盤の液状化による影響は小さく、液状化層が存在しないModel-1地盤と同様なせん断力と曲げモーメントの分布形状を示している。

上部構造物の応答性状についてみると、Case-A，Case-Bの結果とも、全層液状化したModel-2地盤と中間層に液状化層があるModel-4地盤の最大加速度値は、杭の応答加速度に対応し他の地盤モデルに比べ小さい値を示している。Model-2地盤の上部構造物の最大変位応答は、液状化により大变位を生じた杭の応答の影響を受け、上部構造物の絶対変位量は大きくなるが、上部構造物では増幅はほとんどみられず、剛体に近い挙動を示している。さらに、地盤ばねの非線形性が大きくなるCase-Bの上部構造物の応答は、各地盤モデルともCase-Aに比較して、最大加速度は小さく、最大変位は杭の変位応答の影響を受け大きくなっている。上部構造物の最大層せん断力とモーメントは、Case-A，Case-Bの結果ともR階から1階にかけて段階的に大きくなり、その値は液状化を考慮しないModel-1地盤と表層のみ液状化層を有するModel-3地盤で大きな値を示し、中間層に液状化層があるModel-4地盤，全層液状化を呈したModel-2地盤の順で小さくなる。このように、上部構造物の応答に与える液状化地盤の影響は、杭の応答変位を大きくし、それに従い上部構造物の応答変位を大きくするが、入力地震動の長周期化や最大加速度の低下に対応して応答加速度や各階の相対変位は小さくなる結果であり、構造物に対しては必ずしも不利にならないことが指摘できる。また、中間層に液状化層がある地盤では、液状化層における入力地震の動特性の変化に対応して、液状化層以浅の地盤も全層液状化地盤の応答性状に近くなり、上部構造物の応答も全層液状化地盤での応答性状に近くなる。また、表層部の液状化層は、上部構造物の応答に与える影響は小さく、液状化を考慮せず全層非線形地盤に建つ構造物の応答性状に近くなることわかる。

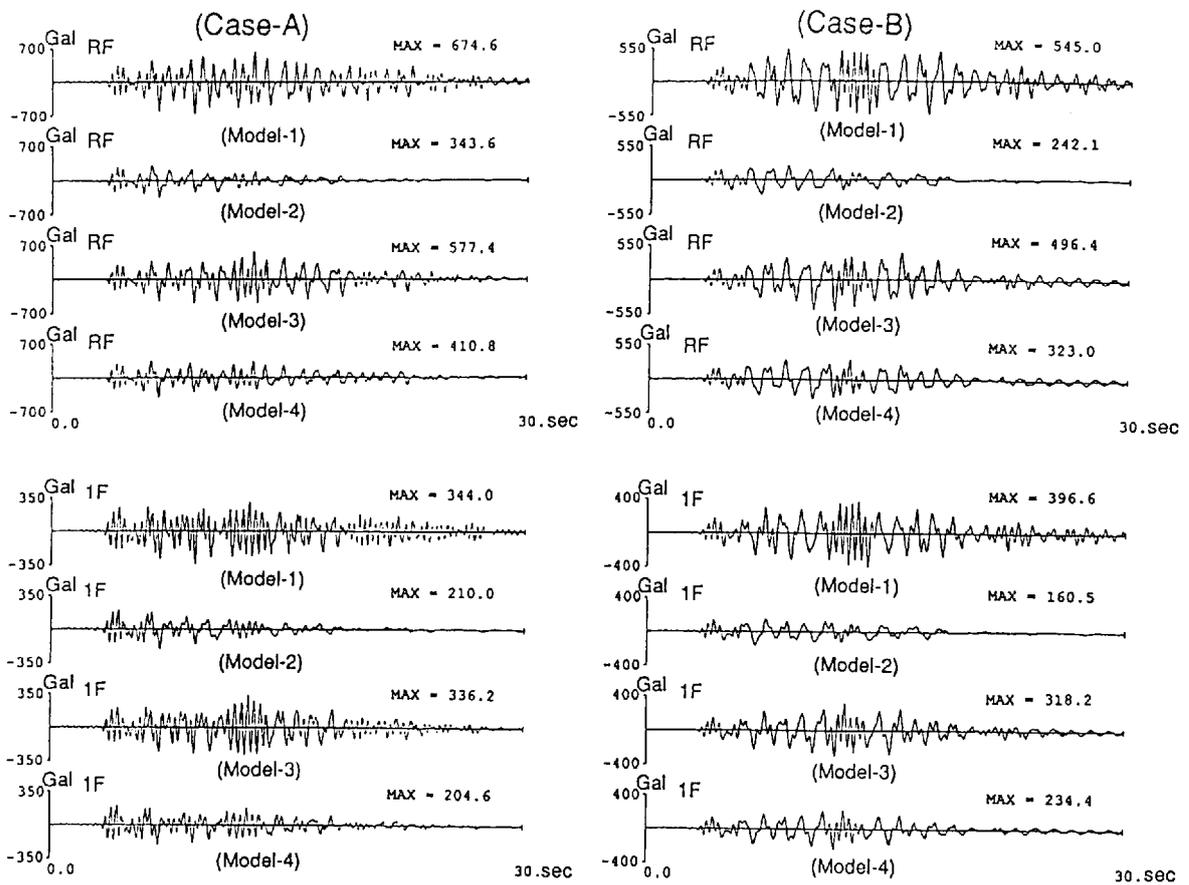


Fig.5.39 Computed acceleration time histories at RF and 1F of Model-1 - Model-4

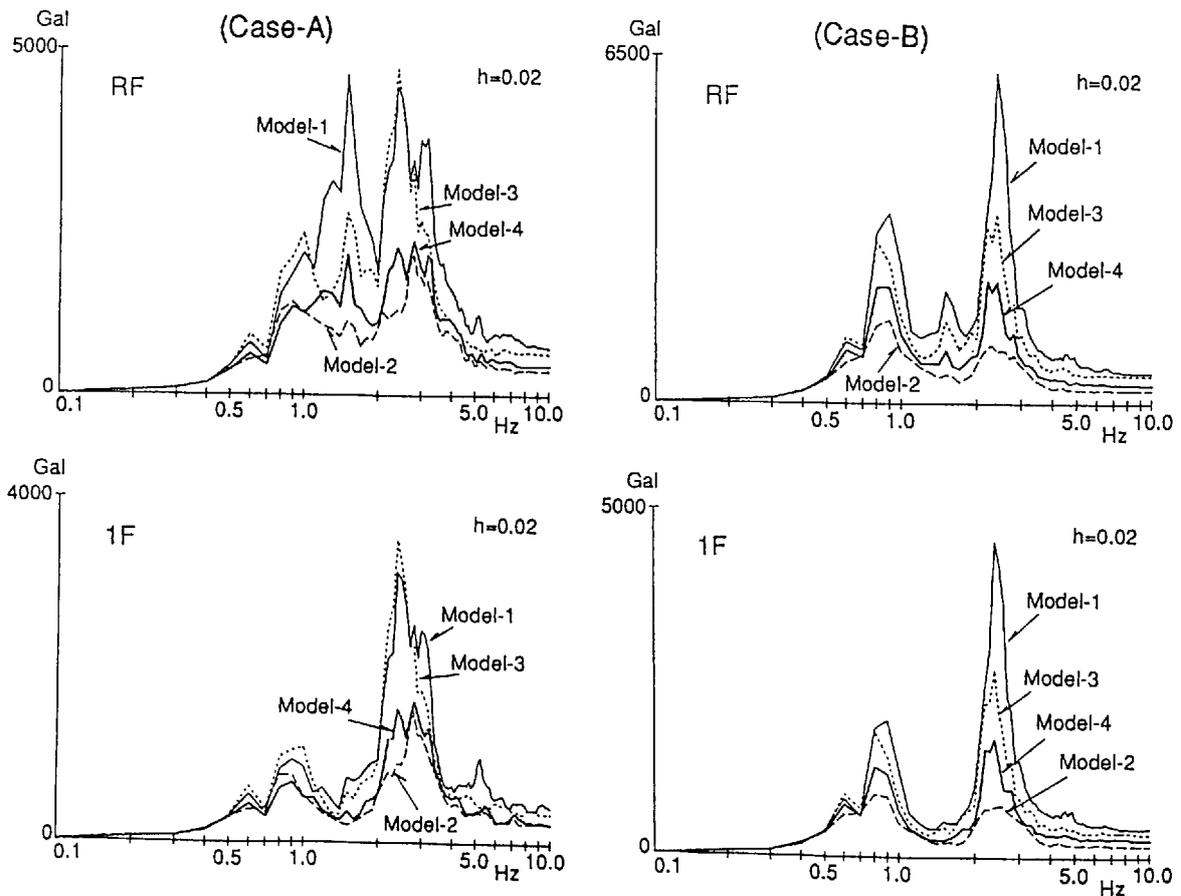


Fig.5.40 Comparisons of acceleration response spectra at RF and 1F of Model-1 - Model-4

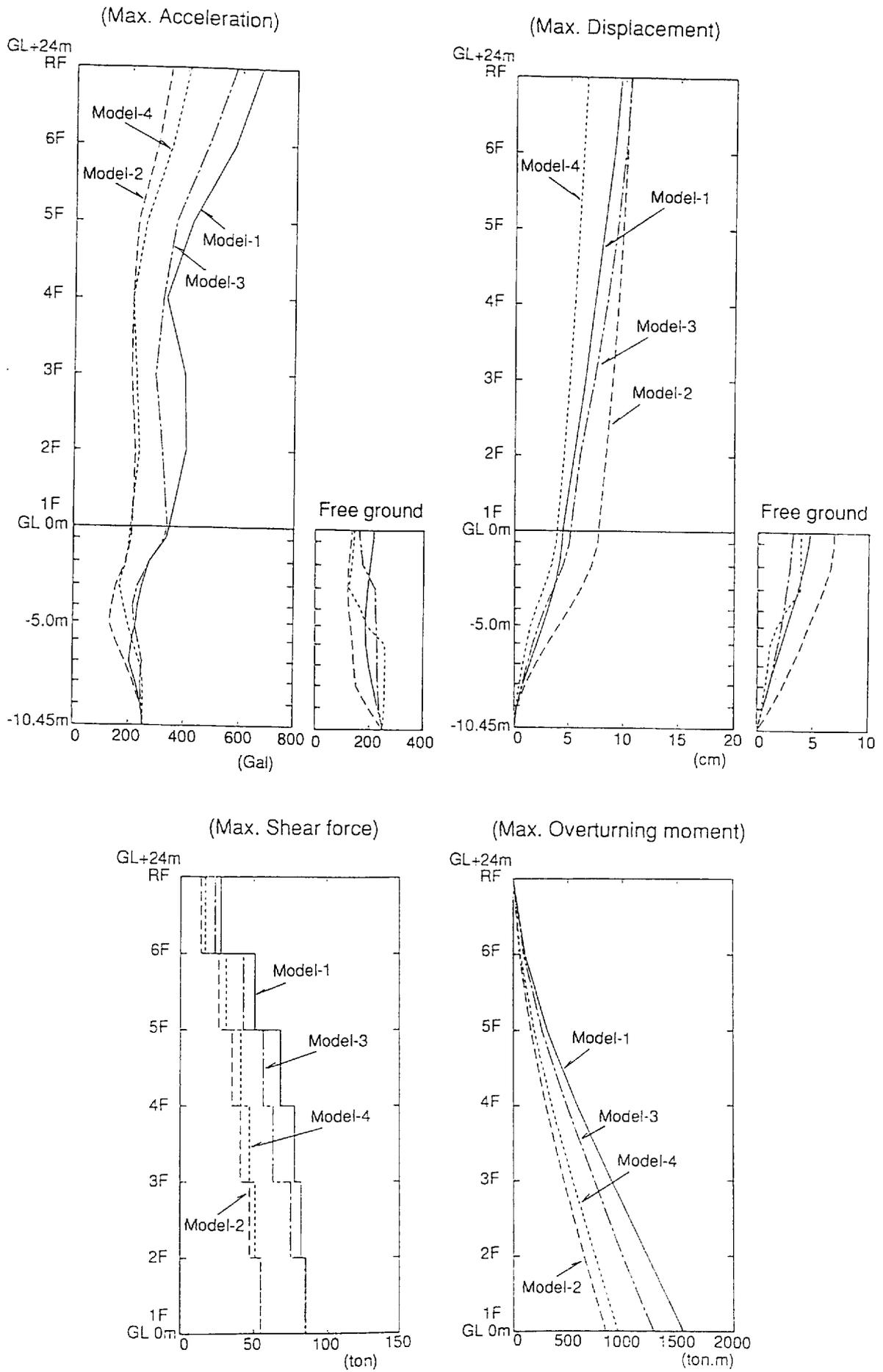


Fig.5.41 Results of earthquake response of superstructure-pile foundation system (Case-A)

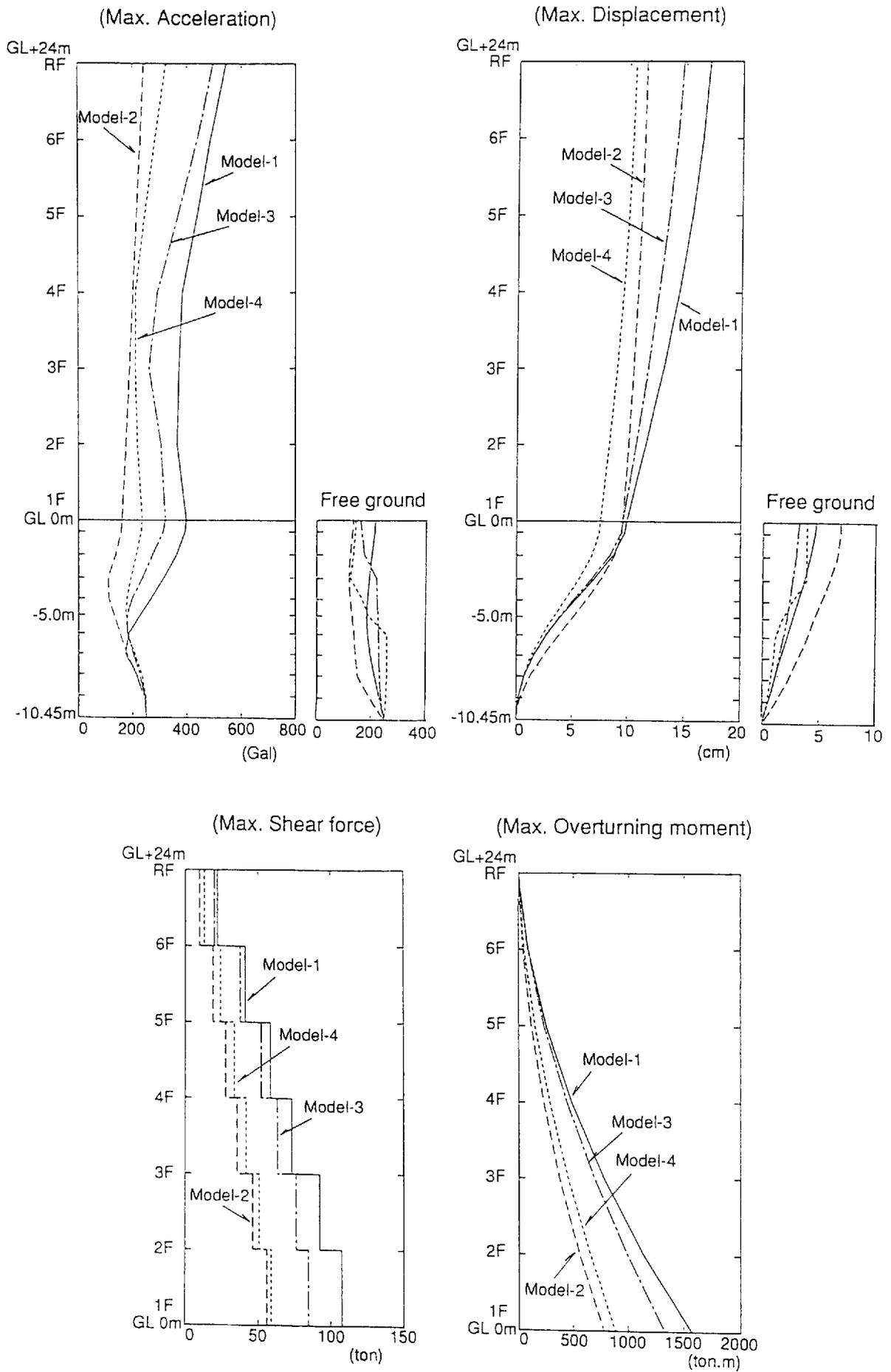


Fig.5.42 Results of earthquake response of superstructure-pile foundation system (Case-B)

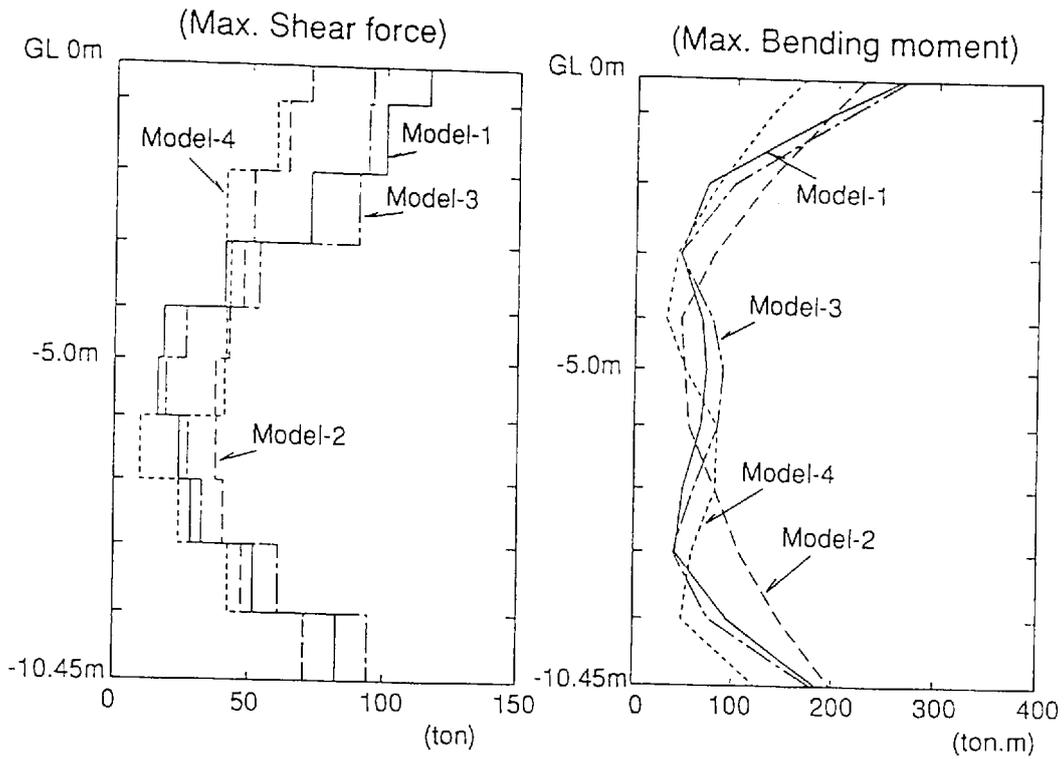


Fig.5.43 Distributions of maximum shear force and bending moment of pile by earthquake response analyses of Model-1 - Model-4 (Case-A)

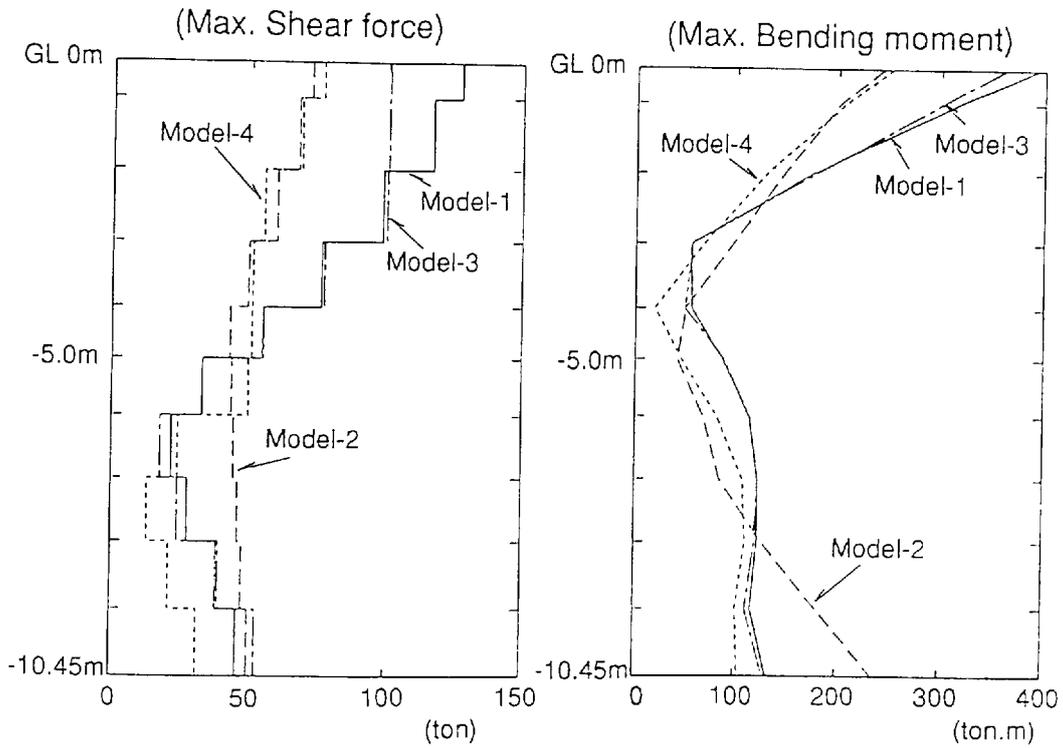


Fig.5.44 Distributions of maximum shear force and bending moment of pile by earthquake response analyses of Model-1 - Model-4 (Case-B)

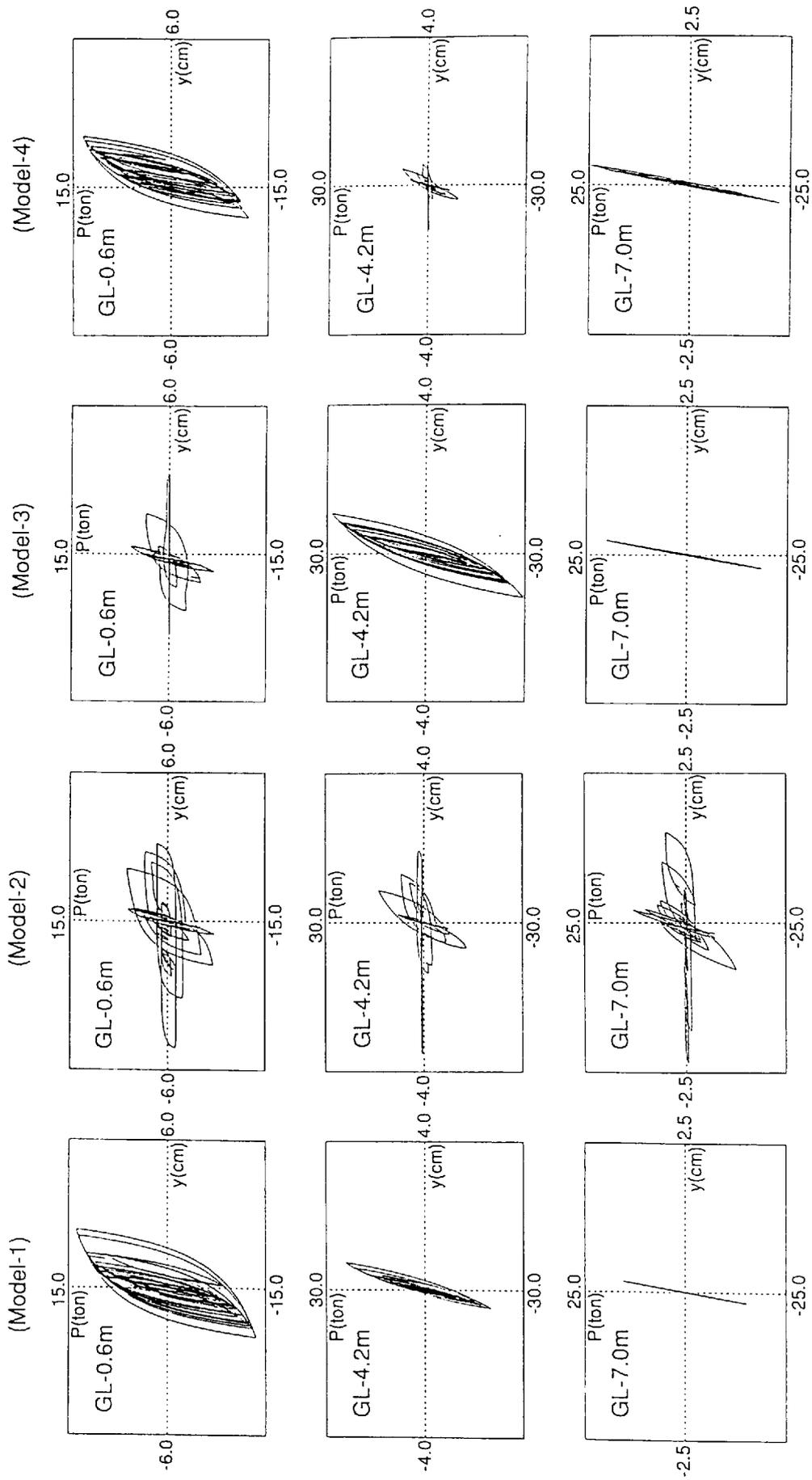


Fig.5.45 Calculated non-linear lateral load-displacement relationships of Winkler springs of Model-1 - Model-4 (Case-A)

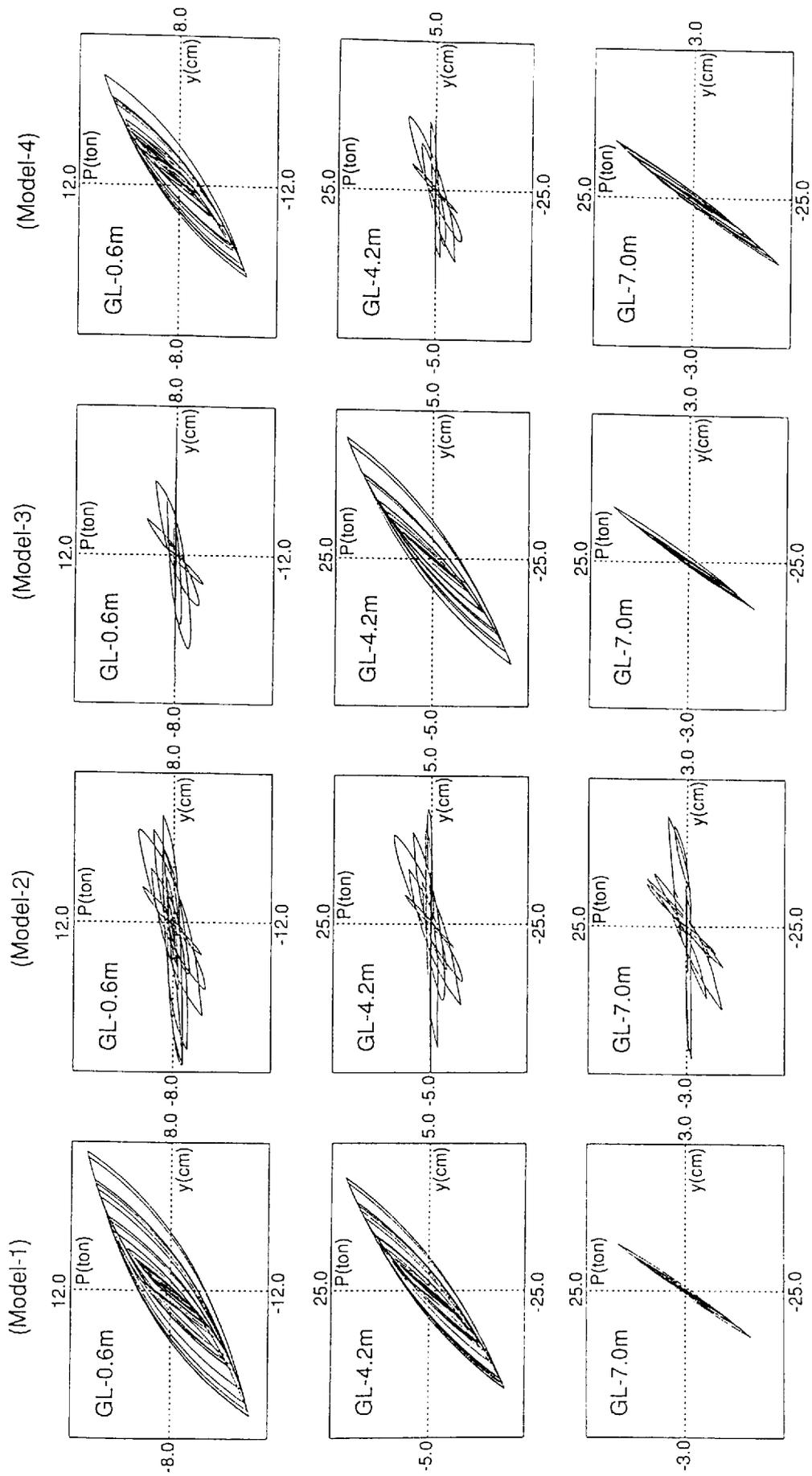


Fig.5.46 Calculated non-linear lateral load-displacement relationships of Winkler springs for Model-1 - Model-4 (Case-B)

### 5.4.3 杭の地震時応力

非線形、液状化地盤に建つ杭支持構造物の解析的検討から、地盤の有効応力が低下し液状化が起こると、非線形性のみを考えた地盤と異なり、著しい地盤変位の増加と地盤ばね剛性の低下により杭に大きな応力を生じること、また、液状化層が存在する深さによっても応答性状が異なることを指摘した。このような地震時の杭の応答を考える上で、非線形、液状化による地盤震動と上部構造物の慣性力が杭の応答に与える影響を明らかにする必要がある。ここでは、Fig. 5.47に示すように上部構造物を有する場合の杭の応答（Case-1）と、上部構造物を無質量とした場合の杭の応答（Case-2）を比較し、各地盤モデルに建つ上部構造物の慣性力および地盤震動が杭の地震時応力に与える影響を明らかにする。

まず、地盤が線形域にある場合の杭の応答結果として、地盤ばね定数にFig. 5.34に示した初期せん断弾性係数（Case-A）を用いて評価した線形地盤ばねをもち、線形全応力解析から求めた地盤応答波形を入力した場合の杭の最大せん断応力と最大曲げモーメント分布をFig. 5.48に示す。上部構造物を有する場合（Case-1）の最大せん断力と曲げモーメントの分布は、杭頭で最大の応力を示し、地盤深くなるにつれ急速に小さくなり、杭端で再び大きくなる形状を示している。一方、上部構造物を無質量とした結果（Case-2）は、杭端で大きな応力を示し、杭端から地盤の浅い位置まではCase-1の結果と良く対応した分布形状であるが、杭頭付近で大きく異なっている。このように、杭の地震時応力は、支持層に固定された杭端から地盤の浅い位置までは地盤震動が、杭頭付近では上部構造物の慣性力が主に原因して、杭に応力を生じさせていることが指摘できる。ここで、杭端での応力は、杭端固定の杭が地盤震動によって強制変形を受けるためであり、長尺杭が堅固な層や弱層を貫いて打設されている場合、このような中間層で地盤の震動モードが急変し、境界層でも杭に大きな応力を生じることが示唆している。

次に、各地盤モデルにある杭の地震時応力として、初期地盤ばね定数にCase-Aを用いた場合の最大せん断力分布と最大曲げモーメント分布をFig. 5.49に示す。また、初期地盤ばね定数にCase-Bを用いた場合の最大せん断力分布と最大曲げモーメント分布をFig. 5.50に示す。なお、ここに示す上部構造物を考えた場合と無質量とした場合の杭の応答は、地震時のせん断ひずみと過剰間隙水圧の上昇による地盤ばねの非線形性は、Case-A，Case-Bの初期地盤ばね定数と有効応力に依存する地盤ばねとして同じ条件で考慮されているが、

杭周地盤の非線形化による剛性低下については、上部構造物の有無の条件の違いによる杭と地盤との相対変位に依存して異なっている。

初期地盤ばねの評価に自由地盤の初期せん断剛性を用いた場合 (Case-A) の杭の地震時応力は、各地盤モデルとも線形地盤の場合と同様に杭端では地盤震動が、杭頭では上部構造物の慣性力が大きく影響していることが指摘できる。しかし、各地盤モデルの違いにより生じる杭の地震時応力についてみると、非線形性のみを考慮したModel-1地盤では、表層部での杭周地盤ばねの非線形性のために、線形地盤の場合に比較して上部構造物の慣性力により生じる杭のせん断力が杭の深い位置まで達することや、最大曲げモーメントの分布形状が地盤震動のみによるものと異なっている。この傾向は、表層部に液状化層を有するModel-3地盤や全層液状化地盤であるModel-2地盤で著しく、地盤震動により生じる応力に加えて、上部構造物の慣性力が地中深い位置まで杭の応力に影響を与えることがわかる。また、液状化層においては上部構造物の慣性力によるせん断力の低減がほとんどみられず、液状化層では地盤が杭の応力をほとんど負担しないことがわかる。さらに、上部構造物を有する場合の最大曲げモーメントの分布形状は、地盤震動により生じる形状と異なり、全層液状化地盤であるModel-2地盤では杭の応答が地盤応答と離れ杭単独の挙動を示している。中間層に液状化層を有するModel-4地盤では、液状化層において増幅された地盤変形が杭に強制変形を与え、地盤震動が原因して杭に大きなせん断力を生じさせること、曲げモーメント分布も地盤震動に支配された複雑な分布形状となることがわかる。

地震時の地盤の非線形性を考慮して評価した初期地盤ばね定数を用いた場合 (Case-B) の結果から、杭周地盤の非線形化と液状化により剛性の低下が一段と進む地盤では、各地盤モデルともCase-Aの場合に比較し地盤ばねの剛性低下が著しくなるため、杭に生じる応力は地盤震動によるものに比べ上部構造物の慣性力による応力が支配的となり、全層液状化地盤であるModel-2地盤では上部構造物の影響が杭端まで達することがわかる。

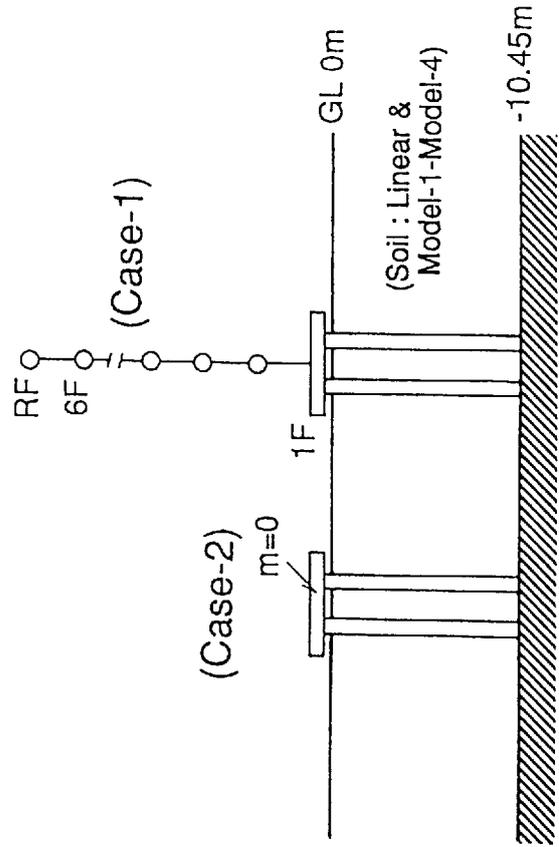


Fig.5.47 Pile foundation model with/without superstructure for earthquake response analyses

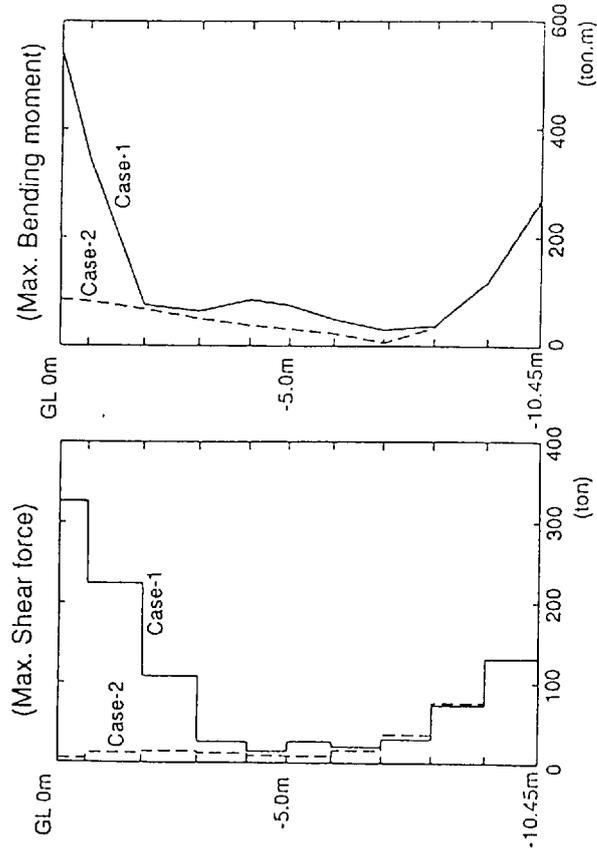


Fig.5.48 Distributions of maximum shear force and bending moment of pile (Soil and Winkler springs are assumed to be linear)

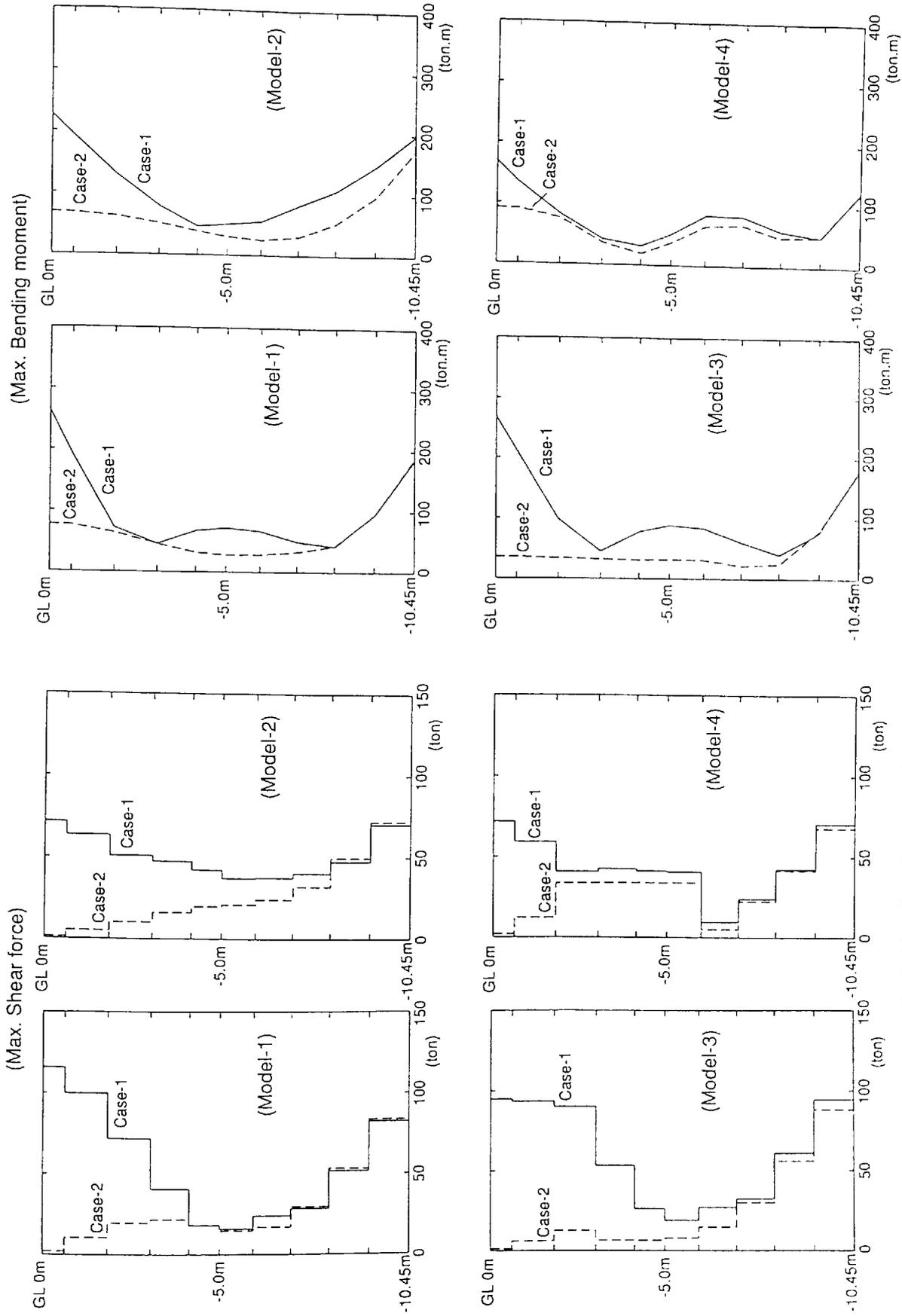


Fig.5.49 Distributions of maximum shear forces and bending moments of pile for Model-1 - Model-4 (Case-A)

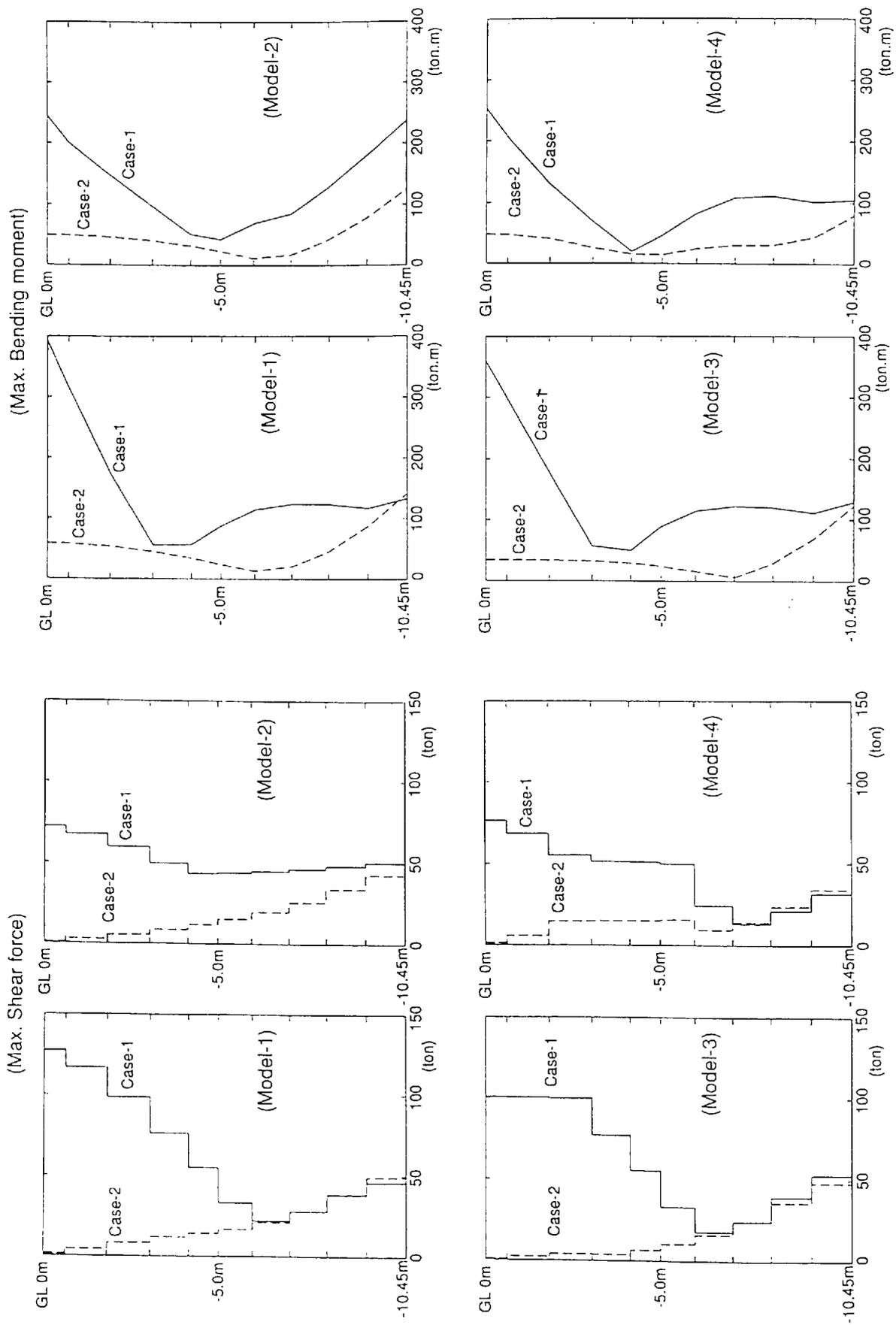


Fig.5.50 Distributions of maximum shear forces and bending moments of pile for Model-1 - Model-4 (Case-B)

## 5.5 まとめ

本章では、非線形、液状化地盤内における杭基礎の地震応答性状を実証的に明らかにすることを目的として、遠心載荷装置を用いた杭基礎模型の地震波加振実験を行った。遠心模型実験は、実地盤内の自重応力状態を地盤模型内に再現し、土の非線形性を規定する応力-ひずみ関係や間隙水圧の上昇に関係する液状化の発生条件を実地盤と一致させることができ、非線形、液状化地盤と杭基礎との相互作用効果を調べる上で非常に有効な実験手法である。実験は乾燥砂および飽和砂地盤内の4本杭基礎模型を対象とし、入力地震波の加速度レベルを変化させた地震波加振を行い、杭基礎の地震応答性状を明らかにした。さらに、実験結果との比較により、杭基礎-地盤系を曲げせん断棒と有効応力を考慮した水平地盤ばねにモデル化し、地盤応答の解析に有効応力法を適用した解析モデルの検証を行い、本解析法の有効性を示した。また、遠心載荷実験モデルに上部構造物を考慮した杭基礎-上部構造物系モデルの地震応答解析を行い、大地震時の非線形、液状化地盤における上部構造物の応答性状を把握するとともに、杭の地震時応力に地盤震動のみならず上部構造物の応答が如何に影響を及ぼすかを解析的に明らかにした。

本章の研究により得られた主要な成果を、以下にまとめて示す。

杭基礎模型の遠心載荷実験から、

- ① 地盤、杭基礎の応答は、乾燥砂、飽和砂地盤とも入力加速度が大きくなるにつれ、応答加速度波形の長周期化が顕著となり、特に、飽和砂地盤では、過剰間隙水圧の上昇とともにその傾向が大きい。最大応答加速度値の増幅は、入力加速度レベルが大きい場合、乾燥砂、飽和砂地盤とも地盤内においてほとんどみられず、基礎においても、入力レベルが小さい場合に比較し応答値の増幅が小さくなる。このことは、地盤の非線形化や液状化が杭基礎の応答に大きな減衰効果をもたらすことを示唆している。一方、飽和砂地盤における杭基礎-地盤連成系の共振振動数は、入力レベルの小さい場合、1.8Hz付近に認められたが、入力加速度が大きい場合、地盤応答の影響を受けて1.0Hzと大きく変化し、地盤剛性の著しい低下が杭基礎の応答性状に大きく影響を与える。
- ② 入力位置に対する地盤の相対変位波形も、加速度波形と同様に入力レベルが大きくなると長周期化と振幅の増大が著しくなる。この傾向は飽和砂地盤で大きくなり、地盤の非線形化と液状化が杭に大きな変形を生じさせる。

- ③ 飽和砂地盤内の過剰間隙水圧は、入力加速度値が小さい時刻から発生し、入力の増大とともに大きくなり、その後入力加速度値の低下とともに徐々に消散している。最大過剰間隙水圧の初期有効応力に対する比から、入力レベルが大きい飽和砂地盤では、地盤の上層部で完全液状化に近い状態を示し、杭間地盤においても周辺地盤と同様に過剰間隙水圧の上昇がみられた。また、過剰間隙水圧波形が最大値を示す時刻から、基礎の加速度、杭の曲げモーメント、地盤変位の応答に振幅の大きい長周期成分の卓越する波形が現れる。このことは、地盤のせん断ひずみの増大による地盤剛性の低下とともに有効応力の減少による地盤剛性の著しい低下が、地盤応答や杭基礎の応答性状に大きく影響することを示唆している。
- ④ 杭の曲げモーメント波形は、杭頭付近と地盤内で傾向がやや異なり、基礎の慣性力と地盤応答が杭の応力に影響を与える。特に、飽和砂地盤内の杭の応答は地盤の変位波形と対応し、杭頭に比較し液状化地盤内において大きなモーメントが発生しており、地盤の大変形が杭に大きな応力を生じさせる。

実験結果のシミュレーション解析結果から、

- ① 入力レベルが小さい解析結果と実験結果の比較では、乾燥砂地盤内の杭基礎の応答を良くシミュレートする結果であり、本解析モデルにおける群杭効果を考慮した杭基礎—地盤系のモデル化が妥当であることを確認した。また、飽和砂地盤では、解析結果の過剰間隙水圧の発生がやや大きめとなるが、過剰間隙水圧の値は初期有効応力と比較し非常に小さく、基礎の応答は実験結果にほぼ対応する結果であった。
- ② 入力レベルが大きい乾燥砂地盤と飽和砂地盤の解析結果は、応答最大値で実験結果と差がみられたが、非線形、液状化地盤にある杭基礎の加速度波形にみられた応答性状の顕著な変化を解析結果は良くシミュレートする結果であった。また、地盤の応答変位や過剰間隙水圧の発生、消散過程も解析結果は実験結果と良く対応した。本解析においては、自由地盤での地震入力による非線形性、杭と地盤との相対変位に従う非線形性、有効応力による非線形性を杭と地盤を結ぶ地盤ばねに取り入れており、液状化地盤内の杭基礎の地震応答を行う上で、このようなモデル化が妥当であることが確認できた。
- ③ 杭の曲げモーメントの解析結果は、入力レベルの大小を問わず乾燥砂地盤における実験結果や入力レベルが小さい場合の飽和砂地盤における実験結果と良く対応する結果であった。また、液状化地盤における杭の最大モーメントを小さめに評価する結果であっ



- ④ 杭の地震時応力は、非線形地盤や液状化地盤では、線形時と同様に杭頭と杭端での応力は、それぞれ上部構造物の慣性力と地盤震動に支配されたものであるが、地盤の非線形、液状化や表層部での杭周地盤の非線形性のために、上部構造物の慣性力により生じるせん断力が杭の深い位置まで達し、曲げモーメント分布も地盤震動によるものと異なる。さらに、液状化層においては、上部構造物の慣性力により生じたせん断力の低減がほとんどみられず杭の深い位置まで応力が伝達される。また、中間層に液状化層を有する地盤では、液状化層で急変する地盤震動の影響を受けて杭に大きなせん断力が生じ、杭の曲げモーメントの分布も複雑な形状となる。
- ⑤ 自由地盤の非線形性が杭位置地盤でも生じ、杭周地盤の剛性低下が一段と進む地盤では、杭の応力は地盤震動によるものに比べ上部構造物の慣性力による応力が支配的となり、全層液状化地盤では上部構造物の慣性力の影響が杭端位置まで達することがある。

## 第 6 章

### 結 論

本論文は、杭支持構造物の合理的な耐震設計法を確立していく上で重要な課題である杭支持構造物の地震応答性状に与える杭基礎—地盤系の動的相互作用効果を、実証的、解析的に明らかにすることを目的としている。本論文では、まず、地盤が線形域にある杭基礎の動的相互作用として群杭の動的インピーダンスと基礎入力動について解析的にその基本特性を調べ、これらが上部構造物の地震応答性状に与える影響を明らかにした。また、杭基礎模型の振動実験、地震観測を行い、杭基礎の動特性を実証的に明らかにするとともに、群杭インピーダンスの解析法と地震応答解析モデルの検証を行った。さらに、実際に用いられている杭基礎は多本杭からなり地下階を有するものが多いことを鑑み、実大群杭基礎の振動実験結果をもとに、動的インピーダンス解析法を検証するとともに実大杭基礎の動的インピーダンスの諸特性を明らかにした。次に、大地震時の非線形、液状化地盤における杭基礎の応答性状を、遠心載荷装置を用いた杭基礎模型の地震波加振実験により明らかにし、地盤の非線形性や過剰間隙水圧の上昇、消散に従う有効応力を考慮した地震応答解析モデルを提案し、その有効性を示した。さらに、上部構造物や杭の地震応答に与える地盤の非線形性や液状化の影響を解析的に調べた。以下に、各章の成果をまとめて示す。

第 1 章では、本論文の目的、位置付けを明確にするとともに、関連研究の現状について整理した。関連研究の調査から、杭基礎の動的相互作用研究の現状として次のことを指摘した。杭基礎の動的問題についての研究は、単杭の相互作用問題についてはほぼ解明されてきてはいるが、群杭の相互作用問題については解析法の複雑さから系統立てて群杭インピーダンスと基礎入力動の特性を調べた研究が少ないこと、杭支持構造物の地震応答にこれらの特性が与える影響が明確にされていない。また、実証研究との比較により群杭イン

ピーダンスの解析法の検証が十分に行われていない。さらに、群杭基礎の振動性状を実証的に調べた研究は、少数杭本数の模型基礎に限られ、実大の群杭基礎や地下階を有する群杭基礎を対象とした研究は皆無に近い。大地震時の杭基礎の応答性状を調べた研究は、解析的研究と振動台を用いた実証的研究が数例みられるにとどまり、非線形や液状化を呈する地盤内の杭基礎の応答性状を把握するための実証データの蓄積とそれに基づいた地震応答解析モデルの開発、検証が十分に行われていない。以上の既往研究の現状と問題点を把握し、本論文の目的と位置付けを明確にした。

第2章では、杭基礎と地盤の動的相互作用に関係する群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の解析法として、群杭効果を厳密に評価した三次元弾性波動論に基づくグリーン関数法と、実用的な解析法として三次元薄層要素法を用いた方法を示した。群杭の動的インピーダンスと基礎入力動の解析的検討では、解析パラメータとして、単杭については地盤条件（半無限均質地盤と成層地盤）や杭種別（鋼管杭と鉄筋コンクリート杭）の違いによる影響を、群杭については杭本数や杭間距離の影響を調べた。結果として、群杭のインピーダンスは、成層地盤や杭本数、杭間距離によりインピーダンスの値や周波数特性も影響を受けること、さらに水平、上下方向の加振方向の違いによってもインピーダンスの特性が異なることを示した。特に、杭本数の増加による杭一本当たりの剛性に関するインピーダンス実部の低下は著しく、群杭効果を正確に評価することの必要性を指摘した。杭基礎の入力動は、群杭の存在により水平、上下方向とも高振動数領域で入力低減がみられること、水平入力時では回転入力動が生じることを指摘した。また、この回転入力動は杭本数が多くなるとその量は小さくなることを示した。さらに、杭支持構造物の地震応答解析を、パラメータ解析で得られた動的インピーダンスと基礎入力動を考慮したスウェイ・ロッキングモデルを用いて実施し、上部構造物の地震応答を支配するものとして、群杭インピーダンスの評価が大きく影響するが、基礎入力動に関しては上部構造物の応答に与える影響が小さいことを指摘した。また、群杭インピーダンスを単杭の静的剛性と群杭係数から評価した地震応答解析モデルの有効性を示した。

第3章では、実地盤に製作した4本杭模型基礎の振動実験と地震観測結果から、杭基礎の基礎強制加振時と地震入力時の応答性状を調べた。これらの実測結果から、杭基礎加振時の地盤抵抗は、水平加振時では地表面近くの地盤抵抗が、上下加振時では杭長に沿った

周辺地盤と杭端での支持地盤における地盤抵抗が支配的となることを指摘した。また、地震時の杭の応答は、地中では地盤応答に支配され自由地盤系とほぼ同様の応答性状を示すが、杭頭では基礎の慣性力の影響によりその応答が大きくなることを指摘した。三次元薄層要素法を用いた解析法の検証では、振動実験から算定した動的インピーダンスとの比較により、本解析法の有効性について示した。また、地震観測結果のシミュレーション解析を同解析法で評価したインピーダンスを用いたスウェイ・ロッキングモデルにより行い、地震時の応答性状を把握する上で本地震応答解析モデルが有効であることを示した。

第4章では、56本杭からなる実大群杭基礎および地下階を有する84本杭からなる群杭基礎の振動実験を実施し、これら2つの杭基礎の振動性状について調べた。また、当該実験杭基礎を対象にして杭本数をパラメータとする解析を行い、群杭基礎のインピーダンスについて詳細に調べるとともに基礎形式が異なる直接基礎や埋込み基礎の静的剛性（インピーダンスの実部）と比較し、実験杭基礎のインピーダンス特性を調べた。結果として、両実験杭基礎のインピーダンスとも、群杭効果による剛性の低下と周波数特性の変化が現れていること、長尺杭をもつ群杭基礎ではその動特性は直接基礎とほぼ同等なものとなり、基礎直下の成層地盤と杭間の連成効果に起因するインピーダンスの周波数特性が顕著に現れることを指摘した。また、埋込みのある群杭基礎では基礎底面位置の群杭のインピーダンスが支配的となり、基礎側面の地盤抵抗による埋込み効果は実験杭基礎のように杭本数が多い場合、その効果は小さくなることを指摘した。さらに、三次元薄層要素法に基づく解析法を多本杭に適用し、動的インピーダンスのシミュレーション解析を行い、その有効性を示し、本解析法が実用的な手法として多本杭を有する群杭基礎に適用できることを示した。また、埋込みを有する杭基礎のインピーダンスについては、基礎底面下の群杭のインピーダンスに埋込み部のインピーダンスを付加する方法で評価できることを示した。

第5章では、遠心载荷装置を用いて乾燥砂と飽和砂内の4本杭基礎モデルの地震波加振実験を行い、入力地震波の加速度レベルの違いによる地盤の応答性状（加速度、変位、過剰間隙水圧）、杭基礎の応答性状、杭の曲げモーメントについて調べた。これらの結果から、入力レベルが大きくなると、杭基礎の応答は地盤の非線形性や液化化にともない応答加速度の振幅や周波数特性が大きく変化すること、杭の曲げモーメントは地盤応答の影響を受け地盤深い位置で大きなモーメントを示す分布形状となることを指摘した。また、この応

答の傾向は、液状化層では過剰間隙水圧の上昇に対応して著しくなることを指摘した。解析モデルとしては、杭基礎-地盤系をウィンクラ-型の群杭効果を考慮した水平地盤ばねを有する1本の曲げせん断棒にモデル化し、自由地盤の応答に有効応力解析を、相互作用ばねに杭の変形による地盤非線形性と有効応力を考慮したモデルを用いて実験結果のシミュレーション解析を行った。解析結果は実験時の杭基礎の応答性状と良く対応し、非線形地盤や液状化地盤内の杭基礎の応答を把握する上で本解析モデルが有効であることを示した。また、非線形、液状化地盤に建つ杭支持構造物の地震応答解析を本解析モデルを用いて行い、地盤の非線形化や液状化が起こると杭を含めた上部構造物の応答性状が地盤の応答性状の違いにより著しく異なることを指摘した。杭の地震時応力は、杭頭付近では上部構造物の慣性力が、杭端および地中では地盤震動による寄与が支配的となり、液状化地盤のように有効応力の低下により地盤抵抗が著しく小さくなると、地盤線形時と異なり上部構造物の慣性力が深い位置まで杭に大きな応力を生じさせること、中間層に液状化層がある地盤では、液状化層で急変する地盤の応答性状の影響を受け杭に大きな応力が生じることが指摘した。

以上のように、本論文では杭支持構造物の合理的な耐震設計に資することを目的として、杭支持構造物の地震応答性状に関する諸特性を実証的、解析的に明らかにした。さらに、地震時の杭支持構造物の応答性状を評価する上で有効な地震応答解析モデルを示した。今後、ますます多くなるであろう軟弱地盤に建設される杭基礎等の間接基礎を有する構造物の耐震設計に、本論文の成果が活かされれば幸いである。

## 参考文献

- [ 1 ] Tajimi H. : Dynamic Analysis of a Structure Embedded in an Elastic Stratum, Proc. of the Fourth World Conf. of Earthq. Eng., Vol. III (pp.54~69), 1969
- [ 2 ] Nogami T., M. Novak: Soil-Pile Interaction in Vertical Vibration, Int. Journal of Earthq. Eng. and Structural Dynamics, Vol.4(pp.277~293), 1976
- [ 3 ] Novak M., T. Nogami: Soil-Pile Interaction in Horizontal Vibration, Int. Journal of Earthq. Eng. and Structural Dynamics, Vol.5(pp.263~282), 1977
- [ 4 ] Kobori T., R. Minai, K. Baba: Dynamic Behavior of a Laterally Loaded Pile, Proc. of Specialty Session 10, Ninth Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Eng., (pp.175~180), 1977
- [ 5 ] Takemiya H., Y. Yamada: Layered Soil-Pile-Structure Dynamic Interaction, Int. Journal of Earthq. Eng. and Structural Dynamics, Vol.9(pp.437~458), 1981
- [ 6 ] Gyoten Y., K. Mizuhata, T. Fukusumi, H. Nozoe, T. Inoue, T. Mizuno: Soil-Pile Interaction in Vertical Vibration, Proc. of First Int. Conf. Recent Advances in Geotechnical Earthq. Eng. and Soil Dynamics, Vol. II (pp.289~294), 1981
- [ 7 ] 堯天義久, 水畑耕治, 日下部馨, 福住忠裕, 野添久視, 竹林弘二: 群杭-地盤系の水平振動に関する研究, 日本建築学会近畿支部研究報告集, (pp.373~376), 1983
- [ 8 ] Baranov V.A. : On the Calculation of Excited Vibrations of an Embedded Foundation(in Russian), Voprosy Dynamiki Prochnosti, Polytechnical Institute of Riga, No14(pp.195~209), 1967
- [ 9 ] Novak M., F. Aboul-Ella: Impedance Functions of Piles in Layered Media, Journal of the Eng. Mechanics Division, ASCE, Vol.104, No.EM3(pp.643~661), 1978
- [10] Novak M., B. El Sharnouby: Stiffness Constants of Single Piles, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.109, No.GT7(pp.961~974), 1983
- [11] Novak M., M. Sheta: Approximate Approach to Contact Problems of Piles, Proc. of Geotechnical Eng. Division ASCE National Convention, (pp.53~79), 1980
- [12] Mizuhata K., K. Kusakabe: Comparison of Experimental and Analytical Results of Vibration of a Full Scale Pile, Proc. of the Eighth World Conf. of Earthq. Eng., Vol. III (pp.633~640), 1984
- [13] 水畑耕治, 日下部馨, 山田和喜男: 杭周に境界領域を有する群杭-地盤系の鉛直振動に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.615~616), 1987
- [14] Penzien J., C.F. Scheffey, R.A. Parmelee: Seismic Analysis of Bridges on Long

- Piles, Journal of the Eng. Mechanics Division, ASCE, Vol.90, No. EM3(pp.223~254), 1964
- [15] 杉村義弘: 軟弱地盤における長尺支持杭基礎の地震時振動特性に関する研究, 早稲田大学, 1972
- [16] Matlock H., H.C. Foo, L.M. Bryant: Simulation of Lateral Pile Behaviour under Earthquake Motion, Proc. American Society of Civil Engineers Specialty Conf. Earthq. Eng. and Soil Dynamics, (pp.600~619), 1978
- [17] Matolock H., H.C. Foo: Axial Analysis of Piles Using a Hysteretic and Degrading Soil Model, Proc. Int. Symp. Numerical Methods offshore Piling, ICE, (pp.127~133), 1980
- [18] 岸田英明, 中井正一: 地盤の破壊を考慮した杭の水平抵抗, 日本建築学会構造系論文報告集, No.281(pp.41~55), 1979
- [19] Nogami T., K. Konagai: Time Domain Axial Response of Dynamically Loaded Single Piles, Journal of the Eng. Mechanics Division, ASCE, Vol.112, No. EM11(pp.1241~1252), 1986
- [20] Nogami T., K. Konagai, J. Otani: Non Linear Pile Foundation Model for Time-Domain Dynamic Response Analysis, Proc. of the Ninth World Conf. of Earthq. Eng., Vol. III (pp.593~598), 1988
- [21] Kuhlemeyer R.L.: Static and Dynamic Laterally Loaded Floating Piles, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.105, No. GT7(pp.289~304), 1979
- [22] Poulos H.G.: Analysis of the Settlement of Pile Groups, Geotechnique, Vol.18(pp.449~471), 1968
- [23] Poulos H.G.: Behavior of Laterally-Loaded Piles; II-Pile Groups, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol.97, No. SM5(pp.733~751), 1971
- [24] Butterfield R., P.K. Banerjee: The Elastic Analysis of Compressible Piles and Pile Group, Geotechnique, Vol.21(pp.43~60), 1971
- [25] Nogami T.: Dynamic Stiffness and Damping of Pile Groups in Inhomogeneous Soil, Proc. Session Dynamic Response of Pile Foundations, Analytical Aspect, ASCE, (pp.31~52), 1980
- [26] Sheta M., M. Novak: Vertical Vibration of Pile Groups, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.109, No. GT2(pp.570~590), 1982
- [27] Nogami T.: Flexural Response of Grouped Piles under Dynamic Loading, Int. Journal of Earthq. Eng. and Structural Dynamics, Vol.13(pp.321~336), 1985

- [28] Wolf J.P., G.A. von Arx: Impedance Function of a Group of Vertical Piles, Proc. of ASCE Specialty Conf. on Earthq. Eng. and Soil Dynamics, ASCE, Vol. II (pp.1024~1041), 1978
- [29] Wolf J.P., G.A. von Arx et al.: Seismic Analysis of the Pile Foundation of the Reactor Building of the NPP ANGRA 2, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.105, No. GT2(pp.289~304), 1979
- [30] Waas G., H.G. Hartmann: Analysis of Pile Foundations under Dynamic Loads, Proc. of the Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Vol.K(a) K5/2, 1981
- [31] Waas G., H.G. Hartmann: Seismic Analysis of Pile Foundations Including Pile-Soil-Pile Interaction, Proc. of the Eighth World Conf. of Earthq. Eng., Vol. V (pp.55~62), 1984
- [32] Kaynia A.M.: Dynamic Stiffness and Seismic Response of Pile Groups, Ph.D. Thesis submitted to the Department of Civil Eng., MIT, 1982
- [33] Kaynia A.M.: Characteristics of the Dynamic Response of Pile Groups in Homogeneous and Nonhomogeneous Media, Proc. of the Ninth World Conf. of Earthq. Eng., Vol. III (pp.575~580), 1988
- [34] Kaynia A.M., E.Kausel: Dynamic Behavior of Pile Groups, Second Int. Conf. on Numerical Methods in Offshore Piling, (pp.509~532), 1982
- [35] Apsel R.J.: Dynamic Green's Functions for Layered Media and Applications to Boundary Value Problems, Ph.D. Thesis submitted to the Department of Applied Mechanics and Eng. Science, UCSD, 1980
- [36] Sen R., T.G. Davies, P.K. Banerjee: Dynamic Analysis of Piles and Pile Groups Embedded in Homogeneous Soils, Int. Journal of Earthq. Eng. and Structural Dynamics, Vol.13 (pp.53~65), 1985
- [37] Sen R., E. Kausel, P.K. Banerjee: Dynamic Analysis of Piles and Pile Groups in Non-homogeneous Soils, Int. Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol.9 (pp.507~524), 1985
- [38] Tyson T.R., E. Kausel: Dynamic Analysis of Axisymmetric Pile Groups, MIT Department of Civil Engineering, Order No.751, Sponsored by the National Science Foundation, 1983
- [39] Dorbry R., G. Gazetas: Simple Method for Dynamic Stiffness and Damping of Floating Pile Groups, Geotechnique, Vol.38 (pp.557~574), 1988

- [40] 水野二十一, 飯場正紀 他: 模型供試体による動的相互作用に関する研究(その1)～(その8), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (その1)(その2)(pp.645～648), 1981, (その3)(その4)(pp.673～676), 1982, (その5)(その6)(pp.747～750), 1983, (その7)(その8)(pp.905～907), 1984
- [41] Novak M., R. F. Grigg: Dynamic Experiments with Small Pile Foundations, Canadian Geotechnical Journal, Vol.13, No.4(pp.372～385), 1976
- [42] Novak M., B. El Sharnouby: Evaluation of Dynamic Experiments on Pile Group, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.110, No.GT6(pp.738～756), 1984
- [43] 永井 潔, 新田亮二, 井上貴仁, 堀 昭夫: 杭基礎の鉛直・水平加振実験(その1)(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.913～916), 1984
- [44] 八尾真太郎, 小林恒一, 松尾宏司: 杭基礎の動的挙動に関する実験的研究(その1)(その3)(その6)(その7)(その8), 日本建築学会大会学術講演梗概集(その1)(pp.947～948), 1985, (その3)(その4)(pp.551～554), 1986, (その6)(その7)(pp.729～732), 1987, (その8)(pp.851～852), 1988
- [45] 水畑耕治, 日下部馨, 前田幸典, 山田和喜男: 起振機によるプレストレス筋付コンクリート浮杭の振動実験(その1)(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.389～392), 1985
- [46] 水畑耕治, 日下部馨, 前田幸典, 福住忠広, 白瀬陽一, 津田敏史, 野中 宏: 埋設杭討頭ブロックを有する杭の振動性状に関する実験的研究, 日本建築学会大会近畿支部研究報告集, 第27号構造系, (pp.213～216), 1987
- [47] 水畑耕治, 日下部馨, 前田幸典, 津田敏史: 埋め込み鋼管群杭の振動性状に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.529～530), 1987
- [48] 水畑耕治, 日下部馨, 前田幸典, 津田敏史: 六甲アイランドにおける鋼管杭の杭頭加振による振動性状, 日本建築学会大会近畿支部研究報告集, 第28号構造系, 1988
- [49] Blaney G.W., M.W. O'Neil: Measured Lateral Response of Mass on Single Pile in Clay, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.112, No.GT4(pp.443～457), 1986
- [50] 杉本三千雄, 阿部康彦他: 軟弱地盤一杭一建物の地震観測(その1)～(その7), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1982～1987
- [51] 小林勝己, 鈴木敏夫他: 10層住宅における地盤一杭一建物の地震観測(その1)～(その7), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1984～1990
- [52] 林田敏弘, 小駒 勲他: 複雑な軟弱地盤における地盤・杭・建物(5階建)の地震観測

- (その1)～(その9), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1987～1990
- [53] 日本建築学会: 第1回構造物と地盤の動的相互作用シンポジウム, 1985.4.16
  - [54] 日本建築学会: 第2回構造物と地盤の動的相互作用シンポジウム, 1989.9.14
  - [55] Finn W.D.L., K.W. Lee, G.R. Martin: An Effective Stress Model for Liquefaction, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.103, No.GT6(pp.517～533), 1977
  - [56] Ishihara K., I. Touhata: One-Dimensional Soil Response Analysis during Earthquake Based on Effective Stress Method, Journal of Faculty of Eng., University of Tokyo, Vol.35, No.4, 1980
  - [57] Matlock H., G.R. Martin, G.P. Lam, C.F. Tsai: Soil-Pile Interaction in Liquefiable Cohesionless Soils during Earthquake Loading, Proc. of First Int. Conf. Recent Advances in Geotechnical Earthq. Eng. and Soil Dynamics, Vol. II, (pp.741～748), 1981
  - [58] Nishizawa T., S. Tajiri, S. Kawamura: Excavation and Response Analysis of a Damaged RC Piles by Liquefaction, Proc. of the Eighth World Conf. of Earthq. Eng., Vol. III, (pp.593～600), 1984
  - [59] Kagawa T., L.M. Kraft : Lateral Pile Response during Earthquake, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.107, No.GT12(pp.1713～1731), 1981
  - [60] 能村商栄, 時松孝次, 社本康弘: 液状化過程における地盤・杭構造物の挙動, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.2(pp.1185～1190), 1990
  - [61] 森伸一郎, 滝本幸夫他: 地盤-構造物連成系に対する有効応力液状化解析の適用性, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.1(pp.801～806), 1990
  - [62] Shiomi T., Y. Shigeno et al.: Influence of Liquefaction to Pile-Soil-Structure Interaction, Proc. of Second Int. Conf. Recent Advances in Geotechnical Earthq. Eng. and Soil Dynamics, Vol. I (pp.465～472), 1990
  - [63] Fujii S.: Applicability of Effective Stress Analysis for the Soil-Structure System in Design Practice, Proc. of Second Int. Conf. Recent Advances in Geotechnical Earthq. Eng. and Soil Dynamics, Vol. I (pp.371～378), 1990
  - [64] Tamori S., Y. Kitagawa: Shaking Table Tests of Elasto-Plastic Soil-Pile-Building Interaction System, Proc. of the Ninth World Conf. of Earthq. Eng., Vol. VIII(pp.843～848), 1988
  - [65] 小林恒一, 吉田 望, 八尾真太郎: 大型せん断土層を用いた液状化時の杭基礎の挙動, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.1(pp.819～824), 1990

- [66] 木村 猛他: 遠心模型実験 講座, 土と基礎, 1987-1988
- [67] Schofield A.N., R.S. Steedman: Recent Development on Dynamic Model Testing in Geotechnical Engineering, Proc. of the Ninth World Conf. of Earthq. Eng., Vol.VII (pp.813~824), 1988
- [68] Hushmand B., R.F. Scott, C.B. Crouse: Centrifuge Liquefaction Tests in a Laminar Box, Geotechnique, Vol.38(pp.253~262), 1988
- [69] Inatomi T., M. Kazama et al.: Centrifuge Dynamic Model Tests in PHRI, Proc. of the 21th Joint Meeting of US/Japan Panel on Wind and Seismic Effects, US/Japan Natural Resources Conf., 1989
- [70] Tan T.S., R.F. Scott: Centrifuge Scaling Considerations for Fluid-Particle Systems, Geotechnique, Vol.35(pp.461~470), 1985
- [71] Scott R.F., J.M. Ting, J. Lee: Comparison of Centrifuge and Full Scale Dynamic Pile Tests, Proc. of Conf. Soil Dynamics & Earthq. Eng., (pp.299~309), 1982
- [72] Chang G.S., B.L. Kutter: Centrifugal Modeling of Soil-Pile-Structure Interaction, Eng. Geology and Geotechnical Eng., (pp.327~334), 1989
- [73] 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報告集, No.417(pp.133~145), 1990; 杭基礎の有効入力に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No.422(pp.105~115), 1991
- [74] Kobori T., M. Nakazawa, K. Hijikata, Y. Kobayashi, K. Miura, Y. Miyamoto, T. Moroi: Dynamic Characteristics of a Pile Group Foundation, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.2(pp.1107~1112), 1990
- [75] Wolf J.P.: Dynamic Soil-Structure Interaction, Prentice-Hall, 1985
- [76] 諸井孝文, 三浦賢治, 増田 潔: 成層地盤の地中内円筒および円板加振解の算定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.533~534), 1987
- [77] Masuda K., F. Sasaki, K. Urao, K. Ueno, Y. Miyamoto: Simulation Analysis of Forced Vibration Test for Actual Pile Foundation by Thin Layer Method, Proc. of Reliability and Robustness of Engineering Software Conf., 1987
- [78] 田治見 宏, 下村幸夫: 3次元薄層要素法による建物-地盤系の動的解析, 日本建築学会構造系論文報告集, 第243号, (pp.41~51), 1976
- [79] 福岡篤信, 和泉正哲, 宮本裕司, 大塚康弘他: 埋込み構造物と地盤の動的相互作用試験, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.2(pp.1029~1034), 1990年
- [80] Miyamoto Y., Y. Ohtsuka, A. Fukuoka et al.: Experimental Studies on an Embedded Structure-Soil Interaction, Proc. of Second Int. Conf. on Recent Advances in

- Geotechnical Earthq. Eng. and Soil Dynamics, Vol. I (pp.845~852), 1991
- [81] 佐々木文夫, 増田 潔: 半無限層を考慮した薄層法による点加振解の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (pp.221~222), 1980
- [82] 日下部 馨, 野添久視, 吉田 良: 群杭で支持された埋設構造物の水平振動, 第8回日本地震工学シンポジウム, Vol.2(pp.1263~1268), 1990
- [83] 田治見 宏, 泉川正裕: 薄層法による地下部分を有する構造物の3次元振動解析, 第7回日本地震工学シンポジウム, (pp.949~954), 1986
- [84] 三笠正人, 高田直俊, 望月秋利: 遠心力を利用した土構造物の模型実験, 土と基礎, Vol. 28, No. 5, (pp.15~23), 1980
- [85] Scott R.F.: Centrifuge Studies of Cyclic Lateral Load-Displacement Behavior of Single Piles, Soil Mechanics Laboratory, Division of Eng. and Applied Science, Caltech, 1977
- [86] Hardin B.O., V.P. Drnevich: Shear Modulus and Damping in Soils; Design Equations and Curves, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol.98, No.SM7(pp.667~692), 1972
- [87] Hardin B.O., F.E. Richart: Elastic Wave Velocities in Granular Soils, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol.89, (pp.33~65), 1963
- [88] Martin G.R., W.D.L. Finn, H.B. Seed: Fundamentals of Liquefaction under Cyclic Loading, Journal of the Geotechnical Eng. Division, ASCE, Vol.101, No.GT5(pp.423~438), 1975
- [89] Kausel E., R. Peek: Dynamic Loads in the Interior of a Layered Stratum -An Explicit Solution-, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol.72(pp.1459~1481), 1982
- [90] Broms B.B.: Design of Laterally Loaded Piles, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol.91(pp.79~99), 1965
- [91] 竜岡文夫: サイクリック モビリティ, 土と基礎, Vol.28, No.6(pp.105~106), 1980

## あとがき

本論文は、著者が昭和54年京都大学卒業後、鹿島建設（株）に入社して以来、鹿島建設技術研究所および鹿島建設（株）小堀研究室において行った研究の中で、杭支持構造物の動的相互作用に関する研究をまとめたものであります。

著者が構造物と地盤の動的相互作用問題に初めて携わったのは、学部学生として京都大学工学部建築学科小堀研究室に席を置き、現京都大学名誉教授小堀鐸二先生から御指導を賜った時でありました。爾来、小堀鐸二先生には、大学では研究者としての方向付けについて御教示を受け、現在も鹿島建設小堀研究室室長として御指導を頂けるという研究環境に身を置けることは著者にとって望外の幸運でありました。先生には、本論文をまとめる過程で研究全般についての御助言と、終始変わらぬ御厚情と暖かい御鞭撻を賜りました。ここに記して深甚なる感謝の意を捧げます。

京大小堀研究室では、日下部馨先生、篠崎祐三先生から動的相互作用に関する実験ならびに解析研究の手ほどきを受けたことは、以後の研究を遂行する上で貴重な経験となっています。さらに、現神戸大学教授日下部馨先生には、本論文の提出の機会を与えて頂くとともに、終始懇切丁寧な御指導と暖かい御鞭撻を賜り心から感謝の意を捧げます。

また、鹿島建設技術研究所および小堀研究室での研究業務では、多くの実験研究に携わる機会を得られたことは、研究者として常に新しい問題への意識の高揚と解析研究の方向性を見極めていく上で非常に有益なものであります。ここに関係各位に対して心から感謝の意を表します。

カリフォルニア工科大学 R. F. Scott教授、B. Hushmand博士とカリフォルニア大学デーヴィス校 B. L. Kutter教授には、著者が米国滞在中に非線形、液状化地盤における杭基礎の動的相互作用の研究を進める上で多大な御協力と御教示を賜りました。

東京電力（株）中澤正明氏、土方勝一郎博士、小林義尚氏には、本論文をまとめるにあたり、貴重な御意見を賜り、多大な御好意を頂きました。

本論文の作成に際しては、鹿島建設小堀研究室三浦賢治博士には、研究全般にわたる御指導と終始貴重な御助言と暖かい励ましを受けました。ここに心から感謝の意を表します。また、同情報システム部増田 潔氏、浦尾謙二氏、喜多村英司氏、酒向裕司氏、同技術研究所丹羽正徳博士、福岡篤信氏ならびに同小堀研究室大塚康弘氏、諸井孝文氏、永野正行氏には、研究を進める上で多大な御協力と終始熱心な御討議をして頂きました。また、同小堀研究室の金山弘雄博士、宮村正光博士、源栄正人博士をはじめとして、研究室のみならずには終始暖かい励ましを頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

最後に、両親ならびに妻友美と子供たち真希と崇史に感謝の意と本論文を捧げます。

平成4年7月

宮本 裕司