

## 鋼管矢板井筒の有限要素振動解析 と野外実験結果との比較

FINITE ELEMENT VIBRATION ANALYSIS OF A WELL FOUNDATION  
COMPOSED OF STEEL PIPES AND COMPARISON  
WITH FIELD TEST RESULT

長岡 弘明\*・吉田 映\*\*・榎 信昭\*\*\*  
By Hiroaki NAGAOKA, Ei YOSHIDA and Nobuaki SAKAKI

### 1. ま え が き

深い基礎を持つ構造物の動的解析において現在多用されている基礎のモデルは単杭を対象に Penzien ほかりが提案したもので、基礎をはりとし、基礎に接する地盤の影響をはりの軸にそって分布する付加質量・ばね・ダッシュポットにおきかえたものである。付加質量等は一様地盤での静的な解を利用して評価しており精度のあまり期待できないこと、ダッシュポットは波が無限遠に向かって進行することによる逸散減衰を含んでいないこと、などの欠点を持っている。

Penzien ほかのモデルでは地盤をばねなどにおきかえ、有限個の自由度について数値的に解くのに対し、田治見<sup>2)</sup>、後藤・秋吉<sup>3)</sup>、土岐<sup>4)</sup>は剛な基盤上の連続体としての弾性層中にある基礎について閉じた形の解を求めている。この解は基礎の振動性状の定性的傾向を調べるには非常に有用であるが、弾性層の鉛直変位を零とする近似理論であり、Rayleigh 波を表わさないなど実際の振動性状の重要な部分を表わさない欠点を持っている。

有限要素法による深い基礎および地盤のモデル化は自然な無理の少ないものであり、遠方境界で波の反射をなくする境界条件<sup>5)~9)</sup>を用いることにより半無限地盤の振動をとりあつかうことができ、地震応答解析にも用いられている<sup>10)</sup>。しかし三次元問題として基礎-地盤を扱った場合には計算プログラムの性能上の制限から地盤の十分細かな要素分割がされておらず、実用上二次元問題しか解くことができないとみなされてきた。さらに現位置での深い基礎の振動実験との比較はされておらず、この解析法の妥当性の検証はまだなされていない。

本研究では振動実験の行われた鋼管矢板井筒<sup>11)</sup>を解析例にとり、有限要素法を用いて鋼管矢板井筒を無理な仮定の少ないモデルにおきかえ、地盤は波動の伝播を表わすに十分細かな有限要素分割を行いつつ遠方境界で波の反射をなくする境界条件を用い、三次元解析を行っている。解析結果は実験結果とよく一致し、解析方法の妥当性を示している。したがってここで用いた解析方法で鋼管矢板井筒のほか、群杭、ケーソンなど深い基礎の精度のよい振動応答解析を行うことができるものと思われる。

鋼管矢板井筒は比較的新しい基礎形式であり、動的挙動については少数の模型実験<sup>12)</sup>、現場実験<sup>13)、14)</sup>が報告されているのみで、その定性的性状もつかめておらず、杭基礎と比べて不確かな点の多い基礎である。本研究では別の研究<sup>15)</sup>で鋼管矢板井筒の静的挙動の特性を示したのに続き、井筒の動的コンプライアンス、振動形などを示し、動的挙動の特性を論じている。

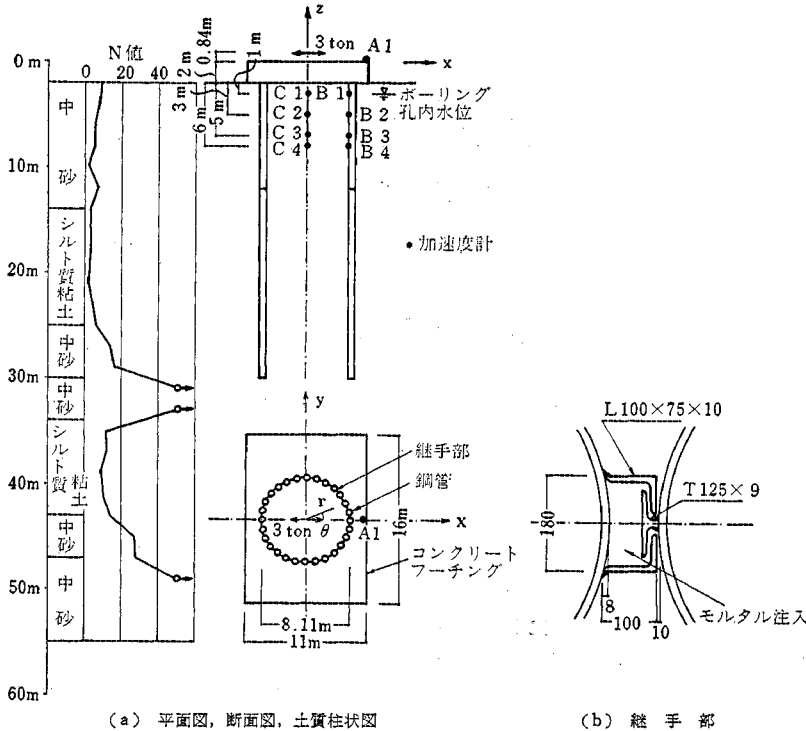
### 2. 鋼管矢板井筒振動実験の概要

定常振動実験の行われた鋼管矢板井筒<sup>11)</sup>は図-1に示されるように、深さ -12 m まで肉厚 16 mm、深さ -12 ~ -30 m で肉厚 12.7 mm である  $\phi 812.8$  mm の鋼管 28 本が深さ -30 m まで直径 8.11 m の円柱形に打込まれ、鋼管相互はモルタルでグラウトされた二港建型の継手でつながれている。短辺 11 m、長辺 16 m、厚さ 2 m のフーチング中心におかれた起振機により、フーチング短辺に平行な方向に周波数 2~8 Hz の範囲で振幅 3 t の調和振動をする水平力が加えられている。起振機重心はフーチング上端から 0.84 m 上の位置にある。水平方向加速度計がフーチング上の A1、井筒中心軸上および鋼管上で深さ -3、-5、-7、-8 m の C1~C4、B1~B4 の位置に設置されている。加振方向に  $x$  軸、加振と直交する方向に  $y$  軸、鉛直上方に向けて  $z$  軸、フー

\* 正会員 工博 日本鋼管(株)技術研究所

\*\* 正会員 工修 日本鋼管(株)技術研究所

\*\*\* 正会員 工修 日本鋼管(株)技術研究所



図一 鋼管矢板井筒基礎

チング上端中心に原点を持つ  $xyz$  座標系および円筒  $r\theta z$  座標系を用いる。

### 3. 鋼管矢板井筒のモデル化

#### (1) 井筒各部および地盤のモデル化

鋼管矢板井筒の成分である鋼管および継手は静的挙動をとりあつた別の研究<sup>15)</sup>と同様に図一2(a)に示す等価な剛性を持つ線材および平面応力板におきかえる。図一2(b)の左図に示す継手のせん断試験で、中央の鋼管に荷重  $P$  (ton) を載荷した時に長さ  $L$  (m) の継手に生じる相対変位を  $\delta$  (m) とする時、図一2(b)の右図に示す厚さ  $t$  の等価板のせん断応力  $\tau_{\theta z}$ 、せん断ひずみ  $r\epsilon_{\theta z}$ 、せん断弾性係数  $G$  は次式で表わされる。鋼管中心間の距離を  $l$  とする。

$$\tau_{\theta z} = P/2Lt, \quad r\epsilon_{\theta z} = \delta/l, \quad G = \tau_{\theta z}/r\epsilon_{\theta z} \quad \dots\dots(1)$$

図一2(c)の中央の図に示す鋼管の継手位置に水平方向 ( $\theta$  方向) に線荷重  $w$  (t/m) が作用する時の加力点間の相対変位を  $\delta'$  (m) とすると、図一2(c)の下図に示す等価板の引張応力  $\sigma_{\theta}$ 、引張ひずみ  $\epsilon_{\theta}$ 、水平方向の弾性係数  $E_{\theta}$  は次式で表わされる。

$$\sigma_{\theta} = w/l, \quad \epsilon_{\theta} = \delta'/l, \quad E_{\theta} = \sigma_{\theta}/\epsilon_{\theta} \quad \dots\dots(2)$$

$P \sim \delta$  の関係は実験より、 $w \sim \delta'$  の関係はリングの弾性問題として解くことにより得られる。線材の諸元は  $z =$

$-2 \sim -12$  m でヤング率  $E = 2.1 \times 10^7$  t/m<sup>2</sup>, 断面積  $A = 4.005 \times 10^{-2}$  m<sup>2</sup>, 断面二次モーメント  $I_y = I_{\theta} = 0.318 \times 10^{-2}$  m<sup>4</sup>, 単位長さ当り質量  $m = 0.03204$  t $\cdot$ sec<sup>2</sup>/m<sup>2</sup> であり,  $z = -12 \sim -30$  m で  $E = 2.1 \times 10^7$  t/m<sup>2</sup>,  $A = 3.192 \times 10^{-2}$  m<sup>2</sup>,  $I_y = I_{\theta} = 0.256 \times 10^{-2}$  m<sup>4</sup>,  $m = 0.02561$  t $\cdot$ sec<sup>2</sup>/m<sup>2</sup> である。断面積, 断面二次モーメントへの継手の寄与は無視している。平面応力板の諸元は, 全深さ  $z = -2 \sim -30$  m で,  $t = 0.1$  m,  $G = 6.30 \times 10^5$  t/m<sup>2</sup>,  $E_{\theta}$  は  $z = -2 \sim -12$  m で  $7.18 \times 10^3$  t/m<sup>2</sup>,  $z = -12 \sim -30$  m で  $3.58 \times 10^3$  t/m<sup>2</sup> である。

平面が長方形であるフーチングは後述の地盤の有限要素分割を容易にするため, 面積が大略同じの多角形フーチングにおきなおす(図一4参照)。半無限弾性体上の長方形表面フーチング水平, 鉛直

加力時の振動は同じ面積の円形フーチングのそれで良く近似できることから<sup>16)</sup>, 多角形フーチングへの形状変化の振動性状への影響は少ないとみなしている。多角形フーチングは厚さ 2 m, 単位体積質量  $0.229$  t $\cdot$ sec<sup>2</sup>/m<sup>4</sup> の剛体であり, 線材はフーチングに剛結されているとする。フーチング下面と地盤の間の地盤沈下によるすき間の有無は振動性状に影響を与えるが<sup>17)</sup>, フーチング完成後直ちに振動実験の行われたことから, すき間はないものとする。

地盤は六面体またはくさび形の有限要素でモデル化する。土の応力~ひずみ関係としてせん断弾性係数  $G$  と減衰定数  $h$  で表わされる履歴減衰を持つ等価線形表示を用いる。土の減衰が主として履歴減衰であることよりせん断応力  $\tau$  とせん断ひずみ  $r = r_0 \exp(i\omega t)$  ( $\omega$  は円振動数,  $t$  は時間) の関係は次の形で表わされる<sup>18), 19)</sup>。

$$\tau = G(1 + 2hi)r_0 \exp(i\omega t) \quad \dots\dots(3)$$

現位置での弾性波試験が行われていないため, 標準貫入試験の  $N$  値を用いて大崎・岩崎<sup>20)</sup>の提案式より弾性波試験のひずみのオーダーでのせん断弾性係数  $G_0$ , ポアソン比  $\nu$  を求める。計算例が後述のように大型の三次元問題であり, 計算時間上予備計算により振動実験で各地盤有限要素に生じるせん断ひずみの推定をすることができなかったため, 現位置振動実験で地盤に生じるひずみのオーダーを  $10^{-4}$  と評価し, また弾性波試験でのひずみのオーダーを  $10^{-6} \sim 10^{-5}$  と評価する<sup>21)</sup>。現位置振

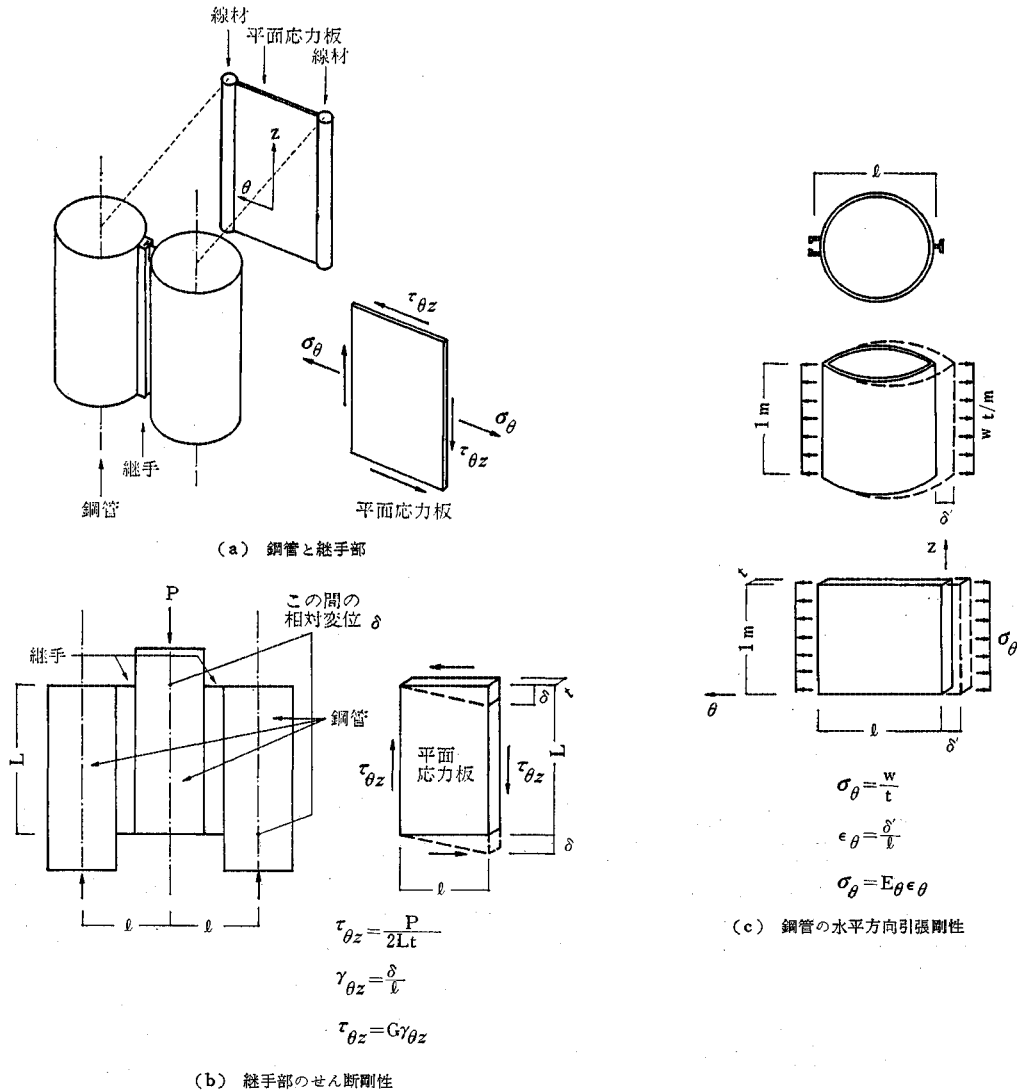


図-2 鋼管矢板井筒のモデル化

動実験でのせん断係数  $G$  と  $G_0$  の比および減衰定数  $h$  は Seed ほかの方法<sup>22)</sup>より砂質土で  $G/G_0=0.8$ ,  $h=5\%$ , 粘性土で  $G/G_0=0.5$ ,  $h=5\%$  と評価することができる。ここでの計算例では、 $G_0$  の  $N$  値からの推定での精度の粗さを考慮して、 $G_0$  から  $G$  への低下は行わない。しかし後述の計算結果では、 $G/G_0$  を砂質土で 0.8, 粘性土では Seed ほかの方法は小さすぎる値を与える傾向があること<sup>23)</sup>より 0.6 にとれば、解析結果と実験結果がよく一致することが示され、 $G_0$  から  $G$  への低下を行うべきであった。計算例で用いた  $G$ ,  $h$  および土の単位体積重量を表-1 に示す。

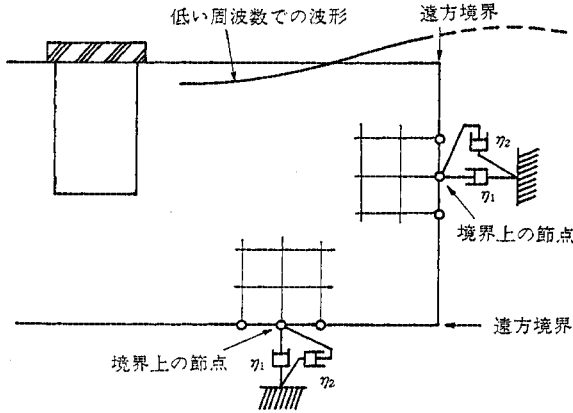
(2) 遠方境界での境界条件

遠方境界での波の反射をなくし、半無限地盤を表現す

表-1 土質定数

深さ	土質名	計算用 $N$ 値	ポアソン比 $\nu$	せん断弾性係数 $G_0$ ( $10^8 t/m^2$ )	せん断弾性係数 $G$ ( $10^8 t/m^2$ )	単位体積重量 $\gamma$ ( $t/m^3$ )
0m	中砂	9	0.46	6.9	6.9	2.1
	中砂	5	0.47	4.3	4.3	2.1
20m	シルト質土	3	0.48	2.9	2.9	1.8
30m	中砂	15	0.46	10.5	10.5	2.1
	中砂	50	0.44	27.4	27.4	2.1
40m	シルト質土	10	0.46	7.6	7.6	1.8
	中砂	28	0.45	17.3	17.3	2.1
50m	中砂	50	0.44	27.4	27.4	2.1

減衰定数  $h$  は全深さにわたって 0.05



粘性係数  $\eta_1 = \rho V_P \times (\text{各節点の境界面の支配面積})$   
 $\eta_2 = \rho V_S \times (\text{各節点の境界面の支配面積})$

図-3 遠方境界上のダッシュポット

る方法として、表面波である Rayleigh 波、Love 波による境界条件を用いる方法<sup>5)~6)</sup>と、実体波である体積波、せん断波による境界条件を用いる方法<sup>5)~6)</sup>があり、前者は周波数に依存する境界条件を用い、後者の周波数に依存しないそれを用いるより精度のよい応答を与える。ここでの計算例では、節点数が約 3000 と非常に多いため周波数に依存する表面波による境界条件は計算時間上用いることができないこと、地盤モデルが十分大きいと実体波による境界条件でも良好な精度が得られること<sup>5)~6)</sup>から、実体波による境界条件を用いる。この境界条件は図-3 に示す遠方境界上の節点に接続されたダッシュポットで表わされる。地盤の膨張波、せん断波の速度を  $V_P, V_S$ 、単位体積質量を  $\rho$  とすると、ダッシュポットの粘性係数は各節点の占める境界面の支配面積に、法線方向のダッシュポットには  $\rho V_P$  を接線方向の直交する 2 つのダッシュポットには  $\rho V_S$  をかけた値を用いる。

(3) 井筒全体としてのモデル

深さ -2.5 m の水平上の有限要素分割を 図-4 (a) に同図の BB についての断面の分割を 図-4 (b) に示す。変位が  $x$  軸について対称であり、 $y \geq 0$  の領域のみを考える。水平面上の黒丸は線材を示し、その間を平面応力板が継いでいる (図-2 (a) 参照)。水平面上の地盤の有限要素分割は深さによって変らないが、-2.5~-30 m ではフーチング部分がなく、-30 m 以深ではさらに線材と平面応力板がなくなっている。自由度の数を減少させるため線材 15 本の内、6 本の線材の節点のみ地盤有限要素の節点と結合されており、中間の線材の節点変位は、地盤要素節点と結合されている近くの 2 本の線材の同一水平面上の節点変位から線形に内そうして決めるものとする。(2) でのべた実体波による境界条件であるダ

ッシュポットは遠方境界である半径 32 m の鉛直面上の節点および深さ -52 m の水平面上の節点に接続されている。変位についての境界条件は対称断面である  $y=0$  の鉛直面上で、 $y$  軸方向の変位が零、 $x$  軸まわりの回転が零の 2 条件である。総節点数は約 3000、総要素数は約 3500 である。調和振動する荷重は剛なフーチング上に作用する水平力  $P_H$ 、 $y$  軸まわりのモーメント  $M$ 、鉛直力  $P_V$  の 3 つの場合を考える。

このモデルの運動方程式は

$$\begin{aligned} & \langle -\omega^2 [M] + i\omega [B] + (1+2ih) [K_1] \\ & + [K_2] \rangle \{u\} \exp(i\omega t) = \{P\} \exp(i\omega t) \dots (4) \end{aligned}$$

$[M]$  は地盤・線材・フーチングからの質量行列、 $[B]$  は遠方境界上のダッシュポットからの粘性行列、 $[K_1]$  は地盤のみの剛性行列、 $[K_2]$  は線材および平面応力板の剛性行列、 $\{u\}$  は節点変位、 $\{P\}$  はフーチング上に作用する外力、 $\omega$  は円振動数である。  $2ih[K_1]$  は式 (3) で示した地盤の履歴減衰によるものである。

(4) 周波数の範囲

周波数が低く波長が長くなり遠方境界を持つ領域内に含まれる波の数が少なくなると、波の反射をなくする遠方境界を持つ有限要素モデルでは半無限弾性体を表現できず、応答の精度が悪くなることが予想される (図-3 参照)。この傾向を調べるために半無限弾性体上の円形フーチングの鉛直加振の場合について予備計算をし、正解の応答<sup>24)</sup>と比較した結果、フーチング外縁から遠方境界までの水平距離が約  $0.5 \times (\text{せん断波長})$  以上あれば半無限体を実用上近似する事ができた。ほかに参考とできる文献がないため、便宜上この結果を参考にして、図-4 の層状地盤の平均的土質定数が -2~-6 m の砂層のそれで表わせるものとし、鋼管矢板井筒フーチング外縁から鉛直な遠方境界までの水平距離が  $0.5 \times (-2~-6 \text{ m の砂層のせん断波長})$  となる周波数 3 Hz を周波数の下限とする。

周波数が高く波長が短くなると、波を十分に表現し得る地盤の細かな有限要素分割が必要となる。文献<sup>5)~25)</sup>では波の進行方向の要素長さがせん断波長の 1/8 なら十分な精度が得られ、1/6 が限度であるとしている。上述の表面フーチングでの予備計算結果と正解との比較では実用上、せん断波長の 1/4~1/6 が限度であった。図-4 の水平方向の地盤要素長さは、波長が最も短い -14~-25 m のシルト質粘土で 8 Hz でのせん断波長の 1/10 にとり、鉛直方向には各層で約 1/10 にとっているが、この有限要素分割での節点数が約 3000 で、このままでは計算時間が膨大となるので、モード解析の際には良い精度が保持される Guyan 縮合<sup>26)~27)</sup>により未知数を約 10,000 元から約 750 元に縮合する。Guyan 縮合での独

立な自由度を持つ節点は、平面的には図-4に白丸印で示す31個の節点、深さ方向には三角印で示す8位置で、総計  $31 \times 8 = 248$  節点である。水平方向には波動伝播の様相が主であり、鉛直方向には  $-52\text{m}$  の位置でおおよそ固定となるモードの様相が主であろうとの予想から、深さ方向の独立自由度を持つ節点間隔は  $8\text{Hz}$  でのせん断波長の約半分にとっている。同一水平面上で水平力加振およびモーメント加振の応答には  $x$  軸上の変位が大きく影響するものと思われ、 $x$  軸上で密に、他の位置で粗に独立自由度を持つ節点を選んでいる。 $x$  軸上で独立自由度を持つ節点間の水平距離は、周波数  $8\text{Hz}$  で  $-14 \sim -25\text{m}$  のシルト質粘土のせん断波長の  $1/4$ 、 $-2 \sim -6\text{m}$  の砂層のせん断波長の  $1/6$  であり、Guyan縮合を用いたモード解析では精度の低下が少ないことを考慮に入れて、周波数  $8\text{Hz}$  を周波数の上限とする。

以上のことより、精度の期待できる周波数範囲を  $3 \sim 8\text{Hz}$  とし、計算は  $2.5 \sim$

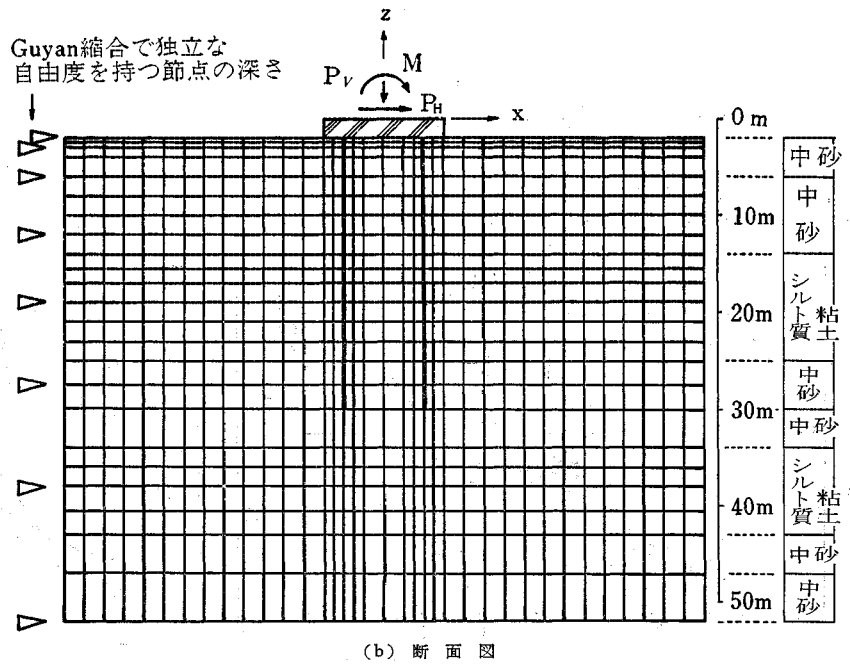
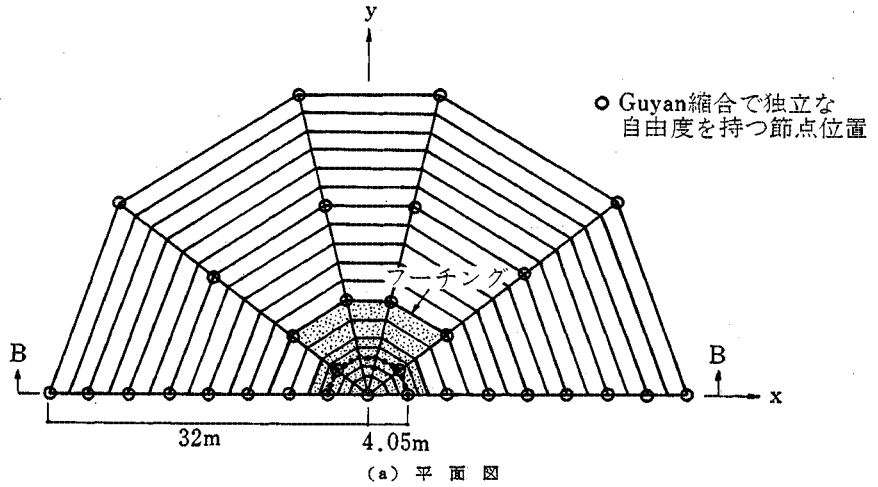


図-4 有限要素分割

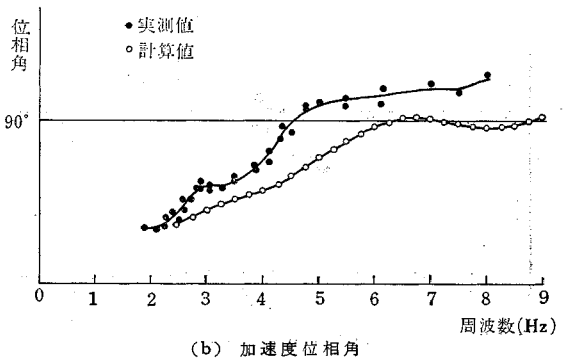
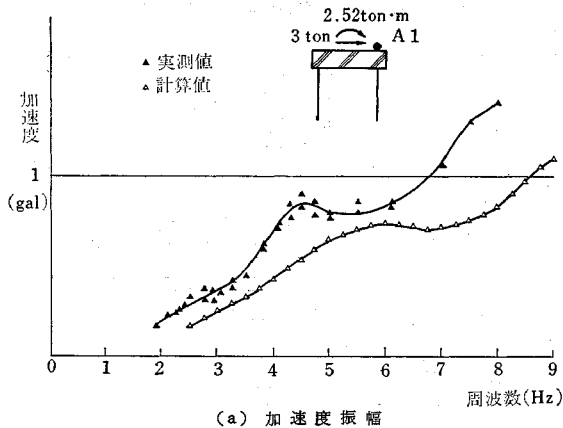


図-5 A1点の水平加速度

9 Hz の範囲で行う。

### 4. 実験結果との比較

起振機による水平力 3 t はフーチング上面より 0.84 m 上方に作用しており、フーチング上面に作用する荷重 {P} は水平力  $P_H=3\text{ t}$ 、回転モーメント  $M=2.52\text{ t}\cdot\text{m}$  よりなっている。フーチング上 A1 (図-1 (a) 参照) の位置での  $x$  方向加速度振幅および荷重と加速度の間の位相差の周波数に対する変化について、実測値と計算値を 図-5 に示す。加速度振幅、位相差ともに曲線の形は似ているが、計算値は実測値から高い周波数の方へずれている。ここでは示さないが、他の位置の加速度についても同様の傾向が見られた。この高い周波数の方へずれている原因は主として土のせん断弾性係数を弾性波試験のひずみレベルでの値から現位置振動実験を代表すると思われる  $10^{-4}$  のひずみレベルでの値に低下させなかったことであり、これを行うことにより計算値と実測値が非常に良く一致することを以下に示す。

低下させた土のせん断弾性係数を用いての式 (4) の再計算をさせて、次の方法で低下させた場合の応答を求め

る。すでに行った式 (4) での計算で用いた表-1 の土のせん断弾性係数  $G(x)$  が、現位置振動実験では  $\alpha G(x)$  ( $\alpha$  は地盤全体について一定値とする) であったとする。遠方境界でのダッシュポットの粘性係数は土の膨張波速度  $V_P$  またはせん断波速度  $V_S$  に比例しており、ポアソン比が変化しない場合にせん断弾性係数の平方根  $\sqrt{G}$  に比例することから、式 (4) の  $[B]$  は  $\sqrt{\alpha}[B]$  になる。地盤の剛性行列  $[K_1]$  はせん断弾性係数に比例しており、 $\alpha[K_1]$  になる。円振動数  $\omega$  での節点変位  $\{U\}$  を求めるための運動方程式は

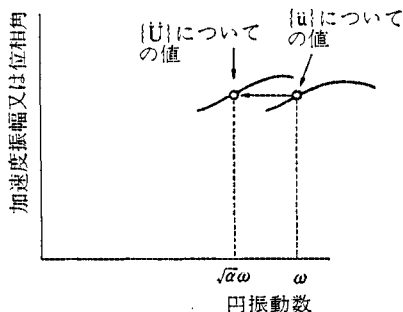
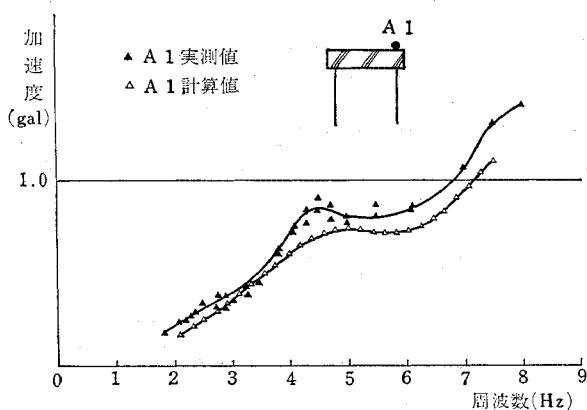
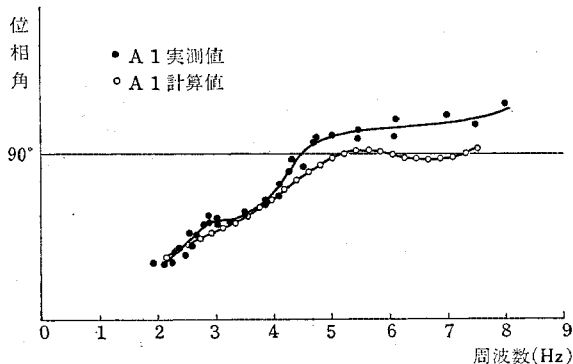


図-6 せん断係数が  $\alpha$  倍になった時の加速度



(a) 加速度振幅



(b) 加速度位相角

図-7 A1 点の水平加速度

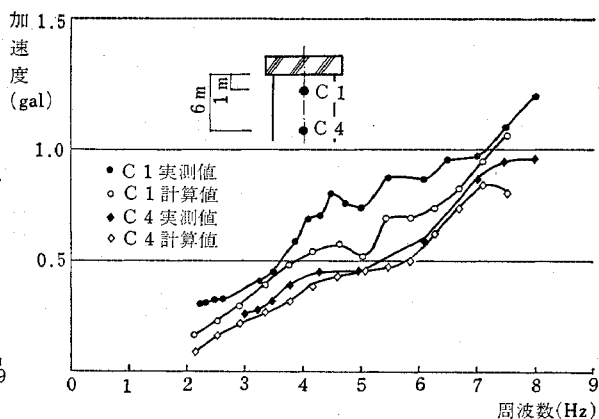


図-8 C1, C4 点の水平加速度振幅

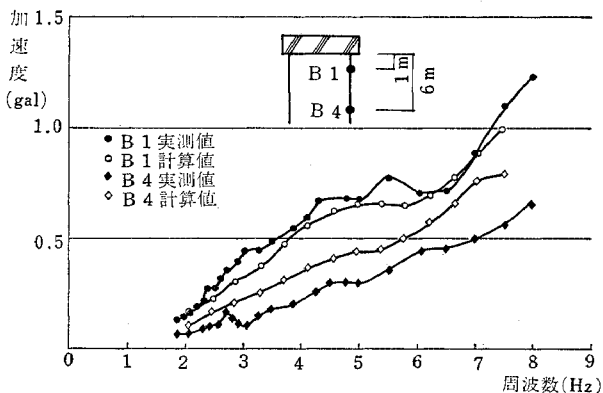


図-9 B1, B4 点の水平加速度振幅

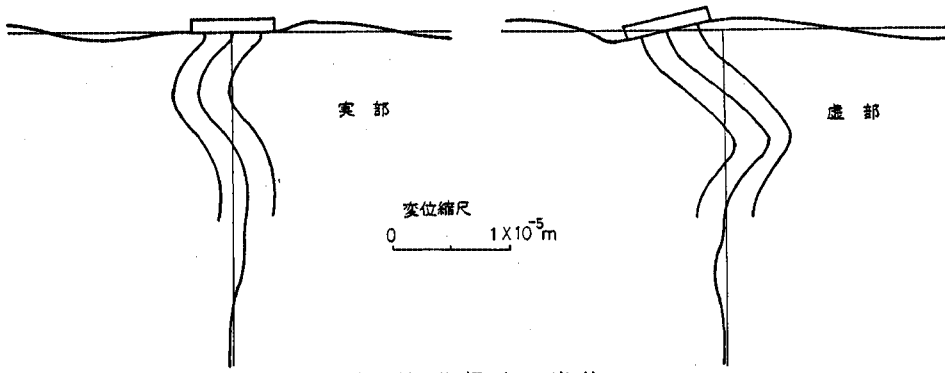


図-10 共振時の変位

$$\begin{aligned} &\langle -\Omega^2[M] + i\Omega\sqrt{\alpha}[B] + (1+2ih)\alpha[K_1] \\ &\quad + [K_2] \rangle \{U\} \exp(i\Omega t) \\ &= \{P\} \exp(i\Omega t) \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

いま、 $\alpha$  が 1 よりあまり離れていないとして、式 (5) において  $[K_2]$  を  $\alpha[K_2]$  とおきかえることによる誤差は小さいと仮定する。すなわち、式 (5) の良い近似として次式を用いる。この仮定の妥当性については後述する。

$$\begin{aligned} &\langle -\Omega^2[M] + i\Omega\sqrt{\alpha}[B] + (1+2ih)\alpha[K_1] \\ &\quad + \alpha[K_2] \rangle \{U\} \exp(i\Omega t) \\ &= \{P\} \exp(i\Omega t) \dots\dots\dots (6) \end{aligned}$$

上式で  $\Omega = \sqrt{\alpha}\omega$  とおくと

$$\begin{aligned} &\langle -\omega^2[M] + i\omega[B] + (1+2ih)[K_1] \\ &\quad + [K_2] \rangle \alpha \{U\} \exp(i\sqrt{\alpha}\omega t) \\ &= \{P\} \exp(i\sqrt{\alpha}\omega t) \dots\dots\dots (7) \end{aligned}$$

式 (4), (7) を比較することにより、円振動数  $\omega$  での  $\{u\}$  は円振動数  $\Omega = \sqrt{\alpha}\omega$  での  $\{U\}$  の  $\alpha$  倍に等しいことがいえる。

$$\begin{aligned} \{\dot{U}\} &= -\Omega^2 \{U\} = -\alpha\omega^2 \{u\} / \alpha = -\omega^2 \{u\} = \{\ddot{u}\} \\ &\dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

すなわち、式 (4) で求められた円振動数  $\omega$  での加速度  $\{\ddot{u}\}$  は式 (6) で求められた円振動数  $\Omega = \sqrt{\alpha}\omega$  での加速度  $\{\dot{U}\}$  に等しい (図-6 参照)。

3. でのべたように、 $N$  値からの弾性波試験のひずみレベルでの土のせん断弾性係数  $G_0$  の評価の精度の粗さを考慮して、ひずみが振動実験でのひずみレベルになることによるせん断弾性係数の低下を行わなかったが、ここで低下させた場合の応答を、すでに求めている表-1の土のせん断弾性係数を用いた式 (4) の解を利用して求める。振動実験のひずみレベルでのせん断弾性係数  $G$  と  $G_0$  の比を 3. でのべたように砂質土で  $G/G_0=0.8$ 、粘性土で  $G/G_0=0.6$  であるとし、ここでは平均した値を用いて地盤全体について  $G/G_0=0.7$  とする。式 (4) で計算された  $\{\ddot{u}\}$  および  $\alpha=0.7$  を用いて式 (8) の関係より求めた加速度  $\{\dot{U}\}$  の値と実測値について、フーチング上 A1 での水平方向の加速度振幅および荷重と

加速度との位相差を図-7に、井筒中心軸上 C1, C4 での水平加速度振幅を図-8に、鋼管上 B1, B4 での水平加速度振幅を図-9に示す。計算値は実測値によく一致し、実測値の細かな変動をよくとらえている。ここでは示さないが、井筒中心軸上および鋼管上の他の加速度計 C2, C3, B2, B3 の水平加速度振幅についても、計算値と実測値は同様に一致していた。

$\alpha=0.7$  に対するせん断弾性係数の層状地盤について深さを  $-52\text{m}$  を基盤とした時の 1~5 次固有振動数は、0.84, 2.15, 3.84, 5.64, 6.64 Hz であり、A1 点の振動数~水平加速度振幅曲線では、2.8 Hz で実測値曲線に小さなピークが見られること以外は実測および計算値について固有振動数との対応を示す明瞭な特徴は見られていない。このことは、鉛直方向の変位を零とする近似理論<sup>2),3)</sup>では、深い基礎の振動性状は地盤の一次固有振動数を境にして前後で大きく変化し共振曲線等に明瞭な特徴を示すが、二次以上の固有振動数では、その前後で大

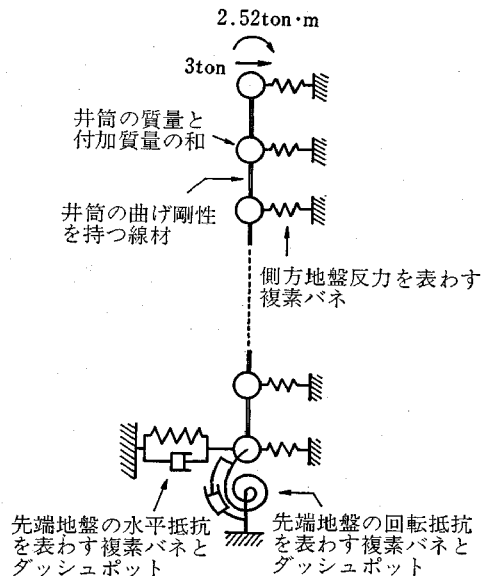


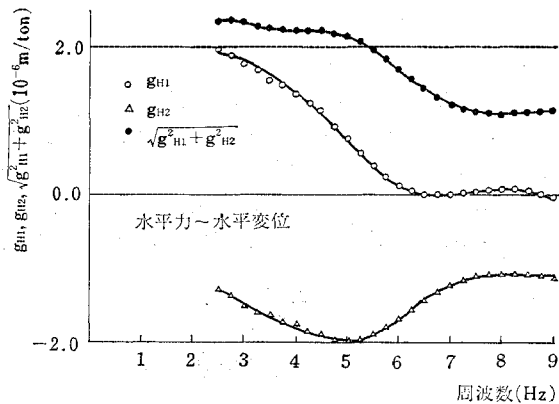
図-11 井筒の簡便モデル

きな変化はなく共振曲線等に固有振動数との対応を示す特徴を示さないとされていることと対応しているものと思われる。計算値での A1 点水平加速度の共振振動数と思われる 5.0 Hz における  $y=0$  の対称断面上の変位について実部および虚部を 図-10 に示す。実部は荷重が最大に達した時、虚部は荷重が負から増加しながら零になった時の変位を示している。虚部の変位形は地盤の三次の固有モードに類似しているが、実部の変位形ではフーチング上の水平変位が 0 であってもフーチングより下で大きな変位が生じており、共振振動数と思われる 5.0 Hz において実の固有モード振動の様相を示していない。

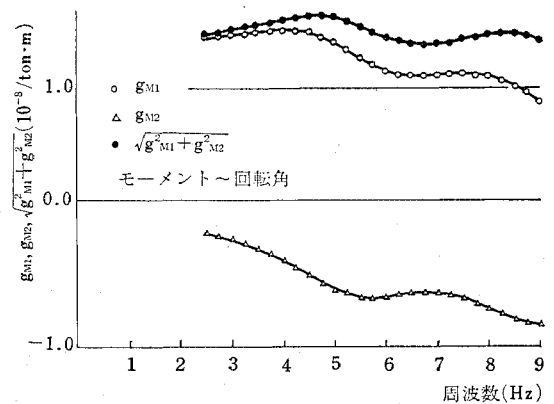
式 (5) の線材および平面応力板の剛性行列  $[K_2]$  を  $\alpha$  が 1 よりあまり離れていないとして式 (6) の  $\alpha[K_2]$  におきかえたが、このことは線材および平面応力板の剛性を  $\alpha$  倍したことに対応している。 $\alpha=0.7$  での式 (5) の近似として式 (6) を用いたことによる誤差のおおよその傾向を見るため、図-11 に示す Penzien ほかの杭基礎モデル<sup>1)</sup>に先端の回転および水平変位に対するばね、ダッシュポットを加えた 20 質点の簡便なモデルを用いて、式 (5)、(6) に対応する 2 つの井筒の周波数～フーチン

グ水平加速度振幅曲線を求め比較したが、2 つの簡便なモデルの間に応答の差をほとんど見ることができなかった。このことより  $[K_2]$  を  $0.7[K_2]$  におきかえたことによる誤差は小さく、式 (5) のよい近似として式 (6) を用いることができるものと思われる。なお、側方ばねと各質点への付加質量は直径 8.11 m の杭として Penzien ほかの方法<sup>1)</sup>で評価し、先端ばねとダッシュポット支持層と同じせん断弾性係数の半無限弾性体上の表面フーチングとしてのばねとダッシュポット<sup>10)</sup>を用い、井筒の曲げ剛性は矢板式基礎設計および施工指針<sup>28)</sup>の方法で評価し、さらに側方ばねと先端ばねは求めたばね係数  $k$  に対し土の減衰定数  $h$  を用い、 $k(1+2hi)$  の複素ばねとした。

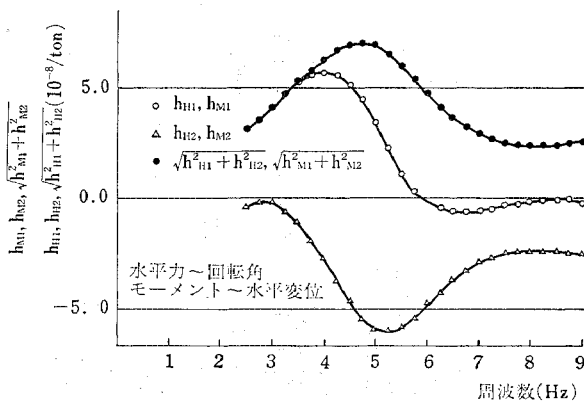
計算した応答に大きな影響を与え、ここで行った評価では精度の期待できない量は土のせん断弾性係数であるが、せん断弾性係数をひずみレベルに合わせて低下させた時の計算値と実測値がよく一致したことは、評価したせん断弾性係数が妥当な値であった幸運とともに、地盤を履歴減衰を持つ等価線形体で表わしたことで、遠方境界での波の反射をなくする境界条件で半無限体を表わしたことなど用いたモデル化が妥当であったことを示してい



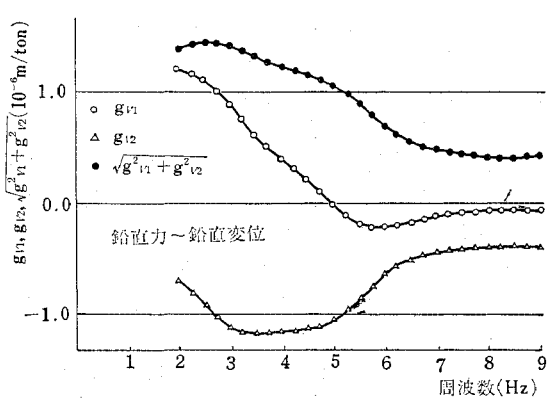
(a) 水平力～水平変位



(c) モーメント～回転角



(b) 水平力～回転角, モーメント～水平変位



(d) 鉛直力～鉛直変位

図-12 動的コンプライアンス



るものと思われる。三次元の大型問題であるため計算時間上表一1の地盤定数の場合しか解くことができず、ひずみレベルによるせん断弾性係数の低下は、地盤全体について一つの代表的ひずみを設定し、せん断弾性係数を低下させた場合の近似解しか得ることができなかったが、より精度を上げるために、各地盤要素ごとにせん断ひずみとせん断弾性係数・履歴減衰が適合するように繰り返し計算を行うべきであろう<sup>29)</sup>。

耐震設計上重要ではあるが、起振機の性能上の制限より低周波数領域での基礎の振動実験は一般に困難であり、解析例としてとりあげた実験<sup>11)</sup>でも行われていないため、低周波数領域での解析方法の検証を行っていない。また、土の力学的性質は振動実験の場合と強震時ではひずみのオーダーの差のため大きく異なるが、大きなひずみが生じる場合の解析方法の検証も行っていない。理論上ではここで示した解析方法は、低周波数領域では基礎近傍を除く地盤の有限要素分割を低周波数の波長にあわせて粗くし地盤の遠方境界を十分遠方におくことにより節点数を増やすことなく適用でき、大きなひずみの生じる場合にはひずみに適合した土のせん断弾性係数・履歴減衰を用いることにより適用できる。しかし、これらの場合の解の精度について、実験結果との比較等今後の検討が必要である。

### 5. 鋼管矢板井筒の振動特性

表一1に示す  $\alpha=1$  の地盤中にある鋼管矢板井筒の振動特性についてのべる。

フーチング上に円振動数  $\omega$  で加えられた水平力  $P_H$  によるフーチング上中心の水平変位および回転を  $u_H, \phi_H$  モーメント  $M$  によるものを  $u_M, \phi_M$ 、鉛直力  $P_V$  による鉛直変位を  $u_V$  とすると、おのおのは次の形で関係づけられる。

$$\begin{aligned} u_H \exp(i\omega t) &= \{g_{H1}(\omega) + ig_{H2}(\omega)\} P_H \exp(i\omega t) \\ \phi_H \exp(i\omega t) &= \{h_{H1}(\omega) + ih_{H2}(\omega)\} P_H \exp(i\omega t) \\ &\dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

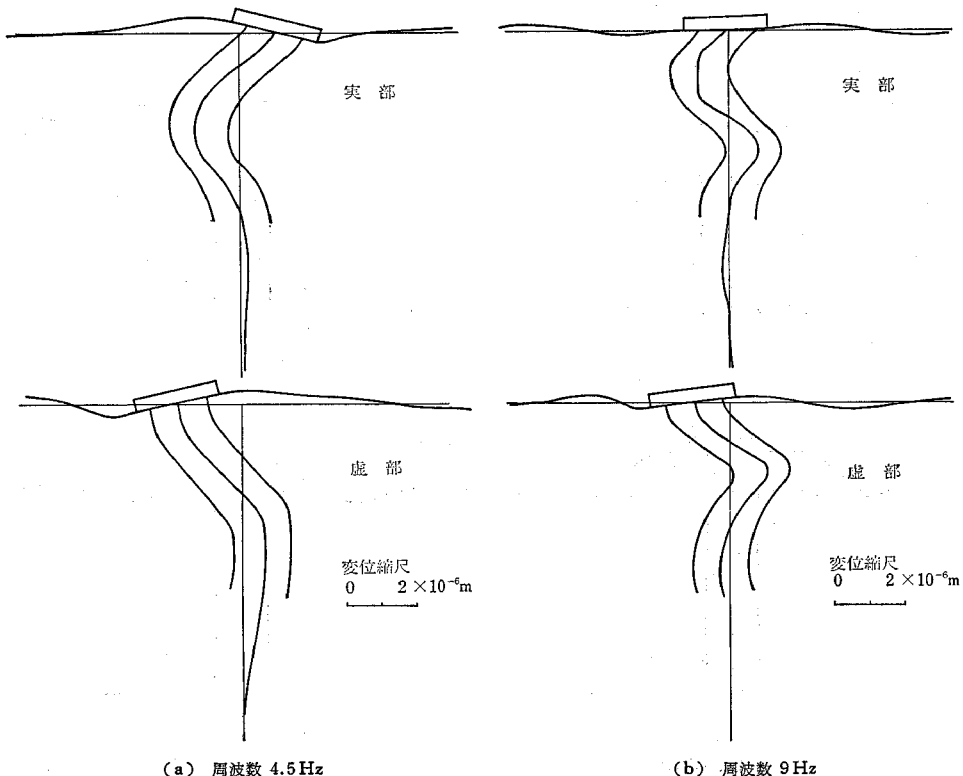
$$\begin{aligned} \phi_M \exp(i\omega t) &= \{g_{M1}(\omega) + ig_{M2}(\omega)\} M \exp(i\omega t) \\ u_M \exp(i\omega t) &= \{h_{M1}(\omega) + ih_{M2}(\omega)\} M \exp(i\omega t) \\ &\dots\dots\dots (10) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} u_V \exp(i\omega t) &= \{g_{V1}(\omega) + ig_{V2}(\omega)\} P_V \exp(i\omega t) \\ &\dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

表一1に示す地盤についての動的コンプライアンスの実部と虚部  $g_{H1}, g_{H2}, \dots, g_{V1}, g_{V2}$  およびこれらの絶対値を 図一12 に示す。弾性体の相反作用の定理より

$$h_{H1}(\omega) = h_{M1}(\omega), h_{H2}(\omega) = h_{M2}(\omega) \dots\dots (12)$$

であり、水平力のみまたはモーメントのみがフーチング



図一13 水平力による変位

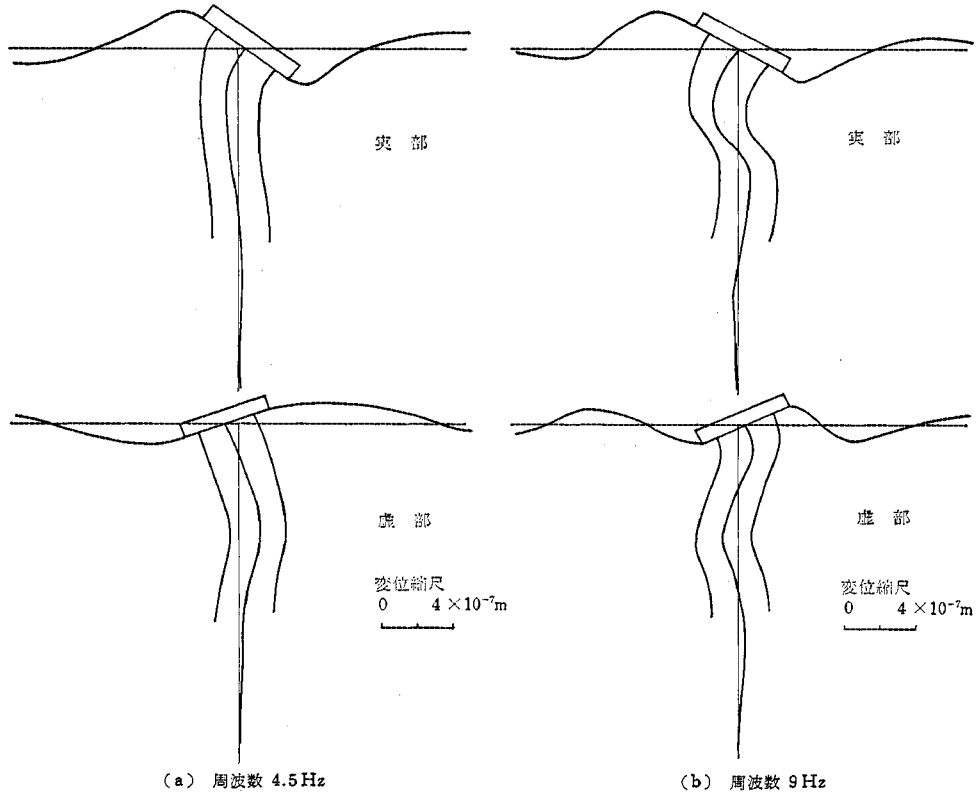


図-14 回転モーメントによる変位

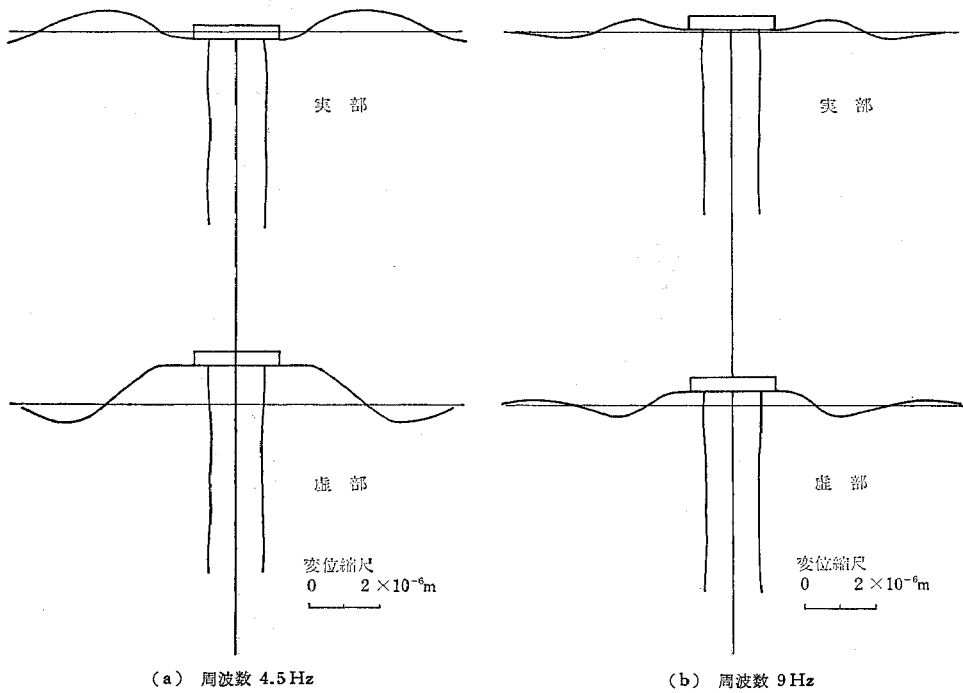


図-15 鉛直力による変位

上に作用する時、水平変位と回転が同時に生じている。

水平力、鉛直力による水平変位、鉛直変位は、6 Hz または 5 Hz 以上で実部  $g_{H1}(\omega)$ ,  $g_{V1}(\omega)$  がほとんど零また負になっており、荷重よりほとんど  $90^\circ$  またはそれ以上の位相遅れを示している。実部  $g_{H1}(\omega)$ ,  $g_{V1}(\omega)$  が零になる周波数で動的コンプライアンスの絶対値

$$\sqrt{g_{H1}^2 + g_{H2}^2}, \sqrt{g_{V1}^2 + g_{V2}^2}$$

はピークを示さず、共振状態を表わしていない。このことは、遠方境界上のダッシュポットが表わす逸散減衰と土の履歴減衰のための井筒の振動が非常に減衰の大きいそれになっていることに対応しているものと思われる。

フーチング上に水平力 1 ton, モーメント 1 tm, 鉛直力 1 ton のおのおのが周波数 4.5 Hz, および 9 Hz で作用する時の  $y=0$  の対称断面上の変位について実部および虚部を図-13, 14, 15 に示す。実部は荷重が最大に達した時、虚部は荷重が負から増加しながら零になった時の変位を示している。やや不自然な変位形が部分的にみられるが、これは Guyan 縮合により生じた誤差と思われる。井筒部分は非常にたわみやすく、剛なケーソンの挙動よりは弾性的な群杭の挙動に近づく、また井筒内部の土は鋼管とほとんど同じ動きをしている。深さ 52 m より下は  $N$  値 50 の中砂が無限に続くとして解析しているが、52 m の境界上での変位は小さく、この深さに剛な基盤をおいても十分な近似が得られるものと思われる。

## 6. む す び

振動実験の行われた鋼管矢板井筒について、三次元有限要素法で井筒と地盤を無理な仮定の少ないモデルにおきかえ、半無限地盤を表わすために遠方境界で波の反射をなくす境界条件を用いて振動解析を行った。計算値は実測値の細かな特性をとらえ、よく一致しており、解析方法が妥当であることを示している。ここで用いた解析方法は鋼管矢板井筒のほか、群杭、ケーソンなど深い基礎に本質的な変更なしに適用できる。

しかし、起振機の性能上の制限より低周波数領域では実験が行われていないため、この領域での解析方法の検証を行っていない。また、土の力学的性質は振動実験の場合と強震時ではひずみのオーダーの差のため大きく異なるが、大きなひずみが生ずる場合の解析方法の検証も行っていない。耐震設計上重要である低周波数領域および土に大きなひずみが生じる場合へのここで用いた解析方法の適用性については、今後の検討が必要である。

本研究の内容につき山肩邦男 関西大学教授にご指導いただき、数値計算につきセンチュリ・リサーチ・センター (株) 渡部功一氏、半田政男氏にご協力いただいた。

本研究の遂行につき前日本鋼管 (株) 技術研究所部長 望月力男博士のご指導をいただいた。ここに感謝の意を表する。

## 参 考 文 献

- 1) Penzien, J., Scheffey, C.F. and Parmelee, R.A.: Seismic analysis of bridges on long piles, Proc. of ASCE, Vol. 90, No. EM 3, pp. 223~254, 1964.
- 2) Tajimi, H.: Dynamic analysis of a structure embedded in an elastic stratum, Proc. 4th W.C.E.E., Santiago, Chile, Vol. 3, A-6, pp. 53~64, 1969.
- 3) 後藤尚男・秋吉 卓: 弾性地盤中にある基礎構造物の地震応答特性—構断面を有する剛基礎, 土木学会論文報告集, No. 177, pp. 21~32, 1970.
- 4) 土岐憲三: 不均質地盤中にある構造物の地震応答, 第3回日本地震工学シンポジウム講演集, pp. 73~80, 1970.
- 5) Kuhlemeyer, R.L.: Vertical vibrations of footings embedded in layered media, Ph. D. thesis, Univ. Calif., Berkeley, 1969.
- 6) Lysmer, J. and Kuhlemeyer, R.L.: Finite dynamic model for infinite media, Proc. of ASCE, Vol. 95, No. EM 4, pp. 859~877, 1969.
- 7) Lysmer, J. and Waas, G.: Shear waves in plane infinite structures, Proc. of ASCE, Vol. 98, No. EM 1, pp. 85~105, 1972.
- 8) Drake, L.A.: Love and Rayleigh waves in nonhorizontally layered media, Bull. Seism. Soc. Am., Vol. 62, No. 5, pp. 1241~1258, 1972.
- 9) Kausel, E., Roësset, J.M. and Waas, G.: Dynamic analysis of footings on layered media, Proc. of ASCE, Vol. 101, No. EM 5, pp. 679~693, 1975.
- 10) Weaver, W., Jr., G.E. Brandow, and Höeg, K.: Three-dimensional soil-structure response to earthquakes, Bull. Seism. Soc. Am., Vol. 63, No. 3, pp. 1041~1056, 1973.
- 11) 蝦名・福屋・植松: 鋼管矢板井筒基礎の振動実験, 土木学会第 29 回年次学術講演会講演概要集第三部, pp. 162~164, 1974.
- 12) 笹戸・江見・前原: 矢板式基礎の模型実験 (その 2), 土木学会第 30 回年次学術講演会講演概要集第三部, pp. 177~178, 1975.
- 13) 行友・石田・市之瀬・伊藤: 鋼管矢板井筒の振動特性, 土木学会第 27 回年次学術講演会講演概要集第三部, pp. 229~232, 1972.
- 14) 高崎・横田・富永・行友: 鋼管矢板井筒 (水島大橋下部工) の振動実験, 第9回土質工学研究発表会講演集, pp. 705~708, 1974.
- 15) 木寺・長岡・小間・島岡: 鋼管矢板井筒静的水平抵抗の有限要素解析 (投稿中).
- 16) Whitman, R.V. and Richart, F.E. Jr.: Design procedures for dynamically loaded foundations, Proc. of ASCE, Vol. 93, No. SM 6, pp. 169~193, 1967.
- 17) 山本・関・松永: 基礎底面と地盤との空隙 (地盤沈下等) による抗構造物の動特性の変化, 日本建築学会論文報告集, No. 147, pp. 43~47, 1968.
- 18) Roësset, J.M. and Whitman, R.V.: Modal analysis for structures with foundation interaction, Proc. of ASCE, Vol. 99, No. ST 3, pp. 399~416, 1973.
- 19) Kuribayashi, E., Iwasaki, T. and Tatsuoka, F.: Effects of stress-strain conditions on dynamic properties of sands, 土木学会論文報告集, No. 242, pp. 105~114, 1975.
- 20) Ohsaki, Y. and Iwasaki, R.: On dynamic shear moduli

- and Poisson's ratios of soil deposits, *Soils and Foundations*, Vol. 13, No. 4, pp. 61~73, 1973.
- 21) 石原研爾: 粘性土の動的性質, 土木学会第26回年次学術講演会講演集第三部, pp. 1~4, 1971.
- 22) Seed, H.B. and Idriss, I.M.: Soil moduli and damping factors for dynamic response analysis, Report No. ERRC 70-10, Col. Eng., Univ. Calif., Berkeley, 1970
- 23) Taylor, P.W. and Parton, I.M.: Dynamic torsion testing of soils, *Proc. 8th I.C.S.M.F.E.*, Vol. 1, Part 2, pp. 425~432, 1973.
- 24) Luco, J.E. and Westmann, R.A.: Dynamic response of circular footings, *Proc. of ASCE*, Vol. 97, No. EM 5, pp. 1381~1395, 1971.
- 25) Kuhlemeyer, R.L. and Lysmer, J.: Finite element method accuracy for wave propagation problems, *Proc. of ASCE*, Vol. 99, No. SM 5, pp. 421~427, 1973.
- 26) Guyan, R.J.: Reduction of stiffness and mass matrices. *AIAA J.*, Vol. 3, No. 2, p. 380, 1965.
- 27) Ramsden, J.N. and Stoker, J.R.: Mass condensation; A semi-automatic method for reducing the size of vibration problems, *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 1, pp. 333~349, 1969.
- 28) 矢板式基礎研究委員会: 矢板式基礎の設計と施工指針, pp. 24~43, 1972.
- 29) Seed, H.B., Lysmer, J. and Hwang, R.: Soil-structure interaction analyses for seismic response, *Proc. of ASCE*, Vol. 101, No. GT 5, pp. 439~457, 1975.

(1976.3.24・受付)