

砂地盤における剛体の振動特性の室内模型実験による検討

Investigation of Vibration Properties of Rigid Body
Placed on Sand Ground in Laboratory Model Tests

金 潤相*, 三浦 均也**, 齊藤道真***, 三浦 清一****, 西村右敏*****

Yoon-sang KIM, Kinya MIURA, Doshin SAITO, Seiichi MIURA and Migitoshi NISHIMURA

* 学生員 工修 北海道大学大学院 工学研究科 (〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目)

** 正会員 工博 北海道大学大学院助教授 工学研究科 (〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目)

*** 工学 北海道大学大学院 工学研究科 (〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目)

**** フェロー 工博 北海道大学大学院教授 工学研究科 (〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目)

***** 正会員 工修 株式会社開発工営社 地質部 (〒060-0004 札幌市中央区北4条西5丁目)

The aim of this study is to investigate experimentally the vibration properties of rigid body placed on dense sand ground surface. The rigid body with variable mass, inertial moment and base size was prepared, and its vibration behavior was observed in a series of free vibration tests. From the observed behaviors the natural vibration period, critical damping factor and vibration mode were analyzed. It was found that the natural vibration period is dependent not only on the mechanical properties of footing and foundation ground, but also on the vibration amplitude. This suggested the notable effect of nonlinear strain dependent stiffness of ground material on the vibration properties of the body underlined. The stiffness coefficients of springs modeling the interactive mechanical behavior between rigid body and ground, were assessed from the observed behaviors based on the modal analysis. The influence of base pressure and base size on the spring coefficients is discussed.

Key Words : Vibration behavior, Rigid body, Sand ground, Natural frequency, Damping, Modal analysis, Spring coefficient, Laboratory test

1. ま え が き

地震時に生じる構造物の被害は第一に地震動の強さに依存しているが、地盤の振動特性、構造物の振動特性およびそれらの相互作用も被害の程度を決定する重要な影響因子である。共振現象はその良い例で、同じ地震動を受けた構造物でもその構造物の振動特性、固有振動数に依存して選択的に大きな被害が発生することが知られている。

地震時における地盤と構造物の相互作用を適切に考慮するには、有限要素法などによって地盤-構造物系全体をモデル化する方法が有効である。しかし、このような手法ではモデルの複雑さと計算量の増大は避けられない。また、この場合でも構造物と地盤の境界面における力学的挙動のモデルは解析結果を左右する重要な要素である。地盤材料が示す力学的性質の非線形性(剛性のひずみ依存性)や拘束圧依存性などが、適切にモデル化することを困難にしているのが現状である。

本研究の目的は、地盤上の構造物の振動特性を明らかにし、種々のタイプの振動解析に有用な地盤-構造物境界面の力学モデルを示すことである。図-1が示すように、接触面付近の地盤には構造物の振動に伴い局所的な変形が発生するが、本報告では、この局所的な荷重-変位関係と力学的に等価なモデルを検討している。図では、接触面に分布する鉛直・水平2方向のバネを採用し、さらにそれらを積分する形で得られる水平・回転2成分の等価バネのモデルを示している。接触面におけるこのような特性の定式化は地盤工学、構造工学の共通の課題であり、弾性力学に基づいた境界面の挙動の定式化が進められ、バネモデルの提案などが行われている(例えば、参考文献1)。この方面の研究では理論的な研究が先行しているのに対し、本報告では、地盤上の剛体の振動特性を室内模型実験によって調べることによって実験的に検討する。すなわち、質量や慣性モーメントを調整できる剛体模型の振動挙動を砂地盤上で観察した。観察した結果を振動モード解析に基づいて分析し、固有振動数、減衰特性、バネ定数を評価している。そして、それらに

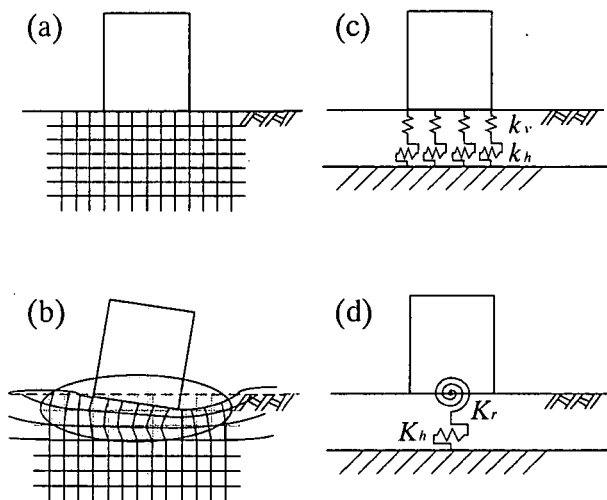


図-1 境界面付近で生じる地盤の局所変形のバネによるモデル化の概略; (a) 振動による変形前、(b) 振動による変形、(c) 分布バネによるモデル化、(d) 2成分バネによるモデル化

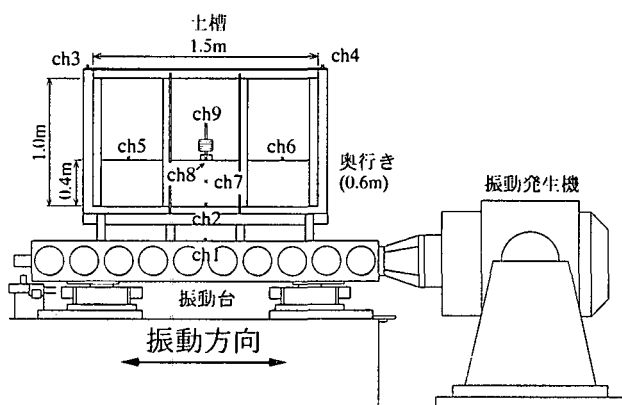


図-2 実験装置の全体図; 振動台、土槽、剛体模型

表-1 地盤材料 (珪砂) の物性値

土粒子 比重 G_s	平均 粒径, D_{50}	均等 係数, U_c	最大密度, ρ_{max}	最小密度, ρ_{min}
2.72	0.18 mm	1.82	1.61 g/cm ³	1.23 g/cm ³

及ぼす振動振幅や底面圧力、底盤寸法の影響を定量的に検討している。

2. 実験装置および実験方法

図-2 に実験で用いた剛体模型、土槽、振動台と計測機器の配置を示す。厚さ 40cm の乾燥砂地盤は、表-1 に物性を示した珪砂を 8 層に分けて空中落下し、各層毎に 500Gal、20Hz で 3 分間程度振動台によって締固め、最終

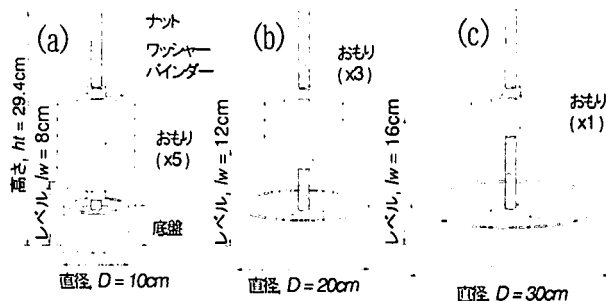


図-3 質量、慣性モーメント底盤寸法を調節できる剛体模型; (a) D10-L5-08、(b) D20-L3-12、(c) D30-L1-16

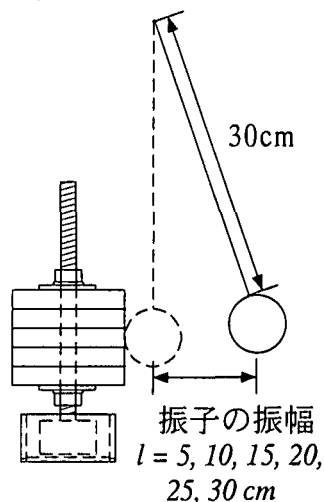


図-4 振子を用いた自由振動実験

的相対密度を $D_r = 85\sim 90\%$ とした。予備的な実験によると、剛体模型を載せていない状態での砂地盤の固有振動数は約 90Hz、土槽の固有振動数は約 45Hz であった。剛体模型の振動中の挙動を計測するために、模型の上下端 (図中 ch8 と ch9) とさらに、底盤の左右 (図 6 に示す ch10 と ch11) に加速度計を取りつけた。さらに、強制振動中の地盤の挙動を計測するために、地盤内と表面にも複数の加速度計を取りつけた。

剛体模型は図-3 に示すようで、ネジを切った塔と底盤からなるステンレス製である。寸法が異なる直径 $D = 10, 15, 20, 25, 30$ cm の 5 種類の底盤を用意した。また、鉛製の錘の枚数と位置を調整することが可能で、これにより剛体模型の質量 m (4.90~25.02kg) と慣性モーメント I_y (398.9~7615.0kg・m²) を実験条件に合わせて調整した。底盤と塔の接続部は加速度計を固定し、かつ剛性を高めるように工夫した。剛体模型のタイプは、底盤の直径 D 、おもりの枚数 N と位置 l_w によって識別し、例えば、D10-L5-08 は底盤直径 $D=10$ cm、おもりの枚数 $N=5$ 枚、位置 $l_w=8$ cm に対応している。 $D=10$ cm 模型について得られた結果を中心に実験計画を立てた。

剛体模型を設置する前には砂地盤表面を水平にし、かつ、地盤と模型の密着性を高める必要がある。そのため、地盤を作成した後、表面をストレートエッジで十分に均

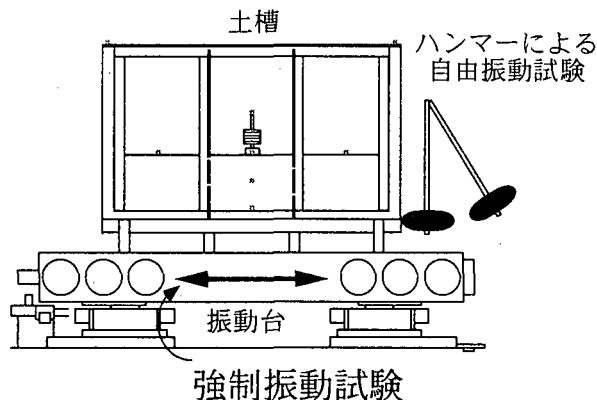


図-5 ハンマーによる自由振動実験と振動台による強制振動実験

し、剛体模型を設置した後は振動台によって 10Gal、20Hz で 1 分間振動を与えた。この予備的に与えた振動が地盤と剛体模型の密着性を高め、同時に実験の再現性を向上させたことを予備実験で確認した。

本研究で行った実験は、自由振動試験と強制振動試験に分けることができる。自由振動実験は、振子（長さ 30cm、直径 6.0cm、樹脂製錘質量 0.1kg）の衝突（図-4 参照）、あるいは硬質ゴム製ハンマーによる土槽底部の打撃によって振動を与え、その後の減衰を伴う自由振動挙動を観察した（図-5 参照）。また、強制振動試験では、振動台上で振幅 50Gal のサイン波で 5~100Hz の範囲で加振し、その応答特性を観察した（図-5 参照）。

3. 実験結果および時刻歴の考察

3.1 剛体の基本的な振動特性

図-6(a)は、振幅 $l=10\text{cm}$ で振子で振動を与えられた基礎 D20-L5-16 の挙動を時刻歴で示している。図から明らかに、測定された各々の加速度時刻歴は周波数が異なる 2 種類の波を含んでいる。長周期成分については $t=0.12\text{sec}$ 、短周期成分については $t=0.07\text{sec}$ 付近での加速度振幅と周期から計算した、振動時の模型の運動と変形状態は図-6(b)のようである。長周期成分は剛体的な運動に対応しているのに対して、短周期成分は基礎の変形（塔と底盤の結合部の角度の変化）を伴っていることが分かる。次節では振動モードの解析を行い、この種の剛体の振動は 2 つのモードから成っていることが明らかになるが、ここで見られている長周期成分は基礎の第一固有振動モードに対応している。一方、短周期成分は剛体としての仮定では考慮していない模型内を伝播する弾性波動によるものと考えられる。剛体模型の剛性を高めることによって、ここでの短周期成分の発生をある程度抑制することが可能であるが、完全に抑えることはできない。本研究の目的は模型と地盤の接触面における力学挙動に起因する振動特性を明らかにすることであり、した

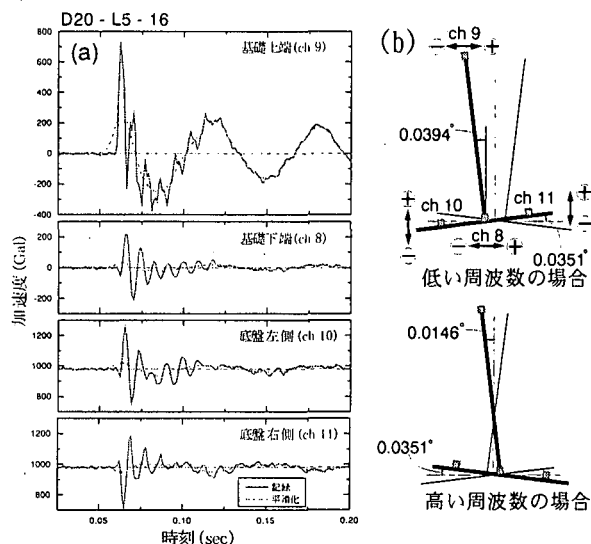


図-6 振子による自由振動実験で得られる典型的な振動特性；(a) 加速度時刻歴、(b) 剛体模型の運動特性

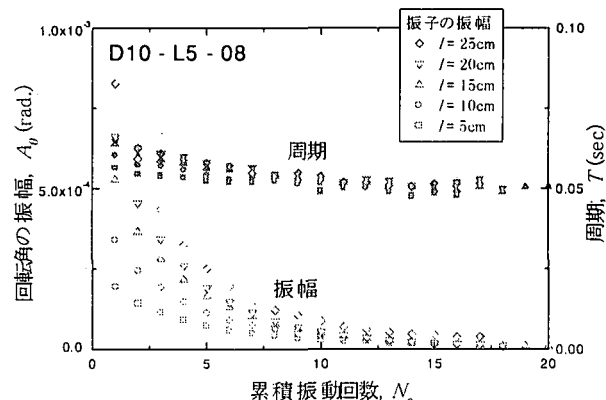


図-7 回転角振幅と振動周期の変化傾向

がって、ここでは、短周期成分を無視することによって、模型の変形の影響を除去することにした。

次節のモード解析でも分かるように、第 2 固有振動モードは振子の衝突のような一方向からの衝撃では現れにくいモードであり、本報告での実験では観察できなかった。以下では、時刻歴において長周期成分、すなわち第 1 固有振動モードのみに着目して考察し、境界面の力学特性を評価している。

3.2 振子の衝突による自由振動実験における剛体の振動特性

図-7 では、剛体模型 D10-L5-08 において、振子が振幅 $l=5\sim 25\text{cm}$ で衝突した後の自由振動挙動を自由振動周期 T と剛体の回転角の振幅 A_θ を累積振動回数 N_c に対してプロットしている。振子の振幅 l を大きくすると剛体には与えられる振動エネルギーが大きくなるので、角振幅 A_θ は大きくなる傾向を示している。振動はある程度の減衰特性を有しているので、回数 N_c とともに角振幅 A_θ は単調

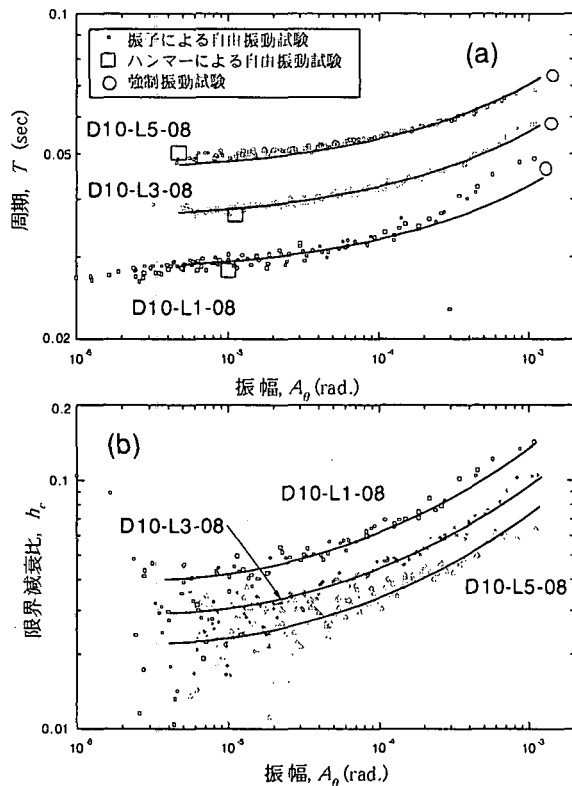


図-8 振動周期と境界減衰比の角振幅依存性；
(a) 振動周期、(b) 境界減衰比

に減少している。また、同時に周期 T も減少していくのがすべてのケースにおいて確認された。図-8(a, b)では T と h_c を角振幅 A_θ に対してプロットしている。境界減衰比 h_c は加速度時刻歴から得られる対数減衰係数 h_d から次式により換算して求めた。

$$h_c \approx h_d / 2\pi = \ln(A_{\theta n} / A_{\theta n+1}) / 2\pi \quad (1)$$

ここで、 $A_{\theta n}$ は n 番目の振動における角振幅である。センサーの感度に起因して、角振動振幅が小さくなるほど測定誤差が大きくなる傾向にある。上式のように、減衰比は振幅の比として算定されるが、図-8(b)に見られるように、角振動振幅が小さな部分ではかなりばらつきが大きくなっているのはそのためである。

図示のように、 T と h_c はともに A_θ に対して一義的な関係が認められる。この関係は振子の振幅 l には依存しないが剛体のタイプにより異なり、質量 m や慣性モーメント I_y に依存して変化することが分かる。

このような、回転角振幅の減少に伴う振動周期の減少は、回転角振幅の減少に伴い境界面における剛性が増大することを意味している。その原因としては、振動時における底面の浮き上がりが考えられるが、研究で対象としている 10^3 rad 以下のレベルでは直径 $D=10 \text{ cm}$ 底盤の鉛直変位は 0.1 mm 程度である。したがって、一般的な地盤材料が示す非線形な変形特性、すなわち、繰返し変形時にはひずみが小さいほど剛性が大きくなり、また、減衰係数は小さくなるという変形特性のひずみ依存性が主要

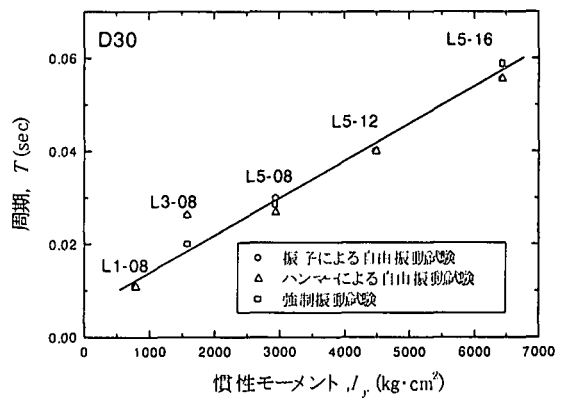


図-9 自由振動実験と強制振動実験で得られた固有振動周期の比較

な原因であると考えられる（例えば、参考文献2）。

3.3 試験法の相違による振動特性の変化

ハンマーの打撃による自由振動試験で観察された時刻歴のフーリエ解析で得られた振動の増幅特性の結果から、また、振動台による強制振動試験では得られた波形の増幅特性と位相の変化から、それぞれの固有振動周期を計算した。

図-9 には底盤の最も大きな剛体模型 D30 について行った3種類の実験の結果を示している（振子衝突による自由振動については $A_\theta = 10^5 \text{ rad}$ 相当の固有周期をプロットした）。底盤寸法の大きなこの基礎の場合には、どの試験においても角振幅 A_θ は 10^5 rad 以下であり、得られた固有振動周期 T には差が認められない。一方、底盤寸法が小さい剛体模型 D10 では強制振動試験での T が他の試験よりも大きくなった。図-8(a)には測定時における角振幅 A_θ の違いを考慮してハンマーの打撃による自由振動と振動台による強制振動の結果もプロットしている。ここで図示していない多くのデータも含めて総合的に判断すると、得られた固有振動周期 T には試験法の影響はほとんど認めらず、回転角振幅 A_θ に対して一義的な関係を示していると言える。

以上のように、試験方法によらない実験結果の一般性が明らかとなったので、以下の節では振動エネルギーなどを簡単に制御でき、繰返して実施することが容易な振子の衝突による自由振動実験に基づいて剛体の振動特性を評価することにする。

4. 剛体模型の振動モード解析

この節では、図-1 で示したように剛体と地盤との境界面における力学的性質を等価なバネでモデル化することによって、振動特性のモード解析を行っている。ここでは、鉛直方向の振動は考慮しておらず、回転方向と水

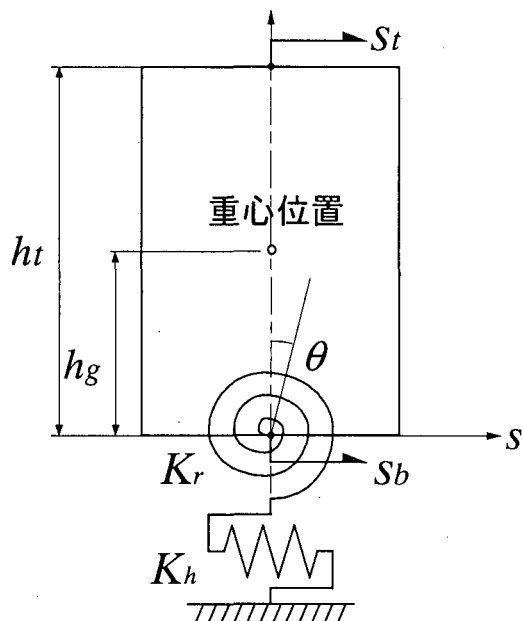


図-10 剛体底面における2成分バネを採用した振動モデル

水平方向における振動特性を考察している。図-10に示すように、水平方向と回転方向それぞれの成分の等価バネ係数を K_h 、 K_r とした。回転を伴う水平運動は、剛体模型の上下端における水平変位に着目すれば良く、その2成分の水平変位を図-10のように s_t 、 s_b とした。

水平方向、回転方向それぞれにおける平衡条件は以下のように与えられる。

$$m\{\ddot{s}(t) + h_g \ddot{\theta}(t)\} + K_h s(t) = 0 \quad (2)$$

$$mh_g \ddot{s}(t) + I_y \ddot{\theta}(t) + K_r \theta(t) = 0 \quad (3)$$

ただし、 m は基礎の質量、 I_y は基礎の慣性モーメントである。ここで水平移動量 s と回転角 θ は、基礎上端と下端の水平変位 s_t 、 s_b を用いて

$$s(t) = s_b(t), \quad \theta(t) = \frac{s_t(t) - s_b(t)}{h_t}$$

となるので、式(1)と(2)にこれらを代入して整理すると、振動を記述する連立方程式は以下になる。

$$m(h_t - h_g) \ddot{s}_b(t) + mh_g \ddot{s}_t(t) + h_t K_h s_b(t) = 0 \quad (4)$$

$$(mh_g h_t - I_y) \ddot{s}_b(t) + I_y \ddot{s}_t(t) + K_r s_t(t) - K_r s_b(t) = 0 \quad (5)$$

角速度 ω を導入して調和振動解を求めるため、振幅 a 、 b を用いて変位を次式のように設定する。

$$s_b(t) = a \exp(i\omega t), \quad s_t(t) = b \exp(i\omega t)$$

と表される。これらを式(4)、(5)に代入して整理すると次式が得られる。

$$-m\omega^2(h_t - h_g)a \exp(i\omega t) - mh_g \omega^2 b \exp(i\omega t) + h_t K_h a \exp(i\omega t) = 0 \quad (6)$$

$$-(mh_g h_t - I_y)\omega^2 a \exp(i\omega t) - I_y \omega^2 b \exp(i\omega t) + K_r b \exp(i\omega t) - K_r a \exp(i\omega t) = 0 \quad (7)$$

この連立方程式は固有値問題となるので、これらをマトリックス表示すると次の行列式を得る。

$$\begin{bmatrix} h_t K_h - m\omega^2(h_t - h_g) & -mh_g \omega^2 \\ -\{(mh_g h_t - I_y)\omega^2 + K_r\} & K_r - I_y \omega^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (8)$$

解が存在するためには、式中のマトリックスの行列式は0でなければならないので、整理すると次式が得られる。

$$\{mI_y(h_t - h_g) - mh_g(mh_g h_t - I_y)\}\omega^4 - (h_t K_h I_y + mK_r h_t + mh_g K_r)\omega^2 + h_t K_h K_r = 0 \quad (9)$$

この式の解は

$$\omega_1^2 = A - \sqrt{A^2 - B}, \quad \omega_2^2 = A + \sqrt{A^2 - B} \quad (10)$$

ここで、 A, B は以下のものである。

$$\frac{h_t K_h I_y + mh_g K_r + mh_g K_r}{mI_y(h_t - h_g) - mh_g(mh_g h_t - I_y)} = 2A$$

$$\frac{h_t K_h K_r}{mI_y(h_t - h_g) - mh_g(mh_g h_t - I_y)} = B$$

ω_1 と ω_2 はそれぞれ、第1、第2の固有振動モードに対応している。

$$\begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} = p_1 \begin{Bmatrix} \frac{mh_g \omega_1^2}{h_t K_h - m(h_t - h_g)\omega_1^2} \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (\text{第1}) \quad (11)$$

$$\begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} = p_2 \begin{Bmatrix} \frac{mh_g \omega_2^2}{h_t K_h - m(h_t - h_g)\omega_2^2} \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (\text{第2}) \quad (12)$$

ここで、式(11)、(12)に式(10)を代入すると、振幅は第1モードでは ($b/a > 0$) 第2モードでは ($b/a < 0$) となり、運動形式が明らかに異なっている。すなわち、第1モードでは、上下端の振動方向は同じであり、第2モードでは逆になっている。したがって、このことから図-6で観察された長周期の振動モードは第1振動モードであることが分かる。

振子の衝突による自由振動では、第1固有振動モードにのみ注目するので、このモードの固有角速度 ω_1 と振幅比 b/a からバネ定数は以下のように算定できる。

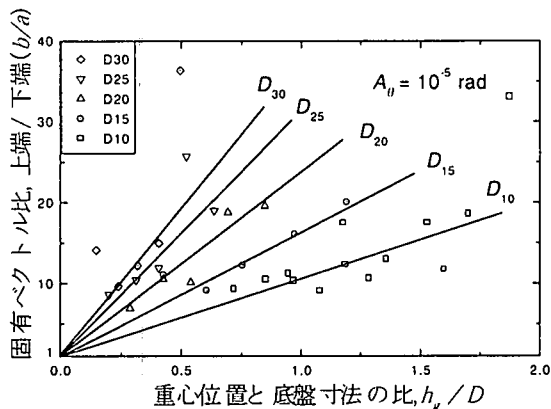


図-11 振動時における固有ベクトルと剛体の重心位置の関係

$$K_h = m\omega_1^2 \frac{a(h_t - h_g) + bh_g}{ah_t} \quad (13)$$

$$K_r = \omega_1^2 \frac{(a-b)I_y - amh_th_g}{a-b} \quad (14)$$

このとき、例えば回転を伴わない水平振動に対する $a = b$ の場合は、 $K_r \rightarrow \infty$ となり回転成分バネが十分に強い場合に対応し、また、回転のみが生じる振動に対する $a = 0$ の場合は $K_h \rightarrow \infty$ となり水平方向のバネが極端に大きい場合に対応している。

5. 分布バネ定数と限界減衰比の考察

5.1 バネ定数と減衰特性の角振幅依存性

バネ定数を算定する際に式(13)、(14)において必要な、剛体の下端と上端の振幅比 b/a は観察された時刻歴から求めることができる。すなわち、図-6に示したような時刻歴から、上下端の振幅を別々にお求めその比を計算することによって、各振動毎の振幅比を得ることができる。上下端の実験データにはばらつきが見られたが、振幅比 b/a は剛体の重心位置と底盤寸法の比 h_g/D と関係があることがデータを整理することによって分かった。この関係は回転角振幅 A_θ にほとんど依存せず図-11に示すような直線的な関係となった。以下において、バネ定数の算定には図-11に示した直線関係を採用している。

図-8では固有振動周期 T と限界減衰比 h_c が剛体の角振幅 A_θ に依存していることを示した。したがって、角速度 ω_1 と周期の関係 ($\omega_1 = 2\pi/T$) と式(13)、(14)を考慮すると、図-8(a)から図-12を得ることができた。これらの関係は、剛体模型の特性(質量や慣性モーメント)に依存しているが、両対数紙上ではほぼ相似形となっていることがわかる。このことは、図示していないデータも含めて総合的に確認できた。図-13にはバネ定数と限界減衰比を $A_\theta = 10^{-5}$ rad に対応する値 K_{h0} , K_{r0} , h_{c0} で正規化して得られ

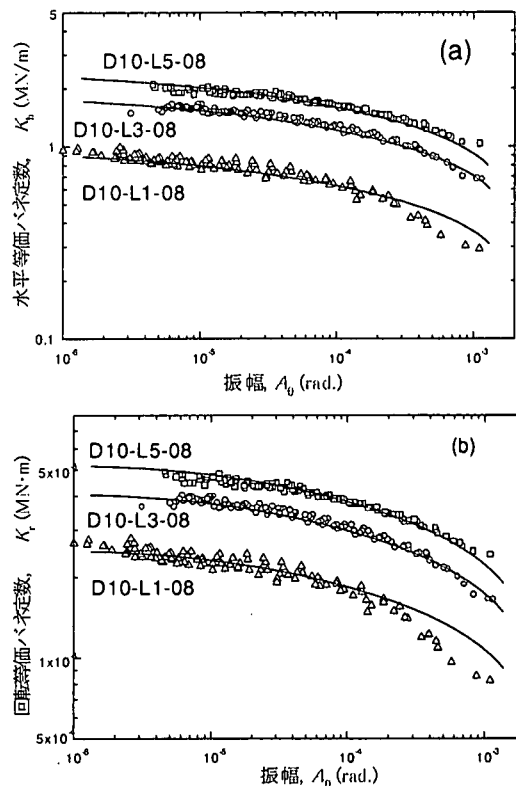


図-12 バネ定数の角振幅依存性 ; (a) $K_h - A_\theta$ 関係、(b) $K_r - A_\theta$ 関係

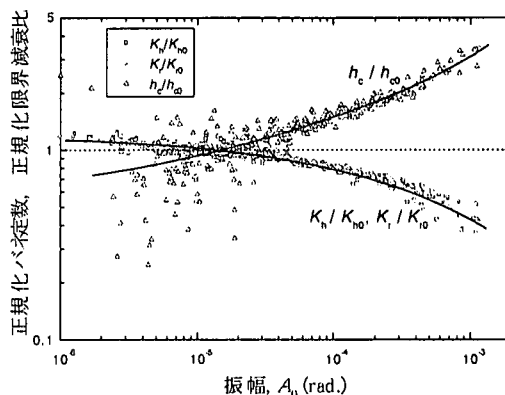


図-13 バネ定数と限界減衰比の角振幅への依存性

る値(それぞれを正規化バネ定数、正規化限界減衰比とする)を曲線で示している。図示のように振幅の増加に伴いバネ定数は減少し、限界減衰比は増大する傾向が明らかである。これらの正規化した値に対する曲線は、回転角振幅 A_θ の小さな範囲ではばらつきが多いが、剛体模型の特性によらず一義的な関係を当てはめることができることが分かった。この関係は、土要素のせん断剛性と減衰比がひずみ振幅に依存して変化する特性に対応していると考えられる(例えば、参考文献2)。

以下の節では、バネ定数の底面圧力依存性や底面寸法依存性を検討するが、その際、 $A_\theta = 10^{-5}$ rad に対応する K_{h0} , K_{r0} , h_{c0} に着目することにした。

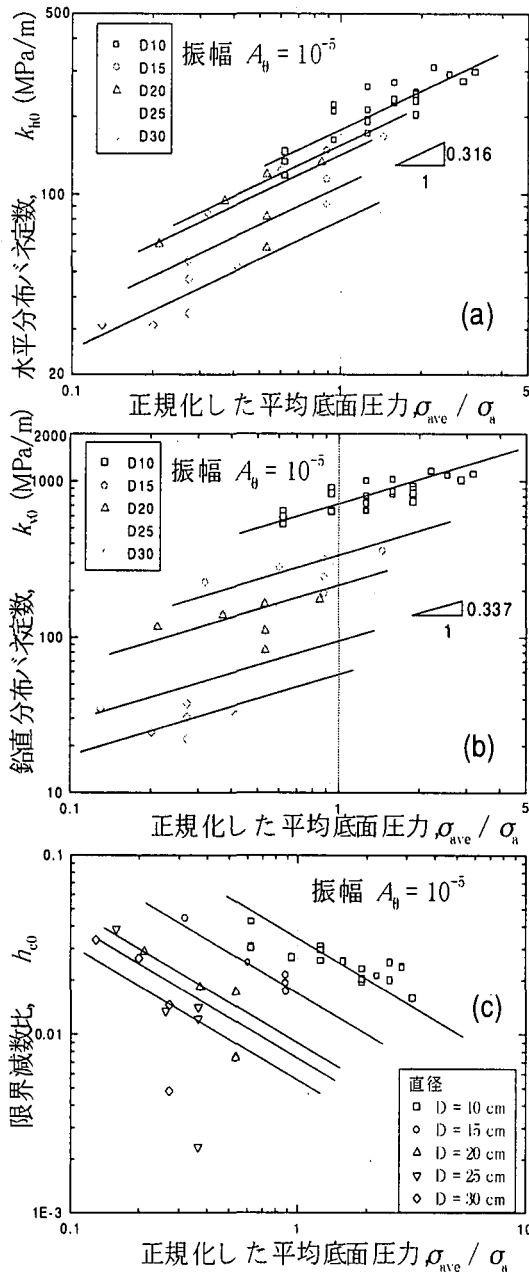


図-14 分布バネ定数と限界減衰比の底面圧力依存性；(a) 水平分布バネ定数 k_{h0} 、(b) 鉛直分布バネ定数 k_{v0} 、(c) 限界減衰比 h_{c0}

5.2 バネ定数と減衰特性の底面圧力依存性

図-1 に示したモデルにおいて、水平・鉛直 2 成分の分布バネ定数 k_h と k_v を知る必要がある。模型の底面の接地圧は決して一様ではなく、粘着成分を有しない砂の特徴から、底盤の中央で最大となるように分布しているはずである。したがって、バネについてもこれに対応して一様ではないと考えるべきである。しかし、本論文では第 1 近似として分布バネの一様性を仮定した。円形基礎に対しては以下の関係が導かれる。

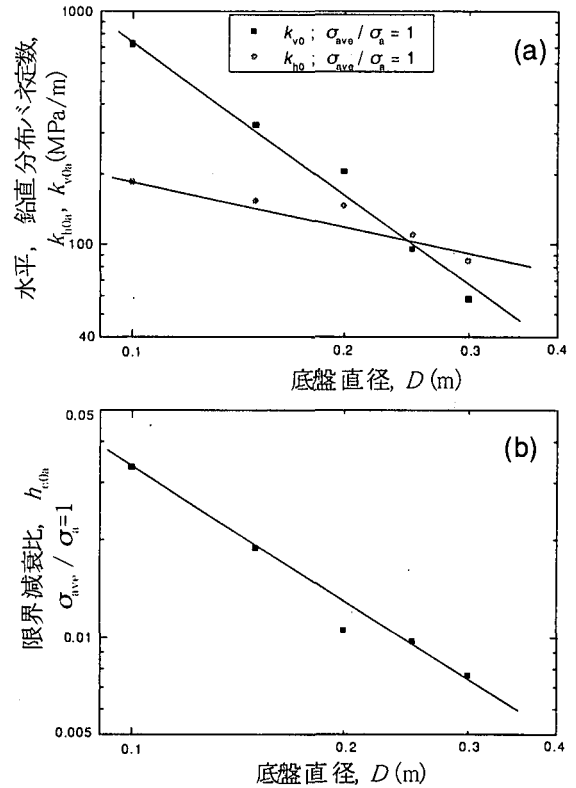


図-15 分布バネ定数と限界減衰比の底盤寸法依存性；(a) 水平分布バネ定数 k_{h0} 、鉛直分布バネ定数 k_{v0} 、(b) 限界減衰比 h_{c0}

$$K_{h0} = \int_0^{D/2} \int_0^{2\pi} k_{h0} r d\psi dr = \frac{\pi D^2}{4} k_{h0} \quad (15)$$

$$K_{v0} = \int_0^{D/2} \int_0^{2\pi} k_{v0} (r \cos \psi)^2 \cdot r d\psi dr = \frac{\pi D^4}{64} k_{v0} \quad (16)$$

図-14 には分布バネ定数と限界減衰比を大気圧 $\sigma_a = 98 \text{ kPa}$ で正規化した平均底面圧力 $\sigma_{ave} = mg/(\pi D^2/4)$ に対してプロットしている。データにはらつきが見られるものの、剛体の底面寸法毎に両対数関係において直線関係が認められる。図示のようにこれらの直線関係は平行であり、底面圧力の影響は底面寸法によらず、独立したものとして考えることができる。

$$k_{h0} = k_{h0a} (\sigma_{ave} / \sigma_a)^{0.32} \quad (17)$$

$$k_{v0} = k_{v0a} (\sigma_{ave} / \sigma_a)^{0.34} \quad (18)$$

$$h_{c0} = h_{c0a} (\sigma_{ave} / \sigma_a)^{-0.58} \quad (19)$$

これらの式における k_{h0a} 、 k_{v0a} 、 h_{c0a} は剛体の角振幅 $A_\theta = 10^{-5} \text{ rad}$ 、底面圧力 $\sigma_{ave} = \sigma_a$ に対応するバネ定数である。図示のように、底面圧力の増加に伴いバネ定数は増大し、限界減衰比は減少する傾向が見られる。物性によってその程度は異なるものの、地盤材料は一般的に拘束圧の増大に伴って剛性が大きくなる特性を有している（参考文献

3 参照)。ここで明らかになった底面圧力の増大に伴うバネ定数の増加は、地盤材料のこのような特性によっていと説明できる。

5.3 バネ定数と減衰特性の底面寸法依存性

バネ定数と減衰特性は剛体の底面寸法の影響を受けることが前節で示した図-14 から明らかである。ここでは、バネ剛性と減衰特性の剛体の底面寸法依存性を明らかにするために、角振幅 $A_{\theta}=10^{-5}\text{rad}$ 、底面圧力 $\sigma_{av}=\sigma_v$ に対応するバネ定数 k_{kv} , k_{kv} , 限界減衰比 h_{kv} を底面寸法に対してプロットしている。均質な分布を仮定したバネ定数は図示のように底盤寸法とともに両対数関係で直線的に減少する傾向があることが分かった。ただし、水平方向と回転方向の等価バネ定数 K_h , K_r は、式(15), (16)が示すように、それぞれ直径の 2 乗と 4 乗に比例するので、底盤寸法とともに実質は増大することは明らかである。

6. あとがき

砂地盤上における剛体の振動特性を明らかにするために、一連の室内模型実験を実施した。模型基礎の振動挙動を観察して分析した結果、剛体と地盤との境界面における力学特性をモデル化することができた。本研究で得られた結果を取りまとめると以下のようである。

- 振子の衝突による自由振動挙動、ハンマーの打撃による自由振動挙動および振動台による強制振動挙動から算定された剛体の固有振動周期は等しく、固有周期と剛体の回転角振幅の関係は試験法によらず一義的であることが分かった。本研究では、振動エネルギーの制御や実験の再現性などに最も優れていた振子の衝突による自由振動挙動に基づいて振動特性を分析した。
- 剛体の振動特性は剛体の回転角振幅の影響を強く受け、振幅の増大に伴い固有周期は増大し、バネ定数は減少し、限界減衰比は増大する傾向が得られた。この傾向は、地盤の剛性が示す非線形で、ひずみ振幅に依存して変化する特性によって説明できることが分かった。
- 剛体の底面に仮定した均質な分布バネの剛性は剛体底面の圧力と底盤の寸法に依存することが明らかになった。実験結果を整理することによって、

バネ定数や限界減衰比を推定できる図表と関係式を示すことができた。

構造物の振動によって地盤内に有意な変形が生じる範囲およびその範囲における地盤の剛性は、底面の寸法と圧力さらに振動の強さの影響を受けると考えられる。本研究では、それらの影響をすべて含んだ形でバネ定数に反映されている。振動振幅の増大に伴う剛性の低下は地震時における地盤の振動特性についてこれまで考えられている知見と一致するものであり、また、寸法の効果や圧力の効果についてもこれまでに報告されている 2・3 の事例と同様な傾向を示している。しかし、地盤調査の結果等と結びつけて定量的に評価するには至っていないのが現状である。

本研究で得られた成果は、もちろん、特定の砂についてのものであり、所定の範囲の条件において得られたものである。今後は、室内実験による地盤材料物性の定量的な評価を行うとともに、数値解析を介して、地盤物性と振動特性との関係の一般化および定量的評価に取り組む予定である。

本研究を実施するに当たっては、著者らが属する研究室の学生諸君に実験の準備とデータの整理等を手伝っていただいた。記して、感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会 (1996): 入門・建物と地盤との動的相互作用, pp. 1-21
- 2) Tatsuoka, F. and Shibuya, S (1992), "Deformation characteristics of soils and rocks from field and laboratory tests," Institute of Science and Industry, Tokyo University, Vol. 37, No. 1, pp.1-136.
- 3) K. Maeda and K. Miura (1999): "Confining Stress Dependency of Mechanical Properties of Sands," Soils and Foundations, Vol. 39, No.1, pp. 53-68.

(1999 年 4 月 23 日受付)