

遠心力載荷模型実験手法の振動実験への適用について

風間基樹*・稲富隆昌**

任意の重力場における土一構造物一流体系の模型振動実験の相似則を導いた。求められた相似則や遠心力場の運動方程式から、同実験手法の土材料を用いた振動実験への適用に関する留意事項を考察した。次に、遠心力場の振動実験から砂地盤のせん断剛性の拘束圧依存性が要素試験結果と一致することを示した。また、ケーソン式構造物—地盤系の1 G 場および40 G の遠心力場の模型実験結果を比較し相似則の適用性等を考察した。

Key Words : centrifuge model test, similitude, modelling, shaking table test, confining pressure

1. ま え が き

地盤や構造物の地震時の挙動を調べるために、土構造物、あるいは地盤と構造物の連成振動系の模型振動実験が行われる。しかしながら、一般に、実際の土が模型振動実験に用いられた場合、土材料の力学特性が拘束圧に強く依存するため、厳密な相似関係は成立しないと考えられて来た。したがって、模型振動実験の結果から直接的に実物の挙動を推定することはほとんど行われていない。

遠心力を用いることで、実物と同じ応力状態を模型地盤中に再現し、相似則を満足することのできる実験手法に遠心力載荷実験手法がある。最近、遠心力載荷装置に搭載できる振動台が開発され、同手法の振動実験への適用が可能になった。地盤や土構造物の材料である土の動力学特性も、その応力状態に強く支配されるため、この手法を用いることのメリットは大きい。これにより今まで模型実験が小さな実物としての定性的な検討にとどまることが多かったのに対し、実物のある程度意識した定量的な振動実験が可能となった。しかしながら、動的問題への適用の歴史は浅く、同手法の動的問題への適用性については十分に明らかにされていない。

本研究では、まず任意の重力場の地盤—構造物一流体系の模型振動実験の相似則を導き、同実験手法を振動実験に適用するに当たり問題となる事項を整理する。次に、遠心力振動実験から地盤のせん断剛性の拘束圧依存性を示す。最後に、1 G 場と40 G の遠心力場の実験結果を同規模の実物に換算し、相似則の適用性や動物的物性の拘束圧依存性が結果に及ぼす影響を明らかにする。

2. 任意の重力場の地盤—構造物一流体系の模型振動実験の相似則

通常の重力場、すなわち1 G 場における土材料を用いた模型振動実験の相似則に関しては、今までに香川¹⁾、国生ら²⁾の研究がある。これらの研究は、拘束圧の異なる地盤の応力—ひずみ関係が相似関係にあるという仮定 (Rocha の仮定³⁾) のもとに、1 G 場で成立する相似則を求めたものである。また、井合⁴⁾は地盤—構造物一流体系の模型振動実験に対して適用可能な1 G 場の包括的な相似則を導くと同時に、砂質土に関して“Rocha の仮定”の妥当性を検討した。

ここでは、支配方程式を用いて相似則を求める方法で、任意の重力場の地盤—構造物一流体系の模型振動実験に適用可能な相似則を導く。

(1) 模型及び実物の振動現象を支配する方程式

① 二相系飽和地盤の波動方程式

飽和した地盤の振動現象は、土粒子骨格及び間隙水を合わせた複合体の運動方程式と間隙流体の運動方程式で表し、次のように表される^{5), 6)}。

$$L^T \sigma + \rho b = \rho \ddot{u} + \rho_f \ddot{w} \dots \dots \dots (1)$$

$$\nabla \pi + \rho_f b = k^{-1} \dot{w} + \rho_f \ddot{u} + (\rho_f / n) \ddot{w} \dots \dots \dots (2)$$

ここに、 ρ は土の密度、 ρ_f は間隙流体の密度、 n は間隙率、 π は間隙圧力である。また、 u は土粒子の絶対変位ベクトル、 w は間隙流体の土粒子に対する平均相対変位ベクトルで、間隙流体の絶対変位ベクトルを U とすれば、 w は次式で表される。

$$w = n(U - u) \dots \dots \dots (3)$$

また、 σ は土に作用する全応力ベクトル、 b は物体力ベクトルで、地球上では重力加速度を g とすれば、 $b^T = [0, 0, g]$ である。 \cdot は時間についての微分を表し、演算子 ∇^T 、 L^T は直交座標系の場合以下のとおりである。

* 正会員 工博 運輸省港湾技術研究所 構造部 主任研究官 (〒239 横須賀市長瀬 3-1-1)
 ** 正会員 工博 運輸省港湾技術研究所 構造部 構造振動研究室長

$$\nabla^T = \left[\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right] \dots\dots\dots (4)$$

$$L^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \dots\dots\dots (5)$$

また、 $k^{-1}\dot{w}$ は、ダルシーの法則から間隙流体の土粒子に対する相対速度が動水勾配に比例すると考えて誘導することができる。 k は透水係数 k_0 を流体の単位体積重量で除したもので、式 (6) で表される。

$$k = k_0 / \rho_f g \dots\dots\dots (6)$$

② 二相系飽和地盤の弾性構成式

土の間隙中に流体が存在するとき、土に作用する全応力 σ は、有効応力 σ' と間隙圧力 π に分けて考えることができる。

$$\sigma = \sigma' + m\pi \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 $m^T = [1, 1, 1, 0, 0, 0]$ である。

次に、土粒子骨格の全ひずみが間隙圧力による平均ひずみ成分と有効ひずみ成分(間隙圧力以外の応力によって生じたひずみ)の和によって表されるとすれば、ひずみ ϵ 、全応力および間隙圧力は、

$$\epsilon = Lu \dots\dots\dots (8)$$

$$\sigma = DLu + \alpha m\pi \dots\dots\dots (9)$$

$$\pi = \alpha Q m^T Lu + Q \nabla^T w \dots\dots\dots (10)$$

と書ける。ここに、 D は応力-ひずみマトリックスであり、 α 、 Q は次式を満たす。

$$\alpha = 1 - m^T D m / 3K_s \dots\dots\dots (11)$$

$$1/Q = 1/K_f + (\alpha - n)/K_s \dots\dots\dots (12)$$

ここに、 K_s は土粒子の体積弾性係数、 K_f は間隙流体の体積弾性係数である。

③ 杭や矢板などの曲げ振動方程式

$$EI \frac{\partial^4 u_x}{\partial x^4} + (\rho_b h B) \ddot{u}_x + B \sigma_x = 0 \dots\dots\dots (13)$$

ここに、 EI は杭や矢板の曲げ剛性、 B は杭や矢板の奥行き方向の長さ、 h は杭や矢板の厚み、 ρ_b は杭や矢板の密度である。なお、応力、変位、間隙水圧、流量等の境界条件の相似はそれぞれの物理量の相似が満たされれば自動的に満足されるためここでは特に言及しない。

(2) 模型振動実験の相似則の誘導

まず、模型の幾何縮尺を N_l 、時間の縮尺を N_t とする。すなわち、

$$(x)_m = N_l (x)_p, \quad (t)_m = N_t (t)_p \dots\dots\dots (14)$$

ここに、 $x^T = (x, y, z)$ であり添字 m, p は、それぞれ模型と実物を表す。また、基本方程式 (1)~(13) にある微分演算子については、模型と実物のあいだに次の関

係が成り立つ。

$$(L)_m = (L)_p / N_l, \quad (\nabla)_m = (\nabla)_p / N_l \dots\dots\dots (15)$$

$$\left(\frac{\partial}{\partial x} \right)_m = \frac{1}{N_l} \left(\frac{\partial}{\partial x} \right)_p, \quad \left(\frac{\partial}{\partial t} \right)_m = \frac{1}{N_t} \left(\frac{\partial}{\partial t} \right)_p, \quad \text{etc.}$$

同様に、基本方程式に現れる変数と係数について、模型と実物に次のような関係が成り立つとする。

$$\begin{aligned} (u)_m &= N_u (u)_p, & (w)_m &= N_w (w)_p \\ (\epsilon)_m &= N_\epsilon (\epsilon)_p, & (\sigma)_m &= N_\sigma (\sigma)_p \\ (\sigma')_m &= N_{\sigma'} (\sigma')_p, & (\pi)_m &= N_\pi (\pi)_p \\ (k)_m &= N_k (k)_p, & (k_0)_m &= N_{k_0} (k_0)_p \\ (U)_m &= N_U (U)_p, & (Q)_m &= N_Q (Q)_p \\ (EI)_m &= N_{EI} (EI)_p, & (\rho_b)_m &= N_{\rho_b} (\rho_b)_p \\ (K_s)_m &= N_{K_s} (K_s)_p, & (K_f)_m &= N_{K_f} (K_f)_p \\ (D)_m &= N_D (D)_p, & (\rho_f)_m &= N_{\rho_f} (\rho_f)_p \\ (\rho)_m &= N_\rho (\rho)_p, & (g)_m &= N_g (g)_p \\ (n)_m &= N_n (n)_p \end{aligned} \dots\dots\dots (16)$$

なお、係数 α は D と K_s に従属する無次元量であるため、式 (16) 中では省略した。

相似則は、基本方程式が模型と実物の両者に対して成立するための条件として求められるので、式(14)~(16)を基本方程式に代入し、係数を等しくなるように決定してやればよい。例えば、式 (1) に (14)~(16) を代入すると、

$$\begin{aligned} \frac{N_l}{N_\sigma} (L^T \sigma)_m + \frac{1}{N_\rho N_g} (\rho b)_m &= \frac{N_l^2}{N_\rho N_u} (\rho \ddot{u})_m \\ &+ \frac{N_l^2}{N_{\rho_f} N_w} (\rho_f \dot{w})_m \dots\dots\dots (1') \end{aligned}$$

式 (1) と同等の式が模型地盤中に成立するためには、式 (17) が成立しなければならない。

$$\begin{aligned} N_l / N_\sigma &= 1 / (N_\rho N_g) = N_l^2 / (N_\rho N_u) \\ &= N_l^2 / (N_{\rho_f} N_w) \dots\dots\dots (17) \end{aligned}$$

同様に、式 (2)~(13) について以下の条件が導かれる。

$$\begin{aligned} N_\pi / N_l &= N_{\rho_f} N_g = N_w / (N_k N_l) = N_{\rho_f} N_u / N_l^2 \\ &= N_w N_{\rho_f} / (N_l^2 N_n) \\ N_w &= N_U N_n = N_u N_n \\ N_k &= N_{k_0} / N_{\rho_f} N_g \\ N_\sigma &= N_{\sigma'} = N_\pi \\ N_\epsilon &= N_u / N_l \\ N_\sigma &= N_D N_u / N_l = N_\pi \\ N_\pi &= N_Q N_u / N_l = N_Q N_w / N_l \\ N_Q &= N_{K_f} = N_{K_s} / N_n \\ N_{EI} N_u / N_l^4 &= N_{\rho_b} N_l^2 N_u / N_l^2 = N_l N_g \end{aligned} \dots\dots\dots (18)$$

式 (17), (18) の条件を具体的に満たすためにはいくつかの方法があるが、それぞれの物理量の相似比を任意にとれないのは自明である。この場合には無次元量である

表—1 任意の重力場の模型振動実験の相似則 (模型/実物)

項目	記号	A 1) 一般的な相似則 (動的問題)	A 2) 一般的な相似則 (静的問題)	B) 1G 場の相似則 (動的問題)	C1) 遠心場の相似則 (動的問題)	C2) 遠心場の相似則 (静的問題)
長さ	N_l	N_l	N_l	N_l	$1/N$	$1/N$
土の質量密度	N_ρ	N_ρ	N_ρ	1	1	1
ひずみ	N_ε	N_ε	N_ε	N_ε	1	1
加速度	N_g	N_g	N_g	1	N	N
間隙率	N_n	N_n	N_n	1	1	1
透水係数/(間隙流体の 単位体積重量)	N_k	$(N_l N_\varepsilon / N_g)^{1/2} / N_\rho$	N_k	$(N_l N_\varepsilon)^{1/2}$	$1/N$	1
透水係数	N_{k0}	$(N_\rho N_\varepsilon N_g)^{1/2}$	$N_k N_\rho N_g$	$(N_\rho N_l)^{1/2}$	1	N
時間	N_t	$(N_\varepsilon N_l / N_g)^{1/2}$	$N_l N_\varepsilon / (N_g N_\rho N_k)$	$(N_\varepsilon N_l)^{1/2}$	$1/N$	$1/N^2$
振動数	-	$(N_\varepsilon N_l / N_g)^{-1/2}$	-	$(N_\varepsilon N_l)^{-1/2}$	N	-
土粒子骨格の絶対変位	N_u	$N_l N_\varepsilon$	$N_l N_\varepsilon$	$N_l N_\varepsilon$	$1/N$	$1/N$
間隙流体の土粒子骨格 に対する平均相対変位	N_w	$N_l N_\varepsilon N_n$	$N_l N_\varepsilon N_n$	$N_l N_\varepsilon$	$1/N$	$1/N$
間隙流体の絶対変位	N_U	$N_l N_\varepsilon$	$N_l N_\varepsilon$	$N_l N_\varepsilon$	$1/N$	$1/N$
応力	N_σ	$N_\rho N_g N_l$	$N_\rho N_g N_l$	N_l	1	1
有効応力	N_σ'	$N_\rho N_g N_l$	$N_\rho N_g N_l$	N_l	1	1
間隙流体の圧力	N_π	$N_\rho N_g N_l$	$N_\rho N_g N_l$	N_l	1	1
剛性	N_D	$N_\rho N_g N_l / N_\varepsilon$	$N_\rho N_g N_l / N_\varepsilon$	N_l / N_ε	1	1
土粒子の体積剛性	N_{Ks}	$N_\rho N_g N_l / N_\varepsilon$	$N_\rho N_g N_l / N_\varepsilon$	N_l / N_ε	1	1
間隙流体の体積剛性	N_{Kf}	$N_\rho N_g N_l / (N_\varepsilon N_n)$	$N_\rho N_g N_l / (N_\varepsilon N_n)$	N_l / N_ε	1	1
体積剛性に関する係数	N_Q	$N_\rho N_g N_l / (N_\varepsilon N_n)$	$N_\rho N_g N_l / (N_\varepsilon N_n)$	N_l / N_ε	1	1
間隙流体の密度	$N_{\rho f}$	N_ρ	N_ρ	1	1	1
杭や矢板の曲げ剛性	N_{EI}	$N_\rho N_g N_l^5 / N_\varepsilon$	$N_\rho N_g N_l^5 / N_\varepsilon$	N_l^5 / N_ε	$1/N^4$	$1/N^4$
杭の密度	$N_{\rho b}$	N_ρ	N_ρ	1	1	1

ひずみと間隙率の相似比を含め合計5つの基礎相似比を選択すれば、その他は従属相似比であり基礎相似比のべき乗数で表わされる。例えば長さ、土の質量密度、ひずみ、加速度、間隙率の相似比を基礎相似比とすれば、表—1のA1)の相似則が導かれる。この相似則は長さ、土の質量密度、ひずみ、加速度、間隙率の相似比を決めた場合に他の物理量の相似比が満足すべき条件を表している。

ここで、実際の模型振動実験に適用可能な相似則を導いてみる。まず、第1の制約条件として実際の土に対応する模型材料の制約がある。一般に、模型材料として土と応力—ひずみ関係が相似な材料を見つけることが困難なことから、前提条件としてここでも実際の土を模型材料として用いるものとする。すなわち、 $N_\rho=1$ の制約が付く。また、このとき間隙率は実物と模型でほぼ同じ、あるいは異なる応力下で模型中に実物と全く同じ間隙率の地盤を作成することができない場合でも、その差が振動現象に与える影響は小さく $N_n=1$ と考えてよいものとする。

模型実験を1G場で行う場合には、以上の制約に加えて $N_g=1$ である必要がある。これらの条件から表—1B)1G場の相似則が得られる。この相似則が成立するか否かは、実物の1/Nの応力条件の下で模型地盤に発生するひずみが実物のひずみと相似となるか否かに帰着

する。一般には、大ひずみ領域でこの相似関係は成立しないと考えられており、1G場の模型実験による破壊挙動から実物のそれを直接的に推定できない理由と成っている。

さて、土の動的変形特性を破壊領域(大ひずみ領域)まで含めて模型中に再現するためには、応力の相似比を1、すなわち $N_g N_l=1$ にする必要がある。この条件は、模型に遠心力を加えることによって達成することができ、遠心力载荷実験の基本原則となっている。このとき土の動的変形特性がその応力状態のみの関数とすれば、模型と実物に発生するひずみは同じとなり $N_\varepsilon=1$ となる。したがって、相似則A1)中で $N_l=1/N$ 、 $N_g=N$ 、 $N_\varepsilon=1$ とすることによって遠心力場の動的問題に関する相似則は、表—1のC1)のように求められる。この相似則を満足するための実験上の留意事項は3章で説明する。

なお、透水係数に関する相似については文献7)にならって次のように考えた。動水勾配を*i*、水の流れる速度を*v*とすればダルシーの法則は次のように書ける。

$$v = k_0 i = k_0 (\Delta h / \Delta L) \dots \dots \dots (19)$$

ここに、*v*と*k*₀は速度の次元を持ち、*i*は無次元量である。また、 Δh は水位差、 ΔL は土中の距離である。しかしながら、異なる重力場での実験について考えていることから、ダルシーの法則を次のように書くことにする。

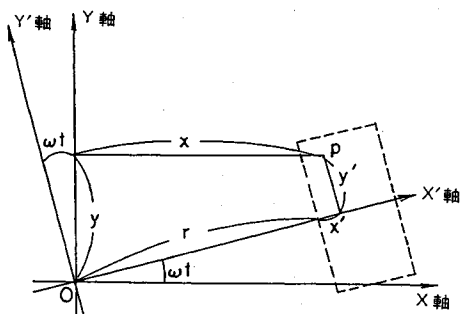


Fig.1 Rotational coordinate.

$$v = \left(\frac{k_0}{\rho_j g} \right) \left(\frac{\Delta h \rho_j g}{\Delta L} \right) = k \left(\frac{\partial \pi}{\partial x} \right) \dots\dots\dots (20)$$

すなわち、速度 v が水圧の勾配に比例しその比例係数を k と考える。(20) 式から、遠心模型と実物で同一の土、流体を用いたとき材料特性である k が変化しないで圧力勾配が変化するとみなすものとした。

また、静的な問題に関する相似則も同様な方法で導くことができる。先の動的な支配方程式のうち、慣性項(加速度を含む項：式(1)右辺、式(2)右辺第2、第3項、式(13)左辺第2項)を削除し静的問題を支配する方程式と考えれば、静的問題に関する一般的な相似則が表一A2)のように、また遠心場の相似則が表一C2)のように求められる。この場合には、基礎相似比として動的問題の場合より一つ余分のものを考える必要があり、ここでは前述の理由により透水係数/(間隙流体の単位体積重量)の相似比 N_k を基礎相似比とし、さらに模型材料として実物と同じ土と流体を用いるものとして $N_k = 1$ とした。

以上のように支配方程式を基にして相似則を求める場合、その基となる支配方程式や材料の構成式によっては得られる相似則が異なり、ときには実際問題に適用不可能となる場合もある。

3. 遠心力模型振動実験の留意事項

(1) 模型地盤に作用する力

遠心力載荷装置中の供試体の座標は、慣性系に対し回転する加速度系の座標となる。今、 Z 軸まわりに一定の角速度 ω で回転する加速度系に乗って現象を観測することを考える。ここで座標軸はFig.1のようにとり、 z 軸は紙面直角方向とする。時刻 $t=0$ で、回転系の座標軸 (x', y', z') と慣性系の座標軸 (x, y, z) が一致していたとすると、2つの座標系での質点 P の座標の関係は式(21)となる。

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \omega t & -\sin \omega t & 0 \\ \sin \omega t & \cos \omega t & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x' + r \\ y' \\ z' \end{Bmatrix} \dots\dots (21)$$

一方、力の成分は (X, Y, Z) を慣性系における力、 $(X',$

$Y', Z')$ を回転する慣性系の力とすると、

$$\begin{Bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \omega t & -\sin \omega t & 0 \\ \sin \omega t & \cos \omega t & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X' \\ Y' \\ Z' \end{Bmatrix} \dots\dots (22)$$

となる。式(21)、(22)の関係を慣性系の運動方程式

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} = X, \quad m \frac{d^2 y}{dt^2} = Y, \quad m \frac{d^2 z}{dt^2} = Z \dots\dots\dots (23)$$

に代入して整理すると、

$$m \frac{d^2 x'}{dt^2} = X' + 2m\omega \left(\frac{dy'}{dt} \right) + m\omega^2 (x' + r)$$

$$m \frac{d^2 y'}{dt^2} = Y' - 2m\omega \left(\frac{dx'}{dt} \right) + m\omega^2 y'$$

$$m \frac{d^2 z'}{dt^2} = Z' \dots\dots\dots (24)$$

を得る。すなわち、遠心力載荷装置中の供試体に現れる慣性力は、遠心力 $(m\omega^2(x'+r), m\omega^2 y', 0)$ とコリオリの力 $(2m\omega(dy'/dt), -2m\omega(dx'/dt), 0)$ の和である。供試体中の各部分は、その座標によって異なる遠心力を受け、また供試体中で運動する物体は、回転軸に対して垂直な面内で物体が動こうとする方向に対して垂直に作用するコリオリの力を受ける。このことは、遠心力場の模型について一般的に言うことで、実際の実験においても十分な配慮が必要である。このうち、供試体内での加速度の差を小さくするためには、回転半径 r をなるべく大きくするのが良い。一方、コリオリの力は、運動する物体の速度に比例するので、動的問題のシュミレーションに直接係わってくる。仮にコリオリの加速度が遠心加速度の5%以内になることを目標にするならば、

$$2\omega \left(\frac{dy'}{dt} \right) \leq 0.05 r \omega^2, \quad 2\omega \left(\frac{dx'}{dt} \right) \leq 0.05 r \omega^2 \dots\dots\dots (25)$$

より、

$$\left(\frac{dy'}{dt} \right) \leq \frac{r\omega}{40}, \quad \left(\frac{dx'}{dt} \right) \leq \frac{r\omega}{40} \dots\dots\dots (26)$$

の条件を満たすことが必要である。例えば、遠心力載荷装置を半径3mにおいて50Gとなる条件で使用するとき、その半径 r における速度は38.3m/sであるから、供試体中の土粒子の速度の限界は96.9cm/sとなる。地震動のシュミレーションにおいては、土粒子の速度がこの値を越えることはまれであるから、コリオリの力の影響は小さいと言える。1978年宮城県沖地震の塩釜港の地表最大速度は約50cm/s、1983年日本海中部地震の秋田港では同約30cm/sを記録している。なお、振動方向を z 軸にとり、 xy 方向に速度が生じない場合はコリオリの力は無視してよい。しかし、対象とする実験によっては、模型の各部に現れる慣性力の差が実験結果に大きく影響を与える可能性もある。

(2) 振動実験の仕様

2章で求めた遠心力場の相似則C1)から、振動実験

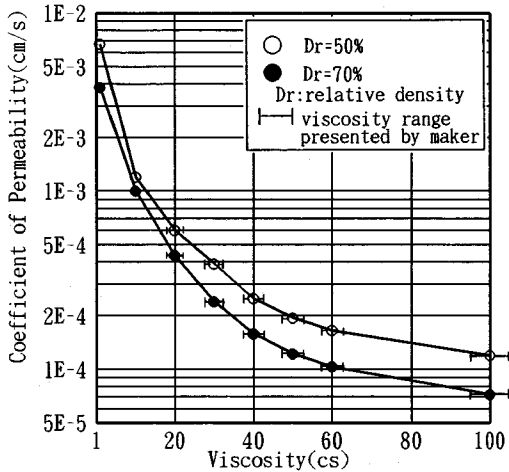


Fig. 2 Relation between viscosity and coefficient of permeability.

は実物の N 倍の加速度, N 倍の振動数で行う必要がある。実験の仕様を決定するためには、まず幾何縮尺を設定する必要があるが、一般に大きな実物をなるべく小さな模型で実験したいことから、長さの縮尺比 $1/N$ を小さくしたい。すなわち、遠心加速度をなるべく大きくしたい。しかし、搭載できる模型の大きさや重量などに限界があること、縮尺比を極端に小さくすると、センサーと模型地盤の大きさがアンバランスになり実験の精度が落ちること、搭載機器に大きな耐 G 性が要求されることなどから、縮尺の限界を $50 \sim 80$ 倍におくことが多い。Whitman⁹⁾は、地震工学における遠心力載荷実験手法の適用についての研究の動向や実験装置の仕様などを検討している。これによると、実験装置の最低の仕様は、土槽の大きさとして、少なくとも $3 \text{ ft} \times 1.5 \text{ ft}$ (最低 600 lbs の負荷が可能) で、その振動数範囲が、 $0.2 \text{ N} \sim 5 \text{ NHz}$ ($N: 20 \sim 100$ の縮尺)、最大加速度が $0.5 \text{ NG} \sim 0.6 \text{ NG}$ の間であるとしている。なお、Arulanandan⁹⁾も、遠心力場における振動台の加振機構の選択について、各機構の長所と短所を検討している。

(3) 地盤の透水係数

2章で求めた遠心力場の動的問題に関する相似則によると、地盤の透水係数の相似比は $1/N$ となる。これは、浸透や圧密にかかわる時間の縮尺と動的現象にかかわる時間の縮尺が、一致しないためである。浸透や圧密などの現象が大きく係わる動的問題で、実物と同じ液体を用いると、相似則が成立しない。例えば、液状化などの現象を対象とする場合には、特別な配慮が必要となる。具体的には、粘性を変えた液体(グリセリンやシリコン油など)を用いて透水係数を $1/N$ にしてやる必要がある。

Fig. 2 は、シリコン油の粘性と透水係数の関係を示したものである。この透水係数は、豊浦標準砂について動水勾配を 4 とした変水位試験法によって求めたもので、

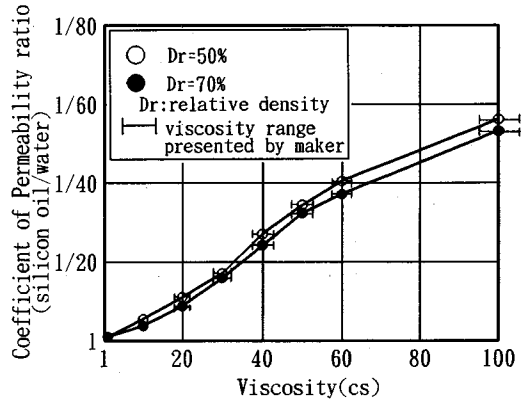


Fig. 3 Permeability reduction ratio of silicon oil compared with water.

20°C の温度の時の値に補正している。また、Fig. 3 は水を用いた場合の透水係数とシリコン油を用いた場合の透水係数の比とシリコン油の粘性の関係を示したものである。これを見ると透水係数の比の逆数と動粘度の比例係数は 1 とならないことがわかる。実際にシリコン油の粘性を変えて液状化実験を行うと、過剰間隙水圧の上昇過程および消散過程に顕著な差が生じることが報告されている^{10), 11)}。

(4) その他

以上の留意事項の他に、模型地盤材料の粒径の影響や土の動的物性のひずみ速度依存性の影響などにも注意する必要がある。

ここに述べた遠心力場のモデル化に内在する問題点を検討するためには、同じ仮想の実物を異なる縮尺でモデル化してその結果を対比したり、あるいは同じ模型を異なる遠心加速度場で実験し、その結果を対比すればよい。この作業は“modeling of models”と呼ばれ、模型の妥当性を確認するためにその重要性が認識されている。

4. 砂地盤のせん断波速度の拘束圧依存性に関する実験

土の動的変形特性に関しては、これまでに数多くの室内試験が行われ、砂質土の微小せん断ひずみ時の初期せん断剛性 G_0 は有効拘束圧 σ'_c のほぼ 0.5 乗に比例し¹²⁾、また、比較的粘性が大きい(塑性指数 $I_p \geq 30$) 粘性土の G_0 は σ'_c のほぼ 1 乗に比例する¹³⁾ と言われている。土のせん断波速度 V_s は、弾性波動論から G_0 と密度 ρ を用いて $V_s = \sqrt{G_0/\rho}$ と表せられるので、同じ土が堆積している成層地盤の V_s は、砂質土の場合には σ'_c の 0.25 乗に比例し、また粘性土の場合には σ'_c の 0.5 乗に比例することになる。ここでは、砂地盤の V_s の拘束圧依存性を遠心力場の振動実験で検討した。

(1) 実験条件および実験方法

砂地盤の V_s と拘束圧の関係は、遠心加速度を変化さ

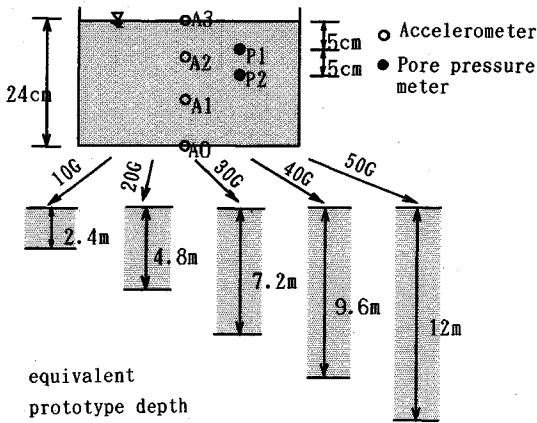


Fig.4 Cross section of model and equivalent prototype depth.

表-2 実験条件および推定された平均せん断波速度一覧表

遠心加速度 単位: G	実物換算した入力最大加速度: Gal (推定された平均せん断波速度: m/s)				
Flight No.	1	2	3	4	
CASE-1 (Dr=48%)	10G	111(235) 110(241)	-	-	
	30G	-	85(311) 84(313)	-	
	50G	-	-	60(392) 61(400)	
CASE-2 (Dr=50%)	50G	29(407)	53(393)	79(390)	82(409)
	40G	34(404)	61(386)	80(390)	89(407)
	30G	43(371)	82(363)	126(367)	173(373)
	20G	66(317)	124(328)	209(349)	276(349)
	10G	107(251)	-	-	-

せて検討した。Fig.4は幅40cm、奥行き18cmの剛な矩形の箱中に作成した模型の断面および模型の深さを各遠心加速度に対応する原型の数値で示したものである。実験は初期の相対密度が異なる2つの地盤模型で実施した。砂地盤は砂(豊浦砂)を二重のフルイを通して水中に落下させて作成した。実験に使用した入力波形はホワイトノイズである。表-2は実験に用いた加振条件の一覧表であるが、実験順序は上から下、左から右の順でそれぞれ遠心加速度と加振レベルを変化させるステージテストである。なお、振動による過剰間隙水圧は有効上載圧比にして最大でも10%以下であった。以下、過剰間隙水圧の上昇に伴う有効応力の低下は考慮しないこととした。

(2) 模型地盤の平均的なせん断波速度の推定

模型地盤のせん断波速度を一樣とみなした場合、せん断波速度 V_s は重複反射理論から地盤の一次固有振動数 f_1 と層厚 H を用いて次式により与えられる。

$$V_s = 4H \cdot f_1 \dots \dots \dots (27)$$

ここでは、実験で得られた台加速度 (A_0) に対する砂地盤表層 (A_3) の伝達関数の位相差が -90° になる振動数を地盤の一次共振振動数とみなすことにより地盤の平均的な V_s を求めることとした。

Fig.5は、こうして求めた各実験の砂地盤の平均的 V_s

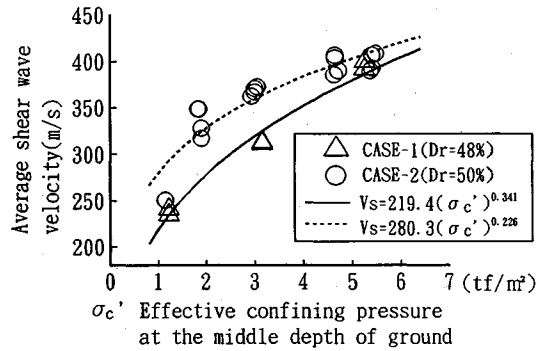


Fig.5 Relation between average shear wave velocity and effective confining pressure at the middle depth of ground.

を砂地盤中間点の拘束圧に対して示したものである。図中の曲線は各ケースにおいて $V_s = k(\sigma_c')^a$ として回帰した曲線である。砂地盤の平均的なせん断波速度は遠心加速度が大きくなるとともに速くなり、拘束圧依存性が顕著に表れている。また、回帰曲線のべき乗数も、ほぼ0.25に近い値が得られた。なお、表-2に示すように実験結果からは、同じ遠心加速度で入力加速度を大きくしても、せん断波速度が顕著に小さくなる傾向は見られなかった。これは、ステージテストのため何回かの加振履歴により地盤が密になったためと思われる。また、CASE-1と2では、実験前の初期の相対密度に大きな差が無いにもかかわらず、推定されたせん断波速度には明瞭な差が認められる。これはCASE-2の実験が50Gから行われているため、過圧密の影響が出たと考えられる。

以上の実験結果から、低い拘束圧下ほど V_s の深さ方向の変化は大きく、その変化の様子は室内試験結果から推定される結果とほぼ一致したと言える。なお、筆者らはこれら遠心加速度場の異なる実験データを用いて深さ方向の V_s の分布を推定する方法も示している¹⁴⁾。

5. 1G場および遠心力場の模型振動実験の比較

遠心力場の模型地盤は、実地盤と同じ拘束圧を受けるため、模型の地震応答は実地盤の拘束圧に依存する動特性をより忠実に反映したものととなる。ここでは、ケーソン式構造物—地盤系の地震時安定性に関する1G場および40Gの遠心力場の模型振動実験結果を比較し、両者の違いについて考察する。

Fig.6は、ケーソン・地盤系の模型断面図、およびセンサーの配置を示したものである。ケーソンには、3個の荷重計で土圧計測用の受圧板が取り付けられており、ケーソンに作用する静的・動的土圧は、土圧合力として荷重計により計測した。模型地盤は、両実験とも秋田港で採取された砂を用いて、気乾状態で製作した。また、

表—3 模型の寸法 (cm)

	1 G 模型	40 G 模型
H 1	80	20
H 2	20	6
L 1	300	60
L 2	200	37
L 3	48	12.5
D	150	18

表—4 1 G 場の相似則 (相似則は模型/実物で表す)

項目	N=Nのとき	N=10のとき
長さ	1/N	1/10
応力	1/N	1/10
ひずみ	$N^{-1/2}$	0.316
時間	$N^{-3/4}$	0.178
周波数	$N^{3/4}$	5.62
剛性	$N^{-1/2}$	0.316
せん断波速度	$N^{-1/4}$	0.562
加速度	1	1
質量密度	1	1
力/m	1/N ²	1/100

表—5 模型の諸元の実物への換算

PHYSICAL PROPERTIES OF MODELS AND THOSE OF PROTOTYPES

Quantity	1G-Model	1G-Prototype	40G-Model	40G-Prototype
Initial Static Coefficient of Earth Pressure	0.359	0.359	0.166	0.166
Density of Backfill Ground (Relative density)	1.56t/m ³ (53%)	1.56t/m ³ (53%)	1.66t/m ³ (81%)	1.66t/m ³ (81%)
Apparent Density of Caisson	1.574t/m ³	1.574t/m ³	1.524t/m ³	1.524t/m ³
Shear Wave Velocity	122m/s	217m/s	260m/s	260m/s
Max. Input Acceleration	20-100Gal	20-100Gal	3.2-15.9G	80-390Gal
Δt : Time Interval of Input Motion	1.67ms	9.4ms	0.25ms	10ms
Max. Frequency Content	50Hz	8.9Hz	300Hz	7.5Hz
Max. Resultant Force of Dynamic Earth Pressure Converted at a 100Gal Input Motion	70kgf/m	7.0tf/m	86kgf/m	3.4tf/m

1G Scaling law
(Scaling factor=10)

Centrifuge scaling law
(Scaling factor=40)

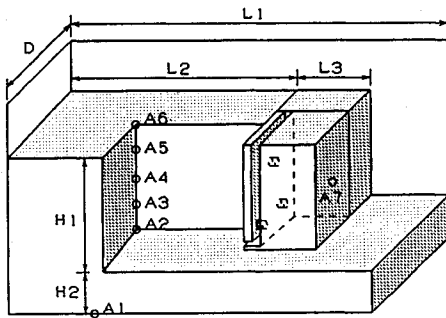


Fig.6 Model caisson and backfill ground.

両実験に用いた入力加速度波形は、十勝沖地震の八戸港の強震記録 (NS 成分) である。また、模型の寸法を表—3 に示す。表中の記号は Fig.6 に対応している。遠心力場の模型ケーソンの高さは 20 cm, 1 G 場のそれは 80 cm であり、模型の高さのスケールの比は約 1 : 4 となっている。なお、実験装置と実験方法の詳細は文献 15), 16) を参照されたい。

(1) 相似則による模型の実物へのフィードバック

1 G 場と遠心力場の模型実験の違いを考察するため、相似則に基づき両者を同じ規模の実物にフィードバックし、その結果を数値計算と比較検討する。遠心力場の模型は、相似則からその長さの縮尺比は 1/40 となる。一方、1 G 場の実験では、40 G 場の実験と同一の大きさの実物を考えるので、長さの縮尺比は 1/10 となる。

1 G 場の模型振動実験の相似則では、土の応力—ひず

み関係の相似を仮定している。縮尺 1/N の模型地盤の拘束圧は実地盤の 1/N となるから、この仮定の妥当性は土材料の動的変形特性の拘束圧依存性を検討することにより議論できる。Kong ら¹⁷⁾、龍岡ら¹⁸⁾の実験によれば、砂質土のせん断弾性係数および減衰定数のひずみ依存曲線はひずみ軸を拘束圧の比の 0.5 乗で基準化すればほぼ一致することから、ひずみの相似比を長さの縮尺の 0.5 乗にとることにより、1 G 場の相似則を表—4 のように導くことができる。

表—5 は、ここで対象とする両模型の実物への換算値を示したものである。1 G 場の模型は表—4 の相似則で、また、40 G 場の模型は遠心力場の相似則 (表—1 C 1)) を用いて実物換算されている。表中の時間間隔 Δt は、実験に用いた地震波データの時間間隔を時間縮尺を考慮して求めたものである。また、最大動的土圧合力は、実験データを入力最大加速度 100 Gal 相当に規準化し、かつ単位奥行き m 当たりに換算した値である。また、ケーソンの見かけの単位体積重量は、ケーソンの中詰め砂を含む全体重量を全体積で除したもので、裏埋め地盤のせん断波速度は、4 章で求めた平均的なせん断波速度である。以後、この二つの実物は“1 G 実物”、“40 G 実物”と称することにする。実物に換算した二つの実験条件を比較すると、1 G 場の模型地盤の方が相対密度が小さく、軟らかい地盤となっていること、加振前の静的土圧係数が 1 G 実物の場合は 0.359, 40 G 実物の場合は 0.166 となっていること以外は、入力地震動の周波数特性や

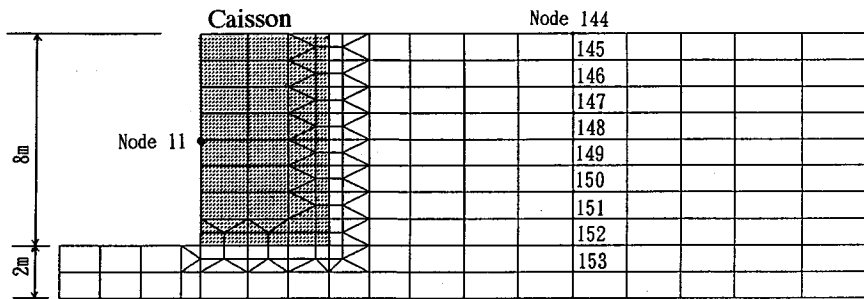


Fig.7 FEM mesh corresponding to prototype.

ケーソン重量には大きな違いはない。これに対して、入力加速度を 100 Gal とした時の実物換算の最大動的土圧合力は、1 G 実物の方が 40 G 実物より 2 倍ほど大きくなっており、地盤の軟らかさを反映した形になっている。この結果は、定性的に実験条件と実験結果の対応がうまくとれているように見える。

(2) 二次元有限要素法による模型実験の数値計算

次に、この二つの実物の加速度応答や最大動的土圧合力の結果が定量的に妥当であるかどうかを二次元有限要素法振動解析プログラム FLUSH を用いて検討した。計算は平面ひずみを仮定し、用いた有限要素メッシュは Fig.7 に示したとおりである。また、計算に用いた地盤要素のポアソン比は、特に断らないかぎり 0.33 とした。なお、メッシュの横寸法はそれぞれの模型寸法に対応するよう修正し計算に使用している。

a) 背後地盤の物性 (G_0 , $G/G_0 \sim \gamma$, $h \sim \gamma$ 曲線)

遠心力場の実験の意義は、地盤の応力状態を実物と同一にするとところにある。ここでは、地盤物性の拘束圧依存性が結果に与える影響を調べるため、背後地盤の物性を一様と見なした場合と 5 層および 10 層に分割した場合の計算を実施した。物性の決め方は以下のとおりである。

① 背後地盤を一様とみなす場合

背後地盤は一様なせん断波速度を有する均質な地盤と考える。この時、地盤の初期せん断剛性 G_0 は、表-5 に示したせん断波速度から求めた。また、 $G/G_0 \sim \gamma$, $h \sim \gamma$ 曲線は、既往の砂質土の要素試験から求めた平均的な曲線を用いた¹⁹⁾。

② 背後地盤の拘束圧依存性を考慮する場合

背後地盤を 5 層および 10 層の水平層に分割する。それぞれの層の初期せん断剛性は、各層の中間深さの拘束圧の 0.5 乗に比例し、かつ背後地盤の卓越 1 次振動数が ①の場合と一致するように、あらかじめ重複反射理論で計算して決定したせん断波の速度構造から求めた。

また、 $G/G_0 \sim \gamma$, $h \sim \gamma$ 曲線も、拘束圧に依存すると考えた。すなわち、①の条件で用いたこれら曲線を拘束圧 1 kgf/cm² に対応する曲線と考えると、各層中間点での拘束圧との比が計算できる。各層で使用する物性曲線

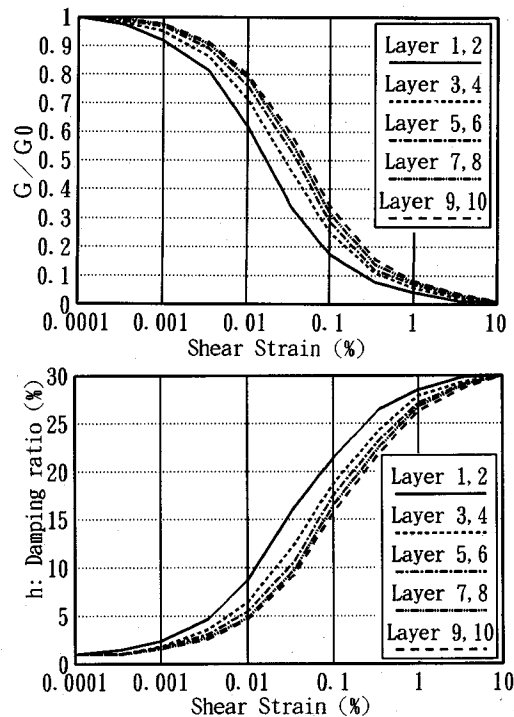


Fig.8 The strain dependency of shear modulus and damping used in FEM calculation.

は、歪軸を求められた拘束圧の比の 0.5 乗で縮尺し、Fig.8 のように決定した。

b) 計算結果と実験結果の比較

① 背後地盤の最大加速度応答

Fig.9 は、背後地盤の最大加速度分布を示したものである。なお、図中の実験値は入力加速度レベルが 100 Gal に最も近い実験結果を補正したものである。最大加速度の計算結果は、1 G 実物の方が 40 G 実物より大きく、実物換算した実験結果と定性的に一致する。また、最大加速度は、せん断剛性の拘束圧依存性を考慮して層分割を細かくしたもののほど大きくなる傾向があり、実験値に近づく。一様地盤と 10 層分割した地盤の地表最大加速度の差は約 2~3 割であった。また、10 層分割した計算結果と実験値を比較すると、40 G 実験の場合、地表最大加速度は約 140 Gal (△印) で計算結果約 130

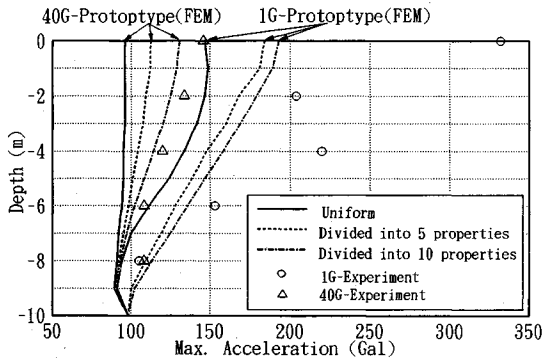


Fig.9 Effects of ground material dependency on confining pressure on backfill ground acceleration response.

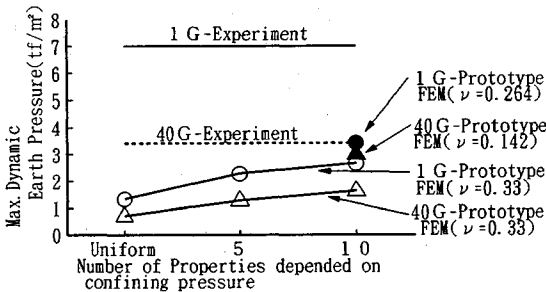


Fig.10 Effects of ground material dependency on confining pressure on max. resultant force of dynamic earth pressure.

Gal とほぼ一致し、妥当な結果を与えていると言える。一方、1G 実物の場合は計算値約 190 Gal に対し、実験値は 300 Gal (○印) 以上になっており、かなり異なっている。

② 動的土圧合力

Fig.10 は、地盤物性の拘束圧依存性が最大動的土圧合力に及ぼす影響を示したものである。計算の動的土圧合力は、ケーソン直近の地盤要素の水平応力を力に換算し、その時刻歴を重ね合わせ最大値を求めたものである。動的土圧合力は、層分割を細かくするほど、すなわち地盤物性の拘束圧依存性を精緻に考慮するほど、大きくなり実験値(実線および点線)に近づく。また、1G 実物と 40G 実物の計算値を比較すると、1G 実物の動的土圧合力(○印)の方が 40G 実物(△印)より約 6 割ほど大きく、定性的な傾向は一致する。しかしながら、その値は実験値の半分以下の値となっている。

1G 実物と 40G 実物の静的土圧の違いが動的土圧合力に及ぼす影響を検討するため、ポアソン比を変化させた計算を実施した。弾性論によれば鉛直応力 σ_y が作用したときの水平応力 σ_x はポアソン比 ν の関数となり、 $\nu=0.5$ のとき $\sigma_x=\sigma_y$ (すなわち静止土圧係数 $K_0=1.0$) であり、 ν が小さくなると K_0 も小さくなる。ここで、簡単のため、2次元平面ひずみ状態で、かつ水平方向のひずみ ϵ_x がない場合を想定すると、ポアソン比と応力

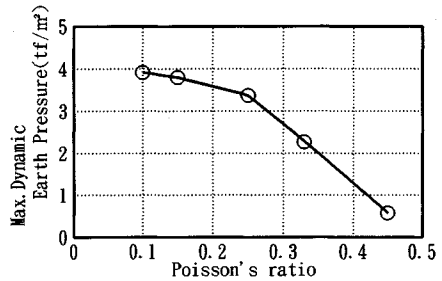


Fig.11 Max. dynamic earth pressure versus Poisson's ratio in case of 1G prototype.

の関係は、

$$\nu = \frac{(\sigma_x/\sigma_y)}{1 + (\sigma_x/\sigma_y)} \dots\dots\dots(28)$$

と表される。同式に実験前の初期静的土圧係数、すなわち (σ_x/σ_y) の値を代入すると、1G 実物で $\nu=0.264$ 、40G 実物で $\nu=0.142$ となる。Fig.10 の黒塗りのマークはこの値を用いた 10 層分割の計算結果である。ポアソン比をこのように設定すると、40G 実物の計算結果は実験値とほぼ一致するが、1G 実物の結果は依然として実験値よりかなり小さい値を与える。なお、Fig.11 に 1G 実物の 5 層分割の場合のポアソン比と動的土圧合力の関係を示すが、この図のカーブから 1G 実物のポアソン比を 0.264 から 0.15 にしても、動的土圧合力は約 1 割程度しか増加しない。

1G 実物の計算結果が実験値と定量的によい一致を見ない理由は、実験の非線形性の程度の違いあるいは実験の初期応力状態の違いや計算に用いたせん断剛性のひずみ依存曲線の妥当性に求めることもできるが、実験方法を含め 1G 場の相似則の限界によると考えることもできる。このうち、非線形性の程度の差については、今回の計算では、有効せん断ひずみで 0.005% から 0.025% 以下の範囲にあり、等価線形計算が不適当な領域とは言えない。また、初期応力状態については、遠心力場の実験は 1G から所定の遠心力場に移行する段階で初期応力状態もこれに応じて実物の応力状態に近くなると考えられるため、初期応力状態の再現に有利に働くと考えられる。逆に、1G 場の縮小模型実験では、拘束圧が小さいため自重に起因する平衡状態が再現しにくいことが指摘できる。

6. 結 論

本研究の結論を要約すると以下のとおりである。

- (1) 任意の重力場における土—構造物—流体系の模型振動実験の相似則を導いた。
- (2) 求められた相似則や遠心力場の運動方程式から遠心力载荷模型実験手法の土材料を用いた振動実験への適用に関する留意事項を考察し、整理した。

(3) 遠心力場の振動実験により、飽和砂地盤のせん断波速度の拘束圧依存性が要素試験結果とほぼ一致し、低い拘束圧下ほどその変化の割合が大きいことを示した。

(4) 1G場と40G場の実験結果を相似則によりほぼ同じ大きさの実物に換算し、数値計算により両者を比較した。その結果、以下のことが明らかとなった。

・数値計算により最大加速度や最大動的土圧合力等を検討する場合、深さ方向の地盤物性の拘束圧依存性を考慮する必要がある。例えば、地盤を一様とみなした場合と地盤物性を10層に分割し、拘束圧に応じた物性を与えた場合を比較すると、地表最大加速度で約2~3割、最大動的土圧合力で約10割の違いが生じた。

・相似則で換算した実物の数値計算と実験結果の比較では、40Gの遠心力場の実験結果の方が1G場の実験結果よりも定量的に数値計算結果と一致した。1G場の実験では、対象とする実物地盤に対応する応力状態を模型中に再現しにくいことが指摘できる。

参考文献

- 香川崇章：土構造物の模型振動実験における相似則，土木学会論文報告集，第275号，pp.69~77，1978.
- 国生剛治・岩橋敏広：軟弱地盤の非線形震動特性についての模型振動実験と解析，土木学会論文報告集，第285号，pp.57~67，1979.
- Rocha, M. : The Possibility of Solving Soil Mechanics Problems by the Use of Models, Proc. of 4th. I.C.S.M.F.E., Vol.1, pp.183~188, 1957.
- Iai, S. : Similitude for Shaking Table Tests on Soil-Structure-Fluid Model in 1g Gravitational Field, Report of the Port and Harbour Res. Inst., Vol.27, No.3, pp.3~24, 1988.
- Biot, M.A. : Mechanics of Deformation and Acoustic Propagation in Porous Media, J. of Applied Physics, Vol.33, No.4, pp.1482~1488, 1962.
- Simon, B.R., Zienkiewicz, O.C. and Paul, D.K. : An Analytical Solution for the Transient Response of Saturated Porous Elastic Solids, Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol.8, No.4, pp.381~398, 1984.
- 高田直俊・日下部治：「講座」遠心模型実験3. 原理，土と基礎，Vol.35, No.12, p.90, 1987.
- Whitman, R.V. : Experiments with Earthquake Ground Motion Simulation, Proc. of a Symposium on the Application of Centrifuge Modelling to Geo technical Design, pp.281~299, 1984.
- Arulanandan,K., Candini,J. and Anandarajah,A. : Simulation of Earthquake Motions in the Centrifuge, Proc. of ASCE, GT5, pp.730~742, 1982.
- 古賀泰之・谷口栄一・古関潤一・森下義：動的遠心力荷重実験装置による砂地盤の液状化試験，第20回天然資源の開発利用に関する日米会議，耐風・耐震構造専門部会，pp.206~213, 1988.
- 柴田徹・上田孝行：遠心力場における飽和砂地盤の液状化実験，第26回土質工学研究発表会，pp.1045~1048, 1991.
- 国生剛治・桜井彰雄・江刺靖行：三軸試験装置を用いた微小ひずみから大ひずみまでの土質動的試験法の開発と砂の物性試験への適用，第14回土質工学研究発表会，pp.513~516, 1979.
- 善功企・山崎浩之・梅原靖文：地震応答解析のための土の動的特性に関する実験的研究，港湾技術研究所報告，Vol.26, No.1, pp.41~113, 1987.
- 薄井治利・風間基樹・稲富隆昌：初期せん断剛性の拘束圧依存性が等価線形地震応答解析結果に及ぼす影響について，地盤と土構造物の地震時の挙動に関するシンポジウム発表論文集，土質工学会，pp.219~224, 1989.
- 風間基樹・稲富隆昌・大塚幸治：ケーソンに作用する地震時土圧に関する模型振動実験とその解析，港湾技術研究所報告，Vol.29, No.2, pp.177~217, 1990.
- 稲富隆昌・風間基樹：遠心力場におけるケーソン式護岸の模型振動実験，第21回地震工学研究発表会，pp.393~396, 1991.
- Kong, X., J., Tatsuoka, F. and Pradhan, T.B.S. : Dynamic deformation properties of sand at extremely low pressures, Proc. of 7th Japan Earthquake Eng. Symposium, pp.631~636, 1986.
- Tatsuoka, F., Iwasaki, T. and Takagi, Y. : Hysteretic damping of sands under cyclic loading and its relation to shear modulus, Soil and Foundations, Vol.18, No.2, pp.25~40, 1978.
- 北沢壮介・檜垣典弘・野田節男：沖縄県および奄美諸島の大地震時における地盤加速度，港湾技研資料，No.396, pp.23~25, 1986.

(1992. 11. 24 受付)

APPLICATION OF CENTRIFUGE MODEL TESTING TO DYNAMIC PROBLEMS

Motoki KAZAMA and Takamasa INATOMI

A law of similitude in a model vibration test for soil-structure-fluid system in an arbitrary gravitational field is derived. Application of centrifuge model testing to dynamic problems is considered by the similitude and by the equation of motion in centrifugal field. The confining pressure dependency of shear modulus of sandy material is identified from centrifuge shaking table test and the results shows good agreement with that from element test. Applicability of the scaling laws both in 1g field and in 40g centrifugal field is examined by comparing the results converted into prototype scale with those of FEM calculation.