

遠心力場における動の実験システムの開発

北 勝利・八嶋 厚・柴田 徹・上田 孝行

DEVELOPMENT OF SHAKING TEST SYSTEM IN DPRI CENTRIFUGE

By Katsutoshi KITA, Atsushi YASHIMA, Toru SHIBATA
and Takayuki UEDA

Synopsis

Centrifuge model test is one of the most remarkable topics in recent geotechnical engineering. The same stress field can be achieved in the model ground under centrifugal condition as that in real ground or soil structure at homologous points. Therefore, the performance of model test in centrifuge has great advantage because the deformation or failure characteristics of soil much depends on the confining pressure. In the field of soil dynamics, it is also becoming popular to make use of centrifuge to investigate the dynamic property of soil or response of ground and structures during earthquake.

In this paper, first of all, the similarity law of centrifuge model test based on the theory of continuum for 2-phase mixture is reviewed, secondly, the schematical description about the medium size of centrifuge (radius of 2.5 m, max centrifugal acceleration of 200 g, capacity of 24 g-ton) and shaking test apparatus are presented.

From the dynamic test with the laminar box, it is found that the electro-hydraulic actuator makes it possible to produce well-controlled sinusoidal motion with maximum shaking acceleration more than 10 g, under centrifugal acceleration of 50 g.

1. 緒 言

近年、土質工学に関連する分野において、遠心模型実験が注目を集めている¹⁾²⁾。遠心模型実験は、地盤や構造物の小型模型を回転腕の先端付近に設置して、これを回転させることによって模型に遠心力を負荷した状態で行う実験である。

模型実験は、実構造物との幾何学的相似性を考慮することにより、変形や破壊の形状やそれらのモードの解明に重点をおいている。いわば境界値問題を実験的に解こうとするものであり、その中で小型実験は実験労力が少なく数回の試行が可能である特徴を有している。ところが土質材料は、例えば Mohr-Coulomb の破壊規準にみられるように、拘束圧依存性の強い材料である。したがって、実地盤の応力状態の再現性に劣る通常の小型模型実験では、実験結果の外挿による想定実構造物の変状の定量的な予測が難しい。一方、三軸試験に代表される要素試験は、実際の地盤や構造物内に発生する応力状態を再現するのに適しており、試験より得られた物性値を解析モデルに代入することによって、実物の挙動を予測することができる。しかし地盤材料の特性を記述する構成モデルが十分に確立されていない現段階においては、

解析結果の信頼性に問題が残る。これに対し遠心模型実験は、見掛け上の重力加速度を大きくし、小型模型内に実物と同じ自重応力状態を再現することにより、幾何学的相似性に加えて力学的相似性をも考慮している点が特徴である。

遠心模型実験のアイデアは、1869年フランスのPhillipsに始まる²⁾。土質力学の分野においては、1932年にアメリカのBuckiがトンネル支保工に関する実験を行い、また同年ソビエトのPokrovskiが重力構造物の安定性に関する実験を行った。その後ソビエトでは相似則を中心とした理論的な研究が続けられたのに対し、西側諸国では遠心模型実験に対する興味が薄れ、1960年代後半にいたりようやくSchofieldや三笠によって再び注目を集めることとなった。1970年代には、実験に使用する小型で高性能のセンサーの開発が精力的に行われ、1980年代では大型実験装置の開発に力が注がれている。また遠心力载荷中に振動実験を行うための動的負荷装置の開発がここ数年来盛んとなり、日本国内でもいくつかの研究機関において振動実験装置が開発され、液状化問題などへの応用が試みられている³⁾⁻⁵⁾。

このような状況のもと、京都大学防災研究所においても、1987年度に国内有数規模の遠心模型実験装置が導入され、同時に遠心力载荷条件下において振動実験を行うためのシステムが開発された。本報告では、まず遠心模型実験における相似則について述べた後、新しく導入した遠心模型実験装置及び振動実験システムの概要について説明する。また振動実験システムの限界性能を把握するために行ったキャリブレーションテストの結果について報告する。

2. 遠心模型実験の相似則

2.1 土質力学における相似則

相似則は、実現象で観測される挙動と、模型実験で観測される挙動との定量的な対応関係である。相似則を確立することによって、模型実験の結果より実物の挙動を予測することができる。

土質力学の分野における相似則に関する理論的研究の初端は、Rochaの研究である⁶⁾。Rochaは静的問題に関し、自重効果を考慮する場合、しない場合、土中水の移動を考慮する場合、しない場合などいくつかの場合について、それぞれ応力など諸物理量が満足すべき相似則について考察を加えている。

動的問題に関する相似則については、香川、国生ら、井合などの研究がある。香川は、相似則の組立て方法として、①Buckinghamの π 定理を直接用いる方法、②力の比を用いる方法、③支配方程式を用いる方法を列挙し、それぞれの長所及び短所を比較検討した後、力の比を用いる方法によって振動実験に適用できる相似則を誘導した⁷⁾。香川の研究では、さらに遠心力場における振動実験に対する相似則も誘導している点が注目される。国生らは、Buckinghamの π 定理を直接適用することによって、香川と同様の相似則を導いている⁸⁾。これらの相似則は、いずれもHardin-Drnevichモデルなど簡単な非線形の応力-ひずみ関係を考慮しているが、土中水の移動については無視している。

これに対し井合は、支配方程式を用いる方法により香川、国生らと同様の相似則を誘導したが、その際2相混合体の基礎方程式を考慮することにより、土中水の移動を包含した、より一般的な相似則の誘導を行っている⁹⁾。ここでは、井合の方法に準じて振動実験における相似則の誘導を試みる。

2.2 支配方程式とその無次元化

2相混合体理論によれば、土粒子と間隙流体の圧縮性を無視した場合、固相及び液相に関する運動方程式はそれぞれ次のようになる¹⁰⁾。

固相について

$$(1-n)\rho_s \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = -\frac{\partial \tau'_{ij}}{\partial x_j} - (1-n) \frac{\partial u_w}{\partial x_j} + \frac{n^2 \rho_w g}{k} \frac{\partial}{\partial t} (u_i - v_i) + (1-n) \rho_s g \delta_{ij} \dots \dots \dots (1)$$

液相について

$$n\rho_w \frac{\partial^2 v_i}{\partial t^2} = -n \frac{\partial u_w}{\partial x_i} - \frac{n^2 \rho_w g}{k} \frac{\partial}{\partial t} (u_i - v_i) + n\rho_w g \delta_{ij} \dots\dots\dots (2)$$

ここに,

u_i : 固相の変位ベクトル, v_i : 液相の変位ベクトル,

ρ_s : 土粒子の密度, ρ_w : 間隙流体の密度,

τ'_{ij} : 有効応力, u_w : 間隙水圧,

n : 間隙率, k : 透水係数, g : 重力加速度,

である。本節では直交直線座標系を考え、重力の作用する方向を x_3 軸方向にとる。また圧縮応力と圧縮ひずみを正にとり、総和規約を適用する。

透水係数 k については、材料定数である絶対透水係数 K 、間隙流体の粘性 μ との間に次の関係があることが知られている¹¹⁾。

$$k = K \frac{\rho_w g}{\mu} \dots\dots\dots (3)$$

また適合関係より、次式を得る。

$$\varepsilon_{ij} = -\frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \dots\dots\dots (4)$$

ここに ε_{ij} は固相骨格のひずみである。

対象とする地盤や構造物の長さの代表値を L 、時間の代表値を T 、変位の代表値を u 、応力の代表値を τ 、ひずみの代表値を ε 、間隙水圧の代表値を p として、(1)(2)(4) 式を無次元化すると、次式のようになる。

固相の運動方程式

$$\frac{\partial^2 u_{i0}}{\partial t_0^2} = -\frac{T^2 \tau}{(1-n)\rho_s u L} \frac{\partial \tau'_{ij0}}{\partial x_{j0}} - \frac{T^2 p \partial u_{w0}}{\rho_s u L \partial x_0} + \frac{n^2 \rho_w g T}{(1-n)\rho_s k} \frac{\partial}{\partial t} (u_{i0} - v_{i0}) + \frac{T^2 g}{u} \dots\dots\dots (5)$$

液相の運動方程式

$$\frac{\partial^2 v_{i0}}{\partial t_0^2} = -\frac{T^2 p}{\rho_w u L} \frac{\partial u_{w0}}{\partial x_{i0}} - \frac{ngT}{k} \frac{\partial}{\partial t_0} (u_{i0} - v_{i0}) + \frac{T^2 g}{u} \delta_{ij} \dots\dots\dots (6)$$

適合式

$$\varepsilon_{ij0} = -\frac{1}{2} \frac{u}{\varepsilon L} \left(\frac{\partial u_{i0}}{\partial x_{j0}} + \frac{\partial u_{j0}}{\partial x_{i0}} \right) \dots\dots\dots (7)$$

ここに各変数の下添字 0 は、無次元量であることを表わしており、0 に対し総和規約は適用しない。

実物と模型実験で相似な挙動が生じるためには、無次元化した固相及び液相の運動方程式の係数を一致させる必要がある。すなわち、次の 7 式が成立しなければならない。

$$\left[\frac{T^2 \tau}{(1-n)\rho_s n L} \right]_p = \left[\frac{T^2 \tau}{(1-n)\rho_s n L} \right]_m, \quad \left[\frac{T^2 p}{\rho_s u L} \right]_p = \left[\frac{T^2 p}{\rho_s u L} \right]_m,$$

$$\left[\frac{n^2 \rho_w g T}{(1-n) \rho_s k} \right]_p = \left[\frac{n^2 \rho_w g T}{(1-n) \rho_s k} \right]_m, \quad \left[\frac{T^2 g}{u} \right]_p = \left[\frac{T^2 g}{u} \right]_m, \quad \dots \dots \dots (8)$$

$$\left[\frac{T^2 p}{\rho_w u L} \right]_p = \left[\frac{T^2 p}{\rho_w u L} \right]_m, \quad \left[\frac{ngT}{k} \right]_p = \left[\frac{ngT}{k} \right]_m, \quad \left[\frac{u}{\varepsilon L} \right]_p = \left[\frac{u}{\varepsilon L} \right]_m$$

(8) 式においては、下添字 p は実際の地盤や実構造物に生じる、もしくはそれらに関連した物理量であることを表わし、下添字 m は模型地盤や模型構造物に生じる、もしくはそれらに関連した物理量であることを表わしている。

いま、(8) 式で表われる諸物理量の縮尺を、次式のように定義する。

$$\begin{aligned} \lambda &= L_m/L_p, & \lambda_T &= T_m/T_p, & \lambda_u &= u_m/u_p, & \lambda_g &= g_m/g_p \\ \lambda_{\rho s} &= \rho_{sm}/\rho_{sp}, & \lambda_{\rho w} &= \rho_{wm}/\rho_{wp}, & \lambda_n &= n_m/n_p, & \lambda_{1-n} &= (1-n)_m/(1-n)_p, \quad \dots \dots \dots (9) \\ \lambda_\tau &= \tau_m/\tau_p, & \lambda_\varepsilon &= \varepsilon_m/\varepsilon_p, & \lambda_p &= p_m/p_p, & \lambda_k &= k_m/k_p \end{aligned}$$

ここで、実験においてコントロール可能なパラメータとして、長さ (L)、土粒子の密度 (ρ_s)、重力速度 (g) をとりあげ、(9) 式を (8) 式に代入してこれらの縮尺について整理すると次式を得る。

$$\begin{aligned} \lambda_n &= 1 \\ \lambda_{\rho w} &= \lambda_{\rho s} \\ \lambda_p &= \lambda \lambda_{\rho w} \lambda_g = \lambda \lambda_{\rho s} \lambda_g \\ \lambda_\tau &= \lambda_p = \lambda \lambda_{\rho s} \lambda_g \quad \dots \dots \dots (10) \\ \lambda_u &= \lambda \lambda_\varepsilon \\ \lambda_T &= (\lambda \lambda_\varepsilon / \lambda_g)^{1/2} \\ \lambda_k &= (\lambda_g \lambda \lambda_\varepsilon)^{1/2} \end{aligned}$$

2.3 遠心力場における相似則

いま、材料の構成関係が次式で与えられると考える。

$$d\tau'_{ij} = D_{ijkl} d\varepsilon_{kl} \quad \dots \dots \dots (11)$$

ここに、 D_{ijkl} は材料剛性である。(11) 式を適当な代表値によって無次元化し、(11) 式と同様の縮尺関係式の誘導を試みても、材料の剛性に関する縮尺について、変形過程や破壊過程を通して一定の縮尺比であることは一般的には仮定し難い。これは、材料剛性自体が応力、ひずみおよびその履歴などに依存していること、そしてその依存形態が不明瞭であることによる。しかし土の動的な構成関係として Hardin-Drnevich モデルなど簡単なモデルを仮定する場合には、香川や国生らが誘導したように、1g 場での振動実験における相似則の確立が可能である。さらに一般的に、土を弾塑性材料と考えた場合、すなわち剛性がひずみ速度依存性などの時間依存性を有さず、現時点における応力やひずみ及びその履歴のみに依存する場合には、応力とひずみの縮尺を 1 とすることにより実物と模型とで応力やひずみとその履歴を同一とすることが可能である。この結果、剛性の縮尺として、変形過程や破壊過程を通して一定値 1 を得ることができる。これは実質的に、模型固相材料として、実地盤や構造物と同じ材料を同じ状態で使用することを要求している。よって、間隙率に関する相似比と土粒子密度に関する相似比は 1 となる。

幾何的縮尺を λ とすると、土中の対応する点において自重応力が同じであるためには、重力加速度に関する縮尺は $1/\lambda$ でなければならない。これは模型を適当な遠心力場に置くことにより達成される。すなわち、遠心模型実験の最大の特徴として、実物と模型で応力とひずみの縮尺を 1 ととれることがあげられる。

他の物理量に関する縮尺は、上記の考察より得られる縮尺を (10) 式に代入することによって決定できる。その際間隙流体に対して、透水係数に関する縮尺は 1 であることが要求される。(3) 式を考慮すると、絶対透水係数は実物と模型で等しいので、透水係数を実物と模型で等しくするには、間隙流体の粘性

に関する縮尺を $1/\lambda$ とする必要がある。これは構造骨格の動的変形に対する時間の縮尺と透水現象に対する時間の縮尺が異なることに起因している。すなわち、固相、液相ともに実物と同じ材料を用いた縮尺模型では、遠心力場において透水係数が大きくなり固相骨格の動的変形現象に比べて透水現象が速く進行するため、両現象の混在する液状化などの実験を行う場合、両現象の時間に関する相似比の整合を図る必要がある。実際にはシリコンオイルなどを間隙流体として用いる方法が試みられている⁴⁾。

以上の考察より得られた、遠心力場における模型実験の相似則を、Table 1 に示す。

Table 1. Similitude for Centrifugal Field

	ratio (model/prototype)
length	λ
time	λ
stress	1
strain	1
pore pressure	1
porosity	1
viscosity of fluid	$1/\lambda$
displacement	λ
velocity	1
acceleration	$1/\lambda$

3. 実験装置概要

3.1 遠心模型実験装置

京都大学防災研究所に導入された遠心模型実験装置の模式図を Fig. 1 に示す。

鋼製ピット下にある 37 kw 容量のモーター (Fig. 1 中⑪) によって駆動された回転力はシャフトを伝達し、ベベルギヤ (⑫) により水平方向の回転力に変更され、アーム (⑨) を回転させる。アームの先端には模型設置のためのプラットフォーム (⑧) がヒンジを介して連結されており、アームの回転速度が上昇するとともに模型に作用する遠心力が大きくなり、プラットフォームが起き上がる機構となっている (スイングングプラットフォーム)。所定の遠心加速度に達した後実験を行うが、実験に用いる各種アクチュエータの制御は観測室内のコントロールユニット (①) より行う。ピット内外間の制御信号の伝達には 20 極のスリップリング (④) を利用する。また実験に利用する油圧、水圧、空気圧などは、4 系統のロータリージョイント (⑤) を介してアーム回転中にピット外部よりアーム上に供給される。供給圧力は観測室内においてモニターできる。なお、ロータリージョイントの許容圧力は 150 kgf/cm^2 である。また圧密など長時間実験における模型周辺の温度変化を防止するために、エアコンディショナ (⑦) よりピット内に冷風を送ることができる。

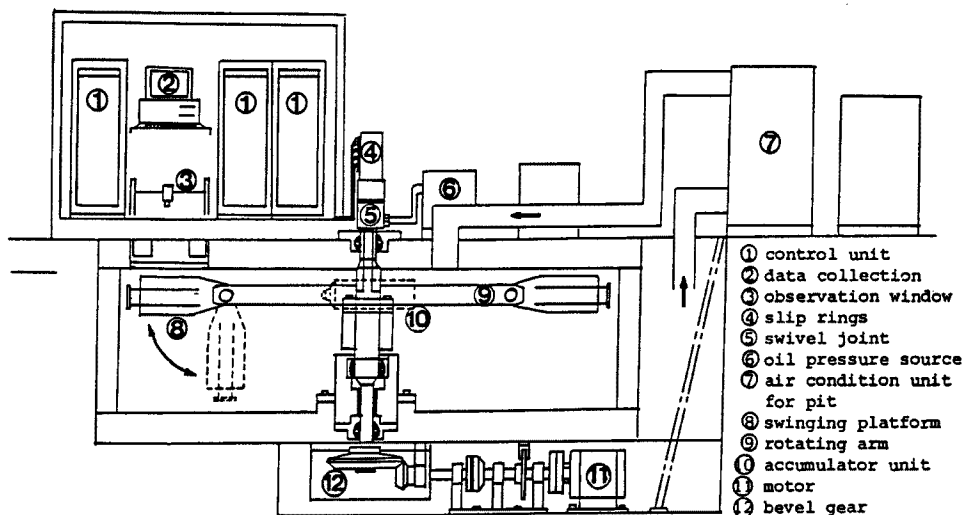


Fig. 1. Schematic View of The Centrifuge.

実験中における模型の挙動は、電気的および視覚的にモニターすることができる。センサーからの電気信号は40極のスリップリング(④)を介してピット外部に転送された後増幅され、A/D変換後フロッピーディスクに記録される。なお、静的実験において多点計測を可能とするために、アーム上には30chのスイッチボックスが搭載されている。また視覚的には、観測室内に観測窓を設置し、アームの回転に対し発光時間 $1\mu\text{sec}$ のフラッシュを同期させることによって、カメラやビデオカメラによる実験中の模型の挙動撮影が可能となっている(③)。

本装置の概略仕様をTable 2に示す。アーム回転軸より模型中心までの有効回転半径は2.5 m、設計最大遠心加速度は200 g、スイングングプラットフォームの積載重量は120 kgfであり、実験容量は24 g-tonである。ただし振動実験を行う場合には、サーボバルブの耐加速度性より、最大遠心加速度は50 gに制限される。

他機関の遠心模型実験装置の主な仕様をTable 3に示す。

世界的にみて大型装置が開発されつつある昨今では、本装置は中規模であると考えられる。模型の高さが同じ場合には、有効回転半径が大きくなるほど遠心加速度の深度方向の不均一性が小さくなる。しかし回転半径を大きくすると装置全体の規模が大きくなり、建設維持費用や取り扱いの点で不利になる。

静的実験用の模型試料容器はステンレス製で、前面に透明アクリル板が挿入されており、模型の挙動を視覚的に捉えることができる。内寸法は横幅50 cm×高さ30 cm×奥行15 cmであり、遠心加速度200 gの下では横幅100 m×高さ60 m×奥行30 mの実物に相当する。他機関の装置と比較して、有効回転半径に対する模型寸法が小さく、模型内部での遠心加速度の不均一性が小さいことが特徴である。

振動実験用の模型試料容器は、矩形アルミ枠を20段積層したせん断土槽である。アルミ層間はローラーベアリングにより摩擦の低減が図られている。また土槽底面における排水条件のコントロールが可能である。内寸法は横幅45 cm×高さ20 cm×奥行15 cmであり、振動実験時の最大遠心加速度50 gの下では横幅22.5 m×高さ10 m×奥行7.5 mの実物に相当する。矩形枠積層型土槽の利点としては、①境界での波動の反射を緩和すること、②リングせん断土槽で問題となる片持ち梁的な曲げ変形モードを抑制し、単純せん断変形モードを卓越させることなどがあげられる。このようなタイプの実験容器は、本機関以外では、カリフォルニア工科大学において用いられている¹²⁾。

3.2 振動実験システム

1970年代後半より、遠心力場において地震動を再現する試みが始められた。当初は自由振動型の振動

Table 2. Specification of The Centrifuge

radius	2.50 m
maximum centrifugal acceleration	200 g for static test 50 g for dynamic test
motor capacity	37 kw
dimension of model (width×height×depth)	50×30×15 cm (for static test) 45×20×15 cm (for dynamic test)
maximum weight of model	120 kgf (including actuator and container etc.)
experimental capacity	24 g-ton
number of slip rings	20 for control 40 for data collection
number of swivel joints	4

Table 3. Typical Centrifuges in Japan

facility	radius (m)	maximum centrifugal acceleration (g)	capacity (g-ton)
Osaka City University	2.56	200	40
Tokyo Institute of Technology	1.25	150	38
Port and Harbour Research Institute	3.80	115	300
Public Work Research Institute	2.00	200	20

台が用いられていたが、ケンブリッジ大学において強制振動型の加振システム“Bumpy Road”が開発された後、カリフォルニア大学デービス校では piezo-electric 型のアクチュエータが、カリフォルニア工科大学では electro-hydraulic 型のアクチュエータが開発された。またこれら以外にも、爆薬を連続発破することにより振動を制御する方法などが試みられている。このような情勢の中、アメリカでは遠心力場での振動負荷装置に関するワークショップが2度開催されるに致っている¹³⁾。

“Bumpy Road”システムは、ピット内周面に凹凸のある軌道を設置し、それに接触して動く車輪の動きをクランクにより模型水平方向に変えることにより模型を起振している¹⁴⁾。この方法では振動のために特別な動力を必要とせず、比較的大きな加振力を得られるが、軌道設置に多大な労力を要し、また周波数等の変更が容易にできないなどの短所があり、ケンブリッジ大学以外では採用されていない。

piezo-electric 型のアクチュエータでは、特殊なセラミックの圧電素子に電圧をかけると、電圧に比例して圧電素子が伸張する性質を利用している¹⁵⁾。たとえば電圧を正弦波的に変動させると、圧電素子は正弦波的に変形する。この方法は、原理が簡単で加振波形の制御も容易であるが、大きな加振力を得られず、カリフォルニア大学デービス校以外では採用されていない。

electro-hydraulic 型のアクチュエータは、サーボバルブによってピストンに流入流出する油の量を制御することによって振動制御を行う。システム全体が複雑で高価となるが、加振器自体は小さく大きな加振力が得られ、加振波形の変更も容易である。現在では、この方式を採用している機関が最も多く、京都大学防災研究所のシステムも electro-hydraulic 方式である。また計画中の機関でも本方式を予定している所が多い。

本機関における振動実験システムのアクチュエータと油圧回路系統を Fig. 2 に示す。ファンクションジェネレータ (Fig. 2 中⑫) より発信された電気信号と非接触式変位計 (④) からのフィードバック信号がサーボアンプ (⑪) に入力される。サーボアンプで演算処理を経た後に駆動信号がサーボバルブ (②) に転送され、油の流入口と流出口の開度を制御する。一方油圧は外部油圧ユニットよりロータリージョイント、マニホールド (⑥) を介してアーム上のアキュムレータ (⑦) に蓄圧されるか、直接サーボバルブに供給される。消費された油は、いったんアキュムレータに蓄えられた後、再びマニホールド、ロータリージョイントを介して外部油圧ユニットに回収される。マニホールド内において、サーボバルブに供給する油圧と消費された油圧をモニターすることができる。

なお、振動台をローラーベアリング (③) によって支持することにより、アクチュエータ本体との間の摩擦の低減を図っている。

設計最大加振加速度は 10 g である。これは遠心加速度が 50 g の場合に、通常重力場の 200 gal の加振能力に相当する。サーボバルブには MOOG 社製 standard series 31 を使用した。ピストンのストロークは ± 2.5 mm、断面積は 8.81 cm² である。油圧アクチュエータの固有振動数は次式で与えられ、試料重量を 25 kgf とした場合の固有振動は約 550 Hz となる¹⁶⁾。

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{4A\beta g}{lW}}$$

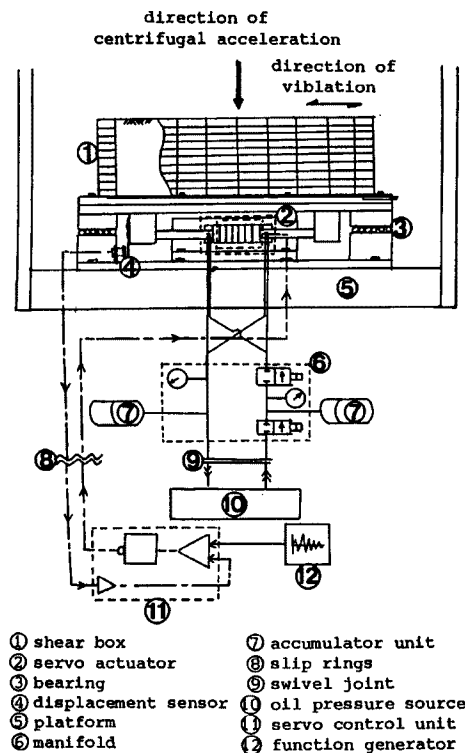


Fig. 2. Diagram of Shaking Test System.

ここに,

A : アクチュエータ断面積, l : ストローク

W : 負荷重量, β : 油の圧縮剛性,

である。

油圧アクチュエータの場合, 良好に制御できる周波数範囲は, アクチュエータ固有振動数の 20 ~ 40% である。本システムにおいては, 100 ~ 200 Hz 以下の振動負荷を想定し, 設計固有振動数として 550 Hz を採用した。

3.3 振動実験システムの加振能力

前節で説明した振動実験システムについて, 最大加振能力を把握するための実験を行った。実験は遠心加速度 50 g のもとで, アルミ棒が 10 段 (試料重量 12.2 kgf) と 20 段 (24.0 kgf) の場合について行った。起振波形は正弦波で, 加振周波数は 30 Hz (通常場の 0.6 Hz 加振に相当), 60 Hz (1.2 Hz), 100 Hz (2 Hz), 150 Hz (3 Hz), 200 Hz (4 Hz), 250 Hz (5 Hz), 300 Hz (6 Hz) である。起振電圧やサーボアンプのフィードバック信号のゲインを操作変更して, 正弦波として認め得る振動台加速度波形の最大振幅を把握した。なお, 負荷差圧は 150 kgf/cm² である。

アルミ棒が 10 段で加振周波数が 150 Hz の場合の, 振動台の加速度の時刻歴とフーリエ振幅スペクトルを Fig. 3 に示す。なお, フーリエ振幅スペクトルの縦軸は, 最大値で除すことによって正規化している。加速度の時刻歴 (Fig. 3(a)) に注目すると, 起振直後は波形が乱れているが, 数波の後きれいな正弦波形状を示している。加速度振幅は 18 g であり, 設計最大加速度 10 g を満足している。またフーリエ振幅スペクトル (Fig. 3(b)) より, 加振周波数 150 Hz において著しく卓越しており, 振動が良好に制御されていることがわかる。

同様に加振周波数 30 Hz, 60 Hz, 100 Hz, 250 Hz の場合の, 振動台加速度の時刻歴と振幅スペクトルをそれぞれ Fig. 4 ~ 7 に示す。加振周波数が 100 Hz 以下の場合には三角波に近い形状となるが, スペクトルに着目する限り加振周波数において著しい卓越を示しており,

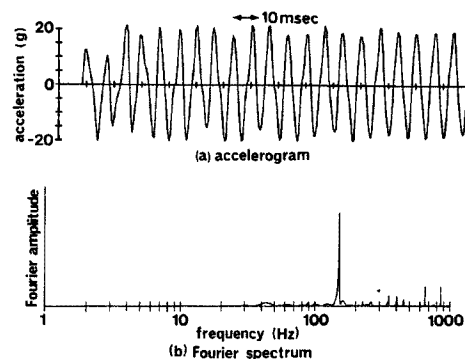


Fig. 3. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (12.2 kgf of Model Weight, 150 Hz of Shaking Frequency)

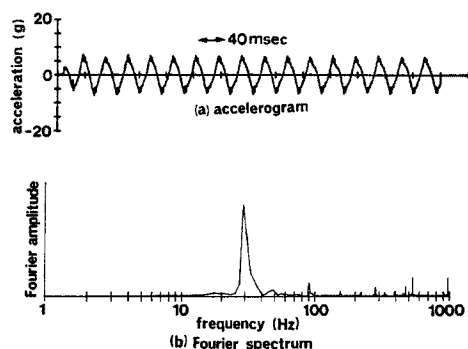


Fig. 4. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (12.2 kgf of Model Weight, 30 Hz of Shaking Frequency)

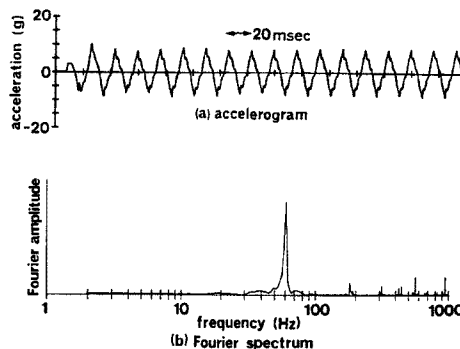


Fig. 5. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (12.2 kgf of Model Weight, 60 Hz of Shaking Frequency)

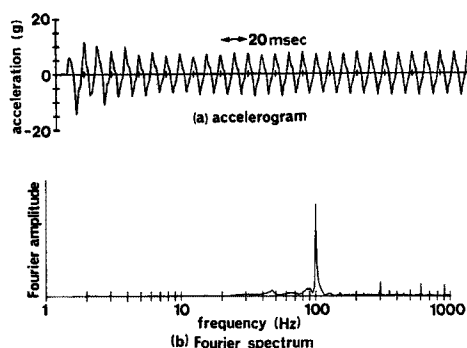


Fig. 6. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (12.2 kgf of Model Weight, 100 Hz of Shaking Frequency)

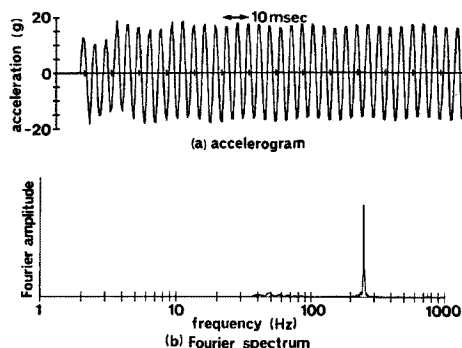


Fig. 7. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (12.2 kgf of Model Weight, 250 Hz of Shaking Frequency)

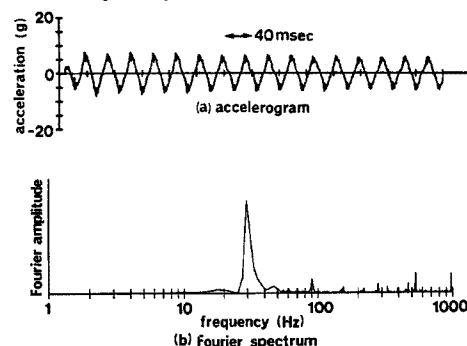


Fig. 8. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (24.0 kgf of Model Weight, 30 Hz of Shaking Frequency)

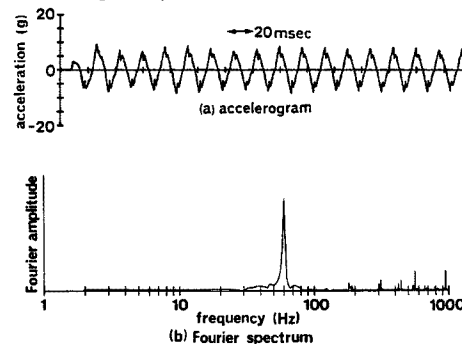


Fig. 9. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (24.0 kgf of Model Weight, 60 Hz of Shaking Frequency)

振動は良好に制御されていると考えられる。

アルミ棒が 20 段、加振周波が 30 Hz, 60 Hz, 100 Hz, 150 Hz, 250 Hz の場合の、振動台加速度の時刻歴と振幅スペクトルをそれぞれ Fig. 8～12 に示す。スペクトルに着目すると、いずれの場合も加振周波数において著しく卓越している。

アルミ棒が 10 段、20 段の場合について最大加速度振幅の周波数分布を Fig. 13 に示す。アルミ棒が 10 段で負荷重量が軽い場合と比較して、アルミ棒が 20 段で負荷重量が重い場合には、加振周波が 100 Hz では加振加速度の低下はみられないのに対し、150 Hz 以上では認められる。しかしこの場合にも依然として、150 Hz 以上の周波数域において設計最大加速度 10 g を満足している。なお同図には、Cheney らによって提案された、遠心模型振動実験の加振装置に望まれる性能曲線を併せて示している¹³⁾。Cheney らの提案曲線は、最大加振加速度が大きく、現在のところこれを満足する加振装置は開発されていない。しかし本報告で紹介した加振装置は、最大加振加速度は小さいものの、提案曲線と同等以上の広い周波数範囲において、よく制御された正弦波加振を行うことができる。

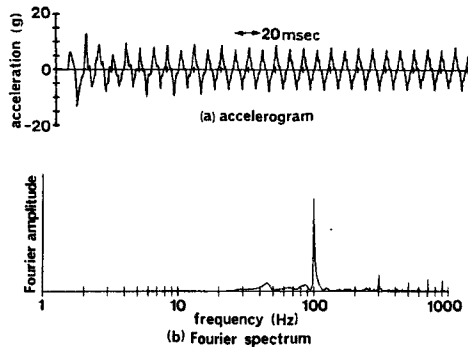


Fig. 10. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (24.0 kgf of Model Weight, 100 Hz of Shaking Frequency)

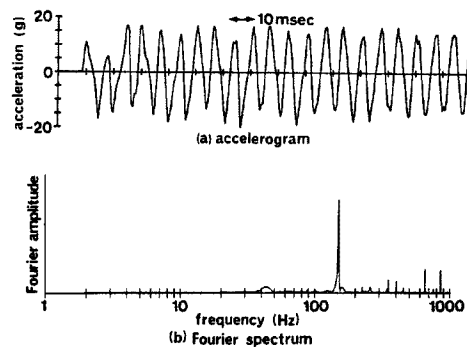


Fig. 11. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (24.0 kgf of Model Weight, 150 Hz of Shaking Frequency)

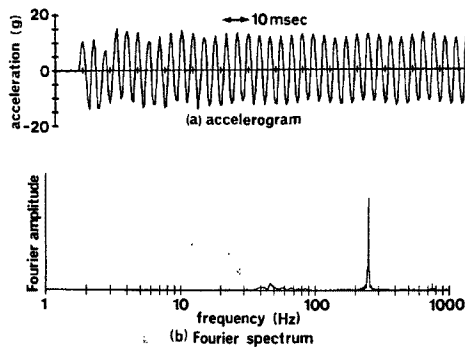


Fig. 12. Measured Accelerogram at Shaking Table and Fourier Spectrum. (24.0 kgf of Model Weight, 250 Hz of Shaking Frequency)

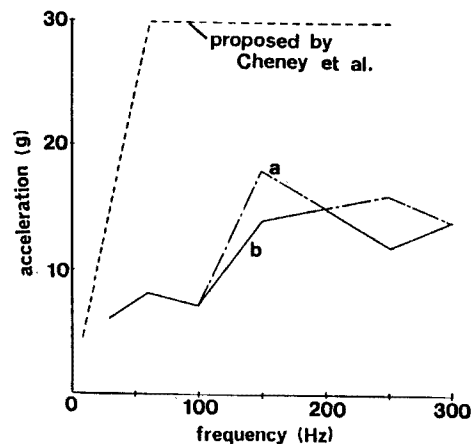


Fig. 13. Distribution of Maximum Shaking Acceleration with Frequency. (a: model weight of 12.2 kgf, b: model weight of 24.0 kgf)

4. 結 語

遠心力場における振動実験はその歴史が浅く、現在は実験装置の開発や改良の段階にあると考えられる。その中で本振動実験システムは、広い周波数域において十分に制御された正弦振動を負荷しうるものである。今後本システムを用いて、動的模型実験の相似則の検証、飽和砂地盤の液状化に関する実験などを行う予定である。

参 考 文 献

- 1) 木村 孟 他: “遠心模型実験”, 講座, 土と基礎, 1987年11月~1988年9月.
- 2) Corte, J.F.: Centrifuge 88, A. A. Balkema, 1988.
- 3) 斎藤邦夫・竹村次郎・木村 孟・中瀬明男: “遠心力場における振動実験システムの開発”, 第22回土質工学研究発表会, 1987, pp. 641-642.
- 4) 古賀泰之・谷口栄一・古関潤一・森下 義: “新しく導入した動的遠心模型実験装置”, 土木技術

- 資料, No. 30-5, 1988, pp. 276-280.
- 5) 風間基樹・稲富隆昌・大塚幸治：“遠心力場における振動実験装置の開発”，港湾技研資料，No. 607, 1988.
 - 6) Rocha, M.: “The Possibility of Solving Soil Mechanics Problems by the Use of Models”, Proc. 4th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng., Vol. 1, 1957, pp. 183-188.
 - 7) 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，1978, pp. 69-77.
 - 8) 国生剛治・岩楯敏広：“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，1979, pp. 57-67.
 - 9) 井合 進：“1 G 場での地盤・構造物系の模型振動実験の相似則について”，第 19 回地震工学研究発表会，1987, pp. 341-344.
 - 10) 石原研而：土質動力学の基礎，鹿島出版会，1976.
 - 11) 木村 孟：“新しい土質試験法”，最近の土質・基礎に関する講習会テキスト，土質工学会，1987, pp. 11-23.
 - 12) Hushmand, B., Scott, R.F. and Crouse, C.B.: “Centrifuge Liquefaction Tests in a Laminar Box”, Geotechnique, Vol. 38, No. 2, 1988, pp. 253-262.
 - 13) Cheney, J.A. and Whitman, R.V.: Workshop for Development of Specification for a Ground Motion Simulator for Centrifuge Modelling in Geotechnical Engineering, 1983.
 - 14) Kutter, B.L.: “Deformation of Centrifuge Models of Clay Embankments Due to ‘Bumpy Road’ Earthquakes”, Proc. Int Conf. Soil Dynamics and Earthquake Eng., Vol. 1, 1982, pp. 331-349.
 - 15) Arulanandan, K., Canclini, J. and Anandarajah, A.: “Simulation of Earthquake Motions in the Centrifuge”, Proc. ASCE, Vol. 108, GT 5, 1982, pp. 730-742.
 - 16) Ketcham, S.A., Ko, H.-Y. and Sture, S.: “An Electrohydraulic Earthquake Simulator for Centrifuge testing”, Centrifuge 88, A. A. Balkema, 1988, pp. 97-102.