

遠心力場における進行波造波システムの開発とその適用

関口 秀雄・北 勝利・佐々 真志・嶋村 知久

DEVELOPMENT OF PROGRESSIVE-WAVE GENERATING SYSTEMS IN A BALANCED-BEAM CENTRIFUGE

By Hideo SEKIGUCHI, Katsutoshi KITA, Shinji SASSA and Tomohisa SHIMAMURA

Synopsis

Seabed response to water waves is one of the key mechanisms governing the stability of offshore structures. To investigate the stability of backfills around buried offshore pipelines which are subjected to progressive wave trains, a modified type of wave channel for generating progressive waves is developed for use in a balanced-beam centrifuge. The new wave channel features a wall with vertical slits installed as a wave absorbing unit at the opposite end to the wave paddle. It is shown from wave loading tests to check the performance under centrifugal conditions that waves of a nearly progressive pattern with a reflected amplitude ratio as small as 0.14 can be generated by introducing the slotted-wall type wave absorbing unit at the end of the wave channel.

1. 緒 論

台風などによる波浪の来襲や潮位変動に起因した海底斜面の崩壊、海洋構造物（防波堤、海洋プラットフォーム、パイプライン、ケーブルなど）の被災例は、国内外を問わずこれまでに数多く報告されている。これらの被災の多くは構造物に直接作用する波力にのみ原因を求めうるものではなく、構造物を介して基礎地盤内に誘起される繰り返しせん断応力の作用や、波浪による変動水圧の海底地盤への直接作用と伝播といった諸要因が密接に関与している。したがって、波浪荷重を受ける海底地盤や海洋構造物の安定性を総合的に検討するためには、地盤-流体-構造物系の動的相互作用問題としての認識にたつ地盤工学的アプローチが不可欠となる。

従来、海洋構造物や海底地盤の安定問題への模型実験によるアプローチは、通常重力場における小型模型実験によるものが大半であり、土質材料の有効拘束圧依存性や構成関係の非線形性を考慮すると、実験結果の定量的利用には大きな制約がある。一方遠心模型実験は、小型模型に高遠心力を負荷した状態を“初期状態”とする実験手法であり、見かけの重力加速度を大きくし模型地盤内に大きな自重応力を誘起することにより、実地盤内の応力状態の再現性に優れる利点を持つ。遠心模型実験により海洋構造物の安定性を取り扱った研究の多くは波浪作用を繰り返し水平荷重に置き換えており¹⁾、波浪と海底地盤間、あるいはそれらと海洋構造物の3者間の動的相互作用に着目したものではない。筆者らはこれまでに高遠心力場で供用しうる造波水槽を開発し、水平海底地盤の波浪応答実験を行ってきた²⁾³⁾⁴⁾。本実験法の特徴としては、重複波動的な波浪を生成・負荷したこと、間隙流体として高粘性のシリコンオイルを採用し波浪伝播と間隙圧消散の時間相似率を整合させたこと（粘性スケーリングの導入）、などが挙げられる。実際、このような手順で行っ

た重複波実験では、波浪載荷に伴い残留間隙圧が蓄積し、緩詰め砂質地盤では浅部において初期有効土被り圧に等しいレベルまで上昇し、液状化に至る結果を得た。

重複波実験は混成防波堤前面の波浪条件に相当するものであるが、沖合に埋設されたパイプラインの安全性などを検討する場合には対象とする波浪が進行波となる。進行波により海底地盤内に動員される応力経路は重複波の場合とは一般に異なる。

多孔質弾性体理論によると、重複波載荷により海底地盤に動員されるせん断応力経路は、対象地点の波浪との相対的位置関係により特徴的な形態をとる (Fig. 1 参照)²⁾。すなわち、重複波の腹部直下では鉛直応力と水平応力の軸差応力の変動のみが生じ、水平せん断応力の変動は生じない。重複波の節部直下では水平せん断応力のみが作用し軸差応力の変動は生じない。一方、正弦波状の進行波載荷の場合には、せん断応力振幅が一定で主応力方向が連続に回転する。土の繰返しせん断強度に着目すると、主応力回転による液状化強度は、通常の軸差応力のみによる液状化強度に対し、30 % 程度小さくなることが報告されている⁵⁾。したがって、重複波実験と進行波実験を行い、両者における海底地盤の不安定化挙動の違いを調べることは、土質動力学の観点からも重要になる。

以上をふまえ、本研究の目的は、模型サイズにおいて制限の強いビーム型遠心力載荷装置上でも使用しうるコンパクトな遠心力場進行波造波水槽を開発することである。

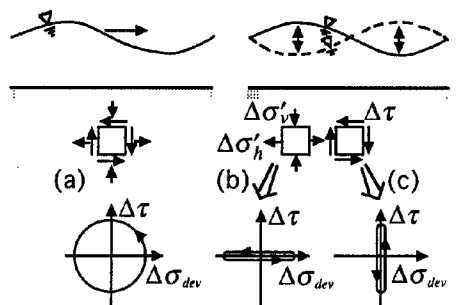
2. 遠心力場進行波造波水槽の概要

本研究では、遠心力場波浪実験法の適用範囲を拡張するために、フラップ型正弦波造波水槽の水路端に直立スリット壁型消波機構を配備した進行波造波水槽を試作した。造波水槽諸元の試算手順については、付録に記載している。

本研究で試作した造波水槽を Fig. 2 に示す。駆動源として 1.5 kW 容量の AC サーボモータ (Fig. 2 中 1) を用い、その回転運動を減速ギヤ (2)、偏心円盤 (3)、クランクシャフト (4) を介して、下端をヒンジ固定された造波板 (5) の往復運動に変換している。サーボモータの回転数を観測室内のポテンシオメータで調節することにより、0~13 Hz の間で波浪周波数を設定できる。本研究では主に 50 g 遠心力場での実験を想定しており、この場合通常重力場換算で周波数 0~0.26 Hz の波浪を生成しうることとなる。波浪振幅については、クランクシャフトの偏心円盤への取付け位置 (円盤中心からの偏心量で 5 mm~40 mm) により増減しうる。造波板のヒンジ固定点からクランクシャフト接合点までの高さは 190 mm である。

水路部は長さ 550 mm、幅 100 mm であり、50 g 遠心力場では長さ 27.5 m、幅 5 m に相当する。水路中央部には長さ 200 mm、深さ 100 mm のトレンチが設けられており、50 g 場において 5 m 層厚の地盤模型を作成することができる。本研究で採用した直立スリット壁式消波機構の概要を Fig. 3 に示す。本研究ではスリット開度 (水路幅に対するスリットの幅の総和の比) の値として 0.3 を用いている。スリット壁背面部の遊水室長は、50 mm~120 mm の範囲で 8 段階に調節可能となっている。

本装置を有効回転半径 2.5 m のビーム型遠心力載荷装置に搭載し、所定の遠心加速度を負荷した状態で造波実験を行う。その際、波浪載荷による地盤表面での液圧変動や地盤内の間隙圧変動を電気計測するとともに、アーム下部に設置した CCD カメラを用いて液面変動をビデオ観測する。ビデオ画像は実験終了後、ビ



$\Delta\sigma_{dev} = (\Delta\sigma_v' - \Delta\sigma_h')/2$: Deviatoric Stress Increment
 $\Delta\sigma_v'$: Vertical Effective Stress Increment
 $\Delta\sigma_h'$: Horizontal Effective Stress Increment
 $\Delta\tau$: Shear Stress Increment

Fig. 1 Stress paths induced below : (a) progressive wave ; (b) antinode of standing wave ; and (c) node of standing wave.

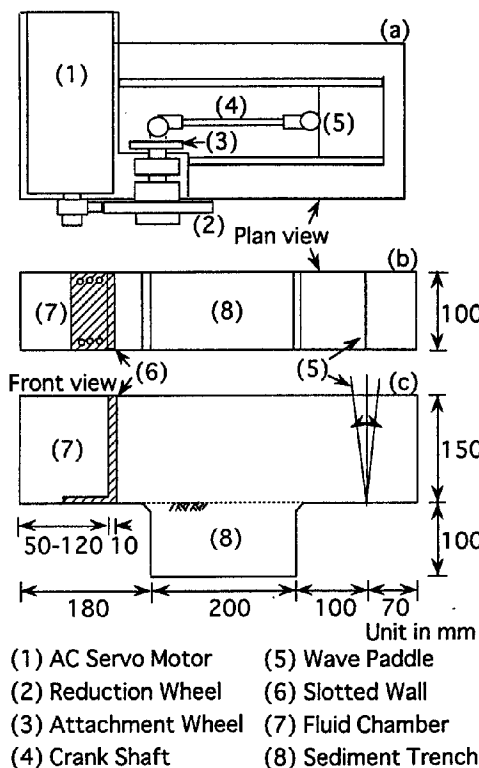


Fig. 2 Wave actuator with wave channel for generating progressive waves.

- (a) Plan view of wave channel with motor mounted
(b) Plan view of wave channel with motor removed
(c) Front view of wave channel

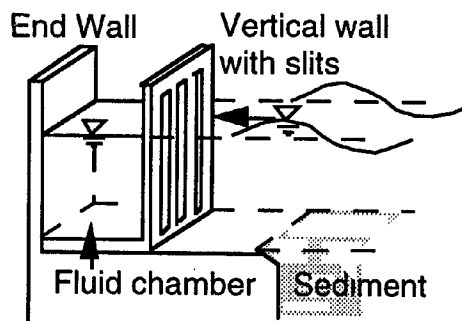


Fig. 3 Slotted-wall type wave absorbing unit.

デオデタイズボードを用いてパーソナルコンピュータに取り込み、液面変動の空間波形の特定に用いた。

3. 進行波造波水槽の性能評価

進行波造波水槽の造波特性を調べるために、30 g および 50 g の遠心加速度場において、トレンチを水平剛板で覆った状態で造波実験を行った（固定床実験）。この際、水路底上の相異なる 2 点（センサ No. 1：造波板より 120 mm, No. 2：造波板より 280 mm）で液圧変動を計測し、合田らの方法⁶⁾により反射率（進行波圧力振幅に対する後退波圧力振幅の比）を計算した。流体としては水と動粘性係数 50 cSt のシリコンオイルをそれぞれ用いて、波浪条件（液深、造波周波数、造波板振幅）および消波機構の構造条件（遊水室長）を変化させて、波浪反射率を計測した。

3.1 波浪反射率の計算方法

ここでは波浪反射率を、進行波（造波板より消波壁に向かって伝播する波）による圧力変動の振幅に対する後退波圧力振幅の比により定義する。

本装置により生成された波浪が規則的な正弦波と仮定すると、進行波圧力変動 p_f と後退波圧力変動 p_R は、それぞれ次式で表すことができる。

$$p_I = a_I \cos(kx - \omega t + \varepsilon_I) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$p_R = a_R \cos(kx + \omega t + \varepsilon_R) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 k ：波数、 ω ：波浪の角周波数、 a_I ：進行波の圧力振幅、 a_R ：反射波の圧力振幅、 ε_I ：進行波の位相、 ε_R ：後退波の位相である。

液圧計測 2 地点の造波板からの距離をそれぞれ x_1 (センサ No. 1) および $x_2 = x_1 + \Delta x$ (センサ No. 2) とすると、これら 2 点における液圧変動は、進行波による圧力変動と後退波による液圧変動の和で与えられる。

$$p_1 = (p_I + p_R)_{x=x_1} = A_1 \cos \omega t + B_1 \sin \omega t \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$p_2 = (p_I + p_R)_{x=x_2} = A_2 \cos \omega t + B_2 \sin \omega t \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 p_1 ： $x = x_1$ における液圧変動、 p_2 ： $x = x_2$ における液圧変動である。式 (1)～(4) を a_I および a_R について解くと次式を得る。

$$a_I = \frac{1}{2|\sin k \Delta x|} \{(A_2 - A_1 \cos k \Delta x - B_1 \sin k \Delta x)^2 + (B_2 + A_1 \sin k \Delta x - B_1 \cos k \Delta x)^2\}^{1/2} \quad \dots (5)$$

$$a_R = \frac{1}{2|\sin k \Delta x|} \{(A_2 - A_1 \cos k \Delta x + B_1 \sin k \Delta x)^2 + (B_2 - A_1 \sin k \Delta x - B_1 \cos k \Delta x)^2\}^{1/2} \quad \dots (6)$$

以上より反射率 K_R は次式で計算できる。

$$K_R = a_R/a_I \quad \dots\dots\dots (7)$$

式 (5) (6) において Δx は計測 2 地点間の距離で既知量である。パラメータ A_1 , B_1 , A_2 , B_2 については 2 地点における計測液圧変動より決定できる。本研究ではこれら 4 パラメータの決定に際し、2 地点における実測波形をカットオフ周波数 50 Hz のローパスフィルターに通した後の波形を用いている。波数 k については、微小振幅波理論に基づいて、実験における液深 h 、波浪の角周波数 ω および重力加速度 Ng の値を次式に代入することにより求めている。

$$\omega^2 = Ng \tanh kh \quad \dots\dots\dots (8)$$

3. 2 固定床造波実験結果

(1) 消波機構の性能評価実験

進行波造波水槽の消波効率を把握するために、クランクシャフト接合点における造波板振幅を 20 mm、スリット開度を 0.3 に固定し、遠心加速度 (30 g, 50 g)、遊水室長 (60 mm, 80 mm, 100 mm)、液深 (60 mm, 90 mm, 110 mm)、および造波板の周波数 (9 Hz, 10 Hz, 11 Hz, 11.5 Hz) を変化させて造波実験を実施した。

流体として水を用い、遠心加速度 50 g、液深 110 mm、波浪周波数 9 Hz、遊水室長 60 mm の場合で計測された液圧変動の時刻歴を Fig. 4 (a) に示す。図中の実線は実測圧力変動を、また破線はフィルタリング後の圧力変動波形を表している。同図中のフィルタリング後の波形より、2 計測点における液圧波形の位相ずれは小さいのに対し、振幅は大きく異なっていることがわかる。この場合の反射率は $K_R = 0.8$ である。

ビデオ画像より読み取った、互いに異なる三位相での空間波形を Fig. 4 (b) に示す。同図よりセンサ No. 1 と No. 2 の中間において液面変動の節点が発生されており、重複波的であることがわかる。

流体としてシリコンオイルを用い、遠心加速度 50 g、液深 60 mm、波浪周波数 11 Hz、遊水室長 100 mm の場合で計測された液圧変動の時刻歴を Fig. 5 (a) に示す。両地点における液圧変動を比較すると、位相は約 140 度ずれているのに対し、振幅は両地点でほぼ等しくなっている。本ケースにおける反射率は $K_R = 0.14$ とほぼ進行波的な波浪が生成できている。また異なる三位相における空間波形に着目すると、明確な節点は認められない (Fig. 5 (b) 参照)。

波浪反射率 K_R と波長に対する遊水室長比 l/L の関係を Fig. 6 に示す。図中の○印および△印は流体と

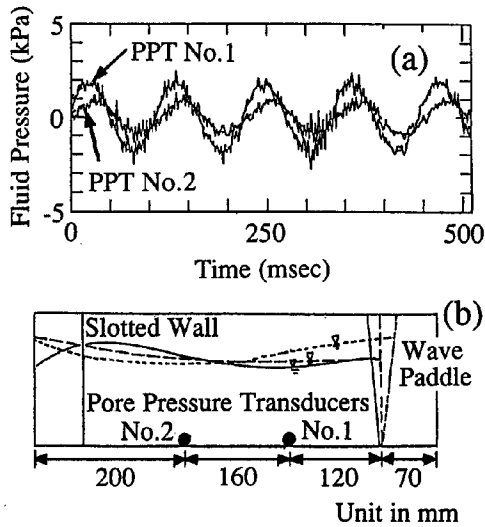


Fig. 4 (a) Measured fluid pressure-time histories and (b) spatial waveforms for the case of reflected amplitude ratio $K_R = 0.8$.

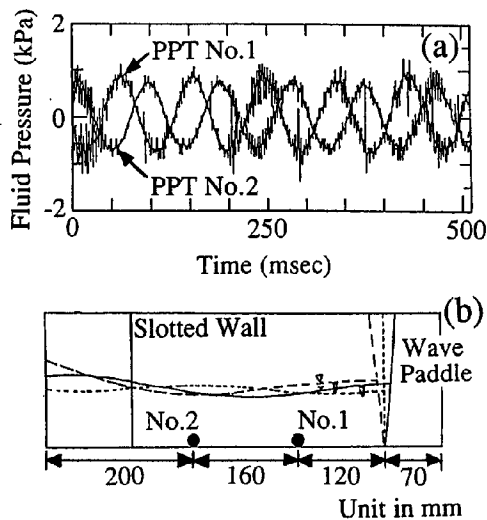


Fig. 5 (a) Measured fluid pressure-time histories and (b) spatial waveforms for the case of reflected amplitude ratio $K_R = 0.14$.

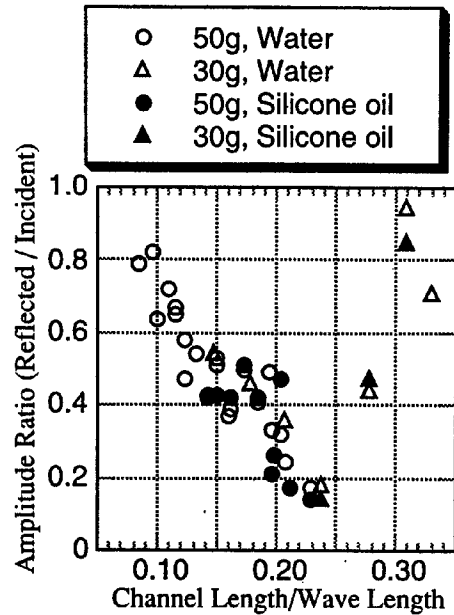


Fig. 6 Variation of reflected amplitude ratio with normalized channel length behind slotted wall.

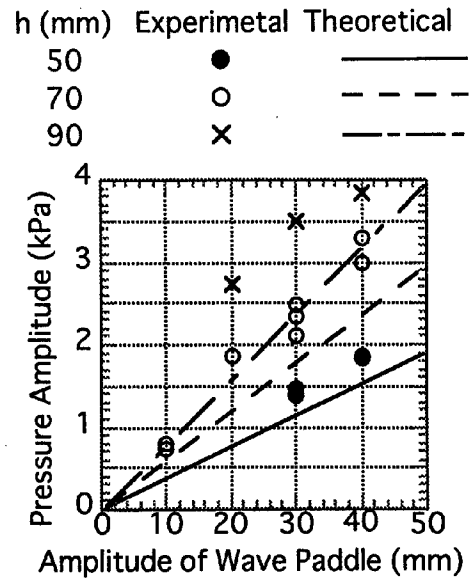


Fig. 7 Variation of generated pressure amplitude with amplitude of wave paddle.

して水を用いた場合、●印および▲印は流体としてシリコンオイルを用いた場合の反射率を示している。同図より、波浪条件や構造条件が異なる場合にも、反射率 K_R と波長に対する遊水室長比 l/L の間には強い相関関係のあることがわかる。特に、 $l/L = 0.2 \sim 0.25$ において反射率が極小となり、最小値で $K_R = 0.14$ とほぼ進行波と見なせる波浪を造波できていることがわかる。また流体として水とシリコンオイルを用いた場

合で、 $K_R \sim l/L$ 関係に有為な差異は認められない。

(2) 進行波造波特性の評価実験

波浪による海底地盤の不安定化現象では、海底地盤内に誘起される繰返しせん断応力比 $\chi = \tau/\sigma'_{v0}$ が重要なパラメータとなる。多孔質弾性体理論によると、繰返しせん断応力比は海底面での液圧振幅 p_0 に比例する⁷⁾。

$$\chi = \tau/\sigma'_{v0} = p_0 k / \gamma' \cdot e^{kz} \quad (z \leq 0) \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここに、 τ ：繰返しせん断応力、 γ' ：液体中の土の有効単位体積重量、 z ：海底面からの標高である。

遠心加速度を 50 g、スリット開度を 0.3、造波板の周波数を 11.5 Hz に固定して、造波板振幅（クランクシャフト接合点で 10 mm, 20 mm, 30 mm, 40 mm）、遊水室長（60 mm, 80 mm, 100 mm）および液深（50 mm, 70 mm, 90 mm）を変化させて造波実験を行い、波浪反射率が $K_R \leq 0.2$ と進行波が生成されたと見なせる全 16 ケースについて、液圧振幅 p_0 とクランクシャフト接合点での造波板振幅 S の関係を Fig. 7 に示す。図中のプロット点は各ケースで 2 点で計測した液圧振幅の平均値と造波板振幅の関係を、また実線、破線および一点鎖線は造波理論⁸⁾に基づき式(10)より計算した液圧振幅と造波板振幅の関係を、それぞれ表している。

$$p_0 = S \frac{h}{h_c} \frac{\gamma_f}{\cosh kh} \frac{2 \sinh kh}{kh} \frac{1 - \cosh kh + kh \sinh kh}{\sinh kh \cosh kh + kh} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここに、 h_c ：ヒンジ点からクランクシャフト接合点までの距離、 γ_f ：遠心力場における流体の単位体積重量（471 kN/m³）である。

Fig. 7 より、実測液圧振幅は理論値に比べやや大きな値を示すものの、両者は概ねよい対応を示しているといえる。実測値に比べ理論液圧振幅が小さくなる一因として、理論液圧振幅ではコリオリ効果⁹⁾を考慮していないことが考えられる。

4. 進行波による砂質地盤の間隙圧応答実験

上述の進行波実験システムを用いて、50 g 遠心力場において砂質トレンチ地盤の波浪応答実験を行った。動的遠心模型実験における粘性スケーリングを考慮して、間隙流体として粘度 50 cSt のシリコンオイルを用い、クランクシャフト接合部における造波板振幅 30 mm、液深 90 mm、波浪周波数 11.5 Hz、スリット開度 0.3、遊水室長 100 mm に設定した。これは通常重力場換算で水深 4.5 m、波浪周波数 0.23 Hz に相当する。気乾状態の Leighton Buzzard 砂（土粒子比重 2.65、平均粒径 0.15 mm、最大間隙比 1.07、最小間隙比 0.64）を脱気したシリコンオイルにスプーンで少量ずつ投入することにより模型地盤を作成した。実験における間隙圧計の配置を Fig. 8 に示す。

緩詰め砂（平均間隙比 0.91、地盤層厚 98 mm）の波浪応答実験で計測されたトレンチ地盤上（Fig. 8 中 No. 2）の液圧変動、地表面下 18 mm の深度（No. 2-1、初期有効土かぶり圧 $\sigma'_{v0} = 7.5$ kPa）における間隙圧応答、および地表面下 48 mm の深度（No. 2-2、 $\sigma'_{v0} = 20.2$ kPa）における間隙圧応答の時刻歴を Fig. 9 (a)～(c) に示す。本ケースにおいて間隙圧計 No. 1 と No. 3 による計測液圧変動より算定した波浪反射率は 0.18 であり、ほぼ進行波的な波浪による載荷が実現できている。Fig. 9 (b) (c) 中の実線は実測間隙圧応答を、破線は平均的な残留間隙圧の時間変化をそれぞれ表している。Fig. 9 (b) より波浪載荷とともに残留間隙圧が 1.5 kPa まで上昇し、計測時間内では残留間隙圧が消散していないことがわかる。ただし、最大残留間隙圧値は初期有効土かぶり圧には至らず、液状化は生じていない。なお本ケースの波浪条件で式(9)より算定した地表面での繰返しせん断応力比は 0.09 となる。

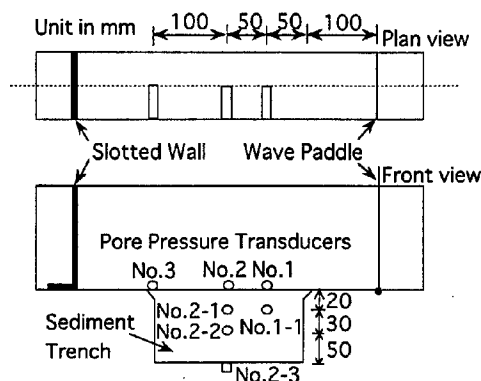


Fig. 8 Location of pore pressure transducers (PPTs) for wave loading tests on sand deposits.

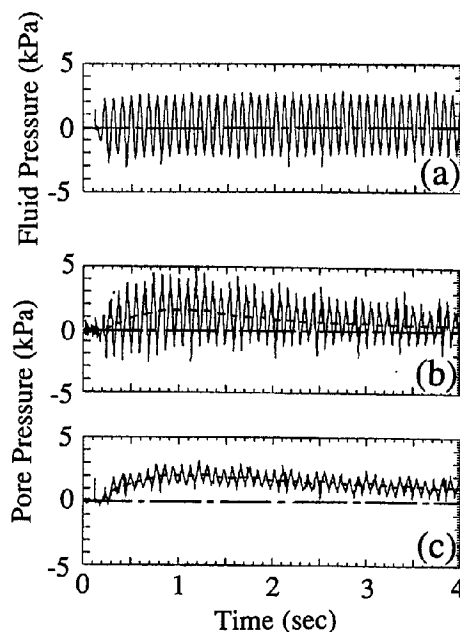


Fig. 9 Pore pressure responses in a loose sand deposits.

- (a) Fluid pressure-time history at seabed surface
- (b) Pore pressure-time history 18 mm below the surface
- (c) Pore pressure-time history 48 mm below the surface

5. 結 論

本研究では海底地盤や海洋構造物の安定性を地盤工学的視点より調査するための有効な手段として遠心力場波浪実験法を位置づけ、スペース上制約の強いビーム型遠心力载荷装置上でも使用しうる進行波造波システムを新たに開発した。本システムを用いて波浪条件（液深、波浪周波数）および消波機構の構造条件（遊水室長）を変化させて造波実験を行い波浪反射率を計測したところ、反射率 K_R は波長に対する遊水室長比 l/L に強く依存し、 $l/L = 0.2 \sim 0.25$ で極小値 $K_R = 0.14$ を得た。波浪の伝播媒質として水を用いた場合と、粘性スケーリングを考慮してシリコンオイルを用いた場合では、消波効率に差異は認められなかった。また進行波と見なせる場合（反射率 $K_R \leq 0.2$ ）に、海底面における液圧振幅と造波板振幅の関係について調べたところ、実測による $p_0 \sim S$ 関係は理論値と概ねよい対応を示した。

本システムを用いて生成した進行波を模型細砂地盤に载荷し、地盤内の間隙圧応答を観測した。その結果、波浪载荷に伴い残留間隙圧が蓄積する現象は見られたものの、残留間隙圧の最大値が初期有効土かぶり圧レベルに達する液状化には至らなかった。今後、より大きなせん断応力比の下での波浪応答実験を行うとともに、進行波および重複波载荷による地盤応答を詳細に比較する必要がある。

付録 遠心力場進行波造波水槽の設計試算

ここでは、本研究で開発した進行波造波水槽のベースとなる設計試算について述べる。想定した波浪水槽

の概略を Fig. A1 に示す。使用するビーム型遠心力载荷装置の実験スペース上の制約を勘案し、総水路長は 55 cm としている。造波機構としては、既に開発している重複波造波装置と同様のフラップ型造波機構を採用する。地盤模型を収容するためにトレンチ部を水路中央部に設ける。進行波生成のために消波機構を水路端に配備する。消波機構としては直立スリット壁型消波機構を採用する。

1. 波浪条件の設定

豊浦標準砂を用いたせん断応力一定主応力回転試験⁵⁾によると、主応力方向の回転数 100 回に対応する液状化せん断応力比 χ は、相対密度 D_r および静止土圧係数 K_0 の関数として次式で与えられる。

$$\chi = 0.0019D_r \frac{1 + 2K_0}{3} \quad \dots\dots\dots \text{付一(1)}$$

ここで $D_r = 50\%$ 、 $K_0 = 0.5$ を代入すると、 $\chi = 0.063$ を得る。本試算では波浪負荷の一つの目安としてせん断応力比 $\chi = 0.1$ の達成を目標とした。

完全に飽和した海底地盤上に正弦波が入射した場合に、地盤表面に動員されるせん断応力比 χ は式(9)で与えられる。一方フラップ式造波機構の場合、生成波浪が碎波しないという条件の下で、進行波液圧振幅 p_0 とクランクシャフト接合点での造波板振幅 S との間に式(10)の関係が成立する。ここで、既開発の重複波造波水槽の諸元を参考に、 $S = 40 \text{ mm}$ 、 $h_c = 190 \text{ mm}$ として、式(9)、(10)、付一(1)より計算したせん断応力比と波浪周波数の関係を Fig. A2 に示す。ここに 50 g 遠心加速度場での実験を考慮して、土の有効単位体積重量 $\gamma' = 402 \text{ kN/m}^3$ 、流体の単位体積重量 $\gamma_f = 471 \text{ kN/m}^3$ を採用している。Fig. A2 によると、同じ波浪周波数であれば、液深が大きいほど動員される応力比が大きく、海底地盤の塑性挙動を誘発するのに有効であることがわかる。ちなみに $\chi = 0.1$ を動員するためには、水深 80 mm 以上、波浪周波数 10 Hz 以上とする必要がある。

なお、遠心加速度 50 g 場における波浪周波数 10 Hz は、通常重力場換算で 0.2 Hz に相当し、台風時等における波浪周波数 (0.1 Hz 程度) と比較してやや高周波になるが、概ね合理的な周波数が設定されていると考えられる。

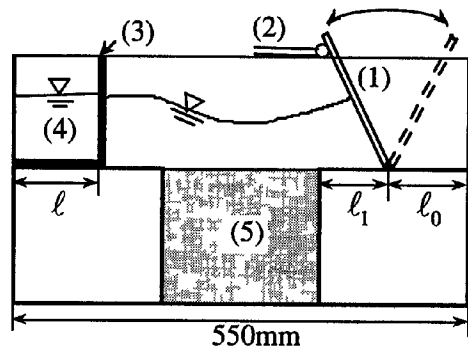
2. 液面の上方障害物への接触について

次に液面の上方障害物、すなわち偏心円盤への接触の有無について検討する (Fig. A3)。ただし偏心円盤の回転中心は、造波板が中立位置にあるときの造波板とクランクシャフトの連結点と同じレベルにあるとする。ここでは重複波造波水槽の諸元³⁾より、水路底面より $h_c = 190 \text{ mm}$ の位置に偏心円盤の回転中心があるとする。

水路端において波浪が全反射し、波浪振幅が入射波振幅の 2 倍となる場合を考える (多重重複反射は考慮しない)。偏心円盤の半径 $r_d = 50 \text{ mm}$ として、偏心円盤が液面に抵触しない条件より、 h_c の下限値 h_{cmin} を次式により与えることができる。

$$h_{cmin} = h + 2a + r_d \quad \dots\dots\dots \text{付一(2)}$$

式(9)に基づいて、液深が 100 mm、波浪周波数が 12 Hz の場合に、波浪振幅は最大値 $a = 15 \text{ mm}$ とする。



(1) Wave Paddle (4) Fluid Chamber
(2) Crank Shaft (5) Sediment Trench
(3) Slotted Wall

Fig. A1 Progressive Wave Generator.

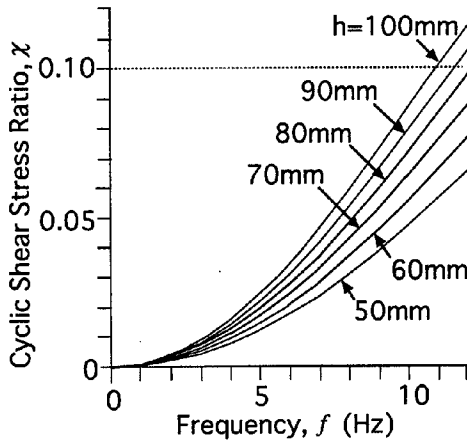


Fig. A2 Variation of shear stress ratio χ with frequency f and fluid depth h .

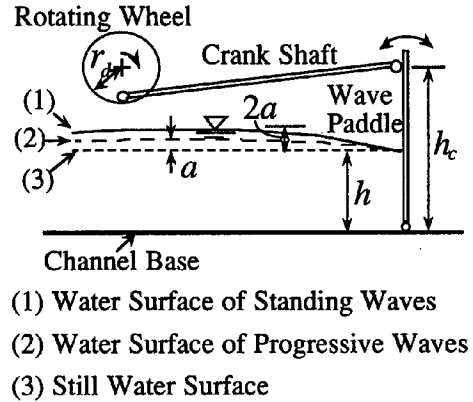


Fig. A3 Assessment of clearance between water surface and rotating wheel.

したがって式付-(2)より, $h_{cmin} = 180 \text{ mm} < h_c = 190 \text{ mm}$ となる。すなわち, 液面は偏心円盤に抵触しないと判断できる。

3. 造波板背面部の遊水室長

造波板背面部の遊水室長 l_0 については, 以下のように決定する。まず造波板が背面側に最大に傾いた時点での平均水位を, 質量保存の考え方に基づいて計算する (Fig. A4)。すなわち造波板背面にある流体の体積が一定とすると, 同図で $V_1 = V_2$ である。造波板中立位置での水深 h , 平均水位の上昇分 Δh とすると, l_0 と Δh の関係は次式で与えられる。

$$l_0 = \left(\frac{h}{2\Delta h} + 1 + \frac{\Delta h}{2h} \right) \frac{h}{h_c} S \quad \text{付-(3)}$$

上式に $h = 100 \text{ mm}$, $h_c = 190 \text{ mm}$, $S = 40 \text{ mm}$ を代入し, 水位変化の許容値として越水時の水位変化の半分 $\Delta h = 25 \text{ mm}$ (重複波造波水槽の水槽深さ 150 mm を採用) を採用した場合, $l_0 = 66 \text{ mm}$ となる。ここでは $l_0 = 70 \text{ mm}$ を採用した。

4. 造波板からトレンチまでのアプローチ長

造波理論⁸⁾によると, フラップ型造波機構による正弦波造波の場合, 速度ポテンシャル ϕ は次式で表現される。

$$\phi = A \cosh[k(z+h)] \sin(kx - \omega t) + \cos \omega t \sum_{n=1}^{\infty} C_n e^{-k_n x} \cos[k_{3n}(z+h)] \quad \text{付-(4)}$$

ここに

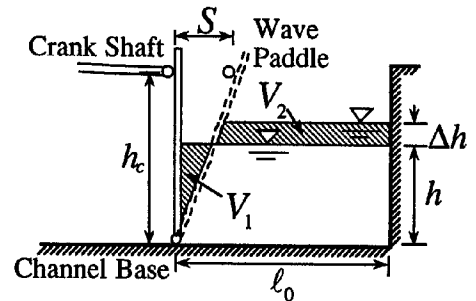


Fig. A4 Determination of channel length behind wave paddle l_0 .

$$A = \frac{2\omega S_0}{k[\sinh 2kh + 2kh]} \left[\sinh kh + \frac{1 - \cosh kh}{kh} \right] \quad \text{付-(5)}$$

$$C_n = -\frac{2\omega S_0}{k_{3n}[\sin 2k_{3n}h + 2k_{3n}h]} \left[\sin k_{3n}h + \frac{\cos k_{3n}h - 1}{k_{3n}h} \right]$$

式付-(4)、付-(5)において、波数 k および k_{3n} は次の分散関係式より決定される。また式付-(5)中 S_0 は、平均水面における造波板振幅を表す。

$$\omega^2 = N g k \tanh kh = -N g k_{3n} \tan k_{3n} h \quad \text{付-(6)}$$

なお、式付-(4)の右辺第一項は進行波成分を、また第二項は減衰重複波成分を表している。

水路底面 ($z = -h$) における圧力変動 p_0 は次式のようになる。

$$p_0 = -\frac{\gamma_f}{N g} \left[\frac{\partial \phi}{\partial t} \right]_{z=-h} = \frac{\gamma_f}{N g} \left[A \cos(kx - \omega t) + \sin \omega t \sum_{n=1}^{\infty} C_n e^{-k_{3n}x} \right] \quad \text{付-(7)}$$

したがって、進行波成分に対する重複波成分の圧力振幅の比率を r と表示すると、次式のようになる。

$$r = \frac{\sum_{n=1}^{\infty} C_n e^{-k_{3n}x}}{A} \quad \text{付-(8)}$$

式付-(8)より、造波板より十分遠方では重複波成分を無視しうること、ただし造波板近傍では重複波による圧力変動の寄与を正確に見積る必要があることがわかる。

遠心加速度 50 g、波浪周波数 11 Hz、水深 $h = 50$ mm, 70 mm, 90 mm の場合について、圧力振幅比 r の水平方向分布を **Fig. A5** に示す。同図によると、造波板より水深分離れた位置において、 $r < 0.15$ となっている。理想的な進行波圧力変動をトレンチ地盤に載荷するためには、造波板からトレンチ端までのアプローチ部を十分長くとりアプローチ部に重複波成分を十分減衰せしめる必要がある。本研究では最大水深 100 mm を想定して、水深と同等のアプローチ長 $l_1 = 100$ mm を採用した。

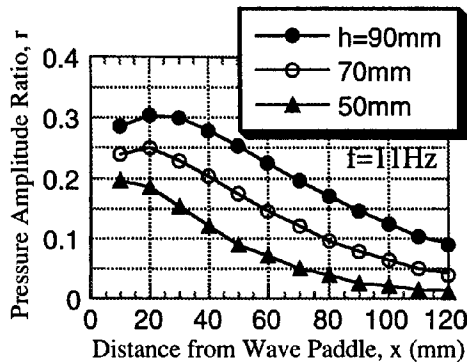


Fig. A5 Variation of pressure amplitude ratio near wave paddle.

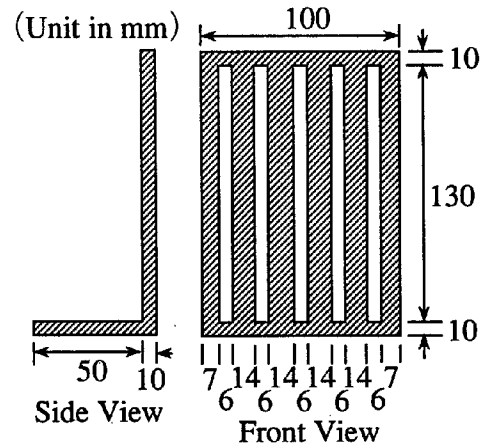


Fig. A6 Slotted wall for wave absorption (slit openness $\varepsilon = 0.3$).

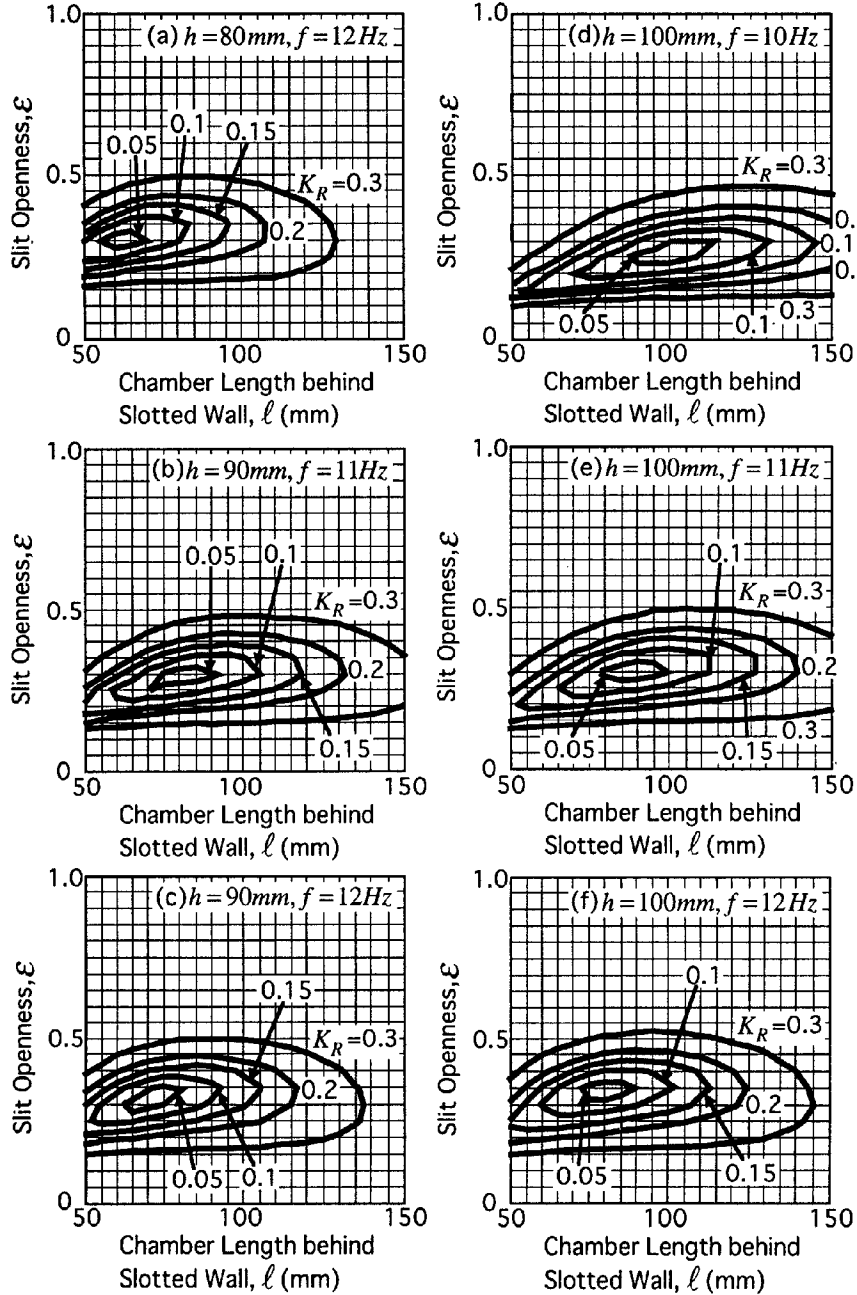


Fig. A7 Contours of reflected amplitude ratio.

5. 直立スリット壁式消波機構の諸元

Fig. A2を参考に、応力比 $\chi = 0.1$ を動員することを目指として、液深 h と波浪周波数 f の組み合わせを次のように考えた。 $(h, f) = (80 \text{ mm}, 12 \text{ Hz}), (90 \text{ mm}, 11 \text{ Hz}), (90 \text{ mm}, 12 \text{ Hz}), (100 \text{ mm}, 10 \text{ Hz}), (100 \text{ mm}, 11 \text{ Hz}), (100 \text{ mm}, 12 \text{ Hz})$ 。これら6ケースに対して、谷本らの方法¹⁰⁾に従い、直立スリット壁式消波機構の消波効率を評価した。なお、ここではスリット壁の水路底への固定を考慮して、断面形状としてはFig. A6に示すようなL字形を想定した。すなわち、スリット壁の厚さを10 mmとすると、スリット壁背面の遊水室内の平均水深は水路の平均水深より10 mm小さくなる。入射波振幅については、造波板

のクランクシャフト連結点における振幅 $S = 40 \text{ mm}$ に対応した値を造波理論⁸⁾を基に算出し、それを消波効率の算定にあたり採用している。

上述の液深と波浪周波数の各組について、スリット壁背面の遊水室長 l を $50 \text{ mm} \sim 150 \text{ mm}$ に、またスリット開度 (スリット総幅/水路幅) ε を $0.1 \sim 1.0$ にそれぞれ変化させることにより波浪反射率 (後退波振幅/進行波振幅) K_R の一連の値を求めた。これらを K_R のコンター図の形で示すと、**Fig. A7 (a) ~ (f)** のようになる。これらの図より、スリット開度については各ケースとも $\varepsilon = 0.3$ 前後で反射率が極小となることがわかる。したがって、スリット開度としては $\varepsilon = 0.3$ を代表値として採用することにした。遊水室長については、 $l = 50 \text{ mm}$ から 120 mm まで変化させうる構造を採用する。

実際に採用したスリット壁の具体的寸法は **Fig. A6** に示すとおりである。

参考文献

- 1) 谷 和夫・W. H. Craig : シェイク・ダウン (SHAKE DOWN) - 波浪荷重を受ける大型スカート基礎の破壊メカニズムの実験的検討 -, 第 39 回土質工学シンポジウム発表論文集, 土質工学会, 1994, pp. 203-210.
- 2) Sekiguchi, H., K. Kita and O. Okamoto : Centrifuge Modelling of Wave-Induced Instability of Sand Beds, Proc. 3rd NTU-KU-KAIST Tri-Lateral Seminar/Workshop on Civil Engineering, Taejon, 1993, pp.199-204.
- 3) Sekiguchi, H., K. Kita and O. Okamoto : Wave-Induced Instability of Sand Beds, Proc. Int. Conf. CENTRIFUGE94, 1994, pp. 295-300.
- 4) Sekiguchi, H., K. Kita and O. Okamoto : Response of Poro-Elastoplastic Beds to Standing Waves, Soils and Foundations, Vol. 35, No. 3, 1995, pp. 31-42.
- 5) Ishihara, K. and A. Yamazaki : Analysis of Wave-Induced Liquefaction in Seabed Deposits of Sand, Soils and Foundations, Vol. 24, No. 3, 1984, pp. 85-100.
- 6) 合田良実・鈴木康正・岸良安治・菊地 治 : 不規則波実験における入・反射波の分離推定法, 港湾技術研資料, No. 248, 1976, 24PP.
- 7) Madsen, O. S. : Wave-Induced Pore Pressures and Effective Stresses in a Porous Bed, Geotechnique, Vol. 28, No. 4, 1978, pp. 377-393.
- 8) Hughes, S. A. : Chap. 7 Laboratory Wave Generation, Physical Models and Laboratory Techniques in Coastal Engineering, World Scientific Pub. Co., 1993, pp. 333-457.
- 9) Sekiguchi, H. and R. Phillips : Generation of Water Waves in a Drum Centrifuge, Proc. Int. Conf. CENTRIFUGE91, 1991, pp. 343-350.
- 10) 谷本勝利・吉本靖俊 : 直立消波ケーソンの反射率に関する理論及び実験的研究, 港湾技術研究所報告, 第 21 巻, 第 3 号, 1982, pp. 42-77.