
投稿論文
Paper

グラベルパイルによる改良地盤内の過剰間隙水圧、 体積変化量の計算方法

A METHOD TO CALCULATE EXCESS PORE PRESSURES AND SURFACE SETTLEMENTS OF THE GROUND IMPROVED BY GRAVEL PILES

田中幸久*

By Yukihisa TANAKA

In this research, a new designing method of gravel pile systems against liquefaction of level ground during earthquakes is proposed. The proposed method has some advantages over the existing methods. Small scale vibration tests were performed in order to verify the applicability of the proposed method. As for the behavior of excess pore pressures in the improved ground and surface settlements of the improved ground, experimental results indicated satisfactory coincidence with calculated results.

Keywords: liquefaction, ground improvement, gravel pile, design

1. はじめに

ゆるい飽和砂地盤に耐震設計が必要とされる構造物を設置する際、飽和砂地盤の地震時液状化の問題は、設計上きわめて重要な位置を占める。対象とする飽和砂地盤が設計地震入力に対して液状化すると判定された場合、何らかの対策が必要とされる場合が多い。一方、具体的な液状化対策となるとサンドコンパクションパイル工法に代表される締固めによる地盤改良工法が現在に至るまで主流である。しかし、締固め工法は、騒音・振動を伴うため市街地、既設重要構造物の周辺での施工には適していない。締固め工法のもつこうした欠点を補う目的で、締固め工法とは改良原理の異なる液状化対策工法が近年提案されている。そのうちの1つに、礫のように砂よりも大きな透水性を有する材料から成る柱を排水工として地中に設置することによって、地震時における砂層内の過剰間隙水圧上昇を抑えて液状化を防止しようとするものがある。通常、このような目的で設置される礫の柱をグラベルドレーンまたは碎石ドレーンとよぶことが多いが、近年、柱以外の形体で用いられることもあるので、

本論文では既報告¹⁾と同様に特に円柱として用いられるものに関しては、グラベルパイルとよぶことにしたことをあらかじめ断っておく。グラベルパイルに関する研究としては、シード (Seed, H. B.) ら²⁾が行った解析的研究がある。彼らは、水平地盤上に等間隔に配置されたグラベルパイルによる改良地盤の問題をいくつかの仮定のもとに有限要素法を用いて解析し、その結果を図にして示している。著者らは、既報において、改良地盤内に発生した過剰間隙水圧の消散機構に着目した実験を行い、その実験結果に基づき、改良地盤内の地震時過剰間隙水圧の計算式を提案した¹⁾。本論文においては、著者らがすでに提案している過剰間隙水圧の計算式を拡張し、より一般的な条件の下で計算できるように改良するとともに沈下量の計算方法も提案した。さらに、本報告の後半部分では、小型模型振動台実験を行い、提案した計算方法による計算結果と実験結果を比較するとともに改良地盤の安定性に関する間隙水圧以外の面 (地表面の加速度応答の大きさ、地表面沈下量) に関して考察を行った。

2. 改良地盤内の過剰間隙水圧と地表面沈下量 に関する新たな算定方法

(1) 算定方法の概要

* 正会員 工修 (財)電力中央研究所我孫子研究所立地部土質研究室担当研究員
(〒270-11 我孫子市我孫子 1646)

本論文で提案する算定方法は、次に示すように大きく2つに分かれる。

- a. 方法1：加振中のグラベルパイルからの排水による周辺地盤のせん断特性変化を考慮しない方法
- b. 方法2：加振中のグラベルパイルからの排水による周辺地盤のせん断特性変化を考慮する方法

上記の方法1, 方法2は、シードらによる提案図表を直接利用する方法に比べて次のような点が優れている。

- ① グラベルパイルの透水性が間隙水圧の消散速度に及ぼす影響を定量的に考慮できる。
 - ② 非排水条件下における間隙水圧上昇曲線の形状を考慮できる。
 - ③ 地表面沈下量を計算することができる。
 - ④ 不規則載荷時の計算をそれと等価な規則載荷の問題に置き換えることなく行うことができる。
- さらに、方法2の場合には次の点の特徴である。
- ⑤ 加振中のグラベルパイルからの排水による周辺地盤のせん断特性変化を考慮できる。

方法1, 方法2により改良地盤内の過剰間隙水圧を計算することは、それぞれ次の微分方程式を解くことに帰着する。なお、式の誘導過程については(2)以降で明らかにする。

(方法1)

$$\frac{\partial \bar{\tau}_u}{\partial t} = \frac{\partial(N_{eq}/N_i)}{\partial t} \beta \left(\bar{\tau}_u + \frac{1}{e^\beta - 1} \right) - \alpha \bar{\tau}_u \dots \dots \dots (1)$$

(方法2)

$$\frac{\partial \bar{\tau}_u}{\partial t} = \frac{\partial(N_{eq}/N_i)}{\partial t} \beta \left(\bar{\tau}_u + \frac{1}{e^\beta - 1} \right) \exp \left\{ -\frac{3 m_v \alpha}{m' \left(\frac{\tau_a}{\sigma'_{vo}} \right)^3} \times (1 - \bar{\tau}_u) \int_0^t \bar{\tau}_u dt \right\} - \alpha \bar{\tau}_u \dots \dots \dots (2)$$

記号の説明は、文末に記す。改良地盤内の水平断面内に生じる平均的な体積ひずみ $\bar{\epsilon}_v$ は、次式により求められる。

$$\bar{\epsilon}_v = \sigma'_{vo} m_v \alpha \int_0^t \bar{\tau}_u dt \dots \dots \dots (3)$$

ちなみに、規則波の加振中には、式(1), (2)の右辺に含まれる $\partial(N_{eq}/N_i)/\partial t$ は一定値 $((N_{eq}/N_i)/t_d)$ となるので、式(1)に関しては厳密解を得ることができる。さらに、式(1)の厳密解として得られる $\bar{\tau}_u$ に関する式を式(3)に代入して積分することにより $\bar{\epsilon}_v$ に関する厳密解を得ることができる。このようにして得られた規則載荷の場合の厳密解を表-1に示す。

- (2) グラベルパイルの透水性が間隙水圧の消散速度に及ぼす影響を考慮する方法
グラベルパイル自身の透水性が大きいほど、周辺地盤

表-1 規則波が作用する改良地盤内の間隙水圧比 ($\bar{\tau}_u$) と体積ひずみ ($\bar{\epsilon}_v$) (方法1)

時刻 項目	$0 \leq t \leq t_d$
$\bar{\tau}_u$ (ただし、 $(\bar{\tau}_u)_{max} < 1$)	$\frac{N_{eq}}{N_i} \frac{\beta}{e^\beta - 1} \left[1 - \exp \left\{ \left(\frac{N_{eq}}{N_i} \frac{\beta}{t_d} - \alpha \right) t \right\} \right]$
$\bar{\epsilon}_v$ (ただし、 $(\bar{\epsilon}_v)_{max} < 1$)	$m_v \alpha \sigma'_{vo} \frac{N_{eq}}{N_i} \frac{\beta}{e^\beta - 1} \times \left[t + \frac{1}{\frac{N_{eq}}{N_i} \frac{\beta}{t_d} - \alpha} \left\{ 1 - \exp \left(\frac{N_{eq}}{N_i} \frac{\beta}{t_d} t - \alpha t \right) \right\} \right]$

に発生した過剰間隙水圧の消散速度が大きい。そのためには、グラベルパイルとして用いる礫材料の粒径をできるだけ大きくする必要がある。しかし、グラベルパイルの目詰まりを未然に防ぎ、長期間の有効性を保持するには、使用する礫材料の粒径に上限を設定する必要がある。したがって、グラベルパイルの透水性を砂に比べて限りなく大きくすることは現実的には不可能であり、その場合、グラベルパイルの透水性が改良効果に影響を及ぼす可能性がある。本節では、グラベルパイルの透水性を考慮した間隙水圧消散解析結果に基づき、グラベルパイルの透水性を定量的に評価する方法について述べる。

a) グラベルパイルの透水性を考慮した圧密方程式と解の誘導

以下に示す解析手法は、吉国ら³⁾が示したものと基本的には同一である。すなわち、具体的には、グラベルパイルの透水性を考慮して次に示す熱伝導型の線形圧密方程式を解いた。

$$C_{vr} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right) + C_{vz} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \frac{\partial u}{\partial t} \dots \dots \dots (4)$$

座標軸の定め方と境界条件を図-1(a)に示す。また、初期過剰間隙水圧分布を図-1(b)に示す。さらに、吉国らと同様な考え方でグラベルパイル中の微小要素A(図-1(a)参照)に出入りする水量に関する連続性を考慮して得られた次式を条件として加えることにより、グラベルパイルの透水性を考慮した。

$$\left(\frac{r_w}{2} \frac{k_w}{k_r} \right) \left(\frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right)_{r=r_w} + \left(\frac{\partial u}{\partial r} \right)_{r=r_w} = 0 \dots \dots \dots (5)$$

図-1(a)に示す境界条件、図-1(b)に示す初期条件、式(5)に示す条件のもとで基本方程式(4)を解けば次の解が得られる。

$$u_m(t) = \frac{4}{\pi} \frac{N}{N^2 - 1} \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} C_{mn} P_{mn} \frac{1}{(2m+1)} \cdot \left[-D_1 \left(\frac{P_{mn}}{N} \right) \right] \times \exp \left[- \left\{ 4 P_{mn}^2 \right. \right.$$

$$+ \left(\frac{C_{vz}}{C_{vr}} \right) \left(\frac{r_e}{H} \right)^2 (2m+1)^2 \pi^2 T_r \dots\dots\dots (6)$$

$$C_{mn} = \frac{-\frac{E_m}{P_{mn}N} D_1 \left(\frac{P_{mn}}{N} \right)}{\frac{1}{2} \left[D_0^2 \left(\frac{P_{mn}}{N} \right) - \frac{1}{N^2} D_0^2 \left(\frac{P_{mn}}{N} \right) - \frac{1}{N^2} D_1^2 \left(\frac{P_{mn}}{N} \right) \right]} \dots\dots\dots (7)$$

さらに，

$$E_m = \frac{2u_0}{2m+1} \pi \left[a \cos \left(\frac{2m+1}{2} \pi a \right) - b \cos \left(\frac{2m+1}{2} \pi b \right) \right] + \frac{2u_0}{\left(\frac{2m+1}{2} \pi \right)^2} \cdot \left[\sin \left(\frac{2m+1}{2} \pi b \right) - \sin \left(\frac{2m+1}{2} \pi a \right) \right] \dots\dots\dots (8)$$

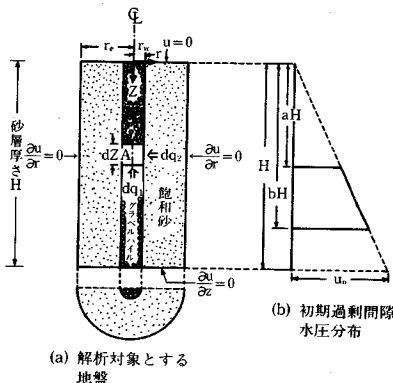
であり， $P_{mn} (m=0, 1, 2, \dots; n=1, 2, 3, \dots)$ は次の方程式の解である。

$$\frac{D_0 \left(\frac{P_{mn}}{N} \right)}{\frac{P_{mn}}{N} D_1 \left(\frac{P_{mn}}{N} \right)} = -\frac{R}{(2m+1)^2} \quad (m=0, 1, 2, \dots) \dots\dots\dots (9)$$

ただし， P_{mn} の大小関係は次のとおりである。

$$0 < P_{m1} < P_{m2} < P_{m3} < \dots \dots\dots (10)$$

自然に堆積した砂層は，砂自身の異方性と地盤中に存在する粘土のシームにより鉛直方向の透水性は水平方向に比べて小さいことが多いものと思われる。また，層厚の大きな地盤にグラベルパイルを比較的小さい間隔で設置する場合には水平方向の排水距離が鉛直方向に比べて圧倒的に小さいために地盤内の過剰間隙水圧の消散速度に与える鉛直方向の透水性の影響は比較的小さいものと考えられる。以上に述べた理由により，本報告においては，鉛直方向透水係数 k_z を 0 (ゼロ) とした解を用いて以降の議論を進めることにする。ちなみに， $k_z=0$ の



図一 間隙水圧消散解析における境界条件と初期条件

場合には，平均圧密度 $U (=1 - u_m/u_{m(t=0)})$ と時間係数 T_r の関係は，初期過剰間隙水圧分布を表わすパラメーター a, b ，杭径比 N ，ウェルレジスタンス係数 R によってのみ定まる。

b) 解析結果の検討

式 (6) に示した解に基づき計算した平均圧密度と時間係数の例を図一2中の実線で示す。一方，吉国によれば，式 (9) を満足する P_{mn} はすべて正であり最小のものは P_{01} である⁴⁾。したがって， $k_z=0$ で T_r が十分に大きい場合は，式 (6) は次式により近似できる。

$$u_m(t) \approx \frac{4}{\pi} \frac{N}{N^2-1} \frac{C_{01}}{P_{01}} \left[-D_1 \left(\frac{P_{01}}{N} \right) \right] \exp(-4 P_{01}^2 T_r) \dots\dots\dots (11)$$

すなわち， T_r が十分大きい場合には， $u_m(T_r)$ は次の形の式で表わせる。

$$u_m(t) = u_m(t=0) \exp(-\alpha'' T_r) \quad (\alpha'' \text{ は定数}) \dots\dots (12)$$

次に，式 (12) が近似的に全消散過程で成立するとして，全般的な近似度が高まるように α'' を定めることにする。すなわち，圧密度 U が 0.5 の場合に式 (6) と式 (12) との T_r が一致するように α'' を定めると式 (12) は，次のように表わされる。

$$u_m(t) = u_m(t=0) \exp(-\ln 2 / T_{r50} \cdot T_r) \dots\dots\dots (13)$$

式 (6) に基づいて計算した $U \sim T_r$ 関係と式 (13) に基づいて計算した $U \sim T_r$ 関係を比較したものが図一2である。間隙水圧消散の初期の段階を除いて比較的よく一致しているといえる。次に，式 (13) を次のように書きかえる。

$$u_m(t) = u_m(t=0) \exp(-\alpha' t) \dots\dots\dots (14)$$

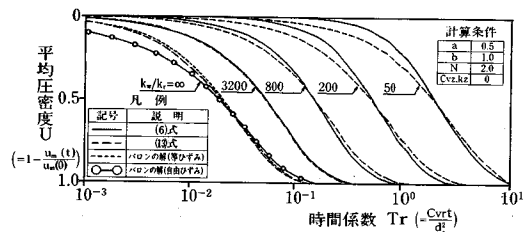
ここで α' は次式で定義される。

$$\alpha' = \frac{\ln 2}{T_{r50}} \frac{C_{vr}}{d_e^2} \dots\dots\dots (15)$$

次に，グラベルパイルの透水性による間隙水圧の消散遅れの程度を表わすパラメーター C_a を次式で定義する。

$$C_a = \alpha_0 / \alpha' \dots\dots\dots (16)$$

ここで， α_0 は $k_z=0$ でグラベルパイルの透水性が十分大きい場合の対数消散速度である。式 (6) の計算結果から求めた α_0, α' を用いて計算した C_a と杭径比および



図二 グラベルパイルの透水性を考慮した圧密方程式の解とその近似方法

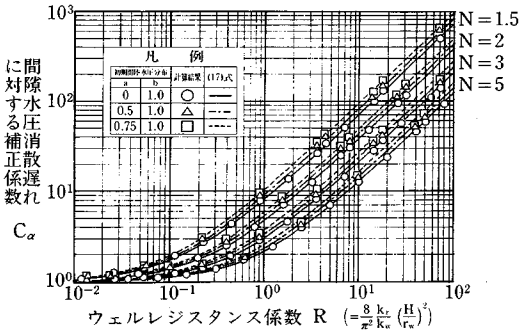


図-3 グラベルパイルの透水性による間隙水圧消散遅れに関する補正係数 C_α 。

ウェルレジスタンス係数の関係を図-3に示す。また、図-3に示した計算結果は、次式によって精度よく近似できる。

$$\begin{cases} a=0, b=1.0, C_\alpha=1+1.1848 f(N)R \dots\dots (17-a) \\ a=0.5, b=1.0, C_\alpha=1+1.3581 f(N)R \dots\dots (17-b) \\ a=0.75, b=1.0, C_\alpha=1+1.5604 f(N)R \dots\dots (17-c) \end{cases}$$

ここで $f(N)$ は次式で表わされる。

$$f(N) = \frac{N^2 - 1}{N^2 \left(\frac{N^2}{N^2 - 1} \ln N - \frac{3N^2 - 1}{N^2} \right)} \dots\dots (18)$$

式(17)による計算結果も図-3中に示してある。ところで、バロン (Barron, R. A.) が与えた等ひずみ条件の解⁵⁾から、次式で示されるように α_0 を定めることができる。

$$\alpha_0 = \frac{C_{vr}}{r_w^2} \frac{2}{\frac{N^2}{N^2 - 1} \ln N - \frac{3N^2 - 1}{4N^2}} \dots\dots (19)$$

$k_z=0$ でグラベルパイルの透水性が十分大きい場合の式(6)による計算結果は、バロンの自由ひずみ条件の解と完全に一致するが、等ひずみ条件の解による計算結果とも比較的良好に一致している(図-2)。したがって、式(19)から計算される α_0 から定まる α' と式(6)から計算される α_0 から定まる α' の値の差は小さいと考えられる。

ところで、本節で述べた以上の議論はすべて解析結果に基づくものであった。次に実験事実と比較しながら以上の議論を再検討する。著者らは、改良地盤に対する小型模型実験結果から、間隙水圧の消散過程では次式が成立することを示した¹⁾。

$$\partial u(r, z, t) / \partial t = -\alpha(z) u(r, z, t) \dots\dots (20)$$

ゆえに次式が成り立つ。

$$\partial \bar{u}(z, t) / \partial t = -\alpha(z) \bar{u}(z, t) \dots\dots (21)$$

実験結果によれば、 $\alpha(z)$ は深度 z が大きくなるほど大きな値となっていた¹⁾。これは、体積圧縮係数 m_v が、深度が大きくなるに従って小さくなるためである。一方、

図-3および式(17)で表わされる C_α は、深度方向に k_s, m_v が一定の地盤に対する解析結果から定めたものである。したがって、 m_v や k が深度方向に変化する地盤に用いるには問題があろう。しかし、近似的に m_v および k が深度方向に一定とみなせる場合や、深度方向に一定とみなせる部分が多い場合には、厳密な解析を行わずに概略の評価ができるので、図-3および式(17)は工学的に有用なものと思われる。ただし、図-3では、グラベルパイルの透水性による間隙水圧の消散速度低下を平均間隙水圧 u_m で評価しているため、地盤の深度方向のごく一部分に発生した過剰間隙水圧の消散速度評価には注意を要する。この場合には、過剰間隙水圧が上昇した部分での消散速度は、平均過剰間隙水圧の消散速度に比べて大きいので、図-3または式(17)を用いると α を過小評価する可能性がある。

(3) 非排水条件下における間隙水圧上昇曲線の形状を考慮した計算方法

非排水条件下における繰返し回数比 (N_c/N_t) と間隙水圧比 (r_u) の関係を次式で与えることにする。

$$r_u = \left[\exp\left(\beta \frac{N_c}{N_t}\right) - 1 \right] / (e^\beta - 1) \dots\dots (22)$$

ここに β は、間隙水圧上昇曲線の形状を変化させるパラメーターである。 β にさまざまな値を代入した場合の式(22)による計算結果を図-4に示す。図-5に示すのは、式(22)による計算結果とデ・アルバラ (De Alba, P., et al.) が振動台実験から求めた実測値⁶⁾を

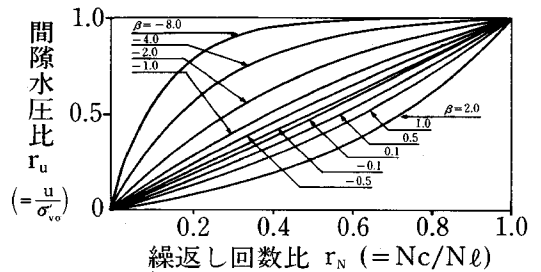


図-4 式(22)による間隙水圧上昇曲線の形状

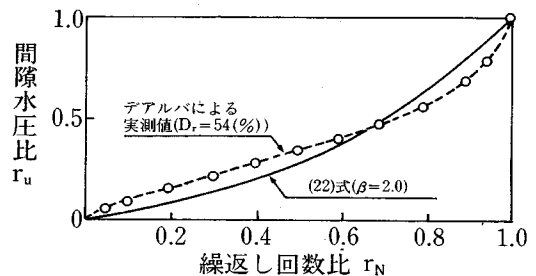


図-5 間隙水圧上昇曲線のデアルバラによる実測値⁶⁾と式(22)による計算値の比較

比較したものである。適切な β を定めれば，式 (22) による計算値と実測値は比較的よく一致する。

次に，過剰間隙水圧の上昇曲線として，式 (22) を用いた場合の過剰間隙水圧の計算式を以下に誘導する。式 (22) より次式が得られる。

$$\frac{\partial u_g}{\partial r_N} = \beta \left(u + \frac{\sigma'_{v0}}{e^\beta - 1} \right) \dots \dots \dots (23)$$

ここで， $r_N (= N_c/N_i)$ は繰返し回数比である。故に，

$$\frac{\partial u_g}{\partial t} = \frac{\partial r_N}{\partial t} \frac{\partial u_g}{\partial r_N} = \frac{\partial (N_c/N_i)}{\partial t} \beta \left(u + \frac{\sigma'_{v0}}{e^\beta - 1} \right) \dots \dots \dots (24)$$

次に，式 (24) の両辺の水平断面内の平均をとると次式が得られる。

$$\frac{\partial \bar{u}_g}{\partial t} = \frac{\partial r_N}{\partial t} \beta \left(\bar{u} - \frac{\sigma'_{v0}}{e^\beta - 1} \right) \dots \dots \dots (25)$$

一方，間隙水圧の単位時間当たりの消散量は式 (21) を書き直して次式により表わせる。

$$\partial \bar{u}_a / \partial t = -\alpha \bar{u} \dots \dots \dots (26)$$

また，間隙水圧の発生・消散に関する基本方程式は次式である。

$$\partial \bar{u} / \partial t = \partial \bar{u}_g / \partial t + \partial \bar{u}_a / \partial t \dots \dots \dots (27)$$

式 (25)，(26) を式 (27) に代入することにより，式 (1) で示される (方法1) の基本方程式が得られる。規則波が作用する場合の (方法1) による $(\bar{r}_u)_{\max}$ を表-2の上段に示す。(方法1) による $(\bar{r}_u)_{\max}$ の計算値(ただし，グラベルパイルの透水性は十分大きいとして，式 (19) の右辺の式により α を評価している。)とシードラ (Seed, H. B., et al.) の計算結果²⁾ を比較したものが図-6である。

(4) 不規則波が作用する場合の間隙水圧と沈下の計算方法 (方法1)

地震動による不規則なせん断応力に対するグラベルパイルの設計を行う場合，不規則なせん断応力を一定振幅の規則的なせん断応力波に置き換えることがある。設計条件として想定する地震波の具体的な波形が明確でない場合にはこうした方法が適切であろう。しかし，対象とする地盤の過去に受けた地震記録が十分にあり，想定地震として最大加速度のみならず，その波形も設定するこ

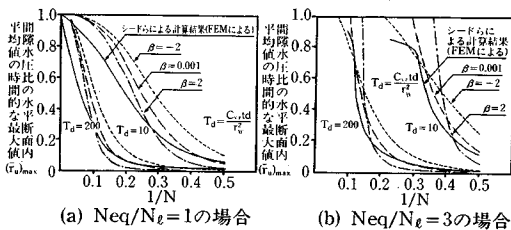


図-6 規則波が作用する場合の(方法1)による計算結果とシードラによる計算結果の比較(参考文献2)より引用して加筆)

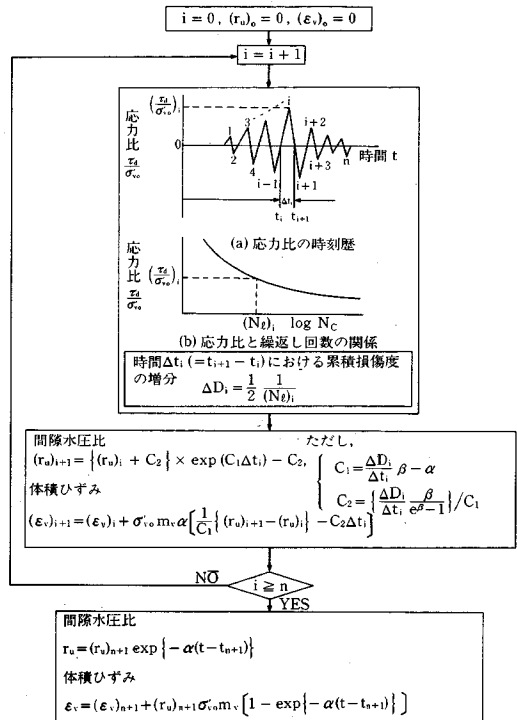


図-7 不規則波が作用する改良地盤内に生じる過剰間隙水圧と体積ひずみの計算手順(方法1)

とができる場合にはその波形を用いて設計する方がより合理的である。ここでは，不規則荷重下において，改良地盤内に蓄積する過剰間隙水圧と体積変化量を計算する方法について述べる。式 (1) で示される (方法1) による計算方法，式 (2) で示される (方法2) による計算方法ともに右辺に $\partial r_N / \partial t$ の係数を含んでいるので，累積損傷の概念⁷⁾ を利用することにより，不規則波形に対する計算を行うことができる。ところが，具体的な計算となると (方法2) が厳密な差分によって解を得なければならないのに対して，(方法1) では，図-7に示す比較的簡便な方法により，不規則波に対する計算を行うことができる。

図-7中の (a) 図において， Δt_i 時間における累積損傷度 D の増分 ΔD_i を次式で定義する。

$$\Delta D_i = \frac{1}{2} / (N_i) \dots \dots \dots (28)$$

図-7中の (a) 図中の波全部による累積損傷度 D は次式で表わされる。

$$D = \sum_{i=1}^n \Delta D_i \dots \dots \dots (29)$$

ここで，破壊条件は次式で与えられる。

$$D \geq 1.0 \dots \dots \dots (30)$$

すると，図-7中の (a) 図の場合において， i 番目の半

波について考えると、式(1)中の $\partial(N_{eq}/N_i)/\partial t$ は次のようになる。

$$\partial(N_{eq}/N_i)/\partial t = \Delta D_i / \Delta t_i \dots\dots\dots(31)$$

したがって、図-7に示す順序に従って計算すれば、不規則波が作用する場合の間隙水圧と沈下を計算することができる。

(5) 加振中のグラベルパイルからの排水によるせん断特性変化を考慮する方法(方法2)

表-1の上段に規則波が作用する場合の方法1による $\bar{\tau}_u$ の計算式を示してある。その式から $\bar{\tau}_u/\partial t$ を計算すれば次の式が得られる。

$$\frac{\partial \bar{\tau}_u}{\partial t} = \frac{N_{eq}}{N_i} \frac{\beta}{e^\beta - 1} \frac{1}{t_a} \exp \left\{ \left(\frac{N_{eq}}{N_i} \frac{\beta}{t_a} - \alpha \right) t \right\} > 0 \dots\dots\dots(32)$$

$t \geq 0$ であるとすると、 $\bar{\tau}_u$ は加振中には正の値で単調に増加し続けることになる。一方、 $\bar{\epsilon}_v$ は式(3)に示されるように $\bar{\tau}_u$ の時間に関する積分値に比例するので、加振時間 t_a が無限に大きい場合には $\bar{\epsilon}_v$ は無限に大きくなってしまふ。このことは、砂に対する室内力学試験結果と矛盾していると思われる。八木⁸⁾、大岡⁹⁾は、室内再調整した砂に対して排水繰返しせん断試験を行い、繰返しせん断による体積変化量 $\epsilon_v(N_c)$ と繰返し回数 N_c の関係が次のような双曲線関数で表わされることを示している。

$$\epsilon_v(N_c) = \frac{N_c}{A + N_c} \epsilon_v(N_c = \infty) \dots\dots\dots(33)$$

ここで、 $\epsilon_v(N_c)$ 、 $\epsilon_v(N_c = \infty)$ はそれぞれ N_c 回、無限回繰返しせん断を行った場合の残留体積ひずみ。 A は、 N_c によらない定数。

式(33)によれば、排水条件下で繰返しせん断した場合の体積変化量には上限がある。グラベルパイルを設置した地盤の場合は、部分排水状態である。少なくともグラベルパイルの設計目標とするような比較的小さな間隙水圧比の範囲では、部分排水繰返しせん断による体積変化量にも排水繰返しせん断の場合と同様に上限があるものと考えられる。したがって、方法1によって計算された体積変化量は、場合によっては過大なものとなる可能性がある。本節では、この点を改良した方法2の計算方法について以下に述べる。

式(33)の両辺を繰返し回数 N_c に関して微分して変形すると次式が得られる。

$$\frac{\partial \epsilon_v}{\partial N_c} = \frac{\epsilon_v(N_c = \infty)}{A} \left(1 - \frac{\epsilon_v}{\epsilon_v(N_c = \infty)} \right)^2 \dots\dots\dots(34)$$

次に式(34)を次の式で近似することを考える。

$$\frac{\partial \epsilon_v}{\partial N_c} = \frac{\epsilon_v(N_c = \infty)}{A} \exp \left\{ -3 \frac{\epsilon_v}{\epsilon_v(N_c = \infty)} \right\} \dots\dots\dots(35)$$

式(34)と式(35)による計算結果を比較したものが

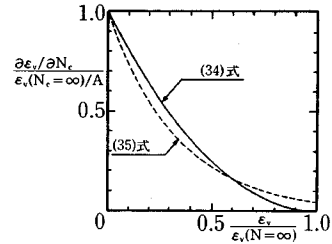


図-8 式(34)と式(35)による計算結果の比較

図-8である。図-8より式(35)は式(34)の近似式として妥当なものであると判断し、式(34)の代わりに式(35)を用いて議論を進めることにする。

次に、部分排水条件におけるせん断履歴の効果について考える。部分排水条件におけるわずかな繰返しせん断により、わずかな体積ひずみ $\Delta \epsilon_{vd}$ と間隙水圧上昇 Δu が生じたとする。その後、間隙水圧が消散すれば $m_v \Delta u + \Delta \epsilon_{vd}$ の体積ひずみが生じる。それに対して、全く同様なせん断履歴を排水条件下で与えたときに生じる体積ひずみを $\Delta \epsilon_v^*$ とすると、 Δu が微小であるので、次の式が成り立つ。

$$\Delta \epsilon_v^* = m_v \Delta u + \Delta \epsilon_{vd} \dots\dots\dots(36)$$

ここで、式(36)の右辺の $m_v \Delta u$ は、非排水せん断時のせん断履歴による材料硬化を体積ひずみで表わしたものと考えることができる。式(36)の右辺の $m_v \Delta u$ を $\Delta \epsilon_{vu}$ と表わし、式(36)の両辺を積分すると次式が得られる。

$$\epsilon_v^* = \epsilon_{vu} + \epsilon_{vd} \dots\dots\dots(37)$$

ところで、マーチンら¹⁰⁾(Martin, G. R., et al.)、八木⁸⁾の提案する間隙水圧上昇モデルによれば、非排水条件下における単位繰返し回数当たりの間隙水圧上昇量 $\partial u_g / \partial N_c$ は次式で表わされる。

$$\partial u_g / \partial N_c = 1 / m_r \cdot \partial \epsilon_v / \partial N_c \dots\dots\dots(38)$$

ここで、 m_r は除荷時の体積圧縮係数である。

式(35)右辺の ϵ_v の代わりに ϵ_v^* を代入した後に式(35)を式(38)に代入し両辺を N_i で割ると次式が得られる。

$$\frac{\partial u_g}{\partial r_N} = \frac{1}{m_r} \frac{\epsilon_v(N_c = \infty)}{A N_i} \exp \left\{ -3 \frac{\epsilon_{vu} + \epsilon_{vd}}{\epsilon_v(N_c = \infty)} \right\} \dots\dots\dots(39)$$

非排水条件の場合($\epsilon_{vd} = 0$)には、式(39)の右辺は式(23)の右辺と等しくなると考えられると次式が得られる。

$$\frac{\partial u_g}{\partial t} = \frac{\partial r_N}{\partial t} \frac{\partial u_g}{\partial r_N} = \frac{\partial r_N}{\partial t} \beta \left(u + \frac{\sigma'_{v0}}{e^\beta - 1} \right) \cdot \exp \left\{ -3 \frac{\epsilon_{vd}}{\epsilon_v(N_c = \infty)} \right\} \dots\dots\dots(40)$$

八木⁸⁾は、単純せん断試験機を用いた排水繰返しせん断試験結果に基づき $\epsilon_v(N_c = \infty)$ を次式で表わした。

$$\epsilon_v(N_c = \infty) = m' \sigma'_v (\tau_d / \sigma'_v)^2 \dots\dots\dots(41)$$

ここで、 m' は砂の種類と密度によって定まる定数で

ある。間隙水圧が上昇した場合には，式(41)は次式のように書き直される。

$$\varepsilon_v(N_c = \infty) = m' \sigma'_{v0} \left(\frac{\tau_d}{\sigma'_{v0}} \right)^3 \frac{1}{(1 - r_w)^2} \dots \dots \dots (42)$$

ちなみに，式(34)の近似式である式(35)と式(42)を組み合わせて用いるということは，排水条件下の繰返しせん断履歴に関しては，時松¹¹⁾とほぼ同様な考え方を適用していることになる。

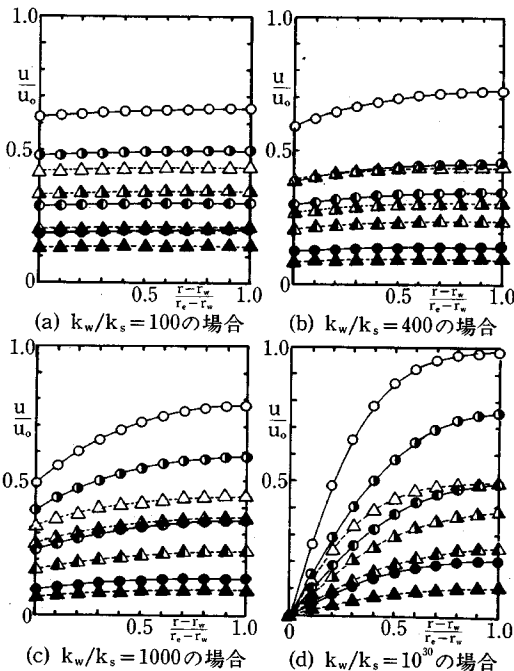
式(42)を式(40)に代入して次式が得られる。

表一 解析に用いたパラメーターの値

砂層厚さ H	1000 (cm)
有効円の半径 r _e	60 (cm)
グラベルパイルの半径 r _w	24 (cm)
杭径比 N (= r _e /r _w)	2.5
初期過剰間隙水圧分布	a=0, b=1 (三角形分布)
砂の透水係数の異方性	k _z = k _r = k _s
砂の圧密係数の異方性	C _{vz} = C _{vr} = C _v
グラベルパイルの透水係数 k _w	k _w /k _s = 100, 400, 1000, 1.0 × 10 ³⁰

凡例

位置	砂層中間部 (z=H/2)				砂層底部 (z=H)			
記号	△	▲	▴	●	○	◐	◑	◒
の地盤密度	(a) 0.20	0.38	0.62	0.75	0.20	0.38	0.62	0.75
密度体	(b) 0.18	0.45	0.57	0.82	0.18	0.45	0.57	0.82
密度体	(c) 0.20	0.36	0.60	0.84	0.20	0.36	0.60	0.84
密度体	(d) 0.18	0.42	0.62	0.84	0.18	0.42	0.62	0.84



図一 九 グラベルパイルの透水性を考慮した圧密解析結果 (水平断面内の過剰間隙水圧分布)

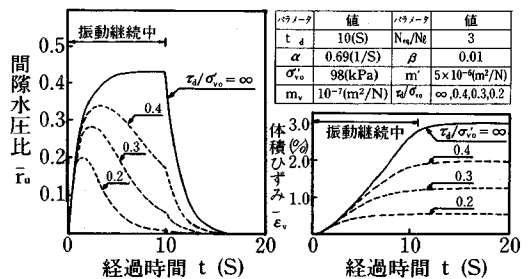
$$\frac{\partial u_g}{\partial t} = \frac{\partial r_N}{\partial t} \beta \left(u + \frac{\sigma'_{v0}}{e^{\beta-1}} \right) \cdot \exp \left[-3 \frac{\varepsilon_{va}}{m' \sigma'_{v0} \left(\frac{\tau_d}{\sigma'_{v0}} \right)^3 \frac{1}{(1-r_w)^2}} \right] \dots \dots \dots (43)$$

ところで，式(43)は誘導過程から明らかなように間隙水圧の発生・消散を同時に生じている地盤内の土要素に関して近似的に成立する式である。しかし，改良地盤内のある深度の水平断面内の過剰間隙水圧が常に一定であれば式(43)は， \bar{u} ， $\bar{\tau}_N$ ， $\bar{\varepsilon}_{va}$ に対しても成立することになる。そこで，2.(2)で述べた解析方法による計算結果に基づき，改良地盤内の過剰間隙水圧分布について検討する。表一は，解析に用いたパラメーターの値を示したものである。幾何学的条件および初期条件を表わすパラメーターの意味は，図一を参照されたい。グラベルパイルの透水性を考慮した圧密解析の結果得られた水平断面内の過剰間隙水圧分布を示したものが図一である。砂とグラベルパイルの透水係数の比 k_w/k_s の値が大きくなるほどグラベルパイルの側面 ($r=r_w$) における過剰間隙水圧は小さくなるのがわかる。 k_w/k_s の値が小さいほど地盤内の同一深度の水平断面内の過剰間隙水圧は一定に近づく。図一の計算例では， $k_w/k_s = 400$ 程度までは，地盤内の同一深度の水平断面内の過剰間隙水圧はほぼ一定であると考えられることができるようである。この場合には，式(43)は次のように書き換えられる。

$$\frac{\partial \bar{u}_g}{\partial t} = \frac{\partial r_N}{\partial t} \beta \left(\bar{u} + \frac{\sigma'_{v0}}{e^{\beta-1}} \right) \cdot \exp \left[-3 \frac{\bar{\varepsilon}_{va}}{m' \sigma'_{v0} \left(\frac{\tau_d}{\sigma'_{v0}} \right)^3 \frac{1}{(1-r_w)^2}} \right] \dots \dots \dots (44)$$

ところで，式(44)における $\bar{\varepsilon}_{va}$ は，式(3)の $\bar{\varepsilon}_v$ と同じ意味である。このことを考慮して，式(44)および式(26)を式(27)に代入して整理すると式(2)が得られる。

規則波加振の条件の下で式(2)，(3)を差分によ



図一〇 規則載荷時における改良地盤内の過剰間隙水圧，体積ひずみの経時変化 (方法2による計算例)

て計算した結果が図-10である。加振が進むに従って、排水による影響により間隙水圧の上昇量が減少し、ついには加振中にも間隙水圧の減少が生じることが少なくとも定性的には表現できていることがわかる。

3. グラベルパイルによる改良地盤に対する小型模型振動台実験と解析

グラベルパイルを設置した小型模型地盤に対する振動台実験を行い、2. で述べた計算方法のうちで方法1の妥当性を検討する。さらに、改良地盤の地震時安定性に関する定性的な検討も行う。

(1) 実験概要

実験に用いた砂と礫の物理的特性と透水性を表-3に示す。また、粒度分布特性を図-11に示す。 $i=0.5$ のときの礫の透水係数は、 $D_r \approx 50$ (%)の砂の透水係数の約450倍程度である。式(17-a)に諸数値を代入し、 C_a を計算すると $C_a=1.25$ となる。パイルの透水性が地盤内の過剰間隙水圧の消散速度に及ぼす影響は比較的

表-3 実験に用いた砂と礫の物理的特性と透水性

砂の諸定数		高粒砂	礫の諸定数		礫(2.0-4.76mm)
土粒子の比重 (Gs)		2.66	土粒子の比重 (Gs)		2.65
最大間隙比 (E _{max})		1.210	透水係数 (i=1.04)		1.10
最小間隙比 (E _{min})		0.608	透水係数 (i=0.48)		1.94
透水係数 (D _r =42)		5.68×10^{-3}	透水係数 (i=0.34)		2.49
k_v (i=1.180)		3.68×10^{-3}			
		1.93×10^{-3}			

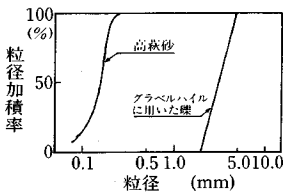


図-11 実験に用いた砂と礫の粒度分布特性

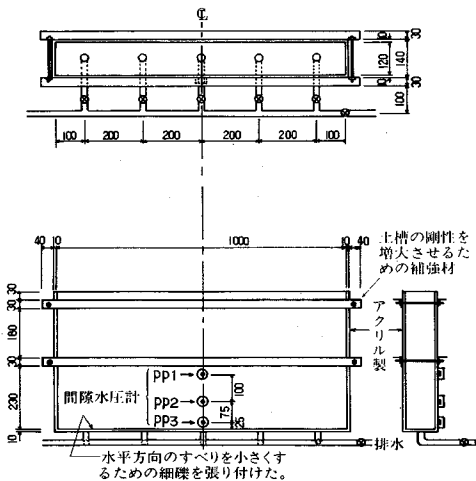


図-12 実験に用いた土槽

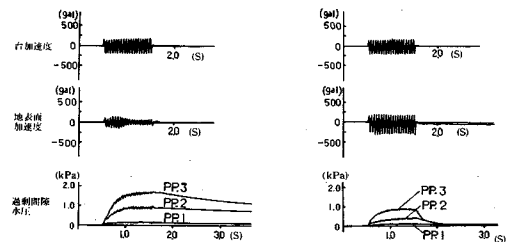
小さい。図-12に実験に用いた土槽を示す。グラベルパイルは、2枚重ねのナイロンストッキングを内側に広げてつるした塩化ビニール製のケーシングの中へ礫を投入することにより作製した。ちなみに、ナイロンストッキングは、グラベルパイルの目詰まり防止用である。ケーシングの外径は5.3 cmであり、グラベルパイルの間隔は14.8 cmである。

振動台の加振条件は、20(Hz)、20波の正弦波入力である。この振動数は、実際の地震動の卓越振動数よりかなり大きい。その理由は、振動台を加振することにより模型地盤中を伝播するSH波の波長(λ_m)の模型地盤の深さ(H_m)に対する比(λ_m/H_m)を実物大の地盤が地震動を受ける場合に近づけ、現象そのものを実際のものに近づけようとしたためである。ただ、具体的に選んだ振動数の値(20 Hz)には特別な根拠はない。

間隙水圧計は、土槽中央の土槽底面から、2.5(cm)、10.0(cm)、20.0(cm)の位置に3か所設置した。また、加速度計は、振動台と地表面の2か所に設置した。振動終了後の地表面の残留沈下量は、土槽の上端部と地表面との距離を測定することにより求めた。また、加振中の地表面沈下量は、非接触型変位計により測定した。

(2) 実験結果

図-13は、ほぼ等しい密度の非改良地盤と改良地盤をほぼ等しい台加速度で加振したときの加速度、過剰間隙水圧の時刻歴である。改良地盤内の過剰間隙水圧の時間的な最大値は、非改良地盤のそれより小さい。また、振動終了後の改良地盤内の残留過剰間隙水圧の消散する速さは、非改良地盤のそれと比べて明らかに大きい。図-14は、入力加速度がほぼ等しい場合の改良地盤と非改良地盤の最大過剰間隙水圧の値を地盤の相対密度に対して示したものである。以上の結果から、グラベルパイルには、地盤内で蓄積される過剰間隙水圧を低減させる効果があることは明らかである。次に、地表面加速度についてみると非改良地盤では水圧の値が比較的大きい加振後半では、地表面加速度の値はかなり小さくなる。この理由は、過剰間隙水圧の上昇により地盤が軟弱化し、



(a) 非改良地盤 ($D_r=59\%$, 台加速度 208 gal) (b) 改良地盤 ($D_r=59\%$, 台加速度 197 gal)

図-13 振動台実験結果の例

せん断波が伝播しにくくなるためと考えられる。図-15に示すのは、地表面加速度の最大値の台加速度の最大値に対する比（加速度応答倍率）と地盤内の間隙水圧の最大値の関係である。加速度応答倍率と間隙水圧の間には改良・非改良および地盤の密度にもあまり影響されないユニークな関係が存在するように思われる。次に改良地盤と非改良地盤の加振終了後の地表面残留沈下量を示したものが図-16である。図-16で示した実験結果によれば、改良地盤と非改良地盤の地表面沈下量にはほとんど差がない。

(3) 実験結果と計算結果の比較検討

図-15において、地表面加速度の台加速度に対する応答倍率は、改良・非改良および地盤の密度にあまり影響されないほぼユニークな関係があることを指摘した。加速度応答倍率と地盤内に作用するせん断応力の大きさは密接な関係があると考えられる。したがって、今回行った実験に関しては、密度が等しい改良地盤，非改良地盤を同じ大きさの加速度で加振した場合近似的に次式が成立すると思われる。

$$\frac{\partial \bar{u}_g}{\partial t} = g(\tau_w) \dots \dots \dots (45)$$

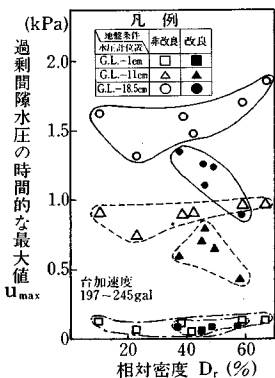


図-14 改良地盤，非改良地盤の過剰間隙水圧の時間的な最大値と相対密度の関係

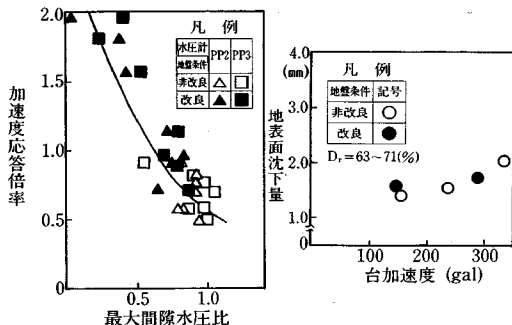


図-15 加速度応答倍率と間隙水圧比の最大値の関係
 図-16 加振終了後の地表面沈下量

非改良地盤を規則波により加振する場合，式(45)は，式(25)により次のように表わされる。

$$\frac{\partial \bar{u}_g}{\partial t} = \frac{1}{t_a} \frac{N_{eq}}{N_i} \beta \left(\bar{u} + \frac{\sigma'_{vo}}{e^{\alpha} - 1} \right) \dots \dots \dots (46)$$

前述した理由により，式(46)は，地盤の密度と加振条件が一定であれば，改良地盤と非改良地盤と同様であると考えられるので，非改良地盤に対する加振結果から得られた N_{eq}/N_i ， β を用いて改良地盤に関する計算を行うこととする。非改良地盤に対する実験結果から N_{eq}/N_i と β を求め，改良地盤の加振後の間隙水圧消散曲線から α を求め，それらの値を表-1の $\bar{\tau}_w$ に関する式に代入し，改良地盤内の過剰間隙水圧の経時変化を計算したものが図-18(a)である。さらに，図-17に示すように深度方向分布を仮定した α と地盤の密度に対応した透水係数 k_v を式(19)に代入して各深度ごとの体積圧縮係数 m_v を求め，式(3)を用いることにより各深度ごとの \bar{e}_v を計算する。次に \bar{e}_v を深度方向に積分して地表面沈下量を求め，実験結果と比較したものが図-18(b)である。この際，簡単のためにグラベルパイルの透水性は十分大きいとしている。図-18をみると間隙水圧に関しては，計算値は実測値よりもやや大きい。

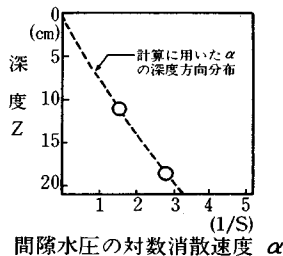
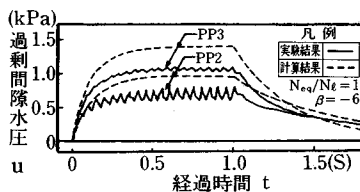
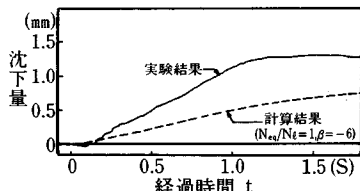


図-17 間隙水圧の対数消散速度



(a) 過剰間隙水圧の経時変化



(b) 地表面沈下量の経時変化

図-18 実験結果と計算結果の比較 ($N_{eq}/N_i=1$ ， $\beta=-6$ ， $D_r=46\%$ ，台加速度 220 (gal))

沈下量に関しては、計算値は実測値よりやや小さい、しかし、全体的な傾向としては、過剰間隙水圧、地表面沈下量の経時的な変化はよく表現できている。

4. ま と め

本論文で得られた主な結論を以下に記す。

(1) グラベルパイルの透水性、非排水条件下における間隙水圧上昇曲線の形状、不規則載荷を考慮できる過剰間隙水圧と地表面沈下量の計算方法(方法1)を新たに提案した。

(2) 方法1に加えて、加振中の排水によるせん断特性変化を考慮した間隙水圧と体積変化量の計算方法(方法2)を別に提案した。

(3) 改良地盤内の過剰間隙水圧は、比較的小さいため、液状化または液状化近くまで過剰間隙水圧が上昇する非改良地盤の場合に比べて、改良地盤地表面の加速度応答倍率が大きいことが振動台実験によってわかった。

(4) (1)に示した算定方法による計算結果を振動台実験結果と照合したところ、間隙水圧については実験結果に比べてやや大きく、沈下量については実験結果よりも小さかった。しかし、全体的な傾向としては、過剰間隙水圧、地表面沈下量の経時的な変化はよく表現できていた。

謝 辞：本研究における実験の遂行に協力していただいた当時の茨城大学卒論生 大谷俊夫氏(現：三上設計)に感謝致します。

本論文で使用した主な記号の説明

r_w ：パイルの半径

r_e ：有効円の半径

N ：杭径比(= r_e/r_w)

k_s ：砂の透水係数

k_z, k_r ：それぞれ砂の鉛直方向、水平方向透水係数

k_w ：パイルの鉛直方向透水係数

m_v ：間隙水圧消散時の砂の体積圧縮係数

C_v ：砂の圧密係数

C_{vz}, C_{vr} ：それぞれ砂の鉛直方向、水平方向圧密係数

a, b ：初期過剰間隙水圧分布を表わすパラメーター

β ：非排水条件下における間隙水圧上昇曲線の形状を決定するパラメーター

R ：ウェルレジスタンス係数(= $\frac{8}{\pi^2} \frac{k_r}{k_w} \left(\frac{H}{r_w}\right)^2$)

t ：時間

$u_m(t)$ ：過剰間隙水圧の空間的な平均値

U ：圧密度(= $1 - u_m(t)/u_m(0)$)

r_u ：間隙水圧比。地盤内のある点における過剰間隙水圧を鉛直土かぶり圧で割ったもの。

σ'_{v0} ：鉛直有効土かぶり圧

\bar{r}_u ：間隙水圧比の水平断面内平均値

$(\bar{r}_u)_{max}$ ：間隙水圧比の水平断面内平均値の時間的な最大値

N_i ：非排水条件下で液状化に要する繰返し回数

N_{eq} ：不規則なせん断応力波と等価な一定振幅せん断応力の繰返し回数、等価繰返し回数

N_c ：繰返し回数

r_N ：繰返し回数比(= N_c/N_i)

T_r ：時間係数(= $C_{vr}t/de^2$)

T_{r50} ： $U=0.5$ に対する T_r

α ：間隙水圧の対数消散速度

t_d ：地震動の有効継続時間

参 考 文 献

- 1) 田中・国生・江刺・松井：グラベルパイルによる水平地盤の液状化防止について、土木学会論文集, No. 347/Ⅲ-2, pp. 89-98, 1984.
- 2) Seed, H. B. and Booker, J. R. : Stabilization of Potentially Liquefiable Sand Deposit using Gravel Drain Systems, Report No. EERC 76-10, EERC, 1976.
- 3) Yoshikuni, H. and Nakanodo, H. : Consolidation of Soils by Vertical Drain Wells with Finite Permeability, Soils and Foundations, Vol. 14, No. 2, pp. 35-46, 1974.
- 4) 吉国 洋：パーチカルドレーン工法の設計と施工管理、技報堂出版, pp. 42, 1979.
- 5) Barron, R. A. : Consolidation of Fine-Grained Soils by Drain Wells, Trans, ASCE, Vol. 113, pp. 718-742, 1948.
- 6) De Alba, P., Chan, C. K. and Seed, H. B. : Determination of Soil Liquefaction Characteristics by Large-Scale Laboratory Tests, Report No. EERC 75-14, EERC, 1975.
- 7) Annaki, M. and Lee, K. L. : Equivalent Uniform Cycle Concept for Soil Dynamics, J. GED. ASCE, Vol. 103, No. GT6, pp. 549-564, 1977.
- 8) 八木則男：繰返しせん断による砂の体積変化と過剰間隙水圧、土木学会論文報告集, 第 275 号, pp. 79-90, 1978.
- 9) Oh-oka, H. : Drained and Undrained Stress-Strain Behavior of Sands Subjected to Cyclic Shear Stress under Nearly Plane Strain Condition, Soils and Foundations, Vol. 16, No. 3, pp. 19-31, 1976.
- 10) Martin, G. R., Finn, W. D. L. and Seed, H. B. : Fundamentals of Liquefaction under Cyclic Loading, J. GED. ASCE, Vol. 101, GT5, pp. 423-438, 1975.
- 11) Tokimatsu, K. : Generation and Dissipation of Pore Water Pressures in Sand Deposits During Earthquakes, 東京工業大学博士論文, 1979.

(1986. 8. 13・受付)