

特集 「数値解析技術」

固結工法による改良地盤の地震時変状予測

伊藤 浩二

Prediction of Residual Deformation and Seismic Performance
for Cement-Treated Countermeasure

Koji Ito

Abstract

This paper describes a simplified procedure to assess residual settlement, as well as a numerical procedure to assess the seismic performance of a cement-treated countermeasure installed in liquefiable ground. A simplified prediction method for residual deformation was derived using the conventional standard liquefaction assessment method in combination with the standard design chart for the cement-treated countermeasure. The resulting predicted residual settlement of the ground was acceptable in comparison with the measured settlement resulting from an artificial earthquake experiment performed on-site. Numerical analyses that take into account the material nonlinearity of a cement-treated body were carried out to investigate two different types of problems: (a) clarification of the performance of a lattice-type countermeasure and (b) determination of a rational design for a block countermeasure. The results showed that the material nonlinearity of a cement-treated body should be considered. Furthermore, the relative displacement of the underground structure decreased with an increase in the width of the cement-treated body, thus confirming that our proposed numerical procedure is capable of providing a rational design for a cement-treated countermeasure in terms of seismic performance.

概 要

液状化が予想される地盤では、地震時、地震後の地盤変状（残留沈下、残留傾斜等）を防止するために、固結工法による液状化対策が適用される場合がある。固結工法の性能に応じた経済的な対策を行うために、簡易な地震後の残留沈下予測方法、および構造物、地盤、固化体の材料レベルの非線形性を考慮した時刻歴応答解析に基づく詳細な補強効果の予測方法を検討した。簡易予測方法で得られる地震後の残留沈下は、制御発破による模擬地震で観測された残留沈下の傾向と整合することを確認した。詳細予測方法による固結工法の補強効果では、固化体の材料レベルの非線形性の考慮が重要であること、地中構造物において性能に応じた経済的な改良諸元の設定が可能であることを確認した。

1. はじめに

1995年兵庫県南部地震では埋立地をはじめ広範囲で液状化が生じ、埋立地の護岸では背後地盤の流動化による地盤変状により大きな被害が生じた。その後、このような大きな被害につながる地震動に対しては、対象施設の機能維持を図りつつ、多少の損傷を許容する性能規定型の耐震設計が指向されつつある。

液状化が予想される地盤では、地震時、地震後の地盤変状を防止するために、深層混合処理、固化等の固結工法による液状化対策が適用される場合がある。固結工法においては、地震時、地震後の地盤変状の予測が可能となれば、対象施設の機能維持を担保するという性能に応じた経済的な設計が可能となる。

固結工法の設計では、実務への適用が容易である固結工法単体の簡易な補強効果の予測が必要であるとともに、固結工法による構造物の補強においては、構造物、地盤、固化体それぞれの性能を評価できる詳細な補強効果の予

測も必要である。

本報では、固結工法による地盤の耐震補強対策に関して、固化体内部土の液状化、および準液状化（液状化、非液状化以外）に応じた地震後の残留沈下予測方法を検討した。これは、例えば発電所などの施設内緊急輸送道路の走行性を確保するために重要である地震後の地盤変状の簡易予測方法として適用できる。

固結工法の詳細予測方法として、構造物、地盤と同様に、固化体の材料レベルの非線形性を考慮した時刻歴応答解析に基づく評価を実施した。具体的には、格子状固結工法、およびブロック式固結工法による地中構造物の耐震補強に適用した事例を用いて、固結工法の経済化の可能性を検討した。

2. 固結工法における残留変位予測法

2.1 目的

液状化した地盤の地震後の残留変位は、既往指針等¹⁾に

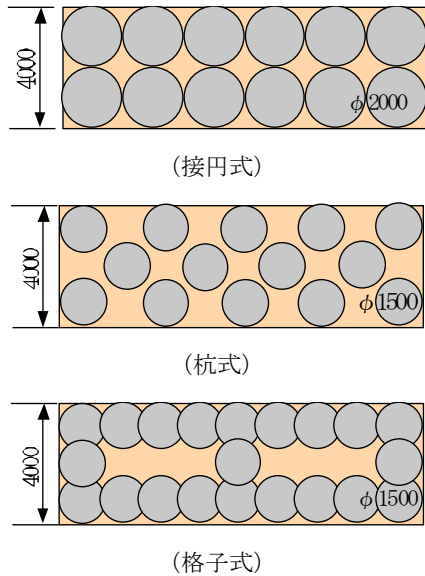


Fig. 1 改良形式
Types of Replacement Installation

より簡易予測が可能であるが、固結工法で液状化対策した地盤では、例えば車両の走行性を確保する上で、固化体内部土と固化体との残留相対沈下量を評価する必要がある。したがって、ここでは、レベル2地震動における固化体内部土の液状化の程度（液状化および準液状化）に応じた地震後の残留沈下量の簡易な予測方法を提案し、その適用性を検討する。

2.2 簡易予測方法

Fig. 1に対象とした固結工法の改良形式を示す。接円式、杭式では、固化体内部土と固化体で構成される複合地盤の地震時の繰返しせん断ひずみ γ_d を基に、Fig. 2により固化体内部土で生じる過剰間隙水圧比 r_u を設定する。格子式では、接円式、杭式と異なり、格子寸法比を基に、Fig. 3により $r_u (= \Delta u / \sigma'_v)$ を設定する。

固化体内部土の地震後の残留沈下量は、接円式、杭式、格子式で同様に、 r_u に応じて固化体内部土の体積ひずみ ε_v を基に推定する。

複合地盤の γ_d では、(1)式のHardin-Drnevichモデルを仮定する。複合地盤の地震時の繰返しせん断応力 τ_d には、既往指針¹⁾の液状化判定で得られる繰返しせん断応力比を援用する。

$$\gamma_d = \frac{\tau_d}{G_0 \cdot (1 - \tau_d / \tau_f)} \quad (1)$$

ここに、 γ_d は複合地盤の地震時の繰返しせん断ひずみ、 τ_d は複合地盤の地震時の繰返しせん断応力、 G_0 は複合地盤の初期せん断剛性、 τ_f は複合地盤のせん断強度である。

複合地盤の初期せん断剛性 G_0 、複合地盤のせん断強度 τ_f には、改良率 a_s を用いて(2)、(3)式を仮定する。

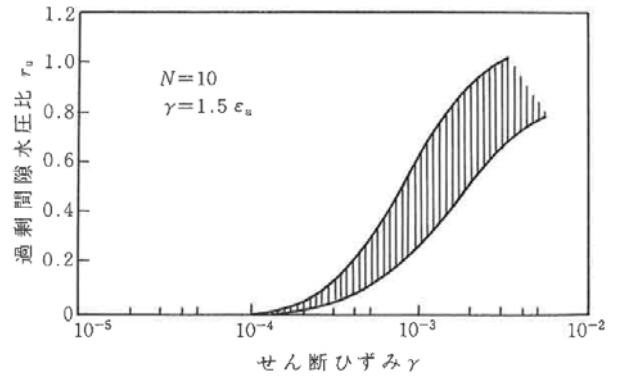


Fig. 2 過剰間隙水圧比とせん断ひずみ²⁾
Relationship between Excess Pore-Water Pressure Ratio and Shear Strain

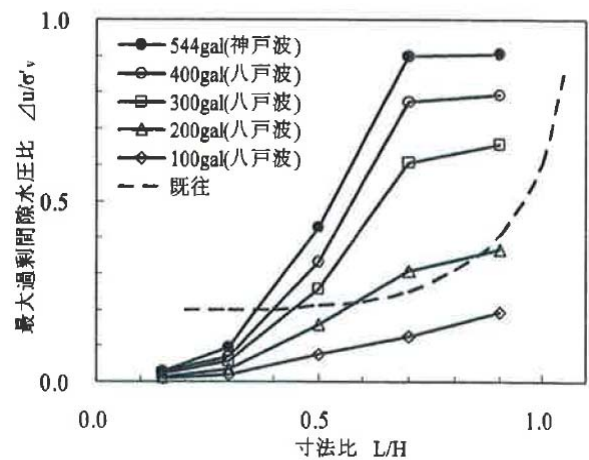


Fig. 3 過剰間隙水圧比と格子寸法比³⁾
Relationship between Excess Pore-Water Pressure Ratio and Ratio of Grid Length and Height

$$G_0 = \left(1 - \frac{a_s}{100}\right) \cdot G_{01} + \frac{a_s}{100} \cdot G_{02} \quad (2)$$

$$\tau_f = \left(1 - \frac{a_s}{100}\right) \cdot \tau_{f1} + \frac{a_s}{100} \cdot \tau_{f2} \quad (3)$$

ここに、 G_{01} は固化体内部土の初期せん断剛性、 G_{02} は固化体の初期せん断剛性、 τ_{f1} は固化体内部土のせん断強度、 τ_{f2} は固化体のせん断強度、 a_s は改良率(%)である。

固化体内部土の G_{01} では、既往指針等の N 値によるせん断波速度 V_s と湿潤密度 ρ_t 、固化体の G_{02} では、初期ヤング率 E とポアソン比 ν より推定する。固化体内部土の τ_{f1} 、固化体の τ_{f2} では、Coulomb規準を仮定する。

以上より、液状化判定の各層毎の γ_d は、複合地盤の τ_d 、 G_0 、 τ_f を(1)式に代入することにより得られる。

固化体内部土の地震後の残留沈下量を算定するための体積ひずみ ε_v は、文献4)の(4)、(5)式で推定する。(4)式の勾配 ρ では、既往指針の液状化判定で N 値、初期有効土被り圧 σ'_z が与条件であることからMeyerhof式により D_r を推定し、(5)式により推定する。

$$\varepsilon_v = \rho \cdot \ln\left(\frac{p'_i + p_i'}{p_i'}\right) \quad (4)$$

$$\rho = 0.00272 - 0.00102 \cdot \frac{D_r}{100} \quad (5)$$

ここに、 ε_v は体積ひずみ、 ρ は $\ln v - \ln p'$ 関係における正規圧密領域の勾配、 v は比体積、 p' は平均有効応力、 p_i' は有効応力がゼロの場合に ε_v が無限大にならないために導入された数値計算上のパラメータ、 D_r は相対密度(%)である。

(4)式のパラメータ p_i' では、原地盤の既往指針¹⁾の液状化判定で得られる液状化後の体積ひずみ ε_v を用いて、(6)式により推定する($p_0' = \sigma_z'$ を仮定。)

$$p_i' = \frac{p_0'}{e^{\varepsilon_v/\rho} - 1} \quad (6)$$

ここに、 p_0' は初期平均圧密応力である。

固化体内部土の液状化、準液状化に応じた地震後の ε_v は、 r_u に応じて(7)式で算定し、残留沈下量は各層毎の ε_v に層厚を乗じて得られる。

$$\varepsilon_v = \rho \cdot \ln\left(\frac{p_0' + p_i'}{(1 - r_u)p_0' + p_i'}\right) \quad (7)$$

ここに、 r_u は固化体内部土の過剰間隙水圧比である。

2.3 結果

Table 1に本報で計算対象とした原地盤における既往指針¹⁾による液状化判定($\alpha_{max} = 350Gal$)と地震後の残留沈下量、Table 2に接円式($a_s = 78.5\%$)における残留沈下量を示す。

原地盤では深度3.0~15.0mで液状化判定指標 $F_\ell \leq 1.0$ となって液状化が生じ、残留沈下量20cmである。

接円式では γ_d が最大 3.61×10^{-4} となり、Fig. 2より各層で一律 $r_u = 0.1$ を仮定すると残留沈下量0.2cmである。

Fig. 4, 5にTable 1, 2の条件で得られる杭式における $\gamma_d - a_s$ 関係、残留沈下量 - a_s 関係を示す。Fig. 1の杭式は $a_s = 56.5\%$ に相当し、残留沈下量0.5cmとなる。固化体内部土では a_s が30%までは γ_d 、残留沈下量の増加が小さいが、 a_s が30%より小さくなると γ_d 、残留沈下量の増加が大きくなる傾向がわかる。

Table 3にFig. 1の格子式における残留沈下量を示す。 $\alpha_{max} = 350Gal$ 、格子寸法比 $L/H = 4.2/12.0 = 0.35$ より、Fig. 3の400Gal(八戸波)の結果を基に各層で一律 $r_u = 0.2$ を仮定すると残留沈下量0.58cmとなる。ここで、Fig. 1の格子式は $a_s = 48.5\%$ に相当し、Fig. 5における接円式、杭式、原地盤の改良率に応じて得られる残留沈下量の傾向と概ね整合する。

文献5)では、高圧噴射攪拌工法を用いた改良率の異なる3タイプの地盤改良において、制御発破により周辺地盤を液状化させた場合の残留沈下量が報告されている。

それによれば、地表面残留沈下量は、接円配置($a_s = 78.5\%$)で0cm、千鳥配置($a_s = 51.9\%$)で2.0cm、柱

Table 1 液状化判定と残留沈下量(原地盤)
Liquefaction Assessment and Residual Settlement on Original Ground

原地盤 地下水位：地表、M=7.5、 $\gamma_s=0.65$ 、 $\alpha_{max}=350Gal$										
深度(m)	N値	土質名	F _c (%)	γ_t (kN/m ³)	N _s	τ_1/σ'_z	τ_d/σ'_z	F _ℓ	ε_v (%)	沈下(cm)
1.0					42.1	0.60	0.49	1.23	—	—
2.0					32.2	0.60	0.48	1.25	—	—
3.0					27.8	0.60	0.47	1.26	—	—
4.0					25.2	0.46	0.47	0.99	1.0	1.0
5.0					23.4	0.34	0.46	0.74	1.0	1.0
6.0					22.1	0.28	0.45	0.62	1.0	1.0
7.0					21.1	0.26	0.44	0.58	1.0	1.0
8.0	10	埋立土	23	18.4	20.2	0.24	0.44	0.55	2.0	2.0
9.0					19.6	0.23	0.43	0.54	2.0	2.0
10.0					19.0	0.22	0.42	0.52	2.0	2.0
11.0					18.5	0.21	0.41	0.51	2.0	2.0
12.0					18.0	0.20	0.41	0.49	2.0	2.0
13.0					17.7	0.20	0.40	0.50	2.0	2.0
14.0					17.3	0.19	0.39	0.48	2.0	2.0
15.0					17.0	0.13	0.38	0.34	2.0	2.0
16.0	—	基盤	—	—	—	—	—	—	計	20.0

Table 2 残留沈下量(接円式)

Residual Settlement on Adjacent Type of Countermeasure

内部土 $\gamma_t=18.4kN/m^3$ 、 $V_s=172m/s$ 、 $G_{01}=55775kN/m^2$ 、 $\phi'=27^\circ$ 、 $C=0kN/m^2$										
固化体 $q_u=500kN/m^2$ 、 $E=500000kN/m^2$ 、 $\nu=0.167$ 、 $G_{02}=214225kN/m^2$ 、 $a_s=78.5\%$										
深度(m)	G ₀ (kN/m ²)	τ_r (kN/m ²)	τ_d (kN/m ²)	γ_d	r _u	D _r (%)	ρ	P _i (kN/m ²)	ε_v (%)	沈下(cm)
1.0	180221	197.3	4.2	2.39E-05	0.1	74.8	1.96E-03	—	—	—
2.0	180221	198.2	8.3	4.80E-05		71.0	2.00E-03	—	—	—
3.0	180221	199.2	12.2	7.23E-05		67.7	2.03E-03	—	—	—
4.0	180221	200.1	16.1	9.69E-05		64.8	2.06E-03	0.270	0.02	0.02
5.0	180221	201.1	19.8	1.22E-04		62.2	2.09E-03	0.358	0.02	0.02
6.0	180221	202.0	23.3	1.46E-04		60.0	2.11E-03	0.454	0.02	0.02
7.0	180221	202.9	26.8	1.71E-04		57.9	2.13E-03	0.554	0.02	0.02
8.0	180221	203.9	30.1	1.96E-04		56.1	2.15E-03	0.006	0.02	0.02
9.0	180221	204.8	33.3	2.20E-04		54.4	2.17E-03	0.008	0.02	0.02
10.0	180221	205.8	36.3	2.45E-04		52.9	2.18E-03	0.009	0.02	0.02
11.0	180221	206.7	39.2	2.69E-04		51.5	2.20E-03	0.010	0.02	0.02
12.0	180221	207.6	42.0	2.92E-04		50.2	2.21E-03	0.012	0.02	0.02
13.0	180221	208.6	44.7	3.16E-04		48.9	2.22E-03	0.014	0.02	0.02
14.0	180221	209.5	47.2	3.38E-04		47.8	2.23E-03	0.015	0.02	0.02
15.0	180221	210.5	49.7	3.61E-04		46.8	2.24E-03	0.017	0.02	0.02
16.0	—	—	—	—	—	—	—	—	計	0.2

Table 3 残留沈下量(格子式)

Residual Settlement on Lattice Type of Countermeasure

深度(m)	r _u	D _r (%)	ρ	P _i (kN/m ²)	ε_v (%)	沈下(cm)
1.0		74.8	1.96E-03	—	—	—
2.0		71.0	2.00E-03	—	—	—
3.0		67.7	2.03E-03	—	—	—
4.0		64.8	2.06E-03	0.270	0.05	0.05
5.0		62.2	2.09E-03	0.358	0.05	0.05
6.0		60.0	2.11E-03	0.454	0.05	0.05
7.0		57.9	2.13E-03	0.554	0.05	0.05
8.0	0.2	56.1	2.15E-03	0.006	0.05	0.05
9.0		54.4	2.17E-03	0.008	0.05	0.05
10.0		52.9	2.18E-03	0.009	0.05	0.05
11.0		51.5	2.20E-03	0.010	0.05	0.05
12.0		50.2	2.21E-03	0.012	0.05	0.05
13.0		48.9	2.22E-03	0.014	0.05	0.05
14.0		47.8	2.23E-03	0.015	0.05	0.05
15.0		46.8	2.24E-03	0.017	0.05	0.05
16.0	—	—	—	—	計	0.58

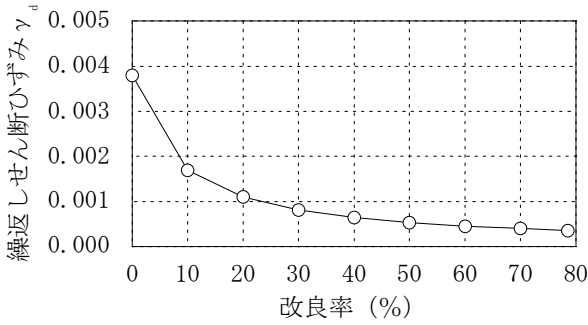


Fig. 4 繰返しせん断ひずみと改良率
Relationship between Cyclic Shear Strain and Replacement Ratio

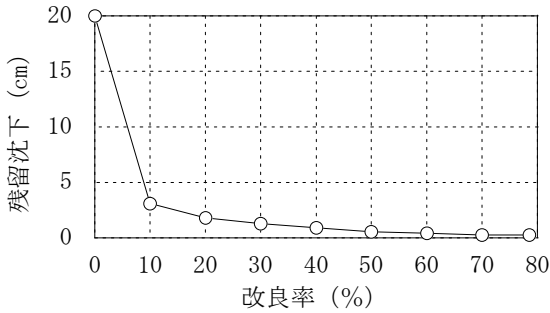


Fig. 5 残留沈下量と改良率
Relationship between Residual Settlement and Replacement Ratio

列配置 ($a_s=34.9\%$) で2.5cm, 原地盤で29.0cmが得られており, 地盤条件等が異なるものの, Fig. 5に示す簡易予測方法で得られた残留沈下量と改良率との関係の傾向と概ね整合する。

3. 詳細解析による格子状固結工法の性能評価

3.1 目的

地震時の液状化が予想される地盤では, 構造物周辺, 直下で格子状の深層混合処理による液状化対策が実施される場合がある。格子状固結工法では, 固化体の外的安定 (滑動, 転倒, 支持力), 内的安定 (水平せん断, 鉛直せん断, 端し圧, 抜け出しせん断), および固化体を含む全体安定を確保するように設計される。ただし, レベル2地震動では水平方向に広範囲の対策が必要となる場合が多い。

例えば, 堤防等の土構造物では, 固化体の外的安定において, 地震後の残留変位を許容して経済化が図られている⁶⁾。同様に, 格子状固結工法の固化体の内的安定においても, 内部応力を考慮した耐液状化指標 (格子内部土の過剰間隙水圧比や固化体の地震後の損傷度) の評価により, さらに経済化の可能性が考えられる。

そこで, 固化体の材料非線形性を考慮した格子状固結工法の3次元有効応力解析を行い, その耐液状化効果および固化体の地震時の内的安定評価を検討した。ここで, 解析プログラムは大林組が開発したEFECT⁷⁾である。

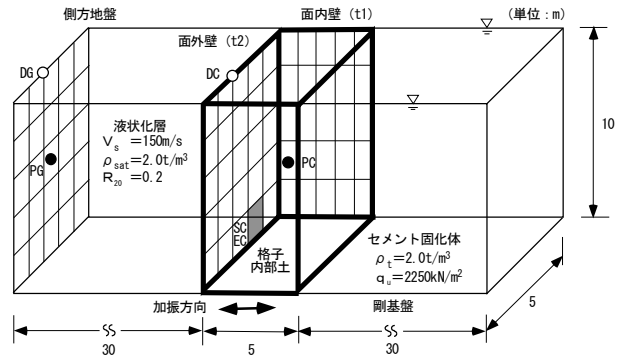


Fig. 6 検討モデル
Analytical Model

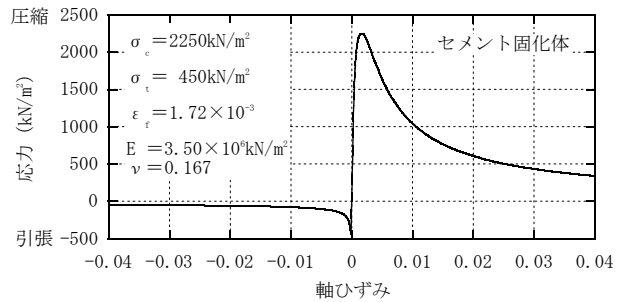


Fig. 7 応力—ひずみ関係 (一軸圧縮, 一軸引張)
Relationship between Uni-Axial Stress and Uni-Axial Strain under Compression and Extension

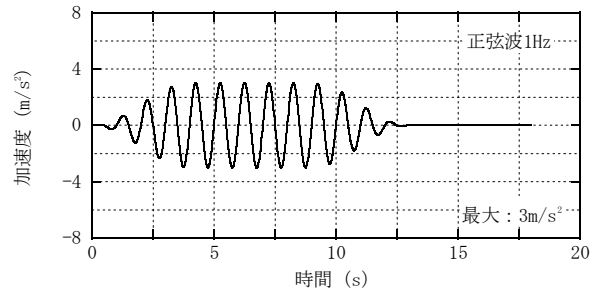


Fig. 8 入力波 (振幅3.0m/s²の場合)
Input Wave of Amplitude 3.0m/s²

3.2 方法

Fig. 6に検討モデルと主な定数を示す。固化体では, 液状化層厚 $H=10\text{m}$, 格子間隔 $L=5\text{m}$, 格子寸法比 $L/H=0.5$, 格子状固化体 (面外壁2.0m厚, 面内壁1.0m厚) と格子内部土で構成される1格子ユニットの改良地盤を対象とした。

Fig. 7に固化体で仮定した主な材料定数⁸⁾と応力—ひずみ関係^{9), 10)}, Fig. 8に入力波を示す。入力波は振動数1.0Hz, 波数5波, 前後テーパ4波, 振幅1.0, 2.0, 3.0m/s²の正弦波とし, 固化体の面外壁, 面内壁を積層シェル要素 (層数10), 周辺地盤, 格子内部土を立体要素とし, 左右を繰返し境界, 前面と背面を面外拘束, 底面を固定 (回転自由) とした。

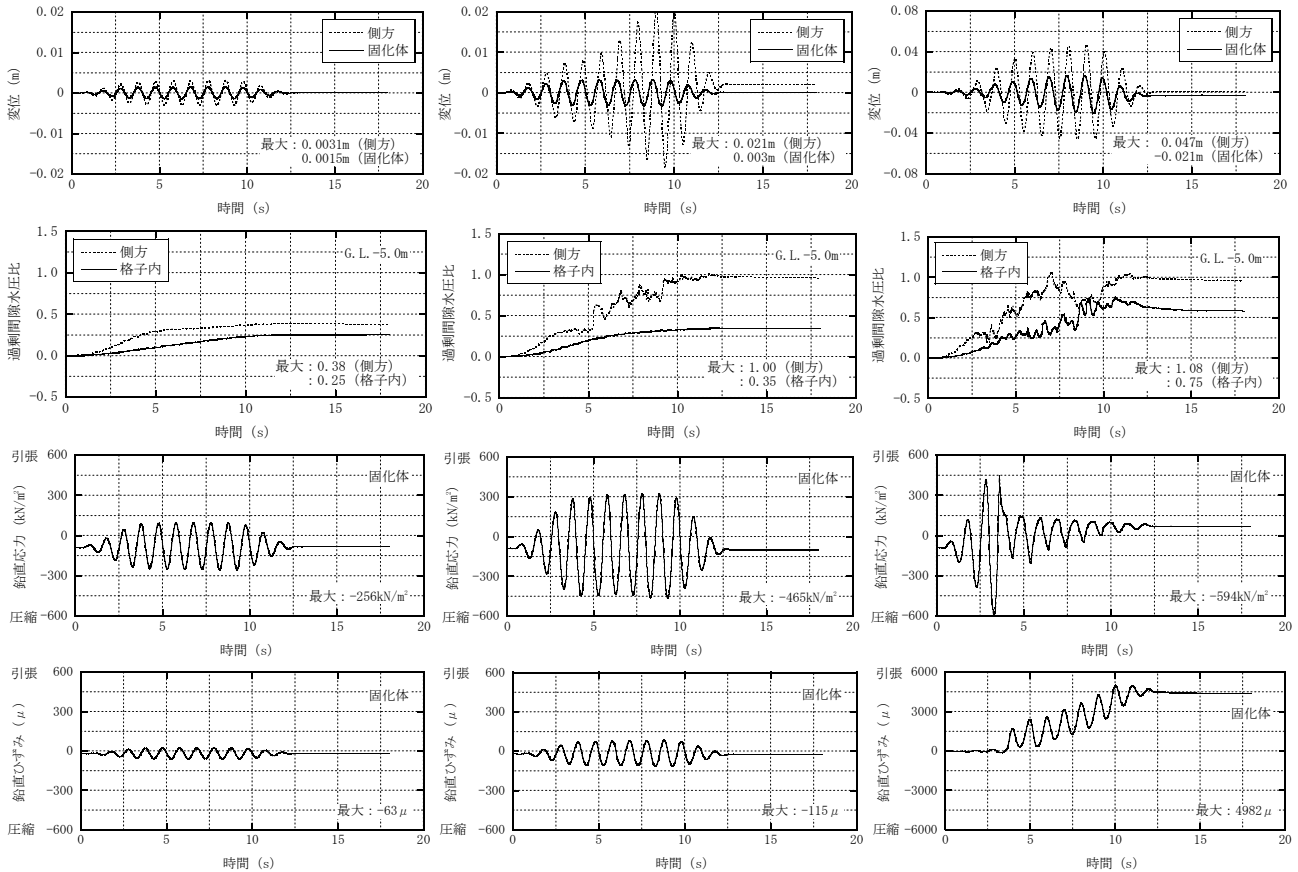


Fig. 9 時刻歴 (入力加速度1.0m/s²) Fig. 10 時刻歴 (入力加速度2.0m/s²) Fig. 11 時刻歴 (入力加速度3.0m/s²)

Time Histories of Displacement, Pore-Water Pressure Ratio, Vertical Stress and Vertical Strain of Cement-Treated Body (Amplitude of 1.0m/s², 2.0m/s² and 3.0m/s²)

3.3 結果

Fig. 9~11に側方地盤と固化体の変位 (DGとDC), 側方地盤と格子内部土の過剰間隙水圧比 (PGとPC), 面外壁の格子内部土側積層の鉛直応力 (SC) と鉛直ひずみ (EC) の時刻歴を示す。入力加速度2.0m/s²では、周辺地盤で液状化が生じるものの格子内部土で液状化が生じず、既往の設計¹¹⁾のL/H=0.5における耐液状化効果 (過剰間隙水圧比0.2~0.4, Fig. 3の破線) と整合する。

入力加速度1.0, 2.0m/s²では、面外壁の鉛直応力は固化体の引張強度450kN/m²まで生じず、Fig. 7の引張ひずみ129μに対して残留鉛直ひずみもないことから、面内壁を含め固化体の損傷は生じていない。

入力加速度3.0m/s²では、格子内部土で液状化が生じないものの過剰間隙水圧比0.75まで増加し、既往の設計のL/H=0.5から類推されるとおり耐液状化効果が低下する。固化体の変位は、入力加速度1.0, 2.0m/s²と比較して急激に増加し、僅かであるが残留変位も生じている。面外壁の鉛直応力は、固化体の引張強度450kN/m²まで生じ、Fig. 7の固化体の引張側の応力-ひずみ関係を反映して残留鉛直ひずみが生じている。入力加速度3.0m/s²では、面内壁を含め固化体の残留鉛直ひずみ、残留水平

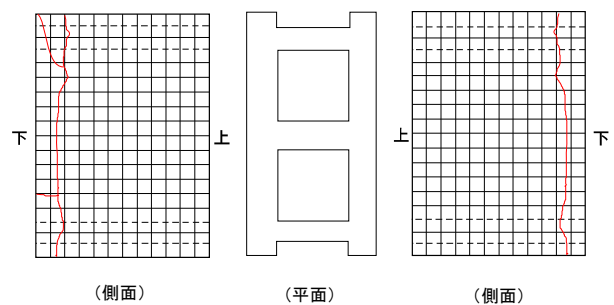


Fig. 12 固化体の損傷 (L/H=0.5)
Damage of Cement-Treated Body (L/H=0.5)

ひずみが生じることから、固化体の損傷は格子内部土の耐液状化効果の低下に影響を及ぼしていると推察される。

Fig. 12に検討モデルと同じ条件の遠心力実験で得られた固化体の損傷状況を示す。固化体の損傷は面外壁の基部で顕著に生じており、解析結果と概ね整合する。

以上より、格子状固結工法の設計では、内的安定評価において、固化体の非線形性を考慮して耐液状化指標 (格子内部土の過剰間隙水圧比や固化体の地震後の損傷度) を評価することにより、その目標値に応じた固化体の諸元 (格子間隔, 壁厚等) の設定が可能となる。

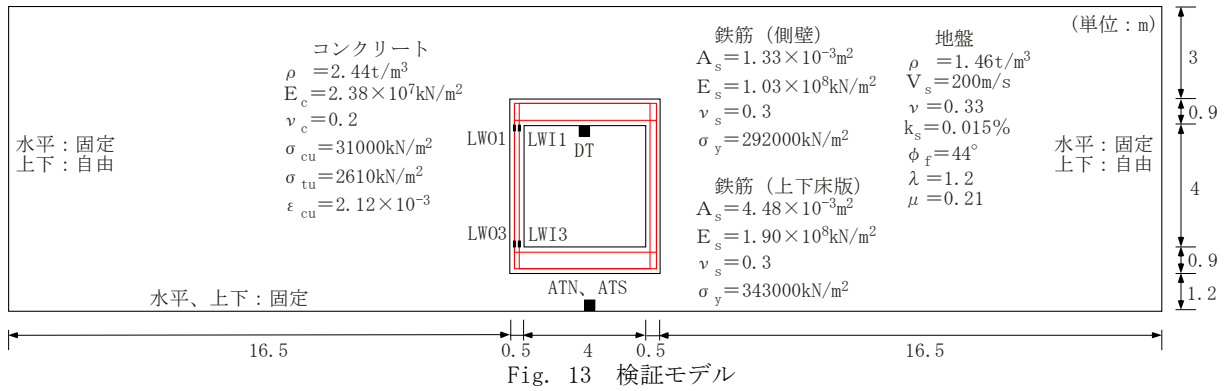


Fig. 13 検証モデル

Analytical Model

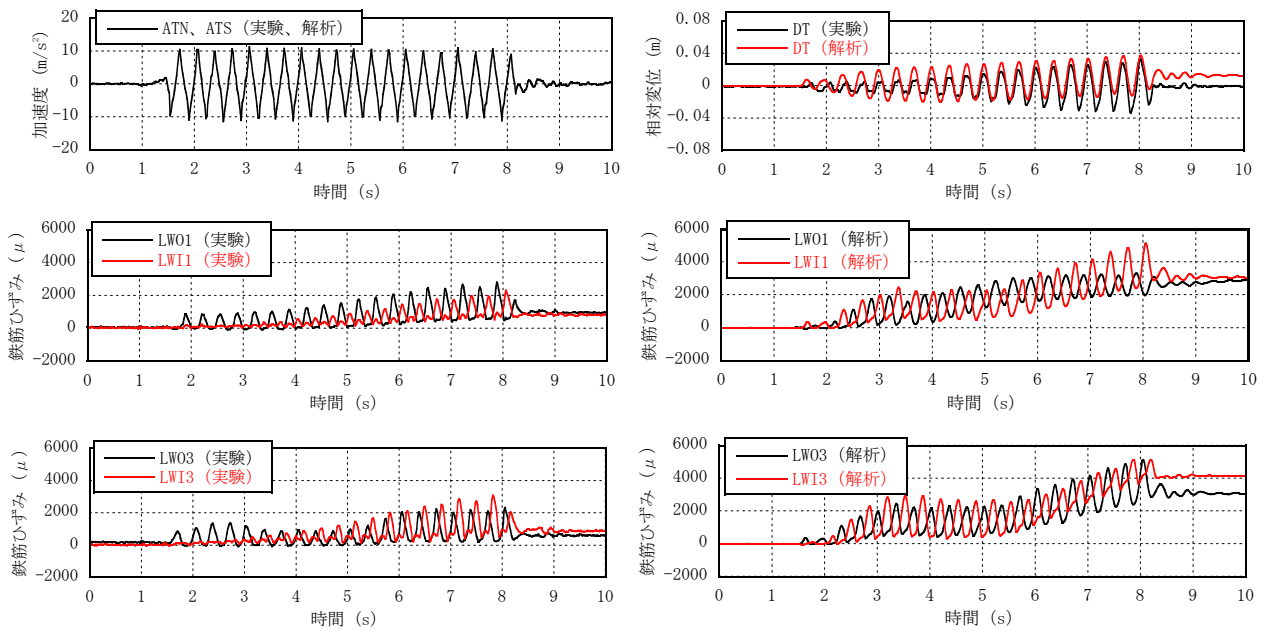


Fig. 14 入力波, 相対変位, 鉄筋ひずみ (振幅 10 m/s^2)

Time Histories of Input Wave, Relative Displacement and Strain of Reinforcing Bar (Amplitude of 10.0 m/s^2)

4. 詳細解析による固結工法の性能評価

4.1 目的

地中構造物の耐震設計では、レベル2地震動を想定して、構造物、地盤の非線形域までを対象とした時刻歴応答解析が適用されつつある。地中構造物の耐震補強では、構造物周囲の地盤改良に関する周波数応答解析が行われ、改良諸元（改良高さ、改良幅）に応じた補強効果が検討されている¹²⁾。一方で、構造物、地盤と同様に改良固化体の材料非線形性を考慮した補強効果の評価により、さらなる経済化の可能性も考えられる。

そこで、遠心力実験で得られた地中構造物—地盤連成系の鉄筋コンクリート、地盤の地震時挙動¹³⁾に対して、前述のEFFECTを用いて材料レベルの非線形性^{8), 9)}を考慮した時刻歴応答解析方法を検証した。ここで、以下の遠心力実験結果は、相似則を考慮した実スケールである。

次に、地中構造物周囲の深層混合処理の固結工法による耐震補強に関して、固化体の材料非線形性を考慮した

時刻歴応答解析を適用し、固結工法の改良諸元（改良幅）に応じた補強効果を検討した。

4.2 方法

Fig. 13に地中構造物（側壁 0.5 m 、床版 0.9 m 、土被り 3.0 m ）の検証モデルと主な定数を示す。遠心力実験では剛土槽を用い、入力振動数は 3.0 Hz 、波数20波、振幅 $1.0, 2.5, 5.0, 10.0, 12.5 \text{ m/s}^2$ の正弦波である。実験では、振幅 $10.0 \text{ m/s}^2, 12.5 \text{ m/s}^2$ において、構造物の側壁端部で鉄筋降伏（降伏ひずみ 2800μ ）が確認された。

解析では、地盤を平面要素、構造物側壁、床版の鉄筋位置で埋込み鉄筋を有する平面要素、地盤と構造物との境界をジョイント要素、振幅 10.0 m/s^2 を対象とした。

4.3 結果

Fig. 14に入力波（ATN, ATS）、上床版と下床版との相対変位（DT）、側壁端部の鉄筋ひずみ（LW01, LWI1, LW03, LWI3）の比較を示す。解析では、実験で得られた

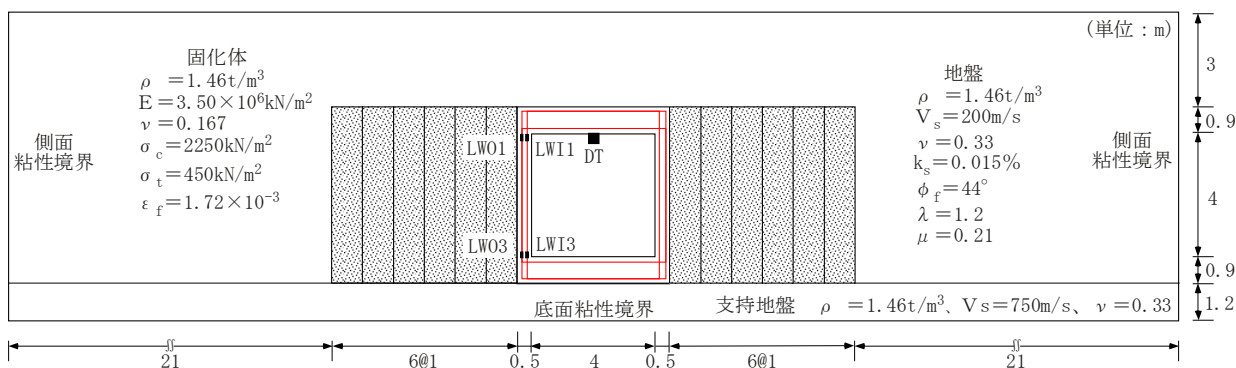


Fig. 15 検討モデル

Analytical Model

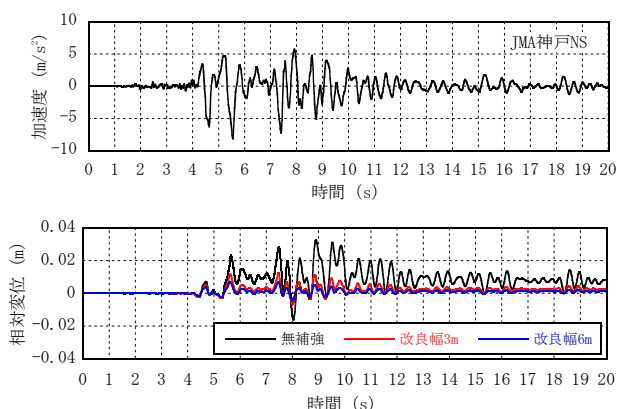


Fig. 16 入力波, 相対変位 (JMA神戸NS, -8.18m/s^2)
Time Histories of Input Wave and Relative Displacement
(JMA KOBE NS, Max. Acceleration of -8.18m/s^2)

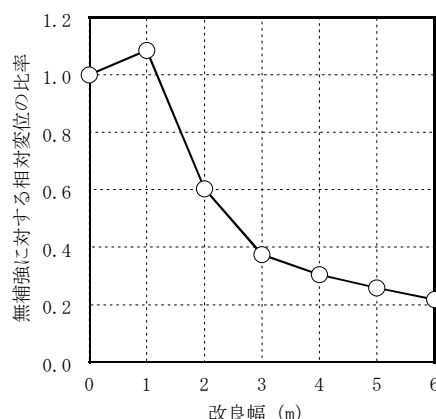


Fig. 17 相対変位の比率

Relationship between Normalized Relative Displacement
and Width of Countermeasure

加振中の相対変位、鉄筋ひずみが次第に増加し、加振後に鉄筋ひずみが残留する挙動を概ね表現している。以上より、構造物、地盤の材料レベルの非線形性を考慮した時刻歴応答解析方法により、レベル2地震動における地中構造物の地震時挙動を概ね評価できると判断される。

Fig. 15に地中構造物周囲の固結工法による検討モデルと主な定数を示す。解析では、構造物、地盤と構造物との境界を検証解析と同様とし、地盤は弾性支持地盤、側方、底面を粘性境界とした。深層混合処理の固化体では、構造物で用いた無筋コンクリート部で表現できると仮定し、固化体強度、剛性を有する平面要素とした。固化体の改良諸元は、改良高さ5.8mで一定、改良幅6.0mまで1.0m間隔とし、入力波は、レベル2地震動としてJMA神戸NSの継続時間20.0sとした。

Fig. 16に入力波、無補強、改良幅3.0m補強、改良幅6.0m補強で得られた上床版と下床版との相対変位(DT)を示す。無補強では相対変位が0.033m(層間変形角0.82%)であり、側壁端部で鉄筋降伏(LW01:2000 μ , LWI1:4500 μ , LW03:8600 μ , LWI3:3500 μ)が生じた。

改良幅3.0m補強では相対変位が0.012m(層間変形角0.3%)、改良幅6.0m補強では相対変位が0.007m(層間変形角0.175%)となり、それぞれ側壁端部で鉄筋降伏が抑

えられた。

Fig. 17に無補強に対する相対変位の比率と改良幅との関係を示す。改良幅が極めて狭い範囲では補強効果は小さく、同様に、改良幅を改良高さより広くしても補強効果の増加を大きく期待できないようである。一方で、改良幅が改良高さの1/2程度でも大きな補強効果を期待でき、その傾向は、周波数応答解析で得られた結果と概ね整合する¹²⁾。本検討では、地中構造物の固結工法による補強効果を構造物応答で評価したが、固結工法の経済化を図る上では、固化体の内部安定(内部応力、内部ひずみ等)も考慮した評価が必要である。

5. まとめ

地震時、地震後の地盤変状を防止するための、深層混合処理、固化等の固結工法による改良地盤の地震時変状予測に関する検討により得られた結果を以下に列挙する。
1) 固結工法による液状化対策において、既往指針を援用した地震後の固化体内部土の残留沈下に関する簡易予測により、接円式、杭式および格子式の異なる改良形式で既往の観測事例の傾向と概ね整合した残留沈下量を推定できることを確認した。

- 2) 格子状固結工法では、内的安定において固化体の非線形性を考慮した耐液化指標の評価を行なうことにより、格子内部土の過剰間隙水圧比および固化体の損傷度に応じた経済的な固化体諸元を設定できる可能性がある。
- 3) 地中構造物の固結工法による耐震補強では、構造物、地盤、固化体の材料レベルの非線形性を考慮した時刻歴応答解析より、合理的な改良仕様（改良幅，改良高さ）の設定が可能であることが確認された。

参考文献

- 1) 日本建築学会：建築基礎構造設計指針，pp. 61-72，（2001）
- 2) 社団法人地盤工学会：地盤工学・実務シリーズ18 液化対策工法，pp. 77-84，（2004）
- 3) 小竹望，他：L 2地震動に対応する格子状固化改良による液化対策工，土木学会第58回年次学術講演会，pp. 1249-1250，（2003）
- 4) 仙頭紀明，他：非排水繰返しせん断履歴後の再圧密実験と体積収縮特性のモデル化，土木学会論文集，No. 764/III-67，pp. 307-317，（2004）
- 5) 高橋正光，他：実物大実験における高圧噴射攪拌工法を用いた液化対策効果，土木学会第63回年次学術講演会，pp. 19-20，（2008）
- 6) Okamura M. et. al：Prediction Method for Liquefaction-Induced Settlement of Embankment with Remedial Measure by Deep Mixing Method, S&F, Vol.44, No. 4, pp.53-65,（2004）
- 7) 伊藤浩二：動的有効応力解析プログラム「EFFECT」（その1）－基礎理論と地盤構成モデル－，大林組技術研究所報，No. 51, pp. 7-14，（1995）
- 8) Namikawa T. et. al：Seismic Response Analysis of Lattice-Shaped Ground Improvements, Deep Mixing 05, pp.263-271，（2005）
- 9) 長沼一洋：三軸圧縮下のコンクリートの応力～ひずみ関係，日本建築学会構造系論文集，第474号，pp. 163-170，（1995）
- 10) 長沼一洋，他：繰返し応力下における鉄筋コンクリート板の解析モデル，日本建築学会構造系論文集，第536号，pp. 135-142，（2000）
- 11) 建設省土木研究所：共同研究報告書第186号液化対策工法設計・施工マニュアル（案），pp. 109-135，（1999）
- 12) 河村精一，他：地中構造物周囲の地盤改良による耐震補強効果，第40回地盤工学研究発表会，pp. 2091-2092，（2005）
- 13) 伊藤浩二，他：鉄筋コンクリート製地中構造物の遠心力模型振動実験と解析，土木学会地震工学論文集，Vol. 27, No. 200（2003）