

強震時の地盤のモデル化と注入固化工法によるタンクの液状化時の挙動

Modeling the Soil Behavior during Strong Shaking and Analysis of a Tank Installed on Soil Reinforced by Chemical Grouting and Subjected to Liquefaction

福 武 毅 芳 (ふくたけ きよし)

清水建設㈱技術研究所 グループ長

1. はじめに

兵庫県南部地震の発生以降は、各分野の耐震設計で用いる入力地震動の規模が大きく設定されている。これに伴い、密な砂や改良地盤でも水圧上昇の影響が無視できなくなり、地盤の非線形性もひずみレベルが数%を超えるような非線形が強い領域まで解析する必要性が高まっている。設計においても、ある程度の変形や損傷を許容する性能設計に移行しつつあるため、液状化現象に関しては震動中の挙動に加え、液状化後の挙動も重要となっている。

残留変形に関しては、簡便な残留変形算定法として、 F_L 値等から液状化時の剛性低下率を求め、静的自重解析によって残留変形を求める方法¹⁾もあるが、地震動の影響や過剰間隙水圧の消散による圧密沈下の影響が表現できないなどの問題点を含んでいる。

本報告では、振幅が大きく波数も多い大地震に対応できる構成式を構築し、大ひずみ領域まで定量的に表現した。さらに従来は等価線形のような簡易なモデルで表現していた液状化対策として実施する薬液注入などより構築された改良体を、上記の構成式でモデル化した。この構成式を組込んだ三次元プログラム (HiPER) により、実際のタンク～地盤系の応答解析を実施し、タンク応答値の確認や残留変形に着眼した耐震改修設計 (薬注範囲の設定など) を行った。

2. 砂や薬注改良体の液状化後のモデル化

2.1 構成式の概要

構成式は三次元ダイレイタンシーモデル (おわんモデル) と三次元に拡張した R-O モデルを併用している^{2),3)}。次式に示す累積せん断ひずみ G^* と合せん断ひずみ Γ を基に、おわんモデルから過剰間隙水圧を算定し、有効応力の変化に応じて R-O モデルのパラメータ (初期せん断剛性や基準ひずみ) を逐次更新する。

$$G^* = \sqrt{\Delta\gamma_{xy}^2 + \Delta\gamma_{yz}^2 + \Delta\gamma_{zx}^2 + \Delta(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + \Delta(\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + \Delta(\epsilon_z - \epsilon_x)^2} \quad (1)$$

$$\Gamma = \sqrt{\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2 + (\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_z - \epsilon_x)^2} \quad (2)$$

また次式のように圧縮指数 C_c と膨潤指数 C_s を有効応力増分の正負によって使い分けている³⁾。

$$d\sigma'_m = -\frac{\sigma'_m}{0.434C^*} \cdot d\epsilon_v^s, \quad C^* = \begin{cases} C_s (\Delta\sigma'_m < 0) \\ C_c (\Delta\sigma'_m \geq 0) \end{cases} \quad (3)$$

2.2 要素計算結果

前節の構成式を用いて、豊浦砂の非排水繰返しねじり試験結果のシミュレーションを行った。図-1には $D_r = 79, 63, 44\%$ における実験値と計算値の応力～ひずみ関係を示す⁴⁾。有効応力経路については文献⁸⁾を参照されたい。サイクリックモビリティ状態になった後、砂の密度によって1サイクル当たりのひずみ増加量は異なる。すなわち緩い砂ではひずみ増加量は急激であり、密になると緩慢になるが、シミュレーションではその傾向がほぼ一致している。また、多数回の繰返しにおいても、あるひずみ振幅に収束し定常的な歴曲線上を繰返してしまうような傾向は見られない。このことは波数の多い巨大地震の評価では、サイクリックモビリティ以降の変形量を大きく左右するので、重要なことである。緩い砂では、せん断応力が小さくなりゼロクロスする瞬間にひずみが急激に大きくなるが、計算ではその傾向も表現できている。

図-2には、豊浦砂に特殊シリカ系のグラウト剤を浸透させた薬液注入改良体の非排水繰返し三軸試験結果と非排水単純せん断試験をモデル化した計算結果の比較を示す。特徴としては、①せん断応力～せん断ひずみ関係が逆S字型となる、②せん断ひずみ振幅が有限の大きさで留まり、履歴ループが定常となる (これは液状化現象とは異なる)、③有効応力経路は平均有効応力がゼロに至らず初期の20%程度の有効応力が残存した状態で砂のサイクリックモビリティに似た経路となる、ことである。入力地震動が大きくなることに伴い、大きなせん断力の範囲までモデル化できていることは重要である。

3. 表層注入固化対策によるタンクの液状化時の挙動

本節では、液状化地盤に立地する旧法タンクを想定し、液状化層の内、上層部のみを注入固化工法により対策した場合の地震時挙動を三次元有効応力解析で評価した。さらに地震終了後の残留変形量を検討し、安全性を評価した。具体的にはポスト液状化解析を実施し、液状化後の三次元的変形性状を検討した⁴⁾。

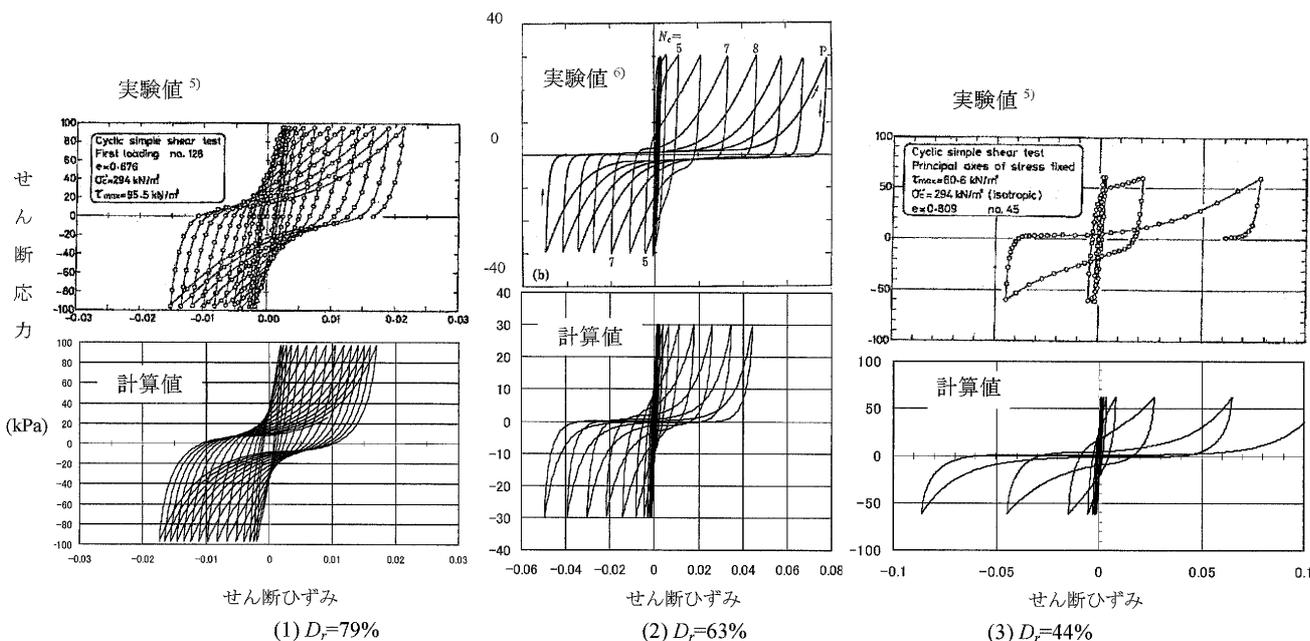


図-1 豊浦砂の応力～ひずみ関係 (非排水繰返しねじり試験)

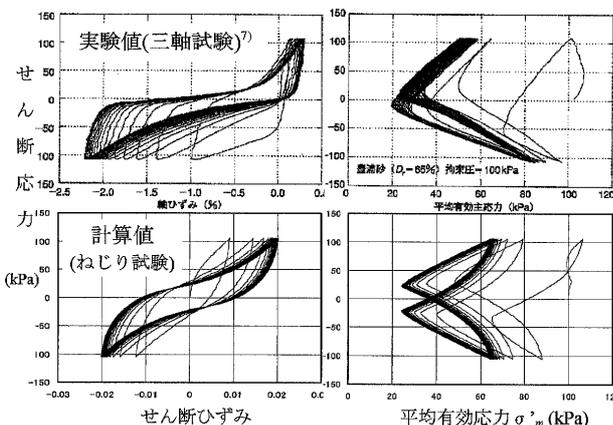


図-2 薬液注入改良体の応力・ひずみ関係と有効応力経路 (豊浦砂+特殊シリカ系薬剤 4%浸透, $D_r=65\%$)

3.1 液状化解析の解析条件

前述の構成式を、砂質地盤と粘土質地盤および注入固化改良地盤に対して使用している。すなわち、粘土や改良地盤に対しても過剰間隙水圧を考慮している。

地盤条件と FEM モデルを口絵写真-4 に示す。GL-14.8 m までの砂質系地盤が $F_L < 1.0$ の液状化懸念層である。底面境界は、 $V_s = 331$ m/s に対応するダンパーとし $2E$ 波入力とした。側方境界は、加振方向の相対する直交面の対応する節点の変位を x, y, z とともに同変位とした (周期境界)。対称面とそれと相対する面は、面外 (y 軸方向) 変位拘束とした。鋼製タンク (直径 13.6 m, 高さ 13.7 m) は本体をシェル要素でモデル化し、内容液は固定水と自由水に分けて Housner の式⁹⁾により質点・バネ系でモデル化した。

液状化強度は、消防法に基づく F_L 判定法¹⁰⁾ から繰返し回数 20 回の液状化強度を求め、その点を通るように構成式のパラメータを設定した。改良地盤の特性は図-2 と同じとした。改良範囲は、埋土層で層厚 2.25 m,

シルト混じり中砂・シルト質細砂層で層厚 4.5 m とし、タンク端から 3 m の範囲までとした。改良下端は GL-9.1 m である。入力地震動は、建設省告示スペクトルを用いてランダム波の位相特性を有する人工地震動とした (図-3)。

3.2 ポスト液状化理論とその計算法

(1) 理論概要

本理論は社本・張らによって提案されたもので、地震が終了し過剰間隙水圧が完全に消散した後の残留変形を評価する手法^{11)~13)} である。地震中の応答によって経験した地盤の最大せん断ひずみから、液状化終了後に発生する残留体積ひずみと残留せん断ひずみを求め、各要素で求められた残留ひずみが生じるように等価弾性定数を設定し、自重解析により残留変形を求めることを特徴とする。

地震時に生じる最大せん断ひずみを γ_{max} とすると、地震終了後に過剰間隙水圧が消散した状態で発生する残留せん断ひずみ γ_p および残留体積ひずみ ϵ_{vp} は、次式のように表すことができる。

$$\epsilon_{vp} = (1 - C_h) \cdot \frac{e_0 - e_{min}^*}{1 + e_0} R_0^* \gamma_{max}^m \dots (4)$$

$$\gamma_p = C_h \cdot \frac{e_0 - e_{min}^*}{1 + e_0} \frac{R_0^*}{M_{CS,0}} \gamma_{max}^m \dots (5)$$

ここで、 e_0 ; 初期間隙比, $e_{min}^* = e_{max} - 1.3(e_{max} - e_{min})$; 真の最小間隙比, R_0^*, m ; 砂の種類や密度に依存しない固有の定数で $R_0^* = 2.0, m = 0.76, M_{CS,0}$; 有効拘束圧がゼロ付近の限界状態面の傾き, C_h ; 液状化時の地震応答によって生じた非可逆な体積ひずみポテンシャルが残留せん断ひずみと残留体積ひずみに寄与する割合を示すパラメータ (水平地盤では 0.2) である。

地盤～構造物系の FEM モデルで自重解析を行い、地盤内の各要素の平均拘束圧 σ_m を求め、地震時の最大せん断応力 τ_{max} を用いて、次式のように地盤の等価ポア

報 告

ソソ比 ν_{eq} と等価弾性定数 E_{eq} を求める。

$$G_{eq} = \frac{\tau_{max}}{\gamma_p}, \quad K_{eq} = \frac{\sigma_m}{\varepsilon_{vp}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\nu_{eq} = \frac{1}{2} \frac{3K_{eq} - 2G_{eq}}{3K_{eq} + G_{eq}} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$E_{eq} = 2 \cdot (1 + \nu_{eq}) \cdot G_{eq} \quad \dots\dots\dots (8)$$

求めた ν_{eq} と E_{eq} を用いて、再度自重解析を行い変形を算定する。自重解析のイテレーションは、各 FEM 要素のひずみが式(4)、(5)の値に収束するまで、 ν_{eq} と E_{eq} を更新して実施する。この変形量算定手順を図一3に示す(各要素ごとに γ_p , ε_{vp} は異なる)。

(2) 本モデルにおける計算法

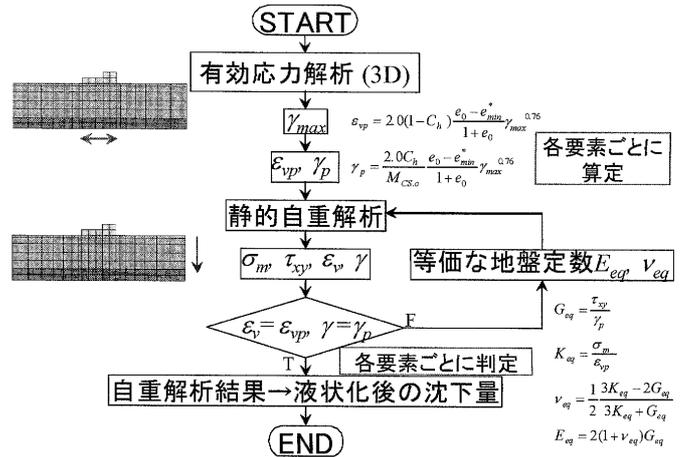
本解析では三次元状態で評価するので、地震時せん断ひずみとしては式(1)に示す合せん断ひずみ Γ を用いる。各要素ごとに生じた最大の Γ_{max} に基づき、残留変形をイテレーションを伴う自重解析により算定した。タンク重量と液体重量は集約して、タンク底版の単位体積重量として評価した。境界条件は、底面固定、側面は鉛直ローラとした。

自重解析の収束判定は、本来は図一3で述べたように、すべての要素で式(4)と(5)を満足する必要がある。しかし、本 FEM モデルは要素数が約15 000もあり、各要素で収束条件を満足することは多数回の自重解析を実施しても困難であった。そこで、地表面における沈下量が一定値に落ちついた(沈下が定常になった)ことにより収束とみなした。このとき剛性は前ステップの剛性と同等値に収束していることを確認し、せん断ひずみもほとんどの要素でおおむね γ_p に収束していた。

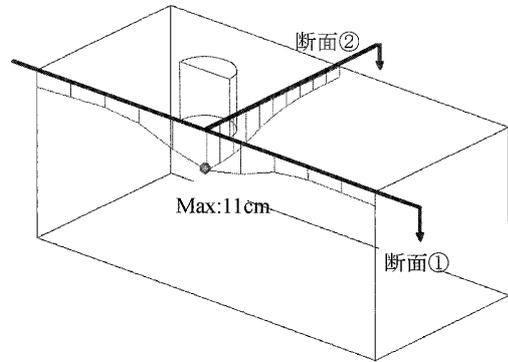
3.3 解析結果

口絵写真一5には、最大過剰間隙水圧比コンターを最大変形に併記して示す。口絵写真一6の地盤内鉛直3断面には、 Γ_{max} のコンターを示す。薬液注入改良体では過剰間隙水圧は発生しておらず、ひずみも小さい。未改良部分の埋土(中砂)、シルト混じり中砂内の下方、シルト質細砂では、水圧比がほぼ100%に達しており、液状化に至っている。これらの液状化層において、シルト混じり中砂内の下方とシルト質細砂では Γ_{max} は4%程度である。埋土では改良体が存在する対称面付近(断面①付近)では変形は小さいが、改良体が存在しないモデルの奥側(y方向)では変形が大きく、 Γ_{max} は7%を超えている。すなわち加振軸方向に対しては、改良体による変形抑制効果が現れている。また改良体の加振方向に対して改良体前後ではローカルノソリニアリティーの影響で過剰間隙水圧が大きくなっている。改良体直下の砂質土層ではタンクの重量による押さえ効果によって、周辺よりも過剰間隙水圧がやや抑制されている。

前節で述べた有効応力解析結果とポスト液状化理論に基づき、残留変形量を求めた。図一4に変形の着目断面を示す。図一5には鉛直断面における変形図を示す。白枠で囲んだ部分が改良体である。色の濃淡は鉛直変位の大きさを示す。タンク底版と改良体は両者ともすり鉢状



図一3 ポスト液状化理論を用いた液状化後の変形量算定フロー(ひずみが収束するまでイテレーションを伴う自重解析を実施)

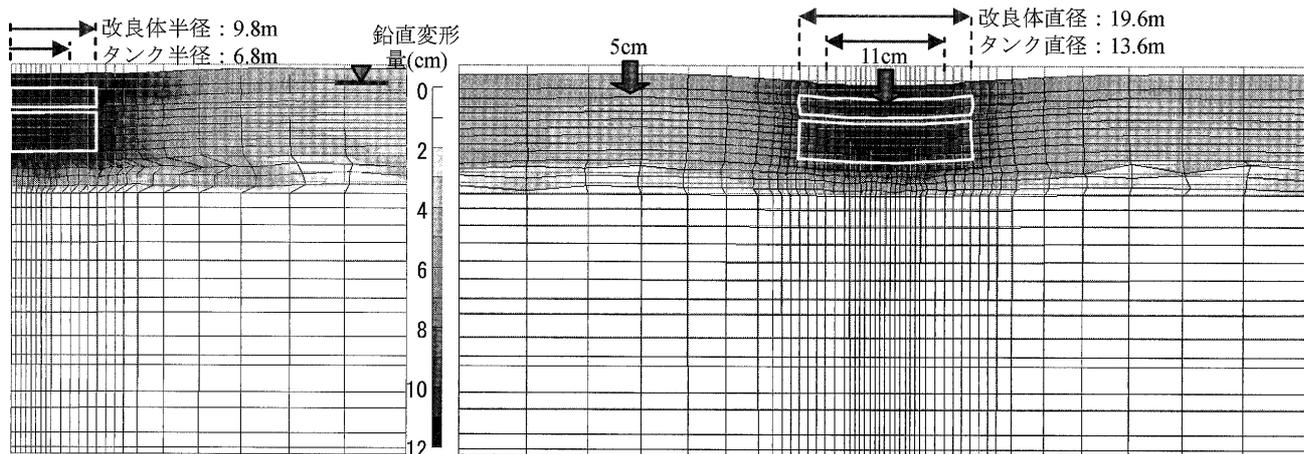


図一4 着目断面(①, ②)と沈下の分布傾向

に沈下している。鉛直ひずみは液状化層で大きく発生し、改良体の下層では、液状化後に2%程度となった。液状化層では沈下に伴い側方変形も生じている。表層の沈下量はタンク底版で約11 cm, 30 m離れた周辺地盤で5 cm程度である。この勾配の相対変位量はタンクに接続している配管のフレキシビリティで対応できる範囲である。図一6には対称断面①のタンク地表近傍の沈下形状を示す。タンク底版の場所による違いを詳しく見ると、タンク中心部の沈下量は11.03 cm, 端部の沈下量は10.35 cmである。すなわちタンク中心と端部における相対変形沈下量は0.7 cmと小さく、端部と中心の平均変形勾配は1/983である。地表における水平変形はごく小さい。

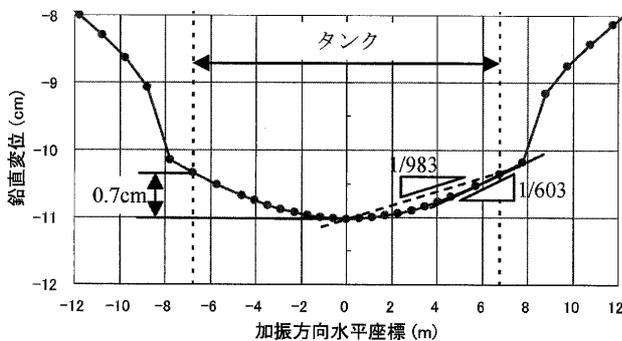
4. おわりに

以上より、薬液注入改良を表層部で想定した範囲で施工すれば、改良部分以外で液状化が生じてもタンクの安全性は確保できると言える。この検討により、当初の設計で想定していた液状化層を全深度改良する場合に比べ、コスト削減が図られ、かつタンクの鉛直変位も小さく安全性も確保できた。今後は既存構造物の地盤改良による耐震補強工事が増加するものと思われる。設計入力地震動の増大や、地盤・基礎における性能設計への移行に伴い、液状化後の残留変形を三次元的に把握することは重



(a) 対称面と直交 (断面②, 変形倍率 10) (b) 対称面 (断面①, 変形倍率 20)

図一5 鉛直断面における変形図 (断面①, ②は図一5を参照)



図一6 対称面 (断面①) のタンク近傍の地表沈下形状

要となる。

参考文献

- 1) 例えば, ALID 研究会: 2次元液状化流動解析プログラム ALID/Win マニュアル, 2003.
- 2) 福武毅芳: 土の多方向繰返しせん断特性を考慮した地盤・構造物系の三次元液状化解析に関する研究, 名古屋工業大学博士論文, 1997.
- 3) 吉見吉昭・福武毅芳: 地盤液状化の物理と評価・対策技術, 5章, 6章, 技報堂出版, 2005.
- 4) 福武毅芳: 液状化時の地盤特性のモデル化と表層注入固化解策によるタンクの液状化時の挙動解析, 清水建設研究報告, 第87号, pp. 69~76, 2010.
- 5) 東畑郁生: 砂の繰返しせん断変形特性に及ぼす主応力

軸回転の影響, 東京大学博士論文, 1981.

- 6) プラダン, テージ, B.S.・龍岡文夫・原 勝重: 非排水繰返しねじりせん断における砂の応力-ひずみ特性, 土木学会第40回年次学術講演回, III-13, pp. 25~26, 1985.
- 7) 社本康広・風間広志・島田俊介・米倉亮三: 活性シリカコロイドを用いた液状化対策工の設計と改良効果の評価法 (その1), 土木施工, 7月号, pp. 106~111, 2006.
- 8) 福武毅芳・馬淵倉一・吉田 望: 双曲線+おわんモデルを用いた初期サイクリックモビリティ後のシミュレーション, 第63回土木学会学術講演会, III, pp. 127~128, 2008.
- 9) Housner, G. W.: *Dynamic pressures on accelerated fluid containers*, 1955.
- 10) 危険物の規制に関する技術上の基準の細目を定める告示, 第74条, 総務省消防庁, 2003.
- 11) Shamoto, Y., Zhang, J. M. and Goto, S.: Mechanism of Large Post-Liquefaction Deformation, *Soils and Foundations*, Vol. 37, No. 2, pp. 71~80, 1997.
- 12) Shamoto, Y., Zhang, J. M. and Tokimatsu, K.: New Charts for Predicting Large Residual Post-Liquefaction Ground Deformation, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 17, pp. 427~438, 1998.
- 13) Shamoto, Y. and Zhang, J. M.: Evaluation of Seismic Settlement Potential of Saturated Sandy Ground based on Concept of Relative Compression, *Soils and Foundations, Special Issue on Geotechnical Aspects of the January 17 1995 Hyogoken-Nambu Earthquake*, Vol. 2, pp. 57~68, 1998.

(原稿受理 2010.11.12)