

液状化によるマンホールの最大浮上量の推定法

飛田哲男・井合進・姜基天*・小西康彦**・原園照二***

*京都大学大学院 社会基盤工学専攻博士後期課程
(〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

**正会員 株式会社日水コン 東京下水道事業部
(〒163-1122 新宿区西新宿6-22-1新宿スクエアタワー)

***株式会社日水コン 大阪下水道事業部
(〒532-0004 大阪市淀川区西宮原1-1-3 SORA新大阪21)

要 旨

大地震時のマンホールの浮上りは、埋戻し土の液状化に伴う過剰間隙水圧の上昇によりマンホール底面に作用する上向きの力が、マンホールの自重、側面に作用する摩擦力および下水管接続部の抵抗力の合力を上回ったとき生じる。ただし、いったん浮上がった後沈まないためには、マンホール直下に埋戻し土が回り込まなければならない。したがって、浮上過程が非排水条件だと仮定すれば、マンホール直下に回り込んだ土の体積分、すなわち浮上したマンホール本体の体積分の沈下が埋戻し領域に発生すると考えてよい。ただし、間隙水圧消散に伴う埋戻し土自体の圧縮による沈下は相対的に無視するほど小さい ($\varepsilon_v \sim 5\%$) とする。

キーワード: 液状化, マンホール, 浮上がり, 遠心模型実験, 地震

1. はじめに

大地震時にマンホールの浮上がりが生じた事例は数多く報告されている (Fig. 1) 例えば¹⁻⁶⁾。特に近年、住宅地の郊外への広がりと共に、マンホールの浮上がりだけでなく、マンホールに接続された埋設管の浮上がり被害も増加している。例えば、2004年新潟県中越地震では、長岡市、小千谷市などで1,400箇所以上のマンホールの浮上がりが発生し、緊急車両の通行が阻害されるなど、市民生活に大きな影響を与えた。被害の重大性に鑑み、国土交通省では、2006年に「下水道地震対策緊急整備事業」を創設し、「下水道地震対策計画」の策定により段階的な目標を定め下水道施設の耐震化を図ることとしている。特に、マンホールの浮上およびマンホールと本管の接続部の耐震化は「下水道地震対策緊急整備計画」として緊急の目標として位置付けられている⁷⁾。

これまでの調査研究により、マンホールや埋設管の浮上がりの主要因が、それらを設置した後に用いた埋戻し土の液状化であるとの一致した見解が得ら

れている^{8,9)}。また浮上がりが多く見受けられるのは、周辺地盤が粘性土の卓越する軟弱地盤で、かつ地下水位が浅い地点である。このような地点では、埋戻し土として粘性土よりも扱いの容易な山砂などの砂質系の土が用いられることが多く液状化の発生条件が整っている。

これまで地中埋設構造物の浮上がり被害に関しては多くの実験的、あるいは数値解析的研究がなされてきた例えば、^{6,9)}。規矩ら¹⁰⁾は、マンホールの浮上がりには、液状化土の鉛直方向の移動が大きく寄与していると考え、土の水平移動を抑制する75 μm のメッシュで作成した枠をマンホールの周辺に設けた場合と、何も設けない場合について、同時加振による比較実験を行った。この実験はマンホール周辺の掘削領域をメッシュで区切るにより模擬したものであるといえる。実験の結果、マンホール周辺にメッシュを設置した場合の浮上量が大きくなる場合があること、また入力加速度レベルとともに浮上量も大きくなることを示した。

マンホールの浮上防止対策についても、埋戻し土

の締固め、固化改良、砕石による埋戻し、間隙水圧をマンホール内に逃がす方法などが考案されており例えば、¹¹⁻¹³⁾、すでに実用化されているものもある。しかし、既存のマンホールに対する浮上防止対策については、有効かつ経済的な方法がまだまだ模索されている。

本田ら¹⁴⁾は消防士に対するアンケート調査から、緊急活動に支障をきたすマンホールの鉛直変位量は、狭い道路で13cm、広い道路で23cm程度との回答を得ている。このようなデータに基づき、浮上量を性能目標としてマンホールを設置する場合には、最大浮上量を適切に評価する必要がある。小関ら⁹⁾は、地中埋設構造物の浮上に関して安全率による評価法を提案した。その手法は現在広く用いられているが、その方法では、浮上するかどうかは推定できるものの、浮上量を定量的に予測することはできない。

そこで本研究では、地震時のマンホール浮上量の定量的推定法を提案する。これにあたり、地震前の地盤高さを基準に、マンホールが浮上した体積と埋戻し土の沈下体積とが等体積であるという条件下で力のつりあい式を解く事により、マンホールの最大浮上量と埋戻し土の最大沈下量の推定式を導出する。さらに、その適用性を確認するため遠心模型実験結果との比較考察を行う。



Fig. 1 Observed uplifted manhole after 2003 Tokachi-oki, Japan, earthquake.

2. マンホールの最大浮上量の推定式

大地震時にマンホールが浮上する第一義的な要因は、埋戻し土の液状化である。液状化による過剰間隙水圧の上昇によりマンホール底面に作用する上向きの力が、マンホールの自重、側面に作用する摩擦力および下水管接続部の抵抗力の合力を上回ったとき、浮上がりが生じる。ただし、いったん浮上がった後沈まないためには、マンホール直下に埋戻し土が回り込まなければならない。したがって、浮上過程が非排水条件だと仮定すれば、マンホール直下に回り込んだ土の体積分、すなわち浮上したマンホール本体の体積分の沈下が埋戻し領域に発生すると考

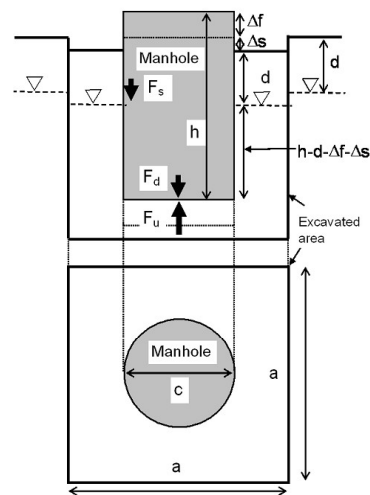


Fig. 2 Simplified illustration of a manhole and excavated area.

えてよい。ここでは、上で述べた力のつりあい式を、マンホールの浮上体積と埋戻し土の沈下体積が等しいという条件の下で解くことにより、マンホールの最大浮上量と埋戻し土の最大沈下量の推定式を導出する。これにあたり仮定する事柄は以下の通りである。

- ①浮上過程は非排水（体積不変）とする。
- ②周辺地盤は一様に沈下する。
- ③マンホールは傾斜することなく鉛直にのみ移動する。
- ④地下水面以浅の非液状化層厚は不変とする。
- ⑤簡略化のためマンホールに接続する埋設管は無視する。

2.1 最大浮上量推定式の定式化

最大浮上量の推定式を導出するに当たり、Fig. 2に示すように、1辺の長さが a の正方形の掘削範囲の中に、鉛直長さ h のマンホールを考える。ここで、掘削深さはマンホールの長さ h よりも大きいとする。マンホールの直径は c で、単純化のため上下面を閉じた中空円柱とする。また、地表面からの地下水位深さを d とする。

先に述べたように、マンホールの浮上体積とその直下に回り込んだ土の体積とを等値すれば、

$$\pi \left(\frac{c}{2}\right)^2 \Delta f = \left\{ a^2 - \pi \left(\frac{c}{2}\right)^2 \right\} \Delta s \quad (1)$$

を得る。ここで、マンホールの浮上変位量を Δf 、埋戻し土の沈下変位量を Δs とする。式(1)を Δf について整理すれば、

$$\Delta f = \left\{ \frac{1}{\pi} \left(\frac{2a}{c} \right)^2 - 1 \right\} \Delta s \quad (2)$$

次に、浮上りが発生する瞬間のマンホール底面での力のつりあいを考えると、Fig. 2に示すように、マンホールの自重による力 F_d とマンホール周面に作用する摩擦力 F_s とが、浮上力 F_u とつりあっているの

$$F_d + F_s = F_u \quad (3)$$

ここで、式(3)の左辺をFig. 2に示すパラメータで書き直すと、

$$F_d + F_s = \pi \left(\frac{c}{2} \right)^2 \times \{ \gamma_m h - \gamma_w (h - d - \Delta f - \Delta s) \} + F_s \quad (4)$$

ここで、 γ_m はマンホールの単位体積重量、 γ_w は水の単位体積重量である。また、地下水位以浅についてのみ側面摩擦力が生じるものと仮定すれば、 F_s は、

$$F_s = 2\pi \frac{c}{2} d K \sigma_v' \tan \delta = \pi c d K \sigma_v' \tan \delta \quad (5)$$

となる。ただし、 K は側方土圧係数、 σ_v' は鉛直有効応力、 δ はマンホール側面と土の摩擦角である。

また、液状化による過剰間隙水圧 u によりマンホール底面に作用する鉛直上向きの力は、

$$F_u = \pi \left(\frac{c}{2} \right)^2 \beta (\gamma_t d + \sigma_v') \quad (6)$$

$$= \pi \left(\frac{c}{2} \right)^2 \beta \{ \gamma_t d + \gamma' (h - d - \Delta f - \Delta s) \}$$

ここで、 γ_t は地下水位以浅の非液状化土層の単位体積重量、 γ' は液状化土層の水中単位体積重量 ($\gamma' = \gamma_{sat} - \gamma_w$)、 β は過剰間隙水圧比である。ここで、式(4)と式(6)を式(3)に代入し、 Δs について解くと、

$$\Delta s = \left(1 - \frac{\gamma_m}{\beta \gamma_t + \gamma_w} \right) h - \left(1 - \frac{\beta \gamma_t}{\beta \gamma_t + \gamma_w} \right) d \quad (7)$$

$$- \frac{F_s}{\pi (\beta \gamma_t + \gamma_w)} \left(\frac{2}{c} \right)^2 - \Delta f$$

を得る。さらに、式(7)を式(2)に代入し、 Δf について解くとマンホールの最大浮上量推定式として、

$$\Delta f = \left\{ 1 - \pi \left(\frac{c}{2a} \right)^2 \right\} \times \left\{ \left(1 - \frac{\gamma_m}{\beta \gamma_t + \gamma_w} \right) h - \left(1 - \frac{\beta \gamma_t}{\beta \gamma_t + \gamma_w} \right) d - \frac{F_s}{\pi (\beta \gamma_t + \gamma_w)} \left(\frac{2}{c} \right)^2 \right\} \quad (8)$$

を得る。また、式(8)を式(7)に代入し整理すると、埋戻し土の最大沈下量推定式として次式を得る。

Table 1 Parameters for soils

Max. void ratio	e_{max}	1.19
Min. void ratio	e_{min}	0.710
Mean particle size	D_{50}	0.13 mm
Density	G_s	2.66
Wet sand	γ_t	14.8 kN/m ³
Saturated sand	γ	18.1 kN/m ³

Table 2 Parameters for manholes (Prototype scale)

Aluminum	Unit weight	γ_a	26.5 kN/m ³
	Length	h	3.0 m
	Diameter	c	1.1 m
	Wall thickness	t	0.1 m
	Mass of sensors	m	68 kg
Manhole	Mass of base slab		1.7 kN
	Total weight		27.3 kN
	Volume		2.85 m ³
	Unit weight	γ_m	9.57 kN/m ³
Width of a trench		a	2.0 m

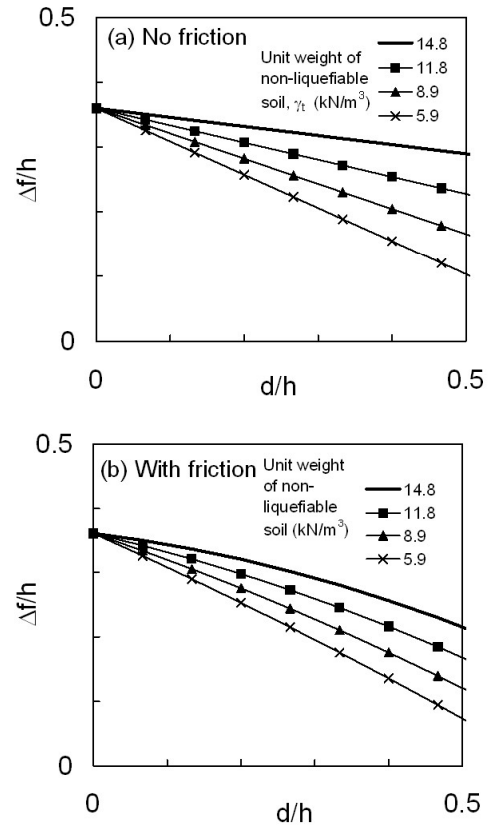


Fig. 3 Normalized uplift amount, $\Delta f/h$, versus normalized ground water depth, d/h : (a) No frictional force at the side of a manhole is assumed; (b) Frictional force is assumed.

$$\Delta s = \pi \left(\frac{c}{2a} \right)^2 \left[\left\{ 1 - \frac{\gamma_m}{\beta\gamma'_w + \gamma_w} \right\} h - \left\{ 1 - \frac{\beta\gamma'_t}{\beta\gamma'_w + \gamma_w} \right\} d \right] - \frac{F_s}{a^2(\beta\gamma'_w + \gamma_w)} \quad (9)$$

上で導出したマンホールの最大浮上がり量の推定式(式(8))について、以下のように単純化した場合について考察する。すなわち、

- ① 埋戻し土は完全に液状化する ($\beta=1.0$)
- ② 地下水面が地表面に一致 ($d=0$)
- ③ マンホール直径に比べ掘削範囲が十分広い ($c/2a \rightarrow 0$)

以上を仮定すれば、式(8)は次のようになる。

$$\Delta f = \left(1 - \frac{\gamma_m}{\gamma_{sat}} \right) h \quad (10)$$

この場合、最大浮上がり量はマンホールと液状化土の単位体積重量の比の関数であることがわかる。

2.2 地下水位、非液状化土層の単位体積重量、摩擦の有無と最大浮上量の関係

ここでは、2.1節で仮定した①から③の内、①と③のみを仮定する。すると式(8)より最大浮上量は次式

で表される。

$$\Delta f = \left(1 - \frac{\gamma_m}{\gamma_{sat}} \right) h - \left(1 - \frac{\beta\gamma'_t}{\gamma_{sat}} \right) d - \frac{F_s}{\pi\gamma_{sat}} \left(\frac{2}{c} \right)^2 \quad (11)$$

Fig. 3(a)は、式(11)において $F_s=0$ の場合について、横軸に非液状化土層の層厚 d 、縦軸に最大浮上量 Δf をマンホールの長さ h で正規化してプロットしたものである。同図中には、非液状化土層の単位体積重量 γ を変化させた場合についても比較する。Fig. 3を描画するに当たり用いた地盤の諸元をTable 1に、マンホールの諸元をTable 2に示す。ただし、これらの値は、後で述べる遠心模型実験で用いた模型のプロトタイプ換算値である。Fig. 3(a)より、地下水位が深いほど、

すなわち d が大きいほど、また非液状化層の単位体積重量が小さいほど、浮上がり量が小さくなる

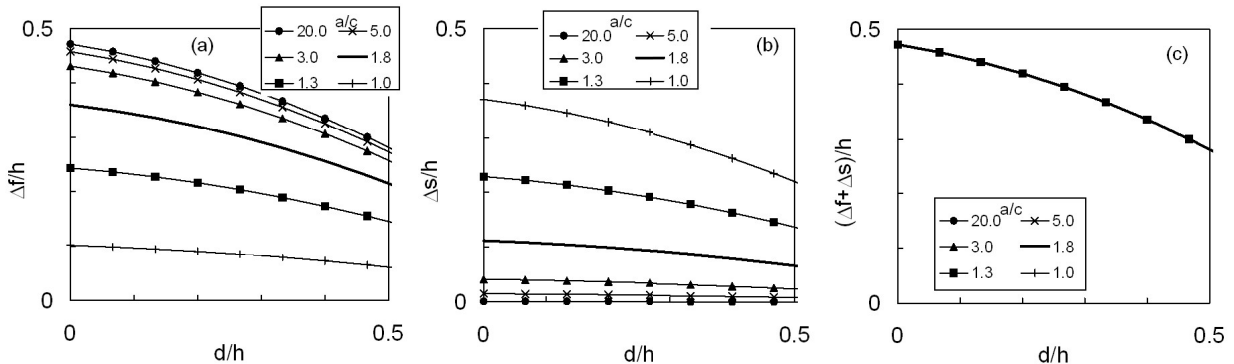


Fig. 4 Ratio of trench width to diameter of a manhole versus normalized uplift (a), settlement (b) and total displacement (c).

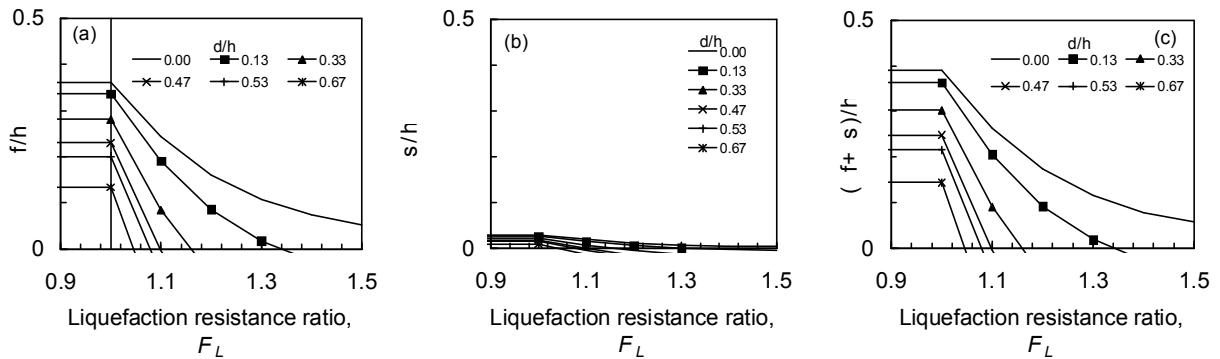


Fig. 6 Safety factor against liquefaction and normalized uplift (a), settlement (b) and total displacement (c).

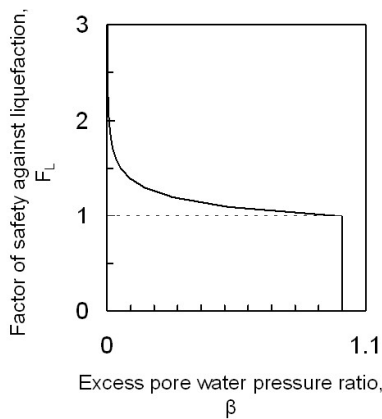


Fig. 5 Factor of safety for liquefaction (F_L) versus excess pore water pressure ratio (β)¹¹⁾

わかる。このことはマンホール底面深さでの初期有効上載圧が小さいほど浮上がり量が小さくなることを示している。

次にFig. 3(b)は、非液化化土層におけるコンクリートと土の摩擦角を 10° とし、式(5)により側面摩擦を考慮した場合の浮上量を示したものである。同図より、地下水面が深いほど側面摩擦力が大きくなるので沈下量が減少することがわかる。例えば、今回用いたパラメータで計算すると、 $d/h = 0.5$ のとき、摩擦がない場合 (Fig. 3(a)) と比較した浮上がり量の低減率は約30%程度である。

2.3 掘削幅と最大浮上量の関係

次に、掘削幅 a が、最大浮上量、最大沈下量およびそれらの和である鉛直変位量に与える影響について考察する。ただし、Fig. 3(b)と同様、非液化化層での摩擦力の影響を考慮する。また、先と同様に地下水位に対する浮上量に着目すると、掘削幅とマンホールの直径との比 a/c をパラメータとしてFig. 4に示す曲線群が得られる。同図(a)より、正規化された非液化化層厚 d/h に対して、掘削幅直径比 a/c が大きいほど最大浮上量 Δf は大きくなるが、同比が5から20にかけて浮上量が収束していることがみてとれる。一方、埋戻し土の沈下量については、逆の傾向となり、掘削幅直径比が大きいほど沈下量は小さくなっている。しかし、同図(c)より、鉛直変位量は、掘削幅直径比によらず、地下水位深さのみの関数となることがわかる。これは式(8)および(9)より明らかであるが、浮上体積と沈下体積を等値しているため、掘削幅が大きくなるほど、地表面沈下量が浮上量に及ぼす影響が相対的に小さくなることに起因している。

2.4 埋戻し土の液化化安全率と最大浮上量の関係

液化化安全率 (F_L) は、液化化判定に際して広く

用いられているものであり、ここでは埋戻し土を対象にこれを用いる。液化化安全率と過剰間隙水圧比の関係としては、

$$\begin{cases} \beta = F_L^{-7} & (F_L \geq 1) \\ \beta = 1 & (F_L < 1) \end{cases} \quad (12)$$

が提案されている¹¹⁾。この関係を図示するとFig. 5のようになる。そこで、 F_L をパラメータとし、式(12)より過剰間隙水圧比を求め、式(8)と式(9)によりマンホールの浮上量等を推定することができる。Fig. 6(a-c)に示すように F_L が1.0以上では、浮上がり量、沈下量、鉛直変位量が減少する傾向にあることがわかる。また地下水面が地表面に近いほど、すなわち d が小さいほど、 F_L の増加に対して浮上量等の減少する割合が急速に大きくなることがわかる。これは、本モデルにおけるマンホール側面の摩擦力が、非液化化層との間のみを設定されており、液化化層との間には考慮されていないためであると思われる。

3. 遠心模型実験による推定式の検証

上で述べたマンホールの最大浮上量等の推定式の検証は、本来実被害データを以て行うことが望ましいが、ここではまず第一段階として、ある程度理想化された条件下で行った遠心模型実験結果に適用するものとする。実験に用いたマンホール模型には、浮上対策がないものと浮上対策を施したものの二つを使用した。これらの設置状況を、Fig. 7とFig. 8に示す。実験では、ひとつの土槽内に二つのマンホール模型を設置し、同時加振により浮上対策の効果の検討を行った。しかし、ここでは対策の詳細とその効果については割愛し、無対策の結果のみを用いて提案手法の検証を行う。以下、特に断らない限り数値はプロトタイプスケールとする。

3.1 実験概要

実験は、模型縮尺を1/20とし20 gの遠心場において実施した。模型として、 $450 \times 150 \times 300$ (L×D×H) mm (模型スケール) の剛土槽内に、Fig. 7およびFig. 8に示すように地盤とマンホール (Fig. 9) を設置した。作成した地盤及びマンホール模型の諸元はTable 1とTable 2に示す通りである。なお、地盤は7号硅砂に粘性を水の20倍に調整した粘性流体を混ぜ、締めながら密詰め地盤 (原地盤：相対密度約85%) を作成した。次に $2.0 \times 2.0 \times 3.2$ mの範囲を掘削し、層厚約1 cm (モデルスケール) の採石 (粒径約8 mm：モデルスケール) を敷き、その上にマンホール模型を設置した。その後、掘削範囲の埋戻しとして、

水中落下法により緩詰め地盤（相対密度約36%）を作成した。同じ砂を用いて別途実施した定水位透水試験より、粘性が20 cStの場合の透水係数は、相対密度約70%で 2.6×10^{-4} (cm/s), 約30%で 3.9×10^{-4} (cm/s)であった。両者の透水係数に有意な差が見られることから、埋戻し土内で発生した過剰間隙水圧の原地盤内への消散は、少なくとも加振中については、最小限に抑えられるものと考えられる。

使用したセンサーについて、無対策のマンホール模型（Fig. 7左側のマンホール）のみ示すと、加速度計は土槽底面（A0）、マンホールの上下端（A1, A2）、埋戻し領域地表面（A3）、原地盤表面（A4）に計4台設置した。変位計はマンホールの浮上変位計測用に1台（D1）設置した。水圧計は、埋戻し土内（P1）とマンホール底面（P2）の計2台設置した。

振動台の加振制御は、遠心アーム上に設置したノートパソコンに無線LANを介してリモートデスクトップ接続(Microsoft)することにより行った。そのため加振波に加わるスリップリング等によるノイズの影響は低減される。また、計測および記録はアーム上のデータロガーに無線USBハブを介して接続することにより行った。

実験は、Table 3に示すとおり合計7ケース実施した。すべての実験ケースにおいて、入力波はFig. 10(e)に示すように波形の前後にテーパーをかけた正弦波（600 gal相当, 1.25 Hz）を用いた。本提案手法の検証として、浮上量の最大値を求める必要があるため、入力地震動としてはやや大きめの振幅値と継続時間（約25秒）とした。

Table 3 Test cases and conditions

Case	Amplitude of input acc. m/s^2	Uplift displ. Δf m	Surface settle. Δs m	Total vertical displ. $\Delta f + \Delta s$ m	Ground water depth d m	Depth of water in manhole m
1	6.09	0.34	0.18	0.52	0.0	NA
2	6.60	0.78	0.08	0.86	1.0	0.04
3	6.55	0.52	0.14	0.66	1.0	0.40
4	6.53	0.23	0.14	0.37	1.0	0.54
5	6.75	0.82	0.10	0.92	1.0	0.00
6	6.67	0.63	0.13	0.76	1.0	0.50
7	6.86	0.65	0.080	0.73	1.0	0.00

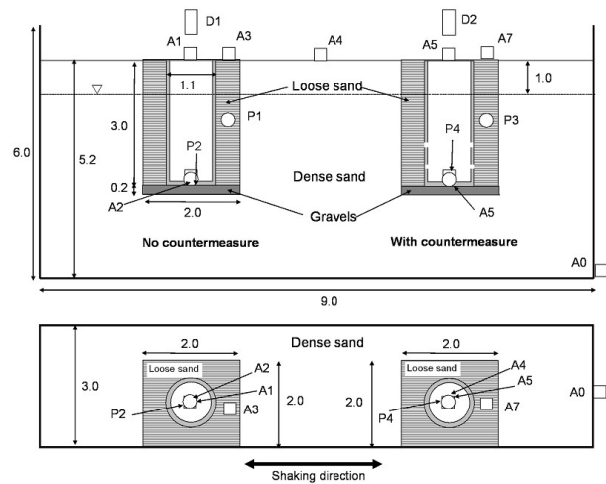


Fig. 7 Centrifuge model setup(units in m)

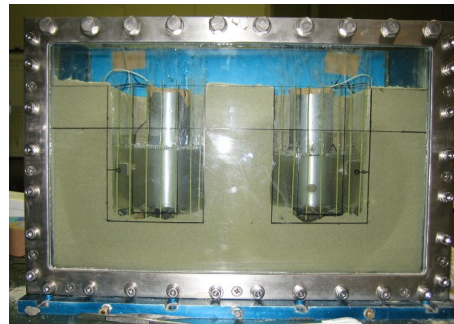


Fig. 8 After placing manholes

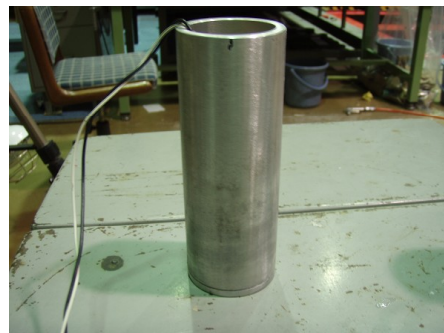


Fig. 9 Model manhole made of an aluminum cylinder.

3.2 実験結果

加振後のマンホールの浮上の様子（Fig. 11）から埋戻し土の沈下を観察することができる。Table 3には、浮上量、沈下量、それらの和である鉛直変位量、地下水位深さ、および実験中に意図せずマンホール内に浸入した水の浸水深を示す。マンホール内への浸水は、水圧計を取付けた際の防水不良が原因である。ケース5と7以外では、マンホール内に水深約0.5 mの浸水があった。ただしケース1については未確認である。Table 3より、浸水深が大きい場合には、浮上がり量がやや抑制される傾向にあることがわかる。

Fig. 10にケース5の実験結果を示す。まず加速度について見ると、原地盤表面における振幅（A4）が入

力と比較して約2倍増幅していることがわかる。一方、埋戻し土表面 (A3) では液状化により約7秒以降で振幅が減衰していることがわかる。一方、マンホール天端 (A1) と底部 (A2) の加速度振幅に着目すると、7秒以降も振幅の減衰は見られず、一見すると周辺地盤の液状化の影響が時刻歴に現れていないように見える。しかし、特に天端の加速度記録 (A1) には、スパイク状の波形が記録されていることから、液状化地盤内をマンホールが動くことで液状化した埋戻し土が体積膨脹と収縮を繰り返している (サイクリックモビリティ) ことがわかる。

次に過剰間隙水圧についてみると、埋戻し土内の水圧計 (Fig. 10(c) : P1) の記録から埋戻し土が液状化していることがわかる。一方、マンホール底部の水圧 (Fig. 10(d) : P2) は、加振前の初期有効上載圧の約3分の2程度の上昇に留まっている。このことより、浮上りに伴いマンホール底部には負圧が発生していることが示唆される。Fig. 10(d)から読み取ることのできる負圧発生の継続時間は約10秒間であるが、この間継続してマンホール直下に埋戻し土が回り込んでいるものと思われる。いったん回り込んだ土が液状化状態にあるのかどうかは不明であるが、加振終了後マンホールが沈下しないことから、回り込んだ土は非液状化状態にあったものと考えられる。このことから、負圧が回復できる程度にマンホールの上昇速度が小さければ、回り込む土が少なくなるため浮上量は小さくなるものと推察される。Fig. 10(d)には、過剰間隙水圧の時刻歴と共に、加振中の

浮上量で補正した有効拘束圧 (約20秒まで) と、加振後の浮上量残留値による有効拘束圧 (約20秒以降) を示す。これによると約20秒で過剰間隙水圧が加振後の有効上載圧にほぼ等しくなっていることから、加振継続中ではあるが、この時点で浮上りが停止したと思われる。

浮上量の残留値に差異はあるものの、上で述べた傾向は、7つの実験ケースすべてにおいて共通して見受けられた。

3.3 推定式の検証

遠心模型実験は d/h が0.0の場合 (ケース1) と0.33の場合 (ケース2から7) について行った。先と同様、表-1と表-2に示すパラメータを式(8)と式(9)に代入し、 $d/h = 0.0$ と0.33に対しプロットした図がFig. 12である。ただし、地下水位面より上方については、マンホール側面と土との間に摩擦を考慮している。今回比較するのは、浮上り対策のない場合なので、過剰間隙水圧比は1.0とする。同図より、実験で得られた浮上量と沈下量は、両者共に提案法で規定される最大値の範囲内に収まっていることがわかる。ただし、ここでは浮上を正に、沈下を負にとっている。

図示するにあたりマンホールに取付けたセンサーの重量は考慮しているが、マンホール内への浸水による重量増加は考慮していない。浸水の影響として、0.5 mの浸水を考慮すれば、浮上量の予測曲線は、Fig. 12に点線で示すものとなる。これによると、浸水した水の影響によりマンホール長さに対しわずかに約

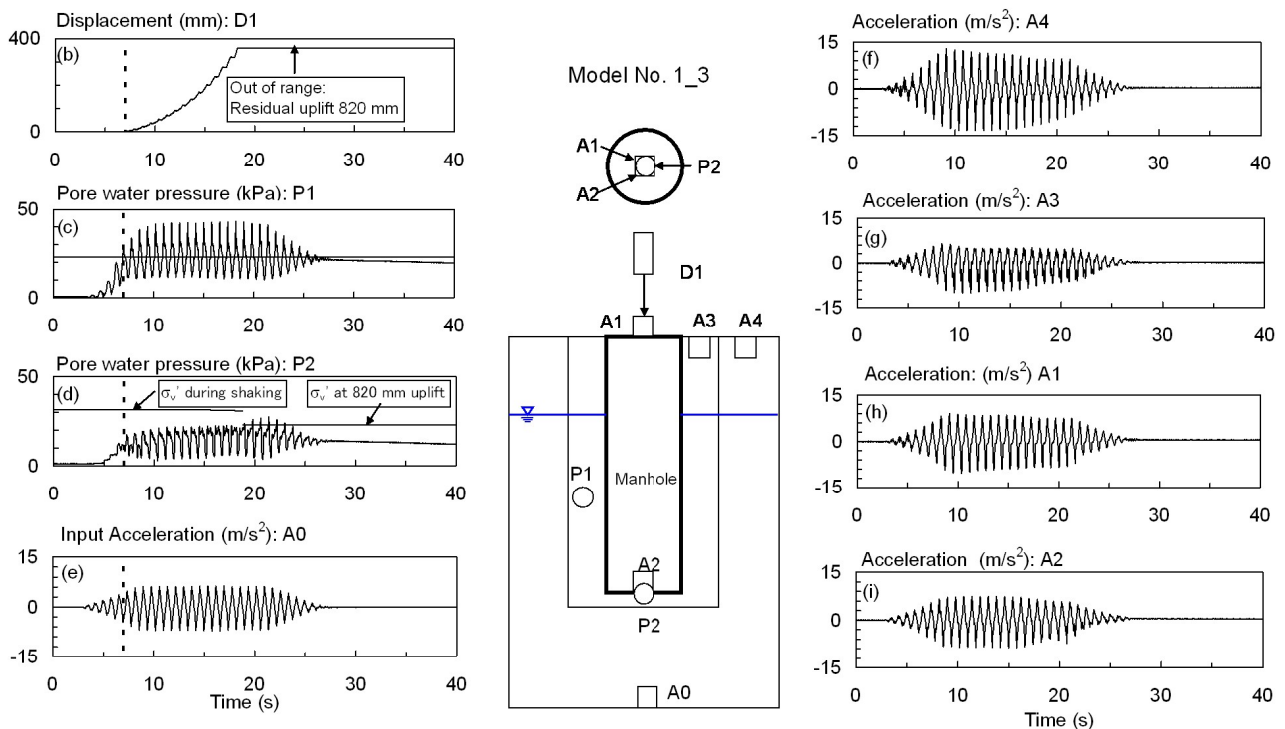


Fig. 10 Results of centrifuge model tests: Case 5.

2%程度浮上量が小さくなるにすぎないことがわかる。したがって、実験において浮上量が小さくなった原因は、マンホール内への浸水だけでは説明することはできない。そこで、Fig. 13に示すように、入力加速度振幅最大値と浮上量の関係について見ると、加速度振幅の範囲は約 1 m/s^2 であるが、浮上量には約25倍の差が生じている。用いた実験装置の制約により入力振幅の精度を上げることは困難であったが、この点については今後検討を要する。一方、埋戻し土の沈下量については、入力加速度振幅の影響は顕著に見られなかった。

地下水位が地表面に一致する $d/h = 0.0$ のケース1については、提案式による予測範囲内には収まってはいるが、浮上量が予測値を大幅に下回っている。これは、実験ケース1では、地下水面が地表面に一致しているため、埋戻し土が非排水条件になっておらず、間隙水圧が地表面で急速に消散する結果、浮上がり量が小さくなったものと考えられる。そこで、液状化安全率として $F_L=1.3$ の場合に予測される曲線をFig. 14に点線で示すと、 $d/h = 0.0$ の場合の実験値付近を通る曲線となる。ただし、ここでの F_L の値は実験値($d/h = 0.0$ における浮上、沈下量)に合うものとして設定したが、例えば過剰間隙水圧の消散を狙った対策工など⁷⁾のように、その有効性を F_L 値あるいは過剰間隙水圧比に換算できる場合には、本手法を活用することができる。

地震時のマンホールの浮上がり量は、原地盤と埋戻し土の土質特性や振動特性だけでなく、地震動の振幅、振動継続時間、振動数特性などにより大きく変動するものと推察される。本研究で提案する簡易法は、加振継続時間が十分に長い場合について、マンホール浮上時の力の釣り合い式を解いて得られるものであり、急激な浮上がりにより上向きの慣性力が働き、勢いよくマンホールが飛び出す場合や、浮上後の沈下については考慮していない。



Fig. 11 Uplifted manhole (Case 5)

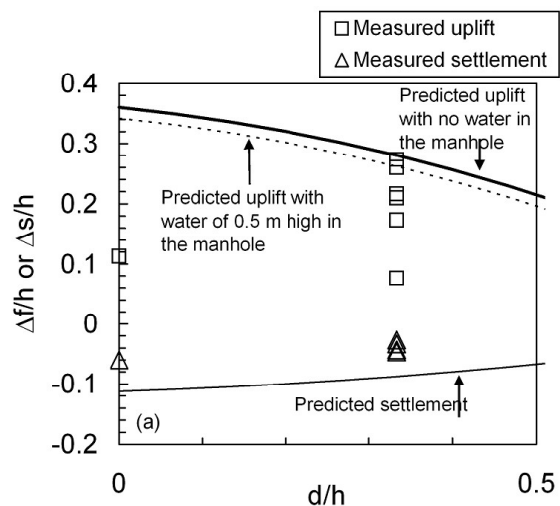


Fig. 12 Predicted and measured normalized manhole uplift displacements and backfill soil settlement versus normalized ground water depth.

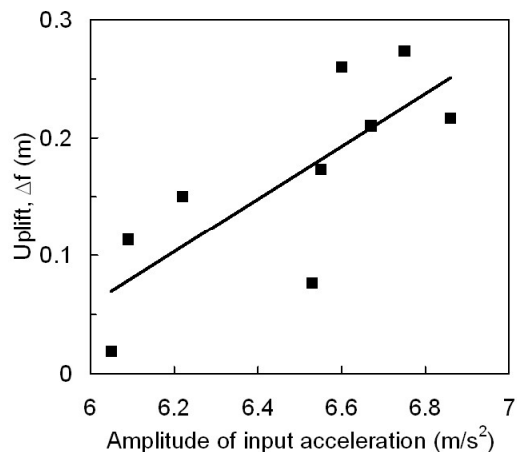


Fig. 13 Maximum Input acceleration vs. uplift

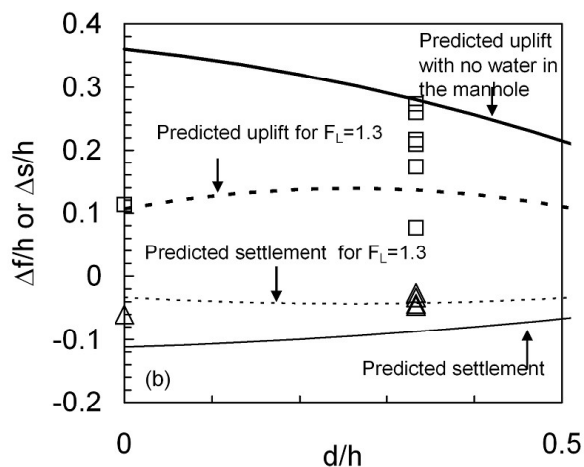


Fig. 14 Measured and predicted maximum uplift and settlement. Dotted curve indicates the case of $F_L=1.3$.

4. まとめ

マンホールの浮上がり現象は、大地震後に見られる被害としては比較的小規模であるが、地震直後の復旧活動、さらには、その後の市民生活に与える影響は大きい。近年の調査研究により、その発生メカニズムは解明されつつあり、その主な原因が埋戻しに用いた砂質土の液状化であることがわかってきた。本研究では、これまでに明らかになった浮上がりの発生メカニズムを基に、地震前の地盤高さを基準に、マンホールの浮上体積と埋戻し土の沈下体積とが等体積であるという条件下で力のつりあい式を解く事により、マンホールの最大浮上量と埋戻し土の最大沈下量の簡易推定式を導出した。これにより、埋戻し土の単位体積重量、地下水位、掘削幅の影響等を定量的に考察することができることを示した。また、埋戻し土の液状化安全率と過剰間隙水圧比との関係を用い、液状化安全率に対する最大浮上量を推定することができることを示した。今後、浮上がり対策工の有効性などを検討するに当たり、その有効性をFL値に換算できる場合には、本提案手法を活用することができる。

また、本手法の適用性を検証するに当たり、遠心模型実験結果との比較を行った。実験には20分の1の模型を用い20 gの遠心場で行った。実物を模擬するため、まず密詰め砂質地盤を作成したあと、マンホールの直径の約2倍の範囲を、ほぼマンホール長に等しい深さまで掘削し、底面に碎石を敷いた上にマンホール模型を設置した。その後水中落下法により、緩い埋戻し地盤を作成した。実験で得られた浮上量と沈下量はばらつきはあるものの、すべての実験ケースで提案手法で得られる最大値以内に収まっていることが確認された。実験結果のばらつきの原因のひとつとして、浮上量と入力加速度の関係が挙げられる。実験で入力した加速度振幅の最大値は約6から7m/s²の範囲でばらついているが、この値と浮上量との間には正の相関が見受けられる。このことは浮上量が入力加速度振幅の最大値に大きく依存することを示している。

地震時のマンホールの浮上量は、原地盤と埋戻し土の土質特性や振動特性だけでなく、地震動の振幅、振動継続時間、振動数特性などにより大きく変動するものと推察される。本研究で提案する手法は、加振継続時間が十分長い場合について、マンホール浮上時の力の釣り合い式を解いて得られるものであり、急激な浮上がりにより上向きの慣性力が働き、勢いよくマンホールが飛び出す場合や、浮上後の沈下については考慮していない。本提案手法を実務に適用するに当たってはこのような限界について認識

しておく必要がある。

参考文献

- 1) Koseki, J., Matsuo, O., Ninomiya, Y. and Yoshida, T.: Uplift of sewer manhole during the 1993 Kushiro-Oki earthquake, *Soils and Foundations, Japanese Geotechnical Society*, Vol. 37, No. 1, pp. 109–121, 1997.
- 2) 安田進, 坂本容, 宮島昌克: 10. ライフラインの被害, 1993年釧路沖地震・能登半島沖地震災害調査報告書, pp. 277–315, 1993.
- 3) 安田進, 規矩大義: 下水道施設の被害, 平成16年新潟県中越地震被害調査報告会 梗概集, pp. 131–135, 2004.
- 4) 池本良子: 9.2 下水道の被害状況, 2007年能登半島地震被害調査報告書, pp. 244-254, 2007.
- 5) 安田進: 5.1 上下水道・ガス系被害(その2), 2007年新潟県中越沖地震災害調査報告会資料集, pp. 47–57, 2007.
- 6) 地盤工学会: 液状化による地中埋設構造物の浮上り被害に関する研究報告会資料, p. 115, 2003.
- 7) 小西康彦, 飛田哲男, 高橋和雄, 竹内幹雄: マンホール浮上量の推定法と浮上抑制効果の実証, 月刊下水道, 投稿中, 2008.
- 8) Yasuda, S. and Kiku, H.: Uplift of sewage manholes and pipes during the 2004 Niigataken-Chuetsu earthquake, *Soils and Foundations, Japanese Geotechnical Society*, Vol. 46, No. 6, pp. 885–894, 2006.
- 9) Koseki, J., Matsuo, O. and Koga, Y.: Uplift behavior of underground structures caused by liquefaction of surrounding soil during earthquake, *Soils and Foundations, Japanese Geotechnical Society*, Vol. 37, No. 1, pp. 97–108, 1997.
- 10) 規矩大義, 福永大輔, 木村竜大, 高橋充, 松本昌也: 液状化に伴うマンホール浮上がりメカニズムに関する振動台実験, 第42回地盤工学研究発表会, pp. 1887–1888, 2007.
- 11) 社団法人日本下水道協会: 下水道施設の耐震対策指針と解説 2006年版, p. 286, 2006.
- 12) 規矩大義, 福永大輔, 松本昌也, 高橋充: マンホールの浮上がりメカニズムを考慮した簡易な対策方法に関する模型振動実験, 第42回地盤工学研究発表会, pp. 1889–1890, 2007.
- 13) 吉田雅穂, 塔尾勝, 宮島昌克, 北浦勝: 土のう型リサイクル材料を用いたマンホールの液状化時浮上軽減策に関する模型振動実験, 第41回地盤工学研究発表会, pp. 1945–1946, 2006.

14) 本田中, 中瀬仁, 末広俊夫, 安田進: 地中埋設構造物の浮上がり許容値に関する検討, 第57回土木学会年次学術講演会, pp. 1439–1440, 2002.

Simplified Method for Estimation of the Maximum Uplift Displacement of a Manhole during Earthquakes

Tetsuo TOBITA, Susumu IAI, Gi-Chun KANG*, Yasuhiko KONISHI**, and Shoji HARAZONO**

* Graduate School of Engineering, Kyoto University, Japan

** Nihon Suido Consultants, Co., Ltd., Japan

Synopsis

Uplifting of sewage manholes is one of the typical and striking damage pattern observed in the area being hit by large earthquakes. A simplified method to estimate the maximum uplift displacement of a manhole and settlements of backfill soil under liquefaction is derived based on the mechanism of uplift of a manhole under undrained condition of backfill soil. The method is capable of evaluating effectiveness of countermeasures against uplift by considering excess pore water pressure ratio and/or unit weight of backfill soil. In the present study, the applicability for the case without countermeasures is investigated through comparison with experimental results. Results show that measured uplift displacements and settlements are within the range predicted by the proposed method.

Keywords: Liquefaction, Manhole, Uplift, Centrifuge modeling, Earthquake