

液状化に伴う地盤流動の杭に及ぼす 影響評価法に関する研究

浜田友康¹・松井保²

¹鹿島建設株式会社 土木設計本部 耐震設計グループ長
(〒107-8502 東京都港区赤坂6-5-30)

E-mail: hamadtom@kajima.com

²大阪大学大学院工学研究科教授

(〒565-0671 大阪府吹田市山田丘2-1)

E-mail: t-matsui@civil.eng.osaka-u.ac.jp

本研究においては、これまでにわかった液状化に伴う地盤流動が杭に及ぼす流動力の作用メカニズムに基づいて、杭に及ぼす地盤流動の影響評価法を考察する。これまでの検討により、地盤の過剰間隙水圧が大きい場合には、杭に作用する流動力は地盤のせん断抵抗によって生じ、地盤の流動速度が大きくなると、杭周囲の過剰間隙水圧が低下するために流動力が大きくなる流動速度依存性があることがわかっている。本論文では、このような流動力を粘性流体が杭に及ぼす抗力とみなす場合の適合性を検討し、流動力評価式を提案するとともに、この評価式に基づいた流動力がたわみ性をもつ杭に及ぼす影響を評価する手法として、弾塑性地盤ばねを適用する応答変位法が有効であることを示した。

Key Words : drag force, ground flow, liquefaction, mechanism, pile

1. はじめに

液状化に伴う地盤流動が杭に及ぼす流動力について、大友は、模型実験に基づき、粘性流体が及ぼす抗力としての力学特性をもつことを示している¹⁾。また、小笠原らは、流動する液状化層における地盤と杭の相互作用ばねを低減した応答変位法を適用することにより、地盤流動による橋脚基礎杭の被災事例が説明できることを示している²⁾。本研究においても、流動力における粘性流体が及ぼす抗力としての力学特性を検討するとともに³⁾、地盤流動による既往の杭基礎の被災状況が、応答変位法により説明できることを示してきた⁴⁾。本論文では、これらを踏まえ、これまでにわかった杭に対する流動力の作用メカニズム⁵⁾に基づいて、杭に及ぼす地盤流動の影響評価法を考察する。

杭に及ぼす流動力の作用メカニズムを調べる目的で実施した、液状化した模型地盤における鋼管の牽引実験の結果、杭に作用する流動力は、地盤が杭の周囲を回り込むように変形を続ける状態において作用する。また、流動力は、液状化地盤のせん断抵抗に起因して発生するものであり、杭周辺地盤の過剰間隙水圧比が大きい場合には、地盤の流動速度が大きくなると、杭周囲の過剰間隙水圧が低下して、有

効拘束圧が増加するために流動力が大きくなる流動速度依存性があることがわかっている。

杭に作用する流動力が、地盤の流動速度によって変化する力学特性は、粘性流体中の物体に作用する流体力と性質が似ている。地盤流動においては、杭周囲の過剰間隙水圧が、流動速度によって変化するために、せん断抵抗に起因して発生する杭に作用する流動力が変化する。これを、粘性流体のせん断歪速度に依存した粘性抵抗力の変化とみなせば、杭に作用する流動力は、粘性流体が円柱に及ぼす流体力として近似できると考えられる。本論文では、この考え方により、液状化した流動地盤が杭に及ぼす流動力評価式を提案する。

つぎに、流動力の評価式に基づいて、杭に及ぼす地盤流動の影響評価法を考察する。杭に作用する流動力は、地盤と杭の相対変位速度によって変化するため、地盤の流動速度の他に、杭の剛性に応じた杭の変位速度の影響ならびに地盤流動の継続時間の影響を考慮する必要がある。杭に及ぼす地盤流動の影響評価法においては、これらの点を考慮する。

2. 液状化に伴う流動地盤中の杭に対する流動力の作用メカニズム

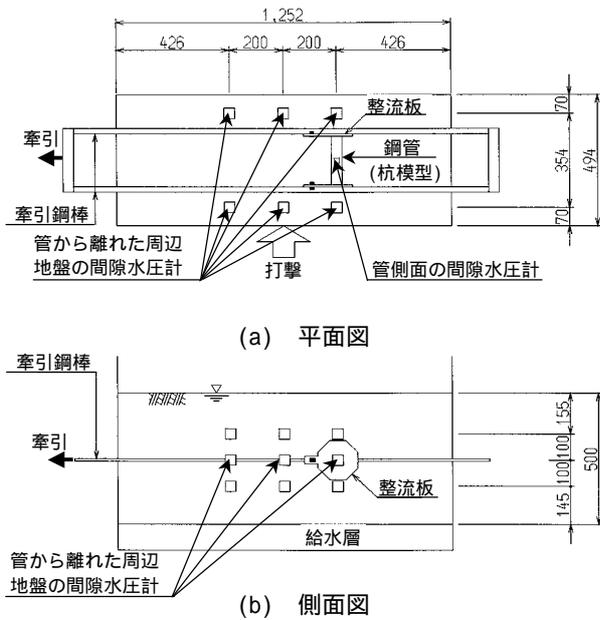


図-1 実験装置概要⁵⁾

表-1 実験ケース⁵⁾

ケース	管径 D (mm)	相対密度 D _r (%)	牽引速度 v (mm/s)
1	48.6	-14%	各ケースとも, 14.7, 9.78, 4.75, 2.71, 0.567
2	34.0		
3	21.7		
4	34.0	5%	

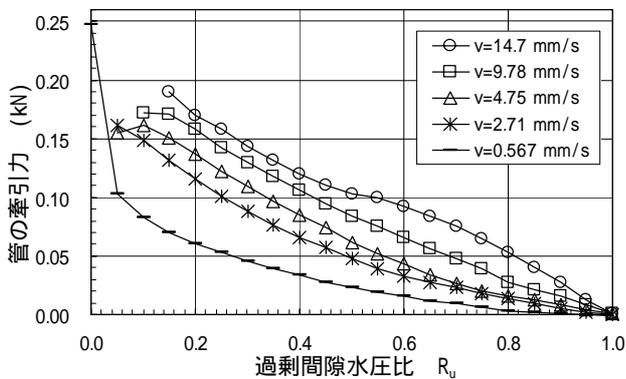


図-2 管から離れた周辺地盤の過剰間隙水圧比 R_u と管の牽引力 F の関係の例⁵⁾ (ケース4 $D=34.0\text{mm}$, $D_r=5\%$)

液化化した模型地盤における鋼管の牽引実験⁵⁾では、図-1に示す実験装置により、実験土槽を打撃して模型地盤を液化させた後、地盤中に水平に設置した鋼管を一定速度で牽引して、消散する地盤の過剰間隙水圧比と管の牽引力との関係を調べた。牽引実験における管の牽引力は、実地盤においては、杭に作用する流動力に対応しており、牽引速度は、地盤の流動速度に対応している。実験では、地盤の過剰間隙水圧の他に、表-1に示すように、管径、地盤の相対密度および管の牽引速度を変化させた。模型地盤は、土槽底部へ圧力給水を行いボイリングを発生させた後に自然堆積させる方法で作成しており、相対密度 D_r は非常に小さくなっている。本実験は有

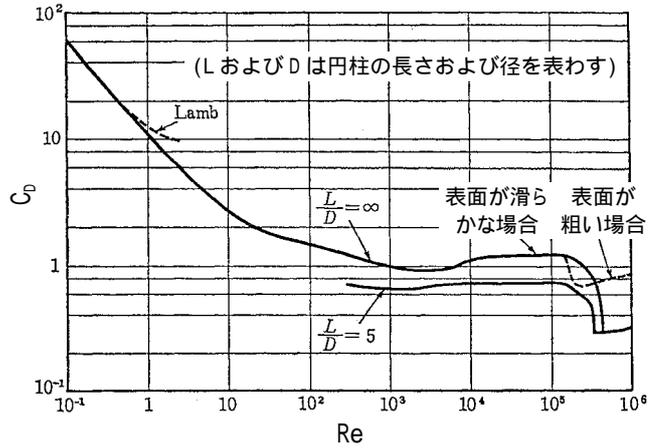


図-3 粘性流体中の円柱の抗力係数⁸⁾

効拘束圧が小さい重力場における模型実験であり、東畑らが示しているように、地盤の非排水条件下での歪軟化特性については、実地盤との相似性が得やすい傾向にあると考えられる⁶⁾。実験結果として、管から離れた同一深度の周辺地盤における過剰間隙水圧比 R_u と管の牽引力 F の関係の一例を、図-2に示す。

実験の結果、管の牽引力は、地盤が管の周囲を回りこむように変形を続ける状態において作用し、牽引速度によって変化する流体力的な力学特性があり、実験に取り上げたその他の要因の大きさによっても変化する。また、牽引される管側面の過剰間隙水圧は、管から離れた同一深度の周辺地盤における過剰間隙水圧に比較して、牽引速度が大きいほど低下する力学特性があり、過剰間隙水圧の低下量は、その他の要因の大きさによっても変化する。この実験を考察した結果、杭に対する流動力は、少なくとも杭周辺地盤の過剰間隙水圧比 R_u が大きい場合には、地盤の有効拘束圧に比例するせん断強度に起因した抵抗力としての力学特性を持ち、杭に作用する流動力の流動速度依存性は、杭周面における過剰間隙水圧の変化によって生ずることがわかっている⁵⁾。

3. 杭に作用する流動力をニュートン流体が及ぼす流体力とみなす場合の適合性

液化化した流動地盤を、粘性係数が一定のニュートン流体とみなし、流動地盤が杭に及ぼす流動力を、ニュートン流体が円柱に及ぼす抗力とみなす場合の適合性を検討する。粘性流体中の物体に作用する抗力 P は、式(1)で表わされる⁷⁾。

$$P = \frac{C_D \cdot \rho \cdot A \cdot v^2}{2} \quad (1)$$

式(1)において、 C_D は抗力係数、 ρ は流体の密度、 A は物体の流れ方向に投影した面積、 v は流速である。抗力係数 C_D は、物体の形状と式(2)のレイノルズ数 R_e に対して一義的に定まり、円柱の場合には、図-3が示されている⁸⁾。

$$R_e = \frac{v \cdot D}{\nu} = v \cdot D \cdot \frac{\rho}{\mu} \quad (2)$$

式(2)において、 D は円柱の場合は直径であり、 μ は動粘性係数、 μ は粘性係数である。もし、杭に作用する流動力 F が、円柱に作用する抗力 P として近似できるならば、抗力係数 C_D にはレイノルズの相似則が成立する。すなわち、 R_u を構成する v 、 D および個別の変化に関係なく、 C_D は R_u に対して一義的に定まることになる。そこで、2.の牽引実験結果により、この点を調べる。実験における液状化地盤の動粘性係数は未知であるが、管周辺の管設置深度における地盤の過剰間隙水圧比 R_u および初期有効上載圧 σ'_0 の平面的な分布は、いずれの実験においても一様で等しいことが確認されていることから、ニュートン流体を仮定する場合、同一深度におけるは等しいと考えることができる。なお、管の側面における過剰間隙水圧は、牽引速度 v によって局部的に変化する。しかし、ここでは、その影響による流動力の変化を、流動速度 v に応じた粘性抵抗力の変化による抗力 P の変化とみなすため、ニュートン流体としては、管周辺の過剰間隙水圧比 R_u に応じた均一な C_D を、同一深度における液状化地盤全体に一律に仮定することになる。

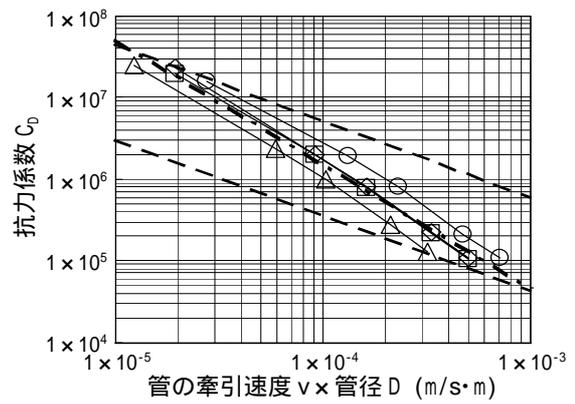
実験結果による過剰間隙水圧比 R_u が0.3、0.6および0.9の場合の牽引速度 $v \times$ 管径 D (=レイノルズ数 $R_e \times$ 動粘性係数)と C_D の関係を図-4に示す。同一の管径 D ごとに、異なる牽引速度 v による抗力係数 C_D を連ねた線は、両対数軸上でほぼ直線となる。 R_u が0.3および0.6の場合には、管径ごとの各直線が平行で離れているが、 $R_u=0.9$ の場合には、直線がほぼ重なる。もし、レイノルズの相似則が成立するならば、同図の各直線は、いずれの管径の実験結果についても、同一の直線に重なるはずである。したがって、直線が重ならない R_u が0.3および0.6の場合には、液状化地盤をニュートン流体とみなすことは難しい。しかし、直線がほぼ重なる過剰間隙水圧比が大きい $R_u=0.9$ の場合には、液状化した流動地盤をニュートン流体とみなし、管に作用する流動力 F を円柱に作用する抗力 P として近似できると考えられる。なお、図中には、管径 $D=34.0\text{mm}$ の場合について、異なる相対密度($D_r=-14\%$ および 5%)の実験結果を併記しているが、相対密度 D_r による抗力係数 C_D の差は小さく、これらの図では差が明確には表れていない。

図-4に示した R_u 以外についても、牽引速度 $v \times$ 管径 D と抗力係数 C_D の関係を同様に整理し、 R_u ごとに、全データポイントを使用した回帰式(3)を作成する。

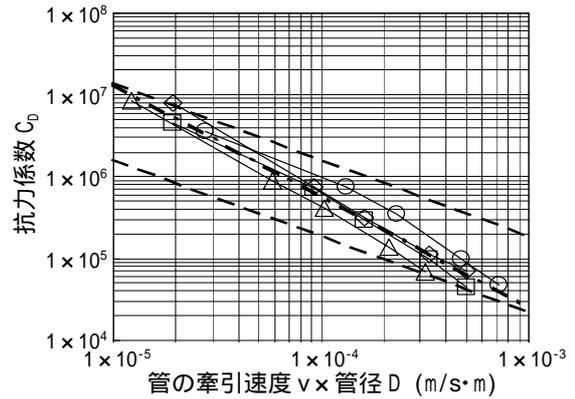
$$C_D = a' \cdot (v \cdot D \times 10^4)^b \quad (3)$$

式(3)において、 a' および b は回帰係数である。 R_u と係数 a' および b の関係は、管の牽引力が非常に小さく計測精度が低い $R_u=1.0$ での b を除けば、図-5に示すような滑らかな曲線で近似できる。これらの係数を用いて、式(3)の抗力係数 C_D を式(1)に適用し、抗力 P を求めれば、過剰間隙水圧比 R_u が大きい概ね0.9以上の場合には、牽引実験における管の牽引力 F が再現できる。この近似式の持つ意味を、以下に考察する。

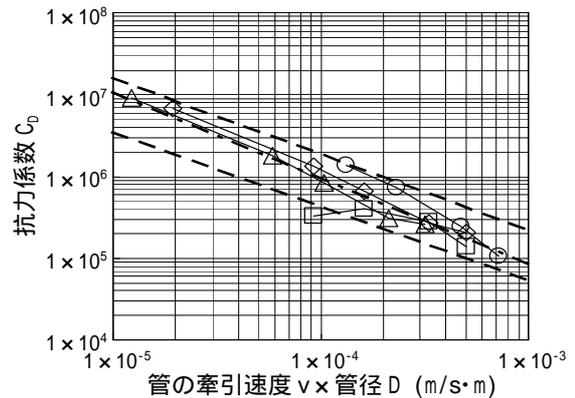
図-5に示すように、過剰間隙水圧比が $R_u=0.9$ の範囲においては $b=-1$ であり、 $b=-1$ として式(3)を式(1)



(a) 過剰間隙水圧比 $R_u=0.3$



(b) 過剰間隙水圧比 $R_u=0.6$



(c) 過剰間隙水圧比 $R_u=0.9$

- $D=48.6\text{mm}$, $D_r=-14\%$
- $D=34.0\text{mm}$, $D_r=-14\%$
- △ $D=21.7\text{mm}$, $D_r=-14\%$
- ◇ $D=34.0\text{mm}$, $D_r=5\%$
- 全データポイントによる回帰線
- ニュートン流体を仮定した最大・最小抗力係数

図-4 管の牽引速度 $v \times$ 管径 D と抗力係数 C_D の関係

に代入すると、抗力 P は式(4)で表わされる。

$$P = \frac{a' \cdot \rho \cdot L}{2 \times 10^4} \cdot v \quad (4)$$

上式において、 L は管長である。式(4)によれば、抗力 P は、管径 D には依存せず、牽引速度 v に比例する。図-6に示す実験結果によれば、 $R_u=0.9$ の場合、 D が変化しても、管の牽引力 F はほとんど変化しない。また、図-7によれば、 $R_u=0.9$ の場合には、 v と F の関係は概ね線形関係とみなすことができる。式(4)は、

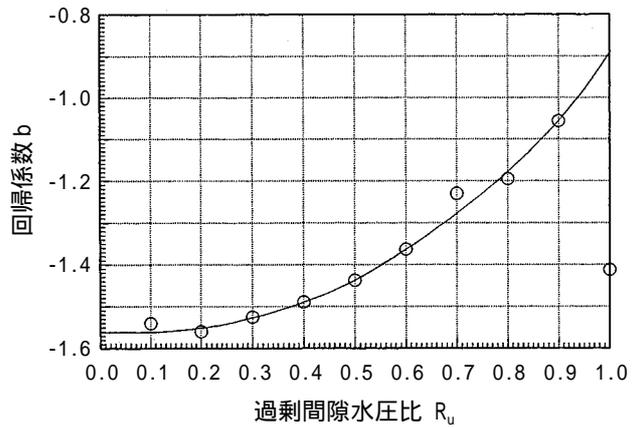
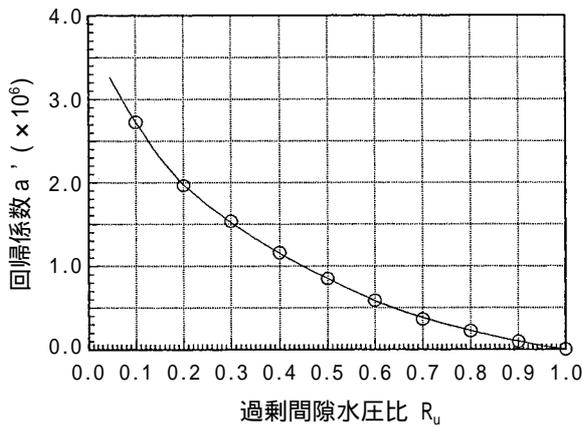


図-5 抗力係数の回帰係数 a', b

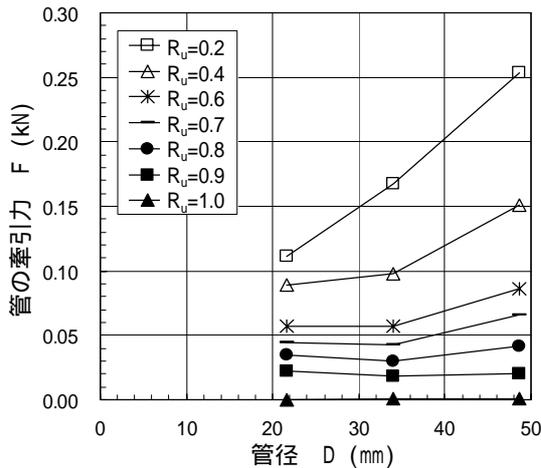


図-6 管径 D と管の牽引力 F の関係⁵⁾
(牽引速度 $v = 14.7$ mm/s, 相対密度 $D_r = -14\%$)

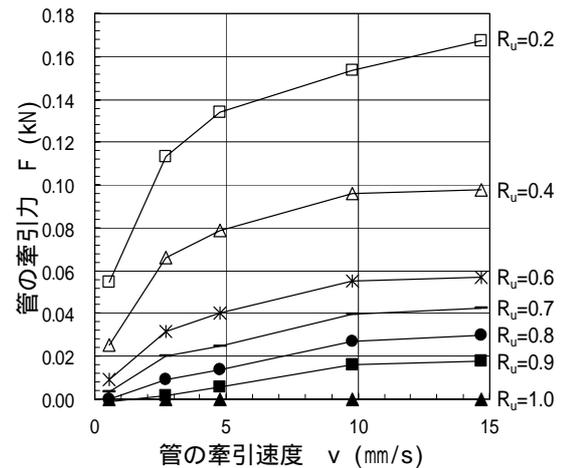


図-7 管の牽引速度 v と管の牽引力 F の関係⁵⁾
(管径 $D = 34.0$ mm, 相対密度 $D_r = -14\%$)

このような実験結果の力学特性をよく表わしている。ここで、 $R_u = 0.9$ における牽引速度 v と管側面の有効応力比 $(1-R_{up})$ (R_{up} は管側面における過剰間隙水圧比) の関係を図-8に示す。 v と $(1-R_{up})$ には正の相関があり、少なくとも $v = 10$ mm/s の範囲においては線形の関係とみなせることから式(5)で表わし、式(4)に代入すると、抗力 P は式(6)に示すような有効拘束圧 σ'_{vp} に比例する力となる。

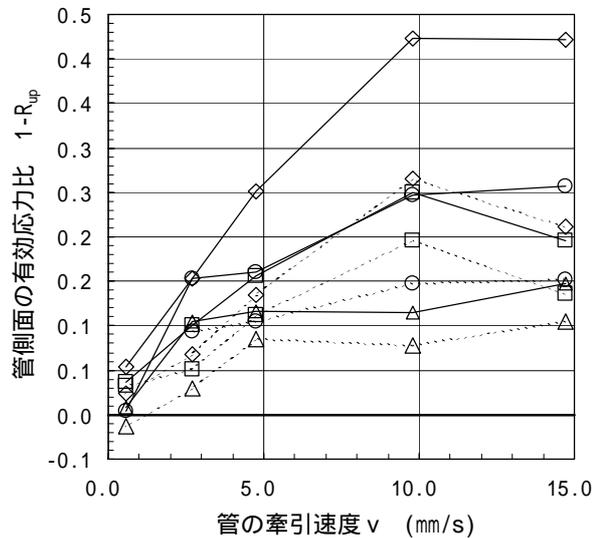
$$v = c \cdot (1 - R_{up}) = c \cdot \frac{\sigma'_{vp}}{\sigma'_{v0}} \quad (5)$$

$$P = \frac{a \cdot c \cdot \rho \cdot L}{2 \times 10^4 \cdot \sigma'_{v0}} \cdot \sigma'_{vp} \quad (6)$$

式(5)および(6)において、 c は定数、 σ'_{vp} は管側面の有効拘束圧、 σ'_{v0} は初期有効上載圧である。つまり、式(6)は、2. で示した杭に作用する流動力の力学特性、すなわち、流動力は有効拘束圧 σ'_{vp} に比例するせん断抵抗力としての力学特性を持つことを表わしている。このような考察から、式(1)と(6)を比較し、式(3)で表わした抗力係数 C_D を改めて注意深く整理すると、 C_D は初期有効上載圧 σ'_{v0} に比例する値であり、式(7)のように書き直しておく必要があることがわかる。

$$C_D = a \cdot (v \cdot D \times 10^4)^b \cdot \sigma'_{v0} \quad (7)$$

式(7)において、 a は定数であり、 $a = a' / \sigma'_{v0}$ である。



○ $D = 48.6$ mm, $D_r = -14\%$ 実線 : $R_u = 0.90$
□ $D = 34.0$ mm, $D_r = -14\%$ 破線 : $R_u = 0.95$
△ $D = 21.7$ mm, $D_r = -14\%$
◇ $D = 34.0$ mm, $D_r = 5\%$

図-8 牽引速度 v と管側面の有効応力比 $(1-R_{up})$ の関係

すなわち、 σ'_{v0} が一定である管の牽引実験に基づいて式(3)を整理する際には、 a' の σ'_{v0} 依存性に注意を払っていなかったが、2. に示した流動力の力学特

性によれば、 a' は初期有効上載圧 σ'_{v0} に比例する係数であり、 a' を σ'_{v0} で除した a が定数となっていることがわかる。

4. 流動地盤の粘性係数と流動力を算定する抗力係数の評価式の提案

牽引実験より求めた図-4 に示す抗力係数 C_D は 1×10^2 以上の大きさである。図-3 によれば、この範囲におけるレイノルズ数 R_e は 1×10^{-1} 以下であり、 C_D の算定には Lamb による近似式(8)⁹⁾が適用できる。

$$C_D = \frac{8\pi}{R_e \left[\frac{1}{2} - \alpha - \ln\left(\frac{R_e}{8}\right) \right]} \quad (8)$$

式(8)において、 α はオイラー数 ($\alpha = 0.5772$) である。図-4に示した各抗力係数 C_D に対応するレイノルズ数 R_e を式(8)より逆算し、式(2)によって動粘性係数を求める。得られた過剰間隙水圧比 R_u ごとく C_D と牽引速度 v の関係を図-9に示す。過剰間隙水圧比が小さい R_u が 0.3 および 0.6 の場合は、動粘性係数は v が増加すると小さくなる傾向がある。一方、過剰間隙水圧比が大きい $R_u = 0.9$ の場合は、牽引速度 v および杭径 D の違いに対する動粘性係数の差が小さくなり、ニュートン流体とみなせるようになる傾向がある。

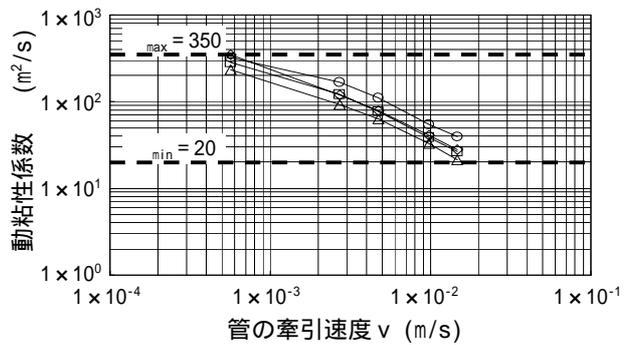
牽引実験における牽引速度 $v \times$ 管径 D と抗力係数 C_D の関係を示した図-4には、図-9に示す動粘性係数の最大値 \max および最小値 \min によって、式(2)および(8)で計算した $v \cdot D$ と C_D の関係を、破線により併記している。2.において、レイノルズ数の相似性が認められなかった R_u が 0.3 および 0.6 の場合には、実験と計算による C_D と $v \cdot D$ の関係も異なる傾向がある。一方、レイノルズ数の相似性が認められた $R_u = 0.9$ の場合には、これらの関係もほぼ一致することがわかる。

過剰間隙水圧比 R_u が 0.9, 0.95 および 1.0 の場合の動粘性係数の平均的な値を図-9と同様に整理して、実地盤規模に至る範囲における $v \cdot D$ と C_D の関係を計算し、図-10に示す。抗力係数は $C_D = 10$ であり、図-3によれば、式(8)のLambの近似式が概ね適用できる範囲である。また、図-10の $v \cdot D$ と C_D の関係は、両対数軸上でほぼ直線となっている。したがって、ニュートン流体として近似した抗力係数を、3.において示した式(7)により近似して、初期有効上載圧 σ'_{v0} の依存性を考慮した形にまとめると、表-2に示す式が得られる。これらは、有効拘束圧に比例する

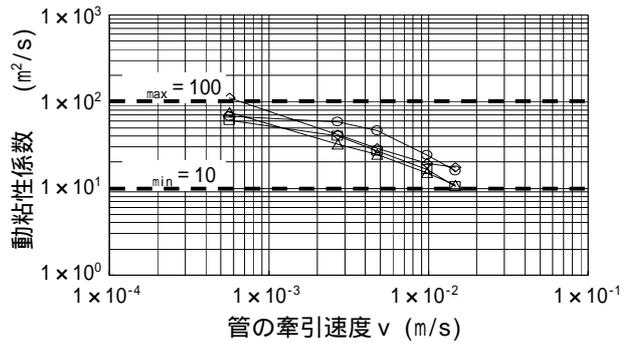
表-2 抗力係数 C_D の評価式のまとめ

R_u	(m^2/s)	C_D
0.90	4.5	$12.1 \times (v \cdot D)^{-0.897} \cdot \sigma'_{v0}$
0.95	1.6	$5.38 \times (v \cdot D)^{-0.883} \cdot \sigma'_{v0}$
1.00	0.089	$0.912 \times (v \cdot D)^{-0.808} \cdot \sigma'_{v0}$

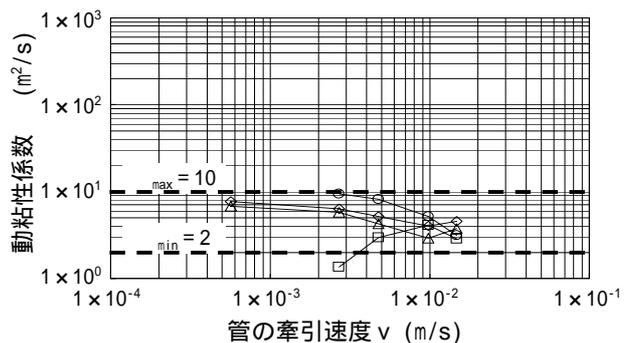
v は地盤の流動変位速度 (m/s)、 D は杭径 (m)、 σ'_{v0} は初期有効上載圧 (kN/m^2)



(a) 過剰間隙水圧比 $R_u = 0.3$



(b) 過剰間隙水圧比 $R_u = 0.6$



(c) 過剰間隙水圧比 $R_u = 0.9$

○ $D=48.6mm, D_r=-14\%$ △ $D=21.7mm, D_r=-14\%$
 ◻ $D=34.0mm, D_r=-14\%$ ◇ $D=34.0mm, D_r=5\%$

図-9 牽引速度 v と動粘性係数の関係

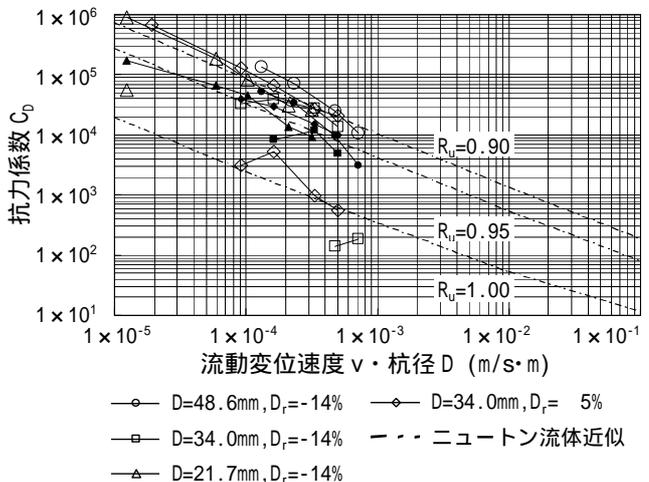


図-10 流動変位速度 $v \times$ 杭径 D と抗力係数 C_D の関係

ん断抵抗に起因した流動力Fが、過剰間隙水圧比 R_u 0.9の範囲において、ニュートン流体の抗力Pとして近似できることを確認して整理した抗力係数 C_D の評価式であり、実地盤においても適用できると考えられる。

5. 液状化に伴う流動地盤を粘性流体とみなした場合の杭の変位と杭に作用する流動力

液状化に伴う流動地盤中の杭を、図-11に示すような、流動する液状化層、支持層および杭によってモデル化する。3.に示したように、杭に作用する流動力は、過剰間隙水圧比が大きい場合には、地盤の流動速度に比例し、また、杭のたわみを考慮する場合には、地盤と杭の相対変位速度に比例する。その他に、流動力は、地盤の過剰間隙水圧比 R_u 、杭径Dおよび地盤の初期有効上載圧 σ_{v0} によっても変化することから、杭に作用する力のつり合いは、式(9)で表わされる。

$$F(\dot{\delta}_G - \dot{\delta}_P, R_u, D, \sigma'_{v0}) = K \cdot \delta_P \quad (9)$$

式(9)において、Fは杭に作用する流動力、 δ_G は地盤の変位、 δ_P は杭の変位、Kは杭および支持層の剛性である。ここで、杭は線形弾性であり、Kは一定値とする。

杭に対する地盤流動の影響は、液状化後に地盤が流動を開始した後、流動の進行とともに杭の変位が大きくなる状態が目される。その際は、地震の主要動が経過しており、構造物および地盤の振動は小さいと考え、ここでは、流動継続時間tが0から t_E の間において、流動する液状化地盤の過剰間隙水圧比 R_u には振動に伴う変化がなく、地盤の流動変位速度 $\dot{\delta}_G$ が一定の v_G である状態を考える。そして、杭に作用する流動力Fとして、式(1)に示したニュートン流体の抗力Pを適用し、式(9)の解を求める。

図-5より、抗力係数 C_D は、地盤の過剰間隙水圧比が R_u 0.9の範囲においては、地盤と杭の相対変位速度 v_r に対してほぼ反比例するため、式(1)を式(10)に書き直す。

$$P = C_f \cdot v_r \quad (10)$$

$$C_f = \frac{C_D(R_u, \sigma'_{v0}, v_r, D) \cdot \rho \cdot A \cdot v_r}{2} \quad (11)$$

式(11)において、 ρ は液状化地盤の飽和密度、Aは杭の投影面積、 v_r は地盤と杭の相対変位速度 $(\dot{\delta}_G - \dot{\delta}_P)$ である。 C_f は粘性流体力を表わす係数であり、ここでは v_r に対して一定値とみなす。式(10)により式(9)を書き直すと、式(12)となる。

$$C_f \cdot (v_G - \dot{\delta}_P) = K \cdot \delta_P \quad (12)$$

式(12)を、 $t=0$ において $\delta_P=0$ の初期条件で解くと、 δ_P は式(13)となる。

$$\delta_P = \frac{C_f \cdot v_G}{K} \cdot (1 - e^{-T}) \quad (13)$$

ここに、

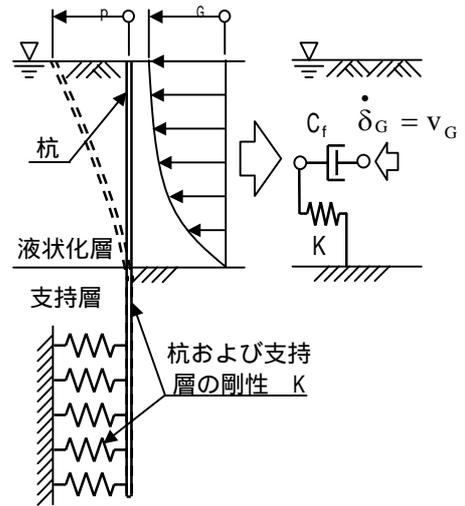


図-11 液状化層、支持層および杭のモデル

$$T = \frac{K}{C_f} \cdot t \quad (14)$$

式(14)において、Tは流動継続時間を表す無次元数であり、時間係数と呼ぶことにする。

式(13)を式(9)に代入すると、Pは式(15)で表わされる。

$$P = C_f \cdot v_G \cdot (1 - e^{-T}) \quad (15)$$

6. 液状化に伴う地盤流動が杭に及ぼす影響評価法の考察

設計に必要な杭の変位は、式(15)の流動力Pを、図-11に示した構造モデルに載荷することで得られる。流動力Pは $T=0$ から増加を始め、最大流動力 $C_f \cdot v_G$ に漸近する。また、流動力の増加割合は、時間係数Tを構成する C_f 、杭と支持層の剛性Kおよび流動継続時間 t_E によって変化する。したがって、流動力を求めるためには、 C_f 、 v_G 、Kおよび t_E を把握する必要がある。この中で、Kについては性状が基本的に明確であり、 C_f を構成する C_D は表-2に示す式により評価できる。しかし、 v_G および t_E に関する推定手法は明確でない。そこで、杭に作用する流動力Pを、 v_G および t_E に代えて、地盤の流動変位 δ_G に対して求める方法を考える。

杭に作用する流動力Pと地盤と杭の相対変位 $(\delta_G - \delta_P)$ の比は、式(13)および(15)により式(16)で表わされる。

$$K_s = \frac{P}{\delta_G - \delta_P} = \frac{(1 - e^{-T})}{(T - 1 + e^{-T})} \cdot K \quad (16)$$

式(16)において、 K_s は地盤と杭の相互作用ばね、すなわち、地盤ばねである。流動地盤中の杭の変位 δ_P は、式(16)を用いて、式(17)を解く応答変位法により求めることができる。

$$P = K \cdot \delta_P = K_s \cdot (\delta_G - \delta_P) \quad (17)$$

応答変位法に用いる地盤の最終流動変位量 δ_{GE} については、各種の推定手法¹⁰⁾¹¹⁾¹²⁾が提案されており、

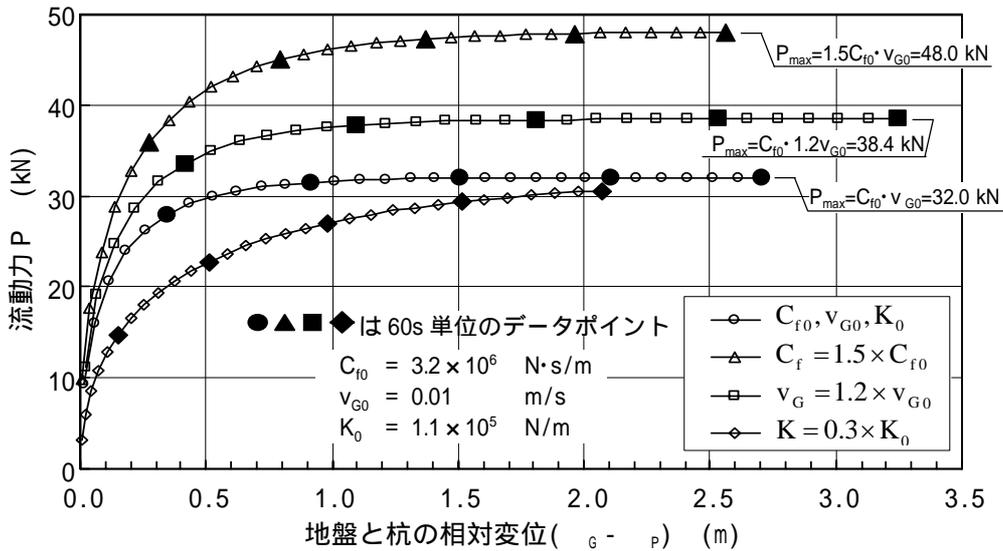


図-12 地盤と杭の相対変位($\delta_G - \delta_P$)と流動力 P の関係

応答変位法においては、時間係数 T を用いずに式(17)の地盤ばね K_s を設定することが課題となる。式(17)を理解するため、具体的な数値を代入した場合の地盤と杭の相対変位($\delta_G - \delta_P$)および流動力 P の関係を図-12に示す。同図は、杭径300mmのRC杭が設置された、層厚10mの均一な液状化地盤に、流動変位速度 $v_{G0} = 0.01 \text{ m/s}$ および流動継続時間 $t_E = 300 \text{ s}$ (5分)で、最終流動変位量 $\delta_{GE} = 3 \text{ m}$ の地盤流動が生じた状態を想定し、地盤の過剰間隙水圧比を $R_u = 0.9$ として表-2に示す抗力係数 C_D を適用して求めたものである。図-12には、これらの条件による基準値 C_{f0} 、 v_{G0} および K_0 に対して、それぞれを単独に変化させた場合の結果も比較して示している。

図-12に示す曲線は、地盤と杭の相対変位($\delta_G - \delta_P$)が小さい初期の状態においては、($\delta_G - \delta_P$)が増加すると流動力 P も増加し、最大流動力 P_{\max} に近づくと($\delta_G - \delta_P$)だけが増加して、 P は $P_{\max} = C_f \cdot v_G$ に漸近するようになる。したがって、($\delta_G - \delta_P$)が小さい範囲に対しては、時間係数 T を参照しない地盤ばねを設定して P の増加程度を規定し、($\delta_G - \delta_P$)が大きい範囲に対しては、地盤ばね反力に P_{\max} の上限値を設けた図-13に示す弾塑性の地盤ばねを適用することが考えられる。($\delta_G - \delta_P$)の増加とともに P が増加する範囲の地盤ばねを、曲線上の $P = P_{\max}/2$ の点と原点を結ぶ割線勾配で近似し、この地盤ばね K_{s50} を式(15)および(16)から求めると、式(18)となる。

$$K_{s50} = \frac{K}{2 \cdot \ln 2 - 1} = 2.6 \cdot K \quad (18)$$

K_{s50} には時間係数 T が含まれておらず、 t_E を参照せずに地盤ばねを近似できる。すなわち、地盤と杭の相対変位速度に依存する流体力的な力学特性を有する流動力が杭に及ぼす影響は、図-13および式(19)に示す弾塑性地盤ばねを用いた応答変位法により、近似的に評価することができる。

$$\begin{cases} P < P_{\max} & P = K_{s50} (\delta_G - \delta_P) = 2.6 \cdot K \cdot (\delta_G - \delta_P) \\ P \geq P_{\max} & P = P_{\max} = C_f \cdot v_G \end{cases} \quad (19)$$

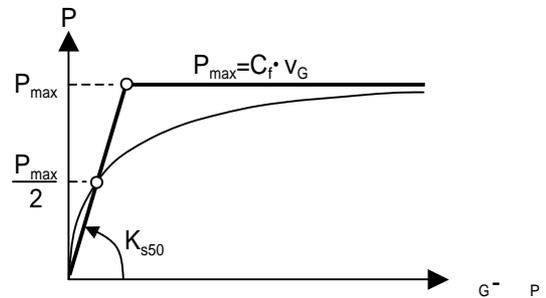


図-13 流動継続時間 t_E を参照しない弾塑性地盤ばね

K_{s50} および P_{\max} は、経験的には以下のような方法で設定できると考えられる。 P が P_{\max} に向かう増加程度は、式(15)より時間係数 T によって定まるため、 T を構成する C_f 、 K および t_E に関して次のような場合ほど、流動力 P は P_{\max} に近い大きさとなる。

- C_f が小さく、過剰間隙水圧比 R_u が大きい場合
- K が大きく、杭と支持層の剛性が大きい場合
- t_E が大きく、これと v_G の積である地盤の流動変位量 δ_{GE} が大きい場合

したがって、 P_{\max} は、定性的には、地盤の流動変位が大きい剛な杭基礎の被災事例の検証解析から評価できると考えられる。一方、 K_{s50} は、式(18)によれば、 C_f および v_G に依存せず、杭および支持層の剛性 K のみに対して定まる値となる。しかし、これは図-11に示した均一な液状化層が及ぼす流動力を考えた場合であり、実際の不均質地盤においては、各土層における C_f および v_G の違いならびに流動する非液状化層が及ぼす荷重の影響等によって杭の変形モードが変化するために、式(18)のような単純な形では表わせない。式(18)からは、剛性が大きい杭基礎ほど、地盤ばねが大きくなるのがわかるので、 K_{s50} に関しては、流動変位が小さい柔な杭基礎の被災事例の検証解析によって、杭基礎の剛性に応じた経験的な地盤ばねを設定することが考えられる。

7. 結論

これまでにわかっている液状化に伴う流動地盤が杭に及ぼす流動力の作用メカニズムに基づいて、流動力の評価式を検討し、杭に作用する流動力の影響評価法を考察した。その結果、地盤の過剰間隙水圧比が 0.9 を超える場合には、流動力はニュートン流体が杭に及ぼす抗力として近似することができ、抗力係数の評価式を提案した。また、この評価式による流動力が杭に及ぼす影響は、弾塑性の地盤ばねを用いた応答変位法を適用することにより評価できることがわかった。以下に得られた知見をまとめる。

- (1) 鋼管の牽引実験の分析によれば、過剰間隙水圧比が概ね 0.9 を超える範囲においては、液状化した流動地盤を、粘性係数が一定のニュートン流体とみなした場合の抗力係数には、レイノルズの相似性が認められ、杭に作用する流動力は、円柱に作用する抗力として近似できる。
- (2) この抗力係数の評価式を、地盤の初期有効上載圧、過剰間隙水圧比、流動速度および杭径による近似式として提案した。
- (3) ニュートン流体の抗力として近似した評価式による流動力が、地盤流動の継続時間にわたってたわみ性のある杭に作用する場合の地盤と杭の相対変位および杭に作用する流動力の関係を求めた。杭に作用する流動力は、相対変位の増加と共に大きくなり、相対変位が大きくなると、流動力は最大値に漸近する。
- (4) この相対変位～流動力関係を弾塑性の地盤ばねとしてモデル化することにより、杭の変位は、地盤の流動変位量に対する応答変位法により評価できることがわかった。なお、これらの地盤ばねの大きさは、既往の地震被害の事例検討から推定できる。

参考文献

- 1) 大友敬三：地中構造物に及ぼす地盤側方流動の荷重特性評価，土木学会論文集 第591号 / -43，pp.283-297，1998.
- 2) 小笠原政文，谷和弘，松尾隆志，坂本俊一：流動化における橋梁基礎構造物の設計手法に関する研究，土木学会論文集 第645号 / -50，pp.77-89，2000.
- 3) 浜田友康，大塚久哲，二宮嘉朗：液状化に伴う流動地盤中の杭に作用する流動力特性，第22回地震工学研究発表会，pp.99-102，1993.
- 4) 浜田友康，戸田孝史：流動地盤中の杭基礎の設計における応答変位法の適用性，土木学会 レベル2地震動による液状化に関するシンポジウム論文集，pp.413-418，2003.
- 5) 浜田友康，松井保：液状化に伴う流動地盤中の杭に対する流動力の作用メカニズム，地盤工学会 第48回地盤工学シンポジウム論文集，2003.(掲載予定)
- 6) 東畑郁生：地盤流動が地中構造物に与える影響，地盤工学会 地震時の地盤・土構造物の流動性と永久変形に関するシンポジウム発表論文集，pp.71-86，1998.
- 7) 本間仁：水理学，丸善，1958.
- 8) Fllugge,W.：Handbook of Engineering Mechanics，McGraw-Hill，pp.81/22-81/24，1962.
- 9) Lamb,H.：On the uniform motion of a sphere through a viscous fluid，Philosophical Magazine and Journal of Science Vol.21 No.121，pp.112-121，1911.
- 10) 石原研而，安田進，井合進：液状化に伴う岸壁・護岸背後地盤の流動の簡易予測手法，第24回地震工学研究発表会，pp.541-544，1997.
- 11) 安田進，吉田望，規矩大義，五瀬伸吾，増田民夫：液状化に伴う流動の簡易評価法，土木学会論文集 第638号 / -49，pp.71-89，1999.
- 12) 濱田政則，若松加寿江：液状化による地盤の水平変位の研究，土木学会論文集 第596号 / -43，pp.189-208，1998.

(2003.6.26 受付)

A METHOD FOR EVALUATING EFFECT OF GROUND FLOW ACCOMPANIED BY LIQUEFACTION ON PILE

Tomoyasu HAMADA and Tamotsu MATSUI

Because the force acting on a pile in flowing soils accompanied by liquefaction has the velocity dependency generating by change in the excess pore water pressure on pile surface, the applicability of the drag force of viscous fluid to the force acting on a pile was discussed, followed by proposing its evaluation formula. As a method for evaluating effect of ground flow on a pile, based on the proposed formula, it was elucidated that the seismic deformation method with elasto-plastic soil spring elements was effective considering pile flexibility and duration of flow.