

杭に作用するネガティブフリクションに関する研究

NEGATIVE SKIN FRICTION ACTING ON PILES

伊藤 富雄*・松井 保**
By Tomio Ito and Tamotsu Matsui

1. ま え が き

近年、産業の発展に伴い、沖積層あるいは埋立地などの軟弱地盤が頻りに利用されている。これらの軟弱地盤が、地下水汲み上げなどによる地下水面の低下あるいは盛土などの重量構築物の建設などの原因により、地盤沈下を生じた場合、この圧縮層を貫いて先端が支持層に達する杭の周面には、通常下向きの摩擦力、すなわちネガティブフリクションが作用する。その結果、杭体の圧縮応力および杭先端伝達荷重が増大し、杭の支持機構に多大の影響をおよぼす。

この現象の存在は古くから指摘され¹⁾、現在まで数多くの研究^{2)~12)}が行われてきた結果、ネガティブフリクションの発生機構を解明するための多数の示唆的な成果が得られている。特に、Terzaghi と Peck¹⁾は、ネガティブフリクションの最大値は杭周面積と平均せん断強さの積として表わされるという基本的な概念を与えた。Ahu²⁾は、杭の沈下を考慮するため中立点の位置を求めることによってネガティブフリクションを検討することを提案した。Bjerrum ら³⁾は、有効応力で表示した土のせん断特性によって杭周面摩擦力を求めることを提案した。また、針生⁴⁾、白石⁵⁾、Habib⁶⁾、別所⁷⁾、山肩ら⁸⁾、渡辺ら⁹⁾は、それぞれの立場から弾性理論あるいは粘弾性理論に基づいて、杭周辺地盤のせん断変形のつり合いによりネガティブフリクションの推定法を提案した。しかし、いずれの場合も少なくとも杭先端の沈下を考慮していない。そこで、沢口¹⁰⁾は、Ahu の考察に基づいて杭先端の沈下を考慮した近似計算法を提案している。

一方、土質工学会鋼ぐい研究委員会¹⁰⁾は実大実験を行った。その結果、中立点がほぼ一定の位置にあること、および Bjerrum らによる杭周面摩擦力の算定法が

妥当であるという結論からネガティブフリクションの算定法を提案した。しかし、その後国鉄¹¹⁾(武蔵野操車場)において行われた実大実験によると、中立点は必ずしも一定とはならず、杭先端の地盤強度および杭周辺地盤の沈下状況などにより著しく異なることが報告されている。以上のごとく、現在杭のネガティブフリクションの発生機構は十分解明されたとはいえず、またその算定法も十分確立されたとはいいがたい。

一般に、杭に作用する全ネガティブフリクションの最大値 F_{nmax} は Terzaghi-Peck の概念に基づいて次式で表現できる。

$$F_{nmax} = \psi \int_0^l f_{nmax} dz \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 ψ は杭の周長、 l は圧縮層厚、 f_{nmax} は最大杭周面摩擦力である。しかし、実際には、式 (1) で表わされる最大値が杭に作用する例は少ないと考えられる。

このネガティブフリクション減少の主原因としては、(1) 杭周辺地盤の沈下量の不足、(2) 杭の沈下、(3) 杭の表面状態、(4) 粘土の応力緩和、(5) 群杭効果などがあげられる。

(1) については、最大摩擦力が発生するのに必要な周辺地盤の沈下量はたかだか 1~2 cm のオーダーと思われる。したがって、ネガティブフリクションを考慮する必要があると考えられる地盤では、この (1) によって、ネガティブフリクションがその最大値に達しない場合は少ないと考えられる。

(2) については、杭先端地盤の変形によるものと杭体自身のものがあり、非常に大きな影響をおよぼすものと思われる。

(3) については、杭材と土との間の摩擦係数が土と土とのそれより減少するためであり、Potyondy¹²⁾によれば、表面が粗な鋼杭ではせいぜい 2~3 割程度の摩擦力の減少と考えられる。また、ネガティブフリクションの低減法として杭周面にアスファルトなどをコーティング

* 正会員 工博 大阪大学教授 工学部土木工学科
**正会員 大阪大学講師 工学部土木工学科

するのは、この効果を最大限に利用しようとしているのである。

(4) については、ネガティブフリクションの経時変化における最大値のみを議論する場合には比較的影響が少ないと思われる。しかし将来精度の高い算定を行う場合には考慮すべきものであろう。

(5) については、現在杭基礎はほとんど群杭として用いられているので、この原因は重要なものの一つと考えられる。

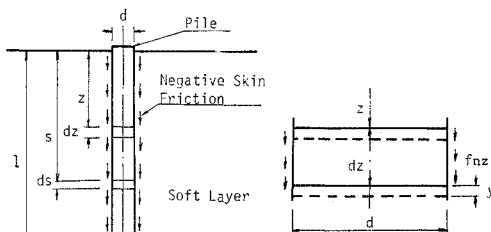
上記以外にも種々の原因があるが、一般的でないか比較的影響が小さいと思われる。したがって、ネガティブフリクションの発生機構を解明しその算定法を確立するためには、上記原因のうち(2)杭の沈下および(5)群杭効果によるネガティブフリクションの減少が特に大きな要因となるので、これらについて検討することが非常に重要になってくる。

本論文においては、杭の沈下および群杭効果によるネガティブフリクションの減少について理論的実験的に検討するとともに、ネガティブフリクションの発生機構を考察し、単杭に作用するネガティブフリクションの近似的推定法を提案した。さらに、有限要素法によるネガティブフリクションの解析法を示し、その適用性について検討を加えた。なお、本文の内容は著者らによってすでに報告されたもの¹³⁾にその後の成果を加えて取りまとめたものである。

2. 杭の沈下によるネガティブフリクションの減少

(1) 理論的検討

図-1(a)に示すごとく、杭径を d 、圧縮層厚を l 、杭先端沈下量を y_0 とするとき、杭の沈下によって生ずる



(a) 全体図 (b) 杭の微小部分
図-1 杭に作用するネガティブフリクション

ネガティブフリクションの減少について理論的に検討する。地表面から任意深さ z の杭の微小部分 dz を考える(図-1(b))。微小部分 dz の周面に作用する単位面積当りのネガティブフリクションを f_{nz} 、 dz の沈下

量を y とする。そこで、 dz の周面に作用する単位面積当りのネガティブフリクションの減少量は沈下量 y に比例すると仮定する。これは、杭の沈下によるネガティブフリクション減少の機構において、周面摩擦力と変位の比例関係を仮定することを意味する。したがって、次式が成立する。

$$\psi \cdot f_{nz} dz = \psi (f_{nz \max} - m \cdot y) dz \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 $f_{nz \max}$ は杭が沈下しない場合の f_{nz} 、 m は比例係数である。次に、杭先端軸力を F_{np} 、杭が沈下しない場合のそれを $F_{np \max}$ として式(2)を積分すると、

$$F_{np} = F_{np \max} - \psi \int_0^l m \cdot y \cdot dz \dots\dots\dots (3)$$

y は杭先端沈下量に杭体の圧縮量を加えたものだから、

$$y = y_0 + \frac{\psi}{EA} \int_z^l \int_0^s f_{ns} \cdot ds \cdot dz \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 E は杭材のヤング係数、 A は杭の純断面積である。また、 m は土質、土のせん断強さあるいは杭の表面状態などにより変化すると思われる。したがって、一般に y および m はともに z の関数である。式(4)を式(3)に代入すると、

$$F_{np} = F_{np \max} - \psi y_0 \int_0^l m \cdot dz - \frac{\psi^2}{EA} \int_0^l \int_z^l \int_0^s m \cdot f_{ns} \cdot ds \cdot dz \dots\dots (5)$$

式(5)は相当複雑であるので取扱いがたい。そこで、簡単化のために、 m については圧縮層全体の平均の m を \bar{m} として一定値と考え、 y については杭体の圧縮量を見捨てて杭を剛体と考え、杭全体にわたって y_0 だけ沈下すると考える。一方、杭先端地盤の支持状態は弾性支持と仮定すると、

$$y_0 = F_{np} / k \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 k は支持地盤のばね定数である。したがって、以上の仮定を考慮すると式(5)より、

$$F_{np} = F_{np \max} - \bar{m} \cdot \psi \cdot l \cdot F_{np} / k \dots\dots\dots (7)$$

杭の沈下による杭先端軸力の減少率を β とおくと、

$$\beta = \frac{F_{np}}{F_{np \max}} = \frac{1}{1 + \bar{m} \cdot (S/k)} \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 $S = \psi \cdot l$

式(8)の持つ意味を考えると、杭の沈下による杭先端軸力の減少率 β において地盤の支持状態を表現する指標として地盤のばね定数 k と杭周面積 S の比、すなわち S/k の逆数を用いればよいことを示している。 k/S には地盤のばね定数、杭径および圧縮層厚が含まれていることが特徴であり、単位はたとえば $[\text{kg}/\text{cm}^3]$ である。 \bar{m} はネガティブフリクションの減少の程度を表わす係数であるが、式(8)の誘導過程において種々仮定を設け簡単化を行なったのでその性質を明確にすることはできない。しかし、土質、土の平均せん断強さ、杭の表面状態など

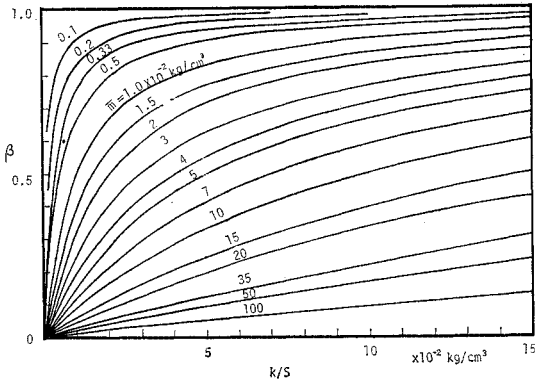


図-2 β と k/S の関係

により影響を受けるのではないかと推察される。
 図-2 は β を縦軸、 k/S を横軸にとり m をパラメータとして式 (8) を図示したものである。 $k/S \rightarrow \infty$ で $\beta=1$ 、すなわち支持地盤が剛で杭の先端沈下が生じないときには β が 1 となり、最大のネガティブフリクションが生じる。支持地盤の圧縮性が増し、杭の先端沈下量が大きくなるにしたがって $\beta < 1$ 、すなわちネガティブフリクションはその最大値から減少し、究極的に $k/S=0$ で $\beta=0$ となり、ネガティブフリクションが発生しない。しかし、実際には摩擦杭においてもいくぶん先端が支持された状態になるので、厳密には $\beta=0$ の状態は存在しないと考えられる。

(2) 模型実験

a) 実験装置および方法

図-3 に示すごとく装置を使用する。実験方法は、図-3 のごとく、あらかじめ模型杭を実験槽底面を貫いて設置し、その後層厚 5 cm の砂層と層厚 20 cm の粘土層の互層を造り、粘土層を自重圧密に近い状態で圧密させ、杭にネガティブフリクションを発生させる。模型杭は長さ 710 mm、径 16, 21, 29 mm の 3 種の鋼管を使用する。発生したネガティブフリクション

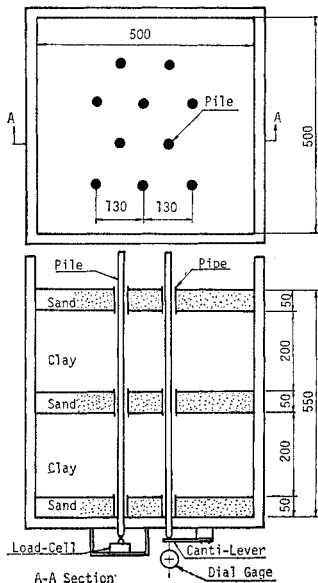


図-3 模型実験装置

ンは実験槽底面に取付けられたロードセルおよび剛性の異なる鋼製カンティレバー式荷重計で測定される。ロードセルの垂直変位量は約 0.03 mm/kg で非常にわずかであるので、近似的に剛であると考えてもよいと思われる。また、砂層中での摩擦を除去するために杭径より少し太い径のパイプを用い、杭と砂が直接触れないようにする。使用した粘土試料および杭の表面状態は表-1 および図-4 に示すとおりで、4 ケースについて実験を行った。

表-1 粘土試料および杭の表面状態

Case	粘 土 試 料					杭の表面状態
	液性限界 wL%	塑性指数 Ip%	土粒子比 重 Gs	初 期 含水比 wi%	粒径分布	
I	50.0	23.5	2.60	95	B	さびなし
II	48.8	22.1	2.61	95	A	さびあり
III	50.0	23.5	2.60	95	B	標準砂貼付
IV	72.0	41.0	2.65	115	C	さびあり

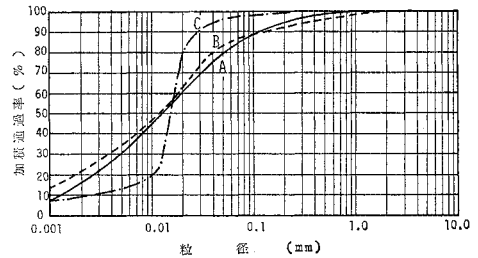


図-4 粘土試料の粒径加積曲線

b) 実験結果および考察

前項に述べたごとく実験を行うと、実験開始後 2 週間の表面沈下量はいずれも約 4.5~6 cm に達し、杭には十分ネガティブフリクションが発生していると思われる。杭先端軸力および表面沈下量の経時変化の一例を図-5 に示す。したがって、2 週間後の測定結果をまとめると表-2 に示すごとくなる。表-2 において β の値は、ロードセルがほとんど変形しないと考えられるので、この場合の杭先端軸力が F_{npmax} すなわち $k=\infty$

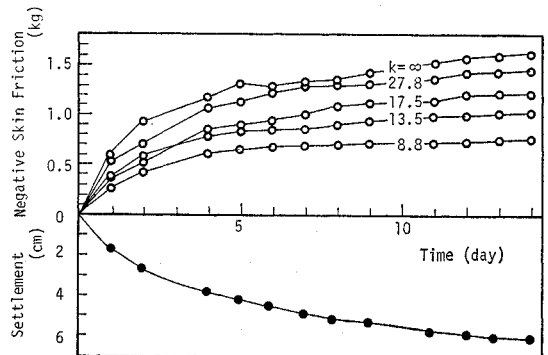


図-5 杭先端軸力および表面沈下量の経時変化 (case IV)

表-2 実験結果

Case	杭径 $d(\text{mm})$	荷重計	ばね定数 $k(\text{kg/cm})$	k/S $\times 10^{-2}$ kg/cm^2	杭先端 沈下量 $y_0(\text{mm})$	杭先端 力 $F_{np}(\text{kg})$	$\beta = F_{np}/$ $F_{np \max}$	\bar{m} $\times 10^{-2}$ kg/cm^2
I	21	canti-lever	7.07	2.69	2.21	1.430	0.72	1.0
	21	load-cell	∞	∞	0	1.980	1.00	—
	16	canti-lever	6.70	3.33	1.72	1.152	0.79	0.9
	"	"	8.78	4.37	1.48	1.300	0.89	0.5
	16	load-cell	∞	∞	0	1.460	1.00	—
II	29	canti-lever	8.8	2.42	1.10	0.964	0.69	1.1
	"	"	13.5	3.70	0.79	1.065	0.77	1.1
	"	"	17.5	4.81	0.67	1.170	0.85	0.9
	"	"	20.6	5.52	0.62	1.120	0.81	1.3
	"	"	27.8	7.63	0.46	1.286	0.93	0.6
	29	load-cell	∞	∞	0	1.384	1.00	—
	21	canti-lever	20.6	8.06	0.43	0.883	0.88	1.1
21	load-cell	∞	∞	0	0.946	1.00	—	
III	29	canti-lever	10.4	2.86	1.29	1.346	0.72	1.1
	"	"	16.3	4.49	0.88	1.440	0.77	1.3
	"	"	21.4	5.87	0.69	1.478	0.79	1.4
	"	load-cell	∞	∞	0	1.870	1.00	—
	16	canti-lever	6.42	3.19	1.14	0.731	0.63	1.9
	"	"	8.67	4.31	0.98	0.847	0.73	1.6
	"	"	13.3	6.60	0.73	0.975	0.84	1.3
"	load-cell	∞	∞	0	1.160	1.00	—	
IV	16	canti-lever	8.8	4.38	0.91	0.765	0.48	4.7
	"	"	13.5	6.71	0.78	1.022	0.64	3.8
	"	"	17.5	8.70	0.69	1.210	0.76	2.7
	"	"	27.8	13.83	0.55	1.430	0.90	1.5
	"	load-cell	∞	∞	0	1.590	1.00	—

になるとともに \bar{m} が増加しているということが出来る。一方、case II, IV の相違は用いた粘土試料であり、 \bar{m} は塑性指数の大きい case IV のほうが大きい。以上のことを総合すると、杭と粘土の付着性が増すにつれて \bar{m} が増加する傾向があると考えられる。

以上の模型実験においては、周辺地盤がほぼ一様で、杭自体の圧縮性も無視できると考えられるので理論の仮定をほぼ満足しているが、実際には周辺地盤が複雑で、杭自体の圧縮性も無視できないと思われる。さらに、原型と模型の相似律には触れていない。以上の点を補う意味で、次に実測例について検討する。

(3) 実測例との対比

a) 実測結果

の場合に相当すると考えて得られたものである。また、 \bar{m} は式 (8) に β および k/S の値を代入して得られた値である。

図-6 は、縦軸に β 、横軸に k/S をとり、実験値をプロットしたものである。それぞれのケースについてみ

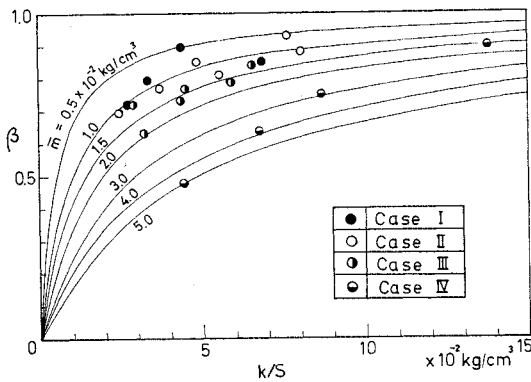


図-6 β と k/S の関係

れば、 k/S の減少とともに β も減少する傾向があり、理論式の傾向とほぼ一致することがわかる。case I, II, III, IV の \bar{m} の平均値はそれぞれ 0.9, 1.0, 1.4, 3.2 $\times 10^{-2}$ kg/cm^2 である。case I, II, III の主な相違は杭の表面状態であり、case I, II, III の順にスムーズからラフになっている。したがって、杭の表面状態がラフ

実測例として、土質工学会鋼ぐい研究委員会¹⁰⁾ (以下鋼ぐい委という) および国鉄¹¹⁾ (武蔵野操車場) で行われた実大実験を取り上げる。最終的な実測結果は表-3の上半分に示されている。また、ネガティブフリクションの軸力分布は図-7, 8 に示す。鋼ぐい委 $\circ E_{31}$ 、および国鉄 No. 5 は摩擦杭と考えられており杭長が短い、ほかは杭長が約 40 m で支持層に達している。また、鋼ぐい委 $\circ E_{43}$ のみが先端開口で、ほかはすべて先端開口である。地盤沈下量は、鋼ぐい委 $\circ E_{43}$, $\circ E_{43}$, $\circ F_{31}$ および国鉄 No. 3 の場合、自然地盤沈下のみで、10~12 cm であり、それに比較して国鉄 No. 1, No. 2, No. 5 の場合、盛土による地盤沈下が加わり、80 cm と非常に大きくなっている。

鋼ぐい委と国鉄の実測値のおもな相違は、中立点の分布範囲が異なることである。また、鋼ぐい委 $\circ E_{43}$, $\circ E_{43}$, $\circ F_{31}$ および国鉄 No. 3 においては、測定された杭周面摩擦力と土の一軸圧縮強さの半分すなわち $qu/2$ を比較すると、局部的には相当異なった場合が認められるが、全般的に平均した値はかなりよい一致を示している。しかし、国鉄 No. 1, No. 2, No. 5 では、杭周面摩擦力は $qu/2$ よりかなり大きいことが報告されている (図-7, 8 参照)。

b) β と k/S の関係

実測結果から β と k/S の関係を求めた結果を表-3

表-3 実測結果^{10),11)}および β と k/S の関係

実験者 杭記号		鋼ぐい研究委員会			国鉄(武蔵野操車場)			
		${}_0E_{43}$	${}_cE_{43}$	${}_cF_{31}$	No. 1	No. 2	No. 3	No. 5
杭長	l (m)	43	43	31	39.4	43.2	40.7	21.5
断面寸法等 (mm)		外径 609.6, 肉厚 9.5 先端開口 先端閉口			外径 609.6, 肉厚 12.7, 先端閉口			
地盤沈下量	(cm)	11.8	11.8	11.8	80	80	10	80
杭頭沈下量	(cm)	4.8	5.4	7.6	18.6	6.8	6.1	39.4
杭頭地盤の相対沈下量	(cm)	7.0	6.4	4.2	61.4	73.2	3.9	40.6
先端貫入量	(cm)	2.7	3.0	3.7	8.9	5.6	3.7	8.4
最大軸力	F_{nm} (t)	176	302	162	355	534	270	137
杭先端軸力	F_{np} (t)	71	149	64	85	250	110	35
最大軸力測定位置(上端から)	lm/l	0.74	0.73	0.78	0.79	0.80	0.78	0.79
中立点位置(上端から)	l_0/l	0.71	0.68	0.78	0.89	>0.9	0.77	0.73
杭先端位置	先端ばね定数 $k \times 10^4$ (kg/cm)	2.6	5.0	1.7	1.0	4.5	3.0	0.4
	$k/S \times 10^{-2}$ (kg/cm ³)	3.2	6.0	2.9	1.3	5.4	3.8	1.0
	F_{npmax} (t)	490	490	250	710	820	360	245
	$\beta = F_{np}/F_{nmmax}$	0.15	0.31	0.26	0.12	0.30	0.31	0.14
最大測定軸力位置	$\bar{m} \times 10^{-2}$ (kg/cm ³)	18.1	13.4	8.3	9.5	12.6	8.5	6.1
	$(k/S)_m \times 10^{-2}$ (kg/cm ³)	8.9	13.8	7.7	5.4	13.8	10.5	2.8
	F_{nmmax} (t)	270	270	170	420	534	210	165
	$\beta_m = F_{nm}/F_{nmmax}$	0.65	>1	0.95	0.85	1	>1	0.83
	$(\bar{m})_m \times 10^{-2}$ (kg/cm ³)	4.8	—	0.4	1.0	0	—	0.6

の下半分に示す。ここで、沈下がない場合の最大の杭先端軸力 F_{npmax} は、鋼ぐい委 ${}_0E_{43}$, ${}_cE_{43}$, ${}_cF_{31}$, および

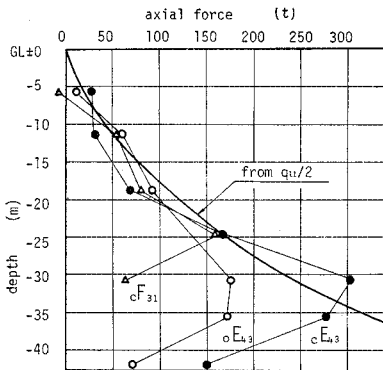


図-7 軸力分布(鋼ぐい委)¹⁰⁾

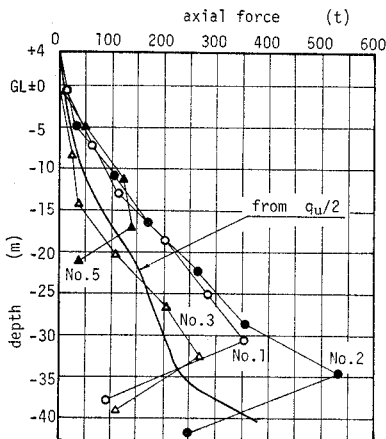


図-8 軸力分布(国鉄)¹¹⁾

国鉄 No. 3 については、平均の $q_u/2$ を用いて求めた。一方、国鉄 No. 1, No. 2, No. 5 については No. 2 杭の支持地盤が比較的剛であるので、No. 2 杭で発生した値を代用した。ただし、最大軸力測定位置より下方については測定されたポジティブフリクションと同じ大きさのネガティブフリクションが作用するものとして求めた。また、ネガティブフリクションを検討する際に注目すべき点は杭先端軸力と最大軸力であるので、杭先端位置と同様にして最大軸力測定位置においても β_m と $(k/S)_m$ の関係を求めている。この場合にはサフィックスとして m を用いている。 \bar{m} および \bar{m}_m は式(8)より得られたものである。

図-9 は以上の結果をプロットしたものである。ここで、 β_m が 1 より大なるものについては $\beta_m = 1$ とした。

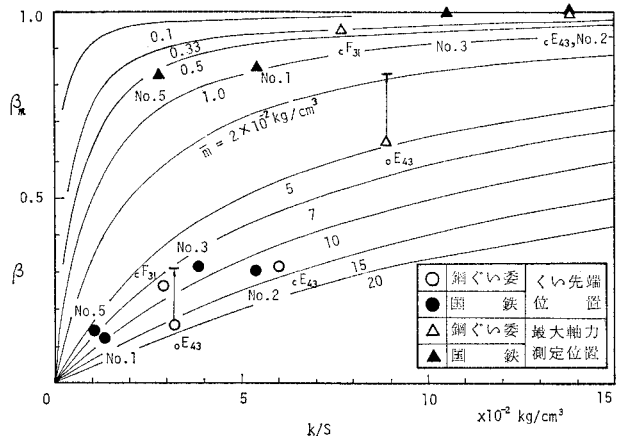


図-9 β , β_m と k/S の関係

実測例の k/S はオーダーが $10^{-2} \sim 10^{-1} \text{ kg/cm}^2$ で模型実験の場合とほぼ同じオーダーである。これは支持地盤の圧縮性を表わす指標として k/S を用いることによって杭長、杭径などのサイズの影響をある程度取除き得ることを意味している。 β と k/S の関係は、鋼ぐい委 ${}_0E_{43}$ を除けば杭先端位置および最大軸力位置においてともにほぼ理論式の傾向を満足している。鋼ぐい委 ${}_0E_{43}$ 以外の杭先端位置および最大軸力位置における \bar{m} および \bar{m}_m の平均値はそれぞれ 9.6×10^{-2} および $0.33 \times 10^{-2} \text{ kg/cm}^2$ である。

鋼ぐい委 ${}_0E_{43}$ の \bar{m} のみがほかの杭より大きく、理論的傾向を満足しない理由としては、 ${}_0E_{43}$ のみが開端杭で深さ約 15 m 以深の杭の内部に土がつまっております、内部の土によるポジティブフリクションの影響が考えられる。いま、試みに内部の土の平均の一軸圧縮強さを 0.3 kg/cm^2 ¹⁰⁾ として鋼杭の内面にポジティブフリクションが最大に発生していると考えて β および β_m の値を補正すると図-9 の矢印の位置にくる。したがって、開端杭においては内部の土の影響によりネガティブフリクションが見かけ上減少しているものと推察される。

(4) 単杭のネガティブフリクションの近似的推定法

杭先端軸力 F_{np} および最大軸力 F_{nm} は式 (8) に基づいて次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} F_{np} &= \beta F_{np\max} = \frac{1}{1 + \bar{m} \cdot (S/k)} F_{np\max} \\ F_{nm} &= \beta_m F_{nm\max} = \frac{1}{1 + \bar{m}_m \cdot (S/k)_m} F_{nm\max} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

前節で得られたように最大軸力位置、 m および \bar{m} が近似的に一定値で与えられるならば支持地盤の圧縮性、すなわち (k/S) および $(k/S)_m$ に応じて β および β_m が求まる。また、最大のネガティブフリクションは地盤の平均せん断強さより近似的に得られるものとすれば式 (9) より F_{np} および F_{nm} が近似的に推定できることになる。

さらに、実測例における鋼ぐい委 ${}_0E_{43}$ および国鉄 No. 2, No. 3 は通常一般に用いられている支持杭と考えてもよいと思われる。これらの3本の杭についてのみ考えれば、図-9 より (k/S) および $(k/S)_m$ は $(4 \sim 6) \times 10^{-2}$ および $(10 \sim 14) \times 10^{-2} \text{ kg/cm}^2$ 程度であり、 β および β_m は約 0.3 および 1 でほぼ一定である。したがって、実測例のごとき地盤に打込まれた支持杭においては、杭先端位置ではネガティブフリクションはその最大値の 1/3 程度になり、最大軸力位置ではその最大値にほぼ等しいといえることができる。この杭先端位置での β の値がネガティブフリクションはその最大値の 1/2 ~ 1/3

であろうとする説¹⁴⁾に近いことは興味深い。

3. 群杭効果によるネガティブフリクションの減少

(1) 模型実験

図-10 に示すごとき装置を用い 2. の模型実験とほぼ

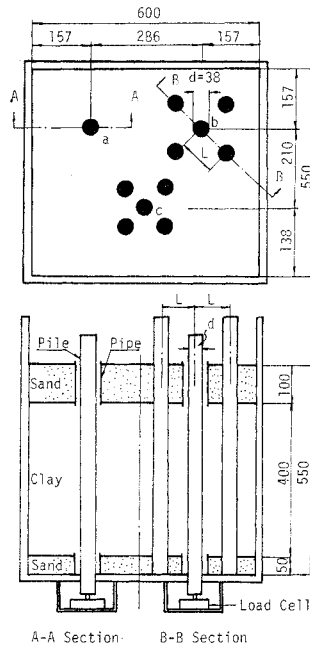


図-10 模型実験装置

同様な方法で実験を行なう。鋼管模型杭は長さ $l=760 \text{ mm}$ 、径 $d=38 \text{ mm}$ で、群杭は 5 本で 1 組を形成し、中央の杭をロードセルで支持してネガティブフリクションを測定する。杭中心間隔 L を 4 通りに変化させ、同時に単杭についても測定する。これらのうち半分は、砂層付近の杭面にグリースを塗布することによって杭周面からの排水を防ぎその排水効果を検討する。用いた粘土試料は粘土 67%、シルト 33% で、液性限界 $w_L=117\%$ 、塑性指数 $I_p=50\%$ 、初期含水比 $w_i=171\%$ である。

(2) 実験結果および考察

a) 杭周面からの排水効果

図-11 はネガティブフリクションの経時変化、図-12 は群杭と単杭のネガティブフリクションの比 $\lambda_t (=F_{ng}/F_{ns})$ の経時変化 (ただし、SP II の値は 95 日以後 SP I の値で代用した) を示す。まず、図-11 の単杭 SP I と単杭 SP II のネガティブフリクションを比較すれば約 95 日までは SP I のほうが大である。また、図-12 より初期において、杭周面排水の場合に $\lambda_t > 1$ 、杭周面非排水の場合に多少変動があるが $\lambda_t \approx 1$ となっている。しかし、いずれの場合も時間の経過とともに $\lambda_t < 1$ となる。以上の現象から判断すれば、杭周面からの排水効果が認められる。すなわち、杭周面排水の場合に初期において杭周地盤の強度増加が促進され、特に単杭より群杭周辺で顕著であり、群杭のネガティブフリクションがより大となる。しかし、最終的には単杭のネガティブフリクションのほうが大となる。

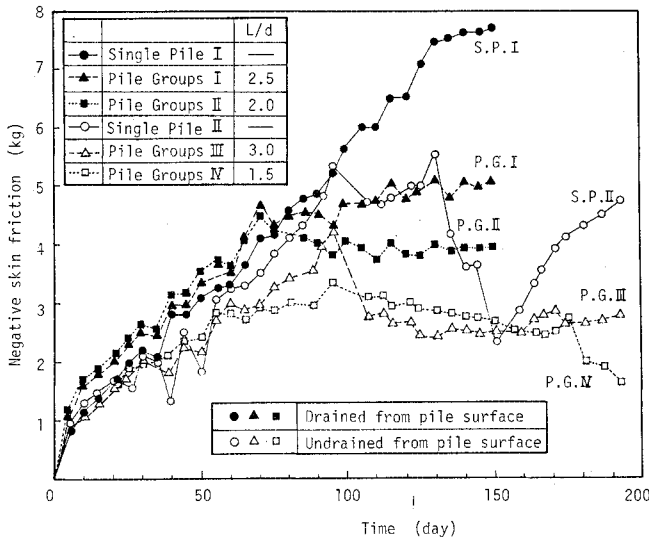


図-11 ネガティブフリクションの経時変化

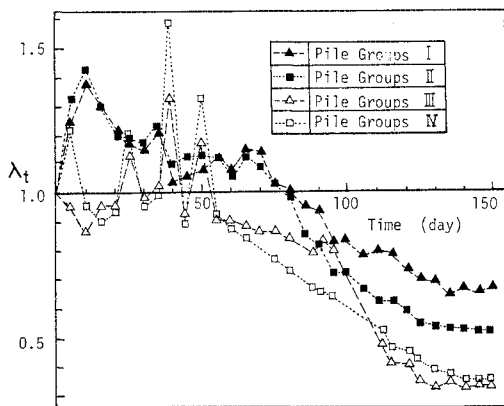


図-12 λ_t の経時変化

b) 応力緩和現象と局部せん断破壊現象

図-11 の群杭 PG II および群杭 PG IV においては、一度ピークに達したネガティブフリクションが徐々に減

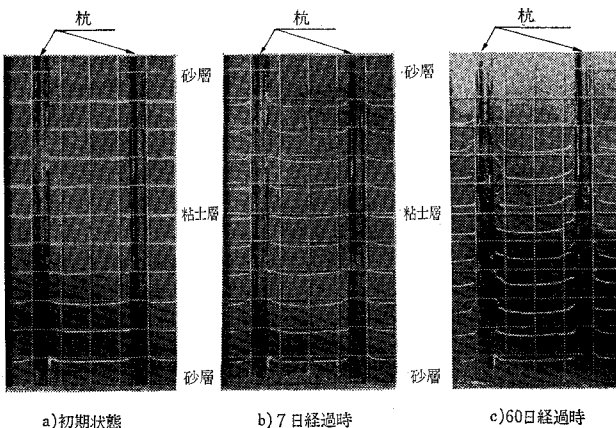


写真-1 杭周辺地盤の挙動

少しある値に落ち着くような現象が見られるが、これは応力緩和現象と考えられる。ネガティブフリクションにおけるこの現象の存在は以前から指摘されているが現在まで実測されていない。本模型実験では高塑性の粘土 ($I_p=50\%$) を用いたので比較的顕著にこの現象があらわれたものと思われる。

また、SP II および PG III においてネガティブフリクションが急激に減少し、その後漸増する現象が見られる。この現象は局部せん断破壊現象ではないかと考えられる。写真-1 は断面模型を用いた写真の格子は $5\text{ cm} \times 5\text{ cm}$ 、ガラス面を通して杭周辺地盤の挙動を調べたものである。地盤の沈下をあらわす白線は7日後では連続しているが、しだいに杭周面から斜め上方 45° 方向に小さなクラックが生じ、60日後になると白線が不連続となり

沈下の大きい粘土層上部では局部的に大きなクラックも見られる。このことからネガティブフリクションにおける局部せん断破壊現象の存在の可能性が認められる。しかし、この現象は必ず生ずるものではなくその誘因としては微小な振動などが考えられるであろう。したがって、実際の杭において地震などの振動によりネガティブフリ

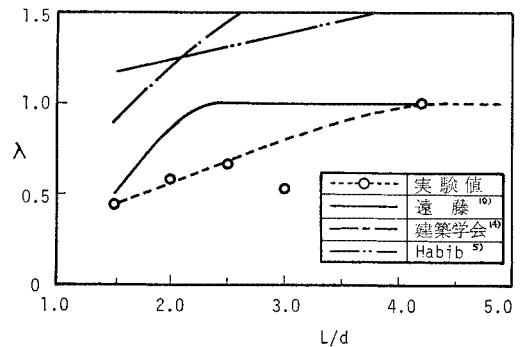


図-13 λ と L/d の関係

クションが減少する可能性はあると推論される。

c) λ と L/d の関係

図-13 は、群杭と単杭のネガティブフリクションの最大値の比すなわち群杭効果による減少率 λ と L/d の関係を示す。単杭と群杭の境界は断面模型による実測より $L=16\text{ cm}$ と考えられ、この値もプロットしてある。 $L/d=3.0$ の場合は前述のごとく局部せん断破壊を起しているので除外すると、図示のごとく杭間隔が減少するにつれて、杭1本当りのネガティブフリクションが単調に減少することがわかる。図-13 には遠藤¹⁰⁾ による理論値を実線で示した。定量的にはこの理論

値のほうが少し大きい、定性的には傾向が似ている。一方、他の理論は λ が 1 より大になる場合があり^{5), 14)}、あるいは単杭と群杭の接続が不明¹⁷⁾で基本的な条件を満足していない。したがって、模型実験によるかぎり遠藤による検討法が最も妥当であると考えられるが、相似律などの問題があるので、厳密には群杭の実大実験によってさらに検討する必要がある。

4. 有限要素法によるネガティブフリクションの解析

(1) 解析法

正規圧密終了状態の地盤中の単杭に作用するネガティブフリクションを算定する。一般に、実際の地盤は一様ではなく、またすでに明らかなごとく支持地盤および杭体の圧縮性がネガティブフリクションに大きな影響を与える。これらの条件を考慮してネガティブフリクションを解析するため、杭軸を対称軸とする軸対称問題として有限要素法 (F.E.M.) を適用する¹⁵⁾。この際、次の仮定を設ける。

仮定

(1) 杭周辺の圧縮層は等方性とする。

(2) 圧縮層の応力-ひずみ関係は図-14に示すごとく非硬化弾塑性体とする。

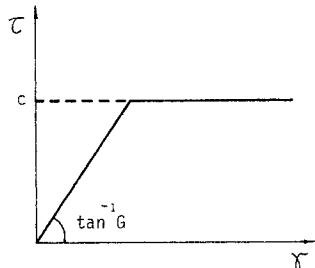


図-14 応力とひずみ関係

(3) 圧縮層のせん断強さおよび弾性係数は深さの関数で与えられるものとする。

(4) 圧縮層のポアソン比は、正規圧密終了状態では $K_0 = 1/2$ となることを考慮して $\nu = 1/3$ とする。

(5) 圧縮層の圧密量は既知とし、杭周面の表面沈下量は楕円曲線で近似できるものとする (写真-1 参照)。

(6) 杭に影響をおよぼす圧縮層の範囲は、Bierbaumer の考え方にに基づき、半径 $R = l \tan \alpha$ の円柱部分とする。ただし、 $\alpha = 30^\circ$ とする。

(7) 杭先端は弾性ばねで支持され、圧縮層底面で鉛直変位がなく、圧縮層側方端部および地表面で水平変位がないとする。

(8) 杭は棒要素として鉛直方向の圧縮性のみを考慮する。

(9) 杭周面と圧縮層間のすべりは、杭の応力 σ が最大周面摩擦力により杭に生ずる応力 σ_{max} を越えないよ

うに、杭の変形を緩和することによって考慮する。すなわち、 $\sigma > \sigma_{max}$ の場合に、 $\sigma = \sigma_{max}$ として $\epsilon' = (\sigma - \sigma_{max})/E$ のひずみ量を各棒要素について緩和する。

以上の仮定のもとに軸対称問題として直接反復法によって杭に作用するネガティブフリクションの算定を行う。

(2) 計算例

図-15に示すごとき要素分割を行い、計算例として鋼ぐい委 cE_s を対象とした。圧縮層の影響半径は仮定(6)より 24.8 m とした。実験が行われた場所における土層断面を図-16に示す。ここで、最大の杭周面摩擦力は $q_u/2$ とし、 q_u は仮定(3)を満足するよう図中の実線のごとく深さの 1 次関数で近似した。また、圧縮層の弾性係数 E_s は一般にせん断強さ c に比例し、Janbu¹⁶⁾によれば $E_s = 300 \sim 400 c$ 、竹中¹⁷⁾によれば $E_s = 210 c$ であるので、本計算例では $E_s = 300 c$ を採用した。そのほかの諸元は表-3に示されている。

(3) 計算結果および考察

図-17は鋼ぐい委 cE_s の軸力分布の計算値および実

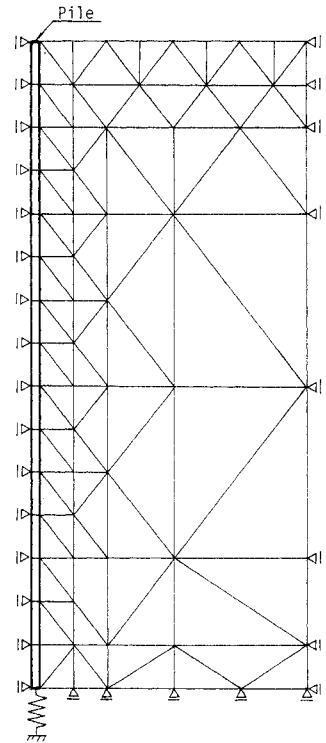


図-15 要素分割

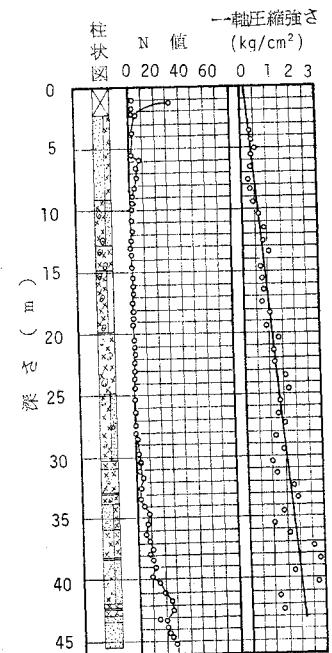
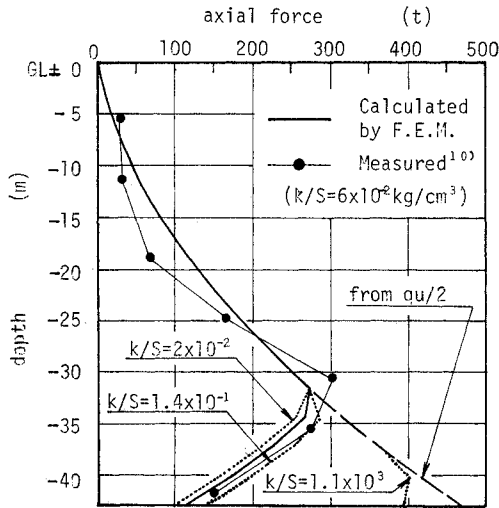


図-16 土層断面¹⁰⁾



図一七 軸力分布の計算値および実測値の比較

測値を比較したものである。この図より、軸力分布に関して両者はほぼ一致し、中立点（最大軸力位置）も 0.77 l （杭上端より 33 m の位置）付近でほぼ一致していることがわかる。一方、杭頭および杭先端沈下量の計算値はそれぞれ 3.8 cm および 1.3 cm であり、実測値（5.4 cm および 3.0 cm）より小さい。また、圧縮層表面の杭周面でのすべり量は 1.0 cm である。

支持地盤の影響を検討するために、 k/S のみを種々変化させた計算結果も 図一七 に点線で示されている。中立点は k/S が大になるにつれて下方に移動するが、 k/S が $2 \times 10^{-2} \sim 1.4 \times 10^{-1} \text{ kg/cm}^3$ の範囲では 0.73~0.8 l の範囲にあり、ほぼ一定と考えられる。このことは鋼ぐい委の実測結果と一致するものである（表一三 参照）。また、杭先端軸力の k/S による変化は比較的小さいが、特に先端軸力について有限要素法で検討する場合、杭先端付近の状態が複雑であり、要素の取り方や杭先端付近の地盤の支持条件など影響を受けると考えられるので、さらに検討する必要がある。次に、地盤が非常に剛な場合を想定して $k/S = 1.1 \times 10^3 \text{ kg/cm}^3$ とすると、軸力分布はほとんど最大値に近くなり、中立点はほとんど 1 に近づくことがわかる。

5. む す び

本論文は、杭に作用するネガティブフリクションの発生機構およびその算定法について理論的実験的に検討し、また有限要素法によりネガティブフリクションを解析したが、その結果を要約すれば次のようである。

(1) 杭の沈下による先端軸力の減少については、地盤の支持状態を表現する指標として地盤のばね定数 k と杭周面積 S の比、すなわち k/S を用いればよく、減少

率 β は式 (8) で表現できる。

(2) ネガティブフリクションの減少の程度を表わす係数 \bar{m} は k/S の変化に対してほぼ一定とみなせることが模型実験および実大実験により実証された。また、 \bar{m} は杭の表面状態および土質条件により影響を受け、杭と粘土の付着性が増すにつれて増大する傾向がある。

(3) 最大軸力位置においても杭先端位置と同様の取扱いが可能である。

(4) 開端杭においては、杭内部の土の影響により、ネガティブフリクションがさらに減少することが推論される。

(5) 単杭の杭先端軸力および最大軸力は式 (9) により近似的に推定できる。また、実測例のごとき地盤に打込まれた支持杭のネガティブフリクションは、杭先端位置ではその最大値の 1/3 程度、最大軸力位置ではその最大値にほぼ等しい。

(6) 杭周面の排水効果は、圧密初期の群杭において顕著で、群杭のネガティブフリクションがより大となるが、最終的には単杭のほうが大となる。

(7) ネガティブフリクションにおいて応力緩和現象および局部せん断破壊現象の存在が認められ、地震時などにおいてネガティブフリクションが減少する可能性が考えられる。

(8) 群杭において杭間隔が減少するにつれてネガティブフリクションが単調に減少し、遠藤による理論値と近似している。しかし相似律などの問題のため厳密には実大実験によりさらに検討する必要がある。

(9) 有限要素法によるネガティブフリクションの解析は、軸力分布に関してかなり良好な結果が得られ、その適用性はあると考えられる。また、中立点は、 k/S が $2 \times 10^{-2} \sim 1.4 \times 10^{-2} \text{ kg/cm}^3$ の範囲では 0.73~0.8 l の範囲にありほぼ一定と考えられる。これは、鋼ぐい委の実測結果を裏づけるものである。

最後に、本研究において、引用した実大実験の結果は、土質工学会鋼ぐい委員会および国鉄東京第三工事局によって得られたものであることを特記し、これら両機関の関係各位に対して深甚な謝意を表したい。また、本学大学院在学中本研究のため多大の協力を頂いた石川達彦君、平井孝典君、金井誠君に深く感謝する次第である。なお本文中の計算は大阪大学大型計算機センターの NEAC-2200-700 および京都大学大型計算機センターの FACOM 230-60 を使用したことを付記する。

参 考 文 献

- 1) Terzaghi K. and Peck R.B. : Soil Mechanics in Engineering Practice, John Wiley & Sons, New York pp. 473~474, 1948.
- 2) Ahu J. : Le frottement négatif, Annales de l'institut technique du bâtiment et des travaux publics, No.

- 145, pp. 35~40, Jan. 1960.
- 3) Johannessen I.J. and Bjerrum L. : Measurement of the compression of a steel pile to rock due to settlement of the surrounding clay, Proc. 6th I.C.S.M.F.E., Vol. II, pp. 261~264, 1965.
 - 4) 鉄道技術研究所：杭の Negative Friction について，中間報告 7-52, pp. 1~17, 1956.
 - 5) Habib P. : 2) と同じ，pp. 41~46, Jan. 1960.
 - 6) 別所多喜次：粘土層の圧密沈下により杭の受ける負摩擦力について，土木学会西部支部・土質工学会九州支部講演会テキスト，pp. 47~70, 1961.
 - 7) 横尾・山肩・長岡：単杭に作用する Negative Skin Friction の理論解，日本建築学会論文報告集第 133 号，pp. 31~37, 1967.
横尾・山肩・長岡：群杭に作用する Negative Skin Friction の理論解，日本建築学会論文報告集第 150 号，pp. 51~57, 1968.
 - 8) Watanabe S., Tanaka H. and Nasu M. : Negative skin friction acting on piles, Proc. 5th Intern. Congr. on Rheology, Vol. 2, pp. 569~578, 1969.
 - 9) Sawaguchi M. : Approximate calculation of negative skin friction on a pile, Soils and Foundations, Vol. 11, No. 3, pp. 31~49, Sept. 1971.
 - 10) 土質工学会鋼ぐい研究委員会：クイに作用する負の摩擦力の研究，第 2 分科会報告書，1968.
遠藤正明：ネガティブフリクション，鋼グイ—鋼グイ研究委員会報告—第 5 章，pp. 257~315, 1969.
 - 11) 岡部達郎・鬼頭 誠：国鉄武蔵野操車場におけるネガティブフリクションの実験，土木学会誌，Vol. 56, 12, pp. 41~47, Dec. 1971.
 - 国鉄東京第三工事局：ネガティブフリクション測定ならびに載荷試験工事報告書，Mar. 1972.
 - 12) Potyondy J.G. : Skin friction between various soils and construction materials, Geotechnique, Vol. 11, 1961.
 - 13) 伊藤富雄・松井保・石川達彦：杭のネガティブフリクションに関する考察，土木学会第 23 回年次学術講演会講演集 III, pp. 225~226, 1968.
伊藤富雄・松井保・平井孝典：杭の沈下によるネガティブフリクションの減少について，土木学会第 24 回年次学術講演会講演集 III, pp. 311~312, 1969.
伊藤富雄・松井保・金井誠：群杭のネガティブフリクションに関する実験的研究，土木学会第 25 回年次学術講演会講演集 III, pp. 13~14, 1970.
伊藤富雄・松井保・金井誠：杭のネガティブフリクションに関する 2, 3 の検討，土木学会第 26 回年次学術講演会講演集 III, pp. 283~284, 1971.
 - 14) 日本建築学会：建築基礎構造設計基準・同解説 pp. 214~215, 1960.
 - 15) Zienkiewicz O.C. and Cheung Y.K. : The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics, McGraw-Hill, 1967.
 - 16) Janbu, N. : Behaviour of clay in undrained shear produced by loading at constant total principal stress ratio, Proc. Geotech. Conf. Oslo, Vol. 1, pp. 31~34, 1967.
 - 17) 竹中準之介：粘土のサンプリングとその信頼度，日本材料試験協会関西支部，pp. 1~22, 1970.

(1973. 6. 5・受付)