<報 文>

ジベル式ぐいの応力分布と周面土の挙動について

Studies on the Stress Distribution of the pile of Duble Type and the Movement of the Soil around the pile

玉田 文 吾* 工 藤 久 樹** 秋 本 尚 文*
Bungo TAMADA Kyûki Kupo Naofumi AKIMOTO

Abstract

This paper describes the studies on the states of stress and deformation in the pile of Duble type against the landslide and the movement of the soil around the pile by the model testing.

The experimental results are as follows;

(1) The pile of Duble type in the upper sliding surface can be considered to be a cantilever beam on which a uniformly distributed load (passive earth pressure) acts. But when the pile in the upper sliding surface surpasses a certain length, the amount of reaction increases with rapidity.

(2) The bending moment distribution on the part of the lower sliding surface can be calculated in the same manner as that of the Caisson wall, and maximum bending moment acts on this part.

Based on the experimental formulas deduced from the above model testing, we have calculated the stress distribution of the pile of Duble type at Oshida landslide area in Akita prefecture. The resultant value approximately correspond to the experimental value.

1. まえがき

地すべり機構は地域によってそれぞれ特有の型があるが、すべり面を何かの方法で縫合すると同時に、すべり面のせん断抵抗力が間げき水圧の作用によって減少しないよう地下水排除工事を併用すれば、大部分の地すべり滑動を防止することが可能である。

そこで橋梁などに用いられている接合用ジベル (Duble) 方式のぐいを地中のすべり面付近に埋設する方法が、昭和48年度以降、秋田県本荘市押田地区において実験的に実施されているが、工藤はこの工法を爆圧工法 (Blasting Process) と呼称し、施工方法などについて実施結果の一部を報告した¹⁾。

この工法は爆破を利用することによって、すべり面付近に直径 70~80cm の短い鉄筋モルタル柱を埋設してすべり面を縫合する方式であるが、現地測定の結果を総合すると、この短いぐいが従来の抑止ぐいに似た効果を発揮して、滑動防止に相当の効果をあげている。

懸案のジベル式ぐいにおけるすべり面転位の問題²⁾は、粘性土のクリープ破壊機構の問題とともにある程度解明され³⁾、ぐい頭部付近の地層が破壊して新規のすべり面が発生することはないことが判明した。このほか爆圧によるすべり面付近軟弱層の物理、力学両性質の変化、爆破時における間げき水圧発生の問題などについては順次

解明されつつある。

現在広く用いられている抑止ぐいに対する理論考察は、基本的には Chang の解があり、現地試験を含む詳しい考察が福本⁴⁾によってなされている。しかし、ジベル式ぐいはすべり面付近に埋設され、すべり面上の長さで根入れ長さがほぼ等しい短円柱形状を標準とするため、これに作用する土圧、曲げモーメント分布、さらに周面土の挙動などについては、はっきりしたことが分かっていない。本報文は、これらの状態を知るための室内模型実験を行なった結果について考察したものである。

2. 模型実験装置と実験方法

図-1は室内模型実験装置の略図である。高さ 85cm、長さ 100cm、幅 70cm の箱①の下部には②、③のスライド装置があって、コンクリート製の固定台④のうえを水平方向に可動する。⑤の模型ぐい (全長 44cm、外径 8.9 cm、内径 7.7cm の塩化ビニールパイプ) を⑥の固定部に挿入、この部分の周面支持状態を変えるため、粘土、ゴム板、細砂など、各実験ごとに異なった材料をぐい周囲の空間に詰めてぐいを固着する。模型ぐいの前方には薄いアクリル製板の土圧測定用プレート⑦を置き、①の中に砂⑧を入れる。現地の状況から見て可動箱の中には粘性土を入れるべきであるが、応力分布などの傾向を知るために、今般はほぼ均一な物理的性質をもつ、最大粒径 2mm、均等係数 2.16 の砂を用いた。

可動箱の移動はオイルジャッキ⑨によってシリンダー

*西日本工業大学

**秋田県林務部検査課

図-1 模型実験装置概略図

⑩を動かすことによって行ない、ここに取付けたブルーピングリングによって推力を測定する。さらに可動箱の移動量は⑪の 1/100mm ダイヤルゲージによって測定を行なった。

このような模型実験においては、全体の相似比をすべて同一にすることは難しいが、模型実験の理論から、砂の場合には原型とほぼ等しい内部摩擦角のものを用い、遅い変形速度を加えれば慣性は小さく、幾何学的相似さえ保てば模型現象は原型と相似になる⁵⁾。

3. ジベル式ぐいの突出部に作用する土圧分布

図-2 (a) に示したように、ジベル式ぐいの 10cm 前方 (図示の移動方向に対して) に、幅 2.43cm、厚さ 0.5 cm、弾性係数 $E_s=2.5 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$ 、断面係数 $Z=0.1 \text{ cm}^3$ のアクリル板 (以下単に土圧板という) にストレインゲージを貼付けたものを垂直に埋設し、砂の移動とともに土圧板のひずみ ε がどのように変化するかについて測定した。測定結果にもとづき、曲げモーメントは $M=\varepsilon \cdot E_s \cdot Z$ によって計算できるので、 x 方向の曲げモーメント $M(x)$ を模式的に示したものが図-2(b)である。曲げモーメント分布状況を見ると、砂層中に単純に埋設した状態の土圧板に作る荷重 (土圧) の状態を推定することが

図-2

できる。なお本文において曲げモーメントは図-2(c)の符号を用いる。

これによると砂の粒子が移動することによって土圧板に発生する等分布の土圧 p のほかに、上端部分に集中荷重 R_0 、下端部に等分布の荷重 w_0 が作用していることが判明する。すなわち

$$M(x) = \frac{px^2}{2} - R_0x \quad \dots\dots\dots(1)$$

$$dM(x)/dx = px - R_0 = 0 \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$x_1 = R_0/p \quad \dots\dots\dots(3)$$

$$M_{\max,1} = -R_0^2/2p \quad \dots\dots\dots(4)$$

式(3)および式(4)から R_0 および p を計算することができる。表-1は移動量 $\delta=2\text{cm}$ のときの R_0 、 p を求めたものである。

表-1

実験番号	p (kg/cm)	R_0 (kg)
No. 603	1.83×10^{-1}	8.22×10^{-1}
No. 605	1.62×10^{-1}	7.29×10^{-1}
No. 609	4.74×10^{-2}	3.20×10^{-1}
No. 624	2.01×10^{-1}	5.53×10^{-1}
No. 827	1.72×10^{-1}	7.73×10^{-1}
No. 829	1.59×10^{-1}	7.16×10^{-1}

つぎに、 $x > 2R_0/p$ においてジベル式ぐい突出部における反力 w_0 を考慮して $x > l - l_s = l_s$ とすれば、

$$M(x) = \frac{px^2}{2} - R_0x - \frac{w_0}{2}(x-l_s)^2 \quad \dots\dots\dots(5)$$

$$dM(x)/dx = px - R_0 - w_0x + w_0l_s = 0 \quad \dots\dots\dots(6)$$

$$x_2 = \frac{R_0 - w_0l_s}{p - w_0}, \quad w_0 = \frac{x_2p - R_0}{x_2 - l_s} \quad \dots\dots\dots(7)$$

下端における曲げモーメント M_l はつぎのようになる

$$M_l = \frac{pl^2}{2} - R_0l - \frac{w_0l_s^2}{2} \quad \dots\dots\dots(8)$$

実験結果から $M_{\max,2}$ の作用点 x_2 の距離、下端の曲げモーメント M_l が測定されているので式(7)から w_0 を計算することができる。表-4の w_0 の値はこのようにして求めたものである。図-3、図-4は実測結果であるが式(1)、式(5)にもとづく計算値($\delta=2\text{cm}$ における)とほぼ一致している。実験結果をまとめるとつぎのようになる。

(1) 砂層がほぼ一体となってゆっくり移動 (0.5mm/min) するとき、砂の内部に可撓性の抵抗体を設置すると、地中部のある範囲内では等分布状の応力 (一種の受働土圧) が作用し、三角形の分布にはならない。この種の土圧 p は移動量 δ に関係し、図-5の結果がえられ

$$p = A_p \cdot \delta^m \quad \dots\dots\dots(9)$$

の関係がある。式(9)において A_p 、 m は係数でこれを表

*第3章と第4章においては、土圧板およびジベル式ぐい突出部の先端を原点に、鉛直方向に x 軸をとる。

図-3 土圧板の曲げモーメント分布曲線

図-4 土圧板の曲げモーメント分布曲線

図-5 土圧板の土圧 p と移動量 δ との関係

-2に示したが、 p は移動量の増加にとまって急激に増加する。

(2) 土圧板の先端付近に作用する反力 R_0 も式(10)に示たように移動量 δ に関係する。

$$R_0 = A_r \cdot \delta^n \dots\dots\dots (10)$$

A_r , n は係数で、これらの値は表-2のとおりである。

(3) $x < 2R_0/p$ における最大曲げモーメントの作用点は移動量 δ の増加とともに先端方向へ移行する。表-2にもあるように $m > n$ の関係があるから

$$x_1 = \frac{R_0}{p} = \frac{A_r \cdot \delta^n}{A_p \cdot \delta^m} = \frac{A_r}{A_p} \delta^{(n-m)} \dots\dots\dots (11)$$

によって x_1 の減少が説明できる。

(4) ジベル式ぐいの突出部 l_0 があることによって土圧板に発生する反力 w_0 は等分布状であり、移動量 δ に比例して増加する傾向がある。この場合 w_0 の分布幅 l_w は、 $\delta = 2\text{cm}$ のとき表-3のようになっている。 $l_0 = 10\text{cm}$ のときは $l_w = 1.5l_0$ であるが、 $l_0 \geq 20\text{cm}$ においては $l_0 > l_w$ の結果が得られている (図-2参照)。

(5) 今般の実験方式においては、土圧 p よりも反力

表-3

実験番号	l_w (cm)	l_0 (cm)
No. 603	15	10
No. 605	15	10
No. 620	19	20
No. 624	18	30
No. 827	14	10
No. 829	14	10

表-2

実験番号	$A_p \times 10^{-2}$	m	A_r	n	$n-m$	l_0 (cm)
No. 603	2.00	4.15	1.06	2.95	-1.20	10
No. 605	0.50	5.00	0.45	4.03	-0.97	10
No. 609	0.35	4.23	0.25	3.70	-0.53	10
No. 624	1.55	3.68	1.07	2.37	-1.31	30

R_0, w_0 の方が大きく, $R_0 > w_0 \geq p$ の関係が見いだされた。

4. ジベル式ぐいの突出部における曲げモーメント分布

4.1 突出部が短く先端部の可撓が小さい場合

ジベル式ぐいの突出部が短く(模型実験では $l_0=10\text{cm}$)これのたわみが小さいときの曲げモーメント分布は模式的に図-6のようになる。ぐいの突出部には砂の移動にともなう受働的土圧が発生し, これは土圧板の反力 w_0 から見て等分布荷重として作用するので, 等分布荷重 w を受ける片持梁の曲げモーメント

$$M(x) = \frac{wx^2}{2} \dots\dots\dots (12)$$

によって表わされ, 図-7に示したように実験結果にほぼ一致することが認められた。したがって固定部(滑動面)の曲げモーメントはつぎの式で表わされる。

$$M_{\max} = \frac{wl_0^2}{2} \dots\dots\dots (13)$$

固定部の反力 R , とせん断力 S (符号は図-6(c)) は

$$S = R = wl_0 \dots\dots\dots (14)$$

たわみ曲線は図-6(c)の符号を用いると,

$$y = -\frac{wl_0}{24EI} \left(\frac{x^4}{l_0} - 4l_0^2x - 3l_0^3 \right) \dots\dots\dots (15)$$

図-6

図-7 l_0 が短いときの曲げモーメント分布図

$$y_{\max} = -wl_0^4/8EI$$

によって計算することができる。ジベル式ぐい(模型)の弾性係数 $E=3.5 \times 10^4 \text{kg/cm}^2$, 断面二次モーメント $I=134.7 \text{cm}^4$ である。つぎに実験結果の考察を述べる。

(1) 単位体積重量 $\gamma=1.32 \sim 1.41 \text{g/cm}^3$, 含水比 $w_w=1 \sim 2\%$ の砂中において, ジベル式ぐいの突出部に作用する土圧 w と, 土圧板に働いた反力 w_0 を比較したものが表-4である。いずれの場合も $w > w_0$ になっているが, これは土圧板と模型ぐいの剛性率 $B=E \cdot I$ の差違によるもので, 土圧およびこれにともなう反力は, ぐいがたわみ易いほど小さくなる。

(2) 等分布土圧 w は移動量 δ に関係し, 図-8の結果がえられ, これから

$$w = w_a \cdot \delta^{n_1} \dots\dots\dots (16)$$

の実験式が見いだされた。係数 w_a, n_1 は表-5のようにになっている。

表-4

実験番号	No. 603		No. 827		No. 829	
$\delta(\text{cm})$	$w_0(\text{kg/cm})$	$w(\text{kg/cm})$	$w_0(\text{kg/cm})$	$w(\text{kg/cm})$	$w_0(\text{kg/cm})$	$w(\text{kg/cm})$
1.0	3.87×10^{-2}	1.40	9.12×10^{-3}	0.78	7.78×10^{-2}	1.40
1.5	1.46×10^{-1}	2.33	1.09×10^{-1}	2.15	9.9×10^{-2}	3.46
2.0	2.31×10^{-1}	3.11	2.05×10^{-1}	3.80	1.89×10^{-1}	4.86

図-8 ジベル式突出部に作用する土圧 w と移動量 δ との関係

表-5

実験番号	w_a	n_1	h (cm)	l_0 (cm)
No. 620	0.24	1.77	20	20
No. 827	0.78	2.28	50	10
No. 829	1.40	1.80	71	10

表-6

No.	603	605	609
δ			
1.0cm	3.7×10^{-4}	5.0×10^{-4}	4.8×10^{-5}
1.5cm	6.2×10^{-4}	9.1×10^{-4}	3.9×10^{-4}
2.0cm	8.2×10^{-4}	1.2×10^{-3}	7.4×10^{-4}
γ (g/cm ³)	1.32	1.41	1.40

図-9 ジベル式突出部に作用する土圧 w と深度 h との関係

(3) 土圧 w は図-9にあるように、ジベル式ぐい頭部までの深度 h に比例する傾向が見られる。これは w が土圧強度または土かぶり応力に関係することを示唆している。

(4) $l_0=10\text{cm}$ の場合、ぐい先端部の最大たわみ量は表-6のようになる。 $l_0/8EI$ は一定であるからこれらの数値は w に比例する。 δ に比較して $y_{\max}$ の値が小さいが、これは砂の一部が圧縮され、一部はぐいの周面を移動していることを示している。

(5) ジベル式ぐいの頭部（塩ビ製のキャップがかぶせてある）は砂層中にあるだけで拘束されていない。したがって集中荷重または等分布荷重が作用しても先端部の曲げモーメントは零であるが、ぐい頭部までの砂の厚さ（埋設深度）が大きくなると、頭部付近にモーメントが作用するのでこれを頭部拘束モーメントという。拘束モーメントの発生理由については、はっきりしたことは分からないが、ぐい頭部の断面積を A とすれば、この面に作用する砂との摩擦力 F

$$F = A \cdot \gamma h \cdot \tan \phi \quad \dots\dots\dots (17)$$

に関係するようである。表-7にこれらの値を示した。

(6) 突出部の長さが 20cm 付近

表-7

δ	10. cm	1.5cm	2.0cm	$h(\text{cm})$
No.				
827	2.56	17.07	29.85	50
829	12.80	34.16	46.95	71

に達するまで曲げモーメント分布は式(12)の形式になるものが多い。 $l_0=20\text{cm}$ における実験結果および計算値との対比を図-11の(a)に示した。

4.2 突出部 l_0 が長い場合の曲げモーメント分布

l_0 が 30cm 程度になると曲げモーメント分布は図-10(b)の形式に変わってくる。突出部が長くなると先端部付近のたわみが大きくなって反対側に押し付けられ、この部分の反力を受けることは土圧板の場合と同様である。このとき単位長あたりの反力 q は、たわみ量 y に比例するものと仮定して、

$$q = K_s \cdot y \quad \dots\dots\dots (18)$$

式(18)において K_s を地盤反力係数 (kg/cm²) とする。 q はジベル式ぐい頭部の狭い範囲 a に等分布するものとして、 a 部の反力を集中荷重 R (厳密には $\int_a q(x) \cdot dx$ になるが $q(x)$ の型についてはよく分かっていない) としてまとめると、 $x \geq a/2$ において、

$$R = q \cdot a = K_s \cdot y \cdot a \quad \dots\dots\dots (19)$$

図-10

図-11 l_0 が長くなったときの曲げモーメント分布図

$$M(x) = \frac{wx^2}{2} - R\left(x - \frac{a}{2}\right) \dots\dots\dots(20)$$

として表わされる。

ここで反力 R の状態について検討するために Castigliano の定理を用いる。弾性エネルギーを W で表わすと、

$$\begin{aligned} \frac{\partial W}{\partial R} &= -\frac{1}{EI} \int_0^{l_a} M \frac{\partial M}{\partial R} \cdot dx \\ &= -\frac{1}{EI} \int_0^{l_a} \left\{ R\left(x - \frac{a}{2}\right) - \frac{wx^2}{2} \right\} \\ &\quad \times \left(x - \frac{a}{2}\right) \cdot dx \dots\dots\dots(21) \end{aligned}$$

一方、 R 作用点におけるたわみを y とすれば、

$$\partial W / \partial R = y = R / K_s \cdot a \dots\dots\dots(22)$$

式(21)と式(22)とは等しいとして R を求めると、

$$R = \frac{K_s a w l_a^3 (3l_a - 2a)}{24EI + K_s \cdot a (8l_a^3 - 12al_a^2 + 6a^2l_a)} \dots\dots\dots(23)$$

が得られる。式(23)において $l_a = l_0 - a/2$ とする。これによると反力は、ジベル式ぐいの剛性率、突出部の長さ、地盤反力係数、反力の分布範囲などに関係する。図-11の(b)に $l_0 = 30\text{cm}$ における実験結果と計算結果との対比を示した。

(1) $l_0 = 30\text{cm}$ 程度までは等分布的土圧 w が作用するようである。同時に剛性率の小さいぐいでは先端部付近に反力が発生し、これは、ぐいの工学的性質および設置条件、砂の移動量と力学的性質などに関係する。曲げモーメント分布は K_s 、 EI を一定とすれば、 $R > w$ の条件のもとで両者の比率によって異なり、図-11 (b)の型になったり、図-3の分布形式になったりする。計算結果によれば実験 No. 624 のとき、 $R = 14.76\text{kg}$ 、 $w = 0.82\text{kg/cm}$ であった。

(2) 表-8は同一固定条件 (第5章に記述) のもとで $\delta = 2\text{cm}$ における l_0 と固定部の曲げモーメント M_s との関係を示したものである。反力が作用し始めると M_s は l_0 の増加にもかかわらず減少の傾向を示し、模型ぐいでは $l_0 = 10\text{cm}$ の場合よりも小さいという結果になった。今般の実験では $l_0 \leq 20\text{cm}$ において M_s は l_0 とともに増加しているが、 $wl_0^2/2$ 形式の増加ではなく、 l_0 の増加とともに反力が作用することを示唆している。また M_s の最大値は $l_0 = (2.0 \sim 2.2) D_p$ において現われるようである。

(3) 実験に用いた砂の反力係数は、可動箱に加

表-8

l_0 (cm)	M_s (kg·cm)
10	100~175
20	240
30	60~80

える推力 H (kg)、ジベル式ぐいの突出部投影面積 $D_p \cdot l_0$ (cm²)、移動量 δ (cm) から

$$K = H / D_p \cdot l_0 \cdot \delta \dots\dots\dots(24)$$

として求めた。したがって式(18)の K_s は

$$K_s = K \cdot D_p \dots\dots\dots(25)$$

の関係がある。表-6の単位体積重量のもとで、 $K = 0.36 \sim 0.40\text{kg/cm}^3$ であった。 D_p はぐいの直径である。

5. ジベル式ぐい根入れ部の曲げモーメント、せん断力

5.1 根入れ部の頭部に働く曲げモーメントおよびせん断力

ジベル式ぐいは一般に用いられている抑止ぐいに比較すると D_p/L (L はジベル式ぐいの全長) が大きく、 l_0/l_1 (l_1 は根入れ部の長さ、したがって $L = l_0 + l_1$) の比率が小さい。ジベル式ぐいは現場で施行する場合、 $0.25 < l_0/l_1 < 1.0$ を目標とする。今般行なった実験では、ぐいの根入れ部の囲面を図-12に示した状態にしたうえで、モルタル孔中に固定したが、この部分の曲げモーメント分布曲線は $l_0 = 10\text{cm}$ のとき、模式的には図-13 (d)の形式になることが認められ、 $0.25 < l_0/l_1 < 1.0$ の状態では Chang の解を適用するよりも、Engles のいう反力分布状態から解を求めた方が図-7のように実験結果とよく合うようである。なお $l_0/l_1 \geq 1.0$ に対しては以下述べる方式が適用し難いので、 $l_0 = 30\text{cm}$ の模型実験については対象外とする。

ジベル式ぐいの根入れ部頭部(第4章で述べた固定部)には、突出部の長さ l_0 に対応する固定モーメント M_s

図-12 ジベル式ぐい根入れ部の固定条件

図-13

とせん断力 (または反力) $R_s = dM/dx$ が働く。これらは式(3), 式(4)の数式で表わされる。

5.2 根入れ部における曲げモーメント, せん断力, 反力の分布

Engles のいう根入れ部分の反力分布状態は, 図-13(b)に示した二次曲線 (放物線) で式(26)で表わされる。鉛直方向を x 軸にとり, 根入れ部頭部を原点とすれば,

$$\left. \begin{aligned} p_1 &= \frac{p_1}{l_2^2} x (2l_2 - x) \\ p_2 &= \frac{p_1}{l_2^2} l_1 (2l_2 - l_1) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (26)$$

水平力の平衡条件 $\Sigma H = 0$ から

$$\begin{aligned} R_s &= \int_0^{l_1} \frac{p_1}{l_2^2} x (2l_2 - x) dx = \frac{p_1}{l_2} l_1^2 - \frac{p_1}{3l_2^2} l_1^3 \\ &= \frac{p_1}{l_2^2} \left(l_2 l_1^2 - \frac{l_1^3}{3} \right) \dots\dots\dots (27) \end{aligned}$$

式(27)からせん断力の分布 $S(x)$ は

$$S(x) = R_s - \frac{p_1}{l_2^2} \left(l_2 x^2 - \frac{x^3}{3} \right) \dots\dots\dots (28)$$

式(28)から根入れ部頭部 ($x=0$) のせん断力は R_s になる。根入れ部におけるせん断力の最大値は

$$\frac{ds(x)}{dx} = -\frac{2p_1}{l_2} x + \frac{p_1 x^2}{l_2^2} = 0$$

から $x=2l_2$ がえられるのでこれを式(28)に代入すると,

$$S_1^* = R_s - 4p_1 l_2 / 3 \dots\dots\dots (29)$$

根入れ部下端においては, 式(28)において右辺第二項が R_s になり, $S=0$ になるので $S(x)$ の分布曲線は図-13(c)のようになる。

根入れ部分の曲げモーメント $M_1(x)$ については, 式(28)を x について積分すると次式によって表わされる。

$$M_1(x) = M_s + R_s x - \frac{p_1}{l_2^2} \left(\frac{l_2}{3} x^3 - \frac{x^4}{12} \right) \dots\dots\dots (30)$$

根入れ部頭部 ($x=0$) における曲げモーメントは $M_1 = M_s$ で, 最大曲げモーメントの発生位置は, $dM_1(x)/dx = S = 0$ として式(29)から x の三次式の根として求めることができる。

$$x^3 - 3l_2 x^2 + \frac{3l_2^2}{p_1} R_s = 0 \dots\dots\dots (31)$$

式(30)において $x=l_1$ とおけば, $M_1=0$ になるので $M_1(x)$ 曲線は図-13(d)のようになる。

つぎに, ジベル式ぐいの底面反力, 底面の接線反力, ジベル式ぐい側壁面と地層との摩擦力などは, l_1/D_p の比率が大きい場合当然考慮に入れなければならないと考える。しかし, これらを一応無視した仮定条件のもとで, 根入れ部分における回転深さ d を求めると⁶⁾,

$$\frac{d}{l_1} - 1 = \frac{\frac{1}{2} - \frac{M_s}{l_1 R_s} - 1}{3 \left(\frac{M_s}{l_1 R_s} + 1 \right) - 1} \dots\dots\dots (32)$$

つぎに $e = M_s/R_s$ を合力作用点の根入れ部頭部からの深度とし, これを式(32)に代入すると l_2 は

$$d = \frac{2e + \frac{3}{2} l_1}{3e + 2l_1} \cdot l_1 \dots\dots\dots (33)$$

$$l_2 = \frac{d}{2} = \frac{e + \frac{3}{4} l_1}{3e + 2l_1} \cdot l_1 \dots\dots\dots (34)$$

によって計算することができる。また p_1 については, 水平力の均衡条件から得られる次式によって計算すると実験結果とよく一致する。

$$p_1^{**} = \frac{4R_s l_2^2}{\left(4l_2 - \frac{4}{3} l_1 \right) l_1^2} \dots\dots\dots (35)$$

(1) 根入れ部頭部に発生する固定モーメントは, すでに述べたように突出部の長さ l_0 , および移動量 δ に関係する土圧 w によってきまる。

つぎに根入れ部におけるぐい周面の状態が固定モーメントに与える影響を調べるために, 図-12に示したように周面に砂を詰めたⅠの状態, 囲面に軟かいゴム板を巻いたⅡの状態, Ⅲのように根入れ部頭部を粘土で固定し周面にわずかな空間を置いた場合について, それぞれ $l_0 = 10\text{cm}$, $\delta = 2\text{cm}$ における M_s をまとめたものが表-9である。根入れ部の囲面条件は固定モーメントに対して大きな影響をおよぼさない。

(2) 表-10は $l_0 = 10\text{cm}$, $\delta = 2\text{cm}$, $l_1 = 34\text{cm}$, $l_0/l_1 = 0.29$ のとき, 根入れ部における曲げモーメント, せん断力および反力などについて計算した結果をまとめたものである。この部分では囲面の状態によって曲げモーメント分布に差違が見られる。すなわち図-7(a), (b)に示したように固定モーメントは同じでも, Ⅰの固定条件における

表-9

固定条件	$M_s(\text{kg}\cdot\text{cm})$
I	195
II	100, 175
III	185

表-10

No	M_s (kg·cm)	R_s (kg)	$M_{\max}$ (kg·cm)		x_m (cm)	s_1 (kg)	p_1 (kg/cm)	p_2 (kg/cm)	l_1 (cm)	d (cm)	固定条件
			実測値	計算値							
517	193.0	38.6	403	499.8	12.7	36.3	4.5	8.9	12.49	24.98	I
603	155.5	31.1	500	402.5	12.7	24.9	3.6	7.1	12.49	24.98	II
605	228.5	45.7	870	583.4	12.7	43.1	5.3	10.5	12.49	24.98	II
609	139.0	27.8	1182	360.0	12.7	26.2	3.2	6.4	12.49	24.98	III
827	190.0	38.0	755	492.0	12.7	35.8	4.4	8.7	12.49	24.98	II

*図-13(c)に示したように R_s と逆符号になる。

**計算の便を考慮して正の符号になるようにしてある。

根入れ部の最大曲げモーメント $M_{1, \max}$ と、Ⅱの条件における $M_{1, \max}$ とを比較すると後者は前者の約1.9倍になっている。

このようにくい周面の反力係数または弾性係数が小さいと、曲げモーメントが大きくなる応力集中現象が見られ、反対の場合には応力分散現象が現われる。したがって表-10によれば、くいの剛性率 $E \cdot I$ が同じでも $0.25 < l_0/l_1 < 1.0$ においては、根入れ部の反力係数または弾性係数（地層の場合には変形係数）が大きい場合、 $M_{1, \max}$ は計算値よりも減少する傾向を示し、実測値と計算値との比率は0.81、工学的性質が小さい場合にはこの比率が1.53になる。Ⅲの固定条件になると、この比率はさらに大きくなり3.28に達する。

(3) ジベル式ぐいに作用する最大曲げモーメントは根入れ部のなかに発生する。もちろんこの値は固定モーメントに比較するとはるかに大きい。一方最大せん断力は根入れ部頭部（固定部）に発生するとは限らない。

たとえば実験 No. 605 において最大せん断応力 $\tau_{\max}$ は、模型ぐいの実断面積を A_s とすれば

$$\tau_{\max} = R_s/A_s = 45.7/15.64 = 2.9 \text{ kg/cm}^2$$

最大曲げ応力 $\sigma_{\max}$ は模型ぐいの断面係数を Z とし、計算値を用いると、

$$\sigma_{\max} = M_{1, \max}/Z = 583.4/30.42 = 19.2 \text{ kg/cm}^2$$

の各応力が発生することになる。くいがモルタルの場合、せん断強度は圧縮強度の $1/3 \sim 2/3$ 、曲げ強度は圧縮強度の $1/7 \sim 1/5$ とされているので、模型実験と条件が同じであれば曲げによって破壊する可能性が大きい。

6. あとがき

今般の模型実験はジベル式ぐいの直径、埋設長、根入れ長、間隔など、設計資料を得るために行なったものである。模型実験の結果であるため、これをすぐ現場に適用することにはまだ支障があるが、つぎに述べる方針で行なえばジベル式ぐいの概算設計は可能である。

(1) 地層がすべり面を界にゆっくり滑動しようとするとき、地層変形量 δ 、ジベル式ぐい頭部の埋設深度 h が判明すれば、突出部の長さ l_0 の片持梁に作用する等分布土圧 w が求まり、固定部（根入れ部頭部）の曲げモーメント M_s とせん断力（水平力） R_s が推定できる。

(2) M_s と R_s とから根入れ部に発生する最大曲げモーメント $M_{1, \max}$ 、反力 p_1 が計算でき、ついで p_1 が根入れ部周面の受働土圧強度 p_p と均合うとすると、 $\Sigma H = 0$, $\Sigma M = 0$ を検討するかによって根入れ長 l_1 が計算できる。

(3) $M_{1, \max}$ が推定できれば必要径が求まる。とくに根入れ部囲面土の変形係数が小さい場合には応力集中現象を考慮して、鉄筋モルタル柱として曲げモーメントに対

抗する。これを円形断面梁として取り扱えば断面計算はさして困難ではない。

つぎに模型縮尺と対比できる爆圧モルタル柱の応力について検討する。これには頭部までの深度 7m、突出部長さ $l_0 = 1.5\text{m}$ 、根入れ深さ $l_1 = 1.5\text{m}$ 、直径 0.7m の C-8モルタル柱（昭和48年度施行）がある⁷⁾。昭和48年度爆圧抵抗帯上流側の昭和49年度中の地表面変位量は2.04 cm⁸⁾であるから、模型実験結果から $w = 0.5\text{t/m}$ の等分布土圧（荷重）が想定できる。

$$M_s = 0.5 \times 1.5^2/2 = 0.563 \cdot \text{t} \cdot \text{m} \quad \text{式(3)}$$

$$R_s = 0.5 \times 1.5 = 0.75 \text{t} \quad \text{式(4)}$$

$$e = 0.563/0.75 = 0.75 \text{m}$$

$$l_2 = \frac{0.75 + \frac{3}{4} \times 1.5}{3 \times 0.75 + 2 \times 1.5} \times 1.5 = 0.54 \text{m} \quad \text{式(5)}$$

$$p_1 = \frac{0.75 \times 1.08^2}{\left(2 \times 1.08 - \frac{4}{3} \times 1.5\right) \times 1.5^2} = 2.72 \text{t/m} \quad \text{式(6)}$$

$$x^3 - 3 \times 0.54x^2 + \frac{3 \times 0.54^2 \times 0.75}{2.72} = 0 \quad \text{式(7)}$$

$$x^3 - 1.61x^2 + 0.238 = 0 \quad x_m = 0.45 \text{m}$$

$$M_{1, \max} = 0.563 + 0.75 \times 0.45$$

$$- \frac{2.72}{0.54^2} \left(\frac{0.54}{3} \times 0.45^3 - \frac{0.45^4}{12} \right) = 0.78 \cdot \text{t} \cdot \text{m} \quad \text{式(8)}$$

根入れ部囲面土の変形係数が小さいので応力集中を考慮し、 $M_{1, \max} = 0.78 \times 2 = 1.56 \cdot \text{t} \cdot \text{m}$ とすると

$$\sigma_{\max} = 1.56/3.37 \times 10^{-3} = 46.3 \text{t/m}^2$$

したがってモルタル柱は破壊していないと考える。

本報文については、力学縮尺の問題、砂（模型実験）と粘性土（爆圧ぐい打設地層）との差違、地下水の影響、群ぐいとしての効果など多くの問題点が残されている。現在、分布土圧と受働土圧強度との関連性、現地における土圧測定など実験中のものも加え、引続き検討をして行きたい。

参考文献

- 1), 2) 工藤久樹：押田地すべり地区における爆圧工法，地すべり，Vol. 12, No. 2
- 3) 玉田文吾，保永雄二：粘性土のクリープ特性とその応用，西日本工業大学研究紀要，第6巻
- 4) 福本安正：地すべり防止ぐいの挙動に関する研究，土質工学会論文集，Vol. 12, No. 2,
- 5) 江守一郎：模型実験の理論と応用，技報堂（1973）
- 6) 白石俊多：基礎工（Ⅱ），技報堂（1972）
- 7) 秋田県林務部森林土木課：押田地すべり調査報告書，昭和48年度
- 8) 秋田県林務部森林土木課：押田地すべり調査報告書，昭和49年度

（原稿受理日 昭和51年3月16日）

最近の茶臼山地すべりの移動特性

「地すべり」Vol. 13, No. 2 (通巻第46号) 1976年 (昭和51年) 9月
望月 巧一

ジベル式ぐいの応力分布と周面土の挙動について

「地すべり」Vol. 13, No. 2 (通巻第46号) 1976年 (昭和51年) 9月
玉田 文吾, 工藤 久樹, 秋本 尚文

爆圧工法は、すべり面付近にジベル式ぐい (爆圧モルタル柱) を打設する工法であるが、特殊な形態をしているため、地中における挙動については不明の点が多かった。本報文は模型実験によって、ぐい内の曲げモーメント分布および周面土の挙動について考察したものであるが、全体的には抑止ぐいの挙動に似ている点が多い。結果として、ぐいの突出部 (すべり面上部) には等分布的土圧が作用するので、等分布荷重が働く片持梁とすればよいが、突出部が長くなると先端付近に反力が作用する。最大曲げモーメントは根入れ部に発生する。根入れ部の応力については engles のいう反力分布から解いた方が実験結果とよく合う、などが判明した。ついで打設中の爆圧モルタル柱の応力について検討した。

ストレインゲージパイプによるゲージ間隔に関する考察

「地すべり」Vol. 13, No. 2 (通巻第46号) 1976 (昭和51年) 9月
中村 浩之, 板垣 治

地すべり面判定のためにストレインゲージパイプが使用されているが十分にその効果をはたしていない場合もみられる。その原因の1つにゲージ間隔に問題があると考えられるために地すべり土塊の性質を4種類の型分類 (岩盤、風化岩、崩積土、粘質土すべりタイプ) に分け、それぞれの型分類における地すべり移動量からパイプの挙動を CHANG の理論式を利用して計算した。

この結果、それぞれの型分類における歪ゲージの妥当な間隔距離を算出した。粘質土すべりタイプでは歪ゲージ間隔を 90cm 以下、風化岩地すべりタイプではこの間隔を 45cm 以下にするのが望ましい。

また、地すべり土塊の性質が岩盤、風化岩タイプになると地すべり移動量が小さい変位でも、塩ビパイプ自体に大きな曲げ応力、セン断応力が生じ、このためこのパイプ自身では測定できないことも生じる。このためには剛性の大きい材料を使用するか、別の計測手法をみ出す必要がある。

新潟県の地すべり地における土の性質

「地すべり」Vol. 13, No. 2 (通巻第46号) 1976年 (昭和51年) 9月
青山 清道, 小川 正二, 神立 秀明, 福本 安正

新潟県は全国でも有数の地すべり多発地帯であり、その大部は県の南西部に集中している。地すべり地での災害事故は多く、その防止対策は早急になされなければならない。地すべり地の安定性を定量的に検討するためには、地すべり地の土の性質を土質工学的見地から研究を進めなければならないが、過去の調査・研究が土質工学的に行われた例は比較的少ない。ここでは、まず過去に新潟県で行われた土質調査の結果をまとめて、県下の地すべり地の土の性質を述べ、次に実際に、地すべり地より採取した試料について土質実験を行い、いくつかの興味ある事実が得られたので、その結果についても述べている。

ある秩父古生層中の地すべりとその粘土の性状

「地すべり」Vol. 13, No. 2 (通巻第46号) 1976年 (昭和51年) 9月
矢嶋 澄策, 大山 広喜, 鈴木 滋

昭和49年夏の集中豪雨後に群馬県多野郡万場町の黒田地内で地すべりが発生した。地質調査のためのボーリング及びその他の調査によりこの地域の基盤岩及び粘土鉱物の性状を明らかにすることができた。本地域の基盤岩は、秩父古生層に属する輝緑凝灰岩からなり、粘板岩及びチャートの薄層を挟んでいる。地形を詳細に観察すると、本地域では古くから地すべりが発生していることが明らかである。本地域の互層をなす岩層中の亀裂あるいは節理から2種類の粘土鉱物が認められた。ひとつは母岩に由来する微粒の鉱物と多量の粘土鉱物で、これらは母岩中の水平な亀裂及び節理中に認められるが、亀裂・節理は連続性に乏しい。他方は、輝緑凝灰岩中の厚い互層に認められるもので、クロライト、雲母粘土鉱物、及び少量のモンモリロナイトから構成される。特に注目すべきは、雲母・モンモリロナイト混合層鉱物が認められることである。本地すべりは、岩層中の空隙を埋めた雲母・モンモリロナイト混合層鉱物、モンモリロナイト、雲母粘土鉱物及びクロライト等の粘土鉱物に起因して発生したものと考えられる。