

単一地盤に定着した地盤アンカーの引抜き抵抗

森脇登美夫*・大川秀雄**

本論文は、引張型アンカーを対象に、定着地盤が単一である場合の引抜き抵抗機構について考察したもので、関東ローム層に定着した実アンカーの引抜き試験結果と、単一層に定着したアンカーの変位量と応力の計算法を示し、その適用性について検討した。検討の結果、本論文で示した計算法による「荷重～変位量」と「定着体の応力」は実用上十分満足する精度を有していることを確認した。

Key Words: ground anchorage, pull-out test, load-displacement curve, load distribution, skin friction

1. はじめに

「地盤アンカー」は、これまでアースアンカー、ロックアンカー等とよばれたものを総称したもので、土質工学会の基準¹⁾では「グラウンドアンカー」ともよばれている。我が国へのアンカーの導入は、1957年の藤原ダムでの採用が最初といわれており²⁾、比較的新しい工法である。その後、高能率型の削孔機械の開発・導入により土留め工事での「仮設アンカー」への適用が飛躍的に増えるとともに、アンカー定着部分の改良・改善が行われ、工事後の引張材の回収が可能な「除去式アンカー」および擁壁等の転倒防止、水圧による浮上がり防止対策に構造体の一部として使われる「本設(永久)アンカー」が開発されている。

アンカーに関する国内のこれまでの研究は、極限周面摩擦抵抗に関するものが大半を占めているが、荷重～変位量曲線の予測手法は藤田圭一他によって初めて提示された^{3),4)}。この研究では、数多くの実測データをもとに、アンカーと地盤間の周面摩擦抵抗と相対変位量の関係を降伏荷重までは指数関数で表し、降伏荷重以後の周面摩擦抵抗を変位量に対して一定としてアンカーの荷重～変位量曲線を予測する手法を示したものであるが、アンカー定着体の応力については言及されていない。

本論文は、アンカーの地盤への定着方式が「摩擦定着タイプ」、また引張材の注入材への応力の伝達が「付着伝達型」のアンカー、いわゆる「引張型アンカー」を対象に、定着地盤が単一層である場合のアンカーの引抜き抵抗機構について考察したもので、実アンカーの引抜き試験結果として関東ローム層での実施例、および H. B. Seed and L. C. Reese⁵⁾による杭周面摩擦抵抗に

関する基礎微分方程式を応用して導出した単一地盤に定着したアンカーの「荷重～変位量」と「定着体の応力」の計算法について紹介する。また、同計算法によるアンカーの変位量と応力を実アンカーの引抜き試験結果と比較した結果、若干の制限はあるものの、実用上十分満足する精度が得られることを確認したので報告する。

2. 引抜き試験結果にみられる実アンカーの挙動

本章では、関東ローム層に打設した合計5本の引張型の実アンカーに対して行った引抜き試験結果⁶⁾について紹介する。

(1) 実験概要

a) 試験地盤

試験地点は、図-1に示す武蔵野台地の表土層を鋤取った実験ヤードである。地盤は、地表面から N 値=2~3、一軸圧縮強度 ($q_u=0.4\sim 0.8$ kgf/cm², 平均値: 0.7 kgf/cm²)の関東ローム層、また、深さ 5.8 m から N 値=50 (回/20~29 cm)の段丘礫層があらわれている。

b) 試験アンカー

試験アンカーの施工は、図-2の施工フロー図に示すように、公称削孔径 115 mm (先端ビット部径 120 mm)のロータリー式削孔機で深さ約 5 m まで削孔し、注入材(セメントミルク:普通ポルトランドセメント/水セメント比=55%)を充填した後、引張材(高張力異形 PC 鋼棒: $\phi 32$ mm)を挿入した。なお、図-3に示すように、引張材には深さ方向の 10 断面について、各断面 4 枚ずつワイヤストレインゲージを貼りつけ、引抜き試験時に定着体への伝達軸力を測定した。

また、図-1に示すように、削孔用のケーシングを 1.5 m ずつ 2 回引上げ、ケーシングヘッドパッカー方式によってそれぞれ 2 分間、 $1\sim 1.5$ kgf/cm², $1\sim 3$ kgf/cm²の圧力を注入材に対して加えた。なお、試験アンカー

* 正会員 工修 (株)大林組技術研究所土質基礎研究室
主任研究員 (〒204 東京都清瀬市下清戸 4-640)

** 正会員 工博 新潟大学助教授 工学部建設学科

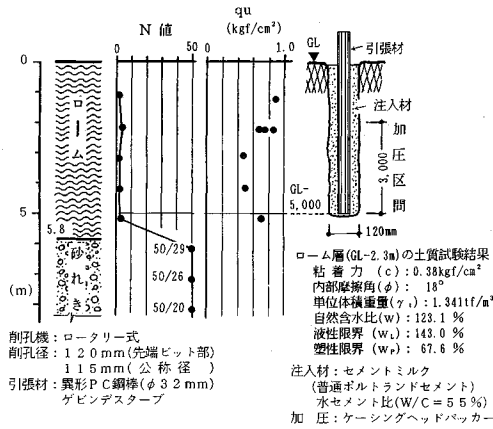


図-1 試験地盤および試験アンカー

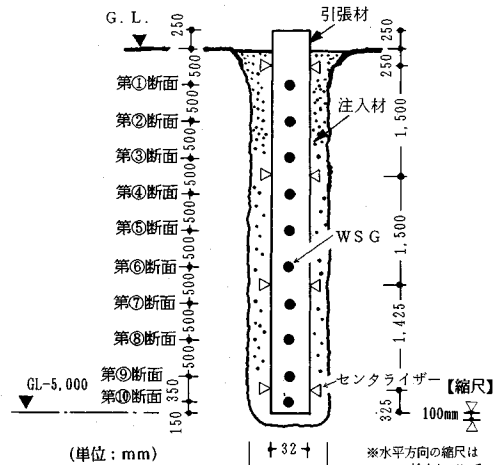


図-3 試験アンカー

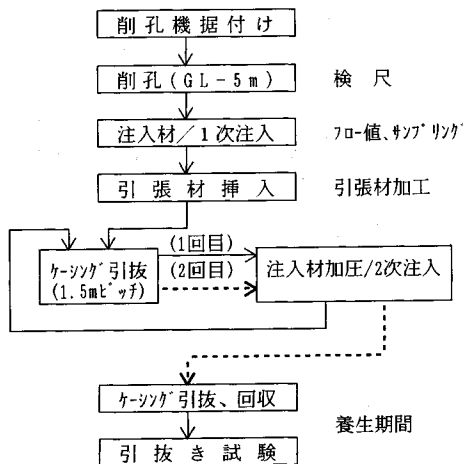


図-2 試験アンカーの施工フロー

表-1 試験アンカーの仕様

試験アンカー名称	先端深さ (m)	注入量 *1 (L)			加圧力 *2 (kgf/cm²)		施工月日	試験月日	養生日数 (日)	養生実測径 (cm)
		1次	2次	合計	1回	2回				
S-1	5.14	82	135	217	1.5	2.5	2/27	5/24	86	14.5
S-2	5.09	78	195	273	1.0	2.5	2/28	5/21	82	15.0
D-3-1	5.04	-	-	-	1.0	3.0	2/24	5/27	92	15.2
D-4-2	5.10	78	117	195	1.5	2.0	2/28	5/28	89	14.7
D-5-2	5.07	82	148	228	1.0	1.0	3/1	6/2	101	14.0

ただし、*1)：2次注入量は、加圧時の合計注入量
 *2)：削孔用ケーシング 1.5m 上げ時 = 1 回目加圧力、
 同3m 上げ時 = 2 回目加圧力、保持時間はいずれも 2 分間
 *3)：引抜き試験後地上に引上げ、50cm ピッチに測った周長から求めた直径の平均値

は引抜き試験の後、地上まで引き上げ、定着体の直径を測定した。

表-1 に、試験アンカーの仕様を示す。

c) 試験方法

試験アンカーの施工後、82~101 日間の養生期間を経て、図-4 に示す加力装置を用いて、増加時の荷重ステップが 1, 2, 3 tf、荷重保持時間が処女荷重階 10 分、履歴荷重階 2 分、サイクル間の零荷重階 5 分の多サイクル引抜き試験を実施した。なお、極限荷重に到達した後は変位制御に切替え、所定の変位量に達することに荷重を測定した。

以下、試験結果について紹介する。

(2) アンカー頭部の荷重~変位量曲線

図-5 は、全試験アンカーの頭部における荷重 (P_t) ~ 変位量 (S_t) の関係をまとめたものである。なお、 S_t は地表面から 30 cm の高さに取り付けた変位計の読み値である。これによると、低荷重段階では荷重は変位量に比例してほぼ直線的に増加しているが、変位量が 7~

15 mm に達すると荷重はピーク、すなわち極限状態に達する。この後、荷重は変位量の増加にともない急激に減少しており、変位量が 50 mm になると荷重は平均で極限荷重の約 55% 相当まで低下している。

図-6 は、極限荷重までの P_t と S_t の関係を両対数用紙上にまとめたもので、いずれのアンカーも極限荷重に達する直前の荷重、すなわち 20~30 tf で変位量が急増し、一種の降伏現象を示している。

図-7 は、S-1 アンカーの各処女荷重階における変位量 (S_t) と経過時間 (t) を、それぞれ普通目盛軸、対数目盛軸でまとめたもので、極限荷重の約 94% にあたる荷重 34 tf で変位量の増加速度が急増し始め、荷重 36 tf の 2 分経過時には極限状態に達している。

表-2 は、各試験アンカーについて、降伏荷重 (P_v : 図-6 において変位量が急増する荷重) とその時の変位量、極限荷重とその時の変位量、変位量が 50 mm に達した時の残留荷重 (P_r)、および削孔径 (12 cm) と平均実測径から求めた極限周面摩擦抵抗 (τ_{u1} , τ_{u2}) をまとめたものである。これによると、降伏荷重は極限荷重の 90~94% で極限荷重に対する比率がかなり大きく、降伏状態から極限状態への移行が比較的早いことがわか

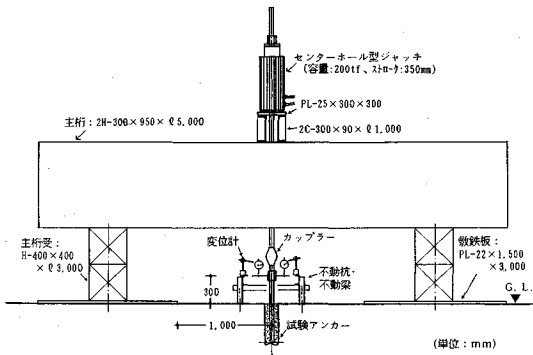


図-4 引抜き試験装置

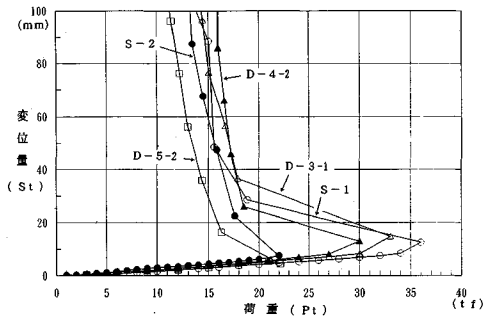


図-5 荷重 (Pt) ~ 変位量 (St) 曲線

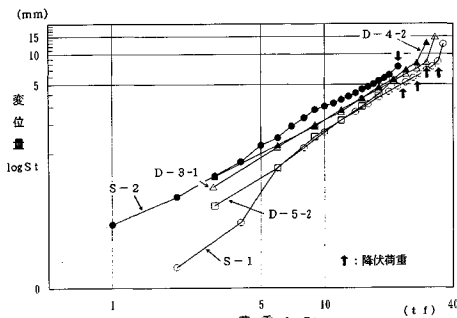


図-6 $\log P_t \sim \log S_t$ 曲線

る。また、極限荷重を削孔径 (12 cm) による周面積で除して求めた極限周面摩擦抵抗 (τ_{u1}) は平均一軸圧縮強度 ($q_u = 0.7 \text{ kgf/cm}^2$) の 1.6~2.7 倍ある。また、平均実測径から求めた (τ_{u2}) も平均一軸圧縮強度の 1.3~2.2 倍あり、 τ_{u2} の下限値を採用しても、土質工学会¹⁾ および建築学会の基準⁷⁾ 類での提案値 ($\tau_u = q_u/2$) の 2.6 倍の値を示している。

(3) 荷重伝達状況

図-8 は、S-1 アンカーの引張材、すなわち高張力異形 PC 鋼棒のひずみ分布をまとめたものである。まず、2tf および 4tf 載荷時のひずみ分布は、下方にいくにしたがってなだらかに減少しており、連続性を保っている。しかし、6tf 載荷時には第①断面 (GL-0.64m)

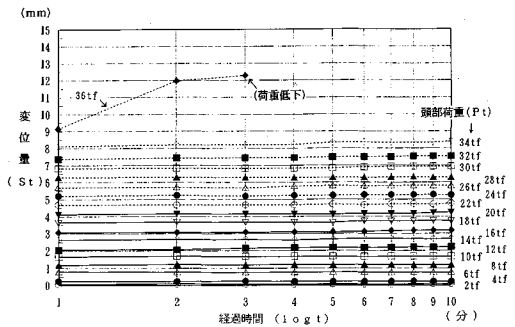


図-7 経過時間 (log t) ~ 変位量 (St) 曲線 (S-1 アンカー)

表-2 引抜き試験結果一覧表

試験片名称	先端深さ GL-m	a) 降伏時		b) 極限時		c) 大変形時		d) 極限周面摩擦抵抗 (kgf/cm ²)	
		Py (tf)	変位 (mm)	Pu (tf)	変位 (mm)	Pr (tf)	残留荷重	τ_{u1}	τ_{u2}
S-1	5.14	34	8.4	36.0	12.6	15.6	1.86	1.54	
S-2	5.09	20	6.2	22.0	7.5	15.6	1.15	0.92	
D-3-1	5.04	30	8.3	33.0	14.8	17.0	1.74	1.37	
D-4-2	5.10	27	8.2	30.0	13.0	17.0	1.56	1.27	
D-5-2	5.07	21	5.5	23.3	7.5	13.4	1.22	1.04	

ただし、*1) 変位: いずれも地上部 (GL+30cm) での測定値 (St)
 *2) Py: $\log P_t \sim \log S_t$ 曲線でもとった降伏点の荷重
 *3) Pr: 変位量が 50mm になったときの荷重
 *4) τ_{u1} : 削孔径 (12cm) で算定した極限周面摩擦抵抗
 *5) τ_{u2} : 実測径 (表-1 参照) で算定した極限周面摩擦抵抗

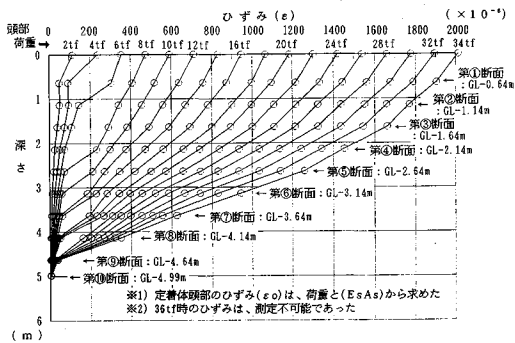


図-8 ひずみ分布 (S-1 アンカー)

のひずみが 100 μ から 300 μ へと、また、8tf 載荷時には第②断面 (GL-1.14m) ~ ④断面 (GL-2.14m) のひずみが、100 μ ~ 150 μ から 220 μ ~ 350 μ へと急増し、それより下方のひずみ分布とは不連続になっている。そして、8tf より大きな荷重では、この不連続な部分は徐々に下方へと移行している。これは、図-9. a) に示すように、「不連続な部分より下方」では荷重が引張材と注入材とで分担されるが、「不連続な部分より上方」では図-9. b) のように注入材にひび割れが入り、伝達荷重の大半が引張材だけで負担されているためと考えられる。なお、図-8 および各アンカーの試験結果から、ひび割れの発生は、100 μ ~ 200 μ のひずみが生じた時点と考えられる。

図-10 は、注入材のひび割れ効果を考慮した S-1 ア

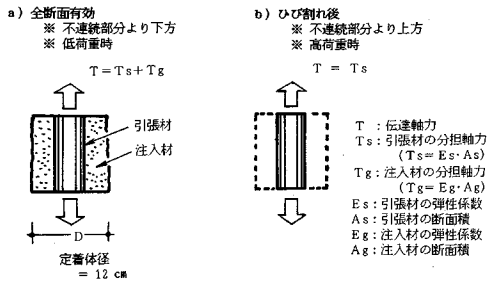


図-9 荷重分担状況

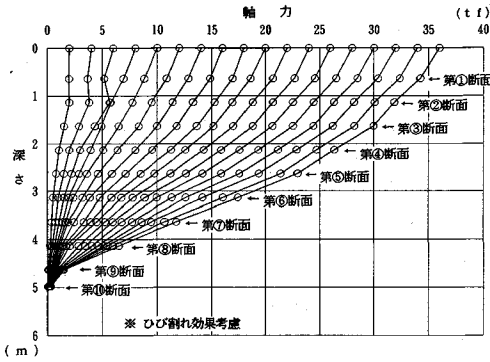


図-10 軸力分布 (S-1 アンカー)

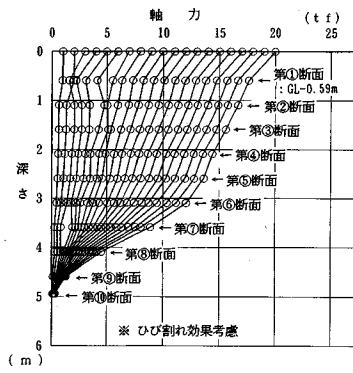


図-11 軸力分布 (S-2 アンカー)

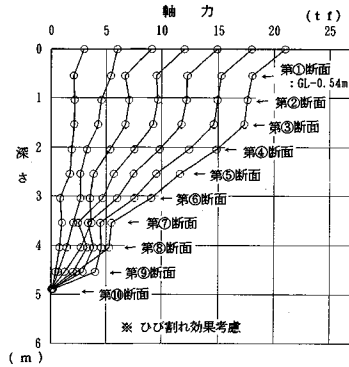


図-12 軸力分布 (D-3-1 アンカー)

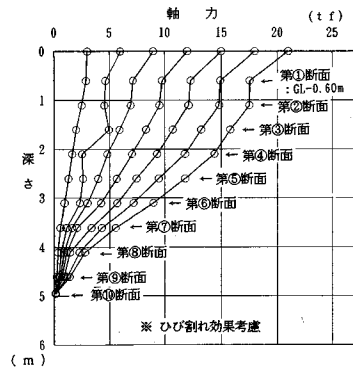


図-13 軸力分布 (D-4-2 アンカー)

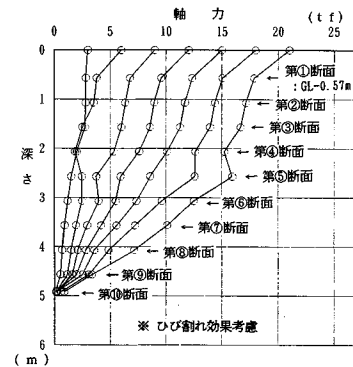


図-14 軸力分布 (D-5-2 アンカー)

ンカーの軸力分布で、図-8でひずみが急増した時点でひび割れが発生したものと判断し、ひび割れ発生前の部分は「引張材と注入材の合計軸力」、また、ひび割れ発生後は「引張材だけの軸力」として算定した。なお、引張材と注入材（セメントミルク）の弾性係数（ E_s 、 E_g ）には、それぞれ $2.1 \times 10^8 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $2.1 \times 10^8 \text{ kgf/cm}^2$ を採用した。これによると、軸力分布はなだらかな分布形状を示しており、2tf、4tfの低荷重でも、アンカーの先端まで荷重が伝わっていることがわかる。また、頭部荷重が20tf以上になると、地表面から深さ1.6mの区間の軸力は、頭部荷重の増加量とほぼ同じ荷重だけ増えるようになり、この区間の周面摩擦抵抗が極限状態に達していることがわかる。図-11、12、13、14に、それぞれ、S-2、D-3-1、D-4-2、D-5-2の軸力分布を示す。

(4) 周面摩擦抵抗の発現状況

図-15、16は、それぞれ図-10、11の軸力分布から求めたS-1、S-2アンカーの相対変位量（ u ）～周面摩擦抵抗（ τ ）曲線である。なお、定着体上部の周面摩擦抵抗は、地盤内に円錐状のせん断すべり面を想定して求める必要もあるが²³⁾、本文の周面摩擦抵抗は各断面間の軸力変化量をアンカー周面積（削孔径12cm）で除して求めた。また、「相対変位量」は定着体と周辺地盤との相対的な変位を表すもので、「頭部変位量（ S_t ）」から各断面間の中央点のひずみに各断面間の材長を乗じたものを累積した「変形量」を減じて求めた。図-15、16に

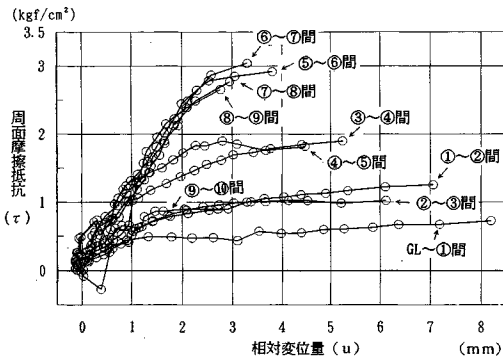


図-15 相対変位量～周面摩擦抵抗曲線 (S-1 アンカー)

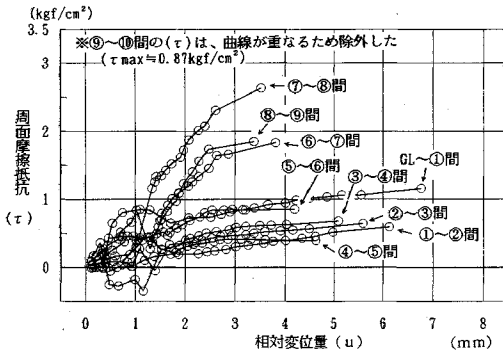


図-16 相対変位量～周面摩擦抵抗曲線 (S-2 アンカー)

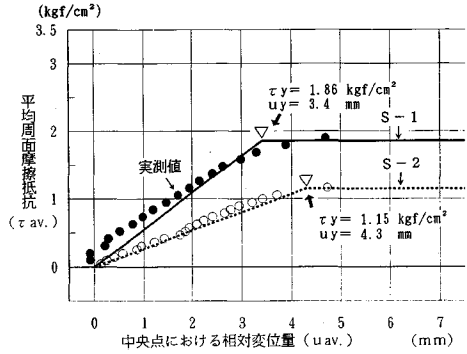


図-17 $u_{av} \sim \tau_{av}$ 曲線

し、パイリニア型モデル化が可能である。

- ・降伏荷重は極限荷重の約90～94%で、降伏状態から極限状態への移行が早い。
- ・低荷重階でも、頭部荷重はアンカーの先端まで伝わっている。

3. 定着体部分の変位量・応力計算法

本章では、H. B. Seed and L. C. Reese⁵⁾による杭周面摩擦抵抗に関する基礎微分方程式〔後述、式(4)〕を用いて、「引張型アンカー」を対象に導出したアンカー定着体の変位量および応力の計算法〔後述、式(5)～(23)〕について述べ、同計算法による「荷重～変位量曲線」および「定着体の伝達軸力分布」と前章の試験結果とを比較し、その適用性について検討する。

(1) 単一層に定着した引張型アンカーの変位量・応力計算法

a) 基本仮定

解析を進めるにあたり、以下の仮定を設けた。

- ・解析対象は、引張型アンカー定着体部分とする。
- ・荷重は、極限荷重に達するまでの範囲とする。
- ・定着体は、完全弾性体とする。
- ・定着地盤は均質な単一層とする。
- ・定着体と地盤間の周面摩擦抵抗と相対変位量はパイリニア型とする。
- ・低荷重時においても、定着体先端まで荷重が伝わる(前章図-10～14参照)。

b) 地盤中のアンカー定着体の状態

引張型アンカーの定着体頭部に荷重(T_0)を加えた場合、定着体と地盤の状態は、図-18のように表せる。

また、図-19に示す頭部から深さ(z)にある定着体の微小区間(dz)での力のつりあい関係は以下のようになる。

$$dT + \tau\psi \cdot dz + \gamma A \cdot dz = 0 \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 dT : 区間(dz)における荷重の増加量

τ : 周面摩擦抵抗

ψ : 定着体の周長(= πD)

よると、低荷重段階では周面摩擦抵抗と相対変位量はほぼ直線関係にあるが、変位量が2～4 mmに達した時点で周面摩擦抵抗は最大値に達し、以後、周面摩擦抵抗はほぼ一定の値を保持している。なお、この周面摩擦抵抗の大きさは、図-1に示す一軸圧縮強度の深さ方向の分布形状とは逆に、深くなるにしたがって増加する傾向を示している。これは、定着体上部で地盤内にせん断すべり面が発生したものと想定される。

図-17は、S-1、S-2アンカーについて、頭部荷重を全周面積で除して求めた周面摩擦抵抗(τ_{av})、および定着体中央にあたる深さ2.5 m付近の相対変位量(u_{av})の関係を $u_{av} \sim \tau_{av}$ 曲線としてまとめたものである。この相対変位量と周面摩擦抵抗の関係は、図-17に記入した近似曲線のようにパイリニア型で表すことができる。

以上、ローム層に打設した合計5本の実アンカーの引抜き試験結果を述べたが、以下にそのまとめを示す。

(5) 実アンカーの挙動のまとめ

- ・実測径を用いて算定したローム層の極限周面摩擦抵抗は平均一軸圧縮強度(q_u)の1.3～2.2倍あり、土質工学会基準¹⁾で提唱されている値($q_u/2$)の2～4倍の値を示す。
- ・周面摩擦抵抗は相対変位量が2～4 mmのとき降伏

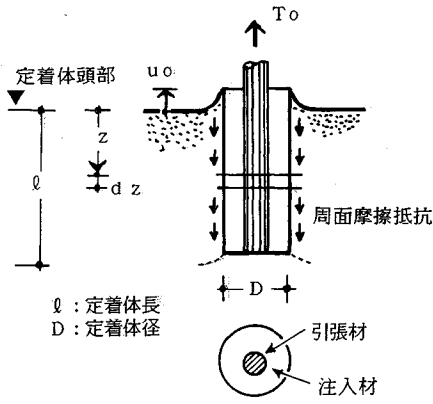


図-18 地盤中のアンカー定着体

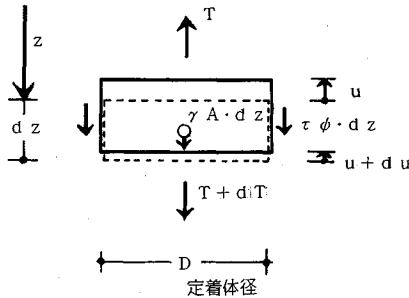


図-19 微小区間での力のつりあい

- γ : 定着体の等価単位体積重量
- $\gamma = (\gamma_s A_s + \gamma_g A_g) / (A_s + A_g)$
- A : 定着体の等価断面積 ($A = A_s + A_g$)
- γ_s : 引張材の単位体積重量
- γ_g : 注入材の単位体積重量

なお、上式は、式(2)のようにも表わすことができる。

$$\frac{dT}{dz} = -(\tau\phi + \gamma A) \quad (2)$$

また、要素のひずみ(ϵ)は区間(dz)で引張ひずみを生じるが、定着体と地盤との相対変位量(u ;以後、変位量とよぶ)は $u \rightarrow u + du$ へと変化しており、 du は「負」となるから、

$$-\frac{du}{dz} = \epsilon = \frac{T}{EA} \quad (3)$$

という関係が成立する。

ここで、 E : 定着体の等価弾性係数

$$EA = E_s A_s + E_g A_g$$

式(3)の両辺を z で微分し式(2)を代入すると、定着体の基礎微分方程式は次式で与えられる。

$$\frac{d^2 u}{dz^2} = \frac{\phi}{EA} \tau + \frac{\gamma}{E} \quad (4)$$

また、周面摩擦抵抗(τ)と変位量(u)の関係を図-20のように仮定すると、降伏前と後の τ は次式で表

周面摩擦抵抗

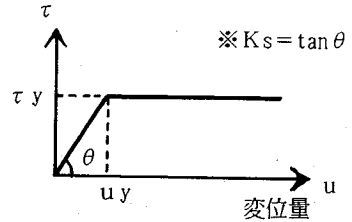


図-20 計算用 $u-\tau$ 曲線

せる。

$$\tau = K_s \cdot u \quad : u \leq u_y \text{ (降伏前)} \quad (5)-1$$

$$\tau = \tau_y \quad : u \geq u_y \text{ (降伏後)} \quad (5)-2$$

ここで、 τ : 周面摩擦抵抗

τ_y : 降伏時の周面摩擦抵抗

u_y : 降伏時の変位量

K_s : ($= \tan \theta = \tau_y / u_y$) で与えられる周面摩擦抵抗係数

c) 全弾性状態の場合

図-21に示すように、定着体全長にわたって、変位量が降伏時変位量(u_y)以下、すなわち全弾性状態の場合、式(5)-1の $\tau-u$ 関係を用いると式(4)は、

$$\frac{d^2 u}{dz^2} - \frac{\phi K_s}{EA} u = \frac{\gamma}{E} \quad (6)$$

のようになる。

式(6)の一般解は、

$$u = B_1 \cosh(\alpha z) + B_2 \sinh(\alpha z) - \frac{A\gamma}{\phi K_s} \quad (7)$$

と与えられる。

ただし、 B_1, B_2 : 積分定数

$$\alpha = \sqrt{\frac{\phi K_s}{EA}} \quad (8)$$

式(7)中の B_1, B_2 を求めるとき、以下の境界条件を考慮する。

$$\left[\frac{du}{dz} \right]_{z=0} = -\epsilon_0 \quad : \text{③点} \quad (9)$$

$$\epsilon_0: \text{定着体頭部のひずみ} \quad \epsilon_0 = \frac{T_0}{EA}$$

$$\left[\frac{du}{dz} \right]_{z=l} = 0 \quad : \text{⑥点} \quad (10)$$

なお、図-19に示すように u と z の正の方向を逆にとつたため、式(9)右辺に「-」符号が付されていることに注意されたい。

式(9)、(10)から B_1, B_2 が求まり、変位量(u)とひずみ(ϵ)は、式(11)、(12)で与えられる。

$$u = \frac{\epsilon_0}{\alpha \tanh(\alpha l)} \cosh(\alpha z) - \frac{\epsilon_0}{\alpha} \sinh(\alpha z) - \frac{A\gamma}{\phi K_s} \quad (11)$$

$$\epsilon = -\frac{du}{dz}$$

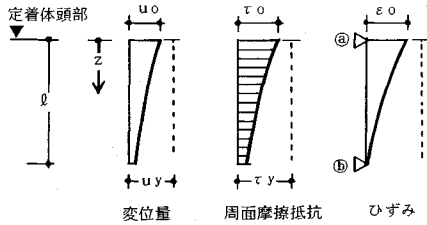


図-21 全弾性状態時の u, τ, ϵ

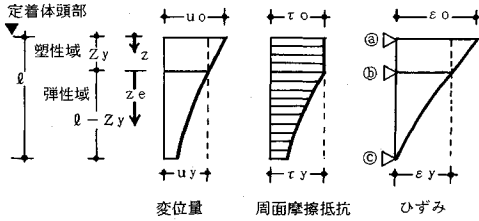


図-22 弾塑性状態時の u, τ, ϵ

$$= -\frac{\epsilon_0}{\tanh(\alpha \ell)} \sinh(\alpha z) + \epsilon_0 \cdot \cosh(\alpha z) \dots (12)$$

d) 弾塑性状態の場合

図-22に示すように、定着体頭部から深さ (Z_y) までの区間で、変位量 (u) が降伏時変位量 (u_y) を上回る場合、すなわち、弾塑性状態の場合、塑性域の変位量は、式 (4) と式 (5)-2 の $\tau \sim u$ 関係から、

$$\frac{d^2 u}{dz^2} - \frac{\phi \tau_y}{EA} = \frac{\gamma}{E} \dots (13)$$

で表される。

また、深さ (Z_y) より下方、すなわち弾性域の変位 (u_e) は、深さ Z_y を原点とする深さ (z_e) を用いると、式 (14) で表せる。

$$\frac{d^2 u_e}{dz_e^2} - \frac{\phi K_s}{EA} \cdot u_e = \frac{\gamma}{E} \dots (14)$$

まず、塑性域での関係をあらわす式 (13) の一般解は次式で与えられる。

$$u = \frac{1}{2} \beta z^2 + C_1 z + C_2 \dots (15)$$

ただし、 C_1, C_2 : 積分定数

$$\beta = \frac{\phi \tau_y}{EA} + \frac{\gamma}{E} \dots (16)$$

つぎに、弾性域の変位量、ひずみ、すなわち式 (14) の解は、式 (11), (12) において、 $\epsilon_0 \rightarrow \epsilon_y, z \rightarrow z_e, \ell \rightarrow \ell - Z_y$ にそれぞれ置き換えれば、下式で与えられる。

$$u_e = \frac{\epsilon_y}{\alpha \tanh(\alpha(\ell - Z_y))} \cosh(\alpha z_e) - \frac{\epsilon_y}{\alpha} \sinh(\alpha z_e) - \frac{A\gamma}{\phi K_s} \dots (17)$$

$$\epsilon_e = -\frac{du_e}{dz_e}$$

$$= -\frac{\epsilon_y}{\tanh(\alpha(\ell - Z_y))} \sinh(\alpha z_e) + \epsilon_y \cdot \cosh(\alpha z_e) \dots (18)$$

なお、式 (15) の積分定数 C_1, C_2 および式 (17), (18) の ϵ_y は、定着体頭部と先端の境界条件 (a点, c点) および塑性域から弾性域への変位と応力の連続条件 (b点) を考慮すると、以下のように求まる。

$$C_1 = -\epsilon_0 \dots (19)$$

$$C_2 = -\frac{1}{2} \beta Z_y^2 + \epsilon_0 Z_y + \frac{\epsilon_y}{\alpha \tanh(\alpha(\ell - Z_y))} - \frac{A\gamma}{\phi K_s} \dots (20)$$

$$\epsilon_y = \epsilon_0 - \beta Z_y \dots (21)$$

以上から、塑性域の変位量とひずみは、式 (22), (23) で与えられる。

$$u = \frac{1}{2} \beta z^2 - \epsilon_0 z - \left[\frac{1}{2} \beta Z_y^2 - \epsilon_0 Z_y - \frac{\epsilon_y}{\alpha \tanh(\alpha(\ell - Z_y))} + \frac{A\gamma}{\phi K_s} \right] \dots (22)$$

$$\epsilon = -\frac{du}{dz} = \epsilon_0 - \beta z \dots (23)$$

(2) 変位量・応力計算法の検討

ここでは、前項「3. (1)」に述べた「計算法」によるアンカー定着体の変位量と応力の算定結果と、2章で紹介した関東ローム層に定着した引張型アンカーの引抜き試験結果を比較し、同計算法の適用性と問題点について検討する。

a) 算定用定数

表-3に、アンカー定着体の変位量計算に用いた定数を示す。試験アンカーは、定着体の上方に「自由長部」を設けていないので、地中部分の長さをそのまま「 ℓ : 定着体長さ」とした。また、通常のアンカーでは定着体部の直径を確認できないこと、および定着地盤の種類によって造成される定着体径が異なることも考えられるので、降伏時の周面摩擦抵抗 (τ_y) は、表-2の削孔径 (12 cm) で求めた極限周面摩擦抵抗 (τ_{ul}) を使った。なお、「変位量・応力計算法」では、定着体の重量を考慮した式を示したが、試算したところ 0.14 tf で極限荷重の 1% 未滿と極小であったため、今回の計算では省略した。

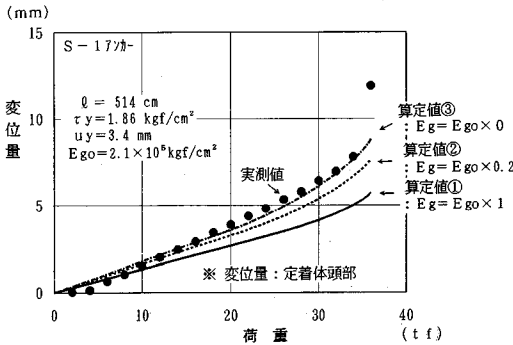
b) 荷重～変位量曲線

図-23～27に、各試験アンカーの「変位量・応力計算法」による算定結果と実験結果を示す。算定結果は3種類示したが、このうち算定値①は注入材の弾性係数 (E_g) に $2.1 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$, 算定値②は E_g に $4.2 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$, そして、算定値③は E_g の値を「0」、すなわち定着体の剛性を引張材のみとしたときの変位量である。図-23によると、0～8 tf 間の実測変位量は算定値①に一致しているが、8～14 tf の実測変位量は算定値②を経て算定値③に近づき、14 tf 以上では実測変位量は

表—3 算定用諸定数

試験77カ- 名称	定着体 長さ ℓ (m)	降伏時		共通
		周面摩擦抵抗 τ _y (kgf/cm ²)	相対変位量 u _y (mm)	
S-1	5.14	1.86	3.4	E _s = 2.1×10 ⁵ kgf/cm ² A _s = 8.04 cm ²
S-2	5.09	1.15	4.9	
D-3-1	5.04	1.74	5.2	E _g = 2.1×10 ⁵ kgf/cm ² A _g = 105.06 cm ²
D-4-2	5.10	1.56	5.0	
D-5-2	5.07	1.22	3.0	D = 12 cm

ただし、u_y: 実測のτ_{av}~u_{av}曲線から求めた降伏時の相対変位量



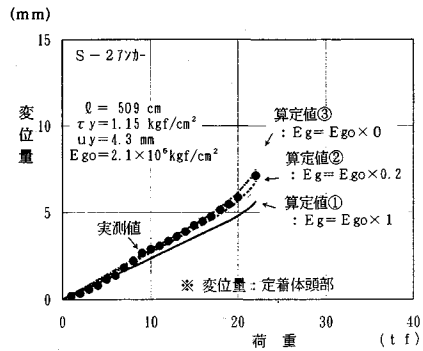
図—23 荷重～変位量曲線 (S-1 アンカー)

算定値③にはほぼ等しくなっている。これは、前項「2.(3) 荷重伝達状況」にも述べたように、定着体の注入材部分に「ひび割れ」が発生したためと考えられる。実測変位量が算定値①からはずれ始めた荷重 (8 tf) 時のひずみを逆算すると約 200 μ になり、図—8 の結果と一致する。また、他の試験アンカーにおいて実測変位量が算定値①からはずれ始めた荷重を、図—24~27 から読みとると、6~12 tf の範囲にあり、これをひずみに換算すると 150~300 μ に相当する。

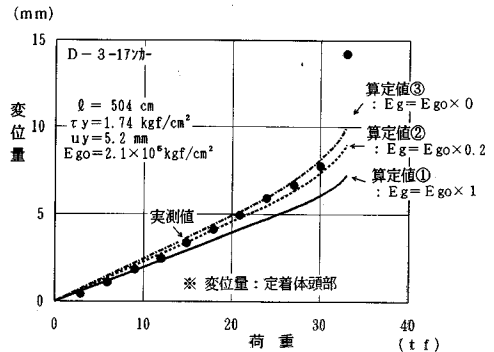
なお、図—23, 25, 26 の最大荷重時の実測変位量は、いずれも算定値③より大きくなっている。これは、図—17 に示す完全弾塑性モデルを使った本計算法で最大荷重付近の変位量を求めることには無理があることを示している。この理由として、図—5 に示す荷重～変位量曲線の形状から、図—28 のような相対変位量と周面摩擦抵抗の関係が考えられることを一因としてあげられる。すなわち、図—28. c) に示すように相対変位量が約 10 mm を越えると周辺地盤と定着体表面間とのズレも大きくなって周面摩擦抵抗の値が τ_y より低下し始め、図—17 に示す「τ = τ_y」の関係が成り立たなくなったためと考えられる。

c) 伝達軸力

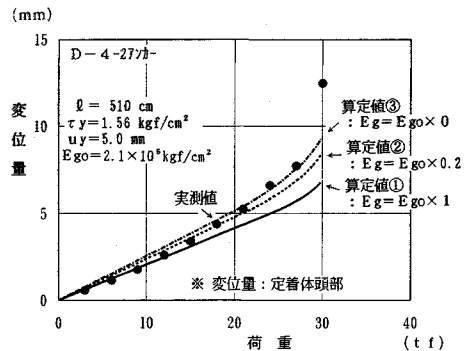
図—29, 30 は、それぞれ S-1, S-2 アンカーの応力、すなわち軸力分布の実験結果と算定結果を比較したものである。伝達軸力の算定値も 3 種類示しているが、変位量の算定値と同様に、注入材の弾性係数を 3 種類変化させた結果である。なお、図—29 の算定値のうち、頭部荷重が 10 tf では算定値①, ②, ③ のすべてが、20 tf で



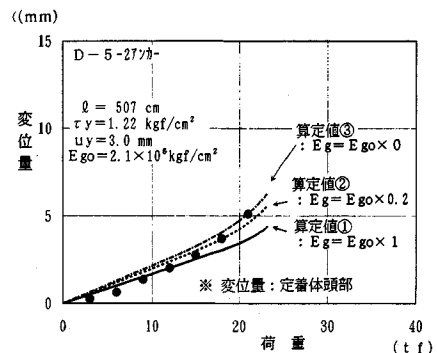
図—24 荷重～変位量曲線 (S-2 アンカー)



図—25 荷重～変位量曲線 (D-3-1 アンカー)



図—26 荷重～変位量曲線 (D-4-2 アンカー)



図—27 荷重～変位量曲線 (D-5-2 アンカー)

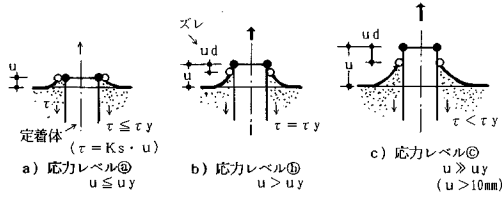


図-28 uの違いによるτの発現状況

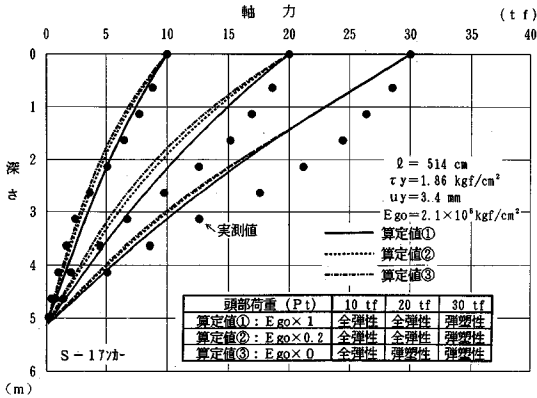


図-29 定着体応力の比較 (S-1 アンカー)

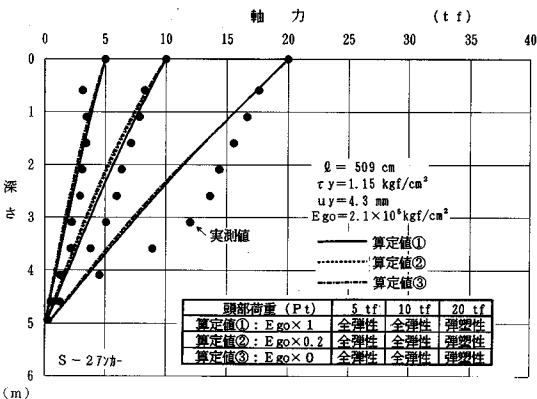


図-30 定着体応力の比較 (S-2 アンカー)

は算定値①, ②が全定着層で相対変位量が (u_y) 以下の「全弾性状態」, 20 tf 時の算定値③と 30 tf 時の算定値①, ②, ③が「弾塑性状態」にある。この図によると, 10 tf 時にはいずれの算定値も実測軸力にはほぼ一致しているが, これより高い荷重の 20 tf, 30 tf ではいずれの算定値も実測軸力より小さくなっている。

S-2 アンカーの軸力分布を示す図-30でも, 5 tf, 10 tf のときの算定値①, ②, ③は, とともに実験結果に比較的良好一致しているが, 「弾塑性状態」である 20 tf 時の算定値は, いずれも深さ 1.5~3.5 m の区間で実験結果より約 5 tf 下回っている。これは, 定着体を完全弾性体と仮定したためで, 極限荷重の約 1/3 程度までの低荷重では算定値はほぼ実験結果に近い軸力分布を与える

が, それ以上の荷重段階になると, 引張材と注入材間の付着抵抗の降伏が定着体上部でかなり進行し, 定着体下方への伝達荷重が大きくなったためと考えられる。また, 図-15, 16 からわかるように, 周面摩擦抵抗は深さによって値が異なっているにもかかわらず, 定着体長さ (約 5 m) の区間で一定としたことも一因としてあげられる。

d) 変位量・応力計算法の検討結果

アンカー定着体の変位量および軸力分布について, 前項の計算法による「算定結果」と「引抜き試験結果」を比較した結果, 以下のことが判明した。

- ・ τ_y に極限周面摩擦抵抗 (τ_u), u_y に $\tau-u$ 曲線から求めた (u_y) を採用した定着体頭部の変位量の算定結果は, ひび割れ発生前の低荷重では実験結果によく一致する。また, それより大きな荷重においても注入材の弾性係数を適切に評価すれば, 実験結果に近い変位量を得ることができる。
- ・軸力分布の算定結果は, 極限荷重の約 1/3 程度までの低荷重では, ほぼ実験結果に近い軸力分布を与えるが, それ以上の荷重になると, 定着体の応力分担状況の変化, 深さによる周面摩擦抵抗の違いなどにより実験結果との差が大きくなる。

以上の検討結果から, 本章で示した定着体部分の「変位量」および「応力」の計算法は, 比較的簡易な式でありながら, 実アンカーの挙動を実用上ほぼ満足できる範囲で予測が可能な手法といえる。

4. まとめ

本論文では, 関東ロームに定着した実アンカーの引抜き試験結果と, 単一層に定着した引張型アンカーの変位量と応力の計算法を示し, その適用性について検討した。検討の結果, 本論文で示した計算法による定着体頭部の「変位量」は実用上十分満足する精度を有しており, また, 「軸力分布」についても極限荷重の約 1/3 程度までの低荷重に対してほぼ実験結果に近い軸力分布を与えることを示した。また, 高荷重での変位量と軸力分布を正確に予測するには, 定着体の剛性, すなわち注入材のひび割れ, 注入材と引張材間の付着応力等を考慮し, また, 周面摩擦抵抗をより実状に即した状態で設定する必要があることが判明した。

なお, 本論文で紹介したアンカーの引抜き試験結果は, 乱れに敏感な関東ローム層での試験結果であること, また, 極限周面摩擦抵抗の値についても定着体が浅い場合には地盤内のせん断破壊を考慮する必要があることを付け加えておく。

謝辞

本論文作成にあたり, 杭の沈下解析に関する山肩邦男

先生⁹⁾、藤田圭一先生¹⁰⁾の研究、また、引抜き荷重が加わる杭の変位量に関する山肩邦男・富永晃司先生の研究¹¹⁾から大きな示唆を得た。ここに、記して謝意を表したい。

参考文献

- 1) 土質工学会編：グラウンドアンカー設計・施工基準，同解説，1990年。
- 2) 山門明雄：グラウンドアンカーの発展の経緯と提案，土と基礎，Vol. 38, No. 5, pp. 5~8, 1990年。
- 3) 藤田圭一・上田勝基・草深守人：アースアンカーの荷重—変位量関係の予測方法，間組研究年報，pp. 1~11, 1977年。
- 4) 上田勝基・草深守人：アースアンカーの荷重—変位量関係の簡単な予測方法，土と基礎，Vol. 27, No. 2, 土質工学会，pp. 9~15, 1979年。
- 5) Seed, H.B. and Reese, L.C. : The Action of Soft Clay Along Friction Piles, Proc. ASCE Vol. 81, No. 842, pp. 1~28, 1955.
- 6) 金谷祐二・宮崎祐助・森脇登美夫・清 広歳：アースアンカー耐力に関する実験報告（その3. 単アンカーの引抜き抵抗），1987年度近畿大会学術講演梗概集，建築学会，pp. 1077~1078, 1987年。
- 7) 建築学会編：建築地盤アンカー設計施工指針・同解説，1991年。
- 8) 青木雅路・幾田悠康・尾崎 修・小粥庸夫：圧縮型永久地盤アンカーに関する研究（その9）—地盤内せん断すべりに関する考察—，1988年度関東大会学術講演梗概集，建築学会，pp. 1115~1116, 1988年。
- 9) 山肩邦男：支持杭の沈下に関する理論的考察，建築学会論文報告集，第68号，pp. 89~97, 1961年。
- 10) 藤田圭一：くいの荷重—沈下量関係の予測方法に関する研究，間組特定研究報告第1号，1977年。
- 11) 山肩邦男・富永晃司・筒井通剛：拡底杭の引抜き力と変位量に関する一解析法，第17回土質工学研究発表会，土質工学会，pp. 2117~2120, 1982年。

(1993. 3. 11 受付)

THE BEHAVIOR OF GROUND ANCHORAGES IN SINGLE STRATUM

Tomio MORIWAKI and Hideo OHKAWA

This paper describes the behavior of ground anchorages installed in a single stratum under tensile load. It is also aimed at showing the results of pull-out tests applied on actual anchors installed in Kanto-loam stratum. In the end, this paper comes up with a predicting method of load-displacement curve and load distribution curve derived from the differential equations suggested by H.B. Seed and L.C. Reese.

Displacement and load distribution of anchors computed by the predicting method were compared with the results of pull-out tests. By changing rigidity of anchors, there was good agreement between the computed and the observed load-displacement curves. On the other hand, the lack of agreement between the computed and the observed load distribution curves under high load is presumed to be due to the variation in skin friction with depth.