

先端部傾斜角と杭の根入れ深さに着目した砂地盤中の拡底杭の破壊モードとその評価

Failure Mode of belled type Piles in Sandy Soil and Its Evaluation
according to Inclination Angle of Pile Tip and Penetration depth

姜 正求	Jung-Goo KANG	(九州大学 工学府 建設システム工学専攻)
安福規之	Noriyuki YASUFUKU	(九州大学 工学研究院 社会基盤部門)
石蔵良平	Ryohei ISHIKURA	(九州大学 工学研究院 社会基盤部門)

場所打ちコンクリート拡底杭（以下、拡底杭）は実務的には、適用例が既に多くあるものの、その支持力メカニズムや様々な地盤条件下における引抜き特性に関しては、未だに十分に明らかにされていない点も存在する。そこで、本研究では深い基礎の砂地盤を対象に模型実験と画像解析を行い、引抜き特性と破壊面の形状を確認し、既往研究の理論を参考に深い基礎にも適用可能な拡底杭の引抜き抵抗力の評価式を新たに提案した。その結果、砂の相対密度、拡底杭の先端部傾斜角に関する破壊面と引抜き荷重の発現特性が確認され、提案式は、既存の評価式より信頼性の高いものであることを示した。

キーワード：拡底杭，相対密度，根入れ幅比，先端部傾斜角 (IGC : E-04)

1. まえがき

場所打ちコンクリート拡底杭（以下、拡底杭）は、杭先端径を大きくすることにより、先端支持力と引抜き抵抗力を一般的なストレート杭よりも大きくすることが可能である。そのため、水平力によって、大きな圧縮力や引抜き力が作用する条件下で有利であることから、波浪による水平力が支配的な港湾構造物や、高い煙突、風荷重による引抜き力が作用する送電鉄塔等の特殊な構造物の基礎として使用されてきた。

しかし、今日まで拡底杭の先端支持力と引抜き抵抗力に関するメカニズムは明確に解明されていないのが現状である。特に、引抜き抵抗力に関しては、様々な杭形状や地盤条件で研究が行われ、評価方法が提案されているがその適用は限定的である。

現在、拡底杭の引抜き荷重に関する研究は、式(1)を基にしている¹⁾。式(1)では、拡底杭の引抜き抵抗力発生時に、その上部地盤に破壊面が発生するものと仮定して計算している。このとき、計算に必要なパラメータは杭の重量、発生する破壊面におけるせん断抵抗力と破壊面内の土の重量である¹⁾。

$$P_u = G + T + \gamma V \quad (1)$$

ここに、 P_u : 最大引抜き抵抗力 (kN), G : 杭の自重 (kN), γ : 単位体積重量 (kN/m³), V : 破壊面内の体積 (m³), T : 破壊面におけるせん断力 (kN) である。

式(1)において、拡底杭の重量は簡単に計算できるが、破壊面の形状、破壊面のせん断抵抗力は明確に提示され

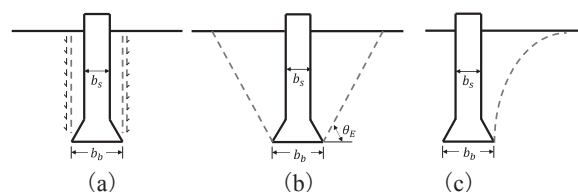


図-1 既往のアンカープレートの破壊面モデル²⁾

ていない。既往の研究では、アンカープレートを用いた様々な引抜き抵抗基礎の模型実験が行われ、研究者により代表的な3つの破壊面形状が提案されている。

図-1は、既往の研究により報告された破壊面の代表的な形状を示す²⁾。

図-1 (a) は、垂直滑り面モデルである。このモデルは、杭先端部から上部の土の重量とせん断面におけるせん断抵抗力を基にしたモデルである。

図-1 (b) は、逆円錐台モデルである。このモデルは、拡底杭の先端部から破壊角を有する破壊面が地表面へ直線的に発生すると想定したモデルである。このモデルでは、杭先端から発生する破壊角(θ_E)は、既往の研究結果により、 ϕ , $90 - \phi$ および $\phi/2$ などとして報告されている²⁾。なお、 ϕ は内部摩擦角を示している。

図-1 (c) は、曲面滑り面モデルである。このモデルは、逆円錐台モデルであり、破壊面形状を曲線として想定している。この破壊面は対数らせん線やピラミッド曲線などとして報告されている。

Meyerhof (1973)³⁾は、引抜き抵抗基礎の根入れ深さに対する引抜き荷重の影響を模型実験を用いて研究し、その結果を報告した。研究結果から杭とアンカープレートの引抜き荷重に関する破壊面は、根入れ幅比 λ (根入れ長/先端径) が4.0を超えると破壊線が地表面に現れないこ

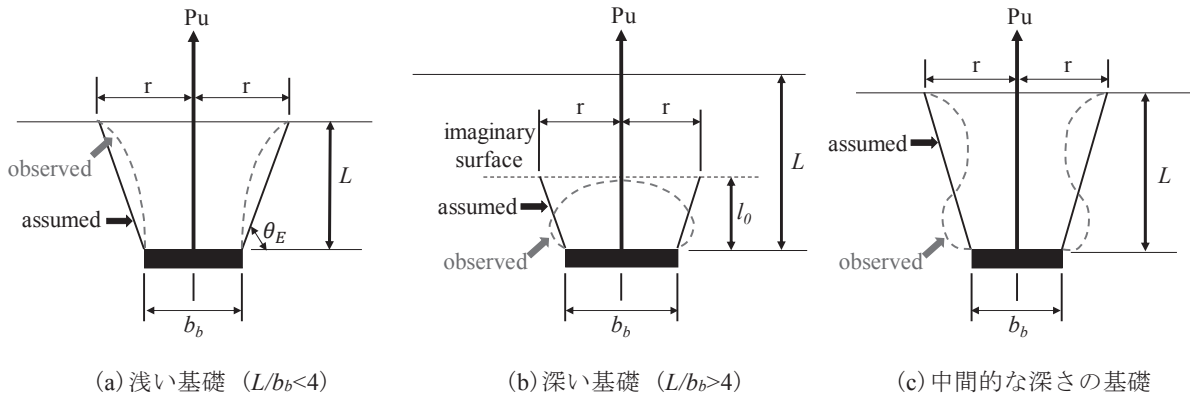


図-2 ネジアンカー杭の破壊モード⁴⁾

とが報告されている。

Ghaly ら (1991)⁴⁾ はネジアンカー杭を用いて引抜き実験を実施しており、杭の根入れ幅比に応じて、3つの破壊面を提案した(図-2)。また, Ilamparuthi. K ら (2002)²⁾ はアンカーを用いた模型実験で深い基礎の条件で新たにバルーン型の破壊面を模型実験で確認した(図-3)。

これらの計算方法としては、式(1)を提案し、ストレート杭と引抜抵抗基礎(例えば、アンカープレート、拡底杭、ネジアンカー杭など)の模型実験を行うことで比較している¹⁾。

このように、研究者によって様々な拡底杭の引抜き抵抗力の評価方法やモデルが提案されているが、拡底杭の先端形状を適正に考慮した評価方法は提示されていないのが現状である。そのため、一般的な設計では安全性を考慮して拡底杭の引抜き抵抗力をストレート杭と同等であるものと見なしている。

以上より、拡底杭の先端効果を適切に考慮した引抜き抵抗力の評価手法を確立することは有意義なことである。また、拡底杭の先端部傾斜角は通常 12° であるが、最近では施工機械の開発や施工精度・品質管理の向上により、傾斜角をより大きくした拡底杭の築造が可能となり、その先端形状が支持力にもたらす影響を把握することが求められている。

そこで、本研究では、砂地盤を対象に先端部傾斜角に着目した拡底杭の模型実験を行い、その結果より、拡底杭の形状を考慮した新たな引抜き抵抗力の評価手法を提案することを目的とする。

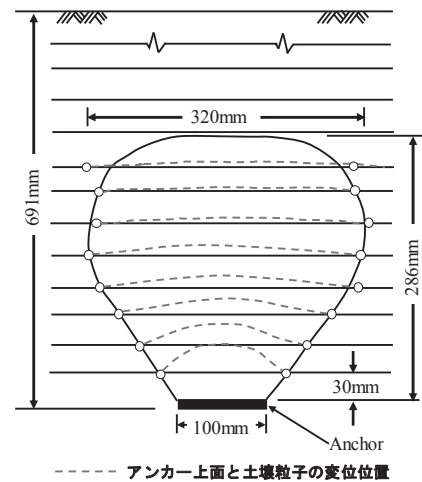


図-3 深いアンカー基礎の引抜き実験結果²⁾

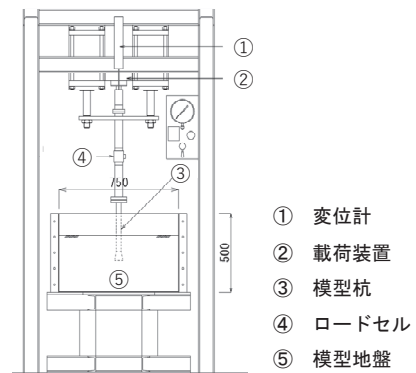


図-4 実験装置

2. 模型実験

2.1 実験装置および模型杭

図-4 に実験装置を示す。実験装置は、模型地盤土槽と載荷装置で構成されている。土槽は、高さ 500mm、直径 750mm の鋼製の円形と半円形である。円形土槽では、引抜き荷重を測定し、半円形土槽では土槽前面に厚さ 10mm のアクリル板を設置し、模型杭周辺の土の動き、

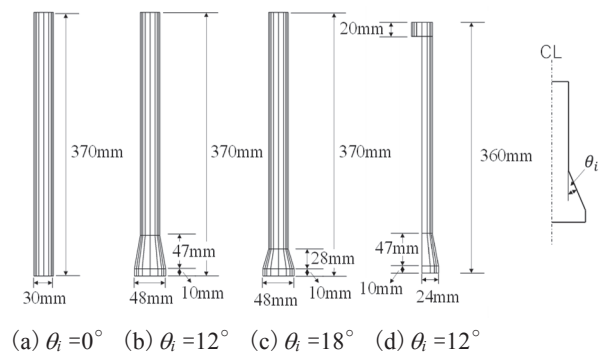


図-5 模型杭

表-1 地盤材料の物性値

項 目		数 値
液性限界 (LL)	(%)	N. P
塑性指数 (IP)	(%)	N. P
比 重 (G_s)	—	2.63
細粒土	(%)	15.6
統一分類法 (USCS)	—	SM
最小密度 ($\rho_{\max}$)	(g/cm ³)	1.197
最大密度 ($\rho_{\min}$)	(g/cm ³)	1.571
内部摩擦角 (ϕ)	(°)	42 (Dr=80%)

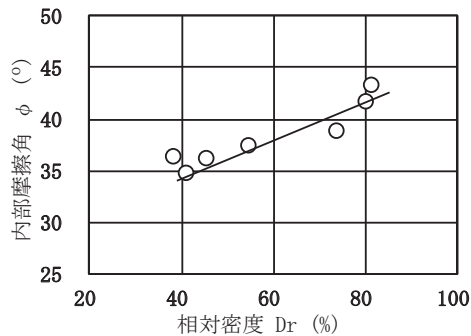


図-6 相対密度と内部摩擦角の関係

せん断面が発生するメカニズムを観察した。

載荷装置はスクリージャッキを用いた装置とし、最大荷重は 10kN である。載荷速度はコントローラを活用して調節することができ、変位速度 4mm/min で行った。

図-5 は、本研究で使用した模型杭を示す。模型杭は、円形と半円形で計 4 本（円形 - 先端部傾斜角 (θ) : 0°, 12°, 18°, 半円形 - 先端部傾斜角 (θ) : 12°）製作した。これらの模型杭は、頭部径 (b_s) 30mm, 先端径 (b_b) は 48mm, および杭長 370mm（半円形模型杭長 360 mm）とし、材質は鋼製とした。

2.2 地盤材料および実験条件

実験では、地盤材料として熊本珪砂 (K-7, 土粒子密度 2.63g/cm³, 最小密度 1.197g/cm³, 最大密度 1.571g/cm³) を使用した。表-1 に地盤材料の物性値を示す。

図-6 は、一面せん断試験による熊本珪砂 (K-7) の相対密度と内部摩擦角の関係を示したものである。

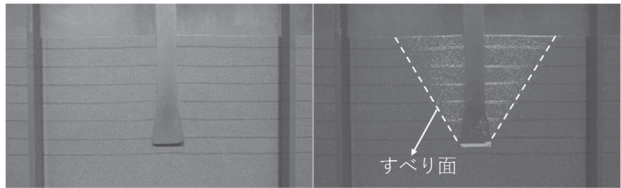
模型地盤は、気乾状態の熊本珪砂を用いて所定の相対密度で作製した。作製方法としては、相対密度 40% の場合のみ空中落下法とし、他の条件では、各相対密度で層厚 (4cm) に相当する試料を投入し、ゴムハンマーを用いて締固めを行い、これを所定の高さになるまで繰り返した。

表-2 に本実験における実験条件を示す。円形模型の条件としては、杭の先端部傾斜角の影響を確認するために根入れ深さを一定とし、3 条件の先端傾斜角として実験を行った。さらに、根入れ深さの影響を確認するために、先端傾斜角を一定とし、3 条件の根入れ深さとして実験を行った。なお、根入れ幅比の基準は $L/b_s \approx 5$ とした。

半円形模型実験は画像解析による地盤の破壊形状の観

表-2 実験条件

土槽形状	杭の先端部傾斜角	相対密度	根入れ深さ
	θ (°)	Dr (%)	L (cm)
円形	0, 12, 18	40, 60, 75 85, 95	16
円形	12	40, 60, 75 85, 95	8, 16, 24
半円形	12	40, 75, 95	16, 24

図-7 画像解析結果の一例⁵⁾

察を目的とし、先端部傾斜角 12°, 根入れ深さは 2 条件、相対密度 3 条件で実験を行った。

なお、根入れ深さ 8cm の条件でも実施したが、破壊面の形成が困難であったため、本稿ではこの結果については省略する。

画像解析は、破壊過程のメカニズムを観察するために土槽の前面部に設置されたビデオカメラを用いて実施した。図-7 にその画像解析結果⁵⁾の一例を示す。図-7 の画像解析結果は砂粒子の移動を示し、粒子の移動が発生した部分は白色で表示している。ここで、同じ引抜き変位の条件で砂の移動を確認するため、引抜き変位が約 10mm 時の画像で用いている。

2.3 模型実験結果および考察

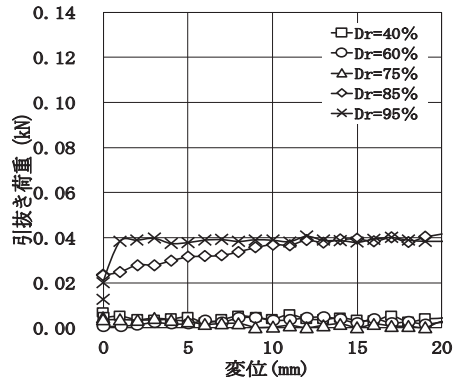
2.3.1 円形模型

図-8 は、根入れ深さ 16cm の先端部傾斜角別に見た変位-引抜き荷重曲線である。

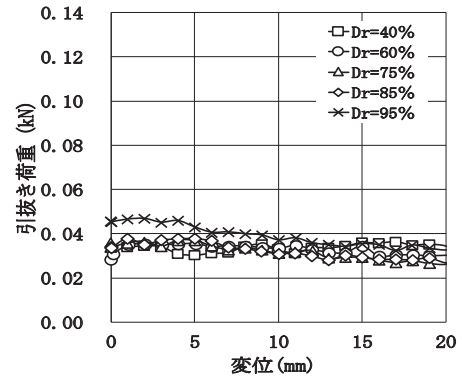
図-8(a) より、先端部傾斜角 0° の場合、相対密度 75% 以下はほぼ同じ引抜き荷重を示しているのに対して、85% 以上は明らかに大きな引抜き荷重が確認された。前者は杭と地盤との摩擦によるもの、後者は破壊面の形成によるものと考えられる⁶⁾。

図-8(b) および図-8(c) より、先端部傾斜角 12° および 18° いずれの場合も相対密度 40% では、引抜き荷重のピーク値は確認されず、これは、既存の研究より砂の相対密度が小さい条件下で一定の荷重と変位が発生し、砂地盤では圧縮が発生する現象⁷⁾と同様であり、本研究でも、杭先端部の周辺地盤の変位が発生したが圧縮のみ発生したと判断される。

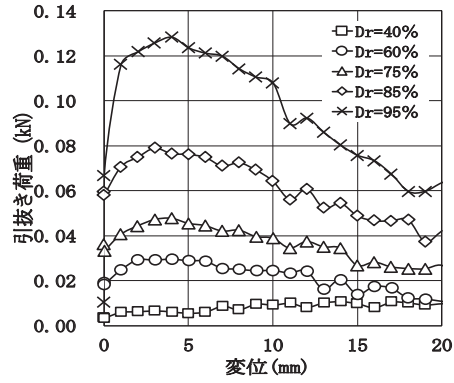
一方、相対密度 60% 以上では、すべての条件において引抜き荷重のピーク値が確認できる。このことより、土と杭の摩擦力のみでなく破壊面の形成により、引抜き荷重が増加したことが示される。



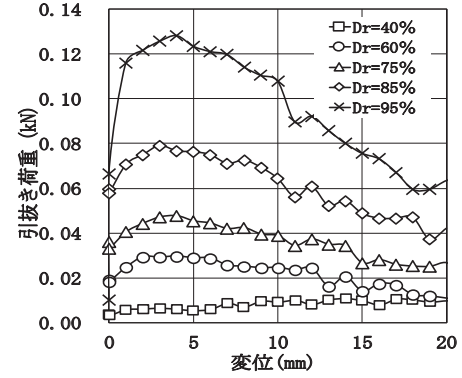
(a) 先端部傾斜角 ($\theta=0^\circ$)



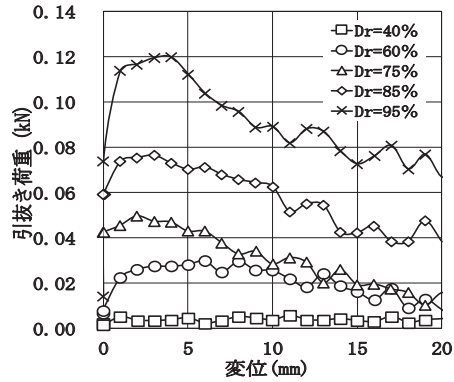
(a) 根入れ深さ ($L=8\text{cm}$)



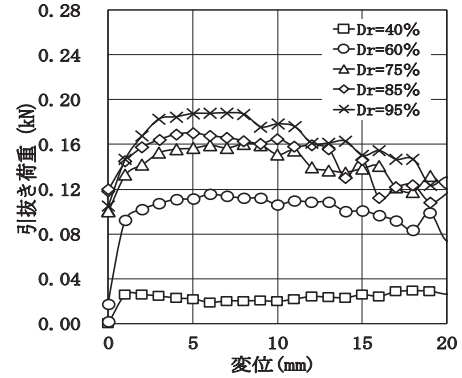
(b) 先端部傾斜角 ($\theta=12^\circ$)



(b) 根入れ深さ ($L=16\text{cm}$)



(c) 先端部傾斜角 ($\theta=18^\circ$)



(c) 根入れ深さ ($L=24\text{cm}$)

図-8 先端部傾斜角別に見た変位－引抜き荷重曲線
根入れ深さ ($L=16\text{cm}$)

図-10 根入れ深さ別に見た変位－引抜き荷重曲線
先端部傾斜角 ($\theta=12^\circ$)

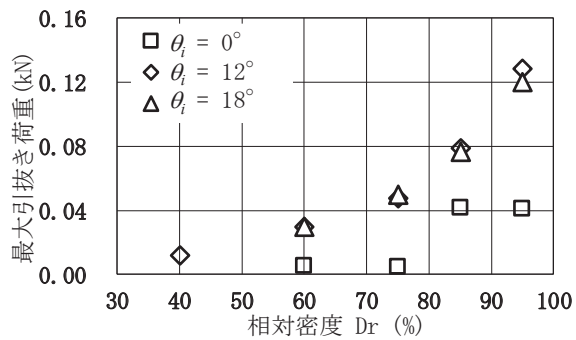


図-9 相対密度と最大引抜き荷重の関係
根入れ深さ ($L=16\text{cm}$)

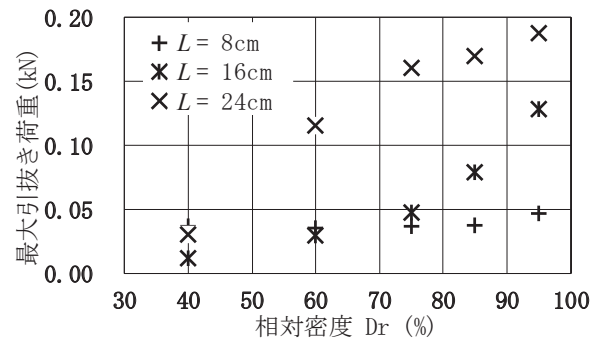


図-11 相対密度と最大引抜き荷重の関係
先端部傾斜角 ($\theta=12^\circ$)

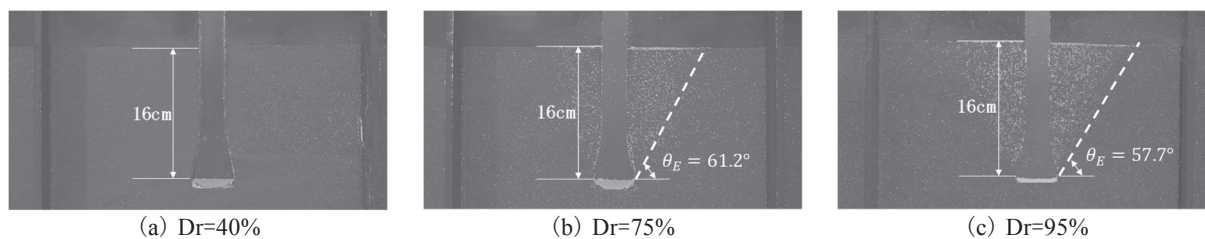


図-12 浅い基礎の画像解析結果 - 根入れ深さ ($L=16\text{cm}$)

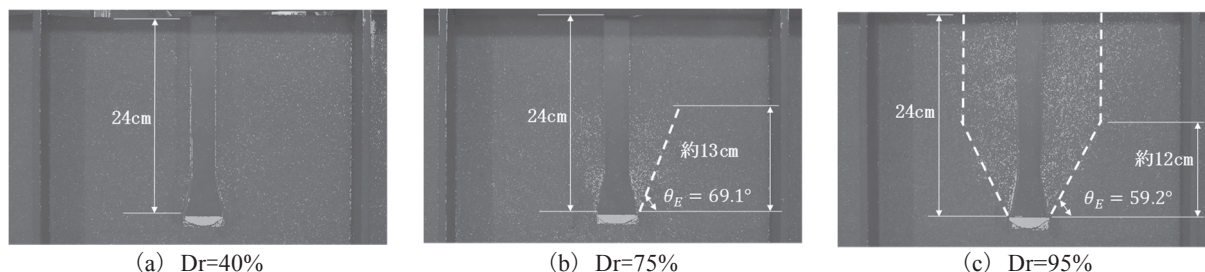


図-13 深い基礎の画像解析結果 - 根入れ深さ ($L=24\text{cm}$)

図-9 は、根入れ深さ 16cm の各先端部傾斜角の相対密度と最大引抜き荷重の関係である。図より、相対密度 75% 以上で引抜き荷重が大きくなることがわかる。先端部傾斜角 12° と 18° は同程度の最大引抜き荷重であった。最大引抜き荷重の最大値は、先端部傾斜角 12° および 18° 、相対密度 95% の条件で確認され、これは相対密度 40% のそれよりも約 10 倍大きいことがわかる。

図-10 は、先端部傾斜角 12° の根入れ深さ別で見た変位-引抜き荷重曲線である。図-10(a) より、根入れ深さ 8cm の場合、すべての相対密度において約 0.04kN の引抜き荷重が確認された。この結果より、浅い根入れ深さでは、杭と地盤の摩擦力が小さいため、拡底杭による破壊面が形成されにくく、拡底杭の効果がないと判断できる。

一方、図-10(b) および図-10(c) より、根入れ深さ 16cm および 24cm いずれの場合も引抜き荷重のピーク値が確認された。

図-11 は、先端部傾斜角 12° の各根入れ深さの相対密度と最大引抜き荷重との関係である。図より、根入れ深さ 24cm の場合、最大引抜き荷重が 16cm のそれよりも明らかに大きいことがわかる。

2.3.2 半円形模型

図-12 は、根入れ深さ 16cm としたときの画像解析結果である。図より、相対密度 40% の場合、破壊面が確認されないが 75% 以上では破壊面が確認できた。特に、相対密度 95% の条件では広い破壊面が観察された。これより、小さい相対密度条件下での砂地盤では、引抜き時に影響を与える範囲が杭周辺であることに対し、大きい相対密度条件下ではくさび効果が発生し、それにより引抜き時に影響を与える範囲は拡大し、引抜き荷重が大幅に増加することとなる。

図-13 は、根入れ深さ 24cm としたときの画像解析結果である。図より、相対密度 40% の場合、根入れ深さ 16cm の結果と同様に破壊面は確認されなかった。この結果から、拡底杭の先端部の形状による効果がなく、低密度の砂は、一定の範囲で圧縮が発生するという既存の研究結

果と類似している⁷⁾。

相対密度 75% の場合、拡底杭周辺地盤に破壊面が確認されるが、地表面まで形成されていないことがわかる。実験結果からも小さい相対密度の砂で拡底杭の引抜きにより周辺地盤に変位が発生したが、周辺地盤の圧縮のみ発生したと判断される。

一方、相対密度 95% の場合、明瞭な破壊面が確認され、杭先端部から約 12cm までは一定の角度を保ちながら直線的に広がり、それより上部では角度が鉛直となる。密な砂地盤で拡底杭を引抜いた場合、拡底杭の先端部周辺地盤は引抜き変位により破壊面が形成されるが、杭の根入れ深さが浅くなるに従って、水平土圧と破壊面の上部の砂の重量によって破壊面の形状は、円形の制限的な形で形成されることになる。既存の研究³⁾では、一定の根入れ幅比によって根入れ幅比が 4.0 を超えると破壊面が地表面に表示されないことが確認されており、この結果は、本研究の模型実験結果と概ね一致する。

3. 評価式の提案

3.1 破壊角

図-1 に示したように既往の研究における拡底杭の破壊面は、3 種類のモデルを用いて示している。しかし、Ilamparuthi, K ら (2002)²⁾と Ghaly ら (1991)⁴⁾などによると、アンカー、拡底杭とスクリュー杭などにおいて、破壊面は深い基礎を対象とした場合ではその形状が変わることを模型実験で確認している。

そこで、本研究では、既往の研究で示された破壊面を参考に深い基礎にも効率的に適用することができる破壊面について検討を行った。破壊面は、先端部破壊角 θ_E と破壊面の形状決定について 2 段階で行った。

最初に、杭の先端から発生する破壊角は、実施した模型実験の画像解析結果と既往の 2 稿の研究結果を参考に提案する。既往の研究では、Shanker ら (2007)⁸⁾は、ス

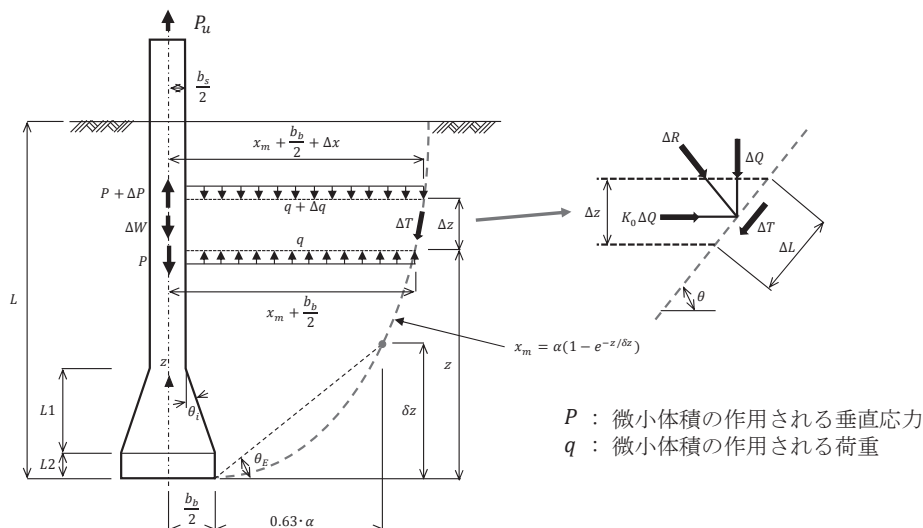


図-14 拡底杭の先端部傾斜角と杭の根入れ深さを考慮した評価式モデル

トレート杭を対象とし、引抜き荷重作用時に発生する破壊面の破壊角の大きさは $90^\circ - \psi/2$ に類似しているものと報告した。杭の先端部から発生する破壊角は式(2)で表される。なお、本研究の模型実験を用いた拡底杭の引抜き抵抗力の研究からも砂の相対密度は約 70%から引抜き荷重が大きく変化する傾向を実験的に明らかにした。この結果を用いて、相対密度に応じた相対密度影響係数(κ)を提案した。

$$\theta_E = \kappa \left(90^\circ - \frac{\psi}{2} - \theta_i \right) \quad (2)$$

$$\kappa = (1 - \frac{Dr}{100} + 0.7) \quad (3)$$

ここに、 θ_E : 杭の先端部から発生する破壊角($^\circ$)、 θ : 破壊曲線上の破壊角($^\circ$)、 θ_i : 拡底杭の先端部傾斜角($^\circ$)、 ψ : ダイレイタンシー角($^\circ$)である。なお、 θ_i は、現在施工可能な最大傾斜角($\theta_i=21^\circ$)を考慮して 30° 以内とする。また、式(2)中の相対密度影響係数 κ は式(3)で表される。

3.2 破壞面

前節で示したように、引抜き荷重が作用した時の拡底杭による地盤の破壊面は、根入れ長さが浅い場合、円錐台でモデル化できる。しかし、根入れ長さが深くなると、根入れ長さ $=3\sim4D$ で鉛直すべりに移行することが実施した模型実験や既往の研究により確認されている。

そこで、根入れ長さの影響を考慮した破壊線の推定式として、式(4)に示すワイブル曲線を適用した。

この曲線は、 $z=\varepsilon$ において、 $x_m=0.63 \cdot \alpha$ の定点となり、 α を漸近線とする特徴を有している．そのため、限られたパラメータで異なる根入れ長さの破壊線を一意的に決定することが可能である．

$$x_m = \alpha(1 - e^{-z/\delta_z}) \quad (4)$$

$$\alpha = \frac{\delta_z}{0.63 \cdot \tan(\theta_F)} \quad (5)$$

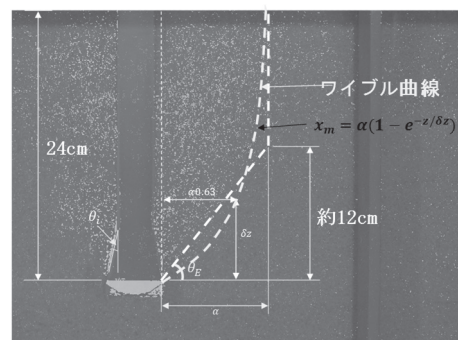


図-15 画像解析結果にワイブル曲線を適用した一例

表-3 各相対密度の地盤定数

Dr	γ_d	φ	$\psi = \varphi / 2^{(10)}$	$\psi = \varphi - 30^{(11)}$
(%)	(kN/m ³)	(°)	(°)	(°)
40	12.9	35.0	17.5	5.0
65	13.7	38.5	19.3	8.5
75	14.3	41.1	20.6	11.3
85	14.7	42.9	21.5	12.9
95	15.2	44.6	22.3	14.6

$$\delta_z = \lambda \cdot L1 + L2 \quad (6)$$

ここに、 x_m : 深度 z における破壊線の水平位置 (m), z : 杭先端からの深度 (m), $L1$: 拡底部の傾斜高 (m), $L2$: 拡底部の立上高 (m), λ : 破壊面形状の深さ係数である。 α および δ はそれぞれ式 (5) および式 (6) で定義する。なお、 α は式 (2) の破壊角と δ を用いて決定する。

拡底杭の引抜き抵抗力の増大は、引抜き時に変位の増加に伴う拡底先端部周辺の拘束圧の増加と側面土圧が受動状態に近いためと考えられる。そこで、先端部傾斜高さが破壊面形状の深さに影響していると考え、 δ は傾斜高を基に決定する λ を導入した。

図-15 は、前節で提示した画像解析結果(図-13(c))において提案式を破壊面上に適用した例を示している。

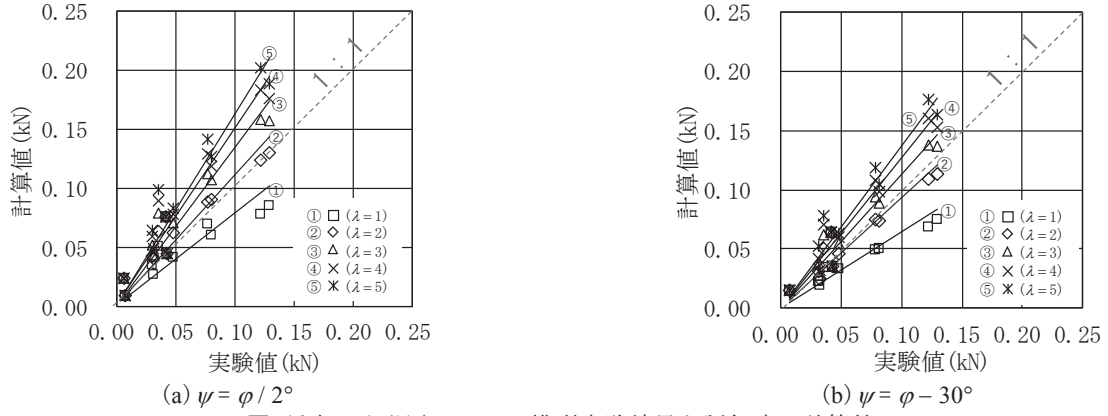


図-16 根入れ深さ 16cm の模型実験結果と評価式の計算値

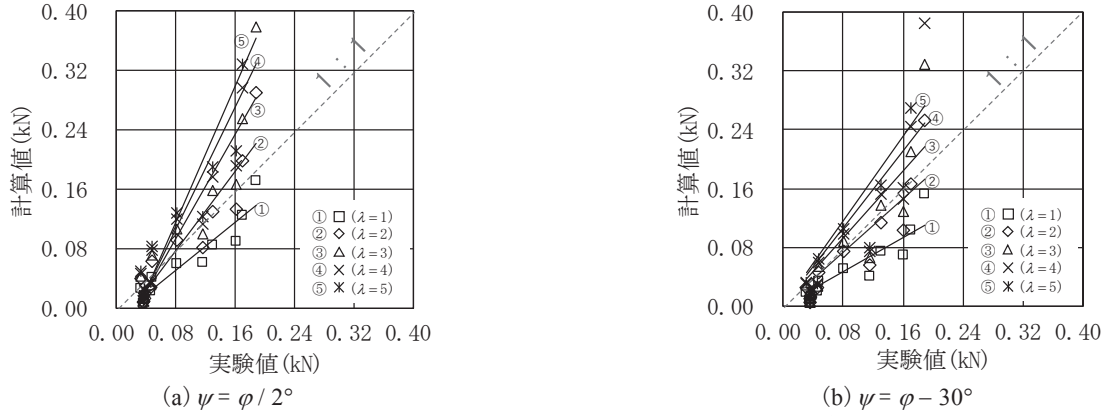


図-17 先端部傾斜角 12° の模型実験結果と評価式の計算値

3.3 深い基礎における引抜き抵抗力のモデル

図-14 は、杭の先端部傾斜角と杭の根入れ深さを考慮した新たな評価式モデルを示している。

新たに提案したモデルは、Chattopadhyay と Pise (1986)⁹⁾ の限界平衡方程式に基づいており、破壊面は前節で提示された破壊面を用いている。破壊面に生じるせん断力 ΔT は、Chattopadhyay と Pise (1986) によって提案された微小面積で発生する力の平衡方程式を活用した。ここで、 ΔR は微小変形時の反力 ($\Delta R = \Delta Q(\cos\theta + K_0 \sin\theta)$)、 ΔQ は微小変形発生時の土の重量 ($\Delta Q = \gamma_d(L - z - \Delta z/2)\Delta L$) を示している。

本式の誘導過程において、せん断力は、 $\Delta T = \Delta R \tan\phi$ のように表すことができ、土圧係数は $K_0 = (1 - \sin\phi)$ を用いた。以下にその理論式の誘導過程を示す。

微小体積の反力は次式 (7) で表される。

$$\Delta R = \gamma_d \left(L - z - \frac{\Delta z}{2} \right) (\cos\theta + K_0 \sin\theta) \frac{\Delta z}{\sin\theta} \quad (7)$$

また、破壊面で発生するせん断力は次式 (8) で表される。

$$\Delta T = \gamma_d \left(L - z - \frac{\Delta z}{2} \right) (\cos\theta + K_0 \sin\theta) (\Delta z \tan\phi) / \sin\theta \quad (8)$$

ここで、微小変位が発生したときの力の平衡方程式は、

$$(P + \Delta P) - P + q\pi \left(x_m + \frac{b_b}{2} \right)^2 - (q + \Delta q)\pi \left(x_m + \frac{b_b}{2} + \Delta x \right)^2 - 2\pi \left(x_m + \frac{b_b}{2} + \frac{\Delta x}{2} \right) \Delta T \sin\theta = 0 \quad (9)$$

ここに、 P : 微小体積の作用される垂直応力 (kN)、 q : 微小体積の作用される荷重 ($q = \gamma_d(L - z)$) (kN)、 θ_e : 杭の先端部から発生する破壊角 ($^\circ$)、 θ : 破壊曲線上の破壊角 ($^\circ$)、 γ_d : 乾燥単位重量 (kN/m³) である。

$$dP = 2\gamma_d \pi \left(x_m + \frac{b_b}{2} \right) (L - z) [\cot\theta + (\cos\theta + K_0 \sin\theta) \tan\phi] dz \quad (10)$$

したがって、新しい評価式は次式 (11) で表される。

$$\therefore P_u = \int_0^L 2\gamma_d \left(x_m + \frac{b_b}{2} \right) (L - z) [\cot\theta + (\cos\theta + K_0 \sin\theta) \tan\phi] dz \quad (11)$$

ここで、杭体積の重量を差し引いて引抜き抵抗力を整理すると、

$$\therefore P_{u(net)} = P_u - W_{pile} \quad (12)$$

ここに、 $P_{u(net)}$: 純粋な引抜き荷重 (kN)、 W_{pile} : 杭体積の土重量 (kN) である。

3.4 実測との比較

提案した評価式の精度について、模型実験結果を用いて確認した。

表-3 に各相対密度に対する地盤定数を示す。ダイレイタンシー角は既往の文献^{10), 11)}より $\psi = \phi/2^\circ$ 、 $\phi - 30^\circ$ の 2 種類を設定した。

式 (6) で導入した λ に着目し、実験値と計算値の比較を

行った結果を図-16, 図-17 に示す. 図中に示す①～⑤は $\lambda=1\sim5$ に対応した実験値と計算値を表している.

図-16 は, 杭の根入れ深さ 16cm の模型実験結果と評価式の計算値を比較したものである. 杭の先端部傾斜角は $0^\circ, 12^\circ, 18^\circ$ の模型実験結果を用いている. さらに, 図-17 は, 先端部傾斜角 12° の模型実験結果と評価式の計算値を比較したものである. 杭の根入れ深さは 8cm, 16cm, 24cm の模型実験結果を用いている.

図-16, 図-17 の結果より, ダイレイタンシー角, $\psi = \phi/2^\circ$ と $\phi - 30^\circ$ の両方とも $\lambda = 2$ の結果が実験結果と良い対応にあることが確認された.

4. まとめ

本稿では, 杭の拡底径, 先端部傾斜角および杭の根入れ深さなどをパラメータとして模型杭の引抜き実験を行った. さらに, 模型実験 (半円形実験) の結果と既往の研究結果を参照し, 新たな拡底杭の引抜き抵抗力評価式を提案した. その結果, 次のことが明らかとなった.

- (1) 根入れ深さが同じ条件から相対密度が高いほど, 高い引抜き荷重値が確認され, 同じ相対密度と根入れ深さの条件では, 拡底杭がストレート杭よりも相対的に大きな引抜き荷重を発現することが示された.
- (2) 先端部傾斜角の実験より, 浅い根入れ深さでは, 相対密度に大小に係わらず, 約 0.04kN 程度の小さい引抜き荷重が確認された. しかし, 根入れ深さが 16cm, 24cm の条件では, 相対密度に応じて大きな引抜き荷重が確認された.
- (3) 半円形の実験では, 根入れ深さに関係せず, 相対密度 40% の条件では, 破壊面が確認されず, 75% 以上の条件では, 破壊面が確認された. 特に, 根入れ深さ 16cm, 24cm における破壊面の形状は, 既存の研究で示された破壊面の形状と類似していた.
- (4) 本研究では, 拡底杭の先端部傾斜角, 画像解析結果およびストレート杭の引抜き荷重を対象とした平衡方程式を用いて新しい評価式を提案した. さらに, 破壊面形状を決定するパラメータに先端傾斜高さを基に決定する係数 λ を提案し, 模型実験結果と新しい評価式による計算値の線形回帰分析を用いて, λ の最適値を検討した. その結果, $\lambda = 2$ が実験値に最も近い結果を得られることが確認された.

今後は, 実地盤への適用を考え, 粘着力や多層地盤に対応する評価式への拡張を予定している. また, 評価式の適用性には既往の実地盤での載荷試験結果の利用を考えている.

謝辞

本研究を遂行するにあたり, 本稿の確認をいただいた本学工学府建設システム工学専攻 伊東雄一朗氏をはじめ, 実験などのご支援をいただいた本学地盤工学研究室技術協力スタッフ 中島通夫氏には, 貴重なご助言をいただいた. 加えて, (株)コトブキ産業 才田洋介氏には研究の初期の段階でご支援をいただいた. ここに深甚なる謝意を表する.

参考文献

- 1) Matsuo, M.: Study on the uplift resistance of footing (I), Soils and Foundations, Vol. 7, No. 3, p.1-37, 1967.
- 2) Ilamparuthi, K., Dickin, E. A. and Muthukrisnaiah, K.: Experimental investigation of the uplift behaviour of circular plate anchors embedded in sand, Canadian Geotechnical Journal, Vol.39, Issue.3, p.648-664, 2002.
- 3) Meyerhof, G. G.: Uplift resistance of inclined anchors and piles, Proceedings of the 8th ICSMFE, Vol.2, p.167-172, 1973.
- 4) Ghaly, A., Hanna, A. and Hanna, M.: Uplift behavior of screw anchors in sand, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE Vol.117, No.5, p.773-793, 1991.
- 5) Kang, J. G., Aramaki, S. and Yasufuku, N.: Visual observation of the pull-out failure mode of belled type pile in sandy soil and its evaluation, Proceedings of the 28th International Ocean and Polar Engineering Conference-ISOPe 2018, p.499-505, 2018.
- 6) Hong, W. P. and Neetha, C.: Prediction of uplift capacity of a micropile embedded in soil, KSCE Journal of Civil Engineering, Vol.19, No.1, p.116-126, 2015.
- 7) Taylor, D. W.: Fundamentals of soil mechanics, Wiley, New York, p.712, 1948.
- 8) Shanker, K., Basudhar, P. K. and Patra, N. R.: Uplift capacity of single piles: predictions and performance, Journal of Geotechnical & Geological Engineering, Vol. 25, p.151-161, 2007.
- 9) Chattopadhyay, B. C., Pise, P. J.: Uplift capacity of piles in sand, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE Vol.112, No9, 1986.
- 10) Das, B. M., Seeley, G. R. and Pfelfle, T. W.: Pullout resistance of rough rigid piles in granular soil, Soils and Foundations, Vol. 17, Issue 3, p.72-77, 1977.
- 11) 地盤工学会: 入門シリーズ13, 土の強さと地盤の破壊入門, p.64, 1995.

(2019年6月22日 受付)