

乾燥砂中の深い円形立坑周辺地盤の 主働時破壊メカニズム

藤井利侑¹・萩原敏行²・日下部治³

¹正会員 西松建設株式会社 土木設計部課長 (〒105 東京都港区虎ノ門1-20-10)

²正会員 工博 群馬大学助教授 工学部建設工学科 (〒376 群馬県桐生市天神町1-5-1)

³正会員 Ph.D. 広島大学教授 工学部第四類 (〒724 広島県東広島市鏡山1-4-1)

乾燥砂中に設けた深い円形立坑周辺地盤の主働破壊のメカニズムを調べることを目的に、遠心模型実験と軸対称の弾塑性有限要素解析を実施し、結果の比較・検討を行った。その結果、主働時の円形立坑周辺地盤の破壊領域は、立坑壁面より立坑直径の約1/2までの狭い範囲に発達し、二次元の破壊モードとは大きく異なることを、また遠心実験および解析結果で得られた破壊のメカニズムは、地盤の応力レベルにより異なることを示した。また、立坑に作用する主働土圧は上部では深さによらずほぼ一定、下部では直線的に増加するが、これは立坑上部では鉛直下方向、下部では立坑端へ向かうすべり形状の特徴と対応することを示した。

Key Words: shaft, earth pressure, model test, failure, finite element method, active state

1. まえがき

著者らは、先に乾燥砂中の深い円形立坑に作用する土圧に関して、遠心模型実験を実施し、土の破壊基準にMohr-Coulomb式を用い、関連流れ則を適用した軸対称の弾塑性モデルによる有限要素解析を行い、比較・検討した結果を報告した^{1), 2), 3)}。その結果、二次元のランキン主働土圧は、円形立坑に作用する土圧を深い位置ほど過大に評価し、両者の土圧の差が増大することを示した。さらに、土圧評価には、地盤の相対密度、応力レベルと立坑の幾何形状を十分考慮する必要のあることを示した。

本研究は、このような深い円形立坑に作用する土圧分布の性状が、主働時の立坑周辺地盤の破壊メカニズムと深い関連性があると考え、乾燥砂中の深い円形立坑について、主働時の立坑周辺地盤の破壊メカニズムを明らかにすることを目的として遠心模型実験を実施し、併せて軸対称の弾塑性有限要素解析を行い、比較・検討を行った。

本論文では、まず遠心模型実験装置を用いて、壁面土圧、立坑、山留め壁ならびに掘削孔の破壊性状

を扱った既往の研究について概観し、次に、立坑周辺地盤の主働時破壊形状確認の遠心実験結果について述べ、有限要素解析結果との比較を行った結果を示す。最後に、立坑深さ、すなわち地盤の応力レベルの相違に着目して、深い円形立坑周辺地盤の主働時破壊メカニズムの特徴、ならびに主働土圧分布と破壊メカニズムとの関係について考察した。

2. 既往の研究

まず、二次元平面歪問題として扱った研究に関しては、東京工業大学の研究グループが乾燥豊浦砂を用いた壁面土圧問題について、X線写真を用いて破壊形状を捉えた遠心模型実験を行っている。

佐保ら⁵⁾は、受働時の破壊形状を詳細に調べ、すべり線方向がゼロエクステンション線の方向にほぼ一致することを、篠原ら⁶⁾は、主働時のすべり線はくさび状となり、その方向が二次元のランキンのすべり線方向と概ね一致するとの結論を示した。

豊沢ら⁷⁾は、Ladeら⁸⁾、日下部⁹⁾と同様に土とほぼ同等の単位体積重量を持つ塩化亜鉛溶液を用い

た、カオリン粘土による二次元掘削の遠心実験を行った。観察結果から地盤の破壊モードは、円弧破壊、くさび破壊のいずれかとなることを指摘している。Taylor¹⁰⁾は、カオリン粘土を用いて過圧密粘性土地盤の帯状掘削の遠心実験を行った。その結果、短期破壊メカニズムはほぼ直線状をなし、 $\phi = 0$ 法による均質粘土地盤の破壊メカニズムに近いことを確認している。Bolton ら¹¹⁾も、塩化亜鉛溶液を用いた手法により粘土地盤の掘削をシミュレートした、地中連続壁掘削に関する一連の遠心実験を行った。地盤変位が、非常に簡便な可容ひずみ場を仮定した計算値で説明されることを示した。

川崎ら¹²⁾は、山留め壁の下部に回転破壊が生じた場合の土圧変化と破壊形状を、乾燥砂地盤を用いた遠心実験と有限要素解析から調べている。回転ヒンジ下部の破壊形状を対数ら線、その上部を上載圧と仮定した破壊メカニズムにより、モーメントの釣合いから、必要支保土圧を推定できるとしている。

次に三次元問題に関しては、Bolton ら¹³⁾が、重力場で予め作成したモデル粘性土地盤内に作成された三次元掘削孔にスラリーを満たして、漸次遠心加速度をモデル地盤に付与して破壊に至らしめる掘削の模型実験を行った。しかしながら、彼らの観察は地表面変位に限られ、内部の崩壊機構を捉えるものではなかった。

Lade ら⁸⁾は、乾燥砂中の円形立坑の掘削過程を再現した遠心模型実験を行い、掘削に伴う土圧分布の変化を計測するとともに、地盤内水平方向の応力分布の変化から、立坑周辺地盤の塑性領域と弾性領域の境界を規定した。

日下部⁹⁾は、粘土地盤中の素堀り軸対称掘削の短期安定問題に関して、三つの最小化のパラメータで表現される破壊メカニズムを想定した上界値計算を行った。また、その検証のための遠心模型実験を行い、実験で得られた破壊メカニズムが、理論値と良い一致を示すことを確認した。ひき続き Philips¹⁴⁾も、粘性土地盤中の円形掘削孔の長期安定問題について検討し、破壊メカニズムの提案を行った。

日下部¹⁵⁾は、乾燥砂地盤中の円形掘削坑近傍に置かれた埋設管の変形挙動を遠心実験により調べ、掘削に伴う埋設管ならびに周辺地盤に見られる三次元的な変形挙動の重要性を指摘した。

東田ら¹⁶⁾は、地下水位の高い砂地盤中に築造さ

れる泥水掘削孔の安定メカニズムを調べるために、三次元模型を用いた一連の遠心模型実験を行った。実験結果より、地盤の三次元的な破壊形状を捉え、さらにこれらの観測結果に基づいて、スラリートレンチのすべり破壊に対する安定計算法の提案を行っている^{17), 18)}。

また、最近では、木村ら¹⁹⁾が、遠心力場で稼働する地盤を掘削する装置を開発し、正規圧密およびやや過圧密な粘性土地盤について、無支持の矢板および上端背面をタイロッドで結び支持させた矢板を用いた掘削実験を行っている。すべり面の観察結果より、山留め壁の支持条件によりすべり面形状が大きく異なることを明らかにした。一方、粘性土地盤における自立矢板掘削の遠心模型実験において、深さ方向の地盤の強度分布の違いが、主働・受働側の破壊モードに影響することを報告している²⁰⁾。

以上により、粘性土地盤の場合の二次元・三次元モデルの矢板・掘削問題については、破壊メカニズムの解明が進められている。一方、砂地盤についての壁面土圧、立坑に関する研究は、これまで主に二次元問題での破壊形状の確認に留まり、軸対称型の深い掘削問題を対象とした研究は少なく、地盤の破壊メカニズムと土圧分布との関連性等、未だ未解決な問題が多い。

そこで、本研究では、砂地盤中の深い円形立坑周辺地盤の主働時における破壊メカニズムを明らかにすべく、地盤の応力レベルをプロトタイプに近似させた遠心模型実験を実施し、さらに弾塑性有限要素法による解析を行い、併せて検討した。

3. 遠心模型実験の概要

(1) 実験方法

遠心実験には、前報¹⁾と同じく気乾状態の豊浦標準砂 ($G_s=2.66$, $c_{max}=0.98$, $c_{min}=0.60$) を使用した。模型地盤は、空中落下により砂をまき出す方法で作成し、地盤の相対密度が、70% ($\rho_d=14.90 \text{ kN/m}^3$) となるように調整した。実験に用いた装置ならびに実験方法についての詳細は、文献1) に示す通りである。したがって、以下では前報¹⁾からの主要な改良点と追加計測項目を主として示す。

図-1は、新たに改良を加えた実験システムを示

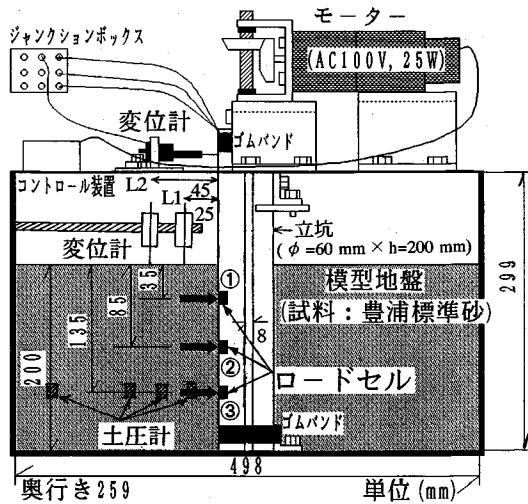


図-1 立坑主働破壊の実験システム

表-1 実験の種類と内容

実験コード	遠心加速度(G)	プロタイプ径(m)	プロタイプ深さ(m)	調べた項目 土圧、破壊形状
DSFT-01	100	6	20	○ ○
DSFT-02	25	1.5	5	○ ○
DSFT-03	100	6	20	○ ○
DSFT-04	50	3	10	○ ○
DSFT-05	50	3	10	○ -
DSFT-06	100	6	20	○ -
DSFT-07	100	6	20	○ -
DSFT-08	100	6	20	○ ○
DSFT-09	100	6	20	○ ○
DSFT-10	100	6	20	○ ○

したものである。図は、重力場において試料容器中央部に立坑 ($\phi = 60 \text{ mm} \times h = 200 \text{ mm}$) を設置した後に、模型地盤を作成した状況を示している。円形立坑周辺部の主働破壊時の地盤内の様子をより明確に捉えるために、二つ割れの立坑は、一方向に 8 mm の水平変位が可能なように改良した。その後、所定の遠心加速度の下で、モーターの駆動により、ロードセルが埋め込まれている可動側に対して、1.3 mm/min の速度で水平方向の主働変位を生じさせた。

模型地盤と立坑壁面との間の壁面摩擦角は、主働土圧分布に及ぼす影響の少ないことが確認された²¹⁾。従って、本研究でも、実験時の境界条件を明確にする目的から、模型立坑の表面は、前報の場合と同じく十分滑らかな条件とした¹⁾。

実験中は、立坑壁面に作用する水平土圧を 3ヶ所で測定するとともに、可動側立坑周辺地盤の地表面変位を 2 地点で計測した。また、模型地盤内の水平方向の応力状態と破壊メカニズム、立坑に作用する土圧分布との関係を調べる目的で、地盤内の土圧を計測した。土圧計は、直径 20 mm の寸法のものを使用し、立坑近傍の水平土圧ならびに立坑周面方向の地盤内土圧を測定した。

土圧計を有する可動側立坑中央部の地盤内には、直径約 2 mm の鉛散弾を水平方向に 8 mm、深さ方向に 25 mm ごとに置いた。さらに、その上には厚さ 2 mm の色砂層を水平方向に入れた。

実験終了後、容器下部から模型地盤中にゆっくりと水を浸透させ、さらに水を地盤中から抜き、地盤を不飽和状態として、見かけの粘着力を持たせた。そして、可動側立坑周辺部の地盤の破壊メカニズムを捉えるために、容器側面より X 線撮影を行った。その後、地盤断面を切り出し、破壊土塊の形状を観察した。

(2) 実験ケース

実験で用いた遠心模型実験装置は、宇都宮大学工学部所有のもので有効半径 1.18 m、最大遠心加速度は 100 G まで載荷できる装置である。遠心模型実験は、図-1 に示すように模型地盤の層厚は 200 mm で一定として行った。遠心加速度は、地盤の応力レベルの違いが破壊メカニズムに及ぼす影響を調べるために、25 G、50 G、100 G とし、表-1 に示す計 10 ケースの実験を実施した。したがって対応する立坑のプロトタイプ深さは、5、10、20 m である。

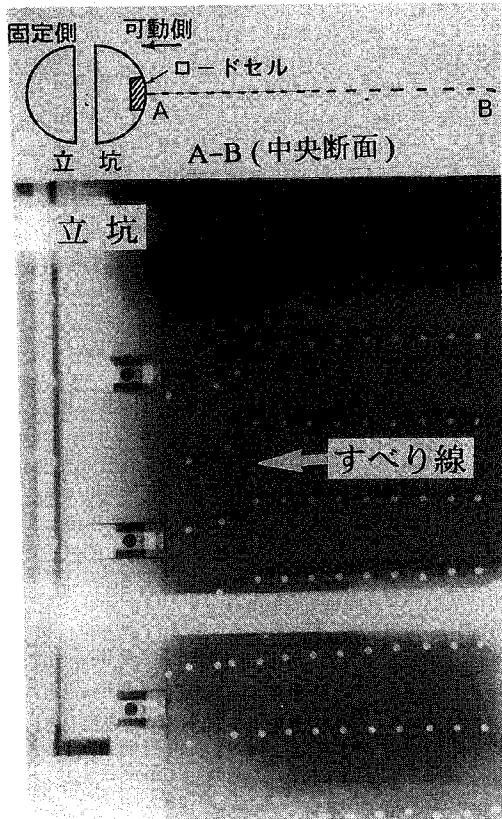


図-2 立坑中央断面のX線写真
(DSFT-01,100G)

4. 遠心模型実験と有限要素解析との比較結果および考察

本節では、まず円形立坑周辺地盤の主働時破壊形状確認の遠心模型実験結果を示し、さらに軸対称の弾塑性有限要素解析結果との比較・検討を行った。なお、解析手法ならびに条件の詳細については、文献1)を参照されたい。

(1) 円形立坑周辺地盤の主働時破壊性状

図-2は、実験ケース DSFT-01(100 G)について実験終了後、X線撮影によって捉えた立坑可動方向の中央断面(図-2: A-B 断面)のすべり線を示したものである。また図-3は、図-2のすべり線

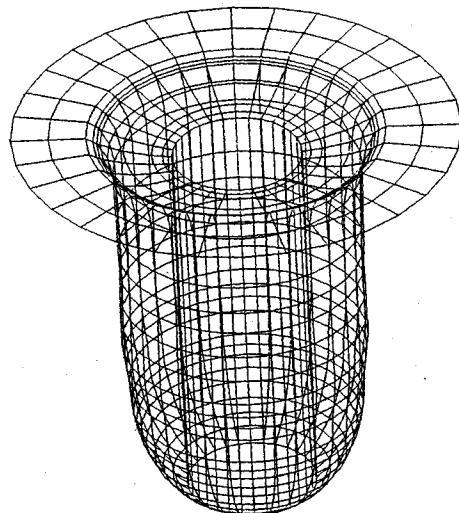


図-3 破壊形状の三次元ビュー(Hp=20m)

が軸対称に生じたものと仮定して求めた、主働時破壊領域の三次元的なビューを示したものである。

立坑可動方向の中央断面地盤のすべりは、立坑端部より発生している。二次元の破壊形状と比べてより立坑壁面の近傍に発達し、底面でのすべり角も大きい特徴を示す。すなわち、円形立坑の破壊メカニズムは、既往の二次元主働時の破壊形状⁶⁾とは異なり、東田らの実験結果¹⁶⁾と同様に、はっきりとした三次元効果を示す。

立坑の地盤上部では立坑壁面に沿ってほぼ等間隔に鉛直下方向へ剛体的に、また深部では立坑端に向かってすべっている。図-2のX線写真には、すべり領域の上部が他に比べてやや黒く写っており、密度が低下し地盤が緩んだことが推定される。

図-4は、土の破壊基準に Mohr-Coulomb 式を用い、関連流れ則を適用した軸対称条件で行った弾塑性有限要素解析の結果から得られた、最大せん断ひずみ速度(γ_{\max})の分布と図-2のすべり線を比較したものである。解析結果で推定される破壊形状は、立坑直径 D の 0.3 倍の範囲に集中し、遠心実験により得られた破壊形状より狭いものの、主働土圧分布の比較結果¹⁷⁾の場合と同様に、傾向は良く一致している。

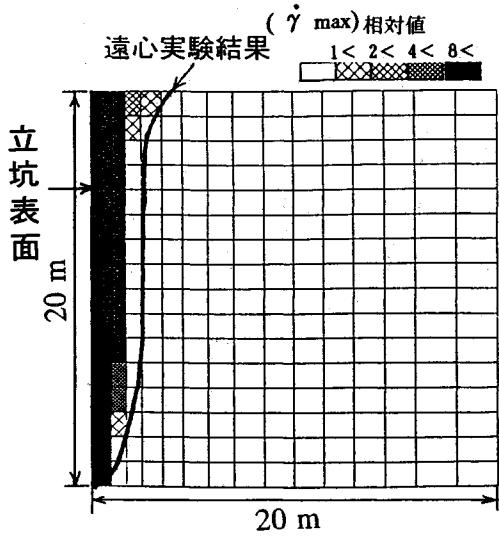


図-4 遠心実験と有限要素解析のすべり形状の比較

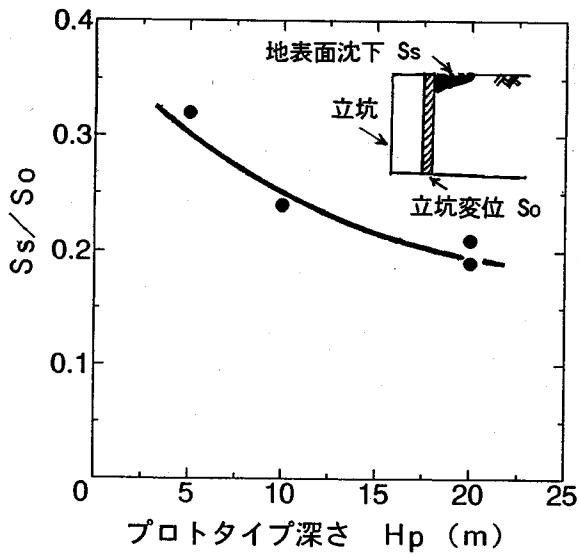


図-5 破壊領域の体積変化特性

(2) 破壊領域でのダイレタンシー特性

図-5は、軸対称を仮定した断面を想定し、立坑中央断面（図-2に示すA-B）での地表面沈下による投影面積 S_s を立坑の移動による面積 S_0 で正規化した S_s/S_0 と、プロトタイプ深さ H_p との関係を示したものである。ここに、 S_s はX線写真による地表面変化より読み取り、 S_0 は立坑の水平移動量より算出した。 S_s/S_0 の値は、いずれも1よりも小さく、破壊領域内では地盤の密度が低下していることを示す。またこれは同時に、立坑が主働モードで変位する場合に、立坑背面地盤の平均主応力が減少し、間隙比が増大する現象と対応する。

このことは、破壊断面を捉えた図-2のX線写真によっても推定され、土塊の浅い部分での崩壊に伴って、砂の正のダイレーティョンを引き起こしたものと考えられる。

岡原ら²²⁾は、山留め掘削の大型重力場実験を行い、三次元実験では二次元実験よりも変形や沈下領域が小さくなることを指摘している。このことは、図-5の結果を考慮すれば、今回の軸対称変形では、立坑周方向のアーチング作用により、二次元の場合に比べ、変形が抑制された結果と解釈される。

また S_s/S_0 の値（図-5）は、プロトタイプ深

さが深くなるほど低減傾向を示す。この傾向は、立坑深さとともに変化する破壊メカニズムと関係していると考えられる。すなわち、浅い地盤の場合には、立坑底部よりくさび状に地表面にまで達するような二次元に近い破壊メカニズムである。これに対して深い地盤の場合には、破壊領域は立坑近傍に発達し、主に立坑深部で、立坑下端方向へ向かってすべりが生じる破壊メカニズムとなっている。

(3) 立坑の主働破壊形状と土圧分布との関係

図-6は、立坑変位 $\delta = 1 \text{ mm}$ における立坑に作用する深さ方向の主働土圧分布を示したものである。同図右側には、立坑周辺地盤の破壊形状の結果も併せて示した。土圧分布には、遠心実験と解析結果との間に良好な一致が認められる。

結果をもとに、土圧分布を地盤の深さ方向に、A ($H \leq H_p/10$)、B ($H_p/10 < H \leq 2H_p/3$)、C ($2H_p/3 < H$) の3つの領域に分けて考えた (H_p : 立坑プロトタイプ深さ)。すなわち、領域Aでは、土圧分布は二次元のランキン主働土圧分布にほぼ近く、領域Bでは、土圧はその增加傾向が急激に低下する。領域Cでは、土圧は再び急増する傾向を示し、 $2/3H_p$ 付近より深い位置では、Berezantzevの提案

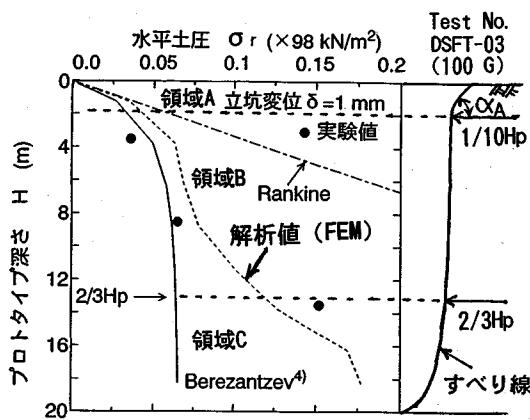


図-6 立坑に作用する主働土圧分布($\delta=1.0\text{mm}$)

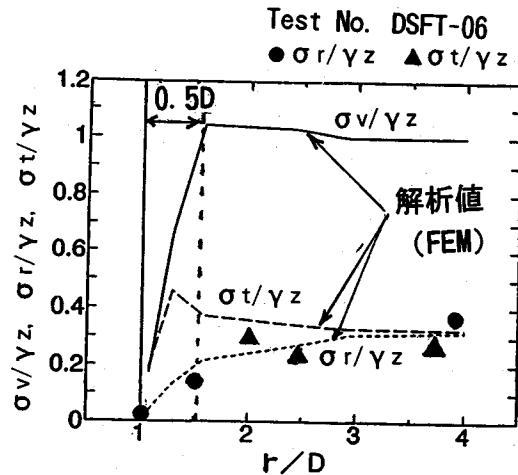


図-7 地盤内の応力分布（実験と解析との比較）

する土圧分布より大きくなることが予想される。

Lade ら⁸⁾による、砂地盤中の円形立坑の掘削過程を再現した遠心実験、Wong ら^{2,3)}による立坑主働時の軸対称有限要素解析結果では、いずれも $2/3\text{Hp}$ 付近の深さより土圧が急増する、今回とほぼ同様な結果を報告している。

一方、図-6 中に示した立坑周辺地盤の破壊形状も、土圧分布の変化に対応していることがわかる。すなわち領域 A は、すべり角 α_A が水平面に対して 65° の直線的なすべりを示し、二次元ランキンのすべり角 $\alpha = 1/4 \pi + 1/2 \phi' = 66^\circ$ ($\phi' = 42^\circ$ (三軸圧縮試験)¹⁾ の値にはほぼ等しく、これは二次元平面歪条件に近いすべり形状である。

また領域 B は、立坑壁面に沿って平行にほぼ鉛直下方へ向かう剛体的なすべり、さらに領域 C では、立坑下端部方向へ向かうすべりとなっている。

浅い位置では、土圧が深さ方向に直線的に増加し、その下部では土塊が剛体的に下方へ動き、立坑に作用する土圧の増加傾向は低下する。そして、図-2 の X 線写真からも認められるように、 $2/3\text{Hp}$ 以深では立坑下端部に向かうすべり線が発生する。このため、 $2/3\text{Hp}$ 以深での水平土圧が急増したものと考えられる。

図-7 は、プロトタイプ深さ 13.8 m での地盤内

水平方向の応力（鉛直応力： σ_v 、接線（立坑周面方向）応力： σ_t 、水平応力： σ_r ）の分布を示したものである。図の縦軸は各応力を土被り圧 γ_z で、横軸は、立坑壁面からの距離 r を立坑直径 D でそれぞれ無次元化した。実験のデータポイント数は少ないものの、 σ_r/γ_z の結果は、遠心実験の計測値と解析結果とで概ね対応している。また、解析結果の σ_t/γ_z がピーク値をとる位置は立坑壁面より $0.3D$ の位置で、図-4 の解析結果のすべり線位置とほぼ一致している。

100 G の場合について、遠心実験の結果から得られた σ_r/γ_z がピーク値をとる位置の平均値は、立坑直径 D の 0.45 倍で、この領域は塑性域に相当すると考えられる。Wong ら^{2,3)}も、同様な問題を扱った有限要素解析で、地盤の塑性域と弾性域の境界が $0.5D$ となる結果を得ており、今回の実験・解析結果の妥当性を支持するものといえる。

以上より、乾燥砂中の深い円形立坑の主働時の破壊メカニズムは、今回実験に用いた立坑深さ H に対する立坑直径 D の比に相当するアスペクト比 D/H が 0.3、立坑プロトタイプ深さ 20 m の条件の下では、模式的に図-8 の如く想定した。すなわち、領域 A では、二次元に近い直線的なすべりを、領域 B では、立坑壁面から $0.5D$ の幅で、立坑壁面に

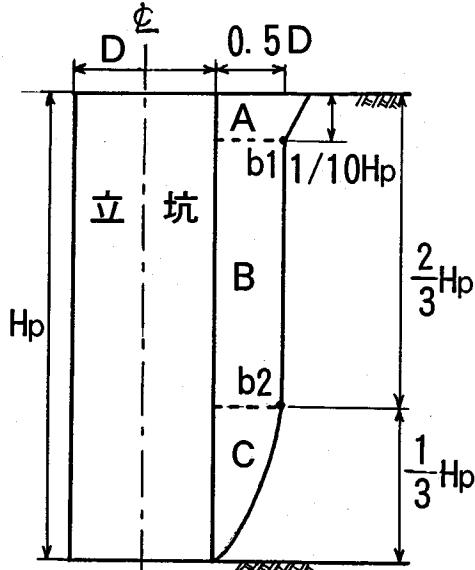


図-8 立坑周辺地盤の主働時破壊メカニズムの模式図

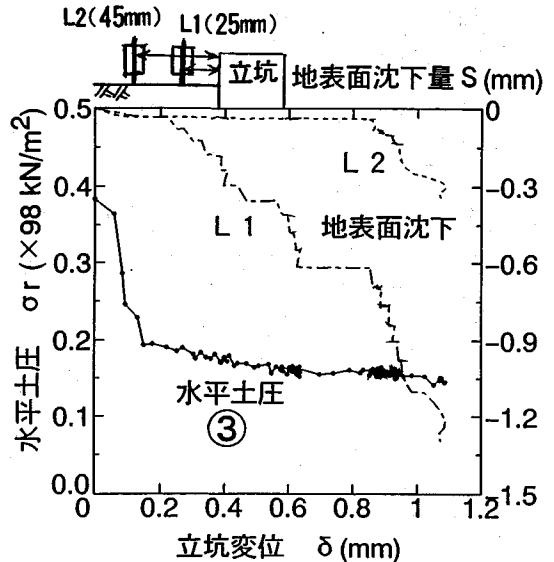


図-9 地表面沈下、水平土圧($z=2/3H_p$)と立坑変位との関係(DSFT-03, 100G)

沿って剛体的にほぼ鉛直下方の挙動を、領域C ($1/3H_p$ 範囲) では、立坑下端へ向かうすべりが生じる様な挙動を想定した。

日下部ら¹⁵⁾も、砂地盤中の円形掘削坑近傍に置かれた埋設管と周辺地盤は、掘削に伴い鉛直下方向への変形が卓越する実験結果を示している。また、図-8のB, C部分の破壊メカニズムは、日下部の提案している、 $\phi_u=0$ を仮定した粘性土中の軸対称掘削時の破壊メカニズム¹⁶⁾と類似なものとなっている。ただし、本ケースでは乾燥砂地盤であるため、図のb1-b2面(図-8)に対して、立坑方向へ斜め下方へ向かう角度として定義されるダイレイタンシー角の存在により、必ずしも鉛直方向にはすべっていないことが予想され(図-13参照)、塑性計算を行う場合の立坑ならびに地盤底面、立坑表面の境界条件の問題等、今後さらに詳細な検討が必要と考えている。

(4) 主働破壊の発達過程

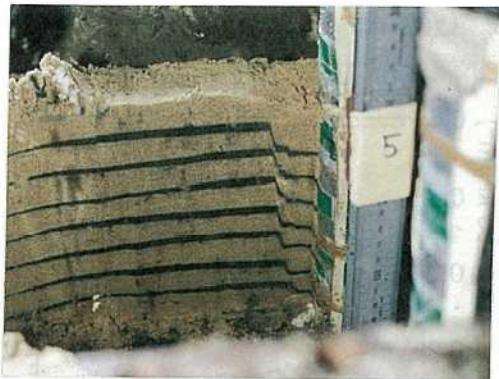
図-9は、実験より得られた100 Gでの地表面沈下、および $z=2/3H_p$ の深さの水平土圧と立坑変位 δ との関係を示したものである。図より、 $\delta = 0.2$ mmまでの立坑変位初期に水平土圧が低減しても、

目立った地表面沈下は認められない。その後、立坑変位が0.8 mmを超える付近から、地表面の沈下割合は急増する。このことから、最初に立坑底部付近でのすべりが生じたものが、立坑の変位とともに次第に上部へと進展し、最後に立坑近傍の地表面に、クレーターが形成されるという破壊メカニズムが想定される。

日下部¹⁷⁾も、粘性土地盤の軸対称掘削の破壊形状の観察から、すべりが掘削底端部より発達し、その方向は塑性解析結果とも一致していることを報告している。また、豊沢ら¹⁸⁾の二次元掘削の遠心実験、Chambonら¹⁹⁾のトンネル切り羽の安定を取り扱った遠心実験、Kutterら²⁰⁾による球空洞の崩壊の遠心実験でも、深部より地表面へと破壊が徐々に進展していく同様なメカニズムを報告している。

筆者の一人も、現場における長方形平面形状(長さ190 m × 幅29 ~ 42 m)を有する深さ23 mの掘削施工時において、掘削壁面深部の局所的な崩壊から、徐々に崩壊領域が浅部へと拡大していく崩壊事例を報告した²¹⁾。

今回は、立坑に等変位を与えた主働破壊モードによる遠心実験であるが、実施工の最終掘削時について考えれば、破壊形状は対応しているものと考えら



(a) 破壊断面(DSFT-02,Hp=5m)



(b) 破壊断面(DSFT-04,Hp=10m)



(c) 破壊断面(DSFT-03,Hp=20m)

図-10 破壊形状に及ぼす立坑深さの影響

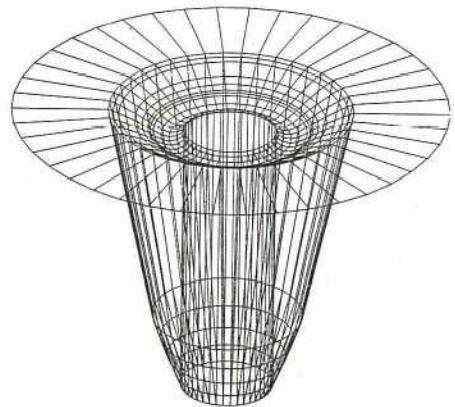


図-11 破壊形状の三次元ビュー-(Hp=5m)

れる。

(5) 主働時破壊形状に及ぼす立坑深さの影響

図-10は、立坑のプロトタイプ深さ(Hp)が 5 m, 10 m, 20 mについての立坑中央の破壊断面の写真を比較した結果を示したものである。深さ5 mでは、くさび型をした直線的なすべりを示すのに対して、20 mでは立坑上部では剛体的に下方へ動き、下部では立坑下端部へ向かってすべる破壊形状となった。

図-11は、Hp=5 mのケースの破壊領域の三次元ビューである。Hp=5 mの破壊形状は、図-4に示したHp=20 mの結果とは明らかに異なる。すなわち、破壊メカニズムは立坑深さによっても異なり、土塊自重すなわち地盤の応力レベルの影響を強く受ける。

図-12は、100Gで行った実験結果について、図-10のすべり線付近での色砂層の水平面に対するすべり方向の角度 β （単位： $^{\circ}$ ）の変化を、立坑深さとの関係としてまとめたものである。図の横軸は、それぞれの β を最上部の β_t の値で無次元化して表示している。なお、ここで基準値として用いた β_t は、すべり土塊が剛体的に下方へ変形する最浅部に相当する位置の値で、最大の β に相当する値である。

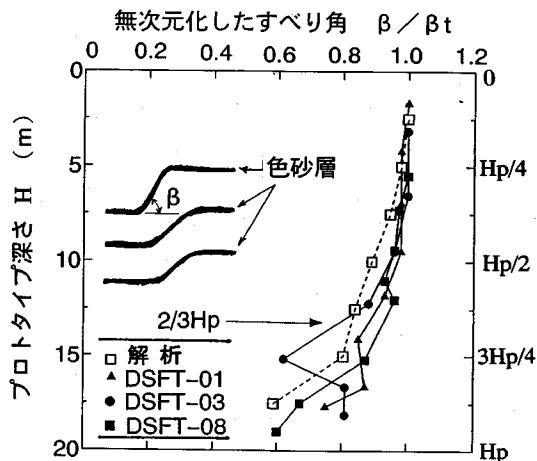


図-12 すべり面の色砂角度 β と立坑深さとの関係

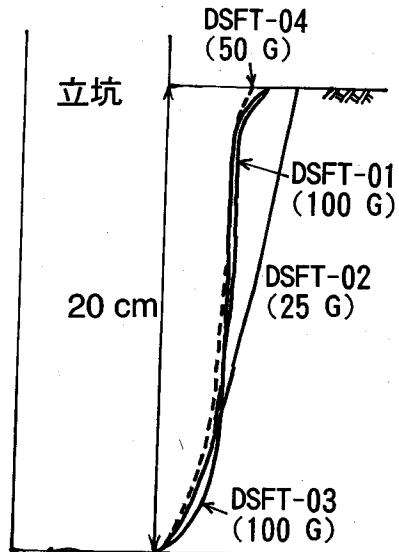


図-14 プロトタイプ深さでの破壊形状の比較

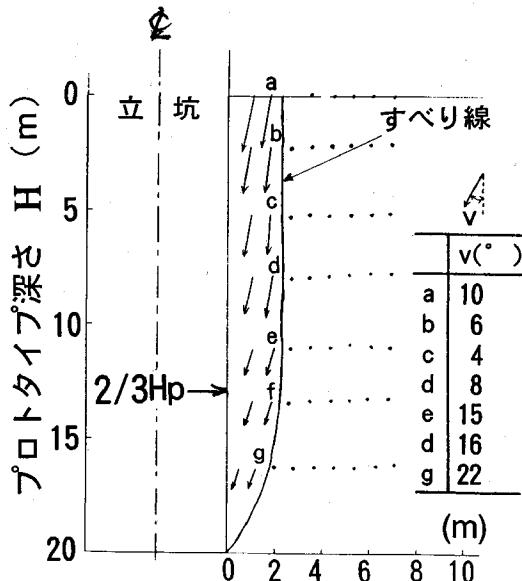


図-13 すべり面付近の変位ベクトル($H_p=20m$)
(DSFT-03,100G)

すべり角 β は、深さ $1/2H_p$ 付近まではほぼ一定値を保っているが、深さと共に次第に減少し、 $2/3H_p$ 以深では急減する。図中には、比較のために解析よ

り得られたすべり線での、変位ベクトルの方向より求めた結果も示した。立坑深さ方向の β の変化傾向については、解析結果と実験結果との間に定性的な一致が認められる。

- 図-13は、すべり面付近の破壊前後の鉛散弾の動きの変化から推定した変位ベクトルを示したものである。図-12の結果は、プロトタイプの立坑深さが $2/3H_p$ 付近までは、ほぼ鉛直方向に向かうすべりとなっている図-13の結果とも良く対応している。ただし、4.(3)でも指摘したように、完全な鉛直下方向とはなっていない点に留意すべきである。

主働土圧分布の結果からは、深さ $2/3H_p$ 付近を境に、それまで深さ方向にほぼ一定であった土圧が、直線的な増加傾向を示すことが、有限要素解析ならびに遠心実験結果により確認されている¹⁾。そしてこれらの土圧分布の特徴は、図-8に仮定した破壊メカニズムの特徴と対応していることが推定される。すなわち、深さ $2/3H_p$ 付近までの領域で、土圧分布の増加割合が小さくほぼ一定であることは、すべり土塊がほぼ鉛直下方へ向かう動きに対応する。そし

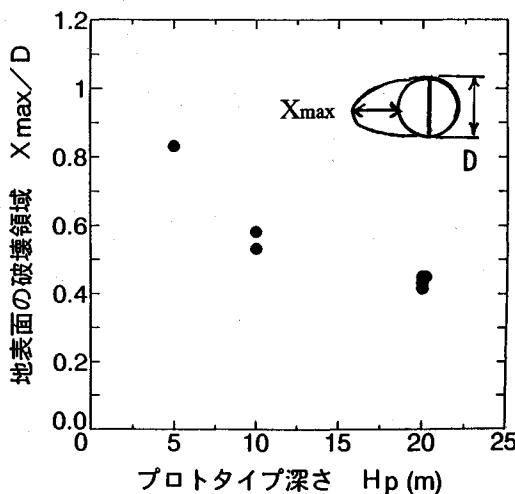


図-15 地表面の破壊領域と立坑深さの関係

て、深さ $2/3H_p$ を越える領域で土圧分布が直線的な増加を示すことは、立坑下端方向へ向かうすべりに対応する。以上より、土圧分布の結果は、図-8の破壊メカニズムの特徴を裏づけているものといえる。

図-14は、遠心加速度を変えて行った実験の H_p に対する地盤の破壊形状を比較した結果を示したものである。25G から 50G へとプロトタイプ深さが増加するにつれて、直線的なすべり形状から、すべり面が立坑近傍において立坑壁面にほぼ平行に発達し、立坑深部で曲線のすべり面を持つ破壊メカニズムへと変化する。また、50G と 100G とでは、ほぼ同一なすべり形状となった。

図-15は、地表面における破壊面と立坑中心の壁面との最大距離 X_{max} を立坑径 D で正規化した値と、プロトタイプ深さ H との関係を示したものである。プロトタイプ深さの増加に伴い、正規化した破壊領域は次第に減少し一定値に近づく傾向を示す。円形立坑の場合の主働破壊時のすべり土塊の最大影響範囲は、立坑径の 0.45 ~ 0.50 倍程度と推定される。この値は、日下部の作成している粘性土の掘削深さ / 半径比と破壊領域の関係図⁹⁾から読み取った値に比べて約 1/3 である。これは砂地盤では、粘性土地盤に比べて引張り力がないことから、破壊領域が

小さくなり、立坑壁面のより近い領域に集中するためと考えられる。

5. 結 論

本研究で得られた主な結論は以下の通りである。

- (1) 乾燥砂中の深い円形立坑周辺地盤の主働時破壊メカニズムを、二次元の破壊メカニズムとは異なる図-8のように提案した。すなわち、 $1/10H_p$ 深さまでは二次元に近い直線的なすべり、それより $2/3H_p$ の深さまでは、立坑壁面から $0.5D$ の幅で、剛体的にほぼ鉛直下方に動いている。さらに深部の $1/3H_p$ 領域では、立坑下端部へ向かうすべりを示すものである。
- (2) 遠心実験より得られた破壊形状は、既往の粘性土の軸対称掘削時の破壊メカニズムと類似し、また軸対称の弾塑性有限要素解析の結果から得られた、最大せん断ひずみ速度の分布と定性的な対応を示すことが確認された。
- (3) 深い円形立坑周辺地盤の主働時破壊の進行は、立坑底部付近のすべりより始まり、その後立坑変位に伴い徐々に上部へ進展し、最後に地表面にクレーターを形成することが観察された。
- (4) すべり土塊内の上部では、砂の正のダイレイタインシーにより、地盤の密度が低下していることが確認された。
- (5) 円形立坑の破壊メカニズムは、立坑の深さすなわち応力レベルの影響を受け、浅い場合での二次元的な破壊メカニズムから、深い立坑になるにつれて立坑周辺部近くに発達する破壊メカニズムへと変化する特徴を示す。
- (6) 主働時の深い円形立坑に作用する深さ方向の土圧分布の性状と地盤内の応力分布は、周辺地盤の破壊メカニズムの特徴と整合性のある対応を示していることが確認された。

謝 辞：本研究を遂行するにあたり、群馬大学工学部 鵜飼 恵三教授、西松建設株式会社 野本 寿氏、三戸 憲二氏、今村 真一郎氏には、終始貴重な御助言ならびに御指導を戴いた。また、宇都宮大学工学部 横山 幸満教授、上野 勝利先生には、遠心模型実験実施についての御配慮を戴いた。ここに、記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 藤井利信, 萩原敏行, 石橋 貢, 田口 敦 : 乾燥砂中の深い円形立坑に作用する土圧の遠心模型実験と有限要素解析, 土木学会論文集, No. 475/III-24, pp. 109-117, 1993.
- 2) Hagiwara, T., Ugai, K., Fujii, T. and Ishibashi, M.:Numerical simulation of centrifugal model tests on earth pressure of a deep shaft in dry sand by elasto-plastic FEM, *Proc. of Computer Methods and Advances in Geomechanics*, pp. 1731-1736, 1994.
- 3) Fujii, T., Hagiwara, T., Ueno, K. and Taguchi,A. :Experiment and analysis of earth pressure on axisymmetric shaft in sand, *Proceedings of Centrifuge 94*, pp. 791-796, 1994.
- 4) Berezantzev,V.G.: Earth pressure on the cylindrical retaining walls, *Brussels Conf. on Earth Pressure Problems*, II, pp. 21-27, 1958.
- 5) 佐保 光, 斎藤邦夫, 木村 孟, 太田 明 : 壁面土圧に関する遠心力実験, 第20回土質工学研究発表会, pp. 1293-1294, 1985.
- 6) 篠原弘之, 藤田幸夫, 斎藤邦夫, 木村 孟 : 遠心載荷装置を用いた砂の主働土圧実験, 第21回土質工学研究発表会, pp. 1411-1412, 1986.
- 7) Toyosawa, Y., Horii, N., Tamate, S. and Hanayasu, S.:Deformation and failure characteristics of vertical cut and excavations, *Proceedings of Centrifuge 94*, pp. 663-668, 1994.
- 8) Lade,P.V.,Jessberger,H.L.,Makowski,E. and Jordan,P.:Modeling of deep shafts in centrifuge tests,*Proc. 10th ICSMFE*, Vol. 1, pp. 683-691, 1981.
- 9) Kusakabe, O.:Stability of excavations in soft clay,*Ph.D thesis, Cambridge University*, 1982.
- 10) Taylor, R.N.:Ground movements associated with tunnels and trenches, *Ph.D thesis, Cambridge University*, 1984.
- 11) Bolton, M.D. and Powrie, W.:Behaviour of diaphragm walls in clay prior to collapse, *Geotechnique*, Vol. 38, No. 2, pp. 167-189, 1988.
- 12) Kawasaki, K. and Taylor, R. N.:Earth pressure change during rotational failure of retaining wall,*Proceedings of centrifuge 94*, pp. 779-784, 1994.
- 13) Bolton, M.D., English, R., Hird, C.C. and Schofield, A.N.:Ground displacements in centrifuge models, *Proc. 8th ICSMFE*, Vol. 1, pp. 65-70, 1973.
- 14) Philips, R.:Ground deformation in the vicinity of trench headings, *Ph.D thesis, Cambridge University*, 1986.
- 15) Kusakabe, O., Takagi, N. and Hyodo, M.: Discussion on Trench excavation effects on adjacent buried pipes:finite element study by P. Nath, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol. 110, No. 11, pp. 1683-1693, 1984.
- 16) Tohda, J., Higuchi, Y., Nagura, K., Kawasaki, K., Yagura, T.and Yano, H.:Stability of slurry trench in sandy ground in centrifuged models, *Proceedings of Centrifuge 91*, pp. 75-82, 1991.
- 17) 樋口雄一, 東田 淳, 名倉克博, 川崎宏二 : 砂地盤に築造される泥水掘削溝の新しい安定計算法, 土と基礎, Vol. 42, No. 3, pp. 7-12, 1994.
- 18) 名倉克博, 樋口雄一, 川崎宏二, 東田 淳 : 砂地盤に築造される泥水掘削溝の安定性の検討, 土木学会論文集, No. 499/III-28, pp. 187- 196, 1994.
- 19) Kimura, T., Takemura, J., Hiro-oka, A., Suemasa, N. and Kouda, M.:Stability of unsupported and supported vertical cuts in soft clay, *Proc. 11th SEAGC*, pp. 31-70, 1993.
- 20) 吉迫和生, 神田政幸, 末政直晃, 竹村次朗 : 自立土留め壁を用いた軟弱粘性土地盤の掘削時安定性について, 第27回土質工学研究発表会, pp. 1813-1814, 1992.
- 21) 藤井利信, 野本 寿, 萩原敏行, 田口 敦 : 乾燥砂中の深い円形立坑に作用する主働土圧に関する2, 3の検討, 第48回土木学会年次学術講演会, pp. 536-537, 1993.
- 22) 岡原美知夫, 木村嘉富, 渡会正晃, 平尾淳一 : 掘削にともなう周辺地盤の変状に関する模型実験, 山留めとシールド工事における土圧・水圧と地盤の挙動に関するシンポジウム, 土質工学会, pp. 197-202, 1992.
- 23) Wong, R. C. K. and Kaiser, P. K.:Behaviour of vertical shafts: reevaluation of model test results and evaluation of field measurements,

- Canadian Geotechnical Journal, 25, pp. 338-352, 1988.
- 24) Chambon, P., Corte, J-F., Garnier, J. and Konig,D.:Face stability of shallow tunnels in granular soils, *Proceedings of Centrifuge 91*, pp. 99-105, 1991.
- 25) Kutter, B.L., Chang, J-D. and Davis, B.C.: Collapse of cavities in sand and particle size effects, *Proceedings of Centrifuge 94*, pp. 809-815, 1994.
- 26) 藤井利侑, 市川 寛:シンガポールの硬質粘性土に対するグランドアンカーによる大規模開削工法, 西松建設技報, 第10巻, pp. 112-121, 1987.

(1995. 6. 29 受付)

FAILURE MECHANISM OF A DRY SANDY GROUND AROUND A DEEP CIRCULAR SHAFT AT ACTIVE STATE

Toshiyuki FUJII, Toshiyuki HAGIWARA and Osamu KUSAKABE

A series of centrifuge model tests was performed in order to study the failure characteristics of a dry sand around a deep circular shaft at the active state. Finite element analysis based on elasto-plastic model was also conducted for comparison with the experimental results. Discussion was the relationship between the failure mechanisms and the active earth pressure distributions of the shaft. It was found that the failure mechanisms of the circular shaft showed three dimensional nature and were strongly affected by the depth of ground (stress level), resulting in different active earth pressure distributions of the shaft.