山岳トンネルの切羽崩壊メカニズムに関する一考察 —粒状体の降下床と重力流動の3次元個別要素法解析—†

吉川直孝*¹ 伊藤和也*¹ 豊澤康男*¹ 堀智仁*¹

トンネルを掘削すると、地盤内に空洞を発生させるため、トンネル周辺の地盤の応力は変化する。このようなトンネル掘削時の地盤内の応力再配分は、降下床実験と呼ばれる実験等により多く検討されてきた。一方、トンネルが崩壊すると、降下床が瞬時に消失し、地盤が重力により流動するような挙動を呈する。本研究では、3次元個別要素法により降下床及び重力流動を解析した。まず、既往の研究から砂の降下床実験時の降下床及びその周辺の鉛直応力の値を抽出し、解析結果と比較したところ、解析結果と実験結果がほぼ一致した。次に、降下床を瞬時に消失させる重力流動を解析した結果、消失させた降下床周辺の鉛直応力は動的な挙動を示し、急激な上昇、下降を繰り返した。これは、消失させた降下床の周辺地盤が、グラウンドアーチにより上部の地盤を支えようとする機構が生成、消失を繰り返しているためであると推察される。つまり、グラウンドアーチが生成された際には、その脚部の応力は上昇し、消失するとその応力は低下する。グラウンドアーチが生成された際の脚部の応力は静的なそれよりも数倍も大きくなる。本研究結果から一旦トンネル切羽において小崩壊が発生すると、その周辺はより大きな応力を受け、より崩壊の規模が拡大する可能性を示唆している。

キーワード: トンネル, 個別要素法, 降下床, 重力流動, 粒状体, 応力再配分

1 はじめに

現在、多くの山岳トンネルは、ナトム (NATM; New Austrian Tunneling Method) により建設されている。この工法は、1964年にオーストリアの Rabcewicz によって提唱された¹⁾。日本では1976年に上越新幹線中山トンネルに本格的に初めて適用された。一方、多くの都市部のトンネルは、シールド工法により建設されており、作業員が直接切羽に近接することなく、トンネルを建設できる状況にある。これら工法が普及して以降、トンネル建設工事中の死傷者数は劇的に減少した。しかしながら、トンネル建設工事中の労働災害は、依然として全建設業のそれよりも高い災害発生頻度を示している。特に、岩盤、土砂で構成される地盤における切羽からの肌落ち、小崩壊はトンネル建設工事特有の災害である。

トンネルを掘削すると、地盤内に応力の再配分が発生する。切羽、特に天端において岩盤や土砂の小崩壊が発生すると、その上部の地山周辺には新たに生じた小崩壊の空洞を支えようと、グラウンドアーチが生成される。そのアーチの脚部には応力が集中し、その応力は静的な土圧よりも数倍あるいは数十倍になることが知られている²⁾⁵⁾。この応力集中により、さらなる崩壊を招き、トンネル全体が崩落に至る可能性もある。したがって、小崩壊が生じた際にどの程度グラウンドアーチの脚部で応力が増加するのか明らかにする必要がある。この破壊形態は自立の難しい土砂地山でより発生しやすいと考えられる。

地盤の応力の再配分の研究は主に降下床実験と呼ばれる方法にて実験、解析されてきた⁶⁾¹⁰⁾。降下床実験とは、土槽内に砂質土等の地盤を作製し、土槽底盤の一部を降下させることにより、降下床及びその周辺の地盤の応力、地盤の変形挙動等を計測するものである。村山・松岡⁷⁾、菊本ら⁸⁾、Kikumoto&Kishida⁹⁾は、降下床実験において、降下中の床に加わる鉛直応力やその周辺の土槽底盤の応力を計測し、降下床に加わる応力は減少する一方、その周辺の応力が増加することを明らかにしている。Costa et al¹⁰⁾は、地盤の深さと降下床の幅との比を変化させた実験を実施し、地盤の変形挙動を検討している。その比が小さい場合、つまり地盤が浅い場合、破壊領域は降下床の幅の領域内の上方に限定されるのに対し、その比が大きい場合、つまり地盤が深い場合には破壊領域が降下床の幅を超えて上方だけでなく側方にも拡大することを示している。

一方、トンネルが崩壊すると、降下床が瞬時に消失し、地盤が重力により流動するような挙動を呈する。先駆的な研究として木山・藤村⁵⁾がある。彼らは2次元個別要素法 (Discrete Element Method, 以下「DEM」という。)を用いて、重力流動による応力の変化を解析しており、重力流動中にはグラウンドアーチが生成、消失を繰り返し、消失させた降下床の周辺の応力は、静的な鉛直応力の数倍に増加することを示している。しかし、2次元の解析であること、実際の3次元での静的な鉛直応力等の実験値との比較を実施しておらず、定性的な評価にとどまっている。

本研究では、3次元DEMにより菊本ら⁸⁾の降下床実験結果を解析し、静的な鉛直応力、降下中の鉛直応力の実験値と解析値を比較検討した。その上で、重力流動を解析し、木山・藤村⁵⁾の見解を確認し、重力流動中の鉛直応力を評価する。これは、実際のトンネル建設工事中において、切羽の天端付近で小崩壊が発生した場合の天端

† 原稿受付 2013年02月12日

† 原稿受理 2013年03月08日

*1 (独)労働安全衛生総合研究所 建設安全研究グループ

連絡先: 〒204-0024 東京都清瀬市梅園 1-4-6

(独)労働安全衛生総合研究所 建設安全研究グループ 吉川直孝*¹

E-mail:kikkawa@s.jniosh.go.jp

図1 降下床及び重力流動解析方法

図2 球要素の接触モデル

付近の支保部材等に加わる応力を評価することと同様だと考えられる。小崩壊の後、その上部ではグラウンドアーチが生成されるため、グラウンドアーチの脚部では、応力が増加し、さらなる大崩壊を招くことも考えられる。したがって、切羽の天端付近での小崩壊等の不測の事態が生じた際においても、どの程度の応力が支保部材に加わるか適切に評価する必要がある。

2 降下床及び重力流動の DEM 解析方法

本研究で用いた 3 次元 DEM コードは、Itasca 社が開発した 3D Particle Flow Code (PFC3D, Itasca 2012)¹¹⁾である。このコードの詳細は文献¹²⁾に譲る。

菊本ら⁸⁾が実施した実験は、1m 四方の土槽に、豊浦砂を相対密度 $D_r = 88\%$ となるよう空中落下法により堆積させ、降下床実験を行うものである。同実験において、堆積させる豊浦砂の地盤の深さを 75~300mm まで変化させ、それぞれの深さにおいて同実験を実施し、地盤の深さの影響も検討している。土槽底盤には 150mm の幅の鉛直応力を計測できる床を設置し、各床の鉛直応力を計測している。その内の中央部分の床を降下床として、降

下床実験では一定速度で降下させることにより実験を実施している。

本研究において、まず、菊本ら⁸⁾と同等の寸法を有する土槽を DEM の壁要素により表現している。図 1 左図に DEM により再現された土槽を示している。ただし、地盤の深さは 150mm に固定している。同図において、降下床とその周辺の床の鉛直応力をモニタリングし、降下中の床及びその周辺の鉛直応力を評価し、菊本ら⁸⁾の実験結果との比較を行う。

次に、図 1 右図に示すように、降下床を瞬時に消失させ、重力流動による応力の変動を評価する。

1) DEM 解析

菊本ら⁸⁾は降下床実験において、豊浦砂(平均粒径 $D_{50} = 0.20\text{mm}$)を用いているが、DEM においてその粒子径、粒度分布、粒子形状等を忠実に再現すると、計算時間が膨大となり、数パターンの解析を実施することが困難となる。そこで、本研究では豊浦砂粒子を球と仮定し、球要素を用いた DEM 解析を実施した。球要素を用いたことによる実験値との乖離も一部には見られているが、今回、単純な球要素を用いてどこまで実験値を再現できるかの確認も兼ねている。適切な粒子径、粒度分布、粒子形状等については、現在盛んに研究が行われており^{13), 14)}、今後の課題としたい。

DEM では各球要素をその変形を解くことなく剛体(変形しない物質)と考え、質量 m の各粒子に作用する合力 F から Newton の運動の第二法則 ($F = ma$) に基づいて粒子の加速度 a 、速度、変位を求め粒子の移動後の位置を求める。その後、粒子の新しい位置関係から新しい接触関係が生まれ、接点を更新される。粒子の相対変位から接点の変位、そして接点力が算出される。その合力と合モーメントが判り、再び各粒子の運動は質点の運動として計算される¹⁵⁾。

解析パラメータとして主なものに図 2 に示すように、球要素の法線方向の剛性 k^n 、球要素の接線方向の剛性 k^s 、球要素の摩擦係数 μ 、球要素の法線方向の減衰定数 β^n 、球要素の接線方向の減衰定数 β^s がある。球要素の剛性については、堀ら(2010)¹⁶⁾によって計測された豊浦砂の P 波速度、S 波速度を用いて次式により算出した。

$$k^n = \frac{\pi R \rho_s V_p^2}{3} \quad (1)$$

$$k^s = \frac{\pi R \rho_s V_s^2}{3} \quad (2)$$

ここで、 V_p, V_s : 球要素の P 波、S 波速度、 R : 球要素の平均半径、 ρ_s : 土粒子の密度、である。

球要素の法線方向及び接線方向の剛性は、厳密には P 波、S 波速度の両方に影響を与える。したがって、上式は簡便に球要素の剛性を求めるための仮定であることに留意する必要がある¹⁷⁾。

豊浦砂の V_p, V_s は、それぞれ 403, 254 m/sec とベンダー・エクステンダーエレメント試験により得られている¹⁶⁾。したがって、 k^n, k^s はそれぞれ $4.7 \times 10^6, 1.9 \times 10^6$ N/m と求まる。表 1 に本研究で用いた DEM パラメータの一覧を示す。

表 1 DEM パラメータの一覧

パラメータ	記号	値	単位
球要素の密度	ρ_s	2650	kg/m ³
球要素の平均半径	R	10.5	mm
最大最小球要素半径比	$R_{\max}/R_{\min}$	2.0	-
法線方向の剛性	k^n	4.7×10^6	N/m
接線方向の剛性	k^s	1.9×10^6	N/m
摩擦係数	μ	0.5	-
法線方向の減衰定数	β^n	0.8	-
接線方向の減衰定数	β^s	0.8	-

2) DEM による降下床と重力流動解析方法

DEM による降下床と重力流動の解析方法を以下に示す。

- ① 図 1 に示すように、 $1\text{m} \times 1\text{m} \times 1\text{m}$ の土槽を作製し、土槽内の中央に床を設置する。床の上に球要素を発生させ豊浦砂地盤を表現する。床の一部は、長さ $150\text{mm} \times$ 幅 150mm の降下床である。降下床の左右にも降下床周辺の鉛直応力を計測できるように、壁要素を分割して設置している。例えば、床 A 及び床 B は、長さ $150\text{mm} \times$ 幅 150mm 、床 C は、長さ $200\text{mm} \times$ 幅 150mm である。降下床、床ともに壁要素(長さ $50\text{mm} \times$ 幅 150mm)から構成されている。なお、壁要素は剛体である。壁要素に加わる鉛直応力は、壁要素に接触している球要素との接点に加わる法線方向の弾性力、粘性力を全て合計し、壁要素

図 3 降下床及びその周辺の鉛直応力と降下床の沈下量との関係

の断面積で除すことにより算出している。例えば、床 A に接触している球要素の数の平均は、重力流動実験において、約 45 個である。詳細については後述する。

- ② 壁要素と球要素の法線、接線方向の剛性は、同等とした。また、球要素と床の摩擦係数は 0.5 である。
- ③ 床の上に深さ 150mm まで球要素を発生させ、重力を作用させる。その後、平衡状態に近づくよう計算を繰り返す。豊浦砂の最大最小間隙比を用いて、堆積した球要素の層の相対密度を算出すると 86% であった。
- ④ 降下床解析では、降下床を一定速度 5mm/sec にて降下させた。重力流動解析では、降下床を瞬時に取り除いた。それぞれ降下床及びその周辺の鉛直応力を計測した。

3 結果及び考察

本章では最初に降下床解析について、実験結果との比較を行い、その再現性について述べる。その後、重力流動解析について議論する。

1) 降下床解析

図 3 に鉛直応力 σ_v と降下床の沈下量(変位量) d_t との関係を示す。鉛直応力は、降下床だけでなく降下床の中心から $150, 300, 450\text{mm}$ 離れた床 A, B, C についても示している。菊本ら⁸⁾の実験結果はプロットで示し、DEM 解析結果は折れ線で示している。砂層の層厚は 150mm であり、降下床の長さと同様である。初期の降下床及びその周辺に加わる鉛直応力は実験、解析ともに 2.38kN/m^2 であることがわかる。従って、DEM 解析では静的な鉛直応力を表現できることがわかる。

同図から、降下床の鉛直応力は、降下床の沈下とともに急激に減少し、 $d_t = 2.0\text{mm}$ のとき、 $\sigma_v = 0.62\text{kN/m}^2$ で

図4 降下床の沈下量 2.0mm の時の鉛直応力の分布

図5 降下床の沈下量 2.0mm の時の地表面の沈下量

ある。また、降下床の鉛直応力について、実験及び解析結果はよく一致している。

一方、降下床周辺の鉛直応力は、降下床に近い床 A について大きく上昇しており、降下床から離れるにしたがいその上昇量も小さくなる。特に床 A について、 $d_t = 2.0\text{mm}$ のとき、 $\sigma_v = 3.00\text{kN/m}^2$ であり、静的な鉛直応力よりも 1.3 倍ほど大きくなる。降下床周辺の鉛直応力についてもほぼ実験と解析結果が一致しているが、床 A の初期については、解析値が実験値よりも大きい。この理由としては、今後検討の必要があるが、豊浦砂と球要素のダイレイタンシーの相違が考えられる。

Matsushima&Saomoto¹⁸⁾は、マイクロ스코プにより豊浦砂の粒子形状を観察し、その粒子形状を適切に表現できるよう円要素をいくつか剛結し豊浦砂粒子を表現している。同粒子を用いて、2 軸圧縮試験解析を実施したところ、円要素のみの場合と比べて、せん断抵抗角、体積ひずみの値が大きくなることを示している。つまり、豊浦砂の粒子形状を適切に表現した 2 軸圧縮試験解析結果は、円要素の場合と比べて、軸ひずみ 8% の時、体積ひずみにして 1.5% 程度大きい。同様の傾向は、Maeda et al¹⁹⁾にも示されている。床 B と C の鉛直応力は、わずかに静的な鉛直応力よりも高いという傾向が実験値ともよく対応している。

図4は $d_t = 2.0\text{mm}$ のときの鉛直応力と降下床からの距離との関係を示しており、降下床及びその周辺の鉛直応力の分布図である。降下床の鉛直応力が減少している一方、その周辺では増加していることが理解できる。

図5は $d_t = 2.0\text{mm}$ のときの地表面の沈下量と降下床からの距離を示している。球要素の層厚は 150mm である。実験値は精度が $1\mu\text{m}$ のレーザ変位スキャナーにより計測されている⁸⁾。同図から地表面の沈下量については、解析値が実験値よりも極めて大きくなっている。この理由としては、先ほどと同様、豊浦砂と球要素のダイレイタンシーの相違による影響と推察される。豊浦砂の粒子形状は、比較的角ばっており、比較的密度が低い状態でもグラウンドアーチを生成すると考えられる。一方、

図6 土被りが浅い場合の降下床実験における進行性破壊の模式図 (Costa et al¹⁰⁾)

DEM 解析の場合、球要素を用いているため、密度の低い状態を表現することが難しいことが挙げられる。このため、ダイレイタンシーが実際とは異なり、グラウンドアーチは生成されるものの、より密な状態にならないと生成されず、降下床周辺のゆるみ領域がすぐに地表面にまで到達するものと推察される。

図6は、Costa et al¹⁰⁾が示したダイレイタンシー角と破壊領域との関係図である。角 θ_{i-OA} 及び角 θ_{i-OB} がこの場合ダイレイタンシー角にあたる。ダイレイタンシー角が小さい場合 (角 θ_{i-OB})、破壊領域がより上方にまで到達することがわかる。

以上から、DEM 解析では降下床及びその周辺の鉛直応力は比較的良好に表現できることが確認されたが、地表面の沈下量については、球要素を用いた単純な解析では評価できない。

本研究では、簡単な解析でどの程度まで表現できるか検討する目的も兼ねている。このように球要素を用いた単純な解析でも鉛直応力をよく表現できることが明らかとなったため、今後はより複雑なトンネル切羽の安定を吹付コンクリート、ロックボルト、鋼製アーチ支保工等

図7 球要素 ($R=10.5\text{mm}$, $m=0.01285\text{kg}$) 1つを高さ 300mm から重力落下させる解析

も DEM により表現することにより検討したいと考えている。

2) 重力流動

上述したように、DEM 解析では、降下床及びその周辺の鉛直応力を評価できることが明らかとなったため、ここでは、降下床を瞬時に消失させることにより、球要素地盤の重力流動を表現し、消失させた降下床周辺の鉛直応力の分布を評価する。

これは、実際のトンネル建設工事中、切羽の天端付近で小崩壊が発生したときにトンネル切羽付近の応力状態がどのように変化するかを評価することと同様だと考えられる。小崩壊の後、その上部ではグラウンドアーチが生成されるため、グラウンドアーチの脚部では、応力が増加し、さらなる大崩壊を招くことも考えられる。

重力流動解析結果について議論する前に、球要素の重力落下時の衝撃力について考察する。図7は、土被りの2倍の高さである300mmから球要素(半径 $R=10.5\text{mm}$)を落下させたときの様子を示している。また、図8は、球要素と床の接点における鉛直(法線)方向の弾性力と粘性力及び球要素の鉛直座標と経過時間の解析結果を示している。弾性力とは接点の変位量に比例し、ここでは鉛直(法線)方向の剛性 k^n に関係する。また、粘性力は接点の速度に比例し、ここでは法線方向の減衰定数 β^n に関係する。球要素の鉛直座標(球の中心座標)は、床の鉛直座標が0mとして鉛直上向きを正とした場合の鉛直座標である。力については、鉛直下向きを正としている。経過時間は、球要素を300mmの高さから自由落下させたときの開始時刻を0secとしている。

同図の球要素の鉛直位置の経時変化を見ると、0.2429秒後に床に衝突し、球要素の接点が床とオーバーラップした後、球要素は振動することなく、また、浮き上がる

図8 重力落下解析時の鉛直方向の弾性力、粘性力、床に加わる鉛直力、球要素の鉛直座標と経過時間の解析結果

ことなく、静止状態に至ることがわかる。今回、減衰定数 β として臨界減衰 ($\beta_c = 1.0$) に近い 0.8 という値を用いたため、球要素を 300mm の高さから落下させたとしても、床から浮き上がることなく、また振動することなく静止状態に至ることがわかる。

鉛直方向の弾性力を見ると、0.2429秒後から上昇し始め、0.24299秒後に極大値 251N を示した後、下降に転じ、0.24401秒後に一定値 0.126N となる。このとき、鉛直方向の粘性力は、0.24296秒後に極大値 663N を示した後、下降に転じ、0.24302秒後から負の値を示す。最終的には 0.24531秒後に一定値となる。弾性力と粘性力の極大値を比較すると、弾性力の方が小さくなっている。床に作用する鉛直力は、鉛直方向の弾性力と粘性力の合計値が算出されている。

このときの力積、すなわち、図8の床に作用する鉛直力を経過時間で積分した値を計算すると、 $0.0332\text{kg}\cdot\text{m}/\text{sec}$ と求まる。また、理論的に力積を求めることを考える。質量 $m = 4\pi R^3/3 = 0.01285\text{kg}$ の物体を高さ $h = 300\text{mm}$ から落下させた時、床と衝突する直前の速度 $v_1 = (2gh)^{1/2} = 2.43\text{m}/\text{sec}$ が、衝突後、速度 $v_2 = 0\text{m}/\text{sec}$ となったとき、その力積は $0.0312\text{kg}\cdot\text{m}/\text{sec}$ となり、解析値と理論値がほぼ等しい。したがって、鉛直方向の弾性力と粘性力の合計値が床に与える鉛直力(衝撃力)である。

以上の結果をふまえて、重力流動の解析結果について検討する。図9は、消失させた降下床直近の床Aと接触している全ての球要素の鉛直方向の弾性力の合力、粘性力の合力、接点数と消失させてからの経過時間の関係を示している。経過時間 0.4秒は、図3の降下床解析において降下床が 2.0mm 沈下するまでの経過時間に等しい。弾性力と粘性力を比較すると、弾性力の方が大きくなっている。また床Aに接触する球要素の接点は平均 45個であり、そのばらつきも少ない。したがって、床Aに作用する鉛直力には、球要素の振動成分も含まれているが、その影響は小さいものと推察される。

図 9 重力流動時の床 A における鉛直方向の弾性力、粘性力、接点数と経過時間の関係

図 10 重力流動時の消失させた降下床周辺の鉛直応力

図 10 は消失させた降下床周辺の鉛直応力と消失させてからの経過時間の関係を示している。

同図から、床 A の鉛直応力は静的な鉛直応力よりも極めて大きくなる時と僅かに小さくなる時を繰り返し、グラウンドアーチの生成、消失を繰り返すことがわかる。一方、床 B と C の鉛直応力は、初期値からほとんど変化しないことがわかる。

図 11 は降下床を消失させてから経過時間 0.3 秒後における鉛直応力と消失させた降下床からの距離との関係を示しており、重力流動中の鉛直応力の分布図である。同図には降下床解析中の鉛直応力の分布図も比較のため示している。経過時間 0.3 秒は、図 3 の降下床解析において降下床が 1.5mm 沈下するまでの経過時間に等しい。図 11 から、重力流動中の床 A の鉛直応力(6.96kN/m²)は、降下床解析中の鉛直応力 (3.08kN/m²) の約 2.3 倍、静的な鉛直応力 (2.38kN/m²) の約 2.9 倍になることがわかる。このように重力流動では、グラウンドアーチの生成と消失を繰り返すことにより、瞬間的に高い圧力がトンネルに作用することを示唆している。

Jenike²⁾, Jenike&Johanson³⁾によると、ビン、サイロ、パンカーなど容器構造物内に充填された岩質粒状体

図 11 重力流動開始後 0.3 秒の時の消失させた降下床周辺の鉛直応力の分布と降下床解析の鉛直応力の分布との比較

では、排出流動（上部からの補給がない流動）の開始直後において、静的な堆積圧の数倍とも、あるいは 10 倍以上ともいわれる局所的な過動圧（動的な過大圧力）が壁面に作用するとされている。また、木山・藤村⁴⁾は鉛直円管を用いた模型実験によって、連続流動（上部から補給して土被りを一定にした流動）における壁面応力が静的な堆積圧の 3～4 倍の大きさであることを報告している。さらに、木山・藤村⁵⁾の 2 次元 DEM 解析結果から、グラウンドアーチの生成と消失を繰り返し、床に作用する鉛直力の変動も激しいこと、その最大値は静止時のその約 10 倍であること等が報告されている。

本研究結果も木山・藤村⁵⁾の解析結果を裏付ける結果となっているが、流動時と静止時の鉛直応力の比（鉛直力の比）に違いがある。木山・藤村⁵⁾の研究は 2 次元円要素を用いた DEM 解析であるため、3 次元の場合と比べると円要素の移動できる領域が制限されるため、床に作用する力も大きくなったものと推察される。

これに対し、本研究は 3 次元 DEM 解析であり、菊本ら⁸⁾の降下床実験との鉛直応力に関する一致を示しているため、より信頼性が高いと考えられる。また、木山・藤村⁴⁾の鉛直円管を用いた模型実験結果に流動時と静止時の応力の比が近いことから裏付けられる。しかしながら、重力流動時の床に作用する最大鉛直応力の定量的な評価は、豊浦砂の重力流動実験を実施する等、条件を合わせた上で実験値と比較検討することが望まれる。

3) 本研究結果から導かれる山岳トンネル建設工事の切羽崩壊に関する一考察

本研究で実施した降下床及び重力流動解析、菊本ら⁸⁾の降下床実験結果から、2 つの結論が導かれる。

第一は、トンネルの支保部材、例えば、吹付けコンクリート、鋼支保工等が変形、降伏すると、その変形、降伏した部分の周辺では静的な応力よりも大きな応力が加

図 12 降下床及び重力流動解析時の接触力 (= 弾性力 + 粘性力) と球要素の分布図
(黒線：接触力，黄球：球要素)
降下床解析（左図），重力流動解析（右図）

わるということである（図 12 左図）。

第二は、切羽における小崩壊はトンネルの支保部材に動的な応力を作用させ、その応力は静的な応力よりも瞬間的に極めて大きな応力となることである（図 12 右図）。

これらの結論は、NATM の有効性を示す良い証拠でもある。つまり、切羽を掘削し、その直後に鏡（切羽面）や地山が露出した部分にコンクリートを吹き付けることで、例え吹付けコンクリートが完全に固まっていなくても小崩壊を抑制することができれば、少しでも動的な応力による作用を抑えうることを示唆している。すなわち、図 12 に示すように、切羽に対しコンクリートを吹き付けた状態での天端のはらみ出しは降下床に近く（左図）、コンクリートを吹付けいない状態での天端の小崩壊は重力流動に近い（右図）と置き換えられる。

4 まとめ

降下床を沈下させる過程において、降下床及びその周辺の鉛直応力の分布、また重力流動中のそれらの鉛直応力の分布を評価するため、DEM 解析を実施した。本解析では、粒子を球状と仮定した簡便な解析であり、解析条件も限られたものであるが、本研究で得られた結果の概要は以下のようである。

- ① 粒子が球状であると仮定した DEM 解析において、降下床を沈下させる過程における降下床及びその周辺の鉛直応力の変化をよくモデル化できる（図 3、4 参照）。
- ② DEM 解析で得られる降下床上部の地表面は、実験結果よりも大きくなる（図 5 参照）。これは、DEM 解析では豊浦砂よりも相対的に大きな球状の粒子を用いたことによりダイレイタンス性が豊浦砂とは異なることが挙げられる。

- ③ 降下床を瞬時に消去することによる重力流動中、降下床直近の鉛直応力は静的な鉛直応力よりも極めて大きい応力と小さな応力を繰り返す複雑な動的挙動を呈する。一方、降下床から少しでも離れた場合、ほとんど静的な鉛直応力から変化しない（図 10 参照）。
- ④ 重力流動中の最大鉛直応力は、静的な鉛直応力よりも数倍大きい（図 11 参照）。

本研究で得られた結果から、トンネル建設工事中、切羽を掘削した直後にできる限り早くコンクリートを吹き付けることが重要であることが分かる。これは切羽が緩み、地山がはらみ出そうとしても重力流動のような事態が発生しない限り、静的な応力の数倍にもなる動的な応力の発生を抑制できることから示唆される。

文 献

- 1) Rabcewicz, L. V. The New Austrian Tunneling Method, part one, two and three, Water Power, November 1964, December 1964 and January 1965: 453-457, 511-515 and 19-24.
- 2) Jenike, A. W. Gravity flow of bulk solids, Bulletin of the University of Utah, Bull. No. 108, 1961.
- 3) Jenike, A. W. and Johanson, J. R. On the theory of bin loads, Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME, Series B, 1969; Vol. 91 No.2: 339-344; Part 2, 1973; Vol.95 No.1: 1-5; Part 3, 1973; Vol.95 No.1: 6-12; Part 4, 1973; Vol.95 No.1: 13-16.
- 4) 木山英郎・藤村尚. 岩質粒状体の重力流動に関する基礎研究, 土木学会論文報告集, 1982; No.322: 101-110.

- 5) 木山英郎・藤村尚. カンドルの離散剛要素法を用いた岩質粒状体の重力流動の解析, 土木学会論文報告集, 1983; No. 333: 137-146.
- 6) Terzaghi, K. Stress distribution in dry and saturated sand above a yielding trap-door, Proc. 1st International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Cambridge, Mass., 1936; 35-39.
- 7) 村山朔郎・松岡元. 砂質土中のトンネル土圧に関する基礎的研究, 土木学会論文報告集, 1971; No.187: 95-108.
- 8) 菊本統, 木村亮, 岸田潔, 足立紀尚. トンネル掘削時の力学挙動に関する3次元降下床実験とその数値解析, 土木学会論文集, 2003; No.750 Vol. 65: 145-158.
- 9) Kikumoto, M. & Kishida, K. Mechanical behavior on the sandy ground through the 3-D trapdoor experiment, Proc. of the 12th Asian Regional Conference on Soil Mechanics & Geotechnical Engineering, 2003; 4p.
- 10) Costa, Y. D., Zornberg, J. G., Bueno B. S. and Costa C. L. Failure mechanisms in sand over a deep active trapdoor, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 2009; 1741-1753.
- 11) Itasca Consulting Group Inc. Particle Flow Code in 3 Dimensions Theory and Background, 2012.
- 12) Cundall, P. A. and Strack, O. D. L.: A discrete numerical model for granular assemblies, Géotechnique, 1979; Vol. 29 No. 1: 47-65.
- 13) Matsushima, T., Katagiri, J., Uesugi, K., Tsuchiyama, A. and Nakano, T.: 3D shape characterization and image-based DEM simulation of the lunar soil stimulant FJS-1, Journal of aerospace engineering, ASCE, January 2009; 15-23.
- 14) Maeda, K. and Hirabayashi, H.: Influence of grain properties on macro mechanical behaviors of granular media by DEM, Journal of Applied Mechanics, JSCE, 2006; Vol. 9: 623-630.
- 15) 前田健一. 個別要素法の基礎と地盤工学への応用, 地盤に関する解析技術(個別要素法)講習会, 2012; 1-67.
- 16) 堀智仁, 吉川直孝, 沖田毅瑠, 三田地利之. ベンダーエレメント試験による S 波および P 波速度計測の試み, 第 6 回地盤工学会関東支部研究発表会 (GeoKanto2010), 2010; 4p.
- 17) 伯野元彦. 破壊のシミュレーションー拡張個別要素法で破壊を追うー, 森北出版株式会社, 230p, 1997.
- 18) Matsushima, T. & Saomoto, H. Discrete element modeling for irregularly-shaped sand grains, Numerical Methods in Geotechnical Engineering, Mestat (ed.), 2002: 239-246.
- 19) Maeda, K. et al. Stress-chain based micromechanics of sand with grain shape effect, Granular Matter, 2007; Vol. 12: 499-505.

Failure Mechanism of Mountain Tunnel Cutting Face —Trapdoor Lowering and Gravity Flow of Granular Material using Three Dimensional Discrete Element Simulation—

by

Naotaka KIKKAWA^{*1}, Kazuya ITOH^{*1}, Yasuo TOYOSAWA^{*1} and Tomohito HORI^{*1}

A space generates inside the ground by tunnel excavation and so the stress inside the ground surrounding the tunnel would change. This re-arrangement of stress has been investigated by so-called "trapdoor experiment". This research analyses numerical simulations of a bed of granular material having a moveable trapdoor over part of the underlying boundary using the discrete element method (DEM). Kikumoto & Kishida (2003) measured the vertical stresses on a trapdoor and the adjacent boundaries in tests using Toyoura sand to represent natural ground. The DEM model provided a good simulation of the vertical stresses measured on the trapdoor when it was moved downward and also the vertical stresses on the boundaries adjacent to the trapdoor. Next the gravitational flow of the sand was calculated when the trapdoor was suddenly removed; it was found that there was a complex dynamic response in the vertical stress on the boundary immediately adjacent to the opening created, but only modest changes further away. The motivation for these DEM simulations was to gain a better understanding of the processes involved in tunnel construction when there is a partial collapse of the face, or the roof, near the tunnel face.

Key Words: mountain tunnel, trapdoor, gravity flow, discrete element method, granular material

^{*1} Construction Safety Research Group, National Institute of Occupational Safety and Health