

球形要素を用いた個別要素法による3次元モデルの提案とトンネル解析への適用

Proposition of 3-D Model by Using Distinct Element Method with Sphere Element and Its Application to Analysis of Tunnel

松井幹雄*, 黒木繁盛*, 島村亜紀子*, 西村和夫**

Mikio MATSUI, Shigemori KUROKI, Akiko SHIMAMURA and Kazuo NISHIMURA

A new three-dimensional model is proposed for modeling of continuum by using the Distinct Element Method (DEM) with sphere elements. The relationship between material parameters for the DEM and those of continuum is presented on the case that the continuum is modeled by the proposed model with sphere elements arranged as a body-centered cubic. The model and the relationship are applied to analysis of the effect of some auxiliary methods for tunnel.

Key Words: DEM, sphere element, continuum, material parameter, body-centered cubic, tunnel

1. はじめに

トンネルや地下空洞の設計には有限要素法(以下, FEM)が広く利用されているが, 例えば, 重力作用が支配的で不連続体的な挙動を十分評価できないのに対し, 個別要素法(以下, DEM)などの解析法ではこのような挙動を評価できるとされている¹⁾. DEMは様々な崩壊現象を計算機上で模擬できる可能性を持つが, 実際の不連続面を2次元解析で正しくモデル化できない場合やトンネルの施工過程を考慮する場合などのための3次元解析となると, 膨大な計算時間を要するという問題だけでなく適用事例が少ないという問題もあるため, トンネルなどの設計に用いることは難しいのが現状である.

3次元DEMにおいて多面体要素を用いると不連続面を少ない要素でモデル化できるものの, 破壊面が多面体要素表面に限られるため, 節理性岩盤が広く分布する場合や土砂地山の場合など破壊面を事前に限定できない場合には, 要素数を少なくできるという多面体要素の長所が消える. また, 多面体要素の頂点のかみ合わせによる影響が過大になることもある. このようなとき, 3次元DEMの要素形状としては球形が有力となる. 球形要素の場合, DEMで計算時間の多くを費やす接触判定が容易であり, また, ランダム配置することによって潜在的な弱面を形成させないことも可能である.

著者ら²⁾は以前, 2次元DEMにおいて円形要素で粒状体だけでなく連続体もモデル化できるようにした擬似矩形要素モデルを提案している. これは, 円形要素を核として用いながら接触面を矩形要素と極力同じにモデル化したものであり, 直線状の接触面にばねとダッシュポットを連続的に分布させ, それをいくつかに区分した接触面毎の離散的なばねとダッシュポットで代表させたものである. この考え方に基づいて直線状の接触面と分布ばねを平面状の接触面と分布ばねに拡張すれば, 2次元モデルから3次元モデルに拡張できる.

本論文では, 擬似矩形要素モデルと同一の考え方にに基づき, 球形要素を用いて連続体をモデル化するため

* 正会員 前田建設工業(株) 土木設計部

** 正会員 東京都立大学大学院助教授 工学研究科土木工学専攻

の新たなモデルを提案する。次に、これを用いて連続体を体心立方格子配列の等径球形要素でモデル化した場合について、要素間材料定数とモデル全体のマクロな材料定数（以下、連続体材料定数と呼ぶ）の関係を明らかにする。最後に、これらを用いてトンネル補助工法の効果の解析を試みる。

2. 提案するモデル

2次元の擬似矩形要素モデルを3次元に拡張し、球形要素を核として用いた擬似立方体要素モデルをまず構築し、その

後に立方体形状を球形形状に変更することについて言及する。接触している2つの球形要素間に吉田ら³⁾と同様に、図-1に示すような局所座標 ξ, ψ を定義する。この局所座標の原点の位置は2つの要素中心を結ぶ線分の中点とし、要素1の中心から要素2の中心へ向かう方向を ξ 軸とする。 ξ 軸と ψ 軸はこの原点を通り ξ 軸に直交する平面上に定める。このとき、辺がこれらの軸に平行で、それぞれの球形要素に外接する立方体を擬似的に考え、2つの立方体の面どうしが ξ - ψ 平面上にある接触面（図中の面abcd）で接触していると考え、接触面は各辺が ξ 軸または ψ 軸に平行な正方形（各辺長 $=2r$ 、面積 $A=4r^2$ 、 r は球形要素の半径）である。これらの立方体は球形要素の動きに従って移動や回転をし、2つの要素はその接触面において互いの2面間の法線方向と接線方向に一樣に分布するばねとダッシュポットによって結ばれているものとする。接触面内の法線方向分布ばねの変位増分 Δu および接線方向分布ばねの変位増分 Δv 、 Δw （それぞれ ξ 方向成分、 ψ 方向成分）を次式で近似する（ $-r \leq \xi \leq r$ 、 $-r \leq \psi \leq r$ ）。

$$\Delta u(\xi, \psi) = \Delta \bar{u} + (\Delta \theta_{\psi 2} - \Delta \theta_{\psi 1}) \xi - (\Delta \theta_{\xi 2} - \Delta \theta_{\xi 1}) \psi, \quad \Delta v(\xi, \psi) = \Delta \bar{v}, \quad \Delta w(\xi, \psi) = \Delta \bar{w} \quad (1)$$

ここで、 $\Delta \bar{u}$ 、 $\Delta \bar{v}$ 、 $\Delta \bar{w}$ は球形要素を用いた通常の3次元DEMで定義されている変位増分に一致し次式で与えられる（分布ばねの変位増分は図-1の要素1が局所座標軸の正方向に移動する場合を正とし、後出の応力、ひずみおよび抗力の符号も同様とする）。

$$\Delta \bar{u} = \Delta \zeta_1 - \Delta \zeta_2, \quad \Delta \bar{v} = \Delta \xi_1 - \Delta \xi_2 + r \Delta \theta_{\psi 1} + r \Delta \theta_{\psi 2}, \quad \Delta \bar{w} = \Delta \psi_1 - \Delta \psi_2 - r \Delta \theta_{\xi 1} - r \Delta \theta_{\xi 2} \quad (2)$$

また、 $\Delta \zeta_i$ は要素1の中心の ζ 方向並進移動増分、 $\Delta \theta_{\xi i}$ は局所座標の原点を要素1の中心に平行移動したときの ξ 軸回りの要素1の回転角増分（右ネジの方向が正）を表し、他も同様である。局所座標系の並進移動増分および回転角増分はそれぞれ全体座標系における要素中心の並進移動増分および回転角増分を吉田ら³⁾と同様に座標変換して求められる。

提案するモデルは連続体をモデル化するためのものであるため、分布ばねの構成式については、ひずみ増分 $\Delta \epsilon_n$ 、 $\Delta \gamma_\xi$ 、 $\Delta \gamma_\psi$ と応力増分 $\Delta \sigma_n$ 、 $\Delta \tau_\xi$ 、 $\Delta \tau_\psi$ および両者の関係を仮想縦弾性係数 k_n と仮想せん断弾性係数 k_s を用いて次式のように定義する。

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_n(\xi, \psi) &= \Delta u(\xi, \psi) / (2r), \quad \Delta \sigma_n(\xi, \psi) = k_n \Delta \epsilon_n(\xi, \psi) \\ \Delta \gamma_\xi(\xi, \psi) &= \Delta v(\xi, \psi) / (2r), \quad \Delta \tau_\xi(\xi, \psi) = k_s \Delta \gamma_\xi(\xi, \psi) \\ \Delta \gamma_\psi(\xi, \psi) &= \Delta w(\xi, \psi) / (2r), \quad \Delta \tau_\psi(\xi, \psi) = k_s \Delta \gamma_\psi(\xi, \psi) \end{aligned} \quad (3)$$

接触面を幾つかに区分し、その区分した接触面（以下、区分接触面と呼ぶ）毎に一樣分布モデルと等価な離散的なばねとダッシュポットを1組ずつ配置する。ここでは簡単のため図-2に示すような4等分に区分するものとし、離散的なばね等の配置位置は区分接触面の図心または接触面の頂点とする。

位置 ξ_i, ψ_i ($i=1 \sim 4$)の離散的なばねの法線方向弾性抗力増

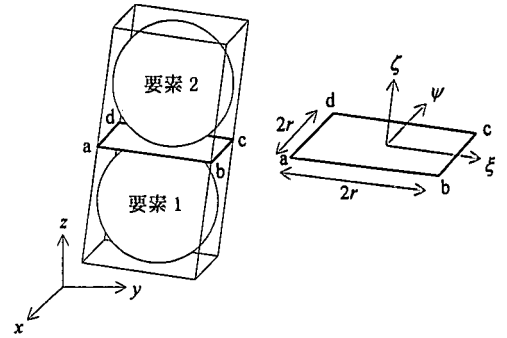
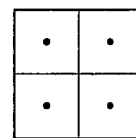
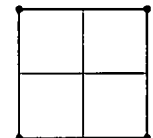


図-1 球形要素間の局所座標と接触面



(a) 区分接触面の図心



(b) 接触面の頂点

図-2 接触面の区分方法および離散的なばねとダッシュポットの配置位置（4点の黒丸で表示）

分 $\Delta P_{e(i)}$, 接線方向弾性抗力増分 $\Delta Q_{e(i)}$, $\Delta R_{e(i)}$ およびばねに並列配置する離散的なダッシュポットの粘性抗力 $P_{d(i)}$, $Q_{d(i)}$, $R_{d(i)}$ は次式で表される.

$$\begin{aligned} \Delta P_{e(i)} &= (A/4) \Delta \sigma_n(\xi_i, \psi_i) = K_n \Delta u(\xi_i, \psi_i), \quad P_{d(i)} = \eta_n \Delta u(\xi_i, \psi_i) / \Delta t, \quad K_n = (A/4) k_n / (2r), \quad \eta_n = h_n \sqrt{K_n m / 2} \\ \Delta Q_{e(i)} &= (A/4) \Delta \tau_{\xi}(\xi_i, \psi_i) = K_s \Delta v(\xi_i, \psi_i), \quad Q_{d(i)} = \eta_s \Delta v(\xi_i, \psi_i) / \Delta t, \quad K_s = (A/4) k_s / (2r), \quad \eta_s = \eta_n \sqrt{K_s / K_n} \\ \Delta R_{e(i)} &= (A/4) \Delta \tau_{\psi}(\xi_i, \psi_i) = K_s \Delta w(\xi_i, \psi_i), \quad R_{d(i)} = \eta_s \Delta w(\xi_i, \psi_i) / \Delta t, \end{aligned} \quad (4)$$

ここで, K_n と K_s は法線方向ばね係数と接線方向ばね係数, η_n と η_s は法線方向粘性係数と接線方向粘性係数, h_n は法線方向減衰係数, m は要素の質量をそれぞれ表す. 離散的なばねの弾性抗力は増分式を接触開始から累計すれば求められる. なお, 要素間のねじりに対する抗力は無視できるものとする.

分布ばねの法線方向応力は要素間引張強度 σ_{td} を超えられないものとし, i 番目の離散的な法線方向ばねの弾性抗力が

$$P_{e(i)} < -(A/4) \sigma_{td} \quad (5)$$

となったとき, その位置の離散的連結は消滅して弾性抗力も粘性抗力も働かないものとする. また, 分布ばねの接線方向応力は要素間粘着力 c_d と要素間摩擦角 ϕ_d によって定められるクーロンの摩擦則に従うものとし, 離散的な接線方向ばねとダッシュポットの抗力はそれに対応した限界を持つものとする.

接触状態にある要素間の接触力および接触力によって生じる回転モーメントは次式に一部示すように離散的なばねの弾性抗力と粘性抗力を用いた算術和で求められる.

$$P = \sum_{i=1}^4 (P_{e(i)} + P_{d(i)}), \quad M_{\xi 1} = rR - \sum_{i=1}^4 \psi_i (P_{e(i)} + P_{d(i)}), \quad M_{\psi 1} = -rQ + \sum_{i=1}^4 \xi_i (P_{e(i)} + P_{d(i)}) \quad (6)$$

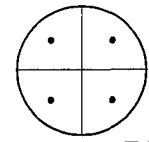
ここで, P と Q と R は接触面に働く抗力の合力の ξ 軸方向成分と ξ 軸方向成分と ψ 軸方向成分, $M_{\xi 1}$ と $M_{\psi 1}$ は接触面の抗力が要素 1 に作用する ξ 軸回りの回転モーメントと ψ 軸回りの回転モーメントをそれぞれ表し, 他も同様である. なお, 境界平面と球形要素との接触に対しては, 擬似矩形要素モデルの場合と同様にして, 以上の式を少し修正するだけでモデル化できる.

接触面内の分布ばねの変位増分は式(1)で近似したが, 要素の回転増分から求められる回転による座標変換マトリックスも用いれば, 位置 ξ_i, ψ_i ($i=1 \sim 4$) における変位増分を正確に求めることができる. しかし, 時々刻々の変位増分を正確に算出するためには, 要素間毎にこのマトリックスを記憶しておかなければならないため膨大な記憶量が必要となる. 2次元の擬似矩形要素モデルについての検討結果²⁾より, 斜面上で回転をしながら移動する矩形ブロックのように隅角部と境界面の間の幾何学的な関係が重要になる場合を除けば, 変位増分を式(1)で近似しても十分と考えられる.

提案するモデルは密実である連続体をモデル化するためのものであり, 擬似矩形要素モデルに関する妥当性の検討結果から, 単純立方格子配列の等径球形要素によって直方体の連続体をモデル化できることが推察される. 上では球形要素に外接する擬似的な立方体を考えて正方形の接触面としたが, 連続体モデルの断面の応力をその断面付近の接触面の射影面積当たりの力と定義すれば, 接触面の形状を図-2の正方形から例えば図-3に示すような円形に変えてもよいと考えられる. また, 密実である連続体を幾つかの要素に分割してモデル化するのであるから, 物理的に正しい単純立方格子配列でなくても対象とする問題を力学的に正しく表現できるなら他の配列でもよいと考えられる.

3. 要素間材料定数と連続体材料定数との関係

提案したモデルを用いた場合, 単純立方格子配列のとき要素間接触面に垂直(または平行)な方向への載荷に対しては, 要素間材料定数 k_n , σ_{td} (または k_s , c_d , ϕ_d) は連続体材料定数 E , σ_t (または G , c , ϕ) にそれぞれ一致した. こ



$$\xi_i, \psi_i = \pm r\sqrt{3}/2$$

図-3 円形の接触面の区分方法および離散的なばねとダッシュポットの配置位置

ここで、 E, G, c, ϕ, σ_t はヤング係数、せん断弾性係数、粘着力、内部摩擦角、引張強度をそれぞれ表す。また、著者らの既報²⁾の2次元下の载荷に対しては擬似矩形要素モデルと同じ結果になった。ただし、単純立方格子配列の場合は模擬できる現象に制約を受け、例えば、要素間接触面に垂直な方向への一軸圧縮時には圧縮破壊もポアソン比の影響も模擬できない。

トンネルなどの3次元連続体をモデル化する際、不規則径の球形要素をランダム配置すれば、解析モデルは方向に関する制約を受けない。しかしこの場合、初期配置に多大な手間と時間を要する上、要素間材料定数と連続体材料定数との関係をモデル毎に調べる必要がある。そこでここでは、単純立方格子配列の場合ほど配列の影響を受けないと考えられる体心立方格子配列の場合について、一軸圧縮または三軸圧縮のモデル解析により要素間材料定数と連続体材料定数との関係を明らかにする。

図-4に示すように、一軸または三軸圧縮モデルの寸法は1辺が10mの立方体とし、この立方体の大きさの中で体心立方格子配列となるように球形要素(格子上的要素配列数 n 、要素数 $=n^3+(n-1)^3$)を配置する。本来は密実である連続体を粗な体心立方格子配列でモデル化することを踏まえ、ここでは要素間接触面の形状は図-3に示すような円形とする。

z 軸方向の载荷は上下に設けた境界平面を通して行なう。三軸圧縮モデルの場合は側面にも境界平面を設け、これによって x 軸と y 軸方向に拘束圧を作用させる。連続体モデルの z 軸方向応力は要素間接触面を x - y 平面に射影した面積 A' に対する上下の境界平面に作用する弾性抗力の合力 F_z とし、次式で表す。

$$\sigma_z = F_z / A' \quad \text{ここで、} \quad A' = 4(n-1)^2 \cdot \pi^2 / \sqrt{3} \tag{7}$$

三軸圧縮モデルの場合の他の軸方向応力についても同様とする。軸方向ひずみは初期の軸方向長さ10mに対する各軸方向長さの減分の割合で表す。

重力を無視することと緩速载荷のため、各要素の質量 m と慣性モーメント I は結果に及ぼす影響が小さいと考え、次式に示すように質量密度 $\rho_0 = 2\rho = 4 \text{ g/cm}^3$ (ρ は連続体の質量密度であり、式の根拠は後述) の球の式で与える。

$$m = \rho_0 \pi^3 (4/3), \quad I = (2/5)mr^2 \tag{8}$$

以下に示すDEM解析結果のうち、一軸圧縮強度は z 軸方向応力 σ_z の最大値 $\sigma_1 = \max(\sigma_z)$ を算出したものであり、ヤング係数 E およびポアソン比 ν は $\sigma_z = \sigma_1/2$ のときの接線縦弾性係数 (z 軸方向のひずみ増分に対する応力増分、 $E = \Delta\sigma_z / \Delta\epsilon_z$) および接線ポアソン比 (z 軸方向ひずみ増分に対するそれに直角な方向の平均ひずみ増分、 $\nu = (-1/2) (\Delta\epsilon_x + \Delta\epsilon_y) / \Delta\epsilon_z$) をそれぞれ算出したものである。

要素配列数 n の影響を検討するため、一軸圧縮モデルで要素配列数 n を変えた解析を行なった。用いた要素間材料定数や解析条件等を表-1に示し、解析結果を図-5に示す。ここで、時間増分 Δt は解の安定条件²⁾を十分満たす値である。表-1には示していないが、球形要素と境界平面との間については、粘着力も引張強度もないものとし、摩擦角は0.1度としてほとんどないものとした。また、球形要素と球形要素の

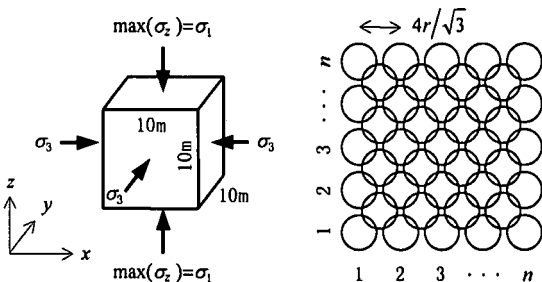


図-4 一軸圧縮 ($\sigma_3=0$) と三軸圧縮 ($\sigma_3=5$ または 10Mpa) のモデルおよび体心立方格子配列の球形要素

表-1 解析に用いた諸元

仮想縦弾性係数 k_n (Mpa)	1000
仮想弾性係数比 $s = k_t / k_n$	0.5
要素間粘着力 c_0 (Mpa)	3
要素間摩擦角 ϕ_0 (度)	16.7 ($\tan\phi_0 = 0.3$)
载荷速度 $\dot{\epsilon}_z$ (%/秒)	0.1
時間増分 Δt (秒)	2.5×10^{-5}

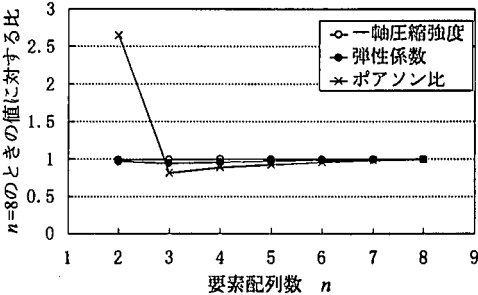


図-5 一軸圧縮モデルにおける要素配列数の影響

間の要素間引張強度は十分大きな値とした。

同図より、一軸圧縮強度、ヤング係数およびポアソン比は要素配列数 n が大きくなるにつれて次第に収束していることがわかり、 $n=5$ 程度でもほぼ収束しているといえる。従って以下の解析では $n=5$ (要素半径 $r=0.89\text{m}$) とした。

仮想弾性係数 k_n , k_s が一軸圧縮強度、ヤング係数およびポアソン比に及ぼす影響を調べるための解析を行なった。基本的には表-1 に示す解析諸元を用い、まず、仮想弾性係数比 $s (=k_s/k_n)$ を一定として、 k_n を 1000Mpa から 5000Mpa まで 5 段階に変化させた解析を行なったところ、一軸圧縮強度とポアソン比は全く変わらず、ヤング係数が正比例するという結果になった。

次に、 k_n を一定として、仮想弾性係数比 s を 10 通りに変えた。球形要素半径が $n=8$ のときより大きいことから、計算時間を節約するために時間増分を 2 倍 ($\Delta t = 5 \times 10^{-5}$ 秒) にして解析した。以下の解析では、すべてこの時間増分値を用いた。

DEM解析結果より、 z 軸方向の応力-ひずみ曲線を図-6 に示す。同図より、仮想弾性係数比 s が小さくなるほど、ヤング係数が小さくなり一軸圧縮強度もわずかに小さくなることわかる。仮想弾性係数比 s とヤング係数比 E/k_n の関係および仮想弾性係数比 s とポアソン比 ν の関係を近似曲線とともに図-7 および図-8 にそれぞれ示す。ヤング係数比もポアソン比も仮想弾性係数比の 2 次式で表されることがわかる。これらの近似式から仮想縦弾性係数 k_n と仮想弾性係数比 s を決定すれば、所望の弾性特性を有する連続体モデルとすることができる。

さらに、せん断に関する強度定数の関係を調べるため、要素間粘着力 c_0 と要素間摩擦角 ϕ_0 を様々に変えて一軸圧縮強度および三軸圧縮強度を DEM 解析で求め、モールの応力円に接する破壊包絡線から連続体の粘着力 c と内部摩擦角 ϕ を算出した。仮想弾性係数比 $s=0.5$ の場合に得られた結果を図-9 および図-10 に示す。

これらより、仮想弾性係数比 s が一定のとき、粘着力 c は要素間摩擦角 ϕ_0 によらず要素間粘着力 c_0 と線形関係にあること、および、内部摩擦角の正接 $\tan\phi$ は要素間粘着力 c_0 によらず要素間摩擦係数 $\tan\phi_0$ と線形関係にあることがわかる。図中の近似式はほぼ図の原点を通っているため、図の Y 切片を 0 とした近似式を求め直せば、 c と c_0 および $\tan\phi$ と $\tan\phi_0$ のそれぞれの比例係数 $\alpha_c (=c/c_0)$ および $\alpha_\phi (= \tan\phi/\tan\phi_0)$ が得られる。他の s の場合についても同様にし、得られた結果を s の多項式とともに図-11 に示す。図中に示す多項式か

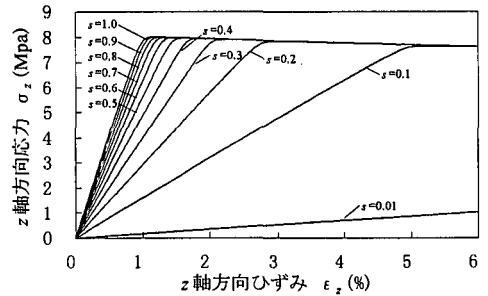


図-6 仮想弾性係数比と応力-ひずみ曲線の関係

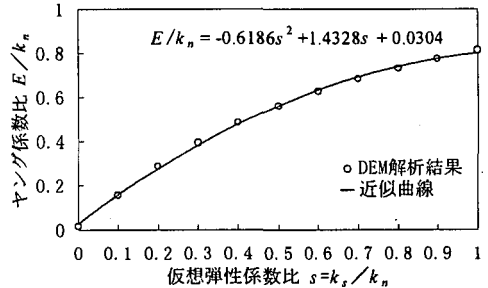


図-7 仮想弾性係数比とヤング係数比の関係

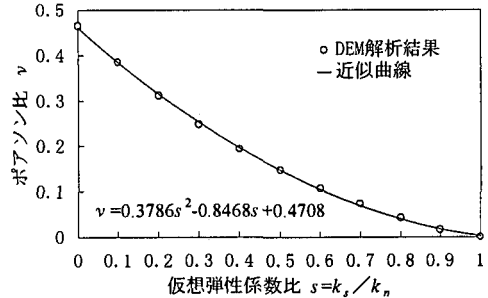


図-8 仮想弾性係数比とポアソン比の関係

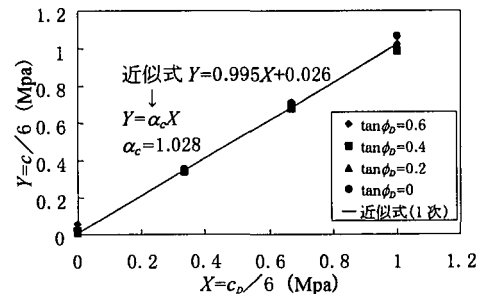


図-9 要素間粘着力と連続体の粘着力の関係

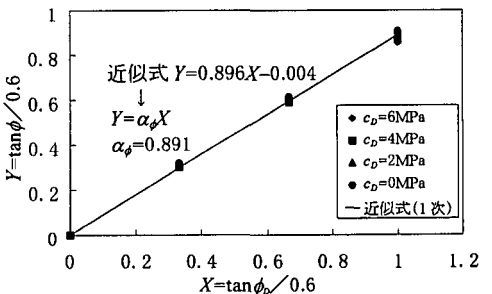


図-10 要素間摩擦角と連続体の内部摩擦角の関係

ら要素間粘着力 c_D と要素間摩擦角 ϕ_D を決定すれば、所望のせん断強度特性を有する連続体モデルとすることができる。

以上より、体心立方格子配列の場合の要素間材料定数は以下の手順①～⑥で決定できる。

- ① 所望の ν に対応する s を図-8 の近似式から求める
- ② s を図-7 の近似式に代入して E/k_n を求める
- ③ 所望の E を E/k_n で除して k_n を求める
- ④ s を図-11 の多項式に代入して α_c と α_ϕ を求める
- ⑤ 所望の c を α_c で除して c_D を求める
- ⑥ 所望の $\tan\phi$ を α_ϕ で除し逆正接をとり ϕ_D を求める

トンネルをモデル化する場合、地山の初期応力状態の設定も重要である。体心立方格子配列の鉛直方向の上端から j 列目の格子上的要素と $(j - 1/2)$ 列目の中間の要素との間の接触面における鉛直方向の応力が密度 ρ の連続体のその深さにおける初期地圧に等しいとすると、 j が大きいとき、ほぼ次式が成り立つ。

$$\rho_D \cdot \frac{4}{3} \pi r^3 \cdot \frac{2(j-1)}{4A''} = \rho \cdot (j-1) \cdot \frac{4r}{\sqrt{3}} \quad \text{ここで,} \quad A'' = \frac{A'}{4(n-1)^2} = \frac{\pi r^2}{\sqrt{3}} \quad (9)$$

これより、 $\rho_D = 2\rho$ として重力を作用させればよいことがわかる。水平方向の応力は s で決まるポアソン比に応じて得られるが、側面の平面境界から側圧を作用させて変えることも可能である。なお、引張強度については、一軸引張条件下の解析結果から $\sigma_t = 1.33\sigma_D$ なる関係が得られている。

4. トンネル補助工法の効果の解析

提案したモデルと得られた関係式の具体的な適用方法を示すこと、トンネルの3次元解析へのこれらの適用性を概略検討すること、およびトンネル掘削時にしばしば用いられる補助工法のモデル化手法の一例を示すことを目的とした解析を行なった。

解析モデルは対称性を利用して図-12 に示すような半分の領域とし、底面と側面に境界平面を設け、体心立方格子配列状に配置した半径 $r=0.5\text{m}$ の球形要素に重力を作用させて初期状態をつくった。そして、長さ $1D$ (D はトンネルの長直径) 分を1度に掘削した後に、長さ 2m 分を掘削した (それぞれ1次掘削、2次掘削と呼ぶ)。1次掘削周面付近の球形要素間には支保工を想定して初めから大きな要素間強度定数を設定した。2次掘削のときに補助工なしで掘削する場合のほか、先受け工、鏡ボルト、半径方向へのケーブルボルトのいずれかの補助工法を用いて掘削する場合も解析した。補助工法の効果を鮮明にするため、他の補強工はないものとした。想定した材料定数値および先に示した手順で求めた球形要素のための材料定数値を表-2 に示す。

これらの補助工はFEMの骨組要素を援用し単純

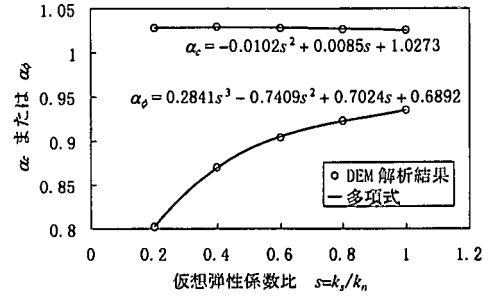


図-11 仮想弾性係数比と比例係数の関係

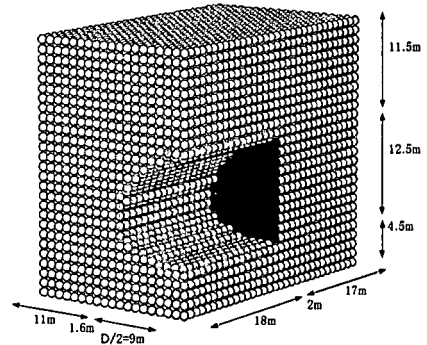


図-12 トンネルモデル (1次掘削直後、寸法は概略値、薄暗部は支保工、濃暗部は2次掘削部)

表-2 想定した材料定数値と球形要素に対して用いた材料定数値 (補助工法の範囲と本数は全断面当たり)

地山	$\rho = 2.2\text{g/cm}^3$, $E = 500\text{Mpa}$, $\nu = 0.35$, $c = 5\text{kPa}$, $\phi = 35$ 度, $\sigma_t = 2\text{kPa}$ $\rho_D = 4.4\text{g/cm}^3$, $k_n = 2125\text{Mpa}$, $s = 0.153$, $c_D = 4.9\text{kPa}$, $\phi_D = 42$ 度, $\sigma_{D0} = 1.5\text{kPa}$
1次掘削 周面付近	$\rho_D = 4.4\text{g/cm}^3$, $k_n = 2125\text{Mpa}$, $s = 0.153$, $c_D = 4.9\text{Mpa}$, $\phi_D = 42$ 度, $\sigma_{D0} = 1.5\text{Mpa}$
先受け工	$L = 12\text{m}$, 横断面範囲 100 度 15 本, $E = 2.1 \times 10^5\text{Mpa}$, $A = 20.4\text{cm}^2$, $I = 298\text{cm}^4$
鏡ボルト	$L = 12\text{m}$, 36 本, $E = 2.1 \times 10^5\text{Mpa}$, $A = 2.54\text{cm}^2$, $I = 0.515\text{cm}^4$
ケーブル ボルト	$L = 6\text{m}$, 横断面範囲 100 度 8 本, 縦断方向: 2m 間隔 10 断面, $E = 2.1 \times 10^5\text{Mpa}$, $A = 2.54\text{cm}^2$, $I = 0.515\text{cm}^4$

化してモデル化した。すなわち、骨組要素は2 m間隔の節点を有し、各節点の変位増分(並進および回転の6成分)はその付近(距離1 m以内)の球形要素の変位増分の平均値に等しいものとする。骨組要素が追加されてからの時々刻々の変位増分を足し込むことにより節点変位が得られる。得られた節点変位とFEM骨組要素の剛性行列から、節点に作用している荷重と曲げモーメントが求められる。その荷重と曲げモーメントの符号の正負を変えたものが骨組要素の剛性による弾性抗力およびモーメントであるとし、各節点付近の球形要素に等分して付加する。骨組要素の質量と運動は小さいものとして無視した。

DEM解析による崩壊の様子を図-13に示す。先受け工またはケーブルボルトを用いた場合の崩壊の様子は補助なしの場合とほぼ同じであった。崩壊の大きさの比較を表-3に示す。同表中の崩壊要素とは、2次掘削後の収束時において変位が大きい(変位>半径 r とした)球形要素としたものである。この解析では下半の切羽面が崩壊したため、鏡ボルトを用いた場合の崩壊要素の数が少ないのに対し、他の補助工法の場合は補助なしの場合とほとんど同じである。これは先受け工とケーブルボルトが掘削周面に対する支保効果は持つが切羽面に対する支保効果を持たないためである。このことは変位についても同様であり、他の補助工法の場合は補助工法の有無による変位の差がほとんどなかった。このように、非常に単純化した条件下の解析にもかかわらずFEMでは表現が難しい崩壊時の効果を表現できることから、本モデルはトンネルの3次元解析に適用できるように思われる。

5. おわりに

3次元DEMにおいて球形要素を用いて連続体をモデル化するためのモデルを提案し、これを用いた体心立方格子配列の場合のDEM材料定数の決定方法および連続体材料定数との関係式を示した。単純化した条件下の解析に用いた結果、これらはトンネルの3次元解析に適用できるように思われる。

体心立方格子配列は初期配置が容易であり、適用できる場合が多いと考えられる。必要であれば、初期配置後に場所によって材料定数を変えたり、ある平面付近の要素間強度定数を小さくして節理面を模擬することも可能である。ただし、ここで示した方法では、要素間接触面の初期応力が連続体の初期地圧に一致するものの、球形要素の総質量は連続体の総質量に一致しない。初期応力と総質量をともに連続体に一致させるためには接触面の面積の定義を変更する必要がある。

参考文献

- 1) 岩盤力学委員会 トンネル・地下空洞小委員会：吹付けコンクリートおよびロックボルトの作用効果と設計，第30回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.383-406，2000。
- 2) 松井幹雄，西村和夫：個別要素法における円形要素を核とした疑似矩形要素モデルの提案，土木学会論文集，No.638/Ⅲ-49，pp.29-40，1999。
- 3) 吉田 博，榎谷 浩，今井和昭：個別要素法による敷砂上への落石の衝撃特性に関する解析，土木学会論文集，第392号/I-9，pp.297-306，1988。

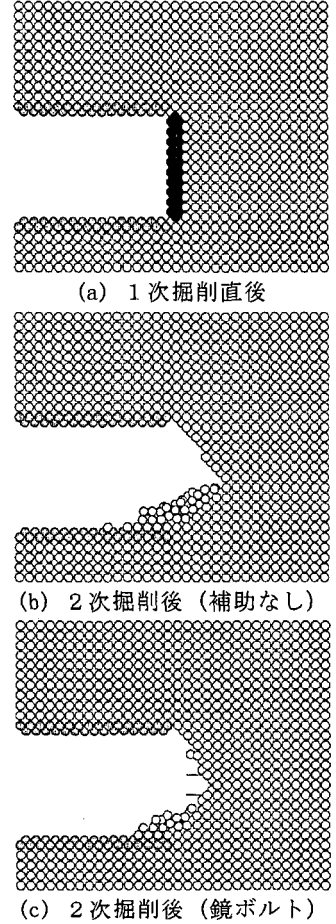


図-13 DEM解析結果
(対称面付近の様子)

表-3 崩壊要素の数

補助工法の種類	崩壊要素の数
補助なし	167
先受け工	164
鏡ボルト	79
ケーブルボルト	162