亀裂および節理系岩盤の進行性破壊の解析に関する研究

浜島良吉*・川井忠彦**・山下清明***
草深守人****・山田俊雄*****

Numerical Analysis for Progressive Failure of Cracked and Jointed Rock Masses

Ryokichi HAMAJIMA, Tadahiko KAWAI, Kiyoaki YAMASHITA,
Morito KUSABUKA and Toshio YAMADA

Abstract

Rock mass usually have cracks and joints, and can be considered anisotropic. Many numerical and experimental studies have been made on the mechanical properties. However the method of numerical analysis which can fully express the behaviour of such anisotropic rock mass with such discontinuities has not yet been developed. Recently the necessity of large scale excavations and consequently establishment of an effective method of analysis is considered urgent to clarify the mechanical properties of jointed and cracked rock media.

This paper is based on the "rigid body spring models" proposed by Kawai, in which the elements themselves are assumed to be rigid and they are connected by two types of springs distributed over their interface boundaries. Using the Mohr-Coulomb's failure criterion and considering the effect of contact as well as separation on the two points of interface boundaries of each elements, the perfect elasto-plastic analysis was carried out basing on the initial stress method.

In this paper the following results were obtained.

- (1) Homogeneous and anisotropic mechanical characteristics of materials can be obtained by random or anisotropic discretization.
- (2) In some cases of cracked rock masses, the crack propagates by slow stable fracture, while such as in splitting tensile test, it causes an instantaneous unstable fracture. This two modes of fracture are verified by numerical analysis.
- (3) Fracture pattern results for jointed rock are good agreement with experimental and numerical results.

1. ま え が き

岩盤の強度特性がそこに含まれる亀裂や節理に支配されることから、こうした不連続性岩盤に対する実験および解析がなされている。こうした不連続性岩盤の解析は次のふたつに分けて考えられよう。

- 1) 岩盤内に含まれる不連続性を考慮した不連続体解析

- 2) 岩盤内に含まれる不連続性を考慮した構成則を用いた連続体としての有限要素解析

ここで前者についてはさらに次のふたつにわけられよう。

- a) ジョイント要素を用いた有限要素解析^{1), 2), 3)}
- b) 要素を剛と仮定した不連続解析^{4), 5), 6), 7)}

ジョイント要素を用いた Goodman の解析法¹⁾は不連続面が既知の場合は有効に適用され得るが、亀裂性岩盤や節理系岩盤のように任意面に亀裂およびすべりの進展を考慮した解析が必要である場合には必ずしも適当であるとはいえない。

これに対し Cundall⁴⁾ は要素を剛と仮定し岩盤のトップリング破壊の解析を行った。しかし個々の要素の運動

* 埼玉大学工学部

** 東京理科大学工学部

*** 法政大学工学部

**** 間組技術研究所

***** 非線形力学研究所

図-1 不連続性基盤の反力分布⁷⁾

を基に解析をおこなっていることからトップリング破壊のような要素のばらばらの運動を扱う問題には適しているが拘束圧の作用する岩盤の解析には必ずしも適当であるとはいえない。これに対し川井⁵⁾は剛体バギモデル(RBSM)を提案した。

また浜島等⁷⁾は剛体パネモデルを用い節理系岩盤の応力伝達特性に対する解析を行い光弾性実験結果との良い対応を示している。図-1 はこれらの解析例の一部であるが、柱状節理面が水平面となす角度 θ の大きさが増すにつれて、岩盤底部の反力のピークは右方へ移動してゆき $\theta=45^\circ$ においてピーク位置が右から左へ飛び移っている。これは節理面のすべりに帰因するものであり、一種の力学的不安定現象を応力伝達特性の立場から論じたものであるが、亀裂および節理系岩盤の進行性破壊における強度、変形特性に対しては何も論じていない。本研究においては以下に示すような亀裂および節理をモデル化したモデル実験および解析を行い本解析の不連続性岩盤の進行性破壊解析への適用性を明らかにする。

- (1) 迅速に亀裂が伝播する不安定破壊
- (2) 多亀裂岩石材料の亀裂進展と破壊
- (3) 多節理岩石材料のすべりによる進行性破壊

また、(1), (2), (3) においては石膏材料を用いた供試体がいられ、実験は平面応力状態でなされる。ただし亀裂および節理面の構成則はクーロンの摩擦則が適用される。

2. RBSM による解析

浜島ら⁷⁾は節理を有する異方性岩盤の応力伝達特性に対する研究を行い、節理間のすべりがこれら節理系岩盤の力学特性に大きな影響を及ぼすことを明らかにした。しかしこの解析においては、図-2 (a) に示されるように境界に一節点のみを有する要素が用いられていることから応力解析時におけるモーメントによる応力成分項を十分に表すことが出来ない。

これに対し 図-2 (b) に示されるような境界に2節点を有する要素を用いることによりこれらの問題点を解決することができる。

今、図-2 (b) に示されるように点 m_1, m_2 上の相対変位ベクトル $\delta'^T = (\delta_{a1}, \delta_{s1}, \delta_{a2}, \delta_{s2})$ と中点 M 上の相対変位ベクトル $\delta^T = (\delta_a, \delta_s, \phi)$ の関係が次の式で与えられる。

$$\delta' = \begin{Bmatrix} \delta_{a1} \\ \delta_{s1} \\ \delta_{a2} \\ \delta_{s2} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1 & 0 & l_{42}/4 \\ 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & l_{42}/4 \\ 0 & 1 & 0 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_a \\ \delta_s \\ \phi \end{Bmatrix} = \mathbf{B}' \delta \quad (1)$$

ここで δ は要素の重心変位 $\mathbf{u}_g^T = (u_I, v_I, \theta_I, u_{II}, v_{II}, \theta_{II})$ を用いることにより次のように与えられる。

$$\delta = \mathbf{B} \mathbf{u}_g \quad (2)$$

式 (1), (2) を用いることにより、次式となる。

$$\delta' = \bar{\mathbf{B}} \mathbf{u}_g \quad (3)$$

ここで $\bar{\mathbf{B}} = \mathbf{B}' \mathbf{B}$

図-2 に示されるように境界面上の垂直応力と接線応力は次のように相対変位 δ' によって表わされる。

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \sigma_{a1} \\ \tau_{s1} \\ \sigma_{a2} \\ \tau_{s2} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} k_{a1} & 0 \\ k_{s1} & 0 \\ 0 & k_{a2} \\ 0 & k_{s2} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_{a1} \\ \delta_{s1} \\ \delta_{a2} \\ \delta_{s2} \end{Bmatrix} \frac{1}{h}$$

$$= \mathbf{D} \frac{\delta'}{h} = \mathbf{D} \epsilon' \quad (4)$$

ここで、 k_a, k_s はそれぞれ垂直及び接線パネ剛性である。仮想仕事の原理より次式が得られる。

(a) 境界一節点要素

(b) 境界二節点要素

図-2 剛体バネモデル

$$\{u_{\theta}^*\}^T T = \iiint \{\epsilon^*\}^T \sigma dv \quad (5)$$

ここで T は要素の重心に作用する力ベクトルであり次式で与えられる。

$$T^T = (P_{xI}, P_{yI}, G_I, P_{xII}, P_{yII}, G_{II}) \quad (6)$$

結局、力ベクトルと相対変位ベクトルの間の関係は

$$T = \bar{B}^T K \bar{B} u_{\theta} \quad (7)$$

ここで

$$K = \frac{tl_{42}}{2h} D \quad (8)$$

t と l_{42} は境界面の厚さと長さである。

境界面上の解放応力は次式のように仮想仕事の原理により解放力 T に関係づけられる。

$$\{u_{\theta}^*\}^T T = \iiint \{\epsilon^*\}^T \sigma dv \quad (9)$$

結局、解放力 T は次のようになる。

$$T = \frac{tl_{42}}{2} \bar{B}^T \sigma \quad (10)$$

3. 構成方程式

3.1 平面応力場における母材の構成方程式

降伏関数がドラッグ・ブラッガーの関係式により与えられると仮定する。

$$f = aJ_1 + \sqrt{J_2} - K = 0 \quad (11)$$

ここで $J_1 = \sigma_{ii}$

$$J_2 = S_{ij}S_{ij}/2, \quad S_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{kk}\delta_{ij}/3 \quad (12)$$

又、平面ひずみ状態において式 (11) がモール・クーロンの直線式となることから係数 a , K は内部摩擦角 ϕ , および粘着力 c を用いて次式で与えられる。

$$\alpha = \frac{\tan \phi}{\sqrt{9+12 \tan^2 \phi}}, \quad K = \frac{3c}{\sqrt{9+12 \tan^2 \phi}} \quad (13)$$

今、要素の局所座標系 x, y, z を図-2 のように選ぶ。平面応力場、即ち $\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$ において

$$f = \alpha(\sigma_x + \sigma_y) + \frac{1}{\sqrt{3}}(\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau_{xy}^2)^{1/2} - K = 0$$

(但し $\sigma_x = \sigma_a, \tau_{xy} = \tau_s$ とする)

ここで要素の境界に沿う方向の変位成分は要素が剛である仮定から零となる。これより、関連流れ則の仮定から次の条件が必要となる。

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_y} = 0 \quad (14)$$

これより降伏関数 f は次のようになる。

$$f = \frac{3}{2}\alpha\sigma_x + \sqrt{1-3\alpha^2} \sqrt{\frac{1}{4}\sigma_x^2 + \tau_{xy}^2} - K = 0 \quad (15)$$

こうして降伏関数は境界面での法線応力 σ_x とせん断応力 τ_{xy} のみの関数として表わされた。式 (15) はさらに次式のように変換することが出来る。

$$\left(\sigma_x + \frac{6\alpha K}{1-12\alpha^2} \right)^2 + \frac{\tau_{xy}^2}{\frac{4K^2(1-3\alpha^2)}{(1-12\alpha^2)^2}} = 1 \quad (16)$$

式 (16) は楕円の方程式であり楕円の中心が原点より圧縮側に $6\alpha K/(1-12\alpha^2)$ だけずれている。

ここで α の領域は $0^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ であることより

$$0 \leq \alpha \leq 1/\sqrt{12}$$

となる。式 (16) において次の場合を考える。

(a) $\alpha = 0$

$$\frac{\sigma_x^2}{4K^2} + \frac{\tau_{xy}^2}{K^2} = 1, \quad K = c \quad (17)$$

これは金属の場合における Von・Mises の基準に対応し、降伏曲線は原点に中心を持つ楕円となる (図-3)。ここで一軸圧縮 (または引っ張り) の降伏応力を σ_y とすれば $2c = \sigma_y$ であり、純粋せん断時の降伏応力 τ_y は $\tau_y = c = \sigma_y/2$ となる。

図-3 楕円降伏曲面

(b) $\alpha \rightarrow 1/\sqrt{12}$

楕円の長軸を a , 短軸を b とすると,

$$a^2 = \lim_{\alpha \rightarrow 1/\sqrt{12}} \frac{4K^2(1-3\alpha^2)}{(1-12\alpha^2)^2} \rightarrow \infty,$$

$$b^2 = \lim_{\alpha \rightarrow 1/\sqrt{12}} \frac{K^2}{1-12\alpha^2} \rightarrow \infty$$

したがって ϕ が 90° に近づくほど弾性領域が広がり降伏しづらくなる。

(c) $K \rightarrow \infty$

$a^2 \rightarrow \infty, b^2 \rightarrow \infty$ となり粘着力の増加に伴い降伏曲面が広がることを示している。

さて、式 (13) で定数 α, K を平面ひずみ状態におけるモール・クーロンの直線式から内部摩擦角 ϕ , および粘着力 c をもちいて定めたが、これら c, ϕ を近似的に図-4 に示されるような圧裂試験および一軸圧縮試験結果から以下のように定める。

$$c = \frac{|\sigma_c|}{2\sqrt{m-3}}, \quad \phi = \sin^{-1} \frac{m-4}{m-2}, \quad m = \left| \frac{\sigma_c}{\sigma_t} \right| \quad (18)$$

ここで σ_c : 一軸圧縮強度

σ_t : 圧裂試験における引っ張り強度

式 (16) に式 (13), (18) を代入することにより降伏曲面は図-5 に示されるように、 $\tau_{xy} = 0$ において一軸圧

図-4 材料定数 c と ϕ に対する近似決定法

図-5 母材と不連続面の降伏曲線

縮強度 $\sigma_x = \sigma_c$ となることがわかる。ここで引っ張り領域においては 図-5 で示されるようなテンションカットを用いるものとする。

3.2 不連続面に対する構成則

亀裂面および節理面における構成則は一面せん断実験より定められ、これは次のクーロンタイプの構成則を満足する。

$$f = |\tau| + \sigma \tan \phi' - c' = 0 \quad (19)$$

ここで ϕ' , c' は内部摩擦角および粘着力である。

4. 初期応力法による弾塑性解析⁹⁾

解析において塑性ポテンシャルと降伏関数が等しいとした関連流れ則を仮定し、また完全弾塑性を仮定する。ただし式 (4) において与えられる境界面のバネ定数 k_a , k_s に対しては次のようになる。

連続部 (母材)

$$k_a = \frac{E}{1-\nu^2}, \quad k_s = \frac{E}{1+\nu} \quad (20)$$

ここで E は一軸圧縮試験から得られるヤング係数であり ν はポアソン比である。

図-6 不連続面のせん断剛性決定のためのせん断試験

不連続部

図-6 (a) に示されるように要素 ① と ② の間に弱面 (0) が挿入されている場合を考える。要素 ①, ② のせん断弾性を式 (20) で与えられる k_{s1} , k_{s2} とする。そして弱面のせん断弾性は k_{s0} であり一面せん断実験から定められる。これより弱面と ①, ② を含む要素の等価せん断弾性 k_s は次のように定められる。

$$d\tau = k_{s1} \frac{d\delta_{s1}}{h_1} = k_{s2} \frac{d\delta_{s2}}{h_2} = k_{s0} d\delta_{s0} = k_s d\delta_s \quad (21)$$

ここで h_1 , h_2 は要素 ①, ② の重心から弱面までの長さである。

ここで

$$d\delta_s = d\delta_{s1} + d\delta_{s2} + d\delta_{s0} \quad (22)$$

である。ただし $d\delta_{s1}$, $d\delta_{s2}$, $d\delta_{s0}$ はそれぞれの要素 ①,

② 及び弱面のせん断変位である。

これより

$$k_s = \frac{1}{h_1/k_{s1} + h_2/k_{s2} + 1/k_{s0}} \quad (23)$$

同様に等価垂直剛性 k_a は次式で与えられる。

$$k_a = \frac{1}{h_1/k_{a1} + h_2/k_{a2} + 1/k_{a0}} \quad (24)$$

ただし k_{a1} , k_{a2} , k_{a0} は要素 ①, ② 及び弱面の垂直剛性であり, k_{a1} , k_{a2} は式 (20) で与えられる。 k_{a0} の値は弱面を有する岩石供試体を用いた一軸圧縮試験から決定される¹⁰⁾。そしてこの値は一般に垂直応力 σ_n の関係として与えられるがここでは k_a , k_s は一定と仮定して解析を行っている。

4.1 解の収束

図-5 に示されるように母材の降伏曲面 ①, 粘着力を有する不連続面に対する降伏曲面 ②, そして粘着力を持たない不連続面の降伏曲面 ③ が与えられる。

ここで、母材および不連続面においてクラックが発生し、その後再接触する場合には ③ の降伏曲面を用いる。

図-7 降伏曲面上での応力の収束状況

a) 母材の降伏

図-7 (a) は母材の降伏曲面上での収束状態を示したものである。引っ張り領域では限界引っ張り応力 σ_t を越えた場合にクラックが発生したとして境界面上の応力を全て解放する。

b) 不連続面での降伏

図-7 (b) において不連続面の降伏曲面上の収束点が母材の降伏曲面をこえた場合には、母材の降伏曲面上で収束するように応力を解放する。

c) 再 接 触

図-7(c)において応力経路 A は再接触したが降伏していない場合である。応力経路 B は再接触後の応力が降伏曲面を越えた位置にあり、応力解放により降伏曲面上に収束した場合である。応力経路 C は引張側に変形が進んでいるので境界面の応力は全て解放される。ここで引張領域における剛性は圧縮領域と同じとする。

5. 解析結果

5.1 メッシュ分割が強度変形特性におよぼす影響

RBSM による解析においての問題点は解析結果がメッシュ分割に依存することである。そこで完全弾塑性材料 (降伏点応力 $\sigma_Y = 14 \text{ MPa}$, ヤング係数 $E = 2.1 \times 10^5 \text{ MPa}$, ポアソン比 $\nu = 0.3$ を仮定) について 図-8 に示されるメッシュ分割における際の特徴を調べることとする。

図-8 強度に及ぼす要素分割の影響

図-8 は方向性を有するメッシュ分割 Type A, HM-0, RM-0 と方向性を有しない RM-1, RM-2, RM-3 に対する鋼材の一軸圧縮強度変形特性である。この場合には RM-0 が仮定した材料の $\sigma_y - \varepsilon_y$ 関係を正確に表し, Type-A のピーク強度は正解より約 15% ほど小さい。これに対しランダムメッシュ分割 RM-3 では正解より約 8% ほど小さい。これについて構成則の面から考察してみよう。図-3 の降伏曲面において, 純せん断応力状態において $\tau_y = \sigma_y/2$ (τ_y = 降伏せん断応力, σ_y = 一軸降伏応力) となっており, これは Tresca の条件に対応する。これに対して修正係数 $\beta = 2/\sqrt{3}$ を乗ずるこ

図-9 修正降伏関数による解析結果

図-10 圧裂試験に対する結果

とにより Von Mises の降伏条件 $\tau_y = \sigma_y / \sqrt{3}$ となるように修正した場合、結果は 図-9 のようになり Von Mises の降伏条件に対する理論解に対し約 6% の誤差となる。 $\beta=2$ においては Von Mises の理論解と一致するが、この値を用いて 図-9 に示すように二軸応力状態を計算すると Von Mises の降伏関数上にのり、これよりランダムメッシュ分割をすることにより等方性の性質を表現できることがわかる。

5.2 急速に亀裂が伝播する不安定破壊

図-10 は石膏円板の圧裂試験および解析結果である。水と石膏の重量比 1:1.6 の石膏供試体 (直径 100 mm, 厚さ 50 mm) を用い、圧裂試験は円弧圧子 (供試体半径 50 mm に対し円弧圧子半径 150 mm) を用いた载荷がなされている⁸⁾。解析に際しては 図-10 c に示されるような径方向の分布荷重によるものとする。

図-10 a, b は载荷角度 $\phi=4^\circ, 12^\circ$ の場合における鉛直断面上の水平応力 (着色部) および破断面 (太実線部) を示している。ここで注目すべきことは、载荷角度が小さい場合 ($\phi=4^\circ$)、亀裂は载荷部 (上, 下端部) から中央部に向けて進展し、 $\phi=12^\circ$ の場合亀裂は中央部から上下端部に向って進行する。実験において、これらの亀裂は一瞬のうちに進展するが解析結果においても亀裂は全断面同時に生じ、急速に亀裂が伝播する不安定破壊性状をよく表現している。ただし、図-10 a, b の応力分布は破断が生ずる直前のものを示しており、 $\phi=4^\circ, 12^\circ$ 相方共、载荷板直下 (直上) では圧縮力を生じて $\phi=4^\circ$ においては隣接要素において最大引張応力 $\sigma = 2.47 \text{ MPa}$ を生じこより引張破壊を生ずることを示している。これに対し、 $\phi=12^\circ$ の場合においては円板中央部において最大引張応力 $\sigma = 2.47 \text{ MPa}$ を生じこよ

図-11 亀裂性岩盤モデルの進行性破壊

り引張破壊が生じることを示している。

図-10 cは円板中央部にスリット (長さ 20 mm) を入れた場合の解析結果および実験結果を示している。ここでスリットは厚さ 0.8 mm の紙を挿入し、石膏の固結前に紙を引き抜いて作成した。解析結果は $\phi=4^\circ, 8^\circ, 12^\circ$ の 3 種類についてなされたが $\phi=4^\circ$ の場合に対してはスリット角度 θ の変化によらず強度が一定値となる。これに対し、 $\phi=8^\circ, 12^\circ$ の場合スリット角度 θ により強度が変化し、 $\theta=45^\circ$ において最小値を示しており、実験結果は $\phi=12^\circ$ の場合とほぼ一致している。実験後の円弧圧子と石膏円板との接解部分はおおよそ $\phi=12^\circ$ に対応している。岩石の引張試験に対して一軸引張試験のかわりに圧裂試験がよく用いられるが、円板中央部からの亀裂発生が必要とされている。載荷板として円弧圧子を用いることによりこうした条件は満たされるが、円弧圧子の円弧の曲率半径の大きさと強度との関係についてさらに詳細な検討が期待されよう。

5.3 多亀裂岩石材料の亀裂進展と破壊

図-11 a, b は多亀裂岩石モデルの実験結果および解析結果である。モデルは石膏供試体 (幅 100 mm, 高さ 200 mm, 厚さ 50 mm) を用い、水、石膏重量比は 1 : 1.6 である。亀裂部は長さ 20 mm, 厚さ 0.8 mm の紙を石膏を型枠に流入直後に挿入することにより作成した。供試体は 1 時間後に型枠から取りはずし 20°C , 湿度 50% で 3 週間養生した後実験を行っている。石膏供試体重量は 1 週間～10 日ではほぼ一定となり、圧縮強度も一定となるが本実験では 3 週間の養生を行った。ただし 1 週間後に供試体を所定の厚さ (50 mm) になるように端面を切断している。また厚紙を挿入した状態で実験を行っているが石膏と厚紙の間の摩擦を変化させるため厚紙にシリコングリスを塗布したものとし、その比較を行い、一軸圧縮試験では強度の差は認められなかった。これは亀裂の鉛直軸からの角度 θ が $\theta=0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ のみであり、一軸載荷試験においては亀裂部の摩擦強度 (せん断強度) が支配的でないところによる。

図-11 a は一軸圧縮試験結果であり、軸ひずみ ϵ_y は供試体の軸方向変位を高さ (200 mm) で除した値を用いている。供試体上下端部には厚さ 40 mm の載荷板を用い、載荷は 20 t の変位制御試験機によっておこなった。また供試体と載荷板の間の摩擦をとるため 0.2 mm 厚のテフロンシート両面にシリコングリスを塗布したものを挿入している。軸方向変位は下載荷板下面と上載荷板上面の間の変位 (2 ケ所) を測定しているが、本実験に先立ちスリットのない供試体にひずみゲージを貼付し、変位測定から求めた軸ひずみと同じひずみ量となるこ

とを確認している。また横ひずみは、高さ中央部の両側面部において変位を測定し、これを供試体幅 (100 mm) で除したものとする。実験結果をみるとステップ ② において亀裂の発生がみられるが、鉛直方向ひずみ ϵ_y がわずかに変動しているのに比し横方向ひずみ ϵ_x が大きく変化している。ステップ ④ において強度が少し低下し、ステップ ⑥ において最終的な破断に至っている。図-11 b は計算結果であり供試体内の斜線部は亀裂押入部を、そして黒色部は亀裂進展部を示す。計算結果をみるとステップ ④ (実験結果におけるステップと異なる) における亀裂の発生では強度、ひずみ量共、ほとんど変化がみられない。ステップ ⑤ の亀裂発生において強度および軸方向ひずみ ϵ_y が少し変化するのに比し、横方向ひずみの著しい変化がみられる。ステップ ⑧ 以後、強度はほぼ横ばいとなっており実験結果にみられるようなステップ ⑥ における破断による強度低下はみられない。これは本解析法が完全弾塑性解析を行っており、強度のひずみ軟化特性を考慮していないことによる。また計算結果と実験結果で亀裂の発生位置、順序が必ずしも一致していないが最終的な破断性状は傾向的には近いものといえよう。また横方向への大きなふくらみは連続体として考えた場合のポアソン比による効果では説明のつかないものであり、不連続体としての解析により初めて評価しうるものである。

図-12 は種々の亀裂本数を有する場合の石膏供試体を

図-12 亀裂数と配置の違いによる強度変化

用いた実験結果であるが、図-12 a は亀裂が一行に配置された場合であり亀裂本数により強度はそれ程大きく変化しない。これに対し図-12 b は亀裂が二行に配置された場合であり一行の場合に比し強度は約半分になっている。このように亀裂性岩盤では亀裂の配置が大きな影響を及ぼすことがわかる。図-13 は亀裂本数を変化させた場合の一軸圧縮試験の結果と計算結果の比較であり亀裂本数 $n=1, 2, 3, 4, 7$ 本については一行に配置したもの、 $n=10$ 本については図-11 a の配置である。ここで縦軸は亀裂のない場合の供試体の一軸圧縮強度 σ_c で除して、無次元化されている。一行の場合において強度は比較的变化がゆるやかであるが亀裂本数 10 本のランダム配置の場合には強度が著しく低下している。計算結果はこうした傾向を表現しているといえよう。

図-14 は亀裂長さの変化による一軸圧縮試験と計算結果の比較であるが亀裂長さの増大による強度の低下を計算結果はよく表しているといえる。上記のように亀裂性岩盤においては亀裂の数だけでなくその配置、そして亀裂長が強度に影響を及ぼすが、本解析法は傾向的にはこうした特性を示すことが出来るといえる。しかしピーク

図-13 亀裂数の変化による強度変化

図-14 亀裂長さの変化による強度変化

強度後の強度特性については材料のひずみ軟化特性を考慮した解析が必要である。また詳細な亀裂進展を追跡するにはもっと細かいメッシュ分割が必要とされるが、本解析に用いられた比較的粗いメッシュ分割でも、進行性破壊の特性は表現しうるといえよう。

5.4 多節理岩石材料のすべりによる進行性破壊

図-15 は多節理岩石モデルの実験結果および解析結果である。

図-15 節理系岩盤モデルの進行性破壊

モデルは多亀裂岩石モデルと同じ石膏供試体（幅 100 mm、高さ 200 mm、厚さ 50 mm）を刃厚 2 mm のカッターで切断し、型枠の中に入れ、すき間に石膏重量比 1:1 の石膏を流し込み固化後（1 日後）型枠をはずし温度 20°C、湿度 50% で 3 週間養生後、実験を行った。節理系岩石モデルにおいては一軸圧縮試験ができないため、プレッシャーバックを用いた二軸載荷試験を行った。二軸載荷装置は供試体の両側面にプレッシャーバックにより等分布圧を作用させることが出来、油圧を用い、2 MPa までの側圧載荷が可能である。横方向の変位は、プレッシャーバックの高さ中央部で測定可能な端子がプレッシャーバック外に出されている。図-15 a は節理により 40 要素に分割された石膏供試体の二軸圧縮試験結果（側圧 $\sigma_x=0.5$ MPa）を示している。2 回の

試験結果が示されているがほぼ一致しており良い再現性を示している。図-5bはこの解析結果であり、軸荷重の増加により節理のすべりが進展し、それに伴い剛性の低下および横方向へのふくらみが生じていることがわかる。また要素へ回転が生じることにより、すべりのみでなく節理部の開口が生じているが、実験値に比し横方向へのふくらみが相当大きめに出ている。これは実験においてプレッシャーバックがある程度剛性を有しており幾分、横方向の変位が拘束され小さく出ているものと思われる。図-15aの写真は最終的な破壊性状を示している(ただし40要素のモデルは判別が困難なため17要素のモデルが示されている)。実験結果と計算結果のすべりによる破壊性状は傾向的には対応しているといえよう。

図-16 節理系岩盤モデルの解析結果

図-16は節理のない場合(ISO), 4要素モデル(RJ4), 10要素モデル(RJ10), 40要素モデル(RJ40)の計算結果である。節理のない場合の一軸圧縮強度は本実験に用いた石膏モデルでは $\sigma_c=14$ MPaであり計算結果と一致しているが、実験においては図-12と同様にピーク強度に達した後、急速な強度低下を示す。これに対し計算結果では完全弾塑性の解析を行っているためピーク後の強度低下はみられない。4要素モデルにおいて一部ブロックの引張破壊による応力解放によりわずかな強度低下を示すが実際においては節理のない場合程ではないがピーク後の強度低下を示す。ただし要素数の変化による剛性の変化はその物理的特性をよく表現しているといえる。また横方向へのふくらみにおいても、10要素モデルにおいて節理面のすべりにより急速に大きくなっていることがわかる。ただし、4要素モデルにおいてはブロックの回転の影響によりむしろ、変位測定面において見掛け上圧縮ひずみが生じている。多節系岩石材料の進行性破壊においてもピーク後の挙動を除き、強度、

変形特性並びに破壊性状を本解析法は比較的よく表現するといえよう。

ところで上記解析に用いた材料定数はつぎのようである。

母材の石膏に対しヤング係数 $E=1160$ MPa, ポアソン比 $\nu=0.25$, 圧裂引張強度 $\sigma_t=2.47$ MPa, そして亀裂部の $\sigma_t=0$, 内部摩擦角 $\phi=37^\circ$, 粘着力 $c=0$, 垂直剛性 $k_a=423$ MPa, せん断剛性 $k_s=42$ MPa, また節理部に対しては $\sigma_t=0.2$ MPa, $c=0.4$ MPaを除いては亀裂部と同じにした。ここで垂直剛性せん断剛性は垂直応力 σ_n により幾分変化するが一定とした。

6. 結 語

亀裂や節理等の不連続部を有する岩盤解析の進行性破壊の解析法を確立することを目的として亀裂性岩盤、節理系岩盤の特性を代表的に表すモデルにおいて実験および解析結果の比較をおこない、以下の結果を得た。

- (1) 境界2点要素を用いることによりモーメント応力の解放が合理的になされう。
- (2) RBMSMによる解析に対応して平面応力状態の岩質材料の構成則が楕円形状で表されることを示し、これに含まれる材料定数が近似的に圧裂試験からの引張強度、および一軸圧縮強度から決定できることを示した。
- (3) 2つの要素の間に弱面(不連続面)が存在する場合、この弱面を含んだ等価せん断剛性、等価垂直剛性を定義した。これによりRBMSMにおいて計算上の弱点であった変形特性を正確に解析可能となった。
- (4) 圧裂試験の数値解析結果から、荷重載荷幅が小さい場合、亀裂は載荷部から中央部に向けて進展し、荷重載荷幅が大きい場合円板中央部から載荷部に向けて進展する。載荷幅が小さい場合載荷部での降伏が進み圧裂引張強度は小さ目に出る。圧裂試験における破断は瞬間的に生ずるが、解析結果はほとんど全断面同時に近い形で進展することから、本解析法は、こうした急速に亀裂が伝播する不安定破壊にも適用可能といえる。
- (5) 多亀裂の岩質材料は本数のみでなく配置、および亀裂の長さによっても強度が大きく変化するが、本解析法はこうした特性を比較的良く表現することができる。特に一軸圧縮試験において、亀裂の発生進展に伴い横方向への著しいふくらみが生じるが、これは連続体解析におけるポアソン比による評価では表現することができない。ただし、ピーク荷重後、荷重低下を生ずるものに対しては材料のひずみ軟化

特性を考慮する必要がある。

- (6) 多節理系岩質材料は、節理本数が少ない間は弾性材料に近い挙動を是するが節理本数が増すにつれ、節理のすべりに伴う進行性破壊により、強度変形特性は粒状材料のそれに近い性状を示すようになる。こうした性状を本解析法は比較的よく表現することができるが、節理でのすべり以外に母材の破壊を伴うものについては材料のひずみ軟化特性を考慮した解析が必要である。
 - (7) 本解析においては弱面を含んだ等価せん断剛性、等価垂直剛性を与えているが弱面不連続面は通常ラフネスを有し、このラフネスの大きさにより強度変形特性が変化し著しい非線形性および寸法効果を示す。しかし逆にこれらを表現しうる定式化が可能であれば本解析法により寸法効果等を有効的に表すことができよう。
 - (8) 本解析法は要素分割を決定論的に与えているが、実際の岩盤の特性を十分に評価しうるメッシュ分割が必要となる。さらにメッシュ分割された要素の材料特性についても、さらに亀裂や節理を評価した値を与える必要がある。しかしこれらについては最近活発な研究が進められており、これらは本解析法と相まって不連続性岩盤の解析を一層有効なものにすることができよう。
- 参 考 文 献
- 1) Goodmann, R. E., Tayler, R. L. and Brekke, T. L. (1968): A model for the mechanics of jointed rock. J. Soil Mech. and Found. Div., Proc. A. S.C.E. SM3, pp. 637-659.
 - 2) Zienkiewicz, O. C. and Dullage, C. (1970): Analysis of non-linear problems in rock mechanics with particular reference to jointed rock systems, Proc. 2nd Int. Cong. on Rock Mech. Sec. 8-14.
 - 3) Kawamoto, T. and Takeda, N. (1978): An analysis of progressive failure in rock slopes, 3rd Int. Conf. on Numerical methods in Geomechanics, Aachen, pp. 797-808.
 - 4) Cundall, P. A. (1971): A computer model for simulating progressive large-scale movements in blocky rock system. Symposium on Rock Fracture, Nancy, France, October, Sec. 2-B.
 - 5) Kawai, T. (1980): Some consideration on the finite element method, Int. J. for Numerical Methods in Engineering, Vol. 16, pp. 81-119.
 - 6) Takeuchi, N. and Kawai, T. (1980): Limit analysis of soil and rock foundations by means of new discrete models—an analysis of a notention materials, Journal of the Seisan Kenkyu, Vol. 32, No. 6.
 - 7) Hamajima, R. and Kawai, T. (1981): Stress transfer mechanism of the jointed rock media with strong anisotropy. J. of the Japan Society of Engineering Geology, Vol. 22-3, pp. 1-8.
 - 8) 浜島良吉, 田村裕夫, 草深守人 (1983): 亀裂性岩石材料の圧裂引張強度, 第18回土質工学研究発表講演集, pp. 767-768.
 - 9) Zienkiewicz, O. C., Valliappan, S. and King, I. P. (1969): Elastoplastic solutions of engineering problems initial stress finite element approach. Int. J. for Numerical Methods in Engineering, Vol. 1, 75-100.
 - 10) Bandis, S. C., Lumsdenm, A. C. and Barton, N. R. (1983): Fundamentals of rock joint deformation. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 20, No. 5, pp. 249-268.

(昭和61年2月6日受付, 昭和62年7月3日受理)