

岩塊モデルによる地下空洞の地下水解析

GROUNDWATER ANALYSES OF ROCK CAVERN BY MEANS OF ROCK BLOCK MODEL

佐藤 邦明*・伊藤 洋**

By Kuniaki SATO and Yo ITO

Numerous rock caverns are in use for the purpose of underground electric power stations, the fuel stock piling and the repository of radioactive nuclides. This paper studies the groundwater motion in fractured rock masses by taking the deformation of fractures and rock into consideration, and the groundwater movement around cavern is analyzed by applying the rock block model. The theoretical results are compared with those of field measurements.

1. はじめに

岩盤地下空洞は地下発電所、燃料地下備蓄、放射性廃棄物の地下格納、地下空間への温水や圧縮空気貯蔵、生産工場立地などその利用形態は多様であり、近年非常に注目されている^{1)~4)}。これらにかかわる技術的課題はいろいろであろうが大別すると、①岩盤空洞自体の力学的安定性、②地下水諸問題、③伝熱・拡散、④安全性と実用性、⑤環境問題などに分けられよう。中でも②、③は地下水理・水文現象と深くかかわってくる。従来、岩盤地下空洞の水理解析はしばしば均質場の二次元流および三次元流として扱われたが^{5)~7)}、亀裂系を含む岩盤と間隙水は共存して挙動するものであって、両者を一体化して取り扱わねばならないことがある。たとえば、地震時の水圧と岩盤の連成挙動、透水係数の空間分布や空洞掘削時における周辺地山のゆるみ領域の形成と湧水量の関係、さらに空洞掘削による地山・地表の沈下の問題など地山と水の挙動を表裏一体として取り扱う必要があろう。この種の問題の足掛りとして、Snow (1968)⁸⁾、佐

藤 (1982)⁹⁾の岩塊ブロックモデルが知られているが、これを実際に空洞の水理解析に応用した例は少なく、佐藤ら (1982)⁹⁾によるものが最初であろう。この場合に、地下水の挙動に伴って、割れ目系とそこにある割れ目内壁の粗度や介在物に加えて岩石自体の変形が加わることになるため、計算はかなり複雑なものとなる。佐藤らは地山の水平変位を許さず、鉛直変形のみを加味した解析を行っている。しかし、この取扱いは、特に空洞周辺近傍の地山と地下水の運動をうまく説明できないところがあって、必ずしも十分なものとはいえない。そこで、空洞周辺の岩盤挙動を水の運動と合体として解明するためには適切な地山モデルの導入に加え、解析手法とともに制約条件をより実際に近いものにする、さらに潜在的初期地圧の影響を加味して解析する必要がある。

本論はこのような観点に立って、間隙に介在物のある亀裂系岩盤を岩塊と弾性介在物の集合体としてモデル化し、地山応力と地下水運動とを連成させて解析する理論を展開して、地下空洞の水理解析をいくつか試み、理論と現地計測の両面より量的検討を加えたものである。さらに、本論では実際の岩盤地山でルジオン試験によって測定された透水係数の深度分布、および地下空洞掘削後の現場におけるゆるみに関する実測結果との対比も行う。従来、理論的、かつ現象的にうまく説明されていない

* 正会員 工博 埼玉大学助教授 工学部地盤水理実験施設 (〒338 浦和市下久保 255)

** 正会員 (株)熊谷組原子力開発室土木技術部 (埼玉大学研究生) (〒162 新宿区津久戸町 17-1)

かった岩盤地山の透水特性にいくつかの新しい知見を得ることができたのでここに報告する。

2. 岩盤モデルとその理論的透水係数

岩盤地山は、Fig. 1 に示したように一般に岩質自体(岩石)とその割れ目系により構成されており、元来二重空隙系の性質をもっている。前者は、それ自体の透水性は小さくとも多孔質であり潜在的なマイクロ空隙をもち、後者は地山形成後の地山応力場の変化や風化に起因して生まれ、それが二次空隙系として岩盤浸透流を支配することが多いと考えられている。同時に、図において各岩塊の凹凸は互いに凸な部分で接触し、場合によって風化物を含み、この接触点は応力の変化に伴って変化しやすく、割れ目幅も動的に変化するものと考えられる¹⁰⁾。こういったことをふまえ、Fig. 2 に示した岩塊モデルは、特にこのような岩盤地山の岩盤割れ目系の透水性に力点を置いて岩質部は不透水性弾性立方体ブロック集合によって、また、割れ目部の岩塊接触部分は弾性介在柱でモデル化したものである。この場合、岩盤モデルは2つの鉛直方向割れ目 f_2 , f_3 と水平割れ目 f_1 をもつ。次に、このような岩塊モデルを用いて、岩盤地山の透水性がどのように表わされるか、具体的にその定式化を行ってみる。

まず、岩塊ブロックの単一割れ目 f_i の透水係数 k_{fi} は、平行間隙を流れる粘性流として次のように表わせる。

$$k_{fi} = \frac{1}{3} \frac{g}{\nu} d_i^2 \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 g : 重力加速度、 ν : 水の動粘性係数、 d : 割れ目幅の1/2、 i : 割れ目の方向成分 ($i=1, 2, 3$)、である。いまの場合、その割れ目系の流れの透水係数 k_i は、

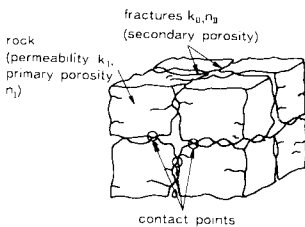


Fig. 1 Fractured rock mass.

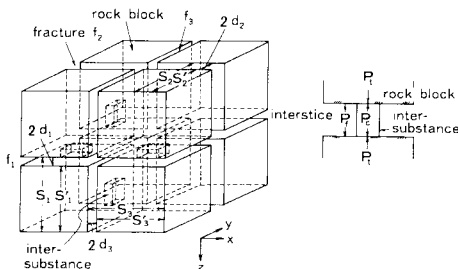


Fig. 2 Rock mass model by rock blocks.

岩自身の透水性はないとしているから、割れ目の分布間隔 s_i を導入すると次式で与えられる。

$$k_i = k_{fi} \frac{2d_i}{s_i} = \frac{2}{3} \frac{g}{\nu} \frac{d_i^3}{s_i} \dots \dots \dots (2)$$

次に、Fig. 2 に示した任意割れ目の分布間隔 s_i 、および割れ目幅 $2d_i$ は次のような関係式によって表わせる。

$$s_i = s'_i + 2d_i, \Delta s_i = \Delta s'_i + \Delta 2d_i, \dots \dots \dots (3)$$

$$2d_i = 2d_{0i} + \Delta 2d_i, s_i = s_{0i} + \Delta s_i \dots \dots \dots (4)$$

ここに、 s'_i : ブロックの辺長、 Δ : 諸量の基準値からの変化量、 i : 割れ目の方向成分 ($i=1, 2, 3$)、であり、添字0は付加応力変化のないとき(基準状態)の諸値を意味する。

一方、同図中の下側に示したように全応力 P_t 、有効応力 P_c 、間隙水圧 P_f の関係は、ある任意の割れ目に注目すると、

$$P_u = P_f + P_{ci}, \Delta P_u = \Delta P_f + \Delta P_{ci} \quad (i=1, 2, 3) \dots (5)$$

となる。さらに、このモデルにおける割れ目中に存在する介在物を弾性体の角柱であるとすれば、割れ目幅の基準状態からの変位量 $\Delta 2d_i$ は、次のように表わせる¹¹⁾。

$$\Delta 2d_i = -\frac{2d_{0i}}{a_i E_c} \Delta P_{ci} + \frac{2d_{0i} M_c}{E_c} \Delta P_f \dots \dots \dots (6)$$

ここに、 E_c : 介在柱の弾性係数、 a_i : 介在柱の断面積が割れ目の面積に占める割合、 M_c : 介在柱のポアソン比、である。

また、 a_i の変化は変形の過程で微小であって、 $a_i \ll 1$ であるとして介在柱自体は割れ目中の流れに影響を及ぼさないものと考え得る。式(6)に式(5)を代入して、 P_{ci} を消去し、 $a_i M_c \ll 1$ を考慮すると $\Delta 2d_i$ は次のように書ける。

$$\Delta 2d_i = \frac{2d_{0i}}{a_i E_c} (\Delta P_f - \Delta P_{ti}) \quad (i=1, 2, 3) \dots \dots \dots (7)$$

同様に、ブロックの辺長 s'_i の変位量 $\Delta s'_i$ は、Fig. 2 のような状態を考えて、

$$\Delta s'_i = -\frac{s'_{0i}}{E_r} \Delta P_{ti} + \frac{M_r s'_{0i}}{E_r} \Delta P_{tj} + \frac{M_r s'_{0i}}{E_r} \Delta P_{tk} \dots \dots \dots (8)$$

$$(i, j, k=1, 2, 3, i \neq j \neq k)$$

となる。ここに、 E_r : 岩ブロックの弾性係数、 M_r : 岩ブロックのポアソン比、である。

したがって、まず式(7)、(8)を式(3)に代入して Δs_i を決めて式(4)から割れ目の分布間隔 s_i を求め、次に式(4)、(7)から割れ目幅 $2d_i$ を求めることができる。よって、結果的にそれらを用いて式(2)から全応力および間隙水圧の変化を考慮した岩盤の透水係数が次のように求まる。

$$k_i = \frac{k_{0i}}{1 + \frac{s'_{0i}}{s_{0i}} \left\{ \lambda_r \frac{\Delta P_f}{E_r} - (1 + \lambda_r) \frac{\Delta P_{ti}}{E_r} + M_r \frac{\Delta P_{tj}}{E_r} + M_r \frac{\Delta P_{tk}}{E_r} \right\}} \left\{ 1 + \frac{1}{a_i e_c} \left(\frac{\Delta P_f}{E_r} - \frac{\Delta P_{ti}}{E_r} \right) \right\}^3$$

$$k_{0i} = \frac{2}{3} \frac{g}{\nu} \frac{d_{0i}^3}{s_{0i}}, \lambda_i = \frac{1}{a_i e_c} \frac{2d_{0i}}{s_{0i}'}, e_c = \frac{E_c}{E_r} \quad (i, j, k=1, 2, 3, i \neq j \neq k) \dots (9)$$

したがって、 x, y, z 座標軸方向の透水係数 k_x, k_y, k_z は Fig. 2 および Fig. 4 (後述) で示した鉛直割れ目 f_i, f_j と水平割れ目 f_k からそれぞれの主軸方向成分に分けて次式で表わすことができる。

$$k_x = k_1 + k_2, k_y = k_1 + k_3, k_z = k_2 + k_3 \dots (10)$$

よって、式 (9), (10) が任意の全応力・間隙水圧下における岩盤地山透水係数算定式ということになるが、式 (9) をより実際に即したものとするため、鉛直方向の全応力に対する水平応力の比、つまり側圧係数 K を導入する。もし、定式化の便宜上地表面と地下水面が一致しているものとする、全応力 P_i および間隙水圧 P_j は静水圧的に考えて次のように表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} P_{ii} &= K P_{ji}, \Delta P_{ii} = K \Delta P_{ji} \quad (i=2, 3) \\ P_{ii} &= \gamma_r z, P_j = \gamma_w z \end{aligned} \right\} \dots (11)$$

ここに、 γ_r : 岩ブロックの単位体積重量、 z : 地表からの深さ、 γ_w : 水の単位体積重量、である。

このような考え方に立って、あるつり合い状態にある初期地山における透水係数は式 (9), (10), (11) を用いて表わすことが可能となる。

3. 流れの基礎式

ここでは、上述した透水係数の理論的関係を用いて、岩塊モデルにおける地下水流れの基礎式を誘導してみることにする。

常套手段として、微小直六面体コントロールボリューム $\Delta V = \Delta x \Delta y \Delta z$ における流体質量の収支を考えると、周知のように流れの連続方程式は次のように書ける。

$$\begin{aligned} & - \left[\frac{\partial}{\partial x} (\rho q_x) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho q_y) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho q_z) \right] \Delta x \Delta y \Delta z \\ & = \frac{\partial}{\partial t} (\rho n \Delta x \Delta y \Delta z) \dots (12) \end{aligned}$$

ここに、 ρ : 水の密度、 q_x, q_y, q_z : x, y, z 方向流速、 n : 空隙率、 t : 時間、である。

式 (12) の右辺各項に1つずつ注目すると、まず、密度の時間変化率は、

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \rho \frac{\gamma_w}{E_w} \frac{\partial h_f}{\partial t} \dots (13)$$

となる。ここに、 E_w : 水の体積弾性係数、 h_f : 間隙水圧 P_f の水頭値 ($h_f = P_f / \rho g$) とする。

次に、空隙率 n は Fig. 2 に示した関係より次のような関係をもつ。

$$n = \sum_{i=1}^3 n_i, n_i = \frac{2d_i}{s_i} \quad (i=1, 2, 3) \dots (14)$$

したがって、式 (3), (4), (7), (8) より n_i は次のように書くことができる。

$$n_i = \frac{2d_{0i}}{s_{0i}} \times \left[\frac{1 + \frac{1}{a_i e_c} \left(\frac{\Delta P_{fj}}{E_r} - \frac{\Delta P_{li}}{E_r} \right)}{1 + \frac{s_{0i}'}{s_{0i}} \left[\lambda_i \frac{\Delta P_{fj}}{E_r} - (1 + \lambda_i) \frac{\Delta P_{li}}{E_r} + M_r \frac{\Delta P_{lj}}{E_r} + M_r \frac{\Delta P_{lk}}{E_r} \right]} \right] \quad (i, j, k=1, 2, 3, i \neq j \neq k) \dots (15)$$

また、一般に n_i の時間変化は、

$$\frac{\partial n_i}{\partial t} = \frac{\partial n_i}{\partial P_f} \frac{\partial P_f}{\partial t} + \frac{\partial n_i}{\partial P_{li}} \frac{\partial P_{li}}{\partial t} + \frac{\partial n_i}{\partial P_{lj}} \frac{\partial P_{lj}}{\partial t} + \frac{\partial n_i}{\partial P_{lk}} \frac{\partial P_{lk}}{\partial t} \dots (16)$$

となるから、式 (16) に式 (15) を代入して整理すると、

$$\begin{aligned} \frac{\partial n_i}{\partial t} &= \sum_{i=1}^3 \lambda_i \left(\frac{s_{0i}'}{s_{0i}} \right)^2 \zeta_{ia} \frac{\gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{fj}}{\partial t} - \sum_{i=1}^3 \lambda_i \left(\frac{s_{0i}'}{s_{0i}} \right)^2 \zeta_{ib} \frac{\gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{li}}{\partial t} \\ & - \sum_{i=1}^3 \lambda_i \left(\frac{s_{0i}'}{s_{0i}} \right)^2 \zeta_{ic} \frac{\gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{lj}}{\partial t} - \sum_{i=1}^3 \lambda_i \left(\frac{s_{0i}'}{s_{0i}} \right)^2 \zeta_{ic} \frac{\gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{lk}}{\partial t} \dots (17) \end{aligned}$$

と表わせる。ここに、

$$\begin{aligned} \zeta_{ia} &= \left(\frac{s_{0i}'}{s_{0i}} - a_i e_c \lambda_i - \frac{\gamma_w}{E_r} \Delta h_{li} + \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \Delta h_{lj} + \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \Delta h_{lk} \right) \\ & / \eta, \zeta_{ib} = \left[\frac{s_{0i}'}{s_{0i}} - a_i e_c (1 + \lambda_i) - \frac{\gamma_w}{E_r} \Delta h_{fj} + \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \Delta h_{li} \right. \\ & \left. + \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \Delta h_{lk} \right] / \eta, \zeta_{ic} = M_r \left(a_i e_c + \frac{\gamma_w}{E_r} \Delta h_{fj} \right. \\ & \left. - \frac{\gamma_w}{E_r} \Delta h_{li} \right) / \eta, \\ \eta &= \left[1 + \frac{s_{0i}'}{s_{0i}} \left\{ \lambda_i \frac{\gamma_w}{E_r} \Delta h_{fj} - (1 + \lambda_i) \frac{\gamma_w}{E_r} \Delta h_{li} + \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \Delta h_{lj} \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \Delta h_{lk} \right\} \right]^2, \quad (i, j, k=1, 2, 3, i \neq j \neq k) \end{aligned}$$

ここに、 h_i : 全応力 P_i の水頭換算値、である。

さらに、直六面体コントロールボリュームの x, y, z 方向の辺長時間変化は、

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\Delta x)}{\partial t} &= \frac{\Delta x}{s_2} \frac{\partial s_2}{\partial t} = \frac{\Delta x}{s_2 + \Delta s_2} \frac{\partial (\Delta s_2)}{\partial t} \\ &= \frac{\Delta x / s_2}{1 + \Delta s_2 / s_2} \frac{\partial (\Delta s_2)}{\partial t}, \Delta s_2 / s_2 \ll 1 \\ & \approx \frac{\Delta x}{s_2} \frac{\partial (\Delta s_2)}{\partial t} \dots (18) \end{aligned}$$

$$\frac{\partial (\Delta y)}{\partial t} = \frac{\Delta y}{s_3} \frac{\partial (\Delta s_3)}{\partial t} \dots (19), \quad \frac{\partial (\Delta z)}{\partial t} = \frac{\Delta z}{s_1} \frac{\partial (\Delta s_1)}{\partial t} \dots (20)$$

と書ける。ここに、 $d(\Delta x) / \Delta x = d(s_2) / s_2, d(\Delta y) / \Delta y = d(s_3) / s_3, d(\Delta z) / \Delta z = d(s_1) / s_1$ 、とする。これより、式 (18)~(20) は式 (3), (7), (8) を用いて次のように表わせる。

$$\begin{aligned} & n \frac{\partial (\Delta x)}{\partial t} \Delta y \Delta z + n \frac{\partial (\Delta y)}{\partial t} \Delta x \Delta z + n \frac{\partial (\Delta z)}{\partial t} \Delta x \Delta y \\ & = n \sum_{i=1}^3 \frac{s_{0i}'}{s_{0i}} \left[\lambda_i \frac{\gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{fj}}{\partial t} - (1 + \lambda_i) \frac{\gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{li}}{\partial t} \right. \end{aligned}$$

$$+ \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{li}}{\partial t} + \frac{M_r \gamma_w}{E_r} \frac{\partial h_{tk}}{\partial t} \} \dots \dots \dots (21)$$

さらに、 $h = h_r + z$ (h : ピエゾ水頭) を導入し、 $\partial h_r / \partial t = \partial h / \partial t$ と書き、またダルシーの法則より、

$$q_x = -k_x \frac{\partial h}{\partial x}, q_y = -k_y \frac{\partial h}{\partial y}, q_z = -k_z \frac{\partial h}{\partial z} \dots \dots \dots (22)$$

と書けるので、式 (12) は式 (13), (17), (21), (22) を代入して、整理すれば最終的に、

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial h}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial h}{\partial z} \right) = S_f \frac{\partial h}{\partial t} - S_{ia} \frac{\partial h_{li}}{\partial t} - S_{ib} \frac{\partial h_{ti}}{\partial t} - S_{ic} \frac{\partial h_{tk}}{\partial t} \dots \dots \dots (23)$$

と書けることになる。ここに、

$$S_f = \left\{ \frac{n}{e_w} + \sum_{i=1}^3 \lambda_i \left(\frac{S'_{oi}}{S_{oi}} \right) \left(1 + n \xi_{ia} \frac{S'_{oi}}{S_{oi}} \right) \right\} \frac{\gamma_w}{E_r}$$

$$S_{ia} = \left\{ \sum_{i=1}^3 \left(\frac{S'_{oi}}{S_{oi}} \right) \left(\lambda_i \frac{S'_{oi}}{S_{oi}} \zeta_{ib} + n + n \lambda_i \right) \right\} \frac{\gamma_w}{E_r}$$

$$S_{ib} = S_{ic} = \left\{ \sum_{i=1}^3 \left(\frac{S'_{oi}}{S_{oi}} \right) \left(\lambda_i \frac{S'_{oi}}{S_{oi}} \zeta_{ic} - n M_r \right) \right\} \frac{\gamma_w}{E_r}$$

$$e_w = E_w / E_r, (i, j, k = 1, 2, 3, i \neq j \neq k)$$

である。

結局、式 (23) が岩塊モデルによる岩盤地山の地下水流れの支配方程式となるが、右辺の非定常項は間隙水圧 P_r 、および全応力成分 P_{ti} , P_{tj} , P_{tk} による影響を受けることになる。

4. 透水係数の理論的性質と実測との比較

岩塊モデルから導かれた透水係数式 (9) によって実際の透水係数の深度分布がどの程度説明できるか、ルジオン試験によって得られた現地実測データを用いて吟味してみることにする。

まず、初めに透水係数式 (9) の理論的性質を調べることにする。式 (9) に着目すると、分母は深度がかな

り大きくならない限り (深さ 500 m 程度以内)、実際に考え得る定数の程度! (Table 1 参照) では、 $\lambda \Delta P_r / E_r < 2.0 \times 10^{-3}$, $\{(1 + \lambda + M_r) K + M_r\} \Delta P_{ti} / E_r < 1.0 \times 10^{-2}$, $S'_{oi} / S_{oi} \approx 1$, となり、分母を 1 としても誤差は高々 1% 以内にとどまる。つまり、実用上は岩盤地山の透水性は同式の分子によって支配されていることになる。そこで、Fig. 2 のモデルにおける各割れ目方向成分 f_1, f_2, f_3 の透水係数 k_1, k_2, k_3 が深度変化によって基準状態 ($z = 0$ における値) からどう変わるかを示したものが Fig. 3 である。この図では、等方性地山と考えて $\gamma_w = 9.8 \text{ kN/m}^3$, $\gamma_r = 25.5 \text{ kN/m}^3$, $aE_c = 1.96 \text{ MN/m}^2$ (後述 Fig. 6 を参照) を一定と与え、初期地圧にかかわる側圧係数をパラメーターに $K = 0.3 \sim 1.5$ と変えて計算したものである。これより、水平方向の割れ目成分 f_1 の透水係数 k_1 は、深度に依存して著しく低下していることがわかる。他方、鉛直方向割れ目 f_2, f_3 のそれら k_2, k_3 は、むしろ側圧係数 K によって大きく変わり、 $K > 0.4$ ではそれらは低下傾向をとるが、 $K = 0.3$ になると逆に増加している。つまり、側圧係数が小さいと側圧方向の応力変化量が少なくなるためその割れ目幅の変化が小さいことになる。結局、 $K > 1$ の場合は k_2 は k_1 より深さによって急に低下するが、 $K < 1$ では k_1 より低下の程度は少なくなることが認められる。

次に、Fig. 3 による k_1, k_2, k_3 を用いて x, y, z 方向の透水係数比 $k_x/k_{0x}, k_y/k_{0y}, k_z/k_{0z}$ と深度 z の関係を示したのが Fig. 4 である。図中、実線は水平方向透水係数 k_x 、破線は鉛直方向透水係数 k_z の深度変化を示している。透水係数は、全体に側圧係数 K が大きいほど、その減少が著しくなり、 K が大きいとそれだけ側方の全応力増分 ΔP_{ti} と間隙水圧の増分 ΔP_r の差が大きくなって、しかもそれが深さ方向に 3 乗できいてくること

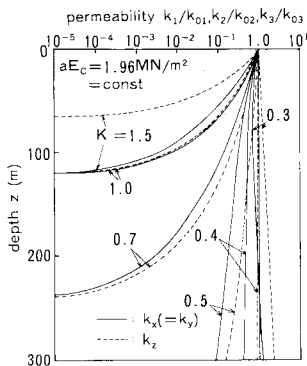


Fig. 3 Theoretical permeability distributions $k_1/k_{01}, k_2/k_{02}, k_3/k_{03}$ with depth z for different parameter K .

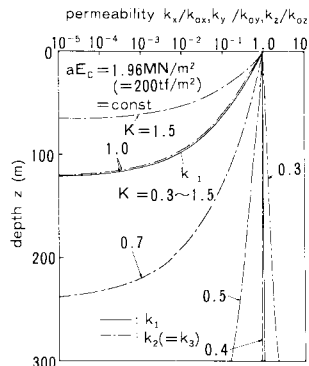


Fig. 4 Theoretical permeability distributions $k_x/k_{0x}, k_y/k_{0y}, k_z/k_{0z}$ with depth z for different parameter K .

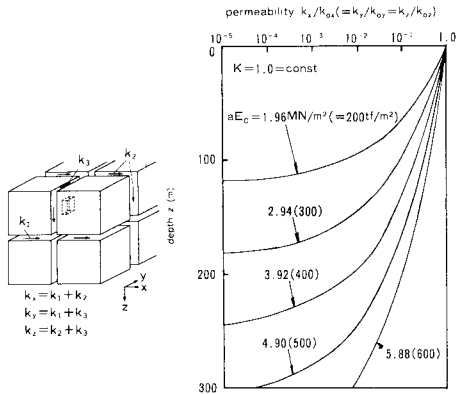


Fig. 5 Theoretical permeability distributions k_z/k_{0z} with depth z for different parameter aE_c .

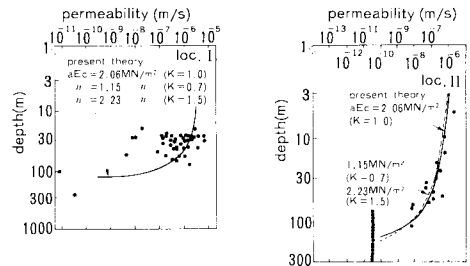
になる。 $K > 1$ の場合は k_z の方が k_x よりその低下の傾向が急であるが、また、 $0.4 \leq K \leq 1$ の場合は逆に k_x の方が低下の程度がやや大きくなる。しかしながら、 $K = 0.7, 1.0$ の場合の k_x, k_z の低下率は、深さが増すにつれて顕著に増大するのに対し、 $K = 0.4, 0.5$ の場合にそれらは小さくなっている。また、 $K = 0.3$ の場合、 k_x は深さ z が小さいときはやや減少するもののある程度深くなると、逆に増加するといった結果となっている。これは、 $K = 0.3$ のときには式 (11) において $K\gamma_r z < \gamma_w z$ となつて、 $\Delta P_{c2(c3)} = \Delta P_{12(13)} - \Delta P_f < 0$ となる。つまり水平方向の有効応力が負の値をもち介在柱が引張応力を受けることになるが、この傾向は自然初期地山では考えにくい。さらに、 Fig. 5 は、パラメーター aE_c の影響を検討するため、 $K = 1.0$ を一定とし後述する実測データ (Fig. 6 参照) を参考にして aE_c の値を変えて深度 z と水平方向透水係数 k_x/k_{0x} の関係を示したものである。これによれば、 aE_c の値が大きいほど、つまり、介在柱の占める面積、あるいはその弾性係数が大きいほど透水係数 k の変化はゆるやかであり、側圧係数 K とともに aE_c が割れ目の変化特性、すなわち亀裂系岩盤地山の透水性を支配する重要なパラメーターとなっていることがわかる。

次に、上述の計算と同様にして、式 (9) から求める深度 z に伴う水平方向透水係数 k_x の変化と、いろいろな研究者によってまとめられたルジオン試験による実測鉛直方向透水係数分布を比較したものが Fig. 6 である^{12)~14)}。図は、側圧係数 $K = 0.7, 1.0, 1.5$ の場合に基準状態の透水係数 k_{0x} をおのの (a) Loc. I では、 $k_{0x} = 5.0 \times 10^{-6}$ m/s, Loc. II では、 $k_{0x} = 6.0 \times 10^{-7}$ m/s, (b) の No. 1, 8.0×10^{-10} m/s, No. 2, 1.0×10^{-9} m/s, (c) の Loc. A, 6.2×10^{-8} , Loc. B, 3.0×10^{-6} m/s, と仮定し、 aE_c を適切に選んで透水係数の深度変化曲線が実線で示してある。いずれも実測値と理論値は定量的によく一致しており、パラメーター K および aE_c が実際に即したものであれば、本モデルで十分実際の初期地山透水係数の変化が説明でき、かつ亀裂系岩盤の透水特性を表現し得ることがわかる。また、透水係数の低下率は深度が大きくなるにつれてやや大きくなるが、基準状態の透水係数 k_0 が小さいとそれは小さくなることが判読できる。

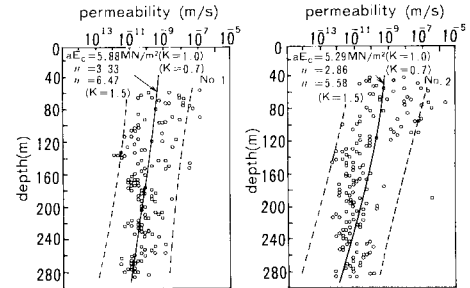
そこで、 Fig. 6 の対比と上述した Fig. 4, 5 の性質を考え合わせると、側圧係数 K が 0.5 以下の値をもつと、透水係数の低下率は、深度が増すに伴って不自然に小さくなり、実測透水特性と矛盾するので K は 0.7~1.5 程度の値をもつことが伺える。このことは実際の地山では初期岩盤地山の自重による応力のほかに地質応力 (地殻変動、火山活動など) を受け、単純な静水圧的一次地圧とは異なっているものと判断される。これに関しては従

来初期地山における地圧と掘削応力解放後のそれと區別しており、現地の側圧係数値として $K = 0.7 \sim 1.4$ 程度の値をとっていることから Fig. 6 の検討の妥当性が十分理解できるところである。つまり、岩盤地山の透水特性といった観点からしても初期地圧の存在が確認されたわけで、このことは逆に本モデルの有用性を裏付けているものといえよう。現時点では側圧係数 K の納得できる測定法がなく、ハイドロフラクチャー法など¹⁹⁾による現地試験が試みられている。この方法による結果から $K = 0.7 \sim 1.5$ は大過ない値であろう。次に、こういった実測データに根拠をもつ基準状態の透水係数 k_0 と介在柱にかかわる定数 aE_c の関係を示したのが Fig. 7 である。これより、 aE_c は k_0 が小さくなるにつれて大きくなり、 $1.0 \sim 7.0$ MN/m² 範囲の値をとっている。定数 aE_c は現地で直接測定し難いと思えるが、同図は現地の透水係数分布から得られる基準状態の透水係数 k_0 と側圧係数 K を知ることからそれをある程度推定し得ることを示唆している。

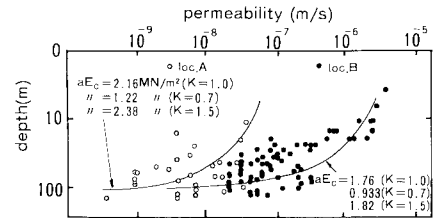
以上、本論のモデルから得られた透水係数の性質を実



(a) permeability change with depth by Carlson et al.¹³⁾



(b) permeability change with depth by Gale et al.¹⁴⁾



(c) permeability change with depth by Watanabe et al.¹⁵⁾

Fig. 6 Comparison between theoretical and measured permeabilities with depth at different locations.

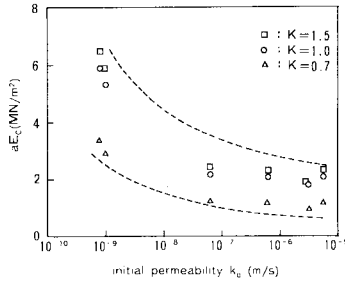


Fig. 7 Relationships between parameter aE_c and initial permeability k_0 .

測データとの比較も含めいろいろな角度から検討を加えた。亀裂系岩盤地山の透水係数深度分布は基準状態の透水係数 k_0 ，および初期地圧を知って介在柱にかかわる定数 aE_c を決めれば，ある程度推定し得ることがわかった。また，従来岩盤力学の分野でいわれてきた初期地圧の概念が岩盤地山の透水性の解明にも不可欠であることが確認されたものといえ，興味深いところである。

5. 岩盤空洞の地下水解析への適用

理論と現場実測結果の両面より岩盤地山の透水性を把握することができたが，ここではその結果を踏まえて地下空洞の地下水流に得られた理論を適用し，地山の応力や間隙水圧の変化に伴う透水係数の空間分布の変化，特に空洞周辺のゆるみ領域におけるそれが岩盤浸透流に及ぼす影響について検討することとする。一般に，トンネルや空洞を一次応力場にある岩盤地山で掘削したとき，掘削空洞周囲において岩盤応力の開放が起こってゆるみ帯が発生し，その中では岩盤は塑性を呈すといわれ，そこでの透水問題については長い間未解明のままであった。

(1) 解析モデルと条件

解析モデルは，実際規模の単設空洞を想定して Fig. 8 のように設定する。このモデルは，不透水性基盤上に亀裂系をもつ無数の岩塊集合からなる透水性岩盤地山があり，岩盤地山の上部に沖積層が帯水しており，その岩盤地山内に上半円形の空洞が掘削されたとするものである。また，地下空洞は奥行方向 (y 方向) には十分長く弾性論における平面ひずみ状態にあるとする。

Table 1 には解析条件を示している。空洞寸法および地山規模は，空洞幅 $B=20$ m，空洞高さ $H_c=30$ m，上半径 $r=10$ m，沖積層厚さ $H_w=20$ m，地山厚さ $H_r=140$ m， $H_s=10$ m，全地下水深 $H_0=150$ m，土被り $H_a=50$ m，空洞から不透水基盤までの深さ $H_u=60$ m，水平境界長さ $L=200$ m，である。また，地山応力にかかわる物性値は岩盤分類上中級程度の花崗岩を想定し，岩盤の弾性係数 $E_r=14.7$ GN/m²，ポアソン比 $M_r=0.3$ ，単位体積重量 $\gamma_r=25.5$ kN/m³，上部沖積層の単位体積重

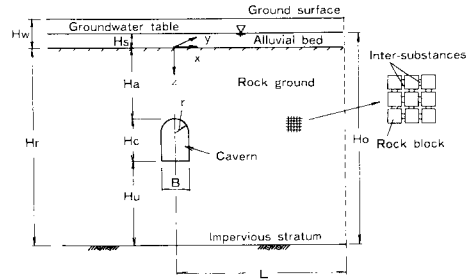


Fig. 8 Cavern model in rock mass model.

Table 1 Computational conditions.

Cases	block size S'_0 (m)	aE_c (MN/m ²)	interstitial width d_0 ($\times 10^{-5}$ m)	porosity n_0 (%)	initial permeability k_w (m/s)	hydraulic conditions and parameters
Run-1	0.1	2.8	1.15	6.9×10^{-2}	2.0×10^{-7}	$B=20$ m, $H_c=30$ m, $r=10$ m, $L=200$ m, $H_a=50$ m, $H_s=10$ m, $H_w=20$ m, $H_r=140$ m, $E_r=14.7$ GN/m ² , $M_r=0.3$, $K=1.0$, $k_w=10^{-4}$ m/s, $n_w=30\%$, $\gamma_s=19.6$ kN/m ³ , $\gamma_w=9.8$ kN/m ³ , $\gamma_r=25.5$ kN/m ³
Run-2	1.0	2.8	2.48	1.49×10^{-2}	2.0×10^{-7}	
Run-3	1.0	3.5	1.15	6.9×10^{-2}	2.0×10^{-7}	
Run-4	1.0	5.9	0.425	2.55×10^{-2}	1.0×10^{-7}	

量 $\gamma_s=19.6$ kN/m³，水の単位体積重量 $\gamma_w=9.8$ kN/m³ とし，岩盤初期地山の側圧係数 $K=1.0$ とする。一方，岩盤の透水性にかかわる値として，基準状態の透水係数 k_0 は $1.0 \times 10^{-9} \sim 2.0 \times 10^{-7}$ m/s，ブロックの辺長 $s'_0=0.1$ および 1.0 m，介在柱にかかわる定数 $aE_c=2.8 \sim 5.9$ MN/m²，基本割れ目幅の $1/2$ ， $d_0=0.425 \sim 2.48 \times 10^{-5}$ m，空隙率 $n_0=2.55 \times 10^{-3} \sim 6.90 \times 10^{-2}$ %，とする。また，上部沖積層のそれは，透水係数 $k_w=1.0 \times 10^{-4}$ m/s，空隙率 $n_w=30\%$ で一定とする。解析は FEM 法によって，表中の Run-1 ~ 4 に分けて行うが，要素形状は四角形とし要素は 307，節点数は 345 とした。

(2) 解析方法と手順

解析は，本論で新たに導いた基礎式 (9)，(10)，(23) を用いて応力解析と coupling させて計算することになるが地下水解析は Galerkin 有限要素法によって行い，応力解析はアイソパラメトリック要素を用いた線形弾性解析とし，有限要素法によって行っている。本モデルにおける今回の解析の場合，非定常性は空洞掘削の初期に限られるので，実用上の観点から，ここでは定常流場限定して解析を行うこととする。

いま，ここで用いた岩盤の応力解析の考え方と方法を説明する。解析は，線形弾性理論に基づいて行っており，岩盤は等方であり，かつ上述したように対象とする場合は平面ひずみ状態 ($\epsilon_y=0$) にあるとすると，Hooke の法則および微小変形弾性理論から応力-ひずみ・変位の関係式は，任意の要素に対し，

$$\begin{Bmatrix} P_{13} \\ P_{11} \end{Bmatrix} = \frac{\bar{E}_r}{(1+M_r)(1-2M_r)} \begin{bmatrix} 1-M_r & M_r \\ M_r & 1-M_r \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_3 \\ \epsilon_1 \end{Bmatrix} \\ = [C] \{\epsilon\} \dots \dots \dots (24)$$

$$P_{12} = M_r(P_{21} + P_{13}) \dots \dots \dots (25)$$

$$\{\epsilon\} = \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \partial u / \partial x \\ \partial w / \partial z \end{Bmatrix} = [B] \{\delta\} \dots \dots \dots (26)$$

と表わせる²⁰⁾。ただし、せん断ひずみ成分は直応力成分のみに着目するため、ここではその基礎理論を省略する。ここに、 \bar{E}_r ：岩盤の等価弾性係数、 ϵ ：各方向成分の縦ひずみ、 $[C]$ ：弾性マトリックス、 u, w ： x, z 軸方向の変位ベクトル成分、 $[B]$ ：ひずみマトリックス、 δ ：要素の節点変位である。また、要素が結合された全構成系における節点力と節点変位の関係、つまり剛性方程式はよく知られているように

$$[D] \{\delta\} = [F] \dots \dots \dots (27)$$

となる。ここに、 $[D]$ ：各要素の剛性マトリックスより合成される全構造系の剛性マトリックス、 $[F]$ ：各節点に働く外力である。したがって、

$$\{\delta\} = [D]^{-1} [F] \dots \dots \dots (28)$$

を算出し、それを式(24)、(26)に代入することにより応力成分を算定することができる²⁰⁾。

ここで、実際の計算にあたって、等価弾性係数 \bar{E}_r はマトリックス $[D]$ が、 $\bar{E}_r [D]$ と表わせるから、式(24)において消去されることになって、解析上は不要となる。本解析における節点外力は空洞壁面における掘削相当外力 $\{F^{(1)}\}$ を作用させる²¹⁾。

結局、式(24)~(28)で得られる応力値を透水係数式(9)に代入して、式(23)の定常流基礎式を解くことになる。Fig.9は、その解析手順をフロー図で示したものである。解析手順は、初期地山における初期透水係数分布を設定し、必要な境界条件下においてピエゾ水頭分布を求めて、次にその値と空洞掘削後の応力分布より新たな透水係数を計算する。解析はピエゾ水頭と透水係数が同時に収束するまで繰り返し計算によって行われる。ピエゾ水頭および透水係数分布が決まると、空洞湧水量は求めることができる。

(3) 解析結果とその考察

Table 1に示した解析条件に基づいてRun-1~4の4ケースにおける解析を行い、空洞周辺の透水性の変化に注目して検討を加える。

初めに、Fig.10は空洞掘削後の x, z 方向応力の分布を示したものである。図中、実線の長さは応力値の大きさを表わすが、この場合はほとんど引張応力は生じない。従来、よく知られているように応力変化は空洞近傍に限られ、特に空洞側面近傍の水平方向応力 P_{xx} 、および底面下の鉛直方向応力 P_{zz} は非常に小さくなっている。

次に、こういった応力場において、空洞掘削後の定常地山透水係数がどのように変化するか注目することに

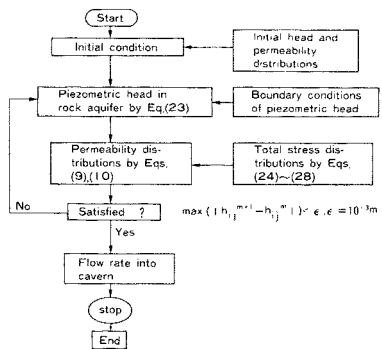


Fig.9 Computational procedure of proposed analysis.

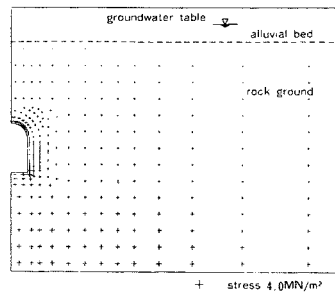
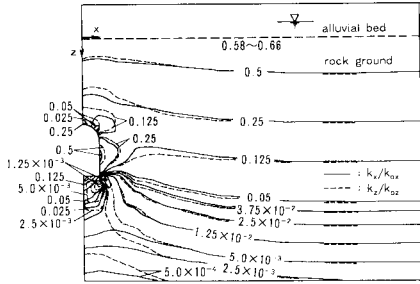


Fig.10 Distribution of stress P_{xx}, P_{zz} around cavern.

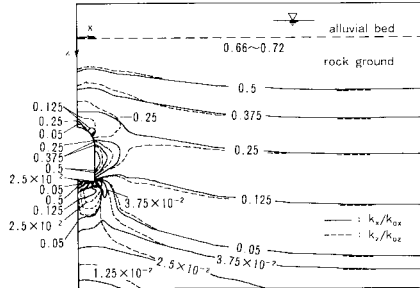
する。Fig.11はRun-1~4 (Table 1参照)における透水係数分布を基準状態の透水係数 k_{0x}, k_{0z} との比で示したものである。まず、Run-1とRun-2の結果は計算条件上ほとんど同じであるので区別して示しにくい。つまり、幾何学的にみて透水係数はブロック寸法 s_0 によってほとんど影響されないことを示している。透水係数分布 $k_x/k_{0x}, k_z/k_{0z}$ は空洞より遠方では地下水流の影響を受けないため初期地山における分布と同じであり、深度のみに依存して小さくなる。こういった遠方では側圧係数 K は1.0であるから当然 k_x と k_z は等しい。空洞近傍では、応力状態の変化に伴って k_x は底部および側面で大きくなっている。いわゆるゆるみ領域が現われる。一方 k_z は上半平面、底面で小さくなり、また側面では k_x, k_z ともに底面角部近傍で著しく小さくなっていることも認められる。ここでは圧縮力が支配的となる。次に、(b)および(c)は、おのおのRun-3, Run-4の $k_x/k_{0x}, k_z/k_{0z}$ 分布を示したものであり、全体的な傾向はRun-1のそれと類似のものとなっている。しかしながら、Run-3, 4の $k_x/k_{0x}, k_z/k_{0z}$ の変化量は、Run-1のそれに比べて小さくなっている。これは、上述した初期地山における透水係数特性においてみられたものと同様であって、 aE_c が大きいため応力変化が小さいことに起因するものといえる。

ここで、このような透水係数分布をもつ空洞掘削地山における圧力水頭分布および流速ベクトルがどうなる

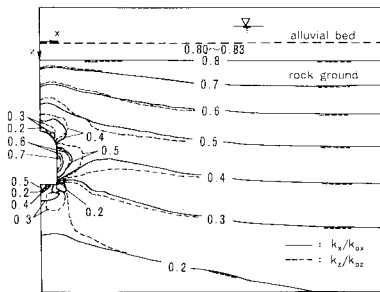
注1) 掘削により掘削面は表面応力が0の解放表面となるが、この応力0の自由表面状態を作るため掘削面の構成節点に載荷する節点外力を掘削相当外力と称する。



(a) Computed results of Run-1 and Run-2



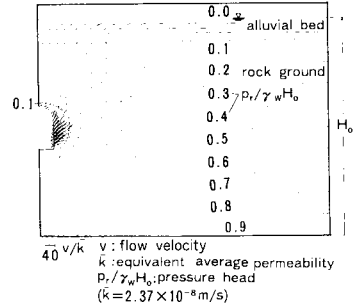
(b) Computed results of Run-3



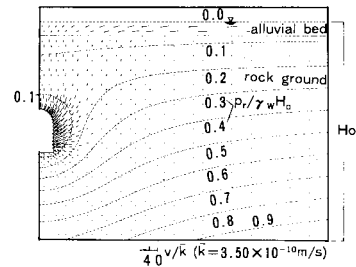
(c) Computed results of Run-4

Fig. 11 Distributions of non-dimensional permeability k_x/k_{0x} , k_z/k_{0z} in rock mass models.

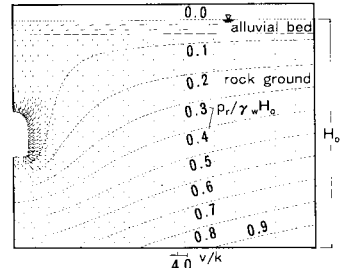
か、Run-1 および Run-4 のそれらと比較のため地山を不変形等方均質場（つまり、透水係数の空間分布がなく、全体に一樣で水圧変化との相互作用もない場）とした場合のそれを示した Fig. 12 についてみる。図中、 \bar{k} は空洞を等価断面円形とした場合の Aravin の式⁶⁾（つまり、水底帯水層に円形トンネルを設けた場合の湧水量を写像解析した定常理論解）を用いて湧水量から不変形等方均質地山として逆算した平均透水係数（Table 2 の計算条件は同じ）であって、無次元流速ベクトルはそれとの比で示してある。これらより空洞近傍の圧力水頭に着目すると、圧力水頭は αE_c の小さい Run-1 の場合に周辺透水係数の減少に起因して最も大きくなっており、均質場の場合のそれは小さい。また、流速ベクトルは Run-1 の場合、空洞側面で大きく上半円面では水平方向にややゆがみ、底面でかなり小さくなっている。均質地山の場合の分布（壁面での流速ベクトルはほぼ一樣で



(a) Computed results of Run-1



(b) Computed results of Run-4



(c) Undeformable rock mass

Fig. 12 Flow patterns and distributions of pressure head.

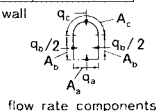
ある）と比べてかなり異なっていることが認められる。

Table 2 はこのことをわかりやすくするため、空洞への湧水流量成分を底面、両側面、および上半円面の 3 つの成分に分け単位面積当たりの無次元湧水量を示したものである。表中、 q_t ：総湧水量 ($q_t = q_a + q_b + q_c$)、 A_t ：単位奥行長さ当たりの空洞壁面の総面積 ($A_t = A_a + A_b + A_c$)、 q_a , q_b , q_c ：区分されたおのおのの壁面からの湧水量、 A_a , A_b , A_c ：区分されたおのおのの壁面の面積、さらに添字 a, b, c ：おのおの、a 底面、b 側面、c 上面、での値を示している。これらより、Run-1 では側面湧水 $q_b/\bar{k}A_b$ が大きく、底面湧水 $q_a/\bar{k}A_a$ はそれに比べかなり小さくなっているが、Run-3, 4 となると $q_b/\bar{k}A_b$ はやや減少し、逆に $q_a/\bar{k}A_a$ はかなり増加してその差が小さくなっていくことが認められる。つまりこのことは、こういった地山モデルにおける空洞周辺の透水性変化は、特に空洞底面からの湧水量に大きく影響を与えることを明らかにしている。また、平均透水係数比 \bar{k}/k_{0x} と Fig. 11 で示した透

Table 2 Calculated results of flow discharge rate into cavern.

Cases	initial permeability k_{0x}/k_{0z} (m/s)	equivalent average permeability \bar{k} (m/s)	\bar{k}/k_{0x}	non-dimensional discharge rate			total discharge rate q_t/kA_1
				q_a/kA_1	q_b/kA_b	q_c/kA_c	
Run-1	2.0×10^{-7}	2.37×10^{-8}	0.119	0.138	3.63	1.77	2.22
Run-2	2.0×10^{-7}	2.37×10^{-8}	0.119	0.138	3.63	1.77	2.22
Run-3	2.0×10^{-8}	3.71×10^{-9}	0.186	0.466	3.25	2.04	2.22
Run-4	1.0×10^{-9}	3.50×10^{-10}	0.350	1.12	2.70	2.31	2.22

notations, q : discharge rate, A : inner area of cavern wall
 q_t : total discharge ($q_t = q_a + q_b + q_c$)
 suffixes mean the discharge components from
 a: bottom of cavern, b: two sides of cavern,
 c: upper surface of cavern.



水係数分布を比較してみると、 \bar{k}/k_{0x} の値はいずれの場合も空洞より遠方において底面レベルのそれに近いものとなっている。

(4) ゆるみ領域における現場実測結果との比較

掘削工事の安全性確保のうえで重要な空洞周辺ゆるみ領域の透水性に焦点を当て、その透水係数の変化について検討を加えることとする。残念ながら、実験的には均質地山の応力場のみでも再現することがきわめて難しいことに加え、本モデルのように弾性岩塊ブロックでそれを行うことは実際上不可能に近いと思われる。ここでは多少不確定な要因や精度に問題を含むと思われるが空洞掘削フィールドにおける実測データを用いて検討する。

Fig. 13は、空洞周辺のゆるみ領域と透水係数の変化を弾性解析といくつかの現場計測をもとにして示したものである。図の中心線より左側は上半円形空洞における従来の均質地山線形弾性応力解析結果より側圧係数 $K = 1.0$ として得られた理論的ゆるみ領域(破壊接近度 $R^{(2)}$ が1.5以下の範囲²²⁾)を表わしている。その側方幅は $D/B = 0.25 \sim 0.3$ 程度となっている。右側は上述の本論計算結果のうち Fig. 11 (a), Run-1の場合に相当する透水係数の変化・分布を基準状態の透水係数との比で示してある。また、側壁垂線上の透水係数分布は実測データであって空洞の遠方での解析透水係数を用いて併せて提示した。これより、応力解析から求まったゆるみ領域の分布形状は、側壁部で大きく上半円形面部では逆に小さくなっている。これと本論の解析で得られた Fig. 11, Run-1の k_x/k_{0x} および k_z/k_{0z} が0.25の分布形状を比較してみると、両者はよく似たパターン形状をなしている。このことは、応力開放によって空洞壁面はゆるみ、亀裂は変位方向に開口して透水性が増加することは現場でもあり得ることを示す。

次に、各壁の垂線上の透水係数に目を転じると、い

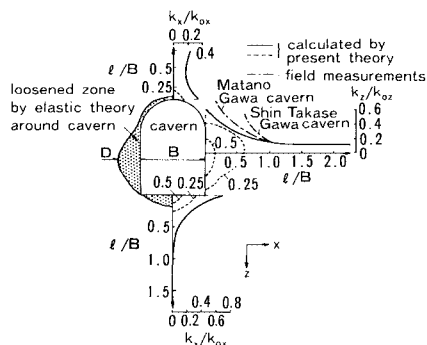


Fig. 13 Permeability distributions by field measurements and loosened zone around cavern.

れの場合も空洞壁面が最大となり、離れるにつれて減少している。その影響範囲を空洞壁面からの距離 l と空洞幅 B との比で示せば、天端部は $l/B = 0.2$ 、側壁部1.0、底版部0.5程度となっている。しかし、その変化は底版部で最も著しく、ついで側壁部、天端部の順になっている。他方、側壁部における実測データと計算結果を比較してみると、その影響範囲および傾向はよく一致しているようにみれるものの、透水係数の増加の程度は実測データの方がかなり大きくなっており、特に壁面より2~4mの範囲 ($B = 20$ mとすると $l/B = 0.1 \sim 0.2$) では遠方のそれに比べ数十~数百倍となっている^{23)~26)}、この原因としては、掘削発破やブレーカーによる直接的損傷により、新たな亀裂の発生に加え亀裂の開口と変位によるものと考えられるが^{23)~26)}、このほかに地質はもとより、掘削手順および亀裂の分布・性状といった固有の諸要因にも関係してくるものと考えられる。しかしながら、現場計測による透水性の面からみただゆるみ領域の範囲と分布構造は本論で得られた解析結果からかなり明確にされたものと考えられる。

6. 結 論

岩盤地下空洞に代表される近年の岩盤利用の多様化に伴って、岩盤地下水と岩盤力学現象の解明が強く望まれている。本研究は、介在柱をもつ岩塊モデルを導入して、岩盤地山における地山応力と地下水の連成解析を可能にし、従来不明確のままであった岩盤地山の透水特性のいくつかを解明することができた。本研究で得られた成果は以下のように要約される。① 岩塊モデルを用いることにより、亀裂系岩盤地山における応力-地下水連成解析が可能となる。② 岩盤地山の透水係数は、深度の増加につれて小さくなり、かつその低下率も対応して大きくなるのが現地実測結果によるのみならず理論的にも実証された。また、それは地山の初期地圧の影響を受け、側圧係数 K が $K > 1$ の場合は、水平方向の透水係数に

注2) 破壊包絡線 ($(\tau/\tau_r)^n = 1 - \sigma/\sigma_n$, τ : 見掛けのせん断応力, τ_r : せん断強度, a : 破壊包絡線指数, σ : 見掛けの直応力, σ_n : 引張強度) とモールの応力円との最短距離 d_{min} をパラメーターにして表現し、引張強度 σ_1 と応力円の中心点との距離 $\sigma_1 - (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ を d_{min} を割った値を破壊接近度 $R (= d_{min}/(\sigma_1 - (\sigma_1 + \sigma_2)/2))$ とする従来の定義に従う。ここで、 σ_1, σ_2 : 主応力である。

比鉛直方向の透水係数の方が小さくなるが、 $K < 1$ の場合は逆にそれは大きくなる。③ 介在柱にかかわる定数 aE_c は、基準状態の透水係数を知ることによってある程度推定できる。④ 上半円形空洞掘削により地山透水係数は空洞周辺近傍ゆるみ帯で全体的にはやや大きくなる。しかし、空洞壁面のごく近傍に限定すると、側面の水平・鉛直方向および底面の水平方向のそれは大きくなるが、上半円面および底面鉛直方向では小さくなる。⑤ 岩盤地山の応力状態の変化に伴う透水係数の変化は、介在柱にかかわる定数 aE_c に大きく影響され、 aE_c が小さいと特に顕著となる。空洞周辺のゆるみ領域における透水係数は aE_c が小さいと大きくなり、同時に圧力水頭も大きくなって側方よりの流入湧水が支配的となってくる。⑥ 空洞掘削による応力依存ゆるみ帯と透水係数の増大域、つまり透水性の面からみたゆるみ帯は、定性的によく似ており形状分布も類似している。⑦ ゆるみ帯による透水性の変化は空洞幅の 0.2~1.0 倍の範囲で生じるが、側壁部におけるそれが最も大きい。また、その変化率は底部で著しく大きくなる。⑧ ゆるみ帯の透水係数は空洞壁面に近づくにつれて大きくなるが、実際の地山掘削では発破、削岩等による工事損傷もあって本論のモデルで計算される値よりかなり大きなものであった。最後に本研究にあたって現場資料を提供していただいた鹿島建設(株)技術研究所の青木謙治氏にお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 林 正夫・駒田広也：原子力発電所構造物の設計と施工—地下立地，土木学会誌，pp. 36~42, 1978. 4.
- 2) 桜井俊男：石油地下備蓄菊間プラントについて，土質工学会「土と基礎」29-1 (276)，No. 1210，pp. 15~22, 1981.
- 3) 田坂広志・清瀬量平：米国の諸研究機関における放射性廃棄物処分の安全評価に関する研究の現状，日本原子力学会誌，Vol. 22，No. 5，pp. 308~320, 1980.
- 4) 駒田広也ほか：岩盤内圧縮空気貯蔵空洞からの漏気に関する検討，第 17 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp. 171~175, 1985. 2.
- 5) 駒田広也ほか：水封式燃料地下貯蔵用空洞周辺岩盤の浸透流に関する検討，土木学会論文報告集，第 300 号，pp. 69~80, 1980. 8.
- 6) 伊藤 洋ほか：岩盤地下空洞の地下水に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第 342 号，pp. 97~106, 1984. 2.
- 7) 伊藤 洋ほか：地下空洞周辺の地下水流れおよび伝熱の三次元特性に関する研究，第 17 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp. 181~185, 1985. 2.
- 8) Snow, D. T. : Fracture deformation and changes of permeability and storage upon changes of fluid pressure, Quarterly of Colorado School of Mines, Vol. 63, No. 1, pp. 201~244, Janu. 1968.
- 9) Sato, K. and Iizawa, M. : Ground water analysis of underground cavern by means of rock block model, Soils and Foundations, Vol. 22, No. 4, pp. 30~44, Dec. 1982.
- 10) 佐藤邦明：岩盤浸透流の抵抗則について，土質工学会「土と基礎」，30-12 (299)，No. 1341，pp. 27~32, 1982.
- 11) Timoshenko, S. and Young, D. H. : Elements of strength of materials, D. Van Nostrand, Company, Inc. Princeton, pp. 55~59, 1962.
- 12) Carlson, A. and Olsson, T. : Variation of hydraulic conductivity in some Swedish rock types, Rock Store, Proc. First Int. Sym. Stockholm Sweden No. 2, 1977.
- 13) Gale, J. E. et al. : Hydrogeologic characteristics of a fractured granite, AWRC Conf. Ground water in Fractured Rock, Canberra, pp. 95~108, 1982.
- 14) 渡辺邦夫・小島圭二：断層・割れ目系岩盤中の地下水流れと関与する地質量の計測と評価，昭和 55 年度日本応用地質学会シンポジウム論文集，pp. 2~17, 1980.
- 15) 土木学会編：岩盤力学，pp. 169~177, pp. 505~510, 1979.
- 16) 林 正夫ほか：原子力発電所の地下立地における発電所空洞の安定性，電力中央研究所報告，No. 379008，pp. 68~83, 1979. 11.
- 17) 口比野敏ほか：水封式燃料地下貯蔵の技術開発に関する研究，電力中央研究所報告，No. 379001，pp. 1~23, 1979. 7.
- 18) 野口俊郎ほか：大規模地下発電所の設計と空洞周辺岩盤挙動計測，土質工学会「土と基礎」，29-1 (276)，No. 1212，pp. 29~36, 1981.
- 19) 鈴木 光：岩盤の計測と解析，土木工学社，pp. 202~228, 1982.
- 20) 川本眺万・林 正夫：地盤工学における有限要素解析，培風館，1978.
- 21) 本島 勲ほか：大規模な地下構造物掘削時の安定解析プログラムの開発とその適用例，電力中央研究所報告，No. 376011，pp. 11~12，pp. 32~35, 1977. 6.
- 22) 前出 21)，pp. 23~27.
- 23) 本島 勲・金析裕司：花崗岩地域における地下空洞掘削に伴う透水性の変化に関する考察，電力中央研究所報告，No. 382053，pp. 1~25, 1983. 3.
- 24) 本島 勲：地下発電所の空洞掘削に伴う周辺岩盤における透水性の変化に関する考察，電力中央研究所報告，No. 379009, 1979.
- 25) 本島 勲：地下発電所空洞周辺における地下水位低下工法に関する考察，電力土木，No. 177，pp. 65~75, 1982.
- 26) 井上大栄：空洞掘削に伴う節理の多い岩盤のゆるみ性状に関する検討，電力中央研究所報告，No. 381017，pp. 1~30, 1981. 11.

(1985. 5. 7・受付)