

# 異方性岩盤におけるルジオン試験の理論的解釈と透水係数テンソルの測定法

中屋眞司<sup>1</sup>・西垣 誠<sup>2</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 CRC総合研究所 (〒541 大阪市中央区久太郎町 4-1-3)

<sup>2</sup>正会員 工博 岡山大学教授 環境理工学部環境デザイン工学科

岩盤の注水試験により生じる浸透現象は、異方性多孔質媒体中の線湧源  $Q$  に関するポテンシャル流であると考え、ルジオン試験による岩盤中の浸透現象を理論的に説明し、注水量—水頭増分を表わす理論式を誘導した。さらに、得られたルジオン試験の理論式とクラックテンソル理論および非線形最小二乗法を組み合わせて、亀裂性岩盤の透水係数テンソルを決定する方法を提案した。この提案する方法を亀裂性岩盤の亀裂情報と共にボーリング孔の方向を 2~3 方向変えたルジオン試験を実施することにより岩盤の異方性の透水係数テンソルが測定できることを示し、さらに、各亀裂群の平均開口幅に差異がみられない岩盤の場合には、1 本のボーリング孔でのルジオン試験を実施すれば、岩盤の透水係数テンソルが三次元的に実用上十分な精度で決定できることがわかった。

**Key Words :** rock masses, Lugeon's value, anisotropy, hydraulic conductivity tensor, seepage flow

## 1. はじめに

岩盤内の地下水は、地質学的不連続面である大小様々な亀裂や弱面を主な透水経路としている。したがって、巨視的には、亀裂の発達した岩盤は、水理学的に異方性を持つ透水媒体である。岩盤の透水性を考えるとき、それを表わす数理モデルを考え、そのモデルの透水性を求める方法が一般的である。岩盤のモデルとして二重空隙モデル<sup>1)</sup>、亀裂ネットワークモデル<sup>2)</sup>、等価多孔質媒体モデル<sup>3), 4)</sup>など考えられている。本論文では、岩盤をそれと等価で均質な異方性多孔質媒体ブロックの集合した不均質な透水媒体と考え、その透水性について議論する。

岩盤を多孔質媒体ブロックの集合とみなして透水性を測定するときは、水理学的異方性を考慮した三次元場における透水係数テンソルを決定することが必須条件となる。この場合、次のような問題点や課題が指摘できる。

(1) 岩盤透水試験としてルジオン試験が一般的に使われているが、この試験法では岩盤の水理学的異方性の情報が得られない。

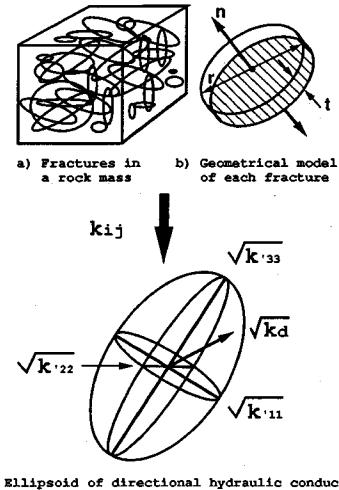
(2) 透水係数テンソルを測定する岩盤透水試験法がいくつか提案されているが、測定精度において 2, 3 の問題点が存在する<sup>5), 6)</sup>。

(3) 亀裂の幾何形状のデータを水理学的、地質統計学的に処理して透水係数テンソルを計算すると (Fig.1 参照)、主軸方位については決定できるのに対し、主値について 1 から 2 オーダー、あるいはそれ以上の誤差が

生じた事例があり、信頼性が非常に低い。

これらの点を考察する。まず、(1)については、岩盤、特にダムの基礎岩盤の透水性を把握する目的で、ルジオン試験が適用されている。通常、ルジオン値は岩盤を水理学的に均質な等方性媒体とみなして透水係数に換算される。この仮定が岩盤の透水性の解釈をより不鮮明にしている。山口・松本はルジオン試験に対する岩盤の種々の水理応答を詳細に検討し、正確なルジオン値を求める方法を提示している<sup>7)</sup>。しかし、地質学的な種々の不連続面のために生じた岩盤の水理学的異方性とルジオン値の関係については言及されていない。

(2) については、異方透水係数テンソルを決定する岩盤透水試験法を、著者らは提案している<sup>5)</sup>。この方法はシングルホール法で、1 本のボーリング孔を利用して 3 種類の透水試験を実施し、3 つの主透水係数を決定する方法である。この方法は一本の試験孔で異方性の透水係数を同定することができるが、問題点として亀裂方位など地質情報から別途、主軸方向について決める必要があり、地質情報の精度が透水係数テンソルの精度に影響を及ぼすことがある。また、この試験方法は測定方法と装置が複雑であり一般に利用することは困難である。Hsieh et al. は、3 本以上のボーリング孔を利用したクロスホール岩盤透水試験法を提案した<sup>6)</sup>。彼らの方法は、孔間に多方向の浸透を生じさせ、多方向の透水係数を決めておいて、それらとフィティングする透水構造体 (Fig.1 参照) を決定するもので、別途、主軸方向につ



C) Ellipsoid of directional hydraulic conductivity ( $k_d$ )

Fig.1 Conceptual model of a fractured rock mass.

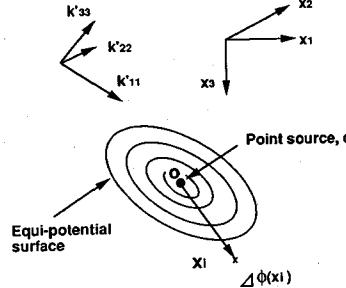


Fig.2 Point source in an anisotropic porous media.

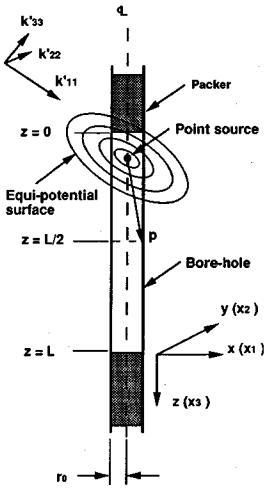


Fig.3 Conceptual model of Lugeon's injection test.

いて決める必要がない。しかし、ボーリング孔の軸に近い方向には浸透を生じさせられないため、その方向に最大の透水主軸を持つ岩盤の場合や、異方性が大きいために透水構円体が偏平となる岩盤では、フィーティングの精度が劣るため、透水係数テンソルの決定が困難となることが指摘できる。

また、この方法は一箇所の計測に複数の観測井が必要であり、現状の現地計測ではよほど重要なところにしか適用が難しい。

(3) については、Long et al. (1982)<sup>2)</sup>, Oda (1985)<sup>3)</sup>が、野外調査から得られた岩盤の亀裂情報を基に、水理学的、地質統計学的な検討を加え、異方透水テンソルを決定する方法を展開している。しかし、亀裂情報の内、水理学的亀裂開口幅の測定が實際上きわめて困難であり、たとえ計測できても介在物が亀裂の中にあると、その計測した値の評価が難しい。また、彼らの方法を単独で用いて決定した透水係数テンソルは、ルジオン値から換算した透水係数と比較して一般的には1から2オーダー大きい値が得られ、その信頼性に欠けると言わざるを得ない。

そこで、これらを解決するため、著者らは岩盤から亀裂情報をサンプリングし、水理学的、地質統計学的に異方透水係数テンソルを決定する方法に、非定常のクロスホール岩盤透水試験法を組み合わせて透水係数テンソルおよび、比貯留係数を精度良く決定する方法を提案した<sup>4)</sup>。この種のハイブリッド法を用いること、両方法を単独で用いて透水係数テンソルを決定するのに比べて高い信頼性が得られる。

以上に取り挙げた問題点とともに、異方性の強い岩盤において測定したルジオン値が、異方性をどの程度反映

しているかは、従来から注目される問題であった。また、水理学的異方性とルジオン値の関係を明確にできれば、上述のハイブリッド法に適用できる。以上の観点から、本論文では亀裂性岩盤を水理学的に等価な均質で異方性をもつ多孔質媒体と仮定した上で、ルジオン試験の理論的解釈を行い、異方透水係数テンソルからルジオン値を決定する理論を展開する。また、理論的に得られたルジオン値の妥当性についても検証する。さらに、得られたルジオン試験の理論式を用いて、ルジオン試験から亀裂性岩盤の透水係数テンソルを測定する新しい方法について提案する。

## 2. ルジオン試験による異方性多孔質媒体内の注水試験の理論的検討

ルジオン試験、およびパッカー試験のようなボーリング孔を利用して注水試験を理論的に説明するため、無限媒体内に点湧源を考える。注水試験による浸透現象は、点湧源のつながった線湧源に関するポテンシャル流と考え、無限遠でポテンシャル増分  $\Delta\phi=0$  の条件のもとでボーリング壁面での  $\Delta\phi$  を解く。

媒体が水理学的異方性を持つとき、Fig.2のように無限媒体内のある一点に原点を取り、原点に流量  $q$  の点注水源を考えると、任意の点  $x_i$  の点注水源による定常ポテンシャル増分  $\Delta\phi(x_i)$  は、次式で表わされる<sup>6)</sup>。

$$\Delta\phi(x_i) = \frac{q}{4\pi(M_{xx})^{1/2}} \quad (1)$$

$$(i, j = 1, 2, 3)$$

ここで、  $M_{xx} = x^T A x = x_i x_j A_{ij}, (i, j = 1, 2, 3)$   
 $A_{ij} = A_{ji} = k_{ik} k_{jk} - k_{ij} k_{kk}$ ,

$$A_{ii} = k_{jj}k_{kk} - k_{jk}^2,$$

$k_{ij}$  : 透水係数テンソル

ボーリング軸を  $z(x_3)$  軸としたデカルト座標系を考える。Fig.3 に示す注水区間の中央のボーリング壁面上の点  $P(x_p, y_p, L/2)$  のポテンシャル増分  $\Delta\phi_p$  は、式(1)で表わされる点注水源  $q$  を  $z$  軸に沿って積分し、 $z$  軸に沿う点注水源の点  $P$ への寄与を総和したものとして求めると、注入量  $Q (= qL)$  の下で次式が得られる。

$$\Delta\phi_p = \int_0^L \Delta\phi(x_p, y_p, \xi) dz \quad (2)$$

ここに、 $\xi = z - L/2$  (Fig.3 参照)

$L$  : 注水区間長

$\Delta\phi_p$  の値は  $z = L/2$  のボーリング孔壁面の周上の位置で変化することから、 $\Delta\phi_p$  を円周方向の平均をとって  $H$  とすると、次式で表わすことができる。

$$H = \frac{1}{2\pi r_0} \int_0^{2\pi} \int_0^L \Delta\phi(x, y, \xi) dz \cdot d\theta \quad (3)$$

ここに、ボーリング孔半径を  $r_0$  として、

$$x = r_0 \cdot \cos\theta,$$

$$y = r_0 \cdot \sin\theta,$$

$\theta$  :  $xy$  面上の回転角、

$$Q = qL$$

である。式(3)が水理学的異方性多孔質媒体のルジオン試験の注入量  $Q$  と水頭増分  $H$  を評価する方程式である。式(3)は差分法を用いて任意の異方性多孔質媒体について解くことができる。ここでは、式(3)を差分法で求める際、 $z$  方向を 5 000 分割、 $\theta$  方向を 240 分割して求めている。

ここで、式(3)を誘導する際に用いた仮定をまとめると以下のようになる。

(1) 水頭一定の注入試験に対し、線注水を仮定している。

実際には、ルジオン試験は一定水頭の注入試験であるため、注水区間のボーリング孔壁面で等しい水頭である。これに対し、注入試験を線注水と仮定した本理論では水頭の値は孔壁面に沿って変化し、注水区間の中央壁面で最大で、端部壁面で最小となる。

(2) 注水区間中央の壁面における水頭増分を孔壁円周方向に平均し、その値をルジオン試験の水頭増分値と仮定している。これについても仮定(1)のために、本理論では水頭の値は孔壁円周に沿って変化する点で実際と異なっている。

また、式(3)を適用する際の前提条件は、以下のようである。

(1) 亀裂性岩盤をそれと等価な異方性多孔質媒体とみなす。(2) ルジオン試験で引き起こされる浸透現象が、層流の範囲にある。(3) ルジオン試験が地下水で飽和した領域で実施される。

**Table 1** Evaluation of hydraulic conductivity on hydraulically isotropic porous media. (True hydraulic conductivity,  $k_t = 1 \times 10^{-6}$  m/s; Injected volume into the interval,  $Q = 5 \times 10^{-5}$  m<sup>3</sup>/s; Radius of bore-hole,  $r_0 = 4.3$  cm)

Length of interval, L (m)	Head increase, H* (m)	Hydraulic conductivity, k* (10 <sup>-6</sup> m/s)	Lugeon's value, Lu (Lugeon)
0.5	39.17	1.000	15.37
1	25.06	1.000	11.98
2	15.28	1.000	9.818
5	7.570	1.000	7.927
10	4.336	1.000	6.918
20	2.444	1.000	6.138

H\*:Calculated by using Eq.(3)

k\*:Calculated by substitution H\* and Q for Eq.(4)

### 3. ルジオン試験の理論解の検証

等方性多孔質媒体について、Harrによって、ルジオン試験に相当する注入試験の場合の透水係数の評価式が次式のように導かれている<sup>9)</sup>。

$$k = \frac{Q}{2\pi HL} \sinh^{-1}\left(\frac{L}{2r_0}\right) \quad (4)$$

式(3)の妥当性を検討するために、まず、等方性媒体について導かれた式(4)と比較した。

区間長  $L$  を種々に変化させて透水係数  $k$  の等方性媒体のルジオン試験の注入流量  $Q$  と水頭増分  $H$  を式(3)によって計算した。結果を、Table 1 に示す。 $k$  は式(3)から得た  $Q$  と  $H$  を算定式(4)に代入して求めた。

Table 1 に示すように、 $k$  は有効桁の範囲で真値と一致していることから、等方性媒体については式(3)は式(4)に等しいことを示した。なお、ルジオン値については、同じ媒質であっても、注水区間長とボーリング孔半径の大きさを変えることによってその値が異なってくる。したがって、以下では、注水区間長を 5 m、ボーリング孔半径を 4.3 cm と限定した上で、式(3)の妥当性を異方性媒体について検討する。

原位置における岩盤のルジオン試験結果と式(3)から得られる理論解とを比較することで直接、式(3)の理論解の検証となるが、予め岩盤の透水係数テンソルを正確に知ることができない。そこで、異方性多孔質媒体とした岩盤モデルについて、有限要素法(FEM)による 3 次元浸透流解析法<sup>10)</sup>を用いてルジオン試験の数値実験を行い、一定の注水圧下の注水量を計算し、同じ透水テンソルを持つ媒体について算定式(3)から求めた水頭増分—注水量関係と比較する。Fig.4 にルジオン試験の有限要素モデルの模式図を示す。モデルは、節点数が 2 016、要素数が 1 664 の半径 100 m、深度 120 m の円柱状メッシュで、中心に半径 4.3 cm のボーリング孔に相当する円柱状空洞を作成してある。要素の形状は全て Fig.5 に示す 6 面体で、ボーリング孔内の深度 50 m 近傍に設けた注入区間の方向にメッシュが細くなるよう

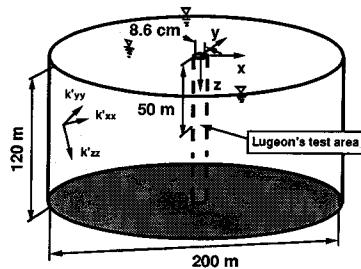


Fig.4 Schematics of FEM model for Lugeon's test.

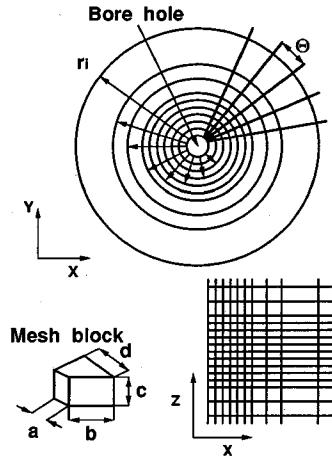


Fig.5 Conception of mesh division.

Table 2 The geometry of FEM model of Lugeon's test site. (See Fig.5)

$\Theta$ (deg)	22.5
$r_i$ (m)	0.043, 1, 2, 4, 6, 10, 15, 50, 100
$Z_i$ (m)	0, -30, -40, -45, 47.5, -49, -50, -51, -52.5, -55, -60, -70, -90, -120

に、Fig.5 および Table 2 に示すようにボーリング孔を中心として、半径方向に 9 分割、円周方向に 16 分割、深度方向に 14 分割した。境界条件として、モデル外周部の節点の全水頭  $H_0$  を、 $H_0=0$  (=一定)、および注水区間のボーリング壁面に相当する節点  $N_i$  の全水頭に水頭増分  $H_i$  (=一定) を与え、節点  $N_i$  の定常流量  $Q$  を計算した。その他の節点については、初期条件として全水頭を零とした。岩盤モデルに与える透水係数テンソルは、任意に設定した 3 つの主透水係数と主軸方向から求めた (Fig.6 参照)。FEM より得られた注入量と水頭増分を式 (4) に代入して決定した換算透水係数  $k_F$  と、理論式(3)で計算した注入量と水頭増分を同様に式(4)に代入して決定した換算透水係数  $k_T$  を Table 3 にルジオン値  $Lu$  とともに示す。 $k_F$  と  $k_T$  およびルジオン値は、前述したように式 (3) の誘導に様々な仮定をしたにもかかわらず、種々の異方性媒体について誤差約 1% ~

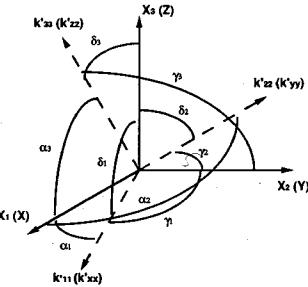


Fig.6 Principal hydraulic axes.

Table 3 (a) Physical parameters of hydraulically anisotropic porous media.  
(Length of packed off interval,  $L=5$  m; Radius of bore-hole,  $r_0=4.3$  cm)

No	Principal hydraulic conductivity			Principal hydraulic direction (See Fig.6)								
	$k'11$	$k'22$	$k'33$	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$\gamma_1$	$\gamma_2$	$\gamma_3$	$\delta_1$	$\delta_2$	$\gamma$
	$(\times 10^{-7} \text{ m/s})$			(Deg.)								
1	10.0	10.0	1.00	0	90	90	90	0	90	90	90	0
2	10.0	10.0	1.00	0	90	90	90	0	90	90	90	0
3	8.00	8.00	1.00	0	90	90	90	0	90	90	90	0
4	1.00	5.00	8.00	30	90	60	90	0	90	120	90	30
5	0.10	0.20	1.00	30	90	60	90	0	90	120	90	30
6	0.10	0.20	0.50	45	65	125	125	45	95	65	55	35
7	1.00	10.0	7.00	45	65	125	125	45	95	65	55	35
8	2.00	1.00	10.0	0	90	90	90	0	90	90	90	0
9	2.00	1.00	10.0	30	90	60	90	0	90	135	90	45
10	2.00	1.00	10.0	45	90	45	90	0	90	90	90	0
11	2.00	1.00	10.0	60	90	30	90	0	90	90	90	0
12	5.00	5.00	5.00	0	90	90	90	0	90	90	90	0
13	20.0	20.0	20.0	30	90	60	90	0	90	120	90	30
14	5.00	20.0	5.00	45	90	45	90	0	90	135	90	45
15	5.00	20.0	5.00	60	90	30	90	0	90	150	90	60
16	1.00	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
17	0.70	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
18	0.40	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
19	0.20	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
20	0.10	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
21	0.07	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
22	0.04	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
23	0.02	0.30	0.10	0	90	90	90	0	90	90	90	0
24	1.00	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72
25	7.00	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72
26	4.00	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72
27	2.00	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72
28	1.00	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72
29	0.70	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72
30	0.40	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72
31	0.20	3.00	1.00	23.22	66.73	85.91	111.4	31.35	111.8	98.80	70.24	21.72

Table 3 (b) Evaluation of hydraulic conductivity and Lugeon's value on hydraulically anisotropic porous media.  
(See Table 3 (a))

No	H	FEM		Theoretical	
		$Q$	$k_F$	$H$	$Q$
(m)	( $\text{m}^3/\text{s}$ )	( $\text{m}$ )	( $\text{m}$ )	( $\text{m}$ )	( $\text{m}^3/\text{s}$ )
1	1.0	52.26	7.912	6.27	9.401
2	1.0	124.5	18.84	14.9	5.738
3	1.0	320.2	48.47	38.42	1.578
4	1.0	27.55	4.171	3.31	1.803
5	1.0	2.075	.3141	.249	.251.1
6	1.0	1.505	.2278	.1806	.384.8
7	1.0	32.41	2.976	3.89	1.656
8	1.0	14.19	2.451	1.133	4.767
9	1.0	19.00	3.876	3.280	3.056
10	1.0	21.17	3.205	2.540	26.90
11	1.0	22.81	3.453	2.737	24.71
12	1.0	177.25	26.87	21.29	2.846
13	1.0	170.4	25.82	20.50	3.485
14	1.0	156.8	23.73	18.80	4.048
15	1.0	136.8	20.70	16.40	4.270
16	1.0	3.167	.4794	.3800	161.7
17	1.0	2.688	.4058	.3177	1.209
18	1.0	2.054	.3547	.2501	3.075
19	1.0	1.554	.2353	.1865	3.377
20	1.0	1.184	.1793	.1421	4.584
21	1.0	1.039	.1573	.1247	5.352
22	1.0	.8603	.1303	.1033	679.3
23	1.0	.7190	.1089	.08632	905.9
24	1.0	31.14	4.714	3.737	15.63
25	1.0	26.28	3.975	3.154	18.54
26	1.0	20.43	3.093	2.452	24.16
27	1.0	15.22	2.350	1.812	2.216
28	1.0	10.57	1.767	1.401	4.223
29	1.0	10.29	1.558	1.235	5.265
30	1.0	8.612	1.304	1.034	66.11
31	1.0	7.628	1.155	.9155	8.556

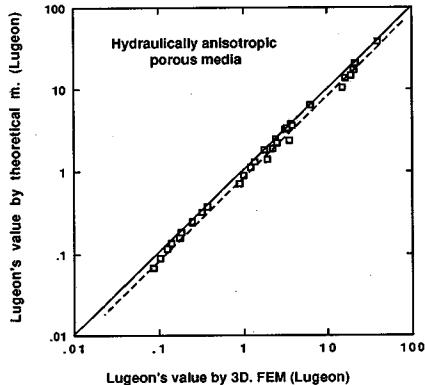


Fig.7 Theoretical Lugeon's value vs. Lugeon's value calculated by 3-dimensional FEM on hydraulically anisotropic porous media.

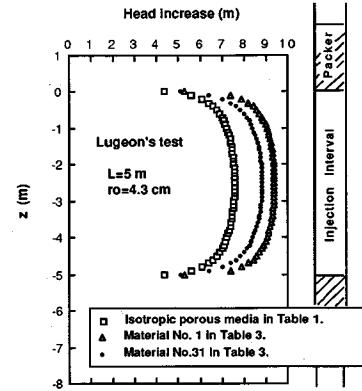


Fig.8 Average head increase calculated from the theory along the wall of injection interval on Lugeon's test.

30% の範囲で一致している。Fig.7 に理論式 (3) から得たルジオン値と 3 次元 FEM から得たルジオン値の関係を示す。両者は、両対数グラフ上で 45 度の直線のごく近傍にプロットされる。したがって、Table 1, Table 3 および、Fig.7 より、式 (3) で与えられる理論式は、水理学的異方性岩盤におけるルジオン試験の注水量 - 水頭増分関係を実用上十分精度良く表しているといえる。

#### 4. ルジオン試験についての考察

水理学的異方性岩盤におけるルジオン試験の水理応答について理論的な解釈を進めた結果、式 (3) が導かれた。ここではまず、式 (3) で計算したルジオン値の推定誤差について検討する。

Table 3 (b) に示した  $L_{uT}/L_{uF}$  (式 (3) から計算したルジオン値と 3 次元 FEM 解析で得たルジオン値の比) を見るとほとんどの場合、1.0 以下であることが分かる。 $L_{uT}/L_{uF}$  の平均値は、0.9090 である。また、Fig.7 を詳細にみると、式 (3) から計算したルジオン値と 3 次元 FEM 解析から得た値との関係は、両者の関係を 1:1 で表わす同図の実線よりも破線で示される 45 度の直線で近似する方が、より良く両者の関係を表わしていると言える。両直線の系統的な差は  $L_{uF}$  の約 10% で、これは  $L_{uT}$  と  $L_{uF}$  の誤差 (の割合) の平均値と一致している。

式 (3) は、注水区間長を  $L$  としたとき、 $L/2$  に当たるボーリング孔壁面周上に作用する水頭増分の円周方向の平均値を与える。同様に、式 (3) を用いて、ボーリング孔壁に沿う水頭増分の分布を計算することができる。Fig.8 は、等方性媒体、および異方性媒体について、孔壁に沿う水頭増分の円周方向の平均値を計算したもの

である。いずれの場合も注水区間の中央で最大値を示す凸型の曲線で表され、実際のルジオン試験では孔壁に沿う水頭増分は一定であるという点で異なる。この違いは、式 (3) から計算される水頭増分が、流量強度  $q$  を注水区間長  $L$  にわたって一定と仮定して導かれたことによる。

水頭増分を孔壁に沿って一定に近くなるようにあるいは、孔壁に沿う水頭増分が注水区間の両端であり低下をしないように式 (3) を修正するには、注水区間両端に付加流量を考えるか、あるいは注水区間中央から両端に向かって、流量強度  $q$  の分布に重みを付けて評価する必要がある。式 (3) を修正するため付加流量を考えると水頭増分はその分大きくなるが、注水流量と水頭増分の比は大きくなるため、ルジオン値は式 (3) で計算するよりも大きくなる。したがって、式 (3) の推定精度をさらに高くする必要があれば、式 (3) に付加流量を考えることにより、 $L_{uT}$  と  $L_{uF}$  の差を減少させることは可能である。ここで、 $L_{uT}$  と  $L_{uF}$  の差異には、式 (3) の誘導の際にいくつかの仮定を設けたために生じた誤差だけでなく、メッシュの特性に起因する 3 次元 FEM の解析誤差の両方が含まれており、両者を分離することは困難である。

そこで誤差については、前述のように 3 次元 FEM 解析で得たルジオン値の結果を真値に近いと見なして、誤差の平均は 10% 程度で、最大値は約 30% であると見なす。

ルジオン試験では試験区間毎にルジオン値が異なる場合が少なくない。そこで、1 試験区間で得られる結果がどの程度の領域範囲の透水性を反映しているのか実用上、考えておく必要がある。

ルジオン試験で引き起こされる水頭の増加は、注水部から離れるに従って小さくなる。水頭増分が注水部の水

Table 4

影響半径, $r_e$ (m)						
$H/H_0$	1	1	1	1	1	1
L (m)	2	5	10	20	100	
5	467	2.27	5.06	10.4	52.5	
10	.659	3.79	8.74	18.1	91.7	
20	.930	6.41	15.3	32.1	163	

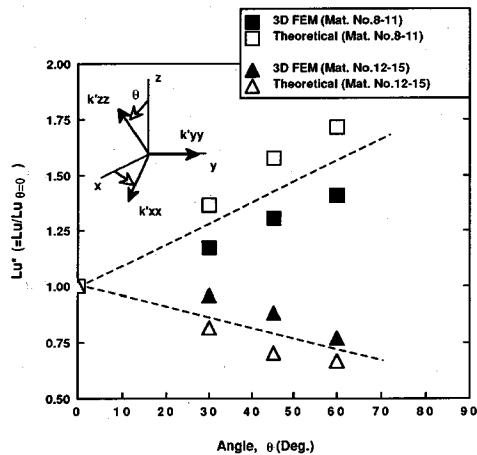


Fig.9 Relations between Lugeon's value and rotational angle of principal axes.

頭増分の  $1/2, 1/5, 1/10, 1/20, 1/100$  に減少する注水部からの距離,  $r_e$  を求めると Table 4 が得られる。同表は、簡単のために等方性媒体について式(4)から計算したものである。

仮に、試験で得られたルジオン値が反映している領域範囲は、せいぜい、水頭増分が注水部の水頭増分の  $1/10 \sim 1/20$  に低下する範囲であると考えると、Table 3 より、試験区間長が 5 m, 10 m, 20 m の場合、各々約 5 ~ 10 m, 9 ~ 18 m, 15 ~ 32 m となる。

以下に、ルジオン値と透水媒体の水理学的異方性の関係について考察する。まず、Table 3 の No. 1 と No. 2 で示される透水媒体に注目する。両者は、ボーリング孔軸に直交する方向の透水係数 ( $k_h$ ) が同一で孔軸に平行な方向の透水係数 ( $k_v$ ) が 100 倍と大きく異なる透水媒体である。このように  $k_v$  の値が大きく異なっているにもかかわらず、そのルジオン値は、2 倍程度の差に過ぎない。さらに、材質 No. 1 と No. 2 の  $k_v$  が  $k_h$  に比べて各々、0.1, 10 倍であるのに対し、両材質の換算透水係数  $k_F$ ,  $k_T$  をみると、ボーリング孔軸に直交する方向の透水係数 ( $k_h$ ) に近い値となっており、 $k_v$  の影響をあまり受けないことが分かる。つまり、ルジオン値やその換算透水係数には孔軸に平行な方向の透水性の情報がかなり欠落してしまう。したがって、それらから岩盤の透水性を判定すると、誤った工学的判断を下す危険

がある。

次に、Table 3 の媒質 No. 8 ~ No. 11 のセット、および媒質 No. 12 ~ No. 15 のセットに注目する。異方性を主透水係数間の比と定義すると、両セットは、同じ主透水係数を持ち、したがって、同じ異方性を示し、主軸方向のみ互いに異なる。Fig.9 は、Table 3 (b) に示した No. 8 ~ No. 15 のルジオン試験結果を用いて、水理学的異方性媒体における透水主軸の回転に伴うルジオン値の変化として示したものである。透水主軸の回転に伴い、媒体のルジオン値は無視できないほど大きく変化している。透水主軸を回転させた No. 8 ~ No. 11、および No. 12 ~ No. 15 の結果は、透水主軸をそのままにして、ボーリング孔軸の方向を回転させ、注水方向を変えて解析した結果と一致している。従って、異方性の認められる岩盤でのルジオン試験では、同じ岩盤に対してボーリング孔の掘削方向が異なれば、得られるルジオン値も違ってくることは容易に理解できる。以上の議論から、異方性の大きな岩盤では、ルジオン値のみでその透水性を判断すると、設計、施工の際に重大な誤りを導く恐れがあると考えられる。例えば、卓越した亀裂方向に直交する方向に試験孔を設けるなど、透水性の検出精度を高めるような努力が必要であろう。

## 5. ルジオン試験を利用した亀裂性岩盤の透水係数テンソルの測定法

### (1) 測定法の手順と考え方

誘導した理論式を適用してルジオン試験から亀裂性岩盤の透水係数テンソル、 $k_{ij}$  を測定する方法について説明する。

- まず、透水係数テンソルの測定法の手順を示すと、
- (1) 露頭や横坑あるいは、ボーリング孔より岩盤の幾何形状情報（亀裂方位、開口幅、長さ、分布密度など）をサンプリングする。
- (2) ボーリング孔を用いてルジオン試験を行い、注水量 - 水頭増分 ( $Q - \Delta H$  計測値) を測定する。
- (3) サンプリングした亀裂幾何情報を基に、水理、地質統計学的方法、例えば、次式で表わされるクラックテンソル理論を使って、 $k_{ij}$  を計算する。

$$k_{ij} = \frac{g}{\nu} \lambda (P_{kk} \delta_{ij} - P_{ij}), \quad (i, j = 1, 2, 3) \quad (5)$$

ただし、式(5)は、亀裂の分布密度が十分大きく、岩盤が等価な多孔質媒体と見なせる場合にかぎり誘導されている点、留意する必要がある。

ここに、 $\lambda$  は亀裂相互の連結性を表わす定数で、 $\lambda \leq 1/12$  である。 $\lambda$  については、亀裂分布密度と亀裂長の 3 乗の期待値の積で定義される  $F_0$  との関係が、羽出山らにより議論されている<sup>11)</sup>。 $F_0$  が大きい場合、亀裂

相互の連結性が十分大きくなり、 $\lambda$ は $1/12$ に近づいていく。 $g$ 、 $\nu$ は、各々、重力加速度、動粘性係数である。ここに、 $P_{ij}$ はOda(1985)によると、次式で定義される<sup>4)</sup>。

$$P_{ij} = \frac{\pi \rho}{4} \langle t^3 \rangle \langle r^2 \rangle N_{ij}, \quad (i, j=1, 2, 3) \quad (6)$$

$$\langle t^3 \rangle = \int_0^\infty t^3 g(t) dt, \quad \langle r^2 \rangle = \int_0^\infty r^2 f(r) dr$$

$$N_{ij} = \int_\Omega n_i n_j E(n) d\Omega$$

ただし、亀裂は直径 $r$ 、開口幅 $t$ の円盤でモデル化し、その方位は円盤に立てた法線の単位ベクトル $n$ で表す。また、 $\rho$ は亀裂の分布密度、 $g(t)$ は亀裂開口幅の確率分布密度、 $f(r)$ は亀裂長の確率分布密度、 $E(n)$ は亀裂方位の確率分布密度、 $\Omega$ は立体角である。このとき、少なくとも亀裂方位と分布密度については比較的信頼性の高いデータがサンプリングできるが、亀裂長さと開口幅については信頼性が低く、たいていは測定が困難であるため未知パラメータとなる。そこで、未知パラメータ数を減らすため、著者らが既に提案している方法に従って、 $P_{ij}$ を次式のように変更する<sup>8)</sup>。

$$P_{ij} = \langle t e^3 \rangle N_{ij} \frac{N^{(w)}}{b \langle |n \cdot u| \rangle} \quad (7)$$

ここに、  
 $b$ : ボーリング孔のサンプリング長さ  
 $u$ : ボーリング軸方向の単位ベクトル  
 $N^{(w)}$ : サンプリングされる亀裂の数  
 $t e$ : 水理学的平均等価亀裂開口幅

式(7)では $P_{ij}$ の算出のための未知パラメータは $t e$ のみになり、他は既知量である。水理学的亀裂開口幅の分布は指数分布に従うと仮定して $t e$ を用いて表わされる。

(4) 手順(3)で得られた $k_{ij}$ からルジオン試験の理論式(3)を用いて、観測した注水量 $Q$ に対する水頭増分( $Q-\Delta H$ 計算値)を求める。

(5) 解の収束条件として、注入量 $Q$ に対する水頭増分の計測値 $\Delta H_m$ と計算値 $\Delta H_c$ を求め、残差( $\Delta H_m - \Delta H_c$ )の平方和、 $RSQ$ が許容誤差 $\epsilon$ より小さいか調べる。 $RSQ \leq \epsilon$ のとき、手順(8)を実行する。

(6)  $RSQ$ が小さくなるように、 $t e$ を非線形最小二乗法の手順に従って修正する<sup>12), 13)</sup>。

(7) 非線形最小二乗法の反復計算のため、手順(3)へ戻る。ただし、 $t e$ と1回前の反復時の $t e$ との差の絶対値が許容誤差 $\epsilon$ より小さければ手順(8)の実行に移る。

(8) 決定した $k_{ij}$ が、対象とする亀裂性岩盤に関する水理試験と亀裂の地質統計学的性質の両方を満足する透水係数テンソルである。 $k_{ij}$ と各観測点に相当する $Q-\Delta H$ 計算値を出し、 $k_{ij}$ の主値と主軸方位を算出し

Table 5 (a) Fracture geometric data and material properties of fractured rock mass model 1 and 2.

Rock model	Group	Mean fracture orientation (Degree)	Apparent density(1/m) (1/4<r> <sup>2</sup> >ρ <sub>p</sub> )	Fracture aperture		λ	$k_{ij}$ (m/s)
				Mean v. <t>	Distr. func. (μm)		
1	1	NS84°W	5.034	100	Exponential	$\frac{1}{12}$	[.1912 -.01182 .1070 1.269 -.02103 1.397] $\times 10^{-7}$
	2	EW86°N	.5020	50	Exponential		[.2250 .1.182 -.9828 9.746 -.9389 9.155] $\times 10^{-9}$
	3	N30°W56°N	6.066	30	Exponential		[Sym.]
2	1	NS84°W	.5034	80	Exponential	$\frac{1}{12}$	[.4922 -.2275 .1125 1.860 .01812 1.952] $\times 10^{-7}$
	2	EW86°N	.5020	20	Exponential		[.2250 .1.182 -.9828 9.746 -.9389 9.155] $\times 10^{-9}$
	3	N30°W56°N	6.066	30	Exponential		[Sym.]

Table 5 (b) Fracture geometric data and material properties of fractured rock mass model 3.

Meas. line	N / B (1/m)	Apparent density (1/m) (1/4<r> <sup>2</sup> >ρ <sub>p</sub> )	Fracture aperture		λ	$k_{ij}$ (m/s)
			Group 1	Group 2		
1	33 / 25.24	2.579	219.0	150.5	$\frac{1}{12}$	[.4922 -.2275 .1125 1.860 .01812 1.952] $\times 10^{-7}$
	26 / 26.16	1.276				[Sym.]
	54 / 47.52	1.448				[.4922 -.2275 .1125 1.860 .01812 1.952] $\times 10^{-7}$
	57 / 43.52	1.517				[.4922 -.2275 .1125 1.860 .01812 1.952] $\times 10^{-7}$

て測定を終わる。ただし、 $k_{ij}$ の決定に対して、 $\lambda$ と $t e$ は連動しており、水理試験から $\lambda$ を分離して評価するのは困難である。そこで、亀裂相互の連結性は十分であるとして、 $\lambda$ は $1/12$ とおき、 $t e$ のみ逆算のパラメータとする。

## (2) 岩盤モデルの透水係数テンソルの決定

以下に亀裂性岩盤モデルを用いて、本手法の適用性を検討した。

### a) 岩盤モデル

岩盤モデルには多数の亀裂が存在し、亀裂情報として亀裂方位、亀裂開口幅、亀裂分布密度、亀裂長および亀裂の連結度を表すパラメータ $\lambda$ が全て既知であるとする。これらの亀裂情報からOdaのクラックテンソル理論を用いて<sup>4)</sup>、対象領域に分布する亀裂性岩盤と水理、地質統計学的に等価な多孔質媒体の透水係数テンソルを得ることができる。ここでは、亀裂情報はボーリング孔や測線と交わった亀裂を測定するスキャンライン方式によりサンプリングする。亀裂方位情報は、最近のボアホールTV技術の進歩から、ルジオン試験を実施したボーリング孔を利用してサンプリングが十分可能である。また、見掛け分布密度 $\rho a$ は、ボーリング孔などのスキャンラインと交わる亀裂数から次式で定義する。

$$\rho a = \frac{1}{4} \pi \langle r^2 \rangle \rho = \frac{N^{(w)}}{b \langle |n \cdot u| \rangle} \quad (8)$$

$\rho$ : 体積亀裂密度で、体積 $V$ に存在する

亀裂数 $N^{(w)}$ より、 $\rho = N^{(w)} / V$ である。

Table 5に、岩盤モデル1から3の亀裂情報とそれらから得られる透水係数テンソルを示す。岩盤モデル1と2の亀裂は平均亀裂方位を中心に極めて狭い範囲に分布しており、そのため3グループの亀裂群に明瞭に分かれ。岩盤モデル3の亀裂は、花崗岩分布地域の4本の横坑からサンプリングしたデータである。ただし、亀裂開

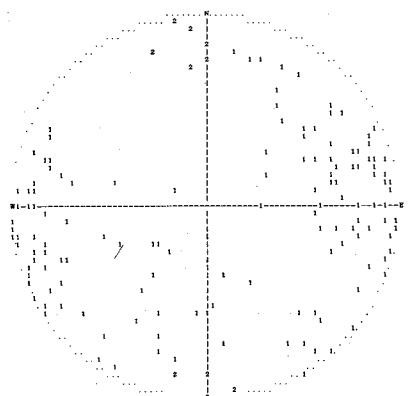


Fig.10 Stereographic plots of fracture orientation on Schmidt's net after clustering.

Table 6 The results of Lugeon's test at  $H=10\text{ m}$  on the fractured rock mass models.

Orientation <sup>*</sup> of bore-hole	Injection inflow-rate, $Q$ ( $\times 10^{-6}\text{ m}^3/\text{sec}$ )		
	Rock model 1	Rock model 2	Rock model 3
NS0°W	4.811	.3984	8.267
NS30°E	5.984	.4227	9.514
NS30°W	5.495	.4708	—
EW30°N	4.821	.3851	—
NS60°E	—	—	10.89

\* : Orientation of bore-hole lies at right angle to the axis of the bore-hole.

口幅については、実測値を 100 分の 1 倍している。Fig.10 に岩盤モデル 3 の亀裂方位データをシュミットネット上に下半球投影したものと示す。全体に高角度に傾斜した面を持ち、ほぼ東西方向に走向を有する亀裂が多数を占めている。Shaben の方法<sup>14)</sup>を用いてクラスター分析した結果、同図のように 2 グループに分かれたが、両者の境界は不明瞭である。Fig.11 に横坑からサンプリングした亀裂を 100 分の 1 倍した後の開口幅分布をグループ別に示す。Table 5 (b) に示した見掛け分布密度では、グループ 2 の亀裂群はグループ 1 の亀裂群の約 10 分の 1 であるにもかかわらず、両グループの平均亀裂開口幅には大きな差異は見られない。得られた透水係数テンソルから判断すると、各岩盤モデルとも水理学的に異方性を示し、異方性の大きさを主透水係数間の比で表すと、異方性はおよそ 4 倍から 8 倍の範囲にある。

岩盤と等価な均質異方性多孔質媒体の透水係数テンソル  $k_{ij}$  が得られたので、Fig.4 の 3 次元有限要素モデルを用いて、 $k_{ij}$  を持つ岩盤においてルジオン試験を実施した際の疑似観測値を求めた。Fig.4 に示した 3 次元有限要素モデルをボーリング孔の方向に座標回転することにより、任意の方向のボーリング孔を用いたルジオン試

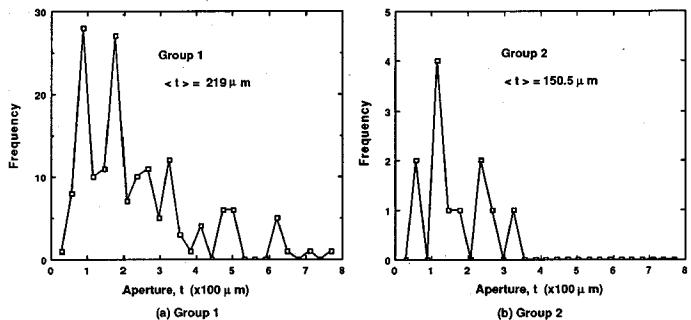


Fig.11 Distribution of fracture aperture on the rock mass model 3.

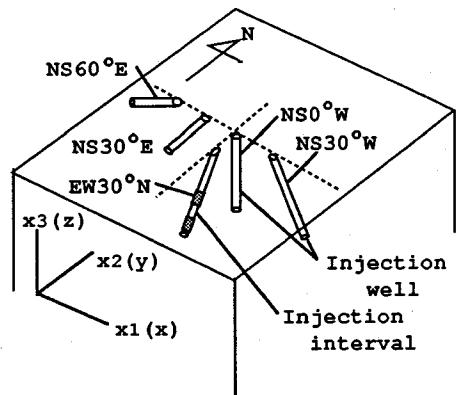


Fig.12 Arrangement of some injection wells.

験の疑似観測値を計算することができる。Table 6 に各岩盤モデルについて得られたルジオン試験の疑似観測値を示す。ただし、便宜のためボーリング孔の方向は孔軸と直交する面の方位(走向/傾斜)をもって表わす(Fig.12 参照)。ボーリング孔方向の違いによって各岩盤モデルとも注入量  $Q$  に最大 2 割程度の差異がみられる。

#### b) 岩盤モデルの透水係数テンソル $k_{ij}$ の決定結果と考察

ルジオン試験の疑似観測値と亀裂方位及び、見掛け分布密度情報とから、提案法を用いて岩盤モデルの透水係数テンソルを決定し、提案法の適用性について述べる。

提案法では各岩盤の亀裂群の  $te$  を逆算して  $k_{ij}$  を推定する。岩盤モデルについて、提案法の解析は全部で 9 ケースを行った。解析に用いたルジオン試験観測値は 1 本のボーリング孔から得た場合と、3 本のボーリング孔から得た場合の 2 種類とした。各ケースの解析に用いたボーリング孔の方向と逆算パラメータである  $te$  の初期値を Table 7 に示す。Bianchi & Snow によると、深度 100 m 程度以浅では、亀裂開口幅は深度と共に減少し、数  $100\text{ }\mu\text{m} \sim \text{数 }10\text{ }\mu\text{m}$  程度に分布している<sup>15)</sup>。そこで、 $te$  の初期値の目安として、その程度の範囲の開口幅を考え

Table 7 The data and parameters for inversion. (See Fig.12)

Rock model	Case No.	Orientation of bore-hole for Lugeon's test	N <sub>t</sub> * and initial te** for inversion
1	1-1	NS0°W NS30°E EW30°N	N <sub>t</sub> =3, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =te <sub>3</sub> =100 μm
	1-2	NS0°W NS30°E NS30°W	N <sub>t</sub> =3, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =te <sub>3</sub> =100 μm
	1-3	NS0°W	N <sub>t</sub> =1, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =te <sub>3</sub> =100 μm
2	2-1	NS0°W NS30°W EW30°N	N <sub>t</sub> =3, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =te <sub>3</sub> =20 μm
	2-2	NS0°W NS30°E NS30°W	N <sub>t</sub> =3, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =te <sub>3</sub> =20 μm
	2-3	NS0°W	N <sub>t</sub> =1, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =te <sub>3</sub> =20 μm
3	3-1	NS0°W	N <sub>t</sub> =1, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =100 μm
	3-2	NS0°W NS30°E NS60 E	N <sub>t</sub> =1, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =100 μm
	3-3	NS0°W NS30°E NS60 E	N <sub>t</sub> =2, te <sub>1</sub> =te <sub>2</sub> =100 μm

\*N<sub>t</sub>: Number of parameter (te) for inversion.

\*\* i : Group number clustered by orientation data.

Table 8 The results of inversion on the fractured rock mass model 1.

	Case1-1	Case1-2	Case1-3
$k_{ij}^{est}$ ( $\times 10^{-7} \text{ m/s}$ )	$\begin{bmatrix} .2281 & 0 & 0 \\ 0 & 1.635 & 0 \\ 0 & 0 & 1.850 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} .3284 & 0 & 0 \\ 0 & 1.243 & 0 \\ 0 & 0 & 1.443 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} .4871 & 0 & 0 \\ 0 & .8719 & 0 \\ 0 & 0 & 1.180 \end{bmatrix}$
P <sub>x1</sub> * (deg.)	x: (57.8, 90.1, 95.8) y: (89.5, 45.1, 85.5) z: (84.2, 94.5, 7.34)	x: (9.39, 82.1, 84.9) y: (99.3, 40.2, 51.3) z: (89.0, 129., 39.2)	x: (36.6, 59.5, 71.8) y: (124., 35.3, 82.9) z: (101., 106., 19.6)
$k_{ij}^{est}$ $k_{ij}^{true}$	$\begin{bmatrix} 1.26 & 0 & 0 \\ 0 & 1.29 & 0 \\ 0 & 0 & 1.31 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1.81 & 0 & 0 \\ 0 & .982 & 0 \\ 0 & 0 & 1.02 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2.68 & 0 & 0 \\ 0 & .689 & 0 \\ 0 & 0 & .837 \end{bmatrix}$
$\delta^{**}$ (deg.)	x: .968 y: 4.38 z: 4.40	12.5 31.8 30.5	38.9 34.6 17.7
te (μm)	110, 56.5, 4.86	91.6, 47.2, 66.0	68.5
RSQ***	0.0277	$1.53 \times 10^{-6}$	$2.59 \times 10^{-6}$
Niter.****	71	62	27
$k_{ij}^{true}$ ( $\times 10^{-7} \text{ m/s}$ )	$\begin{bmatrix} 1.816 & 0 & 0 \\ 0 & 1.266 & 0 \\ 0 & 0 & 1.410 \end{bmatrix}$	P <sub>x1</sub> : x: (50.6, 89.5, 95.0) (deg.) y: (89.7, 8.85, 81.2) z: (85.0, 98.8, 10.2)	

\* P<sub>x1</sub>: Direction cosine of principal axes; est : estimated.

\*\* δ : Angle between the true principal axis and the estimated.

\*\*\* RSQ : Weighted residual square sum.

\*\*\*\* Niter. : Number of iteration.

Table 9 The results of inversion on the fractured rock mass model 2.

	Case2-1	Case2-2	Case2-3
$k_{ij}^{est}$ ( $\times 10^{-8} \text{ m/s}$ )	$\begin{bmatrix} 2.309 & 0 & 0 \\ 0 & 1.127 & 0 \\ 0 & 0 & 1.273 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} .3839 & 0 & 0 \\ 0 & .7764 & 0 \\ 0 & 0 & 1.144 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} .1184 & 0 & 0 \\ 0 & 1.042 & 0 \\ 0 & 0 & 1.093 \end{bmatrix}$
P <sub>x1</sub> * (deg.)	x: (6.01, 84.5, 87.7) y: (95.5, 45.2, 45.3) z: (87.7, 135., 44.8)	x: (5.85, 90.4, 95.8) y: (89.1, 4.44, 85.7) z: (84.2, 94.4, 7.30)	x: (43.1, 64.7, 57.8) y: (125., 35.7, 82.7) z: (112., 113., 33.3)
$k_{ij}^{est}$ $k_{ij}^{true}$	$\begin{bmatrix} 1.22 & 0 & 0 \\ 0 & 1.08 & 0 \\ 0 & 0 & 1.45 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2.03 & 0 & 0 \\ 0 & .743 & 0 \\ 0 & 0 & 1.30 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} .625 & 0 & 0 \\ 0 & .997 & 0 \\ 0 & 0 & 1.24 \end{bmatrix}$
$\delta^{**}$ (deg.)	x: 7.72 y: 78.7 z: 78.9	17.7 38.5 41.8	30.3 50.9 56.5
te (μm)	89.9, 40.3, 27.3	85.3, 67.1, .184	40.0
RSQ***	0.00224	$6.87 \times 10^{-4}$	$6.33 \times 10^{-10}$
Niter.****	55	89	30
$k_{ij}^{true}$ ( $\times 10^{-8} \text{ m/s}$ )	$\begin{bmatrix} 1.895 & 0 & 0 \\ 0 & 1.045 & 0 \\ 0 & 0 & .8802 \end{bmatrix}$	P <sub>x1</sub> : x: (13.0, 80.5, 81.2) (deg.) y: (93.0, 34.1, 124.) z: (77.4, 57.6, 35.4)	

\* P<sub>x1</sub>: Direction cosine of principal axes; est : estimated.

\*\* δ : Angle between the true principal axis and the estimated.

\*\*\* RSQ : Weighted residual square sum.

\*\*\*\* Niter. : Number of iteration.

することができる。Table 8~9 に、提案法を用いて決定した岩盤モデル 1 から 3 の透水係数テンソルを他の逆算結果と併示す。同表では、提案した方法で求めた主透水係数  $k^{est}$  と岩盤モデルの  $k^{true}$  の違いを各成分の比として表わしている。

ここで提案法による透水係数テンソル（主透水係数と主透水軸方向）の推定について、その適用性の許容誤差範囲について触れる。前述の Table 3 (b) の結果から  $L_{ut}$  と  $L_{uf}$  の最大誤差は約 30 % であった。したがって、真値と推定した主透水軸方向間の許容誤差については、主軸間の角度である 90 度の 30 % と考え、27 度程度を軸方向の許容誤差とする。主透水係数については、1 つの主透水係数が 30 % の推定誤差におさまっていても、他方の主透水係数に誤差の累積が起こり、60 % の誤差が生じ得るものと考える。したがって、主透水係数の真値と推定値の比の許容誤差範囲は、0.62~1.6 と考える。

岩盤モデル 1 では、Case 1-1 で主透水係数  $k_{ij}$  が岩盤モデル 1 の  $k_{ij}$  の約 1.3 倍とやや大きな値が得られて

いる。主軸方向については誤差 5 度以内で真値を推定している。これに対し、Case 1-2 では Case 1-1 に比べ、 $k'_{22}$ ,  $k'_{33}$  については推定が良好であるものの、全体として推定精度は低下している。主軸方向は、元来、岩盤モデル 1 の  $k'_{22}$  と  $k'_{33}$  の違いが約 10 % であるため、透水主軸の内、 $X_2(Y)$  軸,  $X_3(Z)$  軸の方向は、YZ 透水平面内の何処の方向に向くか決定するのは困難である。 $X_1(X)$  軸方向については精度良く決定できるはずである。従って、 $X_1(X)$  軸方向の推定誤差が 12.5 度と良好なので、主軸方向については解析の精度に問題はないと考えられる。

Case 1-1 では 3 方向の主透水係数  $k'_{ii}$  は各々均等に真値の約 1.3 となっているが、Case 1-2 では  $k'_{11}$  に誤差が偏って発生していると言える。両者とも 3 グループ

Table 10 The results of inversion on the fractured rock mass model 3.

	Case3-1	Case3-2	Case3-3
$k_{ij}^{est}$ ( $\times 10^{-7} \text{ m/s}$ )	[.6310 0 0 0 2.076 0 0 0 2.260]	[.6259 0 0 0 2.059 0 0 0 2.242]	[.7415 0 0 0 1.862 0 0 0 2.192]
$p_{xi}^{est}$ (deg.)	X: (10.5, 80.4, 94.4) Y: (100., 11.3, 95.3) Z: (86.6, 84.0, 69.3)	X: (10.5, 80.4, 94.4) Y: (100., 11.3, 95.3) Z: (101., 12.6, 96.2)	X: (11.4, 79.6, 94.5) Y: (86.8, 83.1, 7.61)
$k_{ij}^{est}$ $k_{ij}^{true}$	[ 1.41 0 0 0 1.08 0 0 0 1.15 ]	[ 1.40 0 0 0 1.07 0 0 0 1.14 ]	[ 1.66 0 0 0 0.972 0 0 0 1.12 ]
$\delta^{**}$ (deg.)	X: .0 Y: 5.26 Z: 5.26	.0 5.26 5.26	1.35 6.30 6.11
te ( $\mu\text{m}$ )	176.3	175.8	170., 216.
RSQ***	$2.37 \times 10^{-11}$	.00713	.00358
Niter.****	35	37	61
$k_{ij}^{true}$ ( $\times 10^{-7} \text{ m/s}$ )	[.4473 0 0 0 1.916 0 0 0 1.960 ]	$p_{xi}^{true}$ (deg.)	X: (10.0, 81.0, 94.3) Y: (99.1, 9.11, 90.2) Z: (85.8, 89.1, 4.37)

\*  $p_{xi}^{est}$ : Direction cosine of principal axes; est: estimated.  
\*\*  $\delta$ : Angle between the true principal axis and the estimated.  
\*\*\* RSQ: Weighted residual square sum.  
\*\*\*\* Niter.: Number of iteration.

の各々の  $te$  を全て逆算しており、このような推定精度の違いはルジオン試験観測値が異なっているために現われた。Case 1-1 では、ルジオン試験用ボーリング孔の方向は同一面内に存在していないのに対し、Case 1-2 では同一面内にあるため、異方性の検出精度が劣ったと考えられる。

Case 1-3 は、1 本のボーリング孔でのルジオン試験から、1 個の  $te$  を逆算した場合である。解析の結果、透水主軸方向は  $X_1(X)$  軸方向について誤差が 40 度近くあった。前述の理由により  $X_1(X)$  軸方向については  $X_2(Y)$  軸、 $X_3(Z)$  軸の方向に比べ、精度良く決定できなければならぬが、結果は違っている。また、主軸についても、 $k_{11}$  の推定精度が悪く、本来の値の約 2.7 倍と過大評価された。このように、岩盤の亀裂がいくつかのグループに別れ、各グループの  $te$  にかなりの差があるときには、本手法を適用しても、1 本のボーリング孔のルジオン試験から  $k_{ij}$  を測定することは困難と言える。

岩盤モデル 2 の解析では、岩盤モデル 1 の場合とかなり類似した傾向の結果が得られた。Case 2-1, Case 2-2 及び、Case 2-3 は、各々、Case 1-1, Case 1-2, Case 1-3 に対応しており、岩盤モデル 1 の解析結果に対する考察がそのまま岩盤モデル 2 の結果に当てはまる。

Case 2-3 は Case 1-3 と同様に、1 本のボーリング孔でのルジオン試験から、1 個の  $te$  を逆算した場合である。解析の結果、 $k_{11}$  の透水主軸方向は誤差が約 30 度であった。他の主軸方向に関しては、 $k_{22}$  が  $k_{33}$  の約 1.19 倍と、あまり違ひがないため、透水主軸の内、 $X_2(Y)$  軸、 $X_3(Z)$  軸の方向が、YZ 透水平面内の何処の方向に向くか決定するのは岩盤モデル 1 と同様に困難である。従って、主軸方向については一応、許容誤差範囲内であ

ると考えられる。主軸については、 $k_{11}$  では真値の 0.625 倍と若干精度が劣るが、 $k_{22}$ ,  $k_{33}$  は実用上、十分な精度が得られていると判断される。

岩盤モデル 3 では以下に述べる 3 種類の解析を行っている。まず、ルジオン試験観測値を 1 本のボーリング孔に限定した場合を Case 3-1 とし、3 本のボーリング孔でルジオン試験を行った場合を Case 3-2, Case 3-3 とした。

Case 3-1, Case 3-2 では、1 個の  $te$  を逆算した。すなわち、亀裂方位情報のクラスター分析の結果、分離した 2 グループの各等価亀裂開口幅の平均値  $te$  は同じであると考え、両グループ共通の  $te$  をパラメータとして逆算した。

Case 3-1 の解析の結果、主透水係数の推定結果は  $k_{11}$ ,  $k_{22}$ ,  $k_{33}$  で各々、真値の 1.41 倍、1.08 倍、1.15 倍であり、実用上特に問題は無いと考えられる。また、主軸方向については誤差 6 度以内で真値を推定しており、主透水係数に比べ精度の良い結果が得られている。

Case 3-2 では、3 本のボーリング孔で実施したルジオン試験の観測値を用いたが、主透水係数の推定結果、および、主軸方向の両者とも、ルジオン試験観測値を 1 本のボーリング孔に限定した Case 3-1 の場合と殆ど同じ推定精度が得られた。

Case 3-3 では、3 本のボーリング孔で実施したルジオン試験の観測値を用い、2 グループの  $te$  を両方ともパラメータとして逆算した。主透水係数および、主軸方向の両推定結果は、Case 3-1, Case 3-2 の場合と殆ど同じか、やや精度が低下した。

岩盤モデル 3 で用いた実測開口幅については、Fig.8 に示したように、その平均値にグループ間であまり違いは見られなかった。従って、岩盤モデル 3 の場合、全てのグループに共通な  $te$  を 1 つだけ求めれば十分精度よく  $k_{ij}$  を推定できた。

通常、岩盤の亀裂の幾何形状情報から単独に地質統計学的手法で求めた場合には、ルジオン試験の結果と比較すると、 $k_{ij}$  は 1 オーダー以上の差異が認められる。また、3 方向のルジオン値から従来法に依って換算した透水係数は岩盤モデル 3 の場合、約  $1.2 \sim 1.5 \times 10^{-7} \text{ m/s}$  程度で、従来法では  $k_{xx}$  について見ると約 3 倍の誤差が生じることになる。この程度の誤差は岩盤モデル 1, 2 についても同様であった。従って、従来の方法から推定するのと比べると、提案法の推定誤差範囲は、0.62~1.6 であり、提案法の測定精度は比較的良好であると言える。

## 6. まとめ

亀裂性岩盤を水理学的異方性多孔質媒体と考え、ルジオン試験で生じる浸透現象を理論的に考察して、注水

量一水頭増分関係を表わす理論式を導いた。さらに、誘導した理論式を用いて、ルジオン試験から亀裂性岩盤の3次元の透水係数テンソルを測定する方法について提案した。その結果、以下のようにまとめられる。

(1) 3次元の無限領域において、異方性多孔質媒体内に線湧源を仮定することによって、ルジオン試験で生じる注水量一水頭増分関係を導く理論式を示した。

(2) 導いた理論式を水理学的等方性多孔質媒体に適用すると、評価した透水係数は、有効桁の範囲で真の値と一致した。

(3) 導いた理論式をいろいろな水理学的異方性多孔質媒体に適用すると、評価したルジオン値は、ルジオン試験を3次元FEMによって数値解析し、得られた注入量と注入圧から計算したルジオン値と実用上十分よく一致した。

(4) 異方性の認められる岩盤でのルジオン試験では、同じ岩盤に対して試験孔の掘削方向が異なれば、得られるルジオン値も違ってくることを示した。

(5) ルジオン試験から得た注入流量と水頭増分の観測値および、ボーリング孔から得た亀裂方位データ、分布密度データを用いて、誘導したルジオン試験の理論式とクラックテンソル理論を併用して、亀裂性岩盤の透水係数テンソルを3次元的に測定する方法について提案した。

(6) この提案法により決定した亀裂性岩盤の透水係数テンソルは、原位置調査で得られる亀裂群の地質統計学的情報から導かれる透水性および、ルジオン試験で得られる岩盤の水理応答から期待される透水性の両方を満足している。

(7) この提案法を亀裂性岩盤モデルに適用した結果、次の2つの結論を得た。

① 岩盤内の亀裂がその方位データから2,3のグループの亀裂群に別れ、平均等価亀裂開口幅  $te$  に各グループ間でかなりの差があるときには、同一平面にない互いに方向の異なる3本のボーリング孔でのルジオン試験測定値を用いれば、本手法を適用して岩盤の透水係数テンソル  $k_{ij}$  を測定することができる。

② 亀裂群別に実測した開口幅の平均について、グループ間にあまり違いが見られない場合、本手法を適用すれば、1本のボーリング孔でのルジオン試験から岩盤の透水係数テンソル  $k_{ij}$  を測定することができる。

一般的には、方位データから分けた各グループ間で、亀裂分布密度が異なった場合にも開口幅の平均値には違いが現われないかは、今後の実測データの蓄積を待って判断されるものと考えられる。

今後は、本論文で提案した亀裂性岩盤の透水係数テン

ソルの測定法を野外で実験し、他の測定法から決定した透水係数テンソルの値と比較検討し、岩盤の透水性評価の精度向上を図りたい。

## 参考文献

- 1) Barenblatt,G.I., Zhetov,Iu.P. and Kochina, N. : Basics concepts in the theory of seepage of homogeneous liquids in fissured rocks, *Prikl. Mat. Mekh.*, 24(5), pp. 852-864, 1960.
- 2) Anderson, J. and Dverstorp, B. : Conditional simulation of fluid flow in three-dimensional networks of discrete fracture, *Water Resources Research*, Vol.23, No.10, pp.1876-1886, 1987.
- 3) Long, J.C.S., J.S. Remer, C.R. Wilson and C.R. Witherspoon : Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures, *Water Resources Research*, Vol.18, No.3, pp.645-658, 1982.
- 4) Oda, M. : Permeability tensor of discontinuous rock masses, *Geotechnique*, 35, No.4, pp.483-495, 1985.
- 5) 西垣誠, 中屋眞司, 河野伊一郎 : 原位置における亀裂性岩盤の3次元異方透水係数の測定法に関する一提案、土質工学会論文報告集, Vol. 31, No. 3, pp. 185-199, 1991.
- 6) Hsieh, P.A. and S.P. Neuman : Field determination of the three-dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media, 1 Theory, *W.R.R.*, Vol.21, No.11, pp.1655-1665, 1985.
- 7) 山口喜一, 松本徳久 : ダム基礎の透水性とルジオン値, 土木学会論文集, 第412号/III-12, pp.51-60, 1989年12月.
- 8) 中屋眞司, 西垣誠, 河野伊一郎 : 亀裂方位情報を用いたクロスホール試験による岩盤の三次元透水パラメータの測定法, 地下水学会誌, 第34巻, 第2号, pp.81-98, 1992年, 5月.
- 9) Harr, M.E. : *Groundwater and Seepage*, McGraw-Hill, pp.259-262, 1962.
- 10) Akai, K., Ohnishi, Y. and Nishigaki, M. : Finite element analysis of three-dimensional flows in saturated-unsaturated soils, *Proc. 3rd International conf. on numerical methods in geomechanics*, Aachen, pp.227-239, 1979.
- 11) 羽出山吉裕, 小田匡寛, 亀村勝美 : 節理性岩盤の亀裂連続性と透水性, 第19回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.146-150, 1987.
- 12) 中川一徹, 小柳義夫 : 最小二乗法による実験データ解析, 東京大学出版会, pp.99-124, 1982.
- 13) 中屋眞司, 田中豊 : 地下水流の解析と逆問題, 数理科学, No. 274, pp. 72-79, 1986.
- 14) Shaeben, H. : A new cluster algorithm for orientation data, *Jour. Math. Geol.*, 16, pp.139-153, 1984.
- 15) Bianchi, L. and Snow, D.T. : Permeability of crystalline rock interpreted from measured orientation and aperture of fractures, *Ann. Arid Zone*, 8, No.2, pp.231-245, 1968.

(1993.8.18受付)

# A THEORETICAL RESEARCH ON GROUNDWATER BEHAVIOUR UNDER LUGEON'S TEST AND A METHOD TO DETERMINE THE THREE-DIMENSIONAL HYDRAULIC CONDUCTIVITY TENSOR FOR FRACTURED ROCK MASSES

Shinji NAKAYA and Makoto NISHIGAKI

In this paper, the groundwater behaviour under Lugeon's test in hydraulic anisotropic rock masses is theoretically explained. To derive the solution of seepage phenomenon induced by Lugeon's test, the boundary condition along packed off interval is idealized as line source, and another boundary condition at infinite is zero potential. The potential increment at the center of injection interval on the wall of bore-hole was calculated by solving the potential flow equation. Lugeon's values which is theoretically evaluated for various anisotropic porous media agree with the true values and the calculated ones by the three-dimensional finite element analysis. A method to determine the three-dimensional hydraulic conductivity tensor for fractured rock masses is proposed from these researches.