フローポンプ透水試験における装置の貯留性の 影響に関する実験的検討*

亀谷 裕志¹ 徳永 朋祥²

An Experimental Study on the Influence of the Storage Capacity of the Experimental System on the Flow Pump Hydraulic Conductivity Tests

by Hiroshi KAMEYA^a and Tomochika TOKUNAGA^b

a. Oyo Corporation (Corresponding author : E-mail Kameya-hiroshi@oyonet.oyo.co.jp)

b. Department of Geosystem Engineering, University of Tokyo

The storage capacity of the flow pump experimental system influences the transient response of pore pressure, and hence affect the evaluated values of storage coefficient of test specimens from experiments. To test the effect of the storage capacity of experimental system, sandstones and granites were tested by flow pump methods. The storage coefficients of sandstone obtained from the flow pump tests were very close to those from the poroelastic parameters, however the obtained storage coefficients of granites samples were not consistent between the two methods. We consider the difference to be caused by the ratio of the storage capacity of the system to that of the specimen, and this ratio should be less than 0.3 to obtain the storage coefficient with sufficient accuracy.

KEY WORDS : Hydraulic Conductivity Test, Storage Coefficient, Storage Capacity of Experimental System

1. はじめに

フローポンプ透水試験は供試体に一定流量の注水を行い、水頭差を測定することにより透水係数や貯留係数を求める試験法である。試験では一般にシリンジポンプと呼ばれる注射器型の構造のポンプを用い、ピストン部を機械的に一定速度で送ることにより一定流量の注水を行う。しかし、厳密にはシリンジポンプによる送水量がそのまま供試体に注水されるわけではない。これは、注水に伴う圧力上昇により配管等の膨張や装置内の水の圧縮が生じ、装置内に水が蓄えられるためである。Esaki ら¹⁾はこのようなコンプライアンスの影響を“装置の貯留性”と呼び、これを取り込んだ解析解を提案している。したがって、フローポンプ試験時の非定常挙動から評価される供試体の貯留係数の精度については、装置の貯留性の影響を考える必要がある。

一方、岩盤の地下水流動の解析には透水係数と貯留係数の2つのパラメータが用いられる。このうち貯留係数については通常の透水試験から精度良く求めることは困難であり、多孔質弾性パラメータから求める方法が提案されている^{2,3)}。フローポンプ法のような簡単な境界条件における1次元流れが、多孔質弾性パラメータから求められる貯留係数に基づいて評価できることを確認することは、実際の地下水の流れを考える上で非常に重要である。

本論文では、透水性の低い岩石を対象にフローポンプ透水試験を実施し、貯留係数について検討した事例を示す。また、試験結果に基づき装置の貯留性が貯留係数の評価に与える影響について考察する。

2. 装置の貯留性

透水性の低い岩石を対象とする透水試験ではごく微量の流量が対象となるため、装置または貯留槽内に蓄えられる水の量を問題とすることが多い。フローポンプ法では機械的な送水量は既知であるととし、これと装置内に蓄えられる水の量の差を流量として解析解を求める。また、トランジェントパルス法⁴⁾、オシレーション法⁵⁾では供試体に貯留槽を接続し、供試体と貯留槽の間での流量が圧力の変化により定められるとして解析解を求める。このような装置または貯留槽の応答は基本的には次の式で表される。

$$C_e = dV_e / dH \quad \dots\dots\dots (1)$$

装置の貯留性 C_e の単位は ($\text{cm}^3 / \text{cmH}_2\text{O}$) または (cm^2) で表される (記号は Morin ら⁶⁾ に従った)。 $dH(\text{cm})$ と $dV_e(\text{cm}^3)$ は装置内の圧力 (水頭) 上昇とその時流入する流体の量を表す。

装置の貯留性は各透水試験法において境界条件を規定するものであり、解析に必要なパラメータのひとつである。また、その大きさは貯留係数の決定精度に影響することが理論的な検討から示されている⁷⁾。各試験法の解析解には、試験供試体と装置の“貯留性の比”と呼ぶべきパラメータが現れる。

$$\text{貯留性の比} = \frac{\text{装置の貯留性}}{\text{供試体の貯留性} (= \text{貯留係数} \times \text{体積})}$$

徳永ら⁹⁾はフローポンプ法では貯留性の比を十分小さく (理論的には 0.3 以下) することが必要なことを述べている。また、Wang ら⁷⁾はトランジェントパルス法で貯留性の比が 1 の場合、貯留係数の決定誤差が最小となることを示している。したがって貯留係数の評価が必要な場合には、試験装置のデザインが貯留性の比により規制されると考えてよい。

実際に装置の貯留性をどのように決定するかは、研究者によりさまざまである。例えば、装置の貯留性を水の物性値を基に以下の式で算出することもある⁴⁾。

* 2002 年 10 月 29 日受付 2003 年 1 月 31 日受理
1. 応用地質(株) コアラボ 課長
2. 東京大学大学院助教授 工学系研究科 地球システム工学専攻
[著者連絡先] E-mail : Kameya-hiroshi@oyonet.oyo.co.jp (応用地質・亀谷)
キーワード : 透水試験, 貯留係数, 装置の貯留性

図1 フローポンプ法の試験装置概要

表1 試験装置の主な仕様

シリンジ ポンプ	Harvard Model44	流量制御範囲	0.00002~107 cm ³ /min
	ISCO	吐出圧	最大 10 MPa
三軸セル	100DM	流量制御範囲	0.00001~25 cm ³ /min
		吐出圧	最大 70 MPa
界面式体積計		供試体径 (標準)	φ50 mm
		拘束圧 (最大)	20 MPa
		背圧 (最大)	5 MPa
		最小分解能	0.001cm ³

$$C_e = C_w \gamma_w V_e \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 C_w , γ_w は水の圧縮率および単位体積重量で、 V_e は貯留槽の体積を表す。Neuzil ら⁴⁾は式(1)に示す方法で装置の貯留性を実測し、その結果をもとに式(2)の C_w を計算した結果、水の圧縮率の10~100倍の値を得た。最近筆者らの知る範囲では、このような問題をさけるために岩石供試体の代わりに不透水の金属製ダミー供試体をセットし、キャリブレーションテストを行うことが多いようである⁵⁾。

以下では、まず、筆者らの測定装置の構造と装置の貯留性を実測した結果について述べる。図1および表1に装置の基本的な構成を示す。エンドキャップおよび間隙水圧計の容器はステンレス製のものを用い、配管は1/8インチの銅パイプを用いている。接続部にはスウェージロック社製の配管継ぎ手を用い、必要な箇所にはテフロンでシールを行っている。供試体のシールには低吸水性のメンブレン(商品名; ミルドネオプレーン)とシリコンシーラントを用い、柔な側面構造としている。試験時には注入側と背圧系のラインのバルブを遮断して注水を行う。従って、装置の貯留性に影響するのは、シリンジから供試体端部までの水の圧縮、配管や容器の膨張およびシール部の変形である。

図2にステンレス製のダミー供試体を用いて定流量の注入を行い、圧力の上昇を測定した結果を示す。この場合圧力は流入量に比例して増大し、その傾きから装置の貯留性が決定できる。ここではシリンジ内の水の容量を変化させて測定を行っており、水の容量が少なくなるほど装置の貯留性は小さくなる傾向にあることが見て取れる。図3はこのようにして求められた装置の貯留性を装置内の体積との関係でプロットしたものである。装置内の体積はシリンジ内の水の容量、シリンジ内のデッドボリューム、配管やエンドキャップ内の体積の和として求めている。図中実線で示しているのは、水の圧縮率を0.45 GPa⁻¹として計算から求めたも

図2 ダミー供試体を用いたキャリブレーション例

図3 キャリブレーションにより求めた装置の貯留性; 実線は水の圧縮率から計算により求められる値

のであるが、計算値よりも測定値は大きくなっている。また、その差は装置内の水の容量が小さくなるほど大きくなり、配管や容器の膨張およびシール部の変形の寄与が相対的に大きくなっているものと推測される。装置の貯留性はセル内の拘束圧の大きさによっても変化する。著者らの装置では供試体のシールは柔な構造としているが、間隙水圧が内部から作用することによりこの部分で若干の変形が生じることが考えられる。そして、この変形量が拘束圧により変化するのではないかと推測している。また2種類のポンプでの装置の貯留性の差は、シリンジポンプ内部でのシール構造(主にOリングが用いられている)の違いによるものと思われる。このように、フローポンプ法における装置の貯留性はおそらく配管系統のみに依存するものではなく、無制限に小さくすることは容易でない。

なお、図3には砂岩、花崗岩等について求めた供試体の貯留性を併せて示している。ここで、岩石の貯留係数は徳永⁸⁾が多孔質弾性パラメータを用いて求めた値に基づき、供試体の貯留性はこれに筆者らが実験で用いている供試体の体積(5cmφ×10cm; 約200cm³)を乗じて求めている(例えば、図の右軸上で岩石の貯留係数が5×10⁻⁸cm⁻¹の場合、供試体の貯留性は図の左軸上で1×10⁻⁶cm³となる)。貯留係数を求めるためには、少なくとも装置の貯留性が供試体のそれを下回る必要があると考え⁹⁾、筆者らの測定装置で貯留係数測定の対象となるのは、間隙率10%程度以上の砂岩か、これより貯留係数の大きなシルト岩等と考えられる。

現実にはキャリブレーションを試験条件に合わせて実施することはかなり煩雑なため、筆者らは装置の貯留性の決定に別な方法を用いている。それはフローポンプ試験を行った後にポンプを停止し、間隙水圧を初期状態に戻した後、注入速度を上げて急速な注入を行い（通常、数十秒程度で試験時の圧力まで上昇するように設定している）、その時の圧力上昇と流入量の初期勾配から装置の貯留性を評価する方法である。この方法で、装置の貯留性の値が得られることを付録Bに示した。また図3に示したように、急速注入による装置の貯留性はステンレスダミー供試体を用いて求めた値とほぼ一致している。

3. フローポンプ法による貯留係数の測定

3・1 実験の概要

ここでは、フローポンプ法により実際に貯留係数の評価を行った事例を示す。対比のため同じ試料に対し、多孔質弾性パラメータを求め、貯留係数の算定を行った（歪・間隙水圧同時計測法）。この手法では供試体に接続する配管等の体積を極力ゼロに抑え、非排水条件・排水条件の体積弾性率及び Skempton の B 値を直接計測するため、精度良く貯留係数を求めることが可能である^{2,3)}。

試験に用いた試料は諫早砂岩、白浜砂岩、稲田花崗岩の3種類である。各試料の概略の有効間隙率は諫早砂岩が8%、白浜砂岩が14%、稲田花崗岩が0.6%程度である。供試体の直径は5cm、高さ10cmを原則とした。用いた試料および試験条件を表2に示す。ここでの拘束圧はセル内の圧力と試料に与えた初期の間隙水圧（原則0.5MPa）の差（土質力学でいう有効拘束圧）を示している。また、白浜砂岩ではフローポンプ法試験時に供試体中央での縦・横のひずみを合わせて計測した。

なお、歪・間隙水圧同時計測法の装置および解析法の詳細については徳永ら³⁾を参照されたい。

3・2 実験結果と考察

図4に白浜砂岩（層理面平行）に対するフローポンプ法の時間～水頭差曲線を示す。試験は同じ試料に対し拘束圧を段階的に変化させ、送水量は同一として測定を行ったものである。この試験ではISCO社のポンプを用いている。水頭差は、送水開始後速やかに上昇した後、時間の経過に従い徐々に一定値に達し定常状態に至る。図に示した計算値は測定データにベストフィットするよ

表2 用いた試料と試験条件

岩石	供試体の軸方向	試験方法	拘束圧 MPa
諫早砂岩	層理面直交	歪・間隙水圧フローポンプ	4.5
白浜砂岩	層理面直交および平行	歪・間隙水圧フローポンプ	2, 4, 8 0.5～16
稲田花崗岩	R, Gに直交 R, G, Hに直交	歪・間隙水圧フローポンプ	2, 4, 8 0.5～16

R, G, H は Rift, Grain, Hardway plane を示す

図4 フローポンプ法の時間～水頭差曲線（白浜砂岩）

うに解析解のパラメータを定めて求めたものである。また、装置の貯留性は各段階の試験後に急速注入を行うことにより決定している。ここで、水頭差が定常状態の70%に達する時間を t_{70} とする。この場合 $t_{70}(s)$ は以下の式で近似される（付録A参照）。

$$t_{70} = \frac{S_s L^2 T_{70}}{\kappa} \quad (3a)$$

$$T_{70} = 0.403 + 1.204 \times \delta' \quad (3b)$$

ただし、 S_s は貯留係数(cm^{-1})、 κ は透水係数(cm/s)、 L は供試体長(cm)で T_{70} は正規化した時間である。 δ' は装置と供試体の貯留性の比であり次式で表わされる。

$$\delta' = \frac{C_e}{S_s A L} \quad (4)$$

A は供試体の断面積(cm^2)である。

式(3)、式(4)を展開すると、次式が得られる。

$$t_{70} = \frac{L}{A \kappa} (0.403 \times S_s A L + 1.204 \times C_e) \quad (5)$$

式(5)は、 t_{70} が供試体の貯留性($S_s A L$)と装置の貯留性の線形和から求められることを示している。図4に示したデータから式(4)、(5)のパラメータを求めた結果を表3に示す。表中の D は水頭拡散率($D = \kappa / S_s$)である。拘束圧の増大に伴い D は増大し、これが主な要因となって t_{70} は約12分から約8分に短縮する。同時に δ' が増大し、 t_{70} に対する装置の貯留性の影響は相対的に大きくなる。

図4には算定した t_{70} をプロットしているが、逆にデータから t_{70} を定め S_s を求めても評価される値はほとんど変わらない。ここで式(5)から S_s の精度を考えてみる。 S_s を除く各パラメータはそれぞれ試験のカーブあるいは別の計測により求められるものであるが、このうち A と L の誤差は無視し、また κ の誤差は t_{70} に含めて考える。 t_{70} と C_e の誤差をそれぞれ Δt_{70} と ΔC_e とし、これにより S_s の誤差 ΔS_s が生じるものとする。式(4)、(5)より、

$$\frac{\Delta S_s}{S_s} = (1 + 3.0 \times \delta') \frac{\Delta t_{70}}{t_{70}} - 3.0 \times \delta' \frac{\Delta C_e}{C_e} \quad (6)$$

となる。ただし、式中の係数3.0は式(5)の係数の比($=1.204/0.403$)を示す。式(6)に従うと、例えば δ' が0.8であれば t_{70} と C_e の誤差±5%は S_s の決定に最大約±30%の誤差を与えることになる。

歪・間隙水圧同時計測法では過剰間隙水圧を解放した際に生じる間隙水圧消散過程のデータから水頭拡散率の評価が可能である。図5

表3 白浜砂岩のフローポンプ透水試験結果

拘束圧 MPa	S_s $\times 10^{-8}$ cm^{-1}	C_e $\times 10^{-6}$ cm^2	κ $\times 10^{-9}$ cm/s	D cm^2/s	δ' -	t_{70} min
0.5	16	6.6	15	0.09	0.21	11.7
1	11	5.1	12	0.11	0.23	10.4
2	6.9	3.6	9.3	0.13	0.26	8.9
4	4.4	3.4	6.8	0.16	0.39	9.3
8	2.5	3.1	5.8	0.23	0.62	8.2
12	1.9	3.0	5.3	0.27	0.79	8.2
16	1.7	2.9	5.0	0.29	0.83	8.1

図5 歪・間隙水圧同時計測法による時間～間隙水圧曲線

図6 異なる計測法による貯留係数の対比 (白浜砂岩)

に白浜砂岩 (層理面平行) に対するデータを示す。図から拘束圧が増加するほど水圧の消散に要する時間が短くなることが見て取れる。評価される水頭拡散率は拘束圧 2, 4, 8 MPa に対してそれぞれ 0.11, 0.21, 0.31 cm²/s でありフローポンプ法と同じく増大する傾向を示す。

図6は白浜砂岩に対し、フローポンプ法で求めた貯留係数を多孔質弾性パラメータから求めた値と対比している。両者はよく一致しており、このことからフローポンプ法で求めた貯留係数は妥当な値であると考えられる。なお、多孔質弾性パラメータからの貯留係数の算定には以下の式を用いた³⁾。

$$S' = \rho_f g \left[\left(\frac{1}{K} - \frac{1}{K_s} \right) + \phi \left(\frac{1}{K_f} - \frac{1}{K_\phi} \right) \right] = \frac{\rho_f g \alpha}{BK} \quad (7)$$

ここで、 ρ_f : 流体の密度、 g : 重力加速度、 ϕ : 間隙率、 B : Skempton の B 値、 K : 排水状態の体積弾性率、 K_s : 固体粒子部分の体積弾性率、 K_f : 間隙流体の体積弾性率、 K_ϕ : 間隙部分の体積弾性率であり固体粒子部分がすべて単一の材料でできている場合は $K_\phi = K_s$ となることが知られている。 S' は平均垂直応力一定の場合の貯留係数であり多孔質弾性論の分野では三次元貯留係数と呼ばれている。 α は Biot-Willis 係数で、

表4 多孔質弾性パラメータから算出した貯留係数

供試体	拘束圧 MPa	$1/K$ GPa ⁻¹	$1/K_u$ GPa ⁻¹	B	α	$1/K_s$ GPa ⁻¹	S' $\times 10^{-8}$ cm ³
層理面 平行	2	0.782	0.088	0.91	0.98	0.016	8.3
	4	0.434	0.080	0.88	0.93	0.032	4.5
	8	0.240	0.074	0.78	0.89	0.026	2.7
層理面 直交	2	0.601	0.079	0.90	0.97	0.020	6.3
	4	0.357	0.083	0.84	0.92	0.030	3.8
	8	0.212	0.076	0.76	0.85	0.033	2.3

白浜砂岩: $\rho_f = 998 \text{ kg/m}^3$ とした

表5 ひずみの計測結果から算出した貯留係数

供試体	拘束圧 MPa	$\frac{d\epsilon_v}{dP} = \left(\frac{1}{K_f} - \frac{1}{K_s} \right)$ GPa ⁻¹	S' $\times 10^{-8}$ cm ³	S_{*1} $\times 10^{-8}$ cm ³
白浜砂岩 層理面 平行	0.5	1.21	12	16
	1	1.04	11	11
	2	0.73	7.7	6.9
	4	0.43	4.8	4.4
	8	0.26	3.1	2.5
	12	0.19	2.5	1.9
白浜砂岩 層理面 直交	16	0.17	2.2	1.7
	0.5	1.84	19	28
	1	0.99	10	13
	2	0.62	6.7	7.6
	4	0.36	4.1	4.4
	8	0.21	2.6	2.8
	12	0.15	2.0	1.9

ただし、 $\phi = 0.14$, $1/K_f = 0.45 \text{ GPa}^{-1}$, $1/K_s = 0.027 \text{ GPa}^{-1}$ とした
*1: S_{*1} はフローポンプ法により求めた貯留係数

$$\alpha = 1 - \frac{K}{K_s} = \frac{1}{B} \left(1 - \frac{K}{K_u} \right) \quad (8)$$

の関係にある。算定に用いたパラメータおよび算定結果を表4に示す。固体粒子の圧縮率 ($1/K_s$) は式(8)により求めたものである。白浜砂岩は主に石英や粘土質岩片から構成されるが¹⁰⁾、今回求めた $1/K_s$ の平均値は文献¹¹⁾に示されている石英の圧縮率 0.027 GPa^{-1} とほぼ等しい。

また、フローポンプ法試験時には間隙水圧上昇に伴い生じるひずみを測定している。この測定結果は以下のように意味付けられる。すなわち、線形等多孔質材料において応力～ひずみ～間隙水圧の関係は以下の式で表される⁸⁾。

$$2G\epsilon_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \left(1 - \frac{2G}{3K} \right) \sigma_{kk} \delta_{ij} + \frac{2G}{3} \left(\frac{1}{K} - \frac{1}{K_s} \right) P \delta_{ij} \quad (9)$$

ここに、 G : 剛性率、 ϵ_{ij} : ひずみ、 σ_{ij} : 応力 δ_{ij} : クロネッカーのデルタを示す (σ_{kk} は総和規約を表す)。応力は引張、ひずみは伸長、間隙水圧は増加をそれぞれ正としている。実験時の条件から応力の変化が無いとし、式(9)を増分形で書くことにより次式が得られる。

$$\left(\frac{1}{K} - \frac{1}{K_s} \right) = \frac{3d\epsilon_v}{dP} = \frac{d\epsilon_v}{dP} \quad (10)$$

ただし、 ϵ_v は体積ひずみを示す。したがって $d\epsilon_v/dP$ を計算すれば、それは岩石のフレームワークの圧縮性と固体粒子の圧縮性の差をあらわす。ただし、表4からわかるようにここでは大半が岩石のフレームワークの圧縮性と考えると良い。表5にこの計算結果と、この値を用いた式(7)に基づいて求めた S' を示す。ただし、 S' の算定にはいくつかのパラメータを仮定している。 $d\epsilon_v/dP$ は拘束圧 0.5 ~ 16 MPa の間で1オーダー程度低下し、これに対応して算定される S' も同様の变化を示す。 S' の変化はフローポンプ法により求めた S_s の変化とほぼ整合する。したがって、 S_s の拘束圧依存性は岩石のフレームワークの圧縮性が変化することに基づくと考えてよいであろう。

図7に稲田花崗岩 (Hardway 面直交) に対するフローポンプ法の時間～水頭差曲線を示す。送水量は白浜砂岩の $1/25$ で、装置の貯留性をより小さくすることが可能な Harvard 社のポンプを用いている。2. で述べたように筆者らの装置で花崗岩の貯留係数を求めることは困難であるが、ここではその精度を確認するため白浜砂岩と同じ手法で貯留係数の算定を行った。計算結果を表6に示す。式(6)に基づき δ' が 2.6 であれば、 t_{70} と C_e の誤差 $\pm 5\%$ は S_s の決定に最大約 $\pm 80\%$ の誤差を与えることになる。算定された δ' 自体も誤差を含むものであると考えると、表6の貯留係数に関するパラメータは精度ある値とは言えない。

実験を行った全試料に対し、フローポンプ法による貯留係数を S_f とし、多孔質弾性パラメータから求められる貯留係数 S_E として、その比を算定した (ただし同じ拘束圧条件のもの)。また、フ

図7 フローポンプ法の時間-水頭差曲線 (稲田花崗岩)

表 6 稲田花崗岩のフローポンプ透水試験結果

拘束圧	S_s	C_e	κ	D	δ'	t_{70}
MPa	$\times 10^{-8}$ cm $\cdot$ s $^{-1}$	$\times 10^{-6}$ cm 2	$\times 10^{-9}$ cm/s	cm 2 /s	—	min
0.5	3.6	3.5	1.8	0.05	0.48	32.3
1	1.9	1.7	1.6	0.08	0.44	18.6
2	1.5	1.5	1.4	0.10	0.52	17.5
4	0.40	1.5	1.1	0.27	1.88	16.4
8	0.48	1.3	0.68	0.14	1.39	24.4
12	0.53	1.2	0.49	0.09	1.11	31.4
16	0.21	1.1	0.36	0.17	2.66	35.2

図 8 貯留性の比 (δ') による貯留係数測定結果の比の変化；破線は S_f の誤差範囲を推定したものである

ローポンプ法試験時の C_e と S_E から δ' を算定した。これらの関係をプロットしたものが図 8 である。破線は式 (6) から t_{70} と C_e の誤差を $\pm 5\%$ とした時の S_f の誤差範囲を推定したものであるが、それは実験で求められる S_f と S_E の比の範囲をほぼ表している。図 8 はフローポンプ法で求められる貯留係数の精度が δ' に依存することを実験的に示している。

図 9 に各試料に対して求められた透水係数と拘束圧の関係を示す。フローポンプ法により求められる透水係数は基本的には定常状態の水頭差により決まるものであり、装置の貯留性とは無関係である。測定精度には供試体側面のシール方式や装置の温度変化等が影響するが、今回得られた結果は白浜砂岩や稲田花崗岩に対して行われた既報の値^{12,13)}と整合するものである。また、白浜砂岩、諫早砂岩に対しては歪・間隙水圧同時測定法からも透水係数を求めているが、その値はフローポンプ法のそれと概略一致する。

4. お わ り に

本論文ではフローポンプ透水試験法での貯留係数測定を中心に述べてきた。フローポンプ法で貯留係数を測定する場合には装置の貯留性の評価が必要なこと、装置の貯留性の影響が少ない場合には貯留係数の評価が可能であることを示した。また、試験後に急速な注入を行うことにより、装置の貯留性を評価する方法を示した。

一方、白浜砂岩についてフローポンプ法で得られた貯留係数が多孔質弾性パラメータによるそれとほぼ一致すること、貯留係数の拘束圧依存性が岩石のフレームワークの圧縮性の変化に依存するものであることを示した。このことは、白浜砂岩に対するフローポンプ試験時の非定常挙動は、多孔質弾性パラメータから求められる貯留係数に基づき評価出来ることを示している。

謝辞 独立行政法人 産業技術総合研究所の高橋学博士には本報告で用いた試料の一部をご提供いただきました。ここに記して感謝いたします。

図 9 実験結果より求められた透水係数

References

- 1) T. Esaki, M. Zhang, A. Takeshita and Y. Mitani : Geotech. Test. J., **19**(1996), 241 – 246.
- 2) D.J. Hart and H.F. Wang, : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **38**(2001), 577 – 583.
- 3) T. Tokunaga, R. Aoyagi, K. Mogi, H. Kameya and H. Tosaka : Jour. Japan Soc. Eng. Geol., **42**(2001), 208 – 213.
- 4) C.E. Neuzil, C. Cooley, S.E. Silliman, J. D. Bredehoeft and P.A. Hsieh : Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., **18**(1981), 253 – 258.
- 5) G.J. Fischer and M.S. Paterson : *Fault mechanics and transport of rocks* (B. Evans, and T.F. Wong eds.), (Academic Press, London, 1992), pp. 213 – 252.
- 6) R. H. Morin and H. W. Olsen : Water Resour. Res., **23**(1987), 1461 – 1470.
- 7) H. F. Wang and D. J. Hart : Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., **30**(1993), 1173 – 1176.
- 8) T. Tokunaga : Jour. Japan Soc. Eng. Geol., **39**(1998), 475 – 479.
- 9) T. Tokunaga and H. Kameya : Shigen-to-Sozai, **119**(2003), 497 – 500.
- 10) X. Li, M. Takahashi and M. Zhang : Proc. 10th Japan Symp. on Rock Mech.(1998), pp. 707 – 712.
- 11) R. D. Lama and V. S. Vutukuri (Masuda and Tanaka Trans.): *Ganseki no Rikigakuteki Seishitu 2*, (Kokinshoin, Tokyo, 1992), pp. 126 – 141.
- 12) W. Lin, M. Takahashi, K. Nishida and M. Zhang : Jour. Japan Soc. Eng. Geol., **39**(1999), 533 – 539.
- 13) W. Lin and M. Takahashi : Jour. Japan Soc. Eng. Geol., **40**(1999), 25 – 35.

付録 A : フローポンプ法の解析解

フローポンプ法の非定常解析解は Morin ら⁶⁾ および Esaki ら¹⁾ により求められている。この解は装置の貯留性および供試体の貯留係数をパラメータとして含めるか否かで以下のように変化する (なお、式の展開や記号については徳永⁹⁾を参照されたい)。

(装置の貯留性, 供試体の貯留係数を考慮した解¹⁾)

$$H = \frac{qL}{A\kappa} \left[1 - 2 \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\exp\left(-\frac{\kappa\beta_n'^2 t}{SsL^2}\right)}{\delta'^2 \beta_n'^2 \left\{ \beta_n'^2 + \frac{1}{\delta'^2} + \frac{1}{\delta'} \right\}} \right] \dots\dots\dots (A1)$$

ただし、 β' は次の式の根である。

$$\tan \beta' = \frac{1}{\beta' \delta'}$$

(装置の貯留性を無視した解⁶⁾)

$$H = \frac{qL}{A\kappa} \left[1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\exp\left(-\frac{\kappa}{Ss} (2n+1)^2 \pi^2 \frac{t}{4L^2}\right)}{(2n+1)^2} \right] \dots\dots\dots (A2)$$

(供試体の貯留係数を無視した解)

$$H = \frac{qL}{A\kappa} \left[1 - \exp\left(-\frac{\kappa A}{LC_e} t\right) \right] \dots\dots\dots (A3)$$

なお、式 (A3) は Esaki ら¹⁾ が与えた境界条件に、供試体内の動水勾配が一定の条件を追加することにより求めることが出来る。

徳永⁹⁾ は以下のような正規化を行い、フローポンプ法における時間－水頭差曲線のタイプカーブを求めている。

$$H_d = H \frac{A\kappa}{qL} \dots\dots\dots (A4)$$

図 A1 δ' に対する T_d の変化；プロットは計算値であり、実線は式 (A2) から求められる T_d を切片とし、式 (A6b) の勾配を持つ直線である

$$T_d = \frac{\kappa t}{S_s L^2} \quad \text{..... (A5)}$$

式 (A3) にこの正規化を適用すると以下の式が得られる。

$$H_d = 1 - \exp\left(-\frac{T_d}{\delta'}\right) \quad \text{..... (A6a)}$$

$$T_d = -\ln(1 - H_d) \times \delta' \quad \text{..... (A6b)}$$

式 (A1) についても、タイプカーブは δ' の関数となる。 H_d は 0 ~ 1 の値をとるが、いくつかの H_d について δ' を変化させて T_d を求めたのが図 A1 にプロットした点である。図に示した実線は、式 (A2) より得られる T_d を切片とし式 (A6b) の勾配 $(-\ln(1 - H_d))$ を持つ直線である。式の意味から、 T_d は $\delta' = 0$ および $\delta' \rightarrow \infty$ でこの直線に近似されることは容易に想像がつく。また、 $0.5 \leq H_d \leq 0.99$ で T_d は δ' にかかわらず、この直線に近い値を取り（誤差は 5% 以下）、特に H_d が 0.7 の場合はほぼ近似できる（誤差は 0.2% 以下）。また、式 (A2) は H_d が大きい場合次式で近似される⁶⁾。

$$T_d = -\frac{4}{\pi^2} \ln\left(\frac{\pi^2}{8}(1 - H_d)\right) \quad \text{..... (A7)}$$

したがって、図 A1 の直線は次式で近似される。

$$T_d = -\frac{4}{\pi^2} \ln\left(\frac{\pi^2}{8}(1 - H_d)\right) - \ln(1 - H_d) \delta' \\ \approx -0.4053 \times \ln(1 - H_d) \left(1 + \frac{0.2100}{\ln(1 - H_d)} + 2.467 \times \delta'\right) \quad \text{... (A8)}$$

結局、式 (A8) は $H_d \geq 0.5$ で式 (A1) のおおまかな近似解を与える。また本文で述べたように、式 (A8) はある T_d が供試体と装置

図 B1 急速注入による装置の貯留性の測定例

の貯留性の線形和で表されることを示している。両者の係数の比は T_d に対する感度の比を表すが、その変化は H_d が 0.5 → 1 で 3.5 → 2.5 × δ' である ($H_d = 0.7$ では $3.0 \times \delta'$)。 $H_d \geq 0.5$ は実際には試験時間の 9 割程度以上を占めることから、本文の式 (6) を S_s の精度の評価に用いることは妥当であろう。

付録 B : 急速注入による装置の貯留性の測定

図 B1 は白浜砂岩に対し、透水試験終了後に急速な注入を行った時の圧力（水頭）の上昇と流入量の関係を示したものである。この時の注入量は $0.05 \text{ cm}^3/\text{min}$ であり、試験時の 10 倍である。この手法では時間と共に供試体内への水の流入が生じるため、圧力－流入量の関係は曲線となる。ここで初期の立ち上がりの勾配は装置の貯留性 C_e と等しくなることが式 (A1) から示すことができる。すなわち、式 (A1) を時間で微分した上で、 $t=0$ とすると以下の式が得られる。

$$\left. \frac{dH}{dt} \right|_{t=0} = \frac{qF}{C_e} \quad \text{..... (B1)}$$

$$F = 2 \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\delta'}{\delta'^2 \beta_n'^2 + \delta' + 1} \quad \text{..... (B2)}$$

式 (B2) の F を求めると $\delta' > 0$ で 1 となり、 C_e は $t=0$ での qdt/dH に等しい。なお、式 (A1) から分かるように、時間～水頭差のカーブは流量を変化させても水頭差の大きさが変化するだけである。したがって、急速注入を行うことにより初期の勾配をより正確に求めることが可能になる。