動燃式低水圧制御水理試験機（動燃式 JFT） の原理と適用例

Theory of New PNC Aquifer Test Method and its Application

柳澤 孝一* 西垣 誠** 平田 洋一***

K. Yanagizawa · M. Nisigaki · Y. Hirata

Abstract

Resently, It is essentially necessary to obtain the hydraulic parameters of ground water in deep geological environment in order to contribute on the establishment to modelling of regional ground water flow.

However, in -situ test method in the low permeable zone have not been developed. Hence we developed "New PNC Aquifer Test Method" with a single borehole and nonsteady state theory.

This measurment unit was developed to settlment four problem as follows, 1) To prevent hydraulic destruction, 2) Improvement of operating efficiency, 3) To measure a pore water pressure in low permeability, 4) To measure the coefficient of permeability in low permeable rock bed.

When to make in-situ experiment, we got a good result.

The minimum coefficient of permeability on in-situ experiment was 8.5×10^{-9} cm/sec and the measurement was over within 6 hours

1. はしがき

地下発電所、無重量実験施設、燃料地下備蓄など地下深部岩盤を対象としたいろいろな地下空間利用計画が近年注目されている。これらにかかわる技術的課題の1つである地下水問題をとりあげると、特に深部岩盤における割れ目系と母岩(マトリックス)

を対象とした透水係数、間隙水圧の高精度な測定が必要である。

これらにおける従来の測定方法としては、JFT、ルジオンテスト等があるが、JFTはトンネルの湧水を、ルジオンテストはダム漏水を背景にしたものであり、言い換えれば高透水性岩盤を対象としている。従って上記地下利用の場合は難透水層を対象とするため、従来の測定方法では適用性に欠ける。

そこで深々度難透水層を対象とした「動燃式低水圧制御水理試験機（動燃式 JFT）」を開発し、現場検証実験を行ったところ初期の目的を満足する良好

* 動力炉核燃料開発事業団中部事業所

** 岡山大学工学部

*** 大成基礎設計株式会社

な結果を得たのでここに発表する。

2. 従来の技術と開発計画

透水係数の測定法は種々あるが、原位置試験法に限れば図-1のように分類されよう。図-1に基づき各試験法について比較評価を行なう。単孔式と多孔式を比べると多孔式は基本的に別々の井戸を用いて水位測定と揚水（又は注水）を行なうのに対し、単孔式は同一孔で水量測定と水圧測定を行なう。従って多孔式の場合、本井（親井戸）が目づまり等をしていてもそれは揚水量を決定するだけで観測井を使用するかがり、透水係数の解析に影響を与えない。しかし、単孔式の場合は、目づまりやスキニング効果等が直接的に測定結果に反映する。このため一般的には単孔式より多孔式の方が透水係数の値の精度は良い。だが多孔式は岩盤のように帯水層区分が明確にできない場合は適用が難しく、深さ方向に連続的に測定することは事実上不可能である。

最近研究されているクロスホールパルス法は本来岩盤を対象とした手法であるが実用に至っていない。

次に定常法と非定常法について述べる。定常法は流れが定常状態になるまで測定を続ける必要があるが、透水係数が小さいと非常に長時間の測定を要する。また、低透水地層では注水量も極めて少なくなり、その測定が困難になる。従って、定常法は難透水性に対する適用性を欠くものであると判断せざるを得ない。

一方非定常の場合は、難透水層の場合でも精度よくロッド内の水位が測定できれば透水係数の算定は可能である。つまり後述する(1)式(Hvorslev 1951)に示されるように測定時間はロッド半径 R の2乗に反比例するのでロッド半径を小さくする工夫をすれば短時間に高精度な水位の測定ができる。

以上の比較検討の結果、単孔式非定常法を採用し、

図-1 原位置透水係数測定法の分類

Fig. 1 Classification of Sitel Investigation Method for Determining Hydraulic Conductivity

代表的試験法のJFTをベースにした測定機の開発を試みることにした。既存のJFTには概ね次の4つの欠点が認められる。

- ①始めロッド内の水を完全に排除して試験するために、深くなると地下水がロッド内に流入する際の水撃効果による地層の破壊、目づまり等の恐れがある。
- ②試験に必要なバルブのセットを測定の毎に地上で行なうため、深々度で連続測定する場合現場作業の能率が悪化する。
- ③難透水性地層での間隙水圧測定が難しい。
- ④難透水係数の測定が難しい。

以上あげた問題点を克服するためJFT試験機を改良することが本試験装置の開発計画の骨子である。

3. 試験装置の概要と測定原理

開発した試験装置の概要を図-2に示す。従来のJFTと異なる点は図-2中の②の水圧計内蔵のインナーパッカーと、③の地上操作で開閉自在のバルブを装備したことである。前記したJFTの4つの問

図-2 動燃式JFT装置

Fig. 2 Schematic of New PNC Aquifer Test Equipment

題点を解決した本装置の試験法と測定原理を述べる。

1) 水撃効果に対する改良

ロッド内の水を完全に排除しないで、想定される間隙水圧よりやや低い水圧となる位置に管内水位を調整し過大な水圧差を発生させない。本来精度の良い水位（又は水圧）測定が可能ならば、透水試験における水頭差は少なくすべきである。たとえば、Cooper らはスラグテストにおいてわずか56cmの水頭差しか発生させていない。（Cooper et al 1967）本装置では10m（1kg/cm²）程度の水頭差を一応の目安にして改良した。

2) 深々度の作業能率の向上

図-2③のバルブを用いることにより、試験深度の変更に伴うロッドの昇降作業を不要とし、作業能率を向上させた。

3) 難透水層での間隙水圧測定を効率良く行なう。

②のインナーパッカーを水中で拡張するとロッド内に閉鎖空間ができ水の体積移動が極めて少なくなるので、間隙水圧が短時間に測定できる。圧力計による水位測定の考え方は従来からあるが、一般にはロッドまたはバルブ付近に直接取り付けのため、測定深度に見合った容量が必要となり深くなると絶対精度が低下する。しかし本装置で間隙水圧 P の多くを水頭 H で置き替えるので、比較的低压の圧力計一つであらゆる深度に対応でき、測定精度は不変的に維持できる。

図-2 においては $P=H+P_1$ により間隙水圧が求められる。1kg/cm² の圧力計を使用しているがその精度は満足な値を得ている。

4) 難透水係数の測定を可能にする。

非定常透水試験の基本的な考え方は、水頭差とその時移動する水量の関係から透水係数を求めるものである。前述したように従来の JFT では水量をロッド内の水位として観測するため、透水係数が小さくなると測定が著しく困難となる。それに対しロッド径を細くして対処することも可能であるが、本試験機ではインナーパッカーの使用により閉鎖空間内の圧力変化として水量を測定することにより極めて微小な水量の測定、即ち難透水係数の測定を可能とした。このように圧力変化を利用した場合のロッド径は弾性係数と体積から求める仮想ロッド半径を使用する。この原理を図-3 に模式的に示す。

このような考え方は、すでに J. D. Bredehoeft ら

が発表している。（Bredehoeft et al. 1980）以後この方法をインナーパッカー法と称す。具体的には透水係数が概ね 10^{-6} cm/sec 程度を境にしてそれより小さい場合はインナーパッカー法を用い、大きい場合はパッカーを拡張せず圧力計を水位計とする通常の測定を行なう。また、インナーパッカー法はパッカー拡張時のパイプ内の水量の体積増加によって生じる加圧効果を利用するものでこの原理は注入試験と同じである。

図-3 難透水係数測定原理

Fig. 3 Schematic Diagram of The Theory for Determining Low Permeability

4. 算定式とパッカーのキャリブレーション

単孔式透水試験の算定式はいくつか発表されているが、その代表的なものは Hvorslev, Kirkham, Bouwer & Rice, Schmid, Cooper 等である。彼らの考え方の紹介は他の文献（例えば 西垣誠 1986）に譲るとして、ここでは広く使われている Hvorslev の式と貯留係数を考慮した Cooper の式の二つを用

いる。Hvorslev の式を適用して問題がない場合はそれを採用し、解析図がなめらかな曲線を描く場合は貯留効果が発生したとして Cooper の式を使用する、

なお Cooper が論文 (Cooper et al 1967) で示したマッチングカーブはロッドがある程度太い場合に適用するが、インナーパッカー法で試験を行なうと仮想半径が極端に小さくなるので適用限界を超える場合がある。その場合のマッチングカーブは前記した Bredehoeft らの文献 (Bredehoeft et al 1980) に示されたものを使用する。以下に各々の算定式を示す。

(a) Hvorslev の式

<一般式>

$$k = \frac{R^2 \ln L / r}{2L(t_2 - t_1)} \ln H_1 / H_2 \quad \dots \dots (1)$$

ここで k $\dots \dots$ 透水係数 (cm/sec)

r $\dots \dots$ 透水孔隙部分の半径 (cm)

L $\dots \dots$ ストレナー長 (cm)

R $\dots \dots$ ロードの半径 (cm)

t_1, t_2 $\dots \dots$ 水位測定時間 (sec)

H_1, H_2 $\dots \dots$ t_1, t_2 における自然水位との水位差 (cm)

<インナーパッカー式>

$$k = \frac{\theta^2 \ln L / r}{2L(t_2 - t_1)} \ln P_1 / P_2 \quad \dots \dots (2)$$

$$\theta^2 = \frac{V}{\pi E} \cdot \frac{\Delta P}{\Delta H} \quad \dots \dots (3)$$

ここで θ $\dots \dots$ ロッドの仮想半径 (cm)

P_1, P_2 $\dots \dots$ t_1, t_2 における自然水位との圧力差

V $\dots \dots$ 水及びパッカーの体積 (cm³)

E $\dots \dots$ 水及びパッカーの弾性係数 (Kgf/cm²)

$\Delta P, \Delta H$ $\dots \dots$ 単位の圧力及び水頭

(b) Cooper の式

<一般式>

$$k = \frac{R^2 \beta_0}{Lt_0} \quad \dots \dots (4)$$

$$S = \frac{\alpha_0}{R^2} r \quad \dots \dots (5)$$

ここで S $\dots \dots$ 貯留係数

α_0, β_0 $\dots \dots$ 図-4 の Cooper のマッチングカーブより得られた値

t_0 $\dots \dots$ マッチングポイントでの時間 (sec)

$\Delta P, \Delta H$ $\dots \dots$ 単位の圧力及び水頭

<インナーパッカー式>

$$k = \frac{\theta^2 \beta_0}{Lt_0} \quad \dots \dots (6)$$

$$S = \frac{\alpha_0}{\theta^2} r \quad \dots \dots (7)$$

図-4 のマッチングカーブとのフィットが悪い場合は図-5 を用いる。(3) 式の θ を求めるためには水及びパッカーの体積と弾性係数が必要である。このうち水に関しては容易に知れるが、パッカーについては実際にキャリブレーションを行って数値を決定しなければならない。ただし (3) 式では形式上体積と弾性係数を用いているが、その目的は体積変化率 V/E であるので、キャリブレーションの整理に当たっては体積変化量そのままを用いている。従って (3) 式は実用上は次の (8) 式で示される。

$$\theta = \frac{E_w}{V_w} + \frac{\Delta P}{Q} \cdot \frac{1}{\pi} \cdot \frac{\Delta P}{\Delta H} \quad \dots \dots (8)$$

図-4 Cooper の式の標準曲線

Fig. 4 Type Curves of Cooper (M. Nisigaki 1986)

図-5 Bredehoeft の標準曲線 (Bredehoeft 1980)

Fig. 5 Type Curves of Bredehoeft (1980)

$V_w, E_w \dots$ 水の体積と弾性係数

$Q/\Delta P \dots$ キャリブレーションの勾配

キャリブレーションに使用した検定装置を図-6に示す。またキャリブレーションの結果を図-7、8に示した。

この結果を見ると単純な線形関係ではなく条件によってかなりの違いが見られる。即ち

- ① 加圧時と減圧時の挙動が一致しない。
- ② バックプレッシャーによって変化する。
- ③ アウターパッカーの減圧時はかなり良い線形を

図-6 パッカーキャリブレーション装置

Fig. 6 Schematic Diagram of Packer Calibration Equipment

図-7 インナーパッカーキャリブレーション結果

Fig. 7 Calibration Curves of Inner Packer

図-8 アウターパッカーキャリブレーション結果

Fig. 8 Calibration Curves of Outer Packer

示すが、他のケースは全て非線形である。

しかしこのような条件をそのまま算定に用いることもできないので、以下に述べる方針で設計用のキャリブレーションデータを作成した。

① インナーパッカー法の試験は原則的に注入試験法であるから、測定の対象は減圧側となる。従ってキャリブレーションカーブは減圧側を使用する。

② バックプレッシャーの影響についていえばアウターパッカーの場合、4 kgf/cm² 以上ではほぼ一定の勾配となる。アウターパッカーはほぼ深度に比例するバックプレッシャーを受け、また装置は深々度用に考えられているので総合的に考えると高いバックプレッシャーでのキャリブレーション値を採用すべきである。従って 4 kgf/cm² と 6 kgf/cm² のバックプレッシャー時の値を平均して用いる。

③ インナーパッカーはロッド内の水面下 4 ~ 5 m の深度に設置するのでバックプレッシャー 0.4 kgf/cm² の時のキャリブレーションデータを採用する。しかし Q/p 相関は非線形であるので圧力 1 kgf/cm² までの平均勾配に直して使用する。

以下の方針で作成したキャリブレーションデータを図-9に示す。なお図-9はアウターパッカーの変化量を2倍としたダブルパッカー法の条件であり、その勾配は $Q/P=10.48 \text{ kgf/cm}^2$ となる。

このように一定の条件を想定して作成した設計キャリブレーションが条件が異なった時にどの程度

図-9 設計用キャリブレーション
Fig. 9 Standard Calibration Curves

誤差が発生するかを次に検討する。

仮にアウトパーのバックプレッシャーが 2 kgf/cm^2 になったとすると $Q/P=11.94 \text{ kgf/cm}^2$ となり約14%の誤差となる。同時にインパーのバックプレッシャーが 0.2 kgf/cm^2 になったとすると $Q/P=12.54 \text{ kgf/cm}^2$ で誤差は20%となる。これらの誤差はパー部の変化だけで算定した場合であるが、(3)式、(9)式で示すように透水係数に対する実際の誤差は水の変形も関与するものでもう少し小さな値となる。

仮に水位20m、ロッド径5cmとして透水係数の比を求める。

$$\frac{k^2}{k^1} = \frac{\theta_2^2}{\theta_1^2} = \frac{(Vw/Ew + Q_2/P_2)}{(Vw/Ew + Q_1/P_1)} \dots (9)$$

ここで次の値を(9)式に代入すると

$$Vw = 39270 \text{ (cm}^3\text{)}$$

$$Ew = 23000 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

$$Q_1/P_1 = 10.48 \text{ (cm}^3\text{/kgf/cm}^2\text{)} \text{ (設計値)}$$

$$Q_2/P_2 = 12.54 \text{ (cm}^3\text{/kgf/cm}^2\text{)} \text{ (誤差を最大にした値)}$$

実際の透水係数の比は次の値となる。

$$\frac{k_2}{k_1} = 1.17$$

即ち17%の誤差が発生するが、この程度の誤差は透水係数の性格から考えると十分に許容できるといえよう。また深度が深くなる水の体積が増えるので

パーキャリブレーション上の誤差はさらに小さくなる。

5. 現場適用例

本測定機の有効性を実証するための現場実測例を述べる。

(1) 現場の概要

現場実証試験を行った場所は岐阜県東部の低山地帯中に位置し、約20mの被覆層は第三紀堆積岩で構成される。基盤をなす領家花コウ岩は20m以深に見られるが、この層が今回の実際対象層である。この領家花コウ岩は岩相変化が著しく粗～中粒黒雲母花コウ岩、斑状雲母花コウ岩、黒雲母花コウ閃緑岩等よりなり、割れ目が発展している。

実験に用いたボーリング孔は、孔径99mm (HQWL) で深度500mまで削孔したものである。このボーリング孔ではサンプルコアによるRQDを始め電気検層、音波検層、中性子検層さらにポアホールテレビによって種々の調査を行った。その検層結果は図-10に示した。ただし今回の実験は最大深度160mまでなので、それ以深の検層データは省略した。

図-10の検層検査をみるとマイクロ検層は個々の割れ目に反応するため、全体的なイメージがつかみにくい。最も判定しやすいデータは音波検層結果で合計7カ所の割れ目帯が決定できた。その深度を表-1に示す。

逆に割れ目が少ない所についてはGL-42～47m付近とGL-67～75m付近であると判定された。

(2) 測定装置の仕様と測定の手順

実験に使用した測定機の概略の仕様を表-2に示す。また測定の手順は従来JFTよりやや複雑になり、図-11のフロー図のようになる。

(3) 透水係数の測定結果

今回は合計13深度で測定を行った。その結果は表-3に示した。また図-12 a～cに3つの代表的測定結果例をt-Log (H_2/H_1) 図で整理して示した。aは最も標準的なデータ、bはインパー法で行った最も透水係数が小さいデータ、cはグラフが曲線状を示し貯留係数が無視できずにCooperの式で解析した例である。この3つのデータを使用し透水係数を算定した例を次に記す。

① R Q D ② 25mmマイクロ検層
③ キャリパー ④ ノルマル検層
⑤ γ線検層 ⑥ 中性子検層
⑦ 音波検層

図-10 検層結果

Fig. 10 Logging Data

表-1 割れ目帯深度表

No	深度 G L - m
1	38.0 ~ 40.0
2	50.5 ~ 54.5
3	60.5 ~ 63.5
4	77.5 ~ 81.0
5	101.0 ~ 104.0
6	120.5 ~ 123.0
7	161.5 ~ 165.0

図-11 測定手順フロー

Fig. 11 Flow Chart of Measuring Specification

表-2 測定機仕様一覧表

品名	内容
ロッド	内径 $\phi 5.29 \text{ cm}$
	外径 (最大) $\phi 7.3 \text{ cm}$
	継手シール オリング使用
バルブ	水圧駆動方式
アウターパッカー	遮水有効長 1.35 m
	平常最大外径 $\phi 5.9 \text{ cm}$
インナーパッカー	遮水有効長 0.65 m
	平常最大外径 $\phi 4.4 \text{ cm}$
圧力計	定格容量 1.0 kg/cm^2
	ヒステリシス 0.2% R O
	繰返し性 0.1%

表-3 測定結果例

測定深度 G L - m	自然水位 (間隙水圧)	透水係数 cm/sec	貯留係数 = cm ⁻¹	解析 方法
38.00 ~ 40.30	17.25	4.0×10^{-4}		H
44.65 ~ 46.95	20.48	8.5×10^{-9}		H I
50.35 ~ 52.65	15.47	2.6×10^{-7}	5.5×10^{-5}	C
52.35 ~ 54.65	16.72	4.8×10^{-7}	1.9×10^{-5}	B
57.85 ~ 60.15	17.35	2.5×10^{-5}		H
60.50 ~ 62.80	17.20	3.9×10^{-4}		H
68.85 ~ 71.15	16.41	7.9×10^{-8}		H I
77.70 ~ 80.00	17.29	3.9×10^{-4}		H
80.80 ~ 83.10	16.73	3.1×10^{-4}		H
101.45 ~ 103.75	17.10	3.3×10^{-4}		H
120.55 ~ 122.85	17.10	3.2×10^{-4}		H
159.25 ~ 161.55	17.24	1.3×10^{-4}		H
162.87 ~ 165.17	17.30	1.5×10^{-4}		H

※解析方法 H は Hvorslev, H I はインナーパッカー使用の Hvorslev, C は Cooper, B は Bredehoeft の各式を示す。

① a のデータ (Hvorslev の一般式)

$R=2.6\text{cm}$, $t_1=0\text{ sec}$, $t_2=300\text{sec}$ (10min)

$H_1=540\text{cm}$, $H_2=68\text{cm}$, $L=230\text{cm}$

$r=4.95\text{cm}$,

$k=3.9 \times 10^{-4}\text{ cm/sec}$

② b のデータ (Hvorslev のインナーパッカー式)

$Vw=58422\text{cm}^3$, $Ew=23000\text{ (kgf/cm}^2\text{)}$

$Q/P=10.48\text{cm}^3/\text{kgf/cm}^2$, $\Delta P=0.001\text{kgf/cm}^2$

$\Delta H=1\text{ cm}$

$\theta=0.064\text{cm}$

$t_2=3600\text{sec}$ (1 hour), $t_1=0\text{ sec}$,

$P_1=1.2\text{kgf/cm}^2$, $P_2=0.49\text{kgf/cm}^2$,

$r=4.95\text{cm}$, $L=230\text{cm}$

$k=8.5 \times 10^9\text{ cm/sec}$

③ c のデータ (Cooper のインナーパッカー式)

$Vw=91817\text{cm}^3$, $Ew=23000\text{ (kgf/cm}^2\text{)}$

$Q/P=10.48\text{cm}^3/\text{kgf/cm}^2$, $\Delta P=0.001\text{kgf/cm}^2$

$\Delta H=1\text{ cm}$

$\theta=0.068\text{cm}$

$\alpha\beta=0.2$, $\alpha=0.1$, $t=84\text{ sec}$

(図-13のマッチングカーブによる)

$r=4.95\text{cm}$, $L=230\text{cm}$, $\beta=2$

$k=4.8 \times 10^{-7}\text{ cm/sec}$

$S=1.9 \times 10^{-5}\text{ sec}^{-1}$

このようにして求めた透水係数の測定結果をヒストグラフにして図-14に示すと 10^{-5}cm/sec を境にして2つの集団に分かれている。 $10^{-3} \sim 10^{-4}\text{cm/sec}$ の集団はすべて表-2に示した割れ目帯に属している。また $10^{-6} \sim 10^{-9}\text{cm/sec}$ の集団は表-2の No 2 の割れ目帯のデータと割れ目のない所のデータである。この No 2 の割れ目帯のデータだけが今回の測定結果中唯一 Cooper 法で解析したものであり、即ち割れ目内が粘土で閉塞され貯留効果が発生し、合わせて透水係数が低下したものと推定される。

図-15は No 2 を除いた割れ目帯の透水係数と深度との関係を示したものであり、深度依存性がうかがえる。このような現象はいくつかの文献に示されており、その理由は応力増加による割れ目幅の減少と考えられている。表-4は図-12の a と c の透水係数を Hvorslev と Cooper 両者の算定式を用いて比較したものである。

図-12 測定結果例

Fig. 12 Sample Data of Low $(H/H_0) - t$ Curves

図-13 Bredehoeftの標準曲線使用例

Fig. 13 An Instance of Use The Bredehoeft's Type Curves

図-14 透水係数ヒストグラム

Fig. 14 Histogram of The Coefficient of Permeability

図-16は貯留係数を考慮した場合の t -LogH 曲線群であるが α が 10^{-6} cm^{-1} 以下となればほぼ直線上となり Hvorslev の式で算定することができる。 α が大きくなると Hvorslev の適用は難しく、今回の実測例では10倍もの差が生じた。

貯留係数、 t -LogH の非直線性については従来考えられた以上に透水係数に大きな差を発生されるこ

表-4 解析による透水係数の違い

	Hvorslev (k) cm/sec	Cooper (k) cm/sec	貯留係数 $\alpha \text{ cm}^{-1}$
図-12 (c)	5.0×10^{-8}	4.0×10^{-7}	1.9×10^{-6}
図-12 (a)	3.9×10^{-4}	7.0×10^{-4}	2.5×10^{-7}

図-15 深度と透水係数の関係

Fig. 15 Distribution of Hydraulic Conductivities with Depth

図-16 貯留係数を考慮した透水試験結果

Fig. 16 Log (H/H₀) - t Curves with Consideration the Coefficient of Storage

とがわかった。

(4) 間隙水圧測定の結果

間隙水圧の測定結果は表-3に示してあるが、これを図に示すと図-17となる。50~60m 付近がやや

図-17 間隙水圧分布

Fig. 17 Distribution of Pore Water Pressure with Depth

乱れているが全体的にはほぼ静水圧分布を示している。最小二乗法で求めた関係式は

$$P = 0.1002Z - 1.74 \quad (\text{kgf/cm}^2)$$

となり、完全な静水圧と比較するとわずか0.2%の誤差である。

このように160mの深度にわたって完全に近い静水圧分布をしているのは過去の経験から見る限り特異な例であると思われる。その理由の一つとしては縦方向の割れ目が発達していることが確認されており、水理的に地下水が縦につながっているものと考えられる。

6. 現場実験による本測定機の評価

開発した測定機が従来の技術的な問題を解決したかどうかについて現場実験の結果に基づき考察する。ただし今回の実験では従来の試験法による同時測定を行っていないので、この点についての具体的かつ定量的な比較検討をするには十分でなく、定性的な評価をするにとどめる。

(1) 水撃効果について

従来のJFT法における瞬時の水圧低下に伴う水撃効果について定性的にはいわれているが、その実体はあまり研究されていないのが現状である。

今回の実験についても水撃における変化があったか否かは確認しておらず、この点に関しては定かではない。しかし実験において最大1.2kgf/cm²、ほと

んどの場合1kgf/cm²以下の水頭差で測定を開始しており、少なくとも通常のJFTにより発生する水圧差よりは1/2～1/16に減少しておりこの点では大幅に改善されたと考えている。

(2) 作業能率の向上

現場の作業日数は12日間である。初期には確実に期するため、間隙水圧測定に時間をかけ一日一点のペースで作業を行った。後半では測定が円滑になり最終的には、一日で2深度を終了させることができた。深度変更に必要な時間は162mから164mへの移動で約10分、164mから78mへの移動が約20分であった。これを従来のJFTで行なうとすればそれぞれ約3時間程度の作業時間が見込まれ、昇降作業に要する作業効率は確実に向上した。今回は最大深度160m付近で測定したが、深くなれば更に作業能率の差が明らかになるだろう。

(3) 間隙水圧測定

間隙水圧の測定もまた作業効率に大きく関係する。図-18は今回最も透水係数が悪かった深度でのインナーパッカー法での測定結果であるが、5～6時間で安定に達し間隙水圧の測定が終了している。この間隙水圧はチェックのため更に12時間の測定を行ったが変化は見られなかった。この深度の透水係数は $8.5 \times 10^{-9} \text{ cm/sec}$ であるが、これを通常のJFTで測定したとするとどのくらいの時間を要するか試算してみると約3000時間を要する。これは事実上一般のJFTでは平衡水位（間隙水圧）の測定が不可能なことを示している。従って本測定機は従来に比

図-18 現場測定データ例

Fig. 18 Sample Data of Hydrograph

べ大幅に間隙水圧の測定能力は向上した。

(4) 透水係数の測定

例で述べたように 10^{-9} cm/sec オーダーの透水係数の測定に成功しており、従来の手法では測定困難なものを測定可能とした計測機に改良したことは事実であるが、問題はその精度である。精度の確認については有効手段がなく、評価が難しい。しかし現場測定例では貯留係数の問題、透水係数値の深度依存の問題、あるいは割れ目係と母岩での透水係数の違い等を確認し、地層条件と良く適合したデータが得られており、高精度の測定が行われたと考えられる。

7. 問題点とその改良

本測定機で現場実験を行った結果を踏まえて、今後に残された問題点とその改良方針について述べる。以下となる。

①測定機の寸法が大きいためHQ以下(φ99mm以下)のボーリング孔径に対応できない。

測定機のロッド外径はφ76mmであるが、これにパッカー、バルブ用コントロールチューブを加えると事実上の外径としてはφ85mmを必要とする。

一方では深度が深くなるほどボーリング孔径は細くなるので、深々度用の測定機としては不適当となる。ロッドを細くするにはインナーパッカーも同時に細くする必要があり、またバルブも細くしなければならぬ。従ってシステムとしてはほとんど100%近い交換を必要とするが技術的には可能なので、φ66mmのボーリング孔を対象として再設計し現在製作中である。

②パッカーのキャリブレーションが不十分である。

インナーパッカーは設置条件がほぼ一定なので問題ないが、アウターパッカーについてはバックプレッシャー、孔径等の条件変化が大きい。論文中に記したキャリブレーションは孔径を一種類に固定し、バックプレッシャーも最大6kgf/cm²までで実際の測定と比べると不足である。種々の条件で検討し、汎用性の高いキャリブレーションが必要である。

③インナーパッカー拡張時に発生する管内圧力の制御は難しい。

インナーパッカー拡張時に発生する圧力は予想外に大きく3~4kgf/cm²におよぶこともあった。こ

れはパッカー拡張速度をコントロールしてやれば適当な圧力に設定することができるが勘に頼らざるを得ないところがある。

またインナーパッカー法による透水試験においても初期条件が乱れてしまうので、改良する必要がある。対策としては電磁バルブをインナーパッカー内に設置した地上操作で圧力をコントロールさせるとよい。これらの問題を克服するため改良設計して現在、製作中である。

8. おわりに

動燃式JFTは現場実験において、難透水性地層に対して高い性能を有していることが明らかになった。また深々度に対する適用性もよく、当初の期待通りの能力が得られた。今回の実験で明らかになったいくつかの問題点を改良し、今後更にデータを積み重ねる予定である。本測定機は難透水層を対象としているため、高透水性地層に対する能力はほとんど未知である。これについても近いうちに確認したいと考えている。

最後に設計から現場実験に至るまで関係者各位の御協力をいただき感謝の意を表する次第である。

参 考 文 献

水理公式集昭和46年度改定版:土木学会編

西垣 誠(1986): 単孔式原位透水試験法の整理(その1)。

地下水と井戸とポンプ第28巻第2号, PP11-23

西垣 誠(1986): 貯留係数を考慮した単孔式透水試験法。

地下水と井戸とポンプ第28巻第7号, PP1-7

西垣 誠(1986): 単孔式透水試験法の問題点の検討。

地下水と井戸とポンプ第28巻第9号, PP1-10

Hilton H. Cooper JR, John D. Bredehoeft, and Istavros S. Papadopoulos (1967): Response of a Finite-Diameter Well to an Instantaneous Charge of Water, Water Resources Research vol 3 No. 1, pp263-269

Hvovreslev. M. J (1951): Time lag and Soil permeability in groundwater observations, Bull. No.36, Waterways Experiment Station, U. S. army Corps of Eng.: Vicksburg, Miss.

John D. Berdehoeft and Stavrus S Papadopoulos (1980): A Method for Determining the Hydraulic Properties of Tight formation Water Resources Research vol16 No. 1, pp233-269