透水性軟岩の水圧破碎に関する実験的研究*

赤 井 浩 一** 大 西 有 三** 八 嶋 厚***

Experimental Study on Hydraulic Fracturing of Permeable Soft Rock

by

Koichi AKAI, Yuzo OHNISHI

(Department of Transportation Engineering, Kyoto University, Kyoto)

and Atsushi YASHIMA

(Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, Uji)

Recently, hydraulic fracturing technique is being used worldwide to determine the in-situ stress in the earth's crust. Most of the works deal with hard impermeable rock masses and therefore the theories are developed to suit for such kind of rock. However, there are so many cases where the rock masses are saturated and permeable. They are usually soft and weak. The in-situ stress determination in such soft rock mass has eagerly been searched for, but an effective method has not been invented yet.

In this paper, the result of the feasibility study for the hydraulic fracturing technique on the soft rock (mudstone) was reported. The mechanical properties and the behavior of soft rock during injection of pressurized water were investigated. Vertical and horizontal fractures were created in a modified triaxial cell under various stress conditions. The flow rate and the pressure-increase rate in a drilled hole were found to be very influential to the fracture orientation. Also, the application of this hydraulic fracturing technique to the field problems was briefly discussed.

(Received May 1, 1981)

キー・ワード：水圧破碎，透水性軟岩，初期応力，室内実験

1 序 論

地中構造物の建設に関して地盤内の初期地圧を知ることには重要かつ不可欠であると考えられている。初期地圧測定法として代表的なものに、応力解放法、応力再現法の二つがある。しかし、これらには、(i)岩盤の弾性定数が必要、(ii)1回の測定費用が膨大、(iii)地中の深い地点での測定が不可能、などの欠点がある。

近年、わが国では青函トンネルや地下石油備蓄空洞に代表されるような深い位置での地下構造物の建設が増加しており、従来の初期地圧測定法だけでは充分とはいえなくなっている。これに対し、従来の測定法の欠点を補うものとして、水圧破碎という考え方が提示されている。

水圧破碎法は、調査孔壁面が水圧によって引張破壊する際の応力のつりあいから初期地圧を逆算するものであり、その特徴は簡単な現場の装置を用い、しかも、

容易に広範囲にわたって初期地圧測定が可能となるということである。

水圧破碎に関して現在までに報告されている成果は、難透水性の硬岩あるいは岩盤に対してのものがほとんどであり、透水性岩についてはわずかに Haimson²³⁾らが人造の石（石こうの一種）を用いた実験結果に言及しているにすぎない。透水性を加味するとしなないでは、結果にかなりの差異があるとも報告されており、実際の軟岩を用いてその効果を確める意義は大きい。本研究では、破壊に及ぼす透水性の効果、間隙水圧の影響などについて考察を行う。本研究の目的は、透水性軟岩を試料に用い、すべての応力条件が制御された室内実験という環境のもとで、水圧破碎の実態を検討し力学的解釈を加え、実際問題への適用についての考えを述べることである。

2 水圧破碎の考え方

(1) 基本的な考え方

水圧破碎を理論的に解析するのに、いくつかの基本的な仮定が設けられてきた。まず無限のひろがりをも

* 原稿受理 昭和56年5月1日

** 正 会 員 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町

*** 京都大学防災研究所 宇治市五ヶ庄

った岩盤内に深い鉛直の円孔がある場合を考える。そして、地盤状態は次の五つの仮定に従うものとする。

(i) 応力に対して調査孔周囲は、破壊まで線形的に弾性変形する。(ii) 地盤はぜい性破壊する。(iii) 地盤の力学的性質は均質かつ等方的である。(iv) 鉛直主応力の方向は調査孔軸と一致し、他の二つの主応力は地表面に平行である。(v) 周囲の地盤は、内圧用の液体に対して不透水性である。

Fig. 1 に示すように、無限のひろがりをもった弾性板中央に円孔が存在する場合を考える。潜在クラックがなければ、円孔周辺の応力状態は弾性問題の解として、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\theta} &= \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \left(1 + \frac{3a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \\ \sigma_r &= \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \left(1 - \frac{4a^2}{r^2} + \frac{3a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \\ \tau_{r\theta} &= \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \left(1 + \frac{2a^2}{r^2} - \frac{3a^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

のように与えられる。

水圧破碎法では、円孔壁面での引張破壊を論じればよいから、(1)式の $r=a$ の地点の応力状態を考える。また(1)式で最小の σ_{θ} を与える面、すなわち最も引張破壊の起る危険性の高い面は、Fig. 1 において $\theta=0^{\circ}$ の最小主応力面である。この面における応力状態は、

$$\sigma_{\theta} = 3\sigma_3 - \sigma_1 \quad \sigma_r = 0 \quad (2)$$

で与えられる。

Fig. 1. Stress condition around a circular hole.

(2) 初期地圧の推定

現場での測定装置を Fig. 2 に示す。測定に適する個所選定のため、および水圧破碎面の潜在クラックの有無をチェックするため、孔径検層、音波検層、電波検層およびボアホール TV カメラによる孔壁の観察を行う。

測定個所で上下両パッカーを水の圧入により膨張させ栓としての役割をもたす。つぎに上下両パッカーの中間にある注入弁を開いて水を送り込む。このとき、

Fig. 2. Field test equipment.

Fig. 3. Borehole pressure-time relationship.

内圧変化を記録しておくと、Fig. 3 に見られるような内圧-時間関係が得られる。このグラフのピーク、つまり内圧 P_b (破壊水圧; breakdown pressure) で内孔壁に鉛直方向のき裂が発生したとすれば、Griffith の破壊規準から判断して次式が成り立つ。

$$P_b = 3\sigma_3 - \sigma_1 + T - P_0 \quad (3)$$

ここで、 P_0 は地盤内の間げき水圧、 T はこの岩盤を構成している岩石の引張強度である (一般的には、割裂試験などの室内実験により求められるが、第 1 回目の破壊水圧 P_{b1} と、第 2 回目の破壊水圧 P_{b2} の差 ($P_{b1} - P_{b2}$) を T と考えれば、より現実に適した T が得られる)。

さらに水を供給してゆけば、き裂先端での応力集中によりき裂は孔壁より遠方へ進行し続ける。ここで水の供給を止めると、内圧はき裂を開いた状態しておくために必要な圧力 (P_{1s}) で平衡する。この圧力は、 σ_3 と同程度であると仮定されるから、次式が成り立つ。

$$P_{1s} = \sigma_3 \quad (4)$$

そして、(4)式の結果を(3)式に代入することにより σ_1 の値も推定される。また仮定(ii)より、鉛直方向の主応力は土かぶり圧として計算され、目標である 3 主応力はすべて算出されることになる。

しかし、地盤の応力状態によってはき裂が水平方向

Fig. 4. Range of stress for crack initiation and formation of fracture.

Table I. Estimated principal stress.

Area	Principal stress to be determined		
	σ_z	σ_1	σ_2
A	○	○	○
B	○	×	×
C	○	○	○
D	○	max. min. value	○

に発生することも予想される。この場合(3)式は成り立たず、水平方向の2主応力の算出は困難となる。

いま地下水位が地表から h (m) のところにあると仮定すると、地盤内の応力状態によりき裂の発生パターンは、Fig. 4 に示すようにA, B, C, Dの四つの領域に分けられる。Table I から明らかなように、3主応力がすべて算出できるのは、A, Cの2領域に限られ、領域Bにおいては土かぶり圧から鉛直主応力が求まるに過ぎない。ここでは、内圧上昇にともなう円孔壁での σ_z , σ_θ の変化割合を Kehle によるものとしている。しかし、実際用いられているパッカーは彼の用いたモデルのように硬いものではなくゴム製であるから、パッカーと孔壁との接触面において多少の圧力も加わり、水平方向き裂の可能性は Fig. 4 に示すより少なくなる。以上は不透水性を仮定できる軽い岩盤に対しての理論であるが、本研究で取扱うような透水性軟岩で構成される岩盤では、(3)式をそのまま用いることができない。つまり、内圧上昇にともなって岩盤内への浸透現象が顕著になり、間げき水圧がこう配を持つと境界値問題の解は(3)式で示すような簡単な形ではなくなる。この場合、間げき水圧の円孔半径方向の微係数 du/dr がつりあい式において物体力の項となり、かなり複雑な式を解かなければならない。そこで当然、

浸透現象を呈しない程度の大きな吐水量を持ったポンプの作動が考えられるが、これを採用すると今度は P_0 が多少大きめに現れる可能性がでてくる。したがって、ポンプの吐水量の判断は非常に重要である。また間げき水圧の効果により、Fig. 4 の水平方向のき裂発生の可能性は、さらに大きくなることが予想される。

3 実験方法

(1) 試料

本研究で用いた試料は富岡層泥岩で、その物理諸量を Table II に示す。供試体は、外径 5 cm, 内径 1 cm, 高さ 9 cm の中空円筒形であり、供試体軸および半径方向の透水試験の結果より透水性については等方材料であると考えられる。

Table II. Physical properties of rock.

Dry density	$\gamma_d = 1.14$ (g/cm³)
Wet density	$\gamma_t = 1.68$ (g/cm³)
Void ratio	$e = 1.22$
Porosity	$n = 55.0$ (%)
Degree of saturation	$S_r = 100.0$ (%)
Water content	$w = 47.5$ (%)
Specific gravity	$G_s = 2.561$

Fig. 5. Experimental apparatus

(2) 実験装置

セル内の供試体セット状況を Fig. 5 に示す。内圧測定は上部ベDESTAL中央部から底板ヘシムフレックスチューブを伸ばし、ひずみゲージタイプの間げき水圧計を用いてX-Yレコーダーに記録してゆく。

漏水防止のため、供試体と上下ベDESTALの間は接着剤で強固に接着した。

また供試体の円孔の状態を現場の調査孔のそれと類似させるために、上下ベDESTALに供試体内径と同じ径をもった長さ 2 cm の突起部を設けた。このため、き裂発生範囲は供試体の中央部 5 cm となる。

(3) 計測方法

軸圧、側圧、背圧を載荷した後、内圧を背圧より大きい状態で供試体の飽和、シンテムからの空気追い出し、透水の安定などのために少なくとも12時間以上放置する。その後、ニードルバルブのつまみを調節しながら、内圧上昇率 (pressurization rate) を一定に保持し内圧を上昇させてゆく。この間、1分ごとに排水量を観測する。Fig. 3 のように内圧-時間関係をX-Yレコーダで観測し、内圧が破壊水圧 P_b に達し急激な降下を始めたときに、ニードルバルブのコックを閉じ、内圧水の供給を止める。

4 実験結果と考察

供試体を弾性体と仮定し、中空円の軸対称問題として円孔壁での σ'_θ を解くと、不透水の場合は(1)式と同様

$$\sigma'_\theta = \frac{1}{6}(12.5\sigma_3 - 6.5P_1) - B_1P_1 \quad (5)$$

として求まる。ただし B_1P_1 は背圧である。この場合供試体内の間げき水圧分布は、Fig. 6 (c)に示すように背圧分だけの一様分布をしている。しかし、これは内圧上昇率が非常に大きな場合のみ妥当であり、このようなときには、破壊水圧 P_b の過大評価の危険性が非常に大きくなる。これを防ぐために適切な内圧上昇率を選択する必要があるが、そのような時しばしば内圧の増分に対して供試体内への浸透現象が生じ、供試体内の間げき水圧分布は Fig. 6 (b)に示すようになると予想される。

特に透水性軟岩を実験の対象とするときには、内圧上昇率がかかなり大きな場合でも浸透現象が起り、供試体内の間げき水圧分布にこう配ができるものと考えられる。本研究では、透水性の度合を表す一つの目安として、円孔内の内圧増分 ΔP_i に対する円孔壁内での間げき水圧の増分の比として、 α なるパラメータを導入し、これを「水の貫入係数」(degree of penetration)と呼んだ。このパラメータの導入により、Fig. 6 (a), (b), (c)のあらゆる場合において円孔壁での σ'_θ の値を解くことができる。すなわち、供試体内の間げき水圧のこう配を、つりあい式における物体の項に代入して次式を得る。

$$\sigma'_\theta = 0.08\{26.15\sigma_3' - 13.00\Delta P_i(1 + 0.61\alpha)\} \quad (6)$$

$\alpha=1$: Fig. 6 (a)に相当し、時間遅れのない定常浸透状態を表す。

Fig. 6. Pore water pressure distribution.

$0 < \alpha < 1$: Fig. 6 (b)に相当し、時間遅れをともなった非定常浸透状態を表す。

$\alpha=0$: Fig. 6 (c)に相当し、不透水状態を表し、(5)式と同じになる。

(1) 内圧上昇率と水の貫入係数

今回、軸圧: 8 kgf/cm², 側圧: 2 kgf/cm², 背圧: 1 kgf/cm² に固定して、内圧上昇率だけを 0.02~3.00 (kgf/cm²)/min の範囲で変化させて12とおり、さらに 4.00 (kgf/cm²)/min 以上の範囲で5とおりの実験を行い、破壊水圧 P_b を観測した。その結果を Table III に示す。これら一連の実験においては破壊の際のき裂はすべて鉛直方向に発生しており、これは応力状態からも予想がつくとおりでである。したがって、(6)式を用いて結果を考察することができる。今回、実験結果の整理方法として便宜的に内圧上昇率 0.1 (kgf/cm²)/min における α の値を1.0と仮定して解析した。この仮定は、後半行った実験で内圧上昇率を 0.1 (kgf/cm²)/min 以下に下げた場合の破壊水圧 P_b の読みが、内圧上昇率 0.1 (kgf/cm²)/min の場合のものと大差なくほぼ同一と判断してもさしつかえないことから

Table III. Degree of penetration.

Sample no.	Pressurization rate (kgf/cm ²)/min	Breakdown pressure (kgf/cm ²)	Degree of penetration
P- 1	0.02	4.86	0.99
P- 2	0.04	4.80	1.03
P- 3	0.05	4.84	1.00
P- 4	0.10	4.81	1.02
P- 5	0.10	4.87	0.98
P- 6	0.30	5.48	0.62
P- 7	0.50	5.97	0.40
P- 8	0.70	6.57	0.18
P- 9	0.80	6.60	0.17
P-10	1.00	7.01	0.05
P-11	2.00	7.03	0.04
P-12	3.00	7.08	0.03
P-13	4.00	7.15	0.01
P-14	4.00	7.80	0.00
P-15	5.00	8.31	0.00
P-16	5.00	8.55	0.00
P-17	10.00	13.70	0.00

 Result: Vertical fracture
(1kgf/cm²=98 kPa)

Fig. 7. Degree of penetration with water pressurization rate.

妥当であったと言える。したがって、内圧上昇率 0.1 (kgf/cm²)/min 以下についてはすべて $\alpha=1.0$ と考えてよい。

さて、不透水状態をめざして内圧上昇率を上げていくわけであるが、その目安として $\alpha=0$ の状態を明確にせねばならない。そこで α を次のようにして求める。

内圧上昇率 0.1(kgf/cm²)/min のとき破壊水圧 P_b は 4.86kgf/cm² となり、(6)式の AP_i に AP_b として 3.86を代入すると、 $\sigma'_\theta = -4.63$ kgf/cm² を得る。これを水圧破壊引張強度と考え、 σ'_θ がこの応力値に達すると鉛直方向にき裂が生ずるものと仮定する。これから、それぞれの内圧上昇率における AP_b により α の値は次式のように定まる。

$$\alpha = \left(\frac{6.18}{AP_b} - 1.0 \right) / 0.61 \quad (7)$$

(7)式を用いて求めたそれぞれの内圧上昇率における α の値を Table III に示す。また内圧上昇率と α の関係を半対数紙上で Fig. 7 に示す。この図から、内圧上昇率の対数と水の貫入係数 α の関係は 3 本の直線で表現されると考えてよからう。つまり内圧上昇率 0.15(kgf/cm²)/min 以下では常に $\alpha=1.0$ 、0.15~1.0(kgf/cm²)/min の範囲では α は直線的に減少し、1.0(kgf/cm²)/min 以上では常に $\alpha=0$ の状態と考えられる。したがって、堅い岩盤での調査の際の仮定である不透水状態は、内圧上昇率が 1.0(kgf/cm²)/min の範囲で得られることがわかった。

しかし、この範囲では破壊水圧 P_b の過大評価の起る可能性が大きくなる。Table II から明らかなように、破壊水圧 P_b の過大評価の傾向は内圧上昇率の上昇にともなって顕著となることが読み取れる。(7)式より、 AP_b が 6.18以上つまり P_b が 7.18kgf/cm² 以上では α が負の値として計算されるが、仮定より α の負の値は存在しない。したがって、Table II においては、計算の結果負の値となった α をすべて英文字 zero で表した。

Table III より破壊水圧 P_b の過大評価を生ずることなく、供試体内を常に不透水状態に保つためには、内圧上昇率を 1.0~3.0 (kgf/cm²)/min という非常に限定された範囲で実験を行わなければならないということがわかる。

(2) 内圧上昇率とき裂の方向

内圧上昇率の違いによって、同じ応力状態（間げき水圧を除いた応力）でも破碎時のき裂の方向に違いができる可能性があるが、それについて検討を加える。

供試体軸方向の有効応力 σ'_z は、

$$\sigma'_z = (\sigma_z - B, P) - \alpha \cdot AP_i - \beta \cdot AP_i \quad (8)$$

で表される。ここで σ_z は軸圧、 β は境界面での補正係数で Kehle は硬質のバッカーを用い、弾性境界値問題として $\beta=0.94$ と解いた。本研究の場合は、実験結果より逆算した β はおよそ 0.6 となっている。

ここで、単位内圧上昇あたりの σ'_θ と σ'_z の変化について考えると、

$$\partial \sigma'_\theta / \partial P_i = -1.09(1 + 0.61 \alpha) \quad (9)$$

$$\partial \sigma'_z / \partial P_i = -\alpha - \beta \quad (10)$$

となる。 α 、 β の値より次の不等式が常に成り立つ。

$$|\partial \sigma'_\theta / \partial P_i| > |\partial \sigma'_z / \partial P_i| \quad (11)$$

この不等式は、単位内圧上昇あたりの σ'_θ の σ 軸上の負方向（引張側）への変化の割合が、 σ'_z の変化の割合より大きいことを表す。また(9)、(10)式において変数は α だけであり、 α が大きくなるにつれて両者の差は小さくなる。

実験は、軸圧：4kgf/cm²、側圧：4kgf/cm²、背圧：1 kgf/cm² に固定して内圧上昇だけを変化させて 5 と

Table IV. Fracture orientation.

Sample no.	Pressurization rate (kgf/cm ²)/min	Breakdown pressure (kgf/cm ²)	Result
R-1	0.1	7.75	Horizontal
R-2	0.5	9.70	Both
R-3	1.0	9.10	Horizontal
R-4	1.0	6.50	Horizontal
R-5	2.0	9.75	Vertical

(1 kgf/cm²=98 KPa)

Fig. 8. Horizontal fracture.

Fig. 9. Vertical fracture.

おりの実験を行った。それぞれの内圧上昇率のもとでの破壊水圧とき裂の方向について Table IV に示す。すなわち、内圧上昇率 1.0(kgf/cm²)/min 以下においては、R-2 を除いて水平方向のき裂が発生した(Fig. 8)。また内圧上昇率 2.0(kgf/cm²)/min の場合には鉛直方向のき裂が発生した (Fig. 9)。このき裂の方向の違いは、供試体円孔壁で σ'_θ と σ'_z のどちらが早く σ -軸上で岩の引張強度の値まで到達するかということに依存している。内圧上昇率が小さく、間げき水圧が大きくなる程、 σ'_z の減少の速度が速くなり水平方向のき裂発生の可能性が大きくなるものと考えられる。

5 現場への適用に関する考察

わが国のように、岩盤を構成する岩石が透水性軟岩である場合が多いようなところでは、内圧上昇率の選定は非常に困難である。つまり、Table III でわかるように、あまり大きな内圧上昇率を選定すると破壊水圧 P_b を過大評価してしまう。したがって Fig. 7 において二つの直線が交わり、水の貫入係数が 0 になる付近での内圧上昇率を選定すれば最も適切な初期地圧測定ができる。実際の現場で透水性軟岩を対象とする場

合、水の貫入係数が 0 で破壊水圧 P_b を過大評価しないポンプの吐水量の選定方法は次のように考えられる。

第 1 案は、数本のボーリング孔でポンプの吐水量を変えて実験を行い、水の貫入係数が 0 になるポンプの吐水量を求め、これらのうちで最小のものを選ぶ方法。

第 2 案は、実験結果の内圧-時間関係より、内圧が大きくなっても両者の間に線形関係が得られる最小のポンプの吐水量を選ぶという方法。

Fig. 7 において、水の貫入係数が 0 から 1 に変化する直線の傾きを大きくして、浸透現象が問題となる範囲を小さくすれば、先の適切なポンプの吐水量の選定がより容易になる。このために粘性の大きな液体を内圧用の液体として使用したら効果があるのではと推測される。

現場においては、クラックによる破壊水圧 P_b の過小評価は極力回避しなければならない。近年、クラックを考察に入れた水圧破碎の解析例などが報告され始めているようであるが、現段階では数箇所実験を行いばらつきの値を捨て、より信頼性のあるデータを得るのが最良の方法である。

調査孔内をゴムスリーブでおおい大きなクラック以外の微小クラックが無視できる状態を作り出すなどという対策も考えられる。しかし、この場合 P_{is} の評価の信頼性は著しく小さくなることが予想される。また、この場合にも粘性の大きな液体を使用することが効果的ではないかと思われる。

そもそも、水圧破碎法を用いるには調査孔軸と主応力の一つの軸が一致しなければならないという前提条件を考慮する必要がある。

そこでまず、水平方向の主応力方向を求めておく必要が生じる。地質柱状図などを作る際に掘削した予備ボーリング孔を利用し、予備的な水圧破碎実験を行い、水平方向の主応力方向を求めておき今度はトンネル壁などで、その主応力方向と調査孔の掘削方向を一致させればよい。

しかし、一般的には水平方向の主応力方向は鉛直方向の調査孔で予備実験をしておかなければ知ることはできない。したがって、非常に煩雑な作業となってしまうので、他の主応力方向の求め方として応力解放法と応力再現法があげられるが、これらの方法の欠点を補うために水圧破碎という考えが導入されたのであるから、これらの方法を使うこと自体矛盾が起こる。

そこで、解決策として考えられるのは、調査孔軸と主応力方向が一致しない室内モデルを考え、この場合の破壊水圧、き裂の方向を観察するという基礎実験を数多く実施し、定性的な方法論を導き出すことであろう。この結果をもとに、実際の現場での破壊水圧 P_b 、き裂方向から、真の主応力方向と大きさを軸変換など

の操作をほどこして求めればよい。

この種の室内モデルでの実験は今後の課題であり、この場合の破壊形態が把握できれば、水圧破碎法の適用はきわめて広範囲となるであろう。

6 結 語

透水性軟岩を対象とする水圧破碎の機構を明らかにするため、室内実験の結果をもとに種々の点に関して検討した。その要点は以下のようである。

(1) 破碎時におけるき裂発生の方向は、軸圧、側圧の大小関係に依存するだけでなく、供試体内の間げき水圧分布にも大きく影響される。

(2) 内圧上昇率を大きくすること（水の貫入係数 α を0に近づけること）により、き裂方向は鉛直方向に移行しやすくなる。

(3) 実際の現場においては、不透水状態を作り出すポンプの吐水量のうち、最小のものを採用することが望ましい。

(4) 透水性軟岩で構成された岩盤で不透水状態を作り出すためのポンプの吐水量の選定は、非常に困難な問題であるが、粘性の大きな液体の使用は、この困難さを軽減するであろう。

(5) 調査孔軸と主応力方向が一致しない場合の破碎形態を究明すれば、現場での適用範囲は大きく拡大するであろう。

(昭和56年5月18日 日本材料学会第30期学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) Hubbert, M. K., and D. G. Wills, Petroleum Transactions, AIME, **210**, 153 (1957).
- 2) Haimson, B., and C. Fairhurst, U. S. 11th Rock Mech. Symp., ASME, p. 559 (1969).
- 3) Haimson, B., and C. Fairhurst, J. of Petroleum Tech., p. 811 (1969).
- 4) 赤井浩一, 大西有三, 八嶋 厚, 第14回土質工学研究発表会, p. 1373 (1979).
- 5) Kehle, R. O., Journal of Geophysical Research, **69**, 135 (1964).
- 6) Nobari, E. S., K. L. Lee, and J. M. Duncan, A Report of an Investigation with U. S. Army Engineers, Waterways Experiment Station (1973).
- 7) Gretener, P. E., Journal of Geophysical Research, **70**, 6205 (1965).