

稲田花崗岩・白浜砂岩・来待砂岩・新第三紀泥質岩の透水特性について

高橋 学* 薛 自求** 小出 仁*

TAKAHASHI, Manabu, XUE, Zi-qiu and KOIDE, Hitoshi (1991) Permeability characteristics of Inada granite, Shirahama sandstone, Kimachi sandstone, and Neogene Argillaceous rock. *Bull. Geol. Surv. Japan*, vol. 42(6/7), p. 305-331, 43fig., 3tab.

Abstract: Permeability of Inada granite, Shirahama sandstone, Kimachi sandstone, and Neogene argillaceous rock at Hokkaido were measured under confining pressure, pore pressure, and axial differential stress. The Inada granite has three mutually orthogonal splitting planes. Sedimentary rocks have appreciable bedding planes which characterize mechanical anisotropy.

To measure very small permeability up to nano darcy order, a transient pulse method was used in this study. The permeability is calculated by the decay curve of pressure following a small impulsive change, combined with the compressibility and viscosity of water, and dimensions of the sample. Lineardecay characteristics of pressure vs logarithms of time indicate Darcy's law apparently holds.

The measured permeability of Inada granite ranged from about 3×10^{-8} to 5×10^{-7} darcy, and those of sedimentary rocks ranged from about 10^{-6} to 10^{-4} darcy. Permeability is not a simple function of the conventional effective confining pressure: that is, the difference between external confining pressure (P_c) and internal fluid pore pressure (P_p). Changes in permeability is proportional to $(P_{eff} = P_c - b/a \cdot P_p)$, where the values of b/a are different in each three direction parallel to splitting plane in granite and for orientation of bedding plane in sedimentary rocks. The final fault plane does not always increase permeability. Permeability of sedimentary rocks is not affected by the bedding plane.

要 旨

封圧, 間隙水圧, 軸差応力下で稲田花崗岩, 白浜砂岩, 来待砂岩, 北海道産新第三紀泥質岩の4岩種の透水係数を測定した。稲田花崗岩は相直交する3つの潜在亀裂面を有している。他の堆積岩は力学的異方性を特徴づける層理面を有している。

ナノダルシーオーダーまでの透水係数を測定するために, トランジェントパルス法が使用された。透水係数は供試体の大きさや, 水の圧縮率及び粘性の関数として表されるパルス圧の減衰曲線から求められる。小さなパルス圧に対しては供試体内の圧力勾配が一定であるというダルシー則が成り立つ。

稲田花崗岩の透水係数は 3×10^{-8} から 5×10^{-7} ダルシーであり, 堆積岩では 10^{-6} から 10^{-4} ダルシーである。透水係数は封圧と間隙水圧との単純な差ではない。透水係数は有効封圧 $P_{eff} = P_c - (b/a)P_p$ で表され, この (b/a) は稲田花

崗岩の潜在亀裂面や堆積岩の層理面毎に異なる。破断面の存在は透水係数を増大させる因子には必ずしも成り得ない。また, 堆積岩の層理面は透水係数に影響を及ぼさない。

1. はじめに

最近, 各省庁は種々の目的から地下空間開発計画を打ち出し, 地下空間への関心がますます高まりつつあるがそこに依然として存在する技術的問題は“亀裂および水”の関係であり, さらに“応力, 亀裂および水”のより複雑な相互関係である。従来, トンネルや鉱山を初め原油やLNGの地下備蓄, 地下発電所, 等においてもこの技術的問題は生じてきており, その都度対症療法的に対応してきた。大規模地下空洞において, 問題とする割れ目は比較的スケールの大きいものであり, 従って浸透流の時間的スケールに直して考えると“minute-day”オーダーの現象と言い表すことが出来る。ところが, より時間ス

* 環境地質部

** 北海道大学大学院

Keywords: permeability, transient pulse method, effective pressure, fracture plane, laboratory experiment, rock mechanics, granite, sandstone, argillaceous rock

ケールの大きい“year”オーダ以上の現象を取り扱う問題も、廃棄物処理では生じてきている。原子力発電所から出る高レベル放射性廃棄物をどう処理するかは依然として方針が確立されていないが、諸外国では原子力発電自体の存続をも含め大きな社会的問題となっている(Pazsit, 1991)。米国では、高レベル放射性廃棄物を地層処分することを念頭におき難透水性岩石の透水性を評価することが積極的に実施されてきた。

岩石や岩盤には、サイズは異なるが、マイクロクラックや亀裂、あるいは断層などと呼ばれる種々の割れ目が必ず存在している。岩石はすべて鉱物の集合体であるから、性質の異なる鉱物同士の間には必ず微小な隙間、即ちマイクロクラックが存在する。もちろん、堆積岩などで見られる孔隙(ポア)もマイクロクラックの一種と見なせないわけではない。その場合には、マイクロクラックのアスペクト比(クラックを楕円体状の空隙で近似した場合の短・長軸比)が1に近いものとして近似されるであろう。

さて、一見緻密で堅く、水などを通さないように見える岩石も、内部に必ず存在するマイクロクラックを通り非常に遅いスピードではあるが、水が移動しているのである。水の通り易さは、一般的には、通路の幅が大きいほど大きくなることは容易に想像がつく。このような岩石や岩盤の水の通り易さを示す指標として、透水係数(Permeability)が用いられる。透水係数は岩種や、応力状態、温度、割れ目の性質(割れ目の数、連結性など)等種々の要因により影響を受ける(Brace, 1980)。砂岩や石灰岩、泥岩等の堆積岩では、孔隙率が大きく数十%に達するものもあり、逆に結晶質岩では一般に数%以下のものが多い。透水係数は種々の条件によって左右されるが、全くインタクトな状態であれば、孔隙率の大きい方が透水係数も大きい。これは透水係数が孔隙率(ここでは、透水係数に直接支配的な影響を及ぼす連結した孔隙の全体の体積に対する比と考えてもよいことになるが)に依存していることを示している。さらには、透水係数は岩石や岩盤の貯留性能を評価することにもなる。トランジェント・パルス法はこのような背景のもと、多くの研究者により浸透率測定法として採用され、現在ではスタンダードな岩石試験の一つとさえなっている。

岩石の透水係数を測定する上で、Brace *et al.* (1968)によるトランジェント・パルス法(以下、パルス法と略す)の提唱は実験時間の短縮、実験の簡略化、実験精度の向上及びナノダルシー(10^{-9} darcy = 10^{-21} m² = 10^{-12} cm²/sec) オーダーの難透水性岩石の透水係数の測定を可能にした。これは岩石供試体の1端にパルス状の水圧を

与えこのパルス圧の時間変化を測定することにより岩石供試体の透水係数を得る方法である。パルス法による岩石の透水係数の測定方法は米国においてはほぼ確立した測定手法となっており、現在では、温度(Otter, 1978; Summers, 1978; Casse and Ramey, 1979)や圧力(Zoback and Byerlee, 1976a, 1976b; Brace, 1978; Witherspoon, 1979)などの条件を組み合わせたより複雑な問題の実験的解明へと進んで来ている。一方、我が国においてはパルス法を用いた透水係数の測定例は極わずかである(杉本ほか, 1985; 奥野・斎藤, 1986; 斎藤・奥野, 1987)。

そこで、筆者らは稲田花崗岩の他白浜砂岩・来待砂岩・北海道産泥岩を供試岩石としてパルス法を用いて透水係数を測定した。特に、稲田花崗岩には相直交する三つの潜在亀裂面が存在するので、この亀裂面毎に透水係数が異なるか否かを検討した(高橋ほか, 1990)。さらに、堆積岩については層理面の存在が力学的異方性を特徴づけていることから、透水係数においてもその影響を比較できるように実験を行った。また、パルス法に関する実験手法上の基礎的な項目に関しても、従来までの論文の中では明確にされていなかったので、検討を加えた。

2. 実験方法

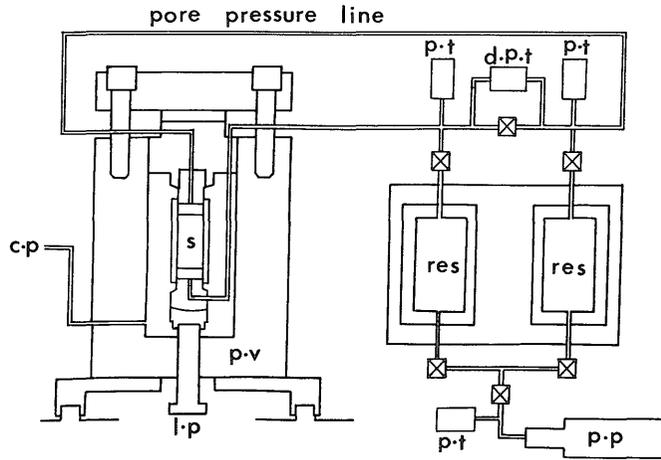
2.1 実験装置

実験装置の概略を第1図に示す。実験装置は三軸試験装置、圧力容器、封圧供給ライン、間隙水圧用ライン、貯留層、ポンプ等から成る。供試体はシリコンゴムで被覆された後、圧力容器内に納められ、三軸試験装置にセットされる。供試体両端面には間隙水圧用ラインがつながっており、それぞれ各貯留層、ポンプと接続している。また、両ライン間には差圧計が接続されており、パルス圧を与えた後の供試体両端の圧力差($P_1 - P_2$)の変化をレコーダに記録する。

2.2 トランジェント・パルス法の概要

この方法は、従来の定水位法のように流量を測定するのではなく、間隙水の水圧変化を測定するので、難透水性の岩石の場合にも、従来の方法に比べ短時間に精度良く透水係数を求めることができる点に特徴がある。

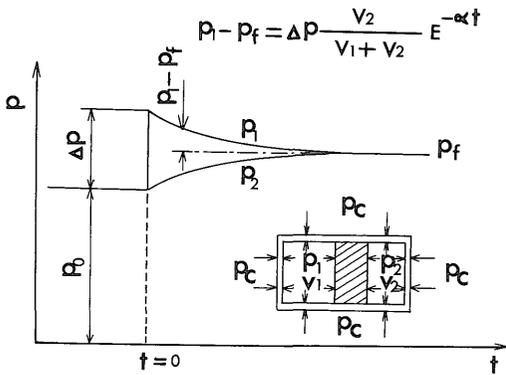
実験手順は、まず第2図のように供試体両端に容積 V_1 、 V_2 が既知の貯留槽を設置し、各貯留槽の圧力 P_1 、 P_2 と供試体の間隙水圧 P_0 を等しく設定する。つぎに P_1 に圧力パルス ΔP を与えると供試体内に流体の移動が生じ、 P_1 と P_2 は最終的に P_1 に収束する。この時の P_1 の減衰曲線を数式化するために、岩石を多孔質媒体と考え、鉱物粒子と水の圧縮による貯留およびダルシー則から、次に示



第 1 図 実験装置の概略図

s : 供試体, p.v : 圧力容器, l.p : 荷重ピストン, p.t : 圧力変換器, d.p.t : 差圧計, res : 貯留槽, p.p : 間隙水圧ポンプ.

Fig. 1 Schematic illustration of the pore pressure system, sample assemblage, and triaxial apparatus. s : specimen, p.v : pressure vessel, l.p : loading piston, p.t : pressure transducer, d.p.t : differential pressure transducer, res : reservoir for water, p.p : pore pressure pump.



第 2 図 トランジェント・パルス法の原理の概念図

Fig. 2 Changes of pressure during an experiment and experimental arrangement shown schematically.

す一次元の非定常浸透流の微分方程式の解を求めることになる (以下の式の導出は, Brace *et al.* (1968) に詳しく述べられている).

$$\frac{\partial^2 P}{\partial x^2} = (\mu\tau/k) [(\tau_{eff} - \tau_s)/\tau + \eta(1 - \tau_s/\tau)] (\partial P/\partial t) \quad (1)$$

P : 間隙水圧 (kgf/cm²) x : 距離 (cm)
 k : 透水係数 (darcy) t : 時間 (sec)
 μ : 流体の粘性係数 (cp) η : 間隙率

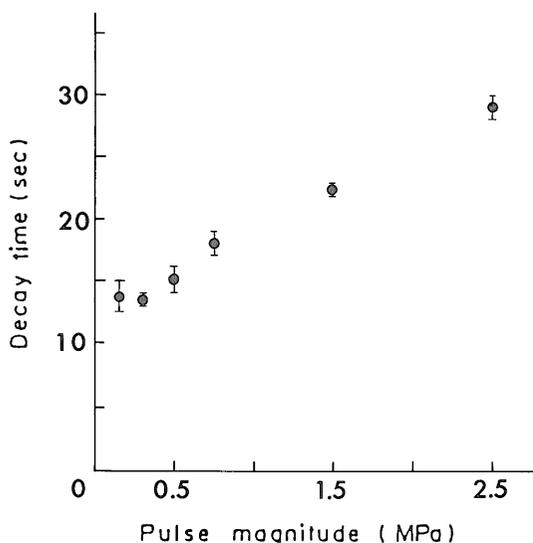
τ : 流体の圧縮率 (cm²/kgf)
 τ_{eff} : 岩石の有効圧縮率 (cm²/kgf)
 τ_s : 岩石マトリックスの圧縮率 (cm²/kgf)
 A : 供試体の断面積 (cm²)
 L : 供試体の長さ (cm)

2.3 ダルシー則の成立条件

ダルシー則は流速 V が水位差 h と流れた距離の比, 即ち動水勾配に比例する事を述べたものである. 透水係数を求める際に導入した偏微分方程式はこのダルシー則が成り立つことが大前提である. 実験中の供試体中の浸透流は果してこのダルシー則を満たしているのだろうか.

ダルシーの法則が成り立つためには供試体の測定範囲内にて, 長さ方向において圧力勾配が一定であることが保証されなければならない. パルス法で圧力勾配を一定にするためには, 与えるパルス圧を極力小さくしなければならない. もし必要以上に大きなパルス圧を与えた場合には, 浸透流は乱流状態になることが予想され, 正確な透水係数を評価することができなくなる. Walder and Nur (1986) は岩石供試体 (Spirit River Sandstone) を用いて, パルス圧を 0.1-2.5 MPa (1-25 kg/cm²) の間で変化させ, 各パルス圧における Decay time を測定しこの Decay time が 0.5 MPa 以下のパルス圧ではほぼ一定であることを見つけた. また, 0.5 MPa 以上の圧力では減衰

時間はパルス圧の増加とともにほぼ一定の割合で増加しており、層流状態から乱流状態へと移行していることがわかる(第3図参照)。これは直径1.9cm, 長さ14.2cmの長い供試体を用いて、第4図に示されるように各パルス圧の時間変化を、与えたパルス圧の大ききで正規化すると、時間の経過とともに減衰の様子が変化しているのがわかる。この図でほぼ一定の傾きで減衰しているのは、正規化した応力(ある時間の応力/与えられた圧力)=0.4程度までであり、前述した第3図ではDecay timeとして



第3図 パルス圧とDecay Timeとの関係
(Walder and Nur(1986)より)

Fig. 3 Decay time of pulse tests as a function of pulse magnitude(after Walder and Nur, 1986).

このときの時間を定義して用いている。この様な実験結果をもとに、著者らはパルス圧は設定間隙水圧の10%以下にしなければならないと述べている。もしそうでなければ、ダルシー則は成り立たず、したがって正確な透水係数を評価することが出来ず、得られる透水係数はかなり過小評価することになると結論している。もちろん彼らの実験は用いた岩石も採用された封圧や間隙水圧の値もごく限られた数値ではあるが、パルス圧の大ききはパルス法を採用する場合には十分注意しなければならない問題である。例えば、設定した間隙水圧が5 MPaであれば、パルス圧は0.5MPa以下でなければならない。これは経験的に、従来用いられてきたパルス圧5 kg/cm²と一致するものであり、間隙水圧が5 MPa以上で得られた透水係数においてはダルシー則が成り立っているものと考えられる。

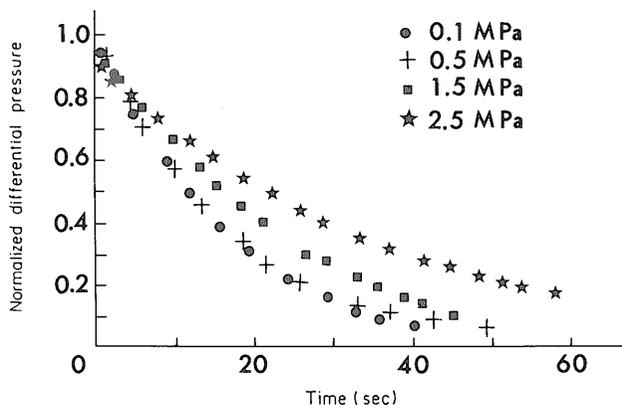
以上から、パルス法ではパルス圧はできるだけ小さくしなければならないが、あまり小さくし過ぎても温度変化による影響の中に消されてしまい、正確な測定のできないことが指摘されている (Walls, 1982)。したがって、用いる岩種や応力状態に合わせたパルス圧を決定してから本格的な実験を行うのが理想的である。

2.4 透水係数の求め方

パルス法による透水係数の決定方法は大きく分けて以下の2通りに分けられる。

- 1) Braceらに代表される近似解を用いて求める場合
(1) 式を解く場合以下のような仮定

- ・①岩石は多孔質媒体
- ・②岩石の空隙率は貯留槽に比べ十分小さい
- ・③流体の圧縮率は岩石及び岩石マトリックス



第4図 パルス圧の変化による差圧の時間変化
(Walder and Nur(1986)より)

Fig. 4 Normalized pore pressure vs time records for pulses of various magnitudes(after Walder and Nur, 1986).

のそれに比べ十分大きい

・④供試岩石内の圧力勾配は一定である
を用いると

$$(\partial^2 P / \partial x^2) = 0 \quad - (2)$$

となり、岩石内の圧力勾配は一定であることがわかる。この物理モデルとして第2図のように供試体の中央に間隙が集中し、かつ間隙が十分小さいモデルを考える。このときの間隙の体積を V_p 、間隙水圧を P とする。このモデルに圧力パルスを与えた場合を考えると、圧力 P_1 の変化は次式のように表される。

$$(P_1 - P_T) / (P_0 - P_T) = V_2 \cdot \exp(-C_1 t) / (V_1 + V_2) + (V_p / 4V_1) \exp(-C_2 t)$$

ただし

$$C_1 = (k\mu / \tau L^2) V_r (V_1 + V_2) / V_1 V_2$$

$$C_2 = (k\mu / \tau L^2) 4 / \eta \quad - (3)$$

となる。 V_p が十分小さい場合は、供試体の間隙による貯留の影響 ((3)式右辺第二項) は無視できる。

$$(P_1 - P_T) = \Delta P \cdot V_2 / (V_1 + V_2) \exp(-C_3 t) \quad - (4)$$

ただし

$$C_3 = (kA / \mu \tau L) (V_1 + V_2) / V_1 V_2 \quad - (5)$$

このように P_1 の減衰曲線は指数関数で表され、時間経過に伴う $\ln(P_1 - P_T)$ の変化を時間 t に対してプロットして得られる直線の傾きから透水係数が求められる。ただし、今回用いた実験装置では貯留槽の体積 V_1, V_2 が等しいため $(P_1 + P_2) / 2 = P_T$ として両貯留槽間の差圧 $(P_1 - P_2)$ を測定し、 $\ln((P_1 - P_2) / 2)$ の変化を時間 t に対してプロットし、その時の直線の傾きから透水係数を求めた。

2) 厳密な数値解をデータにマッチングさせてもとめる場合 — Hsieh *et al.* (1981) の解について —

この場合には次式を使用する。

$$\frac{h_u}{H} = \frac{1}{1 + \beta + \gamma} + 2 \cdot \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\exp(-\alpha \phi_m^2) (\beta + \gamma^2 \phi_m^2 / \beta)}{[\gamma^2 \phi_m^4 / \beta^2 + (\gamma^2 \beta + \gamma^2 + \gamma + \beta) \phi_m^2 / \beta^2 + (\beta^2 + \gamma \beta + \beta)]}$$

$$\frac{h_d}{H} = \frac{1}{1 + \beta + \gamma} + 2 \cdot \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\exp(-\alpha \phi_m^2) (\beta - \gamma \phi_m^2 / \beta)}{[\gamma^2 \phi_m^4 / \beta^2 + (\gamma^2 \beta + \gamma^2 + \gamma + \beta) \phi_m^2 / \beta^2 + (\beta^2 + \gamma \beta + \beta)] \cos \phi_m} \quad - (6)$$

ここで、サフィックス u, d は

u : upstream, d : downstream の頭文字を示す。

h : 圧力水頭, H : パルス圧,

α : $= kt / L^2 S_s$ (無次元量で時間に相当),

β : $= S_s A L / S_u$ (高压側の貯留槽と供試体の貯留量の比),

γ : $= S_d / S_u$ (高压側に対する低压側の貯留槽の比),

ϕ_m : $\tan \phi = (1 + \gamma) \phi / (\gamma \phi^2 / \beta - \beta)$ の根,

S_s : $= \gamma_w (\eta \tau_w + \tau_{eff} (1 + \eta) \tau_s)$ (供試体の比貯留量),

γ_w : 流体の比重, τ_w : 流体の圧縮率,

η : 孔隙率, τ_{eff} : 供試体の有効圧縮率,

τ_s : 鉱物粒子の圧縮率, k : 透水係数,

t : 時間, A : 供試体の断面積,

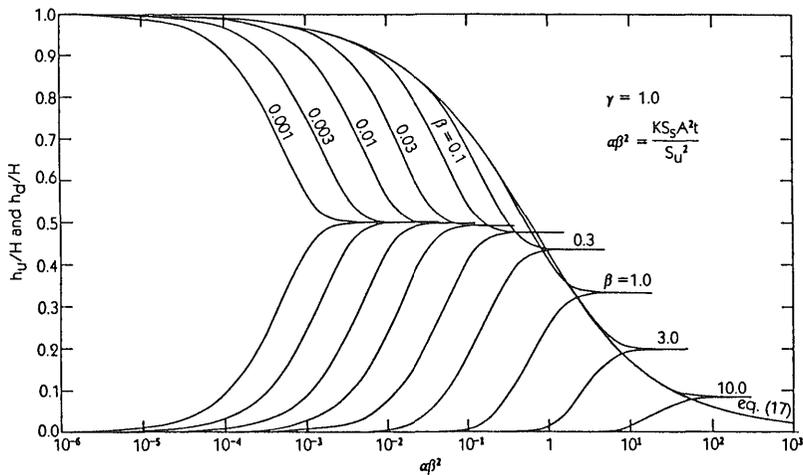
L : 供試体の長さ, S : 貯留槽の貯留量,

v : 貯留槽の体積

Hsieh *et al.* (1981) の厳密解で透水係数を求める場合、以下の様な方法で行う。まず最初に、縦軸に圧力水頭の変化比 $h_u / H, h_d / H$ 、横軸に時間 t の対数を取り、測定結果をこれにプロットする。貯留槽の体積の比 (ここでは $\gamma = 1.0$) より求められる厳密解から、縦軸に $h_u / H, h_d / H$ 、横軸に “ $\alpha \beta^2$ ” の対数をとった図を作成する (第5図参照)。測定結果を厳密解から得られた図上に重ねて一番よくフィットする “ β ” を求め、比貯留量 S_s ($= \beta S_u / A L$) を算出する。高压側と低压側の圧力水頭比が収束する点の “ $\alpha \beta^2$ ” 及び時間 t から、透水係数 k ($= \alpha L S_s / t$) を求める。

杉本ほか (1985) は来待砂岩 (孔隙率25.4%)・和泉砂岩 (孔隙率6.3%)・荻野凝灰岩 (孔隙率29.5%) の3つの岩種についてパルス法を用いて透水係数を求めた。その際、圧縮率及び岩石の孔隙率を考慮した (6) 式を用いて透水係数を求め、(4)式で求めた場合との比較を行った。その結果、Braceらが提案した式で求めた透水係数は圧縮率や孔隙率を考慮した場合のせいぜい24%しかないと報告している。この様に、Braceらの方法で透水係数を求める場合、厳密解に基づいて求めた場合よりも過小評価することに注意しなければならない。厳密解では、得られた実験結果が理論曲線と一致しないため、数個の理論曲線の中から最適なものを選び、透水係数を決定する。

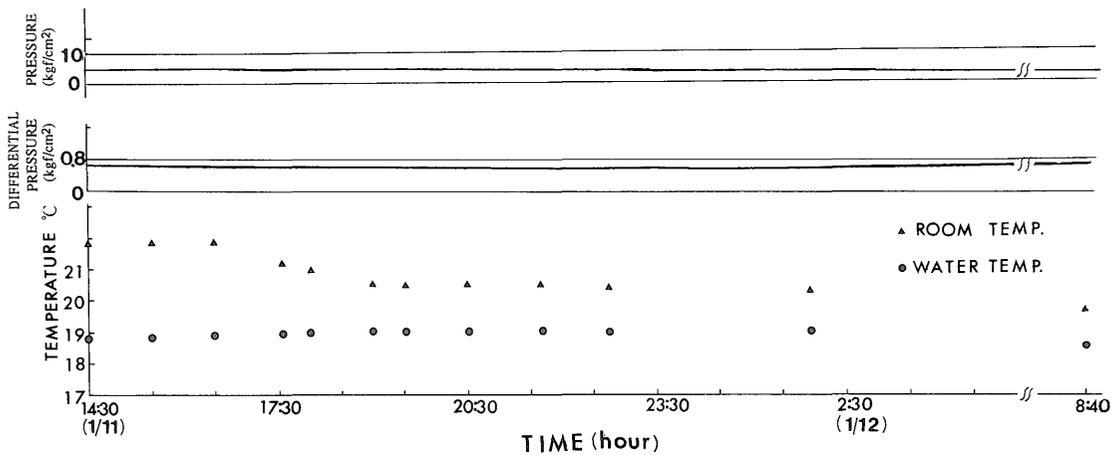
さて、今回採用した稲田花崗岩の大気圧下における空隙率は約0.6%であり、貯留槽に対する比は 2.5×10^{-4} となる。また、高压側と低压側の貯留槽の体積比も1.00となる。以上の点から、ここではBrace等による近似解に基づいて透水係数を算出した。また、他の堆積岩類は孔隙率も10%以上と大きい、その場合でも貯留槽に対する岩石内の空隙の比は 10^{-3} オーダであり、稲田花崗岩同様にBraceらの簡易な解を使用した。これは本研究の目的が、岩石の透水係数の絶対値を求めるのではなく、透水係数に及ぼす種々の因子による相対的な変化に着目している



第5図 圧力水頭と " $\alpha\beta^2$ " との関係

($\gamma = 1$ の場合, Hsieh *et al.* (1981) より)

Fig. 5 Type curves of general solution for $\gamma=1.0$ plotted as h_u/H and h_d/H vs $\alpha\beta^2$ (after Hsieh *et al.*, 1981).



第6図 高圧・低圧・差圧・室温およびタンク内水温の時間変化

Fig. 6 Changes of upstream pressure, downstream pressure, differential pressure, room temperature, reservoir temperature with time.

からである。

2.5 温度の影響の除去

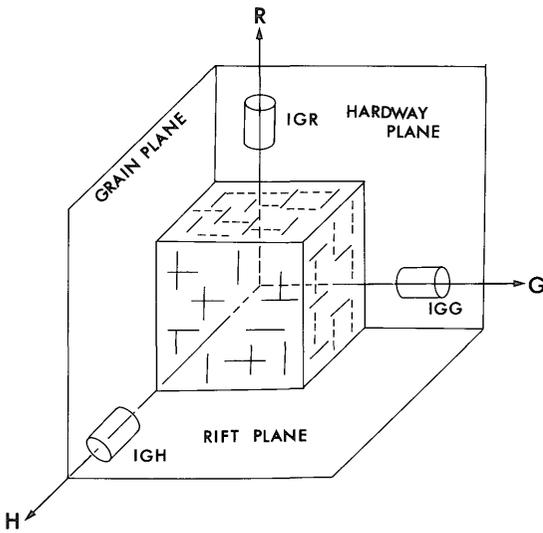
トランジェント・パルス法は、圧力を精度良く測定することが最も重要である。したがって、最も注意しなければならないことはリークである。実験前には、ダミーサンプルを用いて1週間程度のリークチェックが必要である。リークの問題は注意深い取扱によって完全に解決することができるが、その他の条件、例えば室温の日変化や、空調機器などによる温度変化は解決するのが非常に困難である。この温度変化の問題はリークの次に重要な問題となる。

さて、室温の影響を除去するためには以下の2つの方法が考えられる。

- 1) 測定系を含めて試験装置全体を恒温槽の中に入れて、温度を一定にコントロールする。
- 2) 温度変化はあるものとして、両貯留槽の圧力差には温度変化の影響が入らないようにする。

1)の方法では、そのような設備をそろえるとなるとかなり高価なものとなる。2)においては装置の設計の段階で、配管などに若干の工夫を施せば十分可能である。即ち、パルス法ではパルスを与える高圧側の貯留槽と、それとは反対の方向に設置される低圧側の貯留槽の2つが

存在するので、これらの配置を完全に同一に、しかも同じ容量になるよう配管を工夫することにより室温の影響を除去する事ができる。高圧側と低圧側の貯留槽を含めた全体の体積が同じであれば、パルス法の原理から、両者の差圧を測定して解析に用いても良いことになる。更に、配管の位置などの条件が同じならば、圧力減衰曲線に及ぼす温度の影響をより精度良く除去することができる。また、両貯留槽を水タンク内にセットすることで、温度変化の影響をさらに押え込むことができる。これは貯留槽の容積が1000ccであるのに対し、供試体を除いた配管部の容積は20cc程度であり、結果として、全体では温度変化を極力抑えることになる。



第7図 潜在亀裂面の卓越方向と各供試体との関係
Fig. 7 Diagram of the orthogonal rift, grain, and hardway planes and specimen drilling direction.

ちなみに、第6図は実験室の室温の日変化(床より1.6m上で測定)の記録であり、同じように両貯留槽を収納するタンクの水温度変化である。また、グミーサンプルを用いた場合の高圧・低圧側の圧力変化及び両者の差圧を示した。室温や、両貯留槽の圧力変化が著しいの比べ、差圧計はチャート上ではほとんど変化していないのがわかる。

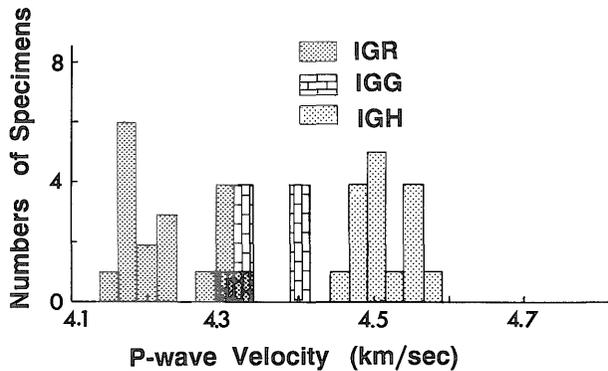
3. 供試体

3.1 稲田花崗岩

供試体はφ30mm×60mmの円柱形であり、有効間隙率は約0.6%である。

一般に、花崗岩には互いに直交する3つの割れ易い面が存在する。採石場ではこれらの面の存在は昔からよく知られており、地域によって多少呼び方は違うが、割れ易い面から順番に「目」(1番)、「2番」,「重ね」(しわ),等と呼ばれていることが多い。これらに対応する英語の名称は、それぞれRift Plane, Grain Plane, Hardway Plane,である。ここでは以下、英語での呼び方に従うこととする。

Rift面とGrain面を特徴づけるものは、これらの面に沿う方向に選択的に配向された潜在クラックである。これらのクラックは石英内に多く存在するが、Rift面に沿うクラックの方がGrain面に沿うクラックよりも長く密度も高い。一方、Hardway面は多くの場合、液体包有物や裂開などによって特徴づけられる。液体包有物は長石内に多く存在する。このように各面内に存在するクラックの選択的な配向により、P波速度や圧裂引張強度などのクラックの存在に敏感な物理量に著しい異方性が生じると考えられている。これら花崗岩の力学的異方性や潜在クラックの形態などは、工藤ほか(1986a, b)等によって詳しく研



第8図 供試体の長軸方向のP波速度分布
Fig. 8 Measured P wave velocity distribution in three mutually perpendicular cores of Inada granite.

第1表 白浜砂岩・北海道産泥岩の物性値
Table 1 Sample descriptions of Shirahama sandstone and Neogene argillaceous rock.

Parameters	Neocene Rock	Shirahama Sandstone
V_p (km/sec)	0.85	2.82
σ_1 (MPa)	3.5	60
E (MPa)	2.4×10^2	9.8×10^3
ρ	2.13	2.62
ρ_a	1.43	2.27
porosity (%)	33	13

V_p : velocity of primary wave of cylindrical direction

σ_1 : uniaxial compressive strength

E : Young's modulus

ρ : true specific gravity

ρ_a : apparent specific gravity

究されている。

透水係数の測定には潜在亀裂面の方向がはっきりと確認されたブロックを用いた。本文では、Rift, Grain, Hardway planeが供試体の長軸と直交するものを各々IGR, IGG, IGHとよぶことにする(第7図参照)。各試料の長軸方向の弾性波速度の結果を第8図に示す。IGR, IGG, IGHの順で速度が速くなっている事が認められる。実験では、これらの各試料の透水性の異方性を明らかにするために、弾性波速度値を参考にして各供試体を選んだ。

3.2 白浜砂岩・来待砂岩・北海道産泥岩

いずれの岩種においても供試体は、ブロックから直径30mm, 長さ60mmの円柱に切り出し整形したものである。白浜砂岩や北海道産泥岩については、層理面の影響を考慮するためそれぞれ層理面に直交するものと平行するものとの2種類を準備した。北海道産泥岩は浸水崩壊試験を実施したが、崩壊はまったく見られなかった。また、薄片による顕微鏡観察から、多量の有孔虫等が確認された。第1表は白浜砂岩と北海道産泥岩の基本的な物性値を示したものである。来待砂岩は孔隙率が25%に及ぶかなりポーラスな砂岩である。

3.3 供試体の準備

第9図に、供試体をジャケットで被覆した状態を示す。まず、供試体両端には、間隙水が両端面全体から浸透するようにスペーサーを付け、その上に両端面それぞれに間隙水圧用の孔を開けたピストン、そして球座を付ける。次に、供試体、ピストン、球座等にジャケットをかぶせる。ジャケットにはほとんどの場合シリコンゴムを用い

たが、一部バイトンスリーブも用いた。

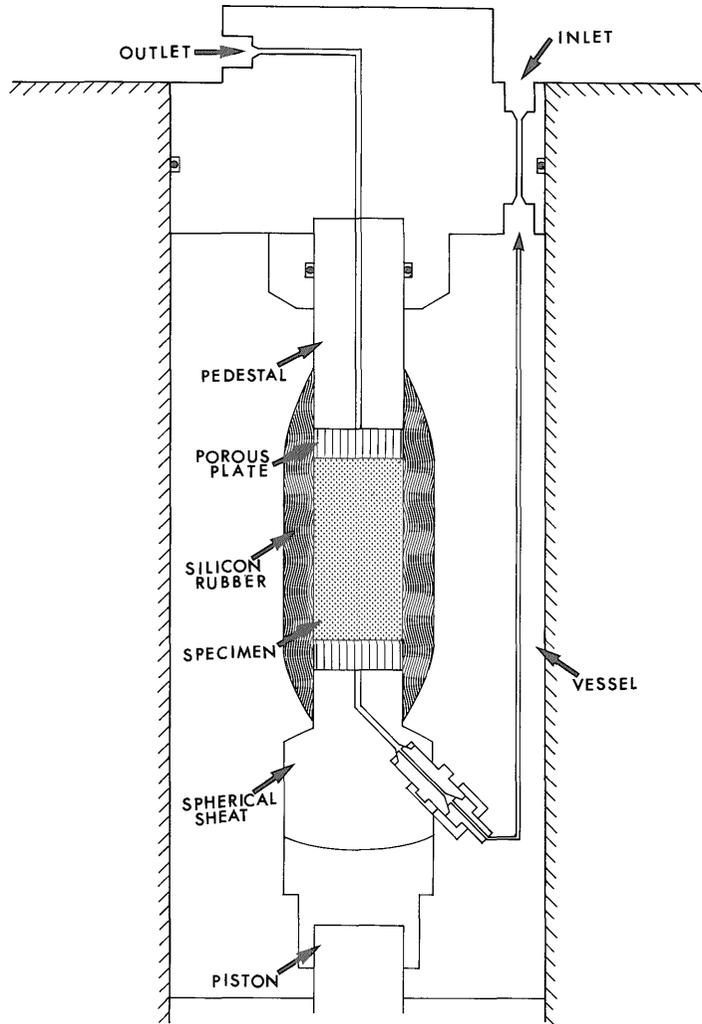
シリコンゴムでの被覆は、供試体側面を間隙水が流れるのを防ぐために、まず粘性の低いシリコンゴム(信越シリコン, KE-45-TS)を供試体、ピストン、球座等に10回程度重ね塗りし、シリコンゴムと供試体の隙間をできるだけ無くし、その上に粘性の高いシリコンゴム(信越シリコン, シーラント45)を塗り全体の厚さを5mm程度にした。

バイトンスリーブでの被覆は、供試体、ピストン、球座等にバイトンスリーブ(内径30mm, 外径36mm)をかぶせ、その上下を針金で縛り固定しただけである。この方法では、供試体側面を流れる間隙水は、バイトンスリーブが封圧で供試体に押し付けられることによって防がれる。

なお、被覆がシリコンゴム、バイトンスリーブそれぞれの場合について、ステンレスのダミーサンプルを用いて封圧20MPa, 間隙水圧12MPaの状態でパルス圧0.5MPaを与えてみた。その結果、長時間にわたり、両者ともにパルス圧の減衰はなく、供試体側面の間隙水の流れはなかったものと考えられる。今回用いた供試体の側面も非常に滑らかなことから、供試体側面とジャケットの隙間を間隙水が流れることはないと考えられる。この他、パルス法を用いて透水係数を測定する場合の実験上の留意点については高橋・薛(1989)に述べられている。

4. 実験結果及び考察

4.1 稲田花崗岩



第9図 供試体の組立の様子
Fig. 9 Sample assemblage in the pressure vessel.

4.1.1 有効封圧と潜在亀裂面との関係

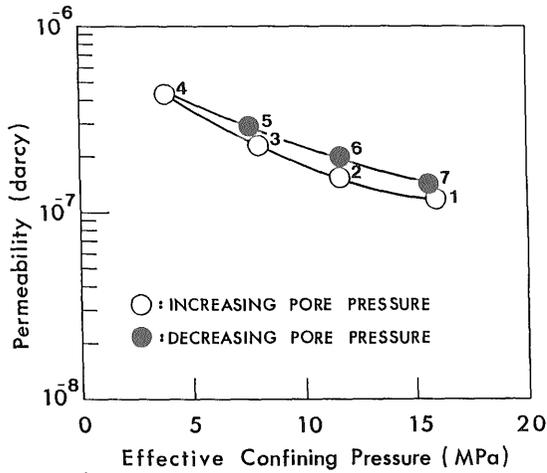
以下では、今回行った実験の詳細について述べるが、その際特に記述しない限り、パルス圧は0.5MPa、供試体の被覆には2種類のシリコンゴムの組合せを用いた。また、間隙水には蒸留水を用いた。

まずトランジェント・パルス法に関する基礎的な項目として、同一の供試体を長時間実験に用いることが透水係数にどのような影響を与えるかを調べた。実験に要した時間は、一旦間隙水圧や封圧を設定してから供試体内の間隙水圧が安定するまでに約8時間、パルス圧を与えた後の差圧の測定に約12-18時間であり、一つの供試体の実験に要した時間は、静水圧下での実験で約10日-2週間

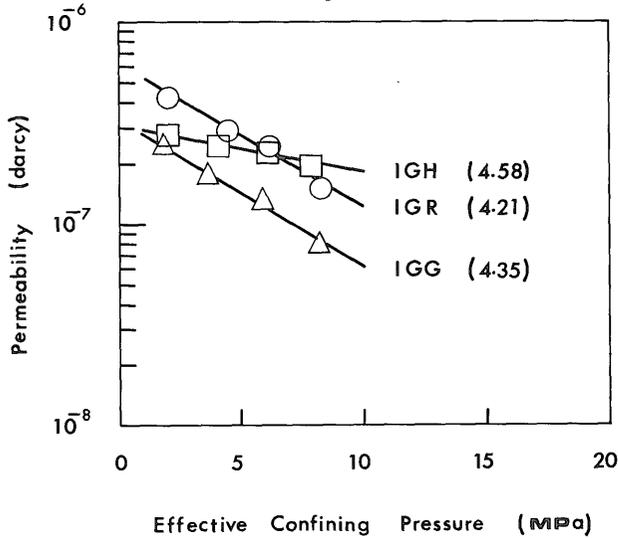
である。

このように、一つの供試体を長時間透水実験に供することになるため、実験中に岩石内部で構成鉱物と水との間の化学反応により、目詰まりや溶解が起こり、実験結果に影響を与える可能性があるかどうかを調べる必要がある。そこで、一つの供試体を約10日間実験に供し、間隙水圧を増加、減少させ各段階での透水係数を測定し、透水係数に変化が生じるか否かを調べた。封圧は20MPa、間隙水圧は4, 8, 12, 16MPaの4段階で行った。

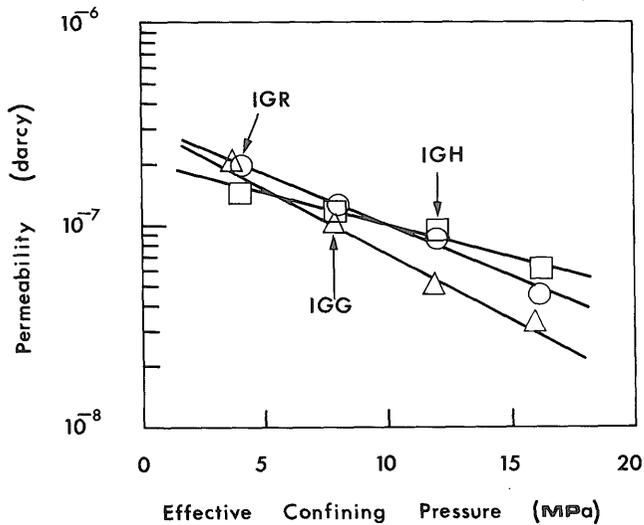
実験結果を第10図に示す。透水係数は間隙水圧の増加過程と減少過程において、ほとんど差は見られない。しかし、全ての測定点で、減少過程の透水係数の方がわず



第10図 透水係数に及ぼす繰り返し載荷の影響
Fig.10 Permeability of Inada granite as a function of cyclic pore pressure and effective confining pressure.



第11図 各潜在亀裂方向の透水係数 ($P_c=10\text{MPa}$)
Fig.11 Permeability of Inada granite as a function of preexisting defaults and effective confining pressure for confining pressure of 10 MPa.



第12図 各潜在亀裂方向の透水係数 ($P_c=20\text{MPa}$)
Fig.12 Permeability of Inada granite as a function of preexisting defaults and effective confining pressure for confining pressure of 20 MPa.

かながら大きい。これらの結果より、この程度の実験期間では目詰まりや溶解の影響はほとんどないと考えられる。減少過程の透水係数がわずかに増加している原因は、間隙水圧を最大にしたときに開いたクラックが、その後間隙水圧を減少させても完全には元の状態に戻らず、わずかながら空隙が増加したためと思われる。あるいは、供試体中に存在する、ある部分の間隙中の空気が取り残され、それが時間の経過と共に間隙水中にとけ込み、結果として圧力をより精度良く測定できたことによる結果とも考えられる。いずれにしても、この結果は今回の実験のあらゆるファクターを含んだ場合の精度を示していると考えて良さそうである。

3方向の潜在亀裂面を考慮して作成した稲田花崗岩の供試体を用いて、静水圧下での透水実験を行い、花崗岩の透水性に影響を及ぼす以下の2つの項目について検討を行った。

I) 封圧と間隙水圧の影響

II) 潜在亀裂面の影響

封圧は10MPaと20MPaの2段階とし、間隙水圧を各封圧の0.2倍から0.4倍、0.6倍、0.8倍へと増加させ各段階毎に透水係数を求めた。第11図、第12図に、各潜在亀裂の卓越方向に垂直な方向について行った静水圧下での透水実験の結果を示す。全ての測定値において透水係数は、有効応力が増加するにつれてほぼ直線的に減少している。IGGがやや低い透水係数を示している点や、IGRとIGGはほぼ傾きが等しいのに対し、IGHの傾きだけが緩やかな点など、封圧が異なっても同様の傾向が認められる。ただ封圧が20MPaの方が3方向による透水係数の違いが小さくなっている。これは、封圧が大きくなるにつれて潜在亀裂の選択的配向による各方向の異方向性が小さくなるためと考えられる。

ここで、各潜在亀裂面の方向による透水係数の違いについて考える。実験前に測定した各供試体の弾性波速度は、IGR・IGG・IGHの順で速くなる。各潜在亀裂面を構成するマイクロクラックを全てアスペクト比の等しい扁平な楕円型クラックと仮定し、この速度の違いが、各供試体のマイクロクラックの量の大小のみで説明することができるとした場合、マイクロクラックの量の関係は $IGR > IGG > IGH$ となるであろう。同一条件下での花崗岩の透水性が単純に、浸透流の方向に沿った空隙の多さに比例するならば、IGRが最も透水係数が高く、IGG・IGHの順に低くなるものと考えられる。しかし、今回行った実験結果では、封圧10MPa・20MPaともにIGGが一番低い透水係数を示し、IGRとIGHでは、有効応力が大きい時はIGHの方が透水係数が高いが、有効応力が低くなると逆にIGR

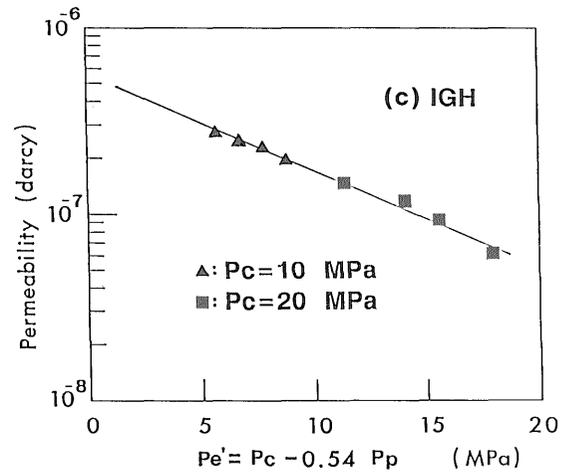
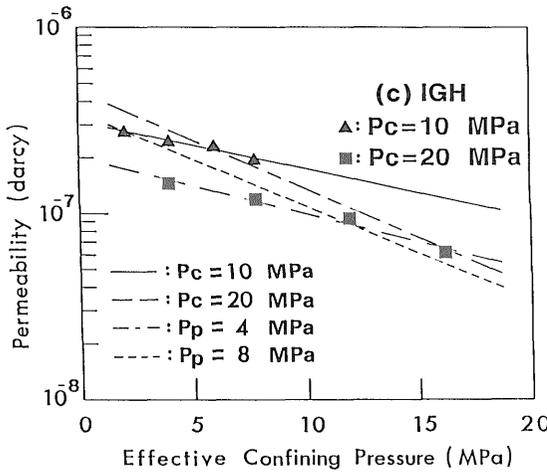
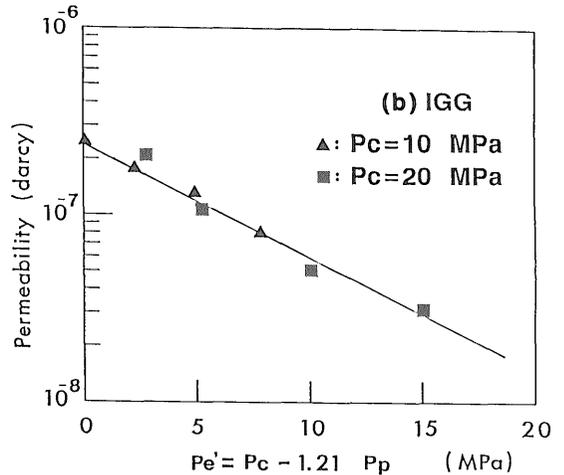
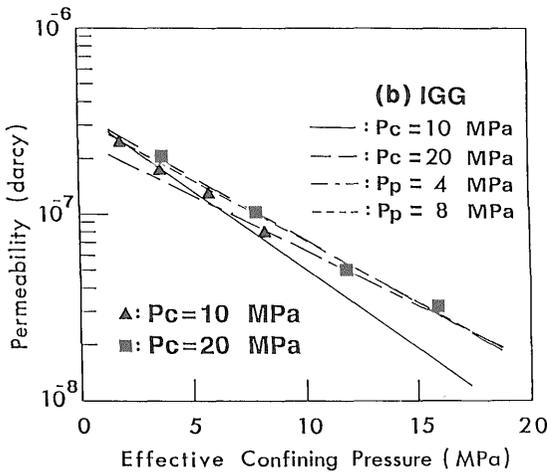
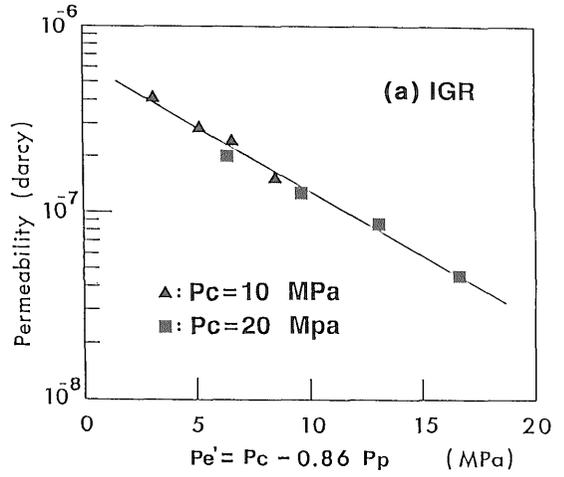
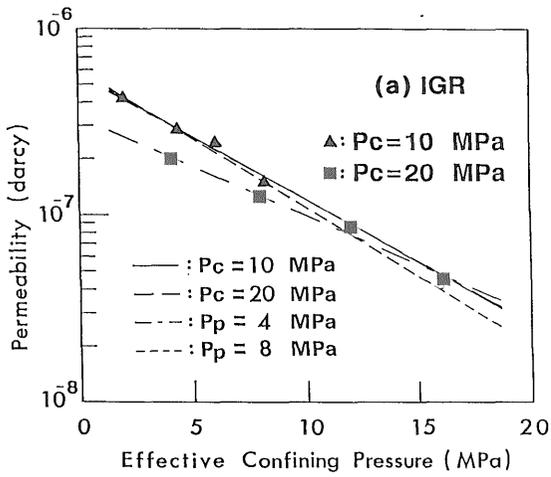
の方が透水係数が高くなるという結果となった。

このように花崗岩の透水性に関する異方向性が、今回採用した封圧及び間隙水圧の範囲内で弾性波速度や強度などで認められる力学的異方向性の関係と一致しない。この原因については、今回は実験数が少ないこともあり、明確には結論することができないが、岩石の透水性はここで仮定したようなマイクロクラックの量だけという単純な指標によって支配されていないことは確かなようである。今後より精度の高い実験例を増やすと共に、一方では岩石内部の潜在クラックの形態、連結性などについても定性的に評価するための手法も詳しく検討する必要がある。

続いて、封圧と間隙水圧それぞれの透水係数に及ぼす影響の度合について考察する。トランジェント・パルス法を提案したBrace *et al.* (1968)は、透水係数は有効封圧の影響を受けることを実験的に証明した。このときの有効封圧は封圧から間隙水圧をそのまま差し引いた値を採用していた。即ち、透水係数への封圧と間隙水圧との影響の度合が等しいとみなしていた。ところが、Kranz *et al.* (1979)はBarre花崗岩の透水係数に及ぼす封圧と間隙水圧の影響の度合が異なることを示した。また、Bernabe (1986)はChelmsford花崗岩やBarre花崗岩を用い、封圧と間隙水圧を一定値ずつ変化させながら透水係数を測定し、透水係数に及ぼす間隙水圧の影響は封圧の約0.6-0.7倍であると述べている。稲田花崗岩の潜在亀裂面間にもこのような透水係数に及ぼす封圧と間隙水圧との影響の違いが存在することは十分に考えられる。

Kranz *et al.* (1979)が行ったように透水係数-封圧、透水係数-間隙水圧曲線の傾きから得られる各々の a 、 b の値を用い、その比 b/a を求める。第13図(a)、(b)、(c)はそれぞれ、IGR、IGG、IGHについて封圧を一定としたときの直線と、間隙水圧を4MPaと8MPaで一定としたときの直線を図中に示したものである。さらに、第14図(a)、(b)、(c)は、横軸を $[P_e' = P_e - (b/a)P_p]$ として、透水係数の変化を再度整理して示したものである。その結果、比 b/a は第2表の様になり、IGR・IGGでは、 b/a はほぼ1に近いが、IGHではそれらの半分と小さい。この直線の傾きから、IGHの場合、間隙水圧の影響はIGR、IGGに比べてかなり小さい。

a 、 b は透水係数に及ぼす封圧及び間隙水圧の寄与度と解釈することができるので、各項目について潜在亀裂面との関係を調べてみることにする。 a の封圧への寄与度は、実験結果から $IGR > IGG > IGH$ になる。すなわち、浸透流の方向である長軸方向のみについて考えてみると、IGR、IGG、IGHの順で封圧の影響が小さくなることを示



第13図 透水係数と有効応力との関係

Fig. 13 Permeability vs effective confining pressure at various direction.

第14図 透水係数と修正有効応力との関係

Fig. 14 Permeability vs modified effective confining pressure at various direction.

第2表 透水係数に及ぼす封圧と間隙水圧との影響の違い

(稲田花崗岩の潜在亀裂毎)

Table 2 Results of coefficient b/a in preexisting default plane.

	$a \times 10^{-2}$	$b \times 10^{-2}$	b/a
IGR	-1.6	1.4	0.86
IGG	-1.5	1.8	1.21
IGH	-1.2	0.64	0.54

している。一方、間隙水圧の寄与度は $IGG > IGR > IGH$ となり、 $IGR > IGH$ の関係は成り立っているものの、 IGG と IGR の値が封圧の寄与度の場合とは逆転している。以上のような封圧と間隙水圧の各々の影響の度合の比が透水係数に影響するものであり、結果として

$$IGG > IGR > IGH$$

となったものと解釈できる。ただし、以上の議論は透水係数が長軸方向の亀裂のみに依存すると考えた場合に限定されるものであり、実際には、浸透流の経路はより複雑であり、供試体の短軸方向にも伝わりながら、かなりくねくねした経路を通して来ることも考えられる。よって、以上の議論がどの程度実際の浸透流の経路について、正しく述べているかを調べるためには、今後より詳しい実験がなされなければならない。

圧裂引張強度や弾性波速度、そして圧縮強度に顕著に現われる潜在亀裂による異方性の存在は、この実験で採用された応力レベルの範囲内では、透水係数に及ぼす間隙水圧の影響に対して確認されなかった。マイクロクラックという観点でこれらの物性値を考えた場合、圧裂引張強度・弾性波速度・圧縮強度の諸量はいずれもマイクロクラックのアスペクト比や量の大小によって決定されるものと考えられる。即ち、マイクロクラックの量が多いほど強度は小さく、弾性波速度は遅くなる。ところが、透水係数は、有効間隙率が小さい結晶質岩石では、マイクロクラックの連結性(Connectivity)による影響の存在も著しいものと考えられる。したがって、マイクロクラックに関して他の条件が全く同じであれば、透水係数はその連結性によって決まると言える。潜在亀裂の量(ここでは量の多い順にRift面、Grain面、Hardway面と考える)により透水係数にも妥当な差が生じるものと考えていたが、間隙水圧による影響に関しては明確な結果は得られなかった。ただし、透水係数に及ぼす封圧と間隙水圧との影響の度合を示す b/a の比は、マイクロクラックの連結性を表す量にある程度相当するものと考えられるの

で、より実際的な有効応力を知るためには、正確な実験を数多く行い、より明確な関係を得る必要がある。

4.1.2 軸差応力の影響

第15図はIGR、IGG、IGHの軸差応力載荷時の透水係数の変化を、第16図は体積歪の変化を示したものである。いずれの場合も、封圧は20MPa、間隙水圧は12MPa、そしてパルス圧は0.5MPaで一定とした。まず最初に静水圧状態で一度測定した後に、軸方向のピストンを上昇させることにより、軸差応力を30MPaずつ増加させた。したがって、破壊時の正確な軸差応力はこの図からは読み取ることができないが、潜在亀裂面間の違いは認められず、ほぼ等しかった。軸方向はラム変位制御をしているので、パルス法を実施している間、応力緩和により軸差応力は若干の低下を示す。いずれの供試体に付いても以下の事が言える。

透水係数は、差応力が100MPa程度までは減少し、それ以上の差応力では逆に増加する様子が認められる。透水係数が軸差応力の影響を強く受けることは、マイクロクラックの発生と透水係数が大きな関連を有しているものと解釈できる。即ち、軸差応力載荷の初期の段階では、いわゆる、軸方向の圧密過程であり、既存のマイクロクラックが閉鎖されることにより透水係数が徐々に減少するものと考えられる。軸圧が更に増加した場合、軸差応力方向に平行なマイクロクラックが新たに発生、もしくはマイクロクラック間での連結が生じ、いわゆるダイレータシー歪の発生・増加に伴い、透水係数が大きくなるものと考えられる。

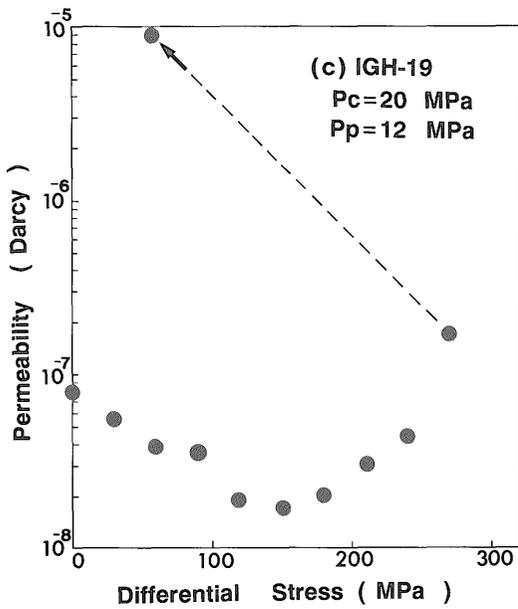
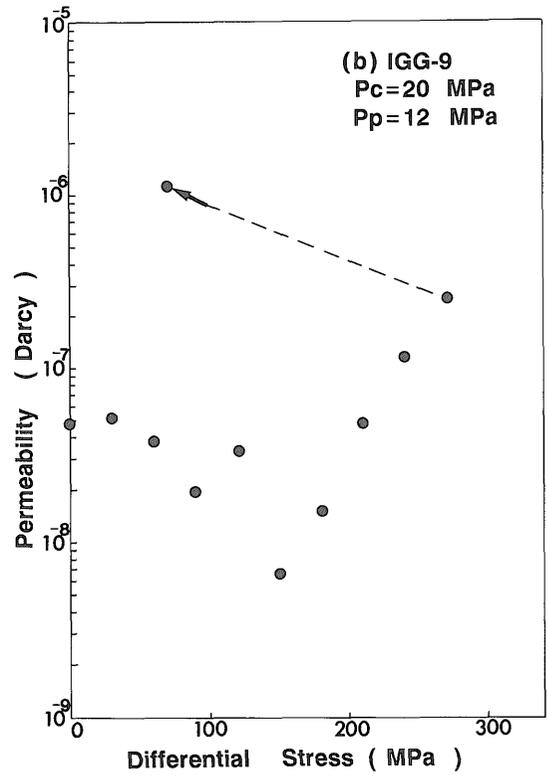
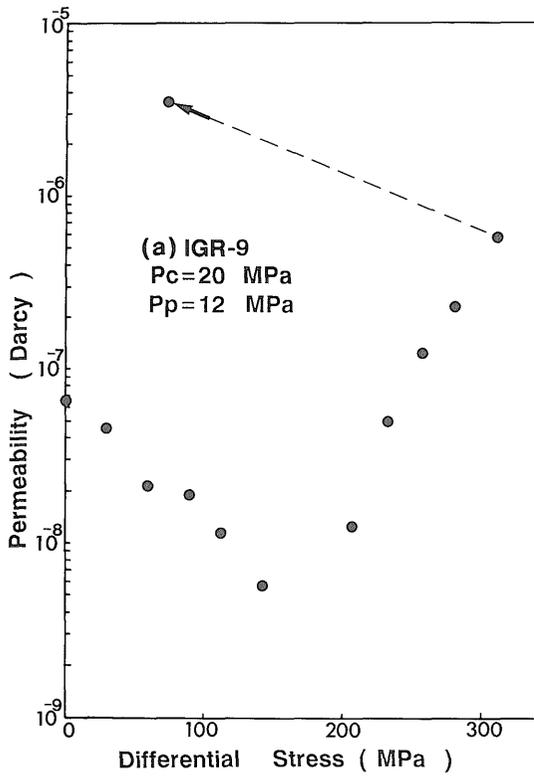
軸差応力が約300MPaで供試体は破壊し、約200MPaの応力降下が生じた。この間、透水係数は約1オーダ大きくなり、載荷の初期の段階と比べると2オーダ以上の著しい変化が認められる。

4.2 白浜砂岩

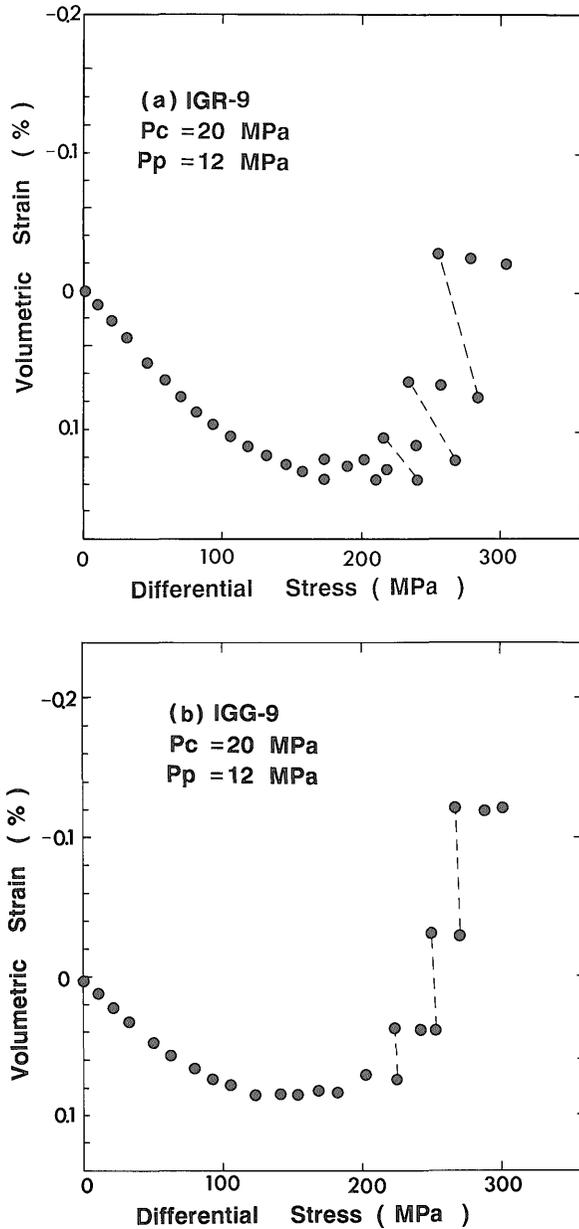
砂岩はその孔隙率からも容易に分かるように多くの空隙を有している。封圧が作用すると、これら空隙が閉鎖し、供試体自体が圧縮されると同時に、透水係数も減少することが予想される。そこで、この様な現象を詳細に確認するために、透水係数の測定と平行して、供試体の相対する側面にクロス型のひずみゲージを2枚はりつけ、体積ひずみの測定も実施した。

4.2.1 破断面の影響

供試体がインタクトな場合には、透水係数はその中に元来含まれているクラックやポアによってできる通路に支配されるが、破断面ができれば、透水係数はそれに著しく影響されるであろう。破断面が透水係数に及ぼす影響を調べるため、軸圧により破断面を作り、一定の間隙



第15図 透水係数に及ぼす軸応力の影響
 Fig. 15 Permeability of Inada granite as a function of axial differential stress.



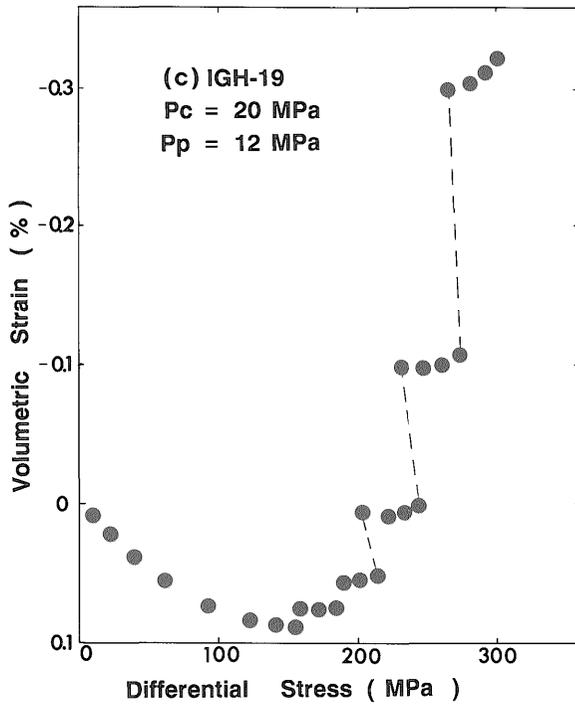
第16図 軸応力-体積歪曲線
Fig.16 Volumetric strain vs axial differential stress.

水圧の下で透水係数の封圧依存性を調べた。

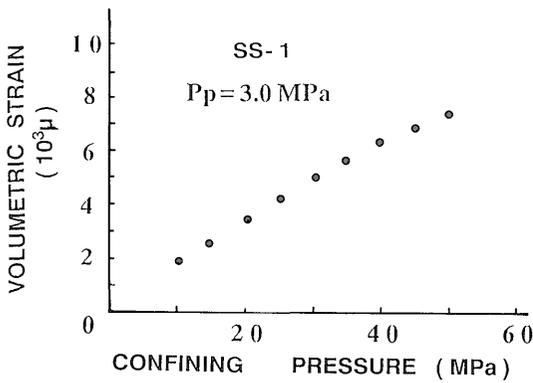
本実験においては、以下のような負荷条件の下で透水係数を測定した。まず最初に、間隙水圧を一定にしたまま(3 MPa)、封圧だけを徐々に上げる。次に、所定の封圧に達した後、封圧を7 MPaに戻し、破壊するまで軸応力を増していく。第17,18図は封圧の増加に伴い供試体(ss-1,3)の体積ひずみが増加する様子を示している。10 MPaから50 MPaへの封圧の増大に対し、体積歪は約 0.7 %

ほどの圧縮を生じている。この時の透水係数の変化は、第19図と第20図のようになっており、封圧の増加にともなう透水係数の減少と体積ひずみの変化はよく対応していることがわかる。なお、第19,20図には破壊後の供試体の透水係数の値を★で示しているが、インタクトな場合と同様の傾向を示している。

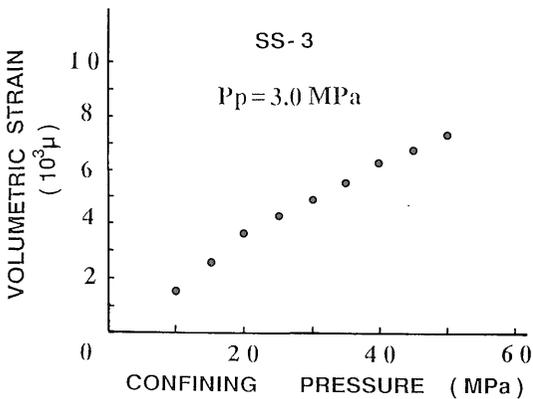
透水係数はインタクトな場合の封圧依存性と同様、封圧の増加と共に減少する傾向を示している。減少の割合



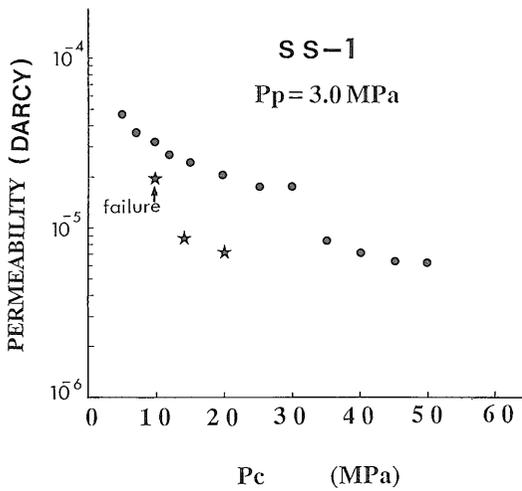
第16図 つづき
 Fig. 16 continued



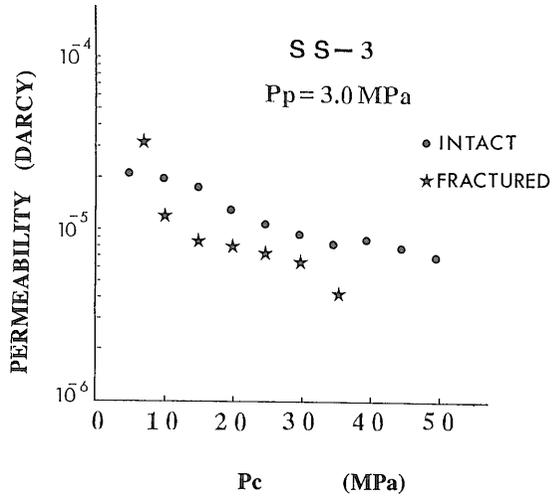
第17図 体積歪と封圧との関係(ss-1)
 Fig. 17 Volumetric strain of ss-1 as a function of confining pressure under constant pore pressure of 3.0 MPa.



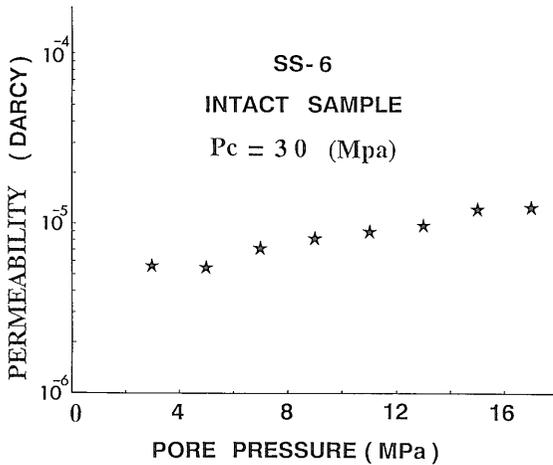
第18図 体積歪と封圧との関係(ss-3)
 Fig. 18 Volumetric strain of ss-3 as a function of confining pressure under constant pore pressure of 3.0 MPa.



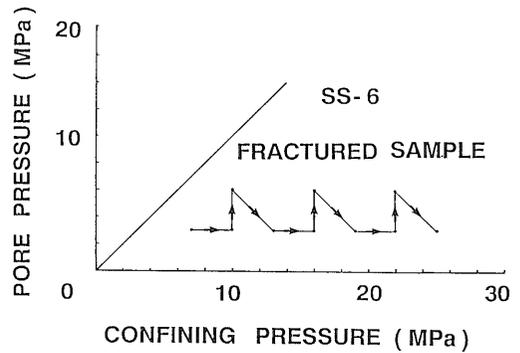
第19図 透水係数に及ぼす封圧の影響(ss-1)
Fig. 19 Permeability of intact and fractured ss-1 at various confining pressure under constant pore pressure of 3.0 MPa.



第20図 透水係数に及ぼす封圧の影響(ss-3)
Fig. 20 Permeability of intact and fractured ss-3 at various confining pressure under constant pore pressure of 3.0 MPa.



第21図 透水係数に及ぼす間隙水圧の影響(封圧=30MPaの場合)
Fig. 21 Permeability change at various pore pressure under constant confining pressure of 30 MPa (ss-6).

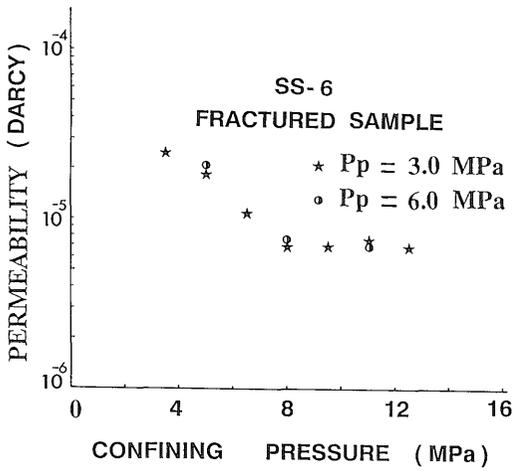


第22図 供試体破壊後の荷重条件(ss-6)
Fig. 22 Schematic representation of changes in P_c and P_p for fractured sample(ss-6).

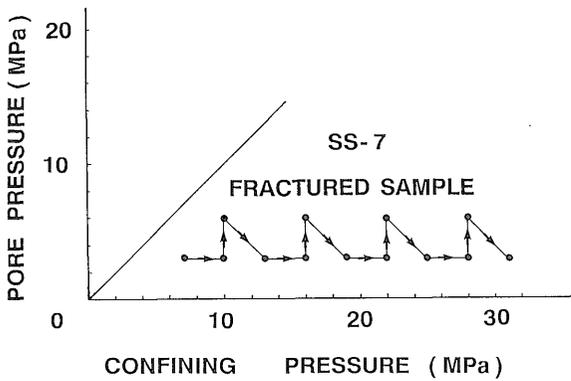
は封圧が低い段階で大きい、封圧の増加により次第に小さくなっている。これは、間隙水圧が一定の状態の下では、封圧の増加により破断面の隙間の幅が減少したためと考えられる。

供試体ss-6については、 $P_c=30\text{MPa}$ 下における間隙水圧の影響を調べた(第21図)後に、軸圧を加え破壊にいたらしめた。その後さらに、封圧7MPa、間隙水圧3MPaまで下げ、第22図に示す荷重経路で透水係数を求めた。その結果を第23図に示した。一方、ss-7については、イ

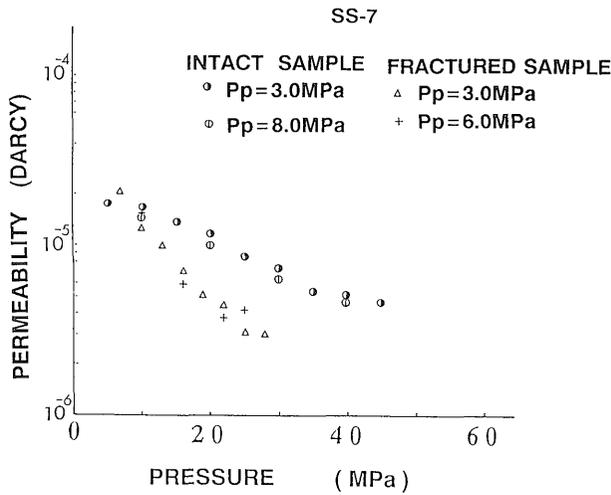
ンタクトな状態で、第24図に示す荷重経路で透水試験を行った後に、封圧を7 MPa、間隙水圧を3 MPaとし、軸圧を加え供試体を破壊した。その結果は第25図に示した。その後、再び第24図に示す荷重経路を用いて透水試験を行った。第25図に透水試験の結果を示している。いずれの供試体も破断面の存在の有無に関わらず、透水係数の変化は封圧が低い段階では大きい、その後は変化が少ない。同一封圧下において、間隙水圧を3 MPaにした場合と6 MPaにした場合(ss-6)、あるいは3 MPa・8 MPa



第23図 透水係数に及ぼす封圧の影響
(ss-6, 間隙水圧 = 3, 6 MPaの場合)
Fig. 23 Permeability of fractured ss-6 at various confining pressure under constant pore pressure of 3.0 and 6.0 MPa.

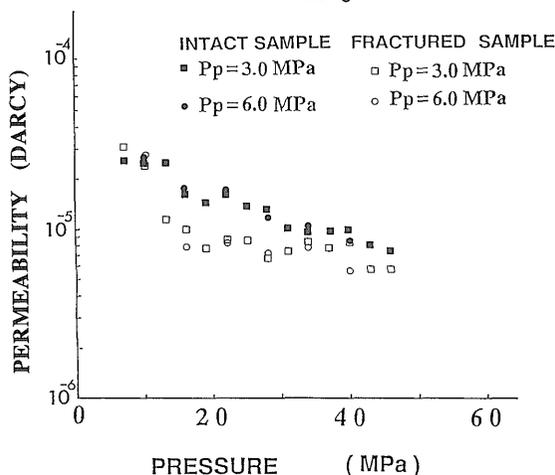


第24図 破断面形成前後の荷荷条件 (ss-7)
Fig. 24 Schematic representation of changes in P_c and P_p for intact (a) and fractured (b) sample (ss-7).



第25図 破断面形成前後における透水係数に及ぼす封圧の影響 (ss-7)
Fig. 25 Permeability changes of intact and fractured sample at various P_c and P_p (ss-7).

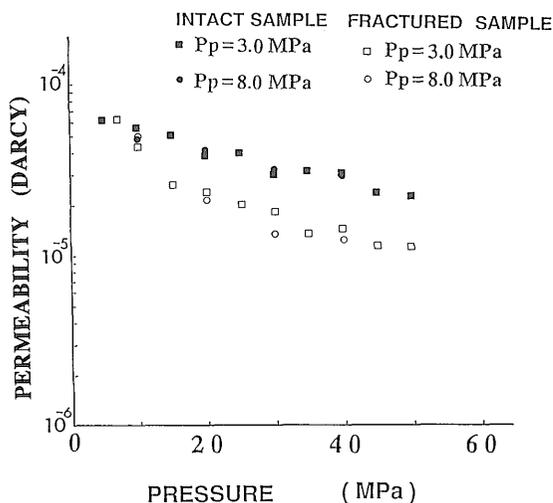
SS-8



第26図 破断面形成前後における透水係数に及ぼす封圧の影響 (ss-8)

Fig. 26 Permeability changes of intact and fractured sample at various P_c and P_p (ss-8).

SS-9

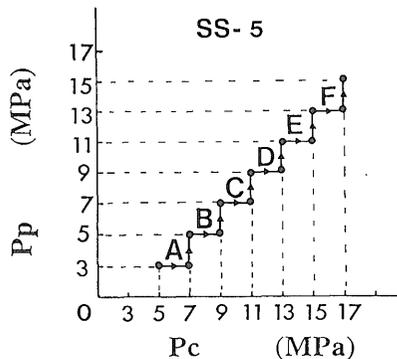


第27図 破断面形成前後における透水係数に及ぼす封圧の影響 (ss-9)

Fig. 27 Permeability changes of intact and fractured sample at various P_c and P_p (ss-9).

の場合 (ss-7) を比べると、透水係数は間隙水圧が高い方が小さくなっているが、全体の封圧に対する傾向には差が認められない。

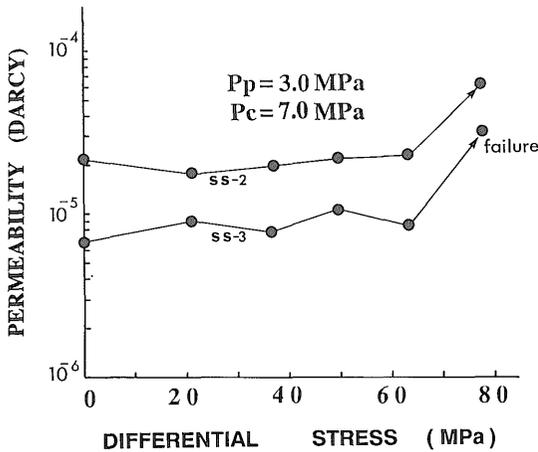
インタクトな供試体を用いて間隙水圧が3MPa・8MPa (ss-7, ss-9)あるいは6MPaにおける封圧の影響を検討した後に、封圧を7 MPa、間隙水圧を3MPaに戻して供試体に軸圧を加え、破壊させた。こうして得られた供試体



第28図 負荷経路 (ss-5)

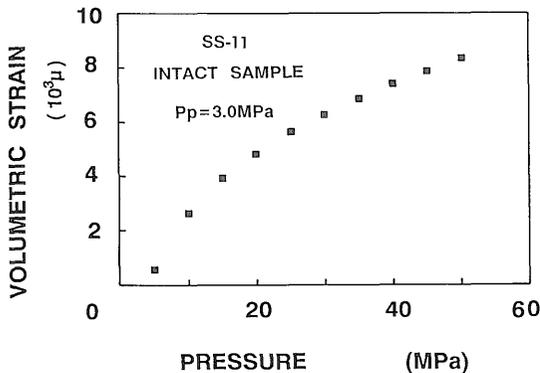
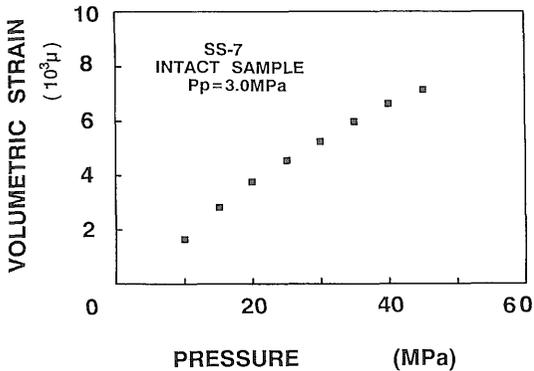
Fig. 28 Schematic representation of changes in P_c and P_p for intact sample (ss-5).

ss-7, ss-8, ss-9について、破壊前と全く同じ負荷経路の下で透水係数を測定し、破壊前後の透水係数の変化を調べてみた。結果を第25, 26, 27図に示した。いづれの供試体においても破断面形成時における透水係数の値は、形成前のインタクトな状態よりも小さくなっている。さらに、封圧に対する依存度が大きくなっているのが特徴である。また、破壊後、静水圧の増加に伴う透水係数の



第29図 透水係数に及ぼす軸圧の影響(ss-2,3)

Fig. 29 Permeability of ss-2 and ss-3 as a function of axial differential stress under constant pore pressure of 3.0 MPa and constant confining pressure of 7.0 MPa.



第30図 体積歪と封圧との関係(ss-7, 11)

Fig. 30 Volumetric strain of ss-7 and ss-11 as a function of confining pressure under constant pore pressure of 3.0 MPa.

減少は、静水圧の小さい間は大きくなるのが特徴的である。

4.2.2 有効封圧の影響

第28図に示す負荷経路は透水係数に及ぼす封圧と間隙水圧の寄与の割合を調べる一助として採用されたものである。試験結果は次のように定義されるパラメータ $\theta(A)$ を用いて整理した。

$$\theta(A) = k_p / k_c$$

ここで、

$$k_c = k(P_c=5, P_p=3) - k(P_c=7, P_p=3)$$

$$k_p = k(P_c=7, P_p=5) - k(P_c=7, P_p=3)$$

残りの五つのパラメータ $\theta(B)$ 、 $\theta(C)$ についても同様に定義される量である。

各段階の α 値は以下のようになった：

$$\theta(A) = 1.05$$

$$\theta(B) = 1.29$$

$$\theta(C) = 1.55$$

$$\theta(D) = 0.77$$

$$\theta(E) = 0.79$$

$$\theta(F) = 0.72$$

ここから、透水係数に対する影響は、最初のC段階までは間隙水圧の方が、その後は逆に封圧の方が大きいことがわかる。このような逆転現象が起きる理由は不明である。いずれにしても、現時点では、透水係数が有効封圧だけで定まるといふ仮説は当岩石の場合なりたない。

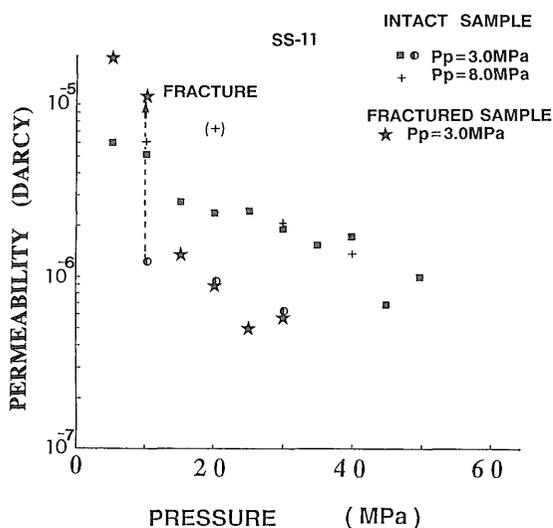
4.2.3 軸圧の影響

第29図は供試体ss-2とss-3について、封圧7 MPa、間隙水圧3 MPaの条件下で、供試体が破壊するまで軸圧をかけたときの透水係数の変化を示している。この場合には、破壊するまで、透水係数にあまり大きな変化が認められない。これは透水係数があまり差応力の影響を強くは受けないことを示唆している。

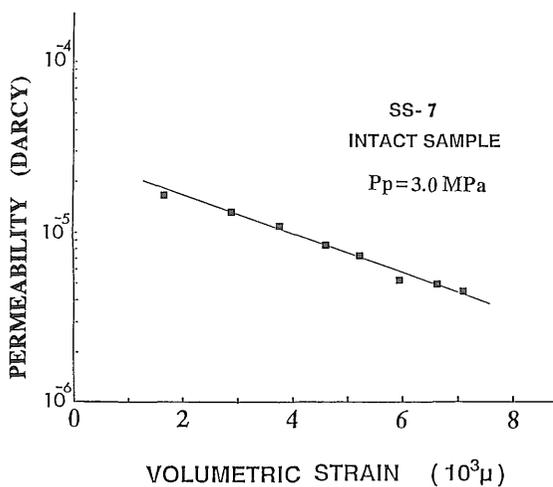
4.2.4 静水圧-体積ひずみ-透水係数の関係

体積ひずみ-静水圧の関係を示した第30図から、静水圧の増加に対し(圧縮)体積ひずみは単調に増加するが、静水圧が30 MPaの付近で体積ひずみの増加する傾向に変化が現れ、それ以上に大きい圧力の下では体積ひずみの増加率が小さくなることがわかる。これは、供試体内部に分布する割れ目の中でこの圧力以下で閉鎖するものが卓越していると考えられる。

透水係数は第25図(ss-7)、26図(ss-8)、27図(ss-9)及び第31図(ss-11)に示すように、静水圧の増加に伴って減少する。減少の程度は静水圧の小さい間は著しいが、圧力の増大につれて次第に小さくなる。しかし、体積ひずみ対静水圧線図で認められたような静水圧30 MPa 付近にお



第31図 透水係数と封圧との関係(ss-11)
 Fig. 31 Permeability changes of intact and fractured sample at various P_c and P_p (ss-11).



第32図 透水係数と体積歪との関係(ss-7, 11)
 Fig. 32 Permeability of ss-7 and ss-11 vs volumetric strain.

ける変化は現われていない。この理由として、内部亀裂の閉鎖は全てが体積ひずみの増加に寄与するのに対し、透水係数の減少には部分的にしか寄与しないことが考えられる。

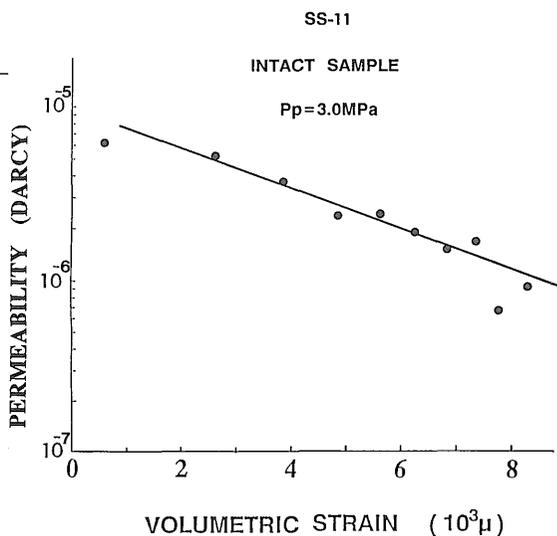
なお、供試体ss-11については50MPaまで圧力をかけた後、再び10MPaに戻しているが、この時の透水係数は最初の負荷時の約半分値になっており、圧密作用が透水性にも及んでいることを示している。

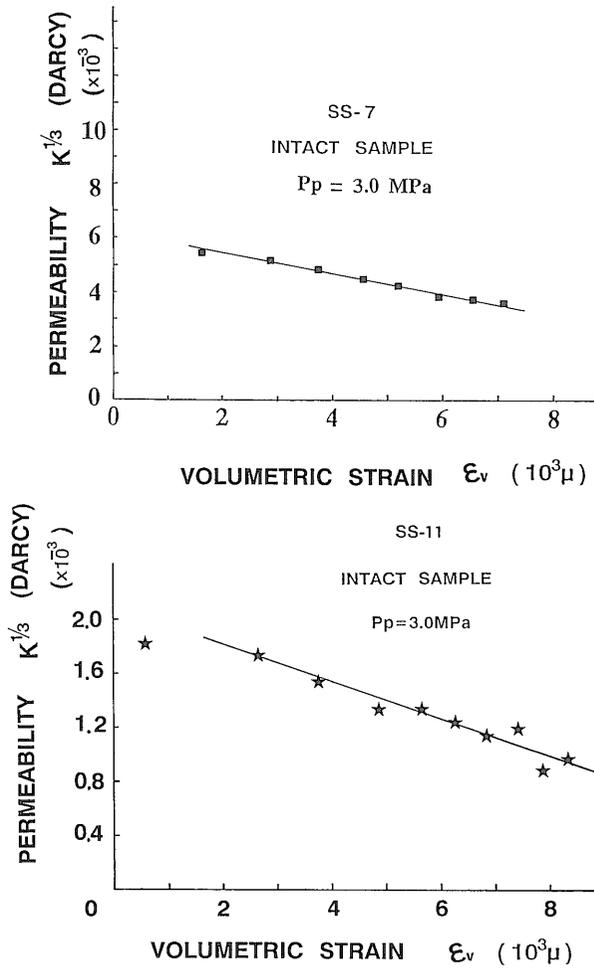
第32図は透水係数対体積ひずみの関係を示したもので、透水係数は体積ひずみの増加に伴いほぼ直線的に減少している。その勾配は両供試体についてほぼ同じことが注目される。

Paterson (1983)は岩石の透水係数の挙動を説明するために等価チャンネルモデル(the equivalent channel model)を提起している。それによると、供試体の透水挙動は等価チャンネルと呼ばれる一本或は数本の間隙水の通路によって説明することができる。このような通路を狭い溝で近似すると、透水係数は溝幅の3乗に、換言すれば、透水係数の $1/3$ ($K^{1/3}$) 乗が等価チャンネルの幅に比例していることになる。第33図は $K^{1/3}$ と体積ひずみの関係を示したものであるが、 $K^{1/3}$ は体積ひずみの増加に伴ってある傾斜をもつ直線に沿って減少する傾向が認められる。したがって、等価チャンネルモデルに従うならば、透水係数の通路の幅は体積ひずみに比例しているといえよう。

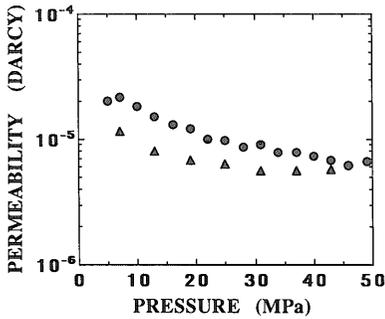
4.3 来待砂岩

来待砂岩は孔隙率が25%と大きく、一軸圧縮強度も40MPaと砂岩としてはかなり小さな強度値を示している。

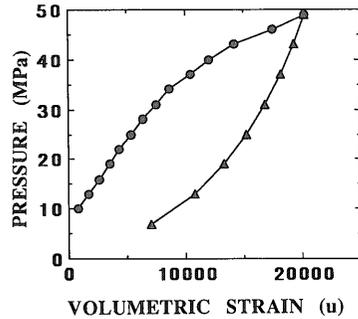




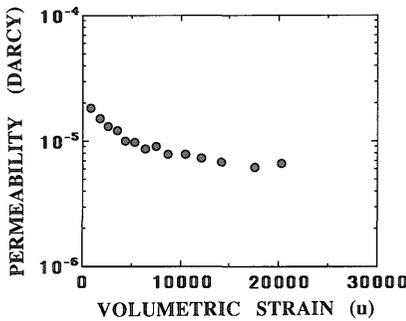
第33図 透水係数 $^{1/3}$ と体積歪との関係(ss-7, 11)
 Fig. 33 The cube root of permeability vs volumetric strain(ss-7, ss-11).



第34図 透水係数に及ぼす封圧の影響 (来待砂岩)
 Fig. 34 Permeability of Kimachi sandstone at various confining pressure.

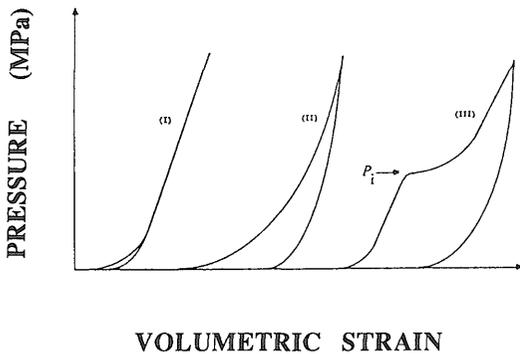


第35図 体積歪と封圧との関係 (来待砂岩)
 Fig. 35 Volumetric strain of Kimachi sandstone as a function of confining pressure.



第36図 透水係数と体積歪との関係 (来待砂岩)

Fig. 36 Permeability of Kimachi sandstone vs volumetric strain.



VOLUMETRIC STRAIN

第37図 体積歪特性に及ぼす封圧効果について (Brace, 1978より)

Fig. 37 Three types of pressure dependence on volumetric strain (after Brace, 1978).

実験は孔隙率が11%の白浜砂岩と比較するために、静水圧下の変形特性と透水特性との関連を調べる事を主目的とした。第34図は静水圧の変化に対する透水係数の変化を示したものである。透水係数は静水圧の増加にともなって減少する。減少の程度は静水圧が小さい間は著しいが、ある値以上の圧力に対しては小さい。このため、同図は全体として折れ線状を呈する。折れ曲がるときの静水圧はほぼ30MPaである。除荷時における透水係数の値と載荷時の値を比べると、全体としてほぼ同じ傾向を辿るが前者の方が常に小さい。第35図は体積歪対静水圧の関係を示したものである。載荷の初期には弾性的な直線性が認められるが、やはり35MPaの圧力付近から折れ曲がり、全体として上に凸の形状を呈している。除荷時には下に凸の曲線となり、大きな残留歪が生じている。体積歪対透水係数の関係は第36図に示した。体積歪が5000 μ (0.5%) まではかなりの減少を示すが、その後、減少の程度は小さくなり、全体として折れ線状を呈する。

Brace(1978)は静水圧下における孔隙率の異なる岩石の

変形挙動について検討し、体積歪対静水圧線図は第37図に示すような3つのタイプに分けられる事を示している。

タイプ1 ---- マイクロクラックを主体とする空隙率の小さい結晶質の岩石

タイプ2 ---- 比較的低圧領域における土の圧密や、空隙率が5%-10%の岩石

タイプ3 ---- 比較的高い圧力領域における空隙率が10%以上の岩石

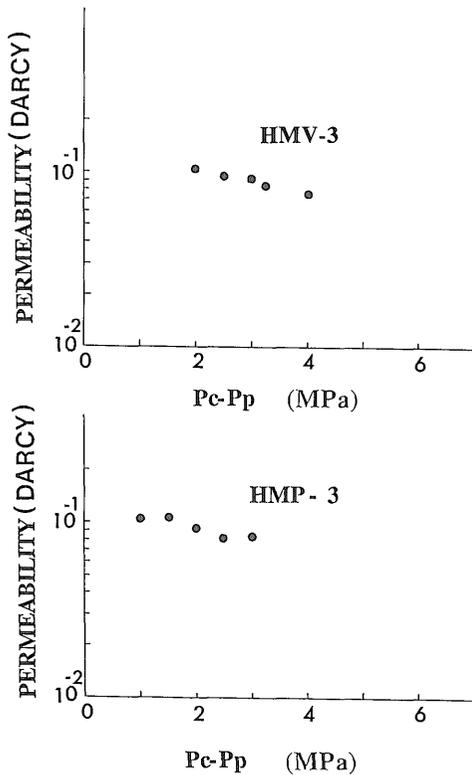
タイプ3においては、ある圧力 P_i を境に挙動が変わることが注目される。この場合、圧力が比較的小さい間は、アスペクト比の大きいマイクロクラックの閉鎖や鉱物粒子の再配置などにより、供試体は著しく圧密される。圧力が P_i の前後になると、内部の局所的な破壊や鉱物粒子の移動により多数の割れ目やポアが閉鎖する。これよりもっと高い圧力になると、既に多くの割れ目やポアが閉鎖しているので、供試体の剛性が増してくる。除荷すると閉鎖したポアの形状の回復が始まるが、完全に元の形状には戻らず残留ひずみが見られる (Schatz, 1976)。これはまさしく、第35図に示した挙動と一致するものである。この時の P_i に相当する値は30 MPaとなっている。

この折れ曲がり現象は、第34,35図にみられるように、体積ひずみ、透水係数のいずれに関しても共通に認められている。ただし、折れ曲がり時の圧力 P_i の大きさは、30 MPa前後である。Zhang *et al.* (1990)は、間隙水圧を一定にしたままで、静水圧下におけるポーラスな砂岩の空隙率の変化を測定し、静水圧対空隙率の線図が、ある圧力 P_i を境に折れ曲がることを確認した。彼らは、試験後の供試体から薄片をつくり、顕微鏡観察を行った。その結果によると、圧力を P_i 以上にかけた場合、鉱物粒子の破壊が起きていることが分かった。この実験での封圧の値は小さいので、ここでZhang *et al.* (1990)が観察したように、鉱物粒子の破壊が起こるとは考えにくい。むしろ、ポアの変形や微小割れ目の閉鎖の可能性が高いと考えられる。

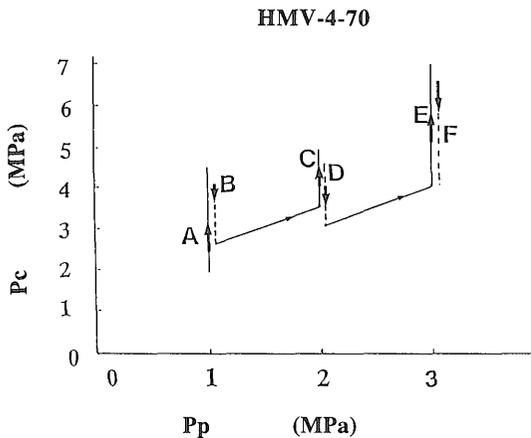
4.4 北海道産泥岩の場合

4.4.1 封圧、間隙水圧の影響

層理面に直交する供試体HMV-3と層理面に平行する供試体HMP-3に対し、間隙水圧を一定 ($P_p=20\text{kgf/cm}^2$) に保ち、封圧だけを変化させたときの試験結果及び、これとは逆に、一定封圧 ($P_c=70\text{kgf/cm}^2$) の下に、間隙水圧を変化させたときに得られた結果を基に、透水係数と有効封圧 ($P_c - P_p$) との関係求めたものが第38図である。透水係数は有効封圧の増加と共に減少している。層理面の方向により、絶対値に差異が認められる。層理面と浸透流の方向が一致する場合の方が直交す



第38図 有効封圧と透水係数との関係(HMP-3, HMV-3)
Fig. 38 Permeability of HMP-3 and HMV-3 vs effective confining pressure.



第39図 H MV-4-70の載荷経路
Fig. 39 Schematic representation of changes in P_c and P_p for intact sample(HMV-4-70).

る場合よりも絶対値が大きくしかも有効封圧に対し、滑らかな変化を示している。

4.4.2 有効封圧の影響

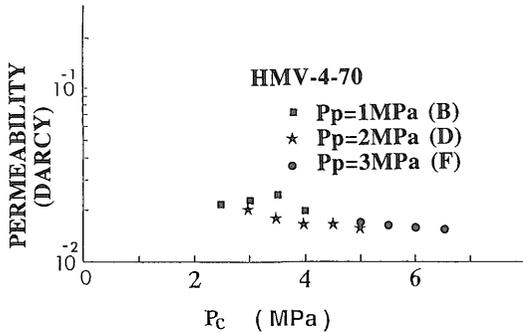
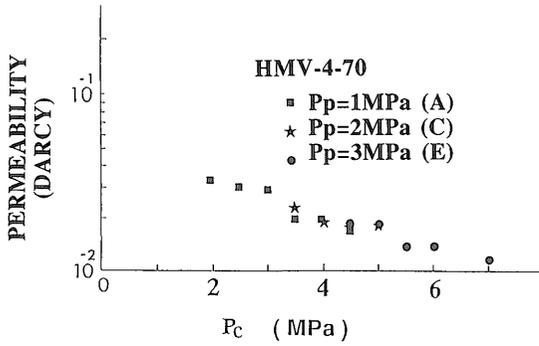
層理面と直交する供試体H MV-4-70について、予め破壊強度の70%の大きさの軸圧を加えた後、透水試験を行った。透水試験時の封圧と間隙水圧は第39図に示す経路に従って加えられた。A, C, Eにおいては、間隙水圧を一定にしたまま封圧を徐々に上げ、B・D・Fにおいては、間隙水圧を一定にしたまま封圧を徐々に下げている。得られた透水係数を封圧 (P_c) と有効封圧 ($P_c - P_p$) に対してプロットしたのが第40, 41図である。透水係数は封圧の増加に対して直線的に減少する傾向をみせている。一方、有効封圧で整理した場合、封圧上昇時には有効封圧の増加と共に透水係数が一様に減少しているのに値し、封圧下降時には一定の傾向が認められない。これは、Kranz *et al.* (1979) と Bernabe (1986) が指摘したように、透水係数への影響度合が、封圧と間隙水圧とは異なっているためと考えられる。

そこで、影響の度合に違いがあるかどうかをさらに調べるために、供試体H MV-5 (層理面と長軸が直交) と H MH-5 (層理面と長軸が平行) を用い、第42図に示すような負荷経路で、実験を実施した。この経路では、間隙水圧を一定にし、封圧を増加する過程 (A, C) と、封圧を一定にし、間隙水圧を増加させる過程 (B, D)、封圧を一定にし、間隙水圧を減少させる過程 (E)、間隙水圧を一定にし、封圧を減少させる過程 (F) の6つからなっている。

透水係数への間隙水圧と封圧の寄与度を明らかにするために定義された量 θ を4.2.2節と同様に求めてみた。

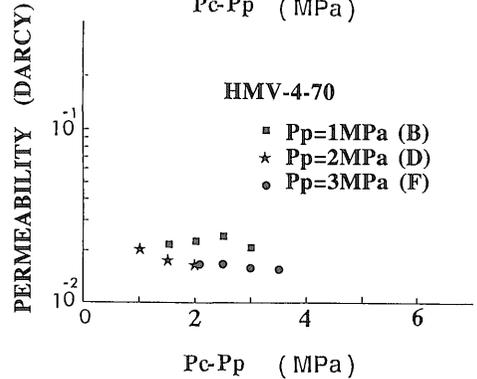
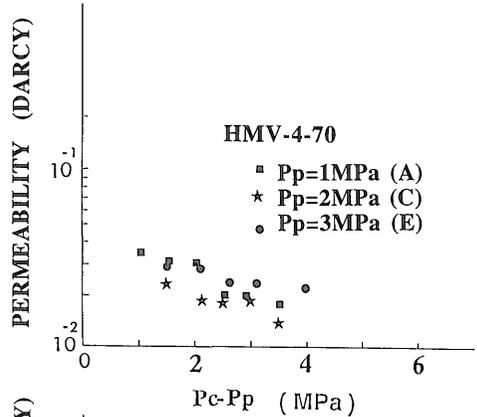
得られた結果を第3表にまとめた。まず、H MH-5の場合、(A-B)段階では $\theta=0.96$ で、透水係数に及ぼす封圧と間隙水圧との影響度合がほぼ等しいことを示している。しかし、より高い応力状態である (C-D) 段階では、 $\theta=0.48$ となり、間隙水圧の影響は (A-B) 段階の半分程度になっている。

一方、H MV-5の場合、(A-B) 段階では $\theta=0.25$ であるのに対し、(C-D) 段階では $\theta=0.53$ となり、H MH-5の場合とは逆に、より高い圧力状態において間隙水圧による影響が2倍になっている。したがって、H MH-5 と H MV-5 とでは、(A-B) 段階から (C-D) 段階へ移行する過程で、透水係数に対する間隙水圧の影響の程度が違っていることになる。つまり、H MH-5 では透水係数に関与する透水経路が封圧の増大により狭くなり、H MV-5 では、逆に、透水経路が拡大している。両者の違いには層理面の向きが影響しているようにも思われる。



第40図 透水係数に及ぼす封圧の影響
(間隙水圧一定, 封圧上昇及び下降時)

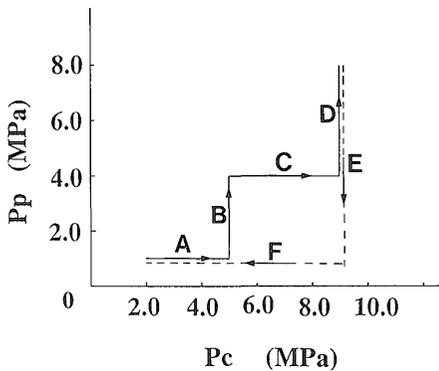
Fig. 40 Permeability of HMV-4-70 at various confining pressure.



40-41

第41図 透水係数に及ぼす有効封圧の影響
(間隙水圧一定, 封圧上昇及び下降時)

Fig. 41 Permeability of HMV-4-70 vs effective confining pressure.



第42図 HMV-5, HMH-5の荷経路

Fig. 42 Schematic representation of changes in P_c and P_p for intact sample (HMV-5, HMH-5).

第3表 HMH-5, HMV-5で得られた θ の値
Table 3 Results of the obtained θ .

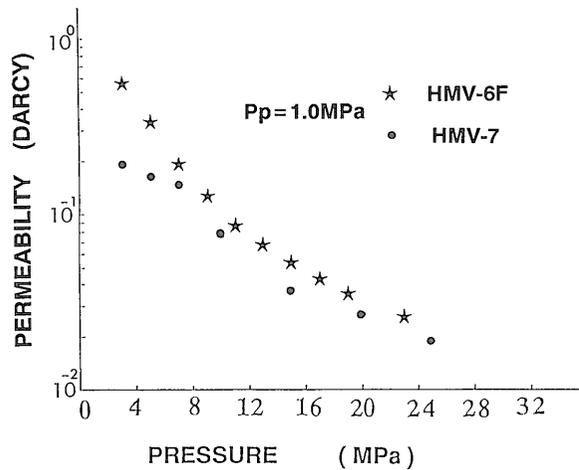
供試体	A-B	C-D	E-F
HMH-5	0.96	0.48	2.90
HMV-5	0.25	0.53	2.28

さて、(E-F) 段階は封圧と間隙水圧が減少する過程であるが、両供試体とも θ は2以上の大きな値となり、封圧よりも間隙水圧の方が透水係数により大きく影響することを示している。これは、応力状態が(A-B)、(C-D) と高くなるに従い、供試体内部に構造上の変化が生じ、層理面の向きに関わりなく、太い透水経路が出現したことを示唆している。しかも、この場合、層理面の影響はない。

4.4.3 破断面の影響

供試体の長軸方向が堆積層理面と平行な供試体を準備した。この内、供試体HMV-6 Fは単軸圧縮試験を行い供試体に破断面を生じさせている。供試体HMV-7はインタクトな状態であり、破断面はない。これらの供試体について、間隙水圧を一定にし、封圧を徐々に上げながら透水係数の測定を行った。

第43図は2つの供試体の測定結果をまとめたものである。HMV-6 Fは1 MPaの間隙水圧の下で、封圧が3から27 MPaまで増加する間に、透水係数が減少する様子を



第43図 透水係数に及ぼす封圧の影響(HMV-6F, 7)
Fig. 43 Permeability of HMV-6F and HMV-7 as a function of confining pressure.

示している。これをみると、破断面の存在は封圧が小さいと岩石の透水係数にかなりの影響を与えるが、封圧が大きくなるにつれ、その影響は減少し、8 MPa以上ではほとんどなくなることがわかる。これは封圧が増すにつれ、破断面が実質的に消滅していることを示唆している。

5. まとめ

マイクロダルシー以下の極めて小さな透水係数を測定する場合、Brace *et al.* (1968) によって開発されたトランジェント・パルス法を用いるときの実験上の問題点について検討した。その結果、以下のような事に注意しなければならないことがわかった。

- 1) Braceらによる透水係数の求め方では、厳密解を用いて求めた場合よりもかなり過小評価することに注意しなければならない。
- 2) ダルシー則を満たすためにはパルス圧は設定間隙水圧の1/10-1/20以下にする必要がある。
- 3) 供試体のジャケットとして、シリコンゴムを直接供試体に塗布する方法においては供試体側面が水が流れることはない。
- 4) 実験開始前には必ず真空処理を行い、供試体岩石中及び高压パイプ中の水や空気を取り除くこと。
- 5) 圧力に及ぼす温度の影響を無くするために、高压・低压側の貯留量を大きくし、更にこれらを水タンク内に収納する。また、高压・低压側の配管を全く同一にし、断熱用のテープなどでその上を被覆する。

また、稲田花崗岩・白浜砂岩・来待砂岩・北海道産泥岩の供試体を用いて透水実験を行い、静水圧下及び軸圧

下でのこれら岩種の透水特性を調べた。本研究で得られた各岩種に共通して得られる実験結果は以下の通りである。

- 1) 岩石の透水係数は岩種による違いはあるものの軸圧、封圧及び間隙水圧の変化により著しい影響をうける。その際、透水係数を支配する有効応力は

$$P_{eff} = P_c - (b/a) P_p$$
 なる形で表示できる。
- 2) 破断面の存在は透水係数を増大させる因子には必ずしもなり得ない。北海道産泥岩の場合には軸圧の増加や破断面の存在はむしろ透水係数を減少させた。
- 3) 堆積岩の層界面の存在は透水係数に著しい影響を及ぼさない。

謝辞 トランジェント・パルス法の測定方法では(株)清水建設技術研究所 斎藤 章氏及びBureau of Mines, Denver Research CenterのDr. Kranzに細かなノウハウについて教えていただいた。記して感謝致します。また、実験の初期の段階では北大工学部大学院平田実雄氏(現在、石油資源開発㈱)の多大な協力により手法の確立が成された。ここに記して感謝致します。

文 献

- Bernabe, Y. (1986) The effective pressure law for permeability in Chelmsford granite and Barre granite. *Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, vol. 23, no.3, p. 267-275.

- Brace, W.F.(1978) Volume changes during fracture and frictional sliding: A Review. *Pageoph*, vol.116, p. 603-614.
- (1980) Permeability of crystalline and argillaceous rocks. *Int.J.Rock Mech. Min.Sci. Geomech.Abstr.*, vol.17, p. 241-251.
- , Walsh, J.B. and Frangos, W.T.(1968) Permeability of granite under high pressure. *J.Geophys.Res.*, vol.73, no.6, p.2225-2236.
- Casse, F. J. and Ramey, H.J., Jr.(1979) The effects of temperature and confining pressure on single phase flow in consolidated rocks. *J.Petrol. Tech.*, vol.13, no.8, p.1051-1059.
- Hsieh,P., Tracy J.V., Neuzil C.E., Bredehoeft J.D. and Silliman, S.E.(1981) A transient laboratory method for determining the hydraulic properties of tight rocks-1. Theory. *Int.J. Rock.Mech.Min.Sci.*, vol.18, p.245-252.
- Kranz, R.L., Frankel, A.D., Engelder, T. and Scholz, C.H.(1979) The permeability of whole and jointed Barre granite. *Int.J. Rock Mech.Min. Sci.*, vol.16, p.225-23.
- 工藤洋三・橋本堅一・佐野 修・中川浩二(1986a) 石工の経験則と花崗岩の力学的性質. 土と基礎, vol.34, p.47-51.
- ・————・————・————(1986b) 花崗岩の力学的異質性と岩石組織欠陥の分布. 土木学会論文集, no. 370, p.189-198.
- Paterson, M.S.(1983) The equivalent channel model for permeability and resistivity in fluid-saturated rock —A re-appraisal. *Mech. Materials*, 2, p.345-352.
- Pazsit, I.(1991) スウェーデンのエネルギー事情と原子力論争. 日本原子力学会誌, vol.33, no. 3, p.41-46.
- Potter, J.M.(1978) Experimental permeability studies at elevated temperature and pressure of granitic rocks. Los Alamos Scientific Laboratory, Thesis LA-7224-T,UC-11.
- Schatz, J.F.(1976) Models of inelastic volume deformation for porous geologic materials. *ASME.Appli.Mech.Div.* 16, p.141-170.
- 杉本文男・松木浩二・遠藤 修(1985) トランジェントバルス法による岩石の透水係数測定について. 応用地質, vol. 26, no. 3, p.11-18.
- Summers,R., Winkler,K. and Byerlee, J.D.(1978) Permeability changes during the flow of water through Westerly granite at temperatures of 100°C to 400°C. *J.Geophys. Res.*, vol.83, p.339-344.
- 高橋 学・薛 自求(1989) 透水係数の測定に関する二、三の問題点について, 地質ニュース, no. 421, p.141-170.
- ・平田実雄・小出 仁(1990) 稲田花崗岩の透水係数に及ぼす封圧, 間隙水圧の影響について. 応用地質, vol.31, no.3, p.1-10.
- Walder, N. and Nur, A.M.(1986) Permeability measurement by the pulse-decay method: effects of poroelastic phenomena and non-linear pore pressure diffusion. *Int.J.Rock.Mech.Mini.Sci.*, vol.23, p. 225-232.
- Walls, J.D., Nur, A.M. and Bourbie, T.(1982) Effects of pressure and partial water saturation on gas permeability in tight sands: experimental results. *J.Petrol Tech.*, vol.34-1, p.930-936.
- Witherspoon,P.A., Amick, C.H., Gale, J.E., and Iwai,K. (1979) Observations of a potential size effect in experimental determination of the hydraulic properties of fractures. *Water Resour. Res.*, vol. 15, p. 1142-1146.
- Zoback, M.D. and Byerlee, J.D.(1976a) A note on the deformation and fluid flow behaviour of crushed granite. *Int.J.Rock Mecha.Mining Sci.*, vol.13 p.291.
- ・————(1976b) Effect of high pressure deformation on permeability of Ottawa sand. *Ameri.Assoc.Pertlo. Geol. Bullet.*, vol.60, p.1531.

(受付: 1991年2月6日; 受理: 1991年4月20日)