

広域地下水流動解析モデルの水理パラメータの 不確実性評価手法の検討

Study on Uncertainty Evaluation Methodology Related
to Hydrological Parameter
of Regional Groundwater Flow Analysis Model

酒井 隆太郎 宗像 雅広 大岡 政雄 亀谷 裕志

Ryutaro SAKAI, Masahiro MUNAKATA, Masao OHOKA and Hiroshi KAMEYA

安全研究センター
原子力エネルギー関連施設安全評価研究ユニット

Nuclear Facility Safety Research Unit
Nuclear Safety Research Center

November 2009

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail: ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail: ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2009

広域地下水流動解析モデルの水理パラメータの不確実性評価手法の検討

日本原子力研究開発機構 安全研究センター

原子力エネルギー関連施設安全評価研究ユニット

酒井 隆太郎[※]・宗像 雅広・大岡 政雄^{*}・亀谷 裕志^{*}

(2009 年 9 月 9 日 受理)

放射性廃棄物地層処分の安全性評価の観点から、長期に亘る広域地下水流動に関するデータ取得から解析・評価に至るまでの方法論を確立しておくことは重要である。広域地下水流動の評価に関わる不確実性には、広域地下水流動モデルに必要なパラメータの不確実性、地質・地下水環境変化を考慮したモデル化に伴う不確実性などがあり、パラメータの不確実性には、データ取得時の誤差と場の不均質性によるものとがある。このうち、本稿ではとくに広域地下水流動解析に必要な水理パラメータである透水係数の不確実性について整理・検討を行った。その結果、透水係数を左右する要因として、亀裂、間隙率などの物性や動水勾配、水質、温度などの試験条件が挙げられ、このうち、亀裂、間隙率、動水勾配は、試験条件や物性の違いによって透水係数に 1 桁以上の差を生じる可能性がある。さらに長期的な地質・地下水環境変化を考慮した場合、隆起・侵食による拘束圧変化から亀裂の発生、低動水勾配下における動水勾配の変化は、透水係数を実測値に対して 1 桁以上変化させる可能性があることがわかった。また、海面変化による塩水、淡水交換による水質変化が地盤の透水係数に与える影響も無視できず、塩水から淡水への地下水交換が起これば、幌延地域の泥岩の場合、透水係数は現在の 0.6 倍程度に減少する可能性がある結果を得た。

本研究は日本原子力研究開発機構が経済産業省原子力安全・保安院との委託研究契約により実施した研究成果の一部を含んでいる。

原子力科学研究所（駐在）：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

※ 特定課題推進員

* 応用地質株式会社

Study on Uncertainty Evaluation Methodology Related to Hydrological Parameter of Regional Groundwater Flow Analysis Model

Ryutaro SAKAI[※], Masahiro MUNAKATA, Masao OHOKA^{*} and Hiroshi KAMEYA^{*}

Nuclear Facility Safety Research Unit
Nuclear Safety Research Center
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received September 9, 2009)

In the safety assessment for a geological disposal of radioactive waste, it is important to develop a methodology for long-term estimation of regional groundwater flow from data acquisition to numerical analyses. In the uncertainties associated with estimation of regional groundwater flow, there are the one that concerns parameters and the one that concerns the hydrogeological evolution. The uncertainties of parameters include measurement errors and their heterogeneity. The authors discussed the uncertainties of hydraulic conductivity as a significant parameter for regional groundwater flow analysis.

This study suggests that hydraulic conductivities of rock mass are controlled by rock characteristics such as fractures, porosity and test conditions such as hydraulic gradient, water quality, water temperature and that there exists variations more than ten times in hydraulic conductivity by difference due to test conditions such as hydraulic gradient or due to rock type variations such as rock fractures, porosity. In addition this study demonstrated that confining pressure change caused by uplift and subsidence and change of hydraulic gradient under the long-term evolution of hydrogeological environment could possibly produce variations more than ten times of magnitude in hydraulic conductivity. It was also shown that the effect of water quality change on hydraulic conductivity was not negligible and that the replacement of fresh water and saline water caused by sea level change could induce 0.6 times in current hydraulic conductivities in case of Horonobe site.

Keywords: Geological Disposal, Regional Groundwater Flow Analysis Model, Uncertainty, Hydraulic Conductivity

This work was performed by Japan Atomic Energy Agency under contract with the Nuclear and Industrial Safety Agency in Ministry of Economy, Trade and Industry.

※ Special Topic Researcher

* Oyo Corporation

目 次

1. 序論.....	1
2. 室内試験に伴う水理パラメータの不確実性の検討.....	2
2.1 既往の研究事例.....	2
2.1.1 試験法の概要.....	2
2.1.2 異なる試験法による透水係数.....	7
2.1.3 室内試験の試験条件による透水係数.....	10
2.1.4 地質条件の違いによる透水係数.....	16
2.2 幌延地域のコアを用いた室内試験の例.....	21
2.2.1 試験法による透水係数の検討.....	21
2.2.2 試験条件による透水係数の検討.....	27
3. 広域地下水流動解析モデルの水理パラメータ設定における不確実性の検討.....	31
4. まとめ.....	35
謝辞.....	35
参考文献.....	36

Contents

1. Introduction.....	1
2. Discussion of uncertainty related to hydrological parameter on laboratory tests.....	2
2.1 Previous study cases.....	2
2.1.1 Outline of laboratory tests.....	2
2.1.2 Difference of hydraulic conductivities due to type of test methods.....	7
2.1.3 Difference of hydraulic conductivities due to conditions of tests.....	10
2.1.4 Difference of hydraulic conductivities due to type of geological characteristics.....	16
2.2 Case study of laboratory tests using Horonobe borehole cores.....	21
2.2.1 Difference of hydraulic conductivities due to type of test methods.....	21
2.2.2 Difference of hydraulic conductivities due to conditions of tests.....	27
3. Discussion of uncertainty related to application of hydrological parameter to regional groundwater flow analysis model.....	31
4. Summary.....	35
Acknowledgement.....	35
References.....	36

This is a blank page.

1. 序論

放射性廃棄物の地層処分の安全性を確保するためには、地下水流動に伴う人間社会への核種移行を抑制することが重要であり、安全性に影響を及ぼすような著しい地下水流動の可能性に関して将来に亘る評価が求められる。したがって、安全評価手法を整備するうえで、広域を対象とした地下水流動を評価する手法を確立しておく必要がある。

(独) 日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構）では平成 16 年度から平成 18 年度にかけて、経済産業省原子力安全・保安院からの受託業務の一環として、地下水流動モデルの検証に必要な地下水流動に関するデータ取得から解析・評価に至るまでの一連の調査フロー、および国内の調査技術、試験方法の沿岸や内陸の結晶質岩、堆積岩地域の地下水環境評価への適用性に関する文献調査を進めてきた。その結果、とくに水理パラメータの取得方法、場の不均質性に伴う不確実性、水理パラメータの設定方法に関する不確実性については、広域地下水流動解析・評価結果を左右するにもかかわらず、十分な知見が整備されていないことがわかった。現状、水理パラメータ取得の際には、測定誤差、試験条件の違いによる誤差などが存在し、場の不均質性に伴う不確実性には、地層の層相変化や深度の依存性、巨視的な異方性などに関する不確実性が該当する。また、水理パラメータを解析に適用する場合、数千年～100 万年という長期に亘る評価期間を取り扱うため、広域的な地質・地下水環境の変遷に伴う水理パラメータの変化傾向の評価に含まれる不確実性の問題も発生する。

これらの不確実性を適切に評価するためには、系統立てて項目を整理し、水理パラメータに影響を与える要因を抽出することが重要となる。水理パラメータは、室内透水試験や原位置水理試験によって取得されるが、別途、水理地質構造などを把握するために物理探査や物理検層が実施されていることがある。物理探査や物理検層から得られたデータは、岩盤の亀裂、地質境界等の形状と空間分布に関する地質構造モデルや周辺の地下水水質等に関する地球化学モデルの情報があれば、岩盤の物性値や水質データとの組み合わせで水理パラメータを理論式や経験式に基づいて算出でき、水理試験では得られない区間長の長いデータの取得が可能である。したがって、個々の測定精度や測定条件等に起因する不確実性を評価したうえで室内試験によって得られたデータと測定区間長の長い物理検層等によって取得したデータとを比較・検討することによって、本来、地質・地質構造の持つ不均質性（異方性や岩相変化など）や不連続性（亀裂や不整合など）などに起因する不確実性を評価することが可能になるものと考えられる。さらに、試験条件を変えることのできる室内透水試験等によって、地質・地下水環境条件の変化が水理パラメータに及ぼす影響とその変動幅の検討を行うことにより、地質・地下水環境が時間とともに変化した場合の水理パラメータの変動幅についての不確実性評価が可能になるものと考えられる。

本調査では、これらすべてを検討することは困難であるため、室内試験によって得られた水理パラメータのうち、地下水流動モデルの評価にとって重要な透水係数を中心に調査・検討を行った。まず、室内試験方法や試験条件の違いにより発生する試験誤差、ばらつきについて整理し、透水係数に影響を与える要因の種類、影響の大きさ等について整理した後、長期的な地質・地下水条件の変化による透水係数変化に関わる不確実性についての検討を行った。検討にあたって既往の研究事例を精査するとともに、わが国の第三紀堆積岩試料である幌延地域の泥岩試料を用いて、既往の知見の検証を行った。

2. 室内試験に伴う水理パラメータの不確実性の検討

2.1 既往の研究事例

2.1.1 試験法の概要

室内透水試験法の代表的なものには、定水位法、変水位法、トランジェントパルス法、フローポンプ法、オシレーション法などがある。

定水位法は古くから地盤工学分野で利用されてきた手法であり、とくに土の透水試験方法として基準化されている（地盤工学会、1989¹⁾）。透水係数（ k ）は、浸透流の見掛けの流速（ v ）と動水勾配（ i ）を関連付ける比例定数として定義される（ $k=v/i$ ）。

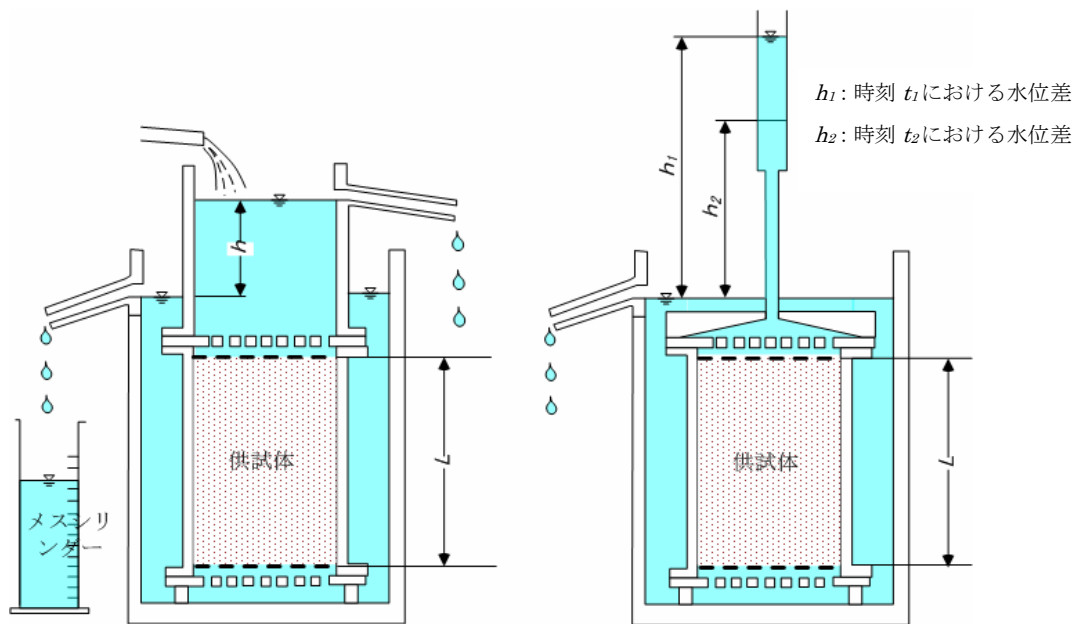


図 2.1 土の透水試験法の概要（左図：定水位法、右図：変水位法、地盤工学会、1989¹⁾に一部加筆）

この比例定数を求めるため、一定の断面と長さを持つ供試体の中に水頭差を与えた時に、浸透する水量を計るのが定水位法であり、水位の降下量を測るのが変水位法である。図 2.1 にそれぞれの試験法の基本的な装置図を示す。図 2.2 に示すように定水位法は比較的透水係数の高い土に、変水位法は透水係数の比較的低い土に適用される。

透水係数 m/s												
	10 ⁻¹¹	10 ⁻¹⁰	10 ⁻⁹	10 ⁻⁸	10 ⁻⁷	10 ⁻⁶	10 ⁻⁵	10 ⁻⁴	10 ⁻³	10 ⁻²	10 ⁻¹	10 ⁰
透水性	実質上不透水		非常に低い		低い		中位		高い			
対応する土の種類	粘性土		微細砂, シルト, 砂・シルト・粘土混合土				砂及び礫			清浄な礫		
透水係数を直接測定する方法	特殊な変水位透水試験		変水位透水試験				定水位透水試験			特殊な変水位試験		
透水係数を間接的に測定する方法	圧密試験結果から計算			なし			清浄な砂と礫は粒度と間隙比から計算					

図 2.2 土の透水試験法の適用範囲（地盤工学会、1989¹⁾ に一部加筆）

以上は土の一般的な透水試験法についてであるが、岩石を対象とする場合には基準化されていないものの、土質工学会から表 2.1 のようなガイドラインが示されている。この表では定水位法、変水位法といった一般的な試験法に加えて、浸透流の方向（放射流および一様流（一次元流））と供試体側面の処理（剛性側面と柔軟性側面）による分類がなされている。

表 2.1 室内岩石透水試験法の分類と適用性（地盤工学会、1989¹⁾ に加筆）

透水試験	浸透流の方向	供試体側面の処理法	特徴	試験法
放射流による試験	収束流	無処理	供試体側面に直接水压を加えるので割れ目のある岩石や泥岩、砂岩では水压によって破壊しやすい。割れ目の無い硬岩に適する。	定水位法
	発散流		供試体中心部に直接水压を加えるので引張り応力が生じ泥岩、砂岩では水压によって破壊しやすい。割れ目の無い硬岩に適する。	
一様流による試験	一次元流	側面剛体による拘束	供試体側面を剛性リングあるいはレジン等で拘束する。圧密試験機の時軸方向に応力载荷可能。固結度の低い砂岩では供試体側面から漏水しやすい。割れ目の無い硬岩、泥岩等に適する。	定水位法 変水位法
		側面ゴムスリーブ等で覆い水压で拘束	供試体側面をゴムスリーブ等で覆い水压で拘束する。三軸試験機使用のとき、各種の応力条件で試験が可能。一般的に一番多く実施されている方法。割れ目を含む岩石にも適用範囲が広い。	

トランジェントパルス法は Brace et al. (1968)²⁾ によって提案された岩石を対象とした透水試験法である。試験装置の概要図を図 2.3 に、試験法の原理を図 2.4 に示す。試験装置は基本的には供試体をセットする圧力容器とその両端面につながる 2 つの貯留槽からなる。試験は、初期状態でまず試料とそれぞれの容器を等圧状態に置く。その後、一方の圧力容器に圧力パルス ΔP を加えると、時間の経過とともに試料内の動水勾配が変化して他方の圧力容器に圧力伝播が生じ、最終的に両方の貯留槽内の水圧が漸近して一定圧に収束する。この圧力と時間との関係から透水係数を求める。解析には、厳密な非定常浸透流の方程式を用いる場合と、変水位法と同様に微小時間ごとに定常流が成り立つことを仮定して解を導く方法がある。すなわち、トランジェントパルス法は、貯留容器を利用した特殊な変水位法とみなすことができる。

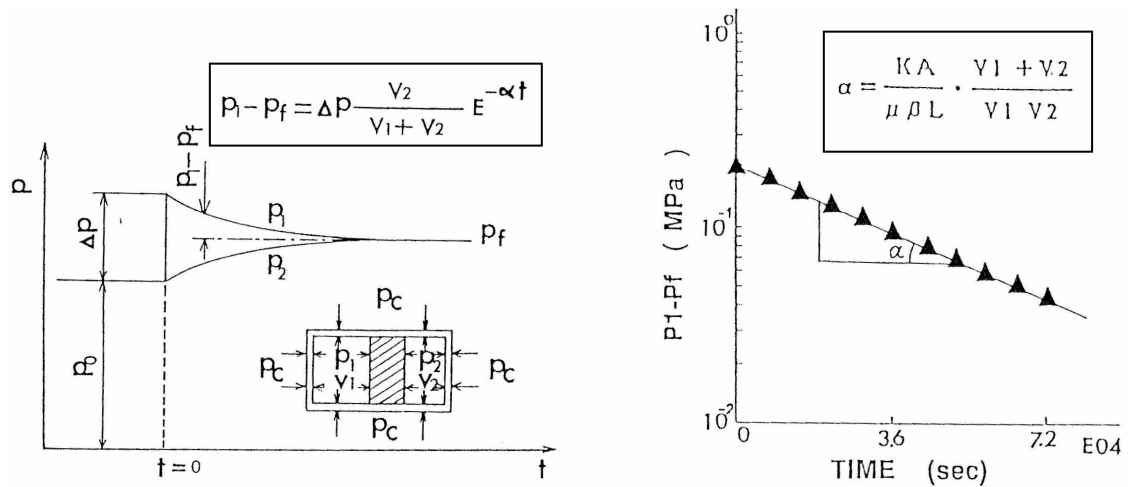


図 2.3 トランジェントパルス法の試験装置の概要図 (Kranz et al, 1990³⁾ に加筆)

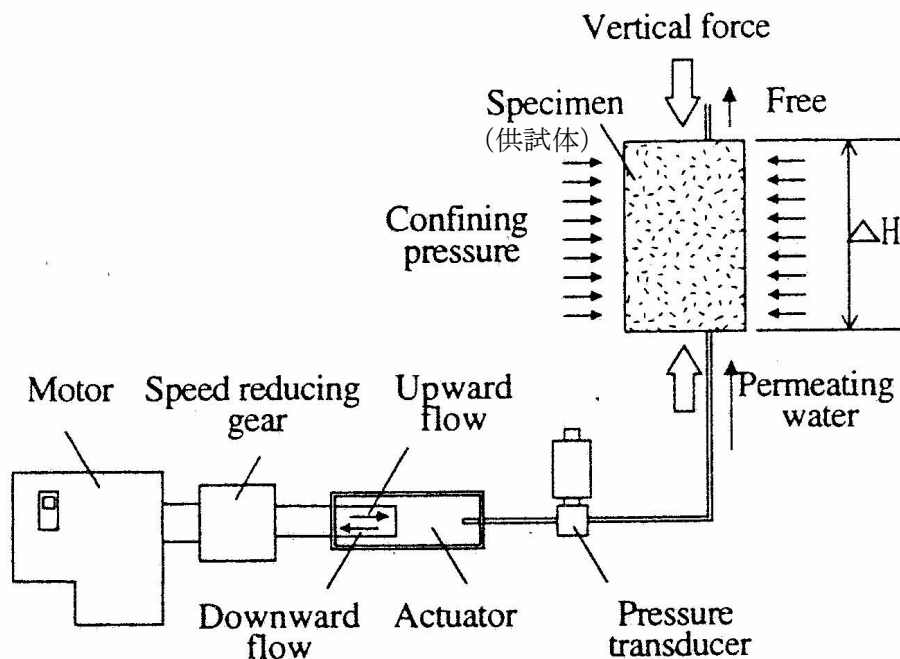


図 2.4 トランジェントパルス法の原理図 (Kranz et al, 1990³⁾ に加筆)

この試験法の特徴として、透水係数の低い岩石においては、水の圧縮率が小さいことから閉じた貯留容器の中では微小な流量の変化を大きな圧力変化 dh として捉えることができる点が挙げられる。測定精度は、貯留容器内部の水の圧縮率によって左右されるため、できるだけ内部を厳密に水で飽和して純粋な水の圧縮率に近づけるか、一定流量の水を注入した時の圧力変化を別途測定しておき、補正を行う必要がある。

フローポンプ法は、定水位法や変水位法などと異なり、流量を制御して水頭差を測定する試験法である。図 2.5 にフローポンプ法の概要図を示す。試験法は供試体 (Specimen) へ流入あるいは供試体から流出する水量を外部から制御し、その時の供試体内の水頭差 (ΔH) を測定して透水係数を求めるものである。流量を制御するために一般にシリンジポンプが使用される。シリンジとは注射器のことであり、円筒形の貯留容器に挿入されたピストンを、ステップモータ (Motor) とギア (Speed reducing gear) の組み合わせ機構で高精度に押し引きして流量を制御する装置がシリンジポンプである。近年ではこのような制御機構の精度が向上していて、フローポンプ法で一般に用いられるシリンジポンプの流量制御は $10^{-7} \sim 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ と非常に広範囲である。また室内試験で通常用いられる界面型体積計の分解能は 10^{-3} cm^3 であり、流量に関しては計測するよりも制御する方がはるかに容易となっている。

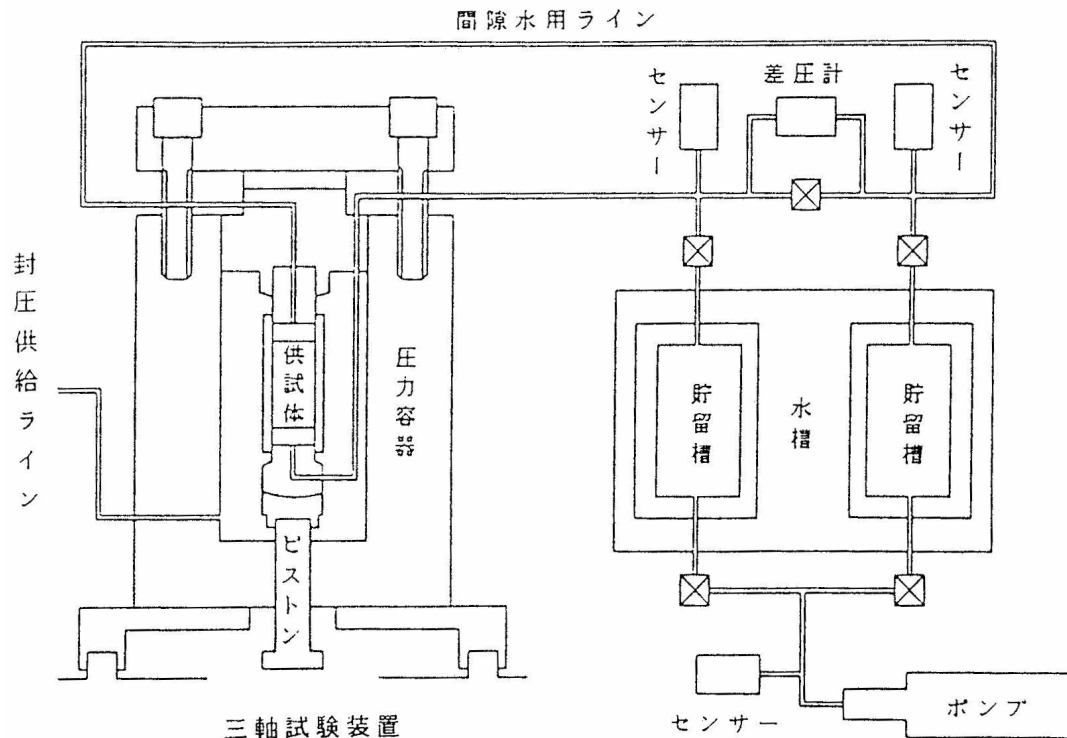


図 2.5 フローポンプ法の試験装置の概要図 (高橋ほか、1998⁴⁾)

オシレーション法は岩石供試体に正弦波状に水圧を与え、その応答を測定することにより透水係数と貯留係数を決定する試験である。図 2.6 に手法の概念図を示すが、供試体上流側に一定周波数の圧力波を与え、その時の圧力応答を下流側貯留槽で計測する。透水係数は上流側と下流側の圧力振幅の比と位相差から計算で求めることができる。オシレーション法は他の試験法と比較するとやや特殊な試験手法で、単に供試体の透水係数を求めるというよりは、むしろ供試体にせん断変形や温度変化を与えた場合の透水性の変化を把握するため、制御された信号に対する応答を連続観測できるという利点がある。オシレーション法の実験装置の概念図を図

2.7 に示す。図は空圧サーボバルブを用いて比較的低压の制御を行う機構であるが、高压で制御を行う場合には専用の制御ポンプの製作が必要となる。また、下流側にはシリンジポンプが接続されていて、その内部を貯留槽の代わりに利用することで、試験時の下流側貯留槽の貯留性を把握できるようになっている。

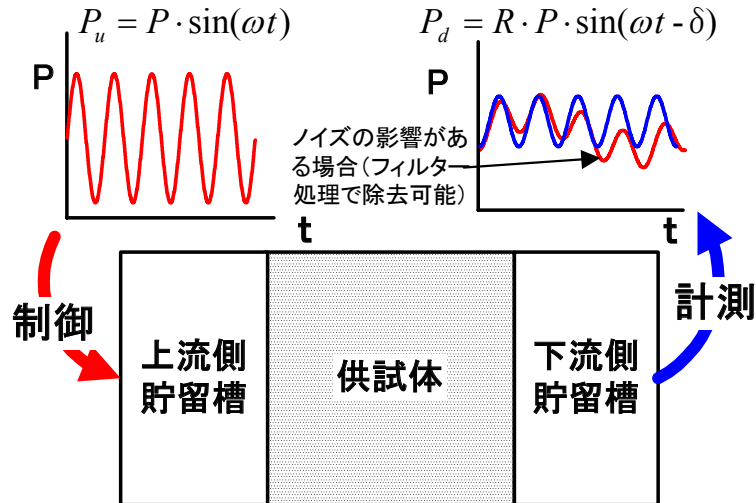


図 2.6 オシレーション法の概念図（亀谷ほか、2004⁵⁾ に一部加筆）

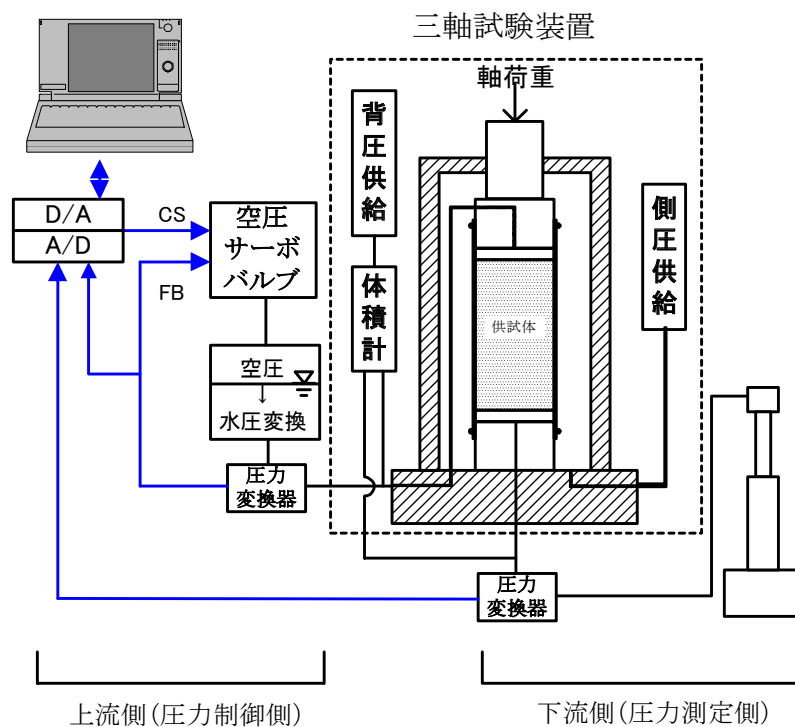


図 2.7 オシレーション法の装置概要（亀谷ほか、2004⁵⁾）

2.1.2 異なる試験法による透水係数

(1) 試験法の適用範囲

各透水試験法の自然地盤への適用範囲は図 2.2 が一応の目安となる。すなわち定水位法で $10^{-2} \sim 10^{-5} \text{ m/s}$ ($1 \sim 10^{-3} \text{ cm/s}$)、変水位法で $10^{-5} \sim 10^{-9} \text{ m/s}$ ($10^{-3} \sim 10^{-7} \text{ cm/s}$) となる。トランジェントパルス法は一応変水位法の適用範囲以下のものが対象と考えると、 10^{-9} m/s 以下 (10^{-7} cm/s 以下) が対象となる。フローポンプ法は一般に用いられるシリンジポンプの制御範囲が広いので $10^{-5} \sim 10^{-14} \text{ m/s}$ ($10^{-3} \sim 10^{-9} \text{ cm/s}$) が対象となるが、透水係数が 10^{-14} m/s (10^{-12} cm/s) 程度の難透水性試料の場合は水頭差が大きくなるため、トランジェントパルス法の方が有利となる。試験法によって適用範囲が異なるものの、実際、適用範囲の重なる透水係数の領域については、試験の目的、試験条件の設定等の観点から適切な方法を選択する必要がある。従来、同一条件、同一試料に対して、異なる試験法によって厳密に測定結果を比較した例はあまり数多くないが、以下にその例を紹介する。

(2) 同一の試料での比較事例

定水位法、変水位法、トランジェントパルス法、フローポンプ法はいずれもダルシー則に基づいているため、原理的にはどの手法でも同一の結果が得られるはずであるが、試験法によって境界条件が異なるため、内部に発生する動水勾配などに差が生じ、その影響が試験結果にも現れることが予想される。軟質な粘土などでは部分的に膨張や圧密が生じて透水係数に影響が生じることが考えられるが、軟岩～硬岩の場合はそのような影響は小さいと考えられる。

図 2.8 は、林ほか (2003)⁶⁾ によって国内の花崗岩、安山岩、砂岩、泥岩など 45 供試体について定水位法、変水位法、トランジェントパルス法によって求められた既存の透水係数測定データを整理・比較した例である。トランジェントパルス法によって求めた透水係数のうち、左図は、定常流が成り立つとして試験結果を補正した近似解（供試体中の貯留量が試験装置の貯留槽の容積に対して十分に小さいとして無視）、右図は、非定常浸透流として計算した厳密解（貯留槽の容積を考慮）である。また、実線は、図中において比較された異なる手法によって求めた透水係数の比が 1、破線は透水係数の比が $1/2 \sim 2$ の範囲を示したものである。図 2.9 左図は、同一試料について定水位、変水位法によって求めた透水係数とフローポンプ法によって求められた透水係数の比較、右図は、トランジェントパルス法によって求めた透水係数とフローポンプ法によって求められた透水係数の比較である。図に示されるように、試験法の違いによる試験結果の違いは透水係数にして 1 桁程度以内のずれであり、それ以上のずれは見られない。

図 2.10 には層理面に対して直交方向に成形した白浜砂岩と多胡砂岩の同一供試体を用いて、フローポンプ法とオシレーション法で透水係数、貯留係数を求めた結果の比較事例（亀谷ほか、2004⁵⁾）を示す。同一拘束圧における両者の間の透水係数は最大 1.5 倍程度の違いはあるが、その範囲内で両者は一致しており、試験データは少ないもののオシレーション法においても他の手法と同等の透水係数が得られるものと考えられる。また、図 2.11 には、同一のブロックより成形した第三系の諫早砂岩（層理面直交）と白浜砂岩（層理面直交および平行）の供試体を用いて、フローポンプ法および流体圧・歪同時計測法で求めた透水係数を示す。流体圧・歪同時計測法の場合は弾性パラメータから貯留係数を算出するため、その異方性の影響も透水係数に含まれて差が大きくなると考えられるが、それでもこの 2 つの手法によって得られた透水係数の比は $1/2 \sim 2$ の範囲にあり、1 桁以上のずれは見られない。

以上、4 種類の試験法すべてのケースについて比較した事例はないものの、試験法の違いによる透水係数の系統的なずれは認められない。ただし、透水係数の真値からのずれは、透水試験の試験法の違い以外に、設定された試験条件の原位置の地下水環境条件との違いにも左右さ

れる。しかし、必ずしも試料が採取された深度における地下水環境条件（水温や水圧、水質等）が正確に評価されているわけではなく、また、評価できたとしても試験法の制約から原位置の地下水環境条件と全く同じ値に設定できない場合もある。以下に試験条件の違いによる透水係数の持つ不確実性について調査・整理を行う。

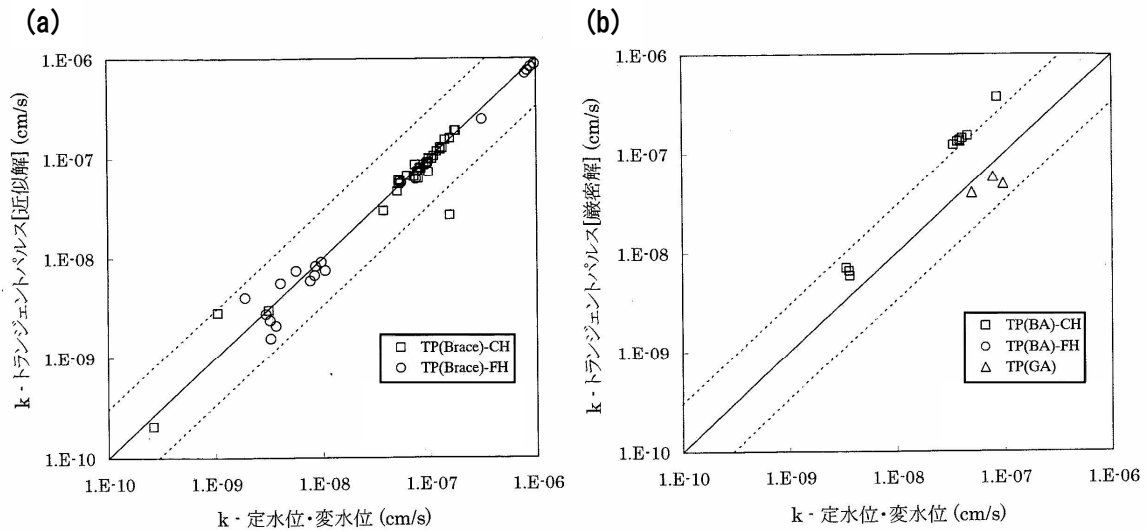


図 2.8 試験法の違いによる透水係数の比較（１）（林ほか、2003⁶⁾ に一部加筆、CH:定水位、FH:変水位、GA:図解法による厳密解、BA:逆解析）

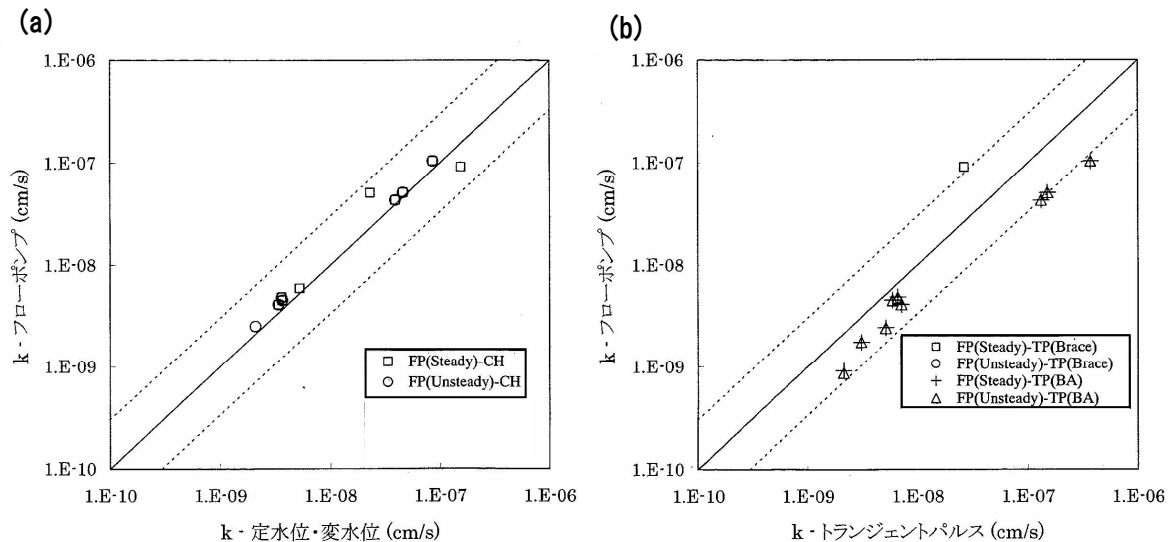


図 2.9 試験法の違いによる透水係数の比較（２）（林ほか、2003⁶⁾ に一部加筆、Steady:定常、Unsteady:非定常、その他の凡例は図 2.8 に同じ）

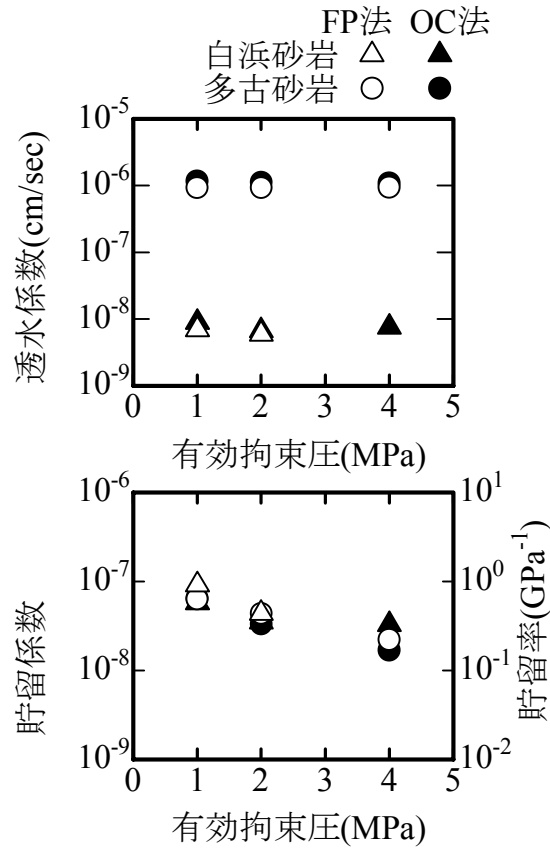


図 2.10 拘束圧と透水係数、貯留係数との関係 (FP 法：フローポンプ法、OC 法：オシレーション法) (亀谷ほか、2004⁵⁾)

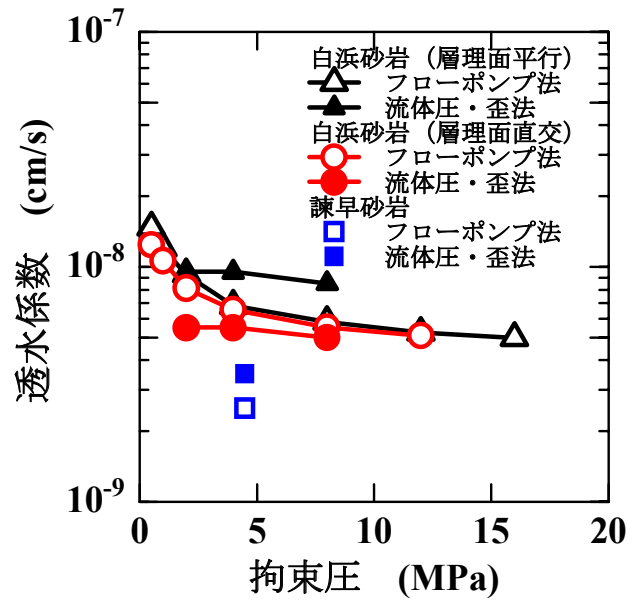


図 2.11 拘束圧と透水係数との関係 (亀谷・徳永、2003⁷⁾)

2.1.3 室内試験の試験条件による透水係数

(1) 拘束圧および間隙水圧

試験を実施する場合の拘束圧および間隙水圧については、多くの試験例では原位置の間隙水圧に近い値に設定している。フローポンプ法やトランジェントパルス法などは三軸試験装置を利用して実施される場合が多く、拘束圧下での試験が一般的である。表 2.2 に、既往文献に見られる試験法と適用された拘束圧、間隙水圧との関係を示す。処分深度となる地下 300 m～1,000 m に相当する間隙水圧は数 MPa であり、定水位法、トランジェントパルス法、オシレーション法などが適用されている。また、下記に示した測定事例のうち定水位法、フローポンプ法、トランジェントパルス法で 1～20 MPa の範囲で試験を実施しているものについては、拘束圧、間隙水圧が水理パラメータに与える影響について言及している。このうち、前述した図 2.10 および図 2.11 の例に示す例では、拘束圧と透水係数との関係は、拘束圧が 5 MPa までは透水係数、貯留係数ともに低下する傾向にあり、5 MPa を超えると透水係数については一定の値に収束する傾向にある。すなわち、5 MPa 以上に相当する深度からの採取試料では拘束圧の設定の違いによる測定結果への影響は小さい可能性が考えられる。ただし、これについては、岩種の違いや地質時代の違いなど地質環境の違いなど多くの事例から評価する必要がある。

表 2.2 既往文献に見られる試験法と拘束圧・間隙水圧の関係

番号	筆頭著者	発行年	試験方法	対象岩種	拘束圧 (Mpa.)	間隙水圧 (Mpa)
8	T. Esaki	1996	フローポンプ法	ベントナイト+砂	0.5	
9	T. Esaki	1997	フローポンプ法	ベントナイト+砂 カオリン+砂	0.5 0.6	
10	Olsen, H. W.	1985	フローポンプ法	砂, シルト粘土	1.4	0.3～1.3
11	林為人	1997	変水位法及びトランジェントパルス法	白河溶結凝灰岩	1.5～20	0.8
12	林為人	1998	変水位法及びトランジェントパルス法	白河溶結凝灰岩 白浜砂岩 田下凝灰岩	1.5～20	0.8
13	林為人	1999	トランジェントパルス法	稲田花崗岩	5～30	3.9
14	林為人	1999	トランジェントパルス法	白浜砂岩	7～100	5
15	奥野哲夫	1986	定水位法及びトランジェントパルス法	三城目安山岩	5～20	2～8
16	亀谷裕志	2001	フローポンプ法, 流体圧歪同時計測	白浜砂岩, 稲田花崗岩, 諫早砂岩	1～16	
17	張銘	2002	定水位法, フローポンプ法及びトランジェントパルス法	白浜砂岩, 稲田花崗岩	1～40	1～20
18	高橋学	1990	トランジェントパルス法による実験	稲田花崗岩	10, 20	2～16
19	張銘	1997	フローポンプ法	稲田花崗岩	10, 20	2～16
20	張銘	1998	フローポンプ法	ベントナイト+砂 稲田花崗岩	0.5 10, 20	2～16
21	中野勝志	1991	トランジェントパルス法	三城目安山岩, 土岐花崗岩	19.4	9.8
3	R. L. Kranz	1990	オシレーション法	Tennessee Sandstone	30	15
22	G. J. Fisch	1992	オシレーション法	marble, limestone, sandstone	50-300	
23	李 小 春	1998	トランジェントパルス法	白浜砂岩	30～100	20

(2) 水温

高温条件下での測定は通常三軸セルのみ所定温度に加熱を行い、貯留容器やポンプは室温の状態で行われるのが普通である。そのため試験システム内における温度による流体密度や圧縮率の違いについて検討する必要がある。

齊藤・奥野 (1986)²⁴⁾ は、稲田花崗岩を用いてトランジェントパルス法によって常温～300℃までの室内透水試験を実施している。ただし、水温が変化すると水の粘性も変わるため、高温の透水試験の結果は透水係数ではなく固有透過係数（媒体だけの性質に依存する係数）として評価している。図 2.12 に高温下で各種岩石の固有透過係数を求めた事例を示す。花崗岩については常温～300℃までの温度範囲で試験が行われており、温度上昇に伴って固有透過係数が増加する場合と、ある温度まで低下してその後増加する場合の両方が認められる。

三軸のみを温度制御するため、水の密度、圧縮率を変化させた FEM（有限要素法）によるシミュレーションを行い、得られた結果から通常の理論式に当てはめるための補正係数を算出して試験結果を評価している。Fisher (1992)²²⁾ は、砂岩、大理石などに対してオシレーション法で常温～600℃までの浸透試験を実施している。ここでの試験には、間隙流体としてアルゴンを使用しており、温度によって粘性と圧縮率が変化するため、その解析誤差の評価結果から、温度の違いによる浸透率の誤差は±10%としている。高温下での試験は通常の試験と異なり、試験結果得られたデータから透水性に関する水理パラメータに換算する際の解析に温度による流体の粘性・密度・圧縮率の変化の補正項を加える必要があり、このため、解析上の誤差が生じる可能性がある。その他、試験システム内部に温度勾配が生じないよう、あまり多くの流量を流さないということや、試験を比較的短時間で終了させる必要があるなどの実施上の制約もあると考えられる。しかし、水温が 100℃以内の場合、透水係数は常温の場合と比較しても 1 桁以内で一致する。

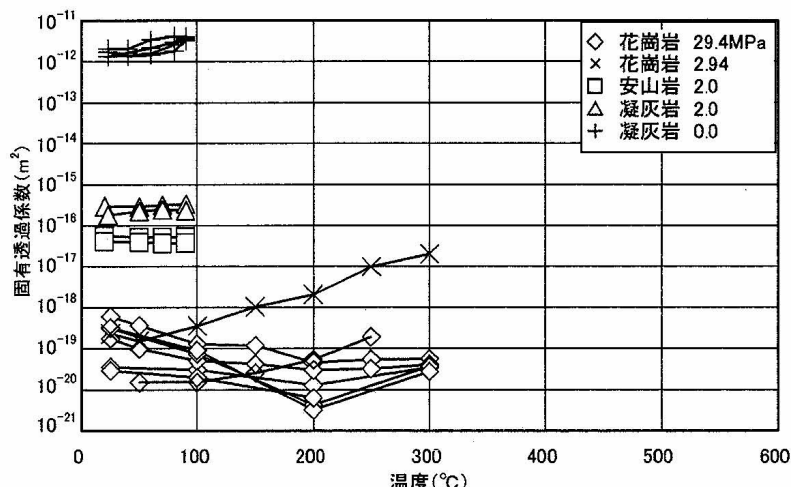


図 2.12 各種岩石の固有透過係数と温度との関係（土木学会、2006²⁵⁾ に一部加筆）

(3) 動水勾配

フローポンプ法やトランジェントパルス法は流量や圧力パルスを変化させることにより供試体に与える動水勾配を変化させることが可能である。ただしこれらの試験法では実地盤で存在する 1 以下の低い動水勾配を生じさせることは困難である。これに対して、定水位法や変水位法は実際の水頭差として 1 以下の動水勾配を与えられるため、低い動水勾配で試験を行うこ

とも可能である。岩石においては、低動水勾配下における研究事例は少なく、国内では佐々木（2000）²⁶⁾ による第三紀の堆積軟岩を対象とした実験的研究がある。佐々木（2000）²⁶⁾ は実験的に動水勾配が 5 以下の低動水勾配下においては動水勾配の低下とともに透水係数も低下し、ダルシー則が成り立たないことを示した。

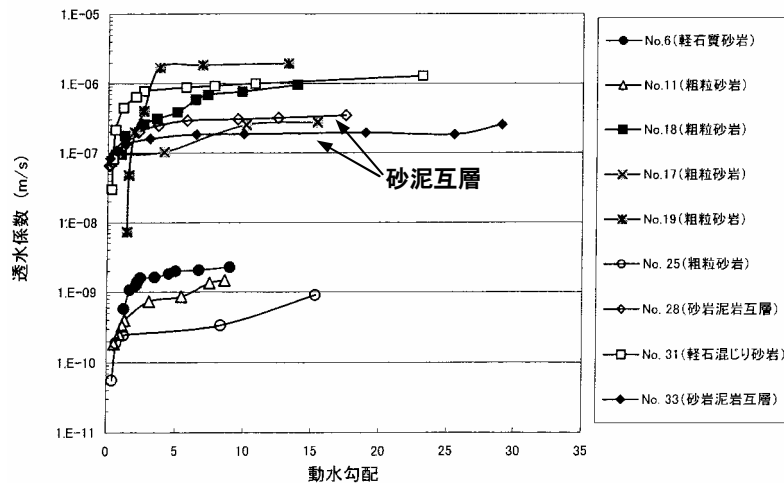


図 2.13 透水係数と動水勾配との関係（佐々木、2000²⁶⁾ に一部加筆）

また、佐々木（2000）²⁶⁾ はビンガム流体が管路を流れる際の流量公式であるバッキンガム・レイニアの公式を用いて理論的に透水係数と動水勾配との関係を示し、室内試験で実測された動水勾配と透水係数との関係に似た形状になることを確認している。図 2.13 は、さまざまな動水勾配下で実測された透水係数を示したものである。図に示すように試験試料の岩種によって透水係数は動水勾配の影響が異なる。砂岩の場合、動水勾配が 1 以下における透水係数は動水勾配が 5 における透水係数の 1 桁あるいはそれ以上低くなるのに対して、砂泥互層の場合（No.28, No.33）、数分の 1 程度と低下率は小さい。

低動水勾配下での透水性がダルシーに従わない現象「非ダルシー性」は、粘性土などについては数多く報告されている。既往の実験研究で得られている非ダルシー性の代表的な特徴は、図 2.14 に示すように、切片 i_c を有するような流速と動水勾配の関係となり、動水勾配 i_0 以下での非線形な流速と動水勾配の関係（佐々木ほか、2003²⁶⁾）である。また、水の流動性をほとんど生じない始動動水勾配 i_0 の存在の報告事例（郷家ほか、2003²⁷⁾）もある。

非ダルシー性は、滞留場のような地下水流動が緩慢であることを説明し得る有力な要因である可能性がある。さらに、地下深部での動水勾配は非常に小さいことを示す調査情報もあり（亀谷・徳永、2003⁷⁾）、地下深部の地下水流動を数値解析により長期予測する場合、非ダルシー性は重要な要因である。Hansbo（1960）²⁹⁾ は、粘土の圧密に関する現象と理論を検討するため、低動水勾配下における透水試験を実施している。その結果、動水勾配 4～10 以下で流速の変化分と動水勾配の変化分とが非線形になることを粘土で確認しているとしている。

表 2.3 に低動水勾配下における堆積岩、粘土の非ダルシー性に関する既往の研究例を示す。表に示すように低動水勾配下では、地下水流速は動水勾配の影響を受けるため、透水係数も動水勾配の影響を受け動水勾配依存性が現れる。動水勾配が 1 以下においてはダルシー則が成り立たず、動水勾配の減少とともに流速、透水係数は小さくなる傾向にある。しかし、実験精度の問題もあり、佐々木（2000）²⁶⁾ においては、始動動水勾配 (i_0) を決定するまでには至って

いない。また、産業創造研究所（2007）³⁰⁾ は、低動水勾配下における微量の浸透流を正確に測定するため、高精度の定水位透水試験装置を用いて砂質シルト岩、凝灰質砂岩、珪藻質泥岩について透水試験を行っている。その結果、非ダルシー性が観測されたのは凝灰質砂岩のみであり、必ずしも低動水勾配下において非ダルシー性が現れるとは限らないとしている。したがって、とくに 1 以下の低動水勾配下においては、動水勾配の透水係数への影響に関しては、十分な知見が整備されていないため、現状ではダルシー則が成り立つことも想定して、図 2.13 から透水係数にして 1 桁～2 桁程度変動幅が存在することを念頭においておく必要がある。

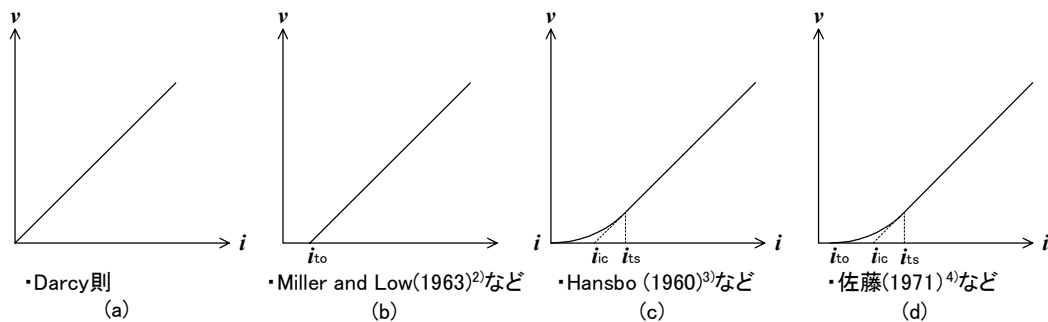


図 2.14 非ダルシー性の概要（佐々木ほか、2003²⁷⁾ に加筆）

表 2.3 非ダルシー性に関する主な既往研究の i_{to} , i_{ic} , i_{ts} （佐々木ほか、2003²⁷⁾ に一部加筆）

文献	試料	i_{to}	i_{ic}	i_{ts}
Hansbo (1960) ³⁾	粘土	—	1～4	4～10
佐藤 (1971) ⁴⁾	粘土・シルト	1 ^{※1)}	1～2	2
Nendza (1985) ⁵⁾	粘性土	—	0.1～4	—
Dubin and Moulin (1986) ⁶⁾	粘土	—	14～24 ^{※2)}	17～30 ^{※2)}
佐々木 (2000) ⁷⁾	堆積軟岩	—	—	(1～10程度 ^{※3)})

※1) 粘土試料

※2) 鉛直荷重 $\sigma_v = 46.5 \sim 235 \text{ MPa}$

※3) 透水係数の低減が観測された動水勾配

(4) せん断変形

せん断変形の透水係数への影響に関する評価試験は、空洞掘削による周辺岩盤のゆるみの問題に対処する目的でよく実施される。試験としては透水試験とせん断試験との組み合わせとなるが、一般にせん断試験法としては一面せん断試験、リングせん断試験、中空ねじりせん断試験、三軸試験（通常の供試体や厚肉円筒供試体）、真三軸試験などが用いられ、载荷を途中で止めて試験を行う場合、定水位法、フローポンプ法、トランジェントパルス法などの透水試験が実施される。

図 2.15 にせん断変形の透水係数への影響についての試験結果例を示す。試験結果は第三紀の凝灰質砂岩のケースであり、透水試験は三軸圧縮試験中に所定の応力状態にした後、5 分間保持してから定水位法で透水試験が実施されている。図 2.15 (a) に示すように、供試体の载荷軸方向に一樣流を与えるケース（図 2.15 の Case4）と、中央の円孔から放射流を与えるケース（Case1～3）の 2 通り実施されている。拘束圧は 1～3 MPa である。図 2.15 (c) に示すように破壊直後に大きいもので 1 桁以上の透水係数の増加があり、さらにひずみの増加に伴い 10^4 倍程度の

透水係数の増加が認められる場合もある。このような大きな透水性の変化は、破壊面の発生によるだけでなく、軸差応力のピーク時に体積ひずみが増加していることから、破壊面沿いの微小亀裂の開口による影響が大きいものと考えられている。一方、軸ひずみが 0.5 % 以内の弾性領域では透水係数は軸差応力の増加とともにわずかに増加するが、初期値に対して 1 桁以内の増加であるとしている（郷家ほか、2003²⁸⁾）。

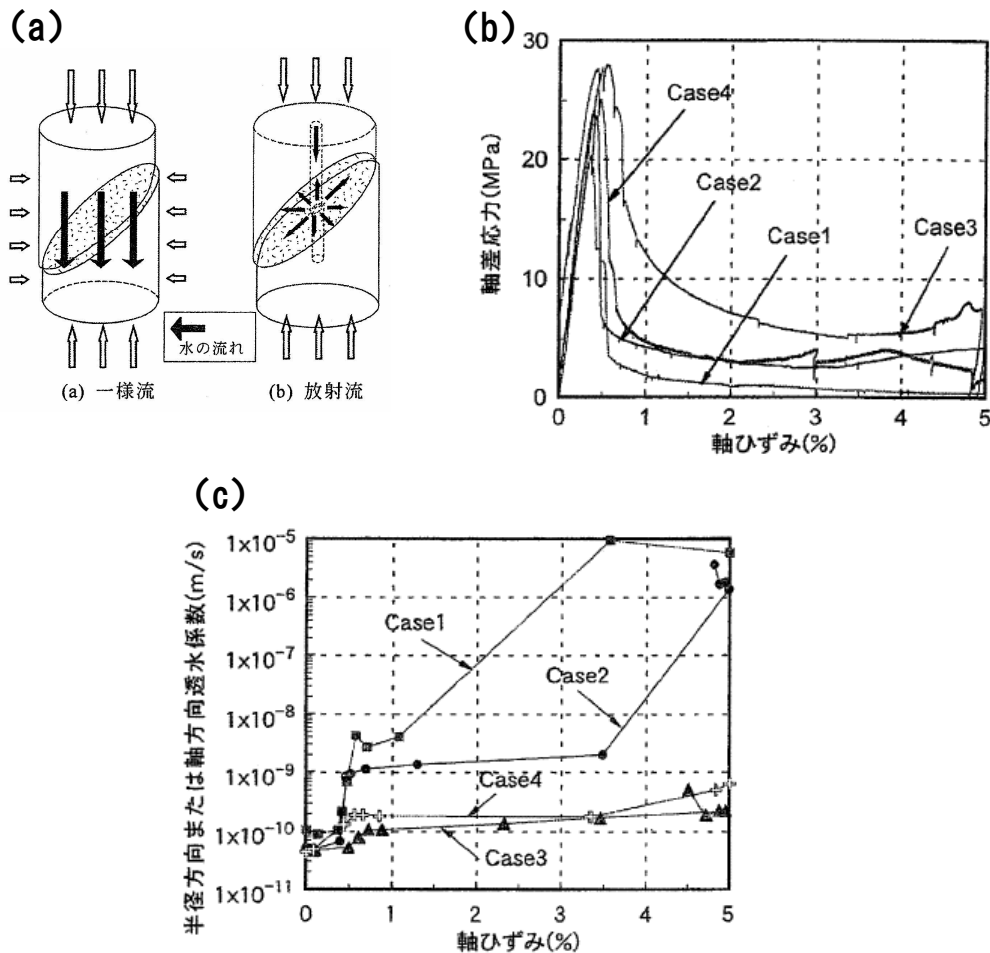


図 2.15 凝灰質砂岩の (a) 透水試験概念図、(b) 中心円孔供試体を用いた三軸試験による軸ひずみと軸差応力との関係、(c) 軸ひずみと透水係数との関係（郷家ほか、2003²⁸⁾）に加筆）

(5) 水質条件

水質が透水性に影響を与える主な原因としては、下記に示すように粘土鉱物と地下水との反応による水分子の特性変化に起因するもの、鉱物の構成粒子の分散・凝集や膨潤によるものの2つが考えられる。

自然界に存在するモンモリロナイトやバーミキュライトなどの粘土鉱物の表面電荷は非常に大きく、鉱物粒子周辺に水分子の水膜を形成し、水の粘性を増大させる。水質が変化し、pHや塩濃度が変化すれば、粘土鉱物の帯電率が減少し、水分子の水膜効果が変化するため、粘土鉱物を含む堆積軟岩の透水性が変化するとされている（足立・岩田、2003³¹⁾）。土粒子表面近くでは、水分子の表面吸着やイオンと水分子との相互作用により、バルク水と性状が異なる吸着

水が存在すると考えられている。吸着水は強く結合している強吸着水層と弱く結合している弱吸着水層とからなり、強吸着水膜（固着層における水分子層）および弱吸着水層（拡散層）の厚さは、鉱物の性状や水溶液のイオン濃度で異なり、その形態は拡散二重層に深く関与すると考えられている（足立・岩田、2003³¹⁾）。森下ほか（2004）³²⁾ は、佐賀県の干拓地区内の水路で採取した粘土をカラムに充填し、一方は純水を、もう一方は人工海水を通水し、溶出した溶液の体積からカラム中における粘土試料の透水性の変化について検討している。これによると、純水では透水係数は通水量とともに緩やかに減少するが、海水の場合、ある一定量の通水以降、純水の場合に比べて5倍程度透水係数が増加する。これは、粘土鉱物の拡散二重層が高塩分濃度下では収縮するためとしている。

一方、間隙水の組成や濃度に変化が起きると、粘土鉱物の粒子に吸着するイオンの組成（種類）が変化し、構成粒子の分散・凝集や膨潤を引き起こし、間隙構造を変化させることにより透水性に影響を与えることが考えられる。粘土鉱物の粒子間の膨潤は、通水可能な間隙を狭め、間隙中で分散した粘土粒子の再配列や目詰まりを生じさせる。膨潤は溶液濃度の低下（溶液の希釈）により促進し、分散は臨界凝集濃度以下で生じる。このように、塩濃度の増減によって水みちの大きさを変化させ、透水性にも影響を与える可能性が考えられる（Regea et.al（1997）³³⁾ など）。

図 2.16、図 2.17 は、粘土の膨潤が透水性に与える影響を実験的に検討した事例である。Regea et.al（1997）³³⁾ は、モンモリロナイトを主成分とする膨潤性粘土と非膨潤性の有明粘土の砂混合試料に対してナトリウム吸着比（SAR）を一定に保ちながら、溶液の電解質（Na、Cl 主体の溶液）濃度を段階的に減少させる飽和浸透実験を行い、土の分散と膨潤、水質が透水性に及ぼす影響について調べられている（図 2.16）。それによると、非膨潤性の土は浸透水が蒸留水になると土の分散が起こるため透水性が低下し、膨潤性の土は溶液の電解質濃度が比較的高い時には膨潤性により透水性が低下し、臨界凝集濃度以下の電解質濃度になると分散が生じ透水性がさらに著しく低下する傾向にある。

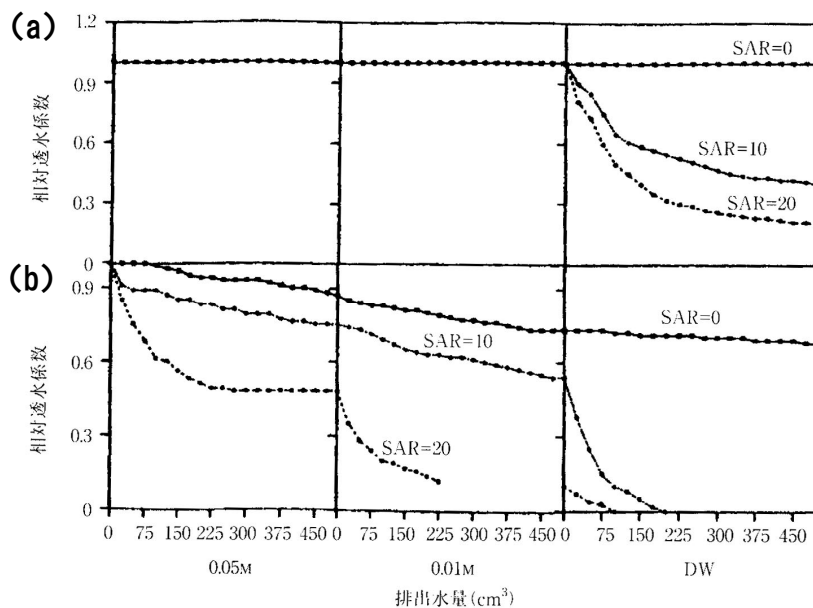


図 2.16 土の分散・膨潤と透水性に関する実験事例 ((a): 非膨張性粘土、(b): 膨張性粘土、SAR: ナトリウム吸着比、0.05 M、0.01 M: 塩分濃度 (M: モル/ℓ)、DW: 純水)、Regea et.al, 1997³³⁾)

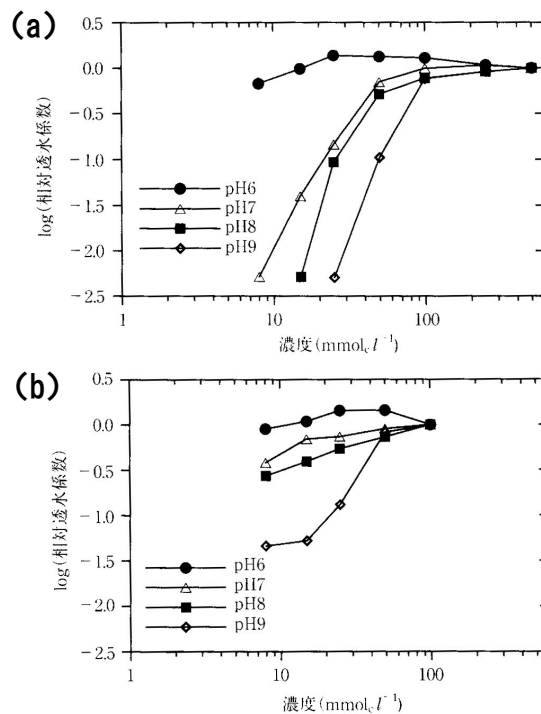


図 2.17 Bonsall 土の pH・溶液濃度と透水性の関係の実験事例 ((a) SAR=40、
(b) SAR=20)、足立・岩田、2003³²⁾ に一部加筆)

図 2.17 はモンモリロナイト、バーミキュライト、雲母、カオリナイトなどを含む Bonsall 土に対する pH と溶液濃度 (Na、Cl 主体の溶液) の透水性の関係を示した図であり、pH が等電点より高くなると土が分散しやすくなり透水性の低下が生じると説明されている。粘土鉱物の正負の荷電が相殺する pH を等電点と呼び、脱鉄処理前のアロフェンの等電点は約 6、カオリナイトでは 4.6 である。アロフェンやカオリナイトといった粘土鉱物は変異電荷を持ち、低 pH では正電荷、高 pH では負電荷を持つ。

このような粘土が持つ荷電の量や質 (正負) の変化は土の微視構造に影響を与える。すなわち、いずれの場合も地下水中の溶存イオンが減少、あるいは pH が上昇 (水素イオン濃度が減少) すると粘土鉱物の性質が変化 (膨張) し、間隙率の低下、すなわち透水性が低下する結果となっており、透水係数にして 1 桁程度は変化することがわかる。ただし、いずれのケースも粘土主体の試料の例であり、岩石試料に関して確かめられた例はない。これに関しては 2.2 において詳細を検討する。

2.1.4 地質条件の違いによる透水係数

(1) 間隙率や粒径 (間隙寸法) の影響

図 2.18 は堆積軟岩のコア試料より求めた間隙率と透水性との関係である。図に示すように透水係数は間隙率だけではなく粒径 (間隙径) の影響を受ける。砂や礫のような粒状体ではこのような間隙率と間隙径が透水係数に及ぼす影響について、古くから等価管路モデルと呼ばれるさまざまな浸透モデルが提案されてきた。このようなモデルは円筒直管内の層流状態の流れを表す Poiseuille の式を基本としている。林ほか (2003)³⁵⁾ は花崗岩のような間隙半径の小さい等価管路モデルでは説明できない試料に対して、水の粘性係数を考慮したモデルを検討して

いる。以下にその概要を紹介する。Kozeny に提案された従来の動水半径モデルでは、任意の断面形状の流路を持つ粘性流の平均流速は下記の式で表される。

$$v_{ave} = \frac{\gamma_w g R^2}{8\mu} i \quad (2-1)$$

ここで、 v_{ave} は平均流速、 R は円筒の半径、 μ は粘性係数、 γ_w は水の密度、 i は動水勾配、 g は重力加速度である。土や岩石の流路はさまざまなサイズを持つため、平均的なサイズを表すために動水半径 R_H を導入する。

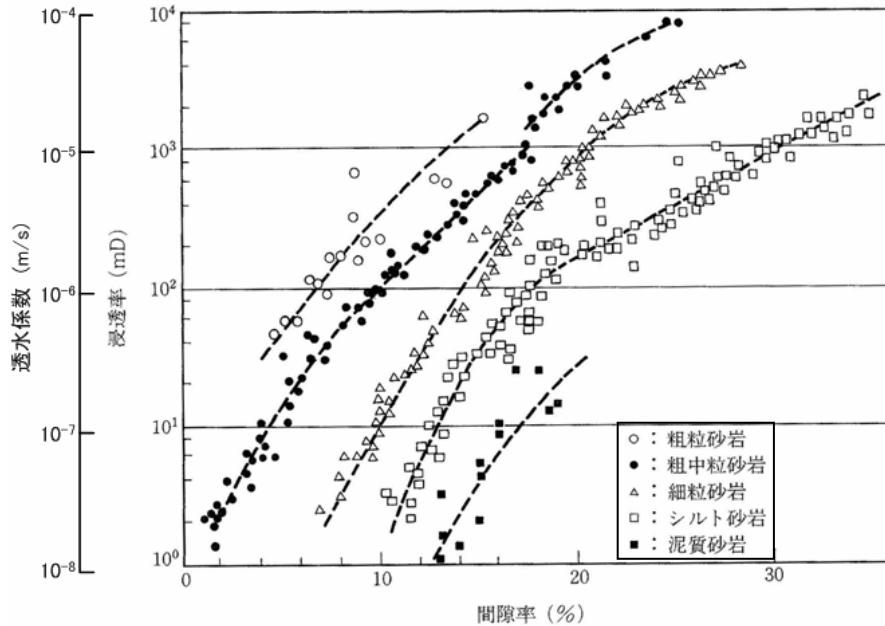


図 2.18 コア試料で測定された間隙率と浸透率との関係（地盤工学会、2000³⁴⁾ に加筆）

n を間隙率とすると動水半径は次式で与えられる。

$$R_H = \frac{\text{流体の体積}}{\text{流路の表面積}} = \frac{n}{S_v} \quad (2-2)$$

ここで S_v は単位体積あたりの間隙の表面積である。式 (2-1) に断面形状の異なる場合にも同じ形の式を当てはめるために、形状係数 C_s を導入し、ダルシー則と対比すると透水係数 k は、

$$k = C_s \frac{\gamma_w g}{\mu} n R_H^2 \quad (2-3)$$

で表される。この式は、間隙率 n が同じ場合でも構成粒子が粗い場合は比表面積 S_v が小さく動水半径が大きいため透水係数が高くなることを表している。逆に粒子が同じ径の場合には間隙率が大きくなるほど透水係数は高くなる。

以上の動水半径モデルは堆積岩のような粒状媒質だけでなく、花崗岩など結晶質岩にも適用されている。図 2.19 は稲田花崗岩の間隙半径を水銀圧入式のポロシメーターによって計測したものである。この間隙半径に基づき間隙の容量と表面積を求めると式 (2-3) は、

$$k = \frac{C_s \gamma_w g n}{\mu \{2 \sum f(r_i) / r_i\}^2} \quad (2-4)$$

と書き換えることができる。この式を用いて温度履歴を与え、間隙半径を増加させた場合の稲田花崗岩の透水係数を推定したのが図 2.20 である。推定された透水係数（図の HRM）は試験値の 1.2～2 倍程度であるが、このモデルにさらに狭い空間における水分子の粘性の増加を加えるとモデル（図の DHRM）は実測値に近づく。このような間隙構造の分布と透水係数との比較研究は近年、透水係数の評価の一手法として開発されつつある

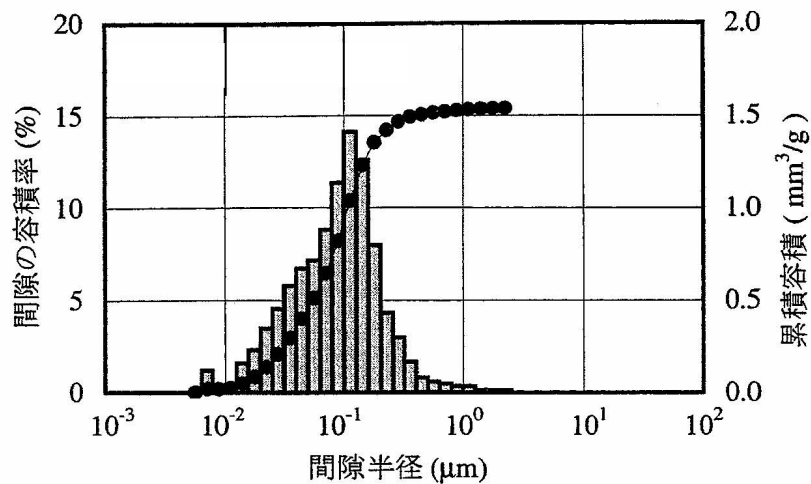


図 2.19 水銀圧入式ポロシメーターによる稲田花崗岩の間隙寸法分布測定結果の一例（林ほか、2003³⁵⁾ に加筆）

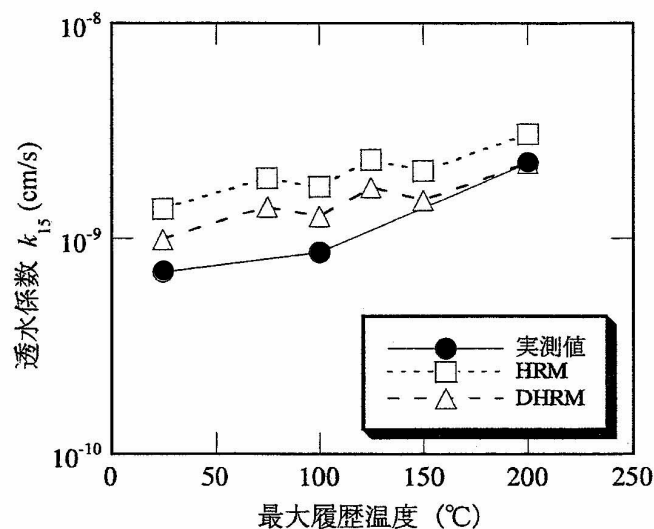


図 2.20 稲田花崗岩の透水係数の試験値と等価動水半径モデルによる推定結果との対比（透水試験はトランジェントパルス法）（林ほか、2003³⁵⁾ に加筆）

(2) 亀裂の影響

図 2.21 は堆積岩の亀裂を含む試料と含まない試料を露頭から採取して、拘束圧を加えた状態でフローポンプ法により透水係数を求めたものである。拘束圧が小さい状態では亀裂の有無による差は大きい、拘束圧が高くなるにつれ両者の差は小さくなり、拘束圧がある値以上（図では 2～5 MPa 以上 (20～50 kgf/cm² 以上)）となると両者はほぼ等しくなり、一定値に近づく。

図 2.22 は充填物が介在する亀裂を含んだ結晶質岩に対する定水位法による透水試験結果であり、亀裂によって透水係数や拘束圧に対する依存性が異なることが示唆されている。以上は密着した亀裂に対する例であるが、亀裂性岩盤では、開口した亀裂についてはデータが得られておらず、透水係数への亀裂の影響は、図 2.21 から、密着亀裂の場合、亀裂の存在しない場合に対して 2～3 桁程度高い透水係数を示すことから、透水係数への亀裂の影響は 2～3 桁以上を想定しておく必要があることが示唆される。本結果はあくまで限定された試験結果に基づくものであり、今後、地質時代の異なる岩種に関する試験事例など今後調査する予定である。

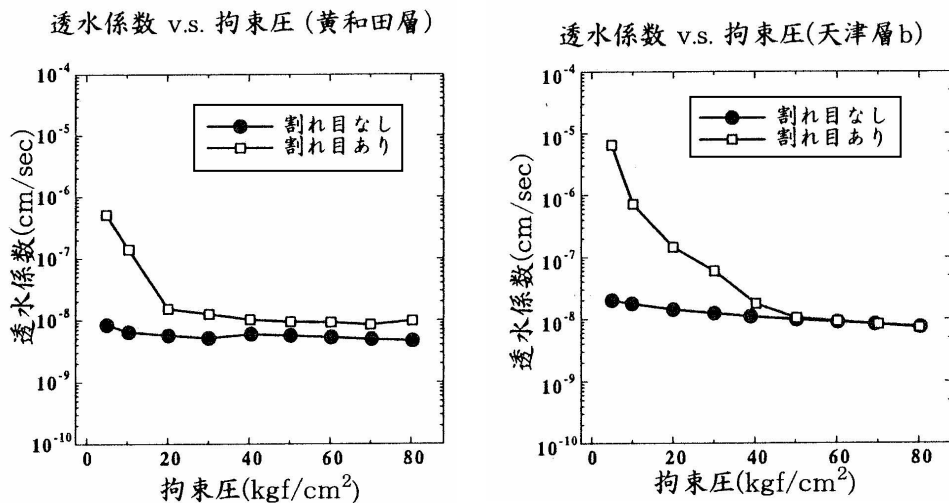


図 2.21 亀裂を含んだ堆積岩の透水係数と拘束圧との関係（末永・千木良、1998³⁶⁾ に加筆）

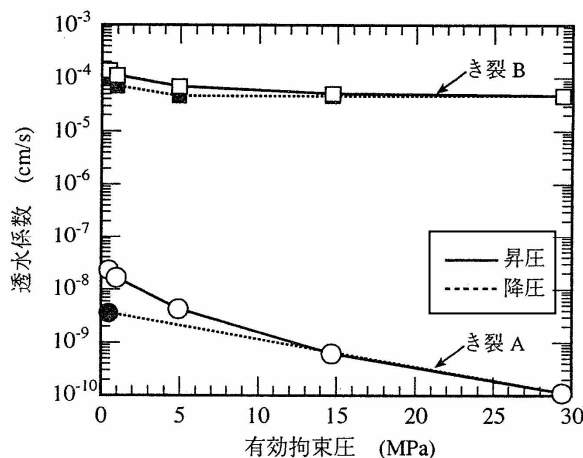


図 2.22 亀裂を含んだ結晶質岩の透水係数と拘束圧との関係（試料は釜石鉱山の栗橋花崗閃緑岩を坑道でコア採取したもの）（安部ほか、2000³⁷⁾ に加筆）

(3) 異方性の影響

図 2.23 は、堆積軟岩地点で行われた透水異方性検討のための試料成形の概念図である。図に示すように、単一の供試体で方向を変えながら成形した試料（成形方法 1・1'：CASE 1）と近傍の方向の異なる 2 種類の試料（成形方法 2：CASE 2）で試験が行われている。図 2.24 に個々のケースの場合の層理面に対して平行方向と垂直方向の透水係数の比較を示す。図 2.24 に示すように、単一の供試体を用いた場合（CASE 1）と近傍で供試体を採取した場合（CASE 2）とで透水係数のばらつき方は異なるが、CASE 1 で見ると透水係数は 1 桁以内で層理面に平行方向の透水係数の方が垂直方向の透水係数に比べて高い傾向がある。

図 2.25 は稲田花崗岩の潜在亀裂面を表したものである。供試体には、互いに直交する 3 つの割れやすい面が存在し、割れやすい順から Rift 面, Grain 面, Hardway 面と呼び、それぞれの面に直交する軸を R、G、H 軸と呼ぶ。図 2.26 は稲田花崗岩の 3 種類の潜在亀裂の方向とフローポンプ法によって測定された透水係数との関係を示したものである。図に示すように、Hardway 面に直交する方向（H 軸方向）の透水係数が最も高い結果となっている。これは、図 2.25 に示すように、H 軸方向には Rift 面、Grain 面という 2 つの割れやすい潜在亀裂が存在し、その影響が現れているものと解釈されている。堆積岩と結晶質岩に関する上記の例では、水平方向と鉛直方向の透水係数の比率は 1.5～2.5 程度であり、1 桁以内であることが示唆される（図 2.24, 26）。

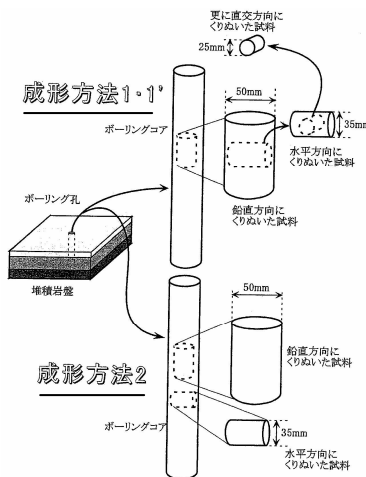


図 2.23 試料成形方法の概念図
(末松ほか、2002³⁸⁾ に加筆)

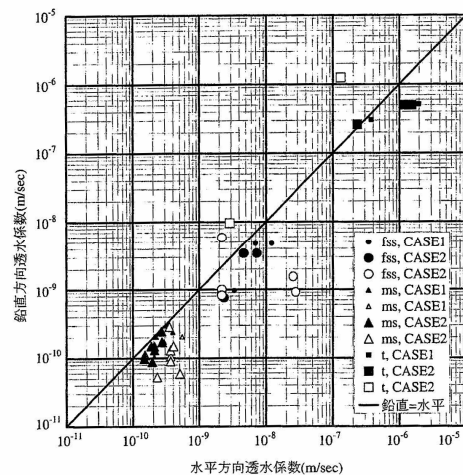


図 2.24 透水試験結果（黒色のシンボルは成形方法 1・1'を白色のシンボルは成形方法 2 を表す、末松ほか、2002³⁸⁾ に加筆)

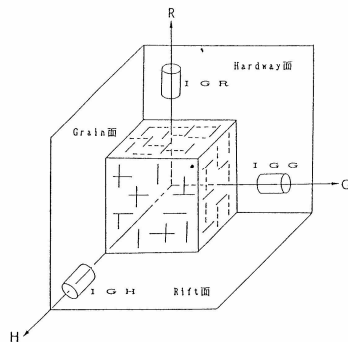


図 2.25 亀裂の種類による透水係数の違い（亀谷・徳永、2003³⁹⁾）

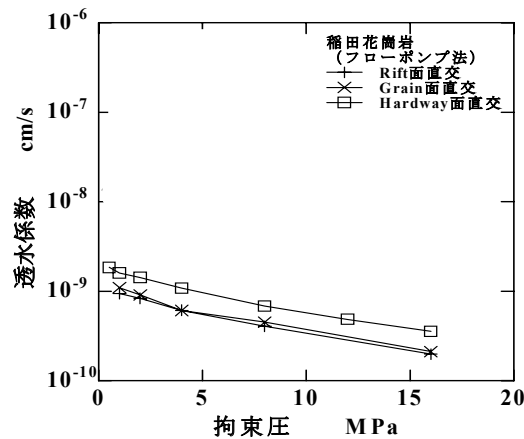


図 2.26 潜在亀裂面の卓越方向と供試体との関係（高橋ほか、1990¹⁸⁾ に加筆）

2.2 幌延地域のコアを用いた室内試験の例

既往の研究例から、透水係数に与える要因には、亀裂や拘束圧、周りを取り巻く地下水の温度や水質などがあり、このうち、前述のとおり試料中に亀裂が存在する場合や、試料採取位置の動水勾配が 1 以下の場合、亀裂の状態や動水勾配の値によって透水係数にして 1 桁以上の変動幅が存在することが示唆された。その他、水質変化によって透水係数が 1 桁以上変化する可能性があるが、研究事例では粘土試料を用いた試験しか取り扱っておらず、砂岩や泥岩といった代表的な堆積岩を用いた試験についてのデータは存在しない。したがって、本研究では、わが国に広く分布する堆積岩を対象にこのことを検証することとした。

検討に用いた試料は、北海道幌延地域の泥岩試料であり、産業技術総合研究所が平成 20 年度原子力安全基盤機構の受託事業「平成 20 年度地下水流動解析モデルの総合的検証手法の検討」の中で掘削（PB-E01 孔）、採取したものを原子力安全基盤機構、産業技術総合研究所、日本原子力研究開発機構の 3 者協定に基づき原子力安全基盤機構より当センターが提供を受けたものである。幌延地域は、幌延町北進地区に位置し、大曲断層の西側に位置する新第三紀の堆積岩地域であり、平成 13 年から日本原子力研究開発機構（旧核燃料サイクル開発機構）が地表踏査、地上物理探査、ボーリング調査等の地上からの第一段階の調査を実施し、平成 18 年度以降、第二段階である坑道掘削時の第二段階の調査を実施、進行中の場所である。

試験の手順として、まず複数の異なる試験法（定水位、変水位、フローポンプ、オシレーション法）で同一地点から採取した試料について試験を行い、試験法の違いによる透水係数の変化幅を比較・確認した上で、試験法を固定し、試験条件として水質を変化させた場合の透水係数の変化幅について調査を行った。

2.2.1 試験法による透水係数の検討

（1）試験に用いた試料

岩石試料は、新第三紀の均質な珪質泥岩からなるボーリングコア（PB-E01 孔）の深度約 221～222 m（以後、試料 No.221 と称す）および深度 395～396 m（以後、試料 No.395 と称す）の 2 地点から採取し、健岩部分を試験に用いた（図 2.27）。岩相・岩質から今回採取した試料 No.221 は、声間層に、試料 No.395 は稚内層に属す。PB-E01 孔近傍の既往の調査結果（HDB-6 孔）で

は、同一深度付近（深度 234m）のボーリングコアの室内試験結果からは、 1.52×10^{-9} m/s 程度の透水係数が、試料 395 の深度に相当する HDB-6 孔の 300～500m のコアの透水係数は $1.83 \times 10^{-6} \sim 2.61 \times 10^{-11}$ m/s の範囲を示すことが原位置試験結果から得られている（繰上、2007⁴⁰⁾）。採取試料は、全体的に緻密でヘアクラック等は認められず、傾斜角約 40 度の弱い層理が認められるのみである。また、コア中の構成鉱物について粉末 X 線回折分析結果を行った。検出された鉱物は、石英、斜長石、オパール A、オパール CT、シデライトを含み、黄鉄鉱、緑泥石、スメクタイトを一部伴う。

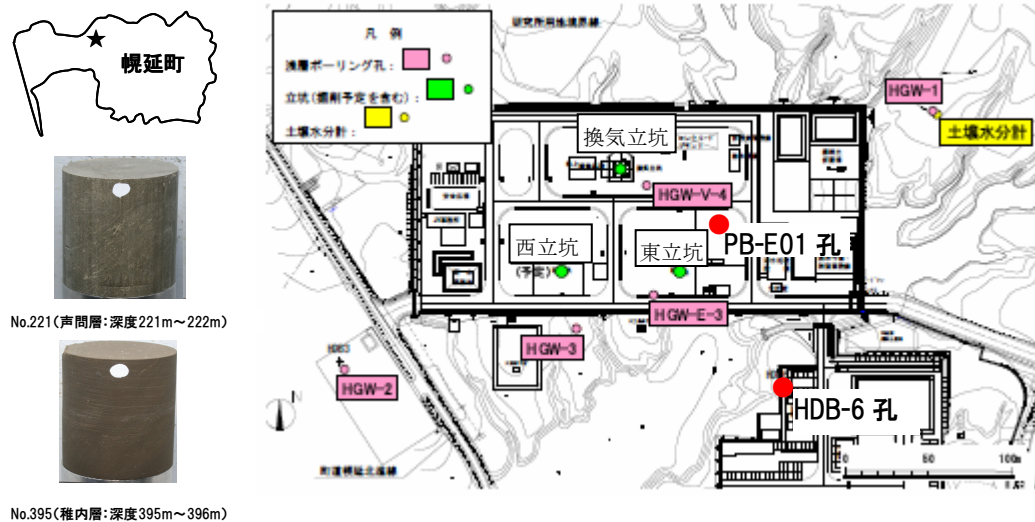


図 2.27 試料採取地点（PB-E01 孔）（図は日本原子力研究開発機構、2007⁴¹⁾ に加筆）

試験用の水は、コアの間隙水の水質を分析したうえで、それに近い水質を持つ水を模擬海水として作製した。表 2.4 に間隙水の分析結果と今回試料採取地点近くの既往のボーリング孔中の水の水質（日本原子力研究開発機構、2007⁴¹⁾）を併せて示す。本試料は深度 221～222 m から採取したものであり、HDB-6 孔の深度 279 m 付近で Cl 濃度が 1,800 mg/l であること、深度 394m 付近で Cl 濃度が 5,900 mg/l であることから、この値も参考とし、No.221 用としては模擬地下水の Cl 濃度を 1,720 mg/l、No.395 用として Cl 濃度を 5,570 mg/l とした。No.221 は現海水の Cl 濃度の約 1/10、No.395 は現海水の Cl 濃度の約 1/3 程度の塩分濃度ということになる。

表 2.4 試料中の間隙水と試験に用いた実験水の水質

項目	Borehole No.	Sampling depth [m]		Geology	pH	Na ⁺ [mg/l]	K ⁺ [mg/l]	Ca ²⁺ [mg/l]	Mg ²⁺ [mg/l]	Cl ⁻ [mg/l]	SO ₄ ²⁻ [mg/l]	HCO ₃ [mg/l]	
既往 文 献 値	HDB-6	78.00	-	78.30	Koetoi F.	8.1	3400	160	81	57	4600	830	1600
	HDB-6	135.00	-	135.30	Koetoi F.	8.2	2500	120	53	33	2500	800	2100
	HDB-6	279.41	-	279.89	Wakkanai F.	8.3	1800	59	43	27	1800	710	1500
	HDB-6	394.30	-	394.52	Wakkanai F.	8.3	4100	74	160	120	5900	1200	1200
	HDB-6	440.00	-	440.50	Wakkanai F.	8.5	5244	81	144	111	7717	32	1039
	HDB-6	492.28	-	492.50	Wakkanai F.	8.0	5200	48	120	170	8300	610	900
	HDB-6	547.00	-	547.48	Wakkanai F.	8.3	8205	135	123	216	11808	1546	363
	HDB-6	600.03	-	600.33	Wakkanai F.	8.3	6400	67	84	190	9700	79	1100
	HDB-6	610.70	-	611.00	Wakkanai F.	8.1	8591	127	329	240	12035	1934	667
試料の 間隙水	PB-E01	221.75	-	222.00		1532	50.6	11.8	12.2	1308	241		
	PB-E01	395.75	-	396.00		4123	61.7	31.3	71.0	6094	117		
作製した 実験水	模擬地下水	221用			8.3	1810	61	32	26	1720	680	1330	
	模擬地下水	395用			8.1	4130	81	110	120	5570	1190	1110	

既往文献値：日本原子力研究開発機構（2007）⁴¹⁾

(2) 試験方法

試験法は定水位、変水位、フローポンプ、オシレーション法の4種類とし、同一深度の試料を用いて試験を実施し、透水係数の比較を行った。

定水位法については、マリOTTサイフォンとオーバーフロータンクの水位差によって供試体に水位差を与え、その水位差を高精度水位計により測定し、供試体を通過する流量を微小流量計により計測する高精度の定水位透水試験装置を用いた。装置は水の温度変化が生じないよう、恒温室内で20℃に設置した。図2.28に本調査で使用した試験装置の概要を、表2.5に試験装置の性能等を示した。

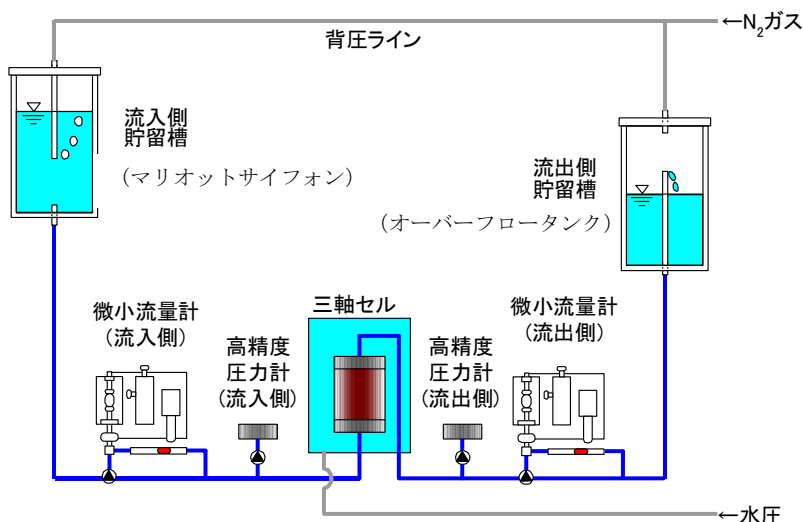


図 2.28 高精度の定水位透水試験装置の概要 (高橋ほか、2006⁴²⁾ に一部加筆)

表 2.5 高精度定水位透水試験装置の性能

測定内容	項目	方法・精度等
水位差の測定	計測方法	水晶発振式水圧計による水位差測定
	規格	フルスケール30psi (0.207Mpa)
	メーカー保証精度	0.01% (水位換算で2.1mm)
	分解能	フルスケールの0.0001% (水位換算で0.021mm)
流量の測定	計測方法	微小流量計
	分解能	約10万分の2ml (界面の分解能)
	試験システムの安定性	0.001ml/d程度

変水位法では、スタンドパイプ内の水位変化を継続的に計測し、ダルシー則から導いた水位変化を表す式 (2-5) から透水係数を算出した。一定の断面と長さを持つ供試体に与える水位差はスタンドパイプ中の水位によって与え、浸透する水量 (非定常流) はスタンドパイプ中の水位の変化量によって評価した。測定精度には、スタンドパイプ中の水位の読み取り精度とスタンドパイプ内径の精度が影響する。本試験では、スタンドパイプ中の水位は高精度圧力計によって計測した。また、スタンドパイプの内径はシリンジポンプを用いた流量の検定値を用いた。表2.6に試験装置の性能等を示した。

$$k = \frac{La}{A(t_2 - t_1)} \ln \left(\frac{h_1}{h_2} \right) \quad (2-5)$$

k ; 透水係数、 a ; スタンドパイプの断面積、
 $t_2 - t_1$; 時間差、 h_1 、 h_2 ; t_1 、 t_2 における水頭、 L ; 供試体の長さ、 A ; 供試体の断面積

表 2.6 変水位試験装置の性能等

測定内容	項目	方法・精度等
スタンドパイプの 水位差の測定	計測方法	水晶発振式水圧計による水位差測定
	規格	フルスケール30psi (0.207Mpa)
	メーカー保証精度	0.01% (水位換算で2.1mm)
	分解能	フルスケールの0.0001% (水位換算で0.021mm)
スタンドパイプの 流量 (内径) の 測定	計測方法	シリンジポンプにより一定流量を発生させて計測
	分解能	0.00025ml程度
	試験システムの安定性	0.001ml/d程度

フローポンプ法では、供試体へ流入あるいは供試体から流出する水量を外部から制御し、その時の供試体内の水頭差を測定して透水係数を求めた。試験装置の詳細は図 2.5 に示した通りである。また、試験に用いたフローポンプの測定能力を表 2.7 に示す。

表 2.7 フローポンプ法による測定性能

測定内容	項目	方法・精度等
水位差の測定	計測方法	ひずみ
	規格	フルスケール1Mpa
	メーカー保証精度	1.5mV/V $\pm$ 1%
	分解能	フルスケールの0.01% (水位換算で0.021mm)
流量制御 能力	制御方法	シリンジポンプによる制御
	分解能	シリンジポンプの流量制御は 10^{-7} ~100cm ³ /s
	試験システムの安定性	0.001ml/d程度

オシレーション法の試験結果への影響因子としては、流体圧の測定精度、観測時間の測定精度、下流側貯留層の貯留性などがある。振幅比 R によっても影響を受け、高橋・金子 (2003)⁴³⁾ は、透水係数や貯留係数の解析する上でその感度が最も高いのは振幅比が 0.08~0.12 程度であることを指摘している。また、亀谷ほか (2004)⁴⁴⁾ は、振幅比が大きな場合 (例えば R>0.6)、透水係数や貯留係数を決定する感度が低下し、相対的に誤差が大きくなるため、振幅比が 0.1~0.5 程度の範囲に入るように周波数を調整することが重要であるとしている。装置の概要は図 2.7 に示すとおりである。上流側の高精度の圧力制御部分には空圧サーボバルブを用い、供試体に正弦波の間隙水圧を与えている。

(3) 試験結果

表 2.8 に定水位法による試験結果を示す。供試体の高さ、直径共に 5cm である。試料 221、試料 395 それぞれについて、水位差を 15 cm、30 cm、50 cm 付近 (表中の Δh) の 3 条件で実施し、浸透流の安定性も確認できるように水位差を約 24 時間保持した。経過時間に対する流量の関係から、浸透流は 24 時間で定常状態に達していること、時間に比例した流量がおおむね安定して計測されていることも確認した。試料 221 の透水係数の測定結果は、水位差 15cm で 1.67×10^{-8} cm/s (1.67×10^{-10} m/s)、30cm において、 1.66×10^{-8} cm/s (1.66×10^{-10} m/s)、50cm において、 1.68×10^{-8} cm/s (1.68×10^{-10} m/s)、試料 395 については、水位差 15cm で 1.52×10^{-9} cm/s (1.52×10^{-11} m/s)、30cm において、 1.48×10^{-9} cm/s (1.48×10^{-11} m/s)、50cm において、 1.50×10^{-9} cm/s (1.50×10^{-11} m/s) という結果となった。試料 221 の声間層は試料 395 の稚内層に比べると 1 桁高い透水係数を示している。

表 2.8 定水位法による試験結果

項 目	記号		試料221 (声問層)			試料395 (稚内層)		
測定開始時間	t_1	h	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0
測定終了時間	t_2	h	22.0	22.0	12.5	21.8	22.0	22.0
測定時間	$t_2 - t_1$	h	20.0	20.0	10.5	19.8	20.0	20.0
測定時の水温 T	t	°C	20.6	20.9	20.9	20.8	20.8	20.7
測定時間内の流入側流量	ΔV_1	cm ³	0.084	0.157	0.148	0.006	0.012	0.022
測定時間内の流出側流量	ΔV_2	cm ³	0.080	0.166	0.146	0.009	0.016	0.023
透水量 ($\Delta V_1 + \Delta V_2$) / 2	Q	cm ³	0.082	0.162	0.147	0.007	0.014	0.023
測定時間内の平均水位差	Δh	cm	14.57	28.91	49.18	14.92	29.64	48.35
測定時間内の平均動水勾配			2.9	5.8	9.9	3.0	5.9	9.6
T°Cに対する透水係数	k_t	cm/sec	1.95E-08	1.93E-08	1.96E-08	1.76E-09	1.72E-09	1.73E-09
温度補正係数	η_T / η_{15}		0.868	0.862	0.862	0.863	0.863	0.866
15°Cの透水係数	k_{15}	cm/sec	1.69E-08	1.67E-08	1.69E-08	1.52E-09	1.48E-09	1.50E-09

表 2.9 変水位法による試験結果

項 目	記号	試験結果		備 考
		試料221	試料395	
測定開始時間	min	80.0	30.0	
測定終了時間	min	810	1230	
測定時間	min	730	1200	
測定時の水温 T	°C	21	21	
時間 t_1 における水位差	cm	84.99	84.71	
時間 t_2 における水位差	cm	82.63	84.40	
T°Cに対する透水係数	cm/sec	1.91E-08	1.50E-09	$k = 2.30aL/A(t_2 - t_1) \times \log(h_1/h_2)$
温度補正係数		0.859	0.859	
15°Cの透水係数	cm/sec	1.64E-08	1.29E-09	$k_{15} = k_t \cdot \eta_T / \eta_{15}$

表 2.9 に変水位法による試験結果を示す。試験は水位差 85cm 前後から開始し、スタンドパイプ中の水位の降下量を約 24 時間計測した。この間スタンドパイプ中の水位は、試料 221 (声問層) で約 4 cm、試料 395 (稚内層) で約 1 cm 低下した。

試料 221 (声問層) では測定時間が 900 分以降で、試料 395 (稚内層) では測定時間が 1,230 分以降で、水位降下速度に乱れが見られたが、計測誤差を含むと思われるため、この変化を含まない測定区間 (表 2.9) において透水係数を評価した。透水係数は、試料 221 (声問層) が 1.64×10^{-8} cm/s、試料 395 (稚内層) が 1.29×10^{-9} cm/s と高精度定水位法とほぼ同値を得た。

表 2.10 フローポンプ法による試験結果

項目	記号		試料221 (声問層)			試料395 (稚内層)
注入量	Q	ml/min	0.01	0.005	0.001	0.002
注入水頭	h	cm	2227	1072	211.1	4138
供試体長	L	cm	4.97	4.97	4.97	5.03
断面積	A	cm ²	19.97	19.97	19.97	19.22
透水係数	kT	cm/sec	1.86E-08	1.93E-08	1.96E-08	2.11E-09
測定時の水温	t	°C	21.2	21.0	20.9	21.2
温度補正係数	η_T / η_{15}		0.856	0.859	0.861	0.854
15°Cの透水係数	k15	cm/sec	1.59E-08	1.66E-08	1.69E-08	1.80E-09

表 2.11 オシレーション法による試験結果

試料	周波数	温度	貯留性	粘性係数	断面積	角速度	長さ	絶対浸透率	透水係数	貯留係数	温度補正	15℃の透水係数
	Hz	℃	$\beta \cdot V_2$ cm ³ /Pa	μ Pa·s	A cm ²	ω /s	L cm	κ cm ²	k cm/s	S 1/cm	$\eta T / \eta_{15}$	k ₁₅
試料221	0.001	21.0	5.09E-07	1.00E-03	19.97	0.006283	4.965	4.88E-13	4.87E-08	3.51E-07	0.859	4.18E-08
(声問層)	0.005	21.0	5.09E-07	1.00E-03	19.97	0.031416	4.965	5.95E-13	5.94E-08	5.13E-07	0.859	5.10E-08
試料395	0.0001	21.0	1.05E-06	1.00E-03	19.97	0.000628	4.965	2.43E-14	2.43E-09	1.91E-07	0.859	2.08E-09
(稚内層)	0.0002	21.0	1.05E-06	1.00E-03	19.97	0.001257	4.965	2.26E-14	2.26E-09	8.99E-08	0.859	1.94E-09

表 2.10 にフローポンプ法による試験結果を示す。注入水頭は試験開始から約 20 分で安定し、それ以降定常状態を示すことから、測定はこの区間で行った。試験は、試料 221（声問層）については 3 種類の注入速度 0.01 ml/mim、0.005 ml/mim、0.001 ml/mim、試料 395 については注入速度 0.002 ml/mim で実施した。試料 221（声問層）の透水係数は $1.59 \sim 1.69 \times 10^{-8}$ cm/s、試料 395（稚内層）の透水係数は 1.8×10^{-9} cm/s である。

表 2.11 にオシレーション法による試験結果を示す。試験条件として 2 種類の周波数（試料 221 では、0.001Hz と 0.005Hz、試料 395 では、0.0001Hz と 0.0002Hz）で試験を行った。表に示す通り、周波数の違いに対して試験結果は左右されず、透水係数は、試料 221（声問層）については $4.8 \sim 5.9 \times 10^{-8}$ cm/s であり、試料 395（稚内層）については $2.2 \sim 2.4 \times 10^{-9}$ cm/s といずれも他の試験法に比べて高い傾向にある。

（４） 試験結果の比較

図 2.29 に同一供試体について高精度定水位法、フローポンプ法、変水位法およびオシレーション法の 4 手法を実施した結果の比較を示す。高精度定水位法、フローポンプ法、変水位法により得られた透水係数は、試料 221（声問層）で $1.5 \sim 1.7 \times 10^{-8}$ cm/sec ($1.5 \sim 1.7 \times 10^{-10}$ m/sec)、試料 395（稚内層）で $1.2 \sim 1.8 \times 10^{-9}$ cm/sec ($1.2 \sim 1.8 \times 10^{-11}$ m/sec) の範囲でほぼ一致している。

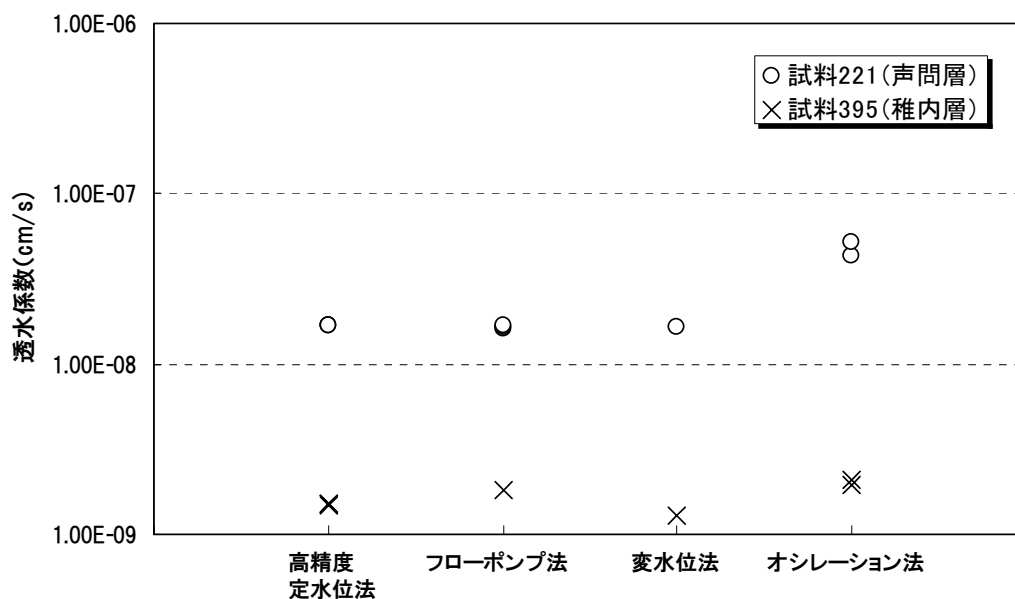


図 2.29 同一供試体を使用した高精度定水位法、フローポンプ法、変水位法およびオシレーション法の試験結果

個々の試験法の測定精度について、微小流量計の読み取り精度が 0.001 ml/day で、試験時の計測流量は 0.1 ml 以上であることから、1%以内の誤差範囲で評価できているものと判断される。また同試験装置のメーカー保証精度は 2.1 mm で、最低設定水頭は 150 mm 程度であることから、これも約 1 %以内の誤差範囲で評価しているものと判断される。したがって 1×10^{-8} cm/sec (1×10^{-10} m/sec) 前後の難透水性の堆積軟岩に対して、この 3 種のどの方法を用いても手法による大きな違いはなく、同程度の結果になることが示唆される。一方、オシレーション法は、他の手法による試験結果に比べて 1.6～1.9 倍高い値を示す結果となった。オシレーション法による試験結果が他の方法と異なる原因として、他の 3 種の方法が定常下における測定であるのに対して、オシレーション法は非定常的な試験法であり、装置内の非定常時における貯留性能などの影響が考えられる。

2.2.2 試験条件による透水係数の検討

(1) 試験方法

既往の室内試験に関する調査において、試験結果に与える影響の大きい地下水条件の 1 つとして、水質の違いが挙げられる。長期的な地下水環境を評価する場合、とくに沿岸の地下水環境においては、海面変化によって地盤内を流動する地下水の水質が変化する可能性があることから、水質変化が地盤の透水係数に与える影響を検討しておく必要がある。既往の研究では、2.1.3 (5) で述べたように塩分濃度が低下すると透水係数は低下する傾向にあるとされている (Regea et.al, 1997³³⁾)。

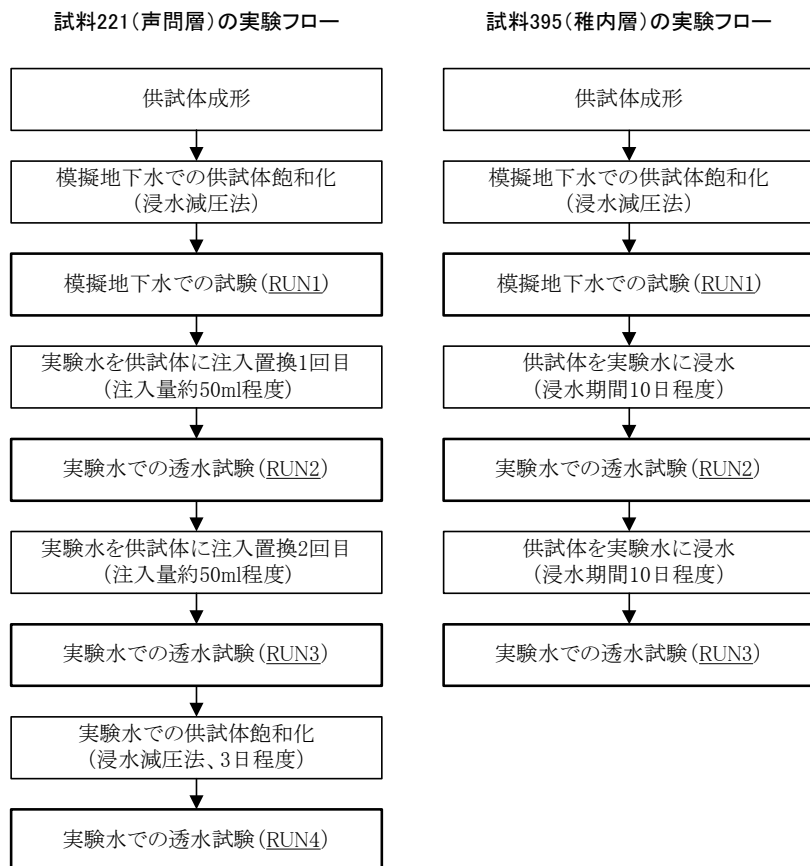


図 2.30 実験方法に関するフロー図

これは、塩水中の溶存イオン濃度が低下すると試料中の粘土鉱物の分散・凝集や膨潤が起こり、間隙率に変化が生じるためとされている。前述の通り、既往の研究では実験用試料として粘土試料が用いられており、岩石試料について水質の透水係数への影響が評価された例はない。

本調査では、試験用試料として、同一深度の声問層（試料 221）、稚内層（試料 395）のうち亀裂の存在しない健岩部を用いることとした。試験法は、水質を試験途中で変化させる必要があることからフローポンプ法とした。試料 221（声問層）では、まず、試料採取位置の模擬地下水（2.2.1 で用いたものと同じ模擬地下水）で試料を飽和した後、透水試験を行った（RUN1）。その後、水質の異なる 2 種類の実験水（淡水：Cl⁻濃度 200 mg/l の水、人工海水：Cl⁻濃度 18,000 mg/l）を 50 ml 通水し、模擬地下水と置換させた後、透水試験を実施し（RUN2）、さらに 50 ml を追加通水し、再び透水試験を実施した（RUN3）。さらに 3 日間実験水による浸水後、透水試験を実施した（RUN4）。試料 395（稚内層）については、透水係数が低く通水による置換が困難と判断し、試料採取位置付近の模擬地下水（表 2.4）で試料を飽和した後、実験水で試料を浸水し、透水試験を実施した。実験方法のフローを図 2.30 に示す。

（2） 試験結果

試料 221（声問層）において模擬地下水から淡水に置換した場合の試験結果を表 2.12 に、人工海水に置換した場合の試験結果を表 2.13 にそれぞれ示す。また、図 2.31 に RUN1～RUN4 までの正規化透水係数（模擬地下水下における透水係数を 1 とした場合の透水係数）の変化を示す。その結果、RUN2 以降、模擬地下水から人工海水に置換した場合、透水係数の変化はほとんどなかった。一方、淡水に置換した場合、人工海水に置換した場合に比べて、RUN2 において透水係数は 6 割程度まで低下し、その後は若干上昇するものの、RUN3、RUN4 の透水係数は RUN2 の値から変化しない結果となった。

試料 395（稚内層）において模擬地下水から淡水に置換した場合の試験結果を表 2.14 に、人工海水に置換した場合の試験結果を表 2.15 にそれぞれ示す。また、図 2.32 に試料 395（稚内層）の場合の RUN1～RUN4 までの正規化透水係数の変化を示す。試料 395（稚内層）についても、試料 221（声問層）と同様、模擬地下水から淡水に置換した場合、人工海水に置換した場合に比べると RUN2 で透水係数は 6 割程度まで低下し、RUN3 においては RUN2 の値とほとんど変わらない結果となった。

（3） 考察

上記試験結果を踏まえて、水質変化と透水係数の変化傾向との関係について整理すると、塩濃度を下げた場合に試料の透水係数が減少する傾向は、既往の研究結果（図 2.16、図 2.17）と調和的である。膨潤性の粘土試料の場合、前述のとおり、水質を変化させた場合の透水係数は 1 桁以上変化することが既往の研究結果から示されている。今回、水質に関しては幌延地域の堆積岩のような岩石試料の場合、同一岩石試料において塩水下から淡水下への地下水条件の変化に対して透水係数は 6 割程度（1 桁以内）まで減少するという結果となった。吉田・油井（2003）⁴⁵⁾によると幌延地域の声問層、稚内層の珪質泥岩中には粒径 0.03mm 以上の大きさを持つ石英、長石の粒間を埋めて 0.03mm 以下の大きさを持つ粘土鉱物としてスメクタイト（モンモリロナイト）が普遍的に存在することが報告されている。すなわち、水質を変えて透水試験を行った場合、既往の研究報告で示されているように、モンモリロナイトが主要鉱物間に満たされている水中に溶けている溶存イオンと交換し、海水よりも淡水のほうが膨張量が大きいため、透水係数を低下させた可能性が考えられる。今後、他の岩種の事例を増やし、試料中の粘土鉱物の種類、含有量と透水係数の変化率との関係等を明らかにしていく必要がある。

表 2.12 淡水に置換後の実験結果（試料 221（声問層））

	RUN1	通水1回目	RUN2	通水2回目	RUN3	RUN4
試験時間 (min)	57	1249	40	1348	35	104
注入速度 (ml/min)	0.01	0.036	0.02	0.035	0.02	0.01
注入量 (ml)	0.575	45.0	0.8	47.2	0.7	1.0
注入水頭	896	–	3276	–	3304	1520
透水係数	4.84E-08	–	2.65E-08	–	2.63E-08	2.85E-08
測定時の水温	21.0	–	21.0	–	21.0	21.0
温度補正係数	0.859	–	0.859	–	0.859	0.86
15℃の透水係数	4.16E-08	–	2.28E-08	–	2.26E-08	2.46E-08
RUN1で正規化した透水係数	1.00	–	0.55	–	0.54	0.59

表 2.13 人工海水に置換後の実験結果（試料 221（声問層））

	RUN1	通水1回目	RUN2	通水2回目	RUN3	RUN4
試験時間 (min)	49	1204	49	1465	79	57
注入速度 (ml/min)	0.01	0.0375	0.01	0.0341	0.01	0.01
注入量 (ml)	0.5	45.1	0.5	49.9	0.8	0.6
注入水頭	1946	–	2030	–	2065	1999
透水係数	2.35E-08	–	2.25E-08	–	2.21E-08	2.28E-08
測定時の水温	21.0	–	21.0	–	21.0	20.9
温度補正係数	0.859	–	0.859	–	0.859	0.86
15℃の透水係数	2.02E-08	–	1.93E-08	–	1.90E-08	1.96E-08
RUN1で正規化した透水係数	1.00	–	0.96	–	0.94	0.97

表 2.14 淡水に置換後の実験結果（試料 395（稚内層））

	RUN1	浸水1回目	RUN2	浸水2回目	RUN3
試験時間 (min)	373		428		568
注入速度 (ml/min)	0.002		0.002		0.002
注入量 (ml)					0.6
注入水頭	1859		1918		1890
透水係数	4.69E-09		4.54E-09		4.61E-09
測定時の水温	21.0		21.0		21.0
温度補正係数	0.859		0.859		0.859
15℃の透水係数	4.03E-09		3.90E-09		3.96E-09
RUN1で正規化した透水係数	1.00		0.97		0.98

表 2.15 人工海水に置換後の実験結果（試料 395（稚内層））

	RUN1	浸水1回目	RUN2	浸水2回目	RUN3
試験時間 (min)	742		123		425
注入速度 (ml/min)	0.002		0.002		0.002
注入量 (ml)	1.5		0.2		0.8
注入水頭	2323		3600		3935
透水係数	3.74E-09		2.42E-09		2.21E-09
測定時の水温	21.0		21.0		21.0
温度補正係数	0.859		0.859		0.859
15℃の透水係数	3.22E-09		2.08E-09		1.90E-09
RUN1で正規化した透水係数	1.00		0.65		0.59

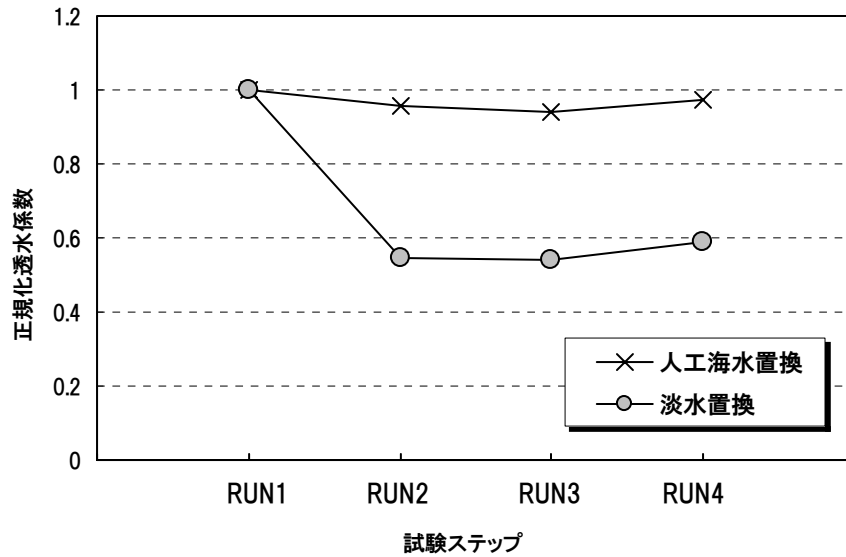


図 2.31 試料 221（声問層）の RUN1～RUN4 までの正規化透水係数（模擬地下水下における試料の透水係数を 1 とした時の透水係数）の変化、RUN2 以降は模擬地下水で試料を飽和させた後、淡水、人工海水にて置換した後の透水係数

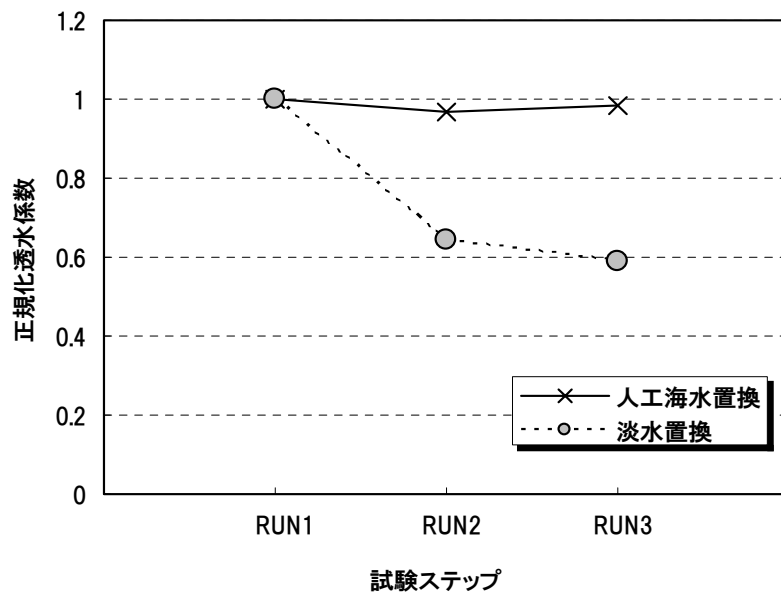


図 2.32 試料 395（稚内層）の RUN1～RUN4 までの正規化透水係数（模擬地下水下における試料の透水係数を 1 とした時の透水係数）の変化、RUN2、RUN3 は模擬地下水で試料を飽和させた後、淡水、人工海水にて置換した後の透水係数

3. 広域地下水流動解析モデルの水理パラメータ設定における不確実性の検討

表 3.1 に室内透水試験による透水係数に与える影響要因の種類とその大きさをまとめた。試験結果のばらつきの中には試験精度や再現性など試験のシステムに関わる分析誤差、試験条件、試料の特性によるばらつきが含まれている。表に示すように、全体としては岩石中の間隙構造や亀裂など物性の状態の試験結果に与える影響は、他の試験条件に関わる要因に比べると大きい（透水係数にして 1 桁～3 桁のばらつき）。拘束圧・間隙水圧、軸差応力（せん断）などは、前述の通り潜在亀裂の影響がない条件下、あるいは拘束圧が 2～5 MPa 以上の場合においては、透水係数に与える影響は小さく、拘束圧や弾性域内で軸差応力を変えても 1 桁以内で一致する。温度に関しては、100 °C 以下においては温度変化の透水係数に与える影響は 1 桁以内である。動水勾配に関しては、動水勾配が 1 以下の場合、1 以上の場合に比べて地盤の種類によって透水係数にして 1 桁前後あるいは 1 桁以上低くなる可能性がある。ただし、これは文献により見解が異なるため、今後、非ダルシーの成立性に関する課題である。水質に関しては、粘土試料の場合、透水係数にして 1 桁前後、水質条件によってはそれ以上の差が生じる可能性がある。

水質に関しては、岩石試料に関する既往の実験例が存在せず、本研究における幌延地域の泥岩試料を用いた検討結果によれば、塩水条件下よりも淡水条件下のほうが透水係数は 6 割程度小さくなることが明らかとなった。今後、透水係数への粘土鉱物の影響を把握するため、粘土鉱物の含有量の異なる試料についての試験事例を増やしていく必要があるが、岩石試料の場合、水質条件によっては 1 桁程度透水係数に差が表れる可能性を考慮しておく必要があるものと思われる。

表 3.1 室内透水試験結果（透水係数）に与える影響要因とその大きさ

要因の区分	要因の種類	試験に与える 影響の大きさ	備 考
		オーダー 3 2 1 0	
岩種など 材料特性に 依存するもの	間隙率や間隙寸法	—————	試験に対する影響要因 としてよりも試験の 目的として位置づけられる
	亀裂	—————	
	異方性	—————	
圧力・温度など 試験を行う 環境に関するもの	拘束圧	-----	拘束圧より影響はやや小
	間隙水圧	-----	
	軸差応力(せん断)	-----	条件によって 影響の大きさが異なる
	温度	-----	常温の範囲では基準温度に補正 が行われる
	動水勾配	?-----	文献によって意見が分かれる
	水質	?-----	影響度が大きいものの 明瞭な実験結果が少ない

表 3.1 は、透水係数に与える各要因の影響の最大幅（不確実性の幅）と見ることができ、試験条件を採取位置における地質・地下水条件に近づけることにより不確実性を低減できるものと考えられる。しかし、地質・地下水環境が将来数万年～100 万年に亘って変化する場合、透水係数も変化する可能性があるため、地質・地下水条件の変化幅を考慮したうえで、透水係数の設定を時間（時代）ごとに変える必要がある。

地質・地下水条件の変化を生じさせる自然現象として、地震・断層活動、火山活動、隆起・侵食、気候変動（降水量変化、海面変化等）などがあるが、処分場となりうる場所の地質・地下水環境、その将来の環境変化については不明であり、あらゆる地質・地下水環境のケースについて長期的な時間変化とともに岩盤の透水係数の変化傾向を検討することは不可能であるため、検討対象を絞ることとした。現在、地震・断層活動が活発な活断層沿いや火山が活動している第四紀の火山地帯は、処分場の対象地域としては成立しないこと、また内陸山間部については、隆起速度、侵食速度が大きいことなどの理由から、第四紀の火山や活断層の少ない沿岸の地質・地下水環境のケースを優先的に検討することとした。また、わが国の沿岸域の大部分は堆積岩域によって構成されていることから、以下では、堆積岩域を前提とした検討を行う。沿岸平野部～丘陵部における隆起・沈降速度は、一部の半島先端部を除き 1 m/千年以下であること（藤原ほか、2004⁴⁶⁾）から、以下の検討の中では隆起・沈降速度の最大値は 1 m/千年であるとし、さらに侵食速度を隆起速度と同程度、堆積速度を沈降速度と同程度と仮定した。また、海面変化については、氷期－間氷期の 12 万年のサイクルにおいてユースタティックな 100m 前後の海面高度変化が生じるものとした。評価期間については、将来数万年～100 万年とし、この間、海面変化の昇降のパターン、隆起速度は変化しないものと仮定した。

以下に、表 3.1 の透水係数に与える影響要因について、上記の地質・地下水環境に処分場が置かれた場合、将来数万年～100 万年経過後の透水係数に与える影響幅についての検討結果を示す。

①亀裂・間隙構造

上記のような地質・地下水環境下に現在処分場が位置するとした場合、数万年～100 万年後には、試料が採取された対象地点は、水－岩石反応による亀裂部分の変質による亀裂中の充填鉱物の種類の変化、あるいは充填鉱物の溶出などによって亀裂構造に変化が生じることが考えられる。間隙率については風化、変質等による変化が想定される。亀裂の充填鉱物の種類の変化、亀裂の開口の程度は、評価期間における地下水条件の変化や周辺母岩の種類に依存するため、亀裂の充填鉱物の種類の変化については、一概に予測はできない。これに関しては、処分場の場所が特定され、周辺の岩盤の風化・変質状況、変質年代などの情報が得られれば、ある程度予測はできるため、ここでは取り扱わないこととする。ただし、隆起・沈降等により、物理的に拘束圧が変化した場合の亀裂状態の変化に関しては、前述した通り、透水係数と拘束圧との関係として捉えることが可能であるため、拘束圧の変化に関する検討の項において後述する。

間隙率に関しては、堆積岩の場合、堆積深度と間隙率との間に相関があり（石油技術協会、1973⁴⁷⁾、Magara, 1968⁴⁸⁾）、圧密過程等を経て深度とともに間隙率は減少するとされている。ただし、対象地点において異常間隙水圧が残存し、圧密が遅れている場合はこの関係が成立しない。仮に処分深度を 300 m とし、処分場が沈降・堆積（沈降速度＝堆積速度とした場合）によって対地深度が変化したとした場合、間隙率はそれに応じて変化する。沈降速度が 1m/千年である場合、10 万年後の対地深度は 400 m、100 万年後の対地深度は 1,300 m となる。100 万年後の間隙率は、砂質岩の場合、間隙率は 46 % から 32 % に、泥質岩（シルト質岩）の場合、46 %

から 24 %に減少する（石油技術協会、1973⁴⁷⁾、Magara, 1968⁴⁸⁾）。図 2.18 によれば、間隙率 24 %のシルト質砂岩の場合、透水係数は 3×10^{-6} m/sec、間隙率 34 %の場合、透水係数は 2.4×10^{-5} m/sec であることから、沈降によって間隙率が 46 %から 24 %に減少するシルト質岩の場合、透水係数の変化は 1 桁以上減少する可能性が考えられる。

②異方性

前述のとおり、堆積岩の場合、供試体レベルでみると、層理面に平行な方向と垂直な方向とで透水係数に 1 桁以内の差があり、平行な方向の方が透水係数が垂直な方向よりも大きい傾向にあり、堆積構造による影響を受ける。長期的な地殻変動によって処分場となる対象地点が隆起あるいは沈降した場合、埋没深度の増減によって応力状態（拘束圧）が増加あるいは減少する。相澤・嶋本（2006）⁴⁹⁾ は透水異方性のある第三紀の堆積岩試料を人工的に加圧後、層理面に平行方向と垂直方向の透水係数を個々に測定し、岩盤周辺の応力状態の変化が透水異方性に与える影響の評価を行っている。砂岩、泥岩など数種類の堆積岩に関する試験の結果、加圧とともに透水係数は一様に減少するが、加圧による透水異方性の変化は見られないとしている。相澤・嶋本（2006）⁴⁹⁾ には具体的な加圧量の数値は示されていないが、仮にこの事実が成り立つとすれば、沈降等による処分場を含む岩盤の埋没深度が増加し、拘束圧が増加した場合でも、透水異方性に対する拘束圧の変化は小さいものと考えられる。ただし、以下に述べるように、岩盤中に潜在亀裂等の不連続面が存在する場合はその影響を受けることが想定される。

③拘束圧、間隙水圧

拘束圧に関しては、隆起・侵食、沈降・堆積によって処分場の対地深度が変化する場合、試料採取の対象地点の応力状態（拘束圧）が変化するため、透水係数が変化する可能性が考えられる。隆起、侵食が進む場合、隆起速度が 1 m/千年、処分深度が 300 m の場合、10 万年で対地深度は 200 m、100 万年では地表に露呈する。10 万年間で静岩圧にして約 7MPa から 4.6 MPa への変化であり、100 万年では 7 MPa から 0 MPa へ変化する。仮に、隆起途中で亀裂が発生した場合、10 万年の間には、図 2.21 によれば透水係数に変化はほとんどないが、10 万～100 万年では透水係数は最大 2～3 桁増加する可能性がある。また、沈降、堆積が進む場合、対地深度が増加する方向にあり、亀裂が存在しない場合、対象地点の拘束圧の変化による透水係数の変化はないものと推定される。また、試料中に亀裂が存在する場合、拘束圧の増加とともに透水係数は減少する。仮に沈降・堆積速度を 1 m/千年とし、処分深度を 300 m とした場合、10 万年後の対地深度は、1300 m であり、拘束圧は 7 MPa から 30 MPa に増加するため、図 2.22 から、1 桁程度透水係数が低下する可能性がある。なお、間隙水圧に関しては、拘束圧の変化なしに単独で変化することはないため、ここでは取り扱わない。

④温度

温度に関しては、第四紀の火山が分布しない堆積岩地帯の地温勾配は 1～3 °C/100 m（一部の深部流体上昇域を除く）であり（矢野ほか、1999⁵⁰⁾）、地表の温度を 10°C とした場合、処分深度 300～1,000 m 相当の深度においては、13～40 °C である。もし、処分場周辺の地温勾配が 10 万年間変化しないまま、隆起・侵食、あるいは沈降・堆積が進み、処分場の対地深度が変化した場合、沈降速度が 1 m/千年では、10 万年間の対地深度の変化量は 100 m、地下水温の増加は 1～3 °C である。評価期間を 100 万年とし、沈降速度を 1 m/千年とした場合、処分場の対地深度は最大 2,000m となり、地盤の温度は計算上 70 °C となる。図 2.12 から、温度が 100 °C を超えない限り常温の場合と比べても透水係数は最大 5 割程度の差であるため、実際の地質、地

下水条件の変化を考慮しても、透水係数は5割以内の変化に留まるものと考えられる。

⑤動水勾配

動水勾配に関しては、降水量の変化、隆起・沈降に伴う地形勾配の変化などによって自然界では変化するため、透水係数が前述のように動水勾配による依存性があるとすれば、長期的な動水勾配変化の影響を受けることになる。降水量の変化は核燃料サイクル開発機構（2005）⁵¹⁾による東濃地域における地下水流動の解析的な検討事例によれば、氷期に降水量が2割から5割減少した場合、動水勾配は最大で3割から5割程度減少するとしている。東濃地域の例では、深度数100mの動水勾配は現在0.012程度であり、5万年後は0.006に低下することになる。透水係数は、図2.13により、非ダルシー性が現れるとすれば1桁程度は透水係数が低下する可能性がある。また、波長1km～10kmの褶曲地帯においては、最大 2×10^{-6} /年の傾動速度を持っていることが知られており、この傾動隆起が10万年間継続するとすれば、地形勾配は20%増加する可能性がある（核燃料サイクル開発機構、1999⁵²⁾）。地形勾配の変化率 $\div$ 動水勾配の変化率とすれば、初期地形の地形勾配（動水勾配）を0.1とした場合、10万年後は動水勾配は最大0.12となる。100万年後まで侵食されることなしにこの地形変化が継続するとすれば、地形勾配は100～200%の増加となり、初期地形の動水勾配が0.1の場合、100万年後の動水勾配は計算上0.3となる。前述の通り透水係数の動水勾配による依存性（非ダルシー性）に関しては、必ずしもすべての岩種に現れるとは限らず未解明の課題である。しかし、佐々木（2000）²⁶⁾が指摘するように、非ダルシー性が動水勾配1以下において現れるとすれば、傾動隆起によって地形勾配が0.1から0.3に増加した場合、透水係数は、図2.13により、1桁以上増加する可能性がある。

⑥水質

水質に関しては、前述の通り、沿岸域においては、海面変化によって海水と淡水との混合、置換が発生し、万年オーダーで水質が淡水域から塩水域へ、塩水域から淡水域に変化する可能性がある。今回、岩石試料の例としては稚内層、声問層の2試料の測定結果が正しいとし、現在、塩素濃度が数千mg/lの塩水で満たされている両地点が5～10万年後の次期氷期に淡水による洗い出しが進むとすれば、対象地点の岩盤の透水係数は現在の0.6倍程度にまで減少する可能性がある。さらに12万年後（次期間氷期）の海面上昇により再び海水によって地下水が置換されれば、透水係数は現在とほぼ同程度に戻ることが予想される。

以上、将来数万年～100万年後、地質・地下水環境が変化した場合、変化の種類や評価期間によっては、現在の地質・地下水環境下における透水係数の実測値を単純に代用できないケースがあることが指摘できる。上記の透水係数に関する今回の検討は、あくまで処分場が沿岸堆積岩立地の場合に限定した1ケースの例に過ぎないが、さまざまな地質・地下水条件のうち、隆起に伴う拘束圧の変化による亀裂の発生や低動水勾配下における動水勾配の変化は透水係数を1桁以上変化させる可能性があることがわかった。将来の地質・地下水環境の変化については、現状、過去の変化履歴から類推する以外に方法がないが、長期的な地質・地下水環境の変化モデルに透水係数の時間変化を取り込むことで不確実性を軽減できるものと考えられる。

今後は、室内透水試験の試験条件の違いによる透水係数の違いに関する試験事例を増やす必要があるとともに、火山地域や地震活動などの影響、隆起速度の異なる地質環境条件下での透水係数の変動幅に関する不確実性についても検討しておく必要があると思われる。また、本検討は、あくまで室内試験によって得られた水理パラメータの検討であり、原位置での試験結果

との比較については未検討である。室内試験試料は、ほとんど亀裂が少ないあるいは存在しない健岩部の試料を扱っており、地質環境要因の変化の透水係数への影響、とくに亀裂や異方性等の透水係数への影響に関して表 2.16 は過小評価となっている可能性を否定できない。原位置試験データと室内試験データとの比較を行う必要があり、今後の課題である。

4. まとめ

本調査において、水理パラメータの不確実性の評価方法の検討のうち、室内透水試験に関わる試験方法、試験条件、岩種など物性等の要因が透水係数に与える影響、地質・地下水環境の変化を考慮した場合の透水係数の設定に関わる不確実性について既往の知見の整理を行った。そのうえで、幌延地域において採取されたボーリング試料（産業技術総合研究所が平成 20 年度原子力安全基盤機構の受託事業「平成 20 年度地下水流動解析モデルの総合的検証手法の検討」の中で掘削し、原子力安全基盤機構、産業技術総合研究所、日本原子力研究開発機構の 3 者協定に基づき原子力安全基盤機構より提供された試料）を用いて室内透水試験を行い、水質変化の透水係数への影響について検討した。下記に整理・検討結果を示す。

- 試料の状態、試験条件を同一にした場合、オシレーション法を除けば、高精度定水位法、変水位法、フローポンプ法の 3 種に関しては試験法による透水試験結果の違いはほとんどなく、同一の試験条件下において再現性は良好である。これは既往の研究結果とも整合的である。
- 室内透水試験結果に与える影響要因として、亀裂、間隙率などの物性や動水勾配、水質、温度など試験条件が挙げられ、このうち、もっとも影響の大きいものは亀裂、間隙率、動水勾配であり、条件や特性の違いによって透水係数に 1 桁以上差が生じる可能性がある。
- 地質・地下水環境変化を考慮した場合、透水係数の変化への影響が大きい要因は、隆起・侵食によって対象地点の拘束圧の変化、亀裂の発生、沿岸域の地下深部のような低動水勾配下における動水勾配の変化などであり、透水係数は現在の初期値に対して 1 桁以上変化する可能性がある。
- 沿岸域においては、海面変化に伴う塩水と淡水の地下水混合、交換があるため、水質変化の透水係数に与える影響が重要であり、幌延地域の場合、塩水から淡水への地下水交換が起これば、地盤の透水係数が現在の地下水条件下における透水係数の実測値に対して 0.6 倍程度に低下する可能性があることが明らかとなった。
- 今後、これらの亀裂特性の変化や低動水勾配下における動水勾配の変化や水質変化などの地質・地下水環境の変化は、透水係数の変化に与える影響が大きく、優先的に調査・検討を進め、事例を増やしていく必要がある。

謝 辞

本報において使用した室内透水試験用試料は、日本原子力研究開発機構の幌延地域において、産業技術総合研究所が平成 20 年度原子力安全基盤機構の受託事業「平成 20 年度地下水流動解析モデルの総合的検証手法の検討」の中で掘削（PB-E01 孔）、採取されたものであり、原子力安全基盤機構、産業技術総合研究所、日本原子力研究開発機構の 3 者協定の中で原子力安全基盤機構より当センターが提供されたものである。同時に、日本原子力研究開発機構幌延深地層研究センター、産業技術総合研究所地圏資源環境研究部門ほか関係者の方々から、ボーリング

コアに関する地質観察資料、コア写真等の参考資料、その他関連情報も提供頂いた。以上の方々に深く感謝の意を表します。

参考文献

- (1) 地盤工学会編 (1989)、岩の調査と試験 第6編第48章 室内透水試験、pp.396-400.
- (2) Brace, W.F., Walsh, J.B., Frangos, W.T. (1968): Permeability of granite under high pressure, Journal of Geophysical Research, 73, pp.2225-2236.
- (3) R.L.Kranz, J.S.Saltsman, J.D.Blacic (1990) : Hydraulic Diffusivity Measurements on Laboratory Rock Samples Using an Oscillating Pore Pressure Method, Int.J.Rock Mech.Min.Sci & Geomech.abstr., 27, 5, pp.345-352.
- (4) 高橋学、張銘、江崎哲郎、坂井健太郎 (1998)、室内透水試験法について、応用地質、vol.39、No.3、pp.315-321
- (5) 亀谷裕志、中山栄樹、岩本健、細田光一 (2004)、圧力波応答による岩石の透水係数の測定-間隙圧オシレーション法-、第33回岩盤力学に関するシンポジウム、pp.427-432
- (6) 林為人、高橋学、廣野哲郎、佐々木泰 (2003)、岩石の透水係数の各種室内試験手法および測定結果の比較に関するレビュー、資源と素材、vol.119、No.8、pp.519-522
- (7) 亀谷裕志、徳永朋祥 (2003)、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、資源と素材、vol.119、No.8、pp.508-513
- (8) T.Esaki, M.Zhang, A.Takeshita, Y.Mitani (1996) : Rigorous Theoretical Analysis of a Flow Pump Permeability Test, Geotechnical Testing Journal, GTJODJ, 19, 3, pp.241-246.
- (9) T.Esaki, M.Zhang, Y.Mitani (1997): CoMParative tests for evaluating permeability change of a coMPacted bentonite/sand mixture during shear, Mat.Res.Soc.Symp.Proc, 465, pp.979-986.
- (10) Olsen, H.W., Nichols, R.W., Rice, T.L. (1985): Low gradient permeability measurements in a triaxial system, Geotechnique, 35, 2, pp.145-157.
- (11) 林為人・高橋学・杉田信隆 (1997) : トランジェントパルス法と変水位透水試験法との比較、第32回地盤工学研究発表会、pp.1209-1210.
- (12) 林為人・高橋学・杉田信隆 (1998) : 堆積岩を用いたトランジェントパルス法と変水位透水試験法との比較、第10回岩の力学国内シンポジウム、pp.353-358.
- (13) 林為人・高橋学 (1999) : 高温履歴を有する稲田花崗岩の透水係数と等価管路モデルに基づく評価、応用地質、40、1、pp.25-35.
- (14) 林為人・高橋学・李小春・鈴木清史 (1999) : 異なる方法で被覆した白浜砂岩供試体の透水係数測定結果の比較、応用地質、40、5、pp.299-305.
- (15) 奥野哲夫・斎藤章 (1986) : 透水性の低い岩石の室内透水試験方法、第18回岩盤力学に関するシンポジウム、pp.381-382.
- (16) 亀谷裕志・徳永朋祥 (2001) : 異なる計測法による貯留係数の推定について、日本応用地質学会平成13年度研究発表会講演論文集、pp.127-130.
- (17) 張銘・竹田幹朗・江崎哲郎・高橋学・遠藤秀典 (2002) : 拘束圧および異方性が岩石の透水・透気係数に及ぼす影響、資源と素材、117、12、pp.941-946.
- (18) 高橋学・平田実雄・小出仁 (1990) : 稲田花崗岩の透水係数に及ぼす封圧および間隙水圧の影響について、応用地質、31、3、pp.1-10.
- (19) 張銘・江崎哲郎・高橋学・坂井健太郎 (1997) : 超微流量フローポンプ透水試験法の提案および難透水性岩への適用、第28回岩盤力学に関するシンポジウム、pp.244-250.

- (20)張銘・高橋学・江崎哲郎（1998）：フローポンプ透水試験法の新理論および適用について、第10回岩の力学国内シンポジウム、pp.719-724.
- (21)中野勝志・斎藤章・西垣誠（1991）：難透水性岩石を対象とした室内透水試験、土質工学論文報告集、31、3、pp.164-174.
- (22)G.J.Fischer（1992）：The Determination of Permeability and Storage Capacity:Pore Pressure Oscillation Methods, Fault Mechanics and Transport Properties of Rocks ch.8, pp.187-211.
- (23)李小春・高橋学・張銘（1998）：白浜砂岩の延性挙動と透水特性との関連について、第10回岩の力学国内シンポジウム、pp.707-712.
- (24)斉藤章、奥野哲夫（1986）：トランジエントパルス法による高温下透水試験、第19回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集、pp.196-200.
- (25)土木学会（2006）：熱環境下の地下岩盤施設の開発をめざして－熱物性と解析－、pp.27-27.
- (26)佐々木泰（2000）：低レベル放射性廃棄物処分システムにおける新第三紀堆積岩の透水性状の研究：埼玉大学博士論文、pp.1-179.
- (27)佐々木泰・渡辺邦夫・林為人・細谷真一（2003）：新第三紀堆積岩に対する低動水勾配での透水係数に関する一考察、資源と素材「岩の室内透水試験手法」小特集（2）、vol.119、pp.587-592
- (28)郷家光男・石井卓・木下直人・船山潤一（2003）：せん断変形下における軟岩基質部の透水特性の変化、第32回岩盤力学に関するシンポジウム、pp.167-172.
- (29)Hansbo S. (1960): Consolidation of clay, with special reference to the influence of vertical sand drains, doctoral thesis, Chalmers University.
- (30)産業創造研究所（2007）：平成18年度地層処分技術調査等バリア機能総合調査（塩水環境下処分技術調査）成果報告書 平成19年3月.
- (31)足立泰久・岩田進午（2003）：土のコロイド現象、学会出版センター、pp.284-287.
- (32)森下智貴・大坪政美・東孝寛・Loretta Y. Li（2004）：塩類が海成粘土の透水係数および鉛の吸着能に及ぼす影響、第39回地盤工学研究発表会講演要旨、1158、pp.2313-2314.
- (33)Regea, M., Yano, T. and Shainberg, I.(1997): The response of low and high swelling smectites to sodic conditions, Soil Science, 162(4), pp.229-307.
- (34)地盤工学会(2000)：土質試験の方法と解説（第1回改訂版）第6編第2章 土の透水試験、pp.334-347.
- (35)林為人、廣野哲朗、高橋学（2003）：水の粘性係数変化を考慮した等価動水半径モデルによる花崗岩の透水係数の推定、土と基礎、vol.51、No.4、pp.542-544.
- (36)末永 弘、千木良 雅弘（1998）、割目を含んだ堆積岩の透水係数に対する拘束圧依存性について、第33回地盤工学研究発表会、pp.1233-1234.
- (37)安部透、松井裕哉、堀田政國、木下直人（2000）、坑道掘削に伴うき裂の透水特性変化に関する基礎実験、第30回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集、pp.268-272.
- (38)末永 弘、木方建造、岡田哲実（2002）、室内試験による堆積岩の透水異方性評価について、応用地質、vol.43、No.5、pp.284-291.
- (39)亀谷裕志・徳永朋祥（2003）：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、資源と素材、119、8、pp.508-513.
- (40)繰上広志（2007）：幌延深地層研究計画における地下水流動解析－平成17年度までの調査結果を踏まえた再解析－、JAEA-Research 2007-036、39p.
- (41)日本原子力研究開発機構（2007）、幌延深地層研究計画における地上からの調査研究段階（第1段階）研究成果報告書 分冊「深地層の科学的研究」、JAEA-Research 2007-044.

- (42)高橋康裕・鈴木和則・萩沼真之・松尾雄司・大岡雅雄・岩本健・細田光一・東宏幸 (2006) : 堆積軟岩の低動水勾配下における非ダルシー性に関する検討 (その 4) —実験的検討 (室内透水試験法と試験結果) —、日本地下水学会 2006 年秋季講演会講演要旨、pp.246-251.
- (43)高橋美紀、金子貴信 (2003)、間隙圧オシレーション法による浸透率・比貯留率の測定方法と岩石の変形試料に対する適用例、資源と素材、vol.119、No.8、pp.501-507.
- (44)亀谷裕志、中山栄樹、岩本健、細田光一 (2004)、圧力波応答による岩石の透水係数の測定 -間隙圧オシレーション法-、第 33 回岩盤力学に関するシンポジウム、pp.427-432.
- (45)吉田泰・油井三和 (2003) : 幌延地域における地下水水質形成モデル構築のための予察的検討 (研究報告)、JNC TN8400 2002-025、37p.
- (46)藤原治・柳田誠・三箇智二 (2004) : 日本列島の最近約 10 万年間の隆起速度の分布、月刊地球、vol.26、No.7、pp.442-447.
- (47)石油技術協会 (1973) : 日本の石油鉱業と技術、430p.
- (48)Magara,K. (1968) : Compaction and migration of fluids in Miocene mudstone, Nagaoka Plain, Japan., Bull.AAPG, 52, pp. 2466-2501.
- (49)相澤泰隆・嶋本利彦 (2006) : 堆積岩の異方性、圧密と断層帯の影響による浸透率・間隙率変化—新潟堆積盆の流体移動の解析例—、地球惑星科学関連学会 2006 年合同大会、G150-P009.
- (50)矢野雄策・田中明子・高橋正明・大久保泰邦・笹田政克・梅田浩司・中司 昇 (1999) : 300 万分の 1 日本列島地温勾配図、地質調査所.
- (51)核燃料サイクル開発機構 (2005) : 高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する知識基盤の構築 —平成 17 年取りまとめ—分冊 1 深地層の科学的研究、第 3 章 地質環境の長期安定性に関する調査・評価技術、JNC TN1400 2005-014.
- (52)核燃料サイクル開発機構 (1999)、我が国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第 2 次取りまとめ—分冊 1 我が国の地質環境、JNC TN1400 99-021.

国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質の量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量		SI 基本単位	
		名称	記号
面積	平方メートル	積	m ²
体積	立方メートル	積	m ³
速度	メートル毎秒	度	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	度	m/s ²
波数	毎メートル	数	m ⁻¹
密度、質量密度	キログラム毎立方メートル	密度	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	密度	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	積	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	密度	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	密度	A/m
量濃度 ^(a) 、濃度	モル毎立方メートル	濃度	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立法メートル	濃度	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	度	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の)		1
比誘電率 ^(b)	(数字の)		1

- (a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量		SI 組立単位			
		名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m	m ⁰
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)	m ² /m ²	m ² m ⁻²
周期	ヘルツ ^(d)	Hz		s ⁻¹	s ⁻¹
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²	m kg s ⁻²
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N m	m ² kg s ⁻²	m ² kg s ⁻²
仕事率、工率、放射束	ワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³	m ² kg s ⁻³
電荷、電気量	クーロン	C		s A	s A
電位差 (電圧)、起電力	ボルト	V	W/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻¹	m ² kg s ⁻³ A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ² kg ⁻¹ s ⁴ A ²	m ² kg ⁻¹ s ⁴ A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻²	m ² kg s ⁻³ A ⁻²
コンダクタンス	ジーメンズ	S	A/V	m ² kg ⁻¹ s ³ A ²	m ² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²	kg s ⁻² A ⁻¹	kg s ⁻² A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² kg s ⁻² A ⁻²	m ² kg s ⁻² A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C		K	K
光強度	ルーメン	lm	cd sr ^(c)	cd	cd
放射線量の放射能 ^(f)	ルクス	lx	lm/m ²	m ⁻² cd	m ⁻² cd
吸収線量, ビエネルギー当量, カーマ	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹	s ⁻¹
	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²	m ² s ⁻²
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	m ² s ⁻²	m ² s ⁻²
酸素活性	カタール	kat		s ⁻¹ mol	s ⁻¹ mol

- (a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g) 単位シーベルト (PV.2002.70.205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量		SI 組立単位		
		名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘り度	パスカル秒	Pa s		m ⁻¹ kg s ⁻¹
力のモーメント	ニュートンメートル	N m		m ² kg s ⁻²
表面張力	ニュートン毎メートル	N/m		kg s ⁻²
角速度	ラジアン毎秒	rad/s		m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹
角加速度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²		m m ⁻¹ s ⁻² =s ⁻²
熱流密度、放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²		kg s ⁻³
熱容量、エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K		m ² kg s ⁻² K ⁻¹
比熱容量、比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)		m ² s ⁻² K ⁻¹
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg		m ² s ⁻²
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)		m kg s ⁻³ K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³		m ⁻¹ kg s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m		m kg s ⁻³ A ⁻¹
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m ³		m ⁻³ sA
表面電荷	クーロン毎平方メートル	C/m ²		m ⁻² sA
電束密度、電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²		m ⁻² sA
誘電率	ファラド毎メートル	F/m		m ⁻³ kg ⁻¹ s ⁴ A ²
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m		m kg s ⁻² A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol		m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
モルエントロピー、モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)		m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg		kg ⁻¹ sA
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s		m ² s ⁻³
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr		m ⁴ m ⁻² kg s ⁻³ =m ² kg s ⁻³
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)		m ² m ⁻² kg s ⁻³ =kg s ⁻³
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m ³		m ⁻³ s ⁻¹ mol

表5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	′	1′=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	″	1″=(1/60)′=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 l=1 dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位で表される数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1 MPa=100 kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322 Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1 nm=100 pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852 m
バイン	b	1 b=100 fm ² =10 ⁻¹² cm ² =2=10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600) m/s
ネーパール	Np	SI 単位との数値的な関係は、 対数量の定義に依存。
ベベル	B	
デジベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI 単位で表される数値
エールグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1 Pa s
ストークス	St	1 St=1 cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1 cd cm ² =10 ⁴ cd m ²
フォトル	ph	1 ph=1 cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1 cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1 Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≐ (10 ³ /4π) A m ⁻¹

- (c) 3 元素のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「≐」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1 cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 f=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1メートル系カラット=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1 cal=4.1858 J (「15℃」カロリー), 4.1868 J (「IT」カロリー) 4.184 J (「熱化学」カロリー)
マイクロン	μ	1 μ=1 μm=10 ⁻⁶ m

