

節理性岩盤のルジオン値と透水性の関係 とその評価方法

角江 俊昭¹・岸 裕和²・西垣 誠³

¹正会員 工博 東京電力(株) 神流川水力建設所(〒370-0831 高崎市新町 6-19)

²正会員 東京電力(株) 神流川水力建設所(〒384-1211 長野県南佐久郡南相木村字立原 6,321-2)

³正会員 工博 岡山大学環境理工学部環境デザイン工学科教授(〒700-8530 岡山市津島中 3-1-1)

高透水性な節理性岩盤においては、ルジオン試験結果により評価される透水性(ルジオン値)は、試験時に岩盤割れ目内の流れに乱流が生じることにより、層流状態で想定される透水性に比べ過小評価となる傾向にある。本研究では、まず岩盤割れ目を平行平板モデルに単純化し、乱流と層流が併存する場合におけるルジオン試験時の注入圧力と流量の関係を理論的に定式化し、その妥当性を実験により検証した。また、各種節理性岩盤に対して水と高粘性流体を用いたルジオン試験を実施し、両者間に生じるルジオン値の乖離について今回の提案式を適用してその解明を試みた。その結果、卓越する開口割れ目を有する岩盤の透水性評価に関して本式の有用性を確認した。

Key Words : open jointed rock, laminar-turbulent flow, Lugeon, permeability, high viscous fluid test

1. はじめに

近年、ダム建設において堅硬で遮水性に優れた基礎岩盤を有するサイトが少なくなってきたり、岩石自体は堅硬であっても、節理が発達した岩盤であって、開口した割れ目を有する透水性が高い第四紀の火山岩類や第三紀の凝灰岩類をダムの基礎岩盤とすることも少なくない。

ダムの設計において、ダム本体の力学的安定性確保のために基礎岩盤の強度や変形性は重要な要求性能であり、また特にフィルダムにおいてはその水理的安定性確保のため基礎岩盤の一定の遮水性が要求されるが、これと併せてダムは貯水を目的とすることから、ダム基礎のみならず調整池や貯水池の周辺岩盤がどの程度の透水性を有しているかを把握することは極めて重要なことである。この透水性評価如何により、湛水時のダムからの浸透流量予測は大きく左右され、基礎処理設計のみならずダムの経済的立地評価に与える影響は大きい。

岩盤の透水性評価については、「ルジオンテスト技術指針・同解説」¹⁾によりルジオンテスト(以下ルジオン試験)が標準化され、これにより算出されるルジオン値

に概ね $1 \times 10^{-5} \text{ cm/s}$ を乗じて透水係数を求めているのが一般的である。本試験は、現在地盤工学会基準(JGS1323-1995)²⁾にも組み入れられている。この試験方法はグラウチングに先立って注入箇所の透水性を評価する際に、簡便でかつ短時間で試験結果が得られるなど重宝な手段であり広く用いられているが、この試験結果を透水係数に変換する際にはいくつかの前提条件を満足する必要がある。なかでもルジオン試験時にボーリング孔内から圧入された水が岩盤内を浸透する時の流れの場が層流であるという前提が重要である。

本論文で取り扱う開口割れ目を有した節理性岩盤の場合、試験ステージ中のいくつかの割れ目に集中して水が圧入されることから、多孔質体モデルに近似可能な岩盤とは異なり、割れ目内の流速は大きくなり乱流となりやすい傾向がある。ルジオン試験を適用して岩盤の透水性を評価するに当たり、こうした問題点はこれまででも多くの研究者によって指摘されている^{3)~12)}。特に開口割れ目を有する岩盤においては、数ルジオンを超えると乱流の影響を受けるとの報告もある^{3)~5)}。渡辺⁶⁾、山口^{9)~10)}、岩本¹¹⁾また筆者¹²⁾らはこうした問題に対して、粘性の

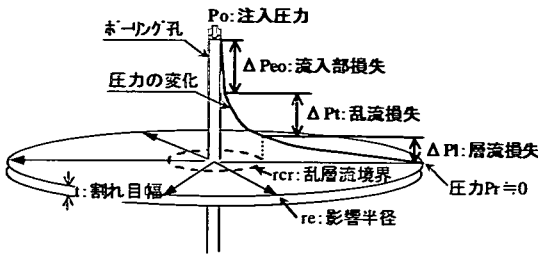


図-1 平行平板間放射流モデル

高い流体を用いたルジオン試験(以下「高粘性流体試験」)を実施することにより、試験時に割れ目内の流れの場を層流条件下とした上で、その試験結果から透水性を評価することの有効性を論じている。

筆者らは、ダム調整池の周辺に分布する開口割れ目を有する安山岩について、ルジオン試験のほか前述の高粘性流体試験に加えて広域的なトレーサー調査や水収支モデルによるマクロな透水性評価を実施した^{14)~15)}。なお、トレーサー調査や水収支モデルによるマクロ評価は、広域的な安山岩層内の地下水流動を対象とした調査であり、動水勾配が小さく層流条件が満たされているものと考えられる。

この結果、ルジオン試験によるルジオン値と高粘性流体試験による層流条件の下でのルジオン値を比較すると、後者が1~2オーダー大きい値を示すことが分かった。

また、トレーサー調査や水収支モデルによるマクロ評価の結果、調査対象である安山岩体総体としての透水係数は、高粘性流体試験結果と同等の高い値が得られた。

したがって、ルジオン試験で評価される透水性は、高粘性流体試験やトレーサー調査、水収支解析などにより評価される層流条件の下での透水性に比べ過小評価となる傾向にあることが判明した。

この要因については、前述した既往の知見にもあるように開口割れ目を有する高透水性岩盤に対するルジオン試験時には、開口割れ目内の流れに乱流が生じることが主たるものであると考えられる。

本論文では、ルジオン試験時の割れ目内流れを単純化して平行平板割れ目内の放射流と仮定し、乱流・層流が併存する場合の流れに関して、注入圧力と流量の関係を定式化した。また、この関係式の妥当性について室内実験により検証した。

次に、この関係式から求められる乱流状態でのルジオン値と層流状態でのルジオン値との関係に関する知見を踏まえ、各種節理性岩盤で実施した高粘性流体試験結果を評価した。その結果、今回定式化した注入圧力と流量の関係式は層流・乱流条件でのルジオン値の乖離を評価するに有用であることを確認した。

2. 平行平板間放射流に関する流動特性確認試験

(1) 平行平板割れ目内の放射流に関する定式化

ボーリング孔から岩盤割れ目内に浸透する流れに関し、図-1に示す通り、割れ目を平行平板割れ目モデルとし割れ目内に発生する流れは均等な放射流と考えた。

割れ目幅 t の平行平板間流れに関するレイノルズ数 Re は次式で表される。

$$Re = \frac{2Vt}{\nu} \quad (1)$$

ここで、 t は割れ目幅、 V は平均流速、 ν は流体の動粘性係数である。よって、限界レイノルズ数を Re_{cr} とすれば、乱流と層流の境界における限界流速 V_{cr} は次式で表される。

$$V_{cr} = \frac{\nu Re_{cr}}{2t} \quad (2)$$

また、乱層流境界半径を r_{cr} とし、流量 Q は次式で表される。

$$Q = 2\pi r_{cr} t V_{cr} \quad (3)$$

よって、式(2)(3)より、

$$r_{cr} = \frac{Q}{2\pi t V_{cr}} = \frac{Q}{\pi \nu Re_{cr}} \quad (4)$$

となり、単一割れ目の場合乱層流境界半径は割れ目幅によらず、限界レイノルズ数と流量で決定する。

ここで、限界レイノルズ数 Re_{cr} を平行平板間一次元流れに関し一般的な値とされる2000程度とし、水の動粘性係数(10°C)を $\nu = 1.3 \times 10^{-2}$ (cm²/s) とすれば、流量が Q (cm³/s) の時、式(1)(2)より乱層流境界半径 r_{cr} (cm) は、

$$r_{cr} = \frac{Q}{81.7} \quad (5)$$

となり、これがボーリング孔半径 r_0 より大きくなったところで割れ目内に乱流が発生する。その条件は、

$$Q \geq 81.7 r_0 \quad (6)$$

であり、ボーリング孔半径を一般的な3.3 (cm) とすれば式(6)より、 $Q \geq 270$ (cm³/s) = 16 (ℓ/分) で乱流が発生することとなる。

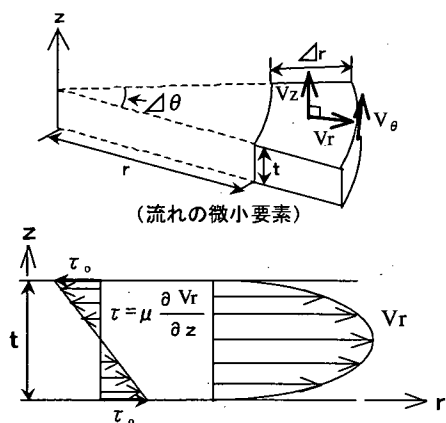
したがって、平行平板間放射流に関し、割れ目内における流れの状態は次の2つの場合が考えられる。

①層流のみの場合

②乱流・層流が併存する場合

(乱層流境界半径 r_{cr} で乱流から層流に移移する)

また、流れがボーリング孔から割れ目に流入する際、流れが急に角度を変え、また流れが急縮する影響などに



(せん断力分布) (流速分布[層流])

r: 浸透半径, θ : 放射角, t: 割れ目幅
 V_r, V_θ, V_z : 流速 r, θ, z 方向成分,
 τ : せん断力, τ_0 : 壁面せん断力

図-2 平行平板間放射流モデル微小要素と
 層流時の流速およびせん断力の分布

より流入部損失が発生すると考えられる。さらに、割れ目内では層流・乱流の状態に応じて圧力損失が発生すると考えられる。ここで、影響半径を re (圧力が 0 となる位置) とすれば、次に示す通り各浸透半径の範囲においてそれぞれ圧力損失が発生する。(図-1 参照)

- $r=r_0$ (+微小区間): 流入部損失 (ΔP_{∞})
- $r=r_0 \sim r_\alpha$: 乱流損失 (ΔP_t)
- $r=r_\alpha \sim r_e$: 層流損失 (ΔP_l)

よって、注入圧力 (P_0) は各圧力損失の和 ($P_0 = \Delta P_{\infty} + \Delta P_t + \Delta P_l$) で表される。

本研究では、この平行平板間放射流に関し注入圧力と流量の理論的關係について考察し新たに定式化を試みた。この定式化に関して、割れ目内の流れが全て層流の場合と乱流の場合とに分け、それぞれの場合について抵抗係数を仮定して流れの圧力損失を導いた。さらに、放射流における浸透方向沿いの流速変化に対応した慣性力をも考慮した。

a) 割れ目内流れによる圧力損失

図-1 の平行平板間放射流モデルに対し、図-2 に示すようにボーリング孔軸を z 軸、放射半径方向を r 軸、放射角方向を θ 軸とする円筒座標を適用することとする。円筒座標系における Navier-Stokes 方程式¹⁶⁾について流れを均等な水平放射流と仮定すれば、

$$\begin{aligned} V_\theta = 0, \quad V_z = 0 \\ \frac{\partial V_r}{\partial \theta} = 0, \quad \frac{\partial^2 V_r}{\partial \theta^2} = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

となる。ここで、 V_r, V_θ, V_z はそれぞれ r, θ, z 方向流速成分である。外力項は z 方向の重力のみとし、また定常状態とすれば時間に関する微分項は 0 となることから、r, z 方向の運動方程式はそれぞれ次の通りとなる。

$$V_r \frac{\partial V_r}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} + \nu \left(\frac{\partial^2 V_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} - \frac{V_r}{r^2} \right) \quad (8)$$

$$0 = -g - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} \quad (9)$$

ここで、g は重力加速度、 ρ は流体の比重である。また、連続の式は次式となる。

$$\frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} = 0 \quad (10)$$

式 (8), (10) より、

$$-\frac{\rho V_r^2}{r} = -\frac{\partial P}{\partial r} + \mu \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} \quad (11)$$

ここで、 μ は流体の粘性係数である。

式 (11) の両辺を流れの同心円断面について積分する。

$$\begin{aligned} -\int_0^{2\pi} \int_0^t \frac{\rho V_r^2}{r} r dz d\theta \\ = -\int_0^{2\pi} \int_0^t \frac{\partial P}{\partial r} r dz d\theta + \int_0^{2\pi} \int_0^t \mu \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} r dz d\theta \end{aligned} \quad (12)$$

式 (12) の左辺項に関して、次式で定義される運動量補正係数 ζ ¹⁶⁾ を用いることとする。

$$\zeta = \frac{\int_A \rho V_r^2 dA}{\rho V^2 A} = \frac{\int_0^t \rho V_r^2 dz}{\rho V^2 t} \quad (13)$$

ここで、A は流れの断面積を示す。

また、右辺第一項に関し式 (9) より、

$$P = -\rho g z + f(r) \quad [f(r) \text{ は } r \text{ の関数}] \quad (14)$$

と表されるため、 $\partial P / \partial r$ は r のみの関数である。

さらに、右辺第二項に関し、せん断力の定義に基づいて、

$$\left(\text{右辺第二項} \right) = 2\pi r \left[\mu \frac{\partial V_r}{\partial z} \right]_0^t = -4\pi r \tau_0 \quad (15)$$

ここで、 τ_0 は壁面せん断力である。(図-2 を参照)

式 (13) (14) より、式 (12) は次式となる。

$$-\frac{\partial P}{\partial r} = \frac{2\tau_0}{t} - \frac{\zeta \rho V^2}{r} \quad (16)$$

式 (16) に関し、右辺第二項は放射流において流動方向に流速が変化することによる慣性力の作用を示す項である。定常状態であるため、

$$V = \frac{Q}{2\pi r t} \quad (17)$$

式(17)より、式(16)は次式となる。

$$-\frac{\partial P}{\partial r} = \frac{2\tau_0}{t} - \frac{\zeta \rho Q^2}{4\pi^2 r^3 t^2} \quad (18)$$

式(16)、(18)に関し、壁面せん断力 τ_0 を円管の場合に準じ次式により表すこととする¹⁶⁾。

$$\tau_0 = \lambda \frac{\rho V^2}{8} \quad (19)$$

ここで、 λ は抵抗係数である。

①層流の場合 ($r_{cr} \leq r_0$ の場合)

滑らかな平行平板間流れに関する抵抗係数は次式で表される¹⁷⁾。

$$\lambda = \frac{96}{Re} \quad (20)$$

式(1)、(17)、(19)～(20)により、式(18)は次式の通り表される。

$$-\frac{dP}{dr} = \frac{6\mu Q}{\pi t^3 r} - \frac{\zeta \rho Q^2}{4\pi^2 t^2 r^3} \quad (21)$$

また、式(21)に関し層流の場合の運動量補正係数については、流れを Poiseuille flow と仮定すれば流速分布は放物線で表され、

$$\zeta = \frac{6}{5}$$

である。

したがって、式(21)を変数分離し、ボーリング孔半径 r_0 から任意半径 r までの間で積分すれば浸透区間の圧力損失は次式で表される。

$$P_0 - P_r = \frac{6\mu Q}{\pi t^3} \ln \frac{r}{r_0} - \frac{3\rho Q^2}{20\pi^2 t^2} \left(\frac{1}{r_0^2} - \frac{1}{r^2} \right) \quad (22)$$

ここで、 P_0 は注入圧力、 P_r は浸透半径 r 位置での圧力である。

②乱流の場合 ($r_0 < r_{cr}$ の場合)

抵抗係数 λ とレイノルズ数 Re の関係について、Blasiusの関係式¹⁸⁾を一般化し次式で表すこととする。

$$\lambda = \alpha Re^{-\beta} \quad (0 < \alpha, 0 \leq \beta \leq 1) \quad (23)$$

乱流・層流の境界においては、式(20)と(23)が成立することから、

$$\alpha = \frac{96}{Re^{1-\beta}} \quad (24)$$

である。

ここで、 Re_{cr} は限界レイノルズ数であり、

$$Re_{cr} = \frac{2V_{cr} t}{\nu} \quad (25)$$

である。 V_{cr} は乱層流境界における平均流速である。

式(19)、(23)～(25)により、式(16)は次式の通り表される。

$$-\frac{dP}{dr} = \frac{12\mu}{t^2 V_{cr}^{1-\beta}} V^{2-\beta} - \frac{\zeta \rho V^2}{r} \quad (26)$$

式(26)について、動水勾配

$$i = -\frac{1}{\rho g} \frac{dP}{dr}$$

および定数

$$C_1 = \frac{12\nu}{gt^2 V_{cr}^{1-\beta}}$$

を用いて表せば、

$$i = C_1 V^{2-\beta} - \frac{\zeta V^2}{gr} \quad (27)$$

となり、右辺第二項の放射流に関わる慣性力項を除けば、一次元流れの抵抗則¹⁸⁾

$$i = C_2 V^m \quad (28)$$

と同形である。ここで、 C_2 は定数であり、平均流速 V にかかる指数である m が1の場合は層流状態であり、1を超過して2以下にある場合は乱流状態である。

β の範囲を考慮すれば、式(27)に関し右辺第一項の流速 V にかかる指数 $2-\beta$ の範囲は1から2となるため、これは式(28)における流れの状態に関する指数 m と同義である。よって、以下、

$$m = 2 - \beta \quad (29)$$

とおくこととする。

また、式(27)に関し乱流の場合の運動量補正係数については、流速分布を対数分布則¹⁶⁾により仮定すれば次式で表される。

$$\zeta = 1 + \frac{12}{\kappa^2 Re_{cr}^{m-1} Re^{2-m}} \quad (30)$$

ここで、 κ はKármán定数(≈ 0.4)¹⁶⁾である。

したがって、式(26)に式(17)、(29)、(30)を用い、層流の場合と同様に積分すれば浸透区間の圧力損失は次式で表される。

$$P_0 - P_r = \frac{1}{m-1} \frac{6\mu Q}{\pi t^3} r_{cr}^{m-1} \left(\frac{1}{r_0^{m-1}} - \frac{1}{r^{m-1}} \right) - \left[\frac{\rho Q^2}{8\pi^2 t^2} \left(\frac{1}{r_0^2} - \frac{1}{r^2} \right) + \frac{3\mu Q}{m\kappa^2 \pi t^2} r_{cr}^{m-1} \left(\frac{1}{r_0^m} - \frac{1}{r^m} \right) \right] \quad (31)$$

b) 割れ目流入部の圧力損失

流入部の損失水頭 Δh_{e0} は一般的に次式で表される¹⁶⁾.

$$\Delta h_{e0} = \varepsilon \frac{V_0^2}{2g} \quad (32)$$

ここで、 V_0 は割れ目流入時(平均)流速、 ε は比例定数(流入部損失係数)である。よって、流入部損失圧力 ΔP_{e0} は次式で表される。

$$\Delta P_{e0} = \rho g \Delta h_{e0} = \varepsilon \frac{\rho V_0^2}{2} = \frac{\varepsilon \rho Q^2}{8\pi^2 t^2 r_0^2} \quad (33)$$

ボーリング孔内から割れ目内へ流入する際、注入圧力水頭が割れ目内において変化する要因として、①ボーリング孔径に比べ極めて小さい幅の割れ目に流入する際に入り口部で流れの急縮が発生することによる損失(形状損失)、②ボーリング孔内から割れ目に流入する際に速度水頭へ変化することによる低下、③流れの断面における流速分布が流入直後の一様流速分布から一定の流速分布(層流であれば放物線分布)に変化する際の運動量変化による低下の3つが考えられる¹⁹⁾。

それぞれの圧力変化を流入時の速度水頭を基準とすれば、②の要因については $\varepsilon_{\text{②}}=1.0$ であり、③の要因については前述の平行平板間流れに関する運動量補正係数について検討した結果に基づき $\varepsilon_{\text{③}}=0.1$ 程度(乱流時)から0.2(層流時)と評価される。①の要因については、タンクから急縮管路に流入する場合に $\varepsilon_{\text{①}}=0.5$ 程度²⁰⁾となるが、今回のモデルにおいて流れは割れ目内に流入する際、急縮した直後に放射流に転ずるという特殊な形態をしているため、実験により検討することが必要である。以上より、①～③に関する ε の合計値から流入部損失係数は1.6以上と推定される。

c) 乱流・層流が併存する場合の注入圧力と流量の関係

a), b)により、層流・乱流に関する圧力損失および流入部の圧力損失を定式化したことから、先に述べた注入圧力は各圧力損失の和で表されるとする関係を用い、乱流・層流が発生している場合における平行平板間放射流に関する、注入圧力と流量の関係式は式(34)となる。結局、注入流量(Q)は、注入圧力(P₀)を与条件として変数t(割れ目幅)、 μ (粘性係数)、Re_{cr}(限界レイノルズ数)およびm(乱流状態に関する指数)をパラメータとする陰関数として表される。

ここで重要な事は、ルジオン試験においては1.で述べた通り層流を前提とし、層流損失のみを考慮し注入圧力と流量の関係を規定しており、式(34)に示す流入部損失、乱流損失については考慮されていない点である。試験時に乱流が発生する場合には、式(34)により一定注入圧力において計算される流量は、層流状態($r_{cr}=r_0$ とした場合)として計算される流量に対して小さくなる。

P₀(注入圧力)

$$= [\Delta P_{e0}(\text{流入部損失}) + \Delta P_t(\text{乱流損失})] + \Delta P_l(\text{層流損失})$$

$$= \left[\frac{\varepsilon \rho Q^2}{8\pi^2 r_0^2 t^2} + \left\{ \frac{1}{m-1} \frac{6\mu Q}{\pi t^3} \left(\frac{r_{cr}^{m-1}}{r_0^{m-1}} - 1 \right) - \frac{\rho Q^2}{8\pi^2 r_{cr}^2 t^2} \left(\frac{r_{cr}^2}{r_0^2} - 1 \right) - \frac{3\mu Q}{mk^2 \pi r_{cr} t^2} \left(\frac{r_{cr}^m}{r_0^m} - 1 \right) \right\} \right] \Delta P_{e0}(\text{流入部損失}) \quad \Delta P_t(\text{乱流損失})$$

; 壁面摩擦損失項

$$+ \left\{ \frac{6\mu Q}{\pi t^3} \ln \frac{r_e}{r_{cr}} - \frac{3\rho Q^2}{20\pi^2 t^2} \left(\frac{1}{r_{cr}^2} - \frac{1}{r_e^2} \right) \right\} \Delta P_l(\text{層流損失}) \quad \Delta P_l(\text{層流損失})$$

; 壁面摩擦損失項 ; 慣性力項

(34)

ここで、 r_{cr} は乱流境界半径、 r_e は影響半径であり、

$$r_{cr} = \frac{Q}{\pi \nu \text{Re}_{cr}} \quad (35)$$

の関係がある。なお、層流のみの場合には $r_{cr}=r_0$ とすればよい。

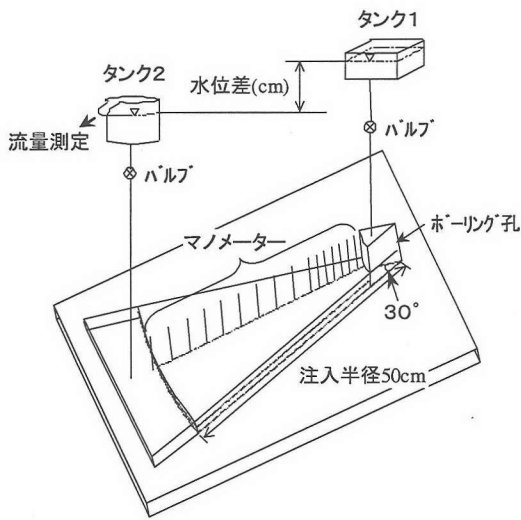
(2) 平行平板間放射流モデルによる透水試験

前項で検討した平行平板間放射流に関する注入圧力と注入流量の関係式について、平行平板割れ目モデルにより透水試験を実施し、その妥当性を評価した。

a) 試験方法

試験モデルは、平滑・低変形性のパイレックス(強化ガラス)を用いており、浸透半径長50cm、放射角30°の放射流を形成する。モデルの割れ目流路中央ライン沿いにはマンメーターを配置し、各浸透半径位置での圧力水頭を測定した。また、平行平板割れ目内は飽和状態とし、注入水頭をタンク1とタンク2の水位差により変化させて定常状態の割れ目内流量を測定した。実験装置を図-3に示す。試験条件は次の通りとした。

- ・設定割れ目幅: 0.4mm
- ・注入水頭: 50~200cm程度で3~4段階設定
- ・圧力水頭測定: 浸透半径 $r=3.3\sim 18.3\text{cm}$ では1cm,
 $r=18.3\sim 48.3\text{cm}$ では5cmの間隔
- ・使用流体: 水(1.0cP), 粘性流体濃度0.1%($\mu=1.5\text{cP}$,
 $\rho=1.00$), 0.5%($\mu=4.2\text{cP}$, $\rho=1.01$)
; 粘性係数値は20°Cでの値
※図中“粘性0.1%”“粘性0.5%”と称す。



《試験装置断面図》

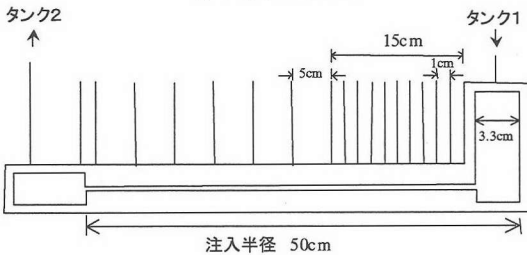


図-3 平行平板間放射流モデル透水試験装置

表-1 注入流量測定結果

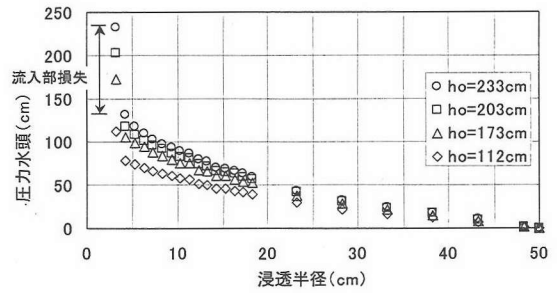
水		粘性流体濃度0.1%		粘性流体濃度0.5%	
注入水頭 (cm)	流量 (cm ³ /s)	注入水頭 (cm)	流量 (cm ³ /s)	注入水頭 (cm)	流量 (cm ³ /s)
233	214	200	159	175	53
203	198	175	143	150	46
173	182	150	126	100	30
112	130	50	43		

(※流量は360°放射相当に換算)

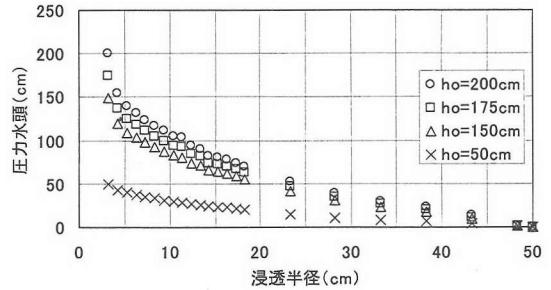
b) 試験結果

注入流量の測定結果は表-1, 各浸透半径の圧力水頭測定結果は図-4の通りであり, 注入水頭 h_0 は浸透半径 $r=3.3(\text{cm})$ にプロットした。図-4に関して, 注入水頭が大きいほどまた粘性が低いほど, 注入水頭と1本目のマンメータ ($r=4.3\text{cm}$ 位置) の圧力水頭の差が大きい。一方, 注入水頭が小さいほど, また粘性が大きいほど, この水頭差 (流入部損失) は小さい。

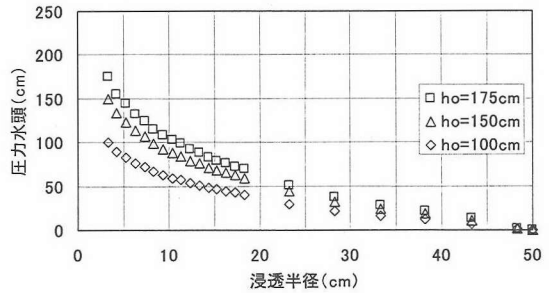
そこで, 流入時 (平均) 流速と流入部損失の関係について整理した結果は図-5に示す通りである。ここで, 流入部損失水頭は式 (3.4) によりボーリング孔半径と1本目のマンメータ間の乱流もしくは層流損失を求め,



(a) 水 (1.0cP)



(b) 粘性流体濃度0.1% (1.5cP)



(c) 粘性流体濃度0.5% (4.2cP)

図-4 浸透半径と圧力水頭測定値の関係

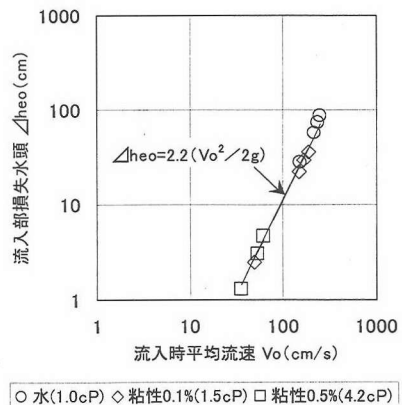


図-5 流入時平均流速と流入部損失水頭の関係

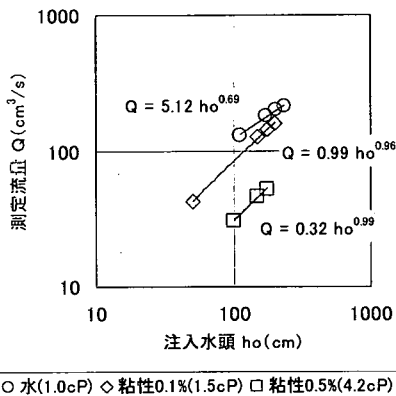


図-6 注入水頭と流量の関係

この分を測定値から求めた流入部損失より差し引いて補正してある。この結果、式(32)に示す通り、流入部損失水頭は流入時流速の2乗に比例する関係がほぼ成立することが判明した。回帰式の比例定数より求めた流入部損失係数は $\epsilon=2.2$ となった。前節のb)に述べた通り、流入部損失係数は1.6以上と推定されたが、今回の実験より求めた値が若干大きいのは、実験モデルにおける流れは流入部の急縮に加え流入直後に放射流に転ずるといった特殊な形態であることが要因として付加されたことによると考えられる。

次に、注入水頭と測定流量の関係について整理した結果は図-6に示す通りである。注入水頭(h_o)と測定流量(Q)の相関式に関し、粘性流体の場合では h_o にかかる指数はほぼ1であることから流れは層流状態にあると考えられる。一方、水の場合では h_o にかかる指数は1を下回ることから割れ目モデル内流れは乱流と層流が併存した状態にあると考えられる。よって、乱流状態が存在する水のケースについて、限界レイノルズ数(Re_{cr})を評価することとした。

限界レイノルズ数を評価するにあたり、式(34)において Re_{cr} を500から2000の間で変化させ、注入水頭に対応する流量を計算した値と測定流量を比較した。ここで、割れ目幅はモデル設定値($t=0.4\text{mm}$)、流入部損失係数は測定値より求めた $\epsilon=2.2$ とした。また、水のケースに関し注入水頭(h_o)にかかる指数の逆数($1/0.69 \approx 1.5$)は、式(34)における乱流状態に関する指数 m と関連があるが、この値は乱流と層流が併存する状態に対する平均的な値であることから、式(34)における乱流状態に関する指数 m としてはこの値以上が対応する。よって、指数 m として1.5と2.0を選び試算した。

計算値と測定値の比較結果は図-7に示す通りである。 $m=1.5, 2.0$ のケースを総合すれば、計算値と測定値との整合性が高くなるのは、 $Re_{cr}=1000$ 程度である。

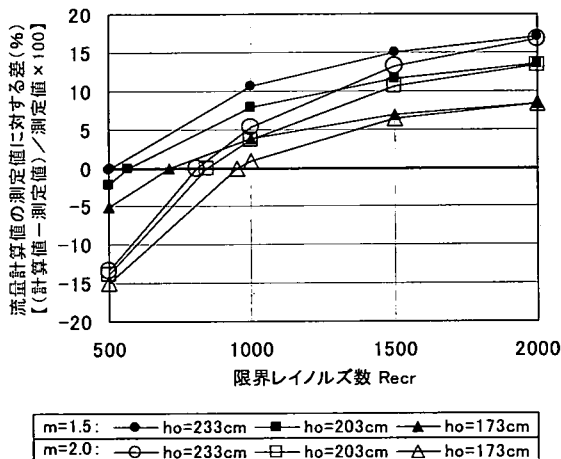


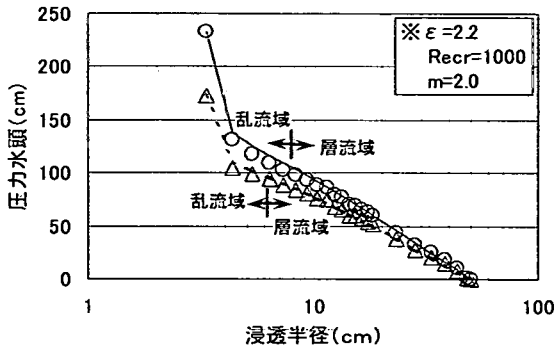
図-7 限界レイノルズ数による流量計算値の測定値に対する差

これは平行平板で一般的な値とされる2000程度に比べやや小さいが、これは平行平板間放射流については、一次元の流れと異なりボーリング孔近傍において割れ目への流入に伴い流れが急縮し、放射流に転じる際に急拡大するなどの影響により、流れに攪乱が生じるため乱流になりやすいことが要因であると考えられる。

また、浸透半径と圧力水頭の関係について式(34)を用いて計算した値と測定値を比較した結果の一例は、図-8に示す通りである。計算条件に関し、限界レイノルズ数については上述の検討結果により $Re_{cr}=1000$ とした。また、乱流状態に関する指数 m については図-7においてより整合性が高い $m=2.0$ とした。図-8に示す通り、圧力水頭に関する計算値は測定値に対してよく整合している。特に、乱流と層流が併存する水のケースについて、流入部損失を含め乱流域から層流域にかけての圧力分布に関し、計算値と測定値の整合性は良好である。

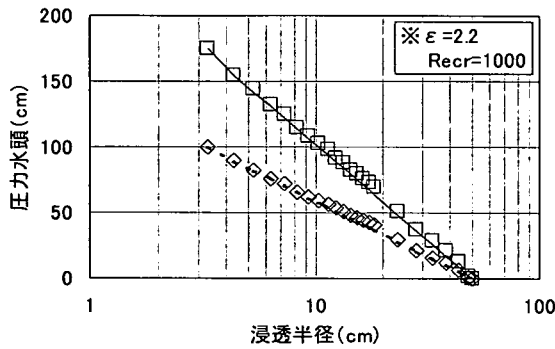
さらに、圧力水頭を実験条件に合わせて計算した($\epsilon=2.2, Re_{cr}=1000, m=2.0$ とした)流量計算値と測定値との比較結果は図-9に示す通りであり、水および粘性流体のケースいずれについても両者はほぼ一致する。

以上より、今回の提案式(式(34))は、平行平板間放射流モデルにおける注入圧力と注入流量の関係を評価するにあたり適用性を有していると判断される。よって、透水性が幅の大きい割れ目に支配される節理性岩盤に関し、本式により透水性状を理論的に検討できるものと考えられる。したがって、次章においては、本提案式を用いてこれまでルジオン試験において考慮されていなかった流入部損失および乱流損失が透水性評価に与える影響について評価する。次に原位置で実施したルジオン試験および高粘性流体試験結果について、ポアホールテレビ



○ 測定値 $h_o=233\text{cm}$ ——— 計算値 $h_o=233\text{cm}$
 △ 測定値 $h_o=173\text{cm}$ - - - - 計算値 $h_o=173\text{cm}$

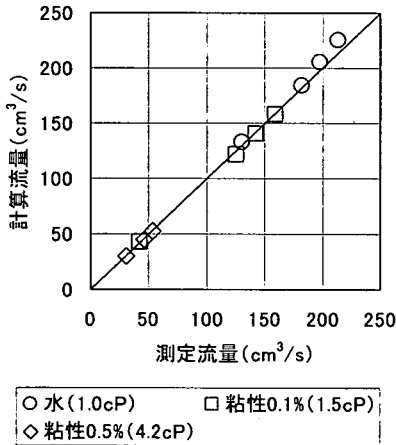
(a) 水 (1.0cP)



□ 測定値 $h_o=175\text{cm}$ ——— 計算値 $h_o=175\text{cm}$
 ◇ 測定値 $h_o=100\text{cm}$ - - - - 計算値 $h_o=100\text{cm}$

(b) 粘性流体濃度 0.5% (4.2cP)

図-8 圧力水頭に関する計算値と測定値との比較



○ 水(1.0cP) □ 粘性0.1%(1.5cP)
 ◇ 粘性0.5%(4.2cP)

図-9 流量に関する計算値と測定値との比較

による割れ目観察結果に基づき試験ステージの割れ目モデルを設定して本提案式を適用して計算した結果と比較照合し両試験結果の関係について考察を行うこととする。

3. 高粘性流体試験による透水性評価結果に関する理論的考察

(1) 提案式に基づくルジオン試験値と層流状態での透水性との比較

2. までの実験的検討により、今回提案した平行平板割れ目間の放射流に関する注入圧力と注入流量の関係式(式(34))の適用性を確認した。この関係式は、粘性係数 μ と限界レイノルズ数 $Recr$ を与えれば、割れ目幅 t と乱流状態に関する指数 m に依存した関係となる。したがって、層流状態での透水性に対応する割れ目幅 t を設定すれば、指数 m をパラメーターとして注入圧力(P)と注入流量(Q)関係が得られる。

後述する原位置試験(ルジオン試験・高粘性流体試験)を実施した節理性岩盤のサイトにおける高透水性ステージには、卓越した開口幅を有する割れ目が存在するケースが多い。このような卓越する開口割れ目は、当サイトにおける露頭・横坑での調査結果から連続性が比較的大きい(数 m 以上に及ぶ)ものと考えられる。したがって、卓越する開口割れ目はルジオン試験の影響半径(通常ステージ長 5m 程度と想定)以内における透水性(ルジオン値)を支配するものと仮定して、以下の平行平板割れ目モデルを設定する。

いま、透水試験ステージに n 本の割れ目が存在すると仮定する。各割れ目の割れ目幅を t_i 、透水係数を k_i とすれば試験ステージ長 L での平均透水係数 k_m は次式で表される。

$$k_m = \frac{\sum k_i t_i}{L} \quad (36)$$

また、Darcy 則に基づき各割れ目の透水係数は次式で表される。

$$k_i = \frac{g t_i^2}{12\nu} \quad (37)$$

式(36)、(37)より、平均透水係数 k_m は次式で表される。

$$k_m = \frac{g}{12\nu L} \sum t_i^3 \quad (38)$$

なお、試験ステージ長は通常 $L=5\text{m}$ である。

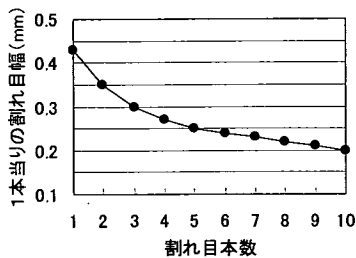


図-1-10 割れ目本数と割れ目幅(等幅)の関係
(100ルジオン; $k_m=1.3 \times 10^{-3}$ cm/s 相当)

ここで、割れ目 n 本が等幅であるとするれば、

$$k_m = \frac{ngt^3}{12vL} \quad (39)$$

よって、割れ目幅 t について解き、

$$t = 3 \sqrt[3]{\frac{12k_m vL}{ng}} \quad (40)$$

例えば、100ルジオン ($k_m=1.3 \times 10^{-3}$ cm/s に相当; 試験ステージが 5m の場合 1ルジオン $=1.3 \times 10^{-5}$ cm/s) に対応する、1~10本の等幅な割れ目幅に関して式(40)により算出した結果は図-1-10に示す通りとなる。

式(38)より、以下の検討については試験ステージの透水性は割れ目幅の3乗和に比例すると仮定する。

この仮定をもって、100ルジオンに相当する透水性を有するある本数の等幅の割れ目系($t_1, t_2, \dots, t_i, \dots, t_n$)を仮定し、以下の手順により注入圧力(P_0)に対応するステージ流量(Q)を算出した。 P_0 と単位注入流量(Q/L)の関係を整理した結果は、図-1-11に示す通りである。

(算出手順)

- ①等幅であり、ある本数(n)の割れ目系を仮定する。
式(40)により割れ目幅(t_i)を算出する。
- ②式(34)により、割れ目幅(t_i)をもって圧力 P_0 に対する各割れ目の流量(q_i)を求める。ここで、2.の検討結果に基づいて、限界レイノルズ数 $Re_{cr}=1000$ 、流入部損失係数 $\epsilon=2$ とした。))
- ③ステージ流量(Q)は、各割れ目は等幅であることから $Q=nq_i$ として求める。

図-1-11によれば、注入圧力の増分に対する流量の増分は徐々に小さくなる(逐次流量減少)傾向が認められる。この傾向は注入圧力の増加に伴い、式(34)に示す割れ目流入部での圧力損失および乱流による圧力損失が増大することによるためと考えられる。このことに関して、考慮する圧力損失により透水性がどのように変化するのか試算した結果を図-1-12に示す。本図によれば、

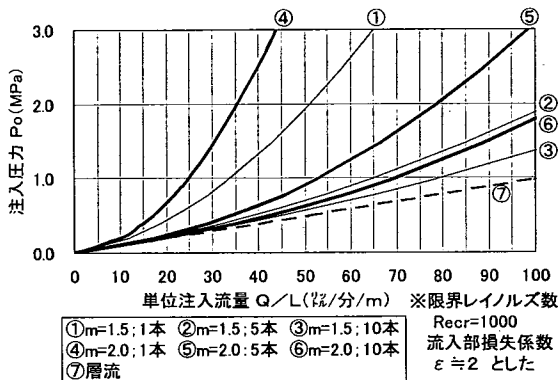


図-1-11 割れ目本数(等幅)・乱流状態に関する指数による透水性の変化(層流時100ルジオンの場合)

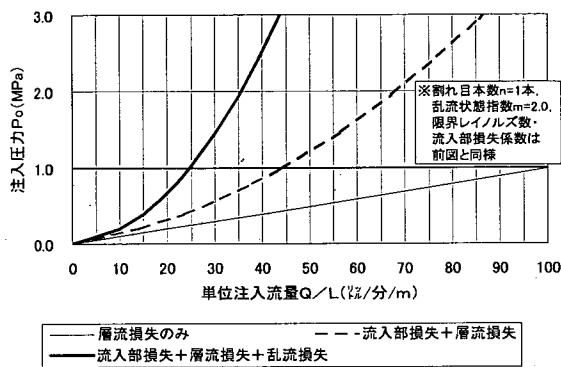


図-1-12 圧力損失に関する評価の違いによる透水性の変化(層流時100ルジオンの場合)

試験ステージの透水性が100ルジオンのケースについて、流入部損失を考慮することで1/2以下、乱流損失を考慮することにより1/4以下となることがわかる。

また、図-1-11より、同じ透水性の割れ目系であっても割れ目本数が多く割れ目幅が小さな割れ目系ほど注入圧力1.0MPa(10kgf/cm²)での単位注入流量すなわちルジオン値は大きくなること、乱流状態に関する指数 m が2に近づくほど乱流の影響が大きくなりルジオン値は小さくなることが示される。

以上より、式(34)を適用し試算した結果、ルジオン試験結果(ルジオン値)は、流入部損失に加え乱流損失の影響により、層流状態の透水性に比べて過小に評価されることが明らかとなった。

(2) 高粘性流体試験による層流状態での透水性評価

2. までの検討結果を踏まえ、前節では原位置で実施するルジオン試験によるルジオン値は乱流の影響を受けるため層流状態の透水性に比べ過小評価される可能性があることを理論的に示した。よって、1. に述べた粘性

の高い流体を使用し試験時の岩盤割れ目内の流れを層流状態とした透水試験（高粘性流体試験）を原位置において実施し、その結果について考察した。

a) 試験方法

試験については山口らにより提案されている試験方法²⁾と基本的に同様とし、以下の要領で試験を実施した。

- ・試験装置：ポンプ能力実質最大 100 %/分程度。
- ・粘性流体：メチルセルローズ系流体 ($\mu=3\sim 1000$ cP；ニュートン流体保証範囲, $\rho=1.00\sim 1.04$)
なお、粘性測定はB型粘度計による。

・試験手順

- ①ボーリング孔1ステージ（5 m）削孔毎に、水によるルジオン試験を実施。（なお、試験ステージの孔内圧力は間隙水圧計を用いて計測）
- ②低粘性段階の粘性流体から高粘性流体試験を実施。注入圧力は、水でのルジオン試験結果に基づき設定。一定圧力安定の後、流量安定（5分間以上）を計測し、次段階の高粘度粘性流体による注入試験に移る。このサイクルを最高段階の粘度まで繰り返す。
- ③次ステージのボーリングに移り、試験①②を最終ステージまで繰り返す。
- ④最終ステージの試験終了後、ポアホールテレビによる孔内観察を実施。（開口割れ目に関する分布・幅・性状を重点的に観察）

・データ解析方法

- ①ルジオン試験結果（ P_0-Q 関係）から、高压部外挿によりルジオン値を求める。
- ②高粘性流体試験結果を $\log Q-\log \mu$ 関係に整理し、高粘性部の層流関係（ $\log Q-\log \mu$ の直線関係）により水への粘性換算流量を求め、層流状態でのルジオン値を評価。

b) 試験結果

今回試験を実施した地点は、いずれも我が国の節理性岩盤のサイトであり、各地点ごとの岩種ならびに試験数は次の通りである。

- T地点：安山岩（第四紀），7ステージ
- K地点：角礫岩（新第三紀），9ステージ
- S地点：細粒凝灰岩（第三紀），4ステージ（計20）

上記試験結果のうち、ルジオン試験結果に関してダム基礎岩盤において頻出する 10~100 ルジオンの範囲にある乱流の影響が比較的明瞭な例について、図-13~15に示す。

ルジオン試験結果（図-13）に関しては、横軸を単位注入流量 Q/L (%/分/m)，縦軸を注入圧力 P_0 (MPa) とした図において、下に凹の関係（逐次流量減少型）が認められることから、圧力の上昇に伴い乱流の影響を受けていると考えられる。ここでのルジオン値 (L_{u1}) は、高压部2点を結ぶ直線を 1.0MPa まで外挿

して求めたものである。

次に、ルジオン試験後同ステージにおいて引き続き実施した高粘性流体試験結果（図-14）に関しては、粘性 μ が増加するに従い、 $\log Q-\log \mu$ 関係が 45° の直線関係に近づく。この直線を外挿し水の粘性における注入流量を算出することにより層流状態での水のルジオン値 (L_{u2}) を求めた。また、後述するように、この直線関係にある最低粘度点から限界レイノルズ数を推定することとした。

また、各ステージのポアホールテレビ観察を実施した結果に基づく開口割れ目幅数分布（図-15）に関し、例えばT地点B-1-1ステージでは幅10mmに達する大きな開口幅を有する割れ目が存在した。このステージの高粘性流体試験による層流状態でのルジオン値（以下「高粘性流体試験値」とする）は 3000 であり、ルジオン試験によるルジオン値（以下「ルジオン試験値」とする）52 の約 60 倍もの大きさである。他の高粘性流体試験値が 1000 を超えるステージ（K地点B-38-14ステージ・S地点B-2-5ステージ）においても、幅数 mm の比較的大きな開口割れ目が存在しており、高粘性流体試験値はルジオン試験値の数十倍の大きさである。

このような高粘性流体試験値とルジオン試験値との間に見られる大きな差は、例示したステージ以外にも確認された。今回試験を実施した3地点に関するルジオン試験値と高粘性流体試験値の関係は図-16に示す通りであり、高粘性流体試験値はルジオン試験値に比べおよそ数倍から数十倍大きい。特に、ルジオン試験値が大きくなるほど両者間の乖離が大きくなる傾向が認められる。ただし、ルジオン試験値が 20 を超えるとその乖離度は広がらない傾向も読み取れる。

これは、前節で論及した通り、ルジオン試験値は流入部損失および乱流損失の影響により層流状態での透水性に比べ過小評価されているものと考えられる。このようなルジオン試験値と高粘性流体試験値の乖離傾向は山口らによっても報告されている⁷⁾。

また、図-16には試験を実施したステージが地下水位以下（飽和状態）の場合と地下水位以上（不飽和状態）の場合とを区別して併記した。特に、両者の条件で試験が行われたK地点に着目すると、両者での試験結果に明瞭な差異は認められない。

次に、卓越する開口幅を有する割れ目が試験ステージの透水性に与える影響について評価した。前述の通り、試験ステージの透水性は割れ目幅の3乗和に比例すると仮定し、各試験ステージにおいて実施したポアホールテレビ観察結果に基づき、まず最大開口割れ目幅 (t_{max}) の3乗と各割れ目幅の3乗和 ($\sum t_i^3$) の比 ($t_{max}^3/\sum t_i^3$ ；流量占有率とする) について調べた。最大幅開口割れ目に関する流量占有率を整理した結果は、図-17に示す

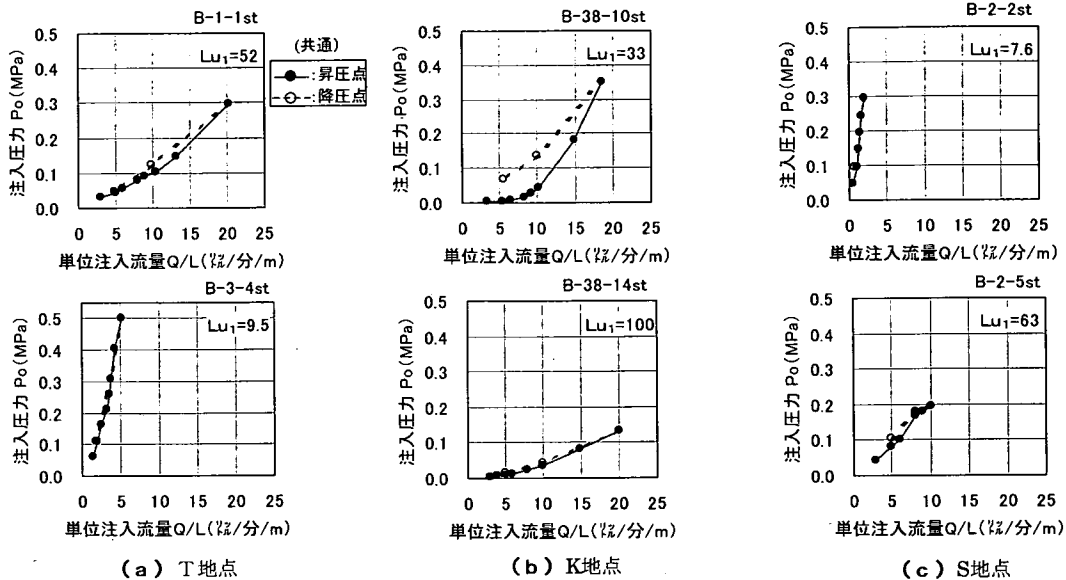


図-13 ルジオン試験結果例

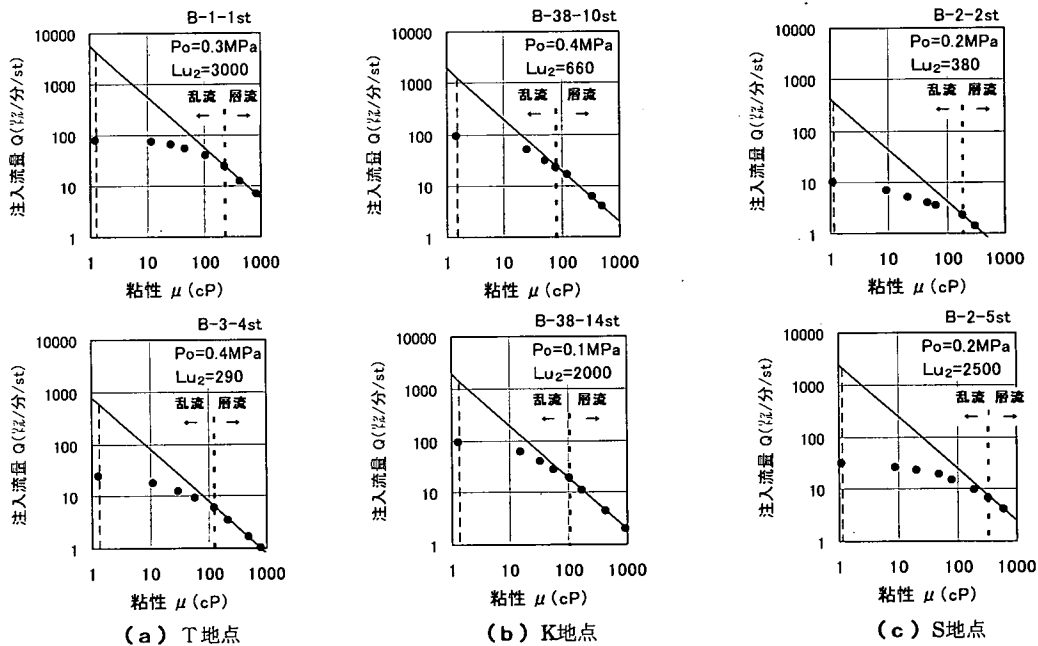


図-14 高粘性流体試験結果例

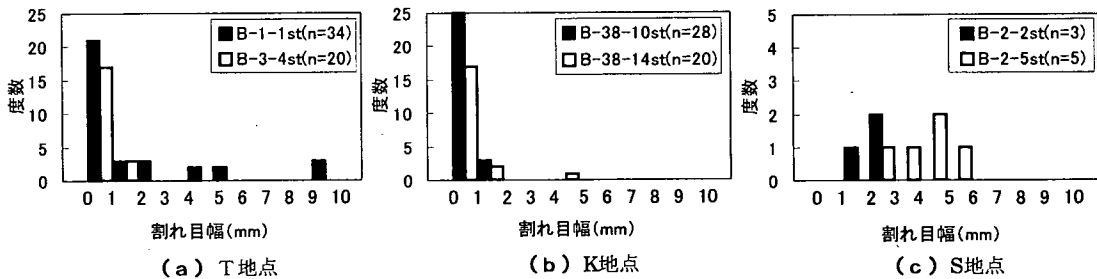


図-15 開口割れ目の度数分布

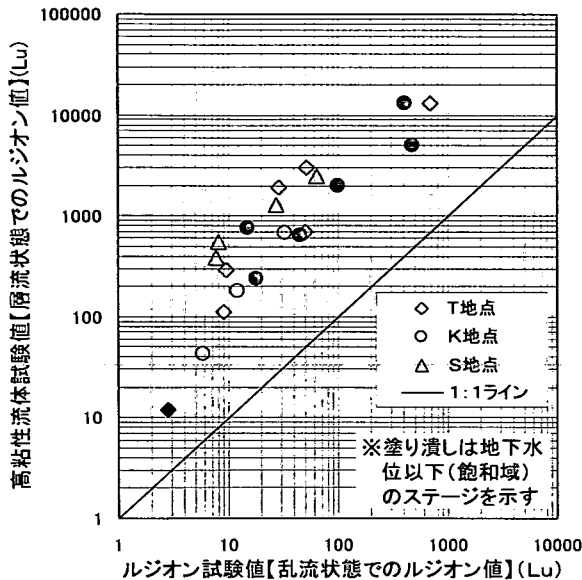


図-16 ルジオン試験値と高粘性流体試験値の関係

通りであり、平均は約0.7、過半数は0.5以上である。

また、式(41)により、各試験ステージの開口割れ目について幅の大きい順にとった割れ目幅3乗の累計に対応する流量占有率を求めた結果は、図-18に示す通りである。本図には各試験ステージに関する5番目までの卓越する開口割れ目に対する流量占有率の累計について、それらの平均値および最大値・最小値を示した。

$$\frac{t_1^3 + t_2^3 + \dots + t_j^3}{\sum t_i^3} \quad (1 \leq j \leq 5) \quad (41)$$

(jは割れ目幅大きさの順位)

図-18によれば、卓越する開口割れ目を上位から3番目までとれば、流量占有率は平均的に90%に達する。よって、高透水性な節理性岩盤においては、卓越する少数の開口割れ目が試験ステージの透水性に大きく影響すると推察される。

さらに、卓越する開口割れ目はステージにおける流れの状態にも大きく影響すると考えられる。図-14に示す高粘性流体試験結果について、測定点が高粘度から低粘度になるに従い直線関係から徐々に乖離していく傾向が認められるのは、幅の大きな割れ目から順々に割れ目内の流れが乱流に遷移していくためであると考えられる。したがって、高粘性流体試験結果による乱流と層流の境界点における注入流量の測定値より限界レイノルズ数 $Recr$ を算出する場合、ステージ区間の最大幅開口割れ目に着目し、次に示す前提に基づき求めることとする。

試験において、ステージ最大開口割れ目に乱流が発生

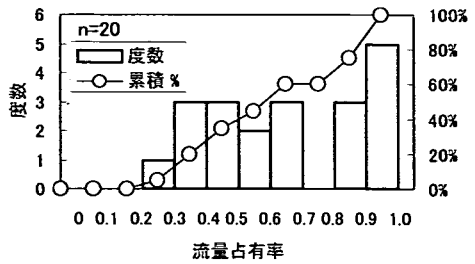


図-17 最大開口割れ目の流量占有率度数分布

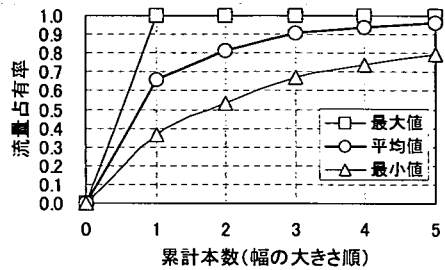


図-18 卓越する開口割れ目の流量占有率 (累計値)

した時の条件は次式で表される。

$$Recr = \frac{2t_{max} V_o(t_{max})}{v} \quad (42)$$

ここで、 t_{max} は最大開口割れ目幅、 $V_o(t_{max})$ は最大開口割れ目における流入時(平均)流速である。

また、最大開口割れ目における流入時流速 $V_o(t_{max})$ は次式で表される。

$$V_o(t_{max}) = \frac{q(t_{max})}{2\pi r_o t_{max}} \quad (43)$$

ここで、 $q(t_{max})$ は最大開口割れ目内流量である。

式(43)中の $q(t_{max})$ については、図-18に示す通り、最大開口割れ目による流量占有率は平均的に全流量の7割程度に達すると考えられるため、

$$q(t_{max}) \approx \sum q_i \times 0.7 = Q \times 0.7 \quad (44)$$

と近似する。ここで、 q_i は各割れ目内の流量、 Q は試験ステージ当たりの注入流量である。

したがって、式(42)~(44)により試験ステージの限界レイノルズ数を次式により求めることとする。

$$Recr \approx \frac{0.7Q_{cr}}{\pi v r_o} \quad (45)$$

ここで、 Q_{cr} は乱層流境界点の注入流量である。

式(45)により、各地点ごとに試験ステージの限界レイノルズ数を算出した結果に関する度数分布について

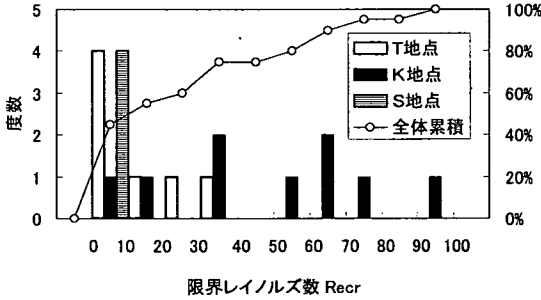


図-19 限界レイノルズ数に関する度数分布

表-2 高粘性流体試験結果による限界レイノルズ数

地点	試験ステージ数	限界レイノルズ数	平均値
T地点	7	2.3~39	14
K地点	9	8.5~91	49
S地点	4	1.3~4.2	2.5
全体	20	1.3~91	27
(限界レイノルズ数の範囲で層別)		(Recr>10)	(Recr≤10)
		46	4.5

は図-19に示す通りであり、地点別の範囲については表-2示す通りである。

これらの値は、平滑な平行平板間流れ（一次元流れ）において一般的な値とされる限界レイノルズ数（2000程度）²³⁾や2.において室内試験により確認した平行平板間放射流に関する限界レイノルズ数（1000程度）に比べてかなり小さい。これは、岩盤割れ目では割れ目面の粗度が比較的大きいため、流れの受ける抵抗が増すためであると考えられる。渡辺によるボーリングコアを用いた実験では、レイノルズ数が500以上になれば割れ目内の流れは乱流状態に遷移する²³⁾ことが確認されている。これに対して、高粘性流体試験結果により評価した限界レイノルズ数はこの実験結果より小さいものとなった。このことに関して、実際の岩盤では割れ目内の流れには分岐・合流や局所閉塞²⁴⁾が生じており流れは複雑な形態をしていることから、より乱流に遷移しやすいためと考えられる。

また、岩盤割れ目内の流れに関する限界レイノルズ数は割れ目面の凹凸の状態に影響を受けると考えられるが、T、K地点の方が比較してS地点より限界レイノルズ数が大きいのは、T、K地点は火成岩であることから冷却節理の存在などにより割れ目面が比較的滑らかであるためと考えられる。

(3) 高粘性流体試験結果に関する理論的考察

前節の検討より、今回の試験ステージの透水性は卓越する開口割れ目により大きく支配されることが判明した。

よって、層流状態でのルジオン値（高粘性流体試験値）と乱流状態でのルジオン値（ルジオン試験値）との理論的な関係について、最大開口割れ目1本で平均的に全流量の約70%を占有することから、ここではまずステージ当たり卓越する開口割れ目が1本存在すると仮定して、式(34)により試算した。乱流状態のルジオン値は、まず層流状態でのルジオン値に相当する割れ目幅 t を $n=1$ とし式(40)により求め、その t により式(34)を用い図-11に示すように注入圧力1.0MPaにおける流量を算出することから求めた。

ここで、計算に用いる限界レイノルズ数 $Recr$ については、表-2に示す通り $Recr \leq 10$ であるステージの平均限界レイノルズ数は約5、 $Recr > 10$ であるステージの平均限界レイノルズ数は約50であることから、 $Recr=5$ 、50の2ケースを設定することとした。また、ルジオン試験では、20ルジオン(20%分/m; at 1.0MPa)以上ではポンプ能力(100%分/ステージ)により、注入圧力が1.0MPa以下で頭打ちとなるため、この点を考慮し乱流状態でのルジオン値の計算値を次式により換算して補正した。

$$Lu_1' = Q_{max} \times \frac{1.0(MPa)}{P_{max}} \div 5(m) \quad (46)$$

ここで、 Lu_1' は換算ルジオン値、 Q_{max} はポンプ最大流量(100%分/ステージ)、 P_{max} はポンプ最大流量に対応する最大注入圧力(≤1.0MPa)、ステージ長は5mである。

以上の条件を設定し、層流状態でのルジオン値と、式(34)を適用して求めた乱流状態でのルジオン値との関係について、原位置試験結果による両者の関係と比較した結果は図-20、21に示す通りである。乱流状態に関する指数を $m=1.5 \sim 2.0$ とした場合の計算値が示す範囲は、原位置試験結果の分布範囲と概ね一致する。

次に、前述の通りステージ内の卓越する開口割れ目を上位3番目までとればステージの全流量をほぼ占める(平均約90%)と考えられるため、ステージの割れ目を3本と仮定した場合についても試算することとした。ここで、この3本の割れ目幅は、図-18に示した流量占有率の平均値(1~3本までの流量占有率合計が100%となるように、1本目約66%≒70%、2本目約16%≒20%、3本目約9%≒10%とした)に基づき、流量占有率は割れ目幅の3乗に比例することから、割れ目幅比が $\sqrt[3]{70}$ ： $\sqrt[3]{20}$ ： $\sqrt[3]{10}$ となるように設定した。計算方法は上記の方法と基本的に同様であり、計算される流量は各割れ目内流量の合計値となる。なお、ポンプ能力最大流量(100%分/ステージ)を考慮した計算値の補正については、各割れ目ごとに式(34)より算出した流量の合計値がポンプ最大流量となる注入圧力(≤1.0MPa)を求めて、

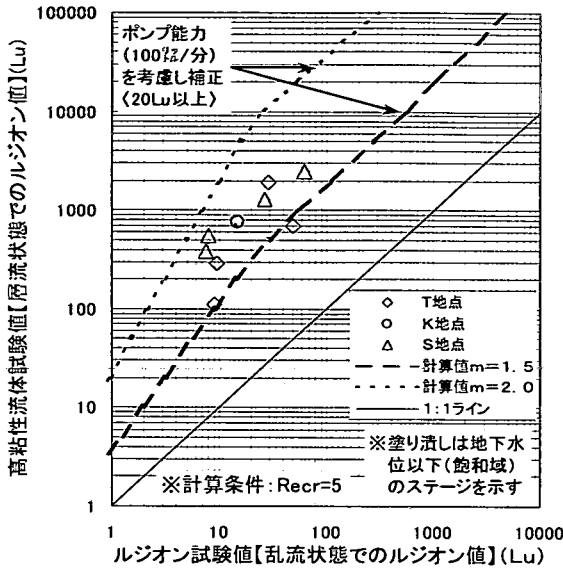


図-20 ステージ当たりの割れ目を1本とした計算値と原位置試験値 ($Re_{cr} \leq 10$ のステージ) の比較

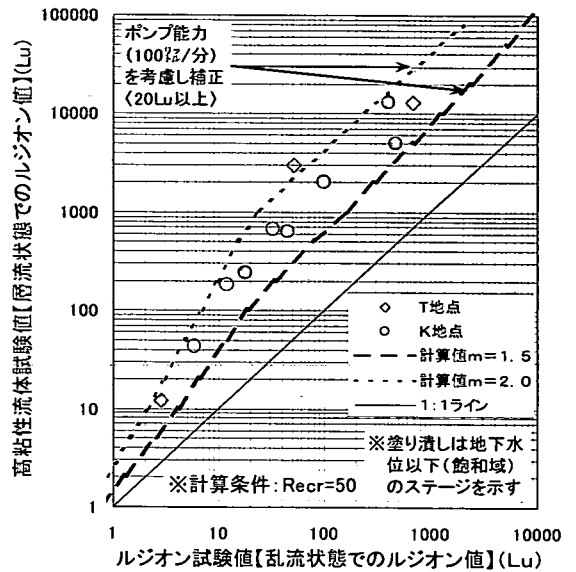


図-21 ステージ当たりの割れ目を1本とした計算値と原位置試験値 ($Re_{cr} > 10$ のステージ) の比較

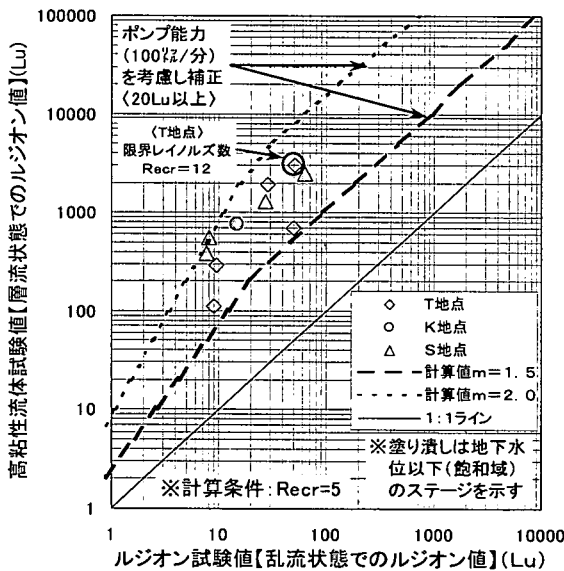


図-22 ステージ当たりの割れ目を3本とした計算値と原位置試験値 ($Re_{cr} \leq 10$ のステージ) の比較

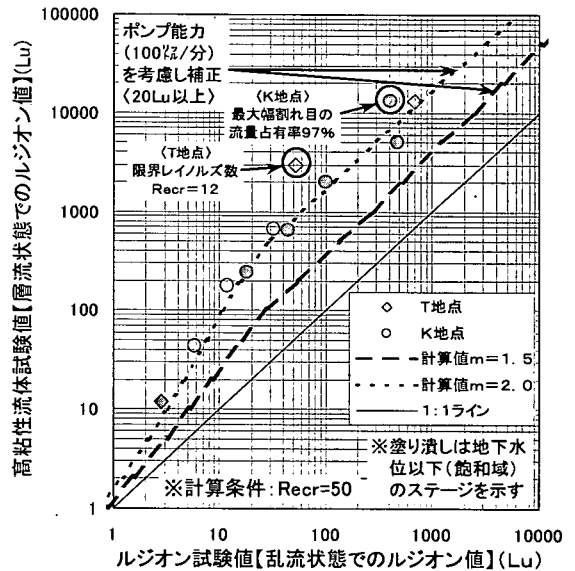


図-23 ステージ当たりの割れ目を3本とした計算値と原位置試験値 ($Re_{cr} > 10$ のステージ) の比較

式(4.6)により補正を行った。

以上の条件に基づき、層流状態でのルジオン値と式(3.4)により求めた乱流状態でのルジオン値との関係について原位置試験結果による両者の関係と比較した結果は図-2.2, 2.3に示す通りであり、流量占有率に応じてステージ内の割れ目を3本として計算した場合は、

全流量を1本の割れ目で代表させた上記計算結果に比べ、その計算値は右にシフトし層流状態でのルジオン値との乖離が小さくなる。これは、図-1.11に示した傾向と同様である。割れ目本数を3本として計算した結果に関し、割れ目本数を1本として計算した場合(図-2.0, 2.1)に比べて、 $m=2.0$ とした場合の計算値は測定値との整

合性が高い。これは、試験ステージの割れ目幅の分布特性を反映した割れ目モデルを設定することの妥当性を示すものと考えられる。また、ルジオン試験においては、前述した通り限界レイノルズ数が相当小さいことから、乱流が強く発生していると推測されるため、最も乱流が発達した状態を示す $m=2.0$ とした計算値の方が測定値に整合したものと考えられる。

なお、図-23において計算値範囲から外れる試験データ(図中○で囲んだプロット)については、それぞれ、
・最大割れ目の流量占有率(約97%)が本計算で前提とした平均的な流量占有率(70%)より大きい
・限界レイノルズ数(約12)が本計算で前提とした平均的な限界レイノルズ数(50)より小さい
ことが要因であると考えられる。

以上より、節理性岩盤のように試験ステージに卓越した開口割れ目が分布する場合については、まずポアホールテレビ観察により開口割れ目の性状(開口幅、分布密度など)を把握した上で割れ目モデルを設定し、また、高粘性流体試験結果により限界レイノルズ数を評価した上で、今回提案した注入圧力と流量の関係(式(34))を用いることにより、ルジオン試験結果より層流状態での透水性を概ね推定し得るとの知見が得られたものと考えられる。

4. 結論

本研究により得られた知見は以下に示す通りである。

- (1) 節理性岩盤の卓越割れ目を模擬し、平行平板間放射流モデルを設定して、割れ目内の流れが乱流・層流が併存する場合の注入圧力と注入流量の関係について定式化し、その妥当性を室内試験により確認した。これより、注入圧力はまず注入孔から割れ目に注入される入り口部で損失され、次に入り口部付近の流速の大きい範囲においては乱流による圧力損失も無視できないことを確認した。ルジオン試験では従来より岩盤内の流れは層流状態を前提としており、ルジオン値から透水性を評価する際に、上記の流入部損失や乱流損失を考慮していない。このことが、開口割れ目を有する岩盤に関して、ルジオン値から換算される透水性が層流状態での透水性に比べ過小評価される要因であることが明らかとなった。
- (2) 卓越する開口割れ目を有する節理性の岩盤に対して、高粘性流体試験を行い層流状態での透水性を求め、同ステージで実施したルジオン試験結果と比較した。その結果、両者間には大きな乖離が認められ、後者によるルジオン値は層流状態での換算ルジオン値(前者の試験結果)に対し、10ルジオン以上に

ると1オーダー以上過小評価となる。今回試験対象となった岩盤においては、ステージ内の開口幅の大きな割れ目上位3本によりほぼ注入流量が支配される。このことから、卓越する開口割れ目に着目して試験ステージの割れ目モデルを設定した。このモデルに対し上記提案式により計算される層流および乱流それぞれの状態でのルジオン値の関係は、上記の原位置試験結果に見られる関係とよく整合する。

以上の結果から、卓越する開口割れ目を有する節理性岩盤においては、開口割れ目の特性(開口幅や本数など)を調査し、また高粘性流体試験を実施し限界レイノルズ数の範囲を把握した上で、今回の提案式を適用することによりルジオン試験結果(ルジオン値)から層流状態での換算ルジオン値を推定することが可能と考えられる。

5. おわりに

本研究は筆者らが関係したダム建設工事において、湛水時の浸透流量の実測値が、通常のルジオン試験結果に基づき評価した予測値に比べオーダー違いで大きく違ったことに端を発し、その問題点を究明したものである。

卓越する開口割れ目を有する節理性岩盤にあつては、その透水性評価に関し本研究で明らかになったように、ルジオン試験結果(ルジオン値)から換算される透水性は過小評価となる傾向があることを念頭におき、慎重に検討を進めることが、的確な基礎処理計画策定において、さらにはダムの経済性評価において極めて重要である。本研究は、こうした検討に寄与できる知見を示すものである。

謝辞：本研究を進めるにあたり、検討の各段階においてご懇篤なるご指導を賜りました故藤井敏夫氏(当時東京電力最高顧問)ならびに東京大学名誉教授岡本舜三先生に対し、心より感謝の意を表します。また本論文の作成にあたり、終始貴重なご助言を賜りました吉越洋氏(東京電力株)に深く謝意を表します。

参考文献

- 1) 建設省河川局監修：ルジオンテスト技術指針・同解説、(財)国土開発技術研究センター、1984。
- 2) 地盤工学会編：地質調査法、pp.319-327、1995。
- 3) Lancaster—Jones, P.F.F.: The interpretation of the Lugeon water—test, *Journal of Engineering Geology*, vol.8, pp.151-154, 1975。
- 4) Houlby, A.C.: Routine interpretation of the Lugeon water—test, *Journal of Engineering Geology*, vol.9, pp.303-313, 1976。

- 5) Kutzner, C. : Considerations on rock permeability and grouting criteria, Proc, The 15th Congress on Large Dams, Q.58, R.17, pp.315-328, 1985.
- 6) 渡辺邦夫, 芦川亮一 : 割れ目岩盤の透水試験における乱流の影響評価の試み, 第17回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 土木学会, pp.161-165, 1985.
- 7) 山口嘉一, 弘末文紀, 松本徳久 : ルジオンテスト結果の解釈, 第19回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 土木学会, pp.156-160, 1987.
- 8) 山口嘉一, 松本徳久 : ダム基礎の透水性とルジオン値, 土木学会論文集, No.412/II-12, pp.51-60, 1989.
- 9) 松本徳久, 山口嘉一, 澁田秀雄 : 高粘性流体を用いた透水試験, 第23回土質力学研究発表会講演集, pp.125-126, 1988.
- 10) 山口嘉一, 澁田秀雄, 松本徳久 : ルジオンテストにおける乱流の影響と対策, 第21回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.401-405, 1989.
- 11) 岩本忠信, 関元秀夫, 有門英幸, 土妻睦夫 : 高粘性流体を用いた岩盤透水係数の測定—熔結凝灰岩を対象としたルジオンテスト—, 応用地質, 第31巻, 2号, pp.1-10, 1990.
- 12) 末吉治彦, 他 : 節理性岩盤における乱流状況と透水性評価, 第18回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 土木学会, pp.356-360, 1986.
- 13) 角江俊昭, 久保田克寿, 萩原義孝 : ルジオン試験結果の評価について, 第25回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 岩盤力学委員会, pp.471-475, 1993.
- 14) 角江俊昭, 白土博司 : 節理性岩盤の透水性評価に関する一考察, 亀裂性岩盤における浸透流問題に関するシンポジウム発表論文集, 地盤工学会, pp.211-216, 2001.
- 15) 角江俊昭, 石井清, 吉越洋 : 節理性岩盤の透水性評価に関する一考察, 土木学会論文集, No.721/VI-57, pp.53-68, 2002.
- 16) 吉川秀夫 : 水理学, 技報堂出版, pp.13-15, pp.83-85, pp.107-140, pp.229-234, 1976.
- 17) Louis, C. : A study of groundwater flow in jointed rock and its influence on the stability of rock masses, Imperial College, Rock Mechanics Research Report, No.10, pp.1-90, 1969.
- 18) Muskat, M. : Flow of homogeneous fluids, McGraw-Hill Book Company, pp.55-120, 1946.
- 19) 日野幹雄 : 明解 水理学, 丸善, pp.185-187, 1999.
- 20) 土木学会 : 水理公式集 [平成11年版], 土木学会, pp.374-375, 1999.
- 21) 山口嘉一 : 「ダム基礎の浸透機構の解明に関する研究」, 大阪大学学位論文, pp.18-64, 1993.
- 22) 室田明 : 応用流体力学, 共立出版, pp.43-45, 1969.
- 23) 渡辺邦夫 : 岩盤割れ目系の諸地質量を考慮した岩盤浸透流の解析に関する基礎研究, 埼玉大学学位論文, pp.124-130, 1981.
- 24) 渡辺邦夫 : 地質調査と岩盤地下水評価—地質調査の重要性—, 地質工学セミナー資料「地質工学の基礎と応用」, (社) システム総合研究所地質システム工学委員会, pp.99-118, 2001.

(2002.3.7 受付)

RELATION BETWEEN LUGEON VALUES AND PERMEABILITY OF OPEN JOINTED ROCK AND ITS EVALUATION

Toshiaki KAKUE, Hirokazu KISHI and Makoto NISHIGAKI

Lu values obtained by Lugeon test are liable to be underestimated in open jointed rock. In this paper, we try to clarify the analytical relations between the injection pressure and the flow rate in the parallel smooth model and verify the relation experimentally. Finally we confirm applicability of the newly defined flow laws considering turbulent flow in order to evaluate the relation between Lu values and permeability, which is obtained by the viscous fluid in the Lugeon test, in the actual open jointed rocks.