

亀裂性岩盤におけるグラウトの 注入範囲と有効間隙率の評価

西垣 誠¹・見掛信一郎²・小松 満³・Kwabena KANKAM-YEBOAH⁴

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

²正会員 工博 岡山大学大学院自然科学研究科 (現 核燃料サイクル開発機構東濃地科学センター
〒509-5102 岐阜県土岐市泉町定林寺 959-31)

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

⁴学生会員 工修 岡山大学大学院自然科学研究科 (〒700-8530 岡山市津島中 3-1-1)

亀裂性岩盤におけるグラウトの注入範囲を高い精度で予測することは、現場においてグラウトを行う際の注入孔ピッチの設計を行う上できわめて重要である。本研究では、亀裂性岩盤の空隙構造を3次元的にとらえ、水平方向と鉛直方向に連続した亀裂を浸潤経路とした3次元亀裂性岩盤を対象に有効間隙率と注入範囲について理論にもとづき評価した。さらに、その理論の妥当性を検証するため、立方体ブロックによる3次元亀裂性岩盤モデルを用いてグラウトの注入実験を行った。グラウトの注入範囲の評価では、理論解にHele-Shaw Modelの理論を適用した結果、実験で示されたグラウトの浸潤挙動を説明することができ、本研究より、グラウト注入範囲を理論的に評価することができた。

Key Words: grouting, seepage flow, fractured rock masses, effective porosity, Hele-Shaw Model

1. はじめに

石油・ガス等のエネルギー地下備蓄、高レベル放射線廃棄物の地層処分など、大深度地下の岩盤空洞の利用において、岩盤の止水性を確保するためには、グラウト技術はきわめて重要である。グラウトの注入範囲を高い精度で予測することは、現場においてグラウトを行う際の注入孔ピッチの設計を行う上で重要である。しかし、実際の改良範囲、程度を定量的に評価できるわけではなく、割れ目性状によっては改良範囲を的確に評価できない場合がある。例えば、高透水で高角度な割れ目が局所的に密集した場合、割れ目と注入孔が交差しない可能性があり、その場合には改良されなかった範囲としてとり残されることとなる¹⁾。また、原位置でのほぎ取り調査におけるグラウト注入後の浸入形態と亀裂性状の関係を観察した報告では²⁾、グラウトはより多くの亀裂に分布するが、そのなかでも卓越した亀裂に多く分布する結果が得られている。このため注入孔ピッチについては、岩盤の状況により異なり一般論的に論ずることは困難である。一般的には施工に先

立って試験グラウトを行い、対象とする岩盤に適合した注入孔ピッチを決めたり、過去に施工された類似の岩盤の施工事例にもとづいて計画が立てられる³⁾。ダム基礎岩盤の透水性およびグラウトによる水理学的な改良効果を把握する方法として、多くの場合ルジオン試験が用いられている。しかし、節理の発達した高透水性岩盤におけるルジオン試験の場合、試験時に節理内の流速は大きくなり乱流状態となるため、同じ注入圧力でも層流状態より注入量は小さくなる。このため、得られるルジオン値は実際の透水性(層流状態での透水性)より小さく評価される場合があり^{4), 5), 6), 7)}、改良程度を過大評価する傾向にあるとされている¹⁾。これに対しては、乱流の影響を排除するために、渡辺・芦川⁸⁾や角江ら⁹⁾、山口ら^{10), 11)}は、水よりも粘性の高い流体(例えばセルローズなど)を用いて透水性の高い地盤でも層流状態で試験できるような工夫をしており、原位置へも適用されつつある。

また、グラウトが3次元的に浸潤する場合には、水平方向だけではなく鉛直方向への浸潤挙動を考慮することがきわめて重要である。鉛直方向のポー

リング孔を注入孔としてグラウトを注入する場合、注入孔から水平方向の浸潤距離を算定し、それにもとづいてボーリング孔の間隔が設定される。しかし、透水性の良い地盤では、注入されたグラウトは重力や粘性、亀裂開口幅などのさまざまな条件の影響により鉛直方向への流れが卓越する場合が考えられる。著者らのグラウトに関する研究では、ダム基礎岩盤の高透水性ゾーンを対象としたグラウトを実施した結果、グラウトの流れが鉛直方向へ卓越し、下方へグラウトが流れ込んだことが報告されている¹²⁾。このように鉛直方向への流れが卓越する場合には、グラウトの水平方向への浸潤距離は算定された値よりも到達する距離は短くなる。その結果、設定したボーリング孔の間隔をグラウトで充填することができず、対象領域を十分に止水できない。したがって、鉛直方向への流れを考慮することはきわめて重要となる。しかし、この鉛直方向の浸潤について理論的に解明された研究はなされておらず、注入孔ピッチを設計する際に考慮すべきパラメータと浸潤距離との関係は明確にされていないのが現状である。

本研究では、亀裂性岩盤の空隙構造を単一亀裂モデルとして取り扱うのではなく3次元的にとらえ、浸潤経路となる亀裂が水平方向と鉛直方向に連続した亀裂性岩盤の有効間隙率の算定と注入範囲について、地下水の浸透流を支配する基礎方程式にもとづき理論的な評価を行った。注入範囲の評価については、水平方向及び鉛直方向のそれぞれの亀裂に対してHele-Shaw Model (以下、H. S. M. と記す)にもとづいた理論を適用し、その理論を組み合わせて、グラウト注入における3次元の注入範囲を理論的に評価した。さらに、グラウト注入においてきわめて重要なパラメータであるグラウトの粘性、注入圧、注入時間、対象とする岩盤の亀裂開口幅と、グラウトの浸潤挙動の関係を理論的に説明した。その提案の妥当性を検証するためにグラウトの注入モデル実験を実施した。実験は一辺5cmの立方体ブロックを約1,000個積み上げて3次元の亀裂性岩盤モデルを作成し、これを用いてグラウトの注入モデル実験を行い、3次元的な浸潤挙動を把握した。

2. グラウトの注入範囲の評価に関する従来の研究と本研究の目的

岩盤中の地下水は、地質学的不連続面である大小さまざまな亀裂や破碎部を主な浸潤経路としている。岩盤の空隙構造は数%の間隙が亀裂や破碎部の

浸潤経路により構成されているため、間隙分布の不規則性が岩盤内の透水性の不均質性につながっている¹¹⁾。岩盤の透水性を考えると、浸潤経路を表す数理モデルを考え、そのモデルの透水性を求める方法が一般的である¹³⁾。岩盤内における地下水流れのとらえ方は、微視的な観点から主たる水みちである亀裂のネットワーク内の流れとして考える場合^{14), 15), 16), 17)}と、巨視的な観点から岩盤というマス全体を多孔質媒体とみなしてその内の流れを把握する場合^{18), 19), 20), 21)}とに大別することができる¹⁰⁾。

亀裂性岩盤を対象としてグラウトを行う場合には、浸潤経路となる岩盤の空隙構造を形成する亀裂に対して、①それぞれの亀裂を単一流路としてグラウトの浸潤挙動を把握すること、②それぞれの亀裂が3次元的に岩盤全体に分布している場合のグラウトの浸潤挙動を把握すること、③対象となる岩盤の亀裂や断層等の水理学的特性を把握すること、などが重要である。

実際の岩盤においては多数の亀裂が発達しており、特にグラウトによる止水が必要となる区間については亀裂の連続性を考慮した3次元の透水性を把握する必要がある。著者らは、亀裂性岩盤を対象としたグラウトの目詰まり特性を実験により把握した²²⁾。また、複数の亀裂におけるグラウトの浸潤メカニズムについて、ベルヌーイの式を適用することにより実験での現象を理論にもとづき説明し、グラウトの手順について理論的な評価を行った²³⁾。これらの研究成果を踏まえて、本研究においては、グラウト注入ピッチの設計を目的として、グラウトの注入範囲の評価を行った。特に、グラウトの浸透経路は亀裂の流れが支配的であることに着目し、亀裂の連続性を考慮した3次元の浸透経路により構成された亀裂性岩盤を対象とした。さらに、グラウト注入においてきわめて重要なパラメータであるグラウトの配合による粘性、注入圧力、注入時間、対象とする岩盤の亀裂開口幅とグラウトの浸潤挙動の関係を把握し理論的に説明することを目的とし、浸潤経路の流れについてH. S. M. 理論を適用した。

H. S. M. は、2枚の平行平板によって作った薄い間隙に粘性流体を流した模型実験について理論構築されたものである。このモデルはHele-Shawによって研究がすすめられ^{24), 25)}、Zamarin はダムの浸透流に関する研究においてこのモデルを初めて適用した²⁶⁾。このモデルは水平方向あるいは鉛直方向の平行平板での2次元流れを対象とした理論である。本研究では、水平方向と鉛直方向それぞれの平

行平板 2 次元流れの理論を組み合わせることによって、水平方向と鉛直方向に連続した亀裂を浸潤経路とした 3 次元の浸潤挙動に対する理論を構築した。以下に、構築した浸潤理論とグラウト注入実験における浸潤挙動、理論の妥当性と注入範囲の評価について論述する。

3. 有効間隙率の算定方法とその妥当性の検証

グラウト注入対象領域の空隙構造を岩盤の有効間隙率により評価し、その値を用いて注入区間全体にわたる平均的な水平方向浸潤距離を算定する方法について論述する。対象領域は、不飽和状態の領域への注入と、飽和状態の領域への注入を対象に評価した。

(1) 注入試験による有効間隙率の算定方法

本項では、地下水の浸透流を支配する基礎方程式にもとづき、注入試験における定流量注入や定圧注入などの境界条件や初期条件に対する理論を岩盤の有効間隙率の評価に適用することにより、その妥当性について検証し、現場への適用性について考察する。注入試験の概念図を図-1 に示す。

a) 定流量注入試験

まず、定流量注入試験について論述する。図-1 を参考にして、注入孔の中心より r 離れたところの流量は、浸潤が注入区間 L に水平方向だけに生じるものと仮定すると、運動の式より次式を得る。

$$Q_0 = -2\pi r L k \frac{\partial h}{\partial r} \quad (1)$$

ここで、 Q_0 : 注入流量とする。

式(1)において、次の境界条件を設定する。

$$r=r_0 : h=h_0(t) \quad r=R(t) : h=h_c \quad (2)$$

ここで、 r_0 : 注入孔の半径、 $h_0(t)$: 注入孔における注入区間の中間での注入水頭、 $R(t)$: 注入区間全体の平均的な水平方向浸潤距離、 h_c : 浸潤前線における圧力水頭、 t : 岩盤への注入時間とする。

式(1)を式(2)の境界条件で積分すると、次式が求まる。

$$h_0(t) = \frac{Q_0}{2\pi L k} (\ln R(t) - \ln r_0) + h_c \quad (3)$$

定流量注入試験における岩盤内への総注入量 $Q_0 t$ と注入区間全体の平均的な水平方向浸潤距離 $R(t)$ との関係は次式となる。

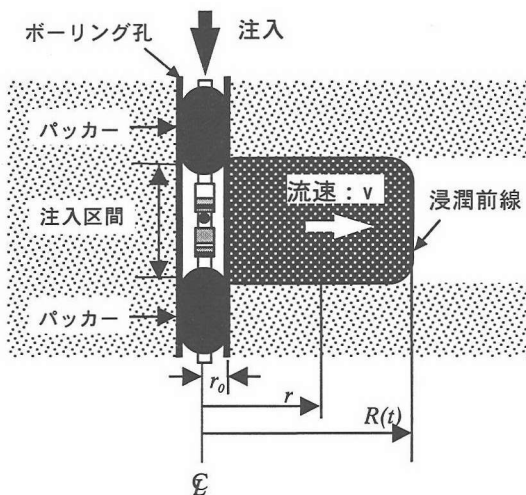


図-1 亀裂性岩盤への注入概念図

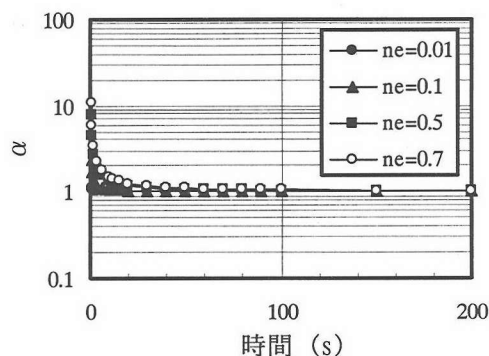


図-2 注入時間 t と α の関係

$$Q_0 t = \pi (R(t)^2 - r_0^2) L n_e \quad (4)$$

ここで、 n_e : 有効間隙率とする。

式(4)を $R(t)$ について解くと次式を得る。

$$R(t) = \sqrt{\frac{Q_0 t}{\pi L n_e} \left\{ 1 + \frac{\pi r_0^2 L n_e}{Q_0 t} \right\}} \quad (5)$$

ここで、式(5)の右辺について考察する。いま、式(5)の右辺の項を α と表す。

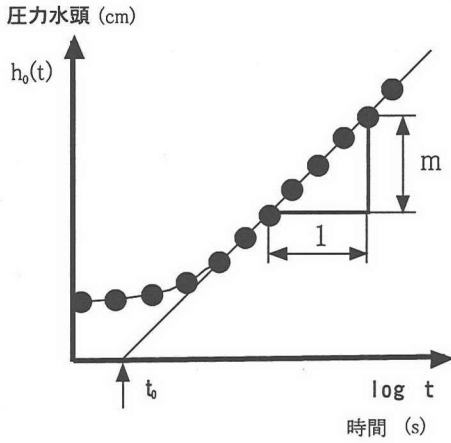


図-3 定流量注入時の注入孔の圧力水頭変化

$$\alpha = 1 + \frac{\pi r_0^2 L n_e}{Q_0 t} \quad (6)$$

注入孔半径 $r_0=3.3$ (cm), 注入区間 $L=500$ (cm), 注入流量を仮に $Q_0=300$ /min/m ($=5\text{cm}^3/\text{s}/\text{cm}$) と設定し, 有効間隙率をパラメータとして 0.01 から 0.7 までの範囲について計算すると, 注入時間 t と α の関係は図-2 となる. 注入流量は, グラウトの注入仕様で注入速度を規制した場合の注入流量の上限値の例にもとづき設定した²⁷⁾. 図-2 より, パラメータとした有効間隙率の値にかかわらず概ね $t \gg 20$ (s) となる注入時間の範囲において $\alpha \approx 1$ となる. この結果から, 式(5)は次式のように近似することができる.

$$R(t) \approx \sqrt{\frac{Q_0 t}{\pi L n_e}} \quad (7)$$

式(7)を式(3)に代入すると, 次式を得る.

$$h_0(t) = \frac{2.3Q_0}{4\pi L k} \left(\log \frac{Q_0 t}{\pi r_0^2 L n_e} \right) + h_c \quad (8)$$

式(8)より, 定流量注入試験での注入孔内の水頭上昇の経時変化 $h_0(t)$ を計測し, その結果を図-3 に示すように片対数で整理する. この結果より, 直線の勾配 (m) から透水係数 (k) は次式より算定できる.

$$k = \frac{2.3Q_0}{4\pi L} \cdot \frac{1}{m} \quad (9)$$

また $\log t$ 軸との切片の値 t_0 より, 場の有効間隙率 n_e と h_c の関係が得られる.

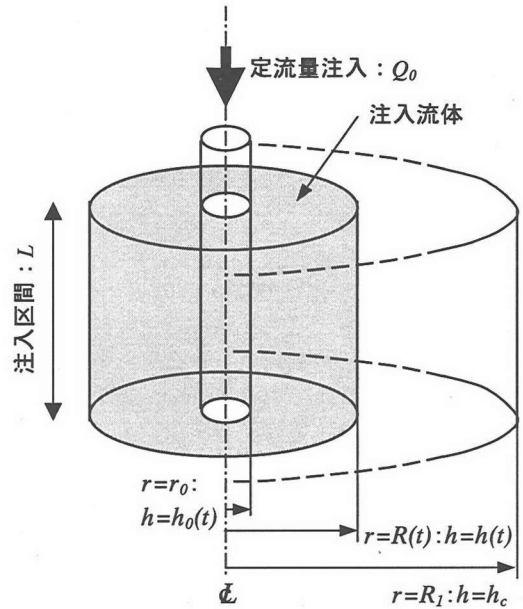


図-4 飽和領域への定流量注入の概念図

$$\frac{Q_0 t_0}{\pi r_0^2 L n_e} = \exp \left[\frac{4\pi L k}{Q_0} \{ h_0(t_0) - h_c \} \right] \quad (10)$$

ここで, h_c の値が注入圧に対してきわめて小さい場合, あるいは $h_0(t_0)$ が注入領域の場の水頭と注入水頭の差とすると, 式(10)の有効間隙率は, 次式のように近似される.

$$n_e = \frac{Q_0 t_0}{\pi r_0^2 L} \exp \left\{ -h_0(t_0) \cdot \frac{4\pi L k}{Q_0} \right\} \quad (11)$$

ここで, $h_0(t_0)=0$ となる t_0 を求めると, 有効間隙率は次式で求まる.

$$n_e = \frac{Q_0 t_0}{\pi r_0^2 L} \quad (12)$$

式(8)は不飽和状態の領域への注入であるが, 飽和状態の領域への注入では, 図-4 に示すような注入によって水を排水しながら浸潤する現象になっている. この場合の有効間隙率の算定方法について論述する.

運動の式より次式を得る.

$$Q_0 = -2\pi r L k_g \frac{\partial h}{\partial r} \quad (13)$$

ここで、 k_g : 注入流体の透水係数とする。
式(13)において、次の境界条件を設定する。

$$r=r_0 : h=h_0(t) \quad r=R(t) : h=h(t) \quad (14)$$

ここで、 r_0 : 注入孔の半径、 $h_0(t)$: 注入孔における注入区間の中間での注入水頭、 $R(t)$: 注入流体の水平方向浸潤距離、 $h(t)$: $R(t)$ における圧力水頭とする。

$$Q_0 = -2\pi r L k_w \frac{\partial h}{\partial r} \quad (15)$$

ここで、 k_w : 水の透水係数とする。
式(15)において、次の境界条件を設定する。

$$r=R(t) : h=h(t) \quad r=R_1 : h=h_c \quad (16)$$

ここで、 R_1 : 注入により排水された水の水平方向浸潤距離 ($R_1 = x r_0^{(k_w/k_0)}$)、 h_c : 注入領域の場の圧力水頭とする。

式(13)を式(14)の境界条件で積分すると、次式が求まる。

$$\ln \frac{R(t)}{r_0} = \frac{2\pi L k_g}{Q_0} (h_0(t) - h(t)) \quad (17)$$

式(15)を式(16)の境界条件で積分すると、次式が求まる。

$$\ln \frac{R_1}{R(t)} = \frac{2\pi L k_w}{Q_0} (h(t) - h_c) \quad (18)$$

式(17)と式(18)から、 $h_0(t)$ について解くと次式となる。

$$h_0(t) = \frac{Q_0}{2\pi L} \left(\frac{1}{k_g} - \frac{1}{k_w} \right) \cdot (\ln R(t) - \ln r_0) + h_c + \frac{Q_0}{2\pi L} \cdot \frac{\ln x}{k_w} \quad (19)$$

式(19)に式(7)の $R(t)$ を代入すると、次式を得る。

$$h_0(t) = \frac{2.3Q_0}{4\pi L} \left(\frac{1}{k_g} - \frac{1}{k_w} \right) \cdot \left(\log \frac{Q_0 t}{\pi_0^2 L n_e} \right) + h_c + \frac{Q_0}{2\pi L} \cdot \frac{\ln x}{k_w} \quad (20)$$

ここで得られた式(20)は式(8)の不飽和状態の領域への注入と同様の式であることから、注入によって水を排水しながら浸潤する飽和状態の領域への注入の場合においても同様の算定式により透水係数及び有効間隙率が求めることができる。

式(20)の直線の勾配を m とすると、透水係数は次式より算定できる。

$$m = \frac{2.3Q_0}{4\pi L} \cdot \left(\frac{1}{k_g} - \frac{1}{k_w} \right) \quad (21)$$

ここで、 k_g 、 k_w はそれぞれ次式で表される。

$$k_g = \frac{\rho_g g}{\mu_g} \cdot k_0 \quad (22)$$

$$k_w = \frac{\rho_w g}{\mu_w} \cdot k_0 \quad (23)$$

ここで、 ρ_g : 注入流体の密度、 ρ_w : 水の密度、 μ_g : 注入流体の粘性係数、 μ_w : 水の粘性係数、 k_0 : 固有透過度とする。注入流体の密度、粘性が既知であれば、式(21)から注入領域の k_0 が得られる。

有効間隙率 n_e は、 $\log t$ 軸との切片の値 t_0 より、式(20)の右辺第1項から次式の関係が得られる。

$$n_e = \frac{Q_0 t_0}{\pi_0^2 L} \quad (24)$$

以上のことから、飽和領域への注入の場合においても、不飽和領域への注入と同様の算定方法により、透水係数及び有効間隙率が求められることが理論的に示された。

b) 定圧注入試験

定圧注入試験についても同様に有効間隙率の算定方法を導くと以下の通りとなる。

運動の式より、

$$Q(t) = -2\pi r L k \frac{\partial h}{\partial r} \quad (25)$$

ここで、 $Q(t)$: 注入流量とする。

式(25)において、次の境界条件を設定する。

$$r=r_0 : h=h_0 \quad r=R(t) : h=h_c \quad (26)$$

ここで、 h_0 : 注入区間の中間での一定圧注入水頭とする。

式(25)を式(26)の境界条件で積分すると、次式が求まる。

$$h_0 = \frac{Q(t)}{2\pi L k} (\ln R(t) - \ln r_0) + h_c \quad (27)$$

式(27)を $R(t)$ について解くと次式を得る。

$$R(t) = r_0 \cdot \exp \left\{ \frac{2\pi L k}{Q(t)} \cdot (h_0 - h_c) \right\} \quad (28)$$

定圧注入試験のある時間 t での岩盤内への総注入量と注入区間全体の平均的な水平方向浸潤距離 $R(t)$ との関係は次式となる。

$$\int_0^t Q(t) \cdot dt = \pi (R(t)^2 - r_0^2) L n_e \quad (29)$$

式(28)に式(29)を代入し、 n_e について解くと次式が得られる。

$$n_e = \left(\frac{\int_0^t Q(t) \cdot dt}{\pi L r_0^2} \right) \cdot \frac{1}{\exp\left\{ \frac{4\pi L k}{Q(t)} \cdot (h_0 - h_c) \right\} - 1} \quad (30)$$

式(30)より、注入流量の経時変化を計測することにより n_e を算定することができる。しかし、算定式は複雑であり、数値解析を必要とするため、グラウトで一般に行われている定圧注入法では有効間隙率を簡単に求めることは困難である。

(2) 定流量注入実験による妥当性の検証

上記の理論式にもとづく定流量注入実験による有効間隙率の算定方法の妥当性を、碎石を用いた定流量注入実験により検証した。実験装置を図-5に示す。注入流体は、高粘性流体（メチルセルロース系、濃度3%、粘性490mPa・s、密度0.97g/cm³）を用いた。この装置では注入区間が $L=20$ (cm) と非常に短い間隔のため上下に補助注入区間をそれぞれ20cm設け、中央の注入区間から流入するグラウトが理論通りに半径方向へ浸潤するようにした。注入孔の注入圧力の上昇は、注入区間の中央の高さで間隙水圧計で計測した。供試体は、モールドに7号碎石を振動を与えながら所定の間隙率(0.51)に転圧して作製した。7号碎石の平均粒径 (D_{50}) は0.4cmである。注入区間中央における注入圧の変化を圧力水頭に換算した結果を図-6に示す。図-6より、その勾配と切片 ($t_0=2.4$ s) より、式(12)にもとづく有効間隙率を算定した結果 ($r_0=3.3$ cm, $Q_0=141.0$ cm³/s), $n_e=0.49$ と求められた。これは、模擬地盤の $n=0.51$ に対して非常に良い精度で算定されたことがわかる。このことから、本実験では不飽和の碎石層への高粘性流体の定流量注入実験を実施した結果であるが、ここで提案する方法は有効間隙率の算定方法として妥当であると判定できる。

(3) 注入孔ピッチの設計への適用

定流量注入試験により、注入場の有効間隙率 (n_e) が求められると、式(5)あるいは簡易式の式(7)にこの値を代入すると、注入されている半径の経時的な広がりがわかる。また、そのときの注入孔内に発生する圧力は式(8)より求められる。

一般にグラウトの注入工法では、地盤の変形か注入孔の圧力によって管理されるので、式(8)の $h_0(t)$ が規定の限界圧力 (h_{max}) に到達するまで注入することによって、その時間から注入半径が求められる。これより、注入孔のピッチを算定する。また、注入によって地盤の変形を許容値まで注入する方法で

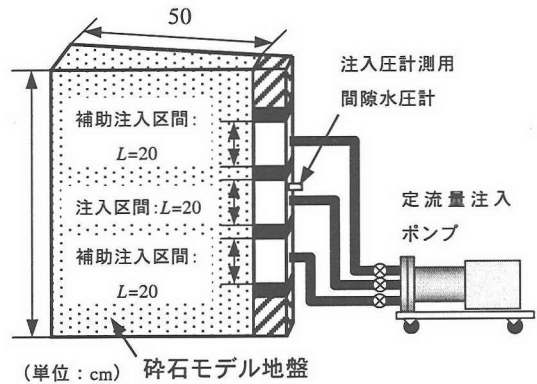


図-5 碎石モデルを用いた定流量注入実験装置

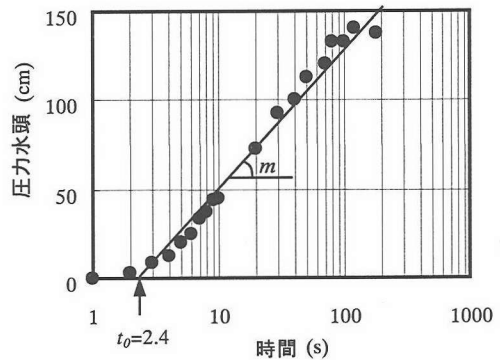


図-6 碎石モデルを用いた定流量注入実験における圧力水頭の経時変化

は、注入時の地盤の変状を計測し、その値が許容値に到達するまでの時間を求めて、注入半径を推定し、それにより注入孔のピッチを算定する。しかし、限界圧力は岩盤性状、上載荷重等によって異なり、グラウティング技術指針・同解説では、硬岩では注入圧力を高くすることが可能であるが、軟岩では限界圧力が低く注入圧力を高くすることにより基礎岩盤を破壊することがあるとされている。したがって、軟岩では特に注入圧力に着目し、注入による岩盤の浮き上がりを測定し、これを参考として注入圧力を決定する必要がある²⁷⁾。

4. 3次元亀裂性岩盤を対象とした浸潤範囲の評価

注入流体が完全な水平流であると仮定した場合の注入孔の注入区間全体にわたる浸潤距離と有効間隙率の算定方法は妥当であることがわかった。しかし実際には、岩盤の空隙構造は浸潤経路が3次元的に存在している場合もあり、その場合には鉛直方向へも浸潤するため注入区間全体にわたって浸潤前線が注入孔壁と平行に進むわけではない。そこで、水平方向だけでなく鉛直方向の流れが生じる場合の注入範囲の評価を行った。

(1) 3次元亀裂性岩盤モデルを用いたグラウト注入実験

実験は岩盤における亀裂の3次元の浸潤経路網を表現するため、正六面体のブロック(5×5×5cm)を作成し、それを1008個水槽の中に組み込むことで3次元亀裂性岩盤モデルを作成した(図-7, 8参照)。モデルに使用するブロックは、このモデルの透水係数および間隙率が把握できるように厚さ0.05cmのスペーサを貼り、亀裂開口幅を既知とした。注入孔の半径は実際のボーリング孔にあわせて $r_0=3.3$ cmとした。実験は、注入孔ブロックの間隙からグラウトが注入できるようにした。注入区間は、モデルの底面から10cmの高さから区間長を30cmに設定した。実験は定流量注入実験を行い($Q_0=7.36\text{cm}^3/\text{s}$)、その後、注入孔での注入圧の上昇が停止した時点で注入実験を終了した。実験終了後、3次元亀裂性岩盤モデルのブロックを解体し、ブロックとブロックの間の亀裂における高粘性流体の付着状況を目視にて確認し、水平及び鉛直の浸潤距離を計測した。本実験では、ダルシー則に従った浸潤挙動とするため高粘性流体($\mu=142\text{mPa}\cdot\text{s}$)を用いた。

(2) 実験結果と理論との比較

実験から得られた浸潤距離の結果と、注入流体が水平流と仮定した場合の浸潤距離算定値を図-9に示す。ここで、亀裂番号は注入孔内にある7本の亀裂を注入孔底からNo.1とし、順次下から上へ番号をつけた。注入流体は注入孔内のそれぞれの亀裂(亀裂番号1~7)から注入され、ブロック側面で形成された浸潤経路網を流体が流れていく。有効間隙率は、式(12)と図-10に示す注入孔内の圧力水頭の経時変化から算定した結果、 $n_e=0.026$ となった。実験後の注入状況は、注入流体は注入孔の注入区間全体で浸潤前線が注入孔壁と平行に進んでいる水

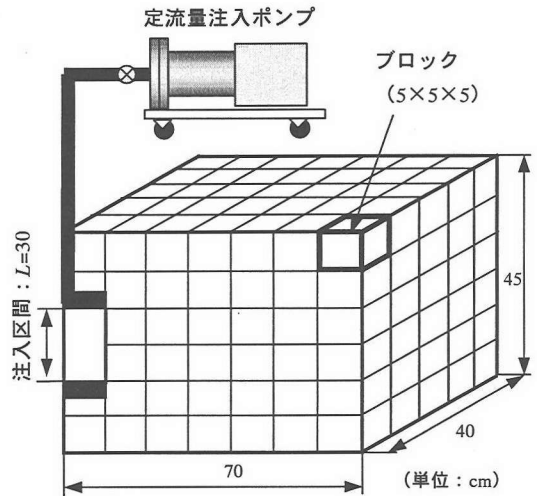


図-7 3次元亀裂性岩盤モデルの注入実験装置

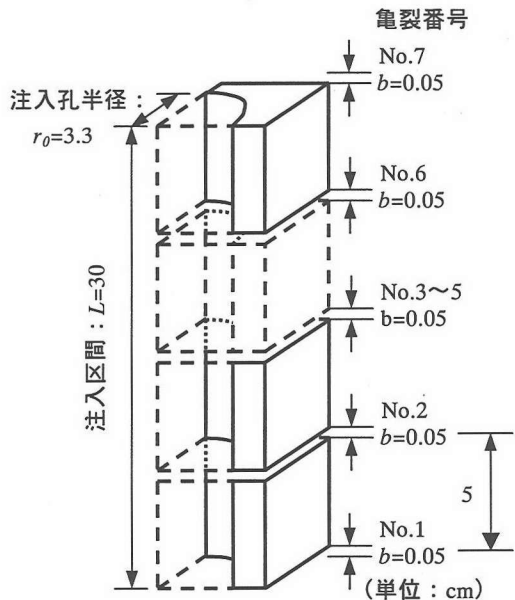


図-8 3次元亀裂性岩盤モデルの注入孔周辺の詳細図

平流ではなく、鉛直方向へも浸潤し、注入区間よりも下のブロックの亀裂にも注入流体が浸潤している。

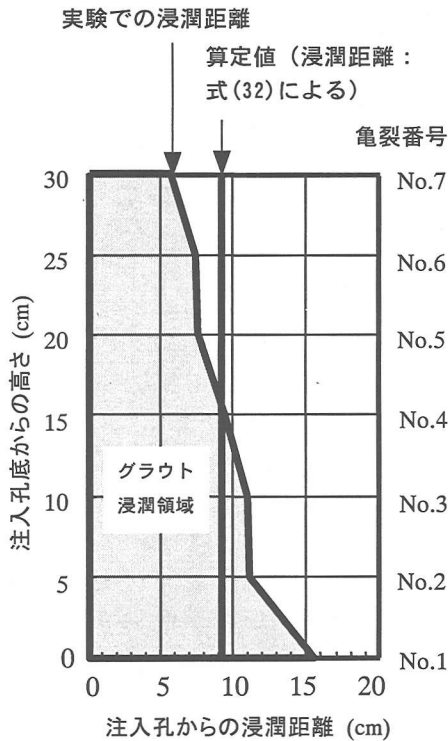


図-9 浸潤距離の理論解と実験値との比較

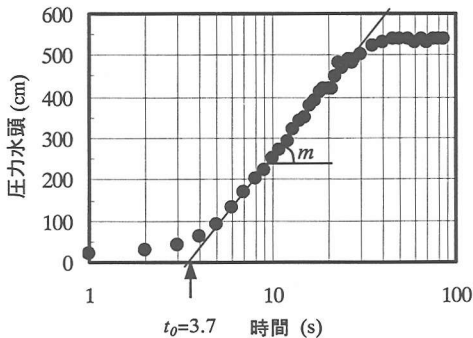


図-10 3次元亀裂性岩盤モデルを用いた定流量注入実験における圧力水頭の経時変化

実験で作成した 3 次元亀裂性岩盤モデルの全体の平均での亀裂の間隙率は $n=0.028$ であり、式(12)より得られた有効間隙率の値はほぼ妥当なものであると評価できる。

図-9 の浸潤距離の算定値は、注入流体が完全な水平流であると仮定し、注入孔の注入区間全体で浸

表-1 水平流と仮定した場合の浸潤距離算定に用いた値

Q_0 (cm ³ /s)	t (s)	q (cm ³)	L (cm)	n_e	r_0 (cm)
7.36	85	432	30	0.028	3.3

潤前線が注入孔壁と平行に進んでいる距離を評価したものである。実験では、重力の影響により鉛直方向へも浸潤するため、注入区間よりも下のブロックの亀裂にも注入流体が浸潤している。これを考慮し、実験終了時の浸潤距離を算定すると以下に示す通りとなる。

$$Q_0 t = \pi (R(t)^2 - r_0^2) L n_e + q \quad (31)$$

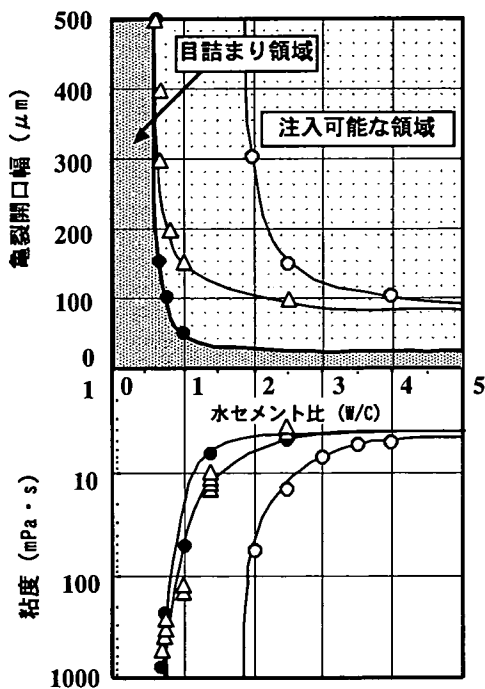
ここで、 q : 注入区間よりも下のブロックの亀裂に浸潤した流量とする。この値は、実験終了時に 3 次元亀裂性岩盤モデルのブロックを解体して計測した。式(31)を $R(t)$ について解くと次式が得られる。

$$R(t) = \sqrt{\frac{Q_0 t - q}{\pi L n_e} + r_0^2} \quad (32)$$

式(32)より、注入流体が水平流であると仮定し、浸潤前線が注入孔壁と平行に進んでいるとした場合の浸潤距離の値は、9.2cm と算定された。算定に用いた値を表-1 に示す。図-9 より、注入区間全体での浸潤を平均的に評価すると良く一致しているが、実験では注入区間の上部において算定された浸潤距離まで到達していないことがわかる。このことから、次に重力の影響による鉛直方向への浸潤について理論的な考察を行う。

5. Hele-Shaw Model を用いたグラウト浸潤理論

グラウトが水平に半径方向に浸潤すると仮定して導いたグラウトの注入範囲の推定の妥当性を碎石モデルや 3 次元亀裂性岩盤モデルによって検証した。その結果、図-9 では注入区間の上部においては実験では理論にもとづき算定した浸潤距離まで浸潤前線は到達していないことがわかる。水平方向に卓越した亀裂を対象に浸潤距離を評価する場合には、この浸潤距離の評価は有効であるが、3次元で浸潤経路が形成されている場合には、鉛直方向の流れを考慮しなければならない。注入区間上部では理論にもとづき算定した浸潤距離を設計に適用すると、グラウトの浸潤距離を過大評価することになる。この場合、実際のグラウトの浸潤距離は、鉛



△ 普通ポルトランドセメント、○ 超微粒子セメント
● 超微粒子セメント+分散剤

図-11 注入可能となる限界の亀裂開口幅と水セメント比、粘性の関係
(参考文献 22) の図に水セメント比と粘性の関係を追記)

直方向への浸潤挙動の影響により設計値まで浸潤前線が到達しないと考えられ、注入孔間を適正に止水することができない。よって、より精度の高いグラウトの注入範囲を評価するためには、鉛直方向への浸潤挙動を把握する必要がある。

このようなグラウトの鉛直方向への挙動は、注入圧やグラウトの粘性（水セメント比）に依存すると考えられる。図-11に単一亀裂モデルにおける目詰まり特性を把握するために行った平行平板を用いたグラウト注入実験の結果を示す²²⁾。ここで、鉛直方向の亀裂について考える。亀裂開口幅が大きい透水性のきわめて高い亀裂においては、グラウトの粘性が低い場合には、注入孔からの半径方向よりも鉛直方向への流れが卓越する。半径方向へ水平に注入範囲を拡げるには、粘性が高いグラウトを用いることが効果的である。しかし、図-11に示されるように、粘性が高いグラウトは水セメント比が小さい

ため亀裂開口幅の小さい亀裂に対しては目詰まりが生じる。そこで、より効果的なグラウトを行うためには、注入領域における亀裂に対して、グラウトの粘性と注入範囲の関係を十分に把握しなければならない。これらのことから、以下にグラウトの浸潤理論と注入範囲の評価について論述する。

(1) Hele-Shaw Model における浸潤理論

水平方向だけでなく鉛直方向の流れが生じる場合について、H. S. M. を用いて注入範囲の評価を行う。H. S. M. は平行平板内における粘性流体の流れの理論である。そこで、図-7のような浸潤経路網をもつ3次元亀裂性岩盤を対象とし、その浸潤経路は鉛直方向及び水平方向の平行平板が組み合わさって形成されていることから、鉛直方向及び水平方向の流れについて図-12のH. S. M. を用いることにより、3次元での注入範囲の評価を行った。

図-12(a)に示す鉛直方向の平行平板において、粘性・非圧縮流体のNavier-Stokesの運動方程式は以下のように表される。

$$\frac{DV_x}{Dt} = f_x - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \cdot \nabla^2 V_x \quad (33)$$

$$\frac{DV_y}{Dt} = f_y - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \cdot \nabla^2 V_y \quad (34)$$

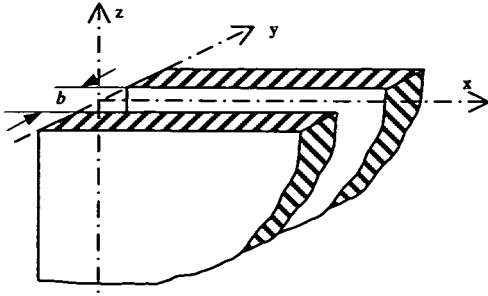
$$\frac{DV_z}{Dt} = f_z - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \cdot \nabla^2 V_z \quad (35)$$

ここで、

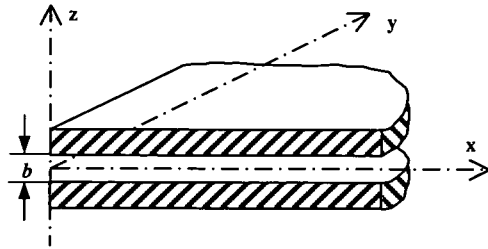
$$\frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} + V_x \cdot \frac{\partial}{\partial x} + V_y \cdot \frac{\partial}{\partial y} + V_z \cdot \frac{\partial}{\partial z} \quad (36)$$

式(36)の右辺第1項は慣性項、 V_x, V_y, V_z : x, y, z 方向の速度成分、 ν : 動粘性係数 ($\nu = \mu / \rho$)、 f_x, f_y, f_z : 流体の単位体積当たりの外力とする。また、鉛直方向平行平板内での流れの条件は以下の通りである。

- ① 亀裂開口幅 b が狭い鉛直空間では $V_y = 0$ とする。
- ② 粘性流体の流体運動における粘性力の効果は、慣性力に比べて非常に大きいことから、式(33)、(34)、(35)では無視し、ゆっくりした運動であるから、 $D/Dt = 0$ とする²⁸⁾。
- ③ 外力は gz の重力が作用しているから、式(33)、(34)、(35)の右辺第1項は次式の通りとなる。



(a) 鉛直方向の平行平板モデル



(b) 水平方向の平行平板モデル

図-12 Hele-Shaw Model の平行平板モデル²⁸⁾

$$f_x = -\frac{\partial(gz)}{\partial x} = 0 \quad (37)$$

$$f_y = -\frac{\partial(gz)}{\partial y} = 0 \quad (38)$$

$$f_z = -\frac{\partial(gz)}{\partial z} = -g \quad (39)$$

以上の条件から、式(37)、(38)、(39)をそれぞれ式(33)、(34)、(35)に代入すると以下の式が得られる。

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \rho\nu \cdot \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} \quad (40)$$

$$\frac{\partial p}{\partial y} = 0 \quad (41)$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} = -\rho g + \rho\nu \cdot \frac{\partial^2 V_z}{\partial y^2} \quad (42)$$

ここで、式(40)、(42)について以下の境界条件で積分をする。

$$y = 0 : \frac{\partial V_x}{\partial y} = \frac{\partial V_z}{\partial y} = 0 \quad (43)$$

$$y = \pm \frac{b}{2} : V_x = V_z = 0 \quad (44)$$

積分の結果、次式が得られる。

$$V_x = \frac{1}{2\rho\nu} \cdot \left(y^2 - \frac{b^2}{4} \right) \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \quad (45)$$

$$V_z = \frac{1}{2\rho\nu} \cdot \left(y^2 - \frac{b^2}{4} \right) \cdot \left(\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g \right) \quad (46)$$

ここで、 x と V_x 、 z と V_z はそれぞれ式(47)、(48)の関係となる²⁸⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\partial x}{\partial t} &= \frac{1}{b} \cdot \int_{-b/2}^{b/2} V_x(y) dy \\ &= -\frac{b^2}{12\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \end{aligned} \quad (47)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial z}{\partial t} &= \frac{1}{b} \cdot \int_{-b/2}^{b/2} V_z(y) dy \\ &= -\frac{b^2}{12\mu} \cdot \left(\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g \right) \end{aligned} \quad (48)$$

ここで、図-12(a)の z 方向において圧力分布を $\partial p / \partial z = 0$ とすると、式(48)は次式で表すことができる。

$$\frac{\partial z}{\partial t} = -\frac{\rho g b^2}{12\mu} \quad (49)$$

浸潤距離は、式(47)については t と x について式(50)のそれぞれの境界条件で積分し、式(49)については式(51)の境界条件で t について積分することにより、亀裂への浸潤距離が得られる。

$$t=0 : x=z=0 \quad (50)$$

$$x=0 : p=p \quad (51)$$

$$x = \sqrt{\frac{b^2}{6\mu} \cdot p \cdot t} \quad (52)$$

$$z = -\frac{\rho g b^2}{12\mu} \cdot t \quad (53)$$

同様に、H. S. M. を用いた水平方向の平行平板内における浸潤距離は次式で表すことができる。

$$x = y = \sqrt{\frac{b^2}{6\mu} \cdot p \cdot t} \quad (54)$$

(2) 注入孔ピッチの設計に関する考察

ここで、効果的なグラウトの設計に関する検討として、注入孔ピッチについて考察する。

より効果的なグラウトの設計条件は、注入流体の亀裂内での浸潤速度が鉛直方向よりも水平方向に卓越する場合であると考えられる。そこで注入流体の浸潤速度が水平方向へ卓越する場合の条件を、式(47)、式(49)の流速成分 $\partial x / \partial t$ と $\partial z / \partial t$ を用いて表現する。またここで、式(47)における圧力勾配は粘性抵抗によって生じるエネルギー損失によることから、粘性抵抗について考える。平行平板亀裂中の微小区間における力のつり合いを考えれば次式が誘導できる²⁹⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\partial p}{\partial x} &= -\frac{2\tau}{b} \\ &= -\frac{12\mu}{b^2} \cdot \left(\frac{Q}{2\pi x b} \right) \end{aligned} \quad (55)$$

ここで、 τ : 流体の摩擦抵抗力とする。

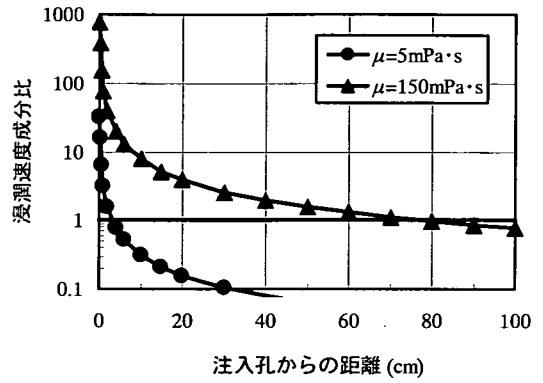
式(55)を式(47)に代入すると、次式が得られる。

$$\frac{\partial x}{\partial t} = \frac{Q}{2\pi b} \cdot \frac{1}{x} \quad (56)$$

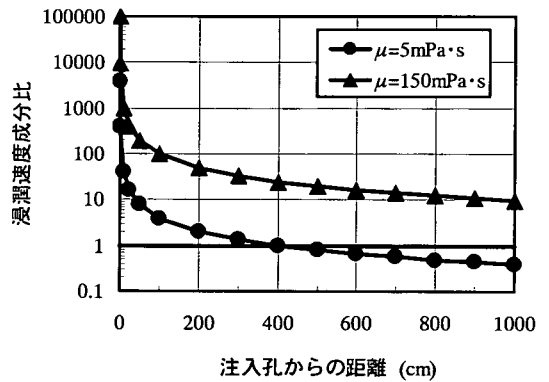
ここで、**図-12(a)**に示す鉛直方向の平行平板モデルにおける注入流体の浸潤について考察する。上記の式(56)と式(49)を用いて、鉛直方向の平行平板モデルにおける浸潤速度成分が鉛直方向に比べて水平方向へ卓越する場合の条件を表現すると、次式を満足する場合となる。

$$\left| \frac{\partial x}{\partial t} / \frac{\partial z}{\partial t} \right| = \left| -\frac{2\mu Q}{\pi \rho g b^3 x} \right| > 1 \quad (57)$$

式(57)は、グラウトの注入におけるパラメータであるグラウトの粘性、注入流量、注入孔からの距離、対象とする岩盤の亀裂開口幅と、グラウトの水平方向及び鉛直方向の浸潤速度成分の関係を表しており、この式によりグラウトの浸潤挙動を理論的に説明することができる。**図-13**に、H. S. M. の鉛直方向平行平板における式(57)左辺の浸潤速度成分比と注入孔からの距離の関係を示す。**図-13(a)**は亀裂開口幅 0.05cm、**図-13(b)**は亀裂開口幅 0.01cm の場合について、注入流体の粘性が 5mPa・s と 150mPa・s の 2種類の浸潤速度成分比を比較した。ここで、注



(a) 亀裂開口幅 0.05cm



(b) 亀裂開口幅 0.01cm

図-13 水平方向と鉛直方向の浸潤速度成分比と注入孔からの距離の関係

入流量はグラウチング技術指針・同解説を参考に、 $Q_0=30\text{l/min/m}$ ($=5\text{cm}^3/\text{s/cm}$) と設定した²⁷⁾。**図-13(a)**、**(b)**から、粘性が大きいほど注入孔からより遠く離れたところまで浸潤速度の水平方向成分が卓越している。この浸潤速度比の挙動は、**図-13(b)**の亀裂開口幅 0.01cm の小さい場合においてより顕著に現れていることがわかる。

式(57)と**図-13**にもとづき、それぞれのパラメータごとに浸潤速度の水平方向成分と鉛直方向成分の関係を考察すると、以下の通りである。

- ① 亀裂開口幅 b が小さいほど、浸潤速度の水平方向成分は注入孔からより遠く離れたところまで卓越する。
- ② 粘性 μ が大きいほど、浸潤速度の水平方向成分は注入孔からより遠く離れたところまで卓越する。

③注入流量 Q が大きいほど、浸潤速度の水平方向成分は注入孔からより遠く離れたところまで卓越する。

以上のことから、注入孔からの距離と浸潤速度成分の関係を示すことにより、浸潤速度の水平方向成分が卓越する注入範囲を理論的に評価することができた。この注入範囲にもとづき注入孔ピッチを設定することにより、より効果的なグラウトの設計が可能となる。

(3) Hele-Shaw Model を用いて算定したグラウトの注入範囲の評価

図-14 に H. S. M. を用いた理論解と実験値を示す。理論解はブロック側面ごとに鉛直方向及び水平方向の平行平板流れとして H. S. M. 理論を適用した。図-14 の理論解は実験モデルの浸潤距離について式(52)、(53)にもとづき算定した結果を示した。この結果は、注入区間全体にわたり実験において示されたそれぞれの亀裂における浸潤距離の傾向を理論的に説明している。理論解は、実験において示されたそれぞれの亀裂における浸潤距離と良く一致しており、注入区間の上部においても、浸潤距離を適正に評価していることがわかる。注入区間の下部では、理論解は実験値よりも小さな値となっている。これは、実験モデルでは底面からの排水がないことが原因と考えられる。

以上のことから、空隙構造を3次元の浸潤経路網としてとらえ、鉛直方向及び水平方向の亀裂に対して H. S. M. 理論を適用した結果、注入範囲を明確に説明することができ、理論は妥当であることがわかる。これらの得られた知見から、グラウト注入孔ピッチの設計において、注入孔における亀裂開口幅のデータにもとづき、グラウトの粘性と浸潤距離の関係をより精度の高い理論にもとづき算定することにより、注入範囲を予測することができる。

6. 結論

グラウトの注入範囲を高い精度で予測することは、現場においてグラウトを行う際の注入孔ピッチの設計を行ううえで重要である。特に、浸潤距離の算定によりグラウトの注入範囲が予測できるため、グラウトの注入孔ピッチの設計指針とすることができる。このことから、本研究では、浸潤経路となる亀裂が水平方向と鉛直方向に連続した3次元亀裂性岩盤の有効間隙率の算定と注入範囲について、地下水の浸透流を支配する基礎方程式にもとづき

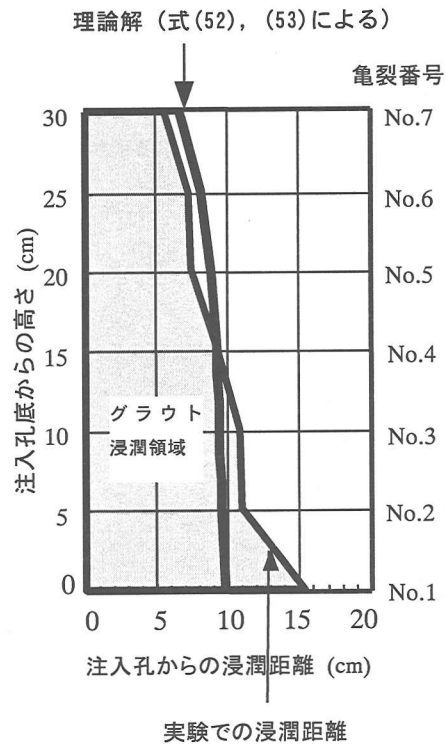


図-14 Hele-Shaw Model を用いた浸潤距離の理論解と実験値との比較

理論的な評価を行った。本研究によって得られた成果を以下に示す。

- (1) グラウト注入対象岩盤の空隙構造を有効間隙率により評価するため、定流量注入試験による算定方法について理論的な評価を行った。
- (2) 適用した理論の検証として、定流量注入実験を碎石モデルを用いて行い、その結果から有効間隙率を算定する方法は妥当であることがわかった。
- (3) 3次元亀裂性岩盤モデルにおける定流量注入実験より、注入区間の上部においては、浸潤距離の算定値ではグラウトの注入範囲を過大評価することになり、注入孔間を適正に止水することが困難であることがわかった。
- (4) このことから、設計においてより精度の高いグラウトの注入範囲を評価するためには、鉛直方向への浸潤挙動を考慮する必要があることを指摘した。
- (5) 空隙構造を3次元の浸潤経路網としてとらえ、鉛直方向及び水平方向の亀裂に対して H. S. M.

理論を適用し、鉛直亀裂及び水平亀裂内のグラウトの浸潤における重力の影響を考慮した浸潤距離と粘性の関係を理論的に示した。

- (6) 3次元亀裂性岩盤モデルにおける定流量注入実験において示されたそれぞれの亀裂における浸潤距離の挙動を、理論にもとづき明確に説明できることを示した。
- (7) 注入孔からの距離と浸潤速度成分比の関係を示すことにより、浸潤速度の水平方向成分が卓越する注入範囲を理論的に評価することができた。この注入範囲にもとづき注入孔ピッチを設定することにより、より効果的なグラウトの設計が可能となることがわかった。

本研究で得られた成果や提案した方法をグラウトの設計、施工計画に適用するためには、対象岩盤の亀裂性状を考慮した浸透を評価する必要がある。たとえば、透水性に大きく影響すると考えられる亀裂の開口幅、連続性などに関しては決定論的に捉え、その他の要因（亀裂密度や走向傾斜など）は確率論的な手法を用いてモデル化する方法や、すべての亀裂について性状を統計的な処理を行って岩盤をモデル化する、などの方法がある¹⁾。今後、現場におけるデータとして、グラウト注入孔からボアホールテレビにより岩盤中の亀裂性状を把握し、本研究において得られた成果や提案した方法にもとづきグラウトの浸潤半径の算定や改良範囲の評価を行うことにより、理論的根拠にもとづくグラウト設計、施工計画の確立および施工精度の向上に寄与できるものと考えている。

謝辞:本研究を行うにあたり、グラウト注入実験においては、岡山大学大学院修士課程の玉井猛氏（東京電力株式会社 現在、核燃料サイクル開発機構東濃地科学センター出向中）には多大な労を頂きました。ここに記して関係各位に深謝の意を表します。

参考文献

- 1) 小早川博亮：グラウチングによる岩盤改良の予測・評価に関する現状と今後の研究課題，電力中央研究所我孫子研究所報告，No. U98052，1999。
- 2) 寺戸康隆，米田俊一，春日 明，中川浩二，結城則之：はぎ取り調査における注入後のグラウト侵入形態と亀裂系および亀裂性状の関係，第 24 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp. 116-120，1992。
- 3) 飯田隆一：今後のダムの基礎グラウチングに対する提案，ダム技術，No. 145，pp. 3-9，1998。
- 4) 山口嘉一，弘末文紀，松本徳久：ルジオンテストの解釈，第 19 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp. 156-160，1987。
- 5) 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。
- 6) 末吉治彦，大村富士夫，加藤克行，上野勇武：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，pp. 356-360，1986。
- 7) 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問題に関するシンポジウム講演論文集，地盤工学会，pp. 211-216，2001。
- 8) 渡辺邦夫，芦川亮一：割れ目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，pp. 161-164，1985。
- 9) 角江俊昭，久保田克寿，萩原義孝：亀裂性岩盤における透水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，pp. 471-474，1993。
- 10) 山口嘉一，安仁屋 勉，渋市秀雄，松本徳久：高透水性岩盤の層流および乱流抵抗則の原位置測定，土木学会論文集，No. 454/III-20，pp. 27-36，1992。
- 11) 山口嘉一，松本徳久：岩盤のルジオン値と透水係数の関係，土木学会論文集，No. 454/III-20，pp. 123-126，1992。
- 12) 丈達俊夫：浦山ダムの技術課題について，ダム工学，ダム工学会，Vol. 7，No. 3，pp. 140-152，1997。
- 13) 中屋眞司，西垣 誠：異方性岩盤におけるルジオン試験の理論的解釈と透水係数テンソルの測定法，土木学会論文集，No. 511/III-30，pp. 23-34，1995。
- 14) Anderson, J. and Dverstorp, B. : Conditional simulation of fluid flow in three-dimensional networks of discrete fracture, *Water Resources Research*, Vol. 23, No. 10, pp. 1876-1886, 1987。
- 15) 大西有三，鍵本広之，西野賢治：岩盤節理情報の処理とその浸透流解析への適用について，土木学会論文集，No. 376/III-6，pp. 241-248，1986。
- 16) Long, J. C. S., Remer, J. S., Wilson, C. R. and Witherspoon, C. R. : Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures, *Water Resources Research*, Vol. 18, No. 3, pp. 645-658, 1982。
- 17) Oda, M. : Permeability tensor of discontinuous rock masses, *Geotechnique*, 35, No. 4, pp. 483-495, 1985。
- 18) Barenblatt, G. I., Zheltov, I. P. and Kochika, I. N. : Basic in the theory of seepage of homogeneous liquids in fissured rock, *Prikl. Mat. Mekh.*, Vol. 24(5), 852, pp. 1286-1303, 1960。
- 19) Huyakorn, P. S., Lester, B. H. and Faust, C. R. : Finete

- element techniques for modeling groundwater flow in fractured aquifers, *Water Resources Research*, Vol.19, No.4, pp.1019-1035, 1983.
- 20) Warren, J.E. and Root, P.J. : The behavior of naturally fractured reservoirs, *Soc. of Petroleum Engineers Journal*, pp.245-255, 1963.
- 21) 大西有三, 小林 晃, 塩田卓央 : 二重空隙モデルを用いた地盤挙動に関する考察, 土木学会論文集, No. 394/Ⅲ-9, pp. 61-70, 1988.
- 22) 西垣 誠, 小松 満, 山本浩志, 見掛信一郎 : 亀裂性岩盤におけるグラウトの浸透挙動と目詰まり特性に関する研究, 土木学会論文集, No. 715/Ⅲ-60, pp. 311-321, 2002.
- 23) 西垣 誠, 見掛信一郎 : 複数亀裂モデルにおけるグラウトの流動特性のメカニズムに関する研究, 土木学会論文集, No. 715/Ⅲ-60, pp. 323-332, 2002.
- 24) Hele-Shaw, H.S. : Experiments on the nature of surface resistance in pipes and on ships, *Trans. Inst. Naval Architects*, 39, pp.145-156, 1897.
- 25) Hele-Shaw, H.S. : Experiments on the nature of surface resistance of water and streamline motion under certain experimental conditions, *Trans. Inst. Naval Architects*, 40, pp.21-46, 1898.
- 26) Zamarin, E.A. : The flow of ground water under hydraulic structures (in Russian), Tashkent, 1931.
- 27) 国土開発技術研究センター : グラウティング技術指針・同解説, 監修 建設省河川局開発課, 1983.
- 28) Jacob, B. : Dynamics of fluids in porous media, *American Elsevier Publishing Company, Inc.*, pp.687-693, 1972.
- 29) 松本徳久, 山口嘉一 : ルジオンテストの各種境界条件下での精度と結果の解釈, 建設省土木研究所報告第 2518 号, pp. 221-224, 1987.

(2002.12.11 受付)

STUDY ON THE THEORETICAL EVALUATION OF GROUTING AREA AND EFFECTIVE POROSITY FOR FRACTURED ROCK MASSES

Makoto NISHIGAKI, Shin-ichiro MIKAKE, Mitsuru KOMATSU
and Kwabena KANKAM-YEBOAH

An accurate evaluation of the grouting area in fractured rock is very important for designing the grouting pitch in the field. In this study, a method of determining the effective porosity and the grouting area of a three-dimensional (3-D) fractured rock mass are described. To evaluate the validity of this method, constant injection rate experiments were carried out in the laboratory. First, an experiment was performed on a gravel ground model. Then, a second experiment was performed on an axisymmetric cubic block model with gaps between the blocks mimicking fractures in rocks. The results obtained from the experiments agree well with proposed theory. The effect of gravity on high permeability fractured rock mass was also evaluated and the Hele-Shaw's seepage model was applied in explaining the laboratory results.