慣性項を考慮した単一亀裂グラウト注入モデルと 平行平板実験への適用[†]

岸 田 潔* 小 林 賢一郎** 細 田 尚***
藤 田 朝 雄**** 岸 裕 和**** 葛 葉 有 史****
延 藤 遵*****

Development of Grout Injection Model to Single Fracture in Considering Inertia Term and Its Application on Parallel Plate Experiments

by

Kiyoshi KISHIDA *, Kenichiro KOBAYASHI **, Takashi HOSODA ***, Tomoo FUJITA ****,
Hiroyasu KISHI *****, Yuji KUZUHA ***** and Jun NOBUTO *****

In this research work, the grout injection model of a single fracture, in which non-Newtonian fluid and the inertia term are considered, has been developed. Then, the grout injection experiments of a single fracture have been conducted and the numerical simulations have been also carried out. As compared our proposed model with past one, the remarkable difference in grout penetration could not be clearly observed, except for the pressure at the aperture entrance and penetration velocity of the grout. Our proposed model could show the practical pressure behavior against previous model. Moreover, it can be also confirmed that the pressure at the fracture entrance had a temporary excess level against a set up level in the only initial time of simulations. And the behavior was considered as a passing phase in relation to the increase of shearing stress at the fracture entrance.

Key words : Rock fracture, Grout, Bingham flow, Parallel plate model, Inertia term

1 緒 言

グラウチングは、ダム基礎地盤での止水性の改良を主体として開発された技術で、ダム基礎やトンネル掘削などの分野で実績を残してきている。その一方で、グラウトの設計・施工は実績や経験に基づいて行われてきており、そのメカニズムや理論は十分に確立されておらず、注入仕様や改良効果の定量的評価が曖昧となっている。

グラウト材の亀裂への浸透に関しては、様々な研究がなされている。脇田ら¹⁾は、平行平板亀裂内の注入流量の経時変化は、セメント粒子が沈降することによる開口幅の変化のために生じるものとし、動的注入と静的注入の違いを見かけの粘性の変化で評価している。西垣ら²⁾は、単一亀裂平行平板を用いたグラウト注入実験³⁾を基に、亀裂の有効開口幅、グラウトの粘性、注入範囲の関係を評価するため、浸潤距離の定式化を行っている。佐藤・伊藤⁴⁾は、懸濁液が流路に充填される現象を閉塞係数として考慮している。濁質の流路内での拘留に伴う閉塞過程は閉塞係数で決定されているが、その決定方法は不明確であり、濃度の変化を取り扱うことは困難である。米田ら^{5), 6)}は、佐藤・伊藤⁴⁾のモデルを岩盤の割れ目におけるセメント流体の浸透評価に適用しており、吉川ら⁷⁾

は、セメント流体の充填現象には吸着・沈降・凝結のモードが存在するとし、吸着モードについては佐藤・伊藤⁴⁾の考えを取り入れている。これらの研究は、セメント流体が硬化する挙動を亀裂内での粒子等の沈殿による閉塞が原因として、セメント流体をニュートン流体として扱っている。

Hässler⁸⁾や Gustafson and Stille⁹⁾は、ビンガム流体として検討を行っている。Gustafson and Stille⁹⁾は、ビンガム流体を特徴づける降伏値と塑性粘度を考慮に入れて、平行平板内での流体の力のつり合いを求め、そこから最大浸透距離を求めている。このモデルの単一亀裂への適用性については、室内平行平板実験で確認するとともに課題を抽出している。¹⁰⁾グラウトの改良効果とは、流動範囲と充填程度が指標となる。流動範囲は、空間・時間における流速が明らかになれば評価が可能であるが、開口の小さい亀裂での流速の変化を実験的にとらえることは非常に困難である。流速の大きさに影響する要因は、粘性、開口幅、圧力である。したがって、「流体の構成関係」、「流体の硬化する現象」、「亀裂の凹凸形状」をモデルの中で考慮することが必要となる。単一亀裂の水の流れに関しては、様々な研究がなされ、三乗則の適用限界

[†] 原稿受理 平成 23 年 7 月 11 日 Received July 11, 2011 ©2012 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 京都大学都市社会工学専攻 〒615-8540 京都市西京区京大桂, Dept. Urban Manage., Kyoto Univ., Nishikyo-ku, Kyoto, 615-8540

** (株)大林組 〒105-0001 東京都港区虎ノ門, Obayashi Co. Ltd., Minato-ku, Tokyo, 105-0001

*** 京都大学都市社会工学専攻 〒615-8540 京都市西京区京大桂, Dept. Urban Manage., Kyoto Univ., Nishikyo-ku, Kyoto, 615-8540

**** (独)日本原子力研究開発機構地層処分研究開発部門 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村, GIRDD, JAEA, Naka-gun, Ibaraki, 319-1195

***** 清水建設(株) 〒105-8007 東京都港区芝浦, Shimizu Co. Ltd., Minato-ku, Tokyo, 105-8007

が示されている.^{11)~14)}一般には, レイノルズ数 (Re) が $Re < 1$ となる流れにおいて三乗則が適用されると考えられている. グラウトの注入では, 高圧で注入され比較的早い流れとなっており, 三乗則の適用は難しいものと考えられ, 流体挙動を検討する場合, 慣性項やせん断抵抗の影響を考える必要がある. Gustafson and Stille⁹⁾は, ビンガム流体での検討を行っているが, 慣性項に関する考慮を行っていない. このモデルの問題点は, 注入初期の速度が無限大から減少し, 現実と相違することである.

高レベル放射性廃棄物の地層処分では, セメント系グラウト材を岩盤に注入した場合, セメント系グラウトから生じた高 pH 溶液と岩盤を構成する鉱物との反応により, 鉱物の溶解・沈殿反応が生じると予想される. これに伴い, 岩盤中の割れ目の開口や空隙の拡大による透水性の増加, 二次鉱物の沈殿による亀裂表面からのマトリクス拡散による遅延効果の低下, 岩盤の変質に伴う核種の吸着性の低下等, 性能評価上影響をもたらす変化が生じる可能性があると考えられている. したがって, 高レベル放射性廃棄物処分を実施するサイトでは, 低アルカリのグラウト材による止水が望ましいとされている.¹⁵⁾低アルカリグラウト材のような新材料のグラウト開発とその止水効果を検討するのに, モデル実験を行うのが適切である. しかしながら, 現実の亀裂に対して様々な実験を行うことは, 多大な時間と費用を要することになるため, 基本的な特性は基礎的なモデルを用いた実験により確認することが望ましい.

本研究では, 湧水に対する止水性を有し, かつ処分システムへの長期にわたる影響を低減できるグラウト材料の開発とその注入効果を検証することを目的として, 基礎的なモデル実験におけるグラウト浸透現象を合理的かつ精度良く予測・評価するため, ビンガム流体を対象とした慣性項を考慮した単一亀裂に対するグラウト浸透モデルの開発を行った. さらに, 平行平板実験に対して解析を実施することで, 単一亀裂グラウト浸透モデルの妥当性の検証と単一亀裂内を浸透するグラウト材物性値 (降伏値と塑性粘度) および注入圧に関する考察を行った.

2 単一亀裂のグラウト浸透モデル

2・1 亀裂浸透モデルの誘導

ここでは, 慣性項を考慮したビンガム流体の浸透解析モデルの導出を行う. グラウト流体は, ある時間を経て固化するため, 非ニュートン流体として扱われることが一般的である. 本研究では, グラウト流体は, ある降伏応力以上の力を受けない限り流動を示さないビンガム流体として取り扱う.

Fig. 1 に示すようにある基準面から, フラクチャーの下側壁面の高さを z_b , 上側壁面の高さを z_s , 鉛直方向を z 軸とすると, x 方向のナビエーストークス (NS) 方程式は次式で示される.

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial uu}{\partial x} + \frac{\partial uv}{\partial y} + \frac{\partial uw}{\partial z} = g_x - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \cdot \left(\frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} \right) \quad (1)$$

ここで, u, v, w は x, y, z 方向の流速, ρ は流体密度, $\tau_{xx}, \tau_{xy}, \tau_{xz}$ は x 方向の流れに対する壁面のせん断抵抗, p は圧力である.

Mgaya, et al.¹⁶⁾は, 式 (1)のそれぞれの項を Fig. 1 に示す $z_b < z < z_s$ の範囲で z で積分することで, Fig. 1 に対する式 (1)の差分近似を求めている. まず, Leibnitz の積分ルールを用いれば, 式 (1)左辺の慣性項は,

$$\int_{z_b}^{z_s} \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial uu}{\partial x} + \frac{\partial uv}{\partial y} + \frac{\partial uw}{\partial z} dz = \frac{\partial}{\partial t} \int_{z_b}^{z_s} u dz + \frac{\partial}{\partial x} \int_{z_b}^{z_s} uu dz + \frac{\partial}{\partial y} \int_{z_b}^{z_s} uv dz \quad (2)$$

となる.

つぎに, 式 (1)右辺の圧力項について, 慣性項と同様に Fig. 1 での条件で z 方向に積分すると,

$$\int_{z_b}^{z_s} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{p}{\rho} \right) dz = \frac{\partial}{\partial x} \int_{z_b}^{z_s} \left(\frac{p}{\rho} \right) dz - \left(\frac{p}{\rho} \right)_{z_s} \frac{\partial z_s}{\partial x} + \left(\frac{p}{\rho} \right)_{z_b} \frac{\partial z_b}{\partial x} \quad (3)$$

となる. ここで, 静水圧を仮定して $p = p_D + p_g(z_s - z)$ を適用すると式 (3)は,

$$\int_{z_b}^{z_s} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{p}{\rho} \right) dz = \frac{D}{\rho} \frac{\partial p_D}{\partial x} + gD \frac{\partial (D + z_b)}{\partial x} \quad (4)$$

となる. なお, p_D は天端 (亀裂上面) の圧力, D は開口幅で $D = z_s - z_b$ である.

式 (1)の粘性項についても同様に z 方向に積分すると, 各項は,

$$\int_{z_b}^{z_s} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\tau_{xx}}{\rho} \right) dz = \frac{\partial}{\partial x} \int_{z_b}^{z_s} \frac{\tau_{xx}}{\rho} dz - \left(\frac{\tau_{xx}}{\rho} \right)_{z_s} \frac{\partial z_s}{\partial x} + \left(\frac{\tau_{xx}}{\rho} \right)_{z_b} \frac{\partial z_b}{\partial x} \quad (5)$$

$$\int_{z_b}^{z_s} \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\tau_{xy}}{\rho} \right) dz = \frac{\partial}{\partial y} \int_{z_b}^{z_s} \frac{\tau_{xy}}{\rho} dz - \left(\frac{\tau_{xy}}{\rho} \right)_{z_s} \frac{\partial z_s}{\partial y} + \left(\frac{\tau_{xy}}{\rho} \right)_{z_b} \frac{\partial z_b}{\partial y} \quad (6)$$

$$\int_{z_b}^{z_s} \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\tau_{xz}}{\rho} \right) dz = \left(\frac{\tau_{xz}}{\rho} \right)_{z_s} - \left(\frac{\tau_{xz}}{\rho} \right)_{z_b} \quad (7)$$

となる. また, せん断応力の構成式, $\frac{\tau_{xx}}{\rho} = 2v \frac{\partial u}{\partial x}$, $\frac{\tau_{xy}}{\rho} = v \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial y}{\partial x} \right)$ を適用する. ここで, v は動粘性係数 ($= \mu/\rho$) である. 流量フラックス M, N は,

$$\int_{z_b}^{z_s} u dz = M, \quad \int_{z_b}^{z_s} v dz = N \quad (8)$$

であり,

$$\begin{aligned} \int_{z_b}^{z_s} \frac{\tau_{xx}}{\rho} dz &= 2v \int_{z_b}^{z_s} \frac{\partial u}{\partial x} dz \\ &= 2v \left(\frac{\partial}{\partial x} \int_{z_b}^{z_s} u dz - u_{z_s} \frac{dz_s}{dx} + u_{z_b} \frac{dz_b}{dx} \right) \\ &= 2v \frac{\partial M}{\partial x} \end{aligned} \quad (9)$$

Fig. 1 Conceptual flow model in a single fracture.

$$\begin{aligned}
\int_{z_b}^s \frac{\tau_{xy}}{\rho} dz &= v \left(\int_{z_b}^s \frac{\partial u}{\partial y} dz + \int_{z_b}^s \frac{\partial v}{\partial x} dz \right) \\
&= v \left(\frac{\partial}{\partial y} \int_{z_b}^s u dz - u_{z_s} \frac{dz_s}{dy} + u_{z_b} \frac{dz_b}{dy} \right) \\
&\quad + v \left(\frac{\partial}{\partial x} \int_{z_b}^s v dz - v_{z_s} \frac{dz_s}{dx} + v_{z_b} \frac{dz_b}{dx} \right) \\
&= v \left(\frac{\partial M}{\partial y} + \frac{\partial N}{\partial x} \right)
\end{aligned} \quad (10)$$

となる。連続式は、 $\frac{\partial M}{\partial x} + \frac{\partial N}{\partial y} = 0$ であるので式 (5), (6) は、

$$\int_{z_b}^s \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\tau_{xx}}{\rho} \right) dz + \int_{z_b}^s \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\tau_{xy}}{\rho} \right) dz = v \left(\frac{\partial^2 M}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 N}{\partial y^2} \right) \quad (11)$$

となる。また、式 (7) に関しては、亀裂の上側壁面に作用するせん断応力ベクトルの x 成分を τ_{sx} 、下側壁面に作用するせん断応力ベクトルの x 成分を τ_{bx} すると、

$$\frac{\tau_{sx}}{\rho} = \frac{\left(\frac{\tau_{xx}}{\rho} \right)_{z_s} \frac{\partial z_s}{\partial x} + \left(\frac{\tau_{xy}}{\rho} \right)_{z_s} \frac{\partial z_s}{\partial y} - \left(\frac{\tau_{xz}}{\rho} \right)_{z_s}}{\sqrt{1 + \left(\frac{\partial z_s}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z_s}{\partial y} \right)^2}} \quad (12)$$

$$\frac{\tau_{bx}}{\rho} = \frac{-\left(\frac{\tau_{xx}}{\rho} \right)_{z_b} \frac{\partial z_b}{\partial x} - \left(\frac{\tau_{xy}}{\rho} \right)_{z_b} \frac{\partial z_b}{\partial y} + \left(\frac{\tau_{xz}}{\rho} \right)_{z_b}}{\sqrt{1 + \left(\frac{\partial z_b}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z_b}{\partial y} \right)^2}} \quad (13)$$

となる。式 (11), (12), (13) を用いて式 (5), (6), (7) を示すことで粘性項は、次式となる。

$$\begin{aligned}
&\int_{z_b}^s \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\tau_{xx}}{\rho} \right) dz + \int_{z_b}^s \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\tau_{xy}}{\rho} \right) dz + \int_{z_b}^s \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\tau_{xz}}{\rho} \right) dz \\
&= v \left(\frac{\partial^2 M}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 N}{\partial y^2} \right) - \frac{\tau_{sx}}{\rho} \sqrt{1 + \left(\frac{\partial z_s}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z_s}{\partial y} \right)^2} \\
&\quad - \frac{\tau_{bx}}{\rho} \sqrt{1 + \left(\frac{\partial z_b}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z_b}{\partial y} \right)^2}
\end{aligned} \quad (14)$$

式 (8) および $\int_{z_b}^s u u dz = \beta M^2 / D$ 、 $\int_{z_b}^s u v dz = \beta M N / D$ を式 (2) に適用すると、Fig. 1 の NS 方程式は、次式となる。

$$\begin{aligned}
\frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\partial \beta M^2 / D}{\partial x} + \frac{\partial \beta M N / D}{\partial y} &= -\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{P_D}{\rho} D + \frac{g D^2}{2} \right) \\
&\quad + \frac{P_D}{\rho} \frac{\partial z_s}{\partial x} - \left(\frac{P_D}{\rho} + g D \right) \frac{\partial z_b}{\partial x} \\
&\quad - \frac{\tau_{sx}}{\rho} \sqrt{1 + \left(\frac{\partial z_s}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z_s}{\partial y} \right)^2} - \frac{\tau_{bx}}{\rho} \sqrt{1 + \left(\frac{\partial z_b}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial z_b}{\partial y} \right)^2}
\end{aligned} \quad (15)$$

2・2 平行平板モデルへの適用

つぎに、式 (15) を平行平板モデルに適用する。平行平板では、 $\frac{\partial z_s}{\partial x} = \frac{\partial z_b}{\partial x} = 0$ である。また、1 次元流れを仮定しているのでの y 方向の速度 v を考慮しないため $N = 0$ である。一方、連続式は $\frac{\partial M}{\partial x} = 0$ となるため $\frac{\partial^2 M}{\partial x^2} = 0$ が得られる。さらに、 $\frac{\partial M}{\partial y} = 0$ であるので $\frac{\partial^2 M}{\partial y^2} = 0$ となる。結果として式 (15) は、

$$\frac{\partial M}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{P_D}{\rho} D + \frac{g D^2}{2} \right) - \frac{2\tau_{bx}}{\rho} \quad (16)$$

となる。式 (16) を $0 \leq x \leq I$ で x について積分すると、

$$D I \frac{d^2 I}{dt^2} = \frac{D \cdot \Delta p}{\rho} - \frac{2 \cdot \tau_{bx}}{\rho} \cdot I \quad (17)$$

となる。ここで、 I は平行平板内の浸透距離、 Δp は亀裂入口部の圧力 P_0 と間隙水圧 P_w の差になる。

ここで、式 (17) の慣性項を考慮せずに速度を求めようとする、分母に浸透距離 I を含んだ関数となり、初期速度が無限大となってしまう。そこで、Fig. 2 に示すようなモデルを考える。Fig. 2 では、幅 H [m] の水槽の側面に開口の小さい亀裂が存在する。水槽の水位は時間と共に変わらないとし、亀裂に流体が流れ込むモデルを考える。水槽内を A 領域、亀裂を B 領域とする。また、水槽左側面の圧力を P_g とし、亀裂入口部の圧力を P_0 、亀裂に流れた流体の先端部までの長さを I とする。流体先端部で外側から作用する圧力は、実地盤では水圧に相当するが、ここではゼロとする。

A 領域について水槽の左側面を基準面とすれば流速は、

$$u(t, x) = u_0(t) \left(\frac{x}{H} + 1 \right) \quad (18)$$

と表わすことができる。これを式 (19) に示す運動方程式に代入すると式 (20) が得られる。

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial u}{\partial x} = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \quad (19)$$

$$\left(\frac{du_0}{dt} + \frac{u_0^2}{H} \right) \cdot \left(\frac{x}{H} + 1 \right) = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \quad (20)$$

さらに、式 (20) を $-H \leq x \leq 0$ の区間で積分し、 $u_0 = dI/dt$ とすれば、

$$\left[\frac{d^2 I}{dt^2} + \frac{1}{H} \left(\frac{dI}{dt} \right)^2 \right] \cdot \frac{H}{2} = -\frac{P_0}{\rho} + \frac{P_g}{\rho} \quad (21)$$

となる。

式 (17) において、 Δp を P_0 とし、式 (21) での P_0 の項を消去すると

$$(H + 2I) \cdot \frac{d^2 I}{dt^2} + \left(\frac{dI}{dt} \right)^2 + \frac{4 \cdot \tau_{bx}}{\rho \cdot D} \cdot I = \frac{2P_g}{\rho} \quad (22)$$

となる。Fig. 2 に示す通り、亀裂内を浸透するビンガム流体では、水深方向に沿って速度が一定となる領域が存在する。この幅を $2Z$ とすると、 $\tau_{bx} = \frac{\tau_y D}{2Z}$ であるから、

$$(H + 2I) \cdot \frac{d^2 I}{dt^2} + \left(\frac{dI}{dt} \right)^2 + \frac{2 \cdot \tau_y}{\rho \cdot Z} \cdot I = \frac{2P_g}{\rho} \quad (23)$$

となる。ここで、 τ_y は降伏値である。

Fig. 2 Grout injection model for the parallel plate.

一方, 平行平板内のビンガム流体としてのグラウト浸透流速は, I 進んだ時に流体に作用するせん断応力 τ と作用圧力差 Δp の釣り合いから,

$$v = \frac{dl}{dt} = \frac{\tau_Y D^2}{12\mu Z} \left\{ 1 - 3\frac{Z}{D} + 4\left(\frac{Z}{D}\right)^3 \right\} \quad (24)$$

となる. ここで, μ は塑性粘度である. 最終的に式 (23) と (24) を連立して解くことで, グラウト浸透距離と時間の関係を得ることができる. 本研究では, この2式を用いることでグラウト浸透挙動の検討を行う. なお, 式 (23) において, 速度および加速度がゼロの時の I が最大浸透距離 I_{max} であり,

$$I_{max} = \frac{P_g D}{2\tau_Y} \quad (25)$$

となる. ただし, Z は D となる. すなわち, 平行平板でのグラウトの最大浸透距離は, 注入圧, 開口幅および降伏値の3つのパラメータで評価することが可能であり, これは, 式 (23) から導くことが可能である.

一方, Gustafson & Stille⁹⁾ は, 平行平板内のグラウト浸透をビンガム流体とし, 式 (23) の代わりに

$$\frac{\Delta p}{I} = \frac{\tau_Y}{Z} \quad (26)$$

を用いて, 式 (24) と (26) を連立することでグラウト浸透距離と時間の関係を得ている. ここでの, Δp はグラウト注入圧力 P_g と間隙水压 P_w の差になり, 本研究で提案するモデルと異なる. さらに, 式 (26) は $t = 0$ で $I = 0$ となり, 左辺が無限大となる欠点がある.

3 平行平板グラウト注入試験

3.1 実験概要

グラウト材料, 亀裂開口幅, 注入圧力が, 微小亀裂内におけるグラウト浸透現象にどのように影響するのかを検証するため, 平行平板実験を行った.

実験は, Fig. 3 に示す装置により行った. 試験装置の長さは 1.0m, 流路幅は 46mm (Case 1~4) または 30mm (Case 5, 6) である. 開口幅は, 上面の亚克力板と底板 (炭素鋼) の間にポリエスチルフィルムをスペーサーとして挟むことで設定し, 様々な大きさの開口幅を設定することができる. 開口幅は, グラウト注入試験前に水押し試験を実施し, 計測された流量から三乗則を用いて逆算を行い, 開口幅の設定確認を行う. グラウト注入試験は, Fig. 3 に示される圧力計からあらかじめ定められた圧力のもとでグラウトが注入される. グラウトは試験装置内を 975mm 浸透した後, 貯留槽に溜まり, その重さがロードセルにより 1.0 秒ごとに計量・記録される. グラウトの浸透位置は, アクリル板の上に設置した抑えの炭素鋼板にあげた可視化窓 ($\phi 50\text{mm}$) を通し確認した.

3.2 材料特性

Table 1 にレオメータ試験で求めたグラウト材料の物性値および実験条件 (注入圧, 開口幅) を示す. Case 1~4 は, セメント系グラウト材で Ca 型ベントナイトを純水に溶かした高濃度懸濁液を用いたものである. Case 1, 4 は水粉体比が 2.2 であり, Case 2, 3 は水粉体比が 2.0 である. 配合選定の際には, モデルに考慮するビンガム流

Fig. 3 Apparatus of the parallel plate grout injection experiment.

Table 1 Mechanical properties of grout material.

Case	Plastic viscosity [mPa·s]	Yield [Pa]	Density [kg/m ³]	Injection Pressure [MPa]	Cubic Law Aperture, [mm]
Case 1	41.1	1.5	1230	0.15	0.206
Case 2	86.7	4.0	1250	0.48	0.104
Case 3	86.7	4.0	1250	0.14	0.197
Case 4	41.1	1.5	1230	0.15	0.094
Case5-1	-	-	1180	0.50	0.100
Case5-2	≡ Eq.(30)	-	1180	0.10	0.100
Case5-3	-	-	1180	0.50	0.038
Case6-1	-	-	1130	0.50	0.100
Case6-2	≡ Eq.(31)	-	1130	0.50	0.050

体特性を明瞭に有する高濃度配合とした. 本研究で用いた Ca 型ベントナイトは, 微粉末形状で, 膨潤体積 6ml/100ml/2g, $pH 8.5$, 粘度 60mPa·s で, Ca 型ベントナイトの中でも膨潤体積や粘度が小さく, 低アルカリ材料である. ベントナイトは, セメントと異なり硬化しないため, 実験中の流動が安定することが期待され, Ca 型は Na 型に比べ膨潤が小さく水との混合時に安定しやすい. また, 試験装置の開口幅が狭いため, 浸透性が良くなるよう最も粒径が小さいクラスを選定した. Fig. 4 に Case 1 での経過時間とグラウト透過流量および経過時間と圧力の結果を示す. 流量は, 初期を除いてほぼ線形であり, 各圧力計も定常状態に達している. データに基づき定常時の有効粘性の評価を試みるため, 平行平板内での定常時の粘性 μ' を算定する.

せん断速度 $\frac{\partial u}{\partial x}$ は, 流量 Q , 開口幅 D , 流路幅 W より

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{6Q}{D^2 W} \quad (27)$$

となる. 流下方向に対するせん断応力 τ_{xx} は,

$$\tau_{xx} = \frac{\Delta P \cdot D}{2L} \quad (28)$$

となる. ここで, ΔP は流路内圧力差, L は流路長である.

Fig. 4 The discharge – elapsed time and the pressure – elapsed time relations.

さらに、せん断応力の構成式より平行平板実験での定常時の有効粘性 μ' は

$$\mu' = \frac{\Delta P \cdot W \cdot D^3}{12L \cdot Q} \quad (29)$$

となる。式 (29) の関係で、 ΔP は各圧力計の計測値と注入圧の差圧、 Q は計測結果、他のパラメータは実験の設定条件を用いると、各圧力計での有効粘性 μ' は、Case 1 の場合、圧力計 CH-1 で 44.7 mPa*s、圧力計 CH-2 で 24.4 mPa*s、圧力計 CH-3 で 24.8 mPa*s、圧力計 CH-4 で 23.4 mPa*s となる。同様に Case 3 では、圧力計 CH-1 から順に 132.0, 58.8, 55.3, 52.9 mPa*s となる。Case 1 および 3 のレオメータ試験による有効粘性はそれぞれ 41.1, 86.7 mPa*s であり、平行平板試験では、圧力計 1 を除いて、レオメータ試験で得られた粘性の約 60% と算定できる。

一方、Case 5 は溶液型グラウト、Case 6 は超微粒子球状シリカを用いたものである。Case 5 の溶液型グラウト材料は、非セメント系の特殊シリカ系（活性シリカ）に属し、シリカ濃度が 24.7% である。Case 6 の配合は、水粉体比が 4.0 であり、材料粒径は平均粒径が 0.3~0.8 μm 程度、最大粒径が 10 μm 程度である。これらは、微細な亀裂に対する止水が必要な場合に用いる材料として検討を行った。Case 5 に関しては、レオメータ試験により求めたレオロジーによっては降伏値 τ_Y が計測できないものもあり、ニュートン流体に近い特性を示す材料である。Fig. 5 に、Case 5, 6 でいずれも降伏値を 0 とした場合の

Fig. 5 Time dependency of plastic viscosity through rheology experiments.

粘度の時間変化を示している。3, 30, 60, 90 [min] ごとに粘度 μ が求まっており、それぞれ数値が異なるため、粘度は時間依存性を持つと考えられる。指数近似を行うと、Case 5 で

$$\mu(t) = 1.968 \cdot \exp(1.178 \times 10^{-4} \cdot t) \quad (30)$$

Case 6 で

$$\mu(t) = 2.656 \cdot \exp(2.065 \times 10^{-5} \cdot t) \quad (31)$$

となり、それぞれ相関係数は、0.99688 と 0.98605 という非常に高いものであった。

3.3 実験結果

Case 1~4 での浸透距離と時間の関係を Fig. 6 に示す。Case 1 と Case 3 を比較すると、粘性が大きい方が流れにくい結果となった。一方、材料が同じで注入圧も同じであれば、Case 1 と Case 4 の比較により、開口幅が半分になることで極端に流動性が下がることが確認できる。ただし、Case 2 と Case 3 のように開口幅が異なるケースでも、注入圧を 3 倍程度に設定すれば、ほぼ同様の浸透挙動が得られる結果となる。Fig. 4 の分析で示したように、グラウト材料は壁面の抵抗を受け、レオメータ試験などで算定した塑性粘度と異なる挙動を示している。したがって、開口幅が狭くなることにより、平行平板内のグラウト浸透挙動は壁面抵抗の影響が強くなり、浸透量が極端に低下するものと考えられる。

また、Fig. 7 に Case 5, 6 での透過流量の経時変化を示す。いずれの材料でも、開口幅が狭くなることにより極端に浸透能力が減少することが確認できる。注入圧の減少により浸透能力が減少するが、開口幅による影響の

Fig. 6 Penetration behavior of low pH Cement type grout material through the parallel plate experiment.

Fig. 7 Discharges through the parallel plate experiments using liquid type and extra powder silica type grout materials are plotted along the elapsed time.

方が大きいと考えられる。2種類のグラウト材料を用いた、今回の実験条件では、浸透挙動に明瞭な差異は認められなかった。しかしながら、Fig. 4とFig. 7より、溶液型グラウト (Case 5) や超微粒子球状シリカ (Case 6) は、Case 1~4のセメント系グラウト材と比較して流動性が高く、低アルカリセメント材が適用不可能な微細な亀裂に対する止水性に有効である。

4 平行平板グラウト注入試験のシミュレーション

4.1 Gustafson & Stille⁹⁾モデルとの比較

Case 1, 3に対してGustafson & Stilleモデル (GSモデル) でのシミュレーションを実施し、本研究で提案する慣性項を考慮したモデルとの比較を実施する。Fig. 8 (a)にCase 1, 3の物性を用いたそれぞれのシミュレーション結果を示す。提案するモデルもGSモデルも同様の浸透挙動を示し、実験での浸透挙動とは乖離が確認された。また、Fig. 8 (b)では、初期のごく僅かの期間だけGSモデルと提案するモデルとの間に浸透距離の差異が確認できる。0.5秒以降は、両モデルとも同様の浸透距離の推移を示している。

Fig. 9に、グラウトの浸透速度と亀裂注入口での圧力の経時変化を示す。GSモデルでは、注入速度が非常に大きな値から減少していることが確認できる。これは、実際ではなく、Fig. 2に示す亀裂内の圧力 P_0 が、注入圧 P_g に対して亀裂入口部で不連続になるためである。GSモデルでは亀裂内の圧力の釣り合いを考えており、注入時の圧力の不連続性が考慮されていない。これ

Fig. 8 The penetration distances are plotted through proposed model and GS model.

Fig. 9 The penetration velocity – elapsed time and the entrance pressure – elapsed time relations are plotted through proposed model and GS model.

に対して、提案するモデルでは、形状の変化と圧力の不連続性を考慮しており、結果として注入速度が増加し、ピークを迎えたのち減少する挙動が示されている。1秒後には両モデルの注入速度は一致するが、1秒以前の速度履歴の違いが、Fig. 8 (b)に示す初期の浸透距離の違いとなって表れていることになる。一方、亀裂注入口での圧力の経時変化は、GSモデルでは、注入圧を設定しているため一定であるが、慣性項を考慮したモデルでは、前述の通り徐々に圧力が増加し、一度設定注入圧を超過し、その後注入圧に収束する履歴を示している。

また、Fig. 10にFig. 2に定義する速度一定領域2ZのZの時間変化を示す。初期段階では提案するモデルとGSモデルでは、Zの長さに差異が確認できる。これは、注入初期のせん断抵抗の考慮の違いによると考えられる。

4.2 注入圧と開口幅の関係

Fig. 11に、提案するモデルにより求められたCase 1 ~ 4のせん断抵抗の時間変化を示す。いずれのケースでも注入初期にせん断抵抗値が急増し、その後急激に減少することが確認できる。せん断抵抗がピーク値を示す時刻は、Fig. 9に示す入口圧力がピークを迎える時刻とほぼ一致している。形状の変化により、圧力およびせん断抵

Fig. 10 The length of constant velocity front, Z, is plotted through proposed model and GS model.

Fig. 11 Shear stresses are plotted through proposed model.

抗が増大することが確認できる。また、設定注入圧が大きいケースでは、せん断抵抗が大きくなっている。

Fig. 12 に Fig. 9 で示す圧力のピーク (P_{max}) を設定注入圧 (P_g) で除した圧力比と開口幅の関係を示す。設定注入圧が比較的大きければ ($P_g = 0.30, 0.50 \text{ MPa}$)、開口幅が小さくなると圧力比が大きくなる。この傾向は、塑性粘度や降伏値が小さい材料で顕著である。一方、設定注入圧が小さい ($P_g = 0.10, 0.15 \text{ MPa}$) 場合では、開口幅が 0.3 mm 以下で圧力比がほぼ一定の値を示している。特に、塑性粘度や降伏値の大きい材料では、いずれの開口幅に対しても大きく圧力比が変化しない。Fig. 11 から、圧力比は、せん断抵抗との関連が考えられる。設定注入圧を大きくすれば、式 (25) より平行平板内の最大浸透距離は大きくなるが、亀裂入口部での抵抗が極端に大きくなることが想定される。実岩盤では、様々な亀裂が存在する。開口幅により極端に圧力比が大きくならないよう、グラウト材料の物性と注入圧を設定する必要がある。

4・3 平行平板実験で算定した粘性を用いた検討

第3章で示す通り、平行平板実験での定常状態の塑性粘度が、レオメータ試験で求めたものの約 $1/2$ の値であった。ここでは、塑性粘度を $20 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ とした Case 1 および $40 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ とした Case 3 のシミュレーションを行う。結果を Fig. 13 に示す。塑性粘度を $1/2$ にした解析が、

Fig. 12 Parametric discussion through the maximum fracture entrance pressure and injection pressure ratio in considering the relationship among injection pressure, aperture and material properties.

Fig. 13 Comparisons between experimental results and simulations using the material properties obtained through parallel plate experiments.

Fig. 8 と比較して実験結果とより相関性が示された。特に、Case 1 の初期段階では、実験結果との一致が見られる。要素試験で評価された物性と非常に狭い間隙を浸透する物性とは、実際に異なる可能性があると考えられる。

4・4 塑性粘度の時間依存性を考慮に入れた検討

Case 5, 6 の実験に対して、粘度の時間依存性を考慮に入れた解析を行った。解析は、慣性項を考慮したモデルで行い、降伏値が得られないケースでは式 (23) を

$$(H + 2l) \cdot \frac{d^2 l}{dt^2} + \left(\frac{dl}{dt} \right)^2 + \frac{4 \cdot \tau_{bx}}{\rho \cdot Z} \cdot l = \frac{2P_g}{\rho}, \quad (32)$$

$$\tau_{bx} = \frac{6\mu V}{D}$$

(a) Case 5-1 and 6-1

(b) Case 5-2 5-3 and 6-2

Fig. 14 Comparison between experiments and simulations on the liquid type and the extra fine silica grouts.

として解析を行った。Fig. 14 に解析結果と実験結果の比較を示す。Case 6~1 を除いて、解析結果が実験結果より大きな値を示しているが、いずれのケースも実験結果を的確にシミュレートできていることがわかる。

5 結 言

本研究では、地下深部での微小な亀裂に対するグラウト注入材の開発とその注入効果を検証することを目的として、グラウト浸透現象を合理的かつ精度良く予測・評価するためのグラウト浸透モデルの開発を行い、平行平板を用いた基礎的なモデル実験を行い、シミュレーション結果と比較した。得られた知見は以下の通りである。

(1) ビンガム流体で慣性項を考慮した平行平板内のグラウト浸透モデルの開発を行った。平行平板入口部のモデル化を行い、解析を実施した。結果として、GS モデルでは注入初期に速度が無限大から減少する非現実的な結果となるが、提案するモデルでは、ゼロから速度が増加し、ピークを迎えて減少する現実的な挙動を示すことが可能となった。

(2) 注入初期に亀裂入口部での圧力が徐々に増加し、設定注入圧を超過する現象をシミュレーションすることが可能となった。超過圧力の発生は、せん断抵抗の増加と関連する。

(3) 超過圧力は、開口幅、設定注入圧、グラウト材料物性に依存することが確認できた。微小な亀裂に対し、注入圧を大きくしても超過圧力が急増し、せん断抵抗が増加することになる。注入圧を大きくすることは、平行平板内の最大浸透距離を増加することになるが、形状の変化に対しては損失を大きくする可能性がある。

(4) 平行平板内での定常状態のグラウト材料（ベントナイト）の塑性粘度は、物性試験の値と異なり、今回の実験では物性試験で得られた値の 1/2 程度となった。この平行平板実験で求めた塑性粘度を用いることで、実験結果をよりの確にシミュレートすることが可能となった。

(5) 溶液型グラウトや超微粒子球状シリカでは、塑性粘度の時間依存性を考慮に入れることで、その浸透挙動を精度よく表現することが可能となった。

本研究は経済産業省資源エネルギー庁「平成 22 年度地層処分技術調査等委託費（高レベル放射性廃棄物関連：地下坑道施工技術高度化開発）」の一部として実施したものである。

参 考 文 献

- 1) S. Wakita, K. Date, T. Yamamoto, Y. Nakamura, Y. Mito and K. Aoki, "Laboratory and field experiments on dynamic grouting and its analysis based on the grout penetration model", Proceedings of the 33rd Symposium of Rock Mechanics, JSCE, pp.415-420 (2004).
- 2) M. Nishigaki, S. Mikake, M. Komatsu and K. KANKAM-YEBOAH, "Study on the theoretical evaluation of grouting area and effective porosity for fractured rock masses", Journal of Geotechnical Engineering, JSCE, No.743, pp.199-212 (2003).
- 3) M. Nishigaki, M. Komatsu, H. Yamamoto and S. Mikake, "Study on the properties of seepage flow and injection in the grouting for fractured rock masses", Journal of Geotechnical Engineering, JSCE, No.715, pp.311-312 (2002).
- 4) K. Sato and H. Ito, "Clogging mechanism and time dependence of rock mass seepage", Soil Mechanics and Foundation Engineering, JGS, Vol.36, No.4, pp.21-25 (1988).
- 5) S. Yoneda and K. Nakagawa, "Basic properties and penetration of cement suspension grouts with different grain sizes", Journal of Construction Management and Engineering, JSCE, No.462, pp.101-110 (1993).
- 6) S. Yoneda, H. Kojo, Y. Terado and K. Nakagawa, "Some penetrative behaviour of cement suspension grout in fissured rock mass", Journal of Construction Management and Engineering, JSCE, No.480, pp.63-66 (1993).
- 7) K. Yoshikawa, Y. Mito, K. Kikuchi, K. Kanda and F. Yamada, "Fundamental study on the filling mechanism of grouting in jointed rock mass", Proceedings of the 26nd Symposium of Rock Mechanics, JSCE, pp.11-15 (1995).
- 8) L. Hässler, "Grouting of rock -simulation and classification", Ph.D Thesis, Royal Institute of Technology (1991).
- 9) G. Gustafson and H. Stille, "Prediction of groutability from grout properties and hydrogeological data", Tunnelling and Underground Space Technology, 11 (3), pp.325-332 (1996).
- 10) T. Fujita, F. Shinkai and J. Nobuto, "Fundamental study on a grout penetration model for a HLW repository", Journal of Energy and Power Engineering (to be submitted).
- 11) R. W. Zimmerman and G. S. Bodvarsson, "Hydraulic conductivity of rock fractures", Transport in Porous Media, Vol.23, No.1, pp.1-30 (1996).
- 12) D. J. Brush and E. R. Thomson, "Fluid flow in synthetic rough walled fracture : Navier-Stokes, Stokes and local cubic law simulations", Water Resources Research, 39 (4), 1085 (2003).
- 13) K. Kishida, K. P. Mgaya, K. Ogura and T. Hosoda, "Flow on a single rock fracture in the shear process and the validity of the cubic law examined through experimental results and numerical simulations", Soils and Foundations, Vol.49, No.4, pp.597-610 (2009).
- 14) K. Kishida, S. Nakashima, H. Yasuhara and T. Hosoda, "Shear-flow coupling experiment on single rock fracture and validity of cubic law through the experimental results", Proceedings of the 38nd Symposium of Rock Mechanics, JSCE, pp.260-265 (2009).
- 15) A. Bodén and U. Sievänen, "Low-pH injection grout for deep repositories", POSIVA Working Report 2005-24, POSIVA Oy (2006).
- 16) P. Mgaya, T. Hosoda and K. Kishida, "Estimation of flow behavior on rock joints using the depth averaged flow model", Journal of Applied Mechanics, JSCE, Vol.7 (II), pp.1013-1021 (2004).