

博 士 論 文

地盤・岩盤中の溶液型・懸濁型グラウト材の移行挙動に関する  
数値解析手法の開発

米 山 一 幸



## 要 旨

グラウト注入工法は地山の止水・補強を目的とする補助工法であり、現在でも土木工事のさまざまな分野で広く利用されている。この工法は土質地盤を対象とする地盤注入工法と、硬岩・軟岩の亀裂などを対象とする岩盤注入工法に大別され、注入に用いるグラウト材には、水ガラスを主材とする溶液型材料と、セメント・粘土などの懸濁型材料が主に使用される。溶液型材料は水ガラス水溶液に反応剤を加えて地中でゲル化させるものであり、浸透性に優れ低透水性の地盤・岩盤亀裂への注入が可能だが、時間の経過とともにシリカの溶脱やゲルの体積変化が生じ、長期的な補強・止水の目的には適さない。懸濁型材料はセメントや粘土の懸濁液（スラリー）で、浸透性が低く低透水性の地盤・岩盤亀裂への注入には適さないが、長期的には水和反応により結晶質の硬化体を形成するため固化後の強度は高く、耐久性・恒久性にも優れる。

グラウト注入工法は歴史が古く現在でも広い分野で利用されているにも関わらず、設計・施工に関しては過去の実績などにに基づき計画されることが多い。その理由として、地中のグラウトの移行挙動と用いる材料・注入方法などの関係が十分に解析されていないことが指摘されている。一方で、建設コスト削減や環境負荷低減などの観点から合理的なグラウト注入工法が求められており、また最近では、高レベル放射性廃棄物処分施設などグラウト注入効果の高度な管理が必要となる事例が増えていることから、グラウトの移行挙動や拡散範囲・改良効果を定量的に予測する手法が今後重要になると考えられる。

以上より、本論文ではグラウト注入工法における地盤・岩盤中のグラウト材の移行挙動の予測評価手法の精度向上に資することを目的に、グラウト材料ごとに止水のメカニズムが異なる点に注目し、

①砂質地盤への溶液型グラウト（コロイダルシリカ）の注入

②岩盤亀裂への懸濁型グラウト（微粒子セメント）の注入

について、グラウト材移行挙動のモデル化とこれを導入した数値解析手法を作成し、室内実験の再現解析により有効性を検証する。また、開発した解析手法を用いて仮想モデルを対象とするケーススタディを実施することにより、実施工への適用性を検討する。

### 1. 溶液型グラウト材の移行挙動予測解析手法に関する検討

溶液型グラウト材の砂質地盤への浸透注入について、模擬地盤を用いた室内注入実験により砂質地盤中の移行挙動を検討するとともに、これをモデル化した数値解析手法を提案し、実験結果との比較検証を行った。得られた知見を以下にまとめる。

- ・ 小型試験体を用いた浸透性能実験結果より、注入開始直後は実測値がグラウトの粘度変化より算出した計算値とほぼ一致するが、作液から時間が経過してグラウト粘度が上昇すると実測値が計算値を下回るようになる。同時に作液して異なる時刻に注入を開始した比較実験の結果に有意な差は見られないことから、上記の実測値と計算値の差はグラウト材作液時に含まれる粗粒分の目詰まりなどによる試験体の透水性低下が原因ではなく、グラウト材のゲル化に伴うレオロジー特性の変化に起因することが推測される。
- ・ 高精度の回転式粘度計によるグラウト材のレオロジー特性の測定結果より、作液直後のグラウト材はほぼニュートン流体と見なせるが、ゲル化の進行にともない非ニュートン的な挙動を示すようになる。測定結果をビンガム流体、または、擬塑性流体として近似した場合、それぞれ、降伏応力、非線形率と粘度の間に一定の相関が示される。
- ・ 非ニュートン流体の浸透モデルに関する既往研究を参考に、ゲル化にともなうグラウト材のレオロジー特性の変化を考慮した新たな浸透流解析モデルを提案し、これを組み込んだ解析プログラムを作成した。円柱状の模擬地盤によるグラウト注入実験の再現解析結果より、グラウト材を擬塑性流体としてモデル化すると、ニュートン流体としてモデル化するよりもゲル化進行後の注入流量変化を精度よく再現できる。このことより、グラウト材の粘度変化だけではなく、ゲル化にともなう非ニュートン流体的な挙動を考慮することで、移行挙動をより精度よく予測できることが示された。

## 2. 懸濁型グラウト材の移行挙動予測解析手法に関する検討

懸濁型グラウト材の岩盤亀裂内の移行挙動の予測解析手法について、セメント粒子の目詰まりによる止水効果に着目し、平行板スリットを用いた室内注入実験と、懸濁型グラウトの巨視的挙動、および、グラウト中の水・セメント粒子の微視的挙動について、それぞれ混合流体モデル（差分法）、固液2相流モデル（粒子法）による数値解析を実施した。得られた知見を以下にまとめる。

- ・ 平行スリットを用いた室内注入実験の結果から、スリットの開口幅より十分小さな粒径のセメント材料を用いた場合でも注入流量の低下が生じることが確認され、複数のセメント粒子が吸着・団粒化して生じる目詰まりにより流路が閉塞され、浸透率が低下することが推察された。また、この目詰まりによる浸透率の低下は、グラウト材の濃度と積算流量の積、すなわち、スリットを通過するセメント粒子の積算量とほぼ線形の相関が示されることから、グラウト中の粒子が一定の割合で滞留し、その積算量に応じてスリットの浸透率が線形に減少するモデルを想定できることがわかった。



- ・ 前項の室内注入実験の浸透率の低下について深層ろ過の概念を適用し、目詰まりによりスリット内に滞留するグラウト材の量に比例して浸透率が低下するモデル（目詰まりモデル）を導入した混合流体モデルによる予測解析手法を新たに作成し、注入実験結果を良好に再現できることを示した。
- ・ 前項で導入した目詰まりモデルについて、粒子法（MPS 法）を用いてグラウト材中のセメント粒子の微視的な挙動に関する固液 2 相流解析を実施した。近接したセメント粒子が一定の確率で吸着し粒子塊として挙動するというモデルを新たに導入したプログラムを作成し、室内注入実験のモデル解析を実施した結果、解析時間・解析領域は異なるが、積算流量とグラウト濃度の積に対して流量が線形に低下するという実験結果と同様の傾向が示され、提案モデルと整合的であることが明らかとなった。

### 3. 提案モデルの適用性に関するケーススタディ

溶液型グラウト、および、懸濁型グラウトの移行挙動解析について提案したモデルの実施工への適用性に関して、統計的手法（焼きなまし法）により作成した仮想モデルなどによる解析ケーススタディによる検討、および、別途実施した現場注入実験の再現解析による検討を行った。得られた知見を以下にまとめる。

- ・ 2 で提案したセメント粒子目詰まりによる浸透率低減効果モデル（目詰まりモデル）を導入した懸濁型グラウトの予測解析手法を用いて、1 次元および 2 次元の平行平板モデルによる解析ケーススタディを実施した結果、初期透水量が等しい場合、2 次元流れ（放射状流）の方が 1 次元流れ（線状流）よりも目詰まりによる流量低下が顕著なことが示された。
- ・ 単一の岩盤亀裂への懸濁型グラウト材の注入に関して、等方的／異方的な開口幅分布を有する仮想的な岩盤亀裂モデルを統計的手法により作成し、目詰まりモデルを導入した懸濁型グラウト材の予測解析手法による解析ケーススタディを実施した。解析結果より、等方的な開口幅分布によりグラウトが同心円状に移行するケースの方が、異方性を有する開口幅分布により特定方向に卓越してグラウトが移行する場合に比べて目詰まりによる流量低下が大きくなる結果となり、これは前項の平行平板モデルと整合する。また、グラウト拡散範囲の大きさは注入条件により変化するが、拡散範囲の形状は変化しないことが示された。
- ・ 断層破碎帯の遮水を目的とした中央内挿法による懸濁型グラウト注入に関して、等方的／異方的な浸透率分布を有する仮想的な破碎帯モデルを統計的手法により作成し、多段階注入の解析ケーススタディを実施した。解析結果より、等方モデルにおいては 1 次注

入でグラウト材が領域内にほぼ均質に広がり 2 次注入が不要となるのに対し、異方モデルでは 1 次注入で未浸透の領域が残り 2 次注入の追加が必要であることが示された。また、等方モデルの方が各注入孔における注入量の経時変化のばらつきが少なく、異方モデルに比べて流量低下が早く生じることが示された。

- ・ 以上の結果より、懸濁型グラウト材を用いた岩盤亀裂・破碎帯への注入の実施工において、注入流量・圧力などのデータを事前予測解析と比較することにより拡散範囲の不均質性・異方性などを評価することができ、多段階注入における追加注入の要否の判定などに利用することができる可能性が示された。
- ・ 1 で提案した擬塑性流体モデルを用いた溶液型グラウトの予測解析手法を用いて、砂質地盤を対象に実施したコロイダルシリカの現場注入試験の再現解析を実施した結果、実施工の注入圧の変化を適切に再現できることが示された。

本論文の今後の課題としては以下があげられる。

#### ①止水メカニズムに関するパラメータの設定

本論文で提案する予測解析手法を実施工におけるグラウト材の移行挙動の予測に用いる場合、溶液型グラウト材の解析モデルにおける修正係数  $C_0$ ,  $C_0'$ , 懸濁型グラウト材の解析モデルにおける目詰まりパラメータ  $a$  を定める必要がある。これらの係数は地盤・岩盤中のグラウトの移行経路の微視的な構造・性状などに影響されることが予想され、これらの係数が移行挙動に及ぼす影響の定量的な評価や、室内実験・原位置試験などから係数値を適切に設定する方法の検討などが今後の課題である。

#### ②実現場での測定項目を考慮した適用方法の検討

本論文で提案する予測解析手法の適用にあたっては、詳細な地質データや施工管理データを取得することが望まれるが、現在、一般に行われているグラウト注入工法では、特に高度な注入管理が必要な工事を除けば、簡易な調査・計測しか行われない場合が多い。このように取得するデータが限られる状況における予測解析手法の適用方法、および、予測結果の活用方法の検討が今後の課題と考えられる。

これらの課題については、今後、本研究で提案した予測解析手法を現場での実測や原位置実験に適用し、データ・知見を蓄積することにより検討していく予定である。

## Abstract

Grouting has been used as an effective method to reinforce soft soil and fractured rock while reducing their permeability. In general, the quality of grouting in construction fields has been managed by the amount of grout, injection pressure and improved permeability after being injected. In recent years, however, due to savings applied to social infrastructure costs and advances in information-oriented construction, the need for a means to quantitatively predict the extent of grout penetration and its improvement has been increasing.

In this study, in order to contribute to improving the prediction accuracy for the extent of grout penetration, the author focused on both:

1. Injection of solution-type grout (colloidal silica) into sandy soil
2. Injection of suspension-type grout (ultrafine cement) into rock fractures

A laboratory grout injection test was conducted, a model of the grouting mechanism was proposed, and numerical simulations were made on the model for both the above types of injections. In addition, case studies on the application of the proposed model to actual constructions were conducted.

### 1. Injection of solution-type grout (colloidal silica) into sandy soil

The penetration behavior of colloidal silica grout, a chemical grout for use with soils and rocks with low permeability, was studied using laboratory injection tests and numerical analysis. The results are as follows.

- Laboratory injection tests using small specimens found that flow rate was reduced for reasons that could not be explained by the rise in viscosity of the grout. They are presumed to be attributable to changes in the rheology of the grout.
- The rheological measurements of the grout using a high-precision rheometer revealed that the grout behaved like a non-Newtonian fluid as gelling progressed.
- A numerical analysis method was proposed by modeling the grout as a pseudoplastic fluid and as a Bingham fluid. Modeling the grout as a pseudoplastic fluid led to relatively close agreement between the analysis results and measurements. Thus, it was demonstrated that the behavior of the grout as a non-Newtonian fluid affected its permeability.

## 2. Injection of suspension-type grout (ultrafine cement) into rock fractures

In order to study the permeability reduction mechanism of rock fractures using cement grout due to the clogging of cement particles, laboratory injection tests were conducted using a parallel slit and numerical simulations on mixed fluid flow models. The results are as follows.

- A laboratory injection test revealed that flow rate decreased almost linearly according to the product obtained by multiplying the accumulated flow rate by grout density (accumulated number of flowing cement particles). In order to represent the mechanism of permeability reduction with cement grout, a model was proposed in which cement particles clogged due to mutual absorption in proportion to the number of flowing cement particles and permeability was reduced owing to the local closure of the flow path.
- Simulations were made to reproduce the laboratory injection test using a finite difference method-based flow analysis program that modeled the above mechanism. As a result, the test results were closely replicated.
- In order to examine the validity of the above mechanism, solid-liquid two-phase flow analysis (MPS method) was conducted using a model of the behavior of cement particles in the grout. The analysis results showed a similar declining trend in the flow rate to that in the grout injection test was reproduced, and that closure of the flow path owing to absorption of particles was visualized. Thus, it was revealed that the mechanism was basically valid.

## 3. Case studies on the application of the proposed model to actual construction

Several numerical case studies using a virtual model based on the geostatistical method (simulated annealing) were conducted to evaluate the application of the proposed grouting model to actual construction. The results are as follows.

- The case study on injection of cement grout into the single rock fracture with an isotropic/anisotropic aperture distribution revealed that the grout spread homogeneously and the injection rate decreases remarkably when using the isotropic model. Thus, it was shown that the extent of grout heterogeneity in the fracture can be estimated from in-situ injection data.
- A case study was conducted on injection of cement grout into a fault zone with isotropic/anisotropic permeability using the central interpolation method. According to the results, grout spread homogeneously in the primary injection and a secondary injection became unnecessary in the isotropic model, whereas a secondary injection was required in the anisotropic model. In addition, the injection rate for each hole has less variation and decreased remarkably in

the isotropic model, thus the necessity for an additional injection can be estimated from the in-situ injection data.

- The field injection test with colloidal silica was simulated. As a result, it was shown that it is possible to appropriately reproduce the change in injection pressure in the actual construction.

A quantitative evaluation and estimation of the grouting parameters of the proposed model and the application method in consideration of field measurements on actual constructions are future challenges.

## 目 次

1. 序論 .....	1
1.1. はじめに .....	1
1.2. 既往の研究 .....	2
1.3. 本論文の内容 .....	4
2. グラウト注入工法の概要とグラウト材 .....	6
2.1. グラウト注入工法の概要 .....	6
2.2. 土質地盤の注入形態 .....	12
2.3. グラウト材の種類 .....	15
2.4. 本研究で対象とするグラウト材の選定 .....	19
2.4.1. 溶液型グラウト材（コロイダルシリカ）の特徴と性状 .....	19
2.4.2. 懸濁型グラウト材（超微粒子セメント）の特徴と性状 .....	22
3. グラウト移行挙動予測解析の基礎理論 .....	25
4. 溶液型グラウト材の移行挙動予測解析手法に関する検討 .....	29
4.1. 検討内容 .....	29
4.2. 浸透性能実験 .....	30
4.2.1. 実験目的 .....	30
4.2.2. 実験方法 .....	31
4.2.3. 実験結果 .....	34
4.3. 溶液型グラウト材のレオロジー特性 .....	37
4.3.1. 流体のレオロジー特性 .....	37
4.3.2. 溶液型グラウト材のレオロジー測定試験 .....	39
4.4. 溶液型グラウト材の移行挙動解析 .....	44
4.4.1. 非ニュートン流体の浸透モデルに関する既往研究 .....	44
4.4.2. 非ニュートン流体モデルによる溶液型グラウト材の移行挙動の定式化 .....	47
4.5. 模擬地盤による溶液型グラウト材注入実験と再現解析 .....	49
4.5.1. 実験方法 .....	49
4.5.2. 実験結果 .....	51

4.5.3. 再現解析 .....	53
4.6. 提案モデルのグラウト施工への適用性と課題 .....	58
4.7. 4章のまとめ .....	60
5. 懸濁型グラウト材の移行挙動予測解析手法に関する検討 .....	61
5.1. 検討内容 .....	61
5.2. 平行板スリットによる懸濁型グラウト材注入実験 .....	62
5.2.1. 実験方法 .....	62
5.2.2. 実験結果 .....	64
5.2.3. 目詰まりによる止水メカニズムのモデル化 .....	67
5.2.4. 再現解析 .....	71
5.3. 懸濁型グラウト材中の粒子の微視的挙動に関する解析的検討 .....	74
5.3.1. MPS法の計算手法 .....	74
5.3.2. MPS法によるセメント粒子の微視的挙動解析 .....	85
5.4. 提案モデルのグラウト施工への適用性と課題 .....	93
5.5. 5章のまとめ .....	94
6. 提案モデルの適用性に関するケーススタディ .....	95
6.1. 平行平板モデルによるケーススタディ .....	95
6.1.1. 検討目的 .....	95
6.1.2. 解析モデル .....	96
6.1.3. 解析結果 .....	99
6.2. 開口幅分布を有する仮想亀裂モデルによるケーススタディ .....	100
6.2.1. 解析モデル .....	100
6.2.2. 解析結果 .....	103
6.3. 断層破碎帯への多段階注入に関するケーススタディ .....	114
6.3.1. 解析モデル .....	114
6.3.2. 解析結果 .....	117
6.4. 溶液型グラウト材現場注入試験の再現解析 .....	131
6.4.1. 現場注入試験の概要 .....	131
6.4.2. 解析モデル .....	135
6.4.3. 解析結果 .....	137

6.5.	6 章のまとめ.....	141
7.	まとめと今後の課題.....	143
7.1.	本研究で得られた成果.....	143
7.2.	今後の検討課題.....	145

謝辞

参考文献



## 1. 序論

### 1.1. はじめに

グラウト注入工法（地盤注入工法，または，薬液注入工法とも呼ばれる）は，古くは 19 世紀よりトンネルやダムなどの工事で岩盤の透水性改良や補強対策として実施されており<sup>1)</sup>，今日にいたるまで岩盤・地盤の止水・補強を目的に広く利用されている。特に近年では，大深度トンネルの掘削や石油・LPG 地下備蓄基地などのエネルギー貯蔵施設の構築において，建設時の施工性・安全性確保，施設の機能維持，周辺環境への影響低減などの観点から掘削空洞への湧水を抑制することが求められており，透水経路となる岩盤亀裂の止水を目的としたグラウト注入工法が重要となっている。また，現在計画されている高レベル放射性廃棄物地層処分では，深度 300m 以上の大深度・高水圧下に施設が建設される一方で，放射性核種の封じ込め機能を確保するために施設周辺の地下水環境を極力乱さない施工が求められており，施設への湧水を抑制するためにグラウト注入工法の適用が検討されている。これらの施設はいずれも地下深部に建設されることから，高水圧環境下で低透水の岩盤亀裂を確実に止水するグラウト注入工法の実現のため，材料，施工，評価など多面的な研究・開発が進められている（例えば小山ら<sup>2), 3)</sup>）。

一方，土質地盤を対象とした都市土木の分野においても，開削工やシールドトンネル工における周辺地盤の補強・止水を目的としたグラウト注入工法が多く適用されている。これらは従来，施工時の一時的な改良のための仮設工として実施されることが多かったが，近年では廃棄物処分場における遮水壁や構造物基礎の液状化対策など，施設供用中の長期的な止水・補強などの本設目的で実施される事例も増えている。特に，首都圏の大深度地下に大断面のシールドトンネルを構築する計画が現在進められているが，その多くは土丹と呼ばれる固結シルト層を対象としており，施工時の安全性確保や周辺環境への影響低減を目的に，土丹中に介在する砂層（介在砂層）の長期的な止水・補強のための注入工法が必要となっている。これらの介在砂層は通常の砂層に比べて細粒分を多く含むため透水性が低く，一般的なセメント系の懸濁型グラウト材による浸透注入は困難とされており，低透水性の地盤への浸透性を有し耐久性・恒久性にもすぐれたグラウト材として，水ガラスを改良した特殊シリカ系などの新たな溶液型グラウト材の開発・適用が進んでいる。

このようにグラウト注入工法は歴史が古く，現在でも広い分野で利用され新たな材料開発なども進められているにも関わらず，設計・施工に関しては現場技術者の経験に大きく依存しており，過去の実績などに基づき計画される場合が多い。その原因として西垣ら<sup>4)</sup>は，

亀裂性岩盤における注入工法を対象に、グラウトの移行挙動と用いる材料、注入方法、注入流量、グラウト濃度などとの関係が十分に解析されていないことを挙げているが、これは亀裂性岩盤に限らず土質地盤においても同様と考えられる。一方で、建設コストの削減、環境負荷の低減などの観点から、効率的かつ効果的なグラウト注入の設計・施工方法を実現するため、グラウトの止水メカニズムの解明や、これに基づくグラウト移行挙動の予測解析手法に関する研究が近年進められており、グラウト注入工法における施工計画の合理化や改良効果の定量的評価につながることを期待されている。

以上の背景より、本研究ではグラウト材ごとに止水のメカニズムが異なる点に注目して、グラウト移行挙動のモデル化とこれを導入した数値解析手法の研究により、グラウト注入工法における地盤・岩盤中のグラウト材の移行挙動や拡散範囲・改良効果などの予測評価手法の精度向上に資することを目的とする。

## 1.2. 既往の研究

グラウト注入工法における岩盤亀裂中のグラウト材の挙動は、地下水解析と同じく粘性流体の浸透流として扱うことが可能であるが、グラウト材が水と異なる流動特性を有する点に留意する必要がある。Finsterle ら<sup>5)</sup>は、コロイダルシリカなどを用いた溶液型グラウトに関して、時間とともに粘性が変化する混相流としてモデル化し、差分法による浸透流解析を用いて挙動を予測している。また、Hassler ら<sup>6)</sup>、Gustafson and Stile<sup>7)</sup>は硬化前の流動性を有するセメントグラウトがビンガム流体として挙動することに着目し、岩盤亀裂を平行平板でモデル化した場合のグラウト移行挙動についてビンガム流体の塑性方程式による理論解を導き、実岩盤へのグラウト注入工の評価に適用している。Fujita ら<sup>8)</sup>は、Gustafson and Stile<sup>7)</sup>が提案したモデルの単一岩盤亀裂へのグラウト注入に対する適用性について、平行平板モデルを用いた室内注入実験による確認を行っている。また岸田ら<sup>9)</sup>は、Gustafson and Stile<sup>7)</sup>のモデルに慣性項の影響を追加した平行平板内のビンガム流体の浸透モデルを提案し、セメント系グラウト材を用いた室内注入実験結果との比較結果などから、注入開始初期のグラウト材の挙動に関して従来より現実的な予測が可能であることを示している。さらに足立ら<sup>10)</sup>は、これらの岩盤亀裂内のビンガム流体の流動について、粘度の時間変化や亀裂壁面の粗度がどのような影響を及ぼすか理論的な考察を行っている。

仲山ら<sup>11), 12)</sup>は、溶液型グラウト材の地盤への浸透注入にともなう地盤変形の予測手法に関して、注入により地盤に生じる浸透水压を計算し、これを等価節点外力にして、土粒子骨格に有効応力として作用させた地盤変形解析手法を提案している。この中で、浸透水压

の計算には有限要素法による移流・分散解析を用いており、グラウト拡散範囲について、グラウト材濃度とグラウト材・水の粘性比に応じて浸透率を低下させるモデルを導入している。ただし、検討の中でグラウト材の粘度の経時変化は考慮していない。

小山ら<sup>2),3)</sup>は、コロイダルシリカを用いた溶液型グラウト材の粘度の経時変化とグラウト材濃度による透水性低減効果をモデルに組み込んだ解析プログラムを開発し、原位置調査結果より作成した亀裂モデルの等価多孔質媒体モデルを用い、原位置注入試験のフィードバック解析を実施して、試験結果との比較評価を行っている。この中で小山らはグラウト材のレオロジー特性を測定し、作液からの経過時間が短い間はニュートン流体の性状を示すが、時間が経過してゲル化が進行するとせん断速度とせん断応力の間に非線形の相関が見られるようになり、ニュートン流体としての近似度が低くなることを指摘している。さらに、グラウト材の中にはビンガム流体的な挙動を示すものがあることに触れ、その定量的な特性を解析モデルに反映することを今後の課題のひとつに挙げている。

杉山ら<sup>13)</sup>は、小山らと同様のコロイダルシリカを主材料とする溶液型グラウト材の浸透性に関して、岩盤亀裂を模擬した平行板スリット、および、低透水性の砂地盤を想定した模擬砂層を用いた室内注入実験を実施している。さらに、グラウト材の粘度の経時変化を考慮した浸透流解析手法を用いて模擬砂層への注入実験の再現解析を行い、実験で計測されるグラウト注入量が解析による計算値を下回ることを示している。杉山らはその原因として、作液時にグラウト材中に含まれる微量の粗粒分（ゲル）による目詰まりを想定し、目詰まり効果による模擬砂層の浸透率の低下をモデル化した浸透解析手法を提案している。

一方、セメント・粘土スラリーなどの懸濁型グラウト材による止水のメカニズムについては、グラウト材粒子の目詰まりにより地盤や岩盤中の間隙が閉塞される効果が支配的であることが指摘されており、目詰まり効果の定量的なモデル化や予測解析手法に関する研究が行われている。佐藤ら<sup>14)</sup>は、岩石・岩盤を対象に流れによる空隙閉塞・目詰まりの数学的モデル化に関する基本概念を導入し、既存の実測・実験結果との比較により、目詰まりによる注入流量の経時変化を再現できることを示している。伊藤ら<sup>15)</sup>は、粘土懸濁液による岩盤亀裂のグラウト工のメカニズムについて、岩崎<sup>16)</sup>、杉本<sup>17)</sup>による深層ろ過（清澄ろ過）の基礎式を適用することによりモデル化し、人工的に亀裂を発生させた大型供試体を用いた注入実験結果との比較によりこれを良好に再現できることを示している。さらに、古賀ら<sup>18)</sup>は同様に深層ろ過のメカニズムを用いて多孔質媒体への懸濁型グラウト注入のモデル化を提案し、一次元の浸透流解析を実施している。

また、懸濁型グラウト材による岩盤亀裂の止水メカニズムについては、西垣ら<sup>4)</sup>が平行平板により岩盤亀裂を模擬した注入実験装置を用いて懸濁型グラウト材（セメントグラウト）

の目詰まり現象に着目した室内実験を実施し、目詰まりの発生がセメントスラリーの粒径分布や水セメント比などに影響を受けることを確認している。また内田ら<sup>19)</sup>は、グラウト注入孔と岩盤亀裂の交差部での目詰まり現象に着目した注入実験を行い、懸濁型グラウト材中の粗粒分や、複数の粒子が吸着した団粒化物の量が目詰まりの発生に大きく影響することを示している。さらに延藤ら<sup>20)</sup>は、亀裂入り口近傍で生じるグラウト材の目詰まりについて、高圧注入実験装置を用いた高濃度セメントグラウトの注入実験結果より、目詰まり現象とグラウト物性および注入圧力の関係を示している。また、小山ら<sup>21)</sup>はセメントミルクの比重を連続的に変化させて注入する工法について、グラウト材の粘度の経時変化を考慮した移流・分散解析プログラムを作成し、原位置でのグラウト注入実験の再現シミュレーションによる比較検討を行っている。

これらの既往の研究では、グラウトの目詰まりによる透水性の低下を現象論的な視点で捉え、目詰まりパラメータなどを導入して現象を再現するようにモデル化する方法が主流になっている。一方で、グラウト材中のセメント粒子の微視的な挙動を直接扱うことにより目詰まり現象が生じる物理的なメカニズムを説明しようとするアプローチも近年試みられているが（例えば青木ら<sup>22)</sup>）、研究事例は非常に少なく、目詰まり現象の理論的な解明には至っていない。

### 1.3. 本論文の内容

本論文では、グラウト注入工事におけるグラウト材の移行挙動や拡散範囲・改良効果などを評価する手法を開発することを目的に、グラウト材ごとに止水のメカニズムを考慮したグラウト移行挙動のモデル化とこれを導入した予測解析手法の研究を行う。

2章においては、グラウト注入工法を概観した上で、地盤注入工法と岩盤注入工法のそれぞれについて、現在、主に用いられているグラウト材や注入形態を整理する。さらに、本論文で対象とする注入工法とグラウト材の選定を行い、その主な性状の計測結果などを示す。

3章においては、地盤および岩盤中のグラウト材の移行挙動の予測評価手法として、ダルシー則に基づく水-グラウト材の混合流体モデルを選定し、その基礎理論と定式化の方法を記述する。

4章においては、コロイダルシリカを主材とする溶液型グラウト材の砂層（多孔質媒体）への浸透注入におけるグラウト材移行挙動の予測解析手法の開発を目的として、室内実験および数値解析による検討を行う。検討においては、グラウト材のゲル化による粘度上昇に加えて、ゲル化にともなってレオロジー特性が変化することに着目し、グラウト材のゲ

ル化過程における非ダルシー的挙動を考慮した新たなモデルを解析プログラムに導入して、実験結果との比較による適用性の検証を行う。

5章においては、超微粒子セメントによる懸濁型グラウト材の岩盤亀裂内での移行挙動の予測解析手法の開発を目的に、平行板スリットによる室内実験と数値解析による検討を行う。特に、グラウト材中のセメント粒子が吸着・団粒化して流路を閉塞する目詰まり効果に関して、深層ろ過理論に基づくモデル化を試みるとともに、セメント粒子の微視的挙動について粒子法（MPS法）による固液二相流解析によるモデル解析を行い、想定したモデルの妥当性を検討する。

6章においては、4章および5章で提案したグラウト移行挙動のモデルに関して、実際の注入工法への適用性を検討することを目的に、1・2次元の平行平板モデル、統計的手法により仮想的に開口幅分布を設定した岩盤亀裂モデル、および、仮想的な浸透率分布を設定した断層破碎帯モデルを用いて数値解析による懸濁型グラウト材注入のケーススタディを実施し、注入データの分析から地盤・岩盤中のグラウト移行挙動を予測する可能性などについて検討する。さらに、砂質地盤を対象に実施された溶液型グラウト材の現場注入実験の再現解析より、開発技術の現場への適用性について確認する。

7章においては、2～6章の検討結果をまとめるとともに、研究成果の今後の活用に向けた課題を整理する。

## 2. グラウト注入工法の概要とグラウト材

### 2.1. グラウト注入工法の概要

グラウト注入工法は、土質地盤を対象とする地盤注入工法と硬岩・軟岩などの岩盤亀裂を対象とする岩盤注入工法に大別される（図 2.1）。

地盤注入工法は、開削工法やシールド工法などにおいて、施工時に一時的に止水や地盤強化を図る仮設注入が主流であったが、近年では施設供用中の長期的な地盤強化や止水などの本設利用を目的とした注入も行われるようになってきており、施工目的や対象地盤の性状に応じて懸濁型（セメント・粘土系）や溶液型（薬液系）のグラウト材が利用されている。図 2.2, 図 2.3 には地盤注入工法による施工事例を示す。図 2.2 は地下鉄駅舎部の開削工事における被圧地下水対策として薬液注入により砂礫層内に止水帯を形成するものであり、1 次注入材にはセメントベントナイト、2 次注入材には水ガラス系の薬液を用いている。また、図 2.3 はシールド工法による下水道幹線管渠の建設工事において立坑からシールドが発進するときの防護対策として注入による地盤改良を行った事例であり、砂質シルトの対象地盤に水ガラス系のグラウト材が注入されている。

一方、岩盤注入工法は主にトンネル・ダム分野において、風化帯・断層破碎帯や、掘削による影響を受けた空洞周囲の岩盤（ゆるみ領域）の遮水を目的としたカーテングラウチング、ゆるみ領域の改良を目的としたコンソリデーショングラウチング、構造物と岩盤の空隙を充填するコンタクトグラウチングなどが用いられてきた。また、山岳工法によるトンネル掘削時の切羽防護対策として、切羽前方注入やフォアボーリング・フォアパイリング工法などの補助工法にも適用されている。注入対象は主に岩盤中の亀裂であり、セメント系などの懸濁型グラウト材が一般に用いられてきたが、近年では高レベル放射性廃棄物の地層処分などの分野で、地下深部の低透水性岩盤の止水改良を目的として溶液型グラウト材も用いられるようになっている。図 2.4, 図 2.5 には岩盤注入工法の施工事例を示す。図 2.4 は鉄道の山岳トンネルにおいて膨張性地山（第三紀泥岩）の補強を目的としたもの、図 2.5 はロックフィルダムの基礎岩盤の止水を目的としたカーテングラウチングおよびコンソリデーショングラウチングであり、いずれもセメント系のグラウト材が用いられている。ダム基礎の止水グラウチングには、施工の進捗にともなう改良効果を水押し試験などで確認しながら、目的の改良効果が得られるまで順次、注入孔の間隔をせばめていく中央内挿法が一般に用いられている<sup>1)</sup>。



(a) 地盤注入工法



(b) 岩盤注入工法（トンネル）

図 2.1 グラウト注入工法の施工状況<sup>23)</sup>

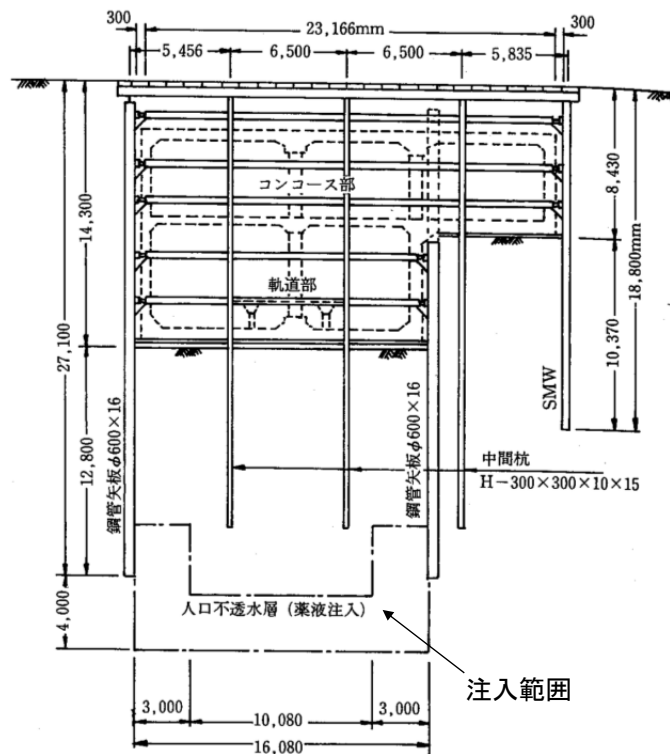


図 2.2 地盤注入工法の施工事例：開削工事における止水<sup>1)</sup>

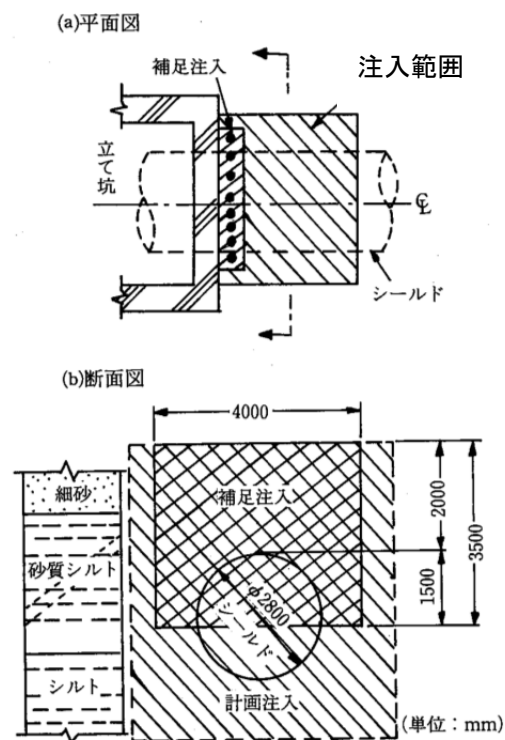


図 2.3 地盤注入工法の施工事例：シールド立坑発進部の止水・補強<sup>1)</sup>



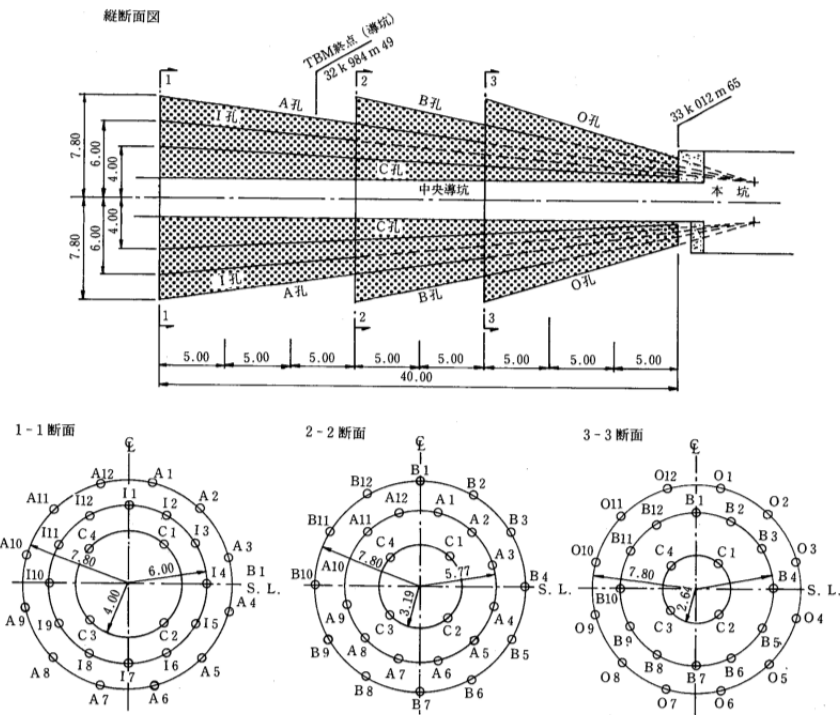


図 2.4 岩盤注入工法の施工事例：山岳トンネルにおける膨張性地山の補強<sup>1)</sup>

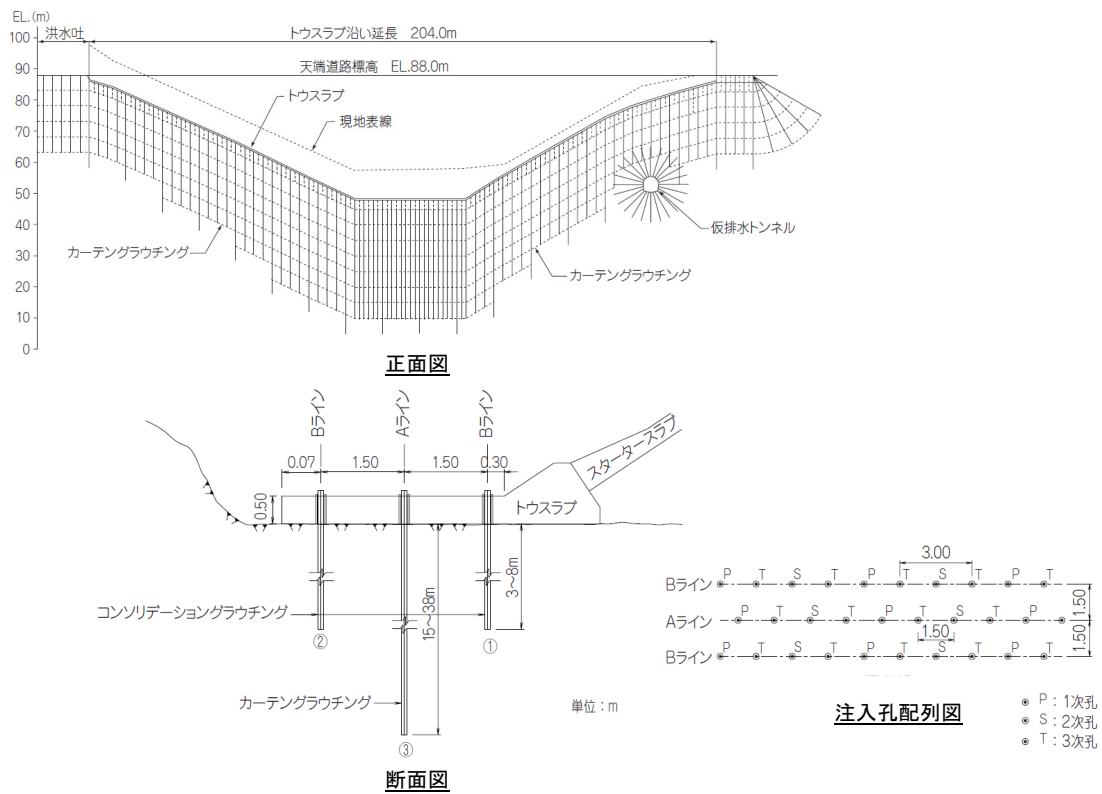
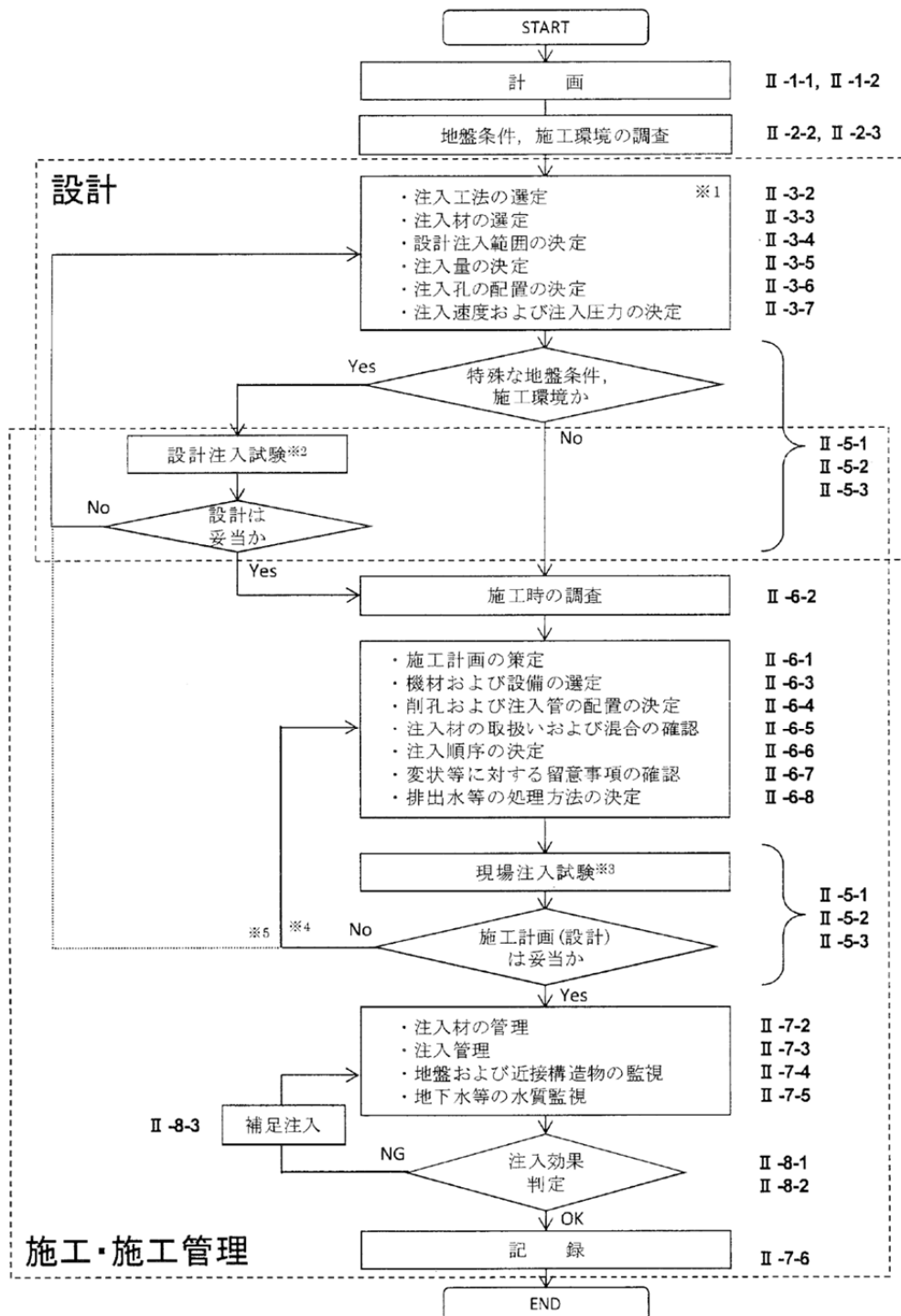


図 2.5 岩盤注入工法の施工事例：ダムにおける基礎岩盤の止水<sup>24)</sup>

図 2.6 は、グラウト注入工法の計画から設計、施工管理の流れを示す<sup>25)</sup>。図 2.6 は地盤注入工法を対象としているが、岩盤注入工法でも基本的な手順は同じである。グラウト注入の計画においては、注入工法、注入材（グラウト材）を選択した上で、注入範囲、注入量、注入孔の配置、および、注入速度と注入圧力を設定する。このような計画においては、注入孔の周囲にグラウト材が均等に広がると仮定して注入量などの算定を行う方式が一般的である。しかし、不均質性や異方性の高い地盤や、特定方向に卓越して亀裂が発達した岩盤などでは、グラウトの拡散範囲が不均質になることがあり、拡散範囲を精度よく予測することにより、グラウト計画の合理化や、改良効果の適切な評価が可能となることが期待される。



※1: 各事項は相互の関連を考慮して検討する。

※2: 特殊な地盤条件, 施工環境の場合, 設計上の不確定な要素を確認するために行う試験

※3: 施工環境への適合性および施工計画の妥当性を確認するため必ず行う試験

※4: 施工計画の変更が必要な場合

※5: 設計仕様(注入工法, 注入材)の変更が必要な場合

図 2.6 グラウト注入工法の基本的な流れ <sup>25)</sup>

## 2.2. 土質地盤の注入形態

グラウト注入工法のうち、土質地盤を対象とする地盤注入工法では、対象となる地盤の性状（礫質土、砂質土、粘性土）により、グラウト材の注入形態が異なる。図 2.7 に土質地盤における注入形態を模式的に示し、各注入形態の特徴を以下に記載する。

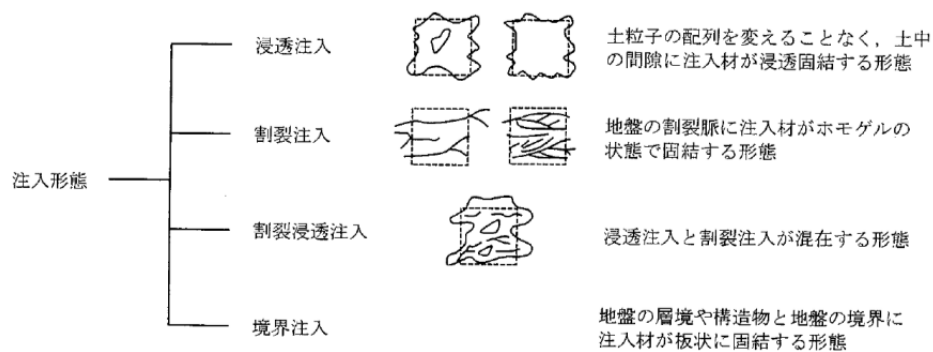


図 2.7 土質地盤の注入形態<sup>25)</sup>

### ①浸透注入

土粒子の配列構造をほとんど乱さずにグラウト材が粒子間に浸透し、間隙中の地下水・空気を置換する。砂礫や砂質土では、適切な注入速度・注入圧力で注入されればこの注入形態が主流となる。均質な浸透注入が実施されれば、グラウト材の充填により土粒子相互の粘着力が高まって強度が増加し、また透水経路となる間隙が閉塞されることにより、注入範囲はほぼ不透水の改良体と見なすことができる。

### ②割裂注入

注入による間隙水圧の上昇により地盤中に局所的なせん断破壊が生じ、土粒子構造が乱されてできた割裂亀裂中にグラウト材が侵入する。亀裂中に脈状のホモゲル（グラウト材が単独で硬化したもの）が形成されることから、脈状注入とも呼ばれる。粘性土では透水性が低くグラウト材が浸透できないため、実用上の注入速度ではこの注入形態となることが多く、また砂質土でも透水性が低い場合やせん断強度が小さい場合は注入速度・注入圧力によっては割裂注入となる。この形態では、注入圧力による原地盤の圧密効果により強度増加を図ることになるが、改良効果は浸透注入と比較して一般に劣る。また、透水性の低下も局所的になり、止水効果も限定的となる。

### ③割裂浸透注入

浸透注入と割裂注入が混在する注入形態で、細粒分が多く、低透水性でせん断強度の低い砂質土で生じることが多い。一般には割裂注入が先行し、これがある程度進行すると割裂面が新たな浸透面となって割裂面の周囲に浸透注入が進行する。注入による地盤強度の増加や透水性低下は、割裂注入と浸透注入のどちらが卓越するかにより左右されるが、原地盤の透水性・せん断強度や注入速度により異なるため一意的には定められず、注入効果の判断が難しい点が課題とされている。

### ④境界注入

互層地盤における砂質土と粘性土の境界面や、構造物と地盤の間に境界面がある場合、一般に境界面の透水性は原地盤よりも大きくグラウト材が浸入しやすい。このような地盤では浸透注入に先行して境界面にグラウト材が面状に広がっていくため、境界注入と呼ばれる。割裂注入の一形態と位置づけられる場合もある。

図 2.8 は注入対象地盤の土質、N 値、透水係数と注入形態の関係を示している<sup>1)</sup>。一般に砂質土では浸透注入、粘性土では割裂注入となり、その境界では割裂注入と浸透注入が混在する割裂浸透注入になる。また、N 値が高い粘性土については、グラウト注入による効果がほとんど期待できないことから、注入工法が不要とされている。

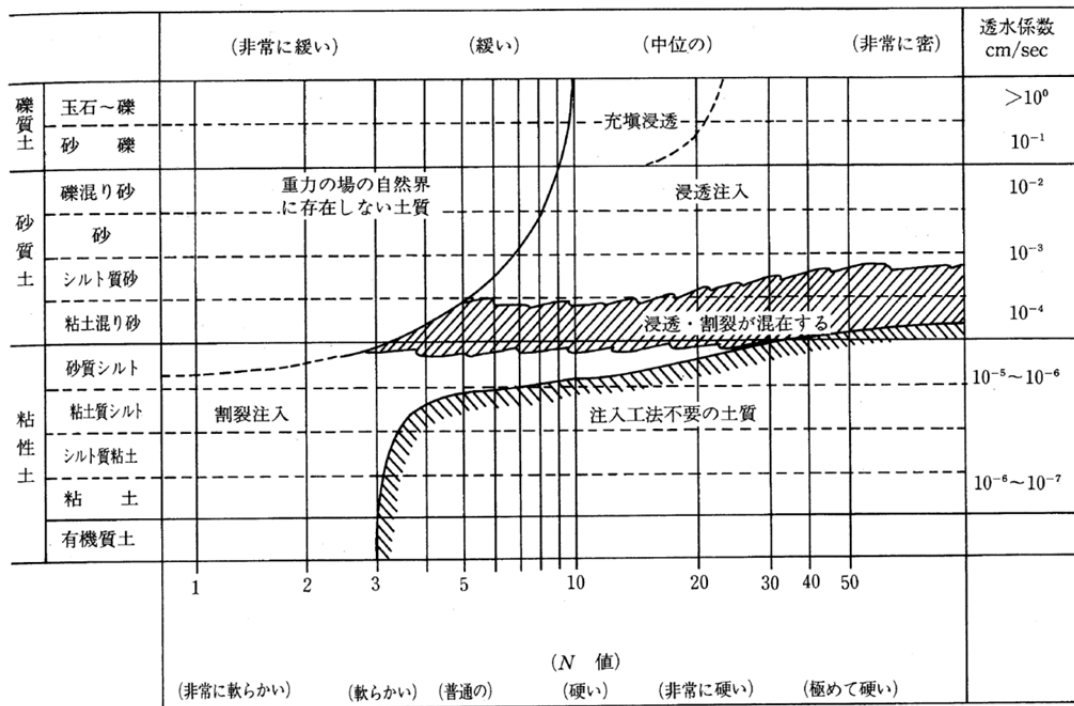


図 2.8 土質条件と注入形態の関係<sup>1)</sup>

岩盤注入工法については、土質地盤への注入に見られるような明確な注入形態の違いはない。ただし、透水性の低い岩盤への注入において、浸透効果の改善を目的に注入速度と注入圧力を周期的に変動させる動的注入工法が用いられることがあり、地盤注入工法における割裂注入と同様の効果が期待されていると考えられる。

### 2.3. グラウト材の種類

図 2.9 にグラウト材の種類を，表 2.1 にグラウト材の分類と特徴を示す<sup>1), 25)</sup>。グラウト材には様々な分類の方法があるが，現在使用されている材料は水ガラス系を主材とする溶液型グラウト材と，セメント・粘土（ベントナイト）などを単独または水ガラスと混用する懸濁型グラウト材に大別される。溶液型グラウト材は反応剤の種類により無機系と有機系に分類され，一般的には無機系が広く利用されているが，有機系は無機系と比較してゲルの安定性が高く高強度であることから，特殊な目的で利用される例が増えている<sup>26)</sup>。この他に，かつてはアクリルアミド，尿素，ウレタンなどの高分子系材料が用いられていたが，地下水汚染などが懸念されることから現在は使用が禁止されている。

溶液型グラウト材の主材となる水ガラスは，珪砂などをソーダ灰や苛性ソーダで溶解したもので，通常はこれを加熱溶解した水溶液として供給される。水溶液中の水ガラス分子は，シロキサン結合鎖（Si-O-Si）にシラノール基（Si-OH）がついており，その一部がナトリウム（Na）により置換されている（図 2.10）。これに反応剤を加えることにより Na を除去して，シラノール基間で重縮合を起こさせ，シロキサンの結合鎖を発達させることによりゲル化させる。このシロキサン鎖が結合する過程において，Si がもつ他のシラノール基同士も重縮合を行って結合するため，水ガラスのゲルは 3 次元構造をもつが，主材の前処理や反応速度によってその構造が異なる。通常は無機系・有機系の水ガラスのゲルは 3 次元の網目構造をしており，時間の経過とともにシリカの溶脱やゲルの体積変化が起こるため，長期的な強度や止水性の低下が起こる<sup>27), 28)</sup>。この点を改良した恒久性のある溶液型グラウト材として，非アルカリ系（シリカゾル）薬液や，コロイダルシリカ（シリカコロイド）などの特殊シリカ系薬液などが開発されている。ゲル化したコロイダルシリカは，図 2.11 に示すように直径 10nm 程度のコロイド粒子の集合体の構造をしており，化学的な安定性が高いためゲル化後のシリカの溶脱が少なく，さらに長期的な体積変化を起こしにくい<sup>28)</sup>ため，恒久性に優れたグラウト材とされている。

一方，懸濁型グラウト材は，主に砂礫層や岩盤亀裂などの空隙を充填する目的で利用されることが多く，セメントを主材とするセメントミルクや，ベントナイトなどの粘土スラリーなどが主に用いられる。セメント系材料は注入目的や対象地盤の浸透性に応じて配合（水セメント比：W/C）を調整し，一般的には W/C=100～1000%程度の配合が用いられている。特に浸透率（透水性）の低い地盤・岩盤に対しては粒子の細かい微粒子セメントや超微粒子セメントが利用されており，地下大深度での開口幅の小さな岩盤亀裂の止水などで効果をあげている。しかしながら，粒子の懸濁液（スラリー）であることから浸透性は

溶液型グラウト材に劣り、砂質・粘土質地盤の浸透注入には不適とされる。一方で、長期的には水和反応やポズラン反応による結晶質の硬化体を形成するため、水ガラス系材料に見られるような体積変化は生じず、耐久性・恒久性には優れている。

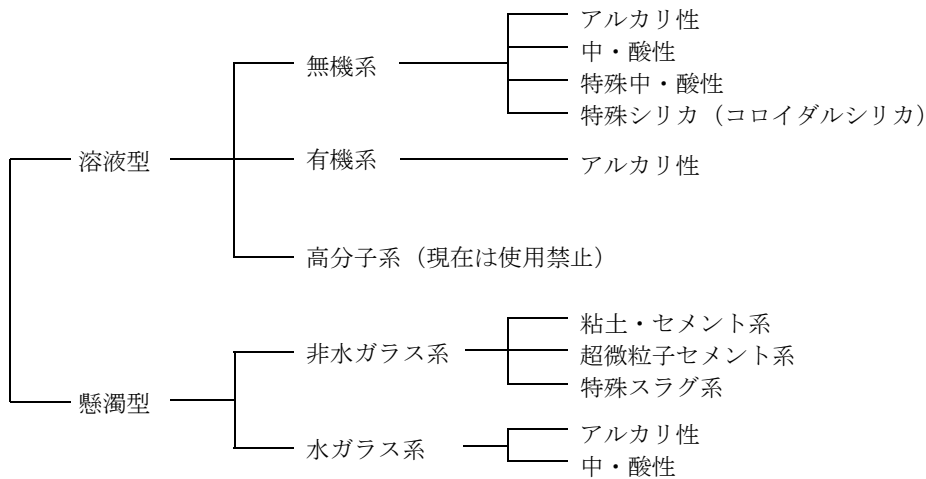


図 2.9 グラウト材の種類<sup>25)</sup>

表 2.1 グラウト材選定の分類と特徴<sup>1)</sup>

分 類	選 定 の 目 安	
液 態	溶 液 型	浸透注入を目的として、砂質地盤に適用する。注入方式の多くは、この材料を使用している。湧水の防止と地盤の粘着力の増加を図るもので、切羽面の自立を目的とした注入等に利用されている。
	懸 濁 型	粘性土地盤中に割裂注入し、粘着力の増加を図る目的で使用する。その他として空洞や礫層などの大空隙への充填注入に用いる。
反 応 剤	無機系反応剤	多くの薬液がこの分類に属する。設計等で用いる改良効果はこの系統の薬液によって得られた値で示されるものである。暫定指針による水質管理はpHのみで良い。
	有機系反応剤	無機系に比較して、ゲルの安定性が高く、強度が得られることから、重要な目的に使用する場合には無機系より優位にたつ。暫定指針による水質管理はpHと過マンガン酸カリウム消費量テストを行う必要がある。
ゲルタイム	瞬 結	拡散防止を図り、かつ、浸透注入を目ざすために開発されたもので締め具合のゆるい地盤への注入に適するが、良く締った地盤では、多少、浸透性に問題が生ずる。
	中 結	このゲルタイムを単独で使った場合には、主として上部などの注入範囲外への散逸も多く、多くの改良効果が望めない。現在では、複合注入工法の様に瞬結の薬液を注入し、拡散を防止した後、浸透注入を図るために使用する。
	緩 結	ゆっくり時間をかけて浸透させる目的で使用するため、一般的にはダブルパッカ工法で使用するケースが多い。複合注入工法で、瞬結との組合せで使用することも可能である。



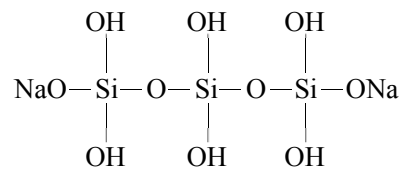


図 2.10 水ガラスの分子構造

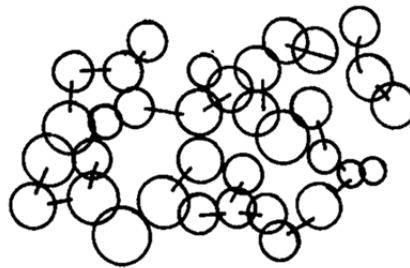


図 2.11 コロイダルシリカのゲル構造<sup>1)</sup>

グラウト注入工法においては、注入の目的、注入方法、対象地盤に応じて適切なグラウト材を選定する必要がある。

このうち、土質地盤を対象とした地盤注入工法については、土質ごとの浸透限界の目安（図 2.12）から、表 2.2 に示すように目的や対象地盤・注入形態に応じたグラウト材選定のポイントが示されている<sup>1), 25)</sup>。水ガラスを主材とする溶液型グラウト材は、セメントミルクなどの懸濁型グラウト材と比べて一般的に浸透性に優れ、細砂やシルトなどの浸透率（透水性）の低い地盤にも適用することができる。砂質土を対象とする浸透注入の場合は、ゲルタイムの長い緩結性・長結性の溶液型グラウト材が適しており、止水・補強の両方の目的で広く利用されている。一方、懸濁型グラウト材は浸透注入には不適とされており、粘性土の粘着力増加のための割裂注入や砂礫層の空隙充填などを除くと、地盤注入工法ではあまり利用されていない。

岩盤注入工法のグラウト材としては一般にセメント系の懸濁型グラウト材が広く使用されてきた。これは、セメント系の主材に水と必要に応じて混和材を加えた懸濁液（スラリー）であり、使用目的や対象岩盤（亀裂）の透水性に応じて、配合やセメントの粒度分布を調整して用いる。また、止水が主な目的で強度をほとんど必要としないような場合には、粘土に水と分散剤を加えた粘土グラウト材が用いられることもある。一方、水ガラス系などの溶液型グラウト材は、圧縮強度が不十分だとしてあまり用いられてこなかったが、近

年では主に止水性を高める目的で、青函トンネルをはじめとする、多くの岩盤を対象とした土木工事で使用されてきている。特に、現在検討されている高レベル放射性廃棄物の地層処分施設では、地下深部の低透水性岩盤の止水改良を目的として溶液型グラウト材の利用が計画されており、コロイダルシリカなどの新たな材料の適用が検討されている<sup>2),3)</sup>。

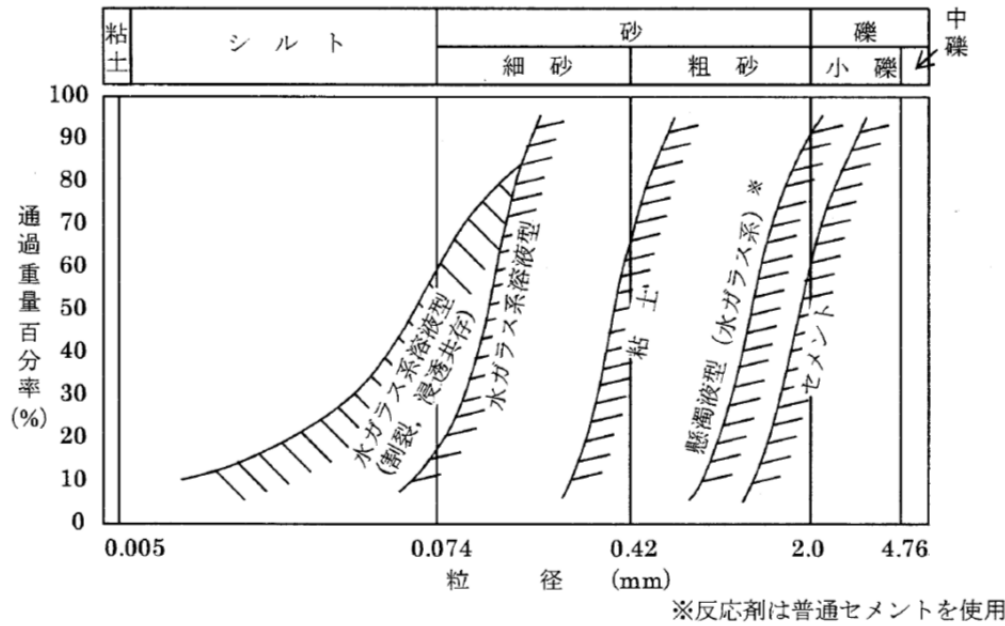


図 2.12 グラウト材の浸透限界の目安<sup>25)</sup>

表 2.2 グラウト材選定のポイント<sup>1)</sup>

改良目的	対象土質	注入形態	選 定 薬 液	改良効果
止水目的	粘性土	割裂注入	瞬結性溶液, 瞬結性懸濁	△
	砂質土	割裂注入	瞬結性懸濁	×
		割裂浸透	瞬結性溶液, 緩結性溶液	△
		浸透注入	長結性溶液	○
地盤強化	砂 礫	割裂注入	瞬結性溶液, 瞬結性懸濁	△
	砂 礫	浸透注入	緩結, 長結系薬液	○
		割裂注入	瞬結性溶液, 瞬結性懸濁	○
		割裂注入	瞬結性懸濁	×
	砂質土	割裂浸透	瞬結性溶液, 緩結性溶液	○
		浸透注入	長結性溶液	○
	砂 礫	割裂注入	瞬結性溶液, 瞬結性懸濁	○
	砂 礫	浸透注入	緩結, 長結系薬液	○
		浸透注入	緩結, 長結系薬液	○

## 2.4. 本研究で対象とするグラウト材の選定

本研究では、グラウト注入工法における地盤・岩盤中のグラウト材の移行挙動を予測評価するための解析手法の検討を行うが、前節までに示したように溶液型グラウト材と懸濁型グラウト材では浸透性や止水のメカニズムが異なるため、解析においては異なるモデル化が必要と考えられる。また、注入対象が土質地盤の場合と岩盤亀裂の場合ではグラウト材の移行経路が異なり、土質地盤は多孔質媒体中の浸透流、岩盤亀裂では亀裂開口中の平行平板流に近い流れになることが予想される。

ここでは、前記した各グラウト材の適用例の実績や、今後、グラウト注入に関する高度な管理が必要となることが予想される適用分野などを考慮し、以下に示す2つのケースを対象に以下の検討を行う。

① 砂質地盤を対象とした溶液型グラウト材（コロイダルシリカ）の浸透注入

② 岩盤亀裂を対象とした懸濁型グラウト材（超微粒子セメント）の注入

それぞれの検討で対象とするグラウト材の特徴、性状などを以下に示す。

### 2.4.1. 溶液型グラウト材（コロイダルシリカ）の特徴と性状

都市域における土丹中の介在砂層の長期的な止水を目的とする地盤注入工法を想定し、低透水性（透水係数が  $10^{-5} \sim 10^{-6}$  m/sec 程度）の砂質地盤への浸透注入材料として、コロイダルシリカを主材とする溶液型グラウト材を検討対象とする。

コロイダルシリカグラウト材は、直径 10～20 nm 程度のシロキサン鎖とシラノール基のコロイドゾル（コロイダルシリカ）が主成分である。コロイド表面のシラノール基は陰電荷 OH<sup>-</sup>を示して互いに反発するために安定したゾルの状態を保つが、これに硬化促進剤である無機塩（塩化カリウム）を加えるとコロイド表面の電気二重層が破壊され、シラノール基が重縮合する。これにより、2.3 節の図 2.11 に示したようなコロイド粒子が団塊状に結合したネットワーク構造が形成され、ゲル化が生じる。水ガラスと反応剤を用いる一般的な溶液型グラウト材と比較して、ゲル化後に未反応の水ガラスや Na 基が残留しないために化学的に安定した材料であり、シリカの溶脱はほとんど起こらない。また、上記したようなゲル構造をもつため構造的な安定性も高く、長期的な体積変化もないことから、耐久性・恒久性に優れた材料として本設目的で利用される例が増えている。

コロイダルシリカグラウト材はコロイドの分子量が大きく、上記の重縮合反応は時間をかけて徐々に進行するため、硬化促進剤の添加量を変えることにより硬化速度を調整することが可能となる。図 2.13 はコロイダルシリカの作液の状況を示しており<sup>13)</sup>、主材である

コロイダルシリカ水溶液（A 液）と、硬化促進剤（塩化カリウム）を 工業用精製水に溶解した水溶液（B 液）を混和することにより作液する。本研究では、ゲルタイム（一般には作液後から粘度が 20mPa・s に到達するまでの時間）が 150 分程度となるような配合として、表 2.3 に示す配合を用いる。作液したグラウト材について、音叉型振動式粘度計（A&D 社、SV-10：図 2.15）を用いて粘度の経時変化を測定した結果を図 2.14 に示す。

なおコロイダルシリカは、特殊シリカ系溶液型グラウト、または、活性シリカ系溶液型グラウトとも呼ばれることもあるが、その名称は現段階では統一されていない。本論文ではコロイダルシリカグラウト材、あるいは単に溶液型グラウト材と記載する。

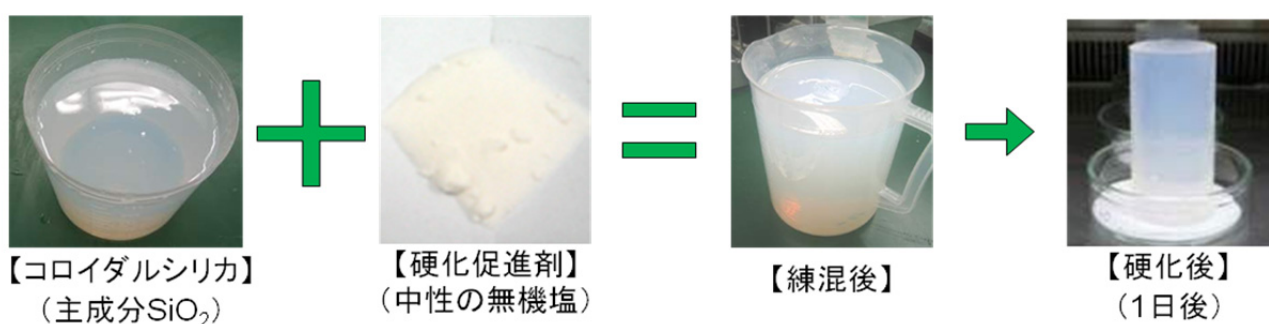


図 2.13 コロイダルシリカグラウトの作液状況<sup>13)</sup>

表 2.3 本研究におけるコロイダルシリカグラウトの配合

材料		質量(g)	体積(mL)
A 液	コロイダルシリカ	970.4	800.0
B 液	硬化促進剤(塩化カリウム)	14.7	7.3
	工業用精製水	192.7	192.7
合計		1177.8	1000.0

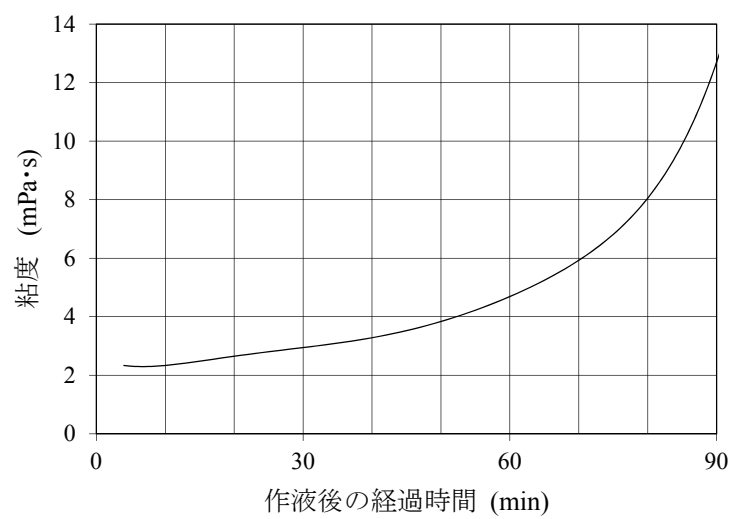


図 2.14 溶液型グラウト材（コロイダルシリカ）の粘度の経時変化



図 2.15 音叉型振動式粘度計（A&D 社，SV-10）<sup>29)</sup>

#### 2.4.2. 懸濁型グラウト材（超微粒子セメント）の特徴と性状

エネルギー地下貯蔵施設や高レベル放射性廃棄物地層処分施設など、地下大深度における岩盤空洞施設の建設における湧水対策のための岩盤注入工法を想定し、低透水性の岩盤亀裂のグラウト材として超微粒子セメントを主材とする懸濁型グラウト材（セメントミルク）を検討対象とする。セメント材料としては太平洋マテリアル社製の太平洋アロフィクス MC を用い、専用の分散剤（MC ヘルパー）を標準量である 1.0%加える。図 2.16 はセメント材料の粒径分布を示し、平均粒径は  $4\mu\text{m}$  で、 $20\mu\text{m}$  以上の粒子が含有されないように調整されている。

注入材料の配合ではセメント比（W/C）200，400，600%の 3 種類の材料を作成し、作液後ただちに注入を行う。図 2.17，図 2.18 は作成した材料のレオロジー特性を高精度の回転式粘度計（レオメーター）（Anton-Paar 社製，Phisica MCR-301，共軸二重円筒型の測定治具を使用：図 2.19）で測定した結果を示す。図 2.17 は各配合のグラウト材の作液直後のせん断速度とせん断応力の関係であり、各配合ともほぼ線形の相関が示されることから、作成した材料はニュートン流体として挙動すると考えられる。また、図 2.18 は W/C 200%の配合について作液から時間が経過した材料のせん断速度とせん断応力の関係を示したものであり、作液から 1 時間程度までは計測値に大きな変化はみられず、粘度も一定であることがわかる。

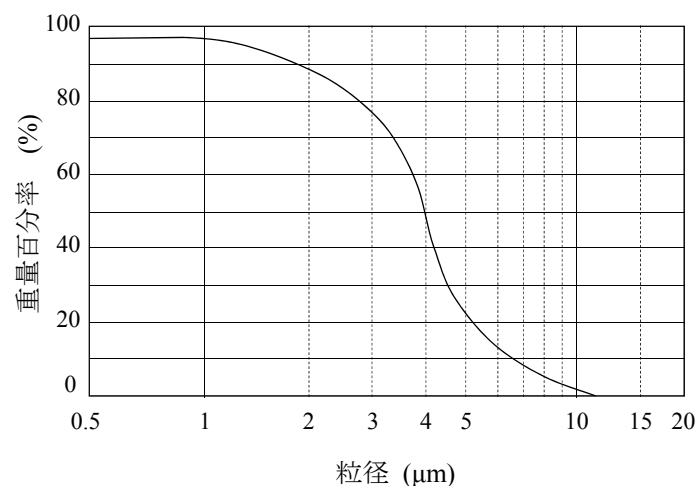


図 2.16 セメント粒子の粒径分布

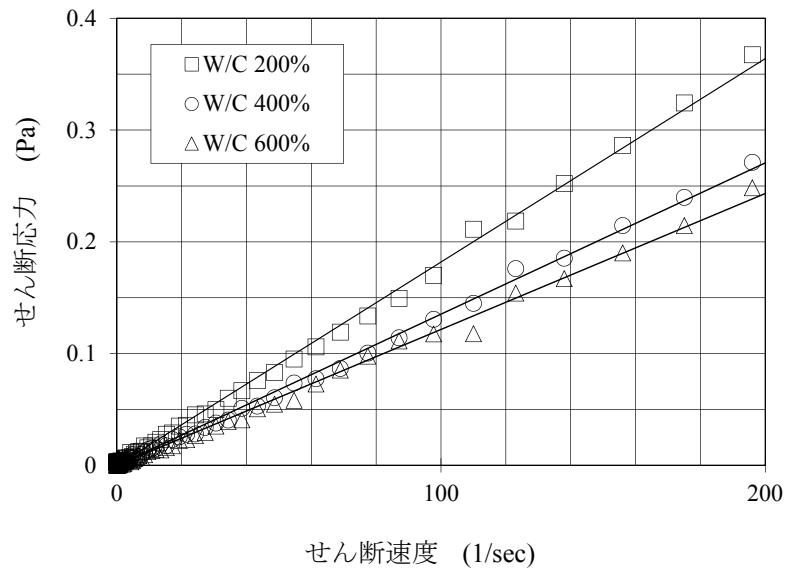


図 2.17 懸濁型グラウト材（超微粒子セメント）のレオロジー特性（作液直後）

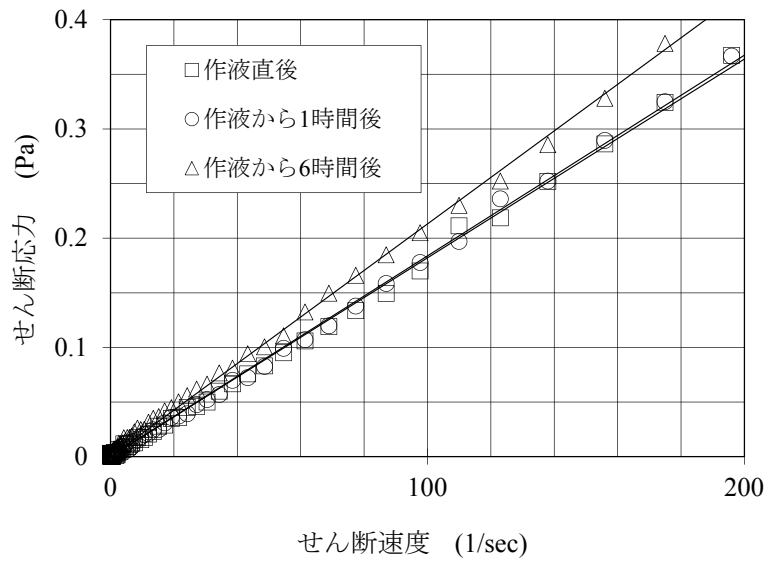
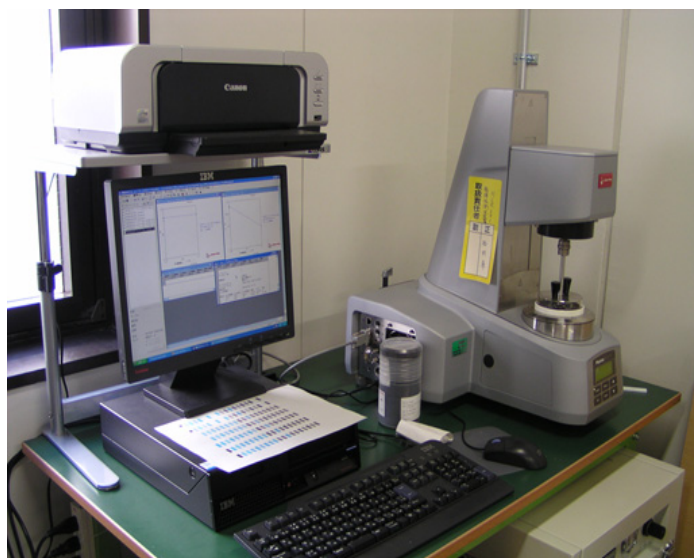
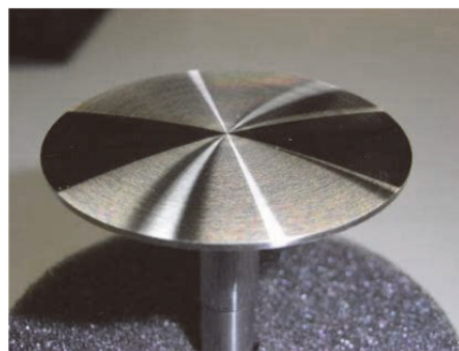


図 2.18 懸濁型グラウト材（超微粒子セメント）のレオロジー特性（W/C 200%）



(a) 装置外観



(b) 測定治具（共軸二重円筒型）

(c) 測定治具（コーンプレート型）

図 2.19 回転式粘度計（レオメーター）（Anton-Paar 社製，Physica MCR-301）



### 3. グラウト移行挙動予測解析の基礎理論

地下水で飽和された地盤・岩盤へのグラウト注入工法におけるグラウト材の移行挙動は、地下水解析で一般に用いられている粘性流体の流れと同様に扱うことができるが、注入するグラウト材が水と親和性を有するかどうかにより定式化の方法が異なる。かつて利用されていた高分子系グラウトのように水と親和性を有しない材料の場合は、地下水との間に明瞭な境界面が形成され、この境界面が地盤間隙中や岩盤亀裂中を移動して地下水を置換していく移行現象となる。この場合の定式化は、不飽和地盤における水－空気モデルや油層工学における油－水モデルのような多相流モデルが適用される。一方、水ガラス・コロイダルシリカなどの溶液型グラウト材や、セメントミルク・粘土スラリーなどの懸濁型グラウト材は、水と親和性を有するため地下水と明瞭な境界面を形成せず、グラウト拡散範囲の外縁部近傍には地下水とグラウト材が混ざり合った混合領域が形成される。この場合、移行挙動はグラウト材と水の混合流体の流れ（混相流）として定式化され、グラウト材の移行・拡散挙動は混合流体中のグラウト材濃度（質量分率）の変化によりモデル化する。本論文の検討対象であるコロイダルシリカと超微粒子セメントはいずれも水と親和性を有する材料であるため、以下には混相流による移行挙動のモデル化方法について記述する。

水とグラウト材の混合流体の運動方程式が次式のダルシー則に従うと仮定する。

$$u = -\frac{k}{\mu} \nabla(p - \rho g z) \quad (3.1)$$

$u$  : ダルシー流速

$k$  : 浸透率

$p$  : 圧力

$\mu$  : 混合流体の粘度

$\rho$  : 混合流体の密度

$z$  : 鉛直座標

$g$  : 重力加速度

ここで、質量保存式

$$-\nabla \cdot \rho u = \frac{\partial(\rho \phi)}{\partial t} \quad (3.2)$$

$\phi$  : 間隙率（岩盤亀裂の場合は  $\phi = 1$ ）

$t$  : 時間

を用い，間隙率 $\phi$ が圧力によらず一定と仮定すると次式が導かれる。

$$\nabla \cdot \left( \frac{k\rho}{\mu} \nabla (p - \rho g z) \right) = \phi \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad (3.3)$$

なお，浸透率 $k$ は地盤固有の物性値であり，水以外の流体に拡張されたダルシー則で用いられる。浸透率 $k$ と，地盤の透水性評価で広く用いられている透水係数 $K$ との間には，次式の相関がある。

$$k = \frac{\mu_w}{\rho_w g} K \quad (3.4)$$

$K$  : 透水係数

$\mu_w$  : 水の粘度

$\rho_w$  : 水の密度

一方，混合流体中の水・グラウト材それぞれの質量保存式は下式となる。

$$-\nabla \rho \phi (1-c) u' = \phi \frac{\partial (\rho (1-c))}{\partial t} \quad (3.5)$$

$$\nabla \cdot (\rho \phi D \nabla c) - \nabla \rho \phi c u' = \phi \frac{\partial (\rho c)}{\partial t} \quad (3.6)$$

$c$  : 混合流体中のグラウト材の質量分率（質量比率）（ $0 \leq c \leq 1$ ）

$D$  : 分散係数

$u'$  : 実流速

ここで，実流速 $u'$ と(3.1)式のダルシー流速 $u$ の間には以下の相関がある。

$$u' = \frac{u}{\phi} \quad (3.7)$$

(3.6)式において，左辺第2項は注入圧によって注入孔周囲に生じる圧力勾配によりグラウト材が地盤間隙中の水を置換して流動する移流の効果，第1項はグラウトと水の境界付近で両者が混ざりあう分散の効果を示す。

分散効果は，グラウト材の濃度勾配により生じる分子拡散と，地盤間隙中をグラウト材と水が流動する際に流路の不均質性や屈曲度により生じる機械的分散に起因するが，砂層地盤への溶液型グラウト注入のように移行速度が比較的に速い場合は，後者の影響が相対

的に大きくなる。また、流れの媒体となる地盤の不均質性が大きいほど分散効果は顕著になるが、実流速やモデルのスケールによる影響を受けることが知られている。

本論文では、地盤または岩盤亀裂中のグラウト材の移行距離などを数値解析手法を用いて予測することを目的とするが、分散効果はグラウト－水境界の混合領域のグラウト濃度（質量分率）分布に影響する。図 3.1 は 1 次元のグラウト浸透流を模式的に示す。このとき、分散効果が大きいほどグラウト材と水の混合領域の範囲は大きくなるが、グラウト材の平均的な移行距離については注入圧による移流効果が支配的であり、分散効果による影響は小さいことが予想される。以上を考慮し、本論文では以下に示すグラウト材の移行解析において、分散効果は無視できると仮定して検討を行う。なお、実施工においては分散効果がグラウト拡散範囲に大きく影響するケースも想定され、移行解析における分散効果の評価については今後の検討課題である。

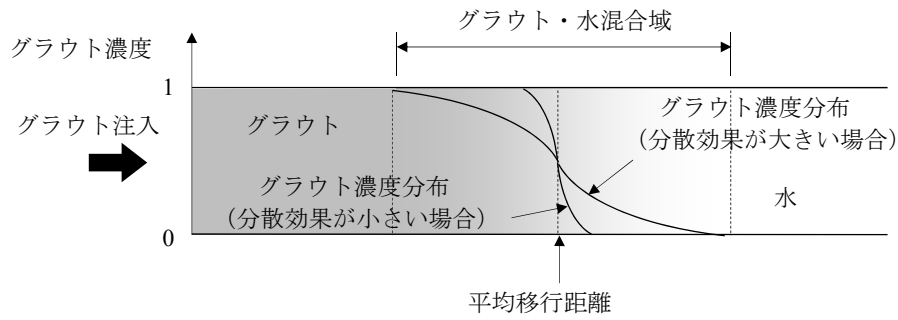


図 3.1 分散効果による影響の概念図

(3.6)式において、左辺第 1 項の分散項が無視できると仮定すれば、次式となる。

$$\nabla \rho \phi c u' = -\phi \frac{\partial(\rho c)}{\partial t} \quad (3.8)$$

(3.5)式、(3.8)式について、(3.1)式のダルシー則と実流速 $u'$ に関する(3.7)式を用いることにより、水、グラウト材のそれぞれについて次式が導かれる。

$$\nabla \cdot \left( \frac{k\rho(1-c)}{\mu} \nabla (p - \rho g z) \right) = \phi \frac{\partial(\rho(1-c))}{\partial t} \quad (3.9)$$

$$\nabla \cdot \left( \frac{k\rho c}{\mu} \nabla (p - \rho g z) \right) = \phi \frac{\partial(\rho c)}{\partial t} \quad (3.10)$$

ここで、混合流体の密度  $\rho$  は次式で定義される。

$$\rho = \frac{1}{c/\rho_g + (1-c)/\rho_w} \quad (3.11)$$

$\rho_g$  : グラウト材の密度

また、混合流体の粘度  $\mu$  は、水、グラウト材それぞれの質量比による加重平均と等しくなると仮定することにより次式で与えられる。

$$\mu = c\mu_g + (1-c)\mu_w \quad (3.12)$$

$\mu_g$  : グラウト材の粘度

ここで、溶液型グラウトを対象とする場合は、粘度  $\mu_g$  は作液からの経過時間により変化するため、時間の関数として与える。

(3.11) 式、(3.12)式を(3.9) 式、(3.10)式に代入することにより、圧力  $p$ ，グラウト材の質量分率  $c$  を基礎変数とする非定常の連立方程式が導かれる。これを数値解析手法により解けば、各時刻における圧力とグラウト質量分率の分布を求めることができる。一般的なグラウト注入では、初期状態では地盤は地下水で飽和されており、グラウト材の質量分率  $c$  は 0 となっている。グラウト注入を開始すると注入孔近傍では  $c > 0$  となり、地下水がグラウト材で完全に置換された部分については  $c = 1$  となる。本研究のグラウト移行挙動解析では、各時刻において  $c > 0$  となる領域をグラウトの拡散範囲と考え、グラウト材の質量分率の分布の計算結果から、グラウト材が時間の経過とともにどのように移行・拡散するか予測する。

なお、グラウト材が地盤間隙中で完全にゲル化、または、固化すると地盤の間隙率、浸透率が変化するが、本研究ではゲルタイムに到達する前のグラウト材の移行挙動を対象としており、解析においては上記の現象は考慮しない。

## 4. 溶液型グラウト材の移行挙動予測解析手法に関する検討

### 4.1. 検討内容

本章では、都市域における土丹中の介在砂層の長期的な止水を目的とする地盤注入工法を想定し、コロイダルシリカを主材とする溶液型グラウト材の多孔質媒体（砂層）への移行挙動の予測解析手法について検討する。

溶液型グラウト材の浸透性について、杉山ら<sup>13)</sup>はコロイダルシリカを主材とするグラウト材を用いて、岩盤亀裂を模擬した平行板スリットと、低透水性の砂地盤を想定した円柱形の模擬砂層を用いた室内注入実験を実施している。さらに、グラウト材の粘度の経時変化を考慮した浸透流解析手法を用いて模擬砂層による注入実験の再現解析を行い、実験で計測されるグラウト注入量が解析による計算値を下回ることを示している。杉山らはその原因として、作液時にグラウト中に含まれる微量の粗粒分（ゲル）による目詰まりを想定し、目詰まり効果による模擬砂層の浸透率の低下をモデル化した浸透解析手法を提案している。

本論文では、杉山ら<sup>13)</sup>が提案した溶液型グラウト材による目詰まりの効果を検証するため、グラウト注入量を直接測定できる小型の試験体を用いた室内注入実験を行う。また、注入実験と再現解析の結果に差が生じる原因として、小山ら<sup>3)</sup>が指摘したグラウト材の非ニュートン流体的な挙動に着目し、グラウト材のレオロジー測定によりその特性の定量的評価を試みる。さらに、この特性をグラウト移行挙動の解析モデルに組み込む方法について検討し、作成した解析プログラムを用いて模擬地盤を用いたグラウト注入実験の再現解析を行うことにより、モデルと解析手法の妥当性を検証する。

## 4.2. 浸透性能実験

### 4.2.1. 実験目的

杉山ら<sup>13)</sup>は、コロイダルシリカを主材とする溶液型グラウト材の砂層への浸透特性について、高さ 40cm の円柱状の模擬砂層を用いた注入実験とグラウト材の粘度の時間変化を考慮した浸透流解析によるグラウト移行距離の結果を比較し（図 4.1），両者の結果が一致しない原因として、グラウト材に含まれる粗粒分が模擬砂層中の間隙を閉塞する「目詰まり」による浸透率の低下の効果を想定している。グラウト水溶液中のシリカコロイドの直径は 10～20nm 程度と微小であることから、杉山らは目詰まりの原因として B 液（硬化促進剤の水溶液）に含まれる不純物，または，作液時に生成される微量のゲルを想定している。本研究では上記の杉山らの仮説を検証するため，グラウトの注入流量を直接測定できる装置を作成し，模擬砂層の浸透率の変化を計測する。

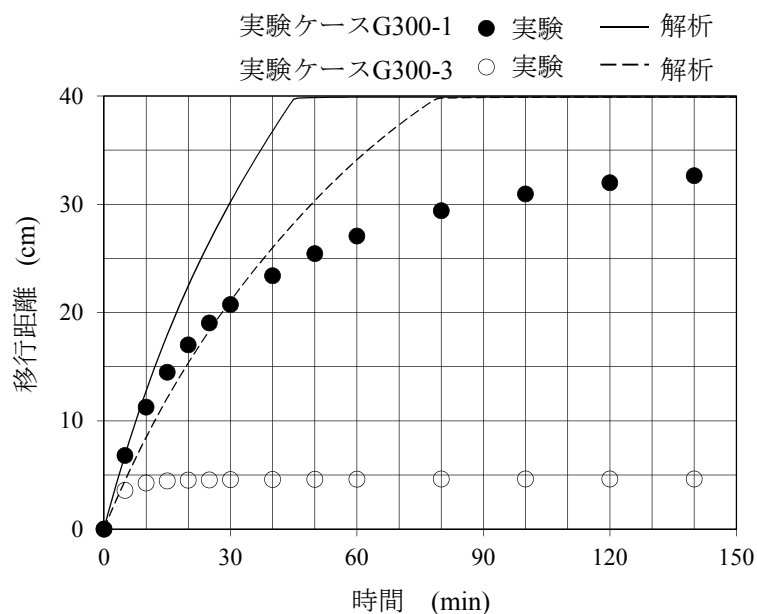


図 4.1 グラウト注入実験結果と解析結果の比較<sup>13)</sup>

#### 4.2.2. 実験方法

図 4.2 に実験装置全体の模式図，図 4.3 に実験装置の外観を示す。

杉山ら<sup>13)</sup>は，注入実験において径 5 cm，高さ 40 cm の試験体の下部からグラウト材を注入して上部から排水される水の体積からグラウト材の移行距離を算定している。一方，本論文では試験体を通過するグラウト材の流量を直接計測するため，図に示すような径 5 cm，高さ 3 cm の小型の試験体を用いる。

試験容器内に地盤材料を充填した後，容器下部から通水して試験体を飽和させ，定水位法により透水係数  $K$  を測定する。次に，グラウト材を作液して試験体下部から定圧で注入し，排出されるグラウト材の体積を 2 分おきに計測する。これと同時に，作液したグラウト材の一部取り分け，音叉型振動式粘度計（A&D 社，SV-10：図 2.15）を用いてグラウト材の粘度の時間変化を逐次測定する。図 4.4 は，実験に用いたコロイダルシリカグラウト材の粘度の測定結果を示す。なお，グラウト材の作液ごとの性状の差などによる影響を排除するため，実験用の小型容器を複数作成し，同じグラウト材を複数の試験体に同時に注入してそれぞれ注入流量を並行して計測する方法を用いる。

表 4.1 に試験体（模擬地盤）の種類と性状を示す。ここで，間隙率は試験体の乾燥密度の計測値から砂・粘土粒子の密度を  $2.64\text{g/cm}^3$  と仮定することにより算出する。試験体は，杉山ら<sup>13)</sup>の注入実験と同じく DL クレイと珪砂 8 号を重量比 1 : 1 で混合したもの他に，DL クレイを単独で用いるケースを新たに設定する。

図 4.5 は，レーザー回折式粒分布測定機により測定した試験体材料の粒径分布を示す。平均粒径（50%粒径）は，DL クレイと珪砂の混合材料では  $0.043\text{mm}$ ，DL クレイ単独では  $0.021\text{mm}$  となる。各材料のケース 1，2 の試験体は同時に作成しているが，容器への充填状態の違いにより，表 4.1 に示される性状の差が生じている。また，DL クレイを単独で用いるケースでは間隙率，透水係数が小さな値となることを想定したが，実際には試験体材料による大きな差異は見られていない。

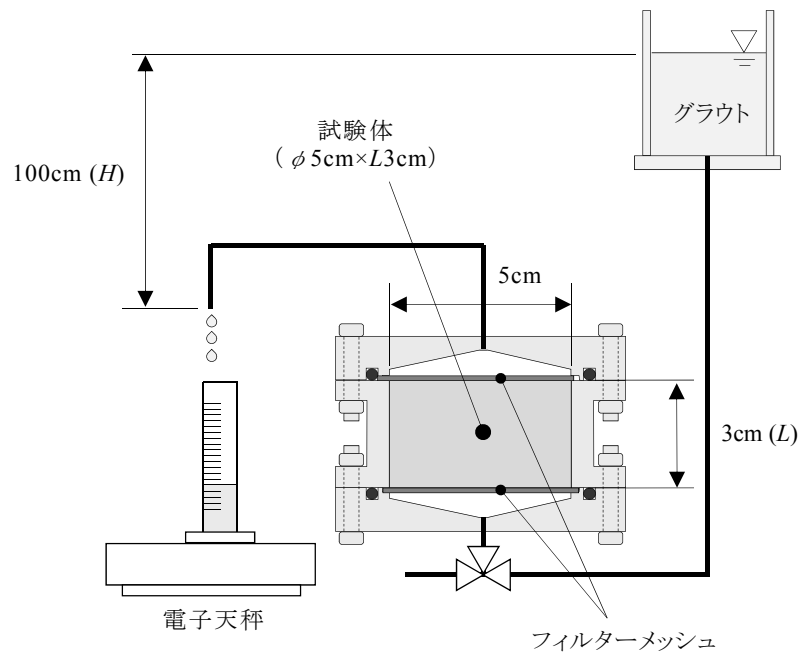


図 4.2 浸透性能実験装置の模式図



図 4.3 浸透性能実験装置の外観



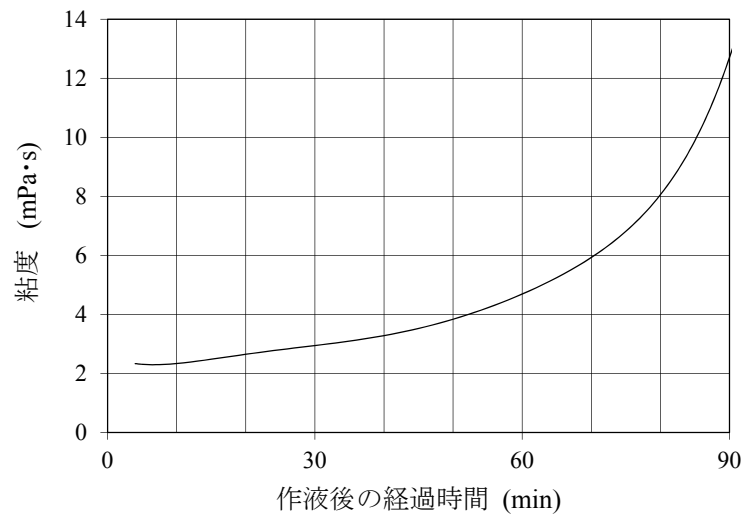


図 4.4 溶液型グラウト材の粘度の経時変化

表 4.1 試験体（模擬地盤）の性状

試験体材料	ケース	乾燥密度 (g/cm <sup>3</sup> )	間隙率 $\phi$ (%)	透水係数 $K$ (m/s)
DL クレイ + 珪砂	1	1.36	48.0	$1.78 \times 10^{-6}$
	2	1.42	45.6	$1.44 \times 10^{-6}$
DL クレイ	1	1.32	50.2	$1.48 \times 10^{-6}$
	2	1.31	50.3	$1.61 \times 10^{-6}$

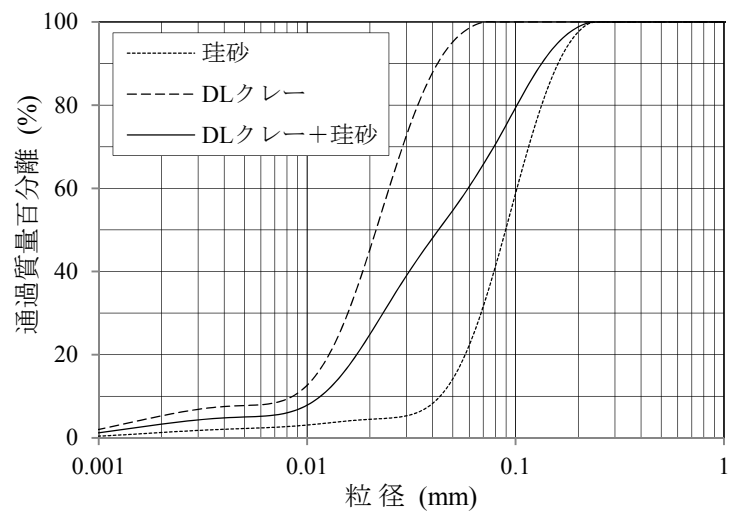


図 4.5 試験体（模擬地盤）の粒径分布

#### 4.2.3. 実験結果

実験結果のうち、溶液型グラウト材の注入流量の経時変化を図 4.6 に示す。各試験体において、ケース 1, 2 とも同じグラウト材を用い、ケース 1 では作液から 4 分後、ケース 2 では作液から 31 分後に試験体への注入を開始したが、同じゲル化状態における流量を比較するため、図 4.6 の横軸は作液からの経過時間としている。また、グラウトの注入流量  $q$  がダルシー則に従うと仮定した場合に、試験体の透水係数  $K$  とグラウト材の粘度（図 4.4）から次式により求められる計算値を図中に併せて示す。

$$q = AK \frac{\mu_w \rho_g H}{\mu_g \rho_w L} \quad (4.1)$$

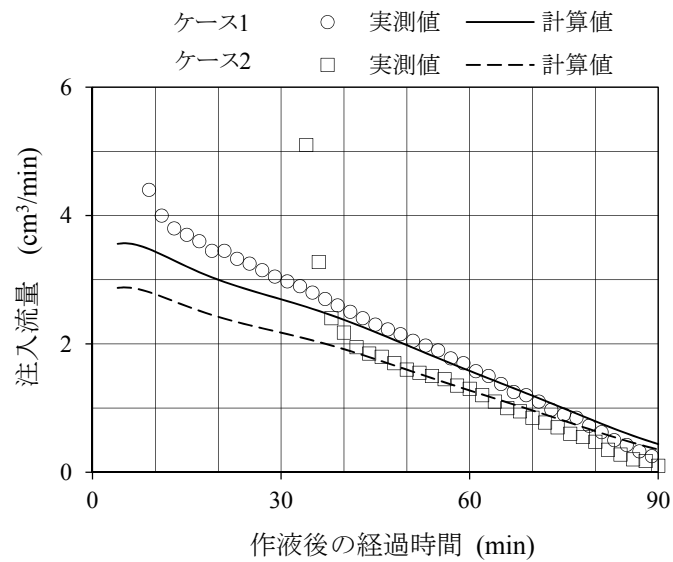
ここで、 $A$  は試験体の断面積、 $L$  は試験体高さ、 $H$  は注入水頭、 $\mu_g$ 、 $\mu_w$  はグラウト材と水の粘度、 $\rho_g$ 、 $\rho_w$  はグラウト材と水の密度である。図 4.7 は注入流量  $q$  の実測値と(4.1)式による計算値の比の経時変化を示し、この値が 1 のとき両者は一致する。

図 4.6, 図 4.7 より、注入流量の実測値は各ケースとも注入開始初期に大きな値を示しているが、これは注入開始前に試験体を水が飽和しており、水の粘度がグラウト材の粘度より小さいことに起因する。注入開始から数分で水はグラウト材に置換され、それ以降はグラウト材の粘度の増加により、注入流量は時間の経過とともに低下する。実測値と計算値を比較すると、初期の飽和水の排出後、作液から 60 分後程度までは実測値が計算値をわずかに上回るがほぼ一致している。一方、60 分以降は実測値が計算値を下回る傾向が見られ、グラウト材の粘度増加以外の要因で注入流量の低下が生じていることが推測される。

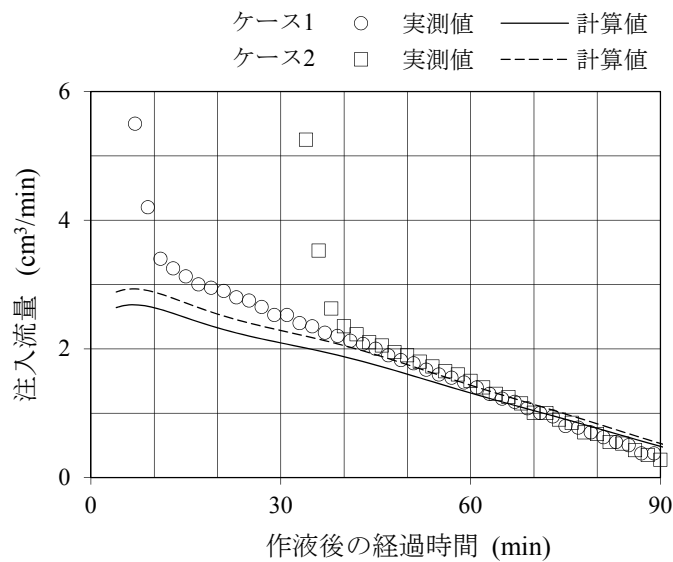
これらの結果からは、図 4.1 の杉山ら<sup>13)</sup>の注入実験でみられるような、注入開始後の早い段階からの実測値と計算による予測値の差は生じていない。また、杉山らが想定したように、グラウト材の作液時に含まれる粗粒分の目詰まりにより試験体の浸透率が低下すると仮定すると、作液後早期に注入を開始するケース 1 の方が、一定時間経過後に注入するケース 2 より注入流量が低下することが予想されるが、実験結果からはそのような傾向は見られない。このことから、本実験の結果については、グラウト材に当初から含まれる粗粒分の目詰まりによる注入流量の低下は生じていないと考えられる。また、作液 60 分後以降に見られる実測値と計算値の差については、ケース 1, ケース 2 でほぼ同様に生じていることから、目詰まりなどの蓄積効果による試験体の透水性の低下が原因ではなく、グラウト材のレオロジー特性そのものの変化に起因すると考える方が妥当と思われる。

なお、杉山ら<sup>13)</sup>の注入実験で示された注入開始直後の流量低下が本研究では見られなかった原因については不明である。本研究では、溶液型グラウト材として杉山らと同じ製品

を用いたが，新たに購入した材料を使用しており，製品のバッチによる差，または，経年的な劣化などにより粗粒分の含有量が異なっていたことなどが考えられるが，杉山らが用いた材料が現存しないため検証は難しい。

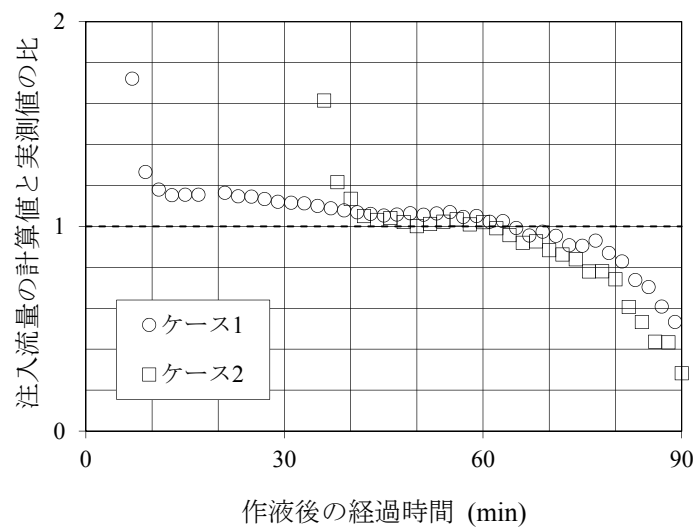


(a) DL クレイ + 珪砂

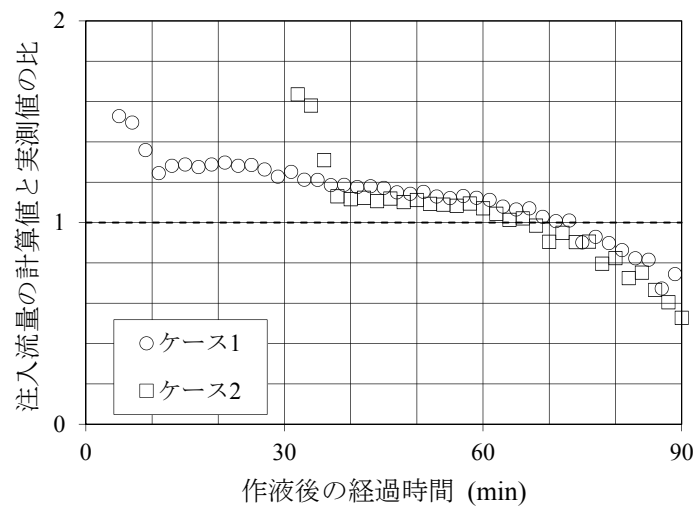


(b) DL クレイ

図 4.6 溶液型グラウト材の注入流量の実験結果と計算値の比較



(a) DL クレイ + 珪砂



(b) DL クレイ

図 4.7 溶液型グラウト材の注入流量の実測値と計算値の比

### 4.3. 溶液型グラウト材のレオロジー特性

#### 4.3.1. 流体のレオロジー特性

溶液型グラウト材の浸透性能実験より、試験体内の移行挙動について目詰まりなどによる早期の流量低下は見られないが、時間が経過するとともにグラウト材の性質の変化に起因すると考えられる実測値と計算値の差が生じることがわかる。その原因として、本研究ではグラウトのゲル化の進行にともなうレオロジー特性の変化に着目する。

図 4.8 は各種の純粘性流体のレオロジー特性（流動曲線）を模式的に示す<sup>30)</sup>。水、油、空気などの化学構造の比較的簡単な低分子流体は、せん断応力  $\tau$  がせん断速度  $\dot{\gamma}$  に比例するというニュートンの粘性法則によく従うため、ニュートン流体と呼ばれる。一方、高分子流体や懸濁液、コロイド、液晶など粘性法則に従わない流体も多く、これらは一般に非ニュートン流体と呼ばれる。

図 4.8 には非ニュートン流体の例としてビンガム流体と擬塑性流体のレオロジー特性を示している。ビンガム流体は一定のせん断応力に達しないと流動を始めない流体で、コンクリートや粘土スラリーなどの固体粒子の懸濁液は代表的なビンガム流体である。また、擬塑性流体はせん断速度 が大きいほどみかけ粘度  $\mu$  が低下して相対的に流動しやすくなる流体であり、高分子溶液やガラス溶液などがこのような特性を有する。

これらの各流体の構成方程式は、ニュートン流体では、

$$\mu \dot{\gamma} = \tau \quad (4.2)$$

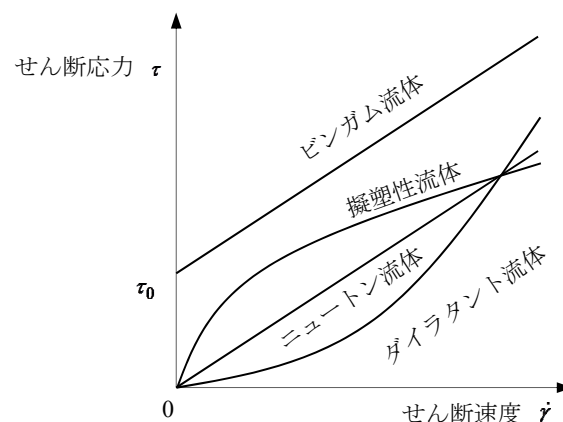


図 4.8 純粘性流体のレオロジー特性（流動曲線）<sup>30)</sup>

ビンガム流体では

$$\begin{cases} \mu\dot{\gamma} = \tau - \tau_0 & (\tau \geq \tau_0) \\ \mu\dot{\gamma} = 0 & (\tau < \tau_0) \end{cases} \quad (4.3)$$

となる。ここで、 $\mu$  は流体の粘度、 $\tau_0$  はビンガム流体が流動を開始する応力（降伏応力）であり、図 4.8 のビンガム流体のモデルにおける切片の値となる。

一方、擬塑性流体を表現する構成方程式はいくつか提案されているが、べき乗則などの表現形式の簡単なモデルが、複雑な工学上の諸問題の解析に広く利用されている<sup>30), 31)</sup>。これを考慮し、本研究では、次節に示すレオロジー測定結果を良好に再現し、解析においても定式化が容易であることから、次式に示す Rabinowitsch のモデル（せん断応力 3 乗則）を用いる。

$$\mu\dot{\gamma} = \tau + m\tau^3 \quad (4.4)$$

ここで  $m$  は非線形率と呼ばれる定数である。

#### 4.3.2. 溶液型グラウト材のレオロジー測定試験

コロイダルシリカを主材とする溶液型グラウト材のゲル化過程におけるレオロジーの変化の測定試験を行う。測定には高精度の回転式粘度計（レオメーター）（Anton-Paar 社製，Phisica MCR-301：図 2.19）を用い，コーンプレート型の測定治具を使用する。表 2.3 に示す配合で作液したグラウト材を上記測定装置にセットし，以後 5 分おきに測定を行っている。

測定結果を図 4.9，図 4.10 に示す。作液から時間が経過するほど粘度  $\mu$  が増加し，それに伴ってせん断速度 とせん断応力  $\tau$  の間に非線形の相関が見られるようになる。図 4.9 では測定結果を(4.3)式に示す 1 次式で近似することによりビンガム流体として，また，図 4.10 では(4.4)式の 3 次式で近似することにより擬塑性流体としてモデル化しており，それぞれの近似線が図中に示されている。

図 4.11，図 4.12 は，各時刻のレオロジー特性の測定結果をビンガム流体（(4.3)式）で近似した場合の作液後の経過時間と降伏応力  $\tau_0$  の相関，および，粘度  $\mu$  と降伏応力  $\tau_0$  の相関を示す。また図 4.13，図 4.14 は，同様に擬塑性流体（(4.4)式）で近似した場合の作液後の経過時間と非線形率  $m$  の相関，および，粘度  $\mu$  と非線形率  $m$  の相関の相関を示す。作液からの時間が経過し，粘度が上昇するほど降伏応力  $\tau_0$ ，非線形率  $m$  が増加しており，いずれの近似モデルにおいてもゲル化が進行するにしたがって非ニュートン的なレオロジー特性が顕著になることがわかる。なお， $\tau_0$ ， $m$  と粘度  $\mu$  の相関については，図中にそれぞれ示すような式で近似することができる。

さらに図 4.15 は，グラウト材をビンガム流体（(4.3)式），擬塑性流体（(4.4)式）のそれぞれで近似した場合の粘度  $\mu$  の経時変化を示す。図中には，音叉型振動式粘度計（A&D 社，SV-10：図 2.15）を用いて，同一のグラウト材の粘度の時間変化を測定した結果を併記している。ビンガム流体と擬塑性流体の比較については，作液から 60～70 分後までの結果についてはほぼ同値となるが，粘度の上昇にともない近似モデルの違いによる差が生じている。また，回転式粘度計と振動式粘度計の比較では，作液から約 70 分後までは振動式粘度計の値がやや低くなっており，これは測定方法の違いによる誤差と考えられる。一方，作液から約 70 分以降は回転式と振動式の測定結果に大きな差が生じており，これは前述した非ニュートン的なレオロジー特性の発現が影響していることが推察される。

なお，回転式粘度計では 1 回の測定に数分を要するのに対し，振動式粘度計はリアルタイムの測定が可能となる。このため，以降に示す注入実験の再現解析では，注入するグラウト材の粘度を振動式粘度計により同時に計測し，図 4.15 の相関に基づきビンガム流体，擬塑性流体に近似した場合の粘度に変換して用いる。

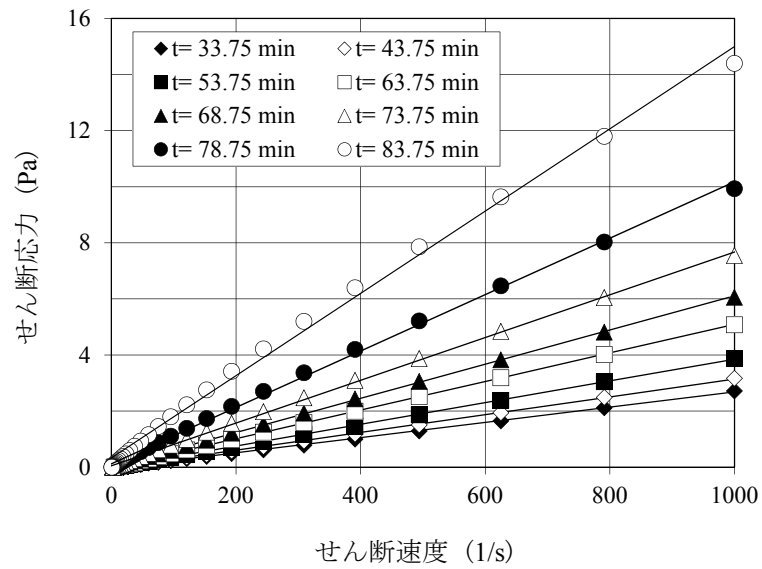


図 4.9 溶液型グラウト材のゲル化過程のレオロジー特性（ビンガム流体近似）

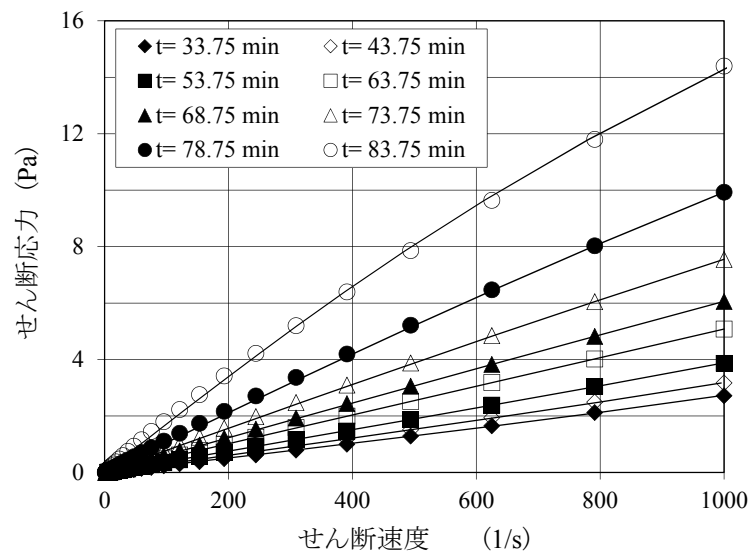


図 4.10 溶液型グラウト材のゲル化過程のレオロジー特性（擬塑性流体近似）



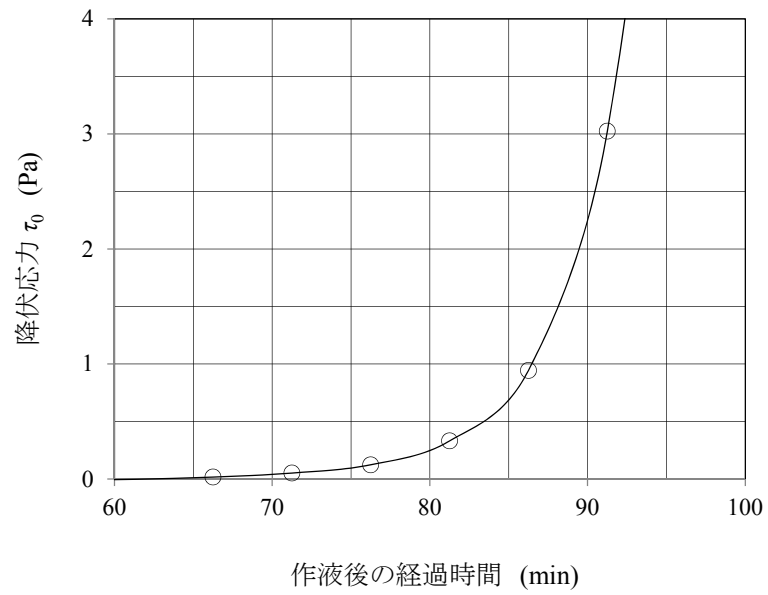


図 4.11 溶液型グラウト材の作液後の経過時間と降伏応力の相関

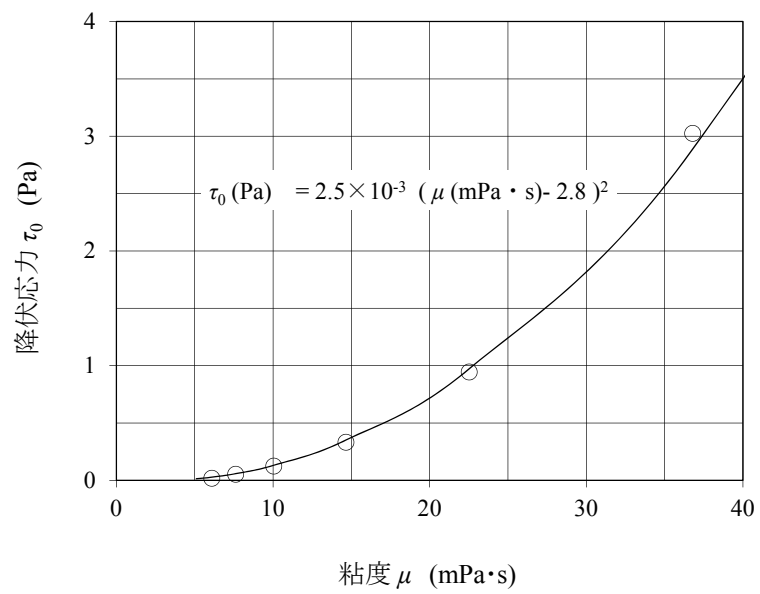


図 4.12 溶液型グラウト材の粘度と降伏応力の相関

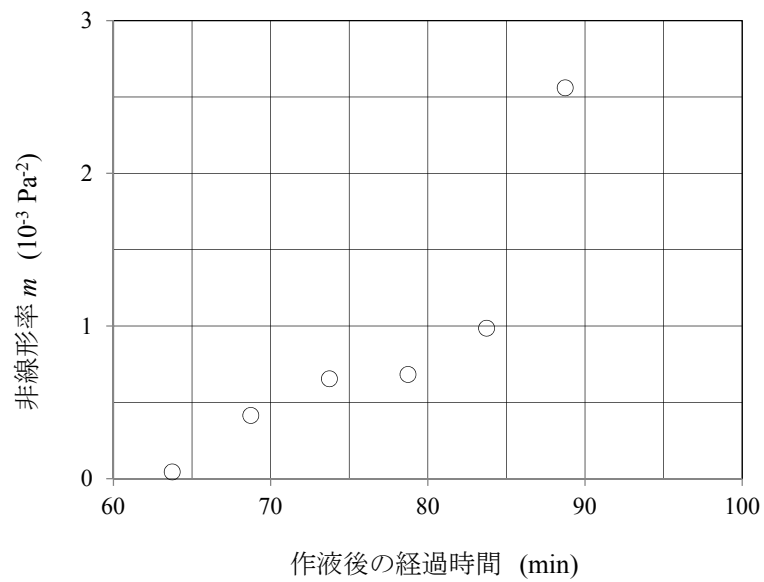


図 4.13 溶液型グラウト材の作液後の経過時間と非線形率の相関

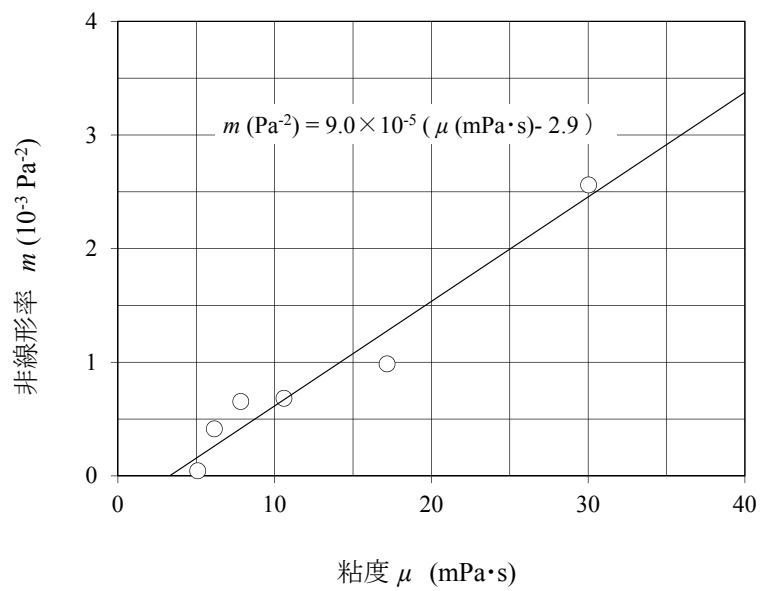


図 4.14 溶液型グラウト材の粘度と非線形率の相関

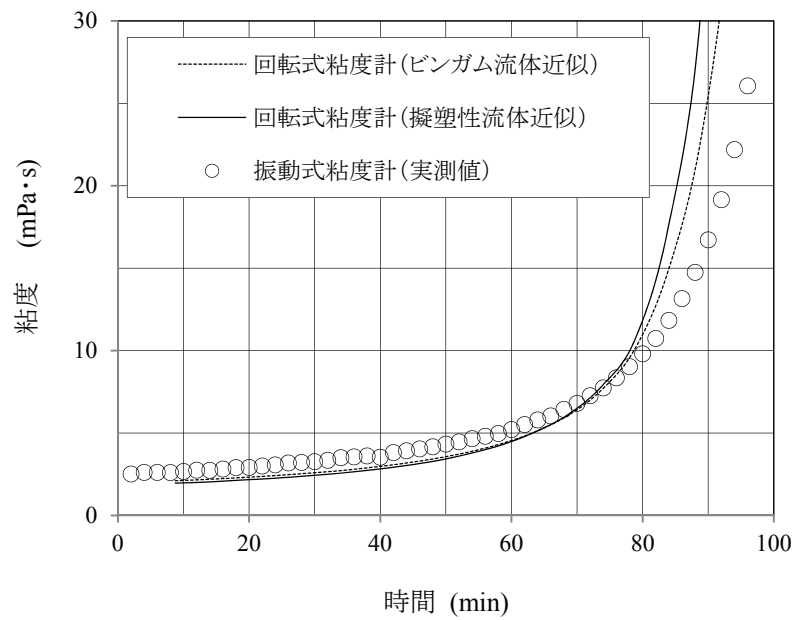


図 4.15 溶液型グラウト材の粘度変化の測定結果の比較

#### 4.4. 溶液型グラウト材の移行挙動解析

前節に示したレオロジー特性の測定結果より，本研究で用いるコロイダルシリカを主材とする溶液型グラウト材はゲル化の進行により粘度が上昇すると同時に，高粘度の領域では非ニュートン的なレオロジー特性を示すことがわかる。このような流体の地盤中の移行挙動の予測解析手法に関しては，既往の研究がほとんど見られない。そのため，本研究では新たにグラウト材の非ニュートン的なレオロジー特性に着目し，3章で示した基礎的なグラウト移行挙動解析手法に加えて，非ニュートン的な流体挙動をモデル化した解析手法を新たに開発し，実験結果の再現を試みる。

##### 4.4.1. 非ニュートン流体の浸透モデルに関する既往研究

和田ら<sup>32)</sup>は，擬塑性流体，ビンガム流体の多孔質媒体内の流動特性について，構成方程式に基づく数学的モデルを提示し，これに次元解析を適用することによって，各流体に対する修正ダルシー則を導いている。以下に，その一部を引用して示す。

図 4.16 に示すような平行平板，または，円管内の流体の 1 次元流動について，重力の影響を無視すると以下の各式が成り立つ。

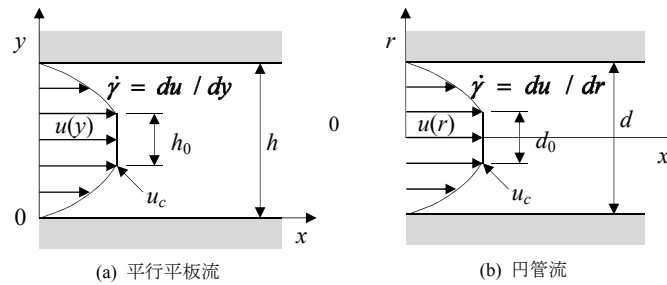


図 4.16 平行平板流および円管流の模式図<sup>32)</sup>

a) 力のつりあい

$$\begin{cases} dp/dx = d\tau/dx & (\text{平行平板流}) \\ dp/dx = -2\tau/r & (\text{円管流}) \end{cases} \quad (4.5)$$

b) 境界条件

$$\begin{cases} u(0)=u(h)=0, \quad du/dy|_{y=h/2}=0 & (\text{平行平板流}) \\ u(d/2)=0, \quad du/dr|_{r=0}=0 & (\text{円管流}) \end{cases} \quad (4.6)$$

c) 平均流速  $u_m$

$$\begin{cases} u_m = \frac{1}{h} \int_0^h u dy & (\text{平行平板流}) \\ u_m = \frac{4}{\pi d^2} \int_0^{d/2} 2\pi r u dr & (\text{円管流}) \end{cases} \quad (4.7)$$

ここで、(4.5)～(4.7)式、および、(4.2)式のニュートン流体の構成方程式（せん断速度  $\dot{\gamma}$  の定義は図 4.16 参照）より、平均流速  $u_m$  について次式が導かれる。

$$\begin{cases} u_m = -\frac{1}{\mu} \frac{h^2}{12} \frac{dp}{dx} & (\text{平行平板流}) \\ u_m = -\frac{1}{\mu} \frac{d^2}{32} \frac{dp}{dx} & (\text{円管流}) \end{cases} \quad (4.8)$$

ここで、

$$\begin{cases} k = \frac{h^2}{12} & (\text{平行平板流}) \\ k = \frac{d^2}{32} & (\text{円管流}) \end{cases} \quad (4.9)$$

を(4.8)式に代入すると、(3.1)式のダルシー則で重力項を 0 とした場合と同式となる。したがって、(4.9)式の  $k$  は平行平板流、円管流における浸透率を示す。

一方、(4.4)式の擬塑性流体の構成方程式を(4.5)～(4.7)式に用いると次式が導かれる。

$$\begin{cases} u_m = -\frac{1}{\mu} \frac{h^2}{12} \frac{dp}{dx} - \frac{m}{\mu} \frac{h^4}{80} \left( \frac{dp}{dx} \right)^3 & (\text{平行平板流}) \\ u_m = -\frac{1}{\mu} \frac{d^2}{32} \frac{dp}{dx} - \frac{m}{\mu} \frac{d^4}{768} \left( \frac{dp}{dx} \right)^3 & (\text{円管流}) \end{cases} \quad (4.10)$$

ここで、(4.9)式を用い、 $dp/dx$  を  $\nabla p$  に書き換えると、次式となる。

$$\begin{cases} u_m = -\frac{k}{\mu} \nabla p - \frac{9}{5} \frac{mk^2}{\mu} (\nabla p)^3 & (\text{平行平板流}) \\ u_m = -\frac{k}{\mu} \nabla p - \frac{4}{3} \frac{mk^2}{\mu} (\nabla p)^3 & (\text{円管流}) \end{cases} \quad (4.11)$$

(4.11)式の右辺第1項のみをとればダルシー則と同式であり、右辺第2項は流体のレオロジー特性の非線形性による修正項と見なせるが、平行平板流と円管流で第2項の係数は異なる。そこで、多孔質媒体中の流路に対する修正係数  $C_0$  を導入することにより、(4.11)式は次式となる。

$$u_m = -\frac{k}{\mu} \nabla p - C_0 \frac{mk^2}{\mu} (\nabla p)^3 \quad (4.12)$$

ここで、右辺の圧力勾配の 3 乗の項は、擬塑性流体の構成方程式に(4.4)式の Rabinowitsch のモデル（せん断応力 3 乗則）を用いたことによるものであり、圧力勾配の乗数に物理的な根拠があるものではないことに留意する必要がある。

次に、ビンガム流体の平行平板流、円管流については、せん断応力  $\tau$  が降伏応力  $\tau_0$  以下の領域ではせん断速度が 0 になるため、図 4.16 に示すようなコアができる。この場合の境界条件は、(4.6)式に代わり次式となる。

$$\left\{ \begin{array}{l} u(0)=u(h)=0 \\ du/dy|_{y=(h-h_0)/2}=0 \\ u((h-h_0)/2)=u_c \\ u(d_0/2)=0, \quad \tau(r=d_0/2)=\tau_0 \end{array} \right\} \quad \begin{array}{l} \text{(平行平板流)} \\ \text{(円管流)} \end{array} \quad (4.13)$$

ここで、 $u_c$  はコアの流速を示す。また、 $h_0$ 、 $d_0$  は図 4.16 に示すコアの大きさであり、次式で与えられる。

$$\left\{ \begin{array}{l} h_0 = -\frac{2\tau_0}{dp/dx} \quad \text{(平行平板流)} \\ d_0 = -\frac{4\tau_0}{dp/dx} \quad \text{(円管流)} \end{array} \right. \quad (4.14)$$

(4.3)式のビンガム流体の構成方程式を(4.5)式、(4.7)式、(4.13)式に代入し、さらに(4.14)式を用いることにより次式が導かれる。

$$\left\{ \begin{array}{l} u_m = -\frac{1}{\mu} \left( \frac{h^2}{12} \frac{dp}{dx} + \frac{\tau_0 h}{4} - \frac{\tau_0^3}{3h(dp/dx)^2} \right) \quad \text{(平行平板流)} \\ u_m = -\frac{1}{\mu} \left( \frac{d^2}{32} \frac{dp}{dx} + \frac{\tau_0 d}{6} + \frac{\tau_0^4}{3d^2(dp/dx)^3} \right) \quad \text{(円管流)} \end{array} \right. \quad (4.15)$$

ここで、(4.9)式を用いると次式となる。

$$\left\{ \begin{array}{l} u_m = -\frac{k}{\mu} \left( \nabla p + \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\tau_0}{\sqrt{k}} - \frac{\tau_0^3}{6\sqrt{3}k^3(\nabla p)^2} \right) \quad \text{(平行平板流)} \\ u_m = -\frac{k}{\mu} \left( \nabla p + \frac{2\sqrt{2}}{3} \frac{\tau_0}{\sqrt{k}} + \frac{\tau_0^4}{12k^2(\nabla p)^3} \right) \quad \text{(円管流)} \end{array} \right. \quad (4.16)$$

さらに、擬塑性流体と同様に修正係数  $C_0'$  を導入し、(4.14)式の相関を用いて(4.16)式の第 2 項と第 3 項を整理すると、次式が導かれる。

$$u_m = -\frac{k}{\mu} \nabla p - C_0' \frac{\sqrt{k}}{\mu} \tau_0 \quad (4.17)$$

ここで、 $C_0'$  は多孔質媒体中の流路やコアの状態を示す係数であり、実験により求めることができる。

和田ら<sup>32)</sup>は、以上で導いた擬塑性流体およびビンガム流体の1次元流れの修正ダルシー則((4.12)式, (4.17)式)について、焼結金属製の多孔質媒体に試料油を注入する流動実験を行い、実験結果を解析結果と比較することにより修正係数  $C_0$ ,  $C_0'$  の同定を試みている。

#### 4.4.2. 非ニュートン流体モデルによる溶液型グラウト材の移行挙動の定式化

本研究では、和田ら<sup>32)</sup>は、擬塑性流体およびビンガム流体の1次元流れの修正ダルシー則((4.12)式, (4.17)式)を用い、溶液型グラウトの移行挙動のモデル化を試みる。ただし、重力の影響を考慮して、圧力  $p$  のかわりに次式に示す圧力ポテンシャル  $\psi$  を用いる<sup>33)</sup>。

$$\psi = p - \rho g z \quad (4.18)$$

これらをニュートン流体のダルシー則(3.1)式の代わりに用いることにより、以下の連立方程式が導かれる。

##### a) 擬塑性流体

$$\nabla \cdot \left( \frac{k\rho(1-c)}{\mu} \nabla \psi (1 - C_0 m k (\nabla \psi)^n) \right) = \phi \frac{\partial(\rho(1-c))}{\partial t} \quad (4.19)$$

$$\nabla \cdot \left( \frac{k\rho c}{\mu} \nabla \psi (1 - C_0 m k (\nabla \psi)^n) \right) = \phi \frac{\partial(\rho c)}{\partial t} \quad (4.20)$$

##### b) ビンガム流体

$$\nabla \cdot \left( \frac{k\rho(1-c)}{\mu} \nabla \psi \left( 1 - \frac{C_0' \tau_0}{\sqrt{k} \nabla \psi} \right) \right) = \phi \frac{\partial(\rho(1-c))}{\partial t} \quad (4.21)$$

$$\nabla \cdot \left( \frac{k\rho c}{\mu} \nabla \psi \left( 1 - \frac{C_0' \tau_0}{\sqrt{k} \nabla \psi} \right) \right) = \phi \frac{\partial(\rho c)}{\partial t} \quad (4.22)$$

ここで、(4.19)式, (4.20)式の  $n$  は擬塑性流体の構成方程式の近似式形に依存するパラメータである。本研究では、和田ら<sup>32)</sup>と同様に(4.4)式に示す Rabinowitsch のモデル(せん断応力3乗則)を適用し、 $n=2$  を用いる。また、和田ら<sup>32)</sup>の検討では、擬塑性流体の非線形率  $m$ , ビンガム流体の降伏応力  $\tau_0$  は定数として扱われている。一方、本研究で対象とするコロ

イダルシリカを主材とする溶液型グラウト材においては、図 4.11、図 4.12 に示すように、これらの値はグラウトのゲル化過程において粘度の上昇とともに変化する。そこで、ここでは新たに  $m$ 、 $\tau_0$  を次式に示す粘性の関数として与えることにより、ゲル化にともなうグラウトのレオロジー特性の変化をモデル化する。

$$m = \begin{cases} \alpha(\mu - \beta) & (\mu \geq \beta) \\ 0 & (\mu < \beta) \end{cases} \quad (4.23)$$

$$\tau_0 = \begin{cases} \alpha'(\mu - \beta')^2 & (\mu \geq \beta') \\ 0 & (\mu < \beta') \end{cases} \quad (4.24)$$

ここで、 $\alpha$ 、 $\beta$ 、 $\alpha'$ 、 $\beta'$  はゲル化にともなうグラウト材のレオロジー特性の変化を表すパラメータであり、図 4.12、図 4.14 の測定結果の近似式に基づき、表 4.2 に示す値を用いる。

(4.23)式、(4.24)式において、作液後の経過時間が短く粘度  $\mu$  がそれぞれ  $\beta$ 、 $\beta'$  より小さい間は  $m$ 、 $\tau_0$  は 0 となり、(4.19)式、(4.20)式、(4.21)式、(4.22)式はニュートン流体の基礎方程式 ((3.9)式、(3.10)式) と等しくなる。以上のモデルにより、ゲル化の進行にともなって、溶液型グラウトのレオロジー特性がニュートン流体から非ニュートン流体へと変化していく過程をモデル化することができる。

表 4.2 溶液型グラウト材のレオロジー特性パラメータ

擬塑性流体モデル	$\alpha$	$9.0 \times 10^{-2} \text{ Pa}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$
	$\beta$	$2.9 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$
ビンガム流体モデル	$\alpha'$	$2.5 \times 10^3 \text{ Pa}^{-1} \cdot \text{s}^{-2}$
	$\beta'$	$2.8 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$



## 4.5. 模擬地盤による溶液型グラウト材注入実験と再現解析

### 4.5.1. 実験方法

前節で提案した溶液型グラウト材の移行挙動モデルの妥当性を検討するため、模擬地盤を用いた注入実験を実施し、解析結果との比較を行う。

図 4.17 に実験装置全体の模式図を、図 4.18 に実験装置の外観を示す。試験体（模擬砂層）の材料には浸透性能実験と同じ DL クレイを用いる。試験体材料の粒径分布を図 4.19 に示す。模擬砂層の作成においては、三軸試験の負圧法の試験体作成手順に従い、直径 5 cm × 高さ 40 cm のモールドにメンブレンを取り付けた後、乾燥状態の地盤材料を 10 層に分けて突き棒で締め固める。なお、試験体の上下部には、試験体よりも粒径の大きい豊浦砂を用いて、厚さ 1 cm 程度のフィルター層を設ける。試験体下部より脱気水を通水して試験体を飽和させた後、三軸容器内に注水して 0.4 MPa の有効拘束圧を載荷して圧密排水を行う。圧密時の排水量から試験体の乾燥密度を補正し、DL クレイの粒子密度を  $2.64\text{g/cm}^3$  と仮定することにより間隙率を算出する。また、定水位法透水試験により、試験体の透水係数を測定する。これらの測定値を表 4.3 に示す。

注入実験では、作液したグラウト材を試験体下部より圧力 0.3 MPa で注入し、試験体上部からの排水を一定時間ごとに容器に採取して体積を測定する。また、作液したグラウト材を一部取り分け、音叉型振動式粘度計（A&D 社、SV-10）により粘度を測定し、図 4.15 に示す相関を用いてビンガム流体、擬塑性流体に近似した場合の粘度に変換する。

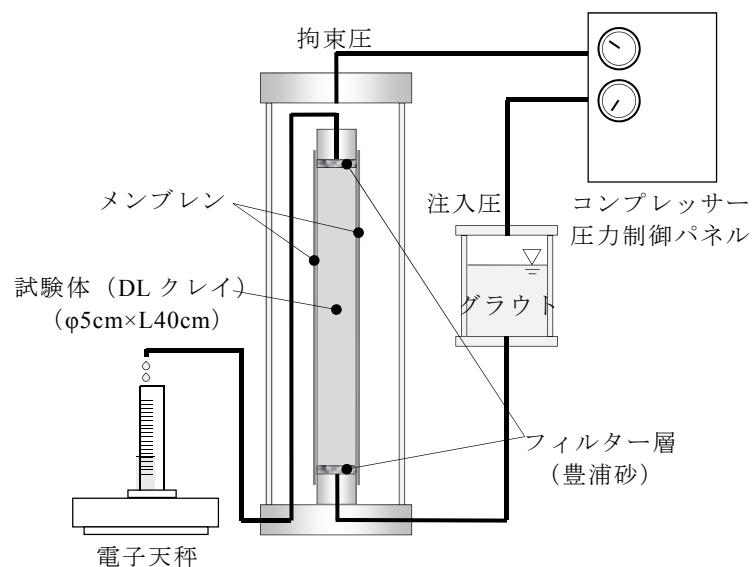
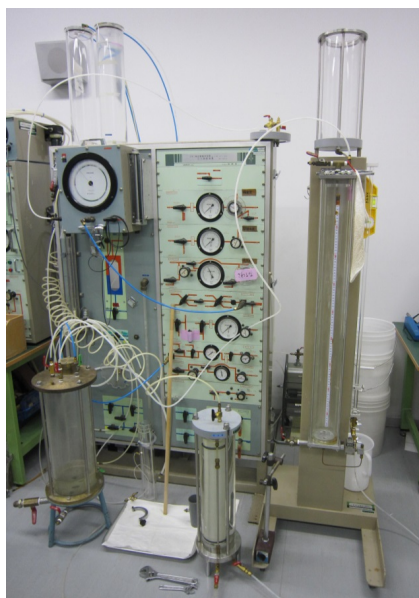


図 4.17 注入実験装置の模式図



実験装置全体



試験体組立状況

図 4.18 注入実験装置の外観

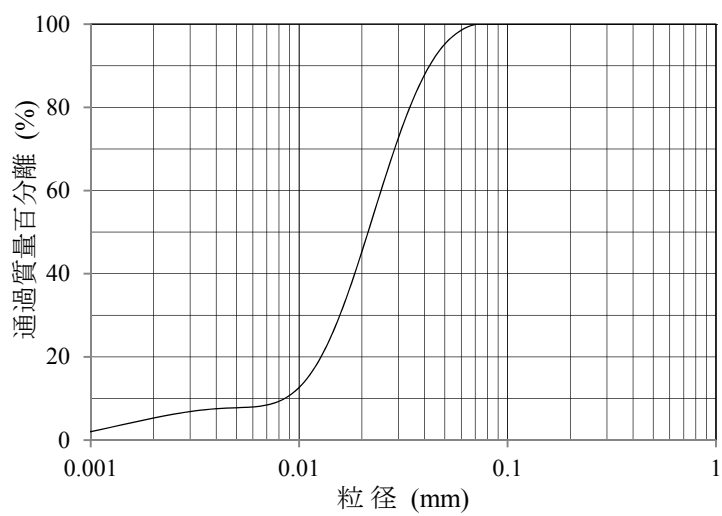


図 4.19 模擬砂層材料 (DL クレイ) の粒径分布

表 4.3 模擬砂層の性状

乾燥密度 $\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	1.46
間隙率 $\phi$ (%)	44.7
透水係数 $K$ (m/s)	$1.05 \times 10^{-6}$

#### 4.5.2. 実験結果

注入実験における排水流量の測定結果を図 4.20 に示す。ここで、横軸は作液からの経過時間であり、試験体への注入は作液から 5 分後に開始している。また、グラウト注入開始からの積算排水量  $Q$  から次式より算出したグラウト移行距離  $L_s$  を図 4.21 に示す。

$$L_s = Q/A\phi \quad (4.25)$$

ここで、 $A$  は試験体の水平方向の断面積である。

排水流量は注入開始直後から一様に減少し、注入開始から 70～80 分後には排水流量はほぼ 0 となっている。積算排水量から算出されるグラウトの移行距離は注入側から約 26cm であり、試験体を全通していない。排水流量の低下の原因は、試験体内の水をグラウト材で置換していく過程で粘度の高いグラウト材の比率が増加していくことと、グラウト材のゲル化にともなうレオロジー特性の変化が影響しているが、それぞれの効果の寄与度については測定結果からは判断できない。

なお、実験完了後に試験体を解体する際、グラウトが浸透した試験体下部はサンドゲルの状態で崩れずに残るが、その高さは上記の移行距離と概ね一致する。また、サンドゲルの上端面はほぼ水平であり、グラウト材は試験体断面内を均質に流れていると考えられる。

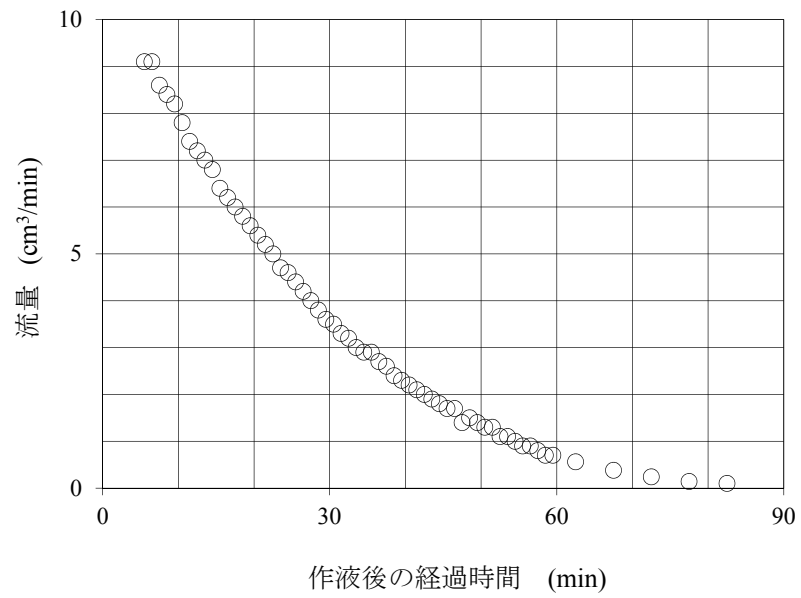


図 4.20 注入実験における排水流量の経時変化

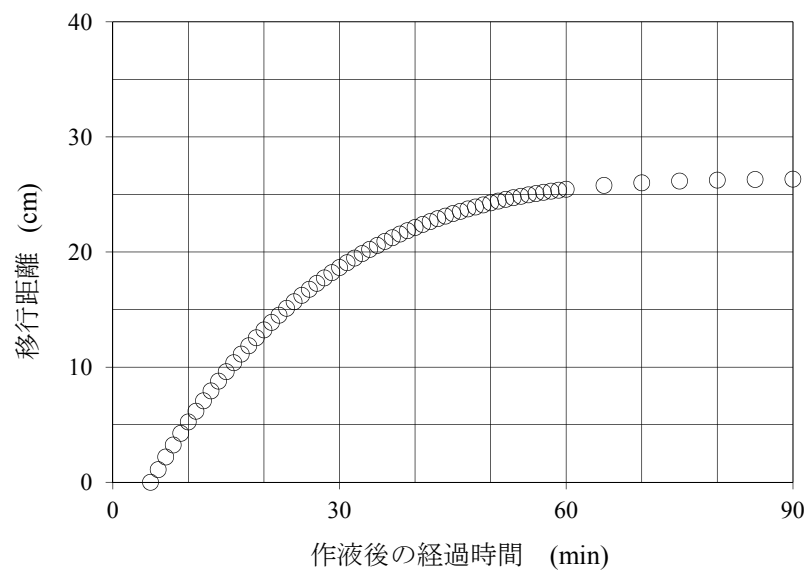


図 4.21 注入実験における移行距離の経時変化

#### 4.5.3. 再現解析

実験結果における流量変化の要因を分析し、溶液型グラウト材の移行挙動を検討することを目的に、前節に示した浸透流解析手法により実験結果の再現解析を試みる。解析モデルは図 4.22 に示す鉛直 1 次元モデルとし、モデル上下端を等圧境界として、試験体全体が水で飽和された初期状態（グラウト材の質量分率  $c=0$ ）から、モデル下端より圧力 0.3 MPa でグラウト材を注入する。

解析にはオープンソースの浸透流解析プログラムである TOUGH2 を用いる。TOUGH2 は積分差分法による多成分多相流体流動の非定常解析プログラムで、適用する状態方程式 (EOS) モジュールを選択することにより、様々な流体の多孔質媒体または亀裂内の非定常流動を計算することができる。本研究では、溶液型グラウト材のように時間により粘度が変化する流体を対象とする状態方程式モジュール EOS11 を適用する (Pruess et al.<sup>34)</sup>, Finsterle et al.<sup>5)</sup>)。ただし、TOUGH2 ではニュートン流体のダルシー則 ((3.1)式) を用いているため、擬塑性流体、ビンガム流体の修正ダルシー則 ((4.12)式, (4.17)式) を扱えるようにプログラムを改良する。具体的には 4.4 節で定式化したモデルに基づき、ソースプログラム内の水およびグラウト材の基礎方程式 ((3.9)式, (3.10)式) について、擬塑性流体の場合は(4.19)式, (4.20)式, ビンガム流体の場合は(4.21)式, (4.22)式を用いるように修正する。なお、式中の修正係数  $C_0$ ,  $C_0'$  は前述のように多孔質媒体中の流路の形状などにより変化する係数であり、ここでは和田ら<sup>32)</sup>の検討と同様にパラメータとして値を変動させ、実験結果を最適に再現する係数として  $C_0=1.0$ ,  $C_0'=0.65$  を設定する。

解析においてニュートン流体、擬塑性流体、ビンガム流体の各モデルを用いた場合の排水流量、移行距離の計算結果と実験結果を比較したものを図 4.23, 図 4.24 に示す。また、各モデルにおける作液から 20, 40, 60 分後のグラウト材質量分率  $c$  の分布図を図 4.25, 図 4.26, 図 4.27 に示す。ここで、図 4.24 の解析結果におけるグラウト材の移行距離は、試験体下端から  $c=0.5$  となる位置 (図 4.25, 図 4.26, 図 4.27 において黒線で表示) までの距離としている。

グラウト材をニュートン流体としてモデル化した場合は注入開始から 20 分後程度から解析結果が測定値を上回る結果となる。このことから、実験で測定された流量低下は、グラウト材をニュートン流体とした場合の粘度の増加以外の要因が影響していると考えられる。一方、グラウト材を擬塑性流体またはビンガム流体としてモデル化した解析では、修正係数  $C_0$ ,  $C_0'$  を調整することにより、注入開始から 20 分後以降も解析結果が実験結果と比較的よく一致する。このうち、ビンガム流体モデルを用いた解析結果では注入開始 30 分後以降に流量が急速に低下し測定値と異なる結果となるが、擬塑性流体モデルによる流量の解

析結果は測定値と同じような変化傾向を示し、移行距離の計算結果も実験結果との差が小さくなっている。

これらの結果から、注入実験で測定された流量の低下については、グラウト材の粘度変化だけではなく、ゲル化にともなう非ニュートン流体的な挙動を考慮することで、より適切に再現できることがわかる。また、本結果のみから断定的に判断することは難しいが、グラウト材を擬塑性流体としてモデル化した場合に解析結果が実験結果と良好に一致しており、グラウト材の擬塑性流体的な挙動を考慮することにより、移行挙動を精度よく予測しうると推察される。4.3.1 節に記載したように擬塑性流体は高分子溶液やガラス溶液などにみられる流体特性であり<sup>30)</sup>、ゲル化が進行したコロイダルシリカグラウト材はコロイド粒子が団塊状に結合したネットワーク構造を有することからも、擬塑性流体としてモデル化することは妥当であると考えられる。

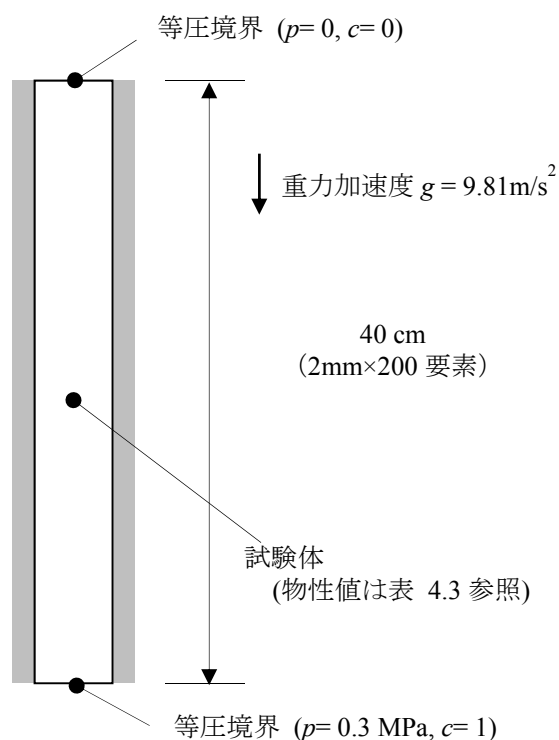


図 4.22 注入実験の再現解析モデル

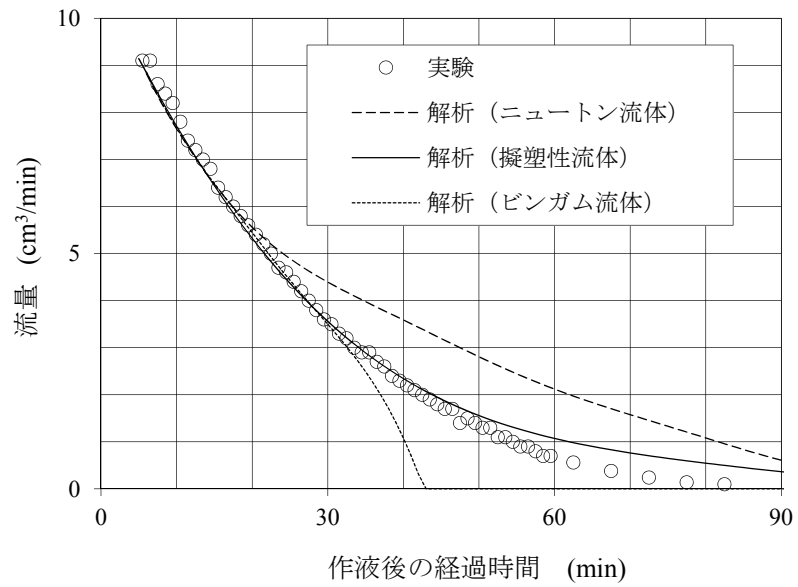


図 4.23 排水流量の実験結果と解析結果の比較

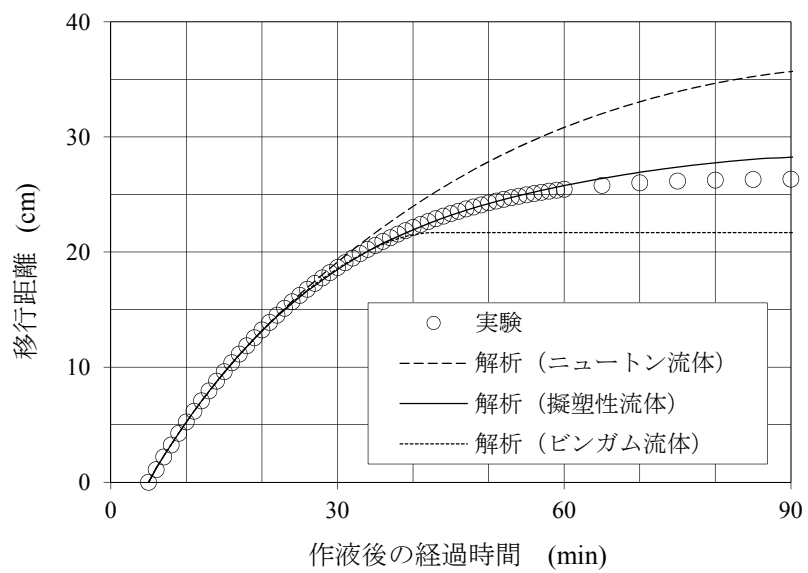


図 4.24 移行距離の実験結果と解析結果の比較

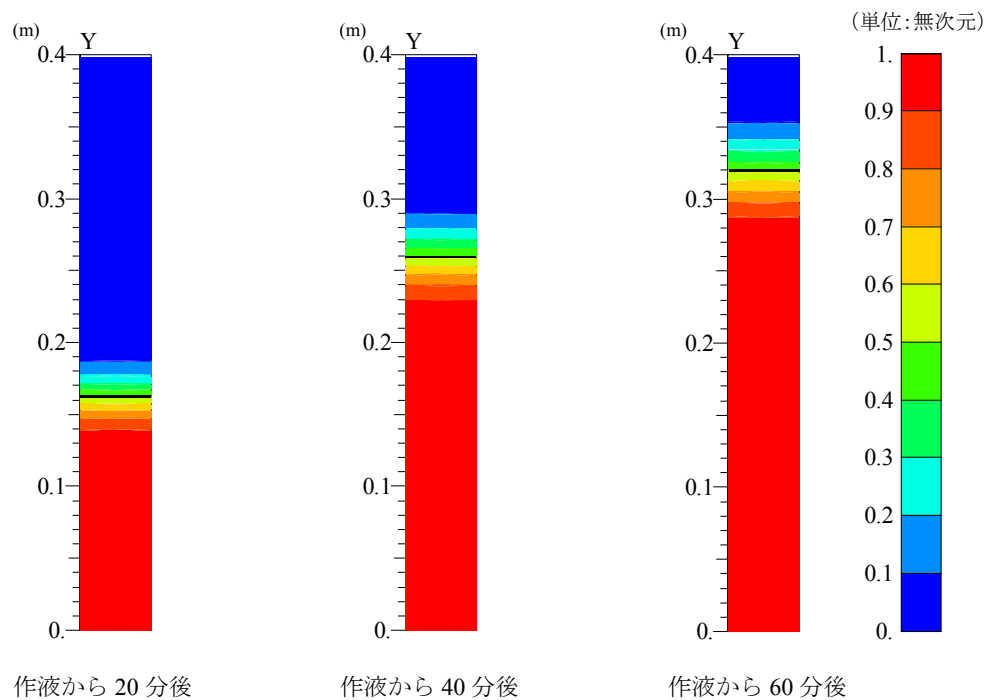


図 4.25 グラウト材質量分率分布の解析結果（ニュートン流体モデル）

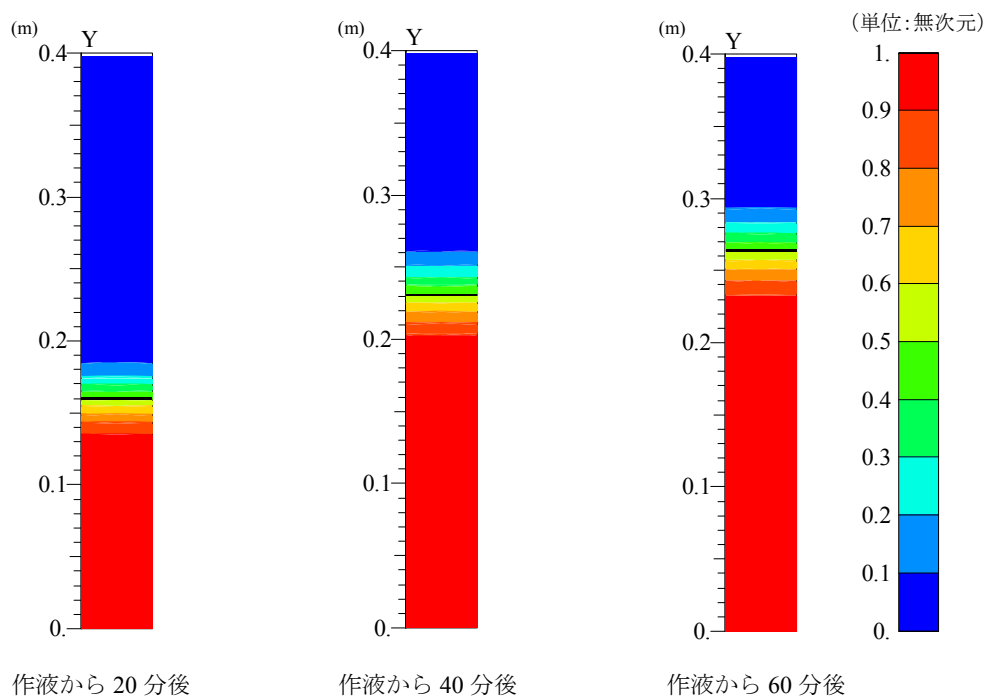


図 4.26 グラウト材質量分率分布の解析結果（擬塑性流体モデル）



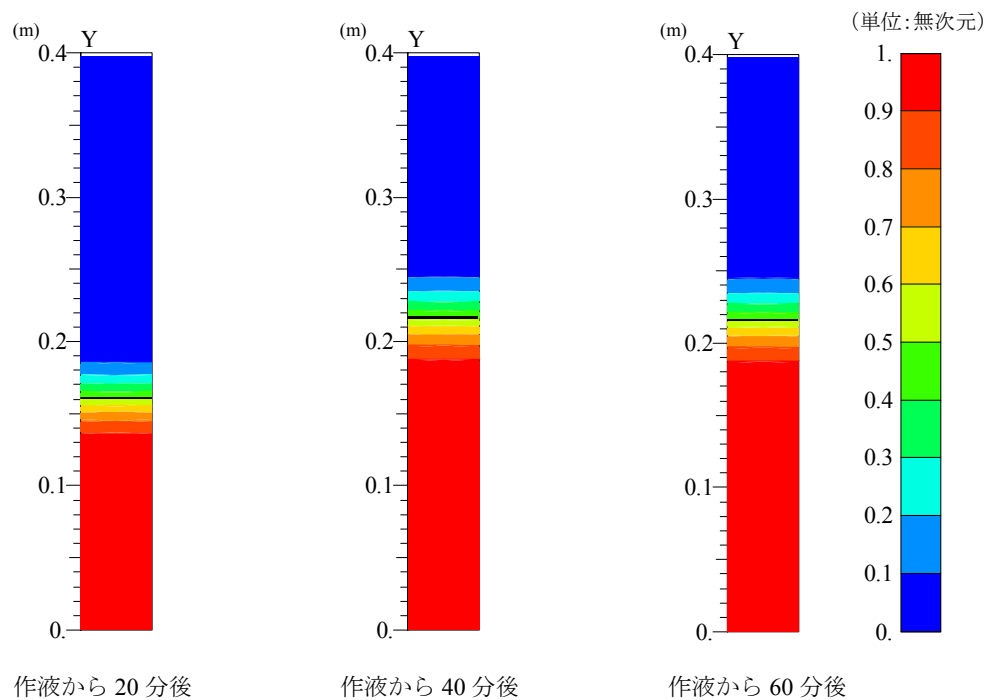


図 4.27 グラウト材質量分率分布の解析結果（ビンガム流体モデル）

#### 4.6. 提案モデルのグラウト施工への適用性と課題

土質地盤の補強や止水を目的としたグラウト注入工法における従来の考え方では、目的とする改良範囲にグラウト材が均質に浸透するという前提のもとに、地盤の間隙率などから注入率を設定して改良範囲の体積に乗じることにより算出した注入量で管理する方法が一般的である。一方で、注入対象地盤の不均質性が顕著であったり、地盤中に地下水流動があると、上記の前提が成立しないことも想定される。特に、現在計画されている首都圏の大深度地下における大断面シールドトンネル工事では、土丹中の介在砂層を確実にかつ比較的長期間にわたり止水・補強する必要があるとともに、既存の地下水脈など周辺環境への影響を極力抑えることが求められており、グラウト注入による改良範囲・改良効果を適切に予測することが重要となっている。数値解析手法を用いてグラウト材の地盤中の移行挙動を予測することにより、ゲルタイムや注入圧、注入流量によりグラウト材の拡散範囲がどのように変化するかを事前に検討でき、合理的なグラウト配合や注入条件の計画が可能となることが期待される。

溶液型グラウト材に関しては、時間の経過にともなう粘度の変化をモデル化した解析手法がすでに検討されている<sup>3), 5), 13)</sup>。本研究ではさらに、ゲル化の進行にともないグラウト材が非ニュートン的な挙動を示すことに着目し、レオロジー特性の変化を粘度の関数として与える浸透流解析モデルを新たに提案して、模擬地盤によるグラウト注入実験の結果を従来モデルよりも適切に再現できることを示した。これにより、グラウト材の地盤中の移行挙動を従来よりも精度よく予測することができれば、グラウト注入工の合理化が期待される。

本研究で提案した解析モデルをグラウト注入計画に適用する際、例えば(4.19)式、(4.20)式の擬塑性流体のモデルを用いる場合は、修正係数  $C_0$  を定める必要がある。 $C_0$  は前述のように地盤中の流路の形状に依存する係数であり、グラウトの移行経路となる土粒子間の空隙の大きさ・形状や連続性などにより変化することが予想される。本研究では、DL クレイを試験体として用いた室内注入実験の結果を解析結果とマッチングすることにより  $C_0$  を同定したが、今後、試験体の間隙比や粒度分布により  $C_0$  がどのように変化するかデータを蓄積し、試験体中の移行経路の微視的な性状が  $C_0$  にどのように影響するか定量的に評価することが望まれる。

また、実工事への適用においては、事前に現場より採取した地盤試料により同様の注入実験を行って  $C_0$  を定める方法が想定されるが、実験用に再構成した試料は本来の地盤と土粒子の微視的構造が異なる可能性があり、この結果として、室内実験で予測したグラウト

移行挙動と現場でのグラウト注入時の挙動が異なることも予想される。これに関しては、実地盤を対象とした原位置での注入実験や実施工データの分析に基づく検証が必要であり、今後、本研究で提案したモデルを現場などへ適用していく中で検討すべき課題である。

#### 4.7. 4章のまとめ

本章では、低透水性地盤への浸透性と耐久性・恒久性に優れた溶液型グラウト材であるコロイダルシリカグラウト材について、模擬地盤を用いた室内注入実験により地盤中の移行挙動を検討するとともに、これをモデル化した数値解析手法を提案し、実験結果との比較検証を行った。本章で得られた知見を以下にまとめる。

- ・ 小型試験体を用いた浸透性能実験結果より、注入開始直後は実測値がグラウト材の粘度変化より算出した計算値とほぼ一致するが、作液から時間が経過してグラウト材の粘度が上昇すると実測値が計算値を下回るようになる。これより、グラウト材の粘度上昇とは異なる要因によっても注入流量の低下が生じている。
- ・ 前項の浸透性能実験において、同時に作液して異なる時刻に注入を開始した比較実験の結果に有意な差は見られない。このことから、前項の流量低下は、グラウト材作液時に含まれる粗粒分の目詰まりなどによる試験体の透水性低下が原因ではなく、グラウト材のゲル化に伴うレオロジー特性の変化に起因することが推測される。
- ・ 高精度の回転式粘度計（レオメーター）による溶液型グラウト材のレオロジー特性の測定結果より、作液直後のグラウト材はほぼニュートン流体と見なせるが、ゲル化の進行にともない非ニュートン的な挙動を示すようになる。測定結果をビンガム流体、または、擬塑性流体として近似した場合、それぞれ、降伏応力、非線形率と粘度の間に一定の相関が示される。
- ・ 非ニュートン流体の浸透モデルに関する既往研究を参考に、ゲル化にともなう溶液型グラウト材のレオロジー特性の変化を考慮した新たな移行挙動解析モデルを提案し、これを組み込んだ解析プログラムを作成した。円柱状の模擬地盤によるグラウト注入実験の再現解析結果より、溶液型グラウト材を擬塑性流体としてモデル化すると、ニュートン流体としてモデル化するよりもゲル化進行後の注入流量変化を精度よく再現できる。このことより、溶液型グラウト材の粘度変化だけではなく、ゲル化にともなう非ニュートン流体的な挙動を考慮することで、移行挙動をより適切に予測できることがわかった。
- ・ 提案した解析モデルをグラウト移行挙動の予測に用いる場合、地盤中の流路の形状を示す修正係数  $C_0$ 、 $C_0'$  を定める必要がある。 $C_0$ 、 $C_0'$  はグラウト材の移行経路となる土粒子間の空隙の大きさ・形状や連続性などにより変化することが予想され、その定量的評価が今後の課題である。

## 5. 懸濁型グラウト材の移行挙動予測解析手法に関する検討

### 5.1. 検討内容

本章では、エネルギー地下貯蔵施設や高レベル放射性廃棄物地層処分施設など、地下大深度における岩盤空洞施設の建設における湧水対策のための岩盤注入工法を想定し、超微粒子セメントによる懸濁型グラウト材の岩盤亀裂内における移行挙動の予測解析手法について検討する。

懸濁型グラウト材による岩盤亀裂の止水のメカニズムについては、グラウト材粒子の目詰まりにより亀裂の間隙が閉塞される効果が支配的であり、目詰まり効果の定量的なモデル化や予測解析手法に関する研究が行われている。伊藤ら<sup>15)</sup>は、粘土懸濁液による岩盤亀裂のグラウト工のメカニズムについて、岩崎<sup>16)</sup>による深層ろ過（清澄ろ過）の基礎式を適用することによりモデル化し、人工的に亀裂を発生させた大型供試体を用いた注入実験結果との比較によりこれを良好に再現できることを示している。また、西垣ら<sup>4)</sup>は懸濁型グラウト材による岩盤亀裂の止水メカニズムについて、平行平板により岩盤亀裂を模擬した注入実験装置を用いてセメントグラウト材の目詰まり現象に着目した室内実験を実施し、目詰まりの発生がセメントスラリーの粒径分布や水セメント比などに影響を受けることを確認している。これらの既往の研究では、グラウトの目詰まりによる透水性の低下を現象論的な視点で捉え、目詰まりパラメータなどを導入して現象を再現するようにモデル化する方法を用いている。一方で、グラウト材中のセメント粒子の微視的な挙動を直接扱うことにより目詰まり現象が生じる物理的なメカニズムを説明しようとするアプローチも試みられているが、研究事例は少なく、目詰まり現象の理論的な解明には至っていない。

そこで本論文では、懸濁型グラウト材による岩盤亀裂の止水について、岩盤亀裂を模擬した平行板スリットを用いた超微粒子セメントグラウト材の注入実験を行い、セメント粒子の目詰まりによる透水性の低下について現象論的な視点からモデル化を試みる。さらに、吸着・団粒化したセメント粒子が亀裂の間隙に一部を閉塞することにより流量低下が発生するメカニズムを想定した上で、粒子法（MPS 法）による固液 2 相流解析コードを用いてセメント粒子の微視的な挙動を解析し、現象論的なモデルの妥当性を検討する。

なお、本研究で用いる超微粒子セメントは移行経路となる亀裂の開口に対して十分小さな粒径を有するため、単一の粒子ではなく複数粒子が吸着・団塊化することにより亀裂を閉塞するが、既往文献などではこのような現象を含めて「目詰まり（clogging）」という用語が用いられており、本論文でもこれにならうこととする。

## 5.2. 平行板スリットによる懸濁型グラウト材注入実験

### 5.2.1. 実験方法

岩盤亀裂を模した平行板スリットを用いて懸濁型グラウト材（超微粒子セメントグラウト）の注入実験を行い、セメント粒子の目詰まりによる注入流量の低減効果について定量的に整理する。なお、岩盤亀裂をモデル化したグラウト注入実験については、既往の研究において平行平板を用いる実験<sup>4), 8), 9), 13)</sup>、人工的に粗度（凹凸）を発生させた模擬亀裂を用いる実験<sup>15)</sup>の両方が報告されているが、本研究では目詰まりによる流量低下モデルの基礎的な検討を目的とすることから、結果を比較・評価しやすい平行平板モデルを採用した。実際の岩盤亀裂内のグラウト移行挙動には亀裂壁面の粗度が影響することが指摘されているが<sup>10)</sup>、その評価は難しく、今後の検討課題と考えられる。

実験装置の概念図を図 5.1 に、実験装置外観を図 5.2 に示す。スリットはステンレス板を切削加工して作成し、グラウト材の流動方向の長さ  $L$  は 100mm、幅  $W$  は 50mm とする。スリットの開口幅  $b$  は 0.05mm と 0.15mm の 2 ケースとし、以後、開口幅 0.05mm のケースをスリット A、0.15mm のケースをスリット B と記すこととする。なお、スリット B はスリット A のステンレス板の外周部に厚さ 0.1mm のスチールテープを挟み込むことにより調整する。

スリットの実際の開口幅は、実験装置を組み立てる際の固定ネジの締め付け状況などにより実験ケースごとにわずかに異なる。このため、各ケースにおいてグラウト注入前に透水試験を実施し、平行平板流の浸透率の理論式

$$k = \frac{b^2}{12} \quad (5.1)$$

を用い、開口幅  $b$  を次式より算出する。

$$q_w = bW \frac{k}{\mu_w} \frac{p_i}{L} = \frac{b^3 W}{12\mu_w} \frac{p_i}{L} \quad (5.2)$$

$$b = \left( \frac{12\mu_w L q_w}{p_i W} \right)^{1/3} \quad (5.3)$$

ここで、 $q_w$  は透水試験における水の体積流量、 $p_i$  は注入圧、 $\mu_w$  は水の粘度である。 $k$  は浸透率であり、透水係数  $K$  との間には(3.4)式に示す相関がある。なお、次節以降に記載する再現解析では(5.3)式で求めた開口幅  $b$  を用いている。

注入材料としては、2.4.2 節に記載した超微粒子セメント（太平洋アロフィクス MC）を

用い、水セメント比 (W/C) 200, 400, 600%の3種類の配合材料を作成する。

実験では、グラウト注入前に蒸留水による透水試験を実施した後、スリット内が水で飽和された状態を保ったまま注入側を懸濁型グラウト材に切り替える。グラウト材は注入直前に作液し、練り混ぜから5分以内に注入を開始する。注入圧はレギュレータによりスリット A では約 0.5 MPa, スリット B では約 0.05 MPa に調整し、スリット出口から流出する流体の質量を一定の時間間隔で計測し、排出流量を算出する。なお、スリット入口部で実測された注入圧は、上記の設定値に対してスリット A で最大 1%, スリット B で最大 4%の偏差があった。このため、次節以降に示す各実験ケースの比較においては、流量の絶対値ではなく初期流量に対する比率を用いている。

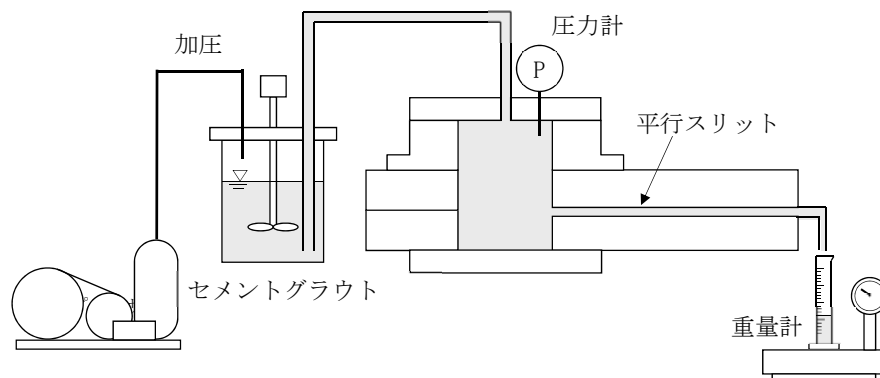


図 5.1 注入実験装置の模式図

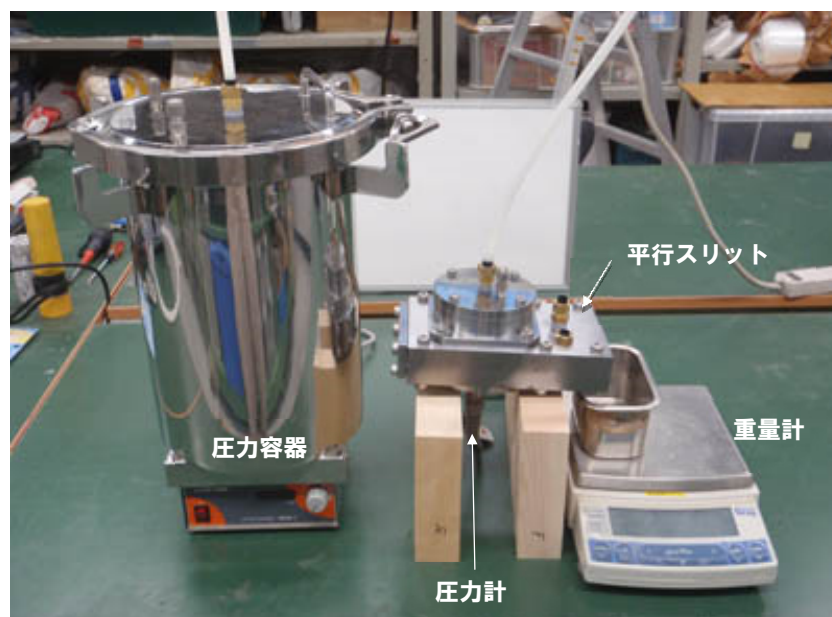


図 5.2 注入実験装置の外観

### 5.2.2. 実験結果

実験結果を図 5.3, 図 5.4, 図 5.5 に示す。図の縦軸はいずれもスリットから排出される水—グラウト材の質量流量  $q$  と透水試験時の初期流量  $q_0$  の比 ( $q/q_0$ : 以後, 相対流量と記す) を示す。また横軸は, 図 5.3 では時間, 図 5.4 では質量流量  $q$  の積算値 (積算流量), 図 5.5 では積算流量に次式より求めたグラウト材濃度  $c_g$  を乗じた積を示す。

$$c_g = 1/(1+w_c/100) \quad (5.4)$$

$w_c$  は懸濁型グラウト材の水セメント比 (単位: %) であり,  $c_g$  はグラウト材中に含まれるセメント粒子の質量分率を示す。

各ケースとも時間が経過してグラウト注入量が増えるとともに相対流量が減少しており, グラウト材濃度が大きいほど流量低下が著しい。図 5.4 では相対流量は積算流量の増加に対してほぼ線形に減少している。また, 図 5.5 では, 各スリットについて積算流量とグラウト材濃度の積と相対流量の間に一様の相関が見られる。

これらの流量低下は, スリットの一部がグラウト材中のセメント粒子で閉塞されることによる浸透率の低下が原因と考えられるが, セメント粒子の平均粒径 ( $4\mu\text{m}$ ) はスリット開口幅 (約 50,  $150\mu\text{m}$ ) の 1/10 以下であることから, 複数のセメント粒子の凝集・吸着による目詰まりが生じていることが推測される。図 5.5 の横軸の積算流量とグラウト材濃度の積は, スリットを通過したセメント粒子数に比例する。したがって, セメント粒子の積算通過量と相対流量の間に一様の相関が見られることから, 亀裂を流動するセメント粒子が一定の割合で亀裂内に滞留し, さらに滞留したセメント粒子の積算量に応じて亀裂の浸透率が減少するモデルが想定される。これは, 伊藤ら<sup>15)</sup>が粘土懸濁液による岩盤亀裂のグラウト工のメカニズムに適用した深層ろ過 (清澄ろ過) の基礎式を用いることによりモデル化することができる。



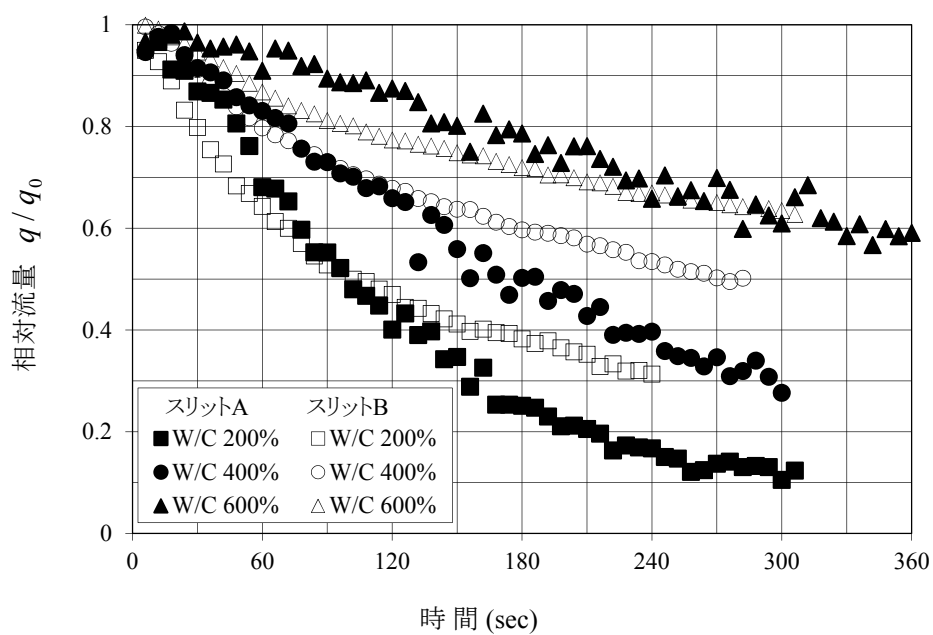


図 5.3 注入実験における相対流量の経時変化

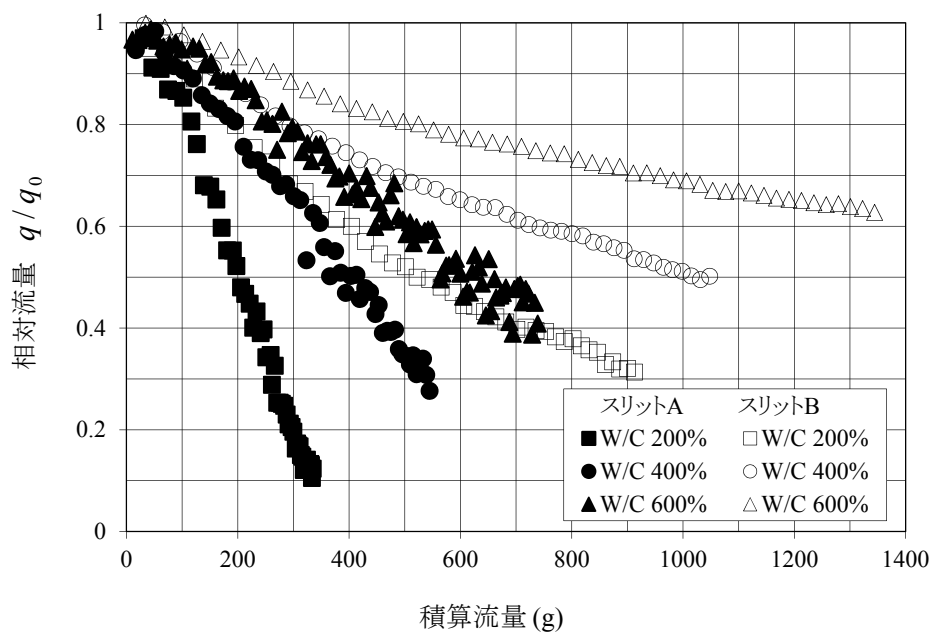


図 5.4 注入実験における積算流量と相対流量の相関

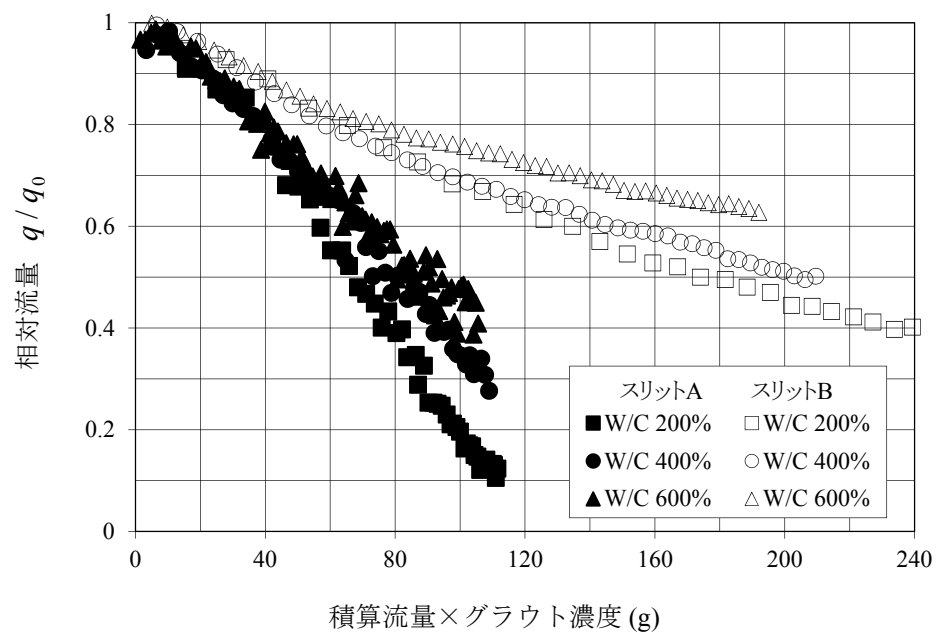


図 5.5 注入実験における積算流量とグラウト材濃度の積と相対流量の相関

### 5.2.3. 目詰まりによる止水メカニズムのモデル化

前節の注入実験の結果から、懸濁型グラウト材の目詰まりによる亀裂の止水メカニズムは、ろ材の空隙中に空隙よりも小さな固形分粒子が沈積することにより懸濁物質が分離される深層ろ過（清澄ろ過）の概念を適用することによりモデル化ができると考えられる。ここでは、過去の検討を参考に、深層ろ過理論による目詰まり現象のモデル化を試みる。

岩崎<sup>16)</sup>は緩速砂ろ過の実験結果から、ろ層により固形分粒子が除去される比率に関する基礎式を導いた。杉本<sup>17)</sup>はこれを一般化して次式のように示している。

$$\frac{\partial C_s}{\partial z} = -\lambda C_s \quad (5.5)$$

$$\frac{\partial C_s}{\partial z} + \frac{1}{u_s} \frac{\partial \delta}{\partial t} = 0 \quad (5.6)$$

ここで、 $C_s$ は懸濁液中の固形分粒子の体積濃度、 $u_s$ はろ過速度（ろ液のダルシー流速）、 $\delta$ はろ層に沈積する固形分粒子の比体積である。 $\lambda$ はろ過係数と呼ばれ、単位体積のろ層に沈積する固形分粒子の体積比率を示している。

懸濁型グラウト材による岩盤亀裂の止水について上記の概念を適用し、 $\delta$ を目詰まり現象による亀裂内に滞留するセメント粒子の体積分率と定義すると、注入開始（ $t=0$ ）から時刻  $t$  までの累積滞留量とこれに伴う有効間隙率  $\phi_e$  の変化は次式のようにになる。

$$\delta = \lambda \int_0^t u C dt \quad (5.7)$$

$$\phi_e = \phi_0 (1 - \delta) = \phi_0 \left( 1 - \lambda \int_0^t u C dt \right) \quad (5.8)$$

ここで、 $\phi_0$ は初期間隙率である。 $C$ は水とセメントグラウト材の混合流体中に含まれるセメント粒子の体積分率で、次式で与えられる。

$$C = \frac{\rho c}{\rho_s (1 + w_c / 100)} \quad (5.9)$$

ここで、 $w_c$ は懸濁型グラウト材の水セメント比（単位：%）、 $\rho_s$ はセメント粒子の密度であり、本研究では  $\rho_s = 3.0 \text{ g/cm}^3$  とする。 $c$ は混合流体中のグラウト材の質量分率である。

目詰まりによる亀裂の透水性の低下は、亀裂内に滞留するセメント粒子により流路の一部が閉塞されることに起因すると考えられる。したがって、本研究では3章で示した混相流モデルによるグラウト移行挙動の基礎方程式(3.9)式、(3.10)式において、浸透率  $k$  の代わ

りに次式で定義する有効浸透率  $k_e$  を用いることにより，セメント粒子の目詰まりによる岩盤亀裂の浸透率の変化をモデル化することとする。

$$k_e = k_0 \cdot f(\delta) \quad (0 \leq f(\delta) \leq 1) \quad (5.10)$$

ここで， $k_0$  は亀裂の初期浸透率， $f(\delta)$  は目詰まりによる浸透率低減効果を示すパラメータである。

前節の図 5.5 に示す注入実験の結果より，横軸の積算流量とグラウト材濃度の積はスリットを通過したセメント粒子数に比例し，(5.4)式，(5.9)式によりグラウト材濃度を体積濃度に変換してスリットの断面積で割れば，(5.7)式右辺の積分項と一致する。したがって，スリットの浸透率は亀裂内に滞留するセメント粒子量  $\delta$  に応じて一様に低下することになり，(5.10)式に示す浸透率低下モデルを適用できると考えられる。ここでは，図 5.5 において相対流量が積算流量とグラウト材濃度の積に対してほぼ線形に減少することから，(5.10)式の  $f(\delta)$  について，次式のように  $\delta$  に対して線形に減少する関数を仮定する。

$$f(\delta) = \begin{cases} 1 - \frac{\delta}{\delta_{crit}} & (\delta < \delta_{crit}) \\ 0 & (\delta \geq \delta_{crit}) \end{cases} \quad (5.11)$$

$\delta_{crit}$  は有効浸透率が 0 になるセメント粒子量の限界値である。(5.11)式に(5.7)式，(5.9)式を用いると，

$$f(\delta) = \begin{cases} 1 - \frac{1}{\delta_{crit}} \frac{\lambda}{\rho_s(1+w_c/100)} \int_0^t \rho c u \, dt & \left( \frac{\lambda}{\rho_s(1+w_c/100)} \int_0^t \rho c u \, dt < \delta_{crit} \right) \\ 0 & \left( \frac{\lambda}{\rho_s(1+w_c/100)} \int_0^t \rho c u \, dt \geq \delta_{crit} \right) \end{cases} \quad (5.12)$$

(5.12)式において，ダルシー流速  $u$  のかわりに混合流体の単位面積当たり質量流量  $Q = \rho u$  を用い，さらに，(5.4)式で定義した  $c_g$  を用いると次式となる

$$f(\delta) = \begin{cases} 1 - \frac{1}{\delta_{crit}} \frac{\lambda c_g}{\rho_s} \int_0^t Q c \, dt & \left( \frac{\lambda c_g}{\rho_s} \int_0^t Q c \, dt < \delta_{crit} \right) \\ 0 & \left( \frac{\lambda c_g}{\rho_s} \int_0^t Q c \, dt \geq \delta_{crit} \right) \end{cases} \quad (5.13)$$

ここで、図 5.5 において水セメント比が異なるグラウト材について同様の低下傾向が示されることから、ろ過係数 $\lambda$ 、セメント粒子量の限界値 $\delta_{crit}$ がグラウト材の配合によらず一定であると仮定すると、次式が導かれる。

$$f(\delta) = \begin{cases} 1 - \frac{c_g}{a} \int_0^t Qc \, dt & \left( \int_0^t Qc \, dt < a/c_g \right) \\ 0 & \left( \int_0^t Qc \, dt \geq a/c_g \right) \end{cases} \quad (5.14)$$

$$a = \frac{\delta_{crit} \rho_s}{\lambda} \quad (5.15)$$

$a$  はセメント粒子の目詰まりによる浸透率低下の影響度を示すパラメータで、この値が小さいほど低下量が大きくなる（以降において、 $a$  を目詰まりパラメータと記述する）。

目詰まりによる浸透率低下の効果を考慮した有効浸透率 $k_e$ は、(5.14)式を(5.10)式に代入することにより次式となる。

$$k_e = \begin{cases} \left( 1 - \frac{c_g}{a} \int_0^t Qc \, dt \right) k_0 & \left( \int_0^t Qc \, dt < a/c_g \right) \\ 0 & \left( \int_0^t Qc \, dt \geq a/c_g \right) \end{cases} \quad (5.16)$$

ここで、初期浸透率 $k_0$ は、平行平板流の浸透率の理論式（(5.1)式）によりスリット開口幅 $b$ から求める。

また、有効間隙率 $\phi_e$ についても浸透率と同様に亀裂内の滞留セメント粒子量 $\delta$ に対して線形に減少し、 $\delta = \delta_{crit}$  で 0 になると仮定することにより、次式で与えられる。

$$\phi_e = \begin{cases} \left( 1 - \frac{c_g}{a} \int_0^t Qc \, dt \right) \phi_0 & \left( \int_0^t Qc \, dt < a/c_g \right) \\ 0 & \left( \int_0^t Qc \, dt \geq a/c_g \right) \end{cases} \quad (5.17)$$

(5.16)式、(5.17)式を(3.9)式、(3.10)式に代入することにより、圧力 $p$ 、グラウト材の質量分率 $c$ を基礎変数とする以下の連立方程式が導かれる。

$$\nabla \cdot \left( \frac{k_e \rho (1-c)}{\mu} \nabla (p - \rho g z) \right) = \phi_e \frac{\partial \rho (1-c)}{\partial t} \quad (5.18)$$

$$\nabla \cdot \left( \frac{k_e \rho c}{\mu} \nabla (p - \rho g z) \right) = \phi_e \frac{\partial (\rho c)}{\partial t} \quad (5.19)$$

上式は、 $p$ 、 $c$  の関数となる $k_e$ 、 $\phi_e$ を係数に含むため、圧力、グラウト質量分率に関して非線形の方程式となる。

なお、(5.18)式、(5.19)式においては、セメント粒子の目詰まりによる浸透率低下の効果が混合流体中の水・グラウト材に等しく作用するとの仮定に基づき、水、グラウト材それぞれの基礎方程式で同一の有効浸透率  $k_e$  を用いている。一方、深層ろ過においてはろ層内に懸濁液中の固形分粒子が滞留するため、浸透率低下の効果は固体分により顕著に影響することが考えられる。これを数値解析手法においてモデル化するためには、(5.18)式、(5.19)式においてグラウト材と水の有効浸透率  $k_e$  に異なる値を設定する方法が考えられるが、本研究ではその設定に必要な実験データが得られていないため考慮しない。有効浸透率  $k_e$  の設定方法としては、たとえば本論文と同様の室内浸透実験において試験体（スリット）を通過して排出されるグラウト材の濃度の変化を計測することにより、グラウト材と水の相対的な流量比から算定することが可能と考えられ、今後の検討課題である。

#### 5.2.4. 再現解析

前節の(5.18)式, (5.19)式で提案した, 粒子目詰まりによる浸透率低減効果モデル (以下, 目詰まりモデルと記す) を導入した解析プログラムを用い, 注入実験の再現解析を行う。解析には溶液型グラウト材の解析 (4.5.3 節) と同じ浸透流解析プログラム TOUGH2/EOS11 (Pruess et al.<sup>34)</sup>, Finsterle et al.<sup>5)</sup> を用い, 目詰まりモデルによる浸透率低下を考慮できるようにソースコードの変更を行う。時間の離散化には完全陰解法を用い, (5.18)式, (5.19)式の係数  $k_e$ ,  $\phi_e$  についても陰的に計算する。

解析モデルは, 注入実験のスリットをグラウト流動方向に離散化した 1 次元モデルとする。要素の初期浸透率  $k_0$  は, 各実験ケースにおける事前の透水試験結果から(5.1)式により設定する。また, 注入圧力は各実験ケースにおける実測値を用いる。

再現解析の結果を図 5.6, 図 5.7 に示す。図中においてプロットは注入実験の結果であり, 実線および破線はそれぞれスリット A, スリット B の解析結果を示している。再現解析では, 注入側はグラウト質量分率  $c=1$  で注入圧は実験における実測値, 流出側は大気圧とし, 時間の経過による流量変化を算出する。(5.16)式, (5.17)式のパラメータ  $a$  はスリット A, スリット B の各ケースとも同じ値 ( $66000 \text{ kg/m}^2$ ) を用いており, 解析結果を実験結果とマッチングすることにより設定している。

図 5.7 より, スリット A については W/C 200%および 400%のケースでは解析結果と実験結果がほぼ一致する。一方, W/C 600%については実験結果にばらつきが見られ, 実験時の計測誤差が影響していることが考えられる。一方, スリット B については, 解析結果は実験結果と同程度の大きさであるが, W/C 200%および 400%のケースでは累積流量が小さい領域, W/C 600%では累積流量が大きい領域において, 解析結果と実験結果の間に差が見られる。また, スリット A の実験結果は解析結果と同じくほぼ線形であるのに対し, スリット B の実験結果はやや非線形な傾向を示し, 積算流量が大きくなるほど相対流量の低下が緩やかになる。表 5.1 は各ケースにおける, 相対流量が 0.5~1.0 の範囲の実験結果と解析結果の誤差率の平均値を示しており, W/C 200%および 400%のケースでスリット B の平均誤差率が大きくなることがわかる。

解析結果と実験結果が概ね一致することは, 平行平板流れにおけるセメント粒子の目詰まりによる浸透率低下について, 亀裂内に滞留するセメント量に対して線形に低下するモデルを用いることにより再現できる可能性があることを示す。これは, 滞留セメント量に比例して流路内の閉塞領域が拡大し, さらにこれに比例して亀裂の浸透率が低下するような物理モデルを想定することにより理解することができる。

一方, スリット B の結果については線形モデルでは誤差が大きくなることが示された。

誤差が生じる原因については、

- (a) スリット開口幅が大きい場合は滞流セメント量と浸透率の相関が非線形になること
- (b) 流速が大きくなり非ダルシー的な流れになること
- (c) スリット B の実験においてスチールテープを用いて開口幅を調整する際にスリットに傾斜が生じたこと

などが考えられ、その検証は今後の課題である。

以上の結果から、実施工において計測データなどから目詰まりパラメータ  $a$  を推定することができれば、グラウト注入による亀裂の浸透率の低下を数値解析手法により予測できる可能性を示された。ただし、自然状態における岩盤亀裂のように開口幅に分布がある場合には、粒子の目詰まり条件は平行スリットとは異なることが予想される。原位置で得られるデータから  $a$  をどのように設定するかが実施工へ適用する上での課題と考えられる。

表 5.1 実験結果と解析結果の誤差率の平均値

スリット	グラウト材の水セメント比 (W/C)		
	200%	400%	600%
スリット A	5.4 %	3.7 %	11.3 %
スリット B	15.5 %	4.0 %	4.4 %



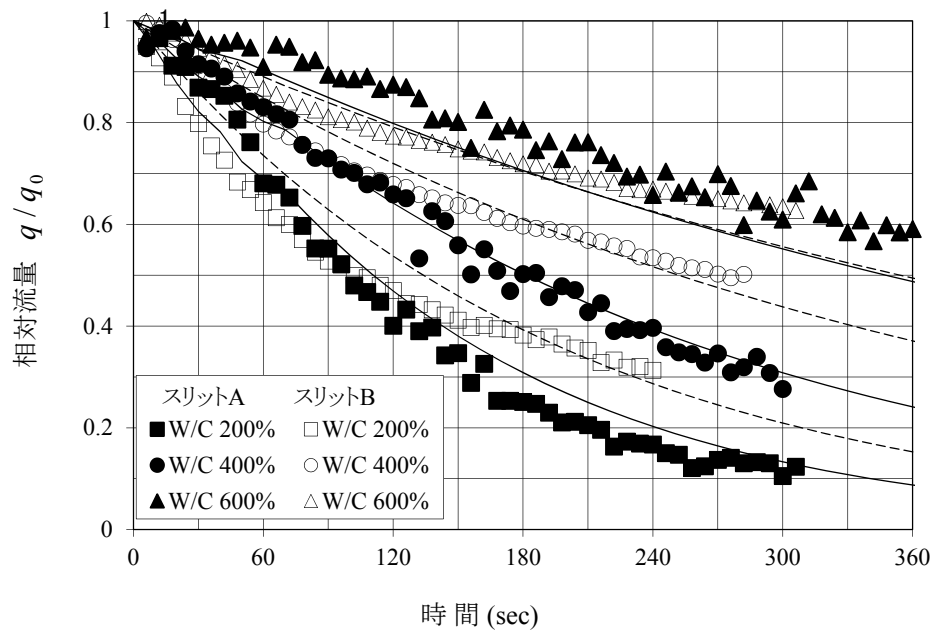


図 5.6 相対流量の実験結果と解析結果の比較（実線・破線は解析結果）

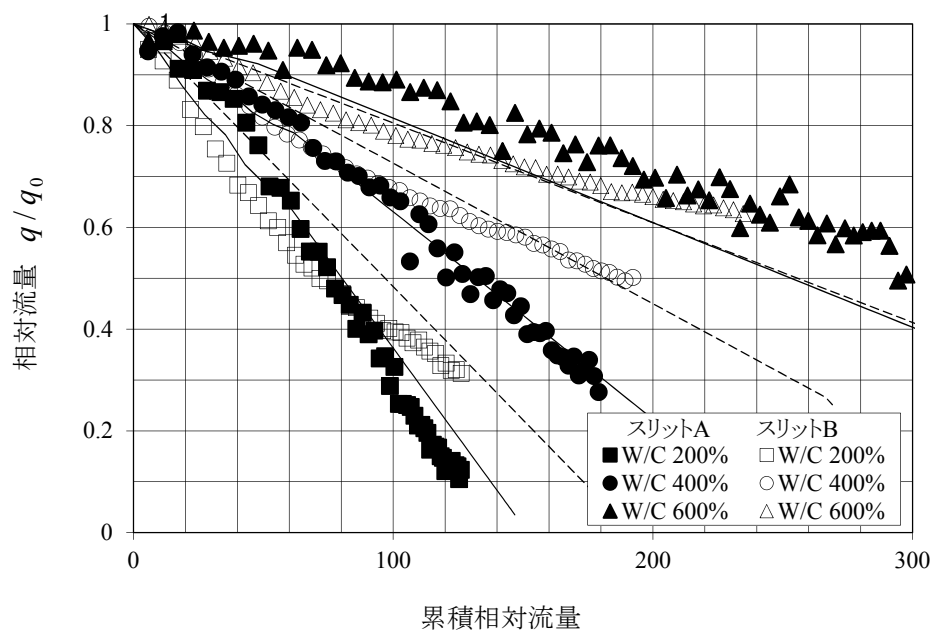


図 5.7 累積相対流量と相対流量の相関の比較（実線・破線は解析結果）

### 5.3. 懸濁型グラウト材中の粒子の微視的挙動に関する解析的検討

本節では、前節で提案した目詰まりモデルについて、粒子法（MPS 法）による固液 2 相流解析コードを用いてセメント粒子の微視的な挙動を解析し、モデルの妥当性を検討する。

#### 5.3.1. MPS 法の計算手法

##### (1) MPS 法の概要と微分演算子の離散化手法

図 5.8 は流体解析における領域の離散化の概念図を示す。流体解析における解析領域の離散化は、オイラー法とラグランジュ法に大別される。オイラー法は観測者が空間的に固定されているもので、流体が流れる対象空間領域（本研究の場合は地盤や岩盤亀裂）を格子・要素などで分割する方法で、連続体力学などの分野で古くから用いられてきた有限要素法や差分法はこの方法に分類される。一方、ラグランジュ法は流体の移動とともに観測者も移動する方法であり、計算対象となる流体そのものを離散化することにより、オイラー法の方程式における対流項が生じない利点がある。本研究で用いる粒子法はラグランジュ法の一種であり、流体を有限個の代表粒子により離散化して流体挙動を粒子の運動によって計算する解析手法である。要素や格子を用いないため、複雑な形状の領域の離散化が比較的容易であり、また、自由表面をもつ流体の流れを扱いやすいことから、近年適用例が増えている。

粒子法についてはいくつかの方法が提案されているが、本研究では越塚ら<sup>35)</sup>によって提案された MPS 法（Moving Particle Semi-implicit method）を用いる。MPS 法ではナビエーストークス方程式の重力項と粘性項を陽的に、圧力項を陰的に計算する半陰的アルゴリズムを採用しており、特に非圧縮性の流体の解析において精度の良い計算が可能であるとされて

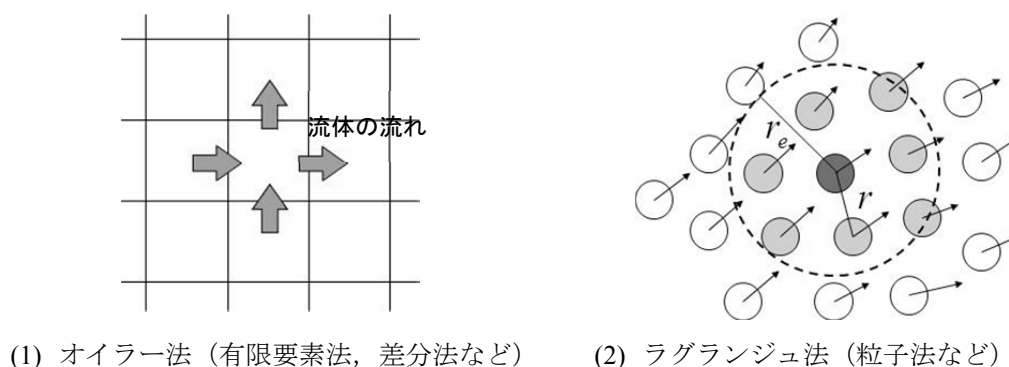


図 5.8 空間離散化の概念図

いる。以下に MPS 法による固液 2 相流解析の定式化について、過去の研究などから引用して示す。

MPS 法では、ナビエーストークス方程式における勾配、ラプラシアンなどの微分演算子を離散化するため、次式に示す重み関数  $w$  による粒子間相互作用モデルを導入する。

$$w(r) = \begin{cases} \frac{r_e}{r} - 1 & (0 \leq r < r_e) \\ 0 & (r_e \leq r) \end{cases} \quad (5.20)$$

$r$  : 粒子間距離

$r_e$  : 影響半径

$r_e$  は、粒子間の相互作用がおおよそ距離を示すパラメータであり、(5.20)式は領域内のある粒子に対して距離  $r_e$  の範囲にある粒子のみが影響を及ぼすことを示す (図 5.8)。  $r_e$  の値は小さい方が計算速度が速くなる一方で解が不安定になり、初期配置における粒子間距離の 2.0～4.0 倍の値が推奨されている<sup>35)</sup>。

領域内のある粒子  $i$  の位置ベクトルを  $\mathbf{r}_i$ 、その他の粒子  $j$  の位置ベクトルを  $\mathbf{r}_j$  とするとき、粒子  $i$  とすべての粒子との間の重み関数の和をとったものを粒子数密度と呼び、次式で表す。

$$n_i = \sum_{j \neq i} w(|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|) \quad (5.21)$$

$n_i$  : 粒子数密度

ここで、各粒子の質量を一定とすると、粒子数密度は流体の密度と比例する。したがって、非圧縮性流体を対象とする場合、自由表面から十分離れた流体内部では粒子数密度は一定値になり、ここではこの値を  $n_0$  とする。解析プログラムでは、初期粒子配置において十分内部にある粒子の粒子数密度を  $n_0$  として用いる。

粒子  $i, j$  がそれぞれスカラー変数値  $\phi_i, \phi_j$  をもっている場合、MPS 法では粒子  $i$  の位置における勾配  $\langle \nabla \phi \rangle_i$  を次式で定義する。

$$\langle \nabla \phi \rangle_i = \frac{d}{n_0} \sum_{j \neq i} \frac{\phi_j - \phi_i}{|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|^2} (\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i) w(|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|) \quad (5.22)$$

$d$  : 空間次元数 (3 次元解析の場合は  $d = 3$ )

$n_0$  : 初期粒子数密度

ここで、(5.22)式の右辺の

$$\langle \nabla \phi \rangle_{ij} = \frac{\phi_j - \phi_i}{|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|^2} (\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i) \quad (5.23)$$

は粒子  $i, j$  間の勾配ベクトルモデルである。したがって、(5.22)式は粒子  $i$  のすべての近傍粒子  $j$  について、(5.23)式の勾配ベクトルを重みつき平均したものである（図 5.9）。

一方、粒子  $i$  の位置におけるラプラシアン  $\langle \nabla^2 \phi \rangle_i$  は次式で定義する。

$$\langle \nabla^2 \phi \rangle_i = \frac{2d}{\lambda n_0} \sum_{j \neq i} (\phi_j - \phi_i) w(|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|) \quad (5.24)$$

$$\lambda = \sum_{j \neq i} |\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|^2 w(|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|) / \sum_{j \neq i} w(|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|) \quad (5.25)$$

ここで、 $\lambda$  は統計的な分散の増加と解析解を一致させるための係数であり、解析においては初期粒子に配置において十分内部にある粒子で計算した値を定数として用いる。(5.24), (5.25)式は、図 5.10 に示すように、粒子  $i$  の位置における変数値  $\phi_i$  の一部を近傍の近傍粒子  $j$  に重み関数の分布で分配することを意味する。

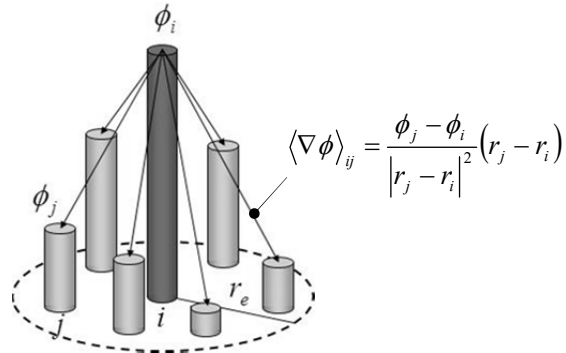


図 5.9 MPS 法の勾配モデル<sup>35)</sup>

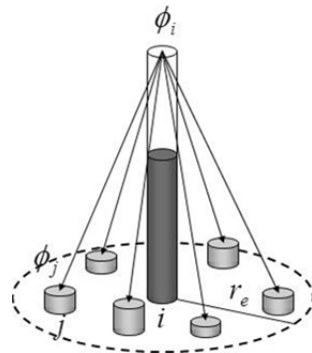


図 5.10 MPS 法のラプラシアンモデル<sup>35)</sup>

## (2) MPS 法による非圧縮性流れの計算アルゴリズム

非圧縮性流体の流れの基礎式は下式となる。

$$\frac{D\rho}{Dt} = 0 \quad (5.26)$$

$$\frac{D\mathbf{u}}{Dt} = -\frac{1}{\rho}\nabla p + \nu\nabla^2\mathbf{u} + \mathbf{g} \quad (5.27)$$

$t$  : 時間

$\rho$  : 流体の密度

$\nu$  : 流体の動粘度

$p$  : 圧力

$\mathbf{u}$  : 流速ベクトル

$\mathbf{g}$  : 重力加速度ベクトル

ここで、(5.26)式は質量保存則、(5.27)式は流体の運動量保存則に関するナビエーストークス方程式であり、(5.27)式右辺の第1項は圧力勾配項、第2項は粘性項、第3項は重力項である。 $D/Dt$ はラグランジュ微分であり、(5.27)式の左辺をオイラー微分に変換すると以下のようになる。

$$\frac{D\mathbf{u}}{Dt} = \frac{\partial\mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \frac{\partial\mathbf{u}}{\partial x} = \frac{\partial\mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla\mathbf{u} \quad (5.28)$$

MPS法の計算アルゴリズムを図5.11に示す。MPS法では、粒子の初期配置を設定したのち、時間間隔 $\Delta t$ ごとに反復計算を繰り返しながら、(5.26)、(5.27)式の連立方程式を解くことにより、各時刻における領域内の全粒子の位置ベクトル $\mathbf{r}$ 、速度ベクトル $\mathbf{u}$ 、圧力 $p$ を求めていく。このとき、粘性項と重力項は時間に対して陽的に計算するが、圧力勾配項は陰的に解く半陰的アルゴリズムを用いている。

時刻 $t = k$ における各粒子の位置ベクトル $\mathbf{r}^k$ 、速度ベクトル $\mathbf{u}^k$ 、圧力 $p^k$ が既知であるとき、(5.26)式右辺の粘性項と重力項を次式のように陽的に計算することにより、仮の速度ベクトル $\mathbf{u}^*$ 、位置ベクトル $\mathbf{r}^*$ を計算する。

$$\mathbf{u}^* = \mathbf{u}^k + \Delta t(\nu\nabla^2\mathbf{u} + \mathbf{g})^k \quad (5.29)$$

$$\mathbf{r}^* = \mathbf{r}^k + \Delta t \cdot \mathbf{u}^* \quad (5.30)$$

(5.29)式右辺の流速ベクトルのラプラシアンについては、(5.24)、(5.25)式のラプラシアンモデルに基づき、次式より計算する。

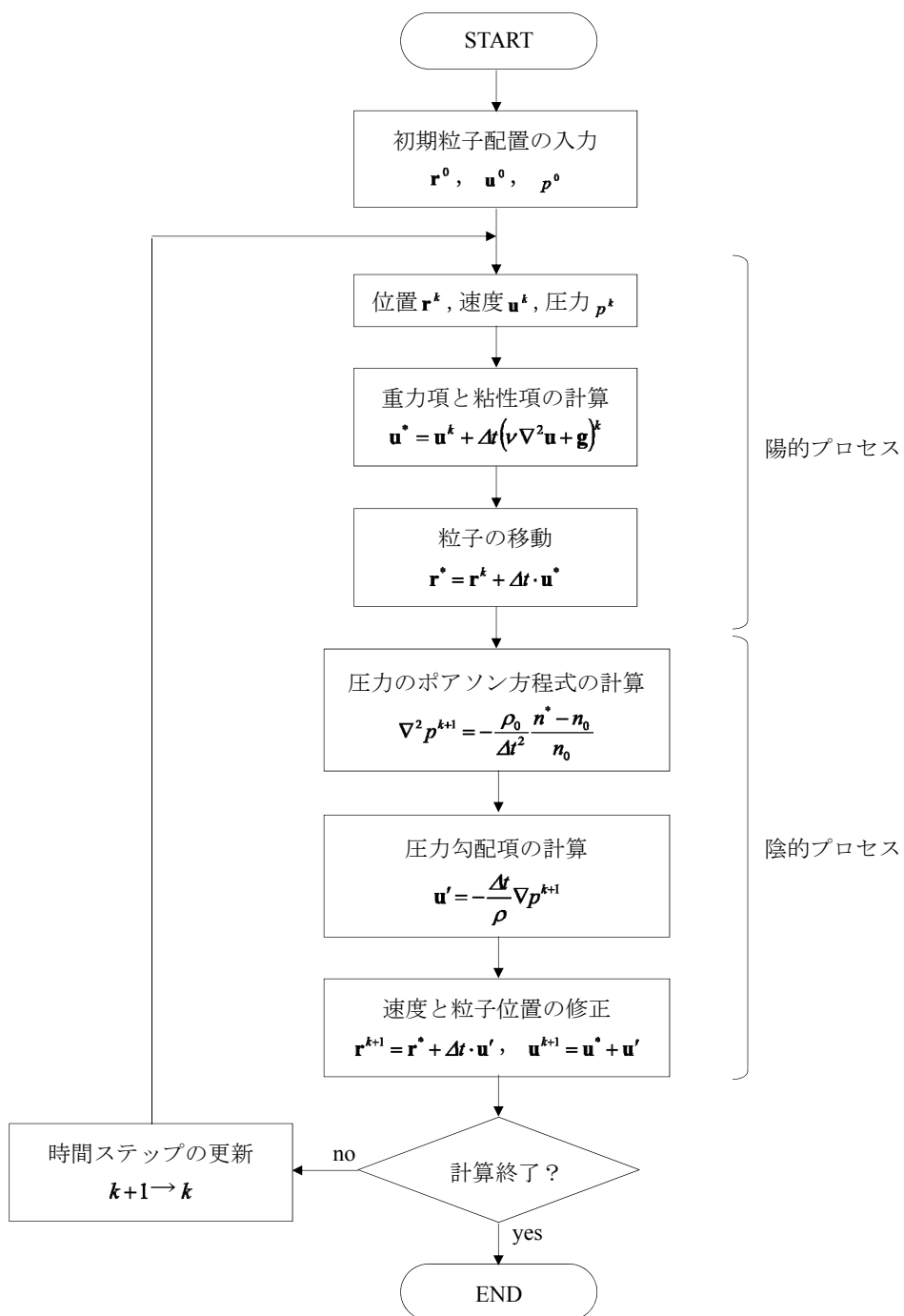


図 5.11 MPS 法の計算アルゴリズム <sup>35)</sup>

$$\langle \nabla^2 \mathbf{u} \rangle_i^k = \frac{2d}{\lambda n_0} \sum_{j \neq i} (\mathbf{u}_j^k - \mathbf{u}_i^k) w(|\mathbf{r}_j^k - \mathbf{r}_i^k|) \quad (5.31)$$

このとき、(5.30)式より計算される仮の位置ベクトル  $\mathbf{r}^*$  より計算される粒子数密度  $n^*$  は、初期の粒子数密度  $n_0$  と異なる値となっている。非圧縮性流体では粒子数密度は一定となるため、粒子の位置、速度を修正する必要があるが、MPS 法では速度の修正量  $\mathbf{u}'$  が次式のように陰的な圧力勾配項で生じるとする。

$$\mathbf{u}' = -\frac{\Delta t}{\rho} \nabla p^{k+1} \quad (5.32)$$

ここで、圧縮性流体流れの質量保存式

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (5.33)$$

を用いると、次式に示す圧力のポアソン方程式が得られる。

$$\nabla^2 p^{k+1} = -\frac{\rho_0}{\Delta t^2} \frac{n^* - n_0}{n_0} \quad (5.34)$$

ここで、(5.34)式の左辺を各粒子位置について(5.24)、(5.25)式のラプラシアンモデルを用いると、

$$\langle \nabla^2 p \rangle_i^{k+1} = \frac{2d}{\lambda n_0} \sum_{j \neq i} (p_j^{k+1} - p_i^{k+1}) w(|\mathbf{r}_j^* - \mathbf{r}_i^*|) \quad (5.35)$$

となり  $p_i^{k+1}$  に関する連立 1 次方程式が得られ、これを解くことで時刻  $t = k + 1$  における圧力  $p^{k+1}$  が求められる。求められた圧力  $p^{k+1}$  を(5.32)式に用いることにより速度の修正量  $\mathbf{u}'$  が得られるが、右辺の圧力勾配項については、数値安定性のため勾配モデル ((5.22)式) を一部修正した次式を用いる。

$$\langle \nabla p \rangle_i^{k+1} = \frac{d}{n_0} \sum_{j \neq i} \frac{p_j^{k+1} - \hat{p}_i^{k+1}}{|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|^2} (\mathbf{r}_j^* - \mathbf{r}_i^*) w(|\mathbf{r}_j^* - \mathbf{r}_i^*|) \quad (5.36)$$

ここで  $\hat{p}$  は、粒子  $i$  および近傍粒子  $j$  における圧力の最低値とする。求められた速度の修正量  $\mathbf{u}'$  を用いて、時刻  $t = k + 1$  における位置ベクトル  $\mathbf{r}^{k+1}$ 、速度ベクトル  $\mathbf{u}^{k+1}$  を次式により更新する。

$$\mathbf{r}^{k+1} = \mathbf{r}^* + \Delta t \cdot \mathbf{u}' \quad (5.37)$$

$$\mathbf{u}^{k+1} = \mathbf{u}^* + \mathbf{u}' \quad (5.38)$$

次の時間ステップに進む場合は、時刻  $t = k + 1$  における各粒子の位置、速度、圧力が既知となったことから  $k + 1$  を新たな  $k$  として(5.29)式～(5.38)式の計算を繰り返す。

なお、以上の計算において、粒子数密度、勾配モデル、および、ラプラスアンモデルを計算する際に、重み関数  $w$  の影響範囲  $r_e$  を設定する必要がある。越塚<sup>35)</sup>は  $r_e$  の推奨値として、粒子数密度、勾配モデルについては初期配置における粒子間距離の 2.1 倍、ラプラスアンモデルについては 4.0 倍を示し、3 次元計算で計算速度が遅くなる場合はこれより小さな値を設定することが望ましいとしている。本研究の解析検討では、実際の計算速度を考慮した上で、粒子数密度、勾配モデルでは 2.1 倍、ラプラスアンモデルでは 3.0 倍の値を用いる。

### (3) MPS 法による固液 2 相流のモデル化と計算アルゴリズム

本論文では、岩盤亀裂中の懸濁型グラウトの移行をセメント粒子と水の固液 2 相流としてモデル化し、MPS 法を用いて微視的な挙動を検討する。MPS 法による固液 2 相流のモデル化は後藤<sup>36)</sup>による方法を用い、セメント粒子の団粒化による亀裂の目詰まりを考慮するため、後藤ら<sup>37)</sup>による移動剛体モデルの概念を導入する。

非圧縮性の固液 2 相流の流れの基礎式は下式となる。

$$\nabla \cdot (\rho_l (1 - C) \mathbf{u}_l) = 0 \quad (5.39)$$

$$\nabla \cdot (\rho_s C \mathbf{u}_s) = 0 \quad (5.40)$$

$$\rho_l \frac{D\mathbf{u}_l}{Dt} = -\nabla p_l + \rho_l \nu_l \nabla^2 \mathbf{u}_l + \rho_l \mathbf{g} - \mathbf{f}_{ls} \quad (5.41)$$

$$\rho_s \frac{D\mathbf{u}_s}{Dt} = -\nabla p_s + \rho_s \nu_s \nabla^2 \mathbf{u}_s + \rho_s \mathbf{g} + \mathbf{f}_{ls} \quad (5.42)$$

$\rho_l, \rho_s$  : 液相 ( $l$ )、固相 ( $s$ ) の密度

$\nu_l, \nu_s$  : 液相 ( $l$ )、固相 ( $s$ ) の動粘度

$p_l, p_s$  : 液相 ( $l$ )、固相 ( $s$ ) の圧力

$\mathbf{u}_l, \mathbf{u}_s$  : 液相 ( $l$ )、固相 ( $s$ ) の流速ベクトル

$C$  : 固相の体積濃度 (体積分率)

$\mathbf{f}_{ls}$  : 液相－固相間の相互作用力ベクトル

ここで、(5.39)、(5.40)式は液相、固相の質量保存則、(5.41)、(5.42)式は液相・固相のナビエーストークス方程式 (運動量保存則) である。



MPS 法による計算アルゴリズムについては、前節で示した単相流の場合と同様に、ナビエーストックス方程式の粘性項と重力項を次式に示すように陽的に計算することにより、各相について速度修正値  $\Delta \mathbf{u}^*$  を求める。

$$\Delta \mathbf{u}_l^* = \left( \left( \nu_l \nabla^2 \mathbf{u}_l^k \right)_l + \left( \nu_l \nabla^2 \mathbf{u}_l^k \right)_s \right) \Delta t + \mathbf{g} \Delta t \quad (5.43)$$

$$\Delta \mathbf{u}_s^* = \left( \left( \nu_s \nabla^2 \mathbf{u}_s^k \right)_l + \left( \nu_s \nabla^2 \mathbf{u}_s^k \right)_s \right) \Delta t + \mathbf{g} \Delta t \quad (5.44)$$

$\Delta \mathbf{u}_l^*$ ,  $\Delta \mathbf{u}_s^*$  : 液相 (l), 固相 (s) の速度修正値

ここで、相を表す添字が 2 重につく場合は、第 1 の添字は計算対象粒子が属する相、第 2 の添字は相互作用を計算する近傍粒子の属する相を示し、例えば  $\left( \nu_l \nabla^2 \mathbf{u}_l^k \right)_s$  は、液相の粒子に対して近傍の固相の粒子により及ぼされる粘性効果を意味する。なお、粘性項について後藤ら<sup>36)</sup>は微細固相粒子を含む固気混相流の平均粘度に関する Choi・Chung のモデルを用いて次式より計算しており、本研究でもこのモデルを準用する。

$$\left( \nu_l \nabla^2 \mathbf{u}_l \right)_l + \left( \nu_l \nabla^2 \mathbf{u}_l \right)_s = \nu_m \left( \left( \nabla^2 \mathbf{u}_l \right)_l + \left( \nabla^2 \mathbf{u}_l \right)_s \right) \quad (5.45)$$

$$\left( \nu_s \nabla^2 \mathbf{u}_s \right)_l + \left( \nu_s \nabla^2 \mathbf{u}_s \right)_s = \nu_m \left( \left( \nabla^2 \mathbf{u}_s \right)_l + \left( \nabla^2 \mathbf{u}_s \right)_s \right) \quad (5.46)$$

$$\nu_m = \frac{\nu_l}{\sqrt{1 + C \rho_s / \rho_l}} \quad (5.47)$$

$\nu_m$  : 混合流体の動粘度

ここで、固相の体積濃度  $C$  は次式より計算する。

$$C = \frac{\sum_{j \neq i} \delta_{sj} w_{sc}(\mathbf{r}_{ij})}{\sum_{j \neq i} w_{sc}(\mathbf{r}_{ij})} \quad \delta_{sj} = \begin{cases} 0 & (j: liquid) \\ 1 & (j: solid) \end{cases} \quad (5.48)$$

$$w_{sc}(r) = \begin{cases} 1 & (r \leq r_e) \\ 0 & (r > r_e) \end{cases} \quad (5.49)$$

(5.43), (5.44) 式の速度修正値  $\Delta \mathbf{u}^*$  より、各相の仮の速度ベクトル  $\mathbf{u}^*$ , 位置ベクトル  $\mathbf{r}^*$  を次式より計算する。

$$\mathbf{u}_m^* = \mathbf{u}_m^k + \Delta \mathbf{u}_m^* \quad (m=l, s) \quad (5.50)$$

$$\mathbf{r}_m^* = \mathbf{r}_m^k + \Delta t \mathbf{u}_m^* \quad (m=l, s) \quad (5.51)$$

このとき、(5.51)式より計算される仮の位置ベクトル $\mathbf{r}^*$ より計算される粒子数密度 $n^*$ は、初期の粒子数密度 $n_0$ と異なる値となる。この粒子数密度の違い $n' = n_0 - n^*$ を修正するための各相の速度の修正量 $\mathbf{u}'$ が陰的な圧力勾配項で生じるとすると、

$$\rho_l \mathbf{u}'_l = -\left((\nabla p_l^{k+1})_l + (\nabla p_l^{k+1})_s\right) \Delta t \quad (5.52)$$

$$\rho_s \mathbf{u}'_s = -\left((\nabla p_s^{k+1})_l + (\nabla p_s^{k+1})_s\right) \Delta t \quad (5.53)$$

となる。ここで、対象粒子近傍の固相の体積濃度 $C$ を用いて液相、固相の圧力を統一すると、

$$(1-C)\left((\nabla p_l^{k+1})_l + (\nabla p_l^{k+1})_s\right) + C\left((\nabla p_s^{k+1})_l + (\nabla p_s^{k+1})_s\right) = \nabla p^{k+1} \quad (5.54)$$

となり、これに(5.52)、(5.53)式を用いると、

$$(1-C)\mathbf{u}'_l + C \frac{\rho_s}{\rho_l} \mathbf{u}'_s = -\frac{1}{\rho_l} \nabla p^{k+1} \Delta t \quad (5.55)$$

となる。また、液相、固相の質量保存則より、

$$\frac{\partial}{\partial t}((1-C)\rho_l + C\rho_s) = -\nabla \cdot ((1-C)\rho_l \mathbf{u}'_l + C\rho_s \mathbf{u}'_s) \quad (5.56)$$

となる。ここで、液相、固相がともに非圧縮性であると仮定すると、(5.56)式左辺の混合流体の密度は粒子数密度に比例するため、

$$\frac{1}{\rho_l} \frac{\partial}{\partial t}((1-C)\rho_l + C\rho_s) = \frac{1}{n_0} \frac{\partial n}{\partial t} \quad (5.57)$$

となる。(5.56)、(5.57)式より、

$$\frac{\partial}{\partial t} \frac{n'}{n_0} + \nabla \cdot \left( (1-C)\mathbf{u}'_l + C \frac{\rho_s}{\rho_l} \mathbf{u}'_s \right) = 0 \quad (5.58)$$

となり、これに(5.55)式を用いると、液相、固相のそれぞれについて、次式に示す圧力のポアソン方程式が導かれる。

$$\nabla^2 p_m^{k+1} = -\frac{\rho_m}{\Delta t^2} \frac{n^* - n_0}{n_0} \quad (m=l, s) \quad (5.59)$$

(5.59)式を陰的に解くことにより，時刻  $t = k + 1$  における各相の圧力  $p_m^{k+1}$  が求められ，さらに(5.52)，(5.53)式より，各相の速度の修正量  $\mathbf{u}'$  が得られる。これを用いて，時刻  $t = k + 1$  における位置ベクトル  $\mathbf{r}^{k+1}$ ，速度ベクトル  $\mathbf{u}^{k+1}$  を次式により更新する。

$$\mathbf{r}_m^{k+1} = \mathbf{r}_m^* + \Delta t \mathbf{u}'_m \quad (m=l, s) \quad (5.60)$$

$$\mathbf{u}_m^{k+1} = \mathbf{u}_m^* + \mathbf{u}'_m \quad (m=l, s) \quad (5.61)$$

なお，速度，圧力のラプラシアンと勾配については，単相の場合と同様に(5.31)，(5.35)，(5.36)式を用いる。

また，セメント粒子の団粒化については，各計算時間ステップにおいて固相粒子（セメント）間の接触判定を行い，複数の固相粒子が一定の距離（初期配置における粒子間距離の 1.1 倍と仮定）以内に近接した場合は粒子間の吸着が発生し，吸着後の固相粒子は一体化した粒子塊となって流動すると仮定する。吸着後の固相粒子の挙動は，後藤ら<sup>37)</sup>による移動剛体モデルの概念を準用し，粒子間の相対位置が固定された連結粒子としてモデル化する。具体的には，各計算時間ステップにおいて，(5.43)～(5.61)式により吸着粒子の連結関係を考慮せずに粒子の移動を計算した後，次式により吸着粒子塊の重心位置ベクトル  $\mathbf{r}_g$ ，重心の並進速度ベクトル  $\mathbf{T}$ ，および，重心周りの構成固相粒子の角速度ベクトル  $\mathbf{R}$  を算出する。

$$\mathbf{r}_g = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbf{r}_i \quad (5.62)$$

$$\mathbf{T} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbf{u}_i \quad (5.63)$$

$$\mathbf{R} = \frac{1}{I} \sum_{i=1}^N \mathbf{u}_i \times (\mathbf{r}_i - \mathbf{r}_g) \quad (5.64)$$

$$I = \sum_{i=1}^N |\mathbf{r}_i - \mathbf{r}_g|^2 \quad (5.65)$$

$N$ ：吸着粒子塊の構成粒子数

$\mathbf{r}_i$ ， $\mathbf{r}_g$ ：吸着粒子塊の構成粒子 ( $i$ )，重心 ( $g$ ) の位置ベクトル

$\mathbf{u}_i$ ：吸着粒子塊の構成粒子の流速ベクトル

$\mathbf{T}$ ：吸着粒子塊の重心の並進速度ベクトル

$\mathbf{R}$ ：吸着粒子塊の構成粒子の重心周りの角速度ベクトル

$I$ ：吸着粒子塊の構成粒子の重心周りの慣性モーメント

このとき，吸着粒子塊を構成する粒子の相対位置が保持されるための流速 $\hat{\mathbf{u}}_i$ は次式で与えられる。

$$\hat{\mathbf{u}}_i = \mathbf{T} + (\mathbf{r}_i - \mathbf{r}_g) \times \mathbf{R} \quad (5.66)$$

(5.66)式を用いることにより，時刻 $t = k + 1$ における吸着粒子塊の構成粒子の位置ベクトルを次式で修正する（図 5.12）。

$$\mathbf{r}'_i{}^{k+1} = \mathbf{r}_i{}^{k+1} + \Delta t \hat{\mathbf{u}}_i \quad (i=1 \sim N) \quad (5.67)$$

計算では，各計算時間ステップにおいて，吸着粒子塊を構成する固相粒子について(5.62)～(5.67)式による位置ベクトルの修正を行った後，修正された位置ベクトルにより新たな吸着が生じるか判定を行って吸着粒子塊を更新し，さらに次の時間ステップに進む。

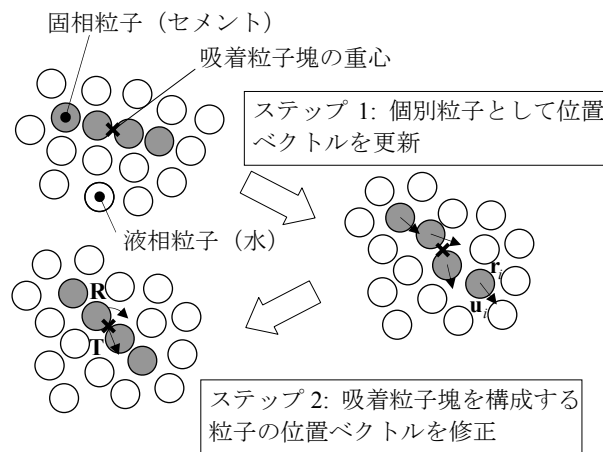


図 5.12 吸着粒子塊の流動モデルの概念<sup>37)</sup>

### 5.3.2. MPS 法によるセメント粒子の微視的挙動解析

#### (1) 解析方法および解析モデル

5.2 節で提案した粒子目詰まりによる浸透率低減効果モデルについて、セメント粒子の微視的な挙動を解析することにより、モデルの妥当性を検討する。解析には MPS 法による固液二相流解析プログラムを新たに作成して用いる。その際、セメント粒子の団粒化については、後藤ら<sup>37)</sup>による移動剛体モデルの概念を適用し、セメント粒子同士が一定の距離以内に近接した場合は一定の確率で粒子が吸着し、以後は一体化した粒子塊となって流動するアルゴリズムを新たにプログラムに導入する。なお、プログラムは C++ 言語で作成し、計算の高速化を図るために OpenMP による並列化を行っている。

MPS 法の解析モデル(粒子の初期配置)を図 5.13 に、解析モデルの諸元を表 5.2 に示す。解析モデルは室内注入実験のスリットをモデル化しており、青い粒子は水粒子、灰色の粒子はスリット壁面の壁粒子を示す。モデル前面および背面にも壁粒子を定義するが、スリット内部を可視化するために図には表示していない。初期の平均粒子間隔はセメント平均粒径とほぼ等しい  $5\mu\text{m}$  とし、スリット開口方向(図 5.13 の上下方向)は、注入実験の開口幅(約  $50\mu\text{m}$ )に相当する 10 個の粒子に分割する。スリットの流動方向(同左右方向)と直交方向(同前後方向)については、全体の粒子数を計算可能な範囲に抑えるため、それぞれ 60 個、20 個に分割する。したがって、解析領域は注入実験のスリットを部分的に切り出したモデルとなっている。

図 5.13 のモデル左面は定圧流入境界、右面は定圧流出境界とし、2Pa の圧力差(動水勾配 0.67 に相当)を設定する。グラウト材の配合は室内注入実験と同じ W/C 200, 400, 600% の 3 ケースを想定し、水粒子とセメント粒子の流入数の比が各配合における水とセメントの体積比と等しくなるように、流入境界において粒子をランダムに発生させる。スリット壁面境界については、ハーゲン・ポアズイユ流れで壁面での流速が 0 となる条件を再現するため、壁粒子には表 5.2 に示す仮想的に大きな粘度を与えている。

セメント粒子の団粒化については、前節に記載した各計算時間ステップにおけるセメント粒子間の接触判定において、複数のセメント粒子が初期配置の粒子間距離 ( $5.0 \times 10^{-9} \text{ m}$ ) の 1.1 倍以内に接近した場合に 1/10 の確率で粒子間の吸着が発生すると仮定し、吸着した粒子は一体化した粒子塊として流動するようにモデル化している。

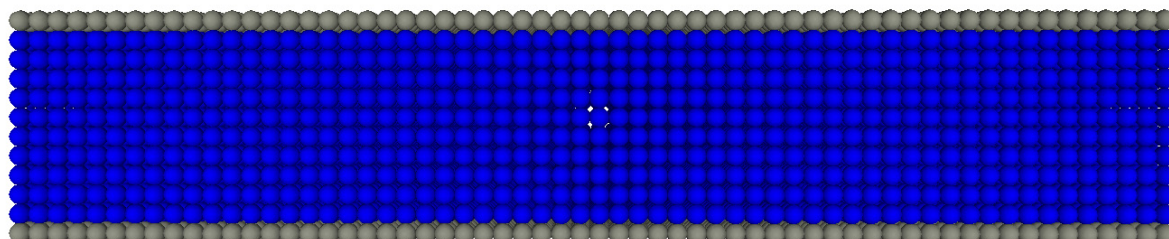


図 5.13 MPS 法の解析モデル（粒子の初期配置）

表 5.2 解析モデルの緒元

項目		設定値
初期配置の粒子間距離		$5.0 \times 10^{-9} \text{ m}$
初期配置の粒子数	流動方向	60
	流動直交方向	20
	亀裂開口幅方向	10
密度	水	$1.0 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
	セメント	$3.0 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
動粘度	水	$1.0038 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$
	セメント	$1.0038 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$
	亀裂壁面	$1.0 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$

## (2) 解析結果

解析結果のうち、流出境界から単位時間当たりに流出する粒子数の経時変化を図 5.14 に示す。単位時間当たりの流出粒子数はスリット内の水・セメントの平均流量に相当する。粒子の初期配置ではスリット内の粒子は静止しているため計算開始直後は流出粒子数が少なく、時間の経過とともに注入圧力により水、セメント粒子が加速されるため、流出粒子数が徐々に増加する。計算開始から 0.008~0.009 秒後に、流出粒子数はほぼ同時に最大に達し、その後は時間の経過により徐々に減少する。

図 5.15 は、図 5.14 において流出粒子数が最大に到達した時刻を起点に、横軸に最大到達時からの経過時間、縦軸に最大流出粒子数に対する流出粒子数の比をとっており、これは 5.2 節のスリット注入実験結果における相対流量に相当する（以後、この値を相対流量と記す）。図 5.15 を注入実験の図 5.3 の結果と比較すると定性的にはほぼ同様の変化傾向を示しており、相対流量は時間とともに減少し、その傾向はグラウト濃度の高いケースほど顕著となる。流量の減少は、セメント粒子による亀裂の閉塞に起因すると考えられる。

図 5.16 は、相対流量の積算値とグラウト濃度の積を横軸に、相対流量を縦軸にとり比較している。両者の間にグラウト濃度に依存しない相関があり、積算流量とグラウト濃度の積に対してほぼ線形に相対流量が低下する傾向が示されている。これは、スリットを用いた注入実験結果の図 5.5 の結果に相当し、解析時間や解析領域に差があるために定量的な比較は難しいが、定性的には同様の傾向が示されていると考えられる。このことは、スリットを通過するセメント粒子の積算量に比例して流量が低下するモデルがセメント粒子の微視的挙動の解析結果と整合的であることを示している。

図 5.17, 図 5.18, 図 5.19 には各ケースにおける注入開始から 0.005 秒後, 0.01 秒後, 0.02 秒後のスリット内のセメント粒子の分布を示す。図中の青色の粒子は団粒化していない（他のセメント粒子と吸着していない）セメント粒子、緑色の粒子は団粒化したセメント粒子であり、水粒子は表示していない。図より、各ケースとも時間の経過とともにセメント粒子の団粒化が進み、スリット内の流路を閉塞する様子が示されている。グラウト濃度の大きいケースほど団粒化が早く、団粒化していない粒子の比率が少ない。これらの図から、図 5.14, 図 5.15 に見られる流量低下は、団粒化したセメント粒子が亀裂内に滞留して亀裂内の間隙の一部を閉塞し、流動経路が制限されることにより生じていることが推察される。

以上の結果より、5.2 節の(5.16)式で提案した積算流量とグラウト材濃度の積に対して浸透率が線形に減少するモデルは、流動するセメント粒子が一定の割合で亀裂内に滞留して流路内を閉塞し、これに比例して亀裂の浸透率が低下する物理モデルを想定することにより再現できることが示された。

なお、本論文では注入実験結果から提案した目詰まりモデルの妥当性の検討を目的として粒子法（MPS 法）による固液 2 層流解析を行ったが、実規模の空間・時間のスケールを対象とする MPS 法の解析には多大な計算時間を要することが明らかとなった。このため、現場における実際のグラウト施工の予測評価などには、5.2 節の再現解析で用いた混合流体モデルを適用することが現実的であると考えられる。

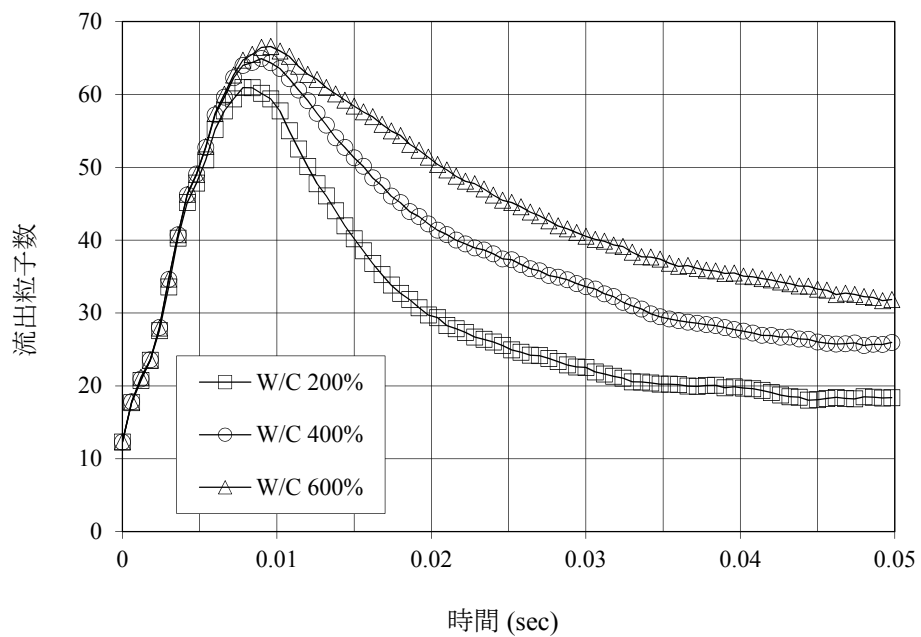


図 5.14 流出粒子数の経時変化



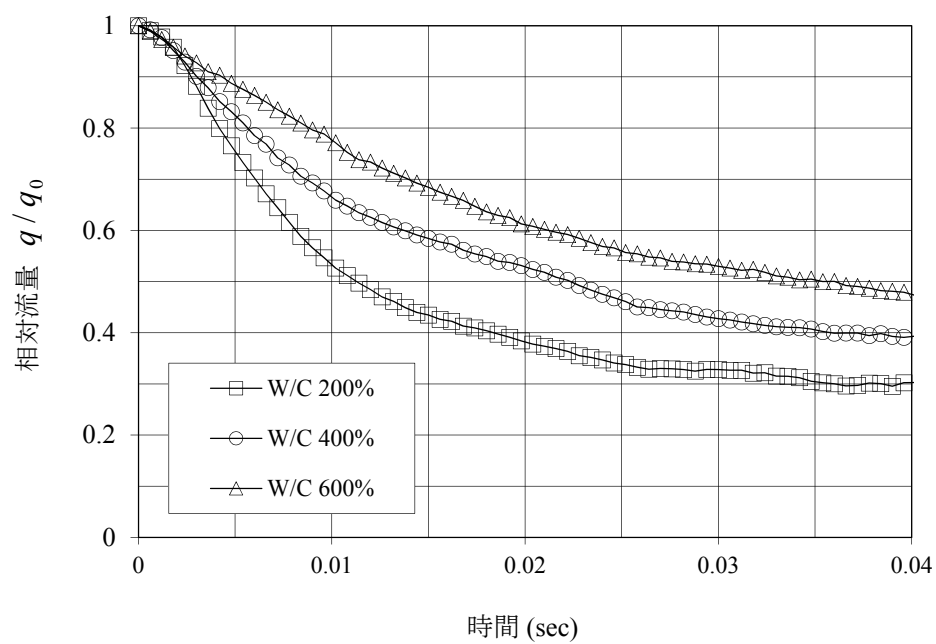


図 5.15 相対流量の経時変化

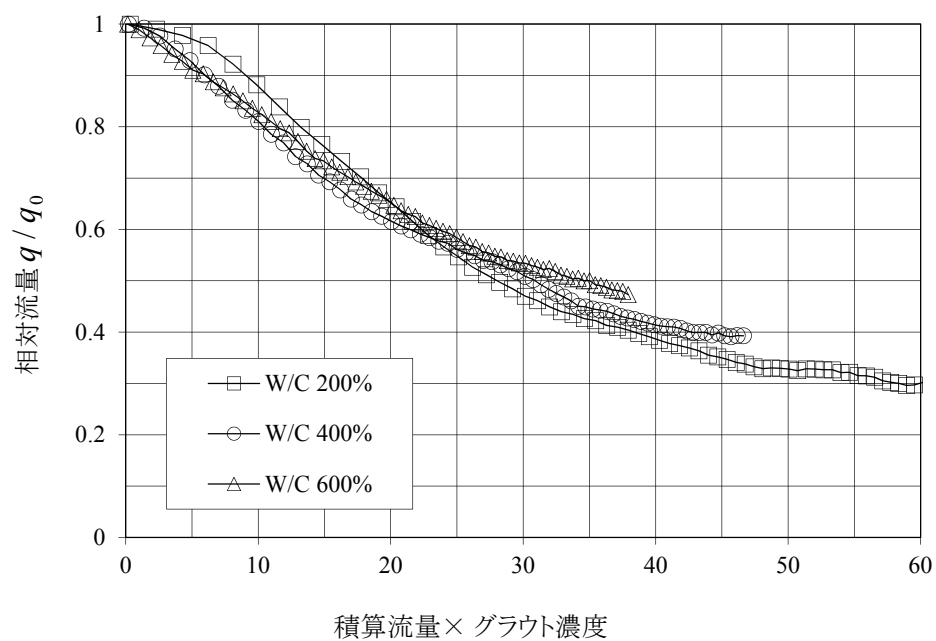
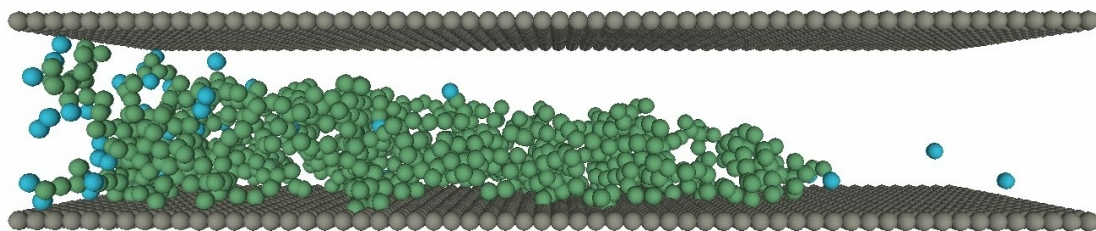
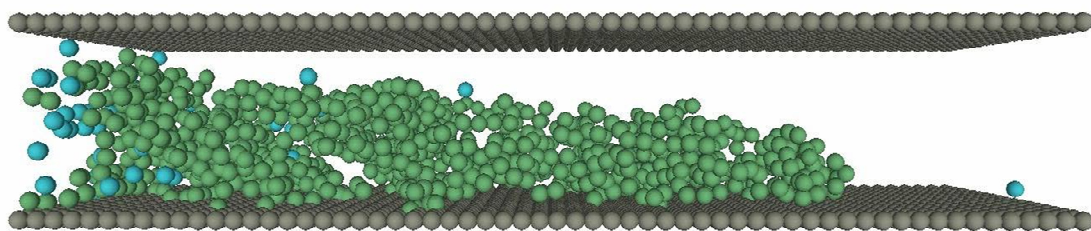


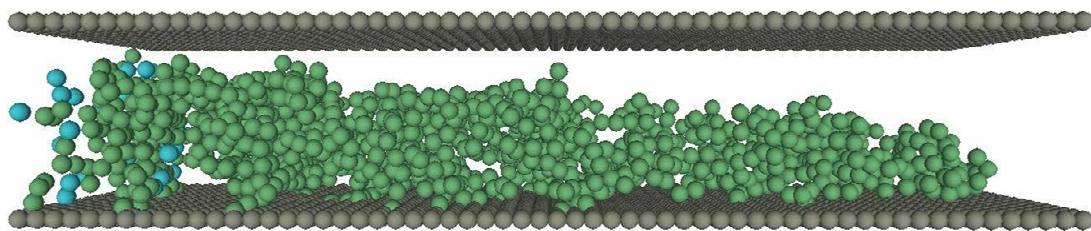
図 5.16 積算流量とグラウト濃度の積と相対流量の関係



注入開始から 0.005 秒後

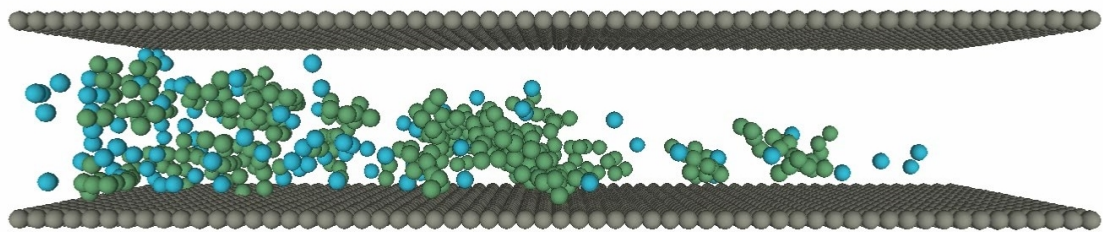


注入開始から 0.01 秒後

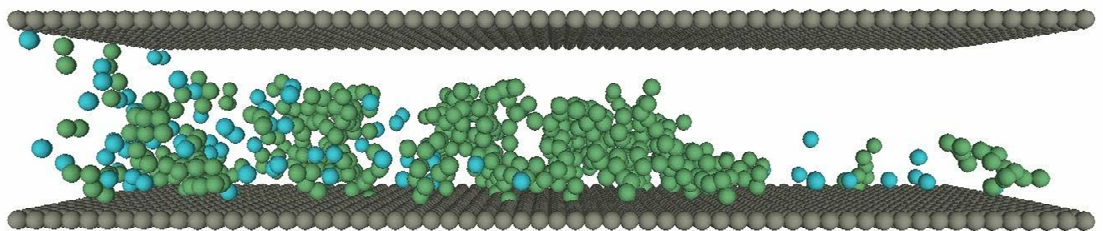


注入開始から 0.02 秒後

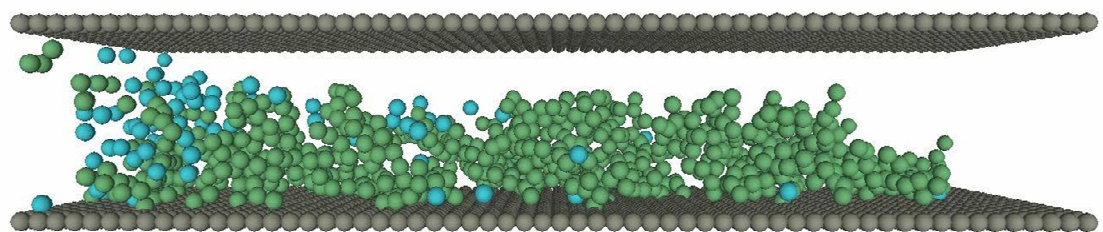
図 5.17 セメント粒子の分布 (W/C 200%)



注入開始から 0.005 秒後

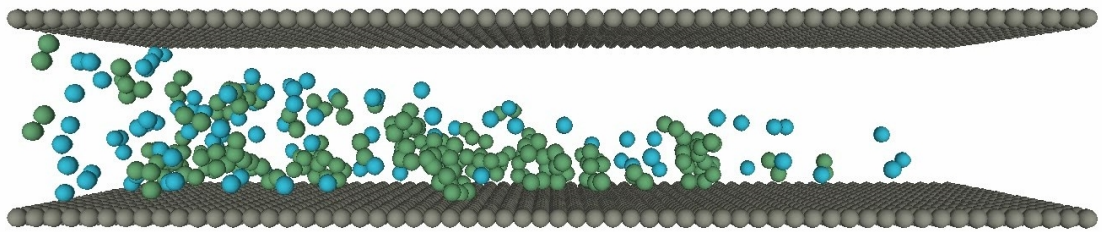


注入開始から 0.01 秒後

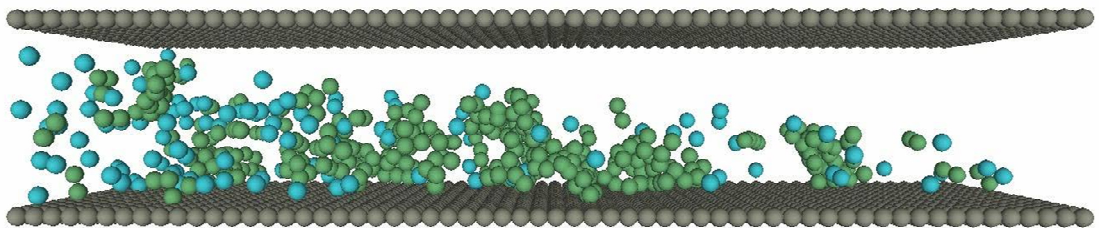


注入開始から 0.02 秒後

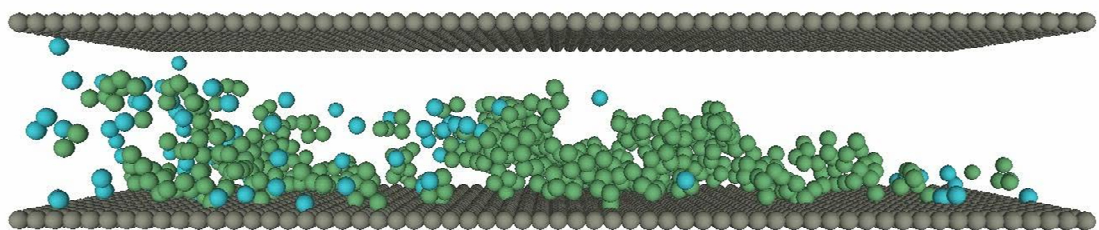
図 5.18 セメント粒子の分布 (W/C 400%)



注入開始から 0.005 秒後



注入開始から 0.01 秒後



注入開始から 0.02 秒後

図 5.19 セメント粒子の分布 (W/C 600%)

#### 5.4. 提案モデルのグラウト施工への適用性と課題

本章では、懸濁型グラウトによる岩盤亀裂の止水を並行平板スリットで模擬した室内グラウト注入実験の結果から、目詰まりによる注入流量の低下は、グラウトの濃度と積算流量の積と一定の相関があることを示した。これを、深層ろ過理論における固体粒子による間隙の閉塞と同様のメカニズムと捉え、セメント粒子の滞留量に応じて浸透率が線形に低下するモデルを仮定して定式化し、セメント滞留量と浸透率低下の相関式（(5.16)式）を導入することにより、セメント粒子の目詰まりによる浸透率低下を考慮した懸濁型グラウト材の移行挙動を適切に再現できることを示した。

本章で提案した手法を実施工における予測手法として適用するためには、注入対象となる亀裂の透水性や性状、目詰まりパラメータなどの値を設定する必要がある。特に目詰まりパラメータについては本論文では平行板スリットの実験結果から設定したが、自然状態における岩盤亀裂のように開口幅に分布がある場合は異なる値となることが予想され、原位置の計測データなどから設定する必要がある。しかしながら、実際の施工においては詳細な事前調査が実施されるケースはまれであり、限られたデータに基づきこれらの条件を推定する必要があることが課題となる。

なお、本研究では懸濁型グラウトの注入段階における拡散範囲の予測を目的としており、グラウト硬化後の遮水性については検討していない。これに関しては、亀裂内でグラウト材が硬化した箇所の局所的な浸透率に関する測定データを用いることにより、本手法で予測される拡散範囲に基づいて対象領域全体の注入効果を評価する方法が考えられ、今後の検討課題である。

## 5.5. 5章のまとめ

本章では、懸濁型グラウト材（超微粒子セメントグラウト材）の岩盤亀裂への注入における移行挙動の予測解析手法について、セメント粒子の目詰まりによる止水効果に着目し、平行板スリットを用いた室内注入実験と、懸濁型グラウト材の巨視的挙動、および、グラウト中の水・セメント粒子の微視的挙動について、それぞれ混合流体モデル（差分法）、固液2相流モデル（MPS法）による数値解析を実施した。本研究で得られた知見を以下にまとめる。

- ・ 平行スリットを用いた室内注入実験の結果から、スリットの開口幅より十分小さな粒径のセメント材料を用いた場合でも注入流量の低下が生じることが確認され、複数のセメント粒子が吸着・団粒化して生じる目詰まりによりスリット内の流路が閉塞され、浸透率が低下することが推察された。また、この目詰まりによる浸透率の低下は、グラウト材の濃度と積算流量の積とほぼ線形の相関があることが示された。
- ・ 室内注入実験の浸透率の低下について深層ろ過の概念を適用し、目詰まりによりスリット内に滞留するグラウト材の量に比例して浸透率が低下するモデル（目詰まりモデル）を導入した混合流体モデルによる予測解析手法を新たに開発した。このプログラムによる再現解析で注入実験結果を良好に再現できることから、提案するモデルにより懸濁型グラウト材の注入における移行挙動を精度よく予測できることがわかった。
- ・ 前項で提案した目詰まりモデルについて、懸濁型グラウト材中のセメント粒子の微視的な挙動に関する粒子法（MPS法）による固液2相流解析を実施した。近接したセメント粒子が相互に吸着・団粒化するモデルを新たに導入してモデル解析を実施した結果、室内注入実験と同様に積算流量とグラウト濃度の積に対して流量が線形に低下する傾向が示され、前項で提案した目詰まりモデルと整合的であることが明らかとなった。
- ・ 本章で提案した予測解析手法を実現場での注入工法においてグラウトの拡散範囲や改良効果の評価に用いる場合、粒子法（MPS法）による解析は多大な計算時間を要することから、目詰まりモデルを導入した混合流体モデルを適用することが現実的である。その際、現場で取得できる限られたデータから注入対象の亀裂の透水性や性状、目詰まりパラメータなどの値を設定する方法が今後の課題と考えられる。



## 6. 提案モデルの適用性に関するケーススタディ

本章では、4章および5章で提案したグラウト移行挙動のモデルに関して、実際の注入工法への適用性を検討することを目的に、1・2次元の平行平板モデル、統計的手法により仮想的に開口幅分布を設定した岩盤亀裂モデル、および、仮想的な浸透率分布を設定した断層破碎帯モデルを用いて数値解析による懸濁型グラウト注入のケーススタディを実施し、注入データの分析から岩盤亀裂中のグラウト移行挙動を予測する可能性などについて検討する。さらに、砂質地盤を対象に実施された溶液型グラウトの現場注入実験の再現解析より、開発技術の現場への適用性について確認する。

なお、次節以降の解析では、3章に記載した混相流モデルによる浸透流解析手法を基本とし、溶液型グラウト材については4章の(4.19), (4.20)式（擬塑性流体モデル）、懸濁型グラウト材については5章の(5.18), (5.19)式に示す連立方程式を適用している。また、解析には4章、5章と同じ浸透流解析プログラム TOUGH2/EOS11 (Pruess et al.<sup>34)</sup>, Finsterle et al.<sup>5)</sup>を用いている。

### 6.1. 平行平板モデルによるケーススタディ

#### 6.1.1. 検討目的

5章で提案した目詰まりモデルを考慮した懸濁型グラウト材の移行挙動予測解析手法について、岩盤亀裂中のグラウト材の流れの次元による移行挙動の変化を検討する。図 6.1 は、単一亀裂へ流体を圧入する場合の流れの状況を模式的に示す。亀裂内の移行は、移行経路の分布や分岐・連結状況により影響される。一方向に卓越した流路が存在する場合は1次元的な流れ（線状流）、流路が亀裂内に比較的均質に存在する場合は2次元的な流れ（放射状流）となるが、亀裂内の移行経路の状況によっては、その中間的な流れとなる場合も多いことが知られている。Barker<sup>38)</sup>は岩盤亀裂を対象に実施した透水試験について、単純な1次元、2次元、3次元のモデルによる解析結果が観測データと一致しないことに着目し、中間的な次元へと解析モデルの拡張を行っている。また、Gustafson and Stile<sup>7)</sup>は、岩盤亀裂内のセメントグラウト材がビンガム流体として流動することより、亀裂を平行平板でモデル化した場合の1次元流れおよび2次元流れの理論解を導き、施工時の観測データからグラウト流れの次元を推定する方法を提案している。ここでは、Gustafson and Stile<sup>7)</sup>の検討と同様に岩盤亀裂を平行平板としてモデル化し、1次元および2次元の移行挙動について、提案する目詰まりモデルを適用した場合の流量の変化を比較・検討する。

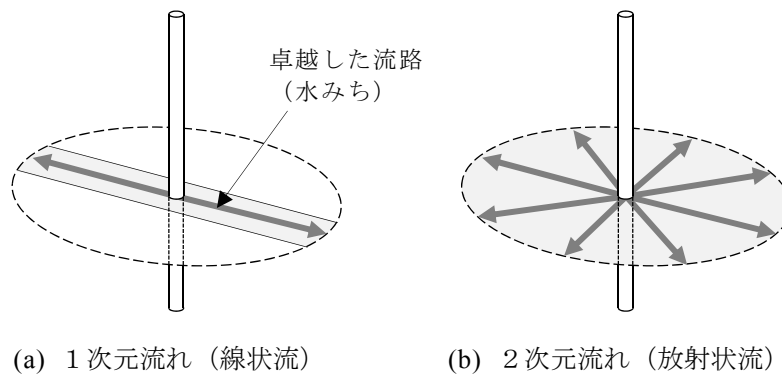


図 6.1 単一亀裂内の流体流れの次元

### 6.1.2. 解析モデル

解析モデルの概念図を図 6.2 に、解析モデルのメッシュ分割図を図 6.3 に示す。半径 10m の広がりをもつ亀裂の中心部に口径 0.1m の注入孔を掘削して定圧でグラウト注入するケースを想定し、1次元、および、2次元の平行平板流れのモデルを作成する。注入圧は各モデルとも 0.5MPa、モデル外周部の圧力は大気圧とする。また、2次元モデル亀裂開口幅  $b_2$  は 0.1mm とし、1次元・2次元の定常浸透流の理論式に基づき、各モデルにおける初期の注入流量が等しくなるように1次元モデルの亀裂開口幅  $b_1$  を次式より求める。

$$b_1 = \sqrt[3]{\frac{\pi L}{2r \ln(L/r)}} b_2 \quad (6.1)$$

ここで、 $r$ 、 $L$ は図 6.2 に示す値とする。また、各モデルの浸透率は平行平板の理論式 ((5.1) 式) より亀裂開口幅から求められると仮定している。

解析において、提案するモデル ((5.16)式) における目詰まりパラメータ  $a$  は1次元流れと2次元流れで等しいと仮定し、5.2.4 節の注入実験の再現解析で用いた値と同値 (66000 kg/m<sup>2</sup>)、および、比較のためにその2倍の値 (132000 kg/m<sup>2</sup>) の2ケースを設定する。いずれのケースも水セメント比 (W/C) は 200%とする。



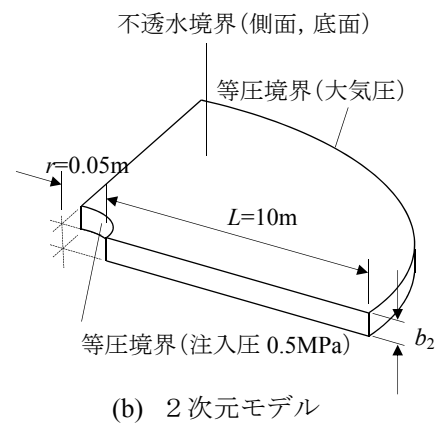
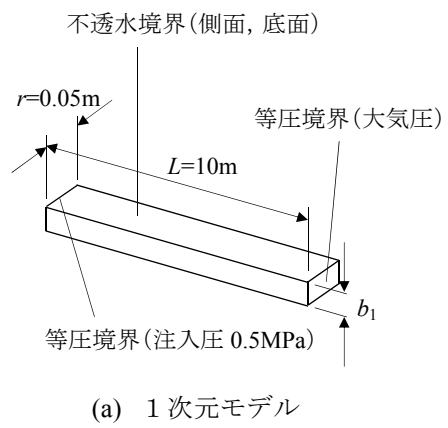
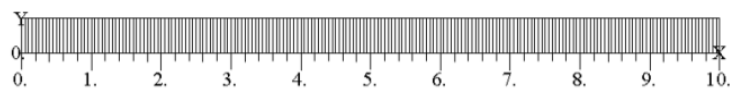
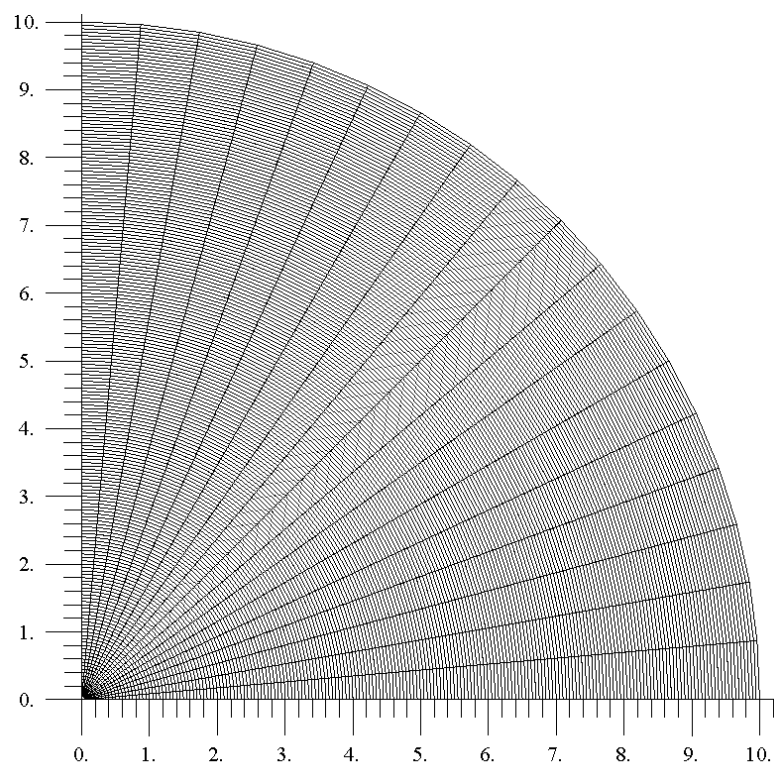


図 6.2 解析モデル概念図 (平行平板モデル)



(a) 1次元モデル（縦方向を10倍に拡大して表示）



(b) 2次元モデル

図 6.3 解析モデル（単位：m）

### 6.1.3. 解析結果

解析結果より得られるグラウト注入流量の経時変化を図 6.4 に示す。各ケースとも時間とともに注入流量が低下するが、同一の目詰まりパラメータを設定したケースでは、1次元モデルより2次元モデルの方が流量低下が大きく、目詰まりによる透水性の低下が顕著となる。亀裂内の移行について1次元と2次元の中間的な次元を含む連続的な流れの場を想定すると、卓越した流路（水みち）の存在により1次元的な流れ（線状流）の傾向が強くなるほど、目詰まりによる流量低下が緩やかになることが予想される。

以上の傾向は、実施工において初期透水量が同程度の亀裂に対して複数回のグラウト注入を実施する場合、各注入における注入流量などのデータを比較することにより、グラウト材の移行挙動が1次元的还是2次元的还是推測できることを示し、これに基づきグラウト拡散範囲の異方性などを評価できる可能性があると考えられる。この点について、次節により現実に近い亀裂モデルを用いて検討する。

なお、Gustafson and Stile<sup>7)</sup>は、セメントグラウト材をビンガム流体としてモデル化して1次元および2次元の平行平板流れの理論解を導き、同一の圧入条件では2次元流れの方が圧入流量の低下が大きいことを示している。本研究で用いている低濃度で作液からの経過時間が短いセメントグラウト材については、2.4.2 節の図 2.17, 図 2.18 に測定結果を示すようにほぼニュートン流体として挙動するため流量低下のメカニズムは異なるが、流れの次元による影響に関して同様の傾向を示すことは興味深い。

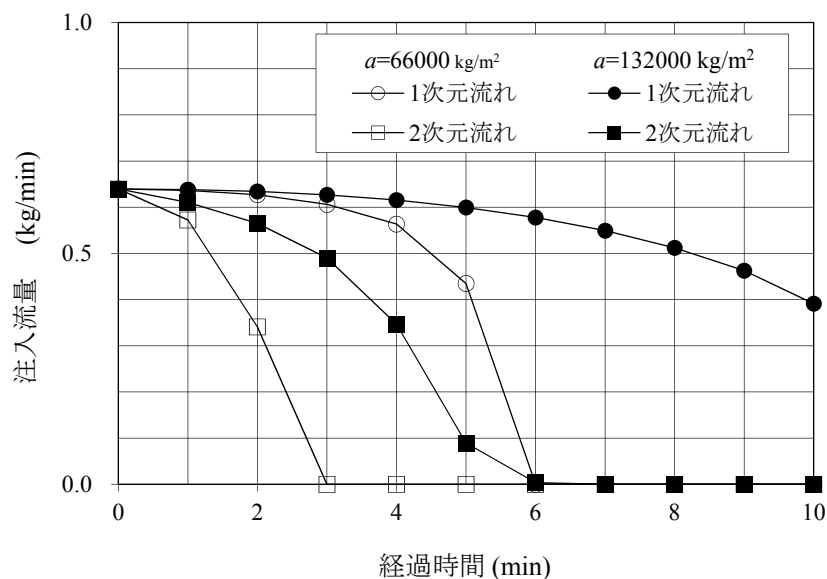


図 6.4 平行平板モデルにおける注入流量の解析結果

## 6.2. 開口幅分布を有する仮想亀裂モデルによるケーススタディ

### 6.2.1. 解析モデル

実際の岩盤亀裂と同様の開口幅分布を有する仮想亀裂モデルを統計的手法により作成し、提案する懸濁型グラウト材の予測解析手法による解析ケーススタディを行い、圧入・目詰まり条件などによるグラウト移行挙動の変化を検討する。仮想亀裂モデルの開口幅分布の設定には、地球統計学ソフトウェアライブラリ GSLIB<sup>39)</sup>の焼きなまし法 (Simulated Annealing) シミュレーションを用いる。焼きなまし法は石油工学や地熱開発の分野において、平均値などの統計量に基づき貯留層の透水係数分布などを確率的に作成する目的で用いられており、本論文では亀裂の開口幅分布にも適用できると仮定して適用する。

目的関数には亀裂開口幅分布ヒストグラム、および、開口幅の空間的相関に関するバリオグラムを用いる。図 6.5 は開口幅分布のヒストグラムを示す。亀裂開口幅は対数正規分布にしたがうと仮定し、平均値は 0.1mm、標準偏差は 0.06mm とする。表 6.1 はバリオグラムの設定パラメータを示し、モデルの水平・鉛直方向の空間相関性のレンジを変化させることにより、開口幅分布の異方性を考慮する。

図 6.6 には解析モデルの概念図を示す。鉛直および水平方向に各 10m の広がりを持つ鉛直亀裂の中心部に口径 0.1m の水平注入孔を掘削して定圧で懸濁型グラウト材を注入するケースを想定し、鉛直 2 次元のモデルを用いる。モデル外周部は上端が大気圧の静水圧境界、注入口は静水圧 + 0.5 MPa (注入圧) の定圧境界とする。

図 6.7 には作成したモデルの開口幅分布より (5.1) 式に基づき算出した浸透率分布を示す。モデル 1 はバリオグラムで鉛直・水平方向に等しいレンジを設定したモデルであり、浸透率は等方に分布する。一方、モデル 2、モデル 3 は表 6.1 に示すように水平方向のレンジを大きく設定することにより開口幅の水平方向の空間的相関性を高めたモデルであり、浸透率の水平方向の連続性が増すことにより、卓越した流路が形成されている。なお、浸透率分布については、モデル 1 では開口幅による計算値をそのまま用い、モデル 2、モデル 3 ではモデル 1 と結果を比較しやすいように、初期透水試験による透水量がモデル 1 と等しくなるように開口幅より求められる浸透率を比例配分して調整する。

解析においては、懸濁型グラウト材による目詰まりモデル ((5.16) 式) におけるパラメータ  $a$  を解析パラメータとし、各モデルについてこれらの値を変化させて計算を行う。 $a$  の値は、5.2.4 節の注入実験の再現解析と同値 ( $66000 \text{ kg/m}^2$ ) を用いるとほとんどのケースでグラウト材の拡散範囲がモデル境界まで達する結果となり、拡散範囲の上限値を比較しにくいことから、上記値の  $1/5$  ( $13200 \text{ kg/m}^2$ )、および、 $1/3$  ( $22000 \text{ kg/m}^2$ ) の 2 ケースを設定し

た。

なお、本研究においては目詰まりパラメータ  $a$  は各モデル内で一様の値を与えており、これは亀裂内のグラウト移行を巨視的にとらえた場合の平均的な目詰まりの発生しやすさを設定することに相当する。実際には開口幅の局所的な分布や流路に沿った増減状況（拡幅／縮小）、流路の屈曲度などにより、目詰まり発生状況は単一亀裂内でも局所的に異なる可能性もあり、その場合の影響については今後の検討課題である。

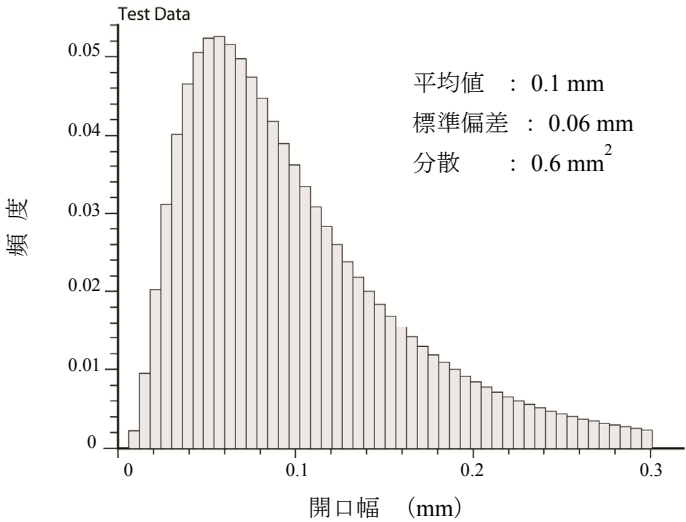


図 6.5 仮想亀裂モデルの開口幅分布の設定値

表 6.1 仮想亀裂モデルの開口幅分布の空間相関モデル設定値

モデル	空間相関モデル	シル値	レンジ (m)		
			最大	中間	最小
モデル 1	指数モデル	0.63	2.0	2.0	2.0
モデル 2			2.0	1.0	0.5
モデル 3			5.0	1.0	0.2

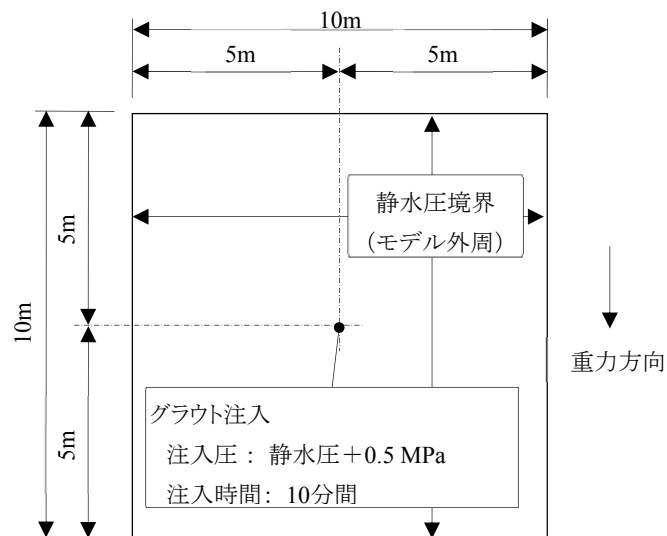


図 6.6 仮想亀裂による解析モデルの概念図

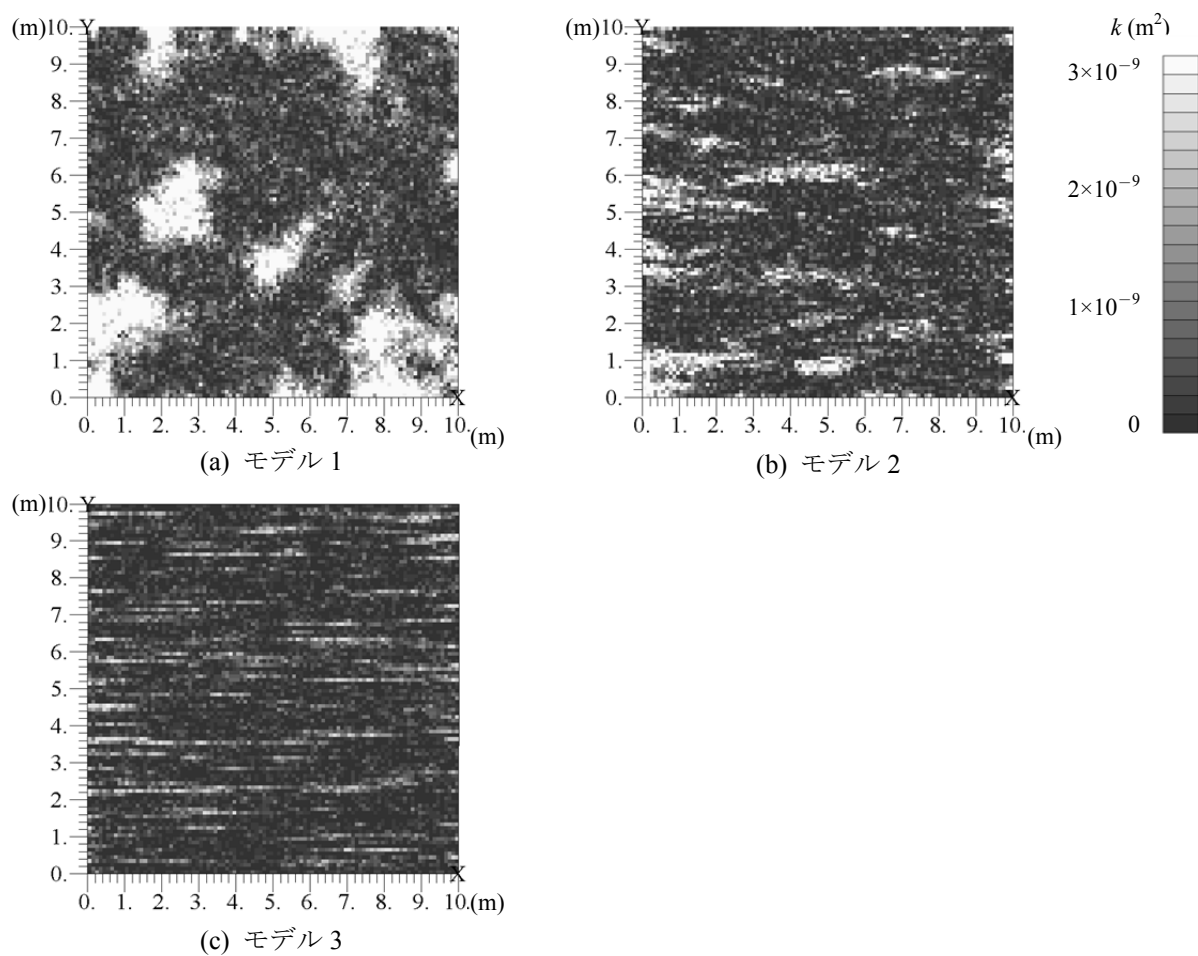


図 6.7 仮想亀裂解析モデルの浸透率  $k$  の分布 (単位:  $\text{m}^2$ )

### 6.2.2. 解析結果

解析結果より、モデル1とモデル3におけるグラウト注入流量の経時変化を図 6.8, 図 6.9 に示す。また、パラメータ  $a=13200 \text{ kg/m}^2$  とした場合と  $a=22000 \text{ kg/m}^2$  とした場合のそれぞれについて、各モデルのグラウト注入流量の比較を図 6.10, 図 6.11 に示す。さらに、全ケースにおけるグラウト質量分率の分布を図 6.12～図 6.17 に示す。なお、図中の凡例はグラウト材の質量分率であり、値が 1 の領域は地下水がグラウト材で完全に置換されていることを示す。

図 6.8, 図 6.9 より、同じモデルを用いた場合はグラウト材の濃度が高く、目詰まりパラメータ  $a$  の値が小さいほど流量の低下が顕著になる。これを図 6.12～図 6.17 のグラウト質量分率分布と比較すると、流量の低下が大きいケースほどグラウト材の移行が早い段階で収束し、最終的な拡散範囲が小さくなることがわかる。

また、解析モデルによる流量変化の差を比較した図 6.10, 図 6.11 からは、等方的な開口幅分布をもつモデル1が、異方性を有するモデル2、モデル3に比べて流量の低下が大きくなる。各モデルのグラウト質量分率分布を比較すると、モデル1（図 6.12, 図 6.13）では注入孔を中心にグラウト材がほぼ同心円状に移行するのに対し、モデル2（図 6.14, 図 6.15）、モデル3（図 6.16, 図 6.17）では水平方向に卓越して移行し、水平方向の拡散範囲が大きくなる。これは、モデル1よりもモデル2、モデル3の方が1次元的な流れの傾向が強いことを示し、前節の平行平板モデルで得られた結果と整合的である。このことから、前節で論じたように、多数孔の注入における注入流量などの計測データを相互比較することにより、各注入におけるグラウト材の拡散範囲の異方性を評価できる可能性があると考えられる。

図 6.18, 図 6.19 は、モデル1、モデル3のそれぞれについて、各解析ケースにおけるグラウト材の積算注入量と注入孔からの移行距離（図 6.12 に図示するグラウト質量分率が 0.5 となる線までの水平・鉛直方向の最大距離）の関係を示す。モデル1では水平・鉛直方向の移行距離がほぼ等しくなるのに対し、モデル3では水平方向の移行距離が大きく、鉛直方向が小さくなることがわかる。また、各モデルにおいて積算注入量と各方向への移行距離の間にはグラウト材濃度や目詰まりパラメータによらない一定の相関があり、このことから浸透率分布が同じモデルを用いる場合、注入条件によりグラウト材の拡散範囲の大きさは変化するが、拡散範囲の形状には影響しないことが推測される。

以上の結果より、本研究で提案する目詰まりモデルを開口幅分布を有する岩盤亀裂への懸濁型グラウト注入に適用した場合、各注入孔の計測データを比較することによりグラウト拡散範囲が同心円状に広がっているか特定の方向に卓越しているかを評価でき、さらに

積算注入量からそのおおまかな大きさを推定できると考えられる。これは、ダムやトンネルのカーテングラウトなどにおいて、連続した止水領域を形成するために各注入孔からの改良範囲の下限值などのクライテリアがある場合に、適切な範囲までグラウト材が移行したか注入データから判定しうることを示している。



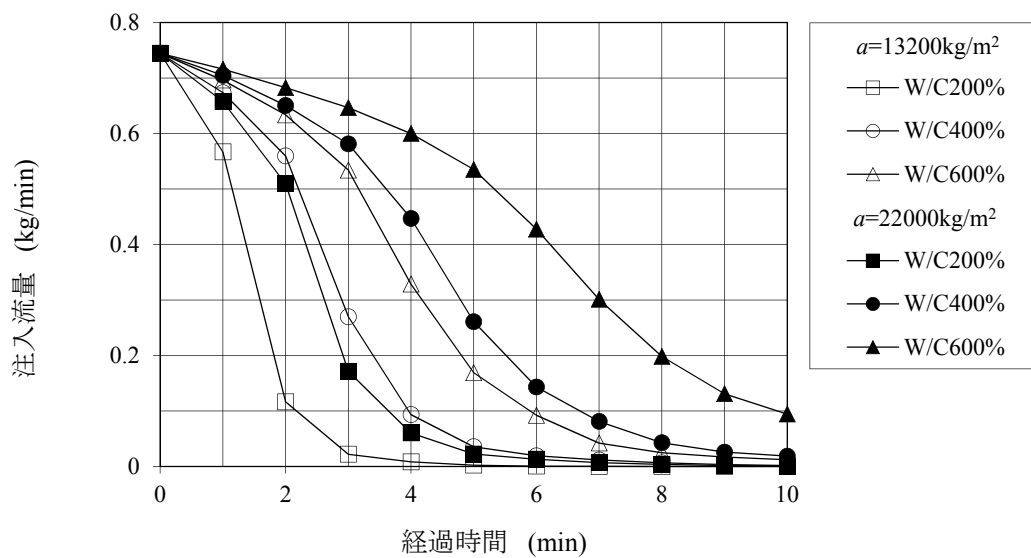


図 6.8 注入流量の経時変化 (モデル 1)

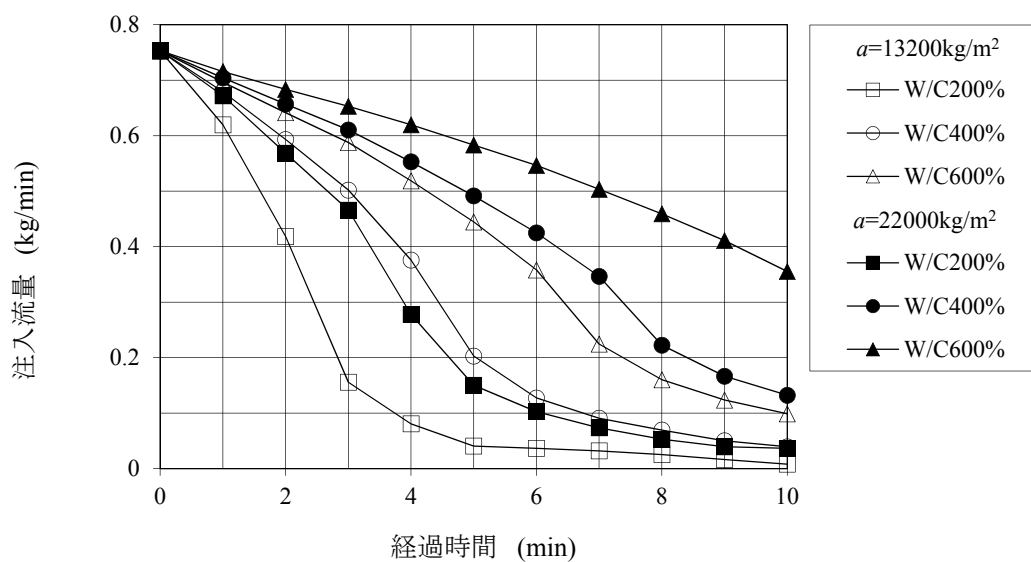


図 6.9 注入流量の経時変化 (モデル 3)

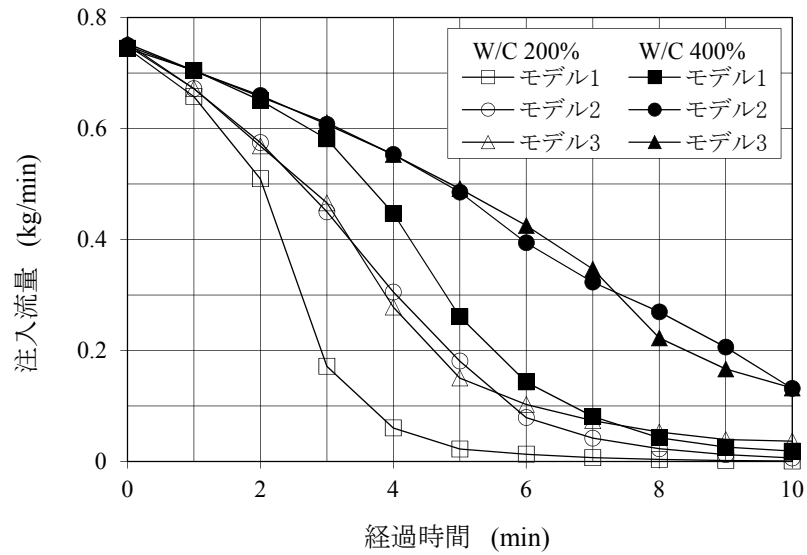


図 6.10 注入流量の経時変化 ( $a=13200 \text{ kg/m}^2$ )

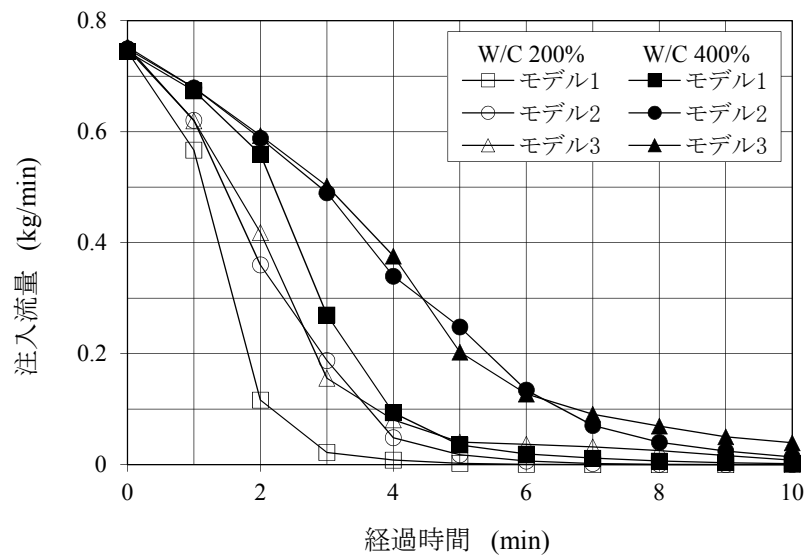
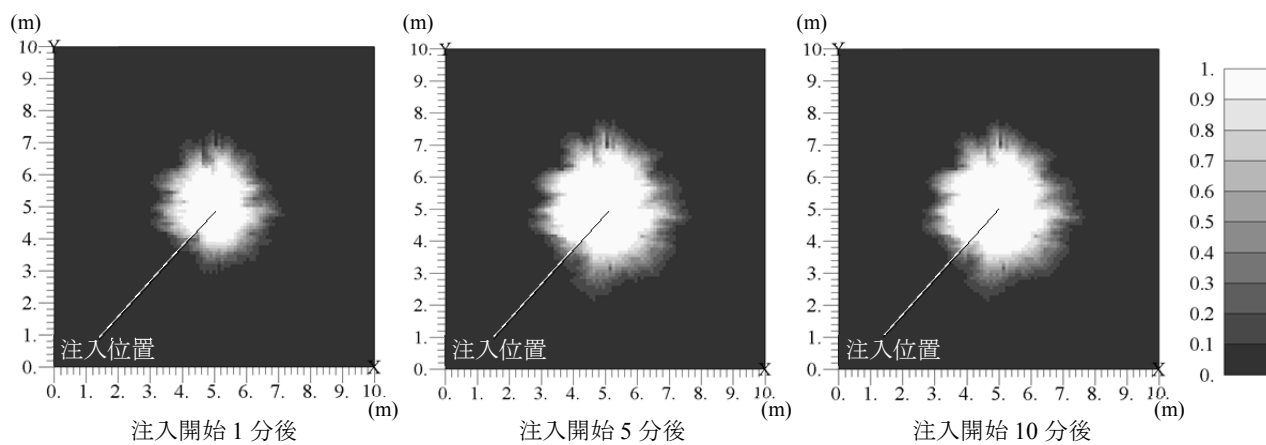
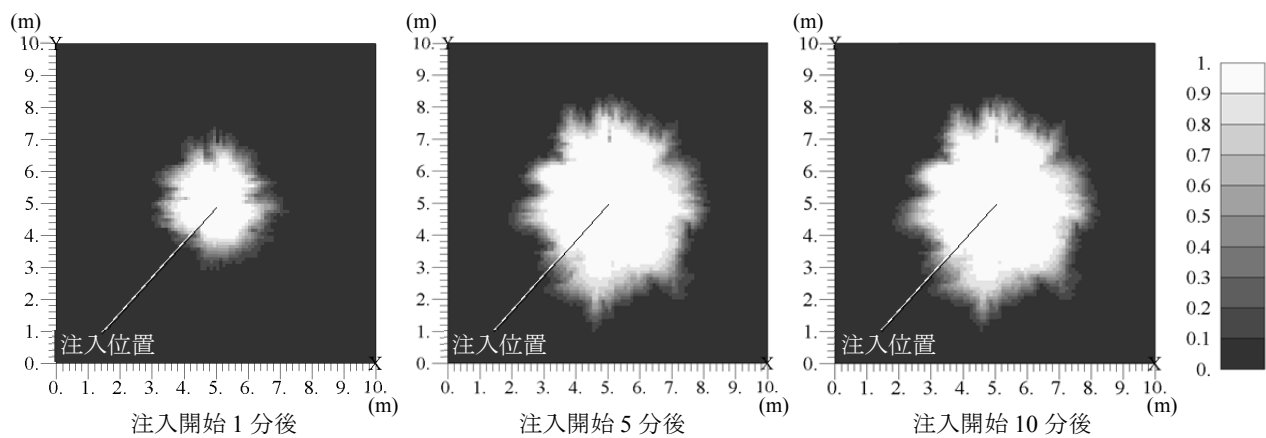


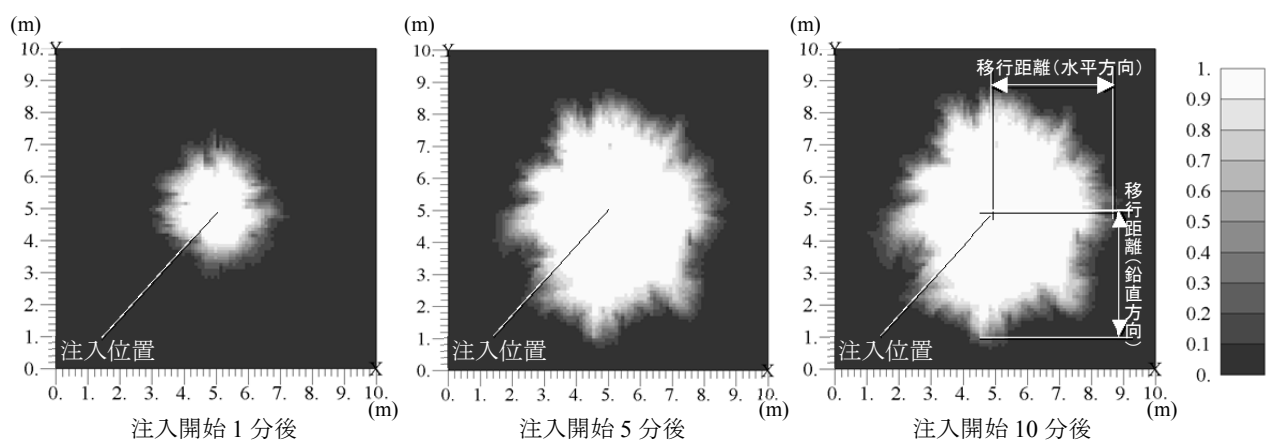
図 6.11 注入流量の経時変化 ( $a=22000 \text{ kg/m}^2$ )



(a) W/C 200%

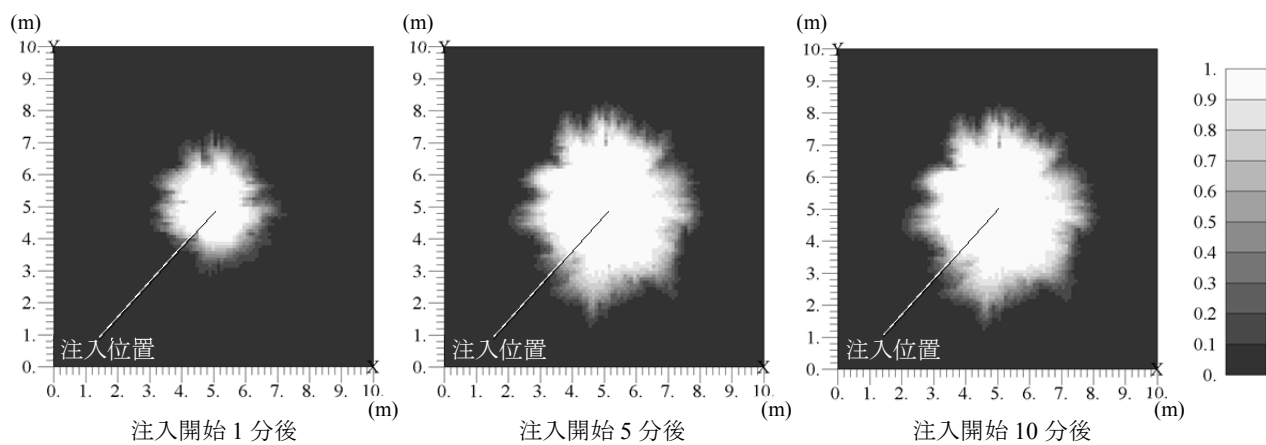


(b) W/C 400%

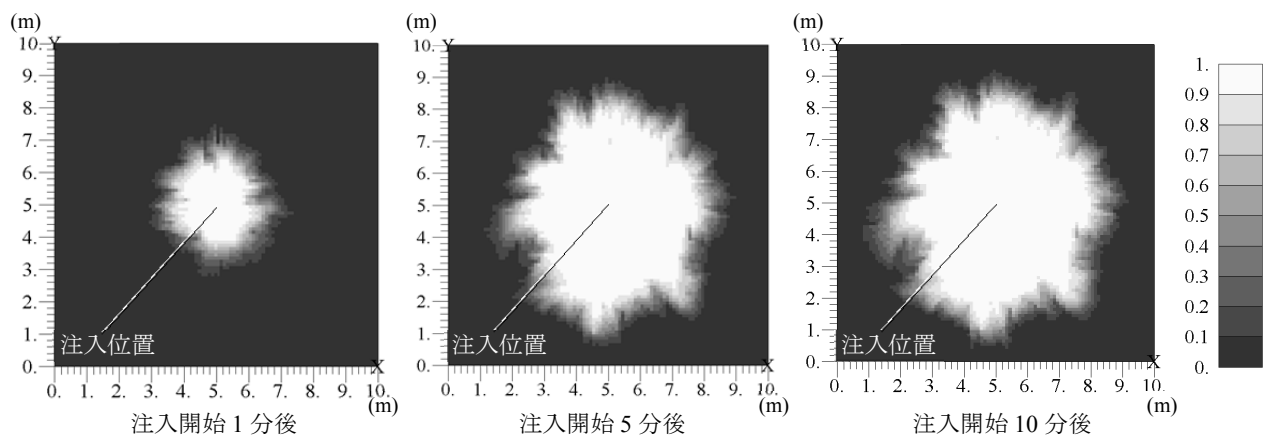


(c) W/C 600%

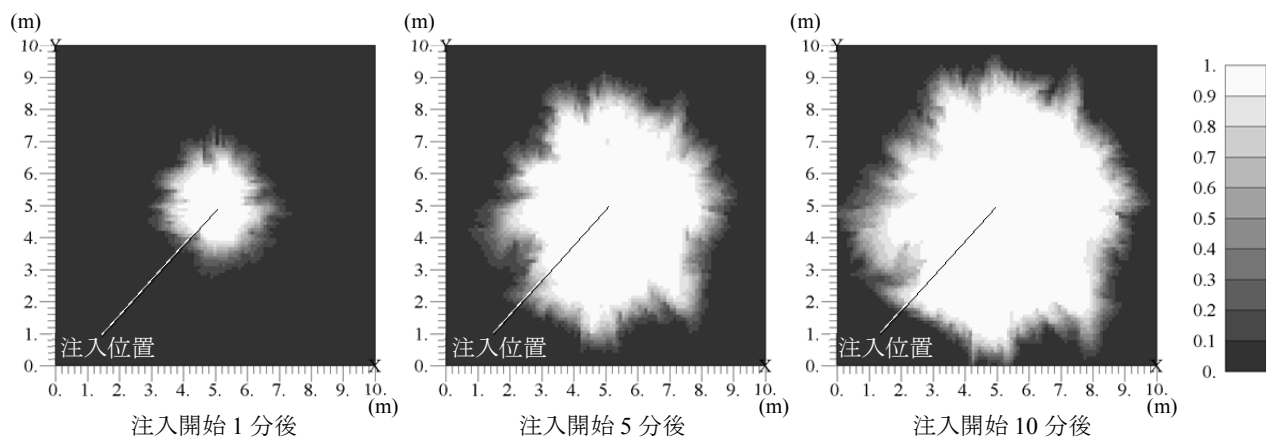
図 6.12 グラウト質量分率の分布 (モデル 1,  $a=13200 \text{ kg/m}^2$ )



(a) W/C 200%

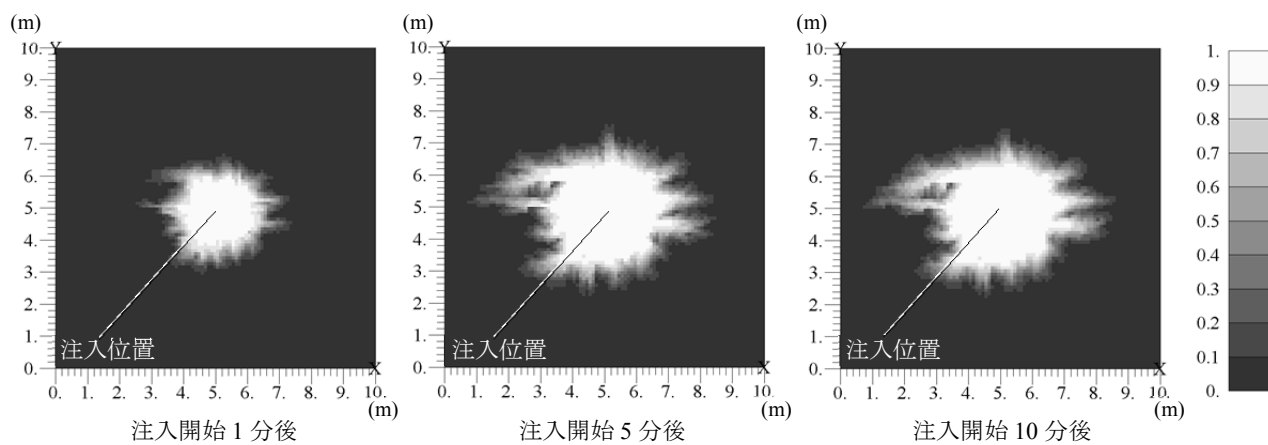


(b) W/C 400%

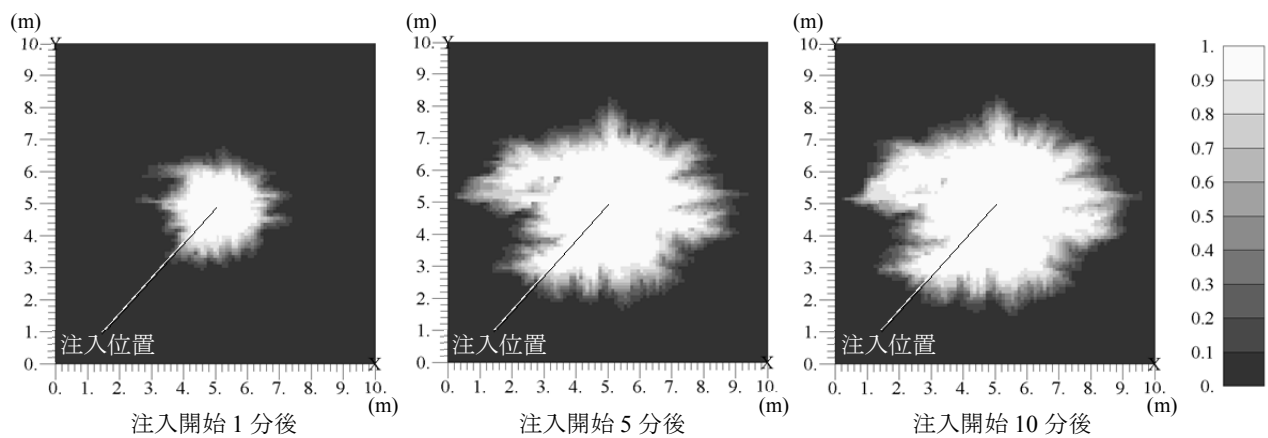


(c) W/C 600%

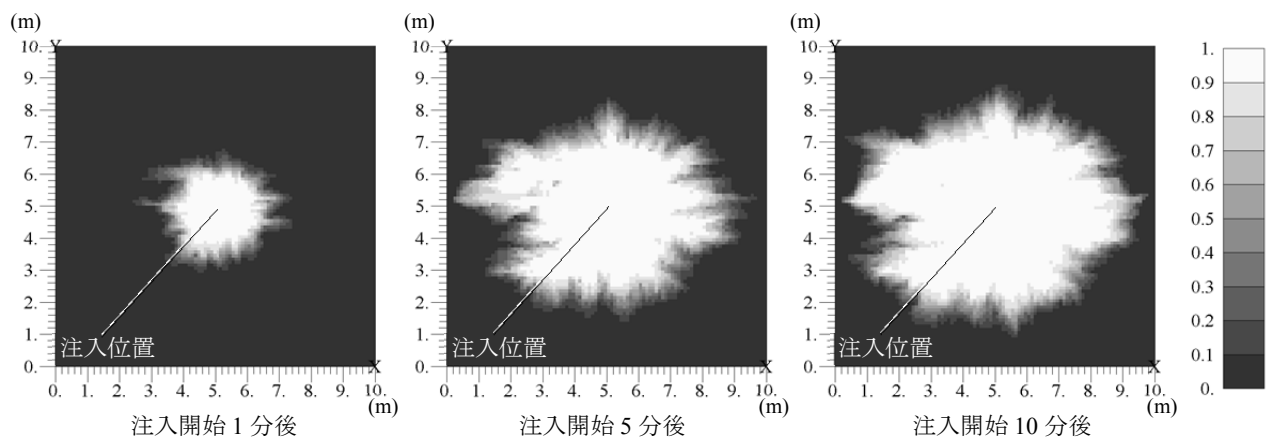
図 6.13 グラウト質量分率の分布 (モデル 1,  $a=22000 \text{ kg/m}^2$ )



(a) W/C 200%

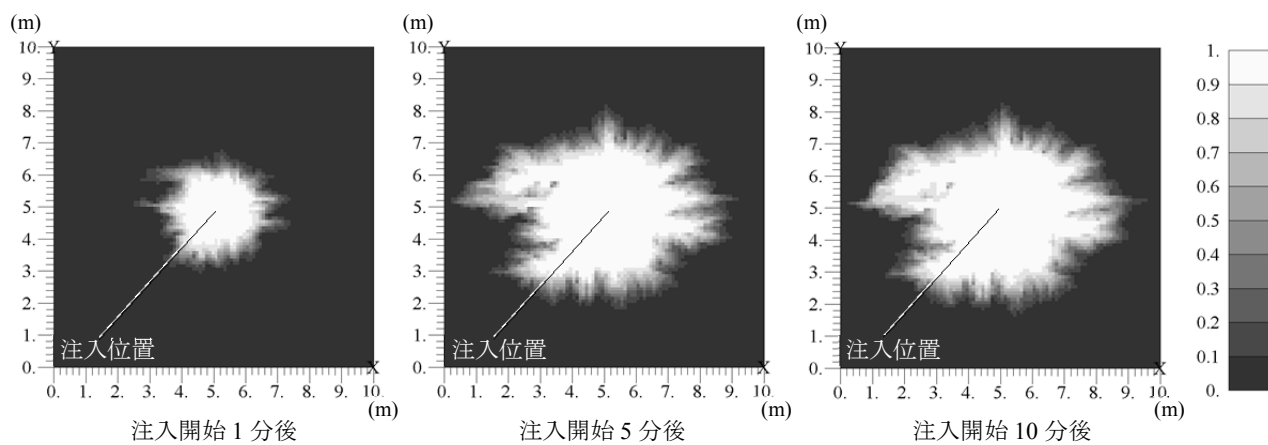


(b) W/C 400%

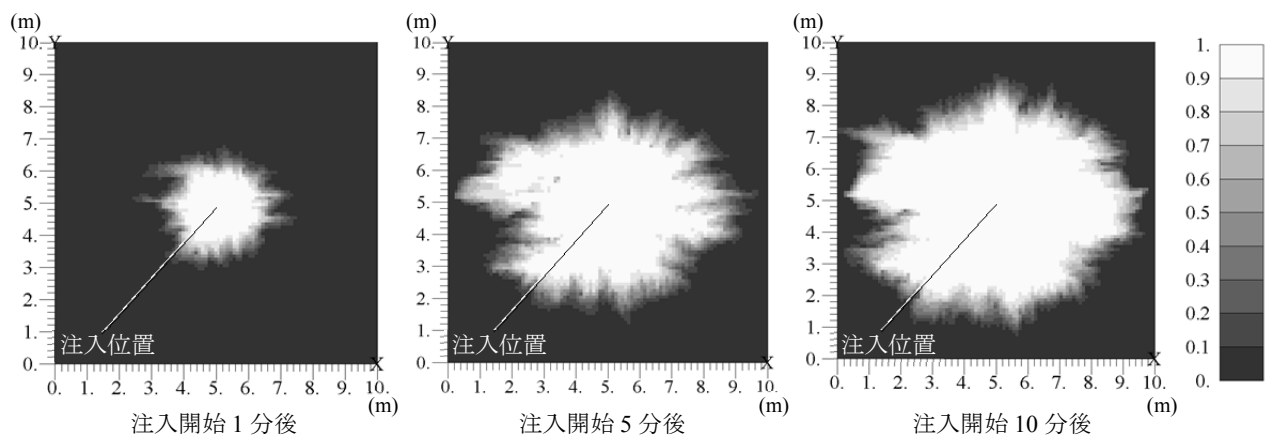


(c) W/C 600%

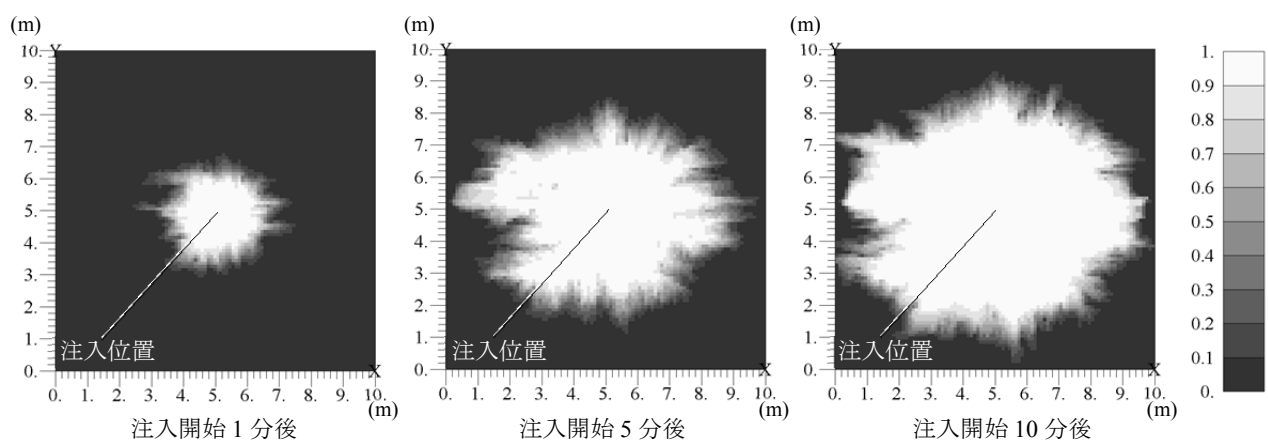
図 6.14 グラウト質量分率の分布 (モデル 2,  $a=13200 \text{ kg/m}^2$ )



(a) W/C 200%

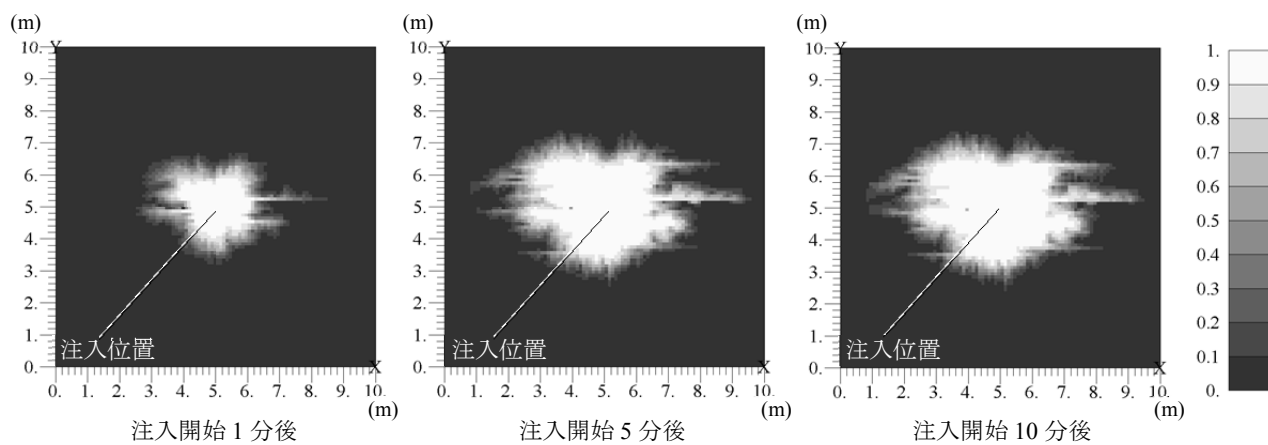


(b) W/C 400%

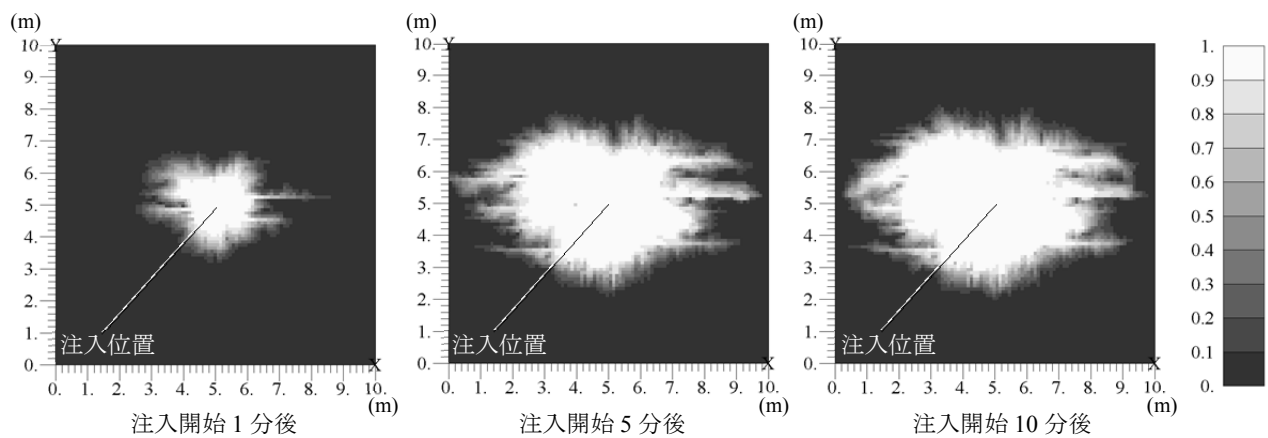


(c) W/C 600%

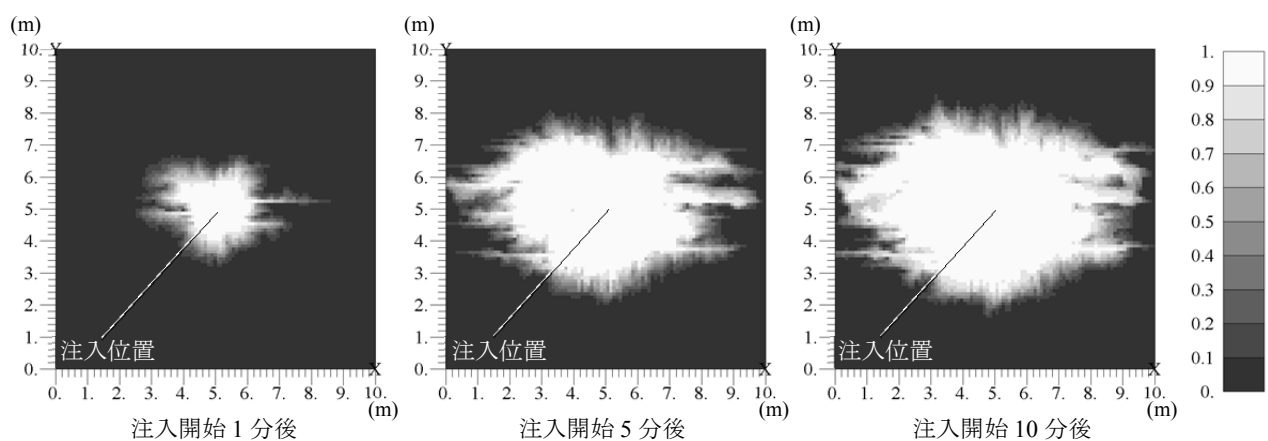
図 6.15 グラウト質量分率の分布 (モデル 2,  $a=22000 \text{ kg/m}^2$ )



(a) W/C 200%

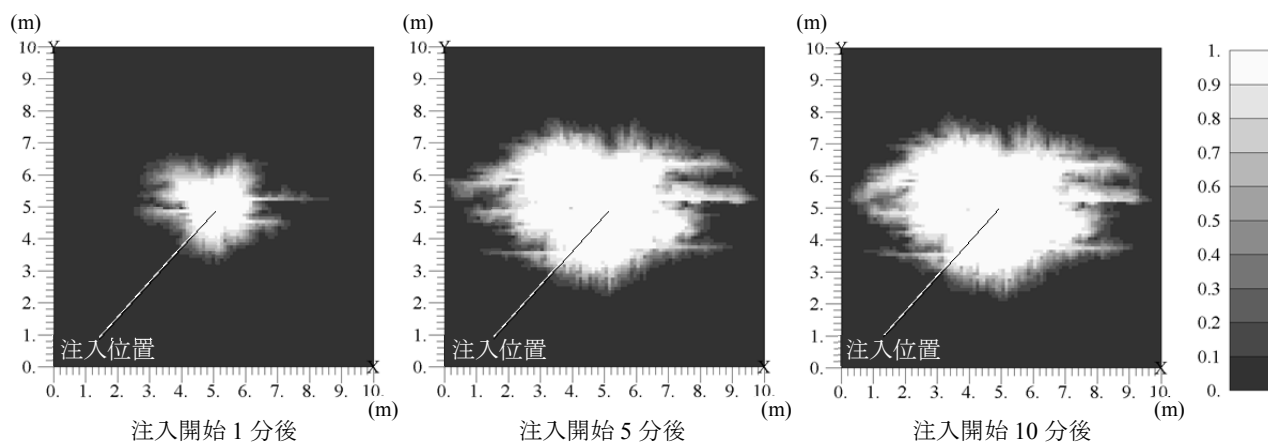


(b) W/C 400%

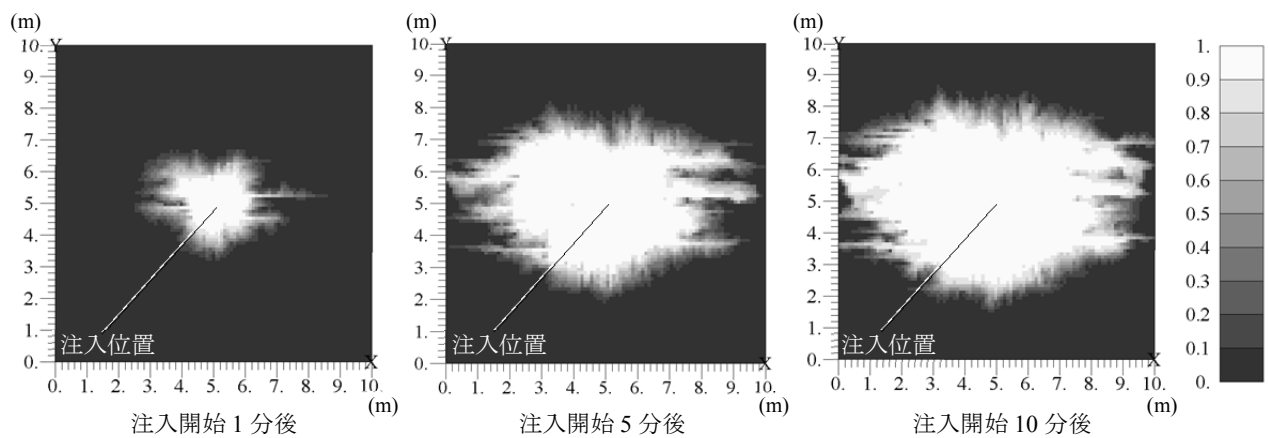


(c) W/C 600%

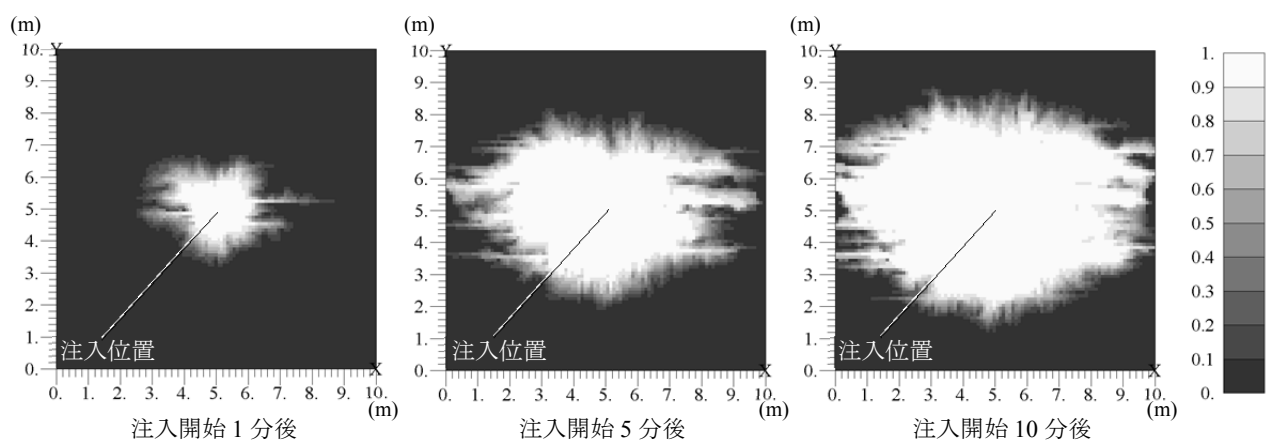
図 6.16 グラウト質量分率の分布 (モデル 3,  $a=13200 \text{ kg/m}^2$ )



(a) W/C 200%



(b) W/C 400%



(c) W/C 600%

図 6.17 グラウト質量分率の分布 (モデル 3,  $a=22000 \text{ kg/m}^2$ )



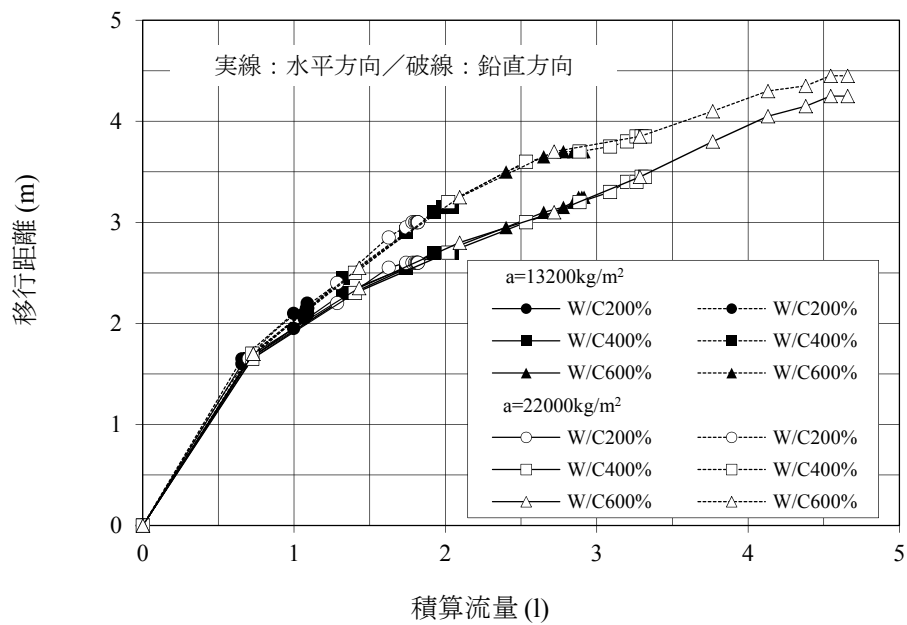


図 6.18 積算注入量と移行距離の関係 (モデル 1)

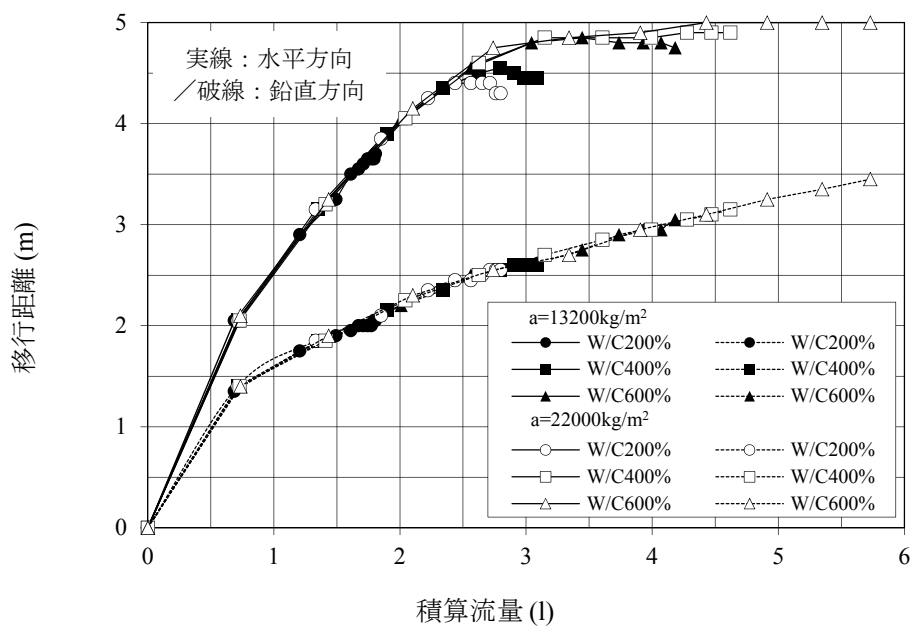


図 6.19 積算注入量と移行距離の関係 (モデル 3)

### 6.3. 断層破碎帯への多段階注入に関するケーススタディ

#### 6.3.1. 解析モデル

ダムや山岳トンネルにおいて、断層破碎帯の止水を目的に中央内挿法による懸濁型グラウト注入が実施される場合を想定し、提案する予測解析手法による解析ケーススタディにより、対象領域の透水異方性がグラウト材の拡散範囲や追加注入の要否に及ぼす影響を検討する。

モデルの作成には、前節と同様に GSLIB<sup>39)</sup>の焼きなまし法 (Simulated Annealing) シミュレーションを用いる。断層破碎帯の浸透率分布が対数正規分布にしたがうと仮定し、図 6.20 に示す浸透率の対数値のヒストグラムと、表 6.2 に示す設定パラメータによるバリオグラムを目的関数とする。浸透率の平均値は  $10^{-13} \text{ m}^2$  (透水係数約  $10^{-6} \text{ m/sec}$  に相当)、対数値の標準偏差は 0.5 とする。モデル 1 では各方法に同じレンジを設定することにより等方的な浸透率分布を設定し、モデル 2 では各方向のレンジを変えることにより異方性を有する浸透率分布を与える。

図 6.21 に解析モデルの概念図を示す。水平方向に縦横 10m の広がりをもつ断層破碎帯を想定し、図に示すような 2 次元モデルを用いる。モデルの外周部は等圧境界とし、境界圧力、および、モデル内の初期圧力は深度 10m 相当の静水圧とする。グラウト注入孔は図に示す 5 ヶ所とし、中央内挿法による段階注入を想定して 1 次注入として①～④の注入孔より順番に注入を行い、その後に 2 次注入として中央の⑤の注入孔から注入を行う。いずれの注入も定圧条件で行い、注入圧力は初期圧力+0.5MPa、注入時間は 24 時間とする。注入に用いるセメントグラウト材の配合は W/C 400%とし、目詰まりパラメータ  $a$  については各注入において注入開始から概ね 12～16 時間後に注入流量が 0 となる条件として  $660 \text{ kg/m}^2$  とする。

図 6.22 は、焼きなまし法により作成した各モデルの浸透率の対数値の分布を示す。モデル 1 では目的関数のバリオグラムでモデルの縦横方法に等しいレンジを設定したことにより浸透率がほぼ均質に分布するのに対し、モデル 2 では横方向のレンジを大きく縦方向に小さく設定することにより、横方向の浸透率の空間的相関性が高いモデルとなっている。モデル 2 ではさらに浸透率の異方性を大きくするため、各要素の浸透率に関して横方向については図 6.22 に示す浸透率の 1.4 倍、縦方向には 0.4 倍の値を設定している。

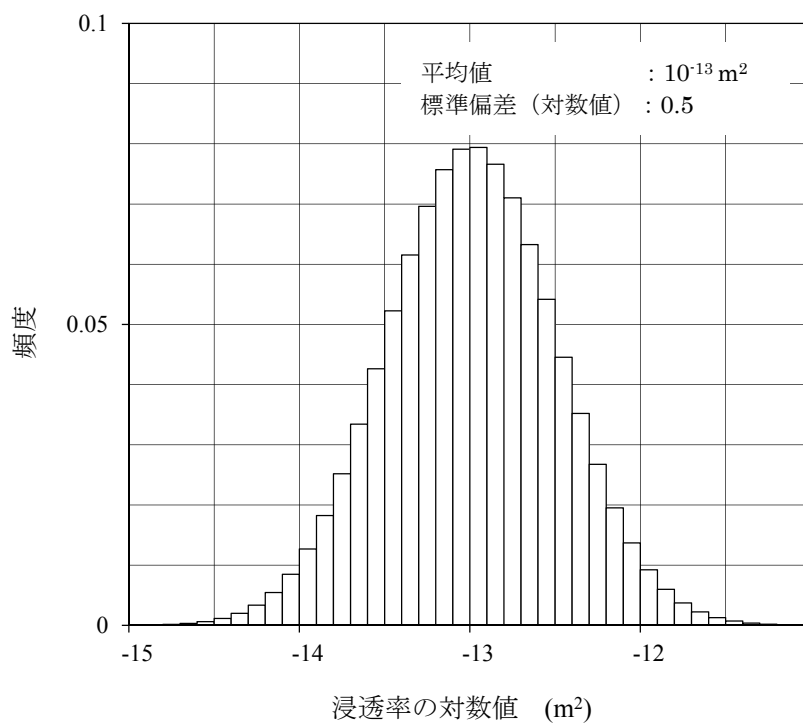


図 6.20 断層破碎帯モデルの浸透率分布の設定値

表 6.2 断層破碎帯モデルの浸透率分布の空間相関モデル設定値

モデル	空間相関モデル	シル値	レンジ (m)		
			最大	中間	最小
モデル 1	指数モデル	0.63	2.0	2.0	2.0
モデル 2			3.0	1.0	0.5

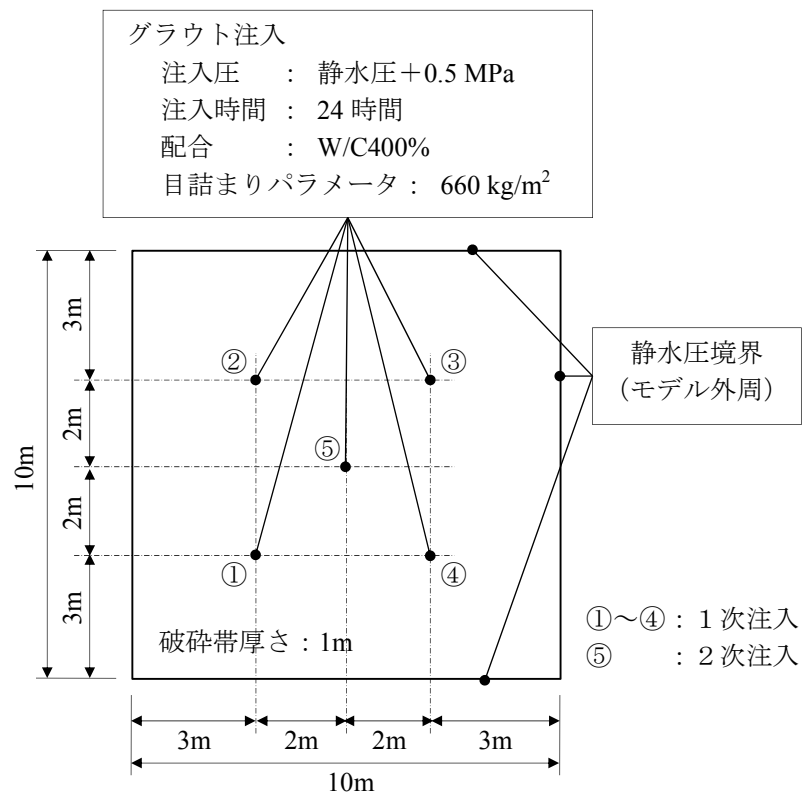


図 6.21 断層破碎帯モデルの概念図

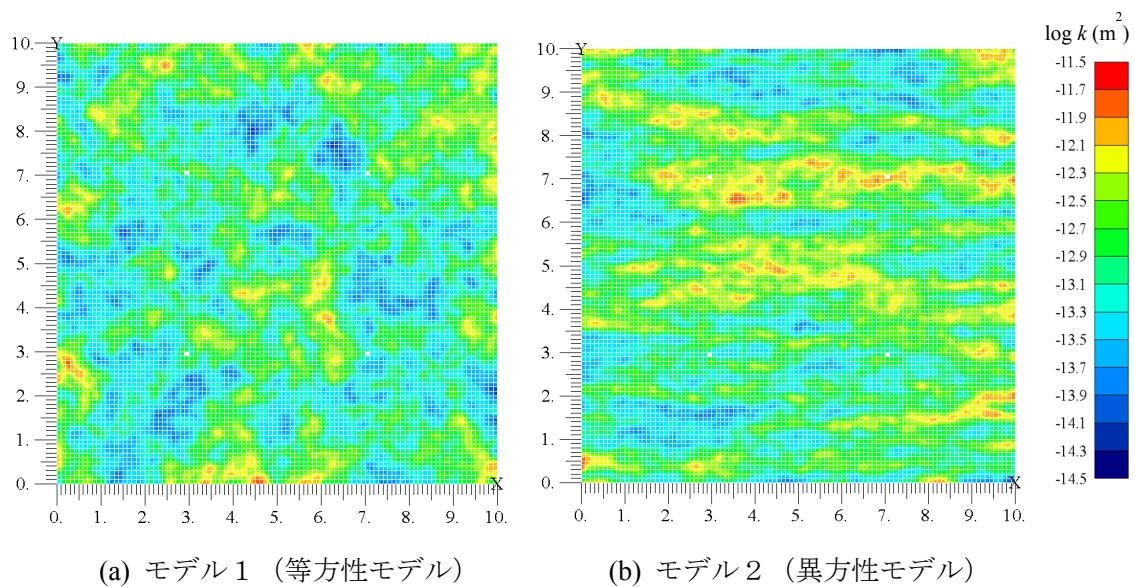


図 6.22 断層破碎帯モデルの浸透率分布

### 6.3.2. 解析結果

解析結果のうち、モデル1、モデル2のそれぞれについて、各注入における注入流量の経時変化を図 6.23、図 6.24 に、注入流量の積算値（積算注入量）を図 6.25、図 6.26 に示す。また、モデル1の各注入における代表時刻のグラウト質量分率の分布を図 6.27～図 6.31 に、同じくモデル2における代表時刻のグラウト質量分率の分布を図 6.32～図 6.36 に示す。

図 6.23、図 6.24 より、各注入における注入流量はセメント粒子の目詰まりによる浸透率の低下により時間の経過とともに低下し、モデル1の注入孔5を除いて注入開始から概ね12～16時間後には0になっている。各注入における注入流量の変化傾向はそれぞれ異なるが、図 6.25、図 6.26 の積算流量の収束値（注入流量が0になるまでに注入されるグラウト材の積算量）は、モデル1の注入孔5を除いてほぼ等しくなっている。一方、モデル1の2次注入を想定した注入孔5については、注入流量が1次注入（注入孔1～4）に比べて大きく低下するが、変化傾向は緩やかで注入時間内（24時間）に流量が0まで減少しない。これに対してモデル2の注入孔5では、1次注入より注入流量が低下するがモデル1の注入孔5ほど顕著ではなく、1次注入と同様に注入流量は0まで低下して最終的な積算注入量は1次注入の各孔とほぼ等しくなる。

各モデルにおけるグラウト質量当量の分布をみると、モデル1では1次注入（注入孔1～注入孔4）の各注入においてグラウト材が注入孔を中心にほぼ同心円状に移行し、その結果、注入孔4の注入の完了時には中心部を除くモデル全体にグラウト材がほぼ均質に広がる。このため、注入孔5からの2次注入では、1次注入において浸透率が低下した領域の影響によりグラウト材の移行が制限され、拡散範囲の大きさが小さくなっている。一方、モデル2では1次注入の各注入において、領域の浸透率の異方性の影響によりモデル横方向にグラウト材が卓越して広がっており、注入孔4の注入が完了した段階でもモデルの中央部にグラウト材が拡散していない領域が残っている。2次注入（注入孔5）ではグラウト材がこの領域を移行し、モデル横方向に著しく卓越した範囲に広がっている。

図 6.23、図 6.24 で各モデルにおける1次注入の流量変化を比較すると、グラウト材が等方的に移行するモデル1では各注入孔において同様の低下傾向を示すが、グラウト材が横方向に卓越して移行するモデル2では各注入ごとの傾向のばらつきが大きい。また、同一の注入孔におけるモデル1とモデル2の流量低下傾向を比較すると、注入孔2を除いて概ねモデル1の方が流量低下が早い段階で生じている。この点と前記したグラウト拡散範囲の異方性の相関は、6.1節の平行平板モデル、および、6.2節の仮想亀裂モデルで論じた、

グラウト材が等方的（同心円状）に移行する場合の方が、特定方向に卓越して移行する場合よりも流量の低下が早期に生じるという結果と整合的である。

中央内挿法により連続した止水領域（遮水ゾーン）を形成するという目的からすると、モデル1では1次注入で注入孔間にはほぼ均質にグラウト材が移行しており、2次注入では注入量が大きく低下し拡散範囲も限定されることから、2次注入による透水性の改良効果は少ない。一方、モデル2では1次注入ではモデル横方向の地下水流れに対しては連続した止水領域が形成されておらず、中間の注入孔5からの2次注入（追加注入）が必要になると考えられる。

現在、一般的に実施されている中央内挿法による遮水グラウトにおいては、注入孔からの水押し試験などにより追加注入の要否を判定することが多いが、以上の解析結果より、1次注入における注入量データを分析することにより事前にその判定をすることができれば、水押し試験の削減などによる合理化が図れる可能性がある。また、モデル1とモデル2の1次注入における積算注入量に大きな差がないことから、従来の積算注入量による施工管理のみでは上記の判定は困難であり、注入過程の流量変動などの施工データを蓄積することが改良効果の評価の点で重要であることを示している。

なお、以上は統計的に浸透率分布を与えた仮想モデルによる数値実験の分析結果より得られた知見であり、今後、原位置試験や実施工データの分析などを通じて実用性の検証を行っていくことが望まれる。

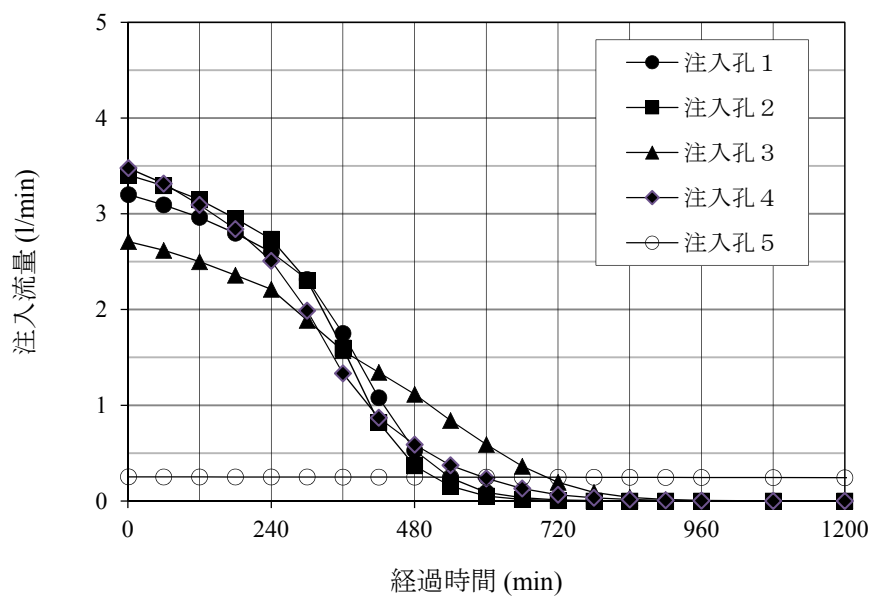


図 6.23 注入流量の経時変化（モデル 1：等方性モデル）

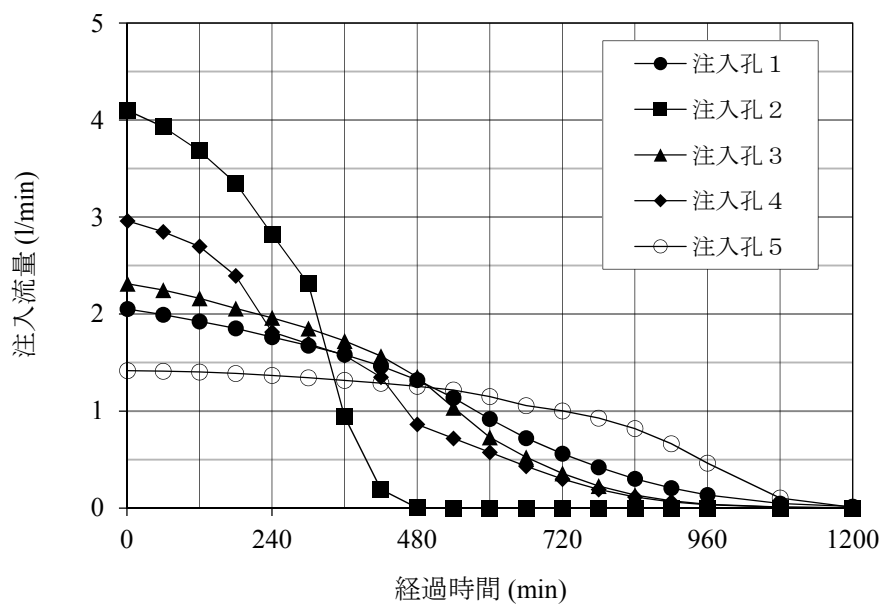


図 6.24 注入流量の経時変化（モデル 2：異方性モデル）

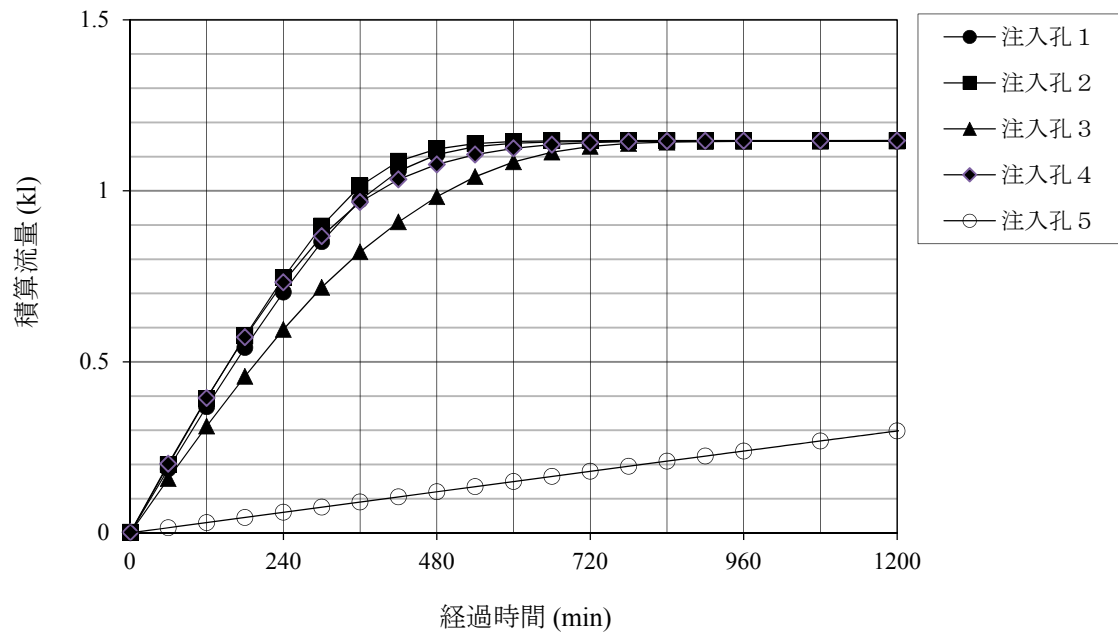


図 6.25 積算注入量の経時変化（モデル 1：等方性モデル）

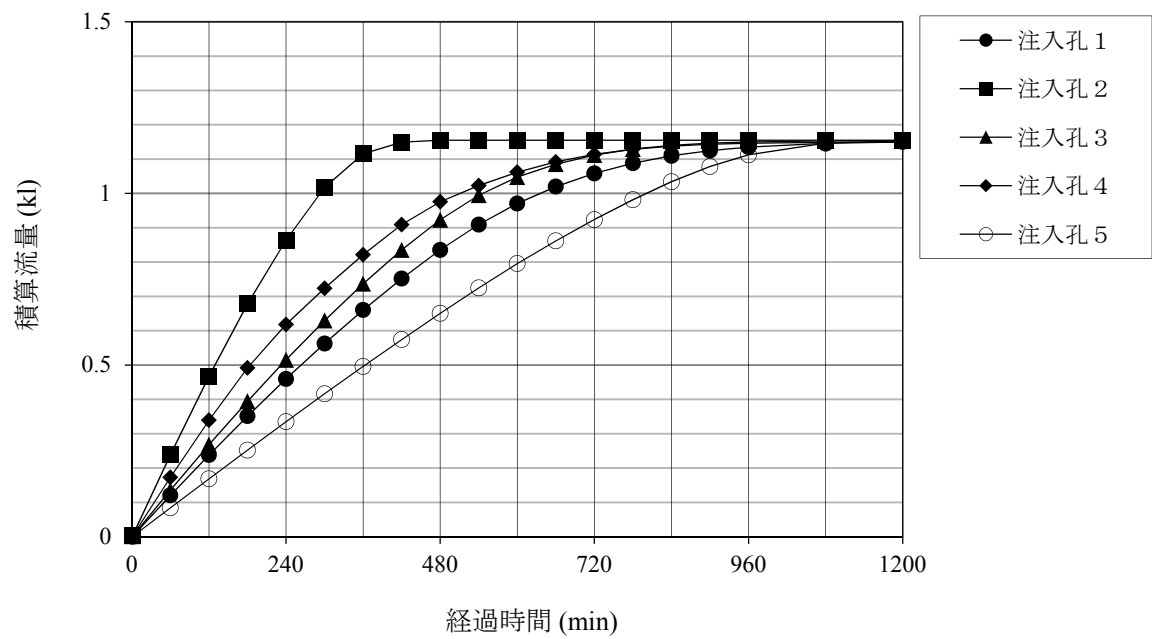


図 6.26 積算注入量の経時変化（モデル 2：異方性モデル）



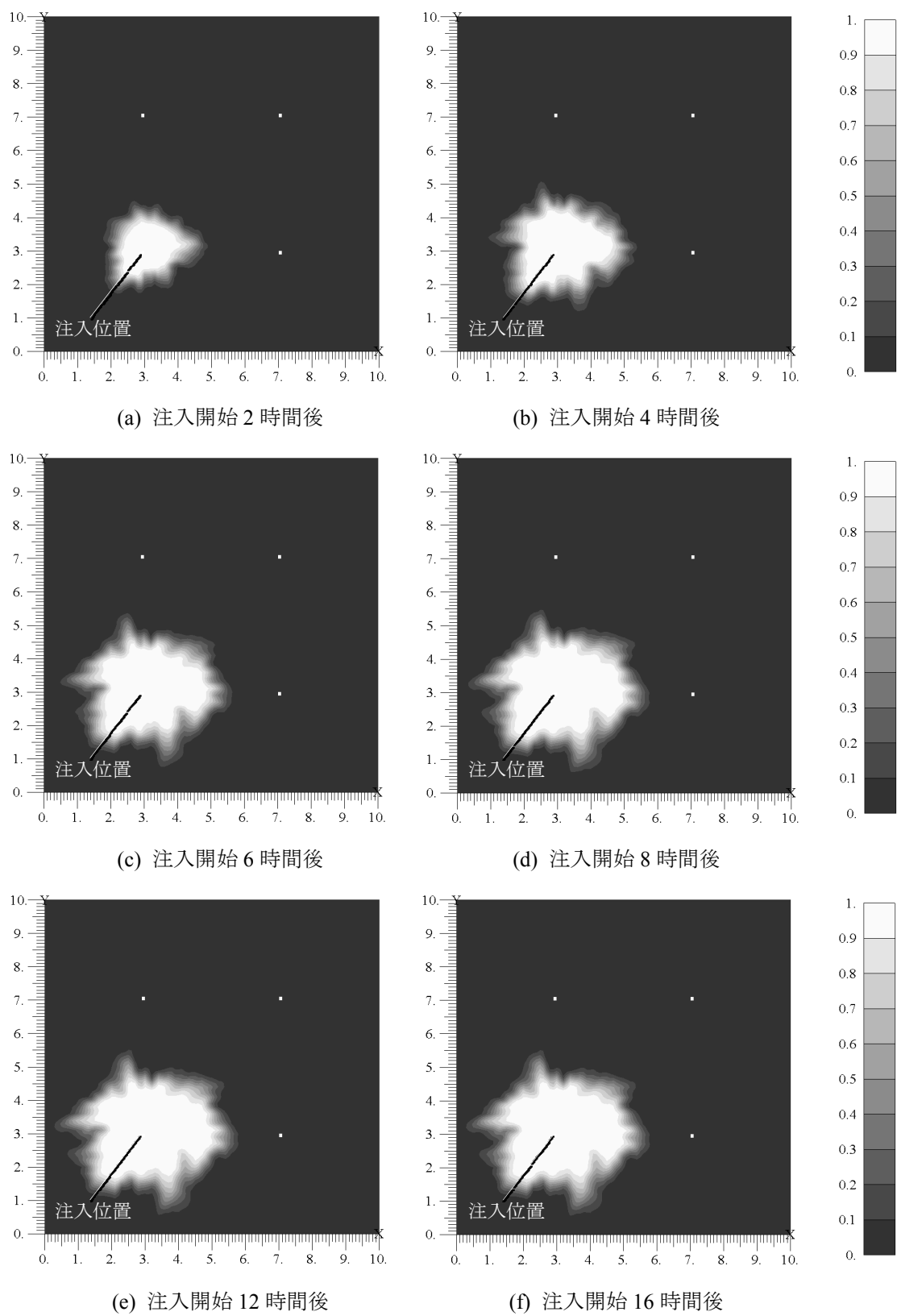


図 6.27 グラウト質量分率の分布（モデル 1，1 孔目注入）

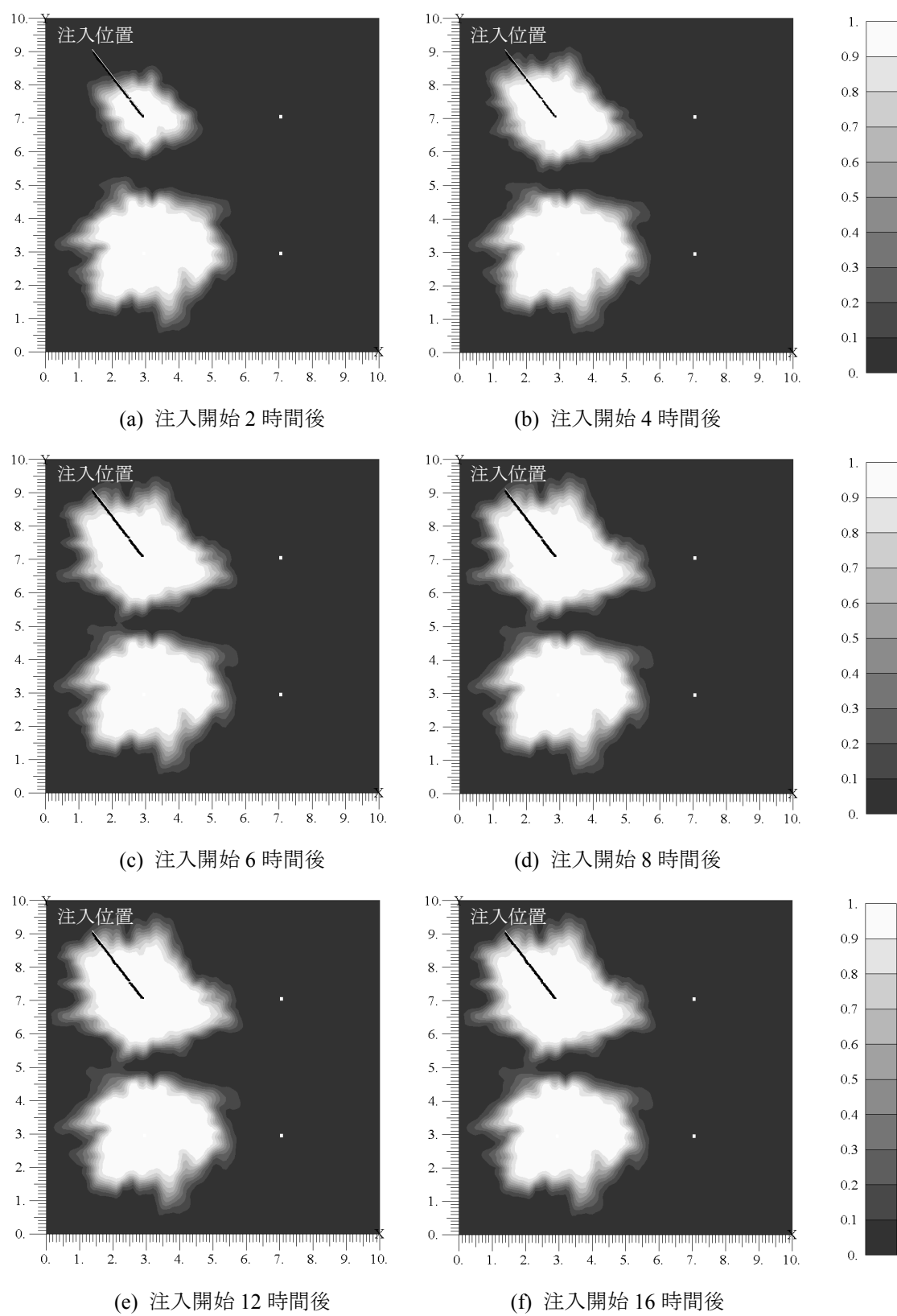


図 6.28 グラウト質量分率の分布 (モデル 1, 2 孔目注入)

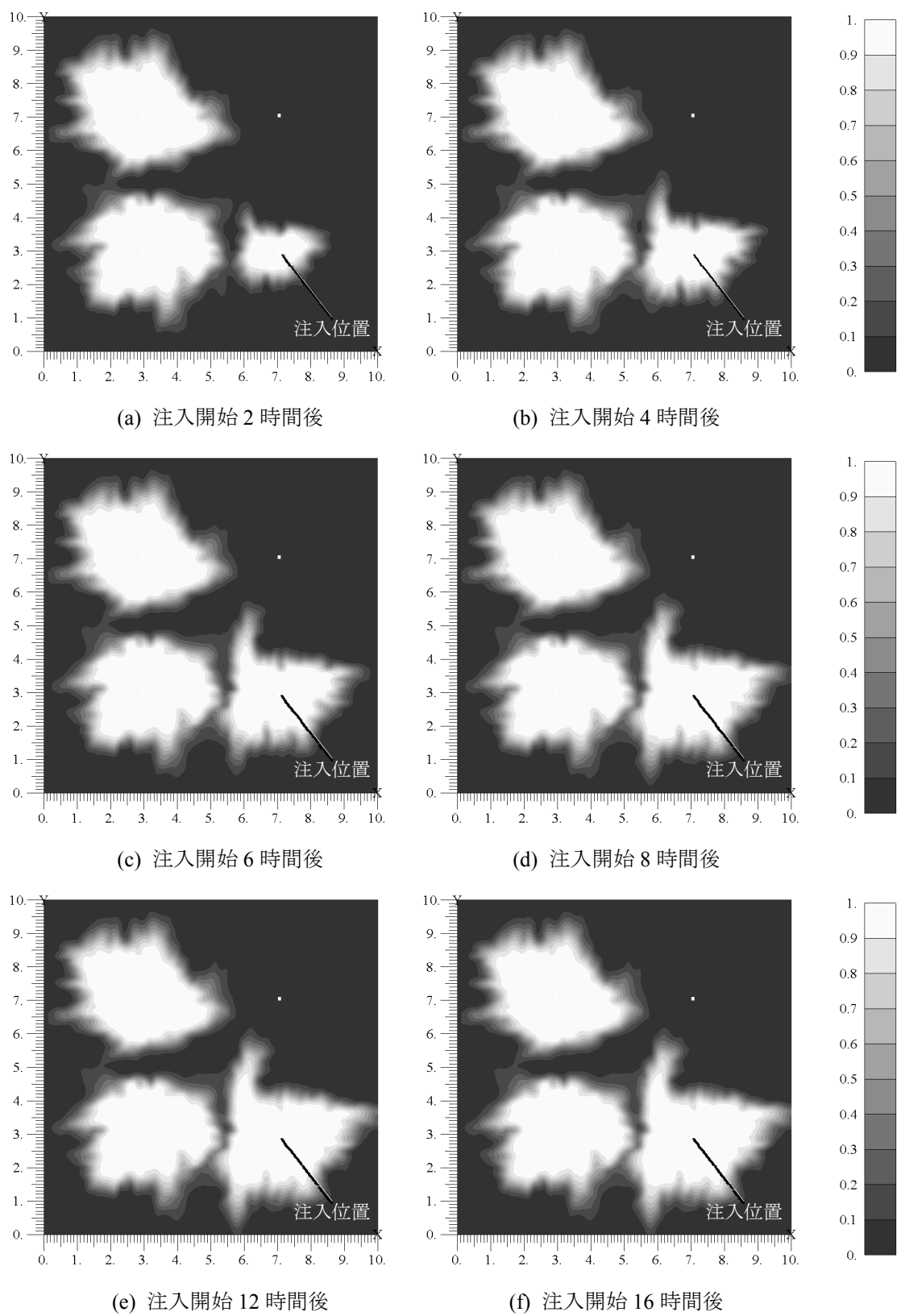


図 6.29 グラウト質量分率の分布 (モデル 1, 3 孔目注入)

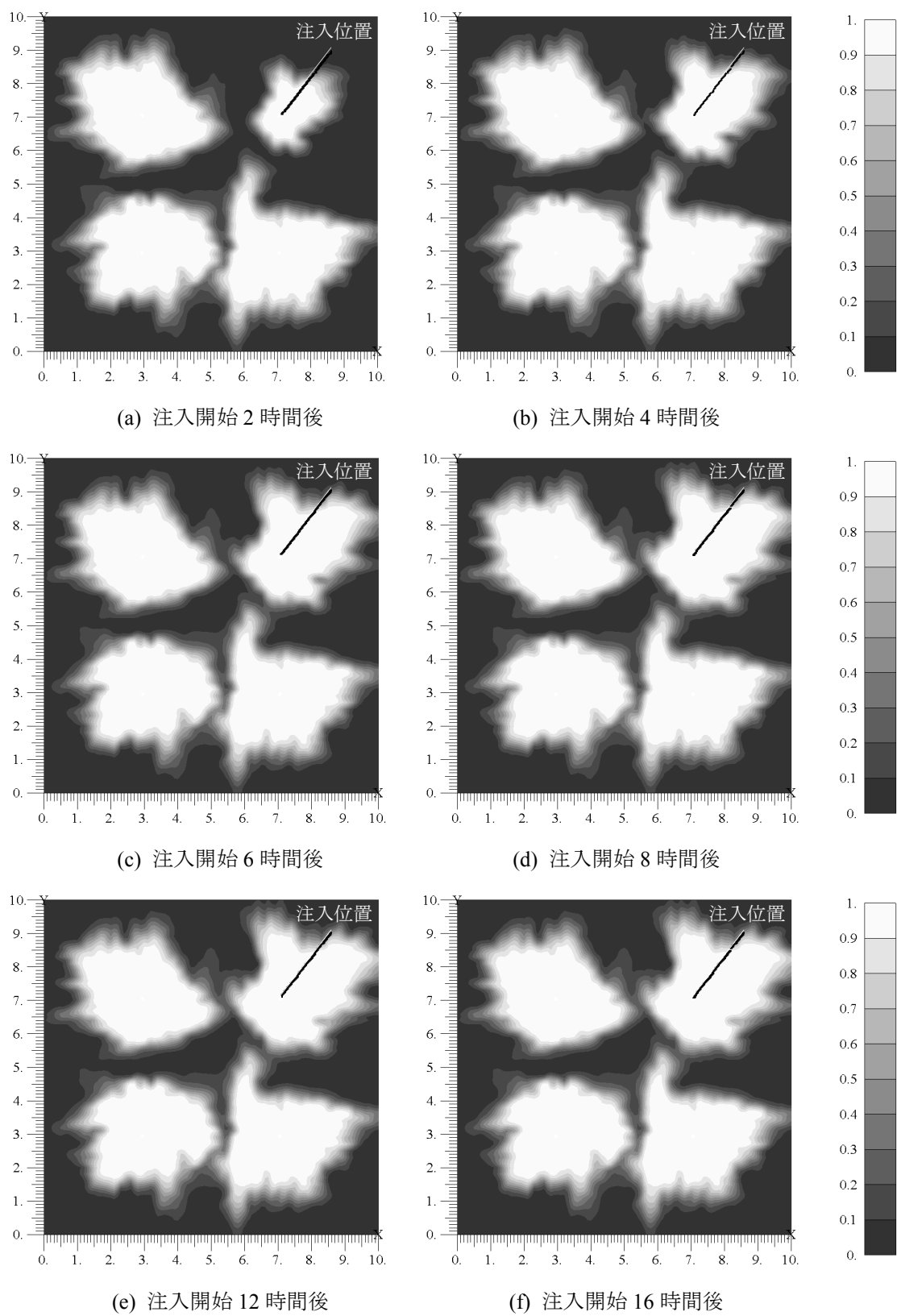


図 6.30 グラウト質量分率の分布 (モデル 1, 4 孔目注入)

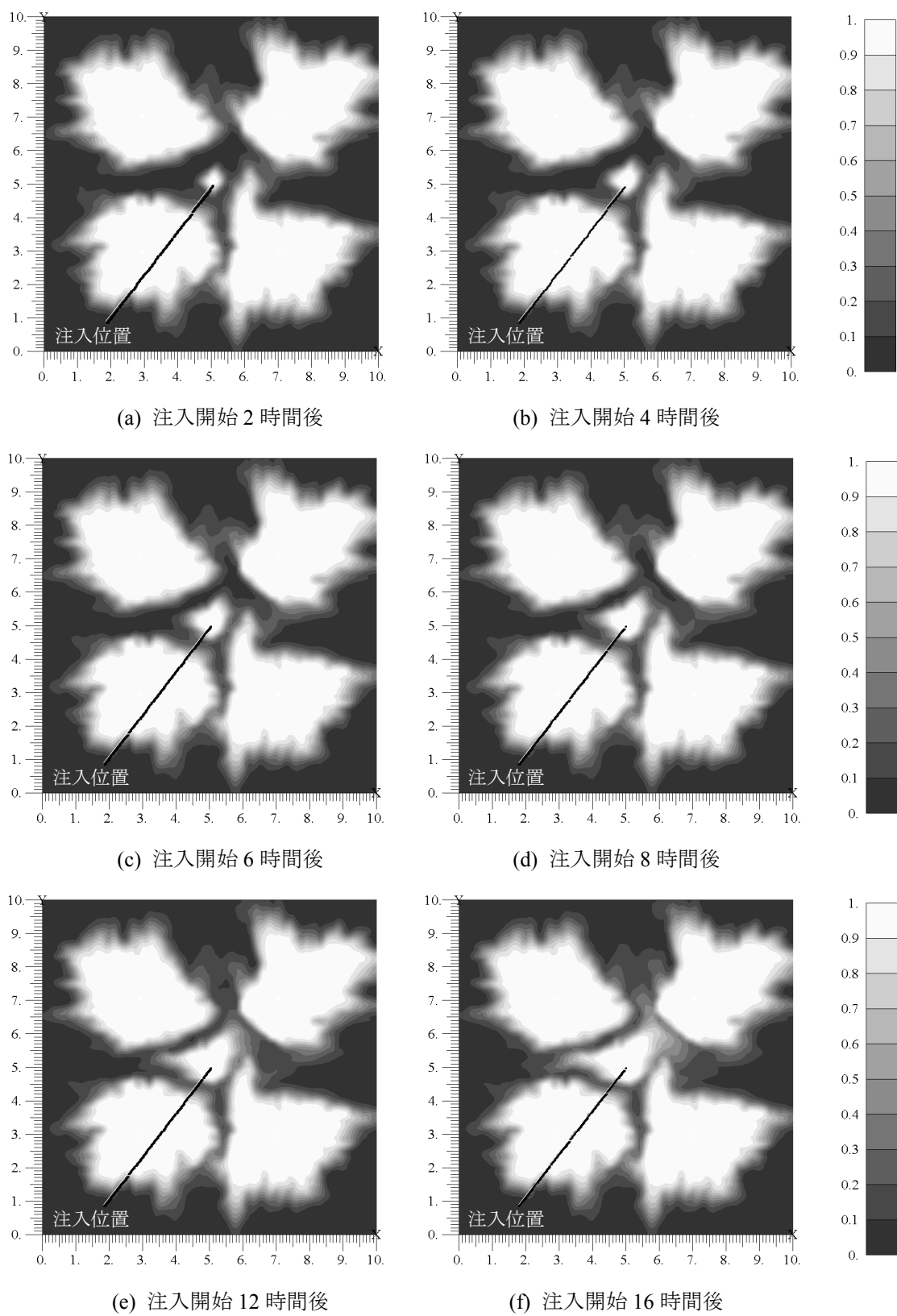


図 6.31 グラウト質量分率の分布（モデル 1，5 孔目注入）

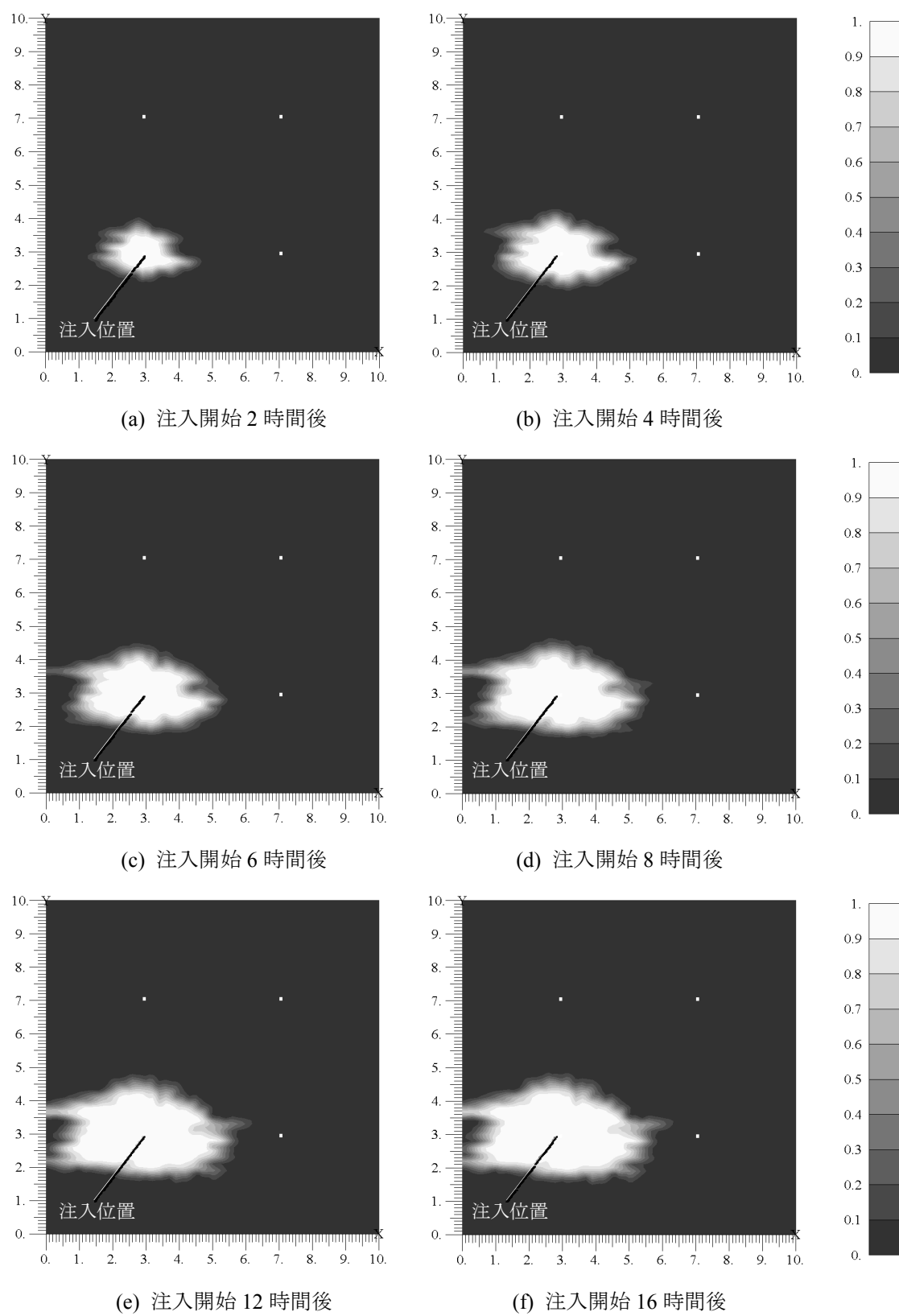


図 6.32 グラウト質量分率の分布 (モデル 2, 1 孔目注入)

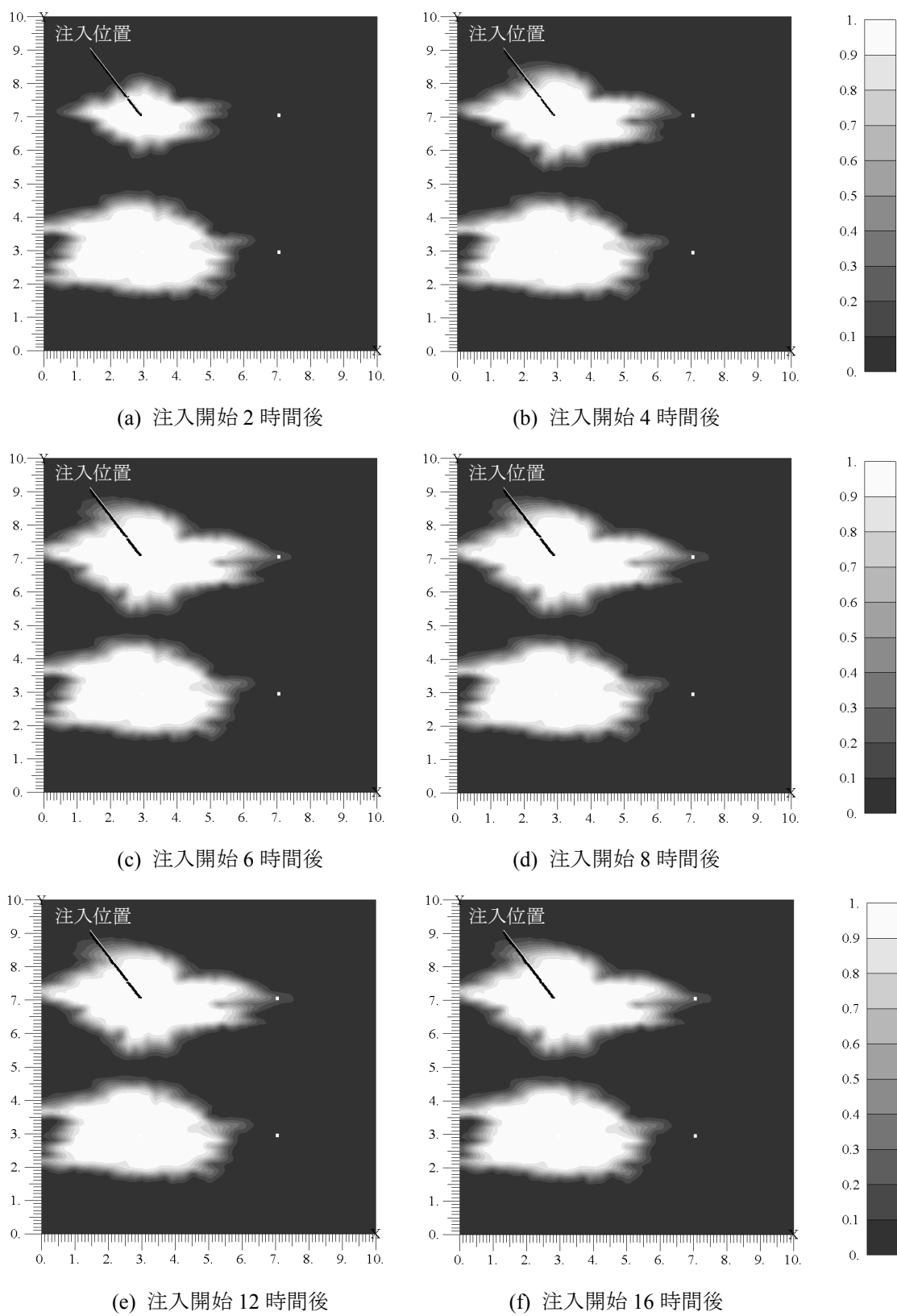


図 6.33 グラウト質量分率の分布 (モデル 2, 2 孔目注入)

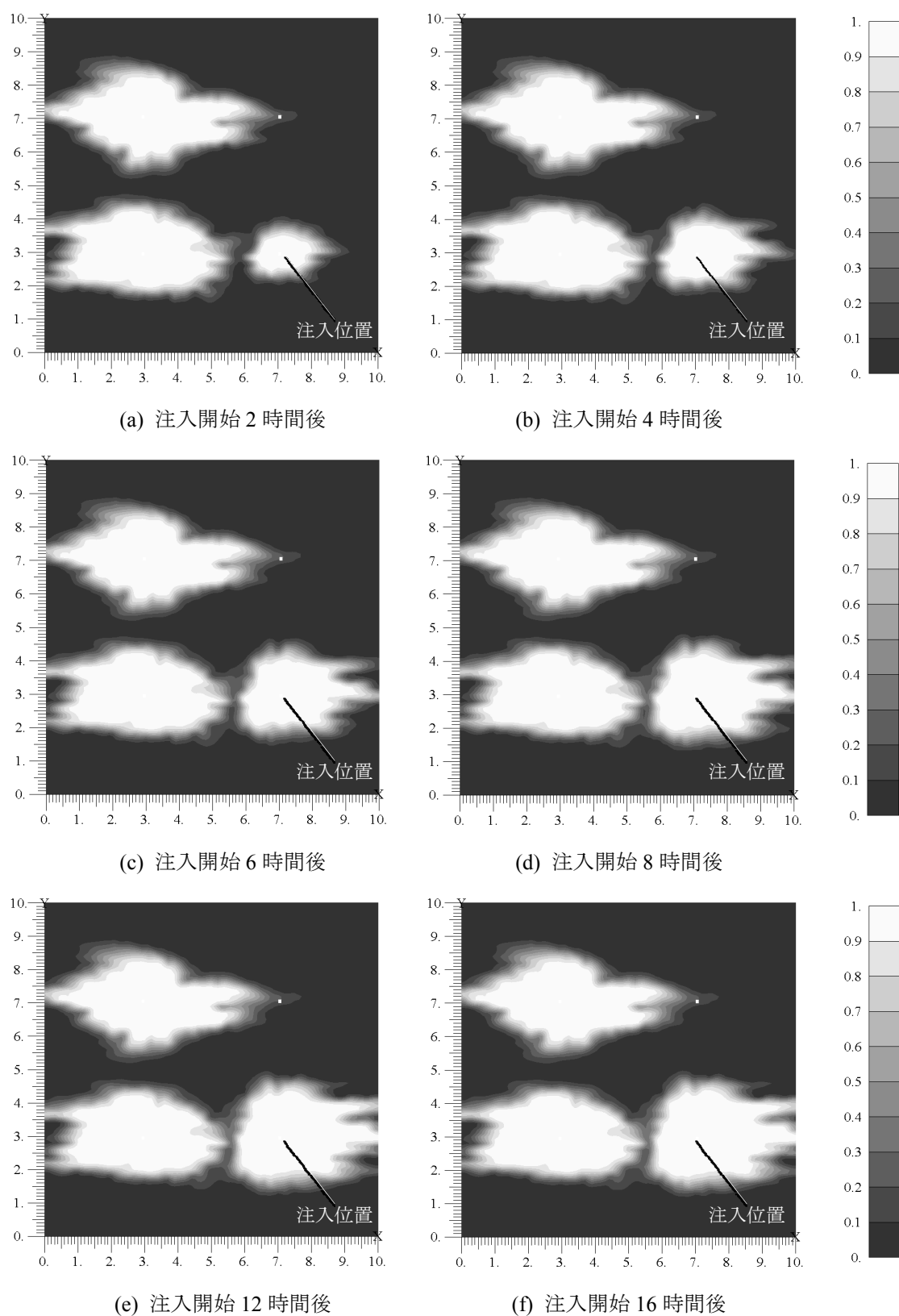


図 6.34 グラウト質量分率の分布（モデル 2，3 孔目注入）



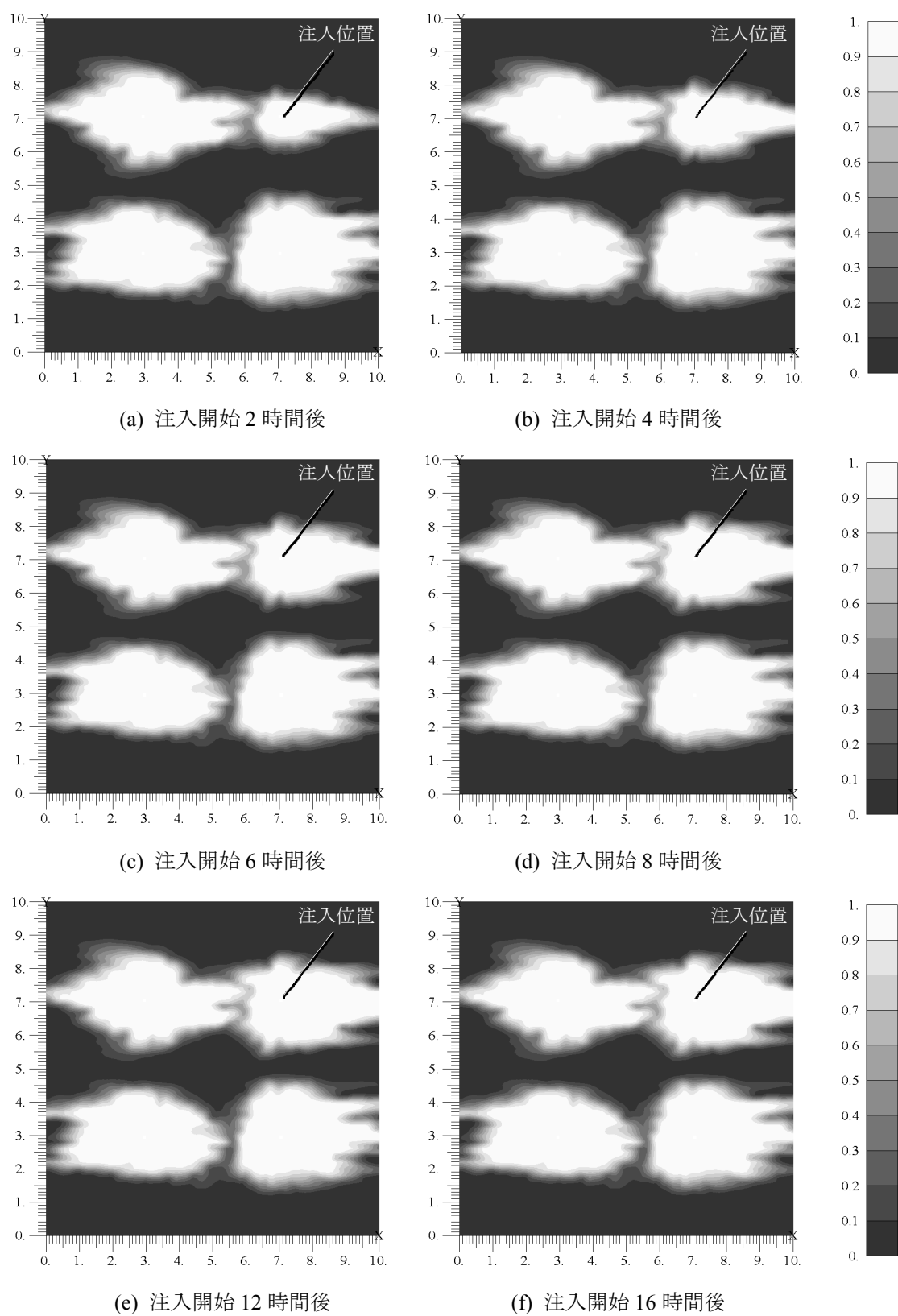


図 6.35 グラウト質量分率の分布（モデル 2，4 孔目注入）

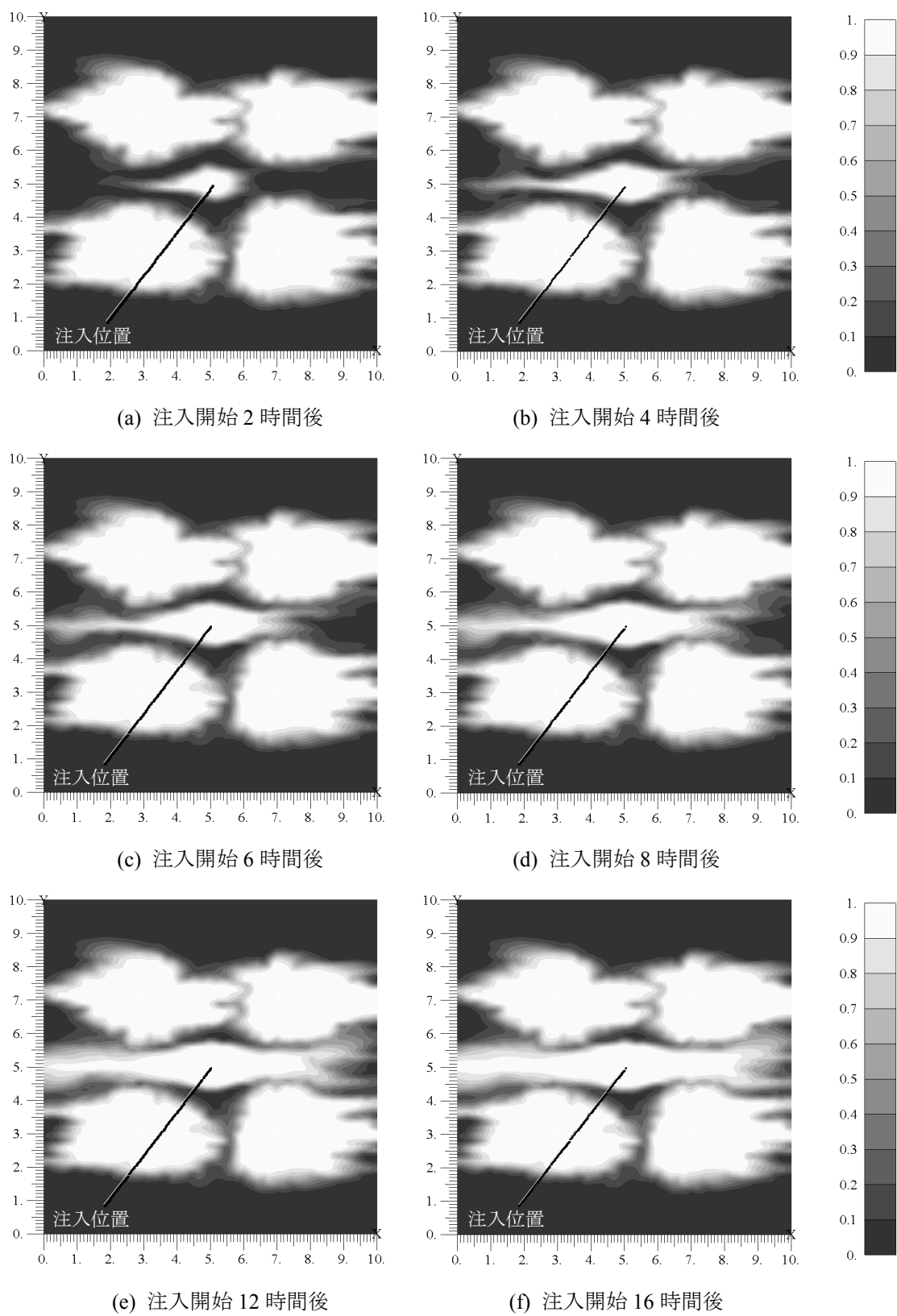


図 6.36 グラウト質量分率の分布 (モデル 2, 5 孔目注入)

## 6.4. 溶液型グラウト材現場注入試験の再現解析

### 6.4.1. 現場注入試験の概要

本論文で提案した溶液型グラウト（コロイダルシリカ）の移行挙動の予測解析手法の有効性を検討するため、コロイダルシリカを主材とする特殊シリカ系グラウト材を用いた砂質地盤への現場注入試験の再現解析を実施し、注入データの実測値との比較検討を行う。

試験地の位置を図 6.37 に、注入試験の実施状況を図 6.38 に示す。実験場所は千葉県木更津市の機材センターの敷地内であり、海岸から約 1km 離れた低地に位置する。図 6.39 は注入試験前に実施した地盤調査（ボーリング調査）の結果を示し、土質区分、N 値、現場透水試験の結果を踏まえ、G.L.-5m～9m の細砂層を注入対象地盤とした。G.L.-8.5m 付近で実施した現場透水試験による透水係数は  $2.63 \times 10^{-5}$  m/sec であった。

表 6.3 には、注入に用いたグラウト材の配合を示す。主材料はコロイダルを主成分とする特殊シリカ系と呼ばれる恒久性グラウト（製品名：Hi シリカ）であるが、このグラウトは地中の電解質の影響によりゲル化が促進されるため、試験場所が海岸に近く土中に塩分が含有されていることを考慮して pH 調整剤を添加して用いた。この配合は、4 章の室内注入実験で用いた材料と同じく、気温 20℃ の環境下ではゲルタイム（作液から粘度が 20 mPa・s に達するまでの所要時間）が 2 時間程度となるが、現場において注入試験時に音叉型振動式粘度計（図 2.15）により計測した粘度は、当日の低い気温の影響を受けて図 6.40 に示すようにゲル化の進行が遅く、約 3.5 時間でゲルタイムに達した。

図 6.41 には注入孔の配置図を示す。3 か所の注入孔を正三角形状に配置し、各孔における注入による改良目標半径を 0.5m と想定し、正三角形の重心点までを改良範囲とすることから、各注入孔間の距離を 0.87m とした。注入においては鉛直方向 4m の注入区間を 0.5m の 8 ステージに分割し、下部から上部に向かって順次打設するステージ注入を行った。各注入ステージにおけるグラウト注入量は、改良目標範囲の体積に注入率 40.5% を乗じることにより 203 L と設定した。また、各ステージの注入速度は、事前に実施した  $q_{cr}$  試験より 11 L/min と設定し、定流量ポンプにより 19～20 分程度の注入時間で一定流量での注入を実施した。



図 6.37 現場注入試験の実施位置



図 6.38 現場注入試験実施状況

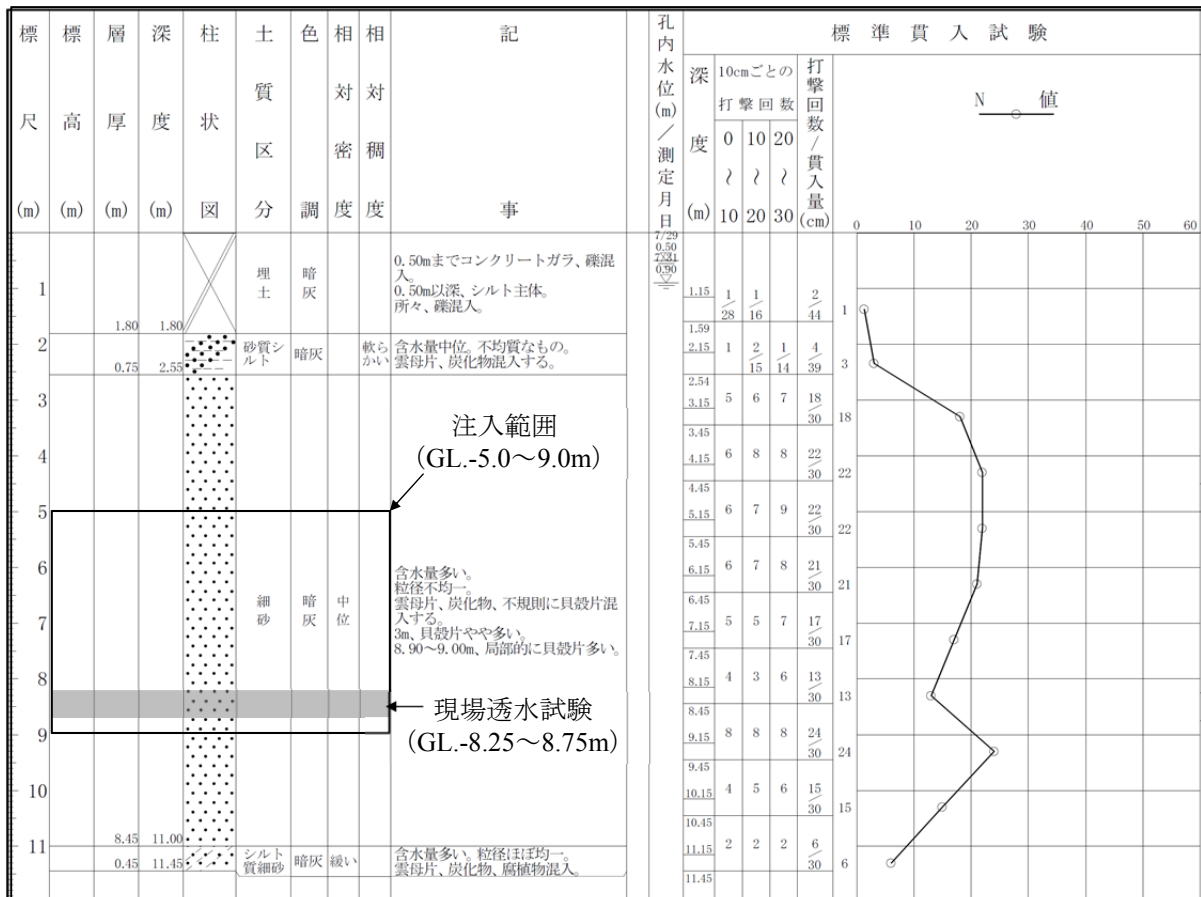


図 6.39 事前ボーリング調査による試験地の地質状況

表 6.3 溶液型グラウト材の配合

材料名	体積 (L)	質量 (kg)	備考
Hi シリカ	800	968	特殊シリカ系 (恒久グラウト)
硬化促進剤	3.5	7.7	塩化カリウム
pH 調整剤	8.5	13.4	7%リン酸
水	188	188	
合計	1000	1177	

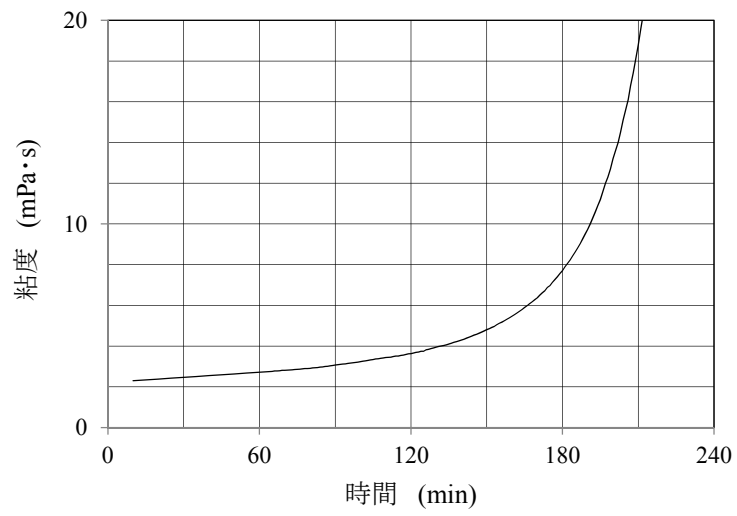


図 6.40 溶液型グラウト材の粘度の経時変化

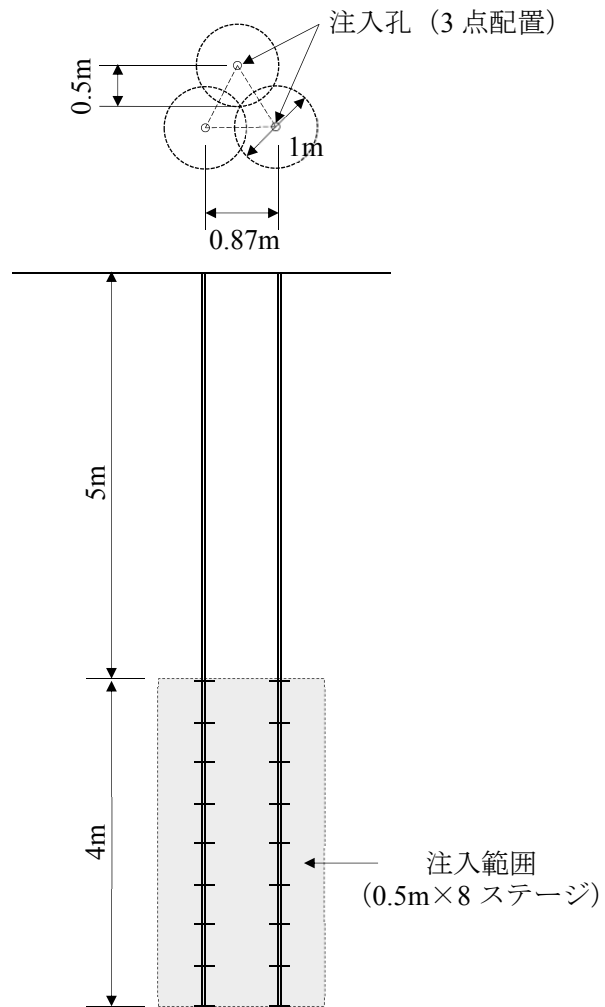


図 6.41 注入孔の配置

#### 6.4.2. 解析モデル

再現解析に用いる解析モデルと解析条件を図 6.42、表 6.4 に示す。解析領域は注入孔を中心とする半径 30m、深度 21m の領域とし、モデル上面は大気圧境界、モデル側面・底面は地表面を大気圧とする静水圧境界とする。初期状態では地盤は地下水で飽和されており、初期地下水圧は地表面を地下水位とする静水圧とする。地盤の物性については十分な調査データがないため、均質・等方な地盤を仮定し、現場透水試験による透水係数  $2.63 \times 10^{-5} \text{ m/s}$ （浸透率  $2.84 \times 10^{-12} \text{ m}^2$  に相当）と、注入量の算定で想定した注入率 40.5% を有効間隙率として用いる。また、補正係数  $C_0$  については原位置の資料が採取できなかったため、4.5 節の模擬砂層による室内注入実験の再現解析で設定した値と同じ 1.0 を用いる。

グラウト注入孔については、各注入ステージごとに注入孔からグラウト材を定流量条件でモデル内に流入させる。注入流量については、各ステージの注入量を 203 L とし、現場で実測されたステージごとの注入時間の実積値（約 19～20 分）で上記の注入量を除した値を用いる。また、グラウト材の粘度の経時変化については、図 6.40 に示す実測値を用いる。

なお、注入試験においては溶液型グラウト材は始めに複数ステージ分の材料を作液したタンクにためて第 1 ステージの注入を開始し、タンク内の残量が少なくなると新たに作液した材料を追加して用いている。このため、注入回数が進むと異なる時刻に作液したグラウト材が混ざった材料を注入することになるが、解析ではこれを扱うことが難しいので、最初に作液したグラウト材の粘度を用いている。このため、注入ステージが進行するにしたがって実際と解析上のグラウト材の粘度の差が広がり、解析誤差が大きくなる。

表 6.4 解析条件

項目	設定値
透水係数 $K \text{ (m/s)}$	$2.63 \times 10^{-5}$
浸透率 $k \text{ (m}^2\text{)}$	$2.84 \times 10^{-12}$
間隙率 $\phi \text{ (%)}$	40.5
修正係数 $C_0$	1.0
グラウト注入方法	定流量

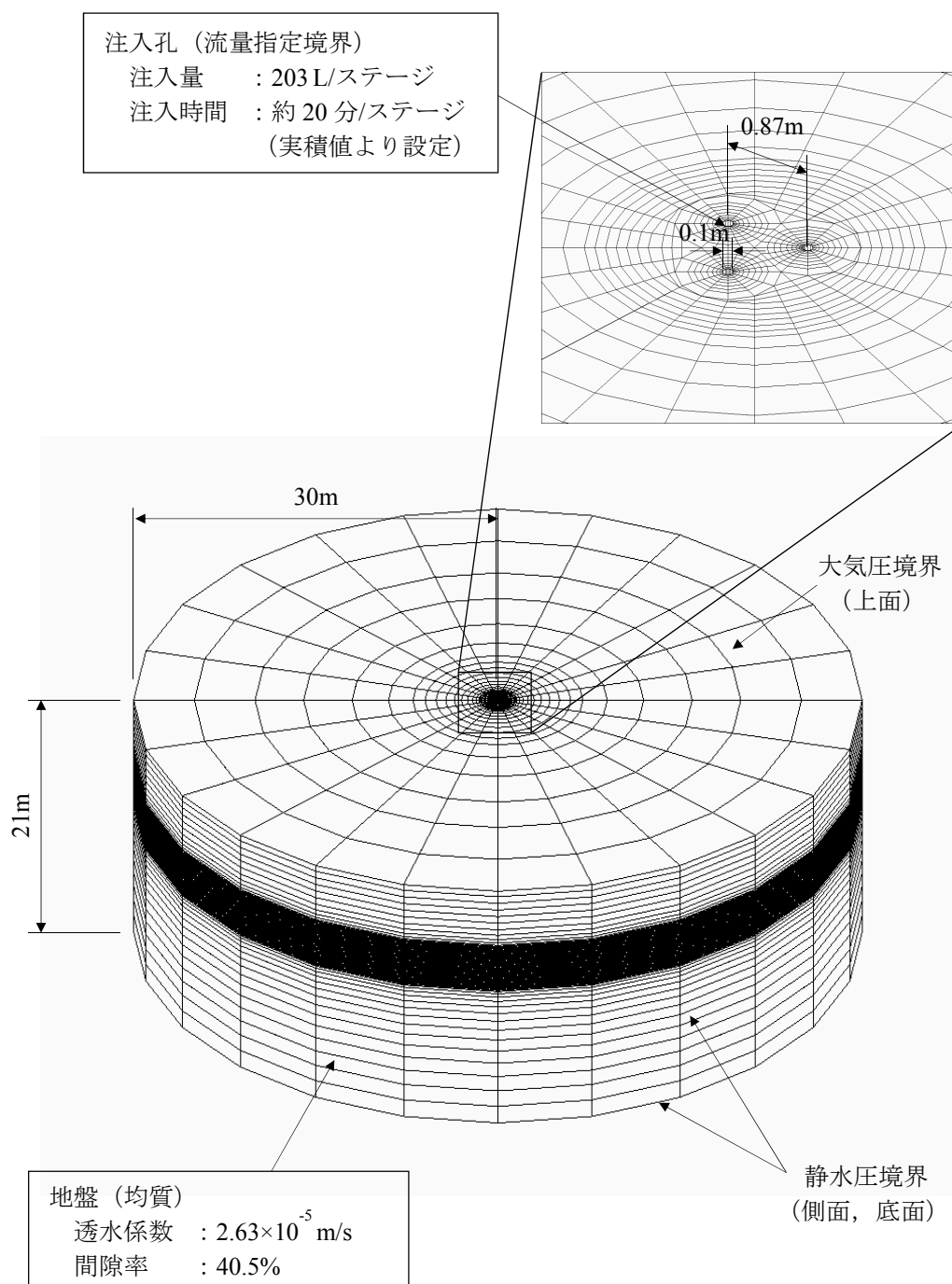


図 6.42 解析モデルと解析条件

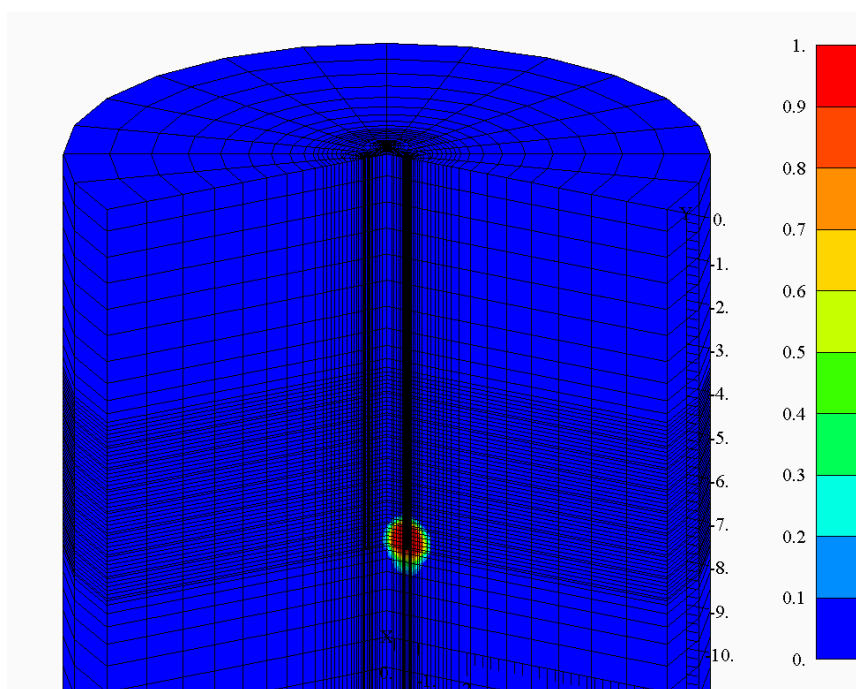


#### 6.4.3. 解析結果

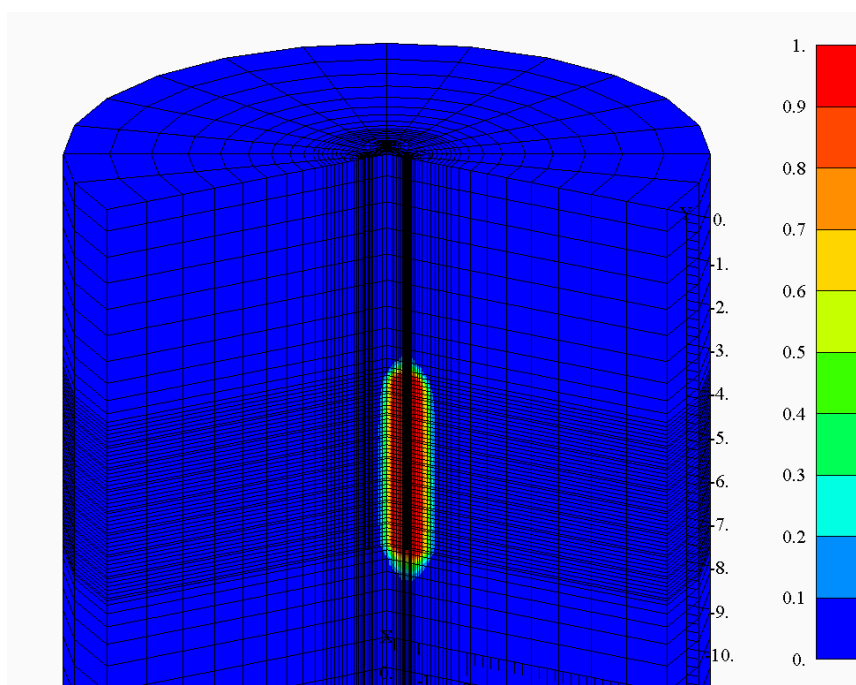
再現解析結果のうち、1孔目の第1ステージと第8ステージ注入完了時、および、2孔目の第1ステージと第8ステージ注入完了時のグラウト質量分率の分布を図 6.43、図 6.44 に示す。また、1孔目と2孔目の第1ステージの注入における地表部で計測される注入圧の実測値と解析結果の比較を図 6.45 に示す。

図 6.45 より、1孔目の第1ステージ注入より2孔目の第1ステージ注入の方が注入圧の実測値が高くなっているが、これは2孔目の注入では1孔目の注入で形成された改良体の影響を受け、グラウト材の移行が制限されることによると推察される(図 6.44)。解析においてもこの傾向が再現されており、1孔目、2孔目とも実測値より解析結果が0.05MPa程度低い値となっているが、1孔目と2孔目の圧力差についてはほぼ同程度になっている。以上より、実測値と解析結果に差は見られるものの、提案する予測解析手法は実用上十分な精度を有していると考えられる。

なお、実測値と解析結果の差の要因については、解析モデルにおいて浸透率、間隙率の不均質性や異方性を考慮していないことと、実測値ではグラウト材が注入ホース内を流動するときの圧力損失が含まれるのに対し、解析ではこれを加味していないことなどが考えられる。

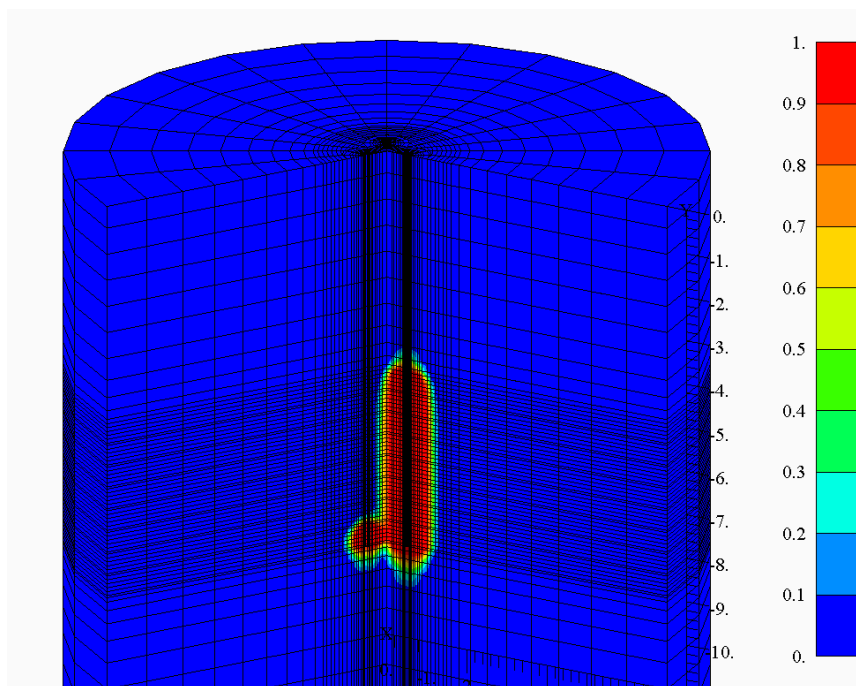


(a) 1 孔目第 1 ステージ完了時

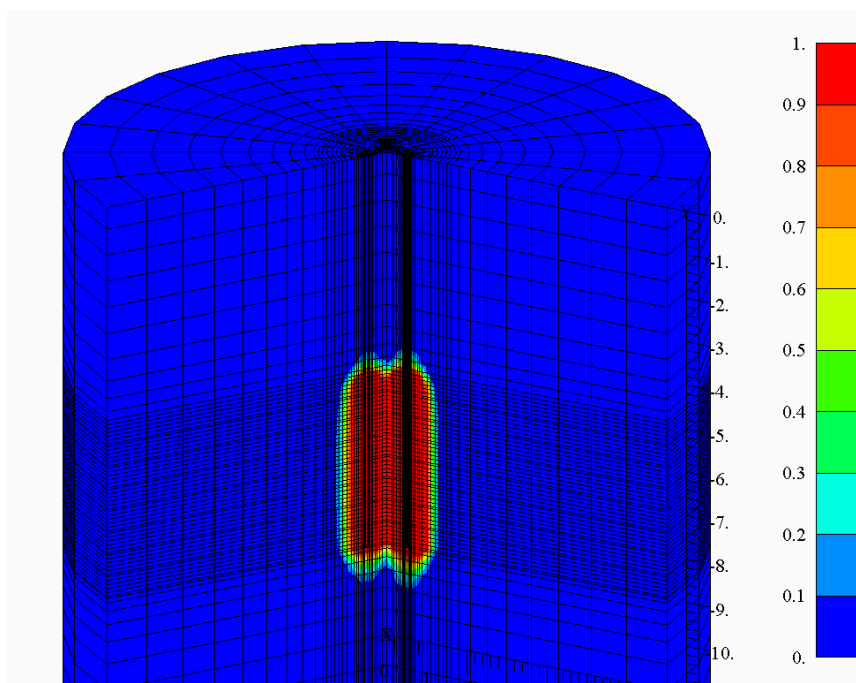


(b) 1 孔目第 8 ステージ完了時

図 6.43 グラウト質量分率の分布（1 孔目）



(a) 2孔目第1ステージ完了時



(b) 2孔目第8ステージ完了時

図 6.44 グラウト質量分率の分布（2孔目）

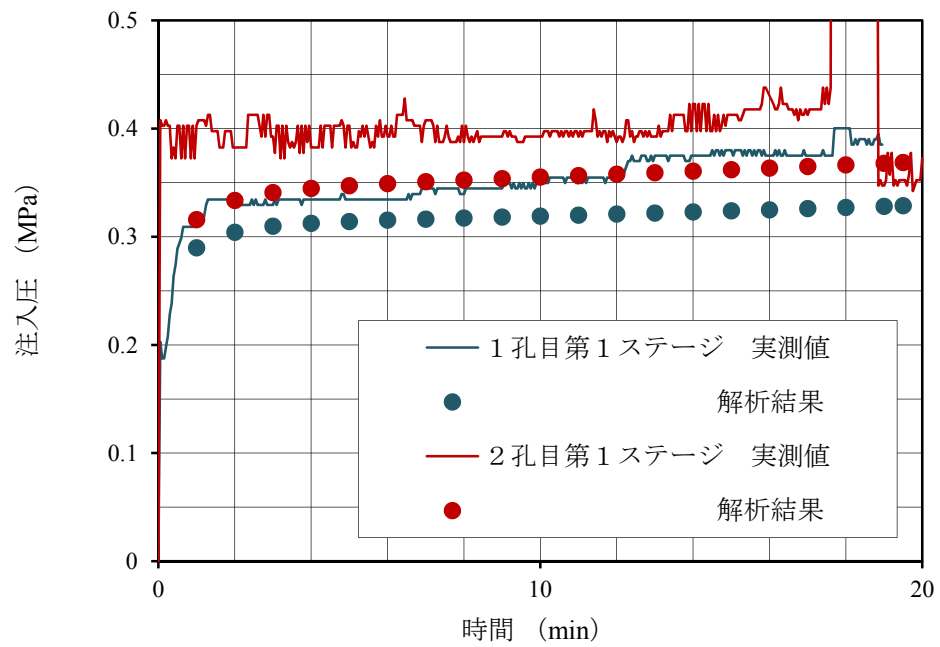


図 6.45 注入圧力の経時変化

## 6.5. 6章のまとめ

本章では、4章で提案した溶液型グラウト材（コロイダルシリカ）の予測解析手法、および、5章で提案した懸濁型グラウト材（超微粒子セメント）の予測解析手法の実施工への適用性に関して、統計的手法（焼きなまし法）により作成した仮想亀裂モデルなどによる解析ケーススタディによる検討、および、別途実施した現場注入実験の再現解析による検討を行った。得られた知見を以下にまとめる。

- ・ 5章で提案したセメント粒子目詰まりによる浸透率低減効果モデル（目詰まりモデル）を導入した懸濁型グラウト材の予測解析手法を用いて、1次元および2次元の平行平板モデルによる解析ケーススタディを実施した結果、初期透水量が等しい場合、2次元流れ（放射状流）の方が1次元流れ（線状流）よりも目詰まりによる流量低下が顕著なことが示された。
- ・ 単一の岩盤亀裂への懸濁型グラウト材の注入に関して、等方的／異方的な開口幅分布を有する仮想的な岩盤亀裂モデルを統計的手法により作成し、目詰まりモデルを導入した懸濁型グラウト材の予測解析手法による解析ケーススタディを実施した。解析結果より、等方的な開口幅分布によりグラウト材が同心円状に移行するケースの方が、異方性を有する開口幅分布により特定方向に卓越してグラウト材が移行する場合に比べて目詰まりによる流量低下が大きくなる結果となり、これは前項の平行平板モデルと整合する。また、グラウト拡散範囲の大きさは注入条件により変化するが、拡散範囲の形状は変化しないことが示された。
- ・ 断層破碎帯の遮水を目的とした中央内挿法による懸濁型グラウト注入に関して、等方的／異方的な浸透率分布を有する仮想的な破碎帯モデルを統計的手法により作成し、多段階注入の解析ケーススタディを実施した。解析結果より、等方モデルにおいては1次注入でグラウト材が領域内にほぼ均質に広がり2次注入が不要となるのに対し、異方モデルでは1次注入で未浸透の領域が残り2次注入の追加が必要であることが示された。また、等方モデルの方が各注入孔における注入量の経時変化のばらつきが少なく、異方モデルに比べて流量低下が早く生じることが示された。
- ・ 以上より、懸濁型グラウト材を用いた岩盤亀裂・破碎帯への注入の実施工において、注入流量・圧力などのデータを事前予測解析と比較することにより拡散範囲の不均質性・異方性などを評価することができる。これにより、例えば岩盤の止水や補強を目的としたグラウト注入において、提案する予測解析手法が施工品質の管理や、追加注入の要否の判定などによる施工の合理化に利用できる可能性が示された（図 6.46）。

- ・ 4 章で提案した擬塑性流体モデルを用いた溶液型グラウト材の予測解析手法を用いて、砂質地盤を対象に実施したコロイダルシリカの現場注入実験の再現解析を実施した結果、注入試験における注入圧の変化を適切に再現できることが示された。

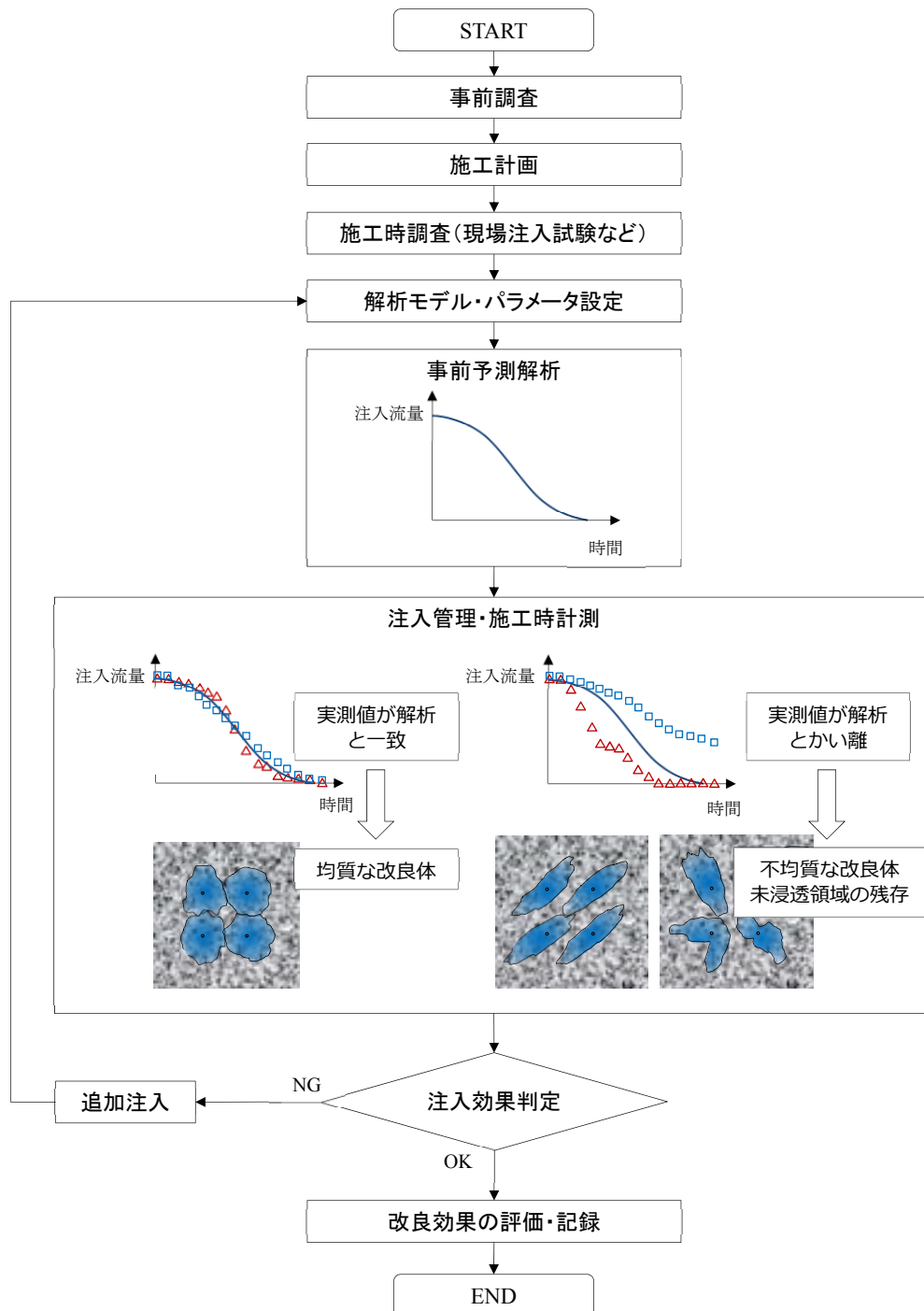


図 6.46 予測解析手法の実施工への適用方法の概念図

## 7. まとめと今後の課題

### 7.1. 本研究で得られた成果

グラウト注入工法は、地盤・岩盤の止水や補強を目的に広く利用されており、今後も都市域の大規模シールドトンネルにおける長期的な止水や、放射性廃棄物地層処分施設における核種拡散防止など、新たな分野への適用も期待されている。これまでのグラウト注入工法の計画では、過去の実績などをもとに注入圧力や注入流量を設定する方法が一般的であったが、改良効果の適切な評価や、建設コスト削減・環境負荷低減などの観点からグラウト材の拡散範囲などを高度に管理する必要性が高まっており、グラウト注入時の地盤・岩盤中でのグラウト材の移行挙動に関する予測解析手法の研究が進められている。

以上の背景のもと、本論文ではコロイダルシリカを主材とする溶液型グラウト材による砂質地盤への浸透注入と、超微粒子セメントを用いた懸濁型グラウト材による岩盤亀裂注入に関して、それぞれの移行・止水のメカニズムが異なる点を考慮して、グラウト移行挙動のモデル化、モデルを導入した数値解析手法の開発と実験結果との比較による検証、および、仮想的なモデルを用いた解析ケーススタディと現場実験の再現解析による実工事への適用性の検討を行った。

本論文で得られた成果を以下に項目ごとにまとめる。

#### ① 溶液型グラウト材（コロイダルシリカ）の移行挙動予測解析手法について（4章）

- ・ 小型試験体を用いた浸透性能実験結果より、作液からの時間経過が少なくゲル化による粘度増加が比較的少ない段階におけるグラウト流量は、グラウト材の粘度変化より算出した計算値とほぼ一致するが、作液から時間が経過してグラウト材の粘度が上昇すると計算値を下回るようになり、グラウト材の粘度上昇とは異なる要因によっても注入流量の低下が生じることがわかった。また、実験において同時に作液して異なる時刻に注入を開始した比較実験の結果に有意な差は見られないことから、上記の差はグラウト材作液時に含まれる粗粒分の目詰まりなどによる試験体の透水性低下が原因ではなく、グラウト材のゲル化に伴う性質の変化に起因することが推測された。
- ・ 前項の差の原因として、本論文では溶液型グラウト材のゲル化にともなうレオロジー特性の変化に着目し、高精度の回転式粘度計（レオメーター）によりグラウト材のレオロジー特性を測定した結果、作液直後のグラウト材はほぼニュートン流体と見なせるが、ゲル化が進行するとせん断速度とせん断応力の間に非線形の相関が見られるようになり、

ニュートン流体としての近似度が低くなることがわかった。また、測定結果をビンガム流体、または、擬塑性流体として近似した場合、降伏応力、非線形率と粘度の間に一定の相関があることがわかった。

- ・ 非ニュートン流体の浸透モデルに関する既往研究を参考に、ゲル化にともなう溶液型グラウト材のレオロジー特性の変化を考慮した新たな移行挙動解析モデルを提案し、これを組み込んだ解析プログラムを作成した。円柱状の模擬地盤によるグラウト注入実験の再現解析結果より、溶液型グラウト材を擬塑性流体としてモデル化すると、ニュートン流体としてモデル化するよりもゲル化進行後の注入流量変化を精度よく再現できることが示された。このことから、溶液型グラウト材の地盤中での移行については、ゲル化による粘度増加を考慮するだけでなく、ゲル化にともなうレオロジー特性の変化を擬塑性流体（高分子溶液やガラス溶液に見られるレオロジー特性）としてモデル化することにより、従来よりも精度よく予測できることがわかった。

## ② 懸濁型グラウト材（超微粒子セメント）の移行挙動予測解析手法について（5章）

- ・ 平行スリットを用いた室内注入実験の結果から、スリットの開口幅より十分小さな粒径のセメント材料を用いた場合でも注入流量の低下が生じること、および、注入流量の低下は、懸濁型グラウト材の濃度と積算流量の積とほぼ線形の相関があることがわかった。
- ・ 前項の結果から、複数のセメント粒子が吸着・団粒化して生じる目詰まりにより流路が閉塞されて浸透率が低下する止水メカニズムを想定して、深層ろ過の概念を適用することにより、目詰まりによりスリット内に滞留するグラウト材の量に比例して浸透率が低下するモデル（目詰まりモデル）を導入した混合流体モデルによる予測解析手法を新たに開発した。このプログラムによる再現解析で注入実験結果を良好に再現できることから、提案するモデルにより懸濁型グラウト材の注入における移行挙動を精度よく予測できることがわかった。
- ・ 前項で提案した目詰まりモデルについて、懸濁型グラウト材中のセメント粒子の微視的な挙動に関する粒子法（MPS 法）による固液2相流解析を実施した。近接したセメント粒子が相互に吸着・団粒化するモデルを新たに導入してモデル解析を実施した結果、室内注入実験と同様に積算流量とグラウト濃度の積に対して流量が線形に低下する傾向が示され、前項で提案した目詰まりモデルと整合的であることが明らかとなった。

## ③ 提案モデルの適用性に関するケーススタディ（6章）

- ・ セメント粒子の目詰まりによる浸透率低減効果モデル（目詰まりモデル）を導入した懸



濁型グラウト材の予測解析手法を用いて、1次元および2次元の平行平板モデルによる解析ケーススタディを実施した結果、初期透水量が等しい場合、2次元流れ（放射状流）の方が1次元流れ（線状流）よりも目詰まりによる流量低下が顕著なことが示された。

- ・ 単一の岩盤亀裂への懸濁型グラウト材の注入に関して、等方的／異方的な開口幅分布を有する仮想的な岩盤亀裂モデルを統計的手法により作成し、目詰まりモデルを導入した懸濁型グラウト材の予測解析手法による解析ケーススタディを実施した。解析結果より、等方的な開口幅分布によりグラウト材が同心円状に移行するケースの方が、異方性を有する開口幅分布により特定方向に卓越してグラウト材が移行する場合に比べて目詰まりによる流量低下が大きくなる結果となり、また、グラウト拡散範囲の大きさは注入条件により変化するが、拡散範囲の形状は変化しないことが示された。
- ・ 断層破碎帯の遮水を目的とした中央内挿法による懸濁型グラウト注入に関して、等方的／異方的な浸透率分布を有する仮想的な破碎帯モデルを統計的手法により作成し、多段階注入の解析ケーススタディを実施した。解析結果より、等方モデルにおいては1次注入でグラウト材が領域内にほぼ均質に広がり2次注入が不要となるのに対し、異方モデルでは1次注入で未浸透の領域が残り2次注入の追加が必要であることが示された。また、等方モデルの方が各注入孔における注入量の経時変化のばらつきが少なく、異方モデルに比べて流量低下が早く生じることが示された。
- ・ 以上の結果より、懸濁型グラウト材を用いた岩盤亀裂・破碎帯への注入の実施工において、注入流量・圧力などのデータを事前予測解析と比較することにより拡散範囲の不均質性・異方性などを評価することができ、多段階注入における追加注入の要否の判定などに利用することができる可能性が示された。
- ・ 擬塑性流体モデルを用いた溶液型グラウト材の予測解析手法を用いて、砂質地盤を対象に実施したコロイダルシリカの現場注入実験の再現解析を実施した結果、注入試験における注入圧の変化を適切に再現できることが示された。

## 7.2. 今後の検討課題

本論文の研究結果から、グラウト材の地盤・岩盤中の移行挙動に関して、溶液型グラウト材ではゲル化進行に伴うレオロジー特性の変化、懸濁型グラウト材ではセメント粒子の目詰まりによる浸透率低下をモデル化した数値解析手法により、注入実験における流量の変化を適切に予測できることがわかった。研究の次の段階では、実際の現場における原位置試験データや実施工データに対して開発した数値解析手法を適用することにより、

有効性の検証と適用性の検討を行っていく予定であるが、その際の主な検討課題として、以下の2点があげられる。

#### ① 止水メカニズムに関するパラメータの設定

本論文で提案する数値解析手法をグラウト注入工法における予測評価に適用するには、溶液型グラウト材については地盤中の流路の形状を示す修正係数  $C_0$ ,  $C_0'$  ((4.19)式～(4.22)式), 懸濁型グラウト材については目詰まりパラメータ  $a$  ((5.16)式) を設定する必要がある。

修正係数  $C_0$ ,  $C_0'$  は、グラウト材の移行経路となる土粒子間の空隙の大きさ・形状や連続性などにより変化することが予想される。本研究では、DL クレイを試験体として用いた室内注入実験の結果を解析結果とマッチングすることにより  $C_0$ ,  $C_0'$  を同定したが、今後、試験体の間隙比や粒度分布により  $C_0$ ,  $C_0'$  がどのように変化するかデータを蓄積し、試験体中の移行経路の微視的な性状が  $C_0$ ,  $C_0'$  にどのように影響するか定量的に評価することが望まれる。また、実工事への適用においては、事前に現場より採取した地盤試料により注入実験を行い  $C_0$ ,  $C_0'$  を定める方法が想定されるが、実験用に再構成した試料は本来の地盤と土粒子の微視的構造が異なる可能性があり、室内実験で予測したグラウト移行挙動と原位置実験データや実施工データの比較・分析に基づく検証が必要である。

また、目詰まりパラメータ  $a$  については本論文では平行板スリットの実験結果から設定したが、自然状態の岩盤亀裂は亀裂面の粗度（凹凸）による開口幅分布を有しており、本論文の値と異なることが予想される。この点については、開口幅分布を有する亀裂を用いた室内実験などから、 $a$  の定量的評価を行うことが考えられる。ただし、実施工においては注入対象となる岩盤亀裂の開口幅分布を測定することは現実的には不可能であり、事前調査などから  $a$  を確定的に設定することは困難である。このため、前記の室内実験において割れ目の開口幅分布などが  $a$  に与える影響に関する感度分析を行い、実施工への適用では  $a$  の値の偏差を考慮した確率論的アプローチにより評価する方法などを検討する必要がある。

#### ② 実現場での測定項目を考慮した適用方法の検討

実現場で一般に行われているグラウト注入工法では、注入の目的や地盤状況に応じて注入材料・注入工法の選定や、注入位置（注入孔配置）・注入量・注入圧力などを計画する。その際、改良効果の予測・評価のために事前調査や施工時計測が行われるが、特に高度な注入管理が必要な工事を除けば、簡易な調査・計測しか行われない場合が多い。本論文で提案する数値解析手法の適用にあたっては、詳細な地質データ（透水性など）や施工管理データ（注入圧力、注入量、注入材料の粘度など）を取得することが望まれるが、実施工

においては詳細な調査・計測が必ずしも行われないことを考慮し、取得するデータが限られる中での適用方法と、予測評価結果の活用方法の検討が課題と考えられる。

一例として、ダムやトンネルのコンソリデーショングラウトやカーテングラウトなどのように複数の注入孔を近接して配置する場合、一孔の透水試験時に周辺孔での水圧変化を計測することにより亀裂の透水異方性を推定できる可能性がある。また、グラウト材を用いた小規模な孔間浸透試験を事前に実施することにより、対象亀裂における目詰まりパラメータを同定することも考えられる。現在、岩盤を対象とした一般的なグラウト注入工でこのような調査が行われる例は少ないが、将来的には現在の中央内挿法によるルジオン値の低減傾向の確認による改良効果の検証方法にかわる、新たな評価確認法の開発につながる事が期待される。

今後、実施工への適用を通じて、このような活用方法を検討していく予定である。



## 謝 辞

本研究は、清水建設技術研究所において技術開発研究テーマとして実施したグラウト移行挙動の予測解析手法の開発成果を中心にまとめたものであり、本研究の遂行にあたり多くの方々のご指導・ご鞭撻を賜りました。本書を借りまして心より感謝申し上げます。

東京大学大学院工学系研究科システム創成学専攻 登坂博行教授には、ご多忙中にもかかわらず研究全般に渡る終始変わらぬご懇篤なご指導を賜るとともに、本論文をまとめるにあたっての激励とご鞭撻を賜りました。本研究を完遂できたのはひとえにこれらのご指導、ご鞭撻の賜物であり、ここで改めて厚く御礼申し上げます。

同研究科の増田昌敬教授、栗飯原周二教授、羽柴公博講師、柴田和也講師、ならびに、早稲田大学理工学術院創造理工学部社会環境工学科の小峯秀雄教授の諸先生方には、たいへんお忙しい中、本論文をご審査頂き、論文全体に対する適切なご指導、ご助言を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

産業技術総合研究所 地圏資源環境研究部門 地下環境機能研究グループ長の伊藤一誠博士は、著者が在学中に浸透流解析技術の基礎をご指導頂いた方であり、伊藤博士との共同研究がグラウト予測解析の研究を志す端緒となったと考えております。ここに、改めて感謝の意を表します。

ライト工業株式会社の鈴木喜久氏、羽田哲也氏、林田晃氏には、グラウト材料の物性試験や現場注入実験に際して、多くのご助力とアドバイスを頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

千葉工業大学建築都市環境学科の鈴木誠教授、ならびに、エンジニアリング協会地下開発利用研究センター技術開発部長の百田博宣博士には、かつて清水建設技術研究所に在籍された際に、本論文の基となる研究推進全般に渡るご指導とご鞭撻を頂きました。ここに、改めて感謝の意を表します。

清水建設土木技術本部の金丸清人部長、大木智明主査には、現場注入実験の実施に際して多大なご支援を頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

清水建設技術研究所副所長の奥野哲夫博士には、主要論文の共著者として数値解析手法に関する多大なご指導・アドバイスを頂き、ご多忙中の中で論文の査読・校正をして頂くとともに、著者の上司として本論文の作成に関する公私両面での叱咤・激励を頂きました。本論文の完遂はこれらのご指導と激励に依るところが大きく、ここで改めて御礼申し上げます。

また、清水建設技術研究所の西琢郎博士，杉山博一博士，中谷篤史氏には，本論文をとりまとめるにあたり多くのご支援を頂きました。特に，ともすれば解析技術のみに傾倒しがちな著者にとって，適切な室内実験の実施とその結果分析に関しては杉山博士と中谷氏のご指導・ご支援に助けられたところが大きく，ここに深く感謝の意を表します。

最後に，経済的に余裕のない中で大学院までの学業を支援してくれた両親に感謝する。また，本論文の執筆の期間を通じて，常に変わらぬ献身的なサポートで著者の大きな支えになってくれた妻 左緒里と息子 舜介に深く感謝し，本論文を捧げるものとする。

平成 28 年 3 月

米山 一幸

## 参考文献

- 1) 最新地盤注入工法技術総覧編集委員会：最新地盤注入工法技術総覧，産業技術サービスセンター，1997.
- 2) 小山倫史，片山辰雄，蓮井昭則，田中達也，岸裕和，大西有三：地層処分におけるグラウト技術の高度化研究（その3）—多孔質媒体モデルを用いた溶液型グラウト注入解析—，第41回岩盤力学に関するシンポジウム講演集，pp.83-88，2012.
- 3) 小山倫史，片山辰雄，蓮井昭則，田中達也，葛葉有史：地層処分におけるグラウト技術の高度化研究（その5）—等価多孔質媒体モデルを用いた注入フィードバック解析—，13th Japan Symposium on Rock Mechanics，pp.355-360，2013.
- 4) 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
- 5) Finsterle, S., Mordidis, G. J., Pruess, K. : A TOUGH2 equation-of-state module for the simulation of two-phase flow of air, water, and a miscible gelling liquid, Lawrence Berkeley Laboratory Report LBL-36086, 1994.
- 6) Hässler, L.: Grouting of Rock - Simulation and classification, Ph. D thesis, Div. of Soil and Rock Mechanics, Royal Institute of Technology (KTH), Sweden, 1991.
- 7) Gustafson, G. and Stille, H. : Stop criteria for cement grouting, Felsbau, 23(3), 2005.
- 8) Fujita, T., Shinkai, F. and Nobuto, J. : Fundamental study on a grout penetration model for a HLW repository, Journal of Energy and Power Engineering (JEPE), Vol.6, No.8, pp.1191-1203, 2012.
- 9) 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：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，材料，Vol.61, No.3, pp.245-252, 2012.
- 10) 足立紀尚，細田尚，岸田潔：亀裂の粗度を考慮した解析によるグラウト浸透現象の理解，防災研究協会研究報告，Vol.34, 2011.
- 11) 仲山貴司，橘直毅，岡野法之，赤木寛一：薬液注入に伴う地盤変形の数値解析手法に関する研究，土木学会論文集 F1（トンネル工学特集号），Vol.66(1)，pp.137-143，2010
- 12) Nakayama, T., Tachibana, N, Okano, N. and Akagi, H. : A study on numerical simulation during chemical grouting, Ground Technology and Geo-Information (IS-AGTG2011), pp.351-361, 2012
- 13) 杉山博一，米山一幸：溶液型グラウト材料の浸透性に関する室内実験と解析的評価，清水建設研究報告，Vol.90，pp.75-83，2013.

- 14) 佐藤邦明, 伊藤洋: 岩盤内浸透流の時間依存と目詰まり機構, 土と基礎, Vol.36, No.4, pp.21-25, 1988.
- 15) 伊藤洋, 坂口雄彦, 西山勝栄, 藤原愛: 岩盤割れ目系における粘土懸濁液グラウトの充填性及び止水性に関する実験的研究, 土木学会論文集 No.547, III-36, pp.231-242, 1996.
- 16) 岩崎富久: 汙過阻止率の計算 白陶土と一二の微生物の濾過に就て (其の一), 土木学会誌, Vol.24, No.8, pp.827, 1938.
- 17) 杉本泰治: 汙過 メカニズムと汙材・汙過助剤, 地人書館, pp.105-127, 1992.
- 18) 古賀誠, 島田英樹, 松井紀久男: 均質地盤に対するグラウト材の一次元注入解析—グラウチングにおけるグラウト材の浸透挙動に関する研究 (第1報)—, 資源と素材, Vol.117, No.3, pp.209-214, 2001.
- 19) 内田善久, 蓮本清二, 野田兼司, 神藤健一: 注入孔内での目詰まりに着目したセメントグラウチングに関する研究, 土木学会論文集 C, Vol.62, No.1, pp.201-214, 2006.
- 20) 延藤遵, 西垣誠, 見掛信一郎, 小林伸司, 佐藤稔紀: 注入圧力によるグラウトの目詰まり現象抑制効果, 土木学会論文集 C, Vol.64, No.4, pp.813-832, 2008.
- 21) 小山倫史, 高橋健二, 田村晴彦, 小林翼, 龍田圭亮, 大西有三: 粘性の経時変化を考慮したグラウト注入過程の数値シミュレーション, 第38回岩盤力学に関するシンポジウム講演集, pp.149-153, 2009.
- 22) 青木謙治, 水戸義忠, 張傳聖, 藤原崇行, 清水靖: 粒状体個別要素法を用いた動的注入におけるグラウト充填機構の検討, 第36回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.299-304, 2007.
- 23) 増田稔: 新宇治川放水路トンネル工事の現況報告, 四国技法, 第3巻, 5号, 2003
- 24) 清水建設: コンクリート表面遮水型ロックフィルダム (CFRD) の施工, 土木クォータリー (非公開資料), Vol.149, 2006.
- 25) 鉄道総合技術研究所: 注入の設計施工マニュアル, 2012.
- 26) 実用軟弱地盤対策技術総覧編集委員会編: 実用軟弱地盤対策技術総覧, 産業技術サービスセンター, 1993.
- 27) 米倉亮三, 加賀宗彦, 島田俊彦: 薬液注入による長期耐久性の研究: 土木施工, Vol.32, No.2, pp.49-55, 1991.
- 28) 米倉亮三, 島田俊彦: 薬液注入における長期耐久性の研究: 土と基礎, Vol.40, No.12, pp.17-22, 1992.
- 29) (株) エー・アンド・デイ ホームページ: 製品案内 (音叉型振動式粘度計 SV シリーズ), (<http://www.aandd.co.jp/adhome/products/analytical/sv.html>, 2015.9.20 アクセス)



- 30) 日本機械学会：機械工学便覧（基礎編・応用編）新版，丸善，1987.
- 31) 富田幸雄：非ニュートン流体の流動，日本レオロジー学会誌，Vol.15，pp.167-171，1987
- 32) 和田稲苗，西山教之，西田俊一：非ニュートン流体に対する修正ダルシの法則，日本機械学会論文集（C編），Vol.51，No.464，pp.852-858，1985.
- 33) 登坂博行：地圏水循環の数理一流域水環境の解析法，東京大学出版会，2006.
- 34) Pruess, K., Oldenburg, C., Moridis, G. : TOUGH2 user's guide, version 2.0, Lawrence Berkeley National Laboratory Report LBNL-43134, 1999.
- 35) 越塚誠一：計算力学レクチャーシリーズ 5 粒子法，丸善，2005.
- 36) 後藤仁志：数値流砂水理学—粒子法による混相流と粒状体の計算力学—，森北出版，2004.
- 37) 後藤仁志，林稔，酒井哲郎：固液二相流による大規模土砂崩壊に伴う水面波の発生過程の数値解析，土木学会論文集，No.719，II-61，pp.31-45，2002.
- 38) Barker, J. A. : A generalized radial flow model for hydraulic tests in fractured rock, Water Resource Research, Vol.24, No.10, pp.1796-1804, 1988.
- 39) Deutsch, C. V. and Journel, A. G. : GSLIB - Geostatistical software library and user's guide (2nd edition), Oxford University Press, 1998.