

粒状体個別要素法によるベントナイト 膨潤圧試験のシミュレーション

— 壁面摩擦力および供試体寸法の影響に関する考察 —

The Distinct Element Analysis for Swelling Pressure Test of Bentonite
- Discussion on the Effects of Wall Friction Force and Aspect Ratio of Specimen -

清水 浩之 菊池 広人 棚井 憲治 藤田 朝雄

Hiroyuki SHIMIZU, Hirohito KIKUCHI, Kenji TANAI and Tomoo FUJITA

地層処分研究開発部門

地層処分基盤研究開発ユニット

Geological Isolation Research Unit

Geological Isolation Research and Development Directorate

October 2011

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

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

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

© Japan Atomic Energy Agency, 2011

粒状体個別要素法によるベントナイト膨潤圧試験のシミュレーション — 壁面摩擦力および供試体寸法の影響に関する考察 —

日本原子力研究開発機構 地層処分研究開発部門 地層処分基盤研究開発ユニット
清水 浩之*、菊池 広人*、棚井 憲治⁺、藤田 朝雄

(2011年 8月 3日 受理)

高レベル放射性廃棄物地層処分に関して、人工バリアにおける緩衝材にはベントナイトを主成分とする材料が検討されており、その膨潤圧は長期的な人工バリアの力学的な状態を評価する上で重要な物性値である。しかし、ベントナイト系材料の室内試験においては幾つかの試験法で統一がなされていないことや、試験に関する留意事項などの整理が不十分であることなどが原因の一つとなり、その評価結果にはばらつきがあるのが現状である。そこで、本研究ではこのような土質材料中における破壊や大変形、膨潤挙動を良好に再現することが可能である粒状体個別要素法により膨潤圧試験のシミュレーションを行うとともに、膨潤圧試験における供試体の縦横比および壁面摩擦力の影響について検討を行った。その結果、以下の新たな知見を得る事ができた。膨潤圧試験初期には供試体側方壁面への垂直抗力が小さいため、大きな摩擦力が作用せず、供試体は流体浸潤面から圧力測定面側へと変位する。さらに、流体の浸潤が進行して供試体全体が膨潤すると、壁面摩擦力により供試体は圧力測定面側へと偏った状態となるため圧力測定面で計測される膨潤圧が大きくなる。このような供試体内部の変位挙動は飽和率分布状態による供試体内の局所的な膨潤量の違いと流体の浸潤による強度や弾性係数といった力学特性の低下が主な原因となっており、これらの変化傾向が膨潤圧曲線の形状に大きく影響していると考えられる。供試体モデルの縦横比が大きい場合、供試体内の粒子の変位量が大きく、またその変位を拘束する摩擦力が作用する割合が大きくなるため、供試体縦横比の増加にともなって計測される膨潤圧がさらに大きく増大する。今後、ベントナイト系材料の標準的試験法の構築に資するためにはこのような摩擦影響について実験による検証を行う必要がある。特に、供試体と試験装置の間の摩擦係数、膨潤圧試験における供試体内部の変位分布、飽和率の増加に伴う供試体の膨潤量と力学特性の変化について定量的に把握することが重要であると考えられる。

核燃料サイクル工学研究所：〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松 4-33

* 東北大学 流体科学研究所 複雑系流動研究部門 大規模環境流動研究分野

※ 技術開発協力員：核燃料サイクル工学研究所 環境技術管理部 処分技術課（兼務）

+ 幌延深地層研究ユニット 堆積岩工学技術開発グループ

**The Distinct Element Analysis for Swelling Pressure Test of Bentonite
- Discussion on the Effects of Wall Friction Force and Aspect Ratio of Specimen -**

Hiroyuki SHIMIZU*, Hirohito KIKUCHI**, Kenji TANAI⁺ and Tomoo FUJITA

Geological Isolation Research Unit, Geological Isolation Research and Development Directorate
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received August 3, 2011)

For geological isolation systems for radioactive waste, bentonite based material is assumed to be used as a buffer material. The swelling characteristics of the bentonite based material are expected to fill up the void space around the radioactive wastes by swelling. In general, swelling characteristics and properties of bentonite are evaluated by the laboratory tests. However, due to the lack of standardization of testing method for bentonite, the accuracy and reproducibility of the testing results are not sufficiently proved. In this study, bentonite swelling pressure test were simulated by newly developed Distinct Element Method (DEM) code, and the effects of wall friction force and aspect ratio of bentonite specimen were discussed. As a result, the followings were found. In the beginning of the swelling pressure test, since swelling occurs only around the fluid injection side of the specimen, wall friction force acts only in the swelling area and the specimen moves to opposite side from fluid injection side. However, when the entire specimen started swelling, displacement of the specimen prevented by the wall friction force, and the specimen is pressed against the pressure measurement side. Then, the swelling pressure measured on the pressure measurement side increases. Such displacement in the specimen is significantly affected by the decreasing of mechanical properties and the difference of saturation in the bentonite specimen during the fluid infiltration. Moreover, when the aspect ratio of the specimen is large, the displacement of the particle in the specimen becomes large and the area on which the wall frictional force acts is also large. Therefore, measured swelling pressure increases more greatly as the aspect ratio of the specimen increases. To contribute to the standardization of laboratory test methods for bentonite, these effects of wall friction force revealed by the DEM simulation should be verified through laboratory experiments.

Keywords: Bentonite, Swelling Pressure Test, Distinct Element Method, Friction, Aspect Ratio of Specimen

* Institute of Fluid Science, Tohoku University

✂ Collaborating Engineer : Waste Isolation Technology Section, Waste Management Department, Nuclear Fuel Cycle Engineering Laboratories (Additional Post)

+ Sedimentary environment engineering group, Horonobe underground research unit

目次

1. 緒言	1
2. 個別要素法による解析手法の概要	3
2.1 粒子間接触力	3
2.2 粒子間結合力	6
2.3 流体流動の計算手法	7
2.4 流体の浸潤による粒子の膨張	9
3. 数値計算に用いた諸定数の決定	11
4. 膨潤圧試験のシミュレーション	13
4.1 解析モデルの概要	13
4.2 流体の浸潤挙動	13
4.3 膨潤圧の経時変化	15
5. 壁面摩擦力および供試体の縦横比の影響に関する考察	17
5.1 流体の浸潤と壁面に作用する応力の関係	17
5.2 供試体モデル内の粒子の変位分布	18
5.3 供試体モデルの縦横比による応力状態の変化	20
5.4 壁面摩擦力および縦横比の影響のまとめおよび検証実験の検討	21
6. 膨潤圧曲線の形状に関する考察	24
7. 結言	26
参考文献	27

Contents

1. Introduction	1
2. Simulation methodology of distinct element method (DEM)	3
2.1 Contact forces and moment between particles	3
2.2 Formulation of mechanics of bonded particles	6
2.3 Fluid Flow Algorithm	7
2.4 Swelling of particles	9
3. Calibration of microscopic parameters	11
4. DEM simulation of swelling pressure test	13
4.1 Bentonite specimen models and simulation condition	13
4.2 Fluid infiltration process	13
4.3 Evolution of the swelling pressure	15
5. Effects of wall friction force and aspect ratio of specimen	17
5.1 Relation between fluid infiltration and pressure acting on the walls	17
5.2 Displacement of particles	18
5.3 Distribution of principal stresses	20
5.4 Summary of the discussion and suggestion for laboratory experiments	21
6. Relationship between the input parameters and the swelling pressure curve	24
7. Conclusions	26
References	27

表目次

Table 1 Model data for bi-axial test.	28
Table 2 Input parameters.	28
Table 3 Simulation case.	29

図目次

Fig.1 Voigt model (elastic spring, viscous dashpot and friction slider) for the force transmission in DEM.	30
Fig.2 Contact between two particles.	30
Fig.3 Meniscus and connecting forces between soil particles.	31
Fig.4 Connecting force acting between two particles in DEM.	31
Fig.5 Channel - Domain model.	32
Fig.6 Channel width and length.	32
Fig.7 Flow velocity and viscous forces.	33
Fig.8 Pore pressure acting on a particle.	33
Fig.9 Relationship between saturation of the domain and fluid pressure.	34
Fig.10 Domain volume and pore volume.	34
Fig.11 Loading condition for the simulation of biaxial compression tests.	35
Fig.12 Stress-strain curves from the simulation of biaxial compression test.	35
Fig.13 Stress-strain curves from the simulation of biaxial compression test. (a) Simulation condition.	36
Fig.13 Stress-strain curves from the simulation of biaxial compression test. (b) Relation between particle expansion and pressure.	36
Fig.14 Simulation model for the simulation of swelling test.	36
Fig.15 Evolution of the saturation for the Case A-1.	37
Fig.16 Evolution of the saturation for the Case A-1-friction.	37
Fig.17 Evolution of the saturation for the Case B-1.	38
Fig.18 Evolution of the saturation for the Case B-1-friction.	38
Fig.19 Evolution of the saturation for the Case C-1.	39
Fig.20 Evolution of the saturation for the Case C-1-friction.	39
Fig.21 Evolution of the saturation for the Case D-1.	40
Fig.22 Evolution of the saturation for the Case D-1-friction.	40
Fig.23 Schematic description of the laboratory experiment.	41
Fig.24 Evolution of the saturation obtained from the laboratory experiment.	41

Fig.25 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=0.5$ with $\tan\phi_w=0$ 42

Fig.26 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=0.5$ with $\tan\phi_w=0.3$ 42

Fig.27 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=1.0$ with $\tan\phi_w=0.0$ 43

Fig.28 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=1.0$ with $\tan\phi_w=0.3$ 43

Fig.29 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=2.0$ with $\tan\phi_w=0.0$ 44

Fig.30 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=2.0$ with $\tan\phi_w=0.3$ 44

Fig.31 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=3.0$ with $\tan\phi_w=0.0$ 45

Fig.32 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=3.0$ with $\tan\phi_w=0.3$ 45

Fig.33 Relation between maximum swelling pressure and aspect ratio of the model. 46

Fig.34 Change of maximum swelling pressure due to the friction between particles and walls. 46

Fig.35 Relation between swelling pressure at the steady state and aspect ratio of the model. 47

Fig.36 Change of swelling pressure at the steady state due to the friction between particles and walls. 47

Fig.37 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case A-1). 48

Fig.38 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case A-1-friction). 49

Fig.39 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case B-1). 50

Fig.40 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case B-1-friction). 51

Fig.41 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case C-1). 52

Fig.42 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case C-1-friction). 53

Fig.43 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case D-1). 54

Fig.44 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case D-1-friction). 55

Fig.45 Displacement vector of particle during each time period (Case A-1). 56

Fig.46 Displacement vector of particle during each time period (Case A-1-friction). 57

Fig.47 Displacement vector of particle during each time period (Case B-1). 58

Fig.48 Displacement vector of particle during each time period (Case B-1-friction). 59

Fig.49 Displacement vector of particle during each time period (Case C-1). 60

Fig.50 Displacement vector of particle during each time period (Case C-1-friction). 61

Fig.51 Displacement vector of particle during each time period (Case D-1). 62

Fig.52 Displacement vector of particle during each time period (Case D-1-friction). 63

Fig.53 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case A-1). 64

Fig.54 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case A-1-friction). 65

Fig.55 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case B-1). 66

Fig.56 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case B-1-friction). 67

Fig.57 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case C-1). 68

Fig.58 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case C-1-friction). 69

Fig.59 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case D-1). 70

Fig.60 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case D-1-friction). 71

Fig.61 Experimental results of swelling test using bentonite specimen (Kunigel V1, Dry density: 1.8g/cm^3)
 (a) Initial water content 0%. Swelling pressure monotonically increases. 72

Fig.61 Experimental results of swelling test using bentonite specimen .(Kunigel V1, Dry density: 1.8g/cm³)
(b) Initial water content 5%. Swelling pressure decreases after reaching the peak and increases again.
..... 72

Fig.62 Relationship between the expansion of particle radius and the saturation. 73

Fig.63 Relationship between the input parameters and the saturation. 73

Fig.64 Evolution of the swelling pressure for the Case Extra-1 and Extra-1-friction..... 74

Fig.65 Evolution of the swelling pressure for the Case Extra-2 and Extra-2-friction..... 74

This is a blank page.

1. 緒言

高レベル放射性廃棄物地層処分（以下、地層処分という）に関してわが国では、地下 300 メートル以深の安定な岩盤に処分することが法律¹⁾で定められている。地層処分は、地質環境が本来的に備える遮蔽物としてのバリア機能（天然バリア）と、高レベル放射性廃液をガラスに混ぜステンレス製のキャニスターに固めたガラス固化体を金属製の容器（オーバーパック）に密封したうえで、さらに粘土を主成分とする緩衝材で包み込む人工バリアとを組み合わせた「多重バリアシステム」によりその安全性が確保される。

人工バリアにおける緩衝材には、止水性、自己シール性、核種収着遅延性、熱伝導性、化学的緩衝性、オーバーパック支持性、応力緩衝性などが長期間維持されることが求められる。これらの機能を比較的満足し得る材料として、ベントナイトを主成分とする材料が検討されており²⁾、緩衝材に期待される機能や役割、安全評価項目を検討するためには、室内試験や工学規模試験により諸特性を明確にし、得られたデータにより様々な角度から評価を行う必要がある。しかし、ベントナイト系材料の室内試験においては一部試験法が統一されていないことや、試験に関する留意事項などの整理が不十分であることなどが原因の一つとなり、得られた結果にはばらつきがある³⁾。

例えば、ベントナイト系材料の膨潤圧は、長期的な人工バリアの力学的な状態を評価する上で重要な物性値であり、ほとんどの場合、室内試験結果により評価される。しかし、既往の研究においては、有効粘土密度などの指標が同一であっても、供試体の高さや直径の比（供試体の高さ/直径、以下縦横比と記載する）のみを変化させたとき、供試体の縦横比が大きいほど膨潤圧試験の結果得られる膨潤圧も大きくなるという場合⁴⁾と、膨潤圧に及ぼす供試体縦横比の影響が極めて小さい場合^{5),6)}の二通りの報告がある。また、棚井ほかの行った研究³⁾では、供試体の寸法により膨潤圧が異なるという結果は有効粘土密度 1.6Mg/m^3 程度以上から顕著であるという結果が得られているが、供試体寸法の影響が何に起因しているか明らかになっていないのが現状である。このような室内試験結果のばらつきを低減し、人工バリア設計の不確実性を低減するためには標準的なベントナイト系材料の室内試験法の設定が必要不可欠であり、そのための具体的な提案を行うためには、更なるデータの拡充が今後の課題である。

一方、岩石や緩衝材の破壊や大変形、膨潤挙動を検討するためのもう一つのアプローチに数値解析を用いる方法がある。近年のコンピュータ技術の急激な進歩に伴い、種々の数値解析手法が開発されている。その中でも粒状体個別要素法⁷⁾ (Distinct Element Method、以下 DEM と記載する) は、不連続体を対象として開発されたものであり、解析対象を粒子の集合体としてモデル化する。そのため、粒子規模の微細構造を直接表現することができ、実験で直接把握できなかった物理量の時空間分布などをよりリアリスティックに、かつ適切に表現することができる⁸⁾。DEM の最も大きな特徴は、ばねによる粒子間作用力と粒子の運動方程式というごく単純な計算過程を膨大な数の粒子に対して適用することで現実の複雑な物理現象を良好に再現できる点にある。

有限要素法等の連続体解析手法による数値解析では、理論式や経験的に導かれた関係式を用いて現象全体を表現する高度な構成則モデルを構築することを出発点とし、与えられた初期条件と境界条件のもとに過去や未来の現象を数値的に予測することを目的としている。一方、DEM では

実際の複雑な物理現象を各粒子の単純な運動の集積として再現することを出発点とし、現象のメカニズムをより深く理解することを助けるとともに、現象を引き起こす新たな理論やモデルを導くことが可能となる。つまり、DEM は一種の数値実験手法とすることができる。

上述した供試体縦横比が膨潤圧試験結果に影響を及ぼす要因として、既往の研究においては供試体圧縮成型時の密度不均一性の影響等が検討されている^{3),4)}が、膨潤圧に影響を及ぼすメカニズムの完全な解明には至っていない。そこで、本研究では膨潤圧に影響を及ぼす要因としてこれまで詳細な検討がなされていなかった供試体と試験装置間の摩擦力に着目した膨潤圧試験のシミュレーションによりベントナイト系材料の標準的試験法の構築に資することを試みた。この目標のため、まずベントナイトの膨潤特性や供試体の飽和率の変化に応じた力学特性の変化に対応できる新たな DEM モデルの開発を行った。さらに、供試体と壁面間の摩擦係数や供試体モデルの縦横比を変化させた膨潤圧試験のシミュレーションを繰り返し、結果を比較することで供試体と試験装置間の摩擦力が膨潤圧試験結果に与える影響および摩擦力と供試体縦横比の関係について検討を行った。シミュレーションの結果、ベントナイト供試体の縦横比および摩擦力が膨潤圧試験結果に影響を及ぼすメカニズムについて新たな知見を得る事ができたので報告する。

2. 個別要素法による解析手法の概要

2.1 粒子間接触力

本研究では、数値解析手法として粒状体個別要素法 (Distinct Element Method ; DEM) を用いる。DEM は、P.A.Cundall により 1978 年に提唱された解析手法である⁷⁾。DEM では、各要素を剛体粒子とし、接触状態にある粒子間の相互作用を Fig.1 のように Voigt モデル (ばね・ダッシュポット) によって表現し、多数の粒子の運動を追跡しつつ、接触状態にある粒子を検索し、フックの法則とニュートンの第 2 法則を細かい時間刻み (タイムステップ) で適用することで、モデル化されたすべての粒子の運動軌跡を計算により求めていく。

本研究ではベントナイトの膨潤特性を考慮できる独自の DEM 解析コードの開発を行っており、以下、DEM の基本的な考え方および新たに追加したアルゴリズムについて説明する。

ある時刻 t における xy 座標上の二つの粒子 i 、 j について考える。粒子 i 、 j それぞれの中心座標を (x_i, y_i) 、 (x_j, y_j) とし、粒子半径をそれぞれ r_i 、 r_j とすると、二つの粒子は式(1)を満たすとき接触する。

$$L_{ij} = \sqrt{(x_j - x_i)^2 + (y_j - y_i)^2} \leq r_i + r_j \quad (1)$$

ここで、 L_{ij} は粒子 i 、 j の中心間距離である。接触していない場合、その粒子間には接触力は作用しない。

また、Fig.2 に示すように、粒子 i の中心から粒子 j の中心へ向かう線分が x 軸となす角を α_E とすると、角度 α_E と各粒子の中心座標の関係は次式で表される。

$$\sin \alpha_E = \frac{y_j - y_i}{L_{ij}} \quad (2)$$

$$\cos \alpha_E = \frac{x_j - x_i}{L_{ij}} \quad (3)$$

いま、時刻 $t-dt$ から時刻 t までの微小時間 dt の間のそれぞれの粒子の x 方向変位増分を dx_i 、 dx_j 、 y 方向変位増分を dy_i 、 dy_j とし、粒子の回転変位増分を $d\theta_i$ 、 $d\theta_j$ とする。すると、粒子 i に対する粒子 j の接触点における相対変位増分の法線方向成分 du_n ならびに接線方向成分 du_s は次式で与えられる。

$$du_n = (dx_j - dx_i) \cos \alpha_E + (dy_j - dy_i) \sin \alpha_E \quad (4)$$

$$du_s = -(dx_j - dx_i)\sin\alpha_E + (dy_j - dy_i)\cos\alpha_E + (r_j d\theta_j + r_i d\theta_i) \quad (5)$$

接触状態にある粒子間に働く法線方向の弾性ばね力 e_n は、粒子同士の重なり量 u_n に比例し、次式で与えられる。

$$e_n = k_n (r_i + r_j - L_{ij}) = k_n u_n \quad (6)$$

ここで、 k_n は法線方向のばね定数を表す。

ダッシュポットによる散逸力は粒子間の相対速度に比例する。法線方向の散逸力 d_n は次式で表される。

$$d_n = \eta_n \frac{du_n}{dt} \quad (7)$$

本研究における粘性係数は臨界減衰条件による値を用いており、法線方向の粘性係数 η_n は次式で与えられる。

$$\eta_n = 2\sqrt{m_{ij} \cdot k_n} \quad (8)$$

ここで、 m_{ij} は要素 i および要素 j の質量 m_i および m_j より次式で得られる。

$$m_{ij} = 2 \frac{m_i m_j}{m_i + m_j} \quad (9)$$

したがって、粒子同士の接触による法線方向接触力 E_n は次式で与えられる。

$$E_n = e_n + d_n \quad (10)$$

接触状態にある粒子間に働く接線方向の弾性ばね力 e_s は、接触開始時を 0 とした接線方向の相対変位増分 du_s の積算 u_s を用いて次式で表される。

$$e_s = k_s \sum_{\text{timestep}} du_s = k_s u_s \quad (11)$$

ここで、 k_s は接線方向のばね定数を表す。このとき、接線方向の弾性ばね力 e_s が次式で表されるクーロンの摩擦法則から導かれる最大値 e_{smax} を超えたとき、粒子間にすべりが発生する。

$$e_{smax} = \tan \varphi \cdot e_n \quad (12)$$

ここで、 $\tan\varphi$ は摩擦係数である。すべりが発生した場合、接線方向の弾性ばね力 e_s は最大値 e_{smax} として与えられる。

ダッシュポットによる接線方向の散逸力 d_s は次式で表される。

$$d_s = \eta_s \frac{du_s}{dt} \quad (13)$$

また、接線方向の粘性係数 η_s は次式で与えられる。

$$\eta_s = 2\sqrt{m_{ij} \cdot k_s} \quad (14)$$

したがって、粒子同士の接触による法線方向接触力 E_s は次式で与えられる。

$$E_s = e_s + d_s \quad (15)$$

実際の計算では一つの粒子の周りに多数の粒子が接触しているので、着目粒子 i に接触するすべての粒子 j からの接触力を同様に計算し、これらを重ね合わせた合力が粒子 i に作用する接触力となる。結局、粒子同士の接触により、粒子 i に作用する接触力の x 方向成分の合力 E_{ix} と y 方向成分の合力 E_{iy} ならびに粒子 i の中心周りのモーメントの和 M_{Ei} は次式で与えられる。

$$E_{ix} = \sum_{\text{contact}} (-E_n \cos \alpha_E + E_s \sin \alpha_E) \quad (16)$$

$$E_{iy} = \sum_{\text{contact}} (-E_n \sin \alpha_E - E_s \cos \alpha_E) \quad (17)$$

$$M_{Ei} = \sum_{\text{contact}} (-r_i E_s) \quad (18)$$

2.2 粒子間結合力

DEM はもともと砂等の粒状体の解析のための手法であり、前節でも述べたように、接触していない粒子間には引力等の力は作用しない。しかし、現実の土質材料の内部においては、含水状態に応じて土粒子間に結合力が生じる⁹⁾。不飽和状態にある土の内部では、Fig.3 に示すように、水が土粒子間の隙間に入り込み、空気と水の境界にメニスカスが形成される。このとき、土粒子間に付着した隙間水の表面張力により水の内部の圧力が空気側の圧力よりも小さくなる。このような圧力差が生じる場合には、隙間水は土粒子同士を吸引する力、すなわち結合力を発生することになる。この空気圧と隙間水圧の差を毛管圧力またはサクションと呼ぶ。本研究では、DEM における粒子間に上記のサクションを模擬した結合力を導入することにより土質材料の変形挙動を再現することを試みた。

本研究で用いる DEM モデルにおいては、粒子同士が接触することにより粒子間の結合が形成され、結合が形成された粒子間には Fig.4 に示すように単位面積当たり a の引力が作用する。したがって、粒子に作用する全結合力 C_n は結合幅 D に応じて次式で与える。

$$C_n = D \cdot a \quad (19)$$

結合幅 D は結合している粒子の半径の調和平均により次式で与えられる。

$$D = 2 \frac{2r_i r_j}{r_i + r_j} \quad (20)$$

実際の土粒子間における結合力は土粒子間のメニスカスの形状に依存するため、土粒子の粒径、土粒子間の距離、水分量が密接に関連しあって変化する。しかし、本研究ではまず単純なモデルによりベントナイトの挙動に対する DEM の適用性を検証するため、結合力 C_n は粒子間距離によらず一定とした。今後、さらに詳細なシミュレーションを行うためには、土粒子間における結合力についても検討する必要があると思われる。

粒子間結合は、粒子間結合の伸びひずみ ε が任意に与える最大ひずみ ε_{max} を超えた時点で破断して結合力が消失し、再び粒子同士が接触して結合が形成されるまで結合力は作用しないものとする。粒子間結合の伸びひずみ ε は粒子間距離 l を用いて次式で与えられる。

$$\varepsilon = \frac{l}{(r_i + r_j)} = \frac{L_{ij} - (r_i + r_j)}{(r_i + r_j)} \quad (21)$$

粒子間接触力の場合と同様に、着目粒子 i と結合しているすべての粒子 j との結合力を同様に計算し、これらを重ね合わせた合力が粒子 i に作用する結合力となる。粒子 i の中心から粒子 j

の中心へ向かう線分が x 軸となす角を α_C とすると、粒子間結合により粒子 i に作用する結合力の x 方向成分の合力 C_{ix} と y 方向成分の合力 C_{iy} は次式で与えられる。

$$C_{ix} = \sum_{\text{connect}} (C_n \cos \alpha_C) \quad (22)$$

$$C_{iy} = \sum_{\text{connect}} (C_n \sin \alpha_C) \quad (23)$$

2.3 流体流動の計算手法

DEM により膨潤圧試験を再現するためには、流体の影響を考える必要がある。そこで、流体の影響を考慮するために DEM に Fluid Flow Algorithm^{10),11),12)}を導入した。Fluid Flow Algorithm では、まず、Fig.5 のようにある程度接近した粒子の中心間を結び、多数の閉鎖された領域を作成する。これらの領域は流体で満たされており、隣接する領域に水圧差がある場合、粒子の接触点を流路として水圧差に応じて流体を移動させる。

流路内の流体流動は、平行平板流れ、さらに層流を仮定することにより二次元ポアズイユ流れとみなすことができる。このとき、粒子間の間隙を流れる流量 Q は次式で与えられる。

$$Q = \frac{w^3}{12\mu} \frac{\Delta P}{D} \quad (24)$$

ここで、Fig.6 に示すように、 w は粒子間の間隙幅を表す。 D は流路の長さを表しており、粒子間結合幅と同じく式(20)で与えられると仮定する。また、 ΔP は隣接する領域の流体圧差、そして μ は流体の粘性を表している。平行平板の紙面に直交方向の奥行きは 1 としている。

式(24)によると粒子同士が接触しているとき、つまり間隙幅 $w=0$ となるとき、まったく流体の流動が起こらないということになる。これを避けるため、間隙幅 w を、Fig.6 に示す粒子間に作用する接触力 E_n に応じて式(25)で与えることにする¹²⁾。ここで、 w_0 は基準となる初期間隙幅を表しており、 E_0 は $w=w_0/2$ となるときの接触力を表している。 w_0 に任意の値を与えることによりモデルの透水性を変化させることができる。

$$w = \frac{w_0 E_0}{E_n + E_0} \quad (25)$$

式(24)における流量 Q は一つの流路を流れる流量であり、モデル全体の透水性は、複雑に連結された多数の流路の集合体として示される。したがって、式(24)からモデル全体としての透水係数

を直接導くことはできない。したがって、 w_0 の値を変化させて透水試験のシミュレーションを繰り返し、モデル全体の透水係数が目標とする値と一致するように w_0 の値を決定する。

各領域の間隙水圧は、流体の流動とともにタイムステップ毎に更新されていく。このときの間隙水圧の増分 dP は、時間刻み dt として、そのステップにおける領域への流体の総流入量 $\sum Qdt$ 、流体の体積弾性率 K_f 、領域の体積 V_r 、前ステップからの領域の体積増分 dV_r を用いて次式で与えられる。

$$dP = \frac{K_f}{V_r} (\sum Qdt - dV_r) \quad (26)$$

各粒子はこれらの流体流動や間隙水圧により力を受ける。各流路における流体流動は二次元ポアズイユ流れであるので、Fig.7 に示すように平板間の距離を w とし、 y 軸を下壁から垂直上向きにとると、流速 v は次式で与えられる。

$$v = \frac{w^2}{2\mu} \left\{ \frac{y}{w} - \left(\frac{y}{w} \right)^2 \right\} \frac{\Delta P}{D} \quad (27)$$

このとき、流れの中の隣り合う流体間に働くせん断応力 τ_f は式(28)で表される。したがって、壁面($y=0$)におけるせん断応力 τ_{f0} は式(29)で得られる。

$$\tau_f = \mu \frac{dv}{dy} = \left(\frac{w}{2} - y \right) \frac{\Delta P}{D} \quad (28)$$

$$\tau_{f0} = \frac{w}{2} \frac{\Delta P}{D} \quad (29)$$

流路長は D であるので、流体の流動によって流路の壁面が受ける粘性抵抗 P_s は以下の式により得られる。

$$P_s = D \cdot \tau_{f0} = \frac{w}{2} \Delta P \quad (30)$$

Fig.7 に示すように、粘性抵抗 P_s は、流路を構成する 2 粒子の表面に作用するせん断力として与えられる。

また、Fig.8 に示すように、間隙水圧の作用している領域にある各粒子は間隙水圧によって、その表面に力を受ける。粒子がある領域から間隙水圧 P を受ける時、その合力 P_n が粒子に作用する。

結局、Fluid Flow Algorithm を導入することにより、新たに粘性抵抗 P_s と間隙水圧 P_n の二つの力が粒子に作用する。Fluid Flow Algorithm によりある粒子 i に作用する力は、粒子 i が形成する全ての流路からの粘性抵抗の合力と、粒子 i を含む全ての領域からの間隙水圧の合力となる。

粒子 i と粒子 j が流路を形成しており、粒子 i の中心から粒子 j の中心へ向かう線分が x 軸となす角を α_p とし、Fig.8 に示すようにある領域からの間隙水圧の合力 P_n の方向が x 軸となす角を β

とすると、流体から粒子 i に作用する力の x 方向成分の合力 P_{ix} と y 方向成分の合力 P_{iy} ならびに粒子 i の中心周りのモーメントの和 M_{Pi} は次式で与えられる。

$$P_{ix} = \sum_{\text{domain}} (P_n \cos \beta) + \sum_{\text{pipe}} (P_s \sin \alpha_p) \quad (31)$$

$$P_{iy} = \sum_{\text{domain}} (P_n \sin \beta) + \sum_{\text{pipe}} (-P_s \cos \alpha_p) \quad (32)$$

$$M_{Pi} = \sum_{\text{pipe}} (-r_i P_s) \quad (33)$$

以上のように、粒子間の接触、結合および流体の存在による作用力を得る事ができた。粒子 i の並進および回転に関する運動方程式は以下のとおりである。

$$m_i \frac{d^2 x}{dt^2} = E_{ix} + C_{ix} + P_{ix} \quad (34)$$

$$m_i \frac{d^2 y}{dt^2} = E_{iy} + C_{iy} + P_{iy} - m_i g \quad (35)$$

$$I_i \frac{d^2 \theta}{dt^2} = M_{Ei} + M_{Pi} \quad (36)$$

ここで、 I_i は粒子 i の慣性モーメント、 g は重力加速度である。これらの運動方程式を解くことにより、微小時間後の粒子の速度、角速度、位置を決定することができ、全ての粒子についてこの過程を繰り返すことで、モデル全体のマクロな挙動を表現することができる。

2.4 流体の浸潤による粒子の膨張

従来の Fluid Flow Algorithm では解析モデル全体が常に流体で満たされている(飽和している)ことを仮定している。しかし、現実に行なわれる室内実験では必ずしも供試体が飽和状態にあるわけではない。このような条件の違いがシミュレーション結果に影響を及ぼすことは十分に考えられる。そこで、本研究では不飽和状態を考慮するために各領域における飽和率 S_t を次式で定義する。

$$S_t = \frac{V_f}{V_r \cdot n} \quad (37)$$

ここで、 V_f 、 V_r 、 n はそれぞれ、領域に存在する流体の体積、領域の体積、仮想的な空隙率を表している。このとき、 $S_i \geq 1$ となるときを飽和状態、 $S_i < 1$ となるときを不飽和状態とする。不飽和状態を考慮する場合、不飽和状態の領域では、間隙水圧は大気圧と同じ値になると仮定する。したがって、飽和率 S_i と間隙水圧 P の関係は Fig.9 のようになる。

不飽和状態を考慮する場合、間隙水圧の変化はモデル内の空隙率に大きく依存すると考えられる。しかし、円形粒子の集合体で表現される DEM のモデルにおいては、コンピュータの性能の限界もあり、実際の岩石や緩衝材の空隙率を正確に表現することは困難である。そこで、式(37)の飽和率の計算では、Fig.10 に示すような、幾何学的に求められる実際のモデルの空隙部分の体積 V_{pore} ではなく、領域の全体の体積 V_r に仮想的な空隙率 n を掛け合わせた値を空隙体積として採用した⁸⁾。

Fig.9 に示すように、各領域の間隙水圧は、不飽和状態 ($S_i < 1$) では大気圧と同じ値 (0MPa) としている。そのため、共に不飽和状態にある領域間では圧力差 ΔP が 0 となり、流体流動が起こらないことになってしまう。しかし、実際の土質材料中では、前述したサクシオン等により不飽和領域でも流体流動が起こっている。そこで、本研究では不飽和領域間における圧力差を飽和率に応じて与えることで不飽和領域における流体流動を表現する。すなわち、隣接する領域 1 と領域 2 の飽和率を S_{i1} および S_{i2} とすると圧力差 ΔP は係数 p を用いて次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \Delta P &= -p\{(1-S_{i2})-(1-S_{i1})\} \\ &= p(S_{i2}-S_{i1}) \end{aligned} \tag{38}$$

$$(0 \leq S_{i1}, S_{i2} \leq 1)$$

さらに、ベントナイトの膨潤特性を表現するために、DEM では飽和率に応じて粒子半径を変化させる方法を採用した。飽和率 S_{ii} である粒子 i の粒子半径 r_i は次式で与えられる。

$$r_i = r_{i0} \cdot (1 + A) \cdot S_{ii} \tag{39}$$

ここで、 r_{i0} は粒子 i の初期粒子半径、 A は粒子の膨張率を表す。また、粒子 i の飽和率 S_{ii} は粒子 i を含む全ての領域における飽和率の平均値として与える。

3. 数値計算に用いた諸定数の決定

膨潤圧試験のシミュレーションを行う前に、実際のベントナイト供試体の力学的物性を再現する適切な入力パラメータを決定しなければならない。本研究では入力パラメータを様々に変化させて二軸圧縮試験のシミュレーションを繰り返し、実際の試験片の力学的物性と比較することにより入力パラメータの決定を行う。対象となる室内試験は三軸圧縮試験であるが二次元でのシミュレーションであることから、シミュレーションでは二軸圧縮試験とした。

二軸圧縮試験のシミュレーションを行うため、Table 1 に示すように幅 100mm、高さ 200mm のモデルを作成した。モデルは、円形粒子の集合体で表現されている。ベントナイト供試体モデルの作成（パッキング）方法については、設定した区間 [最小粒子半径、最大粒子半径] の一様乱数により半径を決定した粒子を、すでに配置されている粒子と重なり合わず接触できる位置を探索して配置し、モデル内の空間がなくなり、あらかじめ設定した最小の半径を有する新しい粒子が配置できなくなるまでこの手順を繰り返す手法を用いた。

現実のベントナイト供試体には非常に小さい鉱物粒子も含まれており、これを忠実に再現するためには膨大な数の DEM 粒子が必要となるが、粒子数が多いと、シミュレーションに長い時間を要する、あるいは解析が不可能となる場合もあるため、解析対象の内部構造を完全に再現することは現状では困難である。一方、既往の研究から、DEM によるシミュレーションでは供試体モデルを構成する粒子数をある程度増加させることで粒子配置が異なる場合でも再現性のあるシミュレーション結果が得られることが示されている¹³⁾。したがって、本研究では解析結果のばらつきを抑制し、なおかつ迅速な解析が可能となるよう粒子数を 10,000 個程度として粒子半径の決定を行った。決定された最大粒子半径は 1.0mm、最小粒子半径は 0.5mm である。

Fig.11 に示すように、モデルの下部の載荷板を固定しておき、一定の拘束圧を作用させた状態で上部の載荷板をゆっくりと動かすことにより二軸圧縮試験を再現する。このとき供試体モデルと壁面との摩擦係数（以下、壁面摩擦係数と記載する） $\tan\phi_w$ は 0 としている。これは、摩擦による不要な応力集中を避けるためである。

軸方向応力は、モデル上端の要素から上部の載荷板に作用する反発力の総和をモデルの幅で除すことにより算出した。ひずみについては、Fig.11 に示すように供試体モデルの上下左右各辺付近の粒子を 10 個ずつ選出し、それらの粒子の相対的な変位を計測し、平均をとることにより算出した。なお、二軸圧縮試験のシミュレーションにおいては流体の存在および重力の影響を無視して計算を行っている。

また、既存の三軸圧縮試験結果¹⁴⁾によると、破壊強度や弾性係数などベントナイト供試体の力学的性質は供試体の飽和率に影響を受けることがわかる。そこで、DEM においては破壊強度や弾性係数などのモデル全体としての力学特性に大きく影響を与える入力パラメータとして、法線方向ばね定数 k_n 、接線方向ばね定数 k_s 、粒子-粒子間摩擦係数 $\tan\phi_p$ 、粒子間結合の結合力係数 s_n および最大ひずみ ε_{max} の 5 つのパラメータを飽和率の関数として与えることとした。

本研究では、飽和率 0% および 100% のベントナイト供試体（Kunigel V1、乾燥密度 1.8 Mg/m³）に対する非圧密非排水三軸試験結果を対象としてシミュレーションを行い、それぞれの飽和率における入力パラメータの値を決定した後、それらの値を用いて一次関数による内挿を行うことに

よりその他の飽和率における入力パラメータとする。ただし、飽和率 0%の供試体に対する三軸試験データが不足していたため、今回のシミュレーションでは飽和率 45%の供試体に対する試験結果を飽和率 0%の結果として代用する。飽和率 45%の試験は拘束圧 2.0MPa、飽和率 100%の試験は拘束圧 1.0MPa の条件下で行った。実際の三軸試験結果¹⁴⁾と二軸圧縮試験のシミュレーションにより最終的に得られた応力-ひずみ線図とを Fig.12 に示す。シミュレーションの結果は実験結果とよく一致しており、良好な入力パラメータの決定ができたと考えられる。

流体流動に関するパラメータについて、水の体積弾性係数は $2.1 \times 10^9 \text{Pa}$ であるが、膨大な計算時間の回避ならびに安定した解を得るための措置として、シミュレーションにおける流体の体積弾性係数 (K_f) を $2.0 \times 10^6 \text{Pa}$ とした¹¹⁾。また、実際のベントナイトの膨潤圧試験は数十日という長期にわたる実験であるが、DEM によるシミュレーションは極めて短いタイムステップの計算を膨大な回数繰り返す手法であるため、現実の試験における経過時間を正確に模擬することは困難である。本研究では 1 Time step の時間刻みを $dt=2.5 \times 10^{-8} \text{s}$ として、膨潤圧試験のシミュレーションが現実的な計算時間（一週間程度）内に終了できるように流体の流動速度に関するパラメータを調節した。この操作により、シミュレーションモデルの浸透率は現実のベントナイト供試体よりも大きくなり、シミュレーションにおける膨潤圧試験は現実の試験よりも短時間で終了することになる。このような浸透率の違いが結果に及ぼす影響や、DEM シミュレーションにおける膨潤圧試験の時間依存性については現在のところ明らかにされておらず、別途検討を行う必要があるが、このことは今後の課題とする。

粒子の膨張率 (α_{\max}) については、事前に予備的なシミュレーション（以下、粒子膨張シミュレーションと記載する）を行う事により決定した。Fig.13(a)に示すように、粒子膨張シミュレーションにおいては供試体モデルの四方を固定した壁面で囲み、流体流動を無視してモデルを構成する全ての粒子の半径を一定の割合で一様に増加させた。粒子が膨張することにより四方の壁面それぞれに作用した圧力およびその平均値と粒子の膨張率の関係を Fig.13(b)に示す。使用したモデルは上記の二軸圧縮試験のシミュレーションに用いたものと同一であり、入力パラメータは飽和率 100%の値に固定した。粒子膨張シミュレーションにおいては壁面摩擦係数を 0 とし、重力の影響はないものとする。Fig.13(b)に示すように、全ての粒子半径を一様に増加させた場合、四方の壁面に作用する応力は一様となっている事がわかる。また、この結果から最終的な膨潤圧が 5.5MPa 程度となるように粒子の膨張率 (α_{\max}) を 2%に決定した。

以上の過程により、最終的に決定された入力パラメータを Table 2 に示す。

4. 膨潤圧試験のシミュレーション

4.1 解析モデルの概要

ベントナイトの膨潤圧試験を模擬した DEM シミュレーションの模式図を Fig.14 に示す。供試体モデルは粒子の集合体であり、前述した二軸圧縮試験のシミュレーションに用いたモデルと同じ手法で作成された。Fig.14 に示すように、供試体モデルの四方は固定された壁面 (Wall 1、Wall 2、Wall 3、Wall 4) で囲まれている。初期状態において供試体モデルと四方の壁面の間に隙間が存在すると膨潤圧の計算結果に影響を及ぼす可能性がある。そこで、シミュレーションの開始時に Wall 1 と Wall 2 を固定し、Wall 3 と Wall 4 を移動させることでモデルに 0.01MPa の拘束圧を作用させる。この操作により供試体モデルと四方の壁面を密着させることができる。このとき供試体モデルと四方の壁面の間には摩擦力を作用させていない。これは、摩擦による不要な応力集中を避けるためである。拘束圧を作用させた状態で解析を行い、全ての粒子が静止状態になった時刻を膨潤圧試験の開始時刻とし、この時点から壁面を固定、流体の注入を開始する。モデル内の初期間隙水圧および飽和率は 0MPa および 0% であるが、Fig.14 の拡大図に示すように流体の注入は Wall 2 に接する領域を飽和率 100%、間隙水圧 0.01MPa に固定することにより行われる。四方の壁面からの流体の流入および流出はないものとする。膨潤圧は、Wall 4 に接する粒子から Wall 4 に作用する反発力の総和をモデルの幅 W で除すことにより算出する。膨潤圧試験のシミュレーションにおいては重力の影響はないものとしている。

なお、これ以降は Wall 2 を流体浸潤面、Wall 4 を圧力測定面、Wall 1 および Wall 3 を側方壁面とし、供試体モデルの流体浸潤面付近の領域をモデル下部、圧力測定面付近の領域をモデル上部、供試体モデル中央の領域をモデル中部と表現する。

膨潤圧試験のシミュレーションには、供試体モデルの縦横比 (DEM シミュレーションにおいては H/W を供試体モデルの縦横比とする) の影響を検討するため、同程度の粒子数であり、 $H/W=0.5$ 、 1.0 、 2.0 、 3.0 となる 4 種類のベントナイトモデルを用いており、それぞれの縦横比に対して粒子の配置が異なるベントナイトモデルを 4 つずつ作成した。壁面と粒子の間の摩擦に関しては、平井ら^{15,16)}が圧密試験における供試体と圧密リング間の摩擦係数を 0.238 と推定していることから、シミュレーションにおける壁面摩擦係数 ($\tan\phi_w$) を平井らの推定値より少し大きい $\tan\phi_w=0.3$ とした場合と摩擦の影響を考えない $\tan\phi_w=0$ とした場合のシミュレーション結果を比較することにより、その影響を考察する。その他のパラメータについては Table 2 に示す値を用いた。本研究において行った 32 ケースのシミュレーションの試験条件を Table 3 に示す。

4.2 流体の浸潤挙動

膨潤圧試験における流体の浸潤挙動について、縦横比 (H/W) が 0.5 の供試体モデルの代表として供試体モデル H10W20-model-1 を用い、壁面摩擦係数を $\tan\phi_w=0$ および $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case A-1、Case A-1-friction) のモデル内の飽和率の経時変化を Fig.15、Fig.16 にそれぞれ示す。これらの図は流体の浸潤方向と直行する面で供試体を 10 分割し、それぞれの領域における飽和率および供試体モデル全体の平均飽和率の時間変化を示したものである (DEM シミュレーションに

における飽和率の計算方法は2.4節を参照)。流体浸潤面に最も近い領域を Slice1 とし、流体浸潤面から最も遠い領域（圧力測定面付近）を Slice10 とする。同様に、 $H/W=1.0$ の供試体モデル H14W14-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case B-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case B-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.17 および Fig.18 に、 $H/W=2.0$ の供試体モデル H20W10-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case C-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case C-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.19 および Fig.20 に、 $H/W=3.0$ の供試体モデル H24W08-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case D-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case D-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.21 および Fig.22 に示す。

シミュレーションの結果から、壁面摩擦係数の違いは流体の浸潤挙動に対して影響を与えないことが分かる。流体の浸潤過程については、流体浸潤面付近である供試体モデル下部の飽和率が速やかに増加した後、モデル上部へと流体の浸潤が進んでいく様子がわかる。飽和率の低い領域ほど飽和率の増加速度が大きく、モデルの平均飽和率が低い時にはモデル上部と下部の飽和率差が非常に大きい。平均飽和率の増加とともに飽和率差は小さくなり、ゆっくりと完全飽和状態に達する。供試体の縦横比が小さいほど供試体の飽和が速やかに完了しているが、これは縦横比が小さいほど流体の浸潤距離が短くなるためだと考えられる。

シミュレーションにおける流体浸潤挙動の比較対象として、実際の膨潤圧試験における流体の浸潤挙動を把握するため、医療用の X 線 CT スキャナを用いた実験を実施した。実験に用いた試験装置の概要を Fig.23 に示す。実験に用いた試料は Kunigel V1 ベントナイト単一材料であり、直径 50mm、高さ 30mm、乾燥密度 1.2Mg/m^3 となるよう静的に圧縮成型したものを使用した。圧縮成型については、X 線 CT 測定を考慮して、アクリル製の容器内にベントナイト粉末を充填して行った。なお、圧縮成型時の初期含水比は、8.4%、圧縮成型圧力は 276kgf である。また、圧縮成型時のアクリル容器の直径をノギスにより測定し、圧縮成型により容器にひずみが生じていないことを確認した。X 線 CT スキャナによる撮影は、管電圧 120 kV、管電流 200mA、スキャン時間 1.0 秒、スキャン厚さ 2.0mm の条件にて 1 断面を 5 回撮影し、その平均 CT 値から棚井・山本の換算式¹⁷⁾を用い飽和度を算出した。

シミュレーションと同様に、実験の結果得られた各断面における飽和率の経時変化を Fig.24 に示す。実験結果から、給水面 (Slice 1) から流体が浸潤し徐々に飽和に向かっていく様子が分かる。特に Slice5 までの領域（給水面から 10mm の範囲）においては、ほぼ 10 日程度で飽和に至っている。なお、Slice14（給水面と反対側の端面）の飽和度が給水開始約 16 日後から低下傾向を示している理由は、アクリル容器の上部蓋に空気抜きが設けられておらず密閉状態となっていたため、圧縮ベントナイトの空隙に存在していた空気が水の浸潤によって試料上部に移動したことにより見かけの CT 値が低下してことによるものと推察される。

シミュレーションに用いた供試体モデルは、乾燥密度 1.8Mg/m^3 を想定しているが、実験に用いた供試体はアクリル製容器が変形、破損しない程度の圧力にて圧縮成型しなければならなかったことから、 1.2Mg/m^3 と低い乾燥密度となっている。現実のベントナイト供試体内における流体の流動速度は供試体の乾燥密度等、様々な要因に影響される³⁾。したがって、シミュレーション結果と実験結果を定量的に直接比較することはできない。第 3 章においても述べたが、このような流体の流動速度の違いが膨潤圧試験結果に及ぼす影響については更なるデータの拡充を行う必要があるが、このことは今後の課題とする。しかし、流体の流動速度が異なる場合であっても、流

体浸潤面付近の飽和率が速やかに増加した後、モデル上部へと流体の浸潤が進んでいくという過程に大きな違いはないと考えられる。Fig.15～Fig.22 に示したシミュレーションにおける流体浸潤挙動と Fig.24 に示した実験における流体浸潤挙動は定性的に一致しており、この結果から、不飽和領域における流体流動について本研究で開発を行ったモデルにより定性的に妥当な結果が得られていることを確認した。

4.3 膨潤圧の経時変化

供試体モデルの縦横比が 0.5 のモデルを用い、壁面摩擦係数 $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case A-1、A-2、A-3、A-4) のモデル上部の圧力測定面において測定された膨潤圧の経時変化を Fig.25 に示す。さらに、同じモデルを用いて壁面摩擦係数 $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case A-1-friction、A-2-friction、A-3-friction、A-4-friction) の結果を Fig.26 に示す。同様に、 $H/W=1.0$ で $\tan\phi_w=0$ および $\tan\phi_w=0.3$ とした場合の結果をそれぞれ Fig.27 および Fig.28 に、 $H/W=2.0$ での結果をそれぞれ Fig.29 および Fig.30 に、 $H/W=3.0$ での結果をそれぞれ Fig.31 および Fig.32 に示す。いずれの縦横比・壁面摩擦係数の場合でも、粒子配置の異なる 4 つのモデルによる結果は、多少のばらつきがあるものの同様の傾向を示しており、この結果から本研究における膨潤圧試験のシミュレーションが再現性のある結果であることが確認できた。

シミュレーションを行った 32 のケース全てにおいて、膨潤圧は流体の浸潤が始まった直後に急激に増加を始め、ピークに達した後、緩やかに低下し、供試体が完全に飽和すると膨潤圧の変化しない定常状態になる。以降、ピークに達した時の膨潤圧の値を最大膨潤圧、定常状態に達した時の膨潤圧を平衡膨潤圧と表現する。このような膨潤圧の挙動 (以下、膨潤圧曲線と記載する) は実際の膨潤圧試験においても確認されており^{3,4)}、この事から開発したベントナイトモデルが実際の膨潤挙動を良好に再現できる事を確認できた。

前述したように、本研究では各縦横比につき粒子配置のみが異なる 4 つの供試体モデルを作成している。これら 4 つの供試体モデルを用いて得られた最大膨潤圧の平均値を壁面摩擦係数 $\tan\phi_w=0$ および $\tan\phi_w=0.3$ とした場合それぞれについて算出し、供試体モデルの縦横比に対してプロットしたものを Fig.33 に示す。Fig.33 に示すように、 $\tan\phi_w=0$ の場合には最大膨潤圧は供試体の縦横比にほとんど影響されていないことが分かる。また、全ての縦横比において、 $\tan\phi_w=0.3$ とした場合の最大膨潤圧は $\tan\phi_w=0$ の場合の最大膨潤圧よりも大きくなっていることがわかる。さらに、各縦横比において、 $\tan\phi_w=0$ とした場合の最大膨潤圧と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合の最大膨潤圧の差、つまり壁面摩擦力の存在による最大膨潤圧の増分を算出し、Fig.34 に示した。Fig.34 に示すように、壁面摩擦の存在による最大膨潤圧の増分は供試体モデルの縦横比が大きくなるほど明らかに増大している事がわかる。

平衡膨潤圧についても 4 つの供試体モデルを用いて得られた平均値を算出し、Fig.35 に示した。最大膨潤圧と同様に $\tan\phi_w=0.3$ とした場合の平衡膨潤圧は $\tan\phi_w=0$ とした場合の平衡膨潤圧よりも大きくなっている。最大膨潤圧と比較すると壁面摩擦力による平衡膨潤圧の増分は小さく、供試体モデルの違いによる値のばらつきの方が大きいいため、供試体モデルの縦横比による平衡膨潤圧の変化は明確ではない。しかし、Fig.36 に示すように、同一のモデルで比較すると、壁面摩擦力

の存在による平衡膨潤圧の増分は供試体モデルの縦横比が大きくなるほど大きくなっていることがわかる。

以上の結果から膨潤圧試験のシミュレーションにおいて、壁面摩擦力の存在により膨潤圧が増加すること、摩擦影響による膨潤圧の増分が供試体モデルの縦横比が大きくなるとともに大きくなることがわかった。この結果は棚井ほか³⁾および鈴木・藤田⁴⁾の行った実際の膨潤圧試験結果の傾向と一致している。

ところで、第3章で述べたように、本シミュレーションにおける粒子の膨張率 (α_{\max}) は膨潤圧が 5.5MPa 程度となるように事前に粒子膨張シミュレーションによって決定されたが、膨潤圧試験のシミュレーションの結果得られた膨潤圧はそれよりも小さな値となっている。この点については以下のように説明できる。粒子膨張シミュレーションでは入力パラメータを飽和率 100%の値に固定しており、ばね定数等の値が小さく設定されていたため、供試体モデルと四方の壁面を密着させるために拘束圧を作用させた段階で膨潤圧試験のシミュレーションの開始時よりも供試体モデルが小さく圧縮された状態になっている。膨潤量が同じであるので、より小さく圧縮された状態で壁面を固定された粒子膨張シミュレーションにおいては、予測された膨潤圧が過剰に大きくなったと考えられる。したがって、シミュレーションにおける粒子の膨張率の決定方法には何らかの改良を加える必要がある。

5. 壁面摩擦力および供試体の縦横比の影響に関する考察

5.1 流体の浸潤と壁面に作用する応力の関係

前節の結果から膨潤圧試験のシミュレーションにおいて、壁面摩擦力の存在により膨潤圧が増加すること、摩擦影響による膨潤圧の増分が供試体モデルの縦横比が大きくなるとともに増大することが明らかとなった。本節では、このような結果が得られた要因について考察を行う。

2.1 節で述べたように、シミュレーションにおける摩擦力は、式(12)に示すようにクーロンの摩擦法則に従って壁面に作用する応力（垂直抗力）の値に比例して与えられる。したがって、壁面摩擦力は、壁面への垂直抗力が大きいほど強く作用することになる。そこで、まずは膨潤圧試験のシミュレーションにおける流体の浸潤と壁面に作用する垂直抗力の関係について検討を行う。

供試体の縦横比が 0.5 の場合について、粒子配置の異なる 4 つの供試体モデルの代表として供試体モデル H10W20-model-1 を用い、壁面摩擦係数を $\tan\phi_w=0$ および $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case A-1、Case A-1-friction) のモデル内の飽和率の分布とその時壁面に作用している応力の分布を Fig.37 および Fig.38 に示す。膨潤圧試験初期において供試体モデル全体の平均飽和率が 20% となった時刻、膨潤圧がピークに達する直前であり供試体モデル全体の平均飽和率が 50% となった時刻、膨潤圧がピークを過ぎて低下を始め供試体モデル全体の平均飽和率が 70% となった時刻、膨潤圧が定常状態になる直前であり供試体モデル全体の平均飽和率が 90% となった時刻の 4 つのタイムステップにおける結果を表示している。中央のコンター図は供試体モデル内部の飽和率の分布状態を表しており、その四方を囲む棒グラフはそれぞれの壁面に作用している応力の分布状態を示している。壁面の応力分布は、壁面を 10mm ごとに分割し、それぞれの領域において粒子から壁面に作用している力の合力を領域長さ 10mm で除すことにより算出した。

同様に、 $H/W=1.0$ の供試体モデル H14W14-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case B-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case B-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.39 および Fig.40 に、 $H/W=2.0$ の供試体モデル H20W10-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case C-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case C-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.41 および Fig.42 に、 $H/W=3.0$ の供試体モデル H24W08-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case D-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case D-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.43 および Fig.44 に示す。

全てのケースにおいて、膨潤圧試験初期、供試体モデルの平均飽和率が 20% となったタイムステップにおいては、流体浸潤面付近の領域のみ飽和率の増加が見られ、流体の浸潤が供試体モデル上部の圧力測定面にまで及んでいないことが分かる。そのため、流体浸潤面付近の粒子のみが膨潤しており、側方壁面の応力分布は供試体モデル下部の領域でのみ大きくなっている。この時点では壁面摩擦係数の違いによる変化は確認できない。

次に、膨潤圧がピークに達する直前であり、供試体モデルの平均飽和率が 50% となったタイムステップにおいては、流体の浸潤が供試体上部の圧力測定面にまで達しており、モデル下部の流体浸潤面付近ではほぼ飽和状態となっている。この時点では、供試体モデル全体が膨潤しており、側方壁面においても壁面全体に応力が作用している。壁面応力の分布について、壁面摩擦係数を $\tan\phi_w=0$ とした場合と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合を比較すると、 $\tan\phi_w=0$ の場合には供試体モデルを囲む四方の壁面にほぼ同程度の応力が作用しているが、 $\tan\phi_w=0.3$ の場合には圧力測定面における応力

の値が流体浸潤面における応力の値よりも大きくなっていることが分かる。また、この傾向は供試体モデルの縦横比が大きくなるほど顕著になることが確認できる。

膨潤圧がピークを過ぎて低下を始め、供試体モデルの平均飽和率が 70%となったタイムステップは、平均飽和率が 50%となったタイムステップとほぼ同様の傾向を示している。しかし、飽和率の増加によって力学特性が低下することにより側方壁面に作用する応力が小さくなっている。また、供試体モデル下部の側方壁面に作用する応力が上部の値より小さくなっていることがわかる。これは、供試体モデル下部の領域がほぼ完全に飽和した状態になり、不飽和状態にあるモデル上部と比べて強度や弾性係数が著しく低下しているためであると考えられる。

最後に、膨潤圧が定常状態になる直前であり供試体モデルの平均飽和率が 90%となったタイムステップにおいては、供試体モデル全体がほぼ飽和状態になっている。したがって、モデル全体で強度や弾性係数が大きく低下しており、そのため平均飽和率が 70%の時と比べて供試体モデルを囲む四方の壁面に作用する圧力も小さくなっている。壁面摩擦係数を $\tan\phi_w=0$ とした場合の、圧力測定面と流体浸潤面の壁面応力の差も小さくなっているが、やはり、供試体モデル上部の圧力測定面における応力の値が下部の流体浸潤面における応力の値よりも大きくなっている。

以上の結果は、供試体モデルの縦横比にかかわらず共通した傾向となっているが、供試体モデルの縦横比が大きくなるほど圧力測定面と流体浸潤面の壁面応力の差が大きくなっている事がわかる。

5.2 供試体モデル内の粒子の変位分布

本節では、流体の浸潤にともなう供試体モデル内の粒子の変位を追跡する。供試体の縦横比が 0.5 の場合について、供試体モデル H10W20-model-1 を用い、壁面摩擦係数を $\tan\phi_w=0$ とした場合と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case A-1、Case A-1-friction) のモデル内の粒子の変位ベクトルを Fig.45 および Fig.46 にそれぞれ示す。ベクトル線の重複を防ぐため、供試体モデルを構成する粒子の 10% を乱数によりランダムに選択してそれらの粒子の変位のみ図示した。これらの図では、膨潤圧試験のシミュレーションの開始から終了までのタイムステップを供試体モデルの平均飽和率が 0%~20%の期間、20%~50%の期間、50%~70%の期間、70%~90%の期間、90%~100%の期間の 5 つの期間に区切り、それぞれの期間における粒子の変位をベクトル表示している。ベクトルの方向は粒子の変位の方向を示し、ベクトルの色と大きさは変位量を示している。同様に、 $H/W=1.0$ の供試体モデル H14W14-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case B-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case B-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.47 および Fig.48 に、 $H/W=2.0$ の供試体モデル H20W10-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case C-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case C-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.49 および Fig.50 に、 $H/W=3.0$ の供試体モデル H24W08-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case D-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case D-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.51 および Fig.52 に示す。

膨潤圧試験の初期段階、平均飽和率が 0%~20%の期間においては、いずれの壁面摩擦係数の場合もモデル内の飽和率が低い領域 (モデル中、上部) にある粒子が、圧力測定面であるモデル上端側へと上昇している事がわかる。前節で述べたように、この期間では流体浸潤面付近の領域の

み飽和率の増加が見られ、この領域の粒子のみが膨潤している。そのため、モデル下部の粒子の膨潤によってその他の領域の粒子が圧力測定側へと押し上げられたと考えられる。一方、モデル下部においては粒子の変位が小さくなっている。特に、供試体モデルの縦横比が小さい場合には (Fig.45(a), 46(a), 47(a), 48(a)を参照)、モデル下部において粒子の下降が見られる。これは流体浸潤面付近の領域がほぼ完全に飽和した状態にあることが原因であると考えられるが、その詳細については次段落で述べる。また、前節で述べたように、この時点では側方壁面の応力は供試体モデル内の飽和率が増加しているモデル下部でのみ大きくなっており、モデル上部では側方壁面にほとんど力が作用していない。そのため、壁面摩擦係数が大きい場合でも、モデル上部では供試体と壁面の間に大きな摩擦力が働かず、その結果、壁面摩擦係数が 0 の場合と同様の変位分布となったと考えられる。

平均飽和率が 20%~50%の期間、圧力測定面で計測する膨潤圧は増加を続ける。この期間において、 $\tan\phi_w=0$ とした場合には、粒子の圧力測定側への上昇変位は停止しており、モデル下部では流体浸潤面方向への下降変位となっている。このとき、供試体モデル下部の領域がほぼ完全に飽和した状態になり、不飽和状態にあるモデル上部と比べて強度や弾性係数が低下している。さらに、すでにほぼ飽和状態にあるモデル下部よりも飽和率の増加を続けるモデル中・上部のほうが粒子の膨潤量も大きいと考えられる。したがって、この時点での膨潤の中心はモデル中・上部であり、これらの領域での粒子の膨潤に押し返されるためにモデル下部の粒子が下降を始めたと考えられる。一方、 $\tan\phi_w=0.3$ とした場合には、モデル下部での粒子の下降変位、特に側方壁面付近での変位が抑制されている事がわかる。前述したように、この時点では供試体モデル全体が膨潤しており、側方壁面全体に応力が作用している。そのため、供試体モデルと側方壁面の間に大きな摩擦力が作用し、粒子の流体浸潤面側への変位が抑制されたと考えられる。

平均飽和率が 50%~70%の期間においても、平均飽和率が 20%~50%の期間と同様に粒子は流体浸潤面側へと変位しており、流体の浸潤に伴って、モデル内のさらに広い領域で粒子の下降が見られる。前節で述べたように、この期間には飽和率の増加による力学特性の低下の影響で側方壁面に作用する応力が小さくなっている。そのため、供試体モデルと側方壁面の間に作用する摩擦力が小さくなり、すべりが発生したため広い領域で粒子の変位が起こったと考えられる。また、この期間には膨潤圧はピークに達し、低下を始める。これは、モデル内の粒子の下降と、飽和率の増加による力学特性の低下およびそれらによる圧力測定面での応力の低下量が圧力測定面付近の粒子の膨張による応力の増加量よりも大きくなったためであると考えられる。しかし、 $\tan\phi_w=0.3$ とした場合、壁面との摩擦影響により粒子の下降変位量が小さくなっている。そのため、粒子の下降による膨潤圧の低下量が小さくなり、結果として最大膨潤圧が大きくなったと考えられる。本研究では壁面摩擦係数を 0.3 としているが、摩擦係数がさらに大きく、壁面との間にすべりが生じなかった場合には計測される最大・平衡膨潤圧の値はさらに大きくなり、反対に摩擦係数が小さく、壁面で大規模なすべりが発生した場合には膨潤圧が急激に低下し、平衡膨潤圧も小さくなると予想される。

平均飽和率が 70%~90%の期間においても粒子の流体浸潤面側への変位は継続しているが、この期間には供試体モデル上部と下部の飽和率の差が小さくなっており、モデル内の飽和率の変化も小さくなっている。そのため、いずれの壁面摩擦係数の場合も粒子の変位量が小さくなってい

る。

平均飽和率が90%~100%の期間においては、供試体モデル中部と下部はほぼ完全に飽和した状態になっており、これらの領域では飽和率の増加による力学特性の低下は完了している。一方、供試体モデル上部では飽和率の増加による力学特性の低下が継続しているため、この期間においては、粒子はモデル上部へと変位することになる。ただし、膨潤圧試験初期の変位と比べてこの時期の粒子変位量は非常に小さいため、粒子変位による膨潤圧曲線の大きな変化は見られない。

以上の結果は、供試体モデルの縦横比にかかわらず共通した傾向となっており、供試体モデルの縦横比が大きくなるほど上述したモデル内の粒子の上下方向への変位量が大きくなっていることがわかる。

5.3 供試体モデルの縦横比による応力状態の変化

DEMでは、各粒子の接触点ごとに法線方向、接線方向の作用力を計算しているが、これらの作用力は接触方向によって様々な向きに作用している。そのため、モデル内部の応力状態を把握するためには、各接触点における作用力を任意の座標系における応力へと変換する必要がある。本研究では一つの粒子について、その粒子に関する全ての接触点からの応力を座標変換して重ね合わせることでそれぞれの粒子の応力状態を算出した⁸⁾。しかし、これらは離散データである。解析結果の傾向や性質を詳細に分析するためには、得られた離散データの連続化(補間)の処理が必要である。本研究では、離散データを格子データに変換する手法として逆距離加重法(Inverse Distance Weighted: IDW)を用いた¹⁸⁾。

供試体の縦横比が0.5の場合について、供試体モデル H10W20-model-1 を用い、壁面摩擦係数を $\tan\phi_w=0$ とした場合と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case A-1、Case A-1-friction) のモデル内の最大主応力、最小主応力、最大せん断応力の分布状態を Fig.53 および Fig.54 にそれぞれ示す。これらの図は供試体モデルの平均飽和率が20%、50%、70%、90%となった時刻の4つのタイムステップにおける結果を表示している。これらの時刻は Fig.37~44 においてモデル内の飽和率の分布とその時の壁面応力の分布を示した時刻と同一である。

同様に、 $H/W=1.0$ の供試体モデル H14W14-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case B-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case B-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.55 および Fig.56 に、 $H/W=2.0$ の供試体モデル H20W10-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case C-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case C-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.57 および Fig.58 に、 $H/W=3.0$ の供試体モデル H24W08-model-1 を用いて $\tan\phi_w=0$ とした場合 (Case D-1) と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case D-1-friction) の結果をそれぞれ Fig.59 および Fig.60 に示す。

それぞれの縦横比、壁面摩擦係数の場合について結果を比較すると、壁面摩擦力が存在する場合には供試体モデルの縦横比が大きいほど明らかにモデル上部の圧力測定面側に応力が集中している事がわかる。供試体モデルの縦横比が大きい場合、供試体内の粒子の上下方向の変位が大きく、またモデルの表面積のうちで供試体側面と壁面の間に摩擦力が作用する割合が大きくなるためであると考えられる。

5.4 壁面摩擦力および縦横比の影響のまとめおよび検証実験の検討

飽和率分布と壁面応力の関係、粒子の変位、内部応力状態に関する考察から、ベントナイトの膨潤圧試験における供試体-壁面間の摩擦力および供試体の縦横比の影響を以下のように説明することができる。

- 膨潤圧試験の開始直後には、流体浸潤面付近において供試体の飽和率が大きく増加し、ベントナイトの膨潤が始まる。しかし、膨潤が始まるのは流体の浸潤面付近のみであるため、それ以外の領域では壁面への垂直抗力が作用していない。したがって、この時点では壁面と供試体との間の摩擦力はほとんど作用していない。そのため、流体浸潤面からその反対側の圧力測定面側へとベントナイト供試体を押し上げる力が作用し、計測される膨潤圧が増加を始める。
- 流体の浸潤が進行し、供試体全体の飽和率が増加を始めると、流体浸潤面付近はほぼ完全に飽和状態になっている。そのため、流体浸潤面付近では圧力測定面側と比べて飽和率の増加速度が低下している。したがって、流体の浸潤面付近よりも圧力測定面付近でのベントナイトの膨潤が活発になる。また、ほぼ完全に飽和している流体浸潤面付近は、まだ飽和率が低い状態の圧力測定面付近と比べて強度や弾性係数等の力学特性も大きく低下している。このような供試体内の局所的な膨潤量の違いと流体の浸潤による力学特性の低下により、供試体内部の粒子は試験開始直後とは反対に圧力測定面側から流体浸潤面側へと変位を始める。しかし、この時点では供試体全体が膨潤しており、供試体を囲む壁面全域に垂直抗力が作用しているため、側方壁面での摩擦力により流体浸潤面側への変位は抑制されることになる。その結果、壁面摩擦力によりベントナイト供試体は流体浸潤面から圧力測定面側へと偏った状態となる。
- 供試体が圧力測定面側へと偏った状態のまま膨潤を継続するため、圧力測定面側では計測される膨潤圧が増大する。供試体モデルの縦横比が大きい場合、供試体内の粒子の上下方向の変位が大きく、またその変位を拘束する供試体側面と壁面との間の摩擦力が作用する割合が大きくなるため、供試体縦横比の増加にともなって計測される膨潤圧が大きく増大する。

既往の研究では、鈴木・藤田⁴⁾は、直径を 10、20 および 30mm の 3 種類、高さを 5、10、20、30、40、および 60mm としたベントナイト供試体 (Kunigel V1、乾燥密度 1.8 Mg/m³) を用いて膨潤圧試験を実施し、試験の結果から、有効粘土密度などの指標が同一であっても供試体の縦横比が大きいほど膨潤圧も大きくなっていること報告している。

一方、直井ほか⁵⁾が行った膨潤圧試験においては、直径 28mm×高さ 10mm、直径 60mm×高さ 10mm の 2 種類の供試体 (Kunigel V1、乾燥密度 1.4~1.9 Mg/m³) を用いても膨潤圧の最大値には大きな差が認められない結果が得られている。また、田中ほか⁶⁾も、供試体の高さが 20mm で、直径 60mm と直径 200mm の Kunigel V1 供試体の膨潤圧を測定しており、直径 60mm と直径 200mm の供試体の膨潤圧はほとんど一致しているという結果を得ている。

これらの実験結果について、本研究により得られた摩擦影響に関する考察を適用すると、実験における供試体縦横比の影響の違いを以下のように解釈することができる。鈴木・藤田の行った膨潤圧試験⁴⁾においては、ベントナイト供試体の縦横比を供試体の高さ/直径=0.5~3.0としている。一方、直井ほか⁵⁾および田中ほかの行った実験⁶⁾では供試体の高さ/直径=0.1~0.36であり、供試体縦横比が非常に小さい値となっている。縦横比の小さい供試体を用いた場合には供試体側面の摩擦力が作用する領域が小さく、狭い範囲で縦横比を変更しても摩擦力による影響がいずれも小さくなり、2種類の供試体による膨潤圧試験結果に大きな変化がなかったと考えられる。また、これらの試験結果は供試体縦横比をある程度以下に設定することで側面摩擦力の影響を排除した標準的な膨潤圧を得られる可能性を示唆していると考えられる。

棚井ほかの行った研究³⁾から供試体寸法の膨潤圧への影響は乾燥密度 1.6Mg/m^3 程度以上から顕著であるという結果が得られているが、この結果は飽和率の変化に伴う供試体の膨潤量と力学特性の変化量が供試体の乾燥密度によって異なるためであると推測できる。上述したように、膨潤圧試験結果に対して壁面摩擦力が有効に作用するためには、壁面摩擦係数に加えて供試体内部の上下方向の変位が重要となる。供試体内部の変位は飽和率分布状態による供試体内の局所的な膨潤量の違いと流体の浸潤による力学特性の低下が主な原因となっており、これらの変化量が小さい場合変位が起らず、摩擦力による膨潤圧の増加も起こらないと考えられる。既存の三軸試験の結果¹⁴⁾からは、供試体の乾燥密度が増加すると飽和率の増加による供試体の弾性係数の低下量が大きくなっていることがわかるが、さらに詳細な検討のためには更なるデータの拡充が必要である。

以上のように、壁面摩擦力および供試体の縦横比が膨潤圧試験結果に及ぼす影響について定性的に説明することができた。しかし、本研究において開発したベントナイトモデルは、実際のベントナイト供試体の持つ性質の中で飽和率の変化に伴う膨潤と力学特性の変化を単純化したモデルであるので、摩擦力と供試体縦横比の影響についての考察を検証およびその影響程度の把握、さらにベントナイト系材料の標準的試験法の構築に資するためには上述した摩擦力の影響について実験による検証を行う必要がある。DEMシミュレーションにより得られた知見から、膨潤圧試験における摩擦力の影響について検証するのに重要だと考えられる点を以下に列挙する。

- 壁面摩擦力が有効に作用するためには、当然ながら供試体と試験装置の間の摩擦係数が重要な要因となる。したがって、膨潤圧試験における供試体と試験装置の間の摩擦係数を直接計測する、あるいは通常の膨潤圧試験結果と供試体側面の摩擦係数を低減させた状態での膨潤圧試験結果を比較することで摩擦力の影響を確認できると考える。摩擦係数を低減させる手法としては供試体側面に潤滑剤を塗布するといった手法が考えられるが、その場合にはベントナイト供試体において潤滑剤の塗布によってどの程度摩擦係数の低減が起こるのかを別途確認する必要がある。
- 壁面摩擦力が強く作用している膨潤圧試験においては、供試体が圧力測定面側に偏った状態で膨潤するため、流体流入面側では壁面への応力が低下し、その反対側の圧力測定面側では応力が增大することになる。さらに、供試体上下面の応力の差は供試体縦横比が増加するほ

ど大きく増大する。したがって、縦横比の大きい供試体を用いて膨潤圧試験を行い、流体流入面と圧力測定面の応力の差を計測できれば、壁面摩擦力の影響を確認できると考えられる。

- 膨潤圧試験結果において供試体が圧力測定面側に偏った状態となるためには、壁面摩擦係数に加えて供試体内部の上下方向の変位が重要となる。したがって、膨潤圧試験中のベントナイト供試体内部の局所的な変位分布を計測する必要があると考えられる。ただし、シミュレーションにおいては高さ約 245mm、縦横比が 3 のモデルを用いた場合でも最大の変位量が 0.5mm 程度と微小であったことから、このような微小な変位を適切に評価可能な技術が必要になる。
- 供試体内部の変位を引き起こす要因として、飽和率の増加に伴う力学特性の変化が挙げられる。乾燥状態と飽和状態での力学特性の差が大きい場合、供試体内部の変位量が増大することが予想される。したがって、乾燥状態と飽和状態のベントナイト供試体に対して三軸試験等を繰り返すことでベントナイト供試体の破壊強度や弾性係数の値を計測、結果の集積を行うことにより、ベントナイト供試体の力学特性の変化に影響を与える要因とその影響程度を定量的に把握する必要があると考えられる。また、ベントナイトの膨潤量についても同様に定量的な評価を行う必要がある。

6. 膨潤圧曲線の形状に関する考察

Fig.25～32 に示すように、本研究における膨潤圧試験のシミュレーションでは、シミュレーションを行った 32 のケース全てにおいて、膨潤圧は流体の浸潤が始まった直後に急激な増加を始め、ピークに達した後、緩やかに低下し、供試体が完全に飽和すると膨潤圧の変化しない定常状態になった。

一方、鈴木・藤田⁴⁾は同一の試験条件で初期含水比のみを変更したベントナイト供試体を用いた膨潤圧試験を行っており、例えば初期含水比が 0% の場合には、Fig.61(a) に示すように膨潤圧が低下することなく増加を続けて定常状態となる結果が得られており、初期含水比が 5% の場合には、Fig.61(b) に示すように膨潤圧がピークに達して一度低下した後、再び増加する結果が得られるなど、様々な膨潤圧曲線の形状が見られる⁴⁾。

そこで、本節では Fig.61 に示すような様々な膨潤圧曲線を DEM により再現し、膨潤圧曲線の形状が変化する要因について検討を行った。

2.1 節で述べたように、DEM においては粒子間および粒子-壁間の接触力は粒子同士および粒子-壁間の重なり量に比例して与えられる。したがって、膨潤圧試験のシミュレーションにおける膨潤圧は、飽和率の増加による粒子の膨潤量と、比例定数である粒子間接触に対するばね定数等の入力パラメータの組み合わせにより決定されると言える。

ベントナイトの膨潤特性を表現するために、DEM では飽和率に応じて式 (39) により粒子半径を変化させる。したがって、粒子の飽和率と粒子半径の関係は Fig.62 に示すような直線で表現できる。一方、ばね定数等の供試体モデルの力学特性に関する入力パラメータは、飽和率 0% および 100% のベントナイト供試体に対する非圧密非排水三軸試験結果を対象とした二軸圧縮試験のシミュレーションを行い、それぞれの飽和率における入力パラメータの値を決定した後、それらの値を用いて一次関数による内挿を行うことにより与えられる。したがって、粒子の飽和率と力学特性に関する入力パラメータの関係は Fig.62 に黒の実線 (Base Case) で示すような直線で表現できる。

本節では特に飽和率の変化に伴う入力パラメータの変化に着目し、飽和率の増加に伴って入力パラメータが Fig.63 に赤の曲線 (Extra-1) で示すような変化をする場合、さらに Fig.63 に青の曲線 (Extra-2) で示すような変化をする場合を想定した膨潤圧試験のシミュレーションを行った。Extra-1 の場合には、各入力パラメータは飽和率の増加に伴って急激に低下し、ある程度飽和率が増加すると入力パラメータの低下量が小さくなる。Extra-2 はこの傾向をさらに強調したものとなっている。飽和率 0% および 100% の入力パラメータ等の、飽和率の変化に伴う入力パラメータの変化以外のパラメータについては Table 2 に示す値を用いた。また、供試体モデルとしては、縦横比が 0.5 である H10W20-model-1 を用いた。

飽和率の増加に伴って入力パラメータが Extra-1 のように変化し、壁面摩擦係数を $\tan\phi_w=0$ とした場合と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case Extra-1, Case Extra-1-friction) の膨潤圧の経時変化を Fig.64 に示す。Fig.64 に示すように膨潤圧は流体の浸潤が始まった直後に急激な増加を始め、ピークに達して一度低下した後、再び増加した。この結果は Fig.61(b) に示す実験結果の傾向と一致している。さらに、飽和率の増加に伴って入力パラメータが Extra-2 のように変化し、壁面摩擦係数を

$\tan\phi_w=0$ とした場合と $\tan\phi_w=0.3$ とした場合 (Case Extra-2、Case Extra-2-friction) の膨潤圧の経時変化を Fig.65 に示す。Fig.65 に示すように膨潤圧は供試体モデルの飽和率の増加に伴って増加を続け定常状態となった。この結果は Fig.61(a)に示す実験結果の傾向と一致している。

以上から、膨潤圧曲線の形状を決定づける要因として飽和率の変化に伴う入力パラメータの変化が重要な役割を担っている事がわかった。また、今回の DEM によるシミュレーションでは、実際の膨潤圧試験における膨潤圧の経時変化を定性的に再現可能であることが確認できた。今後さらなる解析コードの高度化を行う事で、膨潤圧試験結果を定量的にも予測できる可能性がある。そのためには、DEM におけるばね定数等の供試体モデルの力学特性に関する入力パラメータと供試体モデルの強度や弾性係数の関係について詳細に検討を行う必要があると考えられる。さらに、実際のベントナイト供試体の強度や弾性係数について、乾燥状態と飽和状態での値だけでなく飽和率に対してどのように変化するかを不飽和状態の供試体を用いた三軸圧縮試験等の実験データを集積することで明らかにすることが必要である。また、ベントナイト供試体の力学特性に対しては、飽和率だけでなく、温度等の試験環境やケイ砂混合比、乾燥密度も大きな影響を与える事が予想できることから、これらの関係についても検討を行う必要がある。

7. 結言

本研究ではベントナイトの膨潤特性を考慮した新たな DEM モデルを開発し、ベントナイト供試体と壁面の間に作用する摩擦力と供試体縦横比に着目した膨潤圧試験のシミュレーションを行った。その結果、壁面の摩擦力と供試体縦横比が膨潤圧試験結果に与える影響について以下の新たな知見を得る事ができた。

1. 膨潤圧試験において、流体の浸潤が始まると、流体浸潤面付近で供試体の膨潤が起こる。このとき供試体側面の壁面への垂直抗力が小さいため、大きな摩擦力が作用せず、供試体は流体浸潤面から圧力測定面側へと変位する。壁面摩擦係数が大きい場合、流体の浸潤が進行して供試体全体が膨潤すると、壁面摩擦力により供試体は圧力測定面側へと偏った状態となり、この状態のままさらに膨潤するため圧力測定面で計測される膨潤圧が大きくなる。
2. 膨潤圧試験結果に対して壁面摩擦力が有効に作用するためには、壁面摩擦係数に加えて供試体内部の上下方向の変位が重要となっており、供試体内部の変位は飽和率分布状態による供試体内の局所的な膨潤量の違いと流体の浸潤によるベントナイト供試体の強度や弾性係数といった力学特性の低下が主な原因となる。また、流体の浸潤による力学特性の低下量および膨潤量の変化傾向が膨潤圧曲線の形状に大きく影響していると考えられる。
3. 供試体モデルの縦横比が大きい場合、供試体内の粒子の上下方向の変位量が大きく、またその変位を拘束する供試体側面と壁面の間の摩擦力が作用する割合が大きくなるため、供試体縦横比の増加にともなって計測される膨潤圧が大きく増大する。

本研究において開発を行ったベントナイトモデルは、実際のベントナイト供試体の持つ性質の中で飽和率の変化に伴う膨潤と力学特性の変化を単純化したモデルである。したがって、ベントナイト系材料の標準的試験法の構築に資するためには摩擦力の影響について実験による検証を行う必要がある。特に、供試体と試験装置の間の摩擦係数、膨潤圧試験中のベントナイト供試体内部の局所的な変位分布、飽和率の増加に伴う供試体の膨潤量と力学特性の変化について定量的に把握することが重要であると考えられる。

今後これらの検証実験を行うとともに、さらなる解析コードの高度化を行う事で、膨潤圧試験結果を定量的にも予測できる可能性があると考えられるが、このことは今後の課題とする。

参考文献

1. “特定放射性廃棄物の最終処分に関する法律”, 平成 12 年法律第 117 号.
2. 核燃料サイクル開発機構: “わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第 2 次取りまとめ— 分冊 2 地層処分の工学技術”, JNC TN1400 99-022 (1999).
3. 棚井憲治, 菊池広人, 中村邦彦, 田中幸久, 廣永道彦: “ベントナイト系材料の標準的室内試験法構築に向けての試験法の現状調査と試験による検討”, JAEA-Research 2010-025 (2010).
4. 鈴木英明, 藤田朝雄: “緩衝材の膨潤特性”, 核燃料サイクル開発機構 技術資料, JNC TN8400 99-038 (1999).
5. 直井優, 小峯秀雄, 安原一哉, 村上哲, 百瀬和夫, 坂上武晴: “異なる寸法の供試体を用いたベントナイト系緩衝材の膨潤圧特性調査”, 第 39 回地盤工学研究発表会, pp.2205-2206 (2004).
6. 田中幸久, 廣永道彦, 工藤康二: “飽和したベントナイトのガス移行メカニズムとそのモデル化”, 電力中央研究所報告, 研究報告 N07005 (2007).
7. P. A. Cundall and O. D. L. Strack: “A discrete numerical model for granular assemblies”, *Geotechnique*, 29, 1, pp.47-65 (1979).
8. H. Shimizu: “Distinct element modeling for fundamental rock fracturing and application to hydraulic fracturing”, PhD thesis, Kyoto University, (2010).
9. 石原研而: “第 2 版土質力学”, 丸善, pp.33-43 (2001).
10. 西村強, 木山英郎, 藤村尚: “間隙水連成型 DEM の拡張と適用性”, 岩の力学国内シンポジウム講演論文集, 8, pp.411-416 (1990).
11. 木山英郎, 西村強, 藤村尚: “間隙水連成型個別要素法の基本と拡張”, 土木学会論文集, 499, III-28, pp.31-39 (1994).
12. Al-Busaidi, J. F. Hazzard and P. P. Young: “Distinct element modeling of hydraulically fractured Lac du Bonnet granite”, *Journal of geophysical research*, 110, B06302, (2005).
13. 清水浩之, 村田澄彦, 石田毅: “粒状体個別要素法における岩石力学物性の設定に及ぼす粒子数および粒度分布の影響”, *材料*, 59, 3, pp.219-226 (2010).
14. 藤田朝雄, 五月女敦, 原啓二: “緩衝材の力学試験”, 動燃技術資料, PNC TN8410 92-170 (1992).
15. 平井卓, 重野善政, 高治一彦, 飯塚敦: “膨張性土質材料の過圧密時の摩擦を考慮した弾塑性構成則の改良”, 建設工学研究所論文報告集, 49, pp.67-76 (2007).
16. 平井卓: “膨張性土質材料の構成則に関する基礎的研究”, 学位論文, 神戸大学 (2008).
17. K. Tanai and M. Yamamoto: “Experimental and modeling studies on gas migration in kunigel V1 bentonite, Research document, JNC TN8400 2003-024 (2003).
18. D. Shepard: “A two-dimensional interpolation function for irregularly-spaced data”, *Proc. of the 1968 ACM National Conference*, pp.517-524 (1968).

Table 1 Model data for bi-axial test.

Height × Width:	200 mm × 100 mm
Number of particles:	9443
Particle radius (uniform distribution):	0.5 mm - 1.0 mm
Particle density:	1800 kg/m ³
Wall-particle friction ($\tan\phi_w$):	0.0

Table 2 Input parameters.

Parameters for contact and bonding	0% saturated	100% saturated
Normal spring stiffness (k_n):	242×10^6 kgf/m	44.0×10^6 kgf/m
Tangential spring stiffness (k_s):	93.1×10^6 kgf/m	16.9×10^6 kgf/m
Friction coefficient of particle ($\tan\phi_p$):	0.05	0.01
Adhesion of bonding (a):	12.7 MPa	5.6 Mpa
Maximum strain of bonding (ε_{\max}):	0.212	0.124
Parameters for fluid flow		
Assumed porosity of the model (n):	35 %	
Residual aperture (w_0):	0.2 mm	
Coefficient for unsaturated flow (p):	1.0 MPa	
Fluid viscosity (μ):	1.0 mPa·s	
Bulk modulus of the fluid (K_f):	2.0×10^6 Pa	
Parameters for swelling		
Coefficient of expansion (α_{\max}):	0.02	

Table 3 Simulation case.

Case	Model name	H (mm)	W (mm)	H/W	Number of particles	Wall-Particle friction ($\tan\phi_w$)
A-1	H10W20-model-1	100.00	200.00	0.5	9443	0.0
A-2	H10W20-model-2	100.00	200.00	0.5	9411	0.0
A-3	H10W20-model-3	100.00	200.00	0.5	9372	0.0
A-4	H10W20-model-4	100.00	200.00	0.5	9319	0.0
A-1-friction	H10W20-model-1	100.00	200.00	0.5	9443	0.3
A-2-friction	H10W20-model-2	100.00	200.00	0.5	9411	0.3
A-3-friction	H10W20-model-3	100.00	200.00	0.5	9372	0.3
A-4-friction	H10W20-model-4	100.00	200.00	0.5	9319	0.3
B-1	H14W14-model-1	141.40	141.40	1.0	9412	0.0
B-2	H14W14-model-2	141.40	141.40	1.0	9310	0.0
B-3	H14W14-model-3	141.40	141.40	1.0	9400	0.0
B-4	H14W14-model-4	141.40	141.40	1.0	9301	0.0
B-1-friction	H14W14-model-1	141.40	141.40	1.0	9412	0.3
B-2-friction	H14W14-model-2	141.40	141.40	1.0	9310	0.3
B-3-friction	H14W14-model-3	141.40	141.40	1.0	9400	0.3
B-4-friction	H14W14-model-4	141.40	141.40	1.0	9301	0.3
C-1	H20W10-model-1	200.00	100.00	2.0	9443	0.0
C-2	H20W10-model-2	200.00	100.00	2.0	9411	0.0
C-3	H20W10-model-3	200.00	100.00	2.0	9372	0.0
C-4	H20W10-model-4	200.00	100.00	2.0	9319	0.0
C-1-friction	H20W10-model-1	200.00	100.00	2.0	9443	0.3
C-2-friction	H20W10-model-2	200.00	100.00	2.0	9411	0.3
C-3-friction	H20W10-model-3	200.00	100.00	2.0	9372	0.3
C-4-friction	H20W10-model-4	200.00	100.00	2.0	9319	0.3
D-1	H24w08-model-1	244.95	81.65	3.0	9256	0.0
D-2	H24w08-model-2	244.95	81.65	3.0	9350	0.0
D-3	H24w08-model-3	244.95	81.65	3.0	9299	0.0
D-4	H24w08-model-4	244.95	81.65	3.0	9184	0.0
D-1-friction	H24w08-model-1	244.95	81.65	3.0	9256	0.3
D-2-friction	H24w08-model-2	244.95	81.65	3.0	9350	0.3
D-3-friction	H24w08-model-3	244.95	81.65	3.0	9299	0.3
D-4-friction	H24w08-model-4	244.95	81.65	3.0	9184	0.3

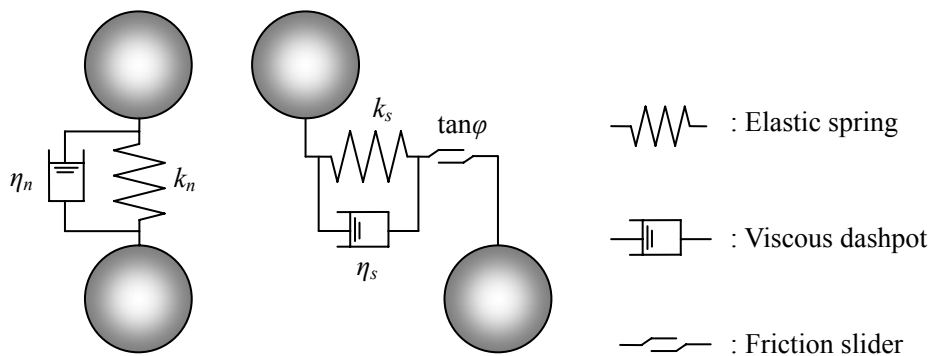


Fig.1 Voigt model (elastic spring, viscous dashpot and friction slider) for the force transmission in DEM.

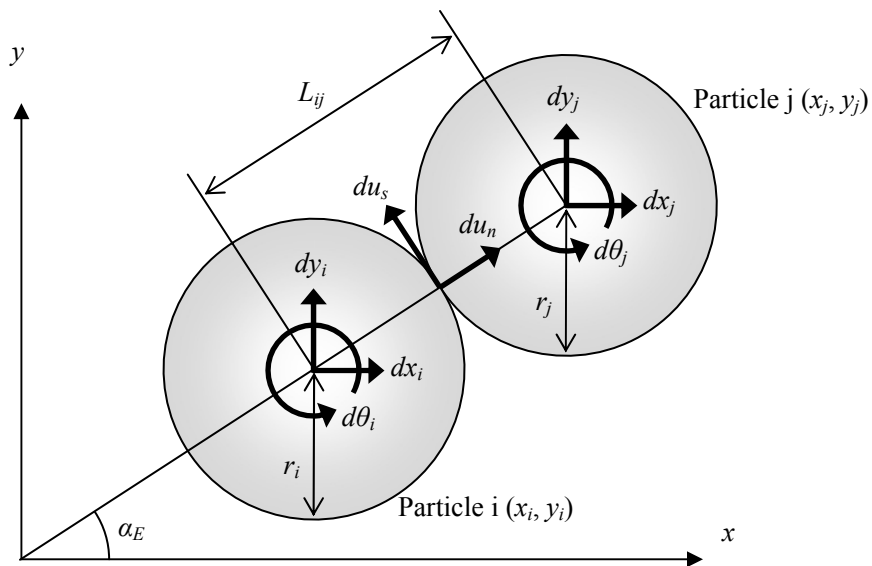


Fig.2 Contact between two particles.

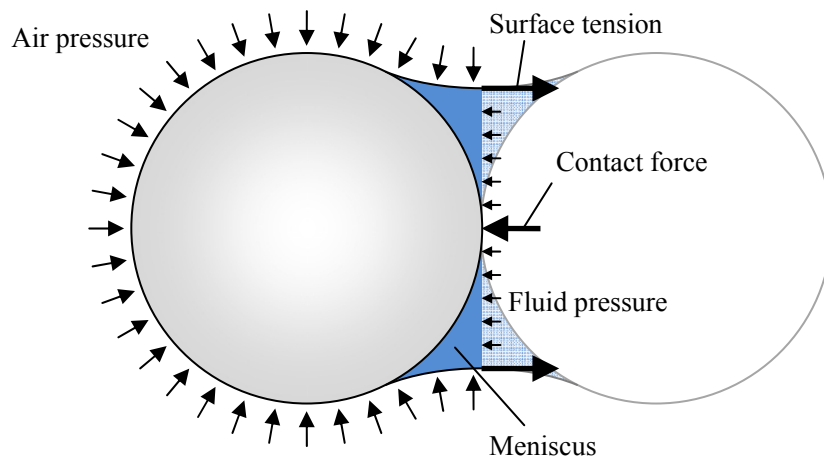


Fig.3 Meniscus and connecting forces between soil particles.

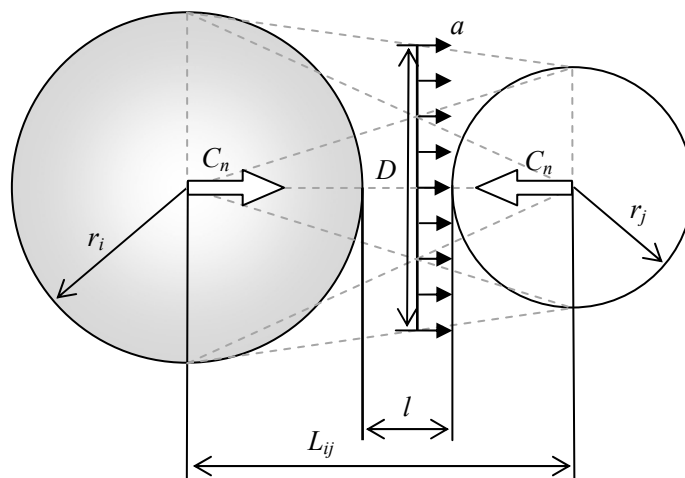


Fig.4 Connecting force acting between two particles in DEM.

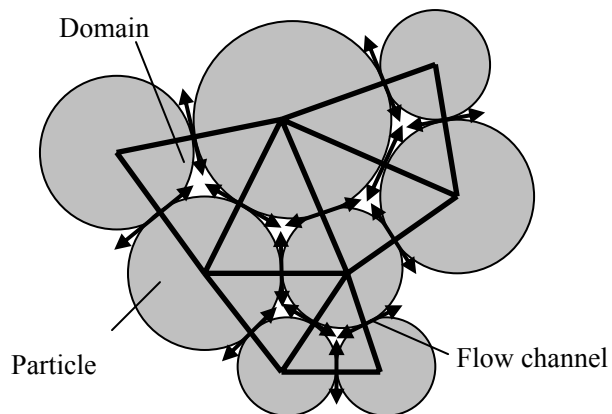


Fig.5 Channel - Domain model.

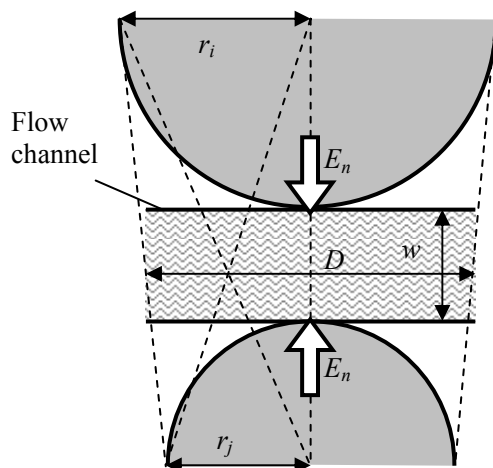


Fig.6 Channel width and length.

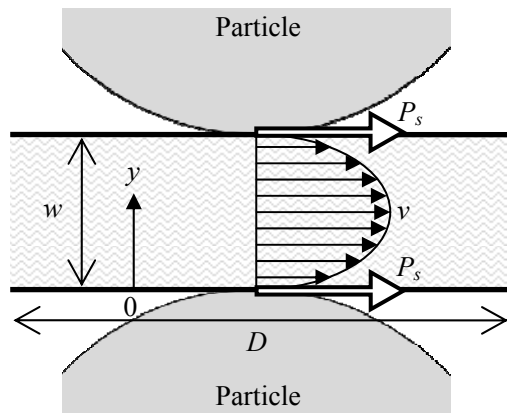


Fig.7 Flow velocity and viscous forces.

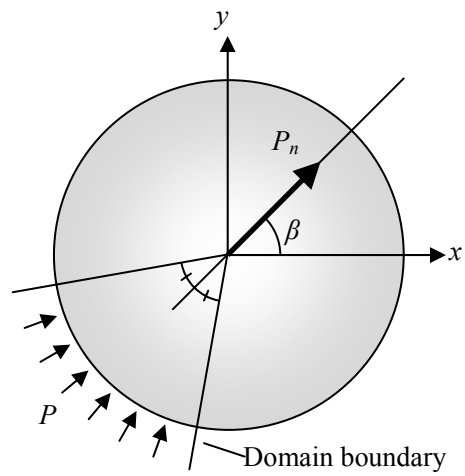


Fig.8 Pore pressure acting on a particle.

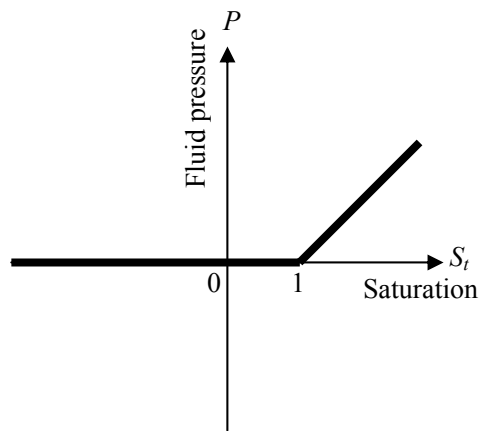


Fig.9 Relationship between saturation of the domain and fluid pressure.

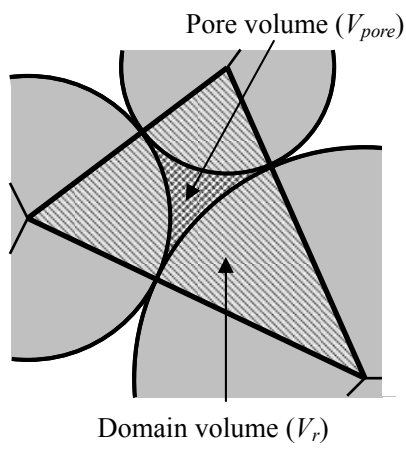


Fig.10 Domain volume and pore volume.

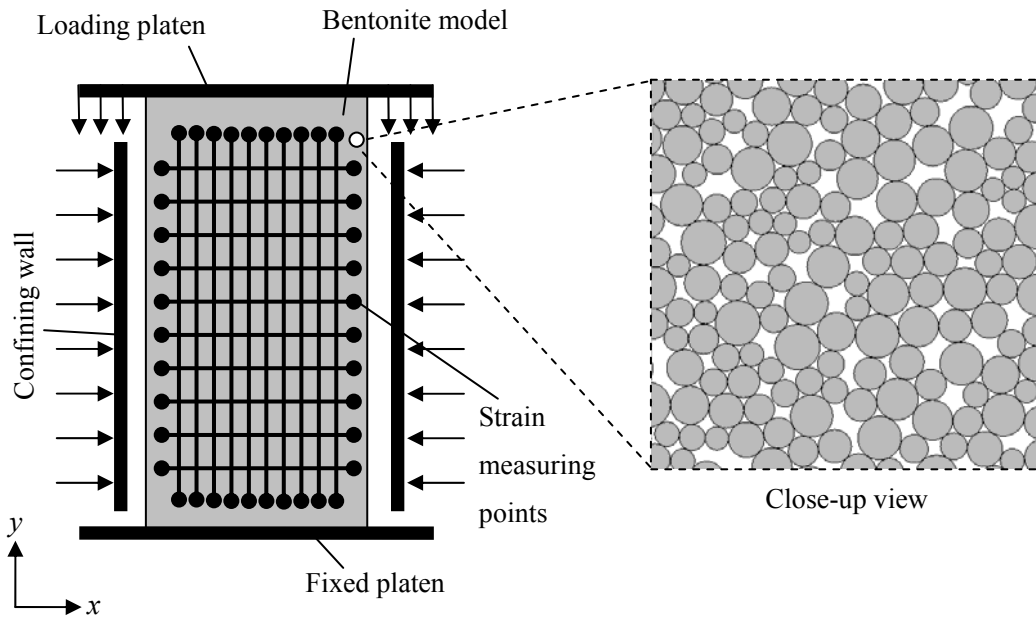


Fig.11 Loading condition for the simulation of biaxial compression tests.

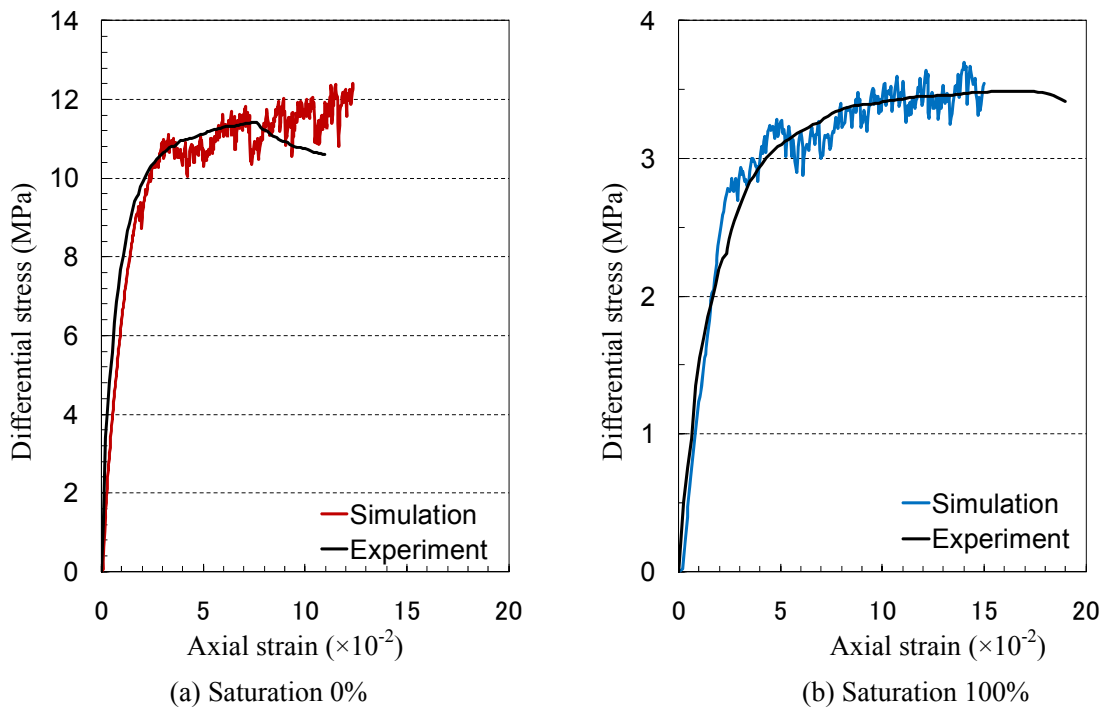


Fig.12 Stress-strain curves from the simulation of biaxial compression test [14].

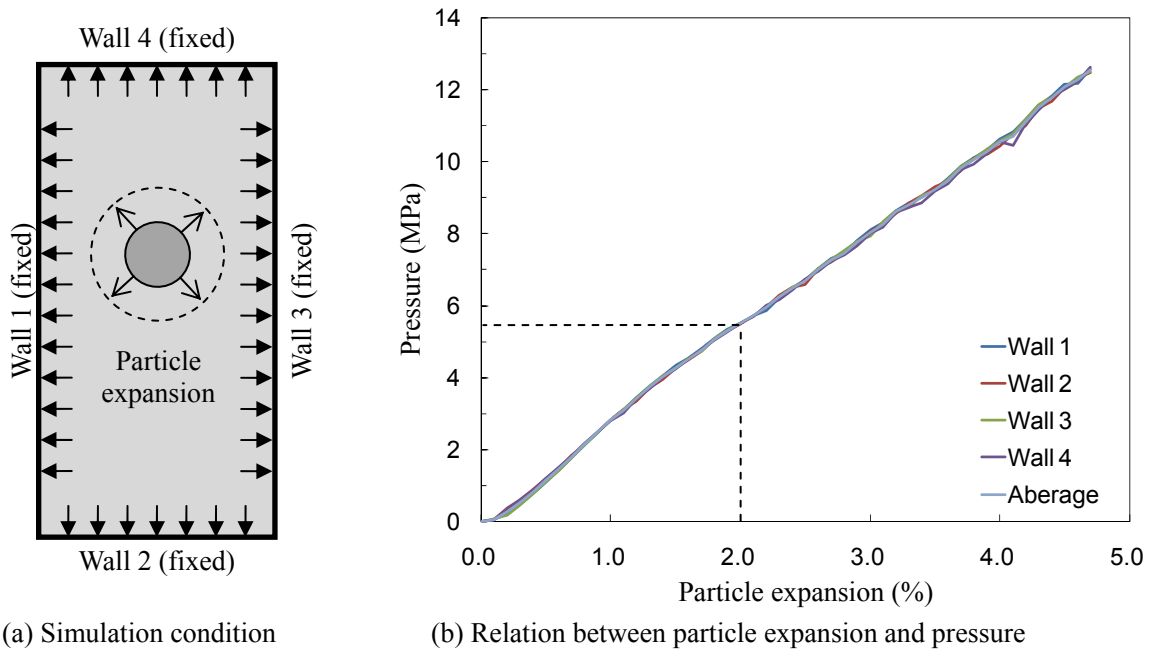


Fig.13 Stress-strain curves from the simulation of biaxial compression test.

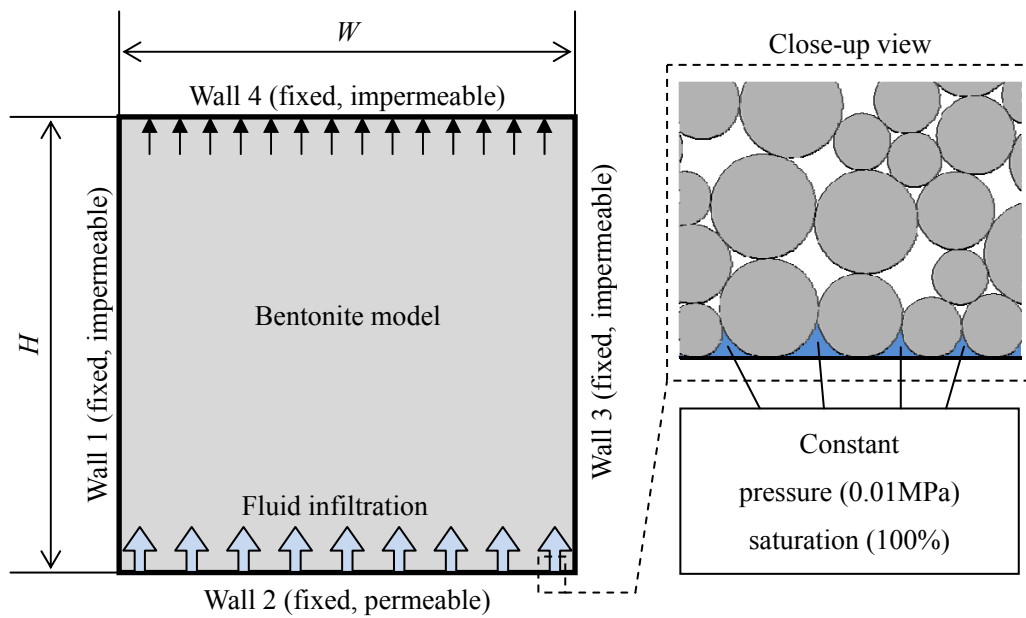


Fig.14 Simulation model for the simulation of swelling test.

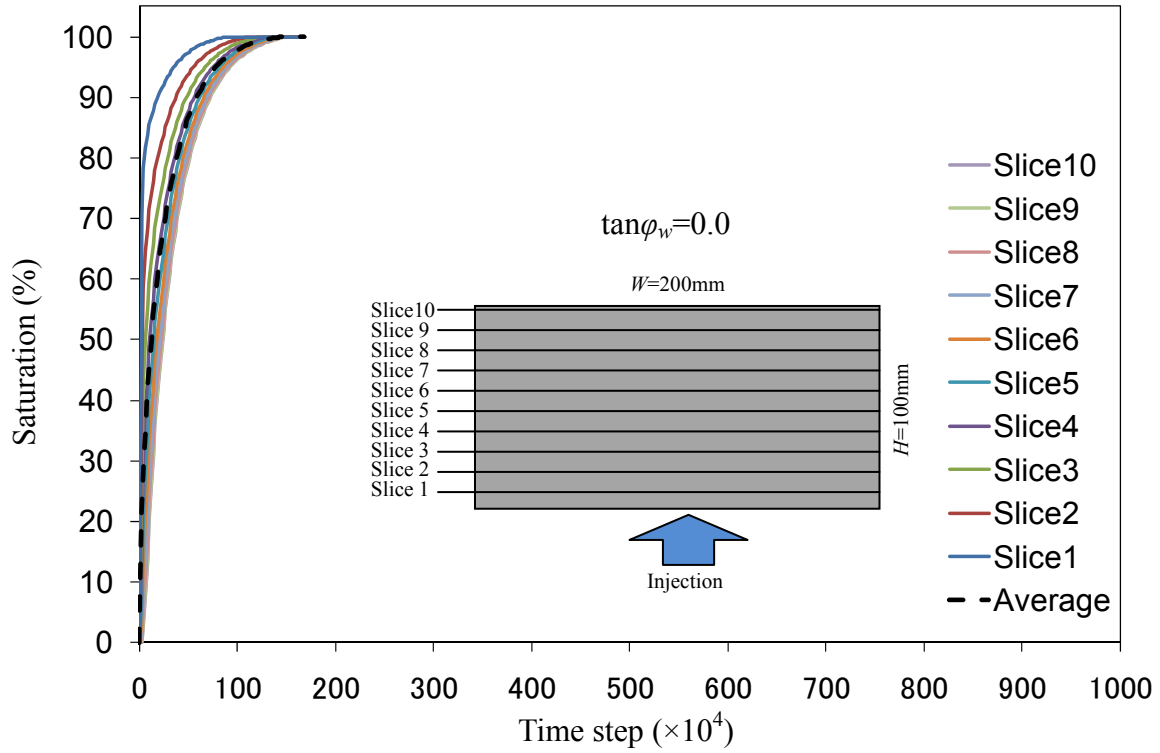


Fig.15 Evolution of the saturation for the Case A-1.

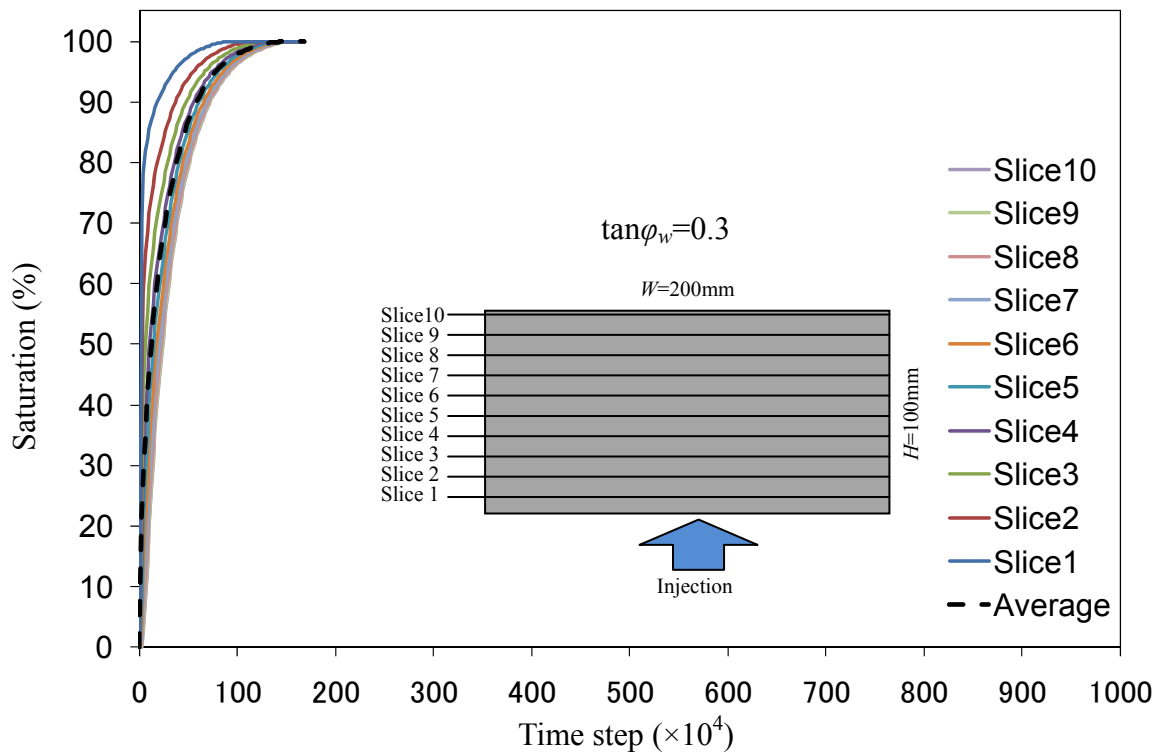


Fig.16 Evolution of the saturation for the Case A-1-friction.

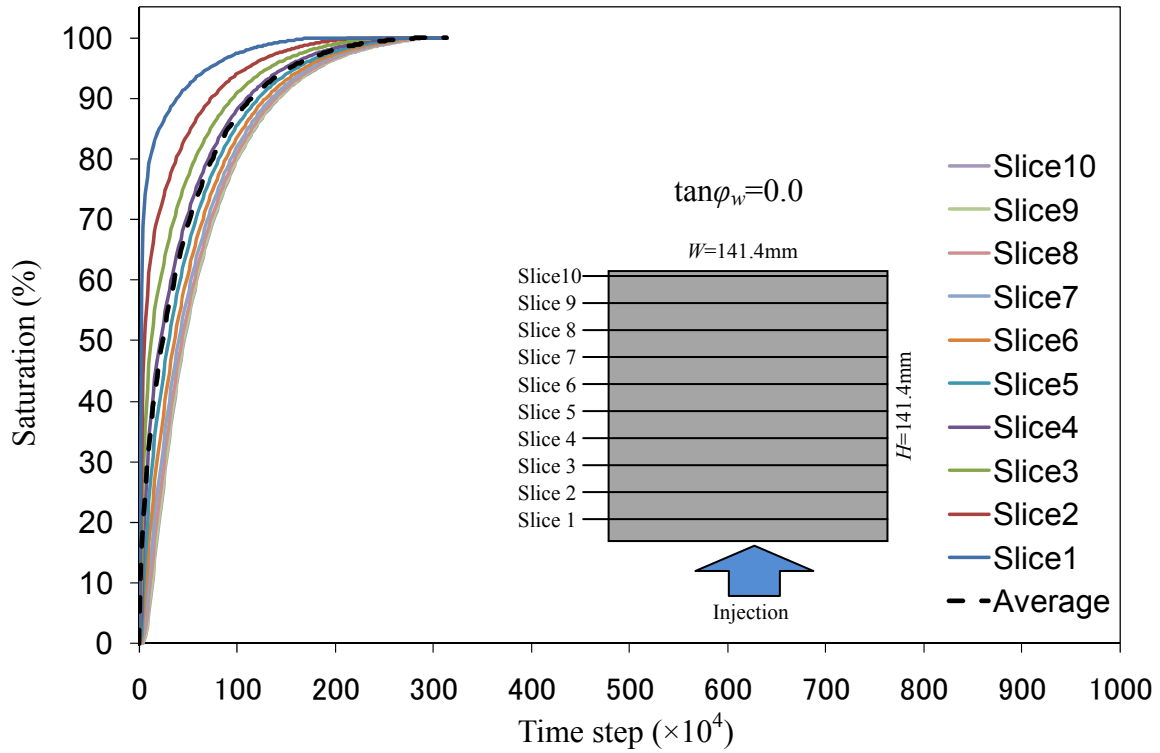


Fig.17 Evolution of the saturation for the Case B-1.

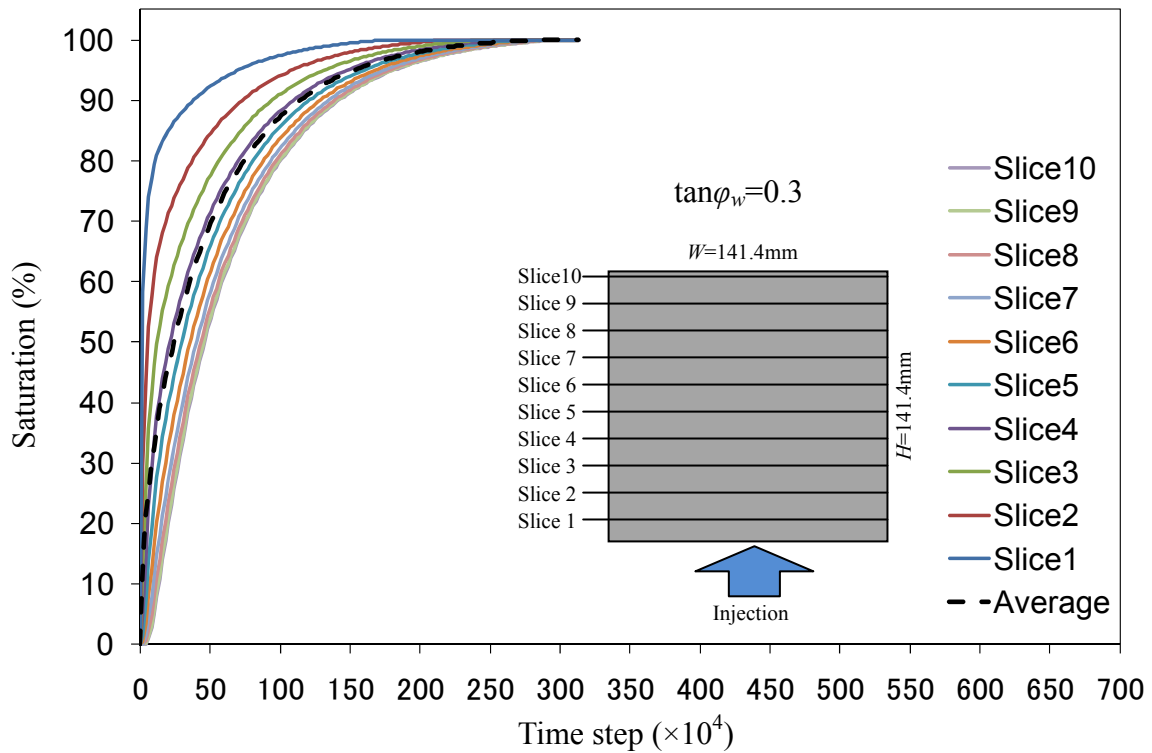


Fig.18 Evolution of the saturation for the Case B-1-friction.

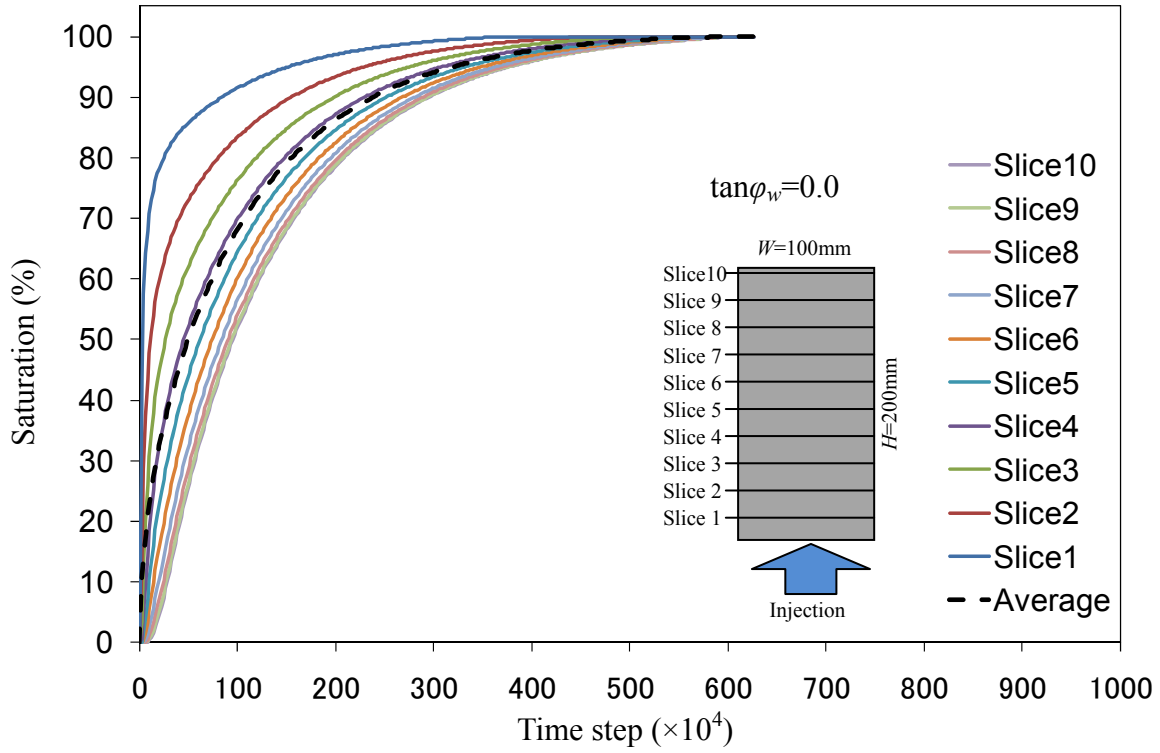


Fig.19 Evolution of the saturation for the Case C-1.

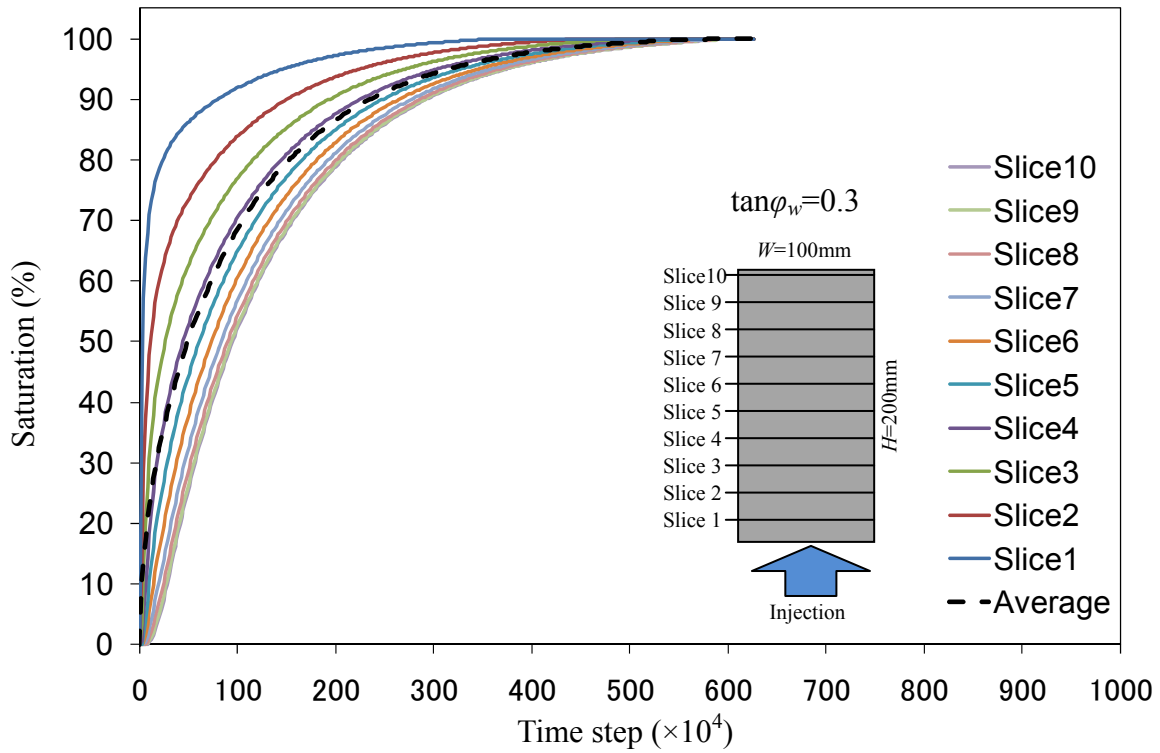


Fig.20 Evolution of the saturation for the Case C-1-friction.

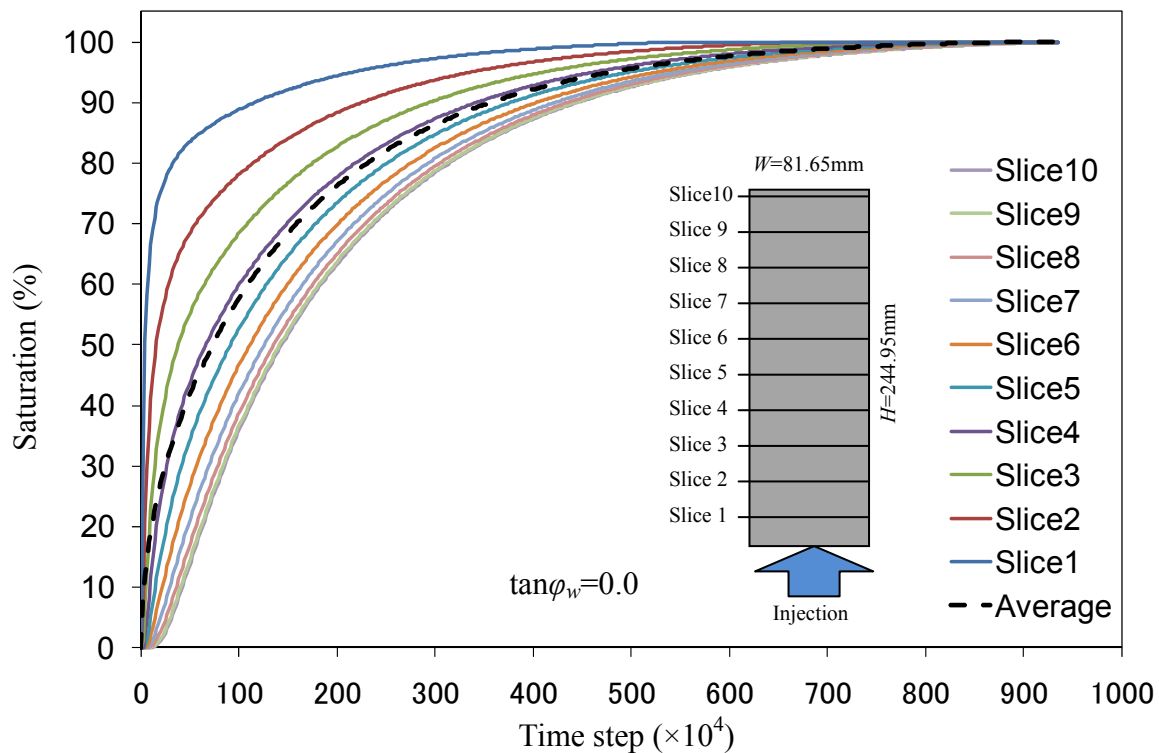


Fig.21 Evolution of the saturation for the Case D-1.

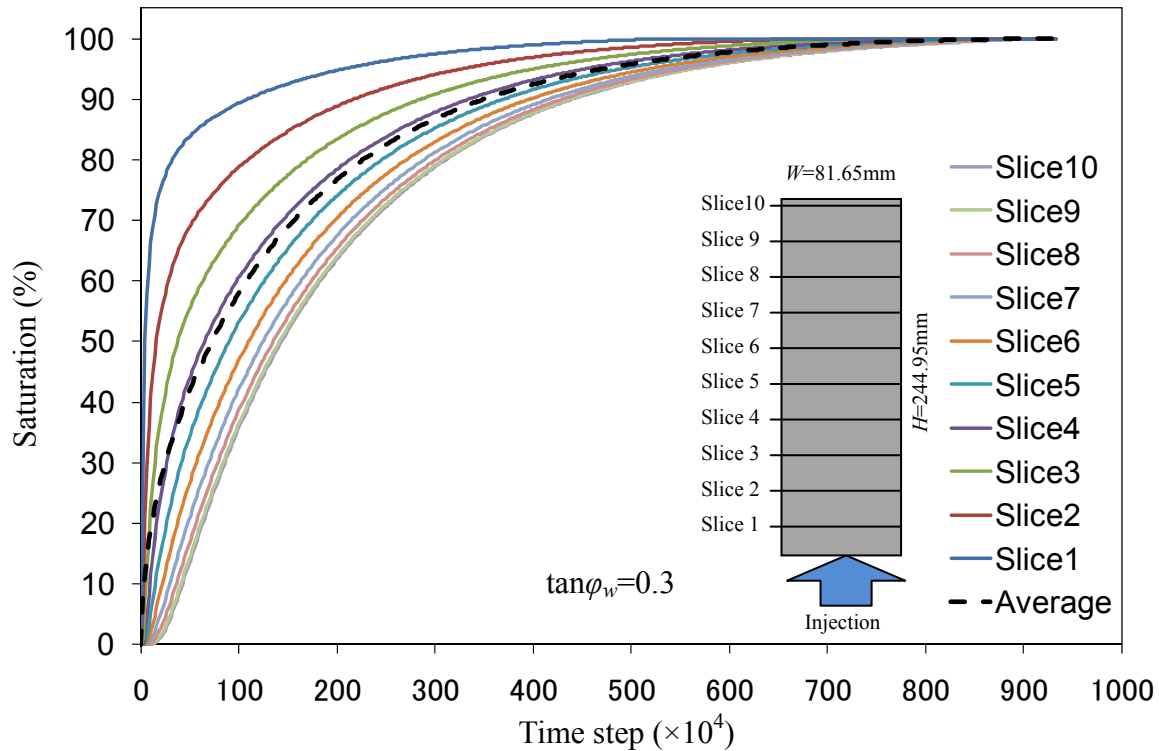


Fig.22 Evolution of the saturation for the Case D-1-friction.

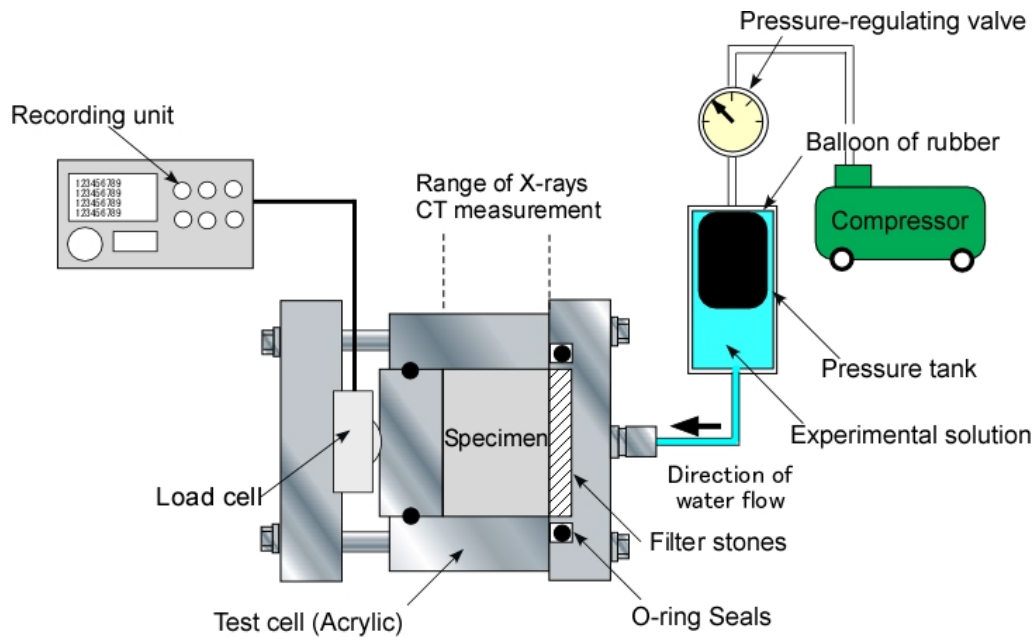


Fig.23 Schematic description of the laboratory experiment.

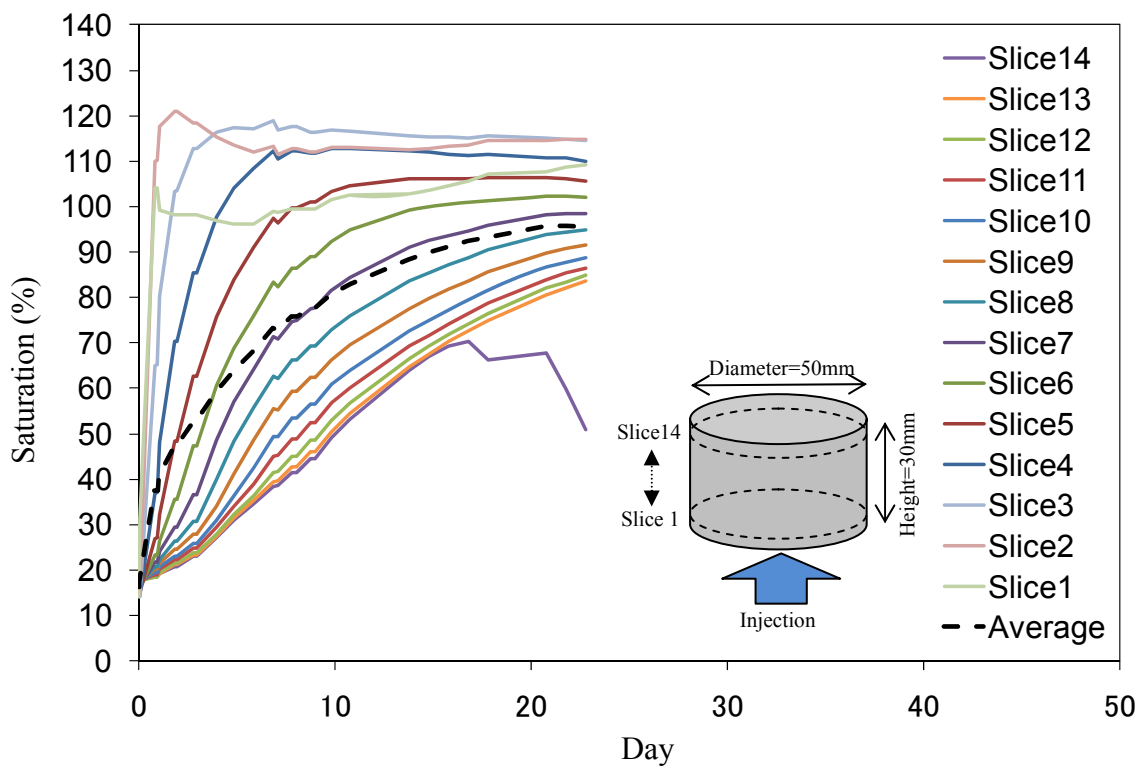


Fig.24 Evolution of the saturation obtained from the laboratory experiment.

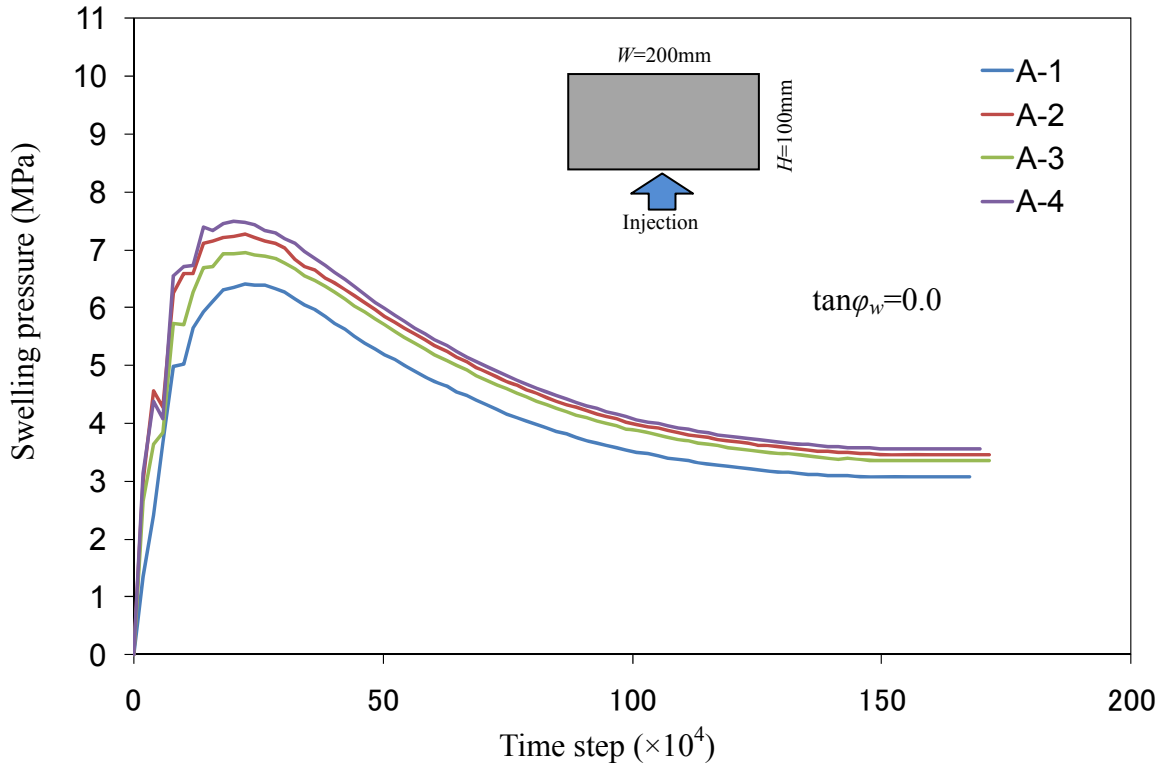


Fig.25 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=0.5$ with $\tan\phi_w=0$.

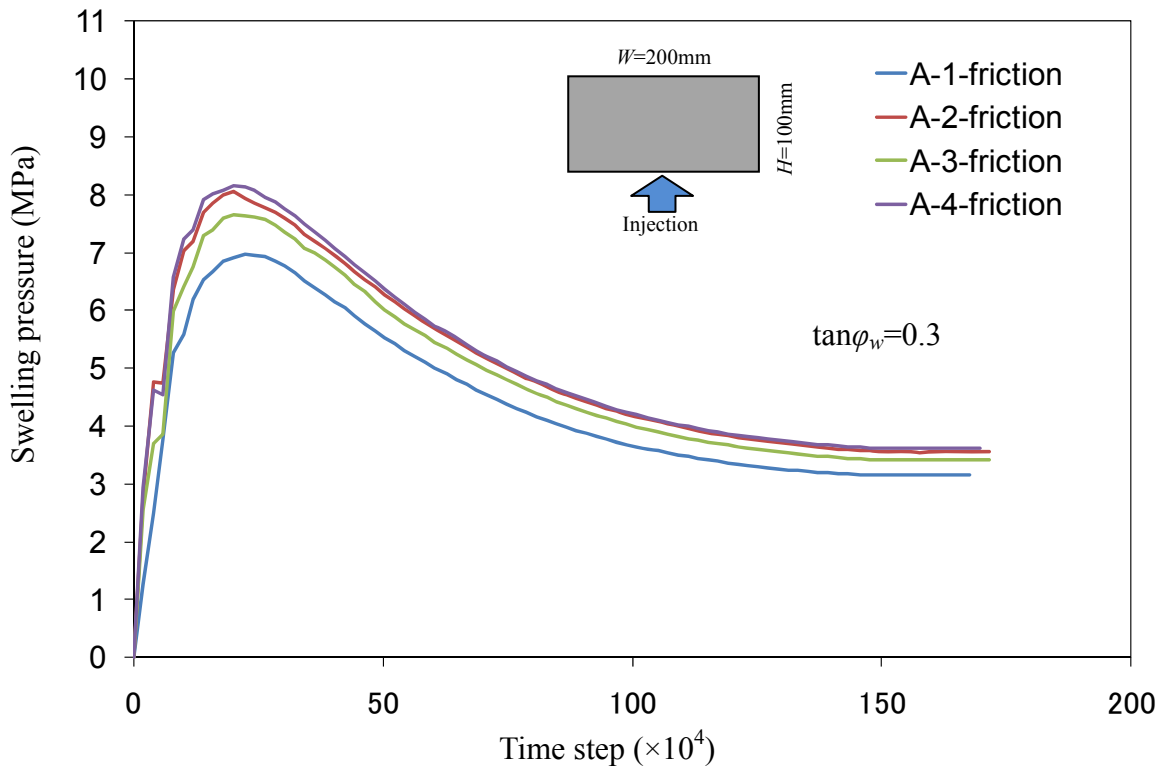


Fig.26 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=0.5$ with $\tan\phi_w=0.3$.

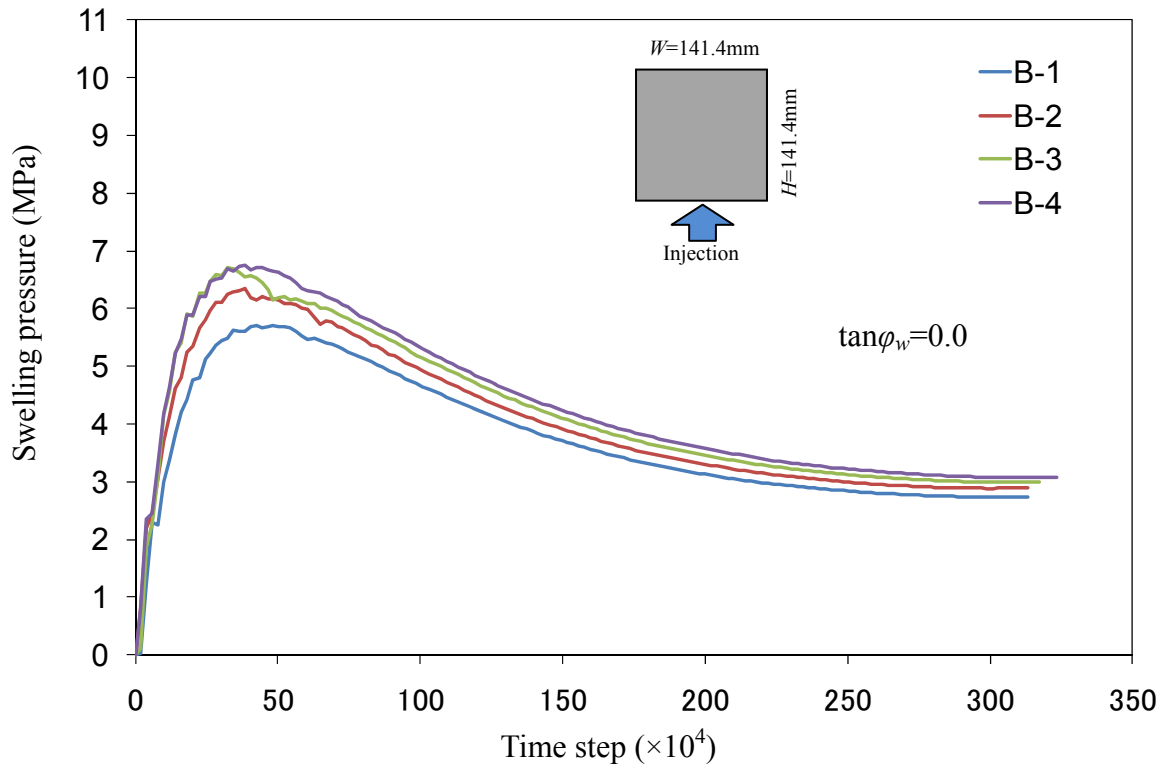


Fig.27 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=1.0$ with $\tan\phi_w=0.0$.

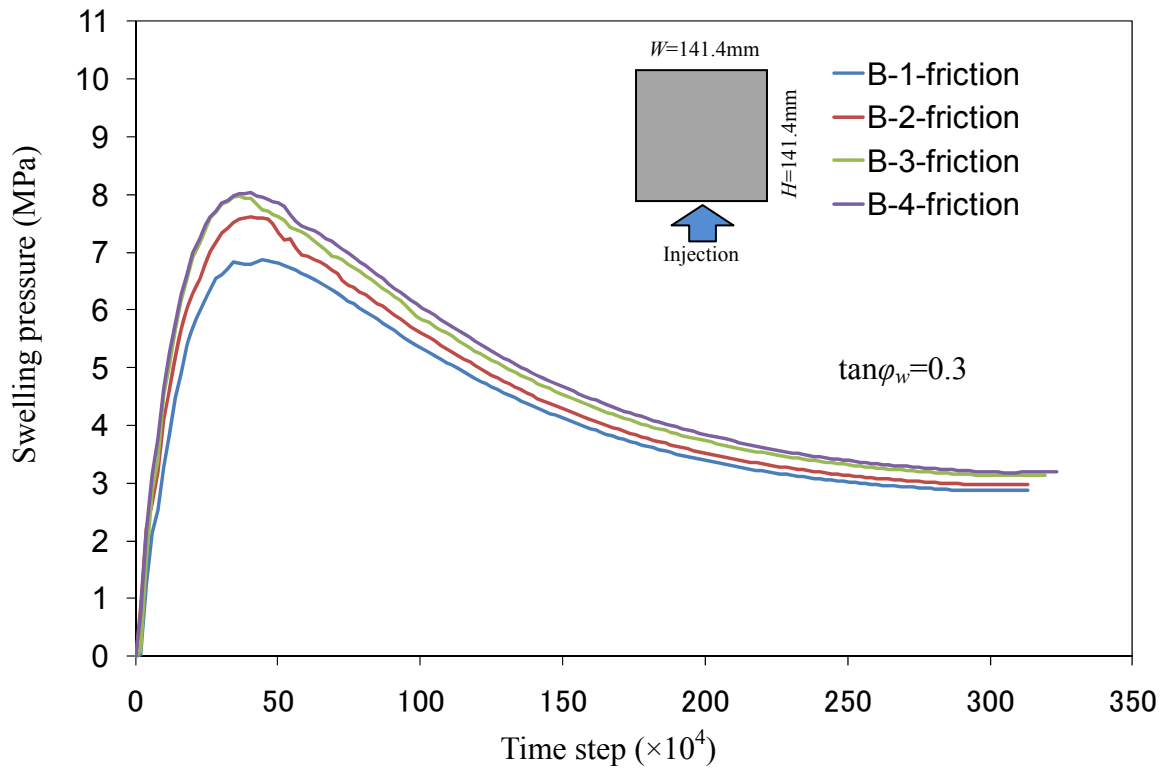


Fig.28 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=1.0$ with $\tan\phi_w=0.3$.

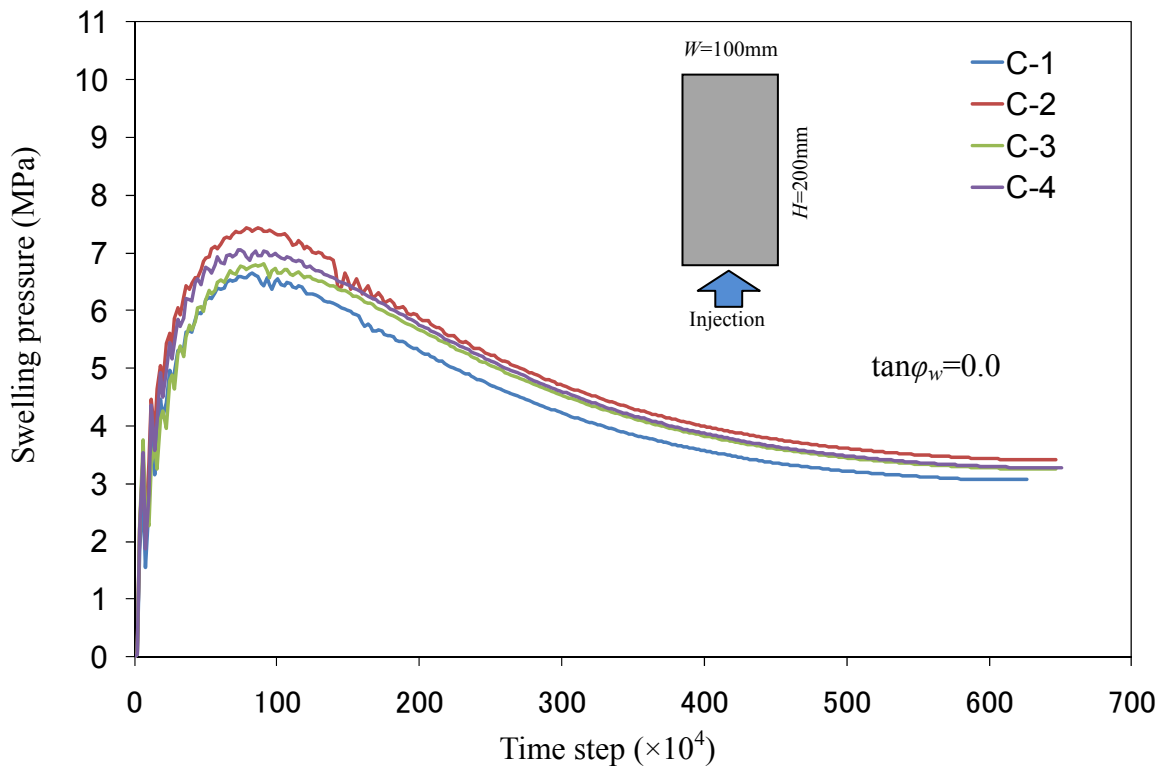


Fig.29 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=2.0$ with $\tan\phi_w=0.0$.

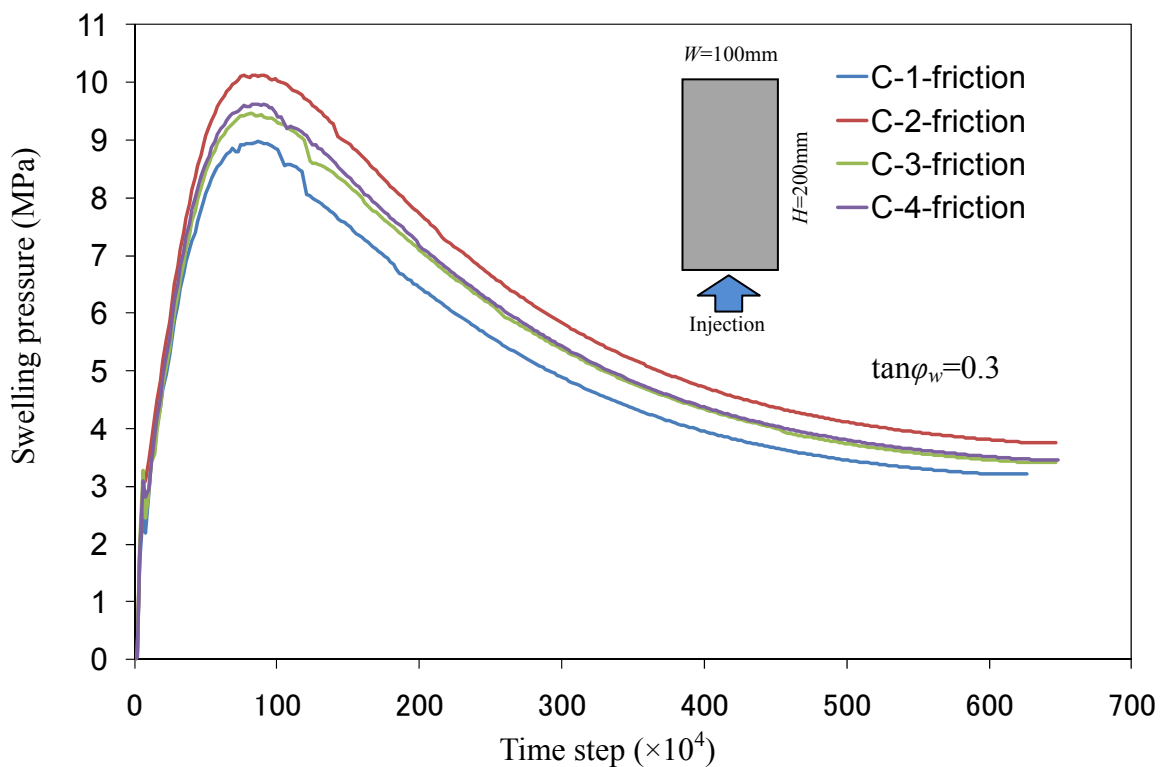


Fig.30 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=2.0$ with $\tan\phi_w=0.3$.

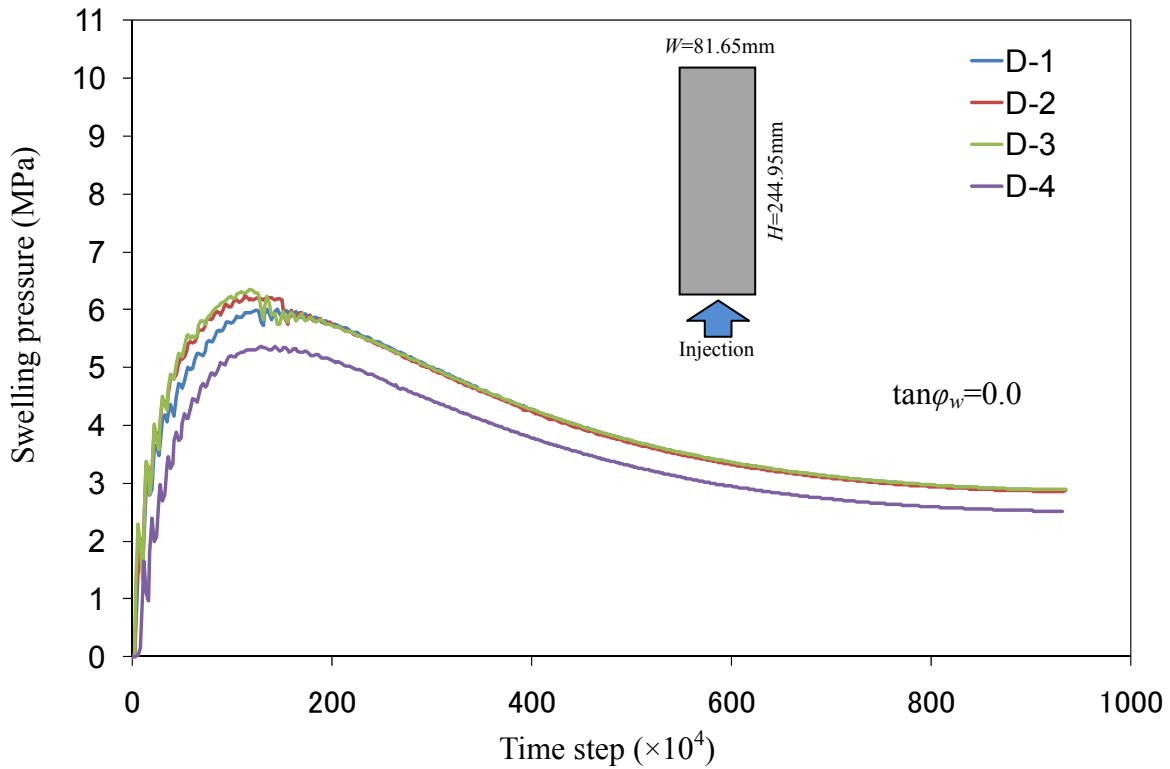


Fig.31 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=3.0$ with $\tan\phi_w=0.0$.

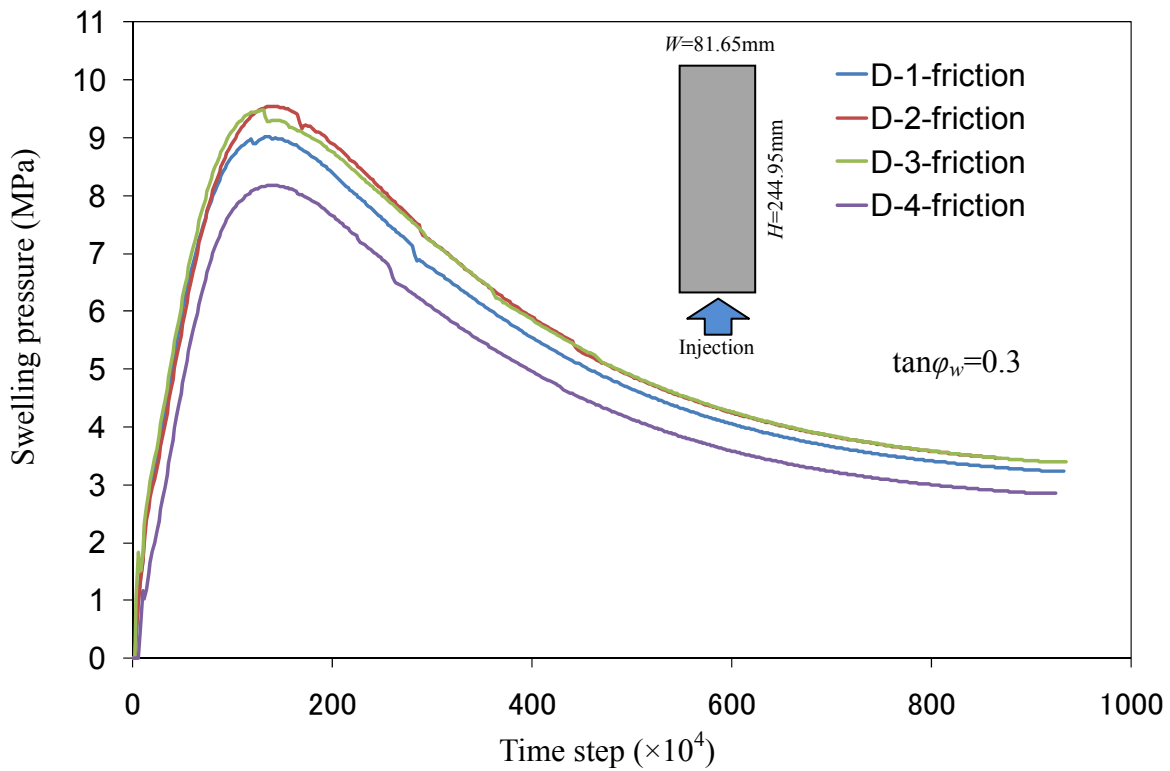


Fig.32 Evolution of the swelling pressure for the models of $H/W=3.0$ with $\tan\phi_w=0.3$.

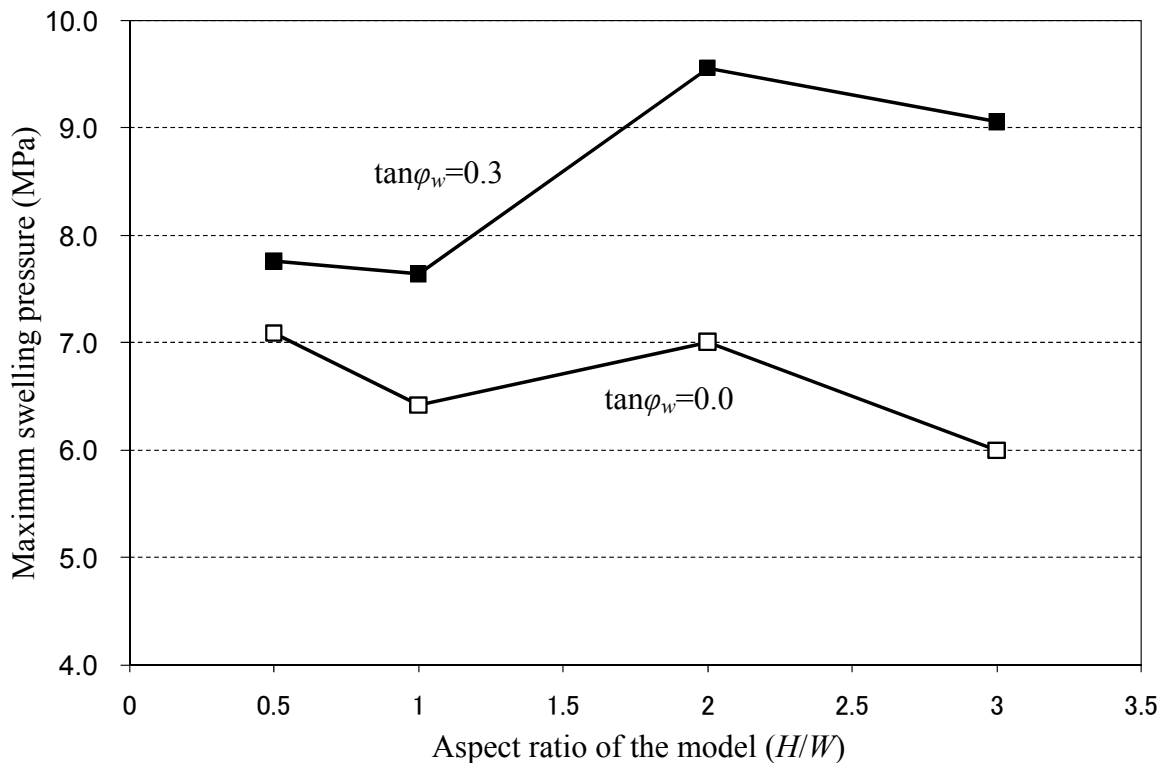


Fig.33 Relation between maximum swelling pressure and aspect ratio of the model.

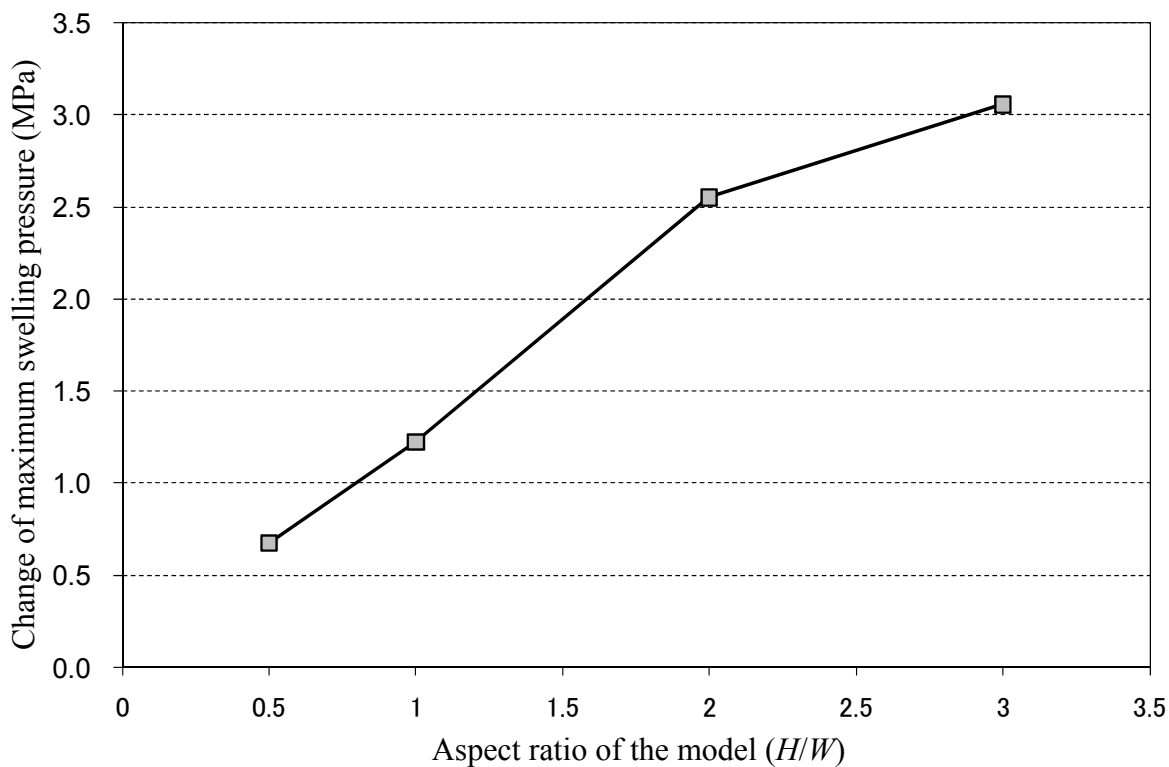


Fig.34 Change of maximum swelling pressure due to the friction between particles and walls.

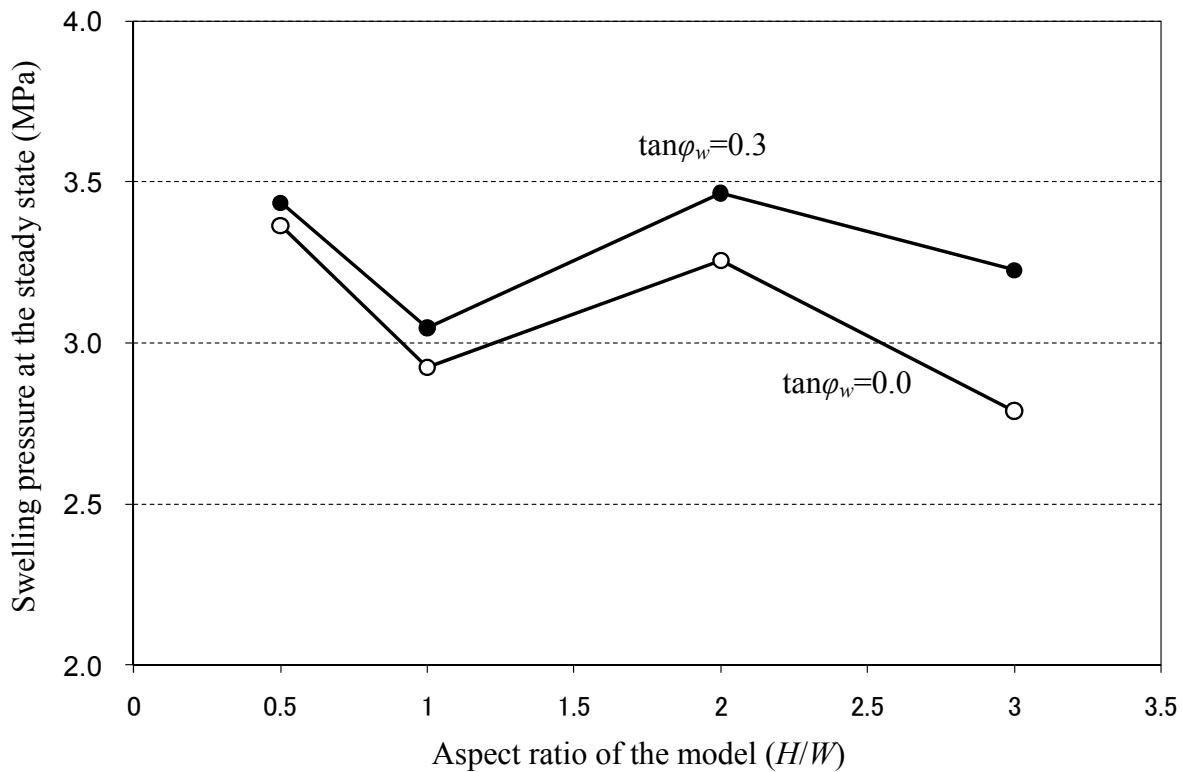


Fig.35 Relation between swelling pressure at the steady state and aspect ratio of the model.

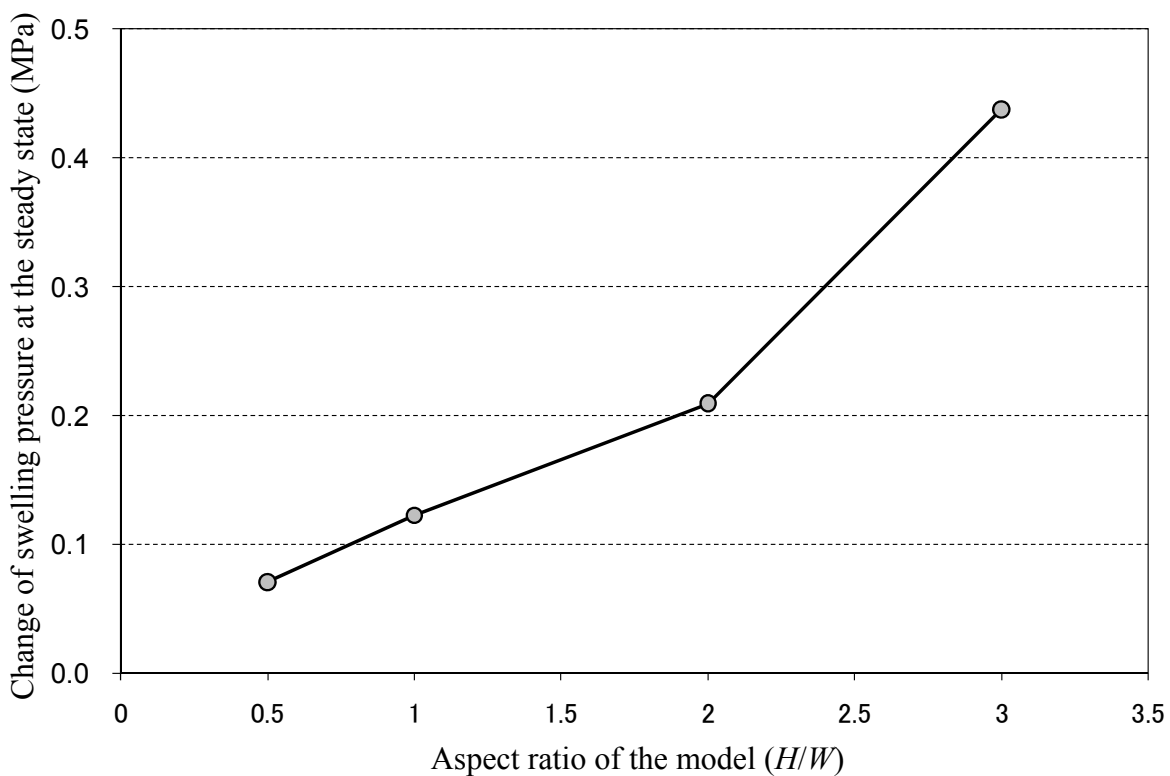


Fig.36 Change of swelling pressure at the steady state due to the friction between particles and walls

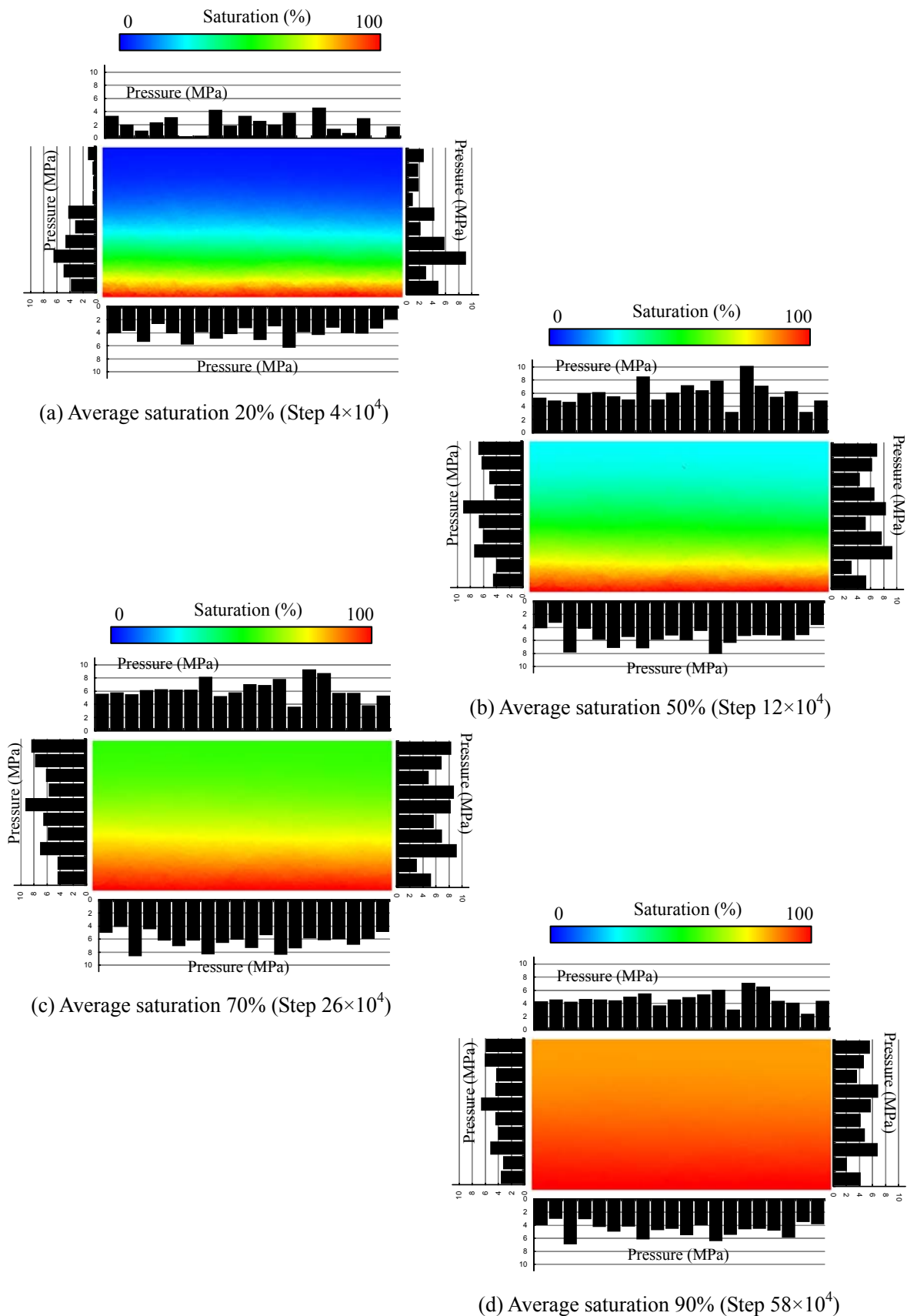
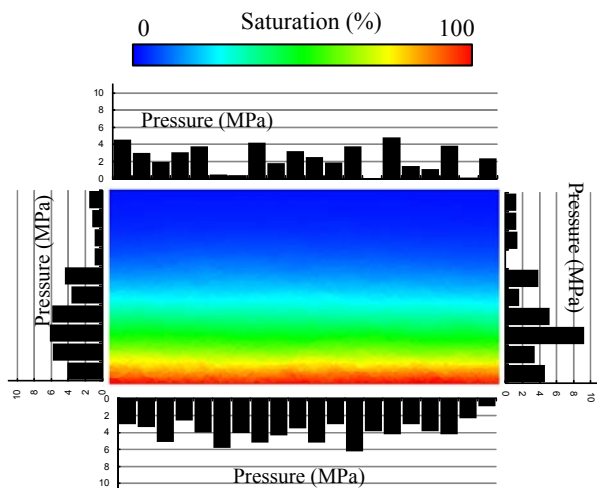
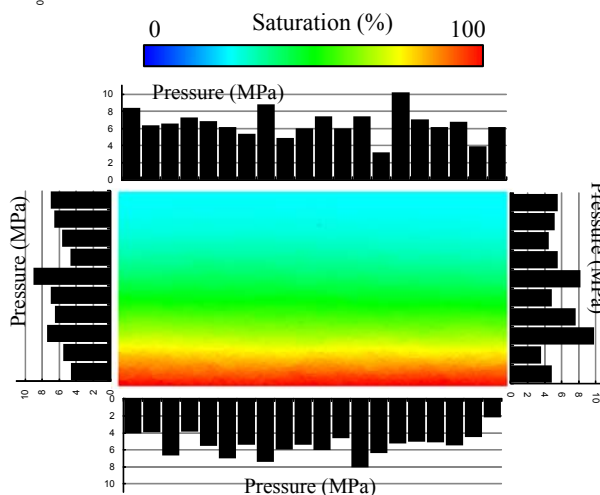


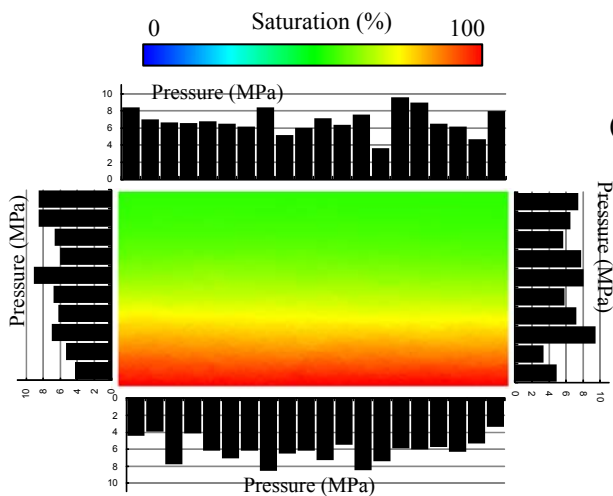
Fig.37 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case A-1).



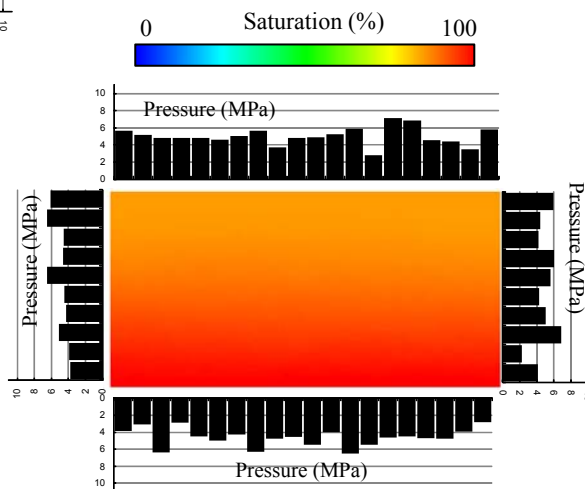
(a) Average saturation 20% (Step 4×10^4)



(b) Average saturation 50% (Step 12×10^4)



(c) Average saturation 70% (Step 26×10^4)



(d) Average saturation 90% (Step 58×10^4)

Fig.38 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case A-1-friction).

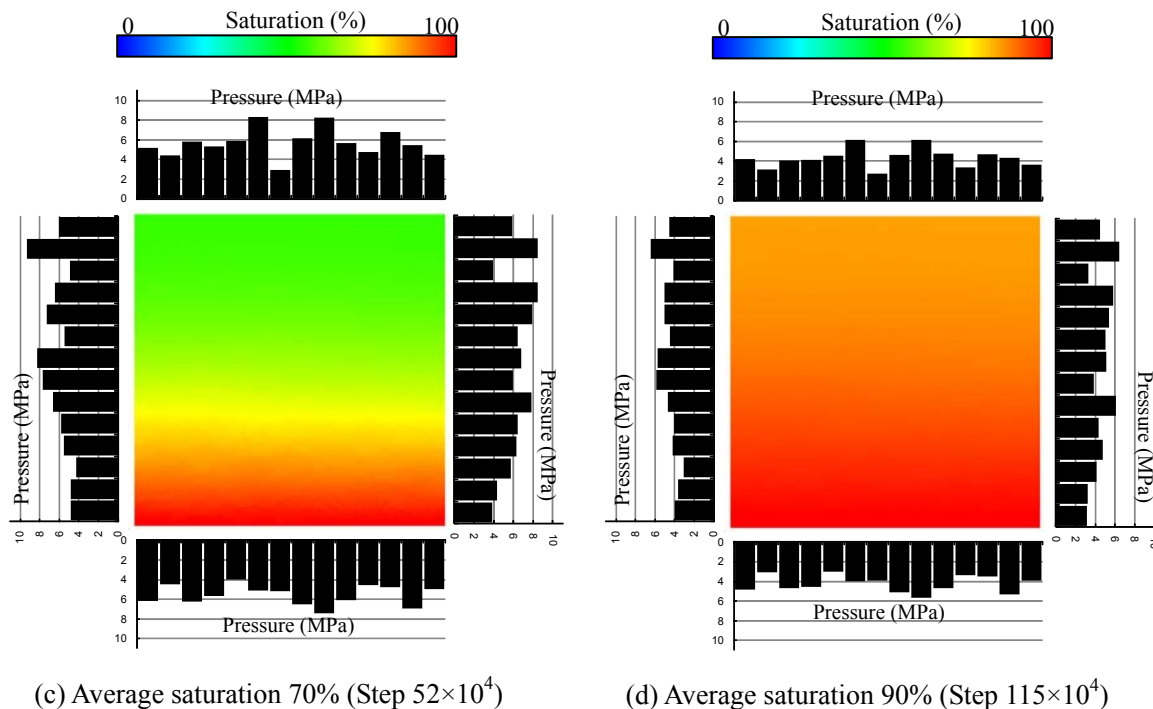
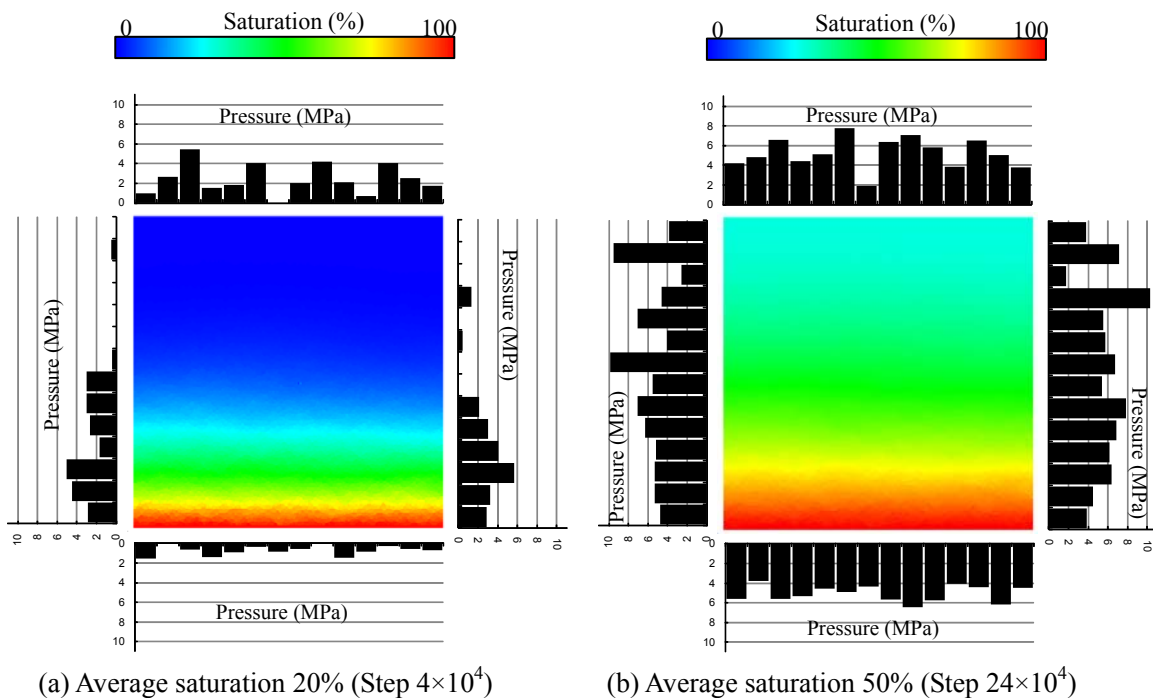


Fig.39 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case B-1).

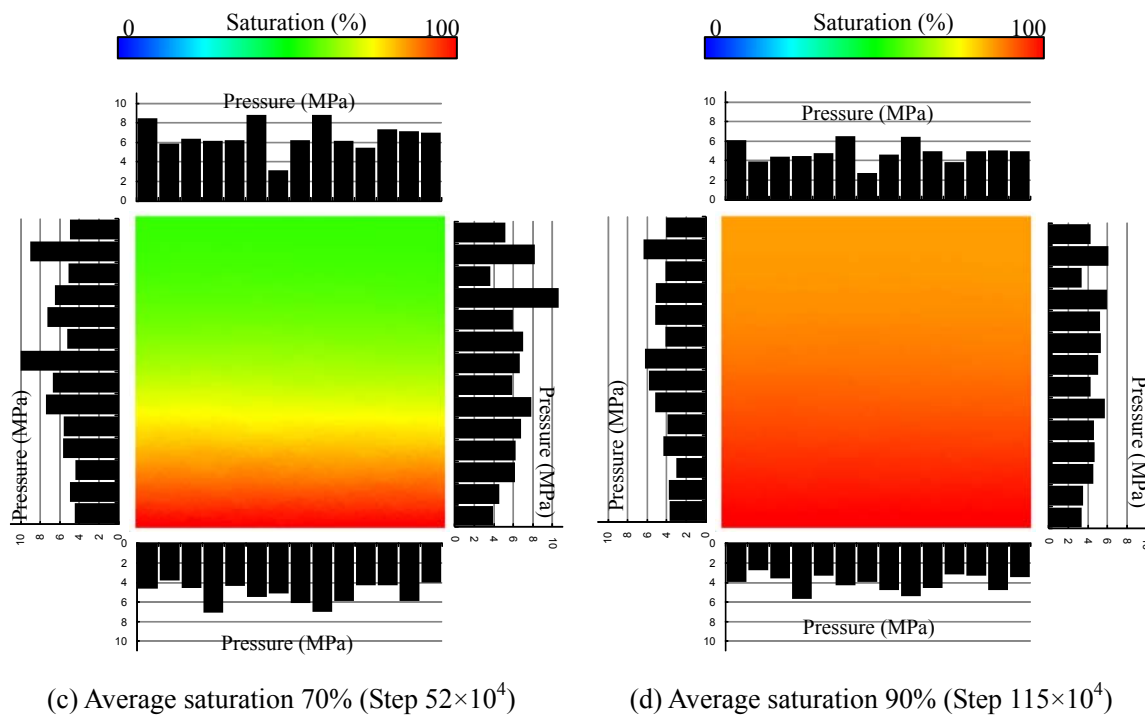
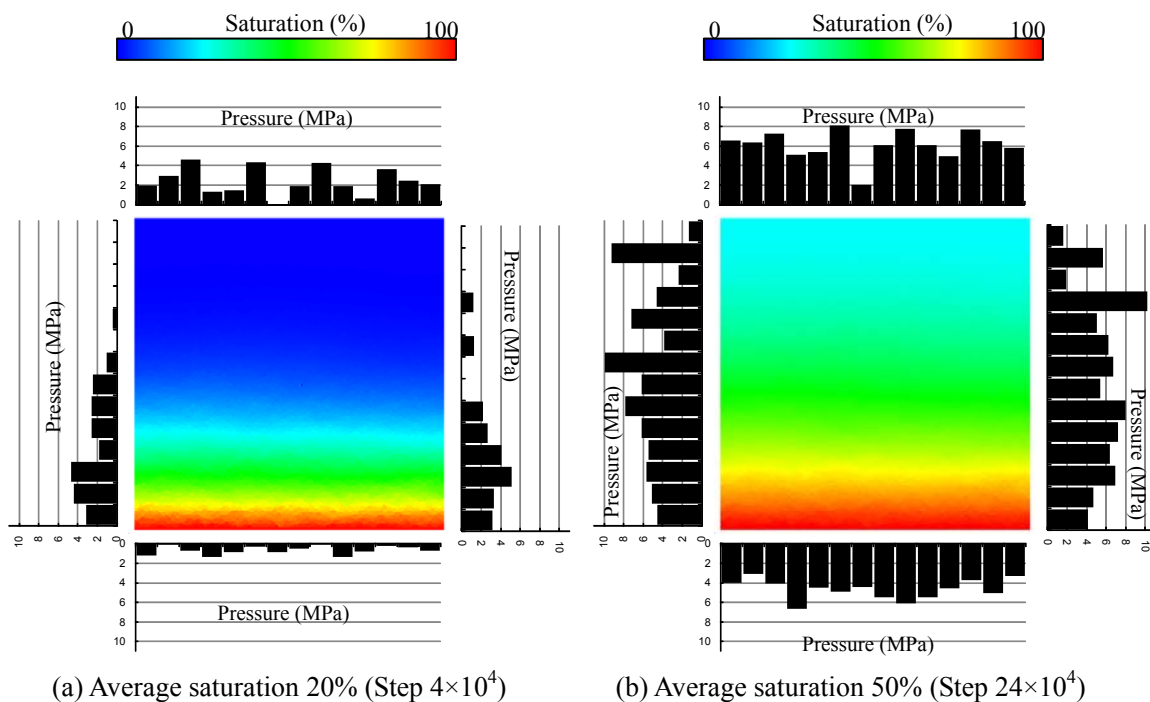
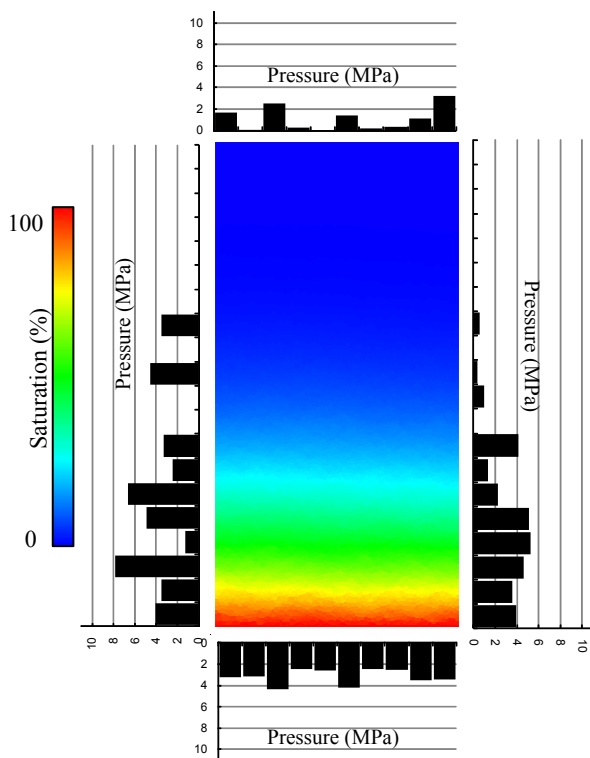
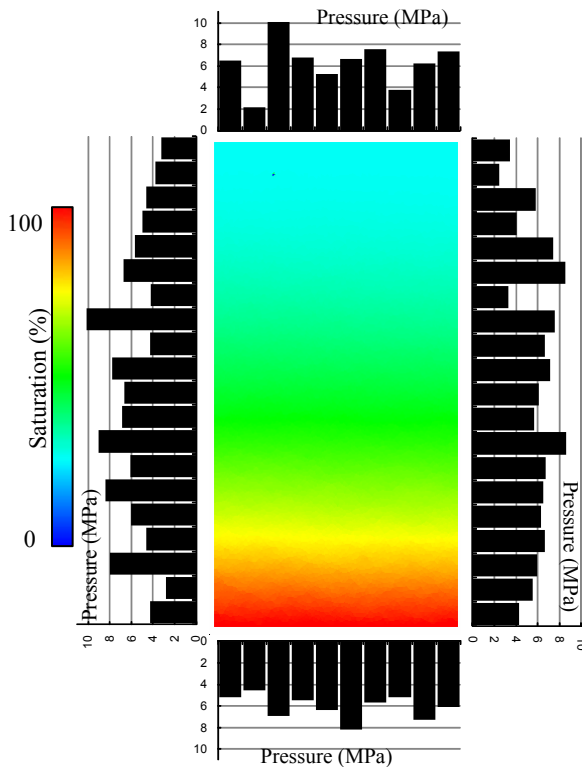


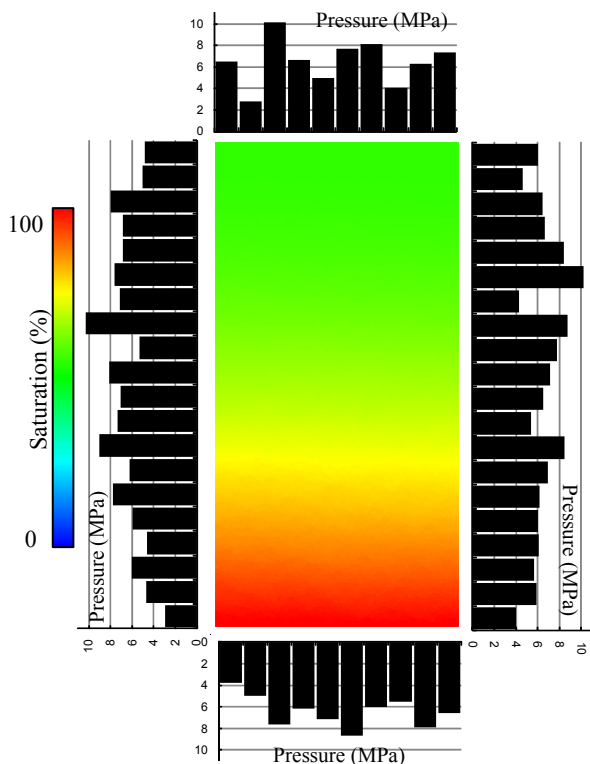
Fig.40 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case B-1-friction).



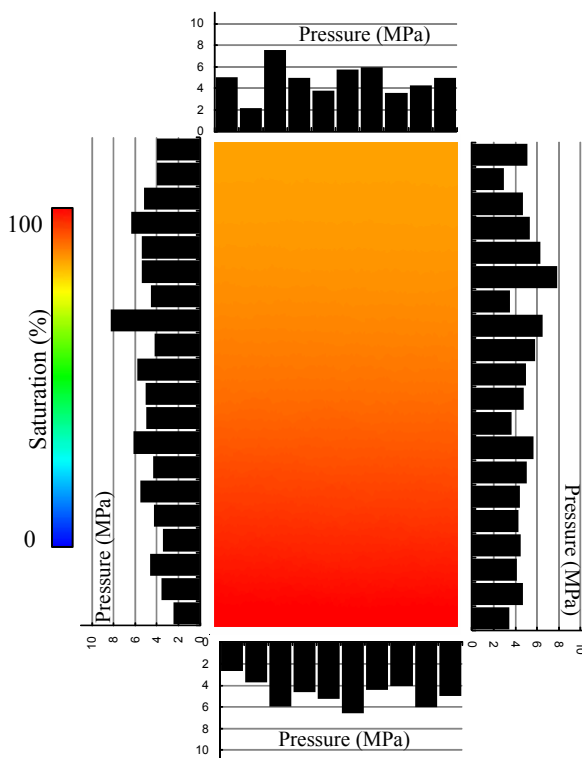
(a) Average saturation 20% (Step 8×10^4)



(b) Average saturation 50% (Step 50×10^4)

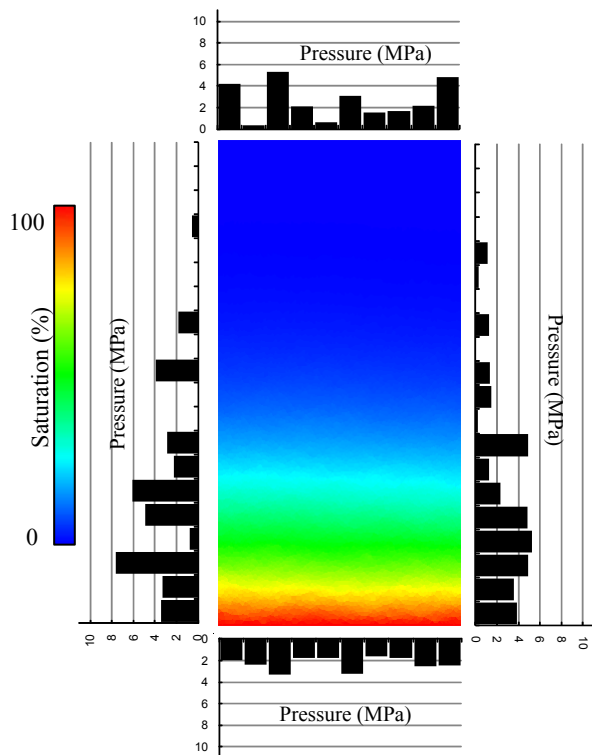


(c) Average saturation 70% (Step 105×10^4)

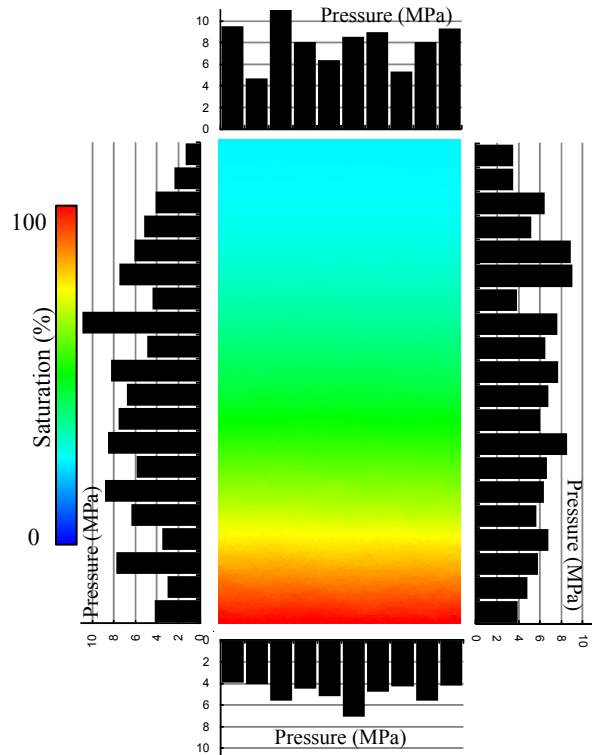


(d) Average saturation 90% (Step 238×10^4)

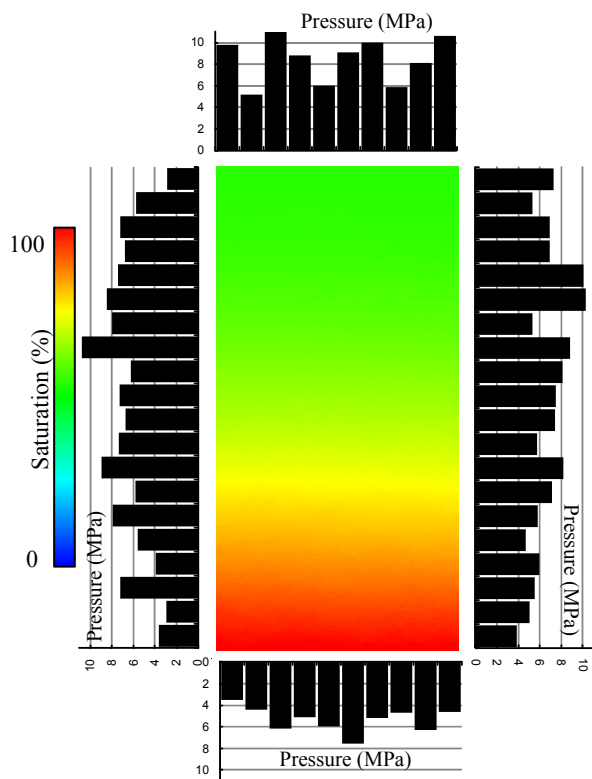
Fig.41 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case C-1).



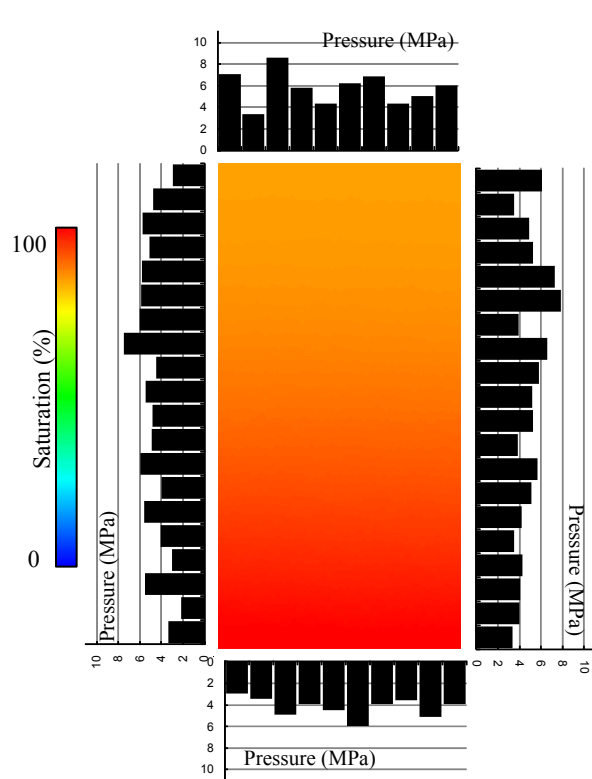
(a) Average saturation 20% (Step 8×10^4)



(b) Average saturation 50% (Step 50×10^4)

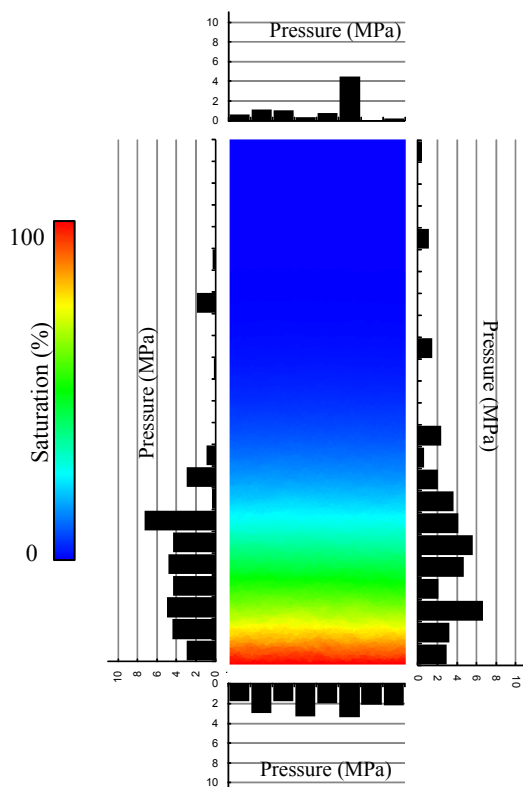


(c) Average saturation 70% (Step 105×10^4)

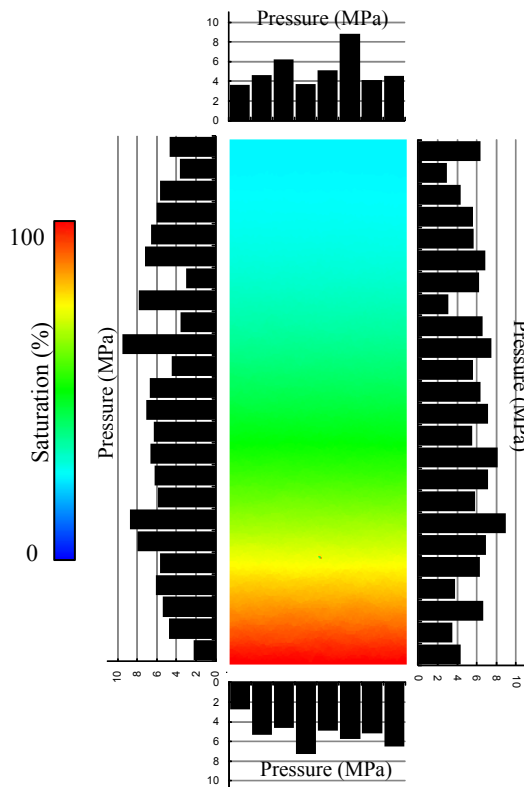


(d) Average saturation 90% (Step 236×10^4)

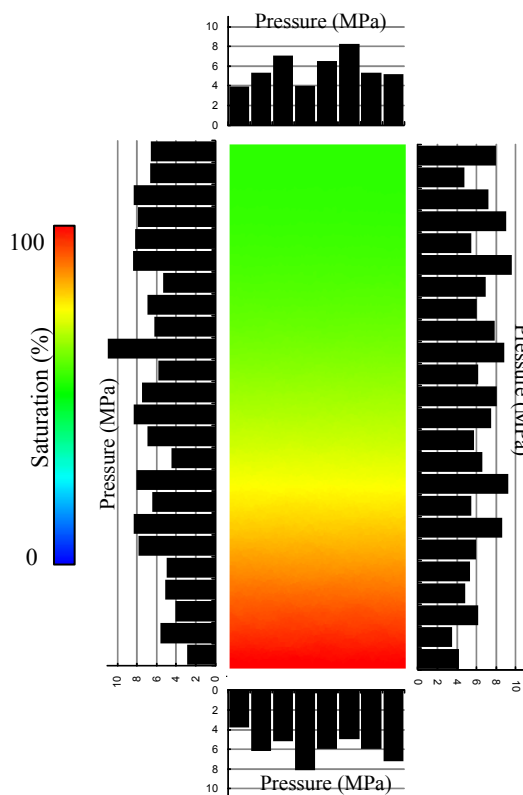
Fig.42 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case C-1-friction).



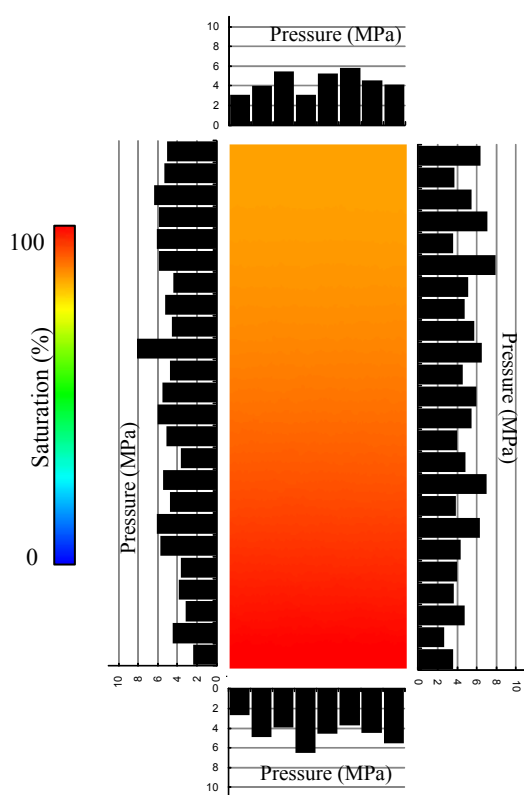
(a) Average saturation 20% (Step 10×10^4)



(b) Average saturation 50% (Step 73×10^4)



(c) Average saturation 70% (Step 160×10^4)



(d) Average saturation 90% (Step 358×10^4)

Fig.43 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case D-1).

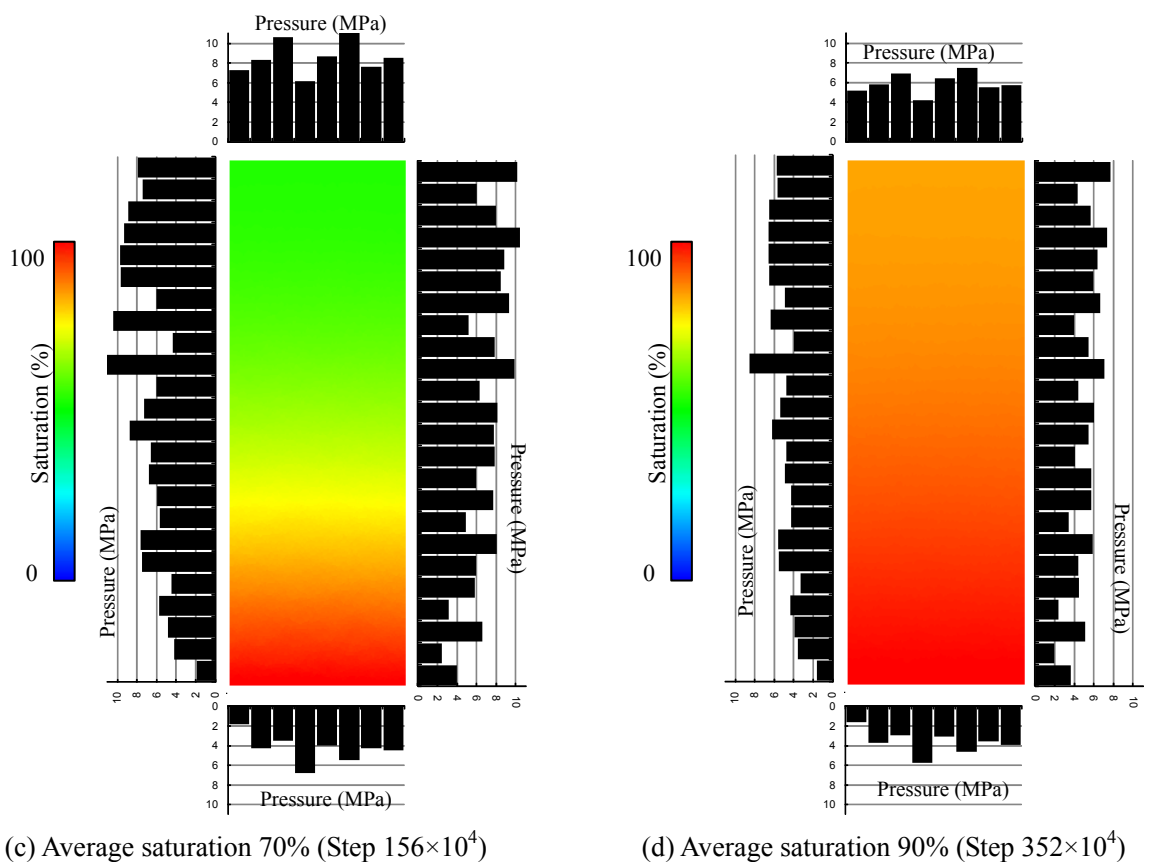
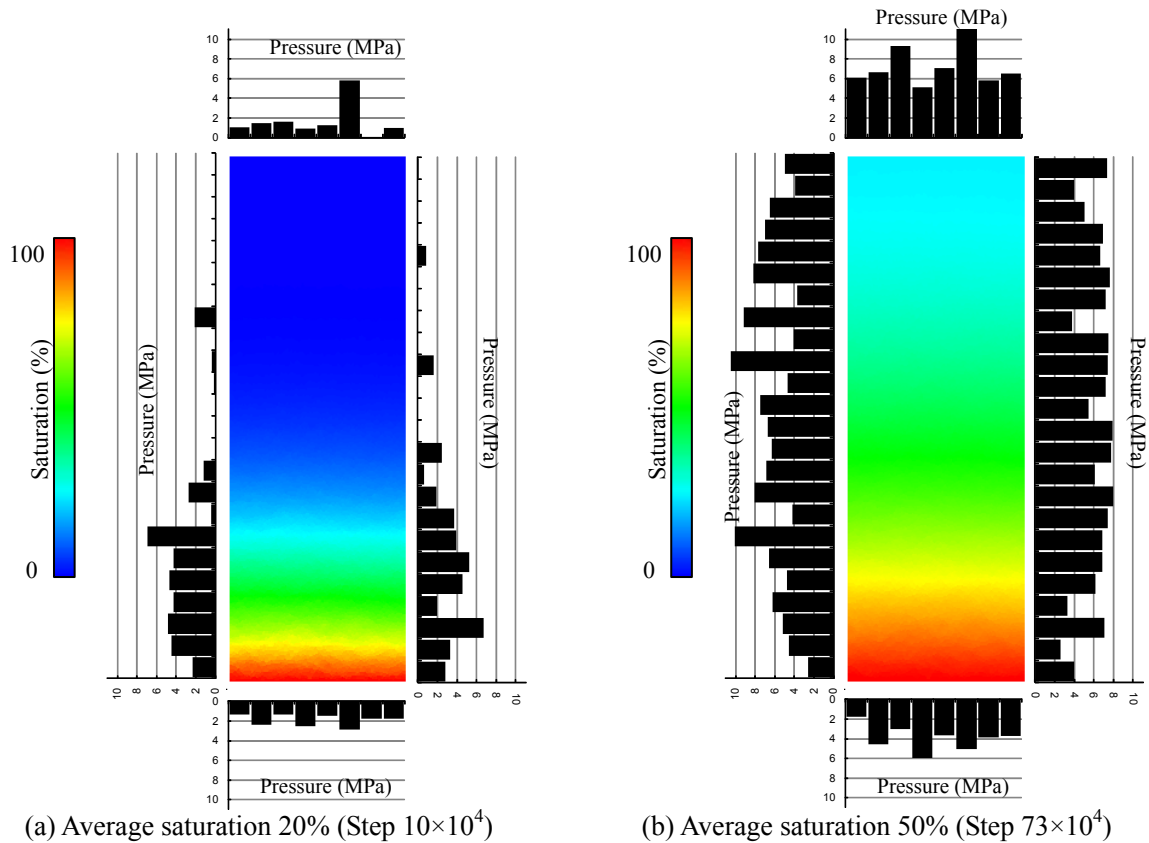


Fig.44 Distribution of saturation and the pressure acting on the walls (Case D-1-friction).

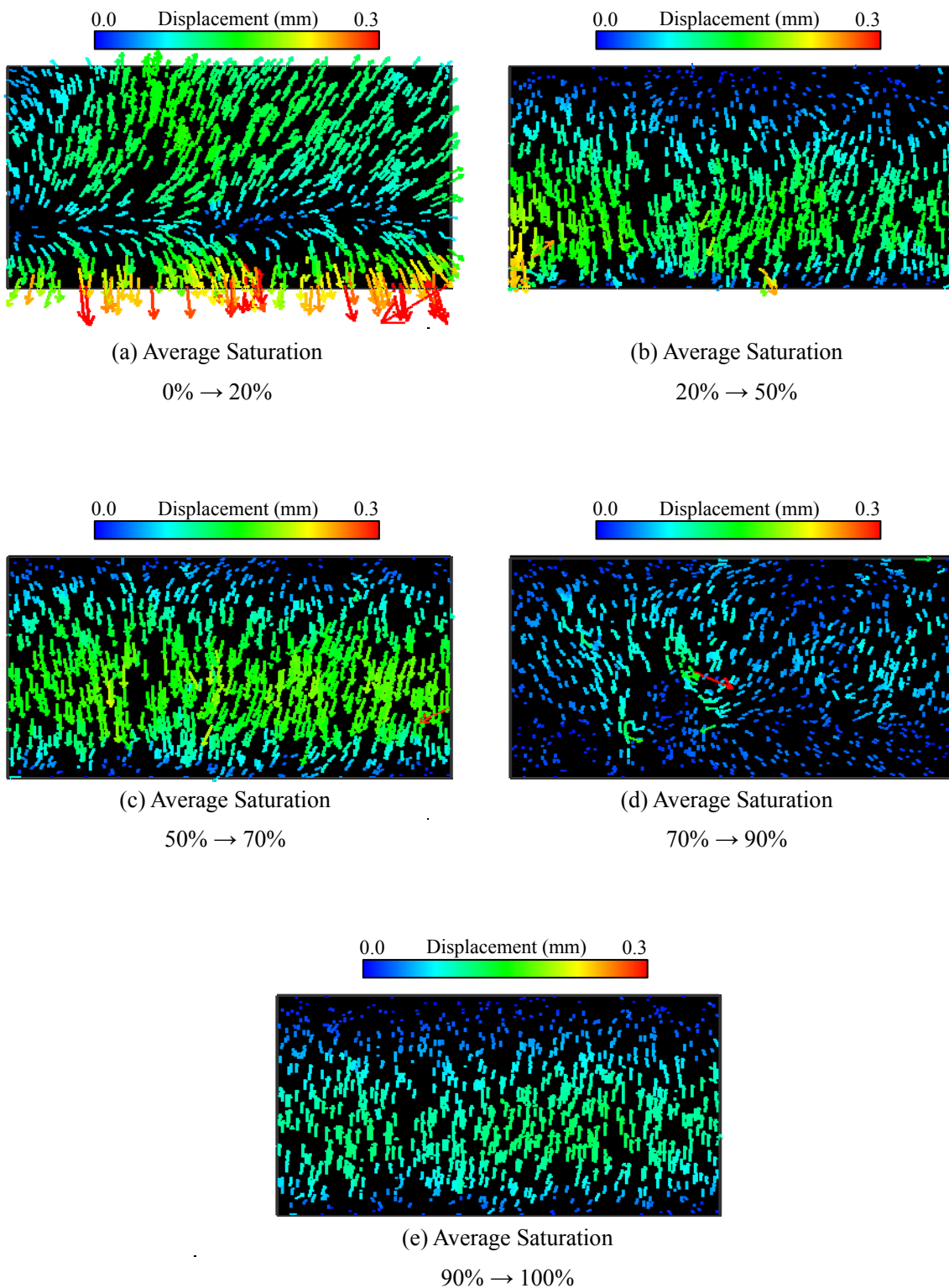


Fig.45 Displacement vector of particle during each time period (Case A-1).

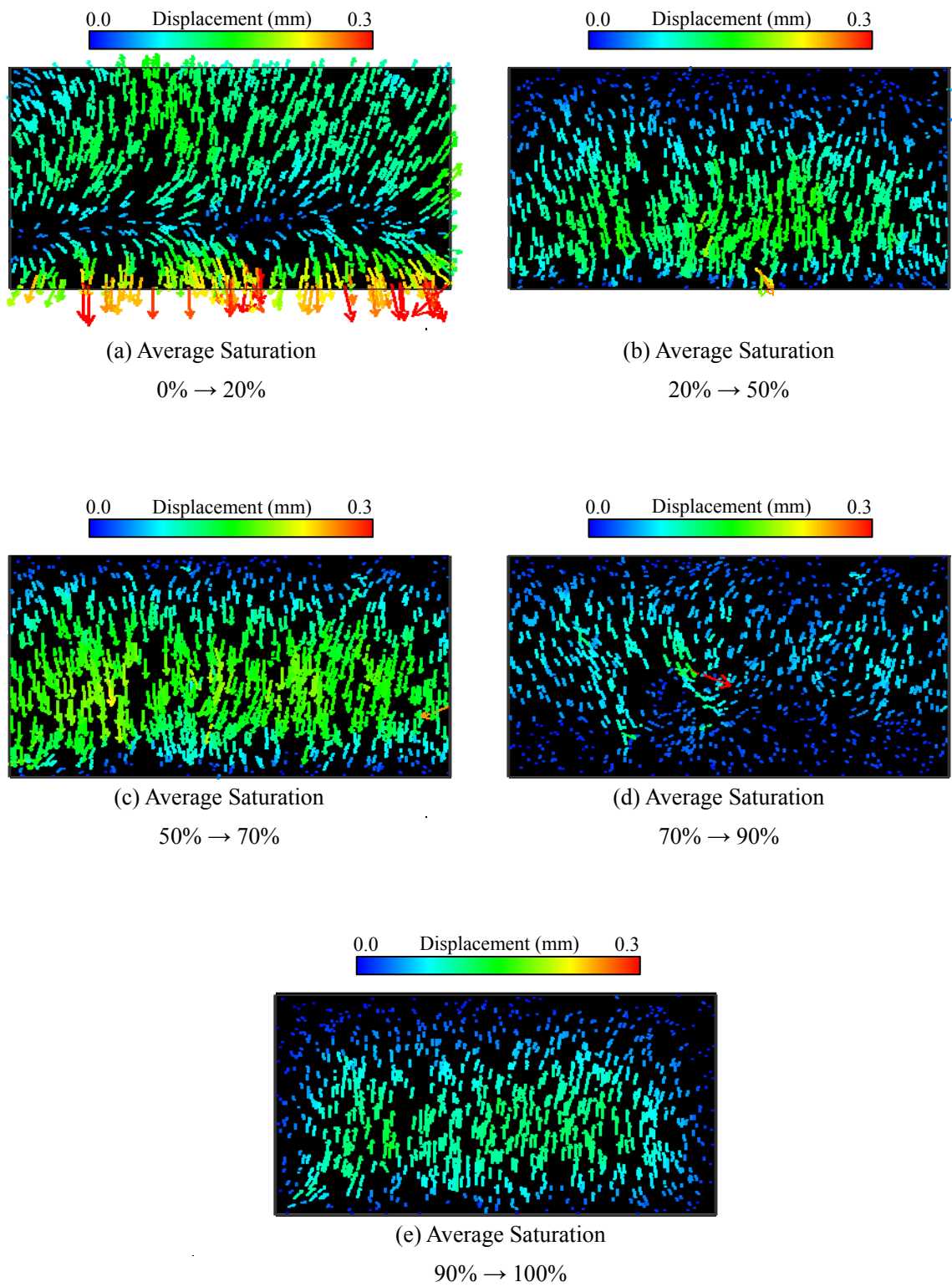


Fig.46 Displacement vector of particle during each time period (Case A-1-friction).

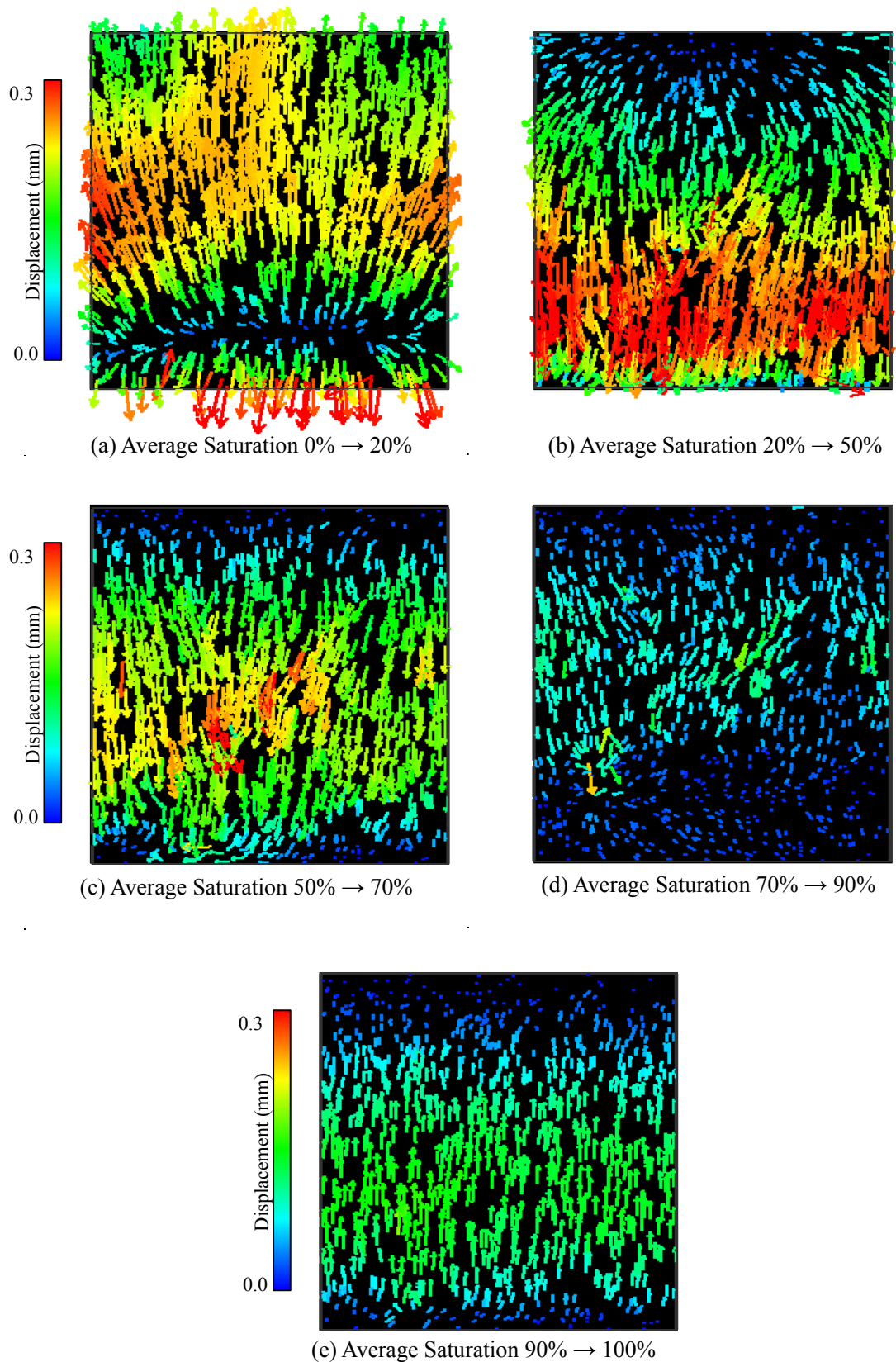


Fig.47 Displacement vector of particle during each time period (Case B-1).

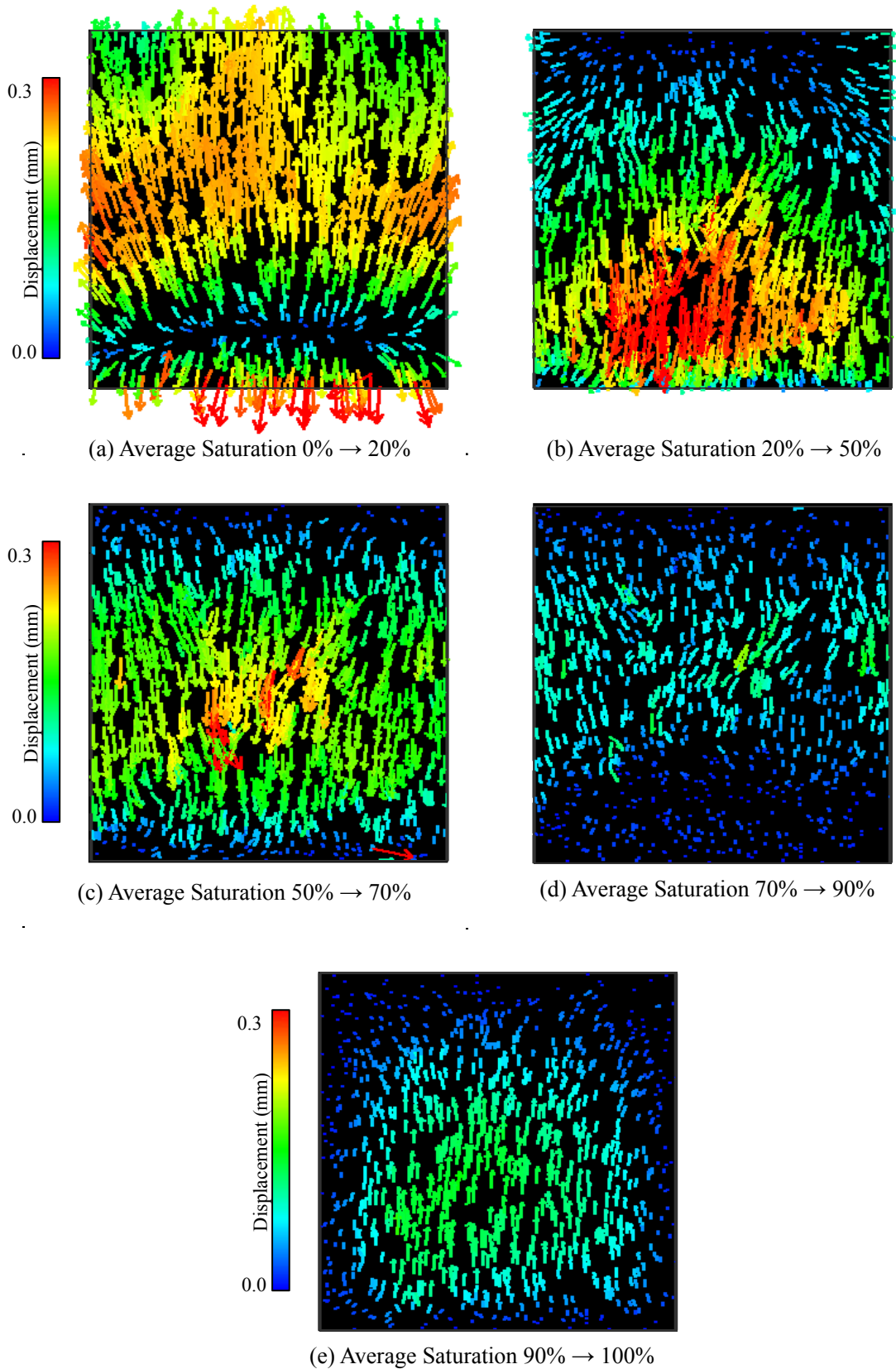


Fig.48 Displacement vector of particle during each time period (Case B-1-friction).

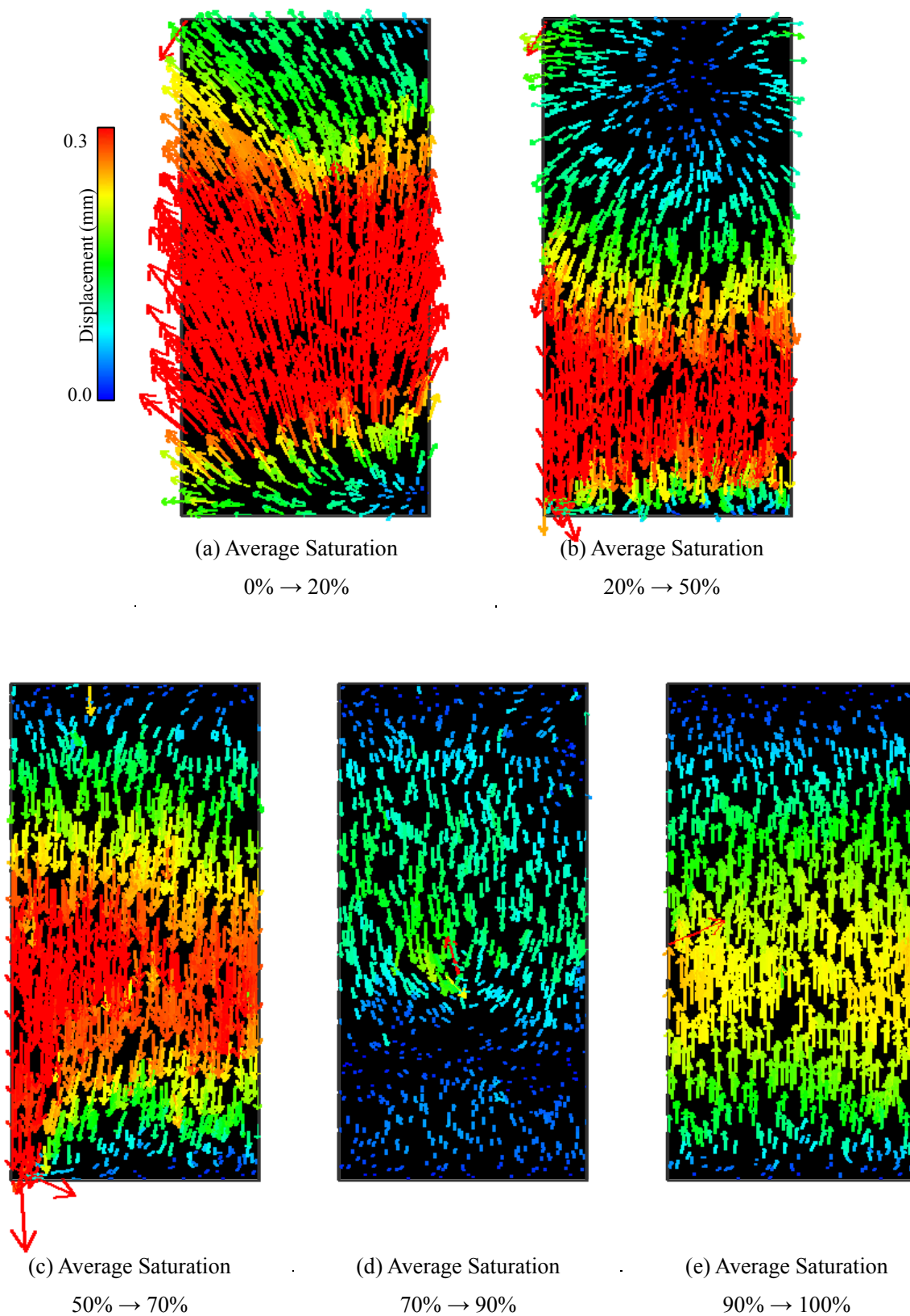


Fig.49 Displacement vector of particle during each time period (Case C-1).

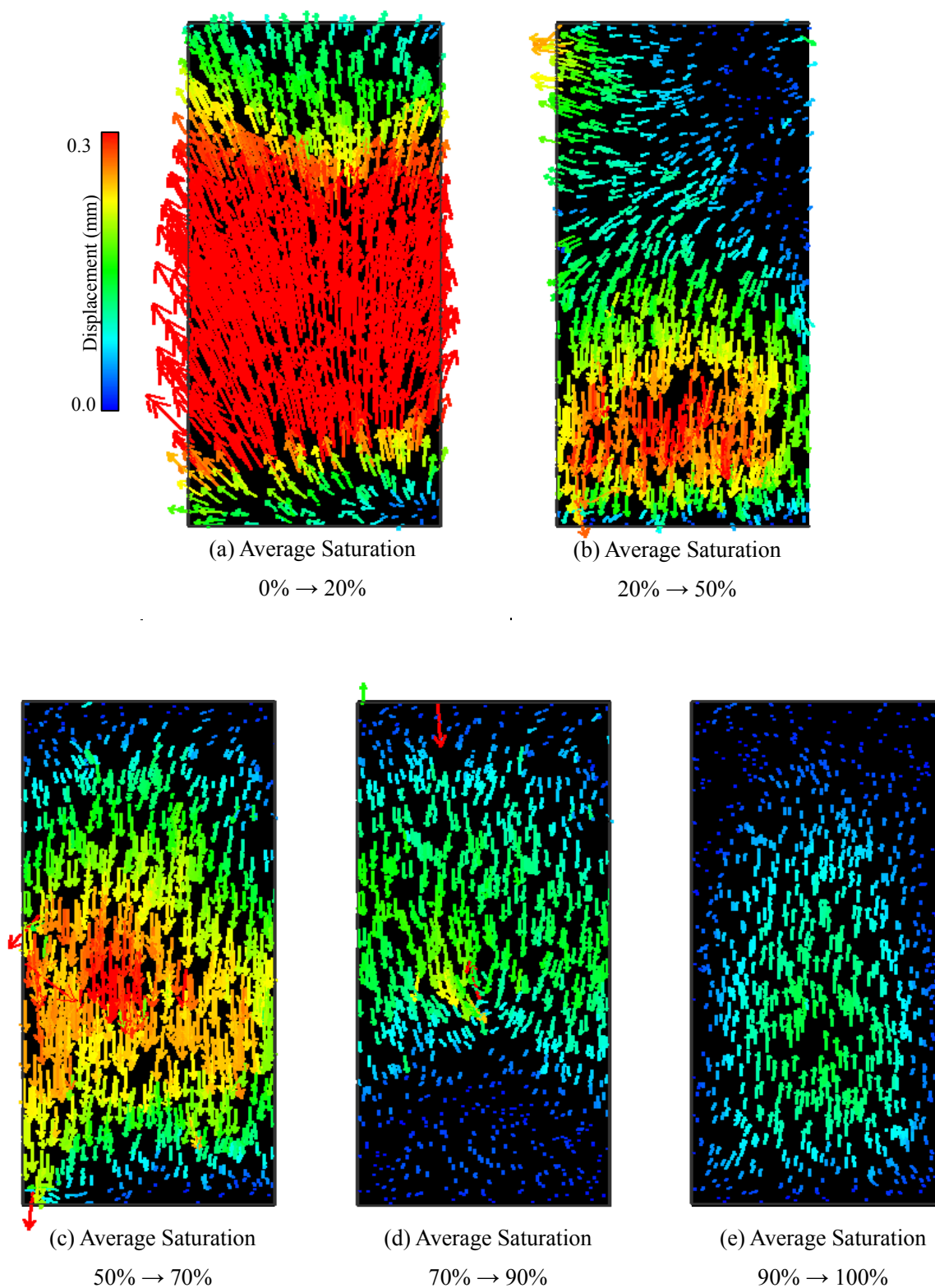


Fig.50 Displacement vector of particle during each time period (Case C-1-friction).

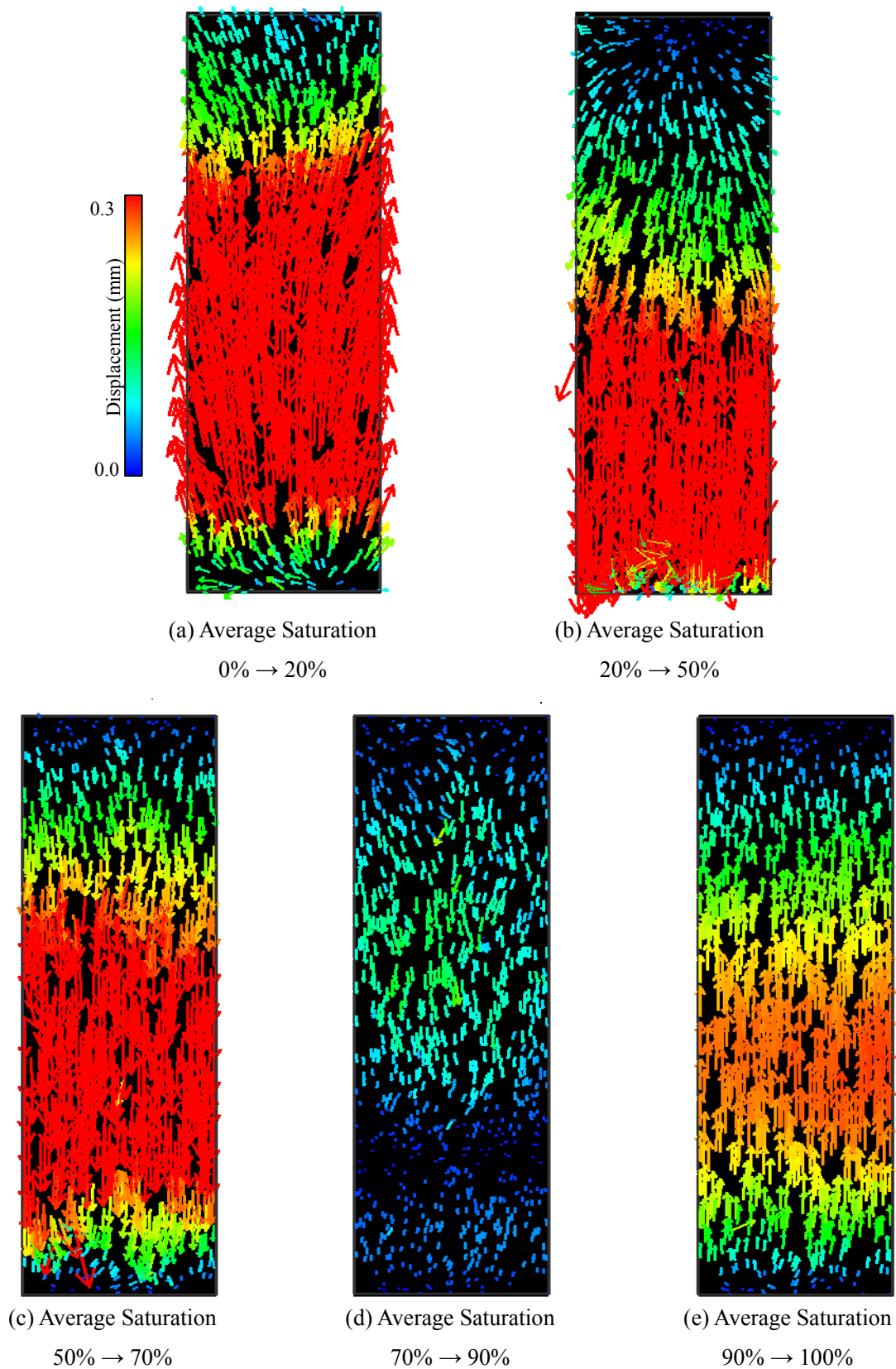


Fig.51 Displacement vector of particle during each time period (Case D-1).

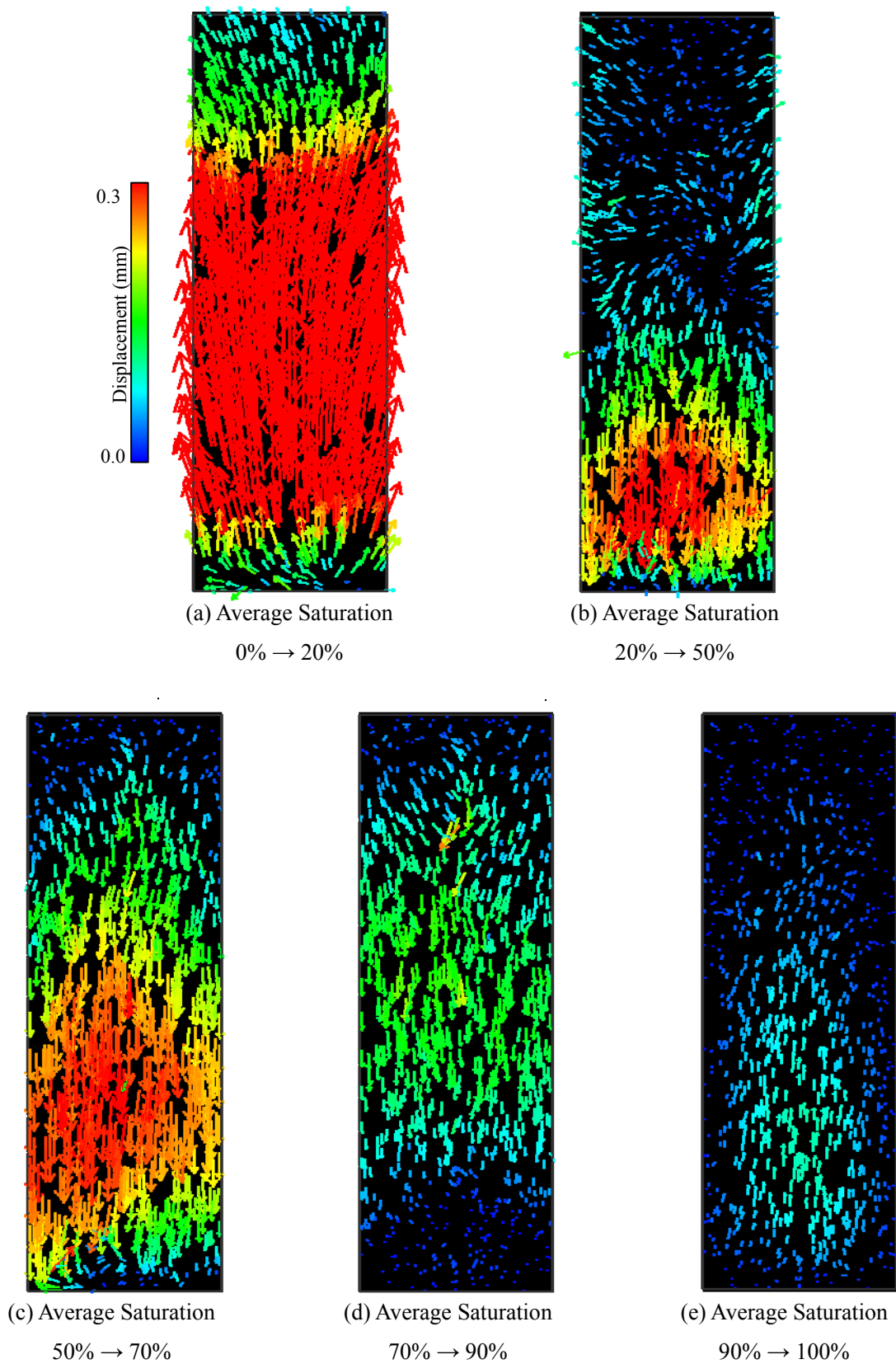


Fig.52 Displacement vector of particle during each time period (Case D-1-friction).

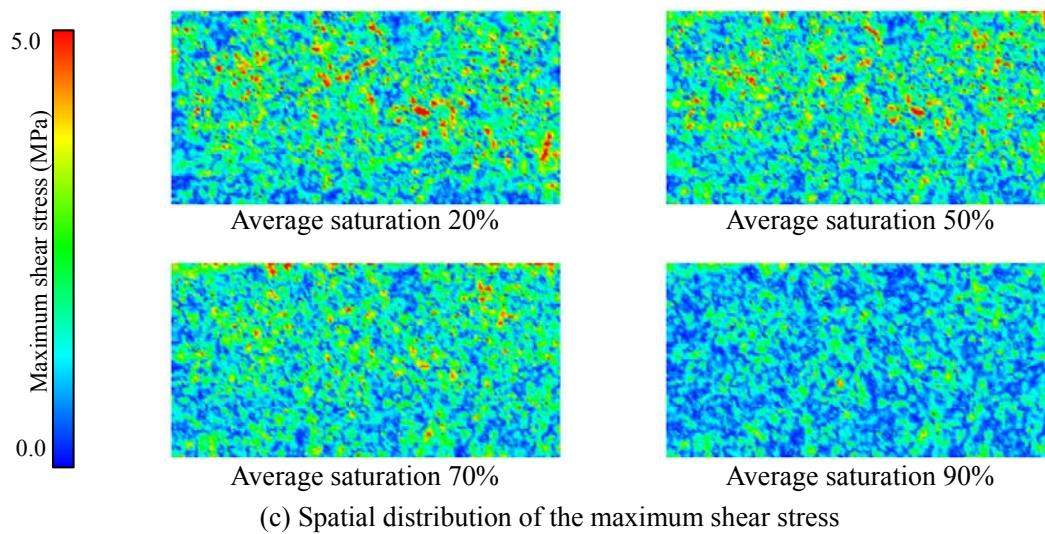
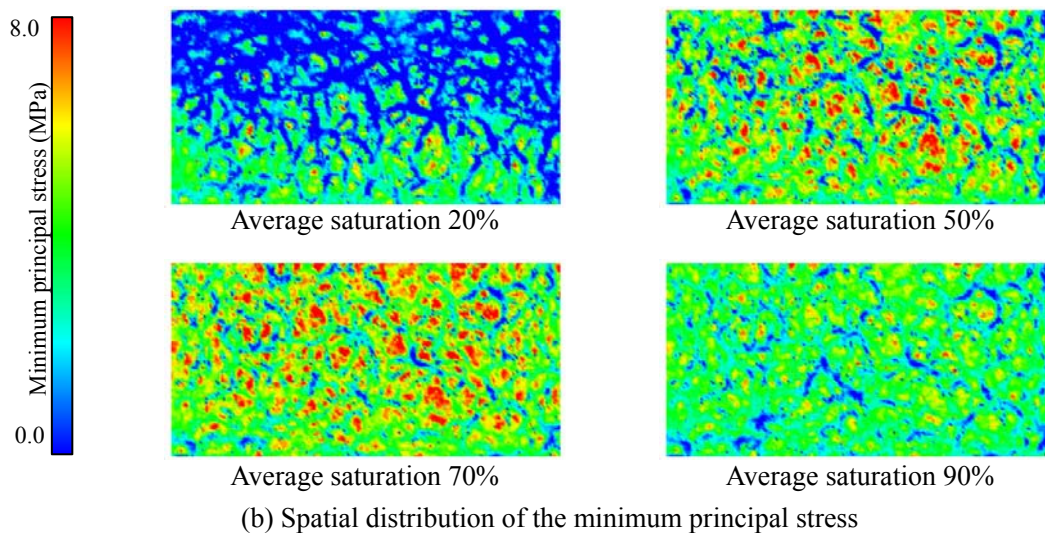
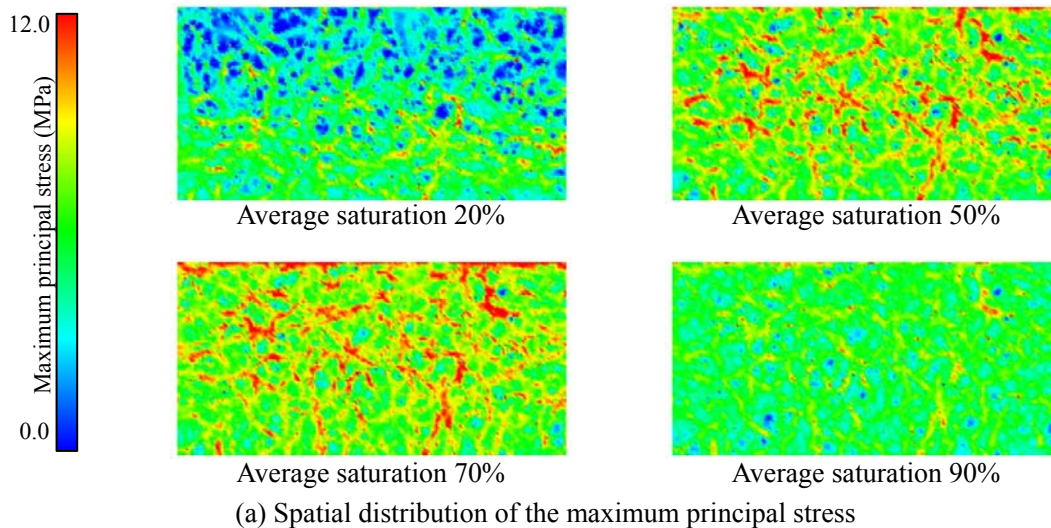


Fig.53 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case A-1).

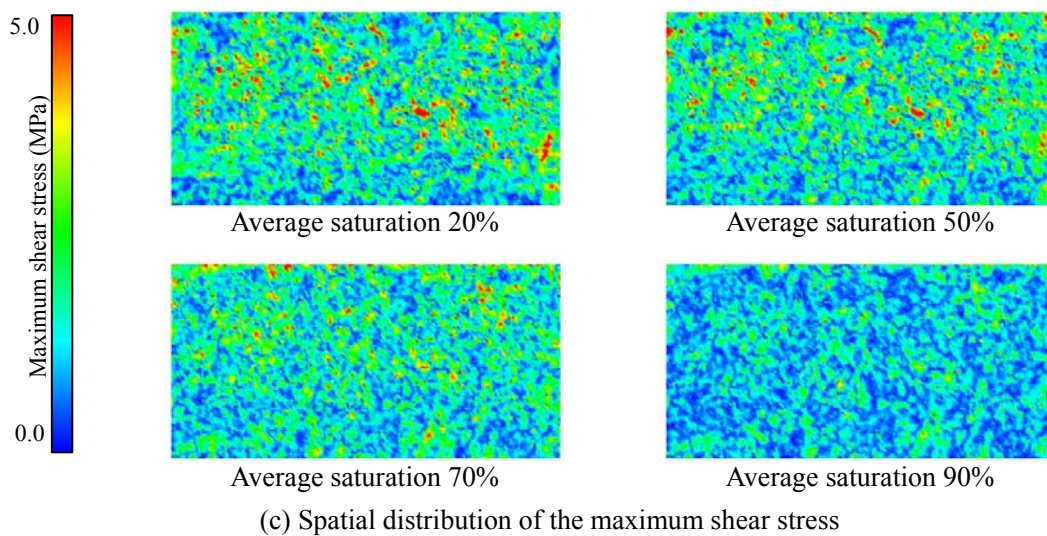
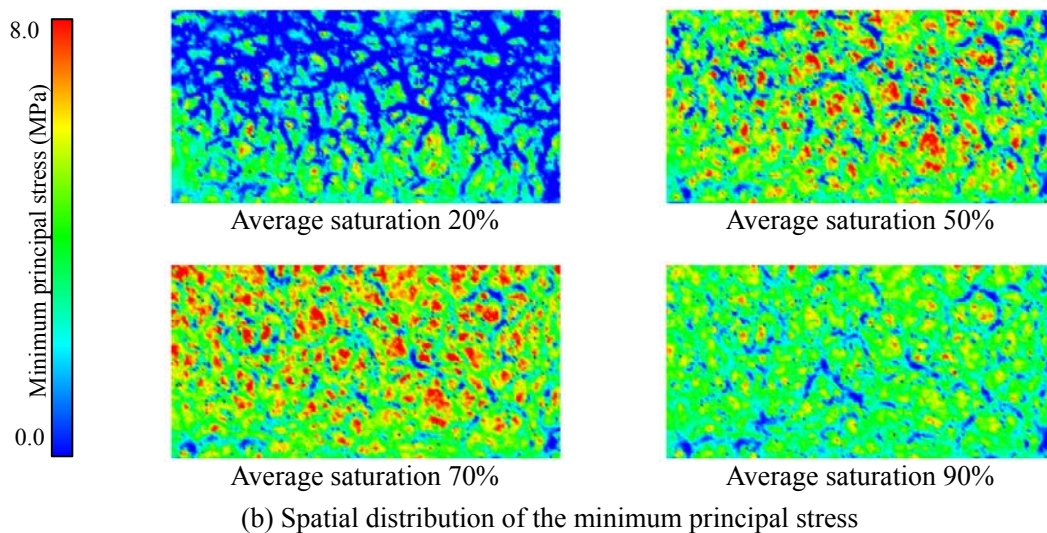
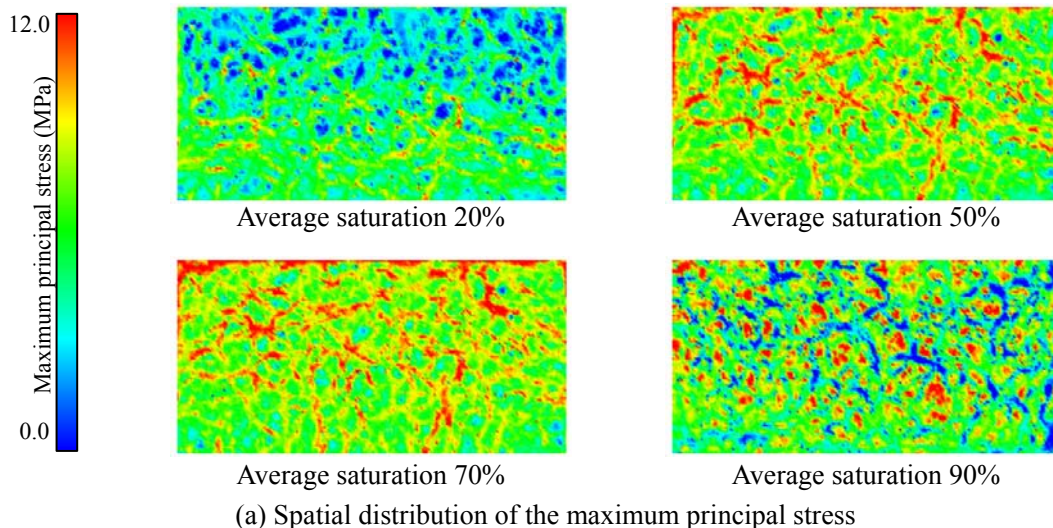
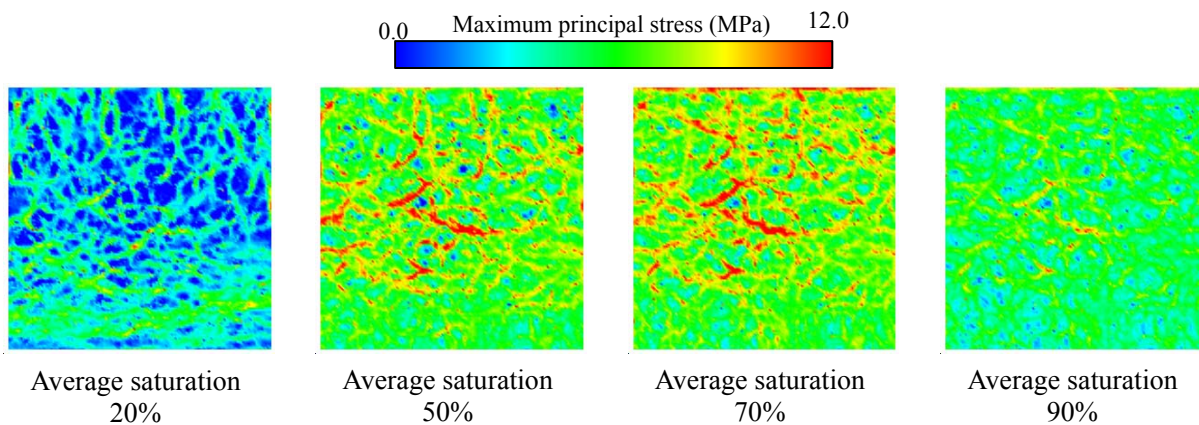
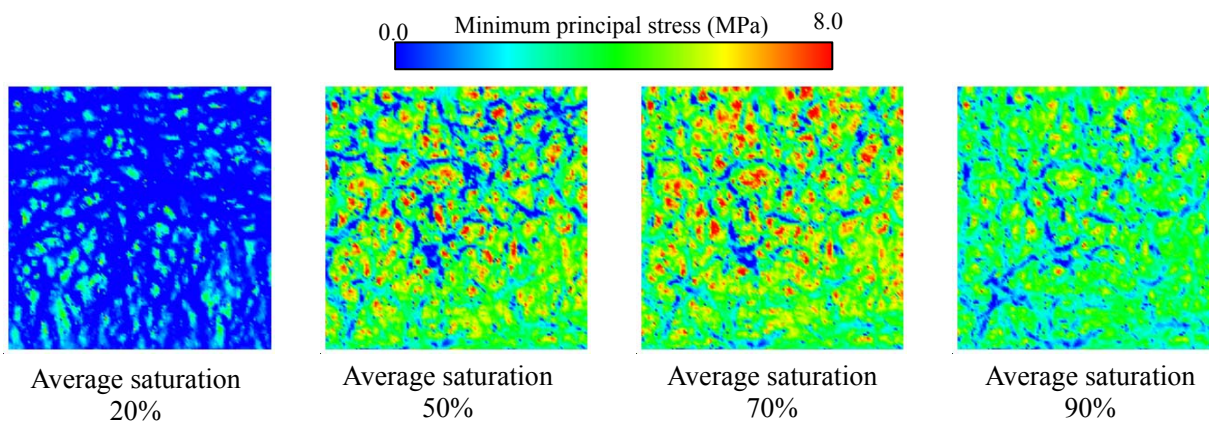


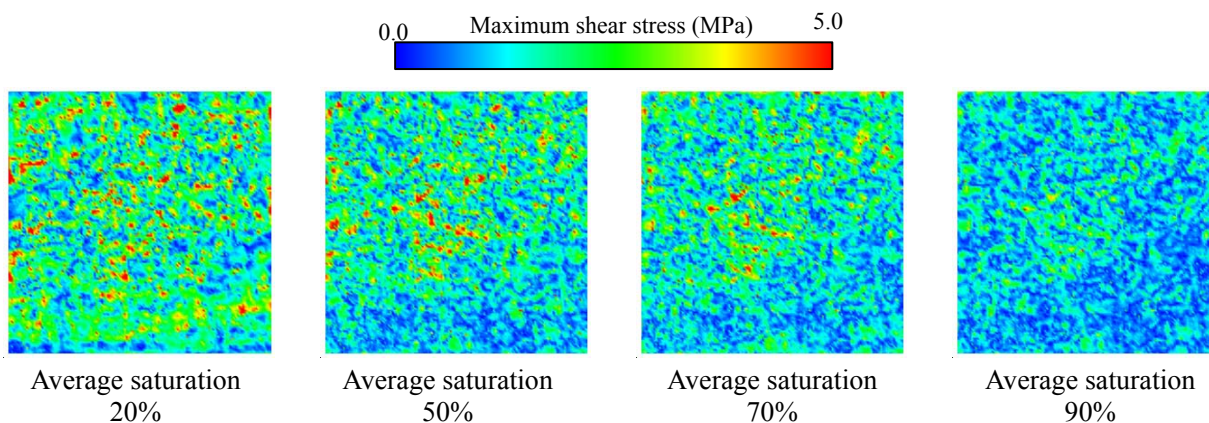
Fig.54 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case A-1-friction).



(a) Spatial distribution of the maximum principal stress

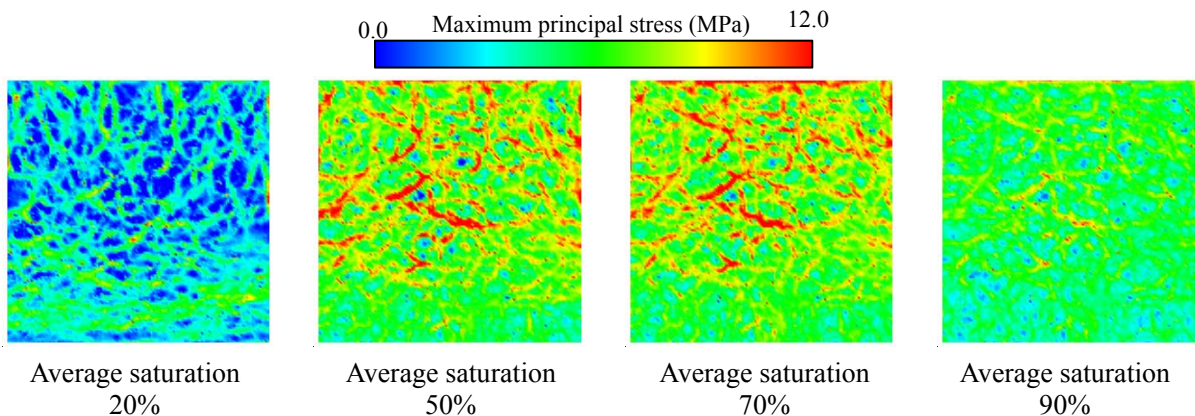


(b) Spatial distribution of the minimum principal stress

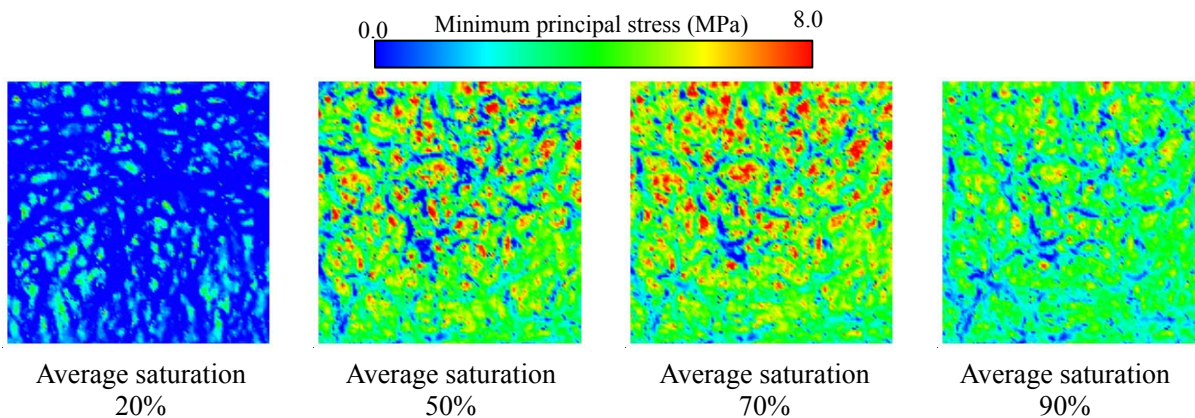


(c) Spatial distribution of the maximum shear stress

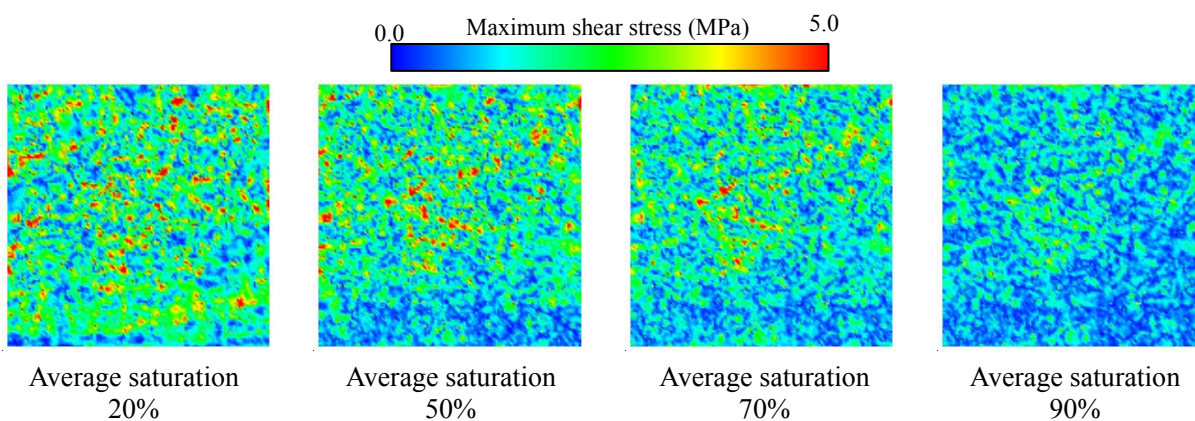
Fig.55 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case B-1).



(a) Spatial distribution of the maximum principal stress



(b) Spatial distribution of the minimum principal stress



(c) Spatial distribution of the maximum shear stress

Fig.56 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case B-1-friction).

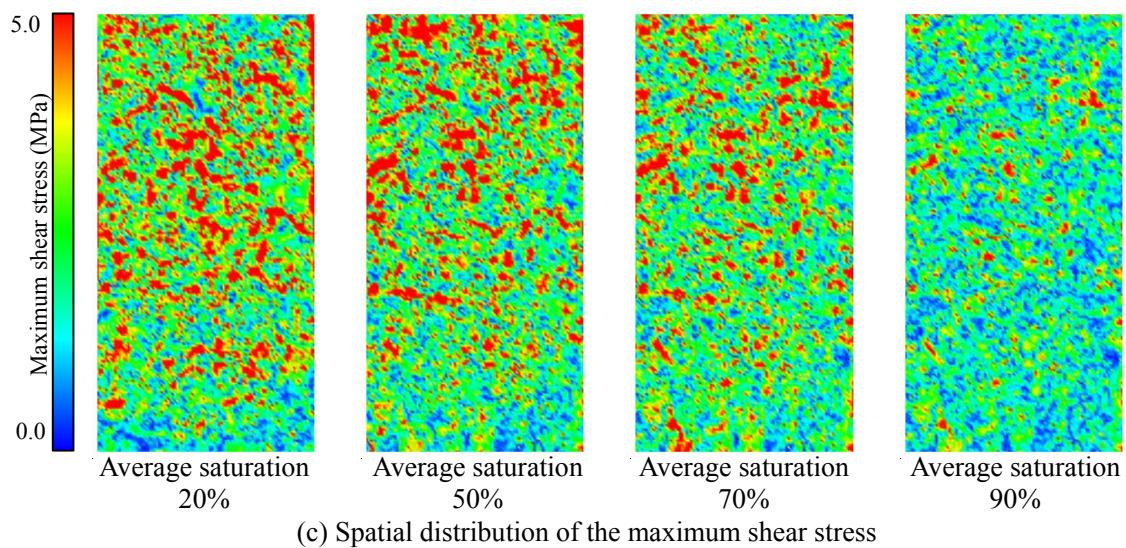
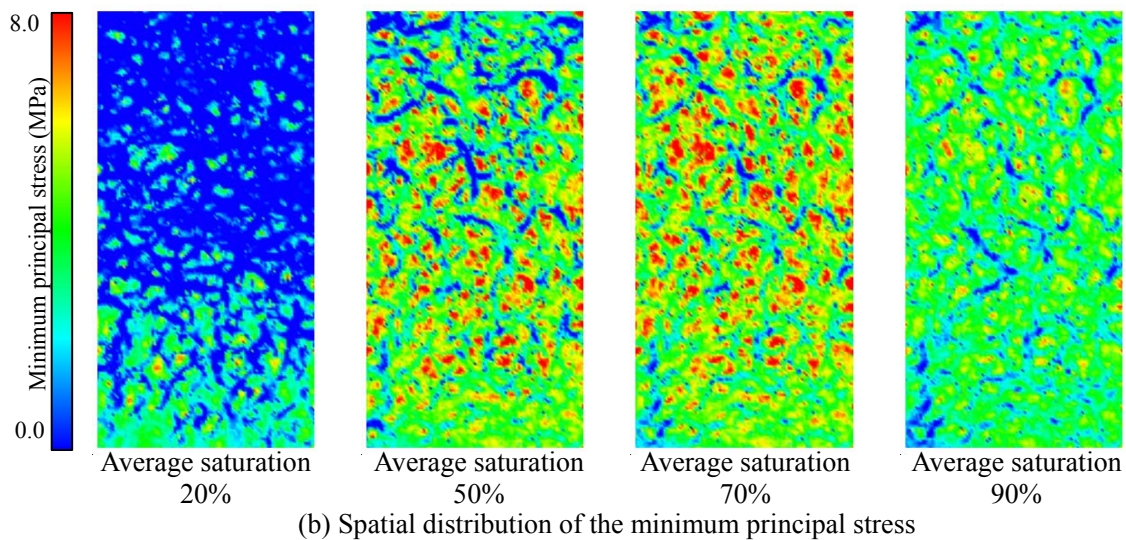
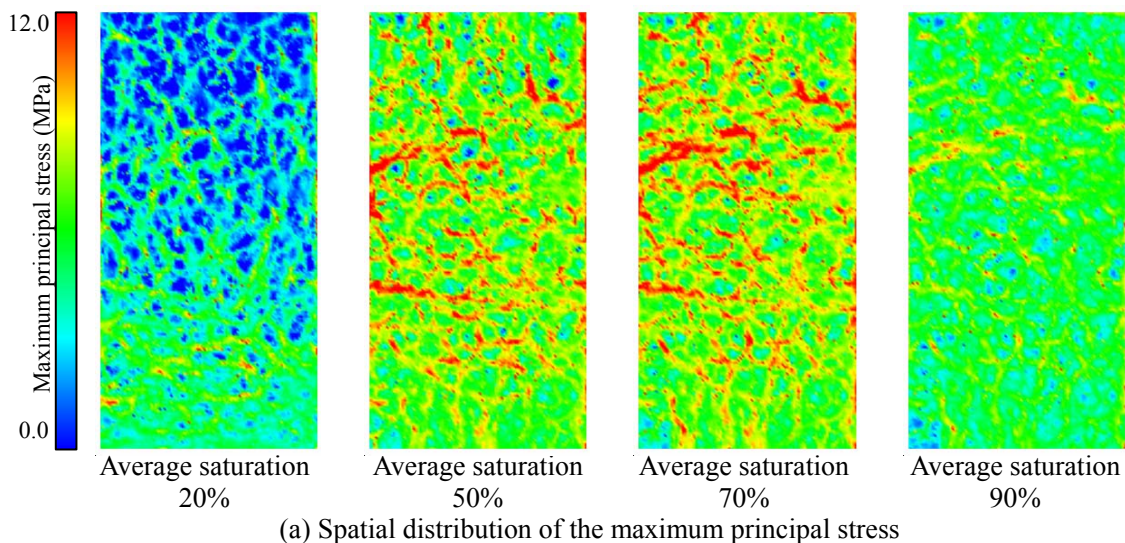
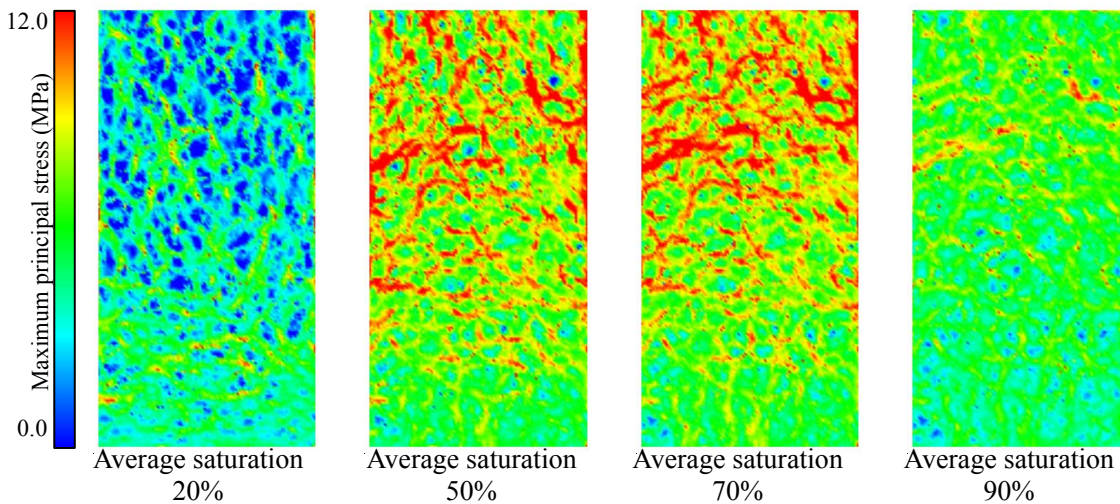
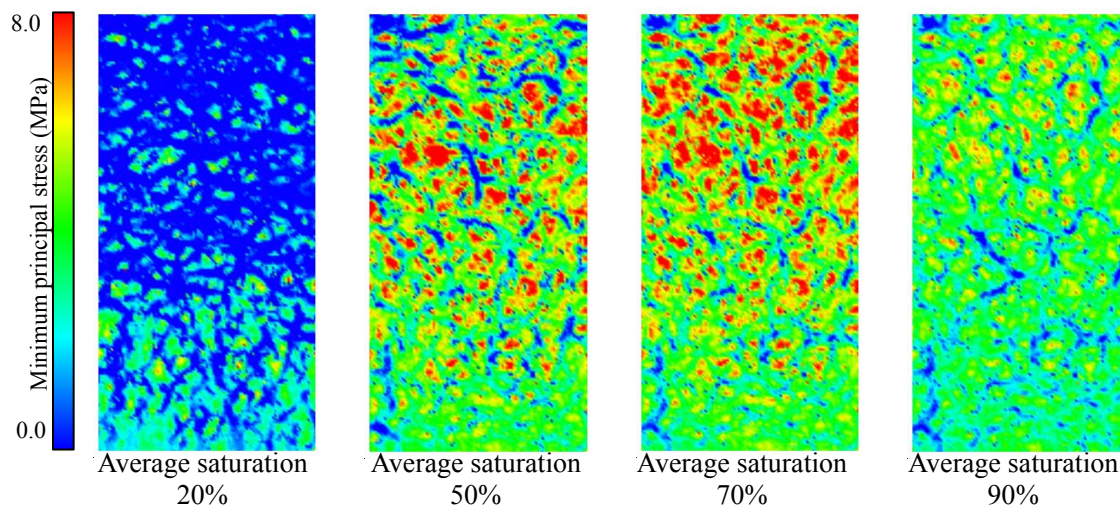


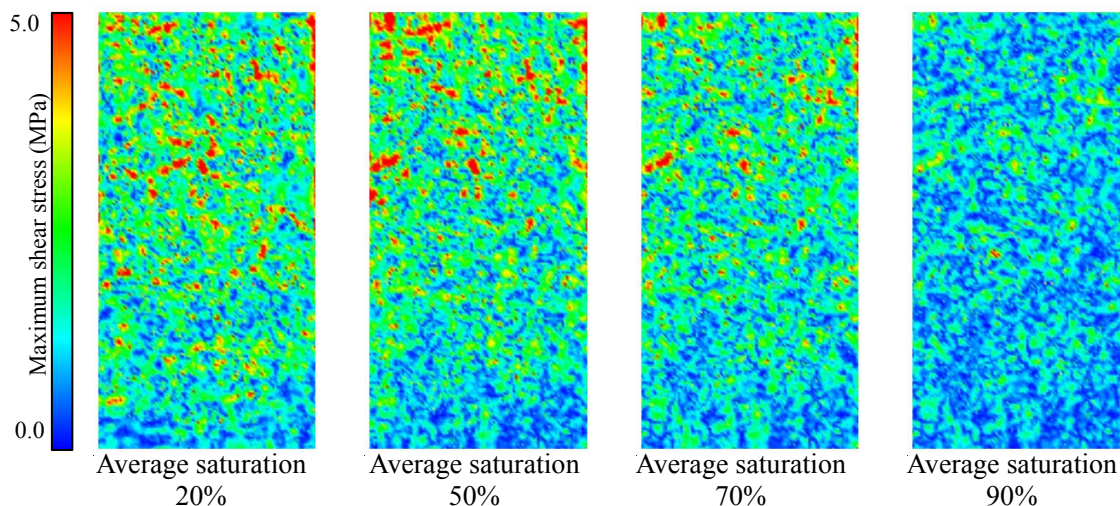
Fig.57 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case C-1).



(a) Spatial distribution of the maximum principal stress

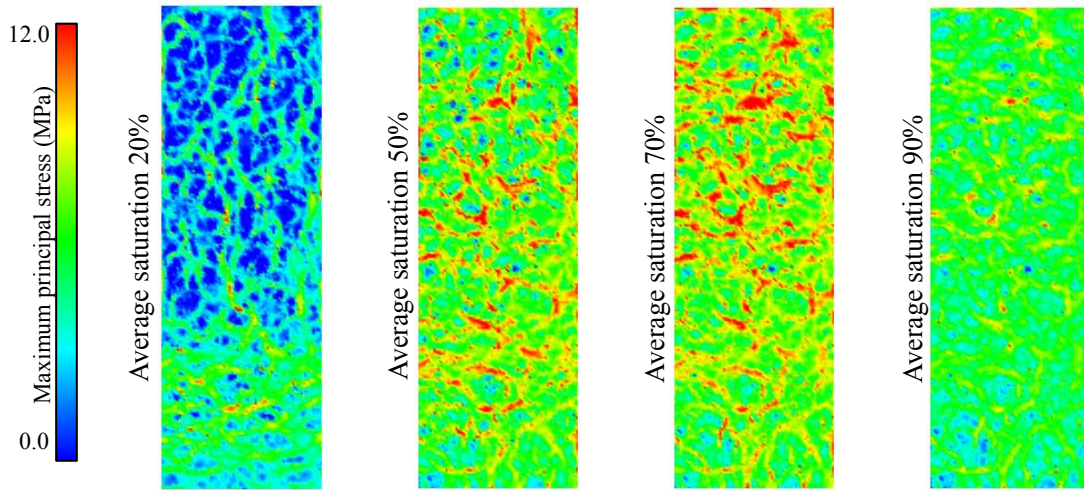


(b) Spatial distribution of the minimum principal stress

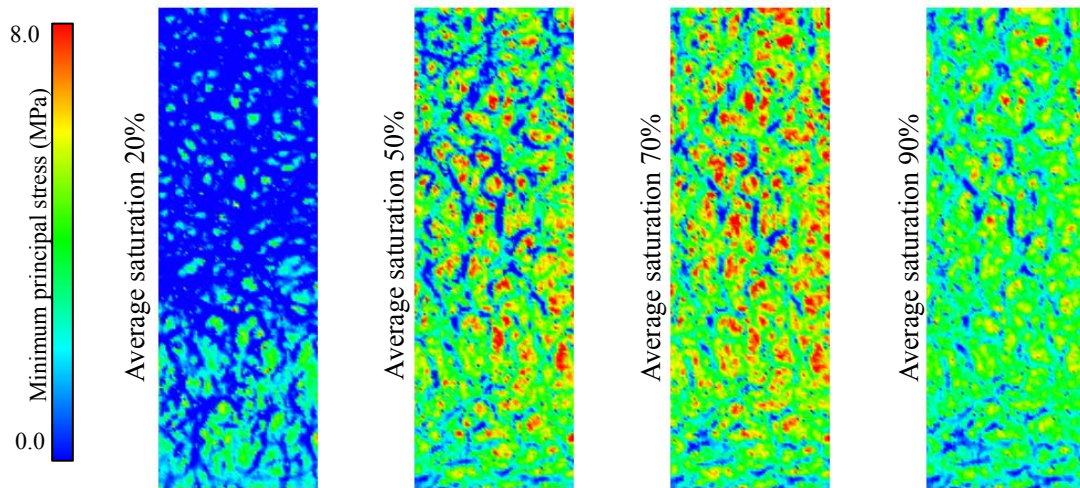


(c) Spatial distribution of the maximum shear stress

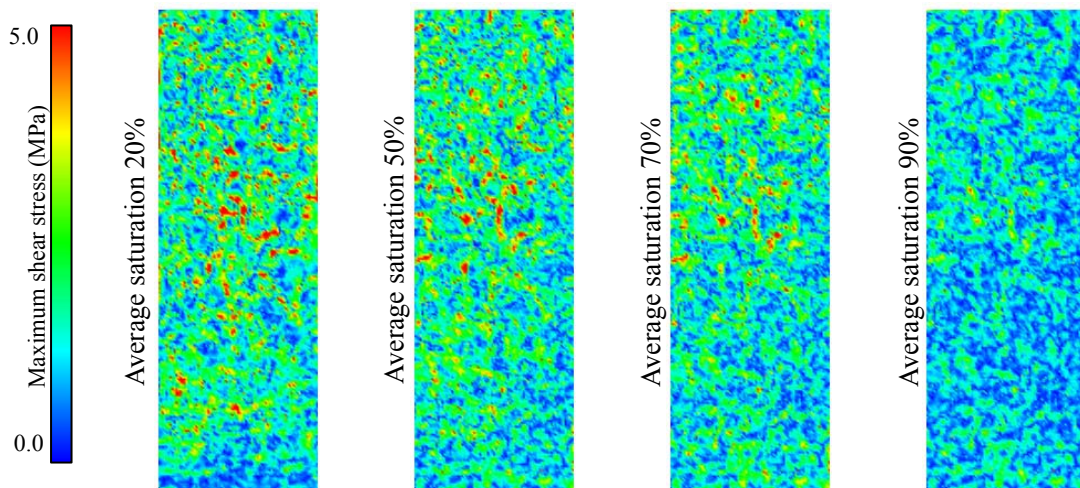
Fig.58 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case C-1-friction).



(a) Spatial distribution of the maximum principal stress

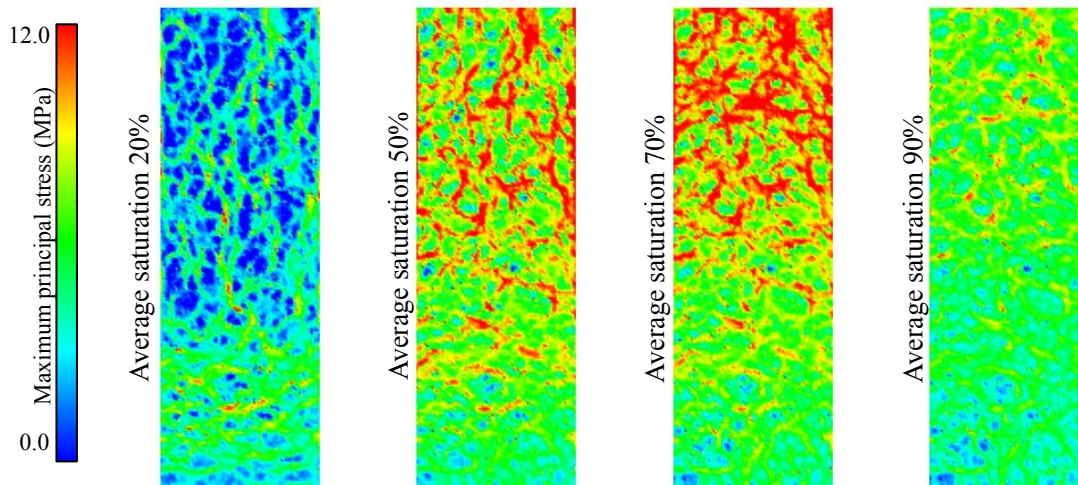


(b) Spatial distribution of the minimum principal stress

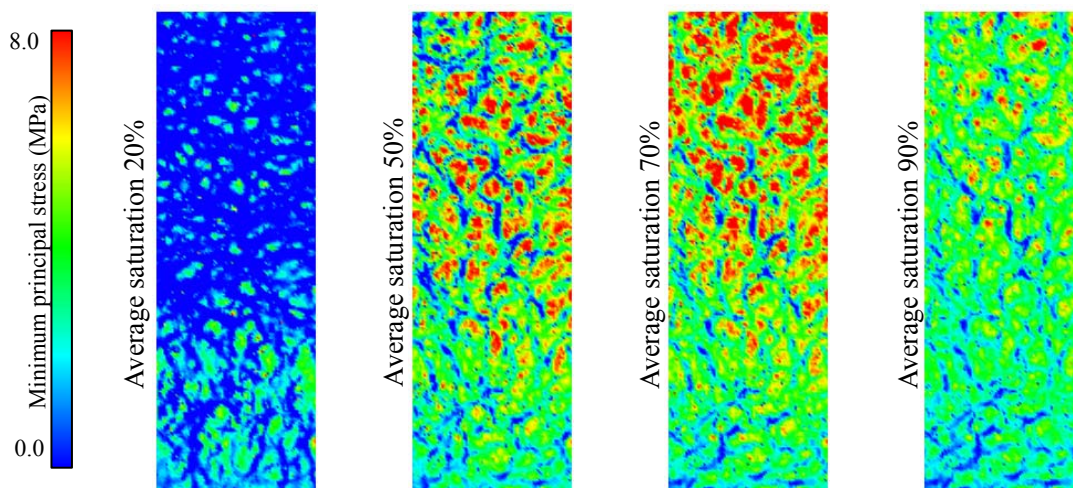


(c) Spatial distribution of the maximum shear stress

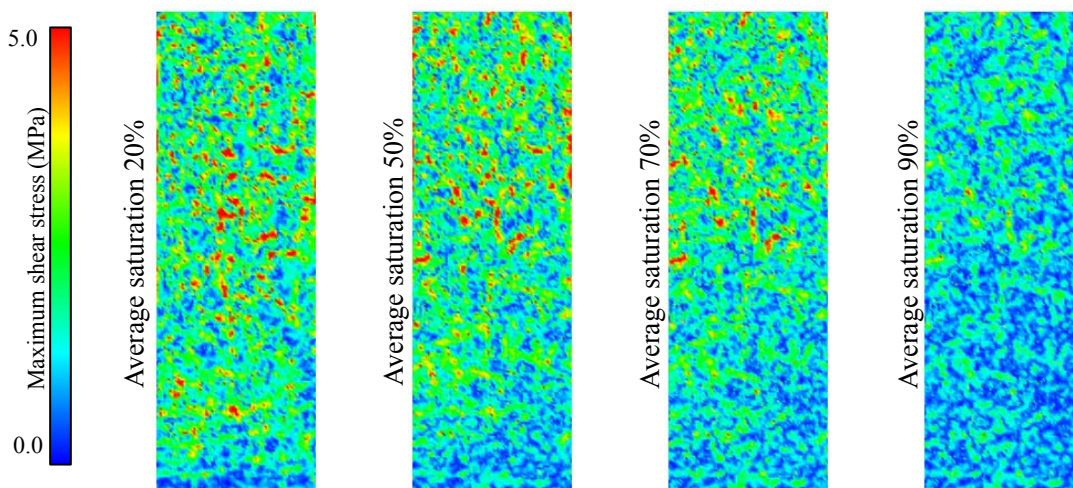
Fig.59 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case D-1).



(a) Spatial distribution of the maximum principal stress

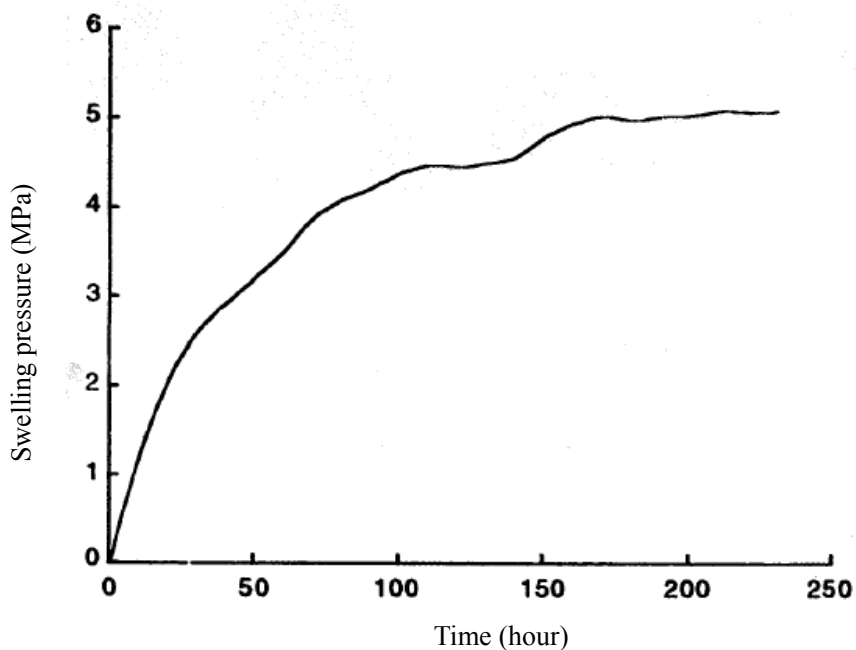


(b) Spatial distribution of the minimum principal stress

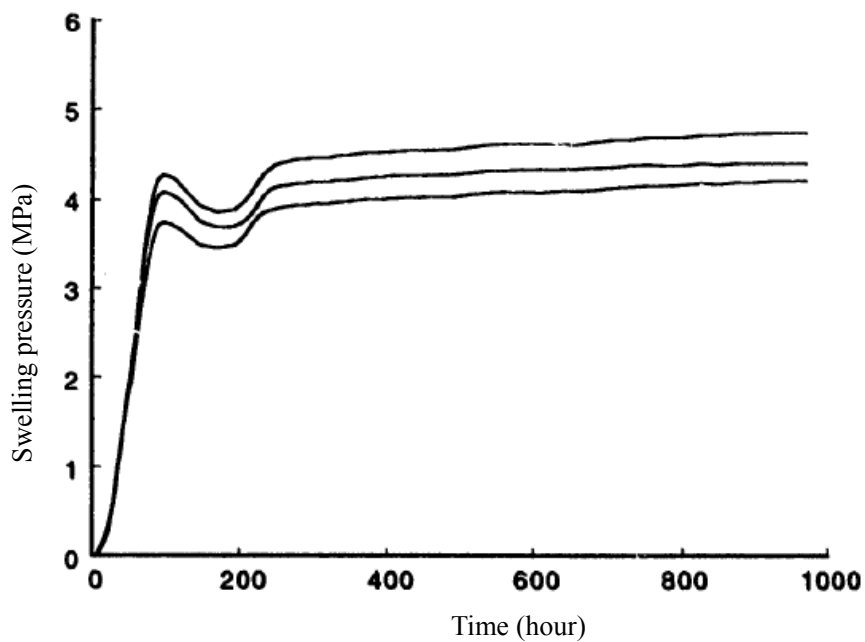


(c) Spatial distribution of the Maximum shear stress

Fig.60 Spatial distribution of magnitude of the principal stresses (Case D-1-friction).



(a) Initial water content 0%. Swelling pressure monotonically increases.



(b) Initial water content 5%. Swelling pressure decreases after reaching the peak and increases again.

Fig.61 Experimental results of swelling test using bentonite specimen [4].
(Kunigel V1, Dry density: 1.8g/cm³)

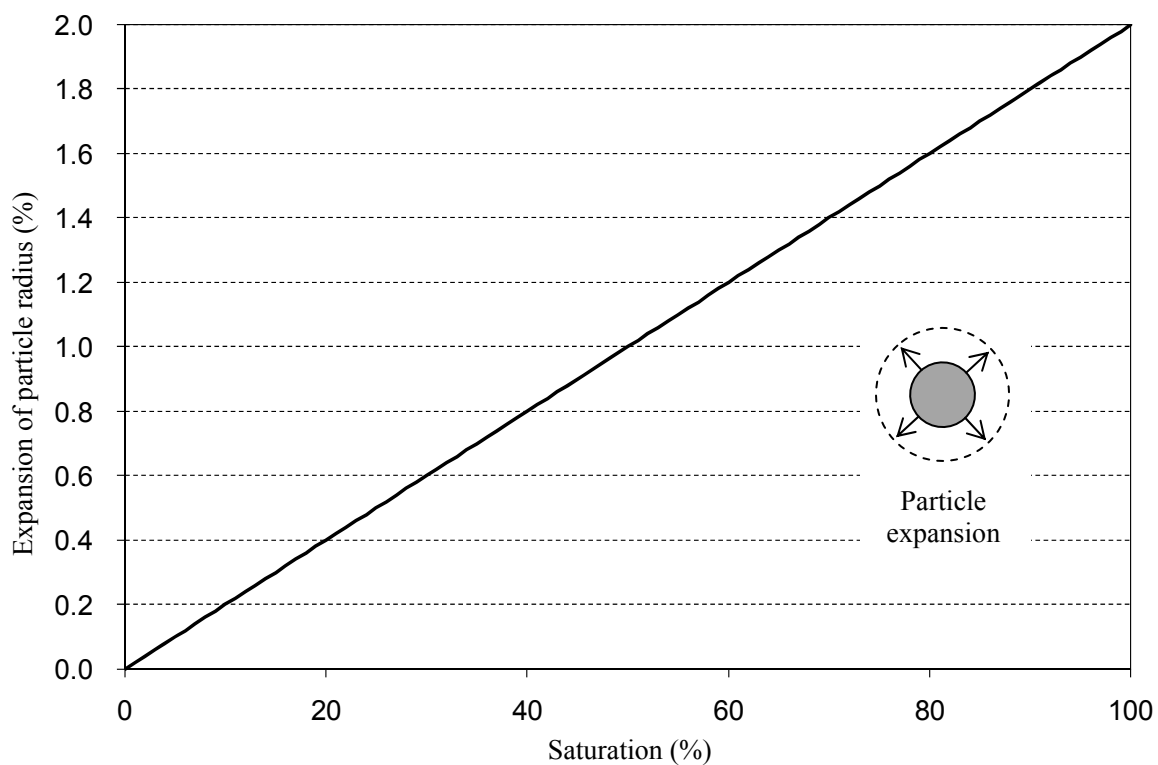


Fig.62 Relationship between the expansion of particle radius and the saturation.

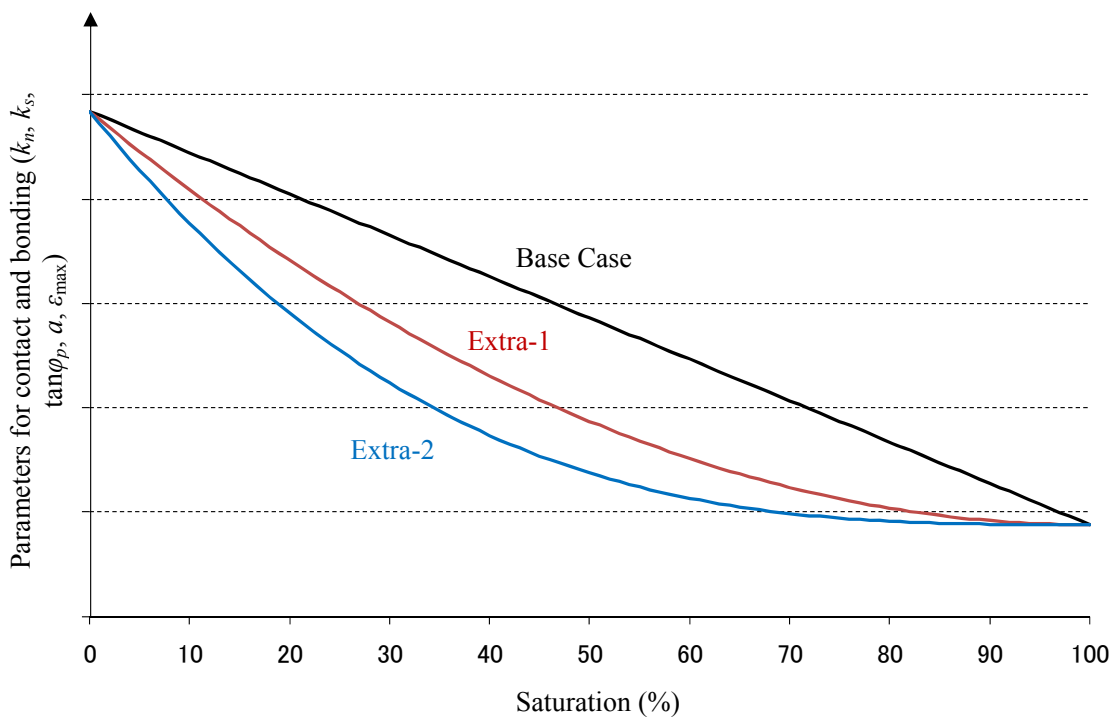


Fig.63 Relationship between the input parameters and the saturation.

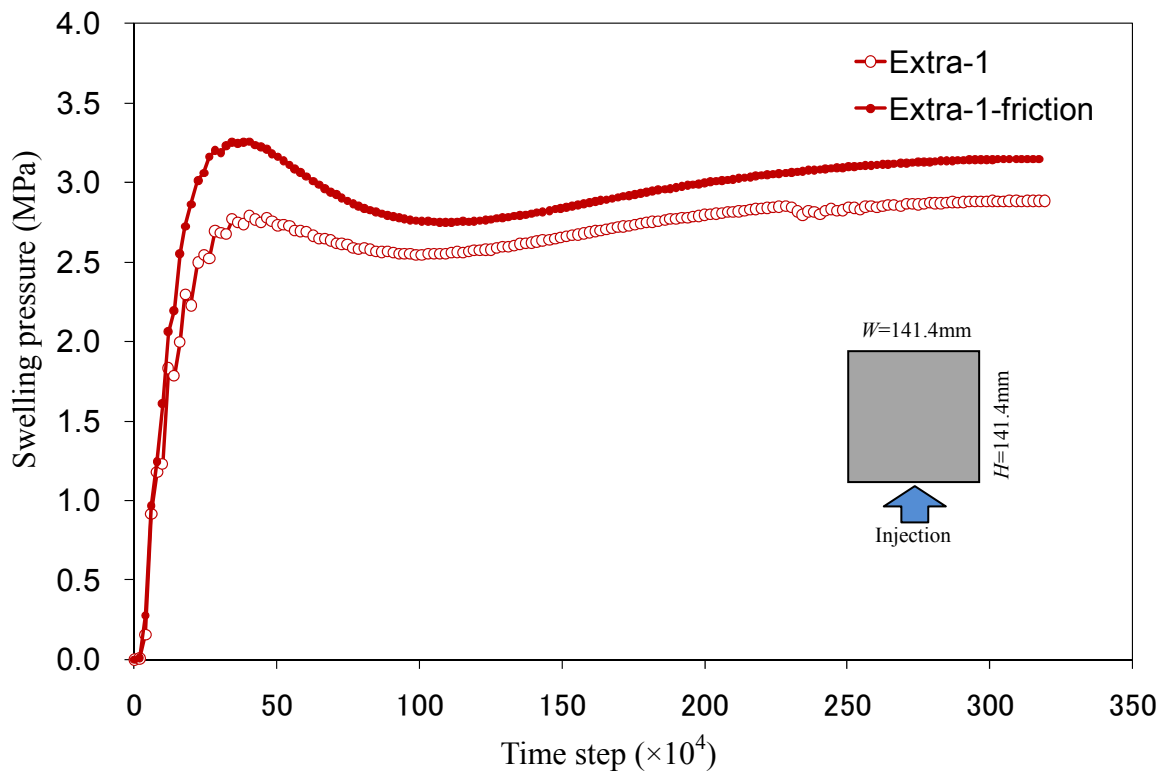


Fig.64 Evolution of the swelling pressure for the Case Extra-1 and Extra-1-friction.

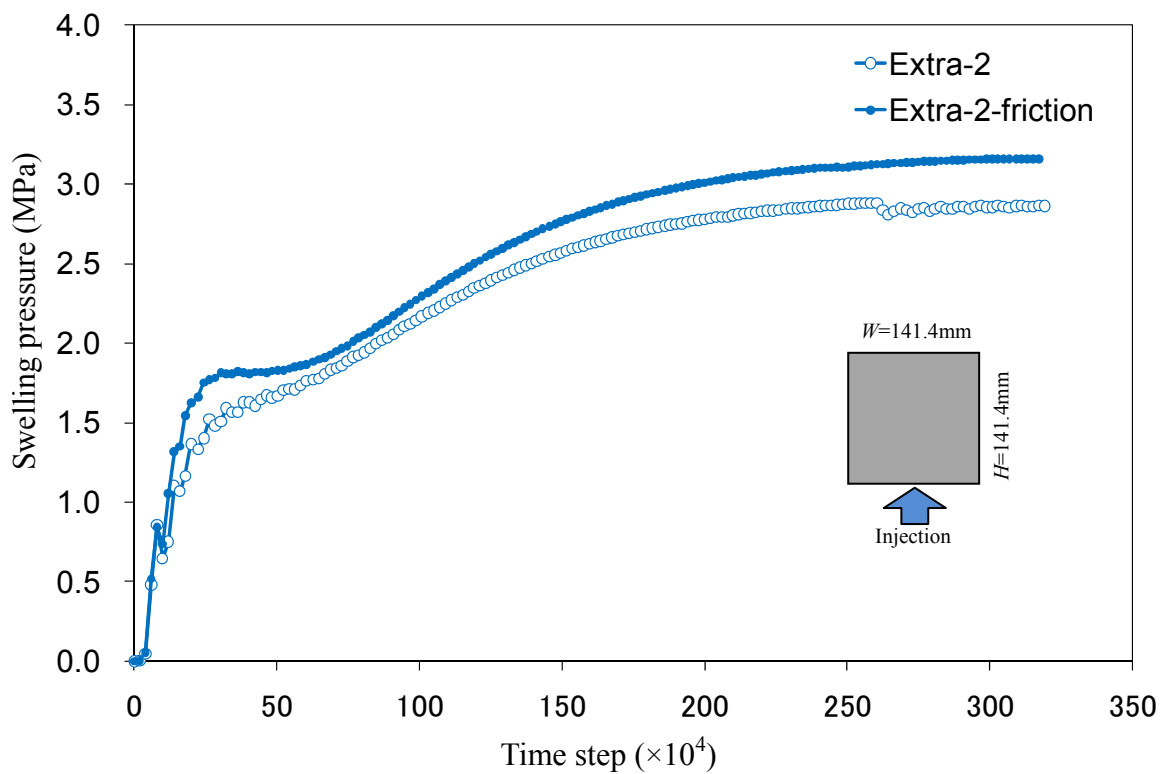


Fig.65 Evolution of the swelling pressure for the Case Extra-2 and Extra-2-friction.

国際単位系 (SI)

表 1. SI 基本単位

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

表 2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

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

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

表 3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

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

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

表 4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

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

表 5. SI 接頭語

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

表 6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg

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

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

表 8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

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

表 9. 固有の名称をもつCGS組立単位

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

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

表 10. SIに属さないその他の単位の例

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

