

# 論文 3次元 MPS 法および材料分離モデルによるフレッシュコンクリートの粗骨材偏在シミュレーション

上原 義己\*1・山田 義智\*2・崎原 康平\*3・浦野 真次\*4

**要旨：**本研究では、3次元 MPS (Moving Particle Simulation) 法<sup>1)</sup>および著者らが提案した材料分離モデルを用いて、フレッシュコンクリート内部のモルタルと粗骨材の分布に関するシミュレーションを行った。使用した材料分離モデルは、圧力およびモルタルのレオロジー的性質に依存すると仮定し、モルタル割合の変化を MPS 法の粘度計算に反映させることで、材料分離による流動性への影響も考慮している。最後に、粗骨材分布測定試験の結果と2次元、3次元解析の結果を比較し、試験結果および各解析結果はともに分離傾向を示すことを確認した。また、各解析結果の誤差が大きい部分については、原因および今後の課題を示した。

**キーワード：**レオロジー、フレッシュコンクリート、MPS 法、材料分離

## 1. はじめに

近年、コンクリートに求められる性能は強度のみならず、耐久性の向上やワーカビリティの改善など様々な性質においてコンクリートの高品質化が求められている。特にワーカビリティは、コンシステンシー（変形抵抗性）と分離抵抗性の2種類の性状について考慮する必要がある。コンシステンシーに関しては、スランプ試験やスランプフロー試験などから、施工に必要な流動性を確認し、単位水量の増加や各種減水剤を用いて流動性を確保することができる。しかし、材料分離について、特にモルタルと粗骨材の分離に関しては、粉体量の増加や増粘剤を使用することで分離抵抗性が上昇することは知られているものの、その評価は一般的に技術者の目視による定性的な判断である場合が多い。

筆者らは以前に、2次元 MPS 法と材料分離モデルを組み合わせたシミュレーションを行い、材料分離の定量的な評価を試みた<sup>2)</sup>。その結果、粗骨材とモルタルの分離傾向を概ね表すことができたものの、型枠内への打込みにおける鉄筋周りの流動など、複雑な形状を扱う際には3次元解析への展開が課題であった。

そこで本研究では、モルタルと粗骨材の分離に着目し、3次元 MPS 法と以前に提案した材料分離モデル<sup>2)</sup>を組み合わせたシミュレーション手法を提案した。本手法では、鉄筋周りにおける粗骨材の集中や、スランプフローでのモルタルの先行など、局所的に発生する粗骨材割合の変化をシミュレーションすることが可能である（以後、粗骨材偏在シミュレーションと称す）。本論文では、まず始めに材料分離モデルと MPS 法を組み合わせた解析手法の概要について説明し、次に3次元 MPS 法を用いた

粗骨材偏在シミュレーションの結果と、過去に行った実験結果および2次元の粗骨材偏在シミュレーションの結果と比較することで、本提案手法の有効性を検証した。そして最後に、粗骨材偏在シミュレーションの課題や今後の展開についての考察を行ったので報告する。

## 2. 材料分離モデルと MPS 法を組み合わせた解析手法について

### 2.1 材料分離モデル<sup>2)</sup>

図-1に、著者らが以前提案した材料分離モデルの概念図を示す。提案モデルにおいて、材料分離の条件は以下の2つである。①モルタルと粗骨材の分離はフレッシュコンクリート内部の圧力差によって生じると仮定し、時間経過によって圧力の高い領域から低い領域へモルタルが移動する。②経過時間ごとのモルタルの移動量は、圧力差の絶対値、モルタルのレオロジー的性質およびその領域のモルタルの割合によって決定する。

例を挙げて説明すると、フレッシュコンクリートが鉄筋間隙を通過する場合、鉄筋が流れを阻害するため、鉄

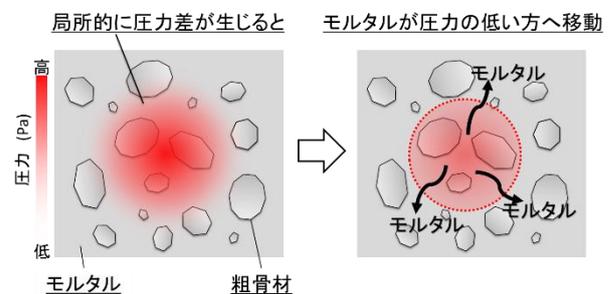


図-1 材料分離モデルの概念図<sup>2)</sup>

\*1 琉球大学大学院 理工学研究科生産エネルギー工学専攻 修士 (工学) (学生会員)

\*2 琉球大学 工学部環境建設工学科教授 博士 (工学) (正会員)

\*3 琉球大学 工学部環境建設工学科助教 博士 (工学) (正会員)

\*4 清水建設株式会社 技術研究所 博士 (工学) (正会員)

筋近傍では圧力が高くなる。すると、鉄筋近傍のモルタルは押し出される形で圧力の低い周辺領域へ移動し、鉄筋近傍のモルタル割合は減少する(条件①)。また、鉄筋周りにおける時間ごとのモルタルの移動量は、鉄筋近傍と周辺との圧力差、モルタルの配(調)合および鉄筋周りのモルタル割合によって決定する(条件②)。

材料分離モデルを MPS 法の離散化手法に従い適用する場合には、以下のような定式化となる。ある時刻  $t$  におけるコンクリート内部の任意の点を  $i$ 、任意点  $i$  の持つモルタル割合(モルタル体積/コンクリート体積)を  $M_i^t$  とすると、任意点  $i$  における微小時間  $\Delta t$  後のモルタル割合  $M_i^{t+\Delta t}$  は式(1)、式(2)で表される。

$$M_i^{t+\Delta t} = M_i^t + \left( \alpha \times \frac{\sum_{j \neq i} (|P_j - P_i|) w(|r_j - r_i|)}{\sum_{j \neq i} w(|r_j - r_i|)} \times M_j^t \right) \times \Delta t \quad (P_j > P_i) \quad (1)$$

$$M_i^{t+\Delta t} = M_i^t - \left( \alpha \times \frac{\sum_{j \neq i} (|P_j - P_i|) w(|r_j - r_i|)}{\sum_{j \neq i} w(|r_j - r_i|)} \times M_i^t \right) \times \Delta t \quad (P_j < P_i) \quad (2)$$

ここで、 $M_i^{t+\Delta t}$  は任意点  $i$  の  $\Delta t$  後のモルタル割合、 $M_i^t$  は任意点  $i$  の現在のモルタル割合を表す。また、 $P_j$ 、 $P_i$  は参照点  $j$  ( $j \neq i$ ) および任意点  $i$  の圧力、 $r_j$ 、 $r_i$  は参照点  $j$  および任意点  $i$  の座標を表す。 $w$  は MPS 法で用いられる重み関数である。最後に  $\alpha$  は材料分離係数で、次節に示す式(9)にモルタルのレオロジー定数(降伏値、塑性粘度)を代入して求めた。なお、式(1)、式(2)の使い分けは、任意点  $i$  と参照点  $j$  の圧力の大きさによる。参照点  $j$  の圧力が高い場合は、任意点  $i$  へモルタルが移動するため、右辺第二項の符号がプラス、任意点  $i$  の圧力が高い場合は、参照点  $j$  へモルタルが移動するため、右辺第二項の符号がマイナスとなる。また、数値解析を行う際の設定として、モルタル割合の上限は 0.99、下限は  $(1.0 - \text{粗骨材実積率}/100)$  として、任意点  $i$  のモルタル割合が上限に達した場合、モルタルは流入せず、モルタル割合が下限に達した場合、モルタルは流出しないものとした。

## 2.2 材料分離モデルの MPS 法への適用

### (1) MPS 法について<sup>1)</sup>

MPS 法とは粒子法の一つで、大変形問題や移動・自由境界問題に対して有効であることが知られている。また、今回のシミュレーションのように、各粒子のモルタル割合の変化について計算する場合、ラグランジュ法である MPS 法はオイラー法よりも計算が比較的容易である。

MPS 法の計算は式(3)の重み関数と式(4)の粒子数密度および式(5)の勾配モデル、式(6)と式(7)のラプラシアンモ

デルをもとに行われる。そして、これらのモデルを用いてナビエーストークス方程式および連続の式を計算することで連続体の流れを求めることができる。

$$w(r) = \begin{cases} \frac{r_e}{r} - 1 & (0 \leq r < r_e) \\ 0 & (r_e \leq r) \end{cases} \quad (3)$$

$$n_i = \sum_{j \neq i} w(|r_j - r_i|) \quad (4)$$

$$\langle \nabla \phi \rangle_i = \frac{d}{n^0} \sum_{j \neq i} \left[ \frac{\phi_j - \phi_i}{|r_j - r_i|^2} (r_j - r_i) w(|r_j - r_i|) \right] \quad (5)$$

$$\langle \nabla^2 \phi \rangle_i = \frac{2d}{\lambda n^0} \sum_{j \neq i} [(\phi_j - \phi_i) w(|r_j - r_i|)] \quad (6)$$

$$\lambda = \frac{\sum_{j \neq i} |r_j - r_i|^2 w(|r_j - r_i|)}{\sum_{j \neq i} w(|r_j - r_i|)} \quad (7)$$

ここで、 $r_e$  は影響半径、 $r$  は粒子間距離、 $n_i$  は粒子数密度である。また、 $r_i$ 、 $r_j$  は計算対象の粒子  $i$  およびその近傍粒子  $j$  の位置ベクトル、 $\phi_i$ 、 $\phi_j$  はスカラー変数値、 $d$  は空間次元数、 $n^0$  は初期粒子数密度である。これらの式より、粒子間の距離  $(|r_j - r_i|)$  が大きいほど重み関数  $w(r)$  は小さくなり、粒子間距離が影響半径  $r_e$  よりも大きい場合には粒子間相互作用が働かなくなることがわかる。本研究では勾配モデルおよびラプラシアンモデルで用いる影響半径  $r_e$  を初期粒子間距離の 2.1 倍とした。なお、本研究では文献<sup>2)</sup>と同様に、圧力計算の精度向上を目的として、入部ら<sup>3)</sup>、田中ら<sup>4)</sup>の手法を参考に従来式とは異なる勾配モデルおよび圧力ポアソン式を使用した。

### (2) 材料分離係数の決定<sup>2)</sup>

著者らが以前行った粗骨材分布測定試験の概要を以下に示す。まず、表-1の各試料を用いてスランプフロー試験を行った後、フロー後の試料を図-2に示すような手順で分割し、各領域における粗骨材重量比(粗骨材重量/コンクリート重量)を求めることで、各調査における粗骨材とモルタルの分離傾向を測定した。図-3に奇

表-1 コンクリート調査表<sup>2)</sup>

試料番号	W/C (%)	単位質量(kg/m <sup>3</sup> )					高性能 AE 減水剤 (%)
		水	セメント	海砂	砕砂	砕石	
1	50	217	434	567	378	662	0.55
2		239	478	510	340	662	0.40
3		261	522	453	302	662	0.10
4	60	232	387	567	378	662	0.40
5		256	427	508	339	662	0.15
6		279	465	453	302	662	0.00
7	70	244	349	567	378	662	0.20
8		269	385	508	339	662	0.00
9		293	419	453	302	662	0.00

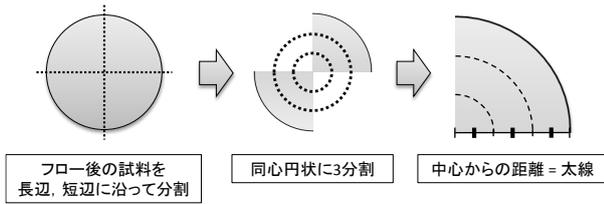


図-2 フロー後の試料の分割方法<sup>2)</sup>

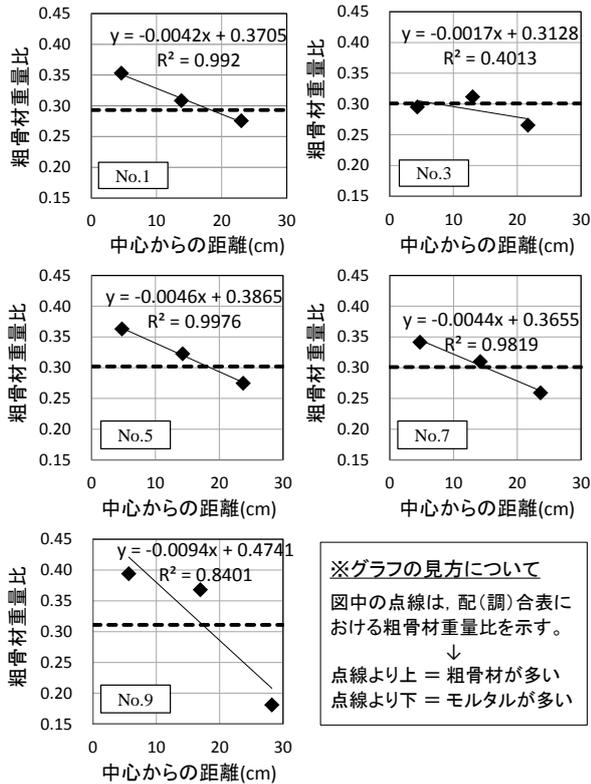


図-3 粗骨材分布測定試験の結果<sup>2)</sup>

数番号の試料の粗骨材分布測定試験の結果を示す。同図より、グラフの勾配が大きいほど分離が起りやすいコンクリートであると考えられる。そこで、我々はモルタルのレオロジー定数（降伏値、塑性粘度）とグラフの勾配に相関があると仮定し、試料番号 No.1～No.9 のうち奇数番号の試料におけるグラフの勾配を正規化した値とモルタルのレオロジー定数（降伏値、塑性粘度）について重回帰分析を行うことで式(8)を求めた。また、偶数番号の試料の試験結果に関しては、解析結果との比較に用いている。なお、モルタルのレオロジー定数は山田らの提案粘度式<sup>5)</sup>を用いて調合から推定した値を使用した。

$$y = -0.4552\eta_m^p - 0.0140\tau_y + 5.8508 \quad (8)$$

ここで、同式の左辺は分離抵抗性と比例関係にあると考えられるため、式(8)に数値解析用の係数 $\omega$ を乗じることで、材料分離係数 $\alpha$ を求めた。

$$\alpha(\eta_m^p, \tau_y) = \omega y \quad (9)$$

### (3) 材料分離モデルと粘度計算の関係

本研究では、材料分離によるモルタル割合の局所的な変化を粘度計算に反映している。ここでは、粘度計算とモルタル割合の関係について説明する。

まず、ナビエーストックス方程式においてニュートン流体の粘度を計算する場合、通常は動粘性係数 $\nu$ （粘性係数／質量密度）が用いられる。しかし、フレッシュコンクリートは非ビンガム流体であるため、せん断ひずみ速度によって粘性が変化する性質を持つ。そこで、式(10)に示す Regularized Bingham model<sup>6)</sup>を変形した式からペーストの見かけの粘度 $\eta$ を求め、さらに山田らの手法<sup>5)</sup>を用いて、式(11)にペーストの見かけの粘度を代入、同様に式(12)にモルタルの見かけの粘度 $\eta_m$ を代入しコンクリートの見かけの粘度 $\eta_c$ を求めた。

$$\eta = \eta^p + \frac{\tau_y(1-e^{-m\dot{\gamma}})}{\dot{\gamma}} \quad (10)$$

$$\eta_m = \eta \left(1 - \frac{a\phi_s}{\phi_m^s}\right)^{-\beta_s} \quad (11)$$

$$\eta_c = \eta_m \left(1 - \frac{b\phi_g}{\phi_m^g}\right)^{-\beta_g} \quad (12)$$

ここで $\eta^p$ はペーストの塑性粘度、 $\tau_y$ はペーストの降伏値、 $\dot{\gamma}$ はせん断ひずみ速度である。また、指数 $m$ は応力成長指数と呼ばれる値で、 $m$ が大きくなるほど式(10)はビンガムモデルに近づく。本研究では $m = 1.0$ と設定した。 $\phi_s$ と $\phi_g$ は細骨材、粗骨材の体積分率、 $\phi_m^s$ と $\phi_m^g$ は細骨材、粗骨材の実積率である。また、係数 $a$ と $b$ は固体化係数と称し、溶媒（セメントペースト、モルタル）が骨材表面に付着することなどにより、懸濁質としてふるまう体積の割合を表す係数である。本研究では固体化を考慮していないため、係数 $a$ 、 $b$ はそれぞれ 1.0 とした。 $\beta_s$ と $\beta_g$ は細骨材、粗骨材の粒子径や形状に依存する形状係数であり、本研究では文献<sup>2)</sup>と同じく $\beta_s = 3.12$ 、 $\beta_g = 3.40$ とした。なお、式(11)と式(12)はいずれも式(10)を含んでいるため、せん断ひずみ速度依存性を持った式となっている。

また、式(12)の粗骨材の体積分率 $\phi_g$ はモルタル割合との関係から $\phi_g = 1 - M_i^{t+\Delta t}$ と表すことができる。よって、式(12)は次式のようになる。

$$\eta_c = \eta_m \left(1 - \frac{b(1-M_i^{t+\Delta t})}{\phi_m^g}\right)^{-\beta_g} \quad (13)$$

そして、コンクリートの見かけの粘度 $\eta_c$ を質量密度 $\rho$ で除することで、次式に示す見かけの動粘性係数 $\nu_p$ を求め

ることができる。なお、質量密度 $\rho$ は式(1)、式(2)で表されるモルタル割合によって変化する値(約2.1~2.7(t/m<sup>3</sup>))であるが、本解析においては計算を簡便にするため、常に $\rho = 2.3$  (t/m<sup>3</sup>)とした。

$$v_p = \frac{\eta_c}{\rho} = \frac{\eta_m}{\rho} \left( 1 - \frac{b(1-M_i^{t+\Delta t})}{\phi_m^g} \right)^{-\beta g} \quad (14)$$

上式より、見かけの動粘性係数は式(1)、式(2)で求められるモルタル割合によって変化する値であることがわかる。このように、本提案手法では山田らの粘度式と材料分離モデルの式を連携させることで、局所的な粘度の変化を表すことが可能となっている。

### 3. 粗骨材偏在シミュレーション

#### 3.1 解析条件について

2次元および3次元の粗骨材偏在シミュレーションに用いた粒子モデルを図-4にそれぞれ示す。また、2次元、3次元解析における解析条件を表-2、表-3に示す。

粒子モデルに関する解析条件は、粒子数が2次元モデルで907、3次元モデルで38472、粒子径はいずれも1.0cm、時間刻みは2次元モデルで $5.0 \times 10^{-5}$ sec、3次元モデルで $5.0 \times 10^{-4}$ secとした。粒子径を決める際には予備解析を行い、流動を再現するのに必要な粒子数と解析時間との兼ね合いから1.0cmに決定した。また、時間刻みが異なる理由は、今回行った3次元MPS法では粘性項の計算を行う際に陰解法を用いているためである。これにより、

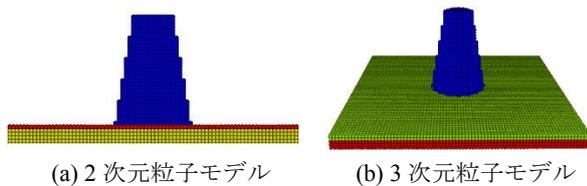


図-4 粒子モデル図

表-2 粒子モデルに関する解析条件

	2次元モデル	3次元モデル
粒子数	907	38472
粒子径 (cm)	1.0	1.0
時間刻み (sec)	$5.0 \times 10^{-5}$	$5.0 \times 10^{-4}$

表-3 解析に使用した物性パラメータ

試料番号	モルタル塑性粘度(Pa・s)	モルタル降伏値(Pa)	材料分離係数 $\alpha$
No.2	3.60	124.5	$1.24 \times 10^{-3}$
No.4	3.15	48.85	$1.87 \times 10^{-3}$
No.6	2.24	120.7	$1.57 \times 10^{-3}$
No.8	2.07	84.65	$1.86 \times 10^{-3}$

2次元MPS法による解析よりも大きな時間刻みで計算することができるため、解析時間の短縮が実現できた。

次に解析に使用した物性パラメータについて、山田式より求めたモルタルの降伏値および塑性粘度を式(1)、式(2)に代入することで、各試料番号における材料分離係数 $\alpha$ を求めた。なお、物性パラメータに関しては、2次元解析、3次元解析ともに同じ値を用いてシミュレーションを行った。

#### 3.2 解析結果

図-5に、今回行った3次元MPS法による解析結果と文献(2)で行った試料番号No.2~No.8の試験結果、2次元MPS法による解析結果を併せて示す。ここで、図中の点線は各配(調)合において、粗骨材が均一に分布している場合の粗骨材重量比を表している。同図より、3次元MPS法の解析結果は、全体的に点線よりも上側にあることがわかる。これは、式(1)で計算されるモルタル流入量の合計が、式(2)で計算される流出量の合計よりもわずかに少なかったため、モルタル量の総和が時間経過とともに徐々に減少したことが原因である。そのため、図-6(a)に示すようにフロー停止までの時間が最も長いNo.2の試料で、全体の粗骨材重量比の誤差が約8%と最も大きく、フロー停止までの時間が比較的短いNo.4の試料は誤差が小さかったと考えられる。2次元MPS法の誤差が小さいことも、同様にフロー時間が短い(約1~3.5秒)ためと考えられる。また、図-5および図-6(b)から、No.4以外の試料で試験結果の粗骨材重量比が配(調)合より多くなっていることがわかる。これは、No.2、No.6、No.8の試料で、スランブコーンに詰める作業を行う際に、調合の割合よりも粗骨材を多く採取したことが原因と考えられる。しかし、3次元MPS法の解析結果および試験結

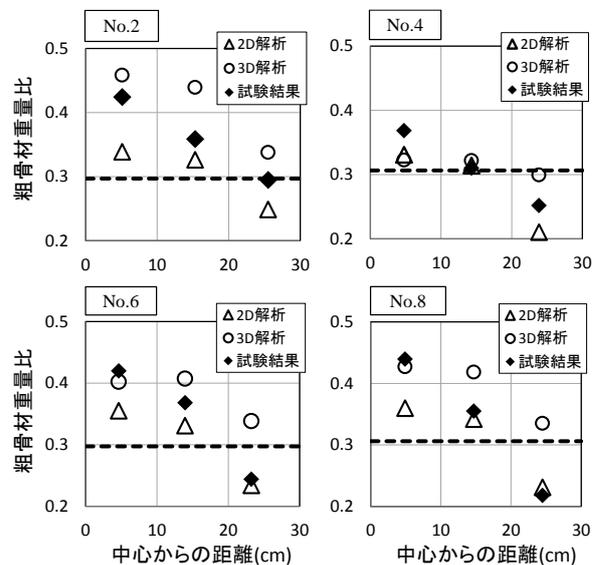


図-5 解析結果と試験結果の比較

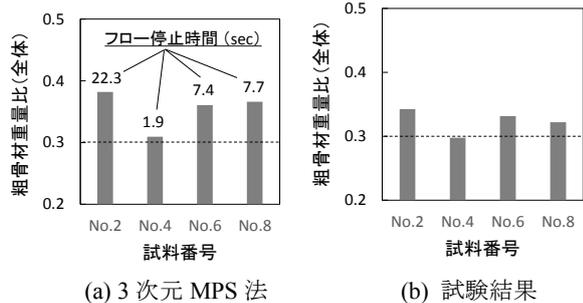


図-6 各試料番号における全体の粗骨材重量比

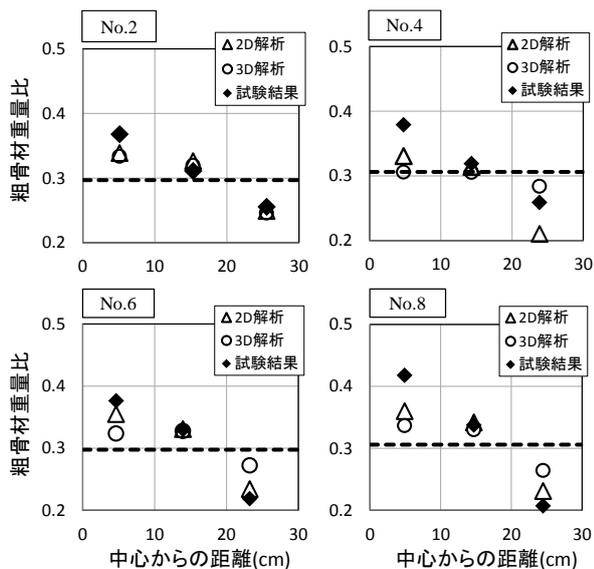


図-7 解析結果と試験結果の比較 (補正後)

表-4 線形近似グラフの傾きの比較

試料番号	近似グラフの傾き ( $\times 10^{-2}$ )			誤差	
	a) 2D 解析	b) 3D 解析	c) 試験結果	a)-c)	b)-c)
No.2	0.44	0.43	0.55	-0.11	-0.12
No.4	0.63	0.12	0.63	0.00	-0.51
No.6	0.65	0.28	0.85	-0.20	-0.57
No.8	0.66	0.37	1.08	-0.42	-0.71

※グラフの傾きが大きいほど分離傾向にあることを表す

果のいずれも、中心から外側に行くにつれ、粗骨材重量比が減少する傾向は捉えることができた。そこで、3次元 MPS 法の解析結果に対しては、減少したモルタル量を補正するための値（初期モルタル割合／フロー後の平均モルタル割合）を乗じ、試験結果に対しては、スランブコーン内の粗骨材重量比が調合表と一致するように補正值（調合表の粗骨材重量比／スランブコーン内の粗骨材重量比）を乗じた。

図-7 に補正值を乗じた後の各解析結果と試験結果の比較を示す。同図より、No.2 の試料は2次元解析および3次元解析ともに、試験結果の粗骨材重量比をよく表し

ていることがわかる。しかし、その他の試料では内側と外側の領域で解析結果と試験結果の誤差が比較的大きくなっている。また、表-4 には図-7 の各グラフの線形近似の傾きを示す。同表より、今回の解析では2次元解析の方が3次元解析よりも試験結果との誤差が小さくなっていることがわかる。これは、先述したモルタル量の減少が原因であると考えられるため、3次元解析と試験結果の誤差を小さくするには、全粒子のモルタル量の総和を保存する式の提案およびプログラムへの反映が今後必要になると思われる。また、同表の右側に示す誤差より、解析結果のグラフの傾きがいずれも試験結果より小さい（分離が進んでいない）ことがわかる。これは、式(14)において質量密度を常に一定としたことや、材料分離係数を一定値としたことが原因であると考えられる。そのため、今後の粗骨材偏在シミュレーションでは、モルタル割合の変化に伴い質量密度も変化させることや、材料分離係数をフレッシュコンクリート内部のひずみ速度に依存する値として計算することで、より試験結果を表すことができると考えている。

#### 4. まとめ

以下に本研究で得られた知見をまとめる。

- (1) 今回行った3次元 MPS 法では、粘性項の計算に陰解法を用いているため、時間刻みを大きくすることが可能となり、解析時間を短縮することができた。
- (2) 3次元 MPS 法による粗骨材分離シミュレーションの結果、すべての解析結果で粗骨材重量比が中心から外側になるにつれて減少しており、実際の試験結果と同様の傾向になることを確認した。
- (3) No.2 の試料に関して、2次元解析および3次元解析ともに、試験結果の粗骨材重量比に近い値となった。しかし、その他の試料では内側と外側の領域で解析結果と試験結果の誤差が比較的大きくなることがわかった。
- (4) 3次元 MPS 法による解析結果から、材料分離モデル式の計算を繰り返す過程において、粒子間のモルタル移動の際の誤差が蓄積し、各粒子が保有するモルタル量の総和が減少することがわかった。この問題を解決するために、全粒子のモルタル量の総和を保存する式の提案およびプログラムへの反映を今後の課題とする。
- (5) 今回使用した解析条件では、分離傾向を表す近似グラフの傾きにおいて、2次元解析の方が3次元解析よりも試験結果との誤差が小さくなることが分かった。これは、3次元解析におけるモルタル総量の減少が原因と考えられる。
- (6) 各解析結果と試験結果を比較すると2次元、3次元

解析ともに、試験結果よりも分離していない結果となった。これは今回、数値解析に使用する質量密度や材料分離係数を一定値としたことが原因の一つであると考えられる。今後は、質量密度をモルタル割合に伴い変化させたり、材料分離係数をひずみ速度などに依存して変化する値とすることで、分離の傾向をより正確に表すことができると考えている。

#### 参考文献

- 1) Koshizuka,S. and Oka,Y. : Moving Particle Semiimplicit Method for Fragmentation of Incompressible Fluid, Nucl. SciEng. 123, pp. 421-434, 1996
- 2) 上原義己, 山田義智, 崎原康平, 浦野真次 : MPS 法を用いた材料分離シミュレーションに関する基礎的研究, セメント・コンクリート論文集, Vol.69, pp711-717, 2015
- 3) 入部綱清, 仲座栄三 : MPS 法における勾配計算の高精度化とその応用, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol.66, No.1, pp.46-50, 2010
- 4) 田中正幸, 益永孝幸 : 疑似圧縮効果による MPS 法の安定化と圧力の平滑化, Transactions of JSCE, No.20080025, 2008
- 5) 山田義智, 赤嶺糸織, 伊波咲子, 浦野真次 : フレッシュコンクリートのレオロジー定数推定に関する基礎的研究, セメント・コンクリート論文集, Vol.66, pp.661-668, 2012
- 6) T. C. Papamastasiou.: Flows of materials yield, J. Rheol., Vol.31, pp.385-404, 1986