

論文 MPS法を用いたフレッシュコンクリートのスランプ推定

伊波 咲子^{*1}・崎原 康平^{*2}・山田 義智^{*3}・浦野 真次^{*4}

要旨: 本研究は、コンクリートの調合からフレッシュコンクリートのレオロジー定数を推定し、Regularized Bingham modelの流動構成式を用いたMPS法によってスランプの流動シミュレーションを行った。シミュレーションに際し、Regularized Bingham modelで使用されるフィッティング指数(m値)の決定はスランプの流動時間および流動・不動判定の安定性より判断した。MPS法により得られたシミュレーション結果は、設定スランプ12cm以上では良好な結果となったが、設定スランプ8cmでは誤差があった。また、フレッシュコンクリートのMPS法による流動解析の改善点も指摘した。

キーワード: MPS法, Regularized Bingham model, 流動シミュレーション, スランプ

1. はじめに

コンクリート工事のより一層の合理化と品質向上を図るためには、フレッシュコンクリートの流動特性をより科学的かつ定量的に評価することが必要不可欠であると考えられる。物質の変形と流動特性を科学的かつ定量的に扱う手段としてレオロジーがあり、フレッシュコンクリートへの適用が検討されている¹⁾。

フレッシュコンクリートのレオロジー研究の目標としては、コンクリート調合からフレッシュコンクリートの流動性を推定し、数値計算等であらかじめコンクリート打設工事の施工性をシミュレーションすることが挙げられる。この目標の達成に向けて、本研究では、コンクリート調合からフレッシュコンクリートのレオロジー定数を推定し^{2,3)}、さらにそのレオロジー定数を用いてその流動をシミュレートする一連の手法を示した。

ところで、フレッシュコンクリートの流動解析方法として、筆者らはMAC法⁴⁾、有限要素法⁵⁾、フリーメッシュ法⁶⁾、SPH法⁷⁾、MPS法^{8,9)}などの適用性を検討してきた。その中で、コンクリート打設の複雑な形状への適用を考えた場合、MPS法の有用性が高いと考えられた。そこで、本研究では流動シミュレーション手法にMPS法を適用した。

なお、上記した種々の流動解析においては、流動構成式としてbi-viscosity modelを用いてBingham modelを近似していた。この場合、流体を流動状態と不動状態に場合分けして、異なる流動構成式とする必要があった。そのため、プログラムが複雑になり計算時間も長くなる傾向があった。そこで、今回のMPS法で用いる構成式にはRegularized Bingham modelを用いることでこの問題を解消した。

研究の最終目標はコンクリート打設シミュレーション

への適用であるが、本研究ではコンシステンシー試験として代表的なスランプ試験のシミュレーションへの適用性を検討することで、本手法の有効性の検証を行った。

2. 調合からレオロジー定数の決定

この章では、まずスランプシミュレーションに用いたコンクリート調合を示す。次に、懸濁液の見掛けの粘度式と見掛けのせん断ひずみ速度の設定方法について示す。そして最後に、見掛けの粘度式とせん断ひずみ速度を用いて流動曲線を描き、この流動曲線からレオロジー定数を決定する方法を示す。さらに、上述の手法を用いて、与えたコンクリート調合のレオロジー定数(降伏値、塑性粘度)の値についても示す。

2.1 コンクリート調合

ここでは、表-1に示す沖縄県の生コンクリートの呼び強度24N/mm²、スランプ8~21cmの代表的なコンクリート調合を基に、レオロジー定数を推定する。調合表は単位容積で示す。いずれの調合も水セメント比58%で空気量は4.5%である。使用した骨材の特性は表-1の下にまとめて記す。なお、空気の体積分率は次節以降にて示すレオロジー定数の算定において考慮されているが、混和剤の影響については無視している。

表-1 スランプ解析対象のコンクリート調合と使用材料の特性

設定スランプ (cm)	単位容積 (l/m ³)				
	単位水量	セメント	海砂	砕砂	砕石
8	162	88	203	135	367
12	171	93	194	130	367
18	181	99	196	130	349
21	188	103	199	133	332

*海砂の実積率 0.62 *海砂の粗粒率 2.30 *海砂の密度 2.61g/cm³
 *砕砂の実積率 0.577 *砕砂の粗粒率 2.95 *砕砂の密度 2.65g/cm³
 *砕石の実積率 0.584 *砕石の粗粒率 7.90 *砕石の密度 2.7g/cm³
 *海砂・砕砂の混合比率 6:4 *空気量 4.5% *セメントの密度 3.16g/cm³

*1 琉球大学大学院 理工学研究科環境建設工学専攻 (正会員)
 *2 琉球大学 工学部環境建設工学科助教 (正会員)
 *3 琉球大学 工学部環境建設工学科教授 (正会員)
 *4 清水建設(株) 技術研究所社会基盤技術センター (正会員)

2.2 懸濁液の見掛けの粘度式と見掛けのせん断ひずみ速度の設定方法

この節では、まずペーストの見掛けの粘度式を示し、次にモルタルとコンクリートへ見掛けの粘度式の拡張方法を示す。そして最後に、懸濁質を考慮したせん断ひずみ速度の設定方法を記す。

(1) セメントペーストの見掛けの粘度式について²⁾

筆者らはセメント粒子の最密充填体積分率、形状、水とおよび凝集状態を考慮して、Roscoe 式をベースとした式(1)に示す見掛けの粘度式を提案している。

$$\eta = \eta_0 \left(1 - \frac{\phi_c}{\phi_m}\right)^{-\beta} \quad (1)$$

ここで、 η は見掛けの粘度であり、 ϕ_c は凝集状態や水とに依存して変化するセメントの見掛けの体積分率である。また、 ϕ_m および β は最密充填体積分率と形状係数であり、実験で用いた普通ポルトランドセメントの場合、それぞれ $\phi_m=0.607$ 、 $\beta=3.729$ の値が実験より得られた。また、 η_0 は水の粘度である。

セメントの見掛けの体積分率 ϕ_c は次式で仮定した。

$$\phi_c = (\phi_m - h\phi)P_s(t)^n + h\phi \quad (2)$$

ここで、 ϕ はセメント粒子の真の体積分率である。指数 n は凝集確率 $P_s(t)$ による見掛けの体積分率の増減傾向を表すための係数であり、ここでは $n=1.0$ を仮定している。 t はずり時間である。 h は水和係数であり、本研究では水和の影響がないものとして、 $h=1.0$ で検討する。また、図-1に示す状態推移モデルより、凝集確率 $P_s(t)$ は、凝集破壊速度 λ と回復速度 μ および凝集状態の初期値 $P_s(0) = k$ を考慮して次式で表される。

$$P_s(t) = \frac{k(\lambda+\mu)-\mu}{\lambda+\mu} e^{-(\lambda+\mu)t} + \frac{\mu}{\lambda+\mu} \quad (3)$$

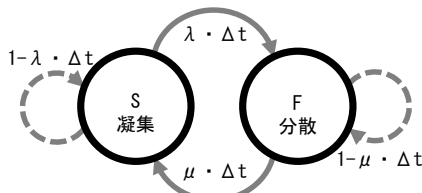


図-1 状態推移モデル

式(3)を式(2)に代入し、これを式(1)に用いると、次式で表すペーストの見掛けの粘度が得られる。

$$\eta = \eta_0 \left(1 - \frac{(\phi_m - h\phi) \left(\frac{k(\lambda+\mu)-\mu}{\lambda+\mu} e^{-(\lambda+\mu)t} + \frac{\mu}{\lambda+\mu} \right) + h\phi}{\phi_m}\right)^{-\beta} \quad (4)$$

ここで、凝集破壊速度 λ と回復速度 μ および凝集状態の初期値 k は、回転粘度計を用いた実験結果より式(5)~(7)のように表わされた。式中において、W/Cは水セメント比、 $\dot{\gamma}_p$ はペーストのせん断ひずみ速度である。

$$\lambda = \left(-0.0246 \frac{W}{C} + 2.04\right) \times 10^{-3} \times \dot{\gamma}_p^{(-0.017 \frac{W}{C} + 1.005)} \quad (5)$$

$$\mu = \left(-0.017 \frac{W}{C} + 11.141\right) \times 10^{-3} \quad (6)$$

$$k = 0.8249 \dot{\gamma}_p^{-0.122} \quad (7)$$

(2) モルタルおよびコンクリート粘度式への拡張方法について³⁾

菊川は Roscoe 式を基調とした塑性粘度式を提案している。その研究では、懸濁質としてモルタルの場合は細骨材、コンクリートの場合は粗骨材を考えている。本研究においても、菊川の手法と同様にモルタルの粘度式では細骨材を懸濁質とし、コンクリートの粘度式では粗骨材を懸濁質とする。しかし、前述のペースト粘度式の影響により、得られる値は菊川式で得られる塑性粘度とは異なり、せん断ひずみ速度依存性とずり時間依存性を有する懸濁液の見掛けの粘度となる。

モルタル粘度式とコンクリート粘度式を以下に各々示す。

$$\eta_m = \eta \left(1 - \frac{a\phi_s}{\phi_m^s}\right)^{-\beta_s} \quad (8)$$

$$\eta_c = \eta_m \left(1 - \frac{b\phi_g}{\phi_m^g}\right)^{-\beta_g} \quad (9)$$

上式において、 η_m および η_c はモルタルおよびコンクリートの見掛けの粘度である。 ϕ_m^s と ϕ_m^g は細骨材および粗骨材の実積率であり、 β_s と β_g は細骨材と粗骨材の粒子形状や粒径等に依存する形状係数である。また、係数 a と b は固体化係数と称し、ペーストやモルタルが締め固められたり、または骨材表面に固着することによって流動しない固体(懸濁質)になることを表す係数である。なお、本研究では、固体化係数 a と b はいずれもその値を1.0として、固体化を考慮しなかった。

(3) 懸濁質を考慮した見掛けのせん断ひずみ速度について³⁾

図-2に示すように懸濁質(粗骨材および細骨材)は変形せず、溶媒(モルタルおよびペースト)で見掛けのせん断ひずみ速度が生じるものとした。ここでは、コンクリートに作用するせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}_c$ を基準に、モルタルのせ

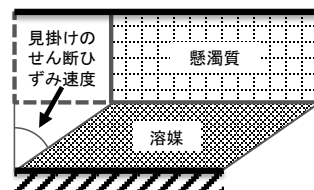


図-2 懸濁質を考慮した見掛けのせん断ひずみ速度モデル

せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}_m$ とペーストのせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}_p$ をそれぞれ次式で求める。

$$\dot{\gamma}_m = \frac{1}{(1-b\phi_g)} \dot{\gamma}_c \quad (10)$$

$$\dot{\gamma}_p = \frac{1}{(1-a\phi_s)} \dot{\gamma}_m \quad (11)$$

2.3 レオロジー定数の決定について

本研究では、式(4)、(8)、(9)で求めたそれぞれの見掛けの粘度とせん断ひずみ速度 ($\dot{\gamma}_p$, $\dot{\gamma}_m$, $\dot{\gamma}_c$) を用いて流動曲線を描き、それを Bingham model で近似することで、ペースト、モルタル、コンクリートのレオロジー定数 (降伏値と塑性粘度) を各々決定する。この概念を図-3 に示す。

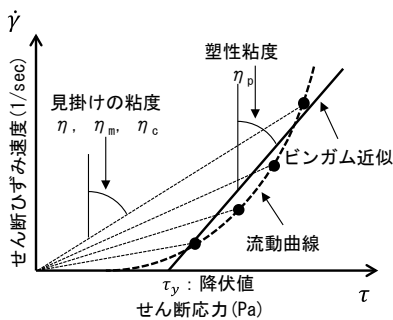


図-3 Bingham model によるレオロジー定数の決定方法の概要

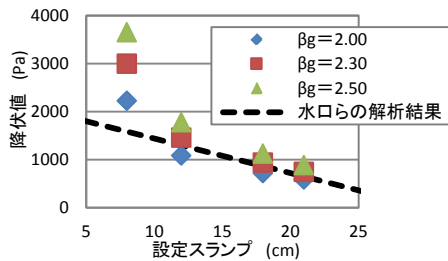


図-4 設定スランプと降伏値

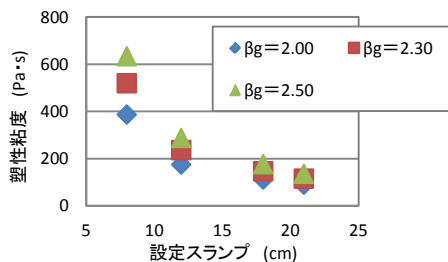


図-5 設定スランプと塑性粘度

2.1 節の表-1 に示す調査と骨材の特性を用い、2.2 節で示す一連の手法にてフレッシュコンクリートの降伏値と塑性粘度を求め、図-4、5 に設定スランプとの関係でまとめる。ここで、海砂と砕砂の混合砂の粗粒率は表-1 の混合比率をもとに計算し、2.56 とした。この値を、文献3)で求めた次式により細骨材の形状係数 β_s を決定して粘度式に用いた。 f_s は細骨材の粗粒率を表す。

$$\beta_s = -0.4903 \times f_s + 4.278 \quad (12)$$

粗骨材の形状係数 β_g は未知である。この値は、水口らのスランプと降伏値の関係¹⁰⁾と同程度となるよう、試行錯誤的に 2.00, 2.30, 2.50 の 3 パターンで検討した (図-4 参照)。また、ずり時間 t は、文献3)における検討結果より 100(sec)とした。なお、ずり時間 t は式(4)で示すように、ペーストの見掛けの粘度に関係し、これはフレッシュコンクリートのレオロジー定数にも影響を与える。

図-4、5 より、設定スランプが小さくなるほど、降伏値および塑性粘度のレオロジー定数が大きくなるのが分かる。また、形状係数 β_g が大きくなるとレオロジー定数も大きくなるのが分かる。 β_g の値は、粗骨材の粗粒率に依存し (前述の細骨材の形状係数 β_s と同様)、細かい粗骨材粒子が多い程その値が大きくなり、流動性が低下すると考えられる。

また、図-4 には水口らの降伏値とスランプの関係に関する解析結果¹⁰⁾を示す。図-4 より、本手法で得られた値と水口らの解析結果はスランプ 12cm以上では対応しているが、スランプ 8cmでは本手法で得られた値が大きい結果になった。

3. 流動構成式と運動方程式および MPS 法の概要

3.1 Regularized Bingham model に基づく流動構成式について

筆者の一人はミーゼスの降伏条件を用いて超過応力理論に基づき、ニュートン流体、ビンガム流体さらには非ビンガム流体にも成り立つ偏差応力 τ'_{ij} とひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ の関係式を以下のように求めた¹¹⁾。

$$\tau'_{ij} = \frac{\tau_y + \left(\frac{2n\eta}{\sqrt{1/(4n^2)}} \right) \dot{\epsilon}_{ij}}{\sqrt{1}} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (13)$$

ここで、 τ_y は降伏値、 η は塑性粘度、 $l = \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} / 2$ である。また、べき乗 n は正值であり、流動曲線の形状を表しており、 $n = 1$ のときはニュートン流体もしくはビンガム流体となり、それ以外は疑塑性流体やダイラタント流体さらには非ビンガム流体を表す。

本研究では、2.3 節で示した Bingham model でレオロジー定数 (τ_y , η) を決定するため、 $n = 1$ とにおいて式(13)を Bingham model の偏差応力 τ'_{ij} とひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ の関係とした。この関係を次式で示す。

$$\tau'_{ij} = 2 \left(\eta + \frac{\tau_y}{\sqrt{\Pi}} \right) \dot{\epsilon}_{ij} \quad (14)$$

ここで、 $\Pi = 2\dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}$ である。

さらに式(14)を応力 τ_{ij} とひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ の関係に一般化すると次式となる。

$$\tau_{ij} = -P\delta_{ij} + 2 \left(\eta + \frac{\tau_y}{\sqrt{\Pi}} \right) \dot{\epsilon}_{ij} \quad (15)$$

ここで、 P は静水圧、 δ_{ij} はクロネッカーデルタである。

筆者らの従来の解析手法においては、流動状態の場合は、式(15)を用い、不動状態の時は式(15)の右辺第2項の Π を一定値(Π_c)として非常に高い粘度を有する流体とする bi-viscosity model を用いた。しかし、bi-viscosity model は、流体を流動状態と不動状態で異なる不連続関数を扱うためプログラムが複雑になるほか、計算時間が増大する。

そこで、本研究では、式(15)の降伏値 τ_y に指数関数 $(1 - e^{-m\sqrt{\Pi}})$ を乗じて低ひずみ速度では非常に粘度の高い流体を表し、高ひずみ速度ではBingham modelと一致するように工夫した連続関数であるRegularized Bingham model¹²⁾を用いた。これを次式に示す。

$$\tau_{ij} = -P\delta_{ij} + 2\left(\eta + \frac{\tau_y(1 - e^{-m\sqrt{\Pi}})}{\sqrt{\Pi}}\right)\dot{\epsilon}_{ij} \quad (16)$$

ここで、係数 m を大きな値にすると、Bingham model への近似的な作用がある。ここでは係数 m をフィッティング指数と称し、この指数は時間(sec)の次元を持つ。

式(15)、(16)をそれぞれ純せん断応力状態のせん断応力 τ_{xy} とひずみ速度(工学せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma} = 2\dot{\epsilon}_{xy}$)の関係で記すと以下ようになる。

$$\tau_{xy} = \eta\dot{\gamma} + \tau_y \quad (17)$$

$$\tau_{xy} = \eta\dot{\gamma} + \tau_y(1 - e^{-m\dot{\gamma}}) \quad (18)$$

上記の式(17)の Bingham model と式(18)の Regularized Bingham model の関係を図-6 に示す。

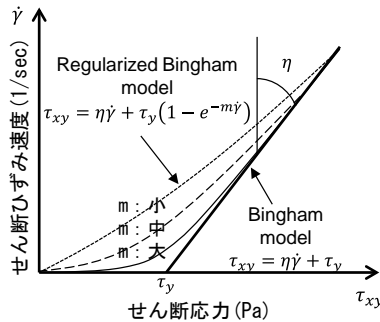


図-6 Bingham model と Regularized Bingham model の関係

3.2 運動方程式について

流体の内部に任意の領域 V を考える。その V に働く体積力の合計とその領域の表面 S に働く面積力の合計より、次の i 方向成分に関する運動方程式が成り立つ。

$$\rho V \frac{Du_i}{Dt} = \int_V \rho F_i dV + \int_S \tau_{ij} n_j dS \quad (19)$$

ここで、 ρ は流体の密度、 F_i は体積力、 n_j は領域 V の面要素 dS の外向き単位法線である。また、 D/Dt は実質微分である。

式(19)右辺第2項の面積分にガウスの積分定理を用いて展開すれば、式(19)は次式となる。

$$\frac{Du_i}{Dt} = F_i + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (20)$$

式(20)に式(16)を代入すれば、Regularized Bingham model を用いた流体の運動方程式は次式となる。この運動方程式は右辺の第2項より材料非線形性を有していることがわかる。

$$\frac{Du_i}{Dt} = F_i + \frac{1}{\rho} \left\{ -\nabla P + \left(\eta + \tau_y \frac{(1 - e^{-m\sqrt{\Pi}})}{\sqrt{\Pi}} \right) \nabla^2 u_i + 2\dot{\epsilon}_{ij} \frac{\partial \left(\tau_y \frac{(1 - e^{-m\sqrt{\Pi}})}{\sqrt{\Pi}} \right)}{\partial x_j} \right\} \quad (21)$$

3.3 MPS 法によるフレッシュコンクリートの流動解析法の概要

本研究では、越塚らによって提案された MPS 法に式(21)の運動方程式を適用し、フレッシュコンクリートの流動解析を行った。MPS 法の勾配モデルとラプラシアンモデルは文献 13)に従い、直接反復法による材料非線形問題への対応は文献 8)に従った。

今回用いた粒子モデルにおいて、フレッシュコンクリート粒子は 5665 個からなり、壁粒子は 7200 個、ダミー粒子は 7200 個である。また、時間は 0.001(sec)で刻み、フレッシュコンクリート粒子と壁粒子の境界条件は半スリップ条件とした。

半陰的アルゴリズムを用いる MPS 法では、粘性項を陽的に計算するため、粘性項が極端に大きくなる場合に数値不安定が生じる。そのため安定した解析を実施するためには、使用する時間刻み幅を小さく設定する必要があるが、その結果、計算時間が増大する問題がある。そこで、本研究ではその問題を解決するために、時間刻み幅を比較的大きく設定でき、計算時間を短縮できる陰解法¹⁴⁾を粘性項計算に導入した。

4. スランプシミュレーション

4.1 使用したレオロジー定数について

ここでは、表-1 に示す調合のフレッシュコンクリートを対象にスランプ試験のシミュレーションを行う。シミュレーションに用いるレオロジー定数は図-4、5において $\beta_g=2.30$ で計算された値とした(表-2 参照)。なお、この β_g の値は FEM³⁾によるシミュレーションを行ったとき、最も良い結果が得られた β_g の値である。

4.2 フィッティング指数 m の決定

ここでは、MPS 法にてスランプシミュレーションを行う際に用いる適切なフィッティング指数 m の検討を行った。図-7、8 に m の違いによる Regularized Bingham model の曲線、スランプの経過時間に伴う変化をそれぞれ示す。図-7 より、 m 値が 3 のときは、筆者らが提案した bi-viscosity model と近く、 m 値が大きいくほど Bingham model に近づくことがわかる。しかしながら、 m 値が大

きいと実際のスランブ試験の流動時間とは異なり，設定スランブまでの到達時間が長くなる（図-8 参照）。

次に，図-9 に設定スランブ 21cm を対象にフィッティング指数 m の違いによる相対不動粒子数と経過時間の関係を示す。ここで相対不動粒子数とは，MPS 法で計算されたせん断力が降伏値以下となったフレッシュコンクリート粒子の数をフレッシュコンクリート粒子の総数で除したものである。同図より， m 値が小さくなるに伴い，相対不動粒子数の経過時間に伴う変動も小さくなる，すなわち，流動・不動の判定が安定していることが確認できる。また， m 値が 10 のときは，相対不動粒子数が 99% 以上になるのに約 7(sec) の時間を要しており， m 値が 20 のときは 10(sec) 以上でも 99% 以上とはならなかった。以上の傾向は他の設定スランブでも同じであった。

上記のスランブの流動時間および流動・不動判定の安定性の観点から，今回の解析では， $m=3$ を用いることにした。また，不動判定は，0.5(sec) 間隔でデータをプロットし，相対不動粒子数が 3 回連続で 99% 以上となった時に流動停止と仮定した。なお，文献 8) の流動停止判定は，相対不動粒子数が 90% 以上の場合としており，本研究の判定はそれより厳しい判定基準となっている。

ところで， m 値が大きくなるに伴い，相対不動粒子数が変動する原因として，値が大きい場合は，不動状態(高粘性状態) から流動状態へ急激に変化するため（図-7

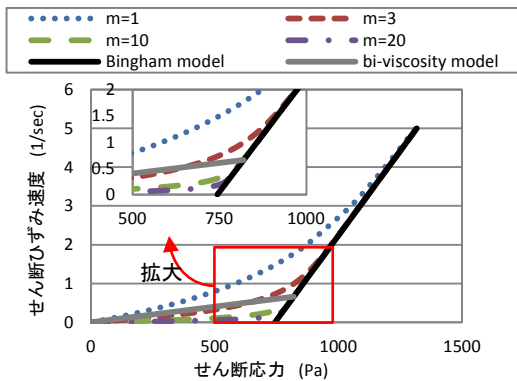


図-7 Regularized Bingham model と Bingham model のモデル図（設定スランブ 21cm）

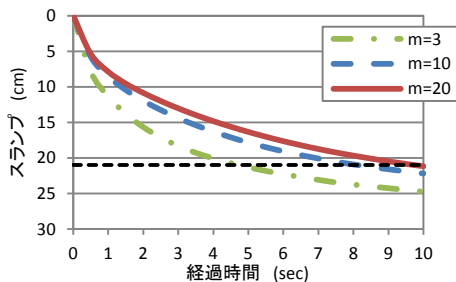


図-8 フィッティング指数 m の違いによるスランブの経過時間に伴う変化（設定スランブ 21cm）

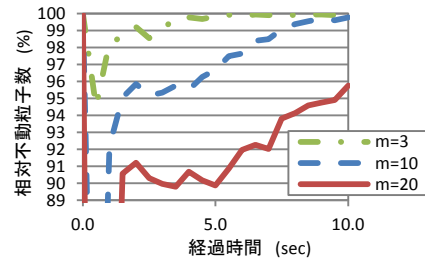


図-9 フィッティング指数 m の違いによる相対不動粒子数（設定スランブ 21cm）

の拡大図参照)，数値解析における流動停止判定が不安定になることが考えられる。また，MPS法で計算される圧力は時間・空間的に激しく振動しやすく，その結果，計算が不安定になることが報告¹⁵⁾されており，これもその原因の一つであろう。

安定かつ精度よい解析を行うためには， m 値の適切な決定方法の確立や MPS 法の高精度化が必要であるが，この点については今後の課題としたい。

4.3 MPS 法によるスランブシミュレーションの結果

表-2 には， $\beta_g=2.30$ のときのレオロジー定数の値，MPS法と FEM³⁾より得られたスランブ値および設定スランブ値との絶対誤差をそれぞれ示す。

表-2 シミュレーション結果

設定スランブ	算定レオロジー定数		シミュレーション結果 (cm)			
	降伏値 (Pa)	塑性粘度 (Pa · sec)	スランブ		絶対誤差	
8	2995.2	518.99	MPS	FEM	MPS	FEM
12	1457.5	235.46	12.531	0.95	4.5306	7.05
18	937.09	146.12	11.46	12.38	0.5402	0.38
21	743.75	114.58	18.875	17.85	0.8751	0.15

MPS 法による設定スランブのシミュレーション結果は，FEM の結果に比べて精度が少し低い。これは，今回用いた $\beta_g (=2.30)$ が FEM の計算結果と合うように設定した値であるためと考えられる（4.1 節参照）。

設定スランブ 8cm のシミュレーション結果は MPS 法と FEM の両者とも誤差が大きくなっている。誤差が大きくなった理由として，FEM の場合は設定スランブ 8cm の調査より算定される降伏値が高い（図-4 参照）ことが影響していると考えられる。一方，MPS 法の場合，降伏値が高いと，前節で示した m 値を大きくした場合と同様に，流動停止判定が不安定になることが原因と推察される。低スランブのフレッシュコンクリートのレオロジー定数予測と MPS 法の流動停止判定については，さらなる検討が必要であると考えられ，今後の課題である。

図-10 に m 値が 3 のスランブの経過時間変化を示す。降伏値と塑性粘度がともに小さい場合，スランブの変化速度が速いことがわかる。また，一般的なスランブ試験

と同様に、すべての設定スランブにおいて流動は経過時間 4(sec)以内に停止した。しかし、降伏値の高い設定スランブ 8cm の場合、流動停止判定が不安定となるため流動時間が長くなり、スランブを大きく評価している。

図-11(a)~(d)に m 値が 3 で、設定スランブ 21cm のときの経過時間におけるスランブ形状の変化を示す。図は中央断面から半分側を対象に表示した。底面外側の粒子は流動が横に大きく広がる傾向があるが、これは本研究の境界条件を半スリップ条件としているためと考えられる。また、実験や FEM で確認される頭頂部の窪みが今回のシミュレーションでは確認できなかった。境界条件も含め、この点についても検討の余地を残している。

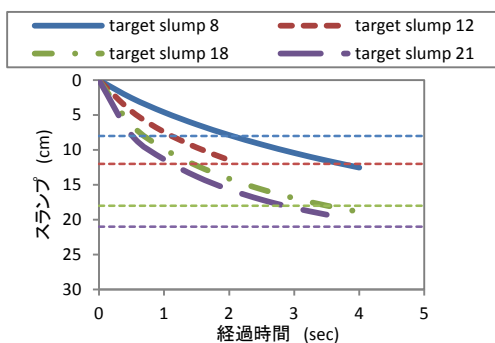


図-10 スランブの経過時間に伴う変化 (m=3)

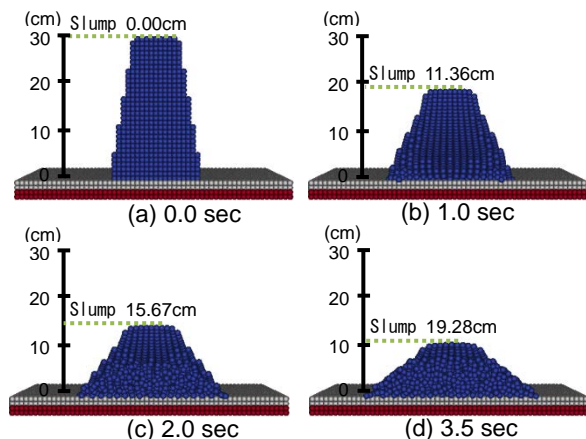


図-11 スランブ形状の経過時間変化 (m=3, 設定スランブ 21cm)

5. まとめ

本研究手法を用いてシミュレーションを行った結果、設定スランブ 12cm 以上では良好な結果となったが、設定スランブ 8cm では誤差が大きくなった。これは、設定スランブ 8cm の調合より算定される降伏値が高いことや、高い降伏値の場合、MPS 法の流動停止判定が不安定になることが影響していると考えられる。

低スランブ時の降伏値の算定方法、MPS 法の適切な m 値の決定と流動停止判定、圧力等の計算の高精度化と境界条件設定に検討の余地があり、今後の課題としたい。

参考文献

- 1) 例えば 谷川恭雄編：フレッシュコンクリートの流動特性とその予測，セメントジャーナル社，2004
- 2) 山田義智，麻生裕梨恵，当真嗣竜，赤嶺糸織，伊波咲子：凝集状態を考慮したセメントペーストの粘度式に関する研究（その 1，その 2），日本建築学会九州支部研究報告，No.51，pp.145-152，2012.3
- 3) 伊波咲子，山田義智，赤嶺糸織，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（その 3. コンクリートのレオロジー定数推定方法とスランブ推定），日本建築学会大会（東海），CD-ROM (2012. 9)
- 4) 山田義智，大城武：フレッシュコンクリート流動解析への MAC 法への適用，コンクリート工学年次論文集，Vol.20，No.1，pp.131-136，1998
- 5) 山田義智，桃原睦，大城武：有限要素法によるフレッシュコンクリートの粘塑性流動解析，コンクリート工学年次論文集，Vol.23，No.2，pp.253-258，2001
- 6) 富山潤，伊良波繁雄，山田義智，松原仁，矢川元基：フリーメッシュ法によるフレッシュコンクリートの流動解析に関する研究，土木学会論文集，No.746，V-61，pp.91-101，2003
- 7) 崎原康平，伊良波繁雄，入部綱清，富山潤：SPH 法によるフレッシュコンクリートの流動解析，コンクリート工学年次論文集，Vol.26，No.1，pp.1149-1154，2004
- 8) 富山潤，入部綱清，崎原康平，伊良波繁雄，山田義智：フレッシュコンクリートの流動解析における MPS 法の適用，土木学会構造工学論文集，Vol.55A，pp.164-171，2009.3
- 9) 浦野真次，根本浩史，崎原康平：高流動コンクリートの充てん性評価への流動解析手法の適用に関する研究，土木学会論文集 E2，Vol.68，No.1，pp.38-48，2012
- 10) 水口裕之，藤崎茂，渡辺哲：有限要素法によるスランブ試験の解析，第 29 回土木学会年次学術講演会概要集，No.5，pp.75-76，1974
- 11) 山田義智，大城武：フレッシュコンクリートの粘塑性構成式とその流動特性に関する解析的検討，コンクリート工学年次論文集，Vol.24，No.1，pp.855-860，2002
- 12) Collins, M. P. and Mitchell, D.: Shear and Torsion Design of Prestressed and Non-Prestressed Concrete Beams, PCI Journal, Vol.25, No.5, pp.32-100, Sep./Oct.1980
- 13) 越塚誠一：粒子法 計算力学レクチャーシリーズ 5，丸善株式会社，2006
- 14) 竹光信正：非圧縮粘性流体の陰的差分解析法，日本機械学会論文集（B 編），Vol.52，No.474，pp.532-540，1986.2
- 15) 日比茂幸，藪下和樹：MPS 法の不自然な圧力振動の抑制に関する研究，関西造船協会論文集，Vol.241，pp.125-131，2004