

流動解析による締固めを行うコンクリートの充填性評価

浦野 真次 根本 浩史 高橋 圭一 幸田 圭司
(技術研究所) (土木技術本部) (技術研究所) (土木技術本部)

Evaluation of Filling-ability of Fresh Concrete with Vibration by Flow Simulation

Shinji Urano, Hiroshi Nemoto, Keiichi Takahashi and Keiji Yukita

本研究は、粒子法の1つであるMPS法を適用し、通常のスランプのコンクリートの流動解析手法としてのMPS法の有効性について検討を行った。スランプのコンクリートの構成則をbi-viscosityモデルとし、パイプレータ周辺の加速度分布に依存して、加振されていない場合と比較して、見掛け上降伏値と塑性粘度が低下する流動モデルを適用することにより加振時の流動挙動を解析できるようにモデル化した。パイプレータによる振動を付与した時間での、型枠内での流動挙動やパイプレータ停止後のコンクリートの充填の状況を観察する手法として有効であることを示した。

In this paper, MPS method was applied to fluid analysis of fresh concrete with vibration. MPS method is one of the particle method, and it is suitable for the simulation of moving boundary or free surface problems and large deformation problems. The constitutive equation of fresh concrete is assumed as Bingham model. In order to set fluidity change of fresh concrete based on the decrement of the acceleration, the Bingham model is supposed to be the yield stress and the plastic viscosity of fresh concrete that decreased most in the neighborhood of the vibrator. To evaluate verification of compactability of fresh concrete, numerical analysis examples of compaction at the part of haunch section of wall were performed. As a result, it was found that the MPS method was suitable for the simulation of compaction of fresh concrete with vibration.

1. はじめに

近年、耐震設計手法の変更、部材の薄肉化等により、コンクリート構造物の断面形状や内部の鉄筋等の鋼材配置は、より複雑になってきている。そのような配筋条件や構造条件の部材へのコンクリートの施工において、コンクリートの性状、打込み・締固め方法が適切に選択されていない場合、未充填や豆板といった初期欠陥の原因になると考えられている¹⁾。一般には、複雑な断面形状や高密度の配筋になるほど、適切な材料分離抵抗性を有していることを前提として、コンクリートの流動性を高めて施工することにより、未充填等のリスクを低減している。しかし、スランプで管理するコンクリートの施工の場合、打込み・締固め方法が適切でない場合には、未充填の発生の危険性が高くなる。そのため、初期欠陥を未然に防ぐためには、施工性の検討においてコンクリートの流動性の設定だけでなく、打込み・締固め方法に関する施工計画立案が非常に重要となる。最も確

実な施工性の評価方法は、実大規模の施工実験であるが、費用と期間を要するため、多くの実験ケースを行うことができない。

コンクリートの流動解析手法を用いた施工性の評価技術を確立することができれば、コンクリートのスランプや打込み位置、パイプレータの挿入箇所や振動時間等を入力値として多くのパラメータスタディーを行うことができ、事前の施工性の予測が可能となる。さらに、設計段階から流動解析を導入すれば設計時の3D-CADなどと連携して検討することにより、合理的なスランプの設定だけでなく、パイプレータの位置や振動時間の設定などが可能となるものと考えられる。実際に実大施工実験を行うとしても、確認の実験だけ行えばよく、その大幅な省略が可能となる。

著者らは、これまで高流動コンクリートを対象として、型枠内での充填挙動における流動勾配や未充填個所の検討を目的として、流動解析手法の粒子法の1つであるMPS法を適用して、その有効性について検討を行っている^{2),3)}。高流動コン

クリートの流動解析では、自重で流動する高流動コンクリートを連続体であるビンガム流体と仮定し、実大規模の型枠や充填個所の流動挙動を解析して、流動勾配や未充填個所を評価することが可能であると考えられる。また、コンクリートのスランプの状況の解析についても検討を行い、流動限界ひずみ速度による不動状態の判定を行うことで流動が停止し、任意のスランプあるいはスランプフローを表現することができた²⁾。

すなわち、一般的なスランプの範囲のコンクリートを対象として、流動解析上で不動状態の判定を行うことにより、型枠内へ打ち込むことのみに関しては、高流動コンクリートと同様の解析が可能と考えられる。しかし、型枠内に打ち込まれたコンクリートにバイブレータを挿入し、コンクリートが流動して型枠の隅々に充填される状況の検討は行っていない。既往の研究においても、これまで型枠内に打ち込まれたコンクリートの振動締固めや振動伝播に関する研究はなされているものの⁴⁾⁶⁾、バイブレータの振動によりコンクリートが型枠の隅々に流動して充填する状況を対象とした検討はなされていないのが現状である。そこで、本研究では、一般的なスランプの範囲のコンクリートの充填性の評価手法としてのMPS法の有効性について検討を行った。なお、本研究では、コンクリートが型枠の隅々に大きな空隙を残すことなく流動し行き渡る状況を「充填」と定義しており、次の段階である余分な気泡を除去して密実な状態にするための締固め作業、すなわち締固め性の解析については、本研究の対象外とした。

2. コンクリートの構成則

スランプのコンクリートについて、流動解析を用いた施工性の評価には大別して2つの方向性があると考えられる。1つは実大規模の型枠や充填個所の流動挙動を予測し未充填個所を検討する方向であり、もう1つは局所的な領域におけるコンクリートの流動と振動付与時の骨材、水および気泡などの材料分離を予測する方向である。前者は、マクロな挙動の追跡が目的であるため、必ずしもコンクリートの材料を正確にモデル化する必要はなく、骨材の運動などを考慮しなくとも、コンクリートを連続体と仮定して評価可能と考えられる。一方、後者ではコンクリートの材料を可能な限り正確にモデル化し、非連続体と仮定して微視的な挙動を検討する必要がある。

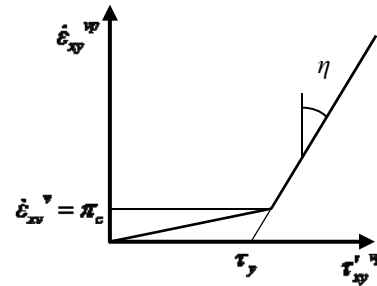


図-1 bi-viscosity モデル

それぞれの評価の目的や求められる解析の精度などに応じて、適した解析手法を選択する必要がある⁷⁾。

本報では、打込み・締固め方法に関する施工計画立案に適用するための充填シミュレーション技術を構築するため、コンクリートを連続体モデルとして取り扱い、ビンガム流体と仮定することとした。既往の文献²⁾と同様に、ビンガム流体として仮定した場合、せん断応力が降伏値未満では不動状態とみなされ、ひずみ速度が零の状態となるため応力が不定となり解析が不可能となる。そのため、本解析手法においても、図-1に示すようにせん断応力が降伏値近傍の応力に達するまでは、高粘性流体として扱うbi-viscosityモデルとした。構成式は次の二つの式で示される。

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

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

ここで、 P は圧力、 η は塑性粘度、 τ_y は降伏値、 $\dot{\epsilon}_{ij}^{vp}$ は流動時のひずみ速度、 $\dot{\epsilon}_{ij}^v$ は不動時のひずみ速度、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタ、 $\Pi = 2\dot{\epsilon}_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}$ である。 Π_c は流動状態と不動状態の降伏基準値であり、流動限界ひずみ速度 π_c を用いて次式であらわされる。

$$\Pi_c = (2\pi_c)^2 \quad (3)$$

この流動限界ひずみ速度 π_c をより低く設定することにより、構成則上はビンガムモデルに近づくこととなる。しかしながら、 π_c を小さくした場合、実際のコンクリートに対し解析上の流動停止時間が長くなったり、安定条件を満たす解析時間間隔が短くなるため計算時間が長くなるなどの点が指摘されている⁷⁾。著者らは既に、スランプフローの流動解析

結果より、流動限界ひずみ速度 π_c を 0.1/s 程度とすることにより、流動解析上の流動停止の判定条件とすることができることを示している²⁾。

3. 振動付与時の流動挙動のモデル化

3.1 バイブレータによる加速度の分布

コンクリートが周辺のコンクリートや型枠によって拘束を受けてない状況では、バイブレータによって振動を与えると、加速度が伝播し、液状化して流動する。バイブレータから離れ、振動の影響が小さくなり、コンクリートに作用する力が降伏値以下になると、流動が停止する。そこで、コンクリートのバイブレータによる振動付与時の流動モデルを設定する場合、バイブレータの影響範囲を検討することが必要である。既往の研究におけるバイブレータによる加速度の測定例について、振動開始後 5~60 秒における応答加速度の測定結果を図-2 に示す。図の加速度分布に示すように、振動機からの距離が 0cm のバイブレータの中心から離れるほど、加速度は減衰している。これは、コンクリートの抵抗による負荷減衰、振動棒付近の乱れの領域における境界減衰および振動中心からの距離による距離減衰が生じているとされている。バイブレータのごく近傍では、バイブレータの振動によってセメントペーストの集まりやキャビテーションが生じて振動を著しく減衰させる乱れの領域が発生し、この領域における振動の減衰を理論的に明らかにするのは困難とされている。一方、乱れの領域以外でのコンクリート中の加速度について、バイブレータのような円筒体の幾何学減衰が考慮され、その減衰が式(4)のように示されている(図-3 参照)⁸⁾。

$$\alpha_x = \alpha_0 \cdot (1/x)^n \cdot \exp(-\beta x) \quad (4)$$

ここで、 α_x はバイブレータから距離 x (m) の位置における加速度(m/s²)、 α_0 は負荷減衰および境界減衰を考慮した中心地点の仮想の加速度(m/s²)、 n は幾何学減衰係数(加速度伝播を一次元の平面波とする場合 $n=0$)、 β は材料減衰係数である。既往の研究において、 β はスランブ 6cm で 4.0/m、スランブ 11cm で 1.0/m などの値が示されている⁴⁾。

本研究においても、バイブレータによる加速度の減衰は式(4)に従うと考えた。ただし、一定距離以上バイブレータから離れた場合、振動の伝播があったとしても液状化などは生じにくくなると考え、式(4)

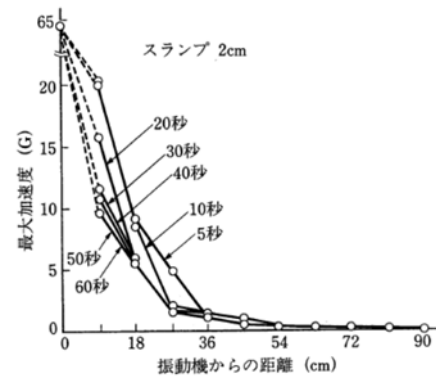


図-2 コンクリート中の加速度の減衰の測定例⁸⁾

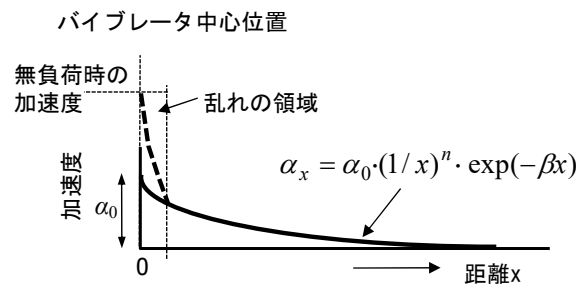


図-3 コンクリート中の加速度の減衰⁴⁾

の適用範囲は、影響半径としてバイブレータの直径の 10 倍の距離までとした。村田は、バイブレータの加速度分布に関する理論的考察に基づき、スランブ 8cm のコンクリートを $\phi 50$ mm のバイブレータで締め固める場合、コンクリート中の骨材粒子が相対変位を生じることのできる限界の加速度は約 15 m/s² であり、無筋の場合その範囲は 67cm と試算している⁴⁾。すなわち、 $\phi 50$ mm のバイブレータであれば 67cm の範囲までは液状化が生じていると考えられる。加速度の限界の範囲は、バイブレータを挿入した位置周辺の鉄筋の配置状況等によっても変化すると考えられる。しかしながら、式(4)の加速度の減衰の影響範囲を鉄筋の挿入状況に応じて正確に算出することは困難である。また、既往の研究において、鉄筋を配置したコンクリート内での加速度の実測データからバイブレータの径の 10 倍までの距離では概ね 15 m/s² 以上の加速度が測定されている。これらのことから、本研究では単純化のため、コンクリートが液状化して流動するために必要な加速度の影響範囲は、バイブレータの直径の 10 倍以内の範囲とし、10 倍の距離を超えた場合は、コンクリートが液状化して流動するために必要な加速度以下となるものとした。加速度の減衰の正確な影響範囲に関する検討は今後の課題である。

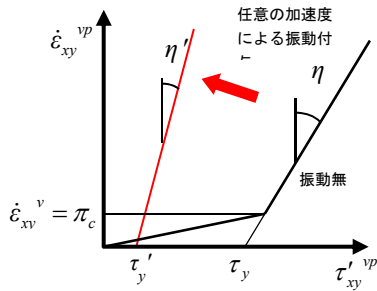


図-4 振動下におけるbi-viscosityモデルの変化の概念図

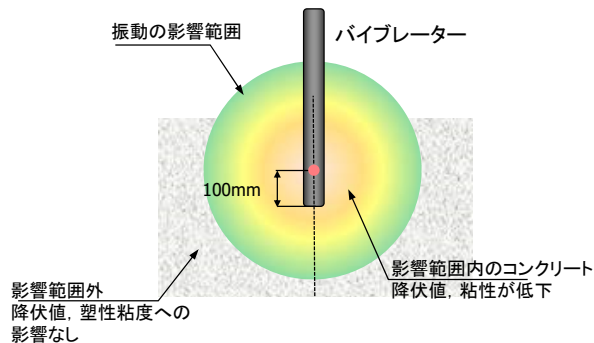


図-5 バイブレータによる振動の影響範囲の概念図

3.2 バイブレータによる振動の影響範囲

コンクリートにバイブレータによって振動を与え、液状化して流動する場合、コンクリートは密度の異なる多相材料で構成されるため、骨材、セメント、水および空隙が相対移動も生じながらコンクリート全体として流動することとなる。しかし、コンクリートをビンガム流体で仮定した場合、そのような液状化や各材料の相対的な移動は生じない。したがって、ビンガム流体に対して任意の周波数と振幅の振動を付与する状況で解析を行っても、実現に近い流動挙動の解析結果は得られないと考えられる。

そこで、本研究では、バイブレータの加振時のコンクリートの流動状況を連続体であるビンガム流体で再現することを目的として、以下のような仮定を行った。

まず、図-4に示すように、バイブレータの加振時には、加振されていない場合と比較して、見掛け上降伏値と塑性粘度がともに低下するものとした。この仮定が影響する範囲として、バイブレータの影響範囲の中心点より同心円状に影響するものとし、この影響範囲外では加速度が生じていたとしても降伏値と塑性粘度には影響を受けないモデルとした(図-5参照)。影響範囲の中心点は、図-5に示すように内部振動機の場合バイブレータの先端から下方へは流動性が高くなる範囲が到達しにくいものと考え、

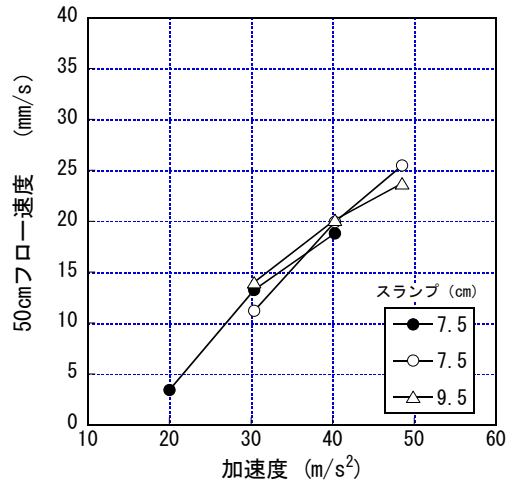


図-6 加振スランプフロー試験における加速度と50cmフロー速度の関係(スランプ8cm前後)

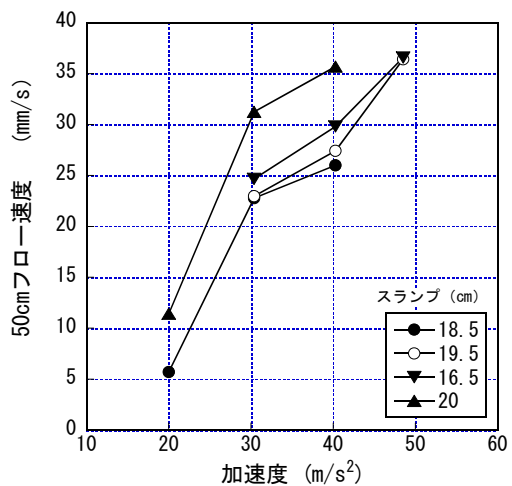


図-7 加振スランプフロー試験における加速度と50cmフロー速度の関係(スランプ18cm前後)

解析において流動性の最も高くなる中心点を設定するため、コンクリートに挿入するバイブレータ先端から100mmの位置とした。影響範囲の半径は既に加速度の分布で述べたように振動棒部の直径の10倍の距離までとした。なお、バイブレータによって生じる実際の加速度最大となる点は、バイブレータの機構やコンクリートへの挿入深さなどにも影響を受けて変化するため、本研究における仮想の中心点である。

3.3 振動付与時の挙動のモデル化

振動付与時のコンクリートの挙動に関しては、統一された理論やモデルは提案されていない。既往の研究において、レオロジー試験によって振動下でのコンクリートのレオロジー定数を測定する場合、降伏値に関しては、振動のない場合と比較してコンク

リートが液状化して流動性が増大することから、降伏値が減少する結果が得られている⁹⁾。一方、塑性粘度に関しては、振動付与によって粘性が減少する場合と増加する場合があります、試験方法などにより結果が異なる^{9),10)}。

このため、本研究ではレオロジー試験ではなく、実際のコンクリートの振動付与時の挙動から塑性粘度について検討した。スランプ試験と同時にコンクリートを加振する加振スランプフロー試験方法により、50cm フロー速度を測定した¹¹⁾。この試験は、コンクリートのスランプ試験においてスランプコーンを引き上げると同時に、ダンパーによって加速度の大きさを自由に制御することができる加振テーブル上でコンクリートに任意の加速度の振動を与え、50cm フロー到達時間を計測するものである。試験方法の詳細については、既報¹¹⁾を参照されたい。

図-6 および図-7 に実測の各スランプのコンクリートの加速度と 50cm フロー速度の関係を示す。図に示すように、いずれのスランプのコンクリートにおいても、加速度が増大するほど 50cm フロー速度が増大する結果が得られている。任意のスランプのコンクリートが振動によってフローする状態となることは、見掛け上降伏値が低下している状態であり、加速度が増大するほど 50cm フロー速度が増大していることは、見掛け上塑性粘度が低下している状態であると考えられる。また、これまで提案されている塑性粘度と 50cm フロー速度の関係は、コンクリートの密度を $2300(\text{kg}/\text{m}^3)$ としたとき理論的に式(5)^{12),20)}のようになることから、50cm フロー速度が増大するほど、塑性粘度は増大せず、低下することとなる。

$$\eta = 1880(1 - 4 \cdot 10^4 / Sf^2) \cdot (1 - 25 \cdot 10^4 / Sf^2) / V_{50} \quad (5)$$

ここで、 η は塑性粘度(Pa・s)、Sf はスランプフロー(mm)、 V_{50} は 50cm フロー速度(mm/s)である。

以上のことから、パイプレータの加振時には、加振されていない場合と比較して、見掛け上降伏値と塑性粘度が低下するものとし、加速度の大きいパイプレータ近傍の位置ほど降伏値と塑性粘度が低下し、距離が離れるほどパイプレータを加振していない状態に近づくものと仮定した。すなわち、コンクリートをビンガム流体としたときの物性は、図-5 に示す影響範囲内で一定ではなく、パイプレータからの距離に応じて変化する。降伏値は、振動を付与していないスランプの値から、式(6)⁷⁾により算定する。

$$\tau_y = \frac{\alpha \rho G(H - Sl)}{100\sqrt{3}} \quad (6)$$

ここで、 α はスランプの形状パラメータで 7/12、 ρ は試料の密度(kg/m^3)、 G は重力加速度(m/s^2)、 H は初期の試料高さ 0.3(m)、Sl はスランプ(m)である。これをパイプレータの直径の 10 倍の距離の地点での降伏値とする。パイプレータの直径の 10 倍を超えた位置では、この一定値を保つものとする。逆に、パイプレータに近づくにつれて式(4)の加速度の変化に影響されることから、式(7)のように降伏値が低下するものと仮定した。

$$\tau_x = \tau_y \cdot (1 / (10\phi - x))^n \cdot \exp(-\beta(10\phi - x)) \quad (7)$$

ここで、 τ_x は距離 $x(\text{m})$ の位置における降伏値(Pa)、 ϕ はパイプレータの直径 $\phi(\text{m})$ である。ただし $n=0$ 、 $10\phi > x \geq 0$ とし、 $x=10\phi$ のとき、 $\tau_x = \tau_y$ とした。

一方、塑性粘度は、基準となる振動が無い場合の塑性粘度をレオロジー試験等によっても測定することが困難である¹³⁾。しかし、前述の加振スランプフロー試験方法により、図-6 および図-7 で示したように加振している状態であれば 50cm フロー速度を測定することができ、その値から式(5)によってある加速度での加振時の見掛けの塑性粘度を算出することができる。本研究では、加速度が増加しても、定性的には塑性粘度がある一定以上小さくならないことが既往の研究において報告されていることをふまえて¹³⁾、加速度の増大に伴い 50cm フロー速度が対数関数的に増大するものとした。図-6 および図-7 から、それぞれ目標スランプが 8cm および 18cm の場合の任意の 50cm フロー速度を下式の実験式によって求めた。

$$V_{50} = a \cdot \log(\alpha_x) + b \quad (8)$$

ここで、 a 、 b は実験定数であり、スランプ 8cm のとき $a: 59.8$ 、 $b: -73.6$ 、18cm のとき $a: 67.2$ 、 $b: -77.3$ であった。式(8)より求めた 50cm フロー速度を式(5)に代入することにより、見掛けの塑性粘度を算出することができる。

上記の仮定および算定式から、図-8 および図-9 にスランプ 8cm(単位水量 $160 \text{ kg}/\text{m}^3$ 、水セメント比 55%) およびスランプ 18cm(単位水量 $175 \text{ kg}/\text{m}^3$ 、水

セメント比 55%)のコンクリートの加速度分布と降伏値および塑性粘度の算定結果の例をそれぞれ示す。バイブレータはφ40mm のものを想定しているため、その10倍である影響範囲の半径の40cm地点まで算出している。また、式(4)の加速度分布について、 α_0 を決定するため、筆者らが事前の実験で測定した無負荷時のバイブレータの加速度1000m/s²、負荷減衰および境界減衰は既往の研究から0.8および0.5として⁴⁾、 $\alpha_0=1000 \times 0.8 \times 0.5$ から $\alpha_0=400$ m/s²とした。また、材料減衰係数である β は既往の研究⁸⁾においてスランプ6cmで4.0/m、スランプ11cmで1.0/mなどの値が示されている。これらの数値を参考値とするとともに、材料減衰係数は0(減衰しない)とはならないと考えられることから、一般的なスランプの範囲のコンクリートはスランプが大きくなるほど材料減衰係数が指数関数的に小さくなるものとし、任意のスランプにおいて材料減衰係数が求められるように暫定的に式(9)で近似した。

$$\beta = 113.7 \cdot (Sl)^{-1.91} \quad (9)$$

図-8 および図-9 に示すように、上記の仮定および算定式からバイブレータの直径の10倍までの距離では加速度は0(m/s²)とならない。この地点において算定された塑性粘度を加振されていない見掛け上の塑性粘度とし、バイブレータの直径の10倍を超えた位置では、この一定値を保つものとした。

スランプの大きさにかかわらず、任意のコンクリートに対して、加速度の分布に応じて図-8 および図-9 に示すような降伏値および塑性粘度の分布とすることにより、バイブレータ近傍では降伏値および塑性粘度ともに小さくなり流動性の高い性状となる。一方、バイブレータから距離が離れるほど、降伏値および塑性粘度ともに大きくなり、流動性が低下し振動を与えていない状態のコンクリートの性状になると考えられる。図-8 に示すように、降伏値はスランプが変化してもバイブレータ近傍では大きく相違せず、バイブレータから離れるほどスランプ8cmのコンクリートの降伏値が大きくなった。塑性粘度は、バイブレータのごく近傍では相違ないものの、10cm以上離れると相違している。この相違は、振動がない場合のスランプから求めた降伏値を用いて降伏値の分布を算定しているのに対して、塑性粘度は加振スランプフロー試験方法により測定した50cmフロー速度の結果に基づいて塑性粘度の分布を求めているために生じていると考えられる。

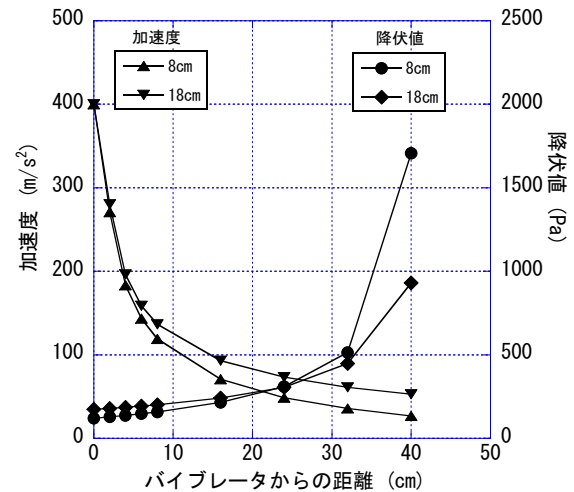


図-8 コンクリート中の加速度と降伏値の分布の一例

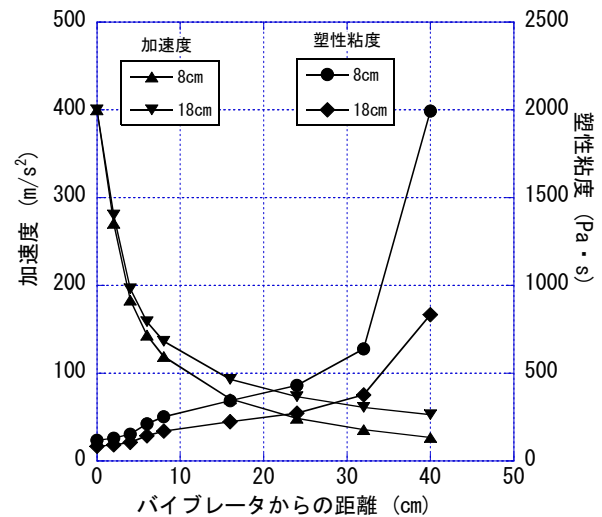


図-9 コンクリート中の加速度と塑性粘度の分布の一例

以上のような振動付与時のコンクリートの挙動に関する仮定および算定式に基づいて決定したビンガム定数を流動解析の入力値とした。

4. MPS法の概略

4.1 適用したMPS法の概略

本解析で適用したMPS (Moving Particle Semi-implicit)法¹⁵⁾における離散化の方法については、既往の研究における入部ら^{16),17)}、富山ら^{18),19)}の解析方法と同様とした。なお、構成則において非線形性を有することから、富山らは計算精度の向上を図るため非線形性に対する収斂計算を行っているが¹⁹⁾、本解析では計算の時間ステップを考慮することにより計算精度を確保することとした。MPS法の詳細については、既報^{2),15)}を参照。

一般的に、粒子法では壁や鉄筋を粒子として表して計算するが、本手法では壁および鉄筋を粒子で表現せず、表面メッシュを用いた。粒子と影響半径内にある壁および鉄筋との相互作用を計算するが、壁や鉄筋に粒子を用いないため、応力等の計算上粒子解像度を高くすることなく境界を正確に表すことができ、粒子を用いて同数の流体粒子を用いた計算をした場合と比較すると大幅に粒子数を削減することができる。なお、壁および鉄筋の境界面はノンスリップ条件とした。

4.2 粒子間距離の設定

本解析では、コンクリートをビンガム流体と仮定し均質な連続体モデルとして取り扱っている。このため、当然のことながら流動挙動を解析するうえで粗骨材等のコンクリートの個々の材料の挙動は考慮しておらず、均質なビンガム流体を粒子化して挙動を検討している。このとき、計算領域全体に対して粒子間距離を小さくするほど粒子数は多くなり、詳細な流動状況の表現が可能となる。本研究では、解析対象すべてのケースにおいてビンガム流体のマクロな挙動を表現することを考慮して、それぞれの解析ケースでの予備解析の結果から、粒子間距離を10mmとした。流動状況を解析結果の図として表示する場合、粒子間距離を10mmとすると1つの粒子は直径10mmの粒子として表現される。この1つ1つの粒子が均質なビンガム流体の流動を表現しており、コンクリート中の骨材の動きを表現するものではない。

4.3 MPS法におけるバイブレータによる振動付与時の粒子の設定

MPS法においてコンクリートとして粒子を配置し、コンクリートに振動を付与する状況を図-10に示すようにモデル化した。この影響範囲に関するモデルは、図-5に示した影響範囲と同一である。モデルでは、解析においてコンクリートに相当する粒子を任意の位置に配置するとともに、バイブレータ位置(棒状ではなく、加振点を想定した1つの座標)を設定する。その点を中心として、図-5に示した影響範囲の中の粒子は、その座標位置にもとづいて加振点との位置関係により粒子1つ1つに距離に応じたビンガム定数が与えられる。影響範囲を外れた粒子は、振動を与えられていないコンクリートのビンガム定数となり、一定値となる。影響範囲は、既に述べたように想定するバイブレータの直径の10倍の距離までとした。

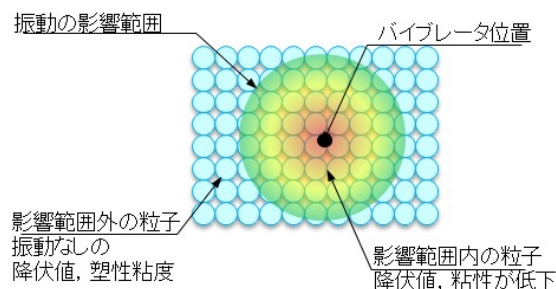


図-10 振動付与時の粒子への影響範囲の概念図



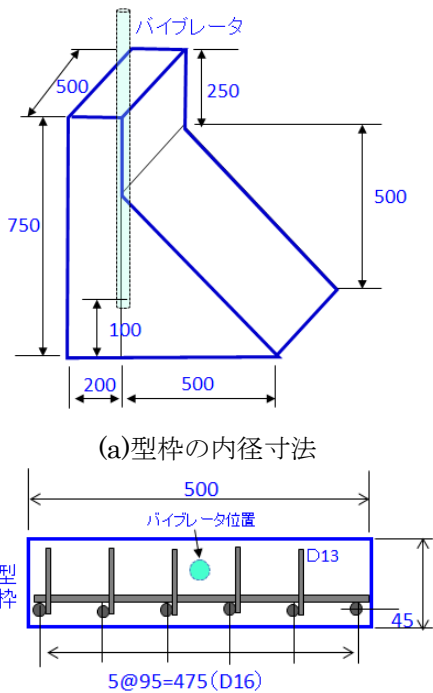
写真-1 壁部材下部のハンチ部分の状況

5. MPS法によるコンクリートの流動解析

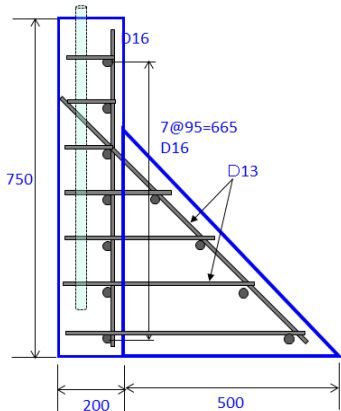
5.1 ハンチ状部材の例

部材の断面形状、鉄筋等の鋼材配置およびその他の施工条件が複雑となると、コンクリートの施工において未充填箇所の発生が懸念される。一つの例として、写真-1に示すような部材では、既設のスラブ上に施工される壁部材において、壁の下部がハンチ状になっており、そのハンチ先端付近の充填性が問題となる場合がある。鉄筋等に阻害されてハンチ先端までバイブレータを挿入できず、開口から鉛直下向きにしかバイブレータを挿入できない場合、豆板や未充填などが発生する可能性がある。目視確認も容易ではないため、たたきなどの音の相違から間接的に充填性を判断する場合もある。このような形状の部材にスランプ8cm程度のコンクリートを打ち込む場合について、振動付与の時間とハンチ部の充填性の関係の3次元解析の結果と実験結果を比較することとした。

流動解析結果と比較する充填実験に用いる模擬部材は、ハンチ状の部材を対象として一部をモデル化し、図-11に示すような形状寸法の型枠とした。型枠は、流動や充填状況を観察する前面のみ透明なアクリル板とし、他は合板とした。鉄筋はD16ある



(b)コンクリートを投入する壁部分の配筋



(c)配筋断面図

図-11 ハンチ部分モデル型枠の形状・寸法の概要

表-1 コンクリートの配合

水セメント比 W/C (%)	細骨材率 s/a (%)	単位量 (kg/m ³)			
		水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G
50.0	43.0	155	310	791	1060

いは D13 を用いて、95mm 間隔で図のように配置した。上部に 500×200 の開口があり、所定量コンクリートを投入するとともに、中央位置にてバイブレータを挿入した。

コンクリートは、普通ポルトランドセメント(密度 3.16g/cm³)、砕石(最大寸法 20mm、表乾密度 2.65 g/cm³、実積率 61.0%)、山砂(表乾密度 2.62 g/cm³、実積率 67.9%)、および AE 減水剤を使用した。配合は、表-1 に示すとおりとし、練上りの目標スラン

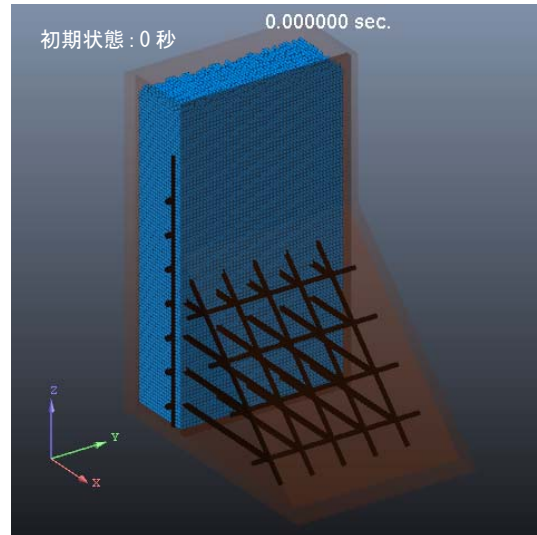


図-12 ハンチ部材充填試験の形状および粒子モデル(初期状態)

プ 8cm、目標空気量 4.5%とした。実測のスランブは 9.0cm、空気量は 4.5%であった。このコンクリートを開口部より 75L 投入し、バイブレータ(φ 28mm、振幅 1.4mm、振動数 200~258Hz)により振動を付与した。

5.2 対象部材の解析条件

図-11 に示した鉄筋を配置した型枠内に、コンクリートを粒子径 10mm でモデル化して配置した解析の初期状態を、図-12 に示す。壁部分に立方体状のコンクリート 75L に相当する粒子を配置しており、この時の生成粒子数は 74,999 個であった。実施工では、コンクリートはポンプの筒先から打ち込まれ、立方体状に静置されることはないが、ハンチ部分にコンクリートがない状態からバイブレータによって液状化して充填される状況を模擬するため、図のような初期状態とした。壁および鉄筋の境界は、ともにノンスリップ条件の障害物である。このため、コンクリート粒子が流動中に接触すると、これを回転して回避するように流動するかあるいは流動が停止する状況となる。本解析では、鉄筋と鉄筋の間隔は 95mm のため、材料分離による鉄筋間での粗骨材の閉塞は考慮していない。

コンクリートの物性に関する入力値を決定するため、まず α_0 は実験において使用した φ 28mm バイブレータの無負荷時の加速度 500m/s²、負荷減衰および境界減衰は 0.8 および 0.5 として、 $\alpha_0=500 \times 0.8 \times 0.5$ から $\alpha_0=200\text{m/s}^2$ とした。コンクリートは、密度を 2300kg/m³、スランブを 8cm として式(6)から算定し降伏値を 1708Pa とした。塑性粘度は、3.3

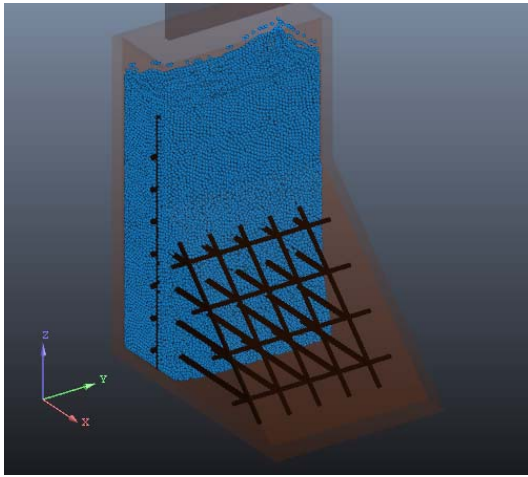


図-13 加振なしの場合の流動解析結果(5秒後)

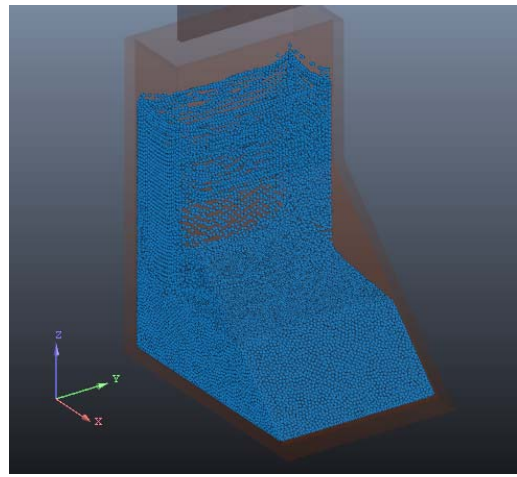


図-14 鉄筋のない場合の加振5秒間での流動解析結果



(a) 鉄筋のない場合



(b) 鉄筋のある場合

写真-2 模擬型枠へのコンクリート投入後の状況

で示した算定式にもとづいて、 $10\phi=28\text{cm}$ のとき式(4)および式(5)より算定($\alpha_x=20\text{m/s}^2$ 、 $V_{50}=4.2\text{mm/s}$)して、 $2000(\text{Pa}\cdot\text{s})$ とした。なお、流動解析上の流動停止の判定条件である流動限界ひずみ速度 π_c は、 $0.1/\text{s}$ とした²⁾。

バイブレータは図-11に示した位置に挿入するものとして、図-10に示す中心点の座標は、横方向に250mm、型枠奥から100mm、高さ100mmの位置



写真-3 鉄筋のない場合の加振5秒間の充填状況

とした。バイブレータは実験において $\phi 28\text{mm}$ を使用したため、図-10に示す影響半径は0.28mまでとした。バイブレータの加振時間を0、5、15秒とした。すなわち、コンクリートが液状化して流動性が高くなる時間を0、5、15秒間とした。また、比較用として無筋状態の解析も実施した。

5.3 流動解析および充填実験結果

加振をしていない状態のケースについて、5秒後の流動解析結果を図-13に示す。また、加振をしていない状態での実際のコンクリートの投入後の状況を写真-2に示す。なお、(a)鉄筋のない場合については、コンクリートが自重のみで型枠前面に到達しないように押さえの板を配置して投入した。写真は押さえの板を取り除いた直後である。(b)鉄筋のある場合では、押さえの板は配置していない。

図-13に示すように、解析では図-12の初期状態からほとんど変化せず、コンクリートの上面が低下し若干ハンチ側に膨らむような状態となっただけで

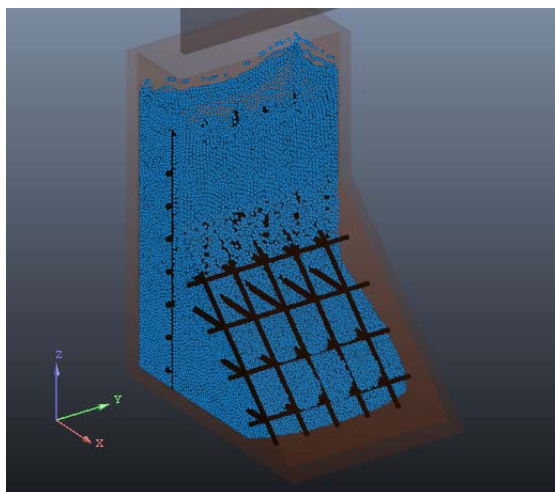


図-15 加振5秒間の流動解析結果

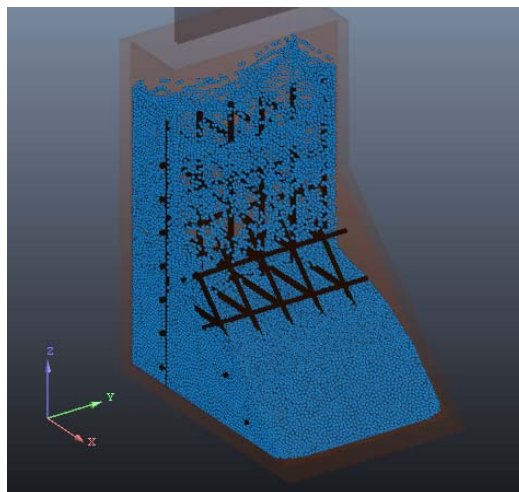


図-16 加振15秒間の流動解析結果

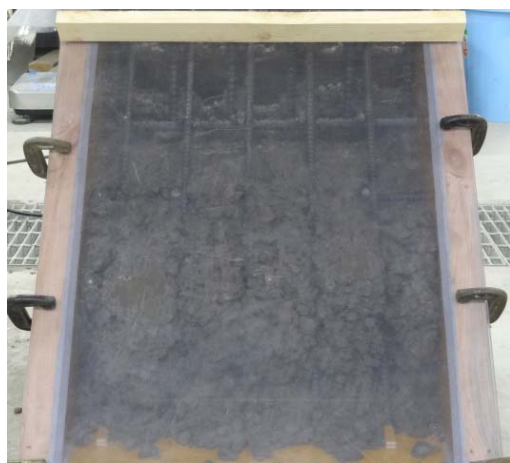


写真-4 加振5秒間のコンクリートの充填状況



写真-5 加振15秒間のコンクリートの充填状況

ある。写真-2(b)に示すように実際のコンクリートでも流動していない。これは、スランプが8cmであるコンクリートの性状であることと、鉄筋が配置されているためであり、ほとんど流動をしていない状態が本解析において再現されている。

図-14に、鉄筋を配置していない場合の加振5秒後の流動解析結果を示す。鉄筋を配置していないことから、流動を阻害する要因がなく、5秒間でハンチ先端までコンクリートが充填されている。なお、上部に残留している粒子は、壁面に付着した粒子である。実際の実験においても、写真-3に示すように無筋状態で加振5秒以内に充填されていることを確認している。

鉄筋を配置し、5秒および15秒加振した状況を模擬した流動解析結果を図-15および図-16に示す。また、実測スランプ9cmのコンクリートを加振時間5秒および15秒で停止した条件での実験状況後の写真を写真-4および写真-5に示す。

5秒加振してバイブレータを停止する条件である図-15に示す解析結果では、鉄筋の間からコンクリートが流動してハンチ部分を充填している途中で停止しており、ハンチ先端は未充填状態である。無筋状態の図-14の場合では、5秒で先端まで充填されていることから、鉄筋が流動を阻害して、未充填箇所を生じさせていることがわかる。ほぼ同じ条件で実施した写真-4からもわかるように、バイブレータを5秒で停止することにより、ハンチ先端は未充填の状態である。なお、実験におけるコンクリートは豆板状に観察されたが、流動解析ではコンクリートを均質なビンガム流体で仮定しているため、豆板のような状況は再現することはできない。

一方、15秒加振してバイブレータを停止する条件である図-16に示す解析結果では、ハンチ先端(型枠前面)までコンクリートが到達し、充填されている。コンクリート上面は若干の流動勾配はあるものの、ほぼ平坦になっており、それより上の鉄筋が露出した状態となっている。なお、前述の無筋状態の図-14

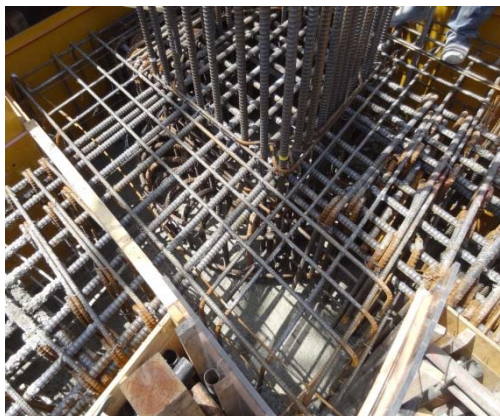


写真-6 高架橋地中梁接合部の配筋の状況



写真-7 地中梁接合部の1/4部分の模擬型枠

の状況と同様に、壁面や鉄筋に付着した粒子が上部に残留している。同様の条件で実施した実験結果を写真-5に示す。ハンチ部分にコンクリートが充填され、豆板状の箇所は認められない。充填面がほぼ平坦となり、それより上の鉄筋が露出した状態となっている状況である。

図-14 および図-16 に示したように、充填時間は異なるものの鉄筋の配置の有無にかかわらずハンチ部分先端まで、パイプレータφ28mmの影響半径は0.28mを超えて充填されている。これは、影響範囲内のコンクリートの流動性が高くなることにより、流動による圧力が影響範囲外のコンクリートの降伏値以上の力が作用して流動しているためと考えられる。

5.4 地中梁接合部への流動解析適用例

ハンチ状の構造物を模擬した上記のケースでは、振動付与時のコンクリートの挙動に関する仮定および本解析手法によりシミュレーションできているものと考えられた。そこで、より規模が大きく高密度の鉄筋が配置された部材として、鉄道高架橋の地中梁接合部のコンクリートの打込みを対象として、流動解析を行うことを試みた。柱梁接合部は高密度配

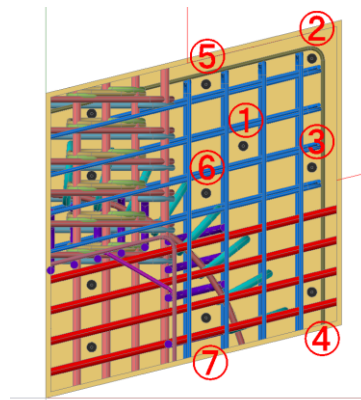


図-17 コンクリート締め箇所(上方から見た位置)

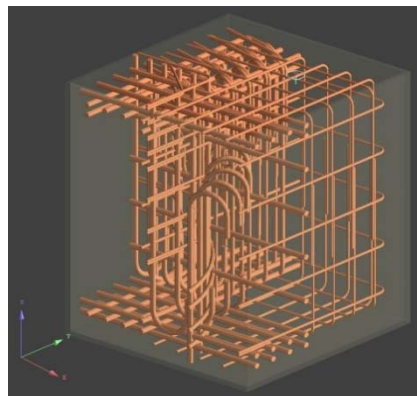
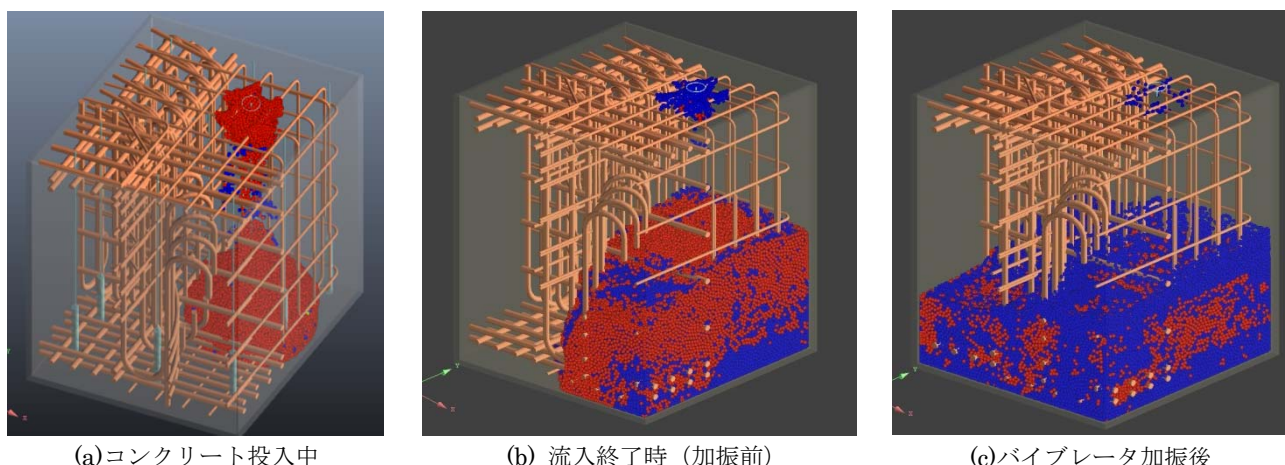


図-18 地中梁接合部の3次元モデル(初期状態)

筋となりやすく、コンクリートを投入する箇所、締めめの位置が限定されやすい施工困難箇所となっているのが現状である。実際の地中梁接合部の型枠および配筋状況を写真-6に示す。写真に示す接合部の実際の寸法は、2300×2300×h1600mmである。高架橋の柱となる部分の鉄筋のため、接合部の中心部分にはコンクリートの打込みができないため、柱筋の周囲にパイプレータをかけながらコンクリートを充填させることとなる。このような形状の部材に目標スランプ8cmのコンクリートを打ち込む場合について、模擬型枠を作製し、3次元流動解析の結果とその型枠での充填実験結果を比較することとした。

実験用に作製した型枠を写真-7に示す。上面から見た実際の型枠の断面について、上下左右対称として4等分したうちの1つの断面を模擬型枠とした。型枠の高さは実際と同一として1150×1150×h1600mmとした。写真左下が梁と柱の配筋部分の1/4部分となっている。コンクリート(目標スランプ8cm、単位水量175kg/m³、水セメント比48%)は、図-17に示す(1)の位置から1層50cm高さに相当する量を打ち込み、φ40mmのパイプレータを用いて、図-17に示す(1)~(7)の黒い点の位置で各10秒ずつ締めを行った。



(a)コンクリート投入中

(b) 流入終了時 (加振前)

(c)パイプレータ加振後

図-19 地中梁接合部モデルの流動解析結果

実験で使用した型枠の解析モデルの初期状態を、図-18に示す。ハンチ状構造物の場合と同様に、壁および鉄筋の境界は、ともにノンスリップ条件の障害物である。初期状態時のコンクリートを示す粒子は配置せず、図-17に示す(1)の位置から粒子を流入させる解析を実施した。コンクリートの流入速度は、 $30\text{m}^3/\text{h}$ に相当する速度とし、1層50cmの打込み高さに相当する量を流入させる条件とした。流入終了時の粒子数は約17万粒子であった。

コンクリート物性の入力値は、密度を $2300\text{kg}/\text{m}^3$ 、スランプを8cmとしてハンチ状構造物の場合と同様に算定して、降伏値を1708Pa、塑性粘度を1800(Pa・s)とした。 $\phi 40\text{mm}$ のパイプレータは図-17に示した位置において、(1)～(7)の順に10秒ずつ加振する条件とした。

コンクリート流入時、流入終了時(パイプレータ加振前)および加振後の解析結果を図-19に示す。本解析結果では、粒子の色について、せん断ひずみ速度の大きさの相違を示し、せん断ひずみ速度が $0.1/\text{s}$ 以上を赤色、それ以下を青で区別した。これは、流動が止まる(せん断ひずみ速度がほぼ $0/\text{s}$ に近づく)状態を青色で示すためである。(a)コンクリート投入中の状況では、スランプ8cmを想定したコンクリートが投入位置の直下で徐々に堆積した。(b)流入終了時のパイプレータ加振前の段階では、鉄筋に阻害され図の左側部分(柱筋に囲まれた箇所)には流入せず未充填となっている。(c)パイプレータ加振後に示すように、コンクリート投入後の数か所の加振により、未充填であった部分に充填された。写真-7は実験でのコンクリート投入後の状況を示したものであるが、このとき柱筋に囲まれた箇所にはコンクリートが流入せず、コンクリート投入箇所との最大充填高さの相違が81cmであった。図-19に示した解析結果で



図-20 加振後の未充填部分へのコンクリートの流入状況(実験結果)

は充填高さの相違が80cmであったことから、実験結果とはほぼ同じ状況が再現されている。また、パイプレータによる加振をした後の状況では、コンクリート投入箇所から勾配が生じており、その充填高さの相違の最大差は実験で20cmであった(図-20参照)。一方、解析結果では充填高さの相違の最大差は10cmであったことから、解析結果の方が充填されやすい傾向であった。これは実際の実験結果の方が鉄筋間の間隙が小さくなった部分で骨材の閉塞などが生じたため、充填されにくい状況があったためでないかと考えられる。しかし、流動勾配が生じる状況の傾向は再現されており、パイプレータによる加振の影響を概ね把握できているものと考えられる。

以上のように、模擬型枠を用いて実験によって振動時間を変化させて観察した充填状況について、本研究における振動付与時のコンクリートの挙動に関する仮定および本解析手法により、今回対象としたケースではシミュレーションできているものと考えられる。モデル化において多くの仮定を含むことから、配合の相違、異なるスランプの大きさのコンクリートでの比較、模擬型枠の形状寸法および鉄筋量の異なる条件での加速度の減衰の相違など、今後検証のための確認が必要であるものの、本手法が振動を付与して型枠内にコンクリートが隅々まで行き渡

り充填可能かどうかの状況を観察するために、有効な手法として構築できる可能性があることを示すことができたと考えられる。

6. まとめ

本研究は、流動解析手法による実際の構造物を対象とした施工性の評価方法の確立を目的として、粒子法の1つであるMPS法を適用し、一般的なスランプの範囲のコンクリートの流動解析手法としてのMPS法の有効性について検討を行った。打ち込まれたコンクリートにバイブレータを挿入し、コンクリートが流動して型枠の隅々に行き渡って充填される状況の再現を目的として、振動付与時のコンクリートの構成則や粒子のモデル化を検討した。その結果、本研究の範囲内で以下のことがいえる。

- (1) 実大規模の型枠や充填個所の流動挙動を予測し未充填個所を検討するため、バイブレータによって振動を与え加速度が伝播し、液状化して流動する状況に関してコンクリートを連続体モデルとして取り扱うこととした。このため、スランプのコンクリートの構成則をbi-viscosityモデルとし、バイブレータ周辺の加速度分布に依存して性状が変化する流動モデルを適用した。提案したモデルにより、バイブレータで加振し型枠内にコンクリートが隅々まで行き渡り充填可能かどうかの状況を観察するために、有効な手法として構築できる可能性があることを示すことができたと考えられる。
- (2) バイブレータの加速度分布がバイブレータからの距離に応じて減衰するとともに、見掛け上降伏値と塑性粘度がバイブレータの近傍で最も低下し離れるほど増大すると仮定し、その影響範囲がバイブレータの直径の10倍までの距離とすることで、今回対象としたケースでは液状化して流動する際の挙動を表現できるものと考えられる。
- (3) 壁部材下部のハンチ部付近の形状や地中梁接合部を対象として、スランプ8cm程度のコンクリート充填状況の3次元解析を実施し、配筋の有無の相違やバイブレータの加振時間の相違による充填状況の相違を観察することが可能であり、実験時と同様の充填状況であることを示した。

以上のように、MPS法を用いた流動解析は、実際の構造物を対象とした一般的なスランプの範囲のコンクリートの施工性の評価を行う上で、有効な手法として構築できる可能性があることを示すことがで

きたと考えられる。ただし、導入した仮定や算定式の妥当性や、配合の相違、異なるスランプの大きさのコンクリートでの比較、模擬型枠の形状寸法および鉄筋量の異なる条件での加速度の減衰の相違など、未検討の部分が多く残されている。今後多くのケースについて確認し、多様な施工条件下における充填性、流動勾配および未充填個所の把握を行うためのシミュレーション技術として確立していく予定である。

謝辞

流動解析の実施に際し、琉球大学山田義智教授、崎原康平助教には、貴重なご意見をいただきました。ここに記して感謝の意を表します。

<参考文献>

- 1) 土木学会編：コンクリートライブラリー126号，施工性能にもとづくコンクリートの配合設計・施工指針（案），2007.3
- 2) 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に関する研究，土木学会論文集E2，Vol.68，No.1，pp.38-48，2012.
- 3) 浦野真次，根本浩史：流動解析によるフレッシュコンクリートの施工性評価に関する検討，第68回年次学術講演会講演概要集，V-562，pp.1123-1124，2013.9
- 4) 村田二郎監修：コンクリート施工設計学序説，pp.145-154，技報堂出版，2004.10.
- 5) 岩崎訓明：振動によるフレッシュコンクリートの液状化と内部振動機の作用領域に関する考察，土木学会論文集，No.426/V-14，pp.1-18，1991.2.
- 6) 梁俊，丸屋剛，坂本淳，松元淳一，下村泰造，滝沢正徳：締固め完了エネルギーに基づくコンクリートの締固め完了範囲の評価方法に関する研究，土木学会論文集E2，Vol.69，No.4，pp.438-449，2013.
- 7) 土木学会編：第4章フレッシュコンクリートのモデル化および充てん解析技術の現状と課題，フレッシュコンクリートのコンシステンシー評価に関する技術の現状と課題(II)，pp.69-97，2003.
- 8) 村田二郎：コンクリート振動機の知識，コンクリート工学，Vol.33，No.8，pp.26-34，1995.8.
- 9) 谷川恭雄監修：フレッシュコンクリートの流動特性とその予測，pp.17-33，セメントジャーナル社，2004.9.
- 10) 寺西浩司，谷川恭雄，森博嗣，黒川善幸：振動下のビンガム流体の力学モデルに関する考察，日本建築学会構造系論文報告集，No.467，pp.1-8，1995.1.
- 11) 浦野真次，橋本親典，石丸啓輔，水口裕之：加振スランプフロー試験によるフレッシュコンクリートのコンシステンシー評価指標に関する検討，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.23，No.2，pp.247-252，2001.
- 12) 小村理恵，谷川恭雄，森博嗣，黒川善幸：フレッシュコンクリートのスランピング挙動に対するレオロジ的研究，日本建築学会構造系論文報告集，No.462，pp.1-10，1994.8.
- 13) 日本コンクリート工学協会：第1章ビンガムモデルによる基本的な力学性状の把握，フレッシュコンクリートの力学モデル研究委員会報告書，pp.1-50，1996.4.

- 14) 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.
- 15) 越塚誠一: 日本計算工学会編 計算力学レクチャーシリーズ 5 粒子法, 丸善, 2005.
- 16) 入部綱清, 伊良波繁雄, 富山潤, 松原仁: フレッシュコンクリートの流動問題への粒子法の適用, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.25, No.1, pp.905-910, 2003.
- 17) 入部綱清, 伊良波繁雄, 山田義智, 富山潤: MPS 法による粗骨材を考慮したフレッシュコンクリートの三次元流動解析, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.26, No.1, pp.1161-1166, 2004.
- 18) 富山潤, 入部綱清, 山田義智, 伊良波繁雄: ビンガム流体の流動解析における MPS 法の適用, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.29, No.2, pp.43-48, 2007.
- 19) 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, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.164-171, 2009.
- 20) 黒川善幸, 谷川恭雄, 森博嗣, 小村理恵: フレッシュコンクリートのスランプ試験およびスランプフロー試験に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.1, pp.437-442, 1994.
- 21) 日本コンクリート工学協会編: コンクリートの振動締固めに関する実験報告書, 1990.3.