

ウォータージェットを用いた底泥下砂質土の 揚砂メカニズムに関する研究

MECHANISM OF THE SAND-UPWELLING WITH A UNDERGROUND WATER JET

大谷英夫¹・後藤仁志²・鷲見崇³・伊藤一教¹

Hideo OHTANI, Hitoshi GOTOH, Takashi SUMI and Kazunori ITO

¹正会員 工修 大成建設(株)技術センター土木技術研究所海洋水理研究室
(〒245-0825 神奈川県横浜市戸塚区名瀬町344-1)

²正会員 工博 京都大学助教授 工学研究科都市環境工学専攻(〒606-8501 京都府京都市左京区吉田本町)

³学生会員 京都大学大学院工学研究科都市環境工学専攻(〒606-8501 京都府京都市左京区吉田本町)

The new sand capping method had been proposed in later years. The method wells up buried sands by a water jet to cover the contaminated sludge on the bottom surface. Hydraulic model tests were carried out in order to find the parameters which control the up-welling sand flux, as the first step in establishing the estimation method of the upwelling-sand volume by the new sand capping method. As a result of model tests, the followings were revealed. The excavated hole was filled with the liquefactive sand which showed complex stream with vortices. The jet discharge rate and the grain size had larger influence on the up-welling sand flux than the jet velocity and the descending speed of jet pipe. To represent the phenomena from the hydrodynamic viewpoint, the numerical simulation with the Lagrangian model of solid-liquid two phase flow was carried out for the initial stage of the up-welling. The results were in good agreement with the phenomenon observed by the model tests.

Key Words : sand capping works, sand up-welling, water jet, solid-liquid two phase flow model, model test

1 はじめに

湖沼や内湾などの閉鎖性水域では、アオコや赤潮の発生、水質の貧酸素化に悩まされている。水域環境改善対策として汚濁底泥の浚渫や覆砂が実施されているが、浚渫土の処分場の確保、覆砂のための良質な砂の入手等について問題を抱えている。このような問題に対処するため、第一著者は、砂の持込を必要としない覆砂工法「底泥置換覆砂工法」の開発に取り組んできた¹⁾。

底泥置換覆砂工法は、底泥下の砂層からジェット水流により揚砂させ底泥を覆砂するものである。工法の原理を図-1に示す。まず、湖底をジェット水流で掘削しながらジェット管を砂質土層まで沈め、さらに、流量を増しジェット管を降下させていく。ジェットにより掘削された砂が注入された水とともに混相流状態でガイド管を通して上方に排出される。ガイド管の上端口から流出する砂は汚濁底泥上に沈降しながら下向きの流れを連行するので、濁りや浮泥の巻き上げがほとんど発生しない。

底泥置換覆砂工法において、揚砂量を施工前に精度よ

く予測することは覆砂機の設計や施工計画にとって非常に重要な課題である。ジェット水流により発生する揚砂量は、ジェットの流量、流速、地盤のせん断強度、粒径

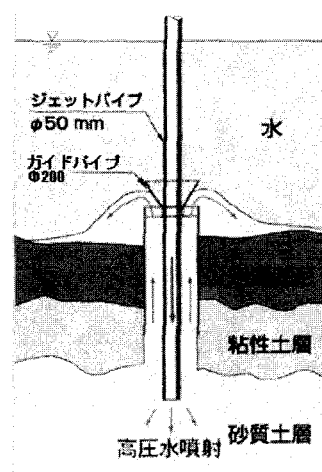


図-1 底泥置換覆砂工法の原理

表-1 実験条件

No.	ジェット管 径 D (cm)	半割2 円管1	粒径 d (mm)	流量 Q (m^3/min)	V_j (m/min)	V_o (m/s)	揚砂量 V_s (cm^3)	揚砂 時間 (s)	揚砂中 水量(m^3)	揚砂中掘削 深さ(m)	含砂量 C_s (%)	揚砂フラックス q_s (cm^3/min)
1	1.67	2	0.2	0.0160	0.53	2.43	517	15	0.0040	0.13	12.9	2068
2	1.67	2	0.2	0.0160	0.71	2.43	2388	62	0.0165	0.73	14.4	2311
3	1.67	2	0.2	0.0160	1.33	2.43	1397	33	0.0088	0.73	15.9	2541
4	1.67	2	0.2	0.0160	0.21	2.43	4375	213	0.0568	0.73	7.7	1232
5	1.67	2	0.2	0.0160	0.52	2.43	3000	85	0.0227	0.73	13.2	2118
6	1.67	2	0.2	0.0096	0.44	1.46	1561	100	0.0160	0.73	9.8	936
7	1.67	2	0.2	0.0241	0.43	3.67	5304	96	0.0386	0.68	13.8	3315
8	1.67	2	0.2	0.0321	0.60	4.88	6394	63	0.0337	0.63	19.0	6090
9	1.67	1	0.2	0.0096	0.33	0.73	2258	132	0.0211	0.73	10.7	1027
10	1.67	1	0.2	0.0160	0.52	1.22	2932	85	0.0227	0.73	12.9	2069
11	1.67	1	0.2	0.0321	0.50	2.44	7099	76	0.0407	0.63	17.5	5604
12	1.67	2	0.6	0.0160	0.50	2.43	392	33	0.0088	0.27	4.5	712
13	1.67	2	0.6	0.0241	0.49	3.67	1628	43	0.0173	0.35	9.4	2272
14	1.67	2	0.6	0.0321	0.49	4.88	1321	20	0.0107	0.16	12.3	3962
15	1.67	2	0.6	0.0160	1.33	2.43	1322	29	0.0077	0.64	17.1	2734
16	5.00	2	0.6	0.2500	0.79	4.24	17864	32	0.1333	0.42	13.4	33495
17	5.00	2	0.6	0.3750	0.79	6.37	20645	19	0.1188	0.25	17.4	65194
18	5.00	2	0.6	0.1500	0.82	2.55	11209	47	0.1175	0.64	9.5	14309
19	5.00	2	0.6	0.5000	0.79	8.49	25060	19	0.1583	0.25	15.8	79138
20	1.67	2	0.07	0.0160	1.30	2.43	1334	37	0.0099	0.80	13.5	2164
21	1.67	2	0.07	0.0160	0.53	2.43	3160	84	0.0224	0.74	14.1	2257
22	1.67	2	0.07	0.0321	0.49	4.88	6275	70	0.0375	0.57	16.8	5379

などの影響を受けると考えられる。施工の対象とする地盤は、事前のボーリング調査によりN値、粒径、粒度構成などが明らかにされるが、それは施工場所に特有のもので全国一律ではない。さらに、地盤も硬さや粒度など質が異なる複数の砂層で構成されているため、揚砂量を正確に予測することは非常に難しい問題である。現状では、施工前の試験覆砂により覆砂量を求めているが、物理的なメカニズムが明らかになれば合理的な覆砂量予測への道が拓かれるであろう。

本研究では、揚砂量予測の第一歩として水理模型実験により揚砂機構を調べ、同時に現象の数値シミュレーションを試みた。水理模型実験では、粒径、ジェット流量が与える揚砂量への影響を明らかにした。数値シミュレーションは固液二相流型のMPS法²⁾を用い、揚砂量予測手法への可能性を確認した。

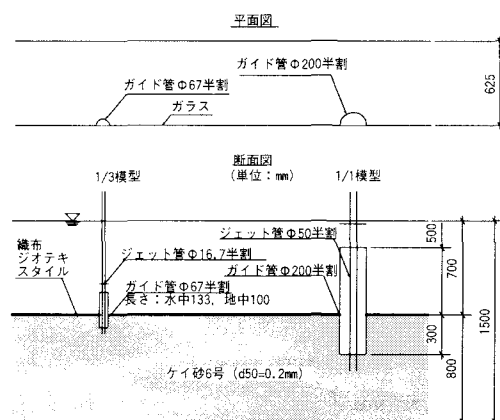


図-2 水理実験のセットアップ

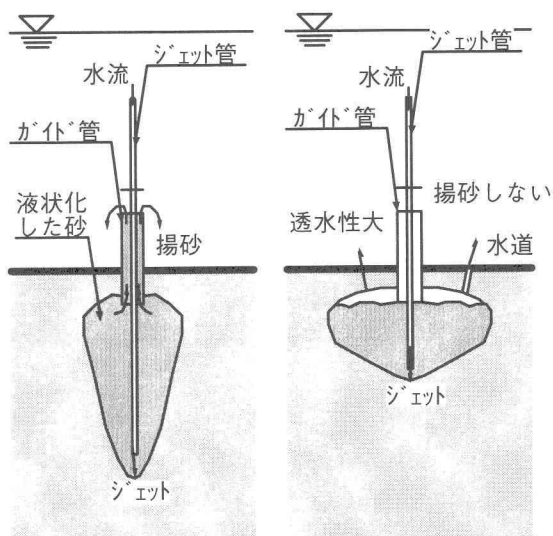
当の模型（縮尺1:1model）および模型（縮尺1:3model）の2つ用意した。実機相当の1:1model（表-1：No.16, $q_s = 33495 \text{ cm}^3/\text{min}$ ）と1:3model（表-1：No.1, $q_s = 2068 \text{ cm}^3/\text{min}$ ）で揚砂量の相似性を確認した結果、揚砂フラックス q_s （単位時間当たりの揚砂量と定義）がほぼ縮尺比の2.5乗の値となり、相似性は満足されたと言える。なお、砂層厚が十分にとれないため、主に1/3模型で実験を行った。また、後述するジェットによる掘削孔の幅は水槽の幅より小さく、水槽の幅による揚砂量への影響はないことを確認した。

流量 Q は、実機相当で、 $0.3\text{ m}^3/\text{min}$ 、 $0.5\text{ m}^3/\text{min}$ 、 $0.75\text{ m}^3/\text{min}$ 、 $1.0\text{ m}^3/\text{min}$ 、ジェット管の降下速度 V_j は、実機相当で、 $0.35\text{ m}/\text{min}$ 、 $0.87\text{ m}/\text{min}$ 、 $1.73\text{ m}/\text{min}$ 、 $2.3\text{ m}/\text{min}$ とした。 V_j は、管を吊るしたウインチの速度で調節した。実験は、ジェット水流の先端が水槽底面に達するまで行った。この間、水底に揚砂された砂の体積は、覆砂形状が円錐台となることから、放射状に3測線で高さ、広がり

2. 水理模型実験

(1) 実験方法

実験は、図-2に示す幅62.5cmの水槽で行った。ジェットによる揚砂中の砂層内状況を可視化するため、ガイド管は半割管を使用し、ジェット管は水槽のガラス面に沿わしながら降下させた。一定流量で複数のジェット流速条件を実現するため、ジェット管は半割り管と円管の2種類を使用した。各管の寸法は、現地で使用したもの¹⁾を参考にした。砂層厚は80cmとした。砂層表面には、揚砂した砂を完全に捕捉するため、透水性が高く砂粒子を通さないジオテキスタイルを敷いた。実験条件を表-1に示す。 V_j はジェット管の降下速度、 V_e はジェット流速である。砂層に用いたケイ砂の粒径 d は、中央粒径が0.6mm、0.2mm、0.07mmの3種類である。模型は実機相



(a)掘削中 (b) 水道ができた場合

図-3 覆砂中の砂層内状況

を計測し、それらの平均から円錐台体積の公式により計算した。砂粒径が $d=0.07\text{mm}$ のケースの揚砂量は、覆砂形状が円錐台形状にならなかったため、実験後ジオテキスタイル上の砂を掃除機で集め、乾燥重量と乾燥密度を計測して求めた。コーン貫入抵抗を確認した結果各ケース 1900 kN/m^2 から 2000 kN/m^2 でほぼ同一の値であった。

(2) 実験結果および考察

a) 揚砂中の砂層内状況

砂層内では、ジェットにより砂が掘削され液状化し、砂は水に連行されガイド管から外部に定常的に排出されるという2つのプロセスにより揚砂が行われていた。ジェット管を降下させながら掘削を続けると、ジェット管に沿う楔形で液状化した砂で満たされた掘削孔が形成された(図-3a)。掘削孔の中の流れは、揚砂を支える大循環に局所的な渦のセル構造が加わった複雑な流れの様相を示した。掘削孔は、流量が大きいケースで拡大する傾向を示した。これは流量の増大に伴い揚砂フラックスが増大することを示唆するものである。また、砂粒径が最も小さい $d=0.07\text{mm}$ のケースでは、掘削孔が切り立った壁を持つ細長い形状を呈した。写真-1はジェット管の降下を停止し、ジェットを作用させ続けた状況である。砂はガイド管より排出され、底面に円錐台形状で堆積している。砂層内では、掘削孔の周囲の砂が崩れ側方へと拡大しハート型の掘削孔形状となった。このハート型の掘削孔は液状化した砂層と、その上の水だけの層で構成された。掘削孔が側方へ大きく拡大しても揚砂は続くケースがほとんどであるが、突如として揚砂が停止したケースがあった。この現象は粒径 $d=0.6\text{mm}$ の砂のケースで顕著で、掘削孔から水底面への水道の形成あるいは

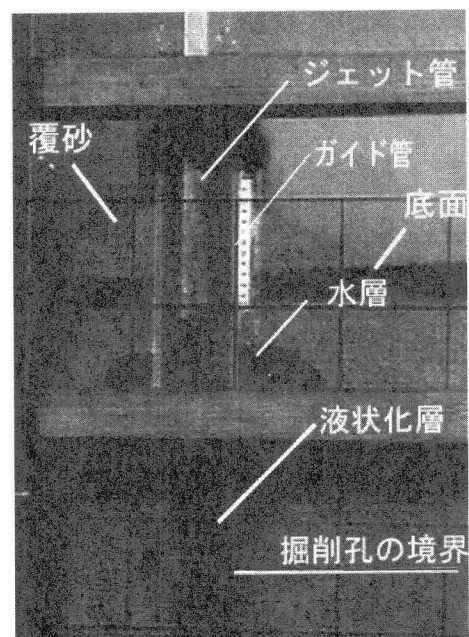


写真-1 実験状況

掘削孔の内圧による水底への浸透流流量の増大によって、掘削孔内の水圧が低下し、ガイド管内の上昇流速が低下して揚砂が不可能になっていたことを染料水による観察から確認した(図-3b)。粒径 $d=0.6\text{mm}$ のケースでこの現象が顕著に見られたのは、透水係数が大きいこと、砂粒子の質量が大きく細砂に比べ揚砂に大きな流速が必要であることが理由であることが考えられる。また、掘削孔が大きくなりすぎて水底面に達した場合もガイド管上部からの揚砂が停止した。ガイド管より排出された砂の広がり方は、粒径が $d=0.2\text{mm}$ 、 $d=0.6\text{mm}$ のケースはほぼ水中安息角の斜面を持つ円錐台形状で堆積し、粒径が $d=0.07\text{mm}$ のケースでは円錐台形状にはならず、ほぼ平坦に遠方まで広がった。なお、揚砂終了後、掘削孔は周囲の砂が崩れ、埋め戻された。

b) 揚砂量に影響する因子

ガイド管から排出される砂の状況を目視した結果では、揚砂フラックス(単位時間の揚砂量)が増大したのは次の2つの場合であった。①流量を大きくした場合、②ジェット管を降下させた場合である。①については、流量の増加とともに流速が増大し、流れの運動量に起因する掘削力が強まり、さらに揚砂に寄与する上昇流の流速も増大するためと考えられる。②はジェット管を一定の位置に停止させている場合と比べて、降下させた時の方が揚砂フラックスの濃度が高いという意味である。砂面に作用する流速にジェット管の降下速度が加わることで、ジェット管の出口と砂層面が常に接近し大きい流速が砂面に作用する状況にあることの理由で掘削の効果が増大したと考えられる。

以上の仮説を検証するため、揚砂量に影響する因子として、ジェット流量 Q (図-4)、ジェット降下速度 V_j

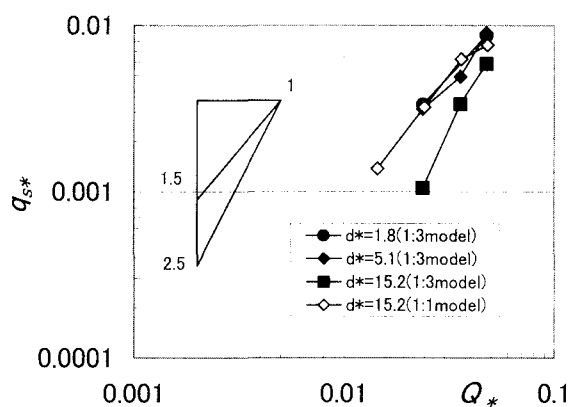


図-4 揚砂フラックスと流量の関係

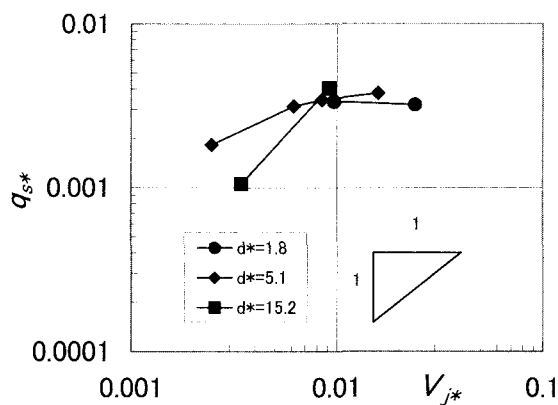


図-5 揚砂フラックスとジェット降下速度の関係

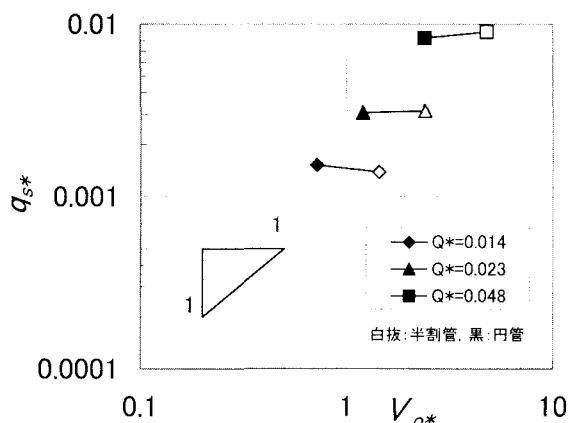


図-6 揚砂フラックスとジェット流速の関係

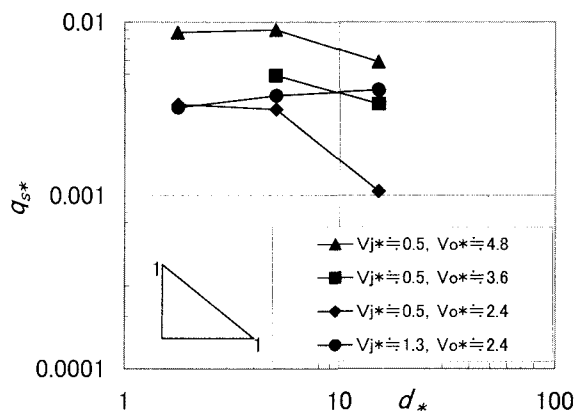


図-7 揚砂フラックスと粒径の関係

(図-5), ジェット流速 V_o (図-6), 砂の粒径 d (図-7) に着目し, 揚砂量に与える基本的な特性を調べた。砂層のせん断強度も大きな影響を与えるはずであるが, セットアップ上大変な労力を使うことになるため本研究では取り扱わない。なお, 各物理量は砂の密度 σ と水の密度 ρ の比を $s=(\sigma/\rho-1)=1.65$ とし, 次のように無次元化した。

$$q_{s*} = q_s / \sqrt{gL^5} \quad (1)$$

$$Q_* = Q / \sqrt{gL^5} \quad (2)$$

$$V_{j*} = V_j / \sqrt{gL} \quad (3)$$

$$V_{o*} = V_o / \sqrt{gL} \quad (4)$$

$$d_* = (d\sqrt{sgd/\nu})^{2/3} \quad (5)$$

ただし, g : 重力加速度, ν : 動粘性係数, L : ガイド管の半円周である。

揚砂フラックス q_{s*} と流量 Q_* の関係 (図-4) は, ジェットの降下速度 V_{j*} (図-5), ジェット流速 V_{o*} (図-6), 粒径 d_* (図-7) に比べて傾きが大きく流量の

1.5乗から2.5乗に比例した。これにより, 他の因子に比べ揚砂フラックスに与える影響が大きいことがわかる。流量が増大すると, ジェット流速が増大し砂層への掘削効果が大きくなり, 同時に上昇流速増大による揚砂効果も高まり, 揚砂フラックスが増大したと考えられる。

揚砂フラックス q_{s*} とジェット管降下速度 V_{j*} の関係 (図-5) は, V_{j*} が大きいと q_{s*} も大きくなる正の相関を示した。ただし, 前にも述べたが写真-1のように V_{j*} が0でも揚砂フラックスは発生する。前述の②に関する仮説が定量的に示された。

揚砂フラックス q_{s*} とジェット流速 V_{o*} の関係は, V_{o*} が大きいと q_{s*} は大きくなる傾向を示した (図-6)。ジェット管のノズルを絞るなどの処置を行い流速 V_o を大きくし, 砂層の掘削効果の増大を試みる場合を想定し, 同一流量の条件下のデータを直線で結んで流量の影響を排除した。この結果, 本研究の実験条件程度の砂層の硬さではジェット流速の影響は小さく流量が同一であれば q_{s*} は変わらない。言い替えれば, q_{s*} にとってジェット管口元近傍の局所的な流速の影響は小さく, 空間的に広い領域の, また, 掘削された砂を水底まで揚げるに寄与する流速, すなわち流量の影響が卓越すると言える。

図-7には, 同一ジェット流速, 同一ジェット管降下速度の条件における, 揚砂フラックス q_{s*} と砂粒径 d_* の関係

を示した。大局的に粒径が大きいほど揚砂フラックスが小さくなった。粒径が大きくなれば沈降速度が大きくなり揚砂抵抗が増大することが原因であると判断できる。特に粒径が大きくなるほど負の傾きが増し、揚砂フラックス低減効果が大きい。

3. 揚砂過程の数値シミュレーション

ここでは、前章で示した底泥置換覆砂工法の物理プロセスを、固液混相流モデルによって再現する。泥層表面の複雑な形状を追跡するため、界面の複雑な変形を良好に追跡できるLagrange型のモデルを適用する。

(1) 基礎式

後藤ら²⁾の二流体型の固液二相流モデルによる粒子レベルの運動方程式は以下になる。

$$\rho_l \frac{D\mathbf{u}_l}{Dt} = -\nabla p_l + \mu_l \nabla^2 \mathbf{u}_l + \mathbf{f}_{ls} + \rho_l \mathbf{g} \quad (6)$$

$$\rho_s \frac{D\mathbf{u}_s}{Dt} = -\nabla p_s + \mu_s \nabla^2 \mathbf{u}_s - \mathbf{f}_{ls} + \rho_s \mathbf{g} + \mathbf{f}_{colp} \quad (7)$$

ここに、 $\mathbf{u}_m$:流速ベクトル、 p_m :圧力、 ρ_m :各相の密度、 $\mathbf{f}_{ls}$:固相・液相間相互作用力ベクトル、 $\mathbf{g}$:重力加速度ベクトル、 μ_m :粘性係数、 $\mathbf{f}_{colp}$:固相粒子間衝突力ベクトル、添字 $m=l, s$ は液相および固相を表している。

なお、グリッドを用いた離散化では、固・液両相の物理量が全てのグリッドで定義されるが、粒子法では、各粒子は固相粒子・液相粒子の何れかである。故に粒子法では、各相間の相互作用が粒径の数倍（重み関数の影響半径程度）のスケールで取り扱われることとなる。

粒子 i の圧力項および粘性項は、

$$-\frac{1}{\rho} \langle \nabla p \rangle_i = -\frac{1}{\rho} \frac{D_0}{n_0} \sum_{j \neq i} \left\{ \frac{p_j - p_i}{|\mathbf{r}_{ij}|^2} \mathbf{r}_{ij} \cdot \mathbf{w}(|\mathbf{r}_{ij}|) \right\} \quad (8)$$

$$\nu \langle \nabla^2 \mathbf{u} \rangle_i = \frac{2\nu D_0}{n_0 \lambda} \sum_{j \neq i} (\mathbf{u}_j - \mathbf{u}_i) \mathbf{w}(|\mathbf{r}_{ij}|) \quad (9)$$

$$\lambda = \sum_{j \neq i} \mathbf{w}(|\mathbf{r}_{ij}|) |\mathbf{r}_{ij}|^2 / \sum_{j \neq i} \mathbf{w}(|\mathbf{r}_{ij}|) \quad (10)$$

$$\mathbf{r}_{ij} = \mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i \quad (11)$$

$$w(r) = \begin{cases} \frac{r_e}{r} - 1 & \text{for } r \leq r_e \\ 0 & \text{for } r > r_e \end{cases} \quad (12)$$

のように近傍に存在する粒子との相互作用としてモデル化される³⁾ (D_0 :次元数; $\mathbf{r}_i$:粒子 i の位置ベクトル; $w(r)$:重み関数⁴⁾ (相互作用の影響範囲); r :距離; r_e :影響半径)。そこで、固相粒子の運動に関して、圧力項および粘性項を固相粒子間(添字 ss)と固相・液相粒子間(添字 ls)に分けて、粒子の回転や粒子近傍での

局所的な非定常性などの副次的な要素を無視すれば、固相粒子の運動方程式は、

$$\rho_s \frac{D\mathbf{u}_s}{Dt} = (-\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{u})_{ls} + \rho_s \mathbf{g} + \mathbf{f}_{colp} + (-\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{u})_{ss} \quad (13)$$

と書ける。この式で、

$$(-\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{u})_{ls} = \text{流体力}$$

であるから、

$$\mathbf{f}_{colp} + (-\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{u})_{ss} = \text{固相粒子間相互作用}$$

と意味付けることができる⁵⁾。

(2) 固相粒子間相互作用モデル⁵⁾

固相粒子間の相互作用モデルは、MPS法の固相粒子(計算点)と同一径、同一質量の仮想的円盤を導入し、接触する円盤間にスプリング-ダッシュポットを置いて相互作用をモデル化する個別要素法型の取り扱いとする。

固相粒子間の相互作用は、

$$\mathbf{f}_{colp} = \begin{bmatrix} \sum_j \{ -f_n \cos \alpha_{ij} + f_s \sin \alpha_{ij} \}_j \\ \sum_j \{ -f_n \sin \alpha_{ij} + f_s \cos \alpha_{ij} \}_j \end{bmatrix} \quad (14)$$

と書ける。 f_n, f_s :固相粒子 ij 間の法線(添字 n)および接線(添字 s)方向の作用力、 α_{ij} :固相粒子 ij の接触角である。

土砂の粘着性の表現のため、法線方向に引っ張り抵抗を想定して、粒子間距離の10%を越える変位が累積するまでは結合が切断されないように設定している。

(3) 計算領域

計算領域を図-8に示す。計算負荷の問題から、実際的水槽と同一のサイズでの計算の実行はできないので、ノズルの周囲の地盤を対象に、ジェット噴出初期の砂の巻き上げ・排出過程に的を絞った計算を実施した。粒子総数6270(その内、水粒子1500、砂粒子2400、表層泥(粘着性材料)粒子180)である。固相間の粘着性は、表層泥についてのみ考慮し、砂層の粒子については標準型の二流体モデルで処理した。ジェット管の降下速度は0.6m/min($t \geq 2.0$ s以降)、ジェット流速は1.0m/sである。

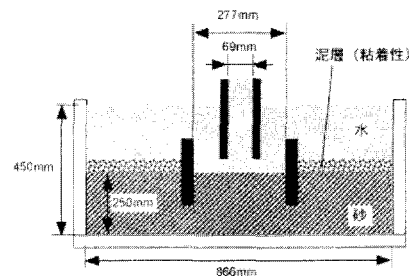


図-8 計算領域

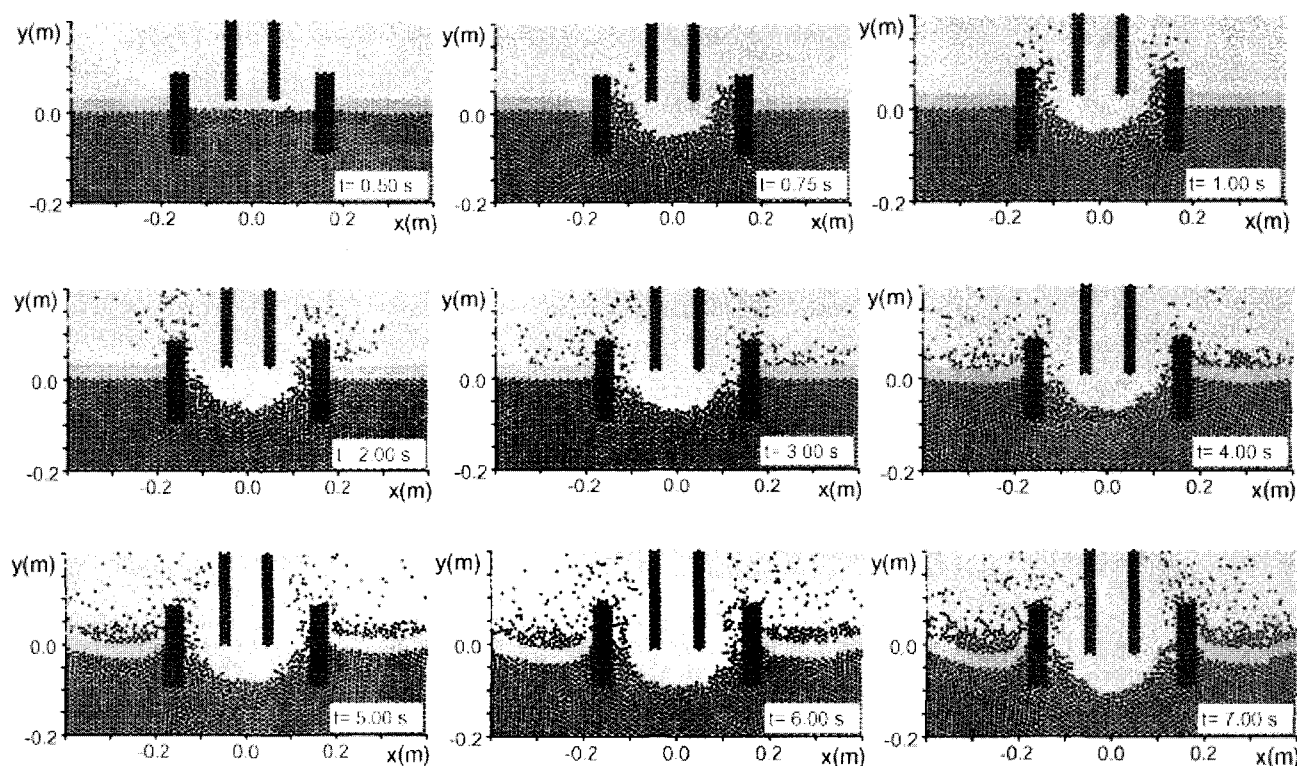


図-9 覆砂の初期過程のシミュレーション

(4) 計算結果

ジェット噴射直後から7.0秒間の状態をシミュレーションした結果を図-9に示す。ジェットに掘削された砂がガイド管内の上昇流に連行されて表層に排出されるプロセスが模擬されている。ジェット開始とともにジェット管直下の砂はジェット管の両脇へ移動し、ガイド管とジェット管の隙間を通して水底に揚がり、時間の経過とともに表層泥層を覆砂が進行している。ジェット管の下降とともにジェット管の真下の砂が掘削されるが、ジェット管の口元と掘削砂面の距離は時間に寄らずほぼ一定であること、ジェット管下方の掘削面が円弧状であることなど、実験結果とよく一致している。なお、ガイド管外縁と表層泥層が粘着接合された条件であるので、時間の経過とともに表層泥層上に砂が堆積すると、泥層がたわむように変形した。

5. おわりに

底泥置換覆砂工法における揚砂機構の明確化と揚砂量の正確な予測を目的として水理実験と数値計算を実施した。水理実験では、ジェットによって液状化した掘削孔内を、砂が水に連行されガイド管より排出される状況を可視化するとともに、覆砂量はジェット流量、砂粒径に大きく影響され、それらに比べジェット流速やジェット

管の降下速度の影響は小さいことが明らかとなった。今後は、現地の実測とあわせて覆砂量の予測式を構築していく予定である。また、複雑な地層を対象とした揚砂量予測の将来実現を目指して流体力学的な見地からの理解を進めるためMPS法を用いた解析を試みた。計算はまだ初期段階のみであるが、水理実験で見られた現象の本質的な部分が再現され、今後の研究の第一ステップが刻まれたと考えられる。

参考文献

- 1) 大谷英夫・上野成三・小林峯男・岡田和夫・織田幸伸: 底泥置換覆砂工法の開発と施工, 海洋開発論文集, 第19巻, pp.421-426, 2003.
- 2) 後藤仁志・Jørgen Fredsøe: Lagrange型固液二相流モデルによる海洋投棄微細土砂の拡散過程の数値解析, 海岸工学論文集, 第46巻, pp.986-990, 1999.
- 3) 越塚誠一: 数値流体力学, インテリジェントエンジニアリングシリーズ, 培風館, p223, 1997.
- 4) Koshizuka, S. and Oka, Y.: Moving-particle semi-implicit method for fragmentation of incompressible fluid, Nuclear Science and Engineering, Vol. 123, pp.421-434, 1996.
- 5) 後藤仁志・林 稔・安藤 怜・酒井哲郎: 固液混相流解析のためのDEM-MPS法の構築, 水工学論文集, 第47巻, pp.547-552, 2003.

(2003.9.30受付)