

遡上津波の変形と陸上構造物に作用する津波力

に関する 3 次元数値シミュレーション

Three-Dimensional Numerical Simulation on Deformation of Run-Up Tsunami and Tsunami Force acting on Structures

○ 中村友昭, 名古屋大学高等研究院, 名古屋市千種区不老町, E-mail: tnakamura@nagoya-u.jp
 水谷法美, 名古屋大学社会基盤工学専攻, 名古屋市千種区不老町, E-mail: mizutani@civil.nagoya-u.ac.jp
 藤間功司, 防衛大学校建設環境工学科, 神奈川県横須賀市走水 1-10-20, E-mail: fujima@nda.ac.jp
 Tomoaki NAKAMURA, Inst. for Advanced Res., Nagoya Univ., Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya 464-8601, Japan
 Norimi MIZUTANI, Dept. of Civil Eng., Nagoya Univ., Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya 464-8603, Japan
 Koji FUJIMA, Dept. of Civil & Env. Eng., National Defense Academy, 1-10-20 Hashirimizu, Yokosuka 239-8686, Japan

A three-dimensional two-way coupled fluid-sediment interaction model (FSM) is applied to tsunami run-up around fixed impermeable square structures on a coastal area. FSM is composed of a generalized Navier-Stokes solver (GNS) to compute incompressible viscous air-water multi-phase flow including porous flow inside porous media, a volume of fluid module (VOF) to track air-water interface motion, and a sediment transport module (STM) to track fluid-sediment interface motion due to bed-load sediment transport. In FSM, STM is incorporated into GNS with VOF using a two-way coupling scheme to ensure the fluid-sediment interaction. To verify the validity of FSM, numerical results computed using FSM are analyzed and compared with experimental data measured in hydraulic tests. The predictive capability of FSM is demonstrated in terms of water surface elevations in the shallow water region, inundation depth on the land, and tsunami force acting on the structures. The vortex structure computed using FSM is visualized based on the λ_2 definition to investigate the process of the tsunami run-up.

1. 緒言

沿岸に建設された構造物は津波の来襲に伴う一時的な避難場所として有用なだけでなく、その陸側の構造物に対しては津波の作用に伴う波力（以下、津波力と称する）を低減させる効果があると考えられることから、その有効性が期待されている。しかし、構造物を単独で設置した場合の津波の遡上過程や構造物への津波力に関しては現在までに水理実験（例えば、朝倉ら⁽¹⁾、池野ら⁽²⁾、池谷ら⁽³⁾）や数値計算（例えば、中村ら⁽⁴⁾）により数多くの研究が行われているものの、構造物を複数個設置した状況を対象に検討を行った事例は限られているのが実情である。そこで、シマモラら⁽⁵⁾は複数個の構造物を設置して水理実験を行い、構造物の設置によりその陸側の構造物に作用する津波力が低減されることを明らかにしている。ただし、陸域での浸水深や構造物への津波力は取り扱われているものの、津波の遡上過程に対する詳細な検討は行われておらず、また構造物が複数個あるような複雑な状況での津波の遡上現象を数値計算により取り扱った研究は著者らの知る限り見受けられない。本論では、シマモラら⁽⁵⁾の水理実験を取り扱い、中村・Yim⁽⁶⁾が開発した 3 次元数値計算モデルにより津波の遡上過程と構造物への津波力を考究することを目的とする。

2. 数値計算手法

中村・Yim⁽⁶⁾は、波動場と地形変化の相互作用を解析できる 3

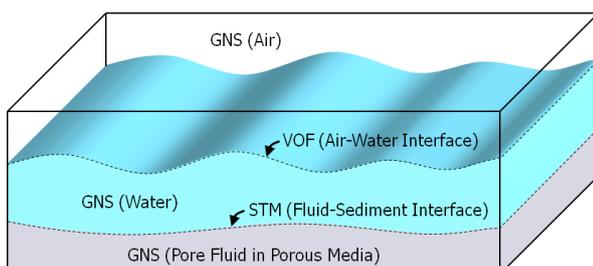


Fig. 1: Schematic figure of the computational domain of FSM

次元数値計算モデル（Three-Dimensional Two-Way Coupled Fluid-Sediment Interaction Model, 以下 FSM と称する）の開発を行い、孤立波による海浜断面の地形変化⁽⁶⁾やジェット水流による岸壁前面の局所洗掘⁽⁷⁾への適用を通じて、FSM の妥当性を明らかにしている。ここで、FSM は以下に述べるメインソルバーと 2 つのモジュールから構成されている。メインソルバーは、透過性材料の間隙内部を含む非圧縮性粘性流体からなる全気液相に適用できるように一般化した Navier-Stokes (NS) 方程式を支配方程式とする LES (Large-Eddy Simulation) に基づいており、GNS (Generalized NS Solver) と称されている。その GNS には、気液界面を追跡する VOF (Volume of Fluid) 法⁽⁸⁾を改良した MARS (Multi-Interface Advection and Reconstruction Solver)⁽⁹⁾に基づくモジュール (VOF Module, 以下 VOF と称する) が組み込まれており、さらに Roulund ら⁽¹⁰⁾を参考に構築した掃流砂移動に伴う地形変化を追跡する底質輸送モジュール (Sediment Transport Module, 以下 STM と称する) が波動場との相互作用を考慮できるように Two-Way カップリング手法により組み込まれている。Fig. 1 に FSM の計算領域と FSM を構成する GNS, VOF, STM の適用範囲を示す。同図に示すように、GNS は透過性材料の間隙内部を含む全気液相の流体運動の解析に、VOF は気液界面の追跡に、STM は地形変化の追跡に適用される。本論では、地形変化が生じる移動床の計算は取り扱わないことから GNS と VOF のみを使用し、STM は使用しなかった。そこで、以下では GNS と VOF の説明を行う。

2. 1 支配方程式

体積空隙率と面積空隙率が等しく、またその空隙率が空間的に変化する場合でも圧力勾配項と重力加速度項が静水状態で釣り合うように $\partial(mp)/\partial x_i = m \partial p / \partial x_i$ (p : 圧力; m : 空隙率 ($0 \leq m \leq 1$); x_i : 位置ベクトル) が成立すると仮定する。さらに、中村・Yim⁽⁶⁾は空隙率の時間変化のみが十分に小さい ($\partial m / \partial t = 0$) と仮定し、空隙率の空間勾配の影響は無視できない ($\partial m / \partial x_i \neq 0$) と

した以下の一般化した連続式, NS 方程式, VOF 関数 F ($0 \leq F \leq 1$) の移流方程式を導いている.

$$\frac{\partial(mv_j)}{\partial x_j} = q^* \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \{m + C_A(1-m)\} \frac{\partial v_i}{\partial t} + \frac{\partial(mv_i v_j)}{\partial x_j} = & -\frac{m}{\hat{\rho}} \frac{\partial p}{\partial x_i} + mg_i \\ & + \frac{m}{\hat{\rho}} (f_i^s + R_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (-m\tau_{ij}^a + 2m\hat{v}D_{ij}) + Q_i + m\beta_{ij}v_j \end{aligned} \quad (2)$$

$$m \frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial(mv_j F)}{\partial x_j} = Fq^* \quad (3)$$

ただし, v_i は実流速ベクトル, t は時間, g_i は重力加速度ベクトル ($= -g\delta_{iz}$; g : 重力加速度; δ_{ij} : Kronecker のデルタ), $\hat{\rho}$ は流体の密度 ($= F\rho_w + (1-F)\rho_a$; ρ_w : 水の密度; ρ_a : 空気の密度), \hat{v} は流体の動粘性係数 ($= F\nu_w + (1-F)\nu_a$; ν_w : 水の動粘性係数; ν_a : 空気の動粘性係数), C_A は付加質量係数, f_i^s は CSF (Continuum Surface Force) モデル⁽¹¹⁾に基づく表面張力ベクトル, R_i は透過性材料による線形, 非線形抵抗力ベクトル⁽¹²⁾, τ_{ij}^a は DTM (Dynamic Two-Parameter Mixed Model)⁽¹³⁾に基づく乱流応力テンソル, D_{ij} はひずみ速度テンソル ($= \partial v_i/\partial x_j + \partial v_j/\partial x_i$), q^* は単位時間当たりの造波ソース強度, Q_i は造波ソースベクトル, β_{ij} は付加減衰領域での減衰係数行列 ($= \beta\delta_{iz}\delta_{je}$; β : 付加減衰領域でのみ正の値を有する減衰係数) であり, 上付きの a はテンソルの非等方成分, 下付きの i, j は擬標または自由標を表す. ここで, σ を表面張力係数, κ を曲率, $\bar{\rho}$ を気液界面での流体の密度 ($= (\rho_w + \rho_a)/2$), C_{D2} , C_{D1} をそれぞれ線形, 非線形抵抗力係数, $\hat{\mu}$ を流体の粘性係数 ($= \hat{\rho}\hat{\mu}$), d_{50} を透過性材料の中央粒径とすると, f_i^s , R_i , Q_i はそれぞれ

$$f_i^s = \sigma\kappa \frac{\partial F}{\partial x_i} \frac{\hat{\rho}}{\rho} \quad (4)$$

$$R_i = -\frac{12C_{D2}\hat{\mu}(1-m)}{md_{50}^2} v_i - \frac{C_{D1}\hat{\rho}(1-m)}{2md_{50}} v_i \sqrt{v_j v_j} \quad (5)$$

$$Q_i = v_i q^* - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x_j} \left(m\hat{v} \frac{\partial v_j}{\partial x_j} \right) \quad (6)$$

と書ける. また, τ_{ij}^a は次式で表される.

$$\tau_{ij}^a = C_L L_{ij}^{ma} - C_S |D| D_{ij} \quad (7)$$

ただし, L_{ij}^{ma} は修正 Leonard 応力テンソル ($= \overline{v_i v_j} - \tilde{v}_i \tilde{v}_j$), $|D|$ はひずみ速度テンソル D_{ij} の大きさである. ここで, L_{ij} を Germano Identity ($= \overline{v_i v_j} - \tilde{v}_i \tilde{v}_j$), $\mathcal{H}_{ij}^a = \overline{v_i v_j} - \tilde{v}_i \tilde{v}_j$, $\mathcal{M}_{ij} = \alpha^2 \left[|D| \tilde{D}_{ij} - |D| D_{ij} \right]$ (α : テストフィルタ幅 Δ とグリッドフィルタ幅 $\tilde{\Delta}$ の比) とすると, 係数 C_L , C_S はそれぞれ

$$C_L = \frac{L_{ij}^a \mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{M}_{kl}^a \mathcal{M}_{kl}^a - L_{ij}^a \mathcal{M}_{ij}^a \mathcal{H}_{kl}^a \mathcal{M}_{kl}^a}{\mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{M}_{kl}^a \mathcal{M}_{kl}^a - \mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{M}_{ij}^a \mathcal{H}_{kl}^a \mathcal{M}_{kl}^a} \quad (8)$$

$$C_S = -\frac{L_{ij}^a \mathcal{M}_{ij}^a \mathcal{H}_{kl}^a \mathcal{H}_{kl}^a - L_{ij}^a \mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{H}_{kl}^a \mathcal{M}_{kl}^a}{\mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{M}_{kl}^a \mathcal{M}_{kl}^a - \mathcal{H}_{ij}^a \mathcal{M}_{ij}^a \mathcal{H}_{kl}^a \mathcal{M}_{kl}^a} \quad (9)$$

と表される⁽¹⁴⁾. ただし, 上付きの \sim はそれぞれグリッドフィルタとテストフィルタを表す.

2. 2 離散化手法

本モデルでは, 式(1)と式(2)で表される流速と圧力の連成計算に

SMAC (Simplified Marker and Cell) 法⁽¹⁵⁾を適用した. ただし, 圧力勾配項 (式(2)右辺第1項) と重力加速度項 (式(2)右辺第2項) については1次精度 Euler 陽解法により時間方向の離散化を行ったものの⁽¹⁶⁾, 線形抵抗力項 (式(5)右辺第1項) については安定化のために2次精度 Crank-Nicolson (CN) 法を, その他の項については高精度化と安定化のために3次精度 Adams-Bashforth (AB) 法を採用した. すなわち, 時間ステップ数を上付きの n , 第 n ステップから第 $(n+1)$ ステップまでの時間の刻み幅を $\Delta t^{n+1/2}$ とすると, 予測段階と修正段階はそれぞれ

$$v_i^p = \left[v_i^n + \frac{\Delta t^{n+1/2}}{m^n + C_A(1-m^n)} \left\{ -\frac{m^n}{\hat{\rho}^n} \frac{\partial p^n}{\partial x_i} + m^n g_i - \frac{1}{2} \frac{12C_{D2}\hat{v}^n(1-m^n)}{d_{50}^2} v_i^n \right. \right. \quad (10)$$

$$\left. \left. + \left(A_{0i}^n + \frac{\Delta t^{n+1/2}}{2} A_{1i}^n + \frac{(\Delta t^{n+1/2})^2}{6} A_{2i}^n \right) \right\} \right] / B^n$$

$$v_i^{n+1} = v_i^p - \frac{\Delta t^{n+1/2}}{m^n + C_A(1-m^n)} \frac{m^n}{\hat{\rho}^n} \frac{\partial \varphi^{n+1/2}}{\partial x_i} / B^n \quad (11)$$

と書ける. ここで, v_i^p は実流速ベクトルの予測値, $\varphi^{n+1/2}$ は第 n ステップから第 $(n+1)$ ステップまでの圧力増分 ($= p^{n+1} - p^n$) であり, $\varphi^{n+1/2}$ は式(11)の両辺に $\partial/\partial x_i$ を作用させた次に示す Poisson 方程式から求められる.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{m^n}{m^n + C_A(1-m^n)} \frac{m^n}{\hat{\rho}^n} \frac{\partial \varphi^{n+1/2}}{\partial x_i} / B^n \right) \\ = \frac{\partial(m^n v_i^p)/\partial x_i - q^{*n+1}}{\Delta t^{n+1/2}} \end{aligned} \quad (12)$$

ただし, AB 法の導入に伴う A_{0i}^n , A_{1i}^n , A_{2i}^n と CN 法に導入に伴う B^n はそれぞれ次式で与えられる.

$$A_{0i}^n = -\frac{\partial(m^n v_i^n v_j^n)}{\partial x_j} + \frac{m^n}{\hat{\rho}^n} f_i^{sn} - \frac{C_{D1}(1-m^n)}{2d_{50}} v_i^n \sqrt{v_j^n v_j^n} \quad (13)$$

$$+ \frac{\partial}{\partial x_j} (-m^n \tau_{ij}^{an} + 2m^n \hat{v}^n D_{ij}^n) + Q_i^n + m^n \beta_{ij}^n v_j^n$$

$$A_{1i}^n = \left\{ \Delta t^{n-3/2} (\Delta t^{n-3/2} + 2\Delta t^{n-1/2}) A_{0i}^n - (\Delta t^{n-3/2} + \Delta t^{n-1/2})^2 A_{0i}^{n-1} + (\Delta t^{n-1/2})^2 A_{0i}^{n-2} \right\} / \left\{ \Delta t^{n-3/2} \Delta t^{n-1/2} (\Delta t^{n-3/2} + \Delta t^{n-1/2}) \right\} \quad (14)$$

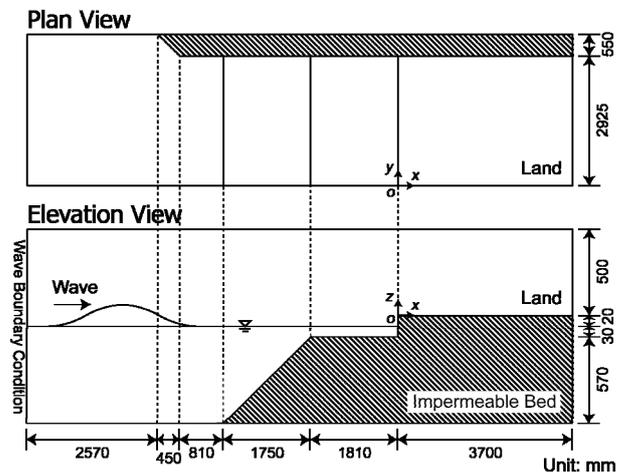


Fig. 2: Schematic figure of the numerical wave tank

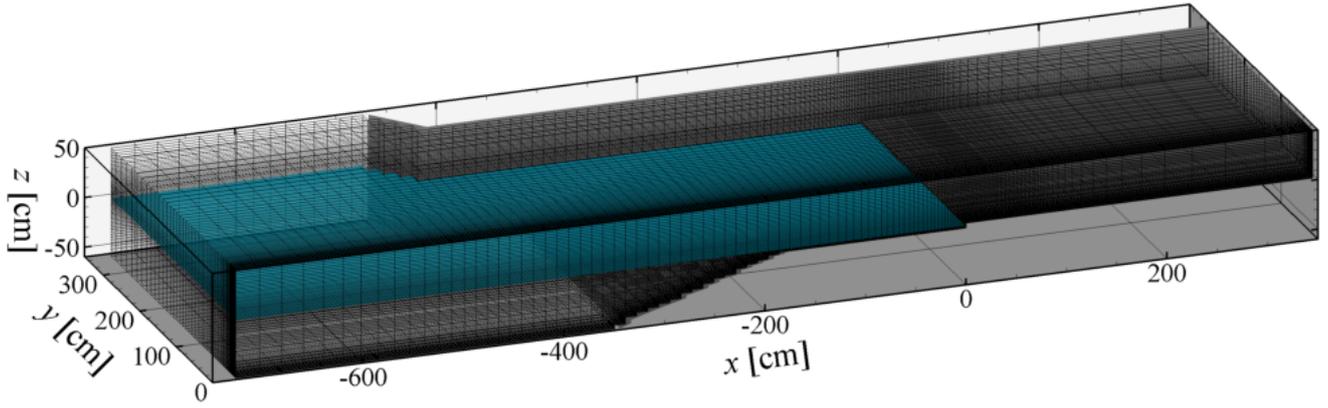


Fig. 3: Numerical cells in the numerical simulation

$$A_{2i}^n = 2 \left\{ \Delta t^{n-3/2} A_{0i}^n - (\Delta t^{n-3/2} + \Delta t^{n-1/2})^2 A_{0i}^{n-1} + \Delta t^{n-1/2} A_{0i}^{n-2} \right\} / \left\{ \Delta t^{n-3/2} \Delta t^{n-1/2} (\Delta t^{n-3/2} + \Delta t^{n-1/2}) \right\} \quad (15)$$

$$B^n = 1 + \frac{\Delta t^{n+1/2}}{m^n + C_A(1-m^n)} \frac{1}{2} \frac{12C_{D2}\hat{V}^n(1-m^n)}{d_{50}^2} \quad (16)$$

ここで、空間方向の離散化手法として、対流項(式(13)右辺第1項)については3次精度 TVD (Total Variation Diminishing) スキーム⁽¹⁷⁾を、他の項については2次精度中央差分法を採用した。また、Poisson 方程式(12)の解法には MICCG (Modified Incomplete Cholesky conjugate gradient) 法を適用した。

一方、式(3)で表される気液界面の追跡には前述したように MARS⁽⁹⁾を適用し、さらに隣接する格子の境界での F の不連続性をできる限り抑えながら界面輸送を行うために、1 タイムステップでの界面輸送を全方向に一度に計算する Unsplit Time Integration を時間方向に多段階で行う Fractional Step Method を採用した。詳細は秋山・有富⁽¹⁸⁾を参照されたい。

3. 数値計算条件

シマモラら⁽¹⁾の水利実験装置をモデル化した Fig. 2 に示す数値波動水路を用いて解析を行った。すなわち、Fig. 2 に示すように、水路の岸側端に設置した陸域(長さ 3700 mm、幅 2925 mm、高さ 620 mm)の沖側に長さ 1810 mm、幅 2925 mm、高さ 570 mm の水平床と、さらにその沖側に約 1/3 の勾配を有する一様斜面を設定した。また、造波境界から 2570 mm より岸側に側壁を設定して、水槽の幅を 3475 mm から 2925 mm に狭めた。なお、シマモラら⁽¹⁾による水利実験では $y=0$ を中心に対称な実験装置が用いられていることから、津波の遡上に伴う現象も $y=0$ に対してほぼ対称であると見なし、計算負荷の軽減を考慮して Fig. 2 に図示したように $y \geq 0$ の片側のみを解析対象とした。

計算格子として、陸域の原点近傍 ($0 \leq x \leq 700$ mm, $0 \leq y \leq 150$ mm, $-50 \leq z \leq 100$ mm) で $20 \times 12.5 \times 10$ mm の等間隔格子を採用し、計算負荷のさらなる軽減のためにその範囲から離れるにしたがって x 軸正方向に約 20%, その他の方向に約 5% ずつ広げた不等間隔格子を用いた (Fig. 3)。流速 v_i と圧力 p の境界条件として、底面と側面には No Slip 条件を、 $y=0$ には Slip 条件を、岸側境界には開境界条件を、上面には圧力一定の条件を課した。また、沖側境界には流速指定の条件を用いた。すなわち、シマモラら⁽¹⁾の水利実験での実際の造波板の移動速度から算出した流量を沖側境界から流入または流出させた。一方、VOF 関数 F の境界条件には、全境界に対して勾配ゼロの条件を用いた。

本論では、LES のグリッドフィルタとテストフィルタとしてボ

ックスフィルタを採用し、グリッドスケールのフィルタ幅 Δ としては各方向ごとに異なる値、具体的には各位置における各方向の格子幅を用いた。また、Germano ら⁽¹⁹⁾に倣って $\alpha=2.0$ とした。パラメータに関しては、 $g=9.81 \text{ m/s}^2$, $\rho_w=9.97 \times 10^2 \text{ kg/m}^3$, $\rho_a=1.18 \text{ kg/m}^3$, $\nu_w=8.93 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$, $\nu_a=1.54 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$, $\sigma=7.20 \times 10^{-2} \text{ N/m}$ を用いた。なお、本稿では透過性材料は取り扱わないものの、Mizutani ら⁽¹²⁾による水利実験の結果を基に $C_A=-0.04$, $C_{D1}=0.45$, $C_{D2}=25.0$ とした。

計算条件は、構造物がない Case 0 と 100 mm 角の構造物を Fig. 4 に示すように設置した Case 1 (20 cm), Case 1 (60 cm), Case 2 (20 cm), Case 2 (60 cm), Case 3, Case 5 の計 7 ケースを取り扱った。

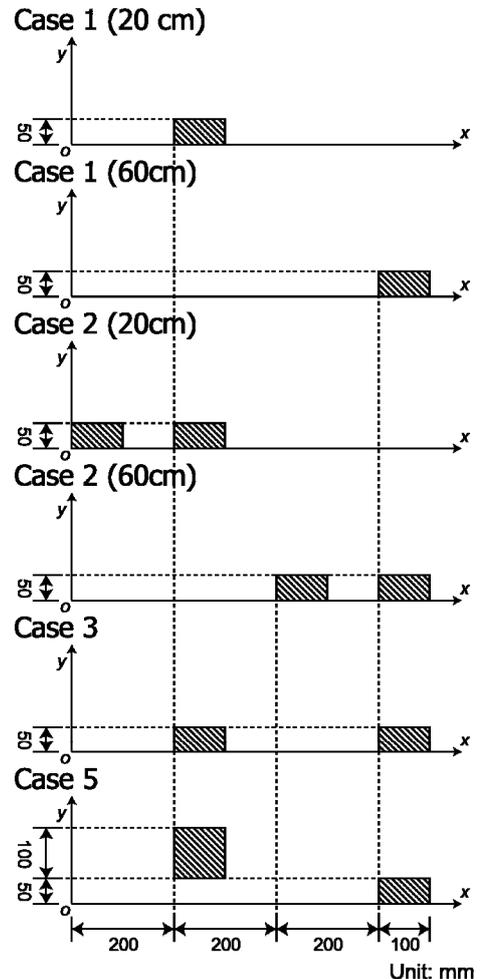


Fig. 4: Position of the structures on the land
(For the x and y axes, see Fig. 2)

ここで、Fig. 4 に示すように、Case 2 (20 cm), Case 2 (60 cm), Case 3, Case 5 は陸側の構造物にとっては沖側に遮蔽する構造物があるケース、Case 1 (20 cm) と Case 1 (60 cm) は遮蔽する構造物がないケースである。なお、シマモラら⁽¹⁾による水理実験では構造物が $y=0$ を中心に対称に配置されていることから、ここでは前述したように $y \geq 0$ の片側のみを対象とした。また、シマモラら⁽¹⁾により Case 0 では $x = -4300, -3800, -3300, -2800, -2300, -1750, -1250, -750, -250$ mm での水位変動と $x = 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800$ mm での浸水深が計測されていることから、本稿ではこれらの項目の比較を行った。一方、Case 1 (20 cm) では $x = 200$ mm での浸水深と構造物に作用する津波力、Case 1 (60 cm) では $x = 600$ mm での浸水深と構造物に作用する津波力、Case 2 (20 cm) では $x = 200$ mm での浸水深と $x = 200$ mm に設置した構造物に作用する津波力、残りのケースでは $x = 600$ mm での浸水深と $x = 600$ mm に設置した構造物に作用する津波力が計測されていることから、これらの項目についても比較を行った。なお、水位変動と浸水深はすべて x 軸上、すなわち $y = 0$ mm での計測

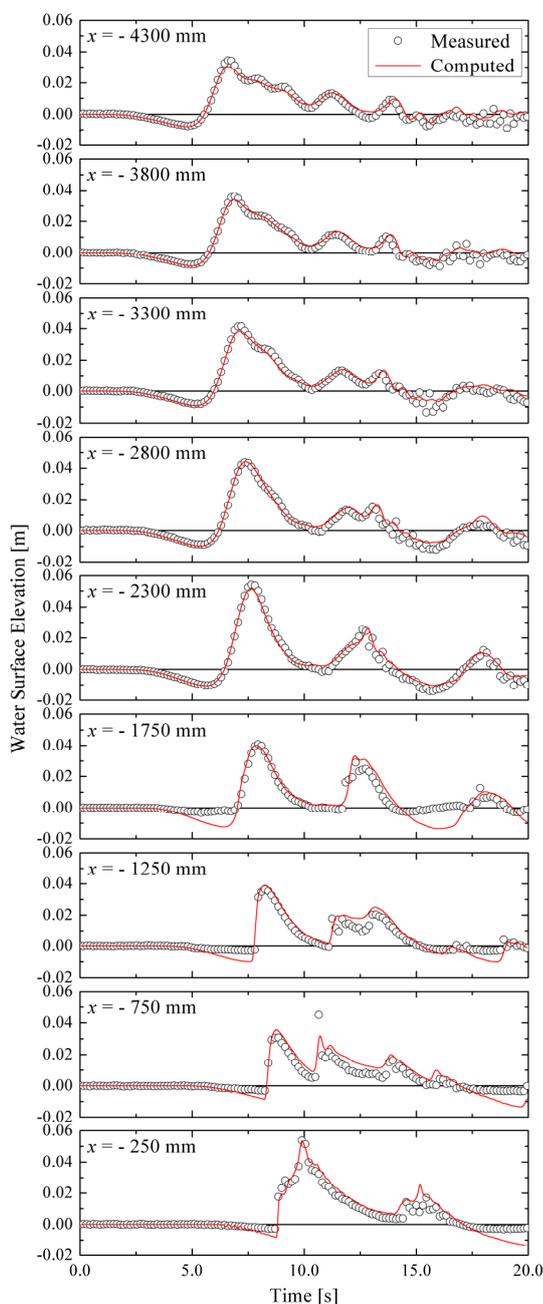


Fig. 5: Comparison of the water surface elevation for Case 0

値であり、構造物の配置は前述したように $y=0$ を中心に対称であることから、 x 軸方向の津波力のみを取り扱った。また、沖側静水深はすべてのケースで 600 mm で一定とした。

4. 計算結果及び考察

4. 1 水位変動及び浸水深の比較

Fig. 5 と Fig. 6 に、Case 0 での水位変動および浸水深の比較をそれぞれ示す。同図において、○印は水理実験での計測値を、実線は数値計算での出力値を表す。

Fig. 5 より、 $x = -1750$ mm 以浅の 4 点で引き波を過大評価していることが分かる。これは、 $x = -2300$ mm 以深での実験結果には負値が現れている一方で $x = -1750$ mm 以浅では現れていないことから、水理実験では $x = -1750$ mm 以浅での負の水位変動を計測できておらず、そのために過大評価になったものと考えられる。しかし、陸域からの反射波を含む津波の振幅や位相を精度良く再現できていることが分かる。一方、Fig. 6 より、特に $x = 400$ mm より沖側では実験値を若干過大評価しているものの、浸水深に関しても再現性が高いことが確認できる。

以上より、構造物がない場合の津波の遡上現象について、本数値計算モデルの妥当性が確認できた。

4. 2 浸水深及び津波力の比較

Fig. 7 から Fig. 12 に、Case 1 (20 cm) から Case 5 における構造物前面での浸水深および構造物に作用する津波力の比較を示す。

同図において、Fig. 5 や Fig. 6 と同様に、○印は水理実験での計測

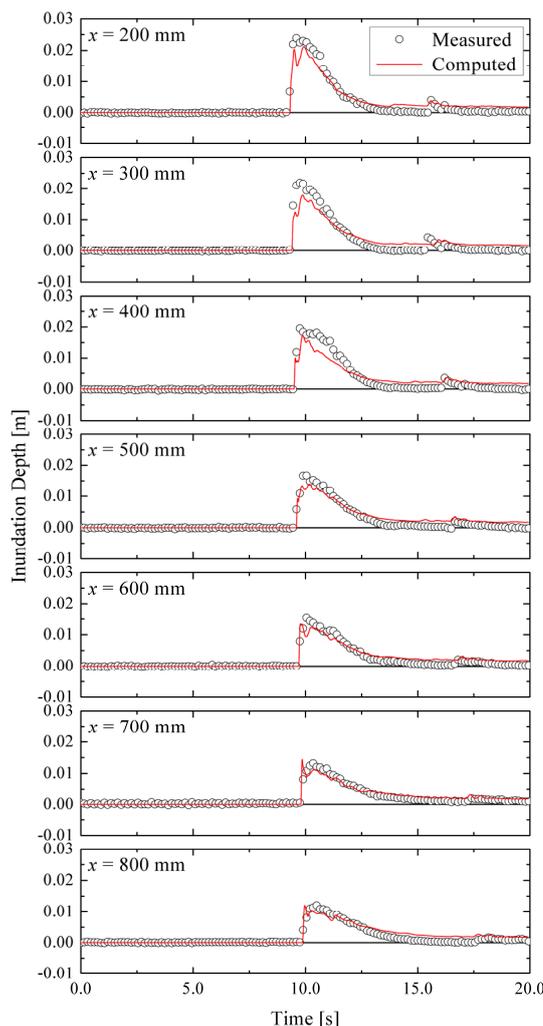
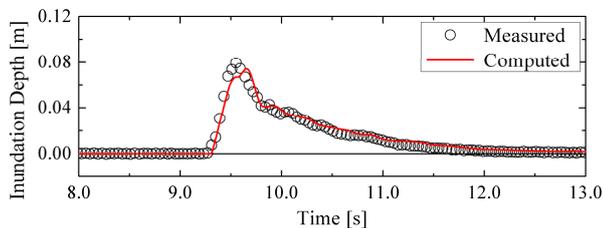


Fig. 6: Comparison of the inundation depth for Case 0

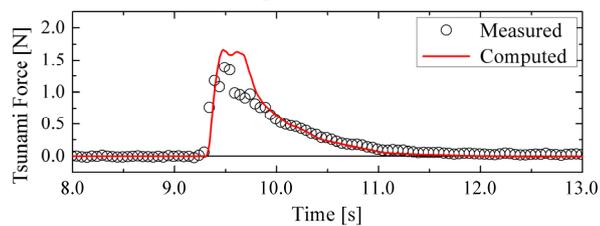
値を、実線は数値計算での出力値を表す。

遮蔽する構造物がない Case 1 (20 cm) と Case 1 (60 cm) を示した Fig. 7 と Fig. 8 より、津波力は両ケースとも若干過大評価しており、また浸水深についても Case 1 (60 cm) で若干過大評価しているものの、その傾向や特に立ち上がりの時刻に関しては浸水深、津波力とも一致していることが確認できる。また、遮蔽す

る構造物が 100 mm しか離れていない Case 2 (20 cm) と Case 2 (60 cm) を示した Fig. 9 と Fig. 10 からは、逆に津波力を若干過小評価しており、また Case 2 (20 cm) では浸水深の立ち上がりが若干遅れているものの、浸水深の変動を比較的良く再現できていることが分かる。さらに、遮蔽する構造物との距離が 300 mm と比較的離れている Case 3 と Case 5 を示した Fig. 11 と Fig. 12 より、特に

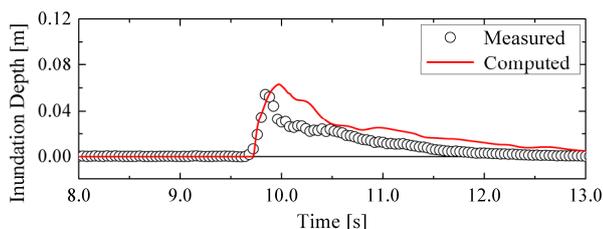


(a) Inundation depth in front of the structure

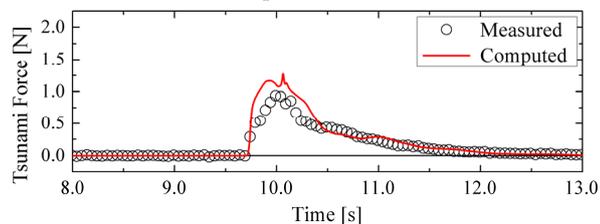


(b) Tsunami force acting on the structure

Fig. 7: Comparison for Case 1 (20 cm)

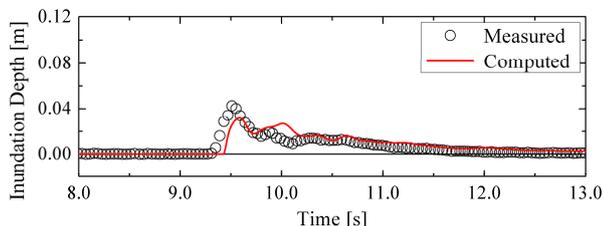


(a) Inundation depth in front of the structure

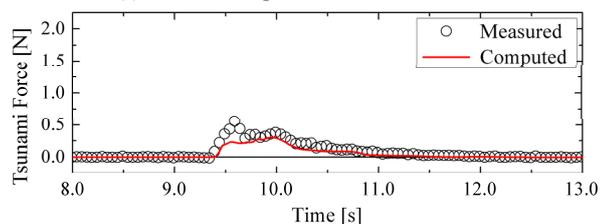


(b) Tsunami force acting on the structure

Fig. 8: Comparison for Case 1 (60 cm)

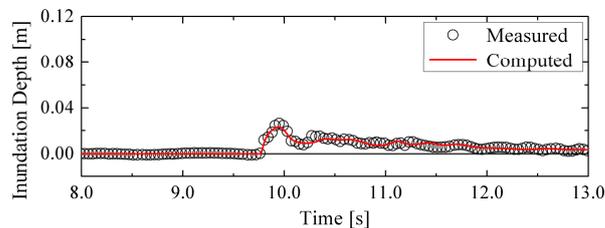


(a) Inundation depth in front of the structure

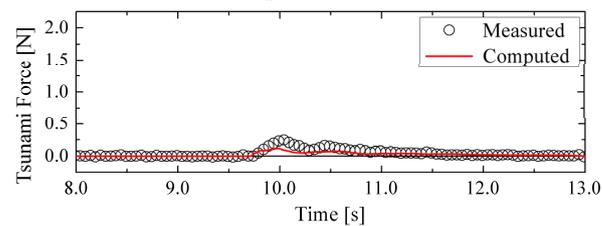


(b) Tsunami force acting on the structure

Fig. 9: Comparison for Case 2 (20 cm)

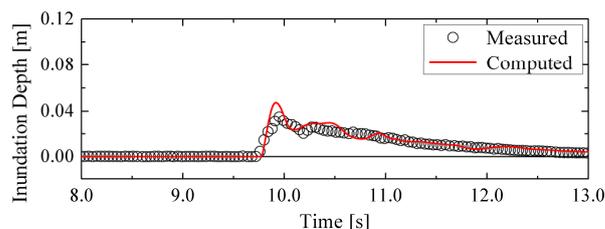


(a) Inundation depth in front of the structure

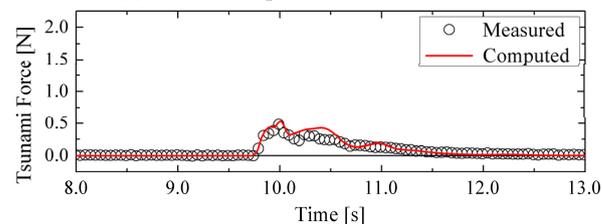


(b) Tsunami force acting on the structure

Fig. 10: Comparison for Case 2 (60 cm)

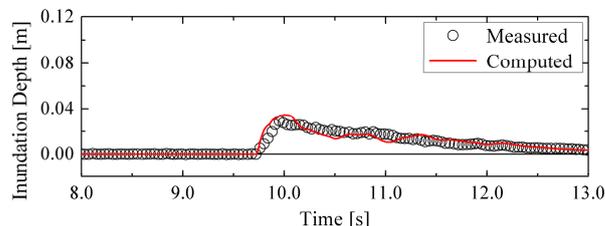


(a) Inundation depth in front of the structure

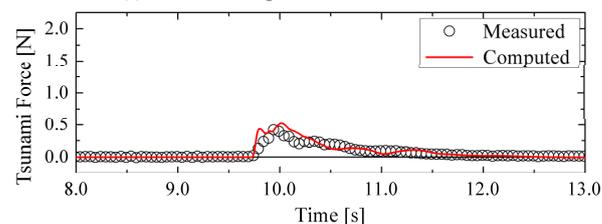


(b) Tsunami force acting on the structure

Fig. 11: Comparison for Case 3

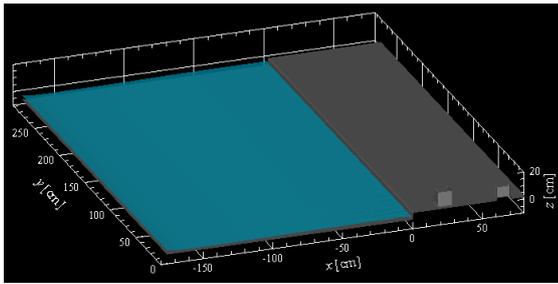


(a) Inundation depth in front of the structure

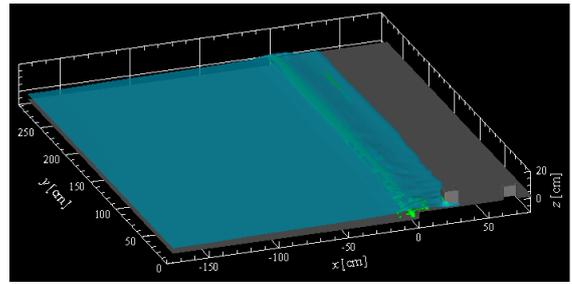


(b) Tsunami force acting on the structure

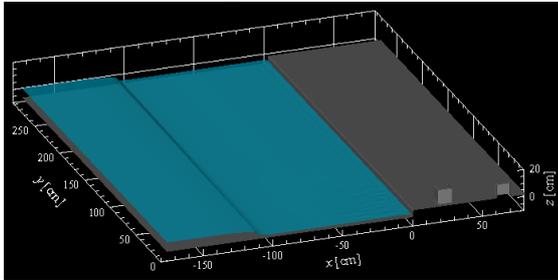
Fig. 12: Comparison for Case 5



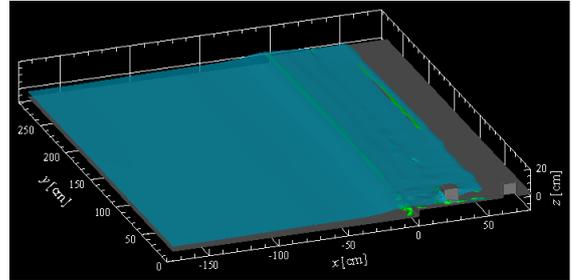
(a) $t = 7.00$ s



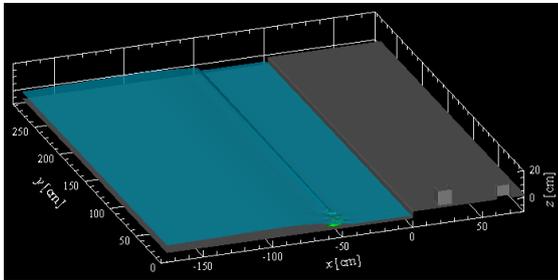
(g) $t = 9.45$ s



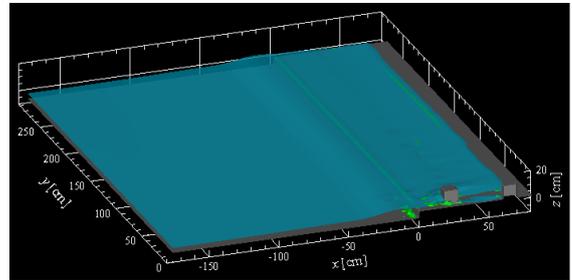
(b) $t = 8.00$ s



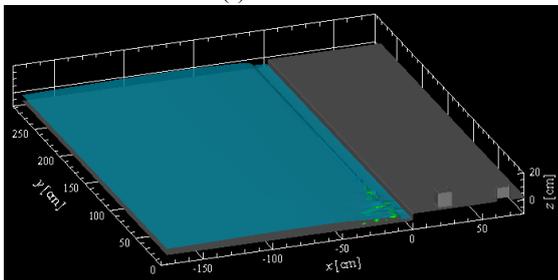
(h) $t = 9.65$ s



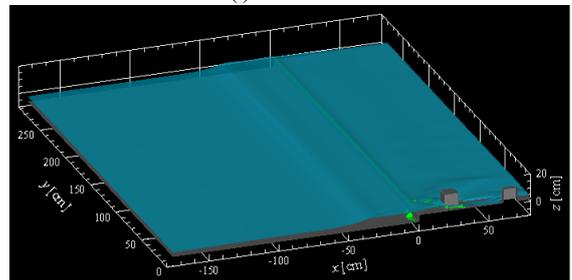
(c) $t = 8.60$ s



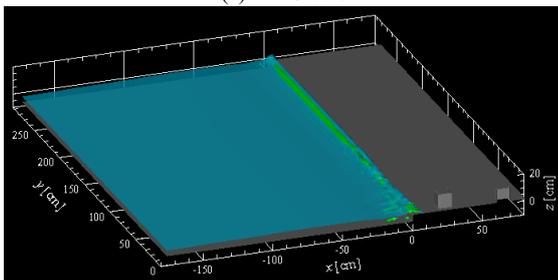
(i) $t = 9.80$ s



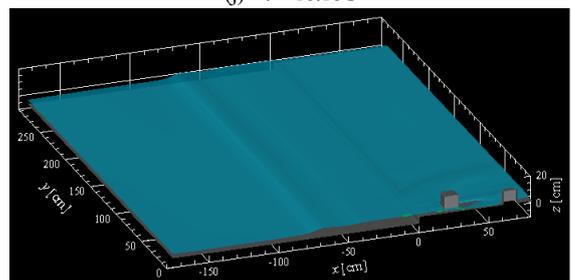
(d) $t = 9.00$ s



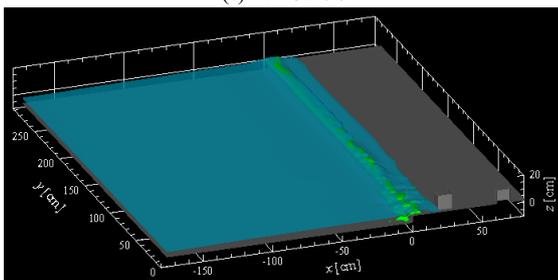
(j) $t = 10.10$ s



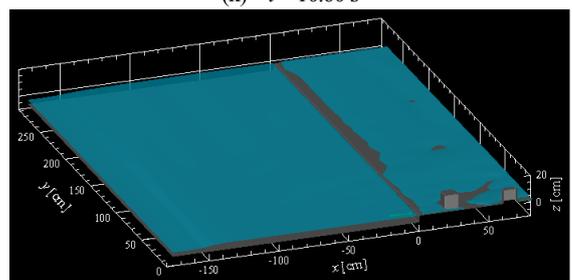
(e) $t = 9.20$ s



(k) $t = 10.60$ s



(f) $t = 9.35$ s



(l) $t = 11.60$ s

Fig. 13: Deformation of the run-up tsunami and the vortex structure inside the water for Case 5

Case 5 では構造物の配置が複雑であるにも関わらず、浸水深、津波力ともに再現性が高いことが確認できる。

以上より、浸水深および津波力の比較を通じて、構造物がある場合においても本モデルの妥当性が確認できた。

4. 3 遡上津波の変形過程

Fig. 13 に構造物の配置が複雑な Case 5 での津波の遡上過程を例示する。前述したように本論では $y \geq 0$ の片側のみを解析対象としたことから、同図においても $y \geq 0$ の結果のみを示した。また、 λ_2 定義⁽²⁰⁾による渦芯の構造も同時に示した。ただし、 $\lambda_2 = 0$ の等値面では非常に広い領域を覆ってしまうことから、同図では液相内部の $\lambda_2 = -20$ の等値面を示した。

Fig. 13 より、段波状になった津波が浅海域を伝播し (Fig. 13(a), (b)), さらに陸域に近づくとき $y \geq 0$ 付近で砕波が生じ始めること (Fig. 13(c), (d)) が分かる。その後、津波が陸域に打ち上げられるとともに岸壁の周辺に渦が生じ (Fig. 13(e)), Fig. 13(f) に示す 9.35 秒後には遡上した津波が海側 ($x = 200$ mm) に設置した構造物の沖側面に達していることが確認できる。そして、遡上津波が構造物の側面や背面へ回り込むとともに構造物の周辺に渦が生じ (Fig. 13(g), (h)), 9.80 秒後には構造物の手前側を回り込んだ遡上津波が岸側 ($x = 600$ mm) に設置した構造物の沖側面まで達していること (Fig. 13(i)) が分かる。その後、陸域からの反射波が沖へ遠ざかるとともに遡上津波のさらなる回り込みが生じ (Fig. 13(j), (k)), 最終的に Fig. 13(l) に示すように陸上から水が引き始めていることが確認できる。このように、沖側の構造物の手前側を回り込んだ遡上津波が岸側の構造物の沖側面に作用すること、また津波の遡上に伴い浅海域での砕波時、陸域への遡上時、構造物周辺への回り込み時に渦が発生することが判明した。

以上の検討を通じて、津波の遡上過程だけでなくそれに伴う渦構造も詳細に検討できることが確認できた。

5. 結論

本研究では、構造物を複数個設置した陸域への津波の遡上現象とその構造物に作用する津波力に関するシマモラら⁽⁵⁾の水利実験を取り扱い、中村・Yim⁽⁶⁾が開発した 3 次元数値計算モデルによりその再現計算を行った。その結果、海域での水位変動、陸域での浸水深、構造物への津波力に関する数値計算と水利実験の比較を通じて本モデルの再現性が確認できた。また、渦構造を可視化することで津波の遡上に伴う渦の発生を詳細に検討できることを明らかにした。ただし、構造物の沖側での浸水深や構造物に作用する津波力が構造物の配置により若干ながら過大評価または過小評価する傾向が認められたことから、計算結果に基づくさらなる検討を進めると同時に本モデルの改良を進める予定である。

参考文献

- (1) 朝倉, 岩瀬, 池谷, 高尾, 金戸, 藤井, 大森, “護岸を越流した津波による波力に関する実験的研究,” 海岸工学論文集, 47 (2000), pp. 911-915.
- (2) 池野, 田中, “陸上遡上津波と漂流物の衝突力に関する実験的研究,” 海岸工学論文集, 50 (2003), pp. 721-725.
- (3) 池谷, 朝倉, 藤井, 大森, 入谷, 柳沢, “陸上構造物に作用する津波波圧の時空間変動特性,” 海洋開発論文集, 21 (2005), pp. 121-126.
- (4) 中村, 白石, 宇佐美, 水谷, 宮島, 富田, “エプロン上のコンテナに作用する津波の流動場と波圧及び津波力に関する 3 次元数値解析,” 海洋開発論文集, 22 (2006), pp. 517-522.
- (5) シマモラ, 嶋原, 藤間, “建物群に作用する津波波力に関する水利実験,” 海岸工学論文集, 54 (2007), pp. 831-835.

- (6) 中村, Yim, “波浪場と地形変化の相互作用を考慮した 3 次元数値モデルの開発と侵食・洗掘現象への適用,” 海洋開発論文集, 25 (2009), pp. 1227-1232.
- (7) 中村, 水谷, 篠田, 小山, “岸壁に作用する局所流による三次元洗掘予測手法の開発と対策工に関する研究,” 海岸工学論文集, 56 (2009), 印刷中.
- (8) Hirt, Nichols, “Volume of fluid (VOF) method for dynamics of free boundaries,” J. Comp. Phys., 39 (1981), pp. 201-225.
- (9) 功刀, “自由界面を含む多相流の直接数値解析法,” 機械学会論文集 B 編, 63, 609 (1997), pp. 1576-1584.
- (10) Roulund, Sumer, Fredsøe, Michelsen, “Numerical and experimental investigation of flow and scour around a circular pile,” J. Fluid Mech., 534 (2005), pp. 351-401.
- (11) Brackbill, Kothe, Zemach, “A continuum method for modeling surface tension,” J. Comp. Phys., 100 (1992), pp. 335-354.
- (12) Mizutani, McDougal, Mostafa, “BEM-FEM combined analysis of nonlinear interaction between wave and submerged breakwater,” Proc., 25th Int'l Conf. on Coastal Eng., ASCE, (1996), 2377-2390.
- (13) Salvetti, Banerjee, “A priori tests of a new dynamic subgrid-scale model for finite difference large-eddy simulations,” Phys. Fluids, 7, 11 (1995), 2831-2847.
- (14) Morinishi, Vasilyev, “A recommended modification to the dynamic two-parameter mixed subgrid scale model for large eddy simulation of wall bounded turbulent flow,” Phys. Fluids, 13, 11 (2001), pp. 3400-3410.
- (15) Amsden, Harlow, “A simplified MAC technique for incompressible fluid flow calculation,” J. Comp. Phys., 6 (1970), pp. 322-325.
- (16) 梶島, “乱流の数値シミュレーション,” 養賢堂, (1999), 225 p.
- (17) Osher, Chakravarthy, “Very high order accurate TVD schemes,” ICASE Report, NASA Langley Research Center, Virginia, 84-44 (1984), 64 p.
- (18) 秋山, 有富, “新しい気液二相流数値解析—多次元流動解析—,” コロナ社, (2002), 261 p.
- (19) Germano, Piomelli, Moin, Cabot, “A dynamic subgrid-scale eddy viscosity model,” Phys. Fluids A, 3, 7 (1991), pp. 1760-1765.
- (20) Jeong, Hussain, “On the identification of a vortex,” J. Fluid Mech., 285 (1995), pp. 69-94.