

浚渫土砂により造成される人工浅場の 安定性に及ぼす流速変動および水圧変動の 影響に関する2次元数値解析

TWO-DIMENSIONAL NUMERICAL ANALYSIS ON EFFECTS OF FLOW VELOCITY AND WATER PRESSURE ON STABILITY OF ARTIFICIAL SHALLOWS COMPOSED OF DREDGED SOILS

中村友昭¹・石原 遼²・水谷法美³

Tomoaki NAKAMURA, Ryo ISHIHARA and Norimi MIZUTANI

¹正会員 博(工) 名古屋大学特任講師 高等研究院 (〒464-8601 名古屋市千種区不老町)

²学生会員 名古屋大学大学院工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

³正会員 工博 名古屋大学教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (同上)

The stability of superficial sediments of an artificial shallow composed of dredged soils is investigated using a three-dimensional coupled fluid-sediment interaction model in terms of the Shields parameter (SP), the relative effective stress ratio (RESR), and a SP modified with RESR (MSP). Topographic change reducing the stability of the shallow relates to large values of the averaged SP (ASP). In predicting ASP, the fluid-sediment interaction is essential because SP varies with the topographic change. In addition, the stability of the shallow can be evaluated appropriately using MSP because it is possible that the sediment mobility increases with RESR. The effectiveness of a coarse-sand layer covering the shallow is demonstrated to improve the stability of the shallow.

Key Words : Artificial shallow, dredged soil, stability, numerical simulation, Shields parameter, relative effective stress ratio, fluid-sediment interaction

1. 緒言

船舶の大型化に伴い大水深のバースや航路を整備、維持する際に生じる大量の浚渫土砂が問題となっている。しかし、処分場の確保が困難になるなど土砂の処分が課題となっており、その有効活用が求められている。その一つとして、浚渫土砂による人工浅場の造成が注目を集めている。これは、土砂の処分の問題とそれに対する有効活用としてだけではなく、造成による海域環境の再生と生態系の回復も期待されている¹⁾ものの、浚渫土砂のために粒径が非常に小さく、浅場を構成する土砂の安定性が懸念されている。これに関連して、現在までに姜ら²⁾などにより検討が行われているものの、土砂の安定性の評価に不可欠な浅場周辺の波浪場の特性について十分な知見は得られておらず、浅場の造成に際して事前に土砂の安定性を評価できるツールは見受けられないのが実情である。本研究では、粒径の小さい浚渫土砂により造成される人工浅場を波浪場と地形変化の相互作用を解析できる三次元数値計算モデル³⁾により取り扱い、浅場の表面に作用するせん断応力だけ

ではなくその表層に作用する有効応力も土砂の移動に影響を及ぼすことが確認されている⁴⁾ことから、せん断応力と有効応力を評価するために流速変動と水圧変動の観点から浅場を構成する土砂の安定性を考究する。また、浅場の表面を粒径の大きい土砂で覆う覆砂に対する検討も行い、土砂の安定性を向上させる対策工法としての有効性を検証する。

2. 数値計算手法

孤立波による海浜断面の地形変化やジェット水流による岸壁前面の局所洗掘を検討するために、中村・Yim³⁾は波浪場と地形変化の相互作用を解析できる三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、水理実験結果との比較によりその妥当性を明らかにしている^{3), 5)}。ここで、FSM は以下に述べるメインソルバーと二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の流体を含む全気液相

に適用できるように一般化した連続式と 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. GNS には, 気液界面を追跡する VOF (Volume of Fluid) 法⁶⁾を改良した MARS (Multi-Interface Advection and Reconstruction Solver)⁷⁾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⁸⁾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. ここでは, GNS, VOF, STM の概要を説明する.

(1) 一般化Navier-Stokesソルバー (GNS) とVOFモジュール (VOF)

GNS と VOF の支配方程式は, 以下に示す一般化した連続式, NS 方程式, VOF 関数 F の移流方程式から構成されている.

$$\partial(mv_j)/\partial x_j = q^* \quad (1)$$

$$\left\{m + C_A(1-m)\right\} \frac{\partial v_i}{\partial t} + \frac{\partial(mv_i v_j)}{\partial x_j} = -\frac{m}{\hat{\rho}} \frac{\partial p}{\partial x_i} + mg_i + \frac{m}{\hat{\rho}} \times \quad (2)$$

$$(f_i^s + R_i) + \frac{1}{\hat{\rho}} \frac{\partial}{\partial x_j} (2m\hat{\mu}D_{ij}) + \frac{\partial}{\partial x_j} (-m\tau_{ij}^a) + Q_i + m\beta_{ij}v_j$$

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

ここで, v_i は実流速ベクトル, p は圧力, 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), $\hat{\mu}$ は流体の粘性係数 ($= F\mu_w + (1-F)\mu_a$; μ_w : 水の粘性係数; μ_a : 空気の粘性係数), m は空隙率, C_A は付加質量係数, f_i^s は CSF (Continuum Surface Force) モデル⁹⁾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, 非線形抵抗係数ベクトル¹⁰⁾, D_{ij} はひずみ速度テンソル ($= \partial v_i/\partial x_j + \partial v_j/\partial x_i$), τ_{ij}^a は DTM (Dynamic Two-Parameter Mixed Model)¹¹⁾に基づく乱流応力テンソルの非等方成分, q^* は造波ソース強度, Q_i は q^* の関数で表される造波ソースベクトル, β_{ij} は減衰領域での減衰係数行列であり, R_i は

$$R_i = -\frac{12C_{D2}\hat{\mu}(1-m)}{md_{50}^2}v_i - \frac{C_{D1}\hat{\rho}(1-m)}{2md_{50}}v_i\sqrt{v_j v_j} \quad (4)$$

で与えられる. ただし, C_{D2} , C_{D1} はそれぞれ線形, 非線形抵抗係数, d_{50} は透過性材料の中央粒径である. 以上の詳細は中村・Yim³⁾または中村ら¹²⁾を参照されたい. ただし, 式(2)左辺第 2 項で表される対流項の離散化に 3 次精度 TVD (Total Variable Diminishing) スキームに代えて 5 次精度 MUSCL (Monotone Upstream-Centered Schemes for Conservation Laws)¹³⁾を, 式(4)右辺第 1 項で表される線形抵抗係数項の時間方向の離散化に 2 次精度 Crank-Nicolson 法に代えてさらなる安定化のために 1 次精

度 Euler 陰解法を適用した.

(2) 底質輸送モジュール (STM)

STM は, Roulund ら⁸⁾を参考に構築した底質の質量保存式, 掃流砂量式, 斜面崩壊計算から構成されている. ここでは, 底質の質量保存式と掃流砂量式を取り上げて, その概要を説明する. 詳細については, 中村・Yim³⁾または Roulund ら⁸⁾を参照されたい.

a) 底質の質量保存式

基準面からの底質表面の高さを z_s , x , y 軸方向の掃流砂量をそれぞれ q_x , q_y とすると, 底質の質量保存式は次式で与えられる.

$$\frac{\partial z_s}{\partial t} + \frac{1}{1-m} \left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} \right) = 0 \quad (5)$$

b) 掃流砂量式

掃流砂量 q_x , q_y の算出には, 単位幅, 単位時間当たりの i 軸方向の掃流砂量 q_i が砂粒子の平均輸送速度の i 方向成分 v_{bi} に比例するとして掃流砂量式¹⁴⁾

$$q_i = \pi d_{50} p_{EF} v_{bi} / 6 \quad (6)$$

が用いられている. ここで, p_{EF} は掃流形態で移動する砂粒子の割合であり, 次式で与えられる.

$$p_{EF} = \begin{cases} 0 & \text{if } \tau_* < \tau_{*c} \\ 6(\tau_* - \tau_{*c}) / \pi \mu_d & \text{otherwise} \end{cases} \quad (7)$$

ただし, μ_d は砂粒子の動摩擦係数, τ_* は Shields 数, τ_{*c} は斜面での限界 Shields 数である. また, 式(6)の v_{bi} は図-1 に示す掃流形態で移動する砂粒子 1 個に作用する力の釣り合い

$$F_D \cos \Psi_1 + W \sin \beta \cos(\alpha - \Psi) = \mu_d W \cos \beta \quad (8)$$

$$F_D \sin \Psi_1 = W \sin \beta \sin(\alpha - \Psi) \quad (9)$$

および

$$v_r \sin \Psi_1 = C_{vf} v_f \sin \Psi \quad (10)$$

$$v_r \cos \Psi_1 + v_b = C_{vf} v_f \cos \Psi \quad (11)$$

から求められる. ここで, v_b は v_{bi} の大きさ, $C_{vf} v_f$ は砂粒子に作用する流速の大きさ (v_f : 摩擦速度の大きさ; C_{vf} : v_f の係数), v_r は v_b に対する砂粒子に作用する相対流速の大きさ, α は斜面下向きに対する v_f の方向, β は斜面の傾斜角, Ψ は v_b に対する v_f の方向, Ψ_1 は v_b に対する v_r の方向, W は砂粒子の水中重量, F_D は砂粒子に作用する抗力であり, v_f は粗面乱流に対する対数則

$$\frac{v_{surf}}{v_f} = \frac{1}{\kappa'} \ln \frac{\Delta z_{surf}}{k_s/30} \quad (12)$$

から計算される. ただし, v_{surf} は底質の表面から微小距離 Δz_{surf} だけ上方での接線方向流速, κ' は Kármán 定数, k_s は等価砂粗度 ($= 2.5d_{50}$) である.

3. 計算条件

現地スケールの浅場を想定した図-2 に示す計算領域を用いて解析を行った. ここでは, 三次元性があまり卓越しないと考えられる状況を対象とするこ

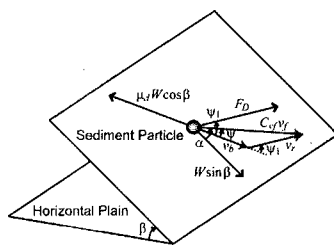


図-1 斜面上の砂粒子

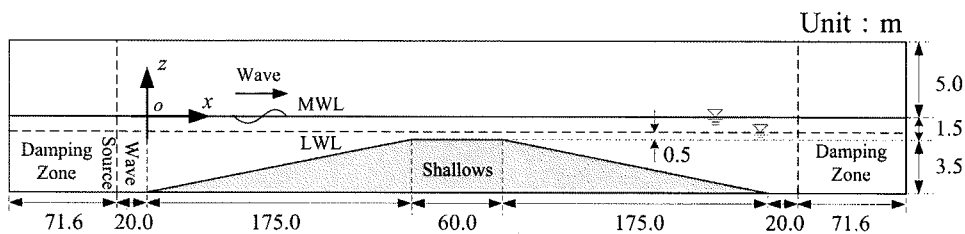


図-2 計算領域の概略図

とから、上述したように FSM は三次元モデルであるものの、単位奥行きで断面二次元計算を行った。図-2 に示すように、計算領域の中央に高さ 3.5 m、天端幅 60.0 m、法面勾配 1/50 の浅場を設定し、その沖側と岸側にそれぞれ 20.0 m の一様水深部と入射波の 2 波長分以上の減衰領域を確保した。

静水深 h は MWL の 5.0 m と LWL の 4.0 m の二種類とし、現地を想定した周期 $T = 5.2$ s、波高 $H = 1.5$ m の規則波を作用させた。浅場の構成材料は、浚渫土砂を想定したシルト（中央粒径 $d_{50} = 0.04$ mm）を基準とし、比較のために細砂（ $d_{50} = 0.15$ mm）と粗砂（ $d_{50} = 1.50$ mm）の計算も行った。また、覆砂の有効性を検討するために、シルト（ $d_{50} = 0.04$ mm）からなる浅場の表層を細砂（ $d_{50} = 0.15$ mm；層厚 $D = 0.25, 0.75, 1.50, 2.50$ m）で置換した場合の計算も行った。ただし、上述した FSM では混合砂は取り扱いえないことから、シルトと細砂はその境界で混合しないとした。

波浪場の計算を行う GNS・VOF では、 x 、 z 軸方向の格子幅がそれぞれ 0.25 m、0.125 m の等間隔格子を用いた。流速と圧力の境界条件として、沖側と岸側境界に Sommerfeld 放射条件を、下面（ $z = -5.0$ m）に slip 条件を、上面に圧力一定条件を、手前側と奥側境界に勾配ゼロの条件を課し、VOF 関数の境界条件には全境界で勾配ゼロの条件を用いた。

一方、地形変化の計算を行う STM では、浅場の表面を上述の GNS・VOF と同じ大きさに分割し、GNS・VOF で得られた流速を補間して求めた浅場の表面から一格子半上での流速から摩擦速度を算出した。境界条件として、浅場の沖側および岸側からの漂砂の供給がゼロの条件を課した。

パラメータとして、 $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ 、 $\rho_w = 9.97 \times 10^2 \text{ kg/m}^3$ 、 $\rho_a = 1.18 \text{ kg/m}^3$ 、水の動粘性係数 $8.93 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ 、空気の動粘性係数 $1.54 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 、表面張力係数 $7.20 \times 10^{-2} \text{ N/m}$ とし、Mizutani ら¹⁰⁾に基づいて $C_A = -0.04$ 、 $C_{D1} = 0.45$ 、 $C_{D2} = 25.0$ と設定した。また、 $m = 0.4$ 、 $\kappa' = 0.4$ 、砂粒子の比重 s を 2.65、水平面での限界 Shields 数を 0.05、静止摩擦角と動摩擦角を 23.0 度、水中安息角を 29.0 度とした。

本稿では、浅場の表面近くに生じる流速変動を評価するために STM で求めた Shields 数 τ_* を用い、その表層に生じる水圧変動を評価するために次式の相対鉛直有効応力比 λ （Relative Vertical Effective Stress Ratio、以下 RESR と略す）を用いた。

$$\lambda = 1 - \sigma'_z / \sigma'_{z0} \quad (13)$$

ここで、 σ'_z は浅場の表層に作用する鉛直有効応力、

σ'_{z0} はその初期値であり、 σ'_z は善ら¹⁵⁾に倣って浅場の表面での水圧と浅場の表面から微小距離 Δz_λ だけ下方での間隙水圧の差から算出した。また、 σ'_{z0} は

$$\sigma'_{z0} = (1 - m)(\rho_s - \rho_w)g\Delta z_\lambda \quad (14)$$

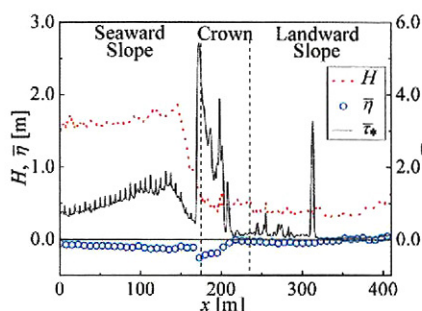
から求めた。ただし、 ρ_s は砂粒子の密度（ $= s\rho_w$ ）である。ここでは、浅場の表層に生じる λ を検討するために、 Δz_λ は上述した z 軸方向の格子幅と同じ 0.125 m とした。なお、 λ の初期値は $\sigma'_z = \sigma'_{z0}$ より $\lambda = 0$ であり、 $\lambda = 1$ は液状化を示唆する。

4. 浅場周辺の波浪場の特性

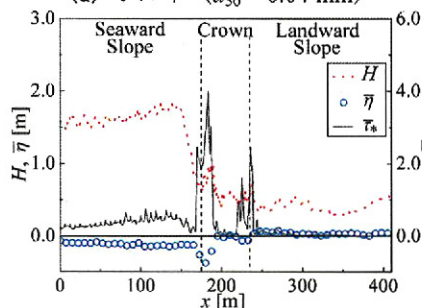
本章では、造波開始からの時間の経過が比較的短く地形変化が十分に小さいと仮定できるとき、すなわち STM での地形の更新を行わず地形を一定としたときを取り扱い、まず浅場の周辺に生じる波浪場の特性を明らかにする。なお、ここでは浅場の周辺に安定した波浪場が形成されていることが確認できた無次元時刻 $t/T = 18.0 \sim 21.0$ (MWL)、 $22.0 \sim 25.0$ (LWL) を対象に解析を行う。

(1) 平均 Shields 数

図-3 と図-4 に、それぞれ MWL と LWL での波高 H 、平均水位 $\bar{\eta}$ 、平均 Shields 数 $\bar{\tau}_*$ の分布を示す。図-3(a) より、沖側法面では天端に近づくにしたがって H は僅かに増加、逆に $\bar{\eta}$ は僅かに減少し、それと同時に $\bar{\tau}_*$ は徐々に増加する傾向が確認できる。その後、碎波により H が急激に減少するとともに $\bar{\tau}_*$ も一旦減少するものの、天端の少し沖側で $\bar{\eta}$ が減少するのに伴い $\bar{\tau}_*$ が急激に増加することが分かる。この $\bar{\tau}_*$ の増加は、負の $\bar{\eta}$ が認められる天端の沖側部でも生じていることが確認できる。平均流速と平均渦度 $\bar{\omega}$ （反時計回りを正とする）の分布を示した図-5(a) より、碎波の影響を受けて天端の沖側部に時計回りの平均流が形成されており、そのために浅場の表面に強い冲向きの戻り流れが生じたことから $\bar{\tau}_*$ が増加したと考えられる。ただし、天端の岸側部より岸側では H 、 $\bar{\eta}$ 、 $\bar{\tau}_*$ ともにほとんど変化が認められないことも確認できる。なお、 $x = 310$ m 近傍で $\bar{\tau}_*$ が大きくなっているが、図-5(a) に示すようにこの付近で反時計回りの強い渦が生じたためであると考えられる。一方、細砂の場合を示した図-3(b) より、中央粒径 d_{50} がシルトよりも大きいことから $\bar{\tau}_*$ が全体的に小さくなっているものの、天端の岸側部を除いて H 、 $\bar{\eta}$ 、 $\bar{\tau}_*$ の傾向は

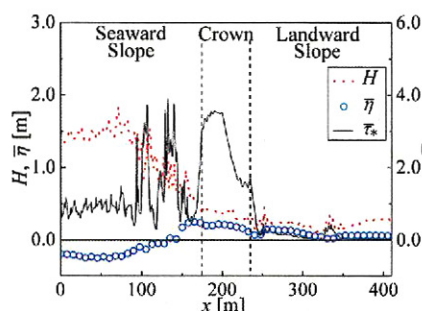


(a) シルト ($d_{50} = 0.04$ mm)

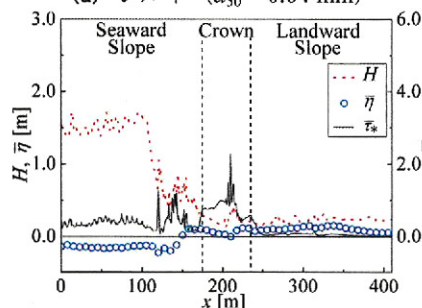


(b) 細砂 ($d_{50} = 0.15$ mm)

図-3 波高 H , 平均水位 $\bar{\eta}$, 平均 Shields数 $\bar{\tau}_*$ の分布 (MWL)

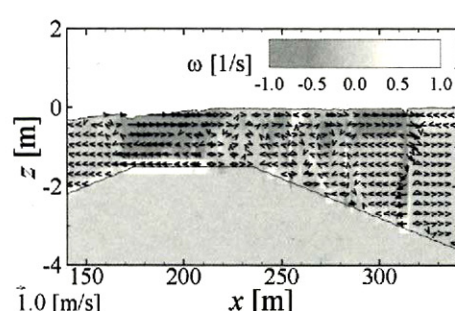


(a) シルト ($d_{50} = 0.04$ mm)

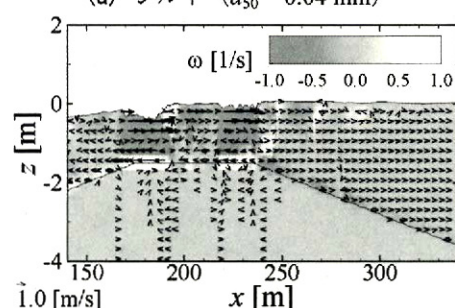


(b) 細砂 ($d_{50} = 0.15$ mm)

図-4 波高 H , 平均水位 $\bar{\eta}$, 平均 Shields数 $\bar{\tau}_*$ の分布 (LWL)



(a) シルト ($d_{50} = 0.04$ mm)



(b) 細砂 ($d_{50} = 0.15$ mm)

図-5 平均流速と平均渦度 $\bar{\omega}$ (反時計回りを正)の分布 (MWL)

あまり変わらないことが確認できる。ただし、図-5(b)に示すように天端の沖側部だけではなく天端の岸側部にも時計回りの平均流が形成されていることから、図-3(b)に図示したように天端の岸側部でも $\bar{\eta}$ の低下と $\bar{\tau}_*$ の増加が生じたと考えられる。

LWLでの H , $\bar{\eta}$, $\bar{\tau}_*$ の分布を示した図-4より、静水深 h がMWLよりも小さいことから碎波位置が図-3に図示したMWLよりも沖側に移動しており、その影響を受けて沖側法面で $\bar{\tau}_*$ が非常に大きくなっていることが分かる。その後、 H とともに $\bar{\tau}_*$ も減少するものの、LWLでは天端水深が非常に小さいことから天端上で $\bar{\tau}_*$ が再び大きくなる傾向が確認できる。以上の傾向は、 d_{50} に関わらず認められることも図-4より確認できる。

以上より、MWLでは $\bar{\tau}_*$ が天端の沖側部で大きくなっており、さらに細砂の場合は天端の岸側部でも $\bar{\tau}_*$ が増加している一方で、LWLでは d_{50} によらず碎波点近傍の沖側法面と天端上の全域で $\bar{\tau}_*$ の増加が認められることから、それらの場所で土砂の移動が生じやすい状態になっていると考えられる。なお、図示しないが、粗砂の場合は h によらず細砂とほぼ同じ傾向を示すことを確認している。

(2) Shields数と相対鉛直有効応力比RESR

ここでは、前節で確認した $\bar{\tau}_*$ が特徴的な位置を取り上げ、それらの位置でのShields数 τ_* とRESR λ に対する検討を行う。具体的には、MWLでは沖側法面の下部($x = 32$ m)、碎波点近傍の天端沖側端($x = 175$ m)、天端岸側部($x = 230$ m)の三点を、LWLでは沖側法面の下部($x = 30$ m)、碎波点近傍の沖側法面($x = 135$ m)、天端中央部($x = 200$ m)の三点を取り扱う。ただし、より詳細な検討のために τ_* に代えて摩擦速度の方向を考慮した

符号つきShields数 τ'_* (岸向きを正とする)を用い、さらに中村・水谷⁴⁾は有効応力の影響を考慮して τ'_* を修正しないと遡上津波による局所洗掘を再現できないことを明らかにしていることから、 λ を考慮して τ'_* を評価し直した修正符号つきShields数 τ'_{*o}

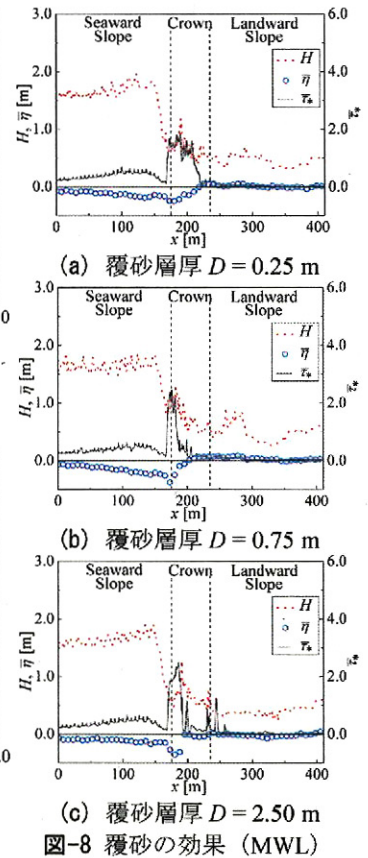
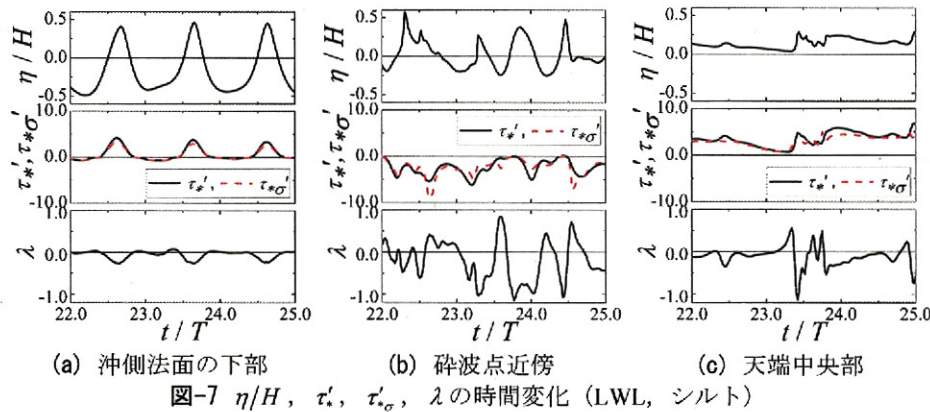
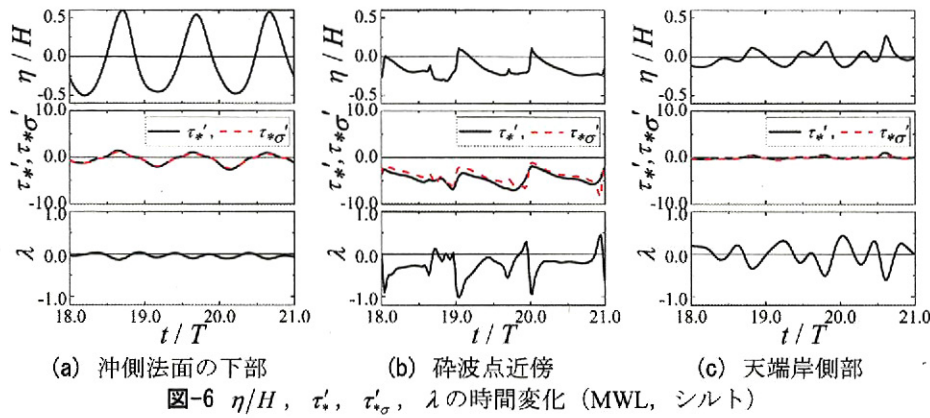
$$\tau'_{*o} = \tau'_* / (1 - \beta\lambda) \quad (15)$$

による評価も行う。ここで、 β は $0 \leq \beta < 1$ なる無次元パラメータであり、 $\beta = 0.992^4)$ とした。

図-6と図-7にそれぞれMWLとLWLでの無次元水位変動 η/H , τ'_* , τ'_{*o} , λ の時間変化を示す。同図より、 τ'_* の位相は η/H よりも若干早い傾向が確認できるものの、両者の位相はほぼ一致していることが分かる。ただし、図-7(b)に示したLWLの碎波点近傍では同様の傾向がはっきりとは現れていないことも確認できる。これは、図示しないが、碎波により形成された下向きの平均流がこの付近で底面まで達しており、その影響で乱れた流速場が形成されていたためであると考えられる。

沖側法面の下部を示した図-6(a)と図-7(a)より、 η/H の最大時と最小時に λ が若干低下しており、さらに大半の時刻で λ が負、すなわち鉛直有効応力 σ'_z が増加していることが分かる。したがって、限界Shields数を越えた τ'_* の変動が認められるものの、 σ'_z の増加により砂粒子間の拘束力が強まっていると推測されることから、沖側法面の下部では土砂の動きやすさが若干低下していると考えられる。この効果は、 λ を考慮した τ'_{*o} の振幅が τ'_* よりも若干小さいことから確認できる。

一方、碎波点近傍(図-6(b), 図-7(b))や天端(図-6(c), 図-7(c))では η/H の増加時に λ が減少する傾向が確認できる。また、逆に η/H の減少時には大きい λ が生じやすい傾向も認められる。特に、図-7(b)に示したLWLの碎波帯近傍では、 λ



が液状化を表す 1.0 に近づくなど非常に大きくなっており、 τ_{σ}' の振幅が τ_s' を上回る時刻があることが確認できる。ここで、 $\lambda > 0$ は σ_z' の低下を表していることから、その時刻で砂粒子間に作用する拘束力が弱まっており、 τ_s' による土砂の移動が助長される可能性が高いと推測される。

以上より、 λ を考慮しないと再現できなかった遡上津波による局所洗掘⁴⁾の場合と同様に、本現象においても λ を考慮しないと土砂の移動しやすさを過小評価する危険性があると考えられる。

(3) 覆砂の効果

図-8 に MWL での覆砂の効果を示す。なお、覆砂をしない場合は図-3(a)に、浅場全体を細砂に置換した場合は図-3(b)に相当する。図-8 より、覆砂を行うと浅場の表面の d_{50} が大きくなるために図-3(a)と比較して $\bar{\tau}_s$ が大きく減少することが確認できる。また、層厚 D の増加とともに $\bar{\tau}_s$ の大きい範囲が徐々に狭くなり、天端の沖側部に集中する傾向が認められるものの、 D が 0.75 m を超えると D の増加とともに $\bar{\tau}_s$ が逆に増加することが分かる。これは、図示しないが、 $D = 0.75$ m では砕波に伴う時計回りの平均流が天端の沖側部の狭い範囲に抑えられていたためであると考えられる。本研究の範囲では、 $D = 0.75$ m の覆砂が最も効果的であると判断できる。以上より、 $\bar{\tau}_s$ の観点から対策工法としての覆砂の有効性が検証できるとともに、最も効果的な D が存在することを示した。なお、同様の傾向は LWL でも確認されている。

5. 浅場の地形変化の特性

ここでは、FSM を用いて地形変化を考慮した計算を行い、地形変化の特性を把握するとともに、前章で検討した Shields 数などとの関係を明らかにする。ただし、地形が平衡状態に達するまでのような長期間を対象にした計算は現時点では計算所要時間の観点から現実的ではないことから、本章では造波開始直後の初期の地形変化に焦点を絞り、短期間での地形変化とそれが与える影響を取り扱う。具体的には、前章での検討に準じて $t/T = 21.0$ (MWL)、 25.0 (LWL) までの地形変化を対象とした。

図-9 に初期状態からの地形変化量 Δz_s を、図-10 に $t/T = 18.0 \sim 21.0$ (MWL)、 $22.0 \sim 25.0$ (LWL) での H 、 $\bar{\eta}$ 、 $\bar{\tau}_s$ の分布を示す。図-9 より、地形を一定とした前章での計算において大きな $\bar{\tau}_s$ が生じていた天端の沖側部 (MWL; 図-3(a) 参照) や砕波点近傍の沖側法面 (LWL; 図-4(a) 参照) で地形変化が大きく、これらの場所で土砂の安定性が低いことが分かる。また、比較的大きな $\bar{\tau}_s$ が見られた沖側法面の全域でも小規模な地形変化が生じており安定性が低いと考えられる一方で、 $\bar{\tau}_s$ が小さい岸側法面では地形変化がほとんど起こっていないことも確認できる。地形変化後の $\bar{\tau}_s$ を示した図-10 より、地形変化とそれに伴う波浪場の変化のために地形を一定とした場合 (図-3(a)、図-4(a)) よりも $\bar{\tau}_s$ が砕波点近傍や天端で低下していることが分かる。しかし、依然として $\bar{\tau}_s$ が大きい場所が認められることから、今後も地形変化が進むと考えられる。以上

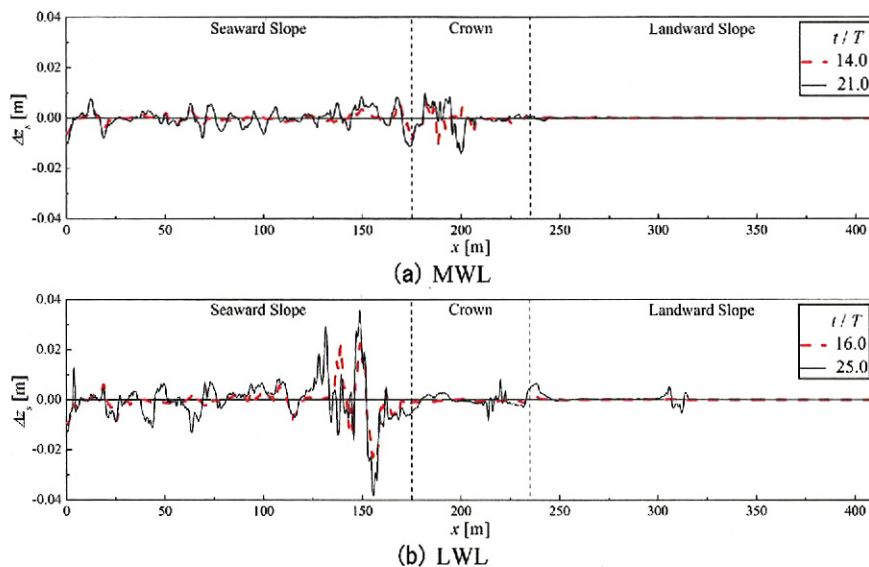


図-9 地形変化量 Δz_s (シルト)

より、地形変化の発生位置と前章で確認した $\bar{\tau}_s$ の増加位置に対応関係が認められるものの、その地形変化が侵食か堆積かは $\bar{\tau}_s$ だけでは判断できず、また前述したように地形変化が生じることで $\bar{\tau}_s$ も変化することから、大きな地形変化が生じる可能性のあるより長期間を対象に土砂の安定性を評価するためには、波浪場と地形変化の相互作用を考慮した計算が不可欠であると考えられる。

6. 結論

浚渫土砂により造成される人工浅場を取り扱い、その表層の土砂の安定性を波浪場と地形変化の相互作用を解析できる三次元数値計算モデルにより考究した。その結果、土砂の安定性が低く地形変化が生じる可能性のある場所は平均 Shields 数で評価できるものの、その値は地形変化とともに変動することから相互作用を考慮した計算が不可欠であること、覆砂が土砂の安定性を向上させる対策工法として有効であることを明らかにした。ただし、本モデルの適用性の検証は十分とは言えないことから、人工浅場を対象にした現地観測や水理実験との比較を行うとともに、顕著な地形変化が現れるより長期間の計算を行うなど一般的な傾向を明らかにするために、さらなる検討を進める予定である。

参考文献

- 1) 李 正奎, 西嶋 渉, 向井徹雄, 滝本和人, 清水 徹, 平岡喜代典, 岡田光正: 自然および人工干潟の有機物浄化機能の定量化と広島湾の浄化に果たす役割, 水環境学会誌, 第 21 巻, pp. 149-156, 1998.
- 2) 姜 閔求, 高橋重雄, 野々村治, 高野忠志, 黒田豊和: 人工干潟地盤耐波安定性に関する基礎実験, 海岸工学論文集, 第 47 巻, pp. 526-530, 2000.
- 3) 中村友昭, Solomon C. 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

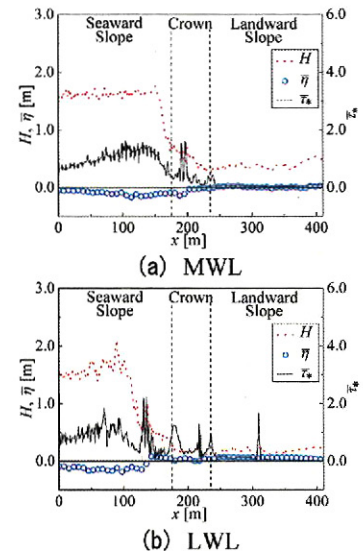


図-10 地形変化後の H , $\bar{\eta}$, $\bar{\tau}_s$ の分布 (シルト)

現象への適用, 海洋開発論文集, 第 25 巻, pp. 1227-1232, 2009.

- 4) 中村友昭, 水谷法美: 地盤内部の応力変動の影響を考慮した漂砂量式を用いた遡上津波による地形変化シミュレーション, 海洋開発論文集, 第 24 巻, pp. 57-62, 2008.
- 5) 中村友昭, 水谷法美, 篠田陽介, 小山裕文: 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, 第 56 巻, pp. 486-490, 2009.
- 6) Hirt, C. W. and Nichols, B. D.: Volume of fluid (VOF) method for dynamics of free boundaries, *J. Comp. Phys.*, Vol. 39, pp. 201-225, 1981.
- 7) 功刀資彰: 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, 第 63 巻, 第 609 号, pp. 1576-1584, 1997.
- 8) Roulund, A., Sumer, B. M., Fredsøe, J., and Michelsen, J.: Numerical and experimental investigation of flow and scour around a circular pile, *J. Fluid Mech.*, Vol. 534, pp. 351-401, 2005.
- 9) Brackbill, J. U., Kothe, B. D., and Zemach, C.: A continuum method for modeling surface tension, *J. Comp. Phys.*, Vol. 100, pp. 335-354, 1992.
- 10) Mizutani, N., McDougal, W. D., and Mostafa, A. M.: BEM-FEM combined analysis of nonlinear interaction between wave and submerged breakwater, *Proc., Int. Conf. on Coastal Eng.*, ASCE, Vol. 25, pp. 2377-2390, 1996.
- 11) Salvetti, M. V. and Banerjee, S.: A priori tests of a new dynamic subgrid-scale model for finite difference large-eddy simulations, *Phys. Fluids*, Vol. 7, No. 11, pp. 2831-2847, 1995.
- 12) 中村友昭, 水谷法美, 藤間功司: 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, ながれ, 日本流体力学会, 第 29 巻, 第 2 号, 印刷中.
- 13) Yamamoto, S. and Daiguji, H.: Higher-order-accurate upwind schemes for solving the compressible Euler and Navier-Stokes equations, *Computers Fluids*, Vol. 22, No. 2-3, pp. 259-270, 1993.
- 14) Engelund, G. and Fredsøe, J.: A sediment transport model for straight alluvial channels, *Nordic Hydrology*, Vol. 7, pp. 293-306, 1976.
- 15) 善 功企, 山崎浩之, 渡辺 篤: 海底地盤の波浪による液状化および高密度化, 港研報告, 第 26 巻, 第 4 号, pp. 125-180, 1987.