

陸上遡上津波による矩形構造物周辺の洗掘と 地盤の応力変動に関する研究

中村友昭¹・倉光泰樹²・水谷法美³

スマトラ島沖地震に伴う大津波によりインド洋沿岸の国々で陸上構造物の周囲に大規模な洗掘が生じた事例が報告されている。このような津波による洗掘は定常流や周期波による洗掘とその発生機構が異なると推測されることから、現在までに護岸や円柱を対象に局所洗掘に対する検討がなされてきたが、陸上遡上津波による陸上構造物周辺の洗掘を検討した研究は極めて少ない。本論では、港湾構造物を模した矩形の陸上構造物を取り扱い、水理模型実験と数値計算により陸上遡上津波による構造物周辺の洗掘を検討した。その結果、地盤表面の流速だけでなく地盤内部の応力状態も構造物沖側隅角部の洗掘に影響を与えている可能性があることが明らかになった。

1. 結 言

2004 年 12 月 26 日に発生したスマトラ島沖地震に伴う大津波によりインド洋沿岸のインドやスリランカなどで陸上構造物の周囲に大規模な洗掘が生じた事例が報告されている (写真-1)。このような津波による洗掘は定常流や周期波による洗掘とその発生機構が異なると推測されることから (Tonkin ら, 2003), 西村・堀川 (1979), 宇多ら (1987), 野口ら (1997), 後藤ら (2002) は水理模型実験や数値計算により護岸の法先や背後に生じる洗掘を検討しており, Kobayashi・Lawrence (2004) は水理模型実験により正または負の孤立波による透水性斜面の地形変化に関する研究を行っている。また, Tonkin ら (2003) は透水性斜面上に設置した円柱周辺の洗掘に関する水理模型実験を行い, 引き波の最終段階で生じる円柱岸側の急激な砂の洗掘は地盤の表面近くに生じる圧力勾配により説明できることなどを明らかにしている。

一方, 1976 年に東海地震説が提唱されてから 30 年経過した我が国では, 東海地震を始め東南海・南海地震などの巨大地震が近い将来発生するであろうことは現前の事実である。このような巨大地震が発生した際には, 我が国の国土事情を鑑みると, 船舶による支援物資の輸送が不可欠であると考えられる。しかし, 前述のスマトラ島沖地震で確認された津波の来襲に伴う洗掘により船舶接岸用の護岸や港湾建築物などの陸上構造物が被災する事態が想定されることから, 被災地への円滑な支援物資の輸送が滞る可能性が懸念されているが, 津波による港湾建築物などの陸上構造物周辺の洗掘を検討した事例は

著者らの知る限り見受けられないのが実情である。

そこで本研究では, 港湾建築物を模した形状の単純な矩形の陸上構造物を取り扱い, まず水理模型実験により構造物の周囲に生じる最終洗掘深の分布や作用津波に対する最大洗掘深の傾向について検討を加える。そして, 津波による地盤の波浪応答を解析できる数値計算手法 (中村ら, 2006) を用いて, 地盤表面の流速と地盤内部の応力が局所洗掘に及ぼす影響を考究する。

2. 水理模型実験

(1) 次元解析

津波による矩形構造物周辺の最大洗掘深 $z_s^{\max}$ は次に示す 16 個のパラメータに支配されると考えられる。

$$z_s^{\max} = f(H_0, h_0, g, \rho_w, \mu_w, B_r, h_r, s, l_s, h_s, m, \rho_s, d_{50}, B, d, x_s) \dots \dots \dots (1)$$

ここで, H_0 は沖波波高, h_0 は静水深, g は重力加速度, ρ_w は水の密度, μ_w は水の粘性係数, B_r は護岸の先端幅, h_r は護岸の高さ, s は護岸の表法面勾配, l_s は砂地盤の長さ, h_s は砂地盤の高さ, m は砂の空隙率, ρ_s は砂粒子の密度, d_{50} は砂粒子の中央粒径, B は構造物の幅, d は構造物の根入れ深さ, x_s は構造物の設置位置である。

式 (1) に Buckingham の π 定理を適用すると,

$$\frac{z_s^{\max}}{B} = f\left(\frac{H_0}{h_0}, \frac{h_0}{B}, \frac{B\sqrt{gB}}{\nu_w}, \frac{B_r}{B}, \frac{h_r}{B}, s, \frac{l_s}{B}, \frac{h_s}{B}, m, \frac{\rho_s}{\rho_w}, \frac{d_{50}}{B}, \frac{d}{d_{50}}, \frac{x_s}{B}\right) \dots \dots \dots (2)$$

と表される。ここで, $\nu_w = \mu_w / \rho_w$ は水の動粘性係数である。次節で説明するが, 本論では $\nu_w, B_r, h_r, s, l_s, h_s, m, \rho_s, d_{50}, B, x_s$ を一定としたことから, $B\sqrt{gB}/\nu_w, B_r/B, h_r/B, s, l_s/B, h_s/B, m, \rho_s/\rho_w, d_{50}/B, x_s/B$ の影響は考慮しなかった。また, H_0/h_0 に代えて H_0/d_w (d_w : 護岸の余裕高) を採用すると, 本実験の範囲では, 最終的に最大洗掘深 $z_s^{\max}$ は次に示す 3 個の無次元パラメータに支配されると考えられる (本間・春日屋, 1957)。

1 学生会員 修(工) 名古屋大学大学院工学研究科社会基盤工学専攻
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
3 正 会 員 工博 名古屋大学教授 大学院工学研究科社会基盤工学専攻

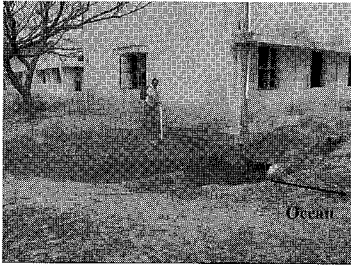


写真-1 インド Kalapakkom で確認されたスマトラ島沖地震津波による洗掘 (出典: Yeh ら, 2006-05-17)

$$\frac{z_s^{\max}}{B} = f''\left(\frac{H_0}{d_w}, \frac{h_0}{B}, \frac{d}{d_{50}}\right) \dots \dots \dots (3)$$

(2) 実験装置, 実験方法及び実験条件

名古屋大学大学院工学研究科のピストン型造波装置 (最大振幅 150 cm) を備えた二次元鋼製造波水路 (長さ 30.0 m, 幅 0.7 m, 高さ 0.9 m) に海岸護岸 (天端幅 $B_r = 3.0$ cm, 高さ $h_r = 15.0$ cm, 表法面勾配 $s = 1.0/0.2$), 砂地盤 (長さ $l_s = 100.0$ cm, 高さ $h_s = 15.0$ cm, 密度 $\rho_s = 2.65 \times 10^3$ kg/m³, 中央粒径 $d_{50} = 0.02$ cm), 矩形構造物 (幅 $B = 14.0$ cm) を設置して水理模型実験を行った (図-1)。構造物は $x = 2B$ の位置に深さ d だけ根入れして設置し, 構造物の移動防止のために構造物の上部を水路に固定した。

入射波は津波を模した孤立波 1 波とし, 沖波波高 H_0 を 6 種類 (波高水深比 $H_0/h_0 \approx 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7$), 静水深 h_0 を 3 種類 (26.5, 29.0, 31.5 cm), 構造物の根入れ深さ d を 4 種類 (0.0, 1.0, 3.0, 5.0 cm) ずつ変化させ, 計 72 ケースの実験を行った。電気容量式水位計 (KENEK 製 CHT6-40) 3 台と間隙水圧計 (共和電業製 BP-500GRS, BPR-A-50KPS) 8 台を図-1 に示す位置に設置して護岸前面の水位変動と砂地盤内部の水圧変動を計測するとともに, 構造物の周囲に生じた最終洗掘深 z_s を接触型砂面計 (KENEK 製 WHT-60) により測定した。

3. 実験結果及び考察

写真-2 に例示するように, 現地で確認された事例 (写真-1) と極めて類似した構造物周辺の洗掘が再現できた。写真-2(a) に示す構造物の根入れ深さ d が 3.0 cm の場合は構造物の沖側隅角部周辺の砂地盤が洗掘されていることが確認できるが, 写真-2(b) に示す $d = 1.0$ cm の場合は構造物下部の砂も流され, 構造物が浮き上がっていることが分かる。

図-2 に護岸の背後から構造物の岸側にかけて生じた最終洗掘深 z_s の分布を例示する。同図より, 洗掘は護岸の背後と構造物の沖側隅角部から岸側にかけて生じることが分かる。また, z_s の最大値 $z_s^{\max}$ は構造物の沖側隅角部の近辺に生じることも図-2 から確認できる。

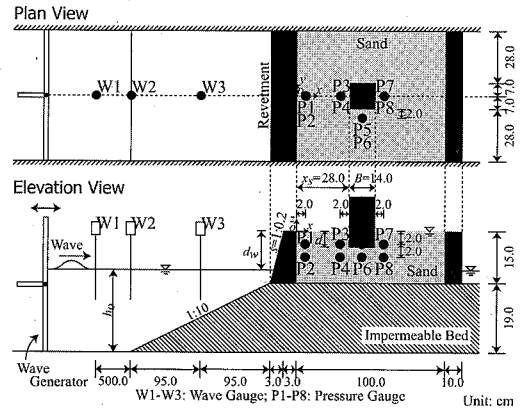
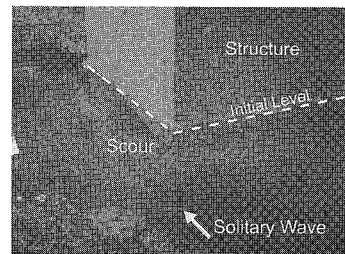
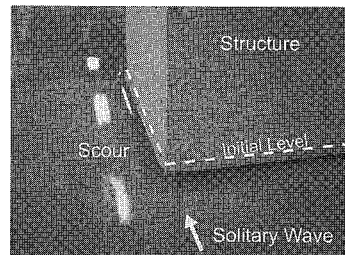


図-1 実験装置の概略図と計測装置の設置位置



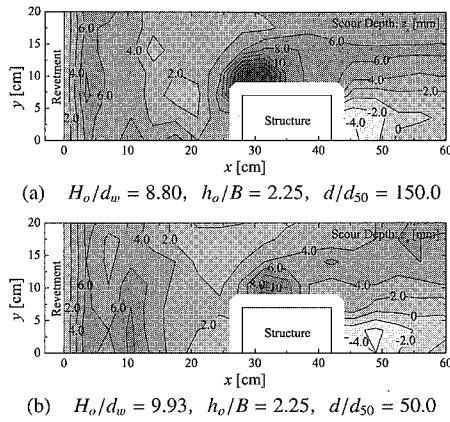
(a) $H_0/d_w = 8.80, h_0/B = 2.25, d/d_{50} = 150.0$



(b) $H_0/d_w = 9.93, h_0/B = 2.25, d/d_{50} = 50.0$

写真-2 構造物の周辺に生じた洗掘の様子

最大洗掘深 $z_s^{\max}$ に及ぼす孤立波の沖波波高 H_0 , 静水深 h_0 , 護岸の根入れ深さ d の影響を図-3 に示す。ここで, 越波形態は野口ら (1997) に依り, パターン a は碎波せずに護岸を越流する場合を, パターン b は護岸肩上で飛び出すように碎波する場合を表す。図-3 より, 越流量と関係があると考えられる余裕高に対する沖波波高 H_0/d_w の増加に伴い $z_s^{\max}/B$ も増加する傾向が認められる。ただし, H_0/d_w が 2.0 を上回ると $z_s^{\max}/B$ の増加が急激に小さくなることから, 周期波による角柱周辺の洗掘 (Sumer ら, 1993) と類似の傾向が本実験でも現れたと推測される。また, 写真-2(a) に例示した構造物下部の砂が残った $d/d_{50} = 150.0$ または 250.0 のケースでは $z_s^{\max}/B$ がほぼ等しいものの, 透水性斜面上に設置した円柱周辺の洗掘 (Kato ら, 2001) と同様に, 根入れ深さ d/d_{50} の増加に伴う $z_s^{\max}/B$ の増加も図-3 より確認できる。

図-2 最終洗掘深 z_s の分布

4. 数値計算手法

(1) 波動場の数値計算手法

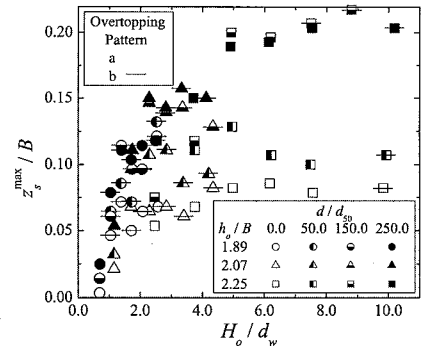
本論では、透過性構造物の影響を考慮した中村ら (2006) の手法に CSF (Continuum Surface Force) モデルに基づく表面張力の効果とダイナミック混合モデル (Zang ら, 1993) に基づく LES (Large Eddy Simulation) を新たに導入した手法を用いた。すなわち、次に示す連続式 (4)、運動方程式 (5)、VOF 関数 F の移流方程式 (6) を採用し、さらに対流項の離散化手法を Chakravarthy・Osher (1985) の TVD (Total Variable Diminishing) スキームに、気液界面の追跡手法を功刀 (1997) の MARS (Multi-interface Advection and Reconstruction Solver) に変更した。

$$\frac{\partial(mv_i)}{\partial x_i} = q^* \quad (4)$$

$$\left(1 + C_A \frac{1-m}{m}\right) \frac{\partial v_i}{\partial t} + \frac{\partial(v_i v_i)}{\partial x_i} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} - g_i + \frac{f_i^s}{\rho} + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\tau_{ij} + 2\hat{\nu} D_{ij}) - R_i + Q_i - \beta_{ij} v_i \quad (5)$$

$$\frac{\partial(mF)}{\partial t} + \frac{\partial(mv_i F)}{\partial x_i} = Fq^* \quad (6)$$

ここで、 v_i は実流速ベクトル、 p は圧力、 x_i は位置ベクトル、 t は時間、 g_i は重力加速度ベクトル、 $\hat{\rho} = F\rho_w + (1-F)\rho_a$ は流体の密度、 $\hat{\nu} = F\nu_w + (1-F)\nu_a$ は流体の動粘性係数、 m は空隙率、 $q^* = q(y, z; t)/\Delta x_s$ 、 $q(y, z; t)$ は 3 次精度孤立波 (Fenton, 1972) に基づく造波位置でのわき出し強さ、 Δx_s は造波位置での x 軸方向の格子幅、 C_A は付加質量係数、 τ_{ij} は応力、 $D_{ij} = (\partial v_i / \partial x_j + \partial v_j / \partial x_i)/2$ はひずみ速度テンソル、 R_i は抵抗力ベクトル、 Q_i は造波ソースベクトル、 β_{ij} は減衰係数行列であり、下付きの w と a はそれぞれ液相と気相での値を表している。ただし、 σ を表面張力係数、 κ を曲率、 $\bar{\rho} =$

図-3 最大洗掘深 $z_s^{\max}$

$\rho_w + \rho_a)/2$ を気液界面での流体の密度、 $L_{ij}^m = \overline{v_i v_j} - \overline{v_i} \overline{v_j}$ を修正 Leonard 応力、 $C = -(\mathcal{L}_{ij} - \mathcal{H}_{ij})M_{ij}/M_{kl}M_{kl}$ 、 $\mathcal{L}_{ij} = \overline{v_i v_j} - \overline{v_i} \overline{v_j}$ を Germano identity、 $\mathcal{H}_{ij} = \overline{\overline{v_i v_j}} - \overline{\overline{v_i}} \overline{\overline{v_j}}$ 、 $M_{ij} = \alpha^2 |\bar{D}| \bar{D}_{ij} - |\bar{D}| \bar{D}_{ij}$ 、 α をテストフィルター幅 $\bar{\Delta}$ とグリッドフィルター幅 Δ の比、上付きの $-$ をグリッドフィルター、上付きの $\sim$ をテストフィルター、 $|\bar{D}|$ をひずみ速度テンソルの大きさ、 C_{D2} 、 C_{D1} をそれぞれ線形、非線形抵抗力係数、 d_m を中央粒径、 g を重力加速度、 β を付加減衰領域でのみ正の値を持つ減衰係数とすると、 f_i^s 、 τ_{ij} 、 R_i 、 Q_i 、 g_i 、 β_{ij} はそれぞれ次式で表される。

$$f_i^s = \sigma_\kappa \frac{\partial F}{\partial x_i} \frac{\hat{\rho}}{\rho} \quad (7)$$

$$\tau_{ij} = -C |\bar{D}| D_{ij} + L_{ij}^m \quad (8)$$

$$R_i = \frac{12 C_{D2} \hat{\nu} (1-m)}{m d_m^2} v_i + \frac{1}{2} \frac{C_{D1} (1-m)}{m d_m} v_i \sqrt{v_i v_i} \quad (9)$$

$$Q_i = v_i \frac{q^*}{m} - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\hat{\nu} \frac{q^*}{m} \right) \quad (10)$$

$$g_i = [0 \quad 0 \quad g]^T \quad (11)$$

$$\beta_{ij} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \beta \end{bmatrix} \quad (12)$$

(2) 地盤の数値計算手法

砂地盤に対して、波動場との流速と圧力の連続性を考慮した $u-p$ 形式の Biot の式 (13)、(14) に基づく 2 次元有限要素法 (中村ら, 2006) を 3 次元化した手法を適用した。

$$\rho \ddot{\mathbf{u}} + \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma}' + \nabla p = \mathbf{b} \quad (13)$$

$$-\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} + \frac{m}{K_w} \dot{p} + \nabla \cdot \left\{ \frac{k}{\rho_w g} (-\nabla p - \rho_w \ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{b}) \right\} = 0 \quad (14)$$

ここで、 $\rho = (1-m)\rho_s + m\rho_w$ は砂の密度、 m は空隙率、 ρ_s は砂粒子の密度、 ρ_w は水の密度、 $\mathbf{u}$ は砂粒子の変位、 $\boldsymbol{\sigma}'$ は有効応力 (圧縮を正とする)、 p は間隙水圧、 $\mathbf{b}$ は物体力、 ε_v は体積ひずみ (収縮を正とする)、 K_w は水の体積弾性係数、 k は透水係数、 g は重力加速度である。この手法では、構成式に Hooke 則を、 $\mathbf{u}$ と p の形状関

数にそれぞれ20節点と8節点のアイソパラメトリック要素を採用し、連立一次方程式の解法としてCGSTAB法を用いた。

5. 計算結果及び考察

(1) 計算条件及び数値計算手法の妥当性の検証

本論では、図-1に基づく数値波動水路により解析を行った。ただし、計算時間の短縮のために $y \geq 0.0$ の片側のみを解析対象とし、さらなる格子数削減のために最小で $1.0 \times 1.0 \times 1.0$ cm (砂地盤内部) の不等間隔格子を用いた。また、中村ら(2006)に倣って砂地盤を $m=0.4$, $C_A=0.15$, $C_{D1}=0.5$, $C_{D2}=0.1$ とし、その他のパラメータは $g=9.81$ m/s², $\rho_w=9.97 \times 10^2$ kg/m³, $\rho_a=1.18$ kg/m³, $\nu_w=8.93 \times 10^{-7}$ m²/s, $\nu_a=1.54 \times 10^{-5}$ m²/s, $\sigma=7.20 \times 10^{-2}$ N/m, $\alpha=2.0$ と設定した。一方、Biotの式に基づく手法のパラメータとしては $K_w=2.20 \times 10^9$ N/m², $\rho_s=2.65 \times 10^3$ kg/m³, せん断弾性係数 $G=1.00 \times 10^8$ N/m², Poisson比 $\nu=0.33$ を採用し、Kozeny-Carmanの式(Bear, 1972)より $k=4.34 \times 10^{-4}$ m/sと設定した。

護岸前面の水位変動 η と砂地盤内部の水圧変動 p_e に関する実験値と計算値の比較を図-4に例示する。ここで、同図の○印は実験結果を、実線はVOF法に基づく波動場の計算結果を、図-4(b)の破線はBiotの式に基づく地盤の計算結果を表す。同図より、VOF法による構造物沖側(P3, P4)での p_e (実線; 図-4(b))は実験値をわずかに過小評価しており、また p_e の位相に若干の差異が認められるが、 η (実線; 図-4(a))とBiotの式に基づく p_e (破線; 図-4(b))は実験結果(○印; 図-4)と比較的良好に一致していると判断できる。以上より、本実験に対する数値計算手法の妥当性が確認できたことから、次節では本手法を用いて構造物周辺の洗掘を検討する。

(2) 洗掘に及ぼす流速と応力の影響

図-5に、Tonkinら(2003)に倣って次式のHoffmans・Verheij(1997)の算定式により求めた砂地盤表面でのShields数 θ の最大値 $\theta_{\max}$ の分布を示す。

$$\theta = \frac{\tau}{gD_{50}(\rho_s - \rho_w)} \approx \frac{1}{gD_{50}} \frac{\rho_w}{\rho_s - \rho_w} \left\{ \frac{\kappa u}{\ln(30z/D_{90})} \right\}^2 \dots \dots \dots (15)$$

ただし、 u は地盤表面から高さ z の水平流速、 κ はKármán定数、 D_{50} は50%粒径(平均粒径)、 D_{90} は90%粒径である。ここでは、 $\kappa=0.4$, $D_{50}=D_{90}=0.02$ cmとし、計算格子の関係から $z=0.5$ cmでの水平流速を用いた。

図-5より、構造物の沖側隅角部から岸側にかけて $\theta_{\max}$ の大きな領域が広がっており、作用波の条件が異なっているが、図-2に例示した実験結果との相関が認

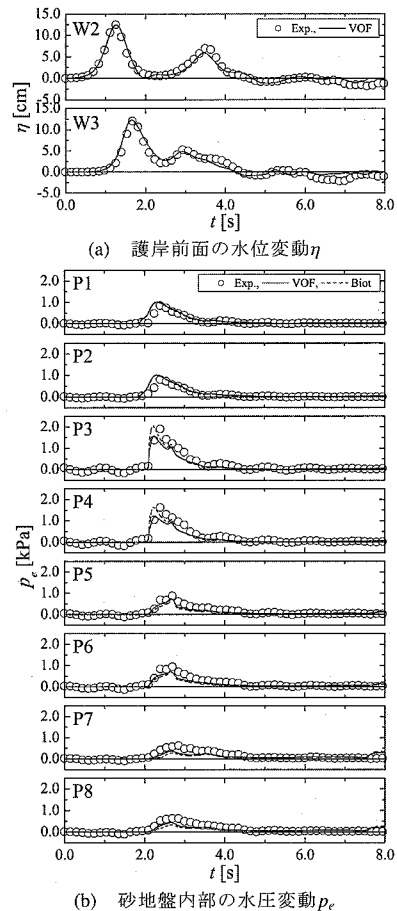
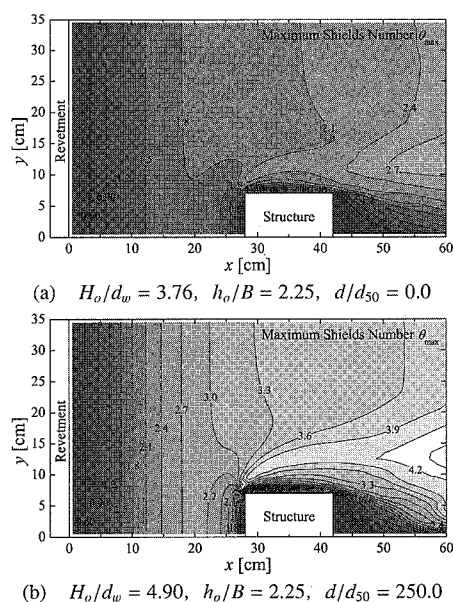


図-4 実験値と計算値の比較 ($H_o/d_w=4.98$, $h_o/B=2.25$, $d/d_{50}=0.0$)

められる。その一方で、構造物の沖側隅角部周辺に生じた大きな洗掘は、透水性斜面上に設置した円柱岸側の急激な砂の洗掘(Tonkinら, 2003)と同様に、Shields数 θ だけでは十分に評価できないと考えられる。

そこで、護岸の背後A($x=5.5$ cm, $y=3.5$ cm)、構造物の沖側B($x=22.5$ cm, $y=3.5$ cm)、構造物の沖側隅角部C($x=29.5$ cm, $y=7.5$ cm)、構造物の岸側D($x=47.5$ cm, $y=3.5$ cm)の各地点に生じるShields数 θ と $z=-2.0$ cmでの相対有効応力比(R.E.S.R) $1-\sigma'_m/\sigma'_{m0}$ (σ'_m : 平均有効応力, σ'_{m0} : 初期平均有効応力)の時系列変化を図-6に例示する。ここで、過剰間隙水圧を初期有効鉛直応力で除した過剰間隙水圧比も有効応力の変化に対応しているが、液状化を表す1.0を上回る可能性があることから(吉見・福武, 2005)、本論では多次元の場合でも1.0が液状化に対応する相対有効応力比を採用した。

図-6より、構造物の沖側隅角部(C点; 点線)に生じるShields数の最大値は護岸の背後(A点; 実線)や構造物の沖側(B点; 破線)と比較して小さいものの、

図-5 最大 Shields 数 $\theta_{\max}$ の分布

水理模型実験で大きな洗掘が確認された構造物の沖側隅角部 (C 点; 点線) での相対有効応力比 (R.E.S.R.) は他の地点と比べて大きく、この地点の有効応力が大きく低下していることが分かる。したがって、構造物の沖側隅角部では有効応力が低下することにより砂粒子間の拘束力が弱まったことから、比較的小さな Shields 数でも大きな洗掘が生じたものと推測される。

6. 結 論

本研究では、港湾構造物を模した形状の単純な矩形の陸上構造物を取り扱い、陸上遡上津波による構造物周辺の洗掘を水理模型実験と数値計算により考究した。その結果、護岸の余裕高に対する沖波波高の増加とともに構造物の沖側隅角部周辺に生じる最大洗掘深も増加するが、沖波波高比がある程度以上大きくなると最大洗掘深の増加が小さくなることや、構造物の沖側隅角部の洗掘は砂地盤表面の水平流速だけでなく砂地盤内部の応力状態も影響を与えている可能性があることを定性的に明らかにした。今後は、砂地盤の構成式などに対して更なる検討を加え、洗掘に及ぼす砂地盤内部の応力状態を定量的に評価できるよう更に研究を進めていく所存である。

参 考 文 献

- 宇多高明・小俣 篤・横山揚久(1987): 津波遡上に関する実験報告書—構造物の効果を中心として—, 土木研究所資料, 第2486号, 122p.
- 功刀資彰(1997): 自由界面を含む多相流の直接数値解析法, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 63, No. 609, pp. 1576-1584.
- 後藤仁志・酒井哲郎・林 稔・織田晃治・五十里洋行(2002): 遡上津波の戻り流れによる護岸法先洗掘のグリッドレス解析,

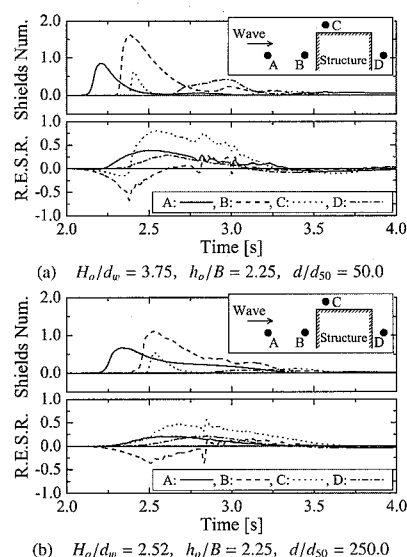


図-6 Shields 数と相対有効応力比 (A: 護岸の背後, B: 構造物の沖側, C: 構造物の沖側隅角部, D: 構造物の岸側)

- 海岸工学論文集, 第 49 巻, pp. 46-50.
- 中村友昭・許 東秀・水谷法美(2006): 捨石護岸背後の埋立土砂の吸い出し機構, 土木学会論文集 B, Vol. 62, No. 1, pp. 150-162.
- 西村仁嗣・堀川清司(1979): 遡上津波の戻り流れによる護岸法先の洗掘, 第 25 回海岸工学講演会論文集, pp. 210-214.
- 野口賢二・佐藤慎司・田中茂信(1997): 津波遡上による護岸越波および前面洗掘の大規模模型実験, 海岸工学論文集, 第 44 巻, pp. 296-300.
- 本間 仁・春日屋伸昌(1957): 次元解析・最小 2 乗法と実験式, コロナ社, 327p.
- 吉見吉昭・福武毅芳(2005): 地盤液状化の物理と評価・対策技術, 技報堂出版, 330p.
- Bear, J. (1972): Dynamics of Fluids in Porous Media, American Elsevier, 764p.
- Chakravarthy, S. R. and S. Osher (1985): A new class of high accuracy TVD schemes for hyperbolic conservation law, AIAA Paper, 85-0363.
- Fenton, J. (1972): A ninth-order solution for the solitary wave, J. Comp. Phys., Vol. 53, pp. 257-271.
- Hoffmans, G. J. C. M. and H. J. Verheij (1997): Scour Manual, A.A. Balkema, Rotterdam, 220 p.
- Kato, F., S. Tonkin, H. Yeh, S. Sato and K. Torii (2001): The grain size effects on scour around a cylinder due to tsunami run-up, Proc. Int. Tsunami Sym. 2001, pp. 905-917.
- Kobayashi, N. and A. R. Lawrence (2004): Cross-shore sediment transport under breaking solitary waves, J. Geophys. R., Vol. 109, C03047.
- Sumer, B. M., N. Christiansen, and J. Fredsoe (1993): Influence of cross section on wave scour, J. Waterw., Port, Coastal Ocean Eng., ASCE, Vol. 119, No. 5, pp. 477-495.
- Tonkin, S., H. Yeh, F. Kato and S. Sato (2003): Tsunami scour around a cylinder, J. Fluid Mech., Vol. 496, pp. 165-192.
- Yeh, H., C. Peterson, R. K. Chadha, G. Latha and T. Katada: EERI preliminary reconnaissance report on the south-east Indian coast (オンライン), http://www.eeri.org/lfe/clearing-house/sumatra_tsunami/reports/EERI-Report-Combined-Yeh-India.pdf, 13p., 参照 2006-05-17.
- Zang, Y., R. L. Street and J. R. Kose (1993): A dynamic mixed subgrid-scale model and its application to turbulent recirculating flows, Phys. Fluids A, Vol. 5, 12, pp. 3186-3196.