

スランプ試験による底泥の流動特性値解析法

中 野 晋*・小 野 幹 夫**

1. はじめに

底泥や軟弱底泥が堆積している海域での波浪変形や漂砂の問題は、ここ数年活発に研究が進められてきている。こうした問題を考える上で底泥の流動特性値（降伏値、塑性粘度）を正確に把握することが最も基本的でかつ重要であることが認識され、回転粘度計（大坪, 1984; 鶴谷ら, 1986, 1989; 柴山ら, 1989, Trien ら, 1990）やペーン試験（矢内ら, 1988; 鶴谷ら, 1989）を用いた測定結果などが報告されている。ところが粗砂等を含む現地泥の流動特性をこれらの測定器で測る場合にはあらかじめ試料を振るいに通してから用いるなどの前処理が必要であり、現地泥の試験には不適切な点がある。これに対し、スランプ試験は底泥の試験法として簡便で現地泥にも適するほか、測定者による差異が生じにくいこと、スランプ最終形状が底泥の流動特性によって決定されるため、流動特性値との関係が深いことなどの多くの利点を持つ。そのため鶴谷ら（1989）や著者ら（1989, 1990）はスランプ試験から降伏値を求める方法について検討している。鶴谷らはスランプ最終形状をモデル化し、内部の水平応力と鉛直応力の比を 0.9 程度とすると回転粘度計からの値とほぼ一致することを示している。しかしモデル化の物理的妥当性は吟味されていない。著者らは FEM 解析手法を用いてスランプ最終形状から降伏値を求めたが、回転粘度計による降伏値に比べると 10 倍以上大きく、この違いを説明するには至らなかった。またスランプ試験は最近用いられ始めたばかりで、各研究者ごとにコーンの種類はまちまちで各研究者の結果を直接比較しにくい状況にある。そのためにもコーンの形状にかかわらず用いることのできる流動特性値評価法を開発することが急務である。そこで本研究はスランプ試験から正確な降伏値の推定が可能な評価手法を確立することをめざしたものである。

2. スランプ試験からの底泥の降伏値推定法

2.1 底泥の降伏値の推定手法

(1) 底泥のスランプ試験の力学モデル

底泥は粘土やシルトの微細な土粒子、間隙水と有機物などの混合物であるが、力学的には固体相と流体相の 2 相混合物で近似できる。スランプ試験では試験が 10 秒程度の短時間で終了するので、その間は非排水状態と考えても良いであろう。また高含水比底泥の場合には空隙がすべて流体で満たされた飽和土としての取扱いができる。

以上の仮定が成立する場合、外力（自重も含む）に対して固体相の体積ひずみ ε_s と流体相の体積ひずみ ε_w は等しく、両者の応力分担割合は固体相と流体相の圧縮性によって決定される。

スランプ試験終了時に底泥に作用する全応力を σ 、固体相と流体相の応力をそれぞれ σ_s 、 σ_w とすると、

$$\sigma = (1-n)\sigma_s + n\sigma_w = \{(1-n)D_s + nD_w\}e \quad \cdots (1)$$

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_z \\ \sigma_\theta \\ \tau_{rz} \end{Bmatrix}, \quad \sigma_s = \begin{Bmatrix} \sigma_{rs} \\ \sigma_{zs} \\ \sigma_{\theta s} \\ \tau_{rzs} \end{Bmatrix}, \quad \sigma_w = \begin{Bmatrix} \sigma_{rw} \\ \sigma_{zw} \\ \sigma_{\theta w} \\ \tau_{rzw} \end{Bmatrix}, \quad \varepsilon = \begin{Bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_z \\ \varepsilon_\theta \\ \gamma_{rz} \end{Bmatrix} \quad \cdots (2)$$

$$D_r = \frac{E_r(1-\nu_r)}{(1+\nu_r)(1-2\nu_r)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu_r}{1-\nu_r} & \frac{\nu_r}{1-\nu_r} & 0 \\ \frac{\nu_r}{1-\nu_r} & 1 & \frac{\nu_r}{1-\nu_r} & 0 \\ \frac{\nu_r}{1-\nu_r} & \frac{\nu_r}{1-\nu_r} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu_r}{2(1-\nu_r)} \end{bmatrix} \quad \cdots (3)$$

のように応力分配が行われる。ここで n は間隙率、 E_r 、 ν_r はそれぞれヤング係数、ポアソン比で、添字 r は固体相を表す s あるいは流体相を表す w に対応する。通常、流体相での応力は間隙水圧を表し、等方的に働くと考えられているが、このモデルでは底泥の粘着力は土粒子間に作用する反発力（主として電気二重層の重なり）

* 正会員 工修 徳島大学講師 工学部建設工学科

** 学生会員 徳島大学大学院 工学研究科

よる拡散力)や引力(主として van der Waals 力)に起因し、これが偏差応力成分を持つと考えている。スランプ試験終了時にはいかなる点でもこの流体相に対する最大せん断応力が降伏値以下となる。スランプ後の形状は軸対称で3次元応力状態となるが、 σ_θ は σ_r と同程度かそれ以下であり、 σ_z に比較してかなり小さい。したがって σ_θ を無視して $r-z$ 平面内で最大せん断応力を求めても大きく違わないと考えられる。その場合には流体相の最大せん断応力 $\tau_{\max}$ は

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_{rw} - \sigma_{zw})^2 + 4\tau_{rz}^2} \quad \dots\dots\dots (4)$$

で表され、底泥の降伏値はこの式から底泥内の各点で求められた $\tau_{\max}$ の最大値で近似される。

なお著者らの既報の計算モデルでは水口(1984)、谷川・森(1988, 1989)と同様に底泥全体を固体相のように考え、2相混合体としての応力分担を考慮していなかった。その結果、土粒子自身の圧縮やせん断のために働く応力も底泥の粘着力の一部として計算され、底面に近い部分の最大せん断応力値は回転粘度計による測定値の10倍以上にもなり、両者は一致していなかった。

(2) 試験容器と試験方法

スランプ試験に用いたフローコーンは表-1に示す塩化ビニル製の円筒型“コーン”，細骨材フローコーン(JIS A 1109)，モルタルフローコーン(JIS R 5201)の3種類である。

表-1 試験に用いたコーンの形状

Type	Cone Name	上径 (cm)	下径 (cm)	高さ (cm)
①	円筒型コーン	10.0	10.0	10.0
②	細骨材フローコーン	3.8	8.9	7.4
③	モルタルフローコーン	7.0	10.0	6.0

底泥試料としては水で調整した粉末粘土を用いた。つまりカオリナイト粘土(ASP 600, 比重 2.67)を水道水で調整したもの、ベントナイト粘土(豊順工業, 妙義, 比重 2.614)を食塩水(濃度 3%)で調整したものである。今回の測定では高含水比の超軟弱粘土の測定をするため、大気中のスランプ試験の他、水中でも実施した。大気中で行うスランプ試験はコンクリートのスランプ試験に準じて行った後、スランプ最終形状を真横からビデオで撮影した。また水中スランプ試験はスランプ試験台の中央で試料を充填した後、コーンに蓋をし、試験台ごと水中に沈めた後、コーンを引き上げた。スランプ終了後に超音波測深器(正豊工学, M.T.E.P. I-2)を試料の中心を通るように走らせ、最終形状を測定した。

(3) 降伏値の計算方法

計算手法は水口(1984)と同様で、弾性体に対する有

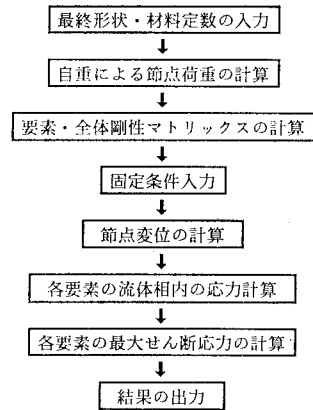


図-1 計算のフローチャート

限要素法を用いるものである。計算のフローチャートを図-1に示す。スランプ後の形状は軸対称であるため、三角形断面のリング要素を用いている。

①最終形状、材料定数の入力

スランプ終了時に測定した中央断面形状から要素分割して各節点座標などをを入力する。固体相については石原(1976)を参考にヤング係数 $E_s=0.75 \times 10^9$ Pa, ポアソン比 $\nu_s=0.25$ とし、流体相については E_w , ν_w ともに鶴谷ら(1986, 1989)の回転粘度計による測定結果と最も一致するように決定した。これについては後述する。

②自重による節点荷重の計算

作用する外力は自重のみである。各リング要素の自重を3節点に等分して次式のように与えた。つまり要素 e の節点 i に作用する節点荷重 f_i^e を

$$f_i^e = -2\pi\rho_m'g\tilde{r}^e\Delta^e/3 \quad \dots\dots\dots (5)$$

とする。 ρ_m' は底泥の空中および水中での相対密度、 $\tilde{r}^e$ は中心から三角形要素の重心までの距離、 Δ^e は三角形の面積である。

③剛性マトリックスの計算

要素剛性マトリックス K_{ij}^e は軸対称物体の場合には

$$K_{ij}^e = 2\pi \int \bar{B}_i^T (D_s + D_w) \bar{B}_j r dr dz \quad \dots\dots\dots (6)$$

である。ここで $\bar{B}$ は変位とひずみに関する係数マトリックスで $\bar{B}^T$ は $\bar{B}$ の転置マトリックスを表す。より正確に計算するためには各要素ごとに数値積分する必要があるが、各要素内での変化が小さいとして

$$K_{ij}^e = 2\pi \bar{B}_i^T (D_s + D_w) \bar{B}_j \tilde{r}^e \Delta^e \quad \dots\dots\dots (7)$$

で近似した。ここで $\bar{B}$ は要素の重心位置での B を表す。この式で固体相と流体相を合わせた各要素の剛性マトリックスを求めた後、全体剛性マトリックスを求めた。

④境界条件の設定

中心軸上の節点における半径方向の変位および底面上の節点における鉛直変位を0として拘束した。

⑤節点変位と流体相の応力計算

このようにして得られた力の釣合方程式から各節点の変位 $\alpha = \{a_r, a_z\}$ を求め、これをもとに各要素の重心位置での流体相の応力 $\bar{\sigma}_w^e$ を次のように求めた。

$$\bar{\sigma}_w^e = D_w \bar{B} \alpha^e \quad \dots\dots\dots (8)$$

さらに式(6)より各要素の重心位置での $\tau_{\max}$ を求め、その最大値から底泥の降伏値を評価した。

2.2 降伏値の推定結果と考察

(1) 流体相の弾性係数とポアソン比

流体相と固体相の弾性係数の比 E_w/E_s を $1/100 \sim 1/200$ の範囲で、流体相のポアソン比 ν_w を $0.4900 \sim 0.4995$ の範囲で変化させて3つのコーンを用いた空中・水中スランプ試験最終形状に対する最大せん断応力分布を計算し、流体相の2つのパラメータによる降伏値の変化を調べた。鶴谷ら(1986, 1989)の回転粘度計による測定値は比較的信頼性が高いと考えられるので、パラメータ値ごとで回転粘度計測定値との平均誤差率を求め、これが最も小さくなるように決定した。そのための図が図-2である。これより $\nu_w \geq 0.49$ ではポアソン比による変化は小さいことや E_w/E_s はカオリナイトの場合、 $1/120$ で、ベントナイトの場合、 $1/150$ でそれぞれ誤差が最小となることがわかる。

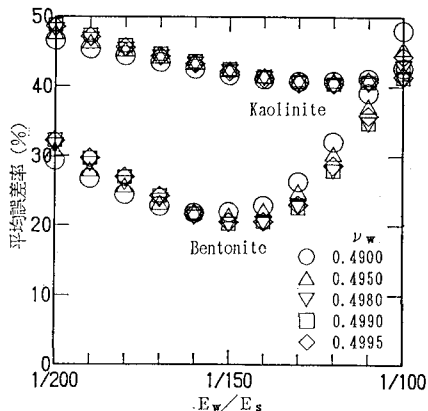


図-2 最適弾性係数の決定

図-3と4は最適パラメータを与えて計算した各種コーンによる降伏値推定値と回転粘度計の結果を比較したもので、カオリナイトの場合には高含水比でコーンの違いにより、測定値がばらついており、誤差率が大きくなっている。

(2) 最大せん断応力分布

図-5は同一含水比($W=181.6\%$)のベントナイトについて空中スランプ試験を実施した時の各要素の重心位置での最大せん断応力値を3種類のコーンで比較したものである。いずれも底面中央部の最大せん断応力値が最も大きくなっている。またその値は円筒型コーン、モ

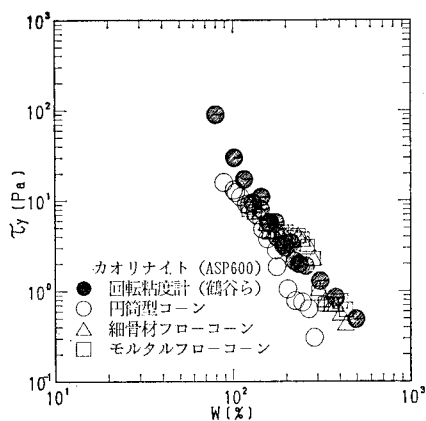


図-3 降伏値の推定結果(カオリナイト)

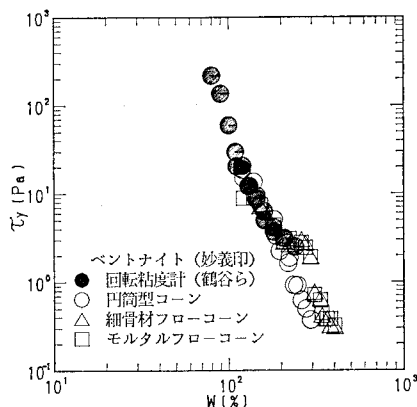


図-4 降伏値の推定結果(ベントナイト)

ルタルフローコーン、細骨材フローコーンの順に若干小さくなっている。

(3) スランプ高さとの降伏値の関係

図-5からもわかるように、降伏値は最終形状の底面中央部の流体相の最大せん断応力と関係が深い。底面での内部応力 σ_b は最終高さ h と試料の外部流体中の相対密度 ρ_m' を用いて

$$\sigma_b = A \rho_m' g h \quad \dots\dots\dots (9)$$

となることが予想される。ここで A はコーンの形状によって決まる定数である。また底泥の降伏値 τ_y は σ_b に比例すると考えられるので

$$\tau_y / \rho_m' g h = A (H_0, R_U, R_L) \quad \dots\dots\dots (10)$$

の関係が得られるはずである。ここで H_0 はコーンの高さ、 R_U , R_L はコーンの上径、下径である。図-6は $\tau_y / \rho_m' g h$ と h/H_0 の関係を示したもので、 h/H_0 の小さいところのばらつきが大きい、ほぼ次の関係を満たすことがわかる。

$$\frac{\tau_y}{\rho_m' g h} = 0.020 - 0.010 \left(\frac{h}{H_0} \right) \quad \dots\dots\dots (11)$$

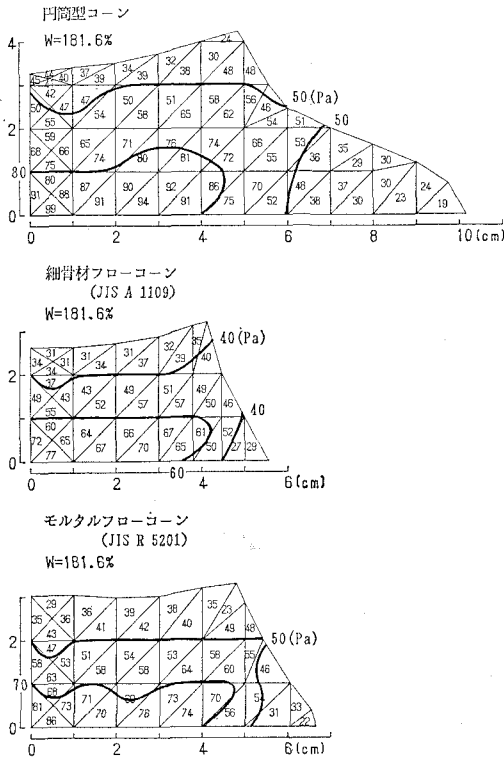


図-5 最大せん断応力分布

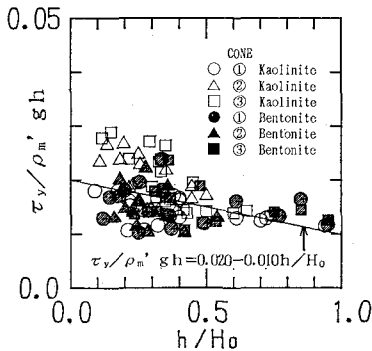


図-6 相対スランプ高さと同降伏値の関係

3. スランプ試験流動シミュレーション

3.1 計算手法

計算手順は既報 (1989, 1990) あるいは谷川・森 (1986, 1987) と同じで, 2. で述べた弾性計算から各瞬間の内部応力を求めた後, Bingham 流体に対する Hohenemser and Prager の構成則,

$$\mu_B e_{ij} = F \sigma_{ij}' \quad (12)$$

$$F = 1 - \tau_y / \sqrt{J_2} \quad (13)$$

に基づいて変形速度 e_{ij} を求め, その速度に応じて微小時間内の流動変形量を各ステップごとに求めていく手

法である. ここに μ_B は塑性粘度, σ_{ij}' は偏差応力, J_2 は偏差応力の第2不偏量である.

しかし今回のシミュレーションでは前述したように内部応力の計算方法が大きく異なっている. まず時刻 t のスランプ形状から自重を計算し, 前述と同じように流体相の分担応力 σ_w^e を求め, これと式 (14), (15) より変形速度 e を求める. 微小時間 δt の間のひずみ量 ϵ^* は

$$\epsilon^* = \delta t e \quad (14)$$

で近似できる. これは流体相のひずみを表すが, 非排水の仮定から固体相でもひずみは等しいと近似できる. ひずみ ϵ^* に対応する仮定の応力 σ^* を式 (1) から求め, これを要素内で積分して仮定の節点荷重 f_i^* を評価する. さらに再びこの節点荷重を作用させて変形量 a_i^* を求めると δt 時間内の変形量 a_i^* を近似的に計算できる.

3.2 計算結果と考察

(1) スランプ形状の時間変化

図-7 は3種類のコーンについてスランプ形状の時間変化を0.2秒ごとに6秒まで示したものである. また破線で示した曲線は最終形状を側面からビデオ撮影し, それをトレースしたものである. 円筒型コーン, モルタルフローコーンについては細部の形状は若干異なるもののシミュレーションから求められるスランプ値とその実測値はほぼ一致している. なおこの計算での τ_y , μ_B は鶴谷ら (1986) の測定結果を用いた. 底泥のスランプ試験では試料がコーンの側壁に付着しながら流動するため, 最終形状はコーンの傾斜が大きいほど形状の影響を受ける. このシミュレーションでは瞬時にコーンが離脱するものと仮定して行っているため, 3つの中で最も上径と下径の差が大きい細骨材フローコーンの再現性が悪かったと考えられる. このことから考えると結果に側壁の影響が最も少ない円筒型のコーンが底泥のスランプ試験には適すると思われる.

(2) 塑性粘度についての検討

底泥の流動特性を表す特性値には降伏値の他に塑性粘度 μ_B がある. これはスランプ流動時の低下速度などを測定することにより検討できるはずである. 図-8 はベントナイト ($W=219.1\%$) の水中スランプ試験 (円筒型コーン) における中央高さの時間変化を超音波測深器で測定した結果である. 図中の太い実線が実測値で, 細線がシミュレーション結果 (τ_y は鶴谷らによる) である. なお時刻 $t=0$ s 付近は実験と計算とでコーンの離脱過程に違いがあるため, 実験の時刻をずらして示してある. 図から $\mu_B=0.0625$ Pa·s 前後で両者の変化傾向が比較的一致しており, 塑性粘度がこの程度であることが推定される. なおこの値は鶴谷らの測定結果 ($W=$

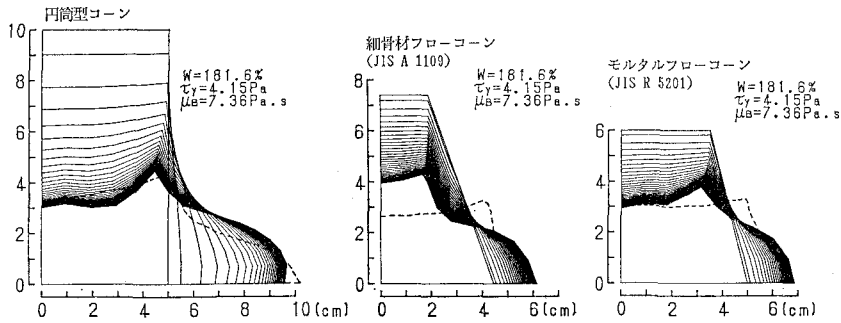


図-7 スランプ形状の時間変化

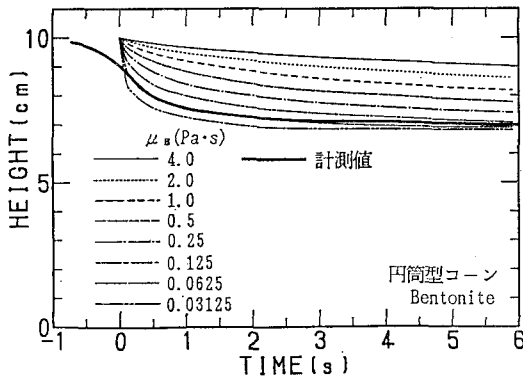


図-8 スランプ中央高さの時間変化

209% で $\mu_B = 6.36 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ に比べるとかなり小さい。また最終スランプ高さは塑性粘度によっても違いが見られる。スランプ流動過程にはコーンの拘束の離脱過程が重大な影響を及ぼしており、いかにこれを評価するかなど検討すべき点が残されている。

4. おわりに

本研究で得られた結果をまとめて結論とする。

- ①スランプ試験終了時の底泥内部の応力を FEM 解析を用いて求め、降伏値を推定する手法について検討した。特にこの解析法では底泥を流体相と固体相の 2 相混合体と考え、流体相の分担応力から降伏値を評価した。推定結果は回転粘度計の測定結果とよく一致した。
- ②コーンのサイズを考慮できるパラメータを用いてコーンが異なってもスランプ値と降伏値がほぼ一義的に表される簡易式を求めた。
- ③粘塑性有限要素法により、円筒型コーン、モルタルフローコーンに関しては底泥のスランプ試験の再現が可能となったが、細骨材フローコーンの場合は試験結果よりスランプ量が小さめとなった。

最後に本研究を行うに際し、文部省科学研究費（総合研究 (A), No. 01302046, 代表者 京都大学 中川博次, 試験研究 (A), No. 01850125, 代表者 京都大学 中川博次) の補助を受けた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 石原研而 (1976): 土質力学の基礎, 鹿島出版会, 293 p.
- 海田輝之・楠田哲也・二渡 了・栗谷陽一 (1988): 軟らかい底泥の巻き上げ過程に関する研究, 土木学会論文集, 393, II-9, pp. 33-42.
- 大坪国順 (1984): 底泥の再浮上機構に関する基礎的研究, 京都大学学位論文, pp. 64-78.
- 柴山知也・青木 徹・佐藤慎司 (1989): 粘弾塑性体モデルによる底泥移動量の評価法, 海岸工学論文集, 36, pp. 334-338.
- 楠田哲也・二渡 了・古賀憲一・栗谷陽一 (1985): 改良型同心円筒回転粘度計による粘土懸濁液の流動特性の測定, 衛生工学研究論文集, 21, pp. 91-99.
- 谷川恭雄・森 博嗣 (1986): 粘塑性有限要素法によるフレッシュコンクリートの流動シミュレーション, 第 8 回コンクリート工学年講論文集, pp. 377-380.
- 谷川恭雄・森 博嗣 (1987): フレッシュコンクリートのコンシステンシー評価法—スランプ試験から何がわかるか—, コンクリート工学, 25, No. 5, pp. 4-16.
- 鶴谷広一・中野 晋・鷹濱 潤 (1986): 回転粘度計による底泥の流動特性の検討, 港研資料, 556 号, pp. 1-29.
- 鶴谷広一・江口秀二・鷹濱 潤 (1989): ベーン試験とスランプ試験による軟らかい粘土の流動限界の検討—回転粘度計との比較—, 港研資料, 655 号, pp. 1-21.
- 戸川隼人 (1979): 有限要素法のガイド, 171 p., サイエンス社.
- 中野 晋・伊東信幸・藤平依彦 (1989): 流れの中での波と底泥の相互干渉, 海岸工学論文集, 36, pp. 339-343.
- 中野 晋・藤平依彦・小玉和宏 (1990): スランプ試験による底泥の降伏値の推定について, 徳島大学工学部研究報告, Vol. 35, pp. 1-13.
- 水口裕之 (1984): フレッシュコンクリートの流動特性に関する基礎的研究, 京都大学学位論文, pp. 127-149.
- 矢内栄二・五明美智男 (1988): 軟らかい底泥のせん断強度特性について, 第 43 回年講, II, pp. 768-769.
- Huynh Ngoc Trien・磯部雅彦・小林智尚・渡辺 晃 (1990): 底泥のレオロジー特性に関する実験的研究, 海岸工学論文集, 37, pp. 225-229.