

ケーソン式混成堤の滑動量に基づくレベル 1 信頼性設計法

森屋 陽一*・鷲尾 朝昭**・長尾 毅***

本研究では、ケーソン式混成堤の破壊滑動量を制御対象としたレベル 1 信頼性設計法の構築を行った。全国の設計資料より選んだ 35 ケースを用いて、谷本ら (1996) による波力の時系列モデルを外力とした滑動の運動方程式を 2 回積分して求めた滑動量とほぼ同様の滑動量が得られる簡易滑動量算定モデルを構築した。次いで、滑動限界値を 30 cm, 破壊確率の目標値を 8.2×10^{-2} と設定し、破壊確率の目標値に対する分散が最小になるように部分安全係数を設定した。構築したレベル 1 信頼性設計法は、安全率に基づく設計法と比較して、堤体幅は平均 0.7 倍となり、合理的かつ経済的な設計が可能であることを示した。

1. はじめに

土木および建築構造物に関する国際規格である ISO 2394 (構造物の信頼性に関する一般原則) の中で構造物の設計法として信頼性設計法が位置付けられたことから、信頼性設計法の適用に関する検討が各方面で進められている。港湾分野においても、レベル 1 の信頼性設計法 (部分安全係数法) に関する検討が行われている。

構造物の設計においては力の釣合いに基づき、作用が耐力を上回る確率を破壊確率と考えてこれを制御対象とすることが一般的である。これに対して、構造物の作用に対する応答は非線形であることが多いため、設計に対する制御対象として力の釣合いではなく、変形量にシフトすべきだという議論が行われている。ただし、その場合には変形量の確率的評価を行う必要がある。

ケーソン式混成堤に着目すると、伊藤ら (1966), 下迫・高橋 (1994) および下迫・高橋 (1998) などにより、ケーソン式混成堤の滑動量に基づく設計法が提案されている。伊藤ら (1966) は、矩形パルスの波力波形を用いた滑動量算定式を構築したが、波力算定モデルの精度が不十分であるなどの理由により実用には至らなかった。下迫・高橋 (1994) は、三角形パルスの波力波形を用いた滑動量の算定式を提案した。しかしながら、波力波形として三角形パルスを用いているため、重複波力作用時には滑動量の算定精度が悪いなどの問題があった。その後、下迫・高橋 (1998) は、谷本ら (1996) の提案した衝撃波力から重複波力まで適用できる波力の時系列モデルを用いて、運動方程式を数値積分して滑動量を算出する手法を採用し、モンテカルロシミュレーションにより設計供用期間中に想定される期待滑動量を判定基準として設計を行うことを提案した。下迫・高橋 (1998) の手法は、滑動量に基づいたレベル 3 の信頼性設計法であり、設計

実務にも適用され始めているが、計算にやや時間がかかると共に、複数の破壊モードを考慮したシステム破壊確率の算定などに対応することは難しい。

上述した背景を踏まえ、本研究では、精度良いケーソン式混成堤の滑動量算定モデルを構築し、信頼性解析により部分安全係数を決定することで、レベル 1 の信頼性設計法を構築することを目的とした。検討においては、全国のケーソン式混成堤の設計資料から水深、設計波高などの設計条件が全国的な分布から判断して偏りがないように選んだ 35 ケースを用いた。

2. 簡易滑動量算定モデルの構築

(1) 簡易滑動量算定モデルの構築

簡易滑動量算定モデルとしては、波力を外力としたケーソンの滑動に関する運動方程式を解析的に 2 回積分し、滑動量算定モデルを構築する。波力の時系列モデルとしては、衝撃波力から重複波力まで適用するために、図-1 に示す谷本ら (1996) によるモデルを考える。

まず、衝撃波力および碎波波力成分を表す三角形パルス波形による波力を外力とした場合のみを対象として、運動方程式を時間に関して 2 回積分し、滑動量を求める式を解析的に導くと (1) 式になる。

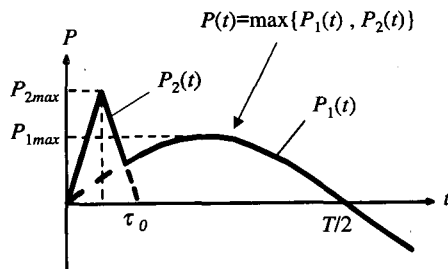


図-1 谷本ら (1996) による波力の時系列モデル

(P_{1max} : 合田式において波圧係数 α_1 のみを考慮したときの水平波力または揚圧力 (kN/m), P_{2max} : 合田式において高橋ら (1992) による波圧係数 α^* を考慮したときの水平波力または揚圧力 (kN/m))

* 正会員 博(工) 五洋建設(株) 技術研究所 海岸海洋チーム
** 正会員 修(工) 電源開発(株) 新事業部 風力開発グループ
*** 正会員 博(工) 国土技術政策総合研究所 港湾研究部 港湾施設研究室長

$$S = \frac{3+2\sqrt{2}}{W/g+M_a} \frac{\tau_0^2}{4} \times \left\{ \frac{P_{2\max} + \mu U_{\max}}{3} - \mu W' + \frac{(\mu W')^2}{P_{2\max} + \mu U_{\max}} - \frac{(\mu W')^3}{3(P_{2\max} + \mu U_{\max})^2} \right\} \quad (1)$$

ここで、 S は滑動量 (m)、 τ_0 は波力の作用時間 (s)、 W は堤体の空中重量 (kN/m)、 g は重力加速度 (m/s²)、 M_a は付加質量 (kg)、 $P_{2\max}$ は合田式において波圧係数 α^* を考慮した水平波力 (kN/m)、 $U_{\max}$ は合田式における揚圧力 (kN/m)、 μ は摩擦係数、 W' は堤体の水中重量 (kN/m) である。

次に、重複波力成分を表す正弦波力の波力作用時を対象として、解析的に滑動量を求める式の導出を試みたその結果、式の形がかなり複雑になる上、繰り返し計算をしなければ滑動量を導くことができないことがわかった。そこで、(1)式の三角形パルス波力の波力作用時に対する滑動量算定モデルに、以下に示す波力作用時間と作用波力値に関する補正を行うことにより、重複波力成分も寄与する場合の滑動量算定モデルを構築することとした。

- ①作用時間に関する補正：波力の作用時間 τ_0 を有限振幅波において水位が正となる時間 τ_{0F} へ置き換え (τ_{0F} の算定法は、下迫・高橋 (1998) を参照)
 - ②作用波力に関する補正： $P_{2\max}$ を $4/3 P_{1\max}$ へ置き換え (正弦波形を三角形パルスで近似する際、波力による力積を同じ値とすると面積比で正弦波の方が約 $4/3$ 倍大きくなる)
- ①および②を考慮した場合の波形モデルを図-2に示す。

補正した波力の時系列モデルによる滑動量と運動方程式の数値積分により求めた滑動量は、重複波力が支配的である場合には良い相関を示すが、重複波力の影響が小さくなるに従い相関が悪くなった。そこで、さらに重複波力の影響度を示す指標として、重複波力と抵抗力の比 $P_{1\max}/\mu(W-U_{\max})$ を $\tanh$ 関数に組み込み、 $4/3 P_{1\max}$ および $4/3 U_{\max}$ に乗じた。これにより、重複波力成分の影響が小さい場合においても、算出される滑動量は運動方

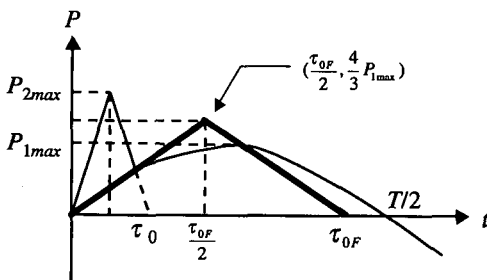


図-2 補正後の波力の時系列モデル

程式の数値積分により求めた滑動量との相関が高くなった。この滑動量算定モデルを(2)式～(4)式に示す。

$$S = \frac{3+2\sqrt{2}}{W/g+M_a} \frac{\tau_{0F}^2}{4} \times \left\{ \frac{P_{1\max} + \mu U_{\max}}{3} - \mu W' + \frac{(\mu W')^2}{P_{1\max} + \mu U_{\max}} - \frac{(\mu W')^3}{3(P_{1\max} + \mu U_{\max})^2} \right\} \quad (2)$$

$$P_{1\max} = \frac{4}{3} P_{1\max} \times \tanh \left\{ \frac{P_{1\max}}{\mu(W-U_{\max})} \right\} \quad (3)$$

$$U_{\max} = \frac{4}{3} U_{\max} \times \tanh \left\{ \frac{P_{1\max}}{\mu(W-U_{\max})} \right\} \quad (4)$$

ここで、 $P_{1\max}$ は合田式において波圧係数 α_1 のみ考慮した時の水平波力 (kN/m) であり、その他の記号は(1)式と同じである。

(2) 妥当性および適用範囲の検討

(1)式に示した衝撃波力および碎波波力成分に対するモデル(モデルA)と(2)式に示した重複波力成分に衝撃波力および碎波波力成分の影響も考慮したモデル(モデルB)の妥当性および適用範囲について検討する。

本研究で検討対象にした35ケースのケーソン式混成堤のうち、もっとも滑動量の大きいケースについて、モンテカルロシミュレーションにより、モデルAおよびモデルBによる滑動量と谷本ら(1996)による波形モデルを外力とした運動方程式の数値積分による滑動量を比較した結果を図-3に示す。

ここで、図示した滑動量は50年確率波高に対応した波群が2時間作用した場合の1波毎の滑動量であり、モンテカルロシミュレーションの繰り返し回数は100回である。図より、滑動量の小さい範囲(10 cm 以下)ではモデルAを用いれば数値積分による結果と同じ滑動量となり、滑動量の大きい範囲(10 cm 以上)ではモデルBが数値積分による結果とほぼ同じ滑動量となることがわかる。

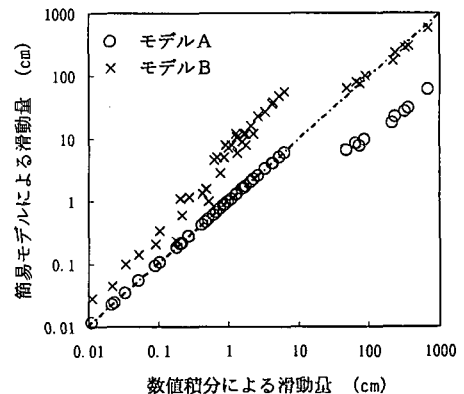


図-3 簡易モデルと数値積分による滑動量の比較

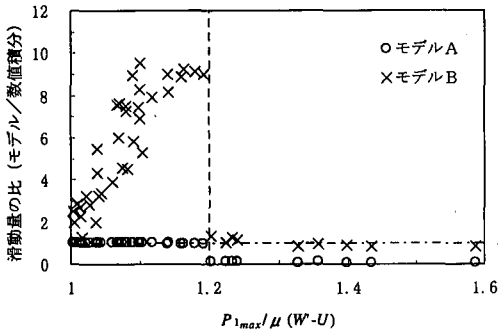


図-4 $P_{1\max}/\mu(W-U_{\max})$ に対するモデルの算定精度

次に、谷本ら(1996)による波力の時系列モデルでは、重複波力成分を表す正弦波形部分が滑動に寄与するかどうかは $P_{1\max}$ と $\mu(W-U_{\max})$ に依存するため、簡易滑動量算定モデルにより算定される滑動量と運動方程式の数値積分により求めた滑動量の比を $P_{1\max}/\mu(W-U_{\max})$ に対して整理した。図-4に結果を示す。モデルAによる滑動量の比は、 $P_{1\max}/\mu(W-U_{\max})$ が1.2以下ではほぼ1であり、モデルBによる滑動量の比は、 $P_{1\max}/\mu(W-U_{\max})$ が1.2以上ではほぼ1である。以上より、 $P_{1\max}/\mu(W-U_{\max})$ が1.2以下ではモデルAを用い、 $P_{1\max}/\mu(W-U_{\max})$ が1.2以上ではモデルBを用いることにより、簡易滑動量算定モデルによる滑動量が運動方程式の数値積分による滑動量と調和的になるといえる。

3. 滑動量に基づくレベル1信頼性設計法

(1) 性能関数

滑動量に基づくレベル1信頼性設計法に用いる性能関数を定義する。性能関数 Z は、(1)式または(2)式で評価した滑動量 S を用いて(5)式のように記述できる。

$$Z = S_a - S \quad (5)$$

ここで、 S_a は破壊を定義する滑動量、すなわち許容滑動量を表し、実際の被災事例による破壊確率と谷本ら(1996)の波力モデルを用いたモンテカルロシミュレーションによる期待滑動量の比較(鷲尾ら, 2003)により、本研究では30 cmとした。

(2) 設計パラメータの確率分布および感度係数

確率変数として扱う設計パラメータは、波力の作用時間 τ (モデルAの τ_0 , モデルBの τ_{0F})、水平波力 P (モデルAの $P_{2\max}$, モデルBの $P_{1\max}$)、揚圧力 U (モデルAおよびモデルBの $U_{\max}$)、摩擦係数 μ 、堤体自重 W 、潮位 WL とした。

設計変数の従う確率分布は、長尾(2001)を参照し、表-1に示す値を用いた。

波力の作用時間、水平波力、揚圧力の平均値の偏りおよび変動係数は、表-1に示した沖波波高推定精度、波浪

表-1 設計パラメータの従う確率分布

	α	V
波力 (水平波圧, 揚圧力)		
沖波波高推定精度	1.00	0.10
波浪変形計算精度		
水深変化緩 (1/30 未満)	0.97	0.04
水深変化急 (1/30 以上)	1.06	0.08
砕波変形推定精度	0.87	0.10
波力算定式推定精度	0.91	0.19
潮位		
$R_{WL}=1.5$	1.00	0.20
$R_{WL}=2.0, 2.5$	1.00	0.40
摩擦係数	1.06	0.15
単位体積重量		
堤体	1.00	0.03

注) α は平均値の偏り (平均値/設定値), V は変動係数

変形計算精度、砕波変形推定精度、波力算定式推定精度および潮位の確率分布に対して、検討対象である35ケースについてモンテカルロシミュレーションを実施し、ケース毎に評価した。また、変数間の相関係数についても、同様にモンテカルロシミュレーションによりケース毎に評価した。

また、表-1に示したように波浪変形計算精度および潮位の従う確率分布は条件によって異なる。潮位の従う確率分布の違いは変動係数のみであり、潮位の従う確率分布の違いが、波力の作用時間、水平波力、揚圧力の確率分布に与える影響は無視できる。しかしながら、波浪変形計算精度の従う確率分布の違いが結果に与える影響は、ケース間の条件の違いによるばらつきに比較して無視できないため、波浪変形計算精度の従う確率分布の違いに応じて各パラメータの平均値の偏りと変動係数を別々に評価した。ただし、検討した35ケース中海底勾配が1/30以上のケースは1ケースのみである。

各設計パラメータに対する感度係数は、35ケースを対象にケース毎に評価した各設計パラメータの平均値の偏り、変動係数および変数間の相関係数も考慮して、信頼性解析(FORM)により評価した。得られた感度係数の平均値および標準偏差を表-2に示す。感度係数は各設計パラメータが設計結果に及ぼす影響度合いを表す係数であるため、滑動量に基づく設計においても、感度係数の平均値の絶対値が大きい水平波力 P および摩擦係数 μ が設計結果に与える影響が大きいことが分かる。

(3) 部分安全係数

長尾(2001)によると、既設のケーソン式防波堤の50年確率波高に対する外的安定(滑動・転倒・支持力)のシステムとしての総合安全性指標は平均値2.4程度、標準偏差0.3程度の値である。本研究では、部分安全係数算

表-2 感度係数

設計パラメタ	モデル A		モデル B	
	平均値	標準偏差	平均値	標準偏差
τ	-0.093	0.030	-0.014	0.010
P	-0.564	0.122	-0.656	0.105
U	-0.001	0.009	-0.004	0.003
μ	0.785	0.076	0.715	0.081
W	0.174	0.045	0.196	0.030
WL	-0.040	0.028	-0.051	0.020

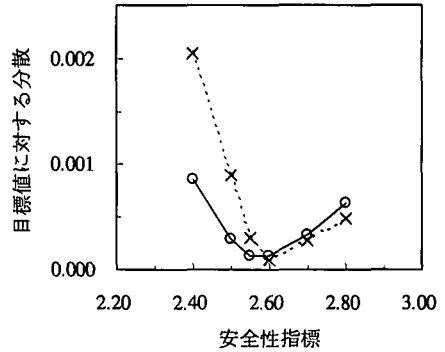


図-5 目標破壊確率に対する破壊確率の分散 (○:モデル A, ×:モデル B)

定のための破壊確率の目標値としては、長尾（2001）の算定結果を破壊確率に換算し 8.2×10^{-3} とした。

部分安全係数は、(6) 式により算定できる。

$$\gamma_x = (1 - \alpha_x \beta_\tau V_x) \frac{\mu_x}{X_k} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 β_τ は目標安全性指標、 γ_x は確率変数 X の部分安全係数、 α_x は確率変数 X の感度係数、 V_x は確率変数 X の変動係数、 μ_x は確率変数 X の平均値、 X_k は確率変数 X の特性値である。

部分安全係数の算定において、(6) 式中の変動係数と感度係数は 35 ケースの平均値を用いる。(6) 式で用いる目標安全性指標は、破壊確率の目標値に対する設計結果の構造物の持つ破壊確率の分散が最小になるように決定する。具体的には、まず、ある安全性指標に対する部分安全係数を用いて試設計を行い、防波堤の堤体幅 B を決定する。次に、試設計結果の堤体幅に対して、信頼性解析を実施し、破壊確率を算定する。これを 35 ケースについて行い、破壊確率の目標値に対する破壊確率の分散を求める。この検討を安全性指標をパラメータとして行うことにより、安全性指標に対する破壊確率の目標値に対する分散を評価する。

図-5 は、モデル A およびモデル B について、安全性指標をパラメータとした破壊確率の目標値に対する分散を示したものである。モデル A およびモデル B ともに、目標値に対する分散が最小となる安全性指標は 2.6 となったため、本研究では (6) 式に用いる目標安全性指標として、2.6 を採用した。ここで、(6) 式に用いる目標安全性指標 2.6 は破壊確率に換算すると目標値の 8.2×10^{-3} とは一致しないことに注意が必要である。これは、性能関数の非線形性や感度係数のばらつきなどの影響と考えられ、設計法の構築にあたってはこのようなキャリブレーションを実施する必要がある。

目標安全性指標の算定結果に基づき、部分安全係数を (6) 式により評価した。表-3 に部分安全係数の一覧表を示す。ただし、水深変化が急な場合の部分安全係数は 1 ケースの事例に基づいて設定している。

表-3 部分安全係数

	水深変化緩		水深変化急	
	モデル A	モデル B	モデル A	モデル B
γ_τ	1.11	1.03	1.09	1.02
γ_P	1.02	1.08	1.17	1.20
γ_U	0.77	0.77	0.84	0.84
γ_μ	0.74	0.76	0.74	0.76
γ_W	0.99	0.98	0.99	0.98
γ_{WL}				
$V=0.2$	1.02	1.03	1.02	1.03
$V=0.4$	1.04	1.05	1.04	1.05

(4) 設計の手順

以下に設計における手順を示す。

- ① モデル A を用いた安全性照査式により、堤体幅を決定する。
- ② (7) 式により、モデル A の適用範囲内であるかどうかの判定をする。

$$\frac{P_{lmax}}{\mu(W - U_{max})} < 1.2 \dots\dots\dots (7)$$

- ③ (7) 式を満足する場合は、①で求めた堤体幅が必要堤体幅である。
- ④ (7) 式を満足しない場合は、モデル B を用いた安全性照査式により求めた、堤体幅が必要堤体幅である。

上述の設計の手順における注意点として、(7) 式を満足せず、モデル B により堤体幅を決めた場合に、決めた堤体幅が (7) 式を満足してしまうケースもある。このようなケースは、決めた堤体幅では堤体重量が大きいため、滑動限界抵抗力が大きく、波圧モデルの重複波成分の影響は及ばないことになる。しかしながら、モデル A で決めた堤体幅では、波圧モデルの重複波成分の影響が及ぶため、必要な安全性は得られない。よって、本研究

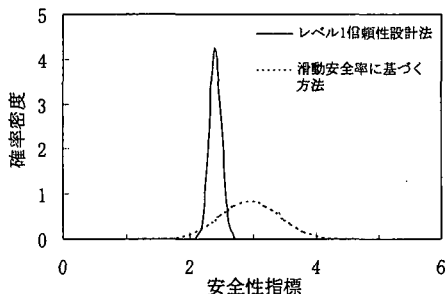


図-6 安全性指標のばらつき

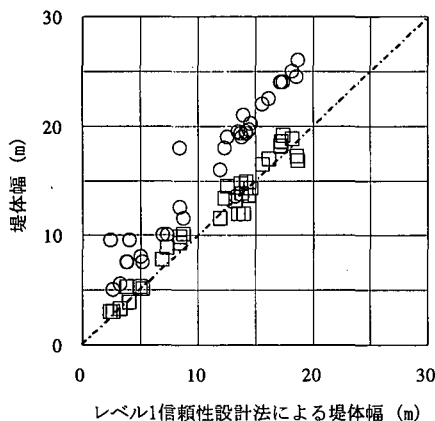


図-7 堤体幅の比較結果

(○: 安全率に基づく設計法, □: レベル3信頼性設計法)

で示す設計の手順では、モデル A で決定した堤体幅についてのみ (7) 式による適用範囲の判定を行い、満足しない場合にモデル B で堤体幅を決め、設計終了とした。

(5) 構築した設計法の信頼度

構築したレベル1信頼性設計法の信頼度について検討した。図-6 は、力の釣合いに基づき滑動安全率1.2として設計した場合とレベル1信頼性設計法により設計した場合で、安全性指標のばらつきを評価したものである。レベル1信頼性設計法を行うことにより、安全性のばらつきは小さくなり、信頼度の高い設計法となっていることがわかる。

次に、構築した滑動量に基づくレベル1信頼性設計法により、設計した場合のケーソン式混成堤の堤体幅について検討した。図-7 は、構築したレベル1信頼性設計法により決定した堤体幅と力の釣合いに基づき滑動安全率1.2として決定した堤体幅およびレベル3信頼性設計法

により決定した堤体幅を比較したものである。レベル3信頼性設計法においては、モンテカルロシミュレーションを用いて谷本ら (1996) による波力の時系列モデルを外力とした運動方程式を数値積分することにより、算出した期待滑動量が 30 cm 以下となるように堤体幅を決定した。レベル1信頼性設計法により決定した堤体幅は、安全率に基づく設計法より決定した堤体幅に比べて小さくなり、検討対象の 35 ケースを平均すると 0.7 倍となった。また、レベル1信頼性設計法により決定した堤体幅は、レベル3信頼性設計法により決定した堤体幅とほとんど同じ堤体幅となり、構築したレベル1信頼性設計法は、レベル3信頼性設計法とほぼ同様の設計結果となることが確認できた。

4. ま と め

本研究では、まず、谷本ら (1996) の波力モデルを外力とした運動方程式を数値積分して評価した滑動量と同程度の精度を有する簡易滑動量算定モデルを作成した。次いで、簡易滑動量算定モデルにより滑動量に基づいたレベル1信頼性設計法を構築した。

本研究で構築したレベル1信頼性設計法は、安全率に基づく設計法より信頼性が高い設計が可能であると共に、検討に用いた 35 ケースにおける検討では、設計結果としての堤体幅は安全率に基づく設計法に比べて平均 0.7 倍となるため、合理的かつ経済的な設計が可能である。また、レベル3信頼性設計法と比較すると設計結果としての堤体幅は同程度になることを確認した。

参 考 文 献

- 伊藤喜行・藤島 睦・北谷高雄 (1966): 防波堤の安定性に関する研究, 港湾技術研究所報告, 第5巻第14号, pp. 1-134.
- 下迫健一郎・高橋重雄 (1994): 混成防波堤の期待滑動量の計算法, 海岸工学論文集, 第41巻, pp. 756-760.
- 下迫健一郎・高橋重雄 (1998): 期待滑動量を用いた混成防波堤直立部の信頼性設計法, 港湾技術研究所報告, 第37巻第3号, pp. 1-30.
- 高橋重雄・谷本勝利・下迫健一郎・細山田得三 (1992): 混成防波堤のマウンド形状による衝撃波力係数の提案, 海岸工学論文集, 第39巻, pp. 676-680.
- 谷本勝利・古川浩司・中村廣昭 (1996): 混成堤直立部の滑動時の流体抵抗力と滑動量算定モデル, 海岸工学論文集, 第43巻, pp. 846-850.
- 長尾 毅 (2001): ケーソン式防波堤の外的安定に関する信頼性設計法の適用, 土木学会論文集, No. 689, 1-57, pp. 173-182.
- 鷲尾朝昭・森屋陽一・長尾 毅 (2003): ケーソン式防波堤の滑動破壊における信頼性設計の制御対象に関する研究, 海岸工学論文集, 第50巻, pp. 906-910.