

セルラーケーソン式波浪制御構造物による揚圧力低減工法

藤原隆一¹・神野夏樹²・小竹康夫³

下迫健一郎⁴・松村章子⁵

波浪・海域制御を目的とする重力式構造物を低天端堤とする場合, 所要の耐波安定性を確保するのに堤体幅を大きくすることが必要な場合があるが, その場合一般の防波堤に比べて揚圧力の影響が大きくなる。本研究では, セルラーブロックの構造に着目し, 底面に作用する揚圧力を, 中詰部を透過させることで低減する構造のセルラーケーソン堤を開発し, 水理模型実験によってその妥当性を検証した。その結果, 堤体の底版および上蓋に 20 % 程度の開口を設けることで揚圧力の作用を受けない構造にできること, 低天端堤としての水平波力の低減は従来の混成堤と同程度であることおよび波高伝達率は従来の混成堤のそれとほぼ同じであることが分かった。

1. はじめに

波浪・海域制御を目的とする構造物の場合, 必要とされる防波性能が一般の防波堤より低くてもよい場合がある。例えば, 代表的な海岸保全施設である離岸堤や人工リーフなどの代替構造物として考えるならば, 構造物を低天端構造とすることで, 必要に応じた静穏度を確保するような利用方法が考えられる。その場合, 天端高が低くなることで作用波力の低減が期待できるが, その一方で空中重量が小さくなり, 波浪条件によっては安定性を確保するために堤体幅を大きくすることが必要になる。堤体幅が大きくなると, 耐波安定性に対する揚圧力の影響が大きくなるため, 耐波安定性を高めるには揚圧力の低減を図ることが有効であると考えられる。

藤井ら (1988) は, 大型ケーソンの揚圧力低減対策として, マウンド内の水平方向の水粒子運動を鉛直方向へ発散させて揚圧力を低減させる井戸式および空気室式の方法を水理模型実験によって検討し, 前者の場合に 50 % 程度の低減効果が得られたとしている。また, 低天端ケーソンにおける波力低減に関しては, 中田ら (1984) が水理模型実験によって検討したのを始めとして, 藤原ら (1996) および興野ら (1997) が水理模型実験および現地観測結果をもとに, 合田式に波力低減係数を乗じる方法を提案している。

本研究では, 底面に作用する揚圧力の低減方法として, セルラーブロック構造に着目し, 上蓋および底版に開口部を設け, 底版に作用する揚圧力を構造物内部の中詰材を透過させて低減させる構造のセルラーケーソン堤を提案し, 水理模型実験を通してその妥当性を検討した。

2. 水理模型実験

実験は, 東洋建設の所有する長さ 55 m × 幅 1 m × 高さ 2 m の反射吸収式不規則波造波装置付きの 2 次元水路で行った。

実験模型は, 水路に設けた海底勾配 1/50 の仮設床上で水深 $h=38$ cm となる地点に厚さ 8 cm の捨石マウンドを作製し, その上に設置した (図-1 参照)。堤体は 4 函に分割し, 3 函はアクリル製で仮設床に固定し, その中の 1 函は波圧測定用とした (図-2 参照)。残りの 1 函はモルタル製で滑動量の測定に用いた。滑動量は堤体背面に設置したレーザー変位計を用いて計測した。また, 堤体背後 3 m の位置に波高計を設置し, 伝達波高を測定した。

模型堤体は, 図-3 に示すような底版と上蓋に開口を設けた格子状の形状とし, 中詰材には $\phi 12 \sim 16$ mm の碎石を用いた。上蓋の開口率は 22 % の 1 種類とし, 底版のそれは $\epsilon=30$ %, 20 % および 12 % の 3 種類とした。また, 模型天端高は, 静水面と同じ高さに設定した。

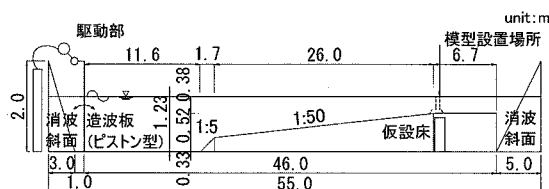


図-1 造波水槽と模型設置位置

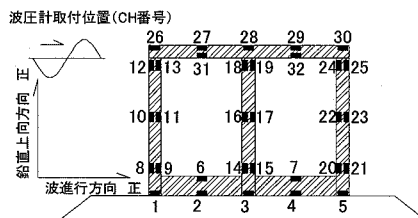


図-2 波圧計の取付位置

1 正会員 博(工) 東洋建設㈱鳴尾研究所 水城環境室長
2 正会員 工修 東洋建設㈱鳴尾研究所 主任研究員
3 正会員 博(工) 東洋建設㈱鳴尾研究所 主任研究員
4 正会員 (独法) 港湾空港技術研究所 耐波研究室長
5 東洋建設㈱鳴尾研究所

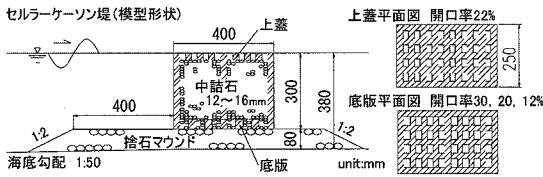


図-3 堤体の形状

なお、 $\varepsilon=30\%$ および 20% に対する開口の大きさは中詰材に比べて大きい。予備実験では、滑動時においても中詰材の抜出しが見られなかったものの、中詰材の詰まり方によって摩擦係数のばらつきが大きくなることが考えられたので、底板上面に金網を敷きモルタル面のみがマウンドと接する条件に統一した。

実験条件を表-1に示す。波圧・滑動実験では規則波を、また波高伝達率実験では不規則波を作用させた。

表-1 実験条件

実験名	作用波	周期	波高	底板形状
波圧・滑動実験	規則波	$T=2.6\text{ s}, 2.0\text{ s}$	$H=10\sim 25\text{ cm}$	開口率 $\varepsilon=30, 20, 12\%$
波高伝達率実験	不規則波	$T_{1/3}=2.6, 2.0, 1.6\text{ s}$	$H_{1/3}=10\sim 16\text{ cm}$	開口率 $\varepsilon=30\%$

3. 波力特性

波力は、図-2に示す箇所（ch番号）に取り付けた波圧計によって計測した波圧を各面で積分して求め、上蓋・底板では開口を考慮した。得られた波力の時系列の代表的な例として、 $T=2.6\text{ s}$ 、 $H=20\text{ cm}$ 、 $\varepsilon=30\%$ の場合に対する結果を図-4～図-6に示す。水平波力は岸向を、また鉛直波力は上向きを正とした。

(1) 水平波力

図-4は水平波力の1周期分を示したもので、 F_{HALL} 、 F_{HFR} は、それぞれ側壁全ての測定点（ch8～25）から算出した波力および前面側壁（ch8, 10, 12）に作用する波力である。また堤体内部の波力を示す F_{HIF} および F_{HIB} は、それぞれ前面側壁（ch9, 11, 13）と中央側壁（ch14, 16, 18）に作用する波力の合計および中央側壁（ch15, 17, 19）と背面側壁（ch20, 22, 24）の波力の合計を表す。

堤体内部に作用する水平波力である F_{HIF} および F_{HIB} は、ほぼ0であり、また、 F_{HALL} は F_{HFR} とほぼ同じである。これらのことから、構造物全体に作用する水平波力は、前面に作用する水平波力で代表できることが分かる。

(2) 鉛直波力

図-5は、水平波力と同時刻における鉛直波力の1周期分を示したもので、 F_{UALL} 、 F_{UTP} および F_{UBM} は、それぞれ底板・上蓋全ての測定点（ch1～7, 26～32）から算出した波力、上蓋上部面（ch26～30）と下部面（ch31, 32）にそれぞれ作用する波力の合計および底板

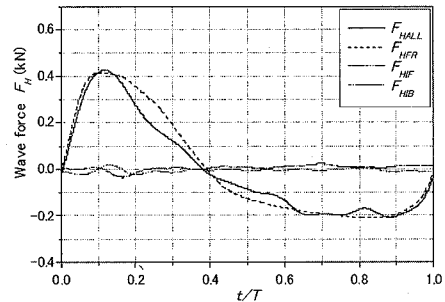
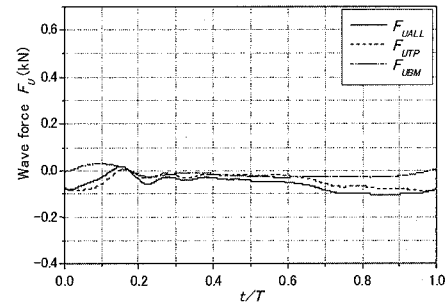
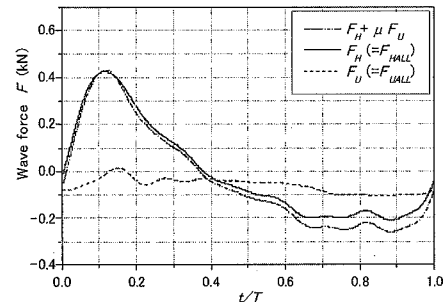
上部面（ch6, 7）と下部面（ch1～5）にそれぞれ作用する波力の合計を表す。

底板の下部面だけに着目すると、 F_{UBM} は水平波力が最大となる位相付近で正（上向き）となるが、堤体全体としての鉛直波力 F_{UALL} が上向きとなるのは水平波力が最大となる位相よりは少し遅れた $t/T=0.15$ 付近のごく短時間であり、これを除けば下向きに作用している。

(3) 滑動合成波力

図-6は、図-4および図-5に示した水平波力および鉛直波力から算出した滑動合成波力 $F_c (=F_H + \mu F_U)$ を同様に示したものである。摩擦係数 μ には後述の引張試験による静止摩擦係数を用い、 F_H および F_U にはそれぞれ F_{HALL} および F_{UALL} を代入した。

上述の水平波力および鉛直波力の特徴から明らかなように、滑動合成波力はほぼ水平波力のみで評価できることがわかる。

図-4 水平波力の時系列の例 ($T=2.6\text{ s}$ $H=20.0\text{ cm}$ $\varepsilon=30\%$)図-5 鉛直波力の時系列の例 ($T=2.6\text{ s}$ $H=20.0\text{ cm}$ $\varepsilon=30\%$)図-6 滑動合成波力の時系列の例 ($T=2.6\text{ s}$ $H=20.0\text{ cm}$ $\varepsilon=30\%$)

(4) 波圧分布

堤体前面の水平波力が最大時の各面に作用する波圧分布を図-7に示す。図-7(a)および(b)は、それぞれ $H/h=0.36$ および $H/h=0.66$ の場合を表している。なお、図中には参考のため合田式による波圧を実線で示した。

堤体前面の水平波圧は、 $H/h=0.36$ の時には合田式とほぼ同じであるが、 $H/h=0.66$ になると合田式に比べて小さくなっている。低天端堤の波圧の低減は、越波によって堤体前面の波高が減少すること起因する(藤原ら, 1996)が、この場合入射波高が大きくなり越波量が增大することが波圧の低減をもたらしたと考えられる。

一方、構造物内部に作用する水平波圧および底版面と天端面に作用する鉛直波圧の分布を見ると、それぞれ互いに打ち消し合う作用面があり、それらに同程度の波圧が作用することから、合力としては波力の節で示したようにほぼ0となることが分かる。

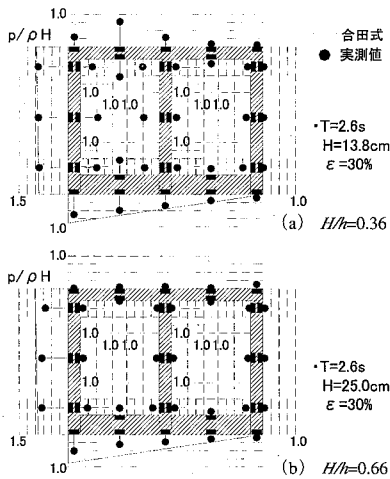


図-7 前面波圧最大位相時での各面波圧分布の例

(5) 波力と滑動

式(1)に示す滑動安全率を算出する際に必要となる摩擦係数 μ は、マウンド上面まで水を浸して行った水平引張試験によって定めた。摩擦係数 μ は、堤体変位量が3mmとなった時の引張力と模型重量から算出し、底版の開口率 $\varepsilon=30\%$ 、 20% および 12% に対し、それぞれ $\mu=0.58$ 、 0.55 および 0.55 となった。

$$F.S. = \frac{\mu(W - W')}{P_H(\text{exp}) + \mu P_U(\text{exp})} \quad (1)$$

ここに、 $F.S.$: 滑動安全率、 W : 構造物の空気中の重量、 W' : 浮力、 $P_H(\text{exp})$ 、 $P_U(\text{exp})$: 水平、鉛直波力の測定値および μ : 静止摩擦係数である。式(1)によって算出した水平波力最大時の滑動安全率と実験時の滑動量の関係を図-8に示す。滑動安全率が1.0を境界として堤体の移動の有無が区分されており、滑動に対する評価は、水平波力最大時の水平波力、鉛直波力を用いることで適切に

行えることを確認した。

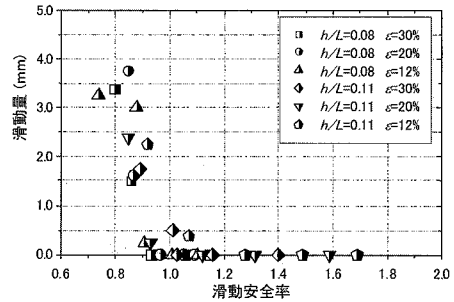


図-8 滑動安全率と滑動量

4. 波力算定手法の検討

(1) 合田式との比較

堤体前面および底版に作用する波圧分布は、合田式とほぼ相似形状であることから、合田式を用いて波力低減係数を検討するのが妥当と考えた。図-9は、実験値と合田式の水平波力比と波高水深比 H/h の関係を、実験時の滑動の有無が分かるように示した結果である。なお、実験値は堤体前面に作用する水平波力のみを表している。 $0.25 < H/h < 0.45$ では水平波力比は1.0~0.8まで直線的に減少し、 $H/h \geq 0.45$ ではほぼ一定で約0.8となっている。また、堤体の滑動は H/h が大きくなり、波力の低減効果が得られる領域で発生している。

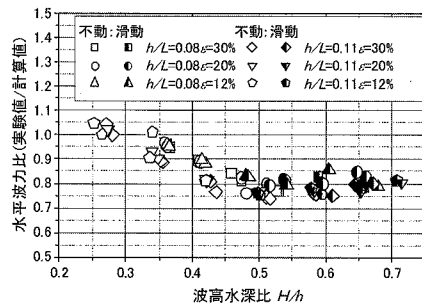


図-9 水平波力比 (= 水平波力低減係数 λ_H)

中田ら(1984)によると、低天端混成堤の場合、碎波領域で水深波長比 h/L が0.1前後の時に波力が低減する。本実験の場合、水深波長比はこの条件に近く($h/L=0.08$ および 0.11)、波高が大きくなる領域($H/h > 0.35$)で水平波力が低減しており、同様の傾向が得られている。

一方、藤原ら(1996)は、アーセル数 $h/L^2/h^3 > 40$ で合田式の0.8倍に波力を低減できるが、海底勾配が1/100に限られているため急な海底勾配の場合には注意を要するとしている。今回行った実験の海底勾配は1/50であったが、 $H/L^2/h^3 > 40$ の場合、水平波力比は0.8程度となった。ただし、周期が長く波高が小さい条件のとき

には波力低減がほとんど見られないケースも見られた。

図-10 に、水平波力が最大となる位相における鉛直波力と合田式での計算揚圧力との比を同様に整理した結果を示す。波力比が正の時に揚圧力が作用していることになる。底版の開口率が小さくなるにつれて鉛直波力比は大きくなるが、最大で合田式の 20 % 程度であった。

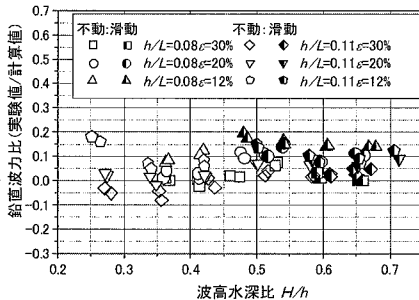


図-10 鉛直波力比 (=鉛直波力低減係数 λ_H)

(2) 簡便な設計方法の評価

これまでの結果より、本構造物の耐波安定性は水平波力でほとんど決まり、また波力算定には合田式を用いれば良いと考えられる。その場合、堤体の滑動限界を評価するには、合田式の推定精度や鉛直波力の影響を評価しておく必要があると考えられた。滑動限界時 ($F.S.=1.0$) に対して式(1)を変形し、水平波力および鉛直波力として実験値の代わりに合田波力 P_h 、 P_u を与えると式(2)が得られる。

$$\mu P_u = \mu(W - W') - \lambda_H P_h \dots \dots \dots (2)$$

滑動限界波高に対する P_h 、水平波力低減係数 λ_H 、実験時の模型重量 W 、浮力 W' および摩擦係数 μ を与え、式(2)の右辺を計算した。なお、水平波力低減係数 λ_H は実験ケースごとに変化するものであるが、実験時の平均値である $\lambda_H=0.80$ を与えることで評価した。理想的には、鉛直波力が作用せず $P_u=0$ となるので、式(2)の右辺もゼロとなるはずであるが、合田式の精度や上述したような水平波力低減係数を一様に与えていることから、正負の値を持つことになる。ここで、式(2)の右辺の正負が示す意味は以下のようなものである。式(2)の右辺が負と算出された場合、下向きの鉛直波力が作用する状態であることを表すので、この場合に P_u を 0 として設計すれば、下向きに作用する力を無視することになるため、滑動限界に対して安全側に評価することとなる。逆に、式(2)の右辺が正と算出された場合は、鉛直波力が上向きに作用する状態すなわち揚圧力が作用していることを表す。この場合、 P_u を 0 として設計することは揚圧力を無視することとなり、滑動限界に対して危険側の評価となる。

表-2 には、式(2)の右辺の算出値を合田式による揚圧力 P_u で無次元化した $(\mu(W - W') - \lambda_H P_h) / \mu P_u$ を開口率の大きさごとに示した。これより、式(2)の右辺の無

次元数は、底版の開口率が 20 % 以上の場合には負であることが分かる。すなわち、合田式を用い、その水平波力低減を実験時の平均値を用いて評価するような簡便化した設計法を用いる場合、底版の開口率が 20 % 以上であれば、揚圧力が作用しない構造として安全側の評価が可能と考えられる。

表-2 $\mu(W - W') - \lambda_H P_h / \mu P_u$ の算出結果

底版開口率	$\varepsilon=30\%$	$\varepsilon=20\%$	$\varepsilon=12\%$
$T=2.6\text{ s}$	-0.116	-0.131	0.035
$T=2.0\text{ s}$	-0.184	-0.189	0.210

(3) 従来の低天端堤との比較

これまでの結果から、底版および上蓋の開口率を 20 % 以上とし、水平波力低減係数 λ_H を 0.8 および揚圧力を 0.0 とすることで基本断面を設定できると考えられる。表-3 は、そのようにして算出した基本断面と従来設計法による断面を比較した結果を示す。なお、摩擦係数は両ケースとも捨石とコンクリートとの係数 $\mu=0.6$ を用いた。

表-3 従来設計法との断面比較

構造物	堤体幅(m)	重量(t)	堤体幅比	重量比
従来型 ($\varepsilon=0\%$)	19.1	3,106	—	—
底版 $\varepsilon=20\%$	16.6	2,048	0.87	0.66
底版無 $\varepsilon=85\%$	19.5	2,262	1.02	0.73

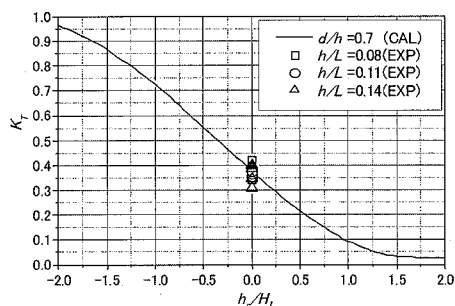
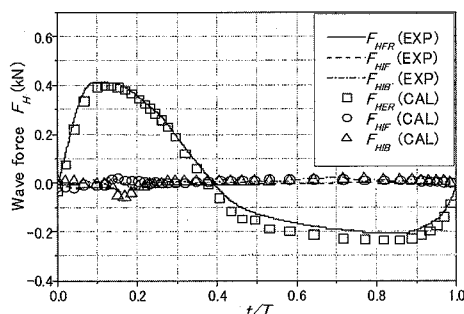
構造物の壁厚 0.5 m 堤体高 7.5 m は統一、底版形状は開口率を変える。
 底版無は、筒状で底面に側壁が直接接する構造
 $T_{1/3}=13.0\text{ s}$ $H_{max}=8.0\text{ m}$ $h=9.5\text{ m}$ 海底勾配 1:50 マウンド厚 2.0 m
 従来型……中詰砂使用 2.0 t/m^3
 底版 $\varepsilon=20.85\%$ ……中詰石 (30 cm) 使用 2.6 t/m^3 空隙率 0.46

底版開口率を 20 % とした…場合、セルラーケーソン堤は従来の低天端堤に比べて堤体幅で 13 %、質量で 34 % 削減できる。一方、底版をなくした場合は、総質量は 27 % 削減できるが、堤体幅は 2 % 増加する結果となった。底版がないときの摩擦係数は 0.6 よりも大きく取ることができることを予備実験で確かめているが、中詰材の粒径や開口部への詰まり方などに影響されるため、その取り扱いには十分注意が必要である。

5. 波高伝達率

図-11 に、波高伝達率 K_T と相対天端高 h_c/H_t の結果を示す。図中の実線は、混成防波堤の波高伝達率 (合田, 1990) の中で $d/h=0.7$ (d : マウンド上水深) に対するものである。本実験では $d/h=0.79$ であるが、セルラーケーソン堤の波高伝達率は従来型混成堤のそれと同等である。

また、図示はしないが伝達波の周期についても、入射波のその 50 ~ 80 % になっており、従来型混成堤と同様の結果となった。これより、セルラーケーソン波高伝達率についても、従来の混成堤と同様に扱って良いと考えられる。

図-11 波高伝達率 ($T_{1/3}=2.6, 2.0, 1.6s$)図-12 水平波力比較 ($T=2.6s$ $H=20.0cm$ $\varepsilon=30\%$)

6. CADMAS-SURF による波力再現計算

(1) 計算条件

実験に代わる有力な評価手法として数値波動水路 CADMAS-SURF (磯部ら, 2001) が開発されている。藤原ら (2003) は、複雑な断面を有する堤体の波力算定の妥当性を水理模型実験によって示しており、本研究においても実験の再現計算を行った。表-4 に計算に用いた代表的なパラメータ設定値を示す。

表-4 CADMAS-SURF の代表的なパラメータ設定値

バージョン	Ver. 4.0		DEGREE	2
ΔX	0.005-0.075	減衰帯	PARAX-X	0.6
ΔZ	0.01-0.07		PARAX-Z	0.6
$\Delta X/L_0$	0.001-0.01		WIDTH(m)	6.0
差分スキーム	DONER-0.25	捨石マウンド	空隙率, C_D, C_G	0.44, 1.2, 0.9
ボラス下限值	0.001	中詰石	空隙率, C_D, C_G	0.44, 1.2, 0.9
造波モデル	造波境界			

なお、構造物の天端、底版の開口は実験では格子形状であったが、計算では同じ開口率を持つ横スリットで表した。

計算に先立ち入射波の検定を行い、堤前の通過波高を実験と合致させた。また、波圧の計算結果には、実験結果では見られなかったスパイクノイズが含まれたため、これを取り除くため対象時刻と周囲 10 個のデータの平均値を取り、対象値が平均値の 1.5 倍以上の場合、対象値のデータを平均値に書き換える処理を 2 回繰り返してデータの平滑化を行った。

(2) 再現計算結果

計算は、周期 $T=2.6s$ の場合 $H=16cm, 20cm$, $T=2.0s$ では $H=16cm, 22cm$ の規則波を与え、それらに対して底版開口率を 30%, 20% および 12% に変化させて行った。計算結果と実験結果を比較した代表的な例を図-12 に示す。縦軸に波力、横軸に周期で無次元化した時間をとった。

堤体前面に作用する水平波力の岸向最大値は若干計算値に比べて小さいが、波形の変化の様子はよく再現されている。構造物内部に作用する水平波力についても、実験値と

同じく互いに打ち消しあって 0 に近い値となっている。

水平波力の最大値の計算値は全ケースの平均で実験値に比べて 7% 小さかった (最大 $\pm 10\%$)。計算結果が実験値の比で小さい原因に関しては、計算モデルによるものか、構造物の構造形式によるものなのか明らかでない。今後更なる検討を加える必要がある。

7. ま と め

本研究で得られた結果をまとめて以下に示す

- セルラーケーソン式波浪制御構造物は、ほとんど揚圧力を受けないため、揚圧力の影響が大きくなる低天端構造の断面を合理的に縮減することが可能である。
- 堤体に作用する揚圧力を受けない構造の目安としては、底版および上蓋に 20% 程度の開口を設ければよい。
- 堤体に作用する水平波力は、低天端混成堤に作用する波力とほぼ同じと考えてよく、合田式の波力低減係数を乗じることで推定可能である。
- 波高伝達率は従来の混成防波堤と同等である。

なお、CADMAS-SURF による波力の再現計算を行う可能性については、より詳細な検討を行い検証する必要がある。

参 考 文 献

- 磯部雅彦・高橋重雄・余錫平・榊山勉・藤岡功司・川崎浩司・蔭勤・秋山実・大山洋志 (1999): 数値波動水路の耐波設計への適用に関する研究 - VOF 法基本プログラムの作成 -, 海洋開発論文集, 第 15 巻, pp. 321-326.
- 興野俊也・貝沼憲男・高橋由多加・青野利夫・藤原隆一 (1997): 現地観測に基づく低天端ケーソン堤の安定性評価, 海岸工学論文集, 第 44 巻, pp. 836-840.
- 合田良實 (1990): 港湾構造物の耐波設計 [増補改訂], 鹿島出版会, pp. 78-82.
- 中田邦夫・寺内潔・西田仁志・梅木巧 (1984): 低天端混成堤の諸特性について, 第 31 回海岸工学講演会論文集, pp. 532-536.
- 藤井俊二・中村孝明・勝井秀博 (1988): 大型ケーソンに働く揚圧力低減対策に関する研究, 第 35 回海岸工学講演会論文集, pp. 672-676.
- 藤原隆一・貝沼憲男・興野俊也・石崎崇志・小竹康夫・津田宗男 (1996): 低天端ケーソン堤に作用する波力特性について, 海岸工学論文集, 第 43 巻, pp. 761-765.
- 藤原隆一・山崎智弘・橋川正男・早瀬松一 (2003): 直立ケーソン式海水交換型防波堤の耐波設計に対する数値波動水路の適用性, 海岸工学論文集, 第 50 巻, pp. 681-685.