

直立消波ケーソンの安定性の検討に用いる波力算定式の一提案

萩 原 運 弘*

1. 緒 言

近年、大水深、大波浪の厳しい条件下で防波堤を建設することが要請されつつあり、従来の消波ブロック被覆堤よりも建設コストの安い防波堤の研究開発¹⁾が積極的に進められている。直立消波ケーソンもこうした防波堤形式の一つと考えられるが、従来から比較的波浪条件の穏やかな海域に建設されてきたため、大水深の波浪条件の厳しい外海の防波堤として採用された例は極めて少ない²⁾。しかし、透過壁と遊水室から成る直立消波ケーソンの波力低減効果については谷本³⁾や井島⁴⁾により確認されており、また奥蘭⁵⁾は、その理由の一つとして透過壁が水撃圧の低減に有効であることを明らかにしている。これらのことから直立消波ケーソンは大水深、大波浪域での経済的で、しかも低波力型の防波堤形式として期待できるが、これの安定性の検討に用いる設計波力については確立されているとは言い難い。すなわち、谷本⁶⁾は波力低減係数を導入して合田式を準用する方法を提案しているが、直立消波ケーソンに働く波力は透過壁の開口比や堤体幅波長比等により変化することが指摘されている^{7), 8)}。したがって、これらの影響を考慮していない谷本らの方法では、直立消波ケーソンの安定性の検討に用いる設計波力を精度よく評価できないものと考えられる。

そこで本研究では、一重縦スリット壁型および二重縦スリット壁型の消波ケーソンを対象に非碎波から碎波に到る全波力実験を実施し、最大全波力と構造諸元の関係および波力低減係数等を検討することにより、全波力に影響を及ぼす諸要因を考慮した直立消波ケーソンの安定性の検討に用いる実用的な波力算定式を提案する。

2. 水理模型実験⁹⁾

(1) 実験方法

実験は図-1に示すように、長さ40m、幅4m、高さ1.3mの二次元造波水槽内に設けられた幅0.6mの小水路内において、1/20勾配の斜面上に続く1:2.5の

砕石マウンドを作り、その上に三分力計に剛結されたケーソン模型を設置して実施した。本実験で対象とした消波ケーソンの構造諸元と記号を図-2に、また実験条件を表-1に示す。なお全波力の測定に用いた三分力計の定格はそれぞれ水平力30kgf、鉛直力30kgfおよび回転モーメント15kgf-mである。

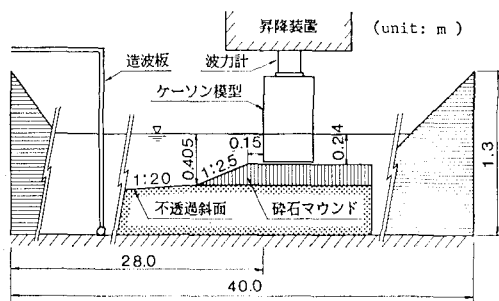


図-1 実験装置

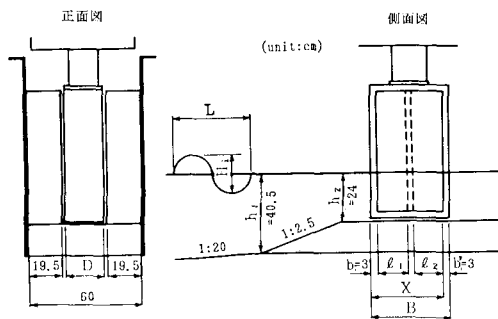


図-2 構造諸元と記号

表-1 実験条件

周期 T (s)	1.2, 1.7, 2.0, 2.4
波高 H (cm)	10~30 (非碎波から碎波まで)
堤体幅 X (cm)	11~77
海側壁開口比(二重) ε_1	0.3, 0.4
岸側壁開口比(二重) ε_2	0.1, 0.2
開口比(一重) ε	0.2, 0.3
遊水室幅比 l_1/l_2	1.0

* 正会員 工修 清水建設(株)技術研究所

(2) 構造諸元の影響

消波ケーソン全体に作用する水平波力および鉛直波力の正の最大値に注目して、次式で定義される波力係数を考える。

$$f_H^* = \frac{F_{HM}}{w_0 H_i D h_2} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$f_V^* = \frac{2F_{VM}}{w_0 H_i D (X+b')} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 f_H^* : 水平波力係数、 f_V^* : 鉛直波力係数、 F_{HM} : 最大水平波力、 F_{VM} : 最大鉛直波力、 w_0 : 水の単位体積重量である。

二重縦スリット壁型の f_H^* および f_V^* について、海側スリット壁開口比 ε_1 と岸側スリット壁開口比 ε_2 の組み合わせを変えて、横軸に堤体幅波長比 X/L_2 をとって示したものが図-3 である。ただし、 L_2 は水深 h_2 での波長である。 f_H^* は開口比の組み合わせによらず、 X/L_2 が大きくなるにつれ緩やかに減少する傾向を示し、 $\varepsilon_2=0.1$ よりも 0.2 とした場合の方が小さい値となっている。一方、 f_V^* は開口比に対する顕著な相違は認められないが、いずれの開口比の組み合わせに対しても $X/L_2 \div 0.1$ 前後で最大値をとる傾向を示す。また、一重縦スリット壁型の場合も X/L_2 に対して同様な傾向をとることを付記する。このように直立消波ケーソンに作用する全波力は、特に堤体幅波長比 X/L_2 や岸側スリット壁開口比 ε_2 (二重縦スリット壁型の水平波力の場合) により変化する。

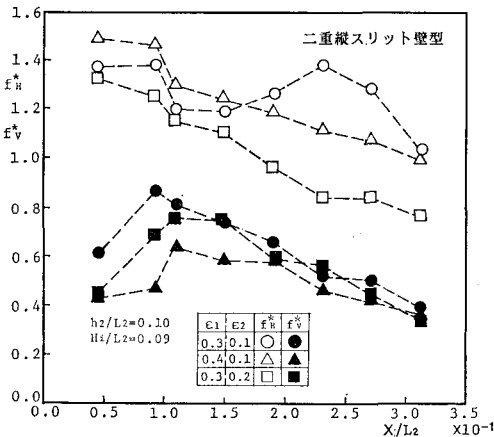


図-3 波力係数と堤体幅波長比、開口比の関係

(3) 波力低減係数

直立消波ケーソンに作用する波力の算定式を以下のように入れた場合¹⁰⁾の波力低減係数について検討する。いま図-4 に示す波圧分布を考える。

$$\left. \begin{aligned} \eta &= 1.5\lambda H_{\max} \\ p_1 &= \alpha_1 \lambda w_0 H_{\max} \\ p_3 &= \alpha_3 p_1 \\ p_u &= \alpha_1 \alpha_3 \lambda w_0 H_{\max} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

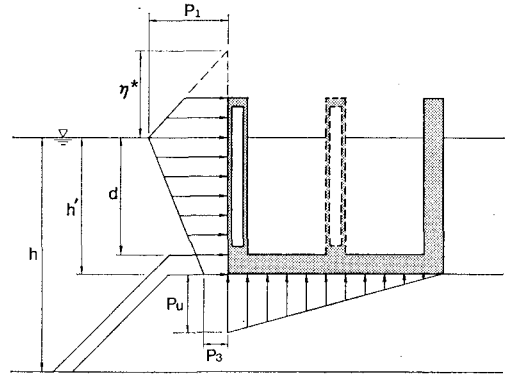


図-4 安定性の検討に用いる波圧分布

$$\alpha_1 = 0.6 + \frac{1}{2} \left[\frac{4\pi h/L}{\sinh(4\pi h/L)} \right]^2 \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\alpha_3 = 1 - \frac{h'}{h} \left[1 - \frac{1}{\cosh(2\pi h/L)} \right] \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 $H_{\max}$: 設計計算に用いる最高波高、 L : 水深 h における設計計算に用いる波長、 λ : 波力低減係数である。なお、マウンドの高さの影響を表す波圧係数 α_2 は 0 とした。

一重縦スリット壁型および二重縦スリット壁型について、実験値から求めた滑動合成波力 $(F_H + \mu F_V)_E$ と式(3)において $\lambda=1.0$ として計算される滑動合成波力 $(F_H + \mu F_V)_C$ との比を波高水深比 H_i/d に対して示したものが図-5 および図-6 である。ここに、 F_H : 水平全波力、 F_V : 鉛直全波力、 μ : 摩擦係数 ($=0.6$) である。また本実験では $h=h_1$ 、 $d=h_2$ であり、 $(F_H + \mu F_V)_E$ は水平波力が最大となるときの実験値より求めている。 $(F_H + \mu F_V)_E / (F_H + \mu F_V)_C$ の値は、一重縦スリット壁型の場合 $\varepsilon=0.2$ で $0.5 \sim 0.7$ 、 $\varepsilon=0.3$ のとき $0.45 \sim 0.8$ の範囲に分布している。また二重縦スリット壁型では、 $\varepsilon_2=0.1$ で $0.4 \sim 0.75$ 、 $\varepsilon_2=0.2$ のとき $0.4 \sim 0.65$ の範囲に分布している。しかし X/L_2 や H_i/d および二重縦スリット壁型の場合の ε_1 に対しては明確な変化は認められない。このように、 λ は一重縦スリット壁型では ε 、また二重縦スリット壁型の場合 ε_2 により変化

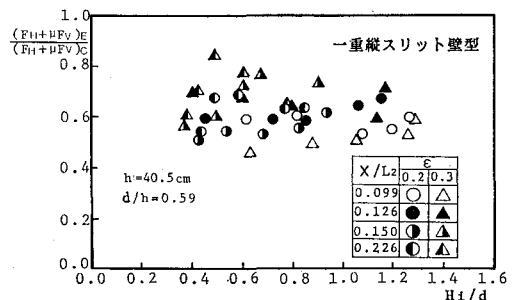


図-5 滑動合成波力の実験値と計算値 ($\lambda=1.0$) との比較

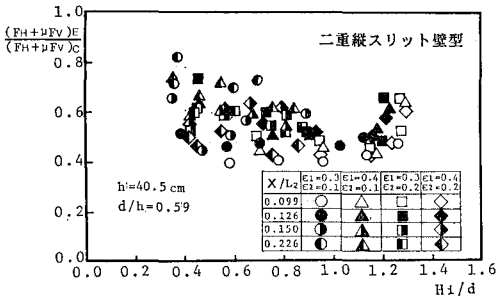


図-6 滑动合成波力の実験値と計算値 ($\lambda=1.0$) との比較

するものと考えられる。

(4) 谷本らの方法の適合性

一重縦スリット壁型および二重縦スリット壁型について、水平全波力および鉛直全波力の実験値 F_{HE} , F_{VE} と式(3)で表現される谷本らの方法による計算値 F_{HT} , F_{VT} との比 F_{HE}/F_{VT} および F_{VE}/F_{VT} を、 H_1/d に対して示したのが図-7、図-8である。この場合、 λ は前述した範囲のほぼ上限値とし、一重縦スリット壁型の場合、 $\epsilon=0.2$ で $\lambda=0.7$, $\epsilon=0.3$ のとき $\lambda=0.8$ を、また二重縦スリット壁型の場合は $\epsilon_2=0.1$ で $\lambda=0.75$, $\epsilon_2=0.2$ のときは $\lambda=0.65$ を採用した。平均値±標準偏差の形で表すと、一重縦スリット壁型の水平全波力で 1.031 ± 0.134 、鉛直全波力で 1.272 ± 0.180 、また二重縦スリット壁型の場合、水平全波力で 1.116 ± 0.153 、鉛直全波力では 1.242 ± 0.263 となる。いずれの場合も、全体としてやや危険側の推定値を与える結果となっているが、一重縦スリット壁型および二重縦スリット壁型の場合とも、特に F_{VE}/F_{VT} の平均値、分散が大き

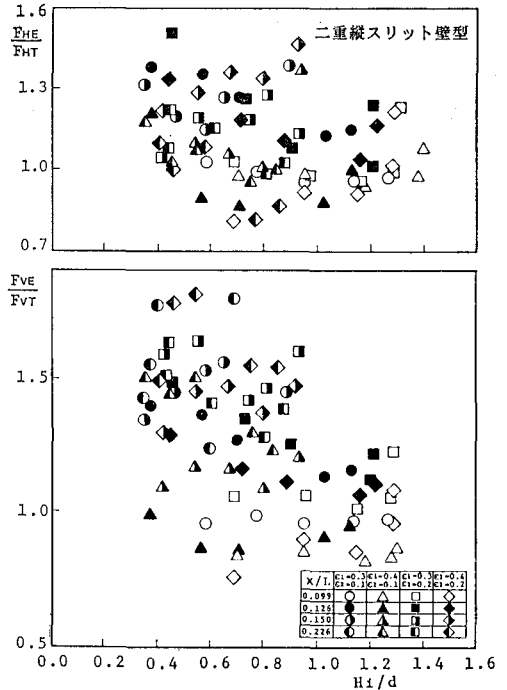


図-8 全波力の実験値と谷本らの方法による計算値との比較

く、 X/L_2 の大きいときに過小な計算値を与える傾向が認められる。これは、計算では λ を開口比により使い分けたが、波力算定式の中に堤体幅波長比の影響が考慮されていないためと考えられる。

3. 安定性の検討に用いる波力算定式の提案

基本的には、堤体幅波長比の影響を考慮した合田式に類似した波圧分布に、さらに開口比の影響を考慮した波力低減係数 λ を乗じる方法が実用的であると思われる。図-4 に示した波圧分布を仮定した場合、実験において水平全波力 F_H および鉛直全波力 F_V が求められているので静水面における波圧強度の換算値 p_1 およびケーソン前趾端における波圧強度の換算値 p_u は次式から求められる。

$$p_1 = \frac{2F_H}{1.5\lambda H_1 + (1 + \alpha_3)d} \quad (6)$$

$$p_u = \frac{2F_V}{B} \quad (7)$$

一例として、二重縦スリット壁型に対して求めた p_1 を $\lambda w_0 H_1$ で割って無次元化し、 H_1/d および X/L_2 に対して示したのが図-9、図-10 である。図中の曲線は後述する式(8)の関係を示したものである。 $p_1/\lambda w_0 H_1$ は H_1/d に対して顕著な変化は示していないが、 X/L_2 の増加につれて次第に減少する傾向が認められる。したがって、 $p_1/\lambda w_0 H_1$ と X/L_2 の関係を表す式として、

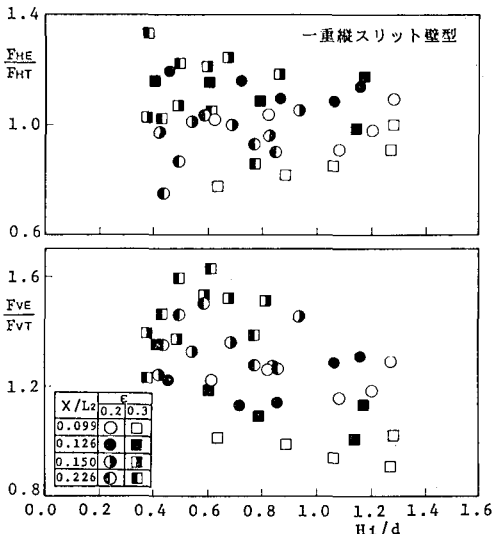
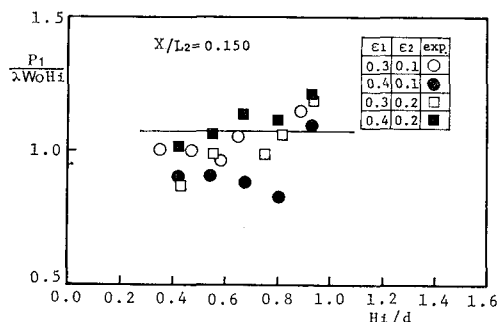
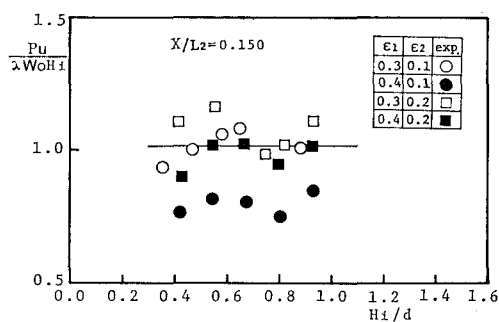
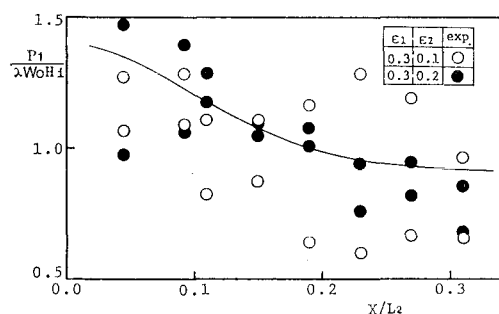
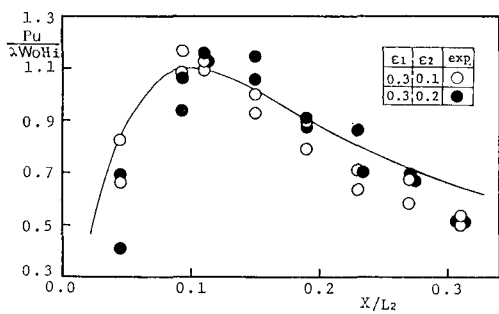


図-7 全波力の実験値と谷本らの方法による計算値との比較

図-9 $p_1/\lambda w_0 H_i$ と H_i/d との関係図-11 $p_u/\lambda w_0 H_i$ と H_i/d との関係図-10 $p_1/\lambda w_0 H_i$ と X/L_2 との関係図-12 $p_u/\lambda w_0 H_i$ と X/L_2 との関係

$p_1/\lambda w_0 H_i$ の値をほぼ平均的に満足する次式を考える。

$$\alpha_1 = 0.9 + \frac{1}{2} \left[\frac{4\pi X/L_2}{\sinh(4\pi X/L_2)} \right]^2 \quad \dots\dots\dots (8)$$

すなわち、 $p_1 = \lambda \alpha_1 w_0 H_{\max}$ である。

一方、二重縦スリット壁型の $p_u/\lambda w_0 H_i$ を H_i/d および X/L_2 に対して示したのが図-11、図-12である。図中の曲線は後述する式(8)の関係を示したものである。 $p_u/\lambda w_0 H_i$ も H_i/d に対しては顕著な変化は示していないが、 $X/L_2 \div 0.1$ 程度で最大値をとる傾向が認められる。したがって、 $p_u/\lambda w_0 H_i$ と X/L_2 の関係を表す式として二、三の試行の結果、次式をあてはめることとした。

$$\alpha_4 = 1.1 \left[\frac{20X/L_2}{(10X/L_2)^2 + 1} \right] \quad \dots\dots\dots (9)$$

すなわち、 $p_u = \lambda \alpha_4 w_0 H_{\max}$ である。なお、一重縦スリット壁型の場合もほぼ同様な結果を得たことを付記する。したがって、直立消波ケーソンの安定性の検討に用いる波力算定式としては式(3)の波圧分布を仮定し、式(4)の代わりに式(8)を、また式(5)の代わりに式(8)を用いればよいことになる。

以上提案した方法の適合性を確認するために、以前と同様に一重縦スリット壁型および二重縦スリット壁型について、水平全波力の実験値と計算値との比 F_{HE}/F_{HC} および鉛直全波力の実験値と計算値との比 F_{VE}/F_{VC} を図-13、図-14に示す。平均値士標準偏差の形で表すと、

一重縦スリット壁型の水平全波力で 0.786 ± 0.106 、鉛直全波力で 0.881 ± 0.095 であり、また二重縦スリット壁型の場合、水平全波力で 0.851 ± 0.122 、鉛直全波力で 0.854 ± 0.133 である。いずれの場合も、全体としてやや安全側の推定値を与える結果となっているが、谷本らの方法に比べて分散も小さく直立消波ケーソンに作用する全波力を比較的精度よく評価できるものと考えられる。

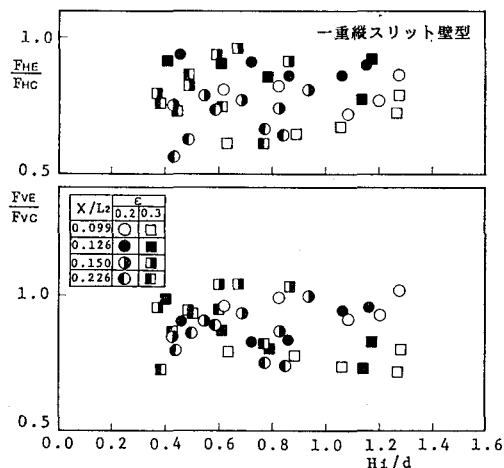
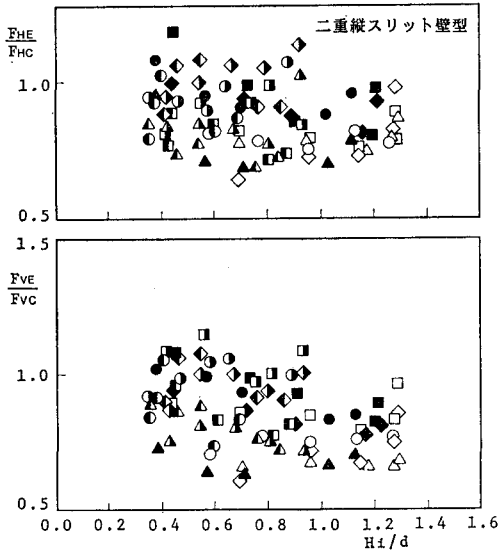


図-13 全波力の実験値と提案式による計算値との比較



図—14 全波力の実験値と提案式による計算値との比較

4. 結 言

直立消波ケーソンの安定性の検討に用いる実用的な波力算定式として、静水面の波圧強度 p_1 の項の α_1 および揚圧力の前趾強度 p_u の項の α_4 を堤体幅波長比の関数で表した合田波圧に類似した分布を考え、それに開口比の影響を考慮した波力低減係数を乗じる方法を提案した。

本提案式は、実験値に比べて若干大きな推定値を与える結果を示したが、谷本らの方法に比較すると分散も小さく直立消波ケーソンに作用する全波力を比較的精度よく評価できるものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 例えば谷本勝利・原中祐人・富田英治・村永 努・鈴木諭司：マルチセルラーケーソンの水理特性に関する実験的研究，港湾技術研究所報告，第20巻，第2号，pp. 41～74，1981。
- 2) 谷本勝利・小島朗史・鈴木諭司：二重横スリット消波ケーソンの部材に働く波力について，港湾技研資料，No. 416，1982。
- 3) 谷本勝利・高橋重雄・北谷高雄：混成防波堤のマウンド形状による衝撃砕波力の発生と対策について，港湾技術研究所報告，第20巻，第2号，pp. 3～39，1981。
- 4) 井島武士・奥歯英明・牛房幸光・米村幸久：遊水部をもつ有孔壁防波堤に作用する砕波力に関する実験的研究，第25回海岸工学講演会論文集，pp. 333～336，1978。
- 5) 奥歯英明・牛房幸光：有孔壁における水撃圧の低減効果に関する実験的研究，第27回海岸工学講演会論文集，pp. 312～314，1980。
- 6) 前出3)
- 7) 堀口孝男・布施敏一郎・斉藤修司：多孔壁式防波堤に作用する波力，第24回海岸工学講演会論文集，pp. 323～327，1977。
- 8) 萩原運弘：直立消波ケーソンの波力機構と諸要因，第33回海岸工学講演会論文集，pp. 367～371，1986。
- 9) 萩原運弘：二重縦スリット壁型消波ケーソンの全波力特性とこれに及ぼす構造諸元の影響に関する研究，土木学会論文集，第393号/II-9，pp. 272～281，1988。
- 10) 前出3)