

フーチングを有するケーソン式防波堤に 作用する波圧の算定式の検証

VERIFICATION OF WAVE PRESSURE ACTING ON A BREAKWATER WITH FOOTING

江崎慶治¹・高山知司²・安田誠宏³

Keiji ESAKI, Tomotsuka TAKAYAMA and Tomohiro YASUDA

¹正会員 工修 住友重機械工業(株) 鉄構機器事業部 愛媛製造所(〒799-1393 愛媛県西条市今在家 1501)

²フェロー 工博 京都大学教授 防災研究所 気象・水象災害研究部門(〒611-0011 京都府宇治市五ヶ庄)

³正会員 博(工) 京都大学助手 防災研究所 気象・水象災害研究部門(〒611-0011 京都府宇治市五ヶ庄)

The present design procedures for the breakwater with footing ignore a wave pressure acting on the footing under the assumption that the compressive force on the upper face of the footing can be cancelled by the uplift force on the bottom face of the footing. This assumption is acceptable, but the experiments have confirmed that the compressive force becomes much larger for the case of long footing than the uplift force and works to stabilize the breakwater. We have proposed two empirical formulas for the distributions of uplift and compressive pressures. However, the validity of the formulas was not confirmed for random wave experiments. The present paper describes the confirmation of their validity thorough the experiments in random wave and numerical simulations. The empirical formulas are slightly improved.

Key Words : Breakwater, footing, uplift pressure, compressive pressure, random wave experiment, numerical simulation

1. はじめに

ケーソン式防波堤にフーチングを設置することの目的は、フーチングによるケーソン自身の自重の分散と転倒に対する抵抗性を増大させることである。そのため、現在、フーチングを有するケーソン式防波堤では、前述した効果を期待して設計が行われている。一方、フーチングを有するケーソンの波圧設計はフーチングを無視して波圧が作用するものとして設計される。この背景には、港湾の施設の技術上の基準・同解説¹⁾において図-1に示すように、ケーソンのフーチングには波の作用側において、フーチング上面で鉛直下向きに圧力(以後、抑圧力と称す)が作用し、揚圧力は底面前趾が p_u' 、後趾が0となるフーチングを含めた底版全幅に三角形分布するとしつつも、フーチングを有する場合の上記圧力の合力は、フーチングがないとしたときの揚圧力と大差ないとされているためである。ただし、同基準・同解説の中には、フーチングに作用する圧力を無視できる場合として、フーチング長の長短の定義は明記されていないが、フーチングが非常に長い場合は除くとされている。しかし、フーチング長が長い場合、ケーソンの前壁に波が作用した際、滑動合成波力が最大となると仮定すれば、揚圧力の合力

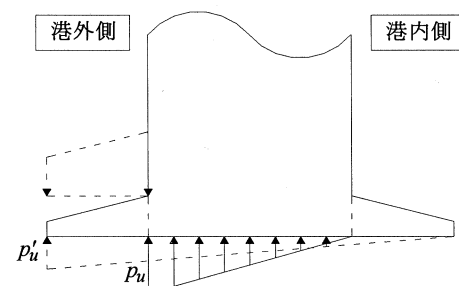


図-1 フーチングを有するときの揚圧力
(港湾の施設の技術上の基準・同解説¹⁾より)

を決定すると考えられる前趾揚圧力は波の位相差によって低減し、抑圧力はフーチング基部の水平波圧と同程度の大きさを持った圧力を最大、フーチング端部を最小とした分布形状でフーチング全長にわたり作用すると考えられる。そのため、フーチングに作用する波圧を考慮した揚圧力および抑圧力の合力の差とフーチングを無視した場合の揚圧力の合力では、合力の大きさに違いが生じると考えられる。著者ら²⁾はフーチングに作用する波圧に着目し、フーチング長を0mと0.2m, 0.4mと変化させてフーチングに作用する波圧算定式を規則波実験より誘導している。その中で、揚圧力は前趾揚圧力を最大、後

趾を0とする三角形分布で作用するため、揚圧力の合力は前趾揚圧力とフーチングを含む底版幅に依存するとしている。また、前趾揚圧力の算定式を式(1)で提案している。

$$\frac{p_{ue}}{p_{ug}} = 0.7 \exp\left(-15 \frac{b}{L}\right) + 0.3 \quad (1)$$

ここに、 p_{ue} ：フーチング前趾揚圧力、 p_{ug} ：合田公式³⁾より得られる揚圧力、 b ：フーチング長である。一方、抑圧力はフーチング全長に作用することを確認し、フーチング上面における任意の点の抑圧力をフーチング基部に作用する水平波圧に対する比として式(2)で与えている。

$$\frac{p_c}{p_{h80}} = \min\left\{0.7, 0.7 \exp\left(20 \frac{x}{L}\right) + 0.3\right\} \quad (2)$$

ここに、 p_c ：フーチング上面に作用する抑圧力、 p_{h80} ：フーチング基部に作用する水平圧力、 x ：フーチング上面の任意点、 L ：波長である。抑圧力はフーチング全長に指数関数的な分布形状をとするとしているが、その理由は明記していない。

酒井ら⁴⁾は、水深波長比が0.286～0.750の大水深における重複波を対象として二次元模型水理実験を実施し、前趾揚圧力および抑圧力の算定法をそれぞれ式(3)、式(4)で提案している。

$$p_u(b) = P_{v0} \cos kb \quad (3)$$

$$p_v(x) = P_{v0} \cos kx \quad (4)$$

ここに、 $p_u(b)$ ：フーチング前趾に作用する揚圧力、 $p_v(x)$ ：抑圧力、 P_{v0} ：フーチング基部に作用する水平圧力、 b ：フーチング長、 k ：波数($=2\pi/L$)である。揚圧力はマウンドを透過してフーチング下面に作用するため、フーチング上面の前趾に作用する圧力と同じであるとは考えにくい。また、フーチング上面に作用する圧力は、マウンドやフーチングの影響による波浪変形が考慮されていない。

これらより本研究では、フーチングを有するケーソン式防波堤について不規則波実験および数値計算プログラムのソフトウェアである数値波動水路CADMAS-SURF⁵⁾によりフーチングを有するケーソンの波圧特性の検証を実施し、波圧算定式の妥当性を確認した。

2. 不規則波実験および数値波動水路の条件

(1)不規則波実験

本実験は、京都大学防災研究所宇治川オープンラボトリー内の多目的造波水路（長さ50.0m、幅1.0m、高さ1.5m）を使用して実施した。対象とする防波堤は縮尺1/25の混成堤で、地形勾配1/10、厚さ10cmマウンドの上に模型を設置した。模型の設置位置は造波位置より水路下手に25mの位置である。模型は幅50cmで、水路横断方向中央に設置し、その両脇には模型とのクリアランスを5mm設けて幅24.5cmのダミーケーソンを設置した。模型には長さ20cm、基部高8cm、端高3cmのフーチング

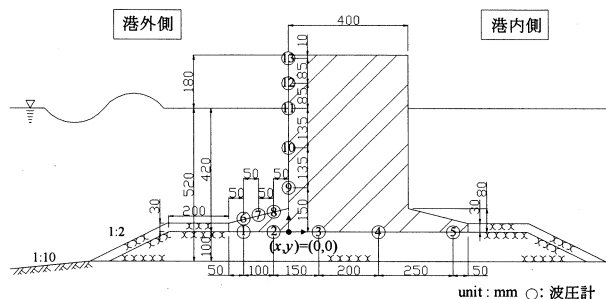


図-2 波圧計取り付け位置図

表-1 不規則波実験の波浪条件

CASE	h (m)	H_0 (m)	T_0 (sec)
I52-1	0.52	0.15	1.30
I52-2		0.20	
I52-3		0.20	2.00
I52-4		0.25	
I52-5		0.20	2.50

表-2 採取データの変動係数

	変動係数			
	5波	10波	15波	20波
I52-1	0.1696	0.1350	0.1123	0.0943
I52-2	0.1279	0.1021	0.0777	0.0775
I52-3	0.0939	0.0250	0.0134	0.0132
I52-4	0.1199	0.1295	0.0493	0.0140
I52-5	0.1733	0.1304	0.0997	0.0789

を港外側と港内側に設置した。波圧計の取り付け位置図を図-2に示す。波圧計は計13個を模型に取り付け計測を行った。なお、以降の検討結果は図-2の黒丸を原点 $(x,y)=(0,0)$ とし、水路下手方向を正方向としている。表-1に波浪条件を示す。ここに、 h ：模型の直立壁前面での水深、 H_0 ：造波される波高、 T_0 ：造波周期である。

本実験は1ケースで3回の実験を実施した。3回の実験は、異なる3つの波連を造波させて堤体に作用させている。また、1回の実験で堤体に作用させた波数は計測機器の能力より500波とした。不規則波実験では、堤体の前壁に作用する波とその沖側における波が対応していないため、堤体に作用している波高や周期が不明である。そのため、不規則波実験では、沖側と堤体前壁近傍に波高計が設置されるが、堤体前壁の近傍においては、波の打ち上げやしぶきなどにより精度の良い波高データを採取することが困難であり、採取データから対応する波を特定することが難しい。また、採取データの最大波高を用いて設計計算との比較を行うと、異なる3つの波連で変動が大きくなり、同一条件下における実験結果の再現性に乏しくなる。そのため、本実験の解析においては、各波連の変動性を抑えるために異なる3つの波連に関して変動係数が10%未満となる波の数を設定した。波の数の設定を行うために用いたデータは、水面と同一の高さに設置した波圧計⑪である。波圧計⑪の変動係数を表-2に示す。表-2に示すように不規則波実験では、波の数20波で変動係数が10%を下回ったため、実験の解析におい

て使用する波の数は 20 波とした。

波圧の検証には堤体に作用する 500 波のうち上位 20 波の滑動合成波力を使用した。滑動合成波力の算出にあたっては次式を用いた。

$$F_C = F_H \mp \mu F_V \quad (5)$$

ここに、 F_C ：滑動合成波力、 F_H ：水平波力、 F_V ：鉛直波力、 μ ：摩擦係数(=0.6)である。式(5)中の符号は、 F_H の正負によって変化し、 $F_H > 0$ であれば負、 $F_H < 0$ であれば正である。滑動合成波力の算定において、揚圧力および抑圧力は、最小二乗法を用いてフーチング端部の波圧を算定し、その合力を鉛直波力として評価した。

波圧計算に用いる波高 H_D は、波高分布としてレーリー分布⁹⁾を仮定し、500 波中上位 20 波の波高の平均値 $H_{1/25}$ を用いた。上位 20 波の波高が出現する確率は次式で算出できる。

$$P(x) = \int_x^\infty p(\xi) d\xi = \frac{20}{500} \quad (6)$$

$$p(\xi) = \frac{\pi}{2} \xi \exp\left[-\frac{\pi}{4} \xi^2\right] \quad (7)$$

ここに、 $x = H/\bar{H}$ で、 $\bar{H}$ は平均波高である。式(7)を式(6)に代入すると波高比 $H/\bar{H}$ は $H/\bar{H} = 2.02$ となる。上位 20 波の平均値 $H_{1/25}$ であるため、波高比 $H_{1/25}/\bar{H}$ は次の関係が成立する。

$$\frac{H_{1/25}}{\bar{H}} = \frac{\int_{2.02}^\infty \frac{\pi}{2} u^2 \exp\left[-\frac{\pi}{4} u^2\right] du}{1/25} \quad (8)$$

よって、波高比 $H_{1/25}/\bar{H} = 2.34$ となる。ここで、波高比 $H_{1/25}/\bar{H}$ を式(9)のように展開する。

$$\frac{H_{1/25}}{\bar{H}} = \frac{H_{1/25}}{H_{1/3}} \cdot \frac{H_{1/3}}{\bar{H}} = 2.34 \quad (9)$$

ここで、 $H_{1/3}/\bar{H} = 1.6$ で与えられるため、 $H_{1/25}/H_{1/3}$ は次式となる。

$$H_{1/25} = 1.46 H_{1/3} \quad (10)$$

これより、合田公式における波圧の計算に用いる波高 H_D は、式(10)で与えられる。不規則波実験より得られたデータは、合田公式との比較を行う。その際、水平波圧、揚圧力および抑圧力の実験データは、式(5)より算定される滑動合成波力が上位 20 波の平均値を用いる。また、比較する合田公式の設計波高 H_D は、表-1 で示す造波波高 H_0 に 500 波中上位 20 波の波高が出現する確率を示す式(10)の係数 1.46 を乗じて算定した。一方、設計計算に用いる周期の設定は、波高の様にレーリー分布で代表される一般形が存在しないため、本研究においては、上位 20 波の滑動合成波力で平均周期を設定し、その周期を代表周期として用いた。実験波の代表周期 T を表-3 に示す。

(2) 数値波動水路

本研究で用いた数値波動水路は、CADMAS-SURF である。計算モデルは、勾配 1/20 の地形に、造波境界から水路長手方向に約 22m の位置に堤体、マウンドおよび被覆

表-3 実験波の周期

	$T_{1/3}$ (sec)	T (sec)	$T/T_{1/3}$
I52-1	1.30	1.58	1.22
I52-2	1.30	1.58	1.22
I52-3	2.00	2.25	1.13
I52-4	2.00	2.23	1.12
I52-5	2.50	2.76	1.10

表-4 数値波動水路の波浪条件

CASE	h (m)	H (m)	T (sec)
C55-1	0.55	0.20	1.50
C55-2			2.00
C55-3			2.50
C55-4	0.55	0.25	1.50
C55-5			2.00
C55-6			2.50

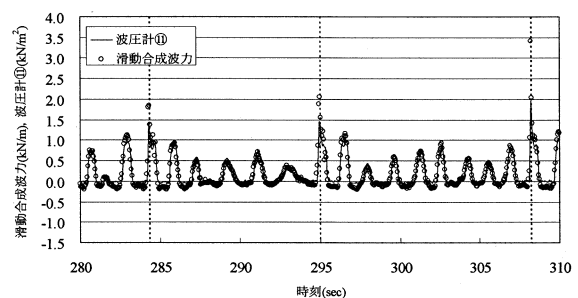


図-3 滑動合成波力の発生位相 (I52-1)

石を設置し、開境界を放射境界としている。数値計算における堤体のモデル化は、フーチング長を 0m, 0.2m, 0.4m の 3 つとした。マウンドおよび被覆石の抵抗係数は Dupuit-Forheimer 式を用い、鈴木ら⁷⁾が示す係数 α_0 , β_0 をそれぞれ 1500, 1.8 として与えた。また、粒径 d は、マウンドを 0.04, 被覆石を 0.06 とした。慣性力係数 C_M は 1.2 である。マウンドおよび被覆石部分の空隙率は 0.44 とした。なお、計算時間は造波開始より 25 秒で、規則波を造波させた。表-4 に数値波動水路の波浪条件を示す。波圧の検討に用いる波は、波が堤体に作用し始めてから 3 波以降の 4 波を抜き出し、滑動合成波力が最大のとなる時刻と同時刻の波圧を抽出した。

3. 不規則波実験および数値波動水路の結果

(1) 滑動合成波力の発生位相

不規則波実験 I52-1 の造波開始後 280 秒から 310 秒までの 30 秒間の滑動合成波力の発生位相を図-3 に示す。横軸は時刻、縦軸は滑動合成波力、または静水面の波圧計⑩の波圧応答値である。図-3 より滑動合成波力が最大となる時刻は、波圧計⑩が最大となる時刻と一致していることが分かる。この傾向は、他の不規則波実験および数値波動水路でも同様で、フーチングを有するケーソン式防波堤においても滑動合成波力の発生位相は、水平波圧が支配的な位相であると言える。

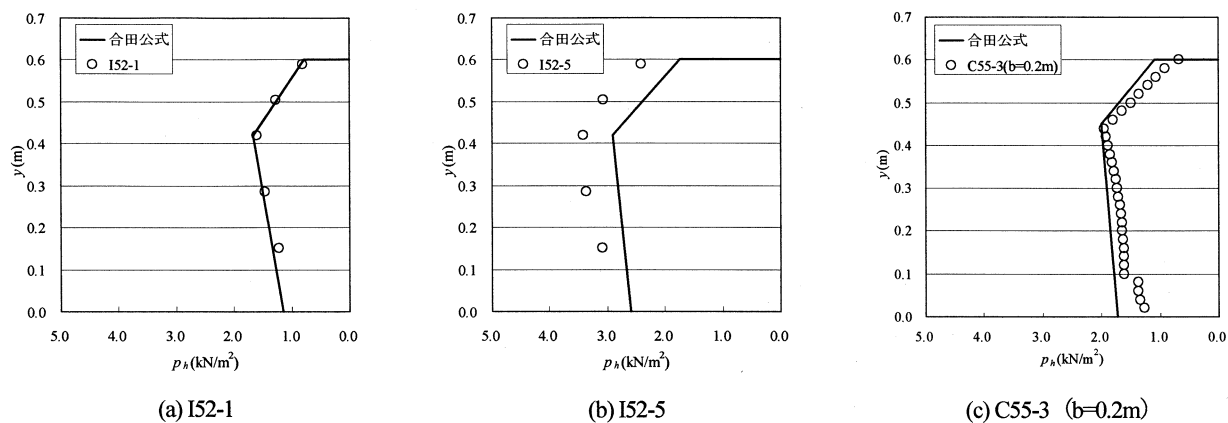


図-4 水平波圧分布 ((a), (b): 不規則波実験, (c): 数値計算)

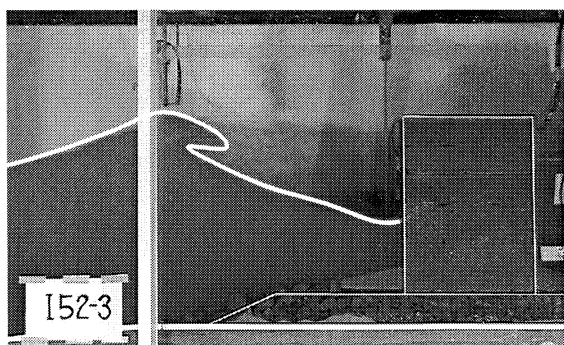


写真-1 波圧作用状況 (I52-3)

(2) 水平波圧

図-4 に不規則波実験 I52-1, I52-5 および数値波動水路 C55-3 (フーチング長 $b=0.2\text{m}$) の水平波圧分布を示す。図中のプロットは実験もしくは数値計算値で、数値計算値の C55-3 については、堤体を横切る格子に作用する波圧を全て表示した。また、実線は合田公式より得られる水平波圧分布である。横軸は水平波圧 p_h 、縦軸は任意計測点 y である。図-4 より I52-1 および C55-3 の波圧分布は合田公式と良好な一致を示す。また、C55-3 のフーチング端部の水平波圧は、滑動合成波力が堤体の前壁に作用する際に最大となるため、波の位相差によりフーチング端部の鉛直面では水平波圧が減少している。一方、I52-5 の水平波圧分布は合田公式に対し全体的に大きくなっている。この傾向は I52-3, I52-4 でも同様であった。この主な原因は、周期の設定方法、フーチングの有無、地形勾配による波圧の増大が挙げられるが、不規則波実験 I52-1, I52-2 においてはフーチングを有する場合であっても合田公式と同様の水平波圧分布であるため、I52-3 ~5 における水平波圧は、フーチングの影響をほとんど受けていないと考えられる。ここで I52-3 ~5 の波形勾配 (H/L) に着目すると $H/L=0.03$ 程度となっており、衝撃砕波が発生し易い状態となっている。そこで写真-1 に I52-3 の波圧作用状況を示す。写真-1 から沖側で波が砕波する状況を観察することができる。従って、I52-3 ~5 において水平波圧が大きくなった原因は、急勾配な地形で衝撃的な砕波が作用したためと考えられる。

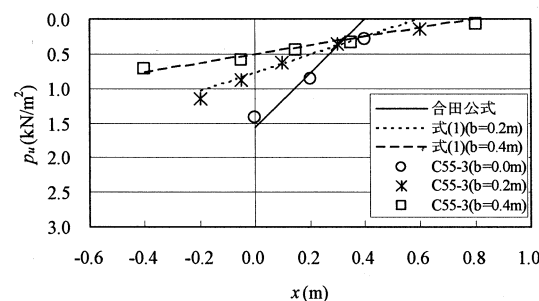
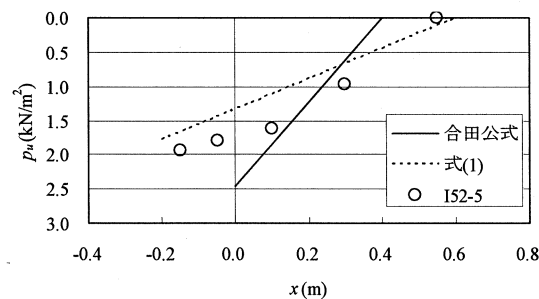
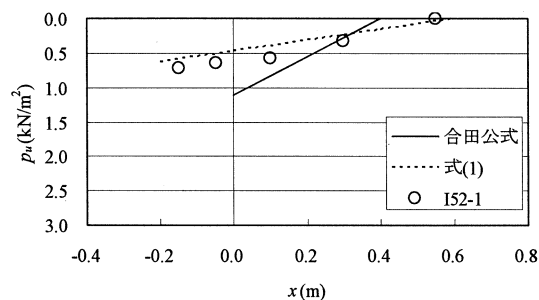


図-5 揚圧力分布

(3) 揚圧力

不規則波実験 I52-1, I52-5 および数値波動水路 C55-3 フーチング長 0m, 0.2m, 0.4m の揚圧力分布を図-5 に示す。縦軸は揚圧力 p_u 、横軸は任意計測点 x である。図中の実線は合田公式から得られる揚圧力で、破線および点線は、式(1)から算定される前趾揚圧力と後趾を 0 とした揚圧力分布である。全ての揚圧力分布の形状は、前趾

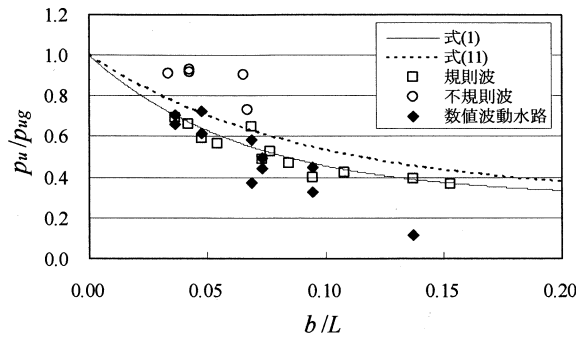


図-6 前趾揚圧力の特徴

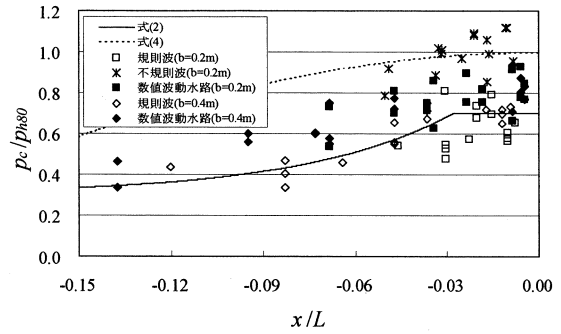
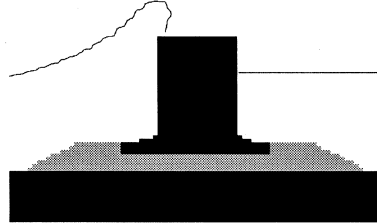
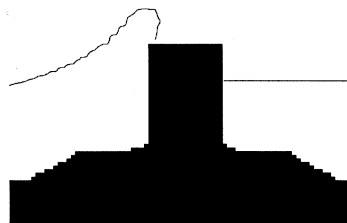


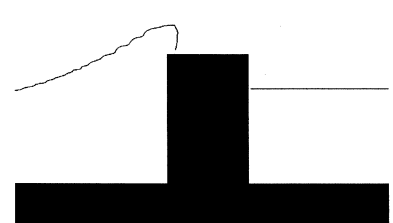
図-7 抑圧力の分布



(a) マウンド透過モデル



(b) マウンド不透過モデル(NP)



(c) 直立堤モデル(NM)

図-8 数値波動水路の計算モデル

揚圧力を最大、後趾を0とした三角形分布であることがわかる。また、フーチングがないC55-3 ($b=0.0\text{m}$)の揚圧力は合田公式と良く一致しているが、フーチングを有する場合は、いずれも前趾揚圧力は合田公式の揚圧力より小さくなっている。さらに、フーチング長で比較すると、 $b=0.4\text{m}$ 前趾揚圧力の方が $b=0.2\text{m}$ よりも前趾揚圧力は低減していることがわかる。これらの傾向は、著者らの規則波実験と同様の傾向である。そのため、揚圧力の合力は、前趾揚圧力とフーチングを含む底版全体の幅によって算定することができる。しかしながら、破線および点線と比較すると、C55-3はいずれも破線および点線と良く一致しているが、I52-1およびI52-5は破線よりも若干大きくなっていることが分かる。そこで、図-6に前趾揚圧力の特徴を示す。図-6には、著者らの規則波実験の結果もあわせて表示した。横軸はフーチング長 b を波長 L で無次元化し、縦軸は不規則波実験および数値計算の揚圧力 p_u を合田公式から得られる揚圧力 p_{ug} で除した値である。また、図中の実線は式(1)である。図-6から数値計算の揚圧力はいずれも式(1)と一致しているが、不規則波実験の揚圧力は式(1)で表現される前趾揚圧力よりも大きな揚圧力となっている。この原因としては、水平波圧と同様に地形勾配の影響や周期の設定が挙げられるが、揚圧力は押波時に堤体を不安定にする力であり、揚圧力の過小評価は防波堤の滑動や転倒を引き起こす原因となり得る。そのため、規則波実験、不規則波実験および数値計算の結果を考慮した式(11)を提案する。

$$\frac{p_{ue}}{p_{ug}} = 0.7 \exp\left(-11 \frac{b}{L}\right) + 0.3 \quad (11)$$

ここに、 p_{ue} : フーチング前趾揚圧力、 p_{ug} : 合田公式より得られる揚圧力、 b : フーチング長である。不規則波実験

では 0.2m のみの結果であり $b/L > 0.065$ の実験値が存在しないため、式(1)を基本形として式(11)を与えた。

(4) 抑圧力

図-7に不規則波実験および数値計算の抑圧力分布を示す。縦軸は抑圧力 p_c をフーチング基部の水平波圧 p_{h80} で除した値、横軸はフーチング上面の任意の点 x を波長 L で無次元化した値である。図中のプロットは実験値または数値計算値、実線は式(2)、破線は式(4)である。図-7より堤体に作用する波力が最大であるとき、海側のフーチング上面には鉛直下向きに堤体を安定化させる力が作用していることが分かる。一部の不規則波実験では、水平波圧が合田公式よりも大きくなっているため、 p_c/p_{h80} は1を上回っているが、不規則波実験、数値計算を通じ、ほとんどの抑圧力は式(2)と式(4)の中間に分布している。ここで、基部とフーチング端部付近とに分けて分布形状を比較すると、フーチング端部付近の抑圧力は、基部付近のそれよりも式(4)から大きく減衰する傾向を呈す。この原因として、マウンドの影響が考えられる。マウンドは石材であるため透過性を有するが、堤体本体やフーチングは透過性を有しておらず、フーチング端部付近の接続部でマウンドの透過性が影響し、波圧が減少する可能性がある。また、マウンドの存在や不透過なフーチングにより滑動合成波力が最大となる時刻において、堤体前壁からフーチング端部の波形が変化し、波圧が減少する可能性も考えられる。これらを踏まえた上で、マウンドの特性を変化させ数値計算を実施した。図-8に計算モデル、表-5に波浪条件を示す。図-8の黒塗部分は不透過構造物、灰色部分は透過構造物を示している。マウンド不透過モデル、直立堤モデルでは、堤体底面に揚圧力が作用しないため、これまでの評価と異なる。しかし、図-3

表-5 波浪条件とマウンドモデル

CASE	h (m)	H (m)	T (sec)	備考
C55-5	0.55	0.25	0.20	$b=0.2m, 0.4m$
C55-5-NP				不透過
C55-5-NM				直立堤

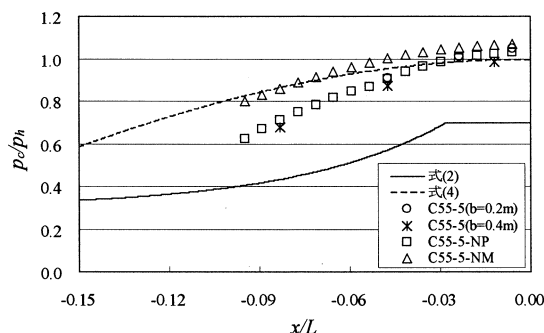


図-9 抑圧力分布

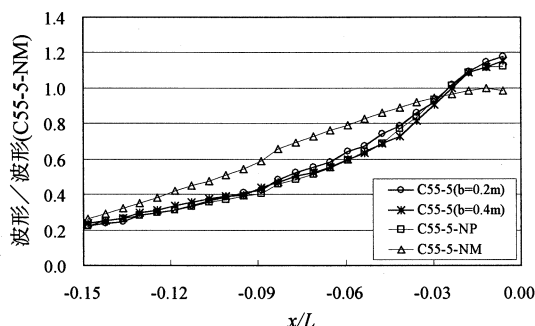


図-10 波形の比較

で示したように堤体に作用する滑動合成波力の発生時刻は静水面の波圧応答値がピークとなる時刻と一致しているため、マウンドを不透過にしたモデルおよび直立堤モデルも静水面の波圧応答値がピークの時に滑動合成波力がピークとなるものとして処理を行った。図-9にマウンドを変化させた場合の抑圧力分布を示す。直立堤モデル、マウンド不透過モデルは、地盤もしくはマウンドと堤体前壁との交点の水平波圧で抑圧力を除している。マウンド不透過の抑圧力の分布形状は、フーチング端部付近で大きく減衰するフーチング長を有するC55-5の分布形状と良く一致しているが、直立堤モデルの抑圧力分布形状は、式(4)と同様の分布形状を呈している。これより、抑圧力の分布形状はマウンドの透過性にはほとんど関係せず、マウンドの有無に依存していると言える。また、図-10に図-9と同時刻における堤体前壁から海側の波形を示す。図-10の縦軸は各ケースの波形を直立堤モデルの波形で除した値で、横軸は波形の任意計測点 x を波長 L で無次元化した値である。マウンドを有するケースは、抑圧力分布形状と同様に、いずれもフーチング端部に近づくにしたがい急激に減衰する波形を呈している。一方、直立堤モデルは比較的穏やかな減衰となっている。さらに、図-7や図-9の抑圧力分布は、フーチングと前壁の基部付近でフーチング上面に作用する波圧を除しているため、前壁前面で波高が大きくなるマウンドを有する場合の抑圧力分布は、マウンドを有しない場合の抑圧力より

も急激な減衰を呈することになる。これらより、抑圧力がフーチング端部で減衰する原因はマウンドの存在による波形の変化にあり、抑圧力の評価式としては不規則波実験、数値波動水路の結果を平均的に表現している式(2)が妥当であると考えられる。

4. おわりに

本研究はフーチングを有するケーソン式防波堤に作用する波圧を不規則波実験と数値波動水路を用いて検討した。本研究で得られた結果を以下に示す。

- 1) 滑動合成波力が発生する位相は、静水面の水平波圧が最大の時で、フーチングを有する場合でも支配的な波圧は堤体前壁に作用する水平波力である。
- 2) 本不規則波実験 I52-3～5 で水平波圧が全体的に合田公式より大きくなった原因としては急勾配な地形で衝撃的な碎波が作用したためと考えられ、フーチングの有無による影響は、数値計算の結果からもほとんどないと考えられる。そのため、フーチングを有する場合でも水平波圧は合田公式での算定が可能であると考えられる。
- 3) 揚圧力は、フーチングを含む底版全体に作用し、前趾揚圧力を最大、後趾を0とする三角形分布となる。前趾揚圧力は、規則波実験で導かれた式(1)を若干修正した式(11)で算定することができる。
- 4) 抑圧力は、堤体の滑動抵抗性を高める効果がある。抑圧力分布は、マウンドの存在による波形の変化に大きく依存し、マウンドがある場合、フーチング端部付近で急激に減衰する波形となるため抑圧力も波形と同様の分布となる。また、抑圧力はマウンドを有する場合式(2)で与えることができる。

参考文献

- 1) (社)日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説(上巻)(下巻)、1999。
- 2) Esaki, K., Takayama, T. and Kim, T.-M.: Effect of long footing on sliding stability of a hybrid caisson, *Proc. of 29th Inter. conf. on coastal eng.*, Lisbon, ASCE, pp.3775-3786, 2004.
- 3) Goda, Y.: New wave pressure formulae for composite breakwaters, *Proc. 14th Int. Conf. Coastal Eng.*, Copenhagen, ASCE, pp. 1702-1720, 1974.
- 4) 酒井浩二, 井福周介, 大釜達夫, 山崎耕嗣：大水深における重複波を考慮した設計波力算定法, 第45回海岸工学論文集, pp.746-750, 1998.
- 5) 数値波動水路の耐波設計への適用に関する研究会：海域施設の耐波設計に適用できる数値波動水路(CADMAS-SURF)の研究・開発とその将来展望, 土木学会論文集, No.705/II-59, pp.1-17, 2002.
- 6) 合田良實：港湾構造物の耐波設計 波浪工学への序説, 鹿島出版会, 1997.
- 7) 鈴木高二朗, 大寄奈々子, 山本泰司：防波堤基礎での洗掘量の推定について, 海岸工学論文集, 第50巻, pp.886-890, 2003.