

汀線の陸側にある防波壁に作用する 砕波後の不規則波圧算定式に関する一考察

高橋 研也¹・石井 敏雅²・田中 仁³

¹ 正会員 五洋建設(株) 技術研究所土木技術開発部 (〒329-2746 栃木県那須塩原市四区町 1534-1)

E-mail: kenya.takahashi@mail.penta-ocean.co.jp (Corresponding Author)

² 東京電力ホールディングス(株) 技術戦略ユニット土木・建築統括室

土木・建築エンジニアリングセンター (〒100-8560 東京都千代田区内幸町一丁目 1-3)

E-mail: ishii.toshimasa2@tepcoco.jp

³ フェロー会員 東北大学総長特命教授 教養教育院

(〒980-8576 宮城県仙台市青葉区川内 41)

E-mail: hitoshi.tanaka.b7@tohoku.ac.jp

汀線より陸側にある直立壁に作用する波力の算定法として CERC の式および富永・九津見の式が設計上
用いられることがあるが、いずれも規則波に対して求められた式であるため不規則波に対して適用する
ことはできない。ところが、我が国の技術基準においては式中の波高として換算沖波波高が準用されている。
本研究においては、規則波および不規則波を対象とした水理模型実験を実施してこれらの式の適用性につ
いて検討するとともに、防波壁施工時に汀線上に設置される捨石堤によって期待できる波浪減殺効果を把
握し、これらを考慮して上式を修正した。

その結果、これらの修正式を用いることによって実験値をおおよそ包絡させることができ、波圧合力と
しては実験値よりも大きくなるため、設計波圧公式として十分に用いることができるようになった。

Key Words : seawall, random wave pressure, CERC's formula, Tominaga and Kutsumi's formula, Mase's formula

1. はじめに

近年、海崖侵食対策工や津波浸水防止対策工として汀線の陸側に直立型の防波壁が設置されることが増えてきている。このような汀線近傍で汀線より陸側にある直立壁に作用する波力の算定法については、港湾の施設の技術上の基準・同解説¹⁾に従って米国の陸軍海岸工学研究センター(US Army Coastal Engineering Research Center; CERC)²⁾の式および富永・九津見^{3), 4)}が提案している算定式が設計上用いられることがあるが、いずれも規則波に対して求められた式であるため、不規則波に対してそのまま適用することはできない。橋本⁵⁾はこのような考えに基づいて汀線近傍にある直立壁に作用する不規則波力の有義値について検討しているが、安定性の照査にあたって必要になる最大水平波力作用時における波圧分布を定式化するまでには至っていない。また、海岸保全施設の技術上の基準・同解説⁶⁾においては富永・九津見^{3), 4)}の式中の波高として換算沖波波高 H_0' が準用されていることから、現地海岸を対象とした各種の実務上の検討においてはこの方法が用いられているのが現状である⁷⁾。

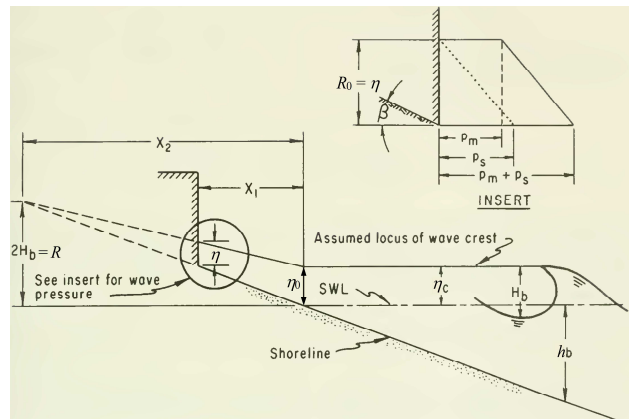


図-1 汀線の陸側にある直立壁に作用する波圧 (CERC²⁾の式)

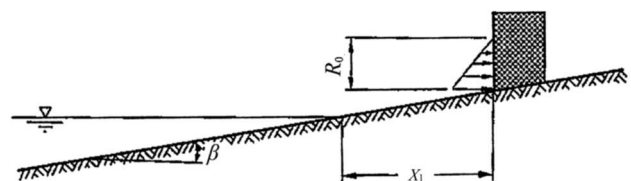


図-2 汀線の陸側にある直立壁に作用する波圧 (富永・九津見^{3), 4)}の式)⁶⁾

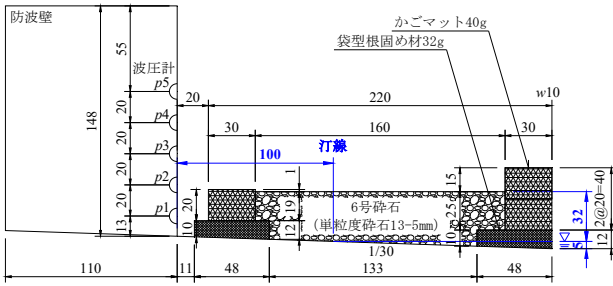


図-3 防波壁模型および捨石堤模型断面図(単位:mm, λ = 1/50.0)

表-1 実験条件(規則波:ケース1~6, 不規則波:ケース1~8)

ケース	H_0' (cm)	T_0 (s)	X_1 (cm)	捨石堤模型	h (cm)
1	7.5	2.12	0.0	なし	—
2	7.5	2.12	10.0	なし	—
3	7.5	2.12	20.0	なし	—
4	7.5	2.12	0.0	あり	0.8
5	7.5	2.12	10.0	あり	0.8
6	7.5	2.12	20.0	あり	0.8
7	7.5	2.12	10.0	あり	0.5
8	7.5	2.12	20.0	あり	0.5

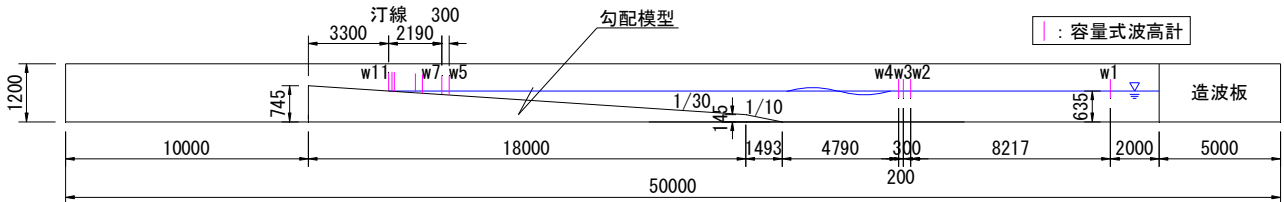


図-4 実験断面図(縦横比 = 2:1, 単位:mm, λ = 1/50.0)

図-1にCERC²⁾の式による汀線の陸側にある直立壁に作用する波圧の算定法を示す. 堤体基部(地盤面)での波圧 p および波圧が0となる地盤面上の高さ R_0 は次式で与えられる.

$$p = 0.5\rho_0gh_b\left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right)^2 + 0.7\rho_0gH_b\left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) \quad (1)$$

$$R_0 = \eta_c\left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) \quad (2)$$

$$\eta_c = 0.78H_b \quad (3)$$

ここに, ρ_0 は水の密度, g は重力加速度, h_b は砕波水深, H_b は砕波波高, η_c は砕波波高での静水面からの波頂高, X_1 は汀線から直立壁までの距離, X_2 は汀線から仮想打上げ限界までの水平距離で $2H_b\cot\beta$, β は海底勾配である.

また, 図-2に富永・九津見^{3),4)}の式による汀線の陸側にある直立壁に作用する波圧の算定法を示す. 算定式は以下の通りである.

$$p = 1.8\rho_0g \tan \beta [(H_0' L_0)^{1/2} - X_1] \quad (4)$$

$$R_0 = 1.7 \tan \beta [(H_0' L_0)^{1/2} - X_1] \quad (5)$$

ここに, L_0 は有義波周期に対応する沖波波長である.

近年では, 数値波動水路を用いて数値シミュレーションをおこなうことも可能になっているが, 差分計算に用いる空間格子のとり方がトレードオフの関係にある計算精度と計算時間に直接的な影響を与えるので慎重に検討すべきであり, 実務設計において直接波圧などを求めることができる設計式を導出しておくことは重要である.

そこで, 本研究においては, 規則波および不規則波を対象とした水理模型実験を実施してCERC²⁾の式および富永・九津見^{3),4)}の式の適用性について検討するとともに, このような防波壁施工時において防波壁の直前面の汀線上に築造される仮設構造物としての捨石堤によって期待

できる波浪減殺効果を把握し, これらを考慮してCERC²⁾の式および富永・九津見^{3),4)}の式を修正することを目的とする. なお, 本報は著者ほか⁸⁾が既に報告した水理模型実験結果を再整理し, より一般的な式形となるように波圧の設計式を修正して再提案するものである.

2. 水理模型実験

図-3, 4に実験断面図を示す. 1/30の一樣勾配模型を2次元造波水路内に設置し, 法先を約1/10の一樣勾配斜面で水路床に摺り付け, 造波水深を63.5 cmとした. 表-1に実験条件を示す. 縮尺 $\lambda = 1/50.0$ として規則波実験(ケース1~6)および不規則波実験(ケース1~8)をそれぞれ実施するものとし, 規則波実験の場合は換算沖波波高 H_0' 相当の規則波を造波した. 波浪条件は換算沖波波高 $H_0' = 7.5$ cm, 沖波周期 $T_0 = 2.12$ sの1種類とし, 規則波の場合は20波以上, 不規則波の場合は200波以上を作用させる実験を3回以上おこなった.

まず, 勾配模型のみの状態で造波をおこない, 後述の検討で使用する進行波諸元を計測した. 精密型容量式波高計(株式会社ケネック製)を水路内に配置してサンプリング周波数20 Hzにて水位を計測し, 波高計 $w_2 \sim w_4$ における計測水位から合田ほか⁹⁾による入・反射波分離をおこなって通過波検定を実施した.

次に, 表-1に示す汀線から陸側への水平距離 X_1 の位置に遡上波が越波しない高さ148 mmの亚克力製防波壁模型を図-3に示すように設置し, 水路中央位置に超小型圧力計(株式会社エス・エス・ケイ製)を配置して造波をおこなった. 底面から13 mmの位置に最下部の圧力計

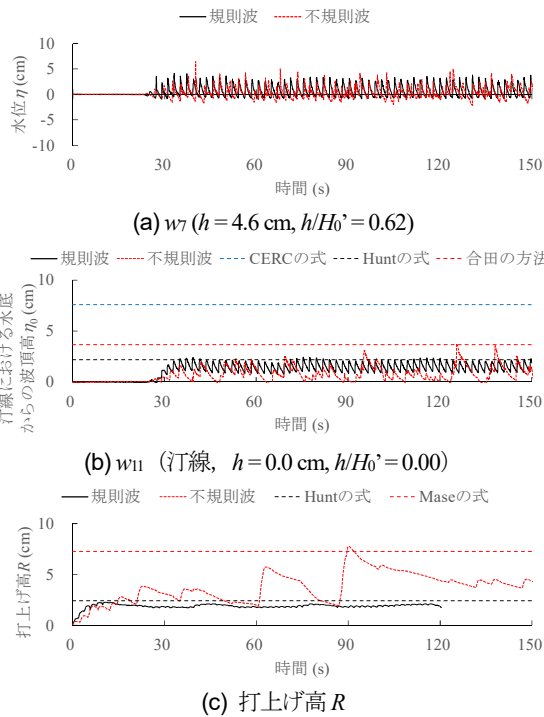


図-5 遡上波測定実験における水位変動時系列

を設置して 20 mm 間隔で高さ 80 mm 分を設置した。圧力計 5 個を使用し、サンプリング周波数 200 Hz にて圧力を計測した。

さらに、表-1 に示す汀線より海側の堤前水深 h の位置に捨石堤模型を図-3 に示すように設置して造波をおこなった。現地海岸における不陸整正を想定して袋型根固め材もモデル化した。なお、捨石堤模型の天端高や堤体幅は重機施工時を想定して全ケースで同一とした。碎石には比重が 2.60 のものを選定し、捨石およびかごマットの中詰材の模型には 6 号碎石(単粒度碎石 13-5 mm)を、袋型根固め材の中詰材の模型には 7 号碎石(単粒度碎石 5-2.5 mm)を使用した。空隙率は捨石部で 0.50、かごマットで 0.51、袋型根固め材で 0.59 であった。

3. 結果および考察

(1) 遡上波測定実験の結果

図-5 に遡上波測定実験における水位 η および打上げ高 R の変動時系列を示す。図中には、規則波に対して求められた式である CERC²⁾ の式も示しており、汀線における水底からの波頂高 η_0 および波の打上げ高 R は、図-1 の通り次のように表される。

$$R = 2H_b \quad (6)$$

$$\eta_0 = \eta_c \quad (7)$$

また、図中には富永・九津見^{3),4)}の式の基になっている Hunt¹⁰⁾の式も示している。 η_0 および R は波形勾配と海底勾配の関数になると想定し、次のように表している。

表-2 式(10)¹¹⁾の係数

R_x	R_{max}	$R_{2\%}$	$R_{1/10}$	$R_{1/3}$	R_m
a	2.32	1.86	1.70	1.38	0.88
b	0.77	0.71	0.71	0.70	0.69

表-3 遡上波測定実験結果と各算定式の比較 (():実験との比)

実験波 項目	規則波		不規則波	
	R_{max} (cm)	η_0 (cm)	R_{max} (cm)	η_0 (cm)
実験値	2.32	2.41	7.32	3.89
CERC ²⁾	22.80 (9.83)	8.89 (3.70)	19.49 (2.66)	7.60 (1.95)
富永・九津見 ^{3),4)}	2.41	2.17	2.41	2.17
Hunt ¹⁰⁾	(1.04)	(0.90)	(0.33)	(0.56)
R_{max} : Mase ¹¹⁾	—	—	7.27	3.66
η_0 : 合田 ¹²⁾	(—)	(—)	(0.99)	(0.94)

$$\frac{R}{H_0} = C_p \tan \beta (H_0/L_0)^{-\frac{1}{2}} \quad (8)$$

$$\frac{\eta_0}{H_0} = 0.9 \tan \beta (H_0/L_0)^{-\frac{1}{2}} \quad (9)$$

ここに、 H_0 は沖波の波高、 C_p は海浜の透過性による係数であり、富永・九津見^{3),4)}は $C_p = 1$ をとっている。さらに、図中には一様勾配斜面への不規則波の打上げ高 R の Mase¹¹⁾によって提案された計算式も示している。

$$\frac{R_x}{H_0'} = a\xi^b : \frac{1}{30} \leq \tan \beta < \frac{1}{5} \text{ かつ } 0.007 \leq \frac{H_0'}{L_0} \quad (10)$$

ここに、 x 、 a および b は打上げ高 R の統計値と計算式の係数を示し、表-2 のように与えられている。 ξ は surf similarity パラメータと呼ばれ、海底勾配 $\tan \beta$ および沖波の波形勾配 H_0'/L_0 を用いて次のように定義される。

$$\xi = \tan \beta / \sqrt{H_0'/L_0} \quad (11)$$

ここでは、図中に打上げ高の最大値 R_{max} を示した。なお、 η_0 には碎波変形モデルを用いて平均水位の場所的变化を計算する合田¹²⁾の方法による計算値も示している。本図より、汀線より海側にある波高計 w_7 以深においては規則波、不規則波ともに碎波減衰しているものの波高に大きな違いは見られないが、汀線より陸側においては水位波形が大きく異なっていることが分かる。規則波の場合は η_0 および R ともに富永・九津見^{3),4)}の式とよく一致しているが、不規則波の場合はこれを大きく上回り Mase¹¹⁾の式および合田¹²⁾の方法との一致度が高くなっている。なお、CERC²⁾の式はこれよりもさらに過大評価する結果となっており、設計実務への適用は期待できない。

表-3 に遡上波測定実験の結果と各算定式の比較を示す。実験値との比として整理すると、規則波に対して富永・九津見^{3),4)}の式は R_{max} で +4%、 η_0 で -10%、不規則波に対して Mase¹¹⁾の式は R_{max} で -1%、合田¹²⁾の方法は η_0 で -6% という再現性が得られた。したがって、富永・九津見^{3),4)}

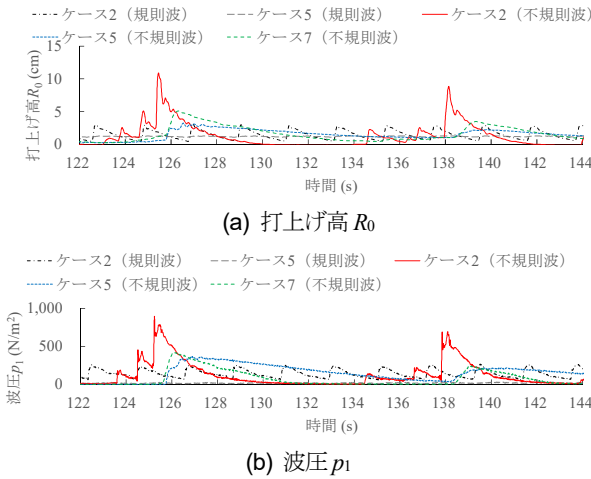


図-6 ケース 2, 5, 7 ($X_1 = 10.0$ cm)における実験変動時系列

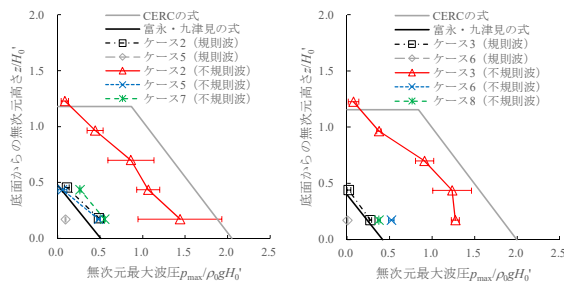


図-7 ケース 2~3, 5~8 における無次元最大波圧分布

の式の適用範囲は規則波に限られ、不規則波に対してはMase¹¹⁾の式や合田¹²⁾の方法を適用するべきである。

(2) 打上げ高および波圧の波形変化と波圧分布

図-6 にケース 2, 5, 7 における打上げ高 R_0 および波圧 p_1 の実験変動時系列を示す。いずれのケースにおいても規則波よりも不規則波の方が R_0 および p_1 ともに大きくなっており、前節で述べた遡上波の打上げ高 R の傾向とも一致する。また、防波壁模型前面に捨石堤模型が設置されているケース 5, 7 においては、規則波、不規則波ともに R_0 および p_1 が低減しており、不規則波の場合に発生していた衝撃碎波圧成分が消失していることから、捨石堤に波浪減殺効果を期待できることが分かる。

図-7 にケース 2~3, 5~8 における無次元最大波圧分布の実験結果を示す。規則波の場合は沖波の波高 H_0 により、不規則波の場合は換算沖波波高 H_0' により無次元化している。いずれのケースにおいても 3 回の実験値の平均値および標準偏差の範囲を示している。前節で述べた遡上波の打上げ高 R と同様に、規則波の場合は富永・九津見^{3),4)}の式とよく一致しているが、不規則波の場合はこれを大きく上回り、CERC²⁾の式はこれよりもさらに過大評価する結果となっていることが分かる。また、防波壁模型前面に捨石堤模型が設置されているケース 5~8 においては、規則波、不規則波ともに波圧が低減していることが本図からも読み取れる。

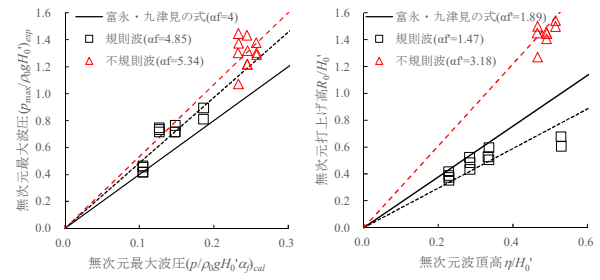


図-8 ケース 1~3 での碎波圧係数 α_f と打上げ高・波頂高比 α_f'

(3) 富永・九津見^{3),4)}の式の修正

規則波に対して求められた式である富永・九津見^{3),4)}の式に、不規則波の打上げ高 R の計算式である Mase¹¹⁾の式を代入することによって、不規則波に適用できるように富永・九津見^{3),4)}の式を修正する。富永・九津見^{3),4)}の式においては、堤体基部（地盤面）での波圧 p ,

$$\frac{p}{\rho_0 g} = \alpha_f \frac{u^2}{2g} \tag{12}$$

とされている。ここに、 α_f は後述する実験から決める碎波圧係数である。汀線より陸側においては、波速 C を、

$$C = \sqrt{g\eta} \alpha \tag{13}$$

と仮定し、流速 u は波速 C に比例すると考え、その比例定数を碎波圧係数 α_f に含めることによって式(12)を次のように変形している。

$$\frac{p}{\rho_0 g} = \alpha_f' \frac{\eta}{2} \tag{14}$$

ここに、 η は水底からの波頂高であり、図-1 より次式で与えられる。

$$\eta = \eta_0 \left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{R} \right) \tag{15}$$

これに Mase¹¹⁾の式(10)を代入し、さらに式(15)を式(14)に代入すると、堤体基部での波圧 p は次式で与えられる。

$$p = 0.5 \alpha_f' \rho_0 g \eta_0 \left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b} \right) \tag{16}$$

なお、波圧が 0 となる高さ R_0 は次式により求める。

$$R_0 = \alpha_f' \eta_0 \left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b} \right) \tag{17}$$

ここに、 α_f' は後述する実験から決める打上げ高と波頂高との比であり、 η_0 は合田¹²⁾の方法による計算値を用いる。

図-8 にケース 1~3 における実験による碎波圧係数 α_f および無次元打上げ高と無次元波頂高の比 α_f' を示す。図中には富永・九津見^{3),4)}の式でとっている $\alpha_f = 4$, $\alpha_f' = 1.89$ の直線も示しているが、不規則波に対しては $\alpha_f = 5.3$, $\alpha_f' = 3.18$ 程度の値をとることが必要である。

また、次節で述べる通り、不規則波の場合の無次元最大波圧分布は、堤体基部（地盤面）からある高さまでは近似的に一樣分布で、それより上は直線的に減少する台形分布と捉えることができることから、式(15)で与えられる水底からの波頂高 η まで一樣な台形分布とする。

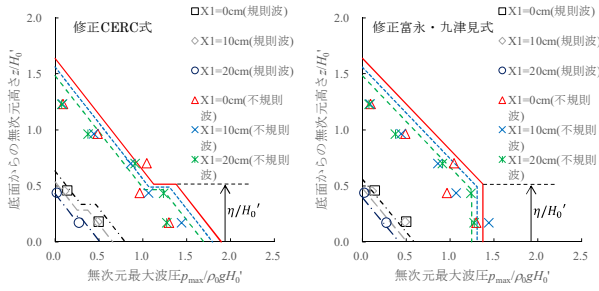


図-9 ケース1～3における実験波圧分布と各修正式の比較

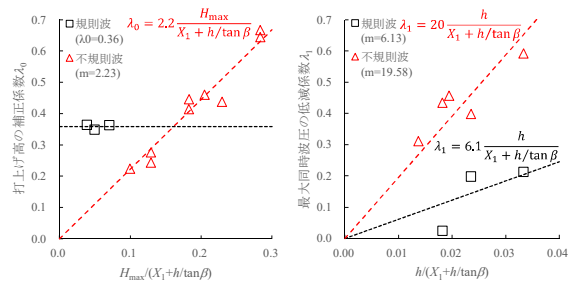


図-10 ケース4～8における実験による λ_0 および λ_1 (m:傾き)

(4) CERC²⁾の式の修正

前節と同様に、CERC²⁾の式にMase¹¹⁾の式を代入することによって、不規則波に適用できるようにCERC²⁾の式を修正する。CERC²⁾の式においては、流速 u を、

$$u = C \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) = \sqrt{gh_b} \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) \quad (18)$$

と、水底からの波頂高 η を、

$$\eta = \eta_c \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) \quad (19)$$

と近似している。CERC²⁾の式が過大評価する結果となった理由としては、汀線における波速 C を碎波水深 h_b における波速と仮定していること、汀線から仮想打上げ限界までの水平距離 X_2 に碎波波高 H_b を使っていること、汀線における水底からの波頂高 η_0 を碎波波高 H_b における静水面からの波頂高 η_c と仮定していることが挙げられる。以上を踏まえ、 η_0 を用いて式(18)を書き換えると、

$$u = C \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) = \sqrt{g\eta_0} \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) \quad (20)$$

となり、同様に式(19)を書き換えると、

$$\eta = \eta_0 \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) \quad (21)$$

となる。また、汀線から打上げ限界までの距離 X_2 を、

$$X_2 = R \cot \beta \quad (22)$$

と置換し、これにMase¹¹⁾の式(10)を代入して、さらに式(22)を式(20)に代入してCERC²⁾の式と同様に整理すると、堤体での動圧成分 p_m は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} p_m &= \frac{\rho_0 g u^2}{2g} = \frac{\rho_0 g \eta_0}{2} \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right)^2 \\ &= \frac{\rho_0 g \eta_0}{2} \left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b}\right)^2 \end{aligned} \quad (23)$$

CERC²⁾の式においては、動圧成分 p_m が式(21)で与えられる水底からの波頂高 η まで一様に作用すると仮定されている。なお、波圧が0となる地盤面上の高さ R_0 を前節と同様に式(17)により求めることへ修正すると、堤体基部(地盤面)での静水圧成分 p_s は次式で与えられる。

$$p_s = \rho_0 g R_0 = \alpha_f' \rho_0 g \eta_0 \left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b}\right) \quad (24)$$

汀線の陸側にある直立壁に作用する波圧は動圧成分と静水圧成分の和であるため、堤体基部(地盤面)での波圧

p は次式で与えられる。

$$p = p_m + p_s \quad (25)$$

図-9 にケース1～3における実験無次元最大波圧分布と修正CERC式および修正富永・九津見式の比較を示す。実験値は図-7に示したものと同じであり、3回の実験値の平均値を示している。規則波に対しては修正CERC式および修正前の富永・九津見^{3), 4)}の式を表示している。これらの修正式を用いることによって実験値をおおよそ包絡させることができ、波圧合力としては実験値よりも大きくなるため、設計波圧公式として十分に用いることができる。

(5) 打上げ高および波圧の低減係数の評価

図-10にケース4～8における実験による打上げ高の補正係数 λ_0 を示す。ここに、 λ_0 は捨石堤模型が設置されていないケース1～3における打上げ高 R_0 に対する低減率である。横軸は堤前水深 h における進行波としての最高波高 H_{max} を捨石堤模型法線から防波壁模型までの水平距離 $X_1 + h/\tan\beta$ で無次元化したものである。打上げ高の補正係数 λ_0 は、規則波の場合は0.36であるが、不規則波の場合は次式で与えられる。

$$\lambda_0 = 2.2 \frac{H_{max}}{X_1 + h/\tan \beta} \quad (26)$$

同様に、図-10にケース4～8における実験による波圧低減係数 λ_1 を示す。ここに、 λ_1 は捨石堤模型が設置されていないケース1～3における圧力計 p_1 での波圧に対する低減率である。横軸は堤前水深 h を捨石堤模型法線から防波壁模型までの水平距離 $X_1 + h/\tan\beta$ で無次元化したものである。波圧低減係数 λ_1 は規則波の場合と不規則波の場合とで異なり、不規則波の場合は次式で与えられる。

$$\lambda_1 = 20 \frac{h}{X_1 + h/\tan \beta} \quad (27)$$

次式のように式(26)を式(17)および式(24)に、式(27)を式(16)および式(23)に乗じれば、防波壁の直前面に捨石堤を築造した場合の波圧 p および打上げ高 R_0 を計算することができる。

$$R_0 = \lambda_0 \alpha_f' \eta_0 \left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b}\right) \quad (28)$$

- 修正CERC式

$$p = 0.5\lambda_1\rho_0g\eta_0\left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b}\right)^2 + \lambda_0\alpha_f'\rho_0g\eta_0\left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b}\right) \quad (29)$$

• 修正富永・九津見式

$$p = 0.5\lambda_1\alpha_f'\rho_0g\eta_0\left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{H_0' a \xi^b}\right) \quad (30)$$

4. 結論

本研究においては、近年、汀線の陸側に直立型の防波壁が設置されることが増えてきていることを背景として、規則波および不規則波を対象とした水理模型実験を実施して汀線より陸側にある直立壁に作用する波力の算定法としてCERC²⁾の式および富永・九津見^{3),4)}の式の適用性について検討するとともに、このような防波壁施工時に施工ヤードの直前面の汀線上に築造される仮設構造物としての捨石堤によって期待できる波浪減殺効果を把握した。

その結果、富永・九津見^{3),4)}の式の適用範囲は規則波に限られ、不規則波に対してはMase¹¹⁾の式や合田¹²⁾の方法を適用するべきであることが分かり、これに基づいた修正CERC式および修正富永・九津見式を提案した。また、捨石堤による打上げ高および波圧の低減係数を評価した。

なお、本研究においては水理模型実験に基づく波圧に関する修正式を提案したが、実験での条件(周期や波高、海底勾配)に限られたものであるため、修正式の適用範囲がMase¹¹⁾の式の適用範囲 ($1/30 \leq \tan \beta < 1/5$ かつ $0.007 \leq H_0'/L_0$)に限られたものであるとも考えられ、実務への適用に当たっては注意が必要である。今後は、より広範囲の条件において水理模型実験や数値シミュレーションを実施して、これらの修正式の適用範囲について検証し

ていく必要があるものと思われる。

参考文献

- 1) 国土交通省港湾局監修：港湾の施設の技術上の基準・同解説，2218p.，公益社団法人日本港湾協会，2018.
- 2) Coastal Engineering Research Center：Shore Protection Manual, Vol.II, US Army Corps of Engineers, 1984.
- 3) 富永正照，九津見生哲：海岸堤防に関する研究(10)—波圧一，土木研究所報告，第142号，pp.45-103，1971.
- 4) 富永正照，九津見生哲：海岸堤防に作用する砕波後の波圧，第18回海岸工学講演会論文集，pp.215-221，1971.
- 5) 橋本宏：海岸堤防に作用する不規則波の波力，第20回海岸工学講演会論文集，pp.285-289，1973.
- 6) 全国農地海岸保全協会，公益社団法人全国漁港漁場協会，一般社団法人全国海岸協会，公益社団法人日本港湾協会：海岸保全施設の技術上の基準・同解説，一般財団法人沿岸技術研究センター，347p.，2018.
- 7) 菜生海岸災害調査検討委員会：菜生海岸災害調査検討委員会報告書，資料1 倒壊メカニズムと復旧対策工法（最終報告），p.9，2005.
- 8) 高橋研也，相馬裕，石井敏雅，西畑剛，道前武尊，横島隆広：汀線の陸側にある防波壁に作用する砕波後の不規則波圧に関する実験的研究，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol.74, No.2, pp.I_1063-I_1068, 2018.
- 9) 合田良実，鈴木康正，岸良安治，菊地治：不規則波実験における入・反射波の分離推定法，港湾技研資料，No.248, 24p.，1976.
- 10) Hunt, I. A.：Design of Seawalls and Breakwaters, US Army Corps of Engineers, 48p.，1958.
- 11) Mase, H.：Random wave runup height on gentle slope, Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.115, No.5, pp.649-661, 1989.
- 12) 合田良実：浅海域における波浪の砕波変形，港湾技術研究所報告，第14巻，第3号，pp.59-106，1975.

(Received February 3, 2022)

(Accepted May 9, 2022)

A CONSIDERATION ON RANDOM WAVE PRESSURE CALCULATION FORMULA AFTER WAVE BREAKING ACTING ON SEAWALL ON LAND SIDE OF SHORELINE

Kenya TAKAHASHI, Toshimasa ISHII and Hitoshi TANAKA

In recent years, the number of upright coastal dikes installed on the landward side of the shoreline has been increasing. The applicability of the CERC's formula and Tominaga and Kutsumi's formula to the calculation of the wave force acting on the upright coastal dike on the landward side of the shoreline was investigated by conducting hydraulic model tests for regular and irregular waves. The expected wave attenuation effect of the rubble mound breakwater which is a temporary structure constructed on the shoreline in front of the construction yard during the construction of such coastal dikes was also determined.

As a result, it was found that the scope of application of Tominaga and Kutsumi's formula is limited to regular waves, and that Mase's formula and Goda's method should be applied to irregular waves. Based on this, the modified Tominaga and Kutsumi's formula and the modified CERC's formula were proposed. In addition, the reduction coefficients of runup height and wave pressure by the structure were evaluated.