

急勾配斜面上の混成堤直立部に作用する衝撃波力算定法

上久保勝美*・木村克俊**・平澤充成***
平野誠治*・遠藤 強****

1. まえがき

混成堤は我が国の主要な防波堤構造であり, これまでの多くの研究により一般的な設計法はほぼ確立した段階にある. しかしながら, 離島を始めとして海底勾配が急な条件下に混成堤を建設した場合, 衝撃砕波力の作用による直立部の滑動やケーソン壁の破壊といった被災が発生している (高橋ら, 1999).

衝撃波力を考慮した波力算定式として, 衝撃波力係数を用いて合田式を補正する方法が提案され (高橋ら, 1992), 現行設計法に採り入れられている. ただし, 急勾配斜面上の直立壁に対する衝撃波力については, その発生機構が検討されてきたが, マウンド形状の影響を含めた混成堤直立部の滑動に着目した研究事例は少ない.

本研究では, 断面実験結果に基づいて急勾配斜面上に設置された混成堤直立部の衝撃波力係数の修正法を提案するとともに, 平面実験結果に基づいて斜め入射波に対する衝撃波力の補正法を提案する.

2. 断面実験による検討

(1) 実験の方法

実験は不規則波発生装置を備えた 2 次元造波水路 (長さ 28.0 m, 幅 0.6 m, 深さ 1.2 m) で行った. 水路内の水平床の上に図-1 に示す堤体模型を設置し, 前面の一樣斜面の勾配 i を 1/10, 1/20, 1/30 および 1/100 の 4 種類に変化させた. 堤体の構造条件は設置水深 h を 25 および 30 cm の 2 種類, 天端高さ h_c を 5~15 cm に変化させた. またマウンド前肩幅 B_M を 12.5~62.5 cm, マウンド厚 h_M を 5~15 cm に変化させた.

実験波は Bretschneider・光易型のスペクトルを有する不規則波を用いた. 波浪条件は周期を $T_{1/3}=1.81$ および 1.90 s の 2 種類, 波高を $H_{1/3}=7.5\sim17.5$ cm とした. 1 波群の作用波数は 210~270 波とし, 堤体背後に設置した変位計により滑動量を測定した. ケーソン模型はアクリル板で作成し, 内部に詰める鉛塊の量によりケーソン

重量を調整した. ケーソン下面にはモルタル版を取り付けてあり, 予め静的載荷試験を行って捨石マウンドとの摩擦係数を確認している. 各条件に対してケーソン重量を 5~8 種類に変化させて滑動実験を行い, 滑動限界重量を求めた. さらに滑動限界重量を全水平波力に換算し, これを直立部の高さ l で除した平均波力強度 p を用いて実験結果を整理した.

(2) 海底勾配の影響

図-2 は, $d/h=0.6\sim0.68$ の条件に対して, H_{max}/h と無次元波力強度 p/w_0H_{max} の関係を示している. 海底勾配が 1/30 および 1/100 の場合, p/w_0H_{max} は高橋ら (1992) による計算値とよく一致しているが, 海底勾配が 1/30 より急になると p/w_0H_{max} が 2.0 以上の衝撃波力が発生している. 特に, 海底勾配が 1/10 では H_{max}/h が 0.6 程度から無次元波力強度が 2.0 を上回る衝撃波力が発生している. 海底勾配が 1/20 の条件では衝撃波力の発生範囲が限定され, H_{max}/h が 0.8 付近において $2.0w_0H_{max}$ を上回る

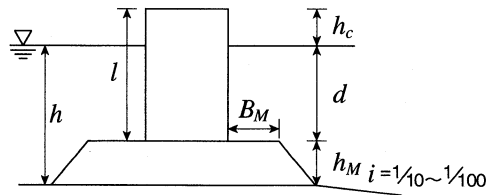


図-1 模型の標準断面

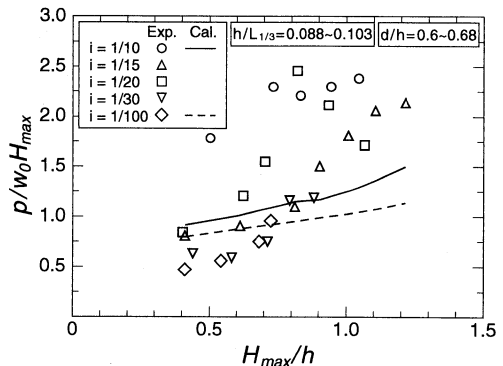


図-2 海底勾配の影響

* 正会員 北海道開発局開発土木研究所港湾研究室
** 正会員 博(工) 室蘭工業大学助教授 建設システム工学科
*** 正会員 北海道開発局港湾部空港課
**** 正会員 日本アーターサービス(株)

衝撃波力が生じている。

(3) マウンド形状の影響

写真-1はマウンド上水深 d を 15 cm で一定として、マウンド前肩幅 B_M を 12.5 cm~62.5 cm に変化させた場合の波の作用状況を 0.2 秒間隔で示している。波浪条件は $H_{1/3}=14.0$ cm, $T_{1/3}=1.90$ s とし、最高波に相当する波を対象としている。マウンド前肩幅の違いにより衝突する波形が変化していることがわかる。 $B_M=25.0$ cm の条件において、波面と壁面のなす角が最小となり、空気の巻き込みを伴わない Wagner 型の碎波が生じている。この時、直立壁に作用する衝撃波力も大きくなる。さらに B_M が大きくなると、空気の巻き込み量が多くなる傾向があり、Bagnold 型の碎波形態に移行する。急勾配条件ではマウンド前肩幅が $B_M=25.0$ cm と比較的、短い条件でも急激な水深の変化により、巻き波状の碎波が直立壁に作用する。

図-3(1), (2)は、マウンド前肩幅 B_M を一般的に、設計上用いられている $B_M/L_{1/3}=0.04$ および 0.09 の条件について、海底勾配 i を 1/10, 1/15 および 1/20 に変化させた場合の相対マウンド高さ d/h と無次元波力強度 p/w_0H_{max} の関係を示している。 $B_M/L_{1/3}=0.09$ の条件で、マウンドが高い $d/h=0.4$ について計算値は実験値とほぼ一致しているが、マウンドが低い条件やマウンド前肩幅が短い $B_M/L_{1/3}=0.04$ については計算値が過小な値を

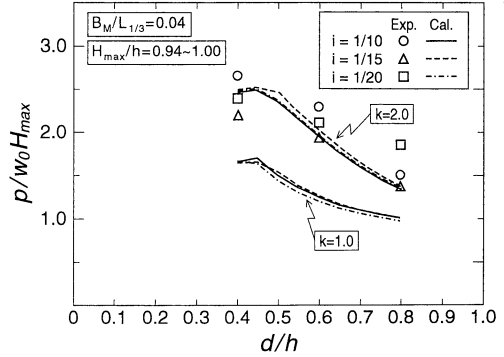


図-3(1) マウンド高さの影響 ($B_M/L_{1/3}=0.04$)

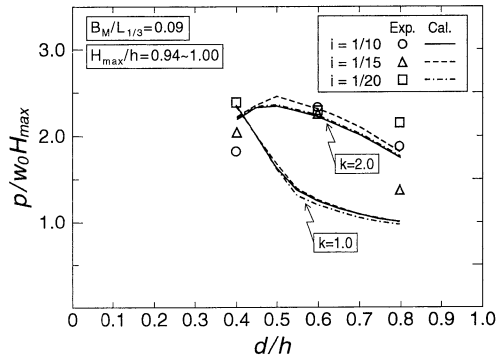


図-3(2) マウンド高さの影響 ($B_M/L_{1/3}=0.09$)

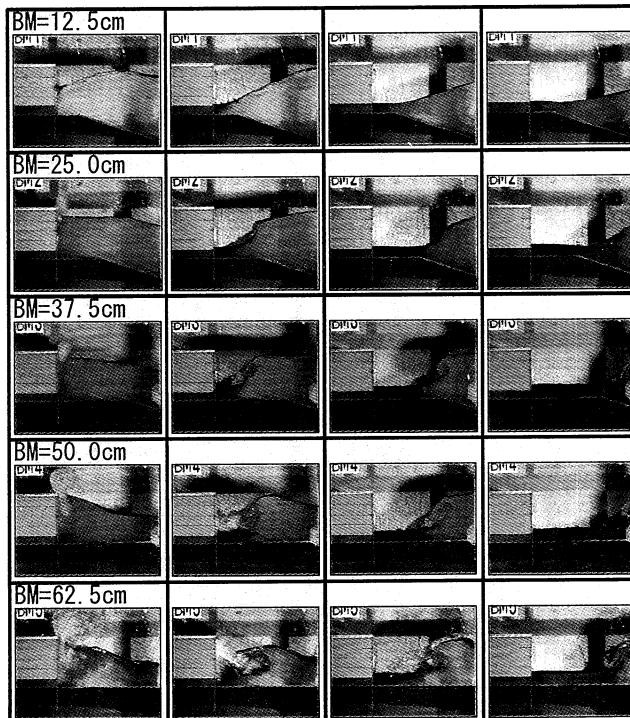


写真-1 碎波による波面状況

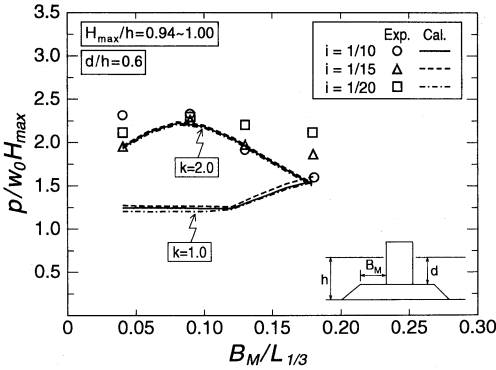


図-4 マウンド前肩幅の影響

示している。急勾配条件では、直立部の前面水深の影響を受けやすいことを考慮して、見かけ上高いマウンド条件を想定した補正法として、衝撃波力係数 α_1 の計算で使用する水深 h に補正係数 k を乗じる方法を導入した。図-3(1), (2)には、補正係数 $k=1.0$ (補正なし) と $k=2.0$ による計算値を合わせて示した。 $k=2.0$ とすることにより、補正後の計算値は、実験値をよく表わしていることがわかる。

図-4は、マウンド比水深 $d/h=0.6$ の条件について、無次元マウンド前肩幅 $B_M/L_{1/3}$ と無次元波力強度の関係を示したものである。高橋ら (1992) による計算値は、マウンド前肩幅が短い条件で実験値に対して過小となる傾向がある。写真-1にも示したように、急勾配条件下では急激な水深の変化により、巻き波状の砕波が直立部に衝突するため、マウンド前肩幅が短い条件でも波力が増大したのと考えられる。これに対して、水深 h に $k=2.0$ を乗じた補正後の計算値はおおむね実験値と一致している。

(4) 波力補正法の提案

高橋ら (1992) の衝撃波力係数 α_1 に後述する入射角補正を加えて、合田式における静水面での波圧強度 p_1 を以下のように表わした。

$$p_1 = 0.5(1 + \cos \beta)(\alpha_1 + \alpha^* \cdot \gamma \cdot \cos^2 \beta) w_0 H_D \dots (1)$$

$$\alpha^* = \max(\alpha_2, \alpha_1) \dots \dots \dots (2)$$

ここに α_1 は重複波力的な成分を表わす波力係数、 β は波向き、 w_0 は水の単位体積重量、 H_D は設計波高である。 γ は波向きに関する衝撃波力の補正係数で、詳細は3.で述べる。

図-5は、衝撃波力係数 α_1 の計算で用いる水深 h に補正係数 k を乗じて、海底勾配を $i=1/10, 1/15$ および $1/20$ の条件について計算した値 P_c と実験値 P_E の比較を示したものである。○印は、従来の計算値 $k=1.0$ を示したもので、●印は $k=2.0$ を乗じた計算値を示している。実験値は、従来の計算値の150%を越えているものが多

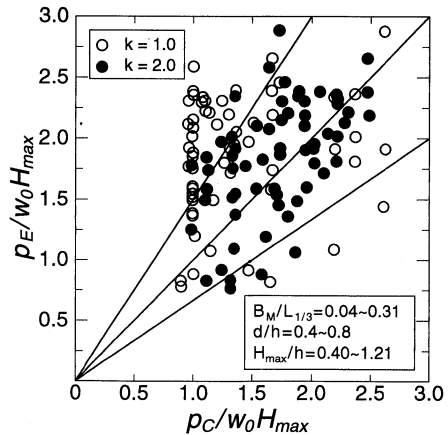


図-5 波力の計算値と実験値の比較

い。一方、水深 h による補正係数 $k=2.0$ を導入することにより急勾配条件下での衝撃波力を含む実験値が計算値のほぼ150%以下となり、衝撃力の変動性を考慮すれば、より適切に表わせることがわかる。このことより、衝撃波力係数 α^* を算定する過程で、海底勾配が $1/30$ より急勾配条件では、補正係数 $k=2.0$ を用い、海底勾配が $1/30$ よりも緩い条件については従来の α^* により計算する算定法を提案する。

3. 平面実験

(1) 実験方法

平面実験は図-6に示す平面水槽において実施した。この水槽にはサーペント型造波機が設置されており、斜め入射波を発生できる。水槽内には造波機前面より $i=1/10$ の勾配を設け、水深35.4 cmの地点に実験堤体を設置した。堤体は全長5.2 mの島堤とし、法線方向の長さ26 cmのケーソン模型を20函設置した。堤体の断面形状は、マウンド水深 d を24.8 cm、直立部の天端高さ h_c を12.0 cm、マウンド前肩幅 B_M を12.5 cmとした。実験波は $T_{1/3}=2.21$ s、 $H_{1/3}=15.0$ cmの一方方向不規則波とし、入射角 β を $0^\circ, 7.5^\circ, 15^\circ$ および 30° の4種類に変化させて作用させ、1波群200波作用後の滑動量から、断面実験と同じ方法で平均波力強度に換算した。滑動限界重量の算定を行う堤体の決定にあたっては、堤体重量を設計よりも小さく設定した場合の滑動量平面分布を各入射角において事前に求め、いずれの入射角でも滑動量が最大となった堤尾部より5函目の堤体を対象とした。

さらに、入射角 $\beta=0^\circ$ および $\beta=7.5^\circ$ の場合について堤体前面に作用する波力を測定した。測定対象は、滑動限界重量算定用の堤体を中心とする連続した3函とした。

(2) 衝撃波力の作用時間

写真-2は $\beta=7.5^\circ$ の条件下における波の作用状況を

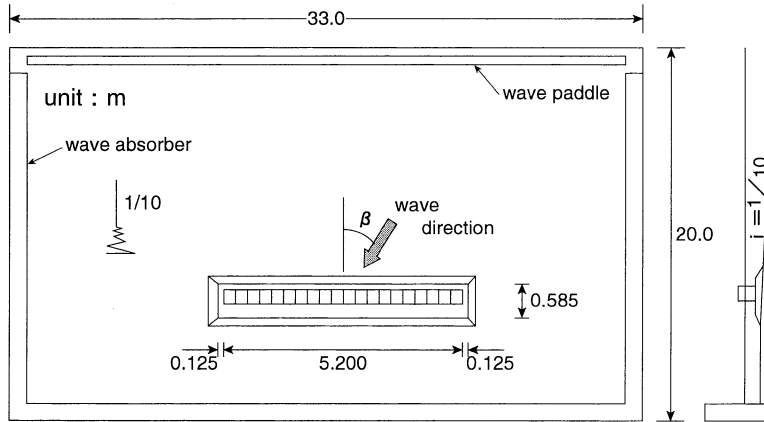


図-6 模型の平面配置

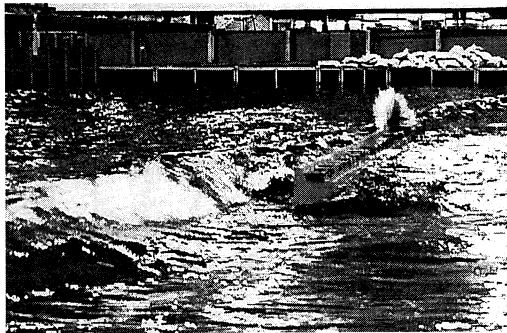


写真-2 波力測定状況

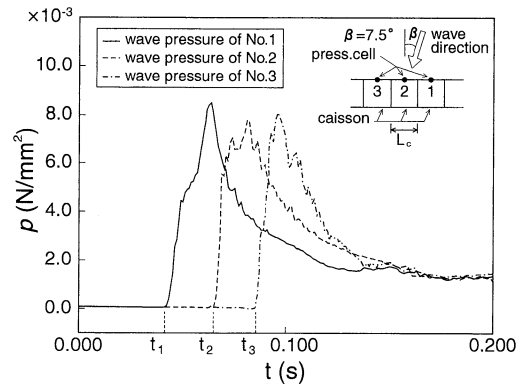


図-7 波力の時刻歴変化

示している。波力の測定は連続した堤体3函で行い、いずれの波圧計も堤体中央部の静水面付近に設置したため、各波圧計の法線方向の間隔は堤体幅 L_c に等しくなっている。ここで、堤頭部に近い方の波圧計から No. 1, No. 2, No. 3 とし、各波圧計における波力の発生時刻をそれぞれ t_1, t_2, t_3 とおく。

図-7 に各波圧計で計測した波力の時刻歴変化を示す。各波圧計のピークに明瞭な時間差があり、斜め入射の場合には衝撃波力作用領域が堤体に沿って移動していることが分かる。

ここで、堤体1函分の延長 L_c を沿い波が通過するのに要する時間 T_c は以下のように表される。

$$T_c = L_c \sin \beta / C \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 C は波速である。実験条件の $L_c = 26 \text{ cm}$ 、 $C = 1.77 \text{ m/s}$ 、 $\beta = 7.5^\circ$ を代入すると、 $T_c \approx t_3 - t_2 \approx t_2 - t_1 \approx 0.019 \text{ s}$ が成り立つ。

また、 $\beta = 0^\circ$ で行った同様の測定においては、衝撃的な波力が発生した時間は $\Delta t = 0.016 \sim 0.024 \text{ s}$ 程度であり、 $p = 5w_0 H_{\max}$ 程度の衝撃波力が発生している。

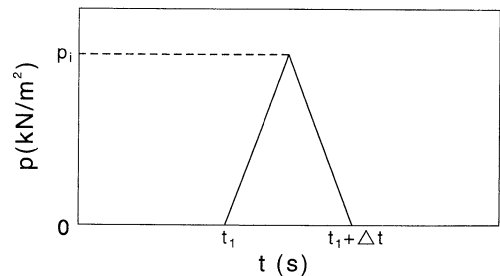


図-8 衝撃波力の時間変化

(3) 入射角による波力補正法の提案

前述の実験において、衝撃波力の空間的、時間的位相差が明らかになったことから、滑動に關与する波力合力を堤体1函あたりで求めれば、斜め入射時における波力を適切に評価できると考えられる。

ここで、 $\beta = 0^\circ$ における衝撃波力の時間変化を図-8 に示す三角形分布と仮定する。波峰線に対して斜めに設置された堤体に衝撃波力が作用した場合には、前出の図-1

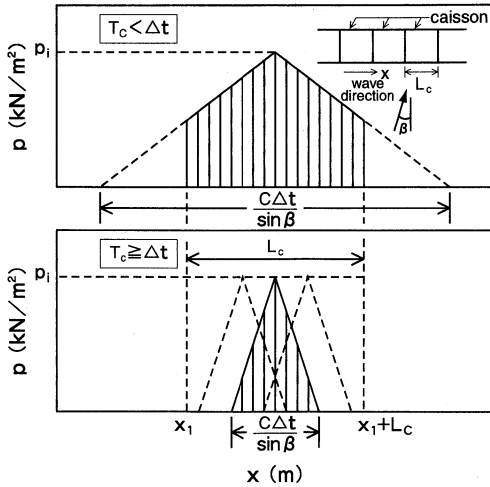


図-9 衝撃波力の空間的分布

7のように衝撃波力の作用領域が堤体法線方向に伝播する。このため、堤体1函あたりの衝撃波力成分の合力が最大になる時刻における空間的な衝撃波力分布は図-9のように表すことができる。

ここで、従来通り波力のピーク値が堤体全体に作用すると考えた場合と、図-9のような空間的分布で作用すると考えた場合における堤体1函あたりの衝撃波力合力の比を γ とすると

$$\left. \begin{aligned} \gamma &= 1 - L_c \sin \beta / (2C \Delta t) : T_c < \Delta t \\ \gamma &= C \Delta t / (2 \sin \beta L_c) : T_c \geq \Delta t \end{aligned} \right\} \dots\dots (4)$$

となる。上記の γ を用いて、前出の式(1)により斜め入射時における波力の衝撃的な成分を求めることができる。

なお、衝撃波力の作用時間 Δt は本検討においては0.02sとしたが、現地のスケールに換算するにあたっては、今後さらに評価法を検討する必要がある。

図-10に入射角 β と $p/w_0 H_{max}$ との関係を示す。高橋ら(1992)の衝撃波力係数を考慮した合田式によるものを実線で、前章で提案した水深に関する補正係数 k および斜め入射時における衝撃波力の補正係数 γ を考慮した合田式によるものを破線で示し、実験値との比較を行った。実験では、急勾配条件下での波力増大と斜め入射時の急激な波力低減が確認され、補正係数 k および γ を考慮した合田式による計算値は、実験値をよく表現している。

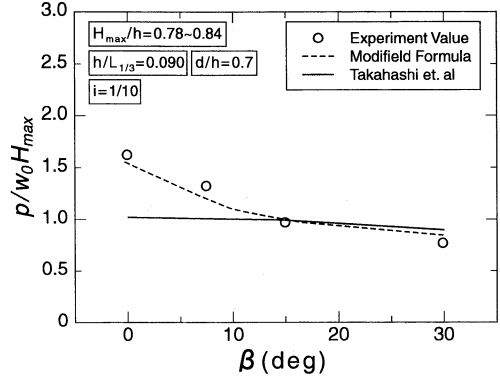


図-10 入射角の影響

4. まとめ

急勾配斜面上の混成堤直立部に作用する衝撃波力算定法について検討した。主要な結論は以下のとおりである。

① 前面の海底勾配が混成堤直立部の作用波力に及ぼす影響を示した。さらに、急勾配条件下を対象として系統的な滑動実験を行いマウンド形状を含めた衝撃波力係数を提案し、その妥当性を確認した。

② 波力の位相差に着目して波の入射角による修正係数を提案し、入射角を $0^\circ \sim 30^\circ$ に変化させた滑動実験によりその妥当性を示した。

本研究では一方向不規則波を用いた実験結果に基づいて波向きの影響を明らかにした。今後は波の多方向性を加味した検討を行う予定である。また、衝撃波力の作用時間に関しては、模型の縮尺効果についてさらに検討する必要がある。

参考文献

合田良実・原中祐人(1967): 衝撃波圧に関する一実験, 港研資料, No. 32, 18 p.
 高橋重雄・谷本勝利・鈴木諭司(1983): 直立壁に作用する衝撃波圧の発生機構に関する一考察, 港研報告, 第22巻, 第4号, pp. 3-31.
 高橋重雄・下迫健一郎(1990): 長大ケーソンの波力平滑効果と耐波安定性, 港研資料, No. 685, 20 p.
 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.
 高橋重雄・木村克俊・下迫健一郎・鈴木高二朗・五明美智男(1999): ケーソン式混成堤の主要な被災パターンについて, 海岸工学論文集, 第46巻, pp. 816-820.
 Mitsuyasu, H. (1962): Experimental Study on Wave Force Against a Wall, Coastal Eng. Japan, Vol. 5, pp. 23-47.