

津波氾濫流の水平波力算定係数について

松富 英夫*

1. はじめに

陸上に遡上氾濫した津波の先端部背後の入射氾濫流（対象被衝突物の影響を受けていない氾濫流で，準定常流）による建築物などの構造物への水平波力 F は圧力，摩擦力，慣性力，造波抵抗力などから構成されるが，抗力タイプの式で評価されることが多い¹⁾。この水平波力の評価には抗力係数に相当する水平波力算定係数 C_D が必要である。

津波の入射氾濫流による水平波力 F の評価において，建築物などの構造物前面における最大浸水深 h_f (以下，前面浸水深と呼ぶ) が万能でないことが入射津波の周期（ゲート急開による入射氾濫流においてゲート上流側の初期貯水長）を変化させた氾濫流実験結果から指摘されている²⁾。

上述の状況から，水平波力算定係数 C_D と水深係数 α (= 前面浸水深 h_f / 入射氾濫水深 h_i) を個別にだけでなく，一括検証することが対象入射氾濫流の属性を把握する上でも必要である。しかしながら， C_D と α ，入射フルード数 F_{ri} (= 入射氾濫流速 $v_i / \sqrt{gh_i}$, g : 重力加速度) の相互関係などがよく判っていない。

そこで，本研究は直方体建築物などの構造物を中心的な検討対象構造物として，津波氾濫流の水平波力算定係数 C_D と水深係数 α ，入射フルード数 F_{ri} の相互関係の検討を主目的とする。

2. 水深係数 α と水平波力算定係数 C_D の関係

松富ら³⁾ は建築物などや二次元鉛直壁 (図-1 参照) といった検討対象構造物に関係な

く適用可能な水深係数 α の近似評価式として次式を提示している。

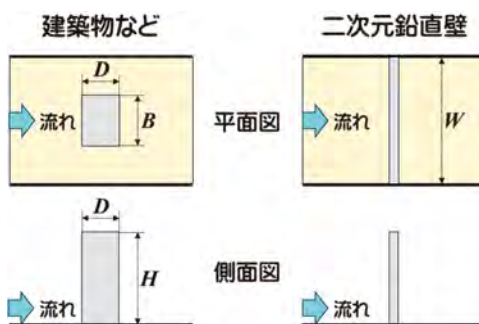


図-1 水平実験水路における検討対象構造物

$$\begin{aligned}\alpha = \frac{h_f}{h_i} &= 1 + \frac{1}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{v_f}{v_i} \right)^2 + \zeta_i \right\} \frac{v_i^2}{gh_i} \\ &= 1 + \frac{1}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{v_f}{v_i} \right)^2 + \zeta_i \right\} F_{ri}^2\end{aligned}\quad (1)$$

ここで， h_f は建築物などの構造物前面における津波の最大浸水深（氾濫流衝突初期の上方へのスプラッシュによるものは除く）， h_i と v_i は最大入射氾濫水深とそのときの入射氾濫流速， v_f は建築物などの構造物前面における断面平均流速（以下，前面流速と呼ぶ）， ζ_i は建築物などの構造物前面を含む前面側における広義のエネルギー損失係数である。入射氾濫流が建築物などの構造物を越流せず，構造物前面側に開口部がない場合は $v_f=0$ である。

(1) 背面浸水深 $h_r=0$ や二次元鉛直壁の場合

先ず，非越流で，建築物などの構造物における背面浸水深 $h_r=0$ や二次元鉛直壁の場合を考える。建築物などの構造物の場合は相対的に入射フルード数 F_{ri} が大きい場合（具体的な F_{ri} の値は後述）を対象としていること

* 中央大学研究開発機構

になろう。この場合の入射氾濫流による水平波力 F は次式で定義される。

$$F = \frac{1}{2} \rho_s C_D v_i^2 h_i B \quad (2)$$

ここで、 ρ_s は土砂を含む氾濫水の断面平均密度、 B は建築物などの構造物の見付幅である。

建築物などの構造物前面での圧力が静水圧で近似できるとすれば、上述事象における最も簡便な力の釣合式は次式である。

$$\frac{1}{2} \rho_s g (\alpha h_i)^2 B = \frac{1}{2} \rho_s C_D v_i^2 h_i B \quad (3)$$

式 (3) から水深係数 α と水平波力算定係数 C_D 、入射フルード数 F_{ri} の関係式としてすでに提示されている⁴⁾ 次式を得る。

$$\alpha = \frac{h_f}{h_i} = \sqrt{C_D} F_{ri} \quad (4)$$

式 (4) は、入射フルード数 F_{ri} の値から推して適用範囲外と考えられるが、 $F_{ri} \rightarrow 0$ の場合に α が有限 ($\rightarrow 1$) であるためには、 $C_D \rightarrow \infty$ でなければならないことを示している。式 (4) は α の F_{ri} への依存性が榊山⁵⁾ や池谷ら⁶⁾、すなわち Stoker⁷⁾ のものとほぼ同じ「 F_{ri}^{-1} に比例」であることも示している。参考までに、 $0 \leq F_{ri} \leq 4$ における Stoker の水深係数 α に対する近似式は $\alpha = h_f/h_i \cong 1 + 1.284 F_{ri}$ (決定係数 $R^2 = 0.998$) である。この「 F_{ri}^{-1} に比例」は、裏を返せば、 F_{ri} が大きい場合、 C_D は定数であることを示している。この考察結果はあとで利用される。

式 (1) と (4) から、前面流速 $v_f = 0$ の場合、水平波力算定係数 C_D とし次式を得る。

$$C_D = \frac{\alpha^2}{F_{ri}^2} = \left\{ \frac{1}{F_{ri}} + \frac{1}{2} (1 + \zeta_i) F_{ri} \right\}^2 \quad (5)$$

$\zeta_i = 0$ (入射氾濫流のエネルギーの損失や蓄積がない) の場合、式 (5) は次式となり、

$$C_D = \left(\frac{1}{F_{ri}} + \frac{1}{2} F_{ri} \right)^2 \quad (6)$$

水深係数 α として Bernoulli 式⁸⁾ を用いたこ

とになる。式 (6) は $F_{ri} \rightarrow \infty$ の場合に $C_D \rightarrow \infty$ となる実際に照らして不自然な傾向を示す。これは、 F_{ri} が大きい場合、 α としてベルヌーイ式が適用できないことを示している。

水深係数 α として榊山⁵⁾ や二次元鉛直壁に対する池谷ら⁶⁾、Stoker⁷⁾ のものを用いれば、それぞれ次式を得る。

$$C_D = \left(\frac{1}{F_{ri}} + 1.4 \right)^2 \quad (7.1)$$

$$C_D = \left(\frac{1}{F_{ri}} + 1.3 \right)^2 \quad (7.2)$$

$$C_D = \left(\frac{1}{F_{ri}} + 1.284 \right)^2 \quad (7.3)$$

式 (7.1) は、 $F_{ri} \rightarrow \infty$ の場合、 C_D が 2 弱に漸近することを示している。この値は Stoker の α を用いた場合の式 (7.3) による値 (図-2 参照) よりも少し大きめである。

式 (5) を変形すれば次式を得る。

$$\zeta_i = -1 + 2\sqrt{C_D} \frac{1}{F_{ri}} - \frac{2}{F_{ri}^2} \quad (8)$$

式 (8) は、1) 式 (4) に対する考察結果「 C_D は定数」や式 (7) を考慮すれば、広義のエネルギー損失係数 ζ_i が入射フルード数 F_{ri} に依存すること、2) ζ_i の導入は F_{ri} の大きい値域で式 (6) のような不自然な傾向を回避 ($F_{ri} \rightarrow \infty$ の場合に $\zeta_i \rightarrow -1$ となることで、 $C_D \rightarrow \infty$ を回避) できる可能性があることを示している。

上述の考察 2) であるが、実験的事実^{9), 10)} や式 (4) に対する考察結果に基づいて、入射フルード数 F_{ri} の大きい値域での C_D を 2.0 または 2.1¹¹⁾ の定数とすれば、上記のそれぞれの C_D に対して次式群の C_D の近似評価式を得る。

$C_D = 2.0$ の場合：

$$C_D = \left(\frac{1}{F_{ri}} + \frac{1}{2} F_{ri} \right)^2 \quad F_{ri} \leq 1.414 \quad (6)$$

$$C_D = 2.0 \quad F_{ri} > 1.414 \quad (9)$$

$C_D=2.1$ の場合：

$$C_D = \left\{ \frac{1}{F_{ri}} + \frac{1}{2}(1+0.05)F_{ri} \right\}^2 \quad F_{ri} \leq 1.380 \quad (10)$$

$$C_D = 2.1 \quad F_{ri} > 1.380 \quad (11)$$

式 (6) が入射氾濫流のエネルギーの損失や蓄積が一切ない Bernoulli 式に基づいていることを考えれば、本節条件下では式 (10) と (11) の組の採用が推奨されよう。ただし、以下では式 (6) と (9) の組も想定して論じることとする。

参考までに、 F_{ri} が 1.4 程度より大きい場合、本節条件下での水深係数 α は式 (4) と (9) から $\alpha = \sqrt{2} F_{ri}^{0.9}$ 、式 (4) と (11) から $\alpha = \sqrt{2.1} F_{ri}$ となる。広義のエネルギー損失係数 ζ_i は式 (8) における C_D に式 (9) または (11) を適用すればよい。

図-2 に水平波力算定係数 C_D の各近似評価式の計算例を示す。近似評価式からはもちろん、図からも、連続的な C_D の近似評価式となっていることが判る。これらの計算例は非越流で、水平波力最大時に建築物などの構造物背面側に入射氾濫流が回り込まず、水圧が作用しない場合のものである。

(2) 背面浸水深 h_r が 0 でない場合

入射フルード数 F_{ri} が小さくなるにつれて、または非先端部波力に分類されている打ち上げ水の落水時波力¹²⁾や持続波力¹³⁾といった対象波力次第では、建築物など（二次元鉛直

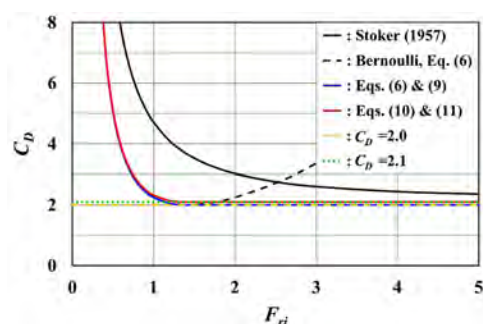


図-2 水平波力算定係数 C_D の各近似評価式の計算例（背面浸水深 $h_r=0$ や二次元鉛直壁の場合）

壁は対象外）の構造物背面側に入射氾濫流が回り込み、水圧が作用ようになる。

松富¹⁰⁾ は入射氾濫流による建築物などの構造物における背面水深係数 h_r/h_i の近似評価式として次式を提示している。

$$\frac{h_r}{h_i} \cong 1 - \frac{1}{2} \left(\zeta - \frac{v_f^2}{v_i^2} - \zeta_i \right) F_{ri}^2 \quad (12)$$

ここで、 ζ は形状（エネルギー）損失係数¹⁴⁾である。前面流速 $v_f=0$, $h_r \geq 0$ のとき、式 (12) から次式を得る。

$$\zeta = \zeta_i + \left(1 - \frac{h_r}{h_i} \right) \frac{2}{F_{ri}^2} \leq \zeta_i + \frac{2}{F_{ri}^2} \quad (13)$$

式 (13) の右辺は式 (12) が適用できる入射フルード数 F_{ri} の上限値を示す（図-3 参照）。

建築物などの構造物前・背面での圧力が静水圧で近似できるとすれば、対象事象における最も簡便な力の釣合式は次式である。

$$\frac{1}{2} \rho_s g h_f^2 B - \frac{1}{2} \rho_s g h_r^2 B = \frac{1}{2} \rho_s C_D v_i^2 h_i B \quad (14)$$

前面流速 $v_f=0$ とした式 (1) と式 (12) を式 (14) へ代入すれば、次式を得る。

$$C_D = (1 + \zeta) \left\{ 1 + \frac{1}{2} \left(\zeta_i + \frac{1}{2}(1 - \zeta) \right) F_{ri}^2 \right\} \quad (15.1)$$

または

$$\zeta_i = \frac{1}{2} (\zeta - 1) + \frac{2}{(1 + \zeta) F_{ri}^2} C_D - \frac{2}{F_{ri}^2} \quad (15.2)$$

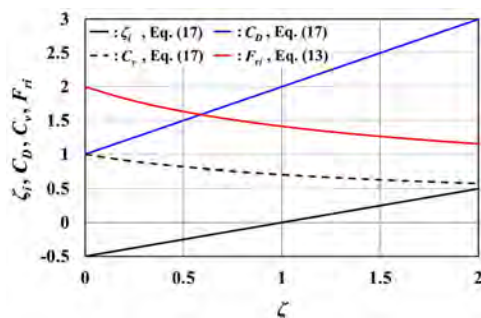


図-3 水平波力算定係数 C_D 、形状損失係数 ζ 、広義のエネルギー損失係数 ζ_i と流速係数 C_v の相互関係（背面浸水深 $h_r=0$ の場合）

式 (15.1) と (15.2) はそれぞれ前節の式 (5) と (8) に相当する。

式 (15.2) において水平波力算定係数 $C_D=1+\zeta$ と考えれば、入射フルード数 F_{ri} に関係なく、換言して、対象となる F_{ri} の全域で次式の関係を得る。

$$\zeta_i = \frac{1}{2}(\zeta - 1) \quad (16)$$

ここで、 ζ や広義のエネルギー損失係数 ζ_i の F_{ri} への依存が否定されるわけではないことに注意を要する。したがって、対象となる F_{ri} の全域で次式が成立する。

$$C_D = 1 + \zeta = 2(\zeta_i + 1) = 1/C_v^2 \quad (17)$$

ここで、 C_v は流速係数¹⁴⁾である。

式 (17) の式形は、 ζ や ζ_i が $F_{ri} \rightarrow 0$ の場合に有限であれば (式 (26) と (27) 参照)、式 (15.1) において $F_{ri} \rightarrow 0$ の場合を考えても得られる。したがって、式 (17) の C_D は $F_{ri} \rightarrow 0$ 場合に有限で、前節で言及された C_D の無限大傾向 (図 -2 参照) が回避されることになる。

式 (17) は水平波力算定係数 C_D と形状損失係数 ζ 、広義のエネルギー損失係数 ζ_i 、流速係数 C_v の全てが相互に結びついていることを示している。図 -3 にこれらの相互関係を示す。図によれば、例えば ζ が 1.1 の場合、 ζ_i は 0.05、 C_D は 2.1、 C_v は 0.69 となり、入射フルード数 F_{ri} は $\sqrt{2.1}/1.05 \cong 1.380$ 以下である必要があることを示している。これらの数値は式 (10) と (11) の数値や境界値と整合している。 ζ が 1.0 の場合も上記と同様なことが言える。これらの事実は、 F_{ri} が小さくなり、水平波力最大時に建築物などの構造物背面側に入射氾濫流が回り込み、背面に水圧が作用するようになる場合は、式 (6) や (10) でなく、式 (17) を使用すべきことを示している。ただし、入射氾濫流毎に非定常性の影響などが異なるため¹⁰⁾、 C_D や ζ 、 ζ_i 、 C_v の F_{ri} への依存性がよく判っておらず、現状では F_{ri} からこれらの値を物理的に特定す

ることができない状況にある。

対象となる入射フルード数 F_{ri} の全域で成立する式 (16) を前面流速 $v_f=0$ とした式 (1) へ代入すれば、次式を得る。

$$\alpha = \frac{h_f}{h_i} = 1 + \frac{1}{4} \left\{ (\zeta + 1) F_{ri}^2 + \frac{4}{(1 + \zeta)} C_D - 4 \right\} \quad (18)$$

式 (18) は、 $\zeta+1=C_D$ であれば、 $F_{ri} \rightarrow 0$ の場合に $\alpha=1$ 、 $F_{ri} \rightarrow F_{riu}$ の場合に $\alpha=2$ (式 (29) 参照) という F_{ri} の対象域の両端で道理に適った結果を与える。この $\zeta+1=C_D$ は当然のことながら式 (17) と一致している。したがって、対象となる F_{ri} の全域で式 (17) を用いることにすれば、式 (18) は次式となる。

$$\alpha = \frac{h_f}{h_i} = 1 + \frac{1}{4} C_D F_{ri}^2 \quad (19)$$

式 (19) は前節の式 (4) に相当し、1) 水深係数 α と水平波力算定係数 C_D 、入射フルード数 F_{ri} が密接に関係し、2) α と C_D の個別近似評価式 (F_{ri} が大きい場合は式 (1) と (5)、 F_{ri} が小さい場合は式 (1) と (17)) によるばかりでなく、 α と C_D を一括した式 (F_{ri} が大きい場合は式 (4)、 F_{ri} が小さい場合は式 (19)) による α と C_D の妥当性検証も行う必要があることを示唆している。

3. 水平波力算定係数近似評価式の検証

(1) 背面浸水深 $h_r=0$ や二次元鉛直壁の場合

図 -4 に各水平波力算定係数近似評価式と既往実験^{3), 11), 15) -17)} における最大水平波力に対する水平波力算定係数 C_D の比較例を示す。図中、赤 () 内の松富らの実験値は箱ひげ図解析結果から例外的なもの (外れ値) と考えている。この赤 () 表示は以下の図 -6 や図 -7 でも同じである。実験値は主に清水を用いた非越流条件下でのもので、高橋ら (1985)¹¹⁾ と松富ら (2017)¹⁶⁾ の定常流によるものを除いて、ゲート急開による入射氾濫流で得られたものである。志方ら (2023)¹⁷⁾ の実験値は 8 割がシルト水や粘土水を用いて得られたもので、論文の表や図面から読み

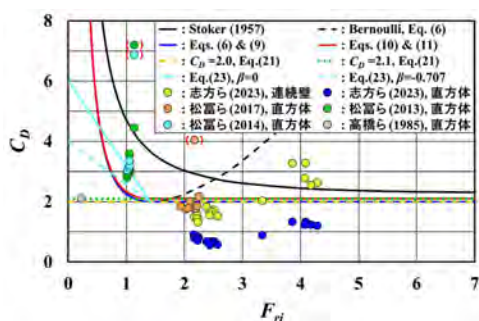


図-4 各水平波力算定係数 C_D の近似評価式と実験における最大水平波力に対する水平波力算定係数 C_D の比較例

取ったものである。実験条件や使用直方体模型の諸元などは各参考文献を参照されたい。松富らの幅 $W=30\text{cm}$ の水平水路に設置した直方体模型の諸元は基本的に高さ $H=14\text{cm}$, 幅 $B=7.0\text{cm}$, 奥行き $D=5.4\text{cm}$ である。したがって、松富らの実験値は直方体模型と水路側壁間の開度 $(=100 \times (1-B/W))^{14)}$ の影響を受けており (図-1 参照), 開度 $\cong 100\%$ の完全に孤立した直方体模型でのものではないことに注意を要する。

本節条件対象の実験値は入射フルード数 F_{ri} が 1.4 程度以上のものと考えられる。図-4 によれば、定常流実験での水平波力算定係数 C_D は 2.0 ~ 2.1 程度である。直方体と連続壁 (二次元鉛直壁) の模型に対する氾濫 (非定常) 流実験¹⁷⁾ での C_D に顕著な差や F_{ri} が増加するにつれて、ともにやや増大する傾向も認められる。さらに、 F_{ri} の値から推して適用範囲外と考えられるが、氾濫流実験での C_D は Stoker の α を用いた場合の式 (7.3) と式 (6) または (10) によるものとの間にあることも判る。

(2) 背面浸水深 h_r が 0 でない場合

本節条件対象の実験値は入射フルード数 F_{ri} が 1.4 程度以下のものと考えられる。

前章 (2) 節で氾濫流では水平波力算定係数 C_D などの F_{ri} への依存性がよく判っていないと言及した。そのような状況下であるが、 C_D などと F_{ri} の近似関係式の例示は有用と考

えられ、以下に近似関係式例を示す。

式 (12) の背面水深係数 h_r/h_i は、入射フルード数 F_{ri} が 0 の場合は $h_r/h_i=1$, 上限値 $F_{riu}=\sqrt{2} \cong 1.414$ または 1.380 の場合は $h_r/h_i=0$ である。この両端境界条件を満たす h_r/h_i の F_{ri} への依存性を、利用可能な境界条件数を考慮して、放物線または三次曲線と仮定する。これらの曲線において、 $F_{ri}=0$ で C_D が有限であるためには、 $F_{ri}=0$ で $d(h_r/h_i)/dF_{ri}=0$ である必要がある。以上の諸条件から、対象となる F_{ri} の全域 ($0 \sim F_{riu}$) で成立する h_r/h_i と C_D の近似評価式として次式群を得る。

放物線の場合 ($F_{ri} \leq F_{riu}$) :

$$\frac{h_r}{h_i} = 1 - \frac{F_{ri}^2}{F_{riu}^2} \quad (20)$$

$$C_D = \frac{4}{F_{riu}^2} \quad (21)$$

三次曲線の場合 ($F_{ri} \leq F_{riu}$) :

$$\frac{h_r}{h_i} = 1 - \left\{ (\beta F_{riu} + 3) \frac{1}{F_{riu}^2} - (\beta F_{riu} + 2) \frac{F_{ri}}{F_{riu}^3} \right\} F_{ri}^2 \quad (22)$$

$$C_D = 4 \left\{ (\beta F_{riu} + 3) \frac{1}{F_{riu}^2} - (\beta F_{riu} + 2) \frac{F_{ri}}{F_{riu}^3} \right\} \quad (23)$$

ここで、上式群の導出では式 (12) と (17) が用いられており、 β は $F_{ri}=F_{riu}$ での h_r/h_i の勾配を示す定数で、現状ではその値を物理的に特定することができていない。

式 (21) の C_D は 2.0 ($F_{riu}=1.414$) または 2.1 ($F_{riu}=1.380$) の定数となる (式 (9) と (11) 参照)。この値は定常流の場合の C_D に相当する。式 (23) の C_D は F_{ri} に対して直線変化し、 $\beta=-2/F_{riu}$ の場合には式 (21) の C_D と一致する。したがって、 $d(h_r/h_i)/dF_{ri} \leq 0$ かつ $dC_D/dF_{ri} \leq 0$ と考えられることから、 β は $0 \sim -2/F_{riu}$ の間の値となるであろう。この β の取り得る値内での C_D の最大値は 6.3 程度 ($=12/F_{riu}^2$) である。建築物などの構造物にとって最悪な状況を考えるならば β は 0, $F_{ri}=F_{riu}$ での C_D や水深係数 α の近似評価式線の連続性を考えるならば β は $-2/F_{riu}$ の採用とな

る。しかし、入射氾濫流毎で非定常性の影響などが異なることや実験値不足の現状を踏まえれば、平均の β ($=-1/F_{riu}$) か $F_{ri}=F_{riu}$ での近似評価式線の曲率 $d^2(h_r/h_i)/dF_{ri}^2(=0)$ が連続する β ($=-1.5/F_{riu}$) の採用が推奨されよう。式 (21) と (23) はともに $F_{ri} \rightarrow 0$ の場合、 $C_D \rightarrow \infty$ の傾向が回避されていることも判る。

参考までに、 h_r/h_i として四次曲線を仮定すれば次式を得る。

四次曲線の場合 ($F_{ri} \leq F_{riu}$) :

$$\frac{h_r}{h_i} = 1 - \frac{C_{D0}}{4} F_{ri}^2 - \left(\beta F_{riu} + 4 - \frac{C_{D0}}{2} F_{riu}^2 \right) \frac{F_{ri}^3}{F_{riu}^3} + \left(\beta F_{riu} + 3 - \frac{C_{D0}}{4} F_{riu}^2 \right) \frac{F_{ri}^4}{F_{riu}^4} \quad (24)$$

$$C_D = C_{D0} + 4 \left(\beta F_{riu} + 4 - \frac{C_{D0}}{2} F_{riu}^2 \right) \frac{F_{ri}}{F_{riu}} - 4 \left(\beta F_{riu} + 3 - \frac{C_{D0}}{4} F_{riu}^2 \right) \frac{F_{ri}^2}{F_{riu}^2} \quad (25)$$

ここで、 C_{D0} は $F_{ri}=0$ の場合の C_D で、現状ではその値を物理的に特定することができていない。式 (25) の C_D は F_{ri} の放物線で、同様な放物線⁹⁾ がすでに提示されている。

図 -4 中に式 (21) と $\beta=0$ ($F_{riu}=1.414$) および平均の $\beta=-0.707$ ($F_{riu}=1.414$) とした場合の式 (23) を示す。式 (21) は定常流実験での C_D との対応がよいが、氾濫流実験でのものとの対応が悪い。式 (23) は氾濫流実験での C_D との対応が Stoker の α を用いた場合の式 (7.3) や式 (6) または (10) に比べてよいことが判る。図 -5 に代表的な β の場合の式 (22) を示す。図中の赤と黒の実線は推奨曲線である。 $\beta=-2/F_{riu}$ の場合の式 (22) は既述したように式 (20) でもある。

現状では対象となる入射フルード数 F_{ri} の全域での C_D の近似評価式として、1) 未知量が少なく (β のみで、その取り得る値が $0 \sim -2/F_{riu}$ と判断できている)、2) F_{ri} が大きい場合の式 (9) や (11) と同等の単純さを有し、3) 式 (12) と整合する式形 (式 (22), (26), (27) 参照) であり、4) 現実的な C_D の近似評価値を与え得る式 (23) が実用式として推奨されよう。

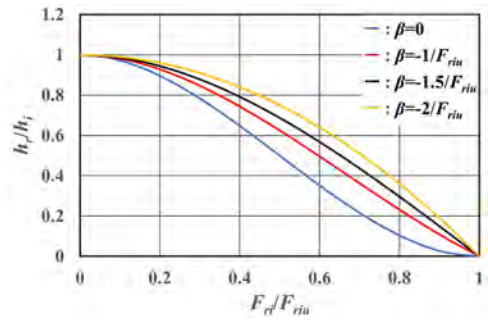


図 -5 入射フルード数 F_{ri} ($0 \sim F_{riu}$) と直方体建築物などの構造物における背面水深係数 h_r/h_i の関係例 ($F_{riu}=1.414$ の場合)

式 (23) を用いる場合の広義のエネルギー損失係数 ζ_i と形状損失係数 ζ はそれぞれ次式で、

$$\zeta_i = 2 \left\{ (\beta F_{riu} + 3) \frac{1}{F_{riu}^2} - (\beta F_{riu} + 2) \frac{F_{ri}}{F_{riu}^3} \right\} - 1 \quad (26)$$

$$\zeta = 4 \left\{ (\beta F_{riu} + 3) \frac{1}{F_{riu}^2} - (\beta F_{riu} + 2) \frac{F_{ri}}{F_{riu}^3} \right\} - 1 \quad (27)$$

ともに F_{ri} に依存し、 $F_{ri} \rightarrow 0$ の場合でも有限である。また、水深係数 $\alpha = h_r/h_i$ は次式で、

$$\alpha = 1 + \left\{ (\beta F_{riu} + 3) \frac{1}{F_{riu}^2} - (\beta F_{riu} + 2) \frac{F_{ri}}{F_{riu}^3} \right\} F_{ri}^2 \quad (28)$$

背面水深係数 h_r/h_i は式 (22) である。式 (28) と (22) はともに F_{ri} に依存し、 $F_{ri} \rightarrow 0$ の場合はともに 1、 $F_{ri} \rightarrow F_{riu}$ の場合はそれぞれ順に 2 と 0 になる。したがって、次式の関係を用いることになり、

$$\frac{h_f}{h_i} + \frac{h_r}{h_i} = 2 \quad (29)$$

α と h_r/h_i が F_{ri} に対して $\alpha = h_r/h_i = 1$ を対称軸として変化し、 $F_{ri}=F_{riu}$ で $da/dF_{ri} = -\beta$ となることが判断される。したがって、暫定的に推奨した β ($=-1/F_{riu}$ または $-1.5/F_{riu}$) の採用が、 F_{ri} が大きい場合の α が $\sqrt{2} F_{ri}$ または $\sqrt{2.1} F_{ri}$ であることから、 $F_{ri}=F_{riu}$ で dC_D/dF_{ri} とともに da/dF_{ri} をどの程度の不連続とするかも判る。式 (29) では、1) F_{ri} が一般的な場合での最

大の α は2で、2) $\alpha=2$ の場合の F_{ri} に1.414と1.380の二つ、すなわち α の曲線に二曲線が考えられていることを理解することも重要である。参考までに、最大の $\alpha=2$ はサージ(氾濫流)が二次元鉛直壁へ衝突する場合の松富¹⁸⁾の波圧や波力の評価式(参考文献中の式(2)と(5))の適用範囲上限と整合的である。

図-6に水深係数 $\alpha=h_f/h_i$ と水平波力算定係数 C_D の近似評価式(1)と(5)または式(1)と(17)の妥当性を式(4)または(19)で一括検証したものを示す。実験値は図-4で使用した松富らのものに限定している。図から、1) 定常流実験で、入射フルード数 F_{ri} が2強の場合、 α と C_D ともに式(19)の方が式(4)より実験値との適合度がよいこと、2) 氾濫流実験で、 F_{ri} が1強の場合、 α は式(4)の方が式(19)より実験値との適合度がよく、 C_D は両式の実験値との適合度がほぼ同じであることが判る。ただし、ここでの適合度は見た目による判断であり、その差はそれほど顕著ではない。本来ならば、定常流実験での C_D の場合を除くが、適合度は上述の逆が期待される。今後、開度の影響¹⁹⁾を留意した上で、幅広い条件下の実験値での一括検証が望まれる。

図-7に図-6における判断をクロスチェックするものを示す。水深係数 α と水平波力

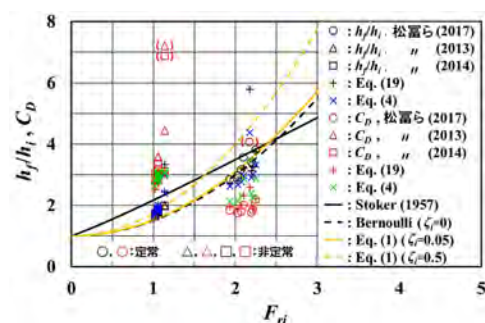


図-6 入射フルード数 F_{ri} と直方体建築物模型における水深係数 h_f/h_i および水平波力算定係数 C_D の関係例(清水実験, 模型諸元は高さ $H=14\text{cm}$ ×幅 $B=7\text{cm}$ ×奥行き $D=5.4\text{cm}$, 模型開口率 $=0\%$ ³⁾, 模型底面と水路底面の隙間 $=0.5\text{cm}$)

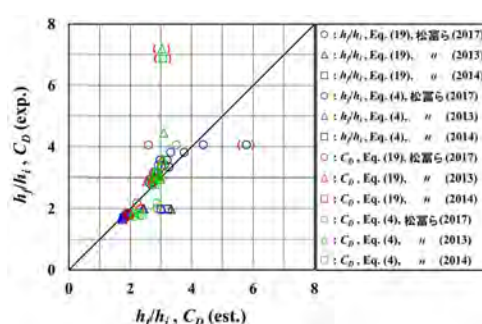


図-7 直方体建築物模型実験における水深係数 h_f/h_i と水平波力算定係数 C_D の近似評価値(est.)と実験値(exp.)の比較例(清水実験, 模型諸元は高さ $H=14\text{cm}$ ×幅 $B=7\text{cm}$ ×奥行き $D=5.4\text{cm}$, 模型開口率 $=0\%$ ³⁾, 模型底面と水路底面の隙間 $=0.5\text{cm}$)

算定係数 C_D の近似評価値(est.)を横軸, 実験値(exp.)を縦軸とした図である。図から、図-6の場合と同じことが判断される。

4. おわりに

本研究の諸議論は「圧力は静水圧で近似できる」を前提としている。本研究で得られた主な結果は次の通りである。

- (1) 現場で一般的と判断される入射フルード数 F_{ri} の場合(1.4程度以下)²⁰⁾における水深係数 $\alpha(=h_f/h_i)$ と水平波力算定係数 C_D の一括検証を行う関係式(19)を提示した。
- (2) 一般的な入射フルード数 F_{ri} の場合における水平波力算定係数 C_D と F_{ri} の単純な関係式(23)($\beta=-1/F_{ri}$ または $-1.5/F_{ri}$)を例示した。 F_{ri} が大きい場合における式(23)と同等の単純さを有するものとして式(11)を提示した。
- (3) 入射フルード数 F_{ri} が一般的で、建築物などの孤立した構造物の場合、現場での水深係数 α の多くは2程度以下であることを例示した(式(29))。この情報は津波荷重を考慮する一般建築物の設計¹⁾の実務において重要と考えられる。

(4) 広義のエネルギー損失係数 ζ_i の導入は、入射フルード数 F_{ri} が大きい場合には式 (6) で見られる $F_{ri} \rightarrow \infty$ の場合に $C_D \rightarrow \infty$, F_{ri} が小さい場合では式 (6) や (7) で見られる $F_{ri} \rightarrow 0$ 場合に $C_D \rightarrow \infty$ のような実際に照らして不自然な傾向を回避できる可能性があるなど、いろいろな課題解決に有用であることを示した。

謝辞：本研究の遂行にあたり科研費（基盤研究 (C)、24K07988、代表：松富英夫）の補助を受けた。構造計画研究所の奥野峻也氏との議論が有益であった。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) 例えば、日本建築学会：建築物荷重指針・同解説，pp.563-592，2015.
- 2) 松富英夫，三上 輝，千葉裕太：氾濫水密度と波周期の津波荷重への影響，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol.75，No.2，pp.397-402，2019.
- 3) 松富英夫，決得元基，齋藤雅大：開口部を有する鉄筋コンクリート造建物に働く津波流体力に関する基礎実験，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol.69，No.2，pp.326-330，2013.
- 4) Kihara, Naoto, Tomita, Takashi, Yoshimura, Shinobu, Kaida, Hideki, Ito, Koto, Kuriyama, Toru, Omura, Hideaki, Yamabe, Hiroyuki: Review of prediction models for tsunami-induced lateral fluid force for revision of engineering design code for nuclear power plant structures, Journal of nuclear science and technology, Vol.62, No.2, pp.125-148, 2025.
- 5) 榊山 勉：陸上遡上津波の伝播と構造物に作用する津波波圧に関する研究，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol.68，No.2，pp.771-775，2012.
- 6) 池谷 毅，秋山義信，岩前伸幸：陸上構造物に作用する津波持続波圧に関する水理学的考察，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol.69，No.2，pp.816-820，2013.
- 7) Stoker, J. J.: Water Waves, Interscience Publishers, Inc., New York, pp.326-333, 1957.
- 8) 加藤史訓，諏訪義雄，藤田光一，岸田弘之，五十嵐崇博，岡村次郎，林雄一郎：建築物等による津波のせき上げの評価方法，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol.68，No.2，pp.331-335，2012.
- 9) 池谷 毅，末長清也，福山貴子，秋山義信，鈴木紀雄，館野公一：反射特性を考慮した陸上構造物に作用する津波波力の評価法，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol.71，No.2，pp.985-990，2015.
- 10) 松富英夫：津波氾濫流による抗力の評価におけるフルード数と抗力係数，東北地域災害科学研究，第 59 巻，pp.51-56，2023.
- 11) 高橋 保，中川 一，加納茂紀：洪水氾濫流による家屋流出の危険度評価，京都大学防災研究所年報，第 28 号 B-2，pp.455-470，1985.
- 12) 松富英夫：砕波段波衝突による衝撃波力について，土木学会論文集，No.399/II-10，pp.147-155，1988.
- 13) 有川太郎：津波の事典，朝倉書店，pp.162-163，2007.
- 14) 松富英夫，飯塚秀則：津波の陸上流速とその簡易推定法，海岸工学論文集，第 45 巻，pp.361-365，1998.
- 15) 松富英夫，有川太郎，嶋津 朋，決得元基：開口部を有する RC 造建築物の前面浸水深，広義のエネルギー損失係数と移動・転倒条件，第 14 回日本地震工学シンポジウム論文集，pp.2651-2660，2014.
- 16) 松富英夫，小泉拓也，加藤広之，岩瀬浩之：胸壁越流後の津波氾濫流とその RC 造建築物への波力，日本地震工学会・大会－2017 梗概集，P-14，2017.
- 17) 志方建仁，新井田靖郎，木原直人，加藤勝秀：シルト・粘土を含む津波による波力に関する水理模型実験，土木学会論文集，Vol.79，No.17，23-17112，2023.

- 18) 松富英夫：砕波段波衝突時の圧力分布と全波力，海岸工学論文集，第 38 巻，pp.626-630，1991.
- 19) 松富英夫，大向達也，今井健太郎：津波氾濫流の構造物への流体力，水工学論文集，第 48 巻，pp.559-564，2004.
- 20) Matsutomi, H. and K. Okamoto: Inundation flow velocity of tsunami on land, Island Arc, Vol.19, Issue-3, pp.443-457, 2010.