

模型実験による流体力係数の決定の手引き

令和5年 2 月

国立研究開発法人水産研究・教育機構
水産技術研究所

目次

1. 本手引きについて	1
2. はじめに	2
3. 模型実験の考え方と流体力係数の決定方法	2
1) 模型実験の考え方と相似則	2
2) C_{DS} を求める場合	3
3) C_{Fmax} を求める場合	5
4. 閉塞効果と流体力係数の補正方法	7
5. 壁効果とその影響を考慮した流体力測定法	8
1) 境界層の影響とその排除方法	8
スポンジ底と分力計 2 台を用いる方法	9
模型を底面から離して流体力測定を行う方法	10
2) 側壁による閉塞効果	11
6. 揚力について	12
引用文献	13

1. 本手引きについて

沈設魚礁や増殖礁等の魚礁施設の設計では、従来、波または波・流れによる流体力の算定にモリソン式が用いられてきました。モリソン式は小型または小径部材から成る海中構造物に作用する波動流や流れによる流体力を算定するための国際的な標準公式となっています。しかし、モリソン式により設計に必要な最大流体力を適切に求めるためには、定数でない二つの流体力係数（抗力係数と慣性力係数）と複雑な流速の時間波形を適切に定め、さらに流速の時間波形から算定される流体力の時間変化から最大の流体力を求めなければならず、実設計では想定される条件や係数を簡略化してモリソン式を適用してきました。また、沈設魚礁が設置されるのは多くの場合、波と流れが共存する場ですが、モリソン式の波と流れが交差する場での適用性には問題があることも知られていました。このようなことから、水産庁水産基盤整備調査委託事業（平成 25 年度～令和 2 年度）において実施しました漁場施設の設計高度化の検討では、沈設魚礁の流体力算定法の全面的な見直しを行いました。その結果、複雑な波・流れの条件下でもモリソン式よりも簡便かつ精度よく流体力を算定できる実用公式を開発しました。

新しい流体力算定式を用いるためには、定常流中での抗力係数と、新しい流体力係数である最大力係数が必要となります。これらの流体力係数は構造物固有のもので、円柱のようにその流体力特性がよく研究された部材からなる構造物であれば、既往知見から決めることは比較的容易かもしれません。しかし、沈設魚礁や増殖礁は、魚類などの生物の蟠集・生息を目的として意図的に複雑な構造としたもので、円柱以外の様々な形状部材から構成された複雑かつ多種多様な構造物です。それらの流体力係数の信頼できる値を理論や公式または数値計算により得ることは、今日でも多くの場合困難であるため、模型実験によらざるを得ません。

模型実験を適切に実施するためには、理論や留意事項、問題がある場合の修正方法などを把握しておく必要があります。例えば、新流体力算定式に用いる上述の二つの流体力係数のうちの抗力係数は、従来、沈設魚礁の設計に用いられてきた抗力係数と基本的に同じもので、多くの魚礁で従来の値をそのまま用いることができるはずですが、その実験方法については、これまで指針となるものがなく、望ましくない方法により決定されたため、過大な値が設計に用いられている例もみられています。

本手引きには、新しい流体力算定式に必要な流体力係数を模型実験により決定するための知見をとりまとめました。沈設魚礁等の底設漁場施設の設計の際にご活用頂ければ幸いです。

2. はじめに

流体力係数は、流体力の算定に用いる構造物の形状に固有の係数である。新しい流体力算定式（川俣ら 2020; Kawamata and Kobayashi 2022）では、次式で定義される定常流中での抗力係数 C_{Ds} と波動流中での最大力係数 C_{Fmax} が主要な流体力係数となる。

$$C_{Ds} = \frac{2F_D}{\rho U_c^2 A} \quad (1)$$

$$C_{Fmax} = \frac{2F_{max}}{\rho U_a^2 A} \quad (2)$$

ここに、 F_D ：定常流中の物体に作用する抗力、 ρ ：水の密度、 U_c ：定常流の速度、
 A ：物体の基準面積、 F_{max} ：波動流中の物体に作用する最大流体力、
 U_a ：流速波形のゼロアップクロス点前後の極小値と極大値の差の半分

上記の流体力 F_D と F_{max} はそれぞれ流れの方向と波の伝搬方向の水平力であるが、流速成分が水平方向のみとみなせる海底付近であっても、底設構造物には流体力の鉛直成分である揚力が作用し、構造物の安定性に無視できない影響を与える場合がある。沈設魚礁や増殖礁等の漁場施設は、形状が複雑であることが多く、数値計算により信頼性のある流体力係数を求めるのは今日でも難しく、施設の縮尺模型を用いた模型実験が基本となる。模型実験は、数値計算のように高度な専門的知識を要しないため、その実施は比較的容易であるが、適切な値を得るためには留意すべき事項がいくつかある。ここでは、模型実験により流体力係数を適切に決定するための方法と留意事項を示すとともに、最後に揚力について述べる。

3. 模型実験の考え方と流体力係数の決定方法

1) 模型実験の考え方と相似則

模型実験は幾何学的な相似を確保するとともに物理現象に関係する物理量（力）も相似にする必要がある。ここで、物理量を相似にするとは、例えば重力と摩擦力が支配する現象であれば、模型の重力／原型の重力＝模型の摩擦力／原型の摩擦力、すなわち重力と摩擦力の比を原型と模型で等しくすることを意味する。しかし、相似とは、厳密な意味での相似ではなく、検討対象とする範囲内の現象に関係する相似を意味する。例えば、ある高さの魚礁の設計が異なる水深の場で検討される場合、設計の度に礁高、水深、及び波長を幾何学的に相似した模型実験を行う必要はなく、通常は次のような簡略化により模型実験を行う。沈設魚礁や増殖礁の多くは、波長に対して小さく、近似的には空間的に一様な振動流の中に設置されているとみなせる。このような場合は、幾何学的相似性を評価するための汎用的指標として、水粒子軌道振幅と構造物の基準幅との比、すなわち次式で定義されるクーリガン・カーペンター数（KC 数）が用いられる。

$$K = \frac{U_m T}{D} \quad (3)$$

ここに、 K ：KC 数（従来の一般的定義）、 U_m ：最大水粒子速度、 T ：周期、
 D ：構造物の基準幅（通常は、流体力を受ける構造部材の流れ方向の長さ）

一般に、海中構造物に作用する波・流れによる力を支配する物理量には次の 3 つがある。

$$\text{慣性力 } F_i = \text{質量} \times \text{加速度} = (\rho l^3) \times (u/t) = (\rho l^3) \times (u^2/l) = \rho u^2 l^2$$

$$\text{粘性力 } F_v = \text{粘性率} \times \text{速度勾配} \times \text{面積} = \mu \times (u/l) \times l^2 = \mu u l$$

$$\text{重力 } F_g = \text{質量} \times \text{重力加速度} = \rho g l^3$$

ここに、 l ：長さの代表値、 u ：速度の代表値、 t ：時間の代表値、 μ ：水の粘性率、
 g ：重力加速度

これらの物理量の中で、粘性力は物体の表面近傍の領域や主流速度の遅い場合に重要になるが、大型の構造物に作用する異常に大きい波や流れの力を想定する設計条件では慣性力に比較して小

さく無視できる。ところで、模型縮尺は、実物と実験水槽の大きさから決められるが、模型をあまり小さくしてしまうと、粘性力が相対的に大きくなり、その影響が無視できなくなる。粘性力の影響は一般に次式で定義されるレイノルズ数で評価される。

$$Re = \frac{F_i}{F_v} = \frac{\rho ul}{\mu} = \frac{ul}{\nu} \quad (4)$$

ここに、 Re ：レイノルズ数、 $\nu = \mu/\rho$ ：動粘性係数。

したがって、模型実験は、現地の設計条件と同じように、粘性力を無視できるよう、できるだけ高いレイノルズ数の条件下で行う必要がある。

また、重力は、慣性力とともに波動運動を支配する物理量である。このため、造波を行う模型実験では、慣性力と重力の比 F_i/F_g 、すなわち次式で定義されるフルード数 F_r が原型と模型で等しくなるよう、模型条件を設定する。

$$F_r = \sqrt{\frac{F_i}{F_g}} = \frac{u}{\sqrt{gl}} \quad (5)$$

g は模型でも原型でも同じであるので、設定条件は結局

$$\frac{(u)_m}{(u)_p} = \sqrt{\frac{(l)_m}{(l)_p}} \quad (6)$$

となる。ここに、 $()_m$ と $()_p$ は括弧内が模型と原型の値であることを示す。 $(l)_m/(l)_p$ は模型の縮尺率である。速度 $u = l/t$ を式(6)に代入すれば次式が得られる。

$$\frac{(t)_m}{(t)_p} = \sqrt{\frac{(l)_m}{(l)_p}} \quad (7)$$

式(6)と式(7)より、例えば縮尺 1/25 の模型では流速や時間（波の周期など）は原型の 1/5 にしなければならない。

造波水槽実験では、フルード相似則（式(7)）により造波条件を設定するが、先に記述したように構造物の大きさが小さければ、底面付近の波動流を均一な振動流とみなして相似性を KC 数により評価できる。しかし、波動流は厳密には空間的に一様ではなく、特に流速の鉛直方向の増加には注意しなければならない。この問題を考慮した適切な実験条件については、底面付近には、波動流速がほぼ一定とみなせる層（底面から概ね $< 0.2h$ 、ここに h ：水深）があり、また沈設魚礁や増殖礁の多くは、設置水深に対する高さが低いことと、礁高の高い魚礁であっても高さ $< 0.3h$ であれば、図心の高さでの流速を代表流速として十分な精度で流体力を求められる（川俣ら 2020）ことから、実用上、高さ・水深比 < 0.3 が、上述の均一な振動流を仮定できる目安となる。

2) C_{DS} を求める場合

C_{DS} は一様な定常流の中で測定される抗力を求めるための係数であり、流体に空気を用いる風洞または回流水槽を用いた模型の抗力測定により決定される。また、定常流中の物体周りの流れの相似性は主に Re に関係するため、 C_{DS} は Re の関数で表される。

図 1 は定常流中に置かれた円柱の Re と C_{DS} との関係を示す。 C_{DS} は、 $Re < 10^3$ では Re の増加に伴い低下するが、 $10^3 < Re < 2 \times 10^5$ になると、ほぼ一定値 1~1.2 となる。これは、抗力係数が流体力を流速の 2 乗を基準にして定義されるのに対して、粘性力が支配的になる低 Re 域では、流体力は流速にほぼ比例するが、 Re が増加し、慣性力が支配的になると、流体力が流速の 2 乗に比例するようになるためである。しかし、 Re がある限界値を超えると C_{DS} が激減することがある。そのレイノルズ数を臨界レイノルズ数 Re_c といい、滑面円柱の場合は $Re_c = 3.8 \times 10^5$ である。 Re_c 付近の領域を臨界域といい、 $Re < Re_c$ の領域を亜臨界域という。

臨界域での C_{DS} の激減は、以下の後流幅の激減による。後流とは、物体上流面に沿って流れる境界層が物体の表面から剥離して物体背後に形成される渦の領域である（図 1）。後流内の物体背面の圧力は低下し、抗力の主因をなす。後流の大きさは、境界層の剥離点の位置によって決まる。境界層の剥離は、境界層内での流速がゼロまで低下すると生じるため、乱流強度が強まり、

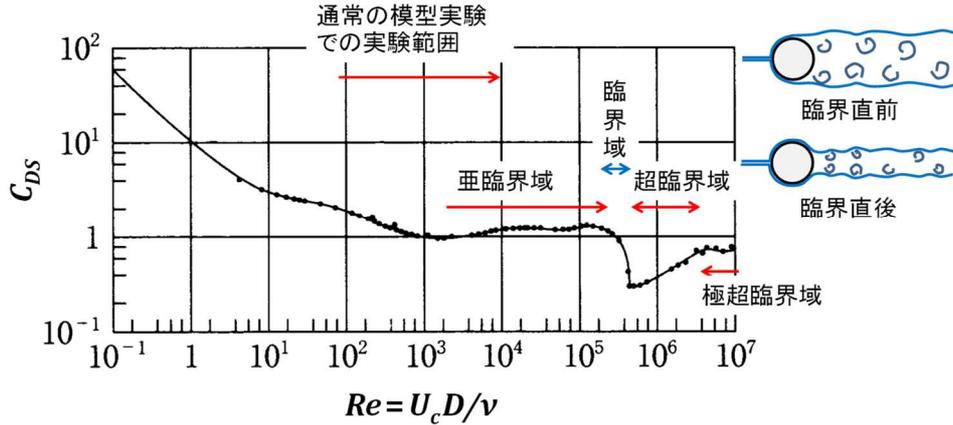


図1 定常流中の円柱の抗力係数 C_{DS} (Schlichting 1968) と臨界直前・直後の流れのパターン. U_c : 定常流の速度、 D : 円柱の直径

境界層内への運動量輸送が増加すると、剥離は生じ難くなり、剥離点が後方へ移動し、後流幅が縮小する。特に、円柱のように表面の向きが緩やかに変化する物体では、境界層が層流から乱流に遷移すると、剥離点が後方へ大きく移動して後流幅の激減により C_{DS} の激減が生じ易い。これに対して、鋭い角を有する形状部材では、剥離点位置が変化し難く、 Re に伴う C_{DS} の変化は小さくなる傾向がある (図 2)。ただし、図 3 に示す大型角型魚礁を用いた C_{DS} の実験のように、構成部材が鋭角の角をもつにもかかわらず、 $Re = 1.5 \times 10^5$ 前後で C_{DS} の激減が計測された例もあり、高 Re 領域での C_{DS} については十分にはわかっていない。

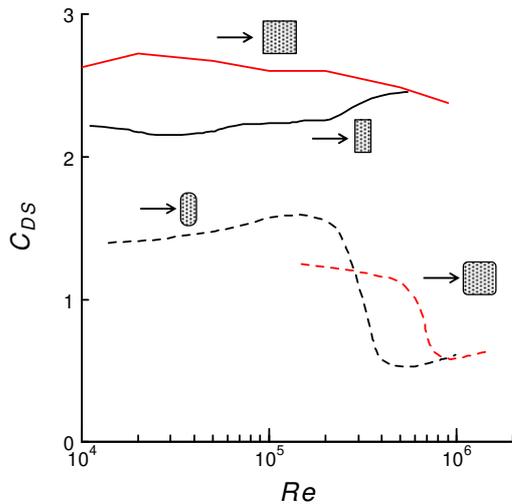


図 2 鋭い角と丸い角の断面形状部材の定常流中のレイノルズ数 Re と抗力係数 C_{DS} との関係 (Delany and Sorensen 1953). 矢印は流れの向きを表す。

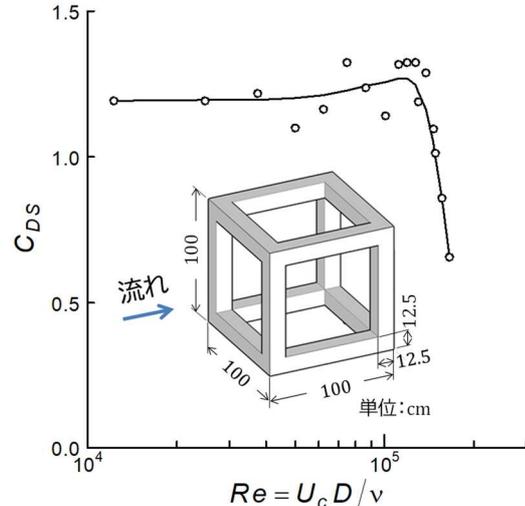


図 3 曳航実験による大型角型魚礁のレイノルズ数 Re と抗力係数 C_{DS} との関係 (高木ら 1991). U_c : 曳航速度、 $D = 12.5$ cm

以上のように、 C_{DS} は、低 Re 領域では Re の増加に伴い減少してある Re 領域で一定値を示すが、さらに Re が増大すると、急減することがある。設計条件での Re は、模型の値より 2 桁ほど大きくなるので、そのような C_{DS} の急減は起こり得る。石油・天然ガス産業の沖合海洋プラットフォームの設計 (石油・天然ガス産業—固定式鋼製沖合構造物の国際規格 ISO 19902) では、 C_{DS} 値が Re によらず一定となる極超臨界域 (図 1) になるとして $C_{DS} = 0.66$ (表面が滑らかな円柱の場合) が採用されている。これは、沖合海洋プラットフォームの主要構成部材が円柱であり、その C_{DS} はレイノルズ数が極めて高い領域までよく研究され、設計条件が巨大な円柱と海表面近くの異常に大きな流速から極超臨界域になる場合があることと、中型径の円柱では Re が超臨界域

入って、 C_{DS} がより小さくなることはあっても大きくならないため、極超臨界域の C_{DS} 値が安全側の設計値になることによる。

しかし、通常の模型実験では、そのような高 Re 状態を再現することは難しく、 Re の増加に伴い C_{DS} が一定値になるまでしか調べられない。しかしながら、 Re がより大きくなっても、 C_{DS} の増加は考えられないので、その一定値の C_{DS} を安全側の設計値として用いることができる。沈設魚礁の場合は、設置位置が沿岸域の海底面付近で、設計流速が比較的小さく、また部材幅も比較的小さいため、 Re が大型沖合構造物の場合ほど大きくならない。したがって、もし C_{DS} が急変しても変化が複雑な Re 領域で、 C_{DS} 値を決めるのが難しくなることが予想されることから、上述した一定値の C_{DS} の採用は、この困難な問題を回避するための現実的選択でもある。

3) C_{Fmax} を求める場合

沈設魚礁や増殖礁の C_{Fmax} は、主に造波水槽を用いた模型実験により決定する。原理的には、振動流水槽を用いても実験は可能であるが、以下のような問題がある。振動流水槽では、装置の特性上、短周期の振動流の発生が難しい。このため、 KC 数による相似性を保つため、 T のかわりに、 U_m を小さくしなければならぬが、 U_m を小さくすると、レイノルズ数 $U_m D/\nu$ がさらに小さくなり、流体力係数を過大評価する可能性が高くなる。このことから、 C_{Fmax} の決定には造波水槽を用いた実験の方が望ましいと考えられる。

振動流中の場合、項目 1) で述べた慣性力は、水粒子の速度の 2 乗に比例する力だけでなく、加速度に比例する力も加わる。加速度に比例する力は、物体により排除される水の質量と物体にまわりつく水の質量^{注 1} の合計に対する慣性力である。実際に、波動流中の物体に作用する流体力は、次のモリソン式 (Morison et al. 1950) により近似される。

$$F(t) = \frac{1}{2} \rho C_D A u |u| + \rho C_M V \frac{\partial u}{\partial t} \quad (8)$$

ここに、 C_D : 波動流中での抗力係数、 C_M : 慣性力係数、 V : 物体の基準体積、 $\partial u / \partial t$: 水粒子の加速度。

モリソン式(8)では、第二項の加速度に比例する力を一般に「慣性力」と呼ぶが、以下では項目 1) で述べた慣性力と区別するため、「質量力」と呼ぶことにする。また、モリソン式に含まれる二つの流体力係数 C_D と C_M は、モリソン式が粘性力を無視して、流体力を慣性力で表示するため、慣性力と粘性力の比であるレイノルズ数の関数になる。

モリソン式は流体力の時間変化を表す式であるが、それに基づき最大流体力 F_{max} を表示すると、次のようになる。

$$F_{max} \propto \text{抗力 } F_D + \text{質量力 } F_a$$

$$F_D = \rho A U_a^2$$

$$F_a = \rho V \times U_a / T$$

上記 F_{max} 式の両辺を $\rho U_a^2 A / 2$ で割ると、次式が得られる。

$$C_{Fmax} \equiv \frac{F_{max}}{\rho U_a^2 A / 2} \propto 1 + \frac{\alpha}{K_C} \quad (9)$$

ここに、 α : 流速波形と C_M / C_D に依存する係数、 K_C : 次式で定義される KC 数。

$$K_C = \frac{F_D}{F_a} = \frac{\rho U_a^2 A}{\rho V U_a / T} = \frac{U_a T}{V/A} = \frac{U_a T}{D} \quad (10)$$

ここに、 $D = V/A$

^{注 1} 速度がゼロであっても、加速度 a で運動する水の中で、静止する体積 V の物体には、慣性力 = (物体が排除する水の質量 ρV + 物体にまわりつく水の質量 m_{add}) $\times (-a)$ が作用する。 m_{add} は一般に、見かけ上の質量が物体による排除質量より増加するため、付加質量と呼ばれるが、ここではイメージしやすいように「物体にまわりつく水の質量」と呼ぶ。しかし、物体の周辺には「死水域」と呼ばれるような水が静止した領域はなく、実際には速度が空間的に不均一に低下する。

すなわち、KC 数は、水粒子軌道振幅と部材幅の比であるとともに、抗力と質量力との比でもある。また、 C_D と C_M は上述したように、ともに KC 数の関数であるので、式(9)より、 C_{Fmax} も KC 数の関数となり、さらに C_{Fmax} は KC 数の増加に伴い漸減してある値に近づくことが予測される。

式(10)では加速度の大きさが U_a/T で近似できる正弦波の流速波形を仮定しているが、設計で想定する高波浪時には、波動流速が図 4 のような非対称性の強い波形を示すこともあり、その近似は必ずしも最良ではない。非対称波形にも適用可能な KC 数の定義として、式(10)に代わって次式が用いられる。

$$K_C = \frac{2U_a T_{pp}}{D} \tag{11}$$

式(11)は、波動流中での最大流体力が流速波形のゼロアップクロス点の直前の極小値と直後の極大値の間で発生する（図 4）ことから、その間の時間 T_{pp} と振幅 U_a を用いて加速度を近似する方

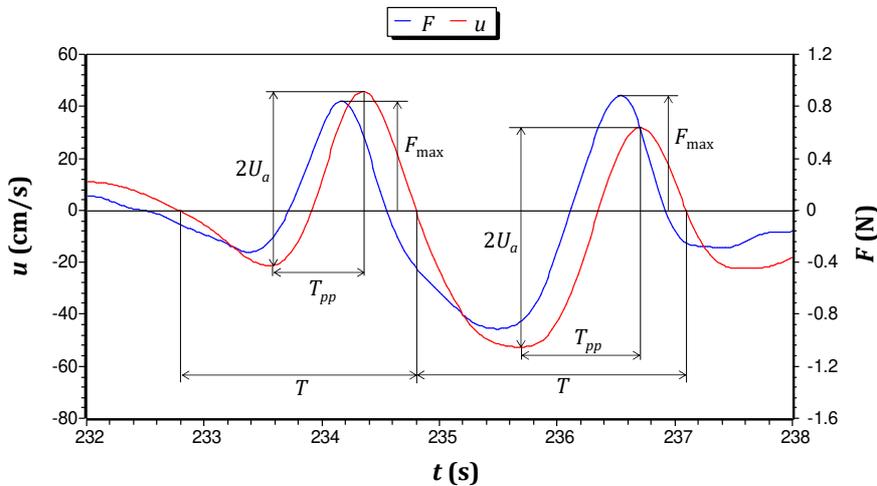


図 4 不規則波中の魚礁模型に作用する流体力の実験例：水平波動流速と作用流体力の時系列。T：流速波形のゼロダウンクロス波周期、 T_{pp} ：流速波形のピーク・ピーク周期

が適切であるという考えに基づく。また、式(11)の右辺に 2 を掛けているのは、従来の定義との整合性を図るためである。D の定義については、形状が複雑・多様な魚礁では V や A の統一的な定義が難しいため、定まったものはないが、 K_C と C_{Fmax} との関係が円柱、角柱、平板、L 型アングルなどの基本部材における K_C と C_{Fmax} との関係に近くなるよう、 V/A や主要構成部材の幅などで定めるとよい。

図 5 は底面に設置された角型魚礁模型の波動流中での K_C 数と C_{Fmax} との関係を示す。実験値には非対称性の強い流速波形のデータが含まれるが、 C_{Fmax} はほぼ K_C 数の単調減少関数で近似されている。

模型実験により K_C 数と C_{Fmax} との関係を決める際には、実際の設計での K_C 数の値を網羅する範囲で実験を行う必要がある。

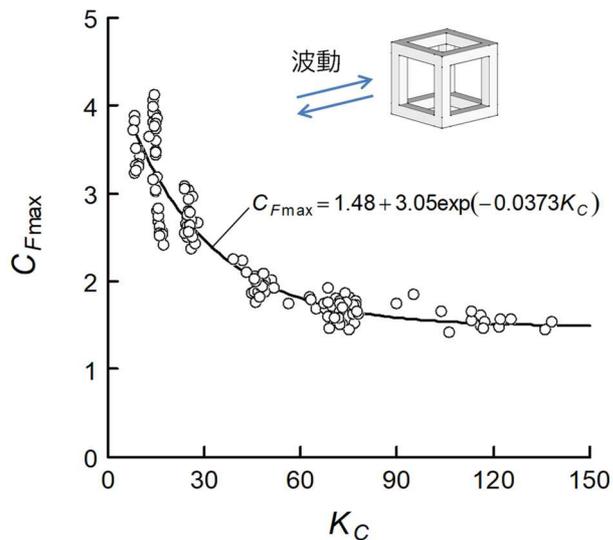


図 5 角型魚礁模型の K_C 数と C_{Fmax} との関係。模型サイズ：8×8×8 cm、角柱断面：1.2×1.2 cm。D = 1.2 cm。

4. 閉塞効果と流体力係数の補正方法

有限な流路断面をもつ風洞や閉水路における模型の流体力は、流れ方向の模型の投影面積 A と流路断面積 S との比 A/S (閉塞率という) の影響を受ける。実海域では、閉塞率をゼロとみなせるが、風洞や実験水路では閉塞率は必ずしも無視できるほど小さくできない。閉塞率が大きくなると、流路の有効断面積が減少して模型周辺の流速が増加し、流体力が大きめに評価される (図6)。その有効断面積の減少は、模型の固体としての閉塞だけでなく、その背後に形成される後流による閉塞によっても生じ、後流外縁の主流速は物体前面の近寄り速度 U_c よりも速くなる。以上のような閉塞の影響を考慮した三次元物体の抗力係数の補正式として次の Maskell(1963)の式がある。

$$f_c^2 = \frac{C_{DS}}{C_{DS*}} = \left(\frac{U_{c*}}{U_c}\right)^2 = 1 + \varepsilon C_{DS} \frac{A}{S} \quad (12)$$

ここに、 C_{DS} : U_c を基準にした抗力係数の実験値、 C_{DS*} : $A/S=0$ における C_{DS} の補正值、 ε : ブロック係数。 ε は実験係数で、正確には背圧パラメータより求める方法 (Maskell 1963) や、模型の縮尺率または流路断面積を変えて閉塞率と C_{DS} との関係から C_{DS*} を推定する方法 (加藤ら 1989) により求めなければならないが、実用的な近似値として理論値 (二次元流れでは $\varepsilon = 1$; 三次元流れでは $\varepsilon = 2.5$) を用いることができる (Maskell 1963)。

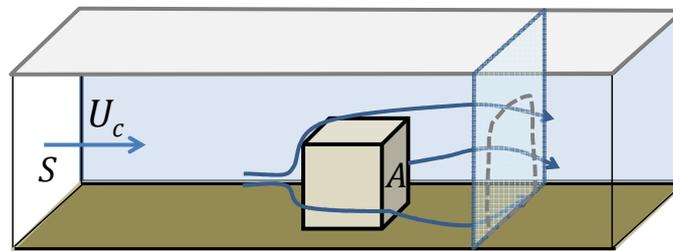


図6 流路内に設置された三次元物体周辺の流れ

Maskell の式は、元々は抗力係数の補正式であるが、 C_{DS} と U_c をそれぞれ C_{Fmax} と U_a に置き換えれば C_{Fmax} の補正式としても代用できる。式(12)により流体力係数及びレイノルズ数または KC 数を補正する手順は以下となる。

- ① 模型の影響のない断面での流速に基づく流体力係数 C_{DS} または C_{Fmax} を式(1)または式(2)より求める。
- ② 得られた流体力係数と ε の理論値 (2次元実験では $\varepsilon = 1$; 3次元実験では $\varepsilon = 2.5$) を用いて式(12)より f_c^2 を求める。
- ③ U_c (または U_a) の補正值を $U_{c*} = f_c U_c$ (または $U_{a*} = f_c U_a$) として求める。
- ④ U_{c*} (または U_{a*}) より、 C_{DS} とレイノルズ数 (または C_{Fmax} と KC 数) の補正值を求める。

適用例 図7は閉水路型試験区 (長さ 3 m × 断面積 40 × 40 cm) を有する振動流水槽内に固定した高さ 10 cm の 2次元平板の振動流中での C_{Fmax} の実験例である。式(12) (二次元流なので、 $\varepsilon=1$) による補正值を、 U_a を補正せずにそのまま用いた場合と、閉塞効果を平板の投影面積だけとした場合と比較している。図中の実線は、 D/h が非常に小さい条件下で行った造波水槽での 2次元実験の結果の近似曲線で、閉塞率ゼロの値とみなすことができる。この実験では閉塞率が 25% と高かったため、補正しない流速振幅を用いると、 C_{Fmax} の大幅な過大評価になる。(1- D/h) 倍した U_a を用いれば、過大評価の程度はかなり小さくできるが、KC 数の低い領域でまだ解消できていない。これに対して、式(12)を用いると、過大評価はほぼ解消し、KC 数の全領域にわたり良好な値が得られていることがわかる。

従来、風洞実験による試験規定 (例えば、日本建築総合試験所 1988) では、閉塞効果は無視できる目安として閉塞率 5% 以内が示されている。しかし、閉塞率が 5% 以下でも流体力係数が有意に増加することがあり、補正が推奨される。また、自由水面を有する造波水槽や開水路での実験でも、閉塞による動圧の増加は生じるが、水面変動として緩和される。このため、Maskell の式は適用できないが、閉塞効果は閉水路ほど大きくならず、問題も小さくなると考えられる。

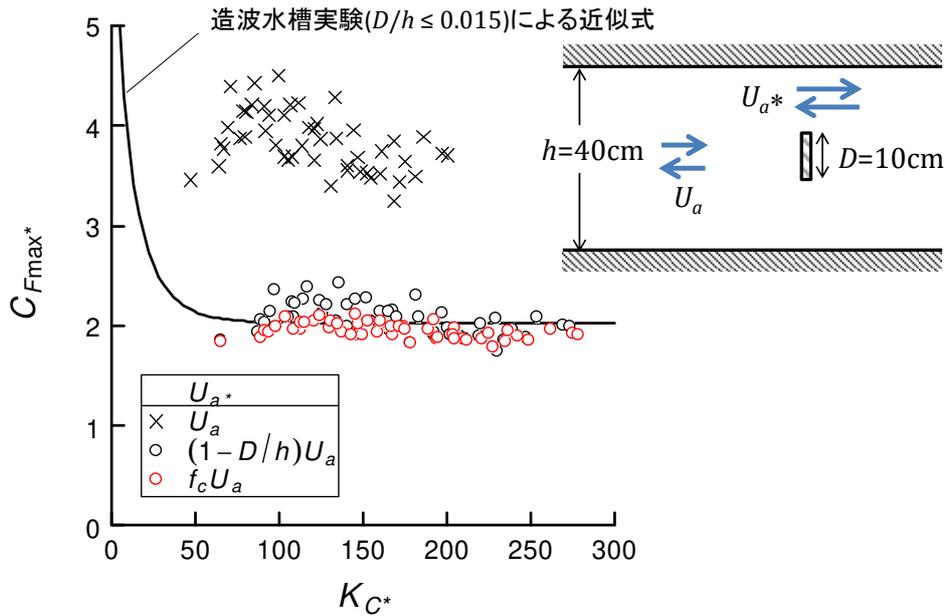


図7 閉塞率が高い場合 ($D/h=0.25$) の振動流中での迎え角 90° の二次元平板の C_{Fmax} の実験例. C_{Fmax} と K_C の計算に用いる流速振幅を3通りに変えて比較した. f_c は式(12)より $\varepsilon=1$ 、 $C_{DS}=C_{Fmax}$ として求めた補正率. *は補正値を表す。

5. 壁効果とその影響を考慮した流体力測定法

沈設魚礁及び増殖礁のような海底設置型の構造物では、構造物周りの流れは底面に拘束されて、流体力も変化する。そのため、それらの模型実験では、模型を底面に設置した状態で測定を行う必要がある。その方法として、力変換器（分力計またはロードセル）を取り付けた疑似底面に模型を取り付けて測定した流体力から模型を取り除いて同じ条件で測定した流体力を差し引いて模型に作用する流体力が求められることが一般に行われている。

1) 境界層の影響とその排除方法

底設構造物模型の流体力測定で留意すべき点として、境界層の影響がある。底面近傍には粘性の作用により主流よりも流れの速度の遅い境界層が存在する。レイノルズ数の高い領域では、粘性の効果は小さく、境界層の影響は相対的に小さくなるが、模型実験では、先に述べたようにレイノルズ数が原型より小さくなるため、境界層の影響が相対的に大きくなる。特に定常流の場合は、境界層が流路の上流端から壁面に沿って下流側に向かって時間とともに発達するため、注意を要する。その対応策として、図8に示すように、境界層が発達する前の一様な流速分布になるよう、底面から少し離れた流路内に、力変換器に取り付けた平板上に模型を固定する方法がある。

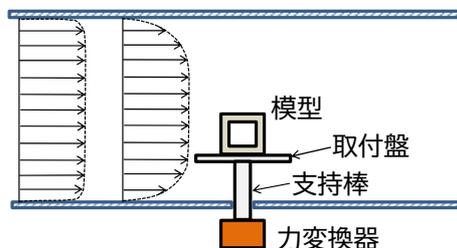


図8 定常流中での流体力測定方法の例（風洞実験の場合）

波動流では、定常流と異なり、境界層は流速がゼロになる瞬間から発達しても短い周期で流速が再びゼロになるため、発達せずに薄いままとなる。ただし、水路底面に力変換器を埋め込むのは難しいため、図9のように底面の一部を嵩上げた疑似底面を設けて、その下に力変換器を埋め込む方法がとられることが多い。この場合は、取付盤とその周辺の疑似底面との間には模型に

流体力が作用しても取付盤が疑似底面に当たらないように隙間を設ける必要があるが、その隙間が大きくなり過ぎると、取付盤の下の空間に発生する流れの影響が大きくなるため、必要最小限にとどめる必要がある。また、取付盤下の空間には砂などを充填して流れの発生をできるだけ小さくする必要もある。

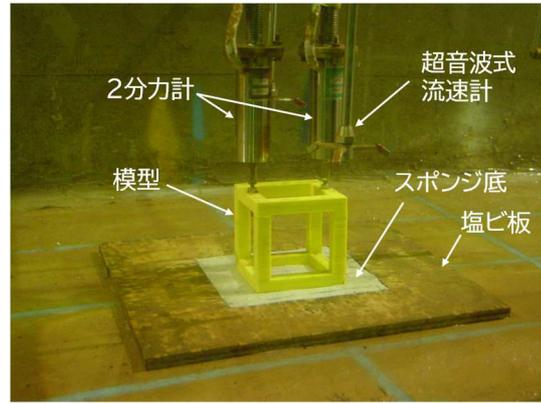


図10 スポンジ底と分力計2台を用いる方法。
スポンジ底：厚さ 10 mm×100×100 mm

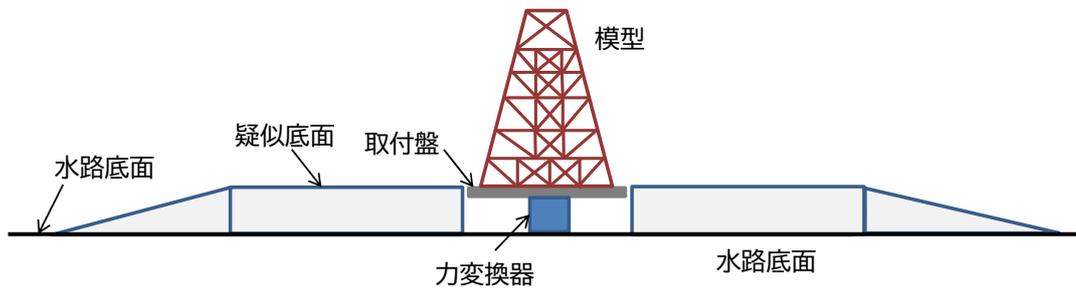


図9 造波水槽での流体力測定方法の例

疑似底面を設ける方法では、以下に注意して適切な測定装置を構築する必要がある。

- ① 流体力が作用しても取付盤が傾いたり変形したりしないよう、曲げ強度の高い取付盤を用いる必要があるが、強度を高めるために取付盤の重量が大きくなると、力変換器の容量を超える可能性があることにも留意する。
- ② 作用流体力が小さい場合は、定格容量の小さい力変換器を用いる必要があるが、容量の小さい力変換器では許容モーメントが小さくなるだけでなく、流体力が模型に作用したときに変形して取付盤が傾く角度が大きくなることにも留意する。

以上のように、力変換器を水路底面に埋め込む方法により適切な測定を行うのは簡単ではないため、より簡便な代替法を検討することも有益である。その方法として、以下の2つの方法が挙げられる。

スポンジ底と分力計2台を用いる方法

この方法では、水路底面に、柔らかいスポンジ底を設けてその上面に模型が接するように、2台の力変換器で模型の上方から固定する（図10）。スポンジはできるだけ柔らかいものを用い、水平方向に力を掛けて生じる変位に対して摩擦力が小さくなるようにする。ただし、この方法でも摩擦力が完全になくなることはないため、以下により計測力を補正する。

- ① 既知の水平荷重 $F_{x,cal}$ を模型の図心に掛けて分力計からの出力値（二台の分力計からの出力の和） $F_{x,meas}$ を得る。
- ② 水平荷重に対するスポンジの抵抗力 R は、水平荷重 F_x に比例してスポンジが微小変位することによって考えられる。したがって、 $R = \gamma F_x$ （ここに、 γ ：比例定数）とおけば $\gamma = 1 - F_{x,meas}/F_{x,cal}$ となるので、補正計測力は $F_{x,meas}/(1-\gamma)$ として得られる。

この方法は、分力計を底面に設置する必要がなく、また分力計に作用するモーメントを小さくできるため、定格容量の比較的小さい分力計でも模型の強固な固定が可能であり、作業性と精度の面で優れているが、スポンジに含まれる気泡を水中で完全に抜くことに特段の注意が必要で

ある。スポンジに気泡が含まれていると、波動に伴う圧力変化によりスポンジが伸縮して鉛直力が有意に変化する。

模型を底面から離して流体力測定を行う方法

流体力測定を、模型を底面から離して行うことができれば、模型実験はかなり容易になるが、先に述べたように流体力係数が底面に接している場合と変わるので、以下に留意して問題がないことを確認した上で適用する。

図 11 は、一様流中での壁面近傍での物体の抗力係数が壁面との間隙によってどのように変化するかを示す、2次元角柱を用いて調べた風洞実験の例である。2次元角柱の抗力係数は、間隙比 s/D が 0 からある値（この場合は 1 付近）まではその増加に伴い増加している。ここで、 s/D が小さいときに抗力係数が小さくなっているのは、背圧係数が示すように、角柱の下面から背後に回り込む流れがないため、背圧の低下量が小さくなるためである。このような壁面近傍での抗力係数の減少は、抗力係数算定に用いる流速値に境界層の影響を考慮した値を用いても生じることが、2次元円柱の場合（檜和田ら 1986）でも確認されている。したがって、2次元部材の抗力係数については、底面から離れた模型から得られる実験値は底面に接した状態よりも大きくなるので、安全側の設計値として用いることができると考えられるが、鉛直方向の揚力については、以下に述べるように逆に過小評価になる。

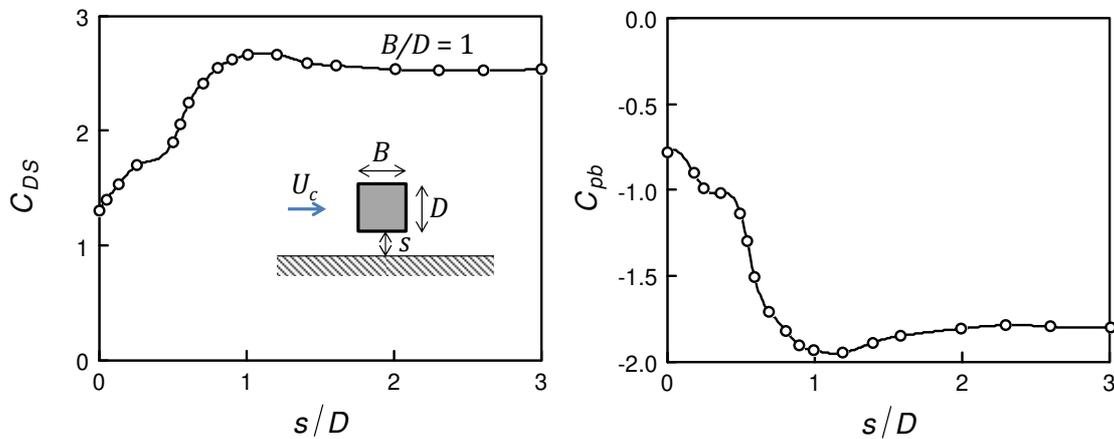


図 11 壁面近傍の2次元角柱（アスペクト比 $B/D=1$ ）の抗力係数 C_{DS} と背圧係数 C_{pb} の測定例（谷口ら 1983）。閉塞率 10% の風洞実験結果。 C_{DS} は近寄り速度 U_c に基づく値（閉塞率による補正はしていない）。 $C_{pb} = (\bar{P}_b - P_0)/(0.5\rho U_c^2)$ （ここに、 \bar{P}_b ：角柱背面上での平均圧力、 P_0 ：主流の静圧）、 $Re = U_c D/\nu = 5.2 \times 10^4$ 、境界層厚：14 mm、排除厚さ：2.5 mm。

図 12 は、図 11 と同じ実験条件で得られた2次元角柱の揚力係数を示す。揚力係数は、角柱が底面についている状態 ($s/D = 0$) で最大となるが、離底すると、最初は減少して負の値（つまり下向きの揚力）を示すようになる。 $s/D = 0$ のときに揚力係数が最大になることは2次元円柱でも示されている（檜和田ら 1986）。したがって、揚力が問題になる可能性が高い底面付近に遮蔽面の多い構造物では、当方法により流体力測定を行うと、揚力の問題を見逃す可能性があるため、底面に模型をつけた状態での流体力測定により揚力についても検討する必要があるといえる。

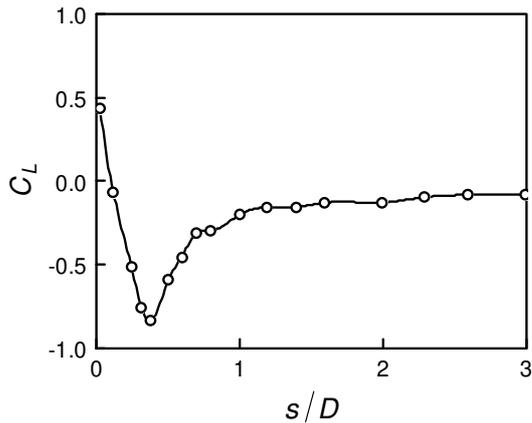


図 12 壁面近傍の 2 次元角柱（アスペクト比 $B/D=1$ ）の揚力係数 C_L の測定例（谷口ら 1983）. 実験条件は図 11 と同じ. $C_L = F_L / (0.5\rho U_c^2 Bl)$ （ここに、 F_L ：揚力、 l ：角柱の長さ）.

上述の例は 2 次元単独部材の場合であるが、実際の魚礁では状況が異なるようである。図 13 は、実際の魚礁模型を用いて、着底状態と底面から離れた場合の C_{Fmax} を比較した造波水槽実験の例である。この例では、模型を底面から模型の高さの半分の距離離してみると、上述の 2 次元角柱の抗力係数とは異なり、 C_{Fmax} は平均的に僅かであるが、低下している。底面に密着した状態で C_{Fmax} が増加する原因としては、模型が着底すると、魚礁模型の内部に間隙があるため、下部を通過していた流れが底部部材の上の間隙を通過するようになり、間隙を乱れた状態で通過する流れがより大きな流体力を発生させることが考えられる。

沈設魚礁が底面から離れた状態になることは、実際にはないが、魚礁を層積みにする場合がそれに近い。ただし、2つの部材の流体力は接近して並ぶよりも密着する方が小さくなるので、上層魚礁の下端部材が下層魚礁の上端部材に密着すると、上層魚礁の流体力は低下する。したがって、図 13 の模型のように間隙の多い一般の魚礁では、底面に設置した状態で流体力を測定すれば、安全側の設計値を得ることができると考えられる。

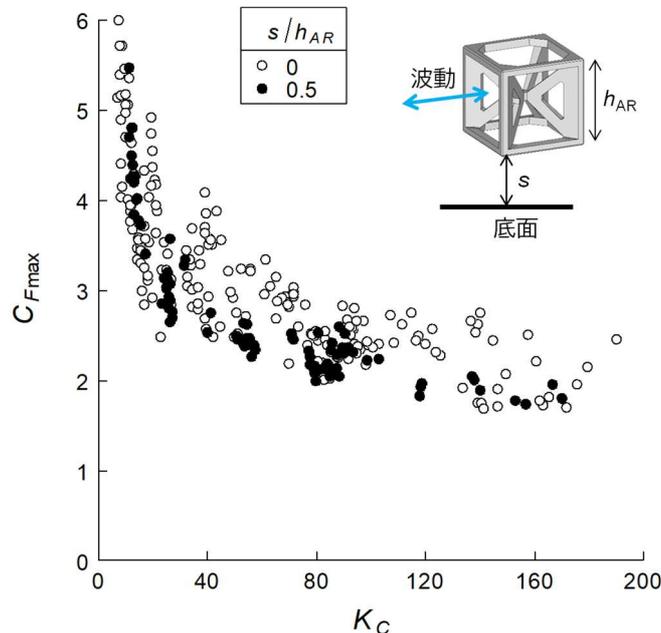


図 13 底面に設置した場合と底面から離れた場合の魚礁模型の C_{Fmax} の比較に関する造波水槽実験の例. 通水断面（静水面時）に対する模型による閉塞率：3%.

2) 側壁による閉塞効果

有限な流路幅をもつ実験水路において、構造物模型を用いた流体力実験は、底面はあっても側面による流れの拘束がない状態を想定できるようにする必要がある。構造物模型に対して流路断面が十分大きくない場合は、模型が側面の壁に接近し過ぎて閉塞効果により流体力が増加する可

能性がある。定常流中での抗力について、図 11 から推察されるように、模型幅の 2 倍以上の距離、流路壁面から模型を離せば、閉塞効果は無視できると考えられる。造波水槽実験でも側壁の影響を無視できる条件として、中実模型（空洞がない模型）の場合に、模型幅は少なくとも水路幅の 0.2 倍以下（すなわち、側壁からの距離を模型幅の 2.0 倍以上）にすることが示されている (Chakrabarti 1994; Elhanafi et al. 2017)。魚礁のような中空構造物の場合は、側壁の影響を無視できる範囲は少し異なる指標で評価する必要があるが、その知見がないことから、上記を参考に目安を示すと、鉛直断面内で縦長部材の合計部材幅を少なくとも水路幅の 0.2 以下で、かつすべての縦長部材の側壁までの距離を各部材幅の 2.0 倍以上にすることが考えられる。

6. 揚力について

前章で示したように、底面に設置した角柱や円柱のような遮蔽物に揚力が働く。これは、遮蔽物の下面では流れが遅くなるため圧力が増加するのに対して、物体の上面では逆に流速が増加するために圧力が低下する結果として生じる上・下面間の圧力差に起因する。しかし、大部分の魚礁や増殖礁は、海底面との間や構成部材間に多くの隙間を有するため、揚力は発生し難いようである。その例として、造波水槽で実施した不規則波下での底設の増殖礁模型の水平流体力と揚力の測定例を図 14 に示す。水平流体力は流速の時間波形に類似した単調な波形を示しているが、揚力 F_z は、岸向き（正方向）に 2 つのピークをもつ複雑な波形を示している。これは、揚力が波動流の 1 周期内に不安定に発生する複数の渦に起因するためである（例えば、Sumer and Fredsøe 1997）。図 14 の例では、揚力のピークは水平流体力のピーク値の 15% ほどに達しているが、水平流体力が極大になるときは、揚力はほぼゼロになっている。このように、隙間の多い魚礁や増殖礁は一般に顕著な揚力は発生し難く、また発生しても、水平流体力が最大になる時にはほとんどゼロになるため、設計上は揚力を実質的に無視できると考えられる。しかし、揚力の無視できる条件が明らかになっていないため、実験によりそのことを確認する必要がある。

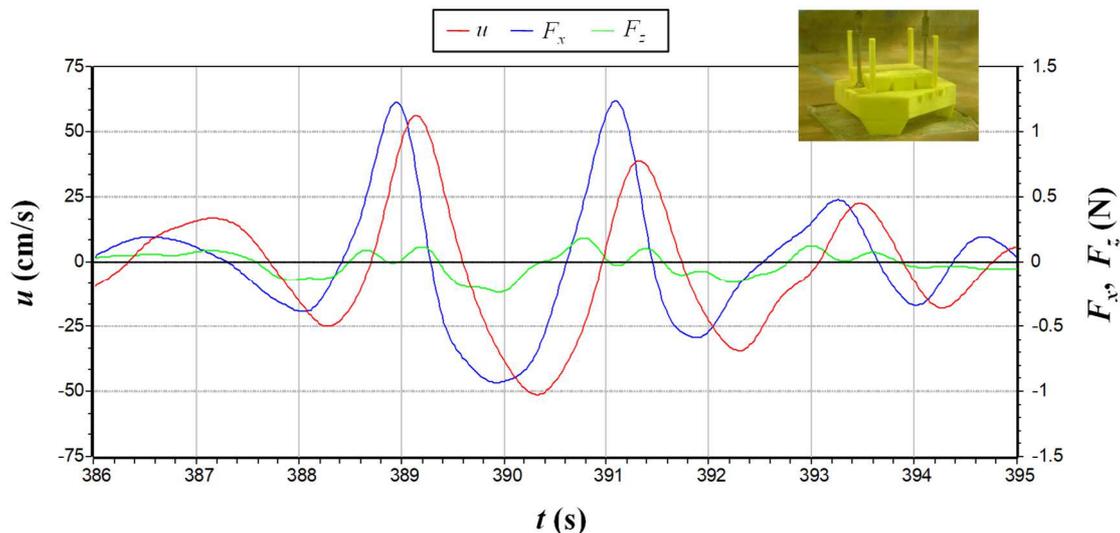


図 14 不規則波下での底設魚礁模型に作用する流体力 2 成分の測定例。 u : 底面近傍の水平流速、 F_x : 水平流体力、 F_z : 鉛直流体力。

波動流中での揚力は、不安定な渦の放出に起因するため、正確に予測するのは一般にかなり難しい。例えば、振動流中での円柱に作用する揚力は、主流の整数倍周波数の変動を示し、振動流が規則的であってもその変動は不安定である（例えば、Sumer and Fredsøe 1997）。そのような揚力の算定方法として、国際規格 (ISO 21650) では、揚力を惹起する渦が波の 2 倍周波数で放出されると仮定して、正弦流速 ($u = U_m \sin \omega t$; $\omega = 2\pi/T$) 中での揚力を次式で表している。

$$F_z = \frac{1}{2} \rho C_L A_z U_m^2 \sin 2\omega t \quad (13)$$

ここに、 A_z ：揚力の基準面積（通常は物体を上からみたときの投影面積）。
波動流中での揚力係数 C_L は次式で定義され、

$$C_L = \frac{2F_{z,\max}}{\rho A_z U_m^2} \quad (14)$$

KC 数（通常、 $U_m T/D$ で定義）の関数で表される(Sarpkaya 1975; 池田・山本 1983)。しかしながら、魚礁の大部分は、円柱以外の部材から構成されることが多く、その最大揚力が発生する位相は不安定で、確定し難いようである。図 15 は規則波下で実施した正方形角柱に作用する流体力の 2 次元実験の例である。水平流体力 F_x は水平流速 u と同様に周期的に変化しているが、揚力 F_z は 1 周期内により短い周期での不規則な変動を示している。このように不規則的に変動する揚力を正確に予測する実用的手法は現時点では確立されていないが、実設計のための現実的な選択を挙げれば、①揚力の最大値が水平最大流体力と同時に発生すると仮定して安全側の設計を行う、② F_x が極大になるときの F_z が、負値であれば、揚力を無視し（図 15 のような場合）、逆に正值であれば、その値を式(14)の $F_{z,\max}$ 値の代わりに用いて揚力を評価する、ことが考えられる。

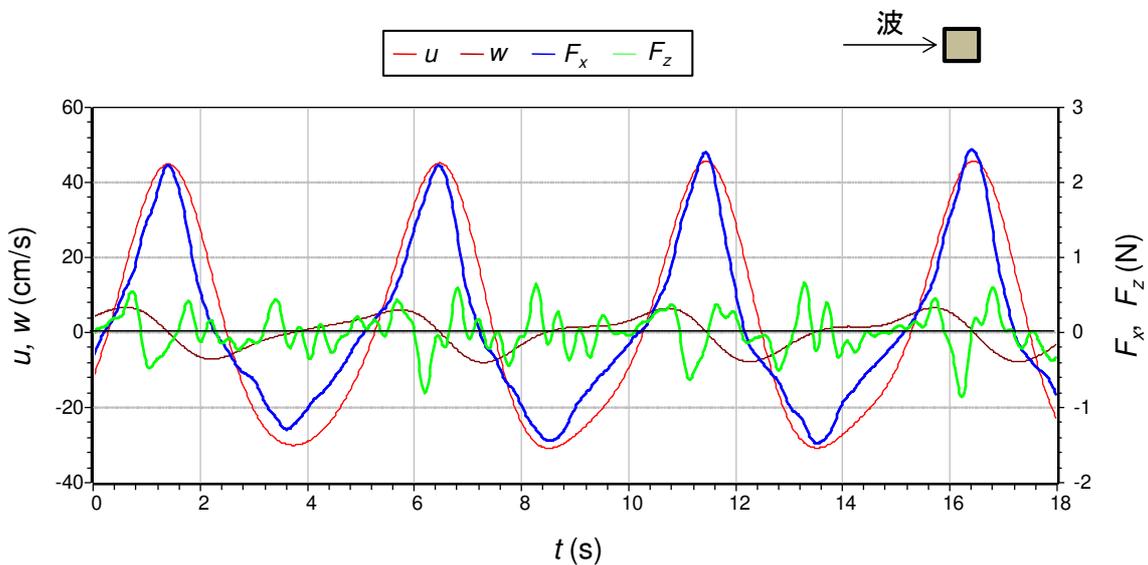


図 15 規則波下で実施した迎角 90° の正方形角柱に作用する流体力 2 成分 (F_x と F_z) と流速 (u と w) の測定例。正方形角柱（断面 $15 \times 15\text{mm}$ ）は水深 2m の 2 次元造波水槽の底面より 50cm の高さに迎角 90° で水平に固定。

引用文献

- Chakrabarti, S. K. 1994. Offshore Structure Modeling. Singapore, World Scientific Publishing.
- Delany, N. K., and N. E. Sorensen. 1953. Low-speed drag of cylinders of various shapes. Ames Aeronautical Laboratory, Technical Note 3038.
- Elhanafi, A., G. Macfarlane, A. Fleming, and Z. Leong. 2017. Experimental and numerical measurements of wave forces on a 3D offshore stationary OWC wave energy converter. Ocean Engineering **144**: 98–117.
- 檜和田 宗彦, 馬淵 幾夫, 熊田 雅弥, 岩越 弘恭. 1986. 平面壁近傍にある円柱まわりの流れ特性に及ぼす乱流境界層厚さの影響. 日本機械学会論文集 B 編 **52**: 2566–2574.
- 池田 駿介, 山本 吉道. 1983. 振動流中の円柱に作用する揚力とその発生機構. 日本流体力学会誌「ながれ」 **2**: 43–52.
- ISO 21650, 2007. Actions from waves and currents on coastal structures. International Standard, 1st edition, 2007-10-15.
- 加藤 真志, 武田 勝昭, 村田 守. 1989. 二次元物体の抗力係数に関する風洞閉塞効果とその補正. 土木学会論文集 **410**: 297–304.

- 川俣 茂, 佐伯 公康, 三上 信雄, 小林 学, 門 安曇, 伊藤 靖, 廣瀬 紀一. 2020. 沈設魚礁の流体力算定式及び着定基質の安定質量算定式の検討, 平成 31 年度水産基盤整備調査委託事業報告書「漁港漁場施設の設計手法の高度化検討調査」, pp.2-1-2-32.
- Kawamata S, Kobayashi M. 2022. Modified formula for predicting the maximum wave force on near-bed objects. *Ocean Engineering* **266**, 112751. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.112751>.
- Maskell, E. C. 1963. A theory of the blockage effects on bluff bodies and stalled wings in a closed wind tunnel. Reports and Memoranda No. 3400, Aeronautical Research Council, London.
- Morison, J. R., J. W. Johnson, and S. A. Schaaf. 1950. The force exerted by surface waves on piles. *Journal of Petroleum Technology* **2**: 149–154.
- 日本建築総合試験所. 1988. 建築物風洞実験の手引き, 風洞実験委員会報告書, pp.42–47.
- Sarpkaya, T. 1975. Forces on cylinders and spheres in a sinusoidally oscillating fluid. *Journal of Applied Mechanics* **42**: 32–37.
- Schlichting, H. 1968. *Boundary-Layer Theory*. 6th ed. Edition. McGraw-Hill, New York.
- Sumer, B.M., and J. Fredsøe. 1997. *Hydrodynamics Around Cylindrical Structures*. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Singapore.
- 高木儀昌, 明田定満, 小泉文夫. 1991. 角型魚礁の設計法に関する研究 (その2 角型魚礁の抗力係数). *日本水産工学会学術講演会講演論文集* **1**: 45–46.
- 谷口 清一, 宮越 勝美, 堂田 誠治. 1983. 平面壁と二次元角柱との干渉: 迎え角 0 度の場合の流体力. *日本機械学会論文集 B 編* **49**: 2522–2529.

手引き執筆者

川俣 茂（国立研究開発法人 水産研究・教育機構 水産技術研究所）

本手引きは、水産庁水産基盤整備調査委託事業「令和 2 年度漁港漁場施設の設計手法の高度化検討調査」において作成した「模型実験による流体力係数の決定の手引き（案）」を加筆・訂正したものです。上記委託事業では、下記検討委員会においてご検討頂きました。各委員には深く感謝申し上げます。また、本手引きについては、水産庁漁港漁場整備部より弊所ホームページからの公開の承認を頂いていることを付記します。

検討委員会の名称及び構成委員

漁場施設の設計高度化検討委員会

委員長 大竹 臣哉（福井県立大学 名誉教授）

委員 岡安 章夫（東京海洋大学 教授）

委員 田島 芳満（東京大学 教授）

委員 榎田 真也（金沢大学 教授）