土木学会論文集, Vol. 82, No. 15, 25-15044, 2026.

異なる制震版寸法条件での洋上風車モノパイル式基礎周りの3次元流れ解析

三浦　成久[1]・吉田　誠[2]・音田　慎一郎[3]

[1]正会員　五洋建設株式会社　洋上風力事業本部技術部（〒112-8576 東京都文京区後楽 2-2-8）
E-mail: Naruhisa.Miura@mail.penta-ocean.co.jp (Corresponding Author)

[2]正会員　五洋建設株式会社　洋上風力事業本部技術部（〒112-8576 東京都文京区後楽 2-2-8）
E-mail: Makoto.Yoshida@mail.penta-ocean.co.jp

[3]正会員　京都大学准教授　工学研究科社会基盤工学専攻(〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)
E-mail: onda.shinichiro.2e@kyoto-u.ac.jp

洋上風力発電の主要な基礎構造であるモノパイル式基礎（以下，MP）は風車の大型化に伴い構造も大型化し，地震時の断面力増大が課題となっている．これに対し，円筒形の水中制震版（以下，制震版）をMPに取り付けることで断面力を低減する制震構造が提案されている．本研究では，3次元移動一般座標系を用いた流れ解析モデルにより制震版を適用したMP周りの複雑な流れを解析し，構造物に作用する流体力を，制震版の寸法を変化させつつ，数値的に評価した．その結果，没水長の増加により流体力は増大する一方，制震版の単位没水長当りの発生流体力はピークを越えると低下する傾向があり，制震版の寸法に対する発生流体力にはピークがあることが示唆された．

Key Words: *3D numerical simulation, generalized curvilinear moving coordinate system, underwater seismic control panel*

1. はじめに

洋上風力発電分野では風車の大型化の進展とともに，大口径の単杭を支持地盤に打ち込む主要な基礎形式である洋上風車のモノパイル式基礎（以下，MP）の大型化も進んでいる．これらの大型化に伴い，地震時におけるMPの断面力増大が課題となっており，MPに円筒形の水中制震版（以下，制震版）を取り付け，断面力を低減する制震構造が提案されている[1]．大型水中振動台を用いた模型振動実験の結果から，制震版と水の相互作用による制震効果を確認[2]するとともに，数値解析による再現計算から，制震版内でのスロッシングにより振動を抑制する力が生じることがわかった[3]．また，断面二次元造波水路を用いた水理模型実験の結果から制震版を有するMPには基礎設計上で通常想定する外径増大等による影響以外には耐波浪性に悪影響がないことがわかった[4]．そのため，日本においては暴風波浪時の荷重よりも地震荷重が特に大きい場合は，制震版による波浪荷重の増加よりも地震荷重の低減がMP基礎の成立性に寄与するケースもあると考えられる．制震版の実用化に向けては，効果的であると同時に経済的である必要があり，より効率的に制震効果を発揮する構造を追求する必要がある．しかし，どのような制震版寸法において制震効果が効率的に発揮されるかはわかっていない．そのために模型実験に加え，制震版寸法に関して数値解析的研究を行い，制震版内のスロッシングから発揮される制震効果の発生機構を制震版寸法毎により詳細に明らかにする必要がある．

MPと同様の円柱構造物周りの流れに関する研究はこれまでも多く行われており，例えば松本ら[5]は開水路流れ中の円柱群により引き起こされるTransverse standing waveの発生機構検討のため，水平振動する鉛直円柱近傍に生成する渦構造を3次元流体解析によって検討している．関口ら[6]は開発途上国で簡便な消波工として使用される木杭を想定し，極浅水域における円柱列周りの3次元流体挙動を造波水路実験とOpenFOAMを用いた数

値解析を比較する研究を行っている．梶川ら [7]は着床式洋上風力発電施設の基部で発生する局所洗堀現象を高精度に予測することを目指し，RANS モデルと解像度を変化させ，一様流中における固定床での円柱周辺の流れ解析を行っている．しかし，制震版付 MP 構造のように一方の下端が開放された二重円筒構造の解析は行われていない．

そこで本研究では，基礎的研究として制震版を適用した構造物周りの水の流れを対象として，制震版の寸法を変化させ，3 次元移動一般座標系を用いた流れ解析モデルにより，流体が構造物に対して作用する力を算出することにより，流体力の観点から制震版寸法と制震効果の関係について考察を行った．

2. 数値解析モデル

(1) 基礎式

本研究では，制震版を有する MP 基礎周辺の流れについて，構造物の振動，および水面に対して解析メッシュの表面が追随するように移動する移動一般座標系を設定する 3 次元流体解析モデル [3]を適用する．

移動一般座標系における連続式，運動方程式，k，およびε方程式は，音田ら [3]と同様であるため割愛する．

なお，乱流モデルには，乱れの非等方性を考慮できる 2 次の非線形 $k-\varepsilon$モデル [8]を用いた．

(2) 数値解析法

水理量の配置には完全スタガード格子を用いた．時間進行は陽解法であり，2 次精度の Adams-Bashforth 法を用いた．基礎式の離散化には有限体積法を適用し，運動方程式の移流項の離散化には2次精度のQUICKスキーム，k，およびε方程式の移流項の離散化にはHybrid法を適用した．圧力は一般曲線座標系に拡張した HSMAC 法を用いて各時間ステップで収束的に求めた．また，壁面，および底面の境界条件には壁関数法を用いた．数値解析モデルの詳細については，参考文献 [9]を参照いただきたい．

3. 数値解析

(1) 比較対象実験の概要

京都大学と五洋建設株式会社による共同研究の一環として実施された大型水中振動台実験 [2]の一部に数値解析モデルを適用する．実験では，15 m×15 m の水槽中の水中振動台（水深 1.667 m とした）を用いて，MP（直径 0.7 m，高さ 2.3 m）とその周りに 1.083 m 没水するように設置された円筒状制震版（外径 1.0 m，高さ 1.25 m，厚さ 0.01 m）の剛体模型を振動させた．MP および制震版の概略図を**図-1** に示し，その模型寸法を**図-2** に示す．音田ら [3]は正弦波加振の振動数 0.71, 1.21, 1.49 Hz（加振振幅は実測値に基づき，それぞれ 0.0215, 0.0053, 0.0035 m）を対象とした水理模型実験の再現計算から，これらの MP 周りや制震版内の水位や水圧比較結果の一部を示し，本解析手法により概ね再現できることを示した．加振振動数は，本研究では，同振動条件を対象に制震版なしと制震版ありのケースの検討を行った．

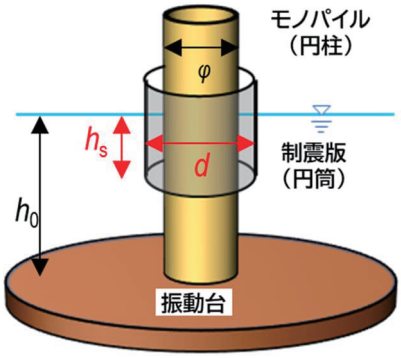


図-1 実験模型の概略図

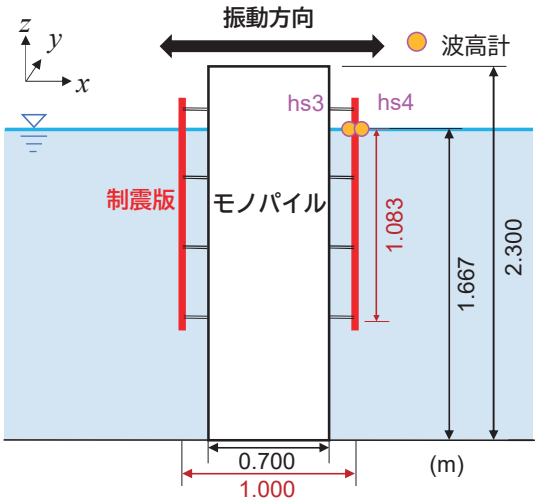


図-2 模型寸法，および波高計・水圧計の位置

(2) 計算条件

a) 計算領域と計算格子

計算領域は**図-3** に示す通り，音田ら [3]と同様に，対称性を考慮して，中心部の境界を MP の表面とする半円状の領域（半径約 7.5 m）を設定した．境界条件は先行研究 [3]と同様に，外周部の円弧部分では開放条件とし速度勾配ゼロかつ静水圧分布を仮定し，一方で，外周部の直線部分では対称性を考慮して流出入ゼロかつ圧力勾配ゼロで摩擦なしの条件を仮定した．計算格子を**図-4** に示す．格子数と格子幅を**表-1** に示す．制震版がある条件では制

震版の位置に**図-4**の黄色で表した物体格子を設定し，制震版を越水しない条件とした．制震版がない条件では水を表す格子のみで計算を行った．格子の移動については，振動方向（x方向）にはすべての格子に実験の実測振動変位と同じ正弦波の変位を与えた一方で，鉛直方向（z方向）は水深の時間変化に応じて制震版底面から水面までを等分するように更新した．振動方向（x方向）に対する初期からの変位 x' m は次式で与えた．

$$x' = A'\sin(2\pi f t) \tag{1}$$

ここで，f：加振振動数[Hz]である．振幅 A'は，徐々に振動を大きくするために，$t=0$ s で $A'=0$ mm とし，5 周期経過後に A'が目標振幅 A（前述の実験の実測振動変位と同じ正弦波の変位）に到達するように一定増加させた．計算時間間隔は$\Delta t=0.001$ s とし，流れの計算を最長 20.0 s 行った．

b) 計算ケース

計算ケースは，**図-4** に示した制震版の没水長 h_s と制震版（以降，グラフや図では SCP と表記する）の外径 d をそれぞれ**表-2**に示す通り変化させた．制震版の没水長 h_s は，実験条件である 1,083 mm を中心に水深 h_s の 1/10 程度ずつ変化させた．制震版の外径 d は，同じく実験条件である 1,000 mm を中心に 50 mm ずつ変化させた．水深，MP 外径，加振振動数，および加振振幅は，実験条件と同じとした．

4. 数値解析計算結果と考察

(1) 計算結果

制震版内のスロッシングの 1 次モード固有振動数 0.76 Hz に近い加振振動数 0.71 Hz では，MP－制震版間において制震版内縁部を境界とした 1 次モードのスロッシングが発生し，他の加振振動数に比べて制震版内の液面振幅が大きく，これに起因して振動を抑制する方向に流体力が発生することと，その最大流体力が大きいことが音田ら [3]の研究において指摘されている．そのため，加振振動数 0.71Hz に着目して計算結果の整理を行った．

a) 液面振幅の時系列

加振振動数 0.71 Hz のケースについて，制震版の外径 d を実験条件と同じく 1,000 mm とし，制震版の没水長 h_s を変えた計算ケースの液面振幅 η の時系列を**図-5** に示す．図中の table(x) (緑線)は振動台の変位であり，$t=0$ s は振動台の加振振幅が目標振幅に到達した時刻としている．実線が制震版内側の波高計位置 hs3 での液面振幅 η を表

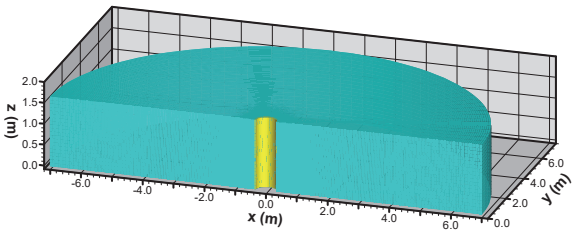


図-3 計算領域

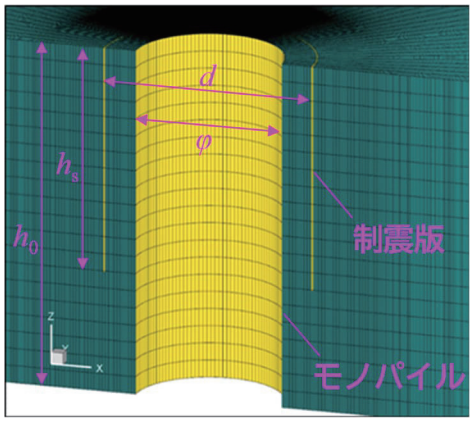


図-4 MPと制震版付近の計算格子

表-1 計算格子

	格子数	格子間隔
円周方向	60	3.0°
半径方向	350	0.5～6.65 cm
鉛直方向	20	8.34 cm (初期)

表-2 計算条件

	記号	数値	単位
水深	h_0	1,667	mm
MP　外径	φ	700	mm
制震版(SCP)　外径	d	900, 950, 1,000, 1,050, 1,100	mm
制震版(SCP)　没水長	h_s	579, 747, 915, 1,083 1,251, 1,419	mm
加振振動数	f	0.71, 1.21, 1.49	Hz
加振振幅	A	0.0215, 0.0053, 0.0035	m
無次元没水長	h_s/h_0	0.35, 0.45, 0.55, 0.65, 0.75, 0.85	-
無次元外径	φ/d	0.64, 0.67, 0.70, 0.74, 0.78	-

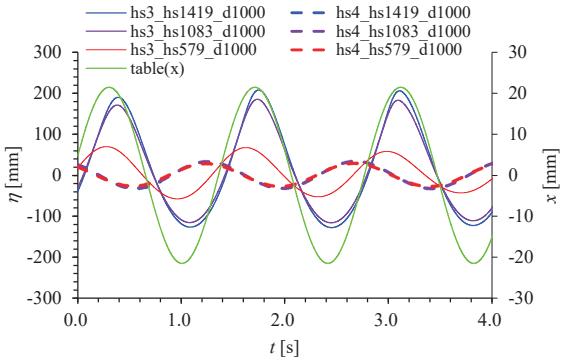


図-5　振動台変位 x と制震版内(hs3)と制震版外(hs4)の液面振幅 η の時刻歴（制震版外径 d = 1,000 mm）

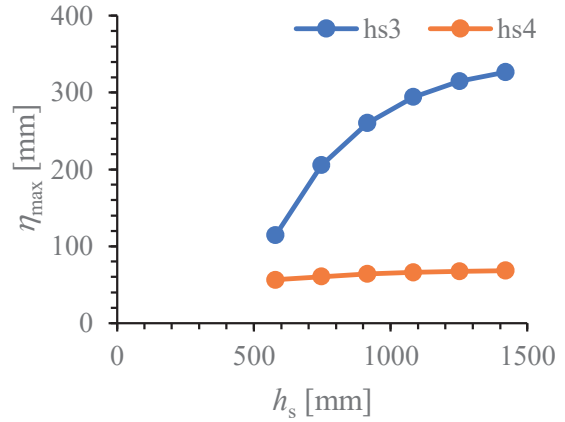


図-6　制震版内(hs3)と制震版外(hs4)の最大液面振幅 η_{max} と制震版没水長 h_s の関係（制震版外径 d = 1,000 mm）

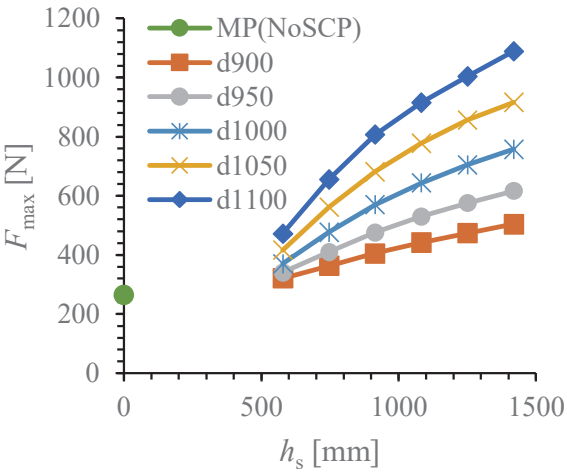


図-7　構造物に作用する最大流体力 F_{max} と制震版没水長 h_s の関係

しており，hs3 での液面振幅に着目すると，没水長 h_s が 579 mm から 1,083 mm で位相が変わり振幅が増加しているが，一方で，没水長 h_s が 1,083 mm と 1,419 mm では，没水長 h_s の増加に対して位相と振幅にほとんど変化がないことがわかる．制震版外側の波高計位置 hs4 での液面振幅 η に着目すると，没水長 h_s に関わらず液面振幅 η はほぼ一定であり，位相の変化もないことが確認できる．また，液面振幅 η の位相を振動台変位 x の位相と比較すると，制震版外側の波高計位置 hs4 では振動台変位の振動周期に対して約 1/4 波長ずれているのに対し，制震版内側の波高計位置 hs3 では振動台変位の振動周期とピークの位置が近いものの変位に対してピークがやや遅れた位相となっている．ここで，制震版内外の液面振動はそれぞれに作用する流体力に関係し，一方で振動台変位は構造物に作用する慣性力と同位相である．そのため，制震版内外の液面振動の位相差が慣性力を抑制する方向に作用していることを示唆している．制震版内外に作用する流体力の評価については(3) c)で後述する．

b)　最大液面振幅と没水長の関係

制震版の外径 d を実験条件と同じく 1,000 mm とし，制震版の没水長 h_s を変えた場合の最大液面振幅 η_{max} を図-6 に示す．制震版内側の波高計位置 hs3 では，没水長 h_s の増加に対して最大振幅の増加が鈍化していくことが確認できる．また，制震版外側の波高計位置 hs4 では，没水長 h_s に関わらず最大振幅はほぼ一定であることが確認できる．

c)　最大流体力と没水長の関係

MP と制震版を含む構造物全体に作用する流体力 F の最大値 F_{max} について，制震版の外径 d 毎に，制震版の没水長 h_s との関係をプロットしたものを図-7 に示す．流体力は振動方向（x 方向）の圧力を制震版の内外および MP の全面に対して積分したものである．制震版の外径 d と没水長 h_s の増加とともに，最大流体力 F_{max} が増加していることがわかる．しかし，外径の増減に関わらず，没水長 h_s の増加に対する最大流体力 F_{max} の増加が鈍化していくことがわかる．

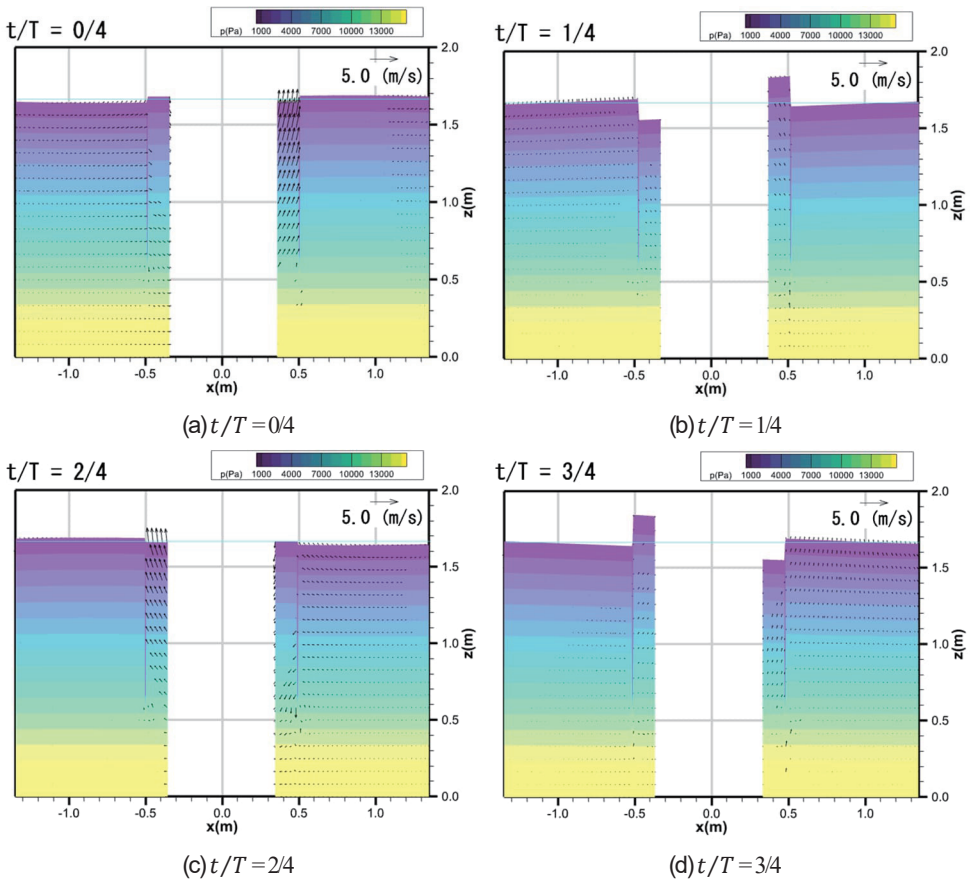
d)　鉛直断面の流況

制震版の外径 d が 1,000 mm，没水長 h_s が 1,083 mm と 579 mm の場合について，鉛直断面における水面形，流速ベクトルおよび圧力コンターをそれぞれ図-8，図-9 に示す．どちらのケースでも制震版を境界として，制震版内の MP の左右で液面振幅の位相が逆になる 1 次モードのスロッシングが起こっており，没水長 h_s が大きい方が制震版内の液面振幅が大きくなっていることが確認できる．

(2)　制震版の最適寸法の検討

a)　最大流体力の無次元化

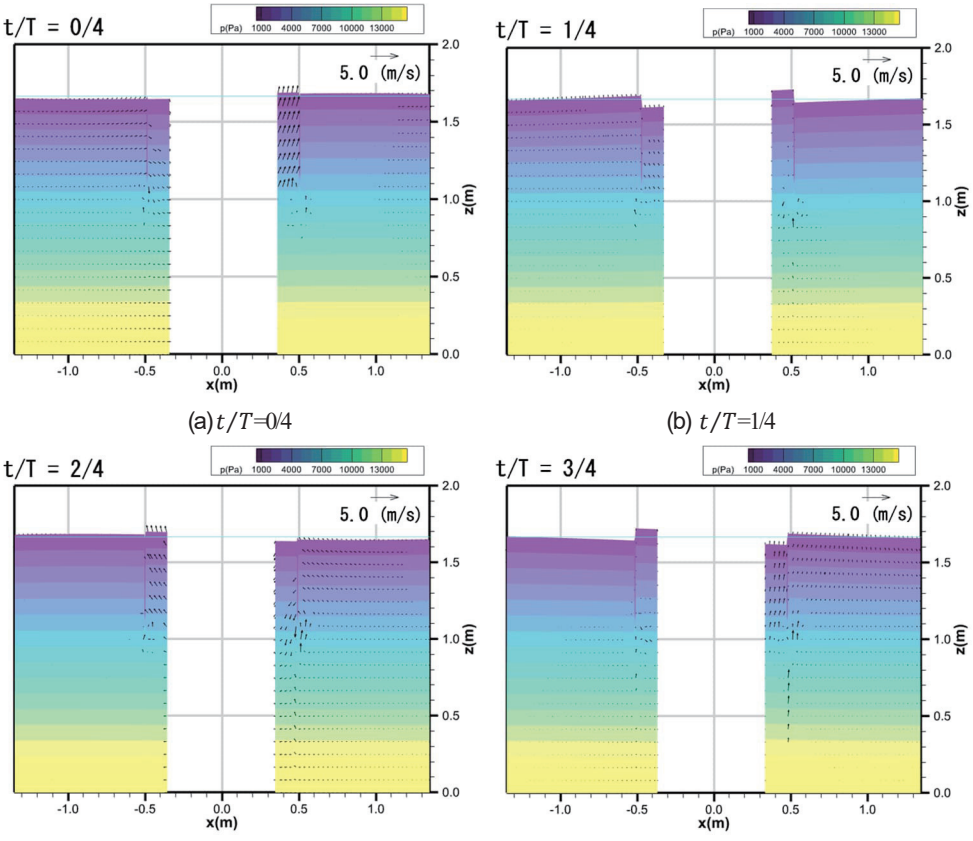
制震版の制震効果は構造物に作用する流体力によるものと考えられる [3]ため，ここでは先行研究と同様に構造物に作用する最大流体力 F_{max} に着目する．さらに，経済性の観点から制震版は出来るだけ小さい面積である方



(a) $t/T = 0/4$　(b) $t/T = 1/4$

(c) $t/T = 2/4$　(d) $t/T = 3/4$

図-8　鉛直断面における水面形，流速ベクトルおよび圧力コンター図 (h_s =1,083 mm,　d = 1,000 mm)



(a) $t/T = 0/4$　(b) $t/T = 1/4$

(c) $t/T = 2/4$　(d) $t/T = 3/4$

図-9　鉛直断面における水面形，流速ベクトルおよび圧力コンター図 (h_s =579 mm,　d = 1,000 mm)

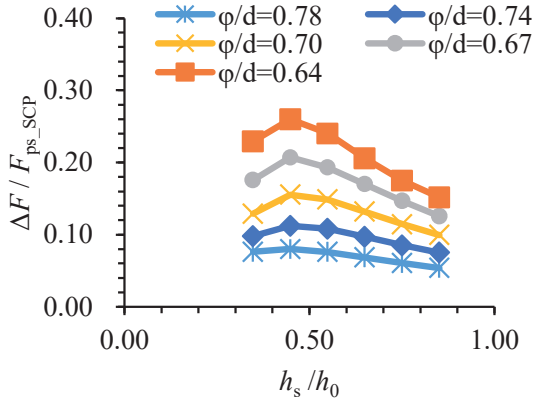
が良い．そこで，制震版の最適な寸法を検討するために，無次元流体力$\Delta F/F_{ps_SCP}$による整理を行った．ΔFおよびF_{ps_SCP}は以下の式により算出した．

$$\Delta F = F_{max} - F_{max,NoSCP} \quad (2)$$

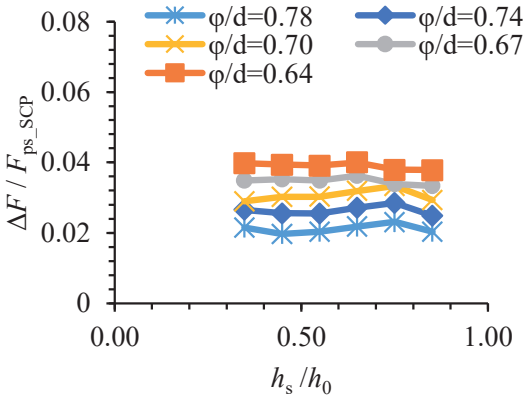
$$F_{ps_SCP} = \overline{p_{s0}} \cdot h_s \cdot d/2 \quad (3)$$

$$\overline{p_{s0}} = 1/2 \cdot \rho \cdot G \cdot h_s \quad (4)$$

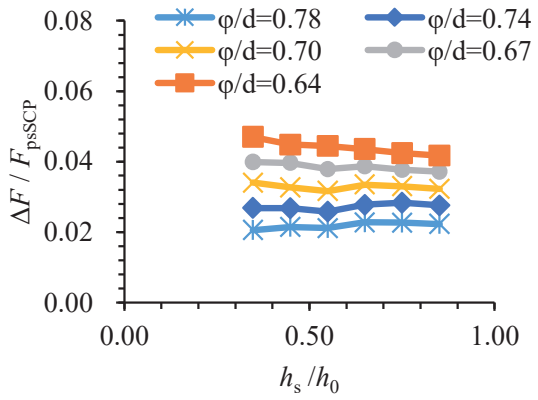
ここで，ΔF：最大流体力F_{max}から制震版なしのときの最大流体力$F_{max,NoSCP}$を除いた値，$F_{max,NoSCP}$：制震版なしのときの最大流体力，F_{ps_SCP}：制震版の片側に作用する静水圧合力，$\overline{p_{s0}}$：制震版に作用する静水圧の平均値，G：重力加速度である．



(a) 加振振動数 f = 0.71 Hz

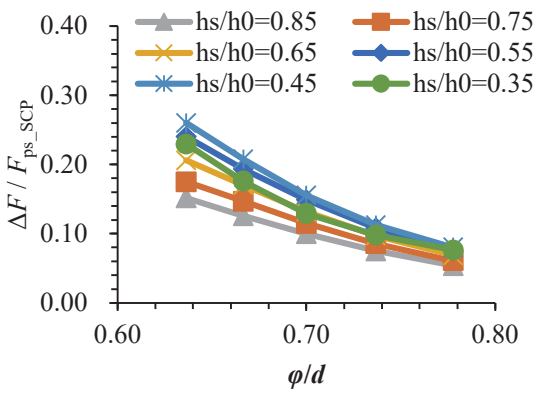


(b) 加振振動数 f = 1.21 Hz

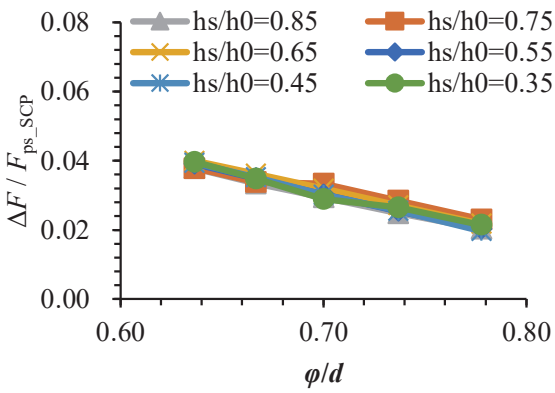


(c) 加振振動数 f = 1.49 Hz

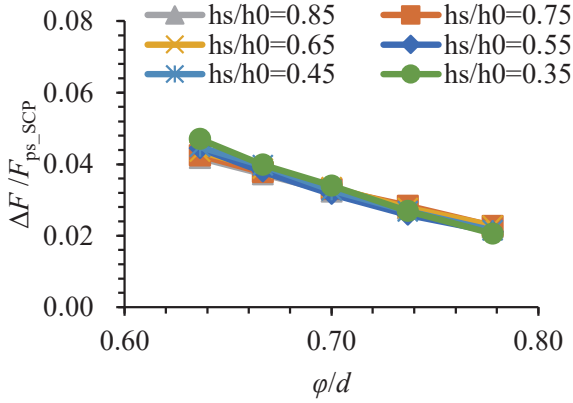
図-10 無次元流体力$\Delta F/F_{ps_SCP}$と無次元没水長h_s/h_0の関係



(a) 加振振動数 f = 0.71 Hz



(b) 加振振動数 f = 1.21 Hz



(c) 加振振動数 f = 1.49 Hz

図-11 無次元流体力$\Delta F/F_{ps_SCP}$と無次元外径φ/dの関係

無次元流体力 $\Delta F/F_{ps_SCP}$ は制震版の投影面積（半円形モデルであるため外径 d の半分と没水長 h_s の積）に作用する平均的な静水圧 $\overline{p_{s0}}$ による作用力との比であり，制震版の単位没水長当りの発生流体力と解釈できる．無次元流体力 $\Delta F/F_{ps_SCP}$ を無次元没水長 h_s/h_0 および無次元外径 φ/d に対して整理した結果を**図-10**，**図-11** に示す．加振振動数は，制震版内のスロッシングの 1 次固有振動数に近い 0.71 Hz の他，比較のために 1.21, 1.49 Hz についても同様の整理を行った．

b)　制震版の没水長に関する考察

図-10 (a)によると，無次元流体力 $\Delta F/F_{ps_SCP}$ のピークは，いずれの無次元外径 φ/d に対しても無次元没水長 h_s/h_0 がおよそ 0.5 になる辺りに存在し，没水長 h_s の増加に対する制震版の単位没水長当りの発生流体力にはピークがあることを示唆している．また，**図-10** (b)，(c)によると，無次元流体力は，加振振動数 f が制震版内のスロッシングの 1 次固有振動数に近い 0.71 Hz 以外では傾向が異なり，いずれの無次元外径 φ/d においても h_s/h_0 に対してほぼ一定となっておりピークは見られなかった．これは，制震版内のスロッシングの 1 次固有振動数に近い 0.71 Hz ではスロッシングによる液面振幅が流体力の発生要因になっていることが関係していると考えられ，没水長 h_s の変化がスロッシングに影響を与えたためピークが現れたと考えられる．一方で，それ以外の加振振動数 1.21, 1.49 Hz では，スロッシングの 1 次固有振動数から外れており，スロッシングのような液面振幅の励起がほとんどないためと考えられる．加振振動数 0.71 Hz に対する没水長 h_s の変化とスロッシングによる流体力の時系列変化については次節で考察する．

c)　制震版外径に関する考察

図-11 によると，無次元流体力 $\Delta F/F_{ps_SCP}$ は，加振振動数 f に関わらず，いずれの無次元没水長 h_s/h_0 に対しても，無次元外径 φ/d が小さくなるほど，つまり，制震版の外径 d が MP 外径 φ に対して大きくなるほど，増加する傾向であることがわかる．ただし，実構造物においては，制震版の外径は波浪荷重の増加に直接影響することや外径が大きくなると必要板厚も増加し経済性にも問題が生じることから構造設計上の限界があると考えられる．そのため，制震版の外径については外径増加による流体力増加のメリットと波浪荷重増加や材料増のデメリットを十分に考慮して検討する必要があると考えられる．

(3)　MP と制震版に作用する流体力と加速度の関係

図-10 より無次元流体力 $\Delta F/F_{ps_SCP}$ のピークがあり，制震版内のスロッシングの 1 次固有振動数に近い加振振動数 f が 0.71 Hz の場合について，構造物に作用する流体力 F を MP と制震版のそれぞれに分けて検討した．

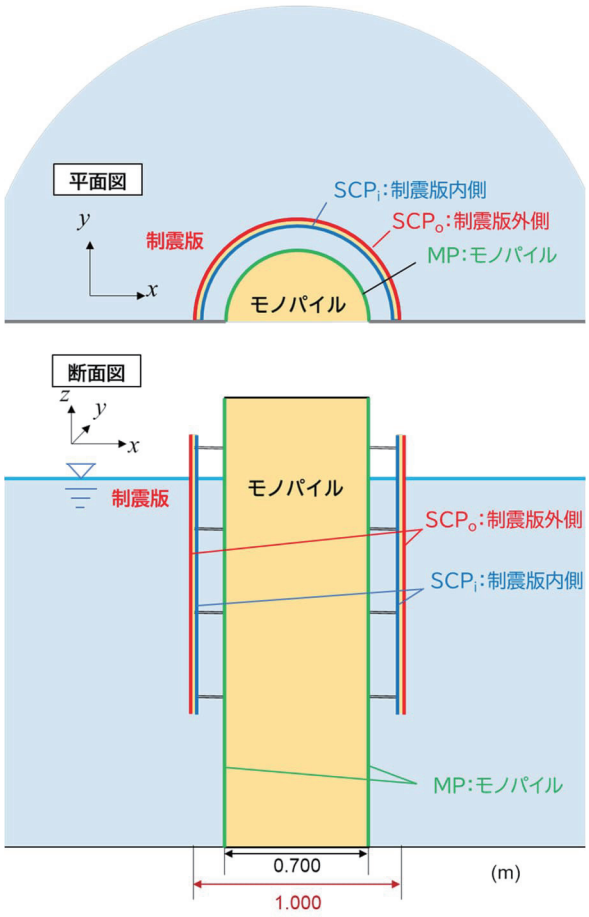


図-12　流体力の分類と各部位の積分範囲の概念図

MP と制震版の内外，それぞれの流体力の積分範囲を**図-12** に示す．なお，**図-11** より制震版の外径 d に対しては流体力の傾向が変わらないため，制震版の外径 d は 1,000 mm とした．

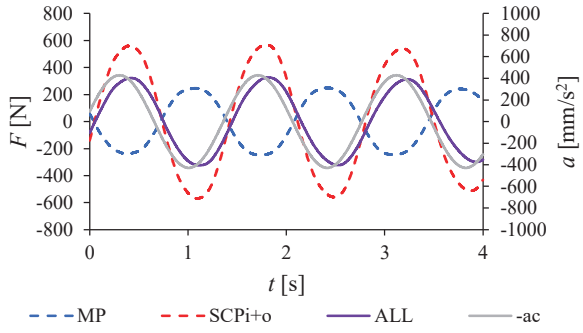
a)　流体力と加速度の時系列

MP，制震版の内外（SCPi+o と表記する）および全体（MP と SCPi+o を含めた構造物全体であり，ALL と表記する）のそれぞれに作用する流体力と振動台の加速度の時系列を**図-13** に示す．ただし，位相の比較を容易にするために加速度 ac の符号を逆転させ，振動台の変位や構造物に作用する慣性力と同位相としている．なお，それぞれに作用する流体力の関係を下式に示す．また，最大加速度発生時において MP と制震版に作用する流体力を表した概念図を**図-14** に示す．

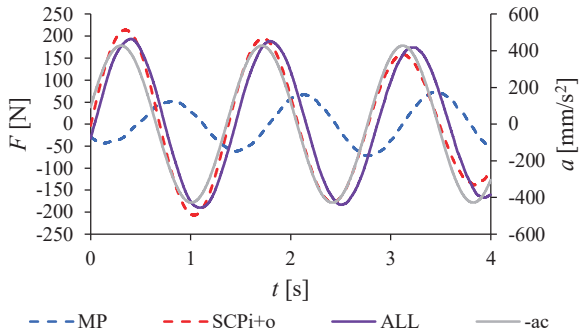
$$F_{ALL}(t) = F_{MP}(t) + F_{SCPi+o}(t) \tag{5}$$

$$F_{SCPi+o}(t) = F_{SCPi}(t) + F_{SCPo}(t) \tag{6}$$

ここで，$F_{ALL}(t)$：構造物全体に作用する流体力（紫線），$F_{MP}(t)$：MP に作用する流体力（青点線），$F_{SCPi+o}(t)$：制震版の内外に作用する流体力の和（赤点線），$F_{SCPi}(t)$：制震版の内側に作用する流体力，$F_{SCPo}(t)$：制震版の外側に作用する流体力である．



(a) h_s = 1,083 mm, d = 1,000 mm



(b) h_s = 579 mm, d = 1,000 mm

図-13 MPと制震版に作用する流体力と加速度の関係

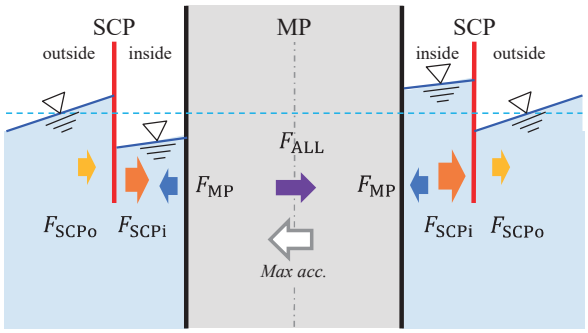


図-14 最大加速度時におけるMPおよび制震版に作用する流体力の概念図

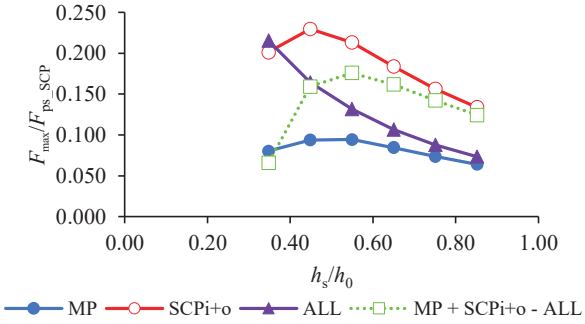


図-15 F_{ps_SCP} により無次元化した各部位の最大流体力 F_{max} と無次元没水長 h_s/h_0 の関係

b) 各部位の最大流体力の無次元化

MP と制震版のそれぞれに作用する流体力の最大値 $F_{max,MP}$，$F_{max,SCPi+o}$ を，F_{ps_SCP} により無次元化した最大流体力と無次元没水長 h_s/h_0 をプロットしたものを**図-15** に示す．なお，本解析は対象が正弦波振動であり，定常状態での流体力の最大値と最小値はほぼ一致し，向きのみが異なるため，最大値での比較は絶対値での比較とほぼ同義と考えることができる．これらの最大値はそれぞれ発生時刻が異なり，$F_{max,MP+SCPi+o-ALL}$（緑点線）との関係式は下記の通りである．

$$F_{max,MP+SCPi+o-ALL} = F_{max,MP} + F_{max,SCPi+o} - F_{max,ALL} \quad (7)$$

ここで，$F_{max,MP}$：MP に作用する流体力 F_{MP} の最大値（青線），$F_{max,SCPi+o}$：制震版の内外に作用する流体力の和 F_{SCPi+o} の最大値（赤線），$F_{max,ALL}$： 構造物全体に作用する流体力 F_{ALL} の最大値（紫線）である．

c) 考察

図-15によると，MPの構造物全体に作用する流体力の最大値 $F_{max,ALL}$（紫線）は，制震版の内外に作用する流体力の最大値 $F_{max,SCPi+o}$（赤線）と MP に作用する流体力の最大値 $F_{max,MP}$（青線）の和よりかなり小さく，没水長が長い範囲ではこの差 $F_{max,MP+SCPi+o-ALL}$（緑点線）が大きいことがわかる．

これは，**図-13** の通り，没水長が長いケース(a)では制震版の内外に作用する流体力 F_{SCPi+o}（赤点線）と MP に作用する流体力 F_{MP}（青点線）の位相がちょうど真逆になることにより，制震版の内外に作用する流体力 F_{SCPi+o}（赤点線）の増加分の大半を打ち消してしまうためと考えられる．つまり，没水長が長いケース(a)では発生した制震版－MP 間の流体力の大半が相殺し合い制震版の単位没水長当りの発生流体力が小さくなっていると言える．一方で，没水長の短いケース(b)では，これらの位相が一致しないため，制震版の内外に作用する流体力 F_{SCPi+o}（赤点線）と構造物全体に作用する流体力 F_{ALL}（紫線）との差が小さいと考えられる．つまり，没水長が短いケース(b)ではこの流体力の相殺の影響が小さく，制震版の単位没水長当りの発生流体力が大きい．また，構造物全体にかかる慣性力は，加速度の逆位相（振動台の変位と同位相）に比例するが，このピークと流体力のピークはやや遅れており，慣性力を抑制する方向に働いていることがわかる．これは，**図-5** の制震版内の液面振幅のピークと振動台変位（慣性力と比例し，加速度と逆位相）のピークの関係と同様である．なお，**図-15** によると，制震版の内外に作用する流体力 F_{SCPi+o}（赤線）は，制震版なしのときの流体力を差し引いてい

るという違いはあるものの図-10 (a)と近い傾向を示していることがわかる.

以上により，制震版による流体力は没水長が長くなると増加するが，制震版の単位没水長当りの発生流体力にはピークがあることが示唆された．これは没水長が長くなるとスロッシングにより制震版に作用する流体力とMP に作用する流体力が打ち消し合うためと考えられることがわかった．一方で，没水長が短い場合はスロッシングにより制震版に作用する流体力と MP に作用する流体力の位相が一致しないため，これらが打ち消し合うことの影響が小さくなっていることが要因である可能性が示唆された．本論文で示した条件以外での流体力の発生機構や制震効果については今後の検討としたい.

5. おわりに

本研究では振動する MP，水面に移動一般座標系を設定した 3 次元流れ解析モデルを用い，制震版を設置したMP の振動実験を拡張して，異なる制震版寸法に関する数値計算を行った．その結果，制震版による流体力は没水長が長くなると増加するが，制震版の単位没水長当りの発生流体力にはピークがあることが示唆された.

今後は，本研究で示したケース以外についても精査し，制震版寸法と流体力の関係およびその発生機構についてさらに詳細に検討したい．また，加振振動数 1.21, 1.49 Hz においては，2 次以上のモードのスロッシングとなっている可能性もあるため水面形も含めて今後分析していきたい.

REFERENCES

1) 白 可, 三好俊康, 吉田 誠, 三浦成久, 松本正一郎, 肥後陽介, 澤村康生, 音田慎一郎：水中制震版を適用した洋上風車モノパイル式基礎の耐震性能に関する実験的研究, 土木学会論文集特集号(海洋開発), Vol.79, No.18, 23-18018, 2023. [Bai, K., Miyoshi, T., Yoshida, M., Miura, N., Matsumoto, S., Higo, Y., Sawamura, Y. and Onda, S.: Experimental study on seismic performance of monopile type foundation of offshore wind turbine with underwater seismic control panel, *Japanese Journal of JSCE* Special issue (Ocean Engineering), Vol.79, No.18, 23-18018, 2023.]
2) 吉田 誠, 白 可, 三好俊康, 三浦成久, 松本正一郎, 肥後陽介, 音田慎一郎, 澤村康生：水中制震版を適用した洋上風車モノパイル式基礎の液面動揺による制震効果に関する実験的検討, 土木学会論文集特集号(海洋開発), Vol.80, No.18, 24-18066, 2024. [Yoshida, M., Bai, K., Miyoshi, T., Miura, N., Matsumoto, S., Higo, Y., Onda, S. and Sawamura, Y.: Experimental study on seismic control effect of liquid motion of monopile type foundation of offshore wind turbine with underwater seismic control panel, *Japanese Journal of JSCE* Special issue (Ocean Engineering), Vol.80, No.18, 24-18066, 2024.]
3) 音田慎一郎, 正谷 優弥, 吉田 誠, 白 可, 三浦成久, 三好俊康：水中制震版を有する洋上風車モノパイル式基礎を対象とした 3 次元流れ解析, 土木学会論文集特集号(海洋開発), Vol.80, No.18, 24-18086, 2024. [Yoshida, M., Bai, K., Miyoshi, T., Miura, N., Matsumoto, S., Higo, Y., Onda, S. and Sawamura, Y.: 3D Numerical simulation of flows around monopile type foundation of offshore wind turbine with underwater sesmic control panel, *Japanese Journal of JSCE* Special issue (Ocean Engineering), Vol.80, No.18, 24-18086, 2024.]
4) 三浦成久, 三好俊康, 吉田誠, 水野辰哉, 田口裕之, 肥後陽介, 音田慎一郎, 澤村康生：水中制震版を適用した洋上風車モノパイル式基礎の耐波浪性能に関する実験的研究, 土木学会論文集特集号(海洋開発), Vol.80, No.18, 24-18083, 2024. [Yoshida, M., Bai, K., Miyoshi, T., Miura, N., Matsumoto, S., Higo, Y., Onda, S. and Sawamura, Y.: Experimental study on wave resistance performance of monopile type foundation of offshore wind turbine with underwater sesmic control panel, *Japanese Journal of JSCE* Special issue (Ocean Engineering), Vol.80, No.18, 24-18083, 2024.]
5) 松本弘史, 重松孝昌：揺動する固体周りの高精度気液二流体運動解析手法に関する研究, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol.73. No.2, pp. I_865-I_870, 2017. [Matsumoto, H., Shigematsu, T.: A study on a numerical model of two-phase gas-liquid flow induced by a moving solid with high accuracy, *Journal of Japan Society of Civil Engineers* B2(Coastal Engineering), Vol. 73, No. 2, pp. I_865-I_870, 2017.]
6) 関口翔也, 高木泰士：極浅水域の円柱列周りの 3 次元流体解析と波浪実験による精度検証, 土木学会論文集 B3(海洋開発), Vol.74. No.2, pp. I_551-I_556, 2018. [Sekiguchi, S., Takagi, H.: Three-dimensional hydrodynamic analysis around cylindrical rows in shallow waters and verification of accuracy by wave experiments, *Journal of Japan Society of Civil Engineers* B3(Ocean Engineering), Vol. 72, No. 2, pp. I_551-I_556, 2018.]
7) 梶川勇樹, 森山諒也, 黒岩正光, 武田将英, Ain Natasha Balqis：RANS に基づく種々の乱流モデルを用いた円柱周辺の流れと局所洗掘解析, 土木学会論文集 B3(海洋開発), Vol.77. No.2, pp. I_295-I_300, 2021. [Kajikawa, Y., Moriyama, R., Kuroiwa, M., Takeda, M. Ain Natasha Balqis: Numerical simulation of flow and local scour around a cylinder using various turbulence models in RANS, *Journal of Japan Society of Civil Engineers* B3(Ocean Engineering), Vol. 77, No. 2, pp. I_295-I_300, 2021.]
8) Kimura, I. and Hosoda, T.: A non-linear k-ε model with realizability for prediction of flows around bluff bodies, *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, Vol. 42, No. 8, pp. 813-837, 2003.
9) 木村一郎, 細田 尚, 音田慎一郎：完全スタガード移動一般曲線座標系における三次元開水路乱流シミュレータの開発, 四日市大学環境情報論集, No.5, pp.145-170, 2002. [Kimura, I., Hosoda, T. and Onda, S.: Numerical simulator on full staggered boundary fitted coordinate

system for the analysis of 3D turbulent flows in open channels, *Yokkaichi University Journal of Environmental and Information Sciences*, No.5, pp.145-170, 2002.]

(Received June 20, 2025)
(Accepted November 30, 2025)

3D FLOW ANALYSIS OF VARIOUS SEISMIC CONTROL PANEL DIMENSIONAL CONDITIONS FOR MONOPILE OFFSHORE WIND TURBINE FOUNDATIONS

Naruhisa MIURA, Makoto YOSHIDA and Shinichiro ONDA

In offshore wind power development, monopile foundations (MPs) are widely adopted as primary structural supports. As wind turbines grow in scale, MPs must also increase in size, raising concerns over greater sectional forces during seismic events. To mitigate this, a seismic control structure using cylindrical underwater panels (hereafter, seismic control panels), which are attached to MPs, has been proposed. This study employs a three-dimensional generalized curvilinear moving coordinate system to perform numerical simulations of complex fluid flow around MPs equipped with seismic control panels. By varying the panel geometry, we evaluated the hydrodynamic forces acting on the structure. The results show that as the submergence length increases, the hydrodynamic force also increases. However, the efficiency of force generation per unit of panel dimension diminishes after reaching a peak. This indicates that there is a peak in the hydrodynamic force efficiency that can be obtained through panel size alone.