



**POLITECHNIKA  
GDAŃSKA**

WYDZIAŁ INŻYNIERII  
MECHANICZNEJ I  
OKRĘTOWNICTWA



WYDZIAŁ INŻYNIERII  
MECHANICZNEJ  
I OKRĘTOWNICTWA



**POLITECHNIKA  
GDAŃSKA**

WYDZIAŁ INŻYNIERII  
MECHANICZNEJ I  
OKRĘTOWNICTWA



WYDZIAŁ INŻYNIERII  
MECHANICZNEJ  
I OKRĘTOWNICTWA

Imię i nazwisko autora rozprawy: Ewelina Ciba  
Dyscyplina naukowa: Inżynieria Mechaniczna

## ROZPRAWA DOKTORSKA

Tytuł rozprawy w języku polskim: Badanie dynamiki platform pływających morskich turbin wiatrowych z zastosowaniem metod numerycznej mechaniki płynów.

Tytuł rozprawy w języku angielskim: Investigation of dynamics of floating platforms of offshore wind turbines with the use of numerical fluid dynamics methods.

Promotor

*podpis*

Prof. dr hab. inż., prof. zw. PG, Eugeniusz Kozaczka

Gdańsk, rok 2023





## OŚWIADCZENIE

Autor rozprawy doktorskiej: Ewelina Ciba

Ja, niżej podpisany(a), wyrażam zgodę/~~nie wyrażam zgody\*~~ na bezpłatne korzystanie z mojej rozprawy doktorskiej zatytułowanej:

„Badanie dynamiki platform pływających morskich turbin wiatrowych z zastosowaniem metod numerycznej mechaniki płynów.”

do celów naukowych lub dydaktycznych.<sup>1</sup>

Gdańsk, dnia .....

.....  
*podpis doktoranta*

Świadomy(a) odpowiedzialności karnej z tytułu naruszenia przepisów ustawy z dnia 4 lutego 1994 r. o prawie autorskim i prawach pokrewnych (Dz. U. z 2006 r., nr 90, poz. 631) i konsekwencji dyscyplinarnych określonych w ustawie Prawo o szkolnictwie wyższym (Dz. U. z 2012 r., poz. 572 z późn. zm.),<sup>2</sup> a także odpowiedzialności cywilno-prawnej oświadczam, że przedkładana rozprawa doktorska została napisana przeze mnie samodzielnie.

Oświadczam, że treść rozprawy opracowana została na podstawie wyników badań prowadzonych pod kierunkiem i w ścisłej współpracy z promotorem Prof. dr hab. inż. Eugeniuszem Kozaczką

Niniejsza rozprawa doktorska nie była wcześniej podstawą żadnej innej urzędowej procedury związanej z nadaniem stopnia doktora.

Wszystkie informacje umieszczone w ww. rozprawie uzyskane ze źródeł pisanych i elektronicznych, zostały udokumentowane w wykazie literatury odpowiednimi odnośnikami zgodnie z art. 34 ustawy o prawie autorskim i prawach pokrewnych.

Potwierdzam zgodność niniejszej wersji pracy doktorskiej z załączoną wersją elektroniczną.

Gdańsk, dnia .....

.....  
*podpis doktoranta*

Ja, niżej podpisany(a), wyrażam zgodę/-na umieszczenie ww. rozprawy doktorskiej w wersji elektronicznej w otwartym, cyfrowym repozytorium instytucjonalnym Politechniki Gdańskiej, Pomorskiej Bibliotece Cyfrowej oraz poddawania jej procesom weryfikacji i ochrony przed przywłaszczeniem jej autorstwa.

Gdańsk, dnia .....

.....  
*podpis doktoranta*

\*) niepotrzebne skreślić

<sup>1</sup> Zarządzenie Rektora Politechniki Gdańskiej nr 34/2009 z 9 listopada 2009 r., załącznik nr 8 do instrukcji archiwalnej PG.

<sup>2</sup> Ustawa z dnia 27 lipca 2005 r. Prawo o szkolnictwie wyższym: Rozdział 7 Odpowiedzialność dyscyplinarna doktorantów, Art. 226.



## OPIS ROZPRAWY DOKTORSKIEJ

**Autor rozprawy doktorskiej:** Ewelina Ciba

**Tytuł rozprawy doktorskiej w języku polskim:** Badanie dynamiki platform pływających morskich turbin wiatrowych z zastosowaniem metod numerycznej mechaniki płynów.

**Tytuł rozprawy w języku angielskim:** Investigation of dynamics of floating platforms of offshore wind turbines with the use of numerical fluid dynamics methods.

**Język rozprawy doktorskiej:** polski

**Promotor rozprawy doktorskiej:** Eugeniusz Kozaczka

**Drugi promotor rozprawy doktorskiej\*:** <imię, nazwisko>

**Promotor pomocniczy rozprawy doktorskiej\*:** <imię, nazwisko>

**Kopromotor rozprawy doktorskiej\*:** <imię, nazwisko>

**Data obrony:**

**Słowa kluczowe rozprawy doktorskiej w języku polski:** platformy pływające, współczynniki hydrodynamiczne, metoda dyfrakcyjna, obliczenia numeryczne.

**Słowa kluczowe rozprawy doktorskiej w języku angielskim:** Floating Offshore Wind Turbines (FOWTs), hydrodynamics coefficients, diffraction method, numerical calculations.

**Streszczenie rozprawy w języku polskim:** Praca dotyczy badania ruchu platform pływających pod morskie turbiny wiatrowe. Przedstawiono w niej główne metody obliczeń i przedyskutowano ich zastosowanie. Na przykładzie koncepcji konstrukcji 3-kolumnowej platformy typu Spar przedstawiono metodykę wykonywania obliczeń z zastosowaniem programu AQWA opartego na metodzie dyfrakcyjnej, rozszerzonego o współczynniki wynikające z lepkości wyznaczone za pomocą obliczeń RANSE-CFD. Wyznaczono współczynniki hydromechaniczne dla konstrukcji w wersji podstawowej oraz z dodatkową płytą tłumiącą. Przesławiono dwie metody obliczania współczynników: testy oscylacji swobodnych oraz oscylacji wymuszonych. Wykonano obliczenia w programie AQWA rozszerzonym o wpływ lepkości za pomocą dodatkowej macierzy współczynników tłumienia liniowego oraz z wykorzystaniem dodatkowego współczynnika oporu Morisona stwierdzając, że druga metoda jest lepsza. Skuteczność metody potwierdzono wynikami badań modelowych. Wykonano ponadto szczegółowe analizy zastosowania dodatkowego elementu tłumiącego w postaci płyty tłumiącej pełnej lub płyty z otworami. Opisano wpływ zastosowania każdego z poszczególnych rozwiązań na wartości współczynników hydrodynamicznych konstrukcji. Na podstawie otrzymanych wyników wyciągnięto praktyczne wnioski użyteczne do projektowania konstrukcji wsporczych pod morskie turbiny wiatrowe.

**Streszczenie rozprawy w języku angielskim:** The work concerns modeling the displacements of Floating Offshore Wind Turbines (FOWTs). It presents the main calculation methods and discusses their application. In the example of the concept of the construction of a 3-column Spar-type platform, the methodology of performing calculations is presented using the AQWA program based on the diffraction method, extended by the coefficients resulting from viscosity determined with the RANSE-CFD calculations. Hydromechanical coefficients were determined for the structure in the basic version and with an additional damping plate. Two methods of calculating the coefficients are



presented: tests of free oscillations and forced oscillations. The calculations were performed in the AQWA program extended by the viscosity effect using the additional linear damping matrix and using the additional Morison drag coefficient, with conclusion that the second method is better. The effectiveness of the method was confirmed by the results of model tests. Moreover, detailed analyses of the use of an additional damping element in the form of a solid damping plate or a plate with holes were presented. The influence of the application of each of the solutions on the hydrodynamic coefficients of the structure was described. On the basis of the obtained results, practical conclusions were drawn for the design of supporting structures for offshore wind turbines.

~~**Streszczenie rozprawy w języku, w którym została napisana\*\*:** <streszczenie, maksymalnie 1400 znaków>~~

~~**Słowa kluczowe rozprawy doktorskiej w języku, w którym została napisana\*\*:** <słowa kluczowe>~~

\*) niepotrzebne skreślić.

\*\*) dotyczy rozpraw doktorskich napisanych w innych językach, niż polski lub angielski.



Jerzykowi

## Podziękowania

Bardzo dziękuję mojemu promotorowi  
Panu prof. dr hab. inż. Eugeniuszowi Kozaczce

## Spis treści

1. Spis ważniejszych oznaczeń.....	10
2. Wprowadzenie.....	11
2.1 Uzasadnienie podjęcia tematyki .....	11
2.2 Przegląd istniejącego stanu wiedzy .....	11
2.3 Cel, hipoteza i zakres pracy .....	24
3. Model teoretyczny oraz zastosowane metody numeryczne .....	27
3.1 Charakterystyka falowania morskiego. Fala regularna i nieregularna. Widmo falowania ..	27
3.2 Liniowe równanie ruchu drgającego - swobodnego oraz wymuszonego.....	31
3.3 Siły wynikające z działania fali na obiekt nieruchomy .....	37
3.4 Równanie ruchu układu .....	40
3.5 Odpowiedź układu na fali regularnej.....	41
3.6 Odpowiedź układu na fali nieregularnej.....	42
4. Opis procedury wykonywania obliczeń w programie opartych na metodzie RANSE-CFD .....	45
4.1 Przygotowanie geometrii i siatki obliczeniowej.....	45
4.2 Funkcje stosowane w opisie zjawiska .....	47
4.3 Warunki początkowe i brzegowe .....	49
4.4 Ocena wpływu siatki i kroku czasowego .....	50
4.5 Wyniki obliczeń.....	51
5. Opis procedury wykonywania obliczeń w programie Ansys Aqwa opartym na metodzie dyfrakcyjnej.....	52
5.1 Przygotowanie modelu powierzchniowego i siatki obliczeniowej.....	52
5.2 Przygotowanie i wprowadzenie danych .....	54
5.3 Eksport wyników obliczeń .....	54
6. Analiza wpływu dodatkowego elementu tłumiącego.....	55
6.1 Testy nurzań swobodnych .....	56
6.1.1 Wyniki obliczeń RANSE-CFD.....	57
6.1.2 Porównanie wyników z wynikami badań modelowych.....	62
6.2 Testy oscylacji wymuszonych .....	64
6.2.1 Współczynniki równania liniowego .....	67





6.2.2 Współczynniki równania Morisona .....	70
6.3 Funkcja przeniesienia .....	73
6.3.1 Wyniki z badań modelowych.....	73
6.3.2 Wyniki RANSE-CFD .....	75
6.3.3 Wyniki z modelu dyfrakcyjnego w programie ANSYS AQWA.....	76
6.3.4 Porównanie otrzymanych wyników.....	82
7. Koncepcja platformy 3-kolumnowej typu spar.....	85
7.1 Współczynniki hydrodynamiczne .....	87
7.2 Wyznaczenie funkcji przeniesienia .....	96
7.3 Prognoza ruchu na fali nieregularnej.....	97
7.4 Skalowanie wyników na konstrukcję rzeczywistą .....	100
8. Podsumowanie .....	101
10. Literatura .....	104

## 1. Spis ważniejszych oznaczeń

$A$  [kg] - masa wody towarzyszącej

$B$  [N/(m/s)] – liniowy współczynnik tłumienia

$C$  [N/m] – współczynnik siły przywracającej

$C_a$  [-] -współczynnik masy wody towarzyszącej

$C_D$  [-] – współczynnik oporu Morisona

$C_M$  [-] – współczynnik bezwładności Morisona

$\omega$  [rad/s] -częstość kątowna

$\kappa$  [-] – bezwymiarowy współczynnik tłumienia

$z$  [m],  $\dot{z}$  [m/s],  $\ddot{z}$ [m/s<sup>2</sup>] – przemieszczenie, prędkość i przyspieszenie na kierunku pionowym

$z_a$  [m] – amplituda ruchu konstrukcji

$c$ [m/s] – prędkość fazowa fali

$\zeta_a$  [m] – amplituda fali

$H$ [m]=2\*  $\zeta_a$  [m] - wysokość fali

$\rho$  [kg/m<sup>3</sup>]- gęstość wody

$k=2\pi/\lambda$  [1/m] – liczba falowa

$\lambda$  [m] – długość fali

$d$ [m] – głębokość akwenu

$KC=u_a T/D$  – liczba Keulegana Carpentera

gdzie  $u_a$ [m/s]-amplituda prędkości wody,  $T$ [s] – okres oscylacji,  $D$ [m]- średnica cylindra

$F(t)$  [N] – siła działająca na konstrukcję

$F_a$  [N] – amplituda siły wymuszającej

$\epsilon_{F_z}$  [rad] – przesunięcie fazowe

$V_b$  [m<sup>3</sup>] – objętość części zanurzonej

$m$ [kg] – masa konstrukcji

$D$ [m] – średnica cylindra

$T_k$  [m] – zanurzenie cylindra

$S(\omega)$ [m<sup>2</sup>/(rad/s)] – widmo falowania

$H_s$ [m]- wysokość znacząca fali

## 2. Wprowadzenie

Woda i powietrze - morze i wiatr – dwa żywioły, które z jednej strony budzą w nas grozę, ale których energię uczymy się przekształcać dla własnych potrzeb. Dwie główne metody pozyskiwania energii związane z morzem to konwertery energii falowania i morskie turbiny wiatrowe. Dla obu grup istotny jest opis ruchu konstrukcji na fali, przy czym w przypadku konwersji energii fali staramy się ruch ten maksymalizować, a w przypadku pływającej platformy pod turbinę wiatrową - minimalizować. Równania, teorie i charakterystyki w obu przypadkach są jednak takie same. W niniejszej rozprawie omówione zostaną zagadnienia jakie należy rozważyć projektując pływającą turbinę wiatrową typu spar. Wnioski z wykonanych prac można jednak z powodzeniem zastosować do innych typów platform, jak i do wspomnianych konwerterów energii falowania.

### 2.1 Uzasadnienie podjęcia tematyki

Zainteresowanie tematyką morskich turbin wiatrowych rośnie od lat. W obliczu kryzysu energetycznego ogromne środki kierowane są w stronę odnawialnych źródeł energii. Istnieje już wiele lądowych farm wiatrowych, jak również morskich, posadowionych. Po zagospodarowaniu dostępnych obszarów zaczęto zwracać się ku obszarom morskim, gdzie głębokość akwenu uniemożliwia instalację platform posadowionych, co zrodziło konieczność rozwoju koncepcji platform pływających. Powstają już pierwsze próbne instalacje, jednak nadal jest wiele problemów do rozwiązania. Spotyka się wiele nowych koncepcji platform oraz proponuje się różnorodne modyfikacje koncepcji już opisanych. Rodzi to potrzebę wykonania szybkich symulacji zachowania się platformy w warunkach morskich pozwalających ocenić i zoptymalizować proponowane rozwiązanie. Jedną z najlepszych metod badania odpowiedzi platformy jest wyznaczenia funkcji przeniesienia, tj. zbadanie odpowiedzi platformy w zależności od częstości regularnej fali wymuszającej. Porównanie jej ze znanym widmem fali występującym na planowanym obszarze instalacji pozwala prognozować przemieszczenia platformy na fali nieregularnej. Znane są różne metody obliczeń dynamiki platform, stosowane w zależności od kluczowych parametrów danego przypadku, ale każda z tych metod pomija pewne aspekty. Najlepsze efekty uzyskuje się jednak dzięki wykorzystaniu metod hybrydowych - uproszczonych, a następnie rozszerzonych o odpowiednie współczynniki. Projektanci piszą często własne oprogramowanie pozwalające na tego typu obliczenia, ale można je także wykonać w oparciu o oprogramowanie komercyjne. W pracy przedstawiona zostanie metodologia postępowania w takim przypadku.

### 2.2 Przegląd istniejącego stanu wiedzy

Ze względu na nowość, jakim są pływające platformy pod turbiny wiatrowe, literatura na ten temat nie jest zbyt obszerna. Bardzo pomocna, choć nie zawsze w pełni adekwatna jest literatura dotycząca platform wiertniczych.

Istnieje szereg metod pozwalających opisywać dynamikę platform morskich. Chakrabarti [1] podaje trzy główne metody wyznaczania sił na konstrukcjach offshore:

- Równanie Morisona
- Teorię Frouda-Kryłowa
- Teorię dyfrakcyjną

Równanie Morisona zakłada, że siła działająca na konstrukcję zależy od dwóch członów: związanego z masą (bezwładnością) oraz związanego z oporem. Równanie to może być stosowane w takich przypadkach, gdy siła oporu jest znacząca. Tak jest zazwyczaj, gdy konstrukcja jest mała w porównaniu do długości fali. Za warunek przyjmuje się to, że długość fali nie powinna być mniejsza niż 5-krotność wymiaru charakterystycznego platformy. Jeśli chcielibyśmy policzyć siłę oddziałującą na konstrukcję typu spar, której wymiar charakterystyczny to ok 40 m, daje nam to falę o długości co najmniej 200 m, w praktyce interesują nas jednak również wymuszenia spowodowane krótszymi falami.

Kiedy siła oporu jest niewielka i dominują siły bezwładności, ale konstrukcja nadal jest relatywnie mała w stosunku do długości fali zastosowanie ma teoria Froude'a-Kryłowa, która polega na całkowaniu chwilowego pola ciśnień wywołanego falowaniem. Nie uwzględnia ona jednak oddziaływania ciała, ale traktuje je jako hydromechanicznie przezroczyste. W rzeczywistości fala przechodząca przez konstrukcję odkształca się, co wpływa na wartość powstających na konstrukcji sił.

Teoria dyfrakcyjna ma natomiast zastosowanie, gdy konstrukcja jest porównywalnych rozmiarów co długość fali. Obecność konstrukcji powoduje wtedy znaczne odkształcenie fali i należy je uwzględnić. Poważnym uproszczeniem teorii dyfrakcyjnej jest natomiast fakt, że nie uwzględnia ona wpływu lepkości. Jej pominięcie powoduje często znaczące niedoszacowanie sił tłumienia. W efekcie otrzymane w wyniku obliczeń wartości przemieszczeń są dużo większe niż te, które faktycznie wystąpią. Metoda ta zawodzi zwłaszcza w przypadku konstrukcji wyposażonych w dodatkowe urządzenia tłumiące, jak omawiane w pracy płyty tłumiące, których zadaniem jest generowanie struktur wirowych rozpraszających energię. Należy na to zwrócić szczególną uwagę korzystając z komercyjnego oprogramowania ANSYS AQWA opartego na tej teorii. W obliczeniach domyślnych tego programu nie pojawia się wpływ lepkości. Można go jednak uwzględnić za pomocą dodatkowych macierzy współczynników związanych z lepkością. W pierwszych wersjach programu były to wyłącznie macierze dodatkowych współczynników tłumienia liniowego, w najnowszych wersjach programu możliwe jest również zastosowanie tłumienia kwadratowego. Współczynniki dodatkowe, związane z lepkością są częścią wartości współczynników opisujących siły działające na platformę.

Możemy wyróżnić trzy grupy współczynników: związane z bezwładnością, a więc tak zwaną masą wody towarzyszącej ( $C_a$ ), tłumienia liniowego ( $B$ ) i kwadratowego, czyli współczynnik oporu Morisona ( $C_D$ ) oraz współczynnik siły przywracającej, związany z siłą wyporu ( $C$ ). Lepkość ma przede wszystkim znaczący wpływ na wzrost wartości współczynników tłumienia, ale może również zwiększać wartość masy wody towarzyszącej.

Wykonując obliczenia sił działających na platformę i jej ruchu na fali często posługujemy się wspomnianymi współczynnikami hydrodynamicznymi. Ich wartość pozwala ocenić własności

hydrodynamiczne projektowanej konstrukcji. Poprzez porównanie otrzymanych wartości z danymi przedstawionymi w literaturze można sprawdzić skuteczność proponowanego rozwiązania. Na podstawie wyznaczonych wartości można również dokonać optymalizacji projektowanej konstrukcji.

Podstawowym narzędziem pozwalającym wyznaczyć charakterystyki hydrodynamiczne platformy jest test oscylacji swobodnych (ang. Free Decay Test) opisany m. in. przez Journee [2]. Polega on na wymuszeniu początkowego przemieszczenia platformy, a następnie rejestracji jej przemieszczenia. Platforma wykonuje ruch oscylacyjny o zmniejszającej się amplitudzie wychylenia. Następnie na podstawie okresu oscylacji i wartości kolejnych wychyleń można wyznaczyć interesujące nas wartości współczynników hydromechanicznych.

Często w tym przypadku stosuje się przybliżenie ruchu poprzez tłumiony ruch masy na sprężynie. Schemat takiego modelu przedstawiono na rys. 1, a równanie zapisano w postaci:

$$(m + A_{33})\ddot{z} + B_{33}\dot{z} + C_{33}z = 0 \quad (1)$$

gdzie:

$m$  [kg]- masa konstrukcji

$A_{33}$  [kg]- masa wody towarzyszącej na kierunku pionowym

$B_{33}$  [N/(m/s)] – współczynnik tłumienia na kierunku pionowym

$C_{33}=\rho g A_w$  [N/m] -współczynnik siły przywracającej na kierunku pionowym

$z$  [m],  $\dot{z}$  [m/s],  $\ddot{z}$ [m/s<sup>2</sup>] – przemieszczenie, prędkość i przyspieszenie na kierunku pionowym

Często jest to dobre przybliżenie i może pozwolić przewidzieć ruch platformy, jednak zakłada ono pewne uproszczenia. W równaniu tym zakładamy bowiem, że masa wody towarzyszącej jest stała, tłumienie zmienia się liniowo z prędkością oraz że współczynnik tłumienia jest stały. W rzeczywistości tak nie jest, a rozbieżności, które z tego wynikają omówione zostaną w rozdz. 6. Przeprowadzenie tego testu jest dosyć proste dla konstrukcji pływających, ponieważ nie wymaga zastosowania urządzeń wymuszających ruch platformy, ani wytworzenia fali. Jego wadą jest natomiast fakt, że pozwala wyznaczyć współczynniki wyłącznie dla częstotliwości oscylacji własnych konstrukcji. Jest to oczywiście najważniejsza z częstotliwości, ponieważ w przypadku pojawienia się fali o takiej wartości wystąpi zjawisko rezonansu, jednak aby móc dobrze przewidzieć zachowanie konstrukcji w warunkach morskich należy zbadać wartość współczynników w szerszym zakresie częstotliwości, odpowiadającym zakresowi widma fali.

Narzędziem, które pozwala poznać zależność wartości współczynników od częstotliwości drgań jest test oscylacji wymuszonych. W tym przypadku ruch pionowy modelu jest zdefiniowany przez zależność (2)

$$z(t) = z_a \sin \omega t \quad (2)$$

gdzie:

$z_a$  [m] – amplituda ruchu

$\omega$  [rad/s] – częstość

$t$  [s] – czas

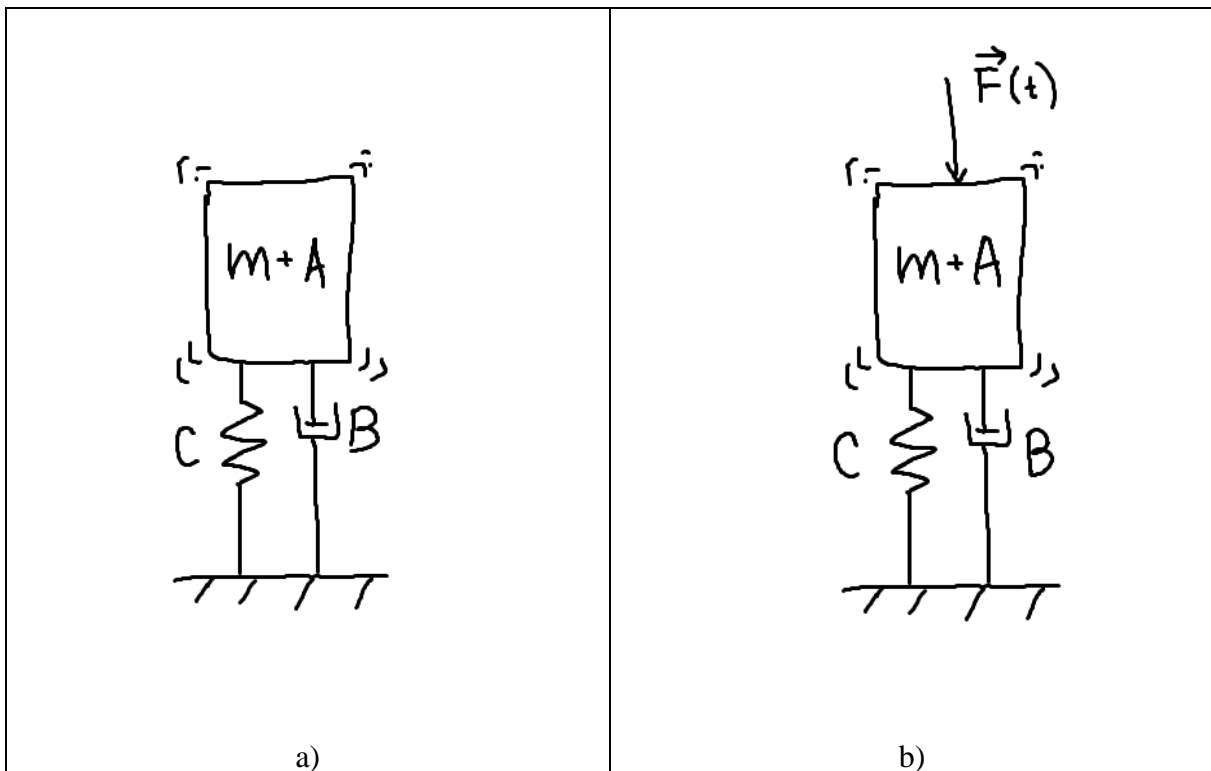
liniowe równanie ruchu dane jako (3)

$$(m + A_{33})\ddot{z} + B_{33}\dot{z} + C_{33}z = F_a \sin(\omega t + \varepsilon_{F_z}) \quad (3)$$

gdzie:

$F_a$  [N] – amplituda siły wymuszającej

$\varepsilon_{F_z}$  [rad] – przesunięcie fazowe



Rysunek 1 Schematy ruchu swobodnego (a) i wymuszonego (b)

Powszechnie stosowaną metodą do wyznaczenia sił działających na konstrukcje cylindryczne jest równanie Morisona (4), które w tej postaci zostało przedstawione przez Sarpkaya [3]. Zakłada ono, że możemy rozdzielić siłę działającą na ciało na człon bezwładności, związany z przyspieszeniem oraz na człon oporowy związany z prędkością.

$$F(t) = \frac{1}{2} \rho C_D A_p |U - \dot{x}|(U - \dot{x}) + \rho V_b (1 + C_a) \left[ \frac{\partial U}{\partial t} + (U - \dot{x}) \frac{\partial U}{\partial x} \right] - \rho V_b C_a \ddot{x} \quad (4)$$

Gdzie:

$F(t)$  [N] – siła działająca na konstrukcję

$\rho$  [kg/m<sup>3</sup>]- gęstość wody

$C_D$  [-] współczynnik oporu Morisona

$A_p$  [m<sup>2</sup>]- pole przekroju

$U$  [m/s] – prędkość wody

$\dot{x}$  [m/s] -prędkość konstrukcji

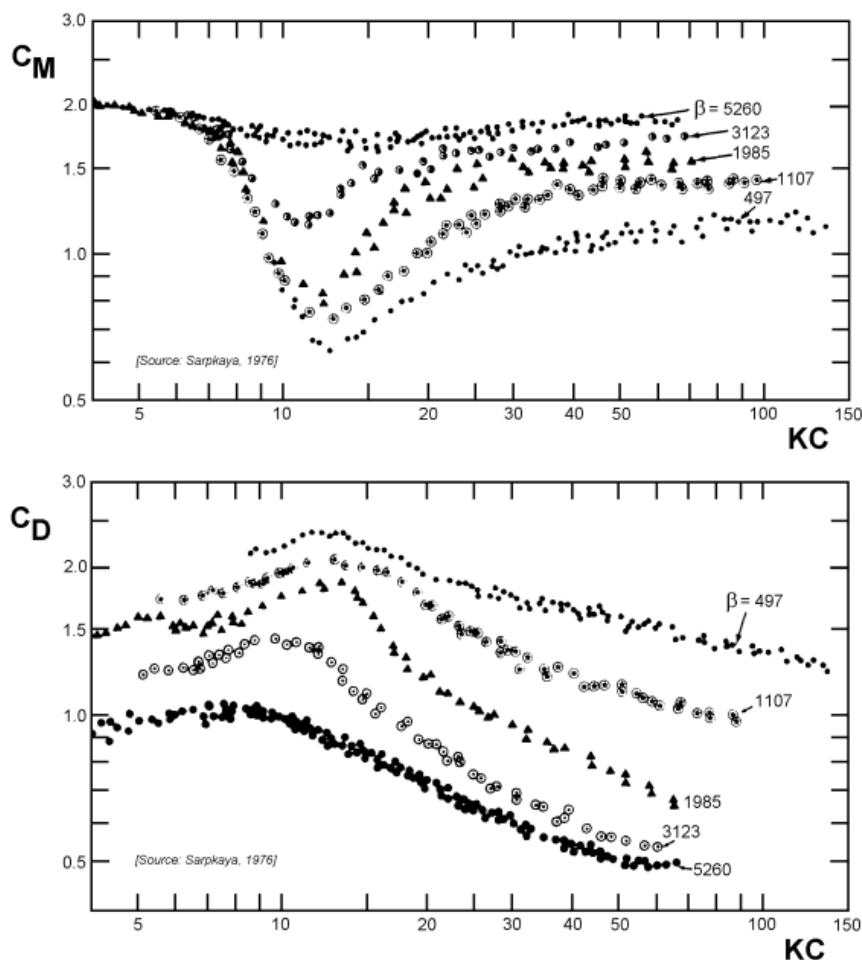
$V_b$  [m<sup>3</sup>] – objętość części zanurzonej

$C_a$  [-] – współczynnik masy wody towarzyszącej

$\ddot{x}$  [m/s<sup>2</sup>] -przyspieszenie konstrukcji

Choć pierwotnie sformułowane zostało dla sił poziomych, to możliwym jest napisanie programu bazującego na równaniu Morisona i rozszerzonego o macierz współczynników dla 6 stopni swobody, które pozwoli poznać odpowiedź konstrukcji na zadane wymuszenie. Jest to metoda uproszczona, słuszna tylko w tych przypadkach, gdzie zastosowanie ma równanie Morisona (małe wymiary konstrukcji w stosunku do długości fali wymuszającej). Dużym uproszczeniem tej metody jest fakt, że współczynniki w rzeczywistości nie są stałe, a zależą od fali wymuszającej, co można zobaczyć na wykresach rys. 2. Kolejną niezgodnością jest założenie przyjęte w tym równaniu, że opór zależy wyłącznie od kwadratu prędkości. W rzeczywistości można wyróżnić dwa człony oporu lepkości: związany z ruchem, zależny od kwadratu prędkości, oraz związany z wypromieniowaniem energii na skutek powstającej fali, zmieniający się liniowo z prędkością.

Współczynniki siły bezwładności  $C_M = 1 + C_a$  oraz oporu  $C_D$  dla określenia sił poziomych dla walców kołowych można znaleźć w literaturze [3].



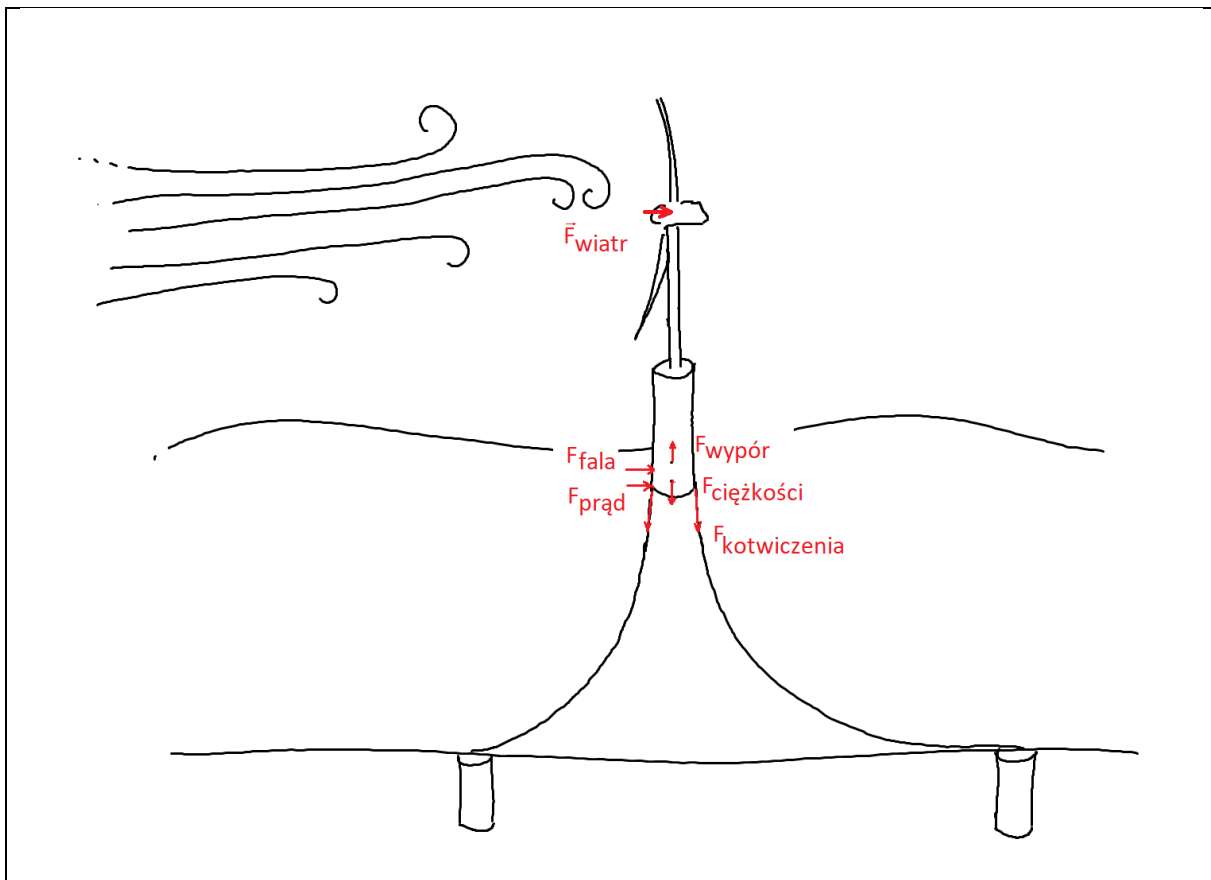
Rysunek 2 Współczynniki hydrodynamiczne dla walca

Jednak dla ciał o innym przekroju, jak również dla sił działających na innych kierunkach współczynniki te można wyznaczyć na podstawie badania sił działających na ciało umieszczone w przepływie oscylacyjnym lub opisanych wcześniej metod oscylacji swobodnych lub wymuszonych. W przypadku badania współczynników dla ruchu w kierunku pionowym lepsze są metody oscylacji, gdyż pozwalają one uwzględnić wpływ swobodnej powierzchni. Wyznaczanie współczynników może odbywać za pomocą eksperymentów wykonanych w basenach modelowym jak również symulacji numerycznych metodą RANSE-CFD.

Oprócz pełnych badań modelowych najdokładniejszą metodą obliczania sił działających na platformę jest pełna symulacja RANSE-CFD dla warunków odpowiadających warunkom morskim. Symulacja taka może uwzględniać wszystkie oddziaływania środowiska na obiekt rys. 3. Modele Volume of Fluid (VoF), polegające na przeprowadzaniu obliczeń dla dziedziny wypełnionej więcej niż jednym płynem pozwalają przeprowadzać obliczenia z powierzchnią swobodną fali. Modele Dynamic Fluid Body Interaction (DFBI) pozwalają uzyskać dynamiczną interakcję pomiędzy płynem a ciałem. W połączeniu z techniką obliczeniową wykorzystującą siatki nakładane (typu overset mesh) pozwalają na wykonywanie obliczeń ruchu bryły sztywnej o zadanej masie, położeniu środka ciężkości i momentach bezwładności.



Możliwym jest również wprowadzenie do programu kotwiczenia o charakterystyce statycznej liniowej lub nieliniowej. Wprowadzając dziedzinę obrotową mamy również możliwość odwzorowania obracającej się turbiny z uwzględnieniem zmiany kąta natarcia skrzydeł w zależności od prędkości wiatru.

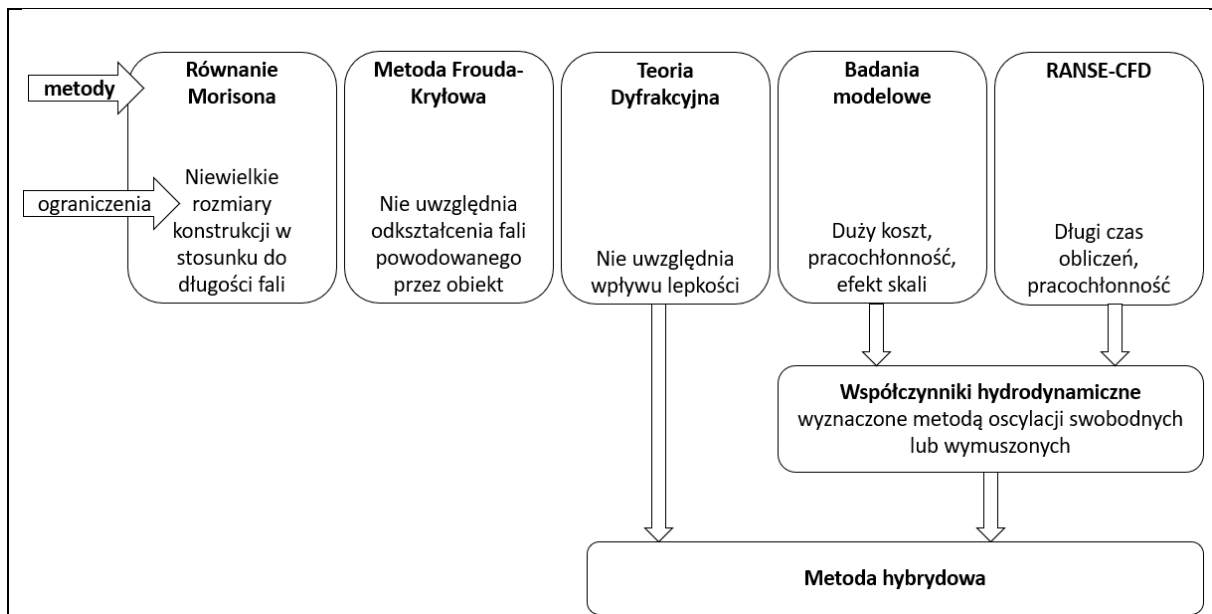


Rysunek 3 Siły działające na morską platformę wiatrową

Szczegółowy model platformy powinien uwzględnić siły ciężkości ( $\vec{F}_{ciężkości}$ ) i wyporu ( $\vec{F}_{wypór}$ ), siłę generowaną na części nadwodnej platformy pod wpływem działania wiatru ( $\vec{F}_{wiatru}$ ), siłę od fali wodnej ( $\vec{F}_{fala}$ ), siłę od prądów morskich ( $\vec{F}_{prądu}$ ) oraz siłę pochodzącą od układu kotwiczenia ( $\vec{F}_{kotwiczenia}$ ).

Wprowadzenie do programu takiego modelu jest możliwe, jednak bardzo pracochłonne, a obliczenia trwają dosyć długo. O ile więc symulacje RANSE-CFD powinny być przeprowadzone dla ostatecznego projektu platformy, to na wstępnym etapie projektowania dużo lepiej posługiwać się modelami uproszczonymi i ograniczyć pełne symulacje RANSE-CFD do wyznaczania współczynników hydrodynamicznych.

Zestawienie metod wykorzystywanych do wyznaczania sił działających na platformy pływające przedstawiono na poniższym schemacie rys. 4



Rysunek 4 Metody wyznaczania sił działających na platformy

Wzrost zainteresowania tematyką morskich turbin wiatrowych powoduje, że powstaje wiele nowych publikacji na ten temat. Analizowane są różne koncepcje platform w zależności od typu konstrukcji wsporczej. Koncepcja bazująca na platformie jack-up została opisana przez Dymarskiego [4], a koncepcja oparta na platformie Tension Leg Platform (TLP) została opisana przez Żywickiego [5]. Ze względu na duże głębokości obszarów morskich przeznaczonych pod instalacje platform najczęściej rozpatrywaną jest koncepcja typu spar i jej modyfikacje, np. opisana przez Dymarskiego [6] koncepcja typu cell-spar.

Koncepcje platform typu spar dla morskich turbin wiatrowych bazują na wnioskach wyciągniętych dla platform wydobywczych ropy naftowej. Jest wiele przykładów obliczeń zachowania konstrukcji w warunkach morskich za pomocą metody dyfrakcyjnej. Doświadczenia pokazują jednak, że aby ich wyniki były wiarygodne muszą być one uzupełnione o współczynniki związane z lepkością wody. Powszechną praktyką jest też podział konstrukcji na większe elementy liczone za pomocą metody dyfrakcyjnej oraz mniejsze, smukłe liczone za pomocą równania Morisona. Metoda oparta na równaniu Morisona jest stosowana także dla dodatkowych płyt tłumiących, gdzie wpływ lepkości jest bardzo istotny.

Wang [7] zaprezentował obliczenia funkcji przeniesienia oraz analizy na fali nieregularnej dla koncepcji platformy typu spar pod morskie turbiny wiatrowe. Zaprezentowane wyniki bazują jednak wyłącznie na teorii dyfrakcyjnej i nie uwzględniają wpływu lepkości. Może to jednak być w tym przypadku zbyt duże uproszczenie, ponieważ koncepcja platformy zawiera 4 płyty tłumiące. Stąd maksymalna wartość funkcji przeniesienia, jaką otrzymał dla nurzań wyniosła 4, podczas gdy spodziewana dla tego typu konstrukcji powinna dać około 2.2.

Zhang [8] przedstawił obliczenia numeryczne dla nowej koncepcji platformy wydobywczej cell-truss spar. Obliczenia dla głównej części konstrukcji wykonano za pomocą metody dyfrakcyjnej, natomiast elementy kratownicowe policzono metodą Morisona. Nie uwzględniono tu jednak dodatkowego tłumienia i masy wody towarzyszącej wynikających z obecności płyt tłumiących, co jest najprawdopodobniej zbyt dużym uproszczeniem w tym przypadku.

Sinsabvorodom [9] zaprezentował innowacyjną koncepcję trój i czwór- kolumnowego cell-truss spar w porównaniu do klasycznego truss-spar. Analizy dotyczyły głównie hydrostatyki, jednak przedstawiono również odpowiedź na fali. Siłę od fali na elementach kolumnowych i kratownicowych liczone za pomocą metody Morisona, zaś do pozostałych zastosowano metodę dyfrakcyjną. Obliczenia pokazały, że proponowane rozwiązanie jest lepsze od klasycznego truss-spar, dając mniejsze przemieszczenia wzdłużne. Pozytywnego wpływu nie zaobserwowano jednak na kierunku pionowym. Uwzględnienie dodatkowego tłumienia lepkości mogłoby znacząco zmienić wyniki przedstawionych obliczeń.

Uwzględnienie wpływu lepkości sprowadza się do wyznaczenia współczynników hydrodynamicznych konstrukcji. Sethuraman [10] przedstawia wyniki obliczeń wykonanych dla stepped-spar pod morskie turbiny wiatrowe. Przeprowadził testy oscylacji swobodnych w celu skalibrowania programu OrcaFlex. Otrzymał dzięki temu dobrą zgodność obliczeń z wynikami eksperymentu. Liu [11] przedstawił kalibrację obliczeń w programie FAST dla konstrukcji typu spar. Podobnie Browning [12] przedstawił obliczenia w programie FAST rozszerzone o współczynniki wyznaczone na podstawie oscylacji swobodnych.

Szereg publikacji Li przedstawia bardzo wartościowe analizy dla nowej koncepcji platformy głęboko zanurzonej platformy typu spar [13] dla przemysłu naftowego za pomocą metody dyfrakcyjnej uzupełnionej o równanie Morisona. Zastosowanie trzech płyt tłumiących i redukcja balastu daje bardzo dobre wyniki w porównaniu do klasycznej koncepcji platformy typu spar kratownicowy. Maksymalna wartość funkcji przeniesienia dla nurzań wynosi tu 1.6 (w porównaniu do 2.2 dla tradycyjnej koncepcji truss spar). W innym artykule [14] analizuje efekt tłumienia dla prezentowanej koncepcji platformy. Kładzie w nim nacisk na niestabilność typu Mathiego która powoduje znaczne kołysania wywołane utratą stabilności podczas nurzań. Płyty tłumiące mogą w tym przypadku zmniejszyć ryzyko tego zjawiska. Działanie płyt tłumiących zostało przeanalizowane przez autora w kolejnym artykule [15]. Przeprowadził obszerne analizy dla głęboko zanurzonej platformy multi-spar płyt tłumiących w różnych konfiguracjach.

Problem tłumienia nurzań platform typu spar został opisany również przez Hasulma [16]. W jego pracy możemy znaleźć szereg różnych kształtów kadłuba mających na celu wzrost współczynnika tłumienia. Jedną z nich jest właśnie płyta tłumiąca, okrągła płyta o średnicy większej od średnicy platformy dodana na jej dnie. Graham [17] napisał, że płyty tłumiące zwiększają masę wody towarzyszącej, dzięki czemu częstość oscylacji swobodnych konstrukcji jest oddalona od częstości fali i nie zachodzi zjawisko rezonansu, bez konieczności zwiększania masy rzeczywistej konstrukcji. Oprócz masy wody towarzyszącej wzrasta również tłumienie, ponieważ ostre krawędzie przyspieszają proces odrywania wirów, co prowadzi do wzrostu tłumienia lepkości. Bardzo szerokie analizy płyt tłumiących przeprowadził Subbullakshmi [18]. Przebadał różne konfiguracje, w zależności od średnicy i położenia płyty, oraz płyty podwójne. Zauważył m. in. że tłumienie płyty rośnie wraz ze wzrostem jej średnicy do 1.4 średnicy platformy, a następnie spada. Potwierdzają to spostrzeżenia Tao [19]. Analizował on struktury wirowe powstające na płycie w zależności od jej średnicy. Pokazał, że krawędź płyty nie może być zlokalizowana zbyt daleko od ścianki cylindra, ponieważ wtedy oddziaływanie tworzących się zawirowań jest mniejsze. Analizy prowadzone przez Cibę [20] pokazały natomiast, że nawet płyta o niewielkiej średnicy (~1.1) razy większej od średnicy cylindra daje znaczący wzrost współczynniki tłumienia. Stąd wniosek, że główny wpływ na tłumienie płyty ma nie tyle jej powierzchnia co krawędź ją otaczająca. Potwierdzają to również badania prowadzone przez

Mello [21]. Analizował on płytę tłumiącą z dodatkową kurtyną. Badania te pokazały, że wzrost wysokości kurtyny nie zawsze prowadzi do wzrostu tłumienia.

Odpowiedzią na te spostrzeżenia były przeprowadzone przez Cibę [22] badania płyty z otworami. Ich wyniki pokazują, że w niektórych przypadkach współczynnik tłumienia dla płyty z otworami może być większy niż dla płyty pełnej. Podobne badania zostały przeprowadzone przez Tao [23]. Wyznaczył on charakterystyki hydrodynamiczne dysku perforowanego. Testy zostały przeprowadzone przy użyciu metody oscylacji wymuszonych. Zauważono, że płyta perforowana charakteryzuje się mniejszym współczynnikiem masy wody towarzyszącej, oraz że przy małej liczbie Keulegana Carpentera (KC) związanej z amplitudą przemieszczenia tłumienie płyt perforowanych jest większe niż pełnych.

Kwadratowe płyty perforowane zostały przebadane przez Songa [24]. Testy przeprowadzono dla izolowanej płyty za pomocą oscylacji wymuszonych. Autor również zauważył spadek masy wody towarzyszącej w porównaniu do płyty pełnej. Zwrócił również uwagę, że przy małych liczbach KC tłumienie jest spowodowane głównie przepływem wody przez otwory.

Na przestrzeni lat płytami perforowanymi zajmowali się różni badacze.

Castro [25] badał opór i opływ płyt perforowanych w przepływie jednokierunkowym. Wyróżnił dwa typy przepływu w zależności od współczynnika perforacji definiowanego jako pole otworów odniesione do pola pełnej płyty. Dla mniejszego współczynnika zaobserwował przepływ z rozwiniętą ścieżką wirową, zaś przy większych wartościach współczynnika perforacji stwierdził przepływ bez ścieżki wirowej. Pokazał, że w pierwszym przypadku wprowadzenie perforacji powoduje oddalenie się wirów spływających od powierzchni płyty. Wraz ze wzrostem współczynnika perforacji rośnie częstotliwość odrywania wirów i spada opór płyty. Wyciągnięte przez niego wnioski są bardzo ciekawe i mogą być pomocne przy projektowaniu płyt tłumiących, jednak należy pamiętać, że w przypadku ruchu oscylacyjnego nie zawsze zdąży się rozwinąć ustalony przepływ. Sytuacja taka pojawia się głównie w przypadku małej amplitudy nurzań.

Bayazit [26] przeprowadził podobne obliczenia numeryczne i badania modelowe w kanale aerodynamicznym dla płyt perforowanych. Potwierdził wniosek wyciągnięty przez Castro, że wraz ze wzrostem współczynnika perforacji spada opór płyty. Jego badania pokazały również, że wzrost grubości płyty powoduje wzrost oporu.

Wu et al. [27] zbadał zjawisko odbicia fali od pionowej ściany z poziomą płytą perforowaną. Jego badania pokazały, że w bliskim obszarze ściany zachodzi skomplikowany proces transformacji falowej, który obejmuje załamanie i odbicie fali i może prowadzić do zatrzymywania fal. Na podstawie przeprowadzonych badań wyciągnęli wniosek że płyta perforowana jest lepszym absorberem niż płyta pełna.

Molin [28] rozwiązał zagadnienie tłumienia płyty perforowanej metodą dopasowanych rozwinięć funkcji własnych, przy założeniu, że na dyskach występują straty ciśnienia proporcjonalne do kwadratu prędkości ruchu, oraz, że ma zastosowanie teoria przepływu potencjalnego. Zastosowany model bazuje na założeniach płynu idealnego i bezwirowego. W rzeczywistości jednak zarówno na krawędzi płyty, jak i otworów następuje oderwanie przepływu, co wywołuje wzrost siły oporu i rozpraszanie energii. Wpływ otworów został dodany do modelu, jednak wpływ krawędzi jest pomijany. W związku z tym model może dać odpowiednie wartości tłumienia w przypadku, gdy efekt oderwania przez otwory będzie

dominujący w stosunku do oderwania na krawędzi płyty. Potwierdzenie tego spostrzeżenia przeprowadzono za pomocą porównania współczynnika tłumienia pełnej płyty zaczerpniętego z literatury ze współczynnikiem tłumienia płyty perforowanej. Wynika z niego, że stosunek tłumienia płyty perforowanej do pełnej zależy od odwrotności liczby KC.

$$\frac{B_{porous}}{B_{solid}} \cong 0.95 KC^{-1} \quad (5)$$

Wynika stąd, że kiedy liczba KC jest większa od 1 nie pojawia się dodatkowe tłumienie związane z perforacją, jednak kiedy jest ona mniejsza (dla typowej konstrukcji spar  $KC \sim 0.2$ ) obserwujemy duży wpływ perforacji.

Od pewnego czasu zainteresowanie tematem perforacji płyt tłumiących zaczęło rosnąć, co jest pochodną wzrostu zainteresowania konstrukcjami pod morskie turbiny wiatrowe. Mojtaba [29] przedstawił obszerne podsumowanie dotyczące płyt tłumiących. Zauważył, że wpływ płyt na zachowanie konstrukcji zależy od: liczby Keulegana – Carpentera (KC), częstotliwości oscylacji, stosunku perforacji, układu i wielkości kawitacji, grubości płyty oraz jej odległości od dna i powierzchni swobodnej. Podał, że przy małych liczbach KC, gdzie amplituda oscylacji jest ograniczona, tłumienie lepkie, pochodzące od oderwania przepływu jest proporcjonalne do powierzchni krawędzi. Stąd dodanie wewnętrznych krawędzi poprzez perforację powiększa tłumienie lepkie. Wprowadził więc dodatkowy współczynnik opisu płyty, stosunek pola powierzchni krawędzi do pola powierzchni płyty.

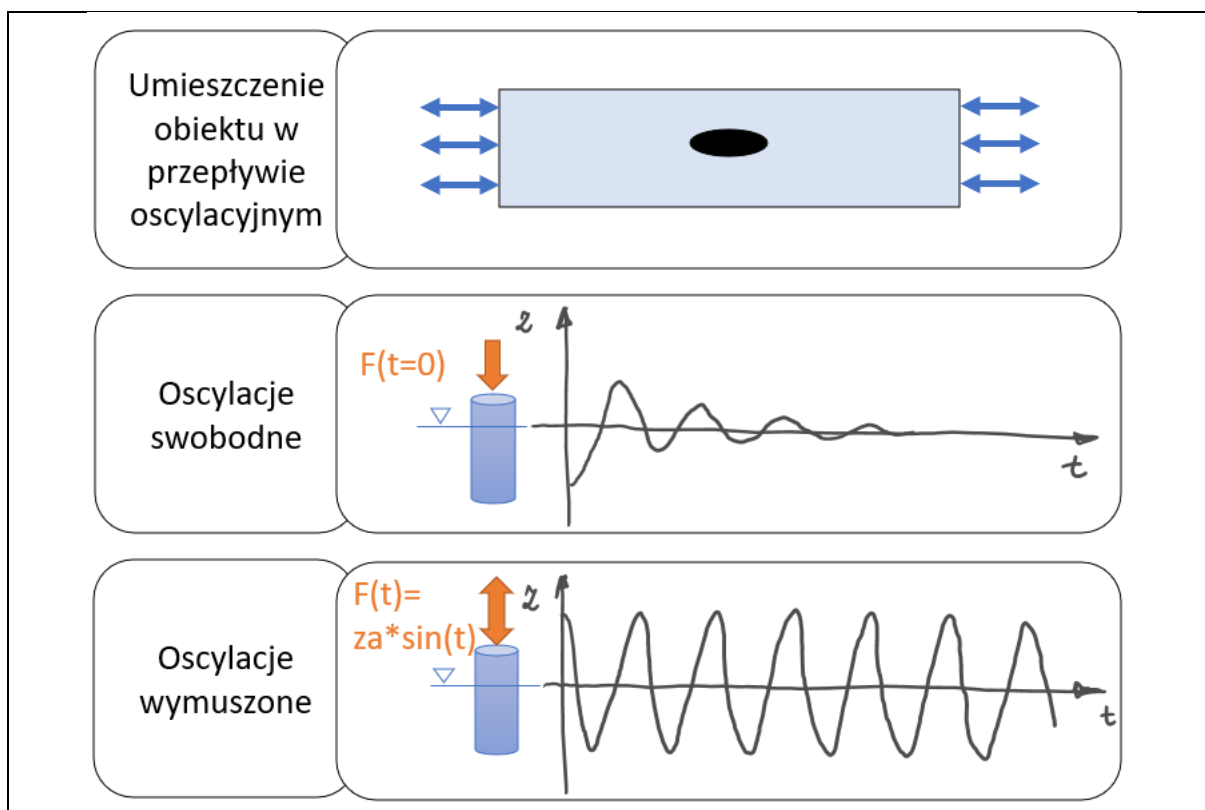
Wang i inni [30] inspirowani badaniami autorki opublikowali artykuł dotyczący badania płyty tłumiącej z otworami o zmiennym przekroju, powstałymi poprzez fazowanie ich zewnętrznej krawędzi, a więc zwężającymi się do wewnątrz. Według przedstawionych wyników w niektórych przypadkach są one skuteczniejsze niż otwory o stałym przekroju.

Zagadnienie wyznaczania współczynników hydrodynamicznych również znajduje swoje miejsce w literaturze. Warto tu podkreślić, że w przypadku platform pływających współczynniki te dotyczą ruchu oscylacyjnego, różniącego się w sposób znaczący od ruchu w jednym kierunku. W tym przypadku duże znaczenie dla wyników ma wartość amplitudy i częstości ruchu. W przypadku ruchu o dużej częstości i małej amplitudzie nie zawsze zdąży się rozwinąć faza przepływu ustalonego. Wielu badaczy zajmowało się wyznaczaniem współczynników hydrodynamicznych obiektów wykonujących ruch oscylacyjny. Holmes [31] wyznaczył masę wody towarzyszącej oraz współczynnik oporu za pomocą metody dopasowania równania Morisona do siły wyznaczonej z obliczeń CFD metodą najmniejszych kwadratów. Wyniki jego badań potwierdziły, że metody CFD mogą być poprawnymi i wydajnymi sposobami na uzupełnienie równania Morisona. Dymarski i inni w [32] przedstawili obszerne wyniki badań współczynników hydrodynamicznych dla platformy posadowionej uzyskane za pomocą obliczeń numerycznych sił działających na obiekt znajdujący się w przepływie oscylacyjnym.

Zhu [33] zbadał charakterystyki hydrodynamiczne płyty oddalonej od dna konstrukcji. Wyniki jego badań pokazują, odległość od dna nie ma tak dużego wpływu jak promień płyty.

Wpływ kształtu dna (płaskie, zaokrąglone i półokrągłe) na wartość współczynników hydrodynamicznych zbadał Gu [34]. Wyniki potwierdziły przypuszczenia, że największe tłumienie pojawi się w przypadku dna płaskiego.

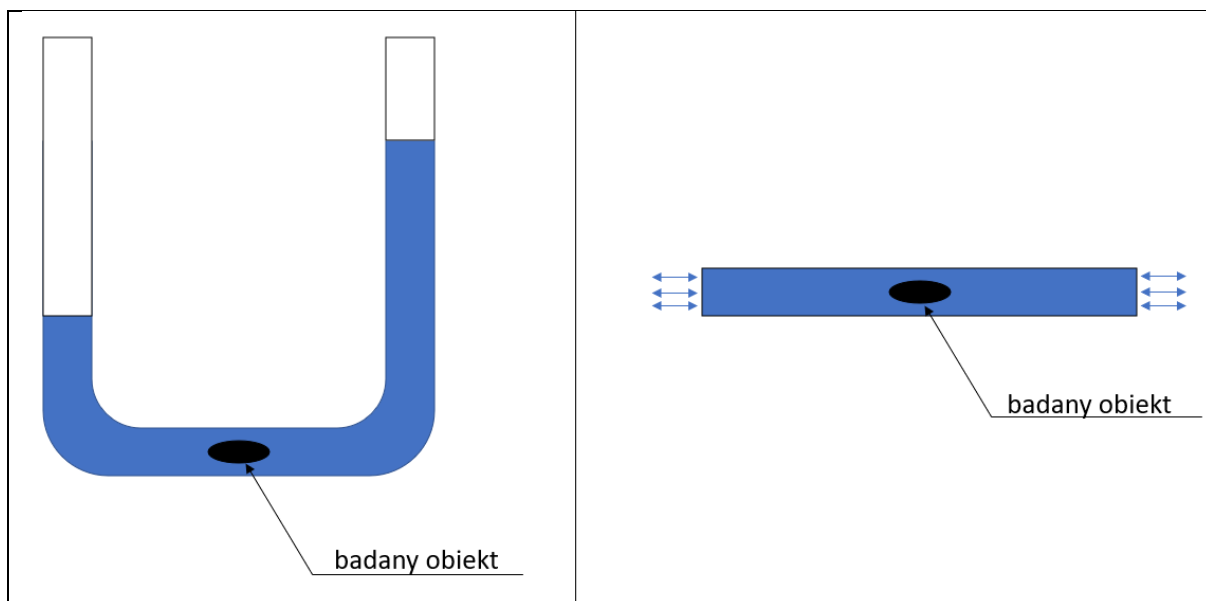
Istnieją trzy główne metody wyznaczania współczynników hydrodynamicznych w ruchu oscylacyjnym co przedstawiono schematycznie na rys. 5.



Rysunek 5 Metody wyznaczania współczynników hydrodynamicznych

Pierwsza z nich, zaproponowana przez Morisona polega na umieszczeniu obiektu w przepływie oscylacyjnym. Realizację tej metody przy zastosowaniu badań modelowych można wykonać umieszczając obiekt w kanale w kształcie litery „U” przedstawiony na rys. 6a. Należy wymusić początkową różnicę poziomów wody w ramionach, a następnie już ruch wody odbywa się oscylacyjnie. W przypadku obliczeń RANSE-CFD zastosowanie metody można zrealizować poprzez budowę wydłużonej dziedziwy cylindrycznej i zadanie prędkości oscylacyjnej na obu jej końcach, co schematycznie przedstawiono na rys. 6b.





Rysunek 6 Wyznaczanie współczynników hydrodynamicznych poprzez badanie sił działających na obiekt w przepływie oscylacyjnym a) schemat badań eksperymentalnych b) dziedzin do obliczeń RANSE-CFD

Przedstawiona metoda jest łatwa w realizacji. Zwłaszcza obliczenia RANSE-CFD są w tym przypadku bardzo proste i nie wymagają stosowania skomplikowanych modeli umożliwiających ruch obiektu. Sprawdza się dość dobrze w przypadku badania współczynników na kierunku poziomym. W przypadku kierunku pionowego nie uwzględnia ona jednak oddziaływania powierzchni swobodnej, co jest zbyt dużym uproszczeniem.

Do wyznaczania współczynników hydrodynamicznych na kierunku pionowym dużo lepsze są metody w których to obiekt porusza się ruchem oscylacyjnym.

Jedna z nich, metoda oscylacji swobodnych wymaga, aby badana konstrukcja była obiektem pływającym. Polega na wymuszeniu początkowego przemieszczenia, a następnie badaniu oscylacji zanikających. Pozwala ona wyznaczyć współczynniki hydrodynamiczne wyłącznie dla częstości oscylacji własnych obiektu. Druga z metod jest nieco bardziej kłopotliwa w przypadku przeprowadzania badań modelowych, gdyż wymaga zastosowania urządzenia wymuszającego ruch oscylacyjny o zadanej amplitudzie i częstości. Pozwala ona jednak wyznaczyć wartość współczynników dla różnej częstości wymuszenia, co jest bardzo ważne, ponieważ w warunkach eksploatacyjnych obiekt będzie narażony na działanie fal o różnej częstości. Zwrócił na to uwagę między innymi Rao [35]. Wykonał on badania współczynników płyt tłumiących i porównał wyniki z trzema różnymi modelami tłumienia liniowego, kwadratowego oraz łączonego (kwadratowego z liniowym) uzyskując najlepszą zgodność dla modelu liniowego. Jest to sprzeczne ze spostrzeżeniami autorki poniższej dysertacji, jednak może wynikać z większej liczby KC analizowanych przypadków ( $KC \sim 2$ ), która związana jest z amplitudą ruchu i ma duży wpływ na charakter opływu.

Bardzo ciekawe i przydatne wyniki badań przedstawił Maron [36]. Sprawdził on jaki jest wpływ skali na wyniki badań płyt tłumiących. Wyniki pokazały, że niepewność związana z efektem skali ma w rzeczywistości mniejsze znaczenie niż wartość liczby KC potrzebna dla oszacowania tłumienia lepkiego.

## 2.3 Cel, hipoteza i zakres pracy

Zagadnienie projektowania pływających platform pod morskie turbiny wiatrowe jest bardzo aktualne. Pomimo dużego doświadczenia zdobytego przy projektowaniu platform wydobywczych ropy naftowej specyfika konstrukcji wiatrowych sprawia, że nie wszystkie z wypracowanych metod są tu równie skuteczne. Przegląd literatury pokazuje, że badacze stosują różne narzędzia do obliczeń, otrzymując czasem wyniki różne od rzeczywistości. Błąd polega często na nie uwzględnieniu lub niedoszacowaniu sił związanych z lepkością. Artykuły dotyczącej tej tematyki są chętnie publikowane, a ich wyniki cytowane w kolejnych pracach. Dużym zainteresowaniem cieszą się zwłaszcza analizy dodatkowych elementów tłumiących, których stosowanie wydaje się być niezbędne w platformach pod morskie turbiny wiatrowe. W związku z powyższym podstawowym celem tej pracy było przedstawienie wyników badań dotyczących wyznaczania sił działających na morską platformę pod turbinę wiatrową i przewidywania jej ruchów w warunkach morskich.

Omówiono główne metody wyznaczania sił działających na platformę oraz towarzyszące im ograniczenia. Opisano metodę hybrydową polegającą na zastosowaniu teorii dyfrakcyjnej, rozszerzonej o wpływ lepkości, za pomocą dodatkowych współczynników wyznaczonych z badań modelowych lub obliczeń RANSE-CFD. Opisano metody wyznaczania współczynników hydrodynamicznych i wyjaśniono wady i zalety każdej z nich. Szczegółowo omówiono w jaki sposób przygotować symulacje RANSE- CFD na podstawie których można wyznaczyć współczynniki hydrodynamiczne platformy. Omówiono w jaki sposób na podstawie wartości współczynników oraz odpowiedzi platformy na fali regularnej prognozować przemieszczenia platformy w warunkach rzeczywistych. Opisano w jaki sposób dzięki uzyskanym współczynnikom uwzględnić wpływ tłumienia w oprogramowaniu bazującym na metodzie dyfrakcyjnej, co pozwala wykonywać szybkie i bardzo dokładne obliczenia zachowania platformy w warunkach morskich. Pomimo dosyć obszernej literatury na temat projektowania platform pływających trudno jest znaleźć szczegółowe wyjaśnienia na temat sposobów wyznaczania współczynników. Najczęściej autorzy koncentrują się wyłącznie na wynikach obliczeń zachowania platformy i wpływu zastosowanych modyfikacji konstrukcji [13]. Ponadto zbadano skuteczność zaprojektowanego przez autorkę rozwiązania mającego na celu zwiększenie tłumienia ruchu platformy.

Metodykę pokazano na przykładzie oceny skuteczności zaproponowanego przez autorkę rozwiązania w postaci dodatkowej płyty tłumiącej z otworami. W literaturze można znaleźć opracowania dotyczące płyt perforowanych, jednak przedstawione analizy dotyczą płyt odosobnionych. Tu przebadano płytę pracującą w układzie z konstrukcją.

Przedstawioną metodę wyznaczania odpowiedzi konstrukcji wykorzystano również do analizy dla koncepcji platformy typu 3- kolumnowy spar w wersji podstawowej oraz zaproponowano modyfikację konstrukcji poprzez dodanie płyty tłumiącej z otworami. Przedstawiona analiza została opublikowana przez autorkę w [37]. Pokazuje ona jak dobre efekty daje zastosowana metoda hybrydowa.



Sformułowano następującą hipotezę badawczą:

**Możliwe jest wyznaczenie ruchu morskiej platformy pływającej w wyniku oddziaływania środowiska przez wykorzystanie obliczeń numerycznych opartych na metodzie dyfrakcyjnej i uzupełnionych o współczynniki hydrodynamiczne wyznaczone metodą RANSE-CFD.**

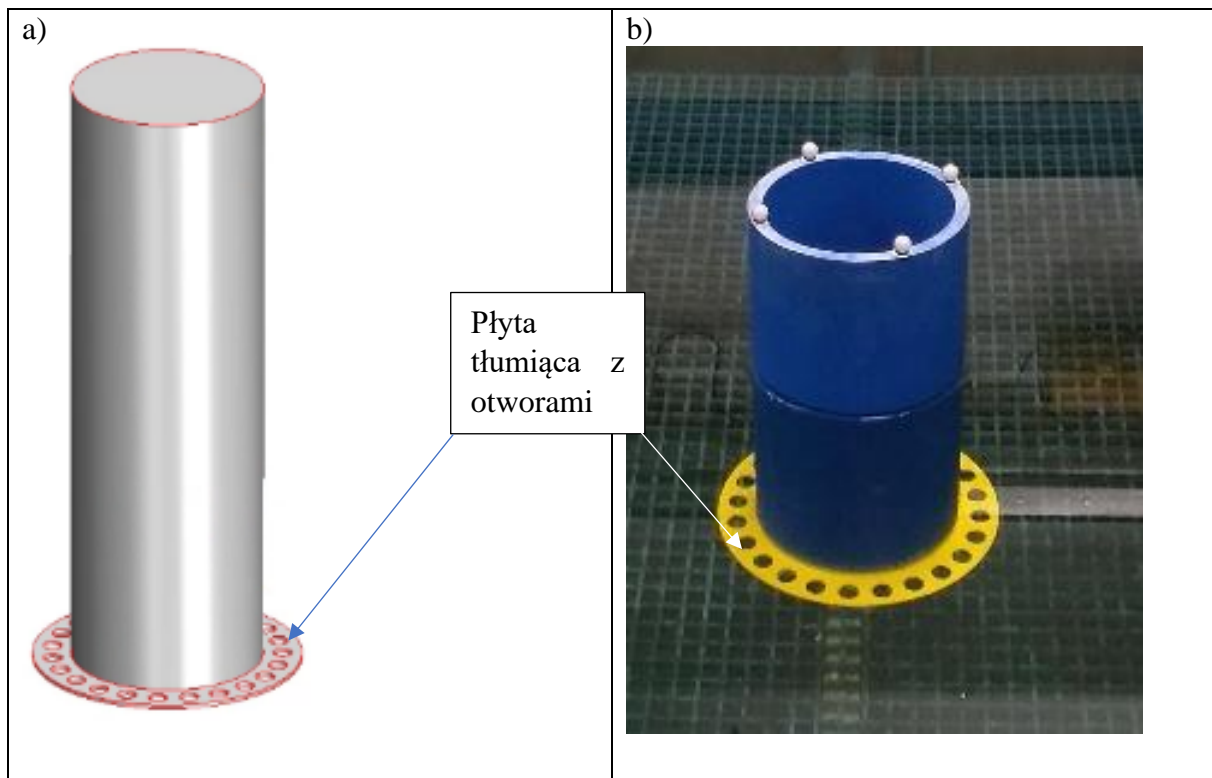
Potwierdzenie postawionej hipotezy wymagało wykonania następujących zadań:

- przegląd literatury pod kątem metod stosowanych do wyznaczania sił działających na morskie elektrownie wiatrowe i inne obiekty oceanotechniczne;

- zastosowanie modeli RANSE-CFD pozwalających na obliczenia obiektów pływających uwzględniających oddziaływanie wszystkich elementów środowiska: grawitacja, falowanie, kotwiczenie, wiatr, dzięki wykorzystaniu modułów programu takich jak przepływy dwufazowe, z modelowaniem objętości frakcji (Volume of Fluid- VoF), interakcja bryły sztywnej i środowiska (Dynamic Fluid Body Interaction- DFBI), metoda nakładanych siatek ruchomych (overset mesh); Zadanie to pomimo zastosowania komercyjnego oprogramowania było jednym z najbardziej pracochłonnych. Nabycie uprawnień w użytkowaniu oprogramowania RANSE-CFD jest długotrwałym procesem, zwłaszcza w przypadku obliczeń uwzględniających funkcje dodatkowe, takie jak przepływy ze swobodną powierzchnią, ruch bryły czy uwzględnienie sił od kotwiczenia. Prace polegały m.in. na utworzeniu geometrii 3D każdej z badanych konstrukcji, a następnie podziału dziedziny na elementy skończone. Dla każdego modelu należało wprowadzić szczegółowe warunki dotyczące zarówno konstrukcji jak i obciążeń środowiska. W badaniach ruchu oscylacyjnego wymuszonego konieczne było zadanie trajektorii odpowiedniej dla każdego przypadku.

- zastosowanie modeli opartych na metodzie dyfrakcyjnej z uwzględnieniem wprowadzenia macierzy dodatkowych współczynników uwzględniających wpływ lepkości; Podobnie jak w przypadku RANSE-CFD również i to zadanie było dość pracochłonne. Pomimo, że program Ansys Aqwa bazujący na metodzie dyfrakcyjnej ma znacznie prostszą konstrukcję od rozwiązań RANSE-CFD to nadal wymaga on pewnego doświadczenia. W pracy przeprowadzono bardzo wiele serii obliczeń dla różnych konstrukcji i parametrów fali, wprowadzając za każdym razem potrzebne dane i analizując otrzymane odpowiedzi konstrukcji.

- zaprojektowanie elementu zwiększającego tłumienie ruchu platformy, będącego modyfikacją stosowanych płyt tłumiących poprzez wycięcie w niej otworów, co zwiększyło skuteczność rozwiązania rys. 7;



Rysunek 7 Zaprojektowany element zwiększający tłumienie płyta z otworami: a) rysunek projektowy, b) model do badań

- przeprowadzenie badań modelowych; Autorka zaplanowała i przeprowadziła serie prób oscylacji swobodnych cylindra z dodatkowymi elementami tłumiącymi oraz ich próby na fali regularnej o różnej częstotliwości.
- analiza i porównanie otrzymanych wyników, sformułowanie wniosków;
- wykonanie obliczeń i porównanie ich z wynikami badań modelowych dla platformy typu 3-kolumnowy spar, opracowanie modyfikacji.

### 3. Model teoretyczny oraz zastosowane metody numeryczne

#### 3.1 Charakterystyka falowania morskiego. Fala regularna i nieregularna. Widmo falowania

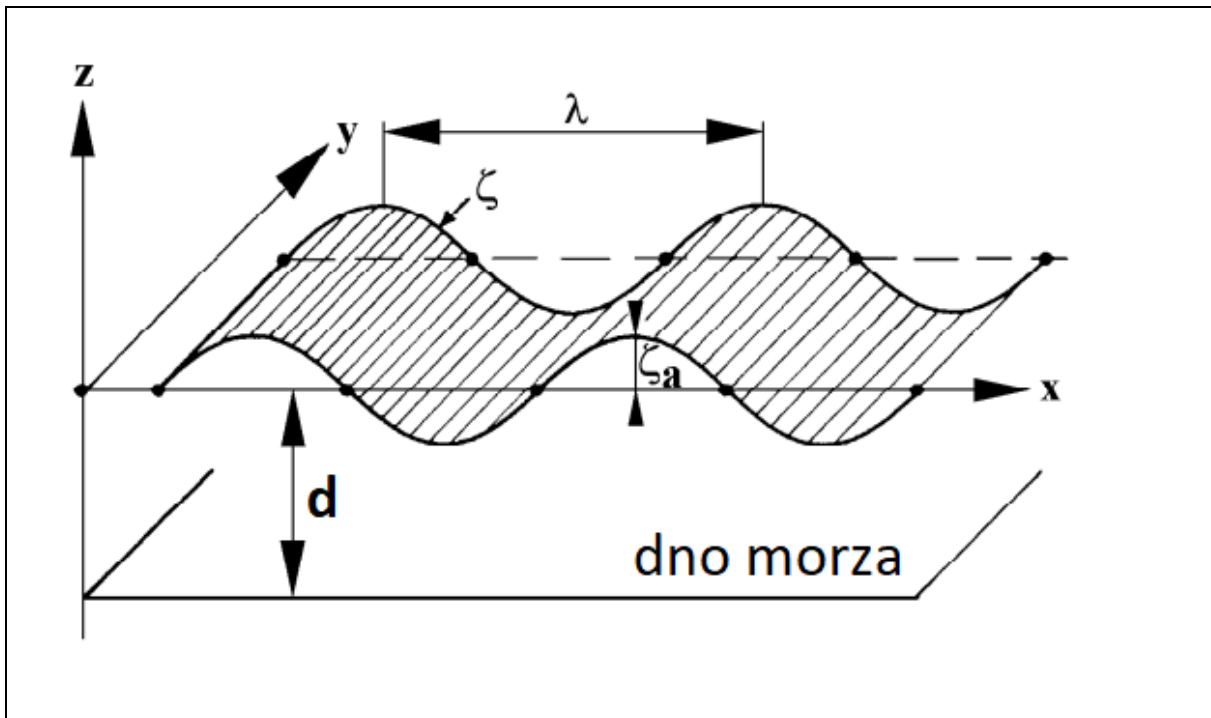
Fale morskie są nieregularne i losowe pod względem na kształtu, wysokości, długości i prędkości propagacji. Rzeczywisty stan morza najlepiej opisany jest przez losowy model fali. Liniowy model losowy fali nieregularnej złożony jest z sumy fal liniowych o różnych amplitudach, częstości, kierunku i przesunięciu fazowym. Model nieliniowy pozwala na nieliniową interakcję pomiędzy składowymi.

Warunki falowania, które należy uwzględnić do celów projektowania konstrukcji, można opisać jako: deterministyczne metody projektowania falowego lub metody stochastyczne wykorzystujące widma falowe.

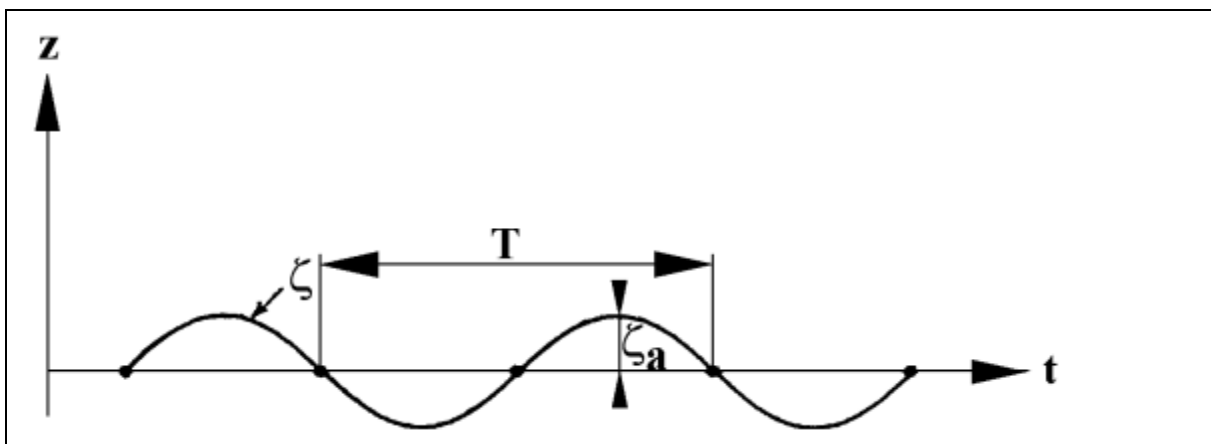
Dla quasi-statycznej odpowiedzi konstrukcji wystarczy zastosować deterministyczne fale regularne charakteryzujące się długością fali i odpowiadającym jej okresem fali, wysokością fali i wysokością grzbietu. Deterministyczne parametry falowe można przewidzieć metodami statystycznymi.

Konstrukcje o znacznej odpowiedzi dynamicznej, wymagają stochastycznego modelowania powierzchni morza i jej kinematyki według szeregów czasowych. Stan morza jest określony przez widmo częstości fal o danej znaczącej wysokości fali, częstość reprezentatywną, średni kierunek propagacji i funkcję rozprzestrzeniania. Przyjmuje się, że opis stan morza jest stacjonarnym procesem losowym.

W opisie fali regularnej stosuje się zwyczajowo dwie perspektywy. Rys. 8 pokazuje falę zatrzymaną w chwili  $t$ , której wysokość powierzchni swobodnej zmienia się w zależności od położenia  $x$ , natomiast rys. 9 pokazuje zmieniającą się w czasie wysokość powierzchni swobodnej w wybranym punkcie  $x$ .



Rysunek 8 Widok fali w chwili  $t$  [2]



Rysunek 9 Przebieg fali w punkcie  $x$  [2]

Należy zauważyć, że początek układu współrzędnych leży na poziomie powierzchni swobodnej dla wody spokojnej, a oś  $z$  skierowana jest do góry. Najwyższy punkt powierzchni fali nazywany jest grzbietem, a najniższy doliną. W przypadku fali sinusoidalnej amplitudą fali  $\zeta_a$  nazywamy odległość pomiędzy grzbietem lub doliną fali, a poziomem wody spokojnej. Wysokość fali mierzona pomiędzy jej grzbietem i doliną, w przypadku fali sinusoidalnej wynosi:

$$H = 2\zeta_a \quad (6)$$

Poziomą odległość pomiędzy dwoma najbliższymi grzbietami nazywamy długością fali  $\lambda$ . Czas jaki upływa pomiędzy pojawieniem się dwóch kolejnych grzbietów w danym punkcie nazywamy okresem fali  $T$ . Stosunek wysokości fali do jej długości nazywany jest nachyleniem fali  $H/\lambda$ .

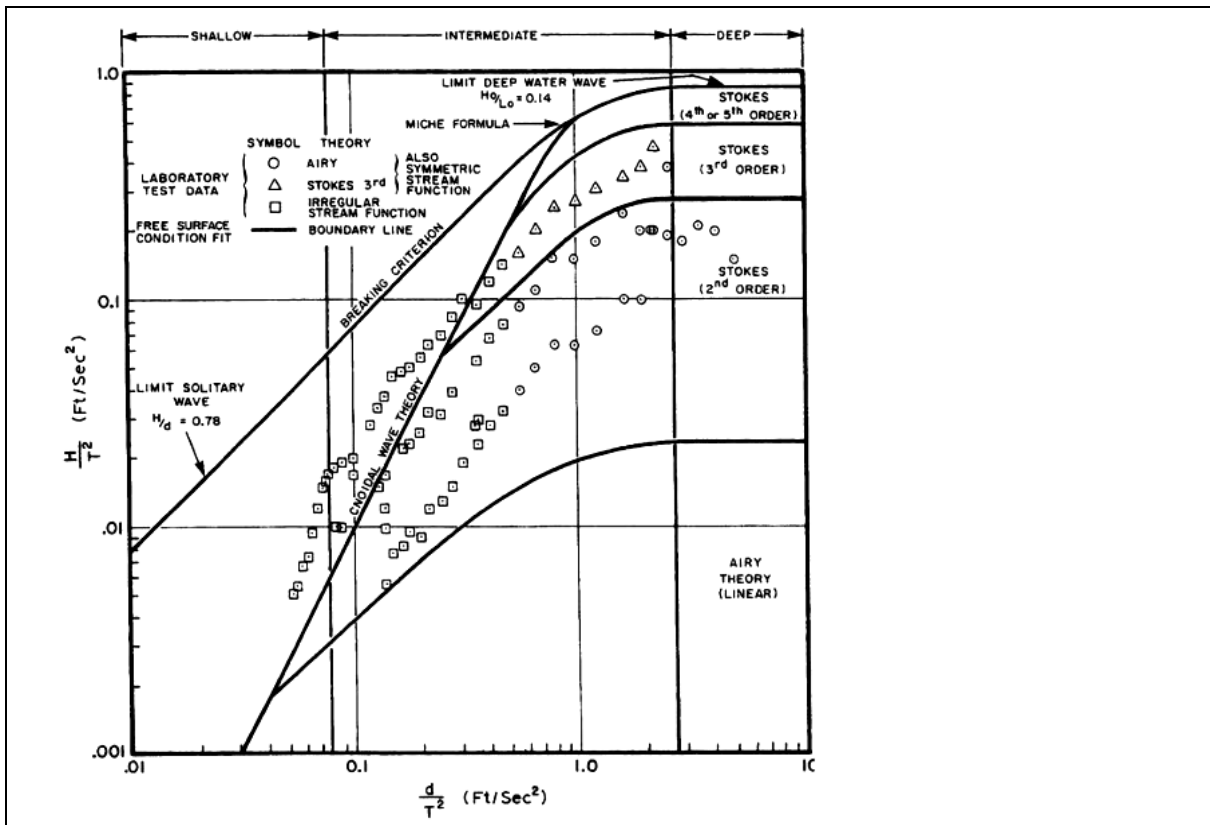
W związku z tym, że fala sinusoidalna wyrażana jest w zależności od argumentów kątowych wprowadza się liczbę falową  $k$ , oraz częstość falową  $\omega$  definiowane jako:

$$k = \frac{2\pi}{\lambda} \quad \omega = \frac{2\pi}{T} \quad (7)$$

Grzbiet fali przemieszcza się o jedną długość fali podczas jednego okresu fali, stąd prędkość fazowa fali  $c$  dana jest wzorem:

$$c = \frac{\lambda}{T} = \frac{\omega}{k} \quad (8)$$

Istnieją różne teorie opisu fali, a ich zastosowanie zależy od jej parametrów.



Rysunek 10 Zakres zastosowania różnych teorii falowych w zależności od stosunku głębokości akwenu do okresu fali (oś pozioma) i nachylenia fali (oś pionowa) [1]

Najprostszą jest teoria fali liniowej, zwana również teorią Airy'ego czy też teorią fali sinusoidalnej. Ma ona zastosowanie w przypadku, gdy wysokość fali jest niewielka w porównaniu do jej długości oraz głębokości akwenu. Obszerne podsumowanie dostępnych teorii fali wraz z odpowiednimi wzorami można znaleźć w przepisach norweskiego towarzystwa Klasyfikacyjnego DNV [38]

Wzór na powierzchnię fali liniowej można zapisać następująco:

$$\zeta = \frac{H}{2} \cos\Theta \quad (9)$$

Gdzie  $\Theta = k(x \cos\beta + y \sin\beta) - \omega t, \beta$  – kierunek propagacji fali

Związek dyspersyjny podaje zależność pomiędzy okresem fali  $T$  i jej długością  $\lambda$ . Dla fali liniowej rozchodzącej się w akwenu o określonej głębokości  $d$  możemy napisać:

$$T = \left[ \frac{g}{2\pi\lambda} \tanh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right) \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (10)$$

Długość fali  $\lambda$  w zależności od jej okresu  $T$  i głębokości akwenu  $d$  możemy obliczyć, jako:

$$\lambda = T(gd)^{1/2} \left[ \frac{f(\omega)}{1 + \omega f(\omega)} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (11)$$

Gdzie:

$$f(\omega) = 1 + \sum_{n=1}^4 \alpha_n \omega^n, \quad \omega = \frac{4\pi^2 d}{gT^2} \quad \text{i} \quad \alpha_1 = 0.666, \alpha_2 = 0.445, \alpha_3 = -0.105, \alpha_4 = 0.272$$

Dla wody głębszej, gdy  $d > \lambda/2$  wzór (10) upraszcza się do postaci:

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \quad (12)$$

Na podstawie przedstawionych relacji można wyciągnąć następujące wnioski:

- Im dłuższy okres fali tym większa jej długość.
- Długość fali rośnie wraz z głębokością akwenu aż do zakresu w którym  $d = \lambda/2$ , od którego mówimy o fali głębokowodnej.

Komercyjne programy do obliczeń CFD mają zazwyczaj wbudowane rozwiązania do generowania fali. W większości przypadków mamy możliwość wyboru fali liniowej, lub fali Stokesa drugiego i wyższego rzędu. Wysokość powierzchni fali Stokesa drugiego rzędu można wyznaczyć z następującego wzoru:

$$\zeta = \frac{H}{2} \cos\Theta + \frac{\pi H^2}{8\lambda} \frac{\cosh kd}{\sinh^3 kd} [2 + \cosh 2kd] \cos 2\Theta \quad (13)$$



Gdzie  $\Theta = k(x \cos\beta + y \sin\beta) - \omega t$ ,  $\beta$  – kierunek propagacji fali

W przypadku fali głębokiej wzór (13) upraszcza się do:

$$\zeta = \frac{H}{2} \cos\Theta + \frac{\pi H^2}{4\lambda} \frac{\cosh kd}{\sinh^3 kd} \cos 2\Theta \quad (14)$$

Fala Stokesa jest niesymetryczna, tzn. amplitudy mierzone dla grzbietu  $A_C$  i doliny fali  $A_T$  nie są jednakowe. Dla fali drugiego rzędu można je wyznaczyć na podstawie równania:

$$\begin{aligned} A_C &= \zeta(\Theta = 0) = \frac{H}{2} \left(1 + \frac{\pi H}{2\lambda}\right) \\ A_T &= \zeta(\Theta = \pi) = \frac{H}{2} \left(1 - \frac{\pi H}{2\lambda}\right) \end{aligned} \quad (15)$$

Gdzie:  $A_C$  – amplituda grzbietu  $A_T$  – amplituda doliny

Widać stąd, że grzbiet fali Stokesa drugiego rzędu jest wypiętrzony w stosunku do grzbietu liniowej fali Aireg'o o wartość  $1 + \frac{\pi H}{2\lambda}$ , natomiast dolina spłyca się.

W praktyce dla wstępnych obliczeń szacunkowych często korzysta się z liniowej teorii fali daleko poza obszarem jej zastosowania, przy szczegółowych obliczeniach numerycznych stosuje się już natomiast odpowiednie modele fali Stokesa.

Falę nieregularną, reprezentującą rzeczywisty stan morza, możemy modelować jako sumę składowych fal regularnych:

$$\zeta(t) = \sum_{i=1}^N A_k \cos(\omega_k t + \varepsilon_k) \quad (16)$$

Gdzie:  $\varepsilon_k$ - losowe przesunięcie fazowe z zakresu  $0, 2\pi$ ,  $A_k$ - losowa amplituda na podstawie rozkładu Rayleigh'a.

### 3.2 Liniowe równanie ruchu drgającego - swobodnego oraz wymuszonego

Równanie ruchu pionowego platformy wynika z drugiego prawa Newtona:

$$m \frac{d^2 z}{dt^2} = \sum F_{z,i} \quad (17)$$

Gdzie  $\sum F_{z,i}$  jest sumą sił działających na platformę na kierunku pionowym

Równanie (17) możemy dla cylindra zapisać w postaci (18)

$$m \frac{d^2 z}{dt^2} = -P + \rho g(T - z)A_w - b\dot{z} - a\ddot{z} \quad (18)$$

Z prawa Archimedeasa wiemy, że ciężar jest równy wyporowi ( $P = \rho g T A_w$ ) co prowadzi nas do przytoczonego na początku równania ruchu tłumionego masy na sprężynie (1)

$$(m + A_{33})\ddot{z} + B_{33}\dot{z} + C_{33}z = 0 \quad (1)$$

Może ono przybliżyć ruch platformy podczas testu nurzań swobodnych (ang. Free Decay Test – FDT). Pomimo, że podany model jest przybliżeniem, gdyż w rzeczywistości tłumienie jest zjawiskiem nieliniowym, a współczynniki (A i B) nie są stałe, pozwala na szybkie otrzymanie wyników i wyciągnięcie wstępnych wniosków.

Równanie (1) może być również zapisane jako:

$$\ddot{z} + 2\nu\dot{z} + \omega_0^2 z = 0 \quad (19)$$

W oparciu o współczynnik tłumienia ( $2\nu$ ), zdefiniowany jako:

$$2\nu = \frac{B_{33}}{m + A_{33}} \quad (20)$$

A częstość nietłumionych nurzań swobodnych ( $\omega_0$ ) jako:

$$\omega_0^2 = \frac{C_{33}}{m + A_{33}} \quad (21)$$

Bezwymiarowy współczynnik tłumienia ( $\kappa$ ), jest zdefiniowany jako:

$$\kappa = \frac{\nu}{\omega_0} = \frac{B_{33}}{2\sqrt{(m + A_{33})C_{33}}} \quad (22)$$

Jeśli obiekt zostanie wychylony z położenia równowagi o początkową wartość  $z_a$  to rozwiązanie równania (19) będzie wyrażone wzorem:

$$z = z_a e^{-\nu t} \left( \cos \omega_z t + \frac{\nu}{\omega_z} \sin \omega_z t \right) \quad (23)$$



Logarytmiczny dekrement tłumienia jest zdefiniowany jako:

$$\nu T_z = \kappa \omega_0 T_z = \ln \left\{ \frac{z(t)}{z(t+T)} \right\} \quad (24)$$

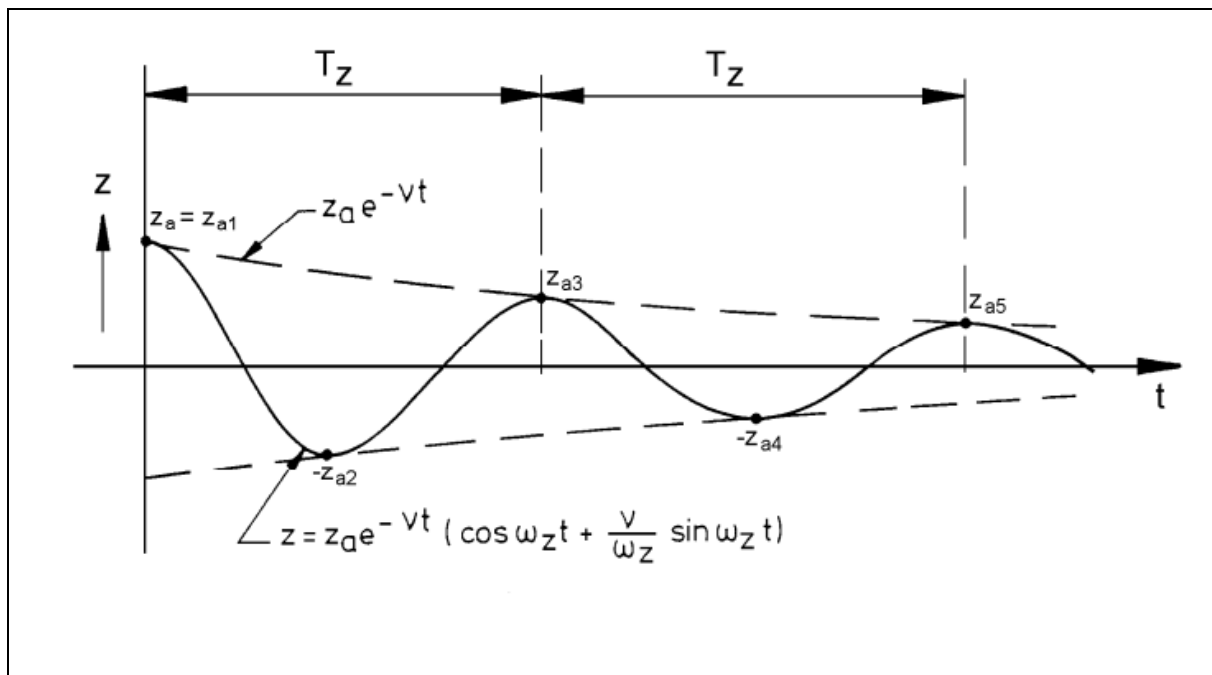
Ponieważ  $\omega_z^2 = \omega_0^2 - \nu^2$ , gdy współczynnik tłumienia jest mały ( $\nu < 0.20$ ) można wtedy pominąć  $\nu^2$  i zastosować przybliżenie  $\omega_z^2 \approx \omega_0^2$  co prowadzi do :

$$\omega_0 T_z \approx \omega_z T_z = 2\pi \quad (25)$$

Bezwymiarowy współczynnik tłumienia można wtedy zapisać jako:

$$\kappa = \frac{1}{2\pi} \ln \left\{ \frac{z(t)}{z(t+T_z)} \right\} = B \cdot \frac{\omega_0}{2C_{33}} \quad (26)$$

Wartość bezwymiarowego współczynnika tłumienia  $\kappa$  można obliczyć na podstawie wyników testu nurzań swobodnych



Rysunek 11 Logarytmiczny dekrement tłumienia [2]

Podczas wyznaczania wartości bezwymiarowego współczynnika tłumienia  $\kappa$ , aby uniknąć błędów spowodowanych możliwym przesunięciem „zera” sygnału pomiarowego można zamiast pojedynczej zastosować podwojone amplitudy:

$$\kappa = \frac{1}{2\pi} \ln \left\{ \frac{z_{a_i} - z_{a_{i+1}}}{z_{a_{i+2}} - z_{a_{i+3}}} \right\} \quad (27)$$

Wtedy średnia amplituda będzie wynosić:

$$\bar{z}_a = \left| \frac{z_{a_i} - z_{a_{i+1}} + z_{a_{i+2}} - z_{a_{i+3}}}{4} \right| \quad (28)$$

Jeśli znana jest częstość własna nurzań, masę wody towarzyszącej można obliczyć na podstawie (21) jako:

$$A_{33} = \frac{C_{33}}{\omega_0^2} - m \quad (29)$$

Współczynnik tłumienia (B) wyraża równanie:

$$B_{33} = \frac{2\kappa C_{33}}{\omega_0} \quad (30)$$

Podobnie możemy wyrazić ruch obrotowy konstrukcji, czyli kołysania wzdłużne i boczne. Równanie ruchu swobodnych kołysani wzdłużnych postać:

$$(I_{55} + A_{55})\ddot{\theta} + B_{55}\dot{\theta} + C_{55}\theta = 0 \quad (31)$$

Gdzie:

$I_{55}$  [kg m<sup>2</sup>] – moment bezwładności względem osi y

$A_{55}$  [kg m<sup>2</sup>] – hydrodynamiczny moment bezwładności względem osi y

$B_{55}$  [Nms/rad] – współczynnik tłumienia kiwań

$C_{55}$  [Nm/rad] – współczynnik siły przywracającej dla kiwań

$C_{55} = \rho g V \cdot \overline{GM}_L$ ,  $\overline{GM}_L$  - wzdłużna początkowa wysokość metacentryczna

Przeprowadzenie testu nurzań swobodnych pozwala w prosty i szybki sposób wyznaczyć charakterystyki hydrodynamiczne platformy. W przeciwieństwie do oscylacji wymuszonych nie trzeba tu urządzeń generujących zadany ruch modelu. Wystarczy umieścić model w wodzie i wywołać początkowe przemieszczenie. Ważną informacją jaką możemy uzyskać jest również częstość oscylacji swobodnych  $\omega_0$ . Jeśli będzie ona zbliżona do częstości fal występujących w obszarze instalacji platformy może bowiem dochodzić do zjawiska rezonansu zagrażającemu bezpieczeństwu konstrukcji. W rzeczywistości charakterystyki hydrodynamiczne nie są jednak stałe, a zależą od częstości. Test oscylacji swobodnych pozwala wyznaczyć wartości współczynników tylko dla częstości własnej konstrukcji. Wyznaczenie współczynników hydrodynamicznych w zależności od częstości oscylacji wymaga zastosowania przytoczonego już modelu oscylacji wymuszonych (3).

Próbie oscylacji wymuszonych przeprowadza się wprawiając obiekt w ruch oscylacyjny (2).

Składowa siły wymuszającej w fazie zgodnej z ruchem jest związana z bezwładnością i sztywnością, natomiast składowa przesunięta w fazie związana jest z tłumieniem. Całkując równanie ruchu (2) możemy uzyskać prędkość (32) i przyspieszenie (33) obiektu jako:

$$\dot{z} = z_a \omega \cos \omega t \quad (32)$$

$$\ddot{z} = -z_a \omega^2 \sin \omega t \quad (33)$$

Stąd równanie (3) możemy zapisać w formie:

$$z_a \{-(m + A_{33})\omega^2 + C_{33}\} \sin \omega t + z_a B_{33} \omega \cos \omega t = F_a \cos \varepsilon_{F_z} \sin \omega t + F_a \sin \varepsilon_{F_z} \cos \omega t \quad (34)$$

Gdzie:

$z_a$  [m]- amplituda ruchu

$m$  [kg] – masa konstrukcji

$A_{33}$  [kg] – masa wody towarzyszącej

$C_{33}$  [N/m] – współczynnik siły przywracającej (sztywność układu)

$\omega$  [rad/s] – częstość

$B_{33}$  [N/(m/s)] – współczynnik tłumienia liniowego

$F_a$  [N] – amplituda siły wymuszającej

$\varepsilon_{F_z}$  [rad] – przesunięcie fazowe

Zakładając, że określamy (narzucamy) amplitudę ruchów  $z_a$  oraz że mierzymy/obliczamy siłę zewnętrzną  $F_a$ , współczynniki hydrodynamiczne możemy wyznaczyć z następujących zależności:

$$\text{dla } \omega t = \frac{\pi}{2}: A_{33} = \frac{C_{33} - \frac{F_a}{Z_a} \cos \varepsilon_{F_z}}{\omega^2} - m \quad (35)$$

$$\text{dla } \omega t = 0: B_{33} = \frac{\frac{F_a}{Z_a} \sin \varepsilon_{F_z}}{\omega} \quad (36)$$

$$\text{na podstawie geometrii: } C_{33} = \rho g A_w \quad (37)$$

Składowe siły można wyznaczyć całkując siłę po N- liczbie cykli pomnożoną odpowiednio przez  $\cos \omega t$  i  $\sin \omega t$  [2]

$$F_a \sin \varepsilon_{F_z} = \frac{2}{NT} \int_0^{NT} F(t) \cdot \cos \omega t \cdot dt \quad (38)$$

$$F_a \cos \varepsilon_{F_z} = \frac{2}{NT} \int_0^{NT} F(t) \cdot \sin \omega t \cdot dt \quad (39)$$

### 3.3 Siły wynikające z działania fali na obiekt nieruchomy

Wg liniowej teorii fali Airy'ego wzór na potencjał fali  $\Phi$  dla wody głębokiej wynosi [2]:

(40)

$$\Phi = \frac{-\zeta_a g}{\omega} e^{kz} \sin(\omega t - kx)$$

Gdzie wysokość powierzchni swobodnej  $\zeta$  opisana jest wzorem:

$$\zeta = \zeta_a \cos(\omega t - kx) \quad (41)$$

Gdzie :

$\zeta_a$  [m] – amplituda wysokości fali

$k=2\pi/\lambda$  – liczba falowa

Stąd ciśnienie wywierane na dno cylindra ( $z=-T_k$ ) na podstawie równania hydromechaniki wynosi:

$$p = -\rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} - \rho g z \quad (42)$$

$$p = \rho g \zeta_a e^{kz} \cos(\omega t - kx) - \rho g z$$

$$p = \rho g \zeta_a e^{kT_k} \cos(\omega t - kx) + \rho g T_k$$

Gdzie :

$g$  [m/s<sup>2</sup>] – przyspieszenie ziemskie

$T_k$  [m] – zanurzenie cylindra

Zakładając, że średnica cylindra jest relatywnie mała w stosunku do długości fali można przyjąć, że rozkład ciśnienia na dnie cylindra jest jednolity, stąd ciśnienie będzie równe:

$$p = \rho g \zeta_a e^{kT_k} \cos(\omega t) + \rho g T_k \quad (43)$$

Stąd pionowa siła działająca na cylinder jest równa

$$F_z = \{\rho g \zeta_a e^{kT_k} \cos(\omega t) + \rho g T_k\} \cdot \frac{\pi}{4} D^2 \quad (44)$$

Gdzie:  $D[m]$  – średnica cylindra.

Składowa harmoniczna tej siły jest regularną siłą harmoniczną od fali. Może być ona wyrażona jako iloczyn współczynnika sztywności i efektywnej wysokości powierzchni swobodnej  $\zeta^*$  :

$$\zeta^* = e^{-kT_k} \cdot \zeta_a \cos(\omega t) \quad (45)$$

Siła ta pochodzi od ciśnienia działającego na ciało pod wpływem niezakłóconej fali i nazywana jest siłą Froude'a-Kryłowa:

$$F_{FK} = C_{33} \cdot \zeta^* \\ \text{gdzie } C_{33} = \rho g \frac{\pi}{4} D^2 \quad (46)$$

W rzeczywistości jednak fala jest częściowo odkształcana pod wpływem obecności obiektu, co należy skorygować przy obliczeniach siły. Można wyróżnić dwie dodatkowe siły, jedną związaną z przyspieszeniem cząstek wody i drugą, związaną z ich prędkością. Siła całkowita, pochodząca od fali może być zapisana jako:

$$F_W = a\ddot{\zeta}^* + b\dot{\zeta}^* + c\zeta^* \quad (47)$$

Gdzie wyrażenia  $a\ddot{\zeta}^*$  i  $b\dot{\zeta}^*$  są poprawką do siły Froude'a-Kryłowa ze względu ugięcie fali spowodowane obecnością cylindra. Efektywna wysokość powierzchni swobodnej jest dana jako:

$$\begin{aligned}\zeta^* &= \zeta_a e^{-kT_k} \cos(\omega t) \\ \dot{\zeta}^* &= -\zeta_a e^{-kT_k} \omega \sin(\omega t) \\ \ddot{\zeta}^* &= -\zeta_a e^{-kT_k} \omega^2 \cos(\omega t)\end{aligned}\tag{48}$$

Podstawiając równania (48) do (47) otrzymamy:

$$F_W = \zeta_a e^{-kT_k} \{C_{33} - A_{33} \omega^2\} \cos(\omega t) - \zeta_a e^{-kT_k} \{B_{33} \omega\} \sin(\omega t)\tag{49}$$

Siłę od fali możemy też rozdzielić na składowe zależne od fazy:

$$\begin{aligned}F_W &= F_a \cos(\omega t + \varepsilon_{F\zeta}) = \\ &= F_a \cos(\varepsilon_{F\zeta}) \cos(\omega t) - F_a \sin(\varepsilon_{F\zeta}) \sin(\omega t)\end{aligned}\tag{50}$$

Porównanie równań (49) i (50) daje dwa równania z dwiema niewiadomymi:

$$\begin{aligned}F_a \cos(\varepsilon_{F\zeta}) &= \zeta_a e^{-kT_k} \{C_{33} - A_{33} \omega^2\} \\ F_a \sin(\varepsilon_{F\zeta}) &= \zeta_a e^{-kT_k} \{B_{33} \omega\}\end{aligned}\tag{51}$$

Dodanie kwadratów tych równań daje amplitudę siły od fali:

$$\frac{F_a}{\zeta_a} = e^{-kT_k} \sqrt{\{C_{33} - A_{33} \omega^2\}^2 + \{B_{33} \omega\}^2}\tag{52}$$

Wydzielając człon zgodny z fazą i w przeciw fazie z równania (51) otrzymamy przesunięcie fazowe:

$$\varepsilon_{F\zeta} = \arctan \left\{ \frac{B_{33}\omega}{(C_{33} - A_{33}\omega^2)} \right\} \text{ gdzie } 0 \leq \varepsilon_{z\zeta} \leq 2\pi \quad (53)$$

### 3.4 Równanie ruchu układu

W układzie liniowym ruch obiektu na fali można wyrazić jako złożenie ruchu obiektu na wodzie spokojnej oraz sił od fal działających na ciało nieruchome. Pionowy ruch ciała wynika w tym przypadku z drugiego równania Newtona:

$$\frac{d}{dt}(\rho V \cdot \dot{z}) = \rho V \cdot \ddot{z} = F_h + F_w \quad (54)$$

Gdzie:

$V[\text{m}^3]$  – wyporność objętościowa,

$F_h$  – Siła hydromechaniczna na kierunku pionowym indukowana poprzez oscylacje harmoniczne ciała poruszającego się w wodzie spokojnej,

$F_w$  – siła od fali działającej na ciało nieruchome.

Równanie:  $m\ddot{z} = F_h + F_w$  może być zapisane jako  $m\ddot{z} - F_h = F_w$ . Następnie człon masy ciała stałego i obciążenie hydromechaniczne po lewej stronie ( rów. (1)) oraz wzbudzające obciążenie od fali po prawej stronie (podane w rów. (47)) dają równanie ruchu pionowego :

$$(m + A_{33})\ddot{z} + B_{33}\dot{z} + C_{33}z = a\zeta^* + b\dot{\zeta}^* + c\zeta^* \quad (55)$$



### 3.5 Odpowiedź układu na fali regularnej

Równanie przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia pionowego konstrukcji na fali regularnej możemy zapisać jako:

$$\begin{aligned}z &= z_a \cos(\omega t + \varepsilon_{z\zeta}) \\ \dot{z} &= -z_a \omega \sin(\omega t + \varepsilon_{z\zeta}) \\ \ddot{z} &= -z_a \omega^2 \cos(\omega t + \varepsilon_{z\zeta})\end{aligned}\tag{56}$$

Podstawiając (56) i (48) do równania ruchu (55) po przekształceniach możemy otrzymać stosunek amplitudy przemieszczenia konstrukcji do amplitudy fali jako:

$$\frac{z_a}{\zeta_a} = e^{-kT_k} \sqrt{\frac{\{C_{33} - A_{33}\omega^2\}^2 + \{B_{33}\omega\}^2}{\{C_{33} - (m + A_{33})\omega^2\}^2 + \{B_{33}\omega\}^2}}\tag{57}$$

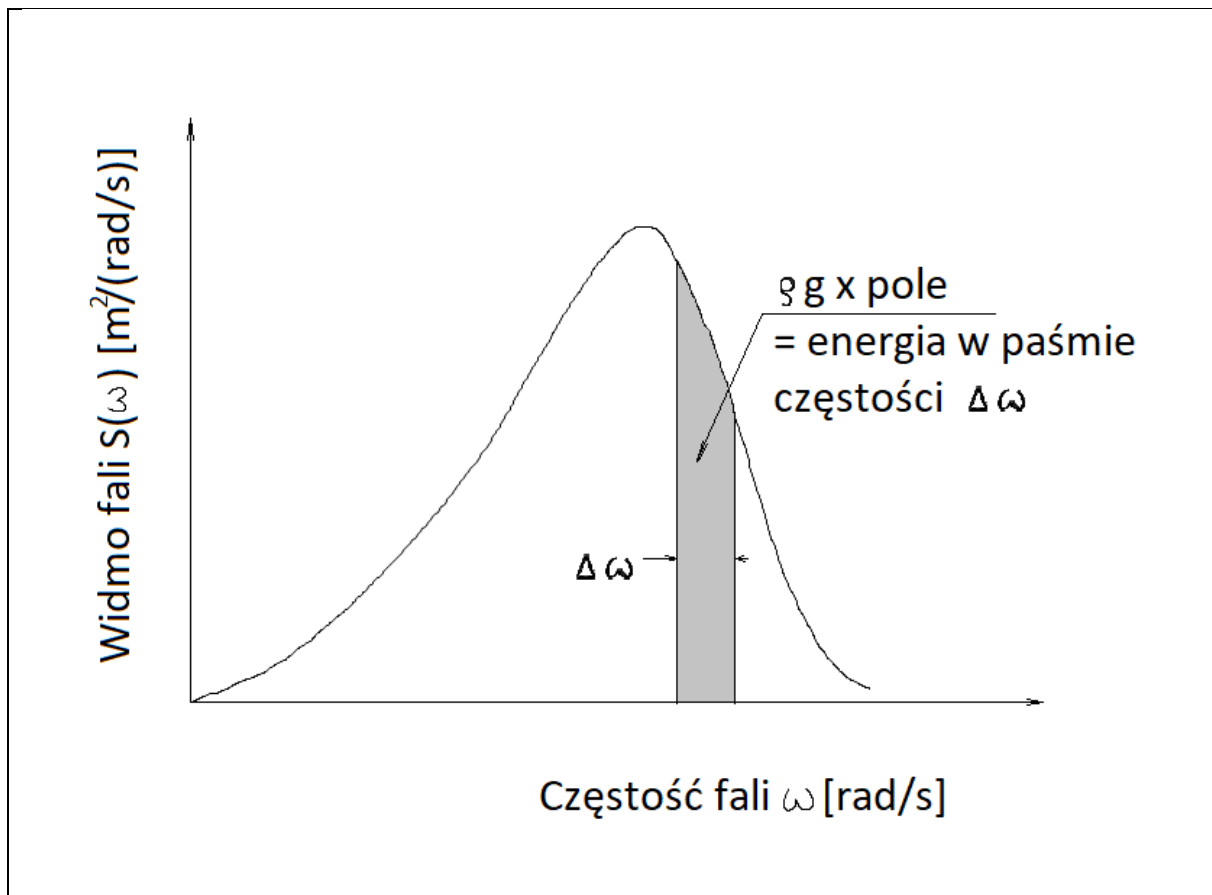
Oraz przesunięcie fazowe:

$$\varepsilon_{F\zeta} = \arctan \left\{ \frac{-mB_{33}\omega^3}{(C_{33} - A_{33}\omega^2)\{C_{33} - (m + A_{33})\omega^2\} + \{B_{33}\omega\}^2} \right\}\tag{58}$$

gdzie  $0 \leq \varepsilon_{z\zeta} \leq 2\pi$

### 3.6 Odpowiedź układu na fali nieregularnej

Charakterystykę fali nieregularnej najczęściej przedstawia się w postaci widma rys.12.



Rysunek 12 Definicja widma fali na podstawie Lloyda [39]

Najpopularniejszym są widmo Piersona-Moskowitza (59) i JONSWAPA (60)

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16} H_S^2 \omega_P^4 \cdot \omega^{-5} \exp\left(-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_P}\right)^{-4}\right) \quad (59)$$

$$S_J(\omega) = A_\gamma S_{PM}(\omega) \gamma^{\exp\left(-0.5 \left(\frac{\omega - \omega_P}{\sigma \omega_P}\right)^2\right)} \quad (60)$$

Gdzie:

$H_S$ [m]- wysokość znacząca fali,  
 $\omega_P$  [rad] - częstość szczytowa,  
 $\gamma$ - bezwymiarowy współczynnik kształtu,  
 $\sigma$ - współczynnik szerokości widma,  
 $A_\gamma = 1 - 0.287n(\gamma)$

Uśrednione wartości z badań eksperymentalnych dają  $\gamma=3.3$ ,  $\sigma=\sigma_a=0.07$  dla  $\omega \leq \omega_P$ ,  $\sigma=\sigma_b=0.09$  dla  $\omega > \omega_P$ .

Rzędna gęstości widmowej amplitudy fali odpowiadająca częstotliwości  $\omega$  jest dana wzorem:

$$\rho g S_\zeta(\omega) \Delta\omega = \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2(\omega) \quad (61)$$

Kiedy  $\Delta\omega \rightarrow 0$  możemy zapisać:

$$S_\zeta(\omega) \cdot d\omega = \frac{1}{2} \zeta_a^2(\omega) \quad (62)$$

Gdzie:

$\zeta_a$ [m]= $H/2$  [m] – amplituda fali

Widmo energii odpowiedzi nurzań może być zdefiniowane analogicznie, jako:

$$\begin{aligned} S_z(\omega) \cdot d\omega &= \frac{1}{2} z_a^2(\omega) \\ &= \left| \frac{z_a}{\zeta_a}(\omega) \right|^2 \cdot \frac{1}{2} \zeta_a^2(\omega) \\ &= \left| \frac{z_a}{\zeta_a}(\omega) \right|^2 \cdot S_\zeta(\omega) \cdot d\omega \end{aligned} \quad (63)$$

gdzie:

$z_a$ [m] – amplituda ruchu konstrukcji

Stąd widmo odpowiedzi nurzań może być wyznaczone za pomocą funkcji przeniesienia i widma fali:

$$S_z(\omega) = \left| \frac{z_a}{\zeta_a}(\omega) \right|^2 \cdot S_\zeta(\omega) \quad (64)$$

Moment widma odpowiedzi jest dany jako:

$$m_z = \int_0^\infty S_z(\omega) \cdot d\omega \quad (65)$$

Amplituda wysokości znaczącej nurzań, zdefiniowana jako średnia wartość z trzeciej części najwyższych amplitud jest dana:

$$\bar{z}_{a_{1/3}} = 2 \cdot \text{RMS}(m_z) = 2\sqrt{m_z} \quad (66)$$

gdzie:  $\text{RMS} = \sqrt{m_z}$  jest pierwiastkiem średniej kwadratowej.



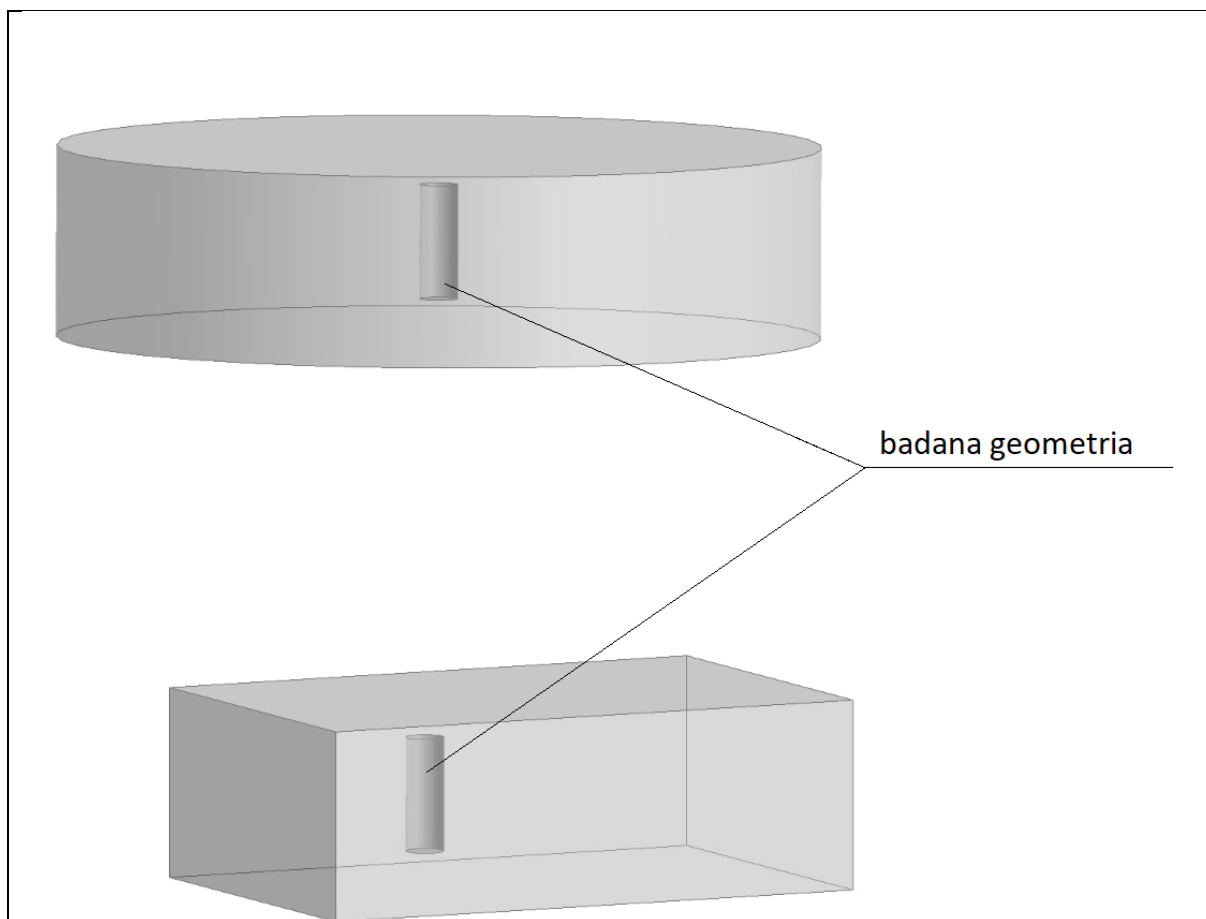
## 4. Opis procedury wykonywania obliczeń w programie opartych na metodzie RANSE-CFD

Programy RANSE-CFD pozwalają na wykonywanie obliczeń zachowania platformy w warunkach morskich, uwzględniających oddziaływanie fali, wiatru, masy konstrukcji i układu kotwiczenia. Obliczenia te pozwalają przewidzieć ruch platformy równie dobrze, a czasem nawet lepiej niż badania modelowe. Dysponując odpowiednio dużą mocą obliczeniową można zamodelować konstrukcję o wymiarach rzeczywistych, unikając tym samym efektu skali. Rozwinięte modele, w których wprowadzono wszystkie warunki środowiska wymagają jednak dużych mocy obliczeniowych, wobec tego można ograniczyć ich zastosowanie do wyznaczenia współczynników hydrodynamicznych platform. Wartości współczynników hydrodynamicznych pozwalają na szybką ocenę konstrukcji. Mogą również posłużyć do stworzenia dużo szybszych modeli obliczeniowych za pomocą metody hybrydowej o porównywalnej dokładności wyników co badania modelowe i obliczenia RANSE-CFD.

Z najczęściej stosowanych programów do obliczeń RANSE-CFD można wymienić: Star CCM+, CFX, Fluent, OpenFoam. OpenFoam jest oprogramowaniem darmowym, jednak dużo trudniejszym w obsłudze od programów komercyjnych. Programy Fluent i CFX należą do pakietów Ansysa. CFX ma wiele przydatnych narzędzi do symulacji turbin i śrub okrętowych, jednak brak mu gotowych rozwiązań dla symulacji fali morskiej, w przeciwieństwie do Star CCM+ i Fluentu. Choć wykonanie obliczeń przedstawionych w pracy możliwe jest w każdym z wymienionych, oraz w wielu innych programach, za najlepszy dla tego celu uznano Star CCM+.

### 4.1 Przygotowanie geometrii i siatki obliczeniowej

Obliczenia RANSE-CFD polegają na wyznaczeniu dziedziny obliczeniowej, podzieleniu jej na możliwie małe objętości skończone i rozwiązywaniu w nich równań rządzących. Bardzo ważnym jest zatem przygotowanie odpowiedniej geometrii (dziedziny obliczeniowej) i jej podziału, czyli stworzeniu siatki obliczeniowej. Chcąc zamodelować konstrukcję platformy pływającej, odtwarzamy nie tyle kształt tej konstrukcji, ale otaczający ją obraz płynu. Należy więc wskazać konstrukcję obudować większą bryłą, a następnie wyciąć z niej interesujący nas kształt. Dwie przykładowe dziedziny pokazano na rys. 13.



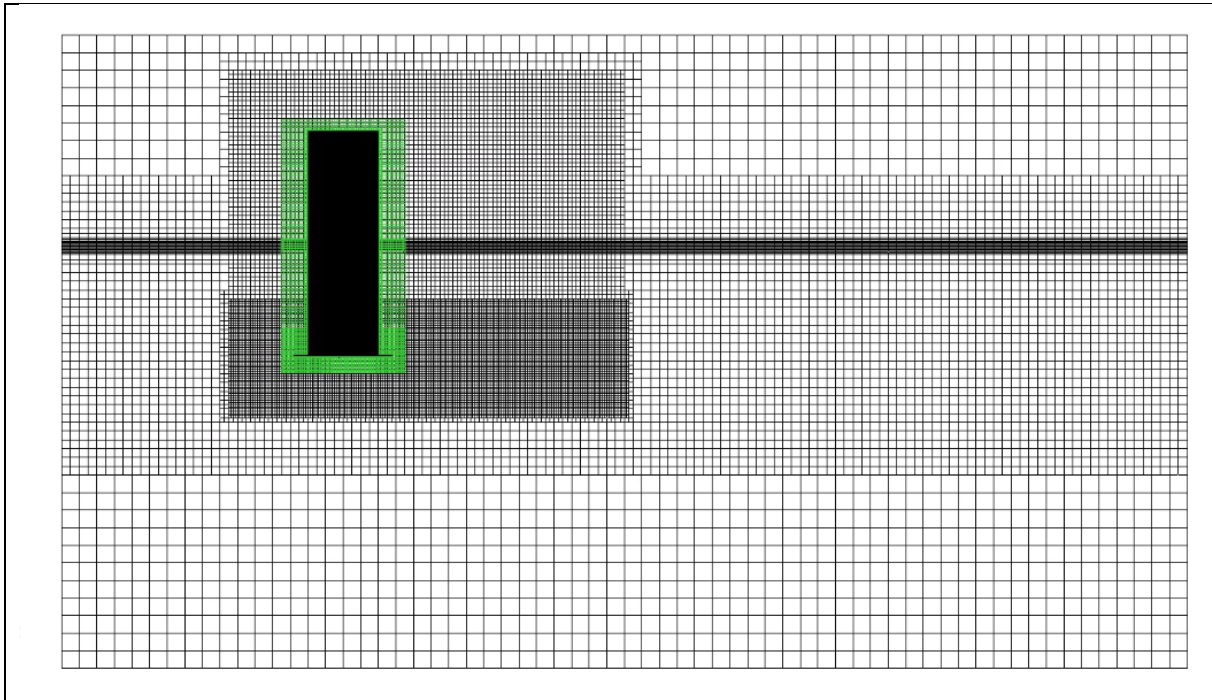
Rysunek 13 Przykładowe dziedziny dla obliczeń walca: cylindryczna i prostopadłościenna

Kształt i zakres dziedziny obliczeniowej zależy od analizowanego przypadku. W przypadku badań nurzań swobodnych dobrze jest zastosować dziedzinę cylindryczną, ze względu na rozchodzące się zaburzenie powierzchni swobodnej w tym kształcie. W przypadku badań na fali najlepszą będzie dziedzina prostopadłościenna wydłużona proporcjonalnie do długości fali. Wielkość dziedziny powinna być tak dobrana, aby na powierzchni zewnętrznej obszaru nie można było zaobserwować wpływu zakłócenia. Aby upewnić się, że wielkość dziedziny nie wpływa na otrzymane wyniki można wykonać sprawdzenie w postaci obliczeń tego samego przypadku w różnych dziedzinach i porównanie wyników.

Podział na objętości elementarne ma znaczący wpływ na prędkość wykonywanych obliczeń. Dla przykładu analizowany w pracy pojedynczy przypadek ruchu cylindra na wybranej fali regularnej przez 60 s przy siatce ~10 mln elementów na dość dobrej stacji roboczej liczy się około 2-3 dni. Siatki obliczeniowe należy zagęszczać w rejonach szczególnie wrażliwych, tj. w pobliżu badanego obiektu, a w szczególności w jego warstwie przyściennej (gdzie gradient prędkości jest największy), w strefie zaburzenia przepływu spowodowanego obecnością obiektu oraz w rejonie powierzchni swobodnej.

Istnieją trzy podstawowe metody siatkowania w przypadku obiektów ruchomych: siatki odkształcalne, ruchoma poddziedzina i siatki nakładane. Siatki odkształcalne sprawdzają się dobrze tylko w tych przypadkach, gdy ruch ciała jest niewielki. Przy dużych przemieszczeniach zazwyczaj pojawia się problem ujemnych objętości. Siatki w których wycięto ruchomą poddziedzinę są dosyć dobrym rozwiązaniem w przypadku gdy badany jest tylko obrót ciała, np. w przypadku śrub okrętowych. W przypadku morskiej platformy o znacznych

przemieszczeniach we wszystkich sześciu kierunkach swobody najlepszym rozwiązaniem są siatki nakładane. Rozwiązanie to polega na wykonaniu siatki nieruchomej w całej dziedzinie i siatki w pobliżu badanego obiektu poruszającej się wraz z nim. Ważne jest zagęszczenie siatkowania dziedziny nieruchomej w obszarze spodziewanego ruchu dziedziny ruchomej. Widok przykładowej siatki w płaszczyźnie symetrii pokazano na rys. 11. Kolorem czarnym zaznaczono część nieruchomą siatki, a kolorem zielonym ruchomą część nakładaną.



Rysunek 14 Siatka obliczeniowa w płaszczyźnie symetrii

Program rozwiązuje równania rządzące w objętościach dziedziny ruchomej oraz nieruchomej, przy czym tam, gdzie dziedziny nakładają się na siebie program dezaktywuje elementy dziedziny nieruchomej. Kiedy dziedzina ruchoma przesunie się i odkryje elementy dziedziny nieruchomej zostają one ponownie aktywowane. Wielkość elementów siatki ruchomej i nieruchomej powinna być bardzo zbliżona w obszarze w którym nakładają się na siebie.

#### 4.2 Funkcje stosowane w opisie zjawiska

Ruch cieczy lepkiej nieściśliwej z uwzględnieniem powierzchni swobodnej opisuje układ równań:

- równanie stanu, sprowadzone do założenia o stałej gęstości:

$$\rho = \text{const} \quad (67)$$

- równania ciągłości

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \cdot dV + \oint_A \rho(v - v_g) \cdot da = 0 \quad (68)$$

Gdzie  $\rho$  – gęstość płynu,  $v$  -prędkość płynu,  $v_g$ - prędkość unoszenia (w dziedzinach ruchomych)  $V$ - objętość elementu płynu,  $A$ - pole powierzchni elementu płynu. Założenie o nieściśliwości zeruje pierwszy człon równania

- równanie zachowania pędu:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \cdot v \cdot dV + \oint_A \rho v \otimes (v - v_g) \cdot da \\ = - \oint_A p \mathbf{I} \cdot da + \oint_A \mathbf{T} \cdot da + \int_V (\mathbf{f}_r + \mathbf{f}_g + \mathbf{f}_u) dV \end{aligned} \quad (69)$$

Gdzie”

$p$ - ciśnienie,

$\mathbf{I}$ - macierz jednostkowa 3x3,

$\mathbf{T}$ - tensor naprężeń

$f_r, f_g, f_u$  – siły objętościowe od ruchu obrotowego, grawitacji i zdefiniowane przez użytkownika

Metoda RANSE-CFD, opisana m. in. przez Ferziger’a i Perić’a [40] polega na rozwiązywaniu równań pędu dla tzw. przepływu uśrednionego. Szybkozmiennne fluktuacje prędkości, jak również tworzenie się i rozpraszanie wirów nie są symulowane wprost. Zmienne występujące w równaniu zachowaniu pędu, prędkość i ciśnienie przedstawione są jako sumy wartości uśrednionych i fluktuacji.

$$u = U + u', v = V + v', w = W + w', p = P + p' \quad (70)$$

Gdzie  $u, v, w$  – składowe prędkości, wielkimi literami oznaczono wartości uśrednione, symbol „prim” oznacza fluktuacje.



Równanie zachowania pędu (69) zapisane z użyciem prędkości uśrednionych wymaga dodatkowego członu – tensora naprężeń turbulentnych, nazywanego również tensorem naprężeń Reynoldsa:

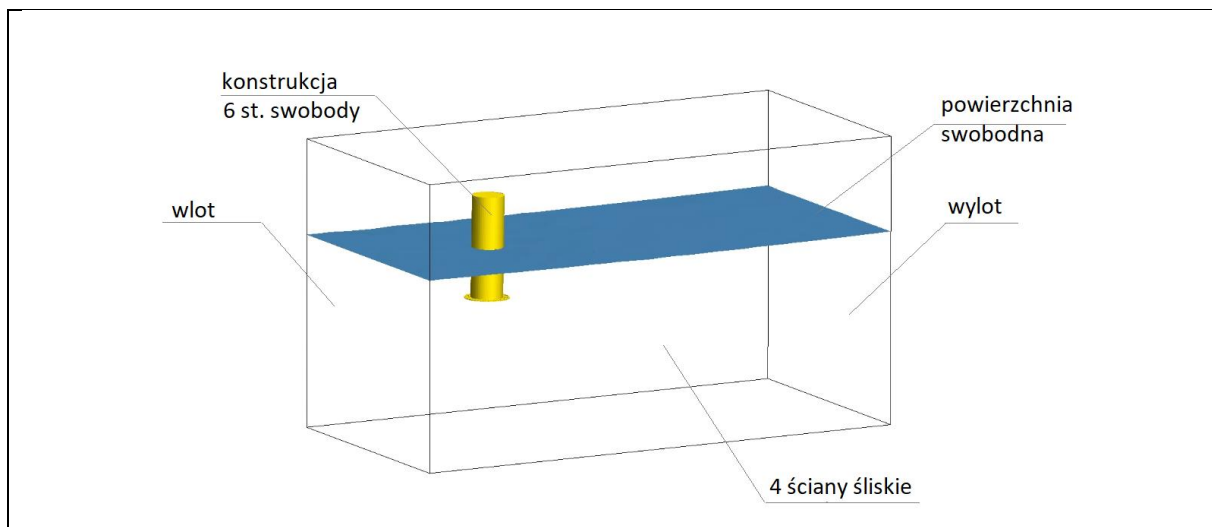
$$\mathbf{T}_t = -\rho \begin{bmatrix} \overline{u'u'} & \overline{u'v'} & \overline{u'w'} \\ \overline{v'u'} & \overline{v'v'} & \overline{v'w'} \\ \overline{w'u'} & \overline{w'v'} & \overline{w'w'} \end{bmatrix} \quad (71)$$

Wprowadzenie do równania pędu dodatkowych zmiennych wymaga dopisania kolejnych zależności. Nazywane są one modelem turbulencji. W programach opartych na metodzie RANSE-CFD dostępnych jest kilka różnych modeli turbulencji. Najczęściej stosowanymi są  $k-\epsilon$  i  $k-\omega$

#### 4.3 Warunki początkowe i brzegowe

Odpowiedni dobór warunków początkowych i brzegowych w przypadku obliczeń RANSE-CFD jest bardzo ważny. Prawidłowe warunki mogą przyspieszyć uzyskanie rozwiązania, a źle dobrane warunki mogą spowodować, że uzyskanie rozwiązania będzie niemożliwe.

Warunki brzegowe zastosowane w analizowanym przypadku przedstawiono na rys. 15

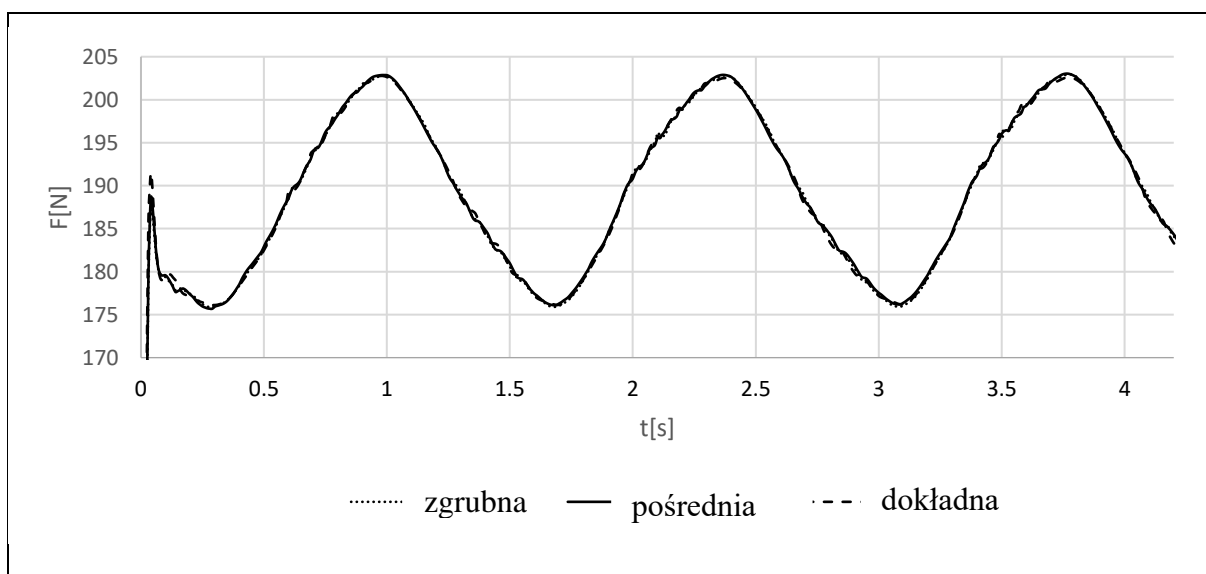


Rysunek 15 Zastosowane warunki brzegowe

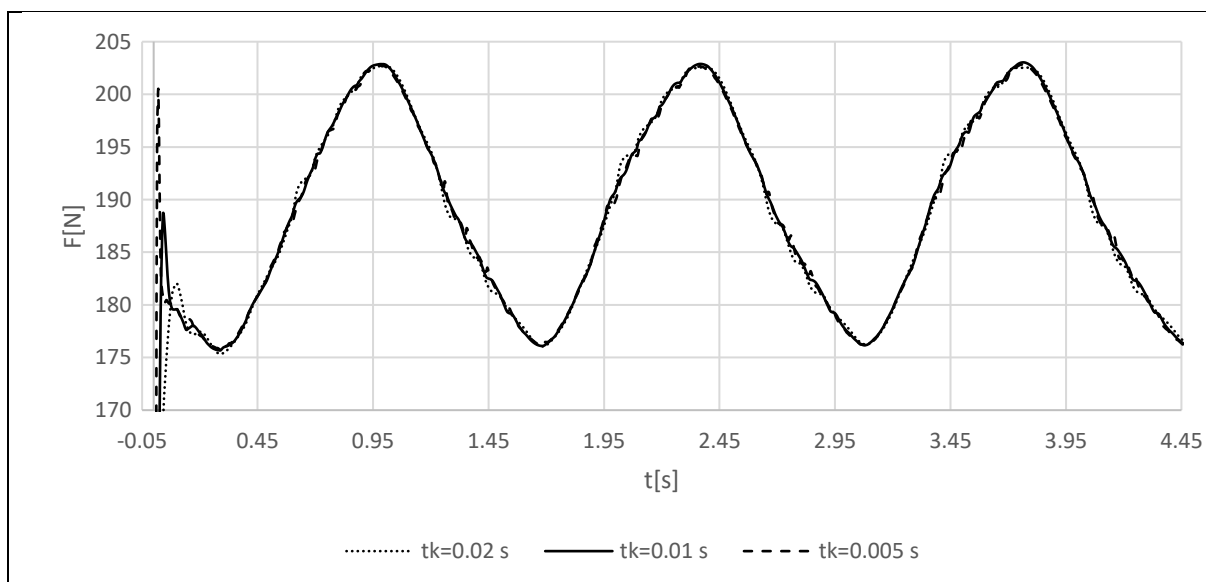
Na wlocie i wylocie zastosowano warunek prędkości wynikający z modelu fali rzędu piątego, wbudowanego w programie. Założono również objętość frakcji wody i powietrza wynikającą z modelu. Początkowo powierzchnia swobodna cieczy znajduje się na wysokości  $z=0$ . Elementy znajdujące się powyżej wypełnione są wyłącznie powietrzem, a poniżej wodą. W czasie przechodzenia fali wysokość rozdziału zmienia się wraz z profilem fali. Ściany zewnętrzne dziedziny potraktowano jako śliskie. Jako warunek początkowy przyjęto prędkość, ciśnienie i objętość frakcji dla płaskiej powierzchni wody. Przyjęto model turbulencji  $k-\epsilon$ .

#### 4.4 Ocena wpływu siatki i kroku czasowego

Podstawowym testem sprawdzającym dla obliczeń RANSE-CFD jest badanie wpływu siatki oraz dla obliczeń niestacjonarnych, badanie kroku czasowego. Badania te polegają na przeprowadzeniu obliczeń dla jednakowych warunków początkowych i brzegowych dla różnej gęstości siatki oraz kroku czasowego, aby sprawdzić ich wpływ na wartość obliczeń. Jeśli zagęszczanie siatki oraz skracanie kroku czasowego nie wpływa znacząco na otrzymywane wyniki uznaje się, że nie ma takiej potrzeby. Rosnąca liczba elementów i kroków czasowych wydłuża czas potrzebny do obliczeń. Wykonane w tym przypadku testy przedstawiono na rys. 16 dla siatki i rys. 17 dla kroku czasowego.



Rysunek 16 Wpływ siatki na wyniki obliczeń



Rysunek 17 Wpływ kroku czasowego na wyniki obliczeń

Na podstawie przedstawionych wyników wyciągnięto wniosek, że nie zauważa się znaczącego wpływu siatki i kroku czasowego na wartość wyników i dalsze obliczenia prowadzono dla ustawień pośrednich.

## 4.5 Wyniki obliczeń

Oprogramowanie Star CCM ma bardzo rozbudowane funkcje prezentacji wyników. Pozwala eksportować m. in. wykresy przemieszczeń, prędkości, przyspieszeń, sił zarówno w formie graficznej jak w postaci pliku wartości. Możliwe jest także wyświetlenie pól prędkości, ciśnienia na zadanych powierzchniach, czy wyświetlenie odkształconej powierzchni swobodnej w dowolnej chwili.

Na podstawie wykonanych obliczeń dla prób nurzań swobodnych oraz odpowiedzi na fali regularnej odczytywano przemieszczenia konstrukcji w czasie (np. rys. 23), a w przypadku obliczeń ruchu wymuszonego odczytywano siłę działającą na konstrukcję (np. rys. 30).

Można tu podkreślić pracowitość wykonanych obliczeń i dużą liczbę analizowanych danych. Obliczenia przeprowadzano w dziedzinie czasu. W przypadku przeprowadzania testów nurzań swobodnych wykonano obliczenia dla każdego typu konstrukcji. W przypadku oscylacji wymuszonych dla każdego typu konstrukcji przeprowadzono po 6 symulacji dla różnej częstości wymuszeń, a ponadto dla wymuszenia o okresie  $T=1.4$  s przeprowadzono dla każdej z konstrukcji po 3 dodatkowe symulacje zwiększając amplitudę wymuszenia. Ponadto dla każdej z konstrukcji, również w dziedzinie czasu zbadano odpowiedź konstrukcji na fali regularnej dla 5 fal o różnej częstości.

Podobne obliczenia przeprowadzono dla konstrukcji 3-kolumnowy spar.

## 5. Opis procedury wykonywania obliczeń w programie Ansys Aqwa opartym na metodzie dyfrakcyjnej

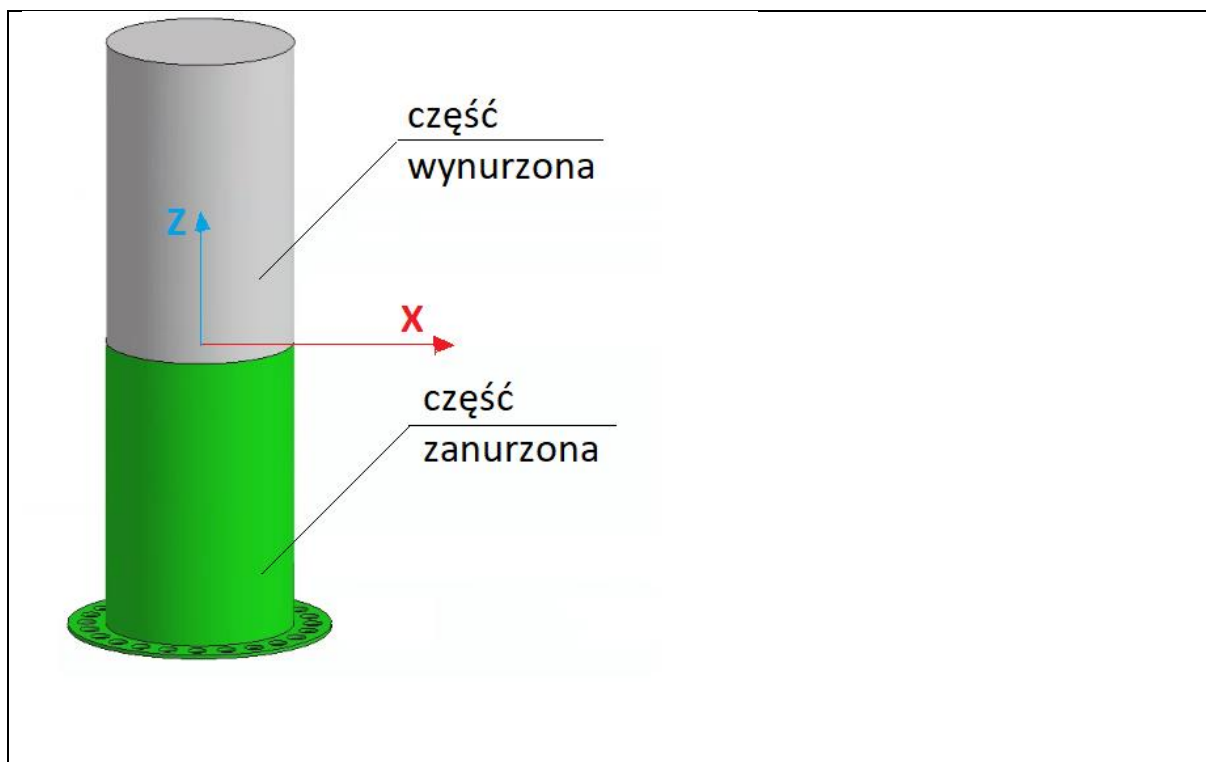
W programie Ansys AQWA wykonano symulacje zachowania konstrukcji na fali regularnej oraz nieregularnej. Model rozszerzono o współczynniki hydrodynamiczne obliczone wcześniej na podstawie symulacji wykonanych metodą RANSE-CFD.

Program bazuje na metodzie dyfrakcyjnej i w domyślnej konfiguracji nie uwzględnia wpływu lepkości. Można go jednak rozszerzyć o dodatkowe macierze współczynników tłumienia i masy wody towarzyszącej. Odpowiednia kalibracja danego przypadku ma kluczowe znaczenie dla poprawności wyników.

Przeprowadzenie symulacji w programie nie zajmuje zbyt wiele czasu i nie wymaga on dużych mocy obliczeniowych. Jest łatwym w obsłudze i wydajnym narzędziem do obliczeń offshore. W podręczniku użytkownika [41] napisano, że AQWA może symulować linearyzowane hydrodynamiczne obciążenie od fal na konstrukcjach ruchomych bądź utwierdzonych. Obliczenia wykonywane są w oparciu o trójwymiarową teorię promieniowania/dyfrakcji i/lub równania Morisona na falach regularnych w dziedzinie częstotliwości. Jednokierunkowe lub wielokierunkowe siły dryfu drugiego rzędu są oceniane przez rozwiązanie pola dalekiego lub pola bliskiego lub macierzy pełnej kwadratowej funkcji przenoszenia. Umożliwia również przeprowadzenie analizy hydrostatycznej i hydrodynamicznej w dziedzinie częstotliwości. Potrafi oszacować charakterystyki równowagi oraz stabilność statyczną i dynamiczną ciał sprzężonych (systemem kotwiczenia) pod stałym obciążeniem środowiskowym. Pozwala na przeprowadzenie analizy statystycznej w dziedzinie częstotliwości dla konstrukcji w warunkach fali nieregularnej. Istnieje również możliwość symulacji ruchu ciała lub ciał pływających w czasie rzeczywistym podczas działania fal regularnych bądź nieregularnych, w której nieliniowe siły Frouda- Kryłowa i siły hydrostatyczne są szacowane w warunkach chwilowych fali padającej. Dodatkowo ruch w czasie rzeczywistym ciała lub ciał pływających na falach nieregularnych wielo- lub jednokierunkowych można modelować za pomocą wzbudzenia falowego pierwszego i drugiego rzędu. Konstrukcje można dodatkowo obciążyć oddziaływaniem wiatru i prądu morskiego, a także dowolną siłą zewnętrzną importowaną w każdym kroku czasowym lub zdefiniowaną przez funkcję użytkownika. Istnieje również możliwość eksportu obciążenia konstrukcji do analizy strukturalnej metodą elementów skończonych (MES).

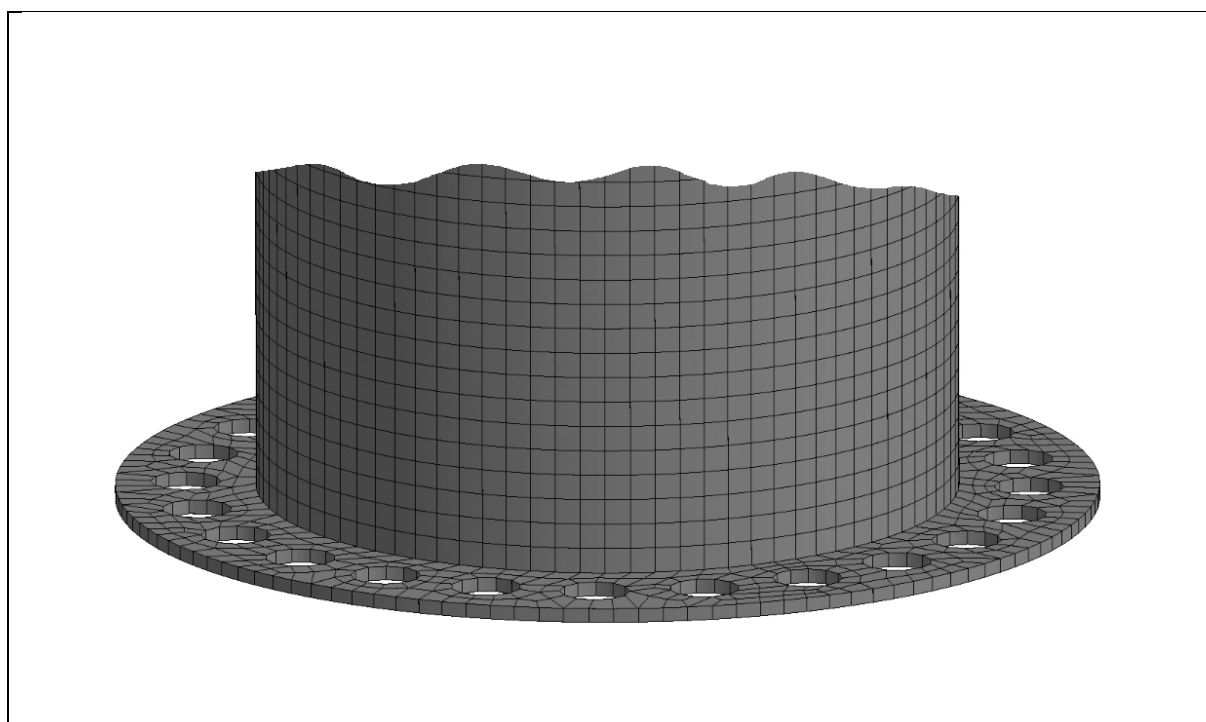
### 5.1 Przygotowanie modelu powierzchniowego i siatki obliczeniowej

W przeciwieństwie do modelu RANSE-CFD, gdzie modelujemy objętość płynu otaczającego, w programie ANSYS AQWA należy przygotować geometrię badanego obiektu. Model powinien składać się z zewnętrznych powierzchni konstrukcji. Powierzchnie należy rozdzielić w miejscu powierzchni swobodnej na część zanurzoną i część wynurzoną. Początek układu współrzędnych powinien znajdować się na powierzchni swobodnej. Podział konstrukcji oraz położenie układu współrzędnych przedstawiono na rys. 13



Rysunek 18 Podział konstrukcji na część zanurzoną i wynurzoną

Liczba elementów w programie Ansys AQWA nie może przekroczyć 40 000. W analizowanych przypadkach liczba elementów wyniosła ~11 000. Wielkość elementu dobrano do geometrii płyty zachowując jednolity podział w dalszej części konstrukcji. Podział pokazano na rys. 14



Rysunek 19 Siatka pokazana na kluczowym fragmencie konstrukcji

## 5.2 Przygotowanie i wprowadzenie danych

Po zbudowaniu geometrii i podzieleniu jej na elementy należy uzupełnić w programie pozostałe dane. Podajemy gęstość wody, głębokość akwenu oraz dane dotyczące konstrukcji. Należy podać wysokość położenia środka masy i podać lub pozostawić do obliczenia na podstawie wyporności masę konstrukcji i pozostałe składowe jej środka. Podajemy również momenty bezwładności konstrukcji. Wymienione elementy są konieczne do wykonania obliczeń. Następnie możemy uzupełnić informacje o wartości dodatkowych współczynników masy wody towarzyszącej, tłumienia liniowego oraz współczynników oporu Morisona. Należy tu podkreślić, że informacje dodatkowe, tj. macierze odpowiednich współczynników odwzorowujących wpływ lepkości, nie są konieczne do przeprowadzenia symulacji. W praktyce oznacza to, że możemy otrzymać odpowiedzi obarczone większym lub mniejszym błędem, w zależności od rodzaju konstrukcji. Dla platform wiatrowych wyposażonych w dodatkowe elementy tłumiące, co jest bardzo częstą praktyką, zagadnień związanych z lepkością nie możemy pomijać. Jest to jednak częstym błędem popełnianym przez użytkowników.

Kolejnym elementem jest zdefiniowanie oddziaływania środowiska zewnętrznego. Zadajemy falę regularną bądź nieregularną. Do wyboru są powszechnie stosowane widma fali, a także możliwość wprowadzenia w formie tabelarycznej widmo zdefiniowanego przez użytkownika. Istnieje również możliwość zadania wiatru o prędkości jednostajnej lub za pomocą widma dla którego program będzie naliczał siły i momenty działające na konstrukcję w zależności od wcześniej zadanej macierzy współczynników oraz prądu.

Ostatnim krokiem jest zdefiniowanie kroku czasowego i czasu trwania symulacji.

## 5.3 Eksport wyników obliczeń

Wyniki obliczeń są prezentowane na ekranie w formie wykresów, istnieje także możliwość eksportu danych do pliku csv. Forma graficzna wyników jest dosyć uproszczona. Program pozwala wyświetlić ruch konstrukcji, ale nie pokazuje przy tym powierzchni odkształconej fali. Możliwe jest jednak wyświetlenie wartości ciśnienia oddziałującego na elementy konstrukcji i eksport wyników do obliczeń strukturalnych.

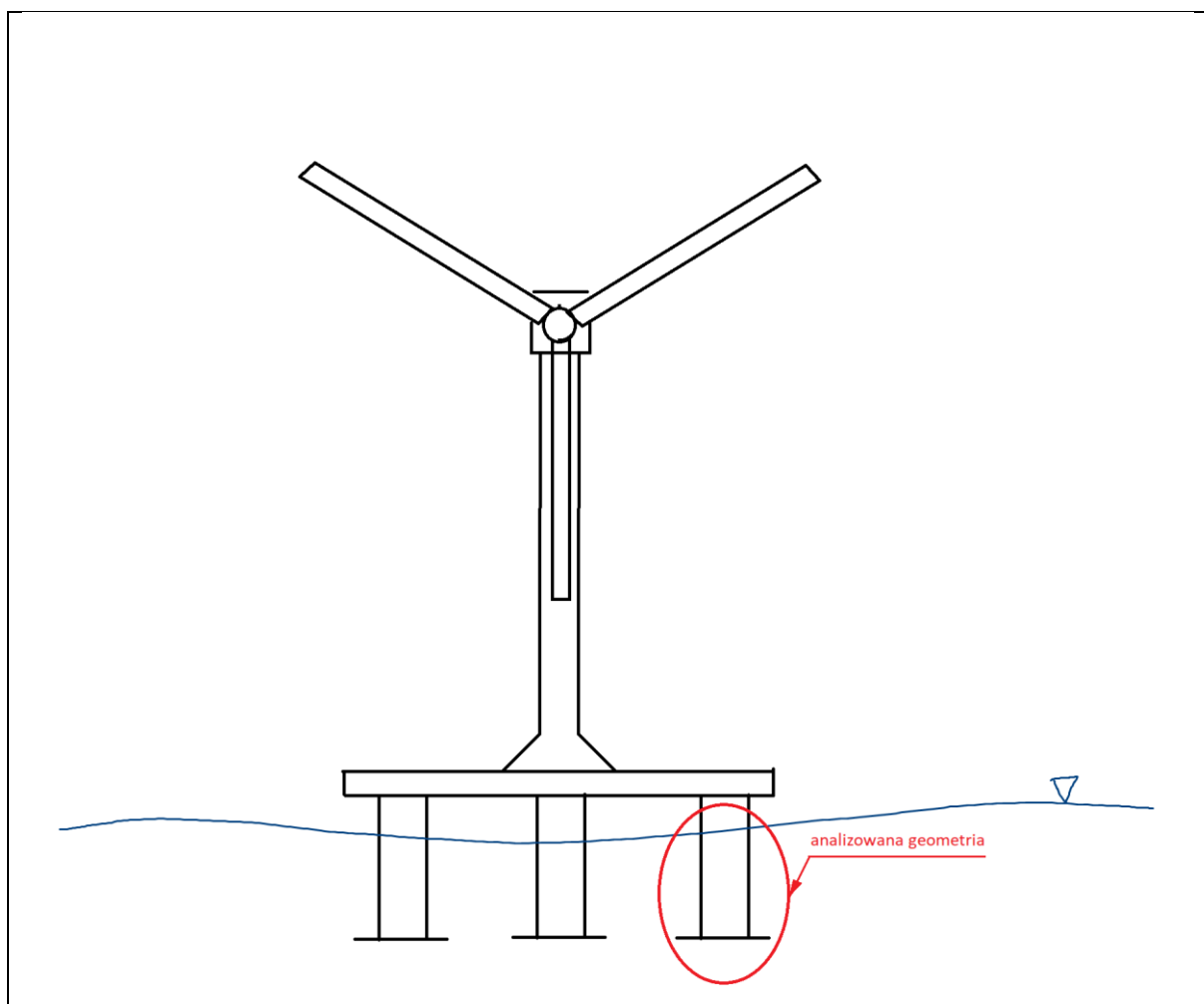
Na potrzeby niniejszej pracy w programie wykonywano obliczenia dla wszystkich analizowanych konstrukcji. Wyznaczono odpowiedzi konstrukcji dla testów oscylacji swobodnych oraz przemieszczenie na falach regularnych o różnej częstotliwości. Na podstawie otrzymanych wyników przygotowano następnie wykresy funkcji przeniesienia.

## 6. Analiza wpływu dodatkowego elementu tłumiącego

Konstrukcje typu spar pod wpływem działania fali mają tendencję do znacznych przemieszczeń pionowych. Jest to zjawisko niekorzystne i niebezpieczne, zwłaszcza w przypadku, gdy przestrzeń pomiędzy dnem akwenu, a dnem konstrukcji jest niewielka. W takich przypadkach stosuje się dodatkowe elementy tłumiące, pozwalające ograniczyć przemieszczenia konstrukcji. Co więcej, elementy te zwiększają masę wody towarzyszącej konstrukcji, co powoduje jej większą bezwładność. To z kolei przenosi częstość nurzań swobodnych platformy w stronę mniejszych częstości. Pozwala to uniknąć zjawiska rezonansu, jeśli początkowa częstość nurzań swobodnych była bliska częstości występujących na danym akwenu fal. W pracy przeprowadzono analizę dla trzech konstrukcji:

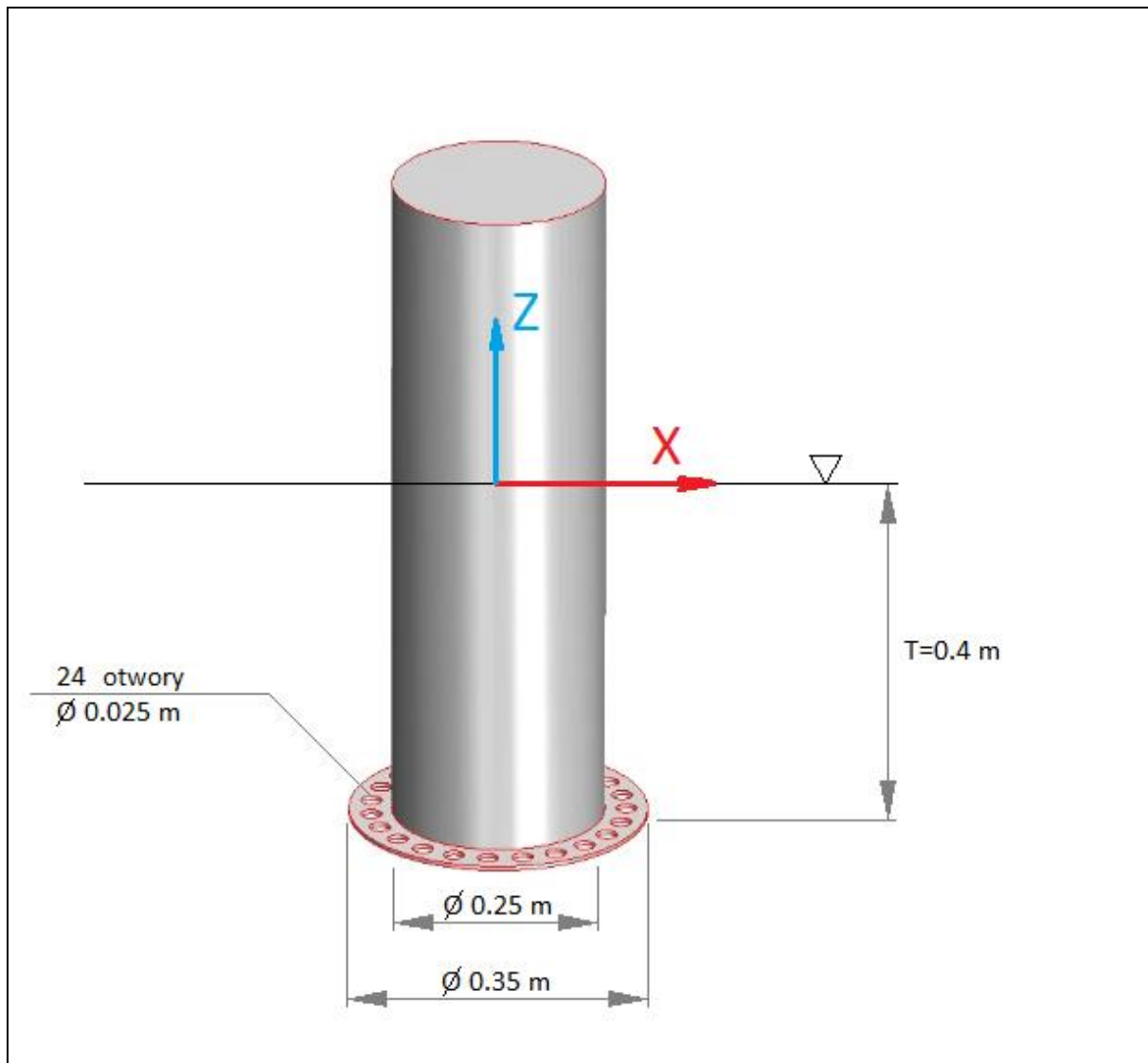
- a) Gładkiego cylindra
- b) Cylindra z płytą tłumiącą
- c) Cylindra z płytą tłumiącą w której wycięto otwory

Testowaną geometrię należy rozumieć jako element docelowej konstrukcji pływającej platformy wiatrowej, np. jedną z jej nóg (rys. 20).



Rysunek 20 Analizowana geometria jako element platformy wiatrowej

Obliczenia i badania wykonano w skali modelowej. Wymiary główne konstrukcji przedstawiono na rys. 21.



Rysunek 21 Wymiary badanych geometrii

Właściwości masowe przedstawiono w tab. 1

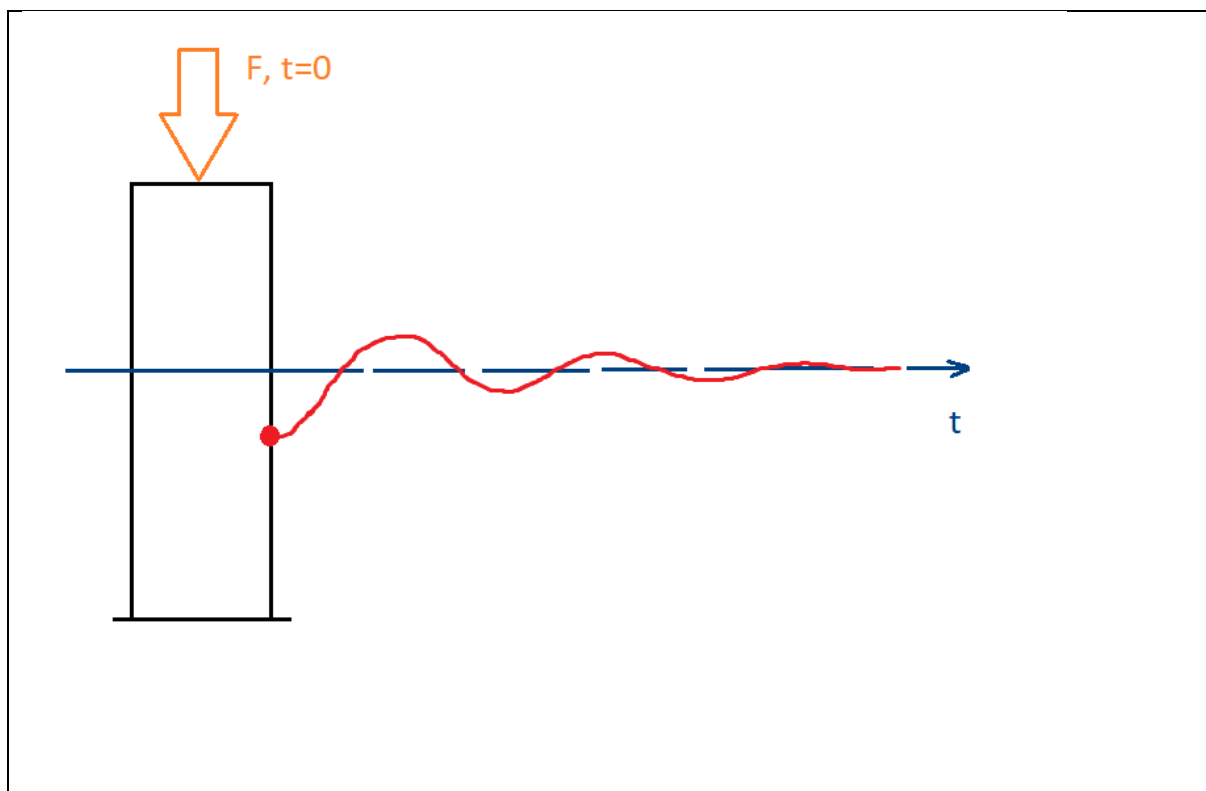
Tabela 1 Właściwości masowe badanych konstrukcji

Masa	19.63 kg
Położenie środka masy	[0.0, 0.0, -0.21] m
Momenty bezwładności	[0.2, 0.2, 0.1] kg m <sup>2</sup>

### 6.1 Testy nurzań swobodnych

Bardzo wygodnym narzędziem dla oceny własności hydrodynamicznych obiektu pływającego jest test nurzań swobodnych. Polega on na początkowym wymuszeniu przemieszczenia obiektu, a następnie rejestracji jego ruchu w czasie. Wychylony z położenia równowagi obiekt będzie wykonywał oscylacje, a amplituda wychylenia będzie malała wraz z czasem z powodu oddziaływania sił tłumienia. Sytuację tę przedstawiono schematycznie na rys. 22.

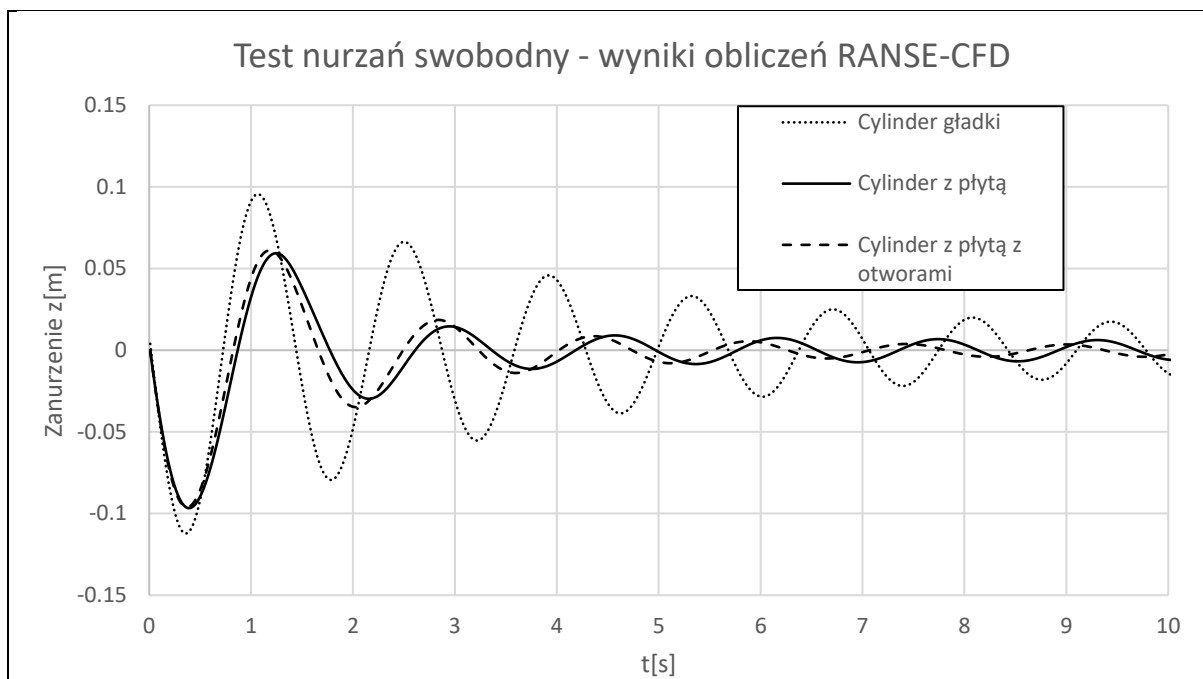




Rysunek 22 Schemat testu nurzań swobodnych

#### 6.1.1 Wyniki obliczeń RANSE-CFD

Na podstawie nurzań swobodnych konstrukcji można wyznaczyć jej współczynniki hydrodynamiczne. W celu przeprowadzenia obliczeń numerycznych w tym przypadku zamodelowano powierzchnię swobodną oraz model bryły sztywnej o 6 stopniach swobody. Wymuszono początkowe zanurzenie konstrukcji większe niż wynikające z warunku równowagi, a następnie mierzono oscylacje swobodne. W wyniku obliczeń numerycznych otrzymano historię przemieszczenia badanych konstrukcji. Porównanie otrzymanych wyników dla każdej z konstrukcji przedstawiono na poniższym wykresie (rys. 23). Cylinder gładki oznaczono linia niebieską, cylinder z płytą linia pomarańczową, a cylinder z płytą z otworami linia szarą.



Rysunek 23 Historia nurzań konstrukcji

Początkowe wychylenie uzyskano zadając jednakową prędkość początkową dla każdej z badanych konstrukcji. Stąd w przypadku cylindra z płytą (pełną oraz z otworami) gdzie występuje większe tłumienie początkowa wartość wychylenia jest niższa niż dla gładkiego cylindra.

Na podstawie otrzymanych przebiegów odczytano wartość kolejnych amplitud i zgodnie z przedstawionymi wzorami (27-30) policzono wartość współczynników hydrodynamicznych dla badanych konstrukcji. Wyniki przedstawiono w tab. 2, tab. 3 i tab. 4 odpowiednio dla cylindra gładkiego, cylindra z płytą i cylindra z płytą z otworami.

Tabela 2 Wartości kolejnych amplitud wychylenia i obliczone na ich podstawie współczynniki hydrodynamiczne dla cylindra gładkiego

i	t	dz	za'	$\kappa$	b	T	a
0	1.06	0.096					
1	1.79	-0.079					
2	2.51	0.066				1.45	5.96
3	3.22	-0.055	0.074	0.0578	12.42	1.43	5.26
4	3.94	0.046	0.062	0.0584	12.54	1.43	5.26
5	4.64	-0.039	0.051	0.0584	12.54	1.42	4.91
6	5.34	0.033	0.043	0.0545	11.69	1.40	4.22
7	6.02	-0.029	0.036	0.0498	10.70	1.38	3.55
8	6.72	0.025	0.031	0.0466	10.01	1.38	3.55
9	7.41	-0.022	0.027	0.0437	9.39	1.39	3.89
10	8.08	0.020	0.024	0.0394	8.45	1.36	2.88

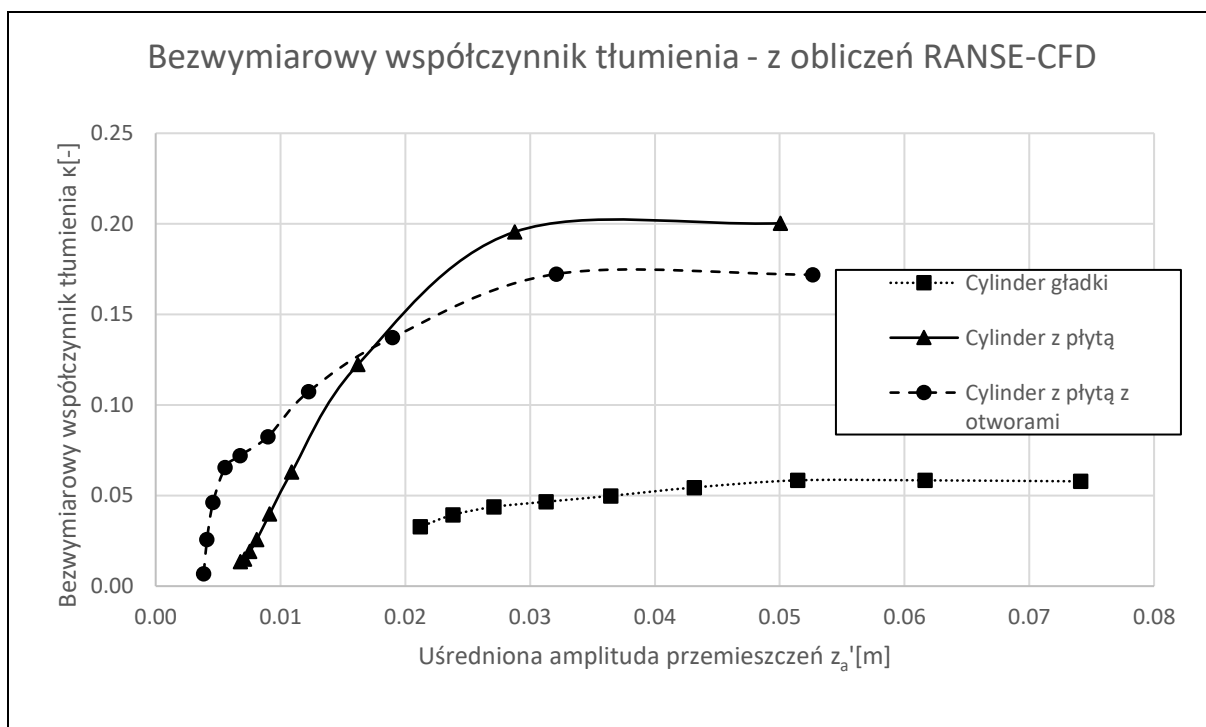
Tabela 3 Wartości kolejnych amplitud wychylenia i obliczone na ich podstawie współczynniki hydrodynamiczne dla cylindra z płytą

i	t	dz	za'	κ	b	T	a
0	0.39	-0.0966					
1	1.25	0.0594					
2	2.16	-0.0297				1.77	18.50
3	2.95	0.0146	0.050	0.2003	49.88	1.70	15.54
4	3.76	-0.0115	0.029	0.1956	48.70	1.60	11.53
5	4.57	0.0091	0.016	0.1224	30.47	1.62	12.31
6	5.37	-0.0085	0.011	0.0630	15.70	1.61	11.92
7	6.16	0.0075	0.009	0.0398	9.92	1.59	11.14
8	6.96	-0.0074	0.008	0.0258	6.43	1.59	11.14
9	7.74	0.0068	0.008	0.0192	4.79	1.58	10.75
10	8.53	-0.0068	0.007	0.0149	3.71	1.57	10.37
11	9.31	0.0062	0.007	0.0136	3.38	1.57	10.37

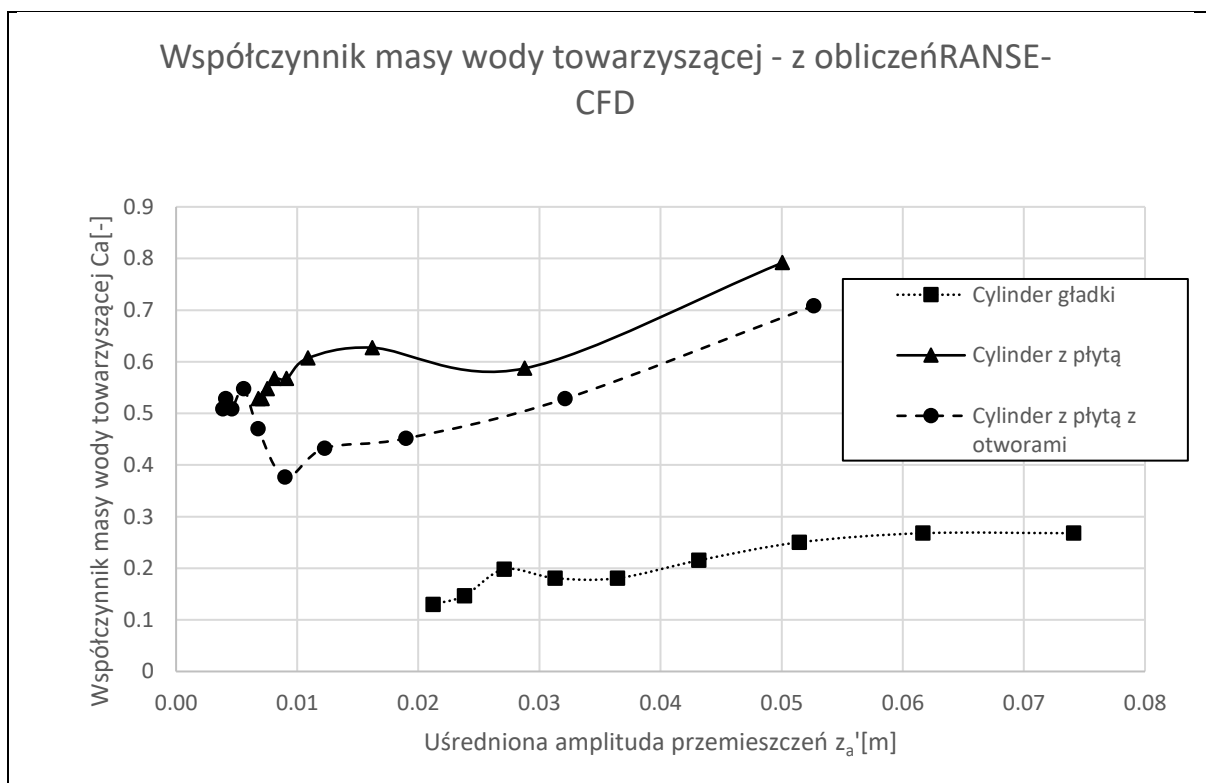
Tabela 4 Wartości kolejnych amplitud wychylenia i obliczone na ich podstawie współczynniki hydrodynamiczne dla cylindra z płytą z otworami

i	t	dz	za'	κ	b	T	a
0	0.37	-0.0961					
1	1.18	0.0611					
2	2.03	-0.0348				1.93	25.71
3	2.84	0.0186	0.053	0.1719	41.28	1.66	13.91
4	3.60	-0.0139	0.032	0.1723	41.38	1.30	0.94
5	4.37	0.0086	0.019	0.1372	32.95	1.53	8.86
6	5.12	-0.0079	0.012	0.1074	25.78	1.52	8.49
7	5.86	0.0055	0.009	0.0825	19.82	1.49	7.39
8	6.66	-0.0050	0.007	0.0721	17.31	1.54	9.23
9	7.44	0.0039	0.006	0.0655	15.74	1.58	10.75
10	8.22	-0.0040	0.005	0.0462	11.09	1.56	9.99
11	9.01	0.0035	0.004	0.0258	6.19	1.57	10.37
12	9.78	-0.0040	0.004	0.0068	1.64	1.56	9.99

Można zauważyć, że współczynniki hydrodynamiczne nie są stałe, a ich wartość zmienia się z amplitudą wychylenia. Aby ułatwić analizę, przedstawiono wartości współczynników w zależności od uśrednionej amplitudy na rys. 24 bezwymiarowy współczynnik tłumienia  $\kappa$  oraz na rys. 25 współczynnik masy wody towarzyszącej  $C_a=A_{33}/m[-]$ .



Rysunek 24 Bezwymiarowy współczynnik tłumienia



Rysunek 25 Współczynnik masy wody towarzyszącej

Na podstawie otrzymanych wyników można wyciągnąć kilka wniosków:

- Pomimo stosowanych założeń liniowości zagadnienie nurzań nie jest liniowe, współczynniki hydrodynamiczne zmieniają się w zależności od amplitudy nurzań.
- Średni okres nurzań swobodnych wynosi odpowiednio:  $T_{0\_gładki}=1.4s$ ,  $T_{0\_płyta}=1.6 s$ ,  $T_{0\_otwory}=1.56 s$ .
- Współczynnik tłumienia dla cylindra z płytą (zarówno pełną jak i z otworami) jest kilkakrotnie większy niż dla gładkiego cylindra.
- Wartość współczynnika tłumienia dla gładkiego cylindra rośnie wraz z amplitudą, ale jego zmiany nie są gwałtowne, w przeciwieństwie do zmian wartości współczynników tłumienia dla cylindra z płytą pełną oraz z płytą z otworami, które różnią się znacząco w zależności od uśrednionej amplitudy.
- W pewnym zakresie, dla mniejszych wartości amplitudy wychylenia większą występuje większe tłumienie dla cylindra z płytą z otworami, a powyżej pewnej wartości większe tłumienie pojawia się dla cylindra z płytą pełną, co jest zgodne z wnioskami przedstawionymi w literaturze [28].
- Współczynnik masy wody towarzyszącej, podobnie jak współczynnik tłumienia również jest kilkakrotnie większy dla cylindra z płytą (zarówno pełną jak i z otworami).
- Współczynnik masy wody towarzyszącej zmienia się wraz z amplitudą wychylenia.
- Współczynnik masy wody towarzyszącej jest nieco większy dla płyty pełnej, niż dla płyty z otworami.
- Okres nurzań swobodnych jest proporcjonalny do masy wody towarzyszącej, a więc jest najdłuższy w przypadku cylindra z pełną płytą, krótszy dla płyty z otworami i najkrótszy dla gładkiego cylindra.

### 6.1.2 Porównanie wyników z wynikami badań modelowych

W celu sprawdzenia poprawności wykonanych obliczeń przeprowadzono badania modelowe na basenie Instytutu Oceanotechniki i Okrętownictwa.

Przygotowano szczelny model cylindra z wymienną płytą pokazany na rys. 26



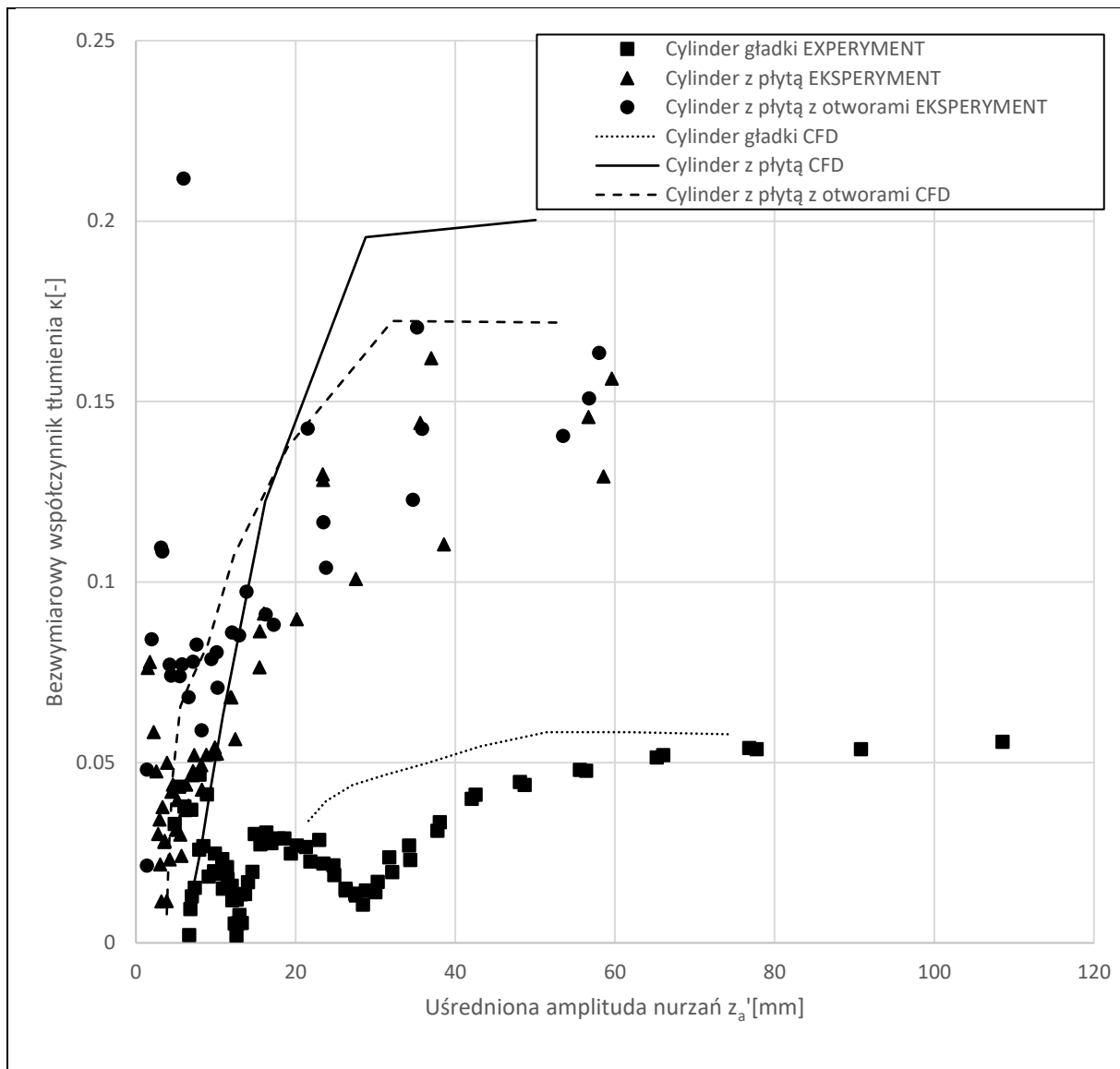
Rysunek 26 Modele konstrukcji do badań

Cylinder został odpowiednio zabalastowany dla uzyskania pożądanego zanurzenia. Masę balastu rozłożono równomiernie na dnie cylindra obniżając w ten sposób położenie środka ciężkości.

Przemieszczenia mierzono za pomocą systemu opartego na szybkich kamerach mierzącego przemieszczenia w 6 stopniach swobody – Qualisys. System ten wymaga zastosowania specjalnych znaczników, w tym przypadku 4 niewielkich piłeczek zamocowanych na górnej krawędzi obiektu. Dzięki odczytowi z kilku rozmieszczonych na stanowisku kamer system pozwala precyzyjnie śledzić historię przemieszczeń obiektu. Pomiary zostały wykonane z dokładnością do 0.4 mm.

Wymuszenie początkowe uzyskano ręcznie zanurzając model powyżej zanurzenia wynikającego z masy obiektu i następnie puszczając go swobodnie. Ze względu na takie przeprowadzenie badań nie udało się uzyskać wyizolowanego ruchu pionowego, ponieważ w wyniku początkowych zakłóceń pojawiały się również ruchy dodatkowe. Przeprowadzono dwie serie prób dla cylindra gładkiego i po trzy serie dla cylindrów z płytami (pełną i z otworami). Jako miarodajne przyjęto te serie w których wystąpiły najmniejsze kołysania i kiwania.

Wartości współczynników tłumienia pokazano dla wszystkich serii pokazano na wykresie (rys. 27). Wartości uzyskane z obliczeń RANSE-CFD przedstawiono dla porównania liniami ciągłymi.

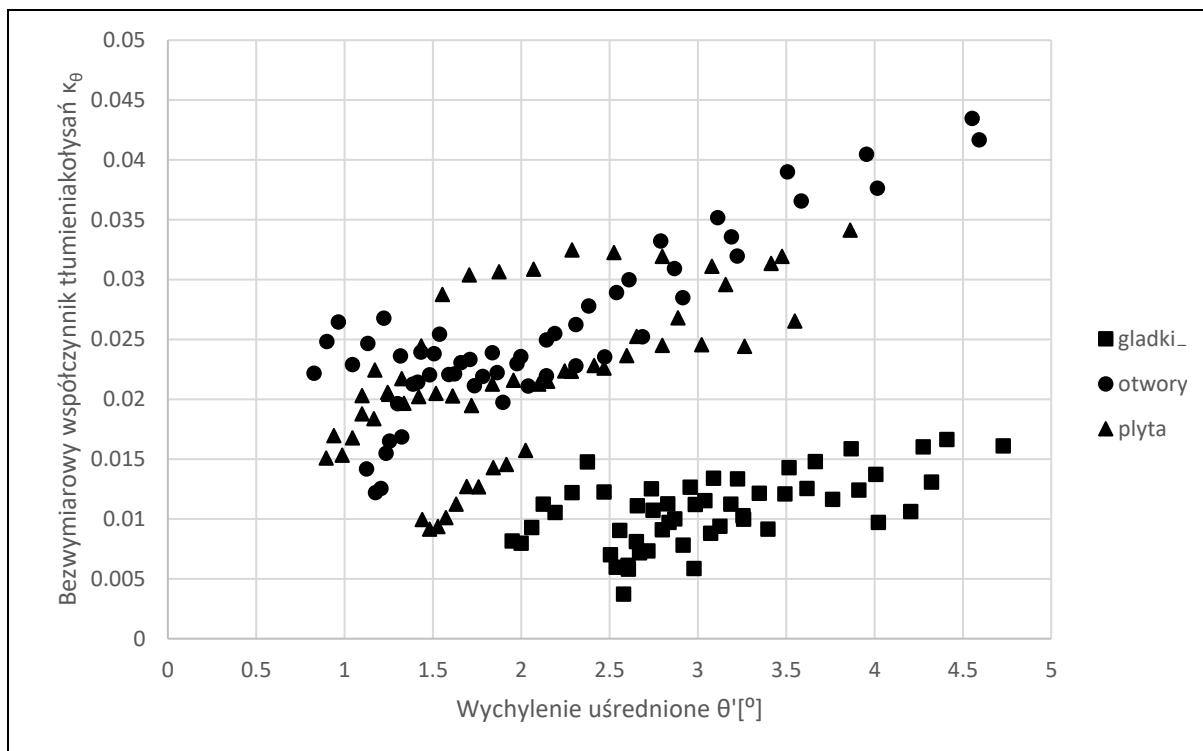


Rysunek 27 Porównanie wartości z obliczeń i z badań modelowych

Na podstawie przedstawionego wykresu można wyciągnąć kilka wniosków:

- Wartości współczynnika tłumienia cylindra z płytą wyznaczonego na podstawie badań modelowych różnią się znacząco dla wykonanych serii pomiarów, w przeciwieństwie dla cylindra gładkiego, dla którego pomiary dały wartości podobne. Wynika to z niedokładności warunków początkowych sposobu przeprowadzenia badań.
- Dla mniejszych amplitud wychylenia współczynnik tłumienia jest większy dla cylindra z płytą z otworami niż dla pełnej płyty, co potwierdza wyniki otrzymane z obliczeń CFD.
- Współczynnik tłumienia uzyskany z badań modelowych jest mniejszy od współczynników uzyskanych z obliczeń CFD.

Przeprowadzono również badania modelowe testu wzdluznych kołysań swobodnych. Przeprowadzono po trzy serie badań dla kaźdej z konstrukcji, oznaczone numerami 1,2,3. Bezwymiarowy współczynnik tłumienia przedstawiono na rys. 20.



Rysunek 28 Bezwymiarowy współczynnik tłumienia dla kołysań

Na podstawie wyników badań kołysań swobodnych widać, że zastosowanie płyty tłumiącej zwiększa współczynnik tłumienia w porównaniu do gładkiego cylindra. Współczynnik tłumienia przyjmuje podobną wartość dla płyty pełnej i płyty z otworami.

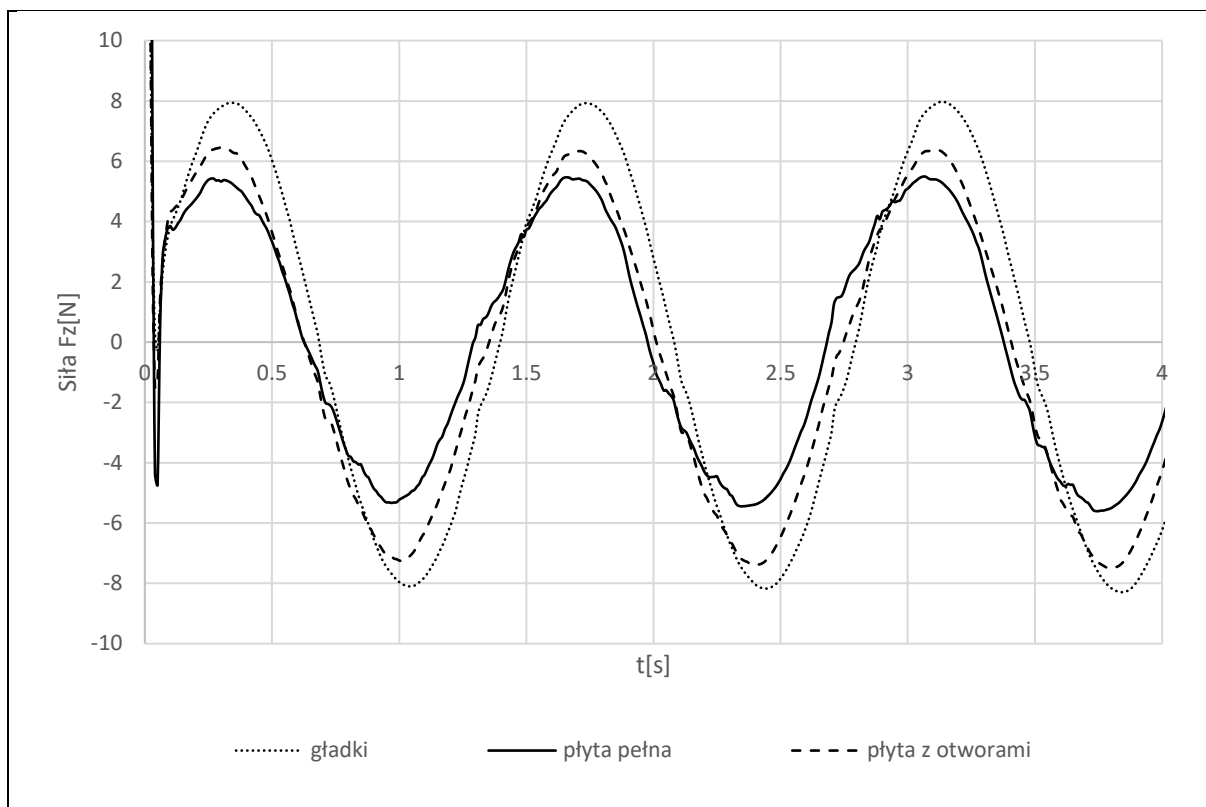
## 6.2 Testy oscylacji wymuszonych

Test oscylacji swobodnych opisany w poprzednim rozdziale daje informację na temat współczynników hydrodynamicznych dla częstości równej częstości własnej konstrukcji. Aby poznać własności konstrukcji w zależności od częstości wymuszenia przeprowadza się testy oscylacji wymuszonych.

Dla badanych konstrukcji przeprowadzono obliczenia RANSE-CFD oscylacji wymuszonych o okresie wymuszenia w zakresie  $T=1.0$  s, 1.2s, 1.4s, 1.6 s, 1.8 s, 2.0s i amplitudzie wychylenia  $z_a=0.02$  m. Obliczenia wykonano zadając trajektorię przemieszczeń konstrukcji. W tym przypadku nie było potrzeby zastosowania modelu uwzględniającego masę konstrukcji, w związku z tym nie obserwujemy siły związanej z bezwładnością masy, pojawia się tylko człon związany z masą wody towarzyszącej.

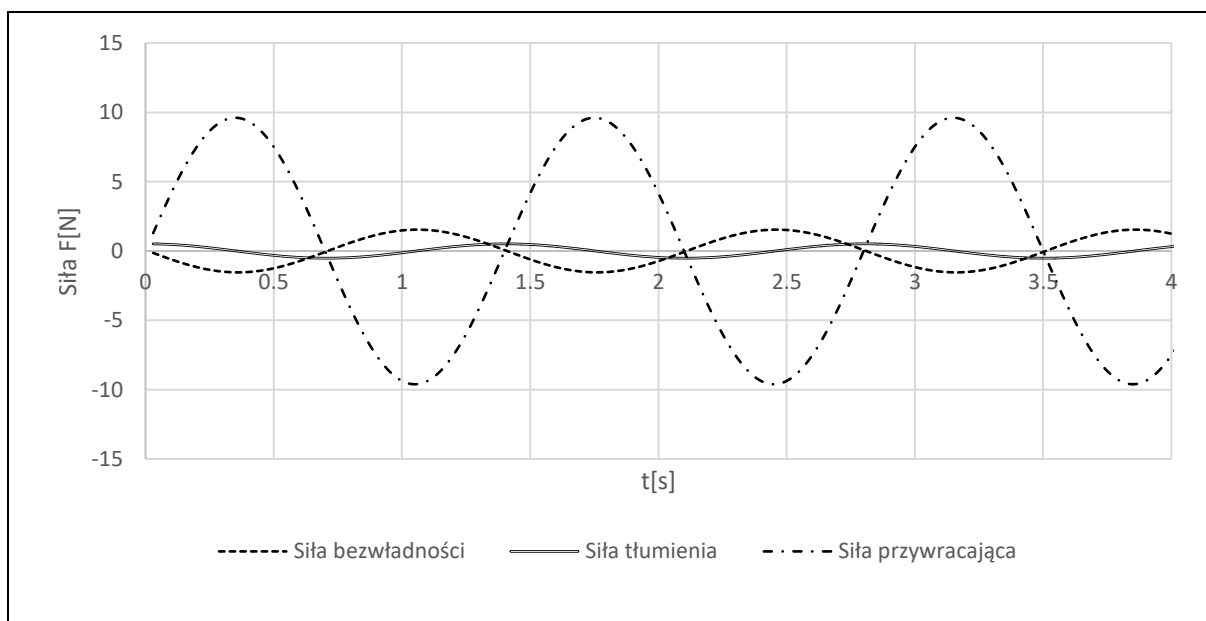
Na podstawie obliczeń wyznaczono siłę oddziałującą na konstrukcję w czasie oscylacji wymuszonych. Wykres siły dla kaźdej z konstrukcji dla wymuszenia o okresie  $T=1.4$  s przedstawiono na rys. 29 .





Rysunek 29 Siła na konstrukcjach pod wpływem oscylacji wymuszonych

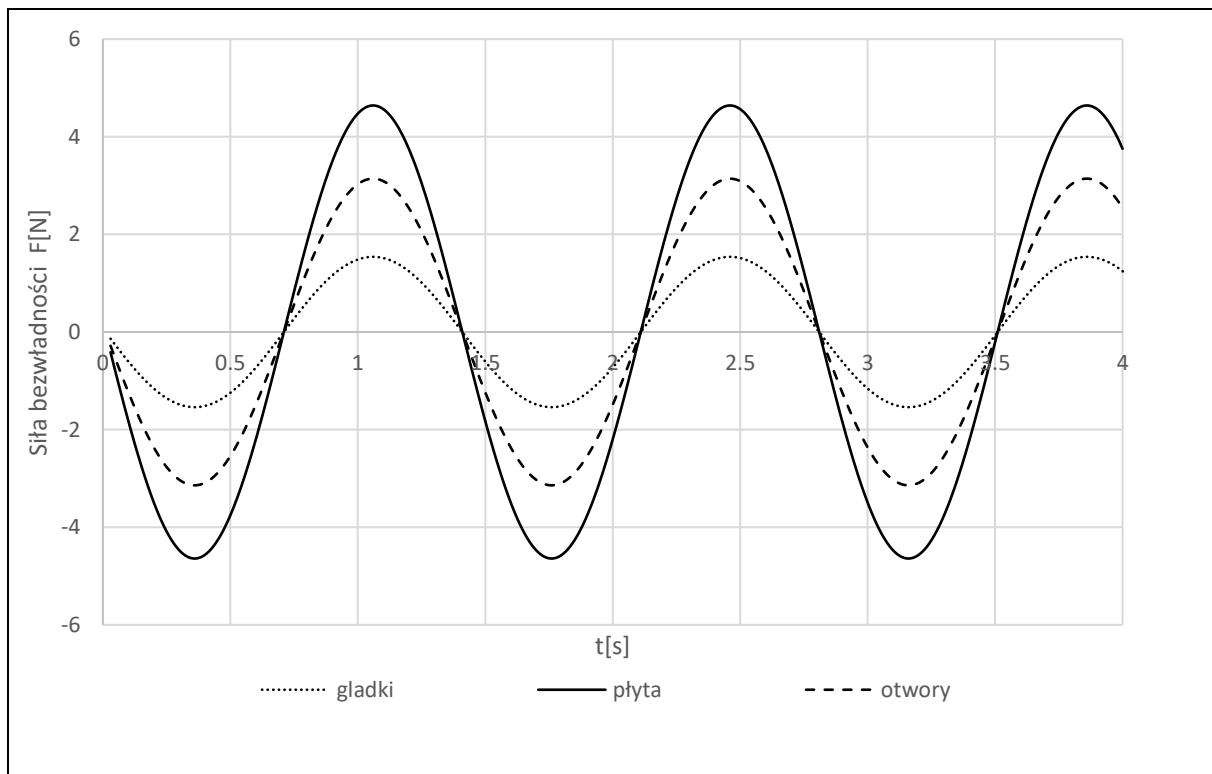
Wyniki mogą się wydawać mało intuicyjne, jednak rozkład siły na składowe związane przyspieszeniem (bezwładnością), prędkością (tłumieniem) i siłą przywracającą (hydrostatyczną) przedstawiony na rys. 30 dla cylindra gładkiego, oraz porównanie składowych sił bezwładności i tłumienia przedstawione na rys. 31 dla badanych konstrukcji pozwala je właściwie zinterpretować. Jak zaznaczono we wstępie, obliczenia oscylacji wymuszonych nie uwzględniają składowych siły związanej z masą konstrukcji. Przedstawiona siła bezwładności jest więc w rzeczywistości częścią pochodzącą wyłącznie od masy wody towarzyszącej.

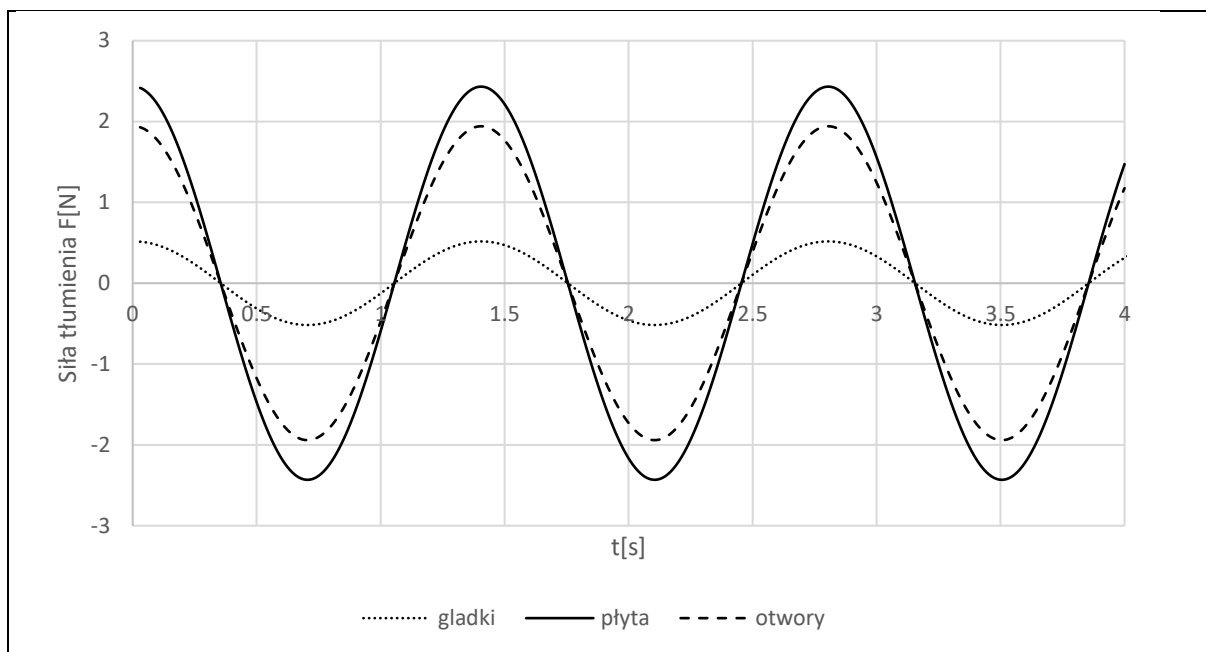


Rysunek 30 Składowe sił na gładkim cylindrze

Widać wyraźnie, że przeważające znaczenie w tym przypadku ma siła przywracająca- wyporu hydrostatycznego, której wartość jest jednakowa dla każdej z konstrukcji. Gdy zanurzenie osiąga wartość maksymalną, np. w chwili  $t=0.33[s]$  wtedy również siła hydrostatyczna jest największa. Siła bezwładności również osiąga w tym momencie swoją największą wartość, jednak jest ona skierowana przeciwnie do siły przywracającej, więc w wypadkowej odejmujemy jej wartość. Siła tłumienia przyjmuje w tej chwili wartość zerową, ponieważ zerowa jest prędkość konstrukcji. Z tego powodu największe wartości sił obserwujemy dla cylindra gładkiego, ponieważ masa wody towarzyszącej (największa w przypadku pełnej płyty tłumiącej) obniża wartość siły całkowitej w chwilach, gdy konstrukcja osiąga wychylenie maksymalne.

Porównanie sił bezwładności i sił tłumienia dla każdej z konstrukcji pokazuje, że największe wartości występują dla konstrukcji z płytą pełną. Potwierdza to spostrzeżenie, że współczynniki zarówno masy wody towarzyszącej oraz tłumienia jest większy dla płyty pełnej, niż dla płyty z otworami. Trzeba tu jednak zaznaczyć, że są to wyniki dla jednego przypadku dla ruchu oscylacyjnego o amplitudzie  $z_a=0.02$  m i okresie oscylacji  $T=1.4$  s. Jak już wcześniej zauważono wartości współczynników różnią się w zależności od tych parametrów i o ile współczynnik masy wody towarzyszącej dla płyty pełnej zawsze będzie większy niż dla płyty z otworami, o tyle w przypadku mniejszej amplitudy ruchu współczynnik tłumienia może być większy dla płyty z otworami.





Rysunek 31 Składowa siły bezwładności pochodząca od masy wody towarzyszącej i tłumienia dla badanych konstrukcji

Na podstawie otrzymanych wartości wyznaczono współczynniki hydrodynamiczne konstrukcji oporu oraz masy wody towarzyszącej w zależności od częstości wymuszenia.

#### 6.2.1 Współczynniki równania liniowego

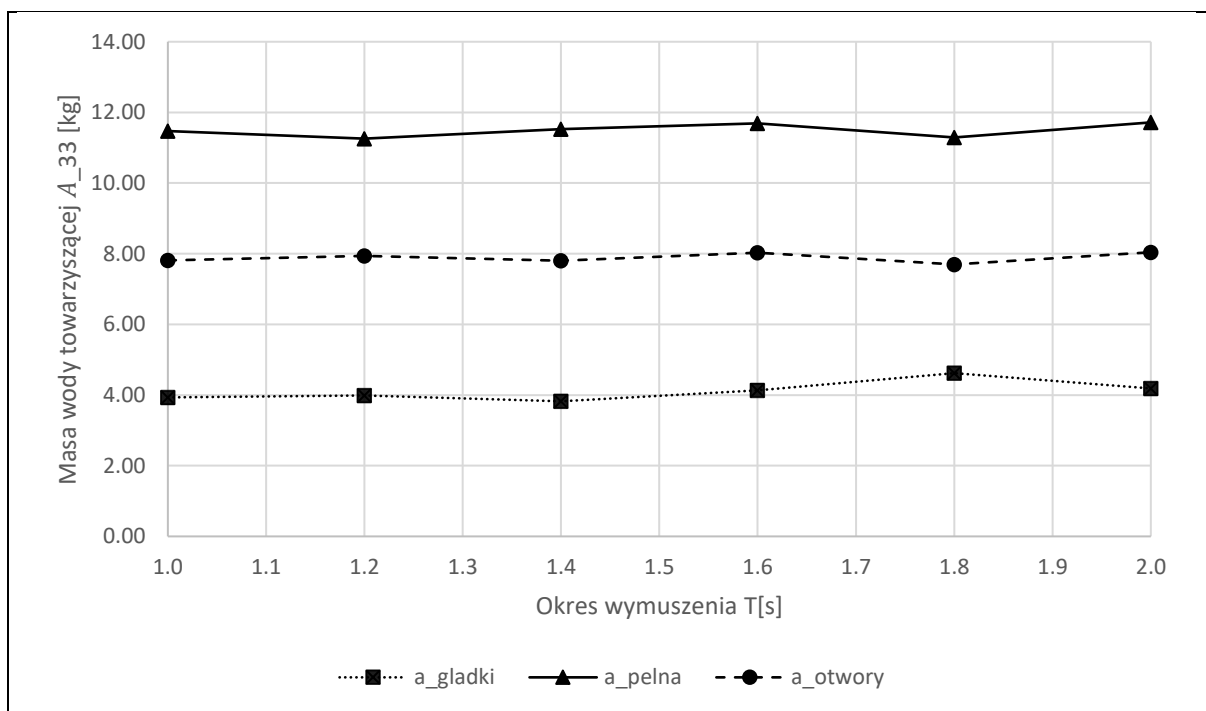
Na podstawie (35) i (36) wyznaczono masę wody towarzyszącej  $A$  oraz współczynnik tłumienia  $B$  dla badanych konstrukcji. Wartości przedstawiono w tab. 5 i 6 oraz na wykresach rys. 32 i rys. 33.

Tabela 5 Masa wody towarzyszącej dla badanych konstrukcji

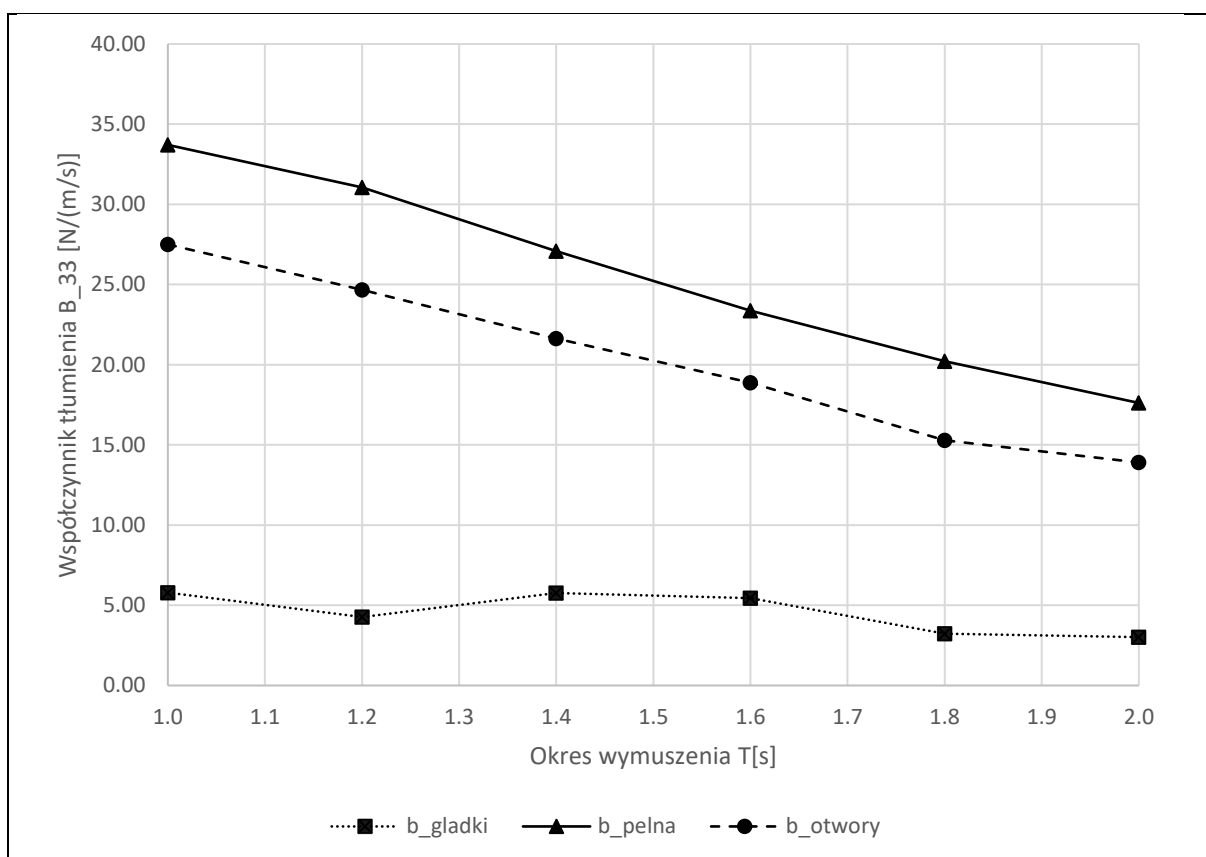
T [s]	$\omega$ [rad/s]	$A_{33\_gladki}$ [kg]	$A_{33\_pelna}$ [kg]	$A_{33\_otwory}$ [kg]
1.0	6.28	3.93	11.47	7.81
1.2	5.24	3.99	11.26	7.94
1.4	4.49	3.82	11.52	7.80
1.6	3.93	4.13	11.69	8.03
1.8	3.49	4.62	11.29	7.70
2.0	3.14	4.19	11.72	8.04

Tabela 6 Współczynnik tłumienia dla badanych konstrukcji

T [s]	$\omega$ [rad/s]	$B_{33\_gladki}$ [N/(m/s)]	$B_{33\_pelna}$ [N/(m/s)]	$B_{33\_otwory}$ [N/(m/s)]
1.0	6.28	5.79	33.71	27.50
1.2	5.24	4.27	31.05	24.68
1.4	4.49	5.76	27.09	21.63
1.6	3.93	5.45	23.36	18.89
1.8	3.49	3.23	20.22	15.29
2.0	3.14	3.02	17.62	13.91



Rysunek 32 Masa wody towarzyszącej dla badanych konstrukcji

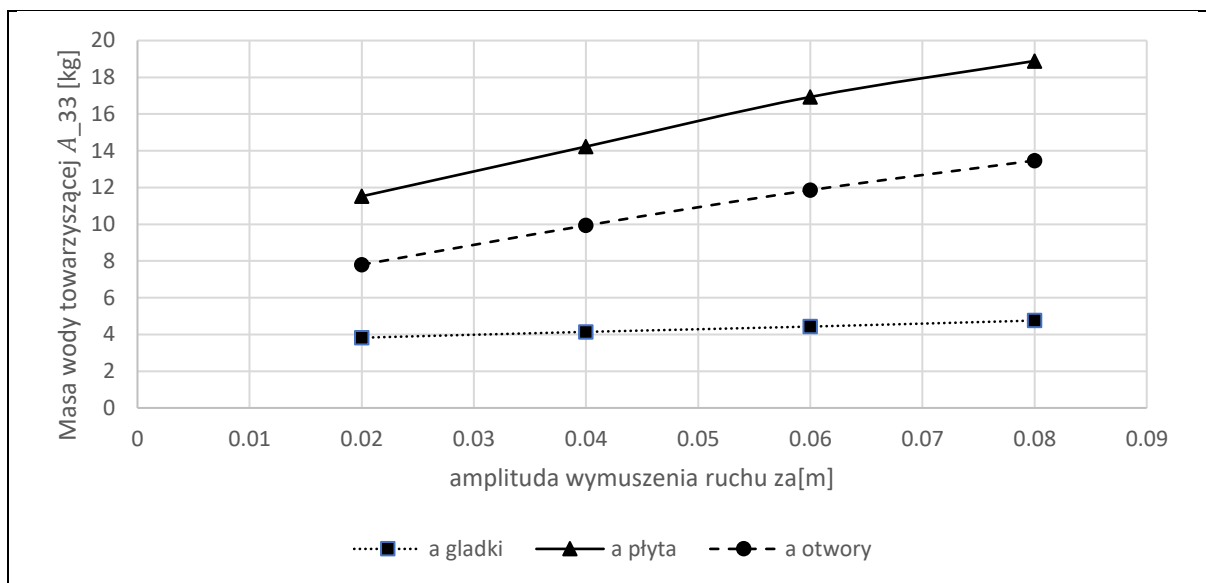


Rysunek 33 Współczynnik tłumienia dla badanych konstrukcji

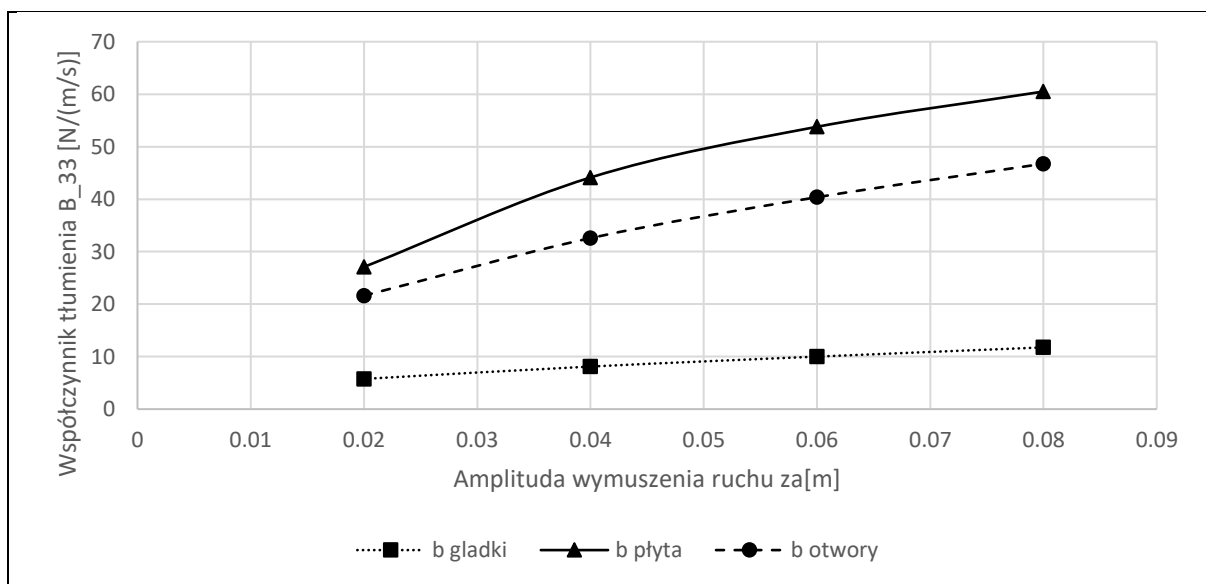
Współczynniki hydrodynamiczne zmieniają się nie tylko wraz ze zmianą częstości wymuszenia, ale również w zależności od amplitudy ruchu, co można zauważyć na podstawie



wyników otrzymanych z oscylacji swobodnych, których amplituda zanika wraz z czasem, rys. 24. Na wykresie widać wyraźnie, że współczynniki tłumienia wyznaczone w początkowej fazie próby, gdzie amplituda oscylacji była wyższa również przyjmowały wyższe wartości. Dla coraz to mniejszych amplitud wychylenia spadała również wartość współczynników tłumienia. Aby sprawdzić wpływ amplitudy wymuszenia w przypadku wyników otrzymanych z prób metodą oscylacji wymuszonych dla wybranego okresu wymuszenia  $T=1.4$  s przeprowadzono dodatkowe obliczenia zmieniając amplitudę wychylenia. Zmianę wartości współczynników przedstawiono na wykresie rys. 34- masa wody towarzyszącej, rys. 35- współczynnik tłumienia.



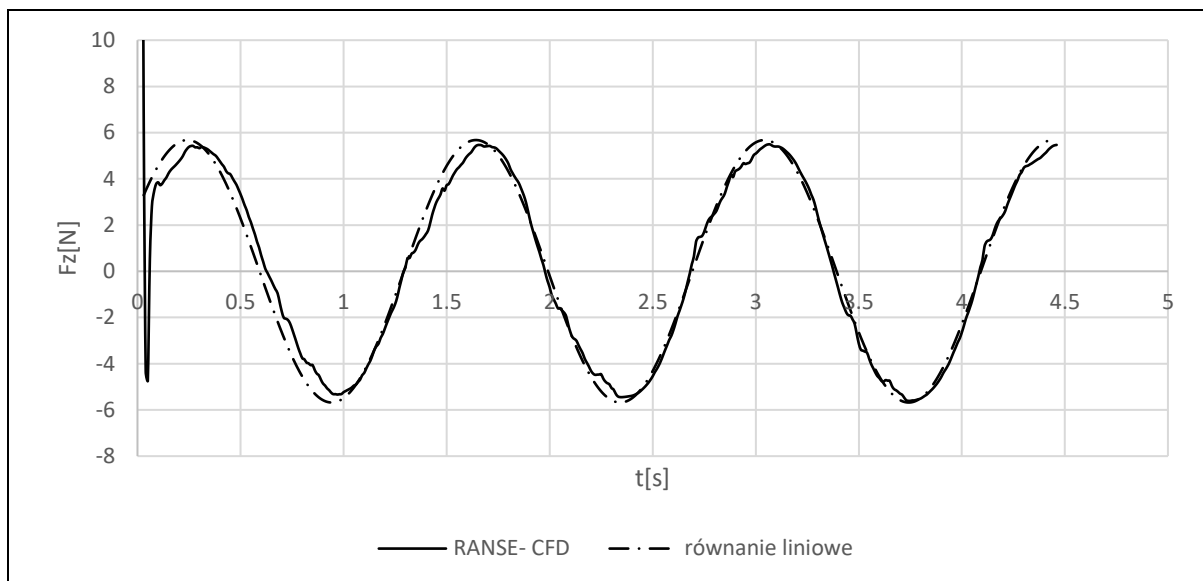
Rysunek 34 Zmiana masy wody towarzyszącej w zależności od amplitudy wymuszenia



Rysunek 35 Zmiana współczynnika tłumienia w zależności od amplitudy wymuszenia

Otrzymane wyniki potwierdzają, że zarówno masa wody towarzyszącej jak i współczynnik tłumienia maleją wraz z amplitudą ruchu. Można też zauważyć, że różnice są w większe w przypadku cylindra z płytą pełną oraz z otworami niż dla gładkiego cylindra.

Przykładowe odwzorowanie przebiegu siły za pomocą równania liniowego z wyznaczonymi współczynnikami (linia przerywana) i siły obliczonej w programie dla cylindra z płytą pełną płytą (linia ciągła) tłumiącą oscylującego z okresem  $T=1.4$  s przedstawiono na rys. 36.



Rysunek 36 Porównanie odwzorowania liniowego i siły obliczonej za pomocą metody RANSE-CFD

Na podstawie wyznaczonych wartości można wyciągnąć następujące wnioski:

- Wyznaczone współczynniki równania liniowego pozwalają dość dobrze odwzorować przebieg siły na konstrukcji.
- Masa wody towarzyszącej jest największa dla cylindra z płytą tłumiącą, a najmniejsza dla gładkiego cylindra.
- Masa wody towarzyszącej zmienia się w zależności od częstości wymuszenia, nie są to jednak bardzo duże zmiany.
- Współczynnik tłumienia jest największy w przypadku cylindra z płytą tłumiącą, a najmniejszy dla cylindra gładkiego.
- W przypadku zastosowania pyty tłumiącej, zarówno pełnej jak i płyty z otworami współczynnik tłumienia rośnie bardzo wyraźnie wraz ze zmniejszaniem okresu wymuszenia.
- Współczynnik tłumienia dla gładkiego cylindra zmienia się z okresem wymuszenia, jednak zmiany te nie są tak znaczne, jak w przypadku cylindra z płytą.
- Zarówno masa wody towarzyszącej, jak i współczynnik tłumienia rosną wraz z amplitudą.

#### 6.2.2 Współczynniki równania Morisona

Na podstawie wyników oscylacji wymuszonych wyznaczono również współczynniki równania Morisona. Obliczenia wykonano poprzez przyrównanie funkcji i zastosowanie dodatku Solver programu MS Excel.

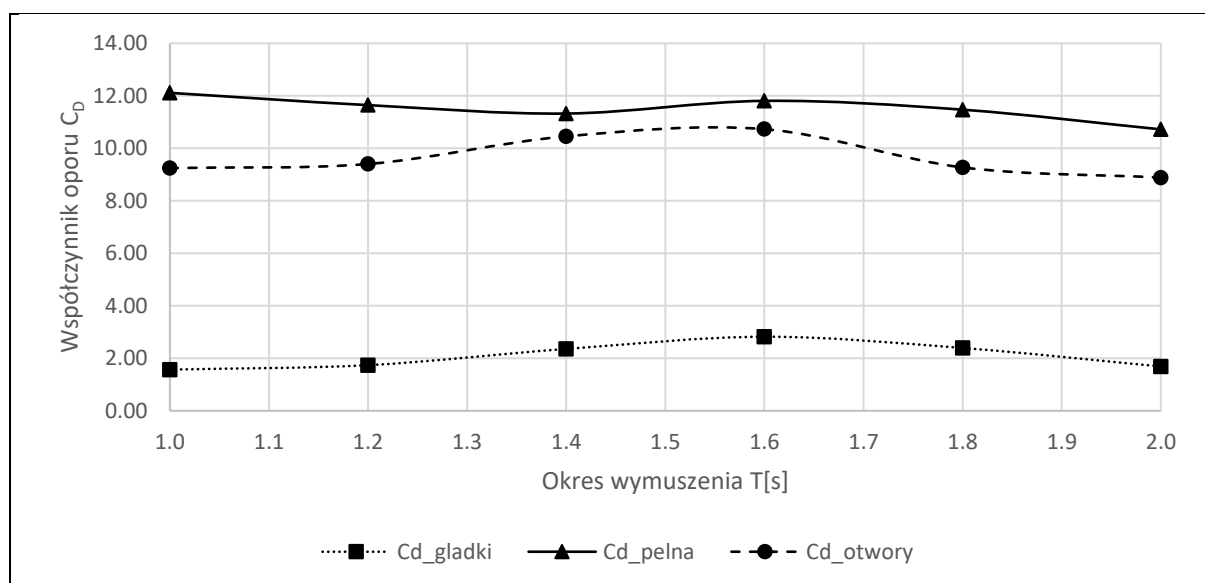
Wyznaczone współczynniki przedstawiono w tab. 7 i tab. 8 oraz na wykresach rys. 37 i rys. 38.

Tabela 7 Współczynniki oporu

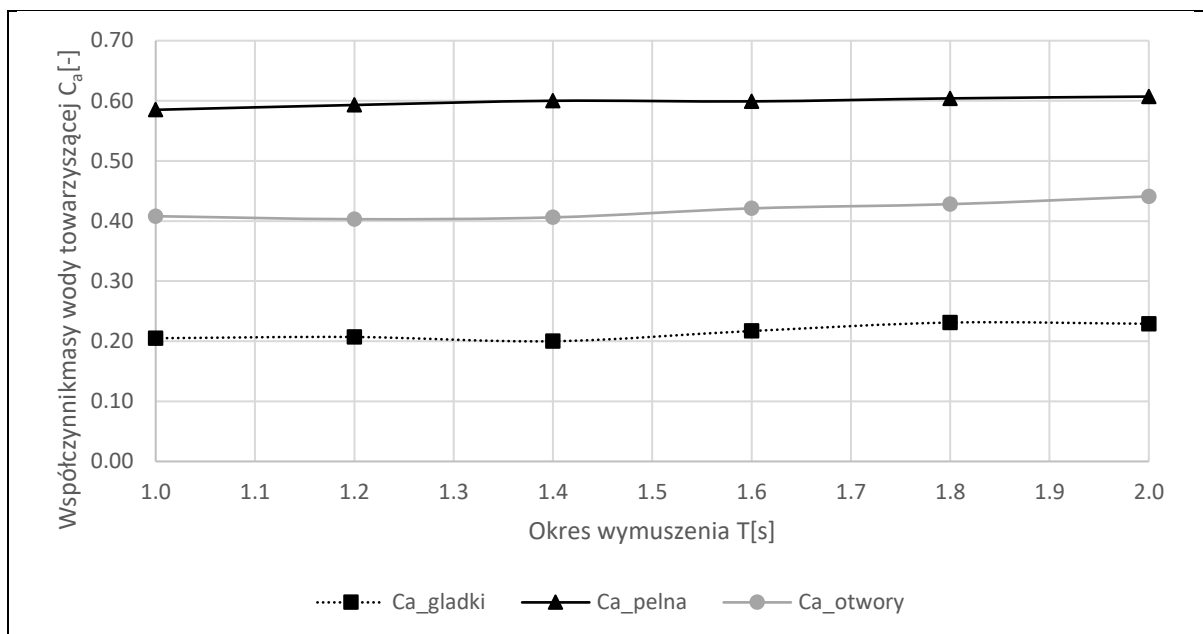
T[s]	$\omega$ [rad/s]	$C_{D\_gladki}$ [-]	$C_{D\_pelna}$ [-]	$C_{D\_otwory}$ [-]
1.0	6.28	1.57	12.11	9.25
1.2	5.24	1.74	11.65	9.40
1.4	4.49	2.36	11.33	10.46
1.6	3.93	2.82	11.81	10.73
1.8	3.49	2.39	11.47	9.27
2.0	3.14	1.69	10.72	8.89

Tabela 8 Współczynniki masy wody towarzyszącej

T[s]	$\omega$ [rad/s]	$C_{a\_gladki}$ [-]	$C_{a\_pelna}$ [-]	$C_{a\_otwory}$ [-]
1.0	6.28	0.21	0.59	0.41
1.2	5.24	0.21	0.59	0.40
1.4	4.49	0.20	0.60	0.41
1.6	3.93	0.22	0.60	0.42
1.8	3.49	0.23	0.60	0.43
2.0	3.14	0.23	0.61	0.44

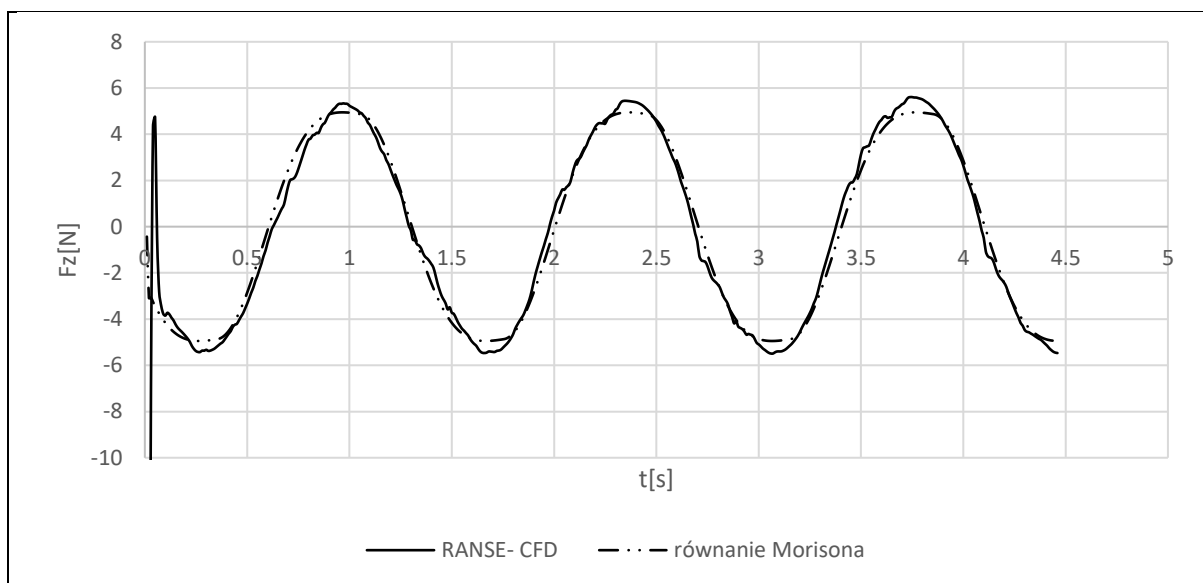


Rysunek 37 Współczynnik oporu



Rysunek 38 Współczynnik masy wody towarzyszącej

Przykładowe odwzorowanie przebiegu siły za pomocą równania Morisona z wyznaczonymi współczynnikami (linia kreska - kropka) i siły obliczonej w programie dla cylindra z płytą pełną płytą (linia ciągła) tłumiącą oscylującego z okresem  $T=1.4$  s przedstawiono na rys. 39.



Rysunek 39 Porównanie wyników otrzymanych z równania Morisona i wyników RANSE-CFD

Na podstawie otrzymanych wartości można wyciągnąć następujące wnioski:

- Wyznaczone współczynniki równania Morisona pozwalają dość dobrze odwzorować przebieg siły w czasie.
- Współczynnik oporu dla cylindra z płytą jest największy, a dla gładkiego cylindra najmniejszy.



- Współczynnik masy wody towarzyszącej dla cylindra z płytą jest największy, a dla cylindra gładkiego najmniejszy.

- Wartości współczynników zmieniają się w zależności od okresu wymuszenia, jednak zmiany te są mniejsze niż w przypadku zmian współczynników równania liniowego. Uwaga ta jest szczególnie ważna ze względu na metodę wykonywania obliczeń w programie ANSYS AQWA w której wpływ lepkości można uwzględnić jedynie za pomocą dodatkowego współczynnika niezależnego od częstości wymuszeń.

### 6.3 Funkcja przeniesienia

Popularną praktyką jest badanie odpowiedzi konstrukcji na zadaną falę regularną o różnej częstości i przedstawianie wyników jako funkcji przeniesienia, tj. stosunku przemieszczenia konstrukcji do amplitudy fali wymuszającej, w zależności od częstości fali wymuszającej. Wyznaczono funkcje przeniesienia różnymi metodami i porównano je z wynikami otrzymanymi z badań modelowych, aby ocenić ich przydatność. Przeprowadzono obliczenia za pomocą modelu RANSE-CFD w programie STAR CCM+ oraz w programie ANSYS AQWA bazującym na metodzie dyfrakcyjnej uzupełnionym raz o liniowy współczynnik tłumienia, a raz o współczynnik oporu równania Morisona. Wyniki porównano również z funkcją przeniesienia obliczoną na podstawie modelu liniowego (52).

#### 6.3.1 Wyniki z badań modelowych

Przeprowadzono dwie serie badań modelowych przemieszczenia konstrukcji na fali regularnej o różnej amplitudzie. W pierwszej serii przebadano trzy konstrukcje na fali regularnej o amplitudzie  $\zeta_a=0.025$  m o okresach: dla cylindra gładkiego  $T=1.32$  s,  $1.41$  s,  $1.53$  s, dla płyty pełnej  $T=1.53$  s,  $1.62$  s,  $1.72$  s, i dla płyty z otworami  $T=1.41$  s,  $1.53$  s,  $1.62$ s. W drugiej serii przebadano konstrukcję z płytą pełną i z płytą z otworami, na fali o amplitudzie  $\zeta_a=0.010$  m o okresach  $T= 1.2$  s,  $1.4$  s,  $1.6$  s,  $1.8$  s,  $2.0$ s.

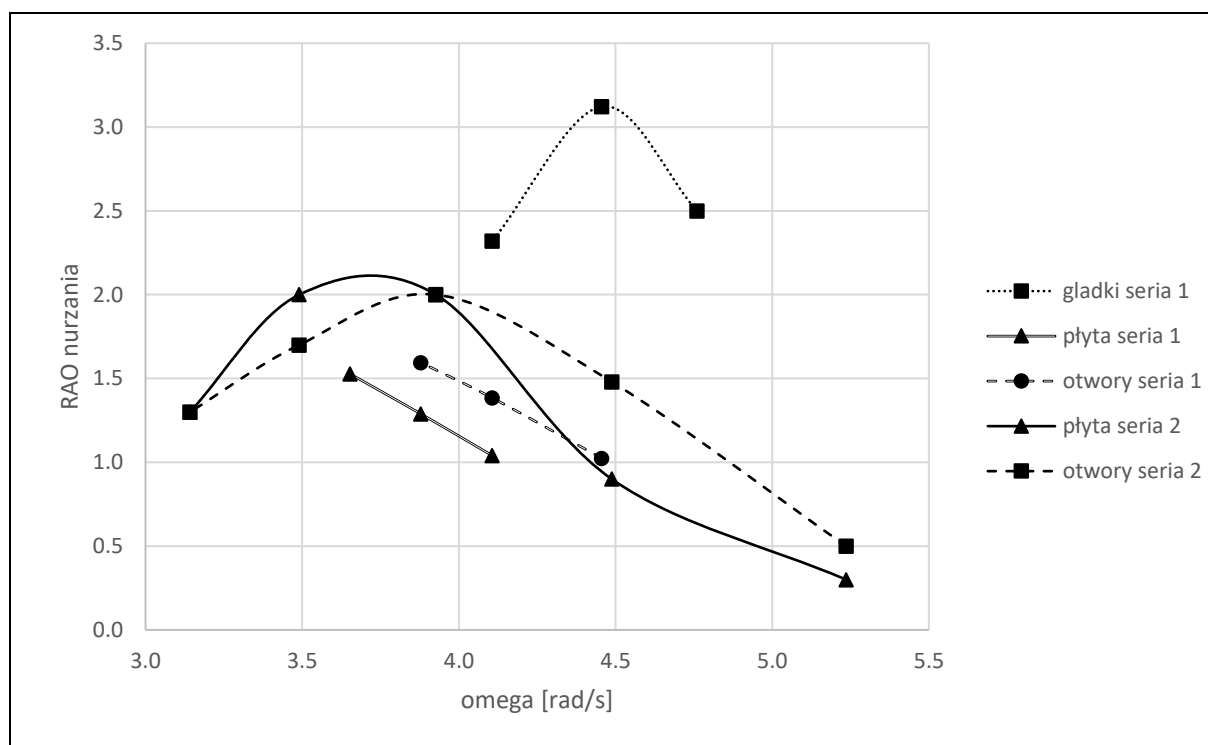
Funkcję przeniesienia RAO dla nurzań, oraz kąt kiwań przedstawiono w tab. 9 oraz na wykresie rys. 35.

Tabela 9 Funkcje przeniesienia dla pierwszej serii badań

		RAO nurzania [-]	$\frac{\theta[rad]}{k \cdot \zeta_a}$
T [s]	$\omega$ [rad/s]	gładki	
1.32	4.76	2.50	1.94
1.41	4.46	3.12	1.16
1.53	4.11	2.32	2.56
T	$\omega$	płyta	
1.53	4.11	1.04	2.83
1.62	3.88	1.29	1.71
1.72	3.65	1.53	2.94
T	$\omega$	otwory	
1.41	4.46	1.02	1.95
1.53	4.11	1.38	1.75
1.62	3.88	1.60	1.39

Tabela 10 Funkcje przeniesienia dla drugiej serii badań

		RAO nurzania [-]	$\frac{\theta[\text{rad}]}{k \cdot \zeta_a}$
T	$\omega$	płyta	
1.2	5.24	0.2	0.83
1.4	4.49	0.773	2.18
1.6	3.93	1.815	3.00
1.8	3.49	1.889	6.74
2	3.14	1.405	5.03
T	$\omega$	otwory	
1.2	5.24	0.458	0.47
1.4	4.49	1.495	1.02
1.6	3.93	1.932	0.83
1.8	3.49	1.468	8.28
2	3.14	1.29	5.81



Rysunek 40 Funkcje przeniesienia RAO nurzania

Na podstawie otrzymanych wartości można wyciągnąć następujące wnioski:

- Nurzania gładkiego cylindra są dużo większe niż w przypadku zastosowania płyt tłumiących.

- Maksymalne przemieszczenia dla każdej z konstrukcji pojawiają się dla częstości fali wymuszającej równej częstości oscylacji swobodnych konstrukcji- zachodzi zjawisko rezonansu.

- Maksymalne przemieszczenia konstrukcji z płytą pełną są nieznacznie większe niż dla płyty z otworami, wycięcie otworów powoduje przesunięcie maksimum w stronę wyższych częstości fali wymuszającej (mniejszego okresu).

- Wycięcie otworów w płycie tłumiącej może zmniejszyć maksymalne wychylenia konstrukcji.

### 6.3.2 Wyniki RANSE-CFD

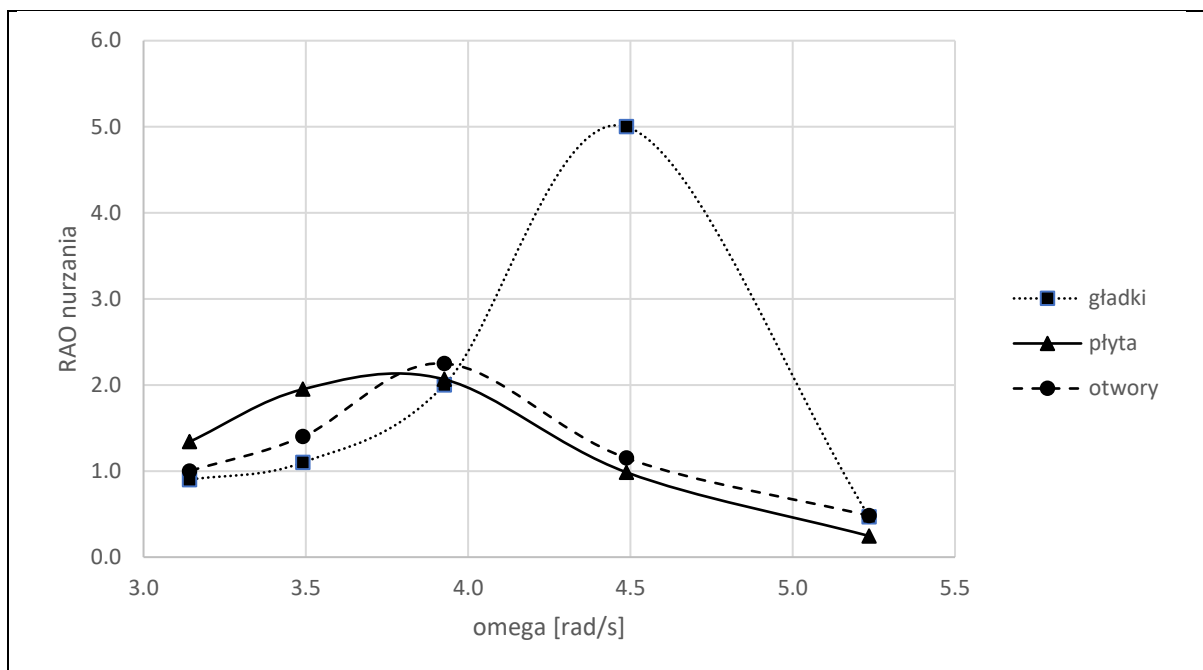
Obliczenia numeryczne zachowania konstrukcji na fali regularnej wykonano stosując moduł bryły sztywnej, pozwalający na modelowanie ruchu bryły w 6 stopniach swobody, z uwzględnieniem jej masy i momentów bezwładności.

Przeprowadzono obliczenia dla trzech badanych konstrukcji dla fali wymuszającej o amplitudzie  $\zeta_a=0.010$  m o okresach  $T= 1.2$  s, 1.4 s, 1.6 s, 1.8 s, 2.0s.

Wyniki przedstawiono w tab. 11 na wykresie rys. 36.

Tabela 11 Funkcje przeniesienia z obliczeń RANSE-CFD

		RAO nurzenia [-]	$\frac{\theta[rad]}{k \cdot \zeta_a}$
T[s]	$\omega$ [rad/s]	gładki	
1.2	5.24	0.47	7.43
1.4	4.49	5.00	5.10
1.6	3.93	2.00	0.55
1.8	3.49	1.10	2.81
2.0	3.14	0.90	2.08
T[s]	$\omega$ [rad/s]	płyta	
1.2	5.24	0.25	3.42
1.4	4.49	0.99	6.79
1.6	3.93	2.07	5.10
1.8	3.49	1.95	8.42
2	3.14	1.34	7.80
T[s]	$\omega$ [rad/s]	otwory	
1.2	5.24	0.48	3.74
1.4	4.49	1.15	7.39
1.6	3.93	2.25	1.22
1.8	3.49	1.40	7.58
2.0	3.14	1.00	6.24



Rysunek 41 Funkcja przeniesienia nurzań na podstawie RANSE-CFD

Wartości przemieszczeń pionowych są zbliżone do otrzymanych na drodze badań modelowych. Maksymalny kąt kiwań dla dłuższych fal (o mniejszej częstotliwości) pokrywa się z wynikami badań modelowych, jednak w przypadku krótszych fal (o większej częstotliwości) pojawiają się znaczne rozbieżności. Może to wynikać z parametrów modelu (gęstości siatki i kroku czasowego) lub też z asymetrii rzeczywistego rozkładu mas modelu rzeczywistego w porównaniu do wyidealizowanego modelu numerycznego.

### 6.3.3 Wyniki z modelu dyfrakcyjnego w programie ANSYS AQWA

Jak już zaznaczono we wstępie obliczenia w programie ANSYS AQWA bazują na metodzie dyfrakcyjnej i wersji podstawowej nie uwzględniają wpływu lepkości. Można ją jednak dodać za pomocą dodatkowej macierzy liniowego współczynnika tłumienia lub współczynnika oporu Morisona. Pominięcie lepkości może skutkować również niedoszacowaniem masy wody towarzyszącej, którą również można skalibrować w programie za pomocą macierzy dodatkowej.

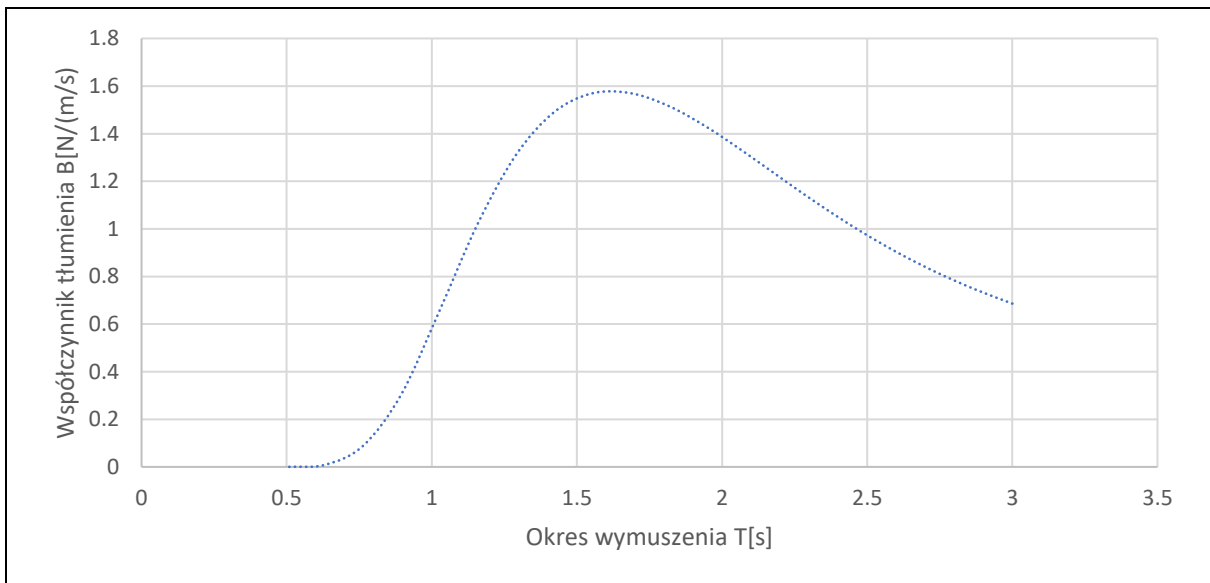
Aby uwzględnić wpływ lepkości należy w pierwszym kroku wyznaczyć wartość współczynników obliczonych przez program na podstawie teorii dyfrakcyjnej. Następnie, znając wartość rzeczywistych współczynników możemy w programie AQWA dodać poprawkę wynikającą z lepkości. Wzór na poprawkę możemy zapisać w następującej postaci:

$$\Delta B_{33} = B_{33} - B_{AQWA} \quad (72)$$

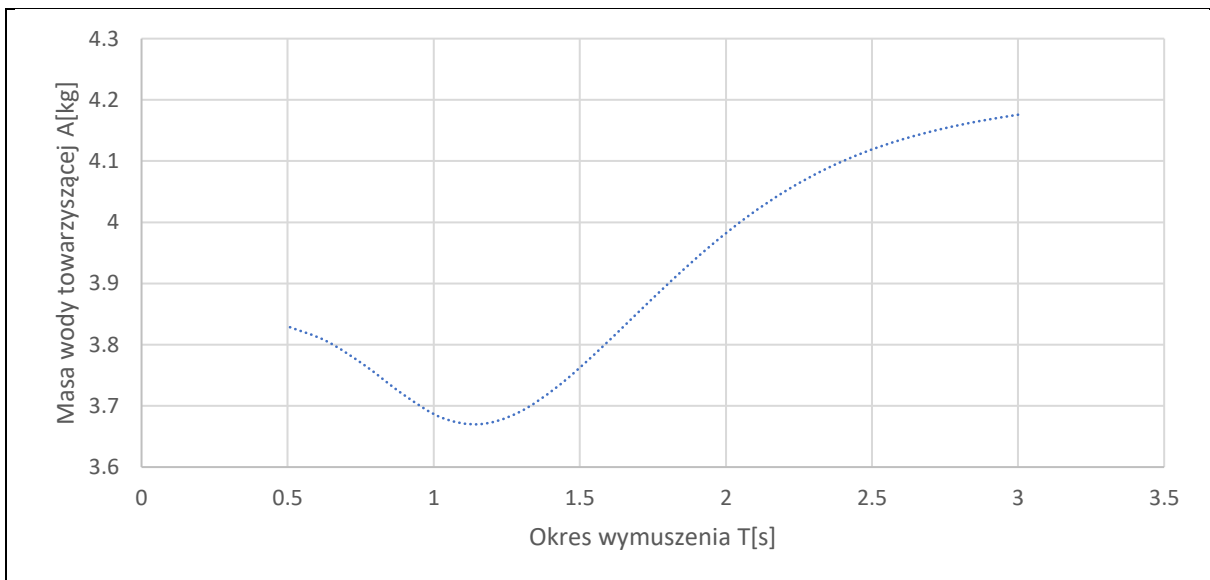
Gdzie:

$\Delta B_{33}$  –poprawka współczynnika tłumienia,  $B_{33}$ - wartość współczynnika wyznaczona na podstawie eksperymentu lub obliczeń RANSE-CFD,  $B_{AQWA}$ - wartość współczynnika tłumienia wyznaczona na podstawie teorii dyfrakcyjnej

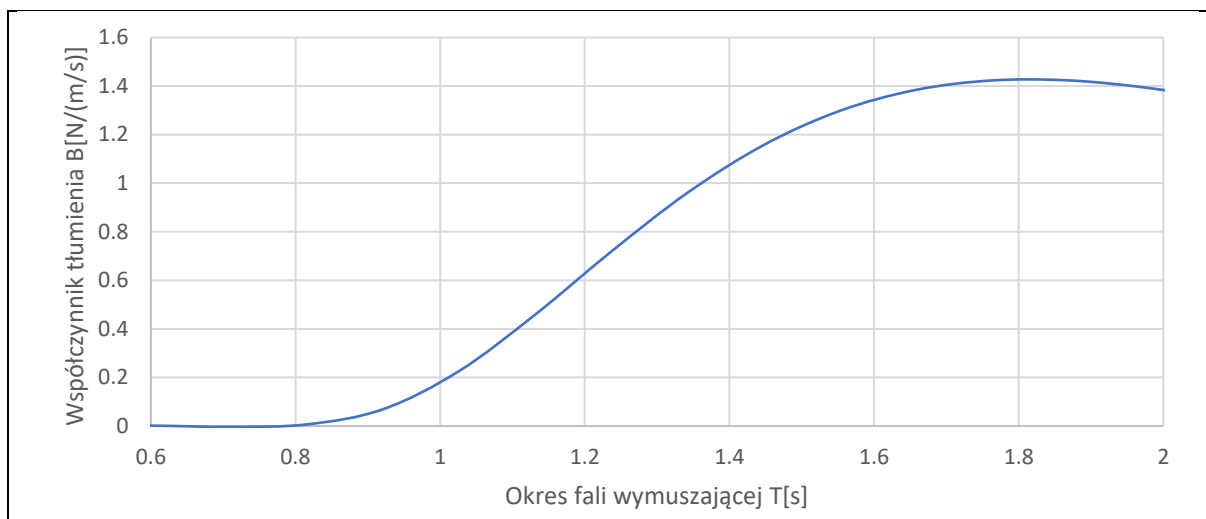
Wartości masy wody towarzyszącej oraz współczynnika tłumienia dla badanych konstrukcji w zależności od okresu fali wymuszającej przedstawiono na wykresach



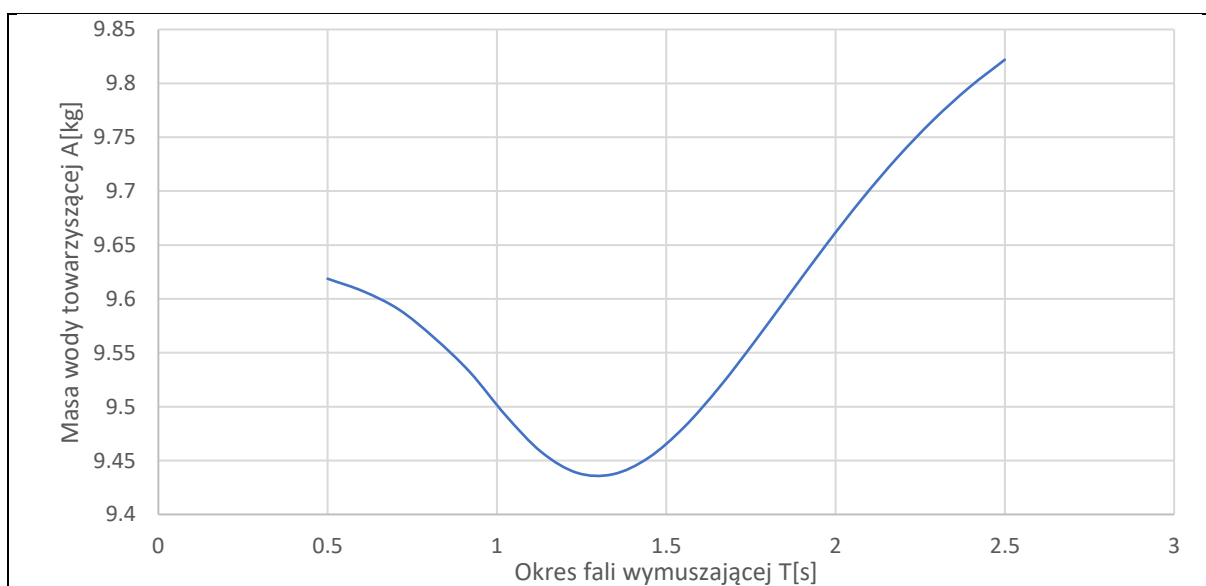
Rysunek 42 Współczynnik tłumienia dla gładkiego cylindra



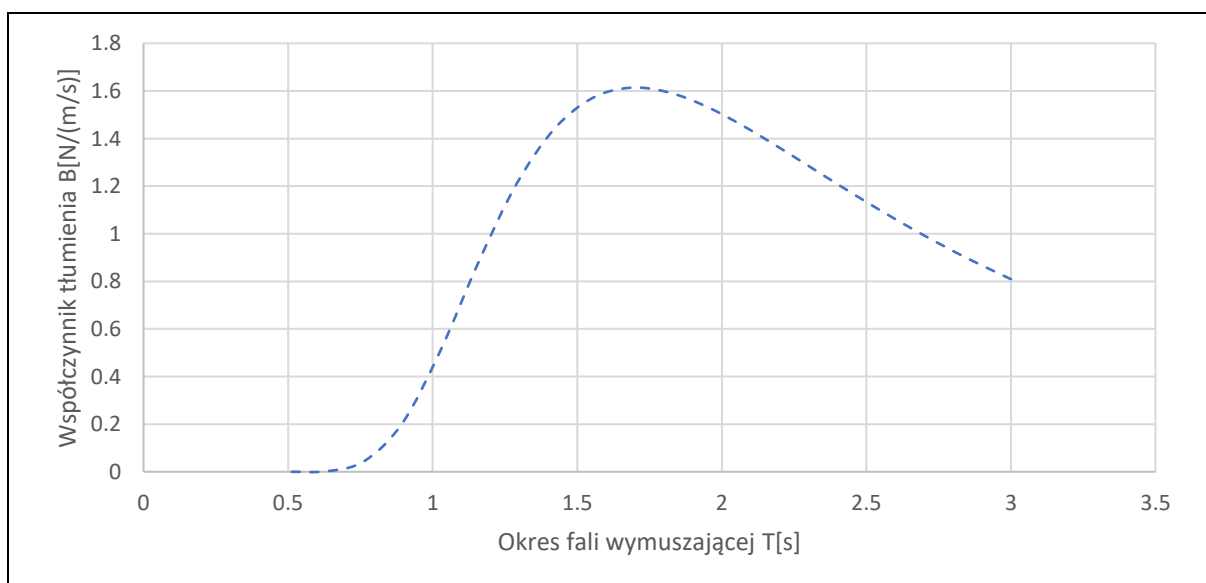
Rysunek 43 Masa wody towarzyszącej dla gładkiego cylindra



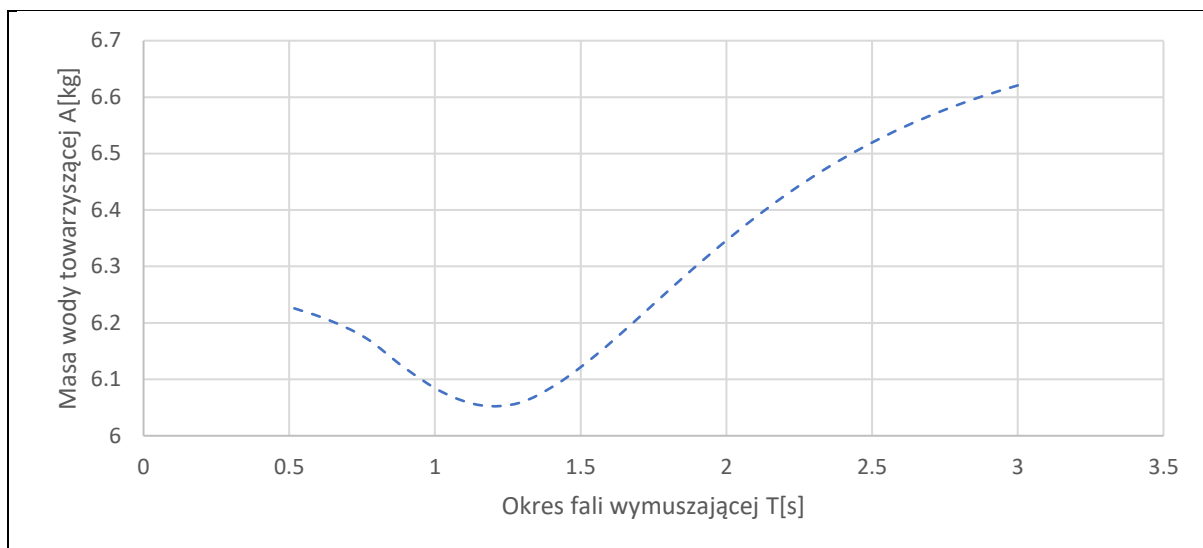
Rysunek 44 Współczynnik tłumienia dla cylindra z pełną płytą



Rysunek 45 Masa wody towarzyszącej dla cylindra z pełną płytą



Rysunek 46 Współczynnik tłumienia dla cylindra z płytą z otworami



Rysunek 47 Masa wody towarzyszącej dla cylindra z płytą z otworami

Porównując otrzymane wartości do wartości wyznaczonych z obliczeń RANSE-CFD prób oscylacji wymuszonych widać wyraźnie niedoszacowanie zarówno tłumienia jak i masy wody towarzyszącej. Maksymalna wartość współczynnika tłumienia wyznaczonego metodą dyfrakcyjną nie przekracza 2 [N/(m/s)] podczas gdy z obliczeń RANSE-CFD dla cylindra z płytą pełną osiąga ona około 34 [N/(m/s)]. Różnice masy wody towarzyszącej osiągają wartości do około 30%

#### 6.3.3.1 Model uzupełniony o liniowy współczynnik tłumienia

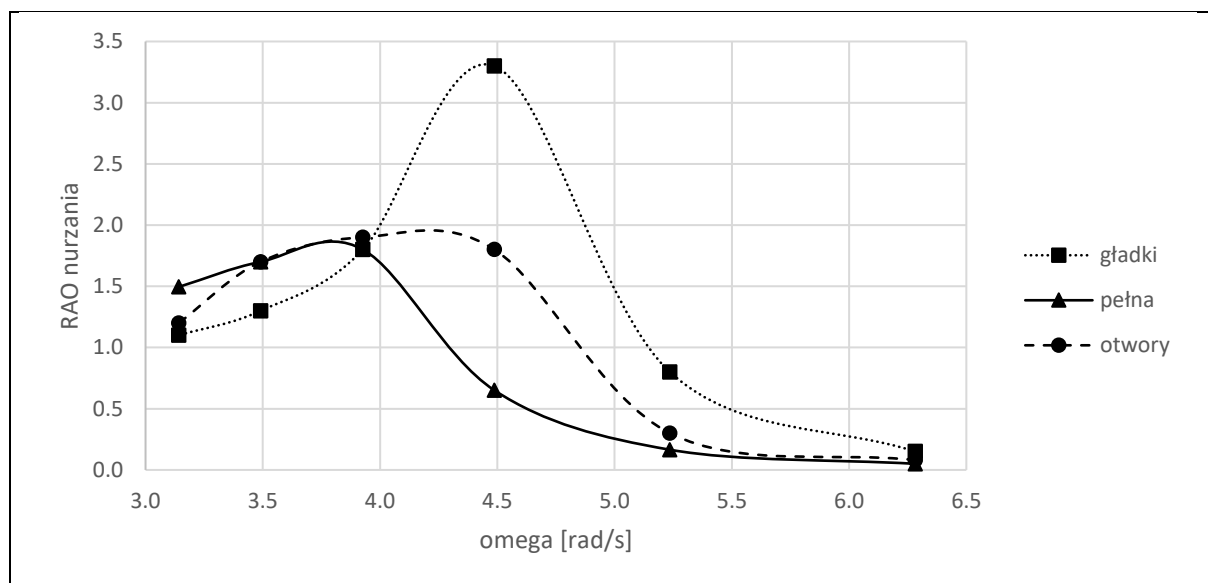
Jedną z metod uwzględnienia wpływu lepkości w programie ANSYS AQWA jest dodatkowa macierz współczynnika lepkości i masy wody towarzyszącej. Największym minusem tej metody jest fakt, że wartość dodanej poprawki  $\Delta B_{33}$  jest stała, niezależna od częstości wymuszeń. W rzeczywistości jednak wartość tłumienia liniowego silnie zależy od częstości (rys. 33). W związku z tym dodano taką wartość współczynnika, aby wartość tłumienia była prawidłowa dla częstości oscylacji własnych. W przypadku cylindra gładkiego dodano wartość 2N/(m/s), płyty 22N/(m/s) i płyty z otworami 20N/(m/s) na kierunku pionowym. Wartość tłumienia kołysań wyznaczona metodą dyfrakcyjną w programie była bliska zeru, więc powiększono ją o wartości wyznaczone z testów kołysań swobodnych. Dla cylindra gładkiego dodano wartość 0.02Nm/(°/s), a dla cylindra z płytą pełną i z otworami 2Nm/(°/s).

W przypadku wody masy towarzyszącej dodano dla cylindra gładkiego na kierunku z 0.25kg, a dla cylindra z płytą pełną i z otworami po 2kg. Na kierunku kołysań wzdłużnych nie zaobserwowano potrzeby korekty wartości.

Wyniki obliczeń funkcji przeniesienia przedstawiono w tab. 12 oraz na wykresie (rys. 48).

Tabela 12 Wartości funkcji przeniesienia obliczone w programie ANSYS AQWA rozszerzonym o dodatkowy współczynnik tłumienia liniowego

		RAO nurzania [-]	$\frac{\theta[\text{rad}]}{k \cdot \zeta_a}$
T[s]	$\omega$ [rad/s]	gładki	
1.0	6.28	0.15	0.65
1.2	5.24	0.8	0.94
1.4	4.49	3.3	1.27
1.6	3.93	1.8	1.66
1.8	3.49	1.3	1.68
2.0	3.14	1.1	1.73
T[s]	$\omega$ [rad/s]	pełna	
1.0	6.28	0.05	0.22
1.2	5.24	0.165	0.23
1.4	4.49	0.65	0.27
1.6	3.93	1.8	0.33
1.8	3.49	1.7	0.28
2.0	3.14	1.495	0.35
T[s]	$\omega$ [rad/s]	otwory	
1	6.28	0.08	0.07
1.2	5.24	0.3	0.09
1.4	4.49	1.8	0.10
1.6	3.93	1.9	0.13
1.8	3.49	1.7	0.17
2.0	3.14	1.2	0.21



Rysunek 48 Wartości RAO nurzań funkcji przeniesienia obliczone w programie ANSYS AQWA rozszerzonym o dodatkowy współczynnik tłumienia liniowego.



Otrzymane wartości funkcji przeniesienia dla nurzań są podobne do otrzymanych z badań modelowych, jednak różnice są większe niż w przypadku obliczeń RANSE-CFD.

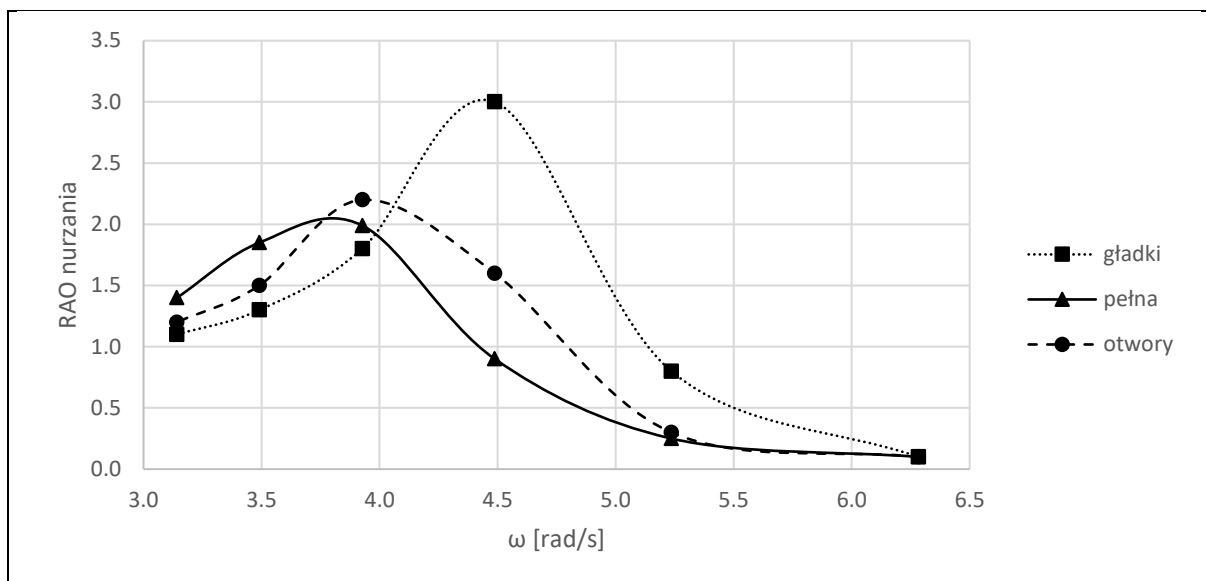
### 6.3.3.2 Model uzupełniony o współczynnik oporu Morisona

Podobnie jak dodatkowy współczynnik tłumienia tak i współczynnik oporu Morisona dodawany w programie AQWA również jest niezależny od częstości wymuszenia. W tym jednak przypadku nie jest to znaczącym problemem, ponieważ wyznaczona wartość współczynnika oporu na podstawie obliczeń RANSE-CFD (rys. 37) nie zmienia się znacząco w zależności od częstości wymuszenia.

Wykonano obliczenia dla wszystkich trzech konstrukcji pozostawiając dodatkową masę wody towarzyszącej i współczynnik tłumienia dla kiwań jak poprzednio i uzupełniając model o współczynnik oporu Morisona. Przyjęto wartości średnie z wyznaczonych metodą oscylacji wymuszonych, pomniejszone o tłumienie liniowe wyznaczone w programie metodą dyfrakcyjną dla gładkiego cylindra  $B_{AQWA}=2$ , dla płyty  $B_{AQWA}=11$  i dla płyty z otworami  $B_{AQWA}=9.4$ . Wyznaczone wartości przedstawiono w tab. 13 oraz na wykresie (rys. 49).

Tabela 13 Wartości funkcji przeniesienia obliczone w programie ANSYS AQWA rozszerzonym o dodatkowy współczynnik oporu Morisona

		RAO nurzania [-]	$\frac{\theta[rad]}{k \cdot \zeta_a}$
T[s]	$\omega[rad/s]$	gładki	
1.0	6.28	0.1	0.65
1.2	5.24	0.8	1.00
1.4	4.49	3	1.27
1.6	3.93	1.8	1.55
1.8	3.49	1.3	1.68
2.0	3.14	1.1	1.56
T[s]	$\omega[rad/s]$	pełna	
1.0	6.28	0.1	0.22
1.2	5.24	0.25	0.25
1.4	4.49	0.9	0.25
1.6	3.93	1.99	0.33
1.8	3.49	1.85	0.42
2.0	3.14	1.4	0.35
T[s]	$\omega[rad/s]$	otwory	
1.0	6.28	0.1	0.07
1.2	5.24	0.3	0.09
1.4	4.49	1.6	0.10
1.6	3.93	2.2	0.11
1.8	3.49	1.5	0.14
2.0	3.14	1.2	0.17

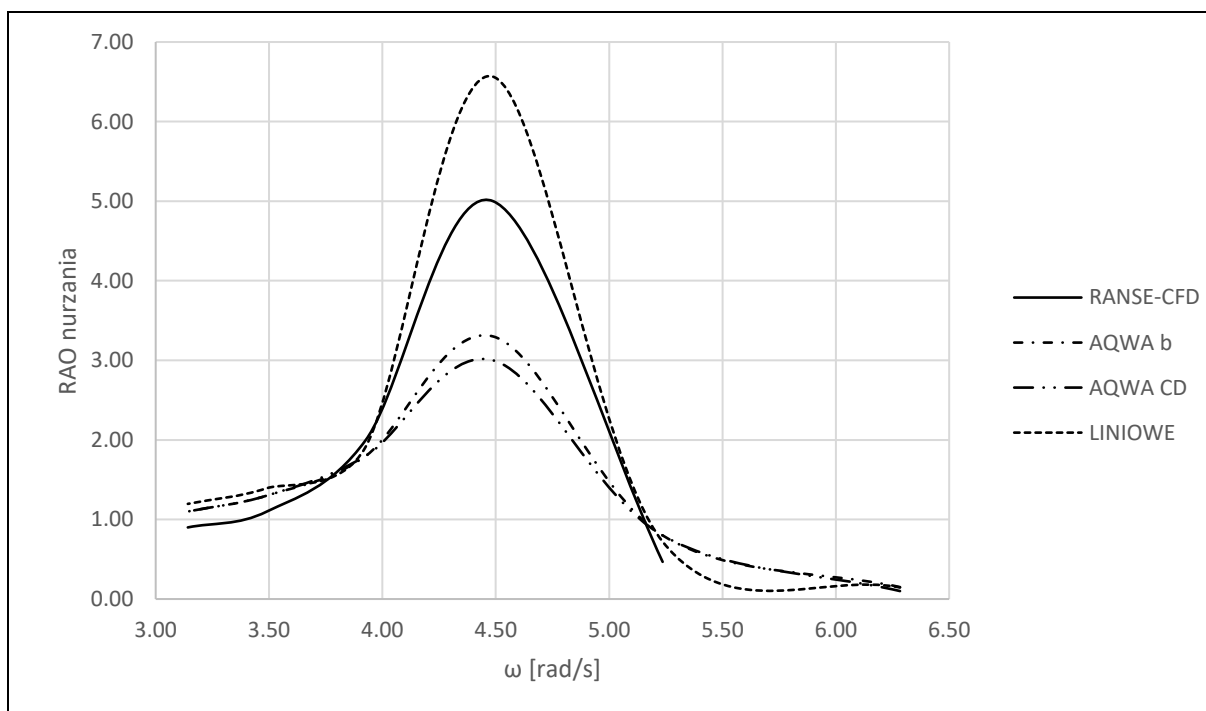


Rysunek 49 Wartości funkcji przeniesienia obliczone w programie ANSYS AQWA rozszerzonym o dodatkowy współczynnik oporu Morisona.

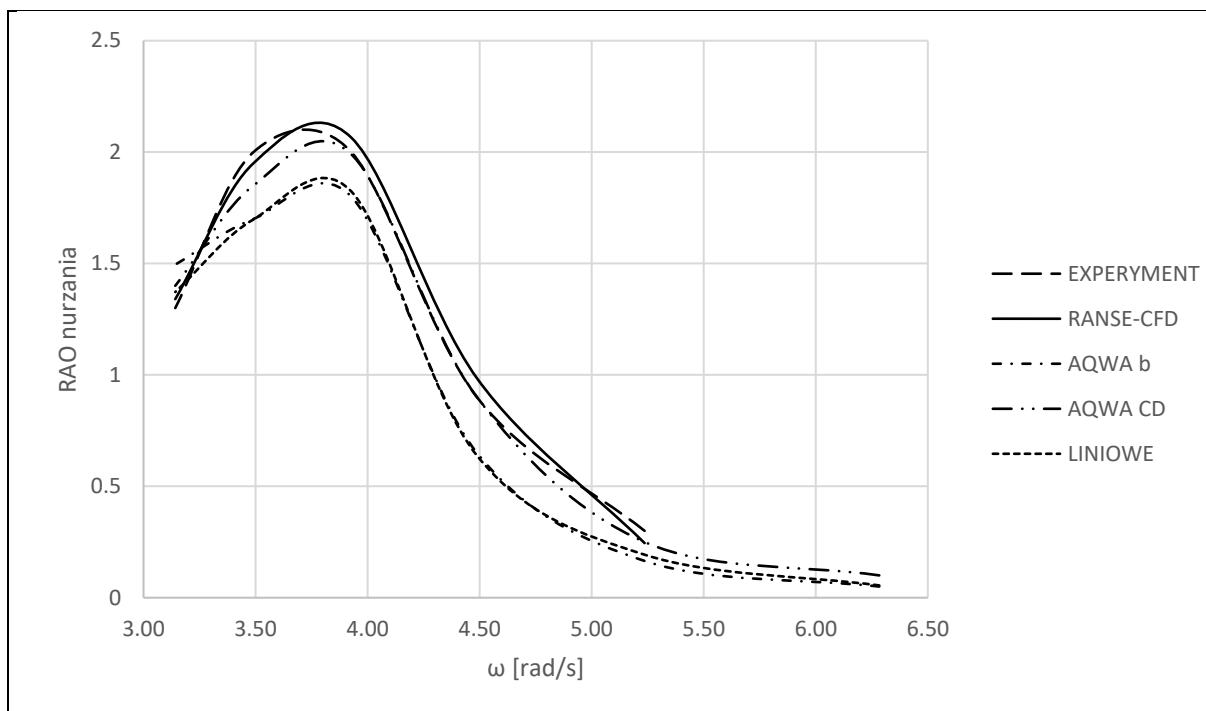
Otrzymane wartości RAO nurzań są bliższe wynikom badań modelowych niż te otrzymane metodą dyfrakcyjną rozszerzoną o współczynnik tłumienia liniowego.

#### 6.3.4 Porównanie otrzymanych wyników

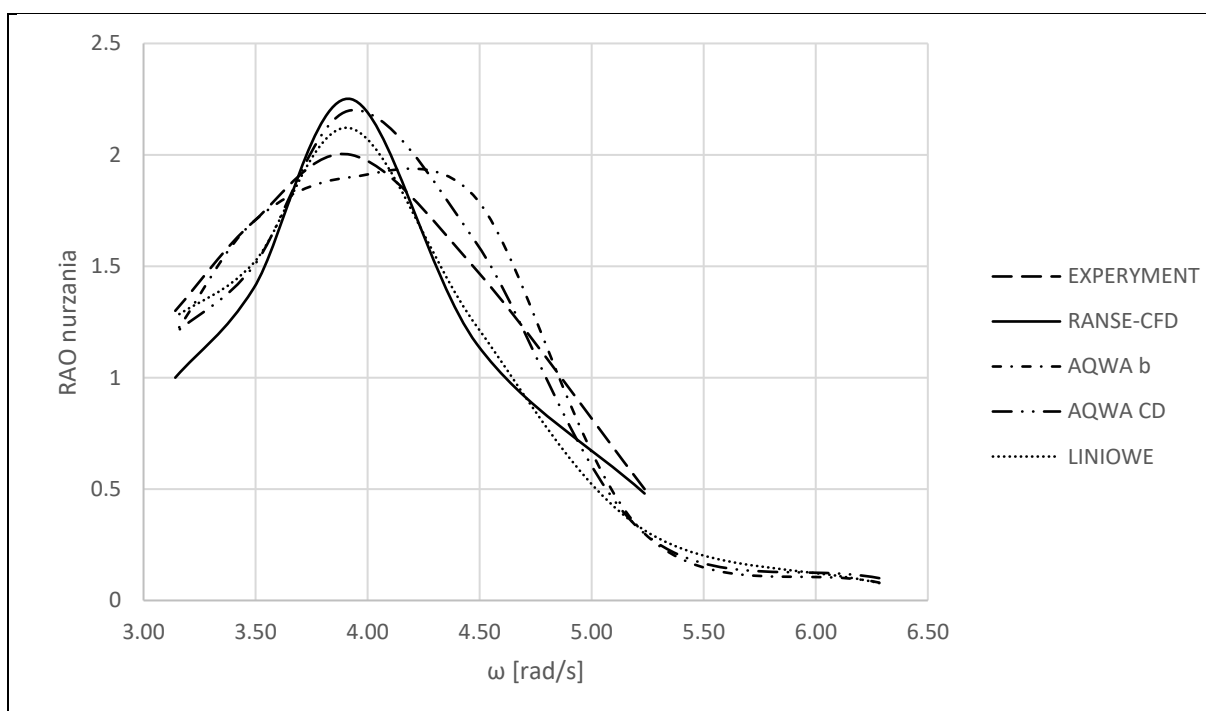
Otrzymane za pomocą różnych metod wyniki dla wszystkich trzech konstrukcji porównano na wykresach zbiorczych. Na wykresach naniesiono również wartość rozwiązania liniowego z rów. (45).



Rysunek 50 RAO nurzania dla gładkiego

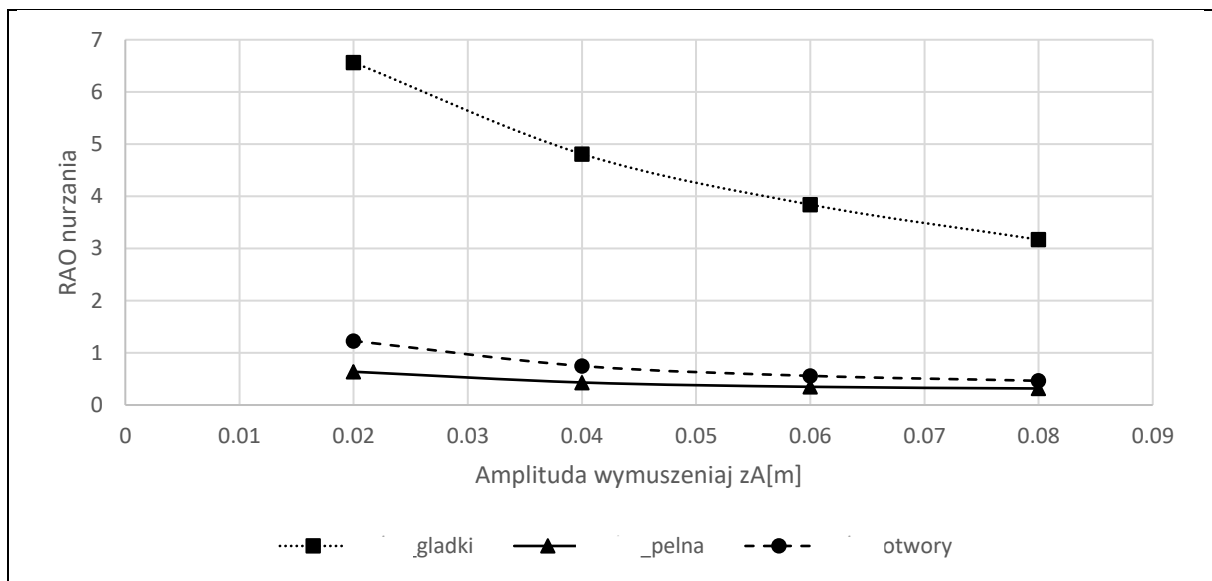


Rysunek 51 RAO nurzania dla pełnej płyty



Rysunek 52 RAO nurzania dla płyty z otworami

W badaniach zachowania konstrukcji na fali często stosuje się założenie liniowości. Jest to jednak uproszczenie, bowiem w rzeczywistości współczynniki hydrodynamiczne zależą zarówno od częstości wymuszenia jak i amplitudy przemieszczenia. Za pomocą obliczeń RANSE-CFD oscylacji wymuszonych zbadano wartości współczynników hydrodynamicznych w zależności od amplitudy wymuszenia i na ich podstawie wyznaczono wartość funkcji przeniesienia (54) w zależności od amplitudy przemieszczenia z jaką wykonywany był test oscylacji wymuszonych. Obliczenia przeprowadzono dla okresu  $T=1.4$  s ( $\omega=4.49$  [rad/s]). Wartości przedstawiono na wykresie (rys. 53).



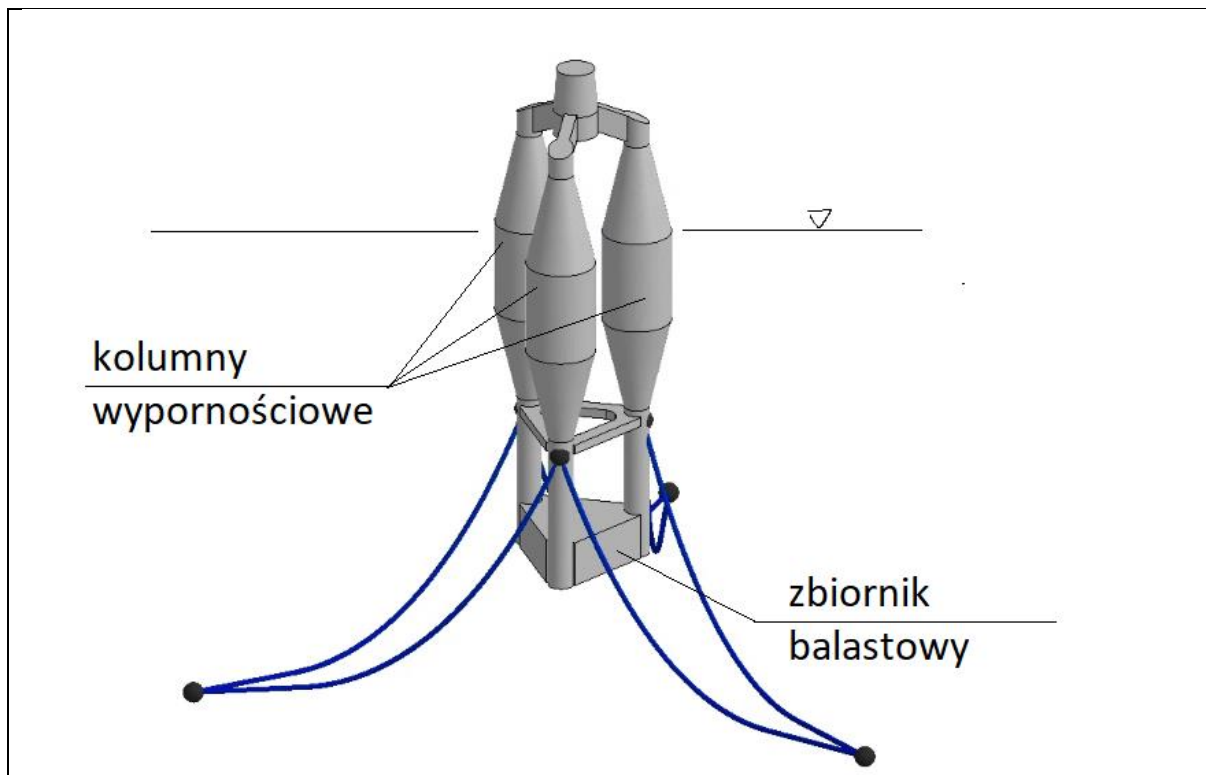
Rysunek 53 Zmiana funkcji przeniesienia w zależności od amplitudy wymuszenia

Na podstawie przedstawionego porównania można wyciągnąć następujące wnioski:

- W większości przypadków przedstawione metody pozwalają przewidzieć dla jakiej częstotliwości fali wymuszającej pojawi się maksymalna odpowiedź konstrukcji. Niezgodność pojawia się tylko dla obliczeń płyty z otworami w programie AQWA rozszerzonym o liniowy współczynnik tłumienia (rys. 44, szara linia)
- Największą zgodność przemieszczeń z eksperymentem uzyskano dla metody RANSE-CFD i AQWA rozszerzonej o współczynnik oporu Morisona.
- Przedstawione metody nie dają satysfakcjonujących rezultatów w przewidywaniu kąta kołysań wzdłużnych konstrukcji.
- W obliczeniach zachowania konstrukcji na fali stosujemy uproszczenie dotyczące liniowości zjawiska, w rzeczywistości jednak funkcja przeniesienia zależy od amplitudy wymuszenia. Wykonując obliczenia lub eksperymenty mające na celu wyznaczenie funkcji przeniesienia, a następnie prognozując na ich podstawie przemieszczenia konstrukcji na fali nieregularnej należy w odpowiedni sposób dobrać amplitudę fali wymuszającej. Spostrzeżenie to zostanie rozwinięte w następnym rozdziale.

## 7. Koncepcja platformy 3-kolumnowej typu spar

Najczęściej rozważaną koncepcją platformy pod morskie turbiny wiatrowe są różne warianty koncepcji typu spar. Od koncepcji klasycznych, wywodzących się z przemysłu naftowego po różne koncepcje modułowe. W pracy przedstawiono analizę koncepcji platformy 3-kolumnowej przedstawionej na rys. 54. Część przytoczonych tu rozważań została opublikowana przez autorkę w artykule [37].



Rysunek 54 Koncepcja platformy 3-kolumnowej typu spar

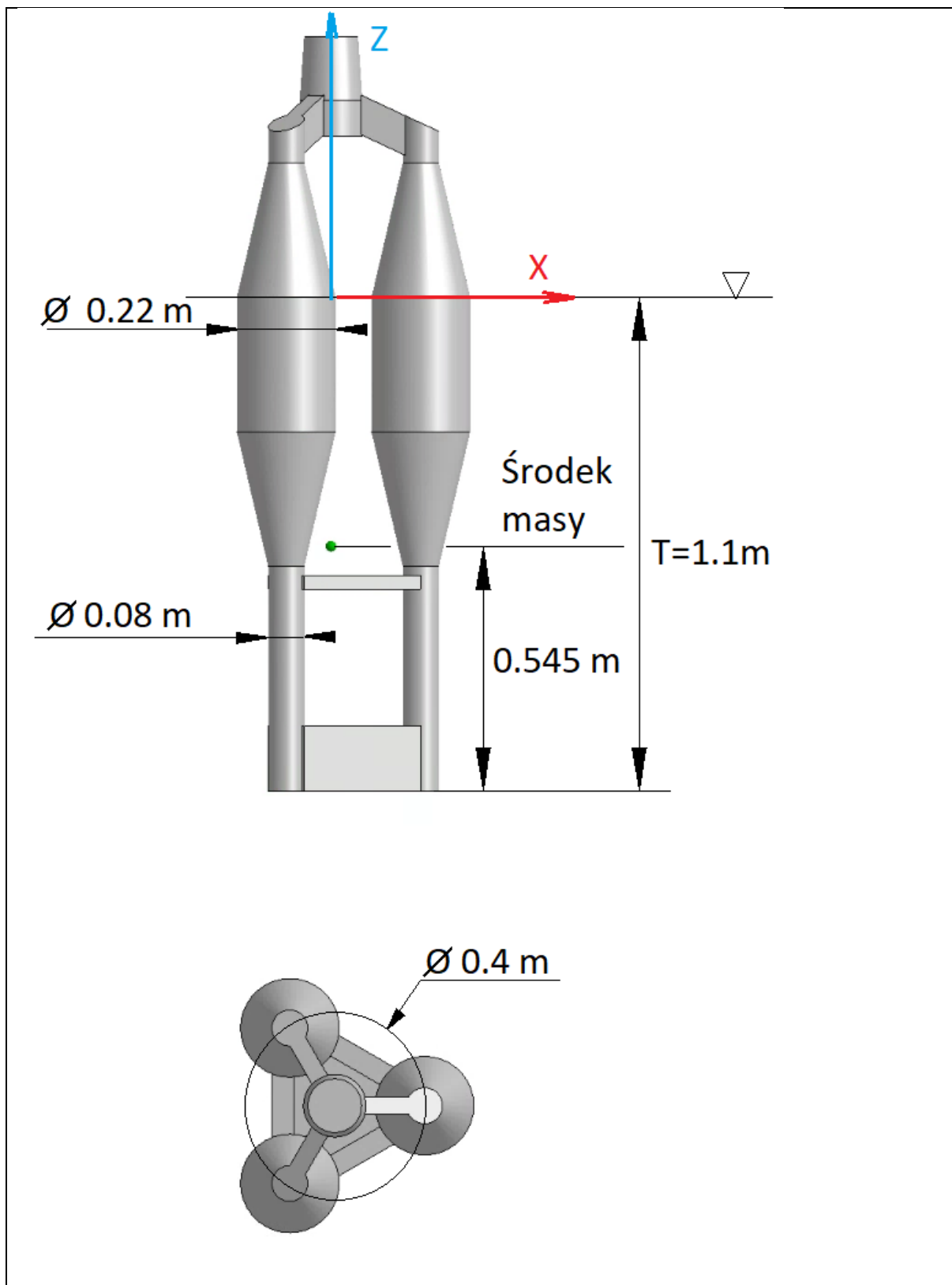
Takie rozwiązanie pozwala na regulację położenia środka wyporu i środka ciężkości platformy. Budowa modułowa i mniejsze promienie gięcia niż w przypadku klasycznego spara czynią je również lepszym ze względów technologicznych.

Charakterystyki masowe przedstawiono w tab. 14

Tabela 14 Właściwości masowe

Masa	71 kg
Położenie środka masy	[0.0, 0.0, -0.555] m
Momenty bezwładności	[35, 35, 8] kg m <sup>2</sup>

Wymiary główne badanego modelu w skali 1:50 przedstawiono na rys. 50.

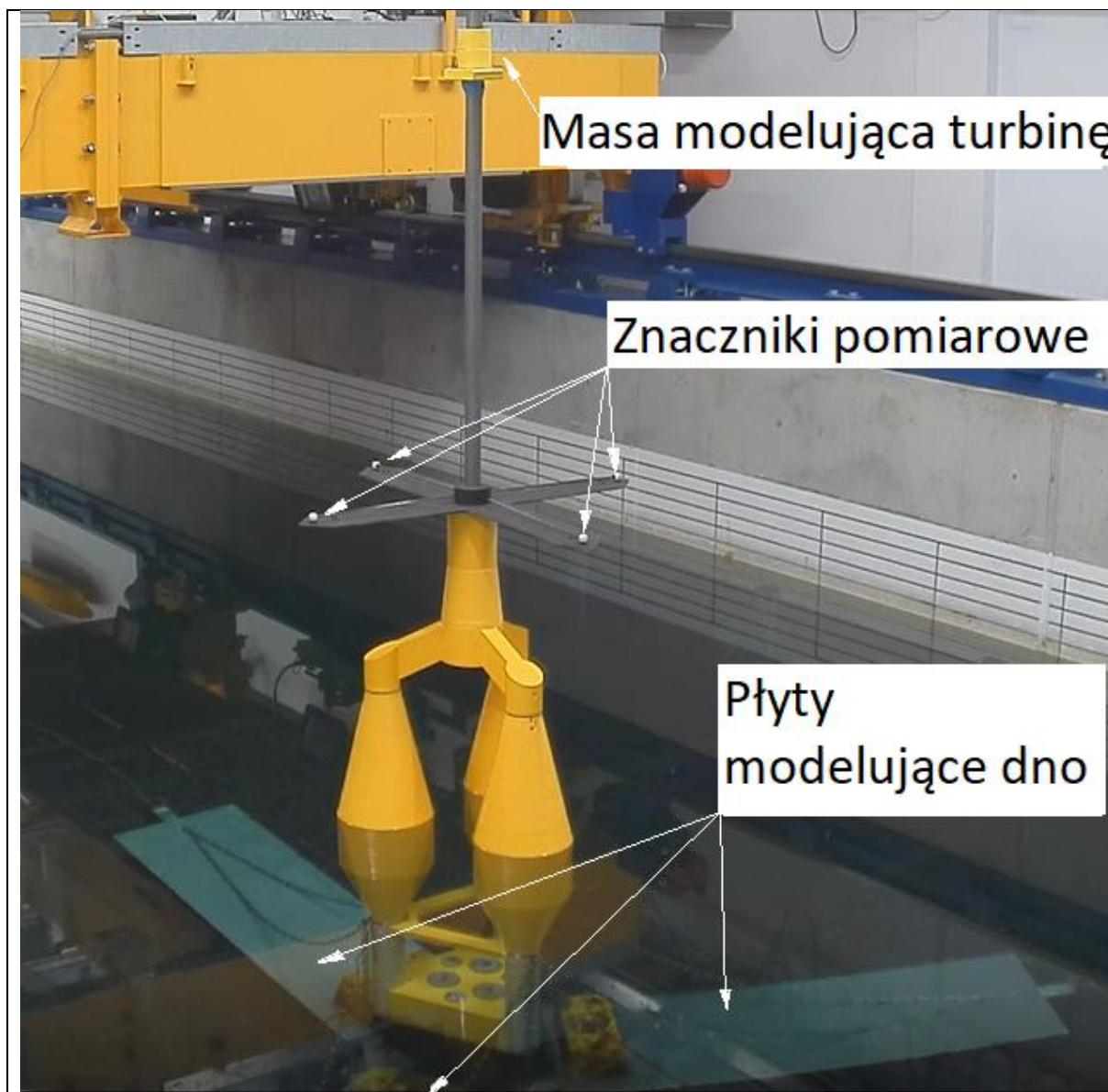


Rysunek 55 Wymiary główne modelu platformy

## 7.1 Współczynniki hydrodynamiczne

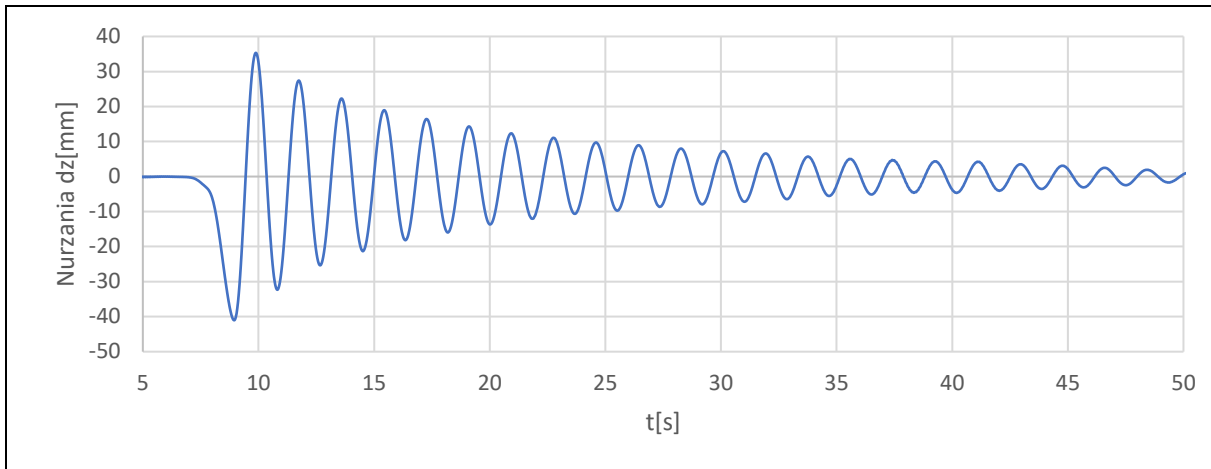
Podobnie jak dla opisanego w punkcie 6 elementu dodatkowego, również i tu wyznaczono współczynniki hydrodynamiczne.

Wykonano po 4 próby nurzań oraz kiwań swobodnych podczas badań modelowych. Zdjęcie z prób przedstawiono na rys. 51.



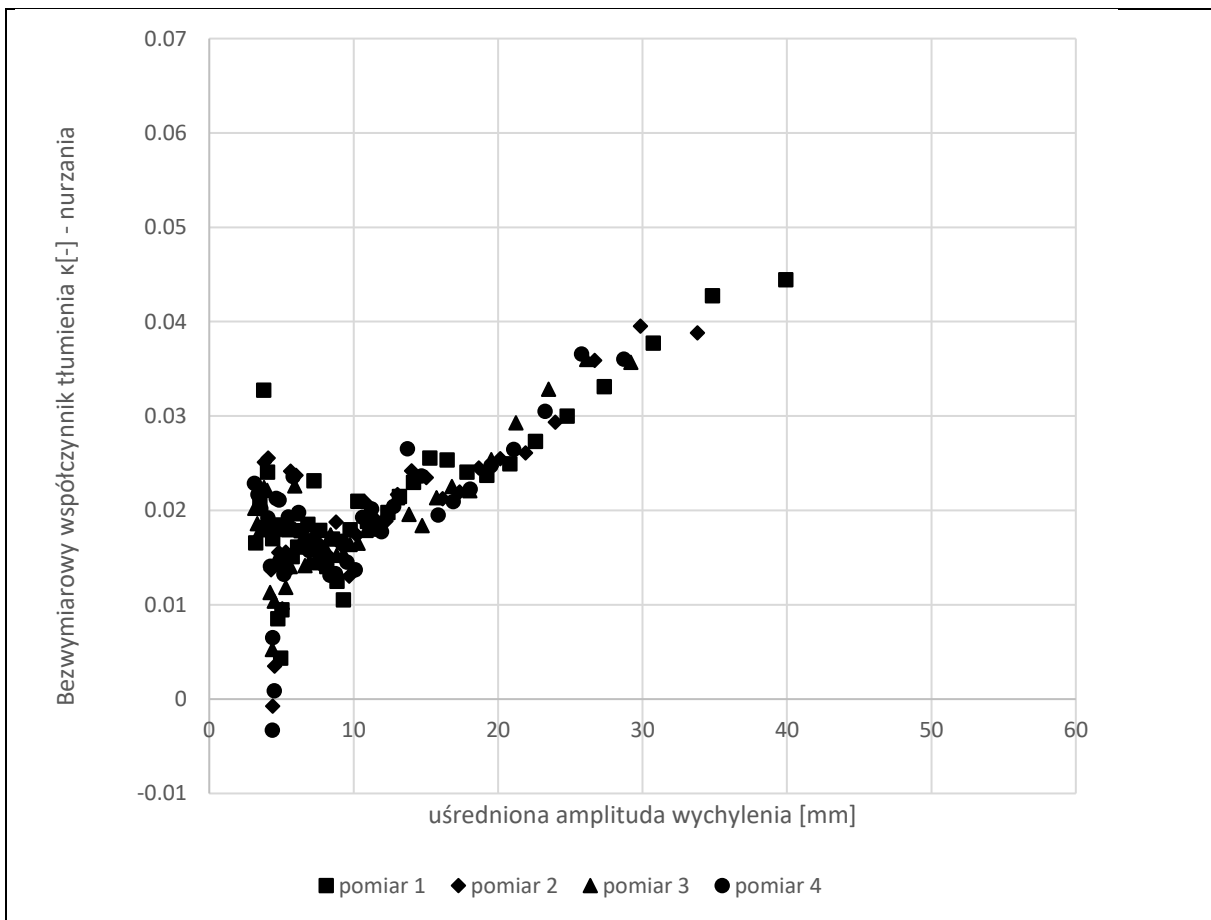
Rysunek 56 Model platformy w trakcie badań

Przykładowy wykres przemieszczeń konstrukcji w trakcie jednej z prób przedstawiono na rys. 57.



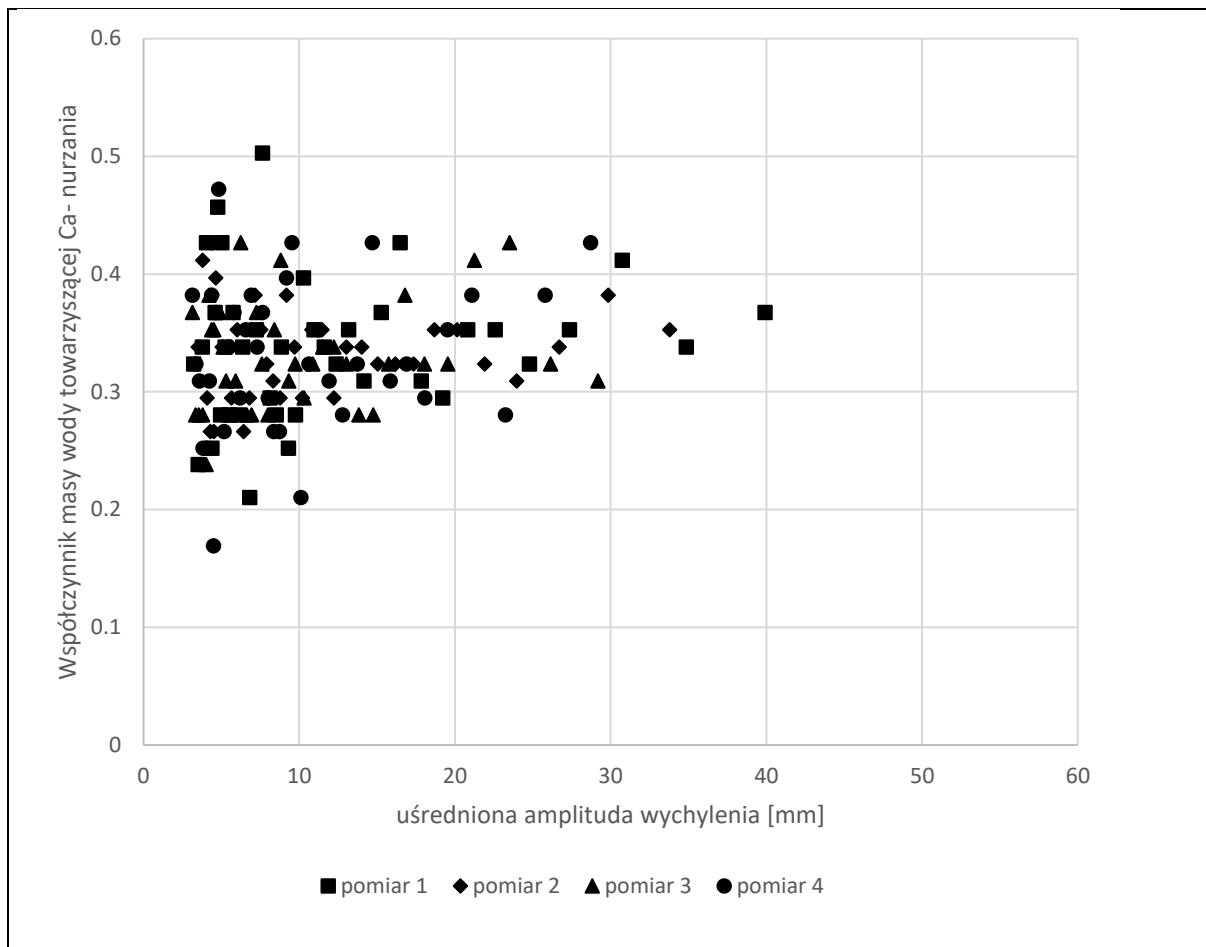
Rysunek 57 Nurzania platformy dla jednej z prób oscylacji swobodnych

Na podstawie wyników przeprowadzonych badań wykonano wykresy współczynników tłumienia i wody towarzyszącej, w zależności od uśrednionej amplitudy wychylenia. Na rys. 58 przedstawiono bezwymiarowy współczynnik tłumienia dla nurzań, na rys. 59 współczynnik masy wody towarzyszącej dla nurzań, a na rys. 60 i 61 odpowiednio współczynniki tłumienia i masy wody towarzyszącej dla kołysań wzdłużnych.

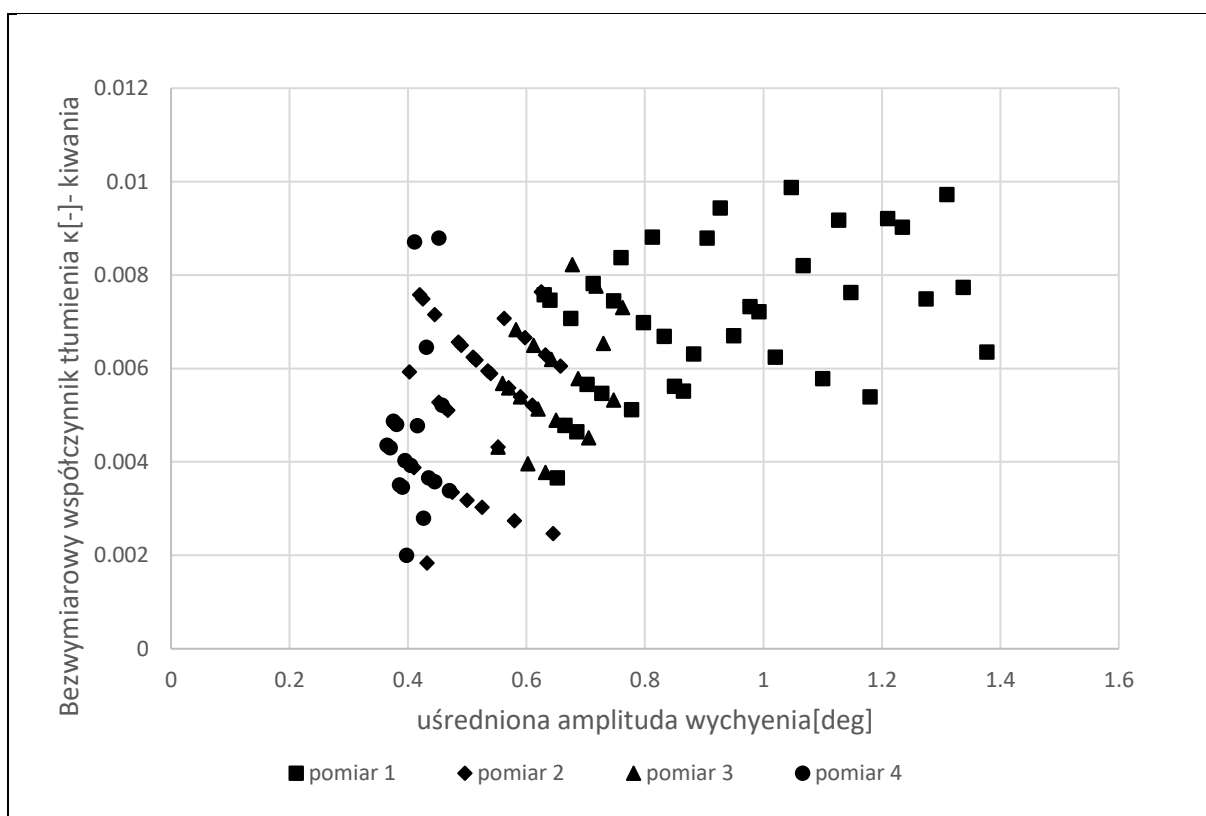


Rysunek 58 Bezwymiarowy współczynnik tłumienia dla nurzań

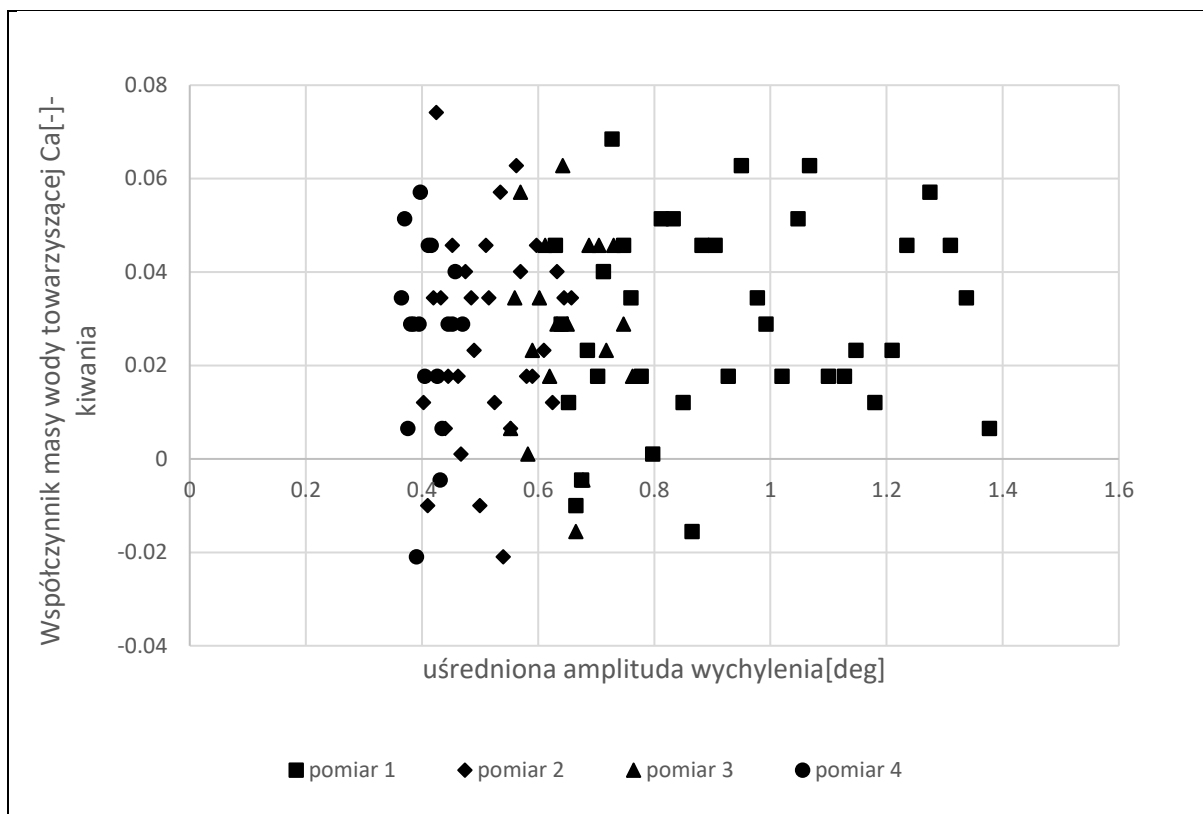




Rysunek 59 Współczynnik masy wody towarzyszącej dla nurzań



Rysunek 60 Bezwymiarowy współczynnik tłumienia dla kiwań

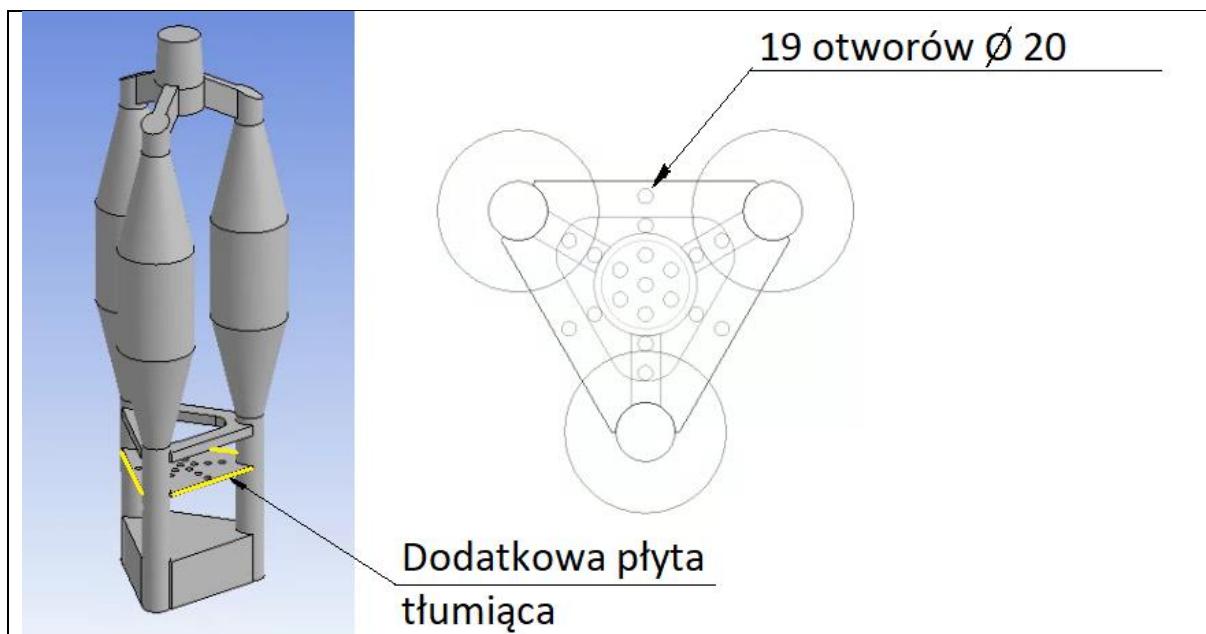


Rysunek 61 Współczynnik masy wody towarzyszącej dla kiwań

Na podstawie otrzymanych wartości można wyciągnąć następujące wnioski:

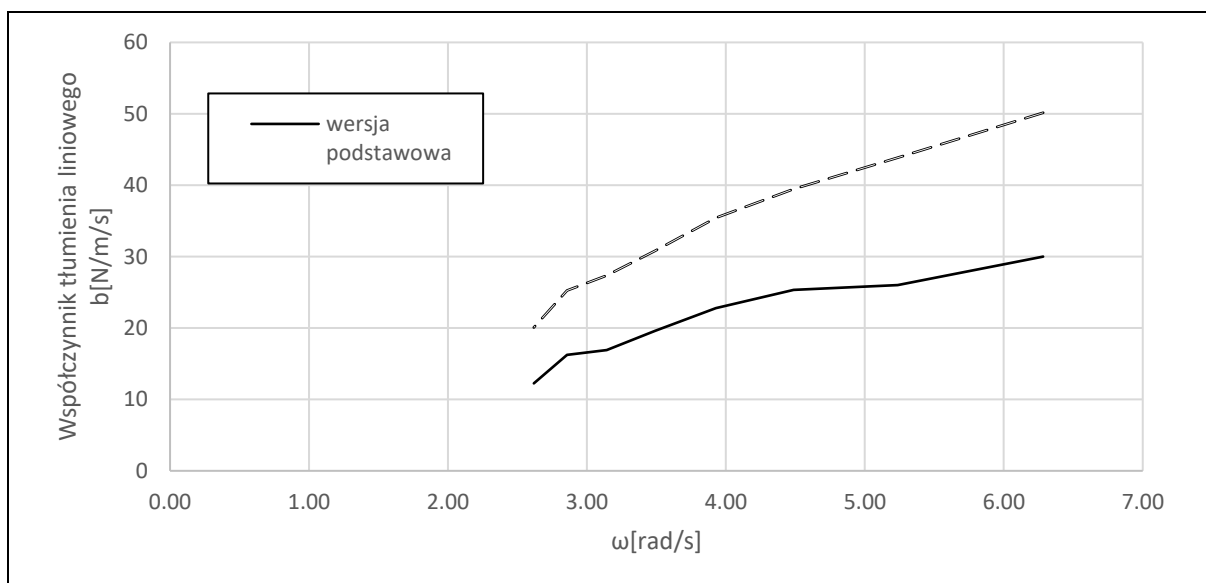
- Współczynnik tłumienia ruchu pionowego rośnie wraz z amplitudą wychyleń.
- Średnia wartość współczynnika masy wody towarzyszącej w ruchu pionowym wynosi  $Ca=0.35$ .
- Współczynnik tłumienia dla kiwań zmienia się w zależności od uśrednionej amplitudy wychyleń. Do wartości  $1^\circ$  rośnie, a następnie stabilizuje się na poziomie  $\sim 0.008$ . Pomierzone wartości odpowiadają jednak niewielkim wychyleniom i próby należałoby powtórzyć dla większych wartości.
- Współczynnik masy wody towarzyszącej dla kiwań przyjmuje średnie wartości  $Ca=0.03$ .

Jak już wspomniano w pracy, współczynniki hydrodynamiczne wyznaczone na podstawie oscylacji swobodnych nie dają pełnego pojęcia o zachowaniu konstrukcji w warunkach morskich, ponieważ odpowiadają tylko jednej częstotliwości nurzań/kołysań swobodnych. Aby otrzymać wpływ częstotliwości wymuszeń na wartość współczynników przeprowadzono testy oscylacji wymuszonych za pomocą obliczeń RANSE-CFD. Podobnie jak w rozdziale 6 wyznaczono współczynniki równania liniowego oraz współczynniki równania Morisona. Ze względu na sposób obliczeń w programie Ansys AQWA wyznaczono również współczynnik oporu w równaniu hybrydowym uwzględniającym współczynnik tłumienia liniowego wyznaczonego metodą dyfrakcyjną i współczynnik oporu Morisona. Obliczenia przeprowadzono dla konstrukcji w wersji podstawowej, pokazanej na rys. 55 oraz dla konstrukcji z dodatkową płytą tłumiącą pokazaną na rys. 62.



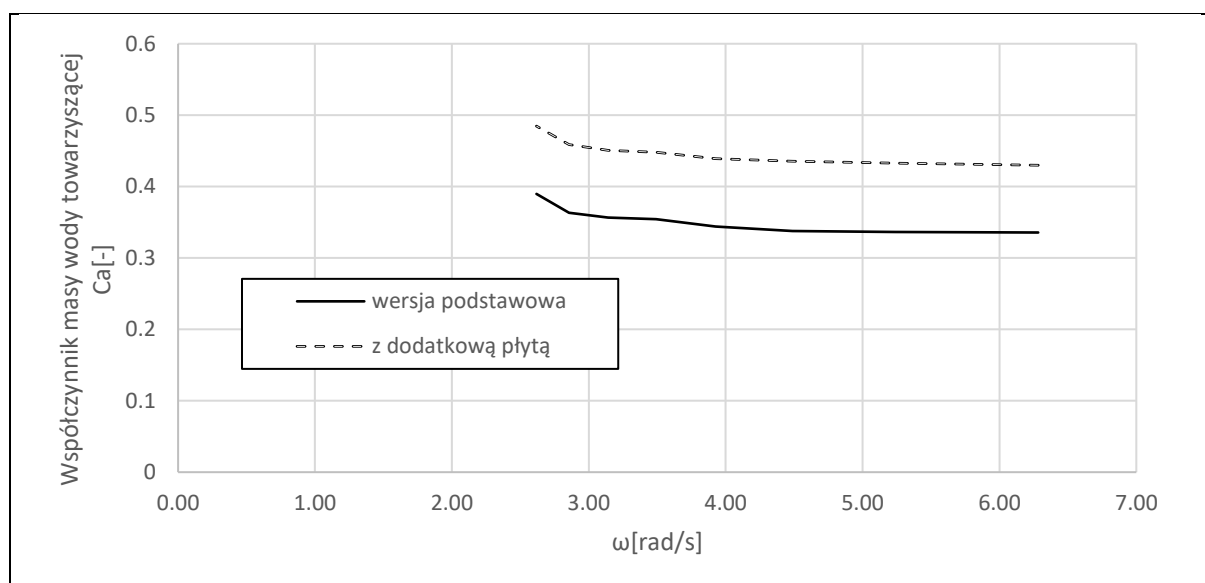
Rysunek 62 Dodatkowa płyta tłumiąca

Na rys. 63 przedstawiono współczynnik tłumienia liniowego w zależności od częstotliwości wymuszenia.



Rysunek 63 Współczynnik tłumienia dla platformy w wersji podstawowej i z dodatkową płytą tłumiącą

Współczynnik masy wody towarzyszącej przedstawiono na rys. 64.

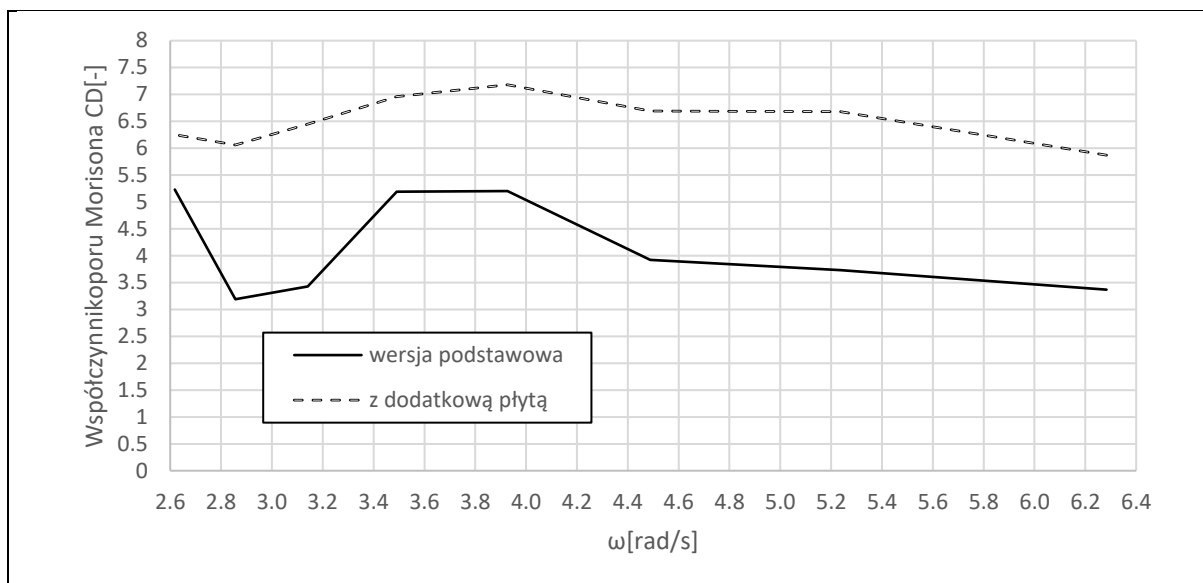


Rysunek 64 Współczynnik masy wody towarzyszącej dla wersji podstawowej oraz z dodatkową płytą tłumiącą.

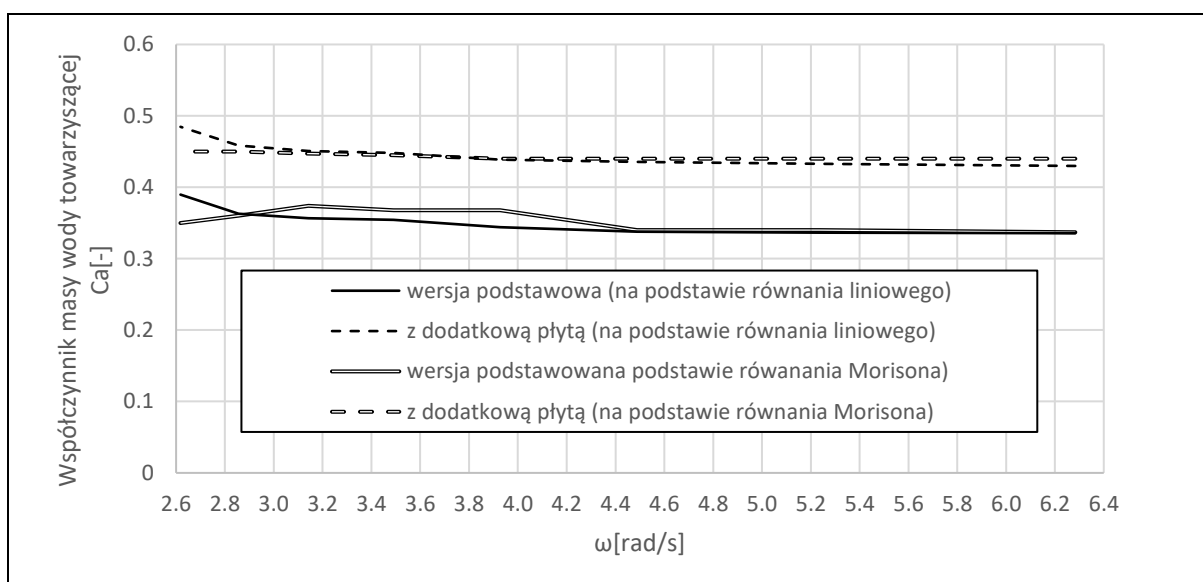
Na podstawie otrzymanych wartości można wyciągnąć następujące wnioski:

- Współczynnik tłumienia rośnie wraz ze wzrostem częstości wymuszenia, czyli jest większy dla krótszych fal.
- Wartość współczynnika masy wody towarzyszącej zmienia się w zależności od częstości wymuszenia.
- Zastosowanie dodatkowej płyty tłumiącej powoduje wzrost współczynnika tłumienia oraz współczynnika masy wody towarzyszącej.

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń oscylacji wymuszonych wyznaczono również współczynniki równania Morisona w zależności od częstości wymuszenia i przedstawiono je na wykresach, na rys. 65 współczynnik oporu  $C_d$ , oraz współczynnik masy wody towarzyszącej na rys. 66. Dla porównania obu metod dodatkowo na rys. 66 naniesiono linią przerywaną wartości współczynników otrzymane metodą liniową.



Rysunek 65 Współczynnik oporu Morisona dla wersji podstawowej oraz z dodatkową płytą tłumiącą



Rysunek 66 Współczynnik masy wody towarzyszącej dla wersji podstawowej oraz z dodatkową płytą tłumiącą

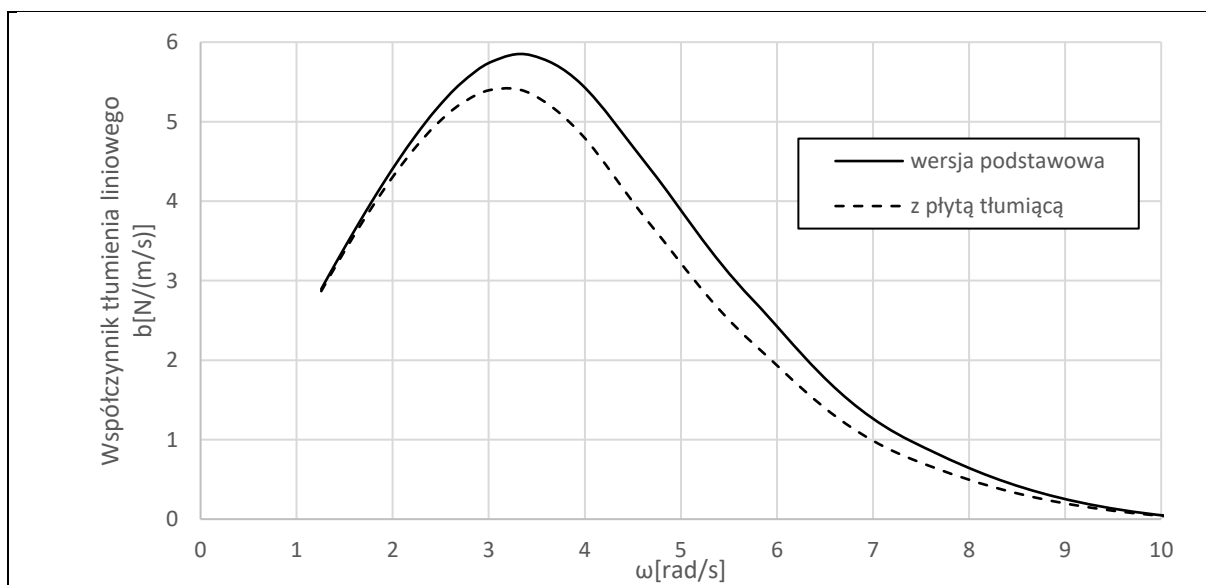
Na podstawie przedstawionych wartości można wyciągnąć następujące wnioski:

- Zmiany współczynnika tłumienia Morisona wraz z częstością wymuszenia są mniejsze niż zmiany współczynnika tłumienia liniowego. Z pewnym przybliżeniem można przyjąć, że jest on stały.
- Współczynnik tłumienia Morisona dla wersji z płytą jest większy od współczynnika dla wersji podstawowej.
- Wartości współczynnika masy wody towarzyszącej wyznaczone na podstawie równania Morisona i równania liniowego są podobne.

Jak już wspomniano w rozdziale 6, w programie Ansys AQWA można uwzględnić wpływ lepkości poprzez dodatkowy współczynnik tłumienia liniowego, bądź tłumienia kwadratowego (Morisona) ale zostaje on dodany jako wartość stała, nie zależna od częstości. W związku z tym dodanie współczynnika tłumienia Morisona jest lepszym rozwiązaniem, ponieważ można przyjąć, że nie zmienia się w zależności od częstości. Porównanie obu metod w rozdziale 6

również potwierdziło, że zastosowanie współczynnika tłumienia Morisona dało wyniki bliższe otrzymanym na podstawie badań modelowych.

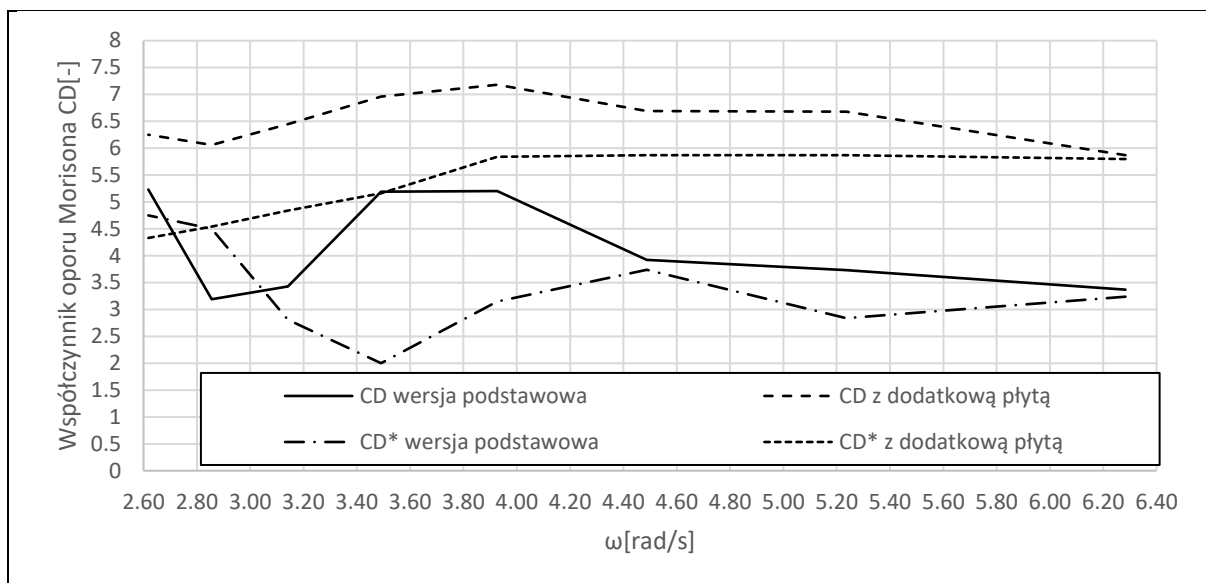
Wprowadzając do programu współczynnik tłumienia Morisona należy go jednak skorygować o wartość współczynnika liniowego wyznaczonego metodą dyfrakcyjną. W efekcie otrzymujemy metodę hybrydową w której siła oporu jest sumą oporu liniowego i kwadratowego. W celu wyznaczenia skorygowanych współczynników oporu Morisona  $CD^*$  wyznaczono z programu współczynniki tłumienia liniowego dla obu konstrukcji (w wersji podstawowej oraz z dodatkową płytą tłumiącą) i przedstawiono je na rys.67.



Rysunek 67 Współczynnik tłumienia liniowego wyznaczonego metodą dyfrakcyjną

Wartość współczynnika tłumienia wyznaczonego w programie metodą dyfrakcyjną jest nieznacznie mniejsza dla wersji z dodatkową płytą niż dla wersji podstawowej. Wartości te generalnie są dużo mniejsze niż współczynniki wyznaczone na podstawie oscylacji wymuszonych i mają inny rozkład (por. rys. 63).

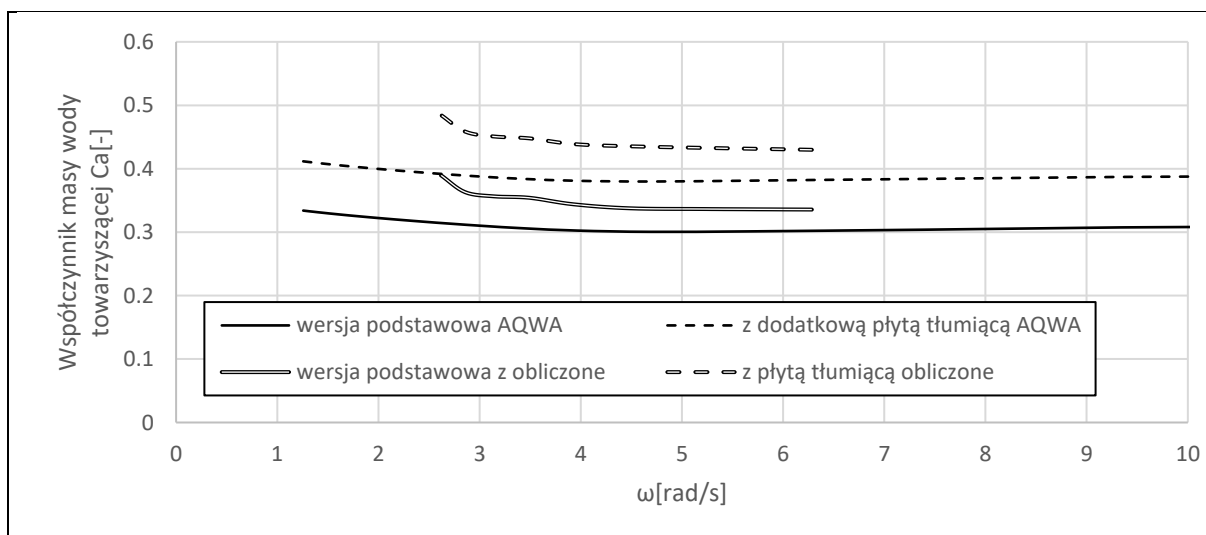
Wyznaczone wartości dodano w postaci członu liniowego do równania Morisona i metodą najmniejszych kwadratów wyznaczono na podstawie testów oscylacji wymuszonych skorygowane współczynniki oporu Morisona dla badanych konstrukcji. Wyznaczone wartości przedstawiono na rys. 68.



Rysunek 68 Skorygowane wartości współczynnika równania Morisona dla wersji podstawowej oraz wersji z dodatkową płytą tłumiącą.

Wyznaczone skorygowane współczynniki oporu Morisona wprowadzono następnie do programu w celu wykonania dalszych obliczeń odpowiedzi konstrukcji na falę wmuszającą.

Lepkość ma również wpływ na wartość współczynnika masy wody towarzyszącej, stąd w programie Ansys Aqwa możliwość zwiększenia go. Na wykresie (rys. 69) przedstawiono wartości współczynnika masy wody towarzyszącej wyznaczonego w programie AQWA metodą dyfrakcyjną, nie uwzględniającą lepkości oraz dodatkowo linią przerywaną wyznaczone wcześniej z testów oscylacji wymuszonych.



Rysunek 69 Wartości współczynnika masy wody towarzyszącej dla konstrukcji w wersji podstawowej oraz z dodatkową płytą tłumiącą. Wyniki uzyskane z programu i z obliczeń oscylacji wymuszonych.

Widać wyraźnie, że wartość współczynnika masy wody towarzyszącej wyznaczona w programie za pomocą metody dyfrakcyjnej jest niedoszacowana i należy ją powiększyć.

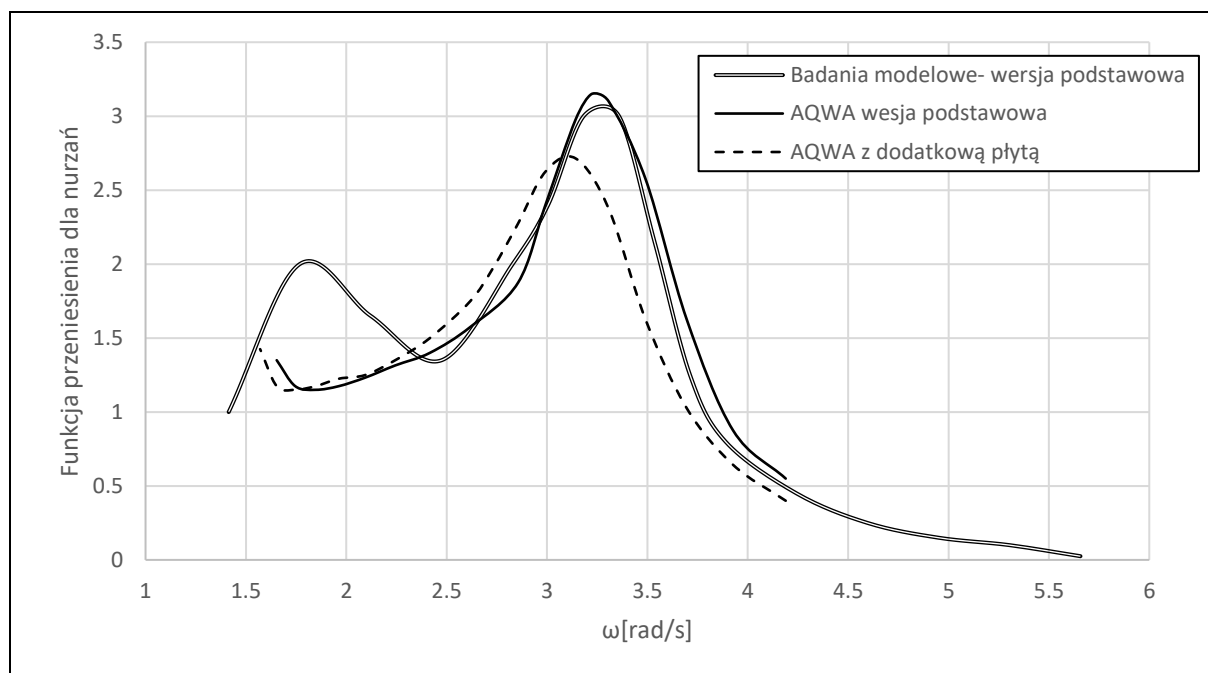
## 7.2 Wyznaczenie funkcji przeniesienia

Wyznaczenie funkcji przeniesienia, tj. stosunku przemieszczenia platformy do amplitudy fali wymuszającej w zależności od jej okresu jest jednym z głównych zadań projektanta. Jej przebieg dla różnych koncepcji pozwala na przykład ocenić wpływ zastosowanych modyfikacji. Zastosowanie dodatkowych płyt tłumiących powoduje np. wzrost masy wody towarzyszącej, co na wykresie funkcji przeniesienia skutkuje przesunięciem maksimum odpowiedzi w stronę niższych częstotliwości. Wzrost tłumienia z kolei powoduje obniżenie maksimum. Porównanie funkcji przeniesienia z widmem fali pozwala natomiast prognozować przemieszczenia konstrukcji na fali nieregularnej.

W pracy wyznaczono funkcje przeniesienia za pomocą dwóch metod:

1. Badań modelowych (wyłącznie dla konstrukcji w wersji podstawowej)
2. Obliczeń w programie Ansys AQWA (dla konstrukcji w wersji podstawowej oraz w wersji z dodatkową płytą)

Wyniki przedstawiono na wykresie (rys. 70).



Rysunek 70 Funkcja przeniesienia dla konstrukcji w wersji podstawowej oraz z dodatkową płytą tłumiącą

Na podstawie przedstawionych wartości można wyciągnąć następujące wnioski:

- Program Ansys Aqwa w dość dobrym stopniu pozwolił przewidzieć przebieg funkcji przeniesienia w zakresie częstotliwości zbliżonych do częstotliwości nurzań własnych, jednak nie udało się odwzorować wzrostu przemieszczeń zaobserwowanych przy częstotliwości [1.7 rad/s] w trakcie badań modelowych.
- Zastosowanie dodatkowej płyty tłumiącej przesunęło maksymalną wartość odpowiedzi w stronę niższych częstotliwości i zmniejszyło maksymalną amplitudę odpowiedzi.

Funkcje wyznaczone w programie posłużyły następnie do prognozy zachowania konstrukcji w warunkach fali nieregularnej.

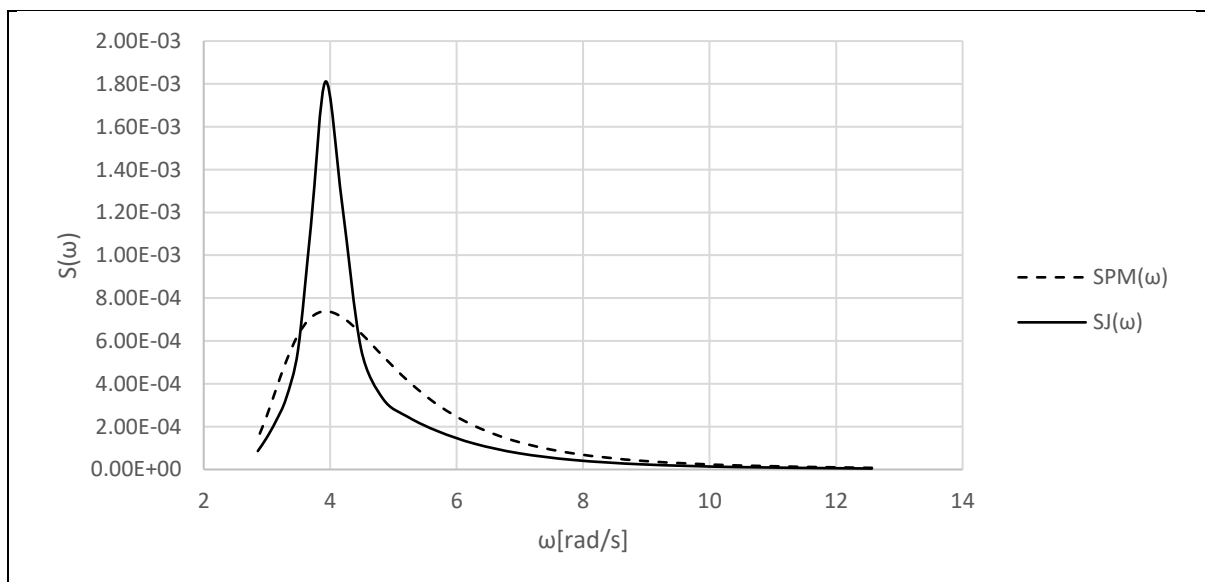


### 7.3 Prognoza ruchu na fali nieregularnej

Znając funkcję przeniesienia można wyznaczyć prognozowaną odpowiedź konstrukcji na fali nieregularnej. Na podstawie widma fali i funkcji przeniesienia tworzy się widmo odpowiedzi i stąd, korzystając z równ. (66) znajdujemy średnią z jednej trzeciej największych amplitud.

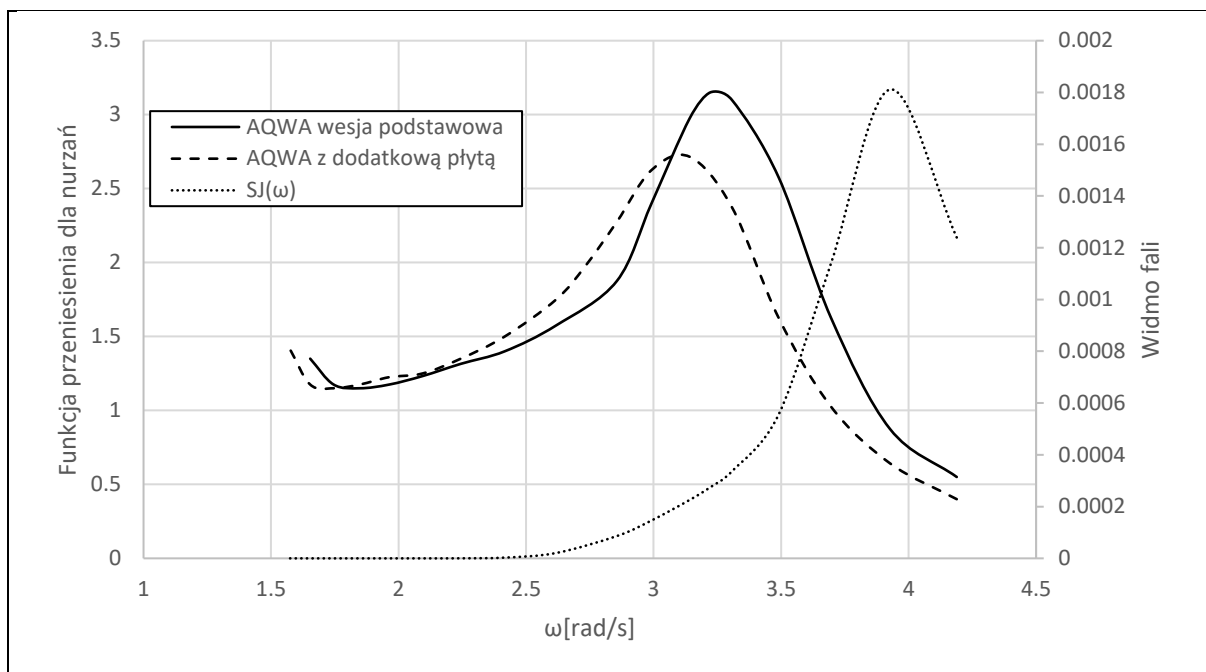
W analizowanym przypadku posłużono się widmem fali JONSWAP (60) dla fali o wysokości znaczącej  $H_s=0.18$  m i okresie szczytowym  $T_P=1.6$  s co odpowiada parametrom fali 50-letniej na Bałtyku, przy zastosowaniu skali geometrycznej  $\lambda=50$  ( $H_s=9$  m,  $T_P=11.3$  s).

Wykres widma JONSWAPA przedstawiono na wykresie linią ciągłą (rys. 71). Na wykresie przedstawiono również dla porównania wykres widma Piersona-Moskowitza- linia przerywana.



Rysunek 71 Widmo fali JONSWAP – linia ciągła i Pierson-Moskowitz – linia przerywana

Na rys. 72 przedstawiono na wspólnym wykresie widmo fali (pomocnicza oś pionowa po prawej stronie) oraz funkcje przeniesienia dla obu konstrukcji (główna oś pionowa po lewej stronie).



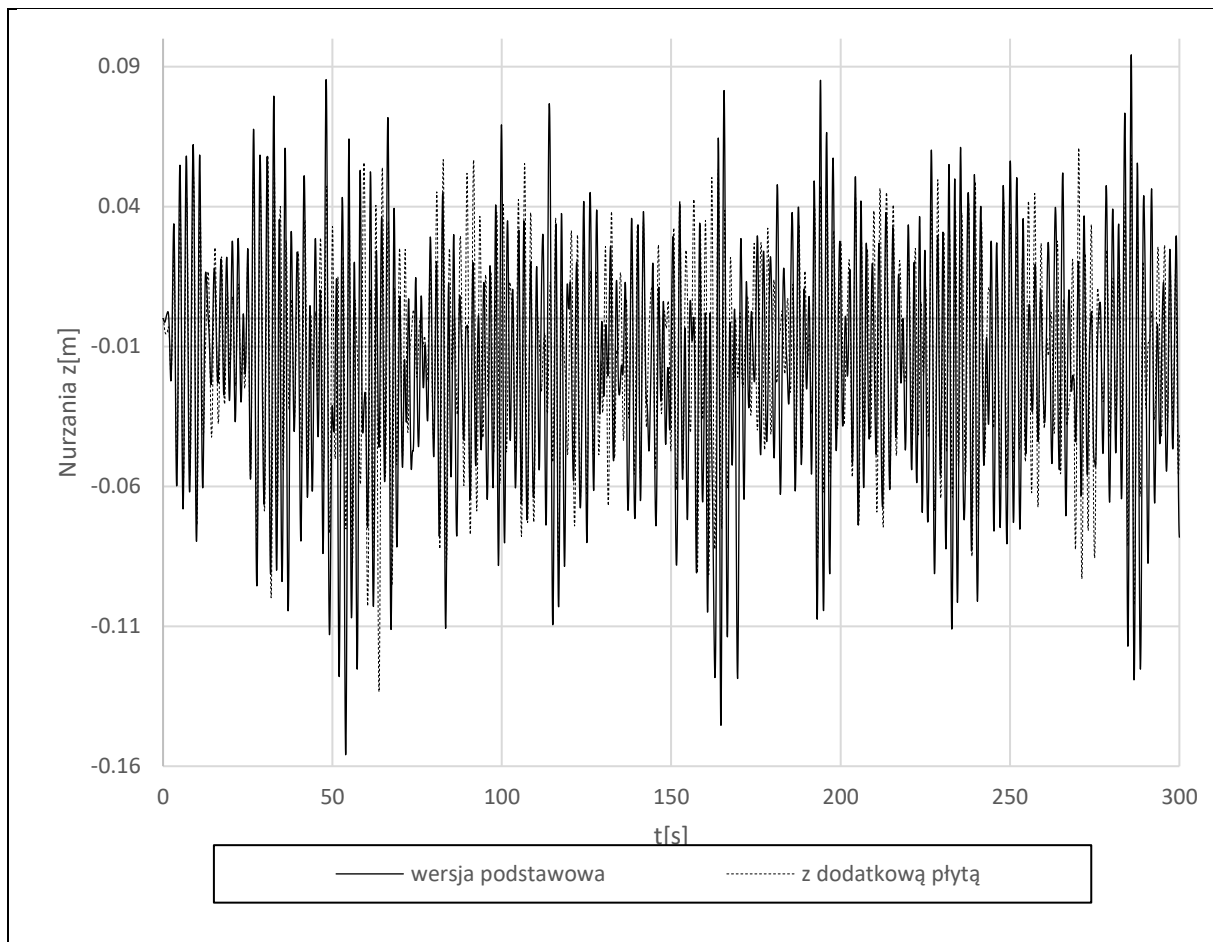
Rysunek 72 Funkcje przeniesienia na tle widma fali

Z porównania funkcji widać wyraźnie, że wzrost nurzań, którego nie udało się odwzorować za pomocą obliczeń w programie Ansys AQWA leży w obszarze pomijalnych wartości widma fali, a więc nie będzie to miało wpływu na prognozy. Na podstawie wykresu widać również, że maksimum odpowiedzi i maksimum widma nie pokrywają się, a dodatkowa płyta tłumiąca pozwala na zwiększenie odległości pomiędzy nimi co jest zjawiskiem korzystnym.

Wyznaczono odpowiedź znaczącą konstrukcji bazując na funkcjach przeniesienia uzyskanych z obliczeń w programie Ansys AQWA dla obu analizowanych konstrukcji:

- dla platformy w wersji podstawowej  $\bar{z}_{a_{1/3}} = 0.107$  m
- dla platformy z dodatkową płytą tłumiącą  $\bar{z}_{a_{1/3}} = 0.093$  m

W programie ANSYS AQWA przeprowadzono obliczenia dla próby 300 s dla zadanej fali nieregularnej. Wykres przemieszczenia w czasie dla obu konstrukcji przedstawiono na rys. 73.



Rysunek 73 Odpowiedź na falę nieregularną badanych konstrukcji

Oczytano również z programu średnią z jednej trzeciej największych przemieszczeń otrzymując wartości niższe od wyznaczonych analitycznie:

- dla platformy w wersji podstawowej  $\bar{z}_{a_{1/3}} = 0.075$  m
- dla płyty z otworami  $\bar{z}_{a_{1/3}} = 0.06$  m

Na podstawie analizy na fali nieregularnej można wyciągnąć następujące wnioski:

- Dla badanych warunków platforma z dodatkową płytą pełną daje mniejsze przemieszczenie.
- Zastosowanie płyty przesuwa maksimum RAO w stronę fal o mniejszej częstotliwości odsuwając się tym samym od maksymalnej wartości widma fali, dzięki czemu obserwujemy mniejsze przemieszczenia na fali nieregularnej.
- Przemieszczenia znaczące obliczone z symulacji na fali nieregularnej są o około 30% mniejsze, niż wyznaczone na podstawie porównania funkcji przeniesienia i widma fali. Należałoby przeprowadzić badania modelowe na fali nieregularnej, aby te różnice wyjaśnić.

## 7.4 Skalowanie wyników na konstrukcję rzeczywistą

Przedstawione wyniki zarówno badań jak i obliczeń numerycznych odnoszą się do skali modelowej. Zgodnie z zasadami podobieństwa możemy je jednak przeliczyć na obiekt rzeczywisty. W tym celu należy odpowiednie wartości przemnożyć przez współczynnik skali. Podstawowe współczynniki skalowania przedstawiono w tab. 15.

Tabela 15 Przelicznik skali

Symbol	Oznaczenie	Wartość
$\lambda^{0.5}$	Skala czasu	$50^{0.5}=7.071$
$\lambda$	<b>Skala geometryczna</b>	<b>50</b>
$\lambda^2$	Skala pól powierzchni	$50^2=2\ 500$
$\lambda^3$	Skala mas i sił	$50^3=125\ 000$
$\lambda^4$	Skala momentów	$50^4=6\ 250\ 000$

Zgodnie z powyższym dla platformy typu 3-kolumnowy spar, o zanurzeniu  $T=55$  m, średnicy pojedynczej kolumny  $\Phi=11$  m i masie  $m=8\ 875t$  przemieszczenie znaczące w czasie sztormu 50-letniego na morzu Bałtyckim będzie:

- dla platformy w wersji podstawowej  $\bar{z}_{a_{1/3}} = 5.35$  m

- dla platformy z dodatkową płytą tłumiącą  $\bar{z}_{a_{1/3}} = 4.65$  m

Zgodnie z przytoczoną literaturą [34] efekt skali nie ma w tym przypadku dużego znaczenia. Aby to potwierdzić wykonano obliczenia numeryczne współczynników hydrodynamicznych dla wybranego przypadku w skali rzeczywistej. Na podstawie oscylacji wymuszonych o amplitudzie  $z_a=1$  m z okresem  $T=9.9$  s wyznaczono współczynniki hydrodynamiczne konstrukcji w wersji podstawowej i porównano je z bezwymiarowymi współczynnikami uzyskanymi z obliczeń w skali modelowej. Porównanie przedstawiono w tab. 16.

Tabela 16 Porównanie współczynników hydromechanicznych wyznaczonych dla obliczeń w skali pełnej i modelowej

Współczynnik	Obliczenia w skali modelowej	Obliczenia w skali rzeczywistej	Różnica procentowa
$\kappa$	0.0396	0,0397	0.4%
$C_a$	0.341	0.348	2%
$C_D$	3.924	4.106	10%

Wartości współczynników wyznaczonych na podstawie obliczeń wykonanych w skali rzeczywistej nie różnią się znacząco od tych otrzymanych z obliczeń w skali modelowej. Na podstawie przedstawionych wartości widać, że uzasadnione jest prowadzenie obliczeń w skali modelowej.

## 8. Podsumowanie

Energia z morskich turbin wiatrowych jest w ostatnim czasie bardzo popularnym tematem i zainteresowanie nim będzie w najbliższych latach rosnąć. Istnieje szereg metod obliczeniowych do prognozowania ruchu platformy w warunkach morskich. Metody RANSE-CFD dają zazwyczaj najdokładniejsze wyniki jednak obliczenia za ich pomocą wymagają dużych mocy obliczeniowych i są czasochłonne. Badania modelowe budzą największe zaufanie, jednak zazwyczaj są bardzo kosztowne. Jednym z lepszych rozwiązań jest stosowanie metod hybrydowych, jak przedstawione w pracy obliczenia w programie ANSYS AQWA oparte na metodzie dyfrakcyjnej i rozszerzone o współczynniki obliczone metodą RANSE CFD lub na podstawie badań modelowych.

Literatura przedmiotu jest ograniczona. Pomimo, że zainteresowanie tym tematem rośnie, nie ma w tej dziedzinie wielu specjalistów. W pracy pokazano w jaki sposób wyznaczyć współczynniki hydrodynamiczne konstrukcji i jak na podstawie uzyskanych danych uzupełnić program ANSYS AQWA. Opisano sposób tworzenia zaawansowanych modeli RANSE CFD modelujących przepływ z powierzchnią swobodną oraz uwzględniających ruch bryły, wykorzystujących ruchome siatki nakładane.

Przedstawiono uproszczone równania ruchu platformy na fali i opisano współczynniki hydrodynamiczne w nich występujące: masę wody towarzyszącej, współczynnik tłumienia, oraz współczynnik siły przywracającej związany z wypornością platformy. Omówiono dwa podstawowe badania pozwalające je wyznaczyć: badanie oscylacji swobodnych oraz oscylacji wymuszonych. Oba testy można przeprowadzić zarówno na basenie modelowym jak i za pomocą obliczeń RANSE CFD. Test oscylacji swobodnych jest bardzo łatwy do przeprowadzenia w warunkach rzeczywistych, jednak otrzymane na jego podstawie wartości dotyczą jedynie częstości nurzań własnych obiektu. Stąd wskazane jest przeprowadzenie również testu oscylacji wymuszonych, który pozwoli poznać właściwości konstrukcji w szerokim zakresie wymuszeń. Po uzyskaniu zgodności obliczeń z eksperymentem dla testu nurzań swobodnych, test oscylacji wymuszonych dużo prościej jest już przeprowadzić wyłącznie za pomocą obliczeń. Pokazano wyniki przykładowych testów przeprowadzonych dla wybranych konstrukcji i obliczone na ich podstawie współczynniki. Wykonano obliczenia ruchu obiektu na fali za pomocą kodów RANSE CFD oraz metody hybrydowej opartej na metodzie dyfrakcyjnej i rozszerzonej o wpływ lepkości. Wykazano, że dla badanej konstrukcji lepszy jest model rozszerzenia o współczynniki oporu Morisona, niż oporu liniowego, ponieważ mniej zależą one od częstości.

Zaprojektowano element tłumiący w postaci płyty tłumiącej z otworami i sprawdzono jej działanie w porównaniu do stosowanej zazwyczaj pełnej płyty tłumiącej oraz przypadku bazowego w postaci gładkiego cylindra.

Przedstawione w pracy wyniki obliczeń potwierdzają hipotezę badawczą, że możliwe jest wyznaczenie odpowiedzi konstrukcji morskiej platformy pływającej na warunki środowiska poprzez zastosowanie oprogramowania bazującego na metodzie dyfrakcyjnej uzupełnionego o współczynniki hydrodynamiczne wyznaczone metodą RANSE-CFD. Uzyskane wyniki dla analizowanych przypadków różnią się o 5.7% dla pełnej płyty i 7.6% dla płyty z otworami.

Zaproponowane rozwiązanie płyty tłumiącej z otworami nie zwiększa współczynnika tłumienia w porównaniu dla płyty pełnej przy spodziewanej amplitudzie ruchu. Przeciwnie, dla płyty z otworami jest on niższy. Wycięcie otworów zmniejsza jednak masę wody towarzyszącej, przy zachowaniu dość dużych wartości współczynnika tłumienia, co w pewnych warunkach może pozwolić na uzyskanie mniejszych przemieszczeń konstrukcji.

W przypadku analizowanego cylindra ruchu na fali były znaczące, a więc współczynnik tłumienia płyty z otworami był mniejszy od płyty pełnej. W przypadku, gdy amplituda ruchu jest mniejsza (co na ogół w rzeczywistości ma miejsce) współczynnik tłumienia płyty z otworami jest większy dla płyty z otworami niż pełnej, co pokazały testy oscylacji swobodnych i potwierdza literatura [28].

Na podstawie odpowiedzi konstrukcji na fali regularnej o różnej częstotliwości wyznaczono funkcje przeniesienia, czyli stosunek przemieszczenia konstrukcji do amplitudy fali w zależności od częstotliwości fali wymuszającej. Wykresy funkcji przeniesienia są bardzo ważnym elementem analizy konstrukcji. Porównanie jej z widmem fali pozwala na prognozę średnich przemieszczeń konstrukcji. Informacja o tym, jak wycięcie otworów wpływa na funkcję przeniesienia (spłaszcza, obniża maksimum i przenosi w stronę wyższych częstotliwości) jest dobrym narzędziem projektowym, które może pozwolić na dostosowanie konstrukcji do spodziewanych warunków środowiskowych.

W pracy pokazano w jaki sposób modelować ruch platformy za pomocą komercyjnego oprogramowania bazującego na teorii dyfrakcji ANSYS-AQWA rozszerzonego o współczynniki hydrodynamiczne wyznaczone na podstawie obliczeń RANSE-CFD lub badań modelowych. Opisany sposób modelowania, nazwany metodą hybrydową daje poprawne wyniki obliczeń nie wymagając tak dużych mocy obliczeniowych jak modele bazujące wyłącznie na kodach RANSE-CFD. W celu rozwiązania zagadnienia należało przeprowadzić obliczenia współczynników hydrodynamicznych za pomocą kodów RANSE-CFD i porównać je z wynikami badań modelowych. Następnie należało wyznaczyć wartość współczynników otrzymanych na podstawie obliczeń bazujących na teorii dyfrakcji i wyznaczyć różnicę pomiędzy ich wartością rzeczywistą. Różnicę należało uwzględnić w postaci macierzy współczynników dodatkowych, związanych z lepkością płynu. Następnie konieczne było przeprowadzenie ponownych obliczeń i porównanie ich z wynikami badań modelowych. Takie postępowanie wymagało umiejętności zaplanowania odpowiednich badań modelowych z wykorzystaniem zaawansowanej metody pomiarowej i porównania ich z wynikami obliczeń. Do rozwiązania zagadnienia niezbędna była umiejętność analizy otrzymanych wyników z zastosowaniem odpowiednich narzędzi. Przeprowadzenie zaawansowanych obliczeń uwzględniających oddziaływanie powierzchni swobodnej oraz ruch bryły wymagało dużego doświadczenia w zakresie modelowania CFD.

Propozycja modyfikacji konstrukcji mająca na celu zwiększenie jej tłumienia wymagała dobrego zrozumienia zjawiska. Konieczne było zrozumienie wpływu geometrii oraz własności masowych platformy na jej zachowanie w warunkach morskich. Prognozowanie ruchu platformy na fali nieregularnej, na podstawie wyników otrzymanych dla przemieszczeń na fali regularnej wymagało dużej wiedzy z zakresu modelowania obiektów oceanotechnicznych.

Przedstawione wyniki pomagają w lepszym stopniu rozumieć wpływ elementów tłumiących na ruchy platform. Pozwoli to w lepszym stopniu dostosować projektowane konstrukcje do

spodziewanych warunków otoczenia. Praca ta jest również ważna z punktu widzenia rozwoju polskiego sektora morskiej energetyki wiatrowej.

Doświadczenie zdobyte w trakcie prac nad tą rozprawą pozwolą na tworzenie następnych koncepcji platform pod turbiny o coraz to większej mocy, co jest odpowiedzią na zapotrzebowanie rynkowe.



## 10. Literatura

- [1] Chakrabarti S.K (2001): *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Computational Mechanics Publications, Southampton
- [2] Journee J. M. J., Massie W. W. (2001): *Offshore Hydromechanics*. Delft University of Technology
- [3] Sarpkaya T. (2010): *Wave forces on offshore structures*. Cambridge University Press
- [4] Dymarski P. (2019): *Design of Jack-up Platform for 6 MW Wind Turbine: Parametric Analysis Based Dimensioning of Platform Legs*. Polish Maritime Research, 26, 183-197, DOI: 10.2478/pomr-2019-0038
- [5] Żywicki J., Dymarski P., Ciba E., Dymarski C. (2017): *Design of Structure of Tension Leg Platform for 6 MW Offshore Wind Turbine Based On Fem Analysis*. Polish Maritime Research, Vol. 24, s1, 230-241, DOI:10.1515/pomr-2017-0043
- [6] Dymarski P., Dymarski C., Ciba E. (2019): *Stability Analysis of the Floating Offshore Wind Turbine Support Structure of Cell Spar Type During its Installation*. Polish Maritime Research, Vol. 26, 4(104), 109-116, DOI: 10.2478/pomr-2019-0072
- [7] Wang H, Chen X., Zhao Ch., Tang Y., Lin W.(2014): Conceptual design and hydrodynamic performance of a floating offshore wind turbine cell-spar-buoy support structure, Applied Mechanics and Materials Vol. 472 pp 291-295, DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.472.291
- [8] Zhang F., Li R., Yang J., Chen G. (2007): Numerical Study On The Hydrodynamic Behavior Of A New Cell-Truss Spar Platform, in Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE, 2007, vol. 1, DOI: 10.1115/OMAE2007-29086.
- [9] Sinsabvarodom Ch., Widjaja J.H. (2016): The innovative hybrid Cell-Truss Spar Buoy Platform for moderate water depth, Ocean Engineering 113, pp 90-100, DOI:10.1016/j.oceaneng.2015.12.039.
- [10] Sethuraman L., Venugopal V., (2013): Hydrodynamic response of a stepped-spar floating wind turbine: Numerical modelling and tank testing, Renewable Energy 52, 160-174, DOI:10.1016/j.renene.2012.09.063
- [11] Liu H.B, Duan F., Yu F., Yuan B.,(2018): Validation of a FAST spar-type floating wind turbine numerical model with basin test data, IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, Volume 188, 2018 International Conference on New Energy and Future Energy System, Shanghai, China
- [12] Browning J.R., Jonkman J., Robertson A., Goupee A.J., (2014): Calibration and validation of a spar-type floating offshore wind turbine model using the FAST dynamic simulation tool.



Journal of Physics: Conference Series, Volume 555, The Science of Making Torque from Wind 2012 9–11 October 2012, Oldenburg, Germany

[13] Li B., Ou J. (2010): *Concept Design of a New Deep Draft Platform*, J. Marine Sci. Appl. 9: 241-249, DOI: [10.1007/s11804-010-1002-9](https://doi.org/10.1007/s11804-010-1002-9)

[14] Li B., Ou J., Teng B. (2011): *Numerical Investigation Of Damping Effects On Coupled Heave And Pitch Motion Of An Innovative Deep Draft Multi-Spar*, Journal of Marine Science and Technology, Vol. 19, No. 2, pp. 231-244, DOI: [10.51400/2709-6998.2158](https://doi.org/10.51400/2709-6998.2158)

[15] Li B., Ou J., Huang (2013): *Experimental and numerical study of the effects of heave plate on the motion of a new deep draft multi-spar platform*, J Mar Sci Technol 18:229–246, DOI: [10.1007/s00773-012-0203-0](https://doi.org/10.1007/s00773-012-0203-0)

[16] Haslum, H. A. (2000): *Simplified Methods Applied to Nonlinear Motion of Spar Platforms*. Norwegian University of Science and Technology, Trondheim

[17] Graham, J. M. R., 1980. The forces on sharp-edged cylinders in oscillatory flow at low keulegan-carpenter numbers, Journal of Fluid Mechanics. 97(1), 331-346.

[18] Subbulakshmi A., Sundaravadivelu R. (2016): *Heave damping of spar platform for offshore wind turbine with heaveplate*, Ocean Engineering 121, 24-36

[19] Tao, L., Cai, S. (2004): *Heave Motion Suppression of a Spar with a Heave Plate*. Ocean Engineering.

[20] Ciba E.(2021): *Heave Motion of a Vertical Cylinder with Heave Plates*// Polish Maritime Research -Vol. 28,iss. 1(109) (2021), s.42-47

[21] Mello P.C., Silva R.O.P, Malta E., Carno L.H.S (2019) Influence of heave plates on the dynamics of floating offshore wind turbine in waves, Conference Paper

[22] Ciba E., Dymarski P., Grygorowicz M. (2022): *Heave Plates with Holes for Floating Offshore Wind Turbines*, Polish Maritime Research vol 29 pp.26-33, DOI: [10.2478/pomr-2022-0003](https://doi.org/10.2478/pomr-2022-0003)

[23] Tao L., Dray D. (2008): *Hydrodynamic performance of solid and porous heave plates*, Ocean Engineering doi:[10.1016/j.oceaneng.2008.03.003](https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2008.03.003)

[24] An S., Faltinsen O.M. (2013): *An experimental and numerical study of heave added mass and damping of horizontally submerged and perforated rectangular plates*, Journal of Fluids and Structures 39 (2013) 87-101

[25] Castro, I., 1971. Wake characteristics of two-dimensional perforated plates normal to an air-stream. Journal of Fluid Mechanics, 46(3), 599-609. doi:[10.1017/S0022112071000727](https://doi.org/10.1017/S0022112071000727).

[26] Bayazit, Y., Sparrow, E. M., & Joseph, D. D., 2014. Perforated plates for fluid management: Plate geometry effects and flow regimes. International Journal of Thermal Sciences, 85, 104–111. doi:[10.1016/j.ijthermalsci.2014.0](https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2014.0)

- [27] Wu, J.H., Wan, Z.P., Fang, Y., (1998): Wave reflection by a vertical wall with a horizontal submerged porous plate. *Ocean Eng.* 25 (9), 767–779.
- [28] Molin, B., 2001. On the added mass and damping of periodic Arrays of fully or partially porous disks. *Journal of Fluid and Structures.* 15(2), 275-290.
- [29] Mojtaba E., Tao L., N. Shabakhty (2022): Hydrodynamic damping of solid and perforated heave plates oscillating at low KC number based on experimental data: A review, *Ocean Engineering*, DOI: 10.1016/j.oceaneng.2022.111247
- [30] W.Wang,S.Fan,Y.You,Ch.Zhao,L.Xu,F.Wang,Z.Lu (2023): Study on the influence of chamfer perforation on heave and pitch of a single floating platform, *Polish Maritime Research* 1(117), vol.30, pp.43-53 10.2478/pomr-2023-0005
- [31] Holmes S., Beynet P., Sablock A., Prislun I. (2001): *Heave Plate Design With Computational Fluid Dynamics*, *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*
- [32] Dymarski P., Ciba E., Marcinkowski T. (2016): Effective method for determining environmental loads on supporting structures for offshore wind turbines// *Polish Maritime Research*. -Vol. 23, iss. 1(89) s.52-60
- [33] Zhu L, Lim H.Ch. (2017): *Hydrodynamic characteristics of a separated heave plate mounted at a vertical circular cylinder*, *Ocean Engineering* 131 (2017) 213-223
- [34] Gu H., Stansby P., Stallard T., Moreno E. C. (2018): *Drag, added mass and radiation damping of oscillating vertical cylindrical bodies in heave and surge in still water*, *Journal of Fluid and Structures* 82 (2018) 343-356
- [35] Rao M. J., Nallayarasu S., Bhattacharyya, (2021) Numerical and experimental studies of heave damping and added mass of spar with heave plates using forced oscillation, *Applied Ocean Research* 111, <https://doi.org/10.1016/j.apor.2021.102667>
- [36] Maron A., Fernandez E.M., Valea A., Lopez-Pavon C. (2019): *Scale Effects on Heave Plates for Semi-Submersible Floating Offshore Wind Turbines: Case Study With a Solid Plain Plate*, *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*
- [37] Ciba E., Dymarski P., Grygorowicz M.: Analysis of the Hydrodynamic Properties of the 3-Column Spar Platform for Offshore Wind Turbines// *Polish Maritime Research* -,iss. Issue 2 (2022), s.35-42
- [38] DNV–RP-C205 (2014): Environmental Conditions and Environmental Loads
- [39] Lloyd A.R.J.M. (1998): *SEAKEEPING ship behaviour in rough weather*, England
- [40] Ferziger J.H, Perić M. (2002): *Computational Methods for Fluid Dynamics*, Springer, England
- [41] Ansys AQWA User Manual (2012)