



Forord

Masteroppgaven er skrevet våren 2015 som siste del av masterprogrammet Maskin-, prosess- og produktutvikling ved Norges miljø- og biovitenskapelige universitet på Ås. Oppgaven har et omfang på 30 studiepoeng.

Bakgrunnen for avhandlingen er det pågående prosjektet OO Star Wind Floater som er en flytende halvt nedsenkbar vindturbin, utviklet av Dr. techn. Olav Olsen AS. I 2013 bygget masterstudenten Felix Kelberlau en skalamodell av plast i størrelsesordenen 1/40 . Det ble i 2013 utført eksperimentelle forsøk ved Ecole Centrale de Nantes(ECN) i Frankrike.

Hovedvekten av avhandlingen sammenligner de eksperimentelle resultatene med simuleringer utført i simuleringstøytet 3DFloat. Simuleringene tar utgangspunkt i en oppskalert versjon av modellen til Kelberlau.

Videre har det blitt gjennomført forsøk ved ECN av en isolert forankringsline. I avhandlingen blir de samme testene simulert i 3DFloat og sammenlignet mot de eksperimentelle resultatene fra bølgetanktest.

Simuleringene i avhandlingen er utført i samarbeid med masterstudenten Anders Engelsvold som også avgir sin masteroppgave i masterprogrammet Maskin-, prosess- og produktutvikling våren 2015. Ved å samarbeide om simuleringene har vi fått utført flere simuleringer og fått en gjennomgående kvalitetssikring av simuleringene og det relaterte arbeidet. Samarbeidet mellom oss har fungert veldig godt, da vi kjenner hverandre godt fra tidligere prosjektoppgaver i løpet av vår studietid.

Til slutt vil jeg takke Professor og hovedveileder Tor Anders Nygaard for god veiledning gjennom arbeidsprosessen, Post-doc. stipendiat Jacobus Bernardus de Vaal for hjelp med 3DFloat og Ole Magnus Reinemo for korrekturlesning.

Ås, 15. mai 2015

Espen Reinemo

Sammendrag

Oppgaven er et ledd i utviklingen av simuleringsverktøyet 3DFloat. 3DFloat er spesielt designet for simuleringer av den dynamiske responsen av offshore vindturbiner.

Hovedvekten av oppgaven tar utgangspunkt i Dr. techn. Olav Olsen AS sin flytende halvt nedsenkbar vindturbin OO Star Wind Floater. I 2013 ble det utført eksperimentelle forsøk på en skalamodelle av OO Star Wind Floater ved Ecole de Centrale de Nantes(ECN). I oppgaven er de eksperimentelle resultatene fra forsøkene analysert og simulert i 3DFloat, ved den hensikt å få samsvar mellom de numeriske og eksperimentelle resultatene. Oppgaven tar også utgangspunkt i tester utført på en isolert forankringsline ved ECN, hvor de eksperimentelle dataene blir sammenlignet med numeriske resultater fra 3DFloat

Målet med oppgaven har vært å utvikle et simuleringsoppsett i 3DFloat for OO Star Wind Floater som gjenspeiler de eksperimentelle resultatene fra testene ved ECN, samt sammenligne numerisk resultater fra 3DFloat for en isolert forankringsline mot eksperimentelle resultater.

Arbeidsprosessen startet med å studere relevant fagstoff og sette seg inn i bruken av 3DFloat som simuleringsverktøy. Videre ble det utarbeidet et python-script hvor alle de eksperimentelle dataene ble plottet og kvaliteten av hver enkel test vurdert. Deretter ble det laget to forskjellige input-filer for 3DFloat for de numeriske simuleringene. Hver enkel input-fil samsvarer med modelloppsettet til de gitte eksperimentelle forsøkene. For at de numeriske simuleringene skulle samsvare med de eksperimentelle, har det blitt bestemt empiriske koeffisienter for addert masse og drag ved hjelp av teori og iterativ testing.

Først ble det utført numeriske simuleringer som startet med tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog. Da koeffisientoppsettet ga tilfredsstillende resultater, ble koeffisientoppsettet testet mot regulære bølger med forankringsliner. I prosjektets avsluttende fase ble det gjort simuleringer av en isolert forankringsline. De numeriske resultatene fra simuleringene ble deretter sammenlignet mot eksperimentelle resultater fra ECN.

Addert masse på 280 *kg* og en dragkoeffisient på 13 i heave-retning, samt en global addert massekoeffisient på 2 og en global dragkoeffisient på 0,7 gir godt samsvar mellom de eksperimentelle og numeriske resultatene for OO Star Wind Floater. For videre arbeid anbefales det å se nøyere på dempingen, da dragkoeffisienten for heave-retning muligens kan nedjusteres. Videre ga de numeriske resultatene i 3DFloat med isolert forankringsline godt samsvar med de eksperimentelle resultatene.

Abstract

This thesis is part of the development of the simulation-tool 3DFloat. 3DFloat is designed for simulations of the dynamic response off offshore wind turbines.

The main part of the thesis is based on the floating half submersible wind turbine OO Star Wind Floater, developed by Dr. techn. Olav Olsen AS. In 2013 it was conducted experimental tests on a scale model of OO Star Wind Floater at Ecole de Centrale de Nantes(ECN). In this thesis the experimental results from these tests were analyzed and simulated in 3DFloat, by intention to obtain consistency between the numerical and experimental results. The thesis is also based on tests carried out on an isolated mooring line preformed by ECN. The tests were then compared against a new simulation code and results from 3DFloat.

The objective of the thesis was to develop a simulation setup in 3DFloat for OO Star Wind Floater reflecting the experimental results from tests preformed by ECN, and comparing numerical results from 3DFloat for an isolated mooring line against experimental results.

The work process started studying relevant literature and learning to use 3DFloat as a simulation tool. Further it was developed a python-script where all the experimental data were plotted and the quality of each individual test rated. Two different input files for 3DFloat were developed for the numerical simulations. Each single input file corresponded to the layout for the given experimental tests. In order that the numerical simulations to match the experimental , it has been adjusted empirical coefficients for added mass and drag, using theory and iterative testing.

First it was performed numerical simulations which started with forced motion and regular waves with fixed hull. When the coefficients provided good results, the coefficients were tested against regular waves with mooring lines. In the project's final phase it was conducted simulations on an isolated mooring line. The results from the numerical simulations were then compared against experimental results.

Added mass of 280 *kg* and a dragcoefficient at 13 in heave, as well a global added masscoefficient of 2 and a global dragcoefficient of 0,7 provides good consistency between the experimental and numerical results for OO Star Wind Floater. Further, the numerical results in 3DFloat with isolated mooring line provided good consistency with the experimental results.

Innhold

1	Introduksjon	1
1.1	Bakgrunn	1
1.1.1	Klima og energitilvirkning	1
1.1.2	Offshore vindkrafts framtid og potensiale	3
1.1.3	Forskjellige konsepter av offshore vindturbiner	4
1.2	Olav Olsen Star Wind Floater	7
1.3	3DFloat	8
1.4	Prosjektbeskrivelse	9
1.4.1	Problemstilling	9
1.4.2	Hovedmål	9
1.4.3	Delmål	10
1.4.4	Begrensinger	10
1.4.5	Symboler og terminologi	11
2	Teorigrunnlag	13
2.1	Koordinatsystem	13
2.2	Froude skalering	14
2.3	Morison ligningen	15
2.3.1	Froude-Krylov krefter	16
2.3.2	Addert masse	17
2.3.3	Drag	17
2.4	Keulegan-Carpenter nummeret	18
2.5	Metode for fastsettelse av koeffisienter for drag og addert masse	19
2.6	Elementmetoden	20
2.7	Bølgeteori	21
2.7.1	Lineær bølgeteori	21
2.7.2	Regulær strømningsfunksjon bølgeteori	23
2.7.3	Gyldigheten til lineær bølgeteori og strømningsfunksjoner	24
2.8	Svingninger og demping	24

3	Eksperimentelle forsøk og modelloppsett	27
3.1	Eksperimentelle dataer fra ECN	27
3.1.1	Bølgebasseng	27
3.1.2	Skalamodell brukt i eksperimentelle forsøk	27
3.1.3	Tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog	29
3.1.4	Tester med tvungen bevegelse	32
3.1.5	Tester med regulære bølger, fast skrog	34
3.1.6	Regulære bølger med forankringsliner	34
3.1.7	Tester med regulære bølger og forankringsliner	35
3.2	Isolert forankringsline	36
3.2.1	Modelloppsett av isolert forankringsline	36
3.2.2	Tester av isolert forankringsline	36
4	Metode	38
4.1	Tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog	38
4.1.1	Numerisk modellbeskrivelse	38
4.1.2	Simuleringer med tvungen bevegelse	43
4.1.3	Simuleringer med regulære bølger og fast skrog	44
4.1.4	Forkasting av eksperimentelle data fra ECN	45
4.2	Regulære bølger med forankringsliner	45
4.2.1	Numerisk modellbeskrivelse av regulære bølger med forankringsliner	45
4.2.2	Simuleringer av regulære bølger med forankringsliner	47
4.3	Prosesstrinn	48
4.3.1	Global addert massekoeffisient i surge og sway	48
4.3.2	Addert masse i heave	49
4.3.3	Morison drag i heave	52
4.3.4	Global Morison drag i surge og sway	54
4.4	Isolert forankringsline	54

5	Resultater	57
5.1	Resultater for oppskalert skalamodell	57
5.1.1	Koeffisientoversikt	57
5.1.2	Tvungen bevegelse	57
5.1.3	Regulære bølger med fast skrog	61
5.1.4	Regulære bølger med forankringsliner	63
5.2	Isolert forankringsline	65
6	Diskusjon	68
6.1	Simuleringer av oppskalert skalamodell	68
6.1.1	Tvungen bevegelse	68
6.1.2	Regulære bølger med fast skrog	69
6.1.3	Regulære bølger med forankringsliner	70
6.2	Isolert forankringsline	70
7	Konklusjon og videre arbeid	71
7.1	Konklusjon	71
7.2	Videre arbeid	71
A	Inputfil 3DFloat, tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog	79
B	Inputfil 3DFloat, regulære bølger med forankringsliner	85
C	Inputfil 3DFloat, isolert forankringsline	92
D	Beskrivelse av 3DFloat	94

1 Introduksjon

1.1 Bakgrunn

1.1.1 Klima og energitilvirkning

Klima

Verden i dag står ovenfor store utfordringer vedrørende klima og miljø. Store klimagassutslipp og annen forurensing skader miljøet. Allerede har klimaet på jorden begynt å endre seg på grunn av store utslipp. Blant annet har den årlige havisutbredelsen i Arktis minket med 3,5–4,1 % per tiår fra 1979–2012 og havets opptak av CO_2 har ført til en forsuring av havet med 26 % (Miljødirektoratet, 2014, s. 4).

Videre har antall kalde dager og netter minket og antall varme dager og netter har økt på verdensbasis. Hyppigheten av hetebølger har økt over store deler av verden, mens også tung nedbør forekommer oftere i Nord-Amerika og Europa (Miljødirektoratet, 2014, s. 5).

For å unngå uønskede klimaendringer har verdens ledere blitt enige om at den globale temperaturøkningen må holdes under $2\text{ }C^\circ$ i forhold til førindustriell tid. Dette ble vedtatt på FNs klimakonferanse i København i 2009 hvor blant annet toppledere som Barack Obama og Angela Merkel var tilstede (Brix, 2014). Allerede har jorden blitt cirka $0,85\text{ }C^\circ$ varmere enn førindustriell tid. Ifølge FNs Klimapanel er $2\text{ }C^\circ$ grensen for hva naturen kan tåle før klimaendringene blir alvorlige og ukontrollerbare.

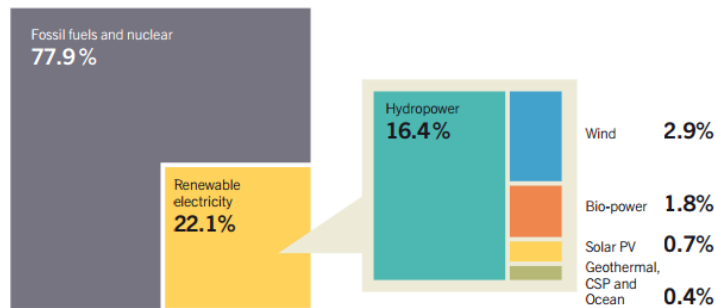
Ved å ikke overstige togradersmålet vil man blant annet nå følgende mål (FN, 2015):

- Begrense tørke i løpet av den varmeste årstiden på lavere breddegrader.
- Begrense havnivåstigning.
- Redusere smelting av permafrosten i nordområdene
- Unngå økt hyppighet av omfattende og ødeleggende ekstremvær.

For å holde temperaturøkningen under to grader kan de totale klimagassutslippene ikke overstige 2900 millioner tonn. I 2013 hadde verden allerede sluppet ut 69 % av grensen, med en årlig vekst i utslippene på 2,1 %. Utslippene må kuttes minimum 3 % årlig for at togradersmålet skal være realistisk gjennomførbart. Fortsetter utslippene å øke årlig i samme prosentandel som nå, vil karbonbudsjettet allerede være brukt opp innen 2035 (FN, 2015).

Energitilvirkning

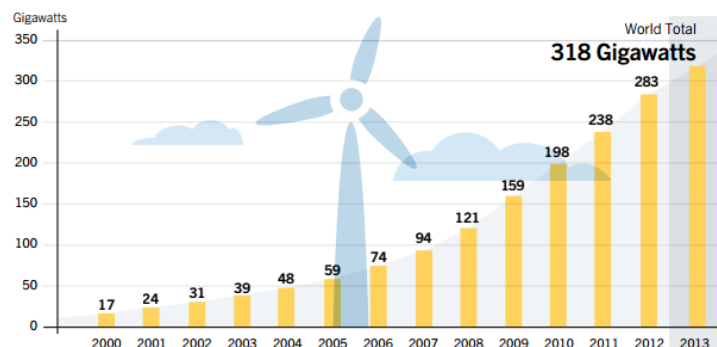
For å ikke overstige togradersmålet er det mange bransjer som må endres, blant annet kraftsektoren. I figur 1.1 kan man se at kull, olje og gass stod for 77,9 % av den totale energiforsyningen, mens fornybar energi stod for 16,4 % i 2013. For å redusere klimagassutslippene, må prosentandelen til fornybare energikilder betraktelig opp.



Figur 1.1: Estimert global elektrisitetsproduksjon i 2013 (Renewable Energy Policy Network for the 21st Century, 2014)

Flere av de fornybare energikildene har store potensialer, ikke bare med grønne øyne, men også med tanke på økonomisk gevinst og sikkerhet. Norske bedrifter eksporterte i 2013 tjenester og utstyr innenfor fornybar energi til en verdi mellom 7 – 9 milliarder kroner (Nilsen,2015).

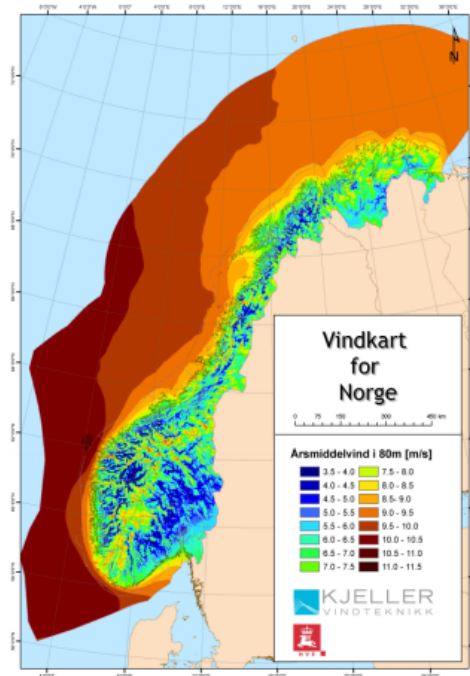
Blant de fornybare energikildene er vindkraft en teknologi med stort potensiale. Figur 1.2 viser hvordan installert effekt fra vindkraft har økt globalt fra år 2000 og fram til år 2013.



Figur 1.2: Vindkrafts globale installert effekt fra 2000 frem til 2013 (Renewable Energy Policy Network for the 21st Century, 2014)

1.1.2 Offshore vindkrafts framtid og potensiale

En av de positive faktorene med å legge vindturbiner offshore er gunstige vindforhold. På oppdrag fra Norges vassdrags- og energidirektorat (NVE) har Kjeller Vindteknikk utført en kartlegging av vindressursene til lands og til havs i Norge. Kartleggingen viser at Norge har en av Europas beste forutsetninger for å etablere vindkraftproduksjon (NVE, u. d.). Figur 1.3 viser årsmiddelvind i 80 meter høyde langs Norges kyst.



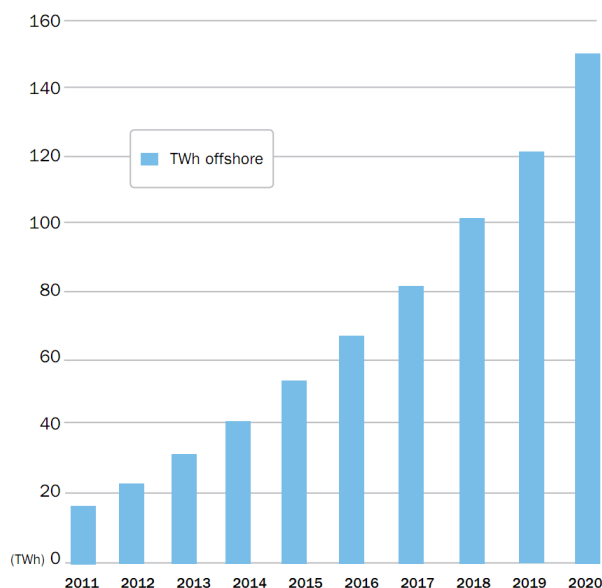
Figur 1.3: Vindkart over Norge i 80 meters høyde (NVE, 2011)

Samtidig har den store petroleumsindustrien i Norge verdensledende kunnskap om offshorekonstruksjoner. I masteroppgaven “Floating wind power in Norway”, skrevet av ingeniørstudentene Daniel Nilsson og Anders Westin ved Universitet i Lund, kom det fram at norske industriledere mener de har et godt utgangspunkt for å utvikle en industri for offshore vindkraft (Nilsson og Westin, 2014, s. 106). For at dette skal bli en realitet mener bedriftene at det må etableres en pilotpark. Blir pilotparken en realitet på norsk sokkel kan Norge få en ny verdiskapende industri, ettersom den norske industrien har de rette kvalifikasjonene til å bli en verdensledende aktør på et stadig mer etterspurt marked.

Per dags dato har Norge ingen havvindpark. Eneste installerte offshore vindturbin i Norge er Statoil sin offshore flytende vindturbin Hywind. Hittil har den norske stat brukt 750 millioner kroner på forskning og utvikling av havvindkraft. Det nærmeste

Norge er sin egen pilotpark er Siragrunnen havvindpark. Siragrunnen havvindpark er prosjektert til å inneholde opptil 67 turbiner og levere elektrisitet tilsvarende 40 000 husstander. Videre planla Amon AS å etablere en fabrikk for produksjon og montering av vindturbiner i Farsund. I januar 2015 fikk midlertidig Siragrunnen havvindpark avslag på konsesjonssøknaden fra NVE. Avgjørelsen er nå anket og avventer behandling av Olje- og energidepartementet (Nilsen, 2015b).

Offshore vindkraft begynner å vokse på det internasjonale markedet. Blant annet satser Tyskland og Storbritannia tungt på offshore vindkraft. På det europeiske markedet er det Storbritannia som er den største aktøren. Dette er et resultat av Storbritannia sitt mål om at fornybar energi skal stå for 20 % av sin kraftproduksjon innen 2020. Ved satsning på offshore vindkraft har den britiske regjering spådd at innen 2020 skal offshore vindindustri sysselsette 66 000 mennesker i Storbritannia. Tyskland har satt seg mål om å fase ut all kjernekraft innen 2022. For å nå dette målet har Tyskland planer om å bygge ut offshore vindkraft (Vindportalen, 2014).



Figur 1.4: Hvordan EWEA mener den totale energiproduksjonen fra offshore vindkraft vil utvikle seg fram mot 2020 (Vindportalen, 2014).

1.1.3 Forskjellige konsepter av offshore vindturbiner

Det finnes flere typer offshore vindturbiner. I denne seksjonen gjøres det rede for seks konsepter.

Monopile

Monopile-konseptet har et relativt enkelt design. Konstruksjonen består av et sylindrisk stålrør. Stålrøret kan ha en ytre diameter opp mot 6 m, med en veggtykkelse på 150 mm. Hele konstruksjonen kan veie opp mot 650 tonn. Strukturen er dypt forankret i havbunnen. Monopile-konseptet er fram til nå de mest brukte for offshore vindturbiner. Dette fordi det er en enkel installasjon, på delvis grunt vann. Monopile-strukturen passer i vanddybder opp til 30 m (4C Offshore, u. d.a).



Figur 1.5: Monopile (E&T, 2010)

Jacket

Det finnes flere forskjellige varianter av jacket-strukturer. De fleste har tre eller fire ben, med en ytre diameter opp til 2 m. Jacket er tilpasset vanddybder fra 20 til 50 m, men i den sørkoreanske vindfarmen Tarma er det jacket-strukturer plassert i en vanddybde på 3,5 m. Noen av fordelene med en jacket-konstruksjon er at det blir mindre bølgelaster på konstruksjonen i forhold til en Monopile-konstruksjon. Dette kommer av at en jacketkonstruksjon har et mindre tverrsnittsareal enn en Monopile-konstruksjon under vann. Videre finnes det mange konstruksjoner i olje- og gassindustrien som ligner på jacket-designet. Dette vil gjøre fabrikasjonen av strukturene enklere da det allerede er fabrikker som produserer lignende varianter (4C Offshore, u. d.b).



Figur 1.6: Jacket (Wiki-Cleantech, u. d.)

Tripod

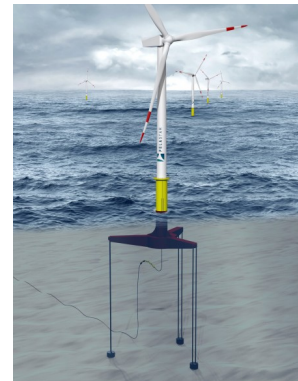
Bunnstrukturen består av en tripod som har tre pilarer som er senket 10 til 20 *m* ned i havbunnen. Tripoden er igjen festet til en stålsylinder som går opp til turbinen i toppen av konstruksjonen. Tripod-konstruksjonen er utviklet for dypere vann enn Monopile-strukturen, men de er ikke egnet for vanddybder under 6 – 7 *m*. Fordelene med en tripod-konstruksjon er blant annet at hele konstruksjonen kan bli montert på land, før den blir fraktet offshore for installasjon. Noen av ulempene er at konstruksjonen ikke er egnet for en ujevn havbunn og at de har større risiko for utmattingsbrudd fra vind- og bølgelaster (4C Offshore, u. d.c).



Figur 1.7:
Tripod(Wikimedia
Commons, 2012)

Tension Leg Plattform(TLB)

TLB-konseptet er inspirert fra oljeindustrien, ved design av oljeplattformer. Konstruksjonen består av et hult sylindrisk stålrør, som er festet i havbunnen med vertikale forankringslinjer. Konstruksjonen er konstruert slik at oppdriftskraften vil presse konstruksjonen oppover, mens forankringslinene vil holde den på sin tiltenkte plassering. Forankringslinene vil alltid ha en strekkspenning, derav tension i navnet (Sclavounos et al., 2010, s. 2).



Figur 1.8: Rendrert bilde av PelaStar
tension-leg platform (the Daily Fusion, 2013)

Halvt nedsenkbar flyter

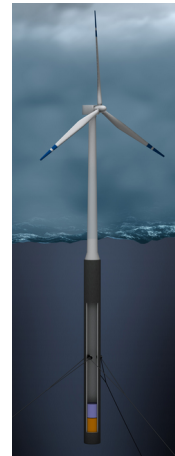
Halvt nedsenkbar flyter er konseptet som masteroppgaven omhandler. Konseptet består av en flyter som er delvis nedsenket i havet, med en forhåndsbestemt draft. Flyteren holdes på plass med forankringslinjer, som er festet i havbunnen. En av fordelene med en halvt nedsenkbar flyter er at hele konstruksjonen kan bli montert på land. Hele konstruksjonen kan bli tauet til sin tiltenkte posisjon, eller tauet til land for reparasjoner. Dette eliminerer behovet for dyre spesiellagde båter og reduserer vedlikeholdskostnadene (U. S. Department of Energy, 2014b)



Figur 1.9: Halvt nedsenkbar flyter (U.S. Department of Energy, 2014a)

Spar

Hywind var verdens første fullskala flytende vindturbin og er av typen spar. Den er lokalisert ca. 10 km utenfor Karmøy. Vindturbinen ble utviklet av Statoil ASA og har vært i drift siden september 2009. En spar vindturbin er enkelt forklart en flytende stålsylinder som er ballastert i bunnen for å stabilisere konstruksjonen. Vindturbinen er forankret med slakke forankringslinjer. En spar konstruksjon er den samme med halvt nedsenkbar, som passer best for dypt vann (Williams, 2011).



Figur 1.10: Hywind(Statoil, u. d.)

1.2 Olav Olsen Star Wind Floater

Olav Olsen Star Wind Floater er en flytende halvt nedsenkbar offshore vindturbin utviklet av Dr. techn. Olav Olsen AS. Flyteren består av 3 bøtter, hvor pongtonger er koplet mellom sentertårnet og bøttene. Hele konstruksjonen har en samlet masse på 10091,5 tonn, med en draft på 20 m. Flyteren er laget i betong og er konstruert for en 6 MW turbin

(Nygaard et al., 2014). Levetiden er beregnet til 100 år uten behov for vedlikehold (NORCOWE, u. d.). Flyteren vil dermed ha en lengre levetid en turbinen, slik at turbinen kan skiftes ut ved behov. Hele konstruksjonen kan sees i figur 1.11.



Figur 1.11: OO Star Wind Floater(IFE, 2013)

1.3 3DFloat

Alle simuleringer i masteroppgaven er gjort ved bruk av 3DFloat. 3DFloat er et aero-hydro-servo-elastisk simuleringsverktøy, utviklet i 2006 av IFE og NMBU. Programvaren er spesielt designet for simuleringer av den dynamiske responsen av offshore vindturbiner (de Vaal og Nygaard, 2014).

Programmet omfatter simuleringer av sjø og luft og kreftene som genereres av vann- og vindbelastninger på konstruksjonen, samt bevegelser av hele vindturbinen (Johnsrud, 2014).

Simuleringene i 3DFloat utføres ved at programmet leser inn en inputfil. Inputfilen består av inngangsparametere og kan lages i flere ulike typer tekstbehandlingsprogrammer.

For mer informasjon om 3DFloat, se Vedlegg D.

1.4 Prosjektbeskrivelse

Oppgaven ble skrevet vårsemesteret 2015, med oppstart 6. januar og avslutning 15. mai.

De eksperimentelle resultatene som legger grunnlaget for oppgaven er utført av Ecole Centrale de Nantes(ECN). Eksperimentene er et resultat av et samarbeid gjennom “The Marine Renewables Infrastructure Network” (MARINET). MARINET er et nettverk av forskningssentre som jobber med marin offshore fornybar energiteknologi, blant annet bølge-, tidevanns- og havvindteknologi (MARINET, 2015a).

Oppgaven er delt opp i to resultatdeler. Hovedvekten av oppgaven har vært å utvikle et simuleringsoppsett og bestemme empiriske koeffisienter i 3DFloat som samsvarer med eksperimentelle resultater fra bølgetanktester av en skalamodell av OO Star Wind Floater, vist i seksjon 1.2.

Den andre delen omhandler tester utført på en isolert forankringsline ved ECN. I avhandlingen blir det sammenlignet eksperimentelle resultater fra ECN mot simuleringer utført i 3DFloat.

1.4.1 Problemstilling

Problemstillingen for oppgaven er å utvikle et simuleringsoppsett i 3DFloat for Olav Olsen Star Wind Floater, som samsvarer med eksperimentelle resultater fra en 1/40 skalamodell laget av polykarbonat, testet ved ECN i november 2013, samt sammenligne eksperimentelle resultater fra tester med isolert forankringsline mot numeriske resultater fra 3DFloat.

1.4.2 Hovedmål

1. Bestemme empiriske koeffisienter for addert masse og drag, som gir samsvar mellom eksperimentelle og numeriske resultater for:
 - (a) Tvungen bevegelse
 - (b) Regulære bølger og fast skrog
 - (c) Regulære bølger med forankringsliner

2. Sammenligne eksperimentelle data mot resultater i 3DFloat for isolert forankringsline.

1.4.3 Delmål

- Studere fagstoff og litteratur i tilknytting til oppgaven.
- Utvikle ferdigheter og kunnskaper i 3DFloat
- Fremstille testresultater grafisk fra ECN, og evaluere kvaliteten av hver enkelt test
- Utvikle en egen 3DFloat-fil som beskriver geometri og materialegenskaper av testmodell i fullskala.
- Justere koeffisienter for demping, drag og addert masse som skal gi overensstemmelse mellom simulering og eksperiment
- Dokumentere arbeidet gjennom arbeidsprosessen
- Ferdigstille rapport og kommentere resultatene.

1.4.4 Begrensinger

Begrensinger i oppgaven er som følger:

- Det blir ikke utført simuleringer med vindlaster.
- Alle testene med isolert forankringsline blir ikke analysert.

1.4.5 Symboler og terminologi

Tabell 1.1: Symboler med tilhørende enheter

Symbol	Forklaring	Enhet(SI)
A	Areal	m^2
a	Bølgeamplitude	m
C_D	Dragkoeffisient	–
C_M	Addert massekoeffisient	–
D	Ytre diameter	m
d	Indre diameter	m
d_v	Vanndybde	m
E	E-modul	MPa
F	Kraft	N
G	Skjærmodul	MPa
g	Tyngdens akselerasjon	m/s^2
H	Bølgehøyde	m
h	Høyde	m
k	Fjærstivhet/vannplanstivhet	N/m
k_b	Bølgenummer	rad/m
KC	Keulegan-Carpenter nummer	–
L	Lengde	m
M	Moment	Nm
m	masse	kg
m_a	Addert masse	kg
$m_{fortrengt}$	Fortrengt masse	kg
T	Periode	s
V	Volum	m^3
u	Uforstyrret horisontal hastighet av væsken	m/s
\dot{u}	Uforstyrret horisontal akselerasjon av væsken	m/s^2
w	Vertikal vannpartikkelhastighet	m/s
\dot{w}	Vertikal vannpartikkelakselerasjon	m/s^2
α	Vinkel	Grader $^\circ$
ζ	Dempingratio	–
λ	Skaleringsfaktor	–
ω	Vinkelfrekvens	rad/s
ρ	Tetthet	kg/m^3
η_1	Legemets hastighet	m/s
$\dot{\eta}_1$	Legemets akselerasjon	m/s^2
κ	Torsjonskonstant	Nm/rad

Tabell 1.2: Begrep- og terminologiforklaring

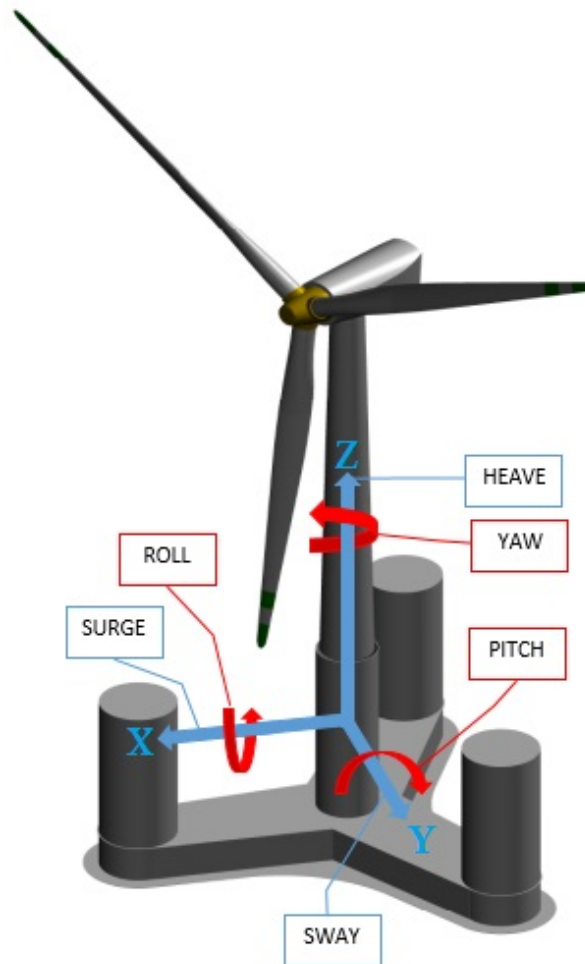
Begrep	Beskrivelse
Bølgetank	Et basseng brukt for å utføre eksperimentelle forsøk
Bøtte	Vertikal sylinder ytterst på flyteren
DNV	Det Norske Veritas
Draft	Den vertikale avstanden fra vannlinjen til nederste punkt på konstruksjonen
FEM	“Finite element method”
Flyter	Plattform for å montere offshore vindturbin
Fullskala	Oppskalert modell ved bruk av Froude skalering
Heave	Bevegelse i z-retning
Heaveplate	Plate montert for å dempe heave-bevegelse
Massless	Et element uten masse
Modellskala	Kelberlaus plastmodell
Pitch	Rotasjonell bevegelse om y-akse
Pongtong	Horisontal boks mellom sentertårn og bøtte
Roll	Rotasjonell bevegelse om x-akse
Sentertårn	Sylinder i senter av konstruksjonen, festet til tre pongtonger og tårn
SI	Internasjonalt system for måling av fysiske enheter
Skalamodell	Modell brukt i bølgetanktesting
Surge	Bevegelse i x-retning
Sway	Bevegelse i y-retning
SWL	“Still water line”
Tårn	Sylinder festet i toppen av sentertårnet
Yaw	Rotasjonell bevegelse om z-akse

2 Teorigrunnlag

Kapitlet beskriver de viktigste teoriene som er brukt under arbeidet med masteroppgaven og som 3DFloat er bygget på.

2.1 Koordinatsystem

Simuleringsmodellen i 3DFloat er definert av et kartesisk koordinatsystem. Origo ligger i krysningen mellom senter i sentertårnet og vannoverflaten, surge-sway planet. Figur 2.1 viser hvordan de 6 frihetsgradene surge, sway, heave, roll, pitch og yaw er definert. Surge, sway og heave er aksielle frihetsgrader, mens roll er rotasjon om surge, pitch er rotasjon om sway og yaw er rotasjon om heave.



Figur 2.1: Globalt koordinatsystem (Bourdier, 2014, s. 1)

2.2 Froude skalering

Froude skalering har som formål å ivareta egenskapene mellom en fullskala konstruksjon og en skalert modell. De tre viktigste parameterne er (NTNU, u. d.):

- **Geometrisk likhet:** Skalamodellen må ha proporsjonale dimensjoner som fullskala konstruksjon.
- **Kinematisk likhet:** Hastigheter i Skalamodellen må være proporsjonale med fullskala versjonen
- **Dynamisk likhet:** Krefter og akselerasjoner i skalamodellen må være proporsjonale med fullskala versjonen.

Tabell 2.1: Størrelser brukt til Froude skalering

Symbol	Enhet	Forklaring
F_R	–	Froude nummeret.
V_M	$m/$	Væskens hastighet i modellskala
g_M	m/s^2	Gravitasjonens aksererasjon i modelskala
L_M	m	Tverrsnittslengde i modelskala
V_F	m/s	Væskens hastighet i fullskala
g_F	m/s^2	Gravitasjonens aksererasjon i fullskala
L_F	m	Tverrsnittslengde i fullskala

For å få samsvar mellom eksperimentene i skalamodell og den numeriske fullskalamodellen, benyttes Froude skalering.

Gravitasjonskrefter er en viktig faktor når en vannoverflate er tilstede. Ved skalering av en konstruksjon til modellskala er det derfor viktig å holde forholdet $\frac{\text{treghtetskrefter}}{\text{gravitasjonskrefter}}$ konstant mellom skalamodellen og konstruksjonen i fullskala, når en væske er til stede. Det vil si at man vil holde Froude nummeret F_R konstant. Skalering basert på kvadratroten av dette forholdet kalles Froude skalering, etter Robert Edmund Froude (Journée og Massie, 2001, del 4-7). Dette gir:

$$F_R = \sqrt{\frac{\text{treghtetskrefter}}{\text{gravitasjonskrefter}}} = \sqrt{\frac{\rho V^2 L^2}{\rho g L^3}} = \frac{V}{\sqrt{gL}} \quad (2.1)$$

Dynamisk liket mellom fullskala modell og skalamodell gir:

$$F_R = \frac{V_M}{\sqrt{g_M \cdot L_M}} = \frac{V_F}{\sqrt{g_F \cdot L_F}} \quad (2.2)$$

De forskjellige parameterne blir forklart i tabell 2.1. Siden skalamodellen er i størrelsesorden 1 : 40 blir skaleringsfaktoren lik:

$$\lambda = \frac{L_F}{L_M} = \frac{40}{1} = 40$$

Videre er det vanskelig og kostbart å påvirke gravitasjonskreftene i et eksperiment. Derfor settes skaleringsfaktoren til akselerasjon lik $\lambda_g = \frac{g_M}{g_F} = 1$, og man skalerer i forhold til tid istedet.

Skaleringer for de forskjellige størrelsene utledes med å se på enhetene i formel 2.2. I tabell 2.2 vises de forskjellige skaleringsfaktorene (NTNU, u. d.):

Tabell 2.2: Skaleringsfaktorer

Forklaring	Enhet	Skaleringsfaktor
Lengde	m	$\lambda = 40$
Areal	m^2	λ^2
Volum	m^3	λ^3
Masse	kg	λ^3
Kraft	N	λ^3
Akselerasjon	m/s^2	1
Tid	s	$\lambda^{0.5}$
Vinkel	rad	1
Masse per lengdeenhet	kg/m	λ^2
Hastighet	m/s	$\lambda^{0.5}$
Massetreghetsmoment	$kg \cdot m^2$	λ^5
Annet arealmoment	m^4	λ^4
Trykk	Pa	λ
Tetthet	kg/m^3	1

2.3 Morison ligningen

I 3DFloat blir laster fra bølger og strømninger simulert på den nedsenkede delen av konstruksjonen med Morison ligningen (de Vaal og Nygaard, 2014, s. 4). Morison ligningen ble utviklet av J. E. Morison, med hensikt om å kunne forutsi bølgekrefter på et nedsenket legeme i vann. Ligningen er et uttrykk for superposisjonen til den lineære treghetskraften og drag kraften på et legeme (Journée og Massie, 2001, del 12-8). For sirkulære sylindere i en fast offshore konstruksjon er Morison ligningen definert som følger(Faltinsen, 1990, s. 224):

$$dF = \frac{\pi D^2}{4} dz \rho C_M \dot{u} + \frac{1}{2} \rho C_D D dz |u| u \quad (2.3)$$

Det første leddet representerer treghetskraftene og det andre leddet representerer dragkraftene. Treghetskraftene i Morison ligningen består av to komponenter, Froude-Krylov krefter og addert masse.

For en sirkulær sylinder i bevegelse blir Morison ligningen som følger (Faltinsen, 1990, s. 225):

$$dF = \frac{1}{2} \rho C_D D dz (u - \dot{\eta}_1) |u - \dot{\eta}_1| + \rho C_M \frac{\pi D^2}{4} dz \dot{u} - \rho (C_M - 1) \frac{\pi D^2}{4} dz \ddot{\eta}_1 \quad (2.4)$$

De forskjellige koeffisientene forklares i tabell 2.3:

Tabell 2.3: Koeffisienter i Morison ligningen

Koeffisient	Enhet	Forklaring
F	N	Kraft
C_M	–	Dimensjonsløs addert massekoeffisient
C_D	–	Dimensjonsløs dragkoeffisient
D	m	Diameter av nedsynket sylinder
u	m/s	Uforstyrret horisontal hastighet av væsken
\dot{u}	m/s^2	Uforstyrret horisontal akslerasjon av væsken
ρ	kg/m^3	Tetthet av vann
$\dot{\eta}_1$	m/s	Legemets hastighet
$\ddot{\eta}_1$	m/s^2	Legemets akselerasjon

2.3.1 Froude-Krylov krefter

Den første komponenten i treghetskraften i Morison ligningen er Froude-Krylov krefter.

Den horisontale akselerasjonen av bølgene i surge blir drevet av en kraft, som kommer fra en horisontal trykkgradient. Trykket er tilstede også hvis det ikke er et nedsenket objekt i væsken, og er definert som $\rho \cdot \dot{u}$. Froude-Krylov kraften representerer kraften som oppstår fra “hullet” i den uforstyrrede væsken, som kommer av det nedsenkede objektets volum (Journée og Massie, 2001, del 12-3 til 12-4). Det vil si kraften som oppstår når bølgene får passere strukturen uforstyrret (Moss og Myhr, 2009, s. 102). Froude-Krylov kraften er definert som følger (Journée og Massie, 2001, del 12-4):

$$F_{FK} = \frac{\pi}{4} D^2 \dot{u} \quad (2.5)$$

2.3.2 Addert masse

Den andre komponenten i treghetskraften i Morison ligningen er kreftene som oppstår fra objektets adderte masse.

Når et objekt svinger harmonisk i en væske vil det på grunn av tilsvarende oscillasjon av vannet rundt objektet oppstå en dynamisk motkraft som har en komponent i fase med akselerasjonen. Addert masse, m_a er definert som forholdet mellom kraftkomponenten og akselerasjonen til objektet (Falnes, 1984, s. 9). Koeffisienten for addert masse er definert som (White, 2013):

$$C_M = 1 + \frac{m_a}{m_{fortrengt}} \quad (2.6)$$

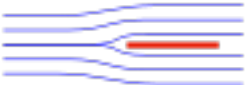
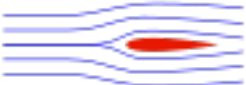
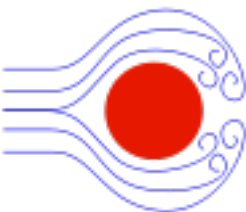
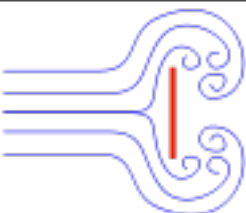
Den fortrengte massen ($m_{fortrengt}$) er massen av det fortrengte volumet av væsken. Det fortrengte volumet av væsken er det samme volumet som volumet av den delen av objektet som er nedsenket i væsken.

For en sylinder som har en bevegelse normalt på det sirkulære tverrsnittet, er den teoretiske adderte massen definert som en halvkule, med samme diameter som sylinderen. Dette gjelder for sentertårn og bøtter i den numeriske modellen.

2.3.3 Drag

Det andre leddet i Morison-ligningen (2.3) representerer drag uttrykket. Når en væske flyter rundt et nedsenket objekt som er i ro, produseres en kraft som drar objektet i samme retning som væsken. Hvis væsken er i ro, og det nedsenkede objekter beveger seg, vil det oppstå en kraft som virker i motsatt retning av objektets bevegelsesretning. Denne kraften kalles for dragkraften, F_D (Arizona State University, u. d.). Dragkraften består av to deler, overflatefriksjon og form drag. I tabell 2.4 vises det hvordan de to delene av dragkreftene virker på objekter med forskjellige geometrier.

Tabell 2.4: Dragkraften sin prosentdels virkning(Wikipedia,2015)

Geometri og strømninger	Form drag	overflatefriksjon
	0%	100%
	≈ 10%	≈ 90%
	≈ 90%	≈ 10%
	100%	0%

Fra tabell 2.4 kan man se at bidraget fra overflatefriksjonen er størst på lange tynne objekter som ligger med den lange siden i samme retning som strømmingen. Her er det friksjonen mellom overflaten og væsken som har betydning på drag kraften. Videre kan man se at form drag har størst bidrag på objekter som har et stort tverrsnittsareal i forhold til lengden i retning av strømmingens bevegelse. Begge typer drag blir tatt i betraktning i dragkoeffisienten, C_D , som er som følger:

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2}\rho u^2 D} \quad (2.7)$$

2.4 Keulegan-Carpenter nummeret

Keulegan og Carpenter bestemte verdier for C_D og C_M for sylindere i en oscillerende strømning. De oppdaget at de kunne plote de forskjellige verdiene av C_D og C_M som en funksjon av det dimensjonsløse Keulegan-Carpenter nummeret, KC (Journée og Massie, 2001, del 12-16). KC -nummeret beskriver innvirkningen treghetskrefter eller dragkrefter har på et objekt i en væske. Med et høyt KC -nummer, over 45 vil dragkrefter være dominerende, mens for et KC -nummer under 3 vil treghetskrefte være dominerende (Journée og Massie, 2001, del 12-21). KC er definert som følger:

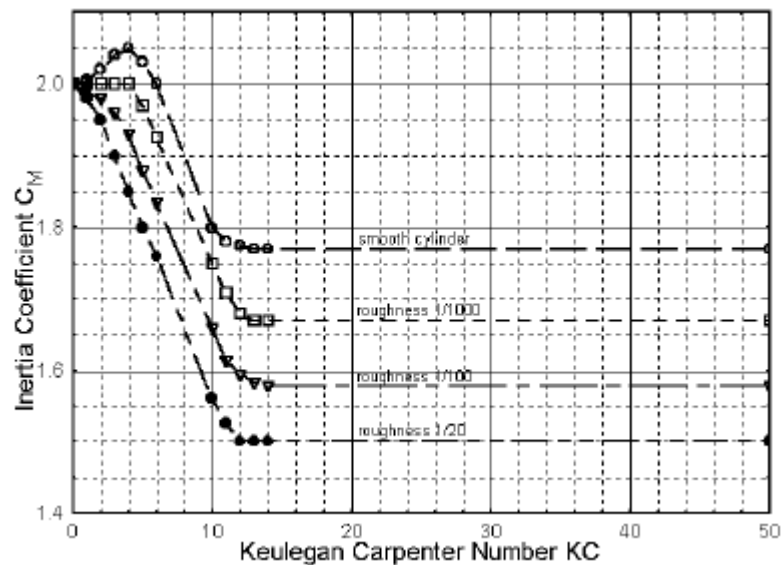
$$KC = \frac{u_a T}{D} \quad (2.8)$$

hvor T er den oscillerende væskens periode, u_a er strømningshastighetens amplitude og D er sylindrens diameter.

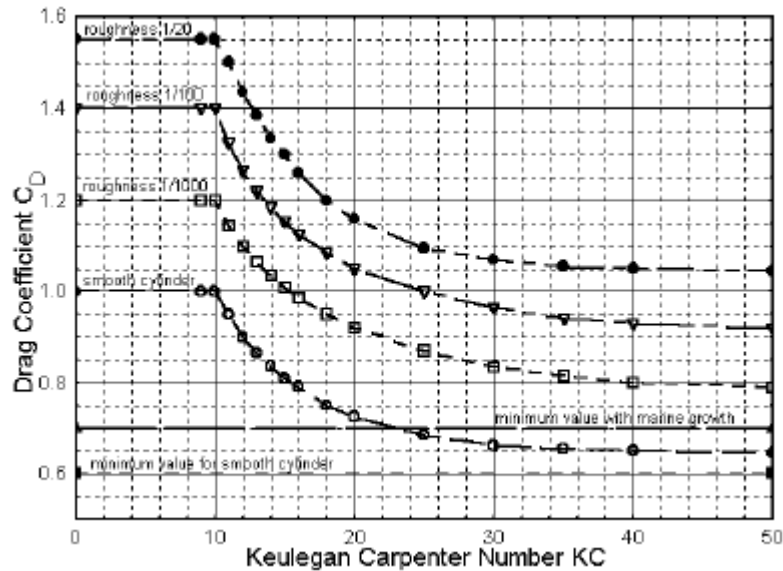
2.5 Metode for fastsettelse av koeffisienter for drag og addert masse

Det har blitt utviklet mange forskjellige metoder for å komme fram til verdier for C_M og C_D . I denne seksjonen vises metodene som har lagt grunnlaget for valget av verdier i denne avhandlingen.

I figur 2.2 og 2.3 vises foreslåtte verdier fra DNV for C_M og C_D for en sylinder som står vertikalt med bevegelse i surge-retning, etter Keulegan Carpenter nummeret. Man kan her se at C_M og C_D varierer med ruheten til objektet. Ruheten er dimensjonsløs og er definert som $\frac{\epsilon}{D} = \frac{\text{ruhetens høyde}}{\text{Sylindrens diameter}}$. For modellen i avhandlingen er det grafen merket "smooth cylinder" som er veiledende.



Figur 2.2: Foreslått C_M etter Keulegan Carpenter nummer (Journée og Massie, 2001, del 12-19)



Figur 2.3: Foreslått C_D etter Keulegan Carpenter nummer fra DNV (Journée og Massie, 2001, del 12-19)

Morison kom også med et forslag til hvordan C_M og C_D kunne bestemmes. Metoden kalles Morisons metode og baseres på grafisk avlesning. Når forflytningen som følger en harmonisk bevegelse er lik null i sitt utgangspunkt, vil hastigheten være på sitt maksimum, mens akselerasjonen er lik null. Dette kommer av at hastigheten og akselerasjonen er 90° ute av fase med hverandre. I dette øyeblikket vil det bare virke dragkrefter på modellen. Ligning 2.3 gir da $F = F_{drag}$ og man kan løse uttrykket i forhold til C_D som vist i formel 2.7 (Journée og Massie, 2001, del 12-10 til 12-11).

Samme metode kan brukes for å bestemme C_M . Når forflytningen som følger en harmonisk bevegelse er i sin maksimale posisjon, vil hastigheten være lik null og akselerasjonen være på sitt maksimum. Bare treghetskrefter virker da på modellen i dette øyeblikket. Dette gir fra ligning 2.3 $F = F_{inertia}$ og man kan løse uttrykket i forhold til C_M (Journée og Massie, 2001, del 12-10 til 12-11):

$$C_M = \frac{4F}{\rho D^2 \omega u} \quad (2.9)$$

2.6 Elementmetoden

3DFloat benytter elementmetoden i sine simuleringer. Metoden er en numerisk løsningsmetode som lar seg beskrive gjennom partielle differensialligninger eller integraler. Metoden går ut på å dele objektet som skal analyseres inn i mange små elementer, et såkalt

mesh. Det er viktig å komme fram til en elementfordeling som er grid-uavhengig, det vil si at elementfordelingen ikke har utslag på resultatene. Er elementene for eksempel for store, kan resultatene bli unøyaktig og av dårlig kvalitet. Det er derfor viktig å ha riktig størrelse på elementene for å få gode resultater. Dette kan oppnås ved å systematisk øke antall elementer fram til resultatene konvergerer. Elementstørrelsene kan variere i de forskjellige delene av objektet. I deler av objektet som ikke er av interesse kan elementinndelingen være grovere enn deler av stor interesse. Deformasjonen av hvert enkelt element er definert av et antall frihetsgrader i elementets noder. Til frihetsgradene defineres et sett av knutepunktkrefter, og det etableres en stivhetsrelasjon mellom knutepunktkreftene og knutepunktsforsyvingene. Elementene settes så sammen, slik at det oppnås statisk likevekt og kinematisk kompatibilitet mellom elementene. Slik ender man opp med et system av lineære ligninger som løses i forhold til knutepunktforsyvingene (Bell, 2009).

2.7 Bølgeteori

2.7.1 Lineær bølgeteori

Lineær bølgeteori beskriver vannets bevegelse, rett under havoverflaten (Journée og Massie, 2001, del 5-26). En basis bølgebevegelse i havoverflaten kan bli uttrykt med følgende ligning (Arntsen og Krogstad, 2000):

$$\eta = a \sin(k_b x - \omega t) \quad (2.10)$$

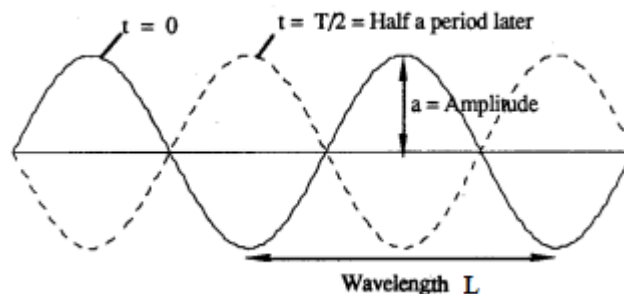
hvor a er amplituden til bølgen, ω er vinkelfrekvensen til bølgen med benevnning rad/s og k er bølgenummeret med benevnning rad/m . Vinkelfrekvensen og bølgenummeret er definert som følger:

$$\omega = \frac{2\pi}{T} \quad (2.11)$$

og

$$k_b = \frac{2\pi}{L} \quad (2.12)$$

hvor T er bølgens periode og L er bølgelengden. Ligning 2.10 tar utgangspunkt i en bevegelse i x – retning, når tiden t forandrer seg. Figur 2.4 viser grafisk de forskjellige parameterne for ligningen.



Figur 2.4: Sinusbølge(Arntsen og Krogstad, 2000)

Videre er bølgenes oppførsel avhengig av vanndybden. Man skiller mellom dypvannsbølger og gruntvannsbølger. Vannet blir karakterisert som dypt hvis dybden oppfyller kriteriet at vanndybden er større en halve bølgelengden. Videre blir vanndybden karakterisert som grunt hvis vanndybden er 1/20 av bølgelengden (Journée og Massie, 2001, del 5-2). Dette gir kriteriene vist i tabell 2.5, hvor d_v er vanndybden og L er bølgelengden:

Tabell 2.5: Forhold mellom vanndybde og bølgelengde

Forklaring	Kriterie
Dypt vann	$d_v/L \Rightarrow 1/2$
Middels vanndybde	$1/20 < d_v/L < 1/2$
Grunt vann	$d_v/L \leq 1/20$

I avhandlingen blir vanndybden karakterisert som dypt og middels dypt vann. For middels dypt vann er vannpartikkelhastigheten gitt med følgende ligninger, hvor u er den horisontale partikkelhastigheten, w er den vertikale vannpartikkelhastigheten og z er vertikale avstanden (Journée og Massie, 2001, del 5-13):

$$u = a\omega \frac{\cosh k_b(d_v + z)}{\cosh k_b d_v} \cos(k_b x - \omega t) \quad (2.13)$$

$$w = a\omega \frac{\sinh k_b(d_v + z)}{\sinh k_b d_v} \sin(k_b x - \omega t) \quad (2.14)$$

Partikkakselerasjonen for middels dypt vann er gitt med følgende ligninger (Journée og Massie, 2001, del 5-15):

$$\dot{u} = a\omega^2 \frac{\cosh k_b(d_v + z)}{\sinh k_b d_v} \sin(k_b x - \omega t) \quad (2.15)$$

$$\dot{w} = -a\omega^2 \frac{\sinh k_b(d_v + z)}{\sinh k_b d_v} \cos(k_b x - \omega t) \quad (2.16)$$

For dypt vann er vannpartikkelhastigheten gitt med følgende ligninger (Journée og Massie, 2001, del 5-13):

$$u = a\omega e^{k_b z} \cos(k_b x - \omega t) \quad (2.17)$$

$$w = a\omega e^{k_b z} \sin(k_b x - \omega t) \quad (2.18)$$

Videre kan vannets partikkakselerasjonen for dypt vann utledes som (Journée og Massie, 2001, del 5-16):

$$\dot{u} = a\omega^2 e^{k_b z} \sin(k_b x - \omega t) \quad (2.19)$$

$$\dot{w} = -a\omega^2 e^{k_b z} \cos(k_b x - \omega t) \quad (2.20)$$

2.7.2 Regulær strømningsfunksjon bølgeteori

Teorien ble utviklet av Robert G. Dean i 1965. Regulær strømningsfunksjon bølgeteori beskriver periodiske bølger med en permanent form og forhåndsbestemt periode, bølgehøyde og vanndybden. Bølgen vil forplante seg med en konstant hastighet, uten å endre sin form. Funksjonen har et koordinatsystem som beveger seg i samme retning og hastighet som bølgen. Dermed blir funksjonen tidsuavhengig (Chakrabarti, 1987, s. 70).

Den regulære strømningsfunksjonen har den generelle løsningen (DNV, 2010b, s. 27).

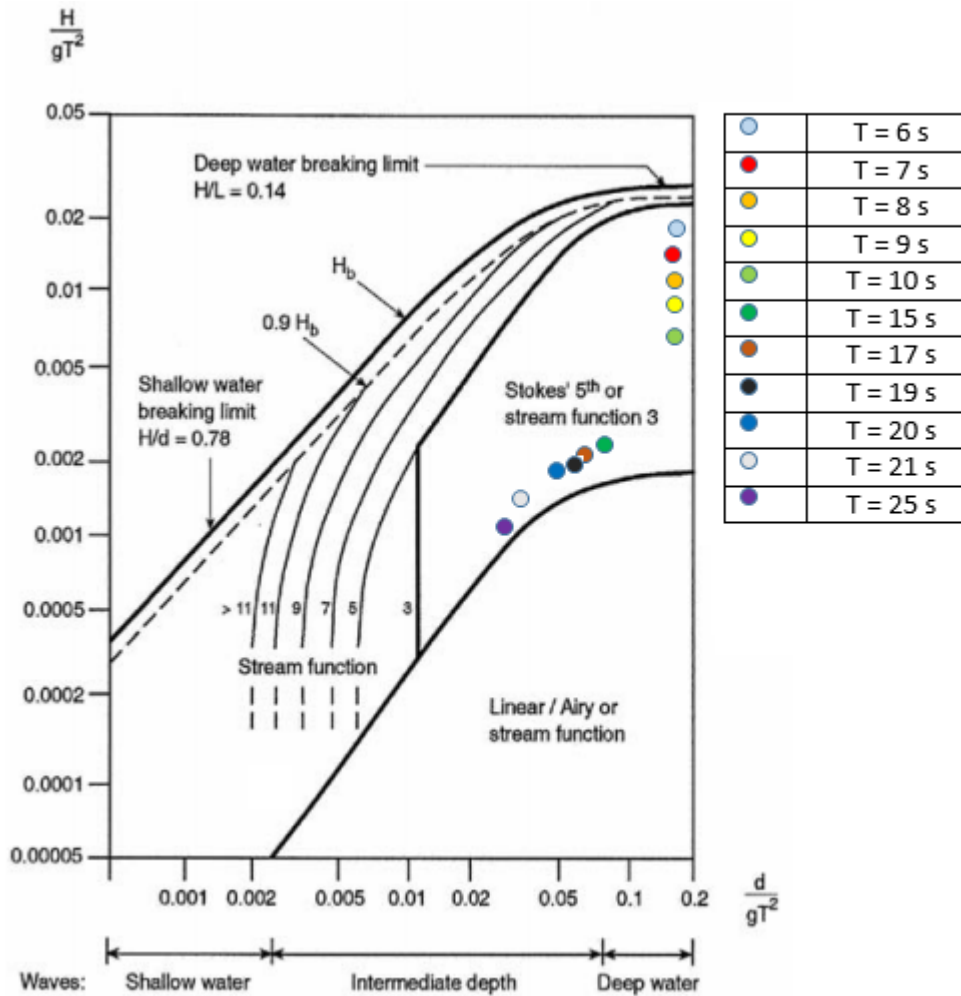
$$\Psi(x, z) = cz + \sum_{n=1}^N X(n) \sinh k_b(z + d_v) \cos n k_b x \quad (2.21)$$

hvor N er ordenen av strømningsfunksjonen. Første orden strømmingsteori med $N = 1$, reduseres til lineær bølgeteori (DNV, 2010b, s. 27). c er bølgens hastighet, k_b er bølgenummeret, d_v er vanndybden. c og $X(n)$ er ukjente variabler. For regulær strømningsfunksjoner er inputen bølgehøyden, perioden og vanndybden (Chackrabarti, 2005, s. 95).

3DFloat kan simulere strømningsfunksjoner opp til 12. ordens størrelse (De Vaal og Nygaard, 2014, s. 4).

2.7.3 Gyldigheten til lineær bølgeteori og strømningsfunksjoner

Hvilken type bølgeteori som brukes under simuleringene bestemmes ut fra grafen som vises i figur 2.5. Størrelsene som bestemmer valget av bølgeteori er perioden T , bølgehøyden H og vanddybden d_v . g er tyngdens akselerasjon. Fargekoden viser de respektive periodene for simuleringer med bølger i denne oppgaven.



Figur 2.5: Gyldighetsområdet til regulære bølgeteorier (DNV, 2010b. s. 27).

2.8 Svingninger og demping

Testene med tvungen bevegelse ble numerisk utført ved å påføre den numeriske modellen en harmonisk bevegelse. En harmonisk bevegelse kan beskrives med følgende ligning (Tipler og Mosca, 2008, s. 458):

$$x = a \cos(\omega t + \delta) \quad (2.22)$$

x er bevegelsen i meter, a er amplituden i meter, ω er vinkelfrekvensen i rad/s , δ er faseforskyvningen og t er tiden målt i sekunder. Videre viser Hooks lov forholdet mellom påført kraft F , fjærkonstanten k og bevegelsen x . Hook's lov er definert som følger (Tipler og Mosca, 2008, s. 458):

$$F = -kx \quad (2.23)$$

For radiell bevegelse blir ligningen som følger (Tipler og Mosca, 2008, s. 474):

$$\tau = -\kappa\phi \quad (2.24)$$

τ er torsjonsmomentet i Nm , κ er torsjonskonstanten i Nm/rad hvor det ønskede vinkelutslaget ϕ er gitt i radianer og er definert som:

$$\phi = \frac{2\pi}{360}\alpha$$

hvor α er vinkelutslaget i grader $^\circ$.

Når et objekt blir plassert i vann vil den begynne å flyte i stille tilstand når gravitasjonskreftene er i likevekt med den hydrostatiske gjenoppretningskraften som er definert som $F_B = \rho g V$, hvor ρ er tettheten til vann, g er tyngdens akselerasjon og V er volumet av objektet som er nedsenket i vann. Den hydrostatiske gjenoppretningskraften varierer dermed etter hvor stor del av objektet som er nedsenket i vannet, det vil si draften til objektet. Differansen mellom gravitasjonskreftene og den hydrostatiske gjenoppretningskraften er fjærkraften. Når objektet slippes ned i vann vil den svinge med en gitt periode. Egenperioden til et objekt er definert som en udempet periode (Larsen, 2014, s. 6):

$$T_0 = 2 \cdot \pi \sqrt{\frac{m_{tot}}{k}} \quad (2.25)$$

k er fjærstivheten og m_{tot} er systemets totale masse, det vil si summen av addert- og strukturell masse. Fjærstivheten k kalles også for vannplanstivheten og er definert som (Larsen, 2014, s. 7):

$$k = A_{vl}\rho g \quad (2.26)$$

A_{vl} er arealet av objektet i vannoverflaten, ρ er tettheten til vann og g er tyngdens akselerasjon. Vannplanstivheten har benevnningen N/m .

En svingning avtar etter som tiden går hvis ingen kraft blir påført. Dette kalles demping. Dempningen kan beskrives som en kraft som alltid virker i motsatt retning av objektets hastighet. Kraften F_d varierer med objektets hastighet og er definert som (Tipler og Mosca, 2008, s. 477):

$$F_d = -cv \quad (2.27)$$

c er dempningskoeffisienten i Ns/m og v er hastigheten i m/s . Videre sier dempningratioen ζ om svingningen er kritisk, over eller underdempet. ζ er definert som følger:

$$\zeta = \frac{c}{2\sqrt{m_{tot}k}} \quad (2.28)$$

hvor en $\zeta = 1$ viser at systemet er kritisk dempet, $\zeta > 1$ viser at systemet er overdempet og $0 < \zeta < 1$ viser at systemet er underdempet.

3 Eksperimentelle forsøk og modelloppsett

I denne seksjonen vil det blitt gjort rede for testoppsett og hvordan testene har blitt gjennomført. Alle mål og krefter er uttrykt i samsvar med skalert modell.

3.1 Eksperimentelle dataer fra ECN

3.1.1 Bølgebasseng

Bølgetanken som ble brukt under eksperimentene har en lengde på 50 m, bredde på 30 m og en vanddybde på 5 m (Bourdier, 2014, s. 2). Figur 3.1 viser et bilde av bølgebassenget.



Figur 3.1: Bølgebasseng ved ECN (MARINET, u. d.)

3.1.2 Skalamodell brukt i eksperimentelle forsøk

Felix Kelberlau konstruerte i 2013 som en del av sin masteroppgave, en skalamodell av OO Star Wind Floater. Bilde av skalamodellen kan man se i figur 3.2. Modellen er i en skala 1 : 40, og er laget av polykarbonat. De tre bøttene er laget fra rør med en diameter på 248 mm og sentertårnet fra et rør med diameter på 200 mm. Begge har en veggtykkelse på 3 mm og en høyde på 750 mm. Tårnet er igjen festet til toppen av sentertårnet og har den samme diameter og veggtykkelsen som sentertårnet. Tårnet har en høyde på 1800 mm. Alle de andre komponentene er bygget av 1,5 mm tykke plater. Pongtongene har en høyde på 147 mm og en bredde som ved bøttene er 259,8 mm og øker ut til sentertårnet til en bredde på 309,8 mm. For å fylle pongtongene med vann er det tre hull på undersiden av hver pongtong med en diameter på 10 mm, og tre hull på

oversiden med en diameter på 5 mm for å slippe luften ut. I bunnen av modellen er det montert en heaveplate for å få rett dempning i heavebevegelse (Kelberlau, 2013, s. 37 og 38).



Figur 3.2: Skalamodell, bygd av Felix Kelberlau (Kelberlau,2013, s. 37)

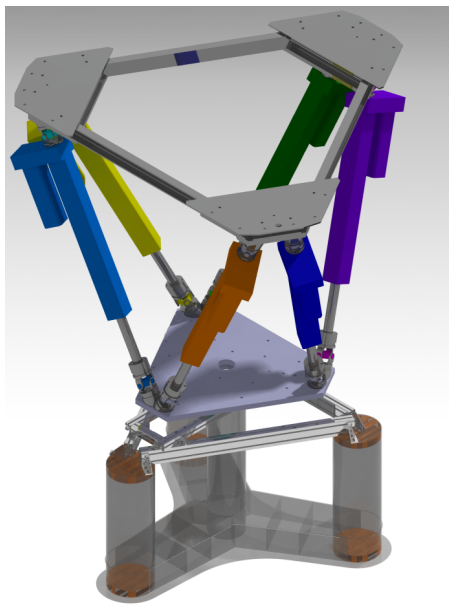
Tabell 3.1: Masse av skalamodell ved påtvunget bevegelse (Kelberlau, 2013, s. 39)

Komponent	Masse av plast(kg)
Pongtong	3 · 1,313
Bøtte	3 · 2,171
Sentertårn	1,668
Tårn	4,221
Sum	16,341

3.1.3 Tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog

Modelloppsett

Under forsøkene ved tvungen bevegelse og regulære bølger ble tårnet fjernet fra den fysiske modellen. Dette ble gjort slik at modellen kunne bli tilkopleet en hexapod som skulle påtvinge bevegelse eller låse modellen fast ved påsatte bølger. Under disse testene var det ikke forankringsliner tilstede. Videre ble modellen påsatt ekstra komponenter som var nødvendige for å utføre testene. i figur 3.3 vises en DAK-versjon av modellen påsatt alle ekstra komponenter.



Figur 3.3: DAK-modell av skalamodell med ekstra komponenter for testing av tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog(Bourdier, 2014, s. 1)

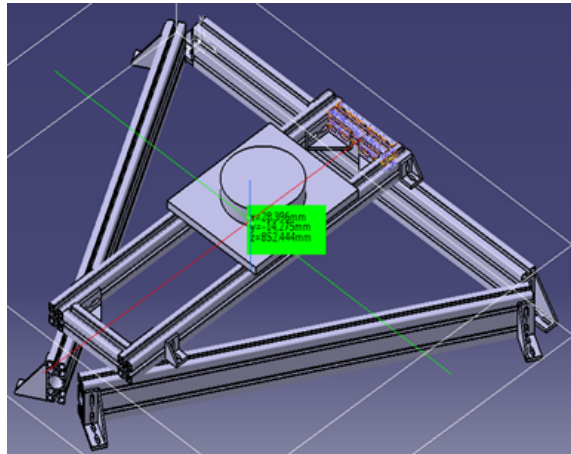
Ballast

Det ble oppgitt av Felix Kelberlau at modellen skulle bli ballastert med sand og vann i bøttene og sentertårn, samt vann i pongtongene. Ballasten ble oppgitt til å ha en samlet vekt på $70,928\text{ kg}$ for å få den riktige draften i forhold til OO Star Wind Floater (Bourdier, 2014, s. 2). Dette måtte justeres på grunn av at skalamodellen har 30 mm for lite draft i forhold til den tiltenkte draften. Under testene av tvungen bevegelse og regulære bølger ble derfor pongtongene ballastert med vann. Ballast i sentertårn og bøtter ble ikke utført da dette ville oversteget lastcellens egenskaper til å måle krefter. I stedet ble modellen

senket ved bruk av hexapoden for å få den riktige draften. Vannballasten i hver pongtong har en masse på 20,663 kg (Kerlberlau, 2013, s. 39).

Støttestruktur

På toppen av modellen ble det påsatt en støttestruktur for å koble modellen sammen med lastcellen som utførte målingene under forsøkene. Støttestrukturen er laget av aluminium. I figur 3.4 vises en DAK-versjon av rammen, med halve lastcellen synlig.



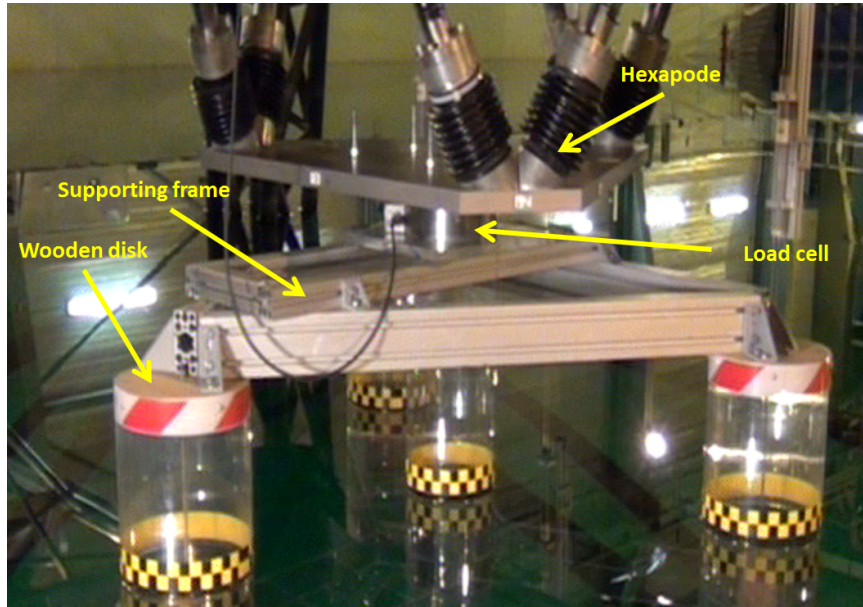
Figur 3.4: DAK-modell av støttestruktur med halve lastcellen på toppen (Bourdier, 2014, s. 6)

Støttestrukturen består av to aluminiumprofiler med forskjellige tverrsnitt. De tre bjelkene som danner en likesidet trekant har en høyde på 90 mm og en bredde på 45 mm. De to bjelkene som går på tvers av trekanten består av profiler med høyde og bredde på 45 mm. Lastcellen ligger på en plate som har en høyde på 17 mm.

For ikke å skade modellen, ble det plassert to sirkulære treklosser i hver bøtte. En i toppen og en i bunnen. Mellom treklossene ble det festet en M6 metallstang for å øke stivheten. Treklossene ble festet til bøttene med fire skruer og aluminiumsrammen ble så festet til de øverste treklossene. På toppen av lastcellen ble det festet en hexapod som påførte den forhåndsbestemte bevegelsen. Tabell 3.2 viser tilleggskomponentene og deres vekt.

Tabell 3.2: Ekstra komponenter og deres vekt

Del	Vekt(kg):
Aluminiumsramme	21,828
6 treklosser	6 · 0,879
3 M6 metallstenger	3 · 0,167
Sum	27,602



Figur 3.5: Modell med ekstra komponenter festet til hexapod i bølgebasseng (Bourdier, 2014, s. 2).

Lastcelle

Lastcellen som ble brukt under tvungen bevegelse og regulære bølger var av typen ATI DAQ 6 og kunne måle krefter i seks frihetsgrader. De maksimale måleverdiene var som følger:

$$F_{x,maks} = F_{y,maks} = 1800 \text{ N}$$

$$F_{z,maks} = 4500 \text{ N}$$

$$M_{x,maks} = M_{y,maks} = M_{z,maks} = 350 \text{ Nm}$$

Og den oppgitte høyden er:

$$h_{lastcelle} = 75 \text{ mm}$$

Lastcellen registrerte spenninger som blir omgjort til fysiske enheter ved hjelp av matrisen under:

$$WM = \begin{bmatrix} 6,40 & 0,16 & 5,79 & -191,69 & -16,73 & 209,75 \\ -8,29 & 217,78 & 14,78 & -110,35 & -7,4 & -120,71 \\ 427,5 & 5,35 & 440,14 & 1,58 & 426,72 & 1,77 \\ -0,68 & 8,43 & -34,07 & -4,57 & 33,57 & -4,45 \\ 38,41 & 0,40 & -19,29 & 7,25 & -19,30 & -8,13 \\ 1,33 & -15,74 & -0,07 & -15,91 & 0,97 & -17,47 \end{bmatrix}$$

Lastcellen ble plassert i senter av konstruksjonen i surge-sway planet og i en høyde på 902 mm fra konstruksjonens laveste punkt. Ved å plassere modellen i vann med en riktig draft på 500 mm vil lastcellen måle krefter fra en høyde på 402 mm over vannlinjen.

3.1.4 Tester med tvungen bevegelse

Ved tvungen bevegelse ble modellen låst i fem frihetsgrader og rotert/beveget om den gitte frihetsgraden. Det var da ingen bølger eller vind tilstede. Ved tvungen bevegelse ble hver enkelt test delt opp i flere faser som vises under (Bourdier, 2014, s. 7):

1. I første fase ble modellen nedsenket. Fasen hadde en varighet på tre ganger den påsatte perioden av den harmoniske svingningen
2. For at bølgene som ble generert da modellen ble senket ned skulle forsvinne, ble modellen stående ubelastet i tre nye perioder slik at vannet igjen var i ro.
3. Da vannet igjen var uten bølger, ble det satt på den valgte bevegelsen. Den tvungne bevegelsen hadde en varighet på femti perioder, med en oppskalering av bevegelsen på tre perioder.

Rotasjonspunktet for rotasjonell bevegelse var i vannlinjen i senter av konstruksjonen i surge-sway planet. Testene med tvungen bevegelse som ble utført ved ECN og simulert i 3DFloat i denne oppgaven er vist i tabell 3.3 til og med 3.8.

Tabell 3.3: Tester med tvungen bevegelse i surge, modellskala

Test-ID	Periode(s)	Amplitude(m)
PA1	0,79	±0,025
PA2	0,95	±0,025
PA3	1,26	±0,025
PA4	1,58	±0,025
PA11	0,95	±0,05
PA12	1,26	±0,05
PA15	3,32	±0,05

Tabell 3.4: Tester med tvungen bevegelse i heave, modellskala

Test-ID	Periode(s)	Amplitude(m)
<i>PA16</i>	0,79	$\pm 0,025$
<i>PA17</i>	1,11	$\pm 0,025$
<i>PA18</i>	1,42	$\pm 0,025$
<i>PA19</i>	1,58	$\pm 0,025$
<i>PA21</i>	1,90	$\pm 0,025$
<i>PA22</i>	2,21	$\pm 0,025$
<i>PA23</i>	2,85	$\pm 0,025$
<i>PA24</i>	3,32	$\pm 0,025$
<i>PA25</i>	3,95	$\pm 0,025$
<i>PA30</i>	3,95	$\pm 0,05$

Tabell 3.5: Tester med tvungen rotasjon i pitch, modellskala

Test-ID	Periode(s)	Amplitude($^{\circ}$)
<i>PA31</i>	0,79	± 5

Tabell 3.6: Tester med tvungen rotasjon i yaw, modellskala

Test-ID	Periode(s)	Amplitude($^{\circ}$)
<i>PA46</i>	0,79	± 5
<i>PA47</i>	0,95	± 5
<i>PA48</i>	1,11	± 5
<i>PA49</i>	1,26	± 5
<i>PA50</i>	1,42	± 5
<i>PA57</i>	1,11	± 10

Tabell 3.7: Tester med tvungen bevegelse i sway, modellskala

Test-ID	Periode(s)	Amplitude(m)
<i>PA62</i>	0,95	$\pm 0,025$
<i>PA70</i>	3,95	$\pm 0,025$
<i>PA75</i>	3,32	$\pm 0,05$

Tabell 3.8: Tester med tvungen rotasjon i roll, modellskala

Test-ID	Periode(s)	Amplitude($^{\circ}$)
<i>PA77</i>	0,95	± 5
<i>PA78</i>	1,11	± 5
<i>PA79</i>	1,42	± 5
<i>PA80</i>	1,58	± 5
<i>PA81</i>	1,74	± 5
<i>PA85</i>	3,95	± 5

3.1.5 Tester med regulære bølger, fast skrog

Det ble også utført testing hvor modellen ble låst i alle seks frihetsgrader og det ble påsatt regulære bølger på modellen. Her var bølgehøyden konstant, mens perioden skiftet mellom de forskjellige testene. Den påsatte bølgehøyden var alltid 0,15 m og ble alltid påsatt i positiv surge-retning. Testene som ble utført ved ECN og som har blitt simulert i 3DFloat er vist i tabell 3.9.

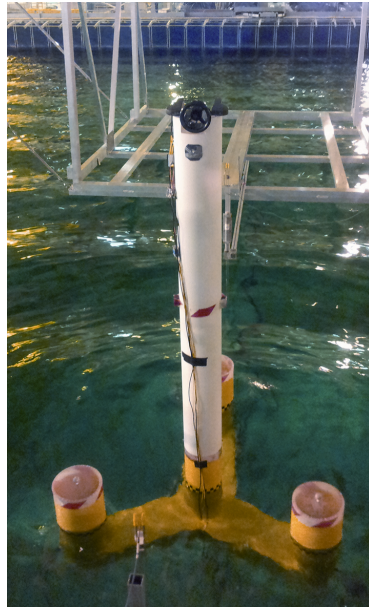
Tabell 3.9: Tester med regulære bølger og fast skrog, modellskala

Test-ID	Bølgeperiode(s)	Bølgeamplitude(m)
<i>PB2</i>	0,95	0,075
<i>PB3</i>	1,11	0,075
<i>PB4</i>	1,26	0,075
<i>PB5</i>	1,42	0,075
<i>PB6</i>	1,58	0,075
<i>PB7</i>	1,74	0,075
<i>PB8</i>	2,37	0,075
<i>PB9</i>	3,16	0,075
<i>PB10</i>	3,95	0,075

3.1.6 Regulære bølger med forankringslinjer

Modelloppsett

Ved testene med regulære bølger og forankringslinjer ble sentertårnet koblet på modellen. Videre ble det koblet til tre forankringslinjer, en i hver bølge. Forankringslinjene er festet 0,15 meter opp fra bunnen av bøttene i en vanndybde på 0,35 meter. Modellen ble videre ballastert med vann og sand for å få den rette massen i forhold til OO Star Wind Floater. Inklusivt tårn og ballast fikk skalamodellen en samlet masse på 157,7 kg. Figur 3.6 viser skalamodellen ved de eksperimentelle forsøkene.



Figur 3.6: Skalamodell med påsatt tårn og forankringslinjer (Nygaard et al., 2014, s. 6)

Målesensorer

Bevegelsen til modellen ble målt med hjelp av et lasersporingsystem. Lasersporingsystemet registrerte bevegelsen gjennom reflektorer som var utplassert på modellen. For å måle den påsatte bølgehøyden ble fire bølgesensorer brukt. De ble plassert oppstrøms, nedstrøms, og en på hver side av modellen. Videre ble det plassert 3 sensorer for å måle strekk i forankringslinjene. Sensorene ble ikke kompensert for hydrostatisk trykk fra det omliggende vannet, og ga derfor dårlig måleresultater (Edfelt og Killingstad, 2014, s. 42).

3.1.7 Tester med regulære bølger og forankringslinjer

Bølgehøyden var ved alle de gjennomførte testene konstant på 0,15 meter. Testene som ble utført ved ECN og simulert i 3DFloat i denne oppgaven vises i tabell 3.10.

Tabell 3.10: Tester med regulære bølger og forankringslinjer, modellskala.

Test-ID	Bølgeperiode(s)	Bølgeamplitude(m)
<i>PF2</i>	1,58	0,075
<i>PF3</i>	2,37	0,075
<i>PF4</i>	2,69	0,075
<i>PF5</i>	3,0	0,075
<i>PF6</i>	3,32	0,075

3.2 Isolert forankringsline

Eksperimentene med isolert forankringsline ble også utført ved ECN sitt bølgebasseng, beskrevet i seksjon 3.1. I denne seksjonen gjøres det rede for hvordan testene ble gjennomført ved ECN.

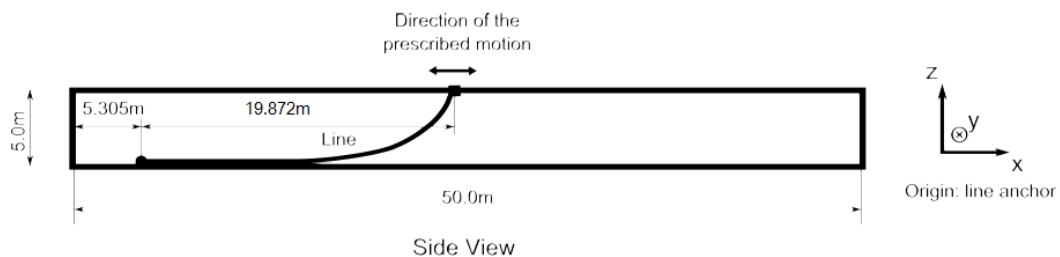
3.2.1 Modelloppsett av isolert forankringsline

Som forankringsline ble det benyttet en kjetting i rustfritt stål av typen DIN5685A, med en “linkdiameter” på 2 mm. Kjettingens lengde var på 21 m, med masse per enhet på 69 kg/m. Kjettingen er en nedskalert versjon i en størrelsesorden 1 : 40 av DeepCwind sine forankringsliner (Azcona et al., 2015, s. 7). DeepCwind er en flytende halvt nedsenkbar vindturbin, utviklet i USA.

Bevegelsen til forankringslinen ble målt av 6 undervannskameraer, som fanget bevegelsen fra reflekterende markører som var tilkoblet forankringslinen. Usikkerheten av målingene antas å være i en størrelsesorden ± 2 mm. Lastcellen som ble benyttet til å måle strekk i den øverste delen av forankringslinen var av typen DDEN, som kan måle krefter opp til 500 N, med en sikkerhet på $\pm 0,25$ % (Azcona et al., 2015, s. 6)

3.2.2 Tester av isolert forankringsline

Testene ble utført ved at forankringslinen ble nedsenket i bølgebassenget, med den ene enden festet i bunnen av bassenget, og den andre til lastcellen gjennom en mekanisk drivmekanisme. Figur 3.7 viser testoppsettet:



Figur 3.7: Testoppsett av isolert forankringsline (Azcona et al., 2015, s. 7)

Ved hver test forblir enden av forankringslinen holdt fast i bunnen av bassenget, mens den mekaniske drivmekanismen utfører den forhåndsbestemte bevegelsen. Bevegelsen ble

utført med en amplitude i surge-retning. Testene som ble utført ved ECN og som har blitt simulert i 3DFloat i arbeidet med denne oppgaven er vist i tabell 3.11.

Tabell 3.11: Tester med isolert forankringsline

Test nr.	Amplitude(m)	Periode(s)
1	0,125	1,58
2	0,125	3,16
3	0,125	4,74

4 Metode

4.1 Tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog

4.1.1 Numerisk modellbeskrivelse

I denne underseksjonen utdypes hvordan den numeriske modellen for tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog har blitt utledet. Den numeriske modellen er en oppskalert versjon av modellen som Kelberlau bygget, brukt i testene ved ECN. Den numeriske modellbeskrivelsen som utredes i denne seksjonen vises i figur 3.5 og beskrives i seksjon 3.1.3. Alle mål og krefter er i oppskalerte versjoner ved bruk av Froude skalering.

Numerisk lastcelle

For å få gode resultater var det viktig å gjenskape lastcellens virkelige egenskaper i den numeriske modellen. Ut ifra de oppgitte egenskapene av lastcellen er det antatt at det er en lastcelle fra ATI Industrial Automation(ATI-IA) som ble brukt. Lastcellen som antas benyttet er av typen Omega191 IP65/ IP68, SI-1800-350. Det er mest sannsynlig at det er en IP65 som er brukt, da forskjellen mellom de to ligger i hvor stor grad de er vannresistente. IP65 er beregnet for å motstå vannsprut, mens IP68 er beregnet for å være nedsenket opptil 10 *m* under vannoverflaten under målingene. Bortsett fra dette har de de samme egenskapene. Lastcellen har de samme maksimale verdiene for krefter og momenter som nevnt i seksjon 3.1.3, men høyden har en forskjell på $\Delta h_{lastcelle} = 0,02 \text{ mm}$. Det ble tatt et valg og bruke høyden oppgitt på ATI-IA sine hjemmesider på 74,98 *mm*. Det er oppgitt fra ATI-IA at lastcellen har en ytre diameter på 204 *mm*, men med geometriske hensyn i forhold til sentertårnet, ble den ytre diameteren satt til 200 *mm*. I den numeriske modellen vil lastcellen ligge over sentertårnet som har en diameter på 200 *mm*. For å få samsvar mellom de to delene og det ikke har innvirkning på resultatene ble derfor lik diameter valgt. Lastcellen egenskaper i oppskalerte størrelser vises i tabell 4.1, hvor k_x er stivheten til lastcellen i surge-retning, k_y er stivheten i sway, k_z er stivheten i heave, k_{tx} er stivheten i roll, k_{ty} er stivheten i pitch og k_{tz} er stivheten i yaw.

Tabell 4.1: Lastcellens egenskaper i oppskalerte størrelser (ATI-IA Automation, u. d.)

Størrelse:	Verdi:
k_x og k_y	$3,84 \cdot 10^{11} \text{ N/m}$
k_z	$5,76 \cdot 10^{11} \text{ N/m}$
k_{tx} og k_{ty}	$3,84 \cdot 10^{12} \text{ Nm/rad}$
k_{tz}	$8,19 \cdot 10^{12} \text{ N} \cdot \text{m/rad}$
$m_{lastcelle}$	844800 kg
$D_{lastcelle}$	8 m
$L_{lastcelle} = h_{lastcelle}$	$2,992 \text{ m}$

Ut fra opplysningene ble elastisitetsmodulen, skjærmodulen og tettheten beregnet. Lastecellen ble behandlet som en hul sylinder. Stivheten til lastcellen i heave og yaw er gitt som følger:

$$k_z = \frac{E_{lastcelle} A_{lastcelle}}{L_{lastcelle}}, \text{ og } k_x = \frac{E_{lastcelle} I_{lastcelle}}{L_{lastcelle}^3}$$

Disse løses i forhold til elastisitetsmodulen som gir:

$$E_{lastcelle} = \frac{k_z L_{lastcelle}}{A_{lastcelle}} = \frac{k_x L_{lastcelle}^3}{I_{lastcelle}}$$

Hvor tverrsnittsarealet og annet arealmoment er gitt som følger:

$$A_{lastcelle} = \frac{\pi}{4}(D_{lastcelle}^4 - d_{lastcelle}^4) \text{ og } I_{lastcelle} = \frac{\pi}{64}(D_{lastcelle}^4 - d_{lastcelle}^4)$$

Dermed er den indre diameteren $d_{lastcelle}$, den eneste ukjente og kan løses ut:

$$d_{lastcelle} = \sqrt{\frac{16L_{lastcelle}^2 k_x - D_{lastcelle}^2 k_z}{k_z}} = 5,6 \text{ m}$$

Når den indre diameteren er bestemt, kan elastisitetsmodulen og skjærmodulen løses ut:

$$E_{lastcelle} = \frac{k_z L_{lastcelle}}{A_{lastcelle}} = 6,75 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$$

$$G_{lastcelle} = \frac{k_{tz} L_{lastcelle}}{I_{p,lastcelle}} = 8,04 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$$

hvor det polare treghetsmomentet for en sylinder er definert som:

$$I_{p,lastcelle} = \frac{\pi}{32}(D_{lastcelle}^4 - d_{lastcelle}^4)$$

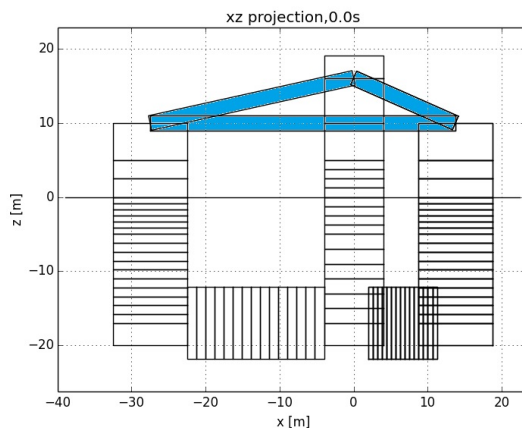
Videre ble det oppgitt fra ECN vedrørende lastcellen at bare halve massen av lastcellen ble tilført systemet (Bourdier, 2014. s. 3). Ved beregningen av tettheten til lastcellen ble dermed bare halve massen av lastcellen tatt i betraktning:

$$\rho_{lastcelle} = \frac{m_{lastcelle}/2}{V_{lastcelle}} = \frac{m_{lastcelle}/2}{A_{lastcelle}L_{lastcelle}} = 5528,89 \text{ kg/m}^3$$

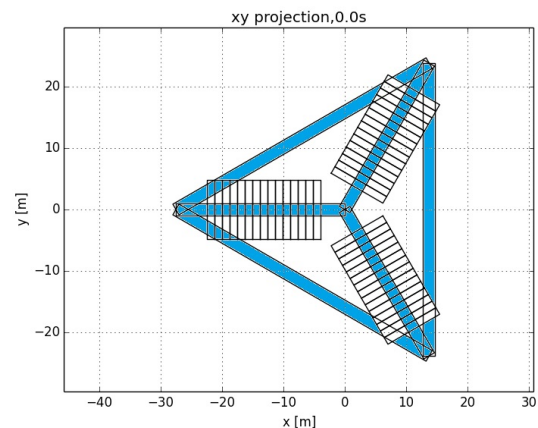
Ved å bruke størrelsene i inputfilen i 3DFloat, ble lastcellens egenskaper de samme som oppgitt fra produsent. Som ved den fysiske modellen ble lastcellens høyde over vannlinjen satt til 16,08 m i fullskala.

Numerisk støttestruktur

Den numeriske støttestrukturen er en forenkling av den som ble brukt under de eksperimentelle forsøkene. Den virkelige støttestrukturen består av kvadratiske og rektangulære profiler, mens den numeriske består av sirkulære. Figur 4.2 og 4.1 viser et plot av den numeriske strukturen i 3DFloat hvor støttestrukturen er vist i blått.



Figur 4.1: Støttestruktur i heave-surge



Figur 4.2: Støttestruktur i surge-sway

Den numeriske støttestrukturen består av tre sylindere som går fra toppen av hver bøtte og til bunnen av den numeriske lastcellen. Tre nye sylindere ligger som en likesidet trekant, med hjørnene plassert på toppen av hver bøtte. Alle sylindrene er massive med en diameter:

$$D_{ramme} = 2 \text{ m}$$

For at den forenklete numeriske strukturen ikke skulle gi utslag på resultatene ble det

lagt vekt på at den numeriske strukturen skulle ha den samme massen som den virkelige. Det er oppgitt fra ECN at rammen har en masse på 21,828 kg. Dette tilsvarer i fullskala:

$$m_{ramme} = 1396,968 \text{ tonn}$$

Tettheten i rammen ble beregnet til:

$$\rho_{ramme} = 1955,463 \text{ kg/m}^3$$

Videre ble elastisitetsmodulen og skjærmodulen satt til karakteristiske verdier for aluminium i oppskalert versjoner:

$$E_{ramme} = 2,8 \cdot 10^{12} \text{ N/m}^2 \text{ og } G_{ramme} = 1,12 \cdot 10^{12} \text{ N/m}^2$$

Geometri av oppskalert numerisk modell

Den numeriske modellen er en oppskalert versjon av skalamodellen til Felix Kelberlau. For å få samsvar mellom egenskapene mellom skalamodellen og den numeriske modellen ble Froude skalering benyttet. Modellen ble modellert med den riktige draften på 20 m. Modellen er laget uten heaveplater, noe som er tatt i betraktning i pongtongene

Bøtter

Bøttene ble modellert som tre sylindere med en ytre diameter på 10 m og en veggtykkelse på 0,12 m. Høyden på bøttene er 30 m. Som vist i tabell 3.1 har hver bølge en masse på 2,171 kg i modellskala. Oppskalert får hver bølge en masse lik:

$$m_{bølge} = 2,171 \cdot \lambda^3 = 138944 \text{ kg}$$

Tettheten til hver enkelt bølge ble beregnet til:

$$\rho_{bølge} = 1243,46 \text{ kg/m}^3$$

M6-stenger og treklosser

Ved modelleringen av treklossene og M6-stengene ble det gjort en numerisk forenkling. Det ble lagt vekt på at forenklingen skulle ivareta massene til komponentene. Som vist

i seksjon 3.1.3 har hver enkelt trekloss en masse på $0,879 \text{ kg}$ og hver enkelt M6-stang har en masse på $0,167 \text{ kg}$. I hver bølge befinner det seg en M6-stang og to treklosser. Massen til de to treklossene ble tilført tettheten til M6-stangen slik at den numeriske modellen skulle få den riktige massen i forhold til den fysiske. Tettheten til M6-stangen ble beregnet til:

$$\rho_{M6\text{-stang}} = 20910.965 \text{ kg/m}^3$$

Pongtong

De numeriske pongtongene er laget som et rektangel med en høyde på 6 meter, bredde lik 12,4 meter og en lengde på 18,5 meter. Bredden er kompensert for at den numeriske modellen ikke har heaveplate. Hver pongtong går fra sentertårnet og ut til en bølge med en lengde på 18,5 meter. Vannballasten er tatt med i beregningen av tettheten.

Sentertårn

Sentertårnet er modellert som en sylinder med ytre diameter på 8 m , med en veggtykkelse på $0,12 \text{ m}$ og en høyde på 30 m . På toppen av sentertårnet ble det satt et "massless-element" på $4,68 \text{ m}$. På toppen av dette elementet ble så den numeriske lastcellen plassert. Målepunktet for lastcellen ble dermed satt til $16,08 \text{ m}$ over vannlinjen. I dette punktet ble også støttestrukturen koblet sammen med lastcellen. Som vist i tabell 3.1 har sentertårnet en masse på $1,668 \text{ kg}$. Oppskalert får sentertårnet en masse lik:

$$m_{\text{sentertårn}} = 1,668 \cdot \lambda^3 = 106752 \text{ kg}$$

Tettheten til sentertårnet ble beregnet til:

$$\rho_{\text{sentertårn}} = 1243,46 \text{ kg/m}^3$$

Masse

Ved å summere massene til komponentene, får den numeriske modellen for tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog en total masse i fullskala på 6931840 kg . Dette tilsvarer $108,31 \text{ kg}$ nedskalert.

Elementinndeling

For å få pålitelige resultater ble det utført en systematisk prosess for å finne en grid-uavhengig elementinndeling. Bøttene er modellert i flere hovedelementer bestemt fra keypunkter. For de forhåndsbestemte hovedelementene i sentertårn og bøtter ble det lagt vekt på at delene hadde keypunkter nær vannoverflaten. Dette ble gjort for å gi en finere elementinndeling nære vannoverflaten. Elementene ble igjen oppdelt i flere mindre elementer. Prosessen bestod av å sette elementinndelingen til 1 i alle hovedelementene av konstruksjonen. Et hovedelement ble valgt for spesifisering av antall elementer. Det ble tilført et ekstra element for hver simulering. Da resultatene konvergente da man tilførte et ekstra element, ble delen sett på som grid-uavhengig. Slik ble elementinndelingen for hele konstruksjonen bestemt, ved å gå igjennom hvert enkelt hovedelement.

4.1.2 Simuleringer med tvungen bevegelse

Simuleringene med tvungen bevegelse på den numeriske modellen ble utført ved å legge på en harmonisk kraft på en numerisk stiv fjær, og dermed påføre den ønskede bevegelsen i en valgt frihetsgrad. Modellen ble da låst i de resterende fem frihetsgradene. Påført bevegelse ble påført i toppen av lastcellen, 19,072 m over vannoverflaten. Den ønskede bevegelsen ble generert ved å stille kraften og fjærkonstanten til forhåndsbestemte størrelser. Dette vises under:

En harmonisk kraft beskrives gjennom ligning 2.23. For å simulere et stivt system ble fjærkonstanten k satt til:

$$k = 10^{15} \text{ N/m}$$

den tvungne bevegelsen ble gitt som følger, hvor x er den ønskede påsatte amplituden:

$$x = \frac{F}{k}$$

Kraften F ble justert for å gi den gitte testen den riktige amplituden.

For radiell bevegelse ble det satt på et moment med formel 2.24. Torsjonskonstanten ble satt til:

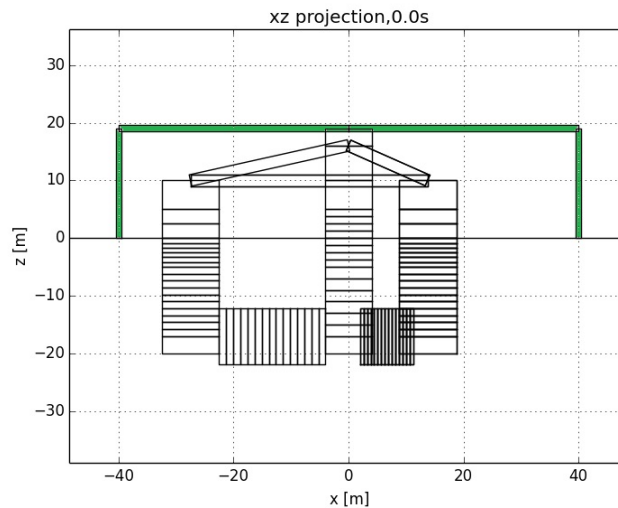
$$\kappa = 10^{15} \text{ Nm/rad}$$

Likningen ble løst for ϕ som er gitt i radianer. For å få det ønskede vinkelutslaget ble dermed formelen som følger:

$$\alpha = \frac{\tau 180}{\kappa \pi}$$

Videre ble perioden for hver enkelt test justert med å definere vinkelfrekvensen ω , gitt i formel 2.11.

For å få rett bevegelsesmønster på den numeriske modellen ved radiell bevegelse, ble det modellert en ramme for å representere hexapoden. Hexapoden vises i figur 3.3. For pitch og roll bevegelse ble rammen definert som sylindere med en diameter på 2 m , uten masse og elastisitetsmodulen og skjærmodulen lik 10^{15} N/mm^2 . Rammen er modellert som to sylindere i heave retning, som går fra vannoverflaten og opp til $19,072\text{ m}$ i heave. To nye elementer er tilkopleet den øverste noden av lastcellen i sway-retning og i de vertikale sylindrerne i den andre noden. For å simulere den ønskede rotasjonen ble et moment påført i rammen i vannlinjen. Begge nodene til rammen i vannlinjen blir låst i de fem resterende frihetsgradene. Rammen for tvungen roll bevegelse vises i figur 4.3. Rotasjonsrammen er uthevet i grønt.



Figur 4.3: Numerisk modell med påført rotasjonsramme for roll-bevegelse.

4.1.3 Simuleringer med regulære bølger og fast skrog

Ved numeriske regulære bølger og fast skrog ble modellen låst i alle seks frihetsgrader. Modellen ble deretter påsatt bølger med bølgeamplitude på 3 m i positiv surge-retning. For hvert enkel test ble perioden, T justert til den ønskede bølgeperioden. Under simuleringene med regulære bølger var det ikke vind påsatt modellen.

Av testene som er simulert i denne masteroppgaven varierer perioden T fra 6 – 25 s i fullskala. Ved å se på grafen i figur 2.5, ble det bestemt hvilken type bølgeteori som ble benyttet under simuleringene. Ved alle testene ble regulær strømningsfunksjon bølgeteori benyttet.

4.1.4 Forkasting av eksperimentelle data fra ECN

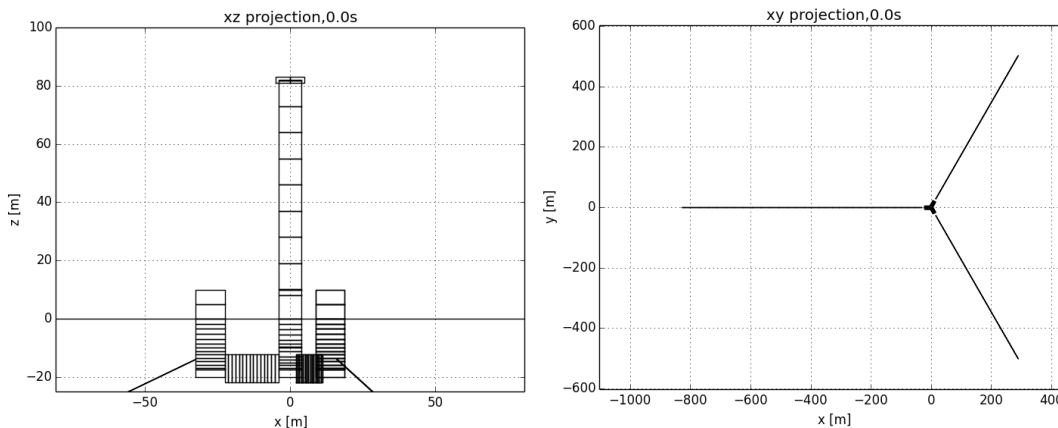
Flere av de eksperimentelle resultatene ble vurdert til å ha for dårlig kvalitet til å ha nytteverdi for sammenligning mot de numeriske resultatene. Kvaliteten på de eksperimentelle resultatene ble sett på som utilfredsstillende hvis amplitudene til resultatene inneholdt mye støy og/eller fulgte en unaturlig amplitude. Testene som ble forkastet er som følger:

- PA31, bevegelse i pitch
- PA47, bevegelse i yaw
- PA48, bevegelse i yaw
- PA77, bevegelse i roll
- PA79, bevegelse i roll
- PB2, regulære bølger med fast skrog
- PB3, regulære bølger med fast skrog

4.2 Regulære bølger med forankringslinjer

4.2.1 Numerisk modellbeskrivelse av regulære bølger med forankringslinjer

Den numeriske modellen for regulære bølger med forankringslinjer er en oppskalert versjon av den fysiske modellen i figur 3.6, beskrevet i seksjon 3.1.6. Modellen bygger videre på den numeriske modellen Edfelt og Killingstad modellerte i 2014. I figur 4.4 vises den numeriske modellen, brukt ved tester med regulære bølger og forankringslinjer. Modellen har blitt oppskalerte ved bruk av Froude skalering.



Figur 4.4: Modell med forankringslinjer og tårn.

Tårn og sentertårn

I modellen er tårnet modellert på toppen av sentertårnet, med samme diameter og veggtykkelse. Sentertårnet har lik geometri som modellen for tvungen bevegelse, men ulik tetthet på grunn av den ekstra ballasten. I den nederste delen er sandballasten tatt hensyn til i sentertårnets tetthet, men i den midtre delen er vannballasten inkludert.

Bøtter og pongtonger

Bøttene i denne numeriske modellen har den samme geometrien som modellen for tvungen bevegelse. Forskjellen ligger i fordelingen av bøttenes masse. I tettheten til bøttene er det tatt med i betraktning ballast fra sand og vann. Bøttene er derfor delt opp i tre deler med forskjellig tetthet. Ballasten er fordelt fra 7 meter under vannoverflaten og ned til nederste punkt på bøtten på 20 meter under vannoverflaten. I den nederste delen er massen fra sandballast tatt med i betraktningen, mens i den midtre delen er vannballasten fordelt i tettheten.

Pongtongene er modellert likt som den numeriske modellen for tvungen bevegelse, vist i seksjon 4.1.1.

Forankringslinjer

Forankringssystemet består av tre slakke forankringslinjer. Hver forankringsline er festet i ytterkant av hver bøtte, i en dybde på 14 meter under vannoverflaten. Som vist i figur 4.4 er det 120° mellom hver forankringsline i surge-sway planet. Den første forankringslinen

har en lengde på 835,5 m, og ligger i negativ surge-retning. De to siste forankringslinene har fått redusert sin opprinnelige lengde på grunn av at bølgebassenget til ECN ikke var stort nok under de eksperimentelle forsøkene med skalert modell. Lengden på de to resterende er 586,27 m. Forankringslinene har blitt modellert massivt med en diameter på 0,126 m. (Nygaard et al., 2014, s.5).

Demping

For å få rett dempningsforløp på den numeriske modellen ble det simulert free decay forsøk i heave, surge og pitch. Kvadratisk dempning ble stilt ved å se på starten av bevegelsesmønsteret, mens lineær dempning ble stil ved å se på slutfasen av bevegelsesmønsteret. Simuleringene ble sammenlignet med free decay tester utført ved ECN. Utifra forsøkene ble det kommet fram til globale dempningskoeffisienter for lineær og kvadratisk dempning som vist i tabell 4.2.

Tabell 4.2: Påsatt global numerisk dempning

Type demping	Frihetsgrad	Verdi
Lineær demping:	Heave	250000 kg/s
	Roll	55000000 $kg \cdot m^2/s$
	Pitch	55000000 $kg \cdot m^2/s$
Kvadratisk demping:	Surge	500000 kg/m
	Sway	500000 kg/m
	Heave	1250000 kg/m

4.2.2 Simuleringer av regulære bølger med forankringslinjer

Ved simuleringer av regulære bølger og forankringslinjer, ble modellen låst i alle seks frihetsgrader i ankrene, nederst på hver av de 3 forankringslinene. Deretter fulgte en periode på 30 s hvor modellen ble holdt i ro for at forankringslinene skal komme i sin naturlige posisjon, og en oppskalering av bølgene på 20 s.

Som ved regulære bølger og fast skrog beskrevet i seksjon 4.1.3, ble bølgeteorien brukt i simuleringene valgt ut fra grafen i figur 2.5. Deretter ble det påsatt en bølgeamplitude og den spesifikke perioden for hver enkelt test. Under testene ved ECN var det 4 bølgesensorer tilstede som målte amplituden til de påsatte bølgene, beskrevet i seksjon 3.1.6. Målingene viste at det var et avvik mellom den teoretisk bølgehøyden, og den virkelige tilførte. Dermed ble det beregnet et gjennomsnitt av bølgeamplitudene til 3 av de 4 sensorene. Målingene fra den siste sensoren ble forkastet, da de ble vurdert til å være av dårlig kvalitet. Amplituden til de påsatte numeriske bølgene i 3DFloat vises i tabell 4.3.

Tabell 4.3: Påsatte numeriske bølgeamplituder for regulære bølger med forankringslinjer

Test-ID	Teoretisk Bølgeamplitude(m)	Bølgeamplitude påsatt i 3DFloat(m)
<i>PF2</i>	3,0	3,24
<i>PF3</i>	3,0	3,19
<i>PF4</i>	3,0	2,96
<i>PF5</i>	3,0	3,18
<i>PF6</i>	3,0	2,86

4.3 Prosesstrinn

Etter at de numeriske modellene var fastsatt, startet simuleringer for hver enkel test. Koeffisientene som ble brukt som utgangspunkt, ble bestemt i masteroppgaven til Edfelt og Killingstad, Analyse av Halvt Nedsenkbar Offshore Vindturbin, skrevet våren 2014 ved NMBU. Koeffisientene ble deretter endret iterativt gjennom simuleringsprosessen.

Simuleringsprosessen startet med tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog. For hver enkelt simulering ble resultatene registrert hvor de valgte koeffisientene ble notert og resultatene drøftet. Da det var kommet fram til et koeffisientoppsett for tvungen bevegelse og regulære bølger med fast skrog, ble det utført simuleringer av regulære bølger med forankringslinjer.

4.3.1 Global addert massekoeffisient i surge og sway

Global koeffisient for addert masse i surge og sway ble bestemt ved utgangspunkt i Keulegan-Carpenter nummeret for sentertårn og hver enkelt bømte. Ligningen for Keulegan-Carpenter nummeret er vist i ligning 2.8. For dypt vann kan Keulegan-Carpenter nummeret bli uttrykt som (Chakrabarti, 2005, s. 164):

$$KC = \pi \frac{H}{D}$$

hvor H er bølgehøyden og D er sylindrens diameter. For testene utført i denne oppaven er bølgehøyden konstant på $H = 6 \text{ m}$. For dypt vann blir dermed Keulegan-Carpenter nummeret for bømte og sentertårn som vist i tabell 4.4.

Table 4.4: Beregnede KC-numre for bømte og sentertårn

$KC_{bømte}$	1,89
$KC_{tårn}$	2,36

Ved å se på grafen for en “smooth cylinder” i figur 2.2 ble en verdi for den globale adderte massekoeffisienten i surge og sway funnet. Denne ble da satt til:

$$C_{M,global} = 2$$

Med denne verdien for global addert massekoeffisient ble resultatene av de numeriske simuleringene gode, og den ble fastsatt som den endelige verdien. I 3DFloat heter koeffisienten `cm_morison`.

4.3.2 Addert masse i heave

Utgangspunktet for bestemmelsen av addert masse i heave ble bestemt med å se på egenperioden til den fysiske modellen fra de eksperimentelle resultatene. Egenperioden ble fastsatt til $T_0 = 19,37$ s. i fullskala (Edfelt og Killingstad, 2014, s. 67). Dette tilsvarer $T_0 = 3,06$ s i modellskala. Formelen for en udempet periode er vist i formel 2.25. Fjærstivheten i modellskala ble funnet gjennom formel 2.26 hvor:

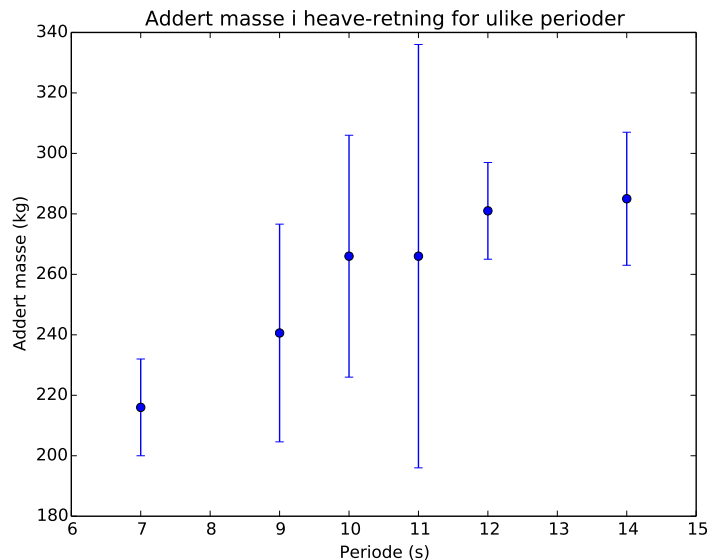
$$k = (3 \cdot A_{b\ddot{o}tte} + A_{t\ddot{a}rn}) \cdot \rho \cdot g = 1729,81 \text{ N/m}$$

Modellen som ble brukt for å finne egenperioden er modellen beskrevet i seksjon 3.1.6. Denne hadde strukturell masse på $m_s = 157,7$ kg, medberegnet ballast. (Edfelt og Killingstad, 2014, s. 44) Dermed ble et estimat for den adderte massen for heave beregnet :

$$m_a = \left(\frac{T_0}{2 \cdot \pi}\right)^2 \cdot k - m_s = 253,30 \text{ kg}$$

Den adderte massen ble deretter etterprøvd ved å se på tvungen bevegelse for heave. Morisons metode beskrevet i seksjon 2.5 ble da brukt. Testene PA17 til og med PA22 med en periode fra 7 til og med 14 s, ble brukt for beregningene. De resterende heavetestene ble ikke benyttet, da kraftmålingene ble vurdert til å ha for mye støy til å gi korrekte avlesninger.

For hvert enkelt test ble det grafisk avlest kraften som samsvarer med tiden, da forflytningen var på sitt maksimale. 20 punkter ble undersøkt for hver enkelt test. Deretter ble det beregnet en verdi for addert masse for hver enkelt avlesning, gjennomsnittsverdi av de 20 avlesningene og standardavviket til hver gjennomsnittlige verdi av den adderte massen. Den beregnede adderte massen og de tilhørende standardavvikene for de seks valgte testene vises i figur 4.5:



Figur 4.5: Beregnede verdier for den adderte massen med to standardavvik etter som perioden øker

I figur 4.5 vises det at den adderte massen i heave varierer mye for hver enkelt periode. Ved bruk av en addert masse på 253,3 kg ble resultatene i heave-testene gjennomsnittlige for lave, noe som kan tilsi at den adderte massen var for lav. Den adderte massen for heave ble dermed stilt gradvis høyere til gode resultater ved heave-tester ble oppnådd. Den adderte massen ble deretter etterprøvd i tester med tvungen bevegelse i roll og pitch, tester med regulære bølger og fast skrog, samt regulære bølger med forankringslinjer. Ved bruk av en addert masse på 280 kg ble resultatene betraktelig bedre enn ved en addert masse på 253,3 kg. Dermed ble en den adderte massen i heave satt til:

$$m_a = 280 \text{ kg}$$

Den totale adderte massen i heave ble deretter fordelt utover bunnen av modellen i de nederste elementene, mellom pongtonger, bøtter og sentertårn. Denne fordelingen gir utslag i de numeriske resultatene for roll, pitch og regulære bølger med forankringslinjer. Utgangspunktet for denne fordelingen ble utført av Edfelt og Killingstad i 2014 og Kelberlau i 2013. Gjennom iterativ prøving mot de eksperimentelle resultatene ble det bestemt en prosentfordeling som ga godt samsvar mellom eksperimentelle og numeriske resultater. Den prosentvise fordelingen som var utgangspunkt for denne oppgaven og den endelige er vist i tabell 4.5.

Tabell 4.5: Utgangspunkt for prosentvis fordeling av den totale adderte massen i heave (Edfelt og Killingstad, 2014, s 51)(Kelberlau, 2013, s. 41)

	Del	Prosentvis fordeling
Kelberlau	Pongtonger	70,2 %
	Bøtter	25,3 %
	Sentertårn	4,5 %
Edfelt og Killingstad	Pongtonger	59 %
	Bøtter	35 %
	Sentertårn	6 %
Endelig	Pongtonger	60 %
	Bøtter	35,5 %
	Sentertårn	4,5 %

For å få den riktige adderte massen tilført den numeriske modellen, ble forholdet mellom den påførte adderte massen for hver del satt i samsvar med 3DFloat sin definisjon for addert masse for forskjellige geometrier. Koeffisientene for den adderte massen ble dermed beregnet etter følgende formler:

$$C_{M,pongton} = 1 + \frac{0,60m_a}{m_{a,pongton,3Dfloat}} \quad (4.1)$$

$$C_{M,bøtte} = 1 + \frac{0,35,5m_a}{m_{a,bøtte,3Dfloat}} \quad (4.2)$$

$$C_{M,tårn} = 1 + \frac{0,045m_a}{m_{a,tårn,3Dfloat}} \quad (4.3)$$

For pongtongen er den adderte massen i 3DFloat definert som volumet av pongtongen multiplisert med tettheten til vann. Dermed blir den adderte massen fra 3DFloat for pongtongen som følger:

$$m_{a,pongton,3Dfloat} = 3(b_{pongton}h_{pongton}L_{pongton})\rho = 64,52 \text{ kg}$$

For sylindere er den adderte massen i 3DFloat definert som en halvkule, med samme diameter som cylinderen. Dermed blir den adderte massen fra 3DFloat for tårn og bøtter som følger:

$$m_{a,bøtte,3Dfloat} = 3\frac{2}{3}\pi R_{bøtte}^2\rho = 12,27 \text{ kg}$$

$$m_{a,sentertårn,3Dfloat} = 3\frac{2}{3}\pi R_{tårn}^2 \rho = 2,09 \text{ kg}$$

Koeffisientene for den adderte massen i heave ble fastsatt til:

$$C_{M,pongtonng} = 3,604$$

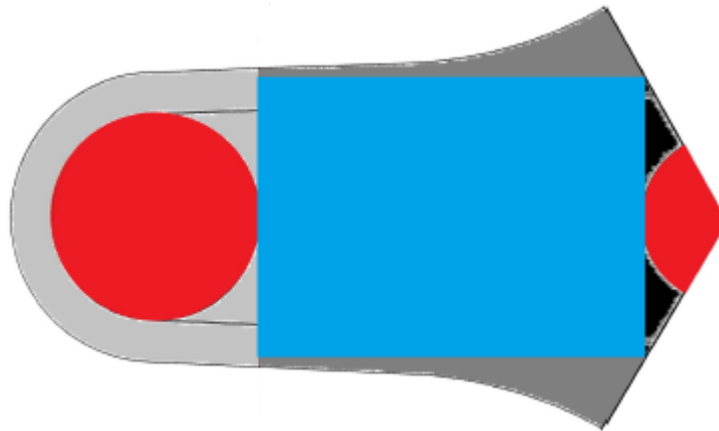
$$C_{M,bøtte} = 9,10$$

$$C_{M,sentertårn} = 7,02$$

Ved bruk av koeffisientene ble rett addert masse tilført den numeriske modellen.

4.3.3 Morison drag i heave

Da F. Kelberlau bygget skalamodellen i 2013 utredet han avviket i tverrsnittsarealene mellom skalamodellen og den numeriske modellen. Figur 4.6 viser at tverrsnittsarealet til den fysiske modellen er større enn den numeriske modellen.



Figur 4.6: Forskjell i tverrsnittsareal mellom numerisk og fysisk modell. De grå og svarte feltene er den fysiske modellen, mens rød og blå er den numeriske (Kelberlau, 2013, s. 44)

Dragkoeffisienten, C_D må justeres for å få den rette dempningen på den numeriske modellen. Kelberlau kom fram til multiplikasjonsfaktorer for pongtong, bøtte og sentertårn

ved å dividere de fysiske arealene med de numeriske. Det ble dermed kommet fram til følgende multiplikasjonsfaktorer:

Tabell 4.6: Multiplikasjonsfaktorer for C_D , mellom fysisk og numerisk tverrsnittsareal (Kelberlau, 2013, s. 43).

Del	Skaleringsfaktor
Bøtte	1,37
Sentertårn	1,15
Pongtong	1,30

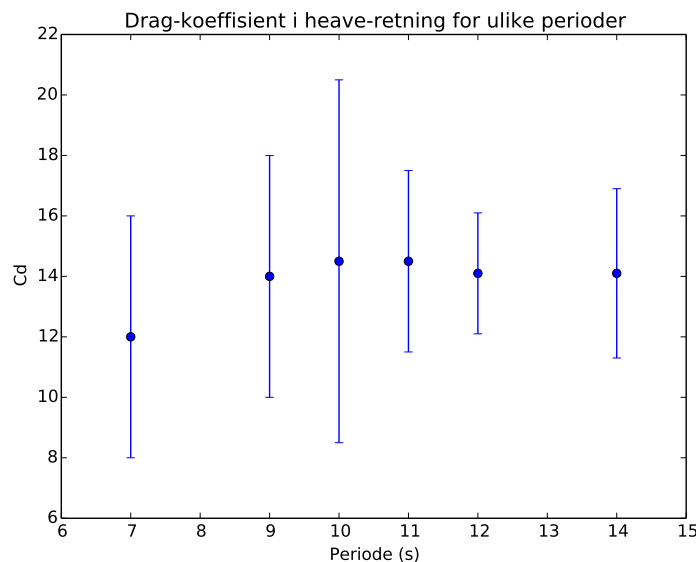
C_D for heave ble bestemt ved bruk av Morisons metode, beskrevet i seksjon 2.5. Som for beregning av C_M ble heave-testene PA17 til og med PA22 brukt for beregningene. For hvert enkelt test ble det grafisk avlest kraften som samsvarer med tiden, da forflytningen var lik null. 20 punkter ble undersøkt for hver enkelt test. Deretter ble det beregnet en verdi for C_D for hver enkelt avlesning, gjennomsnittsverdi av de 20 avlesningene og standardavviket til hver gjennomsnittlige verdi av C_D .

Formelen brukt for beregningene er vist i formel 4.4 (DNV, 2011, s. 147):

$$C_D = \frac{2F_D}{\rho A_s \omega^2 a^2} \quad (4.4)$$

Hvor A_s er arealet av konstruksjonen normalt på strømningshastigheten.

Den beregnede C_D og de tilhørende standaravvikene for de seks valgte testene vises i Figur 4.7:



Figur 4.7: Beregnede verdier for C_D og dens standardavvik etter som perioden øker.

Ut fra de beregnede verdiene ble følgende dragkoeffisient for heave bestemt:

$$C_{D,heave} = 13$$

Verdien for dragkoeffisienten i heave ble etterprøvd med tester med lave perioder, da beregningene viser at det kreves en lavere dragkoeffisient. Da testene med lave perioder ga gode resultater, ble 13 valgt som endelig verdi for $C_{D,heave}$. Verdiene for de forskjellige delene ble da som følger:

$$C_{D,b\olette} = 1,37C_{D,heave} = 17,81$$

$$C_{D,sentert\oarn} = 1,15C_{D,heave} = 14,95$$

$$C_{D,pongton} = 1,30C_{D,heave} = 16,9$$

4.3.4 Global Morison drag i surge og sway

Den globale dragkoeffisienten for surge og sway ble bestemt ved å se på Keulegan-Carpenter nummeret. Ved å benytte de beregnede verdiene i tabell 4.4 og deretter lese av en verdi i grafen i figur 2.3 ble en global dragkoeffisient for surge og sway funnet. Grafen som ble benyttet er grafen merket “smooth cylinder”. Ved bruk av denne fremgangsmetoden blir verdien på den globale dragkoeffisienten beregnet til 1. DNV fastsetter at for dynamiske analyser for dypt vann med lave KC-nummer, så skal ikke dragkoeffisienten overstige 0,8 (DNV,2010b, s. 56). Dragkoeffisienten for surge ble dermed satt til:

$$C_{D,global} = 0,7$$

Verdien ble etterprøvd ved simuleringer. Da de numeriske resultatene stemte godt overens med de eksperimentelle, ble verdien brukt i det videre arbeidet. I 3DFloat heter denne koeffisienten `cd_morison`.

4.4 Isolert forankringsline

I denne seksjonen utredes det hvordan de numeriske simuleringene av isolert forankringsline, vist i seksjon 3.2, ble utført.

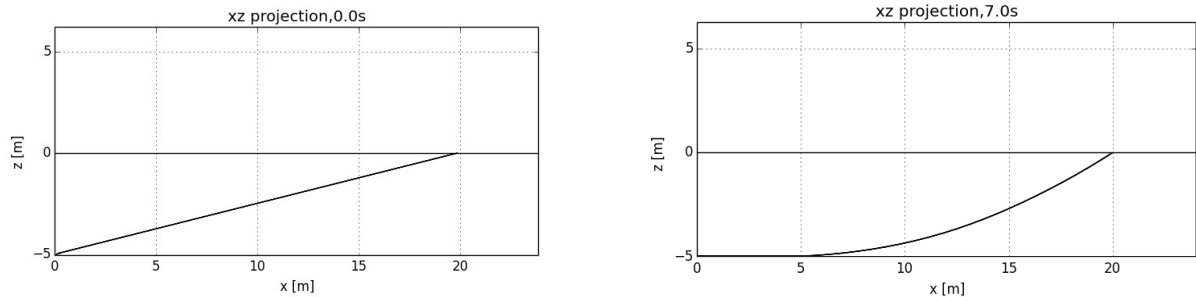
Ved simuleringer av isolert forankringsline, ble forankringslinen modellert som et rett element, vist i figur 4.8. Dette elementet ble igjen delt opp i 30 underelementer. Videre ble det fastsatt en forhåndsbestemt strekk i forankringslinen. Den forhåndsbestemte strekken i linen bestemmes ut fra følgende formel:

$$ps = 1 - \frac{L}{r} \quad (4.5)$$

hvor ps er den forhåndsbestemte strekken i forankringslinen, r den geometriske avstanden mellom nodene til elementet og L er elementets virkelige lengde. Den geometriske avstanden mellom nodene r , er lik $20,49 \text{ m}$, mens forankringslinen virkelige lengde L , er lik 21 m . Dette gir en forhåndsbestemt strekk i linen på:

$$ps = -0,0249$$

Med denne forhåndsbestemte strekken legger forankringslinen seg i en fin naturlig bue, vist i figur 4.9.



Figur 4.8: Isolert forankringsline ved start Figur 4.9: Isolert forankringsline ved slutt.

Videre er forankringslinen modellert som en solid sylinder med en ytre diameter på $3,4 \text{ mm}$. Den mekaniske drivmekanismen ble laget som et stivt element uten masse i vannoverflaten og koblet sammen med forankringslinen i forankringslinens høyeste punkt. Det ble deretter påført en harmonisk kraft med den ønskede amplituden i surge-retning ved bruk av en numerisk stiv fjær i den mekaniske drivmekanismen. Simuleringene som ble utført i 3DFloat vises i tabell 3.11. Testene ble utført med en global addert massekoeffisient på 2 og en global dragkoeffisient på 1,4.

Resultatene fra bølgetanktestene ble målt i volt. Målingene ble omgjort til fysiske enheter med følgende formel:

$$F = Volts \cdot K + Offsett \quad (4.6)$$

K og $Offsett$ ble oppgitt til å være:

Tabell 4.7: Konverteringsfaktorer fra Volt til Newton

<i>Periode</i> :	1,58	3,16	4,74
<i>K</i> :	48,6	48,6	48,6
<i>Offsett</i> :	12,864	13,75	13,77

De eksperimentelle datatene ble omgjort til fysiske enheter ved bruk av et python script.

5 Resultater

5.1 Resultater for oppskalert skalamodell

I denne seksjonen vises resultatene fra simuleringene utført på de numeriske modellene. Grafene har blitt kompensert for en “offsett-verdi” for lettere å sammenligne amplitudene til resultatene. Eksperimentelle resultater fra bølgetanktestene ved ECN er vist i grafene med blå kurver, merket “Eksp. data” og de numeriske resultatene fra simuleringer utført i 3DFloat er vist i rødt. Bare et utvalg av resultatene presenteres. De resterende resultatene ligger vedlagt på CD-ROM.

5.1.1 Koeffisientoversikt

Tabell 5.1: Endelige koeffisienter og dempingstørrelser

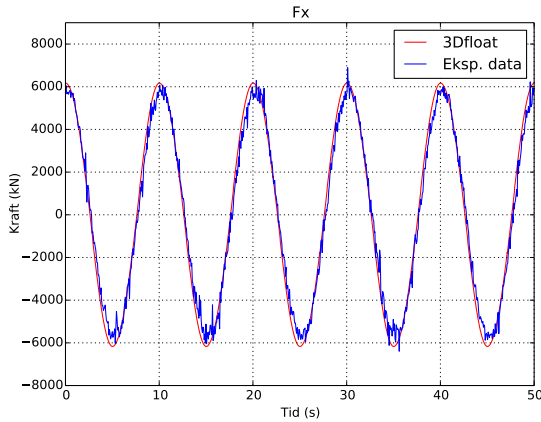
Del	Navn i 3DFloat	Verdi	Forklaring
Globalt:	cm_morison	2	Global addert massekoeffisient
	cd_morison	0,7	Global dragkoeffisient
Pongtong:	cdx	0	Dragkoeffisient, surge
	cdy	2	Dragkoeffisient, sway
	cdz	16,9	Dragkoeffisient, heave
	cmx	1	Addert massekoeffisient, surge
	cmy	2,5	Addert massekoeffisient, sway
	cmz	3,6	Addert massekoeffisient, heave
	Sentertårn:	cda	14,95
cma		7,02	Addert massekoeffisient, heave
Bøtte:	cda	17,81	Dragkoeffisient, heave
	cma	9,1	Addert massekoeffisient, heave
Global lineær demping:	Heave	250000 kg/s	
	Roll og pitch	55000000 $kg \cdot m^2/s$	
Global kvadratisk demping:	Surge og sway	500000 kg/m	
	Heave	1250000 kg/m	

5.1.2 Tvungen bevegelse

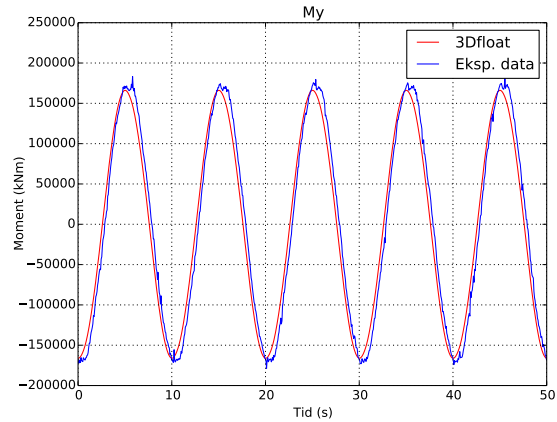
Surge

Med tvungen bevegelse i surge ble sju forskjellige tester undersøkt. Testene varierte med en periode fra 5 til 21 s og en amplitude fra 1 m til 2 m. Oversikt over testene i modellskala vises i tabell 3.3. Kraften i surge er gjennomsnittlig litt høy i forhold til de eksperimentelle resultatene, spesielt ved lave perioder og ved en amplitude på 2 m. Momentet stemmer

gjennomgående godt overens mellom numeriske og eksperimentelle resultater. Figur 5.2 gir et godt bilde over de resterende testene. Videre skiller PA11 seg negativt ut, da momentet for den numeriske simuleringen ligger noen prosent for høyt i forhold til de eksperimentelle resultatene. Figur 5.1 og 5.2 viser de numeriske resultatene plottet mot de eksperimentelle for PA4, med en periode på 10 sekunder.



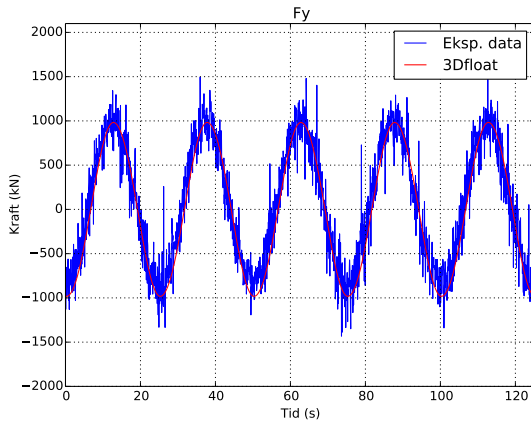
Figur 5.1: PA4, kraft i surge, $T = 10 \text{ s}$



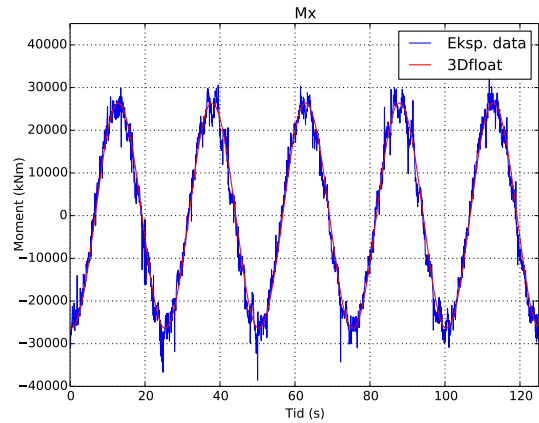
Figur 5.2: PA4, moment i pitch, $T = 10 \text{ s}$

Sway

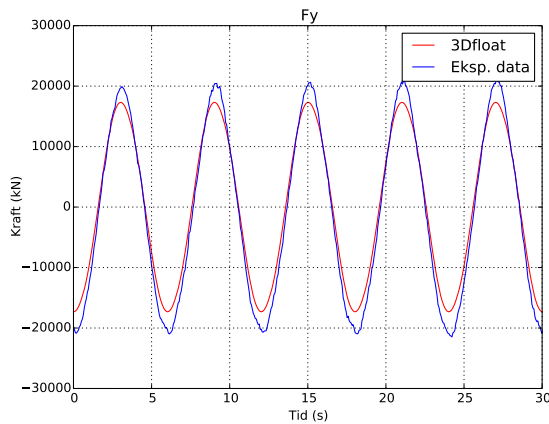
I tvungen bevegelse i sway er det blitt analysert tre tester. Oversikt over testene i modellskala vises i tabell 3.7. Resultatene stemmer godt overens ved to av tre tester. De numeriske resultatene for PA62 med en periode på 6 s og en amplitude på 1 m ligger lavt i forhold til eksperimentet. Videre stemmer resultatene bedre for PA70 og PA75, som har en periode på 21 og 25 s, med en amplitude på 2 m. Figur 5.3 og 5.4 viser resultatene for PA70 og figur 5.5 og 5.6 viser resultatene for PA62



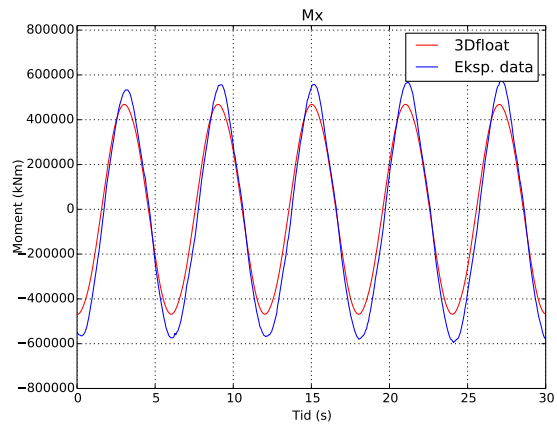
Figur 5.3: PA70, kraft i sway, $T = 21$ s



Figur 5.4: PA70, moment i roll, $T = 21$ s



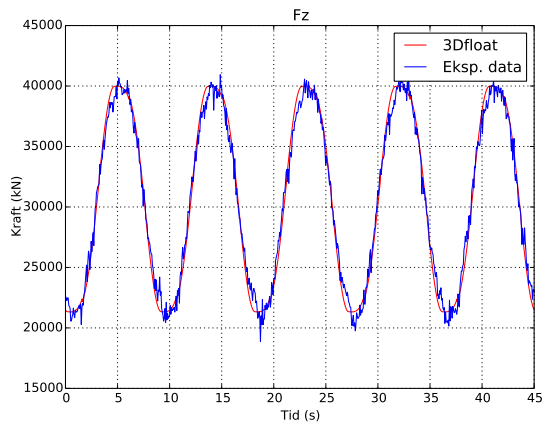
Figur 5.5: PA62, kraft i sway, $T = 6$ s



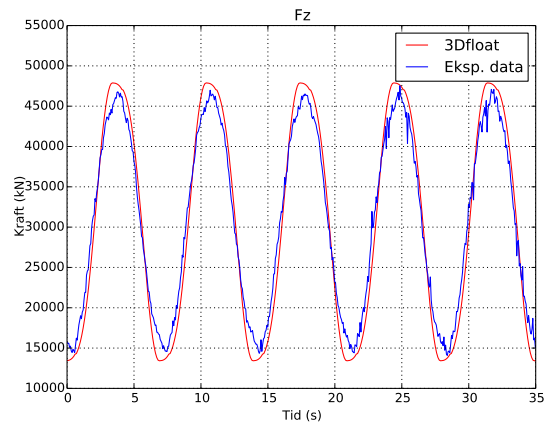
Figur 5.6: PA62, moment i roll, $T = 6$ s

Heave

Med tvungen bevegelse i heave ble ti forskjellige tester analysert. Testene varierte med en periode fra 5 til 21 s og en amplitude fra 1 til 2 m. Oversikt over testene i modellskala vises i tabell 3.4. Testene med heave gir godt samsvar mellom numeriske og eksperimentelle resultater. Best samsvar oppstår med en periode på 9 s som vist i figur 5.7, mens størst differanse oppstår ved en periode på 7 s, som vises i figur 5.8. Med en periode på 10 s og høyere, samt testene med en amplitude på 2 m har de eksperimentelle dataene preget av mye støy, noe man kan se konturene av i figur 5.7.



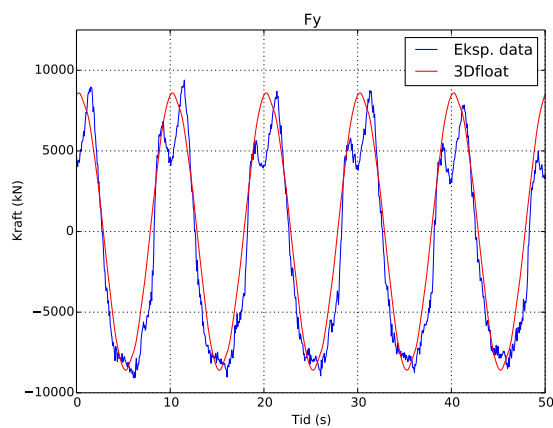
Figur 5.7: PA18, $T = 9$ s



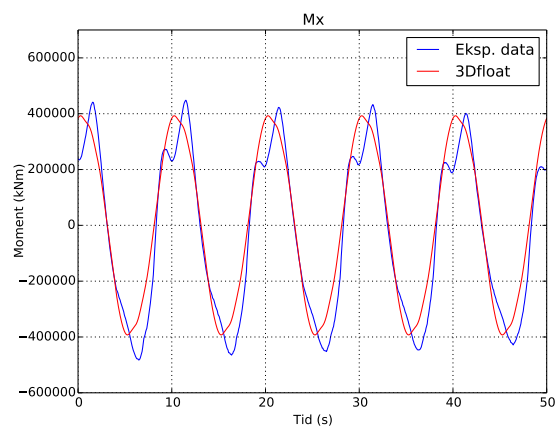
Figur 5.8: PA17, $T = 7$ s

Roll

Det har blitt analysert seks tester med tvungen bevegelse i roll. Oversikt over testene i modellskala vises i tabell 3.8. Ved å analysere testresultatene fra ECN for roll, har de eksperimentelle resultatene for testene PA77 og PA79 blitt forkastet. Av de resterende testene er det kun PA85 som har en noenlunde ren amplitude, ved plotting av moment og kraft. PA85 er testen som stemmer best mellom numeriske og eksperimentelle resultater, da amplitudene stemmer godt med hverandre. De resterende ligger litt lavt i forhold til de eksperimentelle resultatene. Figur 5.9 og 5.10 viser resultatene fra PA80. Størrelsesforskjellen mellom amplitudene gir et godt bilde for PA78 og PA81.



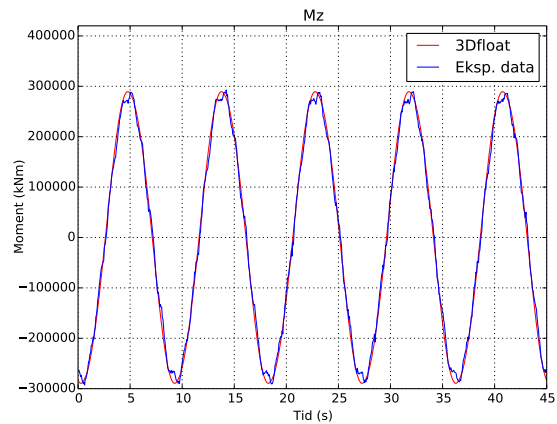
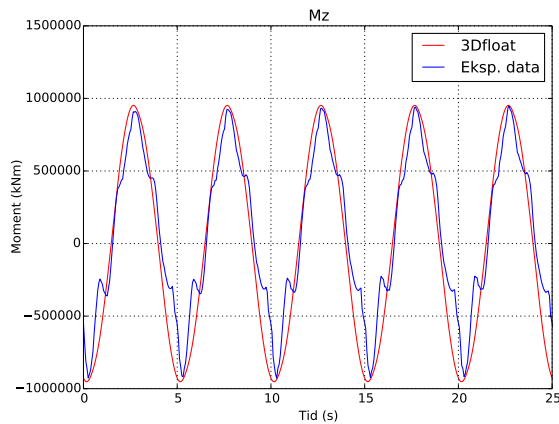
Figur 5.9: PA80, kraft i sway, $T = 10$ s



Figur 5.10: PA80, moment i roll, $T = 10$ s

Yaw

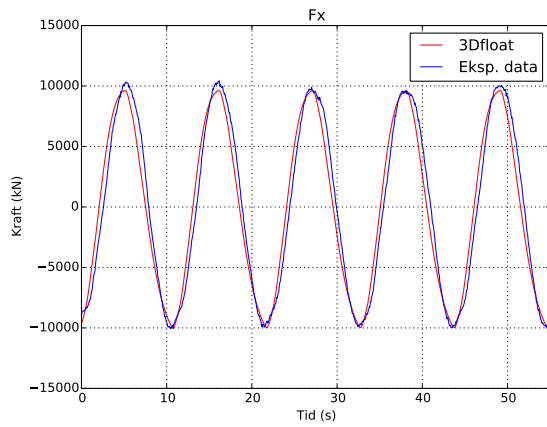
Det ble analysert seks tester med tvungen bevegelse i yaw. Oversikt over testene i modellskala vises i tabell 3.6. De eksperimentelle resultatene for testene PA47 og PA48 ble forkastet, da de eksperimentelle dataene ble vurdert til å ha for dårlig kvalitet til å ha nytteverdi. Resultatene for yaw stemmer generelt meget godt for alle de resterende testene. Spesielt med en amplitude på 5° blir overenstemmelsen mellom numeriske og eksperimentelle resultater av god kvalitet. Figur 5.11 og 5.12 viser PA46 og PA50.



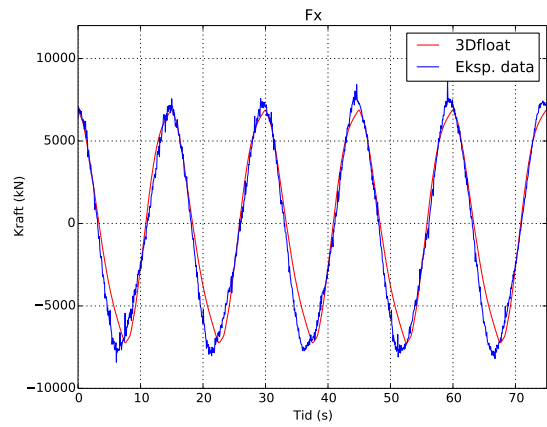
Figur 5.11: PA46, moment i yaw, $T = 5$ s Figur 5.12: PA50, moment i yaw, $T = 9$ s

5.1.3 Regulære bølger med fast skrog

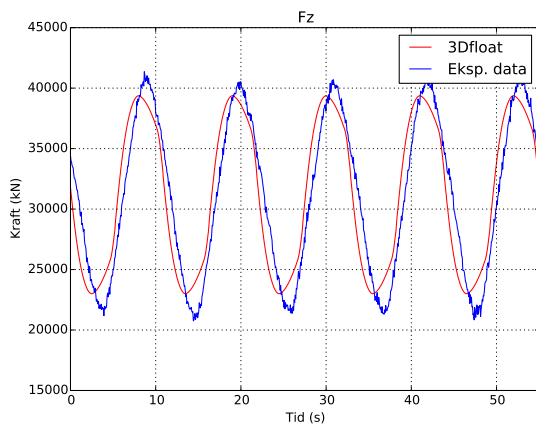
Regulære bølger med fast skrog er de testene hvor de numeriske og eksperimentelle dataene stemmer dårligst overens. Oversikt over testene i modellskala vises i tabell 3.9. PB2 og PB3 ble forkastet, da de eksperimentelle dataene ble vurdert til å ha for dårlig kvalitet. De resterende testene hadde en periode på mellom 8 og 25 s. Kraft i surge ligger gjennomgående for lavt for alle testene. Unntaket er PB7 med en periode på 11 s, hvor resultatene samsvarer godt. Samsvaret mellom resultatene for kraft i heave, varierer mye mellom de forskjellige testene. For kraft i heave stemmer resultatene godt for en periode på 8 s, mens de numeriske resultatene ligger for høyt med perioder på 15 s og høyere, samt for en periode på 9 s. For perioder på 10 og 11 s ligger de numeriske resultatene for lavt, med henhold på kraft i heave. For moment i pitch ligger alle de numeriske resultatene for lavt. Unntaket er PB7, hvor samsvaret er godt. I Figur 5.13 til og med 5.18 vises resultatene for PB7 og PB8.



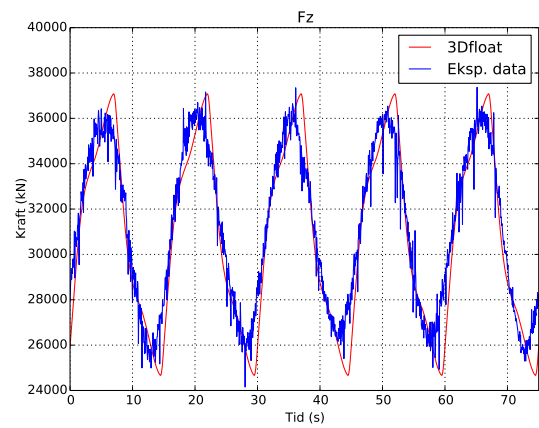
Figur 5.13: PB7, kraft i surge, $T = 11$ s



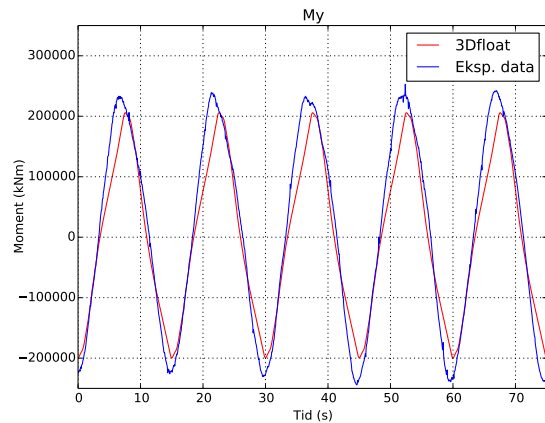
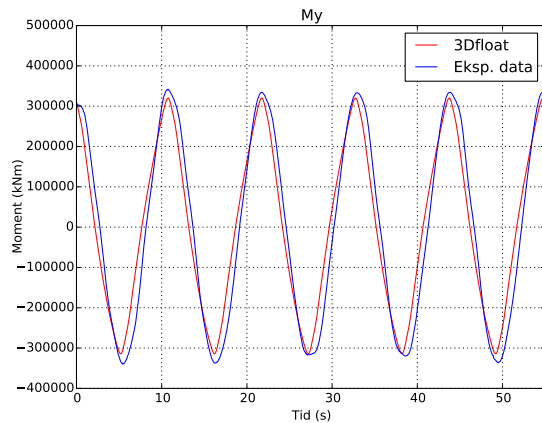
Figur 5.14: PB8, kraft i surge, $T = 15$ s



Figur 5.15: PB7, kraft i heave, $T = 11$ s



Figur 5.16: PB8, kraft i heave, $T = 15$ s

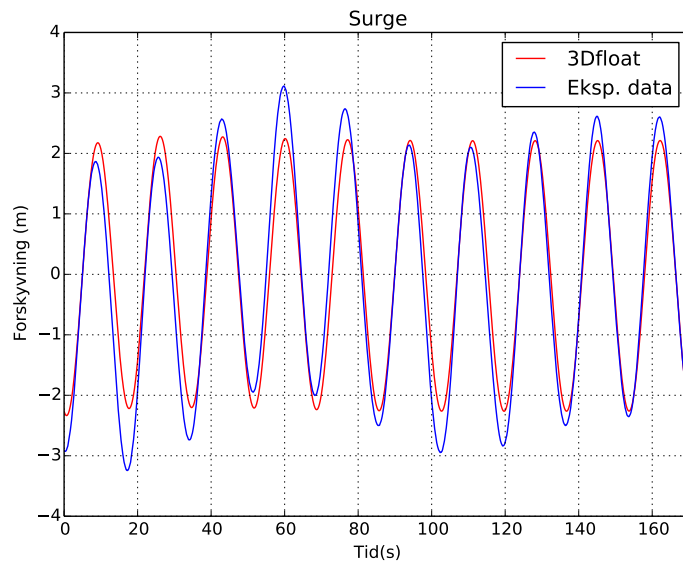


Figur 5.17: PB7, moment i pitch, $T = 11$ s Figur 5.18: PB8, moment i pitch, $T = 15$ s

5.1.4 Regulære bølger med forankringslinjer

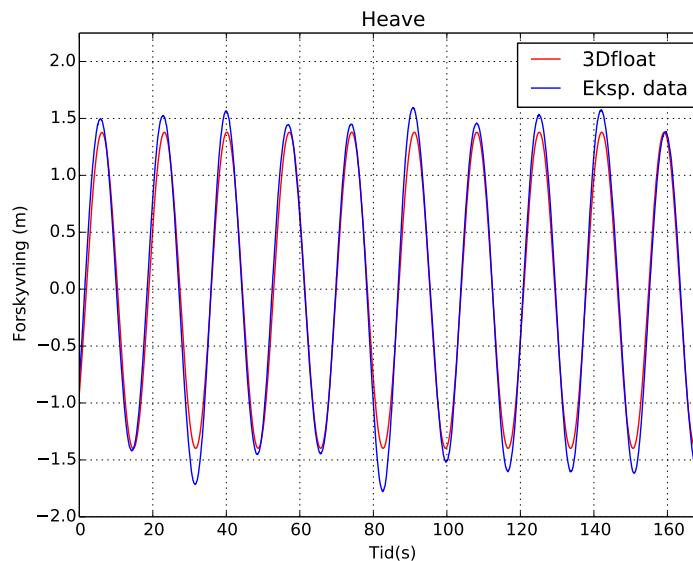
Figur 5.20 til og med 5.21 viser den numeriske modellens bevegelse under simuleringene med forankringslinjer med en periode på 17 sekunder. Oversikt over testene i modellskala vises i tabell 3.10.

De numeriske resultatene for bevegelse i surge er lavere enn de eksperimentelle resultatene for alle de simulerte testene, men avviket mellom resultatene er så lave at de regnes som gode. Best overensstemmelse mellom numeriske og eksperimentelle resultater er ved en periode på 19 sekunder i test PF5. Det største avviket mellom resultatet oppstår ved en periode på 17 sekunder som vises i figur 5.19.



Figur 5.19: PF4, Bevegelse i surge

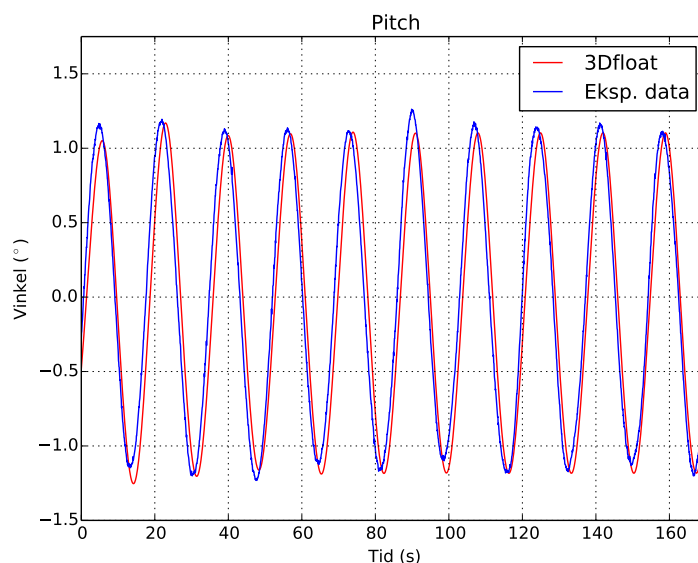
Bevegelsen i heave stemmer godt overens med de eksperimentelle resultatene. En trend er at bevegelsen i heave er noe lav for alle simuleringene. Figur 5.20 gir et godt bilde for de resterende resultatene i heave, da de resterende testene ligger noenlunde likt i prosentvis forskjell mellom simulering og eksperiment.



Figur 5.20: PF4, Bevegelse i heave

Bevegelsen i pitch er det stor variasjon mellom de forskjellige periodene. Bevegelsen

stemmer godt overens med en periode på 10 sekunder i PF2. Videre blir de numeriske resultatene tydelig lavere ved en periode på 15 sekunder før bevegelsen igjen gir godt samsvar med en periode på 17 sekunder vist i figur 5.21. Ved en periode på større enn 17 sekunder, blir deretter utslaget i pitch for de numeriske resultatene betraktelig høyere enn de eksperimentelle.

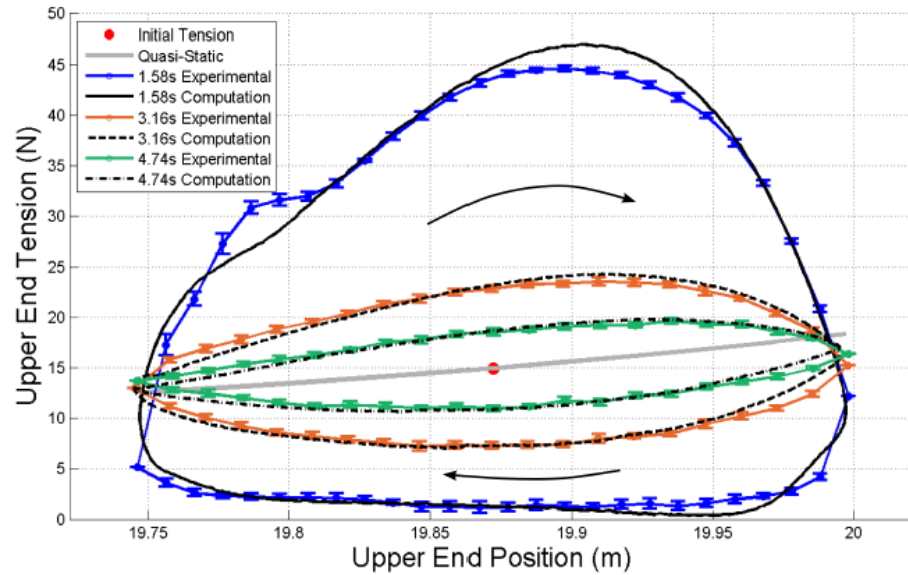


Figur 5.21: PF4, Bevegelse i pitch

5.2 Isolert forankringsline

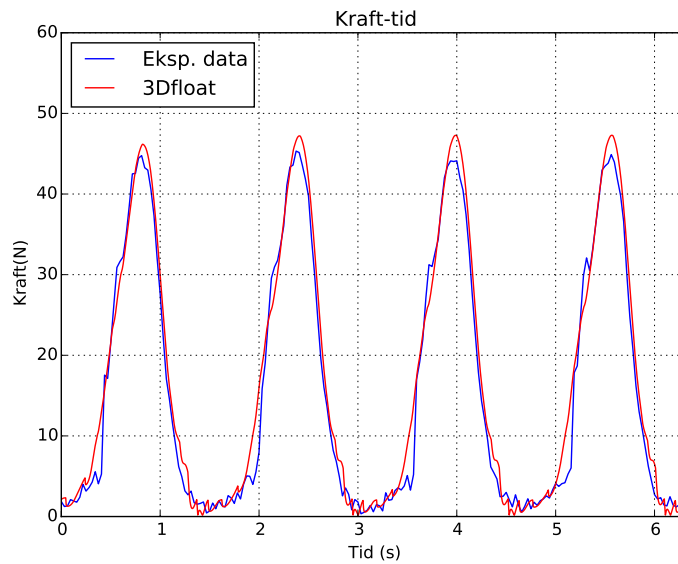
Oversikt over testene av isolert forankringsline vises i tabell 3.11. I figur 5.22 vises kraften i den øvre delen av forankringslinen mot den påsatte forflytningen i surge. Figuren er hentet fra forskningsartikkelen “Experimental Validation of a Dynamic Mooring Lines Code with Tension and Motion Measurements of a Submerged Chain” (Azcona et al., 2015). Figuren viser de samme testene sammenlignet med simuleringskoden OPASS, utviklet av CENER. OPASS er bygget på samme plattform som 3DFloat og gir identiske resultater. De eksperimentelle dataene som vises er en gjennomsnittlig verdi for resultatene, da de eksperimentelle dataene inneholder mye støy. Standardavvikene vises i figuren som vertikale streker med senter i den gjennomsnittlige verdien (Azcona et al., 2015, s. 11). Alle grafene for de forskjellige periodene følger sin respektive graf på en tilfredsstillende måte. Resultatene for en periode på 1,58 sekunder ligger litt lavt når forflytningen er i sin opprinnelige posisjon, men stemmer godt overens da forflytningen er i sine ytterpunkter. For en periode på 3,16 og 4,74 sekunder, er forløpende omtrent identiske og stemmer

meget bra.

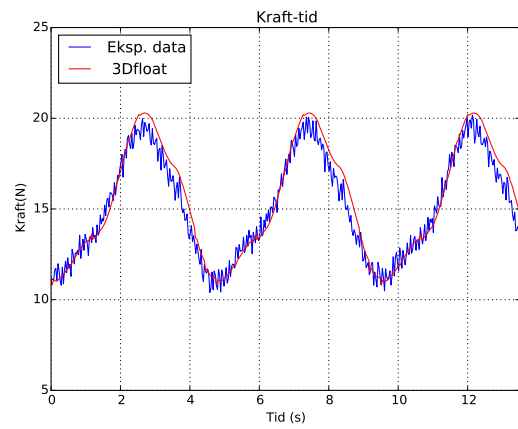
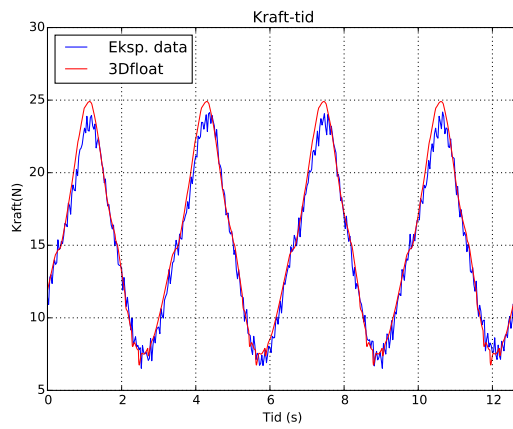


Figur 5.22: Kraft-forflytning i øvre del av forankringslinen (Azcona et al, 2015, s. 12)

Figur 5.23 , 5.24 og 5.25 viser kraften i den øvre delen av forankringslinen mot tid. Grafene viser at kreftene stemmer godt overens for de numeriske og eksperimentelle resultatene. Spesielt med en periode på 3, 16 og 4, 74 sekunder er samsvaret nesten identisk.



Figur 5.23: Kraft øverst i linen, $T = 1,58$ s



Figur 5.24: Kraft øverst i linen, $T = 3,16$ s Figur 5.25: Kraft øverst i linen, $T = 4,74$ s

6 Diskusjon

6.1 Simuleringer av oppskalert skalamodell

6.1.1 Tvungen bevegelse

Surge

Resultatene for tvungen bevegelse i surge stemmer godt for alle perioder, men kraften i surge retning ligger litt høyere for de numeriske resultatene. Momentet i pitch stemmer meget bra for alle tester, utenom PA11, med en periode på 6 s og en amplitude på 2 m. Ved toppene på de eksperimentelle resultatene for momentet i PA11, får grafen en unaturlig kurve som gjør amplituden noen prosent lavere. Kurven oppstår sannsynligvis fra usikkerheter ved gjennomføring av testene. Uten den unaturlige kurven på toppen av amplituden ville grafene fått godt samsvar. En global addert massekoeffisient på 2 og en dragkoeffisient på 0,7 gir gode resultater for tvungen bevegelse i surge. Dette er også koeffisienter som teorien anbefaler.

Sway

Det er godt samsvar for tester med tvungen bevegelse i sway. Resultatene stemmer spesielt godt for lange perioder. At resultatene stemmer bedre overens med lange perioder er noe som sammenfaller med testene utført i tvungen surge-retning. Forskjellen er at for tvungen bevegelse i surge, ligger de korte periodene litt høyt, mens i sway ligger de litt lavt. Med en høyere verdi for global addert massekoeffisient kunne kraften i sway blitt høyere, som igjen vil føre til et høyere moment. Dette ville gjort at de numeriske resultatene i sway ville samsvart bedre med de eksperimentelle, men dette vil føre til at kreftene i testene med tvungen bevegelse i surge ville blitt enda høyere og de numeriske resultatene for surge ville samsvart dårligere med de eksperimentelle. Samtidig ville de resterende testene med bevegelse i sway ligget for høyt.

Heave

Resultatene for tvungen heave bevegelse gir godt samsvar mellom resultatene. Med en periode på 7 s og mindre ligger de numeriske resultatene litt høyt i forhold til de eksperimentelle. Dette kan komme av at den adderte massen er for høy for korte perioder, som vises i de beregnede verdiene i figur 4.5. Med en lavere addert masse,

ville sannsynligvis testene med lavere perioder stemt bedre overens. Videre stemmer resultatene godt for en periode på 9 s, før de blir lavere for en periode mellom 10 og 14 s. Dette viser usikkerheten med bruk av Morisons metode for beregninger av addert masse og dragkoeffisient. Spesielt ved beregningen av dragkoeffisienten er det knyttet stor usikkerhet, da en liten avlesningsfeil vil gi store forskjeller på den beregnede koeffisienten. Dette vises godt i figur 4.7, da standardavvikene er store. Med finjustering av den globale kvadratiske dempingen, vil sannsynligvis dragkoeffisienten blitt skrudd ned.

Roll

I roll var de eksperimentelle resultatene av varierende kvalitet. Det er dermed en viss usikkerhet i hvor gode de numeriske resultatene faktisk er. Da amplitudene til de eksperimentelle resultatene inneholder mye støy og har en unaturlig kurve, er det vanskelig å si om resultatene ville vært høyere eller lavere hvis dette ikke hadde inntruffet. Amplitudene til momentene fra de numeriske resultatene ligger noe lavere enn de eksperimentelle for perioder på 11 s og lavere, samtidig som kreftene i sway også er lave. En metode for å forbedre resultatene vil være å justere den prosentvise fordelingen av den adderte massen. Ved å legge en større prosentandel av den adderte massen på pongtong og sentertårn vil momentet for testene i roll øke. Dette har ikke blitt gjennomført da den prosentvise fordelingen stemmer godt for resultatene med regulære bølger og forankringslinjer.

Yaw

Resultatene for yaw stemmer meget godt. Dette støtter opp de valgte globale koeffisientene, samt addert masse og dragkoeffisient for sway i pongtong på henholdsvis 2 og 2,5.

6.1.2 Regulære bølger med fast skrog

For regulære bølger med fast skrog varierer resultatene for kraft i heave. For PB4 med en periode på 8 s, stemmer kreftene i heave godt mellom numeriske og eksperimentelle resultater, mens de numeriske resultatene igjen blir lave for perioder på 10 og 11 s. Ved perioder på 16 til 25 s blir igjen kraften i heave for høy. Samtidig ligger momentet i pitch lavt for alle tester utenom PB7 med en periode på 11. Det ble ikke benyttet bølgeomålere under testene med regulære bølger med fast skrog. Det er derfor en usikkerhet forbundet med forskjellen mellom teoretisk bølgeamplitude og den virkelige påsatte bølgeamplitude i eksperimentet. Usikkerheten blir forsterket av at det ble benyttet bølgeomålere under

forsøkene med forankringslinjer. Som vist i tabell 4.3 varierte da bølgeamplituden mellom 2,86 og 3,24 m. Variasjonen i bølgeamplitudene vil gi utslag på resultatene, og antas derfor å være usikre. Det ble utført simuleringer med en høyere bølgeamplitude enn den oppgitte. Disse ga bedre samsvar mellom de numeriske og eksperimentelle resultatene enn ved en bølgeamplitude på 3 m.

6.1.3 Regulære bølger med forankringslinjer

Testene med regulære bølger og forankringslinjer var de eneste av testene i avhandlingen hvor det var inkludert bølgemålere i de eksperimentelle forsøkene. Det er dermed gjort en antagelse om at tester med regulære bølger og forankringslinjer gir et godt sammenligningsgrunnlag mellom resultatene. I figur 5.19 vises bevegelse i surge for PF4. Resultatene kan sannsynligvis forbedres ved å se nøyere på dempingsforløpet til flyteren. Figuren viser at bevegelsen i surge ikke svinger fra samme utgangspunkt. Dette kommer sannsynligvis fra oppkoblingen av forankringslinjene. Resultatene tolkes til at plattformen driver fra sitt utgangspunkt i surge, på grunn av for stor slakk i forankringslinjene. Ved å se bort fra dette stemmer resultatene godt.

Resultatene for bevegelse i heave stemmer godt, men de numeriske resultatene ligger gjennomgående litt lavt. Som ved tvungen bevegelse i heave kan avviket mellom resultatene ha grunnlag i den høye dragkoeffisienten og den påsatte dempingen på flyteren.

Resultatene i pitch varierer med de forskjellige periodene. De stemmer spesielt godt ved perioder på 10 og 17 sekunder. Testene med 10 og 17 sekunder er testene hvor de målte bølgeamplitudene er på henholdsvis 3,24 og 2,96 meter.

6.2 Isolert forankringsline

Resultatene for testene med isolert forankringsline er meget gode. Ved å se på kraften i den øvre delen av forankringslinjen mot forflytningen i den mekaniske drivmekanismen, oppnås det gode resultater. For alle de forsøkene følger de numeriske resultatene de eksperimentelle. Ved å se på figur 5.23, 5.24 og 5.25 vises det at kreftene i forankringslinjen samsvarer meget godt for alle perioder. Det er litt støy i figur 5.25, men ved å se på middelveien av støyen oppnås det gode resultater. Det lille avviket som oppstår antas å ligge i kvaliteten ved gjennomføring av forsøkene.

7 Konklusjon og videre arbeid

7.1 Konklusjon

Det har blitt utviklet et simuleringsoppsett som samsvarer godt med eksperimentelle resultater fra bølgtanktester utført ved ECN på en forenklet skalamodell av OO Star Wind Floater. Koeffisientoppsettet er gyldig for:

- Tvungen bevegelse.
- Regulære bølger med fast skrog.
- Regulære bølger med forankringsliner.

Koeffisientoppsettet er gyldig for tvungen bevegelse i surge, sway, heave, roll og yaw. For alle frihetsgrader oppnås gode resultater. Det forelå kun en test med tvungen bevegelse i pitch. Testen ble forkastet, da de eksperimentelle resultatene var utilfredsstillende. Det kan dermed ikke konkluderes med at koeffisientoppsettet er gyldig for tvungen bevegelse i pitch. For de resterende frihetsgradene oppnås det tilfredsstillende resultater.

Avviket som oppstår i regulære bølger med fast skrog antas og skyldes usikkerheter i testoppsettet. Da det ikke ble benyttet bølgemålere til stede under eksperimentene vil det ligge usikkerhet i bølgeamplitudene som ble påsatt i bassenget. Resultatene antas derfor å være gode.

Regulære bølger med forankringsliner gir gode resultater. Da det ble benyttet bølgemålere under de eksperimentelle forsøkene ble korrekt bølgeamplitude påsatt den numeriske modellen, noe som forbedret resultatene. Avvikene antas å ligge i kvaliteten på forsøkene. Koeffisientoppsettet gir numeriske resultater som gir godt samsvar med de eksperimentelle resultatene. Denne delen av problemstillingen regnes som utført.

Det har blitt utført numeriske analyser av isolert forankringsline og sammenlignet mot eksperimentelle bølgetanktester. Resultatene gir meget godt samsvar for alle testene.

Problemstillingen for denne oppgaven regnes som utført.

7.2 Videre arbeid

For videre arbeid anbefales det å se nærmere på dempingsforløpet til modellen. Dempingen kan sannsynligvis justeres, noe som vil redusere dragkoeffisienten for testene med OO Star Wind Floater.

Det er ikke analysert tvungen bevegelse i pitch i denne oppgaven da den ene testen som forelå ble forkastet. For videre anbefales det å analysere forsøk med tvungen bevegelse i pitch. Det vil sannsynligvis endre den prosentvise fordelingen av den adderte massen i heave.

Videre jobbes det med å innføre lineær potensialteori i 3DFloat. Det anbefales dermed å simulere alle testene på nytt med lineær potensialteori. Det vil da gjøre addert masse og drag frekvensavhengig.

For videre arbeid på testene med isolert forankringsline, anbefales det å analysere de tre resterende eksperimentene.

Referanser

4C Offshore. (u. d.a). *Monopiles Support Structures*. 4C Offshore. Sist lest: 12.05.2015.
<http://www.4coffshore.com/windfarms/monopiles-support-structures-aid269.html>

4C Offshore. (u. d.b). *Jacket or Lattice Structures*. 4C Offshore. Sist lest 11.05.15.
<http://www.4coffshore.com/windfarms/jacket-or-lattice-structures-aid271.html>

4C Offshore.(u. d.c). *Tripod Support Structures*. 4C Offshore.Sist lest: 12.05.2015.
<http://www.4coffshore.com/windfarms/tripod-support-structures-aid273.html>

ARCANE (u. d.). *Our Range of Aluminium Profiles*. Sist lest: 12.05.2015.
<http://www.arcanefrance.fr/profile.php?ref=601og>
<http://www.arcanefrance.fr/profile.php?ref=609>

Arizona State University (u. d.). *Fluid Mechanics*. Arizona State University. Sist lest:
12.05.2015. <http://www.asu.edu/courses/kin335/documents/Fluid%20mechanics.pdf>

Arntsen, Ø. og Krogstad H. E.(2000). *Linear Wave Theory Part A Regular Waves*.
NTNU. Sist lest: 12.05.2015. http://folk.ntnu.no/oivarn/hercules_ntnu/LWTcourse/

ATI Industrial Automation(u. d.). *F/T Sensor: Omega191 IP65/IP68*. ATI Industrial
Automation. Sist lest: 12.05.2015.
http://www.ati-ia.com/products/ft/ft_models.aspx?id=Omega191+IP65%2fIP68

Azcona J., Munduate, X., Gonzalez L. og Nygaard T. A.(2015). *Experimental
Validation of a Dynamic Mooring Lines Code with Tension and Motion Measurements
of a Submerged Chain*. CENER, UPM og IFE.

Bell, K. (2009). *Elementmetoden*. Store Norske Leksikon. Sist lest: 20.04.2015.
<https://snl.no/elementmetoden>

Bourdier, S. (2014). *Wave Tank Testing of Mooring Lines Dynamics and
Semi-Submersible Offshore Wind Power Platform*. Ecole Centrale de Nantes.

Brix, L. (2014). *Dropp Togradersmålet*. Forskning.no. Sist lest:15.04.2015.
<http://forskning.no/2014/11/dropp-togradersmalet>

Chakrabarti, S. K. (1987). *Hydrodynamics of Offshore Structures*. WIT Press. Plainfield, Illinois, USA.

Chakrabarti, S. K.(2005). *Handbook of Offshore Engineering, Volume 1*. Offshore Structure Analysis Inc. Plainfield, Illinois, USA.

The Daily Fusion(2013). *PelaStar Floating Offshore Turbine Platform Tests Completed Successfully*. The Daily Fusion. Sist lest:12.05.2015

<http://dailyfusion.net/2013/07/pelastar-floating-offshore-turbine-platform-tests-completed-successfully-14876/>

DNV (2011). *DNV-RP-H103 Modelling and Analysis of Marine Pperations*. DNV.

DNV(2010b). *DNV-RP-C205. Environmental Conditions and Environmental Loads*. DNV.

E&T (2010). *Foundations Bear the Brunt of Offshore Wind's Growing Stature*.

Engineering and Technology Magazine. Sist lest: 13.05.2015.

<http://eandt.theiet.org/magazine/2010/02/wind-foundations.cfm>

Falnes, J. (1984). *Terminologi for Havbølgeenergi*. NTNU. Sist lest: 18.03.2015

http://folk.ntnu.no/falnes/w_e/term/ordbok1984.pdf

Faltinsen O. M.(1990). *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*. NTNU.

FN (2015). *Hva er Togradersmålet?* . FN. Sist lest: 15.04.2015

<http://www.fn.no/Tema/Klima/Klimaforhandlinger/Hva-er-Togradersmaalet>

IFE (2013). *Designers of Floating Wind Turbines use the Simulation model 3DFloat, Developed by IFE*. IFE. Sist lest: 25.03.15.

<http://www.ife.no/en/ife/ife-news/2013/konstruktorer-av-nye-typer-flytende-vindturbiner-far-hjelp-av-ife-utviklet-dataverktoy-3d-float>

Johnsrud M.(2014). *Deler Kunnskap og Teknologi om Vindkraft*. IFE. Sist lest:

09.05.2015

http://www.ife.no/no/ife/ife_nyheter/2014/deler-kunnskap-og-teknologi-om-vindkraft

Journée og Massie (2001). *Offshore Hydromechanics, First Edition*. Delft University of Technology.

Kelberlau, F. (2013). *Free Decay Testing of a Semi-submersible Offshore Floating Platform for Wind Turbines in Model Scale*. NMBU. Ås, Norge.

Larsen, C. M (2014) *Havromsteknologi, Krefter og Bevegelser for Marine Konstruksjoner*. Sist lest: 12.05.2015. NTNU.

<http://www.marin.ntnu.no/havromsteknologi/>

MARINET (2015a). *About MARINET*. MARINET. Sist lest: 12.05.2015

<http://www.fp7-marinet.eu/about-summary.html>

MARINET (u. d.). *MOORTLBSS - Wave Tank Testing of Mooring Line Dynamics, Semi-Submersible and Tension Leg Buoy Offshore Wind Power Platform*. MARINET.

Sist lest:

12.05.2015.http://www.fp7-marinet.eu/access_user_projects_MOORTLBSS.html

Miljødirektoratet (2014). *FNs klimapaneler Femte Hovedrapport, Klima i Endring*.

Miljødirektoratet. Sist lest: 12.05.2015.

<http://www.miljodirektoratet.no/Documents/publikasjoner/M97/M97.pdf>

Miljødirektoratet (2011). *FNs Klimapanel om Fornybar Energi*. Miljødirektoratet. Siste lest: 12.05.2015.

<http://www.miljodirektoratet.no/no/Nyheter/Nyheter/Old-klif/2011/Juni-2011/>

[FNs-klimapanel-om-fornybar-energi-pa-norsk/](http://www.miljodirektoratet.no/no/Nyheter/Nyheter/Old-klif/2011/Juni-2011/FNs-klimapanel-om-fornybar-energi-pa-norsk/)

Moss D. W. og Myhr A.(2009). *Monteringskonsept for Flytende Offshore Vindturbin*.

NMBU. Ås, Norge.

Nilsen J. (2015a). *Denne næringen eksporterte for 8 milliarder - kan den ta av i Norge? Teknisk ukeblad*. Sist lest: 20.04.2015.

<http://www.tu.no/kraft/2015/02/14/denne-naringen-eksporterte-for-8-milliarder>

[—kan-den-ta-av-i-norge](http://www.tu.no/kraft/2015/02/14/denne-naringen-eksporterte-for-8-milliarder)

Nilsen J.(2015b). *Staten har brukt 750 millioner på havvind - fortsatt har vi ingen havvindpark*. Teknisk ukeblad. Sist lest: 21.04.2015.

<http://www.tu.no/kraft/2015/03/05/staten-har-brukt-750-millioner-pa-havvind-fortsatt-har-vi-ingen-havvindpark>

Nilsen og Westin (2014). *Floating Wind Power in Norway*. Universitet i Lund. Lund, Sverige.

NORCOWE.(u. d.). *Offshore Wind Into Deeper Water*. NORCOWE. Sist lest: 08.05.2015. <http://www.norcowe.no/index.cfm?id=395869>

NTNU(u. d.). *General Modelling and Scaling Laws*. NTNU. Sist lest: 07.04.2015. <http://www.ivt.ntnu.no/imt/courses/tmr7/lecture/Scaling-Laws.pdf>

NVE(u. d.). *Vindkraft*. Norges vassdrag- og energidirektorat. Sist lest: 12.05.2015. <http://www.nve.no/no/Energi1/Fornybar-energi/Vindkraft/>

NVE (2011). *Vindkart over Norge*. Norges vassdrag- og energidirektorat. Sist lest: 12.05.2015. http://www.nve.no/PageFiles/3912/kartbok1a_4140.pdf

Nygaard T. A., Azcona J., Bouchotrouch F., Gonzalez M., Garcianidia J., Munduate X., Kelberlau F. (2014). *Aerodynamic Thrust Modelling in Wave Tank Tests of Offshore Floating Wind Turbines Using a Ducted Fan*. CENER og IFE.

Renewable Energy Policy Network for the 21st Century, (2014). *Renewables 2014 Global Status Report*. Renewable Energy Policy Network for the 21st Century. Sist lest: 12.05.2015.

http://www.ren21.net/Portals/0/documents/Resources/GSR/2014/GSR2014_full%20report_low%20res.pdf

Sclavounos, P. D, Lee, S. og DiPietro, J.(2010). *Floating Offshore Wind Turbines: Tension Leg Platform And Taught Leg Buoy Concepts Supporting 3-5 MW Wind Turbines*. Massachusetts Institute of Technology. Sist lest: 13.04.15.

http://proceedings.ewea.org/ewec2010/allfiles2/15_EWEC2010presentation.pdf

Statoil(u. d.). *Hywind*. Statoil. Sist lest: 12.05.2015.

http://www.statoil.com/en/NewsAndMedia/News/2008/Downloads/hywind_04.jpg

Tipler, P. A. og Mosca G.(2008). *Physics for Scientists and Engineering, Sixth Edition*. W. H. Freeman and Company. New York, USA.

U. S. Department of Energy(2014a). *Top 10 Things You Didn't Know About Offshore Wind Energy*. U.S. Department of Energy. Sist lest: 13.05.2015.
<http://energy.gov/articles/top-10-things-you-didn-t-know-about-offshore-wind-energy>

U. S. Department of Energy(2014b). *Advanced Offshore Wind Tech: Accelerating New Opportunities for Clean Energy*. U. S. Department of Energy. Sist lest: 13.05.2015
<http://www.energy.gov/eere/articles/advanced-offshore-wind-tech-accelerating-new-opportunities-clean-energy>

de Vaal, J. B. og T. A. Nygaard (2014). *3DFloat User Manual*. IFE.

Vindportalen(2014). *Fremtidsutsikter*. Vindportalen. Sist lest: 21.04.2015.
<http://www.vindportalen.no/offshore-vindkraft/fremtidsutsikter.aspx>

White F. M.(2013). *Fluid Mechanics. Sixth Edition*. Content Technologies og Cram101 Publishing. Sist lest: 12.05.2015.

<https://books.google.no/books?id=HYUw9pErzWYC&pg=PT134&lpg=PT134&dq=The+dimensionless+added+mass+coefficient+t+is+the+added+mass+divided+by+the+displaced+fluid+mass&source=bl&ots=VHNm0Wy4dv&sig=cJTxJ4D2oEzpFk6Lsm4T72oUpzo&hl=no&sa=X&ei=syouVYvsIKnfywOMmYCIAw&ved=0CEYQ6AEwBA#v=onepage&q&f=false>

Wiki-Cleantech(u. d.) *Offshore Wind Energy Converter at alpha ventus*. Siste lest: 26.04.2015. Wiki-Cleantech.
<http://wiki-cleantech.com/wp-content/uploads/figure-126.jpg>

Wikimedia Commons(2012). *Tripod for Offshore Wind Turbine in the ort of Bremerhaven, Germany*. Sist lest: 13.05.2015
http://commons.wikimedia.org/wiki/File:Tripod_wind_energy_Brhv.jpg

Wikipedia (2015). *Drag (physics)*. Wikipedia. Sist lest: 8.5.2015.
[http://en.wikipedia.org/wiki/Drag_\(physics\)](http://en.wikipedia.org/wiki/Drag_(physics))

Williams, A. (2011). *Floating Wind Turbines – New Developments in a Buoyant Market*. Maritime Journal. Sist lest: 21.04.2015

<http://www.maritimejournal.com/news101/marine-renewable-energy/floating-wind-turbines-new-developments-in-a-buoyant-market>

A Inputfil 3DFloat, tvungen bevægelse og regulære bølger med fast skrog

```

! Full scale model of plastic floater with alulbeams for test at ECN, November 2013
!
set_environment
gravity: on
buoyancy: on
hydro_force: morison
wind_force: off
waves: none ! for waves: "extrapolated_airy" for t>16 and "streamfunction" for t<16
norder: -1
rho_water: 1000.
rho_air: 1.29
nu_water: 1.e-5
nu_air: 1.e-6
!wave_amplitude: 3 !!(0.15/2)*40=3 (wave_height/2)*scale_factor
!wave_direction: 0.
!wave_ramps: 0.
!wave_rampe: 20.
depth: 200.
!kinematics_option: updated
!dtwkin: -1
!spectral_peak: 6. ! This is the period used for regular wave periods
!tshift_waves: 0.

wave_forces cm_morison: 2 cd_morison: 0.7

! Geometry definition

define_material name: plast_upscaled_bucket rho: 1243.456164 e: 108.e9 g: 38.8e9 !
define_material name: plast_upscaled_tower rho: 1197.836188 e: 108.e9 g: 38.8e9 !
define_material name: plast_water_pontoon_upscaled rho: 34657.67386 e: 108.e9 g: 38.8e9 ! taking water fill into account
define_material name: connect_mat rho: 1e-08 e: 2.1e12 g: 8.1e12
define_material name: supp_beams rho: 1955.562939 e: 2.8e12 g: 1.12e12 !
define_material name: massless rho: 0. e: 1.e15 g: 1.e15
define_material name: loadcell_mat rho: 5528.893284 e: 6.749309071e10 g: 8.042024478e10 ! Se python for beregning
define_material name: rod rho: 20910.96529 e: 8.4e12 g: 3.04e12 !taking wooden disks into account
define_material name: frame_mat rho: 0. e: 1.e15 g: 1.e15

new_keypoints ! node # x y z [m]
1 0. 0. -20. ! center column bottom
2 0. 0. -17. ! center column attachment
3 0. 0. -5.
4 0. 0. 0.
5 0. 0. 5.
6 0. 0. 10.
7 0. 0. 16.08
8 0. 0. 19.072
9 -4. 0. -17.
10 -22.5 0. -17.
11 -27.5 0. -20.
12 -27.5 0. -17.
13 -27.5 0. -5.
14 -27.5 0. 5.
15 -27.5 0. 10.
16 0. 30.0 0.
17 0. 30.0 19.072
18 0. -30.0 19.072
19 0. -30. 0.
20 -40. 0. 0.
21 -40. 0. 19.072
22 40 0. 19.072
23 40 0. 0.

new_boxmember_properties
! Property set no
iprop: 1
material: plast_water_pontoon_upscaled
connect_mode: auto
btype: beam
buoyancy_type: closed
eal: 2.369088e11 ea2: 2.369088e11 ! axial stiffness at keypoints 1 and 2
eiy1: 4.96032768e12 eiy2: 4.96032768e12 ! Eiy bending stiffness, STIFFNESS FOR BENDING ABOUT Z AXIS !
eiz1: 1.63717632e12 eiz2: 1.63717632e12 ! Eiz bending stiffness, STIFFNESS FOR BENDING ABOUT Y AXIS !
lx1: 18.5 lx2: 18.5 ! equiv section length for use in drag calculations
ly1: 12.4 ly2: 12.4 ! section width for use in drag calculations
lz1: 6. lz2: 6. ! section height for use in drag calculations
m1: 76025.081 m2: 76025.081 ! mass per unit length at keypoint 1 and 2
ab1: 74.4 ab2: 74.4 ! area for buoyancy calculation
! longitudinal pre-strain. optional keywords from here
pre_strain_long: .0
pointmass1: 0. pointmass2: 0.
cdx: 0. cdy: 2 cdz: 16.9 ! drag coefficients Cm8 10.4
cmx: 1. cmz: 2.5 cmz: 3.60386 ! inertia coefficients

```

```

=====
!
!
!!! SEMI_SUBMERSIBLE
=====
!
!! Central tower
!

new_body
name: center_column
parent: inertial
reftype: inertial
axes: normal

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled_tower connect_mode no_connect ! heave plate to upper level sand
x1 0. 0. -20. dcyll 8. tcyl1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -17. dcyll 8. tcyl2 0.12 btype beam_lid1 cda 14.95 cma 7.01614 ! with sand ballast !9.2 CM8

new_elements_beam1 nelem 6 material plast_upscaled_tower connect_mode auto ! pontoon attachment to tower
x1 0. 0. -17. dcyll 8. tcyl1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -5. dcyll 8. tcyl2 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 4 material plast_upscaled_tower connect_mode auto ! pontoon attachment to tower
x1 0. 0. -5. dcyll 8. tcyl1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 0. dcyll 8. tcyl2 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 4 material plast_upscaled_tower connect_mode auto ! SWL to 8
x1 0. 0. 0.0 dcyll 8. tcyl1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 5. dcyll 8. tcyl2 0.12 btype beam

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled_tower connect_mode auto ! SWL to 8
x1 0. 0. 5. dcyll 8. tcyl1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 10. dcyll 8. tcyl2 0.12 btype beam

new_elements_beam1 nelem 1 material massless connect_mode auto ! 8 to root of load cell
x1 0. 0. 10. dcyll 8. tcyl1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 16.08 dcyll 8. tcyl2 0.12 btype beam

=====
!
!! Load cell

new_body
name: sensor
parent: inertial
reftype: inertial
axes: normal

new_elements_beam1 nelem 1 material loadcell_mat connect_mode auto
x1 0. 0. 16.08 dcyll 8. tcyl1 1.19426 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 19.072 dcyll 8. tcyl2 1.19426 btype beam_lid2

=====
!
!! Pontoon 1

new_body
name: pontoon_1
reftype: refnode
xfind: 0. 0. 0.
rotorder: 123
rotation: 0. 0. 0.
axes: normal
parent: center_column

new_boxmembers nelem_default: 2 ! member_no keypoint_1 keypoint_2 Property_Set optional nelem
1 9 10 1 nelem: 15

new_elements_beam1 nelem 1 material massless connect_mode auto ! attachment inside cylinder
x1 0. 0. -17. dcyll 8. tcyl1 1.2 pre_strain_long 0.
x2 -4. 0. -17. dcyll 8. tcyl2 1.2 btype beamwb ! dbg beamwb

new_elements_beam1 nelem 1 material massless connect_mode auto ! attachment inside cylinder
x1 -22.5 0. -17. dcyll 8. tcyl1 1.2 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17. dcyll 8. tcyl2 1.2 btype beamwb ! dbg beamwb

```

```

!=====
!
!! Bucket 1
!
new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled_bucket connect_mode auto
x1 -27.5 0. -20. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17. dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam_lid1 cda 17.81 cma 9.09961 !Cm8 6.969

new_elements_beam1 nelem 10 material plast_upscaled_bucket connect_mode auto !connecting with pontoon
x1 -27.5 0. -17. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -5. dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 6 material plast_upscaled_bucket connect_mode auto ! high res. mesh near SWL
x1 -27.5 0. -5. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. 0. dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 2 material plast_upscaled_bucket connect_mode auto ! high res. mesh near SWL
x1 -27.5 0. 0. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. 5. dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled_bucket connect_mode auto
x1 -27.5 0. 5. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. 10 dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam_lid2 cda 0. cma 1 !

!=====
!
!Supporting frame from bucket to center

new_elements_beam1 nelem 1 material supp_beams connect_mode auto
x1 -27.5 0.0 10 dcyll1 2 tcyll1 1 pre_strain_long 0.
x2 0.0 0.0 16.08 dcyll2 2 tcyll2 1 btype beam

!=====
!
M6 metal rod between wooden disks

new_elements_beam1 nelem 1 material rod connect_mode auto
x1 -27.5 0.0 -20 dcyll1 0.5 tcyll1 0.25 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0.0 10 dcyll2 0.5 tcyll2 0.25 btype beamwb

!=====
!
!! Pontoon, bucket, 2
!

new_body
name: pontoon_2
reftype: refnode
xfind: 0. 0. 0.
rotorder: 123
rotation: 0. 0. 120.
axes: normal
parent: center_column

copy_elements
from_body: pontoon_1
to_body: pontoon_2

!=====
!
!! Pontoon, bucket,3
!

new_body
name: pontoon_3
reftype: refnode
xfind: 0. 0. 0.
rotorder: 123
rotation: 0. 0. 240.
axes: normal
parent: center_column

```



```
copy_elements
from_body: pontoon_1
to_body: pontoon_3
```

```
!=====
!  
!! Supporting frame between buckets
```

```
new_body
name: supporting_frame_1
reftype: inertial
parent: inertial
axes: normal
```

```
new_elements_beam1 nelem 1 material supp_beams connect_mode auto
|x1 13.75 -23.8156986 10 dcy11 2 tcy11 1 pre_strain_long 0.
|x2 13.75 23.8156986 10 dcy12 2 tcy12 1 btype beam
```

```
new_body
name: supporting_frame_2
reftype: refnode
xfind: 0 0 0
rotorder: 123
rotation: 0. 0. 120.
axes: normal
parent: supporting_frame_1
```

```
copy_elements
from_body: supporting_frame_1
to_body: supporting_frame_2
```

```
new_body
name: supporting_frame_3
reftype: refnode
xfind: 0 0 0
rotorder: 123
rotation: 0. 0. -120.
axes: normal
parent: supporting_frame_1
```

```
copy_elements
from_body: supporting_frame_1
to_body: supporting_frame_3
```

```
!=====
!! Exiting frame pitch
```

```
!new_body
!name: rotation_frame_pitch
!parent: inertial
!reftype: inertial
!axes: normal
```

```
!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!|x1 0 30.0 0.0 dcy11 1 tcy11 0.5 pre_strain_long 0.
!|x2 0 30.0 19.072 dcy12 1 tcy12 0.5 btype beam
```

```
!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!|x1 0 30.0 19.072 dcy11 1 tcy11 0.5 pre_strain_long 0.
!|x2 0 0.0 19.072 dcy12 1 tcy12 0.5 btype beam
```

```
!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!|x1 0 0.0 19.072 dcy11 1 tcy11 0.5 pre_strain_long 0.
!|x2 0 -30.0 19.072 dcy12 1 tcy12 0.5 btype beam
```

```
!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!|x1 0 -30.0 19.072 dcy11 1 tcy11 0.5 pre_strain_long 0.
!|x2 0 -30.0 0.0 dcy12 1 tcy12 0.5 btype beam
```

```
!=====
!=====
!! Exiting frame roll
```

```

!new_body
!name: rotation_frame_roll
!parent: inertial
!reftype: inertial
!axes: normal

!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!x1 -40 0.0 0.0 dcy11 1 tcyl1 0.5 pre_strain_long 0.
!x2 -40 0.0 19.072 dcy12 1 tcyl2 0.5 btype Beam

!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!x1 -40 0.0 19.072 dcy11 1 tcyl1 0.5 pre_strain_long 0.
!x2 0 0.0 19.072 dcy12 1 tcyl2 0.5 btype beam

!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!x1 0 0.0 19.072 dcy11 1 tcyl1 0.5 pre_strain_long 0.
!x2 40 0.0 19.072 dcy12 1 tcyl2 0.5 btype beam

!new_elements_beam1 nelem 1 material frame_mat connect_mode auto
!x1 40 0.0 19.072 dcy11 1 tcyl1 0.5 pre_strain_long 0.
!x2 40 0.0 0.0 dcy12 1 tcyl2 0.5 btype beam

!=====
!
!for linear damping
add_node_damping find 0. 0. 0.
3 3 300000
4 4 5500000
5 5 5500000

!for quadratic damping
add_node_quadratic_damping find 0. 0. 0.
1 1 500000
2 2 500000
3 3 1250000

!=====
!
!! Boundary conditions

!! Prescribed forced motion by applying high force against stiff spring
!! Boundary conditions to plattform in surge,sway, heave and yaw
apply_nodal_bc find 0. 0. 19.072 apply_displ idofs 1 idofe 2 displ 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find 0. 0. 19.072 apply_displ idofs 4 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0.

!!Forced motion on plattform in surge,sway, heave and yaw
apply_nodal_bc find 0. 0. 19.072 apply_harmonic_force 0. 0. 0. 0. 0. amplitude 0. 0. 1e15 0. 0. omega 1.256637061
logfile harmonic_force.txt idofs 1 idofe 6 tstart 0. tend 1.e7 stretch 1.

add_node_stiffness find 0. 0. 19.072
f_lin 0. 0. 0. 0. 0. 0.
X_lin 0. 0. 19.072 0. 0. 0.
3 3 1e15

!! Boundary conditions to exciting frame in pitch and roll

!!Pitch
!apply_nodal_bc find 0. 30. 0. apply_displ idofs 1 idofe 4 displ 0. 0. 0. 0. 0.
!apply_nodal_bc find 0. 30. 0. apply_displ idofs 6 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0.
!apply_nodal_bc find 0. -30. 0. apply_displ idofs 1 idofe 4 displ 0. 0. 0. 0. 0.
!apply_nodal_bc find 0. -30. 0. apply_displ idofs 6 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0.

!!Roll
!apply_nodal_bc find 40. 0. 0. apply_displ idofs 1 idofe 3 displ 0. 0. 0. 0. 0.
!apply_nodal_bc find 40. 0. 0. apply_displ idofs 5 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0.
!apply_nodal_bc find -40. 0. 0. apply_displ idofs 1 idofe 3 displ 0. 0. 0. 0. 0.
!apply_nodal_bc find -40. 0. 0. apply_displ idofs 5 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0.

!! Prescribed forced motion to exciting frame roll and pitch

```

```

!apply_nodal_bc find 40 0. 0. apply_harmonic_force 0. 0. 0. 0. 0. amplitude 0. 0. 0.0872664626e15 0. 0. omega 0.6283185307
!logfile harmonic_force.txt idofs 1 idofe 6 tstart 0. tend 1.e7 stretch 1.

!add_node_stiffness find 40 0. 0.
!f_lin 0. 0. 0. 0. 0. 0.
!x_lin 0. 0. 0. 0. 0. 0.
!4 4 1e15

! End Prescribed forced motion

!! Regular waves

!apply_nodal_bc find 0. 0. 19.072 apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find 0 0 0 wall idofs 3 idofe 3 displ -200 dstat 0.01 !Seabed !TAN

! End Prescribed forced motion

=====
!
!! Sensor output initialisation
!!! ECN measurements

! Plotting with Python script plot_geo.py
monitor_element_b1 type: plot nmonitor: 1 file: turb1.plot

! Forces in load cell
monitor_element_b1 type: forces file: forces.txt nmonitor: 1 body_name: sensor find: 0.0 0.0 16.08 node: 1
label Fz Fy Fx

! Moment in load cell
monitor_element_b1 type: moments file: moments.txt nmonitor: 1 body_name: sensor find: 0.0 0.0 16.08 node: 1
label Mz My Mx

monitor_element_b1 find 0. 0. 0. nmonitor 1 node 2 type orientation file turb1_wlx.txt
label: dx dy dz

monitor_element_b1 type orientation file angle.txt nmonitor 1 find 0.0 0.0 19.072 node 2 body_name sensor
label PtfmSurge PtfmSway PtfmHeave PtfmPitch PtfmRoll Ptfm_xz PtfmYaw

monitor_element_b1 find 0. 0. -20. nmonitor 1 node 1 type gather
file sensor_outputs.txt label ECN_gather toffset 0
sensors:
nfact: 1 source: Fx scale: .001 unit: [kN]
nfact: 1 source: Fy scale: .001 unit: [kN]
nfact: 1 source: Fz scale: -.001 unit: [kN]
nfact: 1 source: Mx scale: .001 unit: [kNm]
nfact: 1 source: My scale: .001 unit: [kNm]
nfact: 1 source: Mz scale: -.001 unit: [kNm]
nfact: 1 source: dx scale: 1. unit: [m]
nfact: 1 source: dy scale: 1. unit: [m]
nfact: 1 source: dz scale: 1. unit: [m]
nfact: 1 source: PtfmSurge scale: 1. unit: [m]
nfact: 1 source: PtfmSway scale: 1. unit: [m]
nfact: 1 source: PtfmHeave scale: 1. unit: [m]
nfact: 1 source: PtfmRoll scale: 57.29577951 unit: [deg]
nfact: 1 source: PtfmPitch scale: -57.29577951 unit: [deg]
nfact: 1 source: PtfmYaw scale: 57.29577951 unit: [deg]

=====
!
!! Simulation parameters

!damping type rayleigh alpha 0. beta 0.1
damping type ratio2rayl ratio_1 0.01 ratio_2 0.01 omega_1 0.1 omega_2 1. !TAN

newmark dt: 0.01 nassemble: 1 nnewton: 20 nsubmin: 2 rwilson: 0.9
relax: 0.0 resid_newton: 1e-10 nmonitor: 10

step nstep 20000 method step9

END

```

B Inputfil 3DFloat, regulære bølger med forankringsliner

```

!
! Full scale model of concrete floater for test at ECN, November 2013
!
set_environment
gravity:          on
buoyancy:        on
hydro_force:     morison
wind_force:      off
waves:           streamfunction ! for waves: "extrapolated_airy" for t>16 and "streamfunction" for t<16
norder:          -1
rho_water:       1000.
rho_air:         1.29
nu_water:        1.e-5
nu_air:          1.e-6
wave_amplitude:  2.86             !(0.15/2)*40=3 (wave_height/2)*scale_factor
wave_direction:  0.
wave_ramps:      30.
wave_rampe:      50.
depth:           200.
kinematics_option: updated
dtwkins:         -1
spectral_peak:   21.             ! This is the period used for regular wave periods
tshift_waves:    0.

wave_forces cm_morison: 2 cd_morison: 0.7

! Geometry definition
! Material properties from http://web.mit.edu/course/3/3.11/www/modules/props.pdf

define_material name: plast_upscaled          rho: 1225.0      e: 108.e9  g: 38.8e9
define_material name: plast_sand_tower_upscaled rho: 33065.94754 e: 108.e9  g: 38.8e9
define_material name: plast_water_tower_upscaled rho: 17145.473773 e: 108.e9  g: 38.8e9
define_material name: plast_sand_bucket_upscaled rho: 53150      e: 108.e9  g: 38.8e9
define_material name: plast_water_bucket_upscaled rho: 21311.3697709 e: 108.e9  g: 38.8e9
define_material name: plast_water_pontoon_upscaled rho: 34141.84901 e: 108.e9  g: 38.8e9
define_material name: plast_rna_upscaled        rho: 9867.606472 e: 108.e9  g: 38.8e9
define_material name: plast_tower_upscaled      rho: 1636.37254 e: 108.e9  g: 38.8e9 !
define_material name: wire_OC4                  rho: 8562.848714 e: 6.043797688e10 g: 2.324537572e10
define_material name: connect_mat              rho: 1e-08      e: 2.1e9   g: 8.1e9
define_material name: outfitting               rho: 673244.260 e: 108.e9  g: 38.8e9
!define_material name: massless                 rho: 0.         e: 1.e15   g: 1.e15

new_keypoints          ! node # x y z [m]
1 0. 0. -20.          ! center column bottom
2 0. 0. -17.5         ! sand ballast upper level 2ton/m**3
3 0. 0. -17.          ! center column attachment
4 0. 0. -8.           ! water ballast upper level, also high-res area for elements -.2 to .2m
5 0. 0. 0.            ! center still water node
6 0. 0. 8.            ! high-resolution (wave forces) up to here
7 0. 0. 15.           ! tower base
8 -4. 0. -17.         ! center pontoon attachment
9 -22.5 0. -17.       ! column 1 surface pontoon attachment
10 -27.5 0. -17.      ! column 1 center pontoon attachment
11 -27.5 0. -7.45     ! water level
12 -27.5 0. 0.        ! column 1 swl
13 -27.5 0. -17.5    ! sand level
14 -27.5 0. -20.     ! column 1 bottom

new_boxmember_properties          ! Pontoon, see python script for calculations
iproop: 1                         ! Property set no
material: plast_water_pontoon_upscaled
connect_mode: auto
btype: beam
buoyancy_type: closed
ea1: 2.369080e11 ea2: 2.369080e11 ! axial stiffness at keypoints 1 and 2
ei11: 4.96032768e12 ei12: 4.96032768e12 ! EIyy bending stiffness, STIFFNESS FOR BENDING ABOUT Z AXIS !
ei21: 1.63717632e12 ei22: 1.63717632e12 ! EIzz bending stiffness, STIFFNESS FOR BENDING ABOUT Y AXIS !
lx1: 18.5 lx2: 18.5 ! equiv section length for use in drag calculations
ly1: 12.4 ly2: 12.4 ! section width for use in drag calculations
lz1: 6. lz2: 6. ! section height for use in drag calculations
m1: 76025.001 m2: 76025.001 ! mass per unit length at keypoint 1 and 2
ab1: 74.4 ab2: 74.4 ! area for buoyancy calculation
pre_strain_long: .0 ! longitudinal pre-strain. optional keywords from here
pointmass1: 0. pointmass2: 0.
cdx: 0. cdy: 2. cdz: 16.9 ! drag coefficients cm8 10.4
cmx: 1. cmz: 2.5 cmz: 3.60386 ! inertia coefficients

=====
!
!!! SEMI-SUBMERSIBLE

```

```

=====
!
!! Central tower
!
new_body
reftype: inertial
name: center_column
parent: inertial
axes: normal

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_sand_tower_upscaled connect_mode no_connect ! heave plate to upper level sand
x1 0. 0. -20. dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -17.5 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 14.95 cma 7.01614 ! with sand ballast

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! upper level sand to pontoon attachment
x1 0. 0. -17.5 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -17. dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 4 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! pontoon attachment to COB total
x1 0. 0. -17. dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -12.954 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! COB total to point of free rotation
x1 0. 0. -12.954 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -11.306 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! point of free rotation to COB tower
x1 0. 0. -11.306 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -10. dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! COB tower to COG
x1 0. 0. -10. dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -9.658 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 2 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! COG to upper level water filling
x1 0. 0. -9.658 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -7.2696 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 4 material plast_upscaled connect_mode auto ! upper level water filling to SWL
x1 0. 0. -7.2696 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 0 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled connect_mode auto ! SWL to 8
x1 0. 0. 0 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 8. dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled connect_mode auto ! 8 to tower base
x1 0. 0. 8. dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 10. dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 0.01

=====
!
!! Mechanical outfitting

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_tower_upscaled connect_mode auto ! tower base for including mech. outfitting 200t choose material outfitting
x1 0. 0. 10. dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 10.1 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam_cda 0. cma 1

=====
!
!! Tower Full scale mass 350. Note rho is adjusted, same tube as base would give 316 t

new_elements_beam1 nelem 8 material plast_tower_upscaled connect_mode auto ! SWL to tower base
x1 0. 0. 10.1 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 81.9 dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_tower_upscaled connect_mode auto ! only for load cell if deleted again change upper element height back to 82
x1 0. 0. 81.9 dcy11 8. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 82. dcy12 8. tcy12 0.12 btype beam

=====
!
!! RNA, full scale mass 310 t

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_rna_upscaled connect_mode auto ! tower base
x1 -5. 0. 82. dcy11 2. tcy11 1. pre_strain_long 0.15
x2 0. 0. 82. dcy12 2. tcy12 1. btype beam

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_rna_upscaled connect_mode auto ! tower base
x1 0. 0. 82. dcy11 2. tcy11 1. pre_strain_long 0.
x2 5. 0. 82. dcy12 2. tcy12 1. btype beam !5

```

```

|=====
|
!! Pontoon 1

new_body
name:      pontoon_1
reftype:   refnode
xfind:     0. 0. 0.
rotorder:  123
rotation:  0. 0. 0.
axes:      normal
parent:    center_column

new_boxmembers nelem_default: 2 ! member_no keypoint_1 keypoint_2 Property_Set optional nelem
1 8 9 1      nelem: 15

new_elements_beam1 nelem 1 material massless connect_mode auto ! attachment inside cylinder
x1 0. 0. -17. dcy11 8. tcy11 1.2 pre_strain_long 0.
x2 -4. 0. -17. dcy12 8. tcy12 1.2 btype beammb ! dbg beammb

new_elements_beam1 nelem 1 material massless connect_mode auto ! attachment inside cylinder
x1 -22.5 0. -17. dcy11 8. tcy11 1.2 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17. dcy12 8. tcy12 1.2 btype beammb ! dbg beammb

|=====
|
!! Bucket 1

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_sand_bucket_upscaled connect_mode auto ! heave plate to upper level sand
x1 -27.5 0. -20. dcy11 10. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17.5 dcy12 10. tcy12 0.12 btype beam_lid1 cda 17.81 cma 9.09961 !CMB 6.969

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_bucket_upscaled connect_mode auto ! upper level sand to pontoon
x1 -27.5 0. -17.5 dcy11 10. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17. dcy12 10. tcy12 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 6 material plast_water_bucket_upscaled connect_mode auto ! pontoon to COB
x1 -27.5 0. -17. dcy11 10. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -10. dcy12 10. tcy12 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 2 material plast_water_bucket_upscaled connect_mode auto ! COB to upper level water
x1 -27.5 0. -10. dcy11 10. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -7.0096 dcy12 10. tcy12 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 4 material plast_upscaled connect_mode auto ! upper level water to SWL
x1 -27.5 0. -7.0096 dcy11 10. tcy11 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. 0. dcy12 10. tcy12 0.12 btype beam cda 0. cma 1

new_elements_beam1 nelem 2 material plast_upscaled connect_mode auto ! SWL to top of bucket.
x1 -27.5 0. 0. dcy11 10. tcy11 0.12 pre_strain_long 0. ! lid2 will take water on deck into account
x2 -27.5 0. 10. dcy12 10. tcy12 0.12 btype beam_lid2 cda 0. cma 0.01

|=====
|
!! Pontoon, bucket and mooring line 2

new_body
name:      pontoon_2
reftype:   refnode
xfind:     0. 0. 0.
rotorder:  123
rotation:  0. 0. 120.
axes:      normal
parent:    center_column

copy_elements
from_body: pontoon_1
to_body:   pontoon_2

```

```

=====
!
!! Pontoon, bucket and mooring line 3

new_body
name: pontoon_3
reftype: refnode
xfind: 0. 0. 0.
rotorder: 123
rotation: 0. 0. -120.
axes: normal
parent: center_column

copy_elements
from_body: pontoon_1
to_body: pontoon_3

=====
!
!! Mooring line 1

new_body
reftype: inertial
name: mooring
parent: inertial
axes: normal

new_elements_beam1 nelem 1 material connect_mat connect_mode auto
x1 -27.5 0.0 -17.0 dcy11 0.126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 -32.5 0.0 -14.0 dcy12 0.126 tcy12 0.063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0

new_elements_beam1 nelem 17 material wire_OC4 connect_mode auto !nelem 17
x1 -32.5 0.0 -14.0 dcy11 0.126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 -420.5 0.0 -200.0 dcy12 0.126 tcy12 0.063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cmn 2.0

new_elements_beam1 nelem 14 material wire_OC4 connect_mode auto !nelem 14
x1 -420.5 0.0 -200.0 dcy11 0.126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 -829.23 0.0 -200.0 dcy12 0.126 tcy12 0.063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cmn 2.0

new_elements_beam1 nelem 1 material connect_mat connect_mode auto
x1 -829.23 0.0 -200.0 dcy11 0.126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 -829.23 0.0 -199.9 dcy12 0.126 tcy12 0.063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0

=====
!
!! Mooring line 2

new_elements_beam1 nelem 1 material connect_mat connect_mode auto
x1 13.75 23.8156986 -17. dcy11 .126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 16.25 28.14584 -14. dcy12 .126 tcy12 0.063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0

new_elements_beam1 nelem 17 material wire_OC4 connect_mode auto
x1 16.25 28.14584 -14. dcy11 0.126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 221.1251531 383. -200. dcy12 0.126 tcy12 0.063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cmn 2.0

new_elements_beam1 nelem 14 material wire_OC4 connect_mode auto
x1 221.1251531 383. -200. dcy11 0.126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 290. 502.2947342 -200. dcy12 0.126 tcy12 0.063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cmn 2.0

new_elements_beam1 nelem 1 material connect_mat connect_mode auto
x1 290. 502.2947342 -200. dcy11 0.126 tcy11 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 290. 502.2947342 -199.9 dcy12 0.126 tcy12 0.063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0

```

```

=====
!
!! Mooring line 3

new_elements_beam1 nelem 1 material connect_mat connect_mode auto
x1 13.75 -23.8156986 -17. dcyll 0.126 tcyll 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 16.25 -28.14584 -14. dcyll 0.126 tcyll 0.063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0

new_elements_beam1 nelem 17 material wire_OC4 connect_mode auto
x1 16.25 -28.14584 -14. dcyll 0.126 tcyll 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 221.1251531 -383.3 -200. dcyll 0.126 tcyll 0.063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cm 2.0

new_elements_beam1 nelem 14 material wire_OC4 connect_mode auto
x1 221.1251531 -383.3 -200. dcyll 0.126 tcyll 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 290. -502.2947342 -200. dcyll 0.126 tcyll 0.063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cm 2.0

new_elements_beam1 nelem 1 material connect_mat connect_mode auto
x1 290. -502.2947342 -200. dcyll 0.126 tcyll 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 290. -502.2947342 -199.9 dcyll 0.126 tcyll 0.063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0

=====
!
!for linear damping
add_node_damping find 0. 0. 0.
3 3 250000
4 4 55000000
5 5 55000000

!for quadratic damping
add_node_quadratic_damping find 0. 0. 0.
1 1 500000
2 2 500000
3 3 1250000

=====
!
!! Boundary conditions

!Lock anchors
apply_nodal_bc find -829.23 0.0 -199.9 apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find 290. -502.2947342 -199.9 apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find 290. 502.2947342 -199.9 apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.

!Define sea bed
apply_nodal_bc find 0. 0. 0. wall idofs 3 idofe 3 displ -200.0 dstat 0.01

!Free Decay Heave
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 0. 0. -1.2418 0. 0. 0. tstart: 0. tramp: 10. tend: 20

!Free Decay Pitch
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 0 0. 0 0.02680227083 0 tstart: 0. tramp: 10. tend: 20

=====
!
!! Sensor output initialisation
!!! ECV measurements

! Wave height upstream, downstream and to the side of the platform
monitor_element_b1 find -30. 0. -15.5 nmonitor 1 node 2 type waveheight
file wavesupstream.txt label WvUpst

monitor_element_b1 find 0. 0. 0.01 nmonitor 1 node 1 type waveheight
file wavesside.txt label WvSide

monitor_element_b1 find 22.64973666 -39.23049467 -19.47058824 nmonitor 1 node 1 type waveheight
file wavesdownstream.txt label WvDown

! Sensors for platform displacements at swl
monitor_element_b1 type orientation file turb1_swl.txt nmonitor 1 find 0. 0. 4. node 1 body_name inertial
label PtfmSurge PtfmSway PtfmHeave Ptfm_xx Ptfm_xy Ptfm_xz Ptfm_yx

```



```

! Accelerometers at tower top
monitor_element_b1 type acceleration file PM_acceleration_tower_top.txt nmonitor 5 find 0. 0. 81.9995 node 2 body_name inertial
label PMaccTx PMaccTy PMaccTz PMaccRx PMaccRy PMaccRz

! Load cell atop of tower; forces RNA
monitor_element_b1 type forces nmonitor 5 file Wi_forces.txt find 0. 0. 81.9995 node 2 body_name inertial
label WiEx WiEy WiEz WiBx WiBy WiBz

! Temporary load cell for testing !subtract gravitational forces
monitor_element_b1 type forces nmonitor 5 file Rotor_forces.txt find 5. 0. 82. node 2 body_name inertial

! Sensor for wind velocity
monitor_element_b1 type wind_fixed nmonitor 5 file Wi_velocity.txt find -5. 0. 82. node 1 body_name inertial
label WiVelocX WiVelocity WiVelocZ

! Tension in mooring line 1 at anchoring point
monitor_element_b1 type forces file MLanch1_forces.txt nmonitor 1 find -814.63 0.0 -200. node 1 body_name inertial
label Anch1Ten s2 s3 s4 s5 s6

! Tension in mooring line 2 at anchoring point
monitor_element_b1 type forces file MLanch2_forces.txt nmonitor 1 find 287.54 498.03 -200. node 1 body_name inertial
label Anch2Ten s2 s3 s4 s5 s6

! Tension in mooring line 3 at anchoring point
monitor_element_b1 type forces file MLanch3_forces.txt nmonitor 1 find 287.54 -498.03 -200. node 1 body_name inertial
label Anch3Ten s2 s3 s4 s5 s6

! Tension in mooring line 1 at fairlead
monitor_element_b1 type forces file MLfair1_forces.txt nmonitor 1 find -43.912 0.0 -19.471 node 1 body_name inertial
label Fair1Ten s2 s3 s4 s5 s6

! Tension in mooring line 2 at fairlead
monitor_element_b1 type forces file MLfair2_forces.txt nmonitor 1 find 22.276 38.583 -19.471 node 1 body_name inertial
label Fair2Ten s2 s3 s4 s5 s6

! Tension in mooring line 3 at fairlead
monitor_element_b1 type forces file MLfair3_forces.txt nmonitor 1 find 22.276 -38.583 -19.471 node 1 body_name inertial
label Fair3Ten s2 s3 s4 s5 s6

! Tecplot
!monitor_element_b1 type: tecplot nmonitor: 1000 file: turb1.dat

! adjustment of sensor position above
monitor_element_b1 find 0. 0. -20 nmonitor 1 node 1 type gather
file sensor_outputs.txt label ECN_gather toffset 0.
sensors:
nfact: 1 source: PtfmSurge scale: 1. unit: [m] header: PMSurge ! rel. inertia
nfact: 1 source: PtfmSway scale: 1. unit: [m] header: PMSway !
nfact: 1 source: PtfmHeave scale: 1. unit: [m] header: PMHeave !
nfact: 1 source: Ptfm_Xy scale: -57.295779513082323 unit: [deg] header: PMRoll
nfact: 1 source: Ptfm_xx scale: 57.295779513082323 unit: [deg] header: PMPitch
nfact: 1 source: Ptfm_yx scale: -57.295779513082323 unit: [deg] header: PMYaw
nfact: 1 source: PMaccTx scale: 1. unit: [m/s^2] header: PMaccSurge ! rel. inertia
nfact: 1 source: PMaccTy scale: 1. unit: [m/s^2] header: PMaccSway !
nfact: 1 source: PMaccTz scale: 1. unit: [m/s^2] header: PMaccHeave !
nfact: 1 source: PMaccRx scale: 1. unit: [rad/s^2] header: PMaccRoll
nfact: 1 source: PMaccRy scale: 1. unit: [rad/s^2] header: PMaccPitch
nfact: 1 source: PMaccRz scale: 1. unit: [rad/s^2] header: PMaccYaw
nfact: 1 source: WiVelocX scale: 1. unit: [m/s] header: WiVelocX !
nfact: 1 source: WiVelocity scale: 1. unit: [m/s] header: WiVelocity !
nfact: 1 source: WiVelocZ scale: 1. unit: [m/s] header: WiVelocZ !
nfact: 1 source: WiBx scale: 1. unit: [N] header: WiForceX !
nfact: 1 source: WiBy scale: 1. unit: [N] header: WiForceY !
nfact: 1 source: WiBz scale: 1. unit: [N] header: WiForceZ !
nfact: 1 source: Anch1Ten scale: .001 unit: [kN] header: MLanch1Ten !
nfact: 1 source: Anch2Ten scale: .001 unit: [kN] header: MLanch2Ten !
nfact: 1 source: Anch3Ten scale: .001 unit: [kN] header: MLanch3Ten !
nfact: 1 source: Fair1Ten scale: .001 unit: [kN] header: MLFair1Ten !
nfact: 1 source: Fair2Ten scale: .001 unit: [kN] header: MLFair2Ten !
nfact: 1 source: Fair3Ten scale: .001 unit: [kN] header: MLFair3Ten !

print_nodes
nodes.txt
-1 -1

```

```

!-----
!

```

```
!  
!! Simulation parameters  
  
!material damping  
damping type ratio2ray1 ratio_1 .01 ratio_2 .01 omega_1 0.1 omega_2 1.  
  
!for plotting with Python script plot_geo.py  
!monitor_element_b1 type: plot nmonitor: 10 file: turbi.plot  
  
newmark dt: 0.01 nassemble: 1 nnewton: 20 nsubmin: 2 rwilson: 0.9  
relax: 0.0 resid_newton: 1e-10 nmonitor: 10  
  
step nstep 45000 method step9  
  
!printing og plotting til outputfiler  
!print_nodes  
nodes.txt  
-1 -1  
  
!print_b1_elements  
elements.txt  
-1 -1  
3 2 3 2  
  
print_solution  
solution.txt  
  
END  
!
```

C Inputfil 3DFloat, isolert forankringsline

```
! single mooring line with prescribed motion of fairlead.
! ECN MARINET Test 2013
set_environment
  gravity:      on
  buoyancy:    on
  wind_force:  off
  hydro_force: morison
  rho_water:   1025.
  rho_air:     1.225
  nu_water:    0.0001000
  nu_air:      0.0000100
!
waves:         none
tshift_waves: 0.
!wave_ramps:  0.
!wave_rampe:  10.
norder        -1
!wave_amplitude: 1.
!spectral_peak: 10.
!wave_direction: 0.
depth:        5
kinematics_option: updated
surface_option: 2ndorder ! interpolated ! msl
dtwkin:       -1.
!

wave_forces cd_morison 1.4 cm_morison 2.

define_material name massless1 rho 0.0001 e 210.e12 g 80.8e12
define_material name wire rho 7599.786209924416 e 37.4482219e9 g 14.265989e9

new_body reftype inertial name mooring parent inertial # body 1
axes normal

! "axis" system to viz bottom and to prevent aspect ratio scaling

new_elements_beam1 nelem 1 material massless1 connect_mode no_connect
x1 -2. 0. -5. dcy11 .0034 tcy11 .0017 pre_strain_long 0.01 ! dbg
x2 19. 0. -5. dcy12 .0034 tcy12 .0017 btype beammb

new_elements_beam1 nelem 1 material massless1 connect_mode connect_1
x1 -2. 0. -5. dcy11 .0034 tcy11 .0017 pre_strain_long 0.01 ! dbg
x2 -2. 20. -5. dcy12 .0034 tcy12 .0017 btype beammb

new_elements_beam1 nelem 1 material massless1 connect_mode connect_1
x1 -2. 0. -5. dcy11 .0034 tcy11 .0017 pre_strain_long 0.01 ! dbg
x2 -2. 0. 15. dcy12 .0034 tcy12 .0017 btype beammb

! Foundation load censor
!
new_elements_beam1 nelem 1 material massless1 connect_mode no_connect
x1 -1. 0. -4.999 dcy11 .0034 tcy11 .0017 pre_strain_long 0. ! dbg
x2 0. 0. -4.999 dcy12 .0034 tcy12 .0017 btype beammb

new_elements_beam1 nelem 30 material wire connect_mode connect_1 ! free length 21m
x1 0. 0. -4.999 dcy11 .0034 tcy11 .0017 pre_strain_long -0.0249434309559593
x2 19.872 0. 0. dcy12 .0034 tcy12 .0017 frac_stiff 1.e-8 btype cable
cda 0. ! for ref length diameter. Could be element length in code. TODO

new_elements_beam1 nelem 1 material massless1 connect_mode connect_1
x1 19.872 0. 0. dcy11 .034 tcy11 0.0017 pre_strain_long 0.
x2 20. 0. 0. dcy12 .034 tcy12 0.0017 btype beammb

print_nodes
nodes.txt
-1 -1

apply_nodal_bc find -1. 0. -4.999 apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find 20. 0. 0. apply_displ idofs 2 idofe 3 displ 0. 0. ! 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find 20. 0. 0. apply_displ idofs 4 idofe 6 displ 0. 0. 0. ! 0. 0. 0.

! axis system
apply_nodal_bc find -2. 0. -5. apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find 19. 0. -5. apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find -2. 20. -5. apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
apply_nodal_bc find -2. 0. 15. apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0. 0.
```

```

apply_nodal_bc find 0. 0. 0. wall idofs 3 idofe 3 displ -5. dstat .01

apply_nodal_bc find 20. 0. 0. type apply_harmonic_force 0. 0. 0. 0. 0.
amplitude .125e5 0. 0. 0. 0. tstart 0 tend 100000.
logfile force_fairlead.txt omega 1.988349781 stretch 1. idofs 1 idofe 6

add_node_stiffness find 20. 0. 0.
f_lin 0. 0. 0. 0. 0. 0.
x_lin 20. 0. 0. 0. 0. 0.
1 1 1.e5

! Plotting with Python script plot_geo.py
monitor_element_b1 type: plot nmonitor: 1 file: turb1.plot

!monitor_element_b1 type plot nmonitor 5000
file m1.plot

monitor_element_b1 type tecplot nmonitor 10
file m1.dat

! sensor 1 through 3 anchor forces
!
monitor_element_b1 find -.5 0. -4.999 nmonitor 1 node 1 type forces ! element internal force on element node 1
file anchor_forces.txt body_name mooring label s1 s2 s3 fax fay faz

! sensor 4 through 6 fairlead forces
!
monitor_element_b1 find 20. 0. 0. nmonitor 1 node 1 type forces ! element internal force on element node 1
file fairlead_forces.txt body_name mooring label s1 s2 s3 ffx ffy ffz

! upper element of cable
!
monitor_element_b1 find 1.9541E+01 0.0000E+00 -8.3317E-02 nmonitor 1 node 1 type forces
file upper_cable_forces.txt body_name mooring label fcx fcy fcz

monitor_element_b1 find 20. 0. 0. nmonitor 1 node 1 type orientation
file orientation_fairlead.txt label xf yf zf
|

monitor_element_b1 find -0.5 0. -4.999 nmonitor 1 node 1 type gather
file sensors.txt label static toffset 4.
sensors:
nfact: 1 source: fcx scale: 1. unit: [kN] ! header as source label ! from mooring on anchor
nfact: 1 source: fcy scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: fcz scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: fax scale: 1. unit: [kN] ! header as source label ! from mooring on anchor
nfact: 1 source: fay scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: faz scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: ffx scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: ffy scale: 1. unit: [kN] ! header as source label ! from mooring on fairlead
nfact: 1 source: ffz scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: xf scale: 1. unit: [m] ! header as source label
nfact: 1 source: yf scale: 1. unit: [m] ! header as source label
nfact: 1 source: zf scale: 1. unit: [m] ! header as source label

!monitor_element_b1 find 6.0 -6.0 -50.05 nmonitor 1 node 1 type gather2
file sensors2.txt label static toffset 5.
sensors:
nfact: 1 source: fax scale: 1. unit: [kN] ! header as source label ! from mooring on anchor
nfact: 1 source: fay scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: faz scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: ffx scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: ffy scale: 1. unit: [kN] ! header as source label ! from mooring on fairlead
nfact: 1 source: ffz scale: 1. unit: [kN] ! header as source label
nfact: 1 source: xf scale: 1. unit: [m] ! header as source label
nfact: 1 source: yf scale: 1. unit: [m] ! header as source label
nfact: 1 source: zf scale: 1. unit: [m] ! header as source label

damping type rayleigh alpha 1. beta 1.

newmark dt: 0.001 nassemble: 1 nnewton: 10 nsubmin: 2 rwilson: 0.9 relax: 0.0 resid_newton: 1e-08 nmonitor: 10

damping type ratio2rayl ratio_1 .01 ratio_2 .01 omega_1 0.1 omega_2 1.

step nstep 10000 method step9

end

```

D Beskrivelse av 3DFloat

1

DRAFT

3DFloat: Aero-servo-hydro-elastic computations for offshore wind turbines

Tor Anders Nygaard

Institute for Energy Technology (IFE), Energy Systems Department
P.O. Box 40, 2027 Kjeller, Norway

ABSTRACT

This paper describes the in-house code 3DFloat at Institute for Energy Technology (IFE). The core is a general nonlinear Finite-Element-Method (FEM) based on a co-rotated approach. It is particularly suited for structures that can be modeled with a combination of flexible slender beam elements, rigid bodies, taut or catenary mooring lines, springs and dampers subject to concurrent wave- and wind loading. Rigid or flexible rotors, several if so desired, can be applied to the structure. Although the code was developed with offshore wind turbines in mind, other uses, such as strait crossings are currently being explored.

KEY WORDS: Aero-servo-hydro-elastic analysis, offshore wind turbine, strait crossing

INTRODUCTION

3DFloat is an aero-servo-hydro-elastic simulation tool developed from 2006 at IFE and NMBU for the computation of dynamic response of offshore wind turbines. It is coded in FORTRAN90, with linear algebra routines from the LAPACK library (Anderson et al., 1990). 3DFloat was one of the models applied to the OC3-HYWIND floating wind-turbine in the IEA OC3 project (Jonkman et al., 2010), the bottom-fixed space-frame (“Jacket”) in the IEA OC4 project (Popko et al., 2012) and the semisubmersible platform in the IEA OC4 project (Robertson et al., 2013). It has been validated against wave tank experiments for 3 different Tension-Leg-Buoys (Myhr and Nygaard, 2015). It is currently being validated against wave tank experiments for a semisubmersible floater (Azcona et al., 2014), several floater shapes in the IEA OC5 project (Robertson et al., 2015) and forced motion of an isolated mooring line. Current verification efforts against other models include a Submerged Floating Tunnel for Bjørnafjorden.

STRUCTURAL MODEL

The core of the model is a general nonlinear (FEM) framework, where computational nodes are interconnected with elements. The elements implemented so far are based on Euler-Bernoulli beams with 12 degrees of freedom (DOF).

The element stores structural properties with respect to the two section principal axes (element y and z axes), and if applicable, for the axial (element x) direction. The user input includes the following properties at each end of the element: Axial stiffness, bending stiffness about the two principal axes, mass per unit length and pre-strain. For conical elements, the user input is simpler, with the material properties and diameter and wall thickness at each end of the element replacing the more general input mentioned above.

Cable elements with reduced bending-stiffness are used for the mooring lines. Geometric nonlinearities are accounted for by a co-rotated FEM approach, where the reference configuration is a recently deformed state. The element equations are stated in a coordinate system attached to the midpoint of the element in the reference state, and then transformed to a common component coordinate system. This allows for the utilization of small-strain elements for large global deflections, as long as the element resolution is sufficient.

LOADS

Loads from gravity, buoyancy, waves, current and wind are applied as distributed external loads on the structure. Forces are evaluated at Gauss points in the elements, and a Galerkin approach is used to evaluate consistent nodal loads. Wind is handled as a nonlinear drag term on the structure above the wave surface, except on the rotor blades, where lift- and drag lookup tables and the Blade Element/Momentum (BEM) theory are used. The turbulence is modeled with import of turbulence files on the “HAWC” or TURBSIM formats, generated with e.g. the IEC Turbulence simulator or TURBSIM.

The loads for the wet elements are computed from the pressure field obtained from the wave kinematics model. Regular wave kinematics is either linear finite water-depth Airy-theory or stream functions up to order 12 (Chaplin, 1980). Irregular waves, long- or short crested are obtained by superposition of linear Airy wave components. The wave component tables can be computed from JONSWAP or Pierson-Moskowitz spectrum definitions with either constant frequency or constant energy increments. The wave component tables can also be generated directly from time-series of wave height, from e.g. wave tank experiments

Second-order wave kinematics (Sharma and Dean, 1981), long- or short crested is currently being verified. Two options are available for evaluation of wave kinematics. In the ‘mean’ approach, the mean position of the geometry is used when computing wave forces. In the ‘updated’ approach, the updated configuration of both the structure and sea surface is taken into account when applying buoyancy and wave loads to the wet elements. For the Airy waves, two approaches are implemented to provide wave kinematics to the wave surface. In the Wheeler stretching approach, the wave kinematics calculated at the Still Water line (SWL) is applied to the wave surface, stretching the distribution between the surface and the bottom. This creates variations in pressure extending further down than in the basic Airy formulation, influencing the heave excitation. In the extrapolated Airy theory, wave kinematics above the SWL is assumed to be the same as at the SWL, and elsewhere (for the wet elements) as in the basic Airy theory. This modifies the kinematics only within the wave crests. The pressure in the stream function formulation is calculated by the Bernoulli equation applied in a reference frame moving with the wave celerity. In this frame, the pressure and velocity fields are steady, and the total pressure height is uniform. The wave kinematics can optionally be updated with a kinematic time step that is different than the structure solver time step. This can give a significant savings on computational speed, without much loss of accuracy. For computations involving wind turbine rotors, a typical structure solver time step is 0.01s. It is then sufficient to update the wave kinematics with a time step of 0.1s.

Wave and current loads for slender beams are computed on the wet part of the structure using the relative form of Morison’s equation (Sarpkaya, 1981). Terms involving acceleration (added mass) are added to the mass matrix, while all other loads are kept as applied loads on the right hand side (RHS) of the equation system.

The element hydrodynamic (or aerodynamic) properties is given with respect to the two section principal axes (element y and z axes), and if applicable, for the axial (element x) direction. Coefficients can be specified with global defaults, and individually by element. The user input includes the following hydrodynamic properties at each end of the element: Reference lengths along the element x, y, and z axes for use in drag and inertial load calculations, section area for buoyancy calculation, and drag- and inertia coefficients along the element x, y, and z axes. The elements can optionally have end caps exposed to the hydrodynamic pressure. For conical beams, the user input is simpler, with diameter and wall thickness at each end of the element replacing several input parameters for both structural and hydrodynamic properties.

Large rigid bodies, such as the pontoons on a Submerged Floating Tunnel (SFT) and columns of a semisubmersible floater can be modeled with Linear Potential Theory (LPT). For a given body shape, WAMIT (Lee, 1995) or WADAM (DNV, 2005) is used to compute the linear excitation force transfer function coefficients as function of wave direction and period, and the frequency dependent added-mass and damping coefficient matrices. The results can be imported to 3DFloat and associated with bodies attached to nodes on the structure. In the time domain, the excitation forces follow directly from the transfer functions and wave components. The effect of frequency-dependent added mass and damping is computed via retardation functions and convolution integrals.

Point forces can be applied to nodes. A wind turbine rotor load model can associate rigid rotors (or several if so desired) to nodes or provide aerodynamic loads to a flexible FEM representation of a wind turbine

rotor. The rotor aerodynamic loads are computed using unsteady blade-element/momentum theory (BEM), with extensions for dynamic inflow and yaw errors.

CONTROL SYSTEM

The generic control system in 3DFloat is for a variable speed rotor, with fixed blade pitch angle below rated wind speed. Above rated wind speed, PI control of pitch angle is used to control rotational speed and thereby power (Hansen et al., 2005). Alternatively, similar controllers developed in the IEA OC3 project for the NREL 5 MW reference rotor are implemented. One of these controllers has been tuned to maintain stability for the OC3-HYWIND floating wind turbine (Jonkman et al., 2010). 3DFloat has a Dynamic Link Library (DLL) interface to proprietary controllers supplied by companies with competition sensitive software, e.g. the Statoil controller for spar-buoy floating wind turbines.

TEMPORAL INTEGRATION

The time domain computations are carried out using either the implicit Generalized- α method, the implicit Newmark scheme, or an explicit central difference scheme (Pai, 2007). For the implicit schemes, modified Newton sub-iterations are used for the convergence of the solution in each time-step, governed by a residual criterion.

EIGEN FREQUENCY ANALYSIS

Eigen-frequency analysis with 3DFloat is handled with all displacement dependent externally applied loads linearized and added to the stiffness matrix at the relevant DOF. This includes the effect of buoyancy, mooring lines and restoring moment due to metacentric height. The results include eigen frequencies, and tables and visualizations of mode shapes.

OPTIMIZATION MODULE INVALS

The ALSIM package at IFE (Sørheim, 2002) contains an optimizer that has previously been used in an inverse procedure to optimize heat transfer coefficients in simulation model vs. experiment comparisons. For the use with 3DFloat, it was enhanced with the new optimization algorithms “Efficient Global Optimization (EGO)”, “Genetic Algorithm (GA)”, “Bound Optimization BY Quadratic Approximation (BOBYQA)” and “Dividing RECTangles (DIRECT)”. General and flexible capabilities were included to allow the module to communicate with other simulation models through text-files or scripts, without the need for linking of models. The design variables with limits are specified in the INVALS input, along with tags for identification of the design variables or derived quantities in the simulation model input templates. INVALS generate the 3DFloat input file from the template. The template is identical to the 3DFloat input file, except some header information, and formulas identifying how the selected input values are evaluated from the design variables. With the generated input, INVALS runs a script, that runs 3DFloat, and subsequently a cost function executable that parses through the output files of 3DFloat. The cost function is evaluated and exported to a text file that is subsequently read by the optimizer. The constraints are implemented as penalty functions in the cost model. INVALS can work on parallel systems, e.g. by sending different instances of design configuration simulations to different processors.

A brief evaluation of the new algorithms in INVALS was performed on a benchmark problem from the casting industry. This confirmed the known characteristics of each of the methods. In the optimization problems applied to 3DFloat and offshore wind turbines, the BOBYQA method (Powell, 2009) seems to work well.

VIZUALIZATION

3DFloat can export geometric information and stresses for visualization and animation with Tecplot, ParaView, and a Python scripts that come with the 3DFloat package.

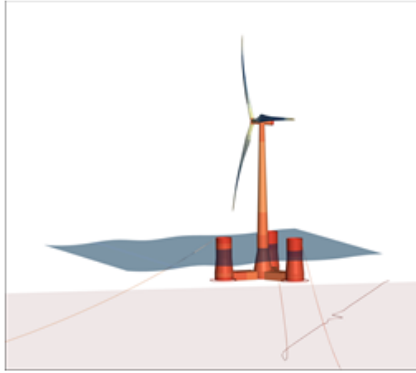


Figure 1: Animation of 3DFloat Results

CATALOGUE OF ROTORS AND FLOATING WIND TURBINE SUBSTRUCTURE DEFINITIONS

3DFloat has been applied to a number of wind turbine rotors. The 3DFloat input for two public definitions are available; the NREL 5MW reference rotor (Jonkman et al., 2009), and the DTU 10MW reference rotor (Bak, C. et al., 2013).

REFERENCES

- Anderson, E. et al. (1990). "LAPACK: a portable linear algebra library for high-performance computers". *Proc of the 1990 conference on Super-computing*. ISBN 0-89791-412-0, IEEE Computer Society Press, Los Alamos, CA, USA.
- Azcona, J., Bouchotrouch, F., González, M., Garcíand, J., Munduate, X., Kelberlau, F. and Nygaard, T.A. (2014). *Aerodynamic Thrust Modelling in Wave Tank Tests of Offshore Floating Wind Turbines Using a Ducted Fan*. Journal of Physics: Conference Series 524 (2014) 012089.
- Bak, C. et al. (2013). "Description of the DTU 10 MW Reference Wind Turbine". DTU Wind Energy Report-I-0092, 2013.
- Chaplin, J. (1980) "Developments of stream-function theory," *Coastal Engineering*, 3, pp. 179–205, 1980.
- DNV (2005). "WADAM User Manual". Det Norske Veritas, Norway.
- Faltinsen, O. M. (1990). "Sea loads on ships and offshore structures."

- Cambridge: Cambridge University press. ISBN: 0521458706
- Hansen, M. H. et al. (2005) "Control design for a pitch-regulated, variable speed wind turbine". RISØ National Laboratory report, RISØ-R-1500, 2005.
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., and Scott, G. (2009). "Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development". Technical Report NREL/TP-500-38060, National Renewable Energy Laboratory (NREL).
- Jonkman, J et al. (2010). "Offshore Code Comparison Collaboration within IEA Wind Task 23". *Proc European Wind Energy Conference & Exhibition*, Warsaw, Poland, April 2010.
- Lee, C.-H. (1995). "WAMIT Theory Manual". Massachusetts Institute of Technology.
- Myhr, A. and Nygaard, T. A. (2015). *Comparison of Experimental Results and Computations for Tension-Leg-Buoy Offshore Wind Turbines*. Journal of Ocean and Wind Energy, 2015, Vol. 2, No. 1
- Pai, P. F. (2007). "Highly Flexible Structures: Modeling, Computation, and Experimentation". ISBN: 1563479176. AIAA 2007.
- Popko, W. et al. (2012). "Offshore Code Comparison Collaboration Continuation (OC4), Phase I – Results of Coupled Simulation of Offshore Wind Turbine with Jacket Support Structure". *Proc of The Twenty-second (2012) International Offshore (Ocean) and Polar Engineering Conference*, Rhodes, Greece, June 2012.
- Powell, M. J. D. (2009). "The BOBYQA algorithm for bound constrained optimization without derivatives". Report DAMTP 2009/NA06, Centre for Mathematical Sciences, University of Cambridge, UK.
- Robertson, A. et al. (2015). "OC5 Project Phase I: Validation of Hydrodynamic Loading on a Fixed Cylinder". *Proc of The Twenty-fifth (2015) International Offshore (Ocean) and Polar Engineering Conference*, Kona, Hawaii, June 2015.
- Sharma, J. and Dean, R. (1981). "Second-Order Directional Seas and Associated Wave Forces". *Society of Petroleum Engineers Journal*, pp. 129-140, 1981.
- Sarpkaya, T. and Isaacson, M. (1981). "Mechanics of Wave forces on Offshore Structures". Van Nostrand Reinhold Co., New York, 1981
- Sørheim, E. A. (2002). "A user guide to INVALS: Inverse modeling of heat transfer of water film during DC-casting. IFE-report IFE/KR/F-2002/007



Norges miljø- og
biovitenskapelige
universitet

Postboks 5003
NO-1432 Ås
67 23 00 00
www.nmbu.no