



Forord

Denne masteroppgaven er skrevet som avsluttende instans av en femårig master i teknologi innen fagretningen maskin og produktutvikling ved Norges miljø- og biovitenskapelige universitet, NMBU lokalisert i Ås. Oppgaven er skrevet i et samarbeid mellom studentene Simen Killingstad og Henrik Edfelt. Oppgavens omfang er samlet sett på 30 + 30 studiepoeng.

Bakgrunn for oppgaven er et pågående prosjekt med den hensikt å evaluere et plattformkonsept designet av det rådgivende ingeniørfirmaet Dr. techn. Olav Olsen ved bruk av simuleringsprogrammet 3Dfloat. Det ble i 2013 utført bølgetanktester ved Ecole Centrale de Nantes i Frankrike for en skalamodell av dette konseptet. Vårt bidrag i prosjektet ligger i oppsettet av 3Dfloat mot de eksperimentelle testresultatene.

Prosjektet har gitt tilgang og innsikt i programvaren 3Dfloat samt det teoretiske grunnlaget nødvendig for forståelse av den aktuelle problematikken. Spesielt lærerikt har det vært å ha tilgang til programmets utvikler og vår veileder, professor Tor Anders Nygaard.

Simuleringsarbeidet har vært tidkrevende, men også veldig givende etter hvert som en økt forståelse for det teoretiske har gjenspeilt seg i bedre resultater. For simulering av free decay forsøk føler vi det endelige oppsettet fungerer godt. Det er også lagt et grunnlag for videre justeringer av 3Dfloat.

Masterarbeidet har fra dag én vært preget av et godt samarbeid, men det er også mottatt uvurderlig inspirasjon og kompetanse fra andre hold. Vi ønsker å takke hovedveileder Tor Anders Nygaard for gode innspill og diskusjoner gjennom hele arbeidsperioden. Det har vært spennende å få være del av et prosjekt med kompetanse utover landegrensene.

En takk rettes til Felix Kelberlau for god innføring i prosjektet. Da undertegnede ikke var delaktige ved de eksperimentelle testene i Frankrike har José Azcona Armendáriz ved Cener i Spania vært en viktig kompetanseskilde under arbeidet, en takk rettes også han.

Ås den 15. mai 2014

Henrik Edfelt

Simen Killingstad

Abstract

This master's thesis describes the evaluation of a semi-submersible offshore wind turbine concept designed by Dr. techn. Olav Olsen. The main purpose of this evaluation is to contribute towards the development and verification of the numerical simulation code 3DFloat. During 2013 a series of experimental tests were performed on a scaled down model of the OO Star Wind Floater. The experiments were carried out at a wave tank located at Ecole Centrale de Nantes, in France.

During the initial stage of this project our focus was mainly upon coupling 3Dfloat with theoretical knowledge. When the experimental test results arrived our minds were set on understanding the different test regimes, having boundary conditions for 3Dfloat in mind.

Based on analysis of the test results and theoretical considerations 3Dfloat is setup to simulate a specific set of experiments. A main goal has been to recreate the physical movements of the platform represented in the different tests with one single setup. This required altering a series of coefficients and variables in a predefined input-file.

During the final stages of this project a simulation setup able to recreate "free decay" tests was achieved. The heave-period was described by an added mass coefficient of 2.65. Our specific setup does not produce simulations with good agreement for cases with wind and wave loading. This seems to be due to a mismatch between global quadratic damping and "Morison" drag.

An axial "Morison" drag of 4 is likely to be too sparse. In the future the damping ratio needs closer inspection. Verification of the mooring system and some alterations to the RNA-geometry is advised. With these subjects in mind a higher simulation quality should be reached.

Sammendrag

Som et ledd i utviklingen og verifiseringen av simuleringsprogrammet 3Dfloat tar denne masteroppgaven for seg simulering av eksperimentelle forsøk gjort på en skalamodell av Olav Olsen Star Wind Floater. Denne halvt nedsenkbare offshore vindturbinplattformen har i løpet av 2013 gjennomgått bølgetanktesting ved Ecole Centrale de Nantes i Frankrike. Arbeidet i denne masteroppgaven har bestått i å analysere resultatene herfra med det formål å gjenskape bevegelsesmønstrene numerisk i 3Dfloat.

I den innledende fasen av prosjektet lå fokus på forståelse av fagstoff opp mot 3Dfloat som simuleringsverktøy. De eksperimentelle resultatene ble så analysert for å identifisere en hensiktsmessig løsningsvei samt angivelse av grensebetingelser for numerisk analyse.

Rent praktisk er dette gjort ved innjustering av en rekke koeffisienter og variabler med bakgrunn i tilegnet teoretisk grunnlag samt direkte sammenligning med testresultatene. Det har ligget god hjelp i et koeffisientforslag satt med bakgrunn i tidligere forsøk utført ved NMBU, høsten 2013.

Hovedfokuset under arbeidet har vært å skape et oppsett gyldig for beskriving av flest mulig av de eksperimentelle forsøkene utført i Nantes. Ved hjelp av iterative kjøring stilte vi inn koeffisienter inntil et godt resultat var oppnådd for "free decay" forsøk. Videre ble dette oppsettet vurdert mot eksperimenter med regulære bølger og konstant vind.

Ved prosjektets avsluttende fase er det fastsatt et godt oppsett for simulering av "free decay" forsøk. Heave-perioden beskrives ved en aksiell koeffisient for tillagt masse på 2,65. Oppsettet gir ikke like god overensstemmelse for de resterende eksperimentene. For videre innjustering mot bølge- og vindbelastede tester er det gjort sensitivitetstester samt vurderinger av oppsettet slik det ble fastsatt. Det konkluderes her med at det er et misforhold mellom globalt satt kvadratisk demping og "Morison drag".

En aksiell "Morison drag" på 4 er trolig for lav. Dempingsforholdet bør ved oppfølging utredes nærmere for å øke simuleringskvaliteten. Ytterligere verifisering av moringslineoppsett samt rotor geometri bør også ligge i fokus.

Innholdsfortegnelse

FORORD	3
ABSTRACT	4
SAMMENDRAG	5
1 INNLEDNING	10
1.1 BAKGRUNN	10
1.1.1 KLIMA OG ENERGIBEHOV	10
1.1.3 VINDKRAFT – FRA BEVEGELSESENERGI TIL ELEKTRISK ENERGI	10
1.1.5 SIMULERINGSVERKTØYET 3DFLOAT	13
1.1.5 OLAV OLSEN STAR WIND FLOATER	13
1.2 PROSJEKTBESKRIVELSE	16
1.2.1 PROBLEMSTILLING	17
1.2.2 HOVEDMÅL	17
1.2.3 DELMÅL	17
1.2.4 FORUTSETNINGER	17
1.2.5 BEGRENSNINGER	17
1.3 SYMBOLER OG TERMINOLOGI	18
1.3.1 TERMINOLOGI	18
1.3.2 SYMBOLER OG STØRRELSER	20
2 TEORIGRUNNLAG	21
2.1 KOORDINATSYSTEM	21
2.2 ELEMENTMETODEN (FINITE ELEMENT METHOD) OG 3DFLOAT	22
2.3 SKALERING	23
2.4 VINDTEORI	25
2.4.1 BEVEGELSESMENGDETEORI	25
2.4.2 BLADELEMENTER	29
2.4.3 BEM - METODEN	30
2.4.4 VINDGRADIENT	32
2.5 HYDRODYNAMIKK	32
2.5.1 SVINGNINGER OG DEMPING	32
2.5.2 LINEÆR BØLGETEORI	33

2.5.3	MORISONS LIKNING	35
2.5.4	KC-NUMMERET	38
3	METODIKK	39
<hr/>		
3.1	TESTMILJØ VED EKSPERIMENTELLE FORSØK	39
3.1.1	TIDLIGTEST UTEN MØRINGSLINJER, NMBU	39
3.1.2	BØLGETANKTEST, ECOLE CENTRALE DE NANTES	40
3.1.3	FYSISK SKALAMODELLOPPSETT OG KONFIGURASJONER	41
3.1.4	AERODYNAMISKE KREFTER UNDER DE EKSPERIMENTELLE FORSØKENE	42
3.1.5	FYSISKE SENSORER	42
3.1.6	INNLEDENDE BEHANDLING AV EKSPERIMENTELLE DATA FRA ECN	42
3.2	NUMERISK MODELLBESKRIVELSE	43
3.2.1	GEOMETRI FOR NUMERISK FULLSKALAMODELL	43
3.2.2	ELEMENTINDELING	44
3.2.3	MØRINGSLINER	45
3.2.4	STABILISERINGSTID OG LIKEVEKT	46
3.2.5	NUMERISK SENSOROPPSETT	47
3.3	SIMULERINGER MED 3DFLOAT	47
3.3.1	PROSESSTRINN	47
3.3.2	ADDERT MASSE I HEAVE-RETNING	49
3.3.3	ADDERT MASSE I SURGE-RETNING	51
3.3.4	DEMPINGSOVERSIKT	52
3.3.5	MØRISON DRAG	52
3.3.6	GLOBAL KVADRATISK OG LINEÆR DEMPING	54
3.3.7	GRENSBETINGELSER	54
3.3.8	REGULÆRE BØLGER OG KONSTANT VIND	55
3.3.9	FEIL I PROGRAMVARE	56
3.3.10	SENSITIVITETSTESTER	56
4	EKSPERIMENTELLE DATA	57
<hr/>		
4.1	TESTOVERSIKT	57
4.2	GENERELLE OBSERVASJONER	58
4.3	ECN FREE DECAY	59
4.4	ECN REGULÆRE BØLGER	61
4.4.1	BØLGEMÅLERE	62
4.5	ECN KONSTANT VIND	63
4.6	ECN KOMBINERTE TESTER	64

5	NUMERISKE RESULTATER	65
5.1	KOEFFISIENTOVERSIKT	65
5.2	FREE DECAY	66
5.2.1	FREE DECAY HEAVE	66
5.2.2	FREE DECAY PITCH	68
5.2.3	FREE DECAY SURGE	70
5.3	REGULÆRE BØLGER	72
5.3.1	RESPONS	72
5.3.2	DRIV FRA LIKEVEKTSPUNKT	74
5.4	KONSTANT VIND	74
5.5	KONSTANT VIND OG REGULÆRE BØLGER	78
5.6	SENSITIVITETSTEST	81
5.6.1	DEMPNINGSENSITIVITET	81
5.6.2	MORINGSENSITIVITET	83
6	DISKUSJON	85
6.1	MORINGSLINER OG ANKERPUNKT	85
6.2	PERIODER OG ADDERT MASSE	85
6.3	FREE DECAY	85
6.3.2	HEAVE	85
6.3.3	PITCH	86
6.3.4	SURGE	87
6.4	REGULÆRE BØLGER	88
6.4.1	HEAVE	88
6.4.2	PITCH	88
6.4.3	SURGE	88
6.5	KONSTANT VIND	89
6.6	KONSTANT VIND OG REGULÆRE BØLGER	89
6.7	OPPSUMMERING	90
7	KONKLUSJON	91
7.1	VURDERINGER	91
7.2	FORBEDRINGER	92
7.3	VIDERE ARBEID	92
8	KILDER	93

8.1 SKRIFTLIGE KILDER	93
9 VEDLEGG	95
VEDLEGG 1: INPUT-FIL.	95
VEDLEGG 2: ADDERT MASSE BEREGNINGER.	96
VEDLEGG 3: PYTHON-BEREGNINGER.	97
VEDLEGG 4: EKSPERIMENTELLE FREE DECAY TESTER.	98
VEDLEGG 5: OPPDATERTE MORINGSLINER.	100

1 Innledning

1.1 Bakgrunn

Dette kapitlet setter prosjektet inn i en større sammenheng ved å gjøre rede for dagsaktuelle klima- og energibehov sett fra et bredere samfunnsmessig perspektiv. Videre vil det aktuelle prosjektet gås nærmere i sømmene for å få fram aspekter rundt oppgaven som skal løses. Simuleringsverktøyet 3Dfloat bygger på elementmetoden og er hovedfokus i dette masterarbeidet.

1.1.1 Klima og energibehov

Miljøfokuset preger i dag samfunnet. Det etterstrebes i økende grad energikilder med lav sjenanse for miljø og samfunn. Energisektoren er i dag den aller største bidragsyteren hva gjelder drivhusgasser (IPCC 2014), det faller derfor naturlig å undersøke forbedringspotensialet her. I løpet av 1900-tallet økte jordens luft- og havtemperatur med én grad celsius. FN's klimapanel stadfestet i 2007 at det med en sannsynlighet på 90 prosent eller mer, er en menneskeskapt økningen av drivhusgasser i atmosfæren som står for det meste av temperaturøkningen etter 1950 (IPCC 2007).

Finanskrisen av 2007 sørget for en liten stagnasjon i energiforbruksøkningen i vestlige land, men det vil være naturlig å tenke at det her vil bli en økning igjen så fort økonomien ruller videre. Samtidig er asiatiske land som Kina og India i sterk vekst og bidrar derfor til at energiforbruk og tilhørende forurensning skyter i været (Flavin & Gardner 2014). I dag leveres 81 % av energien på verdensbasis som olje, gass eller andre ikke fornybare alternativer (EIA 2013). I mange år fremover vil fokuset ligge på miljøtrygge alternativer og kanskje spesielt på sol- og vindenergi. Energiformen er fornybar og bringer ikke med seg miljøringvirkningene av fossile alternativer og atomkraft.

1.1.3 Vindkraft – fra bevegelsesenergi til elektrisk energi

Det ligger store energiressurser i luften rundt oss. Trykkforskjeller oppstår som et resultat av solens ujevne oppvarming av atmosfæren, jordens rotasjon og gravitasjonskrefter. For å oppnå energilikevekt utlignes trykkforskjellene. Dette setter i gang sirkulasjon av luftmassene fra høytrykksområder til lavtrykksområder, og det er dette fenomenet vi opplever som vind (Vindportalen 2014).

Denne vinden, eller strømmingen av masse gir et stort energipotensiale som kan konverteres til elektrisk energi ved enkle mekaniske prinsipper.

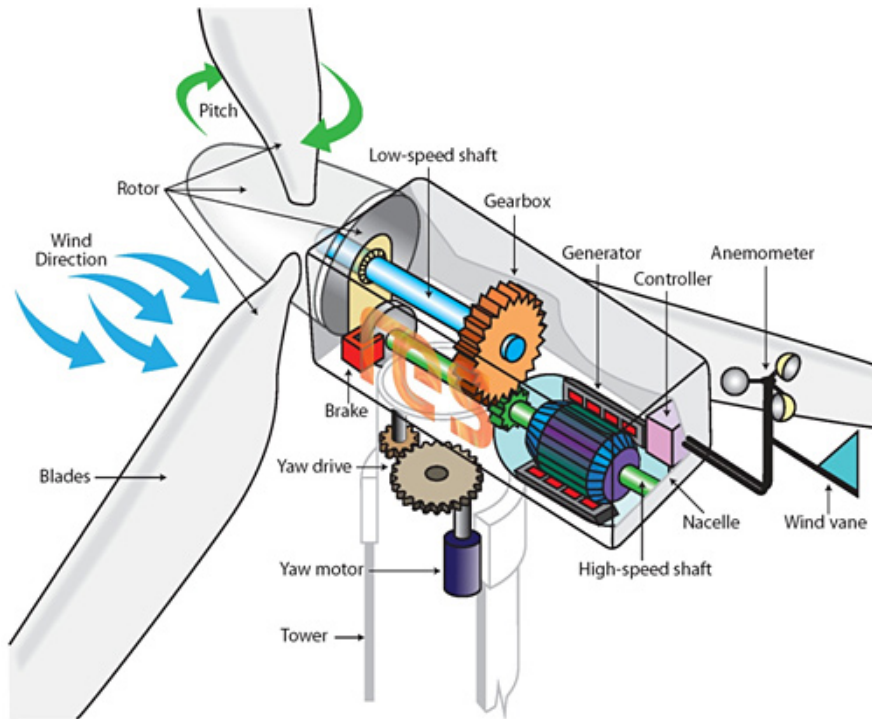


Fig. 1.1: Prinsippskisse for vindturbin (Beaufort Court 2014).

En moderne vindturbin har i dag ofte et tre-bladet design og er plassert med rotor motvinds. Bladene og generatorhuset, ofte kalt "nacelle" har automatisk justering av vinkel opp mot vinden for å holde seg ved optimal driftshastighet og som sikkerhet ved for sterk vind (Statoil 2014). Bladene roteres som følge av vindpåkjenningen og denne rotasjonsenergien overføres ved et akslings- og girsystem til en elektrisk generator.

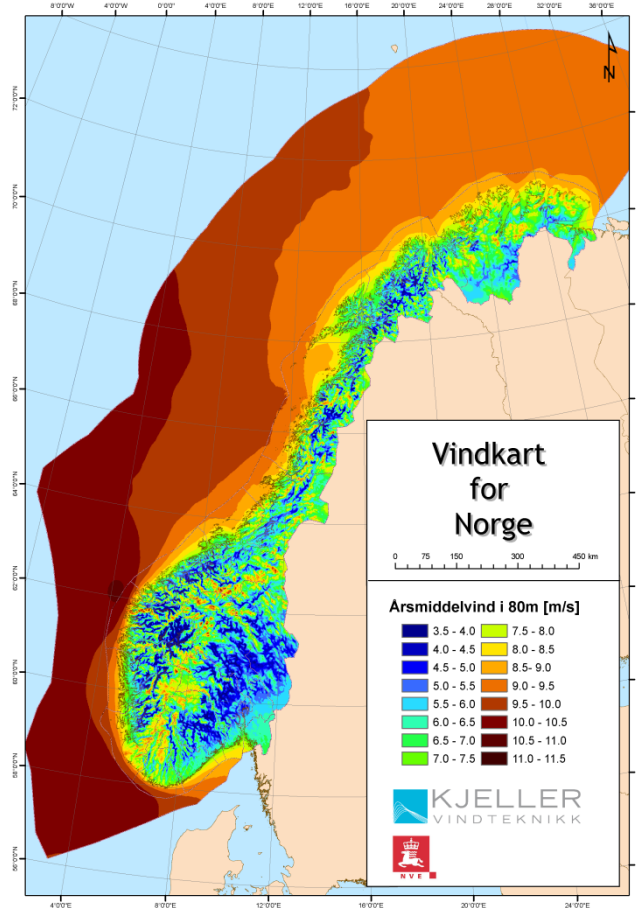


Fig. 1.2: Vindkart for Norge. Årsmiddelvind i 80 meters høyde (Kjeller Vindteknikk 2009).

Norges vassdrags- og energidirektorat (NVE) har sammen med Kjeller Vindteknikk utarbeidet et vindkart over Norge. Vindressursene i Norge er gode og kartet får fram terrengets påvirkning av vindhastigheten. Over fastland vil hastigheten akselereres over åskammer og rygger, men oppleve turbulens og nedbremsing over mindre gunstige områder. Over havområdene våre er vindhastigheten jevnt over høyere. Et annet element er hvorvidt vinden er stabil i det aktuelle området, eller om fare for uvær og ising vil kunne senke driftstiden. Plasseringen av vindturbiner påvirkes av mange faktorer; kostnad, driftsmuligheter og miljøhensyn. Norge er ikke alene om gunstige vindforhold. På verdensbasis er total installert effekt av vindkraft tidoblet over perioden 2002 til og med 2012 (318 GW). Men ved inngangen av 2013 står fortsatt vindkraft for kun 4 % av den totale energiproduksjonen (Vindportalen 2014).

Offshore vindkraft

Kostnadmessig og teknologisk er dagens situasjon slik at vindturbinplassering på land er mest gunstig. Etter hvert som teknologien modner og kostnadene synker vil offshore vindkraft kunne nyte godt av en rekke fordeler. Foruten utmerkede vindforhold vil konfliktnivået rundt landbaserte

ressurser avta i takt med at store ubenyttede havområder tas i bruk. Nærmiljø vil i varetas og naturressurser vil kunne frigjøres til andre viktige formål. Offshore teknologi åpner også for enklere behovsbasert omplassering ved bruk av flytende plattformer. Dette gjør at man uten vesentlige kostnader kan omplassere turbinene til nye områder dersom det lokale energipotensialet skulle endre seg eller behovet frafaller.

En kostnadsdrivende faktor ved offshore vindkraft er transport av energi til fastlandet. Det vil være betydelige stordriftsfordeler ved å plassere turbinene i parker med mulighet for oppkobling til et felles el-nett (Volden et al. 2009).

De flytende turbinenes mobilitet vil også kunne bidra til forenklet vedlikeholdsarbeid. Samtidig vil løsningen være reversibel og dermed gunstigere for nærmiljøet.

1.1.5 Simuleringsverktøyet 3Dfloat

3Dfloat er et simuleringsverktøy for offshore vindturbiner utviklet av seniorforsker Tor Anders Nygaard ved Institutt for Energiteknikk (IFE) og Norges Miljø- og biovitenskapelige universitet (NMBU). Programmet danner et grunnlag for integrerte beregningsmetoder påtenkt offshore vindturbiner. Som komplett programvareløsning vil det på sikt tilbys et kostnadsbesparende alternativ i forhold til det å bygge fysiske modeller for testing.

Det foregår en kontinuerlig prosess for å videreutvikle og verifisere denne programkoden. Som en del av dette arbeidet er det bygget og gjort eksperimentelle forsøk med skalamodeller. I 2010 ble det utført bølgetanktester på TLB-vindturbinen ”Njord” i skala 1:100. Resultatene av dette forsøket ble vurdert usikre grunnet størrelsen og i 2013 ble det bygget tre nye TLB-modeller i størrelse 1:40. Kvaliteten av disse modellene ble vurdert god og ”forholdsvis enkle å konvertere til simuleringsgeometri” (Spæren 2013).

I 2013 ble det bygget nok en skalamodell med den hensikt å undersøke den aktuelle plattformen så vel som 3Dfloat sin evne til å reprodusere dennes dynamiske oppførselen.

1.1.5 Olav Olsen Star Wind Floater

I et samarbeid med det rådgivende ingeniørfirmaet Dr. techn. Olav Olsen AS benyttes deres offshore vindturbindesign i betong, ved navn ”Star Wind Floater” som verifiseringsplattform for 3Dfloat. Plattformen er halvt nedsenkbar og designet for bruk med en 6 MW turbin (Azcona et al. 2014). Med en draft på 20 meter skal den festes til havbunnen med slakk forankring. Bunnstrukturen er laget i betong, noe som medfører god slitesterkhet og lite utsatt for utmatting.

Levetiden er beregnet til hundre år, praktisk med tanke på kostnad og det at vind er utømmelig som energikilde. I 2013 bygget Felix Kelberlau en modell av denne konstruksjonen i skala 1:40 som del av sin masteroppgave (Kelberlau 2013a). Det er tidligere gjort free decay tester med denne i et basseng ved NMBU og nå også i en større bølgetank ved Ecole de Centrale Nantes (ECN) i Frankrike. Resultatene fra disse kontrollerte forsøkene brukes som sammenligningsgrunnlag i denne oppgaven.

Tabell 1.1: Spesifikasjoner for fullskala Olav Olsen Star Wind Floater (Kelberlau 2013b).

Egenskap	Verdi
Totalvekt inklusiv nacelle, ballast og vannballast	10091.5 tonn
Rotorbladvekt	15 tonn
Rotorhub	45 tonn
Nacelle	220 tonn
Tårn	350 tonn
Plattform	9431.5 tonn
Tyngdepunktsenter over kjøll (COG)	10.342 m
Oppdriftssenter over kjøll (COB)	7.046 m
Metasentrisk høyde	5.74 m
Rotordiameter	120 m
Optimal vindhastighet	12,7 m/s
Høyde	100 m
Dybde under vann	20 m



Fig. 1.3: Dr. Techn. Olav Olsen Star Wind Floater (Landlø 2013).

1.2 Prosjektbeskrivelse

Prosjektet beskrevet i denne rapporten er utført vårsemesteret 2014, med start 5. januar og slutførsel 15. mai. Det eksperimentelle testmaterialet for sammenligning under simuleringene ble mottatt 12. februar 2014. Tiden før dette ble brukt på innsettelse i prosjektet og 3Dfloat. Det spesifikke arbeidet beskrevet i denne masteroppgaven er en liten brikke i et mangeårig prosjekt støttet av NMBU og IFE. Gjennom nettverket ”Marine Renewables Infrastructure Network” (MARINET) har en rekke eksperimentelle bølgetankforsøk foregått ved Ecole Centrale de Nantes (ECN) i Frankrike. I denne masteroppgaven ligger et utvalg av testene til grunn for sammenligning med tilsvarende simulerte forsøk, med den hensikt å bidra i utviklingen av simuleringsverktøyet 3Dfloat samt det aktuelle plattformdesignet.

Ved simulering har ansvarsområdet i forbindelse med dette prosjektet vært delt mellom Simen Killingstad og Henrik Edfelt. Dette for å utnytte kapasiteten på best mulig måte. Simen Killingstad har hatt ansvaret for simulering av regulærbølgecaser og Henrik Edfelt for vindcasene. De avsluttende kombinasjonskjøringene er gjort i fellesskap. Innledningsvis ble et generelt simulasjonsoppsett satt ut fra free decay tester. Dette er gjort i fellesskap for å sikre overenstemmelse mellom resterende simuleringer. Innjustering av koeffisienter og simuleringoppsett har vært en kontinuerlig prosess. Endringer er gjort underveis etter vurdering opp mot spesifikke resultater fra det eksperimentelle sammenligningsgrunnlaget. Det har vært kontinuerlig diskusjon og prøving av hverandres funn for å sikre et godt resultat. En følge av dette er at begge har opparbeidet seg kunnskap for oppgavens helhetlige spekter.

Tabell 1.2: Arbeidsoppgavefordeling ved simulering.

Ansvar	Oppgavebeskrivelse
Henrik Edfelt	Simulering av vindpåkjente tester.
Simen Killingstad	Simulering av bølgepåkjente tester.
Felles	Oppsett av input for 3Dfloat ved free decay tester uten vind og bølger.
Felles	Simulering av kombinert vind og bølgepåkjenning.

1.2.1 Problemstilling

Det skal utvikles et oppsett for simulering av Dr. techn. Olav Olsen AS "Concrete Star Wind Floater" i 3Dfloat som gjenspeiler eksperimentelle resultater utført ved ECN, 2013.

1.2.2 Hovedmål

Kontrollere eksperimentelle testresultater opp mot simuleringer gjort i 3Dfloat med den hensikt å fastsette koeffisienter for demping, drag og addert masse.

1.2.3 Delmål

1. Lese og sette seg inn i aktuell teori.
2. Lære seg 3Dfloat.
3. Evaluere testresultatene fra ECN samt fremstille de grafisk.
4. Justere periode og demping mot free decay tester.
5. Kjøre henholdsvis regulære bølger og konstant vind.
6. Kjøre kombinert regulærbølge og konstant vindpåkjenning.
7. Finne et felles oppsett som kan beskrive bevegelsesmønstre for samtlige eksperimenter.
8. Rapportere og konkludere rundt resultatene, samt komme med anbefalinger.

1.2.4 Forutsetninger

1. All numerisk analyse gjøres i 3Dfloat.
2. Oppsettet skal defineres ut fra det tilgjengelige testresultatet.
3. Numerisk modellgeometri og RNA er forhåndsoppsatt.
4. Frihetsgrader heave, pitch og surge har hovedfokus.

1.2.5 Begrensninger

1. Etter kjøring av tester med bølge- og vindlast er ikke oppsettet justert videre grunnet tidshensyn.
2. Oppsettet er ikke kjørt for irregulære bølgecase og heller ikke vurdert opp mot disse.
3. Oppsettet er ikke kjørt for case med turbulent vind og heller ikke vurdert opp mot disse.
4. RNA-spesifikasjoner er ikke vurdert og justert i henhold til testresultater.

1.3 Symboler og terminologi

Oversikt over viktige størrelser med tilhørende symboler samt ordforklaring for relevante begreper. For en mer utfyllende forklaring av uttrykk brukt i forbindelse med koordinatsystem, frihetsgrader og bevegelse av plattformen se kapittel 2.1.

1.3.1 Terminologi

Tabell 1.3: 3Dfloat funksjonsbeskrivelse for uttrykk benyttet ved metodebeskrivelse. Se ellers vedlegg 1, inputfil.

Funksjon	Beskrivelse
set_environment	Beskriver numerisk testmiljø.
wind_exponent	Setter vindeksponent.
apply_force	Påtvinger kraft, brukes i sammenheng med apply_nodal_bc
apply_nodal_bc	Setter grensebetingelse for spesifisert node.
apply_displ	Påtvinger forflytning, brukes i sammenheng med apply_nodal_bc
wind_ref_height	Setter referansehøyde for vind.
wind_speed	Setter vindhastighet.
spectral_peak	Periodetid.
step	Antall steg ved simulering.
new_gen_alpha	Konvergenstkriterie.
newmark dt	Oppløsning.

Tabell 1.4: Begrepsforklaring.

Begrep/ forkortelse	Beskrivelse
DOF	”Degree of freedom”, frihetsgrad. Brukes for å angi hvilke retninger et system kan oppleve bevegelse.
Momentum theory	Bevegelsesmengdeteori.
BEM metode	Metodikk for beskrivelse av strømming rundt en turbin.
Kontrollvolum	Et vilkårlig, avgrenset volum hvor fluidets masse er konstant.

Opp/nedstrøms	Sideangivning i forhold til strømningsretning.
Tip loss	Effekttap ved vingetupp.
SWL	”Still Water Line”, høydeangivning av vannlinjen ved situasjon uten bølger.
RNA	Rotor Nacelle Assembly.
Farled	Festepunkt for moring på plattform.
Wave gauge	Sensor for måling av bølgeamplitude ved bølgetanktesting.
Bølgetank	Basseng for eksperimentelle forsøk med bølgepåkjenning.
Bøtter	Brukes for å beskrive de tre sylindrene ytterst på plattformkonstruksjonen.
Sentertårn	Tårnet rotor er festet i toppen av, plassert i midten av konstruksjonen.
Pongtonger	Fester buckets til sentertårn.
Heaveplate	Konstruksjon som demper svingning, montert i bunn av beskrevet modell.
Koeffisient	Dimensjonsløst nummer for størrelsesangivning av en gitt faktor eller egenskap.
FEM	Finite Element Method.
COG	Tyngdepunkt.
COB	Oppdriftspunkt.
Sensor	Enhet for registrering av måledata.
Thrustkraft	Kraft fra eller på vindturbin.
FAST	Beregningsmodell basert på potensialteori.
Projection	Visning av figur ved gitt aksedefinisjon.
Fluid	Flytende og deformerbar substans.
Free decay test	Forsøksform hvor et testobjekt i likevekt settes i fri bevegelse med den hensikt å analysere dempingsforløpet tilbake til ro.
Offset	Differanse i avstand mellom to punkter.
ECN	Ecole Centrale de Nantes, lokasjon for bølgetanktesting.
HAWT	” <i>Horizontal axis wind turbine</i> ”, vindturbin med horisontal rotoraksel.
WAMIT	Numerisk bølgesimuleringsverktøy for vurdering av offshore strukturer.
RMS	”Root mean square”, statistisk metode for å beregne et estimat av en svingningsamplitude.
Input	Inndata for simulering i 3Dfloat eller annet verktøy.
Sway	Frihetsgrad, x-retning.
Surge	Frihetsgrad, y-retning.
Heave	Frihetsgrad, z-retning.
Roll	Frihetsgrad, rotasjon om x-akse.

Pitch Frihetsgrad, rotasjon om y-akse.

Yaw Frihetsgrad, rotasjon om z-akse.

1.3.2 Symboler og størrelser

Tabell 1.5: Generell symbolbeskrivelse.

Symbol	Beskrivelse
A	Areal
F	Kraft
p	Trykk
L	Lengde
v	Hastighet, vertikalt
u	Hastighet, horisontalt
\dot{v}	Partikkelakselerasjon, vertikalt
\dot{u}	Partikkelakselerasjon, horisontalt
T	Periode
m	Masse
\dot{m}	Massestrøm
ω	Vinkelhastighet
ρ	Tetthet
C	Koeffisient
H	Bølgehøyde
μ	Dynamisk viskositet
R_e	Reynolds tall
F_R	Froude nummer
λ	Skaleringsfaktor
KC	Keulegan-Carpenter nummer
g	Tyngdens akselerasjon
D	Hydrostatisk gjenoppretningskraft
f	frekvens
g	Tyngdens akselerasjon

2 Teorigrunnlag

Dette kapitlet tar for seg basale prinsipper 3Dfloat bygger på. Fokuset ligger opp mot nødvendige verktøy for oppsett av inputdata samt for forståelse av hva de numeriske beregningene baseres på. Kapitlet er delt inn i fem avsnitt. Innledningsvis diskuteres det gjeldende koordinatsystemet. Det går også kortfattet innom elementmetoden og skaleringsteori. Skalering er et tilbakevendende tema da skalamodellen skal simuleres i fullskala. I de resterende delkapitlene fremlegges bakgrunnsstoff og forenklete beregningsmetoder inndelt etter type påvirkning, aerodynamisk og hydrodynamisk.

2.1 Koordinatsystem

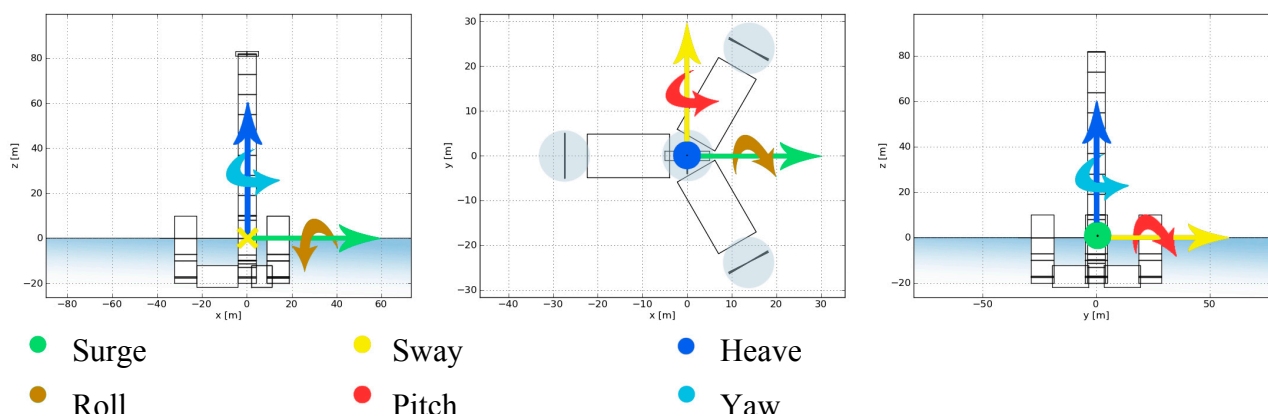


Fig. 2.1: Globalt koordinatsystem med fargekoding vist på forenklet modell av Olav Olsen Star Wind Floater.

Plattformbevegelse i 3Dfloat er definert ved et kartesisk høyrehåndskoordinatsystem.

Origo er i senter av konstruksjonen, med x-y-planet liggende i vannlinjen (SWL). Dette systemet er gjeldende for beskrivelser gjennom denne rapporten og for samtlige gjennomførte simuleringer. Fargekodingen benyttes ved plotting av de eksperimentelle testresultatene. Simulerte resultater vil hovedsakelig vises i sort, men ved behov står annen fargedefinisjon oppgitt i anvendt figur. Bevegelse i de ulike frihetsgradene vil heretter navngis som i tabell 2.1.

Tabell 2.1: Koordinater og frihetsgrader.

Frihetsgrad / bevegelsesretning	Navngivning
X	Surge
Y	Sway
Z	Heave
Rotasjon om X	Roll
Rotasjon om Y	Pitch
Rotasjon om Z	Yaw

2.2 Elementmetoden (Finite Element Method) og 3Dfloat

Elementmetoden er en numerisk løsningsteknikk for grenseverdiproblemer som lar seg beskrive av partielle differensialligninger eller integraler. Metoden ble drevet framover av flyindustrien på 1950-tallet og ble hovedsakelig brukt for å analysere påkjenninger og spenninger i flystrukturer. I dag benyttes metoden til beregninger av blant annet massestrøm og varmeoverføring i tillegg til mer tradisjonell styrkeberegning av strukturer (Huebner 2001).

3Dfloat bruker en aero-hydro-servo-elastisk FEM-modell for å estimere en strukturs bevegelser under samtidige påkjenninger av vind, strøm og bølger. Det brukes Euler-Bernoulli bjelker med 6 frihetsgrader i hver ende. Disse endene er noder hvor krefter kan overføres. For å beregne de hydrodynamiske påkjenningene er det viktig og i tillegg til strukturens geometri og mekaniske egenskaper, også definere addert masse og drag-koeffisienter for de delene av strukturen som kommer i kontakt med vann. 3Dfloats beregner strømningsfelt for vannpartikler i bølger og strømninger, men strukturen forstyrrer ikke strømningsfeltet. Derfor må noe dempning settes på globalt, manuelt for best mulig å beskrive bevegelsene. Noen viktige begreper å ha kontroll på inne FEM-analyse:

Grensebetingelser:

Kjente opplagringer og påtrykte krefter som avgrensner og setter betingelser for testmiljøet i simuleringen. I modellen oppsatt i 3Dfloat omfatter dette det ankerpunkter, linenes feste til plattformen og dybden. Utover dette også ytre påkjenninger. Gjennom dette arbeidet er grensebetingelser definert ut fra observasjoner rundt gjennomføringen av de eksperimentelle forsøkene.

Mesh:

Geometrien deles opp i flere underdeler. En finere elementinndeling vil gi et mer nøyaktig resultat, men vil også være mer tidkrevende beregningsmessig. Derfor lønner det seg å sette ned elementstørrelsen i deler av geometrien som er av mindre interesse, mens en øker den ved kritiske punkter inntil ønsket nøyaktighet er nådd.

2.3 Skalering

For å begrense kostnadene i forbindelse med utvikling av nye offshoreplattformer er det vanlig å utføre testing på skalamodeller. De fysiske eksperimentene denne oppgaven bygger på er utført med en modell i skala 1/40. Samtlige simuleringer i 3Dfloat er gjort i fullskala for å komme rundt det praktiske problemet som vil oppstå i det man ønsker å skalere for flere ulike faktorer til samme tid. Bakgrunn for dette problemet diskuteres i dette kapittelet samt i kapittel 3.1.4 som omhandler aerodynamiske krefter under forsøkene. Samtidig er det også enklere å danne seg et inntrykk av Olav Olsen Star Wind floaters faktiske dynamikk ved å studere den i sin fulle størrelse. For å muliggjøre denne metodikken må de eksperimentelle dataene derfor oppjusteres før sammenligning. Ved størrelsesendring av et fysisk system skaleres ikke alle modellegenskaper proporsjonalt med målestokken. Dette er matematisk betinget i definisjonen av de ulike parameterne vi benytter for å beskrive en modells geometri og fysikk.

For at en modell skal være gyldig er man avhengig av likedannethet mellom en del viktige egenskaper. Dimensjoner og form må være like, såkalt geometrisk likedannethet. Kinematisk likedannethet går på at strømlinjemønsteret er likt i modell og prototype. Dynamisk likedannethet er likhet mellom masser og laster. Dette innebærer at de to førstnevnte kriteriene er oppfylt (Arntsen 2005). Det er ikke nødvendigvis mulig å reprodusere alle egenskaper likt i skala. Derfor velges den kraften som oppfattes dominerende og det skaleres for denne. For bølgebelastede og delvis nedsenkede store elementer er massen viktig og det skaleres derfor for å oppnå samme Froudes tall i modell og fullskala (Chakrabarti 1998).

Froude

Froude-nummeret er dimensjonsløst og definert som forholdet mellom karakteristisk hastighet og gravitasjonell bølgehastighet. Dette nummeret brukes i fluidmekanikken og er godt egnet for å sammenligne motstanden til delvis nedsenkede objekter av ulik størrelse som beveger seg gjennom et fluid. Et høyere Froude nummer vil gi høyere motstand (Finnemore et al. 2002).

$$F_R = \frac{v}{\sqrt{g \cdot L}} \quad (2.1)$$

Hvor v representerer fluidhastigheten, g tyngdens akselerasjon og L tverrsnittets lengde.

Skaleringsfaktoren λ angir forholdet mellom geometrienes lengder. Denne påvirker faktorer som bygger på lengde, som for eksempel tyngdens akselerasjon.

Rent praktisk får man ikke endret tyngdens akselerasjon, den holdes konstant ved å skalere for tid.

$$g = \frac{\lambda \cdot L}{(\lambda^{0.5} \cdot t)^2}$$

Ved å se på sammenhengen mellom volum og tetthet vil man også se en sammenheng med massen og man kan utlede flere nødvendige skaleringsfaktorer.

Tabell 2.2: Faktorer ved Froude-skalering i 3Dfloat. Basert på masse-, tids- og lengdekoherens.

Parameter/ størrelse	Enhet	Skaleringsfaktor
Lengde	m	$\lambda = 40$
Areal	m^2	λ^2
Volum	m^3	λ^3
Masse	kg	λ^3
Kraft	F	λ^3
Akselerasjon	m/s^2	1
Tid	s	$\lambda^{1/2}$
Viskositet	$kg/(m \cdot s)$	$\lambda^{1.5}$
Vinkel	rad	1
Masse per lengdeenhet	kg/m	λ^2
Hastighet	m/s	$\lambda^{1/2}$
Massetrehetsmoment	$kg \cdot m^2$	λ^5
Annet arealmoment	m^4	λ^4
Vinkelakselerasjon	rad/s^2	λ^{-1}
Vinkelhastighet	rad/s	$\lambda^{1/2}$
Effekt	W	$\lambda^{3.5}$

Trykk	Pa	λ
Tetthet	kg/m^3	1
Generelle koeffisienter i 3Dfloat	-	1

Reynolds nummer

En dimensjonsløs konstant som beskriver om strømmingen er laminær eller turbulent og brukes som et mål for viskositet (Arntsen 2005). En vindturbin er veldig følsom for endringer av denne konstanten, ved nedskalering bør den optimalt holdes konstant (Azcona et al. 2014). Når det skaleres i henhold til Froude vil dette gi en avvikende størrelse for Reynolds nummer og derav feilaktig gjengivelse av de aerodynamiske kreftene. Legg merke til rotuttrykket ved formel 2.1 sammenlignet med formel for Reynold 2.2. Håndteringen av dette under de eksperimentelle forsøkene og opp mot simuleringene diskuteres i metodekapittel 3.1.4.

$$R_e = \frac{\rho V L}{\mu} \quad (2.2)$$

Hvor R_e representerer Reynolds tall, ρ fluidets tetthet, V volumet, L lengde og μ dynamisk viskositet.

2.4 Vindteori

Denne delen tar for seg bakgrunnsstoff vindsimuleringene er bygget på. 3Dfloat er basert på BEM-metoden for beregning av aerodynamiske krefter på vindturbiner. Tilsvarende metodikken beskrevet av Anders Björk (2000 s. 11) ved "Flygtekniska Försöksanstalten, FFA" har også 3Dfloat mulighet for blant annet vinklet innstrøm mot rotordisken.

Rotorgeometri, vind- og bladhastigheter brukes som input. Vind- og bladhastigheter er gitt som funksjon av tid, bladkreftene returneres og brukes for videre beregninger i 3Dfloat.

2.4.1 Bevegelsesmengdeteori

Betz' lov bygger på prinsippene om bevegelsesmengde- og massekonservering og danner et forenklet grunnlag for beregning av den maksimale bevegelsesenergien det er mulig å trekke ut av vinden. Rotor forenkles som en uendelig tynn disk. Dette innebærer at rotors designmessige egenskaper utover tverrsnittet ikke tas i betraktning, en forenkling som er gyldig for lettere laster (Ragheb et al. 2011).

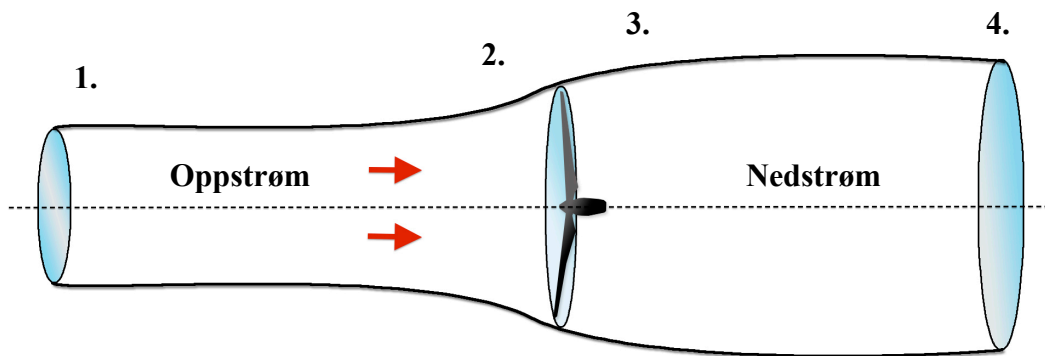


Fig. 2.2: Betz' grense for en horisontalaksed vindturbin. Rotor er forenklet som en uendelig tynn skive. Vist i kontrollvolum med strømningsretning mot høyre.

Tabell 2.3: Forutsetninger for Betz' lov for en horisontal vindturbin.

Antakelser
Rotor sees som en uendelig tynn sirkulær skive uten luftmotstand.
Strømningen er inkompressibel, aksiell og laminær.
Ensartet hastighet og trykk over tverrsnittet.
Friksjonsfritt og ingen varmeoverføring.
Rotasjonsfri fluid og ingen høydeendring.
Massekonservering.

Utreddningene tar utgangspunkt i Bernoulli og det at summen av energi i en gitt masse vil være konstant. Bernoullis prinsipp sier at en økning i hastighet skjer samtidig som en nedgang i trykk eller motsatt (Finnemore et al. 2002). Med utgangspunkt i kontrollvolumet vist i figur 2.2 vil trykket ved posisjon 1 og 4 defineres lik det atmosfæriske trykket, slik at $p_1 = p_4$.

Oppstrøms:

Innledningsvis beskrives energibalansen oppstrøms. Her vil massestrømmen gå fra posisjon 1 til 2, hvor hastigheten vil bremses av rotor. Altså vil den kinetiske energien avta. For å overholde den antatte energibalansen vil dette i følge Bernoulli kompenseres ved en økning i trykk ved posisjon 2.

$$\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_1^2 + p_1 = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_2^2 + p_2 \quad (2.3)$$

Nedstrøms:

Rett på nedsiden av rotor vil hastigheten være redusert. Dersom rotor kunne omsette all energien fra nedbremsingen av massestrømmen ville hastigheten ved posisjon 3 vært null. Lenger nedstrøms vil trykket utlignes med det atmosfæriske trykket og fluidhastigheten påvirkes av dette, posisjon 4.

$$\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_3^2 + p_3 = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_4^2 + p_4 \quad (2.4)$$

Over rotor:

Ved å følge forutsetningen om at rotor er uendelig tynn vil man kunne anta at fluidhastigheten tett inntil rotor, på hver side, vil være lik. Dette følger av massebevaringsprinsippet (Finnemore et al. 2002).

$$\dot{m} = \rho \cdot A \cdot v = \text{konstant}$$

Da fluidet er angitt som inkompressibelt vil tettheten være den samme over hele kontrollvolumet. Arealet helt inntil rotor ved posisjon 2 og 3 vil være likt og derav antas konstant hastighet over rotor, $v_2 = v_3$. Ser man på strømmingen nedstrøms vil hastigheten her fortsatt være redusert og i følge massebevaringsprinsippet dannes en økning i tverrsnittsareal, som sett på figur 2.2.

Differansen rett over rotor vil ligge i trykket, og det er denne forskjellen som gir et energipotensiale. Ved å løse likning 2.3 og 2.4 med hensyn på trykket ved posisjon 2 og 3 settes et uttrykk for trykkdifferansen over rotor opp som funksjon av hastighet.

$$\Delta p_{rotor} = p_2 - p_3$$

$$\Delta p_{rotor} = p_1 + \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_1^2 - \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_2^2 - p_4 + \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_4^2 - \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_3^2$$

$$\Delta p_{rotor} = \frac{1}{2} \cdot \rho (v_1^2 - v_4^2)$$

Aksial nedbremsingsfaktor og de påvirkede hastighetene:

I det luftstrømmen treffer rotor vil denne spines opp i hastighet, mens strømmingen opplever motstand og følgelig bremses ned. Dette tapet i hastighet uttrykkes ved å multiplisere oppstrøms

fluidhastighet med en nedbremsings-, eller induksjonsfaktor. Ettersom hastighet over rotor er konstant, vil hastighet ved posisjon 2 og 3 være gitt ved:

$$v_3 = v_2 = v_1(1 - a)$$

For resterende hastigheter settes først opp en oversikt over krefter på kontrollvolumet og rotor, med utgangspunkt i Newtons 2. lov. Massestrøm og hastighetsendring:

$$T_{kontrollvolum} = \dot{m} \cdot \Delta v = \rho \cdot A_2 \cdot v_2(v_1 - v_4) \quad (2.5)$$

$$T_{rotor} = \Delta p_{rotor} \cdot A_{rotor} = \frac{1}{2} \cdot \rho(v_1^2 - v_4^2) \cdot A_{rotor} \quad (2.6)$$

Alle andre krefter neglisjeres, formel 2.5 settes lik formel 2.6 for å danne et uttrykk for resterende hastigheter:

$$\rho \cdot A_2 \cdot v_2(v_1 - v_4) = \frac{1}{2} \cdot \rho(v_1^2 - v_4^2) \cdot A_{rotor}$$

$$v_2 = \frac{v_1 + v_4}{2} \rightarrow v_4 = v_1(1 - 2a)$$

Ved effektbetraktninger kan det vises at den maksimale teoretiske virkningsgraden for en vindturbin er på 59,3 %. Dette er ved en nedbremsingsfaktor på 1/3 (Ragheb et al. 2011). I praksis når dagens vindturbiner 60 - 75 % av denne verdien (Vindportalen 2014).

2.4.2 Bladelementer

En vingeprofil har som hensikt å generere løftkraft på tvers av vindretningen relativt til bladet. Bladelementmetoden tar utgangspunkt i oppdeling av bladet i et antall elementer. Kraftene hvert element opplever regnes ut og integreres langs hele rotorbladet samt for én full rotasjon (Aerospaceweb 2014). Hvert element vil ha noe ulike hastighet og geometri avhengig av radiell posisjon. Dette påvirker den lokale strømmingen.

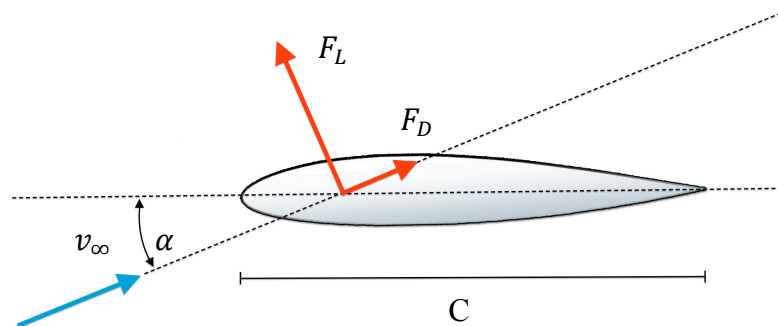


Fig. 2.3: Vindpåkjent vingeprofil med kordelengde C . Innkommende vind med hastighet v_∞ gir bladet løft F_L normalt på vindhastigheten og drag F_D langs det innkommende vindfeltet.

To viktige forutsetninger for denne modellen er at bladelementene er aerodynamisk uavhengig av hverandre og at bladkraftene kan bestemmes ut fra løft- og dragkoeffisientene (Björk 2000):

$$C_L = \frac{F_L}{0,5 \cdot \rho \cdot v_\infty^2 \cdot C} \quad (2.7)$$

$$C_D = \frac{F_D}{0,5 \cdot \rho \cdot v_\infty^2 \cdot C}$$

2.4.3 BEM - metoden

Bladelement-bevegelsesmengdemetoden kombinerer prinsippene fra delkapittel 2.4.1 og 2.4.2. Bevegelsesmengdebilansen over turbinen kombineres med analyse av kreftene generert av løft- og dragkoeffisientene seksjonsvis utover bladet. Resultatet av denne sammenslåingen løses iterativt (Ingram 2011).

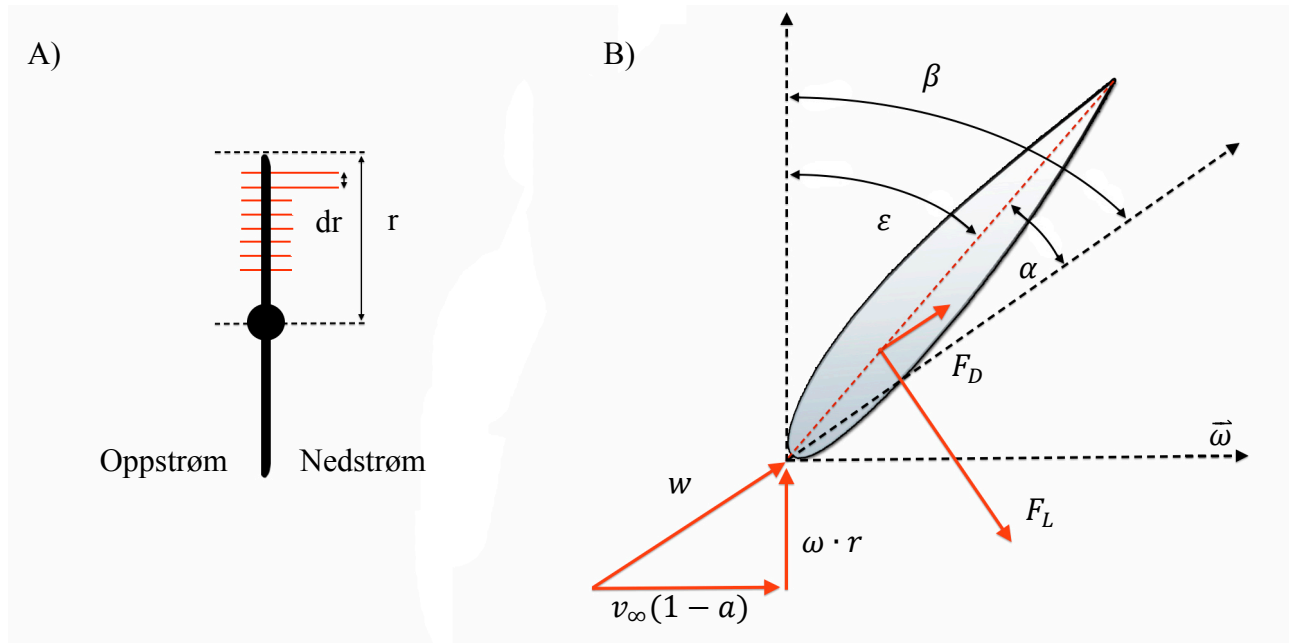


Fig. 2.4: A) Elementinndelt rotor sett fra siden og B) roterende blad utsatt for vindlast, tangentiell induksjonsfaktor er her neglisjert.

Tabell 2.4: Oversikt over størrelser benyttet i figur 2.4.

Størrelse	Forklaring
r	Bladradius.
dr	Radielt inkrement av bladet.
β	Strømvinkel.
ε	Bladvinkel.
α	Innfallsvinkel.
w	Innkommende vind.
ω	Vinkelhastighet.
$v_{\infty}(1 - a)$	Oppstrøms vindhastighet påvirket av induksjonsfaktor.
F_D	Drag.
F_L	Løftekraft.

Betz' teori er forenklet og tar ikke høyde for fluidets rotasjon og vinkelmomentet om rotor.

Ved å dele opp rotor i annulære, radielle elementer settes balanse for bevegelsesmengde opp som i kapittel 2.4.1, men nå for hvert strømrør. Ved å behandle disse som separate og uavhengige av hverandre vil vinkelmomentet måtte være bevart for hvert isolerte rør (Ingram 2011). Videre kan rotasjonen fluidet vil oppleve nedstrøms settes opp uttrykt ved en tangentiell induksjonsfaktor tilsvarende metoden benyttet aksielt i kapittel 2.4.1. Denne balansen er viktigst nær bladroten og neglisjeres her (Nygaard 2008). BEM-metoden er i dag industristandard for beregning av krefter og effekt for vindturbiner (Björk 2000). I dette kapitlet betraktes ikke tap ved bladender eller turbulensstilstand.

Aksielt er kraftvirkningen gitt som ved formel 2.5 men nå med utgangspunkt i oppdelte strømrør.

$$dT = \rho \cdot \underbrace{\underbrace{v_{\infty}(1-a)}_{\text{hastighet over rotor}} \cdot \underbrace{2\pi r \cdot dr}_{\text{areal}}}_{\text{massestrøm}} \cdot \underbrace{v \cdot 2a}_{\text{hastighetsendring}}$$

Innfallsvinkel α er gitt strømvinkelen β samt bladvinkel ε . Samlet er disse satt ut fra rotorgeometrien. Løftkraften F_L defineres ut fra trykket fra vindkraften, kordelengden C og løftekoeffisienten som vist ved formel 2.7. Geometriske betraktninger av figur 2.4 gir følgende definisjoner, se tabell 2.4 for symbolforklaring.

$$W = \sqrt{v^2(1-a)^2 + \omega^2 r^2}$$

$$\beta = \tan^{-1}(v(1-a)/\omega r)$$

$$F_L = 0.5\rho W^2 C C_l(\alpha, R_e)$$

$$dT = L \cos \beta$$

$$\alpha = \beta - \varepsilon$$

Dette gir seks likninger og seks ukjente variabler, hvor α og R_e hentes fra tabeller og resterende løses numerisk iterativt med utgangspunkt i formelverket over.

$$\frac{dT, \quad \alpha, \quad W, \quad \beta, \quad \alpha, \quad L}{\text{Ukjente variabler}}$$

I 3Dfloat vil rotors pitch automatisk justeres etter ønsket uteffekt og det er også mulighet for kjøring med turbulent eller dynamisk vind. Ved slike tilfeller er ikke lenger Betz teori gjeldende da likevekten brytes. For å modellere dette settes innkommende vind som en funksjon av tid og plassering (Nygaard 2008).

2.4.4 Vindgradient

I virkeligheten varierer vindhastigheten med høyden over havet. 3Dfloat har en funksjon for dette. Vindens fordeling vil kunne gi ulik last opp langs turbintårnet avhengig av høyden. Årsaken til dette er friksjon mellom vindens nederste lag og grunnen under. Effekten er sterkt avhengig av overflatens ruhet og form, ulike terrengetyper påvirker derfor gradienten i ulik grad (Lubosny 2003). Over byer eller veldig ulendt terreng kan vindhastigheten reduseres så mye som 40 - 50 %, mens det over vann kan ligge i området 20 – 30 % (Thompson 1998), nok en fordel ved å plassere vindturbiner offshore. En sterkt varierende vertikal vindhastighet kan gi et uheldig bøyemoment på rotoraksel ettersom øverste og nederste rotorblad til en hver tid vil være utsatt for ulik last.

2.5 Hydrodynamikk

2.5.1 Svingninger og demping

Hvis vi plasserer plattformen rolig ut i vannet vil den begynne å flyte så snart gravitasjonskreftene er i likevekt med oppdriften. Oppdriftskraften, F_b , avhenger av hvor mye av strukturen som befinner seg under vann, og endrer seg når vi får en horisontal bevegelse i strukturen. Gravitasjonskraften, F_g , forblir konstant gjennom bevegelsen. Forskjellen mellom de to er fjærkraften F_s . Den blir også kalt hydrostatisk gjenoppretningskraft, som er et resultat av den nevnte endringen i oppdriften.

Når vi slipper plattformen fra en forflyttet posisjon i en av frihetsgradene og lar den stabilisere seg uten å påtrykke noen ekstern kraft kan vi se på systemet som ett masse-fjær demper system. Massen til systemet vil da være strukturmassen pluss en hvis mengde vann som beveger seg med modellen under bevegelse (addert masse). En udempet periode kan skrives som:

$$T_0 = 2\pi \sqrt{\frac{m}{D}} \quad (2.8)$$

Hvor m er systemets totale masse og D er fjærkonstanten. I hydrodynamikken blir den referert til som hydrostatisk gjenoppretningskraft:

$$D = (3A_B + A_t) \cdot \rho \cdot g \quad (2.9)$$

Hvor $3A_B$ er arealet av bøttene som bryter vannflaten, mens A_t er tårnets areal som bryter vannflaten.

Når vann blir tvunget i bevegelse vil energi forsvinne ut av systemet. Dette gjør at mindre og mindre energi vil forbli i systemet for hver svingning. Dette kalles for dempning, F_D . I denne oppgaven kommer vi inn på tre forskjellige former for dempning. I tillegg til kvadratisk Morrison demping har vi:

Lineær demping:

Når strukturen er stor, blir bølgekraften mer strømlinjet. Hvis strukturens dimensjon er stor i forhold til bølgelengden, forandrer strukturen formen til den aktuelle bølgen over et stort område over dens utkant. I dette tilfellet beveger strømmingen seg så å si sammen med kroppen til strukturen. Strømmingen kan beskrives med potensial teori. Disse kreftene er direkte lineære til hastigheten (Chakrabarti 2005).

Kvadratisk demping:

Kvadratisk demping settes på modellen for å dempe ut de bevegelsene vi ikke klarer å dempe ut med en sannsynlig drag koeffisient. Den fungerer kun på plattformens absolutte bevegelser, og er viktig for å beskrive dempningsforløpet nær de naturlige periodene i de forskjellige frihetsgradene.

2.5.2 Lineær bølgeteori

Den enkleste og mest brukte bølgeteorien. Kalles også liten amplitude bølgeteori, eller Airys teori. Den er enkel og bruke og gir en fornuftig tilnærming til bølgekarakteristikker for et bredt spekter av bølgeparametere. Det er tre parametere vi trenger for å kunne beskrive enhver bølge teori. Perioden T som er tiden mellom to topper målt fra et stillestående punkt. Bølgehøyden H som er den vertikale avstanden mellom bølgetopp og påfølgende bunn, samt dybden d som er avstanden mellom havbunnen og SWL (Demirbilek et al. 2002).

I lineær bølgeteori har bølgen form som en sinuskurve, og overflateprofilen kan skrives som:

$$\eta = a \sin(kx - \omega t)$$

Hvor a er bølgens amplitude som er avstanden fra vannoverflaten opp til maks utslag av bølgen eller halvparten av bølgehøyden H . ω er frekvensen på svingningen til bølgen, og kan uttrykkes som:

$$f = \frac{2\pi}{T}$$

Og k er bølgenummeret som kan skrives som:

$$k = \frac{2\pi}{L}$$

Et todimensjonalt koordinatsystem brukes for å beskrive bølgens forplantning, hvor x er horisontalt, mens y er vertikalt. Positiv a kalles bølgetopp, mens negativ a er bølgebunnen.

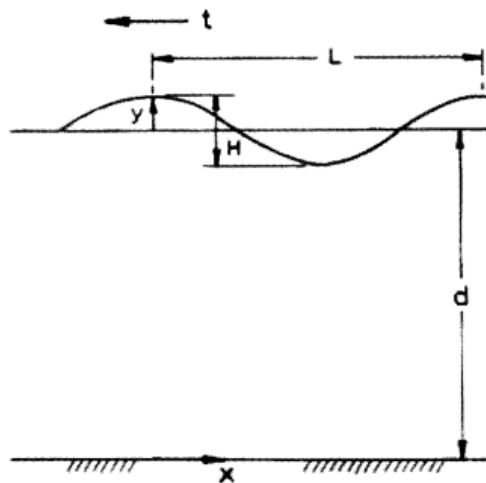


Fig. 2.5: Regulær bølge med propagering retning (Chakrabarti 2005).

Tabell 2.6: Illustrerer de forskjellige bølgeparametrene. Forholdet mellom dybde og bølgelengde avgjør om man anser bølgen å være på grunt eller dypt vann.

Vann dybde	Kriteriet
Dypt vann	$d/L \geq 1/2$
Grunt vann	$d/L \leq 1/20$
Mindre grunt vann	$1/20 < d/L < 1/2$

Hvis det er gitt at vanddybden tilfredsstillers $d/L \Rightarrow 1/2$ kan vannets partikkelhastighet skrives som:

$$u = \frac{\pi H}{T} e^{\left(\frac{2\pi}{L}\right)} \cos \theta$$

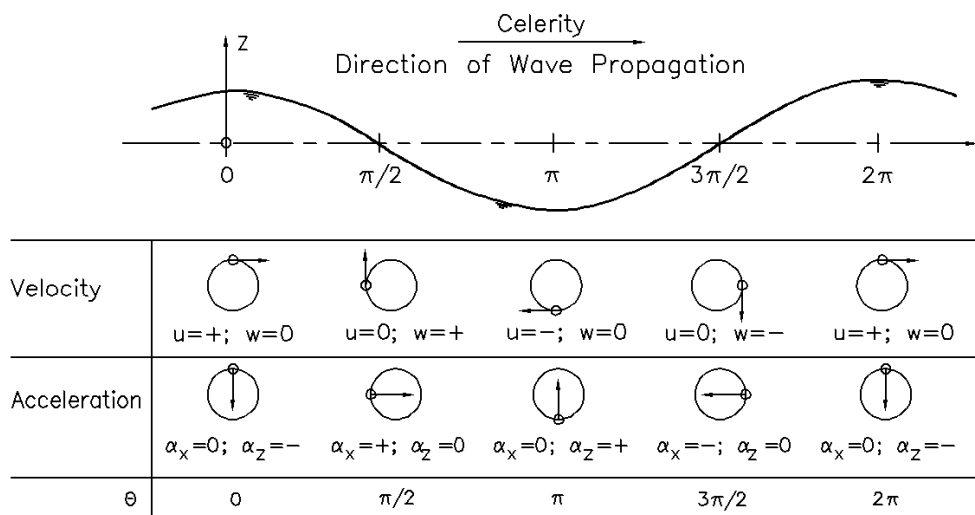
$$v = \frac{\pi H}{T} e^{\left(\frac{2\pi}{L}\right)} \sin \theta$$

Hvor u er den horisontale partikkelhastigheten, mens v er den vertikale. Vannets partikkelaksellerasjon kan skrives som:

$$\dot{u} = 2H \left(\frac{\pi}{T}\right)^2 e^{\left(\frac{2\pi}{L}\right)} \sin \theta$$

$$\dot{v} = 2H \left(\frac{\pi}{T}\right)^2 e^{\left(\frac{2\pi}{L}\right)} \cos \theta$$

Her er \dot{u} vannpartikkelens akselerasjon i horisontal retning, mens \dot{v} er tilsvarende i vertikal retning.



Figur 2.6: Oversikt over bølgens hastighets og akselerasjonsretninger i vertikal og horisontal retning (Demirbilek et al. 2002)

2.5.3 Morisons likning

Morisons likning er en semi-empirisk formel som brukes til å beregne de hydrodynamiske kreftene til et legeme som er nedsunket i vann. Den kombinerer av vannpartikkelens hastighet og akselerasjonen på strukturen.

$$F = \rho C_m \frac{\pi D^2}{4} \dot{u} + \frac{1}{2} \rho C_d |u|u$$

Froude-korylov krefter:

Hvor den første delen av uttrykket beskriver treghetskraftene til strukturen og består av to komponenter. Den ene er Froude-Krylov krefter på objekter i en varierende strøm. Den kan illustreres ved å se på volumet av vann som blir fortrenget av det nedsunkede objektet.

$$F_{FK} = \rho \frac{\pi D^2}{4} \dot{u}$$

Hvis vi tenker at vi fjerner dette objektet, ville massen av det fortrenget vannet bli akselerert av kraften til den omringede væsken. Eller sagt på en annen måte, trykket fra den ikke distribuerte bølgen på legemet. Strømningen vil bli forstyrret i området rundt legemet, noe som medfølger endre trykket i strømningen.

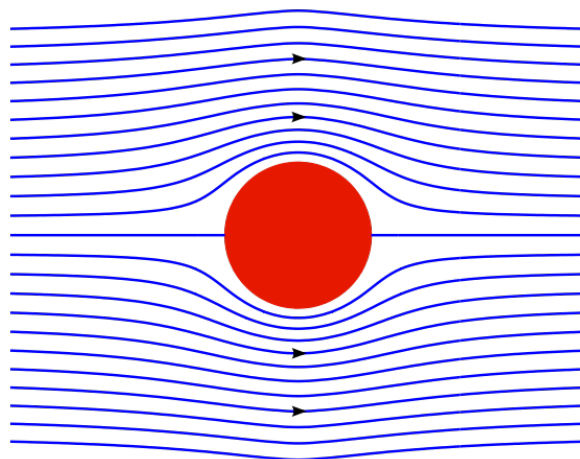


Fig. 2.6: Strømning rundt en sylinder (Wikimediacommons).

Addert masse:

Den andre komponenten er den tillagte massen. Når et objekt beveger seg gjennom et fluid vil det fortrenge en viss masse av fluidet, det samme volumet kan tross alt ikke opptas til samme tid. I virkeligheten vil all den omliggende fluidmassen akselereres i ulik grad, en forenklet metode for å beregne inn massetregheten dette medfører for objektet er å legge et bestemt volum av fluidmassen til objektets masse. Denne tillagte, eller adderte massen beveger seg nå med objektet.

Hvor stor den adderte massen er avhenger av objektets form og fluidets tetthet. Koeffisienter for addert masse er definert som:

$$C_m = 1 + \frac{m_{addert}}{m_{fortrenget}}$$

Dersom den adderte massen tilsvarer det fortrenkte volumet vil koeffisienten bli 2, en verdi som regnes som normal for sylindere. Dette er et resultat av at fluidhastigheten rundt en sylinder vil være det doble ved ytterste punkt sett i forhold til fluidets ordinære hastighet ved laminær strømning. Dette gir en høyere trykkdifferanse og økt kraft. Den adderte massen blir lik sylinderens totale volum.

Ved ideell strømning rundt en sylinder er hastigheten gitt ved:

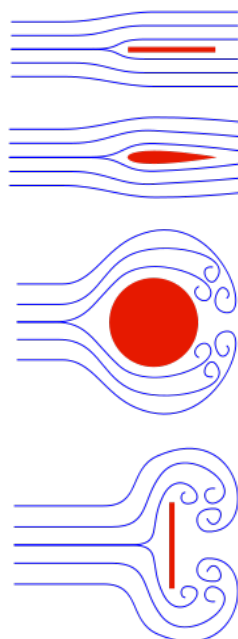
$$u = 2u_2 \sin \theta$$

Generelt kan treghets-uttrykket i Morrison skrives som:

$$F = (m + m)\dot{u} = C_{am}m\dot{u}$$

Drag:

Den andre delen av likningen representerer drag uttrykket. Drag kreftene er summen av overflatefriksjonen, som er en resultant i drag retningen av skjærspenningen i væsken, og grenselagete form drag, som et resultat av trykkfordelingen i grense-laget. Siden det foreløpig er svært krevende å skille de to drag typene fra hverandre behandler vi begge i en koeffisient.



Ren overflatefriksjon.

Overflatefriksjon dominerende.

Form drag dominerende.

Ren form drag.

Fig. 1.6: Oversikt over hva som dominerer av form drag og overflatefriksjon i noen relevante geometrier (wikipedia).

Addert masse koeffisient for sylindere har en anbefalt designverdi rundt 2.0 (Agerschou & Edens 1965).

2.5.4 KC-Nummeret

Keulegan-Carpenter nummeret avgjør den relative innvirkningen av henholdsvis av treghetsuttrykket og drag uttrykket i Morrison ligningen. KC-nummeret uttrykkes vanligvis på måten:

$$KC = \frac{u_0 T}{D} \quad (2.10)$$

Her er u_0 den maksimale svingehastigheten T er den aktuelle perioden, mens D er den karakteristiske diameteren.

I figur 2.7 kan en se en oversikt over hva som dominerer av drag og treghetskrefter i Morrison likningen.

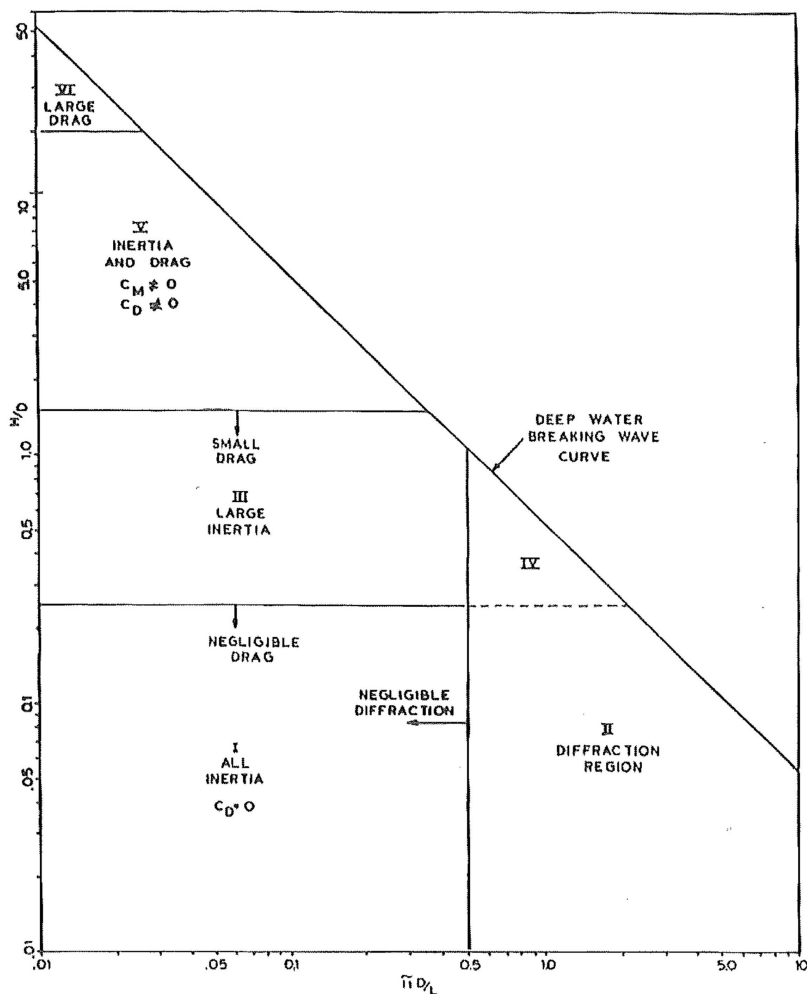


Fig. 2.7: Verdiene på y-akser er ekvivalent til KC nummerte, mens x-aksen er den relative størrelsen på objektet (Chakrabarti 2005).

3 Metodikk

Metodikken som her beskrives er bundet opp mot de konkrete simuleringene og oppsettet av disse. For å få et innblikk i testresultatene det sammenlignes med diskuteres også elementer rundt forsøkene utført ved ECN, høsten 2013. For en komplett oversikt over vurderte forsøk, se tabell 4.1. I løpet av semesteret er det kjørt en mengde simuleringer og en rekke ulike oppsett og koeffisienter er utprøvd. Underveis ble det også avdekket en feil i en funksjon i 3Dfloat. Etter rettelsen av denne ble nye og endelige koeffisienter satt.

3.1 Testmiljø ved eksperimentelle forsøk

Testforsøkene brukt som sammenligningsgrunnlag i dette masterarbeidet er utført i bølgetank ved Ecole Centrale de Nantes (ECN) i Frankrike, høsten 2013. Under utviklingen av skalamodellen ble det også gjort tester i regi av masterstudent Felix Kelberlau i et lokalt basseng ved NMBU i Ås. Undertegnede var ikke selv delaktige i prosjektet før årsskiftet 2014 og derfor ikke med på utførelsen av de eksperimentelle forsøkene.

3.1.1 Tidligtest uten moringslinjer, NMBU

Free decay forsøk med vurdering av heave og pitch ble utført i basseng ved NMBU i Ås som beskrevet av Kelberlau (2013a kap. 4). Skalamodellen ble undersøkt uten moringslinjer. Resultatene ble brukt til å anslå dempingskoeffisienter og sette opp en simuleringsgeometri i 3Dfloat. Det ble slått fast at forsøkene ga eksperimentelle data tett opp mot hva som var forventet. Simulerte perioder passet opp mot de eksperimentelle, med unntak av et avvik på 10 % ved pitch. Ved simulering ga en Morison drag-koeffisient på 8 med global lineærdemping på 120 kg/s i heave og 6 kgm/s i pitch god overenstemmelse med eksperimentelle data. Simuleringene ble gjort i modellstørrelse og er ikke oppskalert. Kelberlau slår også fast at videre testing er nødvendig for å avgjøre om den numeriske modellens demping er gyldig for små bevegelser. Det fastslås at 3Dfloat er egnet for simulering av modellen i heave og pitch når de hydrodynamiske kreftene utledet av Morisons likning tillegges lineær demping. Det er behov for videre testing for å avgjøre gyldighet ved koblede bevegelser under vind- og bølgelast samt ved påsatte moringslinjer.

3.1.2 Bølgetanktest, Ecole Centrale de Nantes

Skalamodellforsøk med moringsliner ble utført ved Ecole Centrale de Nantes (ECN) i Frankrike høsten 2013. Her ble free decay forsøk i heave, pitch og surge utført før separate vind- og bølgetester ble gjort. Avslutningsvis ble det gjennomført koblede vind- og bølgetester. For en komplett oversikt over eksperimenter vurdert og simulert som del av denne oppgaven, se tabell 4.1.

Tabell 3.1: Ecole Central de Nantes, bølgetankinfrastruktur.

Bølgetankspesifikasjoner
Bassengstørrelse - lengde: 50 m, bredde: 30 m, dybde: 5 m
Senterhulldimensjoner - lengde: 5 m, bredde: 5 m, dybde: 10 m
Perioder fra 0.8 s til 5 s.
Maksimal bølgehøyde - regulær: 1 m, irregulær: 0,8 m
Bølgeretning fra 0 til 45 grader, singel eller multi.
Optisk system for bevegelsessporing.
Opptakssystem, multikamera.

Tabell 3.2: Testutførelse ved ECN.

Eksperiment	Forklaring
Free decay heave	Modellen er sunket ned en spesifikk avstand ved bruk av vekter. Disse fjernes for å igangsette svingning.
Free decay pitch	Modell i likevekt påtvinges svingning i aktuell retning ved et påsatt støt.
Free decay surge	Modellen trekkes ut i surge-retning. Holdes til moringsliner er stabilisert, slippes for svingning.
Konstant vind	Modell ligger stabilisert før vindhastigheter settes på som spesifisert for aktuelle test. Er også utført i kombinasjon med free decay pitch.
Regulære bølger	Modell ligger stabilisert før bølgespesifikasjoner som angitt i respektive test påsettes.
Kombinasjon	Modellen ligger stabilt før konstant vind og regulære bølger påsettes.

3.1.3 Fysisk skalamodelloppsett og konfigurasjoner

Skalamodellen bygget av Felix Kelberlau er vist i figur 3.1. Den er konstruert i polykarbonat i størrelse 1/40, sluttresultatet ga 0,5 % lavere oppdrift enn tenkt (Kelberlau 2013a).

Visse forenklinger er gjort ved modellen i forhold til fullskalaplattformen. Sentertårnet har i fullskala avtagende diameter ved økende høyde. Skalamodellens tårn har konstant diameter fra topp til bunn. Detaljer som arbeidsplattformer, stiger og plasseringen av disse er ikke representert, men tatt med i betraktning i form av den totale plattformmassen. Masse, tyngdepunkt og draft er justert ved å fordele sand i sentertårn og de ytre bøttene.

Det ble gjort endringer av moringsoppsettet for å få plass i bølgebassenget. I utgangspunktet er samtlige liner ment å ha samme lengde. Moringslinen i senter av bølgeretningen beholdt sin opprinnelige lengde, de to moringslinene festet i vinkel ut mot bassengkant fikk redusert sin lengde fra opprinnelige 20,89 m til 14,66 m. Dette tilsvarer i fullskala en reduksjon fra 835,5 m til 586,27 m. Etter mailkorrespondanse med José Azcona, en av de delaktige under eksperimentet er det kommet fram til at samtlige moringsliner ble kuttet for lange under eksperimentet og derfor er det ettertid lagt til 1,5 m på hver av disse ved spesifisering i fullskala.

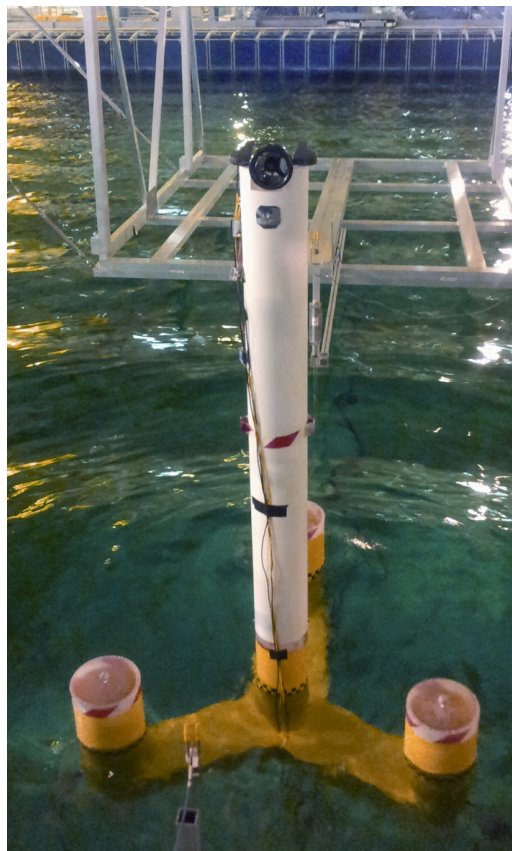


Fig. 3.1: Skalamodell utplassert i bølgetanken ved ECN.

3.1.4 Aerodynamiske krefter under de eksperimentelle forsøkene

Vindturbinen er ikke en nedskalert formlik versjon. Som nevnt i kapittel om skalering 2.3, er vindturbiner følsomme for Reynolds tall ved Froude skalering. For å komme rundt det at Froude skalering gir lave Reynolds tall er det utviklet en metode for realistisk gjengivelse av vindkraften (Azcona et al. 2014). For å representere påkjenningene en fullskala vindturbin vil oppleve i det nedskalerte eksperimentet på en realistisk måte ble en ”ducted fan” montert på toppen av skalamodellen. Denne forenklingen ble vurdert mer gjennomførbar i forhold til å nedskalere den faktiske rotoren og sette opp et vindfelt for denne.

For å oppnå realistisk aerodynamisk last under de eksperimentelle forsøkene ble det benyttet såkalt ”software in the loop” simulering.

Skalamodellplattformens posisjon og hastigheter i seks frihetsgrader ble kontinuerlig matet inn i en FAST-datasimulering. Denne datasimuleringen oppskalerte posisjonene og beregnet så riktig nedskalert ”thrustkraft” for dernest å sende ut et styringssignal for justering av rotorturtall. På denne måten ble vindlasten under eksperimentet tilnærmet lik det den simulerte fullskalarotoren ville opplevd.

3.1.5 Fysiske sensorer

All bevegelse ble registrert med et lasersporingsystem som benyttet reflektorer utplassert på selve plattformen.

Det ble brukt tre sensorer av typen ”DDEN-500N” for måling av strekk i moringslinene ved forankringspunktene. Disse ble ikke kompensert for hydrostatisk trykk fra det omliggende vannet og ga derfor en innvirkning på målingene som funksjon av at trykket varierer med bølgehøyden. Etter konferering med veileder Tor A. Nygaard kommer det frem at målingene er ansett usikre. Fire bølgehøydemålere ble brukt. En oppstrøms, to på hver sin side av tårnet og en nedstrøms.

3.1.6 Innledende behandling av eksperimentelle data fra ECN

Testresultatene fra ECN er plottet og vurdert i oppskalert størrelse. Offset oppgitt i testresultater er ikke tatt i betraktning annet enn for i heave-retning. Avviket her var 0,60 m i fullskala. Dette er kun en økning på 3 % utover den spesifiserte dybden på 20 m, men ble kompensert inn for å utelukke dette som en feilkilde da det tidlig i simuleringsarbeidet oppstod problemer med oppsett av pitch-perioden. Årsaken til dette diskuteres i delkapittel 3.3.9. Offsetverdier i surge og sway vurderes marginale og vil trolig ikke ha noen innvirkning da plattformen til dels flyter fritt i disse

frihetsgradene. For pitch, yaw og roll varierer offset i størrelsesordenen 0.01° til 0.20° ved free decay testene. Det foreligger ikke offsetverdier for samtlige eksperimentelle resultater.

3.2 Numerisk modellbeskrivelse

Modellgeometri og generelt simuleringsoppsett benyttet i oppstartsfasen av dette masterarbeidet var forhåndsoppsett med grunnlag i tidligere free decay tester gjennomført ved NMBU i 2013 (Kelberlau 2013a). Her beskrives denne geometrien opp mot den fysiske skalamodellen og hvilke antakelser som ligger til grunn ved simulering. For å sikre best mulig samsvar mellom eksperiment og simulering er deler av oppsettet endret for å rettes mer inn mot de nye forsøkene utført ved ECN, Frankrike. Oppsett og justering av rotoregenskaper er ikke dekket i dette arbeidet, kun presentasjon av vesentlige detaljer ved kjøringene.

3.2.1 Geometri for numerisk fullskalamodell

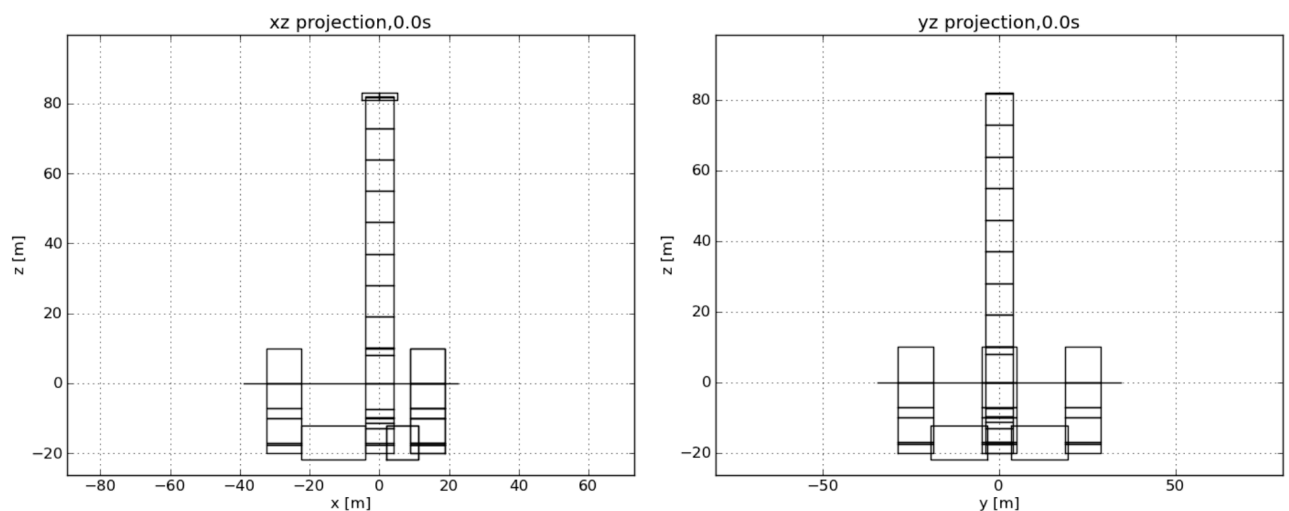


Fig. 3.2: Den numeriske modellen sett i xz - og yz -plan. Rektangulære pongtonger fester de ytre bøttene til sentertårnet. Draft er justert likt som for eksperimentene.

Den numeriske modellen representerer en oppskalert versjon av skalamodellen. Den er således ikke en eksakt kopi av Olav Olsen Star Wind Floater. Det er også gjort visse forenklinger i forhold til skalamodellen. Heaveplatene som kan sees på figur 1.3 er ikke gjenskapt i 3Dfloat. For oversikt over den eksakte geometrien i form av koordinater, se vedlegg 1, inputfil.

Rotoren brukt under simulering er en modifisert variant av ”NREL 5 MW baseline” vindturbin (Jonkman et al. 2009) Den har tre stive blader og er definert slik at ”rated power output” nås ved 12,5 m/s, litt lavere enn ”rated wind speed” på 12,7 m/s (Kelberlau 2013b).

Som nevnt i kapittel 3.1.6 lå skalaplattformen 1,5 cm lavere enn definert ved ECN-testene, dette utgjør i fullskala 0,60 m. For å sikre samsvar mellom simulering og eksperiment ble tetthetene til sandinnholdet i bøttene justert opp for å oppnå en ny draft på 20,6 m. Sjekk av total strukturmasse i 3Dfloat viser at massen fortsatt stemmer godt overens med den eksperimentelle, 157,45 kg mot 157,70 kg i nedskalert størrelse.

Tabell 3.3: Sammenligning av de tre ulike plattformene.

Egenskap	3Dfloat	Skalamodell	OO Star Wind Floater
Masse	157,45 kg	157,70 kg	157,70 kg (nedskalert)
Heaveplater	Nei	Ja	Ja
Konstant tårnradius	Ja	Ja	Nei
Rotor	Fullskala NREL	Ducted fan	Siemens 6 MW
Materiale	Oppskalert plast	Polykarbonat	Betong

3.2.2 Elementinndeling

For å sikre adekvat elementinndeling ble det kjørt en regulærbølgetest hvor antall elementer ble økt for de ulike delene inntil det ikke ga endret utslag på resultatet. Pongtongene viste seg under simulering å ha en innvirkende effekt. Elementantallet ble her økt fra 1 til 4. For resterende komponenter er inndelingen uendret fra tidligere oppsett. Se ellers vedlegg 1.

3.2.3 Moringslinjer

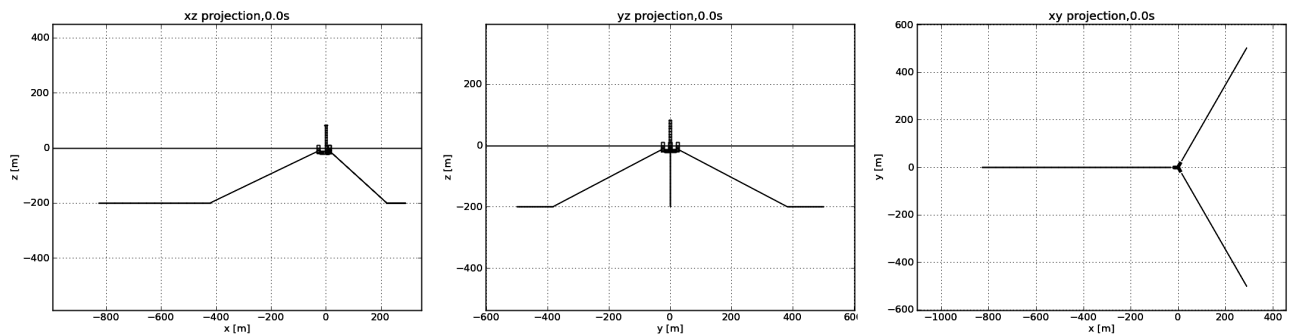


Fig. 3.3: Moringslineoppsett slik det er definert ved startpunkt i 3Dfloat. Oppsettet er ment å gjenspeile det eksperimentelle testoppsettet så nært som mulig. A) xz-plan B) yz-plan C) xy-plan.

Systemet består av tre slakke liner festet ytterst på bøttene ved en dybde under vannflaten på 14 meter. Forankringsdybden er satt til 200 meter. Line 1 og 2 har fått endret sin lengde for å gjenspeile forholdene under eksperimentet. Ved ECN oppstod en feil ved lengdebestemmelsen av linene, dette er diskutert tidligere i kapittel 3.13.

Morningslinenes geometri påvirker nullpunktsplasseringen av plattformen i 3Dfloat. Som en følge av dette er plattformen under simulering flyttet til startposisjon avhengig av geometrien. Dette er gjort for å hindre uønsket bevegelse og for å korte ned stabiliseringstiden.

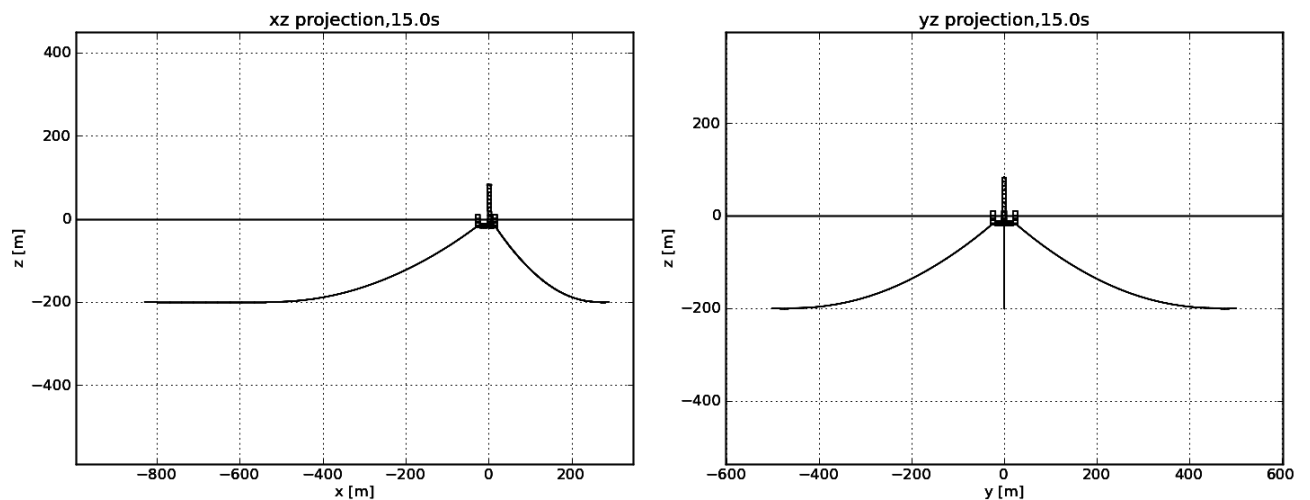


Fig. 3.4: Moringslinjer vist stabilisert etter 15 sekunder i xz- og yz-plan.

Tabell 3.4: Spesifisering av moringsliner (Azcona et al. 2014).

Beskrivelse	Linje 1	Linje 2	Linje 3
Linelengde, upåkjent	839.0 m	587.77 m	587.77 m
Diameter	12.6 cm	12.6 cm	12.6 cm
E-modulus	6.044e11 N/mm^2	6.044e11 N/mm^2	6.044e11 N/mm^2
Materialtetthet line	8562.85 kg/m^3	8562.85 kg/m^3	8562.85 kg/m^3
Radiell ankerposisjon	829.23 m	580 m	580 m
Radiell farledsposisjon	32.5 m	32.5 m	32.5 m
Vinkelposisjon, anker	180°	60°	300°
Vinkelposisjon, farled	180°	60°	300°
Draft, farled	14 m	14 m	14 m
Ankerdybde	200 m	200 m	200 m

3.2.4 Stabiliseringstid og likevekt

Når plattformen slippes løs i 3Dfloat vil geometrien i utgangspunktet plasseres sentrert ved nullpunktet i koordinatsystemet. Moringslinenes geometri påvirker dog nullpunkt plasseringen av plattformen. Som en følge av dette er plattformen under simulering flyttet til startposisjon avhengig av geometrien. Dette er gjort for å hindre uønsket bevegelse og for å korte ned stabiliseringstiden. I den vedlagte 3Dfloat-inputfilen kan dette sees under grensebetingelser gitt ved funksjon "apply_nodal_bc" og "apply_displ". Ved å kjøre testsimuleringer uten annet formål enn å studere stabiliseringstid for systemet og da spesielt moringslinjene ble det fastslått hvor lenge plattformen må være i ro før en test initieres. Dette ble gjort ved bruk av 3Dfloat sin innebygde funksjon for grafisk 2D-framstilling. Moringslinjene lå i ro 15 sekunder etter frislipp. For å være på den konservative siden holdes alltid plattformen i ro 20 sekunder ved free decay simuleringer kjørt i forbindelse med dette arbeidet.

For free decay simulering med vind er stabiliseringstiden også avhengig av at vindfeltet settes før testing startes. Denne tiden ble satt til 90 sekunder etter å ha kjørt vindeksperiment ved de relevante hastighetene og undersøkt virkningen i de ulike frihetsgradene.

For bølgerelaterte kjøring er plattformen sluppet ved sin utgangsposisjon og simuleringene kjørt så lenge at resultatet tydelig viser oppnådd likevekt.

3.2.5 Numerisk sensoroppsett

Den numeriske modellen har implementert sensorer for utskrift av plattformens bevegelse ved vannlinjen samt akselerasjon ved toppen av tårnet. Ved simulering lagres de ulike sensordataene til tekstfiler. Dataene etterbehandles og framstilles ved bruk av python.

Tabell. 3.5: Oversikt over numeriske sensorer og deres plassering i fullskala.

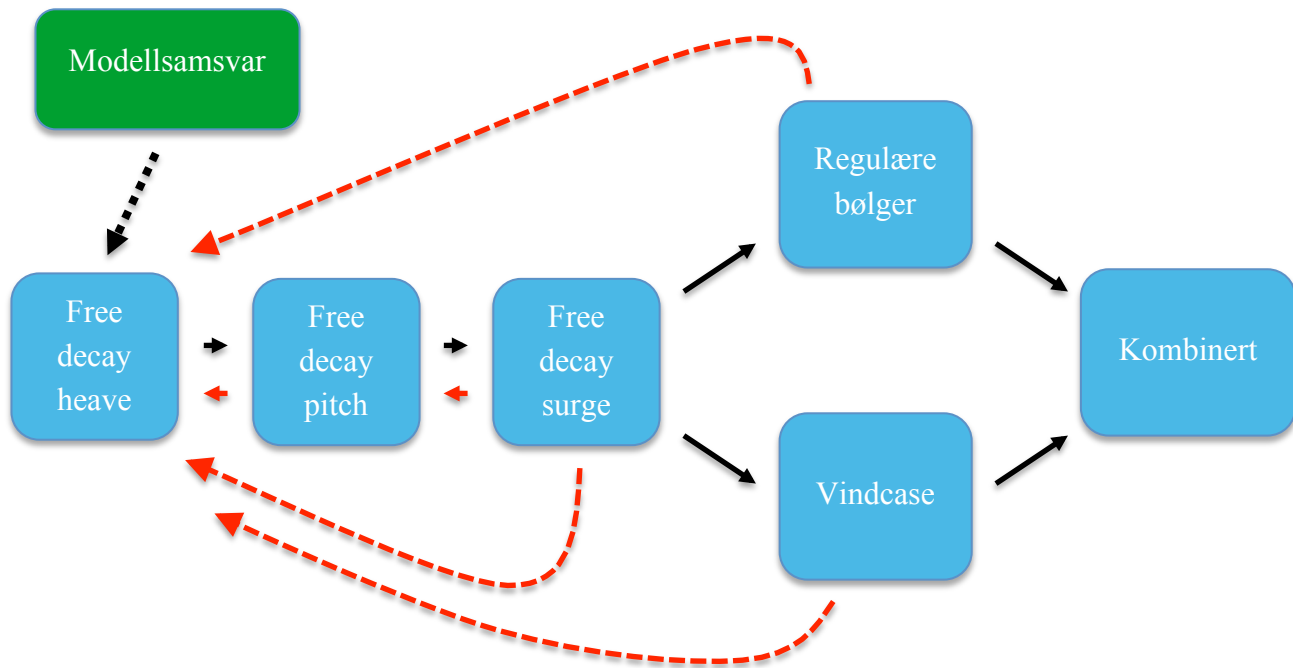
Sensor	Koordinatplassering (X,Y,Z)
SWL, forskyvning	(0, 0, 0)
Topp av tårn, akselerasjon	(0, 0, 82)
Rotor, 6 DOF	(-5, 0, 82)
Krefter mellom RNA og toppen av tårn	(0, 0, 82)
Strekk i moringslinjer ved farledsposisjoner	(-45.3,0,-19.5), (22.6,-39.2,-19,5), (22.6,39.2,-19.5)
Bølgehøyde, SWL, farled 1, og farled 3	(0, 0, 0), (-32.5, 0, -14), (16.25, -28.146, -14)

3.3 Simuleringer med 3Dfloat

Modellgeometrien er tilpasset som forklart i kapittel 3.2 numerisk modellbeskrivelse før simulering. For å gjenskape bevegelsene fra eksperimentene må en rekke ulike koeffisienter justeres inn. Ideelt sett skal et felles oppsett kunne beskrive samtlige mønstre under de ulike testene. Det foreligger erfaringsbasert kunnskap så vel som teoretiske betraktninger til hjelp ved dette arbeidet. Det endelige simuleringsoppsettet er kjørt med "newmark dt" satt til 0,01 og antall "step" til 40 000 for konvergenzkriteriet "new_gen_alpha". Simuleringene er manuelt stoppet ved ønsket simuleringsslengde.

3.3.1 Prosesstrinn

Ved prosjektstart ble simuleringene basert på koeffisienter fastsatt ved eksperimentelle free decay forsøk gjort ved NMBU i 2013, dette forsøket ble diskutert i delkapittel 3.1.1. De veiledende koeffisientene ble utover i prosessen endret iterativt i takt med oppdateringer av 3Dfloat og det generelle oppsettet ved sammenligning mot de eksperimentelle ECN-resultatene. Det har vært tvil rundt hvor godt representert moringslinjene var ved simulering. En følge av dette er at det er kjørt sensitivitetstester for å få et innblikk i hvorvidt små endringer gir nevneverdig innvirkning. Framgangsmåten beskrevet i figur 3.4 er repetert fra grunn av hver gang grunnoppsettet av selve modellen har krevd endring.



Figur 3.5: Proses ved innjustering av koeffisienter. Det samlede oppsettet defineres av en rekke faktorer som påvirker hverandre i ulik grad. Arbeidet har derfor vært preget av kontinuerlig revisjon etterhvert som de ulike variablene har falt på plass.

Etter fastsatt modelloppsett ble simuleringer satt i gang for free decay forsøkene. Disse testene er mindre komplekse enn de resterende og gjort med den hensikt å danne et godt grunnlag for vurdering av de ulike variablene som skal utredes. Da en del av koeffisientene har innvirkning i flere frihetsgrader har prosessen hele tiden vært tilbakevendende. Et kompromiss på vegne av enkeltbevegelse er vurdert for å kunne gjenskape det helhetlige bevegelsesmønsteret best mulig. Det er gått systematisk til verks ved å justere inn heave-bevegelse før det er sett videre på pitch og surge. Det er fokusert på å få systemets masse representert realistisk før vurdering av dempingstyper. Dette er et resultat av god kildetilgang for vurdering av addert masse samt det faktum at dempingsstørrelsen i stor grad avhenger av mengden addert masse. Etter et første felles overslag er oppdaterte koeffisienter returnert til foregående test for å kontrollere påvirkningen. Slik er det stegvis kommet fram til tall som er gyldige ved beskrivelse av samtlige tester. Oppsettet er så kjørt for vind- og bølgecase. Ved avvikende bevegelsesforløp er det returnert til free decay testene hvor de ulike verdiene er vurdert og endringer foretatt med den hensikt å gi bedre representasjon også under disse testene. Som nevnt under kapittel 1.2.4 begrensninger, ble det av tidsmessige årsaker kjørt et begrenset antall iterasjoner av de sistnevnte testene. For å danne et grunnlag for videre arbeid er det satt opp sensitivitetstester for vurdering av moring og demping.

3.3.2 Addert masse i heave-retning

Det forelå tre eksperimentelle heave-forsøk, alle med tilnærmet identisk forløp. Heaveplatene er som diskutert ikke modellert i 3Dfloat, for å ta hensyn til virkningen av disse vurderes systemets totale masse ut fra den eksperimentelle egenperioden. Et estimat av perioden er avlest til $T = 19,37$ s i fullskala for free decay heave test 1 (FDH1). Dette tallet baserer seg på en snittverdi av den senere delen av svingningsforløpet da det her er lavest demping og perioden nærmest egenperioden (Chakrabarti 2005a). Ved å se på den hydrostatiske gjenoppretningskraften og følgende sammenheng med egenperioden utledes systemets totale masse på $416,92 \text{ kg}$. Beregningen følger av formel 2.8 og 2.9, se for øvrig også vedlegg 2.

Strukturmassen er i modellstørrelse 157,45, dersom denne trekkes fra den totale massen gir dette en addert masse i heave-retning på $259,47 \text{ kg}$.

Ut over dette vil heaveplatene også påvirke hvordan massen fordeler seg utover bunnstrukturen. For å finne en tilnærmet fordeling er skalamodellens arealer i bunn, inkludert heaveplate tidligere vurdert av Felix Kelberlau (2013a s. 42). Dette er en prosentvis fordeling mellom de tre hovedstrukturdelene som er brukt som veiledende under dette prosjektets innledende fase.

Tabell 3.6: Prosentvis fordeling av addert masse mellom de ulike strukturkomponentene.

Strukturdel	Prosentvis fordeling av addert masse
Pongtong	70,2 %
Bøttene	25,3 %
Sentertårn	4,5 %

Bøttene og sentertårn er sylindriske og den adderte massen legger seg som halvkuler i underkant med radier som respektive sirkulære flate (Maniaci et al. 2011). De tre pongtongene er senket helt under vann slik at det vil være en virkning på heave-utslaget fra den rektangulære flaten både i over- og underkant. Beregninger basert på skalamodelldimensjoner gir følgende adderte masse:

Tabell 3.7: Beregnet addert masse, se vedlegg 2 for utregning.

Strukturdel	Addert masse i modellskalastørrelse
Tårn, beregnet	2,094 kg
Bucket, beregnet	12,272 kg
Pongtong, beregnet	64,519 kg
Tårn, 3Dfloat	2,097 kg
Bucket, 3Dfloat	12,286 kg
Pongtong, 3Dfloat	64,888 kg

For å kontrollere disse massene opp mot geometrien og beregningene i 3Dfloat er oppsettet kjørt uten addert masse ved å sette koeffisientene til 1. Deretter ble en vilkårlig koeffisient for addert masse påsatt hver enkel del av geometrien etter tur. Dette skulle i prinsippet gi den samme adderte massen som utdata, fordelt enkeltvis på den påsatte delen. Kontroll av programutskrift viste at våre utregnede fortrenkte masser ga litt avvikende addert masse. Utdataen ble derfor henregnet tilbake til massene for å få ut 3Dfloat sitt estimat av disse. Verdiene stemmer godt overens med beregningene og ble valgt som grunnlag videre for å sikre at beregnet koeffisient og koeffisient i 3Dfloat faktisk resulterer i eksakt samme adderte masse. Se for øvrig vedlegg 3 for disse beregningene i form av pythonskript.

Formel 2.8 satt opp i kapittel 2.5.1 gir et sett koeffisienter når de som vist fordeles prosentvis mellom bøttene, pongtonger og sentertårn.

Disse verdiene ble brukt som et utgangspunkt. For videre innjustering ble den samlede adderte massen brukt for tilpassing av heave-periodene. For innjustering av pitch-periode ble den prosentvise fordelingen tilpasset. Det ble skrevet et skript for rask utregning av nye koeffisienter ved endret prosentvis fordeling også dette gjengis i vedlegg 3. Det ble simulert iterativt med nye koeffisienter inntil akseptabel periode var oppnådd. Oppdaterte koeffisienter var da fordelt prosentvis som vist i tabell 3.8.

Tabell 3.8: Koeffisienter for addert masse i heave-retning ved innledende prosjektfase. Endelige verdier er satt etter iterativ prøving mot eksperimentelle resultater.

Koeffisient C_m	Prosentvis fordeling	Verdi
Tårn, utgangspunkt	4,5 %	6,64
Bøtter, utgangspunkt	25,3 %	6,41
Pongtong, utgangspunkt	70,2 %	3,86
Tårn, endelig	6%	8,39
Bøtter, endelig	35%	8,42
Pongtong, endelig	59%	3,36

3.3.3 Addert masse i surge-retning

Svingningsperioden reduseres som følge av den adderte massen rundt de sylindriske bøttene og tårnet. Pongtongenes rektangulære form vil også ha en innvirkning. I 3Dfloat justerer den adderte massen seg selv etter hvert som flere våte elementer legges til vertikalt. Som beskrevet i teorikapittelet bør denne koeffisienten ligge nær 2.0 for sylindere. Denne koeffisienten er satt globalt gjennom funksjonen C_m i "wave_forces", se vedlegg 1. Etter grovinnjustering av addert masse i heave-retning og kontrollering opp mot pitch, ble det kjørt simuleringer av free decay surge. Ved for kort periode ble koeffisienten oppjustert, ved for lang nedjustert. Det er tatt utgangspunkt i en WAMIT-beregning som antydte en addert masse på 7260 tonn i fullskala (Kelberlau 2013b). Verdi for simulering i 3Dfloat antas å ligge i dette området.

3.3.4 Dempingsoversikt

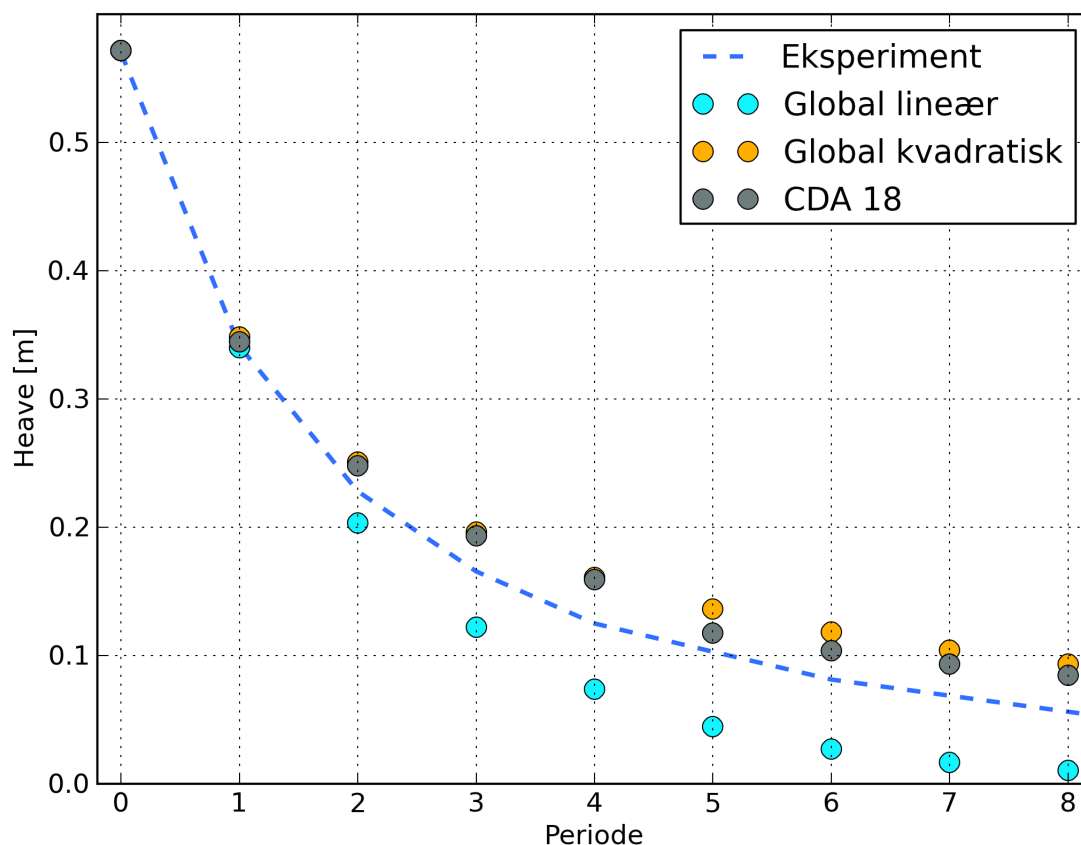


Fig. 3.6: Free decay heave FDHI simulert med ulike former for demping. Global lineær demping 1400000 kg/s, global kvadratisk demping 11000000 kg/m og lokal Morison drag koeffisient på 18. For testoversikt med navnsetting se tabell 4.1.

For å få et inntrykk av virkningen av de tilgjengelige typene demping i 3Dfloat er de vurdert opp mot hverandre for en hevetest. Figur 3.6 viser ren lineær demping, ren kvadratisk demping og ren Morison drag. Kvadratisk og lineær demping er satt globalt, Morison direkte på elementene med bakgrunn i utredningen illustrert i figur 3.7 Testene er kjørt med samme slippunkt og dempet inntil første periode er i overenstemmelse med det tilsvarende eksperimentelle resultatet. Kvadratisk demping gir noe lavere demping enn Morison, men følger som forventet et tilnærmet likt forløp. Lineær demping har større innvirkning enn de foregående etter hvert som periodetallet øker og amplituden avtar.

3.3.5 Morison drag

Under byggingen av den aktuelle skalamodellen ble arealforskjellen mot den numeriske 3Dfloat-modellen utredet (Kelberlau 2013a). Ettersom den fysiske skalamodellen har et større

tverrsnittsareal antas det at dempningskoeffisientene må multipliseres med et forholdstall for at simuleringen skal gi resultater kompensert for denne forskjellen. Dette gjøres ved at en sammenligner arealer som vist i figur 3.5. Her representerer rødt og blått de numeriske arealene, mens svart og grå representerer de fysiske. Vi deler de fysiske på de numeriske og får et forhold som vi siden ganger opp med dragkoeffisientene for å oppnå ønsket demping. Dette er gjort for den aksielle Morison-dempingen.

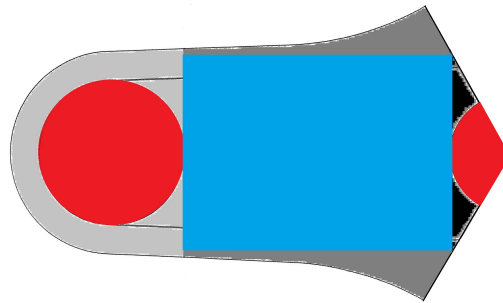


Fig. 3.7: Illustrasjon av arealforholdene mellom tverrsnittarealet i 3Dfloat og den fysiske skalamodellen (Kelberlau 2013a).

Tabell 3.9: Størrelsesforhold mellom numeriske og fysiske modellarealer.

Strukturdel	Størrelsesforhold
Pongtong	1,30
Bøttene	1,37
Sentertårn	1,15

Innledende ble en koeffisient på 8 brukt med bakgrunn i tidligere erfaringer (Kelberlau 2013a). Ved å analysere simuleringer opp mot eksperimentelle testresultater ble det senere justert ned til 4. Et tall som stemmer bedre overens med hva som ble satt under OC4 (Robertson 2014).

Det kan enten defineres en global koeffisient som virker på alle elementene i transversell retning i "wave_forces", eller defineres element for element. Det velges å definere en global koeffisient for bøttene. For pongtongene defineres det spesifikt som en følge av utformingen som en rektangulær boks. Den globale koeffisienten justeres ut fra free decay surge eksperimenter gjort ved ECN.

3.3.6 Global kvadratisk og lineær demping

Det er vanskelig å finne én dempingstype som kan beskrive hele forløpet, for samtlige frihetsgrader. For å justere inn avviket legges det til global kvadratisk og lineær demping satt i origo av strukturen. Som figur 3.6 viser har lineær demping høyere innvirkning nær systemets egenperiode. Etter konferering med José Azcona er den lineære dempingen satt lik den han har brukt i sin beregningsmodell, den ser ut til å passe bra også i 3Dfloat.

For å danne et sammenligningsgrunnlag opp mot simuleringer kjørt i FAST av Jose Azcona ble det først kjørt med verdier som ham for så å redusere dempingen inntil akseptabelt nivå var oppnådd.

Tabell 3.10: Kvadratisk og lineær demping fra FAST, brukt som veiledende globale verdier.

Frihetsgrad	Lineær demping	Kvadratisk
Surge	-	950 000 kg/m
Sway	-	950 000 kg/m
Heave	250 000 kg/s	11000000 kg/m
Roll	90 000 000 kgm/s	25000000000 Ns^2/rad^2
Pitch	90 000 000 kgm/s	25000000000 Ns^2/rad^2
Yaw	-	40800000000 Ns^2/rad^2

3.3.7 Grensebetingelser

For aktivering av krefter og forskyvninger i 3Dfloat er funksjonen "apply_nodal_bc" brukt. Denne setter grensebetingelser for valgt node i definerte frihetsgrader. Videre er "apply_force" eller "apply_displ" benyttet avhengig av testform. Node 0. 0. 0. er valgt ved samtlige "apply_displ" tester og node 0. 0. 82. ved bruk av "apply_force". Tallet 82 representerer her en høyde tilsvarende det antatte treffpunktet ved påsatt kraft under eksperimentene. Se ellers vedlegg 1, inputfil.

Heave

Måten svingningen ble igangsatt er forsøkt simulert tilnærmet likt slik det ble gjort ved eksperimentene. Ved de eksperimentelle testene er nullpunkt satt i slippunktet, noe som gjorde det litt vanskeligere å finne den eksakte dybden plattformen er sluppet fra. Dette er løst ved å regne ut amplitudesnittet av de senere periodene.

For heave-testene er bevegelsen initiert ved å tvinge plattformen til maksimalposisjon midtveis i første svingning og holde den her inntil stabil, for så å slippe den. Det ble også forsøkt å simulere

med slippunkt som ved eksperimentene, men det viste seg vanskelig å gjenskape den eksakte slippbevegelsen, trolig grunnet et noe forurenset bevegelsesforløp.

Pitch

Ved eksperimentet kan vi observere at pitch-svingningen gir en relativt stor surge-bevegelse som antas å påvirke resultatet. Dette modelleres ved å påtrykke en kraft ved toppen av sentertårnet i samme retning som ved de aktuelle eksperimentene. Ved å kjøre simuleringer iterativt ble denne kraften stilt inn mot de eksperimentelle resultatene og kontinuerlig justert avhengig av endringer av dempingen underveis i oppsettet. Denne tilnærmingen ser ut til å gi et virkelighetsnært bevegelsesforløp i samtlige frihetsgrader.

Surge

Free decay surge ble utført ved å tvinge plattformen ut i posisjon tilsvarende den i eksperimentene. Plattformen ble holdt her en tid for å sikre stabilitet i systemet, moringslinjene krever som nevnt litt tid på å falle til ro. Ved resultatbehandling er det tatt høyde for offset som følge av stabiliseringspunktets posisjon.

3.3.8 Regulære bølger og konstant vind

De regulære bølgecasene ble utført med "exploreded_airy" bølgene i 3dfloat. Denne funksjonen tar Periode T og amplitude som input. Periodene gjenskapes bra med hva som sto spesifisert i resultatene fra Frankrike. Det er vanskelig å si hva amplitudene faktisk er ut fra de franske målingene i det at samtlige fire sensorer oftest avviker seg i mellom, se kapittel 4.4.1 for et eksempel. For å finne et mulig anslag for bølgehøyden ble det tatt utgangspunkt i den sensoren med mest regulært resultat. Se tabell 4.1 for oversikt.

For konstant vind er det påsatt vindhastighet som spesifisert i testbeskrivelse for aktuelle test. Samtlige forsøk er modellert med en vindgradient på 0,82 og med oppsett som forklart i kapittel 3.2.2. Innledningsvis er det simulert forsøk hvor plattformen er sluppet fra sitt nullpunkt med påsatt konstant vind i den hensikt å analysere moringsegenskapene. Modellen stabiliseres med en differanse i pitch og surge.

Etter de innledende forsøkene er free decay pitch kjørt. Modellen settes i svingning ved et kontant påsatt støt etter å ha stabilisert seg som i de innledende forsøkene.

Ved kombinerte simuleringer er framgangsmåten for konstant vind og regulære bølger samkjørt, med slippunkt i likevektstilstand uten last.

3.3.9 Feil i programvare

Under oppsettingen av addert masse i heave-retning ble en uregelmessighet i 3Dfloat oppdaget. Som beskrevet er pitch-perioden avhengig av fordelingen addert masse sett i avstand fra origo. Det ble skrevet et beregningsprogram for raskt å kunne regne ut nye koeffisienter basert på den totale adderte massen og eventuelle endringer i prosentvis fordeling mellom, tårn, buckets og pongtongene. Innledningsvis ble det observert at den totale adderte massen i heave-retning, som ventet, hadde stor innvirkning på heave. Noe uventet slo endringer her også ut for pitch-periodene. Motsatt gav justeringer av den prosentvise fordelingen også innvirkning i heave. Denne avhengigheten mellom frihetsgradene gjorde det vanskelig å oppnå riktig periode for begge tilfellene. Etter konferering med veileder Tor Anders Nygaard ble det implementert en funksjon for utskrift av addert masse for enkelt elementer i 3Dfloat. Ved nærmere analysering etter kjøring med ulike sett koeffisienter ble det påvist en endring i addert masse for elementnummer 32 og 41 i surge- og sway-retning. Endringen var kun ment å være i heave-retning. Problemet viste seg å ligge internt i 3Dfloat og ble rettet av veileder.

3.3.10 Sensitivitetstester

For å forberede videre arbeid er det utredet dempingssensitivitet for bølge- og vindtester. Et utvalg eksperimenter er simulert samtidig som dempingstyper er fjernet én av gangen. Det er også simulert uten global demping og for to ulike Morison drag-koeffisienter. For å vurdere viktigheten av et korrekt oppsatt moringsystem er det for sammenligning simulert et free decay pitch forsøk med konstant vind samt et utvalg bølgetester for to ulike moringsoppsett. Det ene moringsoppsettet er som spesifisert ved testbeskrivelse (Azcona et al. 2013), det andre det som er benyttet ved simulering som forklart i delkapittel 3.2.3 om numeriske moringslinjer.

4 Eksperimentelle data

I dette kapittelet legges resultater fra eksperimentelle forsøk fram. Resultatene vil her være vist i fullskala. Innledende vises et utvalg fysiske tester plottet i seks frihetsgrader for hver free decay testsituasjon. Dette er ment som en oversikt eller eksemplifisering av testenenes ”renhet” og viser eventuelle koblede bevegelser. Det vil fokuseres på de delene av svingningsforløpene som er av interesse for fastsettelse av koeffisienter og demping i 3Dfloat. Viktige observasjoner vil her nevnes kortfattet før resultatene vil diskuteres nærmere i kapittel 5 og 6. Ved vind- og bølgeeksperimenter virker påkjenningen langs positiv surge-akse, derav er bevegelse i roll, yaw og sway mindre relevant og det velges derfor å ikke fokusere på disse frihetsgradene.

4.1 Testoversikt

Grunnet tidshensyn og hva som regnes relevant for oppsett av 3Dfloat i denne fasen er et utvalg eksperimenter valgt ut for sammenligning. Visse tester er uegnet for dette arbeidet i og med at de anses som urene eller er ikke fullstendige. En del testresultater er også påvirket av måleinstrumentene eller nådde aldri likevekt. For eksempel er noen av de regulære bølgetestene veldig lite regulære og derfor ikke brukt ved simulering.

Tabell 4.1: Oversikt over testene 3Dfloat-oppsettet er justert inn mot. Alle tester er målt i 6 DOF, bølgeforsøk har i tillegg bølgesensormålinger. Amplituder utledet av disse står oppgitt i parentes.

Testoversikt	
Free decay	Kommentar, se vedlegg 4 for free decay grafisk sammenligning.
FDH1	Initiert heave-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDH2	Initiert heave-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDH3	Initiert heave-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDP1	Initiert pitch-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDP2	Initiert pitch-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDP3	Initiert pitch-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDS1	Initiert surge-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDS2	Initiert surge-bevegelse, registrert 6 DOF.
FDS3	Initiert surge-bevegelse, registrert 6 DOF.

Regulære bølger	Amplitude (m)	Bølgeperiode (s)	Vindhastighet (m/s) i positiv surge-retning.
PF2	3 (3,78)	10	-
PF3	3 (3)	15	-
PF4	3 (3)	17	-
PF5	3 (3)	19	-
Konstant vind	Bølgehøyde (m)	Bølgeperiode (m)	Vindhastighet (m/s) i positiv surge-retning.
PI1	-	-	5,0
PI2	-	-	8,5
PI3	-	-	12,7
PI4	-	-	18,0
PI5	-	-	25,0
PJ2(free decay pitch)	-	-	12,7
PJ3(free decay pitch)	-	-	8,0
Regulære bølger + konstant vind	Amplitude	Bølgeperiode	Vindhastighet (m/s) i positiv surge-retning.
PK1	1.375	5,5	5,0
PK2	1.57	6,5	8,5
PK3	2.065	7,3	12,7
PK4	2.44	8,9	18,0
PK5	3	10	25,0

4.2 Generelle observasjoner

For enkel sammenligning er offsetverdier mellom simulert og eksperimentelt resultat nullet ut ved plotting. I enkelte tester har det vært et behov for å finne nullpunktet for svingningen. Dette er gjort ved å kjøre et enkelt pythonskript for gjennomsnittsberegning hvor samtlige datapunkter ved stabilisert svingning er med. For bølgemålere er amplituden beregnet ved RMS.

4.3 ECN Free decay

I dette kapittelet er et utvalg av de eksperimentelle testene vist for å illustrere de ulike bevegelsesforløpene ved free decay. For free decay testene er det gjort tre tester for heave, tre for pitch og tre for surge. Alle heave-forsøkene og surge-forsøkene har tilnærmet likt utslag for sine tre tester. Pitch-forsøkene har ulikt utslag hver gang. Testen med størst utslag er her valgt for demonstrasjon. Resultatene er oppskalert til fullskala og plottet som de er, uten videre endringer.

I dette kapittelet er et utvalg eksperimentelle tester vist for å illustrere de ulike bevegelsesforløpene ved free decay. For free decay er det gjort tre tester for heave, tre for pitch og tre for surge. Alle heave-forsøkene og surge-forsøkene har tilnærmet likt utslag for sine tre tester. Pitch-forsøkene har ulikt utslag hver gang, dette er et resultat av hvordan testene ble gjort i praksis. Testen med størst utslag er her valgt for demonstrasjon. Resultatene er oppskalert til fullskala og plottet som de er, uten videre endringer.

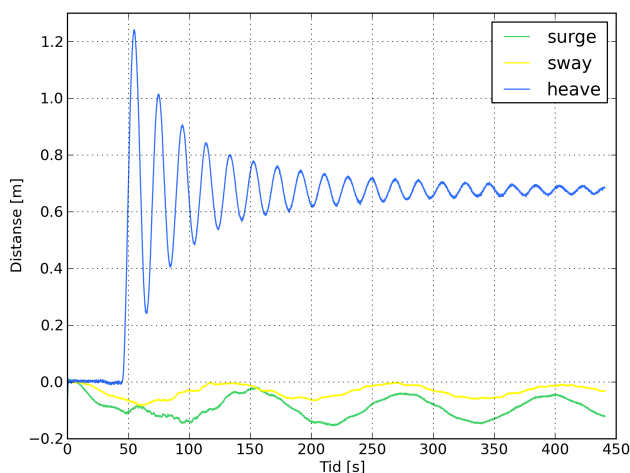


Fig. 4.1: Test FDH1, surge, sway og heave.

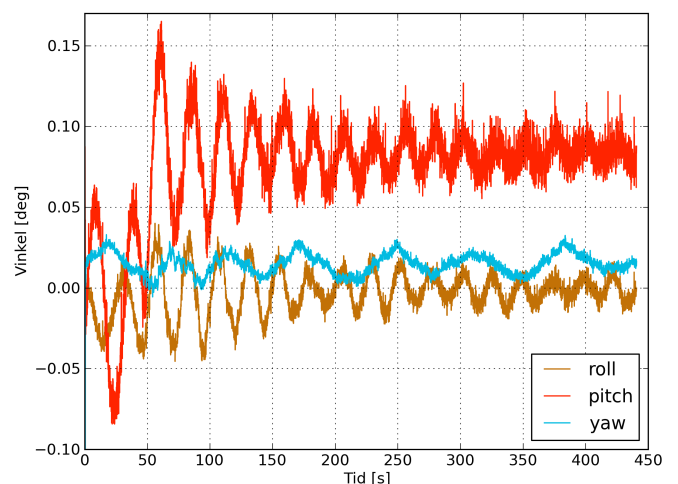


Fig. 4.2: Test FDH1 1, roll, pitch og yaw.

Figur 4.1 og 4.2 viser free decay heave test 1 og dens bevegelse i 6 frihetsgrader. Grafen for selve heave-bevegelsen stabiliserer seg inn mot en høyde på 0,69 m. Årsaken til dette er at testens slippunkt er angitt som nullpunkt. Altså ser vi her avstanden plattformen er nedsunken før den slippes. I testresultatene er det utover dette angitt en offset på 0,60 m i heave-retning. Dette tas med i betraktning ved simulering, se for øvrig kapittel 3.1.6.

Ved et ideelt heave-forsøk ville bevegelsen i de resterende frihetsgradene være lik null. Det observeres noe svingning i samtlige frihetsgrader, mest fremtredende for pitch. Denne stabiliserer

seg også litt over, anslagsvis ved $0,1^\circ$. Dette er et resultat av at tyngdepunktet ikke er helt sentrert, forskjellene anses som neglisjerbare.

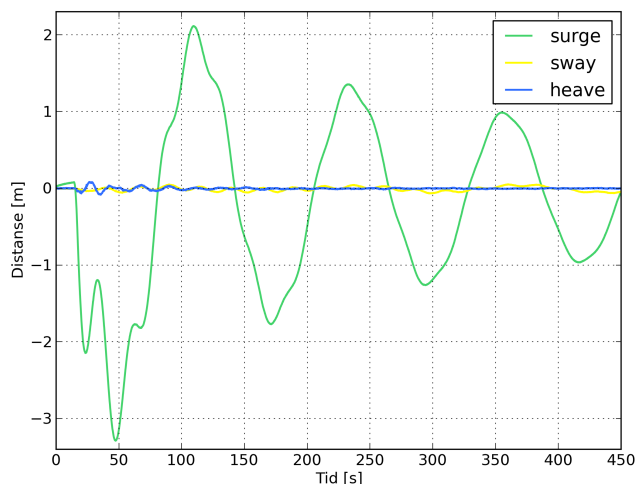


Fig. 4.3: Test FDP 2, surge, sway og heave.

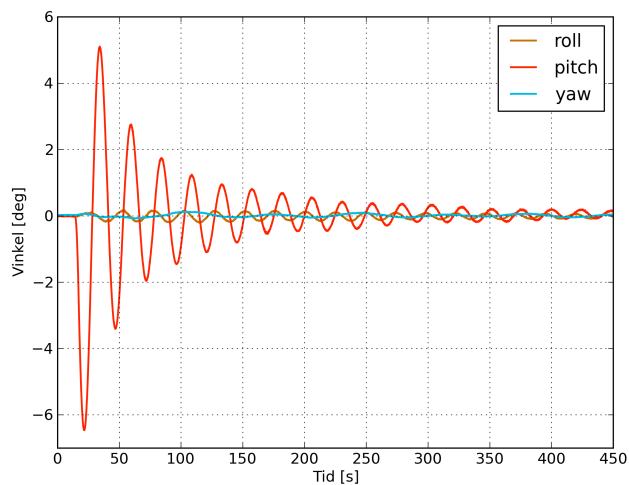


Fig. 4.4: Test FDP 2, roll, pitch og yaw.

Figur 4.3 og 4.4 viser bevegelsesforløpet ved free decay pitch forsøk 2. Dette er det pitchforsøket med størst utslag. Det observeres en relativt stor bevegelse i surge, resterende frihetsgrader ligger meget stabilt i nøytralpunktet. Bevegelsen i surge kan forklares i metoden brukt for igangsettelse av svingning.

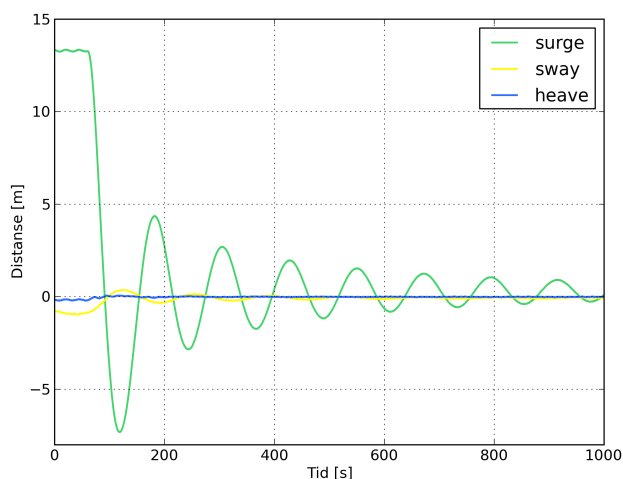


Fig. 4.5: Test FDS 2, surge, sway og heave.

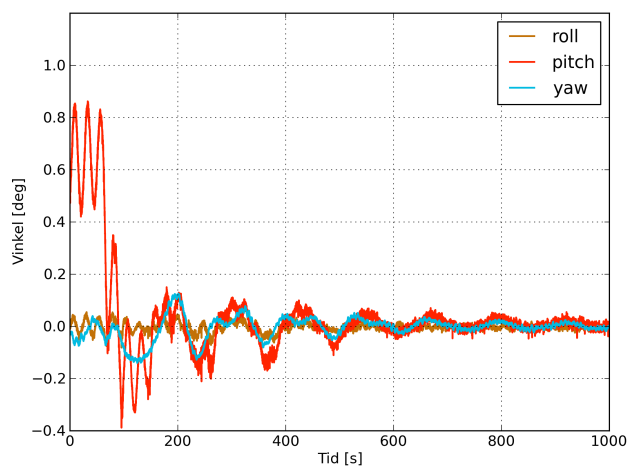


Fig. 4.6: Test FDS 2, roll, pitch og yaw.

Figur 4.5 og 4.6 viser Free decay forsøk 2. Det er en større bevegelse i pitch. Dette er en følge av igangsettelsen av svingningsforløpet. Modellen er holdt ut til siden og så sluppet.

4.4 ECN regulære bølger

Det foreligger en stor mengde eksperimentelle bølgedata. Det fokuseres under dette arbeidet på et utvalg egnet for oppsett av 3Dfloat. Resterende tester vil senere kunne verifisere eller brukes for videre justering av dette arbeidet.

Det er noe ulik kvalitet ved de forskjellige testene. Figur 4.7, 4.8, 4.9 og 4.10 illustrerer dette. For test PF1 er det noe bevegelse i sway, yaw er ganske uren. Pitch-bevegelsen stabiliserer seg heller aldri. Test PF5 er betraktelig renere og representerer en av de mer vellykkede regulære bølgetestene. Figurene bekrefter antakelsen om at bevegelsen vil hovedsakelig vil ligge i heave, pitch og surge. I denne oppgaven vil vi fokusere på perioder mellom 10 og 19 sekunder da dette er det mest energirike bølgespekteret. Test PF1 er for øvrig ikke simulert grunnet urenhetene som vist samt irregularitetene vist ved forsøkets bølgesensorer.

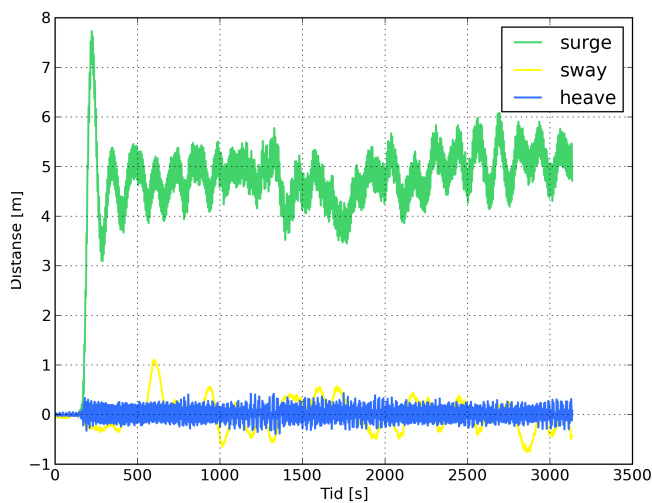


Fig. 4.7: Test PF1.

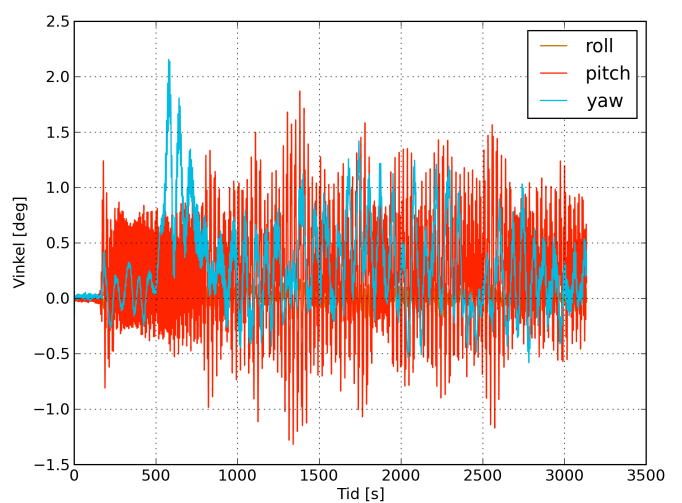


Fig. 4.8: Test PF1.

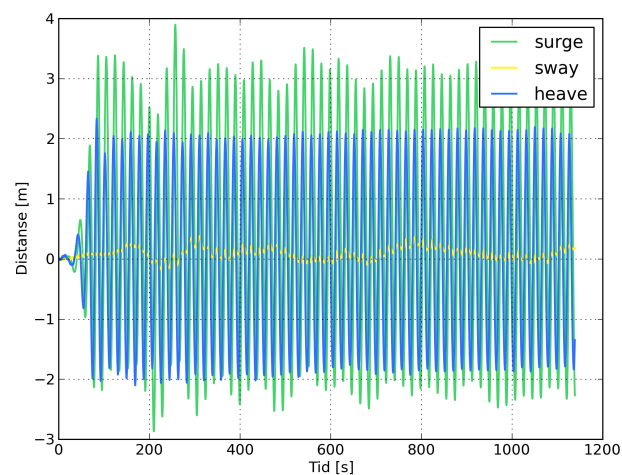


Fig. 4.9: Test PF5.

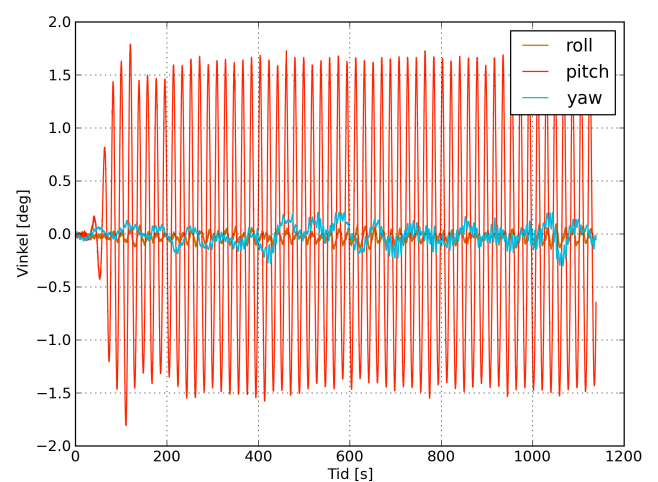


Fig. 4.10: Test PF5.

4.4.1 Bølgemålere

For samtlige bølgepåkjennte eksperimenter foreligger det måleresultater for verifisering av bølgehøyden. På denne måten er det kontrollert hvorvidt faktisk bølgehøyde stemmer overens med spesifisert. Ved simuleringer basert på bølgemålerverdi er amplituden beregnet med RMS.

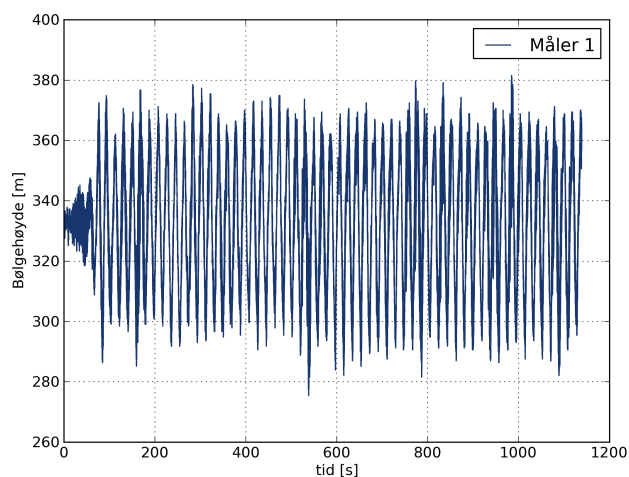


Fig. 4.11: Test PF5, bølgemåler 1.

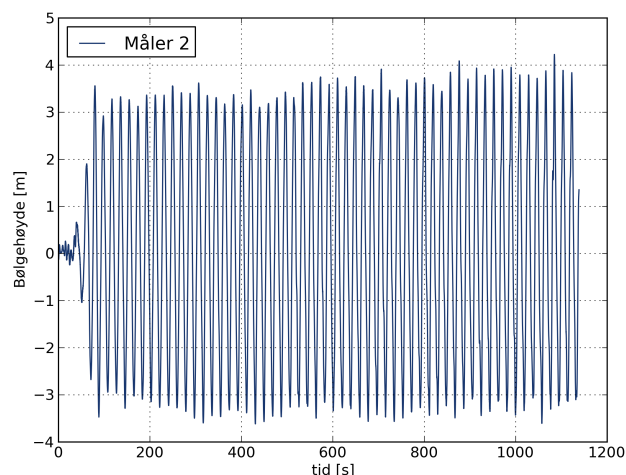


Fig. 4.12: Test PF5, bølgemåler 2.

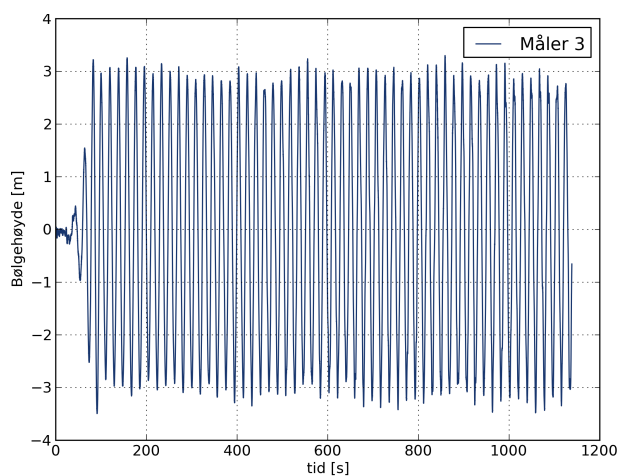


Fig. 4.13: Test PF5, bølgemåler 3.

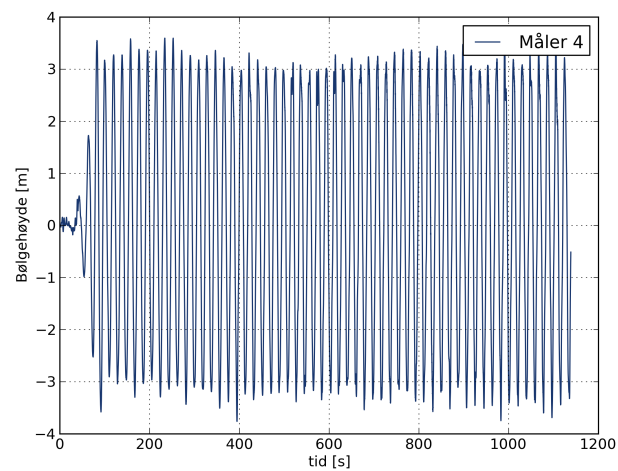


Fig. 4.14: Test PF5, bølgemåler 4.

Figur 4.11 viser bølgemåler 1, denne er feilkalibrert for samtlige av de eksperimentelle testresultatene og sees derfor bort i fra. Se ellers metodekapittel 3.3.8.

4.5 ECN konstant vind

To ulike eksperimentvarianter er vurdert. Det er sett på virkningen ved å sette på konstant vind, og det er sett på forsøk med free decay pitch med konstant vind.

Den eksperimentelle vinddataen følger et tilnærmet likt forløp for samtlige eksperiment. Figur 4.15 og 4.16 representerer et eksperiment hvor konstant vind er satt til 12,7 m/s. Plattformen drifter ut i surge og stabiliserer seg med en vinkel litt over 6 grader i pitch. Resterende frihetsgrader holder seg tilnærmet konstant ved utgangspunkt. Ved dette spesifikke forsøket er det påtvunget en pitch-svingning etter stabilisering for å studere free decay-forløpet ved konstant vind. Videre i denne rapporten vil som sagt også forsøk uten free decay vurderes. Det fokuseres da på pitch og surge ved forskjellige vindhastigheter.

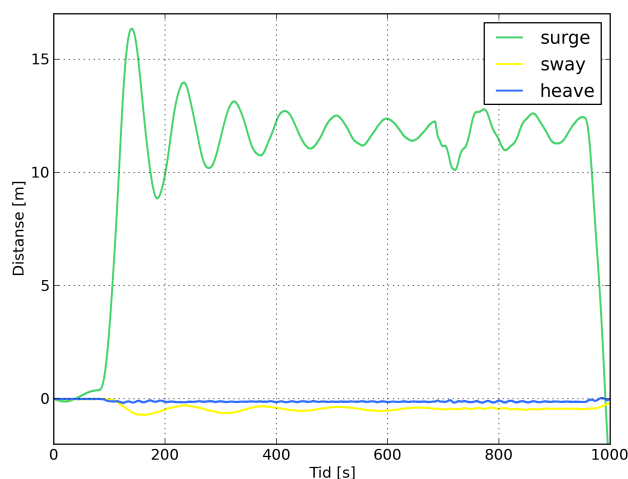


Fig. 4.15: Test PJ2, free decay pitch med konstant vindhastighet 12,7 m/s. Plott for surge, sway og heave.

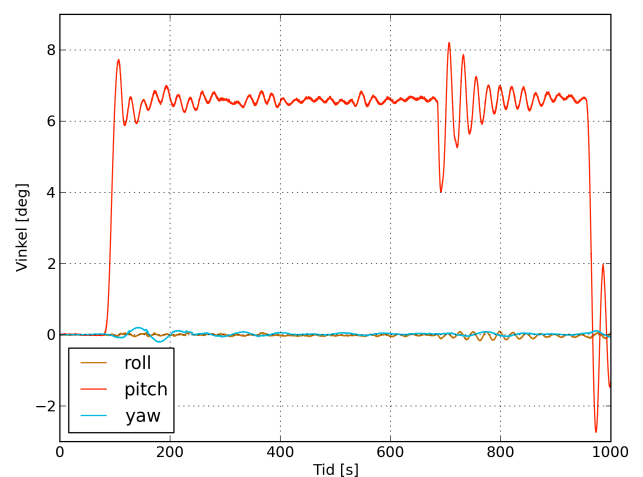


Fig. 4.16: Test PJ2, free decay pitch med konstant vindhastighet 12,7 m/s. Plott for roll, pitch og yaw.

Av figur 4.15 observeres en liten uregelmessighet i surge rundt 700 sekunder. Det er ved dette tidspunktet plattformen blir tvunget ut i pitch ved et kontant påsatt støt. Plattformen svinger videre om stabiliseringspunktet før rotor omsider skrur av og det skjer en stabilisering tilbake mot plattformens opprinnelige nøytralpunkt.

4.6 ECN kombinerte tester

Det er vurdert eksperimentelle kombinasjonstester for konstant vind med regulære bølger. Som kan sees i oversiktstabell 4.1 er det kjørt et utvalg tester kjørt hvor bølgeamplitude samt vindhastighet skrur opp for hvert case. Test PK2 viser seg mangelfull og kan derfor ikke vurderes. Resterende utvalg kan sees beskrevet for frihetsgradene pitch og surge under simuleringskapittel 6.6 konstant vind og regulære bølger.

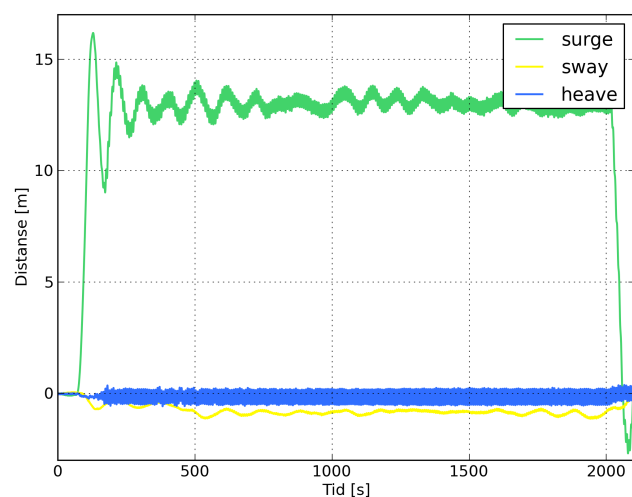


Fig. 4.17: Test PK3, regulære bølger ved konstant vindhastighet 12,7 m/s. Frihetsgrader surge, sway og heave.

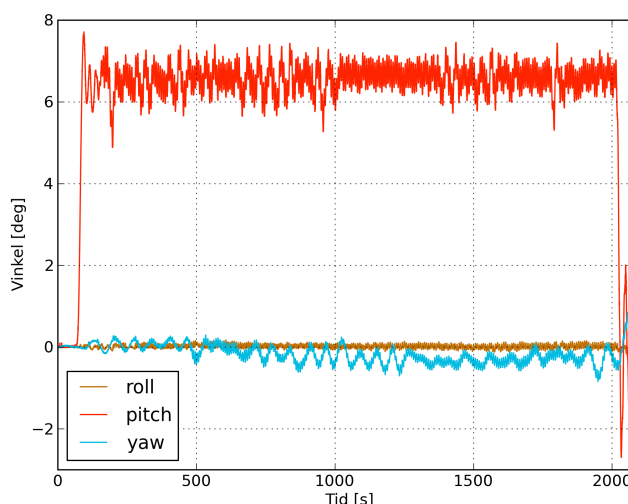


Fig. 4.18: Test PK3, regulære bølger ved konstant vindhastighet 12,7 m/s. Frihetsgrader roll, pitch og yaw.

Det er en viss avvikendehet i yaw og sway, dette diskuteres nærmere i kapittel 6.1 som omfatter moringssystem og forankring. For pitch ser bevegelsen ut til å være noe ustabil, dette kan være betinget i kontrollsystemet for styring av ”ducted fan”, se kapittel 6.6 for nærmere diskusjon.

5 Numeriske resultater

5.1 Koeffisientoversikt

Endelige koeffisientoppsett brukt for å produsere det viste resultatet er oppsummert i tabell 5.1.

Tabell 5.1: Endelige koeffisienter og dempingsstørrelser oppsummert med forklaring.

Navnsetting i 3Dfloat	Verdi	Forklaring
Globalt:		
cm_morison:	2,2	Koeffisient for addert masse satt globalt (surge/ sway).
cd_morison:	0,7	Morison drag-koeffisient satt globalt (surge/ sway).
Pongtonger, heaveplate:		
cdx:	0	Morison drag-koeffisienter for frihetsgrader x, y og z.
cdy:	2,5	
cdz:	5,2	
cmx:	1	Koeffisienter for addert masse, frihetsgrader x, y og z.
cmy:	1,57	
cmz:	3,36	
Sentertårn, heaveplate:		
cda:	4,6	Morison drag, heave.
cma:	8,39	Addert masse, heave.
Bøtte, heaveplate:		
cda:	5,48	Morison drag, heave.
cma:	8,42	Addert masse, heave.
Global lineær demping:		
Heave:	250000 kg/s	
Pitch og roll:	90 000 000 kgm/s	
Global kvadratisk demping:		
Surge / sway:	500 000 kg/m	
Heave:	8 500 000 kg/m	
Pitch/ Yaw:	20 000 000 000 Ns^2/rad^2	
Roll:	4080000000 Ns^2/rad^2	

5.2 Free Decay

5.2.1 Free decay heave

Figur 5.2 viser heave-forsøk plottet mot simulert forsøk med basis i valgte koeffisienter for addert masse og demping. Det er valgt å simulere fra toppen av første svingning. Dette for å komme rundt forurensninger av bevegelsesmønsteret den første perioden.

I tabell 5.2 vises at perioden er relativt konstant gjennom hele dempingsforløpet. En dempet svingning har en periode T som er lenger enn periode T_0 for den udempede svingningens periode. Det antas at siden perioden er såpass konstant er det relativt lite demping som foregår gjennom forløpet og perioden derfor nærmer seg den naturlige heave-perioden.

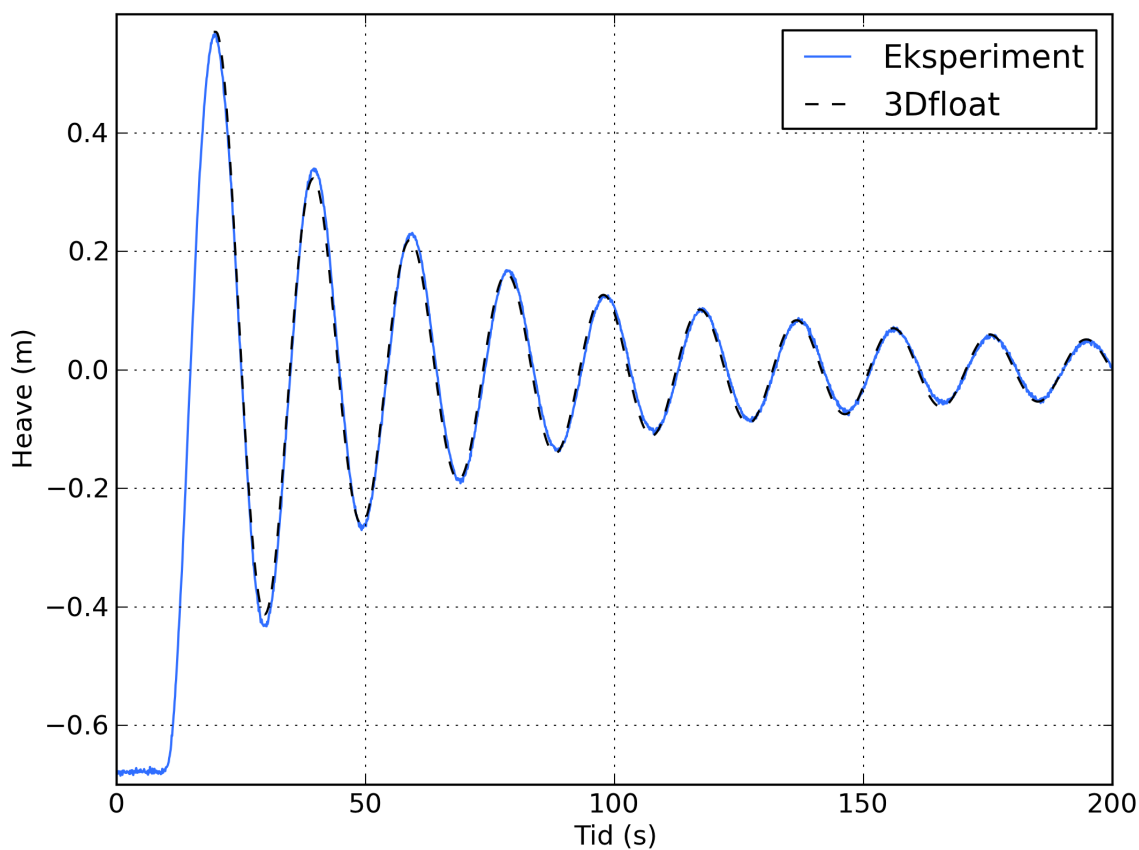


Fig. 5.1: Test FDH1, sammenligning mellom testforsøk og 3Dfloat simulering.

Tabell 5.2: Sammenligning av periode og ekstremalverdier for FDH1.

Periode nr	t [s]	T[s]	t[s] 3dfloat	T[s] 3dfloat	Eks. Verdi[m]
0	9.35		10.2		0.57
0.5	19.55		20.02		-0.43
1	29.75	20.4	30.04	19.84	0.34
1.5	39.53		39.67		-0.27
2	49.31	19.56	49.30	19.26	0.23
2.5	59.08		58.76		-0.19
3	68.86	19.55	68.77	19.47	0.17
3.5	78.64		78.40		-0.14
4	88.41	19.55	88.04	19.27	0.13
4.5	98.19		97.86		-0.11
5	107.54	19.13	107.68	19.64	0.11
5.5	117.32		117.13		-0.09
6	127.09	19.55	126.95	19.27	0.09
6.5	136.45		136.78		-0.07
7	146.65	19.56	146.22	19.27	0.07
7.5	156.00		156.24		-0.06
8	165.78	19.13	165.68	19.46	0.06
8.5	175.55		175.51		-0.05
9	185.33	19.55	184.95	19.27	0.05
9.5	195.11		194.43		-0.05
10	204.88	19.55	204.64	19.69	0.05
10.5	213.81		214.22		-0.04
11	224.01	19.13	223.90	19.26	0.04

For å sammenligne den naturlige perioden den numeriske modellen og de fysiske testene er det beregnet et snitt av periode 5 til 11. Resultatet for de fysiske testene blir en periode på $T_0 = 19.37$, mens for den numeriske modellen ligger den på rundt $T_0 = 19.41$. De eksperimentelle resultatene fra FDH2 og FDH3 kan sees opp mot denne testen i vedlegg 4. Da disse forsøkene er tilnærmet identiske med FDH1 antas de å følge samme periodiske utvikling.

5.2.2 Free decay pitch

Figur 5.2 og 5.3 viser henholdsvis FDP1 og FDP2. Hvis vi sammenligner FDP2 med 3Dfloat ligger perioden fint de første periodene, det er minimal overdemping mot slutten av første periode. Perioden øker noe for siste halvdel av forløpet. FDP2 er valgt ut og vurdert nøyere opp mot korresponderende simulering. Her forsvinner det mest energi i dempingsforløpet, som også gjør at den blir mer sammenlignbar for kvadratisk demping enn FDP1.

I tabell 5.3 vises nøkkeltall fra den eksperimentelle pitch-testen. Som illustrert i figur 5.3 pitcher plattformen minimalt mer mot positiv enn negativ retning.

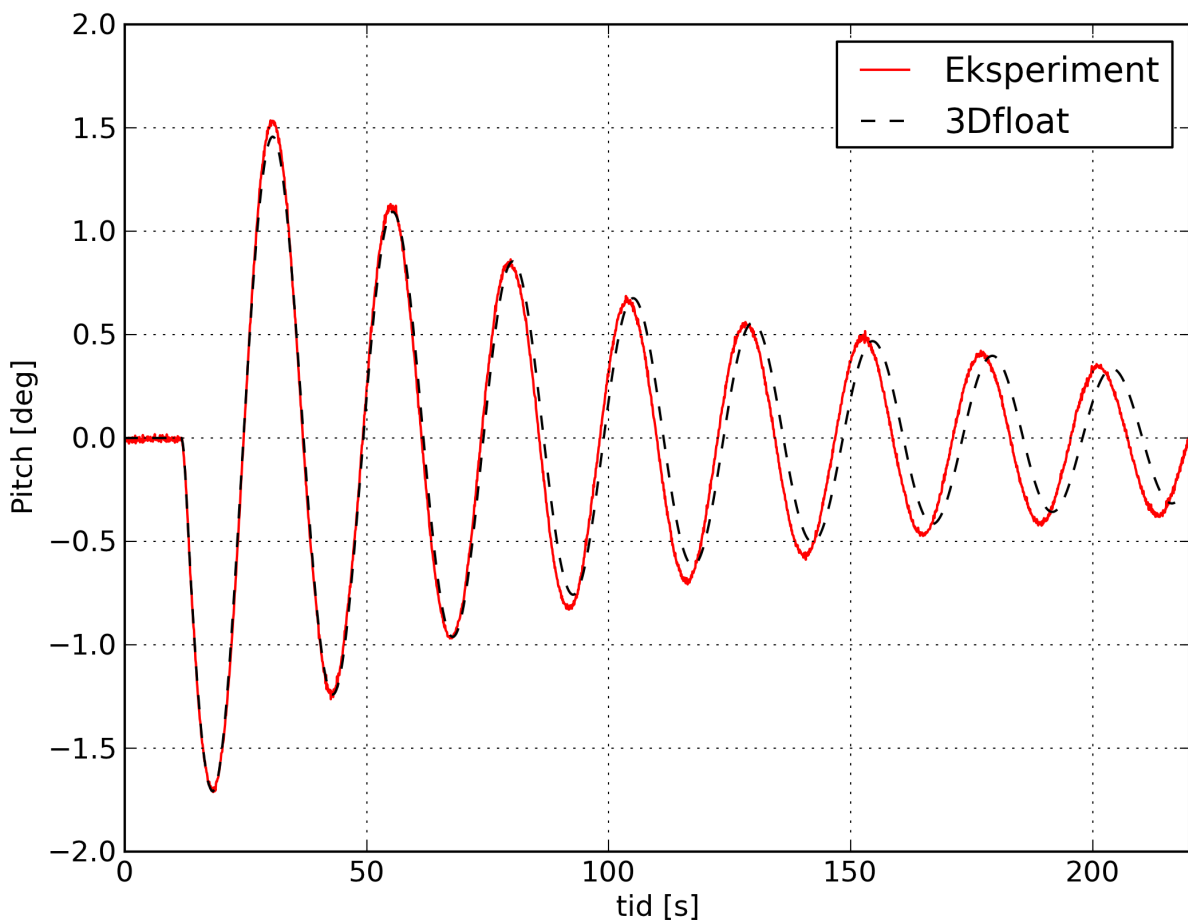


Fig. 5.2: Test FDP1, forsøk med lavere utslag enn de resterende.

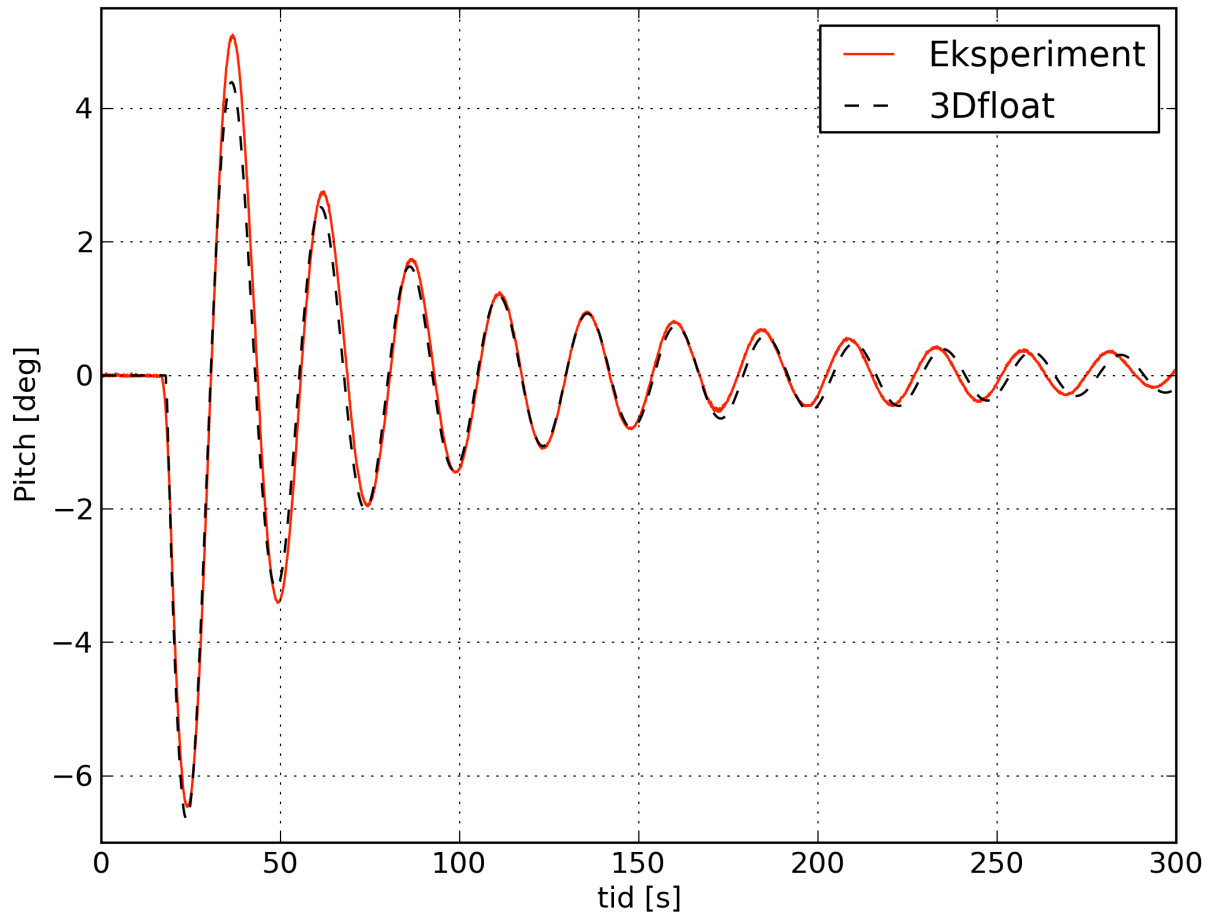


Fig. 5.3: Test FDP2, Free decay pitch, sammenligning mellom testforsøk og 3Dfloat simulering.

Tabell 5.3: Nøkkeltall for eksperimentell og numerisk pitch test.

Periode	t [s]	T[s]	t[s] 3dfloat	T[s] 3dfloat	Eks. verdi [deg]
0	7.08		5.67		-6.44
0.5	19.84		18.70		5.11
1	32.30	25.50	30.89	25.22	-3.40
1.5	45.33		43.36		2.77
2	57.81	25.51	55.83	24.94	-1.94
2.5	70.23		68.29		1.75
3	82.18	24.37	80.76	24.93	-1.43
3.5	94.65		93.23		1.26
4	106.55	24.37	105.42	24.66	-1.08
4.5	120.02		117.60		0.97

5	130.92	24.37	130.35	24.93	-0.79
5.5	142.80		142.54		0.83
6	155.29	24.37	155.29	24.94	-0.52
6.5	167.76		167.48		0.70
7	180.23	24.94	179.95	24.66	-0.46
7.5	192.13		192.41		0.59
8	204.03	23.8	204.88	24.93	-0.44
8.5	216.50		217.07		0.45
9	228.40	24.37	229.54	24.66	-0.38
9.5	240.87		242.01		0.40
10	252.77	24.37	254.47	24.93	-0.27
10.5	265.24		266.94		0.37
11	277.14	24.37	279.13	24.66	-0.17

Vi kan også se utfra tabellen at perioden i 3Dfloat blir noe lenger enn for de fysiske testene. Hvis vi tar et snitt av periode 5-11 gir dette en periode på 24,4 sekunder. I den numeriske modellen ligger snitte på rundt 24,8. Altså er den noe større i den numeriske modellen.

5.2.3 Free decay surge

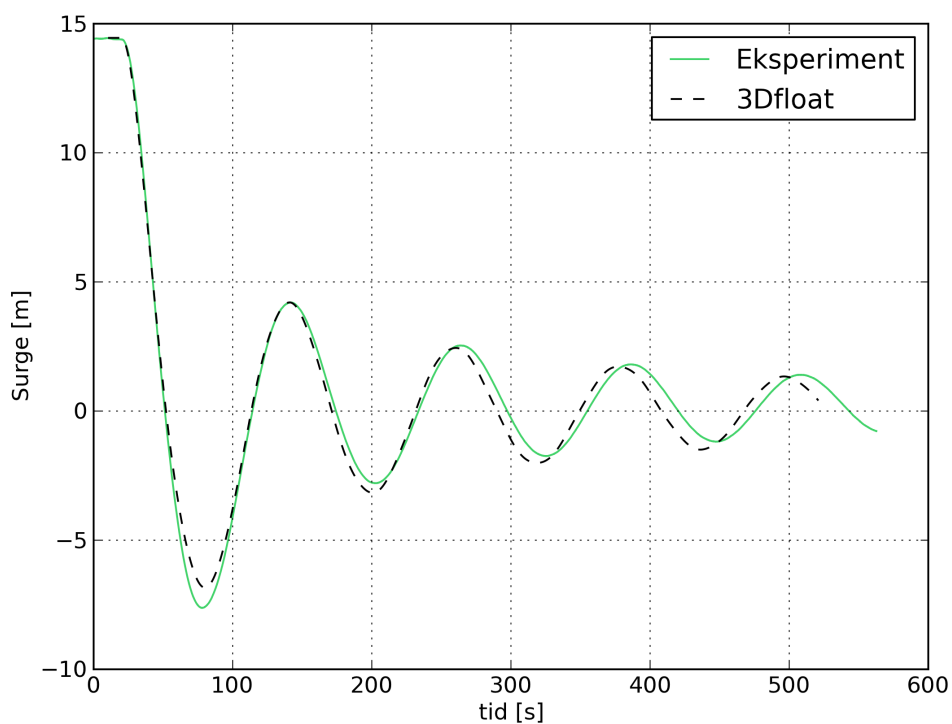


Fig. 5.4: FDSI, sammenligning mellom testforsøk og 3Dfloat-simulering.

Det er gjort et kompromiss hvor den første perioden er noe over dempet for å oppnå best mulig forløp for de neste periodene. Simuleringer med lavere demping vil gi en riktigere første periode, men betydelig underdemping av resterende perioder. Figur 5.4 viser dempningsforløpet for FDS1. Vi kan se at den første perioden stemmer relativt bra, mens den går noe ut av fase i senere perioder.

Tabell 5.4: Periode og ekstremalutvikling surge.

Periode	t[s]	T[s]	t[s] 3dfloat	T[s] 3dfloat	Eks. verdi[m]
0	56.68		58.38		-7.644
0.5	120.15		119.59		4.182
1	180.8	124.12	179.10	120.72	-2.788
1.5	243.71		239.74		2.548
2	306.05	125.25	296.98	117.88	-1.731
2.5	364.993		356.49		1.779
3	428.47	122.42	413.73	116.75	-1.154

Vi kan også antyde at egenperioden vil ligge på rundt 120 sekunder for den eksperimentelle testen, mens den trolig vil ligge på rundt 115 sekunder for den numeriske modellen.

5.3 Regulære bølger

Følgende kapittel viser respons og utdrift ved regulære bølgekjøringer.

5.3.1 Respons

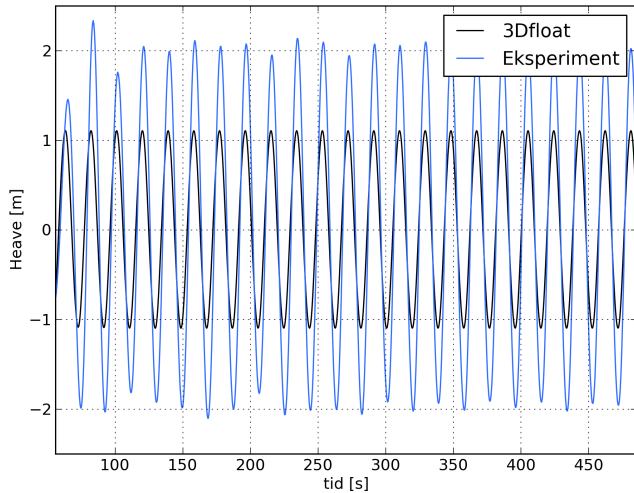


Fig 5.5: Test PF5, heave forløp ed regulære bølger

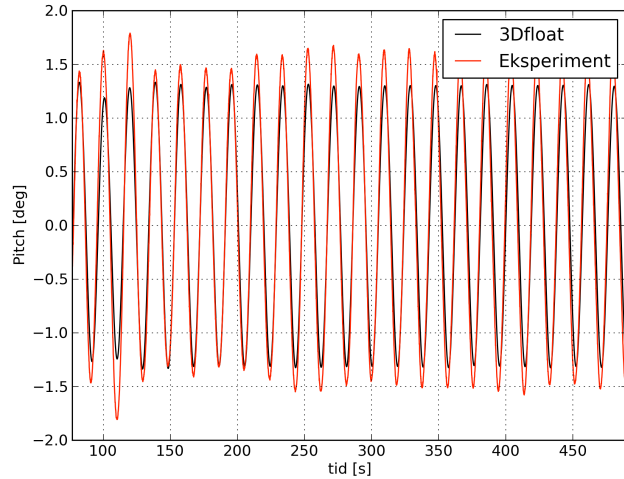


Fig. 5.6: Test PF5, pitch forløp ved regulære bølger.

Test PF5 vises i følgende figurer. Gjennomgående sees at periodene ligger tett opp mot hverandre. Dette verifiserer at riktig periode er brukt som input i 3Dfloat. Plottene er vist som de er, uten noen form for kompenseringer. Simuleringen svinger om samme punkt som ved eksperimentet.

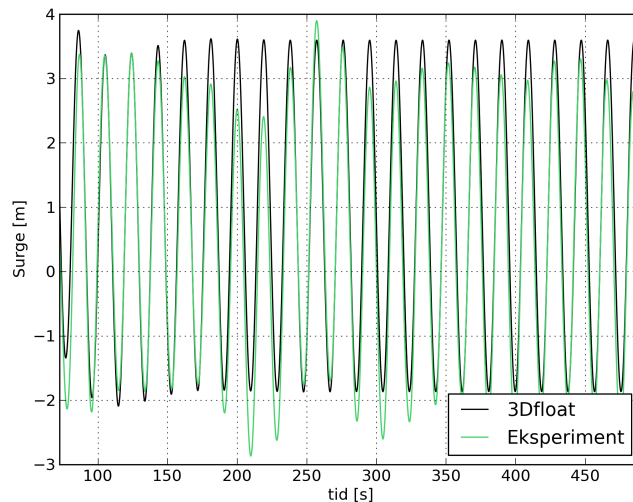


Fig. 5.7: Test PF5, surge forløp for regulære bølger.

Hvis en sammenligner responsen mellom de fysiske og numeriske resultatene kan en danne seg et bilde av hvor god overenstemmelsen er mellom valgte koeffisienter og virkelighet. Den er gjennomgående for lav. PF5 har en bølgeperiode på 19 sekunder og amplitude på 3 meter.

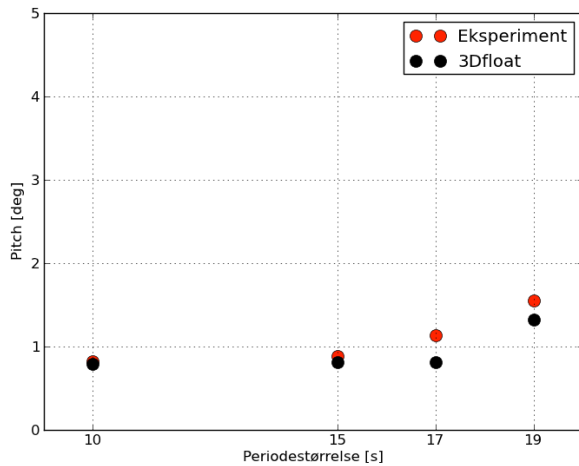


Fig 5.8: Sammenligning mellom respons i 3dfloat og fysisk test i pitch-retning med perioder på 10 s, 15 s, 17 s og 19 s fra venstre.

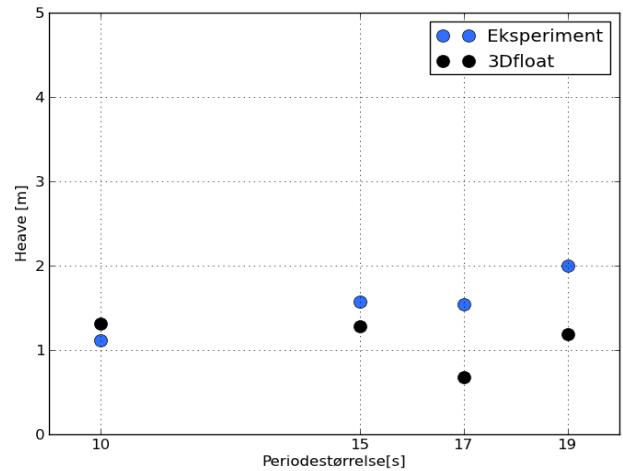
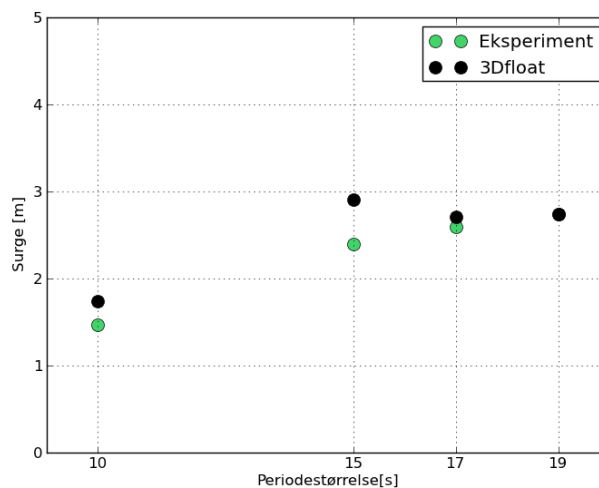


Fig 5.9: Sammenligning mellom respons i 3dfloat og fysisk test i heave-retning med perioder på 10 s, 15 s, 17 s og 19 s fra venstre.

Prikkene i figur 5.8 til 5.10 representerer en RMS utført på responsen i de forskjellige PK-testene, hvor de svarte symboliserer simuleringer, mens de fargede er de fysiske testene. En kan se en tendens for både heave og pitch stemmer dårligere jo lengere perioden blir. Pitch og heave utslaget øker nå perioden blir lenger, og vi kan se at det er relativt bra overenstemmelse mellom 3Dfloat og de fysiske testene i pitch tilfellet. I heave tilfellet ligger de numeriske resultatene så å si på linje for de to første periodene, mens den synker henholdsvis mye og litt ved perioder på 17 og 19 sekunder.



Figur 5.10: Sammenligning mellom respons i 3Dfloat og fysisk test i surge-retning for perioder på 10 s, 15 s, 17 s og 19 s.

Det ser ut til å være relativt god overenstemmelse mellom 3Dfloat og de fysiske resultatene for responsen i surge. Vi kan se i figur 5.10 at en får størst avvik ved 15 sekunder. Det ser også ut som

responsen stabiliserer seg etter hvert som perioden blir lenger, noe man kan antyde for både 3Dfloat resultatene og resultatene fra den fysiske testen.

5.3.2 Driv fra likevektspunkt

I tillegg til å se på responsen har vi også plottet drivet fra likevekts punkt for surge for de samme testene. Prikkene i figur 5.11 illustrerer hvor langt plattformen driver bort fra likevekts punktet for de forskjellige testene. Ved 10 s driver plattformen lengst bort fra likevekts punktet som er det punktet hvor plattformen ville stabilisert seg hvis den hadde ligget å flyte i stille vann. Det er gjennomgående for alle periodene at plattformen stabiliserer for langt ut i forhold til testresultatene, og at avvikende synker noe jo lenger periodene blir.

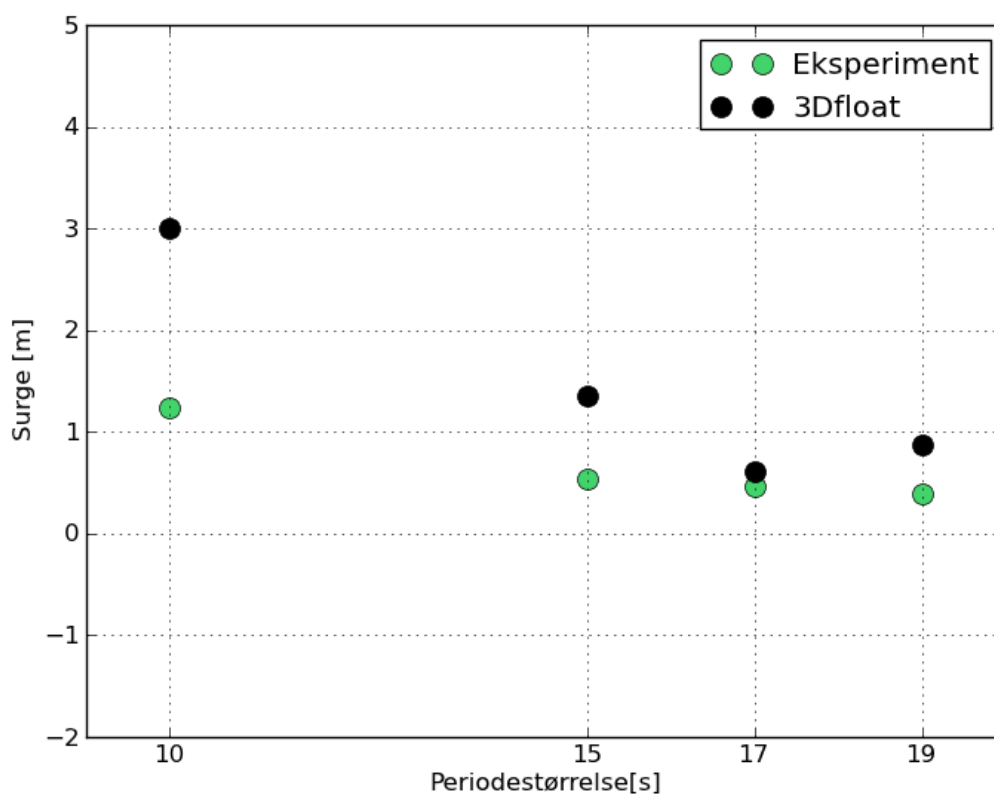


Fig. 5.11: Stabiliseringspunkt surge.

Det ser også ut som plattformen nærmer seg likevekts punkt jo lenger periodene blir. Denne trenden kan antydes i både 3dfloat og de fysiske testresultatene.

5.4 Konstant vind

Det er kjørt et utvalg vindpåkjennte tester for å undersøke gyldigheten av koeffisientene og plattformoppsettet ellers. Det er brukt konstant vind med en vindgradient på 0,82 for alle testene. Valgt vindhastighet er satt i høyde med senter av rotor med retning langs positiv surge-akse.

For å se nærmere på moringslinenes bevegelsesbegrensende virkning på plattformen er det kjørt tester med konstant vind ved flere ulike hastigheter. For sammenligning er utslag i pitch og surge vurdert. De eksperimentelle verdiene i figur 5.12 og 5.13 er et snitt av svingningene for å finne et estimert stabiliseringspunkt, ettersom det ikke er mulig å angi et eksakt punkt ved direkte avlesning av testresultatene. Simuleringene er avlest ved stabil tilstand.

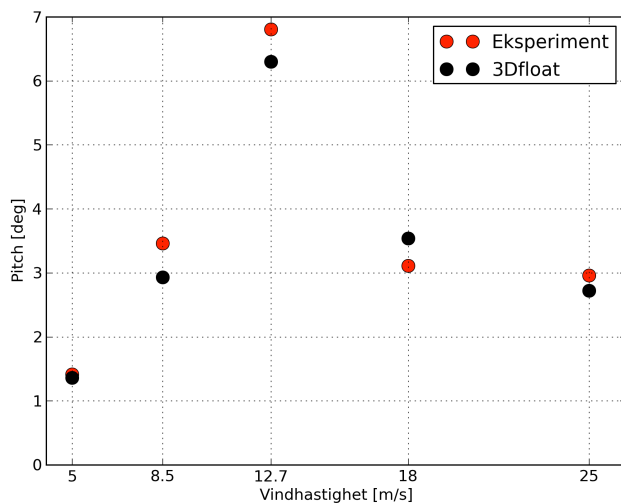


Fig. 5.12: Utslag i pitch ved påsatt konstant vindlast. Fra venstre til høyre: 5 m/s, 8,5 m/s, 12,7 m/s, 18 m/s og 25 m/s.

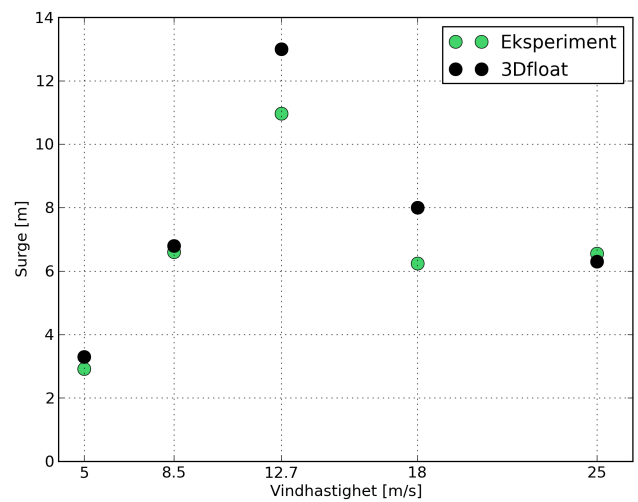


Fig. 5.13: Utslag i surge ved påsatt konstant vindlast. Fra venstre til høyre: 5 m/s, 8,5 m/s, 12,7 m/s, 18 m/s og 25 m/s.

Pitch-testene kjørt med lavest vindhastighet på 5 m/s og høyest vindhastighet på 25 m/s sammenfaller bra med de eksperimentelle verdiene. For midtspekteret i testen er det et avvik på omtrent en halv grad hvor en hastighet på 18 m/s gir for høyt utslag og de resterende for lavt utslag. Utglidningen i surge-retning er 2 m for stor ved simulering med 12,7 m/s og 18 m/s hastighet. For resterende tester ligger simuleringene nær de eksperimentelle testene.

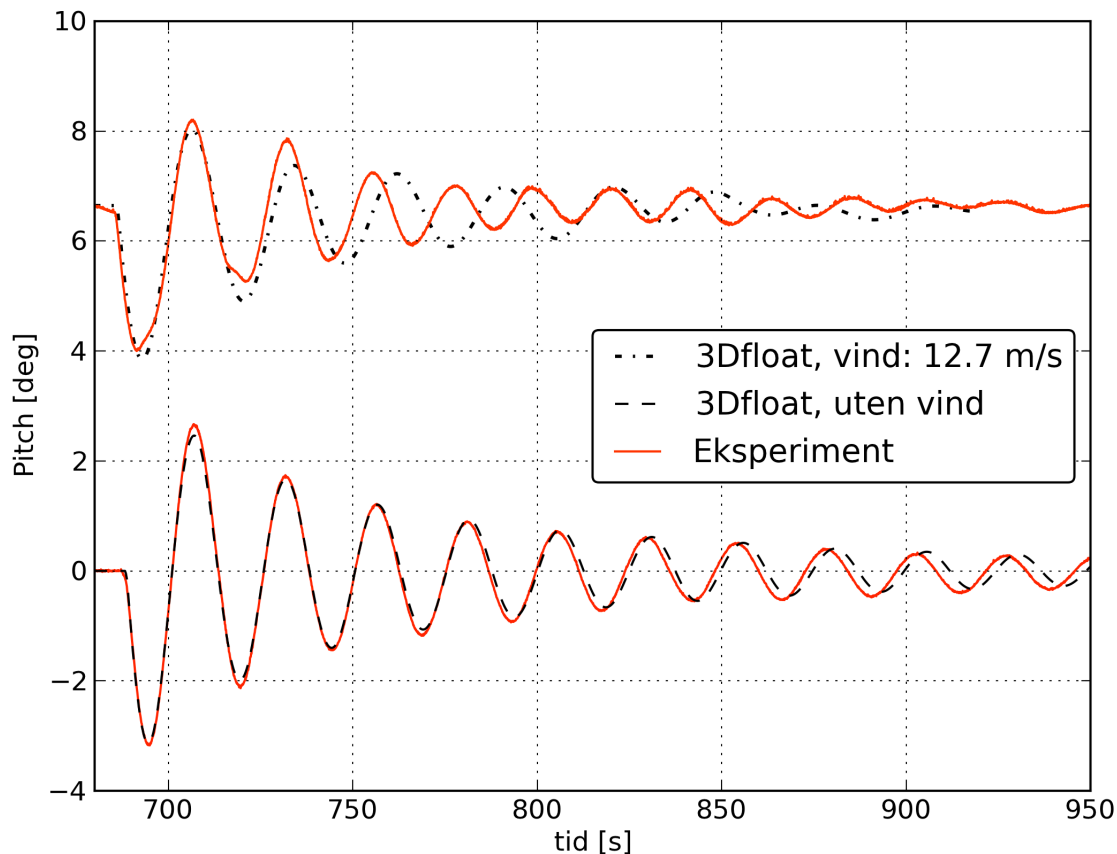


Fig. 5.14: Free decay pitch simulert med en vindhastighet på 12,7 m/s. Simulert bevegelse har et lavere stabiliseringspunkt enn eksperimentresultat, men er her plottet opp mot hverandre.

Figur 5.14 viser test PJ2 og FDP3. For å se betydningen av vindlasten ved et free decay pitch tilfelle ble det ved ECN gjort et forsøk med vindlast som skulle gi omtrent samme utslag og amplitude som en ordinær free decay test. Det ble forsøkt å oppnå en amplitude på 3 grader ved begge forsøkene, men dette viste seg vanskelig å gjennomføre i praksis (Azcona et al. 2014). Ved de eksperimentelle testene svingte plattformen rundt et punkt på $6,8^\circ$ ved påsatt 12,7 m/s. Under simulering ble dette punktet noe lavere, på $6,3^\circ$. Første periode følger testforløpet godt, resterende svingninger har for lang periode og avvikende demping.

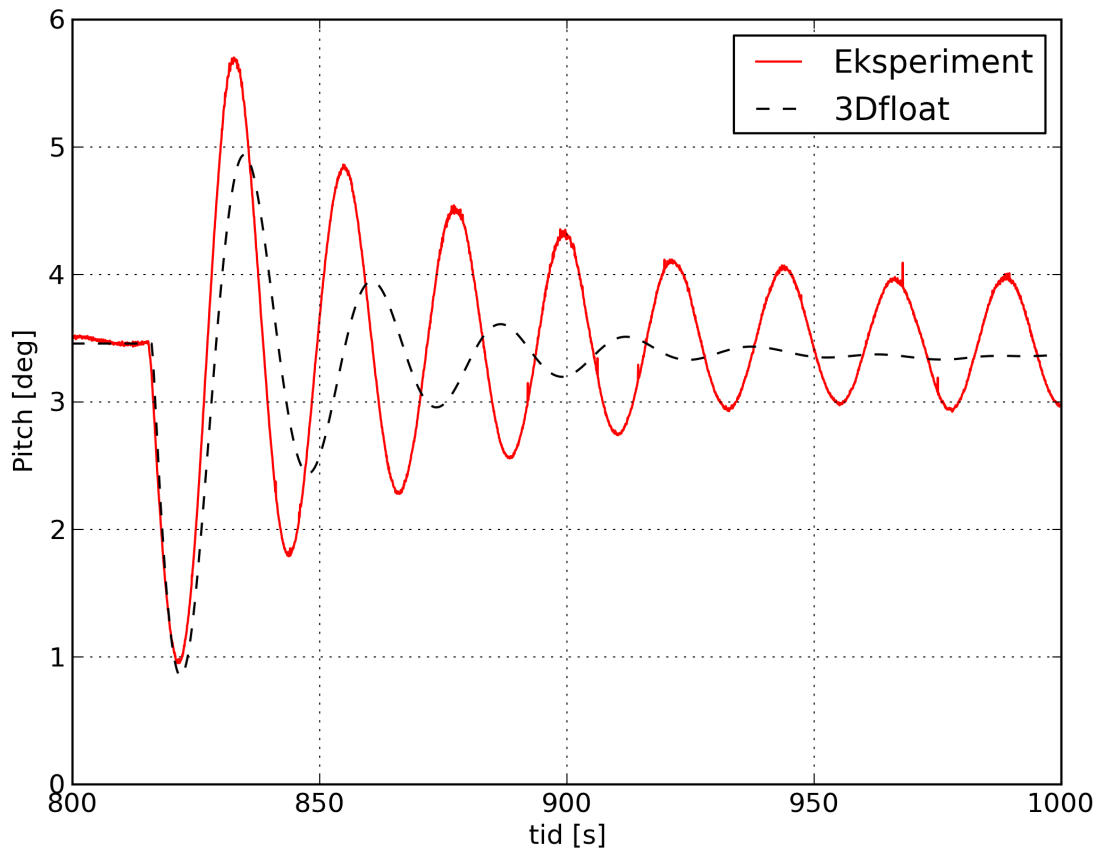


Fig. 5.15: Test PJ3, vindpåkjent free decay pitch. Pitch-forløp.

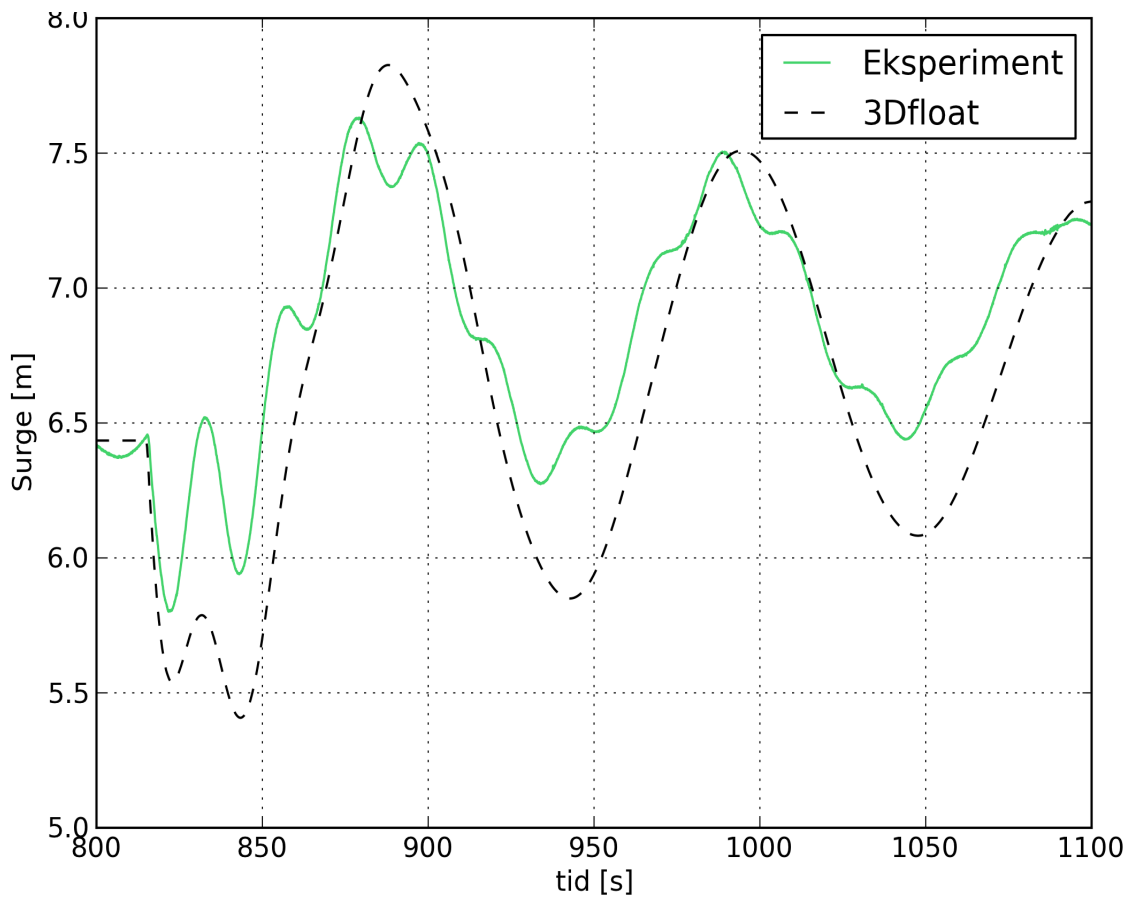


Fig. 5.16: Test PJ3, vindpåkjent free decay pitch. Surge-forløp.

5.5 Konstant vind og regulære bølger

Dette delkapittelet viser et utvalg tester med en kombinasjon av bølge- og vindlast. Det fokuseres på avviksbeskrivelse i pitch og surge da disse frihetsgradene er

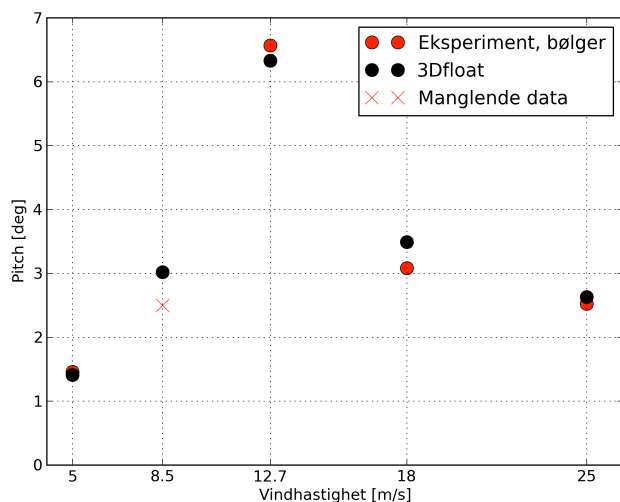


Fig. 5.17: Pitch ved påsatt bølge- og vindlast. Fra venstre til høyre: 5 m/s, 8,5 m/s, 12,7 m/s, 18 m/s og 25 m/s. Manglende eksperimentelle data for 8,5 m/s.

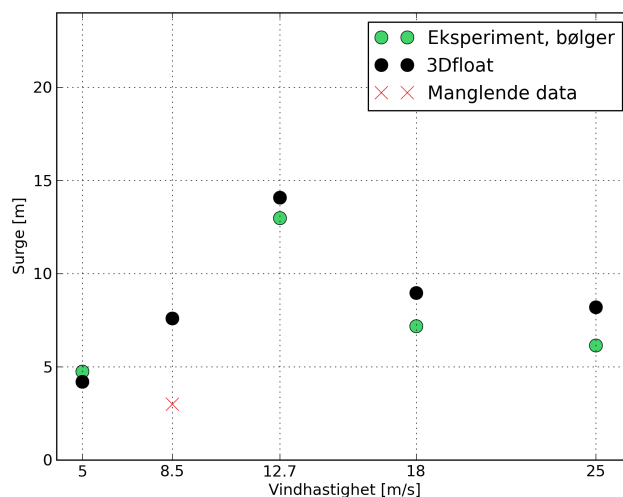


Fig. 5.18: Surge ved påsatt bølge- og vindlast. Fra venstre til høyre: 5 m/s, 8,5 m/s, 12,7 m/s, 18 m/s og 25 m/s. . Manglende eksperimentelle data for 8,5 m/s.

Figur 5.17 tar for seg pitch-bevegelse. Det simulerte utslaget sammenfaller godt med resultatene fra ECN. Det største avviket er i underkant av 0,5 grader, ved en vindhastighet på 18 m/s. For surge ser avviket ut til å øke med vindhastigheten. Største avvik er på 2,5 m ved en vindhastighet på 25 m/s. Det foreligger ikke fullstendige resultater fra ECN for 8,5 m/s vindhastighet.

Figur 5.19 viser noe over-damping ved simulering av test PK3. Perioden følger eksperimentet, noe som tyder på riktig input under simulering. Plottet er justert til samme nullpunkt, ved simulering lå svingningspunktet marginalt lavere.

PK3-eksperimentet fra ECN er ikke like stabilt som ved simulering. Som vi også så i figur 5.17 gir ikke simulering like stort utslag som det fysiske eksperimentet. Dampingen ser ut til å være i samme størrelsesorden.

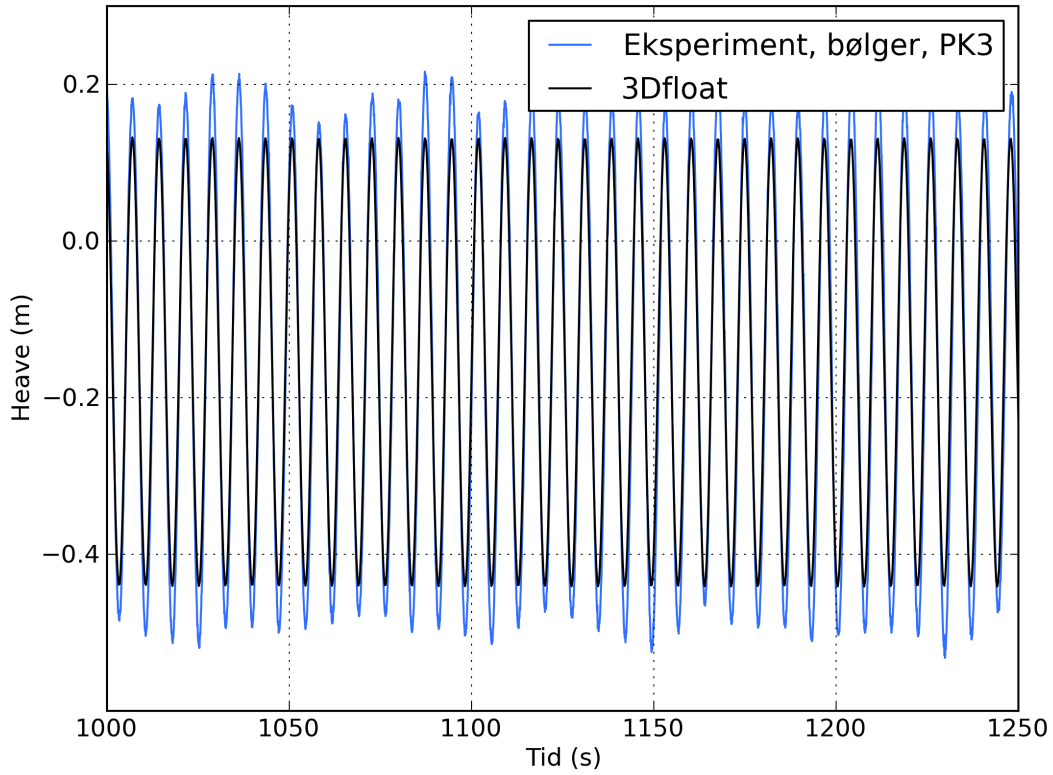


Fig. 5.19: Heave-forløp ved bølgetest PK3 med vindhastighet 12,7 m/s.

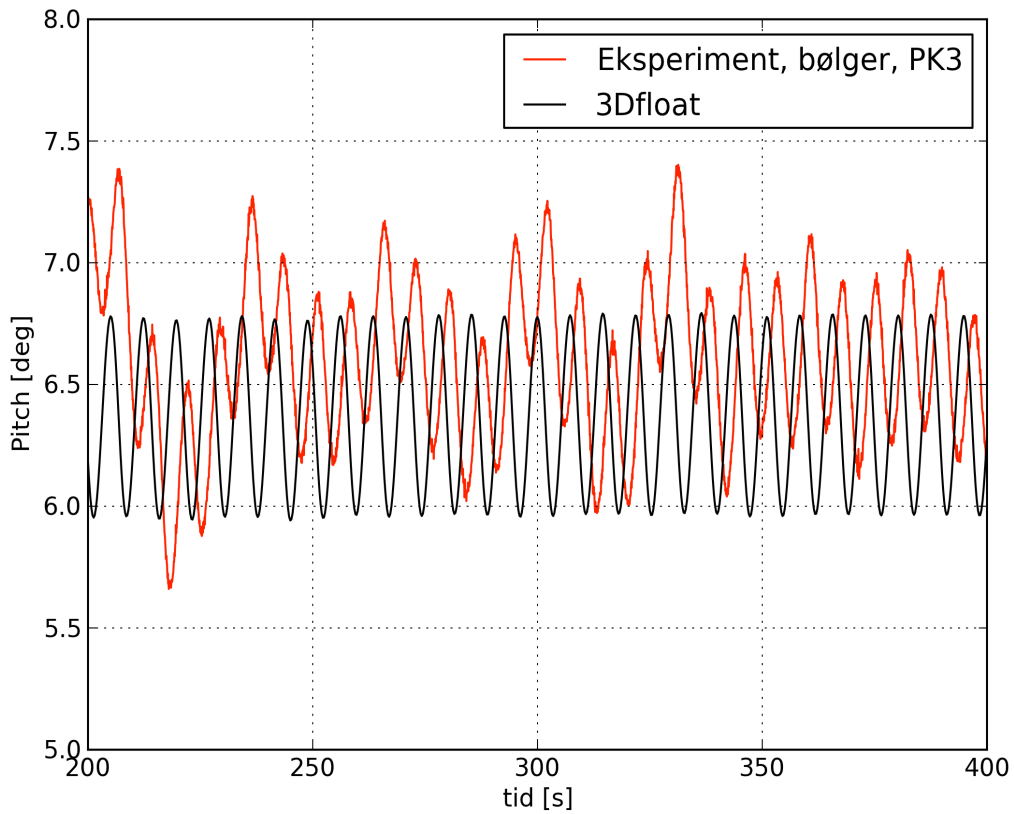


Fig. 5.20: Pitch ved bølgetest PK3 med vindhastighet 12,7 m/s.

Free decay pitch eksperimentet fra ECN er ikke like stabilt som ved simulering. Som vi også så i figur 5.17 gir ikke simulering like stort utslag som det fysiske eksperimentet. Dempingen ser ut til å være i samme størrelsesorden.

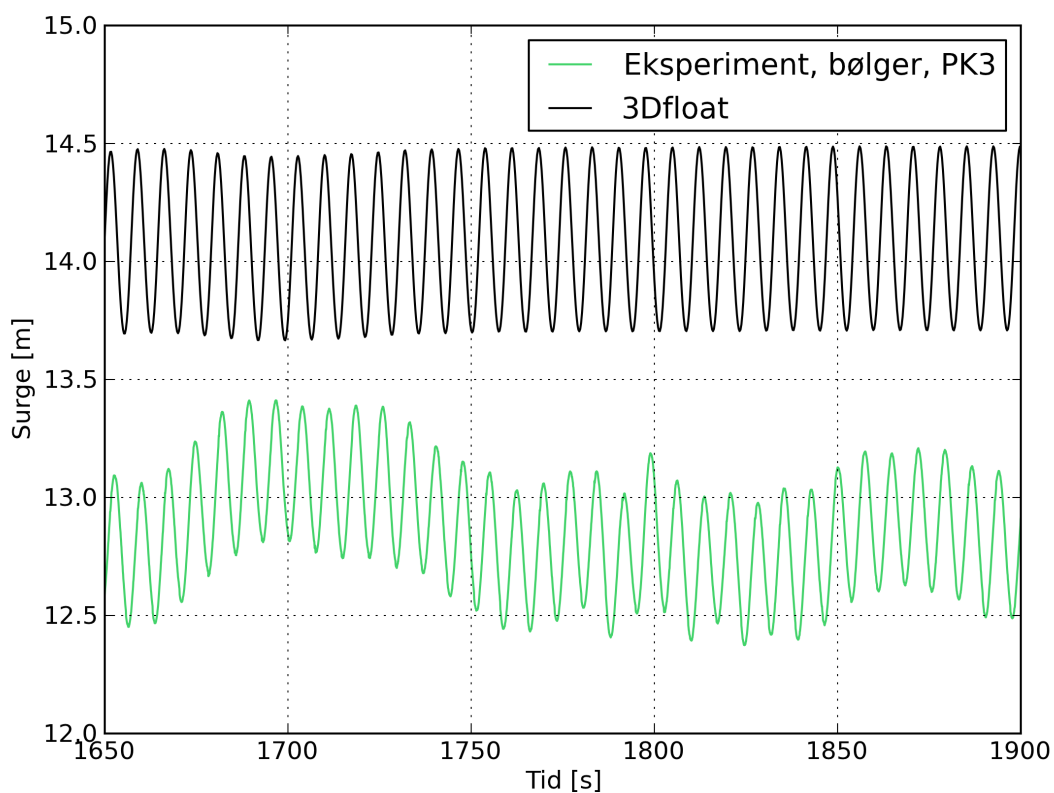


Fig. 5.21: Surge ved bølgetest PK3 med vindhastighet 12,7 m/s. Plottet viser sammenligning ved tilnærmet stabilitet. Eksperimentet ble aldri helt stabilt, simuleringen stabiliseres relativt raskt og er plottet mot et senere tidspunkt av eksperimentet.

Ved simulering av test PK3 glir plattformen for langt ut i surge. Av amplituden observeres at dempingen er i riktig område, om noe lavere. Simulert periode er i god overenstemmelse med eksperiment.

5.6 Sensitivitetstest

For å danne et grunnlag for tilpassing av koeffisienter inn mot bølge- og vindpåkjennte tester er det kjørt sensitivitetstester for demping og moringssystem.

5.6.1 Dempningssensitivitet

Disse testene er kjørt ved å endre en og en av dempningstypene for å se hvordan simuleringen endrer seg for de aktuelle testene. For regulære bølgecasene ble de tre testene med størst avvik i forhold til fysiske resultater valgt. Mens et tilfelle av free decay pitch med konstant vind ble valgt tilfeldig da begge de tilgjengelige testene tender mot samme avvik. Negativt avvik betyr et mindre utslag i simulering enn for praktisk forsøk.

Tabell 5.5: Avvik målt i forhold til testresultatene for $T = 15$ s.

Periode [s]	Frihetsgrad	Uten global kvadratisk	Uten global lineær	Uten global dempning	CDA 4.8	Valgte koeffisienter
15	Heave	-24 %	-41.1 %	-24.7 %	-41.1%	-27.8 %
	Pitch	-65 %	-41.6 %	-64.0 %	-40.5%	-9.0 %
	Surge	-2.1 %	-3.8 %	-2.4 %	-3.8%	21.3 %

I tabell 5.5 er det verdt å merke seg hvor mye avviket synker i surge når endringer blir gjort i dempingen. Videre er det også interessant å se at det lineære demperbidraget er såpass lite.

Tabell 5.6: Avvik målt i forhold til testresultatene for $T = 17$ s.

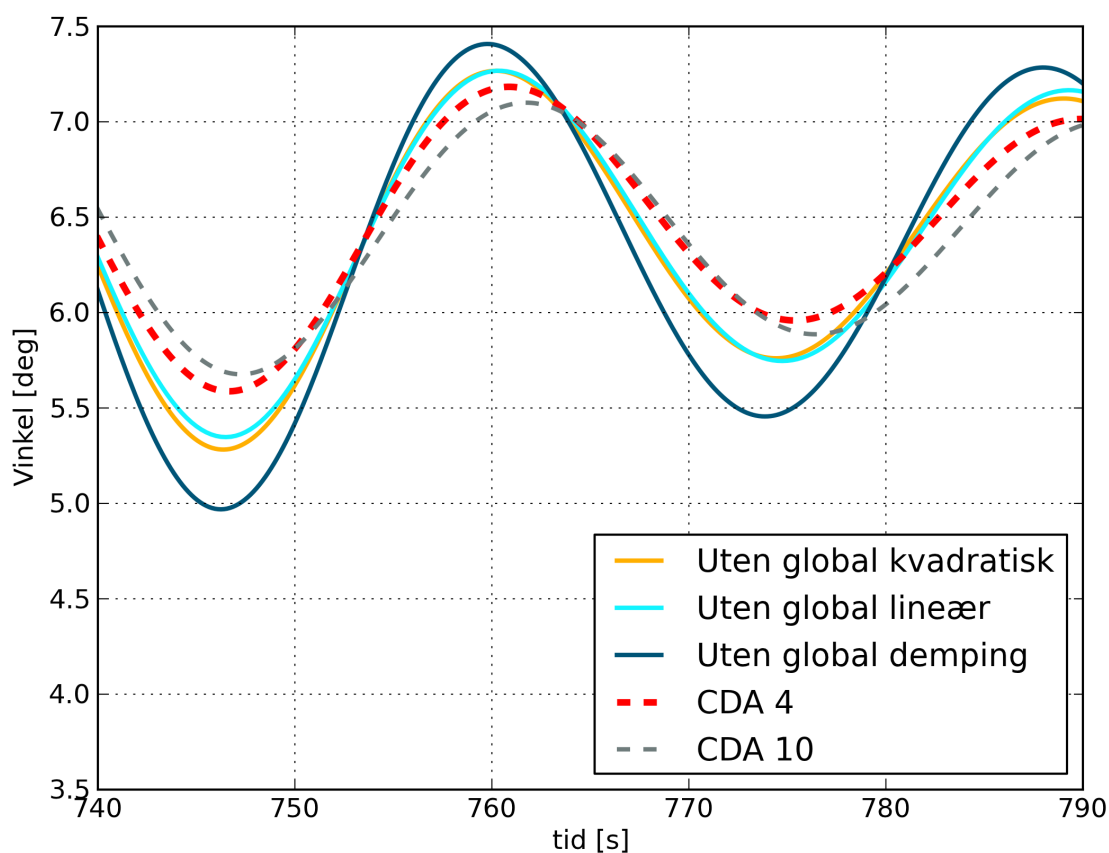
Periode [s]	Frihetsgrad	Uten global kvadratisk	Uten global lineær	Uten global dempning	CDA 4.8	Valgte koeffisienter
17	Heave	- 26.6 %	-52.6 %	-26.6 %	-49.4 %	-56.5 %
	Pitch	-42.5 %	-31.0 %	-42.5 %	-28.3 %	-28.3 %
	Surge	-0.8 %	-2.3 %	-0.8 %	-2.67 %	4.2 %

Ved perioder på 17 s går avviket ned for heave ved alle tilfellene. Man kan også ense en trend om at det er den global kvadratiske dempingen som har mest å si på avviket.

Tabell 5.7: Avvik målt i forhold til testresultatene for $T = 19$ s.

Periode [s]	Frihetsgrad	Uten global kvadratisk	Uten global lineær	Uten global demping	CDA 4.8	Valgte koeffisienter
19	Heave	35 %	-45 %	35 %	-44 %	-40.5 %
	Pitch	-7.1 %	-15.2 %	-7.1 %	-13.6%	-14.8 %
	Surge	0.13 %	-0.7 %	1.1 %	-1.5 %	0.4 %

Ved egenperioden til heave blir heave utslaget fullstendig snudd på hodet når kvadratisk demping skrus av.

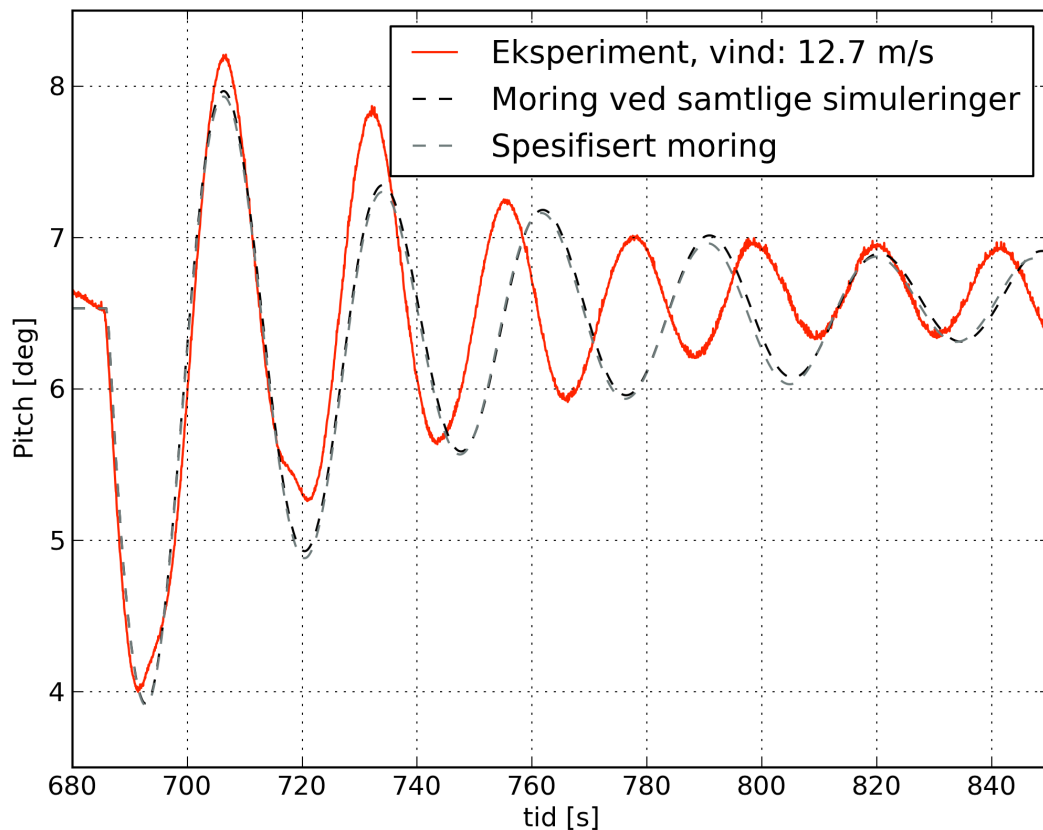


Figur 5.18: Test PJ2, sensitivitetstest for demping ved vindbelastet 12,7 m/s free decay pitch.

Test PJ2 ligger til grunn for utredning av hvordan ulike dempingsformer påvirker forløpet. Figur 5.18 viser fem ulike tilfeller, hvor CDA 4 representerer det benyttede oppsettet. CDA 10 har økt ”Morison”-drag koeffisient til 10, men er ellers likt det valgte oppsettet.

5.6.2 Moringssensitivitet

For å lettere kunne si noe om betydningen av små endringer på moringslinene er det i figur 5.16 og 5.17 vist et eksempel med moringslinene slik de var spesifisert i testbeskrivelsen. Som nevnt tidligere ble det feilaktig gjort visse endringer ved ECN og dette er forsøkt tatt hensyn til i moringslinene simuleringer i dette arbeidet baserer seg på. For pitch følger de to numeriske forløpene hverandre tett. I figur 5.17 ser en at moringslinene benyttet for simulering faktisk glir lenger ut i surge enn de spesifiserte, dette som en følge av den økte lengden. Utover dette ser forløpene ganske like ut.



Figur 5.16: Test PJ2, pitch-bevegelse ved free decay pitch simulert med vind for to ulike moringsoppsett.

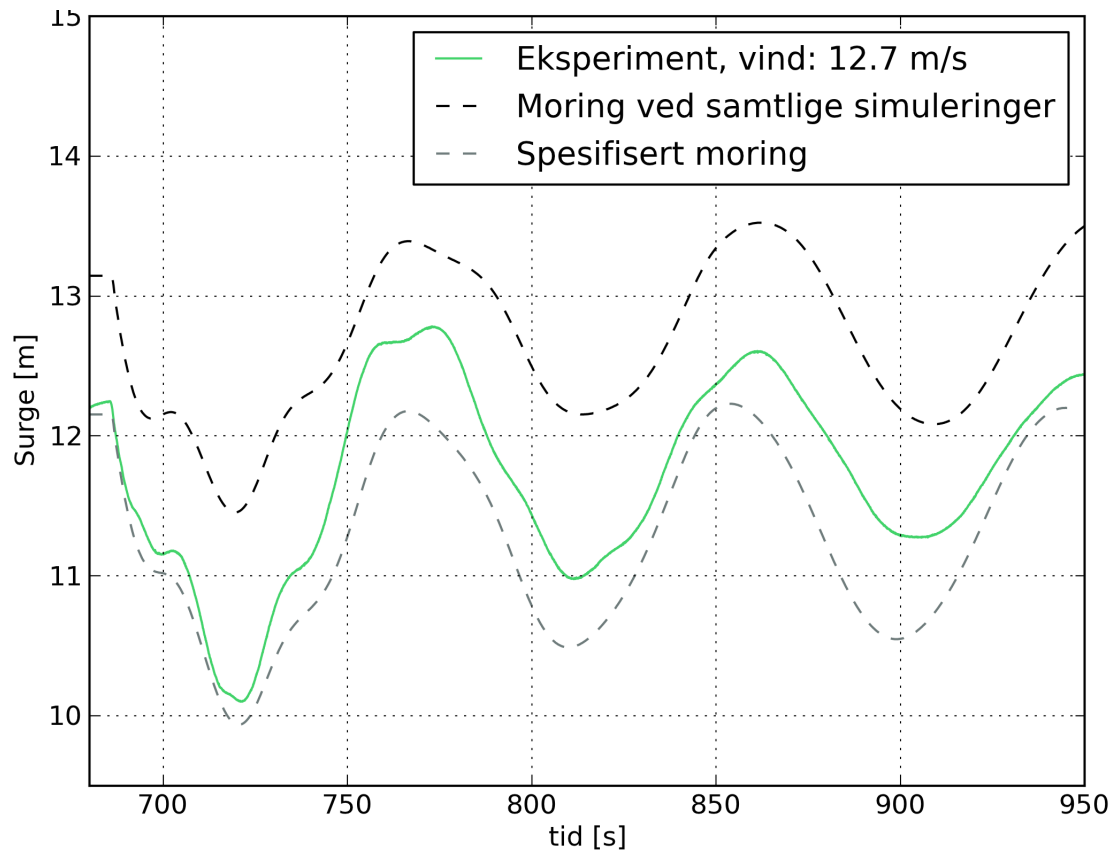


Fig. 5.17: Test PJ2, surge-bevegelse ved free decay pitch simulert med vind for to ulike moringsoppsett.

6 Diskusjon

6.1 Moringsliner og ankerpunkt

Grunnet noe usikkerhet rundt riktig moringsoppsett gjennom arbeidet, har simuleringene endt opp med å bli kjørt med litt avvikende moringsspesifikasjoner. Det viser seg at ankerpunktene ved de fysiske testene er noe usymmetrisk satt, og differerer noe fra vårt numeriske oppsett som er satt med 120° mellom hvert punkt. Vi har fått bekreftet at ankerpunkt nr. 2 var festet med en vinkel 4° lavere enn spesifisert. Det er usikkert hvor mye dette har å si for sammenlignbarheten mellom ECN-testene og simuleringer. Gjennomgående er det noe bevegelse i sway og yaw som ikke forekommer i simuleringene som er gjort. Det er kjørt en sensitivitetstest for moringslinene, men denne tar ikke høyde for usymmetriske ankerpunkt. Denne testen undersøker virkningen av små lengdeendringer på linene. Dette ser ikke ut til å ha nevneverdig innvirkning på andre frihetsgrader enn surge. Effekten av vinkelavviket kan utredes med flere simuleringer, men har trolig ikke spesielt stor innvirkning.

6.2 Perioder og addert masse

Koeffisientene det er kommet fram til diskuteres her opp mot resultat ved simulering. Den adderte massen i heave-retning er satt med lokale koeffisienter på de ulike plattformelementene, bøtter, tårn og pongtong. Det ble brukt en prosentvis fordeling med grunnlag i arealene på undersiden av disse delene (Kelberlau 2013a). Denne ble justert noe for å oppnå riktig pitch-periode. Denne endringen har trolig med utformingen av skalamodellens heaveplater å gjøre. Det er ikke utredet hvordan disse påvirker perioden, og tilnærmingen med prosentvis fordeling ut fra arealene kan avvike noe fra hvordan det faktisk vil være i virkeligheten.

6.3 Free decay

6.3.2 Heave

Addert masse:

Den adderte massen i heave-retning under vårt simuleringsoppsett er 259,5 kg (modellskala) og baserer seg på avlest periode for testforsøkene. Dette oppnås i 3Dfloat med en koeffisient for addert masse på 3,36 pongtongene, 8,39 for sentertårn og 8,42 for bøttene. Ved utskrift gir dette en addert masse på 259,2 i 3dfloat. Det minimale avviket her er betinget i avrunding av koeffisientene. Samlet gir dette en total addert masse koeffisient i heave-retning på $C_M = 2.65$.

Dette ga god overenstemmelse mellom periode i testforsøkene fra Nantes og våre simuleringer. Vår adderte masse er noe høyere enn WAMIT-verdien på 245 kg. Det er også verdt å nevne at heave og pitch testen utført lokalt i Ås gav en addert masse på 257.4 (Kelberlau 2013a) i heave-retning og en $C_M = 2.71$. Vi velger derfor å anta at koeffisientene for addert masse er troverdige.

Demping:

Den maksimale svingningsamplituden i heave-testene er kun 0,60 m i fullskala. Dette er ganske lite med tanke på plattformens totale størrelse og i modellskala utgjør dette kun 1,5 cm. Likevel har vi oppnådd en demping som ligger veldig nært testen det sammenlignes med. Dempingen består av en kombinasjon av ”Morison”, global kvadratisk og lineær demping. Som beskrevet i kapittel 3.1.3 består skalamodelkonstruksjonen av plast som nok vil kunne gi litt etter, og muligens gi ett ekstra dempebidrag, spesielt ved høye svingningshastigheter. Ved numerisk analyse av ”DeepCWind” plattformen ble en aksial ”Morison” koeffisient på 4.8 anbefalt (Robertson et al. 2012). Vår koeffisient på 4 er trolig lav. Faltison (1990) antyder at man kan bruke funn gjort av Graham som tilsier at for en flat plate og KC under 10 kan $C_d = 8 * KC^{-\frac{1}{3}}$ være gjeldende. Dette betyr at jo høyere hastighet svingningen har, jo lavere drag vil den ha og omvendt. Siden systemet blir satt i gang med relativt lite energi er det vanskelig å få noe konkret ut av denne sammenhengen i vårt tilfelle. Hvis antagelsen om for lav Morison drag stemmer vil dette bety at det globale kvadratiske bidraget vil være for høyt, siden den totale dempningen ser ut til å gi gode resultater. Det lineære dempingsbidraget ser ut til å gi god overenstemmelse med de senere periodene. Som figur 5.1 illustrerer kan en se at heavebevegelsen blir satt i gang fra toppen av første halvperiode i simuleringen. Denne måten å sette i gang bevegelsen på undervurderer muligens effekten av at den fysiske modellen drar med seg ende vann på vei opp, som fortsatt har hastighetsretning oppover når plattformen etter hvert når toppen og da snur.

6.3.3 Pitch

Addert masse:

Etter et visst antall svingninger blir den simulerte perioden lenger enn for den eksperimentelle, litt etter hvor mye kraft pitch-bevegelsen er satt i gang med. Felles for samtlige eksperiment er at når bevegelsen nærmer seg den naturlige perioden, svinger den litt for sakte og beveger seg ut av fase. I pitch-bevegelsen, i motsetning til heave-bevegelsen hvor kun den totale adderte massen er viktig, er det viktig å plassere den adderte massen i riktig avstand fra rotasjonsaksen for å oppnå riktig treghetsmoment. Ved å flytte litt av den adderte massen innover mot pongtonger eller tårn, vil en kunne få til bedre samsvar mellom simulering og fysisk test for de sene periodene. Dette vil

imidlertid føre til at de tidlige periodene vil svinge for fort med de dempningskoeffisientene som er satt nå. Vi vurderer det til at fordelingen av den adderte masse en tilstrekkelig god for å beskrive pitch-bevegelsen på en god måte.

Demping:

Ved simulering er det påsatt en kraft for å igangsette pitch-bevegelse, dette er ment som en tilnærming til slik det var under eksperimentet. Hvis en for stor kraft er valgt påtrykt i simuleringen kan det hende man ender opp med å overdempes systemet for å kompensere for dette, og visa versa. Det er vanskelig å verifisere størrelsen på denne kraften, annet enn å samtidig plote surge-utslaget for å se at dette også stemmer overens. Denne frihetsgraden kan dog også kompensere for en feilaktig påtrykt kraft ved justering av demping her. Den aksielle drag koeffisienten er som nevnt i avsnitt 6.1.2 muligens satt lavt, noe som vil føre til en annen sammensetning av "Morison" og kvadratisk demping. Samlet sett forklarer en valgte koeffisienter dempingsforløpet bra. For test FDP2 er dog den første perioden noe overdempet, dette kan skyldes for høy kvadratisk demping.

6.3.4 Surge

Addert masse:

Perioden er i god overensstemmelse med addert masse, noe oppjustert i forhold til det WAMIT-beregningene skulle tilsi (Kelberlau 2013a). Addert masse for surge er ved WAMIT 113,43 kg, dette tilsvarer en global koeffisient på rundt 2.0 som C_m i 'wave_forces' og en C_{my} for pongtongen på 1.55. Globalt er C_m økt til 2.2 for å gi tilnærmet riktig periode. Dette er en grafisk vurdering. Dette tilsvarer 127,93 kg i modellskala. Noe av avviket kan muligens forklares i at vår modell ligger 0,60 m dypere enn ved WAMIT-beregningen. Dette står nærmere forklart i avsnitt 3.2.2. Til sammenligning ble det gitt et anbefalt C_m verdi på 1.63 for elementer i surge og sway-retning for fase to av OC4 (Robertson et al. 2012).

Demping:

En C_d -verdi på 0,7 ble satt for bøttene, mens verdiene for pongtongene ble satt til 2,5. Sammen med en global kvadratisk demping på $5,0e^5 kg/m$ gav koeffisientene god overensstemmelse med de eksperimentelle testene for hele forløpet med unntak av noe overdemping av første periode. Denne overdempingen kan komme av et lite misforhold i valgt dempingstyper. Det har også en del å si hvilke perioder koeffisientene er optimalisert inn mot. Det er forsøkt Under OC4 ble en C_d -verdi på rundt 0,68 anbefalt for "Morison"-baserte koder.

6.4 Regulære bølger

6.4.1 Heave

Når en bølge skyller mot plattformen endrer oppdriften seg og plattformen vil heve seg som et resultat av dette. ”Morison”-dragen vil i dette tilfellet motsette seg denne endringen og bidra til å dempe responsen. Litt etter hvor dypt plattformen ligger i vannet vil i tillegg bølgens vertikale partikkelhastighet og akselerasjon kunne påtrykke plattformbunnen en eksitasjonskraft som løfter strukturen. I dette tilfellet bidrar dragen til å løfte strukturen. Ved $T = 10$ s ser vi at vi får et større utslag i heave enn testene, mens tendensen videre er at de fysiske resultatene ligger høyere enn simuleringene. Spesielt ved $T = 17$ s og $T = 19$ s er avviket stort, dette er for øvrig nær plattformens egenperiode. For å få litt mer oversikt over hvilke koeffisienter som har mest å si for responsen ble det kjørt en sensitivitetstest som beskrevet i avsnitt 5.6.1. I resultatene fra disse kjøringene kommer det frem at avviket minker når vi skrur av den globale dempingen. Dette er med på å bygge oppunder teorien om at den globale kvadratiske dempingen må ned. Vi har også kjørt testen med 20 % økt C_{da} . Her er resultatet noe tvetydig, men resultatene kan muligens tyde på at økt drag minker responsen, i alle fall i kombinasjon med den gitte globale dempingen.

6.4.2 Pitch

En kan se på figur 5.8 at pitch-responsene faller relativt likt med den simulerte. Vi kan imidlertid se at responsen blir noe mindre når periodene øker. En mulig forklaring på dette kan være at den numeriske modellen er litt for stabil i forhold til den fysiske. Vår adderte masse er justert prosentvis nærmere bøttene enn hva Kelberlau kom fram til ved sin masteroppgave (2013a). Det er også en mulighet at for lav C_{da} fører til for lav eksitasjon, og dermed også en for lav respons.

6.4.3 Surge

Responsen i surge ser ut til å stemme relativt godt for alle periodene, se figur 5.10. Det største avviket forekommer i test PF3. Dette kan blant annet skyldes dragkoeffisienten, for lav reaksjonskraft i linene, eller en kombinasjon av de to. Gjennomgående driver vår numeriske modell for langt ut i surge-retning. Ved sensitivitetstesting sees at moringslinenes lengde har betydning for dette. Den numeriske modellen stemmer trolig ikke helt overens med den eksperimentelle. Det er tidligere nevnt at testene ble kjørt med noe usymmetriske liner i forhold til hva som var spesifisert. Selv om resultatet av dette er uvisst, vil det ikke være urimelig at ringeffektene av dette vil kunne slå ut på disse testene. Dette kan utredes ved ytterligere simuleringer hvor moringsoppsettet kompenseres inn for asymmetrien.

6.5 Konstant vind

Innledende tester utredet hvorvidt den numeriske plattformen stabiliserer seg med forflytning i samme frihetsgrader som ved eksperimentene. Av figur 5.12 og 5.13 er det observert avvik både i pitch og surge for en rekke forsøk med konstant vind. For laveste hastighet på 5 m/s og høyeste hastighet 25 m/s er det god overensstemmelse mellom eksperiment og simulasjon.

For simulering av test PJ2 og PJ3, konstant vind med free decay pitch sees en tydelig alt for høy demping. Første utsvingning samstemmer bra, men forløpet dempes raskt ned mot et stabiliseringspunkt satt av den virkende vindkraften. Perioden viser seg også for lang for begge forsøkene. Det er gjort sensitivitetstester for å vurdere ved hvilke faktorer disse avvikene kan forklares, se kapittel 5.6. Den faktoren som trolig påvirker resultatet mest er fordelingen av addert masse mellom strukturkomponentene. Ved sammenligning mot et tilsvarende forsøk uten vind, som sett i figur 5.14 observeres dog at perioden gjenskapes meget likt tilsvarende eksperiment. For surge-retning ser forløpet ut til å stemme bedre, urenheterne fra de eksperimentelle forsøkene gjengis ikke ved simulering.

Som sett i figur 5.13 og 5.16 drifter plattformen ut til riktig lengde i surge for de vindhastighetene som er et stykke fra "rated wind power". For 12,7 m/s og 18,0 m/s stabiliserer plattformen seg omtrent 2 meter for langt ut. Det er usikkert hva dette skyldes, men på et generelt grunnlag er det sannsynlig at rotormodellen slik den er definert ved nåværende tidspunkt ikke gjenspeiler den eksperimentelle rotoren i godt nok. Justering av rotoregenskaper er ikke del av denne oppgaven.

I figur 5.18 sees en sensitivitetstest som forklarer de ulike dempingstypenes innvirkning ved et free decay pitch forsøk med konstant vind. Det kommer tydelig fram at globalt satt demping har største innvirkning på amplitude så vel som periode.

For ett enkelt vindbelastet tilfelle er det vist at små endringer av moringslineoppsettet ikke vil ha nevneverdig utslag på pitch-perioden. For surge vil der i mot en lengdeendring resultere i endret utdrift.

6.6 Konstant vind og regulære bølger

Av figur 5.12 og 5.13 ser overensstemmelsen ganske god ut all usikkerhet rundt moringsliner tatt i betraktning. For surge er avviket klart størst nær "rated" vindhastighet. Figur 5.20 viser test PK3 for pitch. Det observeres her at eksperimentet er ganske ustabil. Dette kan være en følge av systemet

beskrevet i kapittel 3.1.4 og kan i følge veileder være betinget i at ikke systemet reagerer raskt nok via ”software loopen”. Videre gir koeffisientene som er kommet frem til bare til dels gode resultater i de bølge- og vindpåkjennte testene. Det er da spesielt heave-perioden ved perioder som nærmer seg den naturlige heave perioden som ikke passer så godt overens. Differansene som forklart ved de separate testene samt usikkerhetene i bølgemålingene vil gjøre det vanskelig å forutsi kvaliteten på oppsettet.

6.7 Oppsummering

- Den globalt angitte lineære dempingen gir god overensstemmelse for free decay forløpene i det svingningen nærmer seg plattformens egenperiode.
- Koeffisienter satt for addert masse gir en god periodisk gjengivelse ved de initiale svingningene ved free decay forsøk.
- For pitch gir oppsettet for lang periode i det egenperioden nås.
- For vindbelastet free decay pitch er demping for høy og periode for lang.
- Responser i heave-retning er for lav ved bølgepåkjenning.
- Surge og pitch respons ser ut til å stemme bra med eksperimentelle tester.
- Drivet i surge-retning er for høyt ved lave perioder.

7.1 Vurderinger

Gjennom arbeidet er det kommet fram til et oppsett for simulering av eksperimentelle ”free decay” forsøk. Oppsettet er også vurdert opp mot eksperimenter hvor ytre påkjenninger i form av regulære bølger og konstant vind er inkludert. Oppsettet angir addert masse for systemet samt nødvendig demping. Koeffisientene er gyldige for beskrivelse av en forenklet modell av vindturbinplattformen Olav Olsen Star Wind floater.

Addert masse

Det er fastsatt koeffisienter for fordeling og størrelsesangivelse av addert masse. Simuleringene gir god overensstemmelse ved free decay forsøk. I heave-retning er en prosentvis fordeling angitt og koeffisienter for pongtong, bøtte og tårn satt. Disse forklarer bevegelsesforløp for free decay pitch godt. Den totale vertikale adderte massen gir god overensstemmelse for heave. Addert masse for surge-retning ligger innenfor plausibelt område.

Demping

Det er fastsatt et dempingsoppsett som gir god overensstemmelse for samtlige free decay forsøk til sammenligning. For kjøring med regulær bølgebelastning er det ved sensitivitetstesting samt analyse av resultater kommet fram til at det er et misforhold mellom global kvadratisk demping og Morison drag. For tester med konstant vind fastslås at dempingen er for høy med dette oppsettet. Globalt satt lineær demping gir god beskrivelse av dempingsforløp nærmere egenperioden.

Morningsliner

Sensitivitetstester er gjort med tanke på videre arbeid. Det slås fast at små lengdeendringer ser ut til å ha liten betydning i de fleste frihetsgrader. Det observeres som ventet størst endring i surge. Testgrunnlaget er smalt og flere tester må gjøres for å komme med en sikrere konklusjon.

7.2 Forbedringer

- Kvadratisk demping bør stilles ned for aktuelle frihetsgrader, som en følge av dette må aksiell Morison drag justeres opp.
- Periode og demping ved vindtester krever nærmere analyse av rotor.
- Eksakt moringsspesifikasjon.
- Justere inn nye koeffisienter for surge etter oppdatering av moringslinjer.

7.3 Videre arbeid

Oppgavens målsetning kan bare sies å til dels være nådd.

Det er nå fastsatt et simuleringsoppsett. Oppsettet gir ikke like gode resultater for alle testene. Før videre justering er det tilrådelig at moringslinjene ved ECN gjennomgås enda grundigere med den hensikt å forklare avvikene. Når usikkerhetene her er kontrollert kan man lettere fastslå hvorvidt oppsettet i denne oppgaven er gyldig eller om videre justering påkreves.

Videre i prosessen vil utkjøring og vurdering av resterende testresultater fra ECN være viktig for å ha et bredere sammenligningsgrunnlag. På sikt og avhengig av hva nærmere undersøkelse av nøyaktigheten til ECN-testene avslører kan det tenkes at visse tester bør gjøres på nytt. Det er stor usikkerhet rundt de fire benyttede bølgemålerne og amplitude brukt i bølgetester.

Spesifikt for arbeidet med input for dette prosjektet vil finjustering av dempingen være viktig. Den lave responsen sett ved bølgetestene må kompenseres for ved å sette opp Morison drag lokalt. Dette betyr at den tillagte globale dempingen må noe ned.

I forhold til ECN-testene gjenstår analyse og simulering av case med irregulære bølger og case med turbulent vind. Oppsettet bør etter en gjennomgang av de allerede vurderte testene også kontrolleres mot disse casene.

Rotorens geometri bør undersøkes nærmere.

8.1 Skriftlige kilder

- Aerospaceweb (2014). *Bladelementmetoden*. Besøkt 5.4.14:
<http://www.aerospaceweb.org/design/helicopter/element.shtml>
- Agerschou & Edens (1965). *Fifth and First Order Waves*. New York. 248 s.
- Azcona Jose & Nygaard Tor A. (2014). *Aerodynamic Thrust Modelling in Wave Tank Tests of Offshore Floating Wind Turbines Using a Ducted Fan*, Kjeller, IFE, 10 s.
- Azcona Jose (2013). *Wave Tank Test Plan Proposal*, MARINET, 24 s.
- Arntsen Ø. (2005). *Dimensjonsanalyse og modellover II*, Trondheim, NTNU, 12 s.
- Beaufort Court (2014). *Wind Energy*, illustrasjon. Lokalisert 10.5.2014:
<http://www.beaufortcourt.com/energy-generation/wind-energy>
- Björk, Anders (2000). *AERFORCE: Subroutine Package for unsteady Blade-Element/Momentum Calculations*, FFA TN 2000-07, The Aeronautical Research Institute of Sweden, 62 s.
- Chakrabarti, Subrata (2005). *Handbook of Ocean Engineering I*, Illinois, Elsevier, 661 s.
- Chakrabarti, Subrata (2005). *Handbook of Ocean Engineering II*, Illinois, Elsevier, 1268 s.
- Chakrabarti, Subrata (1998). *Physical model testing of floating offshore structures*, Dynamic Positioning Comitee. 34 s.
- Demirbilek Z & Linwood V (2002). *Chapter II-1, Water Wave Mechanics*. 120 s.
- Faltinsen O. M. (1990). *Sea loads on ships and offshore structures*. 328 s.
- Finnemore, John et al. (2002). *Fluid Mechanics with engineering applications 10th edition*, Stanford, McGraw-Hill, 769 s.
- Flavin Christopher & Gardner Gary (2014). *China, India, and the New World Order*. Worldwatch Institute. Lokalisert den 2.3.14: <http://www.worldwatch.org>
- Frigaard P. (1989). *Wave loads on cylinders*, Aalborg, University of Aalborg, 44 s.
- Huebner, Kenneth (2001). *The finite element method for engineers 4th edition*, New York, Wiley-Interscience, 690 s.
- IPCC (2007), *FNs klimapanel fjerde hovedrapport*. Lokalisert den 2.3.14:
<http://www.miljodirektoratet.no/>
- IPCC (2014), *FNs klimapanel femte hovedrapport*. Lokalisert den 2.3.14:
<http://www.miljodirektoratet.no/>

- Ingram Grant (2011). *Wind Turbine Blade Analysis using the Blade Element Momentum Method*. Creative Commons. 21 s.
- IEO 2013 (IEA). *International Energy Outlook 2013*. Report. Lokalisert 13.5.14: <http://www.eia.gov/forecasts/ieo/>
- Jonkman J., Butterfield S., Musial W., & Scott G. (2009). *Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for offshore System Development*, NREL, 63 s.
- Kelberlau, Felix (2013a). *Free decay testing of semisubmersible offshore floating platform for wind turbines in scale model*, Ås, masteroppgave, 64 s.
- Kelberlau, Felix (2013b). *Preparation of the numerical and physical models of the OO Star semisubmersible floater for a testing campaign*, Ås, IFE, 20 s.
- Kjeller Vindteknikk (2009). *Vindkart for Norge, Årsmiddelvind i 80 m høyde*. Lokalisert den 13.03.14: http://www.nve.no/PageFiles/3912/kartbok1a_4140.pdf
- Landlø, Trond (2013). *OO Star Wind Floater Presentation*, Dr. Techn. Olav Olsen, 13 s.
- Lubosny Zbigniew (2003). *Wind Turbine Operation in Electric Power Systems*. Berlin. Springer.
- Nygaard, Tor Anders (2008). *Betz limit*, Ås, NMBU, 13 s. Upublisert manuskript.
- Ragheb M. & Ragheb A. (2011). *Wind Turbines Theory - The Betz Equation and Optimal Rotor Tip Speed Ratio, Fundamental and Advanced Topics in Wind Power*. Illinois. 37 s.
- Robertson A. & Jonkman J. (2014). *Draft: Offshore Code Comparison Collaboration Phase II (OC4)*, San Francisco, 15 s.
- Spæren, Anders (2013). *Development and construction of floating wind turbine models and test rig for wave tank test*, Ås, masteroppgave, 134 s.
- Statoil (2014). *Hvordan en vindturbin virker*. Lokalisert den 21.4.14: <http://www.statoil.com/no/technologyinnovation/newenergy/>
- Thompson Russell (1998). *Atmospheric Processes and Systems*. New York. Routledge.102–103 s.
- Vindportalen (2014). *Hva er vindkraft?* Lokalisert den 2.3.14: <http://www.vindportalen.no/hva-er-vind.aspx>
- Volden Gro, Bull-Berg Heidi, Skjeret Frode, Finne Håkon & Hofmann Matthias (2009). *Vindkraft Offshore og Industrielle muligheter*, Trondheim, SINTEF Teknologi og samfunn, 103 s.

9 Vedlegg

Vedlegg 1: Input-fil.

```

!
! Full scale model of concrete floater for test at ECN, November 2013
!
set_environment
gravity: on
buoyancy: on
hydro_force: morison
wind_force: ndrg
waves: none ! extrapolatedairy
norder: -1
wind: no_mean_profile
rho_water: 1000.
rho_air: 1.29
nu_water: 1.e-5
nu_air: 1.e-6
wave_amplitude: 0.
wave_direction: 0.
current_speed: 0.
current_direction: 0.
wind_speed: 0.
wind_ref_height: 82.
wind_exponent: 0.
wind_direction: 0.
wave_ramps: 0.
wave_rampe: 20.
depth: 200.
spectral_peak: 10. ! This is the period used for regular wave periods also
seed: .3
nfreq: 64.
tshift_waves: 0.
tshift_wind: 0.
tsweeps: 0. ! old redundant input from here
tsweep: -1.
stretch: 0.
!wavelength: 156.07768226721353 !Airy L = .5*g*T**2/pi 156.077m corresponds to T=10s
pre_computed_waves_file: off
random_mode: write_file
random_file: irreg_waves.txt

!jswap_wavelets hs: 6. tp: 10. tstart: -1. tcut: -1. gamma: 2.87
nomega: 360 depth: 200. file: wavelets.txt

!wavelets scale_amplitude: 1. file wavelets.txt

wave_forces cm_morison: 2.2 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 ! real rho: 1154.4
define_material name: plast_sand_tower_upscaled rho: 33065.94754 e: 108.e9 g: 38.8e9 ! taking sand fill into account
define_material name: plast_water_tower_upscaled rho: 17145.47373 e: 108.e9 g: 38.8e9 ! taking water fill into account
define_material name: plast_sand_bucket_upscaled rho: 53150 e: 108.e9 g: 38.8e9 ! taking sand fill into account
define_material name: plast_water_bucket_upscaled rho: 21311.3697705 e: 108.e9 g: 38.8e9 ! taking water fill into account
define_material name: plast_water_pontoon_upscaled rho: 34141.84901 e: 108.e9 g: 38.8e9 ! taking water fill into account
define_material name: plast_rna_upscaled rho: 9867.606472 e: 108.e9 g: 38.8e9 ! adjusted to 310t
define_material name: plast_tower_upscaled rho: 1636.37254 e: 108.e9 g: 38.8e9 !
define_material name: wire_OC4 rho: 8562.848714 e: 6.043797688e11 g: 2.324537572e11
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 ! adjusted to 200t
!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
iprop: 1 ! Property set no
material: plast_water_pontoon_upscaled
connect_mode: auto
btype: beam_lid1_lid2
eal: 2.369088e11 ea2: 2.369088e11 ! axial stiffness at keypoints 1 and 2
eiy1: 4.96032768e12 eiy2: 4.96032768e12 ! EIyy bending stiffness, STIFFNESS FOR BENDING ABOUT Z AXIS !
eiz1: 1.63717632e12 eiz2: 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: 74893.56 m2: 74893.56 ! 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: 2.5 cdz: 5.2 ! drag coefficients CD4
cmx: 1. cmz: 1.57 cmz: 3.39 ! 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. dcyll 8. tcyl1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -17.5 dcyll2 8. tcyl2 0.12 btype beam_lid1 cda 4.6 cma 8.52 ! with sand ballast !CD4

```



```

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! upper level sand to pontoon attachment
x1 0. 0. -17.5 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -17. dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! pontoon attachment to COB total
x1 0. 0. -17. dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -12.954 dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

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 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -11.306 dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

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 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -10. dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! COB tower to COG
x1 0. 0. -10. dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -9.658 dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_tower_upscaled connect_mode auto ! COG to upper level water filling
x1 0. 0. -9.658 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. -7.2696 dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled connect_mode auto ! upper level water filling to SWL
x1 0. 0. -7.2696 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. .0 dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled connect_mode auto ! SWL to 8
x1 0. 0. .0 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 8. dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled connect_mode auto ! 8 to tower base
x1 0. 0. 8. dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 10. dcyll2 8. tcyll2 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. dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 10.1 dcyll2 8. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

=====
!
!! 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 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 81.9 dcyll2 8. tcyll2 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 dcyll1 8. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 0. 0. 82. dcyll2 8. tcyll2 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. dcyll1 2. tcyll1 1. pre_strain_long 0.15
x2 0. 0. 82. dcyll2 2. tcyll2 1. btype beam

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_rna_upscaled connect_mode auto ! tower base
x1 0. 0. 82. dcyll1 2. tcyll1 1. pre_strain_long 0.
x2 5. 0. 82. dcyll2 2. tcyll2 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: 4

new_elements_beam1 nelem 1 material massless connect_mode auto ! attachment inside cylinder
x1 0. 0. -17. dcyll1 8. tcyll1 1.2 pre_strain_long 0.
x2 -4. 0. -17. dcyll2 8. tcyll2 1.2 btype beamwb ! dbg beamwb

new_elements_beam1 nelem 1 material massless connect_mode auto ! attachment inside cylinder
x1 -22.5 0. -17. dcyll1 8. tcyll1 1.2 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17. dcyll2 8. tcyll2 1.2 btype beamwb ! dbg beamwb

=====
!
!! 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. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17.5 dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam_lid1 cda 5.48 cma 8.49 ! CD4

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_bucket_upscaled connect_mode auto ! upper level sand to pontoon
x1 -27.5 0. -17.5 dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -17. dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_bucket_upscaled connect_mode auto ! pontoon to COB
x1 -27.5 0. -17. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -10. dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_water_bucket_upscaled connect_mode auto ! COB to upper level water
x1 -27.5 0. -10. dcyll1 10. tcyll1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. -7.0096 dcyll2 10. tcyll2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

```

```
new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled connect_mode auto ! upper level water to SWL
x1 -27.5 0. -7.0096 dcy1 10. tcy1 0.12 pre_strain_long 0.
x2 -27.5 0. 0. dcy2 10. tcy2 0.12 btype beam cda 0. cma 0.01

new_elements_beam1 nelem 1 material plast_upscaled connect_mode auto ! SWL to top of bucket.
x1 -27.5 0. 0. dcy1 10. tcy1 0.12 pre_strain_long 0. ! lid2 will take water on deck into account
x2 -27.5 0. 10. dcy2 10. tcy2 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 dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 -32.5 0.0 -14.0 dcy2 0.126 tcy2 .063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0
```

```
new_elements_beam1 nelem 17 material wire_0C4 connect_mode auto !nelem 17
x1 -32.5 0.0 -14.0 dcy1 0.126 tcy1 0.063 pre_strain_long 0.0
x2 -420.5 0. -200.0 dcy2 0.126 tcy2 .063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cmn 2.0
```

```
new_elements_beam1 nelem 14 material wire_0C4 connect_mode auto !nelem 14
x1 -420.5 0. -200.0 dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 -829.23 0. -200.0 dcy2 0.126 tcy2 .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. -200.0 dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 -829.23 -0. -199.9 dcy2 0.126 tcy2 .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. dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 16.25 28.14584 -14. dcy2 0.126 tcy2 .063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0
```

```
new_elements_beam1 nelem 17 material wire_0C4 connect_mode auto
x1 16.25 28.14584 -14. dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 221.1251531 383. -200. dcy2 0.126 tcy2 .063 btype cable pointmass -99
frac_stiff 1e-08 cdn 1.1 cmn 2.0
```

```
new_elements_beam1 nelem 14 material wire_0C4 connect_mode auto
x1 221.1251531 383. -200. dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 290. 502.2947342 -200. dcy2 0.126 tcy2 .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. dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 290. 502.2947342 -199.9 dcy2 0.126 tcy2 .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. dcy1 0.126 tcy1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 16.25 -28.14584 -14. dcy2 0.126 tcy2 .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 tcyl1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 221.1251531 -383. -200. dcyll 0.126 tcyl2 .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. dcyll 0.126 tcyl1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 290. -502.2947342 -200. dcyll 0.126 tcyl2 .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. dcyll 0.126 tcyl1 .063 pre_strain_long 0.0
x2 290. -502.2947342 -199.9 dcyll 0.126 tcyl2 .063 btype beamwb pointmass -99
frac_stiff 1.0
```

```
=====
!
!
=====
```

```
!! Rotor definition
!!! rigid rotor from OC4 Jacket LC 5.7
```

```
!init_rotor rtip 60. nb 3 cone -2.5 vtipnom 88.88
vstart 5. vcut 25. pmax 6000000 etag .90 ripgen 0. !.8774 !.944
rrelroot 0.0456 rrelmass .4 nrad 18
xhref -5. 0. 82. huboffset 0. tilt 5.
pitch 0. pitchref 0. generator_mode variable_rpm
mass_nac 0. mass_rot 53220. yaw 0. yawmode fixed !neither mass_nac nor mass_rot erect gravitational forces
pitch_controller iea_oc3 logfile rotor_1.dat
turbulence none !nofile turbulence_info c:\turbulence\IEA_OC4_V1_18_u.txt turb_tstart -10. turb_intens 0.1361
chord ! r/R c/R
0.0455031746032 0.0562222222222
0.0888888888889 0.0611746031746
0.132274603175 0.0661428571429
0.186507936508 0.0723333333333
0.251587301587 0.0738412698413
0.316666666667 0.0707619047619
0.381746031746 0.0674444444444
0.446825396825 0.0636031746032
0.511904761905 0.0594920634921
0.576984126984 0.0555873015873
0.642063492063 0.0516825396825
0.707142857143 0.0477777777778
0.772222222222 0.043873015873
0.837301587302 0.0399682539683
0.891534920635 0.0367142857143
0.934920634921 0.0331111111111
0.978306349206 0.0225238095238
```

```
1.00 0.00001 ! dbg used to be as at .978
```

```
twist ! t/R twist deg
```

```
0.0455031746032 13.308
0.0888888888889 13.308
0.132274603175 13.308
0.186507936508 13.308
0.251587301587 11.48
0.316666666667 10.162
0.381746031746 9.011
0.446825396825 7.795
0.511904761905 6.544
0.576984126984 5.361
0.642063492063 4.188
0.707142857143 3.125
0.772222222222 2.319
0.837301587302 1.526
0.891534920635 0.863
0.934920634921 0.37
0.978306349206 0.106
1.001 0.106
```

```
airfoil
0.0455031746032 Cylinder1
0.0888888888889 Cylinder1
0.132274603175 Cylinder2
0.186507936508 DU40_A17
0.251587301587 DU35_A17
0.316666666667 DU35_A17
0.381746031746 DU30_A17
0.446825396825 DU25_A17
0.511904761905 DU25_A17
0.576984126984 DU21_A17
0.642063492063 DU21_A17
0.707142857143 NACA64_A17
0.772222222222 NACA64_A17
0.837301587302 NACA64_A17
0.891534920635 NACA64_A17
0.934920634921 NACA64_A17
0.978306349206 NACA64_A17
1.001 NACA64_A17
```

```
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\Cylinder1.dat afname Cylinder1 thick .059
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\Cylinder2.dat afname Cylinder2 thick .059
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\DU40_A17.dat afname DU40_A17 thick .059
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\DU35_A17.dat afname DU35_A17 thick .059
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\DU30_A17.dat afname DU30_A17 thick .059
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\DU25_A17.dat afname DU25_A17 thick .059
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\DU21_A17.dat afname DU21_A17 thick .059
read_airfoil
file c:\3Dfloat\airfoils\NACA64_A17.dat afname NACA64_A17 thick .059
```

```
=====
!
!
=====
```

```
!! Auxiliary conditions
```

```
!wind_transient
0 4. 0
20 10. 0
30 12. 0
```

100 0. 0

!wind_transient

0 4. 0
10 5. 0
100 5. 0
110 5.5 0
200 5.5 0
210 6. 0
300 6. 0
310 6.5 0
400 6.5 0
410 7. 0
500 7. 0
510 7.5 0
600 7.5 0
610 8. 0
700 8. 0
710 8.5 0
800 8.5 0
810 9. 0
900 9. 0
910 9.5 0
1000 9.5 0
1010 10. 0
1100 10. 0
1110 10.5 0
1200 10.5 0
1210 11. 0
1300 11. 0
1310 11.5 0
1400 11.5 0
1410 12. 0
1500 12. 0
1510 12.1 0
1600 12.1 0
1610 12.2 0
1700 12.2 0
1710 12.3 0
1800 12.3 0
1810 12.4 0
1900 12.4 0
1910 12.5 0
2000 12.5 0
2010 12.6 0
2100 12.6 0
2110 12.7 0
2200 12.7 0
2210 12.8 0
2300 12.8 0
2310 12.9 0
2400 12.9 0
2410 13. 0 0
2500 13. 0 0
2510 13.1 0
2600 13.1 0
2610 13.2 0
2700 13.2 0
2710 13.3 0
2800 13.3 0
2810 13.5 0
2900 13.5 0
2910 14. 0 0
3000 14. 0 0
3010 14.5 0
3100 14.5 0
3110 15. 0 0
3200 15. 0 0
3210 15.5 0
3300 15.5 0
3310 16. 0 0
3400 16. 0 0
3410 17. 0 0
3500 17. 0 0
3510 18. 0 0
3600 18. 0 0
3610 20. 0 0
3700 20. 0 0
3710 22. 0 0
3800 22. 0 0
3810 24. 0 0
3900 24. 0 0
3910 26. 0 0
4000 26. 0 0
10000 26. 0

!=====

!

! Just for station keeping, check of level

! for check of level: 2,803,573.5 N/m (fresh water) additionally mech. outfitting: -1962000N

!add_node_stiffness find 0. 0. 0.

!f_lin 0. 0. -1366225.637 0. 0. 0. !735938 -1122828.384 -2356911.35

!x_lin 0. 0. 0. 0. 0. 0.

!1 1 64000.

!2 2 64000.

!6 6 64000.

!for linear damping

add_node_damping find 0. 0. 0.

3 3 250000 !WAMIT

4 4 90000000 !WAMIT

5 5 90000000 !WAMIT

!for quadratic damping

add_node_quadratic_damping find 0. 0. 0.

1 1 500000

2 2 500000

```
3 3 8500000
4 4 2000000000
5 5 2000000000
6 6 4080000000
```

```
=====
!
!! Boundary conditions

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

!Define sea bed
apply_nodal_bc find 0. 0. 0. wall idofs 3 idofe 3 displ -200.0 1. dstat 0.01

!Lock tower
!apply_nodal_bc find 0. 0. 81.9 apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0.
!apply_nodal_bc find 0. 0. 10. apply_displ idofs 1 idofe 6 displ 0. 0. 0. 0. 0.

! STABLE DROP
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: -2.9 -1.5 -5927 0. 0. 0. tstart: 0. tramp: 5. tend: 10

! FREE DECAY HEAVE
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 1.328 0. -0.022355 0.000165 0. 0.002672 tstart: 0. tramp: 10. tend: 20

! FREE DECAY PITCH
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 1.328 0. -0.593 0.0001665 0. 0.00161 tstart: 0. tramp: 10. tend: 20
!apply_nodal_bc find 0. 0. 82. apply_force -8300000. 0. 0. 0. 0. 0. tstart 20. tramp: .5 tend: 20.5 !

! DISPLACEMENT BY FORCE FOR PITCH test 1 SMALL
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 1.328 0. -0.593 0.0001665 0. 0.00161 tstart: 0. tramp: 10. tend: 20
!apply_nodal_bc find 0. 0. 82. apply_force -1750000. 0. 0. 0. 0. 0. tstart 20. tramp: .5 tend: 20.5

!FREE DECAY SURGE
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 15.7512 -0.71667 -0.5927 0. 0.00122579 0. tstart: 0. tramp: 10. tend: 20

! CONSTANT WIND, FREE DECAY PITCH EXPERIMENT PJ2
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 14. 0. -0.68 0. 0.11274827 0. tstart: 0. tramp: 8. tend: 150
!apply_nodal_bc find 0. 0. 82. apply_force -3200000. 0. 0. 0. 0. 0. tstart 150. tramp: .5 tend: 150.5

! CONSTANT WIND, FREE DECAY PITCH EXPERIMENT PJ3
!apply_nodal_bc find: 0. 0. 0. apply_displ idofs: 1 idofe: 6 displ: 14. 0. -0.68 0. 0.0523598776 0. tstart: 0. tramp: 8. tend: 20
!apply_nodal_bc find 0. 0. 82. apply_force -3350000. 0. 0. 0. 0. 0. tstart 20. tramp: .5 tend: 20.5
```

```
=====
!
!! Sensor output initialisation
!!! ECN 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 -824.3886462 0.0 -200. node 2 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 412.1943231 -713.9415102 -200. node 2 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 412.1943231 713.9415102 -200. node 2 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 -45.29947332 0.0 -19.47058824 node 2 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 22.64973666 -39.23049467 -19.47058824 node 2 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 22.64973666 39.23049467 -19.47058824 node 2 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 5 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: PMPoll
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: WiVelocy scale: 1. unit: [m/s] header: WiVelocY !
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

!!! OC4 sensors

! sensor 39 to 41 tower base forces
!
!monitor_element_b1 type forces file TwrBs_forces.txt nmonitor 1 find 0.0 0.0 9.95 node 2 body_name inertial !tower
label TwrBsFzt TwrBsFyt TwrBsFxt s4 s5 s6

! sensor 42 to 44 tower base moments
!
!monitor_element_b1 type moments file TwrBs_moments.txt nmonitor 1 find 0.0 0.0 9.95 node 2 body_name inertial !tower
label TwrBsMzt TwrBsMyt TwrBsMxt s1 s2 s3

! sensor 51 to 62 fairlead and anchor mooring line tension and angle
!
!!! NOTE: Monitoring node 12 for orientation of beam elements. Vertex nodes are not properly updated.
!!! ONLY PARTIALLY SAFE FOR THE MOORING LINES, and ONLY wrt orientations!
!!! NODE !=1 or NODE != 2 gives element axis midpoint orientation...
!monitor_element_b1 type orientation file fair1_orientation.txt nmonitor 1 find -45.29947332 0.0 -19.47058824
node 12 body_name inertial label s1 s2 s3 Fair1_xx Fair1_xy Fair1_xz

!monitor_element_b1 type orientation file fair2_orientation.txt nmonitor 1 find 22.64973666 -39.23049467 -19.47058824
node 12 body_name inertial label s1 s2 s3 Fair2_xx Fair2_xy Fair2_xz

!monitor_element_b1 type orientation file fair3_orientation.txt nmonitor 1 find 22.64973666 39.23049467 -19.47058824
node 12 body_name inertial label s1 s2 s3 Fair3_xx Fair3_xy Fair3_xz

!monitor_element_b1 type orientation file anch1_orientation.txt nmonitor 1 find -824.3886462 0.0 -200.
node 12 body_name inertial label s1 s2 s3 Anch1_xx Anch1_xy Anch1_xz

!monitor_element_b1 type orientation file anch2_orientation.txt nmonitor 1 find 412.1943231 -713.9415102 -200.
node 12 body_name inertial label s1 s2 s3 Anch2_xx Anch2_xy Anch2_xz

!monitor_element_b1 type orientation file anch3_orientation.txt nmonitor 1 find 412.194323086 713.941510177 -200.0
node 12 body_name inertial label s1 s2 s3 Anch3_xx Anch3_xy Anch3_xz

! sensor 15 to 17 Tower-top deflection and twist
!
!monitor_element_b1 type orientation file tower_topx.txt nmonitor 1 find 0. 0. 81.9995 node 2 body_name inertial
label TTDspFA TTDspSS s3 s4 s5 s6 TTDsp_yx

! sensor 36 to 38 tower top bending moments
!
!monitor_element_b1 find 0. 0. 81.9995 nmonitor 1 node 2 type moments
file tower_top_moment.txt body_name inertial label s1 s2 s3 YawBrMxp YawBrMyp YawBrMzp

!monitor_element_b1 find 0. 0. -20. nmonitor 2 node 1 type gather
file IFE_3Dfloat_WP2_LC1.3a.txt label oc4p2_gather toffset 40
sensors:
nfact: 1 source: TTDspFA scale: 1. unit: [m] !
nfact: 1 source: TTDspSS scale: 1. unit: [m] !
nfact: 1 source: TTDsp_yx scale: 57.295779513082323 unit: [deg] header: TTDspTwst
nfact: 1 source: YawBrMxp scale: .001 unit: [kNm] !
nfact: 1 source: YawBrMyp scale: .001 unit: [kNm] !
nfact: 1 source: YawBrMzp scale: .001 unit: [kNm] !
nfact: 1 source: TwrBsFxt scale: .001 unit: [kN] ! Tower base coord.sys.
nfact: 1 source: TwrBsFyt scale: .001 unit: [kN] !
nfact: 1 source: TwrBsFzt scale: -.001 unit: [kN] !
nfact: 1 source: TwrBsMxt scale: -.001 unit: [kNm] !
nfact: 1 source: TwrBsMyt scale: -.001 unit: [kNm] !
nfact: 1 source: TwrBsMzt scale: .001 unit: [kNm] !
nfact: 1 source: Fair1_xz scale: -1. unit: [sin] !
nfact: 1 source: Fair2_xz scale: -1. unit: [sin] !
nfact: 1 source: Fair3_xz scale: -1. unit: [sin] !
nfact: 1 source: Anch1_xz scale: -1. unit: [sin] !
nfact: 1 source: Anch2_xz scale: -1. unit: [sin] !
nfact: 1 source: Anch3_xz scale: -1. unit: [sin] !

=====

!
!! Simulation parameters

!material damping
damping type ratio2rayl ratio_1 .01 ratio_2 .01 omega_1 0. omega_2 1.

newmark dt: 0.0000001 nassemble: 1 nnewton: 1 nsubmin: 1 rwilson: 0.8
relax: 0.0 resid_newton: 1e-08 nmonitor: 10

!for plotting with Python script plot_geo.py
monitor_element_b1 type: plot nmonitor: 10 file: turb1.plot

```

```
!step nstep 1 method gen_alpha

!eigen_analysis amplitude 10. nfreq 16 filename plotall

!end

newmark dt: 0.01 nassemble: 1 nnewton: 20 nsubmin: 2 rwilson: 0.9
relax: 0.0 resid_newton: 1e-08 nmonitor: 10

step nstep 100000 method new_gen_alpha

!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
!
```

Vedlegg 2: Addert masse beregninger.

Beregning av addert masse i modellskala:

- Fjærkonstant og total systemmasse:

$$D \equiv \text{fjærkonstant}$$

$$D = (3A_B + A_t) \cdot \rho \cdot g$$

$$D = (3 \cdot ((\pi \cdot 0,125 \text{ m})^2) + (\pi \cdot (0,100 \text{ m})^2)) \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 \cdot 9,810 \text{ N/kg} = 1752,832 \text{ N/m}$$

$$m_{\text{system}} = \left(\frac{T}{2\pi}\right)^2 D = \left(\frac{3,077 \text{ s}}{2\pi}\right)^2 \cdot 1752,832 \text{ N/m} = 420,345 \text{ kg}$$

- Addert masse, halvkuleform for sentertårn og bucket:

$$m_{a,\text{sentertårn}} = \frac{2}{3} \cdot \pi \cdot (0,1 \text{ m})^3 \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 = 2,094 \text{ kg}$$

$$m_{a,\text{bucket}} = 3 \times \left(\frac{2}{3} \cdot \pi \cdot (0,125 \text{ m})^3 \cdot 1000 \text{ kg/m}^3\right) = 12,272 \text{ kg}$$

- Fortrengt masse av rektangulær pongtong, 3 stk:

$$m_{a,\text{pongtong}} = 3 \times (0,15 \text{ m} \cdot 0,31 \text{ m} \cdot 0,4625 \text{ m} \cdot 1000 \text{ kg/m}^3) = 64,519 \text{ kg}$$

Utgangspunkt, fordeling oppdatert etter iterativ prøving, koeffisienter for addert masse:

$$C_{mT} = 1 + \frac{0,06 \cdot 259,47}{2,097 \text{ kg}} = 8,42$$

$$C_{mB} = 1 + \frac{0,35 \cdot 259,47}{12,641 \text{ kg}} = 8,39$$

$$C_{mP} = 1 + \frac{0,59 \cdot 259,47}{64,888 \text{ kg}} = 3,36$$

Vedlegg 3: Python-beregninger.

```

# -*- coding: utf-8 -*-
from pylab import *

# Oppdriftsberegning for SWL-korreksjon #####

# Simuler 3Dfloat-modell for Å finne avvik til SWL.
# Kj-r skript for Å estimere n-dvendig kraft for
# nedsenking tilsvarende avvikets volum. Legg til denne
# kraften eller kompenser inn ved justering av
# tetthet for valgt element.

H=0.1 # 0.01*40 Sett inn offset i fullskala
R_bucket=0.125*40 # 125 mm, som definert i 3Dfloat-modell, oppskalering
R_tower=0.1*40 # 100 mm, som definert i 3Dfloat-modell, oppskalering

V_bucket=H*pi*(R_bucket)**2 # Volum sylinder
V_tower=H*pi*(R_tower)**2 # Volum sylinder
rho=1000 # Tetthet ferskvann, kg/m**3
g=9.81 # Tyngdekraft, N/kg

# Oppdriftskraft F for 3 buckets + 1 tower, pontoons ingen oppdrift #####

F=(3*(rho*g*V_bucket))+(rho*g*V_tower)
print 'FULLSKALA! Legg til kraft:', F, 'N', '\n', '\n', 'or';

m_sand_tower=3.695*40**3 # Ballast, tower, 3.695 kg, oppskalering
m_sand_buckets=3*5.845*40**3 # 3 x buckets, 5.845 kg, oppskalering

density_sand_buckets=41397.739541 # Tetthet sand buckets
density_sand_tower=33065.94754 # Tetthet sand tower
V_sand_tower=m_sand_tower/density_sand_tower

V=m_sand_buckets/density_sand_buckets
density_sand_bucket=(F/(9.81*V))
density_sand_tower=(F/(9.81*V_sand_tower))

print 'FULLSKALA! Legg til tetthet for sand/buckets:', density_sand_bucket, 'kg/m**3'
print 'FULLSKALA! Legg til tetthet for sand/tower:', density_sand_tower, 'kg/m**3'

# Arealfaktor, forhold numerisk og fysisk modell #####
ponton= 1.30
bucket= 1.37
tower= 1.15

# Morison drag koeffisient for heave-retning #####
morison_cd= 4

cda_pontoon=morison_cd*ponton
cda_bucket=morison_cd*bucket
cda_tower=morison_cd*tower

print 'cda Pontoon:', cda_pontoon
print 'cda Tower:', cda_tower
print 'cda Bucket:', cda_bucket

# Total system masse, periode, addert masse #####
mdp=64.8875 # Pontoon
mdb=12.2857 # bucket
mdt= 2.0974 # tower
T=19.37/(40**0.5) # sekunder, fra heave eksperiment
rho=1000
g=9.81
Ab=(pi*(0.25/2)**2) # Tverrsnittareal sylinder
At=(pi*(0.2/2)**2) # Tverrsnittareal sylinder
# PONTOON IKKE MED
# Fjærkonstant
D=(3*Ab+At)*rho*g # Total masse
m_added_tot=((T/(2*pi))**2)*D
m_added=m_added_tot-157.45
print D
print 'Total mass (structural + added mass):', m_added_tot, 'kg'
print 'Addert masse heave:', m_added, 'kg'

# ADDERT MASSE MED PROSENTVIS FORDELING FOR PITCH JUSTERING #####
added_mass=259.466
CMP4=1+(0.59*(added_mass/mdp)) # 59 %
CMB4=1+(0.35*(added_mass/mdb)) # 35 %
CMT4=1+(0.06*(added_mass/mdt)) # 6 %
CMP5=CMP4*(mdp)
CMB5=CMB4*(mdb)
CMT5=CMT4*(mdt)
CONFIRM=(CMP5+CMB5+CMT5)
print 'CMPontoon:', CMP4, 'CMbucket:', CMB4, 'CMTower:', CMT4

```

```
# Verifisering av addert masse i 3Dfloat #####  
# Sett alle koeffisienter til 1  
# bortsett fra den under utredning  
  
mtot=250 # VilkÅrlig verdi total addert masse  
mexp=2 # forventet addert masse  
CMtest=1+(mtot/mexp)  
mreturn=1245.6875 # Output addert masse fra 3Dfloat  
CMtest=102.4779 # Beregnet koeffisient  
x=mreturn/(CMtest-1)  
print 'Verdi beregnet i 3Dfloat:',x
```

Vedlegg 4: Eksperimentelle free decay tester.

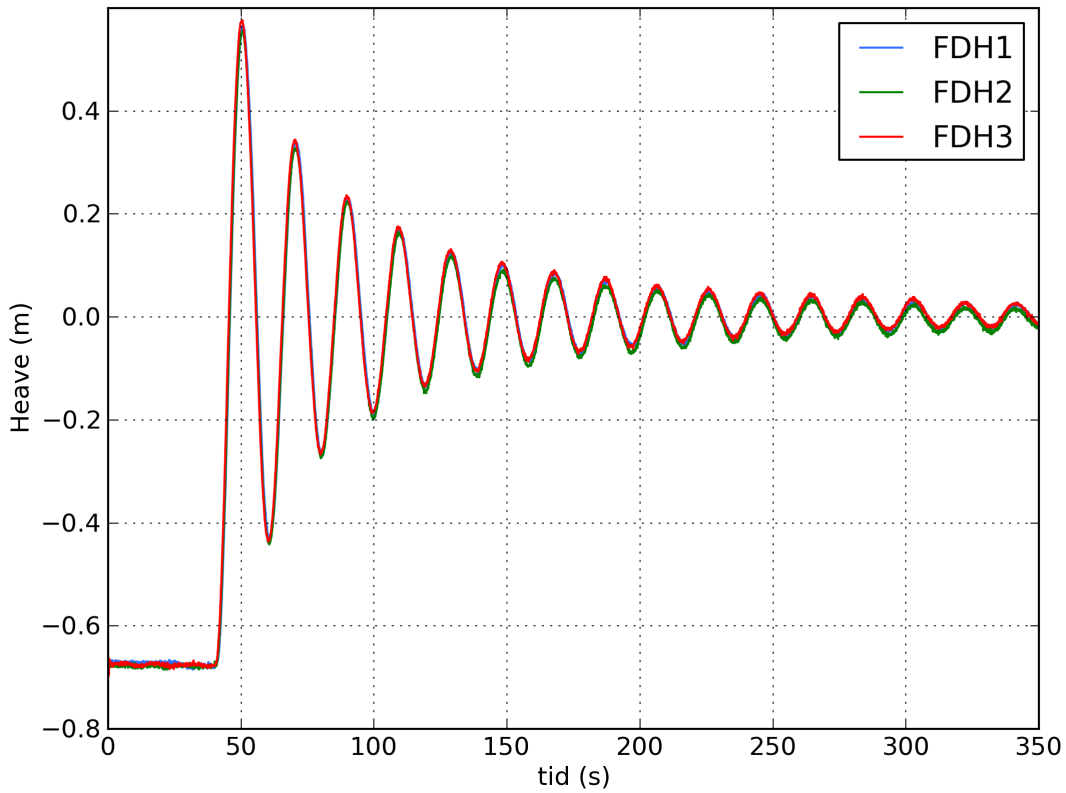


Fig. VEDLEGG Free decay heave, eksperimentelt.

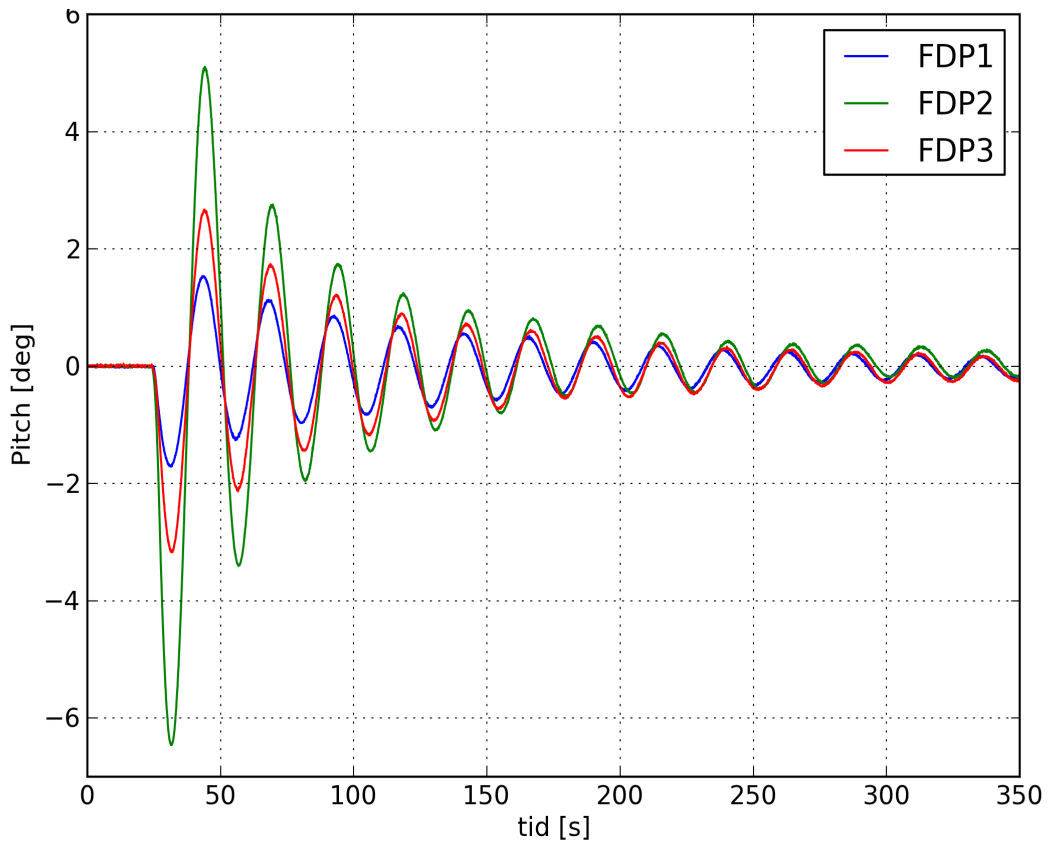


Fig. VEDLEGG Free decay pitch, eksperimentelt.

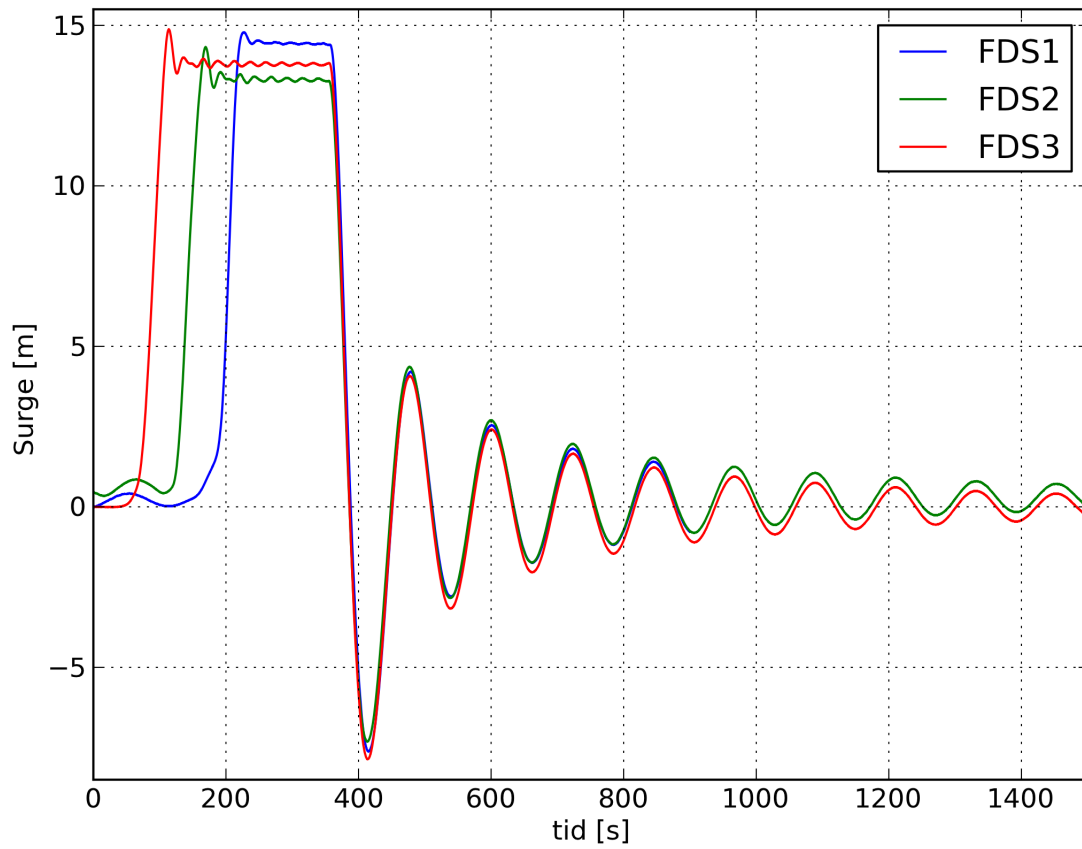


Fig. VEDLEGG Free decay surge, eksperimentelt.

Vedlegg 5: Oppdaterte moringsliner.

Beskrivelse	Line 1	Line 2	Line 3
Linjelengde, upåkjent	839.0 m	587.77 m	587.77 m
Diameter	12.6 cm	12.6 cm	12.6 cm
E-modulus	6.043797688e11 <i>N/mm²</i>	6.043797688e11 <i>N/mm²</i>	6.043797688e11 <i>N/mm²</i>
Material tetthet line	8562.85 kg/m ³	8562.85 kg/m ³	8562.85 kg/m ³
Radiell ankerposisjon	828.15 m	576.71 m	576.68 m
Radiell farledsposisjon	32.5 m	32.5 m	32.5 m
Vinkelposisjon, anker	180°	56.4°	300°
Vinkelposisjon, farled	180°	60°	300°
Draft, farled	14 m	14 m	14 m
Ankerdybde	200 m	200 m	200 m



Norges miljø- og
biovitenskapelige
universitet

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