



Noregs miljø- og  
biovitenskapelige  
universitet

Masteroppgåve 2017 30 stp  
Fakultetet for realfag og teknologi

# **Teknisk analyse av forankringssystem for flytande vindturbinar**

Technical analysis of Mooring Systems for Floating  
Wind Turbines

Christina Stald  
Maskin, prosess- og produktutvikling



“The time has come to stop drilling for resources in the depths of the ocean and instead harness the vast resources above it”

(Nilsson & Westin 2014)



## Føreord

Denne masteroppgåva er skriven ved Noregs miljø- og biovitenskapelige universitet (NMBU) våren 2017. Oppgåva har eit omfang på 30 studiepoeng og er eit resultat av eit masterstudium i Maskin, prosess- og produktutvikling ved Fakultetet for realfag og teknologi (RealTek).

Høge vindhastigheitar og store tilgjengelege areal gjer at *offshore* vindkraft bokstavig talt er i vinden. Ein av hovudutfordringane ved flytande *offshore* vindkraft i dag er høge kostnader knytt til forankring. Den enorme mengda materiale er i tillegg vanskelege å handtera og kanskje ikkje naudsynt for å oppnå ein stabil konstruksjon. Tema for denne oppgåva er å vurdere om ein flytande *offshore* vindturbin står i mot dei store kreftene som fins *offshore*, sjølv når diameteren på lina reduserast og ein stor del av kjettingen erstattast med ei fiberline.

Oppgåva er utforma i samarbeid med hovudrettleiar professor Tor Anders Nygaard og birettleiar førsteamanuensis Marit Irene Kvittem (DNV GL). Deira enorme kunnskap og gode formidlingsevne har vore til stor hjelp gjennom utarbeidinga av oppgåva.

Arbeidet i oppgåva er utført gjennom godt samarbeid og verdifulle diskusjonar med masterstudentane Erlend Kjelstad, Marius Nicolaysen Raaen og Simen Stovner som også avgjer sine masteroppgåver på same tema. Utan dykk hadde verken oppgåva eller underteknande klart seg like bra.

Eg ynskjer også å få nytta moglegheita til å rette ei stor takk til Språkrådet for uunnverleg språkhjelp gjennom utarbeidinga av oppgåva. Utan ekspertisen til dykkar rådgjevarar hadde ikkje denne oppgåva kunne blitt skriven på nynorsk.

Ås, 31. mai 2017

---

Christina Stald



## Samandrag

Fornybare energiresursar blir sett på med stadig aukande interesse både i Noreg og på verdsbasis. Det enorme energipotensialet som fins i *offshore* vindfelt kan utnyttast ved å installere flytande vindturbinar saman i ein vindpark. Det er i dag framleis høge kostnader knytt til forankring av flytande *offshore* vindturbinar. Ved å redusera dimensjonane på forankringslinene kan det potensielt kuttast ein stor del av kostnadane som ofte botnar i overdimensjonerte forankringssystem.

Oppgåva tar utgangspunkt i den halvt nedsøkkbare vindturbinen OO Star Wind Floater, utvikla av dr.Techn. Olav Olsen i 2011. I perioden 2013-2015 vart OO Star undersøkt i Norges Forskningsråds RENERGIX-program. I prosjektet vart forankringssystemet kontrollert mot utmattingsgrensetilstand (FLS) og brotgrensetilstand (ULS). Designet består av eit slakklinesystem med tre forankringsliner frå plattformen til tre anker på havbotn. Ein havdjupn på 100 meter er valt som den mest utfordrande havdjupna til konstruksjonen.

Eit utval av FLS- og ULS-tilfella frå RENERGIX-prosjektet er valt som analysegrunnlag og ein *baseline* er definert som referansetilfelle. Her har forankringslinene ein diameter på 147 mm, linelengde 790 m og ei aksial førespennning på 1 400 kN. For å vurdere effekten og samhandlinga av turbulent vind, bølger og straum vart simuleringane av FLS- og ULS-tilfelle i denne oppgåva utført med programmet 3DFloat. 3DFloat er eit aero-hydro-servo-elastisk simuleringssverktøy utvikla ved IFE og NMBU, meint for å simulera dynamisk respons frå offshore vindturbinar.

Eit nytt konsept vart deretter utvikla. Diameteren på kjettingen i forankringslina vart redusert til 120 mm. I tillegg vart 154 m av kjettingen erstatta av ei syntetisk fiberline med ein diameter på 165 mm. Det er plassert ei klumpvekt på kvar av forankringslinene for at ikkje forankringssystemet skal misse for mykje vekt. Ulike storleikar på klumpvektene vart testa (50, 80, 100, 120 og 140 tonn). Med ei klumpvekt på 80 tonn, er reduksjon i total vekt for forankringssystemet på 21,8 %. Dei tre FLS-tilfella som førar til størst delskade på forankringslinene er simulerte for det nye konseptet, i tillegg til to ULS-tilfelle som gjer høgste linekrefter. Analyse av FLS-tilfella er utført ved *Rainflow counting* av tidsforløpet til spenningane som oppstår ved *fairlead*, øvst i forankringslinene.

Funna i dette prosjektet er at konseptet med klumpvekt og fiberline ikkje hadde tilstrekkeleg kapasitet mot utmattingsbrot. Derimot viste det seg at dersom øvste segmentet i forankringslinene fekk ei diameter lik 147 mm, kunne delskaden reduserast med 66,8 % for det verste FLS-tilfellet samanlikna med 120 mm diameter. Analyse av ULS-tilfellet med høgste linekrefter viste at ein nedgang i maksimalkrefter på 28,7 % kunne oppnåast for konseptet med 80 tonn klumpvekt på fiberline, der det øvste segmentet har diameter 147 mm. Analysane viste også at større klumpvekter var hensiktsmessige for ULS-tilfella.





## Abstract

Focus on renewable energy resources appears to be ever-increasing, both in Norway and in the rest of the world. The vast energy potential in offshore wind fields is proposed utilized by installing floating wind turbines in wind farms. Currently the investment costs associated with mooring systems for floating wind turbines are extensive. By reducing the excessive mooring line dimensions a significant drop in costs can be achieved.

This project takes basis in the semi-submergible wind turbine OO Star Wind Floater, developed by dr.Techn. Olav Olsen in 2011. In the period of 2013-2015 OO Star was analysed in the Research Council of Norway's RENERGIX program. The mooring system was checked for Fatigue Limit State (FLS) and Ultimate Limit State (ULS) design criteria. The design of OO Star consists of a catenary mooring system with three mooring lines connected to fairlead and three anchors on the seabed. 100 m water depth was chosen as the most challenging water depth for OO Star.

A range of FLS and ULS cases from the RENERGIX project are chosen for the analysis and a base case is defined as a frame of reference with 147 mm chain diameter, length of 790 m and an axial pre-tension of 1 400 kN. To capture the effect and interaction between turbulent wind, waves and current, the FLS and ULS analysis was run with the program 3DFloat. 3DFloat is an aero-hydro-servo-elastic simulation tool developed at IFE and NMBU for the computation of dynamic response of offshore wind turbines.

An alternative mooring system was introduced with a reduction in chain diameter to 120 mm. In addition, 154 m of the chain was replaced with a fibre rope with 165 mm diameter. A clump weight with different weights (50, 80, 100, 120 and 140 t) on each mooring line is added to compensate the loss in weight. With a clump weight of 80 t, the reduction in total weight of the mooring system is 21,4 %. The load cases that contributes with the most damage to each mooring line was selected for comparison. FLS analysis was solved using Rainflow counting of time history of the mooring line forces. In addition, the ULS cases was run.

The FLS analysis for the concept with clump weight and fibre rope showed no evidence of improved fatigue life. However, if the top segment diameter of the mooring line was increased to 147 mm, the fatigue damage decreased by 66,8 % for the worst load case compared to 120 mm diameter. For the ULS cases, clump weight and fibre rope analysis showed a significantly reduction in extreme loads. A reduction in ULS load by 28,7 % was found for 80 t clump weight and fibre rope, with top segment diameter of 147 mm. Analysis also proved that increasing the clump weight mass was advantageous for the ULS cases.



# Innholdsliste

FIGURLISTE .....	IX
TABELLISTE .....	XI
SYMBOL OG TERMINOLOGI .....	XII
<b>1 INNLEIING .....</b>	<b>1</b>
1.1 GENERELT .....	1
1.2 BESKRIVING AV PROSJEKTET .....	1
1.2.1 <i>Problemstilling</i> .....	1
1.2.2 <i>Målsetjing og avgrensingar</i> .....	2
1.2.3 <i>Andre oppgåver på temaet</i> .....	2
1.3 BAKGRUNN .....	2
1.4 OFFSHORE VINDKRAFT .....	3
1.4.1 <i>Botnfaste vindturbinar</i> .....	3
1.4.2 <i>Flytande offshore vindturbinar</i> .....	4
1.4.3 <i>Forbetringsbehov</i> .....	5
1.5 3DFLOAT .....	6
1.6 GRENSETILSTANDAR ( <i>LIMIT STATES</i> ) .....	6
1.7 OLAV OLSEN WIND STAR FLOATER .....	7
1.7.1 <i>Tiltenkt stadval for OO Star</i> .....	9
1.8 NOREGS FORSKINGSRÅDS RENERGIX-PROGRAM .....	10
1.8.1 <i>Tidlegare arbeid med konsept på forankringsliner</i> .....	11
1.9 OPPGÅVAS VIDARE OPPBYGGING .....	11
<b>2 TEORI .....</b>	<b>13</b>
2.1 KOORDINATSYSTEM .....	13
2.2 GRUNNLEGGJANDE BØLGJETEORI OG HYDRODYNAMIKK .....	14
2.2.1 <i>Lineær bølgeteori</i> .....	14
2.2.2 <i>Irregulære bølger</i> .....	15
2.2.3 <i>Dragkrefter</i> .....	17
2.2.4 <i>Tregleikskrefter</i> .....	18
2.2.5 <i>Morison likninga</i> .....	19
2.2.6 <i>Straum</i> .....	20
2.3 GENERELL VINDTEORI .....	20
2.3.1 <i>Turbulens</i> .....	21
2.4 FORANKRINGSLINER .....	21
2.4.1 <i>Klumpvekter på forankringsliner</i> .....	22
2.5 UTMATTING .....	22
2.5.1 <i>Rainflow counting</i> .....	24
2.5.2 <i>SN-kurve</i> .....	25
2.5.3 <i>Miner-Palmgrens delskadehypotese</i> .....	26
<b>3 METODE / ANALYSEMETODIKK .....</b>	<b>27</b>
3.1 SOFTWARE .....	27
3.2 MODELLERING AV FORANKRINGSSYSTEM .....	27
3.3 HYDRODYNAMISKE KOEFFISIENTAR .....	28
3.4 SIMULERING .....	29
<b>4 SIMULERING AV BASELINE .....</b>	<b>31</b>
4.1 VAL AV REFERANSETILFELLE .....	31
4.2 PARAMETER FOR LASTAR .....	32

4.3	SIMULERING AV FLS-TILFELLE .....	33
4.3.1	<i>Generelle analysedata for FLS-tilfelle</i> .....	35
4.4	SIMULERING AV ULS-TILFELLE.....	35
<b>5</b>	<b>SIMULERING AV KONSEPT MED KLUMPVEKT PÅ FIBERLINE .....</b>	<b>39</b>
5.1	GENERELT OM KONSEPTET .....	39
5.2	KLUMPVEKTER .....	40
5.2.1	<i>Storleik på klumpvekter</i> .....	41
5.2.2	<i>Avstand frå fairlead til klumpvekt</i> .....	42
5.3	VURDERING AV ALTERNATIV .....	42
<b>6</b>	<b>RESULTAT OG DISKUSJON .....</b>	<b>43</b>
6.1	RESULTAT FRÅ ANALYSE AV FLS-TILFELLE .....	43
6.1.1	<i>Baseline</i> .....	43
6.1.2	<i>Klumpvekter</i> .....	44
6.2	RESULTAT FRÅ ANALYSE AV ULS-TILFELLE.....	47
6.2.1	<i>Baseline</i> .....	48
6.2.2	<i>Klumpvekter</i> .....	49
6.3	SIMULERING AV NYTT KONSEPT FOR Å OPPNÅ LÅGARE DELSKADE.....	53
<b>7</b>	<b>KONKLUSJON .....</b>	<b>57</b>
7.1	HOVUDFUNNA I PROSJEKTET.....	57
7.2	FORSLAG TIL VIDARE ARBEID .....	58
<b>8</b>	<b>REFERANSAR .....</b>	<b>59</b>

## Figurliste

Figur 1-1 Dei tre vanlegaste typane plattformar for flytande offshore vindturbinar.....	4
Figur 1-2 Omtrentlig kostnadsfordeling i prosent for Hywind Scotland.....	6
Figur 1-3 Den halvt nedsøkkbare vindturbinen OO-Star Wind Floater med turbin, turbintårn, sentersøyle, pongtongar og bøtter .....	8
Figur 1-4 Kart over nordaustkysten av Skottland. Plasseringa til Hywind Scotland er på Buchan Deep .....	9
Figur 2-1 Dei seks fridomsgradane for OO Star i x, y og z retning .....	13
Figur 2-2 Forenkla koordinatsystem for OO Star.....	14
Figur 2-3 Bølgjeutvikling over tid i ein irregulær sjøtilstand .....	15
Figur 2-4 JONSWAP bølgjespekter .....	17
Figur 2-5 Gjennomsnittsvind (blå kurve) og turbulent vind (raud kurve) .....	20
Figur 2-6 Illustrasjon av klumpvekter. ....	22
Figur 2-7 Spenning-tid diagram for Rainflow counting metoden.....	24
Figur 2-8 SN-kurve som angir spenningsvidda på y-aksen og talet på sykklar til brot på x-aksen. ....	25
Figur 3-1 Delskade frå kvart FLS-tilfelle for line 1, line 2 og line 3 frå venstre .....	29
Figur 4-1 Referansetilfelle med turbin, plattform og forankringssystem.....	31
Figur 4-2 Yaw drive for OO Star.....	32
Figur 4-3 Bølgjer for ULS22 og ULS67.....	36
Figur 4-4 Bølgjer for ULS-72 .....	37
Figur 5-1 Illustrasjon frå ParaView av OO Star med turbinen, plattformen og forankringssystem med klumpvekter .....	41
Figur 5-2 Klumpvekter festa 160 meter langs lina frå fairlead .....	42
Figur 6-1 Delskade for eitt år ved fairlead for baseline for dei mest kritiske FLS-tilfella.....	43
Figur 6-2 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 50 tonn for FLS04, 60 og 33 .....	44
Figur 6-3 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 80 tonn for FLS04, 60 og 33 .....	45
Figur 6-4 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 100 tonn for FLS04, 60 og 33 .....	45
Figur 6-5 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 120 tonn for FLS04, 60 og 33 .....	46
Figur 6-6 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 140 tonn for FLS04, 60 og 33 .....	46
Figur 6-7 Delskade ved fairlead relativt til baseline for klumpvekt 50, 80, 100, 120 og 140 tonn .....	47
Figur 6-8 Førespennning i line 1 for eit tilfelle utan vind, bølgjer eller straum .....	47
Figur 6-9 Aksiale linekrefter for ULS67 for baseline .....	48
Figur 6-10 Aksiale linekrefter for ULS22 for baseline .....	48
Figur 6-11 Vertikale ankerkrefter for ULS67 for baseline.....	48
Figur 6-12 Aksiale linekrefter for ULS67 med 50 tonn klumpvekt .....	49
Figur 6-13 Aksiale linekrefter for ULS22 med 50 tonn klumpvekt .....	49
Figur 6-14 Aksiale linekrefter for ULS67 med 80 tonn klumpvekt .....	50
Figur 6-15 Aksiale linekrefter for ULS22 med 80 tonn klumpvekt .....	50
Figur 6-16 Aksiale linekrefter for ULS67 med 80 tonn klumpvekt for line 1, line 2 og line 3 ..	50
Figur 6-17 Aksiale linekrefter for ULS67 med 100 tonn klumpvekt .....	51
Figur 6-18 Aksiale linekrefter for ULS22 med 100 tonn klumpvekt .....	51
Figur 6-19 Aksiale linekrefter for ULS67 med 120 tonn klumpvekt .....	51
Figur 6-20 Aksiale linekrefter for ULS22 med 120 tonn klumpvekt .....	51
Figur 6-21 Aksiale linekrefter for ULS67 med 140 tonn klumpvekt .....	52

Figur 6-22 Aksiale linekrefter for ULS22 med 140 tonn klumpvekt .....	52
Figur 6-23 Utvikling av maksimale aksiale linekrefter og vertikale ankerkrefter for ULS67 ved referansetilfelle og ulike klumpvekter .....	53
Figur 6-24 Delskade for eitt år for ulike konsept for alle dei verste FLS-tilfella .....	54
Figur 6-25 Aksiale linekrefter for ULS67 med 80 tonn klumpvekt ved å auke diameter på segment 1 til 147 mm .....	55

## Tabelliste

Tabell 1-1 Gjennomsnittleg årleg temperatur langs kysten av Skottland .....	9
Tabell 1-2 Marin groing ved 56-59° N .....	10
Tabell 2-1 Parameterar for å beskriva PM- og JONSWAP bølgespekter.....	16
Tabell 2-2 Symbolbeskriving for Morison likninga .....	19
Tabell 2-3 Krav for DFF for forankringsliner .....	23
Tabell 2-4 Parameterar for SN-kurve for kjetting i saltvatn .....	25
Tabell 3-1 Software nytta ved utarbeidinga av denne oppgåva.....	27
Tabell 3-2 Elementdistribusjon langs éi forankringsline .....	28
Tabell 3-3 Hydrodynamiske koeffisientar for senter- og hjørnesøyler.....	28
Tabell 3-4 Hydrodynamiske koeffisientar for pongtongane.....	28
Tabell 4-1 Lasttilfella med høgst delskade .....	34
Tabell 4-2 Generelle parameter for analyse av FLS-tilfelle .....	35
Tabell 4-3 Beskriving av parameterane for ULS22, 67 og 72.....	35
Tabell 5-1 Spesifikasjonar for fiberlina som er valt .....	39
Tabell 5-2 Vekt i luft per line for baseline og konsept med klumpvekt på fiberline.....	40
Tabell 5-3 Ulike storleikar på klumpvektene .....	41
Tabell 6-1 Utmattingslevetid og akkumulert delskade for dei tre forankringslinene i henhold til DNV SN-kurve.....	44
Tabell 6-2 Resultat frå ULS-analyse .....	53
Tabell 6-3 Delskade for klumpvekt 80 t med 120/165 mm og 147 mm i segment 1 og nedgang i delskade i %.....	55
Tabell 6-4 Endring i maksimale linekrefter for ULS67 for baseline, 80 t klumpvekt (120 mm) og 80 t (147 mm).....	56
Tabell 6-5 Samanlikning av total vekt for baseline og konsept med klumpvekt på fiberline ..	56

## Symbol og terminologi

### Latinske symbol

<b>Symbol</b>	<b>Betyding</b>	<b>Eining</b>
$a$	Bølgjeamplitude	m
$a_D$	Parameter for SN-kurve	-
$a_k$	Bølgjeamplitude for bølgenummer $k$	m
$A$	Areal	m <sup>2</sup>
$A_v$	Normaliseringsfaktor	-
$C_A$	Tilleggsmassekoefisient	-
$C_D$	Dragkoefisient	-
$C_M$	Tregleikskoeffisient	-
$d_h$	Havdjupn	m
$d$	Diameter	m
$D_C$	Karakteristisk akkumulert delskade	-
$D_D$	Akkumulert delskade	-
$f_{drag}$	Tverrsnittsdragkraft	N/m
$F_D$	Dragkraft	N
$F_I$	Tregleikskraft	N
$h$	Høgde	m
$H_S$	Signifikant bølgehøgde	m
$I_v$	Turbulensintensitet	-
$k$	Bølgjetal	rad/m
$L$	Lengd	m
$n_C$	Tal på spenningsyklar	-
$m$	Parameter for SN-kurve	-
$m_K$	Masse til klumpvekt	kg
$m_A$	Tilleggsmasse per lengdeein	kg/m
$s$	Spenningsvidd	MPa
$S_J$	JONSWAP bølgespekter	m <sup>2</sup> s/rad
$S_{PM}$	Pierson Moskowitz bølgespekter	m <sup>2</sup> s/rad
$t$	Tid	s
$T$	Periode	s
$T_P$	Topperiode	s
$u$	Uforstyrra horisontal vasshastigheit	m/s
$\dot{u}$	Horisontal vassakselerasjon	m/s <sup>2</sup>
$V$	Hastigheit	m/s
$\bar{v}$	Gjennomsnittsvind	m/s
$x$	Posisjon	m
$z$	Avstand	m

\* Engelske ord og uttrykk er gjennom heile denne teksten skriven i kursiv



## Greske symbol

<b>Symbol</b>	<b>Betyding</b>	<b>Eining</b>
$\varepsilon_k$	Fasevinkel for bølgenummer $k$	rad
$\gamma$	Spissheitsparameter	-
$\gamma_s$	Straumeksponent	-
$\eta$	Overflateheving	m
$\dot{\eta}$	Horisontal vasshastighet	m/s
$\rho$	Massetettleik	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Spektralparameter	-
$\sigma_{vind}$	Standardavvik for vind	m/s
$\omega$	Vinkelfrekvens	rad/s
$\omega_k$	Vinkelfrekvens for bølgenummer $k$	rad/s
$\omega_p$	Toppfrekvens	rad/s

\* Engelske ord og uttrykk er gjennom heile denne teksten skriven i kursiv

<b>Term</b>	<b>Beskriving*</b>
3DFloat	Eit aero-hydro-servo-elastisk simuleringsverktøy
ALS	<i>Accidental Limit State</i>
<i>Baseline</i>	Referansetilfelle nytta som samanlikningsgrunnlag i oppgåva
DNV GL	Det Norske Veritas Germanischer Lloyd
DFF	<i>Design Fatigue Factor</i>
DLC	<i>Design Load Case</i>
DOF	<i>Degree of Freedom</i>
<i>Fairlead</i>	Kryssingspunkt mellom forankringslinene og plattformen (klyss)
FEM	<i>Finite element method</i>
Forankringssystem	System for forankring av flytande offshore vindturbin som innberer alle komponentar frå <i>fairlead</i> til havbotn
FLS	<i>Fatigue limit state</i>
<i>Heave</i>	Rørsle i z-retning, sjå Figur 2-1
Hywind	Flytande vindturbin med ballaststabilisert <i>spar</i> -plattform utvikla av Statoil
IFE	Institutt for energiteknikk
JONSWAP	<i>Joint North Sea Wave Project</i>
<i>Nacelle</i>	Komponent festa på toppen av vindturbintårnet
NMBU	Norges miljø- og biovitenskapelige universitet
NFR	Norges forskningsråd
OO	Dr.techn. Olav Olsen AS
OO Star	Olav Olsen Star Wind Floater
<i>Pitch</i>	Rotasjonell rørsle om y-akse, sjå Figur 2-1
RENERGIX	Nytt stort program for energiforskning
<i>Roll</i>	Rotasjonell rørsle om x-akse, sjå Figur 2-1
<i>Surge</i>	Rørsle i x-retning, sjå Figur 2-1
<i>Sway</i>	Rørsle i y-retning, sjå Figur 2-1
SWL	<i>Still water line</i>
ULS	<i>Ultimate limit state</i>
UR	<i>Utilization ratio</i>
<i>Yaw</i>	Rotasjonell rørsle om z-akse, sjå Figur 2-1

\* Engelske ord og uttrykk er gjennom heile denne teksten skriven i kursiv

# 1 Innleiing

## 1.1 Generelt

Både globalt og nasjonalt står menneskeheita overfor store utfordringar når det gjeld energiforsyning. Med aukande etterspurnad på energi i verda, er det behov for å investere i ny energiteknologi. Utfordringane burde møtast ved å gradvis forbetra dagens teknologi, men også ved utvikling av heilt ny teknologi og nye løysingar.

*Offshore* vindkraft har eit enormt potensiale for energiutnytting. Høge vindhastigheitar og store tilgjengelege areal gjer *offshore* vindkraft særskildt aktuelt. Heilt sidan utvikling av oljesøk i Nordsjøen på slutten av 60-talet, har Norge vore leiande på teknologi innan *offshore* konstruksjonar. Brei kunnskap om både plattformar og forankring er eit godt utgangspunkt for utvikling av nye og meir kostnadseffektive løysingar for *offshore* vindkraft. For å kunne anvende fleire havområdar til *offshore* vindkraft er det naudsynt å sjå forbi dei tradisjonelle botnfaste vindturbinane. Nordsjøen har enorme vindressursar, men med ei gjennomsnittsdjupn på 95 meter burde det vurderast moglegheita for å nytta flytande *offshore* vindturbinar.

Med stadig fallande investeringskostnadar vil *offshore* vindkraft i følgje Wind Europe (2017) spele ein sentral rolle i Europas kraftmiksløysing i framtida. Det er derimot framleis naudsynt å gjere konstruksjonane meir robuste og kostnadane må reduserast betrakteleg. Spesielt er kostnadane forbunde med forankring av flytande *offshore* vindturbinar i dag særskildt høge. Overdimensjonerte forankringssystem er ein stor del av dei totale kostnadane. Dette inkluderer kostnadar knytt til produksjon, installasjon og drift.

## 1.2 Beskriving av prosjektet

Tema for oppgåva vart valt i september 2016 etter samtale med rettleiar Tor Anders Nygaard. Oppgåva vart påbyrja 3. januar 2017 og avslutta 31. mai 2017.

Prosjektet tar utgangspunkt i dr.techn. Olav Olsens flytande halvt nedsøkkbare vindturbin, Olav Olsen Wind Star Floater. I prosjektet vil det analyserast eit allereie eksisterande forankringssystem og i tillegg modellera og analysera eit nytt konsept for forankringssystemet.

### 1.2.1 Problemstilling

Ved utvikling av flytande vindturbinar for havdjupn 50-200 meter med slakklineforankring, har studiar klarlagt at forankringssystema vert kostbare. Det vil i dette prosjektet bli sett på moglegheita for å nytta eit forankringssystem med redusert dimensjon på forankringslinene for å potensielt redusera kostnadane knytt til forankringssystemet.

## 1.2.2 Målsetjing og avgrensingar

### Hovudmål

Hovudmålet med denne masteroppgåva er å redusera kostnadane knytt til forankring av ein flytande *offshore* vindturbin. Eit allereie eksisterande forankringssystem for den flytande vindturbinen Olav Olsen Star Wind Floater skal analyserast. Deretter skal det sjås på moglegheita for alternative forankringsmetodar for same vindturbin. Målet er å redusera total vekt for forankringssystemet og dermed også kostnadane knytt til forankringa.

### Delmål

- Lære å anvende 3DFloat som simuleringsverktøy og forstå korleis det kan nyttast for å løyse problemstillinga
- Lære å nytta visualiseringsverktøyet Paraview for å sjå korleis turbin, plattform og forankringssystem oppfører seg over tid
- Kjøre Python-skript for delskadeberekning og framstille resultatata frå simuleringane
- Modellera eit referansetilfelle (*baseline*) som samanlikningsgrunnlag
- Vurdera ulike konsept som alternativ til forankringssystemet

### Avgrensingar

Grunna avgrensa tid ved utarbeiding av dette prosjektet er fylgjande avgrensingar satt:

- Det vil ikkje bli analysert utmattingsdelskade i turbintårnet
- Grensetilstandande ALS og SLS vil ikkje bli analysert
- Det antakast at lengda til forankringslinene er den same, sjølv om linediameteren endrast

## 1.2.3 Andre oppgåver på temaet

Det anbefalast på det varmaste å lese oppgåva til Kjelstad (2017) som eit supplement til denne oppgåva. Her har det blitt gjort ei fullstendig kostnadsanalyse av dei to konseptata som er simulerte i denne oppgåva. Vidare er følgjande studie av OO Star relevant lesing:

- *Mooring Analysis - Phase II (Dr. techn. Olav Olsen 2015)*
- Samanlikning av effekten av koplata og ikkje-koplata simulering i 3DFloat (Stovner 2017)
- Innovativt forankringssystem for den flytande vindturbinen OO Star (Knudsen 2016)
- Kostnadsanalyse av konseptata som er simulert i denne oppgåva (Kjelstad 2017)

## 1.3 Bakgrunn

Etter stortingsmeldinga "Ny utslippsforpliktelse for 2030 – en felles løsnings med EU" (2015) kjem det fram at Noreg skal slutta seg til EUs klimarammeverk for ei felles iverksetting av klimamåla i Noreg og EU. Regjeringa foreslår at Noreg kuttar klimagassutsleppa med 40 %

samanlikna med 1990-nivået. Eit av innsatsområda som regjeringa kastar lys over på vegen mot klimamålet er styrking av Noregs rolle som leverandør av fornybar energi.

Vindkraft dreiar seg om å omforma den kinetiske energien i vinden til elektrisk energi via ein rotor som driv ein generator. I Wind Europas mest ambisiøse scenario for 2030 kan totalt installert effekt frå vindkraft vere så høgt som 392 GW, derav 98 GW frå offshore vindkraft. Dette betyr at vindkraft åleine kan produsere 988 TWh og dermed dekkje 31 % av Europas elektrisitetsbehov (EWEA 2015). Vindturbinar til havs krev installasjons-, drifts- og vedlikehaldsoperasjonar som er meir kompliserte enn landbaserte vindturbinar. Likevel er vindforholda langt betre til havs og meir av den kinetiske energien kan omformast til elektrisk energi.

## 1.4 Offshore vindkraft

Mange land i verda ser med aukande interesse på *offshore* vindkraft. Dette skuldast delvis avgrensa areal på land, men også fordi vindforholda til havs generelt er meir stabile og vindane er sterkare enn på land. Turbinane kan difor konstruerast med større diameter og såleis også ekstrahere meir av energien i vinden. Ein annan stor fordel ved å byggja vindturbinar *offshore* er at dei ikkje sjenerer menneskje visuelt eller med tanke på støy frå rotoren. Dette vil gjere konsesjonsprosessen lettare og tilgjengelegheita på områdar større.

I løpet av berre 10 år har gjennomsnittleg storleik på *offshore* vindparkar auka frå 46,3 MW i 2006 til 379,5 MW under konstruksjon i 2016 (Wind Europe 2017). *Offshore* vindturbinar kan kategoriserast i botnfaste eller flytande konstruksjonar.

### 1.4.1 Botnfaste vindturbinar

Botnfaste vindturbinar kan monterast på inntil 70 meter havdjup. Vindturbinane fundamenterast som oftast til havbotn med ein monopæle, gravitasjonsfundament, trefotsfundamentering eller jacket-fundamentering.

Fundamentering ved bruk av ein *monopæle* er egna for små turbinar på relativt grunt vatn (0-30 meter). Metoden går ut på at eit stålrøyrt pressast 10 – 20 meter under havbotnen. Deretter festast turbintårnet til stålrøyret.

Dersom turbinen og havdjupna er større er det meir vanleg med gravitasjons- eller trefotsfundament. I eit *gravitasjonsfundament* er turbintårnet montert til eit stort fundament som ligg på havbotnen. Fundamentet er hovudsakleg i stål eller betong, men kan også vere heilt eller delvis fylt med vatn. *Trefotsfundamentering (tripod)* går ut på at tre vinkla bein støttar stålrøyret som turbintårnet er festa til. Beina er festa 10 – 20 meter ned i havbotnen. Tre stenger mellom stålrøyret og dei tre beina gjer konstruksjonen meir stabilitet.

Ein botnfast vindturbin kan også ha ein *jacket-fundamentering*. Her er, i likskap med trefotsfundamentering, turbintårnet støtta av tre (eller fire) bein. I tillegg er beina kopl saman med stålrøyr liknandes som i eit fagverk.

Botnfaste vindturbinar har vore på marknaden i mange år og er særst utbreidd i Danmark og Storbritannia. I 2002 stod 80 vindturbinar klare i prosjektet Horns Rev og hadde ei samla installert effekt på 160 MW. Havdjupna for vindparken er 6 – 14 meter. Horns Rev 2 stod klar i 2009 og til saman har vindkraftverket ein kapasitet på 209 MW. Dette svarar til ein årleg elektrisitetsproduksjon på 800 GWh (NVE m.fl 2016).

Både Statoil og Statkraft samarbeider om ein botnfast offshore vindkraftpark utanfor kysten av Storbritannia. I 2011 stod Sheringham Shoal klar med 88 vindturbinar og har ein samla installert effekt på 315 MW. Vindkraftparken kan dekkje straumbehovet til rundt 220.000 husstandar i Storbritannia med ein forventa elektrisitetsproduksjon på om lag 1,1 TWh (Statoil 2015a).

#### 1.4.2 Flytande *offshore* vindturbinar

Ved middels havdjup (45-150 meter) og djupare forhold (>150 meter) vil det ofte vere mindre gunstig å installere botnfaste vindturbinar. Det faktum at om lag 95 % av havkystlinjene i verda er for djupe til å installera botnfaste vindturbinar, gjer at flytande vindturbinar er ei betre løysing for å innhente dei enorme vindressursane på desse djupa (DNV GL 2014a). Det fins hovudsakleg tre typar flytande vindturbinar med ulike konsept for plattform og forankring; *spar*-plattform, halvt nedsøkkbar plattform og *tension-leg-bouy*-plattform (Figur 1-1).



Figur 1-1 Dei tre vanlegaste typane plattformar for flytande offshore vindturbinar. Frå venstre: *spar*-plattform, halvt nedsøkkbar plattform og *tension-leg-bouy*-plattform (DNV GL 2014a)

Ein *spar*-plattform er ein stor sylinder som flyt vertikalt i vatnet. Sylindren er vektstabilisert, det vil seie at gravitasjonssenteret sit under oppdriftssenteret. Det låge gravitasjonssenteret er oppnådd ved å bruke tung ballast som stål og/eller betong i nedre del av sylindren.

Ein *halvt nedsøkkbar plattform* er den typen plattform denne masteoppgåva omhandlar. Plattformen er delvis nedsøkkd i vatn og vert heldt på plass av forankringsliner festa til anker på havbotnen. Ein av fordelane ved denne typen plattform er at den heilt eller delvis kan

monterast på land og deretter tauast til si tiltenkte posisjon. Den kan også tauast tilbake til land for reperasjonar, noko som eliminerer behovet for spesiallaga fartøy og difor også reduserer vedlikehaldskostnader. Ei meir detaljert beskriving av den halvt nedsøkkbare plattformen som er konseptet i denne oppgåva fins i kapittel 1.7.

*Tension-leg-bouy*-plattform (TLB-plattform) har lenge vore nytta i olje- og gassindustrien. For flytande vindturbinar vil ein TLB-plattform bestå av eit holt sylindrisk røyr som spennast fast av strame forankringsliner mot havbotn. Saman med strekk i forankringslinene vil oppdrift på røyret sørgja for at plattformen omtrent ikkje vert utsett for vertikal forskyving.

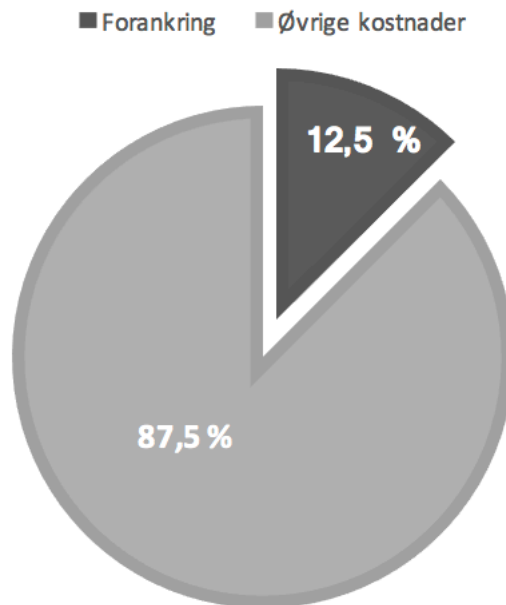
I 2009 stod Statoils demonstrasjonsprosjektet Hywind (Hywind Demo) klart 10 km utanfor Karmøy på sørvestlandet. Hywind Demo kom som eit resultat av Statoils omfattande erfaring frå offshore olje og gass, og vart verdas første fullskala flytande vindturbin. Turbinen står på over 200 meters djup og har eit fundament av typen *spar*-plattform. Turbinen er ein pilotmodell som i all hovudsak har hatt som hensikt å få innsikt i korleis vind og bølger påverkar konstruksjonen. Med framragande produksjonstal og få driftsproblem har prosjektet vore eit viktig steg vidare for *offshore* vindteknologi.

Statoil utviklar i 2017 verdas første flytande vindpark 25 km utanfor Peterhead i Aberdeenshire i Skottland. Hywind Scotland Pilot Park (heretter kalla Hywind Scotland) er eit pilotprosjekt som har ein kostnadsreduksjon på 60 – 70 % frå Hywind Demo i Noreg i 2009 (Statoil 2015b). Parken skal bestå av fem 6 MW-turbinar, også desse med *spar*-plattformer. Pilotparken vil levera straum til om lag 20 000 husstandar i Skottland og har ei forventa levetid på 20 år.

### 1.4.3 Forbetringsbehov

Dei fleste prosjekta innan flytande *offshore* vindkraft i dag er pilotprosjekt. Det er framleis store rom for teknologisk utvikling, både når det gjeld bruk av materiale og behov for vedlikehald. Forankring av *offshore* vindturbinar er ein stor del av dei totale kostnadane til konstruksjonen. Forankringa til Hywind Scotland er estimert til å liggje mellom 10 – 15 % av dei totale kostnadane til vindparken, inkludert bygging, installasjon og drift (Figur 1-2).

Vekta av stålet i forankringslinene er ein stor del av den totale vekta til flytande *offshore* vindturbinar. Dersom ein hadde redusert dimensjonen på linene, kunne dei totale kostnadane blitt redusert betrakteleg. Dette hadde medført lågare investeringskostnader og gjort flytande *offshore* vindturbinar større på kommersiell skala. Dersom dimensjonen på lina hadde blitt redusert hadde det dessutan gjort installasjon mindre komplisert i form av at ein ikkje treng spesiallaga fartøy for å frakte linene til vindturbinens posisjon.



Figur 1-2 Omtrentlig kostnadsfordeling i prosent for Hywind Scotland. Kostnadsfordelinga inkluderer bygging, installasjon og drift. (Kjelstad 2017)

## 1.5 3DFloat

Alle simuleringar i denne oppgåva er gjort ved bruk av 3DFloat. 3DFloat er eit aero-hydro-servo-elastisk simuleringsverktøy utvikla ved NMBU og IFE. Programvaren er meint for å simulera dynamisk respons for offshore vindturbinar. Modellen inkluderer forankringsliner, turbintårn, rotor og kontrollsystem.

Programmet byggjer på generell ikkje-lineær (FEM) rammestruktur der nodane er satt saman med element. Elementa er implementert med 12 fridomsgradar basert på Euler-Bernoulli bjelketeori. Forankringslinene er modellert som kabelelement med redusert bøyestivheit.

## 1.6 Grensetilstandar (*limit states*)

Designa til offshore konstruksjonar baserast på grensetilstandsmetoden. Ein grensetilstand definerast som ein tilstand der konstruksjonen eller delar av konstruksjonen ikkje lenger tilfredsstillar krava som sikrar at konstruksjonen oppfører seg i samsvar med spesifikasjonane av designa.

Dei fire grensetilstandane er vurderte som:

- *Accidental limit state*
- *Fatigue limit state*
- *Serviceability limit state*
- *Ultimate limit state*



### ***Accidental limit state (ALS)***

Ulukkesgrensetilstand analyserast for å sikra at moringsystemet har tilstrekkeleg kapasitet til å motstå svikt i éi av forankringslinene. Dette kan skuldast ulukker eller unormale situasjonar som til dømes brann, eksplosjon eller jordskjelv. Analyse av ALS-tilfelle er ikkje tatt omsyn til i denne oppgåva.

### ***Fatigue limit state (FLS)***

Utmattingsgrensetilstand som analyserast for å verifisere at det svakaste punktet i ein konstruksjon klarar å stå i mot spenningane frå syklisk belastning og ikkje opplev utmatting i materialet. I denne oppgåva er det gjort analyse av det svakaste punktet i moringsystemet. På grunnlag av tidlegare analyse av forankringslinene er dette punktet bestemt å vere i toppen av forankringslinene (ved *fairlead*).

### ***Serviceability limit state (SLS)***

Bruksgrensetilstand analyserast for å verifisere at funksjonsdyktigheit eller bestandigheit ikkje overskridast ved normal og jamleg bruk. Ei slik grense er ofte i samanheng med uakseptable forskyvingar, tøyingar, riss og liknande. Analyse av SLS-tilfelle er ikkje tatt omsyn til i denne oppgåva.

### ***Ultimate limit state (ULS)***

Brotgrensetilstand som analyserast for å verifisere at ein konstruksjon ikkje feilar under maksimum last, altså ekstreme vêrforhold. Desse forholda betraktast ofte med låge sannsyn på  $10^{-1}$  og  $10^{-2}$ , det vil seie vêrforhold med pårekna returperiodar på høvesvis 10 og 100 år.

## **1.7 Olav Olsen Wind Star Floater**

Dr.techn. Olav Olsen AS utvikla i 2011 ein halvt nedsøkkbar offshore vindturbin ved namn Olav Olsen Wind Star Floater (heretter kalla OO Star). Plattformen kan byggjast enten i betong eller i stål, eller som ein kombinasjon av dei to. Stål vert sett på som den mest kostnadseffektive løysinga for små til medium vindturbinar (2-5 MW), medan betong vert sett på som den mest kostnadseffektive løysinga for store vindturbinar (5 MW og oppover).

OO Star består av tre pongtongar som koplars saman senterøyla med tre delvis nedsøkkte bøtter. Pongtongane og dei delane av bøttene og senterøyla som er nedsøkkte, vil sørgja for oppdrift då dei er hole og inneheldt luft. Turbintårnet og sjølve turbinen er kopla til senterøyla, sjå Figur 1-3.

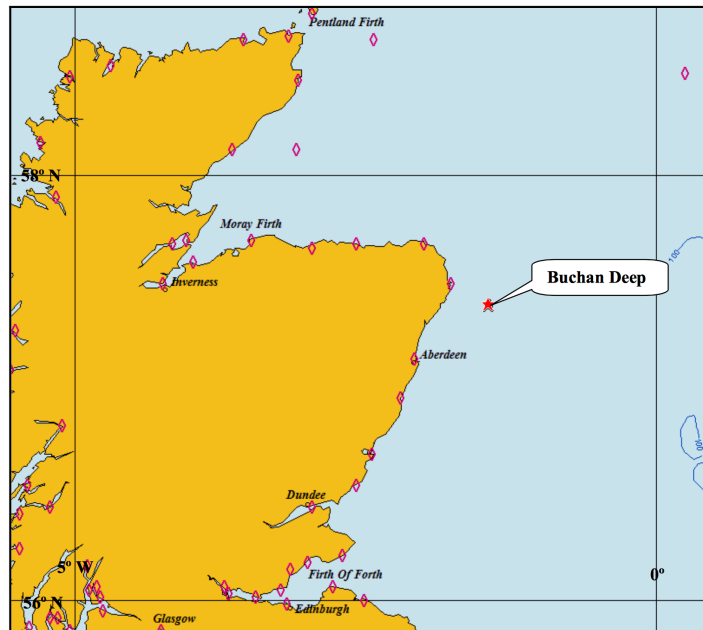


*Figur 1-3 Den halvt nedsøkkbare vindturbinen OO-Star Wind Floater med turbin, turbintårn, sentsøyle, pongtongar og bøtter (Dr. techn. Olav Olsen 2015)*

Ein av fordelane ved OO Star er at den kan settast fullstendig saman på grunt vatn. Dette førar til betydeleg lågare sikkerheitsrisiko, i tillegg til at dyre løfteoperasjonar til havs vert avverka. Plattformen er konstruert for ein 6 MW vindturbin. Levetida for plattformen er 100 år utan behov for vedlikehald. Det vil seie at den har lengre levetid enn turbinen og at turbinen kan skiftast ut ved behov.

### 1.7.1 Tiltenkt stadval for OO Star

OO Star er tiltenkt ein plassering lik Hywind Scotland som er lokalisert 10 km utanfor Peterhead på austkysten av Skottland. Denne staden ligg på Buchan Deep ved om lag 57.45°N og 01.31°W (Figur 1-4). Grunnen til at denne plasseringa er valt er for å kunne samanlikne OO Star med Hywind direkte. I RENERGIX-prosjektet vart det avgjort at den mest utfordrande havdjupna for OO Star er 100 m.



Figur 1-4 Kart over nordaustkysten av Skottland. Plasseringa til Hywind Scotland er på Buchan Deep (Statoil 2014)

I følge DNV GL (2014b) er det naudsynt å ta omsyn til tilvekst av is frå sjøsprøyt, snø og regn for stadval der dette er relevant. Frostindeksen for ein stad er definert som absoluttverdien av summen av dagar gjennom eitt år der den gjennomsnittlege temperaturen er under 0°C. Tabell 1-1 visar gjennomsnittleg månadleg temperatur for nærast liggjande by for tiltenkt stadval for OO Star (Peterhead), og det kjem fram av tabellen at tilvekst av is ikkje er eit stort problem i dette området. Det anbefalast likevel å ta omsyn til desse lastane for ei fullstendig ULS-analyse av OO Star, der dei nøyaktige temperaturane på Buchan Deep burde tas i betraktning.

Tabell 1-1 Gjennomsnittleg årleg temperatur langs kysten av Skottland (Scottish Government 2007)

Lokasjon	Jan	Feb	Mar	Apr	Mai	Jun	Jul	Aug	Sep	Okt	Nov	Des
Millport	7,4	6,8	7,0	8,2	9,9	11,6	13,1	13,7	13,5	12,3	10,6	8,9
Peterhead	6,3	5,6	5,9	7,1	8,9	10,8	12,3	13,0	12,6	11,4	9,7	7,6
Findon	6,7	5,8	5,9	6,9	8,6	10,4	12,0	12,9	12,8	11,7	10,1	8,2

## Marin groing

Livet til plantar, dyr og bakteriar medfører marin groing på konstruksjonskomponentar under vatn og i plaskesona (DNV GL 2014b). Marin groing førar til ekstra vekt på komponentane og påverkar geometrien og overflateteksturen. Difor må marin groing tas omsyn til ved langtidsanalyse av forankringssystem for *offshore* konstruksjonar. Peterhead utanfor kysten av Skottland ligg om lag 57°N og vil i fylgje DNV GL (2013) ha ein tilvekst av marint avfall. Tabell 1-2 visar ein marin groing på 0 mm over +2, 100 mm mellom +2 og -40 og 50 mm under -40 meter. 0 meter er lokalisert i vasslinja. Tjukkleiken av marin groing antakast å auke lineært til dei gitte verdiane i Tabell 1-2 i løpet av ein periode på to år etter at konstruksjonen har blitt plassert under vatn.

Tabell 1-2 Marin groing ved 56-59° N (DNV GL 2014b)

Water depth [m]	Thickness [mm]
Above +2	0
+2 to -40	100
Below -40	50

Marin groing er inkludert i analyse av forankringssystemet til OO Star ved å leggje til hensiktsmessege koeffisientar for drag og addert masse. Koeffisientane for drag og tilleggsmasse for forankringslinene til OO Star kan finnast i Tabell 3-2.

## 1.8 Noregs forskingsråds RENERGIX-program

I perioden 2004 – 2012 var RENERGI-programmet Norges Forskningsråd (NFR) si storsatsing på forskning på miljøvennleg energi (Forskningsrådet 2012). Som ei vidareføring av dette programmet hadde RENERGIX-programmet oppstart i 2012. Programmet har som hovudmål å støtte ei langsiktig og berekraftig omstilling av energisystemet.

### NFR PROJECT 225946/E20 – RENERGIX

”NFR PROJECT 225946/E20 – RENERGIX Concrete Substructure for Floating Offshore Wind Turbines” (heretter kalla RENERGIX-prosjektet) er ein rapport frå 2015 utvikla av prosjekteigar Dr.techn. Olav Olsen i samarbeid med partnerane IFE, Acciona og Statoil. I dette prosjektet vart det i perioden 2013 – 2014 utført ei grundig analyse av forankringssystemet til OO Star med fylgjande konfigurasjonar:

- Tre forankringsliner i kjetting frå *fairlead* til anker
- 750 m linelengde
- 147 mm kjettingdiameter
- 50 t horisontal førespenning
- 100 m havdjupn

Det vart analysert blant anna 81 lasttilfelle for utmatting (FLS-tilfelle), der 13 av desse vart avgjort som dei mest kritiske tilfella for utmatting. I tillegg vart det analysert 28 tilfelle for brotgrense (ULS-tilfelle).

### 1.8.1 Tidlegare arbeid med konsept på forankringsliner

I RENERGIX-prosjektet vart det analysert tre ulike alternativ til den tradisjonelle slakklineforankringa. Desse tre var:

- Klumpvekter på kvar av forankringslinene. Dette førar til ei auke av den vertikale komponenten av førespenningskrafta.
- Seks forankringsliner. Kvar bøtte har to forankringsliner som er festa til to ulike anker. Totalt er dei seks linene festa til tre anker.
- OOSKRing: kvar forankringsline er kopla saman med dei to andre med ein "ring" av kjetting i ulike avstandar frå *fairlead*. Konseptet går ut på at ringen fungerer som ein ballast for forankringslinene.

I prosjektet er det gjort forenklingar og konklusjonane burde difor betraktast med varsemd. Rapporten visar uansett til resultatet at konseptet med seks liner og OOSKRing førar til eit potensial for kostnadsreduksjon. Dette på bakgrunn av redusert kjettingdiameter og redusert linelengde, og difor også redusert vekt per lengd for forankringssystemet.

## 1.9 Oppgåvas vidare oppbygging

For å lettare kunne navigera seg gjennom teksten i denne oppgåva vil det her bli gitt ei forklaring på kva kapittel omhandlar.

- **Kapittel 2 Teori**  
Fyst i kapitlet vil det bli gitt ei forklaring av koordinatsystem og definisjon av retningar. Vidare tar kapitlet føre seg dei viktigaste teoretiske føresetnadane for simuleringane som er gjort i oppgåva. Dette inkluderer dei hydrodynamiske lastane som verkar på konstruksjonen; bølger og straum, samt lastar frå gjennomsnittleg og turbulent vind. Det vil også bli gitt ei forklaring av metoden som er nytta for utmattingsberekningane.
- **Kapittel 3 Metode / analysemetodikk**  
Her vil det bli gitt ei oversikt over *software* som er nytta i oppgåva og kva funksjonar dei har. Det vil også presenterast ei generell forklaring om modellering og simuleringane som er utført.
- **Kapittel 4 Simulering av *baseline***  
Dette kapitlet går djupare inn på korleis eit referansetilfelle (*baseline*) er definert og korleis dette er samanlikningsgrunnlag for vidare simulering. Det er også gitt ei forklaring på val av FLS- og ULS-tilfella som er simulerte.

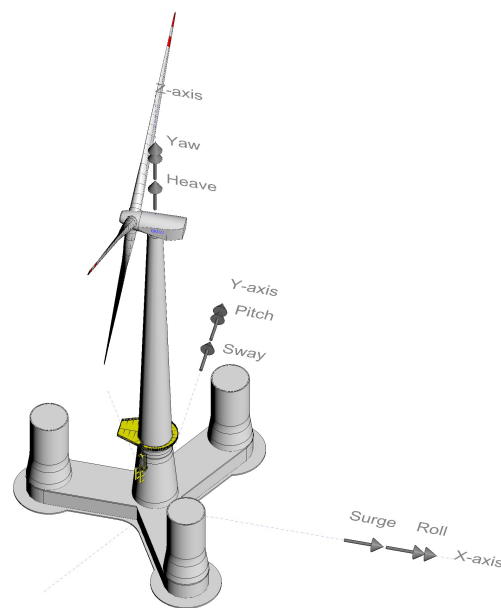
- **Kapittel 5 Simulering av konsept med klumpvekt på fiberline**  
Kapittel 5 presenterer eit nytt konsept. Konseptet visualiserast og spesifikasjonane forklart. Det vil gå djupare inn på vala som er tatt og korleis det nye konseptet er modellert i 3DFloat.
- **Kapittel 6 Resultat og diskusjon**  
Resultat og diskusjon er presentert i same kapittel for å gjere det lettare å forstå analysen av resultatata. Kapitlet er delt inn i to; fyste del tar føre seg resultatata frå FLS-tilfella og analysane av desse. Andre del visar resultatata frå ULS-tilfella.
- **Kapittel 7 Konklusjon**  
Dette kapitlet samanfattar resultatata av arbeidet som er gjort i prosjektet. Her vil også svakheiter ved prosjektet bli belyst. Det vil på slutten av kapitlet presenterast forslag til vidare arbeid om emnet. Dette inkluderer forslag til nye konsept som har komen på bakgrunn av observasjonar gjort i prosjektet, men også direkte vidare arbeid av prosjektet.

## 2 Teori

Dette kapitlet omhandler dei viktigaste teoretiske føresetnadane som er relevante for analyse av forankringslinene til ein offshore konstruksjon. I siste del av kapitlet er det gitt ein beskriving av bølge- og vindteori som er eit viktig grunnlag for simuleringane i oppgåva.

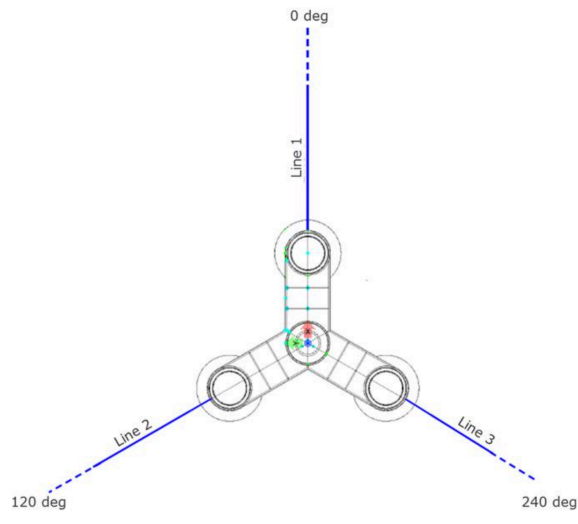
### 2.1 Koordinatsystem

Det globale referansesystemet for OO Star har sitt origo i vasslinja (SWL) og xy-planet vil difor liggje her. Retning og forplantning av bølger, vind og straum er definert relativt til x-aksen. Dette vil seie at dersom vindturbinen er i sin utgangsposisjon vil vind som kjem  $0^\circ$  inn på rotorplanet gå i positiv x-retning. Z-aksen er definert i retning vertikalt oppover og gjennom tårnet. Som Figur 2-1 visar vil det vere tre fridomsgradar for translasjon; *surge*, *sway* og *heave*, og tre fridomsgradar for rotasjon; *roll*, *pitch* og *yaw*.



Figur 2-1 Dei seks fridomsgradane for OO Star i x, y og z retning, høvesvis surge og roll, pitch og sway og yaw og heave (Landbø 2017)

Figur 2-2 visar tiltenkt plassering av OO Star i forhold til himmelretningane. Line 1 ligg langs 0° og peikar direkte mot nord. Det vil seie at vind eller bølger frå sørleg retning vil gå direkte mot line 1.



Figur 2-2 Forenkla koordinatsystem for OO Star. 0° peikar mot nord (Dr. techn. Olav Olsen 2015)

## 2.2 Grunnleggjande bølgeteori og hydrodynamikk

Dette delkapitlet tar føre seg dei viktigaste hydrodynamiske prinsippa 3DFloat byggjer på.

Bølger vert danna grunna skjerkrefter under interaksjonen mellom vind og havoverflata. Ved høge vindhastigheitar vert havbølgjene komplekse og kan beskrivast ut ifrå teori for regulære- og irregulære bølger.

### 2.2.1 Lineær bølgeteori

3DFloat byggjer på lineær bølgeteori. Teorien kallast Airy's bølgeteori eller lågamplitude-bølgeteori. Dette er ein forenkla teori som beskriv todimensjonale bølger med bølgeamplitudar vesentleg lågare enn bøljelengda og havdjupn (Faltinsen 1990). Det er gjort nokre forenklingar for at denne teorien kan nyttast, blant anna at vatnet er homogent og ikkje-kompressibelt og at overflatetrykket er konstant.

Overflatehevinga til ei Airy bølge kan uttrykkjast som funksjon av horisontal posisjon (x) og tid (t) ved fylgjande formel:

$$\eta = a \cdot \sin(\omega t - kx) \quad (2.1)$$



der  $a$ , amplituden [m] til bølga, er definert som avstanden frå vassoverflata til maksimalt bølgeutslag.  $\omega$  er vinkelfrekvensen [rad/s] på svinginga til bølga og uttrykkjast ved:

$$\omega = \frac{2\pi}{T} \quad (2.2)$$

der  $T$  er bølgeperioden [s].

$k$  er bølgetalet [rad/m] og er proporsjonal med  $L$ , bølglengda [m].  $k$  kan definerast ved:

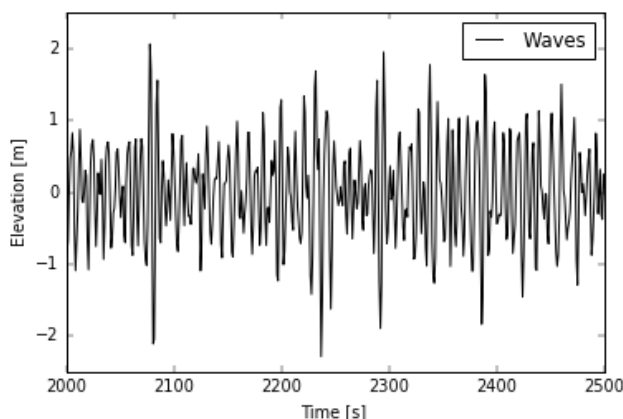
$$k = \frac{2\pi}{L} \quad (2.3)$$

### 2.2.2 Irregulære bølger

Irregulære bølger, eller ikkje-lineære bølger, er ei meir realistisk tilnærming av verkelegheita. Dette er bølger utan éi enkel bølglengd eller éin enkel bølgeamplitude. Ein hensiktsmessig konsekvens av lineær bølgeteori er at irregulære bølger kan beskrivast ved å summere ei rekkje sinusforma bølger med ulik periode, amplitude og tilfeldige fasevinklar. Sjå døme på irregulære bølger i Figur 2-3. Den enklaste tilfeldige bølgemodellen for irregulære bølger er gitt av:

$$n_1(t) = \sum_{k=1}^N a_k \cos(\omega_k t + \varepsilon_k) \quad (2.4)$$

der  $a_k$ ,  $\omega_k$  og  $\varepsilon_k$  er høvesvis bølgeamplituden [m], vinkelfrekvensen [rad/s] og tilfeldig fasevinkel [rad] for bølgekompnent nummer  $k$ . Dei tilfeldige fasevinklane er jamt distribuert mellom 0 og  $2\pi$ .



Figur 2-3 Bølgeutvikling over tid i ein irregulær sjøtilstand

I følge DNV GL (2011) kan ein sjøs tilstand karakteriserast ved ei rekkje miljøforhold, som blant anna signifikant bølgehøgde  $H_s$  [m] og *peak*-perioden  $T_p$  [s]. Signifikant bølgehøgde kan bereknast ved eit gjennomsnitt av den høgste tredjedelen av registrerte bølgehøgdar innan eit tidsintervall (typisk 20 minuttar). *Peak*-perioden er den bølgeperioden i spekteret som har høgst energi. Desse parameterane utgjer deretter eit bølgespekter for å beskriva sjøtilstandane.

I 1964 kom Willard J. Pierson og Lionel A. Moskowitz med teorien om at dersom vinden bles over eit stort havområde i lang tid kan ein anta at bølgjene til slutt vil kome i likevekt med vinden. Pierson-Moskowitz spekteret (heretter kalla PM-spekter) er eit empirisk forhold og er i dag eit av dei mest nytta bølgespektra.

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16} \cdot H_s^2 \omega_p^4 \cdot \omega^{-5} \exp\left(-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^{-4}\right) \quad (2.5)$$

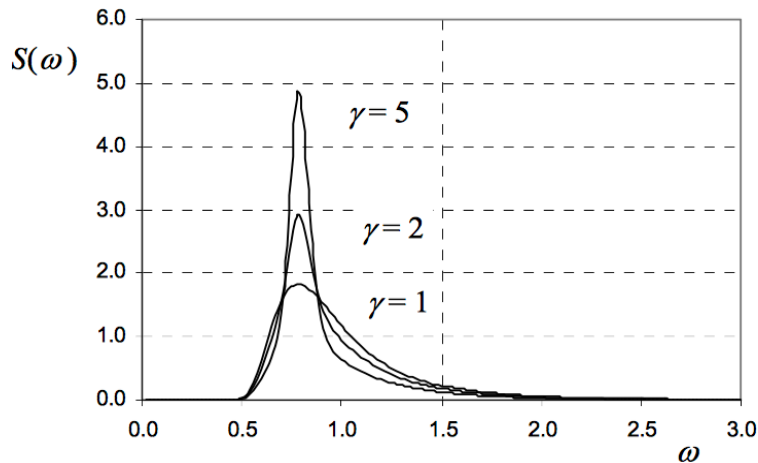
Eit JONSWAP bølgespekter nyttast typisk for å beskriva sjøtilstandar i Nordsjøen. Dette spekteret er ei betre tilnærming av forholda i Nordsjøen enn til dømes PM-spekteret. JONSWAP spekteret  $S_J(\omega)$  er formulert i Likning (2.6). Spekteret er ein modifikasjon av PM-spekteret (2.5). Ei forklaring av parameterane i likning (2.5) og (2.6) er gitt i Tabell 2-1.

$$S_J(\omega) = A_\gamma S_{PM}(\omega) \gamma^{\exp\left(-0.5 \left(\frac{\omega - \omega_p}{\sigma \cdot \omega_p}\right)^2\right)} \quad (2.6)$$

Tabell 2-1 Symbolbeskriving for PM- og JONSWAP bølgespekter

Symbol	Beskriving	Eining
$A_\gamma$	Normaliseringsfaktor = $1 - 0,287 \ln(\gamma)$	-
$H_s$	Signifikant bølgehøgde	m
$S_J(\omega)$	JONSWAP bølgespekter	$\text{m}^2/\text{rad}$
$S_{PM}(\omega)$	PM-bølgespekter	$\text{m}^2/\text{rad}$
$\gamma$	Spissheitsparameter	-
$\sigma$	Spektralparameter for JONSWAP	-
$\omega$	Bølgefrequens	1/s
$\omega_p$	Spekterets toppfrekvens = $2\pi/T_p$	1/s

På Figur 2-4 kan ein sjå kurva til eit JONSWAP bølgespekter. Ved  $\gamma=1$  reduserast JONSWAP spekteret til PM-spekteret.



Figur 2-4 JONSWAP bølgespekter med  $H_s=4,0$  m og  $T_p=8,0$  s for  $\gamma=1$ ,  $\gamma=2$  og  $\gamma=5$  (DNV GL 2011)

Spektera er nyttige modellar innanfor desse grensevilkåra og burde i følgje DNV GL (2011) nyttast med varsamheit utanfor intervallet:

$$3.6 < \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} < 5 \quad (2.7)$$

### 2.2.3 Dragkrefter

Når eit objekt flyt i ei væske, eller væske flyt rundt eit objekt, opplev objektet ei kraft som drar det i same retning som væska. Dette er dragkrafta til objektet. Det er to hovudbidrag til dragkrafta; overflatefriksjon mellom objektet og væska, og trykkforskjellen mellom oppstraums- og nedstraumssida til objektet.

Friksjonskrafta er i stor grad påverka av viskøs oppførsel av væska og overflategrovleik til objektet. Krafta er avhengig av hastigheita til objektet og verkar i motsett retning av rørsla.

Når ei væske delast og flyt rundt eit objekt skapast virvlar rundt kantane til objektet. Væska akselererast og vasspartiklane i virvlane oppnår ein høgare hastigheit enn partiklane på nedstraumssida av objektet. Dette førar i følgje Bernoulli til at ei kraft oppstår i motsett retning av rørsla til eit objekt som følgje av trykkdifferansen mellom oppstraums- og nedstraumssida. Ved jamn straum vil i følgje Faltinsen (1990) hovudbidraget til dragkrafta vere trykkdifferansen mellom oppstraums- og nedstraumssida.

I følgje DNV GL (2011) er den dimensjonslause dragkoeffisienten for ein sylinder:

$$C_D = \frac{f_{drag}}{\frac{1}{2}\rho du^2} \quad (2.8)$$

der  $f_{drag}$  er tverrsnittsdragkrafta [N/m],  $\rho$  er væsketettleiken [kg/m<sup>3</sup>],  $d$  er diameteren til sylinderelementet [m] og  $u$  er hastigheita til objektet [m/s].

Dette impliserer at den horisontale dragkrafta [N] på eit lite element  $dz$  [m] av ein nedsøkket vertikal sylinder kan uttrykkjast ved

$$dF_D = \rho C_D \frac{d}{2} u |u| dz \quad (2.9)$$

#### 2.2.4 Tregleikskrefter

Tregleikskrafta består av ei kraft frå tilleggsmasse i tillegg til Froude-Krylov-krafta. Froude-Krylov-krafta kjem frå trykkjet i ei uhindra bølgerørsle. Krafta frå tilleggsmasse kjem frå rørsle til eit nedsøkket objekt. Det vert generert bølger fordi delar av det nærliggjande vatnet må flyttast når objektet rørast gjennom det. Vasspartiklane i nærleiken av objektet må akselerast meir enn vasspartiklar i større avstand frå objektet. I følge Faltinsen (1990) er tilleggsmassen avhengig av retninga på rørsle i motsetning til Newtons andre lov  $F=ma$  der massen  $m$  er uavhengig av retninga på akselerasjonen  $a$ . Dette betyr at tilleggsmassen i *heave*-retning ikkje naudsynt er den same som tilleggsmassen i *sway*-retning. Geometrien til objektet har også ein signifikant innverknad på avgjerda av koeffisienten for tilleggsmasse,  $C_A$ . Koeffisienten er dimensjonslaus og gitt ved:

$$C_A = \frac{m_A}{\rho A} \quad (2.10)$$

der  $m_A$  er tilleggsmasse per lengdeining [kg/m] og  $A$  er tverrsnittsarealet [m<sup>2</sup>] (DNV GL 2011).

Dei aller fleste undervasskonstruksjonar har komplekse geometriar og det er difor vanskeleg å avgjere hydrodynamiske koeffisientar. Verdier for tilleggsmasse kan derimot oppnåast ved å dele konstruksjonane inn i velkjente geometriske figurar, for så å leggje saman resultatane. Verdiane for tilleggsmasse er grove anslag og burde difor betraktast varsamt.

Tregleikskoeffisienten  $C_M$  er knytt til koeffisienten for tilleggsmasse ved

$$C_M = 1 + C_A \quad (2.11)$$

Den totale tregleikskrafta for eit nedsøkket sylindrisk objekt kan skrivast

$$dF_I = \rho C_M \frac{\pi d^2}{4} \dot{u} dz \quad (2.12)$$

der  $dF_I$  er horisontal tregleikskraft [N] på eit  $dz$  lite sylinderelement [m],  $\rho$  er massetettleiken til vatn [kg/m<sup>3</sup>],  $d$  er sylinderdiameteren [m] og  $\dot{u}$  er uhindra horisontal vassakselerasjon [m/s<sup>2</sup>] i midten av  $dz$ .

## 2.2.5 Morison likninga

I 3DFloat vert lastar frå vind og bølger som treff den nedsøkkbare delen av konstruksjonen simulert ved Morison likninga. Likninga er delvis empirisk og vert brukt til å berekna dei hydrodynamiske kreftene på sylindriske konstruksjonar nedsøkk i vatn, beståande av både drag- og tregleiskrefter.

For flytande *offshore* konstruksjonar nyttast Morison likninga på relativ form:

$$dF = \left( \rho C_M \frac{\pi D^2}{4} \dot{u} - \rho (C_M - 1) \frac{\pi D^2}{4} \dot{\eta} + \rho C_D \frac{D}{2} (u - \eta) |u - \eta| \right) dz \quad (2.13)$$

Dei tre ledda på høgresida av likninga representerer kreftene frå høvesvis Froude-Krylov, tilleggsmasse og drag. Parameterane i likning (2.13) er beskrive i Tabell 2-2.

Tabell 2-2 Symbolbeskriving for Morison likninga

Symbol	Beskriving	Eining
$F$	Kraft	N
$\rho$	Massetettleik til vatn	kg/m <sup>3</sup>
$C_M$	Tregleiskoeffisienten	-
$D$	Sylinderdiameter	m
$\dot{u}$	Uforstyrra horisontal vassakselerasjon	m/s <sup>2</sup>
$\dot{\eta}$	Akselerasjonen til objektet	m/s <sup>2</sup>
$C_D$	Dragkoeffisienten	-
$u$	Uforstyrra horisontal vasshastigheit	m/s
$\eta$	Hastigheita til objektet	m/s
$dz$	Lite lengdeelement av cylinderen	m

Dersom Morison likninga vert brukt til å berekne hydrodynamiske lastar på ein konstruksjon burde ein i følge DNV GL (2011) ta omsyn til variasjonen av  $C_A$  og  $C_D$  som funksjon av Reynolds tal, Keulegan-Carpenter talet og grovleiken.

$$C_D = C_D(Re, KC, \Delta) \quad (2.14)$$

$$C_A = C_A(Re, KC, \Delta) \quad (2.15)$$

der:

- $Re = \frac{vD}{\nu}$
- $KC = \frac{v_m T}{D}$
- $\Delta = \frac{k}{D}$

## 2.2.6 Straum

Straum er vassmassar som vert påverka av ulike krefter, ofte frå tidevatn eller vêrmessige forhold. Dei ulike typane straum er karakterisert som tidevasstraum, bakgrunnsstraum, vinddriven straum og meander- eller virvelstraum (Haver 2010). Straumane er relativt djupkonstante. Nær havbotn vil straumane merke friksjon og dermed avtakast i styrke. Straum er implementert i 3DFloat ved ein hastigheitsprofil. Straumhastigheita [m/s] i ein negativt avstand  $z$  frå vassoverflata er gitt ved:

$$V(z) = V_s \left( \frac{d_h + z}{d_h} \right)^\gamma \quad (2.16)$$

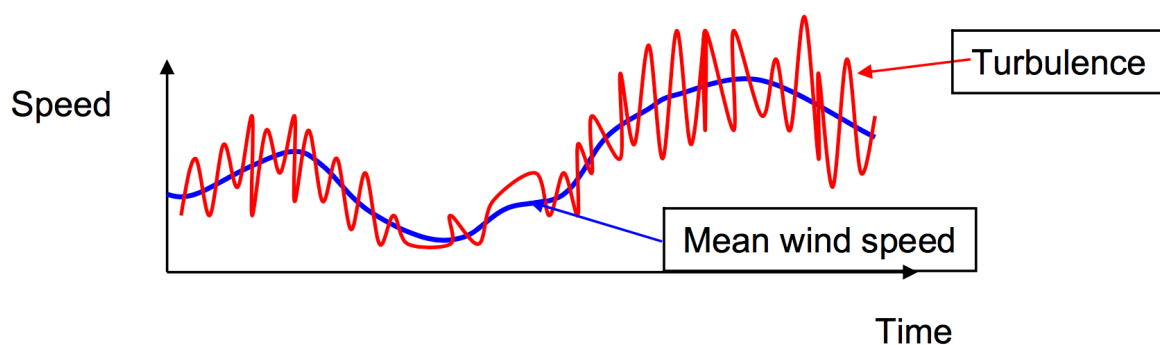
der  $V_s$  er straumhastigheita [m/s] ved vassoverflata,  $d_h$  er havdjupn og  $\gamma$  er ein dimensjonslaus eksponent som seier noko om korleis straumhastigheita endrast med djupna. Einingane for avstand/djupn er begge [m].

## 2.3 Generell vindteori

Haver (2010) definerte den totale vindhastigheita ved tida  $t$  som:

$$V(t) = V_m(t) + V_t(t) \quad (2.17)$$

der  $V_m(t)$  er den gjennomsnittlege vinden, typisk den største av dei to ledda, og  $V_t(t)$  er den turbulente vinden (vindkast) ved tida  $t$ . Den gjennomsnittlege vinden kan antakast konstant for eit kort tidsrom og vil føra til ei jamn kraft på konstruksjonen (raud kurve i Figur 2-5). Den turbulente vinden svingar i periodar frå sekund til nokre få minutt og vil gje ei kraft proporsjonal med den turbulente vindhastigheita (blå kurve i Figur 2-5).



Figur 2-5 Gjennomsnittsvind (blå kurve) og turbulent vind (raud kurve) (Haver 2010)

Ein vindprofil angir korleis vindhastigheita aukar med avstanden frå bakken eller havoverflata. Eksponenten  $\gamma$  nyttast i formelen for vindprofil for å beskriva korleis vindstyrken aukar med avstanden.

### 2.3.1 Turbulens

Turbulens angir avvik frå gjennomsnittleg vindhastigheit (sjå raud kurve i Figur 2-5). Turbulens kan oppstå rundt vindturbinar grunna bratt terreng, skog eller andre vindturbinar. Det er med andre ord meir gunstig å plassera vindturbinar til havs då vinden ikkje støytar på like mange hindringar der. Den turbulente vinden kan beskrivast ut i frå turbulensintensiteten,  $I_v$ , definert ved vindens standardavvik,  $\sigma_{vind}$  [m/s], med omsyn på gjennomsnittsvinden,  $\bar{v}$  [m/s].

$$I_v = \frac{\sigma_{vind}}{\bar{v}} \quad (2.18)$$

## 2.4 Forankringsliner

Eit forankringssystem til ein flytande *offshore* konstruksjon er bygd opp av eit nummer av kablar som er festa til den flytande konstruksjonen på ulike punkt, og der nedre del er festa til eit anker på havbotn. Systemet skal bidra til å motverke krefter og moment på den flytande konstruksjonen ved å dra den tilbake til utgangsposisjonen. Eit bredt spekter av ulike forankringssystem er nytta i offshoreindustrien (Hammoutene 2006).

*Catenary* forankringsliner (heretter kalla slakklineforankring) er mykje nytta ved forankring av *offshore* konstruksjonar på relativt grunt vatn. Systemet er bygd opp av ei eller fleire slakke liner som er festa til *fairlead*. Forankringslinene ligg langs havbotn og er til slutt festa til eit anker. Dette betyr at ankerpunktet berre vert utsett for horisontale krefter ved havbotn, så lenge konstruksjonen oppfører seg normalt. Dette føreset at forankringslinene er relativt lange samanlikna med havdjupna. Aukar havdjupna vil vekta og lengda til forankringslinene også auke omgåande. Ved store havdjup vil vekta av forankringslinene bli overflødig og berre henge rett ned. For å handtera dette problemet er syntetiske liner ofte brukt ved slakklineforankring, men festa nærast mogleg havoverflata. Kjetting nyttast langs havbotn for å oppnå meir tyngde i systemet. Kombinasjonen av dei to vil gje eit lettare forankringssystem og samtidig meir stivheit i systemet, enn ved bruk av kjetting åleine.

Ved større havdjupn er *taut leg* system eit meir kostnadseffektivt forankringssystem enn slakklinesystemet fordi det krev kortare liner og strekkjer seg over eit mindre areal på havbotn. Dette er eit stramt system der forankringslinene er forspente til dei ender i ein vinkel frå havbotn, vanlegvis mellom 30 og 45°. Dette betyr at ankerpunktet vert utsatt for både horisontale og vertikale krefter. Ein av fordelane ved dette systemet framfor eit slakklinesystem er at kreftene i forankringslinene betre fordelast i dei tilstøytande forankringslinene. Ulempa ved dette systemet er derimot at kvar forankringsline må ha tilstrekkeleg elastisitet for å stå i mot bøljelastane mot konstruksjonen.

Ein kan også ha eit *semi-taut* system som er ein kombinasjon av eit slakkline - og eit *taut leg* system. Der kan nokre av forankringslinene vere slakke og nokre strame. Dette systemet er i likskap med *taut* systemet betre egna for større havdjupn.

## 2.4.1 Klumpvekter på forankringsliner

Tunge klumpvekter på forankringslinene kan innførast med hensikt å auke den vertikale komponenten av førespenningskrafta. Dette vil føra til ei større naudsynt kraft for å rette ut lina og i den forstand redusera maksimale krefter i forankringslinene.

*Distribuerte* klumpvekter er eit forholdsvis nytt konsept. Dei installerast som eit sett med medium store vekter og kan boltast rundt kjettingauga. Dermed vert vekta meir fordelt over eit segment på forankringslinene. Ein annan fordel med distribuerte klumpvekter er at dei tåler å liggje på havbotn.

*Diskret* klumpvekter kan festast på forankringslinene etter at linene er montert til plattformar. Det er difor naudsynt med eit fartøy med kran som kan handtera dette. Dei diskret klumpvekta kjem i ulike formar, men kubisk form har vist seg å vere den mest hensiktsmessige med tanke på straumar og vibrasjonar i vatn. Uheldig plassering av dei diskret klumpvektene vil vere dersom dei opplev *touchdown*, det vil seie at klumpvektene kjem i kontakt med havbotn.



Figur 2-6 Illustrasjon av klumpvekter. Til venstre: distribuert klumpvekt. Til høgre: diskret klumpvekt (Farinia Group 2017)

I denne oppgåva er det valt å nytta diskret klumpvekter til å festa på forankringslinene. Klumpvektene er modellert som sylinderelement i 3DFloat, dette er forklart nærare seinare i rapporten. Diameteren og tjukkleiken til klumpvektene er heldt konstant for dei ulike vektene. Derimot er høgda variert med Likning (2.19) for å gje kvar klumpvekt riktig vekt.

$$h_{cyl} = \frac{m_K}{\rho \cdot \pi \left(\frac{d_{cyl}}{2}\right)^2} \quad (2.19)$$

## 2.5 Utmatting

Utmatting i eit materiale skuldast periodiske varierende spenningar av ein viss storleik (Terjesen 2015b). Desse spenningane ligg under strekkfastheita til materialet, men kan også liggje under flytegrensa. Dei påfølgjande tøyningane i materialet vil til slutt medføre sprekkdanning og ofte totalt brot. Utmattingsbrot kan skje utan varsel i form av plastisk formending.



*Offshore* konstruksjonar er utsatt for dynamiske lastpåkjenningar frå vind- og bølgekrefter. I følge DNV GL (2013) skal forankringsliner til *offshore* konstruksjonar designast mot utmattingsbrot der den akkumulerte delskaden  $D_D$  er gitt ved

$$D_D = DFF \cdot D_C \leq 1 \quad (2.20)$$

der  $DFF$  er den dimensjonslause *design fatigue factor* og  $D_C$  er den karakteristiske akkumulerte delskaden forårsaka av syklisk belastning på forankringslinene over tid. Krava for  $DFF$  for flytande offshore vindturbinar er gitt i Tabell 2-3 frå DNV GL (2017). Her er det verdt å merka seg at  $DFF$  for forankringsliner har vore 6 for *Safety class* normal heilt fram til ein revisjon av standarden i år. Det er valt å nytta faktoren frå den reviderte versjonen for berekningane i denne oppgåva.

Tabell 2-3 Krav for  $DFF$  for forankringsliner (DNV GL 2017)

<i>Structural element</i>	<i>Safety class</i>		
	Low	Normal	High
Non-accessible areas, areas not planned to be accessible for inspection and repair during operation, and structures with permanent ballast	3	5	10

Levetida til forankringslinene er som oftast kortare enn levetida for plattformar og sjøve turbinen. Dette vil seie at utskifting av forankringslinene i løpet av levetida til den flytande konstruksjonen ofte er ein føresetnad.

Tverrsnittarealet,  $A$  [ $m^2$ ], til kjettingen er gitt ved:

$$A = \frac{2\pi d^2}{4} \quad (2.21)$$

der  $d$  er kjettingdiameteren [ $m$ ].

For utmattingsberekningane må arealet doblast fordi ein forankringskjetting består av to sylinderar i aksialretning med ekvivalente tverrsnittsareal.

Sidan diameteren til kjettingen,  $d$ , er proporsjonal med spenninga opphøgd i SN-parameteren,  $m$ , kan eit forhold mellom diameteren til forankringslinene og total delskade estimerast til:

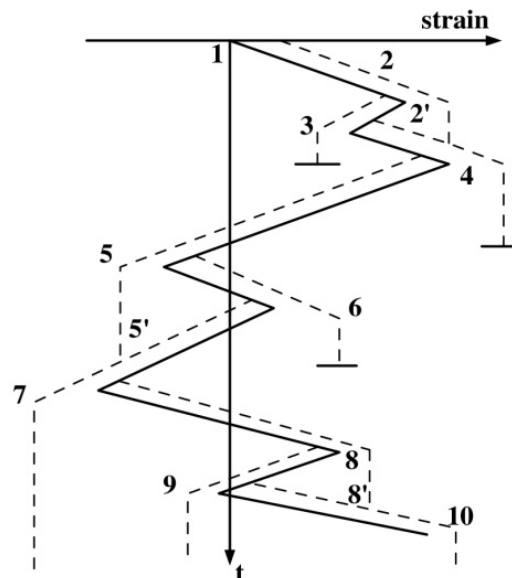
$$\frac{D_1}{D_2} = \left(\frac{d_2}{d_1}\right)^{2m} \quad (2.22)$$

der  $m$  er den dimensjonslause utmattingssekspONENTEN,  $D_1$  og  $D_2$  er delskade for dei to forankringssystema og  $d_1$  og  $d_2$  er dei korresponderande kjettingdiameterane. Dette estimatet tar berre omsyn til ei auke i tverrsnittsarealet og ikkje endringa i hydrodynamiske eigenskapar ettersom diameteren endrast. Dette er likevel akseptabelt for å argumentere for gjennomførbarheit og kostnadsreduksjon.

### 2.5.1 Rainflow counting

Spenningsvariasjonane transformerast til eit spenningsprektrum ved hjelp av ein metode for syklusteljing. *Rainflow counting* metoden går ut på å telje maksimalverdiane av spenningane ved å sjå på dei som regndråpar som trillar nedover grafen som er snudd 90° mot høgre. Ein dråpe stoppast i henhald til Figur 2-7 dersom den:

- Støyter mot ein dråpe som har falt frå eit overliggjande tak (til dømes 2')
- Renn i positiv spenningsretning før fritt fall og treff eit tak som startar med lågare spenningsverdi enn den verdien dråpen har ved startstidspunktet (til dømes 6)
- Renn i negativ spenningsretning før fritt fall og passerer eller treff eit tak som startar med høgare spenningsverdiar enn det dråpen hadde i utgangspunktet (til dømes 3)



Figur 2-7 Spennings-tid diagram for Rainflow counting metoden (Chen et al. 2016)

Etter å ha nytta denne teljemetoden kan spenningane grupperast i "blokker" med tilnærma konstant spenningsvidde. Spenningsvidder lågare enn det SN-kurven angir som utmattingsgrense kan vanlegvis neglisjerast.

## 2.5.2 SN-kurve

Ein SN-kurve beskriv spenningsvidda  $S$  utsatt for  $N$  spenningsvekslingar og brukast for å estimere forventa levetid for ein konstruksjon. Spenningsvidda er avstanden mellom største og minste spenning målt i MPa. Konstruksjonens kapasitet mot utmattingsbrot er gitt ved:

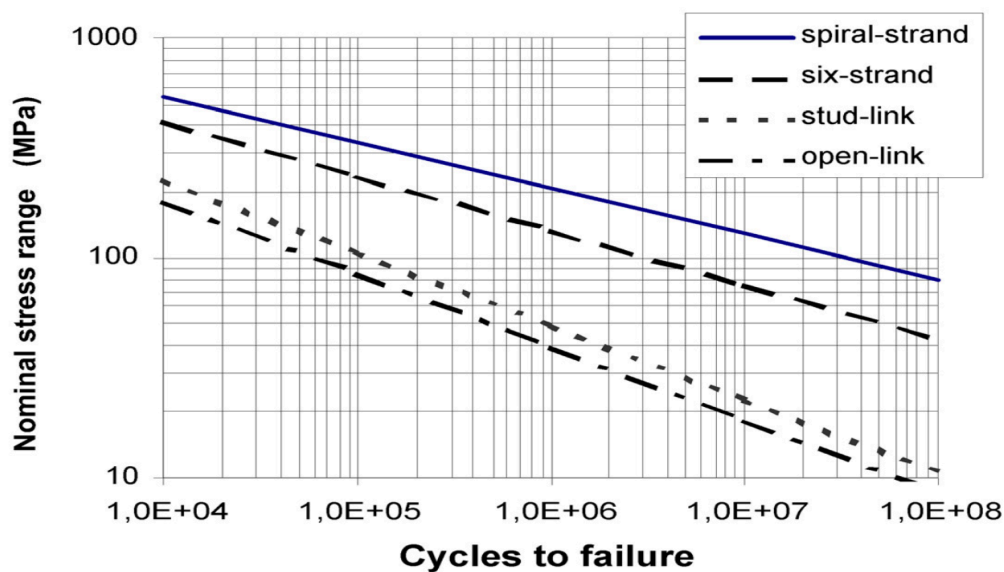
$$n_c(s) = a_D \cdot s^{-m} \quad (2.23)$$

Det er gjort ei lineær tilnærming av likninga for SN-kurva ved å ta logaritmane:

$$\log(n_c(s)) = \log(a_D) - m \cdot \log(s) \quad (2.24)$$

der  $n_c(s)$  er talet på spenningscyklar,  $s$  er spenningsvidda [MPa],  $a_D$  og  $m$  er konstantar som karakteriserer SN-kurva, høvesvis kryssingspunktet og stigningstalet kurva.

Figur 2-8 og Tabell 2-4 visar SN-kurva og input-parametrane, der begge desse gjelder for kjettingliner (*studless chain*) i saltvatn.



Figur 2-8 SN-kurve som angir spenningsvidda på y-aksen og talet på syklar til brot på x-aksen. For kjetting i saltvatn (DNV GL 2015a)

Tabell 2-4 Parameterar for SN-kurve for kjetting i saltvatn (DNV GL 2015a)

	$a_D$	$m$
Studless chain (open link)	$6.0 \cdot 10^{10}$	3.0

### 2.5.3 Miner-Palmgrens delskadehypotese

Etter at lasthistoria er gruppert etter konstant spenningsvidde, kan levetida bereknast ut i frå Miner-Palmgrens delskadehypotese (Terjesen 2015a):

$$D_C = \sum_{i=1}^I \frac{n_{C,i}}{N_{C,i}} \quad (2.25)$$

der  $D_C$  er den karakteristiske akkumulerte delskaden,  $n_{C,i}$  er talet på belastningssyklar i den  $i$ -te spenningsblokka,  $N_{C,i}$  er talet på belastningssyklar til brot.

## 3 Metode / analysemetodikk

I dette kapitlet forklarast det kva *software* som er nytta og kva formål kvart program har. Vidare tar kapitlet føre seg ein generell metode for modellering og simulering som er gjort i prosjektet. Kapittel 4 og 5 vil beskrive grundigare modellering og simulering av høvesvis referansetilfelle og konseptet med fiberline og klumpvekt.

### 3.1 Software

Tabell 3-1 Software nytta ved utarbeidinga av denne oppgåva

Software	Formål
3DFloat64	Simulering av dynamisk respons for OO Star
Excel	Presentering av resultat
Notepad++	Redigering av <i>input</i> -filar til 3DFloat
Paraview	Visualisering av resultata frå 3DFloat
Spyder (Python)	Berekning og plotting av diagram
TurbSim64	Generering av turbulensfil

### 3.2 Modellering av forankringssystem

Dei tre bøttene til plattformen, sentersøyla og turbintårnet er modellert i 3DFloat som sylinderelement. For pongtongane nyttast hole, rektangulære bjelkeelement.

For forankringslinene nyttast *chain*-element for kjetting i 3DFloat. Desse har redusert bøyestivheit relativt til den korresponderande sylindrestivheita. Linene er modellert som hole sylinderelement, med ein gitt diameter. Tjukkeleiken til elementa er derimot endra slik at masse og vekt i vatn er bevart. Aksialstivheita er høg for *chain*-elementa.

Kvar av forankringslinene har ei lengd på 784 meter, ekskludert *fairlead* som er 6 meter lang. Linene er bygd opp av 30 element fordelt på 6 segment. Kvart segment har koeffisientar for drag og tilleggsmasse i normal- og aksialretning, høvesvis *cdn*, *cda*, *cmn* og *cma*.

Frå Tabell 3-2 kjem det fram at koeffisientane for drag i både aksial og normal retning aukar med avstand frå havoverflata mens koeffisientane for addert masse i normal retning søkk. Dette skuldast at dei har ulike referanseverdier i 3DFloat. For elementa definerast tilleggsmasse utifrå elementets diameter. Dragkoeffisientane er relative til lengdene til elementet i y- og z-retning. Det er slik 3DFloat er bygd opp.

Tabell 3-2 Elementdistribusjon langs éi forankringsline. Segment 1 er kopla til fairlead.

Segment nummer	Segment lengd [m]	Talet på element	Element lengd [m]	cdn [-]	cda [-]	cmn [-]	cma [-]
1	20	2	10,0	1,335	0,640	3,124	1
2	20	2	10,0	1,538	0,737	2,569	1
3	65	4	16,3	1,538	0,737	2,569	1
4	9	2	4,50	1,538	0,737	2,569	1
5	40	2	20,0	1,538	0,737	2,569	1
6	20	2	10,0	1,538	0,737	2,569	1
7	320	12	26,7	1,611	0,772	2,085	1
8	290	4	72,5	1,611	0,772	2,085	1

Det er her verdt å merka seg at koeffisientane for drag og tilleggsmasse som er nytta i simuleringane i denne oppgåva er litt ulike frå koeffisientane i Tabell 3-2. Dette skuldast ein feil i input-fila utarbeida av Olav Olsen og vart ikkje oppdaga før alle simuleringane var utført. Sidan dette er ei samanlikningsstudie er det likevel akseptabelt fordi koeffisientane er held like for alle simuleringane.

### 3.3 Hydrodynamiske koeffisientar

Morison likninga (2.13) gjer at hydrodynamiske eigenskapar kan bereknast for slanke element (relativt til bølglengd). Har elementa derimot rektangulære tverrsnitt, som til dømes *beam*-elementa, vil dei to aksane i tverrsnittet ha ulike hydrodynamiske koeffisientar. Dei hydrodynamiske koeffisientane for dei ulike delane av plattformen er definert i Tabell 3-3 og Tabell 3-4.

Tabell 3-3 Hydrodynamiske koeffisientar for senter- og hjørnesøyler (Dr.techn. Olav Olsen 2015a)

Structural part	Axial drag at bottom	Transverse drag	Added mass at bottom	Transverse added mass
Centre shaft	4	1	7.6	1.8
Corner columns	3	1	1.55	1.8

Tabell 3-4 Hydrodynamiske koeffisientar for pongtongane (Dr.techn. Olav Olsen 2015a)

Structural part	Axial drag	Vertical drag	Horizontal drag	Horizontal added mass	Vertical inner added mass	Horizontal outer added mass
Pontoons	0	3	1.8	1.8	3.5	2

Det er definert egne hydrodynamiske koeffisientar for kvar av forankringslinene og for klumpvektene. Koeffisientane kan finnast i høvesvis Tabell 3-2 og Tabell 5-3.

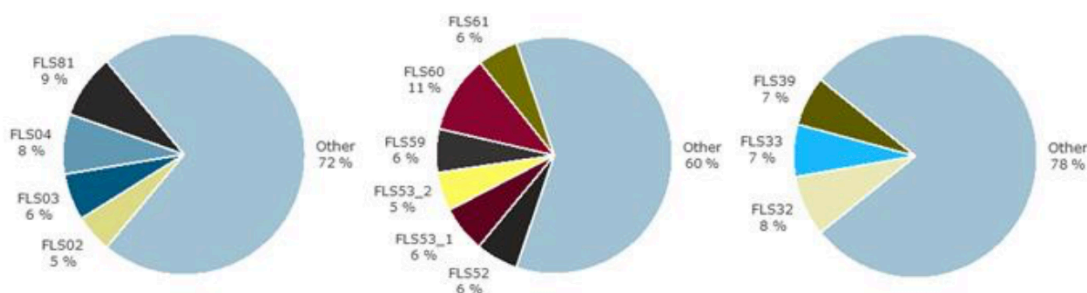
### 3.4 Simulering

Arbeidet med denne oppgåva har blant anna bestått av simuleringar i 3DFloat og bearbeiding av resultat i Python. Til saman er det utført 52 simuleringar. Dette svarar til om lag 45 døgn samanhengande dataprosessering i 3DFloat.

I starten av april vart ein ny versjon av 3DFloat utvikla. Ettersom alle simuleringane med klumpvekter på forankringslinene ikkje var gjort ferdig på dette tidspunktet, vart det etter samtale med Nygaard (2017) bestemt at alle simuleringane for referansetilfelle skulle gjerast på nytt. Dette ville dermed gje eit betre samanlikningsgrunnlag.

Før simulering av FLS- og ULS-tilfella starta, vart det simulert eit nulltilfelle for å sjekke at forankringsystemet låg heilt i ro og at førespenningsane var jamne og like for alle tre linene.

Dei tilfella som bidrar mest til utmatting er i følge RENERGIX-prosjektet (Dr. techn. Olav Olsen 2015) gitt i diagramma i Figur 3-1.



Figur 3-1 Delskade frå kvart FLS-tilfelle for line 1, line 2 og line 3 frå venstre (Dr. techn. Olav Olsen 2015)





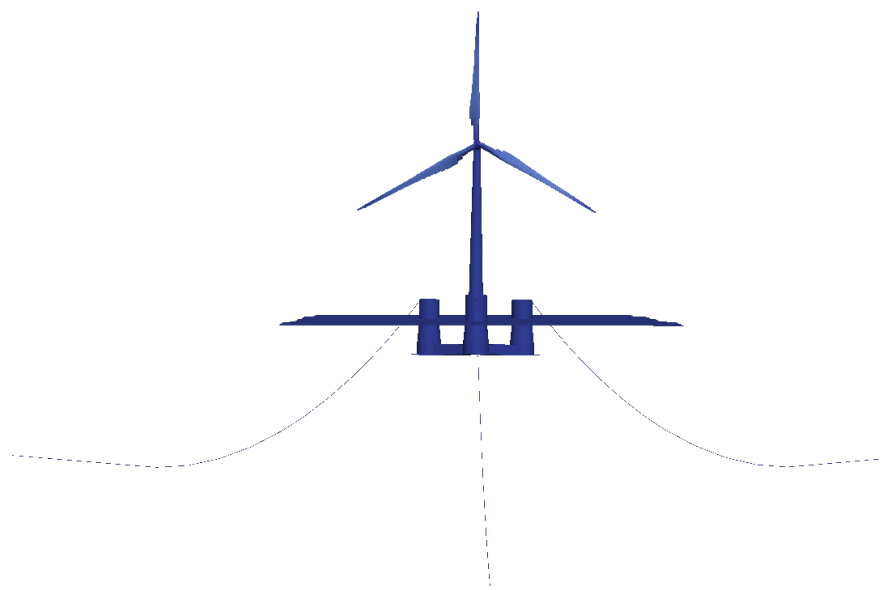
## 4 Simulering av *baseline*

Før simuleringane med det nye konseptet kunne gjennomførast, vart det definert ein *baseline* for OO Star. Dette vart brukt som referansetilfelle i dette prosjektet.

Generelle konfigurasjonar for forankringssystemet for *baseline* nytta i denne oppgåva:

- Tre forankringsliner i kjetting frå *fairlead* til anker
- 790 m linelengde
- 147 mm kjettingdiameter
- 140 tonn horisontal førespensing
- 100 m havdjupn

I *baseline* har forankringslinene ei førespensing som er gitt av tyngda til forankringslinene. Sjølve strukturen, turbinen og forankringslinene er definert som bjelkeelement i 3DFloat. Sylinderdiameteren til tårnet er gradvis endra manuelt. Kjettingdiameter lik 147 mm er nytta for spenningsanalyse. Det er her tatt høgde for 2 mm korrosjon i løpet av 20 års levetid.



Figur 4-1 Referansetilfelle med turbin, plattform og forankringssystem

### 4.1 Val av referansetilfelle

I RENERGIX-prosjektet vart det blant anna analysert 81 FLS-tilfelle. Resultata frå prosjektet viste dei 13 FLS-tilfella med høgst delskade for line 1, 2 og 3, høvesvis 4, 6 og 3 tal på tilfelle (Figur 3-1). Utmattingstilfella som er analysert i dette prosjektet er valt på bakgrunn av funna i RENERGIX-prosjektet.

Det vart også gjort ei parameterstudie på OO Star i ekstremvêr i RENERGIX-prosjektet. Her vart det kombinert havtilstandar, vindforhold, havdjupn og straum for å finne den verste 100-

årsstormen for forankringssystemet. Det er i dette prosjektet valt å analysere tre ekstremtilfelle (ULS-tilfelle) i tillegg til dei 13 utmattingstilfella. Her er det valt å ta utgangspunkt i dei same tre ULS-tilfella som i Langeland Knudsen si masteroppgåve (2016). Disse tilfella vart valt på bakgrunn av høgst *utilization ratio* (UR-verdi) av dei sju tilfella som vart analysert i RENERGIX-prosjektet. UR-verdien sei noko om kor godt utnytta konstruksjonen er, det vil seie at den beskriv forholdet mellom lasta konstruksjonen utsettast for og lasta den tåler.

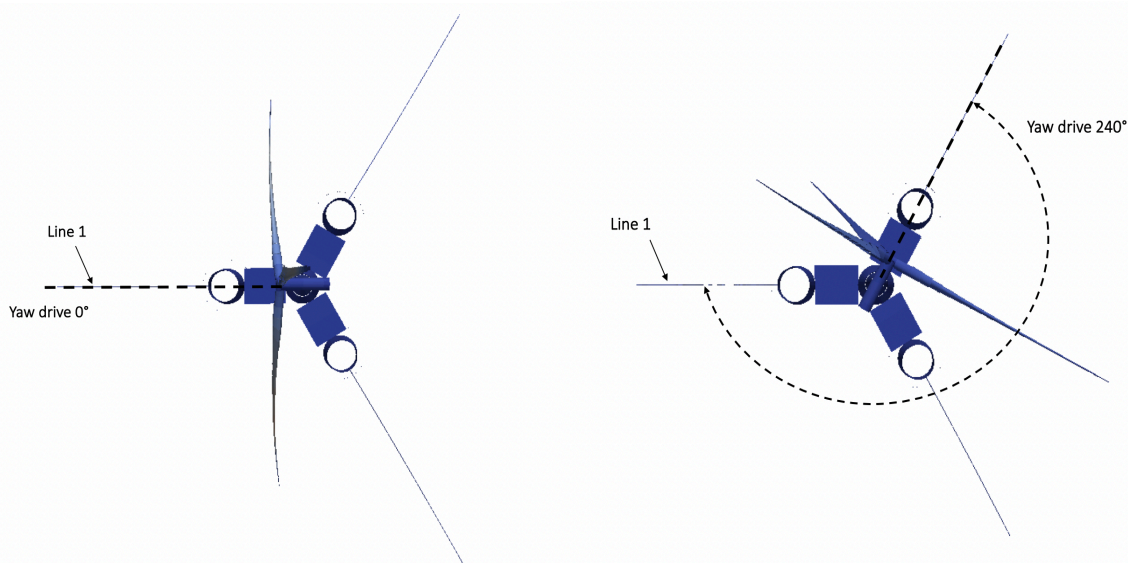
## 4.2 Parameter for lastar

Lastar frå gravitasjon, oppdrift, bølger, straum og turbulent vind leggjast på som distribuerte ytre påkjenningar på konstruksjonen. For å kunne gjere utmattingsanalyser er det i følge DNV GL (2013) viktig at datainnhentinga av vind, bølger og straum er gjort simultant.

### Vind

Vind er implementert i modellen ved ein gjennomsnittleg hastigheitsprofil (*transient* vind) i tillegg til ein eigen turbulent vind. Den gjennomsnittlege vinden vart gradvis tilført i løpet av dei 100 fyrste sekundane av simuleringa. Dette er gjort med ei lineær stigning frå 0 m/s og opp til verdien for vindhastigheit i FLS-tilfella og for ULS-22. For ULS-67 og ULS-72 der vindhastigheitene er over dobbelt så høge er derimot vindlasta tilført i løpet av dei fyrste 200 sekundane. Dette gjer at simuleringa får ein litt mjukare start.

Ein vindturbin vil tilpassa seg vindretninga ved at *yaw*-systemet til *nacella* vrir slik at vinden alltid kjem normalt inn på rotorplanet. Positiv rotasjon er definert mot klokka. I input-fila til 3DFloat må *yaw*-vinkelen justerast dersom vindretninga har ein vinkel. Dette gjerast med ein kommando som heiter *yaw drive*. Sjå døme på *yaw* vinkel i Figur 4-2.



Figur 4-2 Yaw drive for OO Star.  
Til venstre: Yaw drive 0° for FLS02  
Til høgre: Yaw drive 240° for FLS32

Ein fullt turbulent vind er implementert i 3DFloat med ein turbulensfil generert i TurbSim. Turbulensen byggjer på ein modell kalla Mann-modellen. Denne modellen sørgjer for ein metode for å generera eit Kaimal turbulensspekter, som er eit anbefalt spekter for vindutvikling (DNV GL 2014b). Turbulensen er modellert i TurbSim som eit langt rektangulært prisme gjennom senter av rotoren med kvadratisk tverrsnittsareal (180x180 m). Turbulensen er sett på frå start med ein turbulensintensitet  $I_v = 0,1$  (10 %).

## **Straum**

Straumen er i hovudsak avhengig av tidevatnet i følgje Statoils *Hywind Metocean Design Basis* (2014). Dette førar til at storleiken og retninga til straumen er særst uavhengig av vind og bølger. Dersom straumen har same retning som bølgjene vil dette auke gjennomsnittlege linekrefter i forankringslinene. Går derimot straumen i motsett retning av bølgjene vil linekreftene reduserast. Sidan desse to scenarior har likt sannsyn for å inntreffe, er straum ikkje inkludert i analyse av FLS-tilfella. I følgje ei følsemdsanalyse av korleis straum har innverknad på konstruksjonen i *Mooring Analysis (Dr. techn. Olav Olsen 2015)* vert denne føresetnaden sett på som ikkje-konservativ for berekning av delskade. *Hywind Metocean design basis* stadfestar at *peak*-verdien til straumen har ei varigheit på 10 minutt, mens 3DFloat antar at straumen har si *peak*-verdi gjennom heile levetida. Dette førar til ei overkonservativ analyse av moringsystemet. Ingen straum i analyse av FLS-tilfelle er antatt som den næraste tilnærminga fram til ein betre metode for å implementere straum er utvikla.

For ULS-tilfella som er simulert i denne oppgåva er det valt å setje straumeksponenten til 0,12. Denne eksponenten avgjer korleis straumhastigheita reduserast med avstanden frå havoverflata. Straumhastigheita er antatt lineær med tid og uttrykkjast ved fart og retning.

## **Bølger**

Bølgjene i baa ULS- og FLS-tilfella er modellert ved superposisjon av Airy-bølger for å beskriva ein irregulær sjøtilstand (2.2.2)

I 3DFloat er det mogleg å låsa bølgetabellen. Dette førar til at bølgerne vert heldt like for kvar simulering. Denne funksjonen er mykje nytta ved utføring av denne oppgåva ved at bølgetabellane generert i referansetilfelle er lese direkte inn i dei vidare simuleringane.

For ULS-tilfella er det valt å byggje opp dei ekstreme bølgerne med ei rampe i løpet av dei 200 fyrste sekunda. Dette gjer simuleringa ei mjukare start og lågare sjanse for problem med programvaren.

## **4.3 Simulering av FLS-tilfelle**

Som nemnd tidligare er det valt å simulere dei 13 FLS-tilfella som bidrar mest til utmatting av forankringslinene. Miljølastane frå bølger, straum og vind er framstilt i Tabell 4-1 saman med talet på timar i året kvar av tilfella bidrar til utmatting. Ingen av tilfella har retningsforskyving mellom bølger og vind.

Tabell 4-1 Lasttilfella med høgst delskade og korresponderande årleg varigheit for utmattingsberekning (Dr. techn. Olav Olsen 2015)

DLC	FLS	Bølgjer (PM-spekter)			Straum		Vind					Tid
		Run-id	H <sub>s</sub> [m]	T <sub>p</sub> [s]	Dir [deg]	V <sub>curr</sub> [m/s]	Dir [deg]	U <sub>Hub</sub> m/s]	I <sub>amb</sub> [%]	I <sub>eff</sub> [%]	Exp [-]	
Produksjon	02	1,652	7,673	0	0,315	0	10	0,06	0,19	0,08	0	224,3
	03	1,951	7,903	0	0,42	0	11	0,05	0,19	0,08	0	97,4
	04	2,722	8,494	0	0,525	0	12	0,06	0,18	0,09	0	119,1
	32	2,722	8,494	240	0,525	180	12	0,06	0,18	0,09	240	100,7
	33	6,255	11,205	240	0,84	180	16	0,064	0,168	0,09	240	53,4
	39	2,722	8,494	210	0,525	180	12	0,06	0,18	0,09	210	162,1
	52	1,951	7,903	150	0,42	180	11	0,05	0,19	0,08	150	208,6
	53.1	2,305	8,174	150	0,694615	180	12	0,06	0,18	0,09	150	138,4
	53.2	2,722	8,494	150	0,718846	180	14	0,055	0,175	0,09	150	205,0
	59	1,951	7,903	120	0,42	180	11	0,05	0,19	0,08	120	137,6
	60	2,722	8,494	120	0,694615	180	12	0,06	0,18	0,09	120	225,1
	61	4,700	10,012	120	0,743077	180	16	0,058	0,168	0,09	120	98,1
	81	2,722	8,494	30	0,694615	0	12	0,06	0,18	0,09	30	215,1

For å sørge for at kvar av forankringslinene har tilstrekkeleg kapasitet til å motstå syklisk belastning er dei mest kritiske lasttilfella blitt analysert for å sørge for ei tilstrekkeleg levetid. Utmattingsanalysane er prosessert ved *Rainflow counting* metoden. Denne metoden gjer det mest nøyaktige resultatet for levetid (Dr.techn. Olav Olsen 2015b).

*Fairlead*, fortøyingsplata, reknast som ein av dei mest kritiske komponentane i heile forankringssystemet og det er difor berekna utmatting i dette segmentet av forankringslinene. I tillegg er det rekna utmatting ved ankeret for å kontrollere at denne ikkje overstig delskaden ved *fairlead*. Begge utmattingsberekninga er gjort for den mest belasta forankringslina for kvart tilfelle.

I RENERGIX-rapporten (Dr.techn. Olav Olsen 2015b) er delskade frå kvart lasttilfelle for line 1, line 2 og line 3 summert opp. Distribusjonen visar at nokon av lasttilfella har betydeleg innverknad på den totale skaden til forankringslinene. For at desse resultatata skal nyttast er det anbefalt at kvart lasttilfelle ikkje utgjer meir enn 5-10 % av den totale skaden. Det einaste tilfelle som overstig dette kravet er FLS60 med 11 % av den totale skaden. Det er valt å akseptere dette.

### Bølgjespekter

For FLS-tilfella har bølgjene eit spekter tilnærma lik PM bølgjespekter. Dette er eit redusert JONSWAP spekter med  $\gamma=1$  (som nemnt i delkapittel 2.2.5).

### 4.3.1 Generelle analysedata for FLS-tilfelle

Tabell 4-2 visar data som ligg til grunn for analysane av FLS-tilfella. Detaljerte parameter for lasttilfella er vist i Tabell 4-1. Det er verdt å merka seg at det ikkje er forskyving mellom bølger og vind for nokon av FLS-tilfella.

Tabell 4-2 Generelle parameter for analyse av FLS-tilfelle

Kategori	Generelle analysedata		Verdi
Generelt	Design load case (DLC)		13
	Talet på frø for kvart DLC		1
	Varighet på kvar simulering (ekskludert simuleringsoppstart)	min	60
Bølger	Bølgjespekter		Pierson-Moskowitz
	Bølgjespreiing		10
Vatn	Referanse havnivå		Gjennomsnittleg
	Referanse havdjupn	m	100
Vind	Vindtype		NTM
	Vindspreiing		10
	Forskyving mellom bølger og vind		Ingen

### 4.4 Simulering av ULS-tilfelle

OO Star er som nemnt tidlegare tiltenkt eit område liknande stadvalet for Hywind Scotland. Ved simulering av ULS-tilfelle er det viktig å anta den mest ugunstige retninga på vind og bølger. I følge RENERGIX-rapporten er den verste plasseringa for konstruksjonen dersom den er utsatt for ekstrem vind, bølger og straum med ei forskyving på 30° i forhold til forankringsline 1. Som Tabell 4-3 visar er desse tilfella ULS22 og ULS67. For det tredje tilfelle, ULS72, er ekstrem vind og bølger på linje med forankringsline 1, det vil seie ei forskyving på 0°.

Tabell 4-3 Beskriving av parameterane for ULS22, 67 og 72

DLC	ULS	Blader	Bølger (JONSWAP)				Straum		Vind		
	Run-id	Pitch [°]	H <sub>s</sub> [m]	T <sub>p</sub> [s]	γ [-]	Dir [°]	V [m/s]	Dir [°]	U <sub>HUB</sub> [m/s]	γ [-]	Dir [°]
Produksjon	22	0	10,5	14,2	2,3	30	1,16	210	18,0	0,09	30
Parkert	67	-90	10,5	14,2	2,3	30	1,35	210	40,0	0,12	30
	72	-90	8,9	15,23	1,8	0	1,35	210	42,2	0,12	0

## Definisjon av retningar

Retningane (Dir) for vind, bølger og straum i Tabell 4-3 har litt ulik definisjon. For vind og bølger er retninga definert som den retninga vinden og bølgjene kjem frå. For straumen er derimot retninga definert som den retninga straumen er på veg mot. Straum angias ofte i motsett retning av bølger og vind grunna ulike oseanografiske konvensjonar. Det er denne retninga som er brukt i Statoils Metocean Design Basis (2014) og det er valt å behalde desse definisjonane. I 3DFloat er koordinatsystemet definert slik at positiv x-akse går mot øst ( $0^\circ$ ) og positiv y-akse mot nord ( $270^\circ$ ). Det vil seie at retninga for straumen i ULS-tilfella ( $210^\circ$ ) er sett på ved å setje *current\_direction* til  $30^\circ$ .

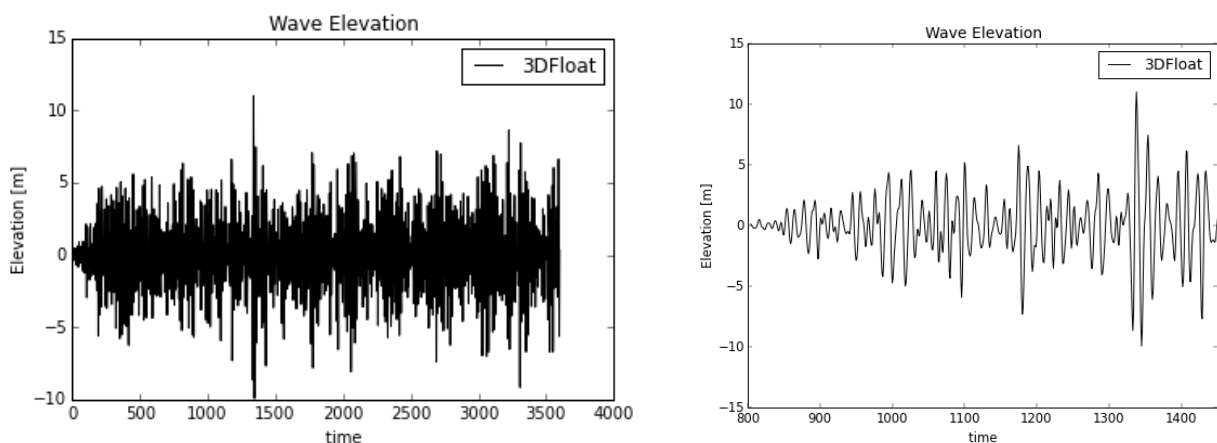
## Pitch control

Når rotoren er parkert som i ULS67 og ULS72 er rotoren *pitcha* (rotert om si eiga akse)  $90^\circ$  for at ikkje blada skal ta skade av dei høge kreftene. Dette vil seie at blada er vridd vekk frå vinden. 3DFloat aktiverer i tillegg *rotor\_wake* og *pitchcontrol* for å kontrollera at rotorhastigheita ikkje vert kritisk høg.

## Bølgjespekter

Ved simulering av ULS-tilfella er JONSWAP bølgjespekter nytta. JONSWAP spekteret er ein fornuftig modell innafor villkåra i Likning ((2.7) (DNV GL 2011). Det heiter i rapporten at spekteret skal brukast med varsemnd utanfor desse føresetnadane. ULS72 ligg utanfor dette spekteret, men JONSWAP bølgjespekter har likevel blitt nytta grunna historikken i prosjektet.

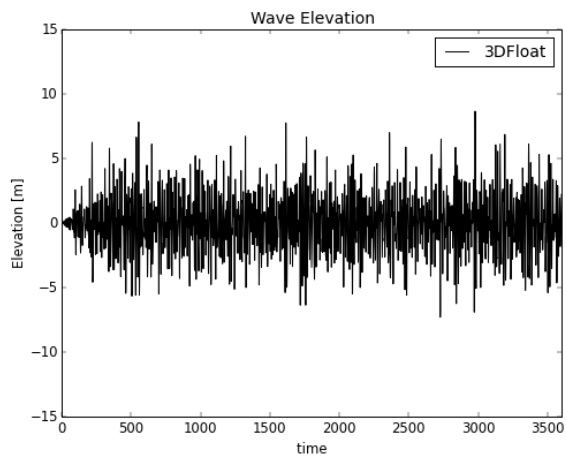
ULS22 og ULS67 har same verdiar for  $H_s$  og  $T_p$  (Tabell 4-3) og difor også same JONSWAP-spekter (Figur 2-4). Det vart generert ein bølgetabell som ga bølgehøgde om lag dobbelt så høg som  $H_s$  og det er valt å bruke den same bølgetabellen for simuleringane i 3DFloat for dei to tilfella. Bølgetabellen som er brukt er vist til høgre i Figur 4-3.



Figur 4-3 Bølger for ULS22 og ULS67.

Venstre: Maksimal bølgehøgde ved om lag 1350 sekundar  
Høgre: Bølgjene som er brukt i 3DFloat

For ULS72 vart det generert eigen bølgetabell, sjå Figur 4-4. Bølgjehøgda (om lag 15,6 meter) var derimot ikkje høg nok til å ta i bruk denne tabellen for dei vidare simuleringane. Det var difor bestemt at kreftene i ULS22 og ULS67 danna eit god nok grunnlag for dei vidare simuleringane.



Figur 4-4 Bølger for ULS-72





## 5 Simulering av konsept med klumpvekt på fiberline

Eit forankringssystem med tunge klumpvekter på linene vil oppnå ei auke i både vertikale krefter og strekkspenning i linene. Dette vil føra til ein forsterking av dempingskrafta og difor også meir stivheit i systemet.

Hensikta med å innføra klumpvekter på forankringslinene er å redusera kostnadane knytt til forankring av plattformen. RENERGIX-rapporten (Dr. techn. Olav Olsen 2015) støttar opp under at FLS-tilfella er dimensjonerande for utforminga av forankringssystemet. Det er ikkje gjort ei full FLS-analyse av det nye konseptet, men i staden valt å samanlikne lasttilfella frå *baseline* som bidrar mest til utmatting på kvar av forankringslinene.

I tillegg til dei tre FLS-tilfella er ULS22 og ULS67 simulert for å kontrollere at maksimale linekrefter ikkje overstig dei maksimale linekreftene i *baseline*. Det er også vesentleg at dei vertikale kreftene på ankeret ikkje aukar slik at oppløft av ankeret forhindrast. Difor er det sjekka at vertikale krefter i dei tre ankera ikkje er høgare enn vertikale krefter for ankera i *baseline*.

Storleiken på klumpvektene og plassering på linene er viktig for å unngå at klumpvektene kjem i kontakt med havbotnen. Ved at klumpvektene grev seg ned i botn, vil ikkje-kontrollerbare krefter oppstå og rykkklaster i ankeret i det dei lyftast opp.

### 5.1 Generelt om konseptet

Generelle konfigurasjonar for forankringssystemet for *baseline* nytta i denne oppgåva:

- Tre forankringsliner i kjetting/fiber frå *fairlead* til anker
- Klumpvekter 50, 80, 100, 120 og 140 tonn på kvar line
- 790 m linelengde
- 120 mm kjettingdiameter
- 165 mm fiberdiameter
- 100 m havdjupn

Konseptet går ut på å redusera dimensjonen til kjettingen slik at den har 120 mm diameter. I tillegg skal delar av kjettingen erstattast med ei fiberline med diameter lik 165 mm. Lina er ei syntetisk line laga av polyester. Sjå Tabell 5-1 for spesifikasjonar for fiberline.

Tabell 5-1 Spesifikasjonar for fiberlina som er valt

Parameter	Tal	Eining
Diameter	165	mm
Tettleik	1222	kg/m <sup>3</sup>
E-modul	11 645	MPa
Vekt i luft	26,13	kg/m

Ved relativt låge havdjupn som OO Star er tiltenkt er forankringssystemet avhengig av tung vekt for å behalda si slakklineform og dermed også stivleiken i systemet. Havdjupna som er mest utfordrande for OO Star er som nemnt tidlegare i rapporten avgjort til å vere 100 meter. I dette konseptet er det difor plassert ei diskret klumpvekt (sjå 2.4.1 for utdjupande informasjon om diskret klumpvekt) på kvar av forankringslinene for å kompensere for den vekta forankringslinene tapar ved å installere ei fiberline. Det er modellert fem ulike storleiker på klumpvektene og dei mest kritiske FLS-tilfelle for kvar av forankringslinene er simulert saman med dei to ULS-tilfella.

Tabell 5-2 Vekt i luft per line for baseline og konsept med klumpvekt på fiberline

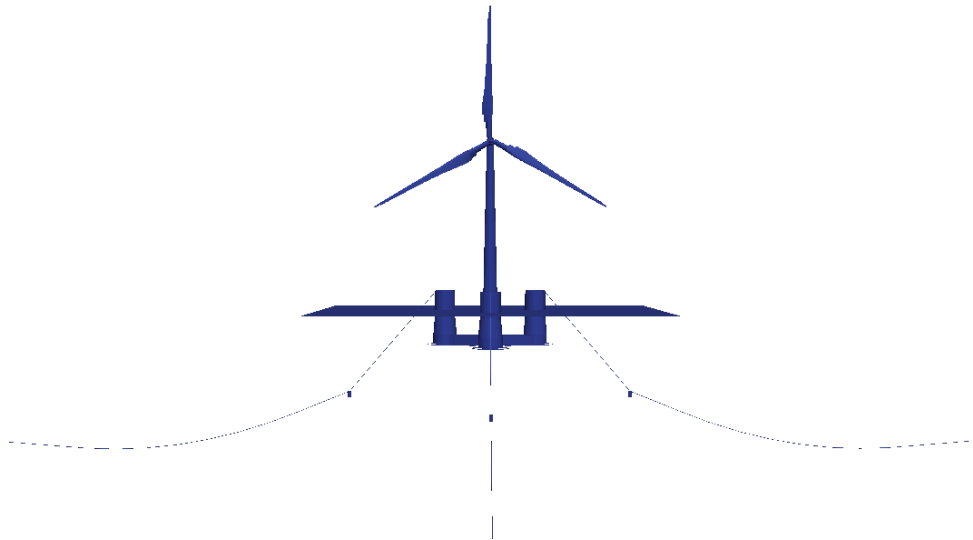
	<b>Baseline</b>	<b>Klumpvekt på fiberline</b>	
		Fiber	Kjetting
Vekt i luft per meter [kg/m]	432,3	26,13	288,0
Lengd [m]	790	154	636
Vekt i luft per line [kg]	341 742	4024	183 168

Av Tabell 5-2 kjem det fram at kvar forankringsline missar 114 tonn ved å senka diameteren frå 147 til 120 mm. Ved å innføra fiberline med diameter 165 mm på 154 m av kvar forankringsline vil kvar line missa ytterlegare 40 tonn, til saman 154 tonn. For å sjå kor stor effekt klumpvekter har på forankringslinene er det derimot valt å fokusera på kor mykje vekt kvar forankringsline missar ved å innføra 165 mm fiberline, samanlikna med om heile lina hadde vore 120 mm kjetting. Konseptet med fiberline missar 40,3 tonn per line ved å erstatta 154 meter av kjettingen med ei syntetisk fiberline. Klumpvekter langs kvar av linene skal kompensere for den tapte vekta.

## 5.2 Klumpvekter

I 3DFloat er klumpvektene modellert som sylinderelement definert med lengd, diameter og tjukkeleik. Dei er modellert med ein funksjon i 3DFloat som heiter *buoyancy\_type: closed*. Dette sikrar at hydrodynamisk trykk vert kalkulert og satt på alle overflatene til klumpvektene. Koeffisientane for tilleggsmasse og drag er bevart når diameteren er konstant.

For å festa klumpvektene til fiberlina burde eit konstruksjonsfartøy med kran nyttast. Klumpvektene kan senkast ned og hekast på ei *triplate* festa til fiberlina. Det er ikkje gått vidare inn på innfesting av klumpvektene, men det visast til oppgåva til Kjelstad (2017) for meir detaljert beskriving av innfesting, samt kostnadsberekning av dette.



Figur 5-1 Illustrasjon frå ParaView av OO Star med turbinen, plattformen og forankringssystem med klumpvekter

### 5.2.1 Storleik på klumpvekter

Ved å erstatta deler av kjettingen i forankringslinene med fiberline, missar moringsystemet ein del av vekten. Ut i frå Tabell 5-2 kan ein sjå at dette er 40,3 tonn. Det er valt å simulera fem ulike storleikar på klumpvektene som skal erstatta den tapte vekten.

For å evaluere effekten av ulike storleikar på klumpvektene, er det valt å halde alle andre parameter konstante. Tabell 5-3 visar dei ulike storleikane som er evaluert. Som ein kan sjå er hydrodynamisk diameter og tjukkleik lik for alle storleikane. Derimot er høgda endra ved bruk av likning (2.19) for å gje klumpvektene riktig tyngde.

Tabell 5-3 Ulike storleikar på klumpvektene

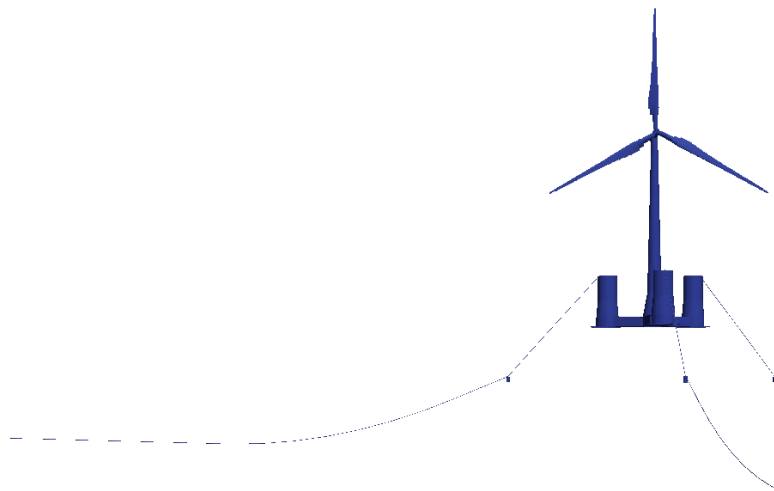
Vekt i luft [kg]	Lengd [m]	Diameter [m]	Tjukkleik [m]	Volum [m <sup>3</sup> ]	Vekt i vatn [kg]	cdn [-]	cmn [-]
50 000	1,8648	2,1851	1,0926	6,9930	49 993	2	1
80 000	2,9837	2,1851	1,0926	11,1889	79 989	2	1
100 000	3,7296	2,1851	1,0926	13,9860	99 986	2	1
120 000	4,4755	2,1851	1,0926	16,7832	119 983	2	1
140 000	5,2214	2,1851	1,0926	19,5803	139 980	2	1

## 5.2.2 Avstand frå *fairlead* til klumpvekt

Luo (1992) hevda at klumpvekter på forankringssystem burde installerast nærast mogleg forankringslinenes *touch down point*, det vil seie det punktet på lina som fyrst legg seg på havbotn. Argumentet var blant anna at det hindra den delen av lina som ligg på havbotn å lyfte seg når linekreftene aukar.

I denne oppgåva er det derimot valt å leggje vekt på at verken fiberlina eller klumpvektene skal kome i kontakt med havbotn. I følge DNV GL (2015b) skal ikkje *offshore* fiberliner kome i kontakt med havbotn verken under drift eller under service. Dersom fiberlina blir liggjande permanent på havbotn, eller tar ned i av og til, vil dette over tid skade fibrane. Til dømes vil sand og småstein tære på fiberlina og den måtte difor ha blitt dimensjonert etter dette. For klumpvektene ville kontakt med havbotn ha auka kreftene i lina når klumpvektene lyftast opp igjen frå havbotn. Dette er heller ikkje ønskeleg.

Det er anbefalt at *offshore* fiberliner beskyttast mot sollys (DNV GL 2015b). Fordi *fairlead* er lokalisert 12 meter over vasslinja hadde UV-stråling frå sollyset skadd fiberlina om den hadde vore festa i *fairlead*. Det er difor avgjort at fiberlina skal festast til eit punkt lenger ned på forankringslina og dermed heile tida vere nedsøkkd. Det vart i dette prosjektet valt at klumpvekta skulle festast til eit punkt 31,3 meter under vassoverflata. Dette svarar til ei linelengd = 160 meter.



Figur 5-2 Klumpvekter festa 160 meter langs lina frå *fairlead*

## 5.3 Vurdering av alternativ

Det vart til slutt i dette prosjektet gjort ei vurdering av alternative konfigurasjonar for konseptet med klumpvekter på fiberline. Blant anna vart likning (2.22) nytta til å berekne mogleg dimensjon på forankringslinene for å kunne samanlikna resultatata med referansetilfelle (*baseline*). I tillegg vart det vurdert om eventuelt berre eit eller nokre segment av forankringslina kunne endre dimensjon.

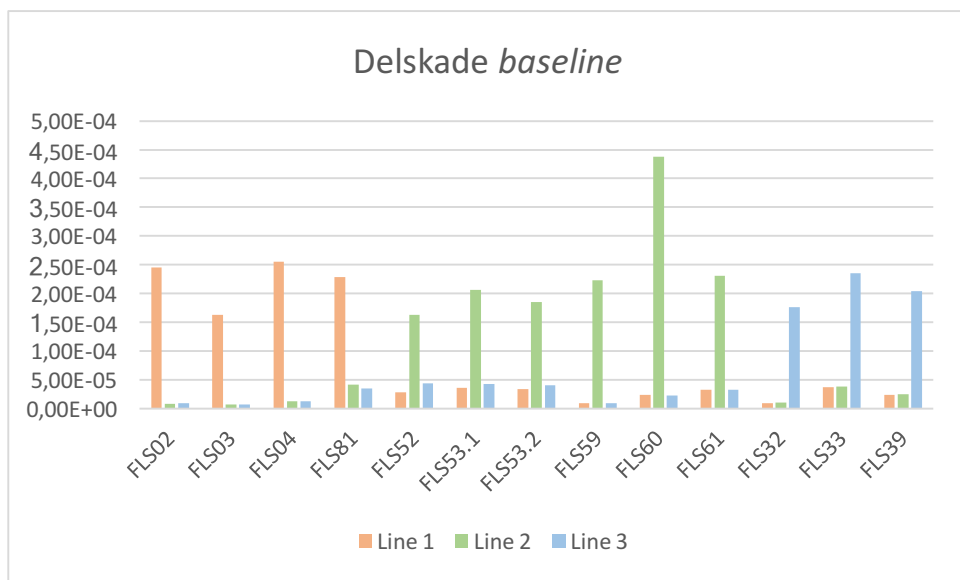
## 6 Resultat og diskusjon

I tillegg til referansetilfelle (*baseline*) er det gjort simuleringar for dei tre mest kritiske FLS-tilfella og dei to ULS-tilfella for konseptet med klumpvekt på fiberline. Dette kapitlet vil presentera resultatata og diskusjon av resultatata i to delar. Fyste del vil ta føre seg resultatata frå FLS-analysane av både *baseline* og konseptet med klumpvekt. Resultata vil presenterast i stolpediagram utforma i Excel. Del to vil ta føre seg resultatata frå analysane av ULS-tilfella for både basecase og konseptet med klumpvekt. Resultata er her presentert i form av grafar generert i Python (Spyder). Grafane visar korleis dei aksiale kreftene i forankringslina utviklar seg over tid.

### 6.1 Resultat frå analyse av FLS-tilfelle

#### 6.1.1 *Baseline*

Figur 6-1 visar delskaden for eitt år for dei 13 FLS-tilfella. Delskaden er berekna i kjettingen ved *fairlead* av kvar av dei tre forankringslinene. Den høgste delskaden oppstår ved FLS04, FLS60 og FLS33 for høvesvis line 1, 2 og 3. Den høgste delskaden er det FLS60 i line 2 som står for. Dette stemmer godt overeins med funna i RENERGIX-prosjektet. I Figur 6-1 kan ein også sjå at delskaden for kvar line er litt ulik for dei ulike tilfella, avhengig av retninga på bølger og vind (Tabell 4-1). Til dømes for FLS81 der vind og bølger kjem 30° inn på line 1, kan ein sjå at delskaden er litt høgare for line 2 enn for line 3. For FLS04 derimot, kjem bølger og vind direkte inn på line 1 (0°) og difor er delskaden på line 1 og line 2 tilnærma like.



Figur 6-1 Delskade for eitt år ved *fairlead* for *baseline* for dei mest kritiske FLS-tilfella

I dette prosjektet er det kontrollert at den høgste delskaden i kjettingen faktisk er ved *fairlead*. Dette er gjort ved å berekne delskaden ved ankeret som også er eit høgt belasta segment i forankringslina. For alle dei 13 FLS-tilfella var delskaden lågare ved ankeret enn ved *fairlead*.

Tabell 6-1 visar levetida i år og den akkumulerte delskaden for line 1, 2 og 3. Ein kan sjå at den kortaste levetida er om lag 55 år for line 2. Deretter følgjer line 1 og 3, med høvesvis levetid på 62 og 71 år. Denne fordelinga stemmer også godt overeins med funna i RENERGIX-prosjektet. Levetida for forankringssystemet presentert i dette prosjektet er derimot noko høgare. Dette kan skuldast at konfigurasjonane til forankringssystemet er litt annleis og at nye versjonar av 3DFloat er nytta. Det er difor ikkje gjort direkte samanlikningar med resultatata frå RENERGIX-prosjektet, men resultatata frå prosjektet er blitt nytta som ei retningslinje.

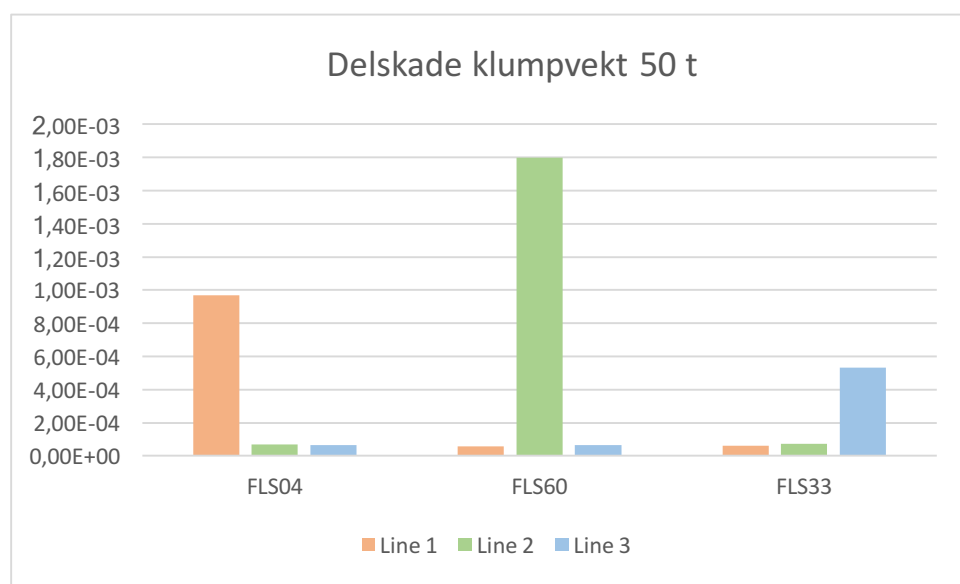
Tabell 6-1 Utmattingslevetid og akkumulert delskade for dei tre forankringslinene i henhold til DNV SN-kurve

Forankringsline	Utmattingslevetid med DFF=5 [år]	Akkumulert delskade ( $D_D$ ) [-]
Line 1	62,8	0,0178
Line 2	55,3	0,0289
Line 3	71,6	0,0123

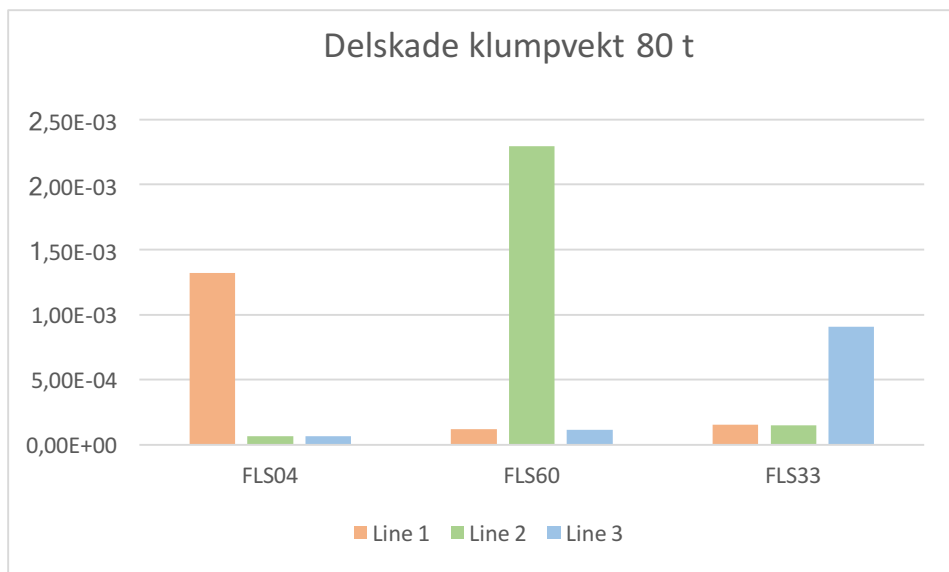
### 6.1.2 Klumpvekter

På grunnlag av at det var FLS04, 60 og 33 som ga det høgste bidraget til delskade på høvesvis line 1, 2 og 3 ved simulering av *baseline*, er det valt å nytta desse tilfella for berekning av delskade for konseptet med klumpvekt på fiberline. Dette delkapitlet presenterer delskaden på dei tre linene for valte FLS-tilfelle for dei ulike klumpvektene. Det vil ikkje bli gitt ein utdjupande diskusjon av resultatata for kvart enkelt figur. I staden er det gitt ein generell diskusjon på førehand, i tillegg til ei oppsummering på slutten av delkapitlet.

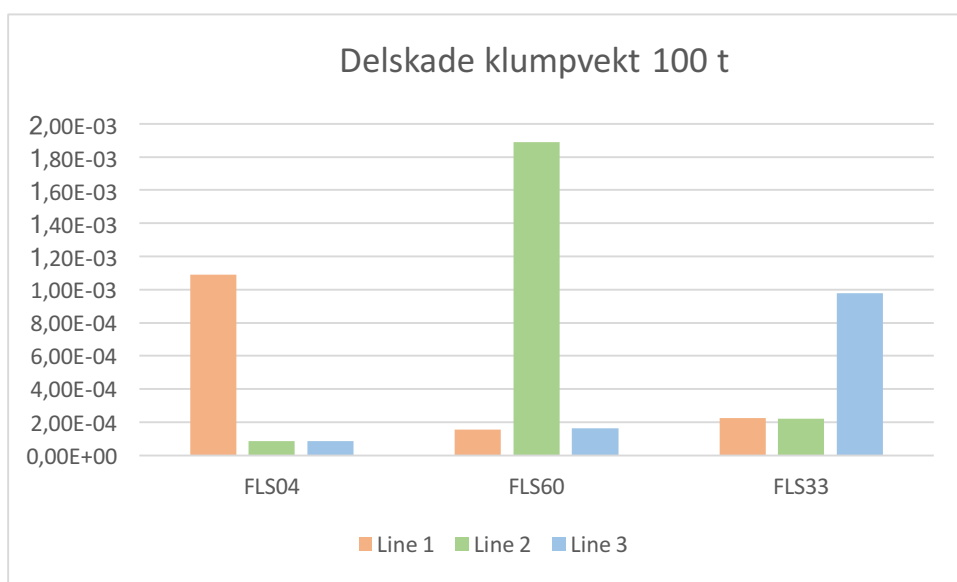
Delskadeberekningane for dei ulike vektene gir lik distribusjon; høgst delskade for FLS60, deretter FLS04 og lågast delskade for FLS33. Desse er vist i Figur 6-2, Figur 6-3, Figur 6-4, Figur 6-5 og Figur 6-6. I tillegg visar alle diagramma at delskaden for dei to tilstøytande linene er om lag like. Dette har ei naturleg forklaring då vind og bølger kjem direkte inn på line 1, 2 og 3 for høvesvis FLS04, FLS60 og FLS33 (0, 120 og 240°).



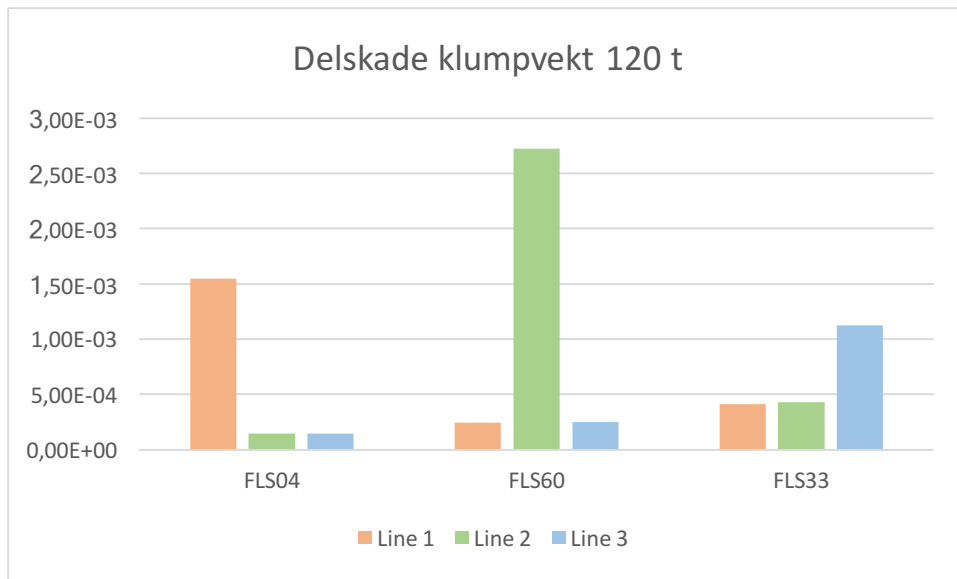
Figur 6-2 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 50 tonn for FLS04, 60 og 33



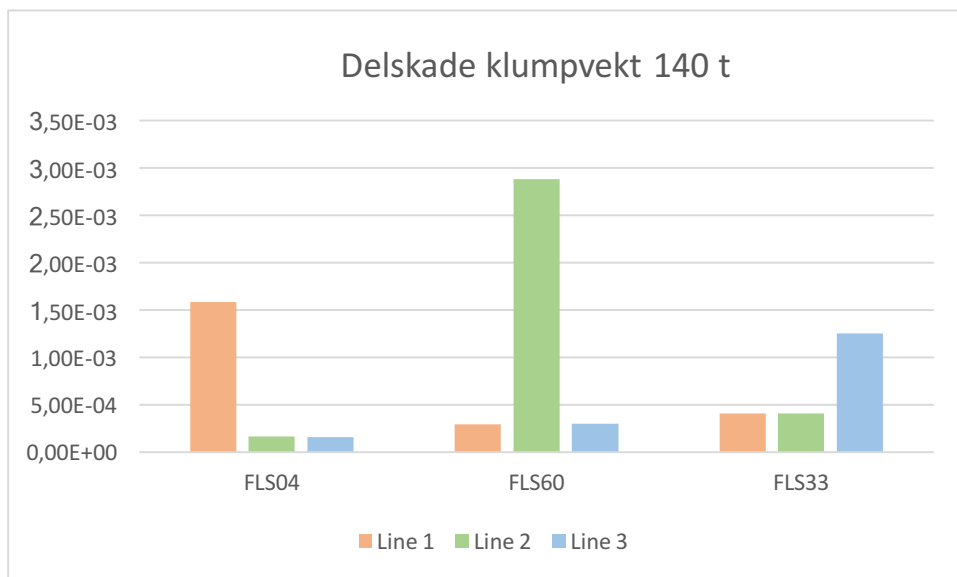
Figur 6-3 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 80 tonn for FLS04, 60 og 33



Figur 6-4 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 100 tonn for FLS04, 60 og 33



Figur 6-5 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 120 tonn for FLS04, 60 og 33

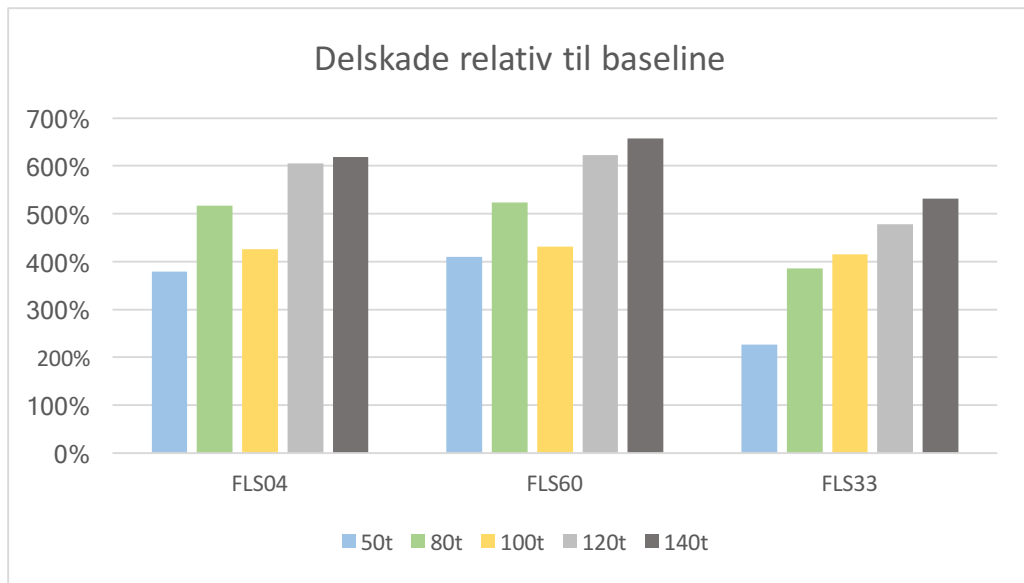


Figur 6-6 Delskade ved fairlead for eitt år med klumpvekt 140 tonn for FLS04, 60 og 33

Det er ikkje utført ei full FLS-analyse av konseptet med klumpvekt på fiberline. Det er difor ikkje realistisk å sjå på levetida for forankringssystemet på grunnlag av simuleringane som er føretatt. Det ville vore over-konservativt dersom ein antar at dei resterande FLS-tilfella utgjer like høg delskade som det verste FLS-tilfellet. Det er difor berre føretatt ei direkte samanlikning mot *baseline* av delskaden for dei tre verste FLS-tilfella for kvar forankringsline.

Figur 6-7 visar delskaden ved *fairlead* relativt til *baseline* for dei ulike klumpvektene. Alle tilfella uansett storleik på klumpvekt gjer høgare delskade samanlikna med *baseline*. FLS60 med ei klumpvekt på 140 tonn gjer den høgste delskaden med ei auke på 620 % frå *baseline*. Den minste klumpvekta på 50 tonn gjer den lågaste delskaden for alle FLS-tilfella noko som tydar på at klumpvekter ikkje har positiv innverknad på utmattingslevetida til forankringssystemet.

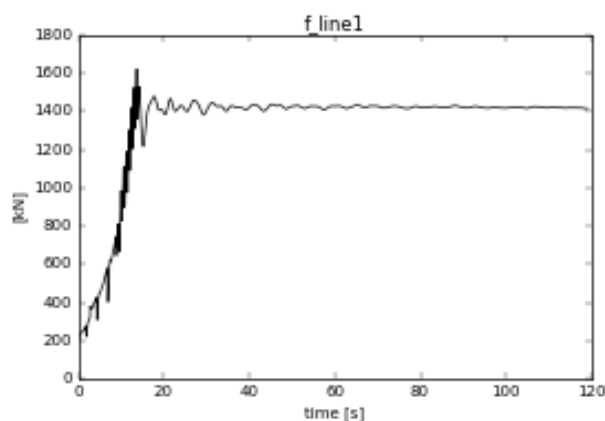




Figur 6-7 Delskade ved fairlead relativt til baseline for klumpvekt 50, 80, 100, 120 og 140 tonn

## 6.2 Resultat frå analyse av ULS-tilfelle

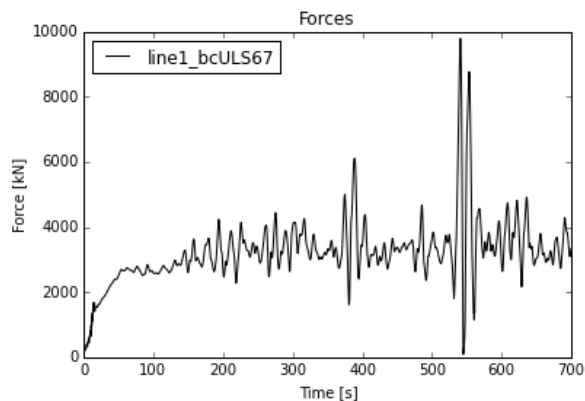
Av Figur 6-8 kjem det fram at den aksiale førespenninga for line 1 er om lag 1 400 kN. Denne er elles identisk for line 2 og line 3. Førespenninga vart funnen ved å simulere eit nulltilfelle, det vil seie eit tilfelle utan lastar i form av bølger, vind eller straum. Dette for å kontrollere at forankringslinene legg seg i ro i vatnet når dei ikkje vert utsett for krefter. Førespenninga er gitt av tyngda av forankringslina og eigenskapane til kjettingen, blant anna den høge aksialstivheita.



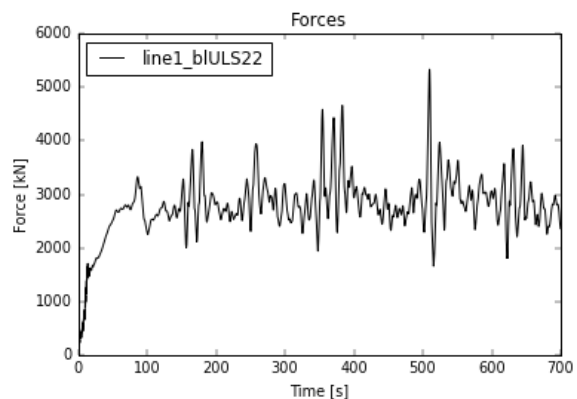
Figur 6-8 Førespenning i line 1 for eit tilfelle utan vind, bølger eller straum

## 6.2.1 Baseline

Figur 6-9 viser aksiale linekrefter for *baseline*. Etter om lag 550 sekundar når dei ekstreme bølgiene inntreff er linekreftene høgst på om lag 9 800 kN. Dei aksiale linekreftene for ULS22 er vist i Figur 6-10. Det maksimale linekreftene er her om lag 5 330 kN. Disse er lågare enn for ULS67. Simuleringane av ULS67 og 22 nyttar same bølgetabell frå Figur 4-3, men det er likevel forventa at det er høgare krefter i forankringslinene for ULS67 fordi ULS67 har vindhastigheitar over dobbelt så høge som ULS22 (Tabell 4-3).

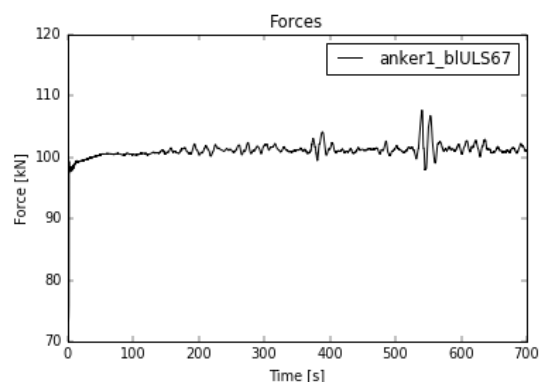


Figur 6-9 Aksiale linekrefter for ULS67 for baseline



Figur 6-10 Aksiale linekrefter for ULS22 for baseline

I Figur 6-11 er dei aksiale kreftene ved ankeret for ULS67 presentert. Desse er låge og relativt stabile gjennom heile tidsdomenet, om lag 100 kN. Ein kan sjå at kreftene omtrent ikkje påverkast av at dei ekstreme bølgiene inntreff ved om lag 550 sekund. Maksimale linekrefter er om lag 107 kN. Dette tyder på at ankeret ikkje lyftast frå havbotn sjølv når dei ekstreme bølgiene inntreff. Dei låge kreftene skuldast at det berre er vekta av lina som verkar på ankeret i vertikal retning.



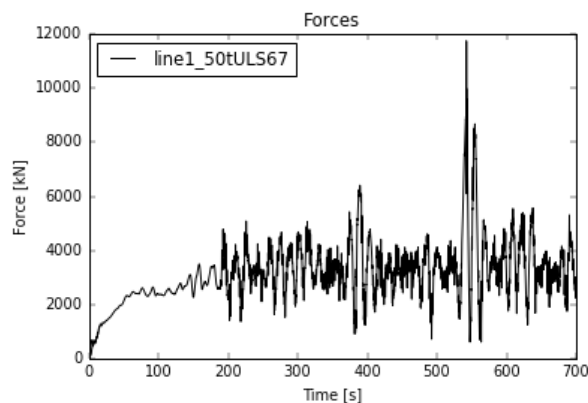
Figur 6-11 Vertikale ankerkrefter for ULS67 for baseline

## 6.2.2 Klumpvekter

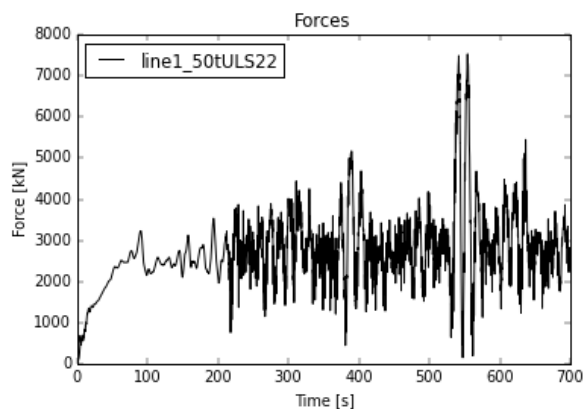
### Klumpvekt 50 tonn

Etter innføring av klumpvekt på 50 tonn viser Figur 6-12 at dei maksimale linekreftene aukar med 1 950 kN i forhold til *baseline*. Dei høgste linekreftene er her om lag 11 740 kN. Med den tapte vekta til kjettingen som er erstatta med ei fiberline missar forankringssystemet si slakklineform og meir av kreftene vert tatt opp i forankringslinene. Det kjem klart fram av grafen at ei klumpvekt på 50 tonn ikkje er tung nok til å kompensere for den tapte vekta.

Figur 6-13 visar linekreftene for ULS22 etter innføring av ei klumpvekt på 50 tonn. Maksimale linekrefter er om lag 7 520 kN. Som forventa, er dei maksimale linekreftene for ULS22 også høgare enn for *baseline*. Frå Figur 6-13 kan ein også sjå at grafen for linekreftene for ULS22 fell til null direkte frå maksimalverdi. Dette kan tyda på at forankringslina opplev rykklastar når dei ekstreme bølgiene inntreff. Dette kan forklarast ved at forankringslina ikkje har nok tyngde til å halda plattformen i ro ved dei ekstreme lastane. Det kjem difor også her klart fram at ei klumpvekt på 50 tonn ikkje har positiv innverknad på forankringssystemet når det skal dimensjonerast for dei ekstreme grensetilstandane.



Figur 6-12 Aksiale linekrefter for ULS67 med 50 tonn klumpvekt



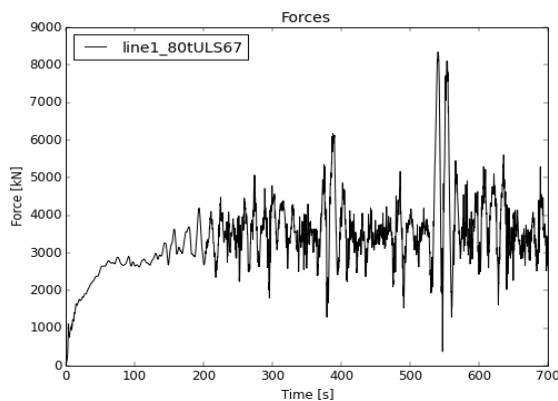
Figur 6-13 Aksiale linekrefter for ULS22 med 50 tonn klumpvekt

### Klumpvekt 80 tonn

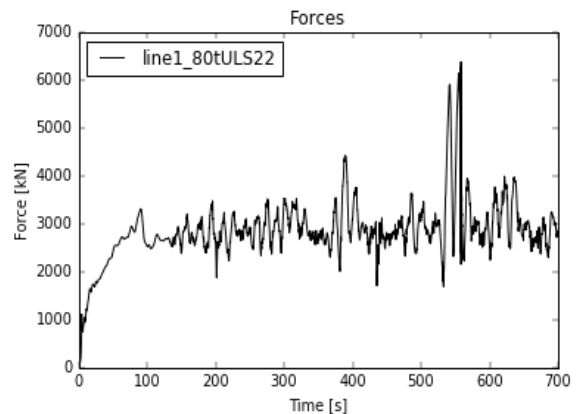
Ved innføring av ei klumpvekt på 80 tonn, merkar derimot forankringslinene ein reduksjon i maksimale krefter for ULS67. Dei maksimale linekreftene i Figur 6-14 for ULS67 er 8 342 kN. Her reduserast linekreftene med om lag 1 400 kN samanlikna med *baseline*. Ei klumpvekt på 80 tonn vil kompensere for den tapte vekta ved innføring av fiberline og leggje til ei ekstra vekta på 40 tonn (sjå Tabell 5-2).

Figur 6-15 visar dei aksiale linekreftene for ULS22 med ei klumpvekt på 80 tonn. Maksimale linekrefter er her om lag 6 384 kN. Dette er derimot ei auke på om lag 1 000 kN frå *baseline*. Sjølv om dette resultatet ikkje var som venta, kan det difor tyda på at ei klumpvekt på 80 tonn ikkje har positiv innverknad på forankringssystemet. Det kan ikkje trekkjast trygge konklusjonar utifrå dette, på trass av at maksimalkreftene for ULS67 reduserast noko

samanlikna med *baseline*. Samtidig kan ein sjå av Figur 6-15 at rykklastane for ULS22 ikkje oppstår i like stor grad som for ei 50 tonn klumpvekt. Dette er ein gunstig konsekvens for forankringssystemet.

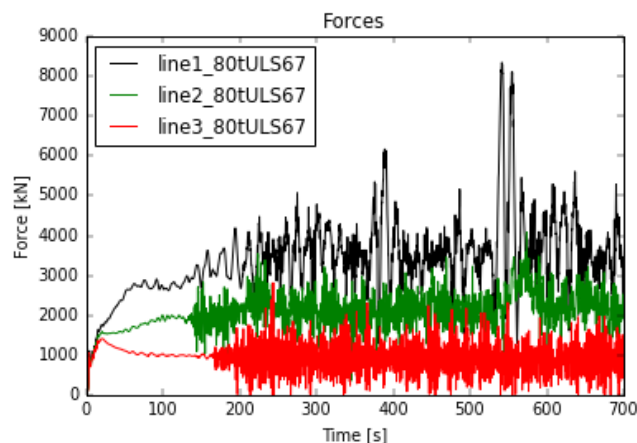


Figur 6-14 Aksiale linekrefter for ULS67 med 80 tonn klumpvekt



Figur 6-15 Aksiale linekrefter for ULS22 med 80 tonn klumpvekt

Figur 6-16 visar dei aksiale kreftene i alle tre linene for ULS67 med ei klumpvekt på 80 tonn. Ein kan sjå at kreftene byggjast opp likt i alle dei tre linene, men at dei utviklar seg ulikt etter at bølger, vind og straum er sett på. Det kjem fram frå figuren at dei høgste kreftene oppstår i line 1 (svart graf). Dette er naturleg då bølger og vind kjem med ein retningforskjell på 30° frå line 1. Dette er også forklaringa på at kreftene i line 2 (grøn graf) er høgare enn for line 3 (raud graf). Ein kan også sjå av Figur 6-16 at dei ekstreme bølgjene ved 550 sekund omtrent ikkje har innverknad på line 3. Strekkreftene vert dermed hovudsakleg tatt opp i line 1, men også noko i line 2.

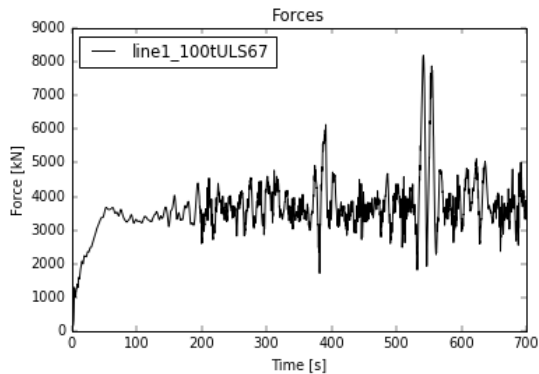


Figur 6-16 Aksiale linekrefter for ULS67 med 80 tonn klumpvekt for line 1, line 2 og line 3

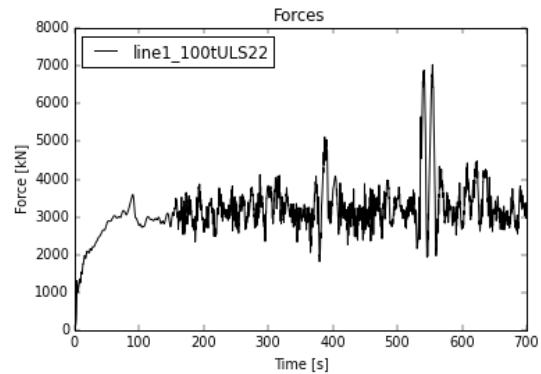
### Klumpvekt 100 tonn

Ei klumpvekt på 100 tonn vil kompensere for den tapte vekten og leggje til om lag 60 tonn for forankringssystemet. Figur 6-17 visar aksiale krefter for line 1 for ULS67 med ei klumpvekt på 100 tonn. Maksimale krefter i lina er om lag 8 187 kN. Dette er ein endå større nedgang frå *baseline* enn ved klumpvekt på 80 tonn; om lag 1 600 kN.

Dei maksimale aksialkreftene for ULS22 ved klumpvekt 100 tonn er 7 030 kN, vist i Figur 6-18. Dette er i likskap med 50 og 80 tonn klumpvekt, også ei auke i maksimalkrefter samanlikna med *baseline*. Ein kan også her sjå at rykkkastane ikkje oppstår i like stor grad som for ei klumpvekt på 50 tonn.



Figur 6-17 Aksiale linekrefter for ULS67 med 100 tonn klumpvekt

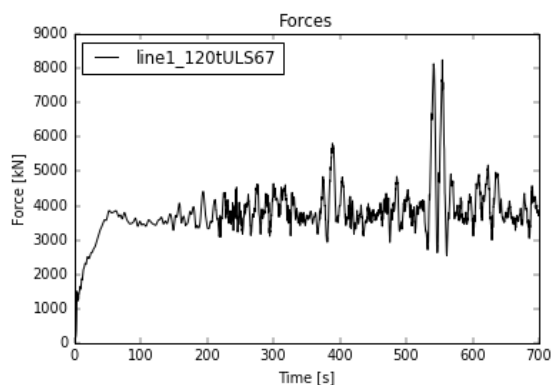


Figur 6-18 Aksiale linekrefter for ULS22 med 100 tonn klumpvekt

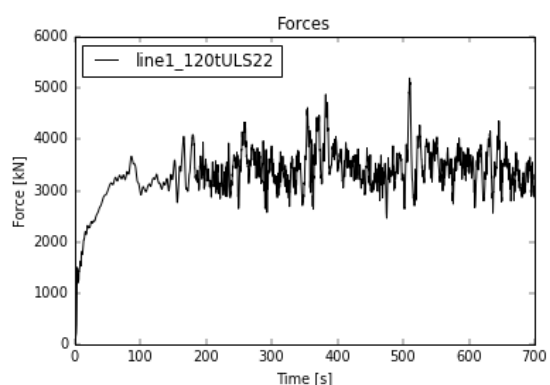
## Klumpvekt 120 tonn

Figur 6-19 visar dei aksiale linekreftene for ULS67 ved ei innføring av klumpvekt på 120 tonn. Maksimal aksialkraft er 8 243 kN. Dette er ein reduksjon på 1 600 kN frå *baseline*. Sjølv om kreftene ikkje er like låge som for klumpvekt 100 tonn, er dette likevel ein betrakteleg reduksjon frå linekreftene i *baseline*.

Dei aksiale linekreftene for ULS22 med ei klumpvekt på 120 tonn er presentert i Figur 6-20. Maksimale linekrefter er her 5 191 kN, noko som svarar til ein reduksjon frå *baseline* på om lag 140 kN. Som det kjem fram av Figur 6-20 opptrer dei maksimale kreftene ved om lag 500 sekund, noko som er rett før dei ekstreme bølgiene inntreff. Det kan ikkje forklarast kvifor dette skjer, men resultatet vert ikkje sett på som påliteleg nok til å samanfatta ein konklusjon.



Figur 6-19 Aksiale linekrefter for ULS67 med 120 tonn klumpvekt



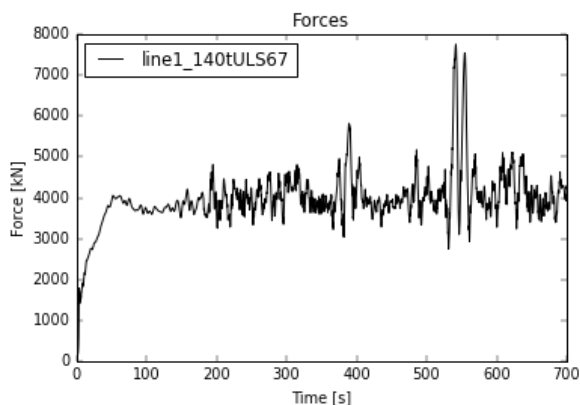
Figur 6-20 Aksiale linekrefter for ULS22 med 120 tonn klumpvekt

## Klumpvekt 140 tonn

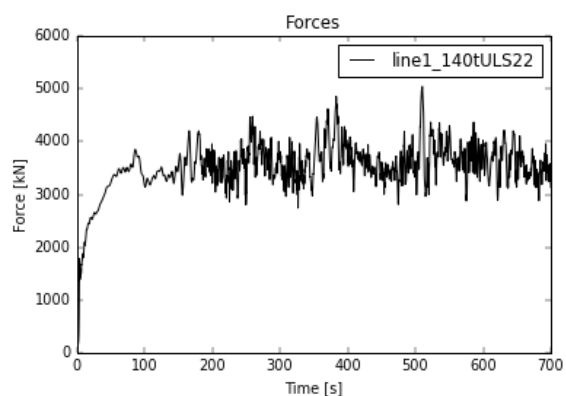
Figur 6-21 visar dei aksiale linekreftene for ULS67 med ei klumpvekt på 140 tonn. Dei maksimale linekreftene er her om lag 7 750 kN. Med ein nedgang frå *baseline* på om lag 2 040 kN, gjer dette dei lågaste kreftene for ULS67 av alle storleikene på klumpvekter. Dette svarar til ein reduksjon i maksimale lastar på 20,8 %.

Dei aksiale linekreftene for ULS22 er presentert i Figur 6-22. Dei maksimale linekrefter er her 5 041 kN og med ein nedgang på 290 kN gjer også dette tilfellet dei lågaste maksimalkreftene av dei ulike klumpvektene. Dei maksimale kreftene slår ut rett før dei maksimale bølgiene, i likskap med for klumpvekt 120 tonn for same tilfelle. Desse resultatane burde difor betraktast varsamt.

Ei klumpvekt på 140 tonn gjer dei lågaste linekreftene av alle klumpvektene for både ULS67 og ULS22. Desse resultatane kan tyda på at ei såpass tung klumpvekt som 140 tonn har best effekt på forankringssystemet når det skal dimensjonert for ekstremtilfelle. Meir tyngde i linene førar til at høgare krefter er naudsynt for å strekkje ut linene og plattformen vert held meir stabil.



Figur 6-21 Aksiale linekrefter for ULS67 med 140 tonn klumpvekt



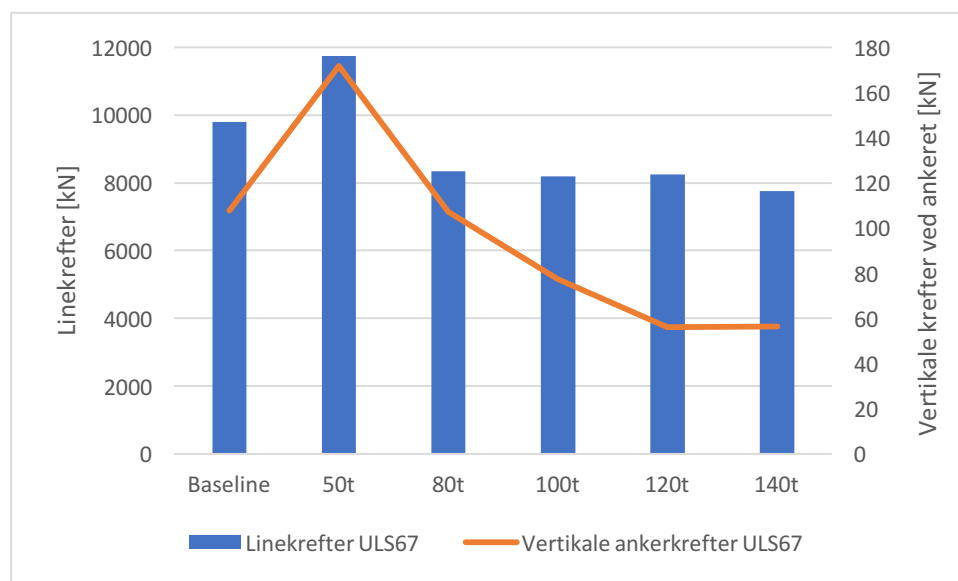
Figur 6-22 Aksiale linekrefter for ULS22 med 140 tonn klumpvekt

Tabell 6-2 summerer opp dei maksimale kreftene for dei ulike klumpvektene. Det kjem fram at ei klumpvekt på 50, 80 og 100 tonn førar til høgare linekrefter for ULS22. For ULS67 er det berre 50 tonn klumpvekt som aukar linekreftene. I tillegg aukar dei vertikale kreftene ved ankeret for ULS67 for denne vekta.

Tabell 6-2 Resultat frå ULS-analyse

Konsept	Maksimale aksialkrefter i line 1 [kN]		Maksimale vertikale krefter ved ankeret for line 1 [kN]	
	ULS22	ULS67	ULS22	ULS67
Baseline	5 331	9 789	116,7	107,7
Klumpvekt 50t	7 526	11 740	56,47	171,7
Klumpvekt 80t	6 385	8 342	56,77	107,2
Klumpvekt 100t	7 031	8 187	57,31	77,43
Klumpvekt 120t	5 191	8 243	57,62	56,03
Klumpvekt 140t	5 041	7 750	57,95	56,35

Figur 6-23 visar klart at ei klumpvekt på 50 tonn ikkje har positiv innverknad for ekstremtilfellet ULS67. Her aukar både dei aksiale linekreftene og dei vertikale ankerkreftene samanlikna med *baseline*. Derimot visar alle dei tyngre klumpvekter lågare krefter. Dei aksiale linekreftene søkk i forhold til *baseline*, men utifrå Figur 6-23 kan det sjå ut som at dei maksimale linekreftene stagnerer litt når vekta til klumpvekta aukar. Dei vertikale kreftene søkk derimot fortare med tyngre klumpvekt. 120 og 140 tonn visar betydeleg positiv effekt for dei vertikale kreftene ved ankeret for ULS67.



Figur 6-23 Utvikling av maksimale aksiale linekrefter og vertikale ankerkrefter for ULS67 ved referansetilfelle og ulike klumpvekter

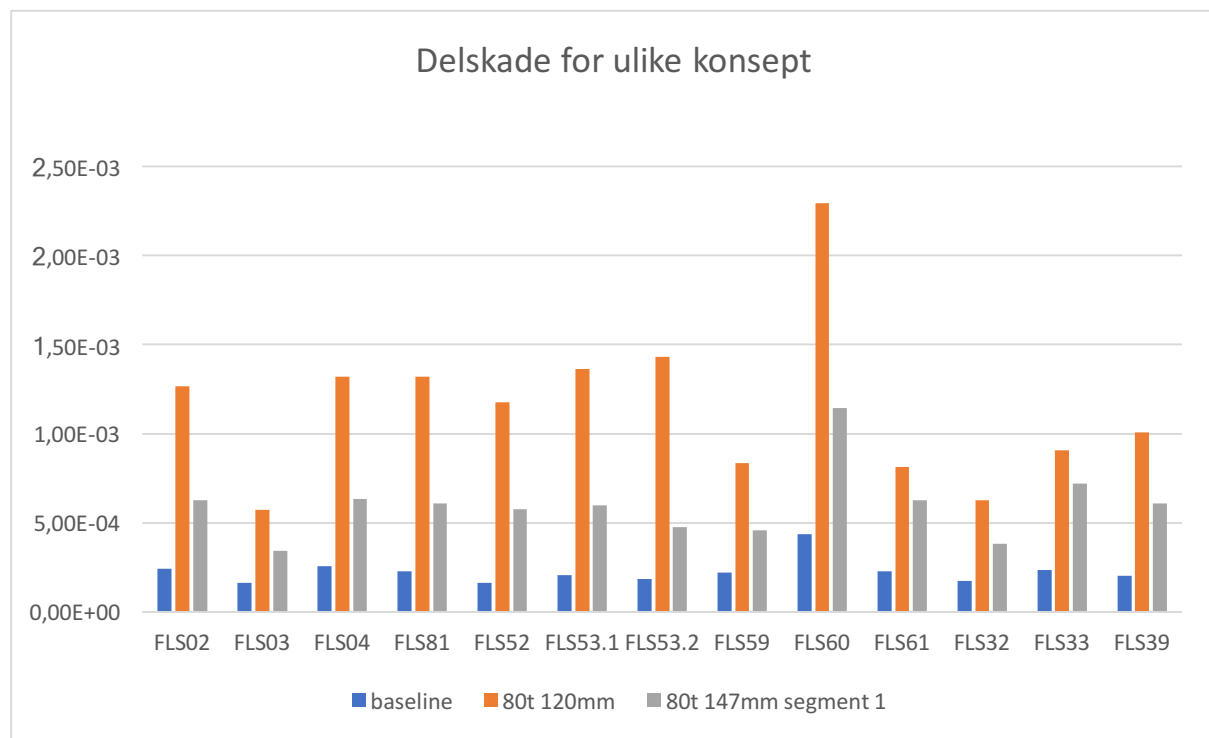
### 6.3 Simulering av nytt konsept for å oppnå lågare delskade

Etter at simuleringane av konseptet med klumpvekter og fiberliner var utført, vart det bestemt at eit nytt konsept skulle simulerast for å prøve å oppnå same delskade som for *baseline*, men likevel behalde reduksjonen i linekrefter ved ULS-tilfella. Ettersom dei sykliske belastningane

over tid ved *fairlead* er noko av det som dimensjonerer levetida til forankringsystemet kunne ein lågare delskade vore oppnådd dersom dimensjonen for dette segmentet hadde vore høgare. Ved å nytta likning (2.22) for å berekna ein ny diameter på forankringslina, vart det funnen at dimensjonane måtte vore større enn for *baseline* for å oppnå den same delskaden. Dette var ikkje ønskeleg fordi det då ikkje hadde vore hensiktsmessig å argumentera for å innføra klumpvekter på forankringslinene. Derimot vart det testa om delskaden for *baseline* kunne vore nådd om berre segmentet som er mest utsatt for utmattingsdelskade hadde fått ein høgare diameter.

Dette konseptet tok utgangspunkt i dei same konfigurasjonar som klumpvekt på fiberline, bortsett frå at segment 1 (Tabell 3-2) fekk behalda same diameter som i *baseline* (147 mm). Segment 1 er 10 meter langt og er festa til *fairlead*. Det vart her bestemt at alle dei 13 FLS-tilfella og det verste ULS-tilfelle (ULS67) skulle simulerast med ei 80 tonn klumpvekt.

Figur 6-24 visar delskaden i forankringslinene ved *fairlead* for eitt år for dei ulike konsept. Ein kan sjå at ei auke i diameteren for segment 1 har ein betydelig positiv effekt for delskaden til forankringsystemet. Alle FLS-tilfella oppnår ein delskade nærare *baseline*. FLS61 og FLS33 er dei tilfella der det nye konseptet viste lågast positiv innverknad. Begge desse tilfella har dei høgaste vindhastigheitene (16 m/s) og dei høgaste bølgiene (sjå Tabell 4-1 for lastar for FLS-tilfelle), men ingen av dei gjer det største bidraget til utmatting. Det største bidraget til utmatting er FLS60 og for dette tilfellet har det nye konseptet stor positiv innverknad då delskaden redusert med om lag 50 % i forhold til konseptet med klumpvekt på fiberline og 120 mm i segment 1.



Figur 6-24 Delskade for eitt år for ulike konsept for alle dei verste FLS-tilfella



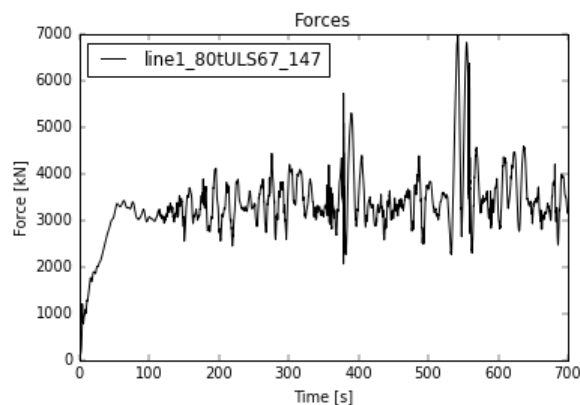
Tabell 6-3 visar ein oversikt over kor stor nedgangen i delskade er for kvart tilfelle ved å gje segment 1 ein diameter på 147 mm. Den største nedgangen er 66,8 % for FLS53.2, medan den lågaste nedgangen er 20,7 % for FLS33.

Tabell 6-3 Delskade for klumpvekt 80 t med 120/165 mm og 147 mm i segment 1 og nedgang i delskade i %

	Delskade 120/165 mm	Delskade 147 mm segment 1	Nedgang
FLS02	1,27E-03	6,25E-04	50,6 %
FLS03	5,74E-04	3,44E-04	40,0 %
FLS04	1,32E-03	6,35E-04	52,0 %
FLS81	1,32E-03	6,07E-04	54,0 %
FLS52	1,18E-03	5,76E-04	51,0 %
FLS53.1	1,36E-03	5,99E-04	56,0 %
FLS53.2	1,43E-03	4,75E-04	66,8 %
FLS59	8,35E-04	4,57E-04	45,3 %
FLS60	2,29E-03	1,14E-03	50,2 %
FLS61	8,12E-04	6,29E-04	22,6 %
FLS32	6,28E-04	3,82E-04	39,3 %
FLS33	9,08E-04	7,20E-04	20,7 %
FLS39	1,01E-03	6,10E-04	39,4 %

Ettersom delskaden ved ankeret også kan vere høg, kan det vere interessant å kontrollere at delskaden ved ankeret ikkje overstig delskaden ved *fairlead* etter at dimensjonen er endra. Det er derimot grunn til å tru at dersom ein hadde auka dimensjonen til forankringslina ved ankeret også, kunne ein oppnådd ein reduksjon i delskade også her.

Det er kontrollert at dei maksimale linekreftene for ULS67 er dei same når diameteren på segment 1 aukast. Det kjem fram av Figur 6-25 at dei maksimale linekreftene faktisk søkk ytterlegare for dette konseptet. Dette tydar på at det krev høgare krefter for å strekkje ut lina. Den ekstra tyngda øvst i forankringslinene har med andre ord positiv effekt på tilfellet med ekstrem vind og bølger. Tabell 6-4 summerer opp endringar i maksimale linekrefter for dei ulike tilfella. Dersom diameteren på segment 1 endrast til 147 mm, kan ein kan sjå ein nedgang i maksimalkrefter på 28,7 % frå *baseline*.



Figur 6-25 Aksiale linekrefter for ULS67 med 80 tonn klumpvekt ved å auke diameter på segment 1 til 147 mm

Tabell 6-4 Endring i maksimale linekrefter for ULS67 for baseline, 80 t klumpvekt (120 mm) og 80 t (147 mm)

	<i>Baseline</i> (147 mm)	Klumpvekt 80 tonn (120 mm)	Klumpvekt 80 tonn (147 mm segment 1)
ULS67	9 790 kN	8 340 kN	6 980 kN

Tabell 6-5 visar ulikheita i total vekt for *baseline* og konseptet med klumpvekt på fiberline. I tillegg vises det nye konseptet med 147 mm i segment 1 i same tabell. Konseptet med klumpvekt (80 tonn) på fiberline vil tilsvara ein reduksjon i total vekt på 21,8 % frå *baseline*. Etter auka i diameter for segment 1 aukar ikkje den totale vekta stort og nedgangen i total vekt er 21,4 %. Den berekna totale vekta i Tabell 6-5 tar ikkje omsyn til ankervekt og om ulike ankertypar er naudsynt for ulike linedimensjonar.

Tabell 6-5 Samanlikning av total vekt for baseline og konsept med klumpvekt på fiberline

	<b><i>Baseline</i></b>	<b>Fiberline og klumpvekt 80 tonn</b>		<b>Fiberline og klumpvekt 80 tonn (147 mm segment 1)</b>		
		Kjetting	Fiberline	Kjetting seg 1	Kjetting	Fiberline
Linediameter [mm]	147	120	165	147	120	165
Total linelengd [m]	2 372	2 372		2 372		
Vekt per meter [kg/m]	432,3	288,0	26,1	432,3	288,0	26,1
Total vekt i luft [kg]	1 025 250	801 562		805 890		

## 7 Konklusjon

### 7.1 Hovudfunna i prosjektet

Eit referansetilfelle, *baseline*, vart funnen som eit godt samanlikningsgrunnlag for dette prosjektet, med ei minimum levetid på 55 år. Resultata frå FLS-analyse viste same trendar som resultata frå RENERGIX-prosjektet. Resultata frå ULS-analyse viste maksiale linekrefter på 9 790 kN for line 1. Dette var tilfellet ULS67 der vind og bølger har ei retning på 30°.

Ved innsetting av fiberline med diameter 165 mm på om lag 1/5 av lengda på forankringslinene og ved å redusera diameteren på kjettingen til 120 mm, kan ein oppnå ein betrakteleg reduksjon i total vekt på forankringslinene. Dersom ei klumpvekt på 80 tonn installerast på kvar av fiberlinene vil reduksjonen i total vekt på forankringslinene vere om lag 21,8 %.

Etter ei analyse av det FLS-tilfelle som bidrar mest til utmatting på kvar av forankringslinene, ser derimot konseptet med klumpvekt på fiberliner ikkje ut til å gje ein beistring i utmattingsdelskade. Det mest utsette segmentet for utmatting på forankringslinene, er øvst i kjettingen ved *fairlead*. Dersom diameteren på dette segment 1 aukast til 147 mm, kan ein oppnå ein reduksjon i utmattingsdelskade. Dette segmentet er 10 meter langt og ein kan då oppnå ein reduksjon i total vekt på 21,4 % samanlikna med *baseline*. Den største reduksjonen i delskade for konseptet med klumpvekt på fiberline ved å endre diameteren på segment 1 frå 120 til 147 mm er 66,8 %. Dette kan tilfredsstilla krava for levetid for konstruksjonen, men trygge samanfatningar kan ikkje dragas i mangel av ei full FLS-analyse.

Ei analyse av ULS-tilfellet med høgast linekrefter (ULS67) ved innsetting av klumpvekt på fiberline, ga varierende resultat. Klumpvekt på 50 tonn resulterte ikkje i ein reduksjon i maksimale linekrefter. Derimot sank linekreftene for dette lasttilfelle i samhald med auka i storleik på klumpvektene. Dei lågaste linekreftene vart observert for den tyngste klumpvekta, 140 t, med ei nedgang på 20,8 % frå *baseline*. I tillegg vil dei vertikale kreftene ved ankeret reduserast betrakteleg med auka tyngde på klumpvekt. Dei lågaste kreftene vart også her funnen ved 140 t klumpvekt. Dette tydar i all hovudsak på at tunge klumpvekter har positiv innverknad på forankringssystemet om ein analyserar eit ULS-tilfelle med ekstreme vind- og bøljelastar.

Ved å auke diameteren på segment 1 frå 120 til 147 mm, viste analyse av ULS67 med ei klumpvekt på 80 t ein desto større reduksjon i maksimale linekrefter, med ein nedgang på 28,7 %. Dermed visar det seg at tunge klumpvekter på forankringslinene kan ha signifikant positiv innverknad for dei maksiale linekreftene. Dersom diameteren på segment 1 i tillegg aukast, kan forankringssystemet også stå i mot dei sykliske belastningane som førar til utmatting i kjettingen.

## 7.2 Forslag til vidare arbeid

Ei full FLS-analyse anbefalast på det sterkaste for konseptet med klumpvekt på fiberline med diameter 147 mm for segment 1. Dette må gjerast for å berekne levetida til konstruksjonen. FLS-tilfella er i dette prosjektet simulert utan å ta omsyn til straum (fullstendig forklaring av dette i 4.2). Ein betre metode for korleis straum kan implementerast for FLS-analysar er naudsynt for å få eit meir nøyaktig bilete av realiteten.

Data for lasttilfella og avgrensingane i RENERGIX-prosjektet er basert på Hywind Metocean design basis (Statoil 2014). Ein meir detaljert studie av OO Star kan oppnåast ved å definera kva lasttilfelle som er kritisk for OO Star og ikkje Hywind.

På slutten av dette prosjektet vart det i tillegg til konseptet med klumpvekter, diskutert eit heilt nytt konsept for forankringssystemet. Konseptet går ut på å feste ei fiberline til *fairlead* i tillegg til kjettingen. Fiberlina vil strekkje seg ut etterkvart som kreftene i systemet aukar. Det anbefalast å simulere grensetilstandar for dette konseptet.

I tillegg til reduksjon av linedimensjon, er kortare linelengde også ein faktor for kostnadsreduksjon for forankringssystemet. Lina kan kortas ned både for *baseline* og for konseptet med klumpvekt på linene. Ein kunne dermed potensielt ha beholdt diameteren på kjettingen og likevel oppnådd same reduksjon i total vekt.

Sidan flytande offshore vindturbinar er tenkt å plasserast i ein vindpark bestående av fleire konstruksjonar, kan det oppstå problem med tanke på forankringa. *Catenary* moringsystem kan vere ein dimensjonerande faktor i forhold til kor tett turbinane kan plasserast, fordi det dekkjer eit stort areal av havbotn. Det må difor tas omsyn til dette om OO Star skal plasserast i ein park av fleire vindturbinar.

## 8 Referansar

- Det kongelige klima- og miljødepartementet. (2015). Meld. St. 13. *Ny utslippsforpliktelse for 2030 – en felles løsnings med EU*.
- DNV GL. (2011). *Recommended practice DNV-RP-H103*. Modelling and analysis of marine operations. 150 s.
- DNV GL. (2013). *Offshore Standard DNV-OS-J103*. Design of Floating Wind Turbine Structures 124 s.
- DNV GL. (2014a). Electrifying the future.
- DNV GL. (2014b). *Offshore Standard DNV-OS-J101*. Design of Offshore Wind Turbine Structures
- DNV GL. (2015a). *Offshore Standard DNV-OS-E301*. Position mooring.
- DNV GL. (2015b). *Offshore Standard DNV-OS-E303*. Offshore fiber ropes.
- DNV GL. (2017). *Floating Offshore Wind Turbines*. Revision of DNV GL standard for design of offshore wind turbine structures.
- Dr. techn. Olav Olsen. (2015). Mooring Analyses - Phase II. 60 s.
- Dr.techn. Olav Olsen. (2015a). Design Basis - Phase II.
- Dr.techn. Olav Olsen. (2015b). Mooring Analyses - Phase II. 60 s.
- EWEA. (2015). Wind energy scenarios for 2030.
- Faltinsen, O. M. (1990). *Sea Loads on Ships and Offshore Structures* Cambridge: Cambridge University Press.
- Forskningsrådet. (2012). *Nytt stort program for energiforskning (RENERGIX)* Tilgjengelig fra: <http://www.forskningsradet.no/no/Utlysning/RENERGI/1079630580637> (lest 24. februar 2017).
- Hammoutene, A. G. A. (2006). *Offshore Mooring Lines*. I: Engineering, O. C. (red.). Tilgjengelig fra: [http://www.dredgingengineering.com/moorings/lines/Offshore\\_moorings\\_lines\\_moorings\\_system.htm](http://www.dredgingengineering.com/moorings/lines/Offshore_moorings_lines_moorings_system.htm) (lest 8. mai 2017).
- Haver, S. (2010). Wind Loads
- Kjelstad, E. S. (2017). *Kostnadsanalyse av forankringen til flytende vindturbiner*. Ås: NMBU.
- Knudsen, E. L. (2016). *Innovativt forankringssystem for flytende vindturbiner*. Ås: NMBU. 95 s.
- Luo, Y. (1992). *Optimum design of clump weights for offshore mooring systems*. Proceeding of the Second International Offshore and Polar Engineering Conference USA. London, UK: Noble Denton
- Nilsson & Westin. (2014). *Floating wind power in Norway* Lund: Lund university Faculty of Engineering 107 s.
- NVE m.fl. (2016). *Teknologi*. Tilgjengelig fra: <http://www.fornybar.no/vindkraft/teknologi> (lest 3. april 2017).
- Nygaard, T. A. (2017). (Rettleiingsmøte).
- Scottish Government. (2007). *Scottish Ocean Climate Status Report 2004 and 2005*. Hughes, S. L. Aberdeen
- Statoil. (2014). Hywind Buchan Deep Metocean Design Basis

- Statoil. (2015a). *Our offshore wind projects*. Tilgjengelig fra:  
<https://www.statoil.com/en/what-we-do/new-energy-solutions.html> (lest 21. april 2017).
- Statoil. (2015b). *Statoil to build the world's first floating wind farm: Hywind Scotland*.  
Tilgjengelig fra:  
<https://www.statoil.com/content/statoil/en/news/hywindscotland.html> (lest 22. januar 2017).
- Stovner, S. (2017). *Ukoblet vs. koblet analyse i utmattingsberegning for flytende vindturbin*.  
Ås: NMBU.
- Terjesen, G. (2015a). Bruk av standarder ved utmattingsberegninger. Fokus: DNV-RP C203.  
21 s.
- Terjesen, G. (2015b). Grunnleggende om utmatting i metaller
- Wind Europe. (2017). *The European offshore wind industry. Key trends and statistics 2016*.  
36 s.





Norges miljø- og biovitenskapelig universitet  
Noregs miljø- og biovitenskapelige universitet  
Norwegian University of Life Sciences

Postboks 5003  
NO-1432 Ås  
Norway