



Norges miljø- og
biovitenskapelige
universitet

Masteroppgave 2017 30 stp
Fakultet for realfag og teknologi

Vurdering av ukoblet analyse for utmattingsberegning på flytende vindturbin

Simen Stovner
Maskin, prosess- og produktutvikling

Sammendrag

Flytende vindturbiner utsettes for mye utmattende belastning. Separate utmattingsanalyser av flytende vindturbiner er tidsmessig gunstig. I tillegg er det da mulig for aktører å beholde teknologi konfidensiell samtidig som den kan deles.

Problemets ikke-lineære natur gjør at separate ukoblede analyser ikke nødvendigvis stemmer overens med virkeligheten. Nøyaktigheten til ukoblede utmattingsanalyser sammen med kombinasjonsformel for summering av utmattingskader fra to dynamiske ukoblede prosesser har blitt vurdert opp mot koblede referansetilfeller.

Referansemodellen for utmattingsanalysene har vært Olav Olsen Star Wind Floater i kombinasjon med en 6 MW vindturbin. Analysene har blitt gjort med det aero-hydro-servo-elastiske dataverktøyet 3DFloat, i tidsplanet. Kombinasjonsformelen som har blitt benyttet er hentet fra DNVGL-RP-C203.

Resultatene viser at ukoblede analyser gir et konservativt estimat dersom det er lite kombinasjonseffekter i den koblede prosessen. Om det er koblingseffekter tilstede kan resultatene fra ukoblede utmattingsanalyser vær underestimerende.

Abstract

Floating wind turbines are exposed to fatigue damage.

Forord

Denne oppgaven er skrevet våren 2017 ved Norges miljø- og biovitenskapelige universitet. Den er det avsluttende arbeidet av min utdanning innen maskin. Min hovedveileder har vært førsteamanuensis Marit Irene Kvittem, og professor Tor Anders Nygaard har vært biveileder.

Denne oppgaven dreier seg om analysing av flytende vindturbiner. Flytende vindturbiner er et stadig voksende felt som blir mer og mer synlig. Det har vært spennende å ha veiledere som er med på å drive denne utviklingen videre.

Takk til førsteamanuensis Marit Irene Kvittem og professor Tor Anders Nygaard for veiledning av oppgaven, Institutt for energiteknikk (IFE) for 3DFloat, Dr.tech. Olav Olsen for den flytende vindturbinen OO Star Wind Floater, NREL for TurbSim koden, Christina Stal, Erlend Kjelstad og Marius Raaen for følget gjennom perioden, lunsj pauser og den ukentlige klatreøkta.

Simen Stovner

Ås, 15. mai 2017

Innholdsfortegnelse

| | |
|--|-----------|
| FIGURLISTE | XI |
| TABELLISTE..... | XI |
| SYMBOLER OG TERMINOLOGI..... | XII |
| 1 INTRODUKSJON..... | 1 |
| 1.1 MÅL FOR OPPGAVEN | 2 |
| 1.2 PROBLEMSTILLING | 3 |
| 1.3 BEGRENSNINGER | 3 |
| 2 TEORI..... | 4 |
| 2.1 MILJØLASTER..... | 4 |
| 2.1.1 Vind..... | 4 |
| 2.1.2 Bølger | 6 |
| 2.2 UTMATTING | 8 |
| 2.2.1 Spenningsberegninger | 8 |
| 2.2.2 Rainflow-metoden..... | 9 |
| 2.2.3 Spenning – Levetid metoden (S-N metoden)..... | 10 |
| 2.2.4 Miner-Palmgren regelen..... | 11 |
| 2.3 KOMBINASJONSFORMELEN..... | 12 |
| 3 METODE..... | 13 |
| 3.1 3DFLOAT | 13 |
| 3.1.1 Frihetsgrader og koordinatsystem | 14 |
| 3.2 OO STAR WIND FLOATER | 16 |
| 3.3 LASTTILFELLER | 18 |
| 3.4 UTMATTING | 20 |
| 3.5 EGENFREKVENSANALYSE/DECAY TEST OG VARIANSSPEKTRUM..... | 24 |
| 4 RESULTATER..... | 25 |
| 4.1 1P, EGENFREKVENSER OG NATURLIGE SVINGEPERIODER | 25 |
| 4.2 DELSKADER | 26 |
| 4.3 VARIANSSPEKTRUM | 32 |

5 DISKUSJON.....36
6 KONKLUSJON.....39
7 REFERANS40

Figurliste

| | |
|---|----|
| FIGUR 2-1 REGULÆRBØLGEPROFIL..... | 6 |
| FIGUR 2-2 JONSWAP SPEKTER | 7 |
| FIGUR 2-3 KOORDINATSYSTEM | 9 |
| FIGUR 2-4 RAINFLOW TELLING..... | 10 |
| FIGUR 3-1 GLOBALT KOORDINATSYSTEM..... | 15 |
| FIGUR 3-2 LOKALT KOORDINATSYSTEM I 3DFLOAT..... | 16 |
| FIGUR 3-3 OO STAR..... | 17 |
| FIGUR 3-4 FORANKRINGSLINENE..... | 18 |
| FIGUR 3-5 BLADROT | 21 |
| FIGUR 3-6 TÅRNBUNN | 22 |
| FIGUR 4-1 DELSKADE I BLADROT | 27 |
| FIGUR 4-2 DELSKADE I FORANKRINGSLINE 1..... | 28 |
| FIGUR 4-3 DELSKADE I FORANKRINGSLINE 2..... | 29 |
| FIGUR 4-4 DELSKADE I FORANKRINGSLINE 3..... | 30 |
| FIGUR 4-5 DELSKADE I BUNN AV TÅRN | 31 |
| FIGUR 4-6 VARIANSSPEKTRUM FLS04..... | 32 |
| FIGUR 4-7 VARIANSSPEKTRUM FLS33..... | 33 |
| FIGUR 4-8 VARIANSSPEKTRUM FLS61..... | 34 |
| FIGUR 4-9 VARIANSSPEKTRUM FLS61..... | 35 |

Tabelliste

| | |
|---|----|
| TABELL 3-1 LASTTILFELLER | 19 |
| TABELL 3-2 PARAMETERE FOR S-N KURVER I LUFT | 23 |
| TABELL 3-3 S-N KURVE PARAMETERE FOR FORANKRINGSLINER..... | 23 |
| TABELL 4-1 PUNKTER I TVERRSNITTENE | 25 |
| TABELL 4-2 AKTUELLE EGENFREKVENSER..... | 26 |

Symboler og terminologi

| Symbol/Terminologi | Beskrivelse |
|---------------------------|---------------------------------------|
| OO | Dr. tech. Olav Olsen AS |
| OO Star | Olav Olsen Star Wind Floater |
| IFE | Institutt for energiteknikk |
| FEM | Finite Element Method |
| NREL | National Renewable Energy Laboratory |
| FLS | Fatigue limit state |
| PSD | Power spectral density |
| RNA | Rotor Nacelle Assembly |
| SWL | Sea water level |
| C-203 | DNVGL-RP-C203 |
| OVT | Offshore vindturbin |
| FOVT | Flytende offshore vindturbin |
| PM | Pierson-Moskowitz |
| C203 | DNVGL-RP-C203 |
| 3DFloat | Aero-hydro-servo-elastisk dataprogram |
| BEM | Beam Element Momentum Theory |
| D | Delskade |

| | |
|-------------------------------|--------------------------|
| N | Antall sykler før brudd |
| n | Antall sykler utført |
| σ | Spenning |
| σ_x | Aksialspenning |
| τ_{xy} | Skjærspenning |
| H | Bølgehøyde |
| H_s | Signifikant bølgehøyde |
| T | Periode |
| T_p | Peak periode |
| λ | Bølgelengde |
| f | Frekvens |
| f_p | Peak frekvens |
| C_d | Drag koeffisient |
| C_m | Addert masse koeffisient |
| U | Vindhastighet |
| α | Power law exponent |
| M | Moment |
| F | Kraft |
| θ | Vinkel |
| I | Treghetsmoment |
| A | Areal |

1 Introduksjon

Vindkraft er nødvendig. Verdens energibehov øker (FN 2016). Samtidig er det et globalt samarbeid for å redusere klimagassutslippene. Et samarbeid som stadfestes i blant annet Parisavtalen (United Nations 2015). Behovet for miljøvennlige og bærekraftige energiløsninger blir derfor stadig større. Vindkraftverk er en fornybar og ren form for energiproduksjon og kan være en viktig brikke i å gjøre verden mindre avhengig av fossile energikilder (Gjærum et al. 2013).

Det foregår en betydelig utvikling av offshore vindturbiner (OVT). Utviklingen av bunnfaste OVT har kommet lengst, men flytende offshore vindturbiner (FOVT) blir stadig mer aktuelle. Til havs kan større områder dekkes og vindforholdene er bedre enn på land, men en del havområder er for dype for bunnfaste OVT så det er nødvendig med FOVT.

Utmattings- og levetidsberegninger er viktig ved design av OVT og andre offshore konstruksjoner. De utsettes for mye syklisk belastning som gir fare for utmattingsbrudd. Aerodynamisk last fra vind og hydrodynamiske laster fra bølger og strøm er slike sykliske laster og gjør havet til et komplekst miljø å plassere konstruksjonene i. For gode, nøyaktige beregninger trengs det derfor detaljerte dynamiske simuleringstøytøy

Å gjøre nøyaktige beregninger av utmattingskade for FOVT krever riktignok mye tid og datakapasitet. For det første trengs det et stort antall lasttilfeller for å dekke sannsynlige kombinasjoner av vindhastighet, bølgehøyde, bølgelengde og strøm som konstruksjonen vil oppleve i løpet av levetiden. For det andre kreves koblede tidsplansimuleringer for å beregne lasthistorien grunnet FOVTs ikke-lineære respons på miljølastene.

Utmattingskade som kommer av miljølastene vind, bølger og strøm kan analyseres separat, også kalt ukoblet analyse. Ukoblet analyse reduserer antall lasttilfeller og dermed også tiden det tar å analysere. I tillegg blir ukoblet analyse benyttet når involverte aktører ønsker å beholde konfidensialitet og opphavsrettigheter. Da beregnes lastene på turbinen og lastene på det flytende

fundamentet separat. Når utmattingskader er funnet ved ukoblede analyser benyttes kombinasjonsformler til å finne resulterende utmattingskade. Å legge sammen utmattingskadene med addisjon vil ifølge den anbefalte praksisen i appendiks F.3 i DNVGL-RP-C203 (C203) ikke være konservativt (DNV GL 2016). Det er derfor utviklet metoder og formler for å få en mer konservativ resulterende utmattingskade. En slik kombinasjonsformel for «kombinering av delskade fra to dynamiske prosesser» er beskrevet i appendiks F.3 i C203. Lie og Fylling (1994) sammenligner fem andre metoder for å finne kombinert utmattingskade i offshore forankringslinjer.

Ong et al. (2014) har funnet at ukoblet metode med kombinerende av resultater fra vind- og bølgesimuleringer kan stemme greit overens med koblet metode for en jacket-type bunnfast OVT. Etersom FOVT flyter og kan beveges friere enn bunnfaste OVT er det likevel ikke gitt at funnene til Ong et al. er overførbare til FOVT. Det kan være kombinasjonseffekter som ikke kommer med ved ukoblede simuleringer, og som kombinasjonsformler ikke får estimert. Kombinasjonsformelen i C203 tar heller ikke hensyn til mulig faseforskyvning mellom lastene, men legger spenningsamplitude oppå spenningsamplitude.

1.1 Mål for oppgaven

Målet for oppgaven er å vurdere en fremgangsmåte med ukoblede analyser av vind- og bølgelaster mot et koblet referansetilfelle hvor vind- og bølgelaster blir påført samtidig, for å undersøke nøyaktigheten ved ukoblede analyser for utmattingsberegninger på FOVT.

Det er i dag vanlig med separate analyser av vind- og bølgelaster, men problemets ikke-lineære natur medfører at dette ikke stemmer overens med virkeligheten.

For kombinerende av delskader benyttes kombinasjonsformelen i C203. Den halvt nedsenkbare FVOTen Olav Olsen Star Wind Floater (OO Star) sammen med en 6 MW turbin velges som referansestruktur. 3DFloat brukes som analyseverktøy. Både ukoblede og koblede analyser gjøres i tidsplanet.

Selve utmattingsberegningene gjøres, etter analyser med 3DFloat, ved telling av lastsykler med rainflow-metoden, anvendelse av S-N kurver og delskadeberegninger med Miner Palmgren summasjon.

Hovedmål:

- Vurdere nøyaktigheten av ukoblede analyser av vind og bølgelaster på en FOVT mot koblede referansetilfeller, ved bruk av kombinasjonsformelen i C203.

Delmål:

- Lære og anvende 3DFloat.

1.2 Problemstilling

Hvor nøyaktig er utmattingsanalyser med ukoblede vind- og bølgelaster på en halvt nedsenkbar flytende offshore vindturbin, ved bruk av kombinasjonsformelen i C203 til beregning av resulterende delskade, sammenlignet med koblede utmattingsanalyser? Når gir de ukoblede analysene presise resultater, når underestimerer de utmattingskaden og når er de konservative?

1.3 Begrensninger

- Det gjøres ingen økonomiske vurderinger
- Simuleringer og beregninger gjøres på kun én plattform
- Det brukes et begrenset sett miljøtilstander
- Det blir kun gjort sammenligninger av delskader for enkelttilfeller. Det gjøres ingen levetidsberegninger.

2 Teori

Dette kapittelet beskriver kort den mest sentrale teorien som ligger til grunn for oppgaven. Det inkluderer teori om vind- og bølgelaster, beregning av spenninger og beregning av delskade som følge av utmatting.

2.1 Miljølaster

Hovedlastene fra miljøet på flytende offshore vindturbiner er vind, bølger og strømming. Denne oppgaven tar for seg lastene fra vind og bølger på FOVT. Innholdet i dette delkapittelet bygger i hovedsak på boken 'Wind Energy Explained' (Manwell et al. 2009)

2.1.1 Vind

Vind til havs er utsatt for mindre skjærkrefter enn vind til lands, har høyere vindhastighet med økende avstand fra land, og har lavere turbulensintensitet. Vindhastigheten stabiliseres omtrent 50 meter fra land. I dette delkapittelet beskrives vindprofil, tårnskygge, turbulens og *blade element momentum theory* (BEM) i korte trekk.

Grunnet friksjon mot underlaget blir vinden bremsset opp nær havoverflaten. Det skapes en vindprofil hvor vindhastigheten forenklet kan beskrives som en funksjon av høyden:

$$\frac{U(z)}{U(z_r)} = \left(\frac{z}{z_r}\right)^\alpha \quad (1)$$

Hvor $U(z)$ er vindhastigheten ved høyden z , $U(z_r)$ er en kjent vindhastighet ved høyden z_r , og α er en eksponent kalt *power law exponent* som varierer med flere parametere som høyde, tidspunkt, årstid, terrenget rundt, vindhastighet og temperatur. Vindhastighetene er i meter per sekund og høydene er i meter.

Flere sykliske effekter opptrer som følge av rotasjonen til turbinen. Effekter som opptrer en gang per rotasjon har en frekvens som kalles 1P, effekter som opptrer tre ganger per rotasjon har en frekvens på 3P. 1P og 3P er gjennomsnittlige verdier ettersom rotorhastigheten ikke er konstant. Når vinden treffer tårnet blir den bremsset. Bak tårnet vil vindhastigheten derfor minke. Når et blad passerer tårnskyggen vil det skapes vibrasjon i både bladet og tårnet. Hvert blad vil oppleve en syklisk vibrasjon med frekvensen 1P. Når rotoren har tre blader får tårnet vibrasjon med frekvens på 3P. Frekvensen 1P i radianer per minutt blir:

$$1P = \frac{n}{60} * 2\pi \quad (2)$$

Hvor 1P er rotorfrekvensen i radianer, ved n rotasjoner per minutt. 1P og n varierer med rotorens hastighet.

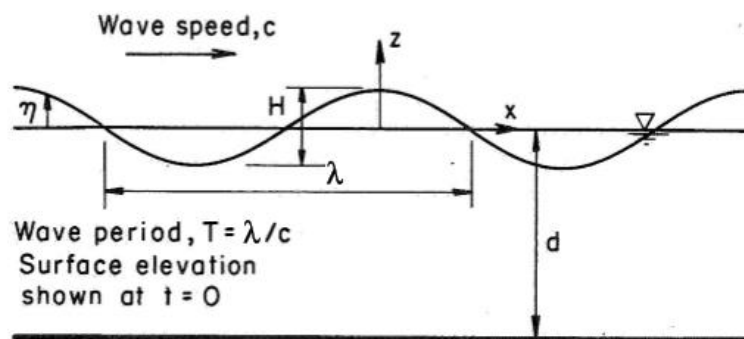
Turbulens er forandring i vindhastighet og retning over kort tid. Turbulensintensitet er den enkleste måten å angi turbulens på. Det defineres som forholdet mellom standardavviket til vindhastigheten og gjennomsnittlig vindhastighet. Turbulensintensiteten er ofte mellom 0,1 og 0,4, og høyest intensitet oppstår normalt ved lavest vindhastighet. Turbulensintensiteten til havs er lavere enn på land, blant annet på grunn av mindre overflateruhet. Likevel kan turbulensintensiteten øke betydelig når en offshore vindpark er bygd. Dette kommer av forandringen i strømningsbildet.

BEM kan brukes for å beregne vindlastene på blader. Det er en kombinasjon av *blade element theory* og *momentum theory*. Luftstrømninger og krefter på rotorbladene kan beregnes med *momentum theory*. *Blade element theory* deler bladene opp i tynne elementer som virker uavhengig av hverandre. Kraftene på alle elementer i et blad beregnes og summeres for å finne kreftene på hele bladet.

2.1.2 Bølger

Hydrodynamiske laster gjør design av OVT mer komplekst enn design av landbaserte vindturbiner. Bølgelaster kan være av like stor betydning som vindlaster, spesielt ved design av fundamentet. Mesteparten av bølger kommer av skjærkrefter fra vindens bevegelse langs havoverflaten, som flytter noe av vannet. Ved dypt vann og lav vindhastighet blir bølgene ganske regulære. Når vindhastigheten øker blir bølgene mer komplekse.

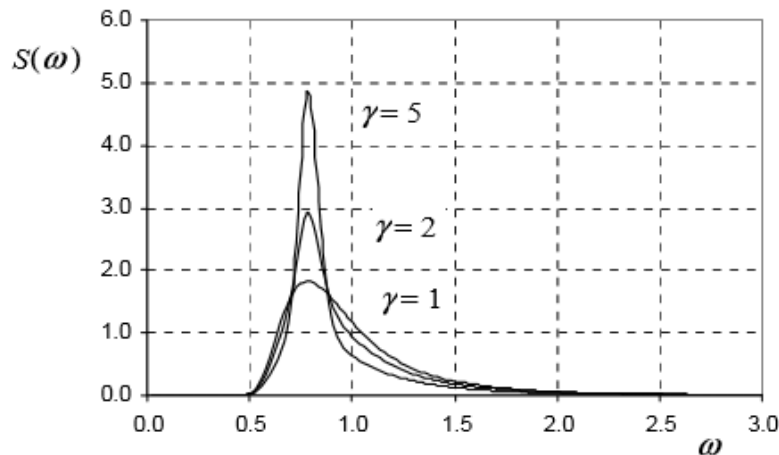
Airy bølgemodell er en forenklet teori med mange antagelser og beskriver regulære bølger som forplantes med permanent form. Regulære bølger har en tydelig bølgelengde, bølgehøyde og bølgeretning som vist i figur 2-1. Airy bølger er et godt utgangspunkt for mer komplekse bølger.



Figur 2-1 Regulærbølgeprofil med blant annet bølgehøyden (H). Perioden (T) er tiden det tar for en hel bølgelengde (λ) å passere samme punkt (DNV 2011).

Irregulære bølger gir en mer realistisk beskrivelse av sjø. De kan modelleres ved superposisjon av regulære bølger. Irregulære bølger har ikke én enkelt bølgehøyde eller bølgelengde. Ved modellering kan de beskrives med bølgespektrere ved å oppgi verdier for signifikant bølgehøyde (H_s) og peak periode (T_p). T_p er inverse av peak frekvensen (f_p), som er frekvensen hvor bølgespekteret når maks.

Bølgespektrere oppgir fordelingen av energi i bølgene som funksjon av frekvens. Pierson-Moskowitz spekteret (PM) og JONSWAP spekteret er to mye brukte bølgespektrere. JONSWAP er en modifisering av PM. I Nordsjøen anbefales JONSWAP og ved åpent hav anbefales PM. Ved å sette verdien gamma (γ) til 1,0 for JONSWAP spekteret reduseres det til PM. Figur 2-2 viser JONSWAP spekter med $H_s=4,0\text{m}$ og $T_p=8,0\text{s}$ ved forskjellige verdier for γ .



Figur 2-2 JONSWAP spekter for ulike verdier av γ . Ved $\gamma=1$ reduseres spekteret til et PM spekter. Her er $H_s=4,0\text{m}$ og $T_p=8,0\text{s}$ (DNV 2011).

Morison's likning er mye brukt for å beregne hydrodynamiske krefter strukturerer i havet. Den inkluderer krefter for drag- og treghetskrefter. Treghetskreftene kommer av vannbevegelsens akselerasjon, og avhenger av blant annet koeffisienten for addert masse (C_m). Dragkreftene kommer av viskøs strømming, og avhenger blant annet av koeffisienten for drag (C_d).

Demping er tapping av energi fra et system.

2.2 Utmatting

Utmatting er dannelse og vekst av sprekker under dynamiske/sykliske belastninger. Total levetid kan forklares som summen av sykler det tar å initiere og drive en sprekke til brudd. Ved periodiske lastvekslinger med tilstrekkelig stor spenning vil det oppstå utmattingsbrudd. Utmattingsbrudd kan oppstå selv ved spenninger betydelig lavere enn materialets fasthetsverdier (strekkfasthet og flytegrense). Kjerver er punkter med spenningskonsentrasjoner og er vanlige steder for sprekkeinitiering. Sveis er en form for kjerv. Sveiser inneholder ofte defekter som gjør dem ekstra utsatt (Terjesen 2016). I dette delkapittelet presenteres teorier som ligger til grunn for utmattingsberegninger. Det inkluderer spenningsberegninger, rainflow-metoden for telling av sykler, anvendelse av S-N kurver og beregning av Miner sum.

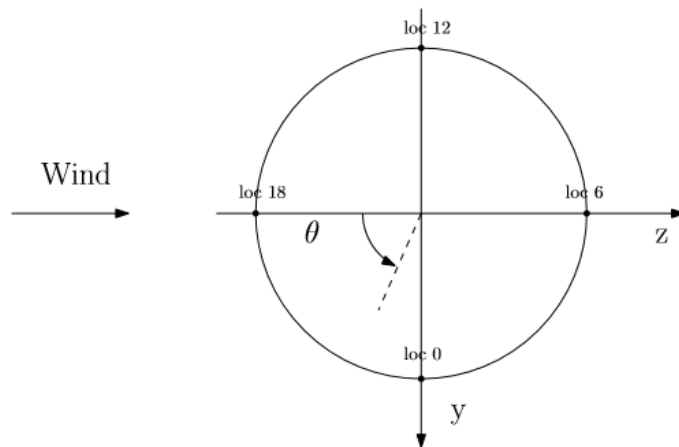
Utmattingsberegninger kan gjøres ved ulike metoder som inkluderer telling av lastsykler med ulike spenningsamplituder og anslag av hvor mange lastsykler som tåles ved gitte spenningsamplituder.

2.2.1 Spenningsberegninger

For å beregne utmattingskade trengs spenningsforløpet. For et sirkulært element som tar opp moment, med koordinatsystem som vist i figur 2-3 og kraft i z-retning kan aksialspenningene i elementet finnes med formel 3. For et element som ikke tar opp moment kan aksialspenningen i elementet beregnes med formel 4 (Kvittem 2014).

$$\sigma_x = \frac{F_x}{A} + \frac{M_y}{I_y} \sin \theta - \frac{M_z}{I_z} \cos \theta \quad (3)$$

$$\sigma_x = \frac{F}{A} \quad (4)$$

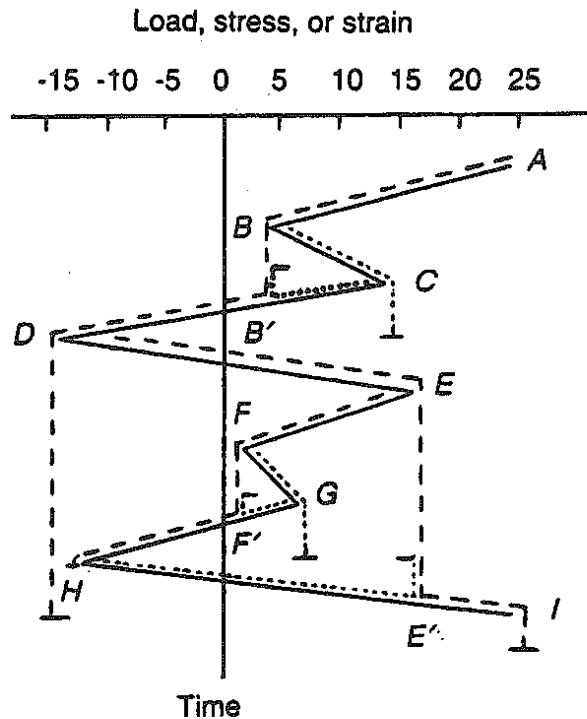


Figur 2-3 Koordinatsystem , tverrsnitt til sirkulært element sett ovenfra med vind i positiv z-retning (Kvittem 2014).

2.2.2 Rainflow-metoden

Rainflow-metoden er mye brukt til telling av lastsykler fra belastningsforløp. Ved beregning av utmattingsskade er det nødvendig å finne antall lastsykler med tilhørende spenningsamplituder som opptrer i et avgrenset intervall for å undersøke hvor mange slike intervall konstruksjonen tåler før brudd. Det er fordi sykliske belastninger skaper utmatting.

Rainflow-metoden tar utgangspunkt i et diagram med last, spenning eller tøyning langs y-aksen og tid langs x-aksen. Diagrammet må roteres 90° slik at tidsaksen peker vertikalt nedover som vist i figur 2-3. En ser så for seg regndråper renne fra høyeste punkt på grafen og nedover, og kan da telle hvor mange belastningssyklus med tilhørende spenningsamplituder som opptrer i løpet av det oppgitte tidsintervallet. For nærmere beskrivelse av tellemetode se Stephens et al. (2001) s.282-286.



Figur 2-4 Rainflow telling av belastningssyklus i et belastningsforløp (Stephens et al. 2001).

Når Spenningsamplitudene er telt deles de inn i grupper der hver gruppe representerer et spenningsintervall.

2.2.3 Spenning – Levetid metoden (S-N metoden)

S-N metoden, også kalt spenning-levetid metoden, brukes for å finne hvor mange sykler en konstruksjon kan tåle ved de ulike spenningsintervallene funnet ved for eksempel rainflow-metoden. S-N metoden benyttes ved høysyklusutmatting. S-N kurvene baserer seg på empiri. Det finnes forskjellige S-N kurver. De er spesifikke på materiale, og miljø. Det er for eksempel S-N kurver for bruk i luft og andre kurver for bruk i sjø. Standarden DNV-OS301 «Position Mooring» (Det Norske Veritas 2010) oppgir en-linje S-N kurver for forankringsliner, mens andre kurver har knekkpunkt og to forskjellige helninger.

S-N kurver kan grafisk eller med formler. C203 angir flere formler som kan brukes i kombinasjon med data for S-N kurver til å finne antall lastvekslinger konstruksjoner tåler før brudd. Formel (5) er hentet fra C203 som tar hensyn til tykkelseskorrigering:

$$\log N = \log \bar{a} - m \log \left(\Delta \sigma \left(\frac{t}{t_{ref}} \right)^k \right) \quad (5)$$

Hvor m er negative invers helning til S-N kurven, $\log \bar{a}$ er en annen verdi ved kurven, $\Delta \sigma$ er spenningsamplituden, t er tykkelsen, t_{ref} er referansetykkelsen satt til 25mm., og k er tykkelseeksponent.

2.2.4 Miner-Palmgren regelen

Når antall lastvekslinger i et belastningsforløp er funnet med rainflow-metoden og antall lastvekslinger konstruksjonen tåler er funnet med S-N metoden kan Miner-Palmgren regelen brukes til å finne miner summen, som er delskaden. Miner-Palmgren regelen er skrevet på generell form i formel 6.

$$D = \sum_i^k \frac{n_i}{N_i} \leq \eta \quad (6)$$

Hvor D er akkumulert delskade, n er antall lastvekslinger som opptrer innen ved ett spenningsintervall, N er antall lastvekslinger konstruksjonen tåler ved samme spenningsintervall, og η er bruksfaktoren. Formelen angir brudd når summen av n/N er større enn η .

2.3 Kombinasjonsformelen

Det er lite konservativt å kun addere sammen akkumulerte delskader fra to ukoblede prosesser. Det er utviklet flere kombinasjonsformler for kombinerings av de ukoblede utmattingskadene. Kombinasjonsformelen i C203 (DNV GL 2016) som kan benyttes til å finne resulterende delskade er:

$$D = D_1 \left(1 - \frac{v_2}{v_1}\right) + v_2 \left\{ \left(\frac{D_1}{v_1}\right)^{\frac{1}{m}} + \left(\frac{D_2}{v_2}\right)^{\frac{1}{m}} \right\}^m \quad (7)$$

Hvor D_1 er beregnet delskade for høyfrekvens respons, D_2 er beregnet delskade for lavfrekvens respons, v_1 er mean zero up-crossing frekvens for høyfrekvens respons, v_2 er mean zero up-crossing frekvens for lavfrekvens respons, og m er negative inverse helningen til S-N kurven

Formelen kan brukes rett frem ved utmattingsberegninger med en-linjede S-N kurver. Det er usikkert om den kan benyttes ved utmattingsberegninger med to-linjede S-N kurver, men det foreslås to ulike metoder. Totalt sett er det altså tre forskjellige måter å anvende kombinasjonsformelen oppgitt i C203. De ulike metodene er:

- **Metode 1** er for to-linjet S-N kurve å benytte formelen rett ut, men ved bruk av S-N kurve som har $m_1=3$ for ene linjen og $m_2=5$ for andre linjen skal man bruke $m=5$ i formelen.
- **Metode 2** er også for tilfeller med to-linjet S-N kurve, men her beregne delskaden til prosess 2 (D_2) med en rett S-N kurve hvor $m=3$, beholde D_1 som i metode 1, og bruke $m=3$ i formelen.
- **Metode 3** er å anvende formelen rett frem, og gjelder de tilfellene som har rette S-N kurver i utgangspunktet.

3 Metode

Dette delkapittelet tar for seg metodene som er benyttet for å beregne akkumulerte delskader koblet og ukoblet med kombinasjonsformel.

Kombinasjonsformelen som blir undersøkt er formelen oppgitt i DNVGL-RP-C203 (C203) for kombinasjon av delskader fra to ukoblede prosesser som virker på samme konstruksjon.

Som utgangspunkt for vurdering av kombinasjonsformelen blir det foretatt simuleringer og beregninger av den halvt nedsenkbare FOVT OO Star med tårn, rotor-nacelle-sammensetning og tre forankringsliner. Det blir simulert 13 ulike tilfeller for *fatigue limit state* (FLS). Simuleringene blir utført med programmet 3DFloat. Videre blir data fra 3DFloat postprosessert med python-koder for utmattingsberegninger. Fem punkter på vindturbinen blir undersøkt for utmatting. Punktene som blir undersøkt er roten til roten til et rotorblad, nederst på tårnet, og øverste del av hver forankringsline.

Først blir koblede simuleringer med både vind- og bølgelaster utført for alle FLS-tilfellene, og delskader beregnet. Akkumulerte delskader fra koblede simuleringer blir brukt som referanse ved vurdering av kombinasjonsformelen. Deretter blir alle FLS-tilfellene simulert med kun vind, og så med kun bølger, altså ukoblet. Delskader fra ukoblede simuleringer blir beregnet på samme måte som for koblet, før de blir lagt sammen med kombinasjonsformelen. Ukoblede delskader blir også addert rett frem. Variansspektre blir plottet for å undersøke kildene til utmattingen.

For å forsikre like bølgeforhold for koblede simuleringer og simuleringer med kun vind blir bølgefil generert ved koblede simuleringer brukt ved simuleringer med kun bølger.

3.1 3DFloat

Ikke-lineære tidsplan simuleringer gjøres med det aero-hydro-servo-elastiske programmet 3DFloat. Koden er spesielt rettet mot ikke-lineære, koblede, tidsplan simuleringer for analyse av offshore vindturbiner. Både rotor, kontrollsystem, tårn og flyter med forankringsliner inkluderes ved simulering av flytende vindturbiner.

Gjennom ulike forskningsprosjekt har koden blitt undersøkt og vurdert opp mot andre programmer og bølgetanktester av småskala modell.

Krefter fra bølger, vind, havstrømmer, gravitasjon og oppdrift fordeles på elementene. Turbulens inkluderes med turbulensfiler som kan lages med *National Renewable Energy Laboratory* (NREL) sin TurbSim kode. De aerodynamiske kreftene på bladene beregnes med *Blade Element Momentum theory* (BEM). Krefter fra vinden kan også påføres tårnet.

Irregulære bølger oppnås ved superposisjon av flere lineære Airy bølger. Bølgetabeller kan lages med JONSWAP spekter. De hydrodynamiske kreftene fra bølger og havstrøm på slanke bjelke elementer under vann beregnes med den relative formen av Morison's likning.

Rotorbladene har fast stamp-vinkel ved vindhastigheter under designhastigheten. Ved større vindhastigheter brukes en PI-regulator til å regulere stamp-vinkelen for å holde rotasjonshastigheten og effektproduksjonen stabil.

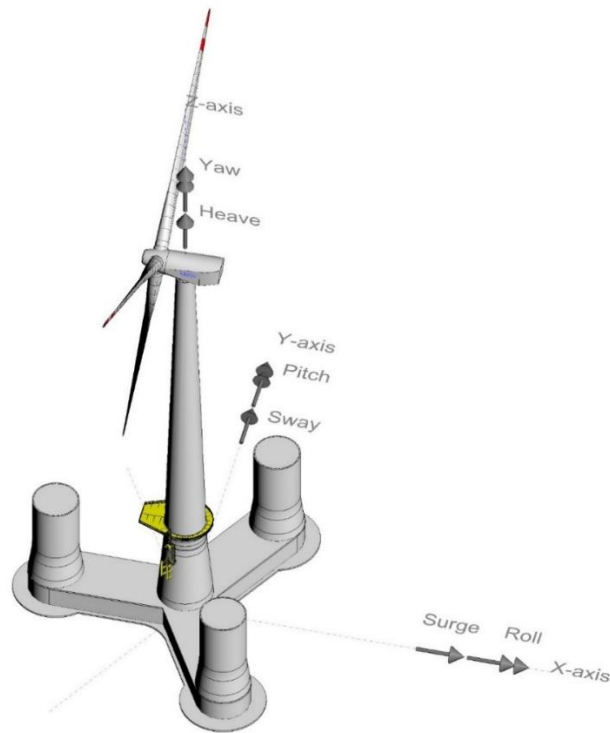
Kjernen i 3DFloat er et ikke-lineært FEM rammeverk. Bjelkeelementer har to noder med seks frihetsgrader i hver node. Elementene kan være rektangulære, sirkulære, hule, massive. Forankringslinene modelleres som kabelelementer med redusert bøyestivhet. Elementer kan påføres jevnt fordelte laster. Noder kan påføres punktlaster.

Bilder og animasjoner vises ikke i 3DFloat, men informasjon om geometri, bevegelse og spenninger kan eksporteres til filer for animasjon i programmene Tecplot og Para View (Nygaard et al. 2016).

Verdien for drag (C_d) settes til 1,0. Verdien for addert masse (C_m) settes til 2,0. I følge standarden NORSOK N-003 av år 2007 er dette anbefalte verdier for drag og addert masse ved fravær av detaljert dokumentasjon (Naess & Moan 2013).

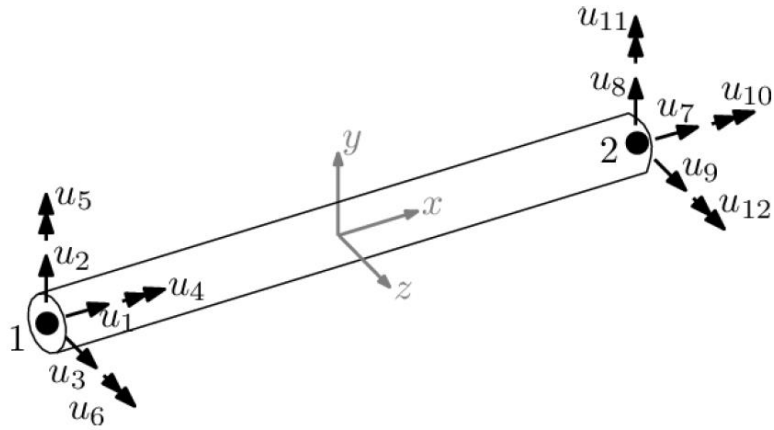
3.1.1 Frihetsgrader og koordinatsystem

3DFloat har seks globale frihetsgrader. De følger det kartesiske koordinatsystemet. Som vist i figur 1-3 er det jag, svai, hiv for rettlinjert bevegelse, og rull, stamp, gir for rotasjon. Jag er bevegelse av plattformen frem og tilbake, svai er bevegelse sidelengs, hiv er bevegelse opp og ned. Z-aksen peker vertikalt opp. Vind- og bølgeretning defineres relativt til x-aksen. Koordinatsystemets origo er ved havnivået (SWL).



Figur 3-1 Globalt koordinatsystem i 3DFloat. Tre frihetsgrader for rettlinjet bevegelse, tre frihetsgrader for rotasjon. Origo i SWL. (Landbø 2017)

Hvert bjelkeelement har sitt lokale koordinatsystem. Et bjelkeelement består av to noder plassert i hver sin ende av elementet. I likhet med det globale systemet er det tre frihetsgrader for rettlinjet bevegelse og tre frihetsgrader for rotasjon, for hver av de to nodene. Som vist i figur 1-4 følger x-aksen elementets aksielle retning, fra node 1 til node 2. Origo til det lokale koordinatsystemet med x-, y- og z-retning er plassert midt mellom node 1 og 2. Forskyvning av elementer i 3DFloat oppgis relativt til origo, altså forskyvning av midten.



Figur 3-2 Lokalt koordinatsystem i 3DFloat. Hvert bjelkeelement har to noder med seks frihetsgrader i hver node og origo midt imellom. (IFE 2017)

3.2 OO Star Wind Floater

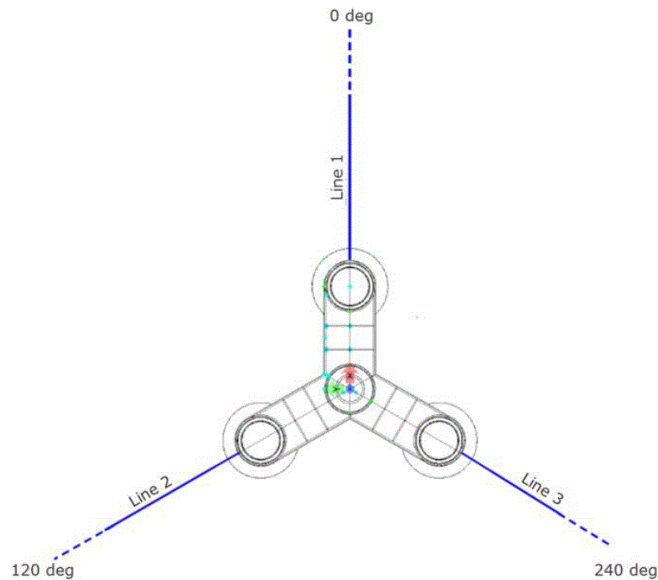
OO Star er en halvt nedsenkbar flytende plattform for offshore vindturbiner utviklet av Dr.techn. Olav Olsen (OO). Den bygges i betong for vindturbiner som er 6 MW eller større. (Dr.techn.Olav Olsen 2013) OO er et uavhengig selskap som gir bygg- og marinteknisk rådgivning. De engasjerer seg i konseptstudier og detaljprosjektering av konstruksjoner for både offshore og landbasert bruk. (Dr.techn.Olav Olsen)

OO Star en enkel, men robust konstruksjon. Som figur 1-1 viser består den av tre bøtter med plater under, en senterkolonne, og tre pongtonger som holder bøttene sammen med senterkolonnen. På toppen av senterkolonnen sitter turbintårnet med maskinhus og rotor (RNA). Det er festet en forankringsline til hver bøtte med 120° forskyvning. Pongtongene er under vann sammen med platene, og deler av bøttene og senterkolonnen. De fortrenger vann og gir vindturbinen oppdrift, som får den til å flyte.



Figur 3-3 OO Star. Illustrasjon av den halvt nedsenkbare flyteren OO Star. (Dr.techn.Olav Olsen)

I denne oppgaven blir OO Star benyttet sammen med en 6 MW turbin med rotorbladdiameter på 154 meter. Maks rotorhastighet er satt til 10 rpm. Ettersom vindturbinen er på 6 MW er OO Star plattformen i betong. Når vindturbinen er i ro stikker senterkolonnen 20 meter under havoverflaten og 13 moh. Tårnet er i stål og er 81,8 meter høyt. Tårnet er konisk med en diameter i bunn på 8 meter og i toppen på 4,1 meter. Det har en tykkelse på 8,3 cm i bunn og 4 cm i toppen. Bøttene stikker 12 moh. Avstanden mellom senter av bøttene til senter av senterkolonnen er 31 meter i xy-planet. Havdybden er satt til 100 meter. Forankringslinene er festet på toppen av hver bølge, strekker seg 745 meter fra senter av senterkolonnen i xy-planet, og har en diameter på 147 millimeter. Forspenningen i linene er 14 tonn. Figur 1-2 viser linenes plassering i forhold til hverandre i xy-planet.



Figur 3-4 Forankringslinene til OO Star i xy-planet. Figuren viser line 1 langs x-aksen, line 2 rotert 120° fra line 1 og line 3 rotert 240° fra line 1 (Dr.techn.Olav Olsen 2015)

3.3 Lasttilfeller

Tretten ulike FLS-tilfeller med vind- og bølgelaster er simulert. Først for koblede referansetilfeller med vind og bølger. Deretter med vind og bølger hver for seg. Det blir altså kjørt tretten ganger tre simuleringer.

Data for belastningstilfellene er hentet fra reneregix-rapporten ‘Mooring Analyses – Phase 2’ (Dr.techn.Olav Olsen 2015). Det er valgt å benytte de tretten tilfellene i rapporten som er mest utmattende for forankringslinene. De angis som FLS02, FLS03, FLS04, FLS32, FLS33, FLS39, FLS52, FLS53.1, FLS53.2, FLS59, FLS60, FLS61 og FLS81. Tabell 3-1 gir oversikt over FLS-tilfellene med tilhørende verdier.

For bølger er det spesifisert verdier for signifikant bølgehøyde (H_s), peak periode (T_p), og retning. For vind er det spesifisert verdier for gjennomsnittlig vindhastighet ved rotorhøyde (U , hub), turbulensintensitet (I , eff), *power law exponent* (α), og retningen til vinden. Ingen av tilfellene har forskyvning mellom vind og bølger.

Tabell 3-1 Lasttilfeller. Verdier oppgitt for signifikant bølgehøyde (Hs), peak periode (Tp), bølgeretning, gjennomsnittlig vindhastighet ved rotor (U, hub), turbulensintensitet (I, eff), power law exponent (α) og vindretning. Verdier hentet fra rapporten ‘Mooring Analyses – Phase 2’ (Dr.techn.Olav Olsen 2015).

| FLS | Waves | | | Wind | | | |
|--------|--------|--------|---------|--------------|------------|--------------|---------|
| Run-id | Hs [m] | Tp [s] | Dir [°] | U, hub [m/s] | I, eff [%] | α [-] | Dir [°] |
| 02 | 1,652 | 7,673 | 0 | 10 | 19,0 | 0,08 | 0 |
| 03 | 1,951 | 7,903 | 0 | 11 | 19,0 | 0,08 | 0 |
| 04 | 2,722 | 8,494 | 0 | 12 | 18,0 | 0,09 | 0 |
| 32 | 2,722 | 8,494 | 240 | 12 | 18,0 | 0,09 | 240 |
| 33 | 6,255 | 1,205 | 240 | 16 | 16,8 | 0,09 | 240 |
| 39 | 2,722 | 8,494 | 210 | 12 | 18,0 | 0,09 | 210 |
| 52 | 1,951 | 7,903 | 150 | 11 | 19,0 | 0,08 | 150 |
| 53.1 | 2,305 | 8,174 | 150 | 12 | 18,0 | 0,09 | 150 |
| 53.2 | 2,722 | 8,494 | 150 | 14 | 17,5 | 0,09 | 150 |
| 59 | 1,951 | 7,903 | 120 | 11 | 19,0 | 0,08 | 120 |
| 60 | 2,722 | 8,494 | 120 | 12 | 18,0 | 0,09 | 120 |
| 61 | 4,700 | 10,012 | 120 | 16 | 16,8 | 0,09 | 120 |
| 81 | 2,722 | 8,494 | 30 | 12 | 18,0 | 0,09 | 30 |

Utfra rapporten ‘*Mooring Analyses – Phase 2*’ er det FLS02, 03, 04 og 81 som skal gi størst utmattingskade i line 1, FLS52, 53.2, 53.2, 59, 60 og 61 som skal gi størst utmattingskade i line 2, og FLS32, 33 og 39 som skal gi mest utmattingskade i line 3. Figur 3-2 viser linenes plassering og retning i forhold til x-aksen.

Bølgeverdiene gjelder regulære bølger. Ettersom bølgespekteret skal være av typen Pierson-Mozkowitz settes gamma for JONSWAP spekteret til 1,0. Det kjøres ett frø per tilfelle.

Hver case simuleres for 4100 sekunder med intervaller på 0,01 sekunder. Grunnet transient benyttes verdier for kun de siste 50 minuttene. Verdiene for de siste 50 minuttene multipliseres med 6/5 for å få akkumulert delskader for totalt én time.

3DFloat generer en fil kalt wavelets.txt. Wavelets.txt inneholder informasjonen om bølgene. For at koblet tilfelle og tilfelle med kun bølgelaster skal ha samme bølger blir filen generert ved koblet simulering og benyttet på nytt ved ukoblet simulering med bølger.

TurbSim koden fra *National Wind Technology Center* (NWTC) som er del av NREL brukes for å inkludere turbulens i 3DFloat. Parametre som må oppgis der er turbulensintensitet i prosent, *power law exponent*, gjennomsnittlig vindhastighet ved referanseshøyde i [m/s] og referanseshøyden i [m]. I tillegg kan andre innstillinger som arealet til turbulensfeltet spesifiseres. For full oversikt over kodens innhold se brukerveiledningen til TurbSim (Jonkman et al. 2012). TurbSim koden ble hentet fra hjemmesidene til NWTC (Jonkman & Kelley). Arealet til turbulensfeltet blir satt slik at det dekker rotorbladene tilstrekkelig.

3.4 Utmatting

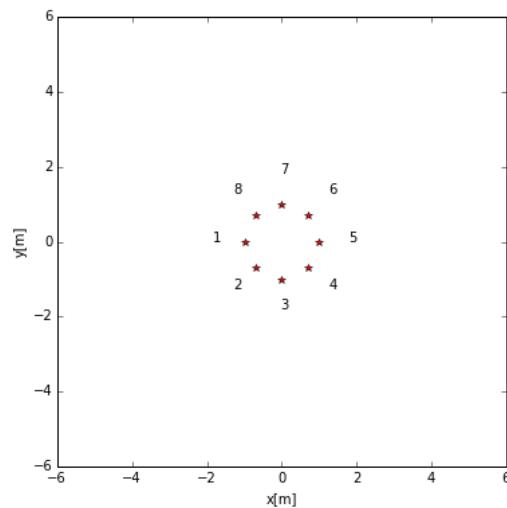
Geometri, momenter og krefter funnet med 3DFloat postprosesserer for utmattingsberegninger. Spenninger beregnes, før lastsykler telles med rainflow-metoden. Så brukes formelen for en S-N kurve (5) for å finne antallet lastsykler konstruksjonen tåler før det oppstår utmatting. Når antallet sykler som opptrer med forskjellige spenningsvidder og antallet sykler konstruksjonen tåler ved de samme spenningsviddene er funnet brukes Miner-Palmgren regelen (6) til å finne miner summen.

Beregning av spenninger, telling med rainflow-metoden, beregning av sykler konstruksjonen tåler med formel for S-N kurve og beregning av akkumulert delskade med Miner-Palmgren gjøres med python-koder (vedlagt i appendiks)

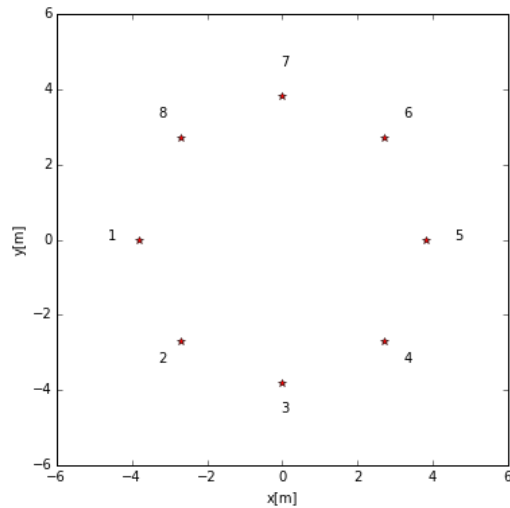
Delskader beregnes for koblede simuleringer og for ukoblede simuleringer. Delskader fra de ukoblede simuleringene adderes for å se at dette er for liberalt, og summeres ved bruk av kombinasjonsformelen (7). C203 gir forslag til to ulike metoder for bruk av formelen ved delskader

beregnet med bilinear S-N kurve. Dette er aktuelt for delskader beregnet i bunn av tårn og i bladrot. Delskadene til forankringslinene er beregnet med lineær S-N kurve og kombinasjonsformelen er derfor anvend på kun en måte for dem.

Ettersom tårnet og bladene tar opp moment vil det være forskjellige spenninger forskjellige steder i tverrsnittet. For å finne punktet i tverrsnittet som opplever mest utmatting deles tverrsnittene til bladet og tårnet som figur 3-5 og 3-6 viser inn i åtte punkter. Ettersom det vil oppstå størst trykk/strekk spenning i punktene som ligger på linje med lastenes retning, og lastene fra bølger og vind kommer i samme retning, holder det med en grov inndeling. For hvert lasttilfelle velges punktet med høyest utmatting fra koblede simuleringer til videre sammenligning.



Figur 3-5 Bladrot tverrsnitt inndelt i åtte punkter.



Figur 3-6 Tårnbunn tverrsnitt inndelt i åtte punkter.

Spenninger beregnes med krefter og momenter funnet i 3DFloat. Formelene 3 og 4 brukes til spenningsberegninger.

S-N kurve for tårn og blad velges fra den anbefalte praksisen i C203 (DNV GL 2016). S-N kurve for forankringsliner velges fra standarden ‘DNV-OS-E301, Position mooring’ (Det Norske Veritas 2010).

For tårn og blad velges S-N kurve F3 for luft. Kurve F3 velges med grunnlag i appendix A-9 i samme dokument: klassifisering av struktur detaljer ved hule seksjoner. Ettersom punktene ikke er under vann velges kurven for luft. Verdier for F3 luft kan sees i tabell 3-2. For forankringsliner velges S-N utmattingsparametere for ‘studless chain (open link)’ med verdier oppgitt i tabell 3-3. Som tabell 3-2 og 3-3 viser har tårn og rotorblad S-N kurve med knekkpunkt, mens linene har lineær S-N kurve uten knekkpunkt.

Tabell 3-2 Parametere for S-N kurver i luft. Hentet fra DNVGL-RP-C203 (DNV GL 2016).

| S-N curve | $N \leq 10^7$ cycles | | $N > 10^7$ cycles $\log \bar{a}_1$ $m_2 = 5.0$ | Fatigue limit at 10^7 cycles (MPa) *) | Thickness exponent k | Structural stress concentration embedded in the detail (S-N class), see also equation (2.3.2) |
|-----------|----------------------|------------------|--|---|---------------------------|--|
| | m_1 | $\log \bar{a}_1$ | | | | |
| B1 | 4.0 | 15.117 | 17.146 | 106.97 | 0 | |
| B2 | 4.0 | 14.885 | 16.856 | 93.59 | 0 | |
| C | 3.0 | 12.592 | 16.320 | 73.10 | 0.05 | |
| C1 | 3.0 | 12.449 | 16.081 | 65.50 | 0.10 | |
| C2 | 3.0 | 12.301 | 15.835 | 58.48 | 0.15 | |
| D | 3.0 | 12.164 | 15.606 | 52.63 | 0.20 | 1.00 |
| E | 3.0 | 12.010 | 15.350 | 46.78 | 0.20 | 1.13 |
| F | 3.0 | 11.855 | 15.091 | 41.52 | 0.25 | 1.27 |
| F1 | 3.0 | 11.699 | 14.832 | 36.84 | 0.25 | 1.43 |
| F3 | 3.0 | 11.546 | 14.576 | 32.75 | 0.25 | 1.61 |
| G | 3.0 | 11.398 | 14.330 | 29.24 | 0.25 | 1.80 |
| W1 | 3.0 | 11.261 | 14.101 | 26.32 | 0.25 | 2.00 |
| W2 | 3.0 | 11.107 | 13.845 | 23.39 | 0.25 | 2.25 |
| W3 | 3.0 | 10.970 | 13.617 | 21.05 | 0.25 | 2.50 |

*) see also [2.11]

Tabell 3-3 S-N kurve parametere for forankringslinjer. Hentet fra DNV-OS-E301 (Det Norske Veritas 2010).

| Table F1 S-N Fatigue Curve Parameters | | |
|---------------------------------------|---------------------|-----|
| | a_D | m |
| Stud chain | $1.2 \cdot 10^{11}$ | 3.0 |
| Studless chain (open link) | $6.0 \cdot 10^{10}$ | 3.0 |
| Stranded rope | $3.4 \cdot 10^{14}$ | 4.0 |
| Spiral rope | $1.7 \cdot 10^{17}$ | 4.8 |

Kombinasjonsformelen angitt som formel 7 i teoridelen anvendes med metode 1 og metode 2 for å finne resulterende delskade fra ukoblede analyser i tårn og rotorblad. For forankringslinene anvendes kombinasjonsformelen med metode 3.

Det blir kun sett på utmatting fra aksialspenningene som virker i tårn og blader. For tårnet er dette fordi det er aksialspenningen skade på sveisen som antas å være dimensjonerende.

I tårnet er det midten av nederste element som blir undersøkt. Det er 21,5 moh. Ytre diameter her er 7,63 meter, og diameteren er 7,6 cm. I bladet er det også nedre del som blir undersøkt. Ettersom

bladet ikke er i stål er det valgt å ta ut diameteren og tykkelsen til stålrøret som markerer begynnelsen på bladet i inputfilen til 3DFloat. Bladet er derfor analysert med en ytre diameter på 2,0 meter og en tykkelse på 32,2 cm. Forankringslinene har en diameter på 147 mm.

For å finne mean zero up-crossing frequencies hentes ut et representativt intervall i spenningsforløpet og perioder telles. For tilfeller med kun vind har spenningsreaksjonene to ulike frekvensområder, her velges den laveste frekvensen ettersom det er den som kommer av selve vindlasten.

3.5 Egenfrekvensanalyse/Decay test og variansspektrum

Aktuelle egenfrekvenser til konstruksjonen og variansspektre finnes for å undersøke kildene til spenningen som skaper utmattingen. For å finne egenfrekvensene gjøres det egenfrekvensanalyser og decay tester med 3DFloat.

Variansspektre plottes for å se hvilke frekvenser spektrene består av. Her er det spekteret til spenningsresponsene i blad, forankringsliner og tårnbunn som undersøkes. Plottene angir mengden/energien til frekvensene i spektrene. Ved å se hvilke frekvenser som er dominerende blir det klart hva som skaper spenninger og utmatting i de undersøkte områdene.

4 Resultater

I dette kapitlet presenteres resultater for delskadeberegninger og utvalgte variansspektrum, i tillegg til aktuelle naturlige svingefrekvenser og egenfrekvenser.

Tabell 4-1 viser hvilke punkter i tverrsnittene til tårn og blad som opplevde størst akkumulert delskade og ble valgt ut for sammenligning ved de forskjellige FLS-tilfellene.

Tabell 4-1 Punkter i tverrsnittene til tårn og blad hvor det blir størst akkumulert delskade for hvert lasttilfelle

| FLS: | 02 | 03 | 04 | 32 | 33 | 39 | 52 | 53.1 | 53.2 | 59 | 60 | 61 | 81 |
|-------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-------------|-------------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Blad | 7 | 7 | 8 | 5 | 5 | 4 | 3 | 3 | 3 | 2 | 2 | 2 | 8 |
| Tårn | 5 | 5 | 1 | 6 | 6 | 6 | 4 | 4 | 4 | 4 | 4 | 4 | 2 |

4.1 1P, egenfrekvenser og naturlige svingeperioder

1P betegner gjennomsnittsfrekvensen til et rotorblads passering av tårnskyggen. Utfra formel 2 er 1P lik 1,047 rad/s ved en rotorhastighet på 10rpm. Etersom maks rotorhastighet er begrenset til 10 rpm vil 1P ved de ulike lastsituasjonene være opp mot 1,047 rad/s.

Relevante egenfrekvenser ved første svingeform for bøyning av tårn frem og tilbake, og sideveis, for jag, hiv, og stamp er oppgitt i tabell 4-1.

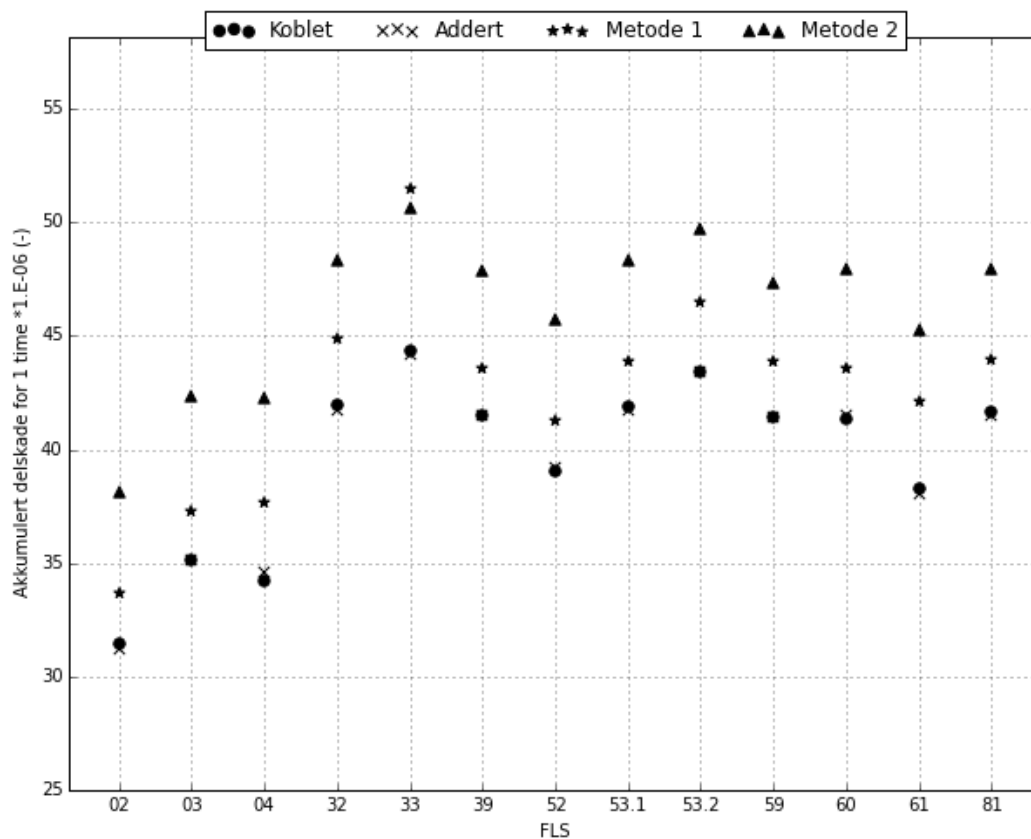
Tabell 4-2 Aktuelle egenfrekvenser naturlige perioder for strukturen funnet ved egenfrekvensanalyse og decay-test i 3DFloat.

| Mode | Periode [s] | Frekvens [Hz] | Frekvens [rad/s] |
|--|--------------------|----------------------|-------------------------|
| 1 st Tårn bøyning frem og tilbake | 1,622 | 0,616 | 3,873 |
| 1 st Tårn bøyning sideveis | 1,51 | 0,662 | 4,160 |
| Jag | 100 | 0,010 | 0,063 |
| Hiv | 20 | 0,050 | 0,314 |
| Stamp | 25 | 0,040 | 0,251 |

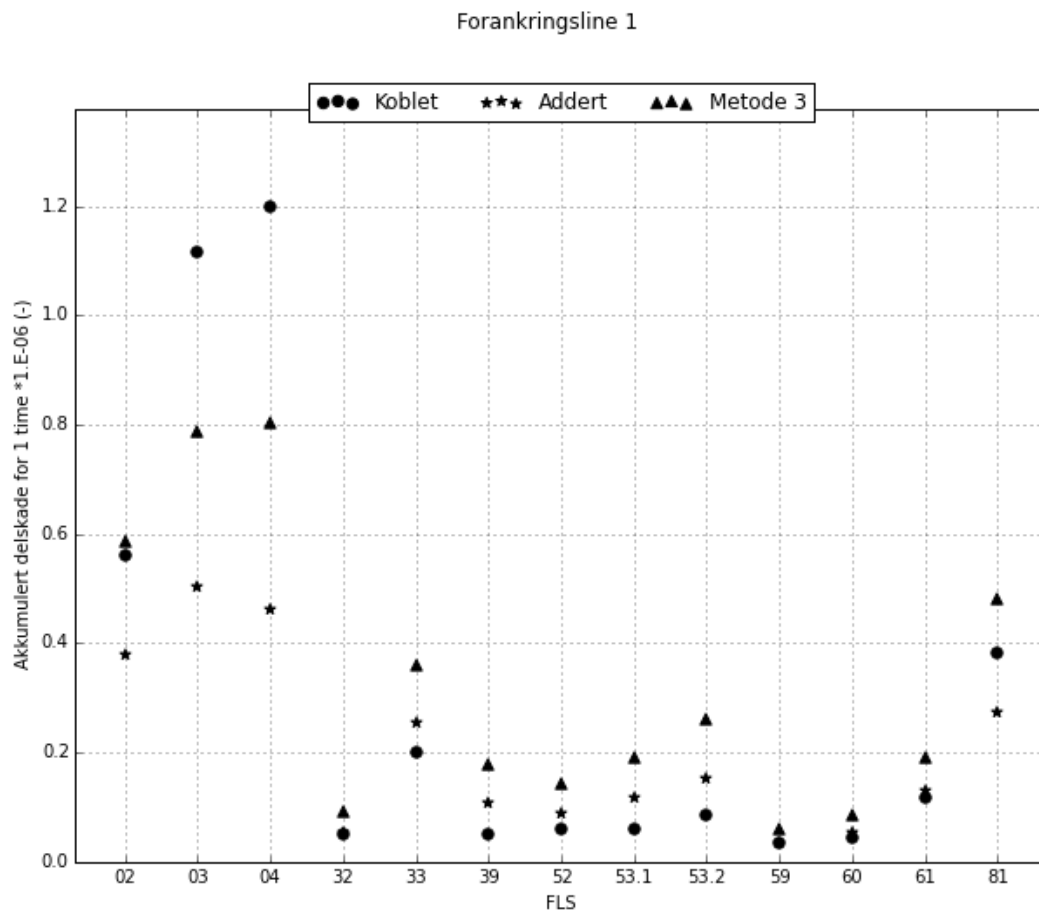
4.2 Delskader

Akkumulerte delskader etter en time for koblede simuleringer, adderte ukoblede simuleringer og kombinerte ukoblede simuleringer, for benyttede lastsituasjoner, er oppgitt i figur 4.3 til 4.7. De tre metoden kombinasjonsformelen er benyttet angis som metode 1, metode 2 og metode 3

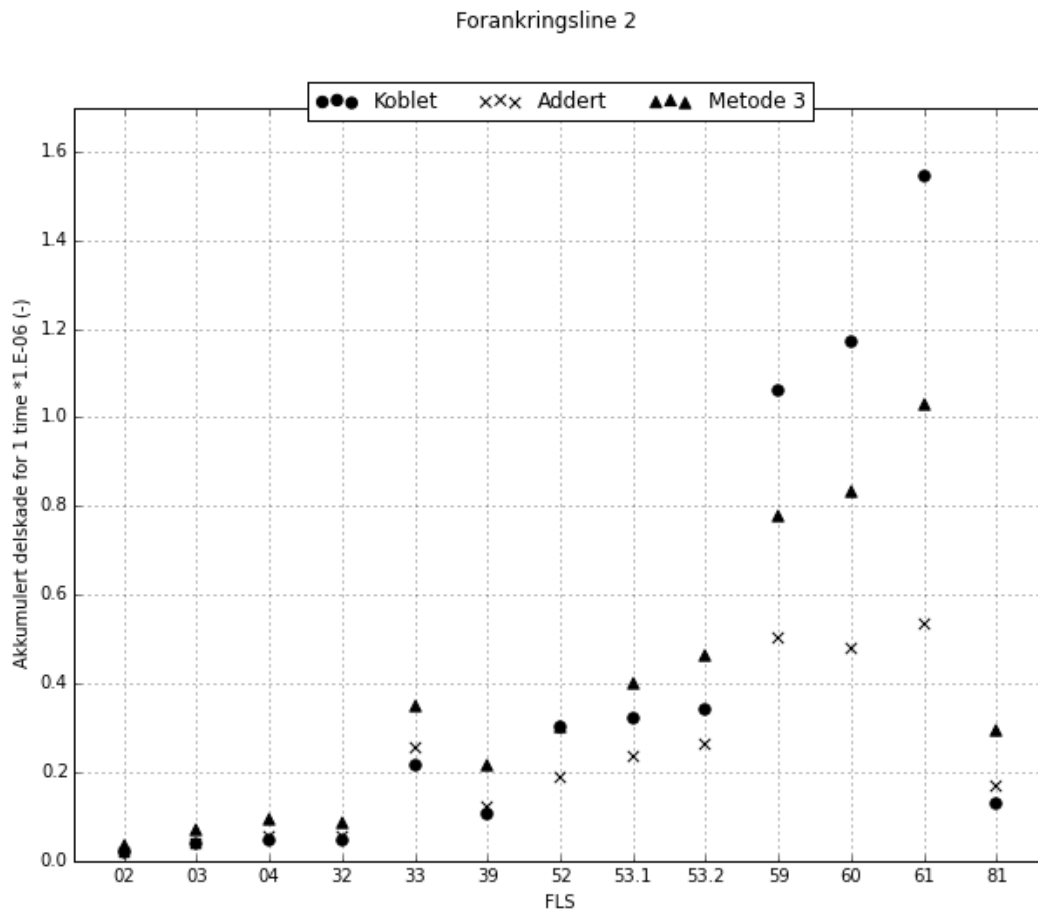
Rotorblad



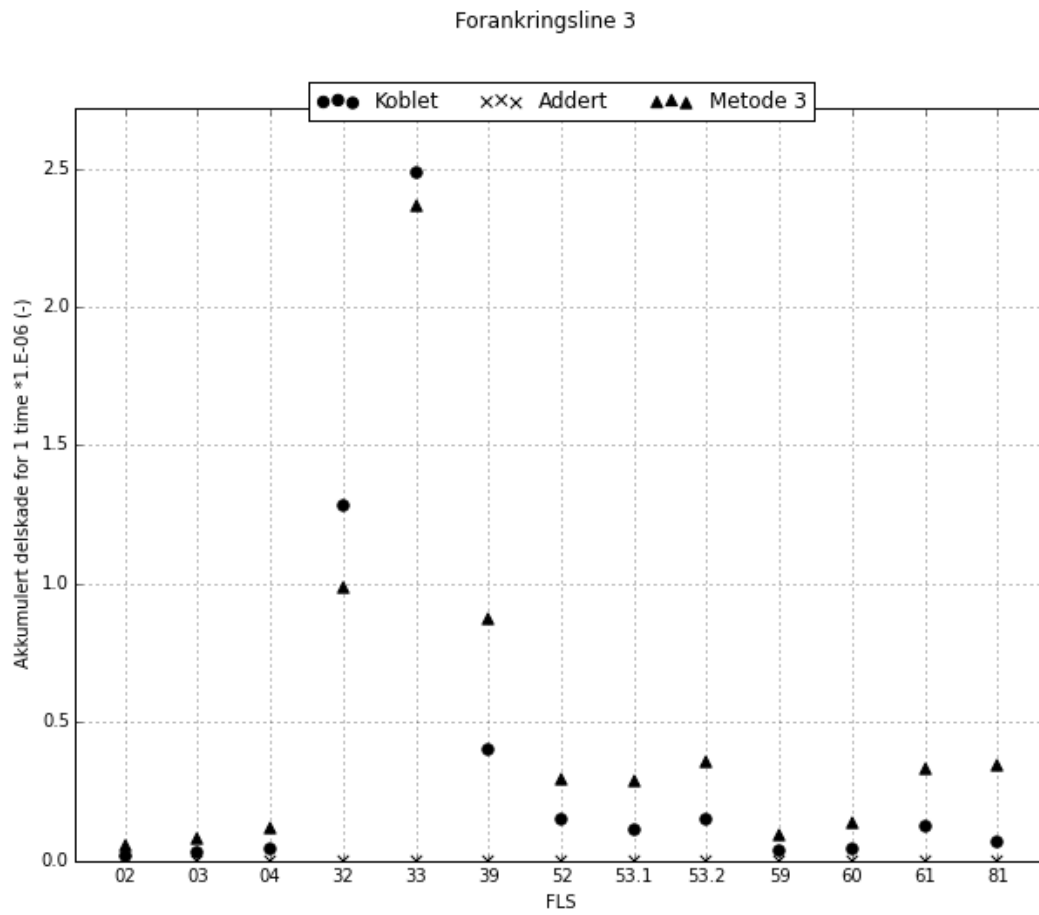
Figur 4-1 Delskade i bladrot for 13 lasttilfeller etter en time. Delskader fra koblede og ukoblede simuleringer. Delskader fra ukoblede simuleringer er addert, og kombinert med kombinasjonsformel på to ulike måter angitt som m=3 og m=5.



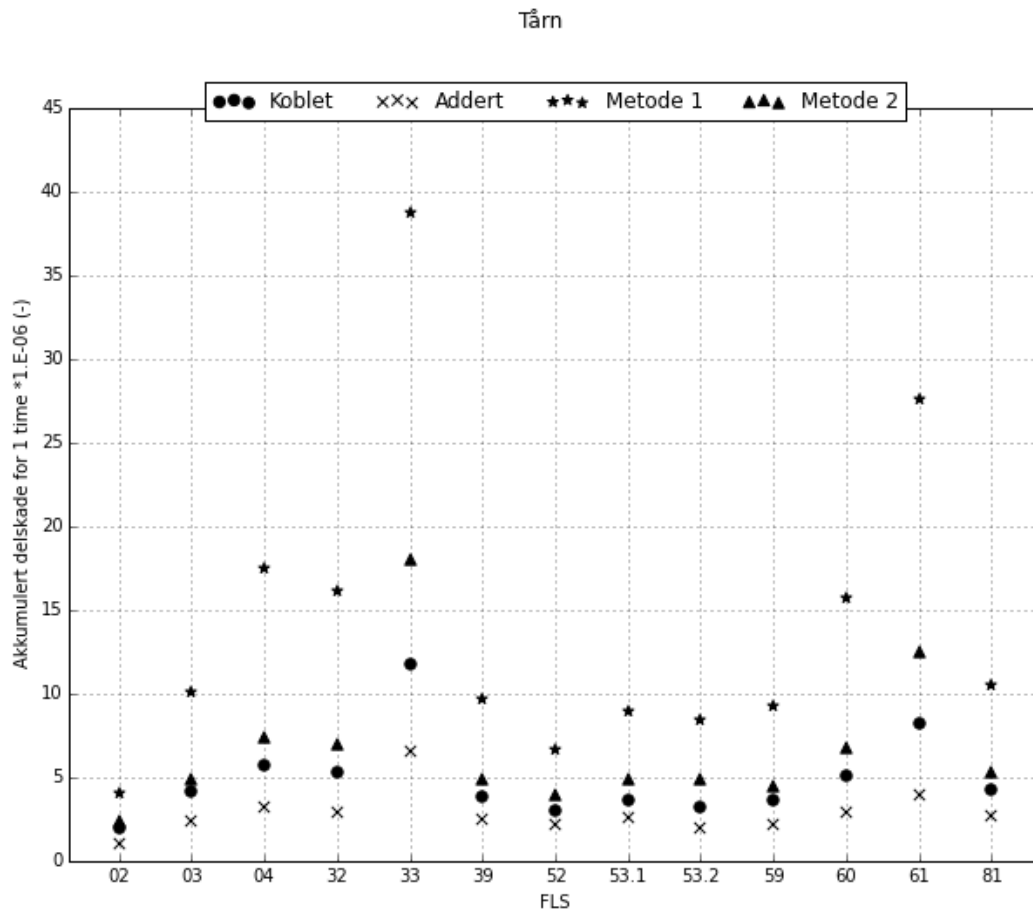
Figur 4-2 Delskade i forankringsline 1 for 13 lasttilfeller etter en time. Delskader fra koblede og ukoblede simuleringer. Delskader fra ukoblede simuleringer er addert, og kombinert med kombinasjonsformel.



Figur 4-3 Delskade i forankringsline 2 for 13 lasttilfeller etter en time. Delskader fra koblede og ukoblede simuleringer. Delskader fra ukoblede simuleringer er addert, og kombinert med kombinasjonsformel.



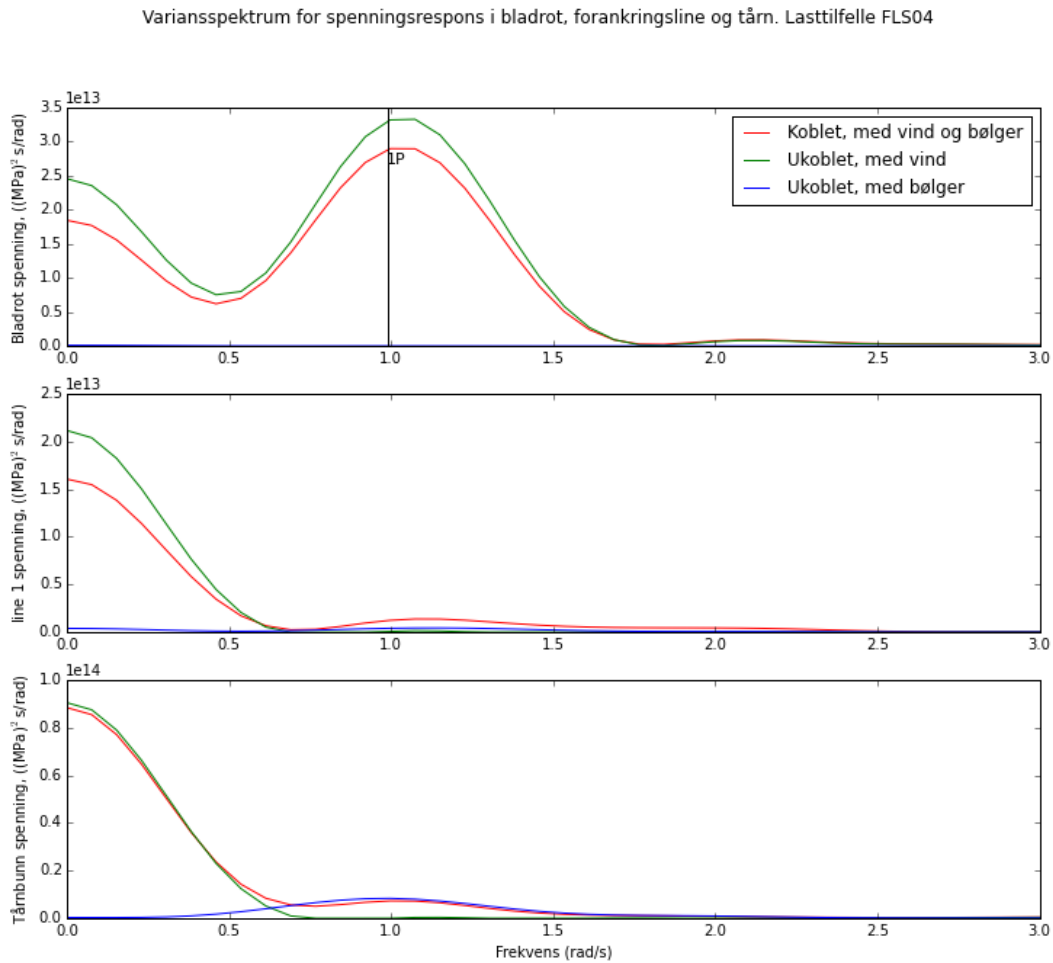
Figur 4-4 Delskade i forankringsline 3 for 13 lasttilfeller etter en time. Delskader fra koblete og ukoblete simuleringer. Delskader fra ukoblete simuleringer er addert, og kombinert med kombinasjonsformel.



Figur 4-5 Delskade I bunn av tårn for 13 lasttilfeller etter en time. Delskader fra koblede og ukoblede simuleringer. Delskader fra ukoblede simuleringer er addert, og kombinert med kombinasjonsformel på to ulike måter angitt som m=3 og m=5.

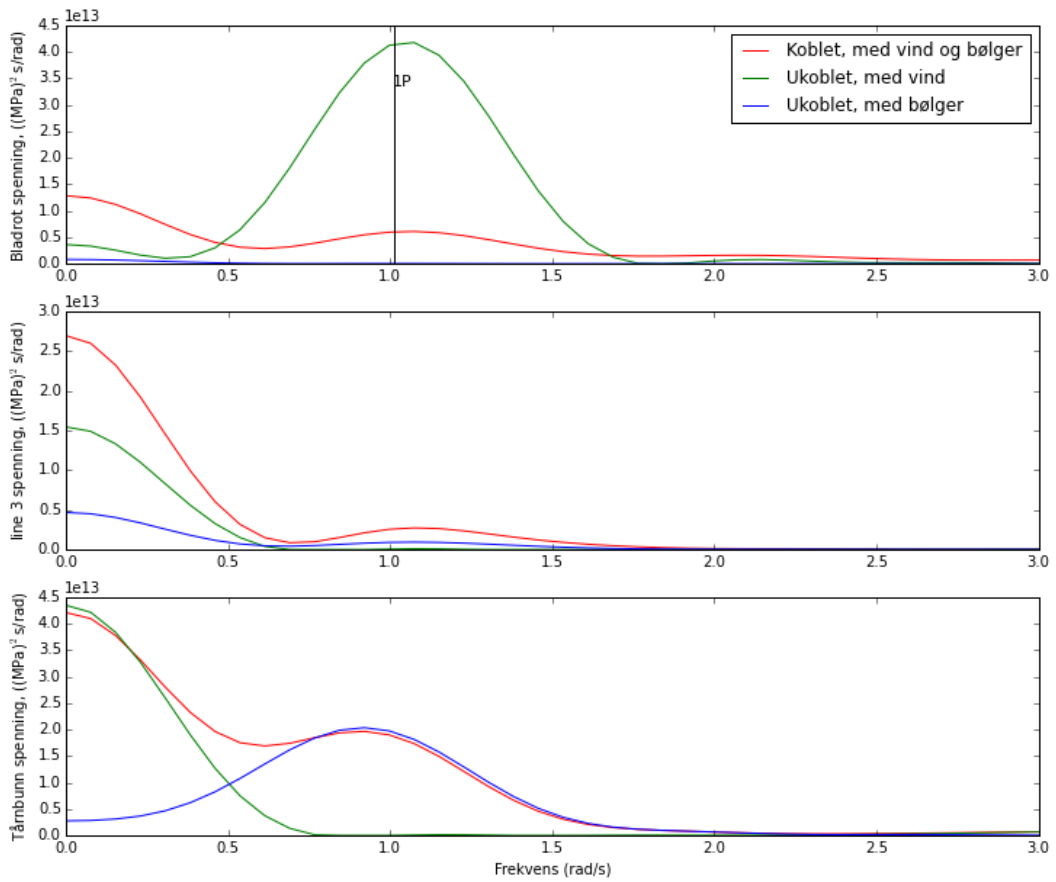
4.3 Variansspektrum

Figur 4.8 til 4.10 viser et utvalg av variansspektrum-plott for spenningsresponsene i bladrot, forankringsliner og tårnbunn for koblede og ukoblede simuleringer.



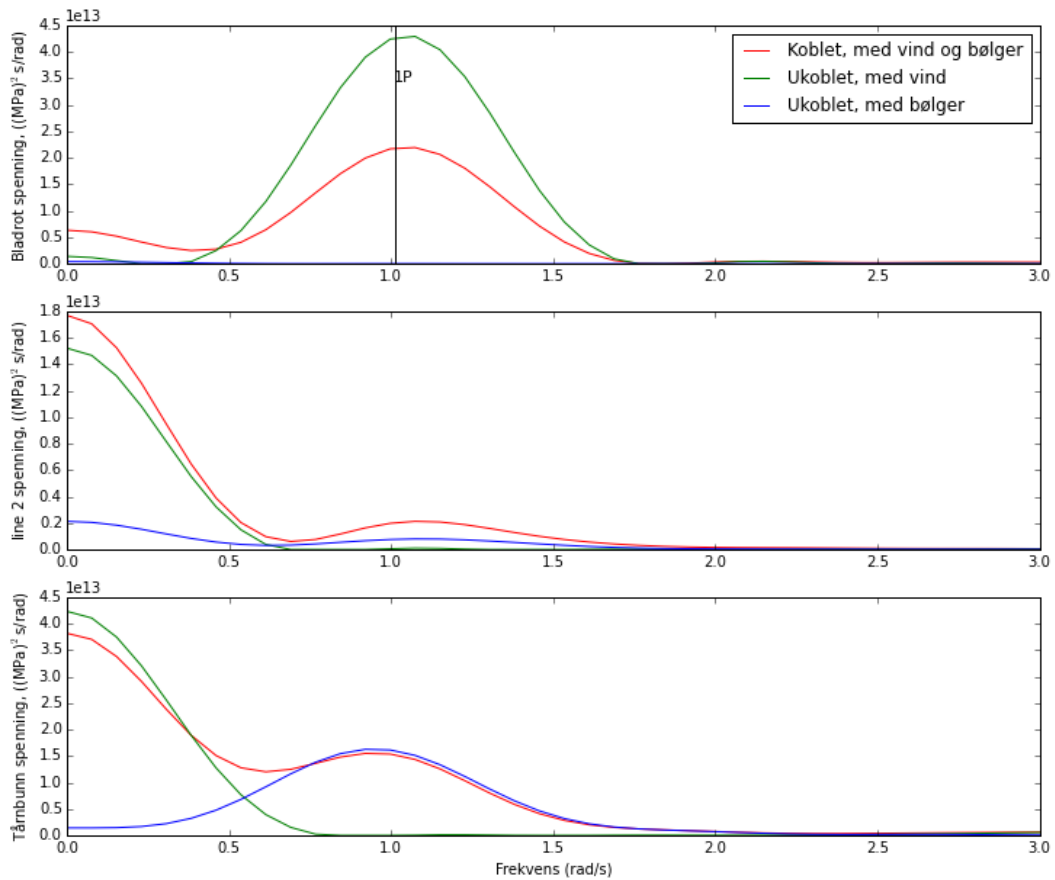
Figur 4-6 Variansspektrum FLS04. Spekterplott for spenningsrespons i tårnbunn, forankringsline 1 og blad ved lasttilfelle FLS04. Y-aksen (variasspektrum) angir mengden av ulike frekvenser (x-aksen) spenningsresponsen har, for koblet og ukoblede simuleringer.

Variansspektrum for spenningsrespons i bladrot, forankringsline og tårn. Lasttilfelle FLS33



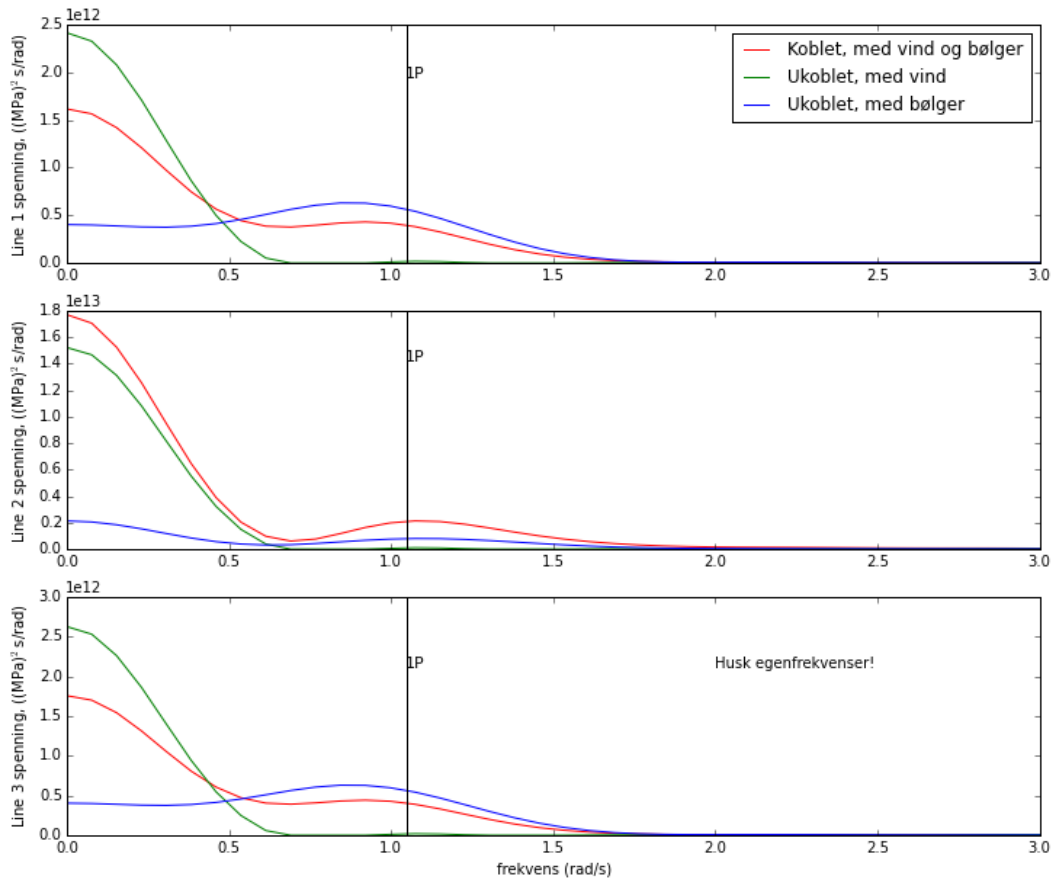
Figur 4-7 Variansspektrum FLS33. Spekterplott for spenningsrespons i tårnbunn, forankringsline 3 og blad ved lasttilfelle FLS33. Y-aksen (variansspektrum) angir mengden av ulike frekvenser (x-aksen) spenningsresponsen har, for koblet og ukoblede simuleringer.

Variansspektrum for spenningsrespons i bladrot, forankringsline og tårn. Lasttilfelle FLS61



Figur 4-8 Variansspektrum FLS61. Spekterplott for spenningsrespons i tårnbunn, forankringsline 2 og blad ved lasttilfelle FLS61. Y-aksen (variansspektrum) angir mengden av ulike frekvenser (x-aksen) spenningsresponsen har, for koblet og ukoblede simuleringer.

Variansspektrum for spenningsrespons i forankringsline 1, 2 og 3. Lasttilfelle FLS61



Figur 4-9 Variansspektrum FLS61. Spekterplott for spenningsrespons i forankringsline 1, 2 og 3 ved lasttilfelle FLS61. Y-aksen (variansspektrum) angir mengden av ulike frekvenser (x-aksen) spenningsresponsen har, for koblet og ukoblede simuleringer.

5 Diskusjon

I dette kapitlet blir resultater diskutert i lys av foregående kapitler. De tre ulike metodene for å anvende kombinasjonsformelen sammenlignes med resultater fra koblete simuleringer og beregninger. Det vil avdekke fordeler og ulemper ved bruk av kombinasjonsformelen til å finne resulterende delskade fra to ukoblede dynamiske prosesser. Variansspektrum og aktuelle frekvenser inkluderes i vurderingene for å undersøke opphavet til de akkumulerte delskadene.

Plottet med akkumulerte delskader for rotorbladet, figur 4-1, viser at kombinasjonsformelen gir mer konservative resultater enn koblet for utmatting i bladrotten. Det gjelder alle lasttilfellene. Metode 2 er mer konservativ enn metode 1 for alle tilfellene med unntak av ett (tilfelle FLS33). Delskader funnet ved koblet analyse gir tilnærmet helt like verdier som addert.

Plottet med akkumulerte delskader for forankringsline 1, figur 4-2, viser at i tilfellene med størst delskade gir koblet opptil 40 % mer konservative resultater enn kombinasjonsformelen. Ved de lavere delskadene er kombinasjonsformelen mest konservativ. Selv om delskadene er små beregner kombinert opptil 50 % større delskader enn koblet.

Addert metode gir høyere delskade enn koblet i tilfellene med minst utmatting, men i tilfellet med størst akkumulert delskade er addert kun en tredjedel av koblet.

Plottet med akkumulerte delskader for forankringsline 2, figur 4-3, viser stort sett det samme som figur 4-2. Ved tilfellene som gir størst delskade underestimerer kombinasjonsformelen betydelig, og addert enda mer, mens for de lavere delskadene er kombinasjonsformelen mest konservativ.

Plottet med akkumulerte delskader for forankringsline 3, figur 4-4 viser stort sett det samme som figur 4-2 og 4-3.

Plott 4-2 til 4-4 viser at forankringslinene opplever størst delskade i de tilfellene som var forventet utfra renergix-rapporten *Mooring Analyses – phase 2*.

Plottet med akkumulerte delskader for bunn av tårnet, figur 4-5, viser at kombinasjonsformelen gir mer konservative resultater enn koblet for alle lasttilfeller. Spesielt i FLS33 og FLS61, som er de to tilfellene med størst laster fra både vind og bølger, er kombinasjonsformelen svært konservativ. Addert underestimerer i forhold til koblet i alle tilfellene.

Variansspektrene i figur 4-6 til 4-8 forteller om energimengden til ulike frekvenser i undersøkte punkter på vindturbinen. For variansspektrene til tårnet følger koblet kurve de ukoblede kurvene ganske nøyaktig. Det kan tyde på at det ikke er noen videre koblingseffekter ved bunn av tårnet. Variansspektrene til tårnet har tydelig spenningsamplituder med frekvenser både rundt 1P og i området 0 til 0,5 rad/s for koblede analyser. Spektrene for kun vind har frekvenser kun i området 0 til 0,5 rad/s, men spektrene for kun bølger har en klokkefordeling i større eller mindre grad med høyeste punkt ved frekvens litt mindre enn 1 rad/s.

I variansspektrene for bladet er det ingen videre utslag i det hele tatt fra simuleringene med kun bølger, mens simuleringene med kun vind ser ut til å inneholde betydelig mer energi enn koblede simuleringer, spesielt for FLS33 og FLS61. For bladene har de tre spektrene topper ved frekvenser litt høyere enn 1 rad/s. Det er samme frekvensområde som 1P. Samtidig har koblet simulering spenningsresponser som ukoblet ikke har i området 0 til 0,5 rad/s, området til strukturens naturlige frekvenser. Det kan tyde på at mesteparten av delskadene i bladene kommer fra rotorfrekvensen, men at det i koblede simuleringer er koblingseffekter. Det kan være bølgene som demper ut noe av spenningene fra rotor rotasjonen.

I variansspektrene for forankringslinene ser det ut til at mesteparten av spenningsresponsen ligger mellom 0 rad/s og 0,5 rad/s. Dette er i området hvor frekvensene til strukturens naturlige svingeperioder jag, hiv og stamp ligger. For FLS33 og 61 er det høyest energi i de koblede kurvene. For FLS61 ser det ut som om å legg de to ukoblede kurvene sammen vil gi en kurve som svært lik koblet, med unntak av for frekvensområdet rundt 1 rad/s. For FLS33 derimot vil koblet kurve veldig tydelig inneholde mer energi, noe som tyder på koblingseffekter.

For bladene var kombinasjonsformelen mer konservativ enn koblet metode for alle studerte lasttilfeller. Når variansspekteret til bladene studeres kommer det frem at tilfeller med kun vind opplever en stor andel spenningsreaksjoner med frekvenser tilsvarende rotorhastigheten, tilfeller med kun bølger har tilnærmet ingen spenningsrespons i forhold til tilfellene med kun vind, og koblede tilfeller har spenningsrespons med jevnt fordelt frekvens fra 0 til 1,7 rad/s som inkluderer frekvensene til jag, hiv, stamp og rotorrotasjonen. Det ser ut til at kombinasjonsformelen her summerer null delskade med mye delskade, og at koblet tilfelle opplever dempende koblingseffekt som minker utmattingen sammenlignet med tilfeller med kun vind.

Tårnet ser ut til å være stedet på OO Star hvor det er best overenstemmelse mellom ukoblede og koblede tilfellers spenningsrespons som vist i variansspektrene. Dette er også tilfellene hvor kombinasjonsformelen er mest konservativ.

Forankringslinene er punktene undersøkt i denne oppgaven med størst variasjon mellom lasttilfellene. Figur 4-6 til 4-8 viser variansspektre med liner når de blir hardest utsatt. Figur 4-9 viser alle tre linene for lasttilfellet FLS61. Her er det en tydelig forskjell mellom line 2 som blir mest belastet og line 1 og 3 som blir mindre belastet. Line 2 ser ut til å ha noe forsterkende koblingseffekter i området rundt 1 rad/s, mens koblet simulering av line 1 og 3 opplever tydelig en dempende koblingseffekt over tilnærmet hel frekvensområdet fra 0 til 1.6 rad/s.

Kombinasjonsformelen tar ikke hensyn til koblingseffekter som kan opptre. Koblingseffekter kan både forsterke og dempe. Det ser ut til å oppstå koblingseffekter i både blader og forankringsliner, men ikke i bunn av tårnet, hvor kombinasjonsformelen gir mest konservative resultater. At kombinasjonsformelen ikke tar hensyn til faseforskyvning av lastene kan være med på å gjøre ukoblede analyser mer konservative

6 Konklusjon

I konklusjonen vil det trekkes slutninger fra diskusjonen i lys av problemstillingen.

Ut fra resultatene ser det ut til at ukoblede utmattings analyser med kombinasjonsformelen gir ganske presise resultater når den ene av to delskader påvirker lite, som for bladene. I disse tilfellene viser figur 4-1 at å addere de ukoblede utmattingskadene vil gi svært like resultater som å regne koblet. I slike tilfeller er det ikke behov for kombinasjonsformler, men det er heller ikke nødvendig med koblet simulering.

Tilfeller og områder som ikke opplever noe videre koblingseffekter, som ved bunn av tårnet, vil ikke få økt delskade utover ukoblede simuleringer, men heller ikke mindre. Derom det ikke oppstår kombinasjonseffekter i koblet simulering vil det være ganske likt ukoblede simuleringer. Da vil kombinasjonsformelen vil gi jevnt konservative utmattingskader.

Ved tilfeller med to prosesser hvor begge påvirker betydelig, og kombinasjonseffekter kan ukoblede analyser med kombinasjonsformel være både konservative og underestimerende, avhengig av om koblingseffektene virker dempende eller ikke.

Forslag til videre arbeid:

- Gjøre ukoblede sammenligninger med kombinasjonsformelen til Jiao og Moan som ble anbefalt av Lie og Fylling (1994)
- Se på Pitch kontrollers effekt på flytende vindturbiner, som kan ha en negativ demping på systemet

7 Referans

- Det Norske Veritas. (2010). *Offshore standard, DNV-OS-E301*. Position mooring. Høvik, Norway: DNV. 100 s.
- DNV. (2011). *Recommended Practice DNV-RP-H103*. Modelling and Analysis of Marine Operations.
- DNV GL. (2016). *Recommended practice DNVGL-RP-C203*. Fatigue design of offshore steel structures.
- Dr.techn.Olav Olsen. *Om selskapet*. Tilgjengelig fra: <http://www.olavolsen.no/nb/node/123> (lest 2. mai).
- Dr.techn.Olav Olsen. *OO-Star Wind Floater (pat.)*. Tilgjengelig fra: <http://www.olavolsen.no/nb/node/149> (lest 4. april).
- Dr.techn.Olav Olsen. (2013). *Nøkkelerolle i stort EU vind-prosjekt*. Tilgjengelig fra: <http://www.olavolsen.no/nb/node/41> (lest 2. mai).
- Dr.techn.Olav Olsen. (2015). *Mooring Analyses - Phase II*. Oslo: Dr.tech. Olav Olsen,.
- FN. (2016). *Ren energi for alle*: FN. Tilgjengelig fra: <http://www.fn.no/Tema/FNs-baerekraftsmaal/Ren-energi-for-alle> (lest 01. mai).
- Gjærum, R., Lundberg, H., Stub, S. & Stene, J. (2013). *Vindkraft - en nødvendig og sentral klimaløsning*: Belona.
- IFE. (2017). *3DFloat User Manual version 0.0* (12. april).
- Jonkman, B. & Kelley, N. *TurbSim*. Tilgjengelig fra: <https://nwtc.nrel.gov/TurbSim> (lest 11. mai).
- Jonkman, B. J., Kilcher, L. & United States. Department Of, E. (2012). *TurbSim User's Guide: Version 1.06.00*: National Renewable Energy Laboratory (U.S.).
- Kvittem, M. I. (2014). *Modelling and response analysis for fatigue design of a semi-submersible wind turbine*. PhD. Trondheim: Norges Tekniske-Naturvitenskapelige Universitet, Fakultet For Ingeniørvitenskap Og Teknologi
- Institutt For Marin Teknikk. 178 s.
- Landbø, T. (2017). *OO Star Wind Floaters seks frihetsgrader* (27. mars).
- Lie, H. & Fylling, I. J. (1994, Desember 6-9). *Evaluation of Methods for Fatigue Analysis of Offshore Mooring Lines*. Offshore South East Asia 10th Conference & Exhibition, Singapore.
- Manwell, J. F., MCGowan, J. G. & Rogers, A. L. (2009). *Wind Energy Explained*. 2 utg. United Kingdom: John Wiley & Sons Ltd.
- Naess, A. & Moan, T. (2013). *Stochastic dynamics of marine structures*. United States of America: Cambridge university press. 410 s.
- Nygaard, T. A., De Vaal, J., Pierella, F., Oggiano, L. & Stenbro, R. (2016). Development, Verification and Validation of 3DFloat; Aero-Servo-Hydro-Elastic Computations of Offshore Structures. *Energy Procedia*, 94: 425-433.
- Ong, M. C., Bachynski, E. E., Økland, O. D. & Passano, E. (2014, Juni 8-13). *Dynamic Responses of a Jacket-Type Offshore Wind Turbine Using Decoupled and Coupled Models*. ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, San Francisco, California, USA. V09BT09A032 s.

Stephens, R. I., Fatemi, A., Stephens, R. R. & Fouchs, H. O. (2001). *Metal Fatigue in Engineering*. 2. utg. Canada: John Wiley & Sons, inc. 472 s.

Terjesen, G. (2016). *Grunnleggende om utmatting i metaller*. Forelesning. Ås. 65 s.

United Nations. (2015). Paris Agreement. Tilgjengelig fra:
http://unfccc.int/files/essential_background/convention/application/pdf/english_paris_agreement.pdf



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

Postboks 5003
NO-1432 Ås
Norway