

UNIVERSITETET FOR MILJØ- OG BIOVITENSKAP





# SEKVENSIELL KOBLING AV ANSYS ASAS-NL OG FAST

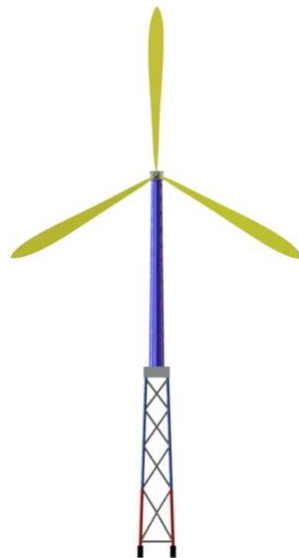
---

AERO-HYDRO-SERVO-ELASTISK SIMULERINGSKODE

av

Lars Dybendal og Lars Bjerkelund

---



**Masteroppgave**

**Maskin og Energi**

**IMT/UMB, 2012**

---



## Forord

I forbindelse med vår mastergradsoppgave vil vi gjerne få takke Teknisk Data AS (TDA) for en spennende problemstilling, med hensyn på morgendagens energi og miljøutfordringer. TDA har også gitt god veiledning og kurs i programmet ASAS-NL.

Vi ønsker også å takke våre veiledere på Universitetet for miljø- og biovitenskap, som har gjort denne masteroppgaven mulig å gjennomføre. Professor Tor Anders Nygaard har gitt oss tilgang og mulighet til å verifisere vår modell mot "Offshore Code Comparison Collaboration Continuation" (OC4), og bidratt med sin erfaring fra tidligere vindturbinprosjekter til havs.

Doktorgradsstipendiat Anders Myhr har vært tilgjengelig med gode råd og veiledning ved implementering av ASAS-NL.

Takk til doktorgradsstipendiat Karl Jacob Maus for god hjelp med programmering i FORTRAN, og veiledning i forbindelse med strukturell demping.

Denne oppgaven er en beskrivelse av hvordan vi har koblet programmet FAST, sammen med ASAS-NL. Teorien som omhandler bølger og vind er kort beskrevet, uten noen form for utdypende utledninger. Vi gjør leseren oppmerksom på at det forutsettes kunnskaper om denne teorien.

Ås, den 15. mai 2012

Lars Dybendal

Lars Bjerkelund

## Sammendrag

I denne mastergradsoppgaven har det blitt koblet sammen to beregningsprogrammer sekvensielt. ASAS-NL utførte en hydro-elastisk beregning av et offshore-fundament, som ble koblet sammen med en aero-servo-elastisk beregning av en vindturbin, utført i vindkoden FAST. Modellen består av en fagverkskonstruksjon av rør til fundament, kjent som "jacket". Vindturbinen er en NREL 5-MW.

Koblingen ble utført i den elastiske modulen i de to programmene. Mellom tårn og jacket ble det definert en koblingsnode, hvor den strukturelle responsen ble overført. Dette lot seg gjøre da ASAS-NL har et ferdig grensesnitt for å koble en vindkode sammen med et bunnfast offshorefundament. I FAST er det et definert grensesnitt for tilkobling av plattformlast. I dette grensesnittet måtte vi selv programmere ferdig en rutine for å overføre responsen fra ASAS-NL. Denne rutinen måtte linkes og kompileres sammen med kildekoden til FAST.

Det ble valgt å modulere en ferdigdefinert offshore-vindturbin som er benyttet i kodesammenligning fra OC4. Vi har hatt tilgang på ferske resultater fra dette prosjektet og disse ble derfor benyttet til å verifisere responsen i vår modell.

Ut fra verifiseringen av vår sekvensielle kobling mellom ASAS-NL og FAST, kan det konkluderes med at koblingen gir god respons for fundamentet. Responsen for tårnet er ikke fullstendig sammenfallende og det anbefales å studere dette nærmere.

## Abstract

In this master-thesis, two computer programs have been sequentially coupled. ASAS-NL calculated the dynamic hydro-elastic response on an offshore fundament, and FAST calculated the aero- servo-elastic response on a wind turbine structure. The support structure consists of a typical offshore truss construction, known as a “Jacket”. The wind turbine is a 5 MW reference turbine by NREL.

The coupling between the two programs was carried out with use of the elastic-modules within both of the programs. Between the tower and the jacket there was defined a coupling node, where the structural response could be transmitted. This was done because ASAS-NL has a predefined interface for sequentially coupling against wind turbines. FAST also has a predefined platform loading routine that can be user specified. To implement this routine we had to reprogram and compile the source code into FAST.

It was chosen to use a predefined wind turbine from the OC4 code comparison project. This was done because it would simplify the verification of the sequentially coupling.

From our results, we saw that the response of the coupling was in accordance with the code comparison results from IEA Wind for the jacket structure. The response for the tower top node did not coincide accurately, and therefore it is recommended to investigate this further.

## Innholdsfortegnelse

<b>1</b>	<b>Innledning .....</b>	<b>1</b>
1.1	Offshore-vindkraft.....	2
1.2	Problemstilling .....	3
1.3	Målsetninger og begrensninger .....	4
1.4	Symboler og terminologi.....	5
<b>2</b>	<b>Laster.....</b>	<b>6</b>
2.1	Jacket.....	6
2.2	Tårn .....	13
2.3	Turbin.....	14
<b>3</b>	<b>Demping.....</b>	<b>18</b>
3.1	Rayleigh-demping.....	18
3.2	Valg av frekvensspekter ved Rayleigh demping.....	19
<b>4</b>	<b>Løsningsverktøy.....</b>	<b>20</b>
4.1	ANSYS ASAS-NL.....	20
4.2	FAST (Fatigue, Aerodynamics, Structures, Turbulence) .....	22
<b>5</b>	<b>Sekvensielt koblet analyse .....</b>	<b>28</b>
5.1	Koblingsmulighet i ASAS .....	28
5.2	Integrering av jacket og bølgelast i FAST .....	30
<b>6</b>	<b>Geometri og rammebetingelser .....</b>	<b>34</b>
6.1	OC4-jacket.....	34
6.2	Marin tilvekst og oversvømming av jacketstruktur.....	35
6.3	Pæler.....	36
6.4	OC4-tårn .....	37
6.5	Modellering av OC4-tårn i FAST.....	38



6.6	Landbasert tårn.....	38
6.7	Rotor-Nacelle-Assembly (RNA) .....	38
6.8	NREL 5-MW blader .....	39
6.9	Sammenstilling av OC4-modell.....	40
6.10	Målesensorer for tårn .....	41
<b>7</b>	<b>Testing verifisering ASAS .....</b>	<b>43</b>
7.1	Stivhetsmatrise for jacket.....	43
7.2	Test av masser .....	46
7.3	Lasttilfelle 1.0a - Egenanalyse.....	49
7.4	Lasttilfelle 2.1 - Oppdriftskrefter ved stille vann.....	51
7.5	Lasttilfelle 2.3a – oppdriftskrefter ved bølgelast .....	53
<b>8</b>	<b>Testing og verifisering av FAST.....</b>	<b>54</b>
8.1	Verifisering av hastighetskontroller.....	54
8.2	Verifisering av pitch-kontroller.....	57
8.3	Lasttilfelle 3,2 – Flexibel landbasert struktur.....	59
<b>9</b>	<b>Verifisering av plattform og demping .....</b>	<b>64</b>
9.1	Tyngdepunkt og treghetsmoment for jacket.....	64
9.2	Verifisering av plattform.....	65
9.3	Verifisering av demping .....	68
<b>10</b>	<b>Lasttilfelle 5.6 – Sekvensielt koblet analyse.....</b>	<b>72</b>
10.1	Oppsett av FAST, AeroDyn og ASAS-NL .....	72
10.2	Resultat.....	74
10.3	Diskusjon.....	78
10.4	Konklusjon.....	79
10.5	Anbefaling.....	79

<b>11</b>	<b>Oppsummering</b> .....	<b>80</b>
<b>12</b>	<b>Diskusjon</b> .....	<b>81</b>
<b>13</b>	<b>Konklusjon</b> .....	<b>83</b>
13.1	Videre arbeid og anbefalinger .....	84
<b>14</b>	<b>Referanser</b> .....	<b>85</b>
<b>15</b>	<b>Vedlegg</b> .....	<b>88</b>
15.1	Appendiks A.....	88
15.2	Appendiks B .....	90
15.3	Appendiks C .....	91
15.4	Appendiks D.....	92
15.5	Appendiks E .....	94
15.6	Appendiks F.....	95
15.7	Appendiks G.....	96
15.8	Appendiks H.....	99
15.9	Appendiks I.....	105
<b>16</b>	<b>Elektronisk vedlegg</b> .....	<b>109</b>

# 1 Innledning

I denne mastergradsoppgaven ble det utført en sekvensiell kobling mellom to beregningsprogrammer. Hver for seg analyserer de ulike lastpåkjenninger en bunnfast vindturbin til havs, utsettes for.

Problemstillingen kommer fra firmaet TDA som blant annet arbeider med beregninger av bunnfaste fagverkskonstruksjoner til havs, bedre kjent som "jackets".

Våre veiledere på Universitet for miljø- og biovitenskap (UMB) og fra Institutt for energi teknikk (IFE), arbeider for tiden med forskning rundt lastpåkjenninger på offshore-vindkraftverk. Sistnevnte bidrar med å levere forskningsresultater til et globalt prosjekt i regi av International Energy Agency (IEA) Wind.

IEA Wind er forsknings- og utviklingsavtalen som er inngått mellom 20 land (WIND July 2011), der Norge offisielt blir representert av NVE og Forskningsdepartementet (IEA 2010). Formålet med denne avtalen er å forske og utvikle storskala vindkraftinstallasjoner gjennom å se på de energiøkonomiske aspektene, integrering av vind og pumpekraft, og kodesammenligning i forbindelse med offshore vindkraft (IEA 2010). Siden våre veiledere bidrar i IEA Wind sitt forsknings- og utviklingsprosjekt, har vi hatt tilgang på god kompetanse og de nyeste resultatene fra forskningen.

En offshore-vindturbin sine belastninger er en kombinasjon av bølgelast på jacketen og vindfeltlast på turbinen. Det er med dette interessant å simulere påkjenninger fra vind (aero), bølgepåkjenninger (hydro), kontrollersystemet til vindturbinen (servo) og den strukturelle responsen (elastisk). Tilsammen blir denne type beregning/analyse kalt for aero-hydro-servo-elastisk (AHSE) koblet analyse.

For å få til en AHSE, kan man koble to programmer sammen som tar for seg hver sin modul. Ansys ASAS-NL er et beregningsprogram som er godt egnet til å analysere bølgepåkjenninger på en konstruksjon. FAST er et beregningsprogram som er godt egnet til å analysere belastninger fra et vindfelt på en operativ vindturbin og dens konstruksjon.

Ved å benytte de elastiske strukturelle modulene fra hver av de to programmene som et koblingspunkt, vil det være mulig å foreta en sekvensiell kobling. Dette ved å benytte matematikken bak "*Finite Element Method*" (FEM) med hensyn på forskyvning og kraft.

Det vil si at ASAS-NL påfører bølgepåkjenninger på jacketen. Som en følge av dette vil et koblingspunkt få en tidsavhengig respons. Denne responsen defineres ved lastvektorer i tidsdomenet og generaliserte matriser for stivhet, masse og demping for koblingspunktet. Responsen overføres til FAST som påfører vindlast på turbinen. FAST beregner en forskyvningsvektor i tidsdomenet som en følge av bølge- og lastpåkjenningene. Forskyvningene overføres til ASAS-NL som beregner en koblet vind/bølge respons for fundamentet.

Vi valgte å modellere en ferdig definert konstruksjon fra OC4-prosjektet. I OC4 har mange anerkjente institusjoner modellert tilsvarende modell og sammenlignet resultater (IEA 2011). Disse resultatene har vi benyttet for å verifisere vår modell og kobling.

## 1.1 Offshore-vindkraft

Rundt de mange aspektene knyttet til offshore vindkraft som en fornybar energikilde, blir det argumentert for lite og minkende plass på land, støyproblemer, visuelle aspekter, fugledød og bedre vindforhold med hensyn på kraftproduksjon til havs, for å nevne de viktigste (EEA 2009).

I forbindelse med å realisere vindkraft i stor skala, må store offshore-vindparker med mange vindturbiner installeres. Et av alternativene er da å benytte et bunnfast fundament med en turbinkonstruksjon. Det er da viktig at kostnadene holdes lave, for at prosjektene skal være lønnsomme med hensyn på kraftprisene og de løpende vedlikeholdskostnadene (EEA 2009). For at kostnadene skal holdes lave er det viktig at fundamentet dimensjoneres riktig. Med riktig dimensjonering menes det å ta hensyn til at konstruksjonen skal tåle belastningene som den blir utsatt for over tid. Det skal også beregnes for ekstreme belastninger som inntreffer over kortere tidsintervaller, for eksempel ved en 50 års storm (IEA 2011).

Det eksisterer mange konsepter for implementering av offshore vindkraft i stor skala. Det er et skille som går mellom bunnfaste og flytende fundamenter med hensyn på havdybder. Det er antatt en grense på 50 meters dyp hvor bunnfaste fundamenter kan gjøre seg realiserbare i stor skala, med hensyn på kostnader (Berntsen et al. 2008), (Hofstad NVE & Tallhaug KVT 2008).

Et alternativ, er å benytte en fagverkskonstruksjon av stålrør som fundament, kalt "jacket" i offshore sammenheng. Å bygge "jackets" er ikke noe nytt, det har blitt brukt i lang tid av offshore olje- og gassbransjen (Berntsen et al. 2008).

### **1.1.1 Offshore-potensial**

Potensialet for offshore-vindkraft blir utredet i stor grad i Norge og EU. Dette henger sammen med at EU har som mål at 20% av total elektrisk kraft skal være dekket ved fornybar energi innen år 2020 (IEA 2010). Hvor stor del av dette som skal dekkes av offshore vindkraft er vanskelig å forutsi. Dette med tanke på utvikling av teknologi med hensyn på turbin størrelser og installasjons dybder (Hofstad NVE & Tallhaug KVT 2008).

## **1.2 Problemstilling**

For å få et bedre bilde av påkjenningene en offshore vindturbin blir utsatt for, er det ønskelig å kunne kjøre en AHSE-analyse av en konstruksjon. Det er fremmet et ønske fra TDA å fullkoble Ansys ASAS-NL sin pre-definerte programpakke for aeroelastiske koder sammen med vindkoden FAST.

### 1.3 Målsetninger og begrensninger

**Hovedmål:** *Etablere en generisk FEM modell for fullt koblet analyse mellom fundament, tårn og vindturbin i en offshore vindturbininstallasjon*

**Delmål:**

- Bli kjent med ANSYS ASAS
- Etablere en enkel generisk modell for jacketfundament og tårn i ANSYS ASAS
- Kjøre beregninger av egenfrekvenser og bølgerespons
- Bli kjent med den aeroelastiske koden FAST
- Koble FAST med ANSYS ASAS gjennom predefinert grensesnitt i ASAS mot aeroelastiske koder
- Benytte den generiske ASAS modellen til å kjøre koblede analyser med FAST
  - a) Sekvensielt koblet
  - b) Full koblet
- Gjennomføre noen enkle parameterstudier basert på den modellen som er etablert

**Begrensninger:**

*Før:*

- Vi ble enige med hovedveileder å konsentrere oss om en sekvensiell kobling først. Dette fordi vi ikke hadde oversikt over omfanget av de ulike koblingene. Dersom tid, ble det avtalt å gjennomføre en fullkobling.

*Underveis:*

- Vår kobling blir ikke verifisert mot irregulære laster, med dette menes turbulente vindfelt og irregulære bølger.
- På grunn av omfanget av den sekvensielle koblingen, ble det ikke tid til å gjennomføre en fullkobling.

## 1.4 Symboler og terminologi

Tabell: 1-1 SI-enheter

Enhet	Symbol
Meter	$m$
Kilogram	$kg$
Sekund	$s$

Tabell: 1-2 Avledede SI-enheter

Enhet	Symbol og definisjon
Hertz	$Hz = s^{-1}$
Newton	$N = kgm/s^2$
Joule	$J = kgm^2/s^2$
Watt	$W = kgm^2/s^3$
Pascal	$Pa = kg/ms^2$
Tonn	$T = 1000 kg$

Tabell: 1-3 Terminologi

Forkortelse	Beskrivelse/forklaring
ASAS-NL	<i>Ulineært beregningsprogram</i>
IEA WIND	<i>International Energy Agency Wind</i>
EEA	<i>European Environmental Agency</i>
FAST	<i>Fatigue, Aerodynamics, structure, Turbulence</i>
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
USFOS	<i>Realty Engineering</i>
OC4	<i>Offshore Code Comparison Collaboration Continuation</i>
FEM	<i>Finite Element Method</i>
BEM	<i>Blade Element/momentum</i>
FORTTRAN	<i>Programspråk (Formula Translation)</i>
NREL	<i>National Renewable Energy Laboratory</i>
NWTC	<i>National Wind Technology Center</i>
RNA	<i>Rotor Nacelle Assembly</i>
ASASVIS	<i>Programmodul som viser frem modeller som er laget i ASAS</i>

## 2 Laster

En vindturbin sine belastninger kommer fra miljøet den er installert i. Det vil si at den opplever belastninger fra hav og vind. Generelt sett vil jacketen oppleve påkjenninger fra havet, og tårnet påkjenninger fra vind.

### 2.1 Jacket

Jacketen vil oppleve påkjenninger fra havet, som er en kombinasjon av bølger og havstrøm. Det er derfor valgt å gi en forklaring på teoriene som blir anvendt i forbindelse med beregninger av bølger og havstrøm.

#### 2.1.1 Bølgemekanikk etter Airy-teori

Airy bølge teori for dypt vann er utledet fra en ideell væskestrømning i to dimensjoner. Den kan benyttes dersom bølgeamplituden  $\eta$ [m] er liten i forhold til bølgelengden  $\lambda$ [m] og havdybden  $h$ [m]. Derfor er teorien begrenset til bruk på dypt vann. Bølgelengden er definert ut fra følgende formel (Tyvand 2012), (DNV-RP-C205 2010):

$$\text{Formel 2-1} \quad \lambda = \left( \frac{gT^2}{2\pi} \right)$$

Hvor:  $g$ [m/s<sup>2</sup>] er tyngdeakselerasjonen,  $T$ [s] er bølgeperioden,  $h$ [m] er havdybden.

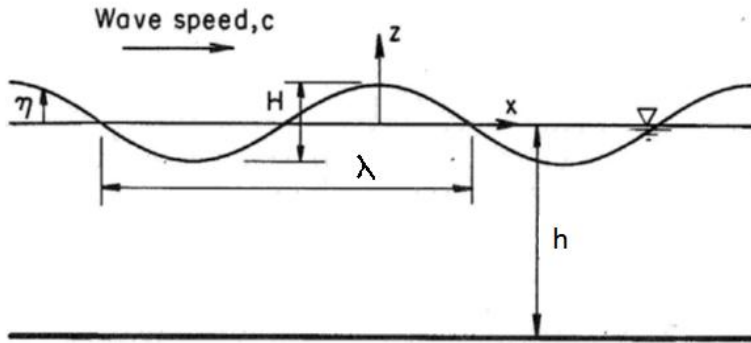
Fra formel 2-1 ser man at den hyperbolske funksjonen konvergerer når forholdet mellom havdyben  $h$  og bølgelengden  $\lambda$  er en halv. Dette betyr at havdybden bør være minst dobbelt så stor som bølgelengden, for at teorien skal benyttes.

Bølgeamplituden  $\eta$ [m] er halvparten av bølgehøyden  $H$ [m]. Bølgehøyden er avstanden mellom topp og bunn av bølgen slik som vist i figur 2-1. Amplituden kan dermed uttrykkes ved (Tyvand 2012), (DNV-RP-C205 2010):

$$\text{Formel 2-2} \quad \eta = \frac{H}{2}$$

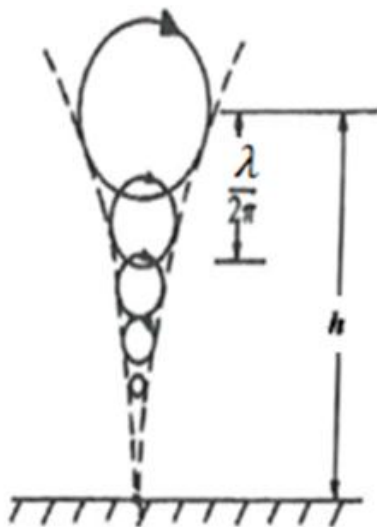
Hvor:  $H$ [m] er den signifikante høyden mellom bølgetopp og bunn, og  $\eta$ [m] er bølgeamplituden.





Figur 2-1: Lineær Airy bølge med notasjon for signifikant bølgehøyde  $H$ [m], havdybde  $h$ [m], amplitude  $\eta$ [m], fasehastighet  $c$ [m/s] og bølgelengde  $\lambda$ [m] (DNV-RP-C205 2010).

Når en vannbølge beveger seg langs havoverflaten på dypt vann, vil bevegelsen til en partikkel på overflaten bevege seg i en sirkulær bane. Vannpartikler vil ha en avtagende amplitude som endres eksponentielt med dybden som vist i figur 2-2. Ved en dybde  $\lambda/2\pi$  under havoverflaten vil den sirkulære amplituden være  $1/e$ , hvor  $e$  er den naturlige logaritmen. Den sirkulære amplituden kan neglisjeres ved dybder  $\lambda/2$  under havoverflaten (Twidell & Weir 2006).



Figur 2-2: Bevegelsesbaner til ulike partikler i dypvannsbølger for forskjellig høyder ved bølgepassering (Twidell & Weir 2006).

Bølgehastigheten  $c[m/s]$  til en enkeltbølge kan beskrives med hensyn på bølgetallet  $k$  og bølgefrequensen ved følgende formel (Tyvand 2012), (DNV-RP-C205 2010):

$$\text{Formel 2-3} \quad c = \frac{\omega}{k}$$

Hvor:  $\omega[rad/s]$  er bølgefrequensen,  $k[1/m]$  er bølgetallet og  $c[m/s]$  er bølgehastigheten.

Bølgetallet  $k[1/m]$  er beskrevet av bølgelengden  $\lambda[m]$  med følgende formel (Tyvand 2012):

$$\text{Formel 2-4} \quad k = \frac{2\pi}{\lambda}$$

Partikkelhastigheten i horisontal retning for dypvannsbølger kan beskrives ved følgende ligning (Gjevik 2009):

$$\text{Formel 2-5} \quad u_x = H\omega e^{kz} \sin(kx - \omega t)$$

Hvor:  $c[m/s]$  er bølgehastigheten,  $H[m]$  er amplituden,  $\omega[1/s]$  er bølgefrequensen,  $z[m]$  er et vilkårlig punkt mellom havbunn og overflaten,  $x[m]$  er en gitt posisjon langs bølgens lengdeakse og  $u_x[m/s]$  er bølgepartiklenes hastighet i horisontal retning (Gjevik 2009).

Bølgepartiklenes akselerasjon i horisontal retning finner man ved å derivere formel 2-5 med hensyn på tiden. Dette gir (Gjevik 2009), (USFOS 2010):

$$\text{Formel 2-6} \quad a_x = H\omega^2 e^{kz} \cos(kx - \omega t)$$

### 2.1.2 Bølgemekanikk med Stream-teori

Stream-bølge-teori er en numerisk metode som benytter en rekkefunksjon i et bevegende koordinatsystem, gitt ved formel 2-7. Orden  $n$  avgjør størrelsen på rekken. Hvilken orden av teorien som benyttes, avhenger av hvor nær bølgehøyden er brytning. For å bestemme hvilken orden som bør benyttes, anvendes to dimensjonsløse numre. Dette er henholdsvis bølgebratthets-nummeret  $S$  og gruntvanns-nummeret  $\mu$  som er omtalt i kapittel 2.1.3.

Teorien begrenser seg ikke på samme måte som airy-bølgeteori med hensyn til havdybder (DNV-RP-C205 2010; USFOS 2010).

$$\text{Formel 2-7} \quad \Psi(x, z) = cz + \sum_{n=1}^N X(n) \sinh\left(\frac{n2\pi(z+h)}{\lambda}\right) \cos(nkx)$$

Hvor:  $c[m/s]$  er bølgehastigheten,  $z[m]$  er en gitt posisjon i intervallet  $-h < z < 0$ ,  $\lambda[m]$  er bølgelengden,  $h[m]$  er havdybden ved stille vann,  $X(n)$  er en koeffisient knyttet til hver orden  $n$  og  $\Psi(x, z)$  er bølgens posisjon i  $xz$ -koordinatsystemet.

### 2.1.3 Valg av bølgeteori

Hvilken teori som egner seg er betinget av bølgehøyden  $H[m]$ , bølgeperioden  $T[s]$  og havdybden  $h[m]$ . Ut fra disse betingelsene bestemmes bølgebratthets-nummeret  $S$  og gruntvanns-nummeret  $\mu$ . Dette er to dimensjonsløse nummere og kan uttrykkes ved følgende formler (DNV-OS-J101 2011):

*Bølgebratthets-nummeret:*

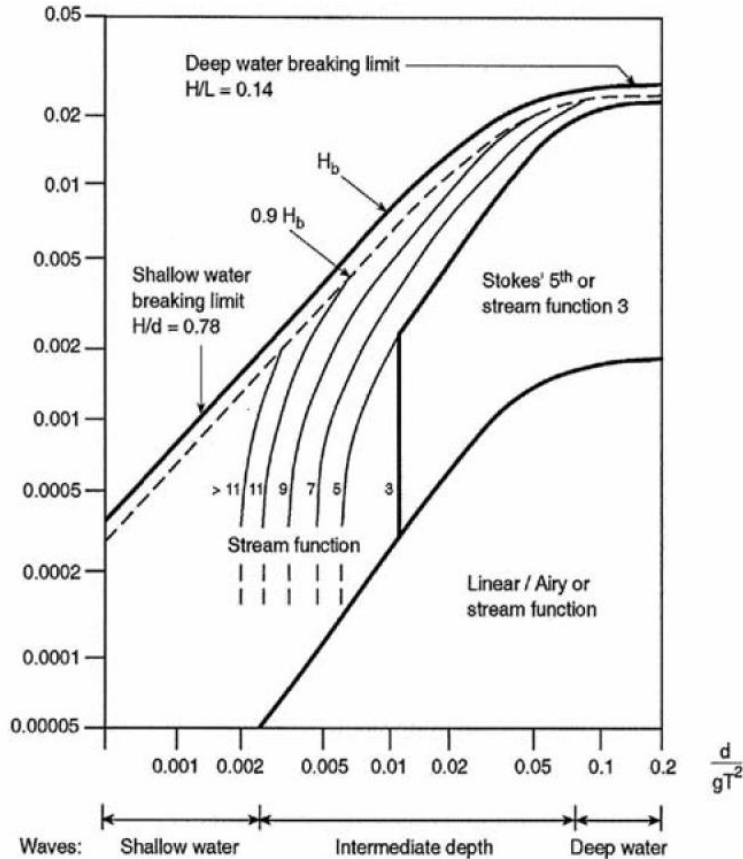
$$\text{Formel 2-8} \quad S = \frac{H}{gT^2}$$

*Gruntvanns-nummeret:*

$$\text{Formel 2-9} \quad \mu = \frac{h}{gT^2}$$

Hvor:  $H[m]$  er bølgehøyden,  $g[m/s^2]$  er tyngdeakselerasjonen,  $T[s]$  er bølgeperioden,  $h[m]$  er havdybden,  $S$  er bølgebratthets-nummeret og  $\mu$  er gruntvanns-nummeret.

De resulterende verdiene fra formel 2-8 og formel 2-9, benyttes så i diagrammet fra figur 2-3 for å bestemme egnet bølgeteori. X-aksen angir gruntvanns-nummeret og y-aksen angir bølgebratthets-nummeret.



Figur 2-3: Ved å fastsette bølgebrathetstallet  $H/gT^2$  og gruntvannstallet  $d/gT^2$  kan det fastslås hvilken teori som bør anvendes henholdsvis; Airy, Stokes eller Stream med tilhørende orden (DNV-OS-J101 2011).

#### 2.1.4 Strømning i havet

Strømning i havet oppstår prinsipielt fra tre naturfenomener. Dette er fra vind, tidevann og konsentrasjonsforskjeller. Strømning som oppstår fra vind som stryker over stille vann med en hastighet  $v_{vind}[m/s]$ , vil forsøke å trekke vannpartiklene på overflaten i samme retning som vindretningen. Dette oppstår på grunn av friksjon. Tidevannsstrømmer oppstår på grunn av månens gravitasjon og vil gi vannstrømmer med hastigheten  $v_{tidevann}[m/s]$ . I tillegg kan konsentrasjonsforskjeller oppstå hvor ferskvann og saltvann møtes. Disse konsentrasjonsforskjellene kan gi strømning. Stormer kan også gi opphav til vannstrømmer på grunn av trykkendringer som fører til stormflo (DNV-OS-J101 2011), (USFOS 2010).

### 2.1.5 Total hydrodynamisk last

Ved å addere bidrag i hastighet fra bølger og havstrøm, kan det ved bruk av Morisons ligning beregne hvor stor kraft et neddykket rør vil oppleve. Morisons ligning krever også at man vet akselerasjonsbidraget til partiklene omkring det neddykkete røret. Disse finner man ved å derivere de enkelte bidragene fra strømmingene (DNV-OS-J101 2011).

$$\text{Formel 2-10} \quad \dot{x} = v_{tidevann}(z, t) + v_{vind}(z, t)$$

Ved derivasjon med hensyn på tiden gir dette:

$$\text{Formel 2-11} \quad \frac{\partial \dot{x}(z, t)}{\partial t} = \ddot{x}(z, t)$$

I tillegg til væskestrømning fra havstrømmer, vil vannpartiklene også bevege seg som en følge av en bølge som passerer. Derfor må man også ta hensyn til det horisontale hastighetsbidraget fra bølgen. Dette gjøres ved å addere sammen bølgehastighet og strømningshastighet ved en gitt høyde  $z$ . Akselerasjonsbidraget fra vannbølgende adderes på samme måte inn i formel 2-11 (DNV-OS-J101 2011).

Morisons ligning tar hensyn til drag som oppstår som følge av stagnasjonstrykk i forkant og undertrykk i bakkant av et rør. I tillegg tar den også med treghetskrefter som oppstår i horisontal retning. Treghetskraftene skyldes i all hovedsak at enhver forflytning av en søyle i vann innebærer forflytning av nærliggende masse. Disse kreftene blir tatt hensyn til ved å se på hvor mye hydrodynamisk masse som blir forflyttet. I tillegg benyttes koeffisienter for drag og treghet. Kraften  $dF[N]$  som blir påført et element med lengden  $dz[m]$ , kan dermed uttrykkes som summen av massetreghet  $dF_M[N]$  og drag  $dF_D[N]$  som vist i formel under (DNV-OS-J101 2011), (USFOS 2010):

$$\text{Formel 2-12} \quad dF = dF_M + dF_D$$

Treghetskraftene er en funksjon av den fortrenkte massen  $m[kg]$  til vannet, treghetskoeffisienten  $C_M$  og akselerasjonen  $\ddot{x}[m/s^2]$  som er gitt i formel 2-13.

$$\text{Formel 2-13} \quad dF_M = C_M m \ddot{x} = C_M \rho \pi \frac{D^2}{4} \ddot{x} dz$$

Hvor:  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] er tettheten til væsken,  $D$  [m] er diameteren til røret,  $\ddot{x}$  [m/s<sup>2</sup>] er horisontal akselerasjonen av væskepartikkelen,  $C_M$  er treghetskoeffisienten,  $dz$  [m] er lengden på elementet og  $dF_M$  [N] er kraften elementet opplever på grunn av hydrodynamiske effekter.

Drag-kreftene er en funksjon av massestrøm  $\dot{m}$  [kg/s], treghetskoeffisienten og strømningshastigheten til vannpartiklene i horisontal retning og kan dermed uttrykkes ved følgende formel (DNV-OS-J101 2011):

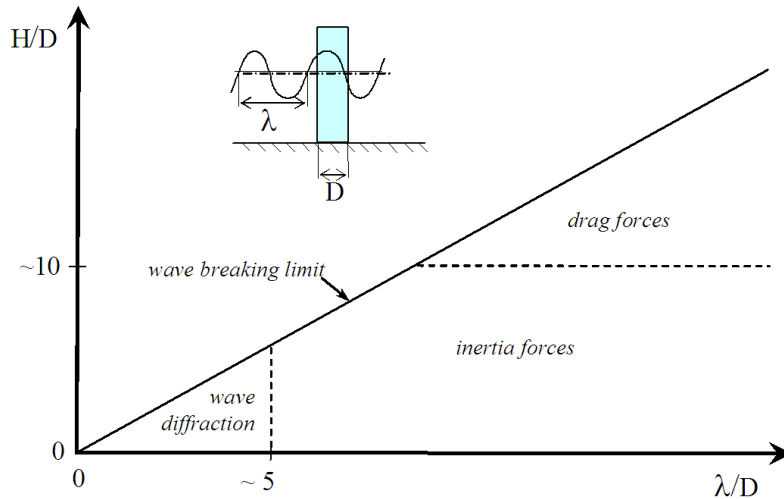
$$\text{Formel 2-14} \quad dF_D = C_D \dot{m} \dot{x} = C_D \rho \frac{D}{2} |\dot{x}| \dot{x} dz$$

Hvor:  $C_D$  er dragkoeffisienten,  $D$  [m] er diameteren på røret,  $\dot{x}$  [m/s] er hastigheten til væskepartiklene i horisontal retning,  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] er tettheten til væsken,  $dz$  [m] er lengden på elementet og  $dF_D$  [N] er treghetskreftene som en følge av de hydrodynamiske effektene.

Ved å sette formel 2-13 og formel 2-14 inn i formel 2-12 får man Morrisons ligning uttrykket med hensyn på vannpartiklenes hastighet, akselerasjon og elementets lengde (DNV-OS-J101 2011).

$$\text{Formel 2-15} \quad dF = C_M \rho \pi \frac{D^2}{4} x \ddot{x} dz + C_D \rho \frac{D}{2} |\dot{x}| \dot{x} dz$$

Hvilke av effektene, treghet og drag som er dominerende avhenger av bølgelengden  $\lambda$  [m], rørdiameteren  $D$  [m] og bølgehøyden  $H$  [m]. Sammenhengen er illustrert i figur 2-4 (DNV-OS-J101 2011).



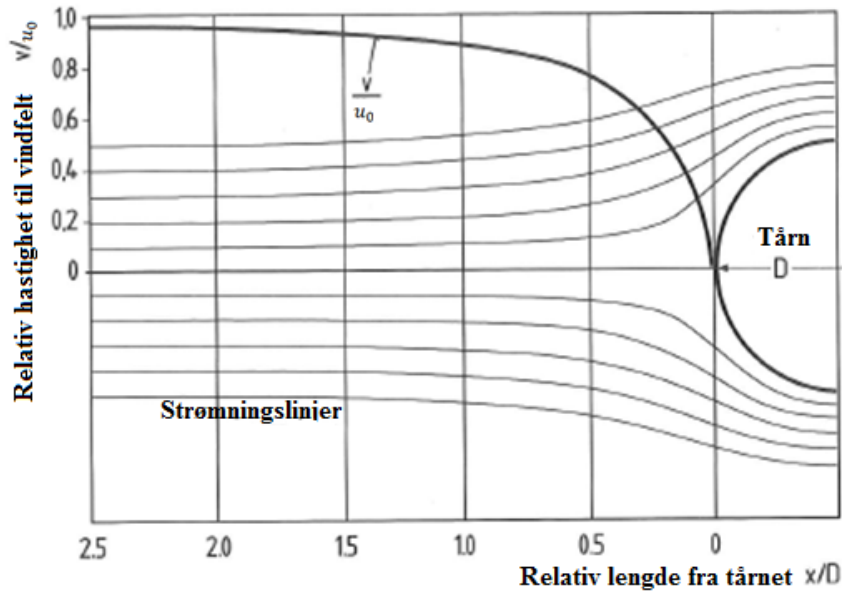
Figur 2-4: Forholdet mellom bølgehøyde og rørdiameter, samt forholdet mellom bølgelengde og rørdiameter er avgjørende for hvilke ledd i Morrisonsligning som gir størst kraftbidrag. På x-aksen er forholdet mellom bølgelengde  $\lambda$ [m] og diameter  $D$ [m] gjengitt, mens y-aksen gjengir forholdet mellom bølgehøyde  $H$ [m] og rørdiameter  $D$ [m] (DNV-OS-J101 2011).

## 2.2 Tårn

Tårnet er utsatt for påkjenninger fra vindfeltet som turbinen konverterer energi fra. Dens oppgave er å bære *Rotor-Nacelle-Assembly* (RNA) og stå imot de aksielle kreftene som oppstår på grunn av energiekstraksjonen og bølgelasten.

### 2.2.1 Interferens fra turbinblader

Når vindfeltet treffer tårnet vil strømmingen fordele seg på begge sider av tårnet, slik som vist i figur 2-5. Strømningslinjen som treffer rett på tårnet, vil stagnere ved tårnet og dette forårsaker en trykk økning. Dette sender signaler bakover mot strømningsfeltet og gjør at strømmingen vil fordele seg rundt tårnet slik som vist figur 2-5.



Figur 2-5: Strømningslinjer omkring et turbintårn fra ett vindfelt som kommer inn fra høyre. Y-aksen viser endring i relativ hastighet  $V$  [m/s] til strømningslinje som kommer rett på tårnet i forhold til vindfeltets upåvirkede hastighet  $u_0$  [m/s]. X-aksen viser relativ lengde  $x$  [m] fra turbintårn i forhold til diameter  $D$  [m] til tårnet (Hau 2006).

Når vindturbinbladet sveiper igjennom oppstuvning i vindfeltet som vist i figur 2-5, kan dette føre til vibrasjoner i konstruksjonen. Både tårnet og selve turbinbladet vil bli påvirket, og det er derfor viktig at vibrasjonsfrekvensen ikke treffer konstruksjonens egenfrekvens. Dette kan medføre kollaps av konstruksjonen (Hau 2006).

### 2.2.2 Drag-krefter på tårn

Når vindfeltet treffer tårnet vil det oppstå et positivt stagnasjonstrykk på fremsiden og et negativt trykk på baksiden. Hvor stor innflytelse disse fenomenene har, avhenger av vindfeltets hastighet og da med referanse i Reynolds-tall som er sammenhengen mellom interne krefter og viskøse krefter (Finnemore & Franzini 2002), (Hau 2006).

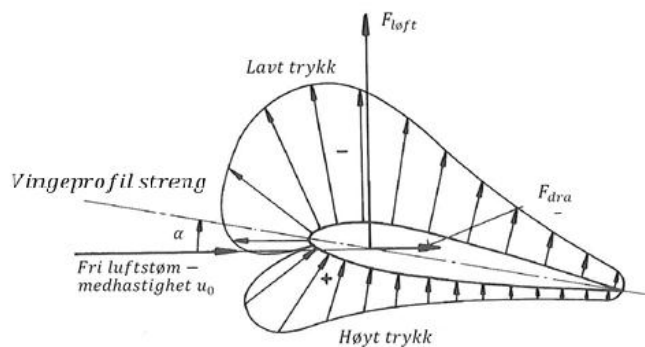
## 2.3 Turbin

Når turbinen står i et vindfelt, vil bladenes geometri føre til rotasjon av rotor. Dette som en følge av aerodynamiske krefter i rotorplanet. Det blir derfor forklart fire ulike lastklassifiseringer og overordnet hvordan turbinen konverterer energi fra vinden.



### 2.3.1 Aerodynamisk løft

For en flyvingeprofil, vil friksjonskraften utgjøre den største andelen av den totale dragkraften. I figur 2-6, kan man se hvordan retningen til kreftene virker på profilen i forhold til det frie strømningsfeltet som kommer inn fra venstre. Linjen som er notert med vingeprofil-korden i figur 2-6, går mellom tuppen i forkant og bakkant på profilen. Dette er en hjelpelinje for å beskrive angrepsvinkelen  $\alpha$  [rad] mellom vindfeltet og vingen. Angrepspunktet til kreftene ligger på vingekorden og har sin posisjon ca. 25 % bak forkanten (Twidell & Weir 2006).



Figur 2-6: Trykkfordeling på en generell vingeprofil ved et konstant vindfelt med hastighet  $u_0$  [m/s] fra venstre mot høyre. Angrepsvinkelen  $\alpha$  [rad] som er vinkelen mellom vingeprofilkorden som går igjennom hver endetupp og vindfeltets retningsvektor. Drag-kraften  $F_D$  [N] er parallell med vindretningen, mens løftkraften  $F_L$  [N] er normal til vindretningen (Hau 2006).

### 2.3.2 Generelt lastbilde

Vindturbiner utsettes for store variasjoner i last fra et vindfelt og dette fører til at utmatting er et stort problem. Luft har lav tetthet og dette betyr at turbinbladene må ha et stort areal for å konvertere den kinetiske energien i vindfeltet. Som en følge av dette, blir turbinkonstruksjon stor og tung. Dette gir opphav til et komplekst aeroelastisk samspill mellom vindfelt og konstruksjon. Samspillet kan forårsake resonanser og store dynamiske krefter som fører til en reell fare for utmatting. Utmatting fører til brudd i materialet ved en lavere last enn bruddlast. Dette forekommer fordi det oppstår sprekke dannelse slik at tverrsnittsarealet reduseres over tid. Det er derfor viktig å kunne bestemme kreftene som turbinkonstruksjonen tar opp fra et varierende vindfelt (Hau 2006), (Spera 2009).

### 2.3.3 Klassifisering av last

Kreftene som en vindturbin opplever, har opphav fra de aerodynamiske kreftene fra vindfeltet på bladene, tyngdekraftene og treghetskreftene i konstruksjonen. Disse kreftene kan klassifiseres etter hvordan de virker på turbinen med hensyn på tiden (Hau 2006).

- 1) Aerodynamisk last fra et uniformt stasjonært vindfelt, som gir opphav til sentripetalakselerasjon og strekkrefter i bladene og er tidsuavhengig.
- 2) Last fra et stasjonært vindfelt som ikke er uniformt over arealet som rotoren kutter. Dette gir opphav til dynamisk last, og skyldes ofte at vindhastigheten øker som en funksjon av høyden fra bakkenivå.
- 3) Treghetskrefter på grunn av dødvekten til rotorbladene, og at den er tiltet bakover fra vindfeltet gir også opphav til syklisk last. Når dette er tilfellet kan det oppstå gyroskopiske krefter som forsøker å rette opp nacellen.
- 4) I tillegg til dynamiske laster beskrevet i punkt 1-3 ved stasjonærstrømning, opplever turbinen ikke stasjonære vindfelt med turbulens.

### 2.3.4 Betz-grense

Betz-grense er et teoretisk mål for hvor mye energi som kan ekstraheres fra et vindfelt. Den bygger på bevegelsesmengde og energibevaring. Fra teorien utledes en effektivitetsfaktor og den uttrykkes på følgende måte (Spera 2009):

$$\text{Formel 2-16} \quad C_p = 4a(1 - a)^2$$

*Hvor:  $a$  er oppbremsingsfaktoren til vinden i rotorplanet og  $c_p$  er effektivitetsfaktoren.*

Ved å derivere formel 2-16 og løse denne med hensyn på største ekstremalpunkt, finner man at oppbremsingsfaktoren  $a$  til å bli  $1/3$ . Dette gir maks teoretisk  $c_p$ -verdi; ca. 0,59.

### 2.3.5 Bladelementmetoden

I enkelte tilfeller kan Betz grense være en god tilnærming for effektiviteten til en horisontalakslet vindturbin. Denne tilnærmingen antar ingen eller meget små forandringer i vindfeltet bak rotor, med hensyn på vindfeltets rotasjonshastighet. Med dette antar man at vindfeltet er uten rotasjon bak rotor.

Ved å bygge videre på Betz-grenseteori, inkluderer bladelementteorien rotasjon av vindfeltet bak rotor, ved å ta i bruk Eulers 1. og 2. aksiom. Disse omhandler bevarelse av lineær bevegelsesmengde og tangentiell bevegelsesmengde. Et ligningssett basert på disse aksiomene og Reynolds transportteorem innenfor et kontrollvolum, gir da en mer reell beskrivelse av vindfeltet gjennom en operativ vindturbin. Bladelementmetoden benytter denne teorien til å se på dreiemomentet over en radiell seksjon av et bladelement med hensyn på momentforandringen i bevegelsesmengden.

Ved denne teorien kan bladelementmetoden beregne sammenhengen mellom løftkraft fra geometrien til bladprofilen som roterer i et kontrollvolum (strømrør), og moment som oppstår om rotoraksen. Det henvises til (Spera 2009) og (Nygaard 1999) for mer dyptgående og utfyllende utledninger.

### 3 Damping

Det finnes mange teorier rundt damping av strukturer, og dette kan medføre varierende resultater knyttet til samme struktur. En av de vanligste formene for damping i dynamiske systemer, er Rayleigh-damping (Dasgupta & Chowdhury).

#### 3.1 Rayleigh-damping

Denne teorien baserer seg på to proporsjonalledd med hensyn på masse og stivhet. Dampingen kan derfor uttrykkes ved hjelp av to proporsjonalfaktorer,  $\alpha_m$  for masse og  $\alpha_k$  for strukturen. Dempingsmatrisen kan dermed beskrives med følgende formel (Dukkipati 2010), (Dasgupta & Chowdhury):

$$\text{Formel 3-1} \quad C = \alpha_M[M] + \alpha_K[K]$$

Hvor:  $[M]$  er massematrisen,  $[K]$  er stivhetsmatrisen,  $\alpha_K$  er strukturell dempingskoeffisienten,  $\alpha_M$  er massedempingskoeffisient og  $C$  er dempingsmatrisen.

For å estimere dempingskoeffisientene, kan man benytte en udempet frekvensanalyse for å finne de første signifikante svingeformene og tilhørende frekvenser. Ved å anslå et dempningsforhold  $\xi_i$  for ulike frekvenser, kan man dermed beregne koeffisientene med hensyn på 1. og 2. frekvens, 1. og 3. frekvens, 1. og 4. frekvens osv. Dette kan gjøres ved følgende formelverk (Dukkipati 2010), (Dasgupta & Chowdhury):

$$\text{Formel 3-2} \quad \alpha_{M_{1 \rightarrow i}} = \frac{2\omega_1\omega_i(\omega_i\xi_i - \omega_1\xi_1)}{\omega_i^2 - \omega_1^2}$$

$$\text{Formel 3-3} \quad \alpha_{K_{1 \rightarrow i}} = \frac{2(\omega_i\xi_i - \omega_1\xi_1)}{\omega_i^2 - \omega_1^2}$$

Hvor:  $\omega_1$  [rad/s] er første vinkelfrekvens,  $\omega_i$  [rad/s] er  $i$ 'te vinkelfrekvens,  $\xi_i$  er  $i$ 'te dempningsforhold,  $\xi_1$  er dempningsforhold for første frekvens,  $\alpha_{K_{1 \rightarrow i}}$  er strukturelt dempningsforhold mellom 1. og  $i$ 'te frekvens og  $\alpha_{M_{1 \rightarrow i}}$  er massedempningsforhold mellom første og  $i$ 'te frekvens.

Ved å summere verdiene for  $\alpha_{M_{1 \rightarrow i}}$  til summen blir tilnærmet 1, kan man estimere de ytre grensebetingelsen for vinkelfrekvensene man bør ha med i analysen for dempingskoeffisientene. Dette gjøres på det grunnlag at massedemping er avtagende med frekvens, som betyr at massedempingsbidraget er størst ved lave frekvenser. Dette kan argumenteres for ved å inspisere formel 3-4 (Dasgupta & Chowdhury).

Når summen av massedempingskoeffisientene er lik 1, kan man benytte de to tilhørende frekvensene og dempningsforholdene, til å beregne dempningskoeffisientene  $\alpha_M$  og  $\alpha_K$ . Ut fra disse koeffisientene kan en beregne Rayleigh-kurven for dempningsforhold med hensyn på vinkelfrekvens, med følgende formel (Dasgupta & Chowdhury):

*Formel 3-4*

$$\xi_i = \frac{\alpha_M}{2\omega_i} + \frac{\alpha_K \omega_i}{2}$$

### 3.2 Valg av frekvensspekter ved Rayleigh demping

I henhold til (DNV-OS-J101 2011) standard for offshore vindturbiner, er det hovedsakelig tre båndspekter med frekvenser som bør inspiseres. Det første spekteret er de høye frekvensene som skyldes svingeperioder som er kortere enn de typiske bølgeperiodene. Disse frekvensene knyttes opp til den stive strukturen og laster som ikke er forårsaket av bølger. Dette kan være vibrasjoner som er knyttet til selve turbindriften, jordskjelv etc. Det andre båndet er bølgespekteret med typiske bølgeperioder fra 4 til 25 sekunder. Det tredje båndspekteret er det lavfrekvente spekteret med lange svingeperioder, som skyldes svingeresponser som ikke kommer fra de typiske bølgelastene (DNV-OS-J101 2011).

## 4 Løsningsverktøy

For å løse en AHSE-koblet analyse ble det ytret et ønske fra TDA, å benytte ASAS-NL og FAST som løsningsverktøy. Vi vil derfor kort forklare hvordan programmene fungerer enkeltvis og i kapitel 5 forklare hvordan de kan kobles sammen.

### 4.1 ANSYS ASAS-NL

For å koble ANSYS ASAS med en aero-elastisk kode, må den ikke-lineære modulen ASAS-NL benyttes. Denne modulen har et eksisterende brukerdefinert grensesnitt mot eksterne laster. Derfor beskrives bare ASAS-NL modulen i denne oppgaven.

ASAS-NL anvender FEM, og kan analysere både statiske og dynamiske problemer med ikke-lineær strukturell respons.

På generelt basis er grensesnittet i ASAS-NL basert på et loggfil grensesnitt. Hvor en eller flere datafiler inneholder informasjon om type analyse som er ønsket, samt informasjon om konstruksjonene som skal analyseres. De forskjellige nivåene datainformasjonene blir delt inn i, blir kalt "deck".

ASAS-NL sin hierarkiske datastruktur er bygget opp på følgende måte med "deck":

#### **Preliminary Deck**

- her defineres navnet på analysen, type analyse og hva slags data som skal skrives til output filen.

#### **Structural Deck**

- her defineres node-koordinater, elementparameter og materialdata.

#### **Boundary Deck**

- her defineres grensebetingelser med hensyn innfestinger, foreskrevet forskyvning (prescribed displacement) og stive forbindelser.

#### **Loading Deck**

- her defineres all type laster og lastfunksjoner.

### **Additional Mass Deck**

- her defineres eventuelle tilleggsmasser.

For innlesing av en datafil, må filen lagres med <filnavn>.inp format. Det er valgfritt å lage en sammensatt fil, eller lage flere forskjellige "deck-filer".

I ASAS-NL er det definert flere typer elementer. Elementene som er tilgjengelige ved bølgelaster er TUBE og BM3D. Siden modellen i denne oppgaven består av rør, beskrives kun TUBE-elementet.

TUBE er et 2 nodet, tredimensjonalt, sirkulært og hult bjelkeelement. Geometriske data må bli oppgitt med hensyn på diameter og tykkelse. Elementet er kompatibelt med de fleste typer lastpåkjenninger, eksempelvis punktlast, fordelt last og som tidligere nevnt, bølgelast. For mer informasjon om TUBE-elementet i refereres det til Appendix A i ASAS-NL user manual (ASAS-NL 2011).

Massetregheter er viktig i ASAS-NL, på lik linje som stivheten, når det skal utføres dynamisk analyser. ASAS-NL kan forme tre forskjellige typer massematriser:

1. Direct input Mass Matrix
2. Element Lumped Mass Matrix
3. Element Consistent Mass Matrix

Hvilken massematrise ASAS-NL genererer, bestemmes for hvert enkelt element i "structural deck". Når vi modellerer med TUBE element, er "Lumped Mass Matrix" satt som forhånds valgt. Dette vil si at massematrisen som blir generert, benytter eventuelle tilleggs masser som er definert. Disse tilleggsmassene kan for eksempel være hydrodynamiske- og/eller punktmasser (ASAS-NL 2011).

ASAS-NL er godt egnet til dynamiske beregninger av konstruksjoner under bølgebelastning. Programmet har en rekke type bølgeteorier tilgjengelig, og kan generere irregulære bølger basert på forskjellige regulære bølgespekter fra Airy-bølgeteorien (ASAS-NL 2011).

ASAS-NL har integrert et eget grensesnitt mot kobling av vind- og bølgeanalyse, for offshore-vindturbiner. Fremgangsmåten er forklart i kapittel 5.1 og er referert fra ASAS-NL user manual 14.0 Appendix O (ASAS-NL 2011).

## 4.2 FAST (Fatigue, Aerodynamics, Structures, Turbulence)

FAST er en aerolelastisk simulator som kan benyttes for å beregne makslast og utmatting som vindturbiner utsettes for. Den kan benyttes for horisontalakslet vindturbiner med to eller tre blader. For å benytte FAST må en anvende flere input-filer som spesifiserer modellen man ønsker å simulere. Det må i tillegg spesifiseres hvilke parametere man ønsker å studere. FAST er gratis, og kan lastes ned fra hjemmesidene til National Renewable Energy Laboratory (NREL), mot at du registrerer deg.

### 4.2.1 Ulike modi for kjøring

FAST benytter hovedsakelig to former for operasjonsmoduser. Dette er simulasjon og linearisering.

#### *Simulering:*

Ved å kjøre i simuleringsmodus, kan man benytte tidsanalyse av ikke-lineære bevegelsesligninger. Her vil aerodynamisk- og konstruksjonsrespons beregnes for turbinkonstruksjonen. Filene som FAST generer med resultater, avhenger av hvilke resultater man har flagget i input-filen. Simulering kan kjøres ved hjelp av Simulink eller ved å benytte "*commandprompt*" i Windows (Jonkman & Marshall 2005).

#### *Linearisering:*

Ved linearisering generer FAST lineære tilstandsmatriser for en ikke-lineære aeroelastisk vindturbin. Denne modellen kan kun kjøres i "*commandprompt*" i Windows (Jonkman & Marshall 2005).

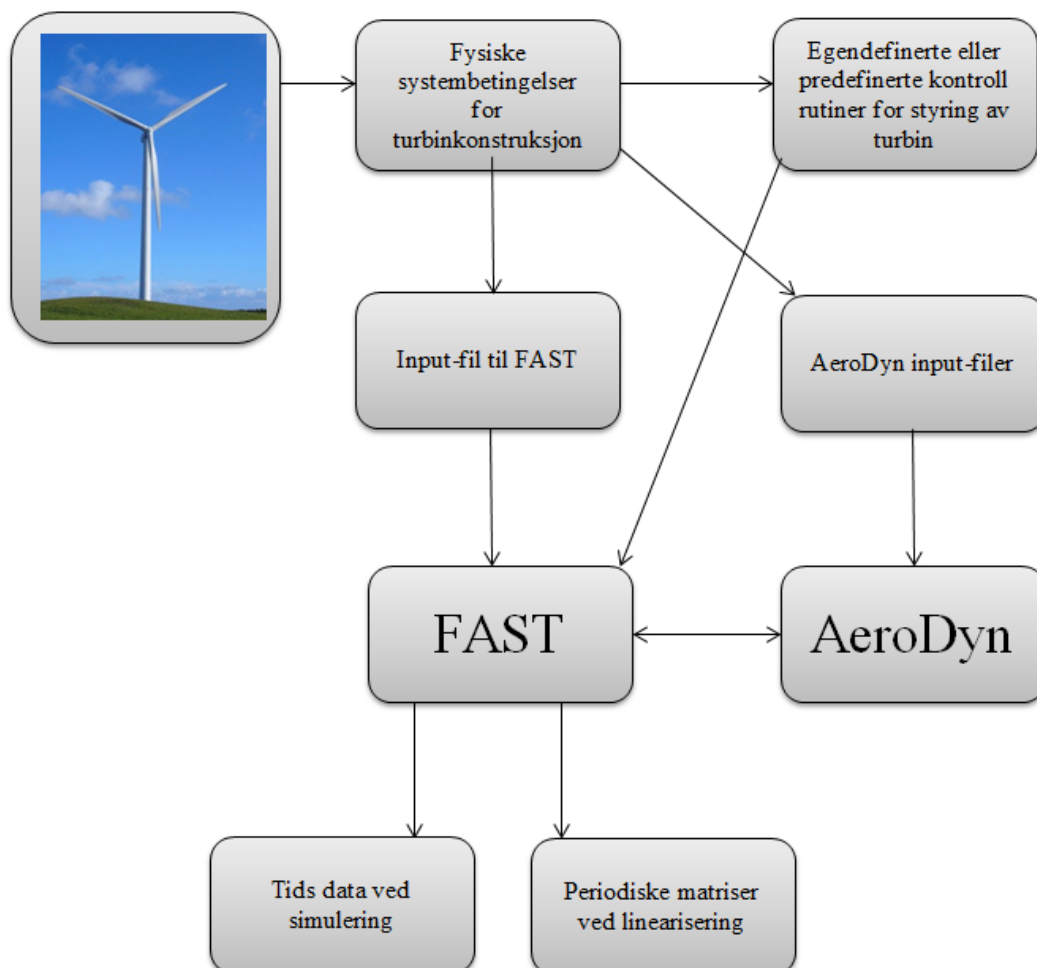
### 4.2.2 AeroDyn

AeroDyn er en programmodul som FAST benytter seg av for å kalkulere de aerodynamiske lastpåkjenningene. AeroDyn fungerer ikke som et enkeltstående program, men som en tilleggsmodul som kan kobles til andre programmer. AeroDyn kan benytte "*blade*



*element/momentum*" (BEM) eller *"Generalized Dynamic Wake"* (GDW) for å beregne aerodynamiske last. Den sistnevnte anbefales ikke av FAST brukermanualen med hensyn på manglende verifisering av koden. AeroDyn er utviklet, og oppdateres med støtte fra NREL. AeroDyn bruker egne definerte input-filer for vinddata og data over bladgeometrier (Laino & Hansen 2002).

Et overordnet flyt diagram for FAST-programmet, vil se ut som vist i figur 4-1. De fysiske betingelsene for modellelementene, settes opp i ulike inputfiler som FAST kan hente ut informasjon fra. Dersom man simulerer en fullstendig modell, vil dette innebære data for turbintårn, plattform og blader.



Figur 4-1: Flytdiagram for FAST koblet med AeroDyn

### 4.2.3 Kontroll system

FAST kan benytte egendefinert eller et predefinert kontrollsystem, for regulering av generatormoment og bladpitch-vinkel. For modellen beskrevet i oppgaven, benyttes en predefinert kontrollrutine for bladpitch-vinkel og generatormoment. Kontrolleren er laget for NREL 5MW referanseturbinen (Jonkman et al. 2009).

Kontrolleren består av to systemer. Et for regulering av bladpitch-vinkelen og et for regulering av generatormomentet. Generatorreguleringen er dominerende for vindhastigheter under nominell vindfelt hastighet på 11.4 m/s. Den skal i dette området sørge for maksimal energiekstraksjon fra vindfeltet. Bladpitch-reguleringen aktiveres ved rotorhastighet over 12.1 rpm. I dette området vil reguleringssystemet for generatoren sette momentet til en absoluttverdi på 43.093kNm, mens bladpitch-regulatoren styrer rotor- og generatorhastigheten (Jonkman et al. 2009).

#### Generator/moment kontroller

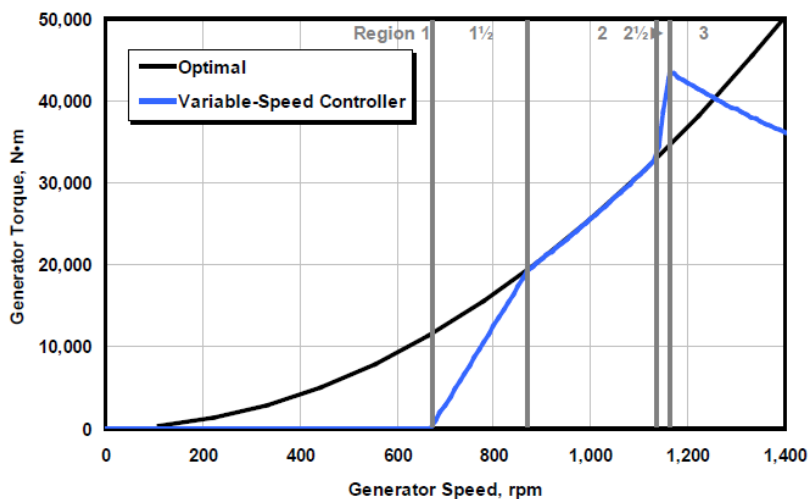
Kontrolleren har klare distinkte operasjonsmodi, hvor respons for moment reguleres med hensyn på generatorturtall. Kontrollerens operasjonsregion gjelder for vindhastigheter som forårsaker generatorturtall opptil 1171 rpm (Jonkman et al. 2009).

Kontrolleren er delt inn i 5 hovedområder som vist i figur 4-2. Hver region har distinkte modi for operasjon av turbinhastigheten med hensyn på generatorturtall og moment (Jonkman et al. 2009).

- For region 1 behandles vindfelthastigheter som gir generator turtall under 600 rpm. Her settes det ikke opp noe generator moment for å regulere generatorturtallet. Hastighetskontrolleren er laget slik for å kunne simulere oppstart av turbinen uten å benytte generator som motor for igangsettelse av rotorturtall.
- Region 1½ er en lineær overgangsfase mellom region 1 og 2 hvor momentet er proporsjonalt med turtallet. Dette gir det nedre operasjonsmodi for turbinen, hvor ekstrahert vindenergi kan omsettes til elektrisk energi. Det er definert et nedre generatorturtall på 600 rpm og et øvre på 870 rpm for denne regionen.

- Region 2 er regulering for optimalisering av energiekstraksjon fra vindfeltet som omsettes til elektrisk energi, for generator turtall mellom 870 – 1161 rpm. I dette området er momentet proporsjonalt med kvadratet av generatorhastigheten for å kunne opprettholde optimalt, og konstant spisstupp-hastighetsforhold.
- Region 2½ omfatter generator turtall mellom 1161 – 1173 rpm. I dette området følger momentkurven designet til en typisk induksjonsgenerator. Det er lagt inn en slipp-prosent på 10 % mellom synkron- og rotorturtallet på generatoren. Det øvre rotasjonsturtallet er satt som en begrensning for spisstupphastighetsforholdet ved nominell effekt.
- I region 3 vil generatorturtallet bli holdt konstant siden bladpitch-regulatoren slår inn og opprettholder nominelt turtall.

I figur 4-2, ser man at momentet synker dersom turtallet øker. Dette for å opprettholde merkeeffekt på generatoren dersom blad-pitch kontrolleren ikke slår inn (Jonkman et al. 2009).



Figur 4-2: Generatormoment som funksjon av turtall for generator/hastighetskontroller. X-aksen gjengir turtall og y-aksen moment (Jonkman et al. 2009).

De kritiske turtallene for de ulike regionene i figur 4-2 samt merkelast er gjengitt i tabell 4-1.

Tabell 4-1: Rammebetingelser for generator/hastighetskontroller ved ulike lastregioner, merkeeffekt, merkemoment, generator slipp og vindtupphastighetsforhold ved merkelast (Jonkman et al. 2009).

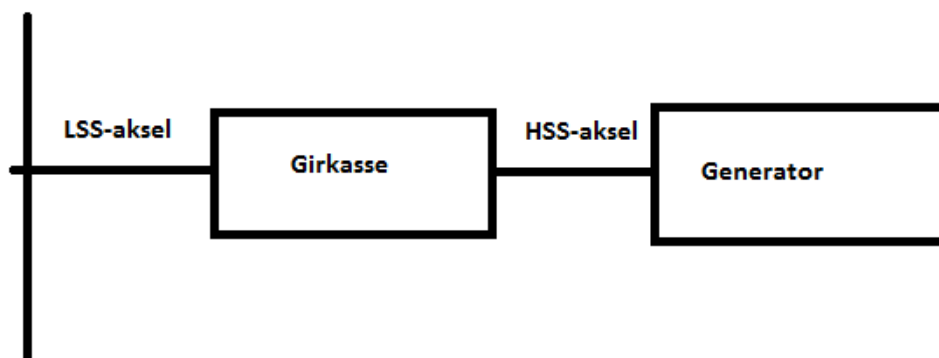
Rammebetingelser for Generator\Hastighetskontroller	
Merkeeffekt	5.296 MW
Merkemoment	43096.55 NM
Vind-tupphastighets forhold $\lambda$ ved merkelast	7.55
Overgangsturtall fra region 1-1½	671 rpm
Overgangsturtall fra region 1½-2	871 rpm
Overgangsturtall fra region 2½-3	1161 rpm
Generator slipp prosent region 3	10 %

### BladPitch-kontroller

Bladpitch-kontrolleren operer i region 3 i henhold til figur 4-2. Den sørger for konstant turtall på generatoren for vindhastigheter over nominell verdi. Dette innebærer generatorturtall over det nominelle turtallet på 1173 rpm.

Drivverklinsen består av rotor, "Low Speed Shaft" (LSS) som er akselen mellom rotor og girkasse, "High Speed Shaft" (HSS) som er akselen mellom girkasse og generator, samt generator. Drivverklinsen er gjengitt som blokkdiagram i figur 4-3.

#### Rotorhub og blader



Figur 4-3: Blokk diagram for drivlinje i RNA bestående av rotor, LSS-aksel, Girkasse, HSS-aksel og generator (Jonkman et al. 2009).

Kontrolleren er en PI-regulator og styres av differansen mellom nominelt generator turtall og faktisk generator turtall. Bevegelsesligning for drivverket med hensyn på moment er (Jonkman et al. 2009):

$$\text{Formel 4-1} \quad T_{Aero} - N_{Gen}T_{Gen} = I_{Drivetrain}\Delta\dot{\Omega} \quad [Nm]$$

Hvor:  $T_{Aero}[Nm]$  er rotor momentet,  $T_{Gen}[Nm]$  er momentet til generatorakselen,  $N_{Gear}$  er utveksling i girkassen mellom turtall på inn- og utgang som tilsvarer turbin- og generatorturtallet,  $I_{Drivetrain}[kgm^2]$  er treghetsmomentet for hele drivlinjen og  $\Delta\dot{\Omega} [rad/s^2]$  er vinkelakslerasjonen til generatorakselen (Jonkman et al. 2009).

Momentet til rotor  $T_{Aero}[Nm]$  er ønsket å være tilnærmet konstant i region tre for å oppnå merkeeffekt  $P_0[W]$ . Dette medfører at momentet kan uttrykkes med hensyn på merkemomentet og fluktusjon i moment som skyldes endring i bladvinkel  $\theta[rad]$  (Jonkman et al. 2009).

$$\text{Formel 4-2} \quad T_{Aero} \approx \frac{P_0}{\Omega_0} + \frac{1}{\Omega_0} \left( \frac{\partial P}{\partial \theta} \right) \Delta\theta$$

Generatormomentet kan uttrykkes med hensyn på utvekslingen  $N_{Gear}[]$ , i girkassen, merkeeffekten  $P_0[W]$ , merketeturtallet  $\Omega_0[rpm]$  og fluktusjon i turtallet  $\Delta\Omega[rpm]$  (Jonkman et al. 2009).

$$\text{Formel 4-3} \quad T_{gen} \approx \frac{P_0}{N_{Gear}\Omega_0} - \frac{P_0}{N_{Gear}\Omega_0} \Delta\Omega$$

Ved en proporsjonal-integral-derivasjons (PID) kontroller, vil sammenhengen mellom rotor fluktusjoner være gitt ved (Jonkman et al. 2009):

$$\text{Formel 4-4} \quad \Delta\theta = K_P N_{Gear} \Delta\Omega + K_I \int_0^t N_{Gear} \Delta\Omega dt + K_D N_{Gear} \Delta\dot{\Omega}$$

Hvor  $K_P$ ,  $K_I$  og  $K_D$  er henholdsvis proporsjonal-, integral- og derivasjonsforsterkningen.

Denne ligningen benytter kontrolleren til å styre bladpitchvinkelen for å opprettholde konstant turtall i region 3. Det er viktig å presisere at derivatforsterkningen  $K_D$  er satt til null for kontrolleren. Dette innebærer at kontrolleren er en PI-regulator (Jonkman et al. 2009).

## 5 Sekvensielt koblet analyse

Ved en sekvensielt koblet analyse av ulike lastpåkjenninger, kjøres programmene separat. Begrensninger i FAST gjør at koblingen må forekomme i bunn av tårn. Dette skyldes at tårnet ikke kan fjernes uten å skrive om kildekoden i FAST. Derfor må koblingen være mellom bunnen av tårnet og toppen av jacketen.

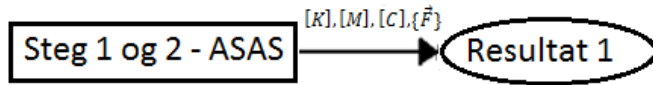
### 5.1 Koblingsmulighet i ASAS

Første steg i koblingen er en statistisk analyse av jacketfundamentet, med predefinerte enhetsforskyvninger for de seks frihetsgradene i koblingsnoden mellom jacket og tårn. De seks frihetsgradene er henholdsvis;  $\delta_x[m]$ ,  $\delta_y[m]$ ,  $\delta_z[m]$ ,  $\theta_x[rad]$ ,  $\theta_y[rad]$  og  $\theta_z[rad]$ . Dette blir gjort for å bestemme bøyeformene til fundamentet. Bøyeformene benyttes til å transformere de nodale frihetsgradene for hele fundamentet, over til de generaliserte frihetsgrader for koblingsnoden. Fra de predefinerte enhetsforskyvningene som forårsaker bøyeformene, dannes det en transformasjonsmatrise. Det er derfor viktig å lagre løsningen ved å implementere "RESU DISP" i "Preliminary Deck", slik at transformasjonsmatrisen er tilgjengelig for steg 2 (ASAS-NL 2011).

Andre steg vil være å kjøre en dynamisk analyse av jacketstrukturen, med bølgebelastning. Denne sekvensen har til hensikt å generere den generelle massematrisen, stivhetsmatrisen og dempingsmatrisen for jacketstrukturen, ved å benytte transformasjonsmatrisen som ble generert i steg 1. Disse vil bli skrevet ut til tre egne filer. I tillegg vil det bli generert en fil som inneholder en tidsserie med tilhørende lastvektorer (ASAS-NL 2011).

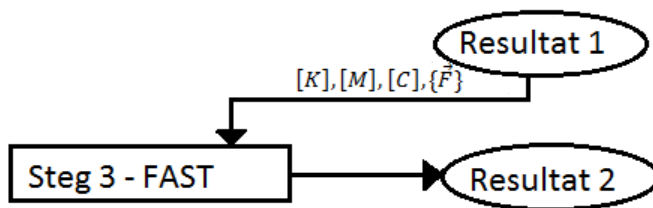
Disse lastvektorene inneholder bidrag fra all ekstern last. Dette vil si at ved å belaste koblingsnoden med disse vektorene, vil man få responsen for jacketen. Det er derfor viktig å være klar over at leddet som representer krefter i z-retning, er en følge av bølgepåkjenningene, egenvekten, marin tilvekst og oppdrift.

Til sammen vil steg 1 og 2 gi *Resultat 1*, som vist i figur 5-1.



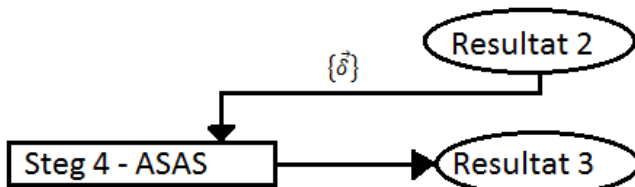
Figur 5-1: Flyttdiagram av steg 1 og 2 kalt *Analyse 1 – ASAS*, som gir *Resultat 1*.

Det tredje steget vil være å kjøre *Analyse 2* med den aeroelastisk koden, hvor man overfører data fra filene i steg 2. Lastvektoren fra steg 2, må ha samme tidssteg som benyttes i den aeroelastiske simuleringen. Ved denne sekvensen skrives det ut filer som inneholder informasjon om koblingspunktet mellom tårn og jacketfundament for en kombinert bølge- og vindpåkjenning. Denne filen inneholder en tidsserie med forskyvningsvektoren, for koblingsnoden (ASAS-NL 2011). Flyttdiagram for steg 3 er vist i figur 5-2.



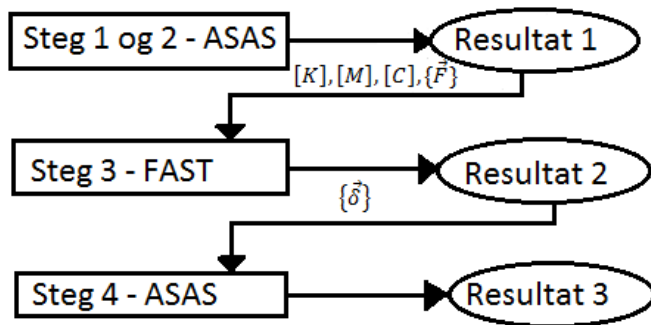
Figur 5-2: Informasjonsflyt mellom steg 3, og resultat 1 og 2.

I det fjerde steget vil forskyvningsvektorene fra steg tre, bli lastet inn til ASAS-NL. ASAS-NL benytter denne responsen i koblingsnoden sammen med ekstern last, for å beregne den sammensatte lasten på jacketstrukturen (ASAS-NL 2011). Informasjonsflyten i steg 4 er vist ved et flyttdiagram i figur 5-3.



Figur 5-3: Informasjonsflyt for steg 4 i den koblede analysen.

Sekvens og datastrøm til den koblede analysen, er illustrert ved et flytdiagram i figur 5-4.



Figur 5-4: Flytdiagram av informasjonsflyt for den koblede analysen.

## 5.2 Integrering av jacket og bølgelast i FAST

FAST er laget slik at det kan defineres egne rutiner for implementering av plattform, med og uten ekstern last. Dette gjøres ved å benytte generaliserte matriser for masse, stivhet og demping om en koblingsnode. Massematrisen skal kun inneholde informasjon om tilleggsmasse, som følge av hydrodynamiske effekter. Dette fordi FAST benytter en egen "input-fil" for plattformegenskapene som inneholder informasjon om frihetsgrader, tyngde og treghetsmomenter. Disse er definert om massesenteret til plattformen. Massesenteret er definert en avstand  $z_m[m]$  fra koblingsnoden, som vist i figur 5-5. Alle eksterne laster som belaster plattformen annet enn fra FAST, har sitt virke i koblingsnoden. Det er derfor viktig at denne defineres slik at den er koblet til bunnen av tårnet.

I FAST er det laget et forslag til hvordan denne koblingsrutinen kan se ut. Den følger deler av den grunnleggende ligningen for dynamikk, og er definert som følger:

```
DO J = 1,6
```

```
DO I = 1,6
```

```
PtfmFt(I) = PtfmFt(I) - Damp(I,J)*XD(J) - Stff(I,J)*X(J)
```

```
ENDDO
```

```
ENDDO
```



Dette er en for-løkke som beregner reaksjonskreftene plattformen vil sette opp, som en følge av forskyvning i koblingsnoden.  $X(J)$  og  $XD(J)$  er henholdsvis forskyvnings- og hastighetsvektoren.  $Damp(L,J)$  og  $Stfff(L,J)$  er dempings- og stivhetsmatrisen.  $PtfmFt(I)$  er lasten plattformen vil sette opp som en følge av forskyvning, og hastigheten til koblingsnoden.

FAST benytter også massematrisen for å beregne akselerasjonsleddet i den dynamiske forløkken. Dette gjør FAST ved å laste inn massematrisen til selve hovedprogrammet.

Fra ASAS-NL kan det benyttes lastvektorene  $PtfmFtASAS(I)$ , for å eksitere responsen i koblingsnoden som en følge av plattformlast. Lastvektoren inneholder bidrag fra egenvekt, marin tilvekst og oppdrift, som også skal være definert som en total vekt av plattformen i FAST. Det er derfor viktig å trekke fra totalvekten for z-retning, i denne lastvektoren. Dette for å unngå at massene dobbelttelles, og for at tregheten knyttet til plattformvekten skal bli tatt hensyn til i FAST.

For å trekke fra egenvekten i z-retning ble det benyttes et "*if-statement*". Dette sjekker om vi er i z-posisjon, i vektoren. Når dette er tilfellet, vil plattformlasten blir trukket ifra. Dersom man ikke er i posisjonen for z-retning, blir leddene i lastvektoren fra ASAS addert på vanlig måte. Disse lastvektorene ble integrert ved å benytte følgende "*for-løkke*" og "*if-statement*".

```
DO I = 1,6
  if (I == 3) then
    PtfmFt(I) = PtfmFt(I) + PtfmFtASAS(I) + <strukturell masse>
  else
    PtfmFt(I) = PtfmFt(I) + PtfmFtASAS(I)
  endif
ENDDO
```

Denne løkken adderer plattformlasten i koblingsnoden, og returnerer en ekvivalent kraft som er en funksjon av plattform- og turbinpåkjenninger. Grunnen til at  $PtfmFtASAS(I)$  ikke

implementeres direkte i den predefinerterutinen i FAST, skyldes at hver av de seks verdiene i vektoren vil bli lagt til seks ganger. Dette vil føre til at man gir FAST 6 ganger større plattformlast, enn den virkelige lasten i koblingsnoden. Den strukturelle massen som blir trukket fra i z retning, har positivt fortegn. Dette skyldes at lastvektoren fra ASAS-NL har negativt fortegn for å gi negativ forskyvning på grunn av tyngde bidraget.

FAST er laget slik at hovedprogrammet går inn og ut av plattformrutinen flere ganger i løpet av samme tidskritt, for å iterere frem en løsning. Derfor må det lages et "if-statement", som sjekker om man fortsatt er i samme tidsskritt. Dette ble gjort ved å lage en variabel med navn *ZtimeB*. Denne blir tilegnet verdien *Ztime*, som er psuedo-tidskrittet i FAST i slutten av subrutinen. Dermed kan man verifisere i starten av subrutinen hvilket tidskritt man er i, og om subrutinen skal hente en ny lastvektor fra ASAS-NL eller ikke.

For at kreftene ikke skal adderes med hensyn på nye iterasjoner og tidssteg, må *PtfmFt(I)* nulles hver gang programmet kaller på denne rutinen.

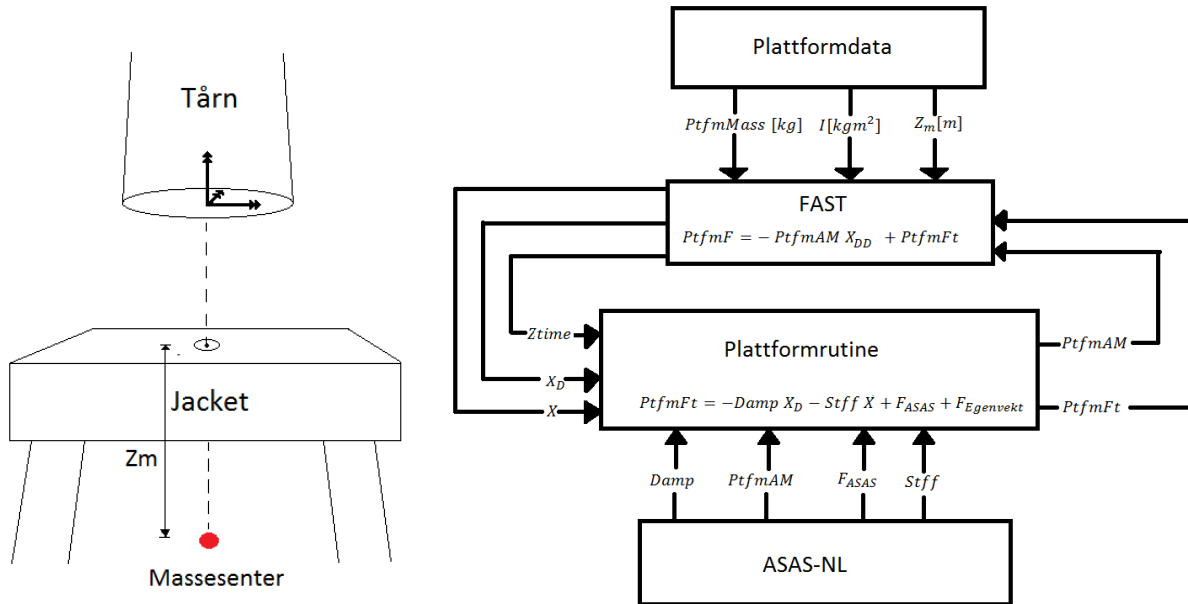
Lastvektorene fra ASAS-NL blir lest inn i starten av subrutinen og organisert i en streng. Dette gjøres kun ved første kall på rutinen, og årsaken til dette er for å korte ned simuleringstiden.

Ved hjelp av den beregnede lastvektoren *PtfmFt(I)* og massematrisen, beregner FAST hvor mye forskyvning, hastighet og akselerasjon koblingsnoden opplever. Dette ved å benytte dataene fra subrutinen og dataene i inputfilen for plattformen. Dermed har FAST data for hele den dynamiske ligningen:

$$\text{Formel 5-1} \quad \vec{F} = [M]\vec{X}_{DD} + [D]\vec{X}_D + [K]\vec{X} + \vec{F}_{ASAS}$$

Hvor:  $\vec{F}$  [N] er reaksjonskreftene i koblingsnoden,  $M$  [kg] er hydrodynamiske massematrisen for jacketen,  $D$  [kg/s] er dempningsmatrisen for jacketen,  $K$  [kg/s<sup>2</sup>] er stivhetsmatrisen,  $\vec{F}_{ASAS}$  [N] er eksterne krefter fra ASAS,  $\vec{X}_{DD}$  [m/s<sup>2</sup>],  $\vec{X}_D$  [m/s] og  $\vec{X}$  [m] er akselerasjonen, hastigheten og forskyvningen til koblingsnoden.

Informasjonsflyten mellom plattformrutinen, ASAS-NL og FAST, er vist i figur 5-5.



Figur 5-5 skisse over koblingspunkt mellom FAST og ASAS-NL, ved koblingsnode mellom jacket og tårn. Informasjonsflyt mellom ASAS-NL, plattformrutine, plattformdata og FAST. Dynamiske ligninger som benyttes for utregning av plattformlast  $PtfmFt$ .

## 6 Geometri og rammebetingelser

Som forklart tidligere ble det valgt å modellere en ferdig definert modell, av både jacket og vindturbin på grunn av foreliggende testresultater fra OC4. Jacketen ble modellert etter beskrivelse i *"UpWind reference jacket"* (Vorpahl et al. 2011) og turbinen ble modellert etter beskrivelse i *"Definition of a 5MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development"* (Jonkman et al. 2009). Det er beskrevet to tårn, et landbasert og et OC4-tårn som benyttes i sammenheng med jacketen. Dette fordi det blir analysert en landbasert vindturbin, og en vindturbin til havs.

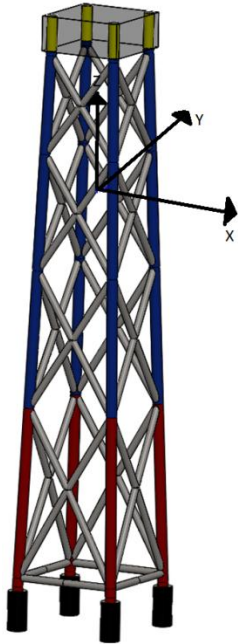
### 6.1 OC4-jacket

OC4 jacketen er en 70 meter høy fagverkskonstruksjon satt sammen av rørelementer med ulike geometrier. På toppen av jacketen er det en betongkloss som veier 666 tonn. Den er definert til å være fullstendig stiv. Jacketen er ment til å installeres på havdybder inntil 50 meter. For å feste jacketen til havbunn, skal den stå fast innspent i sirkulære stålpæler. Jacketens globale origo er satt til havoverflaten og symmetrisk midt i jacketen, se figur 6-1. Dette innebærer at betongklossens øvre del ligger 20,15 meter over origo, og jacketpælene er definert 50 meter ned. Materialeegenskapene til bjelkene er definert som vist i tabell 6-1:

*Tabell 6-1: Material egenskaper for OC4-Jacket.*

Materialeegenskaper for bjelke elementer	
E-modulus	$2,1 * 10^{11} N/m^2$
Tetthet	$7850 kg/m^3$
Skjærmodulus	0,3
Strukturelt dempningsforhold	1%
Materialeegenskaper for betongkloss	
Tetthet	$1806 kg/m^3$

Jacket-modellen er illustrert i figur 6-1. Bjelkeelementene har ulik geometri og dimensjonene er gjengitt i tabell 6-2. Modellen har fargekoder som svarer til de enkelte geometriske egenskapene.



Figur 6-1: Jacket-modell med de ulike bjelkeelementene gjengitt i fargekoder, samt øvre del av pælene (modellert i SolidWorks).

Tabell 6-2: Geometriske egenskaper til OC4-jacket.

Geometri nr.	Komponent	Farge i figur 6-1	Ytre diameter [m]	Tykkelse [mm]
1	x-elementer og tverrelementer i bunn	Grå	0.8	20
2	Bein ved laveste nivå	Rød	1.2	50
3	Bein ved nivå 2 og 4	Blå	1.2	35
4	Bein i betongkloss	Gul	1.2	40
5	Pæler	Sort	2.082	60

## 6.2 Marin tilvekst og oversvømming av jacketstruktur

Jacketen skal modelleres med marin tilvekst i region -2 m til -40 m, med referanse fra havoverflaten. Dette gjelder alle bjelkeelementer som ligger i denne regionen. Tilveksten kan ha stor innflytelse på den totale lasten jacketen vil oppleve, og skal derfor modelleres. Tetthet  $\rho_g$ , dybdeomfang  $z_g$  [m] og tykkelse  $t_g$  [mm] på tilveksten er oppgitt i tabell 6-3.

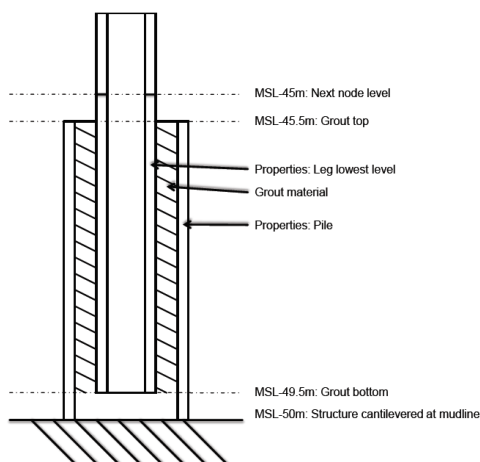
Tabell 6-3: Marin tilvekst på jacket.

Dybde omfang	$-40m \leq z_g \leq -2m$
Tykkelse	$t_g = 100mm$
Tetthet	$\rho_g = 1100kg/m^3$

De vertikale beina til jacketen skal fylles med sjøvann med en tetthet,  $\rho_w = 1025 \text{ kg/m}^3$ , fra havoverflaten til bunnen av pælene. Dette gjelder ikke kryselementene som forbinder de fire beina, eller tverrelementene i bunn av jacketen.

### 6.3 Pæler

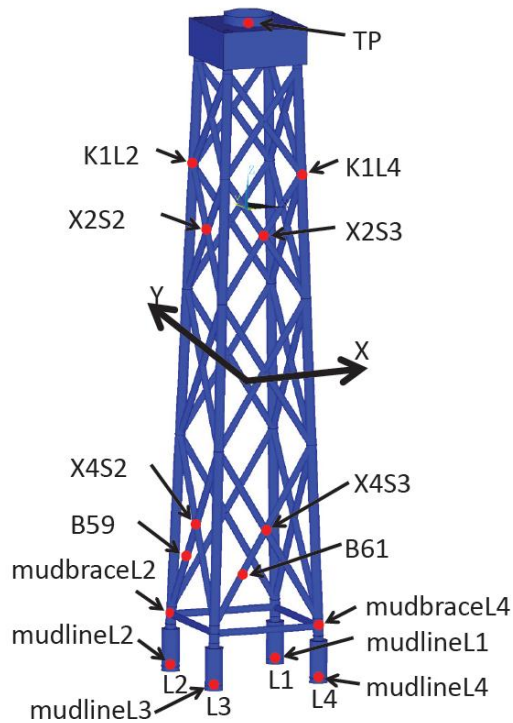
Pælene består av to rørelementer med fyllmasse imellom og er 4.5 meter høye. Det innerste røret er jacket-beinet og stikker 4 meter ned i fyllmassen. Fyllmassen har en tetthet på  $2000 \text{ kg/m}^3$ . Pælen er festet til havbunnen og skal defineres som fullstendig stive innfestninger. Stivheten til jacket-beinet, fyllmassen og det ytre pæleelementet er satt 2 ganger stivheten til vanlig stål. Ved å gjøre dette, vil pælene oppføre seg som tilnærmet stive elementer. Tverrsnittet av pælen er illustrert figur 6-2.



Figur 6-2: Tverrsnitt bestående av jacket-bein, fyllmasse og pæle (Vorpahl et al. 2011)

#### 6.3.1 Målesensorer for jacket

Jacketen har en rekke definerte målesensorer hvor laster, momenter og forskyvninger i translasjon og rotasjon kan undersøkes. Disse sensorene er definert av IEA WIND for OC4-jacketen (Vorpahl, F. & Popko, W. 2011). Beina på jacketen har fått navene L1, L2, L3 og L4 som benyttes for de ulike punktene i global z-retning. Det er definert to sider S2 og S3. Hvor S2 er mellom bein L2 og L3, mens S3 er mellom L3 og L4. Alle sensorer med navn og plassering for OC4-jacketen, er vist i figur 6-3.



Figur 6-3: Målsensorer med navn og posisjon i globalt koordinatsystem for OC4-jacket (Vorpahl, F. & Popko, W. 2011).

## 6.4 OC4-tårn

Tårnet er 68 meter høyt og er formet som en kon søyle. Rørtykkelsen varierer seksjonsvis på vei oppover. Tårnets geometriske egenskaper er definert i tabell 6-4. Det er også definert punktmasser som skal representere bolter, flenser og annet installert utstyr.

Tabell 6-4: Geometriske egenskaper for ulike tverrsnitt til tårnet.

Global høyde z[m]	Ytre diameter [m]	Tykkelse [mm]	Punktmasse [tonn]
20.15	5.600	32	1.9
21.15	5.577	32	
32.15	5.318	30	
42.15	5.082	28	
54.15	4.800	24	1.7
64.15	4.565	22	
74.15	4.329	20	
83.15	4.118	30	
88.15	4.000	30	1.0

## 6.5 Modellering av OC4-tårn i FAST

Tårnet er definert i (Vorpahl et al. 2011), og ble modellert i FAST som en strukturell komponent. Modellering av tårn i FAST, skjer ved å lage en fil med formatet <filnavn>.inp. Denne filen inneholder en del parametere som må beregnes med hensyn på geometriske egenskaper. Det vil si at det ikke er en form for node-basert geometriløsning. I denne filen vil FAST ha høydefraksjoner med tilhørende seksjonsvis masse [ $kg/m$ ] og treghetsmoment [ $Nm^2$ ], i henholdsvis parameterne  $TMassden$  og  $TwFASTif/TwSSStif$ . Hvordan disse parameterne regnes ut, er definert i dokumentet (Jason M. Jonkman 2005), og disse er gjengitt i formel 6-1 og formel 6-2.

$$\text{Formel 6-1} \quad TMassDen = \iint \rho(x, y) dx dy$$

$$\text{Formel 6-2} \quad TwFASTif = \iint E(x, y)x^2 dx dy, TwSSStif = \iint E(x, y)y^2 dx dy$$

De 3 beregningene ble utført i MS-Excel. Videre trenger FAST et sett med koeffisienter til å beregne bøyemodeformene. Disse koeffisientene ble beregnet ved bruk av programmet *MODES*. På NWTC sitt forum, blir dette programmet nevnt som en mulighet til å beregne disse koeffisientene. *MODES* er tilgjengelig på NREL sine hjemmesider (Buhl 2005). For å verifisere at *MODES* fungerte, analyserte vi et predefinert tårn med utregnede egenverdi-koeffisienter. På denne måten kunne vi kontrollere at *MODES* ga riktige koeffisienter. Tårndataene ble lastet ned fra NWTC sin hjemmeside. Se Appendiks C for utregning av  $TMassden$  og  $TwFASTif/TwSSStif$ .

## 6.6 Landbasert tårn

Datafilene for det landbaserte tårnet på 87,6 m ble lastet ned fra NWTC sine hjemmesider, og er definert i (Jonkman et al. 2009).

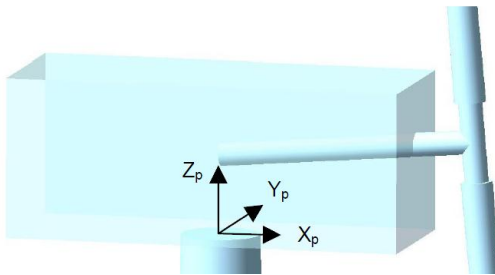
## 6.7 Rotor-Nacelle-Assembly (RNA)

RNA er en 5-MW vindturbin definert i dokumentet (Jonkman et al. 2009). Hele RNA veier 350 tonn til sammen.



*Aksesystem for nacelle:*

Dette aksesystemet er relativt til tårnets øverste node. Systemet følger bevegelsen til tårnets øvre node, i translasjon og rotasjon. Når tårnet er upåvirket og i nøytral posisjon, er  $x_p$ -aksen positiv i retning av huben.  $z_p$ -aksen peker oppover langs lengderetningen, til tårnets vertikale nøytralakse når tårnet ikke har utsving.  $y_p$ -aksen ligger normalt på  $x_p$  og peker ut av nacellens langside. Aksesystemets orientering og plassering, er vist i figur 6-4.



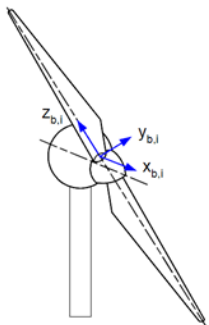
Figur 6-4: Orientering og plassering av koordinatsystem for opplagring av nacelle i tårn (Jonkman & Marshall 2005).

## 6.8 NREL 5-MW blader

Bladene er 63 meter lange, og er beskrevet i (Jonkman et al. 2009). Ferdig definerte datafiler som kan benyttes i AERODYN koden, er tilgjengelige på NWTC sine hjemmesider (NWTC Laino 2012)

*Aksesystem for turbinblad:*

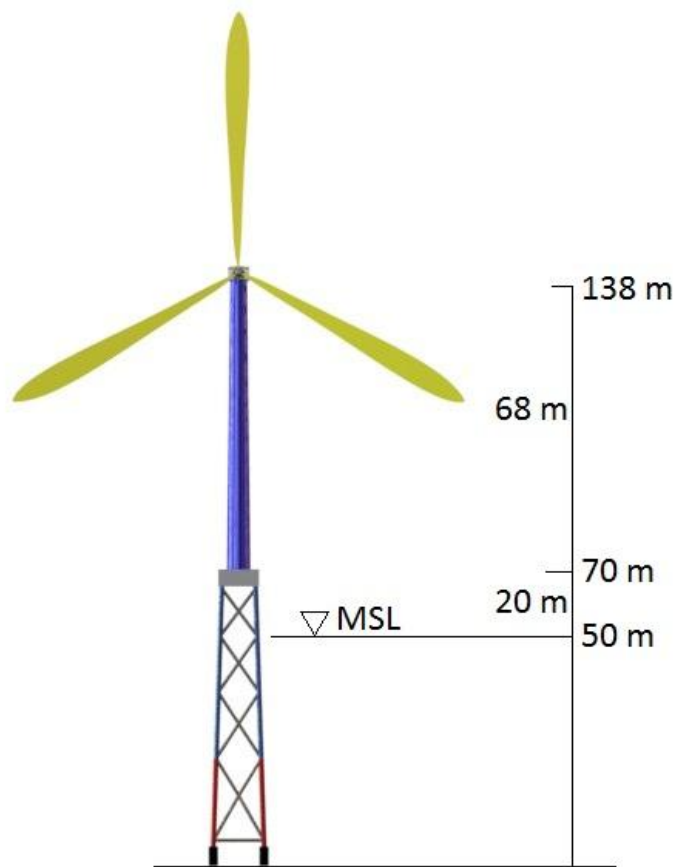
Aksesystemets origo, er definert ved roten av bladet, ved overgangen til «huben».  $z_{b,i}$ -aksen er langs turbinbladets lengdeakse, og  $x_{b,i}$ -aksens retning peker mot tuppen av huben.  $y_{b,i}$ -aksen er definert normalt på  $z_{b,i}$ - og  $x_{b,i}$ -aksen i henhold til standard aksesystem, og peker langs vingekorden til profilen ved roten av bladet. Aksesystemets orientering og plassering, er vist i figur 6-5. Indekseringen  $i$ , kan være 1, 2 eller 3, og knyttes til bladnummer.



Figur 6-5: Aksestystem for blad definert ved roten av turbinbladet (Jonkman & Marshall 2005).

## 6.9 Sammenstilling av OC4-modell

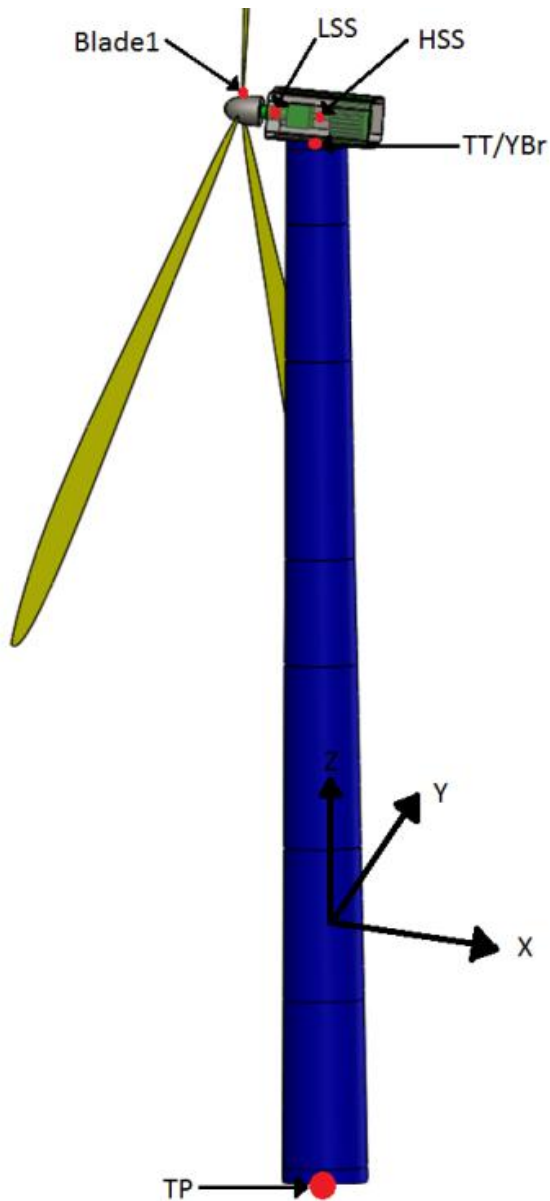
Hele modellen med jacket, tårn og RNA er vist i figur 6-6.



Figur 6-6: Modell med jacket, pæler, tårn og RNA, modellert i SolidWorks.

## 6.10 Målesensorer for tårn

Målesensorer for FAST-modellen som benyttes i denne oppgaven, er vist i figur 6-7. FAST har flere sensorer og en rekke muligheter for å hente ut momenter, krefter, forskyvninger, hastigheter og akselerasjoner knyttet til disse. For flere sensorer henvises det til (Jonkman & Marshall 2005).



Figur 6-7: Målesensorer for FAST-vindturbinkonstruksjon (modellen er laget i SolidWorks).

De ulike sensorene kan måle ulike fysiske parametere, og disse er beskrevet i tabell 6-5.

Tabell 6-5: Fysiske målinger som kan hentes ut av sensorer i figur 6-7 med forklaring og navne som benyttes i FAST for å flagge disse.

Sensornavn i figur 6-7	Beskrivelse	Navn på frihetsgrad knyttet til sensor	Beskrivelse av frihetsgrad
<b>Blade1</b>	Innfestning av blad til Hub	RootMxc1 [ $Nm$ ]	Moment om $x_1$ -akse
<b>LSS</b>	Low Speed Shaft	RotSpeed [ $rpm$ ]	Rotorturtall
<b>HSS</b>	High Speed Shaft	GenSpeed [ $rpm$ ]	Generatorturtall
<b>TT/YBr</b>	Tower Top/Yaw Bearing	YawBrMzp [ $Nm$ ]	Moment om global z-akse i opplager av nacelle
		TTdspFA [ $m$ ]	Forskyvning av TT-noden i global x-retning
		TTdspSS [ $m$ ]	Forskyvning av TT-noden i global y-retning
<b>TP</b>	Transition Piece (Betongkloss)	TPdx [ $m$ ]	Forskyvning av TP-noden i global x-retning
		TPdy [ $m$ ]	Forskyvning av TP-noden i global y-retning
		TPdz [ $m$ ]	Forskyvning av TP-noden i global z-retning
		TPrx [ $^\circ$ ]	Rotasjon av TP-noden om global x-retning
		TPry [ $^\circ$ ]	Rotasjon av TP-noden om global y-retning
		TPrz [ $^\circ$ ]	Rotasjon av TP-noden om global z-retning

## 7 Testing verifisering ASAS

Det ble valgt et sett med lasttilfeller fra kodesammenligningen (Vorpahl et al. 2012), for å verifisere vår modell, som vist i tabell 7-1.

Tabell 7-1: Lasttilfelle med beskrivelser

Lasttilfelle	Frihets-grader	Vind-forhold	Bølge-forhold	Analyse-type	Initielle betingelser
1.0a	Alle	Uten vind	Uten vann	Egenanalyse, uten gravitasjonskraft eller demping, naturlig frekvenser og bøyeformer	
2.1	Ingen	Uten vind	Stillestående vann	Statisk analyse inkludert gravitasjonskraft og oppdriftskrefter til havoverflaten	
2.3a	Ingen	Uten vind	Regulære bølger Airy teori, $H=6m$ , $T=10s$	Periodisk tids-serieløsning.	Bølgesimulering starter med bølgetopp ved global koordinat $x=0$ og $y=0$

### 7.1 Stivhetsmatrise for jacket

I beskrivelsen (Vorpahl et al. 2011), er sammenføyningen mellom tårn og jacket definert som en fullstendig stiv betongkloss på 666 tonn.

Som beskrevet i kapittel 5, skjer den fysiske koblingen mellom tårn og jacket via en koblingsnode. I denne noden blir de generaliserte masse-, stivhet-, og dempingsmatrisene generert. Det ble først gjort et forsøk på å koble denne noden til jacketstrukturen med faste innspenninger, såkalt "*RIGID CONSTRAINTS*". Det ble benyttet en punktlast som tilsvarte egenvekten til betongklossen, i stede for volumelementer.

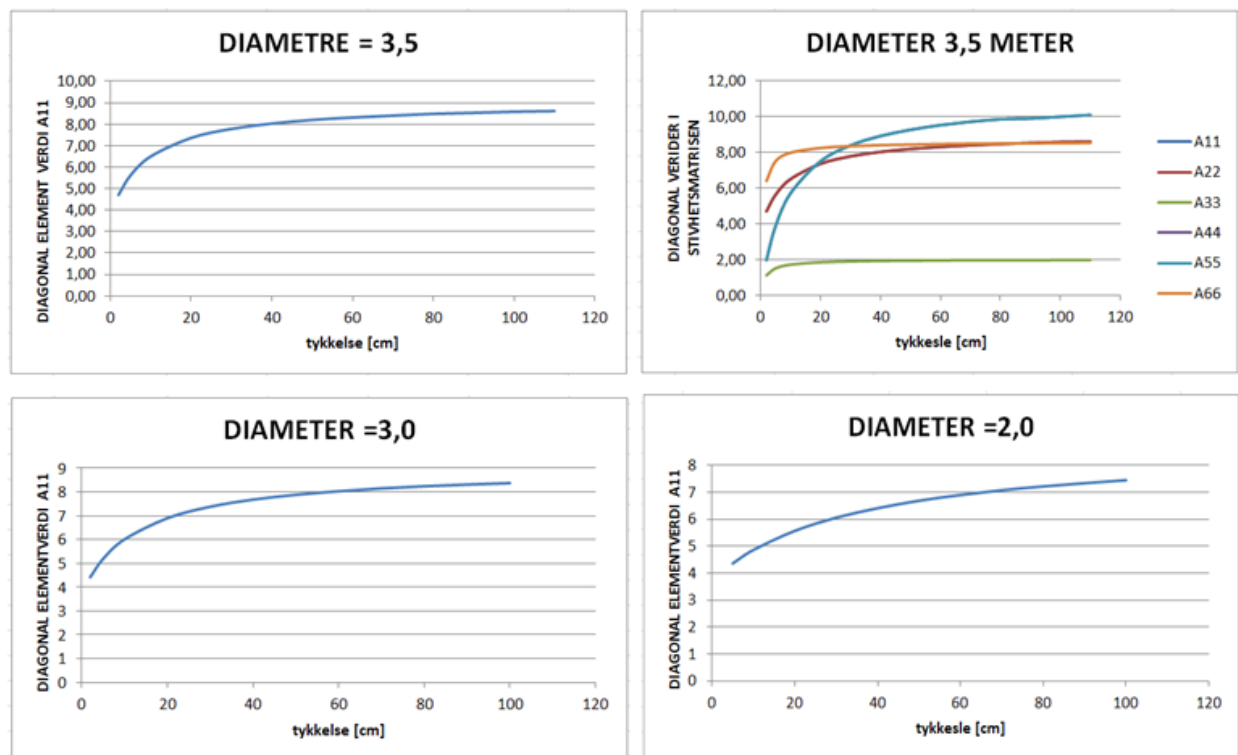
Ved nærmere undersøkelse av masse-, stivhet-, og dempningsmatrisene, ble vi oppmerksomme på at diagonalelementene ikke var dominerende. Vi benyttet derfor masseløse bjelkeelementer med dobbel E-modulus, som fysisk innspenning mellom jacket og koblingsnoden.

Det ble utført en parameterstudie, med forskjellige rørdiameter og rørtykkelser. Responsen ble sjekket ved verdiene i stivhetsmatrisen. Når diagonalelementene i stivhetsmatrisen konvergerer ettersom rørdiameteren og rørtykkelsen øker, vet vi at betongklossen er

tilnærmet stiv. Derav kan det antas at stivhetsmatrisen kun gjenspeiler responsen til jacketen.

### 7.1.1 Resultat

Det ble utført en rekke forskjellige kombinasjoner av elementgeometrier for å oppnå konvergens for de dominerende diagonale verdiene i stivhetsmatrisen. Det ble foretatt testing av forskjellige diametere og tykkelse på elementene. Resultatet av testingen er vist i figur 7-1.



Figur 7-1: Test av geometri på elementer for innfesting av koblingsnode til jacket, ved å se på konvergens til de dominerende diagonalverdiene i stivhetsmatrisen. Diagonalverdi A22 er lik A11, og diagonalverdi A55 er lik A44.

### 7.1.2 Diskusjon

Ut fra resultatene ser vi at konvergens på diagonal elementene, konvergerer tidligere ved rørdiameter på 3,5 meter. Det er også testet andre geometrier, se Appendiks D.

### 7.1.3 Konklusjon

Det er ikke beskrevet en lignende problematikk i OC4 rapporten. Vi har dermed ikke noen resultater å sammenligne med. For å rettferdiggjøre denne beslutningen henviser vi til (Vorpahl et al. 2011), hvor betongklossen som kobler jacketen sammen med tårn er definert som helt stiv. Det er med dette rimelig å si at vår modellering av betongklossen vil respondere som tilnærmet stiv, med hensyn på jacketen.

### 7.1.4 Anbefaling

Ved konvergenstest av stivhetsmatrisen, justeres først diameter. Deretter justeres tykkelsen for de aksiale utslagene. Dette blir gjort med hensyn på at det er mest hensiktsmessig å få bukt med bøyingen først, da diameteren er den dominerende parameteren i arealmomentet til et sirkulært element. De dominerende verdiene i den generaliserte stivhetsmatrisen for jacketen, skal være i posisjonene merket  $A_{x,y}$  i figur 7-2.

$$\begin{bmatrix} A_{1,1} & 0 & 0 & 0 & A_{1,5} & 0 \\ 0 & A_{2,2} & 0 & A_{2,4} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & A_{3,3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & A_{4,2} & 0 & A_{4,4} & 0 & 0 \\ A_{5,1} & 0 & 0 & 0 & A_{5,5} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{6,6} \end{bmatrix}$$

Figur 7-2: Generalisert 6x6-stivhetsmatrise med dominerende diagonalelementer

## 7.2 Test av masser

Strukturen skal modelleres etter rammebetingelser i kapitel 6. I stedet for RNA, skal det defineres en punktmasse for disse komponentene på 350 tonn i toppen av tårnet.

### 7.2.1 Resultater

Resultatene fra OC4 sin rapport (Vorpahl et al. 2012), er mer omfattende enn vist i tabell 7-2. Vi har her gjort en forenkling hvor det er grovt estimert gjennomsnittsverdi fra et søylediagram.

Tabell 7-2: OC4 sine resultater først, deretter våre resultater med differansen tilslutt (Vorpahl et al. 2012).

	OC4 Code Comparison	Ansys ASAS	Differanse
<b>Rotor Nacelle Assembly (RNA)</b>	350 tonn	350 tonn	0 tonn
<b>Tårn</b>	216 tonn	215 tonn	- 1 tonn
<b>Jacket</b>	674 tonn	676 tonn	+ 2 tonn
<b>Hydrodynamisk tilleggs masse</b>	680 tonn	623 tonn	- 57 tonn
<b>Vann i fritt oversvømte bein</b>	205 tonn	205 tonn	0 tonn
<b>Marin vekts</b>	180 tonn	180 tonn	0 tonn

### 7.2.2 Diskusjon

Vi ser at RNA har sammenfallende verdier. RNA-massene er ikke beregnet med hensyn på tetthet og volum til elementet. RNA er definert som punktmasser. Dette er fordi det ikke er oppgitt noen geometri og tetthet knyttet til komponentene i RNA.

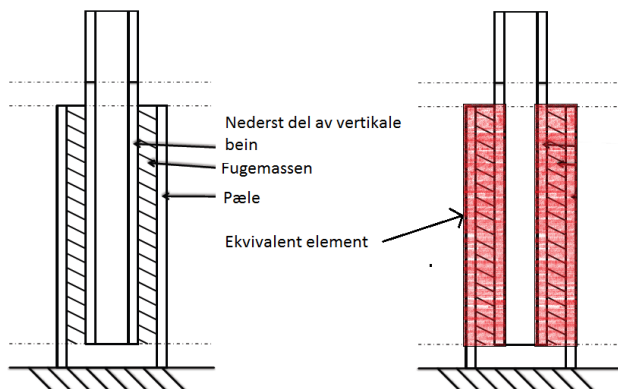
OC4-tårnet har et avvik på ca. 1 tonn. I vår modell er det regnet ut stegvise snittverdier for rørdiametre og rørtykkelser. Vårt tårn ble derfor stegvis avtrappet, for å modellere en tilnærmet lik modell som beskrevet i kapitel 6. Dette er også nevnt som en årsak til avvik i kodesammenligningsrapporten (Vorpahl et al. 2012). Det er noe uklart om punktmasser som skal representer bolter, flenser og annet installert utstyr, skal være inkludert i den strukturelle massen for tårnet. Disse punktmassene tilsvarer 4,3 tonn. Inkluderes disse massene vil vi få en tårnmasse på ca. 219 tonn.

Jacketen har et avvik på ca. 1 tonn. Det kan være geometriske feil ved implementering av topologiske data, eller annen datafeil ved vår implementerte modell i ASAS-NL. Det relative



avviket er såpass lite, at det derfor ble bestemt å ikke bruke tid på å finne årsaken. Det er opplyst i OC4 rapporten at standardavviket til resultatene for massen til jacketen er 2,3 tonn.

Hydrodynamisk tilleggsmasse har et avvik på 57 tonn. Det ble gjort et valg ved å modellere pæler, fugematerialet og nederste del av jacket-beinet som et sammenhengende, homogent, TUBE-element med en ekvivalent tetthet. Snittet av sammenføyningen og ekvivalentelement er vist i figur 7-3.



Figur 7-3: Snitt av jacket pælesammenføyning hvor det rødskraverte feltet indikerer vårt ekvivalentelement. Illustrasjonen er hentet fra (Vorpahl et al. 2011).

Dette ble gjort for å unngå feilberegninger med hensyn på skjærkrefter, som oppstår ved friksjon mellom elementene som vil være definert til å ligge helt inntil hverandre. Ved denne implementeringen av ekvivalentelement, observerte vi at den hydrodynamiske tilleggsmassen, ble redusert fra 691 tonn til 623 tonn. I WAVE-manualen kan vi se hvordan hydrodynamisk masse blir kalkulert (WAVE 2011).

$$\text{Formel 7-1} \quad \text{hydrodynamisk tilleggsmasse} = \rho_{\text{vann}}(C_m - 1)a_t$$

$$\text{Formel 7-2} \quad a_t = \frac{\pi d^2}{4}$$

Hvor:  $\rho_{\text{vann}}$  er tettheten til vann,  $a_t$  er tverrsnittet til elementet og  $C_m$  er treghetskoeffisient.

Vi så derfor på muligheten for at ASAS-NL hadde addert hydrodynamisk tilleggs masse for hver av de tre konsentriske rørene. Ved å se på det ekstra bidraget dette ville gi, fikk vi et tillegg på 68 tonn, i hydrodynamisk tilleggs masse. Vår hydrodynamiske tilleggs masse ligger 57 tonn under de andre resultatene i (Vorpahl et al. 2012). I OC4 rapporten blir det antydnet at avvikene i hovedsak kommer fra diskretisering av overgangsregionene i jacketen.

Det er ingen avvik i resultatene våre og fra (Vorpahl et al. 2012), med hensyn på marin tilvekst og massen til sjøvann i de fylte beina.

### **7.2.3 Konklusjon**

Noen av avvikene våre kan kanskje defineres som store. Vi mener at modellen er satt opp etter beste skjønn fra modellbeskrivelsen som er definert i OC4-prosjektet.

Med hensyn på hydrodynamiske tilleggs masse mener vi at formel 7-1 bare kan gjelde for ytterste element som er i kontakt med vannet. Dette gjør at vi tar bort det hydrodynamiske bidraget fra fugemassen, og den nedre biten av de vertikale beina som stikker ned i denne fugemassen.

Det er viktig å ta med seg videre i undersøkelsen av vår modell, at disse avvikene i masse kan gi oss noe forskjellig utslag med hensyn på den dynamiske analysen. Som tidligere forklart i teorien, er konstruksjonens masse like viktig som konstruksjonenes stivhet ved dynamisk respons. En annen faktor kan være menneskelig feil som førte til at våre masser avviker. Dette er også betraktet som en feilkilde i kodesammenligningen (Vorpahl et al. 2012).

### **7.2.4 Anbefaling**

Det kan anbefales å undersøke modellens hydrodynamiske tilleggs masse, med hensyn på pælefundamenteringen.

### 7.3 Lasttilfelle 1.0a - Egenanalyse

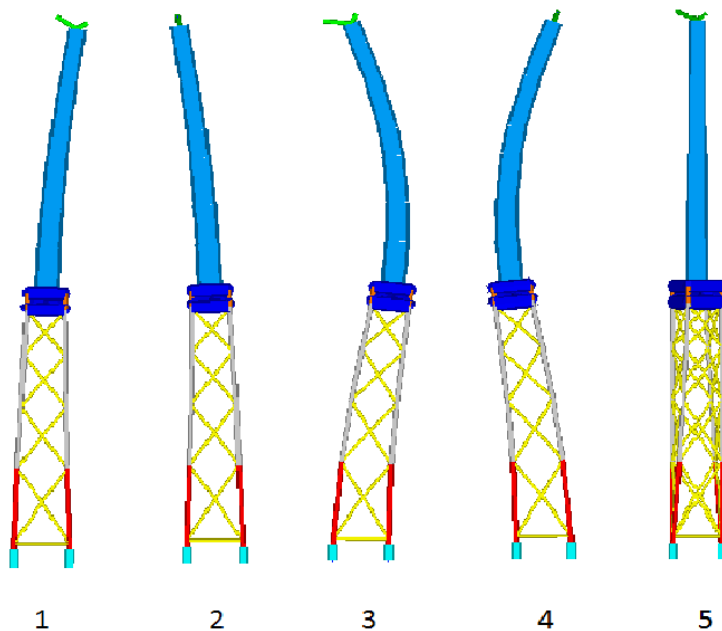
For å verifisere hvordan jacketfundamentet sin masse og stivhet responderte, valgte vi å sjekke egenfrekvensene i lasttilfelle 1.0a beskrevet i (Vorpahl, Fabian & Popko, Wojciech 2011). Det ble i dette lasttilfellet, kun benyttet egenfrekvensanalysen i ASAS-NL.

Ved en egenanalyse skal det modellers jacket og tårn som beskrevet i kapitel 6. Det skal også defineres punktmasser for RNA, med tilhørende massetreggheter på toppen av tårnet som beskrevet i (Jonkman et al. 2009).

#### 7.3.1 Resultater

Det er ikke beskrevet massetreggheter om global Z-akse for RNA, i (Jonkman et al. 2009). Dette medførte at vi måtte ta produktet av punktmassen og kvadratet av den horisontale avstanden inn til den globale z-aksen, for å estimere en verdi for treghetsmomentet til RNA. Vi er klar over at dette ikke blir helt korrekt, men en tilnærming.

For å identifisere svingeformene, ble de inspisert visuelt i modulen, ASASVIS. Se figur 7-4.



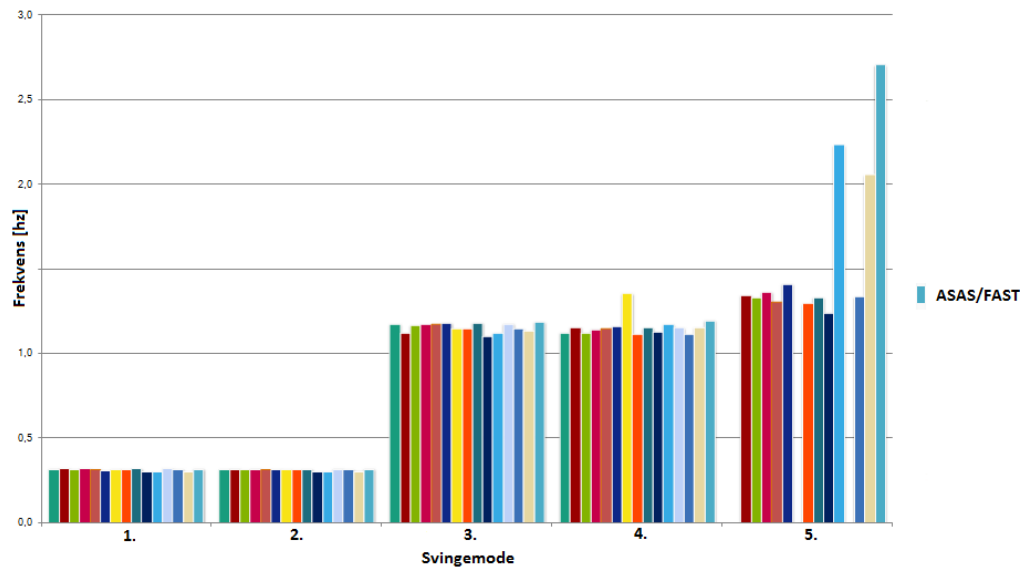
Figur 7-4: Visuell identifisering av de 5 første svingeformene.

Svingeformnummer og tilhørende egenfrekvens korresponderende til figur 7-4, er gjengitt i tabell 7-3.

Tabell 7-3: Frekvens for svingeformene i figur 7-4.

Svingeformnummer	Frekvens
1	0,3200
2	0,3208
3	1,2065
4	1,2157
5	2,7204

I figur 7-5 er våre resultater vist frem sammen med resultatene fra (OC4 2012).



Figur 7-5: Sammenligning av resultater fra OC4 rapport (OC4 2012). Våre resultater er indikert med ASAS/FAST, i høyre marg.

### 7.3.2 Diskusjon

Det er kun de laveste frekvensene som blir undersøkt i OC4-rapporten. Dette begrunner de med at det kan være vanskelig å identifisere egenfrekvenser av høyere orden. Egenfrekvensen må ses på visuelt for å identifiseres.

Vår femte egenfrekvens, skiller seg ut med hensyn på de andre resultatene. Det ble undersøkt rundt denne egenfrekvensen, og gjort en liten parameterstudie. Det ble valgt å

forandre på massetregghetsmomentene i node-punktene som representerer RNA. Først byttet vi ut våre utregnede verdier, med de som er definert i (Jonkman et al. 2009). Dette økte tregghetsmomentet om z-aksen. Ved dette parameterbyttet sank den femte egenfrekvensen ned fra ca. 2,7 til 2,2. Ved å fjerne tregghetsmomentene, økte den femte egenfrekvensen fra 2,7 til 3,5.

Det ble også gjort en parameterstudie ved å endre på stivheten til elementene som kobler jacket med koblingsnode 200. Denne endringen av stivheten, forandret alle egenfrekvensene, og ga ikke noe konsistent å konkludere rundt.

### 7.3.3 Konklusjon

Fra figur 7-5 over kan de fire første egenfrekvensene antas å være i samsvar med OC4-resultatene. Den femte egenfrekvensen kan antas å være feil, med hensyn på feil tregghetsmomenter knyttet til punktmassene. Med hensyn til at OC4-resultatene også har økende avvik ved høyere egenfrekvenser, kan det antas at det her kan være implementering av forskjellig massetreggheter, som er en drivende årsak til disse avvikene. OC4-resultatene mener også at det er ulike frihetsgrader ved de forskjellige modellene, som kan gi disse avvikene ved høye frekvenser.

### 7.3.4 Anbefaling

Ved senere anledning kan den femte egenfrekvensen undersøkes nærmere med hensyn på tregghetskrefter.

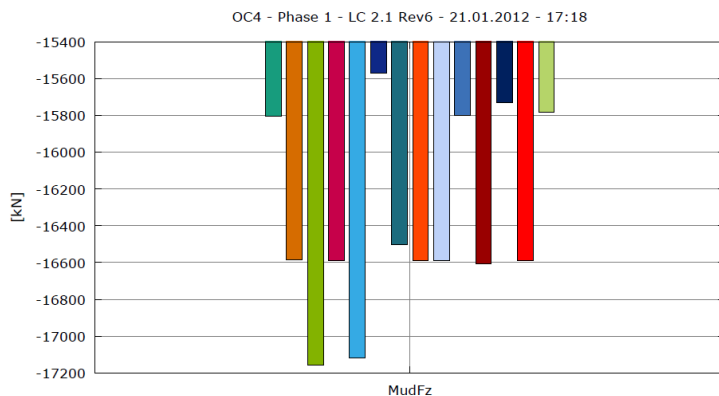
## 7.4 Lasttilfelle 2.1 - Oppdriftskrefter ved stille vann

I dette lasttilfellet ses det nærmere på oppdriftskreftene i jacketen som står i vann. Modellen skal settes opp, som definert i kapitel 6. I ASAS-NL er det viktig å ha med "*BRIG OPTION*", i "*preliminary deck*". Dette forteller programmet at det skal ta hensyn til hydrostatiske og hydrodynamiske beregninger, på en mer nøyaktig måte. Dette ved å integrere det ytre trykket som konstruksjonens overflater blir utsatt for, i stede for å beregne tyngden av det fortrenge mediet.

I lasttilfelle 2.1 skal jacketen med tårn og RNA settes i stillestående vann uten påkjenninger fra bølger og vind. Ved å undersøke reaksjonskreftene til konstruksjonen i innfestningen på havbunn, kan vi verifisere om vi har modellert riktig.

### 7.4.1 Resultater

Ut i fra vår analyse av oppdriftskrefter i stille vann, kunne vi lese ut reaksjonskrefter på ca. -15800 kN.



Figur 7-6: Testresultater fra OC4 kode sammenligning (Vorpahl et al. 2012).

### 7.4.2 Diskusjon

Oppdriftskreftene våre er noe større enn tendensen hos de andre OC4 deltagerne i f. Dette kan skyldes at vår modell har integrert opp et trykk i snittet ved innfestningen. Dette medfører at oppdriftskreftene blir større enn de faktisk skal være. Dette er også diskutert som en mulig feil i OC4-rapporten.

### 7.4.3 Konklusjon

Oppdriften i vår modell har nesten samme verdi som de andre modellene, med hensyn på resultatene fra figur 7-6.

### 7.4.4 Anbefaling

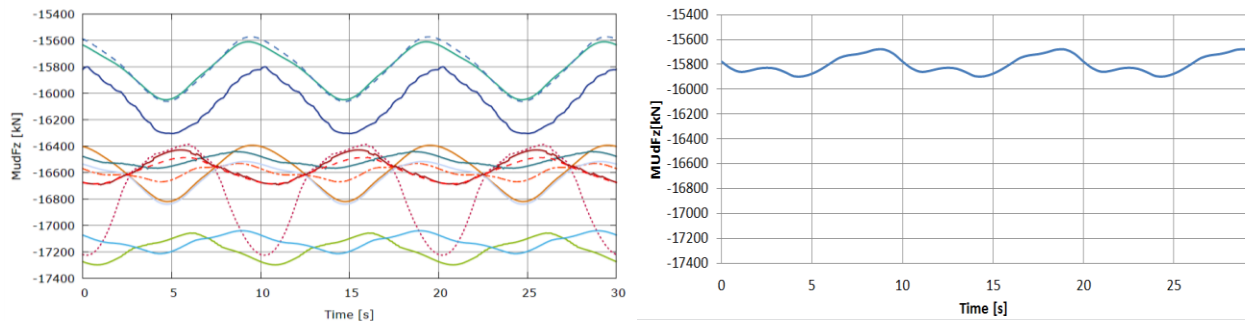
Det anbefales å se på andre mulige innfestinger, for å unngå at oppdrift blir beregnet for innfestnings snittet.

## 7.5 Lasttilfelle 2.3a – oppdriftskrefter ved bølgelast

Lasttilfelle 2.3a bygger videre på lasttilfelle 2.1. Jacketen skal i dette lasttilfellet bli utsatt for et regulært bølgetog. Bølgene skal være etter AIRY teori, og ha 6 meters høyde og 10 sekunds bølgeperiode.

### 7.5.1 Resultater

Fra vår analyse kan responsen sammenlignes i figur 7-7.



Figur 7-7: Til venstre: Reaksjonskrefter på bunn fra kodesammenligningen (Vorpahl et al. 2012). Til høyre: Våre resultater.

### 7.5.2 Diskusjon

Det er lite konsistens i resultatene levert inn til OC4 sin kodesammenligning. Vår respons kan ligne på en del av resultatene, men sammenfaller ikke med hensyn på utslaget som responsen oscillerer rundt.

### 7.5.3 Konklusjon

Resultatene fra vår simulering for dette lasttilfellet, var i relativt samsvar med OC4 resultatene. Dette vil si at vi ligger innenfor samme intervall som de andre resultatene. Det kan også sees at selve lastforløpet ligner på noen av resultatene som er vurdert i OC4 rapporten.

## 8 Testing og verifisering av FAST

For å verifisere modellen i FAST, ble det utført en rekke tester. Det ble først foretatt en test av kontrollsystemet for å kontrollere at dette var implementert korrekt. Etter verifiseringen av kontrollsystemet, utførte vi en test med en landbasert turbin i henhold til lasttilfelle 3,2 i tabell 8-1. Dette for å undersøke om modellen var riktig definert i FAST og AeroDyn. Resultatene blir sammenlignet mot OC4-rapporten for lasttilfelle 3,2.

Tabell 8-1: Oppsett av lasttilfelle 3,2 (Vorpahl, F. & Popko, W. 2011).

Lasttilfelle	Frihets-grader	Vind-forhold	Bølge-forhold	Analyse-type	Initielle betingelser
3,2	Alle, Rotorhastighet og blad-pitch via kontroller	Konstant, uniformt, uten skjær: $V_{hub} = 8m/s$	Uten vann	Periodisk tids-serieløsning	$\Omega = 9$ rpm $\Phi = 0$ deg $\Theta = 0$ deg

### 8.1 Verifisering av hastighetskontroller

Ved rekompileringen av FAST, er det implementert en variabel hastighetskontroller for generator som opererer i området fra 0 rpm til 1400 rpm. For å verifisere at denne er implementert, og at vi har satt opp riktige parametere i input filen til FAST, kjøres det en simulering som blir målt opp mot resultatene i (Jonkman et al. 2009). Kontrolleren er en Hywind-kontroller som ble benyttet i forbindelse med OC3-prosjektet.

#### 8.1.1 Oppsett av FAST og AeroDyn

Turbinkonstruksjonen skal defineres fullstendig stiv, slik at de dynamiske fenomenene til bladene, drivverk og tårn ikke skal påvirke kontrolleren. Tårnet skal modelleres som beskrevet i kapittel 6.6. For at generatoren skal kunne rotere, må "GenDof" være "true" og for at de aerodynamiske kreftene skal beregnes, må også "CompAero" være "true". De andre frihetsgradene skal settes til "false", som vist i tabell 8-2. Vindfeltet skal være uniformt og skal gradvis øke fra  $0 m/s \rightarrow 14 m/s$ . Dette skal gjøres for verifisere alle operasjonsregionene for generatorkontrolleren. Bladpitch-kontrolleren skal ikke være aktiv, slik at hastighetskontrolleren kan undersøkes isolert.



Tabell 8-2: Oppsett av frihetsgrader i FAST ved simulering av hastighetskontroller.

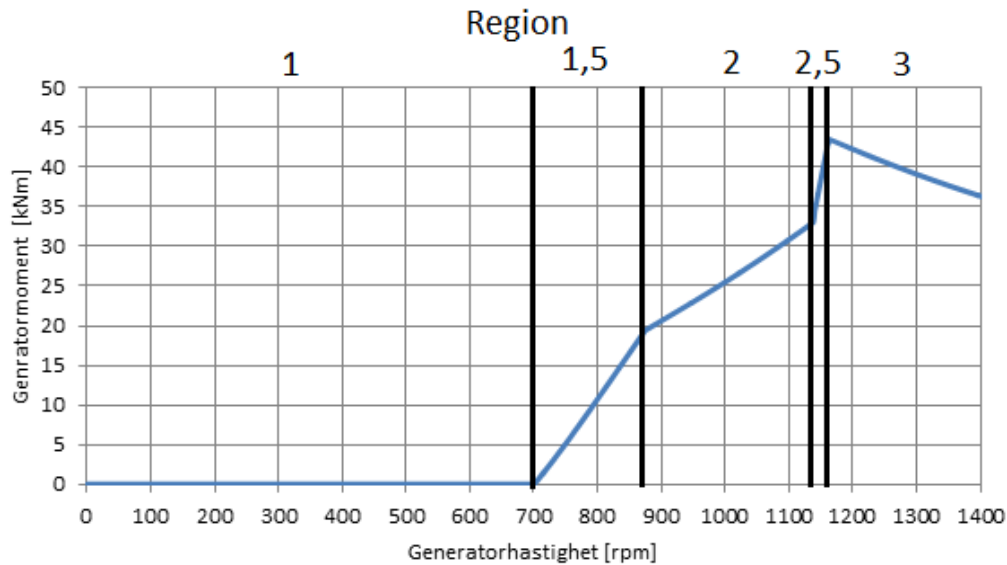
Frihetsgrad		Tilstand
FlapDOF1	FlapDOF1 - First flapwise blade mode DOF (flag)	False
FlapDOF2	FlapDOF2 - Second flapwise blade mode DOF (flag)	False
EdgeDOF	EdgeDOF - First edgewise blade mode DOF (flag)	False
TeetDOF	TeetDOF - Rotor-teeter DOF (flag) [unused for 3 blades]	False
DrTrDOF	DrTrDOF - Drivetrain rotational-flexibility DOF (flag)	False
GenDOF	GenDOF - Generator DOF (flag)	True
YawDOF	YawDOF - Yaw DOF (flag)	False
TwFADOF1	TwFADOF1 - First fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	False
TwFADOF2	TwFADOF2 - Second fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	False
TwSSDOF1	TwSSDOF1 - First side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	False
TwSSDOF2	TwSSDOF2 - Second side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	True
CompAero	CompAero - Compute aerodynamic forces (flag)	False

Tabell 8-3: Oppsett av AeroDyn ved verifisering av Hastighetskontroller.

Parameter i Aerodyn	Tilstand
TwrShad -	NEWTOWER
TwrPotent Calculate tower potential flow (flag)	False
TwrShadow Calculate tower shadow (flag)	False
DTAERO	0.033208
Flow model	BEM
Tiploss	Prandlt

### 8.1.2 Resultat

Momentkurven for generatoren ble funnet ved å simulere oppstart av turbin. Dette ved å øke vindhastigheten fra  $0 \text{ m/s} \rightarrow 14 \text{ m/s}$  over en periode på 1000 sekunder. Resultatet er gjengitt i Figur 8-1.



Figur 8-1: Simuleringsresultater for generatormoment som funksjon av generatorturtall. X-aksen gjengir generatorhastighete [rpm] og y-aksen gjengir generatormomentet [kNm].

### 8.1.3 Diskusjon

I henhold til (Jonkman et al. 2009), skal den variable hastighets-kontrolleren slå inn ved 671 rpm og dermed starter generatoren. Fra simuleringen i figur 8-1, ser man at generatoren ikke starter før den når en hastighet på ca. 700 rpm. I region 1.5, som spenner seg fra 671 til 870 i henhold til (Jonkman et al. 2009), er simuleringsresultatene sammenfallende. For region 2 er resultatene også sammenfallende. Simuleringen ga turtall fra 870 – 1138 rpm, mot 870 – 1140 oppgitt fra (Jonkman et al. 2009). For region 2.5 er den simulerte utstrekningen 1138 – 1161 rpm, mot 1140 – 1161 rpm. For region tre ser vi en avtagende tendens som forutsatt fra (Jonkman et al. 2009).

### 8.1.4 Konklusjon

Årsaken til avvik for oppstartsturtall, er uklar. Dette kan skyldes at vi benytter en nyere versjon av FAST med HyWind-kontrolleren, i stedet for onshore-kontrolleren. Resultatene fra (Jonkman et al. 2009) er friggitt i 2009 og vi benytter programvare fra 2012. FAST er stadig under utvikling, og dette kan være en årsak til at resultatene ikke sammenfaller.

## 8.2 Verifisering av pitch-kontroller

For å teste om turbinens styringssystem for blade-pitch er kompilert inn riktig, kjøres test med en landbasert turbinkonstruksjon som beskrevet i kapitel 6.6. Kontrollsystemet er designet slik at pitch-vinkelen ikke endres før vinden forårsaker rotorturtall over 12 rpm.

### 8.2.1 Oppsett av kjøring i FAST

For denne kjøringen skal det også benyttes en stiv konstruksjon, som for verifiseringen av hastighetskontrolleren. Det skal foretas totalt 15 simuleringer for vindhastigheter mellom  $11.4\text{ m/s} \leftrightarrow 25\text{ m/s}$ . Vindfeltene ved de ulike vindhastighetene skal være uniforme. For at generatoren skal kunne rotere, må "GenDof" være "true". For at de aerodynamiske kreftene skal beregnes, må også "CompAero" være "True". De andre frihetsgradene skal settes til "false", slik som vist i tabell 8-4.

Tabell 8-4: Frihetsgrader som benyttes for simulering av stivkonstruksjon med pitch-kontroller.

Frihetsgrad		Tilstand
FlapDOF1	First flapwise blade mode DOF (flag)	False
FlapDOF2	- Second flapwise blade mode DOF (flag)	False
EdgeDOF	First edgewise blade mode DOF (flag)	False
TeetDOF	Rotor-teeter DOF (flag) [unused for 3 blades]	False
DrTrDOF	Drivetrain rotational-flexibility DOF (flag)	False
GenDOF	Generator DOF (flag)	True
YawDOF	Yaw DOF (flag)	False
TwFADOF1	First fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	False
TwFADOF2	Second fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	False
TwSSDOF1	First side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	False
TwSSDOF2	Second side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	True
CompAero	Compute aerodynamic forces (flag)	False

DTAERO skal settes til 0,033208 sekunder og effekter knyttet til tårnskygge og stagnasjonstrykk skal settes til "false". Oppsettet av frihetsgrader, strømningsmodell og rotasjonsinkrement er gjengitt i tabell 8-6.

Tabell 8-5: Oppsett av frihetsgrader, strømingsmodell og rotasjonsinkrement ved simulering av en fullstendig stiv konstruksjon ved hjelp av AeroDyn.

Parameter i Aerodyn		
TwrShad		NEWTOWER
TwrPotent	Calculate tower potential flow (flag)	False
TwrShadow	Calculate tower shadow (flag)	False
DTAERO		0.033208
Flow model		BEM
Tipploss		Prandlt

### 8.2.2 Resultat

Pitch-vinkelen ble funnet ved å simulere ulike vindhastigheter over en periode på 1000 sekunder. De ulike vindhastighetene som ble simulert er gjengitt i venstre kolonne i tabell 8-6, og resultatene i de to kolonnene ytterst til høyre.

Tabell 8-6: Data for simuleringshastighet, rotorhastighet, oppgitt bladpitch-vinkel og simulert bladpitch-vinkel for kontroller (Jonkman et al. 2009).

Vindhastighet $V_x$ [m/s]	Rotorhastighet [rpm]	BladePitch (°) (Jonkman et al. 2009)	BladePitch (°) Simulering	Differanse (%)
11.4	12.1	0.00	0.87	-
12.0	12.1	3.83	3.88	1.3
13.0	12.1	6.60	6.61	0.1
14.0	12.1	8.70	8.66	0.46
15.0	12.1	10.45	10.44	0.10
16.0	12.1	12.06	12.04	0.17
17.0	12.1	13.54	13.52	0.15
18.0	12.1	14.92	14.90	0.13
19.0	12.1	16.23	16.21	0.12
20.0	12.1	17.47	17.46	0.06
21.0	12.1	18.70	18.68	0.11
22.0	12.1	19.94	19.93	0.05
23.0	12.1	21.18	21.17	0.05
24.0	12.1	23.35	23.34	0.04
25.0	12.1	23.47	23.46	0.04

### 8.2.3 Diskusjon

Fra simuleringsresultatene i tabell 8-6, kan vi se at pitch-kontrolleren fungerer i henhold til de oppgitte dataene fra (Jonkman et al. 2009). Det er et relativt stort avvik på pitch-

vinkelen ved rotorhastighet på 12.1 rpm og vindhastighet på 11.4 m/s. Dette kan skyldes at vi har benyttet kontrolleren for HyWind-prosjektet, og ikke for den landbaserte NREL 5MW referanseturbinen. Disse to kontrollerne er nesten helt identiske, bortsett fra at HyWind-kontrolleren har noen ekstra parametere for korrigerings med hensyn på store forskyvninger i konstruksjonen. Dette kan være en av årsakene til at resultatene avviker (Nygaard 2012).

### 8.2.4 Konklusjon

Resultater og oppgitte data sammenfaller relativt bra. Det er et avvik ved vindfelthastighet på 11.4 m/s, som kan skyldes at vi benytter kontrolleren for HyWind-prosjektet og de modifikasjonene denne har. De resterende resultatene ligger mellom en feilprosent på 0.004% - 1.3%, noe vi anser som gode resultater. Dette underbygger at kontrolleren er implementert riktig, og fungerer som den skal.

## 8.3 Lasttilfelle 3,2 – Fleksibel landbasert struktur

I dette lasttilfellet benyttes en landbasert turbin med fleksibel struktur, og belastes etter kriterier som gitt i tabell 8-7. For denne simuleringen vil torsjonsmomentet i opplager av nacelle, rotorhastighet og bøyemoment om turbinblad 1, sin  $x_{,1}$ -akse bli undersøkt og sammenlignet med resultater fra OC4-prosjektet.

Tabell 8-7: Rammebetingelser for lasttilfelle 3.2 i henhold til OC4-prosjekt.

Lasttilfelle	Frihets-grader	Vind-forhold	Bølge-forhold	Analyse-type	Initielle betingelser
3,2	Alle, Rotorhastighet og bladpitch via kontroller	Konstant, uniformt, uten skjær: $V_{hub} = 8m/s$	Vann ikke til stedet	Transient analyse	$\Omega = 9 \text{ rpm}$ $\Phi = 0 \text{ deg}$ $\theta = 0 \text{ deg}$

### 8.3.1 Oppsett av FAST og AeroDyn

Oppsettet av frihetsgradene som benyttes for simulering av lasttilfelle 3,2 i FAST, er definert slik som gjengitt i tabell 8-8. Rotorhastigheten skal styres via pitch- og hastighetskontroller, ved last fra et uniformt vindfelt med hastighet på 8 m/s.

Tabell 8-8: Frihetsgrader som benyttes for simulering av fleksibel struktur.

Frihetsgrad		Tilstand
FlapDOF1	First flapwise blade mode DOF (flag)	True
FlapDOF2	Second flapwise blade mode DOF (flag)	True
EdgeDOF	First edgewise blade mode DOF (flag)	True
TeetDOF	Rotor-teeter DOF (flag) [unused for 3 blades]	False
DrTrDOF	Drivetrain rotational-flexibility DOF (flag)	True
GenDOF	Generator DOF (flag)	True
YawDOF	Yaw DOF (flag)	True
TwFADOF1	First fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	True
TwFADOF2	Second fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	True
TwSSDOF1	First side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	True
TwSSDOF2	Second side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	True
CompAero	Compute aerodynamic forces (flag)	True

Det skal integreres tårnskygge og oppstuvningseffekter på tårnet i AeroDyn. DTAERO som er tidsinkrementet i AeroDyn, skal settes til 0,033208 sekunder slik som definert i tabell 8-9. Dette medfører rotasjonsinkrement på 1,79°. Simuleringstiden settes til 1000 sekunder med et tidssteg på henholdsvis 0,0125 sekunder. Disse verdiene er beregnet etter anbefalt rotasjonsinkrement med hensyn på rotorturtall fra (NWTC Laino 2012).

Tabell 8-9: Oppsett av frihetsgrader, strømningmodell og tidsinkrement for AeroDyn.

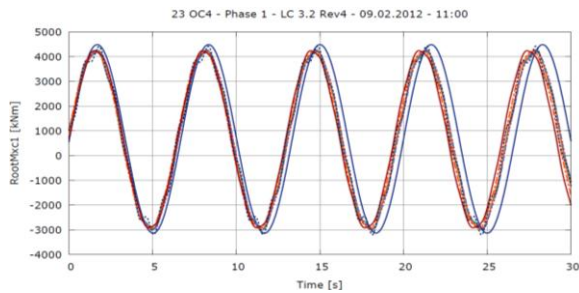
Parameter i Aerodyn		Tilstand
TwrShad		NEWTOWER
TwrPotent	Calculate tower potential flow (flag)	True
TwrShadow	Calculate tower shadow (flag)	True
DTAERO		0,033208
Flow model		BEM
Tipploss		Prandlt

### 8.3.2 Resultater

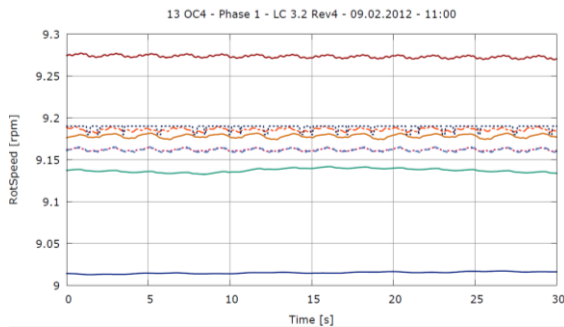
Resultatene ble hentet ut etter 900 sekunders simuleringstid. Dette for å sikre at modellen var stabil.

Resultater for  $YawBrMzp$  [kNm],  $RootSpeed$  [rpm] og  $RootMxc1$  [kNm], fra tiden 900 – 930 sekunder, er vist i figur 8-2 (b), (d) og (f). X-aksen er satt fra 0- 30 sekunder for enklere å kunne sammenligne med resultatene fra OC4-prosjektet i figur 8-2 (a), (c) og (e).

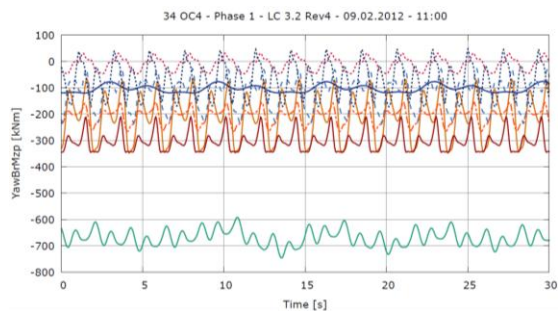
## Resultater fra OC4-prosjekt



(a) Endring av RootMxci [kNm], over en simuleringstid på 30 sekunder.

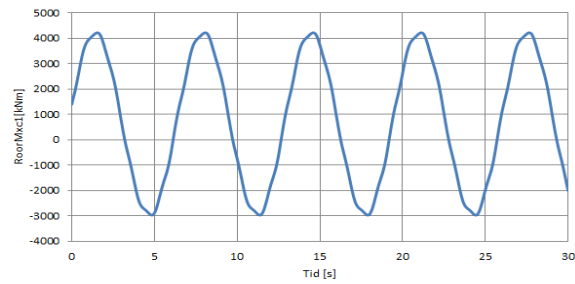


(c) Endring i rotor hastighet løpet av 30 sekunders.

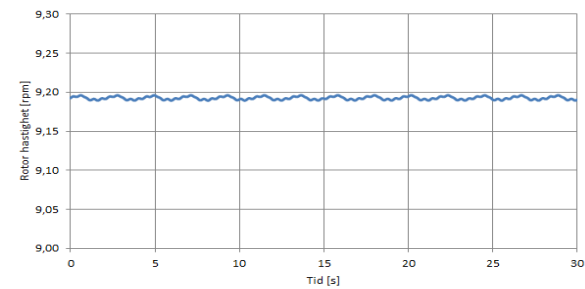


(e) Endring av moment YawBrmzp[kNm].

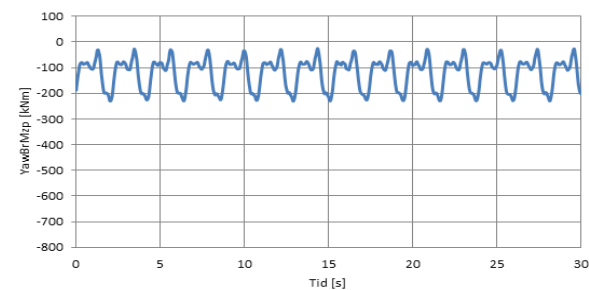
## Resultater fra FAST



(b) Endring av RootMxci [kNm], over en simuleringstid på 30 sekunder.



(d) Endring i rotor hastighet løpet av 30 sekunders



(f) Endring av moment YawBrmzp[kNm].

Figur 8-2: Resultater fra OC4-prosjekt og resultater fra simulering av landbasert vindturbin som opplever uniformt vindfelt med hastighet  $v_{vind} = 8 \text{ m/s}$  (Vorpahl et al. 2012).

### 8.3.3 Diskusjon

#### RootMxci

Fra analysen vil tyngde-, drag- og løftkraften være de dominerende kreftene som forårsaker momentet. Momentet oscillerer mellom 4000 kNm og -3000 kNm som vist i figur 8-2 (b). Dette vil si at ekvivalentkraften fra drag og løft i rotorplanet virker i samme retning som tyngdekraften, ved maks positivt moment på 4000 kNm. Ved -3000 kNm virker kreftene i motsatt retning av hverandre, og gir derfor et redusert moment. Ut fra dette kan man se at det er ekvivalensen av løft- og drag-kraften i rotorplanet som er dominerende.

#### Rotorhastighet

Rotorhastigheten fra analysen varierer tilnærmet oscillatorisk som vist i figur 8-2 (d). Dette kan skyldes at oppstuvningen i forkant av tårnet, påvirker turbinbladene ved passering. Rotasjonshastighetens middelvei er ca. 9,18 rpm. Dette medfører at tårnet opplever ca. 14 bladpasseringer i løpet av 30 sekunder. Fra figur 8-2 (d), ser man at hastigheten retarderer raskere enn den akselererer. Dette kan indikere at det er trykkøkningen i forkant av tårnet, som er hovedårsaken til den oscillatoriske oppførselen til rotorturtallet.

#### YawBrMzp

Resultatet for momentet i opplagringen av nacellen om tårnets vertikale nøytralakse, er periodiske og indikerer at modellen er stabil. Det er enkelte kast i momentkurven som oppstår periodisk i forkant av de største og minste momentutslagene. Dette kan skyldes en kombinasjon av gyroskopiske krefter, og oppstuvning i forkant av tårnet. Nacellen er ikke opplagret i likevektspunktet for hele RNA, noe som medfører at RNA er framtung. Dette gir et moment om  $y_p$ -aksen og sammen med rotormomentet medfører dette ett resultantmoment om  $z_p$ -aksen. Trykket i forkant av tårnet som følge av oppstuvningen, kan forårsake en oscillatorisk variasjon i rotorturtallet. Dette medfører en endring av rotormomentet. Dette gir en endring i det gyroskopiske momentet om  $z_p$ , som er en funksjon av momentet om  $y_p$  og  $x_p$ . De små vibrasjonene før maksimummoment, skyldes mest sannsynlig at turbinkonstruksjonen opplever vibrasjon som følge av at bladene treffer oppstuvningstrykket. Dette kan argumenteres for ved å se på grafene i figur 8-2 (d) og figur



8-2 (f) ved 5 sekunder. Her ser man at vibrasjonene i momentkurven i figur 8-2 (f) oppstår på samme tidspunkt som rotorhastigheten begynner å retardere. Dette kan anses som en følge av oppstuvningstrykket.

#### **8.3.4 Konklusjon**

Selv om det er inkonsistente sammenligningsresultater fra OC4 sin rapport, kan det konkluderes med at vår modell responderer og gir karakteristiske utslag med hensyn på oppstuvningen og de gyroskopiske kreftene fra rotoren.

## 9 Verifisering av plattform og demping

For å verifisere at plattformrutinen som omtalt i kapitel 5.2 er implementert riktig, ble det utført en paramaterstudie. Dette ble gjort for å verifisere om aksekorsene for de to modellene har samme orientering. Det ble også undersøkt om demping har innflytelse på modellen. Jacketen ble modellert i SolidWorks for å finne treghetsmomenter, totalmasse og posisjonen til massesenteret.

### 9.1 Tyngdepunkt og treghetsmoment for jacket

Plattform-inputfilen til FAST inneholder parametere for massesenter, med tilhørende tyngde og treghetsmomenter. Massesenteret er definert med referanse til koblingsnoden. I tillegg til koblingsnoden, defineres en lastnode hvor all ekstern last fra FAST og ASAS-NL blir overført. Det er derfor viktig å definere disse punktene korrekt i henhold til hverandre. Det må derfor spesifiseres hvor i rommet tyngdepunktet, koblingspunktet og lastnoden befinner seg. Koblingsnoden, lastnoden og massesenteret ligger som et sammenfallende punkt langs den globale z-aksen.

I henhold til (Fabian Vorpahl 2011), skal marin tilvekst alltid være inkludert uansett om jacketen står på land eller i vann. Det ble derfor modellert marin tilvekst i programmet SolidWorks, med en tetthet på  $1100 \text{ kg/m}^3$  og tykkelse på  $100 \text{ mm}$ . Den marine tilveksten, skal modelleres mellom  $-40 \text{ m} < z_g < -2 \text{ m}$ , og er definert negativt fra havoverflaten og ned.

#### 9.1.1 Resultater:

Massesenteret for jacketen ble funnet ved å benytte "CCOG" kommandoen i ASAS-NL. Treghetsmomentene ble funnet ved å modellere jacketen i SolidWorks, med marin tilvekst og vertikale bein fylt med vann. Dette siden ASAS-NL ikke har mulighet for å gi disse.

Den totale massen til jacketen i vann, ble funnet ved å addere massene fra massesammenligningen i kapitel 7.2. Totalmassen ble da funnet ved å addere massene fra vannet i de fylte beina, marin tilvekst, jacket med pæler og betongklossen. Resultatet er vist i tabell 9-1.

Tabell 9-1: Tregghetsmoment  $I_x$  [ $kgm^2$ ],  $I_y$  [ $kgm^2$ ] og  $I_z$  [ $kgm^2$ ] om global x-, y- og z-akse i massesenteret samt tyngde  $M$  [ $kg$ ] og posisjon for massesenter  $C.M.$  [ $m$ ], koblingsnode og lastnode for OC4-jacket montert på havet.

Parametriske egenskaper	Resultater
Posisjon til tyngdepunkt i global z-retning, $C.M.$	20.15 [ $m$ ]
Posisjon til koblingspunkt i global z-retning	0.0 [ $m$ ]
Posisjon til Lastnode i global z-retning	0.0 [ $m$ ]
Tyngde, $M$	$1724.0 * 10^3$ [ $kg$ ]
Tregghetsmoment om global x-akse, $I_x$	$9.92 * 10^8$ [ $kgm^2$ ]
Tregghetsmoment om global y-akse, $I_y$	$9.92 * 10^8$ [ $kgm^2$ ]
Tregghetsmoment om global z-akse, $I_z$	$4.43 * 10^7$ [ $kgm^2$ ]

## 9.2 Verifisering av plattform

For å verifisere at aksekorset for ASAS og FAST har de samme geometriske retningene og er kompilert inn riktig, blir koblingen analysert med vind- og bølgelast hver for seg, før en kombinert last blir analysert.

Oppsett av last for de tre simuleringene er som vist i tabell 9-2. For å sammenligne resultatene, analyseres forskyvning for TP i x-retning i henhold til figur 6-3.

Tabell 9-2: Rammebetingelser for last av NREL5MW offshorekonstruksjon med OC4-jacket for henholdsvis vindlast, bølgelast og vind og bølgelast.

Lasttilfelle	Frihetsgrader	Vind-forhold	Bølge-forhold	Analyse-type	Initielle betingelser
Vind	Alle, Rotor hastighet og blade-pitch via kontroller	Konstant, uniformt, uten skjær: $V_{hub} = 8m/s$	Stillestående vann	Transient analyse	$\Omega = 9$ rpm $\Phi = 0$ deg $\Theta = 0$ deg
Bølge	Alle, rotor brems på	Uten vind	Regular stream funksjon (Dean, 9th): $H = 8m, T = 10s$	Transient analyse	$\Omega = 0$ rpm $\Phi = 0$ deg $\Theta = 0$ deg
Bølge og vind	Alle, Rotor hastighet og blade-pitch via kontroller	Konstant, uniformt, Uten skjær: $V_{hub} = 8m/s$	Regular stream funksjon (Dean, 9th): $H = 8m, T = 10s$	Transient analyse	$\Omega = 9$ rpm $\Phi = 0$ deg $\Theta = 0$ deg

### 9.2.1 Oppsett av FAST og AeroDyn

Oppsettet av frihetsgradene som benyttes for simulering av en fleksibel offshore struktur i henhold til de tre lasttilfellene i tabell 9-2, er definert som gjengitt i tabell 9-3 og tabell 9-4. Vindfeltet skal defineres uniformt. Effekter knyttet til tårnskygge og oppstuvning, skal defineres til “false” i AeroDyn. Tidsinkrementet i AeroDyn settes til 0,0247 sekunder. Dette medfører et rotasjonsinkrement på 1,33°. Tidssteget for simuleringen skal settes til 0,0125 sekunder. Alle frihetsgradene for plattformen skal settes til “True”.

*Tabell 9-3: Frihetsgrader i FAST, som benyttes for simulering av fleksibel offshore-struktur med OC4-jacket utsatt for vindlast, bølbelast og en kombinasjon av disse.*

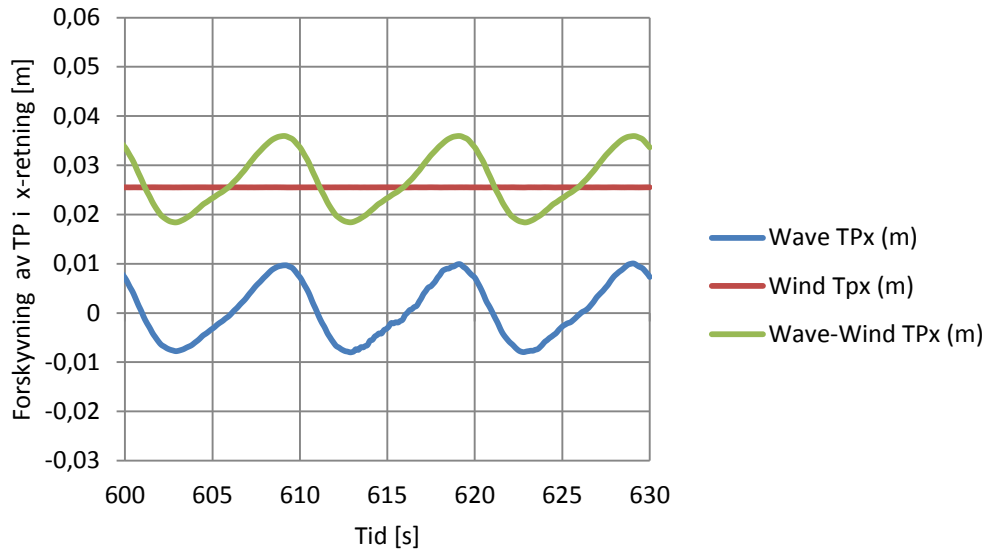
Frihetsgrad FAST		Tilstand
FlapDOF1	First flapwise blade mode DOF (flag)	True
FlapDOF2	Second flapwise blade mode DOF (flag)	True
EdgeDOF	First edgewise blade mode DOF (flag)	True
TeetDOF	Rotor-teeter DOF (flag) [unused for 3 blades]	False
DrTrDOF	Drivetrain rotational-flexibility DOF (flag)	True
GenDOF	Generator DOF (flag)	True
YawDOF	Yaw DOF (flag)	True
TwFADOF1	First fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	True
TwFADOF2	Second fore-aft tower bending-mode DOF (flag)	True
TwSSDOF1	First side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	True
TwSSDOF2	Second side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	True
CompAero	Compute aerodynamic forces (flag)	True

*Tabell 9-4: Oppsett av frihetsgrader, strømningsmodell og tidsinkrement for AeroDyn.*

Parameter i AeroDyn	Tilstand	
TwrShad	NEWTOWER	
TwrPotent	Calculate tower potential flow (flag)	False
TwrShadow	Calculate tower shadow (flag)	False
DTAERO		0.0247
Flow model		BEM
Tipploss		Prandlt

### 9.2.2 Resultater

Resultatene er hentet fra 600 sekunder til 630 sekunder, for å sikre at modellen har rukket å bli stabil. Resultatet er vist i figur 9-1.



Figur 9-1: Forskyvning i x-retning for koblingsnoden mellom tårn og plattform ved kun vindlast, bølgelast og en kombinasjon av begge

### 9.2.3 Diskusjon

Fra resultatene kan man se at vindlast, gir en tilnærmet konstant forskyvning i positiv x-retning. Dette samsvarer godt med lastforløpet man kan forvente ved last fra et uniformt vindfelt, hvor oppstuvning- og tårnskyggeeffekter er satt til null.

Ved bølgelast og parkert rotor, ser vi at forskyvningen for TPx i figur 9-1, svinger tilnærmet om null. Årsaken til at utsvinget ikke er forskjøvet mer i positiv retning, kan skyldes at nacellen er fortung om opplagringspunktet i toppen av tårnet.

Ved kombinert bølge- og vindlast, ser man at utsvingene fra henholdsvis vind- og bølgelast adderes ved et superposisjons prinsipp. Dette er i henhold til det man kan forvente, ved en slik simulering.

### 9.2.4 Konklusjon

Fra resultatene kan vi konkludere med at aksekorset til ASAS-NL og FAST er sammenfallende.

### 9.3 Verifisering av demping

Ved implementering av plattform i FAST, ble vi oppmerksomme på at det oppstod store periodiske enkeltutslag i forskyvning. Frihetsgraden for translatorisk bevegelse i z-retning for plattformen, måtte også være låst for at vi kunne simulere.

For å undersøke om demping kunne bidra til mer stabilitet, ble det benyttet en dempingsmatrise med verdier utregnet fra stivhetsmatrisen. Verdiene ble funnet ved å multiplisere matrisen med 0,0018. Dette ga stabile forskyvninger ved periodisk last. Det ble derfor valgt å benytte Rayleigh-demping, for å lage en dempingsmatrise. Fra (Vorpahl et al. 2011) er det oppgitt at det strukturelle-dempingsforholdet  $\xi$ , skal være 1% for alle bøyemodi.

#### 9.3.1 Resultat

Det ble kjørt en egenanalyse i ASAS-NL for å finne de 10 første frekvensene til en udempet jacketstruktur. Bøyemodi-nummer, egenverdi, vinkelfrekvens  $\omega$  [rad/s] og periode  $T$  [s] fra egenanalysen, er gjengitt i tabell 9-5.

Tabell 9-5: Verdier for egenverdier, vinkelfrekvens  $\omega$  [rad/s] og periode  $T$  [s] for ulike bøyemodi for utdempet jacketstruktur.

Egenanalyse av jacket uten demping			
Bøyemodi nr.	Egenverdi	Vinkelfrekvens $\omega$ [rad/s]	Periode $T$ [s]
1	51,653000	7,187000	0,874240
2	51,653000	7,187000	0,874240
3	996,780000	31,572000	0,199010
4	1807,800000	42,519000	0,147770
5	1812,900000	42,578000	0,147570
6	2016,900000	44,910000	0,139910
7	2231,500000	47,239000	0,133010
8	2622,100000	51,207000	0,122700
9	2656,600000	51,543000	0,121900
10	2829,400000	53,192000	0,118120

Ved å benytte disse verdiene, regnet vi ut koeffisienter for massedemping ( $\alpha_M$ ) og strukturelldemping ( $\alpha_K$ ), med referanse fra den første vinkelfrekvensen. Dette ble gjort

ved å benytte formel 3-2 og formel 3-3. Ved å summere verdiene for  $\alpha_M$  til summen blir tilnærmet 1, ble de ytre referanseverdiene for vinkelfrekvensene funnet. Ved å sette dempingsforholdet  $\xi = 1\%$  for alle bøyemodi, fikk vi resultatet som vist i tabell 9-6.

Tabell 9-6: Koeffisienter for masse og strukturell demping for frekvenser mellom 7.187 rad/s til 53.192 rad/s, med hensyn på vinkelfrekvens for bøyemodi 1.

Dempingskoeffisienter		
Frekvens $\omega_1 \rightarrow \omega_i$	Masse dempingskoeffisient $\alpha_M$	Strukturell dempingskoeffisient $\alpha_K$
1 → 2	0	0
1 → 3	0,117086594	0,000516009
1 → 4	0,122956606	0,000402366
1 → 5	0,122981246	0,000401889
1 → 6	0,123910463	0,000383899
1 → 7	0,12475901	0,000367471
1 → 8	0,126048809	0,000342501
1 → 9	0,126150022	0,000340541
1 → 10	0,126630419	0,000331241
Summen av masse dempingskoeffisienter		$\sum \alpha_M = 0,9905$

Når summen av alle dempingskoeffisientene er lik 1, kan det antas at alle frekvenser hvor massedempingen er relevant, blir betraktet. Den første og siste vinkelfrekvensen som ga summen av  $\alpha_M \approx 1$ , benyttes så i formel 3-2 og formel 3-3, for å beregne to nye dempingskoeffisienter. Dette ga  $\alpha_M = 0,1266$  og  $\alpha_K = 0,00033124$ .

Ved å benytte disse verdiene for å regne ut et nytt sett med dempingsforhold i henhold til formel 3-4 og et frekvensspekter fra  $\omega_1 = 0,1$  rad/s til  $\omega_2 = 1,082$  rad/s, får man med seg et spekter med perioder fra 63 sekunder til 0,05 sekunder. Disse vinkelfrekvensene har henholdsvis dempingsforhold  $\xi_1 = 0,6332$  og  $\xi_2 = 0,0617$ . Ved hjelp av formel 3-4 løses det ut to nye koeffisienter for strukturell- og massedemping. Disse verdiene er:

$$\alpha_M = 0,01771$$

$$\alpha_K = 0,00182$$

Disse verdiene ble satt inn i ASAS-NL og ga oss følgende generaliserte dempingsmatrise for jacket-strukturen:

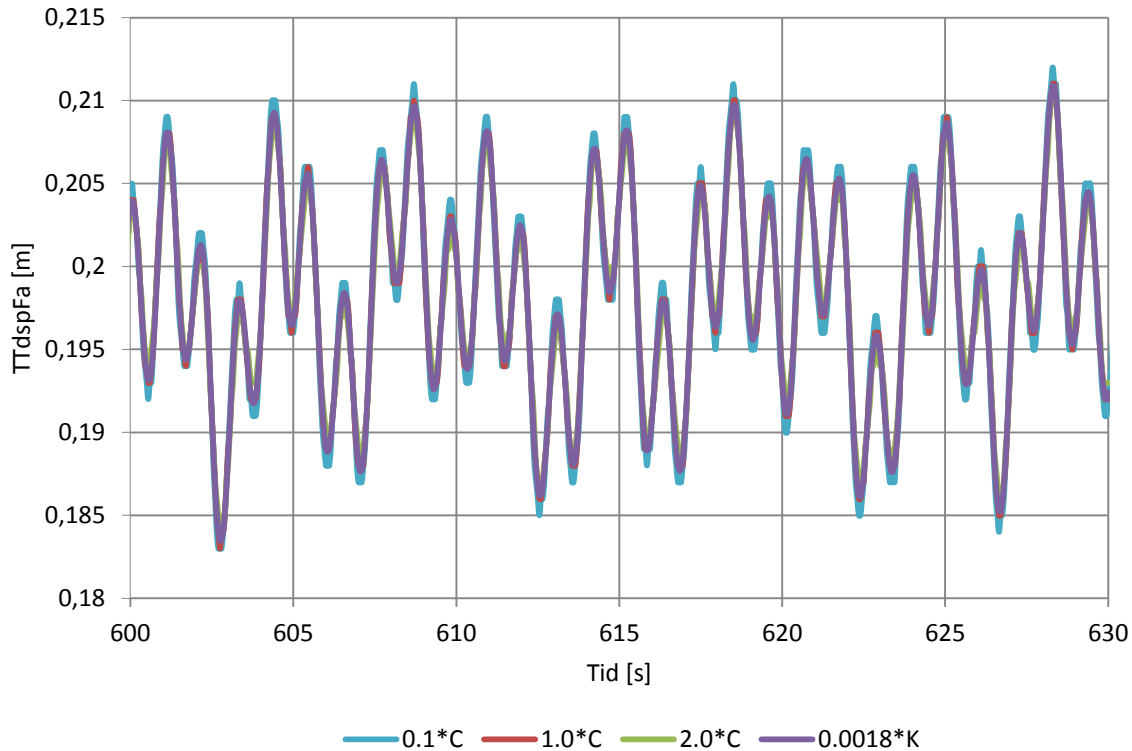
$$[c] = \begin{bmatrix} 1,47E + 05 & -7,32E - 02 & -1,06E + 00 & -7,63E - 01 & -3,59E + 06 & -1,82E - 00 \\ -7,32E - 02 & 1,47E + 05 & -1,43E - 01 & 3,59E - 06 & 1,47E + 00 & 3,70E + 00 \\ -1,06E + 00 & -1,43E - 01 & 3,47E + 06 & -2,45E + 00 & 2,23E + 01 & -1,64E + 00 \\ -7,63E - 01 & 3,59E - 06 & -2,45E + 00 & 1,63E + 08 & 1,09E + 01 & 8,89E + 01 \\ -3,59E + 06 & 1,47 + 00 & 2,23E + 01 & 1,09E + 01 & 1,63E + 08 & 4,57E + 01 \\ -1,82E + 00 & 3,71 + 00 & -1,64E + 00 & 8,89 E + 01 & 4,57E + 01 & 1,51 + 07 \end{bmatrix}$$

Figur 9-2: Dempingsmatrisen generert med hensyn på  $\alpha_M = 0,01771$  og  $\alpha_K = 0,00182$  i ASAS-NL for OC4-jacket.

Ved simulering av FAST med bølge- og vindlast med demping, ble det undersøkt fire dempingstilfeller. Det første tilfellet ble det simulert med den utregnede dempingsmatrisen fra ASAS-NL, den andre og tredje med henholdsvis 10% og 200% demping. Det ble også foretatt en simulering med kun strukturelldemping. Dette ved å sette  $\alpha_K = 0.00182$  og  $\alpha_M = 0.0$ . Årsaken til at disse fire tilfellene ble analysert, var for å se om mulige vibrasjoner ble dempet ut.

Det ble valgt å se på toppnoden i tårnet hvor responsen vil gi størst utslag. Resultatet er gjengitt i figur 9-3.





Figur 9-3: Utsving i TTDspFa [m] med Rayleigh demping 0.1C, 1C, 2.0C og 0.0018K for jacketstruktur.

### 9.3.2 Diskusjon

Fra resultatene kan man se at dempingen med henholdsvis 0.1C, 1.0C, 2.0C og 0.0018K, gir samme responser med litt forskjell i topputslagene. Dette betyr at dempingen ikke gir store utslag i responsen til strukturen. Det antas derfor at vibrasjon ikke er blitt dempet ut i nevneverdig grad for de ulike analysene.

### 9.3.3 Konklusjon

Demping er nødvendig for numerisk stabilitet i FAST. Dempingen påvirker ikke responsen i nevneverdig grad. Det blir valgt å benytte 1.0 C i videre analyser.

### 9.3.4 Anbefaling

Det anbefales å gjøre en dypere og mer omfattende studie knyttet til demping av OC4-jacketen. Dette for å undersøke om mulige vibrasjoner er blitt dempet ut.

## 10 Lasttilfelle 5.6 – Sekvensielt koblet analyse

I lasttilfelle 5.6 ble en fullstendig fleksibel struktur som beskrevet i kapitel 6, undersøkt med kombinert vind- og bølgelast. Translasjon og rotasjon for koblingsnoden fra steg 3 (FAST) og steg 4 (ASAS-NL), ble sammenlignet med OC4-resultatene. Dette for å undersøke hvordan, og hvor godt responsen blir overført via koblingsnoden. Respons i node X4S2 og X4S3 for et lastforløp på 30 sekunder ble også analysert.

Vindfeltet skal være fullstendig uniformt og havlasten skal være regulær. Definisjon av lastene er gjengitt i tabell 10-1.

Tabell 10-1: Last for full fleksibel struktur med vind og bølger.

Lasttilfelle	Frihetsgrader	Vindforhold	Bølgeforhold	Analysetype	Initielle betingelser
5,6	Alle, rotor og blade-pitch via kontroller	Konstant, uniformt, uten skjær: $V_{hub} = 8m/s$	Regular stream funksjon (Dean, 9 th): $H = 8\text{ m}$ , $T = 10s$	Transient analyse	$\Omega = 9\text{ rpm}$ $\Phi = 0\text{ deg}$ $\Theta = 0\text{ deg}$

### 10.1 Oppsett av FAST, AeroDyn og ASAS-NL

Frihetsgradene som benyttes for simulering av en fleksibel offshore-struktur i lasttilfellet 5.6, er definert slik som gjengitt fra tabell 10-2 til og med tabell 10-6. Vindfeltet skal defineres uniformt. Effekter knyttet til tårnskygge og oppstuvning, skal defineres til "true", i AeroDyn. Tidsinkrementet i Aerodyn settes til 0,00334 sekunder. Dette medfører et rotasjonsinkrement på 1,33°, ved rotorturtall på 9 rpm. Tidssteget for simuleringen i FAST skal settes til 0,0125 sekunder. Alle frihetsgradene for plattformen skal settes til "True". For mer spesifikk informasjon om oppsett, henvises det til input-filene som er lagt ved i elektronisk vedlegg.

I ASAS skal det simuleres en transient analyse, med et tidssteg på 0,0125 sekunder. Jacketen skal ha rammebetingelser som beskrevet fra kapitel 6.1 til 6.3.

Tårnet som skal benyttes i FAST, er definert i kapitel 6.4. Dette er ikke det landbaserte tårnet som er benyttet tidligere, men et definert tårn av (Vorpahl et al. 2011).

Massematrisen som FAST skal ha, skal genereres ved å sette tettheten for jacketen tilnærmet lik null. Ved å gjøre dette, vil massematrisen kun inneholde hydrodynamisk masse. Deretter skal steg 1 og 2 kjøres for å genere en stivhets- og dempingsmatrise, samt en tidsserie med lastvektorer. I Den siste kjøringen, skal massetettheten til jacketen være definert etter tabell 6-1.

*Tabell 10-2: Oppsett av frihetsgrader i FAST*

Frihetsgrad FAST		Tilstand
FlapDOF1	First flapwise blade mode DOF (flag)	True
FlapDOF2	Second flapwise blade mode DOF (flag)	True
EdgeDOF	First edgewise blade mode DOF (flag)	True
TeetDOF	Rotor-teeter DOF (flag) [unused for 3 blades]	False
DrTrDOF	Drivetrain rotational-flexibility DOF (flag)	True
GenDOF	Generator DOF (flag)	True
YawDOF	Yaw DOF (flag)	True
TwFADOF1	First fore-aft tower bending-mode DOF(flag)	True
TwFADOF2	Second fore-aft tower bending-mode DOF	True
TwSSDOF1	First side-to-side tower bending-mode DOF(flag)	True
TwSSDOF2	Second side-to-side tower bending-mode DOF (flag)	True
CompAero	Compute aerodynamic forces (flag)	True

*Tabell 10-3: Oppsett av simuleringsparametere i FAST*

Parameter i FAST	Tilstand
Jobb type	Simulation
Inkrement	0.0125 s
Tid	2000 s

*Tabell 10-4 oppsett av frihetsgrader i AeroDyn*

Parameter i Aerodyn	Tilstand
TwrShad -	NEWTOWER
TwrPotent - Calculate tower potential flow (flag)	True
TwrShadow - Calculate tower shadow (flag)	True

*Tabell 10-5: Oppsett av simuleringsparameter i AeroDyn*

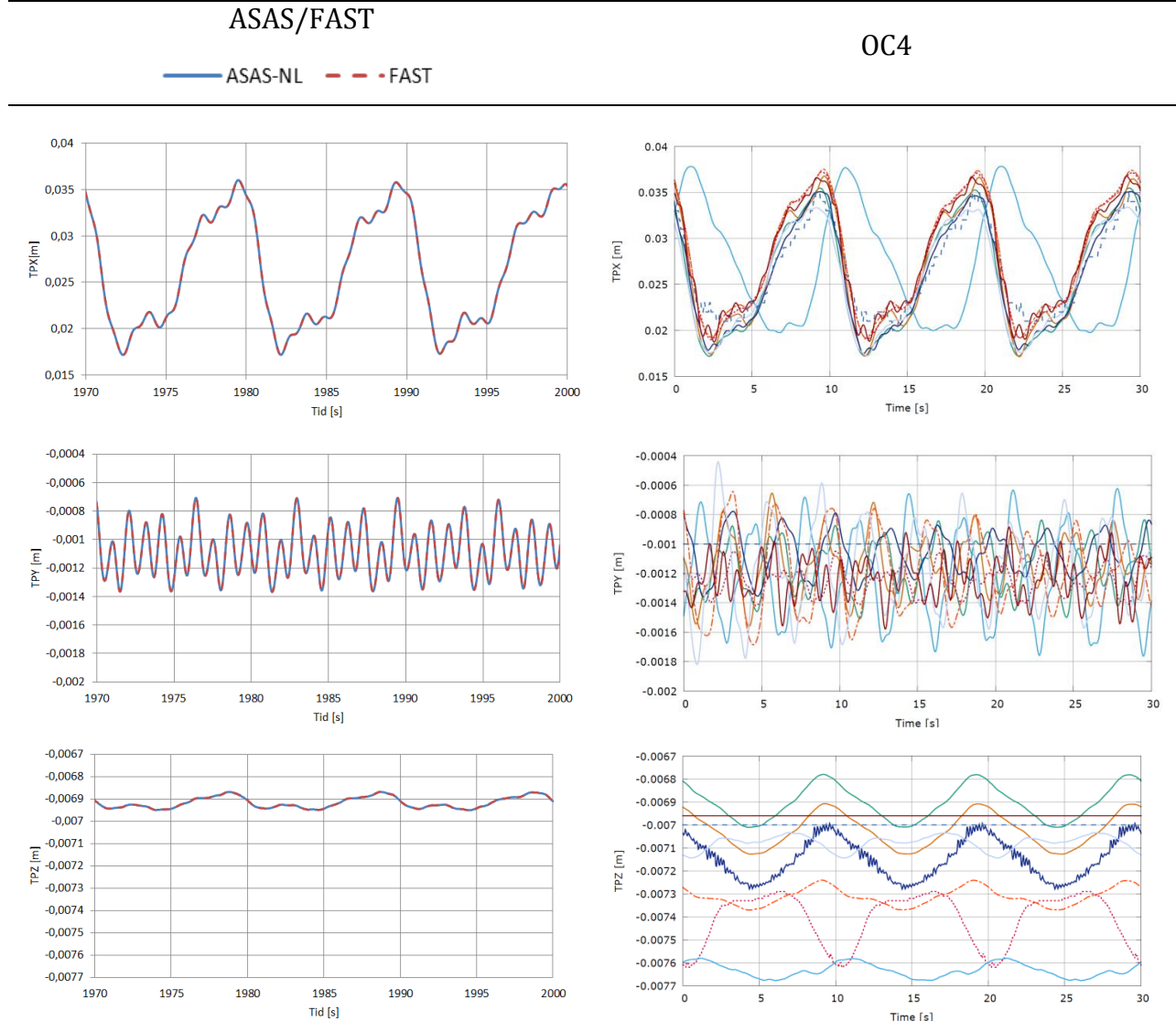
Parametere i AeroDyn	Tilstand
DTAERO	0.00334
Flow model	BEM
Tipploss	Prandlt

*Tabell 10-6: Oppsett av simuleringsparameter i ASAS-NL*

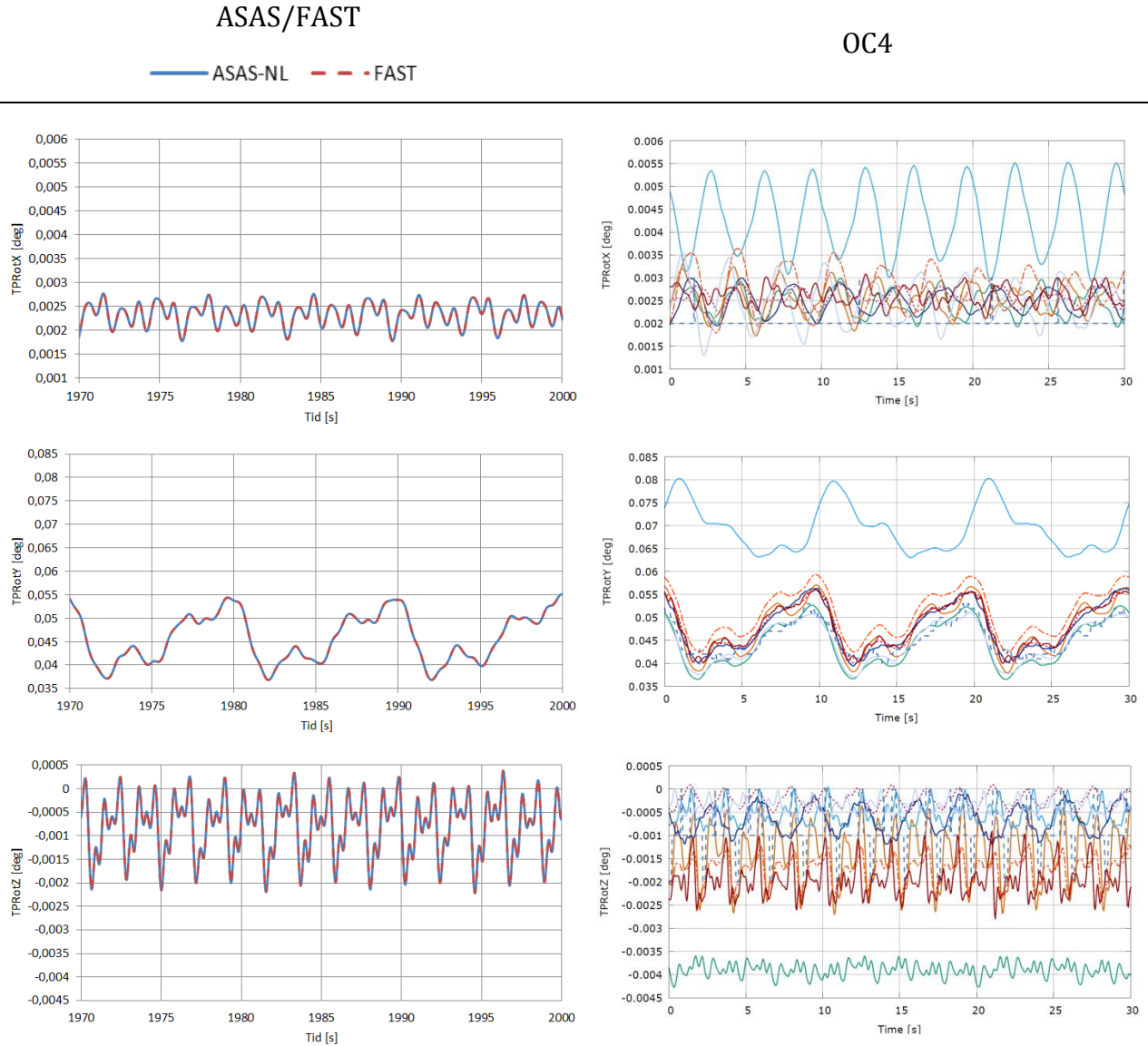
<b>Parametere i ASAS-NL</b>	<b>Tilstand</b>
Jobb type	Trans
Inkrement	0.0125 s
Tid	2000 s
Konvergens	Eucn 0.02

## 10.2 Resultat

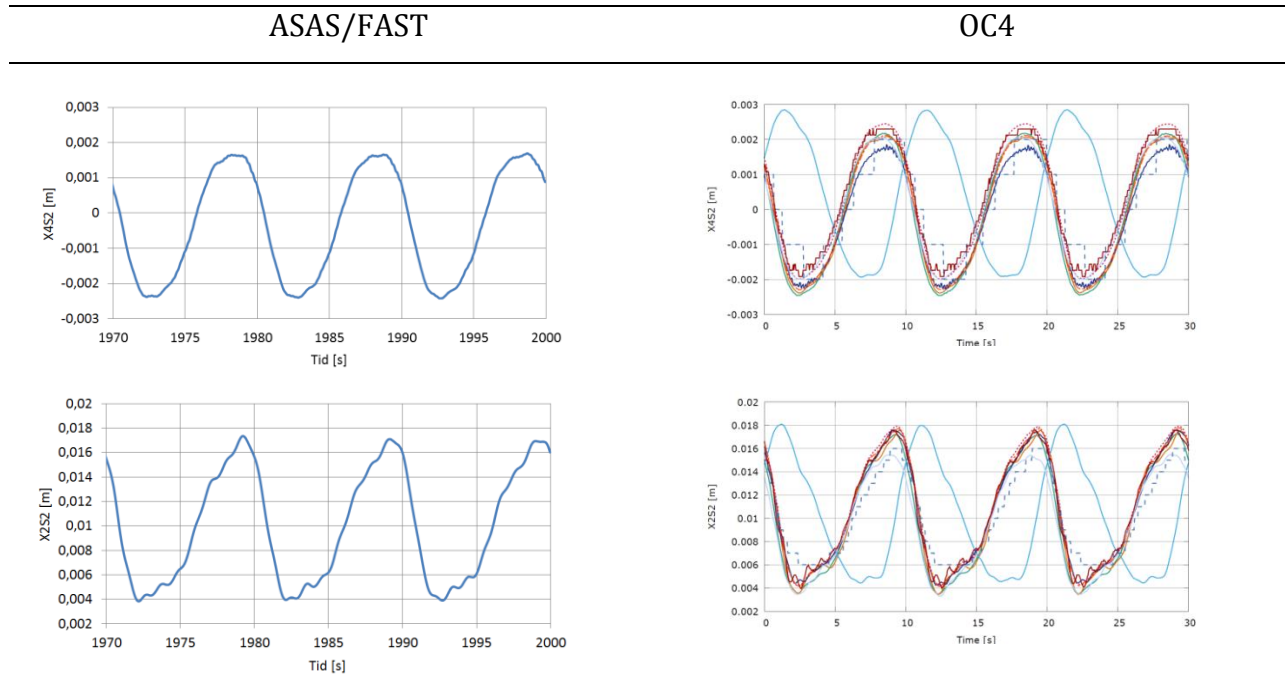
ASAS-NL ble benyttet for å generere plattformlast til FAST. Lasten ble implementert, ved hjelp av den brukerdefinerte plattformrutinen i FAST. Resultatene for koblingsnoden i TP ved kombinert last i steg 3 (FAST) og steg 4 (ASAS-NL), er vist i venstre kolonne i figur 10-1 og figur 10-2. Den høyre kolonnen, gjengir resultatet fra OC4-prosjektet. Responsen i sensorene X2S2 og X4S2 fra steg 4 (ASAS-NL), er sammenlignet med OC4 resultatene i figur 10-3. Resultatene fra FAST og ASAS-NL, ble hentet ut i tidsrommet 1970 – 2000 sekunder. Dette for å sikre at modellen er stabil.



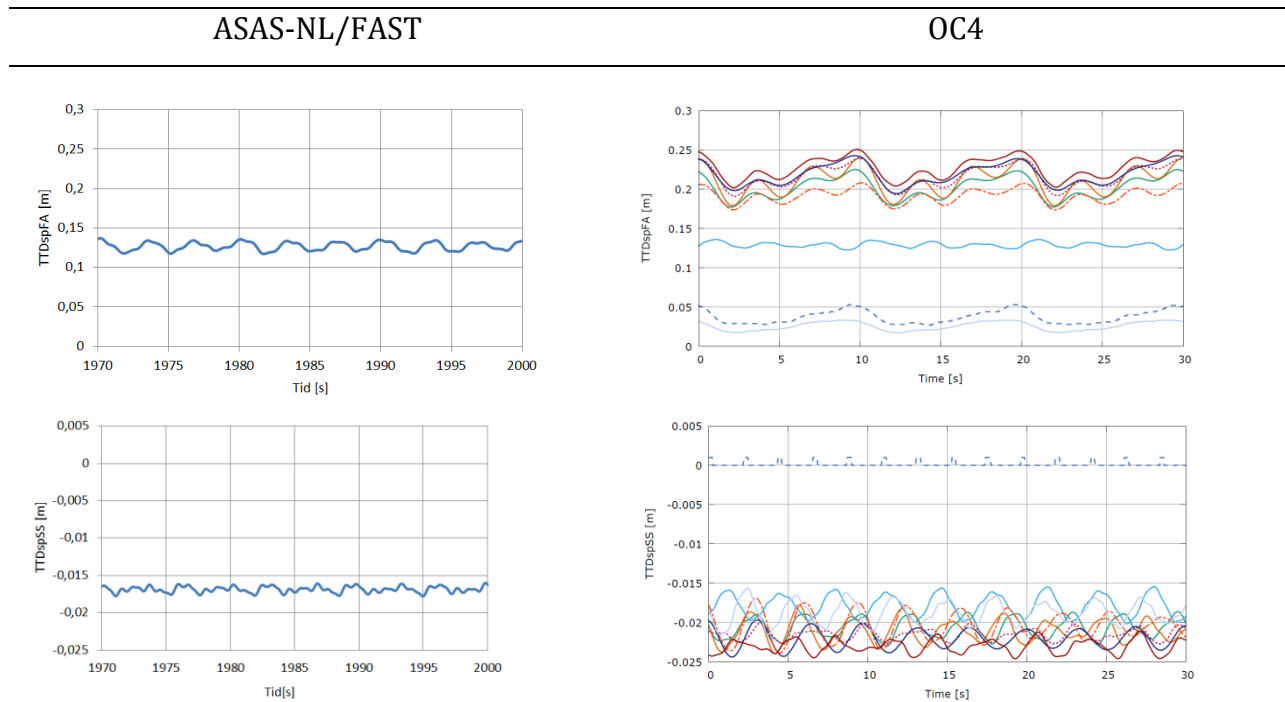
Figur 10-1: Forskyvning i TP for steg 3 og 4, som beskrevet i kapitel 5.1 (OC4 2012).



Figur 10-2: Rotasjon i TP for steg 3 og 4, som beskrevet i kapitel 5.1 (OC4 2012).



Figur 10-3: Forskyvning i global x-retning for sensorene X2S2 og X4S2, som er beskrevet i kapitel 6.3.1 (OC4 2012).



Figur 10-4: Forskyvning i TTDspFA[m] og TTDspSS[m] for steg 3 (OC4 2012).

## 10.3 Diskusjon

### Respons i TP for FAST og ASAS-NL

Fra figur 10-1 og figur 10-2 er responsen fra steg 3 (FAST) og steg 4 (ASAS-NL) tilsynelatende helt like. Dette kan antyde at forskyvningen som leses inn i steg 4 fra steg 3, er upåvirket med hensyn på den eksterne lasten fra steg 2 (ASAS-NL), som på nytt blir påført i steg 4. Det vil si at den innleste forskyvningen dominerer responsen i koblingsnoden. Resten av frihetsgradene i jacketen, opplever en kombinert respons fra den eksterne lasten (bølger, egenvekt etc.) fra steg 2, og forskyvningen fra steg 3.

Steg 3 er en analyse av tårn og turbin, hvor eksternlast på fundament er representert ved lastvektorer. Fundamentet i steg 3, er representert ved generaliserte matriser. I steg 4 som er en analyse av jacket, blir turbin og tårn representert av forskyvninger i koblingsnoden.

Siden steg 3 og 4 analyser samme lastforløp på to forskjellige deler av konstruksjonen, henholdsvis turbinkonstruksjon (Steg 3) og jacket-konstruksjon (Steg 4), er det forventet at disse skal ha samme respons for en felles koblingsnode.

### Respons i TP for FAST/ASAS-NL og OC4

Fra figur 10-1 og figur 10-2 ser vi at vår respons er sammenfallende med hovedtendensen i OC4-resultatene. Dette kan indikere at koblingen overfører de samme responsene fra ulike fysiske effekter som for eksempel tårnskygge, bølger etc., i likhet med OC4-modellene. Det er lite avvik i resultatene våre, og resultatene fra OC4 for  $TP_x[m]$  og  $TP_{RotY}[deg]$ . De øvrige resultatene fra OC4 er sprikende, men vi kan gjenkjenne enkelte hovedtendenser som sammenfaller med våre resultater i  $TP_y[m]$ ,  $TP_z[m]$ ,  $TP_{RotX}[deg]$  og  $TP_{RotZ}[deg]$ .

### Respons i X4S2 og X2S2 for FAST/ASAS-NL og OC4

Fra figur 10-3 ser vi en sammenfallende respons mellom våre, og OC4-resultatene. Den dominerende responsen for X4S2 og X2S2 skyldes mest sannsynlig bølgelasten. For X2S2 ser vi at det er vibrasjon før en forskyvningstopp og bunn. Dette kan skyldes at turbinladene i rotorplanet vil motsette seg bevegelse i x-retning som følge av aerodynamisk demping. For X4S2 ser vi en glattere respons. Dette kan skyldes at denne delen av jacket-strukturen står i vann, og dermed blir dempet.



### **Respons i TTDspFA og TTDspSS FAST**

Fra figur 10-4 ser vi at forskyvningen TTDspFA og TTDspSS i våre resultater ikke sammenfaller med OC4-resultatene. Vi ser at det er like mange topper i selve responsforløpet som for OC4-resultatene, men vi har ikke samme stigningsforløp med perioder på ca. 10 sekunder.

Dette kan skyldes at tårnet vi har implementert i FAST kan være for stivt. Det kan også være at vår utregning av koeffisientene knyttet til bøyemodene, ikke er helt riktige.

### **10.4 Konklusjon**

Responsen for koblingsnoden i steg 3 og 4 er sammenfallende. Dette er i henhold til ASAS-NL brukermanualen, som spesifiserer at steg 4 er en gjenopprettingsanalyse for kreftene i elementene for jacketen ved bruk av resultatene fra steg 3 og 2. Det vil si at steg 4 kan benyttes for å analysere responser for jacket-strukturen, mens steg 3 kan benyttes for analyse av turbin- og tårnstrukturen.

Vår koblede modell overfører lignende respons som OC4-resultatene ved regulær last.

Siden utslaget i TP stemmer relativt godt overens med OC4-resultatene, kan vi med stor sikkerhet si at vi har modellert OC4-tårnet feil. Dette siden responsen er for liten.

### **10.5Anbefaling**

Siden det kun er testet med regulære laster, begrenser dette verifiseringen med hensyn på irregulære laster. For en grundigere verifisering anbefales det å undersøke mer kompliserte lasttilfeller.

Det bør også undersøkes om vi har modellert OC4-tårnet feil.

## 11 Oppsummering

Det ble utført en sekvensiell kobling mellom de to programmene ASAS-NL og FAST. En offshore-vindturbinmodell ble generert fra definisjonen gitt i OC4 Phase I. Våre resultater ble verifisert med hensyn på utvalgte lasttilfeller i henhold til (Vorpahl, Fabian & Popko, Wojciech 2011). De genererte resultatene har stort sett vært konsistente med OC4 sine.

Settet med lastvektorer som blir generert av ASAS-NL, gjenspeiler responsen til koblingsnoden som følge av all ekstern last. Dette betyr også at den inneholder bidrag fra egenvekt. Det ble derfor valgt å trekke fra dette bidraget i plattformrutinen, og integrere egenvekten i FAST for å ta hensyn til treghet i translasjon.

Ved koblingen mellom FAST og ASAS-NL, ble vi oppmerksomme på at responsen i steg 3 var ustabil. Det ble derfor innført demping i steg 3, for å stabilisere responsen.

Dersom innfestningen av koblingsnoden er foretatt feil, kan dette medføre store feil i de generaliserte matrisene. Dette ved at posisjonene i stivhetsmatrisen som ikke skal ha dominerende verdier, blir store. Som en følge av dette vil ikke den strukturelle stivheten bli korrekt gjengitt ved den generaliserte stivhetsmatrisen.

## 12 Diskusjon

I en sekvensielt koblet analyse simuleres hele tidsserien hver for seg i hvert program, i motsetning til en fullkoblet analyse hvor koblingen skjer over hvert lastskritt. Det er ikke definert fra IEA Wind om resultatene de presenterer kommer fra en sekvensielt, eller fra en fullkoblet analyse. Vi har hele tiden antatt at resultatene vi verifiserer mot, er utført ved fullkoblede analyser. Det var derfor ventet at vår analyse kunne få noe annerledes respons.

Fra koblingsresultatene så vi at bølgeresponser blir overført ved bruk av de generaliserte matrisene fra ASAS-NL. Disse matrisene er dannet ved stille vann og er derfor ikke dynamiske. Dette kunne ha medført at våre resultater ikke sammenfalt med OC4 sine. Det kan virke som om denne statiske massematrisen ikke bidrar nevneverdig på responsen siden resultatene likevel sammenfalt.

Fra resultatene i sensor TT/YawBr var det avvikende resultater. Årsaken til dette kan være stivheten i selve tårnet. Det kunne vært at rotasjonsleddet om y-aksen i den generaliserte stivhetsmatrisen for jacketen var feil, men dette kan det ses bort fra siden responsen i koblingspunktet har sammenfallende resultater med OC4.

Lastvektorene fra ASAS-NL inneholder all ekstern last som gir responsen til fundamentet ved belastning. Vi valgte å trekke fra egenvekten i denne vektoren for heller å inkludere den i FAST. Resultatet for responsen i koblingsnoden var sammenfallende ved denne løsningen. Årsaken til dette kan være at vi har bevart den totale massen til fundamentet. Det kan være at massetregheten ved denne løsningen blir tatt hensyn til i FAST, og at en større del av dynamikken til jacketen blir tatt hensyn til.

Ved de første simuleringene med den koblede analysen, så vi at det oppstod periodevise toppe i resultatene. Vi kunne heller ikke simulere lange tidsperioder, siden FAST ikke klarte å konvergere. Dette selv om lastbildet var regulært. Årsaken til dette kan være at FAST returnerte *NaN* som resultat, som betyr «*Not a Number*». Dette kan indikere at det er avrundingsfeil, som gir uendelig store eller små verdier. Grunnen til disse avrundingsfeilene, kan skyldes hvordan FAST iterer frem løsninger. Det kan også ligge helt andre årsaker bak dette, som vi ikke har klart å kartlegge ut fra vår studie.

Kobling mellom de 2 programmene, ble foretatt i punktet som kobler jacket og tårn sammen. Bakgrunnen for dette var i første omgang at det ikke kan defineres et tårn som er korter enn bladlengden i FAST. Andre argumenter for å koble mellom jacket og tårnet, er at FAST har egen brukerdefinert rutine hvor plattformlast kan implementeres. Dersom vi hadde koblet programmene sammen i nacelle-opplagringen, istedenfor mellom jacket og tårn, kan det antas at vi ville fått en litt annen respons. Da kunne den strukturelle responsen for bærekonstruksjonen blitt beregnet i ett program, noe som kan antas å være mer nøyaktig. Dette kan begrunnes med at de 2 forskjellige programmene ikke vet noe mer om hverandre enn, det som blir overført i formel 5-1.

## 13 Konklusjon

For en sekvensiell koblet analyse benyttes resultater fra foregående sekvenssteg til å generere nye resultater i det neste sekvenssteget. Det viktigste ved en sekvensiell koblet analyse, er at informasjon mellom disse stegene blir overført og lest inn korrekt. Viktigheten av korrekt informasjon over sekvensstegene, gjør at man stegvis bør teste og verifisere informasjonen i hver sekvens.

For ASAS-NL og FAST, blir generaliserte matriser, lastvektorer og forskyvningsvektorer benyttet om et koblingspunkt for å overføre informasjon. Det er viktig at plattformstrukturen i ASAS-NL er modellert slik at de generaliserte matrisene på best mulig måte gjenspeiler denne. Det bør derfor bli rettet oppmerksomhet til koblingsnodens innfesting til strukturen.

Lastvektorene som blir generert av ASAS-NL, inneholder et fullstendig lastbidrag. Denne vektoren gjenspeiler koblingsnodens respons.

For at FAST skal ta hensyn til massetreggheten til plattformen, må egenvekten spesifiseres. Dersom egenvekten spesifiseres, må en tilsvarende verdi subtraheres ut fra lastvektoren. Dette for ikke å inkludere massen to steder.

Den generaliserte massematrisen som skal benyttes i FAST, skal kun inneholde bidrag fra hydrodynamiske effekter. Dette innebærer at det må simuleres en separat analyse for å generere matrisen. Dette ved å sette massetettheten til elementene tilnærmet null.

For å benytte plattformlast fra ASAS-NL i FAST, må demping inkluderes for å oppnå god stabilitet. Hvilken grad av demping som skal til for oppnå god stabilitet, kan det ikke konkluderes med.

Forskyvningene for noden i toppen av tårnet, samsvarer dårlig med OC4-resultatene. Dette skyldes mest sannsynlig at OC4-tårnet ble modellert for stivt, og at svingeforms-koeffisientene ikke ble generert på riktig måte ved programmet MODES. Responsen for jacketen i ASAS-NL får tilnærmet sammenfallende resultater med OC4-deltagerne.

Ut fra verifiseringen av vår sekvensielle kobling mellom ASAS-NL og FAST, kan det konkluderes med at koblingen fungerer. Dette er betinget ved at det er modelleringsfeil som er årsaken til de ukonsise verifiseringsresultatene.

Dersom man ønsker å undersøke krefter og forskyvninger i jacket, vil en slik type kobling være tilfredsstillende ved et regulært lastbilde.

### **13.1 Videre arbeid og anbefalinger**

Det anbefales å kartlegge responsavviket i toppnoden av tårnet. Dette ved å gjøre en ny beregning av parameterne som definerer OC4-tårnet i FAST.

De ukonsise resultatene kan også muligens rettes opp ved å flytte koblingen mellom ASAS-NL og FAST, opp til node-sensor TT/YawBr. Da vil bærekonstruksjonen bestående av tårn og jacket, være definert som en modell i ASAS-NL.

Det ble forespeilet av TDA, at små vibrasjoner ikke ville bli overført ved en sekvensiell kobling. Dette har vi verken klart å bevise eller motbevise ut fra våre resultater. Det kan anbefales å studere dette nærmere ved en senere anledning.

Det anbefales videre å gjøre en parameterstudie for irregulær last for denne sekvensielle koblingen, for å verifisere koblingen ytterligere.

Innledningsvis står det definert i problemstillingen at det skal bli gjort et forsøk på å koble FAST og ASAS-NL sekvensielt- og fullkoblet. Det ble dessverre ikke tid til å gjøre begge deler, og det ble derfor valgt kun å koble programmene sekvensielt.

## 14 Referanser

- ASAS-NL (2011). *ASAS Non-Linear User Manual*, 14. Canonsburg: ANSYS, Inc.
- Berntsen, T. O., Bysveen, S., Hoelsæter, O. H., Lier-Hansen, S., Strømmen Lycke, A., Hatlen, S., Sønsteby, G., Aas, A. & Johansen, Ø. (2008). [www.regjeringen.no](http://www.regjeringen.no/upload/OED/Rapporter/Vindkraft%20offshore%20-%20industrielle%20muligheter%20for%20Norge%20260508.pdf). Tilgjengelig fra: <http://www.regjeringen.no/upload/OED/Rapporter/Vindkraft%20offshore%20-%20industrielle%20muligheter%20for%20Norge%20260508.pdf>.
- Buhl, M. (2005). *MODES: NWTTC Design Codes*.
- Dasgupta, S. P. & Chowdhury, I. *Computation of Rayleigh Damping Coefficients for Large Systems*.
- DNV-OS-J101. (2011). *Offshore Standard DNV-OS-J101*. Design of Offshore Wind Turbine Structures: Det Norske Veritas.
- DNV-RP-C205. (2010). *Recommended Practice DNV-RP C205*. Environmental Conditions and Environmental Loads: Det Norske Veritas.
- Dukkipati, R. V. (2010). *Mechanical vibrations*. Oxford: Alpha Science International. XIV, 688 s. s.
- EEA. (2009). *Europe's onshore and offshore wind energy potential*, ISBN 978-92-9213-000-8; ISSN 1725-2237. Copenhagen: European Environmental Agency.
- Fabian Vorpahl, W. P. (2011). *Description of the Load Cases and Output Sensors to be simulated in the*. Bremerhaven: Fraunhofer Institute for Wind Energy and Energy System Technology (IWES).
- Finnemore, E. J. & Franzini, J. B. (2002). *Fluid mechanics with engineering applications*. 10th utg. The McGraw-Hill series in civil and environmental engineering. Boston: McGraw-Hill. xxv, 790 p. s.
- Gjevik, B. (2009). *INNFØRING I FLUIDMEKANIKK*. MEK3230/4230. Oslo: Matematisk Institutt: Universitetet i Oslo.
- Hau, E. (2006). *Wind turbines : fundamentals, technologies, application, economics*. 2nd English utg. Berlin ; New York: Springer. xviii, 783 p. s.
- Hofstad NVE, K. & Tallhaug KVT, L. (2008). *Vindkraftpotensialet utenfor norskekysten(offshore)*, 978-82-410-0665-9/1501-2832. Oslo: NVE.

- IEA. (2010). *Welcome to IEA Wind and the Co-operative Agreement*: IEA Wind (lest 02.03.2012).
- IEA. (2011). *Task 30 – Home Page*: IEA Wind. Tilgjengelig fra: [http://www.ieawind.org/task\\_30/task30\\_Public.html](http://www.ieawind.org/task_30/task30_Public.html) (lest 02.05.2012).
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W. & Scott, G. (2009). *Definition of a 5MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development*. 1617 Cole Boulevard, Golden, Colorado: National Renewable Energy Laboratory (lest February).
- Jonkman, J. M. & Marshall, L. B. J. (2005). FAST User's Guide. Golden: NREL.
- Laino, D. J. & Hansen, A. C. (2002). *User's Guide AeroDyn*. Salt Lake City: Windward Engineering. Tilgjengelig fra: <http://wind.nrel.gov/designcodes/simulators/aerodyn/>.
- NWTC Laino, D. D. J. (2012). *AeroDyn: NWTC Design Codes*. Tilgjengelig fra: <http://wind.nrel.gov/designcodes/simulators/aerodyn/> (lest 1. Mars).
- Nygaard, T. A. (1999). *Optimization of wind turbine rotors*. Trondheim: [Tapir]. XIII, 159 s. s.
- Nygaard, T. A. (2012). *Samtale med hovedveileder Tor Anders Nygaard ved UMB*. Ås (08.03.2012).
- OC4. (2012). International Energy Agency. Tilgjengelig fra: <http://oc4.collaborationhost.net> (lest 05.05.2012).
- Spera, D. A. (2009). *Wind Turbine Technology; Fundamental concepts of wind turbine engineering second Edition*. New York: ASME.
- Twidell, J. & Weir, A. D. (2006). *Renewable energy resources*. 2nd utg. London ; New York: Taylor & Francis. xvi, 601 p. s.
- Tyvand, P. (2012). *Water Waves*.
- USFOS, R. E. (2010). *Hydrodynamics Theory Description of use Verification*.
- Vorpahl, F. & Popko, W. (2011). *Description of the Load Cases and Output Sensors to be simulated in the*. Bremerhaven: Fraunhofer Institute for Wind Energy and Energy System Technology (IWES).
- Vorpahl, F., Popko, W. & Kaufer, D. (2011). *Description of a basic model of the "UpWind reference jacket" for code comparison in the OC4 project under IEA Wind Annex XXX*. Am Seedeich 45, Bremerhaven, Germany: Institute for Wind Energy and Energy System Technology.



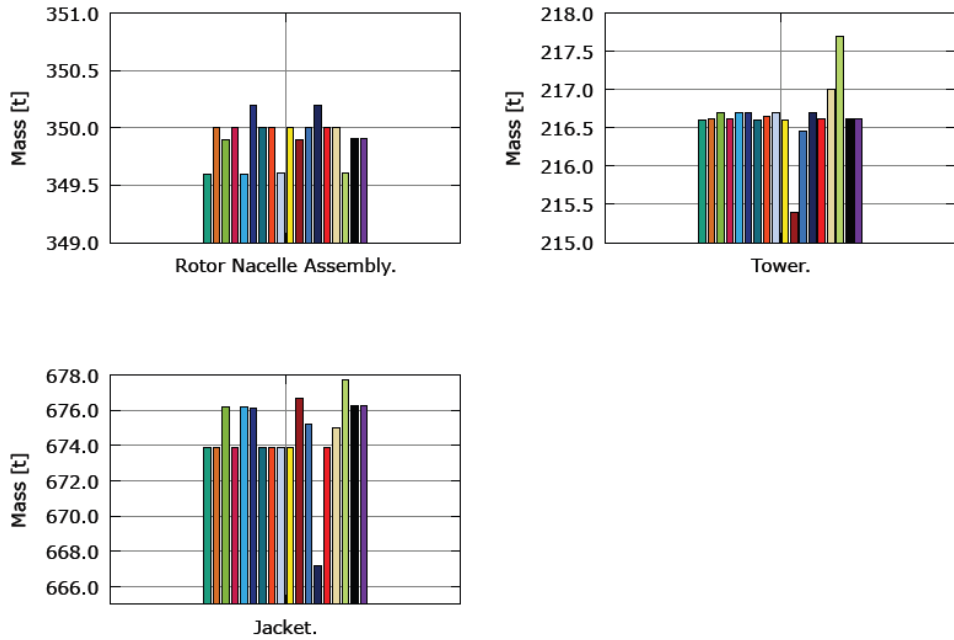
Vorpahl, F., Popko, W., Zuga, A., Kohlmeier, M., Jonkman, J., Robertson, A., Larsen, T. J., Yde, A., Sætertrø, K., Okstad, K. M., et al. (2012). Offshore Code Comparison Collaboration Continuation (OC4), Phase I – Results of Coupled Simulations of an Offshore Wind Turbine with Jacket Support Structure.

WAVE (2011). *WAVE User Manual*, Version 14.0. Canonsburg: ANSYS, Inc.

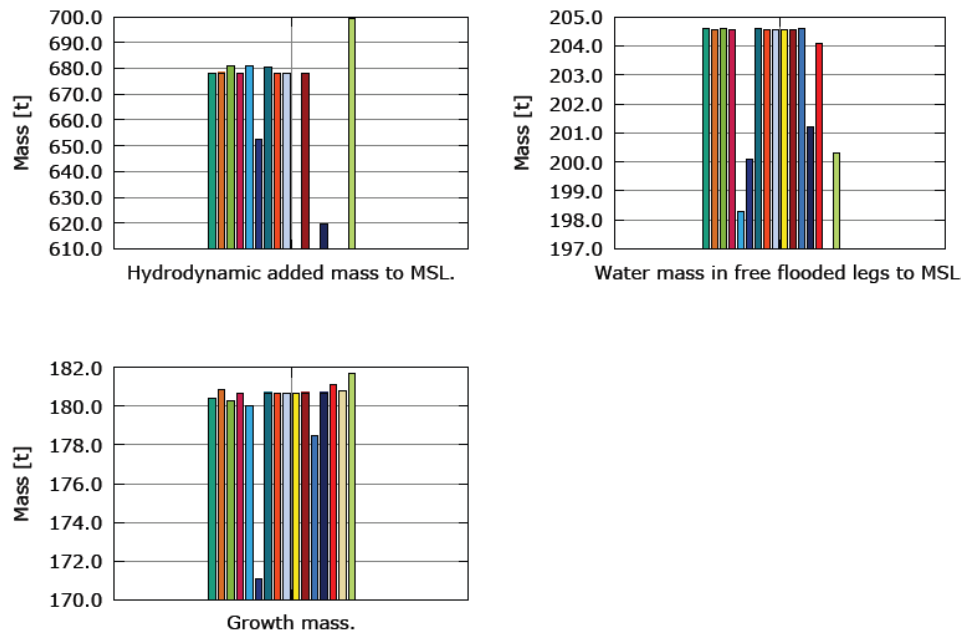
IEA WIND (July 2011). *IEA Wind 2010 Annual Report*.

# 15 Vedlegg

## 15.1 Appendiks A



Figur 15-1: Strukturell masser[tonn] fra kodesammenligningen (Vorpahl et al. 2012).



Figur 15-2: Tilleggs masser[tonn] fra kodesammenligningen (Vorpahl et al. 2012)

```

STRUCTURAL MASSES FOR TRANSLATIONAL FREEDOMS
-----
GROUP   FREEDOM X   FREEDOM X   FREEDOM Y   FREEDOM Y   FREEDOM Z   FREEDOM Z
        COMPLETE   FREE        COMPLETE   FREE        COMPLETE   FREE
1       1.1859E+05  1.1859E+05  1.1859E+05  1.1859E+05  1.1859E+05  1.1859E+05
2       1.6414E+05  1.6414E+05  1.6414E+05  1.6414E+05  1.6414E+05  1.6414E+05
3       1.8096E+04  1.8096E+04  1.8096E+04  1.8096E+04  1.8096E+04  1.8096E+04
4       2.3810E+05  2.3810E+05  2.3810E+05  2.3810E+05  2.3810E+05  2.3810E+05
5       8.6074E+00  8.6074E+00  8.6074E+00  8.6074E+00  8.6074E+00  8.6074E+00
6       1.3114E+05  1.3114E+05  1.3114E+05  1.3114E+05  1.3114E+05  1.3114E+05
7       5.9839E+03  2.9919E+03  5.9839E+03  2.9919E+03  5.9839E+03  2.9919E+03
8       2.1444E+05  2.1444E+05  2.1444E+05  2.1444E+05  2.1444E+05  2.1444E+05
9       6.0144E-01  6.0144E-01  6.0144E-01  6.0144E-01  6.0144E-01  6.0144E-01

SUBTOTAL 8.9049E+05  8.8750E+05  8.9049E+05  8.8750E+05  8.9049E+05  8.8750E+05

LUMPED  2.0230E+06  2.0165E+06  2.0230E+06  2.0165E+06  1.5159E+06  1.5128E+06

TOTAL  2.9135E+06  2.9040E+06  2.9135E+06  2.9040E+06  2.4064E+06  2.4003E+06
I      GEOMETRY UPDATED AT INCREMENT 1 ITERATION 0
5-NL  14.00.00.0 ( ) 11:07 21-04-2012 rge *Load case 2.1

```

Figur 15-3 :Utskrift av masser, gruppe 1 er vertikale bein ved nederst nivå, gruppe 2 er vertikale bein øverste nivå, gruppe 3 er vertikale bein gjennom TP, gruppe 4 er kryssrør og bunnbjelke, gruppe 5 er masseløse rør for kobling av node-punkt 200, gruppe 6 er fugematerial mellom pæle og jacketbein, gruppe 8 er tårn, og gruppe 9 er "rotor nacelle assembly" (RNA) alle verdier er i [kg]

```

TOTAL FLUID ADDED MASS SUMMARY (TUBE/BEAM/BM3D)
-----
ELEMENT   GROWTH   FLOOD   EXTRA   HYDRODYNAMIC
-----
0.0000D+00 1.8028D+05 2.0456D+05 0.0000D+00 6.2303D+05 X 6.2303D+05 Y 1.1584D+05 Z
-NL 14.00.00.0 ( ) 11:07 21-04-2012 rge *Load case 2.1

```

Figur 15-4: Total hydrodynamiske tilleggs masser [kg]

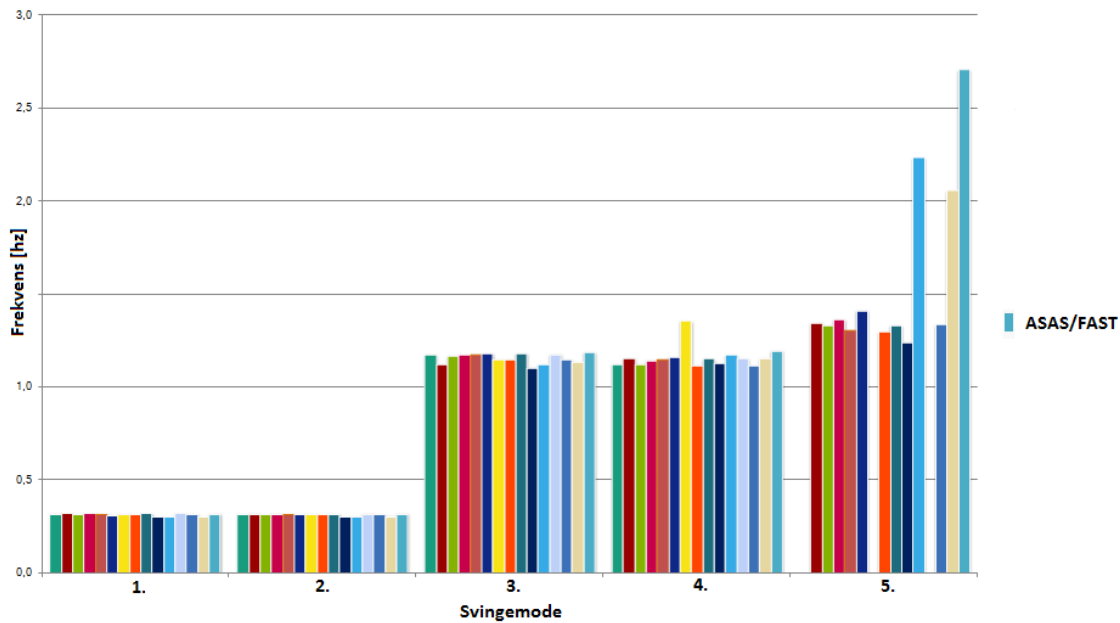
### 15.2 Appendiks B

SUMMARY TABLE OF FREQUENCIES  
-----

MODE NUMBER	EIGENVALUE	ANGULAR FREQ.	PERIOD	FREQUENCY
1	4.0431E+00	2.0107E+00	3.1248E+00	3.2002E-01
2	4.0626E+00	2.0156E+00	3.1173E+00	3.2079E-01
3	5.7470E+01	7.5809E+00	8.2882E-01	1.2065E+00
4	5.8344E+01	7.6383E+00	8.2259E-01	1.2157E+00
5	2.9217E+02	1.7093E+01	3.6759E-01	2.7204E+00
6	5.6435E+02	2.3756E+01	2.6449E-01	3.7809E+00
7	6.9650E+02	2.6391E+01	2.3808E-01	4.2003E+00
8	1.1398E+03	3.3761E+01	1.8611E-01	5.3732E+00
9	1.2767E+03	3.5731E+01	1.7585E-01	5.6868E+00
10	1.8580E+03	4.3104E+01	1.4577E-01	6.8602E+00

00.0 ( ) 12:56 19-03-2012 Loadcase1.0

Figur 15-5: egenfrekvenser fra egen kjøring

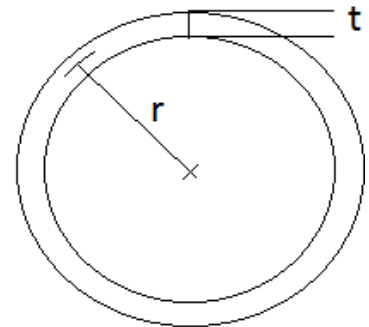


Tabell 15-1 vår resultater mot OC4 sine med hensyn på egenanalyse

### 15.3 Appendiks C

Beregninger vedrørende modellering av tårn i FAST.

$$T_{wFASTstff}/T_{wSSstff} = E * I_{x/y} = 2.1 * 10^{11} * \frac{2 * \pi * d^3 * t}{8}$$



$$T_{masDens} = \rho * A_{real} = 7850 * 2 * \pi * r * t; \quad r \gg t$$

$$d_{yttre} = d - t; \quad r = \frac{d}{2}$$

Tabell 15-2 fordelte egenskaper til tårnet modellert i FAST, merk at diameterne er oppgitt som en midlere diameter kosentrisk midt i tverrsnittet, de røde feltene indikerer at det er inkludert punktmasser som representerer bolter og annet installert utstyr

Htfraction	diameter d [m]	tykkelse t [m]	TMassDen [kg/m]	TwSSStff/ TwFASTstff [Nm <sup>2</sup> ]
0,0000	5,568	0,032	6294,09	4,5554E+11
0,0147	5,545	0,032	4375,94	4,4992E+11
0,1765	5,288	0,030	3912,30	3,6583E+11
0,3235	5,054	0,028	3489,90	2,9809E+11
0,5000	4,776	0,024	2966,80	2,1562E+11
0,6471	4,543	0,022	2464,82	1,7011E+11
0,7941	4,309	0,020	2125,33	1,3196E+11
0,9265	4,088	0,030	3024,49	1,6902E+11
1,0000	3,970	0,030	3137,18	1,5480E+11

## 15.4 Appendiks D

Konvergens test av den generaliserte stivhetsmatrisen. De grønne feltene representerer diagonalverdiene som det var forventet å være dominerende.

### Kobling mellom jacket og koblingsnode 200. Kobling 1:

#### Stivhetsmatrise E-modul 2.1 E22:

<b>9.16785E+07</b>	-1.04858E+06	-6.52395E-01	2.52301E+01	<b>2.47854E+09</b>	8.91289E+06
-1.04858E+06	<b>9.16785E+07</b>	1.04858E+06	<b>2.48195E+09</b>	2.20281E+06	-3.80115E+06
-6.52395E-01	1.04858E+06	<b>2.01147E+09</b>	5.24288E+06	-4.45643E+06	-2.19226E+06
2.52301E+01	<b>2.48195E+09</b>	5.24288E+06	<b>1.13319E+11</b>	-7.07806E+06	-7.86445E+06
<b>2.47854E+09</b>	2.20281E+06	-4.45643E+06	-7.07806E+06	<b>1.13318E+11</b>	5.02442E+06
8.91289E+06	-3.80115E+06	-2.19226E+06	-7.86445E+06	5.02442E+06	<b>8.66962E+09</b>

#### Stivhetsmatrise E-modul 4.2 E11 og node 101 med 666 tonn masse og tykkelse 5 cm:

<b>3.83800E+07</b>	-6.23883E-02	-2.77155E-01	-3.62514E-02	<b>8.54217E+07</b>	-5.20212E-01
-6.23883E-02	<b>3.83800E+07</b>	-7.71762E-02	<b>8.54217E+07</b>	8.94922E-02	-2.16322E-01
-2.77155E-01	-7.71762E-02	<b>8.39656E+08</b>	-7.35695E-02	-8.35338E-01	2.43521E+00
-3.62514E-02	<b>8.54217E+07</b>	-7.35695E-02	<b>3.82112E+09</b>	3.28855E-02	-1.91637E-01
<b>8.54217E+07</b>	8.94922E-02	-8.35338E-01	3.28855E-02	<b>3.82112E+09</b>	8.90283E-01
-5.20212E-01	-2.16322E-01	2.43521E+00	-1.91637E-01	8.90283E-01	<b>2.90391E+09</b>

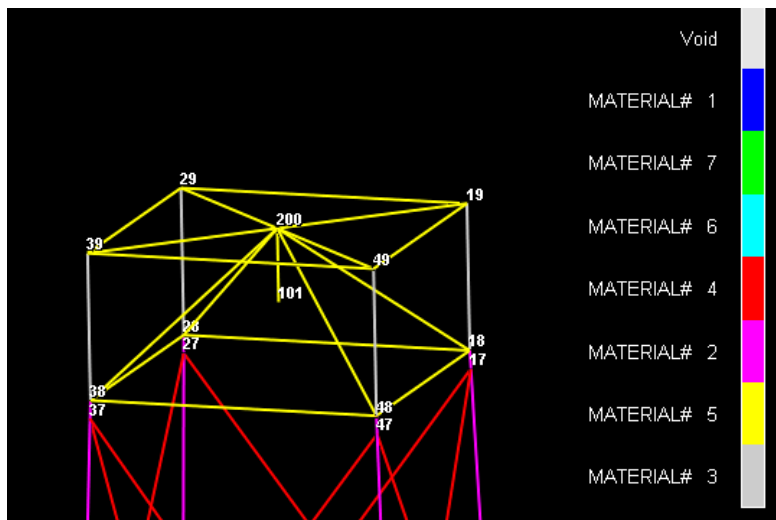
## Stivhetsmatrise E-modul 4.2 E11 og node 101 med 666 tonn masse og tykkelse 90 cm

Og diameter på 2 meter:

```

7.34873E+07 -1.19097E-01 -5.88448E-01 -8.86766E-01 -1.64713E+09 -2.49822E+00
-1.19097E-01 7.34873E+07 -2.53319E-01 1.64713E+09 1.88841E+00 -1.81987E+00
-5.88448E-01 -2.53319E-01 1.92183E+09 -3.21572E+00 1.82586E-01 1.53314E+01
-8.86766E-01 1.64713E+09 -3.21572E+00 7.51229E+10 9.59117E+00 -5.41443E+01
-1.64713E+09 1.88841E+00 1.82586E-01 9.59117E+00 7.51229E+10 4.76919E+01
-2.49822E+00 -1.81987E+00 1.53314E+01 -5.41443E+01 4.76919E+01 8.25255E+09

```



Figur 15-6 node-punkter med bjelkeelementer indikert som linjer.

## 15.5 Appendiks E

Beregning av ekvivalent element i pæle-sammenføyningen

$$\text{Høyde, } h = 4.000 \text{ m}$$

$$\text{Pælediameter, } d_p = 2.082 \text{ m ; Pæle tykkelse, } t_p = 0.060 \text{ m ; Pæle tetthet, } \rho_p = 7850 \text{ kg/m}^3$$

$$\text{Fugemassediameter, } d_f = 1.962 \text{ m ; Fuge tykkelse } t_f = 0.381 \text{ m ; Fugemasse tetthet, } \rho_f = 2000 \text{ kg/m}^3$$

$$\text{Jacketbaindiameter, } d_j = 1.200 \text{ m ; jacket tykkelse } t_j = 0.050 \text{ ; Jacketbein tetthet, } \rho_j = 7850 \text{ kg/m}^3$$

$$V = A * h = 2\pi r t * h; r = \frac{d}{2} - \frac{t}{2}; r \gg t$$

	h=	4,000	[m]			
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	d [m]	t [m]	r [m]	A=2 $\pi$ rt [m <sup>2</sup> ]	V=A*h [m <sup>3</sup> ]	vekt=V* $\rho$ [kg]
7850	2,082	0,060	1,011	0,381	1,525	11968
2000	1,962	0,381	0,791	1,892	7,569	15139
7850	1,200	0,050	0,575	0,181	0,723	5672
Total					9,817	32779

Ny tetthet	V/ $\rho$	3339	kg/m <sup>3</sup>
------------	-----------	------	-------------------



## 15.6 Appendiks F

### Beregning av hydrodynamisk tilleggsmasse i Pælesammenføyning

$$\text{Høyde, } h = 4.000 \text{ m}$$

$$\text{Pælediameter, } d_p = 2.082 \text{ m Pæle tykkelse, } t_p = 0.060 \text{ m ;}$$

$$\text{Fugemassediameter, } d_f = 1.962 \text{ m ; Fuge tykkelse } t_f = 0.381 \text{ m ;}$$

$$\text{Jacketbaindiameter, } d_j = 1.200 \text{ m ; jacket tykkelse } t_j = 0.050$$

$$h = 4,00 \text{ m}$$

$$\rho_w = 1025,00 \text{ kg/m}^3$$

$$C_m = 2,00$$

d	t	At	$\rho_w(C_m - 1)At$		totalt for 4 bein
2,082	0,060	3,404	3489,596	13958,386	55833,54
1,962	0,381	3,023	3098,930	12395,720	49582,88
1,200	0,050	1,131	1159,248	4636,991	18547,96
sum		7,559	7747,774	30991,096	123964,38

$$\text{Med ett} \quad 55833,54$$

$$\text{Med alle} \quad 123964,38$$

$$\text{Diff} \quad 68130,84 \quad \approx \quad 68 \text{ tonn}$$

## 15.7 Appendiks G

### Første sekvens

```

* preliminary deck
system data area 500000
job new stat
project SEQC
structure OC4a
*title OC4 first sequence
text *****
text OC4 jacket coupled with aero-elastic wind code FAST
text *****
problem larg
* solves problems involving large displacement
solv tgen 1.0 1.0 6
* time increment 1.0 starting at 1.0 with 6 increments
options goon nobl cloa load savj brig nopf
*option: see appendix C in user manual
resu disp all
* saves displacements results to make them available for sequence 2
conv eucn disp 0.01
* Convergence using tolerance 0.01
iter 1000 to end
* in case the solver doesn't find a solution, a limit of 1000 iteration and the run will abandon it's solution
units N m
* state the units that are to be used.
* ELEMENT GROUP
@..\DATA\JACKETGROUP.INP
end

* Nodes
@..\data\JACKETNodes.inp
*Elements
@..\data\LJACKETElements.inp
* Geometry & Sections
@..\data\JACKETGeometry.inp
* Sections
@..\data\JACKETMaterials.inp
*Boundary data
@..\data\JACKETBoundary.inp
*Rigid constraint
@..\data\JacketOC4_rigid.inp
*prescrib
@..\data\jacketprescrib.inp
*added mass
@..\data\jacketdire.inp

Stop

```

## Andre sekvens

```

* preliminary deck
system data area 10000000
* preliminary deck
job old FLXG
project SEQC
structure OC4b
*title OC4 second sequence
text *****
text OC4 jacket coupled with aero-elastic wind code FAST
text *****
problem larg *OC4 Jacket
* define the time increment and the number of timesteps:
solv tgen 0.0 0.0125 160001
* choose the options that apply to this, see apx c in manual for details
*option:
*GOON continue with solution even when warnings present in data
*CLOA print the load input data
*SAVJ save journal file INCRJF
*BRIG rigorous buoyancy load calculation (See Appendix M.7)
*NOPF no porthole file created for post-processing using POSTNL
*CCOG calculate centre of gravity of the model
*HYDR Requests detailed elemental hydrodynamic information for each wave case. This is useful
*   for ensuring that complex data assignments have been correctly applied
*APIW complete wave load to the requirements of API RP2A (See Appendix M.7)
*APIC vary current profile using non-linear stretching as recommended in the API RP2A Code of Practice.
*   Default when APIW is selected (See Appendix M.7)
*VEXT no modification to current profile in the presence of wave,
*   simple extrapolation is used above still water level. Default for non-APIW analyses. (See Appendix M.7)

options GOON CLOA SAVJ CCOG HYDR BRIG
* choose what is to be stored on the results database and displayed in the output
resu disp reac sumr all
* instruct that the stiffness matrix is to be updated for each iteration
upda stif iter all
* instruct the mass matrix to be updated for each iteration
UPDA MASS ITER ALL
* set the convergance tolerance to 0.001
conv eucn disp 0.001
* instruct that the geometry is to be updated by displacements generated from previous timestep
update geom
* instruct that a limit of 1000 iterations is imposed (per time step)
iter 100 to end
* state the units that are to be used.
units N m
* ELEMENT GROUP
@..\DATA\JACKETGROUP.INP
end
*** Nodes
@..\data\JACKETNodes.inp
*** Elements
@..\data\LJACKETElements.inp
*** Geometry & Sections

```

```
@..\data\JACKETGeometry.inp
*** Sections
@..\data\JACKETMaterials.inp
***Boundary data
@..\data\JACKETBoundary.inp
***load
load
SET 8
body for
*calculate the weight of the structural body for proper reaction values
0.0 0.0 9.80656
* x, y, z
end

***@..\data\waveairy.inp
***@..\data\nowater.inp
@..\data\wavestream.inp
***@..\data\stilwater.inp
*added mass
@..\data\jacketdire.inp
* access the transformation matrix from the previous sequence run!
TVEC
OC4a 1 0
OC4a 2 0
OC4a 3 0
OC4a 4 0
OC4a 5 0
OC4a 6 0
end

stop
```

## 15.8 Appendiks H

Rutine/program for organisering av data fra FAST slik at de er lesbare for ANSYS ASAS. Programmet er skrevet i FORTRAN F90 og kompilert med INTEL VISUAL STUDIO 2010.

Programmet kan kun lese filer som er organisert etter følgende format definert i FAST eller andre programmer:

True TabDelim - Generate a tab-delimited tabular output file. (flag)

"F12.6" OutFmt - Format used for tabular output except time

Etter generering av løsningene Dx, Dy, Dz, Rx, Ry og Rz for forskyvning og rotasjon for koblingsnoden i FAST, må teksten som blir skrevet ut over resultatene i FAST fjernes.

Resultater skal da se ut som følgende:

Tid	Dx	Dy	Dz	Rx	Ry	Rz
0.05	0.0059	-0.00004	-0.004646	0.000002	-0.000092	-0.000006
0.10	0.0068	-0.00003	-0.00476	0.000004	-0.000092	-0.000006

Osv....

**NB!! Det er viktig at Dx, Dy, Dz, Rx, Ry og Rz ikke også fjernes. Disse er kun med her for å vise hvilken rekkefølge løsningene i FAST skal genereres.**

Når Dx-Rz er fjernet, kan resultatene lagres som en fil med navn; Displacement\_Out\_FAST.out.

For at programmet skal kunne hente ut informasjonen fra filen, må den lagres i samme mappe som programmet.

Deretter kan man organisere displacement for koblingsnoden slik at ASAS kan lese disse ved å kjøre programmet.

```

Program READ_TEST

! NB this routine can only read 2000 vectors of dimension 7
implicit none

integer                                :: N, IO, I,j,k,t

integer, parameter                      :: Max=280000, Tmax =40001, DDisp = 2
!character(LEN)                          :: Format
!Format = "(3(1X,E12.5))"

real, dimension(Max)                    :: D          ! Declaration of read in array for
displacement
real, dimension(DDisp)                   :: Dx, Dy, Dz, Rx, Ry, Rz      ! Declaration of
write array
!=====!
!           Force vector read
!
!=====!

! Opens and read out the data in the file Displacement_Out_FAST.out
open(unit=1, file = "E:\Displacement_FAST\Displacement_Out_FAST.out" )

read(1,*,IOSTAT = IO) (D(i),i=1,Max)
close(unit = 1)

if(IO<0) then

N=I-1

else

N = Max

end if

!=====!
!           Organize x-displacement for ASAS
!
!=====!

! Creates a new file(Dx.inp) ready for incoming data
t = 1
open(unit = 3, file = "Dx.inp", status = 'replace' , position = 'append',access =
'sequential' )

! This routine rolles through the data in Displacement_Out_FAST.out and
! organizes the x-displament in a array of dimension 3 for each time step.
! The data organized is of the form: ASAS_loadsted , Time , Displacement
! The format is: 1X,A1,1X,F12.2,1X,E12.5

! All of the routines further below follows the same set up for organization of the
data from FAST.
do j = 1, Tmax

```

```

do i = 1, 2
    if (j < 100) then
        if (i==1) then
            Dx(i) = D(t)
            t=t+1
        elseif (i==2) then
            Dx(i) =D(t)*0.0001
            t = t+6
            write(3,"((1X,A1,1X,F12.2,1X,E12.5))"),'1' ,Dx
        endif
    elseif (j> 100) then
        if (i==1) then
            Dx(i) = D(t)
            t=t+1
        elseif (i==2) then
            Dx(i) =D(t)
            t = t+6
            write(3,"((1X,A1,1X,F12.2,1X,E12.5))"),'1' ,Dx
        endif
    endif
enddo
enddo

close(unit = 3)

!=====!
!                               Organize y-displacement for ASAS
!
!=====!

t = 1
open(unit = 4, file = "Dy.inp", status = 'replace' , position = 'append',access =
'sequential' )

do j = 1, Tmax
    do i = 1, 2
        if(j<100) then
            if (i==1) then
                Dy(i) = D(t)
                t=t+2
            elseif (i==2) then
                Dy(i) =D(t)*0.0001
                t = t+5
                write(4,"((1X,A1,1X,F12.2,1X, E12.5))"),'2' ,Dy
            endif
        elseif (j>100) then
            if (i==1) then
                Dy(i) = D(t)
                t=t+2
            elseif (i==2) then
                Dy(i) =D(t)
                t = t+5
                write(4,"((1X,A1,1X,F12.2,1X, E12.5))"),'2' ,Dy
            endif
        endif
    endif
enddo

```

```

        enddo
    enddo
close(unit = 4)

!=====!
!                                     Organize z-displacement for ASAS
!
!=====!

t = 1
open(unit = 5, file = "Dz.inp", status = 'replace' , position = 'append',access =
'sequential' )

do j = 1, Tmax

    do i = 1, 2

        if (j<100) then
            if (i==1) then
                Dz(i) = D(t)
                t=t+3
            elseif (i==2) then
                Dz(i) =D(t)*0.0001
                t = t+4
                write(5,"((1X,A1,1X,F12.2, 1X,E12.5))"),'3' ,Dz
            endif
        elseif (j>100) then
            if (i==1) then
                Dz(i) = D(t)
                t=t+3
            elseif (i==2) then
                Dz(i) =D(t)
                t = t+4
                write(5,"((1X,A1,1X,F12.2, 1X,E12.5))"),'3' ,Dz
            endif
        endif
    enddo
enddo
close(unit = 5)

!=====!
!                                     Organize Rx-displacement for ASAS
!
!=====!

t = 1
open(unit = 6, file = "Rx.inp",status = 'replace' , position = 'append',access =
'sequential' )

do j = 1, Tmax

    do i = 1, 2

        if (j<100) then
            if (i==1) then
                Rx(i) = D(t)
                t=t+4
            elseif (i==2) then
                Rx(i) =D(t)*(3.14/180)*0.001
                t = t+3
                write(6,"((1X,A1,1X,F12.2, 1X,E12.5))"),'4' ,Rx
            endif
        endif
    enddo
enddo

```



```

elseif (j>100) then
  if (i==1) then
    Rx(i) = D(t)
    t=t+4
  elseif (i==2) then
    Rx(i) =D(t)*(3.14/180)
    t = t+3
    write(6,"((1X,A1,1X,F12.2, 1X,E12.5))"),'4' ,Rx
  endif
endif

enddo
enddo
close(unit = 6)

!=====!
!           Organize Ry-displacement for ASAS
!           !
!=====!

t = 1
open(unit = 7, file = "Ry.inp", status = 'replace', position = 'append',access =
'sequential' )

do j = 1, Tmax
  do i = 1, 2

    if (j<100) then
      if (i==1) then
        Ry(i) = D(t)
        t=t+5
      elseif (i==2) then
        Ry(i) =D(t)*(3.14/180)*0.0001
        t = t+2
        write(7,"((1X, A1, 1X,F12.2, 1X, E12.5))"),'5' ,Ry
      endif
    elseif (j>100) then
      if (i==1) then
        Ry(i) = D(t)
        t=t+5
      elseif (i==2) then
        Ry(i) =D(t)*(3.14/180)
        t = t+2
        write(7,"((1X, A1, 1X,F12.2, 1X, E12.5))"),'5' ,Ry
      endif
    endif
  endif

enddo
enddo
close(unit = 7)

!=====!
!           Organize Rz-displacement for ASAS
!           !
!=====!

t = 1
open(unit = 8, file = "Rz.inp", status = 'replace' ,position = 'append',access =
'sequential' )

do j = 1, Tmax

```

```
do i = 1, 2
  if (j<100) then
    if (i==1) then
      Rz(i) = D(t)
      t=t+6
    elseif (i==2) then
      Rz(i) =D(t)*(3.14/180)*0.0001
      t = t+1
      write(8,"((1X,A1,1X, F12.2, 1X, E12.5))"),'6' ,Rz
    endif
  elseif (j>100) then
    if (i==1) then
      Rz(i) = D(t)
      t=t+6
    elseif (i==2) then
      Rz(i) =D(t)*(3.14/180)
      t = t+1
      write(8,"((1X,A1,1X, F12.2, 1X, E12.5))"),'6' ,Rz
    endif
  endif
endif

enddo
enddo
close(unit = 8)
end program
```

## 15.9 Appendiks I

Subrutinen som beregner plattform last fra ASAS og FAST.

```

=====
!                                     Force read in                                     !
=====

if (j<1) then

    ! READ IN FORCE FROM FILE

    t = t + 9
    ! Read in load file generated by ASAS.
    open(unit=5, file = "C:\ASAS_Matrix\oc4b.gnf" )

    read(5,*,IOSTAT = IO) (FData(i),i=1,Max,1)
    close(unit = 5)

    if(IO<0) then

        N=I-1

    else

        N = Max

    endif

    ! Print out file containing load vectors
    open(unit = 50, file = 'FDATA_ASAS.txt', position = 'append', access =
'sequential' , status = 'replace')
    write(50, '(7(1X, E12.5))', FData
    close(unit = 50)

endif

! Routine for checking psuedo timestep in FAST
! This check must be done because FAST iterates a solution in the main program. This
! means that the main code goes in and out of the
! subroutine several times in one time step.

if (ZTimeB < ZTime) then

    ! Read in the load vector data from FDATA and put these values in array
    PtmFtASAS.
    do k = 1, 6, 1

        PtfmFtASAS(k) = FData(t+k)

    enddo

    ! t is an incremental value who ensures that the read in positin from FDATA is
    matched up with the time
    t = t + 7

```

```

! Ramp Up of the wave loading for ensuring a smoother start.
! And quicker numerical stability.

!~IF (ZTime<1.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.0*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (1.0<ZTime .and. ZTime<10.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.01*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (10.0<ZTime .and. ZTime<20.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.02*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (20.0<ZTime .and. ZTime<30.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.3*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (30.0<ZTime .and. ZTime<40.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.4*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (40.0<ZTime .and. ZTime<50.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.5*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (50.0<ZTime .and. ZTime<60.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.6*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (60.0<ZTime .and. ZTime<70.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.7*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (70.0<ZTime .and. ZTime<80.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.8*PtfmFtASAS
!~
!~elseif (80.0<ZTime .and. ZTime<90.0) then
!~
!~    PtfmFtASAS = 0.9*PtfmFtASAS
!~
!~endif

! If the ramp up function is to be used; - uncomment the lines and recompile
FAST - Lars Dybendal & Lars Bjerkelund
endif

j = j+1

i = 1

close(unit = 60)

Stff (1,:) = (/ 9.07602E+07 ,-1.41169E-01 ,-6.31160E-01 ,-1.60861E+00 ,-2.43793E+09
,-2.94802E+00/)
Stff (2,:) = (/ -1.41169E-01 , 9.07602E+07 ,-2.83645E-01 , 2.43793E+09 , 2.58247E+00
,-2.41784E+00/)

```

```

Stff (3,:) = (/ -6.31160E-01 , -2.83645E-01 , 2.00704E+09 , -4.81657E+00 , 1.64591E+00
, 1.32029E+01/)
Stff (4,:) = (/ -1.60861E+00 , 2.43793E+09 , -4.81657E+00 , 1.11400E+11 , 2.01671E+01
, -7.76782E+01/)
Stff (5,:) = (/ -2.43793E+09 , 2.58247E+00 , 1.64591E+00 , 2.01671E+01 , 1.11400E+11
, 6.94409E+01/)
Stff (6,:) = (/ -2.94802E+00 , -2.41784E+00 , 1.32029E+01 , -7.76782E+01 , 6.94409E+01
, 8.62362E+09/)

```

```
! NB!!!!!! Mass matrix for added mass effects only
```

```

PtfmAM (1,:) = (/ 1.53594E+05 , -2.44956E+00 , -4.28977E+01 , -2.70644E+01 , -2.50764E+06
, -5.11330E+01 /)
PtfmAM (2,:) = (/ -2.44956E+00 , 1.53606E+05 , -5.04574E+00 , 2.50781E+06 , 5.12029E+01
, 1.55536E+02 /)
PtfmAM (3,:) = (/ -4.28977E+01 , -5.04574E+00 , 1.44440E+05 , -8.78752E+01 , 9.55966E+02
, -5.21242E+01 /)
PtfmAM (4,:) = (/ -2.70644E+01 , 2.50781E+06 , -8.78752E+01 , 4.32536E+07 , 4.04048E+02
, 3.94705E+03 /)
PtfmAM (5,:) = (/ -2.50764E+06 , 5.12029E+01 , 9.55966E+02 , 4.04048E+02 , 4.32519E+07
, 1.34104E+03 /)
PtfmAM (6,:) = (/ -5.11330E+01 , 1.55536E+02 , -5.21242E+01 , 3.94705E+03 , 1.34104E+03
, 5.97860E+06 /)

```

```

Damp (1,:) = (/ 1.67413E+05 , -6.30511E-02 , -1.09511E+00 , -6.95888E-01 , -4.39199E+06
, -1.28416E+00 /)
Damp (2,:) = (/ -6.30511E-02 , 1.67413E+05 , -1.31149E-01 , 4.39199E+06 , 1.30776E+00
, 4.00666E+00 /)
Damp (3,:) = (/ -1.09511E+00 , -1.31149E-01 , 3.61059E+06 , -2.26496E+00 , 2.43277E+01
, -1.27722E+00 /)
Damp (4,:) = (/ -6.95888E-01 , 4.39199E+06 , -2.26496E+00 , 1.98368E+08 , 1.03305E+01
, 1.03173E+02 /)
Damp (5,:) = (/ -4.39199E+06 , 1.30776E+00 , 2.43277E+01 , 1.03305E+01 , 1.98368E+08
, 3.36211E+01 /)
Damp (6,:) = (/ -1.28416E+00 , 4.00666E+00 , -1.27722E+00 , 1.03173E+02 , 3.36211E+01
, 1.57118E+07 /)

```

```
! Need to set the load vector to zero:
```

```
! This is because FAST goes in and out of the subroutine many times in one time step.
If this not is done, FAST will fail
```

```
! due to PtfmFt becomes to large plus or negative. For every iteration round in the
time step, FAST will search a solution from the displacements
```

```
! calculated with the last force vectors.
```

```

PtfmFt(1) = 0.0
PtfmFt(2) = 0.0
PtfmFt(3) = 0.0
PtfmFt(4) = 0.0
PtfmFt(5) = 0.0
PtfmFt(6) = 0.0

```

```
! Dynamic equation for calculatation of force in
```

```

DO J = 1,6
  DO I = 1,6
    PtfmFt(I) = PtfmFt(I) - Damp(I,J)*XD(J) - Stff(I,J)*X(J)
  ENDDO

```

```
ENDDO

! This loop adds the ASAS Load vector.
DO I = 1,6
    PtfmFt(I) = PtfmFt(I) + PtfmFtASAS(I)
ENDDO

!print*, ZTime
!print*, PtfmFtASAS

open(unit=70,          file='kvitering.txt',          action='write',          position='append'
,status='replace', access = 'sequential')
write (70,'(6(1X,E12.5))'), X
close (70)

! Saves the current timestep so that the routine can check whether to load a new load
from ASAS or not. If a iteration round is in the same time step as before, this means
thas
! ZTimeB = ZTime, the routine does not load a new vector, if ZTimeB /= ZTime, then the
routine loads a new vector from ASAS.
ZTimeB = ZTime

RETURN
```

## 16 Elektronisk vedlegg

Vedlagt DVD-ROM med følgende mapper:

- ASAS-NL - L.C. 1.0a
- ASAS-NL - L.C. 2.3
- ASAS-NL - L.C. 5.6
- FAST - L.C. 5.6
- FAST - L.C. 3.2
- Programmer
- Verifisering av BladedDLL
- Verifisering av demping
- Verifisering av platform
- Verifisering av UserVsCont