



Tittel: Numerisk og eksperimentell studie av transporten av Hywind med Windflip	Innlevert: 21. juni 2010
	Tilgjengelighet: Lukket
Student: Anders Hynne	Antall sider: 147

Sammendrag:

Formålet med denne masteroppgaven har vært todelt. Det første formålet var å identifisere lastene som virket mellom Windflip og Hywind under transport. Dette blir ansett som viktig ettersom det er avgjørende for hvordan Hywind skal gjøres fast på Windflip under transport. Det andre formålet var å skissere en løsning for hvordan Hywind kan fastholdes under transport basert på disse lastene.

For å fastslå hvilke krefter som virket mellom Windflip og Hywind under transport ble numeriske og eksperimentelle studier gjennomført. For å forstå hvilke fysiske effekter som dannet grunnlaget for kreftene som oppstod mellom Windflip og Hywind ble bevegelsene og akselerasjonene til Windflip studert i detalj. Det ble utarbeidet overføringsfunksjoner for bevegelsene og akselerasjonene for en framoverhastighet på 6,0 knop. Overføringsfunksjoner for kreftene som oppstår mellom Windflip og Hywind ble også utarbeidet.

Fra disse overføringsfunksjonene ble ekstremverdistatistikk benyttet for å bestemme forventet største responsamplitude for mange ulike sjøtilstander for å studere sensitiviteten av en forandring i signifikant bølgehøyde og topperioden. Kraftene mellom Windflip og Hywind ble funnet til å være sterkt avhengige av topperioden. Kraftene hadde sitt maksimum når topperioden var lik egenperioden til stampebevegelse.

Sjøtilstanden med returperiode på ett år ble bestemt ut fra et scatter-diagram over det området hvor Windflip skal operere. Forventet største responsamplitude ble også estimert for denne sjøtilstanden. Forventet største responsamplitude fra denne sjøtilstanden ble brukt som dimensjonerende last.

I all hovedsak ble det observert god overensstemmelse mellom de numeriske og eksperimentelle studiene. Ved resonans underestimerte de numeriske studiene responsen noe i forhold til de eksperimentelle studiene.

Tre Stikkord:

Windflip
Hywind
Sea-keeping

Veileder:

Professor Sverre Steen

Oppgavetekst

MASTER THESIS IN MARINE TECHNOLOGY

SPRING 2010

FOR

Anders Hynne

Sea fastening of the Hywind wind turbine during transportation with Windflip

Windflip is a new transportation solution for transportation of the floating offshore wind turbine Hywind. With the Windflip solution Hywind is transported horizontally on the deck of a barge. In spring 2010 there will be performed extensive model testing in the large towing tank at the Norwegian University of Science and Technology. In the model test, there will be performed a detailed experimental seakeeping analysis of the transportation process. In the seakeeping analysis forces on the sea fastening structure and the accelerations of the barge are measured.

On this background, the student shall do the following the master thesis:

1. Take part in the preparation and carrying out of the model test with Windflip.
2. Compare the results of the model test in terms of motions and design loads on the seafastening with calculations.
3. Based on the model test results and calculations, establish proper design loads.
4. Design a sea fastening structure. The design of the sea fastening structure must be done in such a manner that the on-loading and off-loading process of the wind turbine can be done with minimum inconvenience.
5. Perform a FEM-analysis of the sea fastening structure, and identify the critical components in the sea fastening structure.
6. Make adjustments to the design if necessary.

In the thesis the candidate shall present his personal contribution to the resolution of problem within the scope of the thesis work.

Theories and conclusions should be based on mathematical derivations and/or logic reasoning identifying the various steps in the deduction.

The candidate should utilize the existing possibilities for obtaining relevant literature.

The thesis should be organized in a rational manner to give a clear exposition of results, assessments, and conclusions. The text should be brief and to the point, with a clear language. Telegraphic language should be avoided.

The thesis shall contain the following elements: A text defining the scope, preface, list of contents, summary, main body of thesis, conclusions with recommendations for further work, list of symbols and acronyms, reference and (optional) appendices. All figures, tables and equations shall be numerated.

The supervisor may require that the candidate, in an early stage of the work, present a written plan for the completion of the work. The plan should include a budget for the use of computer and laboratory resources that will be charged to the department. Overruns shall be reported to the supervisor.

The original contribution of the candidate and material taken from other sources shall be clearly defined. Work from other sources shall be properly referenced using an acknowledged referencing system.

The thesis shall be submitted in two copies:

- Signed by the candidate
- The text defining the scope included
- In bound volume(s)
- Drawings and/or computer prints that cannot be bound should be organized in a separate folder.
- The bound volume shall be accompanied by a CD or DVD containing the written thesis in Word or PDF format. In case computer programs have been made as part of the thesis work, the source code shall be included. In case of experimental work, the experimental results shall be included in a suitable electronic format.

Supervisor : Professor Sverre Steen
Advisor : Bernt Leira
Start : 18.01.2010
Deadline : 14.06.2010

Trondheim, 18.01.10

Sverre Steen
Supervisor

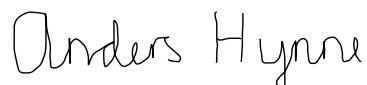
Forord

Denne masteroppgaven er gjennomført som siste del av sivilingeniørutdanningen i marin teknikk ved NTNU. Masteroppgaven teller 100 prosent av karakteren i faget ”TMR 4900 – Marine konstruksjoner, masteroppgave”. Masteroppgaven er obligatorisk for alle sivilingeniørstudenter ved NTNU og gjennomføres vanligvis i det tiende semesteret. Masteroppgaven er på 30 studiepoeng eller 100 prosent av studiebelastningen i det tiende semesteret.

Målet med denne masteroppgaven har vært å se på kreftene som oppstår mellom Windflip og Hywind under transport, og på bakgrunn av disse kreftene komme opp med et forslag til støttestruktur. Det har blitt gjennomført både numeriske og eksperimentelle analyser for å estimere disse kreftene. De numeriske og eksperimentelle resultatene ble sammenlignet, og det ble funnet god overensstemmelse mellom resultatene fra de numeriske og eksperimentelle analysene.

Masteroppgaven er skrevet for Windflip AS – et selskap som undertegnede er en del av. Veilederen for masteroppgaven har vært professor Sverre Steen. Jeg ønsker å rette en stor takk til Espen Kvalheim, Torbjørn Mannsåker og professor Sverre Steen for hjelpen jeg har fått denne våren.

Trondheim
21. juni 2010



Anders Hynne

Symbolliste

Symbolene er så langt det lar seg gjøre også definert i teksten.

Karakteristisk bredde	B
Bølgehevning	ζ
Bølgespekter	$S_{\zeta}(\omega)$
Dempningsforhold	ξ
Flytespenning	f_y
Froudetall	F_N
Frekvensforhold	β
Fordelingsfunksjon til variabel X	$f_X(x)$
Hastighet i modellskala	V_M
Hastighet i fullskala	V_S
Kumulativ fordelingsfunksjon for variabel X	$F_X(x)$
Karakteristisk lengde	L
Lengde av modell	L_M
Lengde mellom perpendikulærene	L_{PP}
Materialfaktor	γ_m
Møtefrekvens	ω_e
Nulloppekrysningsperiode	T_z
Overføringsfunksjon	$H(\omega)$
Reynoldstall	Re
Responspekter	$S_X(\omega)$
Signifikant bølgehøyde	H_S

Sirkelfrekvens	ω
Spekterets nultemoment	m_{x0}
Spekterets andreoment	m_{x2}
Topperiode	T_p
Trehetsmoment eller andre arealmoment	I
Tyngdens akselrasjon	g
Varians	σ^2
Youngs modulus	E

Innhold

Oppgavetekst	iii
Forord	v
Figurliste	xii
Tabelliste	xv
Kapittel 1 Innledning	1
1.1 Introduksjon til Windflip	1
1.2 Introduksjon til denne masteroppgaven	4
1.3 Andre masteroppgaver knyttet til Windflip	5
Kapittel 2 Modellforsøk	7
2.1 Introduksjon til modelltesting	7
2.1.1 Bakgrunn for modelltesting	7
2.1.2 Finansiering av modelltestingen	7
2.2 Skalering	8
2.2.1 Geometrisk likhet	8
2.2.2 Kinematisk likhet	8
2.2.3 Dynamisk likhet	8
2.2.4 Valg av skalering	9
2.2.5 Fysiske konstanter	10
2.3 Modellenes karakteristika	11
2.3.1 Karakteristiske egenskaper til Windflip	11
2.3.2 Karakteristiske egenskaper til Hywind	13
2.3.3 Plassering av Hywind på Windflip	14
2.4 Oppsett av modell i slepevogna	15
2.5 Oppsett av sensorer	16
2.5.1 Sensorer for akselrasjon	16
2.5.2 Sensorer for translasjon og rotasjon	17
2.5.3 Sensorer for krefter	19
2.5.4 Sensorer for bølgehøyde	21
2.6 Fasiliteter	23
2.6.1 Bølgemaskin	24
2.7 Testforberedelser	25
2.7.1 Valg av slepehastighet	25
2.7.2 Valg av bølgeperioder	26
2.8 Masse, treghetsmoment og tyngdepunktplassering	29

2.8.1	Beregning av masse.....	29
2.8.2	Beregning av treghetsmoment.....	30
2.8.3	Beregning av tyngdepunkt.....	32
2.9	Ballastering.....	36
2.10	Sammenligning av masse, tyngdepunkt og treghetsmomenter	38
Kapittel 3	Analyser.....	39
3.1	Introduksjon til dataprogrammer	39
3.1.1	Dataprogrammet Shipx.....	39
3.1.2	Dataprogrammet Hydrod.....	42
3.2	Beregning av egenperiode i jag, hiv, rull og stamp fra decay tester.....	44
3.3	Filtrering av data	46
3.4	Beregning av overføringsfunksjoner	48
3.4.1	Overføringsfunksjoner i hiv og stamp.....	48
3.4.2	Beregning av overføringsfunksjoner for akselrasjoner.....	49
3.4.3	Beregning av overføringsfunksjoner for krefter mellom Windflip og Hywind.....	50
Kapittel 4	Resultater og estimering av designlaster	51
4.1	Miljøbetingelser.....	51
4.2	Beregning av responspekter.....	55
4.3	Ekstremverdistatistikk	57
4.4	Resultater.....	58
4.4.1	Overføringsfunksjoner i hiv og stamp.....	58
4.4.2	Overføringsfunksjoner for akselrasjoner.....	59
4.4.3	Overføringsfunksjoner for kreftene mellom Windflip og Hywind.....	60
4.4.4	Drøfting av feilkilder og nøyaktighet av overføringsfunksjoner	61
4.5	Respons i ulike sjøtilstander	64
4.6	Design av sea-fastning system.....	67
4.6.1	Design av bjelkestruktur.....	68
4.6.2	Krefter mellom Windflip og Hywind	71
4.6.3	Analyse av bjelkestruktur mellom Windflip og Hywind.....	74
Kapittel 5	Konklusjon	79
Kilder.....		81
Vedlegg A	– Hydrostatiske data fra Shipx	I
Vedlegg B	– Spesifikasjoner til 3-akse akselerometer (5g)	II
Vedlegg C	– Spesifikasjoner til 1-akse akselerometer (10g)	IV
Vedlegg D	– Oppsett av aktre kraftgiver.....	V
Vedlegg E	– Oppsett av fremre kraftgiver	VIII

Vedlegg F – Spesifikasjoner til HBM DF2S bjelkegivere	X
Vedlegg G – Spesifikasjoner til U9B tønnegiver	XII
Vedlegg H – Spesifikasjoner til optisk målesystem	XIV
Vedlegg I – Hydrostatiske data fra Delftship	XV
Vedlegg J – Linjetegninger fra Delftship	XVII
Vedlegg K – Spanteriss fra Shipx	XVIII
Vedlegg L – Spantearealskurve	XIX
Vedlegg M – Viktige karakteristiske mål til Windflip	XX
Vedlegg N – Viktige karakteristiske mål til Hywind	XXI
Vedlegg O – Karakteristiske data for Hywind	XXII
Vedlegg P – Prinsippskisse av Hywind	XXIII
Vedlegg Q – Figurer over oppsett av akselerometer	XXIV
Vedlegg R – Skisse av plassering av Hywind på Windflip	XXVI
Vedlegg S – Liste over datakanaler	XXVII
Vedlegg T – Figurer fra decay test	XXIX
Vedlegg U – Scatterdiagram	XXXI
Vedlegg V – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk	XXXII
Vedlegg W – Operasjonskriterier fra Noble Denton	XXXIV
Vedlegg X – Oppsett av fjærsystem	XXXV
Vedlegg Y – Forklaring til elementmetoden	XXXVI
Vedlegg Z – Statisk analyse av tårnstruktur til Hywind	XXXIX
Vedlegg Æ – Overføringsfunksjoner i hiv og stamp	XL
Vedlegg Ø – Overføringsfunksjoner for akselerasjoner	XLI
Vedlegg Å – Overføringsfunksjoner for krefter	XLIII
Vedlegg AA – Data over KAMAG 2400	XLIV
Vedlegg AB – Egenskaper til bølgemaskina	XLV
Vedlegg AC – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 9,0 sekunder	XLVI
Vedlegg AD – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 10,0 sekunder	XLVII
Vedlegg AE – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 11,0 sekunder	XLVIII
Vedlegg AF – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 12,0 sekunder	XLIX

Figurliste

Figur 1 – Slep av bunnstruktur til Hywind (Statoil 2010b).....	1
Figur 2 – Løfting av tårnstruktur med nacelle (Statoil 2010a).....	1
Figur 3 – Slep av Hywind i oppreist posisjon (Statoil 2010c).....	2
Figur 4 – Slep av Hywind med stampevinkel (Søyland 2008b).....	2
Figur 5 – Windflip ballasteres til vertikal posisjon slik at Hywind kan frigjøres.....	3
Figur 6 – Hywind ligger på Windflip klar til slep.....	4
Figur 7 – Viktige karakteristiske mål på Windflip i modellskala. Alle mål er i millimeter.....	11
Figur 8 – Viktige karakteristiske mål på Hywind i modellskala. Alle mål er i millimeter.....	13
Figur 9 – Skisse over plassering av Hywind på Windflip. Alle mål er i millimeter.....	14
Figur 10 – Oppsett av Windflip i slepevogn.....	15
Figur 11 – Skisse av oppsett av modell.....	15
Figur 12 – Skisse over oppsett av akselerometer.....	16
Figur 13 – Kameraer for optisk målesystem på den ene siden av slepevogna.....	17
Figur 14 – Oppsett av reflekterende kuler under sea-keeping testing.....	18
Figur 15 – Skisse over oppsett av kraftgivere.....	19
Figur 16 – Oppsett av tønnegivere (Modifisert tegning fra Torbjørn Mannsåker).....	20
Figur 17 – Tauforbindelse mellom Windflip og tønnegiver.....	20
Figur 18 – Overflatehevning målt med ulike bølgesensorer.....	21
Figur 19 – Sammenligning av ulike bølgesensorer for ulike bølgeperioder.....	22
Figur 20 – Modelltesting i mellomtanken.....	23
Figur 21 – Skisse av slepetanken.....	23
Figur 22 – Bilde av bølgemaskin i slepetanken.....	24
Figur 23 – Beregning av stille vannsmotstand.....	25
Figur 24 – Egenperiode i hiv og stamp som funksjon av bølgeperiode for en slepehastighet på 6 knop.....	27
Figur 25 – Dempningsforhold som funksjon av bølgeperiode for en slepehastighet på 6 knop.....	27
Figur 26 – Veiing av modellen før og etter modellforsøket.....	29
Figur 27 – Beregning av treghetsmoment.....	30
Figur 28 – Målepunkt for langskips tyngdepunkt før og etter modellforsøk.....	32
Figur 29 – Modell bygd opp av divinytcell og aluminiumsstruktur.....	34
Figur 30 – Sammenligning av vertikal akselerasjon i baug for ulike tyngdepunktplasseringer.....	35
Figur 31 – Skisse av ballasttanker. Figur laget av Torbjørn Mannsåker.....	36
Figur 32 – Ballastering til designvannlinja.....	36
Figur 33 – Koordinatsystem i Shipx.....	39
Figur 34 – Koordinatsystem i Hydrod.....	42
Figur 35 – Bruk av høypassfilter for å fjerne seint varierende trend.....	46
Figur 36 – Sammenligning av bølgespekter for filtrert bølge og ufiltrert bølge. $T = 5,0$ sek.....	47
Figur 37 – Kumulativ H_S -fordeling.....	52
Figur 38 – Forventningsverdi til toppperiode gitt signifikant bølgehøyde.....	54
Figur 39 – Overføringsfunksjoner for hiv- og stampebevegelsa.....	58
Figur 40 – Overføringsfunksjoner for akselerasjoner.....	59
Figur 41 – Overføringsfunksjoner for krefter.....	60
Figur 42 – Målt bølgeamplitude og ønsket bølgeamplitude.....	62
Figur 43 – Målt overflatehevning.....	63
Figur 44 – Forventet største hivamplitude (Beregnet i forhold til COG).....	65
Figur 45 – Forventet største stampamplitude.....	65
Figur 46 – Forventet største akselerasjon til hivbevegelsa (Beregnet i forhold til COG).....	66

Figur 47 – Forventet største akselerasjon til stampebevegelse	66
Figur 48 – Skisse av bjelkestruktur og fagverkstruktur mellom Windflip og Hywind	67
Figur 49 – Skisse av fagverkstruktur analysert i prosjektoppgave	67
Figur 50 – Ulike konfigurasjoner av hengere på dekk av Windflip	69
Figur 51 – Skisse av bjelkestruktur	69
Figur 52 – Strukturell oppbygning av Windflip	70
Figur 53 – Plassering av bjelkestruktur langs dekket av Windflip	70
Figur 54 – Forventet største vertikalkraft i akte opplager for ulike kombinasjoner av T_p og H_S	73
Figur 55 – Forventet største vertikalkraft i forre opplager for ulike kombinasjoner av T_p og H_S	73
Figur 56 – Grensebetingelser benyttet i analyse av bjelkestruktur	75
Figur 57 – Maksimal spenning i bjelkestruktur i topp av platene	77
Figur 58 – Maksimal spenning i bjelkestruktur i senter av platene	77
Figur 59 – Maksimal spenning i bjelkestruktur i bunn av platene	77
Figur C-60 – 10g akselerometer	IV
Figur D-61 – Oppsett av akte kraftgiver	V
Figur D-62 – Oversiktsbilde av akte kraftgiver	VI
Figur D-63 – Innfesting av akte kraftgiver	VI
Figur D-64 – Akte kraftgiver sett fra styrbord	VII
Figur E-65 – Fremre kraftgiver montert på Windflip	VIII
Figur E-67 – Oversiktsbilde av fremre kraftgiver	IX
Figur E-66 – Oppsett av fremre kraftgiver	IX
Figur K-68 – Spanteriss fra Shipx	XVIII
Figur L-69 – Spantearealskurve	XIX
Figur M-70 – Karakteristiske mål til Windflip	XX
Figur N-71 – Karakteristisk mål til Hywind	XXI
Figur P-72 – Prinsippskisse av Hywind	XXIII
Figur Q-73 – Oppsett av akselerometer i baug	XXIV
Figur Q-74 – Oppsett av akselerometer i akter	XXV
Figur R-75 – Skisse av plassering av Hywind på Windflip	XXVI
Figur T-76 – Decay test for slepesystem	XXIX
Figur T-77 – Decay test i hiv	XXIX
Figur T-78 – Decay test i rull	XXX
Figur T-79 – Decay test i stamp	XXX
Figur V-80 – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk i akte ballasttank	XXXII
Figur V-81 – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk i styrbord ballasttank	XXXII
Figur V-82 – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk i babord ballasttank	XXXIII
Figur X-83 – Skisse av fjærsystem benyttet under sea-keeping test	XXXV
Figur Y-84 – Defineringsgrad av frihetsgrader for bjelkeelement	XXXVI
Figur Z-85 – Statiske bøyespenninger	XXXIX
Figur Z-86 – Statisk skjærkraft	XXXIX
Figur Æ-87 – Overføringsfunksjon i hiv	XL
Figur Æ-88 – Overføringsfunksjon i stamp	XL
Figur Ø-89 – Vertikalakselerasjon i baug	XLI
Figur Ø-90 – Vertikalakselerasjon i akter	XLI
Figur Ø-91 – Vertikalakselerasjon i tyngdepunktet (Hiv)	XLII
Figur Ø-92 – Akselerasjon til stampebevegelse i tyngdepunktet	XLII
Figur Å-93 – Vertikal kraft i akte kraftgiver	XLIII
Figur Å-94 – Vertikal kraft i fremre kraftgiver	XLIII

Figur AB-95 – Egenskaper til bølgemaskina	XLV
Figur AC-96 – Bilder av testing for bølger på 9,0 sekunder	XLVI
Figur AD-97 – Bilder av testing for bølger på 10,0 sekunder	XLVII
Figur AE-98 – Video av testing for bølger på 11,0 sekunder.....	XLVIII
Figur AF-99 – Video av testing for bølger på 12,0 sekunder.....	XLIX

Tabelliste

Tabell 1 – Skaleringsfaktorer mellom fullskala og modellskala for noen viktige parametre.....	9
Tabell 2 – Viktige fysiske konstanter.....	10
Tabell 3 – Viktige hydrostatiske data for Windflip i fullskala og modellskala fra Delftship.....	12
Tabell 4 – Sammenligning av data i fullskala og modellskala for vindturbin.....	13
Tabell 5 – Posisjon av akselerometer på Windflip.....	16
Tabell 6 – Posisjon av referansekule på Windflip.....	18
Tabell 7 – Posisjon av bjelkegivere.....	19
Tabell 8 – Posisjon til bølgemålere i optisk målesystem.....	22
Tabell 9 – Data over slepetanken (NTNU 2010).....	24
Tabell 10 – Anbefalt minimumsområde for bølgeperioder.....	26
Tabell 11 – Bølgeperioder og bølgehøyder brukt under sea-keeping analysene.....	28
Tabell 12 – Resultater fra veiing.....	29
Tabell 13 – Tregghetsmoment i stamp. Alle tall er i modellskala.....	30
Tabell 14 – Plassering av langskips tyngdepunkt i forhold til akterspeil for modell uten ballast.....	32
Tabell 15 – Vertikal tyngdepunktplassering i forhold til kjølberegnet ved vipping.....	33
Tabell 16 – Faktisk vertikal tyngdepunktplassering i forhold til kjølberegnet.....	34
Tabell 17 – Data over ballasttanker.....	37
Tabell 18 – Sammenligning av masser, tyngdepunktplassering og tregghetsmoment.....	38
Tabell 19 – Udempet egenperiode og dempningsforhold.....	45
Tabell 20 – Verdier for konstanter i H_S -fordeling.....	53
Tabell 21 – Signifikant bølgehøyde (Juni - August).....	53
Tabell 22 – Værdata.....	54
Tabell 23 – Lengde av henger for ulikt antall hengere i bredden.....	68
Tabell 24 – Forventet største dynamisk belastning i bjelkegivere for $H_S = 4,62$ m og $T_p = 10,1$ sek... ..	71
Tabell 25 – Statisk belastning i bjelkegivere.....	71
Tabell 26 – Total belastning i kraftgiverne.....	72
Tabell 27 – Maksimal spenning for ulike posisjoner i plata.....	76

Kapittel 1 Innledning

1.1 Introduksjon til Windflip

Windflip er et fartøy for transport av offshore flytende vindturbiner som ble utviklet av fem studenter ved Institutt for marin teknikk våren 2008. Bakgrunnen for at Windflip ble utviklet var at Statoil så et behov for en bedre løsning for transport av Statoils egenutviklede flytende offshore vindturbin, Hywind.

Dagens løsning for transport av Hywind er å slepe bunnstrukturen av vindturbinen liggende horisontalt i vannet som vist i Figur 1 fra fabrikkasjonsstedet til et sted forholdsvis nær installasjonsstedet.



Figur 1 – Slepe av bunnstruktur til Hywind (Statoil 2010b)

Når bunnstrukturen kommer til et sted forholdsvis nært installasjonsstedet blir bunnstrukturen ballastert slik at den vipper til vertikal posisjon, og selve tårnet med nacelle blir løftet på. Denne løfteoperasjonen av tårnstrukturen med nacelle er vist i Figur 2.

Etter at tårnet med nacelle er løftet på blir bladene montert ved bruk av den samme kрана som løftet tårnet på plass. Disse løfteoperasjonene krever godt vær og lite vind for at de skal kunne gjennomføres på en sikker og god måte.



Figur 2 – Løfting av tårnstruktur med nacelle (Statoil 2010a)

Når tårnet med nacelle er løftet på plass og bladene er montert slepes Hywind ut til installasjonsstedet ved hjelp av tre slepefartøy som vist i Figur 3.

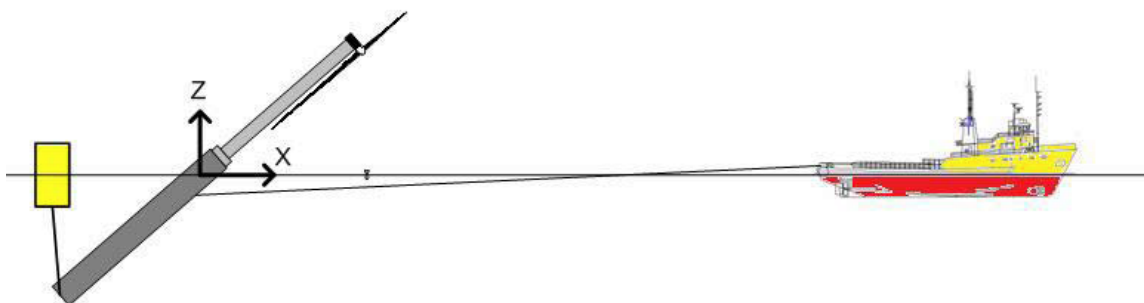


Figur 3 – Slep av Hywind i oppreist posisjon (Statoil 2010c)

Statoil ønsket en løsning som kunne operere i dårligere vær, ha høyere slepehastighet og gjøre installasjonen mindre komplisert enn dagens løsning. Særlig økt slepehastighet og gjennomføring av operasjonen i dårligere vær var viktige kriterier for Statoil.

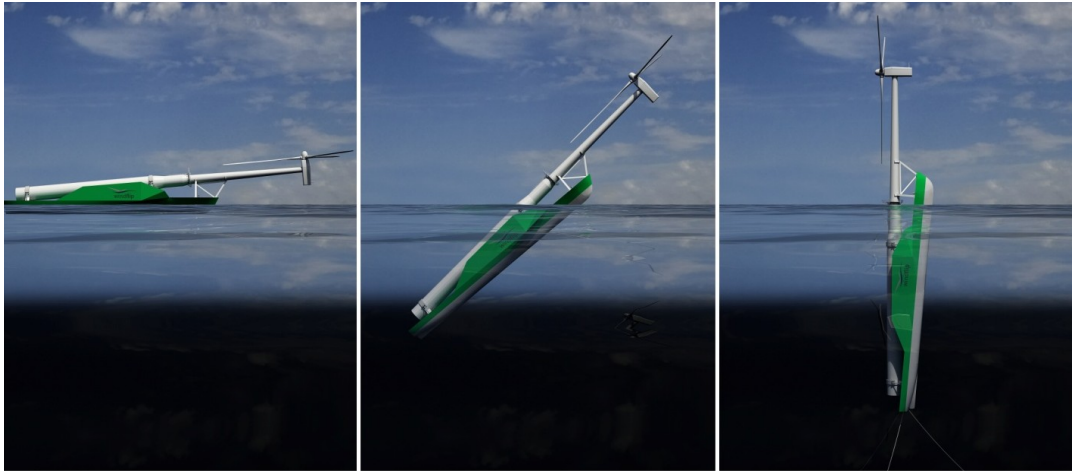
Ved slep av Hywind i oppreist posisjon kan en tenke seg at slepehastigheten kan økes ved å benytte et slepefartøy med større bollard pull. Det er selvsagt mulig til en viss grad, men det har vist seg at andre effekter også blir viktige. Statoil opplevde for demoversjonen av Hywind at det oppstod store bevegelser på tvers av sleperetningen for hastigheter større enn to knop. Disse bevegelsene på tvers av sleperetningen skyldes en syklisk varierende trykkprofil på sidene av bunnstrukturen på grunn av virvelavløsning.

Et annet problem er at Hywind har en dypgang på 110 meter under slep. Den store dypgangen til Hywind gjør det nødvendig med dype farvann under sleping i vertikal posisjon. Det er mange steder hvor ikke er dypt nok til at Hywind kan slepes vertikalt. En mulighet for å løse dette problemet er å slepe vindturbinen med en stampevinkel ved bruk av en bøye. Denne metoden er vist i Figur 4, og har blitt undersøkt av Søyland (Søyland 2008a). Søyland kom fram til at dette ikke var noen hensiktsmessig måte grunnet store økonomiske kostnader.



Figur 4 – Slep av Hywind med stampevinkel (Søyland 2008b)

For å løse disse utfordringene med transport av Hywind ble Windflip utviklet. Konseptet går ut på å frakte Hywind på dekket av en leker ferdig montert med nacelle og blader. Når Windflip kommer til installasjonsstedet ballasteres Windflip slik at Hywind blir stående vertikalt. Denne vippeprosessen er vist i Figur 5. I vertikal posisjon, det vil si når Windflip og Hywind er oppreist, flyter Hywind på designvannlinja, og det er ingen statiske krefter som virker mellom Windflip og Hywind i stille vann.



Figur 5 – Windflip ballasteres til vertikal posisjon slik at Hywind kan frigjøres

Designet av Windflip er gjort på en slik måte at Hywind og Windflip har mest mulige like bevegelseskaraktistikker når de står i vertikal posisjon for de mest aktuelle bølgeperiodene. Å oppnå like bevegelseskaraktistikker ble ansett for å være viktig ettersom det minimerer kreftene som oppstår mellom Windflip og Hywind på grunn av relativbevegelse mellom de to legemene.

Sammenligner vi den aktre delen av Windflip med den fremre delen av oppdager vi at skroget er vesentlig fyldigere i den aktre enden i forhold til den fremre delen. Denne forskjellen i fyldighet blir ekstra tydelig hvis vi går inn i ”Vedlegg L – Spantearealskurve” og ser på spantearealskurven. Grunnen til at Windflip har så stor fyldighet i den aktre enden skyldes vekten av Hywind, og at det aller meste av vekten av Hywind, er konsentrert langt nede i strukturen. Når Hywind plasseres horisontalt på Windflip betyr det at det aller meste av lasten fra Hywind kommer langt akter på Windflip. For å unngå trimmevinkel var det derfor nødvendig med mye oppdriftsvolum langt akter på Windflip.

Ser vi på området rundt baugen på Windflip oppdager vi at skroget har svært lite spanteareal i dette området. Tatt i betraktning lengden på 140 meter og en moderat slepehastighet på 6 knop kan en undres på hvorfor skroget er så smalt i den fremre delen, og hvorfor skrogformen til Windflip er så forskjellig fra andre fartøy med samme lengde, deplasement og slepehastighet.

Grunnen til at Windflip fikk et veldig smalt skrog i området forut skyldes at vi ønsker lavest mulig vannlinjeareal når Windflip står i oppreist posisjon. Når Hywind flyter i oppreist posisjon har den et veldig lite vannlinjeareal. Hvis Windflip også har et lavt vannlinjeareal i oppreist posisjon vil det være grunn til å tro at bevegelsene til Hywind og Windflip vil være forholdsvis like. Som nevnt tidligere er det viktig for Windflip å ha like bevegelser i forhold til Hywind for å minimere relativbevegelsen mellom de to legemene når de er i vertikal posisjon.

1.2 Introduksjon til denne masteroppgaven

I denne masteroppgaven ser jeg på en transportanalyse av Windflip med Hywind. Fokuset er på bevegelser, akselrasjoner og krefter som oppstår under transport, og hvordan disse kreftene best mulig kan håndteres. I en slik transportanalyse blir det naturlig å begrense seg til å se på selve transportfasen. I denne oppgaven har jeg definert transportfasen til å være tidsrommet mellom følgende to ytterpunkter:

1. Hywind er lastet om bord på Windflip, og Windflip er klar til slep.
2. Windflip er klar til å fylle ballasttankene og er klar til å ”flippe” til frigjøringsposisjon.

Bevegelsene, akselrasjonene og kreftene for transportfasen ble beregnet både numerisk og eksperimentelt. På bakgrunn av disse beregningene ble det etablert overføringsfunksjoner for disse responsstørrelsene. Kort forklart er en overføringsfunksjon en sammenheng mellom amplituden til den responsstørrelsen vi ser på og perioden til den eksiterende krafta.

For at Hywind skal kunne transporteres på Windflip uten å bli utsatt for store belastninger må det lages en støttestruktur. En slik støttestruktur blir ofte kalt for sea-fastning.

Sea-fastning konstruksjonen på Windflip består av to deler; en øvre del og en nedre del. Den øvre delen består av en fagverksstruktur som er montert i baugen. Den nedre delen består av en bjelkestruktur som støtter opp under selve sub-strukturen til Hywind.

Formålet med fagverkstrukturen var å minske momentet som oppstår i det øvre skaftet når Hywind ligger på Windflip. Ved å montere en fagverkstruktur blir den utkragede lengden av skaftet redusert betydelig, og en reduksjon i den utkragede lengden av skaftet gir en tilsvarende reduksjon i bøyemomentet. Det er viktig å redusere bøyemomentet, ettersom et stort bøyemoment vil gi store bøyepenninger. Ettersom disse belastningene er sykliske er faren for utmatting stor. Bøyepenningerne må være så lave at vi unngår utmatting.

Formålet med bjelkestrukturen som støtter opp under de nedre delene av Windflip er todelt. Det første formålet er å fordele massen til Hywind noenlunde jevnt på dekket til Windflip og sørge for at Hywind ikke blir utsatt for store punktkrefter. Det andre formålet er å sørge for at Hywind ikke sklir av Windflip under vippeprosessen.

I denne masteroppgaven har jeg kun fokusert på bjelkestrukturen. Det skyldes at utfordringene knyttet til fagverkstrukturen ble løst i prosjektoppgaven jeg utførte høsten 2009. (Hynne 2009)



Figur 6 – Hywind ligger på Windflip klar til slep

1.3 Andre masteroppgaver knyttet til Windflip

I tillegg til meg er det sju andre studenter ved NTNU som skriver masteroppgaver knyttet til Windflip. Det er Ane Christophersen, Atle Alvheim, Eirik Hogner, Espen Kvalheim, Idunn Olimb, Susanne Rusnes og Torbjørn Mannsåker.

Ane Christophersen og Eirik Hogner skriver sine masteroppgaver ved Institutt for industriell økonomi og teknologiledelse. Masteroppgavene til Christophersen og Hogner knytter seg til økonomiske aspekter ved Windflip. De ser for eksempel på ulike logistikk-løsninger for sammenstilling av Hywind, og hvordan disse logistikk-løsningene påvirker kostnadene ved å operere Windflip.

Alle andre skriver sine masteroppgaver ved Institutt for marin teknikk. Oppgavene er direkte knyttet opp mot marintekniske problemstillinger. Her er en kort gjennomgang av de Windflip-relaterte masteroppgavene ved Institutt for marin teknikk:

- Atle Alvheim ser på ulike risikoaspekter ved Windflip, hvor risikoen ved selve flippeprosessen blir studert i detaljert.
- Espen Kvalheim ser på kreftene mellom Windflip og Hywind ved ulike trimvinkler. Dette er en sammenligningsstudie mellom modellforsøk og numeriske analyser.
- Idunn Olimb ser på operasjonskriterier.
- Susanne Rusnes ser på interaksjonseffekter mellom to sylindre og interaksjonseffekter mellom Windflip og Hywind.
- Torbjørn Mannsåker ser på frigjøringsoperasjonen, og hvordan frigjøringsoperasjonen rent praktisk kan løses.

Jeg har samarbeidet svært tett med Espen Kvalheim og Torbjørn Mannsåker under hele masteroppgaven. Det skyldes at vi gjennomførte modelltestingen av Windflip i felleskap. Det ble derfor naturlig å samarbeide og hjelpe hverandre med for eksempel grovbearbeiding av data.

Kapittel 2 Modellforsøk

2.1 Introduksjon til modelltesting

Høsten 2009 ble det bestemt å gjennomføre en modelltest av Windflip i slepetanken på NTNU for å bestemme de hydrodynamiske egenskapene til Windflip. Det ble bestemt å gjennomføre en modelltest for å analysere de hydrodynamiske egenskapene til Windflip under transport- og installasjonsfasen. I modelltesten var det tre spesifikke tester vi ønsket å gjennomføre:

1. Testing av frigjøringsmekanisme
2. Testing av dynamisk respons
3. Testing av sea-keeping egenskapene til Windflip

2.1.1 Bakgrunn for modelltesting

Det var flere grunner til at vi ønsket å gjennomføre en modelltest av Windflip. Formålet med modelltestingen var av både økonomisk og teknisk karakter. De tre viktigste grunnene til at vi ønsket å gjennomføre en modelltest var:

1. Det var viktig å få en bekreftelse på at operasjonen med Windflip i praksis lar seg gjennomføre. Denne bekreftelsen ble først og fremst ansett for å være viktig ovenfor lekfolk uten noen marinteknisk bakgrunn. Mange lekfolk har vært skeptisk til om sleve flippeoperasjonen av Windflip lar seg gjennomføre uten at fartøyet synker eller kantrer. Med en modelltest ønsket vi å få håndfaste bevis på at en slik flippeprosess er mulig. Konkrete bevis på at flippeprosessen er mulig ble også ansett for å være gunstig ovenfor framtidige investorer. På bakgrunn av dette antok vi derfor at en modelltest ville øke verdien av Windflip AS betydelig.
2. Det var viktig å få en et godt sammenligningsgrunnlag for allerede gjennomførte og framtidige numeriske simuleringer. Dette var ansett for å være viktig for det videre arbeidet med Windflip. En god overensstemmelse mellom numeriske og eksperimentelle resultater gjør at en videreutvikling av Windflip i framtida i stor grad kan basere seg på data fra numeriske analyser.
3. Modelltesten skulle i all hovedsak gjennomføres av personer med tilknytting til Windflip gjennom eierandeler eller andre viktige posisjoner i selskapet. Modelltesten ble derfor ansett for å være en viktig læringsprosess for personer med stor tilknytting til Windflip AS.

2.1.2 Finansiering av modelltestingen

Modelltestingen ble gjennomført som en del av flere masteroppgaver ved NTNU. Det medførte at Windflip AS kun måtte dekke de faktiske kostnadene til modelltestingen som for eksempel timekostnader for personell som hjalp til under modelltestingen og materialkostnader til bygging av modell. Disse kostnadene beløp seg på ca. 575 000 kroner inkludert moms. For å dekke kostnadene til modelltestingen fikk Windflip AS støtte fra Statoil gjennom Innovasjon Norges IFU-program.

2.2 Skalering

Av praktiske hensyn ble vi nødt til å utføre forsøk med en modell som er mindre enn den virkelige fysiske modellen. For å kunne sammenligne resultatene fra modellforsøkene med fullskala resultater ble vi derfor nødt til å skalere resultatene. For at resultatene skal kunne skaleres er det en forutsetning at modellen og omgivelsene har likhet mellom modellskala og fullskala på en rekke områder. I dette avsnittet har jeg tenkt å gå kort inn på dette, og hva dette medfører av konsekvenser. For mer informasjon om skalering henvises til Aarsnes & Steen og Lloyd. (Aarsnes & Steen 2008; Lloyd 1998)

2.2.1 Geometrisk likhet

Med geometrisk likhet menes at legemet i modellskala må ha samme fasong og form som legemet i fullskala. Det betyr for eksempel at forholdet mellom bredden i modellskala og bredden i fullskala må være likt forholdet mellom lengden i modellskala og lengden i fullskala:

$$\lambda = \frac{L_F}{L_M} \quad (2.1)$$

Kravet til geometrisk likhet gjelder også for miljøet rundt selve modellen. Det betyr for eksempel at forholdet mellom bølgehøyden i fullskala og modellskala må være likt forholdet mellom lengden i fullskala og modellskala.

2.2.2 Kinematisk likhet

Kinematisk likhet innebærer at strømminga og modellen vi har geometrisk likhet i bevegelsene mellom modellskala og fullskala (Aarsnes & Steen 2008).

2.2.3 Dynamisk likhet

Dynamisk likhet oppnås når vi har samme forhold mellom de ulike kraftkomponentene i modellskala som i fullskala (Aarsnes & Steen 2008). Det kan for eksempel være forholdet mellom treghetskrefter og viskøse krefter, treghetskrefter og trykkrefter eller treghetskrefter og tyngdekrefter.

Så lenge Froudes tallet er likt i modellskala og fullskala har vi at likhet mellom treghetskrefter og tyngdekrefter i modellskala og fullskala.

Så lenge Reynolds-tallet er likt i modellskala og fullskala har vi at likhet mellom treghetskrefter og viskøse krefter i modellskala og fullskala.

Vi har en rekke andre dimensjonsløse tall som Machs-tall, Webers-tall, Strouhalls-tall og Keulegan-Carpenters tall. Disse tallene har mindre betydning i denne masteroppgaven, og jeg har valgt å hoppe over disse tallene i denne oppgaven. For den interesserte leser henvises til Aarsnes & Steen (Aarsnes & Steen 2008).

2.2.4 Valg av skalering

I praksis er det ikke mulig å tilfredsstillende alle skaleringslovene samtidig i et modellforsøk. Det er derfor nødvendig å velge hvilke skaleringslover som skal brukes ut fra en vurdering av fysikken i det problemet man ser på.

Fra tidligere fag i marin teknikk vet vi at bevegelsen til skip og andre skipslignende fartøy som Windflip vil være dominert av effekter fra bølger nær overflata. Det er tyngdekrefter som er de viktigste parametrene for bølger i overflata. Det medfører at bevegelsen til et skip eller et skipslignende fartøy også vil være styrt av tyngdekrefter. Ettersom bevegelsen er styrt av tyngdekrefter valgte vi å benytte Froude-skalering. Hvis bevegelsen derimot hadde vært dominert av viskøse effekter ville det vært mest naturlig å benytte skalering ved hjelp av Reynoldstall.

Froude-tallet er definert som:

$$F_N = \frac{U_F}{\sqrt{g \cdot L_F}} = \frac{U_M}{\sqrt{g \cdot L_M}} \quad (2.2)$$

Når vi bruker Froude-skalering kan vi utlede sammenhengen mellom viktige parametre i modellskala og fullskala. I Tabell 1 er noen av de mest brukte sammenhengene oppgitt.

Parameter	Skaleringsfaktor
Masse	$m_F = \frac{\rho_F}{\rho_M} \lambda^3 m_M$
Kraft	$F_F = \frac{\rho_F}{\rho_M} \lambda^3 F_M$
Moment	$M_F = \frac{\rho_F}{\rho_M} \lambda^4 M_M$
Akselrasjon	$a_F = a_M$
Tid	$t_F = t_M \sqrt{\lambda}$
Trykk	$p_F = \frac{\rho_F}{\rho_M} \lambda p_M$

Tabell 1 – Skaleringsfaktorer mellom fullskala og modellskala for noen viktige parametre

2.2.5 Fysiske konstanter

Under modellforsøket ble temperaturen i vannet målt til 14,5 °C. Temperaturen i fullskala ble antatt til å være 20,0 °C. Tettheten og den dynamiske viskositeten til vannet er temperaturavhengig.

Ved å gå inn i tabeller utarbeidet av ITTC leste vi av tetthet og dynamisk viskositet for ferskvann og sjøvann ved de aktuelle temperaturene (ITTC 2006). Resultatet vises i tabellen under.

Parameter	Modellskala (Ferskvann)	Fullskala (Saltvann)
Tetthet, ρ [kg/m ³]	999,0	1025,0
Kinematisk viskositet [m ² /s]	$1,15 \cdot 10^6$	$1,05 \cdot 10^6$

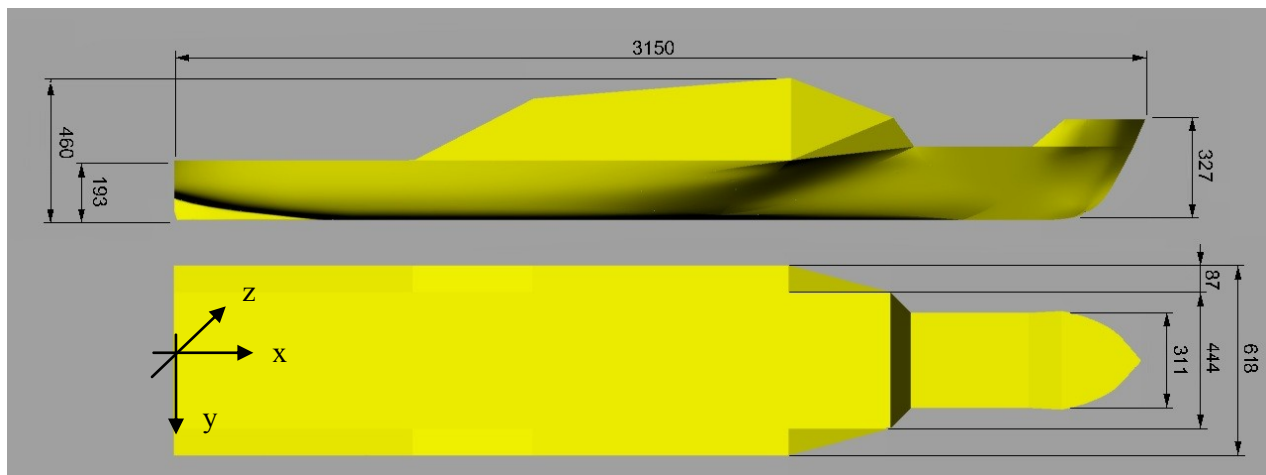
Tabell 2 – Viktige fysiske konstanter

2.3 Modellenes karakteristika

I dette kapittelet har jeg valgt å oppgi modellens karakteristika i forhold til den lastkondisjonen som ble benyttet under sea-keeping forsøkene. Det vil si for en lastkondisjon hvor modellen flyter på designvannlinja. Hvis leseren ønsker innblikk i modellens karakteristika for de lastkondisjonene som ble brukt under frigjøringsoperasjonen og testing av dynamisk respons henvises til masteroppgavene til Espen Kvalheim og Torbjørn Mannsåker.

2.3.1 Karakteristiske egenskaper til Windflip

Når Windflip flyter på designvannlinja har den en dypgang på 5,7 meter og en trimvinkel på 0,0 grader. De viktigste målene til Windflip er oppgitt i Figur 7. Tallene på denne figuren kan være litt vanskelig å lese og en forstørret versjon ligger i ”Vedlegg M – Viktige karakteristiske mål til Windflip”.



Figur 7 – Viktige karakteristiske mål på Windflip i modellskala. Alle mål er i millimeter.

Detaljerte hydrostatiske data for modellen er oppgitt i ”Vedlegg A – Hydrostatiske data fra Shipx” og ”

Vedlegg I – Hydrostatiske data fra Delftship”. I disse vedleggene er det utskrift av hydrostatiske data fra Shipx og Delftship.

De viktigste parametrene er også oppgitt i Tabell 3 på neste side. Tallene i denne tabellen er hentet fra Delftship. Modellen som ble brukt under modellforsøket ble frest etter Delftship-modellen, og er skalert ved Froude-skalering.

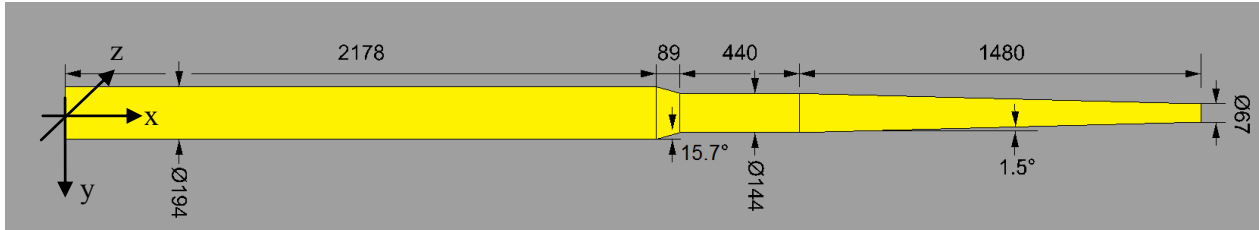
Alle dataene for modellskala i denne tabellen er skalert fra fullskala ved Froude-skalering. Det er et unntak fra Froude-skalering i Tabell 3 og det er massen. Massen som er oppgitt for modellskala ble funnet etter modelltesten ved å veie modellen. Denne massen avviker 1,0 % fra massen beregnet fra Froude-skalering.

Data – Windflip	Fullskala	Modellskala
Lengde over alt [m]	141,750	3,150
Lengde i vannlinja [m]	137,362	3,052
Bredde over alt [m]	27,804	0,618
Dypgang [m]	5,700	0,127
Deplasement [kg]	$1,1918 \cdot 10^7$	125,6
KM_T [m]	14,082	0,313
KM_L [m]	259,74	5,772
Blokkoeffisient, C_B [-]	0,5637	0,5637
Prismatiskkoeffisient C_P [-]	0,7769	0,7769
Midtskipskoeffisient, C_M [-]	0,7255	0,7255
Våt overflate [m ²]	3509,5	1,733
Areal i vannlinja [m ²]	2685,5	1,326
LCB [m]	51,825	1,152
VCB[m]	3,240	0,072

Tabell 3 – Viktige hydrostatiske data for Windflip i fullskala og modellskala fra Delftship

2.3.2 Karakteristiske egenskaper til Hywind

De viktigste målene til Hywind er oppgitt i Figur 7. Som for figuren over Windflip kan tallene på denne figuren kan være litt vanskelig å lese og en forstørret versjon ligger i ”Vedlegg N – Viktige karakteristiske mål til Hywind”.



Figur 8 – Viktige karakteristiske mål på Hywind i modellskala. Alle mål er i millimeter.

Detaljerte data over Hywind er oppgitt i ”Vedlegg O – Karakteristiske data for Hywind” og ”Vedlegg P – Prinsippskisse av Hywind”. De viktigste dataene for Hywind er tatt med i Tabell 4. Når det er referert til x , y og z i Tabell 4 refererer dette til koordinatsystemet vist i Figur 8.

Data – Hywind	Fullskala	Modellskala
Masse [kg]	$6,5 \cdot 10^6$	68,8
Diameter til nedre del [m]	8,750	0,194
Total lengde [m]	188,415	4,187
Gyrasjonsradius i stamp [m]	47,960	1,337
Tyngdepunkt, x [m]	30,000	0,763
Tyngdepunkt, y [m]	0,000	0,000
Tyngdepunkt, z [m]	0,000	0,000

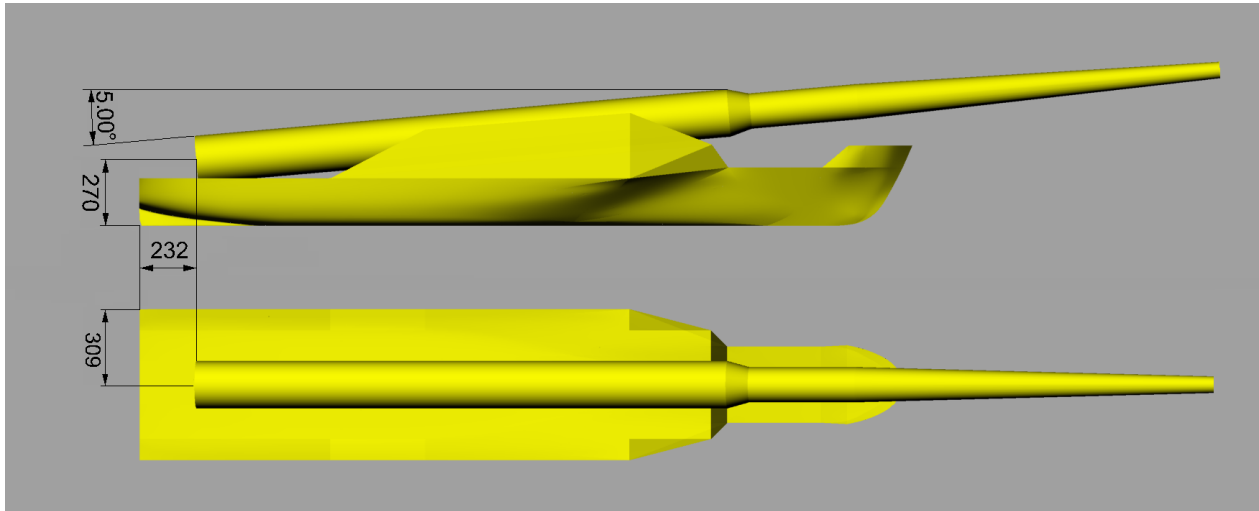
Tabell 4 – Sammenligning av data i fullskala og modellskala for vindturbin

I Tabell 4 er verdiene for massen, gyrasjonsradius og tyngdepunktplasseringen i modellskala verdier som ble målt etter gjennomføringen av modelforsøket. Disse vil derfor avvike noe fra Froude-skalering ettersom det ikke var mulig å oppnå nøyaktig ønskede verdier.

En sammenligning av verdier fra Froude-skalering og målte verdier etter modelforsøket vises i kapittel ”2.10 Sammenligning av masse, tyngdepunkt og treghetsmomenter”.

2.3.3 Plassering av Hywind på Windflip

Under sea-keeping forsøket var Hywind plassert på Windflip som vist i Figur 9. Tallene i Figur 9 er litt vanskelige å lese og en forstørret versjon av denne figuren ligger i ”Vedlegg R – Skisse av plassering av Hywind på Windflip”. Alle mål i figuren under er i millimeter og referer til lengder i modellskala.



Figur 9 – Skisse over plassering av Hywind på Windflip. Alle mål er i millimeter.

Ved å sammenligne Figur 7 og Figur 8 med Figur 9 får vi følgende sammenheng mellom globalt koordinatsystem for systemet og lokalt koordinatsystem for Hywind:

$$\begin{aligned}x_{\text{GLOBAL}} &= x_{\text{LOKAL}} + 0,232 \\y_{\text{GLOBAL}} &= y_{\text{LOKAL}} \\z_{\text{GLOBAL}} &= z_{\text{LOKAL}} - 0,270\end{aligned}\tag{2.3}$$

Denne sammenhengen mellom lokalt og globalt koordinatsystem har blitt benyttet i Tabell 18 for å få alle verdier for Hywind over i det globale koordinatsystemet.

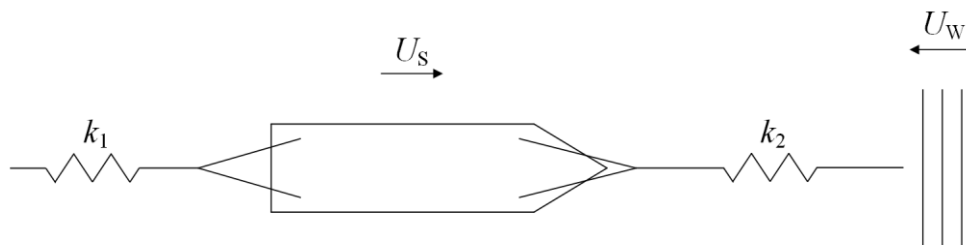
2.4 Oppsett av modell i slepevogna

Windflip ble satt opp i slepevogna som vist i Figur 10 og Figur 11. I fullskala vil Windflip bli slept av et slepefartøy. For at oppsettet skulle bli mest mulig likt med virkeligheten valgte vi å slepe Windflip. Vi brukte et system med forspente kevlartau og fjærer både foran og bak på Windflip.



Figur 10 – Oppsett av Windflip i slepevogn

Fjærene som ble brukt til å forspenne systemet hadde en resulterende stivhet på 58,8 N. Denne stivheten ble funnet ved å gi modellen ei forskyvning, og måle den resulterende krafta dette gav på slepesystemet. Mer om dette er kan finnes i avsnitt ”3.2 Beregning av egenperiode i jag, hiv, rull og stamp fra decay tester”.



Figur 11 – Skisse av oppsett av modell

Et bilde av oppsettet av fjærsystemet som forspente slepetauene er vist i ”Vedlegg X – Oppsett av fjærsystem”

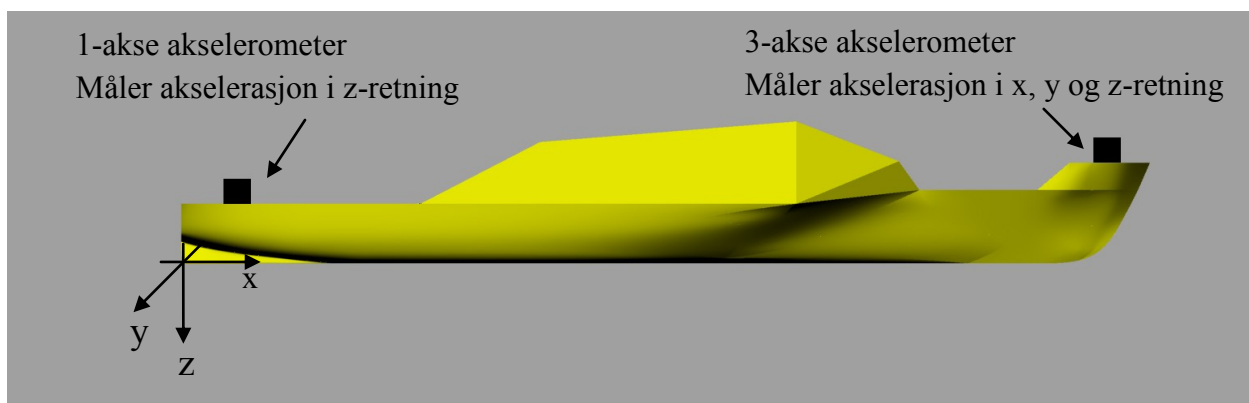
2.5 Oppsett av sensorer

For å gjøre det enklere for leseren å sette seg inn i oppsettet av sensorer som ble brukt under sea-keeping testingen har jeg valgt å begrense meg til kun å beskrive oppsettet av sensorer som hadde relevans under sea-keeping testene. Hvis leseren ønsker innblikk i sensoroppsettet som ble brukt under frigjøringsoperasjonen eller under testingen av dynamisk respons for ulike krengevinkler henvises til masteroppgavene til Espen Kvalheim og Torbjørn Mannsåker.

2.5.1 Sensorer for akselasjon

Under modelltestingen ble det brukt to akselerometer for å beregne akselasjonen til modellen. Det ble brukt et 3-akse akselerometer i baugen på Windflip og et 1-akse akselerometer i akter som målte akselasjonen i z-retning. Plasseringen av disse to akselerometerene er skissert i Figur 12.

Begge akselerometerene måler positiv retning for akselasjonen i positiv z-retning i forhold til koordinatsystemet vist i Figur 12.



Figur 12 – Skisse over oppsett av akselerometer

Plasseringen til akselerometerene er oppgitt i Tabell 5. Posisjonen i til akselerometerene i denne tabellen refererer til et koordinatsystem som vist i Figur 12. Origo i dette koordinatsystemet er skjæringspunktet mellom akterspeil, kjøll og midtre langskipsskott.

Type	x [mm]	y [mm]	z [mm]
3-akse akselerometer i baug	2967	-4	-397
1-akse akselerometer i akter	102	0	-151

Tabell 5 – Posisjon av akselerometer på Windflip

Detaljerte spesifikasjoner for akselerometerene er oppgitt i ”Vedlegg B – Spesifikasjoner til 3-akse akselerometer (5g)”, ”Vedlegg C – Spesifikasjoner til 1-akse akselerometer (10g)”.

I ”Vedlegg Q – Figurer over oppsett av akselerometer” er det flere bilder som viser hvordan akselerometerene var satt opp på Windflip.

2.5.2 Sensorer for translasjon og rotasjon

Modellen var utstyrt med et optisk system for registrering av translasjon og rotasjon. Det optiske målesystemet var levert av Qualisys AB. Systemet baserte seg på infrarøde kameraer med passive reflektorer.

For å kunne bestemme bevegelsene entydig måtte minst et kamera på hver side av slepevogna ha fri sikt til de tre reflektorkulene på hvert legeme. På grunn av at Hywind og Windflip er svært tett sammen medførte dette ulik plassering av de passive reflektorkulene for de ulike testene.



Figur 13 – Kameraer for optisk målesystem på den ene siden av slepevogna

Under sea-keeping testinga var Windflip og Hywind hold sammen slik at de oppførte seg som et legeme. Det var derfor ikke nødvendig med reflektorkuler på både Windflip og Hywind under sea-keeping testinga. I utgangspunktet så vi for oss å bruke bevegelsene fra Windflip under selve databehandlingen, og bruke bevegelsene fra Hywind som en kontroll. Problemet som oppstod var at det optiske målesystemet har et begrenset synsfelt i slepevogna. Ut fra praktiske hensyn ble modellen plassert slik at de passive reflektorkulene på Hywind var helt i ytterkant av synsfeltet til de kameraene som registrerer bevegelsen. Under store bevegelser var det derfor grunn til å tro at de passive reflektorkulene på Hywind ville komme utenfor synsfeltet til kameraene. Vi antok at et bortfall av data fra Hywind i et lite tidsrom ikke kom til å få noen praktisk betydning ettersom bevegelsen til Hywind kun skulle være en kontroll. Det viste seg å være feil. Vi oppdaget at når det optiske målesystemet mister data for et legeme vil det automatisk slutte å beregne bevegelser til de andre legemene.

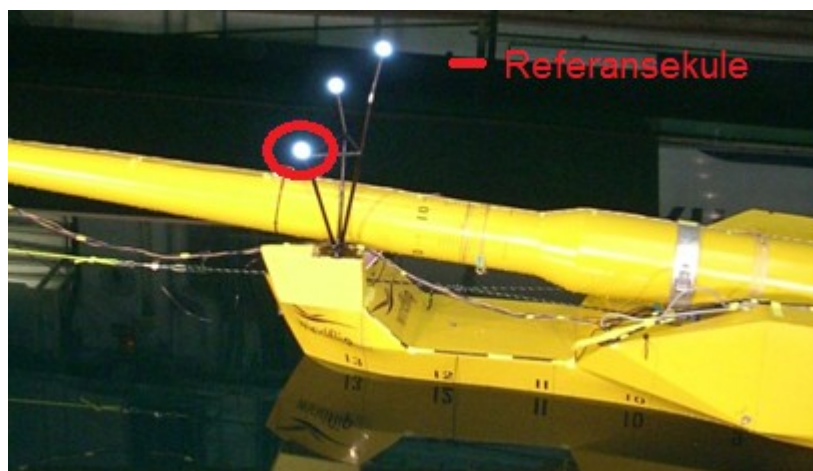
Under selve forsøkene plottet vi dataene fra det optiske målesystemet, og vi oppdaget for den første kjøringa i sea-keeping testene at vi hadde bortfall av data fra det optiske målesystemet flere ganger. Det er selvfølgelig ikke holdbart. Løsningen ble å sette opp det optiske målesystemet på nytt og fjerne de tre reflektorkulene på Hywind. Det medførte at vi mistet muligheten til å dobbelkontrollere bevegelsene, men vi fikk til gjengjeld kontinuerlige data over bevegelsene til Windflip.

Dataene fra det optiske målesystemet ble registrert i dataprogrammet ”Qualisys Track Manager”. Her la vi inn avstanden fra den ene reflektorkula til et kjent punkt på Windflip. Vi valgte å bruke skjæringspunktet mellom akterspeil og kjøll som referansepunkt. Dette referansepunktet er origo i koordinatsystemet vist i Figur 12. Det gav følgende posisjon av til referansekula (Figur 13) i forhold til det valgte referansepunktet:

x [mm]	y [mm]	z [mm]
3021	-189	-739

Tabell 6 – Posisjon av referansekule på Windflip

I figuren under er oppsettet som ble brukt for de reflekterende kulene under sea-keeping testingen vist:



Figur 14 – Oppsett av reflekterende kuler under sea-keeping testing

Det optiske målesystemet bruker et kartesisk høyrehånds koordinatsystem som referansesystem for bevegelsene. Dette koordinatsystemet er definert i forhold til slepevogna, og i dette koordinatsystemet er x -aksen definert som positiv mot bølgeretningen og z -aksen er definert som positiv for økende vanddyb. Sammenligner vi med koordinatsystemet som er brukt for Windflip i Figur 12 ser vi at koordinatsystemet for det optiske målesystemet sammenfaller med koordinatsystemet i figuren når Windflip flyter på designvannlinja.

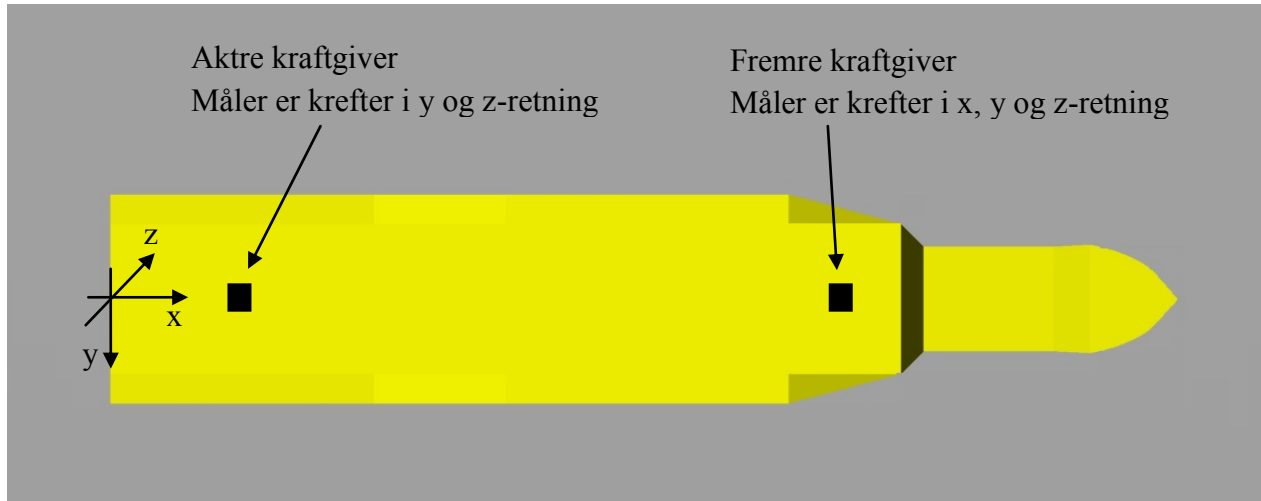
For å forenkle bearbeidingen av dataene fra modelltesten valgte vi å bruke origo i Figur 12 som utgangspunkt. Det gjør at alle forskyvninger og rotasjoner for Windflip fra sea-keeping testene kommer ut i fra skjæringspunktet mellom akterspeil, kjøll og midtre langskipsskott som er origo i dette koordinatsystemet.

Detaljerte spesifikasjoner til det optiske målesystemet ligger i ”Vedlegg H – Spesifikasjoner til optisk målesystem”.

2.5.3 Sensorer for krefter

2.5.3.1 Bjelkegivere

Modellen var totalt utstyrt med to kraftgivere for å måle kreftene mellom Windflip og Hywind. Disse kraftgiverne var montert som vist i Figur 15.



Figur 15 – Skisse over oppsett av kraftgivere

Nøyaktig posisjon til de to kraftgiverne er oppgitt Tabell 7. I Tabell 7 er retningene x , y og z definert i forhold til koordinatsystemet i Figur 15, og alle tall tar utgangspunkt i origo i dette koordinatsystemet. Origo i dette koordinatsystemet er definert som skjæringspunktet mellom akterspeil, kjøl og midtre langskipsskott.

Posisjon	x [mm]	y [mm]	z [mm]
Fremre kraftgiver	2177	0	-343
Akre kraftgiver	217	0	-269

Tabell 7 – Posisjon av bjelkegivere

Positiv retning i akre og fremre kraftgiver ble definert lik positiv retning i koordinatsystemet vist i Figur 15.

Akre kraftgiver ble satt sammen av to HBM DF2S bjelkegivere. Oppsettet av akre kraftgiver er beskrevet detaljert i ”Vedlegg D – Oppsett av akre kraftgiver”.

Fremre kraftgiver ble satt sammen av tre HBM DF2s bjelkegivere. Oppsettet av fremre kraftgiver er beskrevet detaljert i ”Vedlegg E – Oppsett av fremre kraftgiver”.

Spesifikasjonene til bjelkegiverne av typen HBM DF2 er oppgitt i ”Vedlegg F – Spesifikasjoner til HBM DF2S bjelkegivere”.

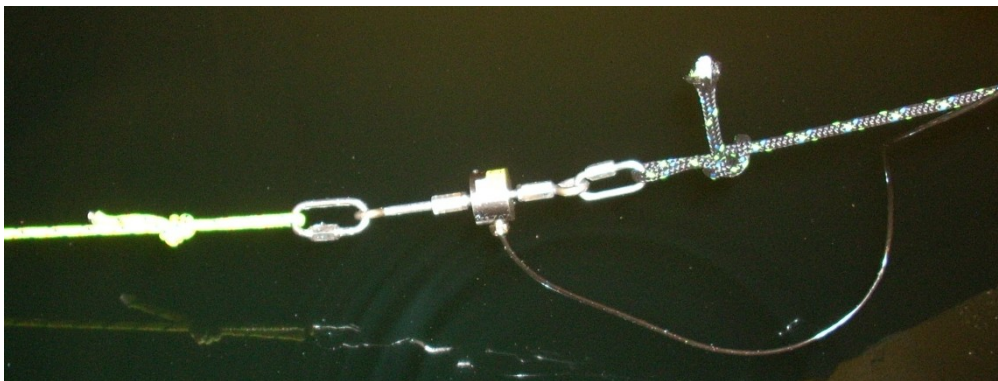
2.5.3.2 Tønnegivere

For å måle slepekraften under sea-keeping forsøkene ble modellen utstyrt med to tønnegivere av typen HMB U9B. Disse tønnegiverne var montert som vist i Figur 16.



Figur 16 – Oppsett av tønnegivere (Modifisert tegning fra Torbjørn Mannsåker)

Posisjonen til tønnegiverne er ikke interessant og vil ikke bli oppgitt. Tønnegiverne var forbundet til Windflip med kevlartau. Denne forbindelsen er vist i Figur 17. På grunn av denne tauforbindelsen målte tønnegiverne kun strekkrefter. Positiv kraft for tønnegiverne var definert som strekkraft.



Figur 17 – Tauforbindelse mellom Windflip og tønnegiver.

Spesifikasjonene til tønnegiverne av typen HMB U9B er oppgitt i Vedlegg G – Spesifikasjoner til U9B tønnegiver.

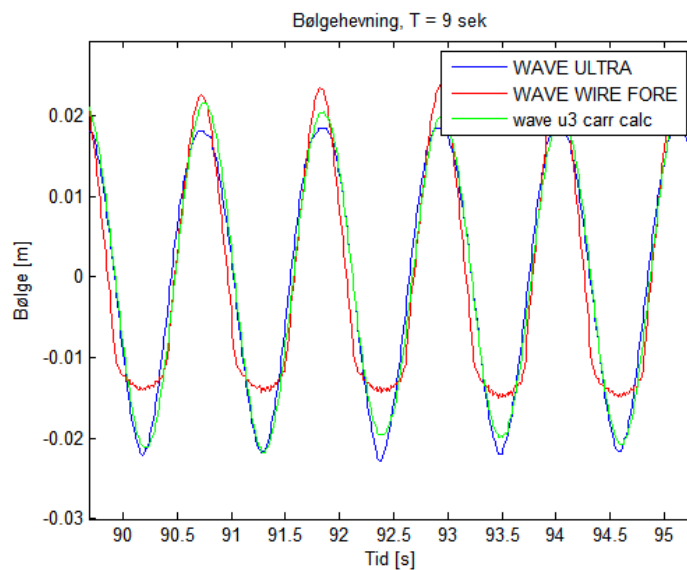
2.5.4 Sensorer for bølgehøyde

Vi brukte tre sensorer for å måle bølgehøyden under forsøkene:

1. Bølgesensor som måler overflatehevninga ved at motstanden mellom to ledere blir forskjellig når den våte overflata blir større eller mindre. Denne sensoren har fått navnet "WAVE WIRE FORE".
2. Bølgesensor som måler overflatehevninga med ultralyd. Tre lydhoder. Denne sensoren har fått navnet "wave u3 carr calc".
3. Bølgesensor som måler overflatehevninga med ultralyd. Et lydhode. Denne sensoren har fått navnet "WAVE ULTRA".

Under testinga hadde vi et problem med at bølgemaskina hadde lekkasje av olje til tanken. Det gjorde at det ble en tynn oljefilm på vannoverflata. Denne oljefilmen gjorde at bølgesensoren som målte overflatehevninga ved elektrisk motstand ikke målte riktig bølgehøyde. Grunnen til dette var at oljefilmen ble hengende igjen på denne sensoren. Det førte til at bølgetoppene ble overestimert og at bølgedalene ble underestimert. Dette er vist i Figur 18. I denne figuren er blå strek fra ultralydsensor med et lydhode, rød strek fra bølgesensor som måler elektrisk motstand og grønn strek fra ultralydsensor med tre lydhoder.

Denne oljefilmen påvirket ikke de to bølgesensorene som målte overflatehevninga med ultralyd.

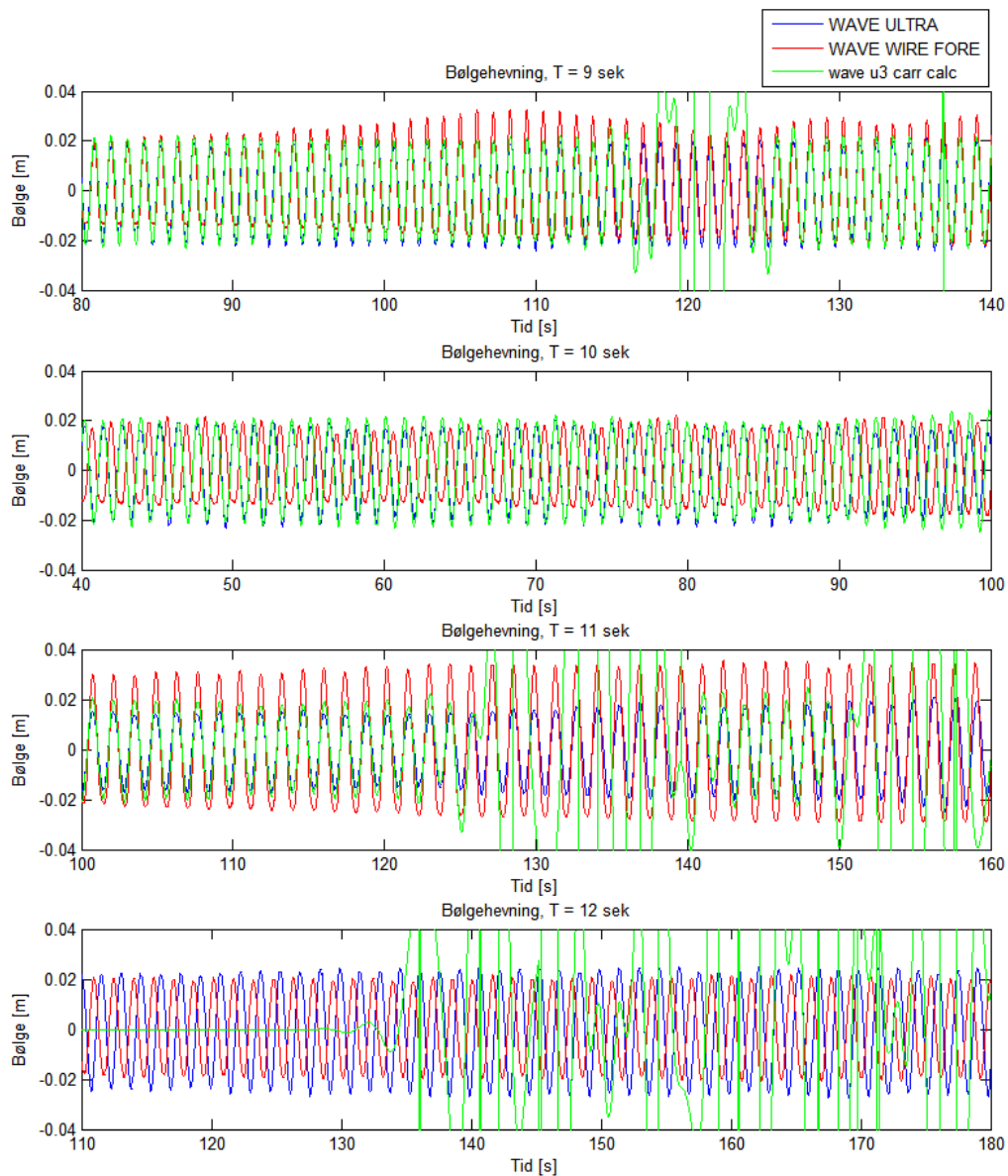


Figur 18 – Overflatehevning målt med ulike bølgesensorer

Under testinga hadde vi store problemer med å få ultralydsensoren med tre lydhoder til å gi gode målinger. Sensoren målte bølgehøyden i perioder for så å bli ustabil i lange perioder og gi målinger som åpenbart var helt feil. I Figur 19 er overflatehevninga målt med de ulike sensorene plottet for ulike bølgeperioder.

Ser vi på bølgeperioden på 12,0 sekunder ser vi at ultralydsensoren med tre lydhoder (grønn linje) har falt ut i hele det interessante tidsintervallet. Vi oppdaget denne feilen under testinga, men det lot seg ikke gjøre å få denne sensoren reparert.

På grunn av disse problemene med bølgesensorene som måler bølgehevinga ved elektrisk motstand og ultralydsensoren med tre lydhode valgte jeg kun å bruke ultralydsensoren med et lydhode for å estimere bølgehøyda. Ultralydsensoren med et lydhode fungerte helt fint under hele forsøket.



Figur 19 – Sammenligning av ulike bølgesensorer for ulike bølgeperioder

Alle tre bølgesensorene ble målt inn i forhold til det optiske systemet. Dette ble gjort for å kunne måle fasen til bølgen i forhold til Windflip. Posisjonen til bølgesensorene i det optiske koordinatsystemet er oppgitt i Tabell 8.

Bølgesensor	x-posisjon i optisk koordinatsystem [mm]
WAVE ULTRA	7977
WAVE WIRE FORE	-522
Wave u3 carr calc	7977

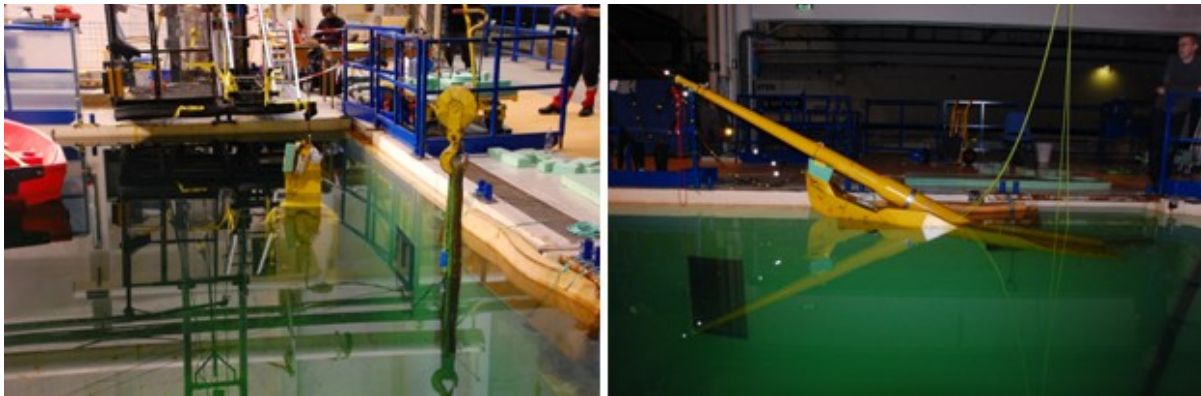
Tabell 8 – Posisjon til bølgemålere i optisk målesystem

2.6 Fasiliteter

Modelltestingen ble gjennomført i lokalene til NTNU/Marintek ved Marinteknisk senter i Trondheim.

Testingen ble gjennomført i to faser:

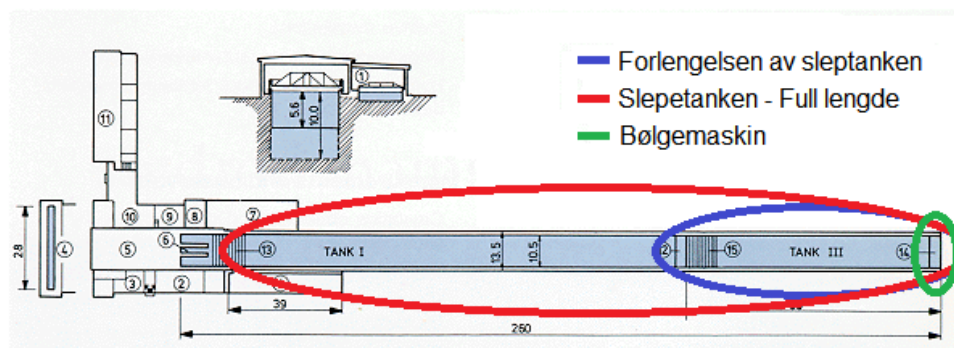
1. I den første fasen ble tanken mellom havbassenget og slepetanken benyttet. I denne fasen ble Windflip ballastert. Dette er vist i Figur 20. Mer om selve gjennomføringen av denne ballasteringsprosessen finnes i kapittel ”2.9 Ballastering”.
2. I den andre fasen ble slepetanken benyttet. Det var i slepetanken selve forsøkene ble gjennomført. Testene som tok for seg frigjøringsoperasjonen og dynamisk respons for ulike bølgeperioder ble gjennomført i forlengelsen av slepetanken. Sea-keeping testingen og testingen av stille vannsmotstand ble gjennomført i hele slepetankens lengde.



Figur 20 – Modelltesting i mellomtanken

Grunnen til at testingen av frigjøringsoperasjonen og testingen av dynamisk respons for ulike bølgeperioder ble gjennomført i slepetanken og ikke i MC Labben var kravet til tilstrekkelig dybde når Windflip og Hywind står i vertikal posisjon.

Sea-keeping testingen og testingen for å finne stille vannsmotstand ble gjennomført i hele slepetankens lengde for å få tilstrekkelig lengde på tanken og ha mulighet til å generere bølger.



Figur 21 – Skisse av slepetanken

I Tabell 9 er de viktigste dataene for slepetanken vist:

Parametre	Full lengde
Lengde [m]	260,0
Bredde [m]	10,5
Dybde [m]	5,6
Bølgemaskin	Dobbel flaps
Bølgetyper	Regulære og irregulære bølger
Maksimal bølgehøyde [m]	0,9
Intervall for bølgeperioder [s]	0,8 – 5,0
Maksimal bølgekrapphet	1:10

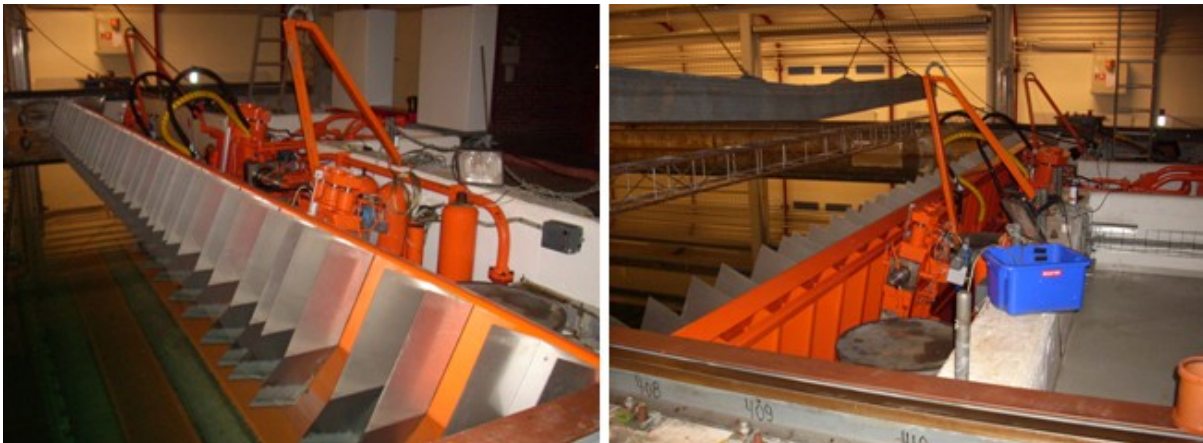
Tabell 9 – Data over slepetanken (NTNU 2010)

2.6.1 Bølgemaskin

I den store slepetanken på NTNU er det installert en horisontal drevet bølgemaskin med dobbel flaps. Fordelen med en bølgemaskin som har dobbel flaps er at de to flapsene kan styres i forhold til hverandre, og det gjør det mulig å generere bølger med mindre forstyrrelser enn hva som er mulig for bølgemaskiner med kun enkel flaps.

I Figur 22 ser vi to bilder av bølgemaskina i slepetanken ved NTNU. Plasseringen av denne bølgemaskinen er vist med grønn farge i Figur 21. Fra bildene av bølgemaskina kan vi se de to flapsene og at baksida av bølgemaskina er tørr.

En figur over maksimal bølgehøyde som funksjon av bølgeperioden for bølgemaskinen i slepetanken finnes i ”Vedlegg AB – Egenskaper til bølgemaskin”.



Figur 22 – Bilde av bølgemaskin i slepetanken

2.7 Testforberedelser

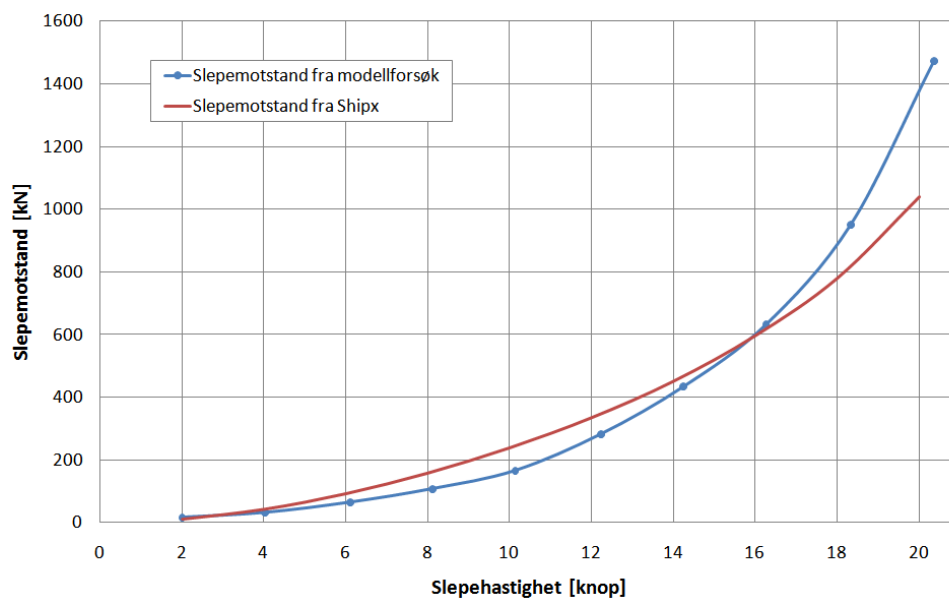
2.7.1 Valg av slepehastighet

I sea-keeping analysene valgte vi å gjøre analysene og modellforsøket for en slepehastighet på 6,0 knop. Valget av slepehastighet baserte seg på to faktorer:

1. Hydrodynamiske og konstruksjonsmessige hensyn
2. Økonomiske hensyn

I punkt 1 ligger det en føring om at slepehastigheten begrenses av hydrodynamiske og konstruksjonsmessige hensyn. Slepehastigheten begrenses av en rekke slike hydrodynamiske og konstruksjonsmessige hensyn. For leseren vil kanskje den mest åpenbare begrensningen være bevegelseskarakteristikker som gir store akselrasjoner. For hastigheter større enn 8 knop knyttet det seg stor usikkerhet til hvor store krefter som ville opptre mellom Windflip og Hywind.

I punkt 2 ligger den en føring om at slepehastigheten må være innenfor et gitt hastighetsintervall for å gi god økonomisk avkastning. Den nedre hastighetsgrensen i dette intervallet blir bestemt ved at slepehastigheten må være så stor at det er mulig å installere det antallet turbiner man ønsker innefor et gitt tidspunkt. Den øvre hastigheten blir bestemt ut fra at kostnadene må ha et rimelig nivå. For å illustrere hva som menes med det siste punktet kan vi se på stille vannsmotstanden til lekteren. Fra figuren under kan vi se at en økning i hastigheten ut over 10 knop vil gi en uforholdsmessig stor økning i slepemotstanden, noe som igjen gir en stor økning i drivstoffutgiftene.



Figur 23 – Beregning av stille vannsmotstand

Slepemotstanden for stille vann fra modellforsøket, som vises i figuren over, beregnet jeg ut i fra gjeldene ITTC-prossedyrer (ITTC 2008a).

2.7.2 Valg av bølgeperioder

ITTC anbefaler at den korteste bølgelengde i en sea-keeping test skal være mindre eller lik $0,5 \cdot L_{PP}$. Den lengste bølgelengden skal være lengre eller lik $2,0 \cdot L_{PP}$ (ITTC 2008b). I tillegg er det viktig å ikke ha for stor avstand mellom bølgeperiodene rundt resonans. For fartøyet i denne oppgaven som har en lengde i vannlinja på 137,4 meter gir det følgende anbefalte verdier for laveste og høyeste bølgeperiode når vi bruker dispersjonsrelasjonen for dypt vann:

	Bølgelengde [m]	Bølgeperiode [sek]
Korteste bølgelengde	98,7	8,0
Lengste bølgelengde	274,8	13,3

Tabell 10 – Anbefalt minimumsområde for bølgeperioder

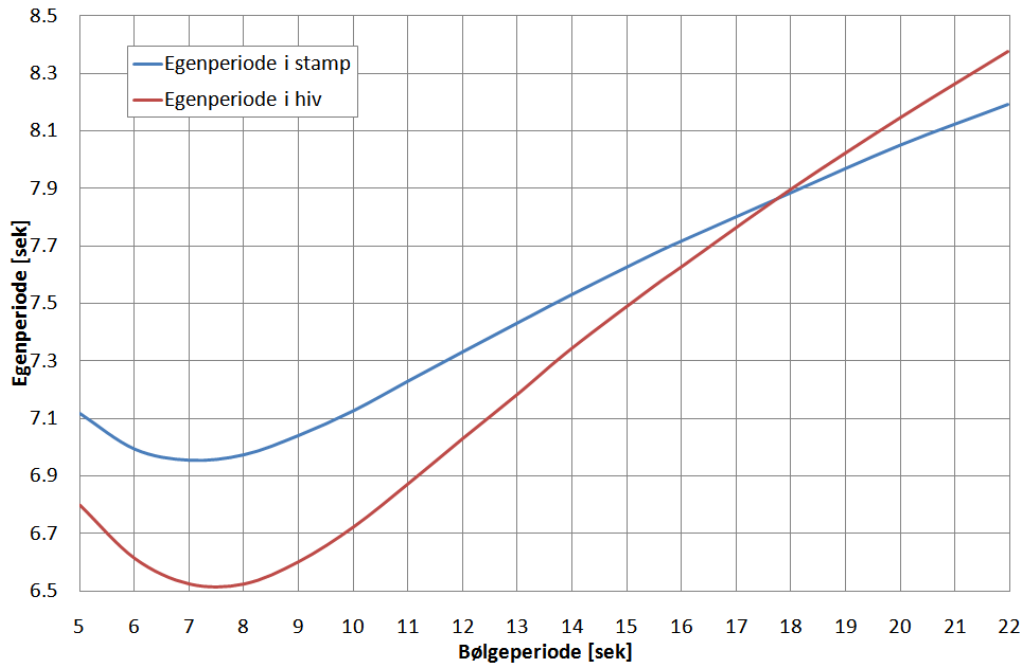
For å sørge for høy nok tetthet av bølgeperiodene rundt resonans var det derfor nødvendig å beregne når resonans opptrer. Ettersom vi kun ser på motsjø i denne sea-keeping analysen vil egenperiodene i hiv og stamp være de viktige. Egenperiodene i jag og rull vil være av underordnet betydning.

Hvis vi ser bort fra koblingseffekter og neglisjerer demping kan egenperiodene i hiv og stamp skrives som (Pettersen 2007):

$$T_3 = 2\pi \sqrt{\frac{\rho \nabla + A_{33}}{\rho g A_w}} \quad (2.4)$$

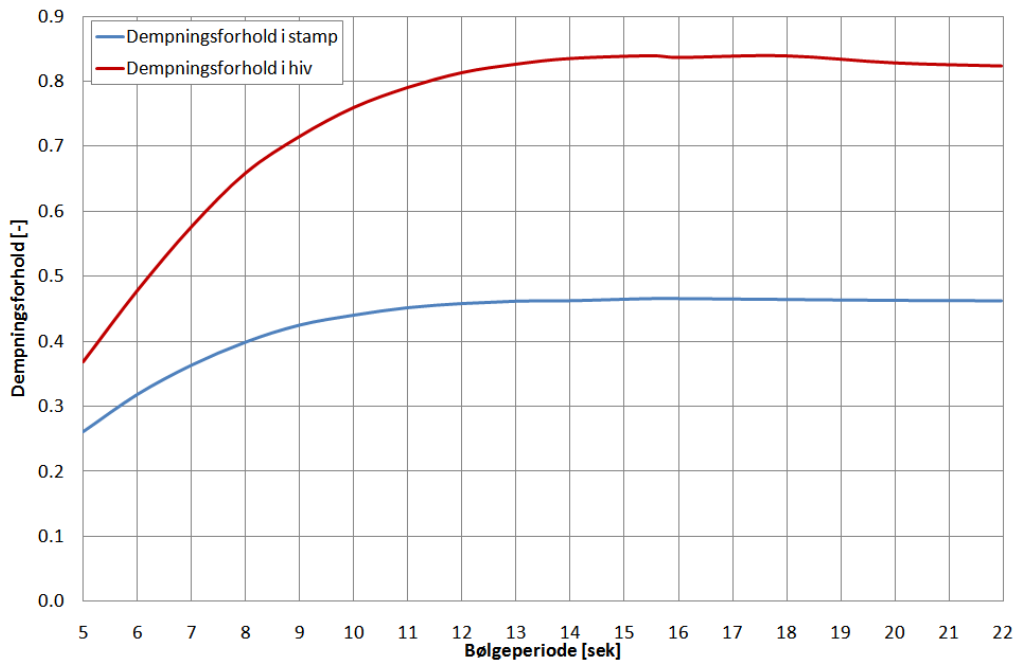
$$T_5 = 2\pi \sqrt{\frac{I_{55} + A_{55}}{\rho g \nabla GM_L}} \quad (2.5)$$

A_{33} og A_{55} vil være avhenging av bølgeperioden, og ble beregnet i dataprogrammet Shipx for en framoverhastighet på 6 knop. Ved å kombinere de to ligningene ovenfor med tilleggsmassen beregnet i Shipx fikk vi resultatet i Figur 24.



Figur 24 – Egenperiode i hiv og stamp som funksjon av bølgeperiode for en slephastighet på 6 knop

I Figur 24 ser vi at egenperiodene i hiv ligger mellom 6,5 og 8,4 sekunder avhengig av bølgeperioden. Egenperioden i stamp ligger mellom 6,9 og 8,2 sekunder avhengig av bølgeperioden. På bakgrunn av disse resultatene valgte vi å bruke 1 sekunder mellom de ulike bølgeperiodene for bølgeperioder under fjorten sekunder. For bølgeperioder over fjorten sekunder valgte vi å bruke en oppløsning på 2 sekunder mellom de ulike bølgeperiodene.



Figur 25 – Dempningsforhold som funksjon av bølgeperiode for en slephastighet på 6 knop

I Figur 25 ser vi at dempningsforholdet er svært høyt for både hiv- og stampebevegelsen. Det høye dempningsforholdet gjør at vi ikke får bevegelser med stor amplitude når vi har bølgeperioder som

treffer periodene hvor vi har resonans. I tillegg vil amplituden på bevegelsen raskt avta når eksitasjonskrafta avtar på grunn av den høye dempninga.

På bakgrunn av dette valgte vi å analysere bølgeperiodene oppgitt i Tabell 11 under sea-keeping forsøket:

Fullskala		Modellskala	
Bølgehøyde [m]	Bølgeperiode [sek]	Bølgehøyde [cm]	Bølgeperiode [sek]
1	5	2,2	0,7
2	6	4,4	0,9
2	7	4,4	1,0
2	8	4,4	1,2
2	9	4,4	1,3
2	10	4,4	1,5
2	11	4,4	1,6
2	12	4,4	1,8
2	13	4,4	1,9
2	14	4,4	2,1
4	16	8,9	2,4
4	18	8,9	2,7
4	20	8,9	3,0
4	22	8,9	3,3

Tabell 11 – Bølgeperioder og bølgehøyder brukt under sea-keeping analysene

I tabellen ovenfor ble bølgehøydene valgt slik at bølgene ikke ble for krappe samtidig som bølgehøyden var stor nok til å gi bølger med et fint overflateprofil.

Fra ”Vedlegg AB – Egenskaper til bølgemaskina” ser vi at det kun er for bølgeperioden på 5,0 sekunder at bølgemaskina kan ha problemer med å produsere den bølgehøyden vi ønsker.

2.8 Masse, treghetsmoment og tyngdepunkts plassering

2.8.1 Beregning av masse

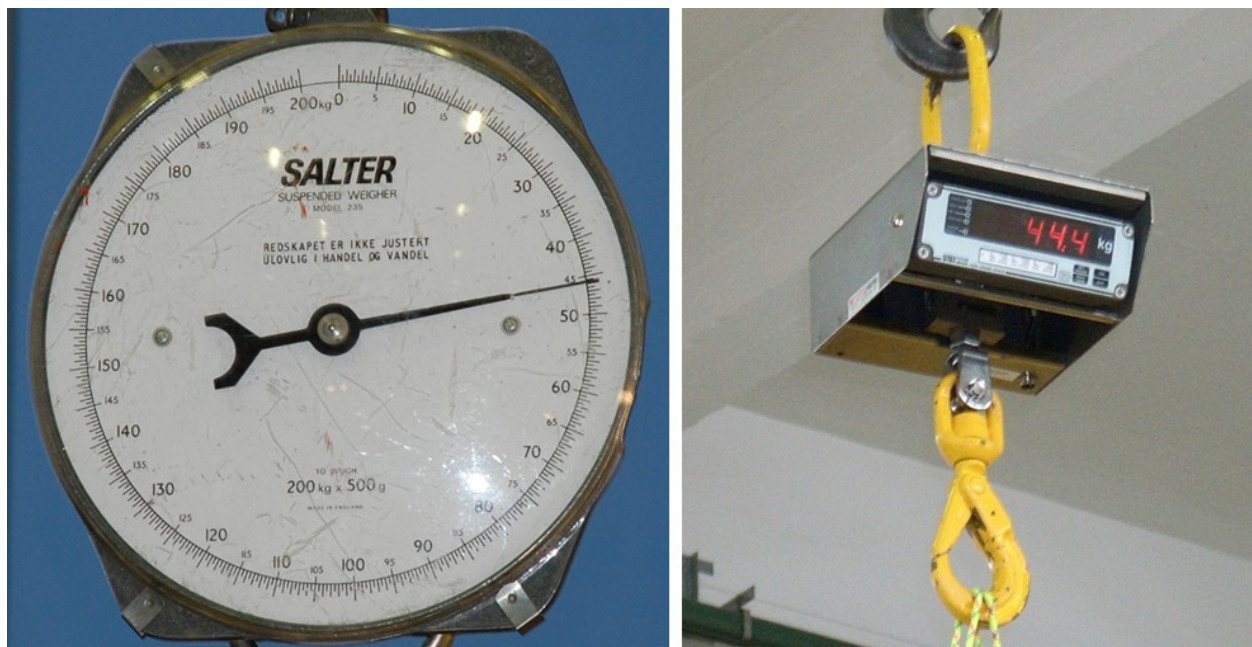
Massen til modellen ble registrert både før og etter modellforsøket. Dette ble i all hovedsak gjort for å se om modellen trakk vann under modellforsøket. Før modellforsøket ble kun Windflip veid. Etter modellforsøket valgte vi å veie vekten av både Windflip og Hywind. Som en kontroll veide vi også vekten av Windflip og Hywind sammen. Når vi veide Windflip både før og etter modellforsøket valgte vi å veie en modell som kun hadde det mest nødvendige av sensor- og innfestningsutstyr. Dette ble gjort for å eliminere eventuelle feilkilder.

Windflip ble veid til 46,0 kg før modellforsøket og til 44,4 kg etter modellforsøket. Denne forskjellen skyldes mest sannsynlig at det ble brukt to forskjellige vekter til å veie modellen før og etter modellforsøket. Disse to vektene er vist i Figur 26. Hvorfor to forskjellige vekter ble brukt til å veie modellen har vi ingen fullgod forklaring på. Bruken av to forskjellige vekter må karakteriseres som en feil. Denne feilen gjør at det ikke er mulig å fastslå om modellen har trukket vann eller ikke.

Veiingen ble gjennomført ved å bruke en vekt som hang i krana slik som vist på Figur 26.

	Før modelltest	Etter modelltest
Kun Windflip	46,0	44,4
Kun Hywind	Ble ikke veid	68,8
Windflip, Hywind og ballast	Ble ikke veid	125,6

Tabell 12 – Resultater fra veiing



Figur 26 – Veiing av modellen før og etter modellforsøket

2.8.2 Beregning av treghetsmoment

Etter at modelltestene var gjennomført målte vi svingeperioden til stampebevegelsen til modellen i Marinteks vippe med ulike tilleggsvekter. I Figur 27 vises modellen klar for vipping i denne vippen. Ved å legge på disse tilleggsvektene var det mulig å beregne treghetsmomentet i stampe og vertikal plassering av tyngdepunktet. For å gjennomføre disse vippeforsøkene for å finne treghetsmomentet brukte vi en prosedyre utarbeidet av Lehn (Lehn 2008).



Figur 27 – Beregning av treghetsmoment

Fra denne vippingen fikk vi beregnet treghetsmomentet i stampe for Hywind, Windflip uten ballast og for Windflip med ballast.

Kondisjon	Treghetsmoment om COG [kg·m ²]
Hywind	82,9
Windflip uten ballast og uten Hywind	32,2
Lekter med ballast og vindturbin	116,1

Tabell 13 – Treghetsmoment i stampe. Alle tall er i modellskala

Trehetsmomentene i rull og gir ble estimert fra empiriske sammenhenger mellom treghetsmomentene, deplasementet, bredden og lengden. Fra Lloyd (Lloyd 1998) fant jeg følgende sammenhenger:

$$\begin{aligned}I_{44} &= \Delta \cdot (0.3B)^2 \\ I_{66} &= \Delta \cdot (0.225L)^2\end{aligned}\tag{2.6}$$

Utrykkene for treghetsmomentene i rull og gir i ligning (2.6) ble brukt som estimat for disse treghetsmomentene i de numeriske sea-keeping analysene i Shipx og Hydrod.

2.8.3 Beregning av tyngdepunkt

2.8.3.1 Langskips plassering av tyngdepunkt

Langskips tyngdepunkt ble funnet ved å balansere modellen på en vippe. Ved å flytte modellen slik at vippet kom i balanse fant vi langskips tyngdepunkt. Vi benyttet den samme vippa som for å estimere treghetsmomentet vist i Figur 27.

Langskips tyngdepunkt ble målt både før og etter modelltesten. Langskips tyngdepunkt flyttet seg 1,4 cm mot akter i løpet av testingen.

Både før og etter testingen ble langskips tyngdepunkt funnet for en "naken" modell, det vil si for en modell som var ribbet for alt bortsett fra det mest elementære av sensor- og innfestingsutstyr. På bakgrunn av dette kan vi si at denne forflytningen av langskips tyngdepunkt skyldes "effekter" inne i selve modellen. Hva som gir opphavet til denne tyngdepunktsforflytningen er det vanskelig å si. En mulighet kan være at modellen har trukket vann. En annen mulighet kan være at det har oppstått hulrom inne i modellen under fabrikkasjon som har blitt fylt med vann. En tredje mulighet er at det har skjedd en feil under vippingen, men det anser jeg for å være mindre sannsynlig ettersom operasjonene på vippa ble gjentatt flere ganger både før og etter modelltestingen.

Før modelltesting [mm]	1419
Etter modelltesting [mm]	1405
Gjennomsnitt [mm]	1412

Tabell 14 – Plassering av langskips tyngdepunkt i forhold til akterspeil for modell uten ballast

I beregningene valgte jeg å bruke et gjennomsnitt av de to målte tyngdepunktene som faktisk langskips tyngdepunkt.



Figur 28 – Målepunkt for langskips tyngdepunkt før og etter modellforsøk

2.8.3.2 Vertikal plassering av tyngdepunkt

Vi hadde to metoder for å finne vertikal plassering av tyngdepunktet til modellen:

1. Vipping
2. Krengeprøve

Ved vipping er hovedformålet å estimere treghetsmomentet til modellen, men som et bi-resultat av vippeforsøkene får vi et estimat for vertikal plassering av tyngdepunktet.

Ved krengeprøve er hovedformålet som regel å bestemme stabilitetsegenskapene til fartøyet. Det gjøres ved å sette på et kjent kregende moment, og så måle hvor stor vinkelutslag dette kregende momentet gir. Ved å kombinere disse resultatene med kjente hydrostatiske data er det mulig å beregne den vertikale plasseringen av tyngdepunktet.

Vi valgte å bruke vipping for å finne vertikalt tyngdepunkt. Beregning av vertikalt tyngdepunkt til modellen ut fra vipping er en forholdsvis unøyaktig metode, og det ville vært mye bedre å ta krengeprøve.

I Tabell 15 er vertikalplasseringen av tyngdepunktet funnet fra vipping oppgitt.

Hywind med ballast [mm]	26
Windflip uten ballast [mm]	55
Windflip med ballast og Hywind [mm]	227

Tabell 15 – Vertikal tyngdepunktplassering i forhold til kjøler beregnet ved vipping

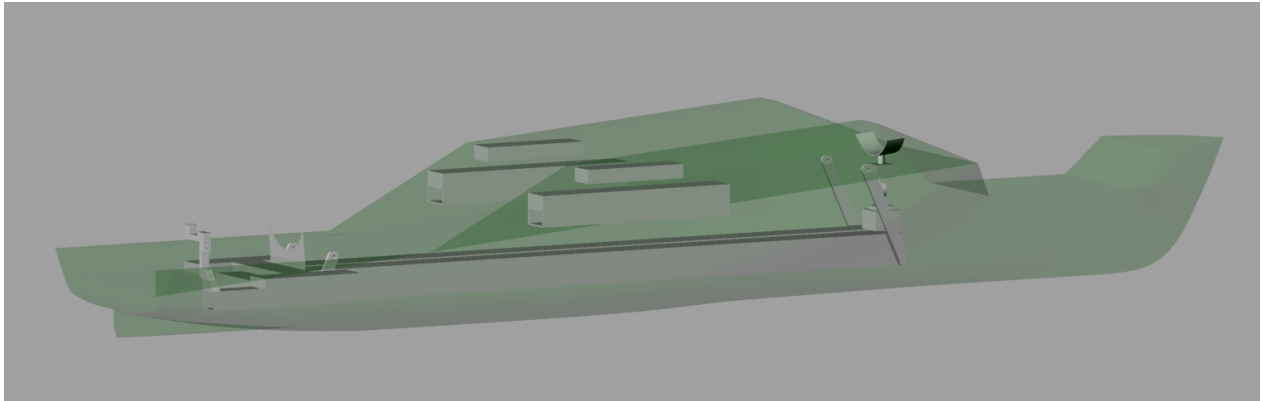
2.8.3.3 Feil beregnet verdi av vertikal plassering av tyngdepunkt

Som vist i Figur 29 er modellen bygd opp av divinycell- og en aluminiumsstruktur. Divinycellstrukturen vier lite, og det er aluminiumsstrukturen som gir hovedbidraget til den totale massen. Avstanden fra kjølen opp til tyngdepunktet av de to nedre aluminiumsprofilene er 11,0 cm. Som vi ser på Figur 29 har vi flere aluminiumsprofiler plassert høyere opp i strukturen, og fra et reint praktisk perspektiv forstår vi at tyngdepunktet til de to nedre aluminiumsprofilene vil være en nedre grense for tyngdepunktet. I virkeligheten ligger tyngdepunktet noe over tyngdepunktet til disse to aluminiumsstrukturene.

I Tabell 15 ser vi at den vertikale avstanden mellom kjøler og tyngdepunkt er 5,5 cm for modellen når vindturbinen og all ballasten er fjernet. Dette tallet stemmer dårlig overens med den nedre grensen for vertikalt tyngdepunktplassering som vi kom fram til i forrige avsnitt, og det er grunn til å stille et stort spørsmålstegn ved vertikal tyngdepunktplassering beregnet ved vipping. Generelt kan vi si at å beregne vertikal plassering av tyngdepunktet over kjølen ved vipping gir svært dårlige resultater.

En mye bedre måte å beregne tyngdepunktet er ved en krengeprøve. I dette modellforsøket gjennomførte vi ikke en krengeprøve. Det skyldes at vi hadde lite tid og at vi ikke så nytten av et slikt forsøk. Ved å gjennomføre en krengeprøve kunne vi beregnet vertikal tyngdepunktplassering til den ”tomme” modellen uten vindturbin og ballast svært nøyaktig. Grunnen til at vi ikke så det som nødvendig med en nøyaktig beregning av vertikalt tyngdepunktplassering var at massen til den

”tomme” modellen var liten i forhold til massen til ballasten og til vindturbinen. Ettersom vi har svært gode data for tyngdepunktplasseringen til ballasten og vindturbinen vil vi kunne få et godt nok estimat for vertikal tyngdepunktplassering ved å bruke tyngdepunktsatsen ettersom ballasten og vindturbinen er de dominerende bidragsyterne til massen.



Figur 29 – Modell bygd opp av divinycell og aluminiumsstruktur

Ut fra rent praktiske resonnementer og ved bruk av tyngdepunktsatsen kom vi fram til følgende modifiserte verdier for tyngdepunktene:

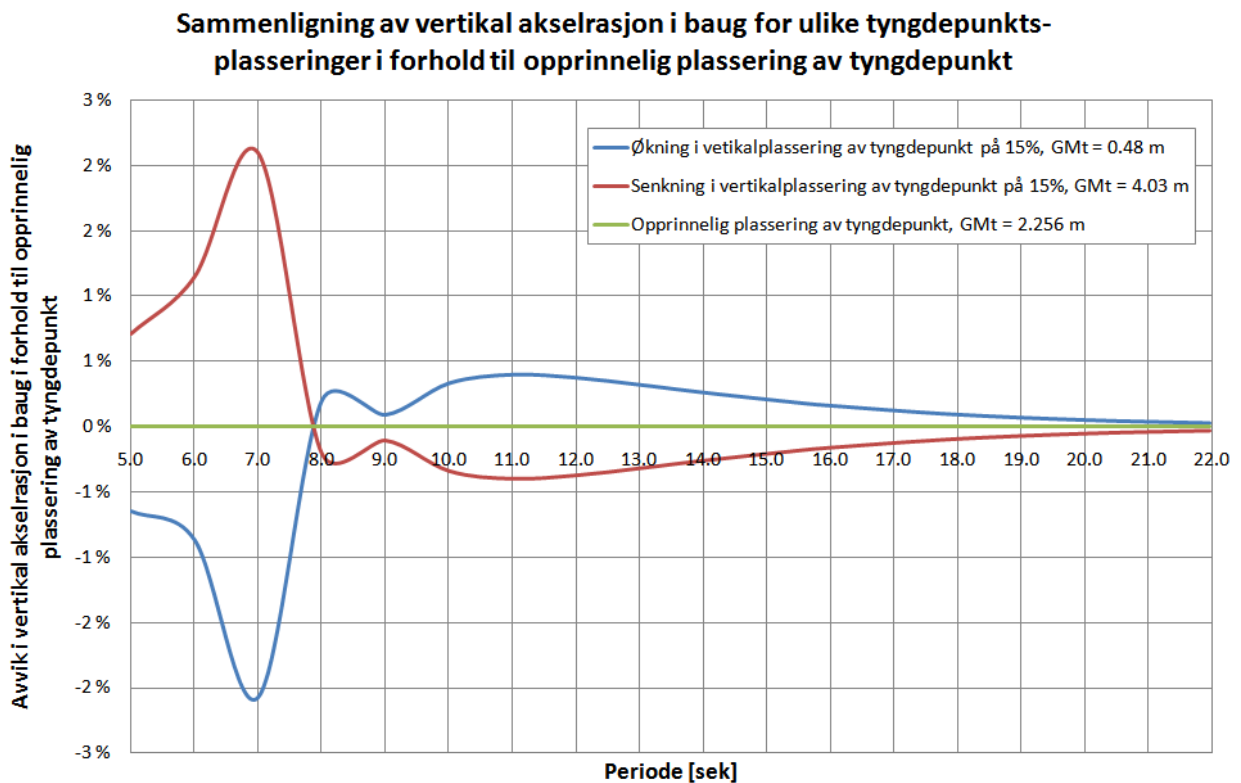
Hywind med ballast [mm]	337
Windflip uten ballast [mm]	150
Windflip med ballast og Hywind [mm]	264

Tabell 16 – Faktisk vertikal tyngdepunktplassering i forhold til kjø

2.8.3.4 Følsomhetsanalyse for feil tyngdepunkts plassering

For å undersøke hvor stor påvirkning en feil i vertikal tyngdepunkts plassering gir i analyseresultatene valgte jeg å kjøre en følsomhetsanalyse. I ”Kapittel 2 Beregninger” fant jeg at Shipx/Veres gir god overensstemmelse mellom målte verdier og beregnede verdier. Vertikalakselerasjonen er kritisk for Hywind, og en sammenligning av vertikalakselerasjonen i baugen for ulike vertikale tyngdepunkts plasseringer vil gi en god indikasjon på hvor stor betydning feilen i vertikal tyngdepunktplassering faktisk har.

Jeg valgte å se på to situasjoner. En situasjon hvor vertikalplasseringen av tyngdepunktet ble økt med 15 prosent og en situasjon hvor vertikalplasseringen av tyngdepunktet ble redusert med 15 prosent. Det kan være verdt å merke seg at en økning i vertikal tyngdepunkts plassering utover 15 prosent gir negativ tverrrskips GM. Resultatet fra denne følsomhetsanalysen av tyngdepunkts plasseringen vises i Figur 30.



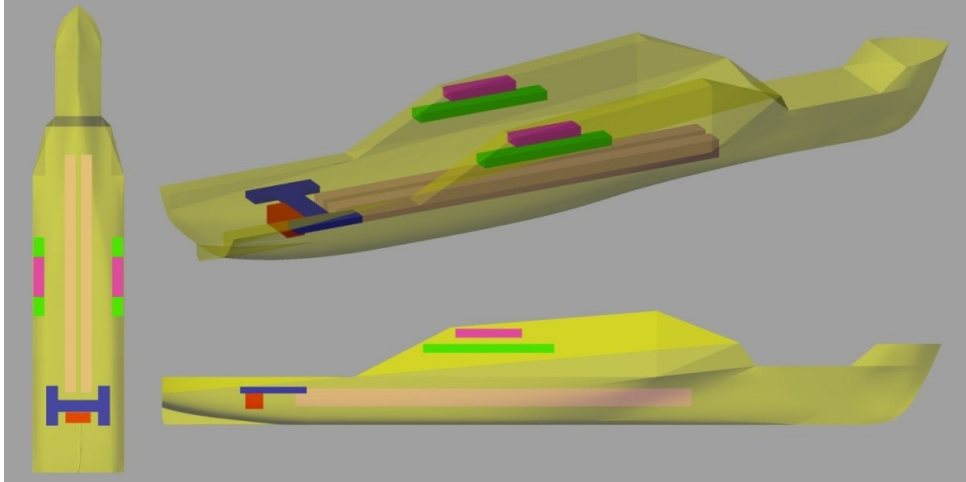
Figur 30 – Sammenligning av vertikal akselerasjon i baug for ulike tyngdepunkts plasseringer

Fra denne figuren ser vi at vertikalakselerasjonen i baugen kun i liten grad blir påvirket av vertikalplasseringen av tyngdepunktet. Vertikalplasseringen av tyngdepunktet er derfor av underordnet betydning.

Vertikal tyngdepunkts plassering vil være viktig for å få riktig rullebevegelse. I sea-keeping testene kjørte vi kun motsjø, og rullebevegelsen er derfor ikke interessant i denne sammenhengen.

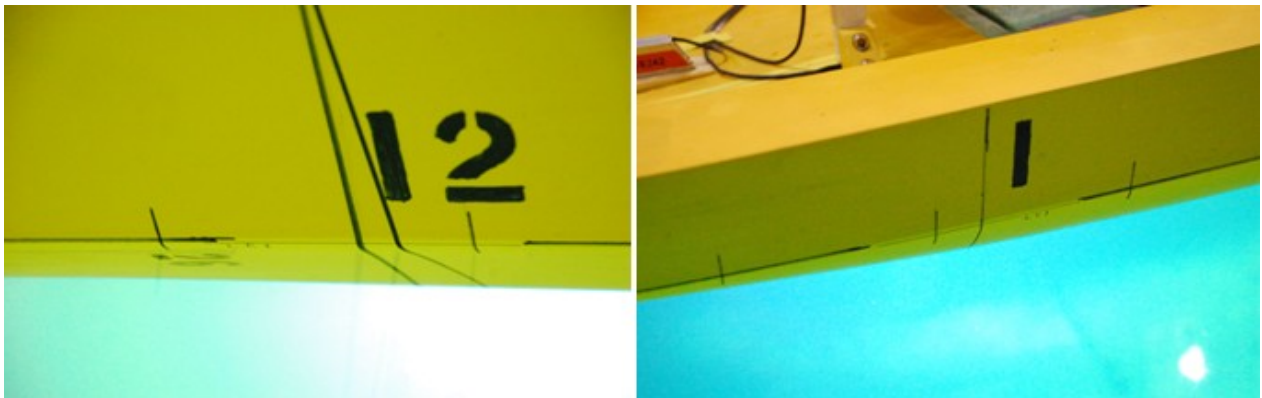
2.9 Ballastering

For å oppnå riktig dypgang, trimvinkel og treghetsmoment i stamp i forhold til fullskala ble modellen ballastert ved bruk av blylodd. Modellen hadde fem ballasttanker for blylodd. Disse ballasttankene er skissert i Figur 31.



Figur 31 – Skisse av ballasttanker. Figur laget av Torbjørn Mannsåker.

Under byggingen av modellen ble designvannlinja, det vil si vannlinja der modellen har en dypgang på 127 millimeter og en trimvinkel på 0,0 grader, merket av på modellen. Modellen ble så ballastert slik at den oppmerkede linja samsvarte med den vannlinja modellen fløt på. Dette er vist i Figur 32.



Figur 32 – Ballastering til designvannlinja

For sea-keeping forsøket ble det kun nødvendig å bruke tre av ballasttankene. De ballasttankene som ikke var i bruk ble fylt med divinycell. Ballasttankene som var i bruk under sea-keeping forsøket var øvre ballasttank i vingetank og aktre ballasttank. Øvre ballasttank i vingetank er farget lilla i Figur 31. Aktre ballasttank er farget blå i Figur 31.

Bilder av loddoppsettet som ble brukt under sea-keeping forsøket er vist i ”Vedlegg V – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk”.

I Tabell 17 er de viktigste dataene til de tre ballasttankene oppsummert.

Ballasttank	x-posisjon [m]	y-posisjon [m]	z-posisjon [m]	Vekt [kg]
Øvre ballasttank i vingetank – Babord side	1330	-0,266	-0,370	2,900
Øvre ballasttank i vingetank – Styrbord side	1330	0,266	-0,370	3,993
Akre ballasttank	500	0,000	-0,140	5,507

Tabell 17 – Data over ballasttanker. Koordinatsystemet som er brukt er skissert i Figur 7 og Figur 12.

2.10 Sammenligning av masse, tyngdepunkt og treghetsmomenter

Under planleggingen av modelltesten ble massen, tyngdepunktplassering og treghetsmomentet i stamp til Windflip og Hywind beregnet for modellene slik at disse parametrene stemte best mulig med fullskalaverdiene. I Tabell 18 er disse beregnede verdiene for modellen sammenlignet med målte verdier etter modelltesten. Som vi ser har vi en god overensstemmelse mellom de fleste verdiene. Det er et forholdsvis stort avvik i vertikalplasseringen av tyngdepunktet for Windflip og treghetsmomentet til Hywind i stamp. Ser vi på tyngdepunktplasseringen til Hywind og Windflip med ballast ser vi at den vertikale tyngdepunktplasseringen likevel treffer godt. Det samme gjelder for totalt treghetsmomentet i stamp.

Variabel	Beregnet før testing	Målt etter testing	Avvik
Masseregnskap			
Lettskipsvekt av Windflip [kg]	41,3	44,4	7,5 %
Vekt av Hywind [kg]	69,6	68,8	-1,1 %
Vekt av ballast [kg]	16,0	12,4	-22,5 %
Vekt av Windflip med ballast [kg]	57,3	56,8	-0,8 %
Totalt vektdeplacering [kg]	126,9	125,6	-1,0 %
Tyngdepunktplassering for Hywind i globalt koordinatsystem			
Tyngdepunktplassering i x-retning [m]	0,896	0,992	10,7 %
Tyngdepunktplassering i y-retning [m]	0,000	0,000	0,0 %
Tyngdepunktplassering i z-retning [m]	-0,328	-0,337	2,6 %
Tyngdepunktplassering for Windflip med ballast i globalt koordinatsystem			
Tyngdepunktplassering i x-retning [m]	1,461	1,314	-10,1 %
Tyngdepunktplassering i y-retning [m]	0,000	0,000	0,0 %
Tyngdepunktplassering i z-retning [m]	-0,207	-0,176	-14,8 %
Total tyngdepunktplassering for Hywind og Windflip med ballast i globalt koordinatsystem			
Tyngdepunktplassering i x-retning [m]	1,151	1,137	-1,2 %
Tyngdepunktplassering i y-retning [m]	0,000	0,000	0,0 %
Tyngdepunktplassering i z-retning [m]	-0,273	-0,264	-3,4 %
Treghetsmoment for Hywind i globalt koordinatsystem			
Treghetsmoment i stamp [kg·m ²]	132,4	158,4	19,6 %
Treghetsmoment i stamp for Windflip med ballast i globalt koordinatsystem			
Treghetsmoment i stamp [kg·m ²]	138,9	135,5	-2,4 %
Totalt treghetsmoment i stamp for Hywind og Windflip med ballast i globalt koordinatsystem			
Totalt treghetsmoment i stamp [kg·m ²]	271,2	287,3	5,9 %

Tabell 18 – Sammenligning av masser, tyngdepunktplassering og treghetsmoment. Koordinatsystemet som er brukt er skissert i Figur 7 og Figur 12.

Kapittel 3 Analyser

3.1 Introduksjon til dataprogrammer

For å analysere bevegelsene til Windflip og kreftene som virker mellom Windflip og Hywind under transitt ble det brukt to ulike dataprogrammer. Dataprogrammene som ble brukt var Shipx og Hydrod. Disse dataprogrammene ble levert av henholdsvis Marintek og Det Norske Veritas. De to dataprogrammene har ulike bruksområder.

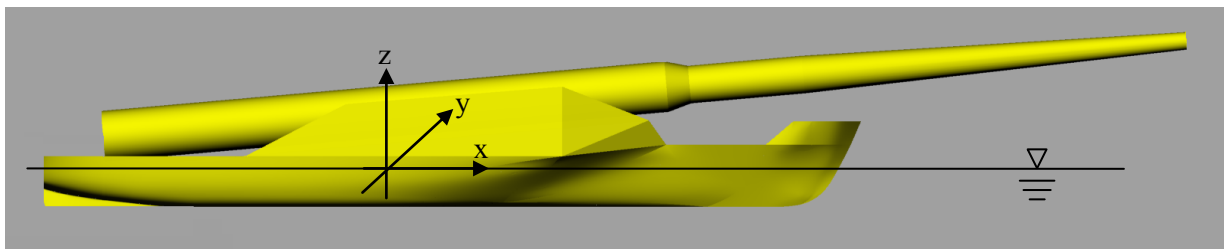
Shipx ble brukt til å beregne bevegelsene til fartøyet. Disse beregningene ble gjort i frekvensplanet, og kunne derfor gjennomføres svært hurtig.

Hovedformålet med analysene i Hydrod var å beregne kreftene som virket mellom Windflip og Hywind under transitt. Som tilleggresultat fra analysene i Hydrod ble bevegelsene også beregnet. Analysene i Hydrod ble gjennomført i tidsplanet, og det tok derfor litt tid å gjennomføre analysene i Hydrod.

I de påfølgende underkapitlene vil jeg kort gå igjennom teorien som ligger bak de to dataprogrammene.

3.1.1 Dataprogrammet Shipx

I Shipx ble det brukt et koordinatsystem hvor z -aksen går igjennom tyngdepunktet, er positiv oppover og $z = 0$ i den frie vannoverflata. Her er x -aksen positiv mot baugen. Dette koordinatsystemet er skissert i Figur 33.



Figur 33 – Koordinatsystem i Shipx

Filene som ble brukt under analysene i Shipx ligger som elektroniske vedlegg i mappa Shipx.

For mer informasjon om Shipx henvises til manualen: (Marintek 2004)

3.1.1.1 Veres

Shipx bruker Veres som hydrodynamisk tilleggsprogram for å beregne globale responser. Simuleringene blir gjennomført i frekvensplanet. Veres baserer seg på lineær 2D stripeteori. Ved lave og moderate hastigheter blir tradisjonell stripeteori benyttet. Tradisjonell stripeteori bygger på en formulering utviklet av Salvesen, Tuck og Faltinsen. Ved høye hastigheter blir stripeteori for høye hastigheter benyttet. Stripeteori for høye hastigheter bygger på en formulering av Faltinsen og Zhao. (Marintek 2010)

For mer informasjon om Veres henvises til brukermanual og teorimanual: (Marintek 2008; Marintek 2009)

3.1.1.2 Diskusjon rundt tradisjonell stripeteori benyttet på Windflip

Tradisjonell stripeteori gir meget gode resultater så lenge følgende kriterier er oppfylt: (Lloyd 1998)

1. Fartøyet er slankt. Det vil si at lengden er mye større enn bredden eller dypgangen og at bredden er mye mindre enn bølgelengden.
2. Skroget er stivt.
3. Hastigheten er moderat. Det er ikke noe merkbart planende løft.
4. Sidene i skrogseksjonen står tilnærmet vinkelrett på hverandre.
5. Vanddyppet er mye større enn bølgelengden. Det gjør vi kan bruke tilnærminger som gjelder for dypt vann.
6. Tilstedeværelsen av fartøyet har ingen påvirkning på bølgene. Dette er den såkalte Froude-Kriloff hypotesen.

Går vi inn i ”

Vedlegg I – Hydrostatiske data fra Delftship”, ”Vedlegg J – Linjetegninger fra Delftship”, ”Vedlegg K – Spanteriss fra Shipx” og ”Vedlegg L – Spantearealskurve” og sammenligner med de seks kriteriene ovenfor kan vi slå fast følgende:

1. Lengden av Windflip er 141,8 meter, bredden er 27,8 meter, dypgangen er 5,7 meter og blokkoeffisienten er 0,564. Vi kan derfor med god tilnærming si at fartøyet er slankt. 5,0 sekunder ble valgt som den laveste bølgeperioden i fullskala. Ved bruk av dispersjonsrelasjonen for dypt vann $-\omega^2 = kg$ fant vi at en bølgeperiode på 5,0 sekunder tilsvarer en bølgelengde på 39,0 meter. Ved å sammenligne fartøyets bredde med lengden til den korteste bølgen ser vi at fartøyets bredde er vesentlig mindre enn korteste bølgelengde. Punkt 1 er derfor oppfylt i tilstrekkelig grad.
2. Skroget vil ikke være helt stivt i fullskala, og det vil være en viss fleksibilitet i skroget. Denne stivheten vil det også være komplisert og dyrt å modellere i en modelltest. Det er derfor grunn til å tro at feilen som blir introdusert på grunn av manglende stivhet av modellen ved bruk av stripeteori til noen grad også vil bli introdusert i en modelltest. Punkt 2 er ikke oppfylt, men dette vil det også være vanskelig å modellere i en modelltest.
3. Modellen skal slepes i seks knop. Det gir et froudetall på 0,08. Med et så lavt froudetall er det ingen grunn til å tro at det vil bli et merkbart planende løft. Stripeteori virker godt for Froudes-tall lavere enn 0,4. Punkt 3 er derfor oppfylt.

4. Modellen har en meget smekker skrogform med en smal baug. I baugen vil vi ha et v-formet skrog. Det gjør at sidene i skrogseksjonene i baugen ikke vil stå vinkelrett på hverandre. Punkt 4 vil ikke være oppfylt.
5. 22,0 sekunder ble valgt som den høyeste bølgeperioden som skulle testes i fullskala. Ved bruk av dispersjonsrelasjonen for dypt vann fant vi at en bølgeperiode på 22,0 sekunder tilsvarer en bølgelengde på 753 meter. Havdyp mye større enn 750 meter er sjelden uten for den norske kysten. Det er derfor grunn til å tro at Windflip vil befinne seg i stor del av tida på havdyp langt mindre enn 750 meter. For de høyeste bølgeperiodene vil det derfor ikke være en god tilnærming å bruke antagelsen om dypt vann. Antagelsen om dypt vann vil derimot fungere godt for de laveste bølgeperiodene.
6. I Froude-Kriloff hypotesen antar vi at det hydrostatiske trykket i væska blir påvirket av de orbitale bevegelsene til vannpartiklene, men at det hydrostatiske trykket ikke blir påvirket av forstyrrelsen i strømminga på grunn av legemet (American Society of Naval 1889). Hvor stor trykkforandring legemet gir er det vanskelig å tallfeste, men det er en generell oppfatning at Froude-Kriloff hypotesen ikke introduserer store feil.

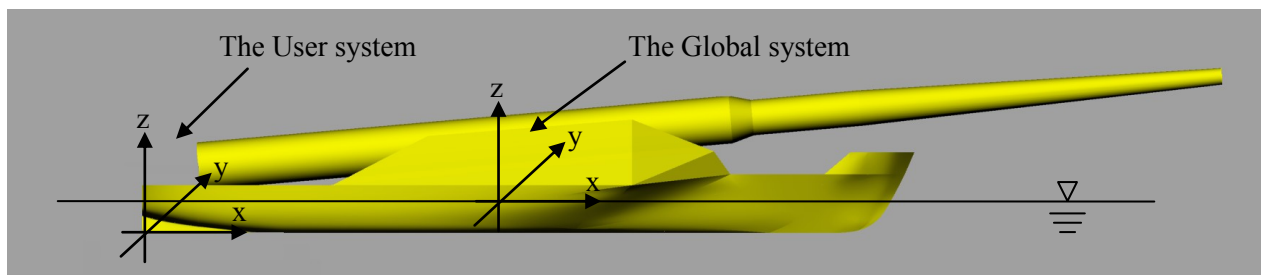
3.1.2 Dataprogrammet Hydrod

I Hydrod ble det brukt to koordinatsystemer. Disse koordinatsystemene har fått navnene "The User system" og "The Global system".

I "The User system" er origo definert som skjæringspunktet mellom akterspeil, kjøler og midtre langskipsskott med x-aksen positiv mot baugen og z-aksen positiv oppover.

I "The Global system" er $x = 0$ midtskips og $z = 0$ i den frie vannoverflata. Her er x-aksen positiv mot baugen og z-aksen positiv oppover.

Begge disse koordinatsystemene er skissert i Figur 34.



Figur 34 – Koordinatsystem i Hydrod

Filene som ble brukt under analysene i Hydrod ligger som elektroniske vedlegg i mappa Hydrod.

For mer informasjon om Hydrod henvises til manualen: (Det Norske Veritas 2010c)

3.1.2.1 Wasim

Hydrod bruker Wasim som hydrodynamisk tilleggsprogram for å beregne globale responser og lokale laster på fartøy med vilkårlig framoverhastighet. Kravet er at fartøyet ikke må plane. Simuleringene blir gjennomført i tidsplanet, men resultatene blir også overført til frekvensplanet gjennom en fouriertransformasjon. Wasim løser det fullstendige 3D radasjons- og diffraksjonsproblemet ved en Rankine panelmetode. Denne metoden krever en panelmodell for både fartøyet og den frie overflata. Disse panelmodellene genereres i Hydrod. (Det Norske Veritas 2010a)

De viktigste egenskapene til Wasim er:

- Ingen begrensning på fartøyets hastighet, bølgefrequens eller bølgeretning.
- Ikke-lineære effekter som integrering av Froude-Krylov krefter og hydrostatiske krefter over den eksakte våte overflata, endelige rotasjonsvinkler i bevegelsesligningene, kvadratiske trykk og kvadratisk rulleddemping.

For mer informasjon om teorien bak Wasim henvises til manualen: (Det Norske Veritas 2006). Jeg valgte å gjennomføre lineære analyser i Wasim. Beregningene vil derfor ikke ta hensyn til ikke-lineære effekter.

3.1.2.2 Sestra

Hydrod bruker Sestra som tilleggsprogram for å beregne krefter, spenning og deformasjoner i en konstruksjon. Sestra er et elementmetodeprogram for å gjennomføre lineære strukturanalyser (Det Norske Veritas 2010b).

I denne masteroppgaven ble Sestra brukt til å beregne kreftene som virker mellom Hywind og Windflip på bakgrunn av de hydrodynamiske trykkreftene beregnet i Wasim. I Sestra kan det gjennomføres tre typer analyser; statisk analyse, kvasi-statisk analyse for kompliserte laster og dynamisk analyse.

Jeg valgte å gjennomføre en kvasi-statisk analyse. Fra kompendiet i ”TMR 4195 Havkonstruksjoner” (Haver 2009) har vi at kvasi-statisk analyse kan brukes så lenge egenperioden til strukturen vi ser på er mye lavere enn bølgeperioden. Vi kan som regel anta at en struktur er kvasi-statisk når den høyeste egenperioden er lavere enn 2,0 sekunder. Modellen av Windflip som ble brukt under modelltestingen var svært stiv. Jeg valgte derfor å bruke svært stor stivhet i datamodellen for å kompensere for dette. Den høyeste egenperioden til systemet av Windflip og Hywind vil være derfor være lav, og kvasi-statisk analyse kan brukes.

For mer informasjon om teorien bak Sestra henvises til manualen: (Det Norske Veritas 2007)

3.2 Beregning av egenperiode i jag, hiv, rull og stamp fra decay tester

For å finne egenperiodene til modellen ble det gjennomført decay tester av bevegelsen hiv, rull og stamp, og av slepesystemet (jag). På forhånd antok vi at egenperioden i hiv og stamp burde samsvare godt med de teoretisk beregnede verdiene vi fant i avsnitt ”2.7.2 Valg av bølgeperioder”.

Det var derimot knyttet usikkerhet til egenperioden til slepesystemet. Egenperioden til slepesystemet vil være den samme som egenperioden i jag, og det ble ansett for viktig å unngå at jagbevegelsen kunne bli eksitert av de bølgeperiodene vi ønsket å teste.

Egenperioden til rullebevegelsen anså jeg for å være av underordnet betydning. Det skyldes at vi kun testet motsjø uten noe sidevinkel. Eksitasjonskrafta for rullebevegelsen blir da liten og selv om bølgeperioden treffer egenperioden i rull vil amplitudene til rullebevegelsen bli beskjedne.

I Figur 25 ser vi at dempningen for hiv og stampebevegelsen er høy. Den høye dempningen medførte at bevegelsen raskt ble dempet ut og gav bevegelser med få oscillasjoner. Rent praktisk fikk det den konsekvensen at vi hadde få amplituder å benytte under beregningen av egenperioden og dempningsforholdet for hiv og stamp. Mange amplituder er fordelaktig ettersom det gir bedre estimat for egenperioden og dempningsforholdet.

Teorien bak decay testing er tilgjengelig i litteraturen og jeg har ikke tenkt å gå detaljert inn på matematikken som ligger bak. Her henvises det til (Aarsnes & Steen 2008) og (Larsen 2007). Men jeg har tenkt å gi en kort introduksjon. For et underkritisk svingesystem, det vil si når dempningsforholdet $\xi < 1$, kan vi skrive bevegelsen som:

$$u(t) = e^{-\xi\omega_0 t} R \cos(\omega_d t - \theta) \quad (3.1)$$

Hvor ξ er dempningsforholdet, ω_d er dempet egenfrekvens og ω_0 er udempet egenfrekvens. Sammenhengen mellom dempningsforholdet, dempet egenfrekvens og udempet egenfrekvens er gitt som:

$$\omega_d = \omega_0 \sqrt{1 - \xi^2} \quad (3.2)$$

Vi definerer det logaritmiske dekrement, Λ , som:

$$\Lambda = \ln \left(\frac{u_i}{u_{i+1}} \right) \quad (3.3)$$

Setter vi inn ligning (3.1) i ligning (3.3) og benytter at ξ er et lite tall får vi følgende uttrykk for dempningsforholdet (Larsen 2007):

$$\xi = \frac{1}{2\pi n} \ln \left(\frac{u_i}{u_{i+1}} \right) \quad (3.4)$$

I ”Vedlegg T – Figurer fra decay test” har vi plottet bevegelsen for hiv, rull og stamp og krafta i slepelinene som funksjon av tida. Ved å bruke ligning (3.2) og ligning (3.4) ble udempet egenperiode og dempningsforhold beregnet. Resultatet av disse beregningene er vist i Tabell 19.

Bevegelse	Udempet egenperiode [sek] Fullskala	Dempningsforhold [-]
Slepesystem (jag)	45,7	0,066
Hiv	6,1	0,481
Rull	14,2	0,095
Stamp	7,3	0,309

Tabell 19 – Udempet egenperiode og dempningsforhold

Sammenligner vi egenperioden i hiv og stamp som jeg fant ved håndberegninger i Figur 24 og verdiene for egenperioden i hiv og stamp vist i Tabell 19 ser vi at vi har en god overensstemmelse. Dette samsvarer godt med vår antagelse om at de egenperiodene i hiv og stamp fra decay test burde stemme godt med de numeriske.

Stivheten til slepesystemet ble funnet ved å gi Windflip en forskyvning i langskips retning. En forskyvning på 0,64 meter gav en resulterende kraft på 37,6 N. Det tilsvarer en stivhet på $k = 58,8$ N. I jag er bidraget fra added mass neglisjerbart og egenperioden kan bestemmes fra følgende ligning:

$$T_0 = 2\pi \sqrt{\frac{m}{k}} \quad (3.5)$$

Vekta av modellen ble funnet til $m = 125,6$ kg. Ved å sette inn for stivhet og masse i ligning (3.5) blir beregnet egenperiode til slepesystemet i modellskala på 9,2 sekunder. Det tilsvarer en fullskala egenperiode for slepesystemet på 61,6 sekunder. Som vi ser blir egenperioden for slepesystemet beregnet ut fra ligning (3.5) for høy i forhold til det man skulle forvente ut fra Tabell 19.

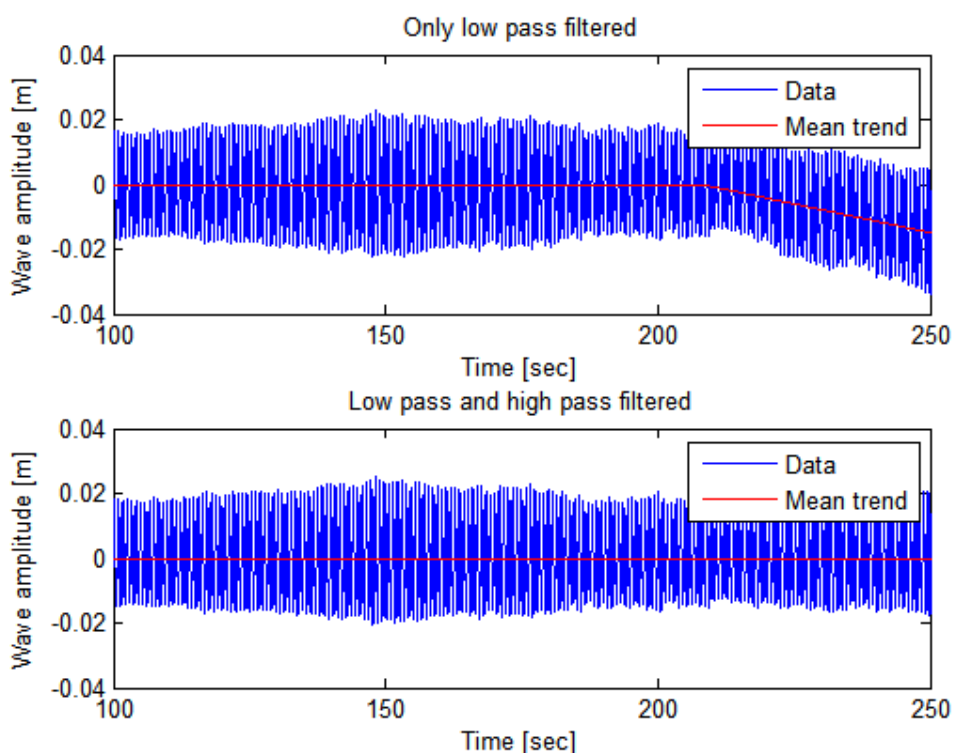
Uansett ligger egenperioden til slepesystemet og dermed også egenperioden for Windflip i jag godt utenfor de bølgeperiodene som ble benyttet i modellforsøket.

3.3 Filtrering av data

For å fjerne støy fra målingene ble det brukt et Butterworth lavpassfilter med kutfrekvens på 20 rad/s på alle kanaler som logget data fra sensorer. Butterworthfilteret var av 10-orden. En så høy orden ble brukt for få en tilstrekkelig steilhet på filteret, og dermed unngå at det ønskede signalet ble dempet.

For sensorer som logget bølgehøyde ble det også brukt et Butterworth høypassfilter med kutfrekvens på 1,40 rad/s. Butterworthfilteret var av 5-orden. Høypassfilteret ble brukt for å fjerne en saktevarierende trend i bølgehøydemålingene som følge av at avstanden fra slepevogna ned til den frie overflata ikke er konstant. Dette er vist i Figur 35.

Laveste møtefrekvens i modellskala var 2,09 rad/s. Høyeste møtefrekvens i modellskala var 11,7 rad/s. En kutt frekvens på 1,40 rad/s og 20 rad/s vil derfor godt utenfor bølgeperioden



Figur 35 – Bruk av høypassfilter for å fjerne seint varierende trend

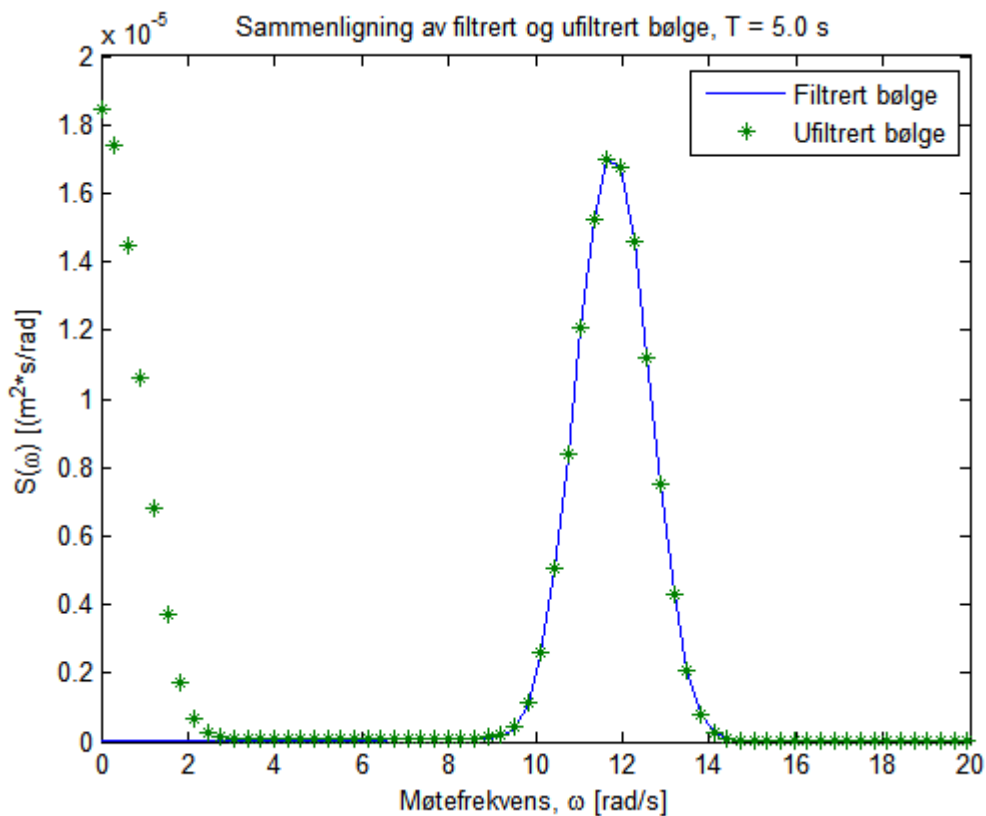
Ettersom det ble det ble brukt et Butterworthfilter av 10-orden for lavpassfiltrering og 5-orden for høypassfiltrering forventet jeg ikke nevneverdig dempning av det ønskede signalet. Det kan vi se ut fra uttrykket for forsterkninga, $G(\omega)$, for et Butterworth lavpassfilter av n -te orden:

$$G^2(\omega) = \frac{1}{1 + \left(\frac{\omega}{\omega_c}\right)^{2n}} \quad (3.6)$$

Fra ligning (3.6) ser vi at Butterworthfilteret blir uendelig steilt rundt cut-off refkvensen når n går mot uendelig.

Likevel valgte jeg å gjennomføre en FFT (Fast Fourier Transform) av signalene før og etter filtrering. Fra FFT-en ble spekteret beregnet både før og etter filtrering. Så lenge maksimalverdien til spekteret før og etter filtreringa var uforandret hadde vi ingen dempning av det ønskede signalet fra filteret. FFT på signalene og beregninga av spekteret ble gjort med en tilleggspakke til Matlab kalt Wafo (WAFO-group 2000).

Lavpass filteret ble kontrollert mot bølgeperioden på 5,0 sekunder. Høypassfilteret ble kontrollert mot bølgeperioden på 22,0 sekunder. Vi fikk ingen forandring av maksimalverdien i spekteret for disse to tilfellene før og etter filtrering ved bølgefrequensen. På bakgrunn av dette konkluderte jeg med at filterne ikke dempet de målte signalene for de frekvensene vi ønsket å se på.



Figur 36 – Sammenligning av bølgespekter for filtrert bølge og ufiltrert bølge. $T = 5,0$ sek.

3.4 Beregning av overføringsfunksjoner

3.4.1 Overføringsfunksjoner i hiv og stamp

Hiv og stampebevegelsen til Windflip ble målt ved hjelp av det optiske systemet beskrevet i kapittel ”2.5.2 Sensorer for translasjon og rotasjon”. Dette signalet ble så filtrert med et lavpass-filter som beskrevet i forrige kapittel. Det gav et signal for både hiv- og stampebevegelsen med samme periode som møteperioden.

For det filtrerte signalet ble både gjennomsnitt og standardavvik beregnet. Amplituden til signalet ble beregnet fra følgende sammenheng (Smith 2010):

$$u_0 = \sqrt{2} \cdot \sigma \quad (3.7)$$

I ligning (3.7) er σ lik standardavviket til det målte signalet. Overføringsfunksjonen i både hiv og stamp ble så beregnet ved å normalisere amplituden til bevegelsen funnet ved ligning (3.7) på bølgehøyden:

$$\begin{aligned} |H(\omega)|_{\eta_3} &= \frac{\eta_{3a}(\omega)}{\zeta_a} \\ |H(\omega)|_{\eta_5} &= \frac{\eta_{5a}(\omega)}{\zeta_a} \end{aligned} \quad (3.8)$$

Overføringsfunksjonene i hiv og stamp fra Shipx og Hydrod ble også normalisert som vist i ligning (3.8).

Hivbevegelsen fra det optiske systemet blir beregnet i forhold til koordinatsystemet skissert i Figur 7 og Figur 12. Den målte hivbevegelsen inneholder derfor en komponent fra stampebevegelsen. Det synes jeg var lite heldig ettersom jeg ønsket å analysere hivbevegelsen og stampebevegelsen uavhengig av hverandre. Jeg valgte å beregne overføringsfunksjonen for hivbevegelsen i forhold til tyngdepunktet. I tyngdepunktet vil hivbevegelsen også bestå av en komponent fra stampebevegelsen. Komponenten fra stampebevegelsen vil likevel være liten ettersom avstanden fra tyngdepunktet til flotasjonscenteret er liten.

3.4.2 Beregning av overføringsfunksjoner for akselrasjoner

Akselrasjonene til Windflip ble målt med akselerometre som beskrevet i kapittel ”2.5.1 Sensorer for akselrasjon”. På samme måte som for å beregne overføringsfunksjonene til hiv og stampebevegelsen ble signalet fra akselerometerene filtrert slik at vi fikk et signal som hadde samme periode som møteperioden. Amplituden til det filtrerte signalet ble beregnet fra ligning (3.7).

Følgende overføringsfunksjoner for akselrasjonene ble beregnet:

- Overføringsfunksjon for vertikalakselerasjon i aktre akselerometer
- Overføringsfunksjon for vertikalakselerasjon i forre akselerometer
- Overføringsfunksjon for vertikalakselerasjon i tyngdepunkt (Akselerasjon til hivbevegelsa)
- Overføringsfunksjon for akselerasjon til stampebevegelsa

Overføringsfunksjonene for vertikalakselerasjonen i aktre og forre akselerometer ble beregnet direkte fra signalene fra akselerometerene i disse posisjonene. Når det gjelder vertikalakselerasjonen i tyngdepunktet og akselerasjonen til stampebevegelsa kan den beregnes på flere måter. Jeg valgte å anta at stampevinklene er små slik at skipet trimmer om flotasjonssenteret. Ved å bruke posisjonen til akselerometerene (Tabell 5) og tyngdepunktplasseringen (Tabell 14) beregnet jeg vertikal akselrasjon i tyngdepunktet fra følgende ligning:

$$\ddot{a}_{BOW} = \left(\begin{array}{c} \frac{AFT}{\lambda_{BOW}} \end{array} \right)^{-1} \left(\begin{array}{c} \ddot{a}_{AFT} \\ \ddot{a}_{BOW} \end{array} \right) \quad (3.9)$$

Akselerasjonen til stampebevegelsa ble beregnet fra følgende ligning:

$$\ddot{a}_{BOW} = \ddot{a}_{AFT} - \frac{AFT}{\lambda_{BOW}} \ddot{a}_{BOW} \quad (3.10)$$

Ligning (3.9) og (3.10) ble utledet fra vertikalbevegelsen til et vilkårlig punkt når vi antar stivt legeme bevegelse. Denne ligninga er hentet fra boka ”Sea loads on ships and offshore structures” (Faltinsen 1990) og er oppgitt i ligninga under:

$$a_3 = \ddot{a}_{AFT} - \frac{AFT}{\lambda_{BOW}} \ddot{a}_{BOW} \quad (3.11)$$

Overføringsfunksjonene for akselrasjonene ble funnet ved å normalisere akselerasjonsamplituden på bølgeamplituden:

$$|H(\omega)|_a = \frac{a_a(\omega)}{\zeta_a} \quad (3.12)$$

Overføringsfunksjonene i hiv og stamp fra Shipx og Hydrod ble også normalisert som vist i ligning (3.12).

3.4.3 Beregning av overføringsfunksjoner for krefter mellom Windflip og Hywind

Kreftene mellom Windflip og Hywind ble målt med kraftgivere som beskrevet i kapittel ”2.5.3.1 Bjelkegivere”. Signalet fra disse kraftgiverne ble filtrert slik at vi fikk en et signal med samme periode som møteperioden.

Følgende overføringsfunksjoner for kreftene ble beregnet:

- Overføringsfunksjon for kraft mellom Windflip og Hywind i aktre kraftgiver
- Overføringsfunksjon for kraft mellom Windflip og Hywind i forre kraftgiver
- Overføringsfunksjon for resulterende kraft mellom Windflip og Hywind

Overføringsfunksjonene for kreftene ble funnet ved å normalisere kraftamplituden på bølgeamplituden:

$$|H(\omega)|_F = \frac{F_a(\omega)}{\zeta_a} \quad (3.13)$$

Overføringsfunksjonene for kreftene beregnet fra Hydrod ble også normalisert som vist i ligning (3.13).

Kapittel 4 Resultater og estimering av designlaster

4.1 Miljøbetingelser

Noble Denton har i dokumentet "Guidelines for marine transportations" (Noble Denton 2009) gitt retningslinjer på hvordan den ekstreme sjøtilstanden skal velges. Det er to forskjellige framgangsmåter for hvordan den ekstreme sjøtilstanden skal velges avhengig av operasjonenes varighet:

1. Operasjoner som tar mindre enn 72 timer klassifiseres som "Weather-restricted operations".
2. Operasjoner som tar mer enn 72 timer klassifiseres som "Unrestricted operations".

For operasjoner som faller inn under punkt 1 er det ikke nødvendig å bruke ekstremverdistatistikk for å bestemme operasjonskriterium. En av hovedgrunnene til dette er at vi antar at værmeldingene er gode nok til å forutsi været 72 timer fram i tid.

For operasjoner som faller under punkt 2 er det nødvendig å bruke ekstremverdistatistikk for det aktuelle området hvor operasjonen skal foregå for å bestemme operasjonskriteria.

Utfordringen for meg var at det ikke er gjort gode analyser på hvor lang tid det tar å gjennomføre hele utsettingsoperasjonen med Windflip. Dagens grove anslag er at det tar én dag å slepe Windflip ut til feltet hvor vindturbinene skal installeres, én dag å frigjøre vindturbinen og én dag å slepe Windflip tilbake til havn. Totalt blir dette 3 dager (72 timer). I denne masteroppgaven har jeg begrenset med tid, og jeg har ikke mulighet til å gå igjennom hele operasjonen og analysere hvor lang tid hele operasjonen kommer til å ta. Jeg har derfor valgt å anta at operasjonen tar mer enn 72 timer, og å klassifisere operasjonen under punkt 2.

På grunn av at jeg valgte å anta at operasjonen tar mer enn 72 timer måtte jeg ta i bruk ekstremverdistatistikk for det aktuelle området. Jeg valgte å begrense meg til å se på én lokasjon. Lokasjonen jeg valgte å se på var dagens plassering av Hywind:

- 59,15°N, 4,96°Ø: Plassering til dagens testversjon av Hywind.

I beregningene valgte jeg å bruke en returperiode for H_S på ett år. Dette valget ble tatt på bakgrunn av retningslinjer fra ISO. For operasjoner som tar fra tre dager til en uke anbefaler ISO å bruke årlig returperiode hvor det er tatt hensyn til sesongvariasjoner (International Organization for Standardization 2009).

For å få tak data for denne lokasjonen tok jeg kontakt med Magnar Reistad hos Metrologisk Institutt. Reistad gav meg hindcast-data for H_{M0} og T_P for hver tredje time fra september 1957 til desember 2008.

Ved å behandle disse dataene i Matlab fikk jeg scatterdiagrammene vist i "Vedlegg U – Scatterdiagram". I dette scatter-diagrammet har jeg kun sett på månedene juni, juli og august. Grunnen til dette er at operasjonene som utføres med Windflip i hovedsak vil foregå i perioden fra juni til august for å unngå kostbare utsettelser som en følge av dårlig vær, og at ISO godtar at det blir tatt hensyn til sesongvariasjoner for slike operasjoner.

Under utarbeidelsen av scatterdiagrammet valgte jeg å bruke en inndeling på 1,0 meter for H_S og 1,0 sekunder for T_p . Jeg kunne økt nøyaktigheten ved å dele inn i flere H_S - og T_p -klasser, men jeg anså det for godt nok med denne inndelingen i denne oppgaven.

Fra disse dataene beregnet jeg langtidfordelingen. Fra Haver (Haver 2009) hadde jeg at en to-paramter Weibullfordeling kunne benyttes:

$$F_{H_S}(h_S) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{h_S}{\lambda}\right)^k\right) \quad (4.1)$$

Estimerte den kumulative fordelingen til H_S ved å benytte scatter-tabellene:

$$F_{H_S}(h_S) = \frac{n}{N+1} \quad (4.2)$$

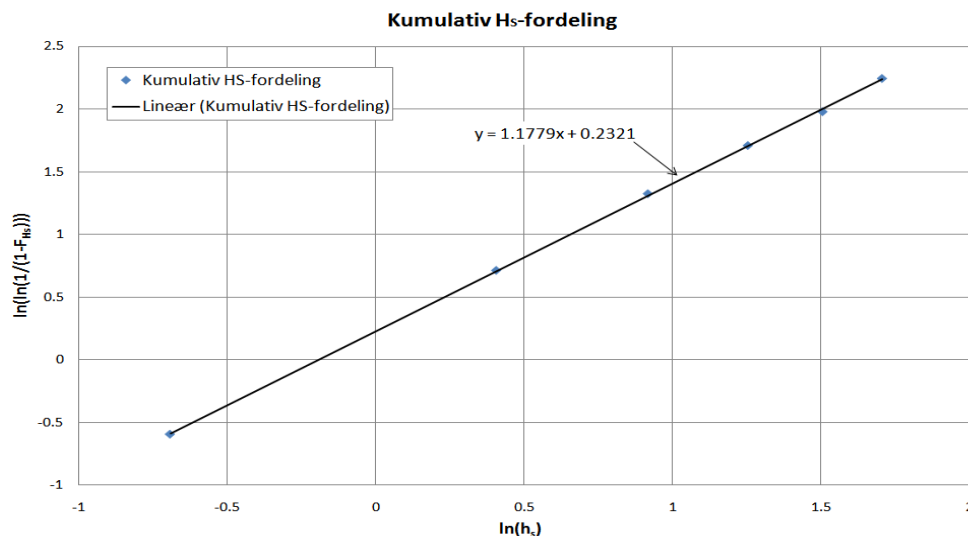
Ligning (4.1) kan omskrives til:

$$\ln\left(\ln\left[\frac{1}{1-F_{H_S}}\right]\right) = k \ln(h_S) - \ln(\lambda) \quad (4.3)$$

Benyttet at ligning (4.3) kan skrives på formen $y = ax + b$. Hvor:

$$\begin{aligned} x &= \ln(h_S) \\ y &= \ln\left(\ln\left[\frac{1}{1-F_{H_S}}\right]\right) \end{aligned} \quad (4.4)$$

Ved å bruke lineær regresjon i Matlab fikk jeg følgende plot for den kumulative fordelingen av H_S :



Figur 37 – Kumulativ H_S -fordeling

Det gav følgende verdier for k og λ :

Lokasjon	k	λ
59.15N, 4.96E	1,178	0,793

Tabell 20 – Verdier for konstanter i H_S -fordeling

Beregnet signifikante bølgehøyde med returperiode på et år fra fordelingsfunksjonen til H_S . I beregningene har jeg antatt at en sjøtilstand har en varighet på 3 timer. I løpet av et år har vi da 2920 sjøtilstander.

I kompendiet fra faget ”TMR 4195 Havkonstruksjoner” (Haver 2009) fant jeg at den kumulative sannsynligheten for ikke-overskridelse kan uttrykkes som:

$$F_{H_S}(h_S) = 1 - \frac{1}{N} \quad (4.5)$$

I ligning (4.5) er N antall sjøtilstander i det tidsvinduet vi ønsker å se på. Ved å kombinere ligning (4.1) og (4.5) kommer jeg fram til følgende uttrykk:

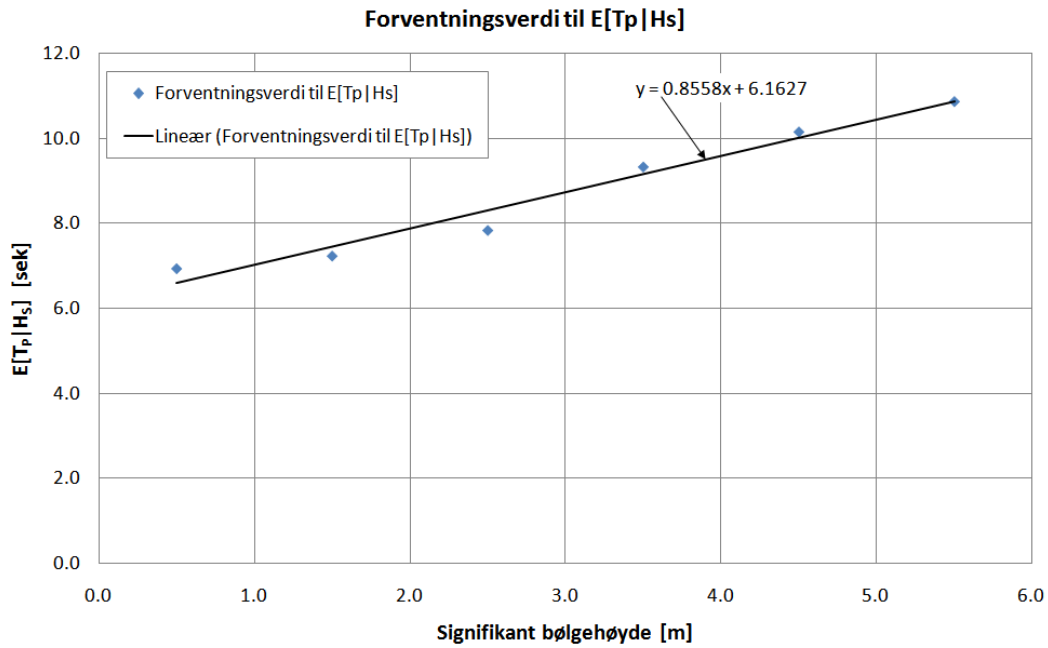
$$h_S = \lambda [\ln(N)]^{1/k} \quad (4.6)$$

Ved å sette inn verdier fra Tabell 20 for k og λ i ligning (4.6) kom jeg fram til følgende verdier for signifikant bølgehøyde:

Lokasjon	1 års signifikant bølgehøyde [m]
59.15N, 4.96E	4,62

Tabell 21 – Signifikant bølgehøyde (Juni - August)

Fra overføringsfunksjonene i hiv og stamp i ”Vedlegg Æ – Overføringsfunksjoner i hiv og stamp” ser vi at responsen er sterkt avhengig av perioden. Særlig er responsen i stamp avhengig av bølgeperioden. Det var derfor nødvendig å bestemme en verdi for T_p gitt H_S . I Figur 38 er forventningsverdien til toppperioden plottet som en funksjon av signifikant bølgehøyde.



Figur 38 – Forventningsverdi til toppperiode gitt signifikant bølgehøyde

Etter å ha studert Figur 38 valgte jeg å bruke lineær regresjon for å finne et kontinuerlig estimat for T_p gitt H_s . Fikk da følgende sammenheng:

$$E[T_p | H_s] = 0,856 \cdot H_s + 6,163 \quad (4.7)$$

Ved å bruke resultatene fra Tabell 21 sammen med ligning (4.7) fikk jeg følgende operasjonskriterium:

H_s [m]	T_p [sek]
4,62	10,1

Tabell 22 – Værdata

4.2 Beregning av responspekter

Når vi nå har etablert overføringsfunksjoner kan vi bruke følgende sammenheng mellom responspekter, bølgespekter og overføringsfunksjon:

$$S_x(\omega) = |H_x(\omega)|^2 S_\zeta(\omega) \quad (4.8)$$

Bølgespekteret i ligning (4.8) er i forhold til et fast punkt i havoverflata. Windflip har en framoverhastighet på 6,0 knop i fullskala og vil ”oppleve” et annet bølgespekter. I prinsippet blir vi nødt til å ta høyde for møtefrekvensen gjennom en transformasjon. Det gir følgende bølgespekter når vi antar motsjø (Lloyd 1998):

$$S_\zeta(\omega_e) = S_\zeta(\omega) \cdot \frac{g}{g + 2\omega U} \quad (4.9)$$

Ser vi på møtefrekvensen må ligning (4.8) skrives som:

$$S_x(\omega_e) = |H_x(\omega_e)|^2 S_\zeta(\omega_e) \quad (4.10)$$

Det er her verdt å merke seg at integralet av ligning (4.8) i frekvensplanet er likt integralet av ligning (4.10) i møtefrekvensplanet. Jeg har ikke tenkt å gå inn på hvorfor det blir slik men det henvises til Lloyd (Lloyd 1998). Det medfører følgende sammenheng:

$$\sigma^2 = \int_0^\infty S_x(\omega) d\omega = \int_0^\infty S_x(\omega_e) d\omega_e \quad (4.11)$$

Ligning (4.11) medfører at vi kan beregne variansen til en responsstørrelse ut fra både spekteret i frekvensplanet og møtefrekvensplanet. Seinere i denne oppgaven skal vi se at variansen blir en viktig størrelse for å kunne beregne ekstremverdistatistikk. Spørsmålet vi da må stille oss er i hvilket domene vi ønsker å gjennomføre beregningene av responsspekteret? Skal vi gå veien om møtefrekvensen eller skal vi bruke bølgefrequensen direkte? Her er det verdt å legge merke til at responsspekteret i frekvensplanet ikke har noen direkte fysisk mening. I litteraturen kalles ofte responspekteret i frekvensplanet for pseudospekter (Lloyd 1998). Ettersom jeg har utarbeidet alle overføringsfunksjonene for bølgefrequensen valgte jeg å beregne responspekteret ut fra ligning (4.8), det vil si for bølgefrequens og ikke møtefrekvens.

Overføringsfunksjonen er kjent fra tidligere kapittel. Det som da gjenstår å definere er bølgespekteret $S_\zeta(\omega)$. Når det gjelder valg av bølgespekter har jeg flere valg. De mest aktuelle spektertypene er; PM-spekteret, Jonswap-spekteret eller Torsethaugen-spekteret. De ulike typene av spektrere er drøftet av i litteraturen (Haver 2009; Myrhaug 2007), og jeg går ikke nærmere inn på de ulike typene av spektrere i denne oppgaven.

I møte med Sjur Brattland 19. juni 2009 fikk vi opplyst at Hywind vil bli plassert 10 til 70 km fra land i den første fasen. Det betyr at lokasjonen for hvor Windflip skal operere ligger forholdsvis nærme land. Vi har derfor en ikke-fullt utviklet sjøtilstand. Jeg har derfor valgt å bruke et spekter av Jonswap-

typen. De ulike parametrene til spekteret ble funnet kompendiet i ”TMR 4180 Marin Dynamikk” (Myrhaug 2007):

$$S_{\zeta}(\omega) = \frac{5}{32\pi} H_s^2 T_p \left(\frac{\omega_p}{\omega}\right)^5 \exp\left(-\frac{5}{4}\left(\frac{\omega_p}{\omega}\right)^4\right) \left(1 - 0.287 \ln(\gamma)\right) \gamma^{\exp\left(-\frac{\left(\frac{\omega}{\omega_p}-1\right)^2}{2\sigma^2}\right)} \quad (4.12)$$

$$\sigma = \begin{cases} 0.07 & \omega \leq \omega_p \\ 0.09 & \omega > \omega_p \end{cases} \quad (4.13)$$

I ligning (4.12) har γ blitt satt lik 3,30 (Myrhaug 2007).

Fra kompendiet i faget ”TMR 4180 – Marin dynamikk” (Myrhaug 2007) har vi at Jonswap-spekteret er en god modell for vindgenerert sjø.

4.3 Ekstremverdistatistikk

Ut fra fordelinga til den responsstørrelsen vi ser på ønsker jeg å bestemme den forventede største responsamplituden i et tidsintervall med N oscillasjoner. For kunne finne den forventede største responsamplituden er vi nødt til å etablere en fordelingsfunksjon for amplitudene. Fra kompendiet i ”TMR 4190 – Marin Dynamikk” (Myrhaug 2007) har vi at fordelingsfunksjonen til responsamplituden vil være Rayleigh-fordelt så lenge responsstørrelsen vi ser på er en stasjonær smalbåndet normalfordelt stokastisk prosess. Det har vist seg at bruk av Rayleigh-fordelinga gir konservative estimater (Myrhaug 2007).

Nå har vi slått fast at de individuelle maksimaene er Rayleigh-fordelte. Det gjenstår da å finne fordelinga til den største amplituden for hele tidsintervallet med N oscillasjoner. Det er da vanlig å anta at:

- Alle amplitudene for den gitte responsstørrelsen er identisk Rayleigh-fordelt.
- Alle responsamplitudene er statistisk uavhengige.

Disse to antagelsene gir følgende kumulative fordelingsfunksjon for største responsamplitude (Myrhaug 2007):

$$F_{A_{\text{MAX}}}(a) = \left[1 - \exp\left(-\frac{a^2}{2\sigma^2}\right) \right]^N \quad (4.14)$$

Forventningsverdien til største responsamplitude er gitt som tyngdepunktet i fordelingsfunksjonen:

$$\begin{aligned} E[A_{\text{MAX}}] &= \int_0^{\infty} a \cdot f_{A_{\text{MAX}}} da \\ &= \int_0^{\infty} a \cdot \left(\frac{dF_{A_{\text{MAX}}}}{da} \right) da \\ &= \int_0^{\infty} a \cdot \frac{d}{da} \left(\left[1 - \exp\left(-\frac{a^2}{2\sigma^2}\right) \right]^N \right) da \end{aligned} \quad (4.15)$$

Har vi mange oscillasjoner kan vi tilnærme ligning (4.15) som: (Myrhaug 2007)

$$E[A_{\text{MAX}}] = \sqrt{2}\sigma \left(\sqrt{\ln(N)} + \frac{0,2886}{\sqrt{\ln(N)}} \right) \quad (4.16)$$

Vi har da etablert et uttrykk for forventningsverdien til største responsamplitude. I ligning (4.16) er N lik antall nulloppekrysninger til responsvariabelen i det tidsintervallet vi studerer. Antar vi at en sjøtilstand har en varighet på 3 timer kan vi uttrykke N som:

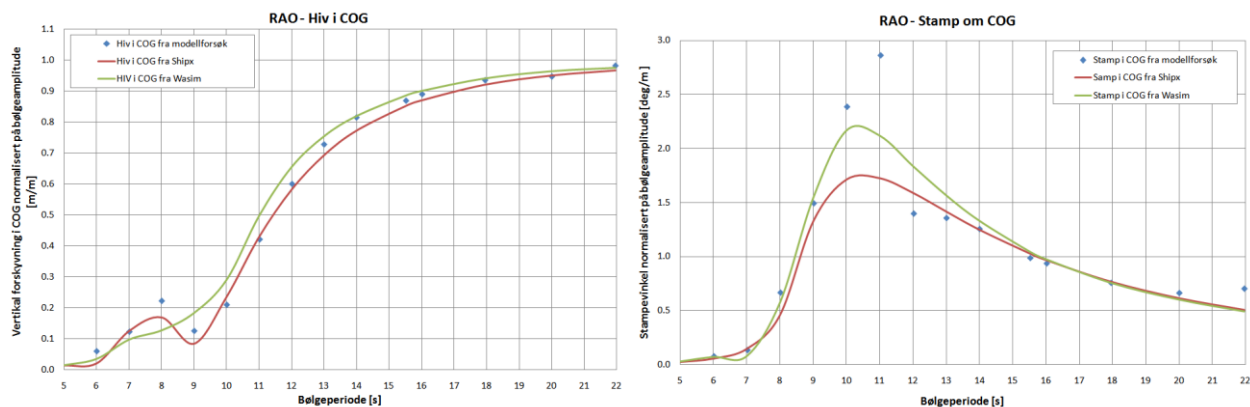
$$N = \frac{3 \cdot 3600}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2}{m_0}} \quad (4.17)$$

4.4 Resultater

4.4.1 Overføringsfunksjoner i hiv og stamp

Overføringsfunksjonene i hiv og stamp ble beregnet som forklart i kapittel ”3.4.1

Overføringsfunksjoner i hiv og stamp”. I Figur 39 er overføringsfunksjonene for henholdsvis hiv og stamp skissert. Disse plottene kan være vanskelige å lese av, og forstørrede figurer ligger i ”Vedlegg Æ – Overføringsfunksjoner i hiv og stamp”.



Figur 39 – Overføringsfunksjoner for hiv- og stampebevegelsa

I overføringsfunksjonen for hivbevegelsa ser vi at vi har en topp for bølgeperioder på 8,0 sekunder. Toppen er liten, med det skyldes den store dempinga i hiv. Det tilsvarer en møteperiode på 6,4 sekunder. Det stemmer god med egenperioden i hiv beregnet fra decay test på 6,1 sekunder (Tabell 19). For høye perioder, det vil si lange bølger, blir hivbevegelsen lik bølgeamplituden. For bølgeperioder på 8,75 sekunder vil bølgelengden være lik halve lengden til Windflip. Når bølgelengden er lik halve lengden til Windflip har vi kansellering i hiv. Det stemmer godt med bunnen vi har i overføringsfunksjonen i hiv rundt 9,0 sekunder.

I overføringsfunksjonen for stampebevegelsen observerer vi en topp for bølgeperioder mellom 10,0 og 11,0 sekunder. Det tilsvarer en møteperiode på 8,4 til 9,3 sekunder. Det er litt høyere enn egenperioden for stampebevegelsen beregnet fra decay test til 7,3 sekunder (Tabell 19).

Sammenligner vi overføringsfunksjonene beregnet fra sea-keeping testene med overføringsfunksjonene beregnet numerisk fra Shipx og Hydrod ser vi generelt en svært god overensstemmelse.

4.4.2 Overføringsfunksjoner for akselasjoner

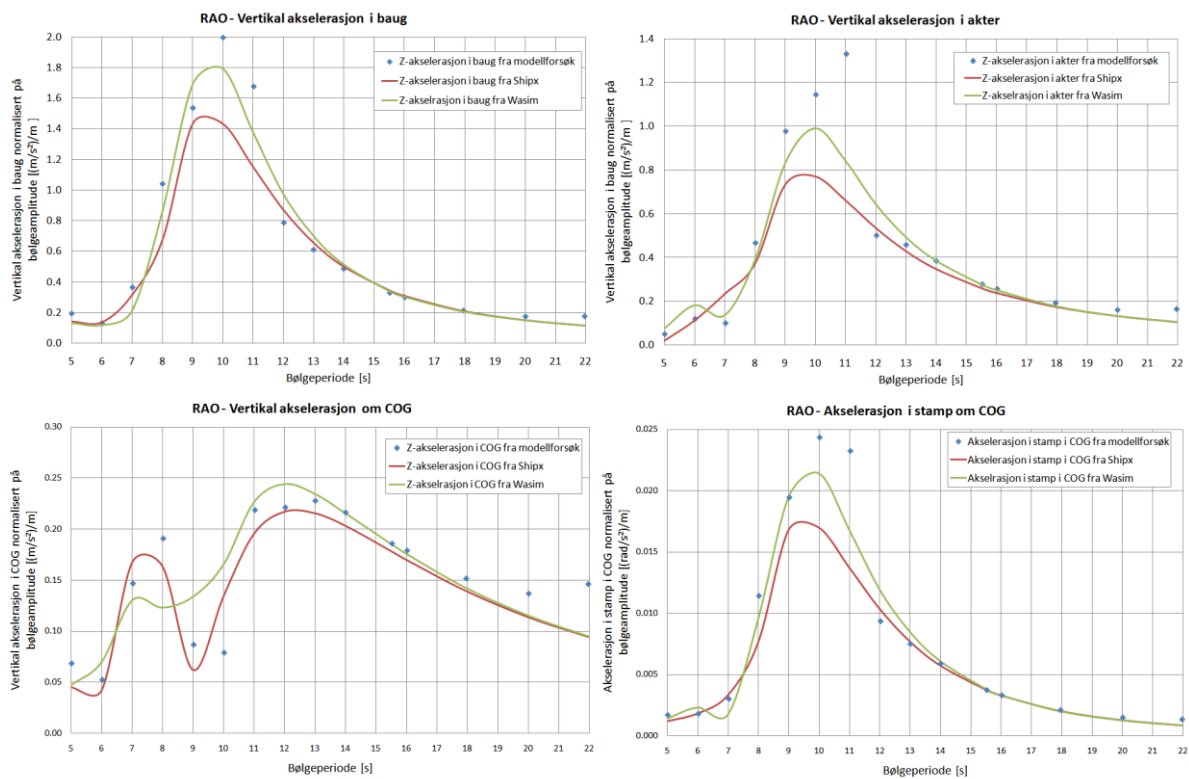
Overføringsakselasjonene for akselasjonene ble beregnet som forklart i kapittel ”3.4.2 Beregning av overføringsfunksjoner for akselasjoner”. I figuren under (Figur 40) er overføringsfunksjonene for vertikalakselasjonen i baug, vertikalakselasjonen i akter, vertikalakselasjonen i tyngdepunktet og akselasjonen til stampebevegelsa plottet.

Som for hiv og stampebevegelsa er plottene i Figur 40 litt vanskelig å lese av. Forstørrede plott ligger derfor vedlagt i ”Vedlegg Ø – Overføringsfunksjoner for akselasjoner”.

Ser vi på overføringsfunksjonen til vertikalakselasjonen i tyngdepunktet ser vi at vi har en topp for bølgeperioder fra 7 til 8 sekunder. Vi har en bunn for bølgeperioder på 9 sekunder. Dette er tilsvarende karakteristika som for overføringsfunksjonen til hivbevegelsa, og jeg går derfor ikke nærmere inn på dette.

Ser vi på overføringsfunksjonen til akselasjonen til stampebevegelsa ser vi at vi har en topp for bølgeperioder mellom 10,0 og 11,0 sekunder. I tillegg er det et stort sprang i akselasjonen når bølgeperioden øker fra 11 til 12 sekunder. Dette er tilsvarende karakteristika som for overføringsfunksjonen til stampebevegelsa, og jeg går derfor ikke nærmere inn på dette.

Generelt kan vi si at det er godt overensstemmelse mellom overføringsfunksjonene beregnet fra sea-keeping forsøk og numeriske analyser fra Shipx og Hydrod. Shipx gir best overensstemmelse for vertikalakselasjonen i tyngdepunktet, mens Hydrod gir best overensstemmelse for akselasjonen til stampebevegelsa.



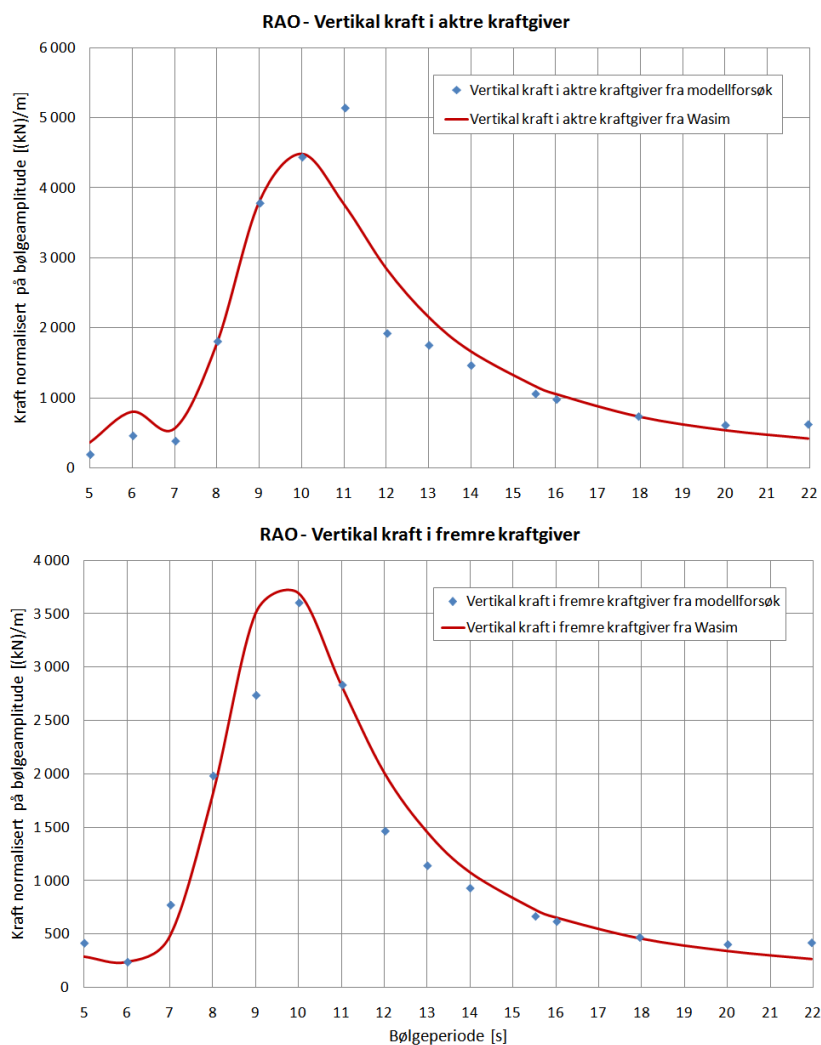
Figur 40 – Overføringsfunksjoner for akselasjoner

4.4.3 Overføringsfunksjoner for kreftene mellom Windflip og Hywind

Overføringsfunksjonene for kreftene mellom Windflip og Hywind ble beregnet som forklart i kapittel ”3.4.3 Beregning av overføringsfunksjoner for krefter mellom Windflip og Hywind”.

Overføringsfunksjonene for vertikal kraft i akre og fremre kraft giver er plottet i figuren under (Figur 41). I disse plottene ser vi at overføringsfunksjonene har en topp for bølgeperioder rundt 10 sekunder. Denne toppen sammenfaller med toppen i overføringsfunksjonen for stampebevegelsa og i overføringsfunksjonen for akselerasjonen til stampebevegelsa. Ut fra disse overføringsfunksjonene kan vi derfor si at kreftene mellom Windflip og Hywind i akre og forre kraftgiver er dominert av stampebevegelsa. En reduksjon i stampebevegelsa og en reduksjon i akselerasjonen til stampebevegelsa vil derfor gi en reduksjon i vertikalkrafta mellom Windflip og Hywind.

Plottene i Figur 41 er litt vanskelig å lese av. Forstørrede plott ligger derfor vedlagt i ”Vedlegg Å – Overføringsfunksjoner for krefter”.



Figur 41 – Overføringsfunksjoner for krefter

4.4.4 Drøfting av feilkilder og nøyaktighet av overføringsfunksjoner

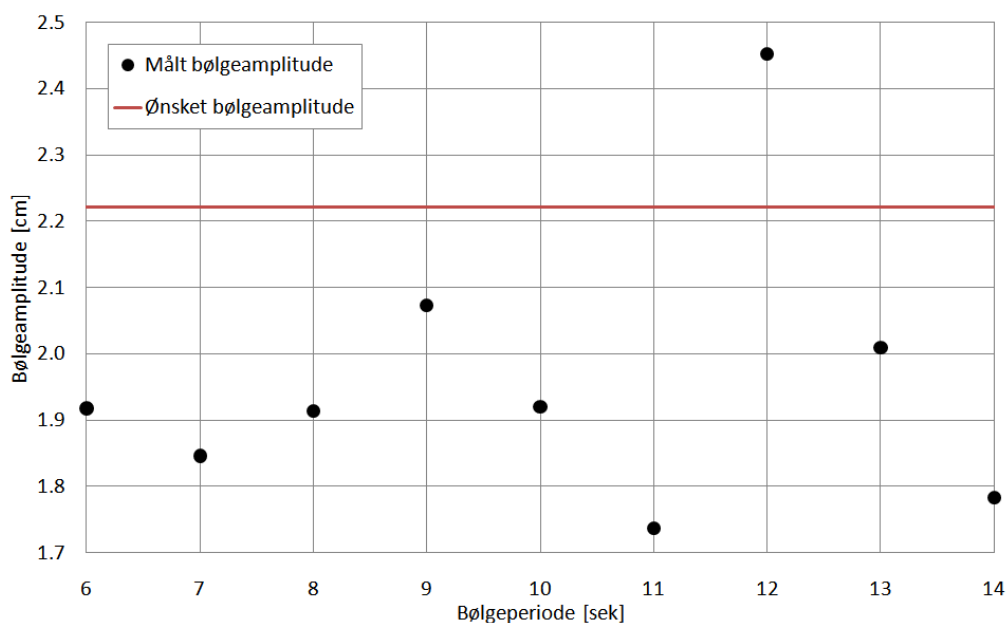
Vi kan også observere at vi har et stort sprang i overføringsfunksjonen beregnet fra sea-keeping testene for stampebevegelsen når bølgeperioden øker fra 11,0 til 12,0 sekunder. Det samme spranget kan vi se i overføringsfunksjonene for vertikalakselasjonen og for kreftene mellom Windflip og Hywind. Overføringsfunksjonen for stampebevegelsen ble beregnet fra det optiske systemet. Overføringsfunksjonene for vertikalakselasjonene ble beregnet fra akselerometerene. Overføringsfunksjonene for kreftene mellom Windflip og Hywind ble beregnet fra kraftgiverne. Når vi observerer tilnærmet det samme spranget i overføringsfunksjonen beregnet fra tre ulike sensorsystemer er det all grunn til å anta at noe fysisk ligger bak.

Spørsmålet er da hvilke fysiske faktorer som gir dette spranget i overføringsfunksjonen når bølgeperioden øker fra 11,0 til 12,0 sekunder? Her kan det være verdt å merke seg at vi ikke observerer det samme spranget i overføringsfunksjonen for hivbevegelsen. Det må derfor være en eller flere parametre som gir dette spranget i stampebevegelsen.

En mulig forklaring kan være refleksjoner. En del av de reflekterte bølgene kan ha samme periode som bølgeperioden, men med ulik fase. Vi vil da få interferens. Ettersom fasen til de reflekterte bølgene vil være ulik vil vi få både konstruktiv og destruktiv interferens. Når fasen til de reflekterte bølgene er lik fasen til bølgene fra bølgemaskina vil vi få konstruktiv interferens og når de reflekterte bølgene er i motfase med bølgene fra bølgemaskina vil vi få destruktiv interferens. Dette vil ofte gi en karakteristisk fasong på tidsserien til overflatehevninga med stor amplitude på overflatehevning når vi har konstruktiv interferens og liten amplitude på overflatehevninga når vi har destruktiv interferens.

I Figur 39 er den målte overflatehevninga for sea-keeping testene plottet. Fra denne figuren ser vi at amplituden til overflatehevninga er forholdsvis lik gjennom hele tidsserien. Ut fra dette er det grunn til å tro at refleksjon har påvirket testene i noen nevneverdig grad.

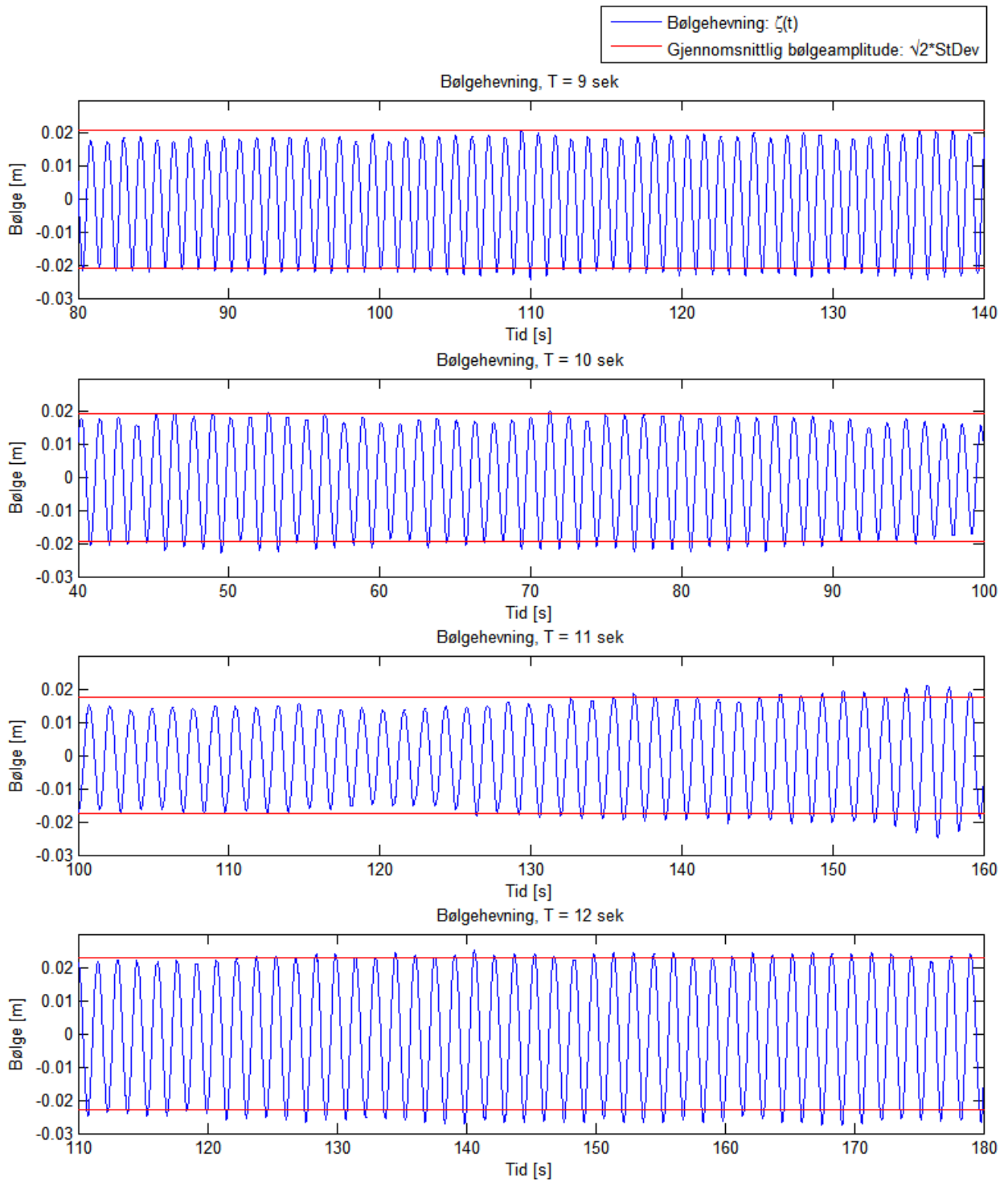
I Figur 42 er gjennomsnittlig bølgeamplitude for de ulike bølgeperiodene plottet. Gjennomsnittlig bølgeamplitude er beregnet fra ligning (3.7). Fra Figur 42 observerer vi at målt bølgeamplitude har blitt lavere enn ønsket bølgeamplitude for alle bølgeperiodene bortsett fra for bølgeperioden på 12,0 sekunder.



Figur 42 – Målt bølgeamplitude og ønsket bølgeamplitude

I tillegg observerer vi at den målte bølgeamplituden for bølgeperioden på 11,0 sekunder er den laveste målte bølgeamplituden av alle målingene i Figur 42.

Generelt har vi en meget god overensstemmelse mellom overføringsfunksjonene beregnet fra eksperimentelle data og fra dataprogrammene Shipx og Hydrod. Det er en god indikasjon på at de beregnede overføringsfunksjonene fra både eksperiment og numeriske analyser har god kvalitet.



Figur 43 – Målt overflatehevning

4.5 Respons i ulike sjøtilstander

Jeg valgt å beregne bølgespekteret for mange ulike H_S -verdier og T_p -verdier. Ved å kombinere disse bølgespektrene for de ulike sjøtilstandene med overføringsfunksjonen for den responsvariabelen vi ønsker å studere kan vi etablere et responsspekter for hver av de ulike sjøtilstandene. For hvert responsspekter kan vi beregne variansen fra ligning (4.11). Ut fra variansen og ligning (4.16) kan vi estimere forventet største amplitude til den responsstørrelsen vi ser på.

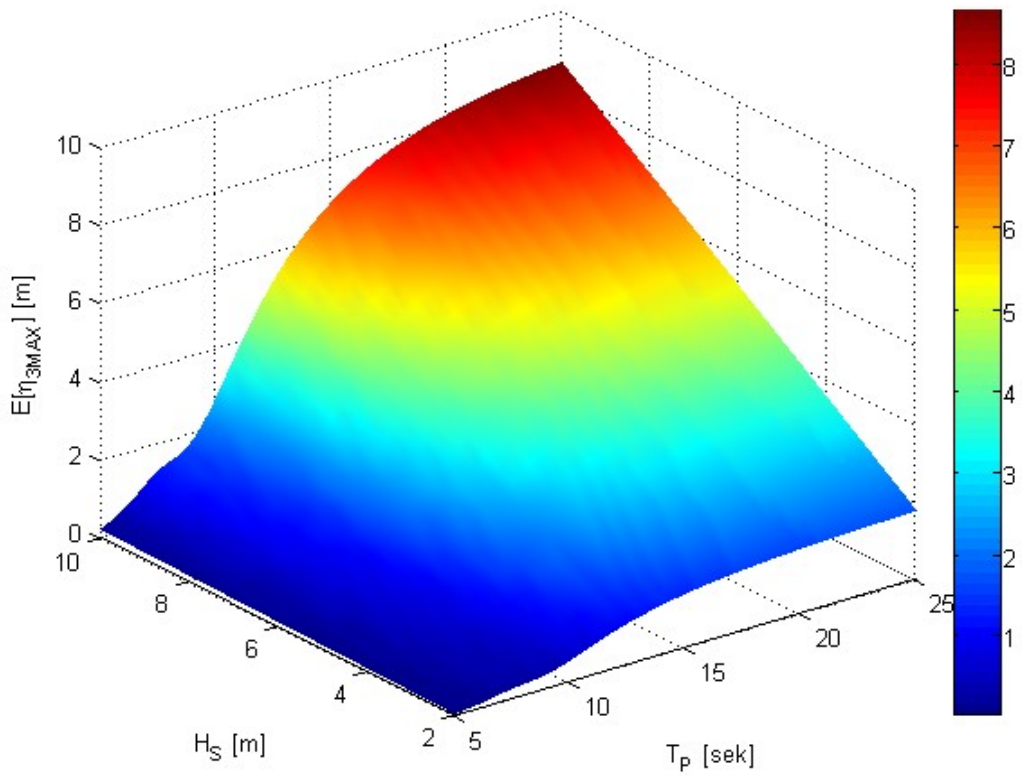
Bakgrunnen for å gjøre en slik analyse av responsen for ulike verdier av H_S og T_p er at vi da kan danne oss et bilde av følsomheten for en forandring i T_p og H_S . En stor forandring i responsen for en liten forandring i T_p eller H_S er ofte noe vi ønsker å unngå. Dette er en god metode å identifisere hvilke T_p -verdier som er mest kritiske for en gitt H_S -verdi.

I figurene under er responsen i ulike sjøtilstander plottet for hivbevegelsa, stampebevegelsa, akselerasjonen i hiv og akselerasjonen til stampebevegelsa.

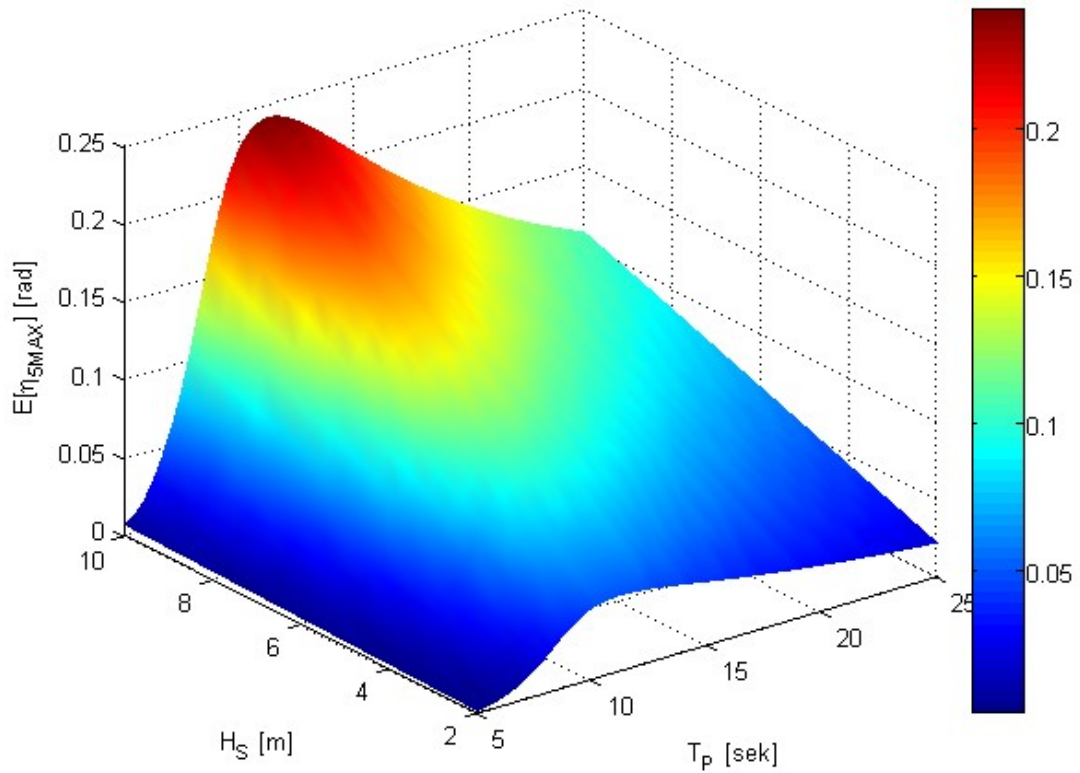
Ut fra disse figurene kan vi se at hivbevegelsa øker før økende signifikant bølgehøyde og topperiode. Hivbevegelsa har ingen markert topp, og vi ser en utflatning i responsamplituden når topperioden blir større enn 15 sekunder. Største responsamplitude til hivbevegelsa blir i størrelsesorden lik bølgehøyden når T_p og H_S er stor. Ser vi på beregninger gjort av Myrhaug (Myrhaug 2007) hvor han fant at forholdet mellom forventet største bølgehøyde og signifikant bølgehøyde i en sjøtilstand på 3 timer med en nulloppekrysningsperiode på 12 sekunder var lik 1,92 har vi at forventet største hivamplitude er lik forventet største bølgehøyde. Det virker fornuftig tatt i betraktning at overføringsfunksjonen i hiv går mot 1,0 når topperioden øker.

Når det gjelder stampebevegelsa ser vi at vi har en markert topp for en topperiode like over 10 sekunder. Dette samsvarer godt med overføringsfunksjonen i stamp som har en topp i området mellom 10 og 11 sekunder.

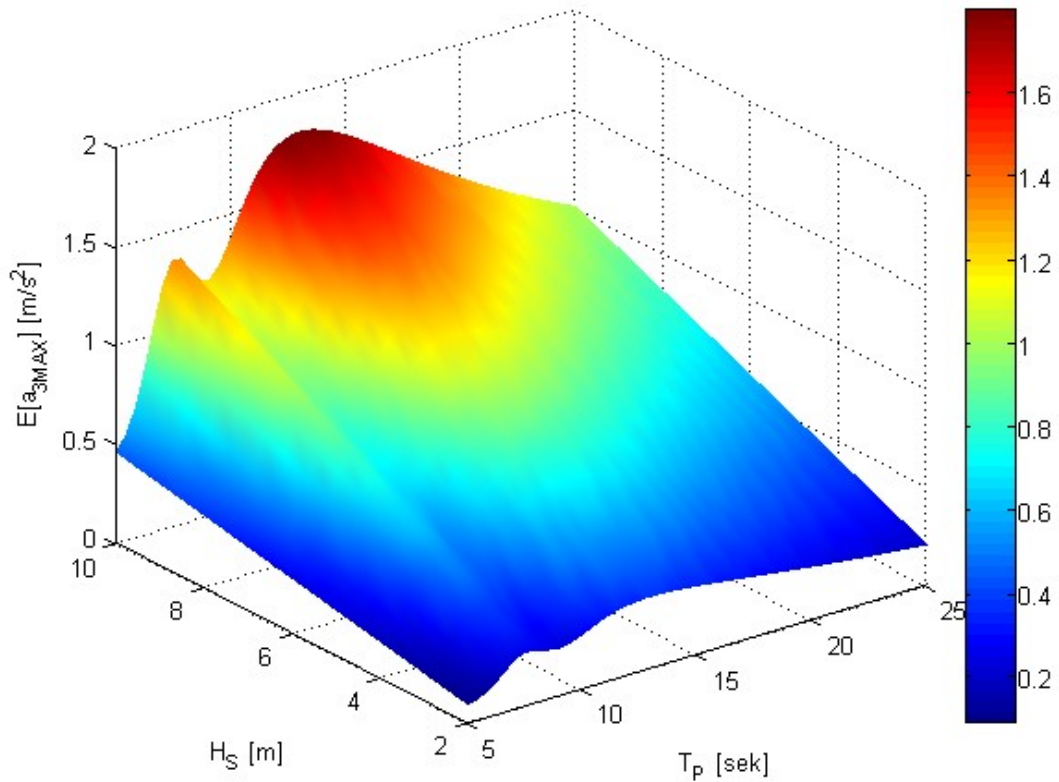
Når det gjelder akselerasjonene ser vi at akselerasjonen til hivbevegelsa og stampebevegelsa har tilnærmet samme fasong som overføringsfunksjonene.



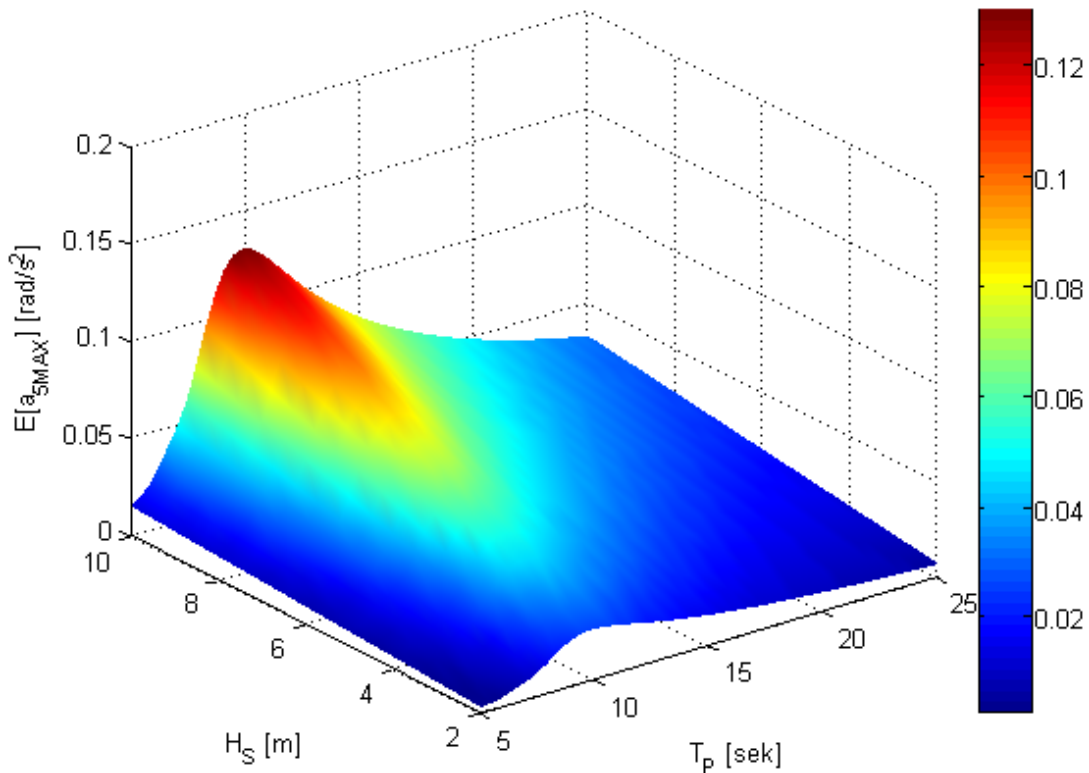
Figur 44 – Forventet største hivamplitude (Beregnet i forhold til COG)



Figur 45 – Forventet største stampamplitude



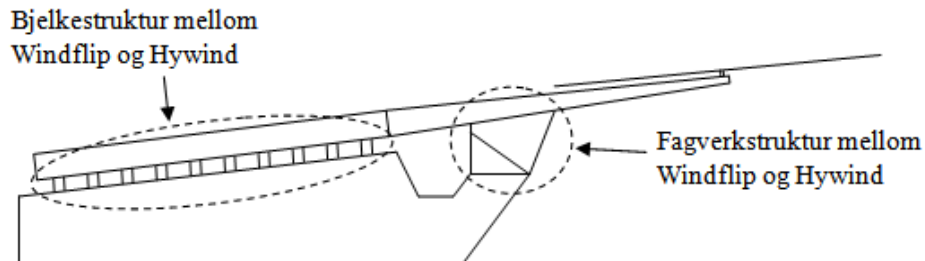
Figur 46 – Forventet største akselerasjon til hivbevegelsa (Beregnet i forhold til COG)



Figur 47 – Forventet største akselerasjon til stampebevegelsa

4.6 Design av sea-fastning system

Som nevnt i introduksjonskapittelet ser vi for oss å ha to støttestrukturer mellom Windflip og Hywind. Den ene strukturen er en fagverkstruktur i baugen på Windflip. Den andre strukturen er en bjelkestruktur mellom Windflip og Hywind på selve dekket av Windflip.



Figur 48 – Skisse av bjelkestruktur og fagverkstruktur mellom Windflip og Hywind

I prosjektoppgaven jeg skrev høsten 2009 kom jeg fram til at den kritiske komponenten under transport vil være tårnet på Hywind. Ved å montere inn en støttestruktur som vist i Figur 49 kom jeg fram til at Hywind vil ha stor nok kapasitet til å kunne fraktes med Windflip (Hynne 2009).

Det har derimot ikke blitt gjort noen gode analyser av hvordan selve sub-strukturen av Hywind skal opplagres på Windflip. Det er utviklingene av denne sub-strukturen som er hovedteamet for denne masteroppgaven. Designet av denne støttestrukturen er underlagt en rekke begrensninger. De viktigste begrensningene er gjennomgått i de påfølgende kapitlene.



Figur 49 – Skisse av fagverkstruktur analysert i prosjektoppgave

4.6.1 Design av bjelkestruktur

Når det gjelder designet av bjelkestrukturen var det to viktige hensyn som måtte tas. Det ene hensynet som måtte tas var at bjelkestrukturen har stor nok kapasitet til å ta opp de kreftene det blir utsatt for. Det andre hensynet om må tas er at designet av bjelkestrukturen må gjøres slik at de ikke kompliserer lastingen av Hywind i noen nevneverdig grad.

Å designe en bjelkestruktur med stor nok kapasitet til å ta opp de kreftene denne bjelkestrukturen blir utsatt for er åpenbart for de fleste. Når det gjelder design av bjelkestrukturen slik at den er til minimalt hinder for lasting og frigjøring er det mer abstrakt. For å få en konkret situasjon å ta utgangspunkt i må det defineres hvordan Hywind skal lastes om bord på Windflip og hvordan Hywind skal frigjøres fra Windflip når de står i vertikal posisjon. Lasting av Windflip om bord på Windflip kan gjøres på flere ulike måter, men det er etter min mening tre metoder som skiller seg ut:

1. Lasting av Hywind om bord på Windflip med en eller flere kraner
2. Lasting av Hywind om bord på Windflip ved et skinnesystem
3. Lasting av Hywind om bord på Windflip ved hjelp av store hengere

Hywind veier 6500 tonn når den skal lastes om bord på Windflip. I dag er det få landbaserte løftesystemer som har kapasitet til å løfte strukturer på 6500 tonn. Lasting av Hywind med en eller flere kraner er derfor en mulighet som mest sannsynlig kan utelukkes. Vi står da igjen med en situasjon hvor Hywind lastes om bord på Windflip ved hjelp av skinner eller hengere. Lasting av strukturer ved bruk av skinner eller hengere er ganske vanlig ettersom dette er de to metodene som blir benyttet for lasting av jacket-strukturer om bord på lektere.

For å benytte et skinnesystem eller hengere kreves det tilstrekkelig med plass på dekk av Windflip til at skinnene og hengerne får plass. Det gjør at sea-fastning systemet må designes slik at det tar minst mulig plass på dekk, og gir god plass til skinner og hengere.

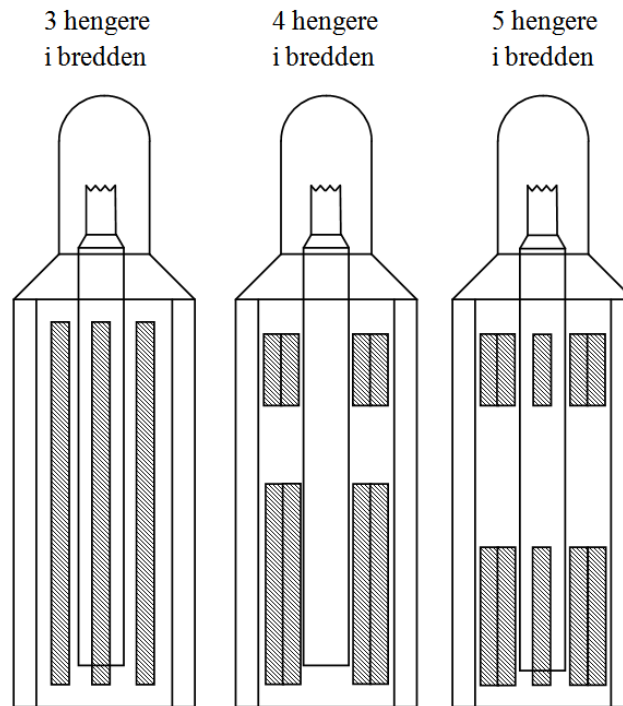
Et skinnesystem tar mindre plass enn et system av hengere. Jeg har derfor begrenset med til å se på en situasjon hvor lastingen skjer med hengere. Det skyldes at når lastingen kan gjøres med hengere kan den også gjøres ved bruk av et skinnesystem.

De to store produsentene av hengere som brukes til slike transportoperasjoner er Kamag og Goldhofer. Både Kamag og Goldhofer produserer hengere med nesten tilsvarende spesifikasjoner. Går vi inn i ”Vedlegg AA – Data over KAMAG 2400” ser vi at én aksel på denne hengertype kan ta en last på 36 tonn. Som nevnt tidligere er vekta til Hywind 6500 tonn. For å transportere Hywind om bord på Windflip trenger vi da 164 aksler. Total lengde av dekket på Windflip er 105 meter. Lengden av én aksel er 1,40 meter. For å unngå at hengeren blir lenger enn selve dekket på Windflip må vi derfor ha minst tre hengere i bredden. Lengden av hver henger for ulikt antall hengere i bredden er vist i Tabell 23.

Antall hengere i bredden	Lengde av henger [m]
3	90
4	58
5	46

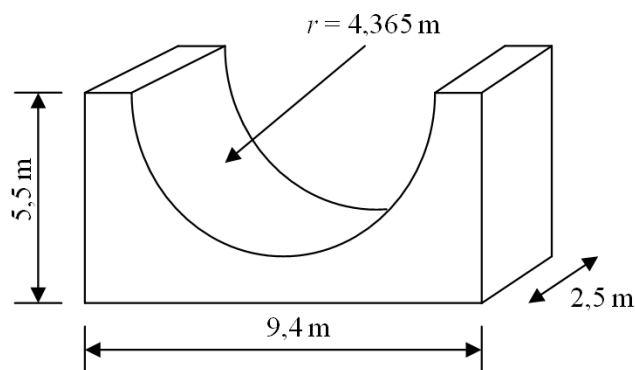
Tabell 23 – Lengde av henger for ulikt antall hengere i bredden

Spørsmålet er da hvor mange hengere i bredden man ønsker å benytte. En illustrasjon på et mulig oppsett av hengere er skissert i Figur 50 når vi har tre, fire og fem hengere i bredden. Når vi har 3 og 5 hengere i bredden ser vi at den ene hengeren blir plassert rett under Hywind. Å ha en henger rett under Hywind gjør det umulig å ha bjelkestruktur rett under Hywind. For å ha mulighet til å ha en bjelkestruktur rett under Hywind velger jeg å se på en situasjon hvor vi bruker 4 hengere i bredden.



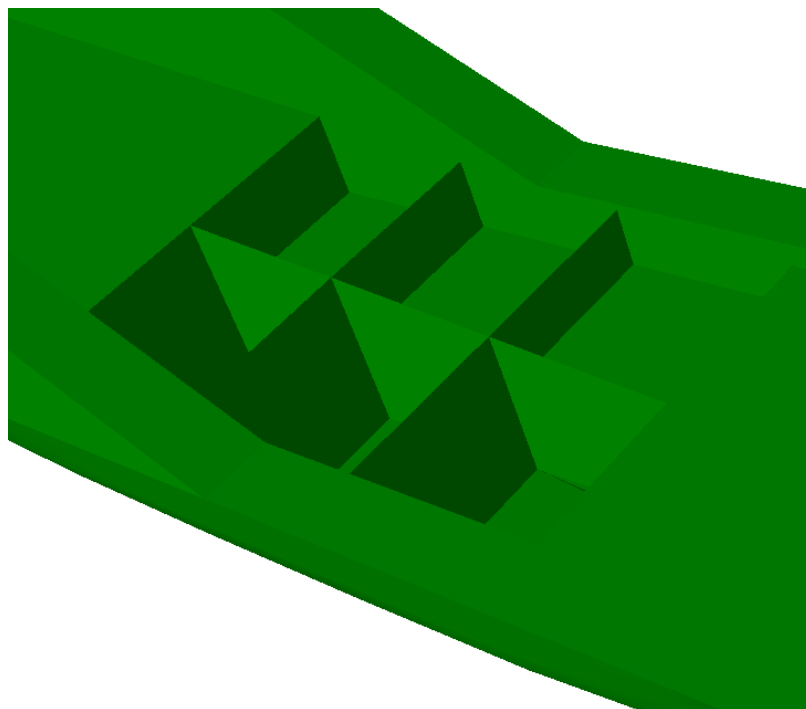
Figur 50 – Ulike konfigurasjoner av hengere på dekk av Windflip

Bredden til én henger er 2,430 meter. Den totale bredden av dekket er 20,0 meter når vi ser bort fra vingetankene. Benytter vi 4 hengere og går ut i fra at det må være minst 20 cm klaring på hver side av hengerne blir maksimal bredde til sea-fastning strukturen 9,480 meter. Tatt dette i betraktning skisserte jeg bjelkestrukturen vist i Figur 51.



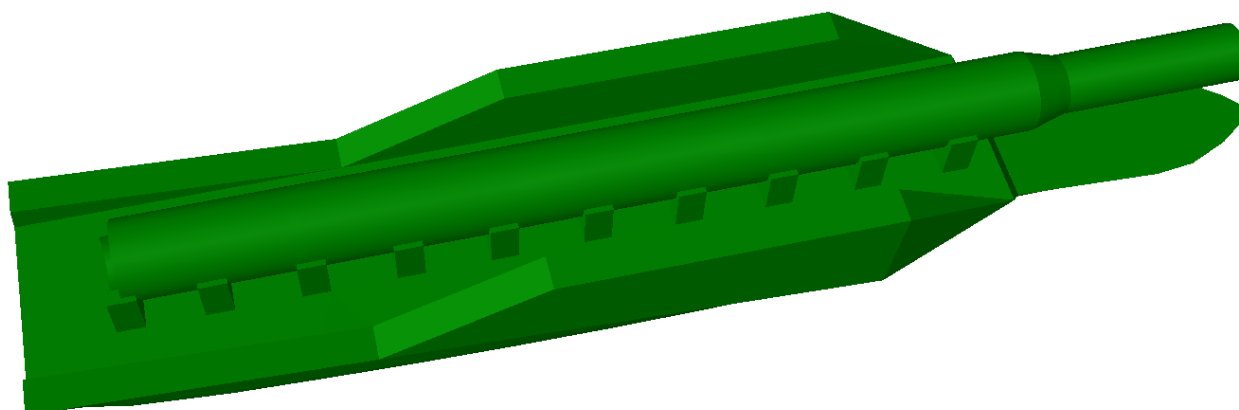
Figur 51 – Skisse av bjelkestruktur

Windflip er bygd opp av et senter langskipskott og tverrskipskott hver tiende meter i langskipsretning. Denne oppbygningen er skissert i Figur 52. Denne inndelingen ble ikke valgt ut fra strukturelle hensyn, men ble valgt for å ha mange tanker slik at det blir god kontroll på ballasteringen under hele flippeprosessen.



Figur 52 – Strukturell oppbygning av Windflip

For å minimere spenningene i dekket på Windflip vil det være naturlig å ha en bjelkestruktur mellom Windflip og Hywind ved hvert krysningspunkt mellom langskipskottet og tverrskipskottene. Det vil si at den skisserte bjelkestrukturen i Figur 51 blir plassert på dekket av Windflip hver tiende meter i langskipsretning. For å understøtte langs hele lengden av Hywind blir det da 10 slike støttestrukturer. Plasseringen av disse bjelkestrukturene er vist i Figur 53.



Figur 53 – Plassering av bjelkestruktur langs dekket av Windflip

4.6.2 Krefter mellom Windflip og Hywind

I kapittel ”4.4.3 Overføringsfunksjoner for kreftene mellom Windflip og Hywind” har vi etablert overføringsfunksjoner mellom Windflip og Hywind. Fra overføringsfunksjonene for kreftene mellom Windflip og Hywind ser vi at kreftene mellom Hywind og Windflip er sterkt avhengig av perioden. Når bølgeperioden er tilnærmet lik 10 sekunder har vi en topp i overføringsfunksjonen for både aktre og forre opplager.

Overføringsfunksjonene for kreftene gir en beskrivelse av de normaliserte kreftene mellom Windflip og Hywind for ulike bølgeperioder. Overføringsfunksjonene er derfor en god måte å kontrollere hvor sensitivt systemet er for forandringer i bølgeperioden.

For å bestemme kreftene mellom Windflip og Hywind for den mest kritiske sjøtilstanden blir vi nødt til å bruke ekstremverdistatistikk. Ved å benytte ligning (4.8) kan vi beregne responsspekteret for kreftene mellom Windflip og Hywind når overføringsfunksjonen og bølgespekteret er kjent. Ved å bruke ligning (4.16) kan vi ut fra responsspekteret bestemme forventet største amplitude til kreftene mellom Windflip og Hywind. Forventet største kraftamplitude for i aktre og forre kraftgiver for ulike T_p og H_s er vist i Figur 54 og Figur 55.

Fra disse to figurene ser vi at forventet største kraftamplitude opptrer når topperperioden i bølgespekteret er 10 sekunder. Dette stemmer god overens med toppen i overføringsfunksjonene for kreftene for bølgeperioder på 10 sekunder.

I kapittel ”4.1 Miljøbetingelser” estimerte jeg $H_{S1\text{år}}$ til 4,62 meter. Tilhørende $T_{P1\text{år}}$ ble estimert til 10,1 sekunder. Fra ligning (4.7) og Figur 38 har vi at forventningsverdien til T_p gitt H_s forandrer seg lite når H_s forandrer seg. En reduksjon i $H_{S1\text{år}}$ fra 4,62 meter til 3,0 meter gir kun en reduksjon i $T_{P1\text{år}}$ fra 10,1 til 8,7 sekunder. Går vi inn i figurene for forventet største kraftamplitude ser vi at kraftamplituden fortsatt er høy når T_p er rundt 9 sekunder. Det gjør at strukturen mellom Windflip og Hywind må designes for å ha stor nok kapasitet for å ta opp disse kreftene.

Går vi inn i figurene for forventet største kraftamplitude for H_s lik 4,62 meter og T_p lik 10,1 sekunder får vi følgende verdier:

Bjelkegiver	Dynamisk belastning [N]
Akre bjelkegiver	$1,50 \cdot 10^7$
Forre bjelkegiver	$1,25 \cdot 10^7$

Tabell 24 – Forventet største dynamisk belastning i bjelkegivere for $H_s = 4,62$ m og $T_p = 10,1$ sek

Ved å bruke massen og tyngdepunkts plasseringen til Hywind fra Tabell 18 og plasseringen av kraftgiverne fra Tabell 7 kom jeg fram til følgende fullskala statiske krefter i bjelkegiverne:

Bjelkegiver	Statisk belastning [N]
Akre bjelkegiver	$3,81 \cdot 10^7$
Forre bjelkegiver	$2,49 \cdot 10^7$

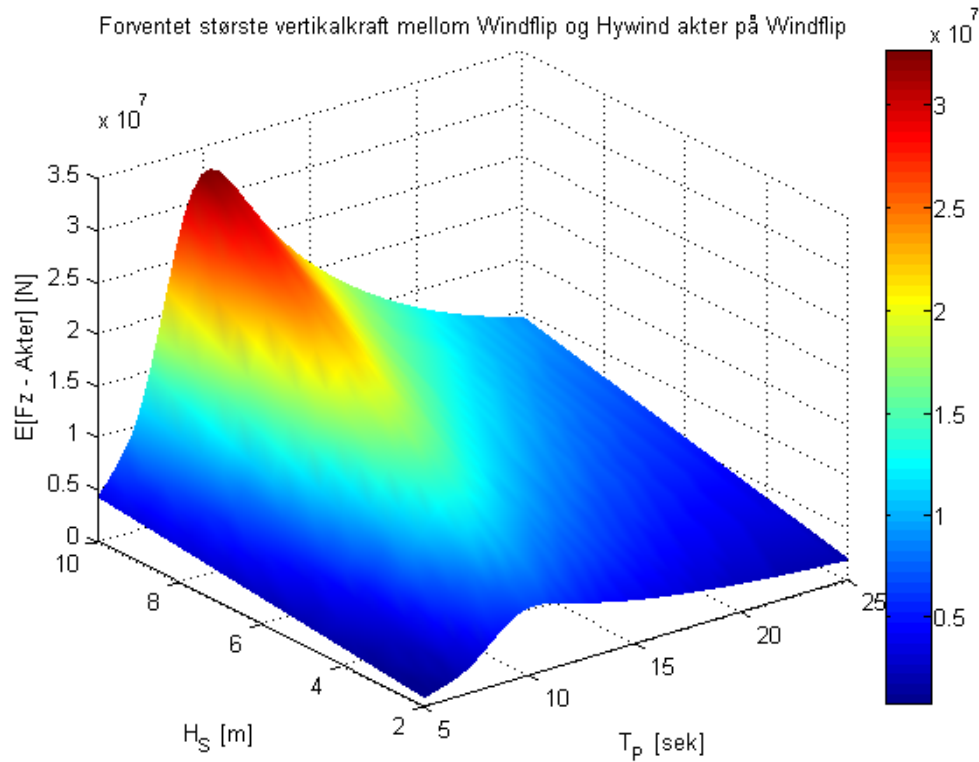
Tabell 25 – Statisk belastning i bjelkegivere

Fra Tabell 24 og Tabell 25 ser vi at den statiske belastninga i bjelkegiverne vil være større enn den dynamiske belastninga. Den statiske belastninga vil gi trykkbelastning i kraftgiverne, mens den dynamiske belastninga vil gi både trykk og strekkspenning i kraftgiverne. Vi får da følgende uttrykk for maksimal og minimal belastning i kraftgiverne:

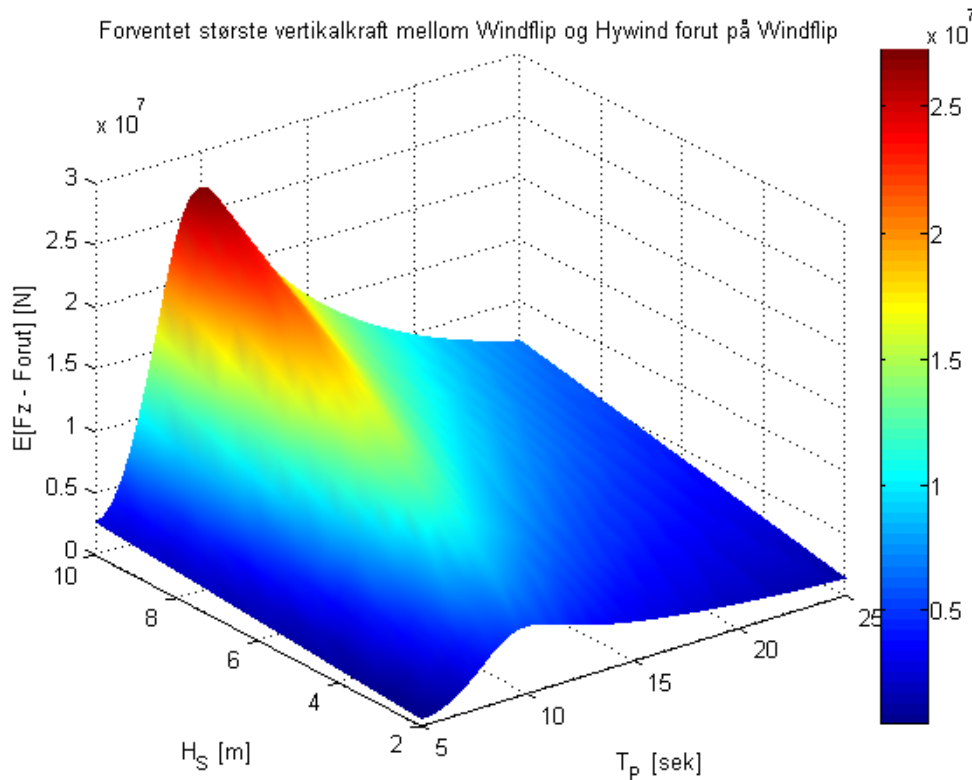
Bjelkegiver	Minimal total last [N]	Maksimal total last [N]
Aktre bjelkegiver	$2,31 \cdot 10^7$	$5,31 \cdot 10^7$
Forre bjelkegiver	$1,24 \cdot 10^7$	$3,74 \cdot 10^7$

Tabell 26 – Total belastning i kraftgiverne

I Tabell 26 er trykkrefter i bjelkegiverne definert som positiv belastning. Det er her viktig å merke seg at kraftgiverne alltid er utsatt for trykkrefter. Tar vi utgangspunkt i operasjonskriteriet vi har definert i Tabell 22 vil det aldri oppstå strekkrefter i kraftgiverne. Det er viktig ettersom strekkrefter i bjelkegiverne er noe som vi vil unngå. Vi ønsker å unngå strekkrefter i bjelkegiverne ettersom det betyr at Hywind må fastholdes for ikke å løftes vertikalt under transport. Hadde det oppstått strekkrefter i kraftsensorene måtte vi designet sea-fastning systemet slik at det forhindret en vertikalbevegelse av Hywind under transport. Når det ikke oppstod strekkrefter i kraftgiverne var det ikke nødvendig å designe sea-fastning systemet slik at det forhindrer vertikalbevegelse.



Figur 54 – Forventet største vertikalkraft i akter opplager for ulike kombinasjoner av T_P og H_S



Figur 55 – Forventet største vertikalkraft i forre opplager for ulike kombinasjoner av T_P og H_S

4.6.3 Analyse av bjelkestruktur mellom Windflip og Hywind

Vi har nå skissert et forslag til bjelkestruktur mellom Windflip og Hywind og estimert hvilke laster denne strukturen blir utsatt for under transport. Det som da gjenstår å gjøre er å fastslå om det foreslåtte designet til bjelkestruktur har stor nok kapasitet til å ta opp de kreftene det blir utsatt for.

I oppgaveteksten er det gitt at kapasiteten til bjelkestrukturen skal bestemmes ved en elementanalyse. Det er ikke gitt noen føringer for om denne elementanalysen skal gjøres lokalt eller globalt. Med en lokal elementanalyse menes en analyse hvor kun selve bjelkestrukturen blir analysert og hvor interaksjonen med skrogstrukturen til Windflip og sub-strukturen til Hywind blir tatt høyde for gjennom grensebetingelsene. Med en global analyse menes en analyse hvor hele bjelkestrukturen, skrogstrukturen til Windflip og sub-strukturen til Hywind blir modellert. I en global analyse må disse understrukturene ha en tilstrekkelig detaljrikdom slik at stivheten til strukturene og dermed interaksjonen mellom de ulike strukturene blir modellert riktig.

Utviklinga av Windflip har ikke kommet så langt at man har begynt å se på nødvendig tykkelse av stålplatene i skroget, stivertyper og stiverplassering, kneplater, stål kvaliteter eller sammenføyningsmetoder. Når vi mangler slik data er det vanskelig å etablere en analysemodell for hele skrogstrukturen med riktig modellert stivhet. Jeg mangler også detaljerte data på sub-strukturen av Hywind. Det skyldes at utgaven av Hywind som er brukt i denne masteroppgaven er slik Statoil ser for seg en framtidig utgave av Hywind kommer til å se ut. Dataene for denne utgaven av Hywind fikk vi overlevert fra Statoil på et møte den 19. juni 2009. Dette var data over de viktigste hovedkarakteristikaene skissert i "Vedlegg O – Karakteristiske data for Hywind".

På bakgrunn av dette var det utelukket å gjennomføre en global elementanalyse av Windflip, Hywind og sea-fastning strukturen. Det ble derfor valgt å gjennomføre en lokal elementanalyse av bjelkestrukturen mellom Windflip og Hywind.

Bjelkestrukturen mellom er et statisk ubestemt problem. Det betyr at antall likevektslikninger er mindre enn antall ukjente i problemet. Hvis vi har et system hvor antall ukjente er større enn antall likevektslikninger klarer vi ikke å bestemme reaksjonskreftene entydig uten å vite noen flere betingelser som for eksempel hvilke deformasjoner vi har. For å kunne si noe om de globale deformasjonene til Windflip og Hywind trenger vi å vite stivheten til disse to legemene. Som tidligere nevnt har vi ikke gode data på global strukturell stivhet til Windflip og Hywind. Dette gjør det vanskelig å beregne fordelingen av reaksjonskreftene i mellom de 10 bjelkestrukturene vi har mellom Windflip og Hywind.

For å fastslå om bjelkestrukturen har stor nok kapasitet har jeg derfor valgt å bruke følgende modell:

- De tre aktre bjelkestrukturene tar opp alle kreftene fra den aktre kraftsensoren
- De tre fremste bjelkestrukturene tar opp alle kreftene fra den forre kraftsensoren

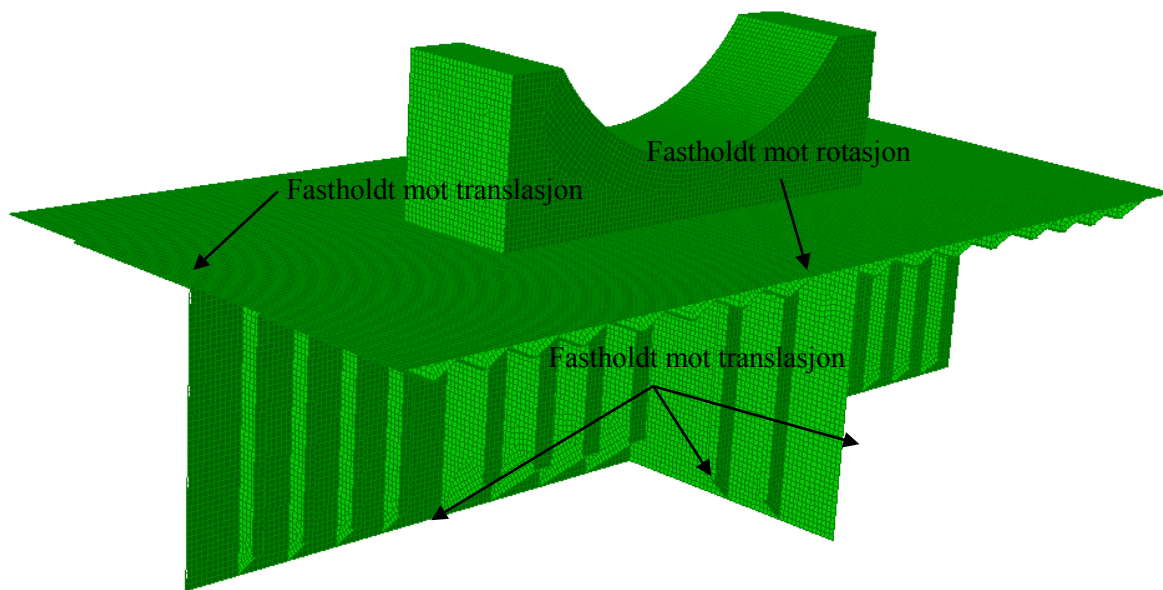
Denne modellen er ansett for å være konservativ ettersom bidraget fra de seks midtre bjelkestrukturene ikke er tatt med.

Jeg har valgt å bruke den samme bjelkestrukturen langs hele sub-strukturens lengde. Det gjør at det er de tre bjelkestrukturene i den aktre enden av Windflip som vil være utsatt for de største belastningene ettersom det er her de største kreftene vil opptre (Tabell 26).

4.6.3.1 Grensebetingelser

Ettersom jeg valgte å analysere et lite utsnitt av skrogbjelken i det området hvor vi har bjelkestruktur mellom Windflip og Hywind blir riktig innføring av grensebetingelser helt avgjørende for å få en tilstrekkelig god modell av interaksjonen mellom den utvalgte delen av skrogbjelken og den globale modellen.

I deler av platestrukturen hvor vi av symmetribetingelser kan slå fast at vi ikke har rotasjon har jeg valgt å innføre fast innspenning med fri translasjon som grensebetingelse. I de områdene hvor platestrukturen møter et tilstøtende skott eller andre stive detaljer som forhindrer translasjon har jeg valgt å innføre fritt opplager som grensebetingelse. Disse grensebetingelsene er vist i Figur 56.



Figur 56 – Grensebetingelser benyttet i analyse av bjelkestruktur

4.6.3.2 Materialvalg

Når det gjelder materialet som Windflip og bjelkestrukturen er bygd opp av har jeg valgt å gå ut i fra at de vil være bygd opp av stål med en stål kvalitet tilsvarende NS-EN 10025 S355K2 eller bedre. Det gir en flytegrense for konstruksjonen på 355 MPa for platetykkelser under 40 mm. For platetykkelser over 40 mm reduseres flytegrensa til 335 MPa.

4.6.3.3 Modellering av last

Lasta på bjelkestrukturen mellom Windflip og Hywind ble modellert som ei trykklast. Det prosjiserte arealet av kontaktflata mellom bjelekstrukturen og Hywind i xy -planet ble funnet til å være 17,9 m². Maksimal kraft på hver av de aktre bjelkestrukturene er $1,77 \cdot 10^7$ N. Det gir et trykk på 9,9·10⁵ Pa i negativ z -retning.

4.6.3.4 Begrensende spenning

I NS 3472 er det gitt at den elastiske kapasiteten til et tverrsnitt kan bestemmes fra Von Mises flytekriterium:

$$\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau_{xy}^2} \leq f_d = \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (4.18)$$

Flytegrensa f_y er gitt som 355 MPa for materialtykkelser under 40 mm. Materialfaktoren γ_{M1} er gitt som 1,10. Det gjør at maksimal spenning i konstruksjonen f_d ikke kan overstige 323 MPa.

4.6.3.5 Resultater fra elementanalyse

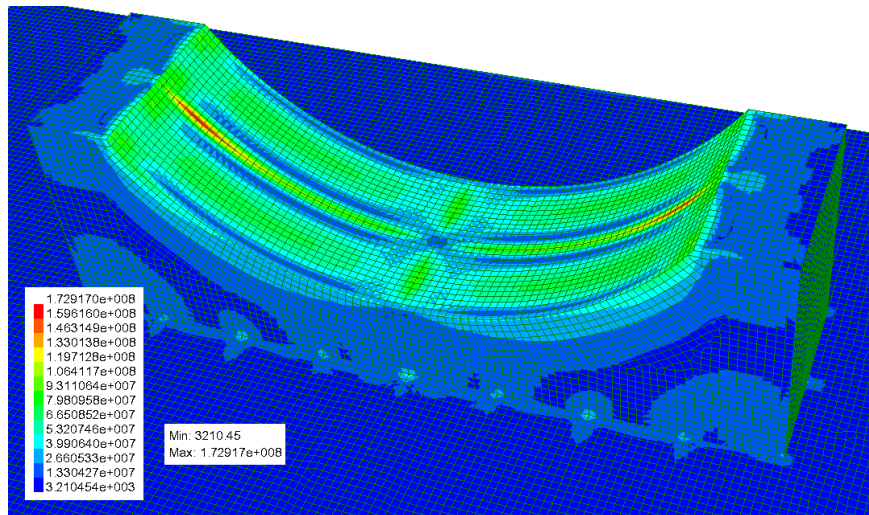
Selve modelleringen og utarbeidelsen av meshet ble gjennomført i Genie. Analysene ble gjennomført i Sestra. Analysene som ble gjennomført var lineær strukturell analyse. For mer informasjon om Sestra henvises til kapittel ”3.1.2.2 Sestra”.

Ved bruk av Von Mises kriteriet i ligning (4.18) ble det mest kritiske punktet funnet til å være overgangen mellom stegplata i midten av bjelkestrukturen og selve flensplata som Hywind ligger på. Spenningen i dette punktet ble 173 MPa. Dette er langt lavere enn den dimensjonerende spenningen på 323 MPa. I Tabell 27 er maksimal spenning for topp, senter og bunn av plata oppgitt.

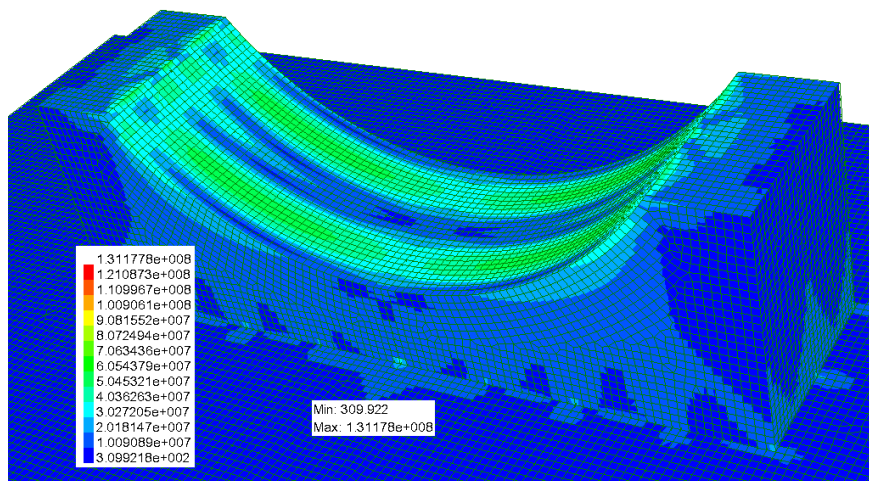
Posisjon i plata	Maksimal spenning [MPa]
Topp	173
Senter	131
Bunn	173

Tabell 27 – Maksimal spenning for ulike posisjoner i plata

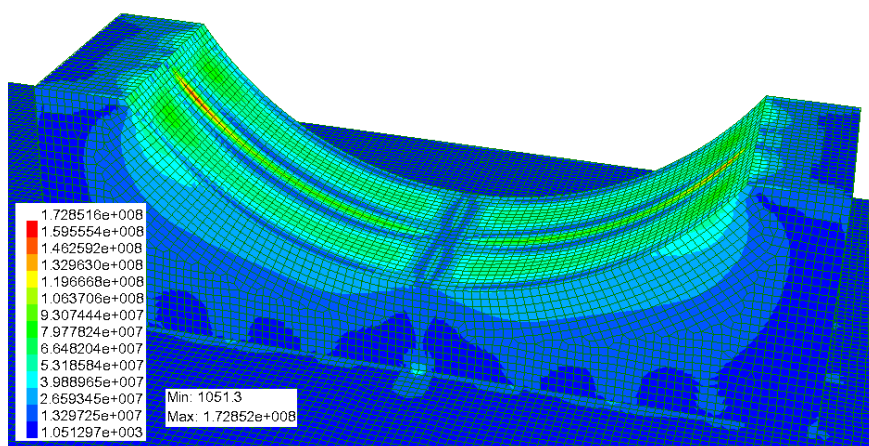
I Figur 57, Figur 58 og Figur 59 er Von Mises spenningene plottet. Ettersom maksimal spenning i bjelkestrukturen er langt lavere maksimal tillatt spenning i konstruksjonen har bjelkestrukturen stor nok kapasitet til å ta opp de kreftene den blir utsatt for.



Figur 57 – Maksimal spenning i bjelkestruktur i topp av platene



Figur 58 – Maksimal spenning i bjelkestruktur i senter av platene



Figur 59 – Maksimal spenning i bjelkestruktur i bunn av platene

Kapittel 5 Konklusjon

I denne masteroppgaven har jeg studert transporten av Hywind med Windflip. Denne transportfasen ble studert gjennom numeriske og eksperimentelle studier. Fokuset i disse studiene har vært på bevegelsene og akselerasjonene til Windflip, og på kreftene som oppstod mellom Hywind og Windflip under transport.

De numeriske og eksperimentelle studiene ble gjennomført med regulære bølger med ulik periode. Ut fra disse beregningene ble overføringsfunksjoner for bevegelser, akselerasjoner og krefter utarbeidet. I denne masteroppgaven har vi sett at det er god overensstemmelse mellom overføringsfunksjonene beregnet fra de numeriske verktøyene Shipx og Hydrod og overføringsfunksjonene beregnet fra modellforsøk. Det er likevel verdt å nevne at i de numeriske studiene ble responsen ved resonans underestimert noe i forhold til data fra modellforsøk.

På grunn av det gode samsvaret mellom resultatene fra de numeriske analysene og resultatene fra modelltestingen anser jeg numeriske analyser for å være tilstrekkelig for videre analyser av selve transportfasen i framtida. Det betyr at ved en eventuell videreutvikling av Windflip vil det ikke være nødvendig å gjennomføre en modelltest for å bestemme responsen til Windflip. Det er heller ikke nødvendig å gjennomføre modelltesting for å fastslå kreftene som virker mellom Windflip og Hywind under transport.

Jeg har kommet fram til et design for en bjelkestruktur mellom Windflip og Hywind som ikke forhindrer lastingen av Hywind på Windflip i noen nevneverdi grad. Denne bjelkestrukturen har stor nok kapasitet til å ta opp de kreftene den blir utsatt for. Disse bjelkestrukturene skal plasseres i skjæringspunktet mellom langskipsskottet og tverrskipsskottene på Windflip. Dette blir gjort for å minimere belastningene på selve dekket av Windflip.

Elementanalysen av bjelkestrukturen mellom Windflip og Hywind ble gjort for en lokal elementmodell. I denne modellen ble lastene estimert konservativt. For å få en bedre utnyttelse av materialer anbefales det å etablere en global modell av Windflip og Hywind. Det var ikke mulig å etablere en slik modell på nåværende tidspunkt. Det skyldes at mye gjenstår i detaljert strukturelt design av både Windflip og Hywind.

Jeg anser måloppnåelsen i denne masteroppgaven for god. Det gjelder både i form av en god og utfyllende besvarelse og en stor læringsprosess underveis. Jeg vil trekke fram modellforsøkene av Windflip som særlig lærerike. Under modellforsøkene fikk vi studert praktiske marintekniske problemstillinger med særlig relevans for offshore vindkraft.

Kilder

- Aarsnes, J. V. & Steen, S. (2008). *Lecture notes in "TMR7 Experimental Methods in Marine Hydrodynamics"*.
- American Society of Naval Engineers, E. (1889). *Journal of the American Society of Naval Engineers, inc. Journal of the American Society of Naval Engineers, inc.*
- Det Norske Veritas. (2006). *Sesam user manual: Wasim*.
- Det Norske Veritas. (2007). *Sesam user manual: Sestra*.
- Det Norske Veritas. (2010a). *HydroD - Wave loads and motion responses on ships and offshore structures*. Tilgjengelig fra: http://www.dnv.com/binaries/hydrod%20brosjyre_tcm4-75882.pdf (lest 05.06.2010).
- Det Norske Veritas. (2010b). *Linear structural analysis - Sestra*. Tilgjengelig fra: <http://www.dnv.com/services/software/products/sesam/SesamFloatingStructures/sestrafloat.asp>.
- Det Norske Veritas. (2010c). *Sesam user manual: HydroD*.
- Faltinsen, O. M. (1990). *Sea loads on ships and offshore structures*. Cambridge: Cambridge University Press.
- Haver, S. (2009). *Prediction of Characteristics Response for Design Purposes*.
- Hynne, A. (2009). *Prosjektoppgave: Loads on the Hywind wind turbine during transportation with Windflip*.
- International Organization for Standardization. (2009). *ISO 19901-6 - Petroleum and natural gas industries - Specific requirements for offshore structures - Part 6: Marine operations*.
- ITTC. (2006). *Recommended Procedures and Guidelines: Testing and Extrapolation Methods, General, Density and Viscosity of Water*.
- ITTC. (2008a). *Recommended Procedures and Guidelines: Testing and Data Analysis, Resistance Test*.
- ITTC. (2008b). *Recommended Procedures and Guidelines: Testing and Extrapolation Methods, Loads and Responses, Seakeeping, Seakeeping Experiments*.
- Larsen, C. M. (2007). *Kompendium i faget "TMR 4180 - Marin dynamikk"*: NTNU.
- Lehn, E. (2008). *Vipping og krengeing*: Marintek.
- Lloyd, A. R. J. M. (1998). *Seakeeping: ship behaviour in rough weather*. Gosport: A.R.J.M. Lloyd.
- Marintek. (2004). *SHIPX Workbench - Getting Started*.
- Marintek. (2008). *SHIPX Vessel Responses (VERES) - Ship Motions and Global Loads - Users' Manual*.
- Marintek. (2009). *ShipX Vessel Responses (VERES) - Theory Manual*.
- Marintek. (2010). *ShipX VERES - Vessel Response program*. Tilgjengelig fra: <http://www.sintef.no/Home/Marine/MARINTEK/Software-developed-at-MARINTEK/VERES/> (lest 05.06.2010).
- Myrhaug, D. (2007). *Uregelmessig sjø*.
- Noble Denton. (2009). *Guidelines for marine transportations*.
- NTNU. (2010). *The Towing Tanks*. Tilgjengelig fra: <http://www.ntnu.no/imt/lab/slepetankene> (lest 26.05.2010).
- Ottosen, N. & Peterson, H. (1992). *Introduction to the Finite Element Method*.
- Pettersen, B. (2007). *Marin teknikk 3: hydrodynamikk*. Kompendium. Trondheim: Marinteknisk senter.
- Smith, S. W. (2010). *The Scientist and Engineer's Guide to Digital Signal Processing*. Tilgjengelig fra: <http://www.dspguide.com/ch2/2.htm> (lest 08.06.2010).
- Statoil. (2010a). *Løfting av tårnstruktur med nacelle - Philip Tornes*.
- Statoil. (2010b). *Slep av bunnstruktur til Hywind - Kim Laland*.
- Statoil. (2010c). *Slep av Hywind i oppreist posisjon - Øyvind Hagen*.
- Søyland, P. F. (2008a). *Master thesis: Towing of offshore windmills in inclined position; an experimental investigation*.
- Søyland, P. F. (2008b). *Project thesis: Towing of offshore windmills in inclined position*.

WAFO-group. (2000). *WAFO - A Matlab Toolbox for Analysis of Random Waves and Loads - A Tutorial*. Lund, Sweden: Math. Stat., Center for Math. Sci., Lund Univ. Tilgjengelig fra: <http://www.maths.lth.se/matstat/wafo> (lest 26.05.2010).

Vedlegg A – Hydrostatiske data fra Shipx

 DATA-CHECK PROPERTIES	ENCL.
	REPORT
	DATE 03.06.2010
	REF.

Run name:Sea-Keeping

Ship name: WindFlip
 Loading condition description: Design waterline

ShipX exported data
 Main dimensions (from input):

Length between perpendiculars	(m)	140.000
Breadth	(m)	26.343
Draught, midship	(m)	5.700
Sinkage	(m)	0.000
Trim, + = aft	(deg)	0.000

Coefficients for data check etc.:

Type		Specified	Calculated
Displacement	(tonnes)	11910.08	11890.36*
Vertical center of bouyancy,	KB		3.241*
Vertical center of gravity,	VCG	11.835*	
Longitudinal center of bouyancy,	LCB		51.819*
Longitudinal center of gravity,	LCG	52.425	51.819*
Block coefficient,	Cb	0.553	0.552
Water plane area coefficient,	Cw	0.742	0.728
Prismatic coefficient,	Cp		0.734
Mid section area coefficient,	Cm	0.889	0.752*
Longitudinal metacentric height,	GML		250.887*
Transverse metacentric height,	GMt		2.256*
Roll radius of gyration,	r44	7.903*	
Pitch radius of gyration,	r55	42.930*	
Yaw radius of gyration,	r66	31.500*	
Roll-yaw radius of gyration,	r46	0.000*	

* - Applied in the hydrodynamic calculations

Vedlegg B – Spesifikasjoner til 3-akse akselerometer (5g)

Model 4803A Accelerometer

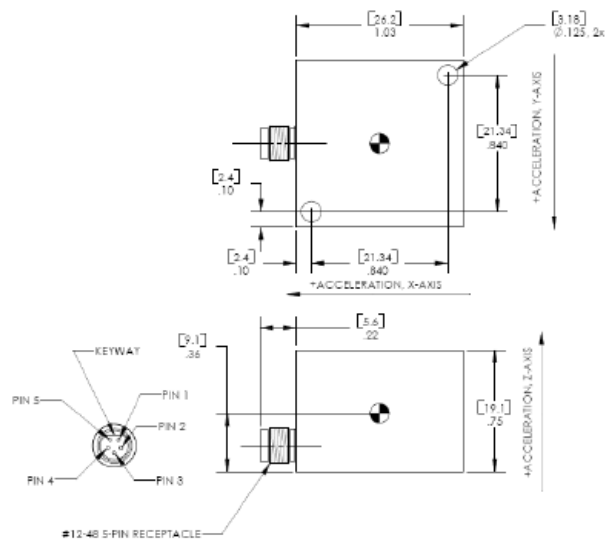


MEMS Triaxial Accelerometer
 Hermetically Sealed
 Signal Conditioned Output
 Advanced Temp Compensation



The Model 4803A is a low noise triaxial accelerometer in a rugged, welded stainless steel package. The silicon MEMS accelerometer incorporates integral temperature compensation that provides a stable output over a wide temperature range from -55°C to +125°C. Offered in ranges from ± 2 to $\pm 500g$, the model 4803A accelerometer also provides a wide bandwidth from DC to 2000Hz for both static and dynamic measurements.

dimensions

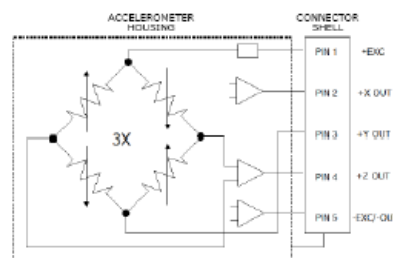


FEATURES

- $\pm 2g$ to $\pm 500g$ Dynamic Range
- Amplified Output
- 8-36Vdc Excitation Voltage
- Hermetically Sealed
- Gas Damped MEMS Element
- Detachable Cable
- Temperature Compensated
- Low Transverse Sensitivity

APPLICATIONS

- Low Frequency Monitoring
- Transportation
- Flight Testing
- Machine Control
- Road Vehicle Testing
- Trains





Model 4803A Accelerometer

performance specifications

All values are typical at +24°C, 100Hz and 12Vdc excitation unless otherwise stated. Measurement Specialties reserves the right to update and change these specifications without notice. Standard product parameters are described in PSC-1004 for Plug & Play DC Accelerometers.

Parameters	±2	±5	±10	±20	±50	±100	±200	±500	Notes
DYNAMIC									
Range (g)	±2	±5	±10	±20	±50	±100	±200	±500	
Sensitivity (mV/g)	1000	400	200	100	40	20	10	4	
Frequency Response (Hz)	0-150	0-250	0-400	0-600	0-800	0-1000	0-1000	0-1200	±5%
Natural Frequency (Hz)	700	800	1000	1500	4000	8000	8000	10000	
Non-Linearity (%FSO)	±0.5	±0.5	±0.5	±0.5	±0.5	±0.5	±0.5	±0.5	
Transverse Sensitivity (%)	<3	<3	<3	<3	<3	<3	<3	<3	<1 Typical
Damping Ratio	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.6	0.5	
Shock Limit (g)	10000	10000	10000	10000	10000	10000	10000	10000	
ELECTRICAL									
Zero Acceleration Output (mV)	±50	±50	±50	±50	±50	±50	±50	±50	Differential
Excitation Voltage (Vdc)	8 to 36	8 to 36	8 to 36	8 to 36	8 to 36	8 to 36	8 to 36	8 to 36	
Excitation Current (mA)	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	
Bias Voltage (Vdc)	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	
Output Resistance (Ω)	<100	<100	<100	<100	<100	<100	<100	<100	
Insulation Resistance (MΩ)	>100	>100	>100	>100	>100	>100	>100	>100	@100Vdc
Turn On Time (msec)	<100	<100	<100	<100	<100	<100	<100	<100	
Residual Noise (µV RMS)	500	300	300	350	400	400	400	400	Passband
Ground Isolation	Isolated from Mounting Surface								
ENVIRONMENTAL									
Thermal Zero Shift (%FSO/°C)	±0.008	±0.008	±0.008	±0.008	±0.008	±0.008	±0.008	±0.008	Typical
Thermal Sensitivity Shift (%/°C)	±0.010	±0.010	±0.010	±0.010	±0.010	±0.010	±0.010	±0.010	Typical
Operating Temperature (°C)	-55 to 125								
Compensated Temperature (°C)	-40 to 100								
Storage Temperature (°C)	-55 to 125								
PHYSICAL									
Case Material	Stainless Steel								
Weight (grams)	56								
Mounting	2x #4 or M3 Screws								
Mounting Torque	6 lb-in (0.7 N-m)								
Wiring color code:	+Excitation = Pin 1; -Excitation/Output = Pin 5; +X Output = Pin 2; +Y Output = Pin 3; +Z Output = Pin 4								
Supplied accessories:	AC-D02995	2x #4-40 (7/8" length) Socket Head Cap Screw and Washer							
Optional accessories:	350-XXX 101	Cable Assembly, #32 AWG, -54 to +121°C (XXX designates length in inches, 5ft standard) Three Channel DC Signal Conditioner Amplifier							

The information in this sheet has been carefully reviewed and is believed to be accurate; however, no responsibility is assumed for inaccuracies. Furthermore, this information does not convey to the purchaser of such devices any license under the patent rights to the manufacturer. Measurement Specialties, Inc. reserves the right to make changes without further notice to any product herein. Measurement Specialties, Inc. makes no warranty, representation or guarantee regarding the suitability of its product for any particular purpose, nor does Measurement Specialties, Inc. assume any liability arising out of the application or use of any product or circuit and specifically disclaims any and all liability, including without limitation consequential or incidental damages. Typical parameters can and do vary in different applications. All operating parameters must be validated for each customer application by customer's technical experts. Measurement Specialties, Inc. does not convey any license under its patent rights nor the rights of others.

ordering info

PART NUMBERING Model Number+Range

4803A-GGGG

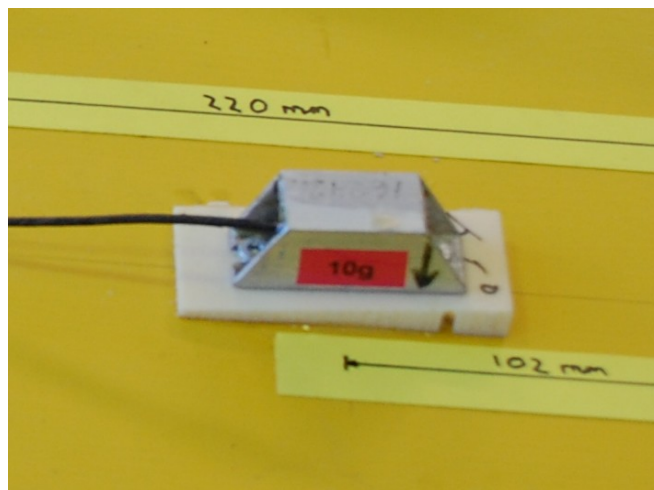
_____ Range (0010 is 10g)

Example: 4803A-0010

Model 4803A, 10g

Vedlegg C – Spesifikasjoner til 1-akse akselerometer (10g)

Disse akselerometerene var standard akselerometer innkapslet i en aluminiumsprofil. Denne innkapslingen var gjort av Marintek for å gjøre disse akselerometerene vanntette.

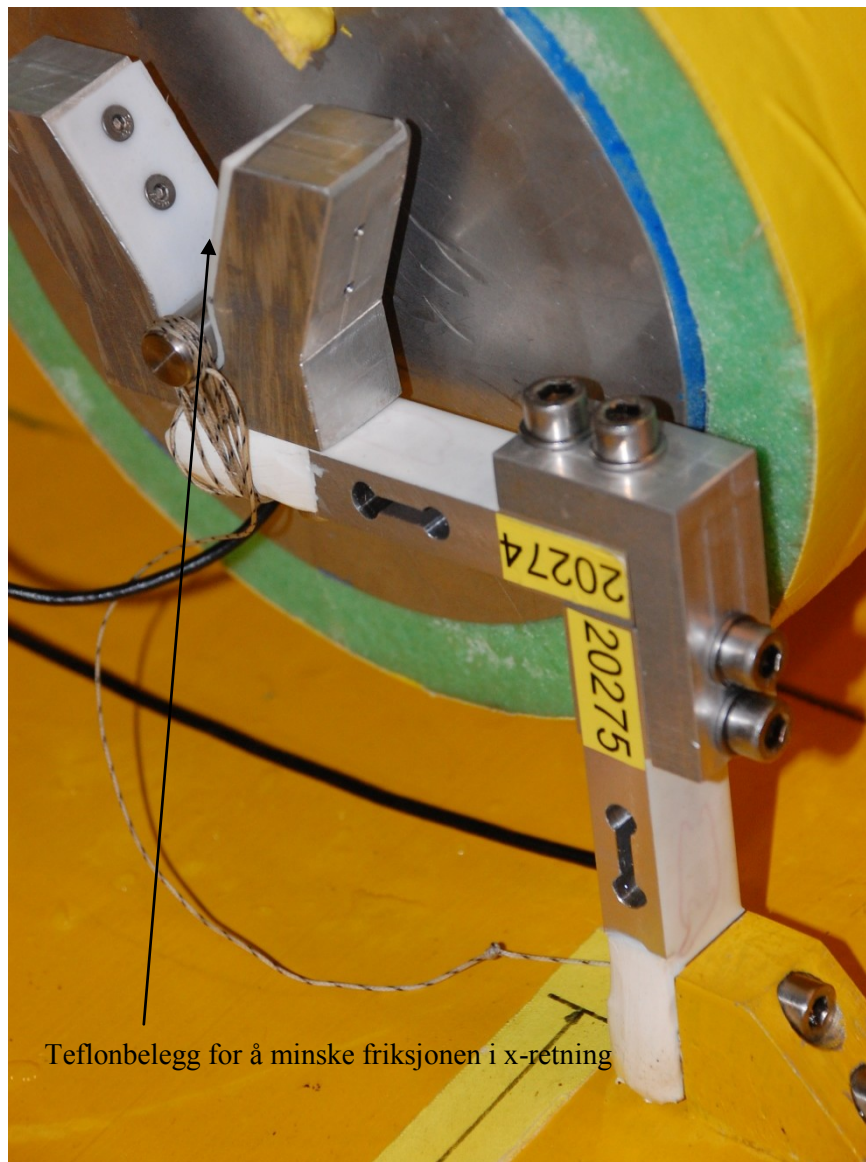


Figur C-60 – 10g akselerometer

Vedlegg D – Oppsett av aktre kraftgiver

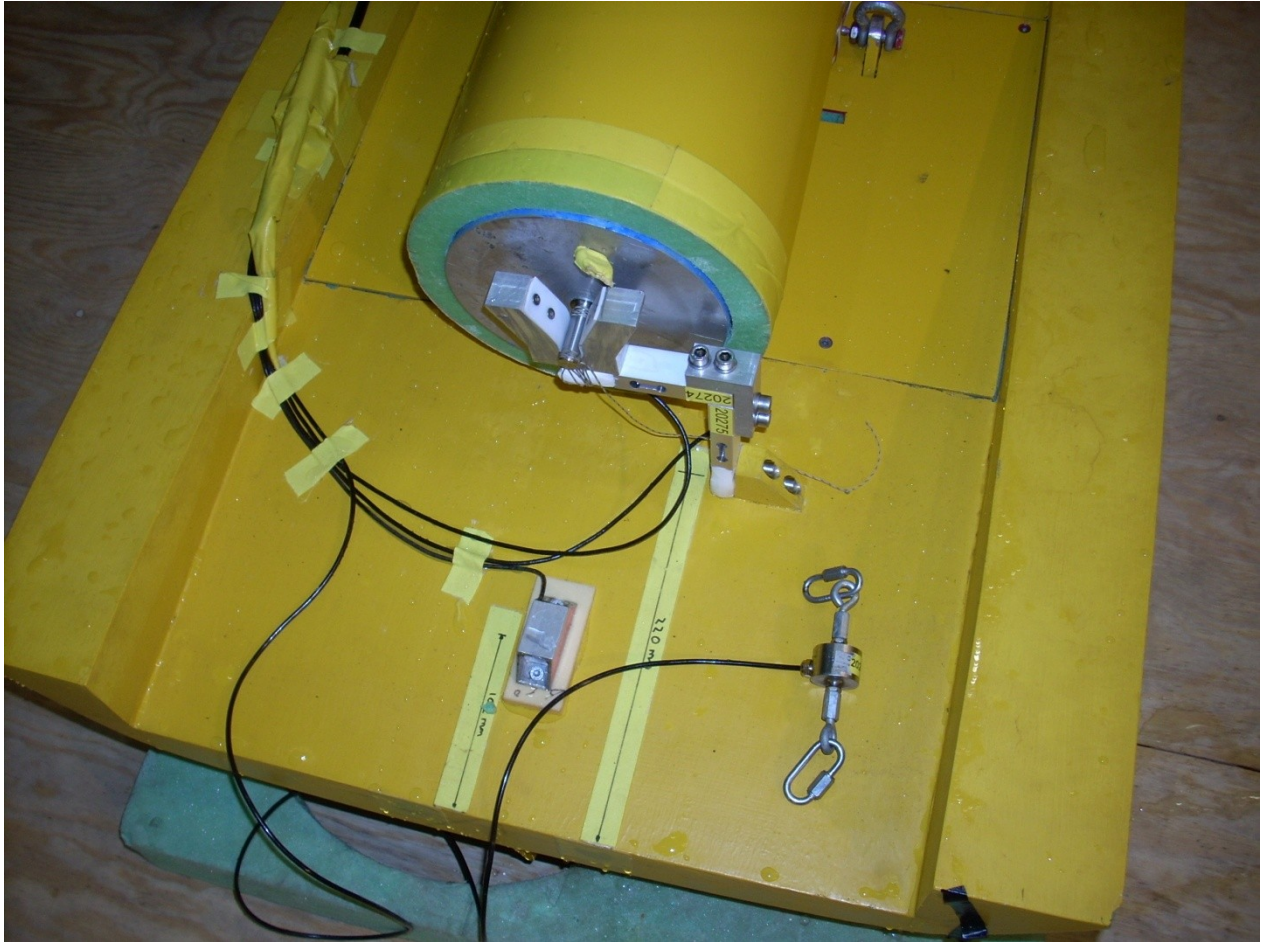
Aktre kraftgiver ble satt sammen av to HBM DF2S bjelkegiverne. Oppsettet av disse bjelkegiverne er vist i Figur D-61 og Figur D-62.

Aktre kraftgiver målte kreftene som virket mellom Windflip i y og z-retning i forhold til koordinatsystemet definert i Figur 15. Positiv retning for kreftene ble definert til å være lik positiv retning for koordinatsystemet i samme figur.

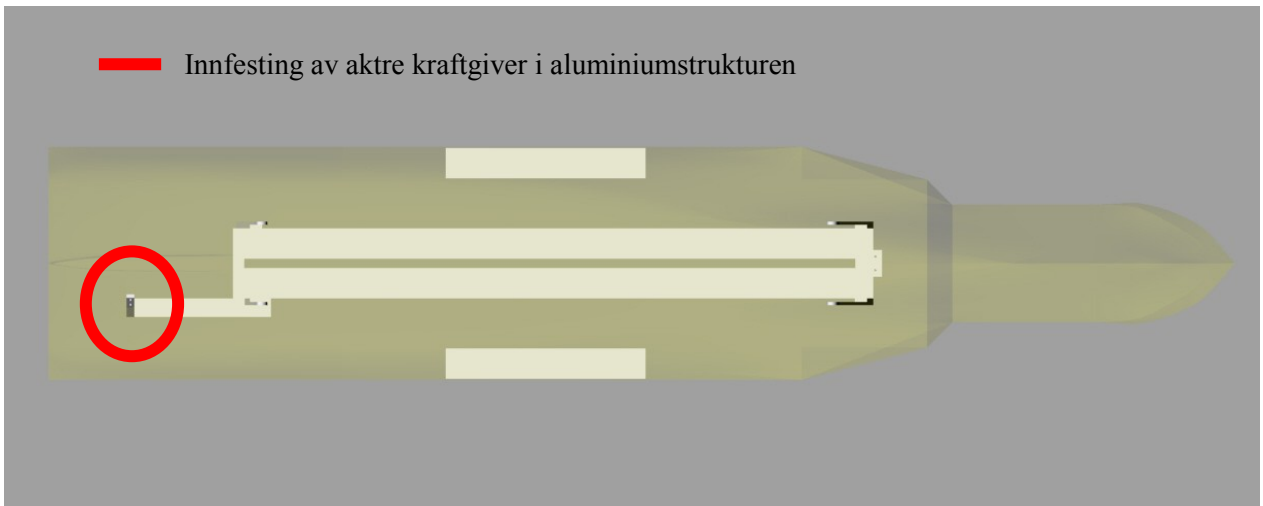


Figur D-61 – Oppsett av aktre kraftgiver

For å unngå at aktre kraftgiver tok opp krefter i x-retning ble det lagt et teflonbelegg på selve kraftgiveren. Dette teflonbelegget er vist i figuren over. Det er knyttet litt usikkert til hvor godt dette teflonbelegget fungerte, og det er grunn til å anta at noe krefter ble tatt opp i x-retning av denne kraftgiveren.



Figur D-62 – Oversiktsbilde av aktive kraftgiver



Figur D-63 – Innfesting av aktive kraftgiver

For å få nødvendig understøttelse av aktive kraftgiver ble aktive kraftgiver innfestet i en forlengelse av aluminiumstrukturen. Denne innfestingen er vist i Figur D-63 og merket med rød sirkel.

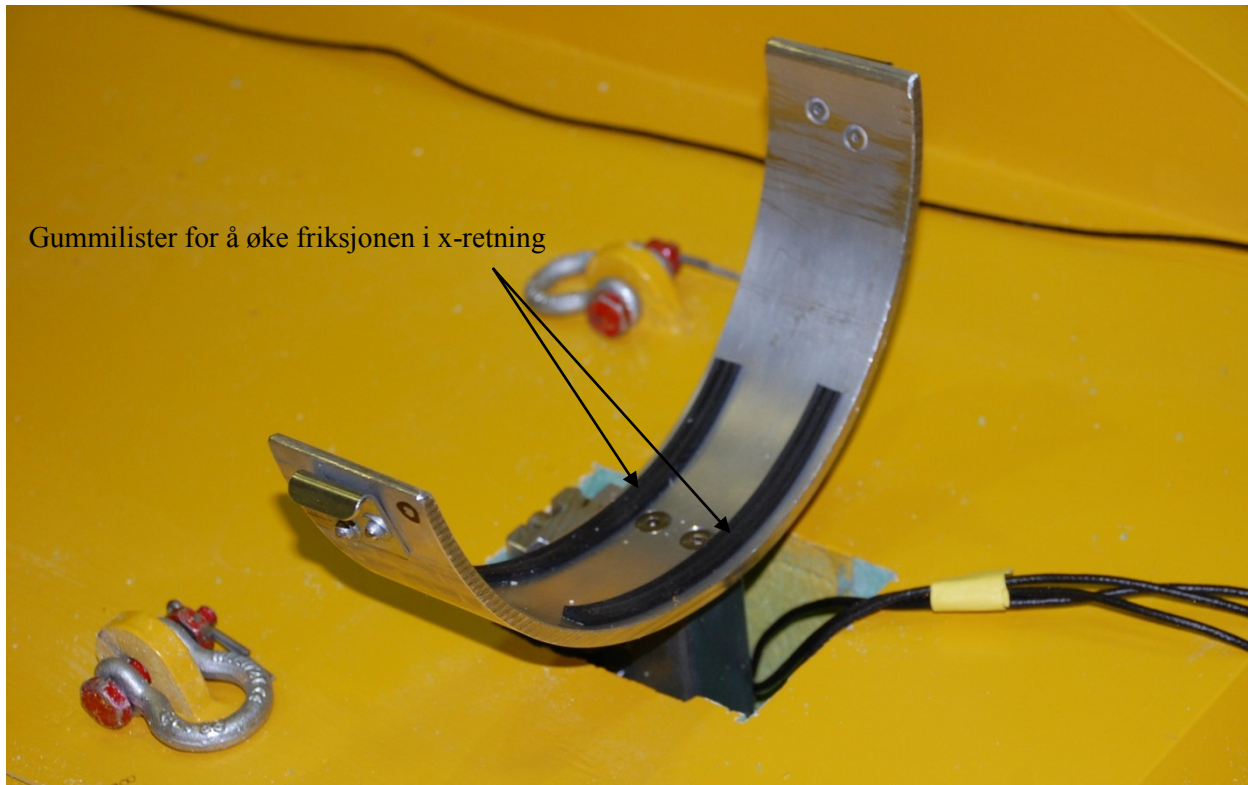


Figur D-64 – Aktre kraftgiver sett fra styrbord

Vedlegg E – Oppsett av fremre kraftgiver

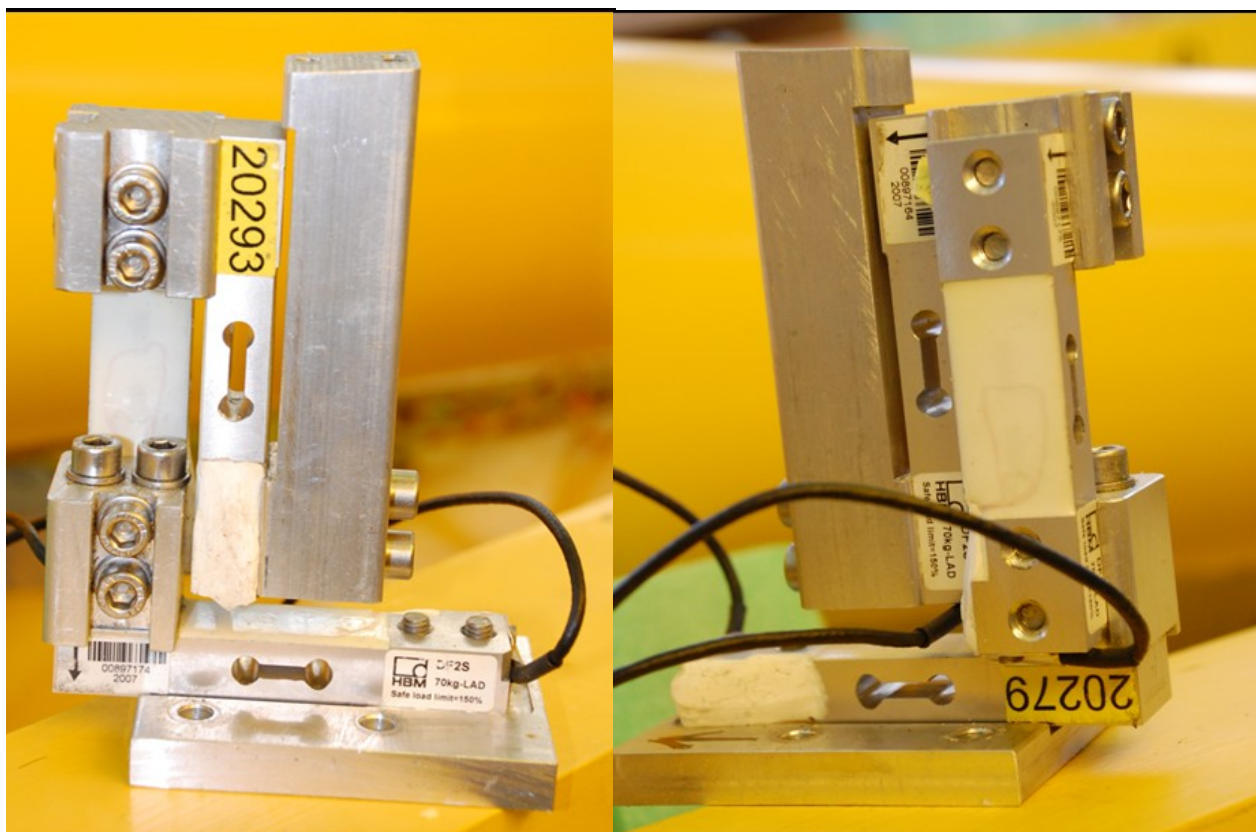
Fremre kraftgiver ble satt sammen av tre HBM DF2S bjelkegivere. Oppsettet av disse bjelkegiverne er vist i Figur E-65, Figur E-66 og Figur E-67.

Fremre kraftgiver målte kreftene som virket mellom Windflip i x, y og z-retning i forhold til koordinatsystemet definert i Figur 15. Positiv retning for kreftene ble definert til å være lik positiv retning for koordinatsystemet i samme figur.



Figur E-65 – Fremre kraftgiver montert på Windflip

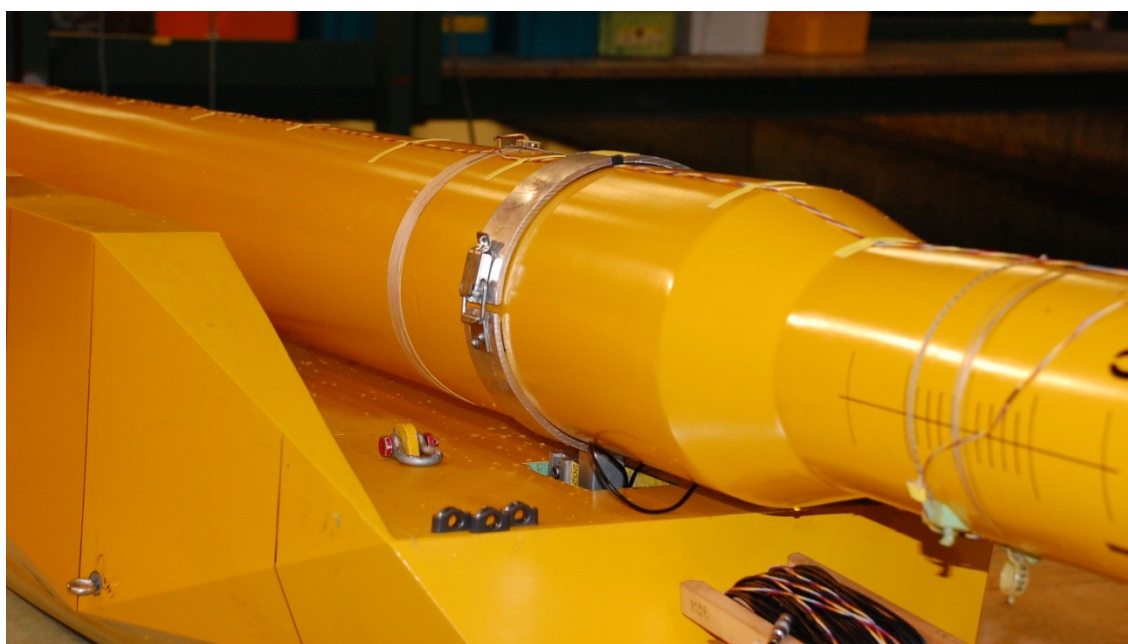
For å forsikre oss om at aktre kraftgiver tok opp kreftene i x-retning ble det lagt gummilister inne i krybben på selve kraftgiveren. Disse gummilistene er vist i figuren over. Det er grunn til å tro at bruk av gummilister fungerte bra.



Sett fra styrbord side

Sett fra babord side

Figur E-66 – Oppsett av fremre kraftgiver



Figur E-67 – Oversiktsbilde av fremre kraftgiver

Vedlegg F – Spesifikasjoner til HBM DF2S bjelkegivere

Under modellforsøket brukte vi utgaven med kapasitet på 70 kg.

DF2S-5 / DF2S-3

Double bending beam

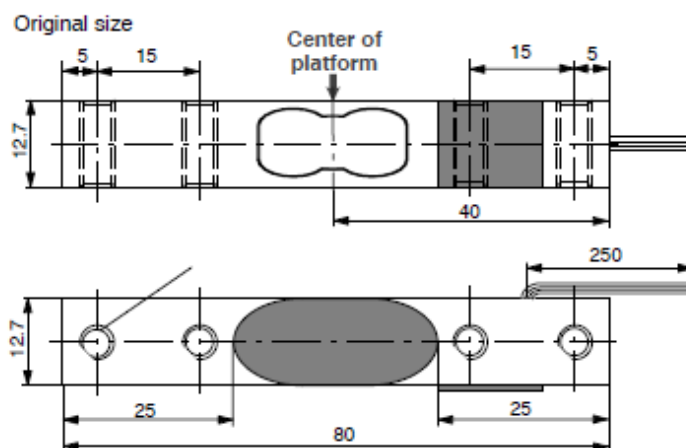
Data Sheet

Special features

- Protection class IP54 to EN 60 529
- Max. Capacities: 1 kg ... 20 kg
- Compact design



Dimensions (in mm; 1 mm= 0.03937 inches)



Terminals

(wiring code):

Excitation - (BK)

Excitation + (BL)

Signal - (RD)

Signal + (WH)

4x single wire cable Cu/PVC-insulated, AWG 28

Cable length 130 mm (± 10 mm) with 4 mm (± 1 mm) free ends, tinned

Specifications

Type		DF2S-5						DF2S-3					
Max. capacity (E_{max})	kg	1	3	5	10	15	20	1	3	5	10	15	20
Max. platform size	mm	150 x 150						150 x 150					
Sensitivity (C_n)	mV/V	2 ± 10 % (1 kg: 1.8 ± 10 %)						2 ± 10 % (1 kg: 1.8 ± 10 %)					
Zero balance		0 ± 0.5						0 ± 0.5					
Temperature effect on zero balance (TK_0)	% of C_n	± 0.5000						± 0.2000					
Temperature effect on sensitivity (TK_C)	/ 10 K	± 0.1000						± 0.0500					
Hysteresis error (d_{hy})		± 0.0500						± 0.0300					
Non-linearity (d_{lin})	% of C_n	± 0.0500						± 0.0300					
Creep (d_{cr}) over 5 min.		± 0.0500						± 0.0300					
Off center load error ¹⁾	%	± 0.1000						± 0.0500					
Input resistance (R_{LC})	Ω	1000 ± 10						1000 ± 10					
Output resistance (R_0)		1000 ± 10						1000 ± 10					
Reference excitation voltage (U_{ref})		5						5					
Nominal range of excitation voltage (B_U)	V	5 ... 15						5 ... 15					
Insulation resistance (R_{is})	GΩ	> 2						> 2					
Nominal temperature range (B_T)	°C [°F]	-10... +40 [+14 ... +104]						-10 ... +40 [+14 ... +104]					
Service temperature range (B_{tu})		-20... +50 [-4 ... +122]						-20 ... +50 [-4 ... +122]					
Storage temperature range (B_{st})		-30 ... +70 [-22 ... +158]						-30 ... +70 [-22 ... +158]					
Limit load (E_L)	% of E_{max}	150						150					
Lateral load limit (E_{Lq}), static		300						300					
Breaking load (E_d)		150						150					
Deflection at E_{max} (s_{nom}), approx.	mm	< 0.4						< 0.4					
Weight (G), approx.	g	30						30					
Protection class according to EN60529 (IEC529)		IP54						IP54					
Material: Measuring element		Aluminum						Aluminum					
Coating		Silicone rubber						Silicone rubber					

¹⁾ At loading with 30 % of max. capacity and 75 mm excentricity.

Modifications reserved.
All details describe our products in general form only. They are not to be understood as express warranty and do not constitute any liability whatsoever.

B1067-11 en

Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH

Im Tiefen See 45, D-64293 Darmstadt, Germany
Tel.: +49 6151 8030; Fax: +49 6151 803 9100
E-mail: support@hbm.com www.hbm.com



measurement with confidence

Vedlegg G – Spesifikasjoner til U9B tønnegiver

Under modellforsøket brukte vi utgaven med kapasitet på 500 N.



U9B

Force Transducers

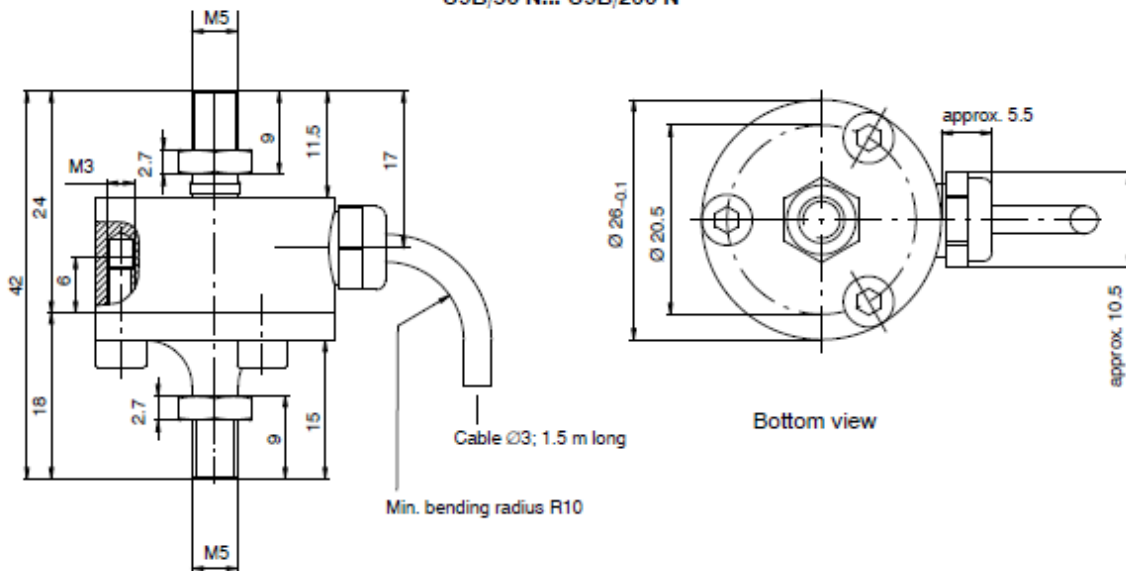
Data Sheet

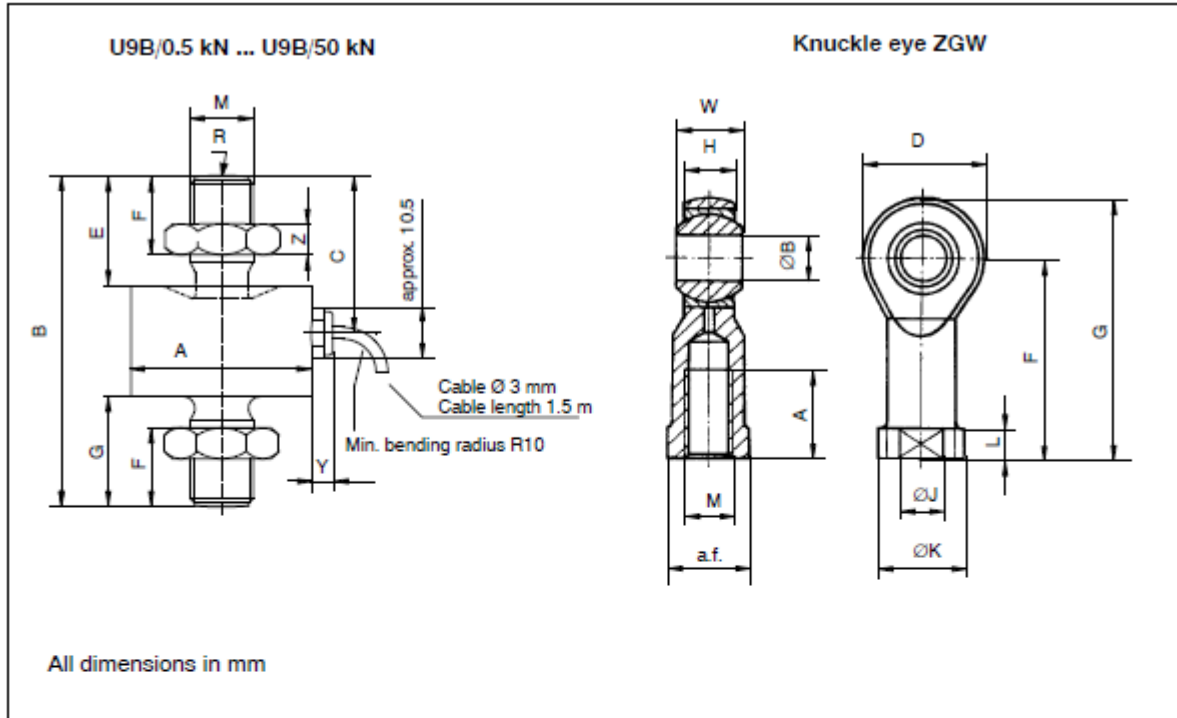
Special features

- Tensile / compressive force transducer in non-rusting material
- Nominal (rated) forces 50 N ... 50 kN
- Small size
- Accuracy class 0.5
- Maintenance-free knuckle eye as force-introduction aid

Dimensions (in mm; 1 mm= 0.03937 inches)

U9B/50 N... U9B/200 N



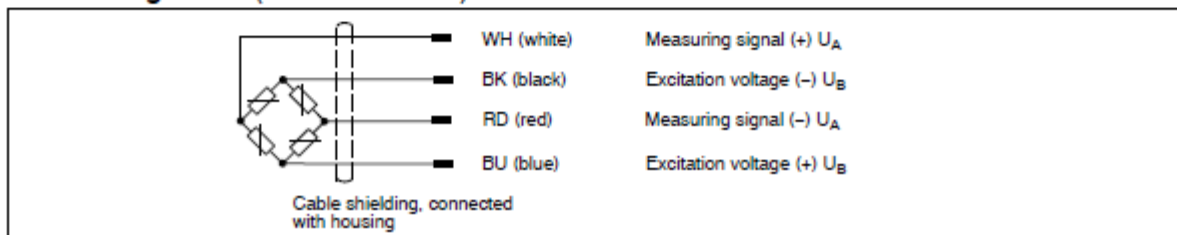


Nominal (rated) force U9B	A _{-0,1}	B	C	E	F	G	M	R	Y	Z
0.5...1 kN	26	44.5	20.5	13	9.5	13.5	M5	20	approx. 5.5	2.7
2...20 kN	26	60	28.5	21	16	21	M10	40	approx. 5.5	5
50 kN	46	84	40	28	21.5	28	M16x1.5	60	approx. 5.5	8

Knuckle eye:

Nominal (rated) force ZGW	A	B	D	F	G	H	J	K	L	M	a.f.	W
50 N...1 kN	10	5 ^{H7}	18	27	36	6	9	11	4	M5	9	8
2...20 kN	20	10 ^{H7}	28	43	57	10.5	15	19	6.5	M10	17	14
50 kN	28	16 ^{H7}	42	64	85	15	22	27	8	M16x1.5	22	21

Cable assignment (Four wire-circuit)



Vedlegg H – Spesifikasjoner til optisk målesystem



SPECIFICATIONS

Camera output modes	Marker coordinates, high speed video, streaming video
Built-in camera display	128 × 64 graphical high contrast OLED
Camera body	Custom, die-cast aluminium
Camera size Oqus 100	185 × 110 × 124 mm (7.3 × 4.3 × 4.9 inches)
Camera size Oqus 300/500	200 × 145 × 155 mm (7.9 × 5.7 × 6.1 inches)
Weight including optics	1.9 kg Oqus 100 - 2.1 kg Oqus 300/500 (4.2 - 4.6 lbs)
Cooling	Convection cooling
Camera protection level*	Water resistant IP67 housing available
Operating temperature	0-35 °C
Firmware	Upgradeable from host computer
Position data noise level	+/- 1 camera units
Adjustable threshold	Yes
Frame buffer speed	12.9 Gbit/second
Maximum frame buffer size	1152 Mbyte
Cabeling	Hybrid cable with Ethernet and power
Wired communication	Hubless daisy-chained Ethernet 802.3@100Mbps
Wireless communication*	WLAN 802.11b/g@54Mbps
Power supply	Daisy-chained power from mains adaptor
Power	36-72 VDC, 10-16 VDC (battery) at 30 W maximum
Battery*	Available Q4-2008
Lens types*	Standard 40 degrees HFOV (many other options available)
Strobe types supported*	Infrared, red and cyan



1-SERIES



3-SERIES



5-SERIES

	1-SERIES	3-SERIES	5-SERIES
CMOS sensor size (pixels)	640×480	1280×1024	2352×1728
Maximum frame rate at full resolution and field-of-view	250 fps	500 fps	180 fps
Maximum frame rate at full resolution and reduced field-of-view	1000 fps	10000 fps	10000 fps
x-coordinate full scale range (camera units)	41000	82000	150000
y-coordinate full scale range (camera units)	31000	65000	110000
Maximum video frame rate (full resolution)	250 fps	500 fps	180 fps
Maximum video buffer capacity (full res.)	3800 frames	900 frames	290 frames
Maximum video buffer capacity (full resolution and frame rate)	15.2 s	1.8 s	1.6 s

* Optional accessory/feature

Qualisys reserves the right to change specifications without notice

Vedlegg I – Hydrostatiske data fra Delftship

Main properties:

Length over all	141.75 m
Beam over all	27.804 m
Design draft	5.700 m
Midship location	72.500 m
Water density	1.025 t/m ³

Volume properties:

Displaced volume	11627 m ³
Displacement	11918 tonnes
Total length of submerged body	137.362 m
Total beam of submerged body	26.345 m
Block coefficient	0.5637
Prismatic coefficient	0.7769
Vert. prismatic coefficient	0.7596
Wetted surface area	3509.5 m ²
Longitudinal center of buoyancy	51.825 m
Longitudinal center of buoyancy	-15.051 %
Vertical center of buoyancy	3.240 m

Midship properties:

Midship section area	108.95 m ²
Midship coefficient	0.7255

Waterplane properties:

Length on waterline	137.36 m
Beam on waterline	26.345 m
Waterplane area	2685.5 m ²
Waterplane coefficient	0.7421
Waterplane center of floatation	53.858 m
Entrance angle	27.160 [degr.]
Transverse moment of inertia	126063 m ⁴
Longitudinal moment of inertia	2982391 m ⁴

Initial stability:

Vertical of transverse metacenter	14.082 m
Longitudinal transverse metacenter	259.74 m

Lateral plane:

Lateral area	768.38 m ²
Longitudinal center of effort	67.479 m
Vertical center of effort	2.875 m

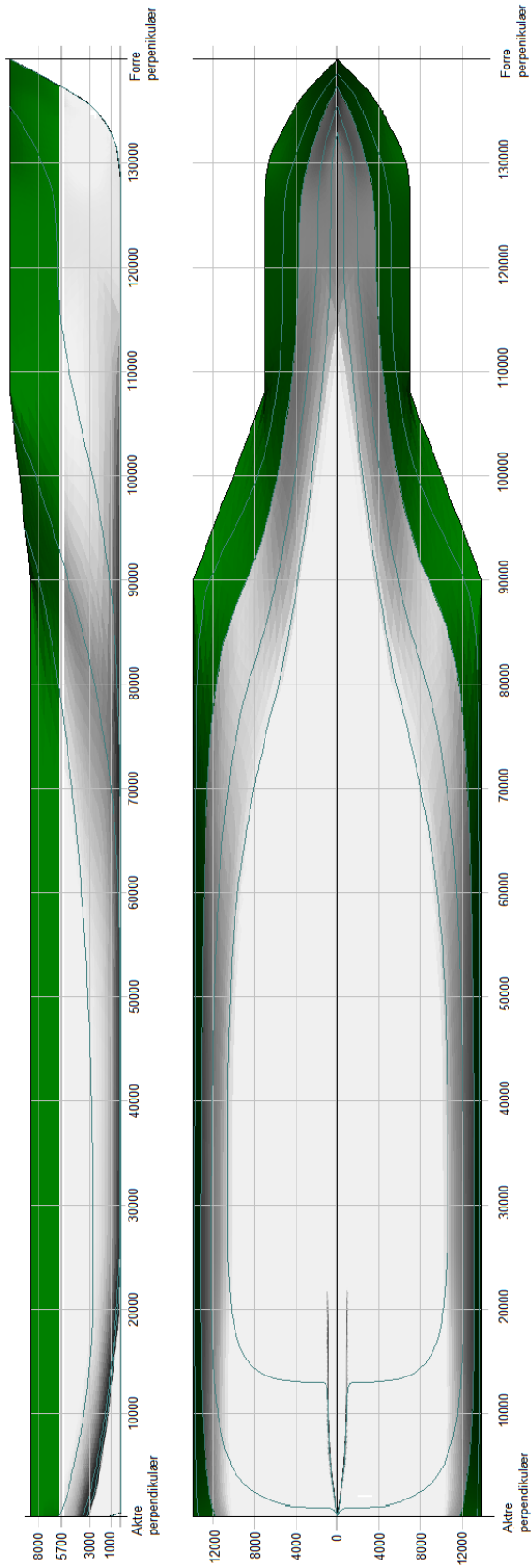
Sectional areas:

Location [m]	Area [m ²]
0.000	56.288
5.000	80.766
10.000	102.734
20.000	126.738
30.000	133.596
40.000	133.039
50.000	131.001
60.000	125.313
70.000	113.371
80.000	92.653
90.000	63.831
100.000	43.562
110.000	30.050
120.000	21.424
130.000	16.388
135.000	3.478
137.362	0.000

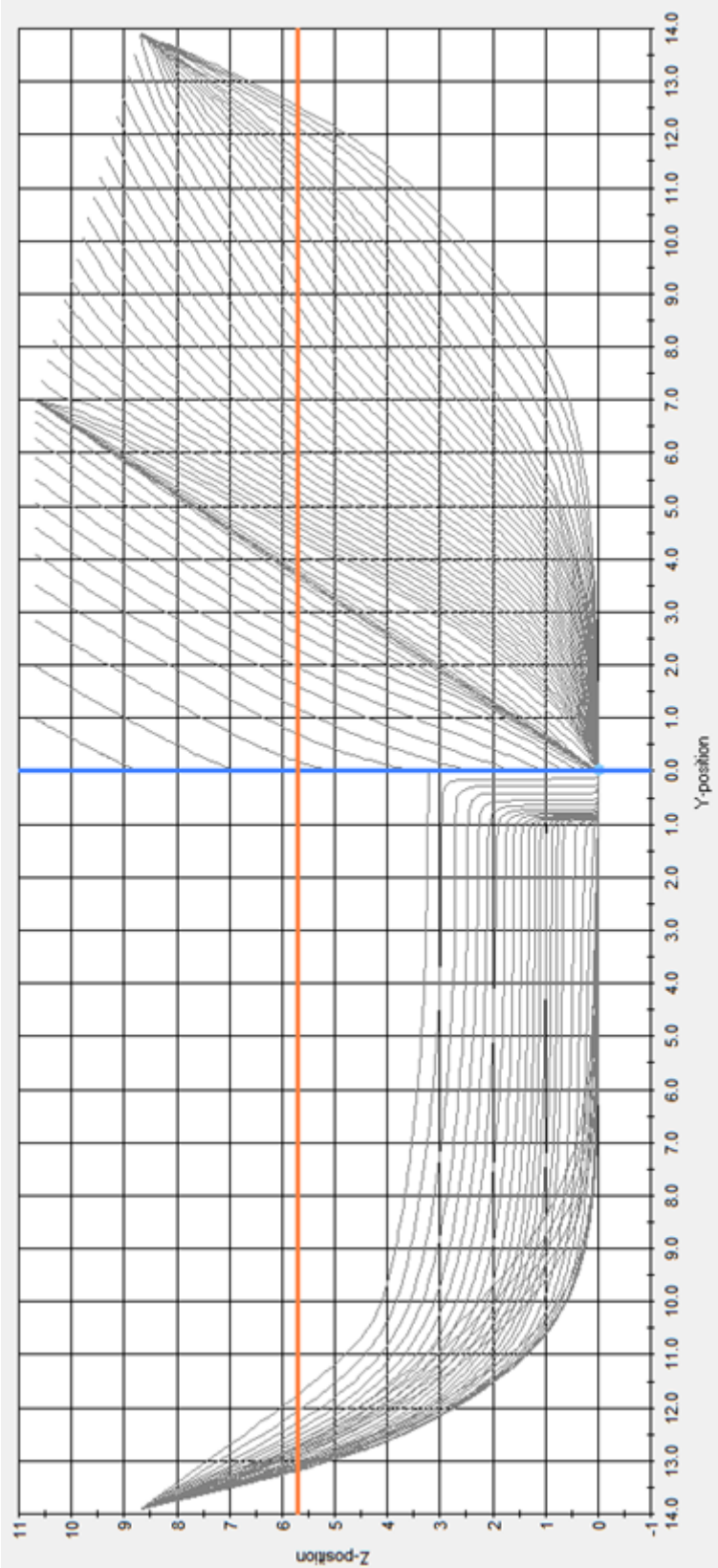
NOTE 1: Draft (and all other vertical heights) is measured above the lowest point of the hull! (Z=0.000)

NOTE 2: All calculated coefficients based on actual dimensions of submerged body.

Vedlegg J – Linjetegninger fra Delftship



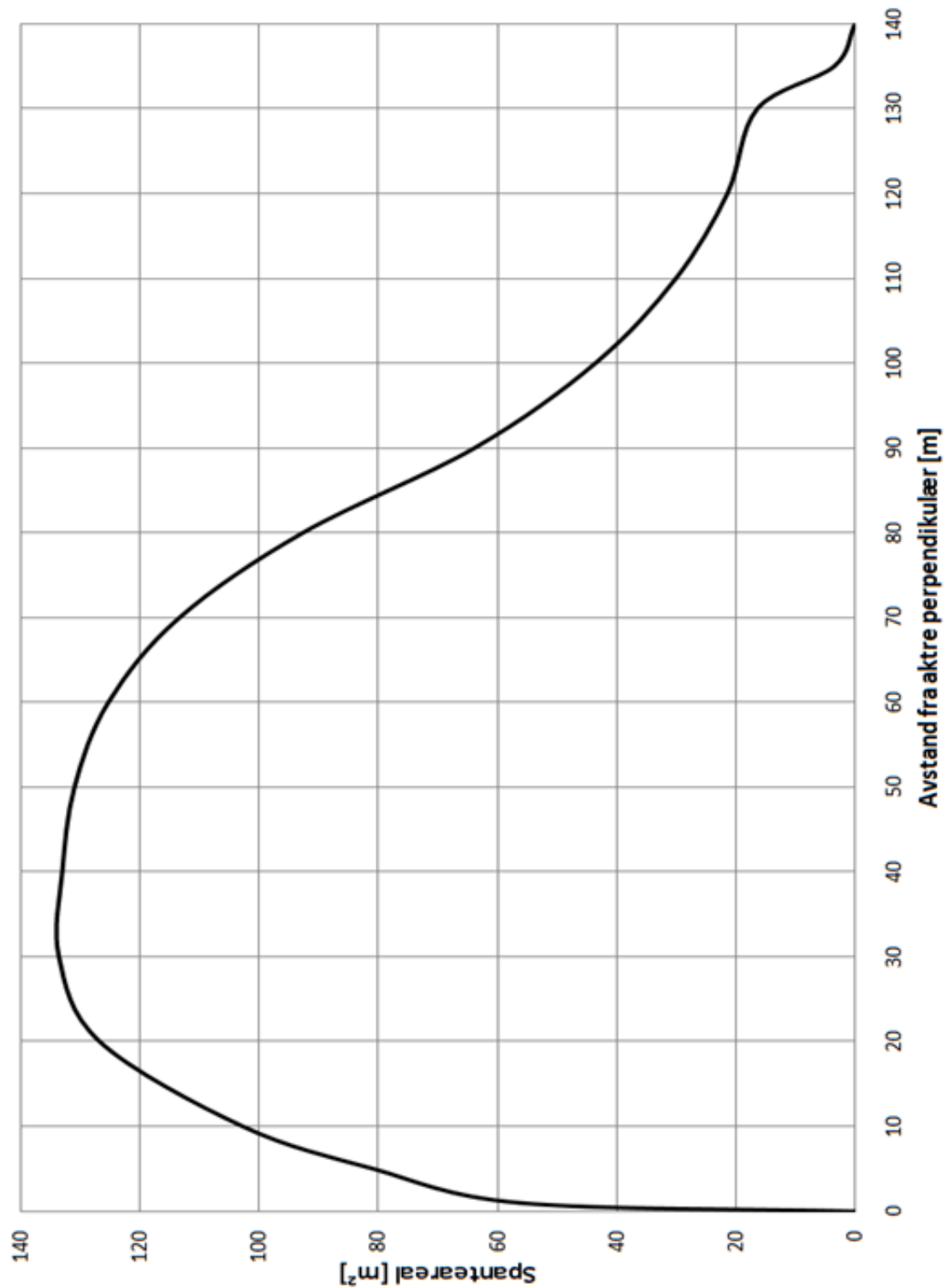
Vedlegg K – Spanteriss fra Shipx



Figur K-68 – Spanteriss fra Shipx

Vedlegg L – Spantearealskurve

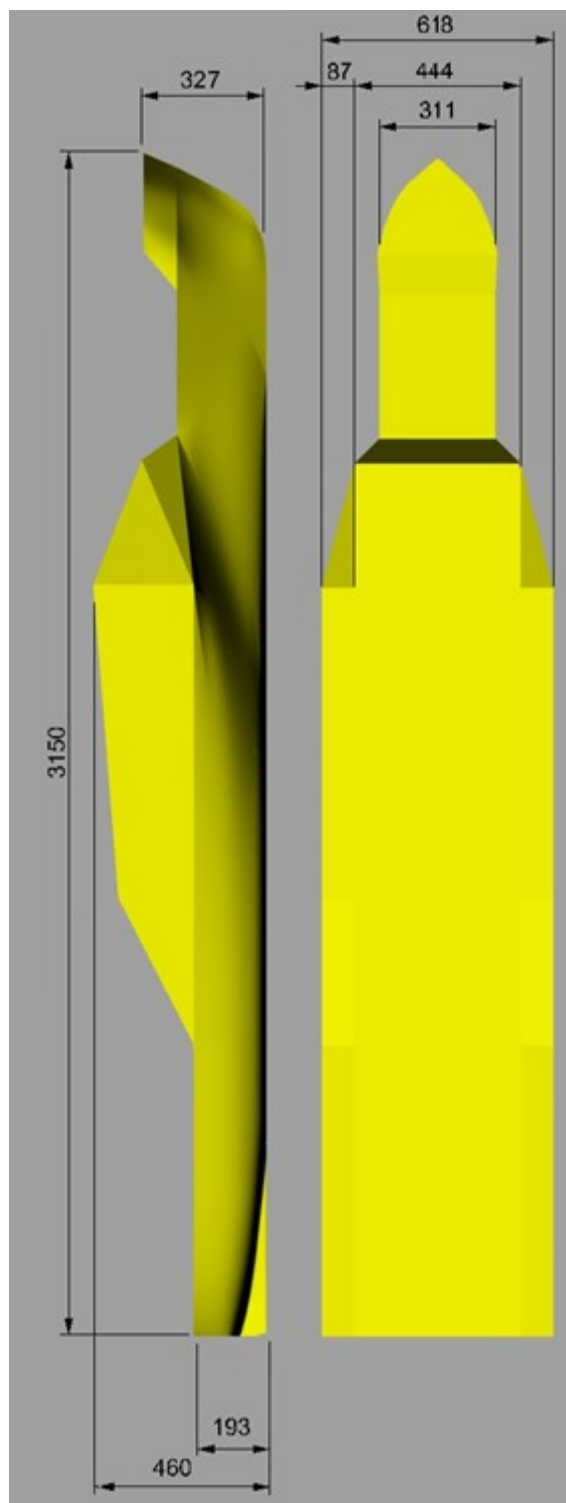
Spantearealskurven er beregnet på bakgrunn av data fra Delftship. Dypgangen er 5,7 meter og trimvinkelen er 0 grader.



Figur L-69 – Spantearealskurve

Vedlegg M – Viktige karakteristiske mål til Windflip

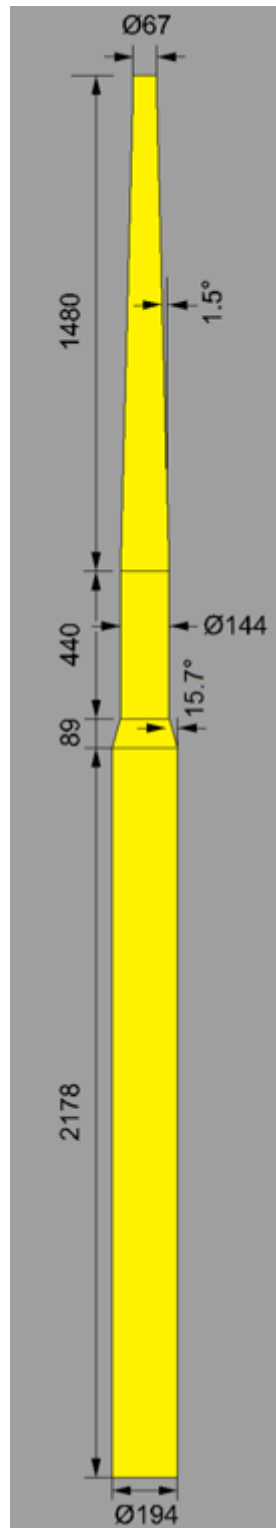
Alle mål i figuren under er i millimeter og referer til lengder i modellskala.



Figur M-70 – Karakteristiske mål til Windflip

Vedlegg N – Viktige karakteristiske mål til Hywind

Alle mål i figuren under er i millimeter og referer til lengder i modellskala.

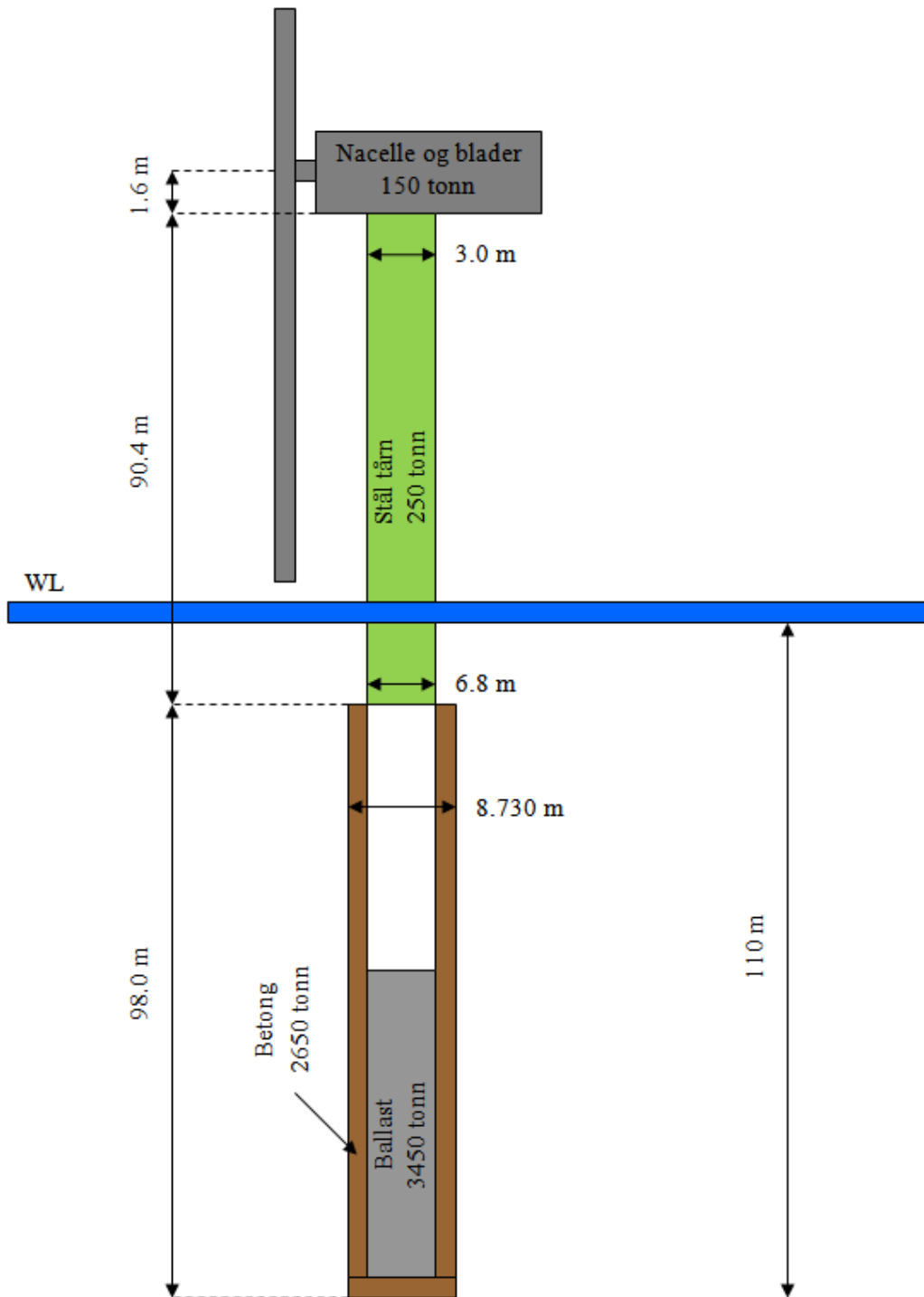


Figur N-71 – Karakteristisk mål til Hywind

Vedlegg O – Karakteristiske data for Hywind

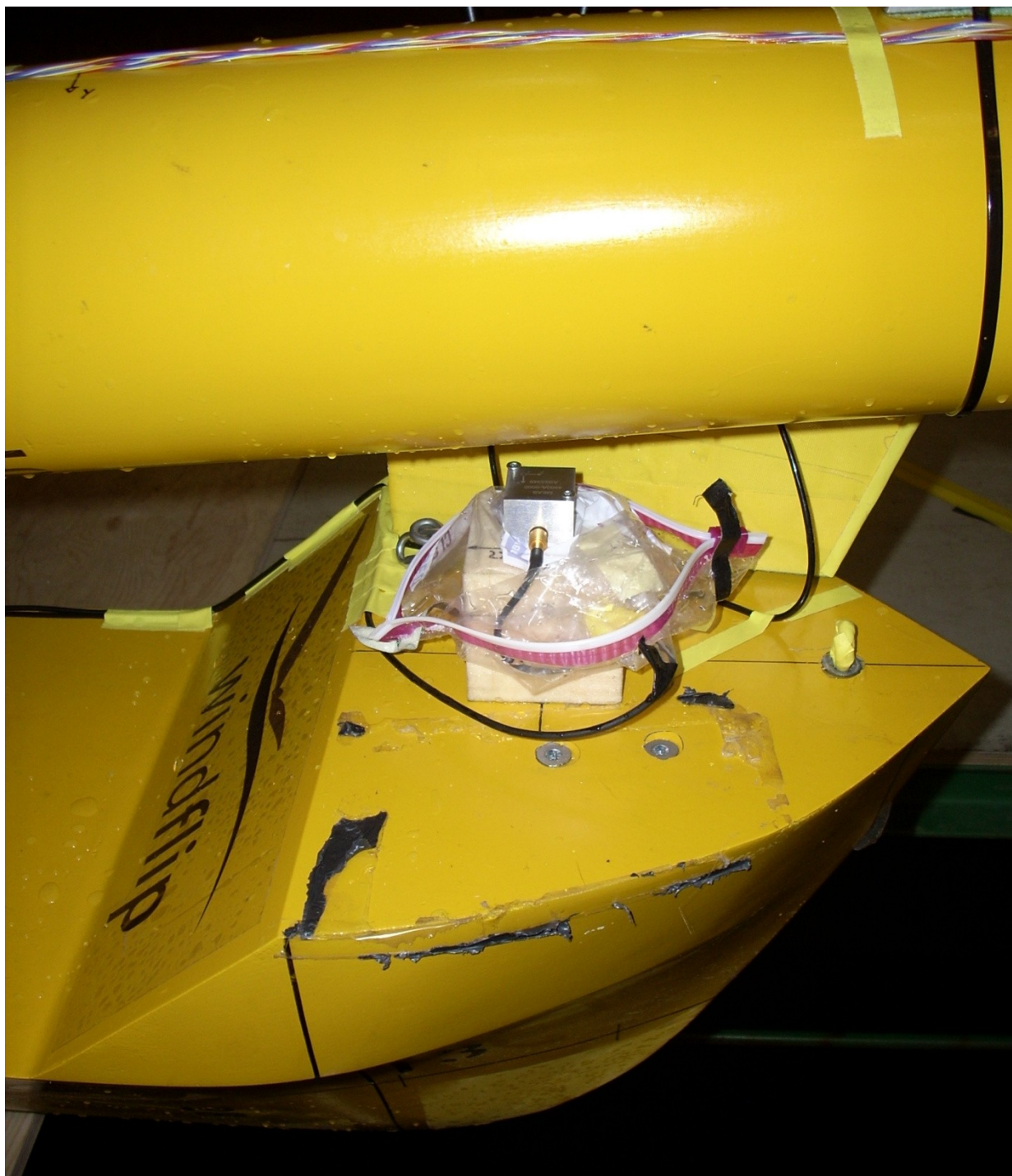
DISPLACEMENT	6500·10 ³ kg
TURBINE	
Rated capacity	5 MW
Total weight of nacelle and blades	150·10 ³ kg
Weight of blades	80·10 ³ kg
Propeller diameter	120.0 m
Height of turbine shaft above WL	80.0 m
STEEL TOWER	
Top of steel tower above WL	78.4 m
Draft of steel tower	12 m
Total steel tower height	90.4 m
Diameter at WL	6.5 m
Diameter at top	3.0 m
Height to upper cone	11.8 m
Draught at top lower cone	8.0 m
Structural weight of steel tower	250·10 ³ kg
Maximum wall thickness	50 mm
Minimum wall thickness	15 mm
CONCRETE SUBSTRUCTURE	
Draft	110.0 m
Total concrete structure height	98.0 m
Outer diameter	8.730 m
Nominal wall thickness	0.40 m
Thickness of bottom plate	2.0 m
Volume of concrete structure	5693 m ³
Weight of concrete structure	2650·10 ³ kg
Weight of ballast	3450·10 ³ kg

Vedlegg P – Prinsippskisse av Hywind

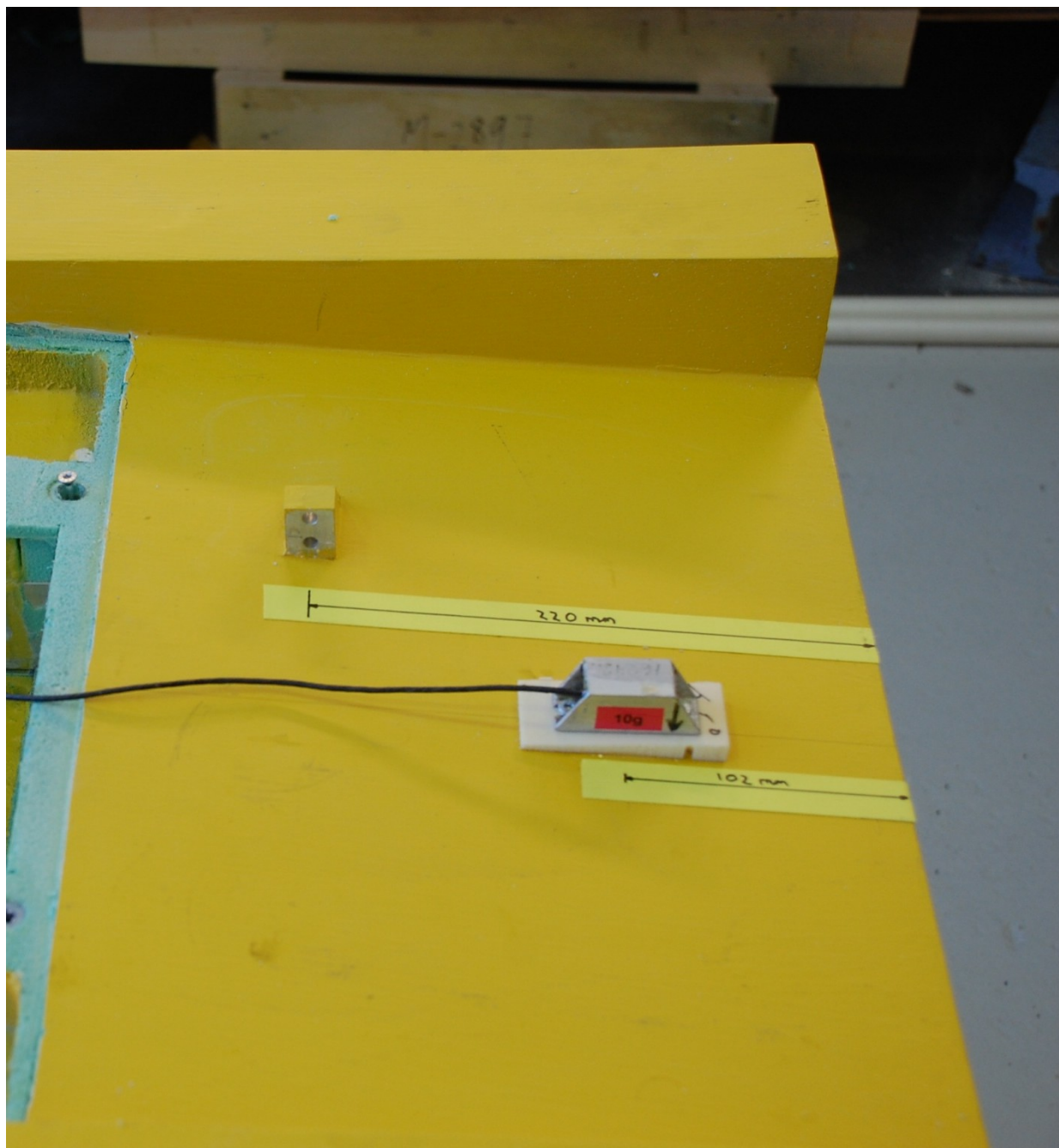


Figur P-72 – Prinsippskisse av Hywind

Vedlegg Q – Figurer over oppsett av akselerometer



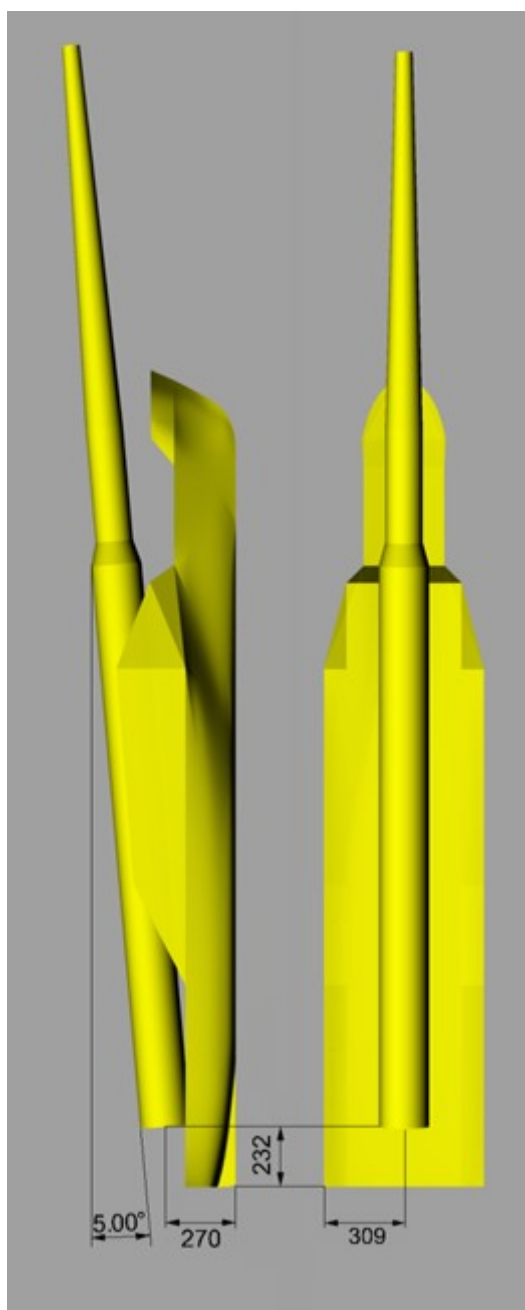
Figur Q-73 – Oppsett av akselerometer i baug



Figur Q-74 – Oppsett av akselerometer i akter

Vedlegg R – Skisse av plassering av Hywind på Windflip

Alle mål i figuren under er i millimeter og referer til lengder i modellskala.



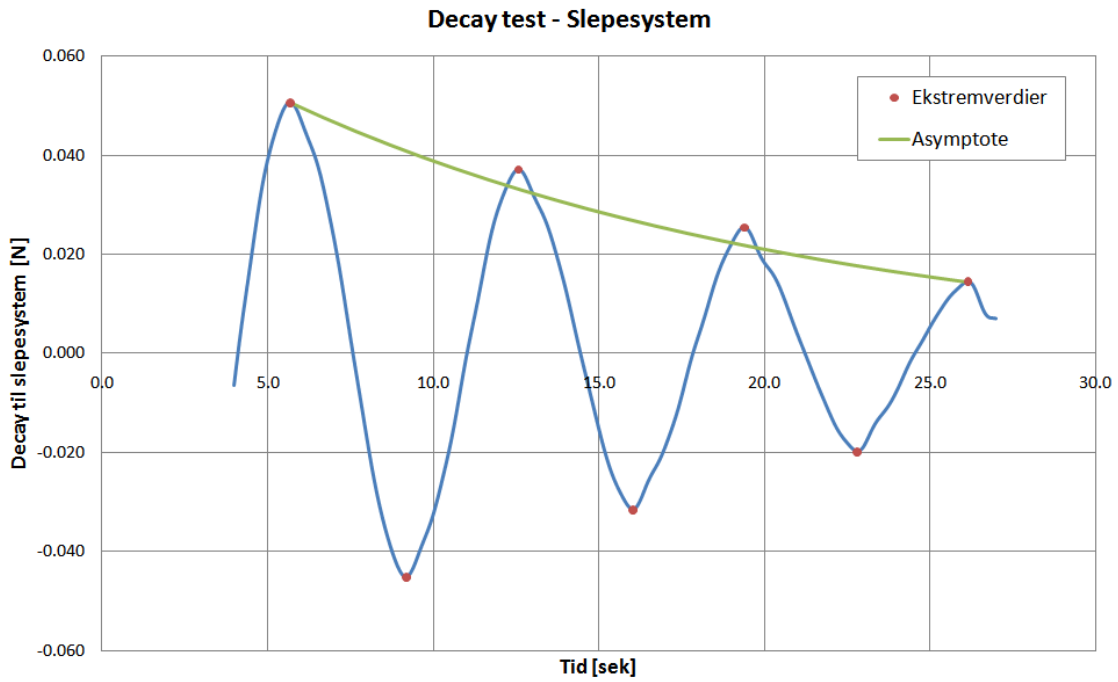
Figur R-75 – Skisse av plassering av Hywind på Windflip

Vedlegg S – Liste over datakanaler

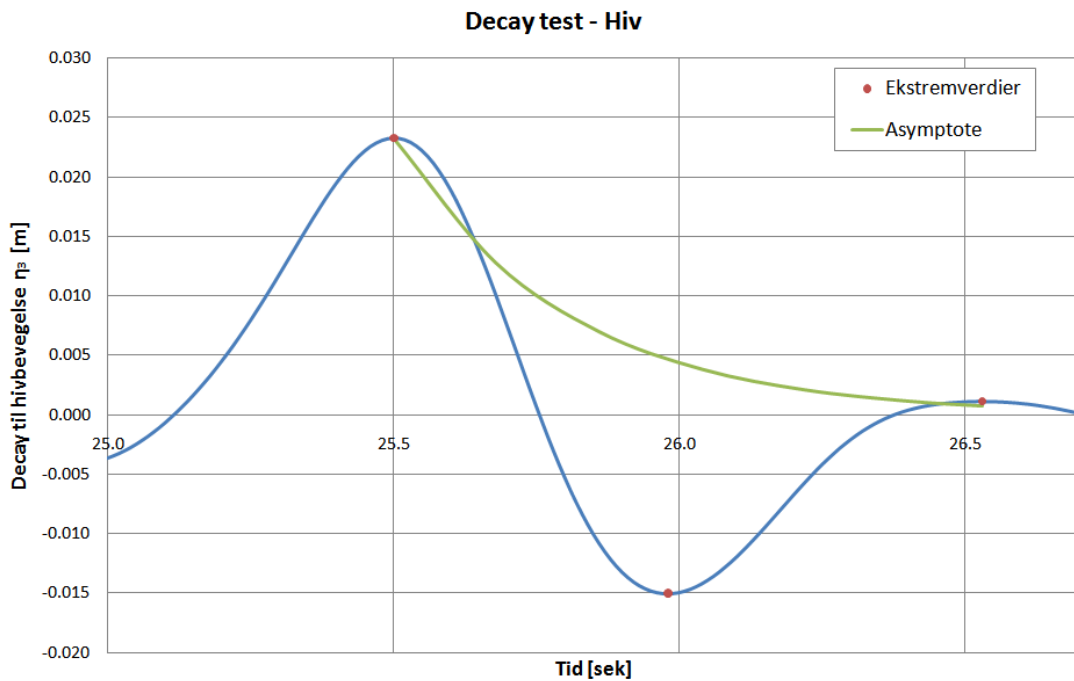
Kanalnummer	Kanalnavn	Inndata	Samplings-frek. [Hz]
1	Time_DEVICE_1	Time	100
2	Go_Status	DEVICE_1 CH 1-1	100
3	Acq_Status	DEVICE_1 CH 1-2	100
4	StartStopPulse_State	DEVICE_1 CH 1-3	100
5	SyncPulse_State	DEVICE_1 CH 1-4	100
6	AuxTrigger_State	DEVICE_1 CH 1-5	100
7	SyncPulseRate	DEVICE_1 CH 1-6	100
9	System_Status	DEVICE_1 CH 1-8	100
10	NoOfModels	DEVICE_1 CH 2-1	100
11	FrameCounterQTM	DEVICE_1 CH 3-1	100
12	ErrorCodeQTM	DEVICE_1 CH 3-2	100
13	Xpos4	DEVICE_1 CH 3-3	100
14	Ypos4	DEVICE_1 CH 3-4	100
15	Zpos4	DEVICE_1 CH 3-5	100
16	Roll4	DEVICE_1 CH 3-6	100
17	Pitch4	DEVICE_1 CH 3-7	100
18	Yaw4	DEVICE_1 CH 3-8	100
19	Residual4	DEVICE_1 CH 3-9	100
27	wave_u3_carr	DEVICE_1 CH 4-1	100
30	Time_DEVICE_3	Time	100
31	WAVE_WIRE_FORE	DEVICE_3 CH 3-1	100
32	WAVE_ULTRA	DEVICE_3 CH 3-2	100
35	X_ACC_BOW_WF	DEVICE_3 CH 6-1	100
36	Y_ACC_BOW_WF	DEVICE_3 CH 6-2	100
37	Z_ACC_BOW_WF	DEVICE_3 CH 6-3	100
43	Z_ACC_AFT_WF	DEVICE_3 CH 7-1	100
44	FY_AFT_WF	DEVICE_3 CH 7-2	100
45	FZ_AFT_WF	DEVICE_3 CH 7-3	100
46	FX_BOW_WF	DEVICE_3 CH 7-4	100
47	FY_BOW_WF	DEVICE_3 CH 7-5	100
48	FZ_BOW_WF	DEVICE_3 CH 7-6	100
49	TOW_FORCE_FORE	DEVICE_3 CH 7-7	100
50	TOW_FORCE_AFT	DEVICE_3 CH 7-8	100
51	X_ACC_TOP_HY	DEVICE_3 CH 8-1	100
52	Z_ACC_TOP_HY	DEVICE_3 CH 8-2	100
53	X_ACC_WL_HY	DEVICE_3 CH 8-3	100
54	WIRE_TOP	DEVICE_3 CH 8-4	100
55	WIRE_BOTTOM	DEVICE_3 CH 8-5	100

56	WIRE_TOW	DEVICE_3 CH 8-6	100
57	Speed_carr	DEVICE_3 CH 15-1	100
80	wave_u3_carr_calc	0.648 - 'C27'	100
81	Rull	$\frac{180}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{'C36'}{'C37'} \right)$	100
82	Pitch	$\frac{180}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{'C35'}{\sqrt{'C36'^2 + 'C37'^2}} \right)$	100
83	Yaw	$\frac{180}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{'C35'}{'C36'} \right)$	100
84	Pitch 2	$\frac{180}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{'C35'}{'C37'} \right) - 0,95$	100
87	Towforce_calc	'C49' - 'C50'	100

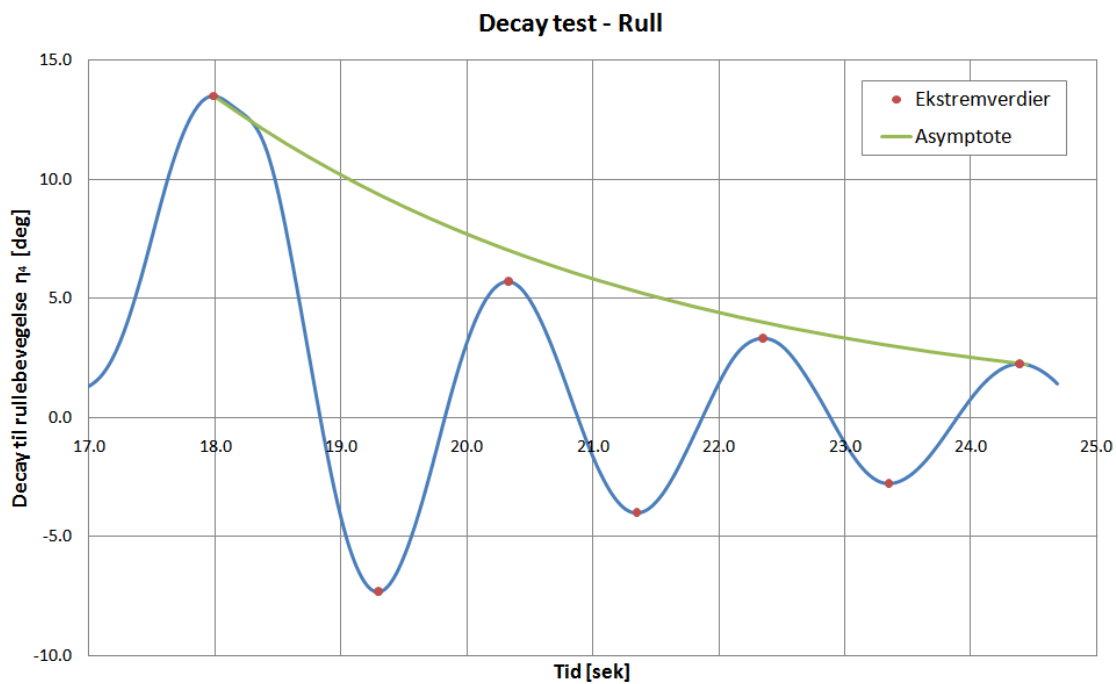
Vedlegg T – Figurer fra decay test



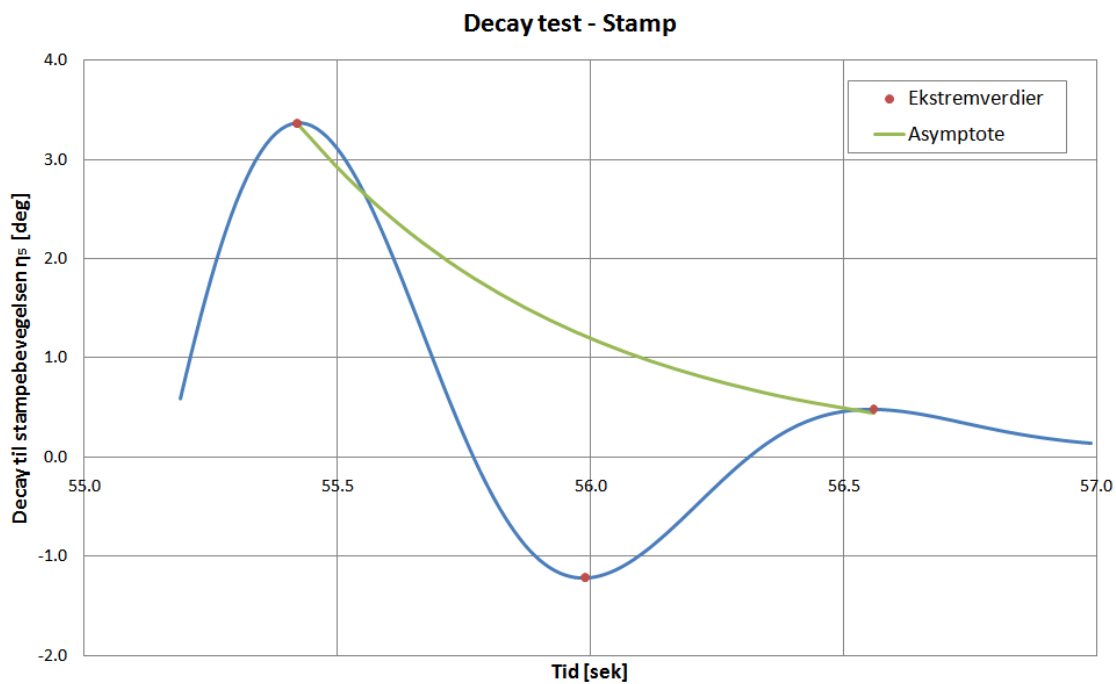
Figur T-76 – Decay test for slepesystem



Figur T-77 – Decay test i hiv



Figur T-78 – Decay test i rull



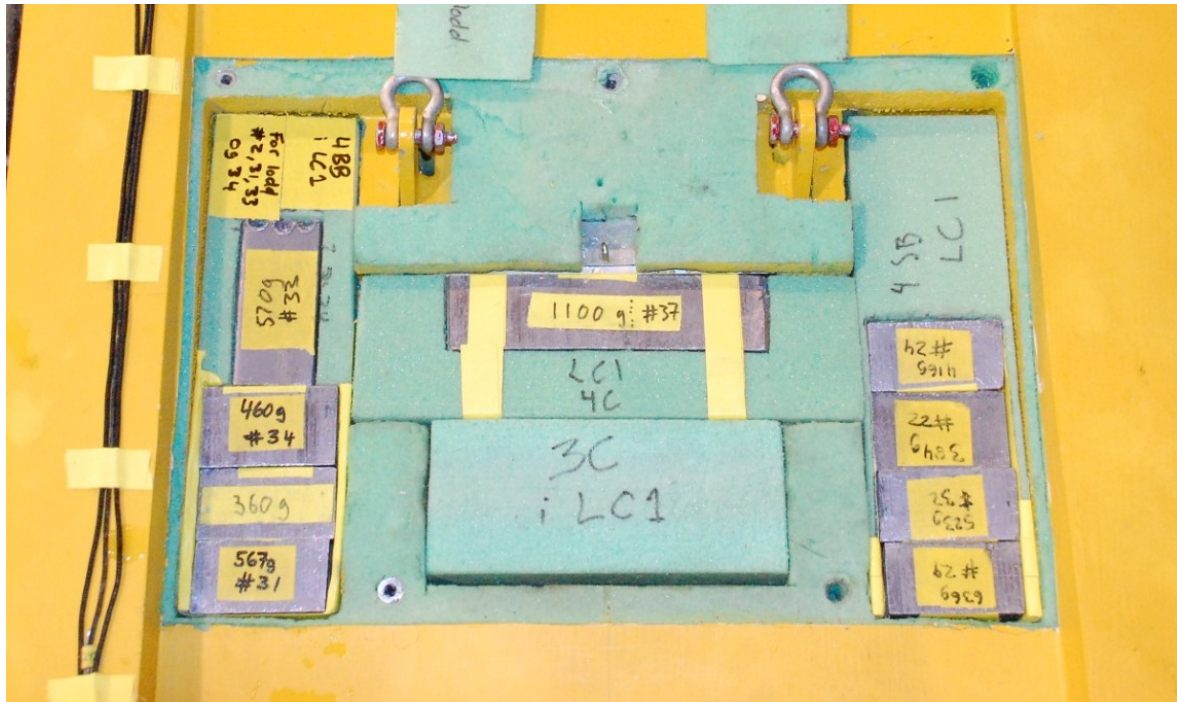
Figur T-79 – Decay test i stamp

Vedlegg U – Scatterdiagram

Scatterdiagram for Scatterdiagram perioden juni til august for lokasjonen 59.15N, 4.96E.

		H_s [m]										Sum												
		0-1	1-2	2-3	3-4	4-5	5-6	> 6	Sum															
T_p [sek]	< 2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	2-3	9	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	3-4	218	4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	4-5	736	270	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	5-6	1385	1235	16	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	6-7	969	1984	420	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	7-8	412	695	390	17	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	8-9	481	429	305	81	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	9-10	574	307	130	93	16	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	10-11	322	316	40	33	16	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	11-12	169	239	17	5	4	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	12-13	66	105	14	7	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	13-14	25	40	8	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	14-15	10	6	4	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	15-16	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	16-17	2	4	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	>17	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Sum	5378	5634	1345	242	41	8	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	

Vedlegg V – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk



Figur V-80 – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk i aktre ballasttank



Figur V-81 – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk i styrbord ballasttank



Figur V-82 – Oppsett av lodd under sea-keeping forsøk i babord ballasttank

Vedlegg W – Operasjonskriterier fra Noble Denton

Vessel or towed object, type, size and nature of transport	Full cycle period	Single amplitude		Heave
		Roll	Pitch	
Large vessels L > 140 m LOA and B > 30 m	10 secs	20°	10°	0.2 g
Medium vessels L > 76 m and B > 23 m (other than large vessels)	10 secs	20°	12.5°	0.2 g
Small vessels L < 76 m or B < 23 m	10 secs	30°	15°	0.2 g
Large cargo barges L > 76 m LOA and B > 23 m	10 secs	20°	12.5°	0.2 g
Small cargo barges L < 76 m or B < 23 m	10 secs	25°	15°	0.2 g
Independent leg jack-ups, 24-hour or location move	10 secs	10°	10°	0.0
Independent leg jack-ups, ocean tow on own hull	10 secs	20°	20°	0.0
Mat-type jack-ups, 24-hour or location move	13 secs	8°	8°	0.0
Mat-type jack-ups, ocean tow on own hull	13 secs	16°	16°	0.0
Vessels and barges, weather restricted operations in benign areas (see Section 7.9.2.d)	10 secs	5°	2.5°	0.1 g
Inland and sheltered water transportations (see Section 7.9.2.e)	Static	Equivalent to 0.1 g in both directions		0.0

Vedlegg X – Oppsett av fjærssystem



Figur X-83 – Skisse av fjærssystem benyttet under sea-keeping test

Vedlegg Y – Forklaring til elementmetoden

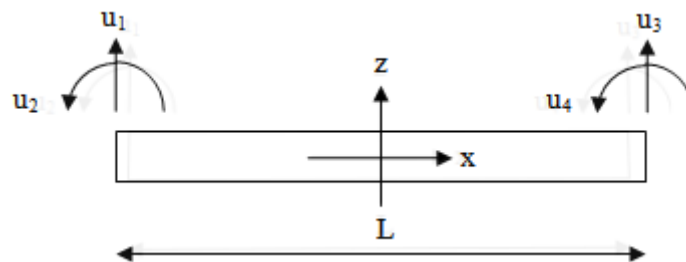
Diskretisering og valg av elementer

Det første steget i en analyse med elementmetoden er å diskretisere systemet, og benytte symmetri hvor det er mulig. Hvordan man velger å dele opp systemet avhenger i stor grad av hvilken analyse som skal gjøres, hvilke elementer man bruker og kravet til nøyaktighet. For systemet som jeg har analysert i denne prosjektoppgaven stod valget mellom to typer elementer; 1) bjelkeelementer og 2) ”solid elements”.

Ved bruk av ”solid elements” kan man beskrive et system til større detaljnivå enn det som er mulig med for eksempel bjelkeelementer. For eksempel kunne jeg – og burde jeg – ha modellert kneplater, sveiser og stivere ved bruk av ”solid elements”. Ved bruk av bjelkeelementer er ikke en slik detaljrikdom mulig. Fordelen med ”solid elements” er den store detaljrikdommen i analysene, ulempen er at analysene krever mye regnekraft og at modelleringen krever mye tid og nøyaktighet. Fordelene og ulempene til et bjelkeelement er på mange måter snudd på hodet i forhold til ”solid elements”. Bjelkeelementene krever lite modellering og regnekraft, men man mister muligheten til å modellere detaljer.

Analysene som blir gjennomført med elementmetoden i denne prosjektoppgaven er for å finne egenperioder og bøyepenninger. Til slike analyser vil bjelkeelementer være den beste løsningen ettersom resultatene vil bli gode nok, og man minimerer behovet for regnekraft og modellering. Jeg valgte derfor å bruke til analysene i denne prosjektoppgaven.

Jeg valgte å bruke det enkleste bjelkeelementet man kan ha med frihetsgrader som definert i Figur Y-84.



Figur Y-84 – Definerings av frihetsgrader for bjelkeelement

Etablering av stivhetsmatrisa

Fra (Ottosen & Peterson 1992) har vi følgende svake form for en bjelke:

$$\int_a^b \frac{d^2 v}{dx^2} M dx = \left[\frac{dv}{dx} M \right]_a^b - [vV]_a^b - \int_a^b v q dx \quad (Y.1)$$

Bruker Galerkins metode:

$$v = \mathbf{Nc} \quad (Y.2)$$

Her er v er en tilfeldig vekt funksjon. Ved å kombinere ligning (Y.1) og (Y.2) kan vi skrive:

$$\left(\int_a^b \mathbf{B}^T E I \mathbf{B} dx \right) \mathbf{a} = \left[\mathbf{N}^T V \right]_a^b - \left[\frac{d\mathbf{N}^T}{dx} M \right]_a^b + \int_a^b \mathbf{N}^T q dx \quad (Y.3)$$

Det gir følgende matriser:

$$\begin{aligned} \mathbf{K} &= \int_a^b \mathbf{B}^T E I \mathbf{B} dx \\ \mathbf{f}_b &= \left[\mathbf{N}^T V \right]_a^b - \left[\frac{d\mathbf{N}^T}{dx} M \right]_a^b \\ \mathbf{f}_l &= \int_a^b \mathbf{N}^T q dx \end{aligned} \quad (Y.4)$$

\mathbf{K} er stivhetsmatrisa, \mathbf{f}_b er grensevektoren og \mathbf{f}_l er lastvektoren. Kombinerer vi ligning (Y.3) med ligning (Y.4) kan vi skrive:

$$\begin{aligned} \mathbf{Ka} &= \mathbf{f}_b + \mathbf{f}_l \\ \mathbf{Ka} &= \mathbf{f} \end{aligned} \quad (Y.5)$$

I elementmetoden stilles det krav fullstendighet og kompatibilitet til tilnærminga til forskyvninga:

1. Krav til fullstendighet
 - Tilnærminga til forskyvninga w må kunne representere en vilkårlig stivt-legeme-bevegelse.
 - Tilnærminga til forskyvninga w må kunne representere en vilkårlig konstant kurvatur.
2. Krav til kompatibilitet
 - Stivhetsmatrisa involverer de andrederiverte av formfunksjonene. Vi må derfor ha C^1 -kontinuitet for formfunksjonene og forskyvninga.

Oppsummert kan vi si at tilnærminga til forskyvninga w må variere kontinuerlig og med kontinuerlige deriverte over elementets grenser. Det gir følgende tilnærming til forskyvninga w :

$$w = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 x^2 + \alpha_4 x^3 \quad (Y.6)$$

Ved å bruke at $w = \mathbf{N}^e \mathbf{a}^e$ og ligning (Y.6) kan vi uttrykke formfunksjonene for hvert element som:

$$\mathbf{N}^e = \begin{bmatrix} 1 - 3\left(\frac{x}{L}\right)^2 + 2\left(\frac{x}{L}\right)^3 \\ x\left(1 - 2\frac{x}{L} + \left(\frac{x}{L}\right)^2\right) \\ \left(\frac{x}{L}\right)^2\left(3 - 2\frac{x}{L}\right) \\ \frac{x^2}{L}\left(\frac{x}{L} - 1\right) \end{bmatrix}^T \quad (\text{Y.7})$$

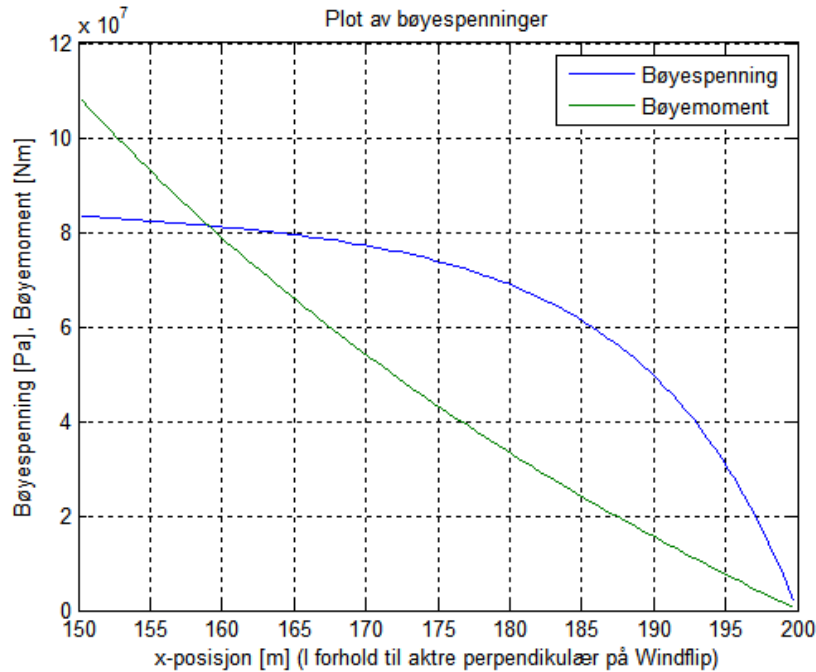
Ved å bruke at $\mathbf{B} = \frac{d^2 \mathbf{N}}{dx^2}$ og ligning (Y.4) kan vi komme fram til at stivhetsmatrisa, grensevektoren og lastvektoren for hvert element kan uttrykkes som:

$$\mathbf{K}^e = \begin{bmatrix} \frac{12EI}{L^3} & \frac{6EI}{L^2} & -\frac{12EI}{L^3} & \frac{6EI}{L^2} \\ \frac{6EI}{L^2} & \frac{4EI}{L} & -\frac{6EI}{L^2} & \frac{2EI}{L} \\ -\frac{12EI}{L^3} & -\frac{6EI}{L^2} & \frac{12EI}{L^3} & -\frac{6EI}{L^2} \\ \frac{6EI}{L^2} & \frac{2EI}{L} & -\frac{6EI}{L^2} & \frac{4EI}{L} \end{bmatrix} \quad (\text{Y.8})$$

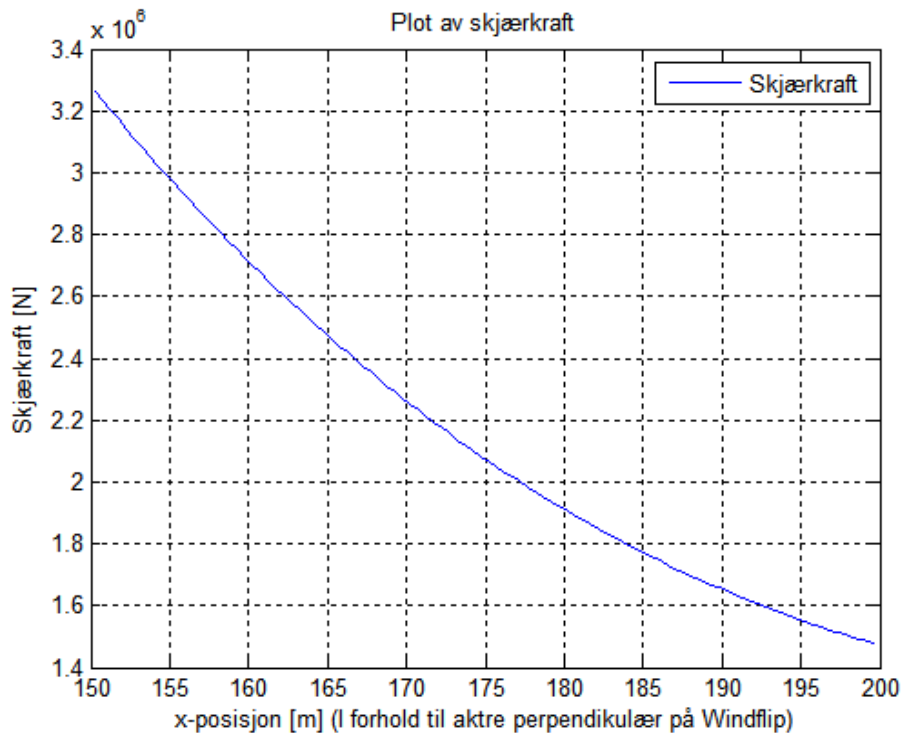
$$\mathbf{f}_b^e = \begin{bmatrix} -V_{x=0} \\ M_{x=0} \\ V_{x=L} \\ -M_{x=L} \end{bmatrix} \quad (\text{Y.9})$$

Vedlegg Z – Statisk analyse av tårnstruktur til Hywind

I denne analysen har jeg antatt at tårnstrukturen kun er utsatt for belastninger fra egenvekt og vekta til nacella. I tillegg er tårnstrukturen antatt å være fastholdt mot rotasjon og forskyvning ved $x = 150$ meter.

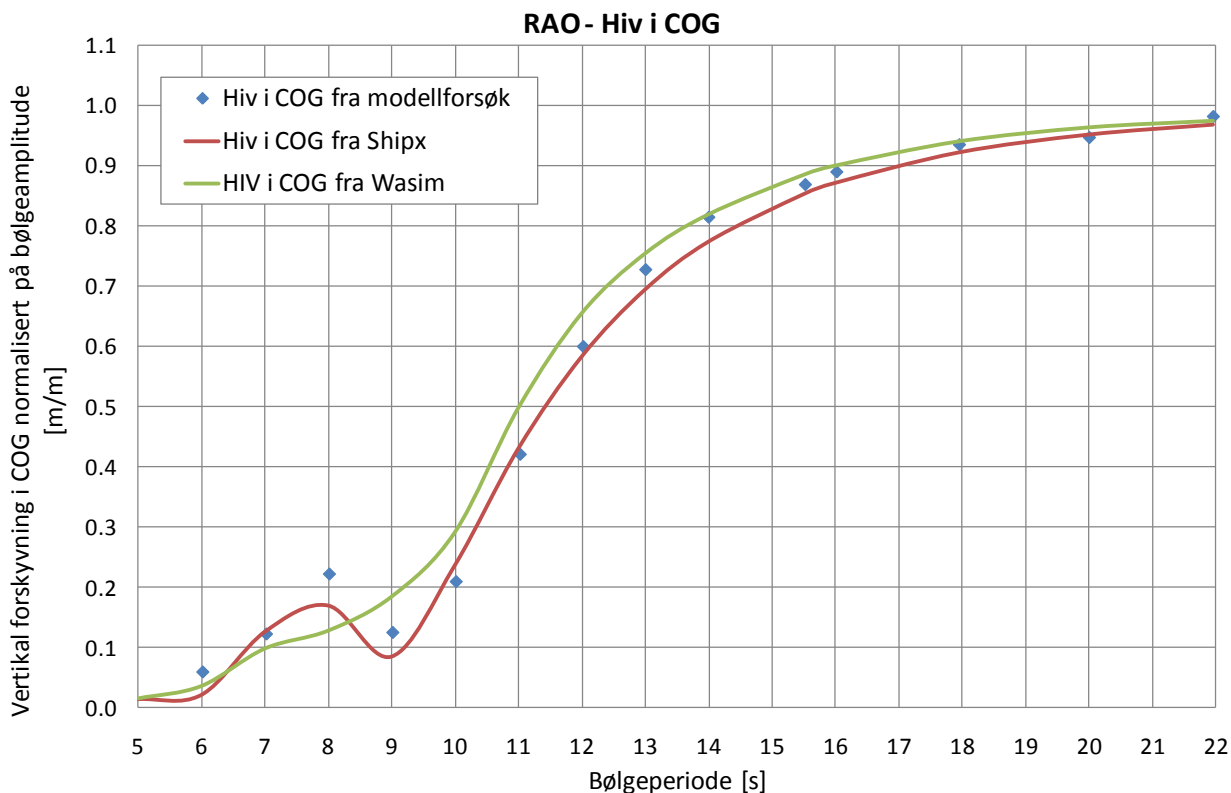


Figur Z-85 – Statiske bøyespenninger

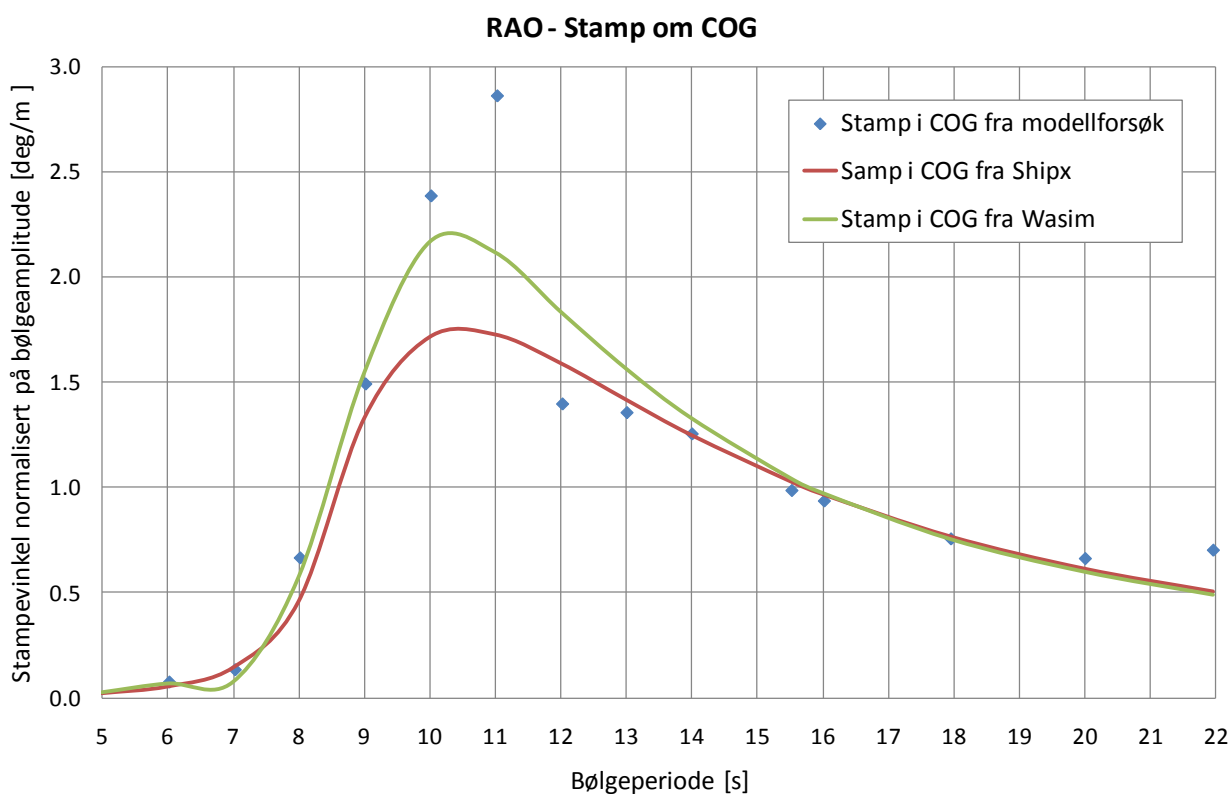


Figur Z-86 – Statisk skjærkraft

Vedlegg Æ – Overføringsfunksjoner i hiv og stamp

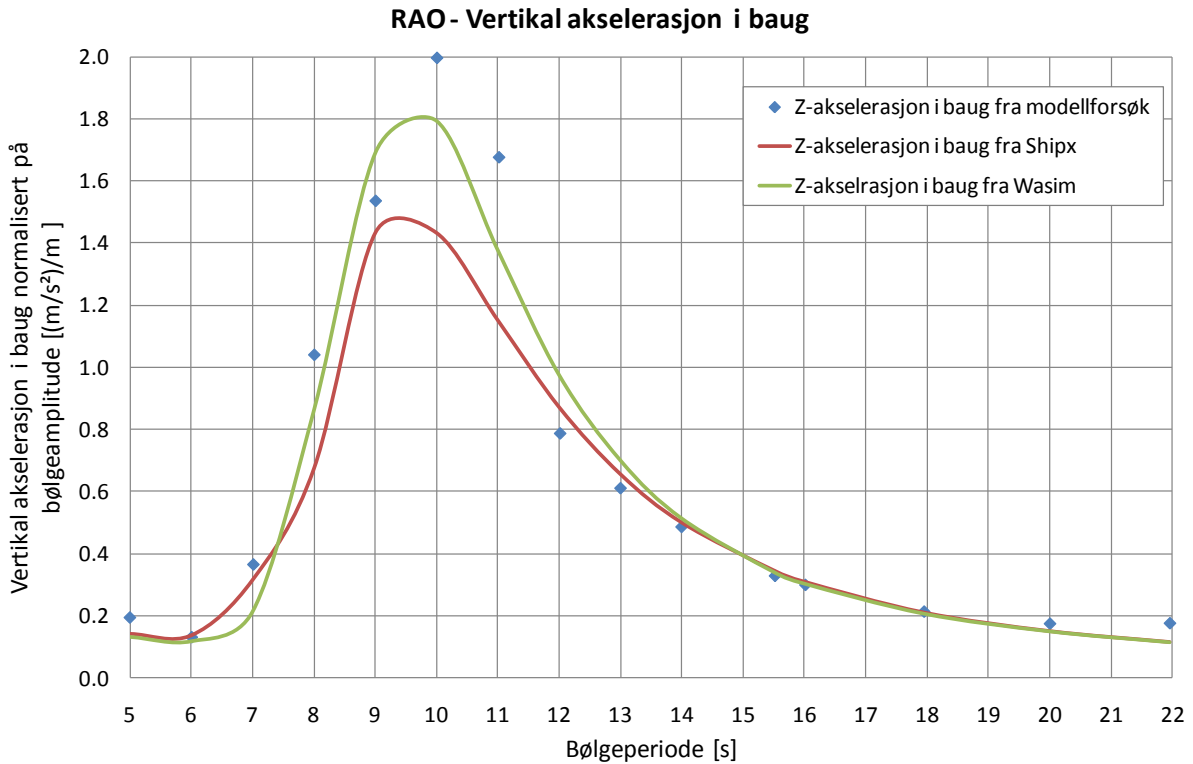


Figur Æ-87 – Overføringsfunksjon i hiv

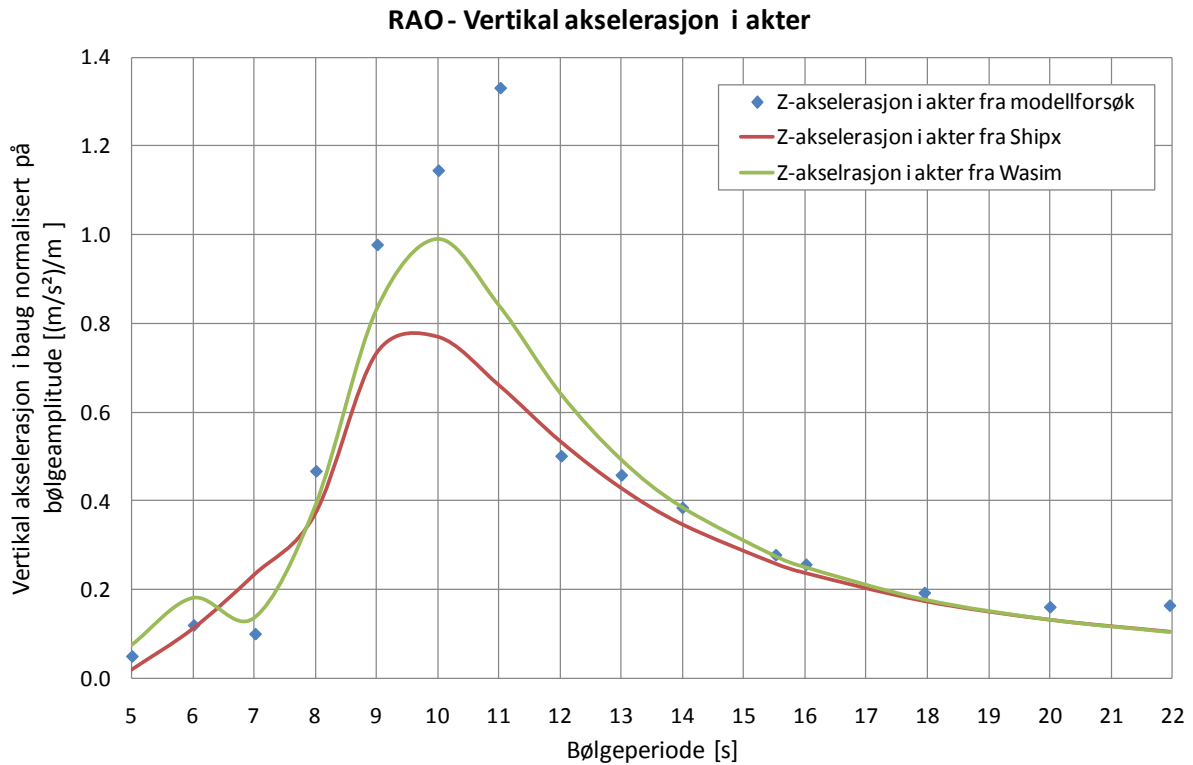


Figur Æ-88 – Overføringsfunksjon i stamp

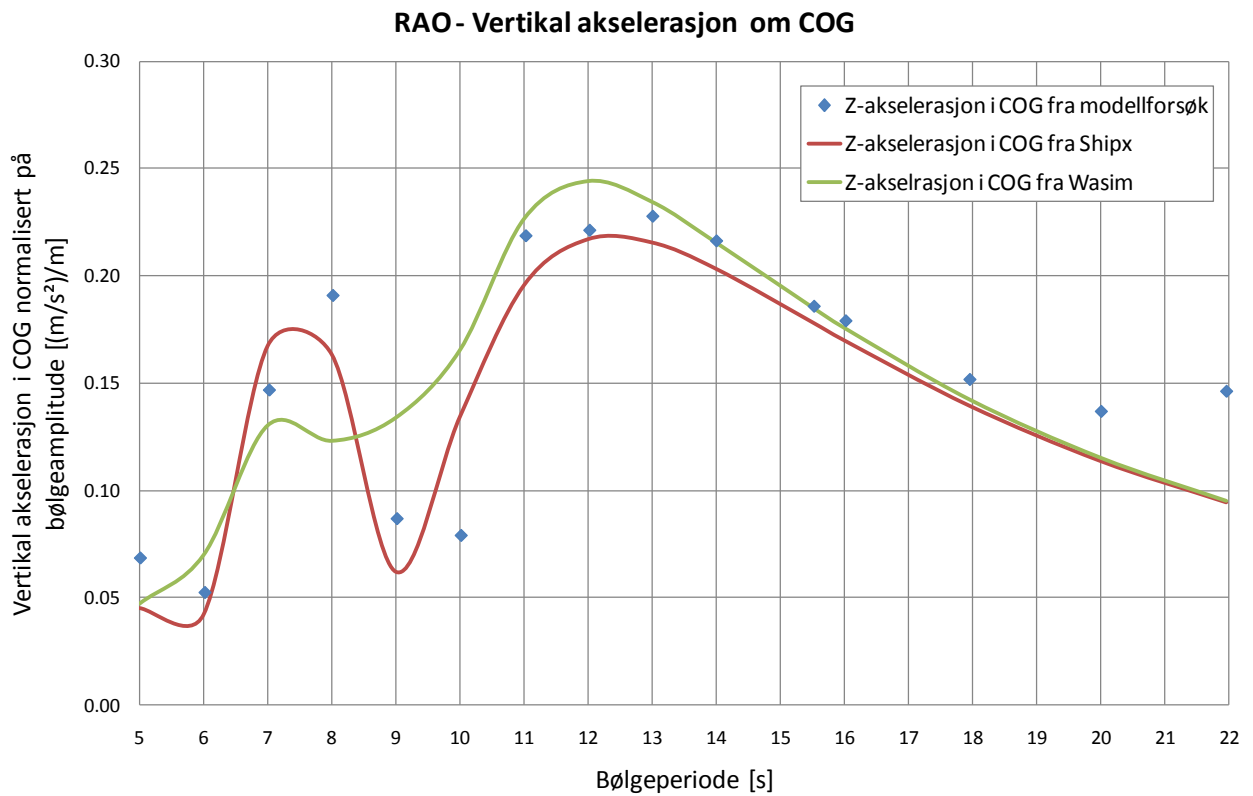
Vedlegg Ø – Overføringsfunksjoner for akselasjoner



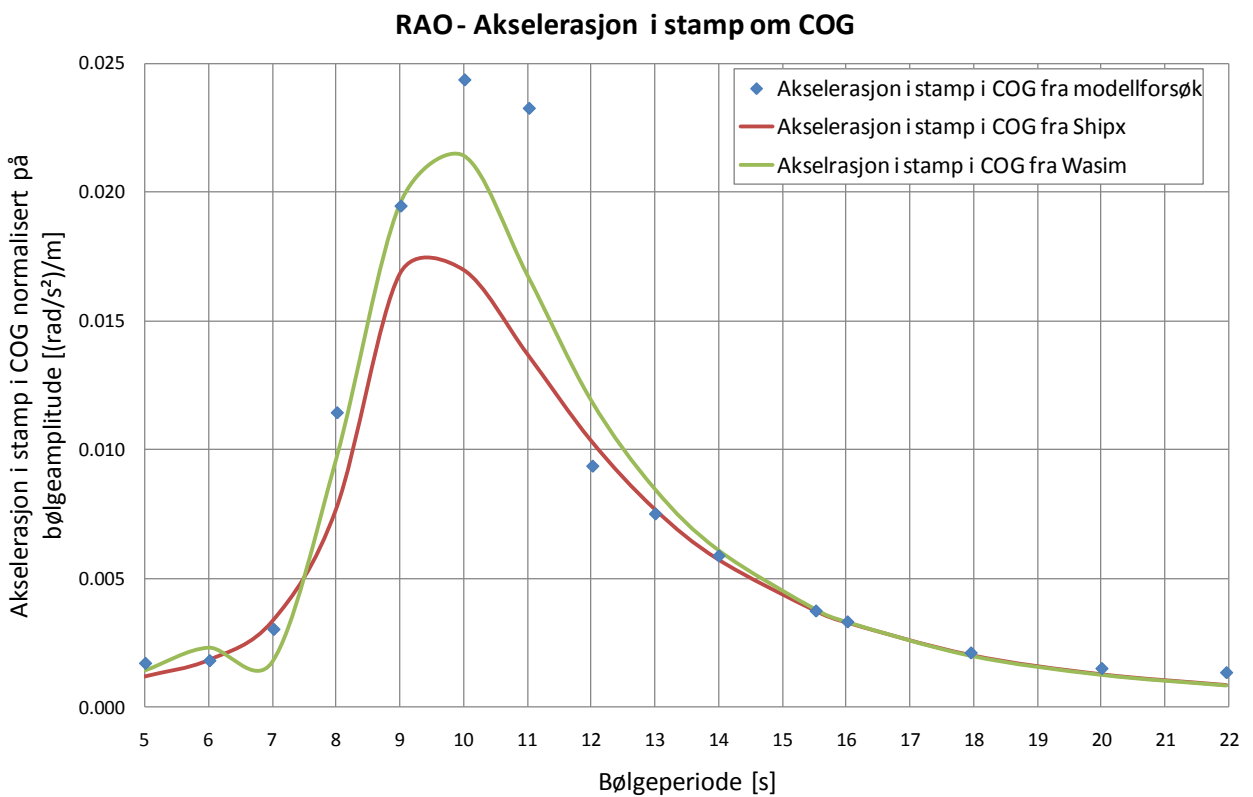
Figur Ø-89 – Vertikalakselerasjon i baug



Figur Ø-90 – Vertikalakselerasjon i akter



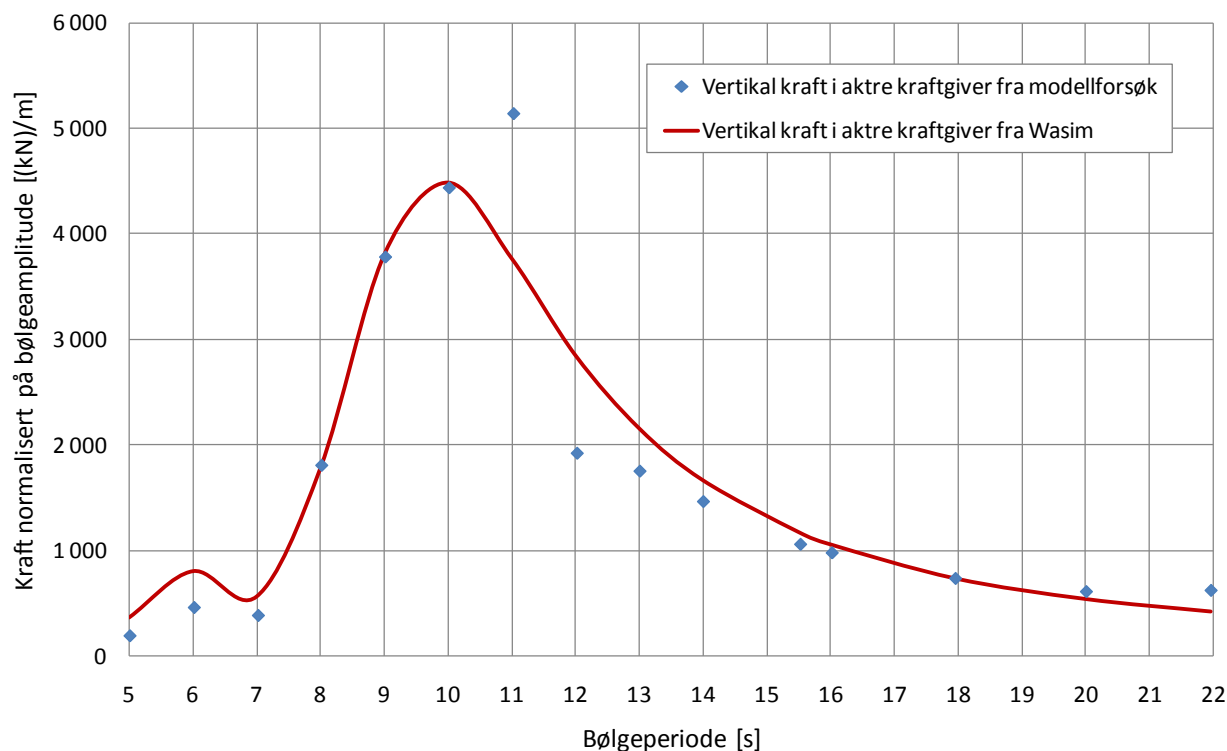
Figur Ø-91 – Vertikalakselerasjon i tyngdepunktet (Hiv)



Figur Ø-92 – Akselerasjon til stampebevegelsa i tyngdepunktet

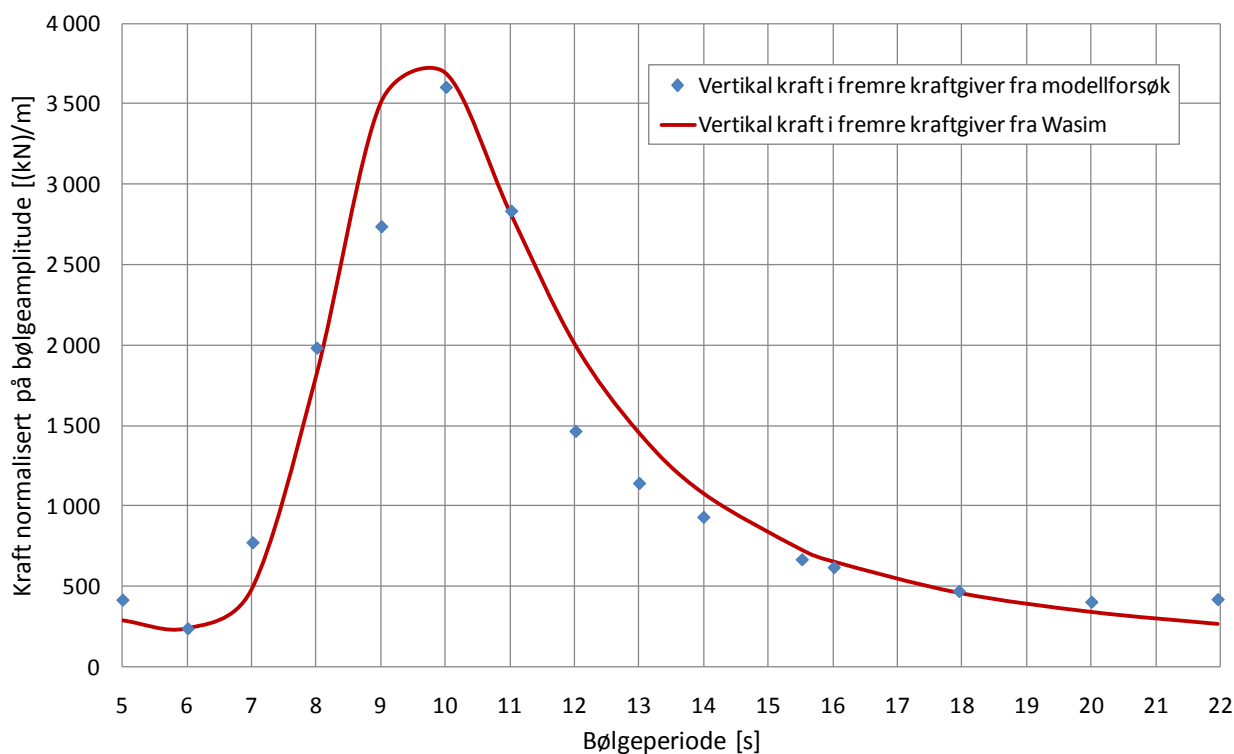
Vedlegg Å – Overføringsfunksjoner for krefter

RAO - Vertikal kraft i aktre kraftgiver



Figur Å-93 – Vertikal kraft i aktre kraftgiver

RAO - Vertikal kraft i fremre kraftgiver

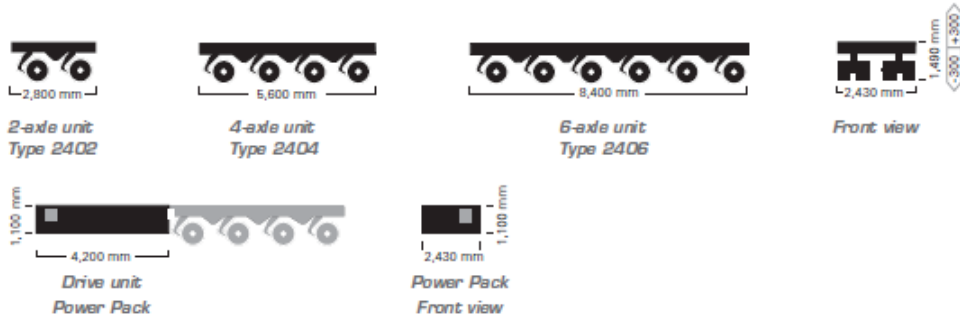


Figur Å-94 – Vertikal kraft i fremre kraftgiver

Vedlegg AA – Data over KAMAG 2400

Technical data

- Type 2402/2402 S, 2404/2404 S, 2406/2406 S



Type	2402	2402 S	2402 S	2404	2404 S	2404 S	2406	2406 S	2406 S
Wheel bogie load	17 t*	18 t*	20 t**	17 t*	18 t*	20 t**	17 t*	18 t*	20 t**
Load capacity	58 t	61,9 t	69,9 t	119 t	126,8 t	142,8 t	180 t	191,7 t	215,7 t
Dead weight	10 t	10,1 t	10,1 t	17 t	17,2 t	17,2 t	24 t	24,3 t	24,3 t
Total weight	68 t	72 t	80 t	136 t	144 t	160 t	204 t	216 t	240 t

* max. wheel bogie load at max. 1 km/h
 ** max. wheel bogie load at max. 0,5 km/h

Axes	Combinations (Examples for type S)	Total weight	Payload max*	Tractive force	Gradient by total weight	Braking power
4		160 t	142,8 t	240 kN	12 %	200 kN
6		240 t	215,7 t	240 kN	7,0 %	300 kN
14		560 t	501,3 t	720 kN	9,8 %	800 kN
20		800 t	717 t	960 kN	9,0 %	1,000 kN
30		1,200 t	1,075,5 t	1,440 kN	9,0 %	1,500 kN
40		1,600 t	1,434 t	1,920 kN	9,0 %	2,000 kN
48		1,920 t	1,722,6 t	2,160 kN	8,2 %	2,400 kN

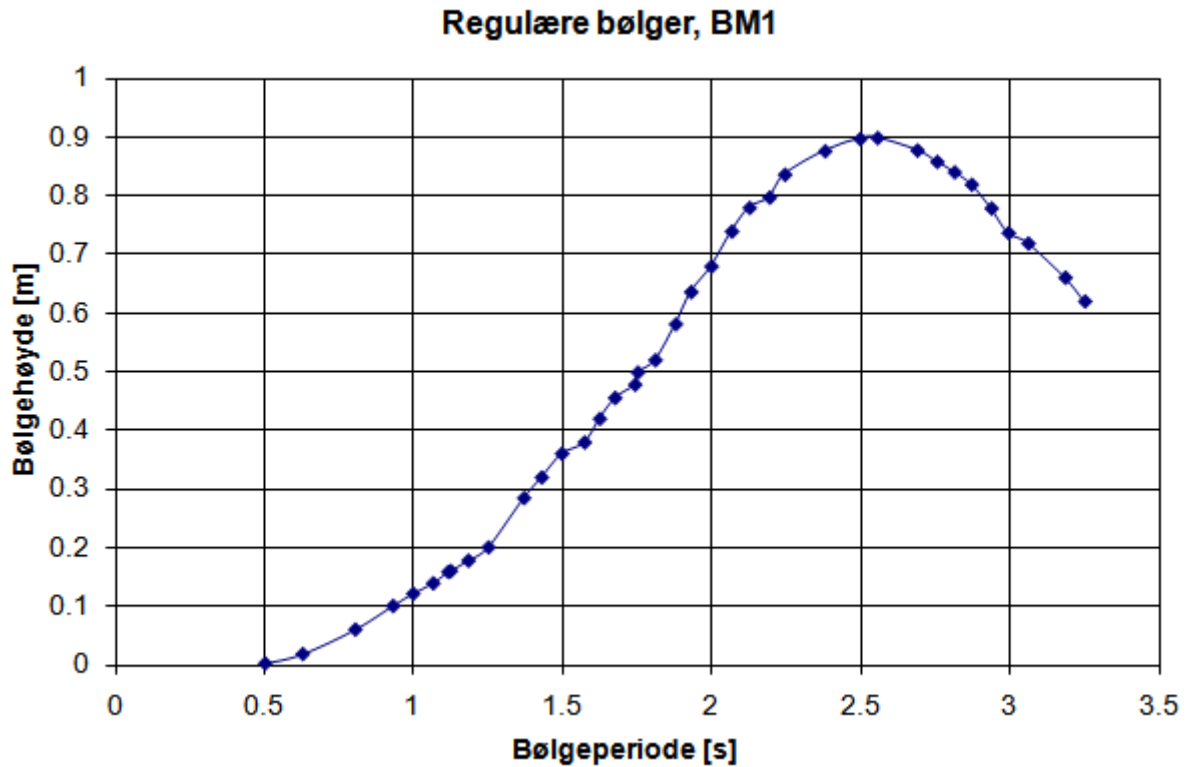
Data are based on the following:
 Speed 0.5 km/h - Rolling resistance 0.025

4-axle module Typ 2404 S Dead weight ≤ 17,2 t
 6-axle module Typ 2406 S Dead weight ≤ 24,3 t*

* The respective payload must be reduced by the weight of the particular Power Pack that is used. The tare weight of the Power Pack is 3.5 t.

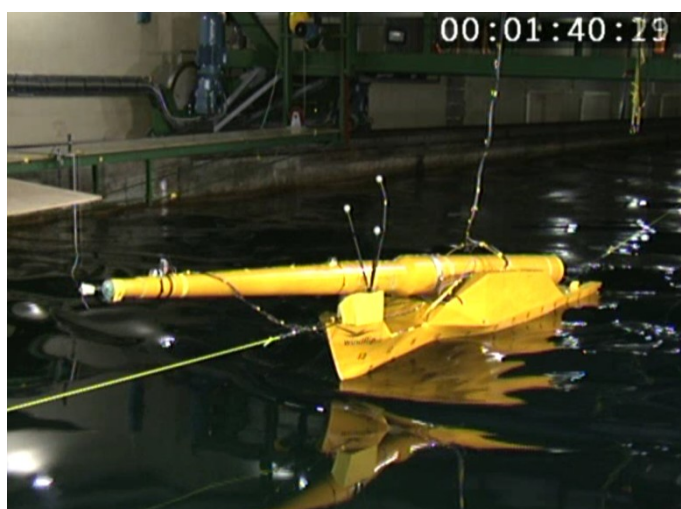
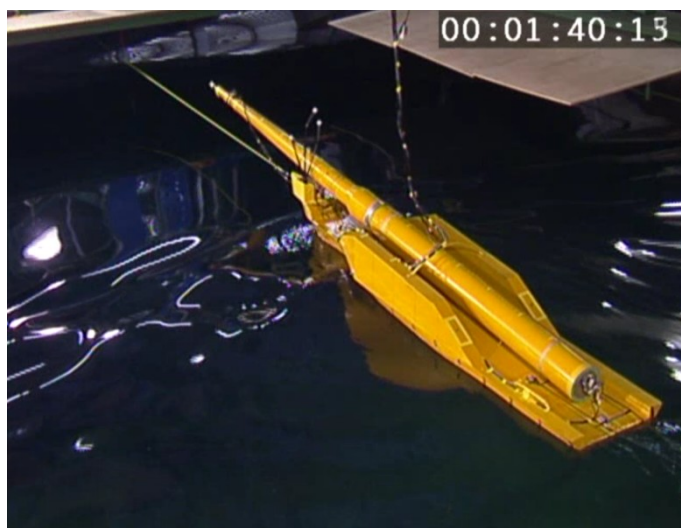
Vedlegg AB – Egenskaper til bølgemaskina

Maksimal bølgehøyde som funksjon av bølgehøyde for bølgemaskinen i slepetanken (BM1) ble funnet i Marinteks Excel-regneark "Test-planner". I dette regnearket har det blitt tatt utgangspunkt i bølgemaskinen i havbassenget (BM2). De to bølgemaskinene skal ha samme begrensninger, og resultatene skal være direkte overførbare.



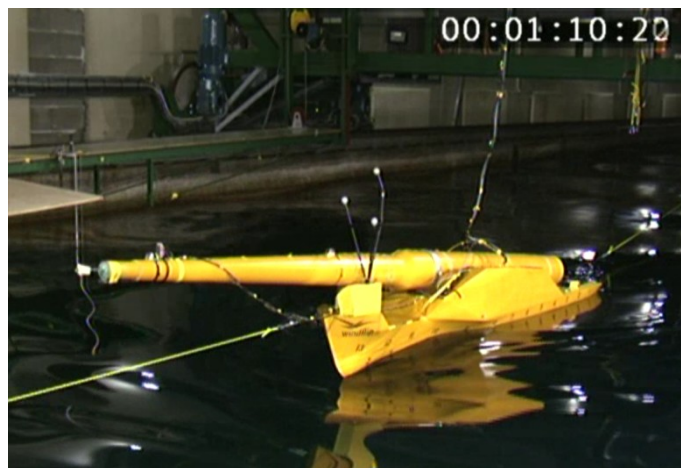
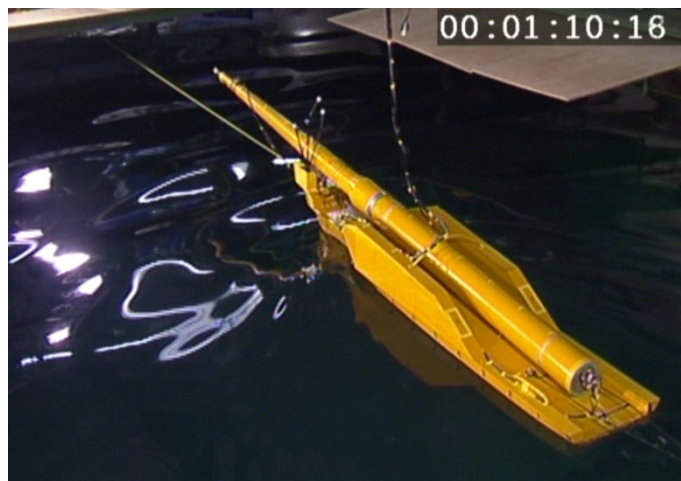
Figur AB-95 – Egenskaper til bølgemaskina

Vedlegg AC – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 9,0 sekunder



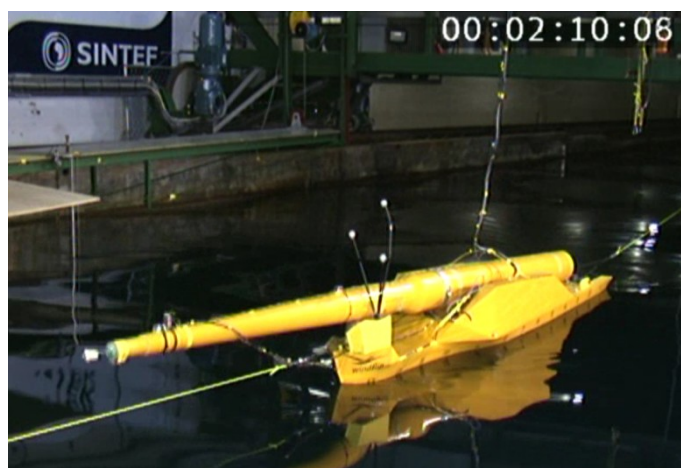
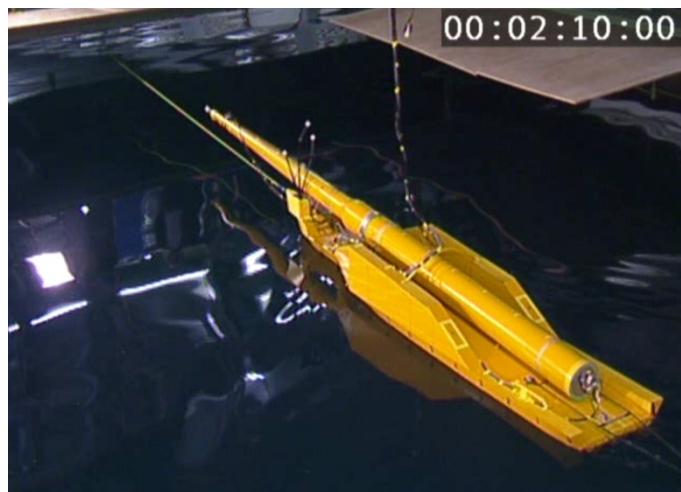
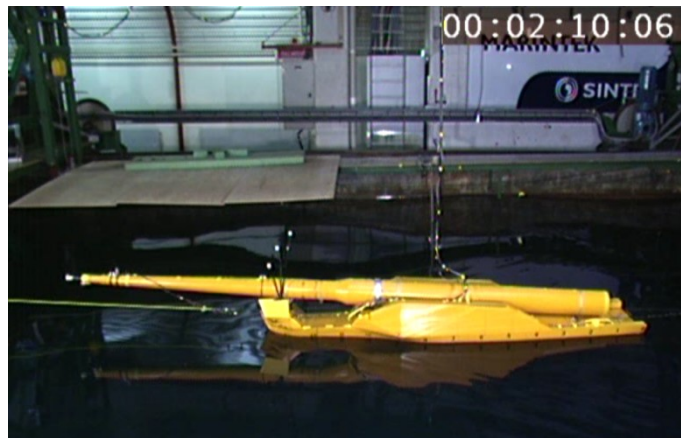
Figur AC-96 – Bilder av testing for bølger på 9,0 sekunder

Vedlegg AD – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 10,0 sekunder



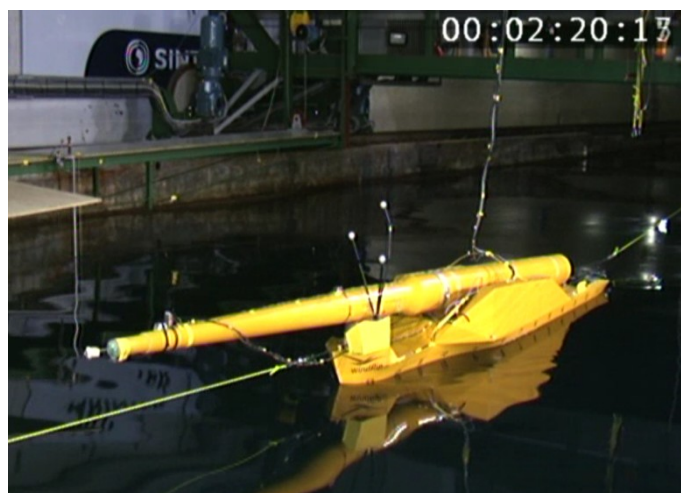
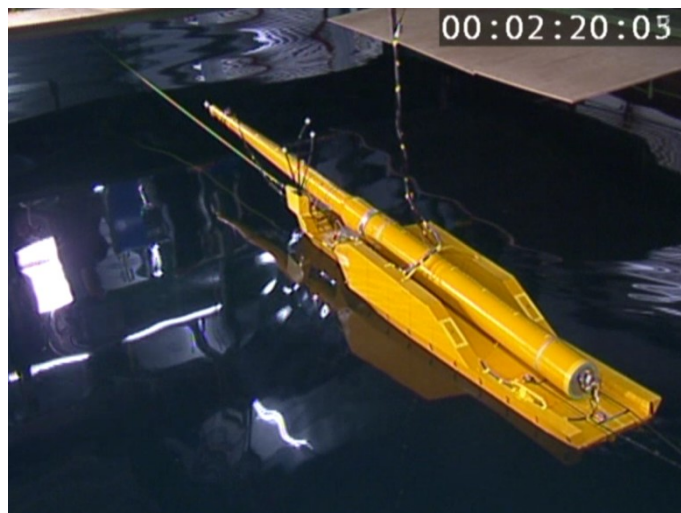
Figur AD-97 – Bilder av testing for bølger på 10,0 sekunder

Vedlegg AE – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 11,0 sekunder



Figur AE-98 – Video av testing for bølger på 11,0 sekunder

Vedlegg AF – Video av sea-keeping test for en bølgeperiode på 12,0 sekunder



Figur AF-99 – Video av testing for bølger på 12,0 sekunder