

Utvikling og konstruksjon av flytende vindturbinmodeller
og testrigg for bølgetanktest

Development and construction of floating wind turbine
models and test rig for wave tank test

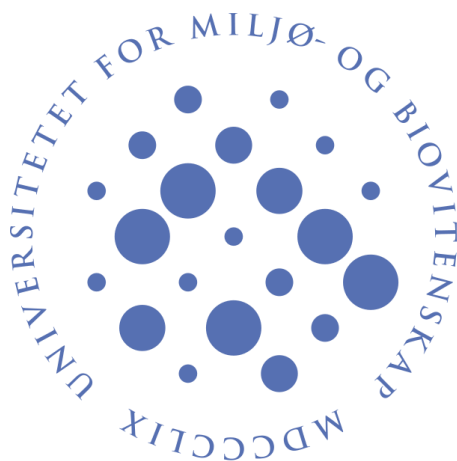
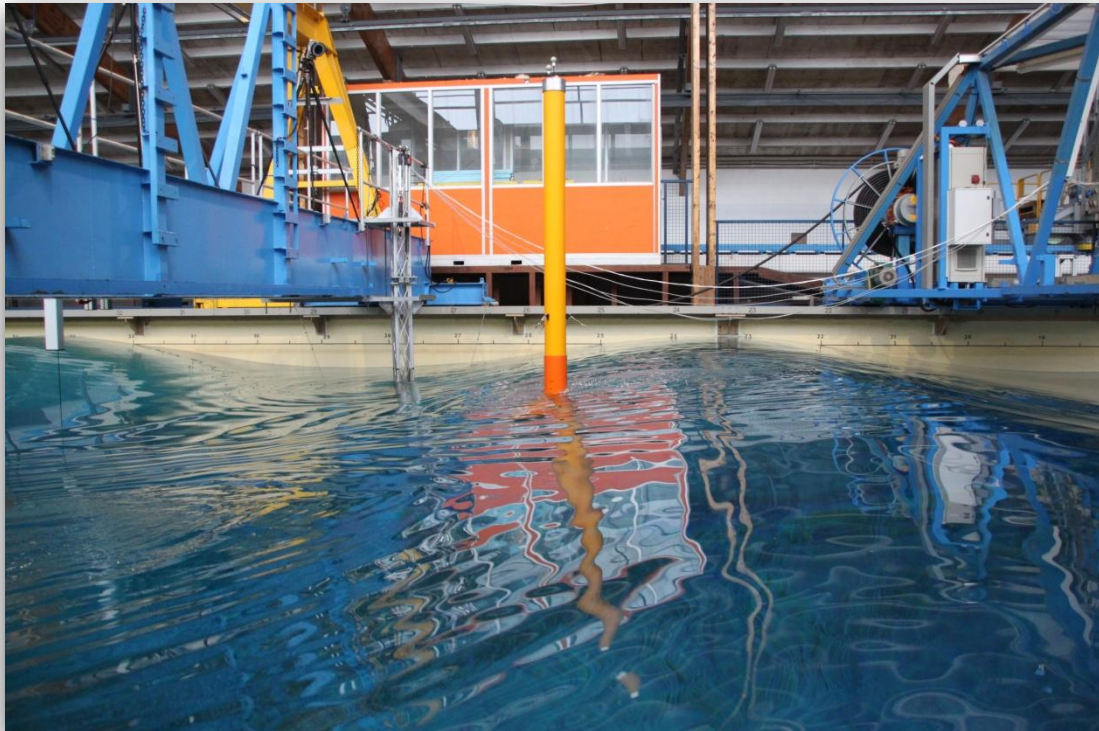
Anders Olaf Eriksen Spæren

UNIVERSITETET FOR MILJØ- OG BIOVITENSKAP
Institutt for matematiske realfag og teknologi
Masteroppgave 30 stp. 2013



Utvikling og konstruksjon av flytende vindturbinmodeller og testrigg for bølgetanktest

Av Anders O. E. Spæren



Masteroppgave

IMT/UMB, 2012

INNHOILDSFORTEGNELSE

1	Innledning.....	5
1.1	Bakgrunn	5
1.1.1	Klima- og energimål.....	5
1.1.2	Vindkraft	6
1.1.3	Tension Leg Buoy.....	9
1.2	Problemstilling.....	10
1.3	Målsetninger og begrensninger	10
1.3.1	Hovedmål	10
1.3.2	Delmål.....	10
1.3.3	Forutsetninger	10
1.3.4	Begrensninger.....	10
1.4	Symboler og terminologi	11
1.4.1	Terminologi.....	11
1.4.2	Symboler.....	13
1.4.3	Enheter	13
2	Rammebetingelser	14
2.1	Beskrivelse av konstruksjonene	14
2.1.1	TLB-B.....	14
2.1.2	TLB-X3.....	16
2.1.3	Forankringssystem.....	17
2.1.4	Testfasilitet	18
2.2	Metriske mål.....	21
2.2.1	Simuleringsgeometri	21
2.2.2	Beregning av volum, masse og massesenter.....	23
2.3	Laster	30
2.3.1	Offshore laster	30
2.3.2	Forventede laster i bølgetank.....	31
2.4	Nedskalering.....	33
2.5	Tidligere bølgetanktest.....	37
2.6	Kravspesifikasjoner.....	38
2.6.1	Hovedkrav.....	38
2.6.2	Spesifikke krav	40

3	Konseptutvelgelse	41
3.1	Modeller	41
3.1.1	Flyter og tårn	41
3.1.2	Rotor og nacelle.....	43
3.1.3	Justeringsmuligheter	43
3.2	Testtrigg.....	44
3.2.1	Mulige konsept for testtrigg	46
3.2.2	Vurdering og valg av konsept	50
3.3	Testbasseng.....	52
4	Modeller - Konseptutvikling og realisering	53
4.1	Spesifikke krav til modeller	53
4.2	TLB-X3 Utforming av komponenter.....	55
4.2.1	Bunnlokk.....	55
4.2.2	Overgang søyler-flyter	56
4.2.3	Overgang mellom rørtårn søyler	57
4.3	TLB-B Utforming av komponenter	58
4.3.1	Bunnlokk.....	58
4.3.2	Overgang mellom midtseksjon og flyter	58
4.3.3	TLB-B Overgang rørtårn-midtseksjon	60
4.4	Rørtårn og nacelle	60
4.4.1	Nacelle	61
4.5	TLB-S.....	63
4.6	Materialvalg og produksjon.....	63
5	Testtrigg - Konseptutvikling og realisering	66
5.1	Forankringstårn	67
5.1.1	Spesifikke krav til forankringstårn.....	67
5.1.2	Alternativer for forankringstårn	69
5.1.3	Vurdering og valg av forankringstårn	70
5.1.4	Videreutvikling og realisering.....	73
5.2	Trinsesystem.....	75
5.2.1	Spesifikke krav til trinsesystem	75
5.2.2	Valg av trinser	76
5.2.3	Posisjonering av trinser	77
5.2.4	Sammenkobling av trinser til én enhet	78

5.2.5	Feste til forankringstårn og fundament	79
5.3	Fundament og Innfestning	81
5.3.1	Testbasseng	81
5.3.2	Bølgetank.....	84
5.4	Fjærsystem	86
5.4.1	Spesifikke krav og ønsker til fjærsystemet.....	86
5.4.2	Fjærsystemprinsipper.....	87
5.4.3	Valg av prinsipp for fjærsystem.....	94
5.4.4	Valg av opplagringselement	94
5.4.5	Dimensjonering og tilvirkning av fjærer	95
5.4.6	Videreutvikling av gjengefeste og oppkobling mot aktuator	98
5.5	Forankringslinjer.....	99
5.5.1	Spesifikke krav for hovedelement	99
5.5.2	Alternativer.....	101
5.5.3	Vurdering.....	102
5.5.4	Terminaler	104
5.5.5	Lineinnfestinger på modell og deltaforbindelse	106
5.5.6	Ledetrinser.....	108
5.6	Måleutstyr og reguleringssystem.....	109
5.6.1	Måling av modellbevegelser og bølgeparametere.....	109
5.6.2	Måling av strekk i forankringslinjer	110
5.6.3	Stramming av forankringslinjer	111
5.6.4	Styresystem og datainnsamling.....	113
6	Ferdige hovedelementer	114
6.1	Modeller	114
6.2	Forankringssystem.....	118
7	Kalibrering og pretest	122
7.1	Kalibrering av modeller	122
7.2	Test av utstyr i testbasseng	124
7.1	Kalibrering av måleutstyr	125
8	Økonomi	126
9	Konklusjon	127
9.1	Vurdering.....	127
9.2	Forbedringer.....	128

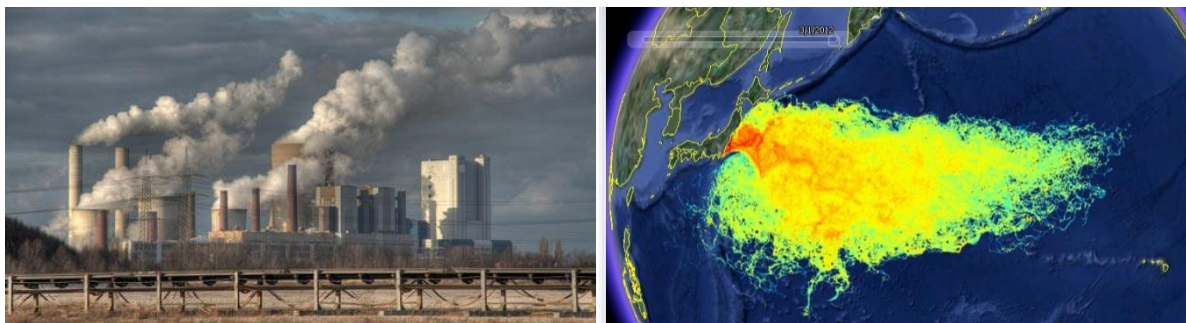
9.3	Videre arbeid	129
10	Kildehensivninger	130
11	Vedlegg	134
11.1	Skriftlige vedlegg	134
11.2	Elektroniske vedlegg	134
11.2.1	Elektronisk vedlagte Excel-ark	134

1 INNLEDNING

1.1 BAKGRUNN

1.1.1 KLIMA- OG ENERGIMÅL

Det har gjennom de siste århundrene etablert seg et enormt behov for elektrisk energi i verden. For å dekke dette økende behovet, produseres det stadig mer elektrisk energi hvert år. Dette har ført til massive utslipp av drivhusgasser som følge av forbrenning av fossile energiresurser. Denne energiproduksjonen er den mest utbredte og utgjorde 68 % av den globale produksjonen i 2008 (Killingtveit 2012). Drivhusgassene kan føre til global oppvarming, og det ser ut til at vårt behov for elektrisk energi er i ferd med å skade vårt livsgrunnlag.



Figur 1.1 Kullkraftverk og radioaktiv forurensning i Stillehavet etter Fukushimaulykken (Habjanec 2010; Natrualnews 2012)

For å hindre global oppvarming er det derfor nødvendig å legge om til energiproduksjon som ikke gir utslipp av disse drivhusgassene. Slike metoder som allerede er i bruk, er fornybar energi og kjernekraft. Sistnevnte har imidlertid møtt økt motstand den siste tiden, etter at et kjernekraftverk i Japan utsatt for en kraftig tsunami som forårsaket radioaktive utslipp (World Nuclear Association 2012). Hendelsen var en bidragsfaktor til at syv tyske atomkraftverk ble stengt og en endelig beslutning om at alle tyske kjernekraftverk skal stenges innen 2022 (Nationen 2011). I tillegg ble det igangsatt en storstilt opptrapping av produksjon av fornybar energi (NHO 2013). Japan har fulgt i disse fotspor og kunngjorde, den 14. september 2012, at landets kjernekraftverk skal legges ned innen 2040 (Bjartnes 2012). Fornybar energi, har på sin side, fått økt oppslutning den siste tiden. Uten fare for liknende katastrofer og med praktisk talt utømmelige energiresurser, er den et tryggere alternativ for fremtiden.

I 2008 ble et nytt EU-direktiv, kjent som fornybardirektivet, vedtatt av EU-kommisjonen med den hensikt å redusere utslipp av klimagasser. Direktivet inneholder en målsetting om at fornybar energi skal utgjøre 20 % av EUs totale energiforsyning i 2020. Hvert land i unionen er gjennom sitt medlemskap forpliktet til å bidra for å nå målsettingen. Norge, som óg er forpliktet av EU-direktivene, må også øke sin andel av fornybar energi. Dette fra de nåværende 60 % til 67,5 % av nasjonens samlede energiforbruk innen 2020. Andelen av fornybar elektrisk energi er allerede nær 100 % i Norge, som følge av landets til nå viktigste fornybare energikilde, vannkraft. Å øke egen andel av fornybar elektrisk energiforbruk er derfor ikke Norges viktigste bidrag til å nå målet (Authen 2013a; Killingtveit 2012).

Norge har derimot muligheten til å bidra i en større sammenheng. Fornybare energikilder, slik som vind- og solenergi, er svært avhengige av værforholdene. Dette vil føre til overproduksjon i perioder med gode værforhold og underproduksjon i dårlige perioder. Det er derfor et behov for å kunne lagre den overproduerte energien som reserver til dårligere perioder, for å slippe å ty til ikke-fornybare energikilder. Et alternativ er pumpekraftverk hvor overproduert energi brukes til å pumpe vann opp i magasiner for så å kunne brukes til vannkraftproduksjon. Dette er hovedsakelig den eneste teknologiske løsningen som tilbys per i dag. Norges vannkraftsystem innehar stor lagringskapasitet med sine vannmagasiner. Det er her et potensiale for å benytte dette som en lagringsplass for Europeisk overproduksjon av elektrisk energi. Ett av Norges viktigste bidrag kan derfor være å tilby såkalt balansekraft til andre land (Killingtveit 2012).

I EU-medlemslandene som helhet er derimot storstilt utbygging av fornybar elektrisk energi veldig viktig. Dette som følge av at deres fornybarandel var kun cirka 15 % i 2008, mens 2020-målet er 34 % (Statistisk sentralbyrå 2011). EU-landenes utbygging av fornybar elektrisk energi er planlagt å fordeles blant annet på vindkraft (60 %), solenergi (10 %) og vannkraft (10 %) (Killingtveit 2012). Utvikling av teknologi som vil gjøre slik energiproduksjon mest mulig lønnsom er derfor svært viktig for å kunne oppnå en konkurransedyktig energipris.

1.1.2 VINDKRAFT

Vindturbiner produserer elektrisk energi ved å konvertere vindens bevegelsesenergi til mekaniske energi som igjen driver en generator som produserer elektrisk energi. Det settes vanligvis opp flere vindturbiner i samme område, som til sammen danner en vindpark. Årsaken til dette er at man oppnår reduserte kostnader ved veiutbygging, nettilknytning, drift og vedlikehold per turbin ved å ha mange samlet i et område. Vindparkene er plassert der det blåser mye og hvor det gjerne er stabil vind, både på land og til havs. (Rosvold 2011; Rosvold et al. 2012; Vindportalen 2013).

Onshore vs offshore

Vindkraft har som nevnt flere positive aspekter ved seg. Utslippsreduksjoner av klimagasser gir bedre helse blant befolkningen og er mindre belastende for miljøet. I tillegg vil turbin som kolliderer ikke medføre regionale ringvirkninger, slik som blant annet ulykker ved oljeproduksjon. Det er imidlertid også noen negative konsekvenser ved denne å benytte denne energikilden. Vindparkene tar opp plass, lager støy når de er i drift, skygger for solen og påvirker den visuelle opplevelsen av landskapet. Dette er mer utslagsgivende når vindparkene er plassert på land. Landbaserte vindparker medfører typisk store inngrep i naturen, da det ikke bare er vindturbinene som beslaglegger areal. Nye veier må ofte bygges for fremkommelighet til den enkelte vindturbin og strømnnett må bygges for å transportere energien. Samtidig vil det, under byggingen, være store visuelle- og aukustiske forstyrrelser i området. Alt dette har negativ påvirkning på mennesker og dyr som bor eller ferdes i nærheten. Dette har gitt grunnlag for mye motstand mot utbygging av vindparker og setter begrensninger for hvor slike kan bygges (Authen 2013b).

En måte å redusere disse problemene, er å bygge vindparker til havs. Dersom disse offshore-vindparkene er plassert nær kysten vil de fortsatt forårsake mange av de samme problemene som landbaserte vindparker, i tillegg til fare for kollisjoner med båter og påvirkning av arealer som benyttes til fiske. Innvirkningen på menneskelivet vil derimot være mindre jo lenger fra kysten vindparken befinner seg (Authen 2013b). Et annet viktig fortrinn med offshore vindparker er at man kan benytte større vindturbiner, noe som gjør det mulig å produsere mer effekt per vindturbin.

Generelt sett er det også kraftigere og mer stabile vinder til hav, noe som er ideelt for energiproduksjon da det er mer energi å hente fra vinden. Samtidig blir turbinkomponentene utsatt for mindre slitasje av stabil vind (Musial & Butterfield 2004).



Figur 1.2 Installasjonsfartøy for offshore vindturbin (Knud E. Hansen A/S 2012)

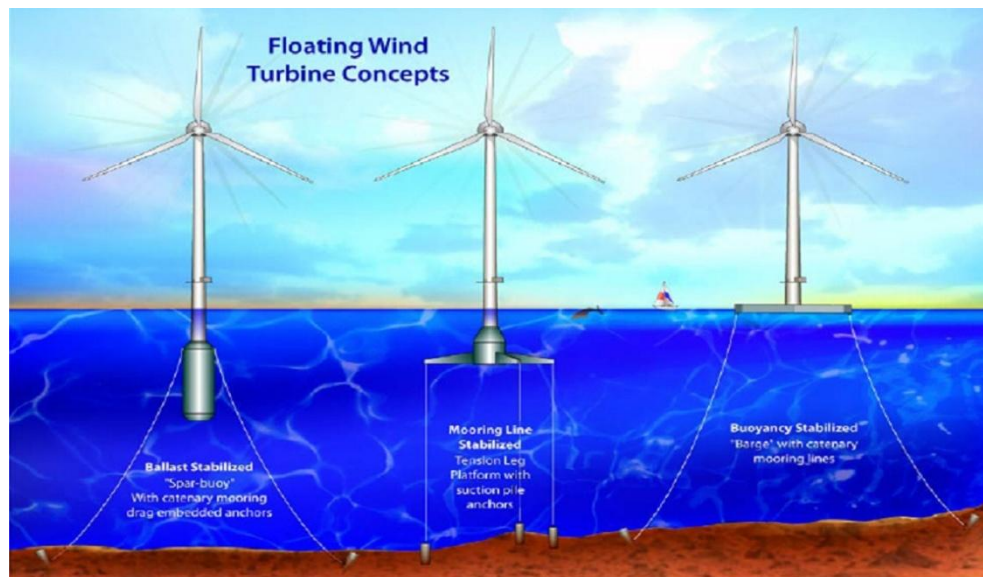
Det er imidlertid også noen ulemper for offshore vindparker sett i sammenheng med de landbaserte. Kostnadene knyttet til å bygge, installere og dekomisjonere en offshore-vindturbin er større, spesielt da mange av dem krever store spesialfartøy ved installering. Samtidig er de dyrere å vedlikeholde som følge av deres plassering langt til havs. De blir også utsatt for større belastninger (fra bølger og is), samt korrosjon på grunn av saltvannet (Musial & Butterfield 2004). Avstanden mellom der den elektriske effekten produseres og der den skal brukes, er også større for offshore vindturbiner. Dette gjør at infrastrukturen for å frakte energien blir dyrere, samtidig som man vil få større effekttap.

I Norge finnes det mye kompetanse innen offshore-konstruksjoner, som følge av oljevirkosomheten i Nordsjøen. Å bruke denne kompetansen for å utvikle teknologi til offshore-vindturbiner kan være gunstig, fordi Norge trenger å gå inn i nye bransjer når oljen en gang tar slutt. Dersom man ønsker å opprettholde det miljøbevisste ryktet Norge har, vil dette også være positivt. Spesielt siden den største veksten av karbonutslipp i Vesten tilfaller Norge (Nikolaisen 2012).

Norge har også store ressurser når det kommer til offshore vindkraft, på grunn av sin langstrakte kystlinje. Disse ressursene kan utnyttes i områder hvor vannkraft ikke er lønnsomt eller mulig. Storproduksjon av elektrisk energi for eksport er også en mulighet.

Bunnfaste- vs flytende vindturbiner

Offshore-vindturbiner kan deles i to hovedkategorier, bunnfaste- og flytende vindturbiner, avhengig av om konstruksjonen henholdsvis står på havbunnen eller flyter. Bunnfaste vindturbiner kommer i flere varianter og skilles utifra hvordan den bærende konstruksjonen er utformet. Disse omfatter blant annet monopiler, jacketstrukturer, tripoder, tripiler og gravitasjonsfundament. Av flytende vindturbinkonsepter kan man nevne spar-bouy, tension leg buoy (TLB) og tension leg platform (TLP). Førstnevnte er det konseptet som Statoils Hywind benytter og består kort sagt av en stor bøye med en vindturbin på toppen. Denne løsningen flyter relativt fritt i vannet og er stabilisert ved hjelp av en stor mengde ballast i bunnen av bøyen.



**Figur 1.3 Noen flytende vindturbinkonsepter
(Slavounos 2008)**

Ved utgangen av 2012 var 1660 bunnfaste vindturbiner installert og tilkoblet strømmettet i Europa med en samlet effekt på 5 GW. De nåværende vindparkene befinner seg i gjennomsnitt 29 km fra land, i havdyp på 22 m. Flytende vindturbiner er det derimot kun installert fire av; to nedskalerte prototyper og to nett-tilkoblede fullskala vindturbiner (EWEA 2013).

En ulempe med de bunnfaste vindturbinene er at det er større begrensninger for hvor dypt vann de kan installeres i enn for de flytende. Dette gjør at store potensielle områder til kraftproduksjon ikke kan utnyttes med bunnfast teknologi (Rock & Parsons 2010). Dette medfører også at vindparkene ikke kan plasseres langt nok ut fra kysten i land hvor vanddybden øker raskt fra kysten, jamfør ugunstige effekter nevnt tidligere.

Flytende vindturbiner kan derimot plasseres i større havdyp og lenger fra land, hvor turbulensen er mindre og vindstyrken større. Det er imidlertid store økonomiske utfordringer knyttet til flytende vindturbiner, og total kostnadene må reduseres dersom disse løsningene skal bli konkurransedyktige (Myhr & Nygaard 2012). Denne problemstillingen var grunnlaget for at Tor Anders Nygaard og Christian Grorud startet arbeidet med å utvikle en mer kostnadseffektiv flytende vindturbin.

1.1.3 TENSION LEG BUOY

Konseptet som ble utviklet er en flytende vindturbin av typen "tension leg buoy" som går under navnet Njord. Dette konseptet er utformet som en bøye som er trukket ned i vannet av seks stramme forankringslinjer. Disse forankringslinjene er fordelt på to høyder og hindrer konstruksjonen i å bevege seg fritt. I så måte kan den også klassifiseres som en bunnfast vindturbin. Spesifikt for Njord-konseptet er at de øvre forankringslinjene skal kunne endre innfestningshøyde i vindturbinens tårn. Med denne funksjonen vil vindturbinen kunne redusere kreftene i forankringslinjene og vindturbinens tårn. Sammenlignet med for eksempel Hywind har TLB et potensiale for en mindre stålmasse. Dette som følge av at den ikke er avhengig av en stor flyter med mye ballast for å oppnå stabilitet. Mengden stål er en stor kostnadsdriver for de flytende vindturbinene, og konseptet kan derfor potensielt gi en mer konkurransedyktig strømpris (Myhr & Nygaard 2012). Løsningen innebærer imidlertid at kreftene på forankringslinjene og deres festepunkter blir store. Det vil derfor være viktig å kunne beregne hvor store disse kreftene blir for å realisere konseptet.

I den tidlige prosessen med å utvikle dette konseptet fantes det ikke simuleringprogrammer for å analysere flytende vindturbiner. Tor Anders Nygaard bestemte seg derfor for å utvikle sitt eget simuleringverktøy som har fått navnet 3DFloat. For å kunne kontrollere at dette programmet gir pålitelige resultater, er man nødt til å sammenligne disse med fysiske tester. For dette formålet ble det gjennomført en bølgetanktest av TLB-konseptet i 2010. Denne testen ble utført i 1:100, noe som gav stor usikkerhet i målingene. Som følge av dette var det et naturlig neste steg å utføre et nytt bølgetankforsøk med større skala. Både for å verifisere 3DFloat og undersøke potensialet for TLB-konseptet.



**Figur 1.4 TLB-konseptet
(Myhr & Nygaard 2012)**

1.2 PROBLEMSTILLING

Det skal konstrueres og bygges en testrigg for en bølgetanktest av en flytende vindturbin

1.3 MÅLSETNINGER OG BEGRENSNINGER

1.3.1 HOVEDMÅL

Hovedmålet er å ferdigstille en testrigg og modeller for å kunne gjennomføre en bølgetanktest av de flytende vindturbinkonseptene TLB-B og TLB-X3, som skal gi gode målingsresultater for å verifisere disse konseptene, samt verifisere simuleringsprogrammet 3Dfloat. Videre skal det velges målesensorer og målesystem. Testriggen skal monteres på Universitetet for miljø- og biovitenskap og verifiseres før forsendelse til bølgetank.

1.3.2 DELMÅL

1. Kartlegge og spesifisere krav og ønsker som er knyttet til konstruksjonen, samt rammer en må holde seg innenfor.
2. Velge konsept for utforming av vindturbinmodeller og testrigg.
3. Utvikle konseptene, samt velge system for regulering av testriggen, og måling av testdata.
4. Kontakte forhandlere og produsenter for innkjøp av standardkomponenter og produksjon av spesialkomponenter, samt oppfølging av leverandørene frem mot levering.
5. Ferdigstille modeller og testrigg innen utstyret må sendes til testfasilitet.
6. Gjennomgå kostnader knyttet til fremstillingen og lage regnskap.
7. Evaluere prosjektarbeidet og anbefale forbedringer til fremtidige tester.

1.3.3 FORUTSETNINGER

1. Modellene skal kun utsettes for bølgelaster.
2. Oppgaven omfatter kun arbeidet med å fremstille modellene og testriggen, i tillegg til å kontrollere at utstyret fungerer før forsendelse til testfasilitet.
3. Dimensjoneringen av modellene skulle utføres av tilleggsveileder Anders Myhr.

1.3.4 BEGRENSNINGER

1. Modellenes utforming ble forenklet og inkluderte ikke en realistisk rotor.
2. Utviklingsmetoden som ble benyttet under arbeidet var forenklet som følge av tidsbegrensninger.

1.4 SYMBOLER OG TERMINOLOGI

1.4.1 TERMINOLOGI

2 og 1	Henviser til henholdsvis øvre og nedre, når de står som senket skrift
3D-kamera	Kamera som fanger opp bevegelser til et legeme ved hjelp av markører som festes på legemet
Ankerdybde	Vertikalavstanden fra vannlinjen til ankeret
Ankerradius	Se forankringsradius
Attraktivitet	Hvor godt en løsning vil bli likt av andre.
Avbøyningsvinkel	Vinkelen som forankringslinene bøyes med over trinsene
Avstumpet kjegle	En kjegle med avkappet topp
Bærekonstruksjonen	Angir rørtårnet og flyteren som helhet.
Beindiameter	Diameteren til en sirkel som skjærer gjennom søylenes individuelle midtpunkter i TLB-X3
Beinradius	Radiusen til en sirkel som skjærer gjennom søylenes individuelle midtpunkter i TLB-X3
Bevegelsessporing	Se 3D-kamera
Bølgeamplitude	Halvparten av høyden mellom en bølgetopp og en bølgedal
bølgehøyde	Avstand mellom bølgedal og bølgetopp
Bølgelengde	Avstand mellom to bølgetopper
Bølgemåler	Instrument som måler bølgenes karakteristikk
Bølgetank	Et basseng hvor bølger kan genereres for å teste oppførselen og belastningen på en konstruksjon. Blir her også brukt spesifikt for bølgetanken ved Ifremer Brest
Brukervennlighet	Beskriver hvor enkelt det er å utføre et arbeid
Bukling	Stabilitetskollaps
Bunnlokk	Lokk som befinner seg i bunnen av vindturbinen
Crow foot	Se deltaforbindelse
Deltaforbindelse	Ankerline som splittes i to for å gi økt stivhet mot yaw-bevegelser
Dempestrand	Utstyr i bølgetank som demper bølgene så de ikke skal reflekteres
d'Lambert krefter	Krefter assosiert med akselerering av masser
Dyppgang	Avstanden mellom vannlinjen og bunnen av vindturbinen
Ekstrembølger	Bølger som forekommer i havet med lange mellomrom
Endetrinser	Trinsene som fungerer som ankerpunkt
TP	Refererer til overgangene i TLB-B og TLB-X3 konseptene, samt den øvre overgangen til TLB-B som er spesifikt for den nedskalerte modellen.
Flyter	Refererer til komponenten som bidrar til oppdrift i vindturbin konseptene
Forankringslinevinkel	Vinkel mellom horisontalplanet og forankringslinens retning
Forankringsradius	Horisontalavstand fra vindturbinens senterakse og ankerpunktene
Forankringssystem	Refererer til line, trinser, fjærer, aktuator og veieceller
Fysisk modell	Betegner ikke modellene, men modelleringen.
Galvanisk korrosjon	Korrosjons som oppstår ved sammenkobling av to ulike metaller i en elektrolytt
Globalgeometri	Mål sett i forhold til det globale koordinatsystemet
Halvt nedsenkbar plattform	En flytende konstruksjon som reduserer bølgebelastningene ved at konstruksjonen er smal i området hvor bølgene gir størst bølgebelastning
Heave	Bevegelse i z-retning
Høydebidrag	Den verdien en komponent i modellen bidrar med til den totale høyden av

	modellen.
Innfestningsdiameter	Diameteren der hvor forankringslinene festes til vindturbinen
Innfestningsradius	Avstanden fra vindturbinens senterakse og ut til innfestningspunktet til forankringslinen
Kraftvidde	Differanse mellom største og minste kraft ved vekslende belastninger
LAS-system	Load-Adjustment-Stiffness-system, fellesbetegnelse for måleutstyr for kraft i forankringsliner, strammesystem og stivhetsregulerende system.
Lineinnfestning	Festepunkt for forankringsliner på vindturbin
Lokal geometri	Mål sett i forhold til en komponents lokale koordinatsystem
midtseksjon	Midterste rørdelen i TLB-B
Modelline	Den delen av forankringslinen som går mellom modellen og trinsene
Modellkvalitet	Overensstemmelse mellom fysisk og teoretisk modell. Et mål på hvor gode måleresultater fra modelltesten som oppnås
Nedvinds vindturbin	En vindturbin der rotoren er vendt i samme retning som vinden når den produserer energi
Overskuddsoppdrift	Differansen mellom oppdriften på et legeme og dets vekt
Pålitelighet	Et mål for en konstruksjons integritet og funksjonalitet
PC	Polykarbonat, et plastmateriale
Pitch	Rotasjon om y-aksen
POM	Polyoksymetylen, et plastmateriale
PP	Plastmaterialet polypropylen
PVC	Polyvinylklorid er et plastmateriale
Realiserbarhet	Et mål på hvor gjennomførbar en løsning er i forhold til tid og kostnader
Regulære bølger	Et bølgefelt med like bølger
Returline	Linens del mellom trinsene og målesystem
RNA	Fellesbetegnelse på rotorblader, hub og nacelle
Roll	Rotasjon om x-aksen
Rørtårn	Komponent som bærer nacellen og rotoren. Denne er festet i flyteren.
Rotor	Omfatter rotorbladene og huben som et element
Rotorplanet	Det planet som rotorbladene roterer i
Sikkerhet	Et mål for hvor liten risiko det er for at ulykker skal oppstå
Simuleringsgeometri	Vindturbinenes utforming i datasimuleringer
Snappelast	Last som forekommer når en forankringsline blir slakk, for så å stramme seg brått
Solidworks	3D-tegneprogram (CAD)
søyle	Element i TLB-X3 som befinner seg i vannlinjeområdet
SWL	Vannlinje
Tension leg buoy	En stramforankret flytende vindturbin
Testbasseng	Blir her brukt spesifikt for bassenget som utstyret ble testet i på Ås.
Testtrigg	Alt utstyret som kreves for å teste vindturbinmodellene i bølgetanken.
TLB	Tension Leg Buoy
TLB-B	En versjon av Tension Leg Buoy som har liten flyter
TLB-S	En svært forenklet modell av TLB
TLB-X3	En versjon av Tension Leg Buoy som benytter prinsipper fra halvt nedsenkbare plattformer for å redusere bølgelasten på konstruksjonen.
TP1	Overgang mellom søyler og flyter i TLB-X3
TP2	Overgang mellom rørtårn og søyler i TLB-X3
vektanker	Et anker som beholder sin posisjon fordi massen til ankeret er stor
Yaw	Rotasjonsbevegelse om z-aksen

1.4.2 SYMBOLER

Tabell 1.1 Symbolliste

A	Areal
C	Kostnad
D	Ytre diameter
d	Indre diameter
E	E-modul
EI	Bøyestivhet
F	Kraft
f	Frekvens
h	Høyde
I	Annet arealmoment
K	Fjærstivhet
L	Lengda
m	Masse
M	Moment
p	Trykk
r	Radius
R _e	Flytegrense
R _m	Bruddgrense
SF	Sikkerhetsfaktor
t	Tykkelse
T	Bølgeperiode
V	Volum
WL	Arbeidslast
x	Horisontalposisjon
z	Vertikalposisjon
α	Avbøyningsvinkel
ΔF	Kraftvidde
θ	Vinkel
λ _m	Masse per lengde
ρ	Massetetthet
ω	Vinkelfrekvens

1.4.3 ENHETER

Tabell 1.2 Enheter

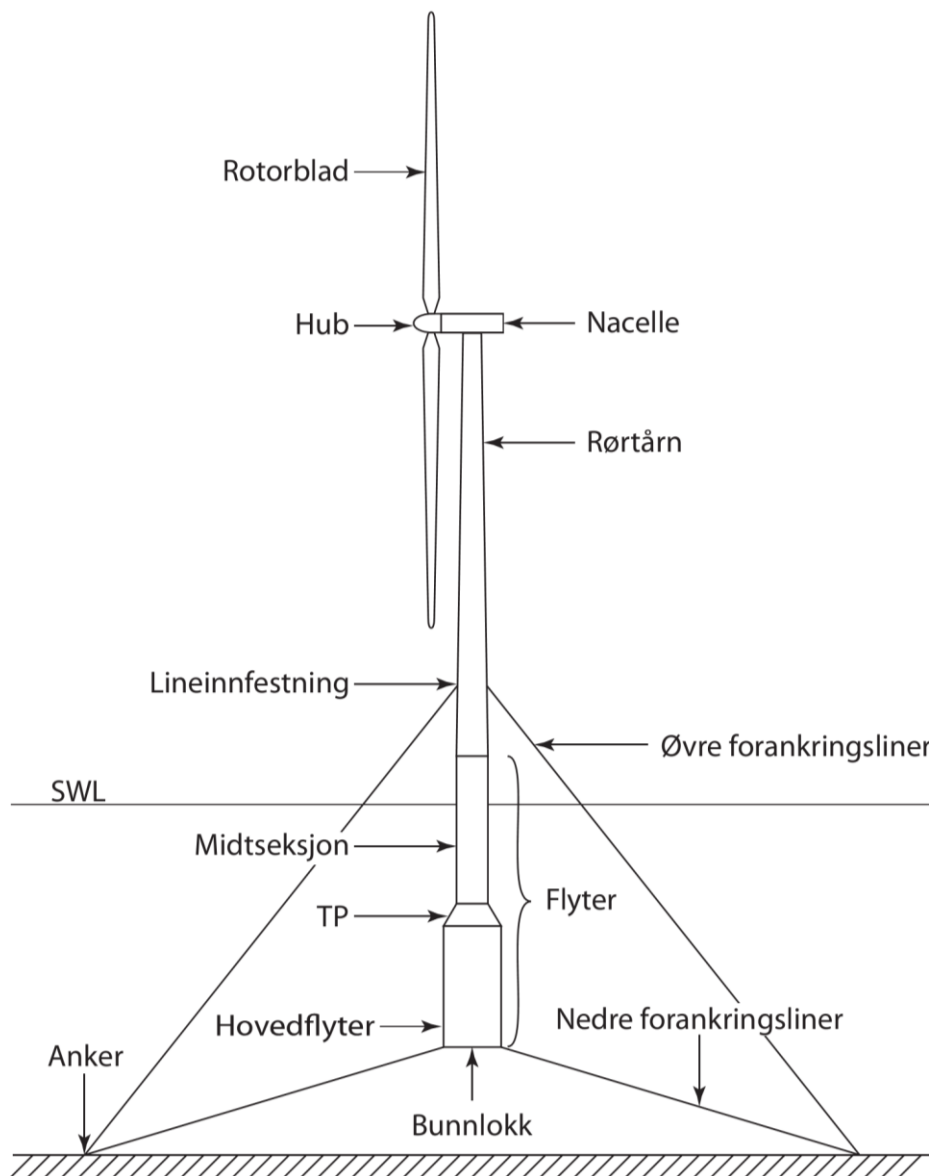
Størrelse	Enhet	Forkortelse
Lengde	Meter	m
Masse	Kilogram	kg
Tid	Sekund	s
Absolutt temperatur	Kelvin	K
Temperatur	Grader celsius	°C
Frekvens	Hertz	Hz
Kraft	Newton	N
Effekt	Watt	W
Trykk/Spenning	Pascal	Pa

2 RAMMEBETINGELSER

2.1 BESKRIVELSE AV KONSTRUKSJONENE

2.1.1 TLB-B

Totalkonstruksjonen er i hovedsak sammensatt av fire deler: En rotor og en nacelle, et rørtårn som holder disse oppe, et flyteelement som bærer rørtårnet og et forankringssystem i to høyder, som vist i figur 2.1.

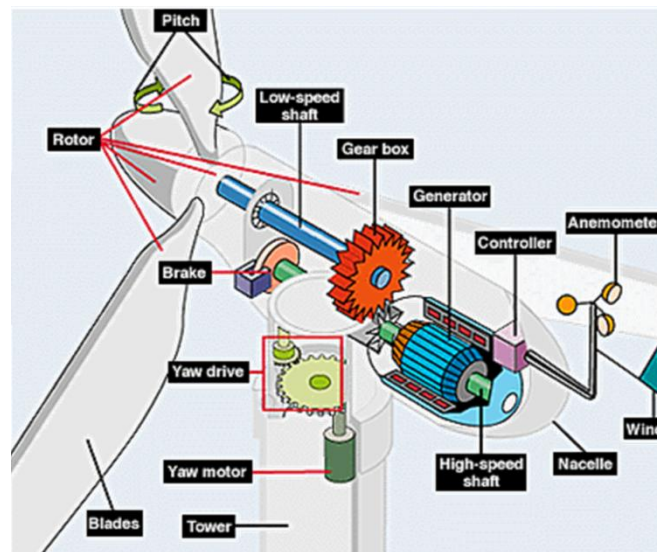


Figur 2.1 Skisse av TLB-B

Rotor og nacelle

Rotoren består av tre rotorblader og en hub som rotorbladene er festet til, og har i oppgave å konvertere vindenergien til mekanisk rotasjonsenergi. Rotasjonsbevegelsen fra rotoren overføres inn i nacellen til et girsystem via en lavhastighetsaksel. Girsystemet øker rotasjonshastigheten, og overfører rotasjonsbevegelsen videre via en høyhastighetsaksel. Denne høyhastighetsakselen driver

turbinen, som produserer elektrisitet av den mekaniske energien. Hensikten med girsystemet er å minske effektetapet i generatoren. Nacellen er festet til rørtårnet med et yaw-system, som kan rotere RNA om vertikalaksen slik at rotorplanet vil stå vinkelrett på vindretningen (ECEN 2013).



Figur 2.2 Typiske bestanddeler i vindturbinen (ECEN 2013)

Turbin

TLB konseptet er tiltenkt en 5 MW nedvinds vindturbin, som er basert på referanseturbinen fra artikkelen “NREL offshore 5-MW baseline wind turbine” (Jonkman et al. 2009). Turbinen kan produsere effekt i vindhastigheter fra 3 til 25 m/s, og har en merkeeffekt på 5 MW ved vindhastighet lik 11,4 m/s. Den har to kontrollsystemer for å fungere optimalt ved de ulike vindhastighetene. Ved vindhastigheter under 11,4 m/s kontrolleres dreiemomentet for å oppnå maksimalt effektopptak, og ved større vindhastigheter justeres vinkelen til rotorbladene for å holde rotorhastigheten lik merkehastigheten på 12,1 rpm. Den minste rotorhastigheten turbinen kan generere effekt med er 6,9 rpm (Jonkman et al. 2009).

Rørtårn

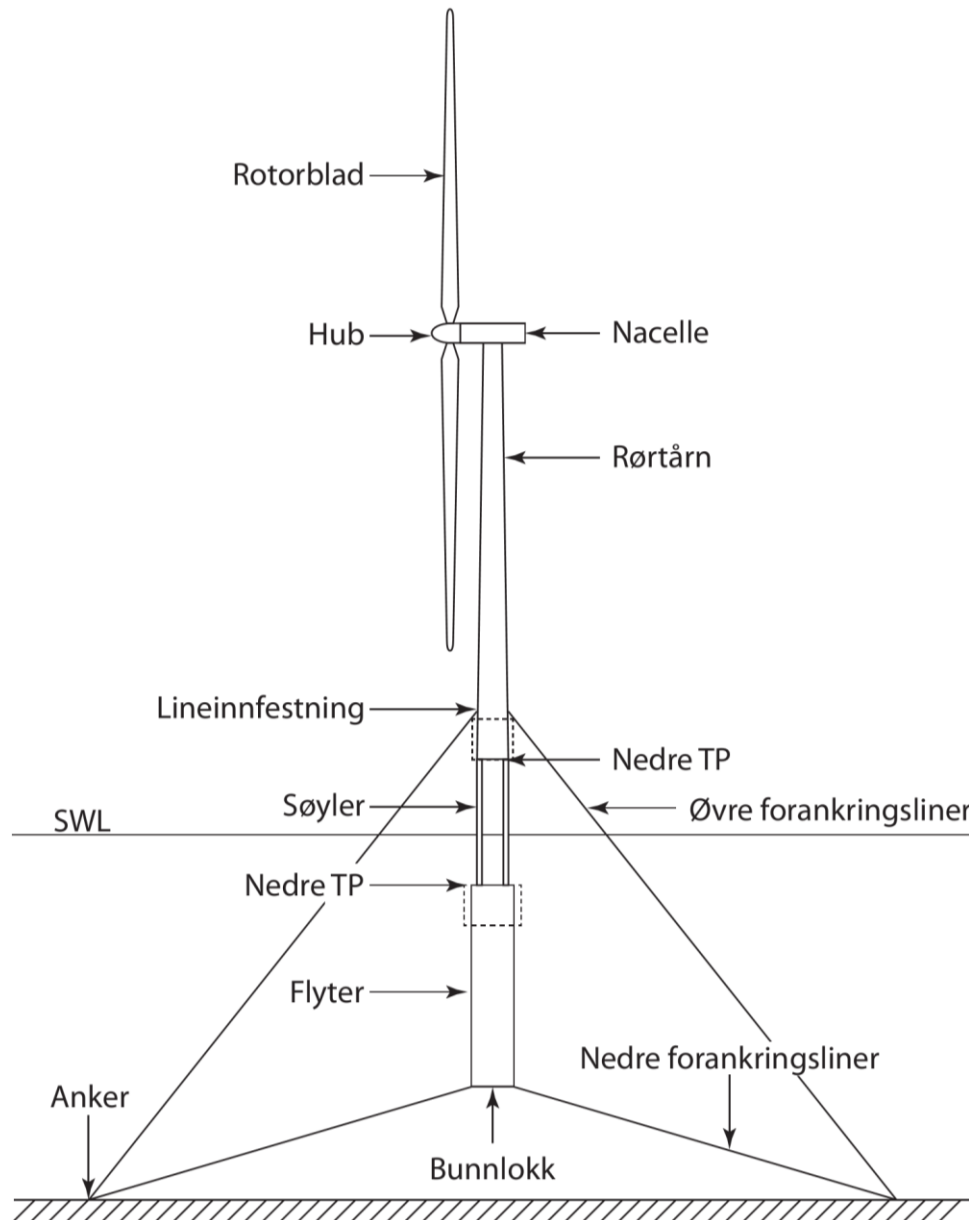
Øvre del av tårnet består av et rør hvor diameteren og veggtykkelsen avtar med høyden. Rørtårnet inneholder blant annet kabler for å overføre elektrisiteten fra nacellen og videre ned mot havbunnen, samt et system for å frakte personell og utstyr opp til nacellen. Rørtårnet består vanligvis av flere rørelementer som boltes sammen ved hjelp av boltflenser. I tillegg er det et rutenett av avstivere på innsiden av rørelementene som gir en større bøyestivhet uten at massen blir for stor. Sammen med flyteren danner rørtårnet den bærende konstruksjonen i vindturbinen.

Flyter

Flyteren, som rørtårnet festes til i underkant, består av flere deler. Rørtårnet går over til en sylinder, som videre vil bli kalt midtseksjonen. Under midtseksjonen er hovedflyteren, som har større diameter enn førstnevnte. Mellom disse to er det en overgang som øker diameteren lineært fra midtseksjonen til hovedflyteren. I bunnen av flyteelementet er det et bunnlokk som gjør konstruksjonen vannrett. Flyterens deler har også avstivere slik som i tårnets segmenter. I tillegg vil det være store avstivere i overgangen mellom overgangen og de andre komponentene. Dette som følge av spenningskonsentrasjoner som denne overgangen gir.

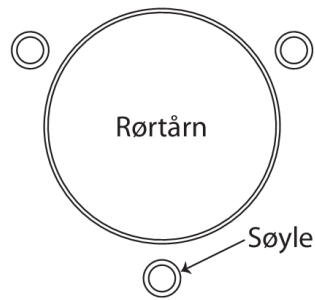
2.1.2 TLB-X3

TLB-X3 er i hovedsak likt utformet som TLB-B, men det er visse endringer i den bærende konstruksjonen. Konseptet benytter prinsipper fra halvt nedsenkable plattformer, ved at rørtårnet går over til tre søyler med mindre diameter i bølgesonen. Søylene er såpass slanke at deres samlede projiserte areal og vannfortrengende volum er mindre enn for den erstattede midtseksjonen i dette området. Bølgelastene reduseres derfor, siden deres størrelse hovedsakelig styres av disse egenskapene (Myhr & Nygaard 2012).



Figur 2.3 Skisse av TLB-X3

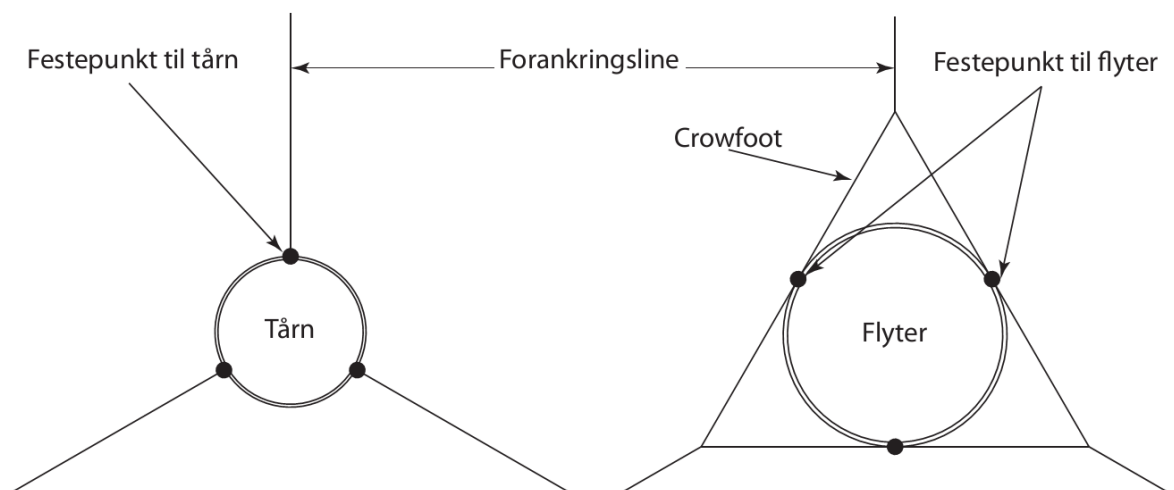
Mellom rørtårnet og søylene, samt mellom søylene og flyteren, vil det være et eget hovedelement som kobler disse sammen. Dette elementet er vanligvis kjent som "Transition piece" eller "Transition node" i offshore vindturbin-miljøet.



Figur 2.4 Tverrsnitt i overgang mellom Rørtårn og søyler

2.1.3 FORANKRINGSSYSTEM

TLB-konseptene benytter seg av forstrammede forankringslinjer som festes til vindturbinen i to høyder: tre i bunn av flyteren og tre i rørtårnet. De tre nedre forankringslinjene festes med såkalte deltaforbindelser som gjør det mulig å ta opp torsjonsmoment som vindturbinen vil oppleve under drift. Deltaforbindelsen fungerer ved at forankringslinjen går over til to liner som festes til flyteren. Dette gjør at vindturbinen blir stivere i forhold til yaw. De tre øvre forankringslinjene er festet til et kontrollsystem som kan regulere deres lengde etter behov. Forankringslinjene kontrollerer alle frihetsgradene til vindturbinen, noe som gjør at vindturbinen beveger seg lite under belastninger fra bølger og vind. Resultatet er en rask dynamisk respons (Myhr & Nygaard 2012).



Figur 2.5 Øvre og nedre festepunkter for forankringslinjer til vindturbin, samt crowfoot

For å holde ankerlinene stramme under alle værforhold må flyteren bidra med en viss overskuddsoppdrift. Dette er viktig da linene vil oppleve enorme krefter, såkalte snappelaster, dersom de blir slakke for deretter å stramme seg raskt igjen. Hvor stor overskuddsoppdrift vindturbinen må ha, avhenger av hvor store krefter og svinginger den blir utsatt for. TLB-X3 har i så måte et mindre behov for overskuddsoppdrift, noe som gir en mindre flyter og dermed innsparing i materiale (Myhr & Nygaard 2012).

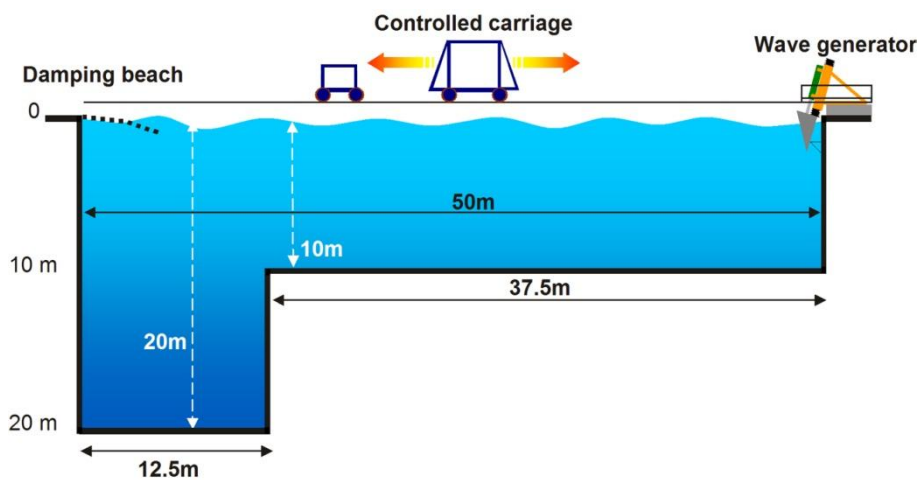
2.1.4 TESTFASILITET

Sommeren 2012 ble det klart at et av testfasilitetene ved Ifremer Brest skulle benyttes, som ligger i Frankrike. Testperioden ble først fastsatt til å være fra 3. til 14. desember 2012, men dette måtte endres underveis som på grunn av overbooking. Ny testperiode ble derfor satt til 21. januar til 1. februar 2013.



**Figur 2.6 Testfasilitet ved Ifremer Brest
(Le Boulluec 2012b)**

Bølgetanken er 50 m lang og 12,5 m bred. Dens dybde er 10 m i størsteparten av dens lengde, men har også et område med 20 m dybde. I den ene enden av tanken er det plassert en innretning som genererer bølger. I motsatt ende er det lokalisert en dempestrand som absorberer bølgene slik at de ikke reflekteres tilbake og forstyrrer bølgefeltet. Bassenget er fylt med saltvann (Le Boulluec 2012a; Le Boulluec 2012b).



**Figur 2.7 Bølgetank ved Ifremer Brest med mål
(Ohana & Le Boulluec 2012)**

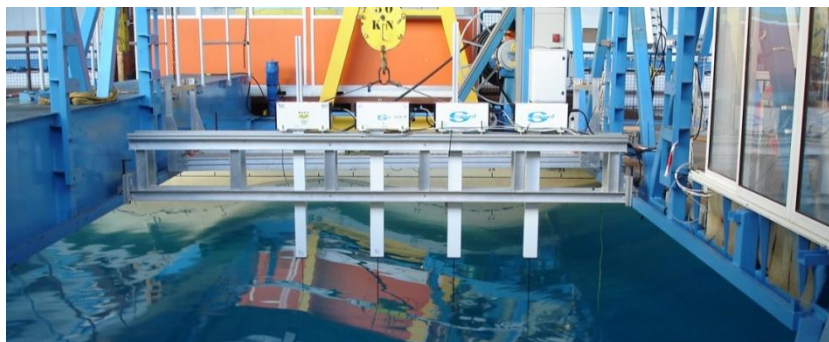
Over bølgetanken er to vogner med hjul som går på tverrs av tanken som to broer. Disse kan plasseres langs bølgetanken etter behov ved at den ene vognen er motorisert og kan trekke den andre vognen til riktig posisjon. Vognene gjør det mulig for personell å komme ut over bassenget, i tillegg til å gi mange muligheter for tilkobling av utstyr. I den motoriserte vognen er det et plexiglassbelagt kontrollrom som gir mulighet for opprigging av elektrisk utstyr for logging av dataene uten fare for vannsprut (Ohana & Le Boulluec 2012).



**Figur 2.8 Stålramme innspent mellom vognene
(Ohana & Le Boulluec 2012)**

Ifremer Brest har en stålramme som kan spennes fast mellom vognene i ulike høyder, noe som gir ytterligere tilkoblingsmuligheter. I tillegg er det i bunnen av bassenget, en stor flyttbar ramme som kan benyttes til å feste forankringslinjer og annet utstyr. Denne er 4 m høy og "reduserer" dermed dybden til 6 m. Det er også muligheter for å benytte tilgjengelige anker med vekt for å gi festepunkter i bunnen av tanken. For å gjøre installeringen av tungt utstyr lettere, er det tilgjengelig en kran i lokalet med en kapasitet på 1,25 tonn, og denne kan heise utstyr ned mellom vognene ved behov (Le Boulluec 2012d; Ohana & Le Boulluec 2012).

Ifremer Brest stiller flere typer måleinstrumenter til disposisjon. De har blant annet et 3D-kamerasystem (bevegelsessporing) som kan spore opptil 20 legemers bevegelse (x, y, z, pitch, roll og yaw). Dette gjøres ved å feste flere markører på legemene som kamerasystemet registrerer. De har også et 3D-kamerasystem som kan registrere posisjoner og bevegelser under vann, men dette systemet fungerer ikke godt dersom legemene befinner seg i stor avstand til hverandre. I tillegg har de en bølgemåler tilgjengelig som kan både festes mellom vognene og langs bølgetankens side (Ohana & Le Boulluec 2012).

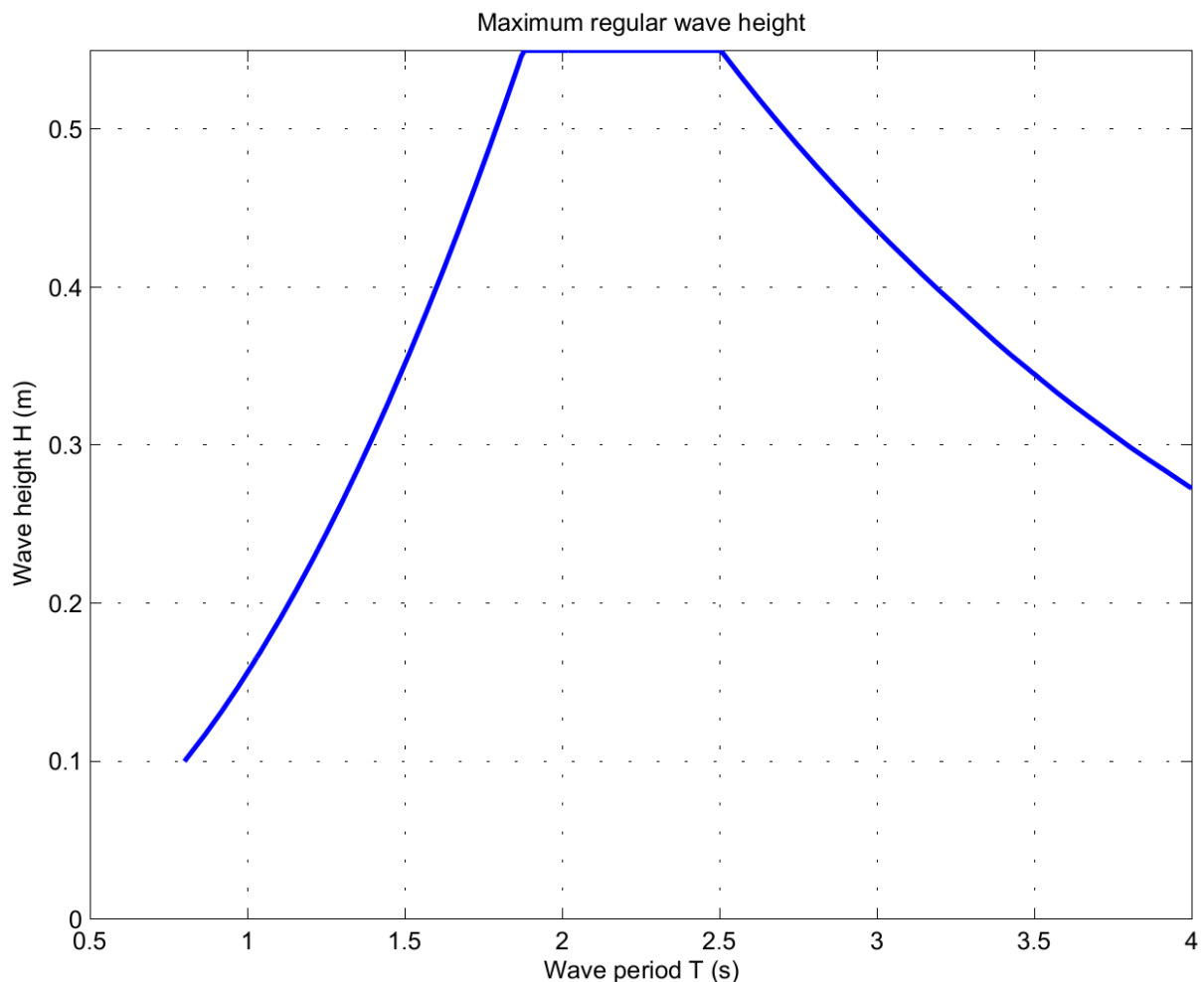


**Figur 2.9 Bølgemåler festet mellom vognene
(Ohana & Le Boulluec 2012)**

De har et datainnsamlingsverktøy kjent som "National Instruments data acquisition system" som er synkronisert med 3D-kamerasystemet. Dette systemet har 40 analoge spenningsinnganger som registrerer spenninger mellom -10 til 10 volt, og gir datafiler med bevegelsessporingen og analoge måleverdier fra for eksempel bølgemåleren eller annet måleutstyr man medbringer selv (Ohana & Le Boulluec 2012).

For å håndtere utstyr som må monteres i vannet har Ifremer Brest en gruppe dykkere som vil utføre slikt arbeid, og instituttet ser helst at det kun er disse som opererer i vannet (Le Boulluec 2012d).

Det kan genereres en rekke ulike bølger i bølgetanken, både regulære og irregulære bølger, som programmeres før testene. Den maksimale regulære bølgehøyden som kan skapes er 55 cm, mens den maksimale signifikante bølgehøyden er 35 cm. Det anbefales imidlertid ikke at sistnevnte overstiger 30 cm på grunn av fare for brytning av bølgene. Mer detaljert informasjon og bilder fra testfasilitetene og utstyret deres er gitt i vedlegg 1 (Le Boulluec 2012b; Le Boulluec 2012c).



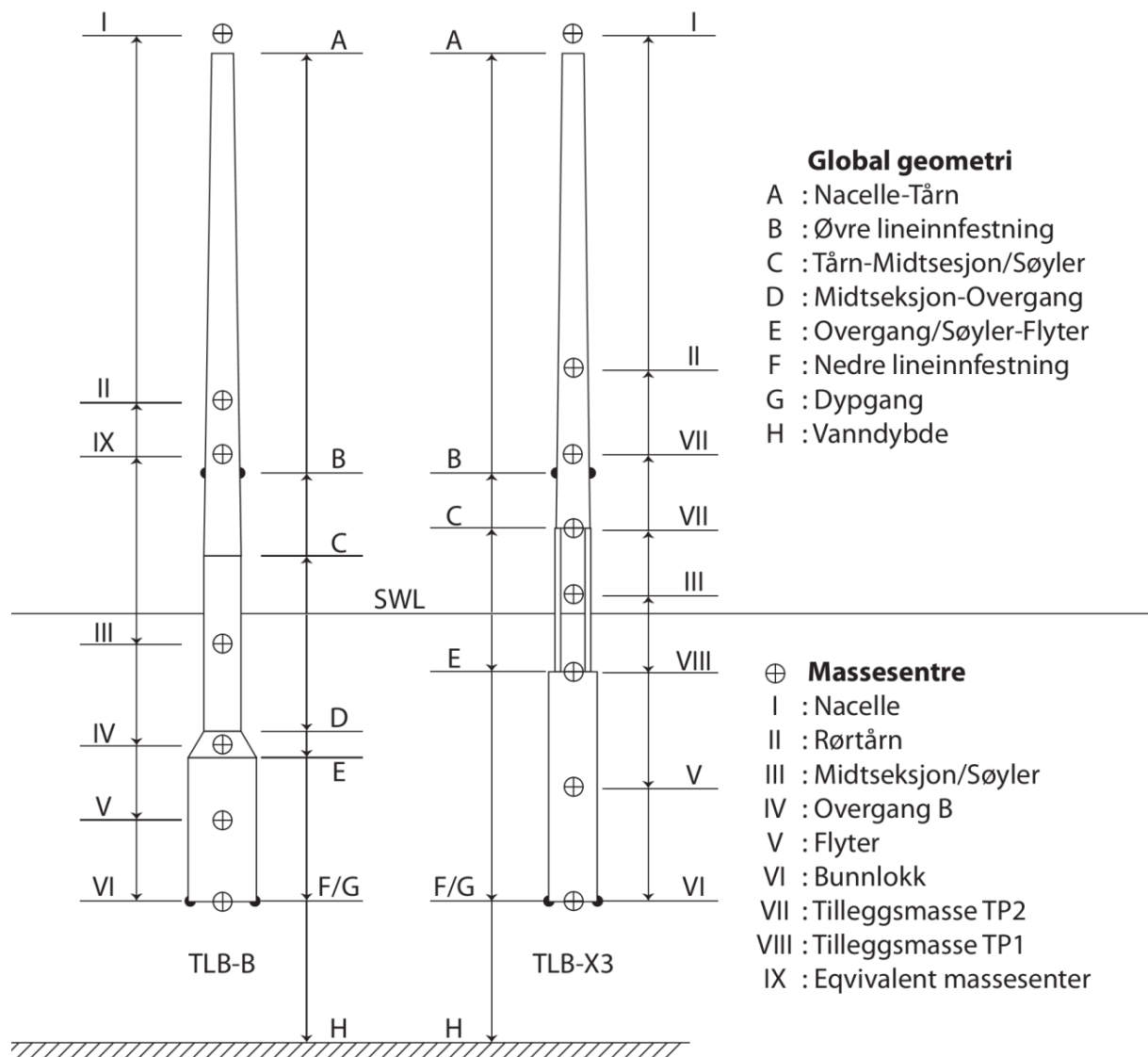
Figur 2.10 Maksimal regulær bølgehøyde ved ulike bølgeperioder (Le Boulluec 2012a)

2.2 METRISKE MÅL

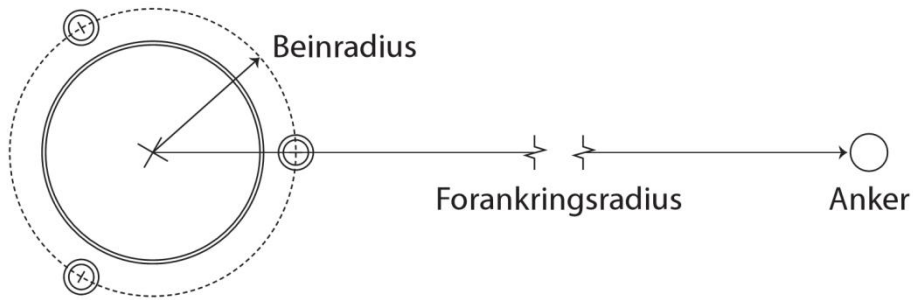
De metriske målene til konseptene er hovedsakelig basert på simuleringer som er gjort for å optimalisere dem. Geometrien som er gitt, er derfor svært forenklet.

2.2.1 SIMULERINGSGEOMETRI

I realiteten ville slike skallkonstruksjoner hatt avstivere for å gi tilstrekkelig stivhet mot blant annet bukling, men dette er ikke med i simulering geometrien. Her er det isteden gitt en veggtykkelse og massetetthet som gir en tilsvarende stivhet og masse som om de har avstivere. Videre er overgangene mellom rørtårn-søyler og søyler-flyter på TLB-X3, som kun er simulert som stive innfestninger. For å ta høyde for at slike overganger krever avstivende elementer og lignende, er det lagt til punktmasser i disse overgangene. Bunnlokkene inngår ikke som en komponent i simuleringene, men er lagt til som en punktmasse. De metriske målene for TLB-B og TLB-X3 er gitt i tabell 2.1 og 2.2, med referanser til figur 2.11. Materialet som det er tatt utgangspunkt i er stål, som har en massetetthet på 7850 kg/m^3 (Gieck & Gieck 2006).



Figur 2.11 Posisjon for globale z-verdier



Figur 2.12 Skisse av globale horisontale mål for TLB-X3

Tabell 2.1 Globale og lokale metriske mål for TLB-B med referanser til figur 2.11

	Størrelse	Symbol	Verdi	Enhet
Global geometri	Rotordiameter	D_{rot}	126	[m]
	Nacelle-tårn (A)	z_{nt}	87,6	[m]
	Øvre lineinnfestning (B)	$z_{mp,2}$	24,5	[m]
	Tårn-midtseksjon (C)	z_{tm}	10	[m]
	Vannlinje (SWL)	z_{swl}	0	[m]
	Midtseksjon-konisk overgang (D)	z_{mct}	-20,57	[m]
	Konisk overgang-flyter (E)	z_{ctf}	-25,37	[m]
	Nedre lineinnfestning (F)	$z_{mp,1}$	-50	[m]
	Dypgang (G)	z_{dft}	-50	[m]
	Ankerdybde (H)	z_{moor}	-75	[m]
	Forankringsradius	r_{moor}	120,39	[m]
Rørtårn	Høyde	h_{tow}	77,6	[m]
	Diameter, topp	$D_{tow,2}$	3,87	[m]
	Diameter, bunn	$D_{tow,1}$	6	[m]
	Veggtykkelse, topp	$t_{tow,2}$	0,019	[m]
	Veggtykkelse, bunn	$t_{tow,1}$	0,0261	[m]
Midtseksjon	Høyde	h_{mid}	30,57	[m]
	Ytre diameter	D_{mid}	6,5	[m]
	Veggtykkelse	t_{mid}	0,031	[m]
TP	Høyde	h_{tp}	4,8	[m]
	Diameter, topp	$D_{tp,2}$	6,5	[m]
	Diameter, bunn	$D_{tp,1}$	11,87	[m]
	Veggtykkelse, topp	$t_{tp,2}$	0,031	[m]
	Veggtykkelse, bunn	$t_{tp,1}$	0,04174	[m]
Flyter	Høyde	h_{flt}	24,63	[m]
	Diameter	D_{flt}	11,87	[m]
	Veggtykkelse	t_{flt}	0,04174	[m]

Tabell 2.2 Globale og lokale metriske mål for TLB-X3 med referanser til figur 2.11

	Størrelse	Symbol	Fullskala	Enhet
Global geometri	Rotordiameter	D_{rot}	126	[m]
	Overgang nacelle-tårn (A)	z_{nt}	87,6	[m]
	Øvre lineinnfestning (B)	$z_{mp,2}$	24,5	[m]
	Overgang tårn-søyler (C)	z_{tc}	15	[m]
	Vannlinje (SWL)	z_{swl}	0	[m]
	Overgang søyler-flyter (E)	z_{cf}	-8,025	[m]
	Nedre lineinnfestning (F)	$z_{mp,1}$	-50	[m]
	Dypgang (G)	z_{dft}	-50	[m]
	Ankerdybde (H)	z_{moor}	-75	[m]
	Forankringsradius	r_{moor}	120,39	[m]
	Beinradius	r_{leg}	3,5	[m]
Rørtårn	Høyde	h_{tow}	72,6	[m]
	Diameter, topp	$D_{tow,2}$	3,87	[m]
	Diameter, bunn	$D_{tow,1}$	5,863	[m]
	Veggtykkelse, topp	$t_{tow,2}$	0,019	[m]
	Veggtykkelse, bunn	$t_{tow,1}$	0,02564	[m]
Søyler	Høyde	h_{col}	23,025	[m]
	Ytre diameter	D_{col}	0,85	[m]
	Veggtykkelse	t_{col}	0,05	[m]
Flyter	Høyde	h_{flt}	41,975	[m]
	Diameter	D_{flt}	10,425	[m]
	Veggtykkelse	t_{flt}	0,038	[m]

2.2.2 BEREGNING AV VOLUM, MASSE OG MASSESENTER

I forhold til modellene er det hovedsakelig de ytre modelldimensjonene i bølgesonen som er viktige. Det er imidlertid viktig å vite hvor stor masse TLB-konseptene har og hvor massesenteret befinner seg for å oppnå gode modeller. Massen er viktig fordi overskuddsoppdriften til vindturbinene påvirkes av denne. Massesenteret er også viktig da dets plassering påvirker hvordan modellene vil oppføre seg under bølgetanktesten.

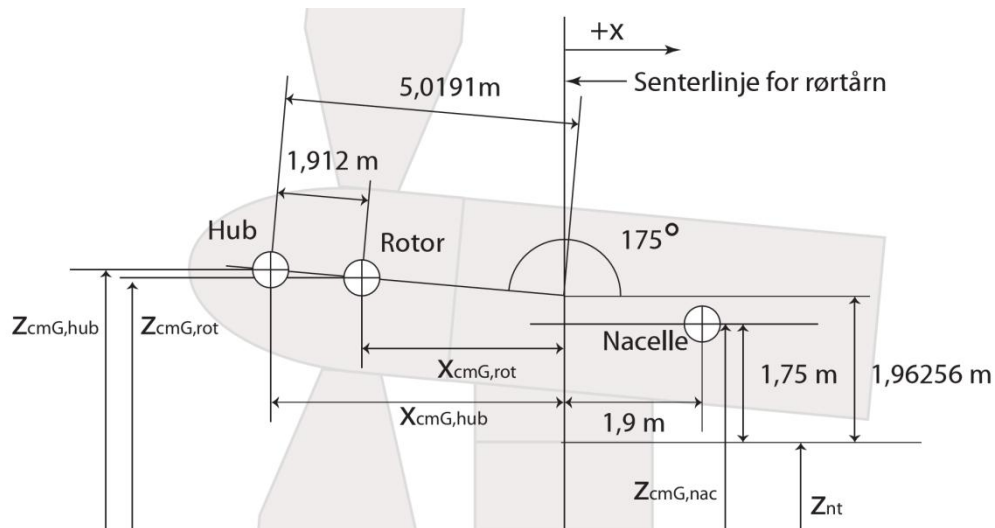
Nacelle, rotor og hub

Fra artikkelen med referanseturbinen (Jonkman et al. 2009) er massen og massesenteret til hub, rotor og nacellen angitt som vist i figur 2.13. Med dette som utgangspunkt, ble deres massesenter funnet i det globale koordinatsystemet. Positive verdier for horisontalposisjon angir oppvindretningen, dvs. på den siden hvor nacellens massesenter er.

Posisjonen til nacellens massesenter i x-retning ($x_{cmG,nac}$) er gitt, mens vertikalposisjonen ($z_{cmG,nac}$) er:

$$z_{cmG,nac} = 87,6 \text{ m} + 1,75 \text{ m} = 89,35 \text{ m}$$

Formel 1



Figur 2.13 Massesenter til hub, rotor og nacelle. Verdier hentet fra (Jonkman et al. 2009)

Videre beregnes horisontal- og vertikalposisjonen til rotorbladenes massesenter ($x_{cmG,rot}$ og $z_{cmG,rot}$):

$$x_{cmG,rot} = 3,1071m \cdot \cos(175^\circ) \quad \text{Formel 2}$$

$$x_{cmG,rot} = -3,0953 m \quad \text{Formel 3}$$

$$z_{cm,rot} = 87,6 m + 1,96256m + 3,1071m \cdot \sin(175^\circ) \quad \text{Formel 4}$$

$$z_{cmG,rot} = 89,833m \quad \text{Formel 5}$$

På tilsvarende måte beregnes posisjonen til hubens massesenter ($x_{cmG,hub}$ og $z_{cmG,hub}$):

$$x_{cmG,hub} = 5,0191m \cdot \cos(175^\circ) \quad \text{Formel 6}$$

$$x_{cmG,hub} = -5,00 m \quad \text{Formel 7}$$

$$z_{cmG,hub} = 87,6m + 1,96256m + 5,0191m \cdot \sin(175^\circ) \quad \text{Formel 8}$$

$$z_{cmG,hub} = 90 m \quad \text{Formel 9}$$

Den totale massen til RNA beregnes ved å addere alle massene til nacellen, rotorbladene og huben som er oppgitt i tabell 2.3:

$$m_{RNA} = m_{nac} + m_{rot} + m_{hub} \quad \text{Formel 10}$$

Hvor:

m_{RNA} = Den totale massen til RNA

m_{nac} = Massen til nacellen

m_{rot} = Massen til rotorbladene

m_{hub} = Massen til huben

Det ekvivalente massesenteret for RNA ($x_{cmG,RNA}$, $z_{cmG,RNA}$) blir funnet ved å benytte følgende formler (Myers 1962):

$$x_{cmG,RNA} = \frac{m_{nac}x_{cmG,nac} + m_{rot}x_{cmG,rot} + m_{hub}x_{cmG,hub}}{m_{RNA}} \quad \text{Formel 11}$$

$$z_{cmG,RNA} = \frac{m_{nac}z_{cmG,nac} + m_{rot}z_{cmG,rot} + m_{hub}z_{cmG,hub}}{m_{RNA}} \quad \text{Formel 12}$$

Tabell 2.3 Masser og massecentre i RNA

Massesenter	x_{cmG} [m]	z_{cmG} [m]	m [kg]
Nacelle	1,9	89,35	240000
Rotor	-3,095	89,83	53220
Hub	-5,00	90	56780
RNA Totalt	0,0211	89,53	350000

TLB-B Volum og lokale massecentre

Volumet av rørtårnet er gitt av formelen for en hul avstumpet kjegle (Gieck & Gieck 2006):

$$V_{tow} = \frac{1}{12} \pi h_{tow} (D_{tow,2}^2 - d_{tow,2}^2 + D_{tow,2} \cdot D_{tow,1} - d_{tow,2} \cdot d_{tow,1} + D_{tow,1}^2 - d_{tow,1}^2) \quad \text{Formel 13}$$

Hvor:

V_{tow} = Volumet til rørtårnet.

h_{tow} = Høyden til rørtårnet.

$D_{tow,2}$ = Ytre diameter i toppen av rørtårnet.

$d_{tow,2}$ = Indre diameter i toppen av rørtårnet.

$D_{tow,1}$ = Ytre diameter i bunnen av rørtårnet.

$d_{tow,1}$ = Indre diameter i bunnen av rørtårnet.

De indre diameterene beregnes ved å trekke to veggtykkelser (t_{tow}) fra ytterdiametere:

$$d_{tow} = D_{tow} - 2 \cdot t_{tow} \quad \text{Formel 14}$$

De lokale massecentrene for rørtårnet og de påfølgende delene beregnes fra delenes bunn og opp. Samtlige er rotasjonssymmetriske om modellens lengdeakse, og det vil derfor ikke være nødvendig å beregne massecenterets posisjon i horisontalplanet. For en hul avstumpet kjegle er det lokale massecenteret gitt av formelen (Myers 1962):

$$z_{cm} = \frac{(Vz_{cm})_{massive} - (Vz_{cm})_{hollow}}{V_{massive} - V_{hollow}} \quad \text{Formel 15}$$

Hvor:

z_{cm} = Det lokale massecenteret til den hule avstumpede kjeglen.

$V_{massive}$ = Volumet til en massiv avstumpet kjegle med samme ytre mål som den som skal beregnes.

$z_{cm,massive}$ = Det lokale massecenteret til den massive avstumpede kjeglen.

V_{hollow} = Volumet til en massiv avstumpet kjegle med samme ytre mål som hulrommet i den hule avstumpede kjeglen.

$z_{cm,hollow}$ = Det lokale massecenteret til den sistnevnte.

Disse verdiene beregnes på følgende måte (Myers 1962):

$$V_{massive} = \frac{\pi}{12} h (D_1^2 + D_1 \cdot D_2 + D_2^2) \quad \text{Formel 16}$$

$$V_{hollow} = \frac{\pi}{12} h(d_1^2 + d_1 \cdot d_2 + d_2^2) \quad \text{Formel 17}$$

$$z_{cm,massive} = \frac{h}{4} \left(\frac{D_1^2 + 2D_1 \cdot D_2 + 3D_2^2}{D_1^2 + D_1 \cdot D_2 + D_2^2} \right) \quad \text{Formel 18}$$

$$z_{cm,hollow} = \frac{h}{4} \left(\frac{d_1^2 + 2d_1 \cdot d_2 + 3d_2^2}{d_1^2 + d_1 \cdot d_2 + d_2^2} \right) \quad \text{Formel 19}$$

Hvor:

h = Høyden til den hule avstumpede kjeglen.

D_1 = Nedre ytre diameter til den hule avstumpede kjeglen.

D_2 = Øvre ytre diameter til den hule avstumpede kjeglen.

d_1 = Nedre indre diameter til den hule avstumpede kjeglen.

d_2 = Øvre indre diameter til den hule avstumpede kjeglen.

Volumet til midtseksjonen beregnes som for en hul sylinder (Gieck & Gieck 2006):

$$V = \frac{\pi}{4} h(D^2 - d^2) \quad \text{Formel 20}$$

Hvor:

V = Midtseksjonens volum

h = Midtseksjonens høyde

D = Midtseksjonens ytre diameter

d = Midtseksjonen indre diameter

Som følge av at midtseksjonen er symmetrisk og det lokale massesenteret ($z_{cm,mid}$) blir derfor:

$$z_{cm,mid} = \frac{1}{2} h \quad \text{Formel 21}$$

Overgangen mellom midtseksjonen og flyteren er utformet som en hul avstumpet kjegle slik som tårnet. Dens volum og massesenter er gitt av formel 13 og 15. Flyterer er en sylinder og dens volum (V_{fit}) og massesenter ($z_{cm,fit}$) beregnes på samme måte som for midtseksjonen med formel 20 og 21.

For å konvertere komponentenes massesentere til det globale koordinatsystemet brukes følgende formel:

$$z_{cmG} = z_{cm} + z_{0,local} \quad \text{Formel 22}$$

Hvor:

z_{cmG} = Komponentens globale massesenter

z_{cm} = Komponentens lokale massesenter

$z_{0,local}$ = Komponentens bunn i det globale koordinatsystemet

TLB-B masser

Massene til komponentene beregnes med følgende formel (Gieck & Gieck 2006):

$$m_{tow} = \rho_{steel} \cdot V_{tower} \quad \text{Formel 23}$$

Hvor:

m_i = Massen til komponent i.

ρ_{steel} = Massetettheten til stål.

V_i = Massen til komponent i.

For den nedre overgangen må det imidlertid legges til en ekstra masse i dens massesenter. Dette må gjøres for å kompensere for to store ringavstivere i topp og bunn av overgangen. Denne er gitt som 1391,884 kg. Overgangens totale masse blir derfor gitt av:

$$m_{tp} = m_{tp,fc} + m_{tp,add} \quad \text{Formel 24}$$

Hvor:

m_{tp} = Massen til overgangen.

$m_{tp,fc}$ = Massen til overgangens hule avstumpede kjegle

$m_{1tp,add}$ = Ekstra masse

Bunnlokket er foreløpig gitt kun som en punktmasse (m_{btl}) på 47137,6 kg i bunnen av flyteren. Resultatet av beregningene er gitt i tabell 2.4, mens detaljerte beregninger er gitt i vedlegg 6.

Tabell 2.4 Beregnede masser, volum, lokale- og globale massesenter for TLB-B

Størrelse	m	V	z_{cm}	z_{cmG}
Komponenter/Enheter	[kg]	[m ³]	[m]	[m]
RNA	350000	-	-	89,529
Tårn	214399	27,312	34,024	44,024
Midtseksjon	151187	19,259	15,285	-5,285
Overgang	41347	5,090	2,0526	-23,317
Flyter	299887	38,202	12,315	-37,685
Bunnlokk	47138	-	0	-50

TLB-B sin totale masse (m_{TLB-B}) blir da:

$$m_{TLB-B} = m_{RNA} + m_{tow} + m_{mid} + m_{tp} + m_{flt} + m_{btl} \quad \text{Formel 25}$$

$$m_{TLB-B} = 1,1040E6 \text{ kg} \quad \text{Formel 26}$$

Ved å summere det statiske momentet (mz_{cm}) for alle delene og dividere med den totale massen, oppnås det ekvivalente massesenteret for TLB-B som helhet:

$$z_{cm,TLB-B} = \frac{\sum(mz_{cm})}{m_{TLB-B}} \quad \text{Formel 27}$$

$$z_{cm,TLB-B} = 22,965 \text{ m} \quad \text{Formel 28}$$

TLB-X3

Tårnet til TLB-X3 er likt som for TLB-B, men starter i en høyde på 15 meter over SWL, istedenfor 10 meter. For å finne bunndiameteren og veggtykkelsen må derfor følgende lineære interpolasjonsformler benyttes:

$$D_{tow}(z) = D_{tow,1} + (z - z_{tow,1}) \frac{D_{tow,2} - D_{tow,1}}{z_{tow,2} - z_{tow,1}} \quad \text{Formel 29}$$

$$t_{tow}(z) = t_{w,tow,1} + (z - z_{tow,1}) \frac{t_{tow,2} - t_{tow,1}}{z_{tow,2} - z_{tow,1}} \quad \text{Formel 30}$$

Hvor:

$D_{tow}(z)$ = Diameteren til tårnet i en høyde z fra dets bunn

$t_{tow}(z)$ = Veggtykkelsen til tårnet i en høyde z fra dets bunn

Volumet og massesenteret beregnes på samme måte som for tårnet til TLB-B (formel 13 og 15).

Søylene og flyteren er i form av enkle sylindere. Beregningene av volumet og massesenteret blir derfor likt som for midtseksjonen til TLB-B med formel 20 og 21. Søylene masse må imidlertid multipliseres med 3, som følge av at det er tre stykker av dem. Det må legges til masser i overgangene tårn-søylar (11098 kg) og søylar-flyter (33503 kg) for å ta hensyn til avstivninger og med mer. Som for TLB-B må det legges til en masse i bunnen av flyteren (31564 kg) som gir massebidrag fra bunnlokket. Resultatene fra beregningene er gitt i tabell 2.5, mens fullstendige beregninger er gitt i elektronisk vedlegg 1.

Tabell 2.5 Beregnede masser, volum, lokale- og globale massesenter for TLB-X3

Størrelse	m	V	z_{cm}	z_{cmG}
Komponent/Enhet	[kg]	[m ³]	[m]	[m]
RNA	350000	-	-	89,529
Tårn	195559	24,912	32,062	47,062
TP2	11098	-	0	15
Søylar	68140	8,6802	11,513	3,4875
TP1	33503	-	0	-8,025
Flyter	408587	52,049	20,988	-29,013
Bunnlokk	31564	-	0	-50

På samme vis som for TLB-B, beregnes TLB-X3 sin totale masse (m_{TLB-X3}):

$$m_{TLB-X3} = \sum m \quad \text{Formel 31}$$

$$= m_{RNA} + m_{tow} + m_{tp2} + m_{col} + m_{tp1} + m_{flt} + m_{btl}$$

$$m_{TLB-X3} = 1,0985E6 \text{ kg} \quad \text{Formel 32}$$

Videre er det ekvivalente massesenteret for TLB-X3 som følger:

$$z_{cmG,TLB-X3} = \frac{\sum(mz_{cm})}{m_{TLB-X3}} \quad \text{Formel 33}$$

$$z_{cmG,TLB-X3} = 24,800 \text{ m} \quad \text{Formel 34}$$

Forankringslinier

Forankringslinenes er opplagret i vindturbinenes rørtårn- og flytervegg. Avstanden mellom vindturbinens lengdeakse og innfestingspunktet blir:

$$r_{mp} = \frac{1}{2} D_{z,mp} \quad \text{Formel 35}$$

Hvor:

r_{mp} = Innfestingsradiusen

$D_{z,mp}$ = Rørtårnet eller flyterens diameter i den høyden linene er festet i vindturbinen z_{mp}

For de nedre forankringslinene er denne diameteren lik den konstante ytterdiameteren til flyteren. For de øvre linene må interpolasjonsformelen for rørtårnets diameter (formel 29) benyttes for å finne diameteren. Med disse verdiene kan forankringslinenes vinkel beregnes ved:

$$\theta_{ml} = \text{atan} \left(\frac{z_{mp} - z_{moor}}{r_{moor} - r_{mp}} \right) \quad \text{Formel 36}$$

Hvor:

θ_{ml} = Forankringslinenes vinkel i forhold til horisontalplanet

z_{mp} = Forankringslinenes innfestingshøyde

z_{moor} = Ankerdybden

r_{moor} = Forankringsradiusen

Lengden på forankringslinene (L_{ml}) beregnes ved å benytte pytagorasteoremet (Gieck & Gieck 2006):

$$L_{ml} = \sqrt{(z_{mp} - z_{moor})^2 + (r_{moor} - r_{mp})^2} \quad \text{Formel 37}$$

De utregnede verdiene for TLB-B og TLB-X3 er gitt i tabell 2.6, sammen med verdier for stivheten til forankringslinene k_{ml} og forankringslinenes diameter (D_{ml}).

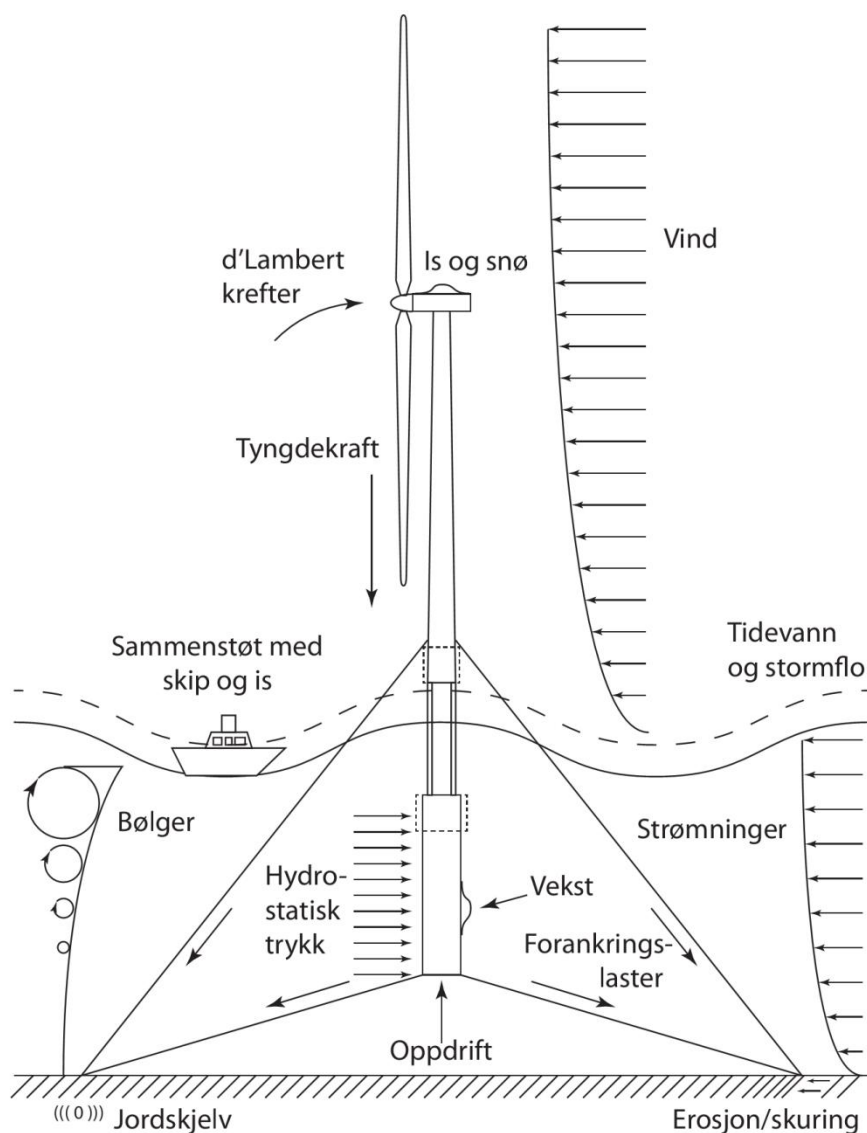
Tabell 2.6 Utregnede og gitte verdier [Myhr] for forankringslinene til TLB-B og TLB-X3

Størrelse	Symbol	Enhet	TLB-B	TLB-X3
Innfestningsradius øvre liner	$r_{mp,2}$	[m]	2,8010	2,8010
Innfestningsradius nedre liner	$r_{mp,1}$	[m]	5,935	5,2125
Vinkel øvre liner	$\theta_{ml,2}$	[⁰]	40,237	40,237
Vinkel nedre liner	$\theta_{ml,1}$	[⁰]	12,321	12,246
Lengde øvre liner	$L_{ml,2}$	[m]	154,04	154,04
Lengde nedre liner	$L_{ml,1}$	[m]	117,15	117,86
Diameter øvre liner	$D_{ml,2}$	[m]	0,2	0,2
Diameter nedre liner	$D_{ml,1}$	[m]	0,2	0,2
Stivhet øvre liner	$K_{ml,2}$	[N/m]	4803200	4979360
Stivhet nedre liner	$K_{ml,1}$	[N/m]	6412160	5389280

2.3 LASTER

2.3.1 OFFSHORE LASTER

I løpet av sin levetid vil vindturbinen bli utsatt for en lang rekke ulike laster. Til forskjell fra deres landbaserte motpart vil offshore vindturbiner oppleve langt flere typer laster som følge av deres plassering. Disse vil oppleve blant annet laster i form av bølgepåkjenninger og strøm, som fører til utmattingskader over tid. Man kan gruppere de ulike lastene med følgende hovedkategorier: permanente laster (G), variable funksjonelle laster (Q), miljølaster (E), ulykkeslaster og deformasjonslaster (D) (DNV-OS-J101 2013).



Figur 2.14 Offshorelaster på TLB-X3

Permanente laster

Permanente laster er ikke-varierende laster, som innebærer at deres størrelse, angrepspunkt og retning ikke endres. Under denne kategorien finner man laster assosiert med massen til strukturen, samt permanent ballast og utstyr. Permanent hydrostatisk trykk faller også under denne kategorien (DNV-OS-J101 2013).

Variable funksjonelle laster

De variable funksjonelle lastene forekommer i sammenheng med arbeid som utføres på vindturbinen og når kontrollsystemene til vindturbinen opererer. Disse lastene kan variere i både størrelse, angrepspunkt og retning. De variable funksjonelle lastene omfatter laster på elementer som benyttes for tilgang til ulike deler av vindturbinen, slik som plattformer og stiger. Sammenstøt med serviceskip under fortøyning til vindturbinen, samt laster forbundet med bruk av kraner som eventuelt skulle være installert i vindturbinen høres også med her. Systemer som kontrollerer dreiemoment, yaw og pitch, samt mekaniske bremsere forårsaker også laster på konstruksjonen (DNV-OS-J101 2013).

Miljølaster

Miljølastene er knyttet til forholdene som vindturbinen befinner seg i. Kategorien omfatter laster fra vind, bølger, havstrømninger, tidevann, snø og is, seismisk aktivitet, samt vekst av sjødyr og -planter på vindturbinen (DNV-OS-J101 2013).

Ulykkeslaster

Dette er laster som er tilknyttet ulykker av ulik karakter, og omfatter blant annet kollisjoner med fartøy, brann, og eksplosjoner (DNV-OS-J101 2013). Kollisjonene kan omfatte både sammenstøt mellom et fartøy og selve vindturbinen, samt de øvre forankringslinene.

Deformasjonslaster

Laster som er forårsaket av deformasjoner kalles deformasjonslaster. Deformasjonslaster kan blant annet være laster fra temperaturendringer og deformasjoner som har forekommet ved fabrikasjonen av vindturbinen (DNV-OS-J101 2013). Forspenning av ankerliner faller også under denne kategorien (DNV-OS-C101 2011).

Som en følge av at vindturbinen har rask dynamisk respons, kommer en langt med å se på ekstrembølger for å dimensjonere TLB-konseptene (Myhr et al. 2011; Myhr & Nygaard 2012; Nygaard et al. 2009). Det er derfor, i denne testen, valgt å kun se på ekstrembølger.

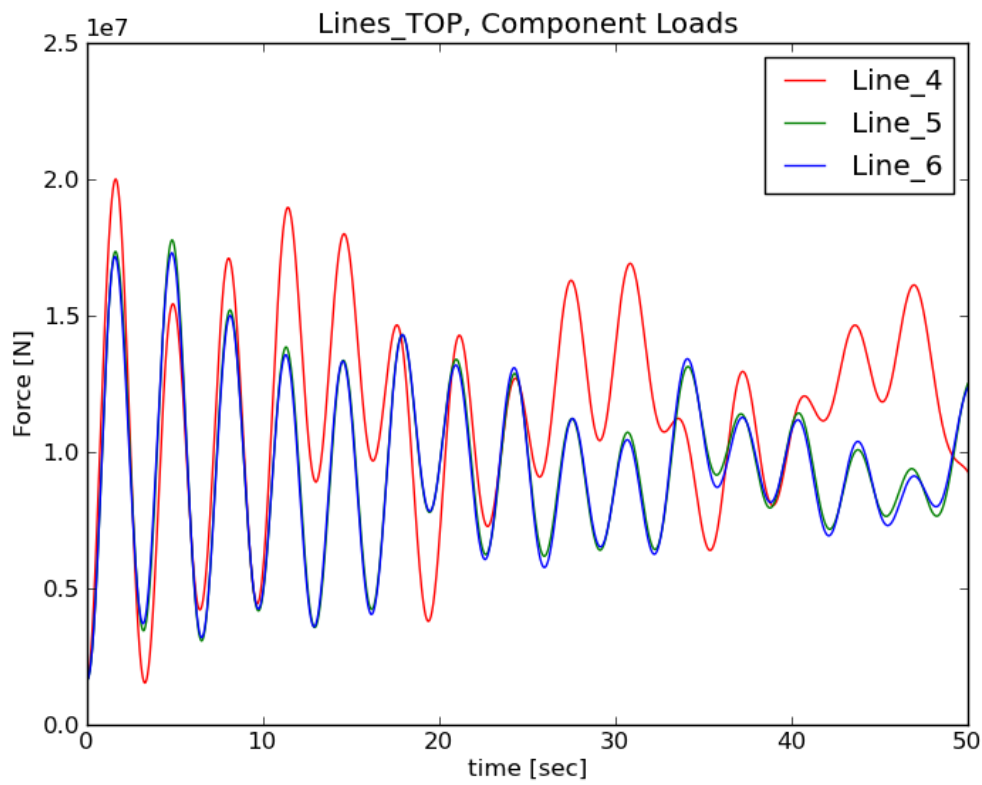
2.3.2 FORVENTEDE LASTER I BØLGETANK

Lastene som modellene og testtriggen vil bli utsatt for i bølgetanken vil kun være i form av bølgelaster. Størrelsen på disse i forhold til fullskala, vil være begrenset av forholdet mellom modellskalaen og de bølgene som kan produseres i bølgetanken.

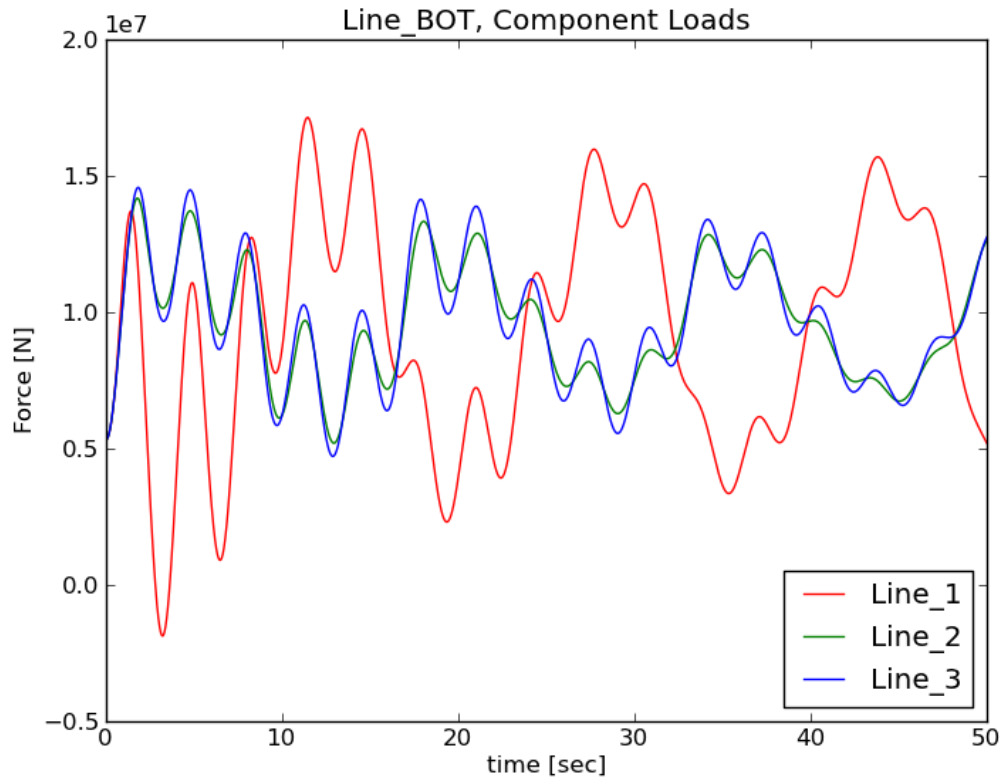
TLB-B ble simulert i fullskala av Anders Myhr med bølger tilsvarende det som var mulig å oppnå i bølgetanken. TLB-B er antatt å oppleve større bølgelaster enn TLB-X3, som følge av det større projiserte arealet i bølgesonen. Det ble derfor valgt å kun bruke kreftene i TLB-Bs forankringsliner som utgangspunkt for dimensjonering. Resultatene fra simuleringen er gitt i tabell 2.7, figur 2.15 og figur 2.16.

Tabell 2.7 Forventede laster og bølgekarakteristikk i bølgetank med TLB-B

Størrelse	Makskraft	Minstekraft	Kraftvidde	Bølgeamplitude	Bølgelengde	Bølgeperiode
Symbol	F_max	F_min	ΔF	A_wave	L_wave	T_wave
Enhet	[N]	[N]	[N]	[m]	[m]	[s]
Øvre liner	1,61E7	6,39E6	9,73E6	11	390	15,8
Nedre liner	1,57E7	3,36E6	1,23E7	11	390	15,8



Figur 2.15 Krefter i øvre liner ved simulering av TLB-B i 3DFloat



Figur 2.16 Krefter i nedre liner ved simulering av TLB-B i 3DFloat

2.4 NEDSKALERING

Når et modellforsøk skal gjennomføres i en bølgetank er man nødt til å nedskalere vindturbinene. Dette må gjøres ved å vurdere hvor store bølger man ønsker i forhold til modellenes størrelse. Det er imidlertid slik at jo mindre modellen er, jo større usikkerhet blir det i målingene, som følge av at feilkilder som friksjon, unøyaktig forankring og lignende blir relativt større. For dette forsøket ble det valgt en modellskala på 1:40.

For å nedskalere TLB-B og TLB-X3 ble en skaleringslov kjent som Froudes lov benyttet. Denne ble valgt fordi den egner seg best for forankrede flytende modeller (Chakrabarti 1998). Skaleringsfaktorer for ulike størrelser i henhold til Froudes lov, er oppgitt i tabell 2.8. Skalering ved hjelp av denne loven skjer ved å dividere fullskala størrelser med den tilhørende skaleringsfaktoren. I tabellen er også utregnede skaleringsfaktorer for 1:40 skala angitt.

Tabell 2.8 Froudes skaleringslov (Chakrabarti 2005)

Variable	Symbol	Skaleringsfaktor	n	$\lambda = 40$
Lineære dimensjoner	D	λ	1	40
Hastighet	u	$\lambda^{1/2}$	0,5	6,32
Akselerasjon	\dot{a}	1	0	1
Tid og periode	t	$\lambda^{1/2}$	0,5	6,32
Masse	m	λ^3	3	64000
Treghetsmoment	I	λ^5	5	102400000
Annet arealmoment	I	λ^4	4	2560000
Volum	V	λ^3	3	64000
Force	F	λ^3	3	64000
Moment	M	λ^4	4	2560000
Spenning	σ	λ	1	40
Fjærkonstant	K	λ^2	2	1600
Bølgeperiode	T	$\lambda^{1/2}$	0,5	6,32
Bølgelengde	L	λ	1	40
Trykk	p	λ	1	40
Gravitasjon	g	1	0	1
Væsketetthet	ρ	1	0	1
Kinematisk viskositet for fluider	ν	1	0	1
Reynoldstall	Re	$\lambda^{3/2}$	1,5	252,98
Keylegan-Carpentertall	KC	1	0	1

Samtlige fullskaladimensjoner ble nedskalert ved å benytte følgende generelle formel:

$$X_m = \frac{X_p}{\lambda^n} \quad \text{Formel 38}$$

Hvor:

X_m = Nedskalert variabel

X_p = Fullskala variabel

λ^n = Skaleringsfaktor med n i potens

Resultatene fra nedskaleringen av TLB-B, TLB-X3 og belastningsverdier er gitt i henholdsvis tabell 2.9, 2.10, 2.11, 2.12 og 2.13. De detaljerte utregningene er gitt i vedlegg 6.

Tabell 2.9 Verdier i fullskala og modellskala for TLB-B

	Størrelse	Symbol	Enhet 1:1	Verdi 1:1	Enhet 1:40	Verdi 1:40
Globalt	Rotordiameter	D_{rot}	[m]	126	[mm]	3150
	Nacelle-tårn	z_{nt}	[m]	87,6	[mm]	2190
	Øvre lineinnfestning	$z_{mp,2}$	[m]	24,5	[mm]	612,5
	Tårn-midtseksjon	z_{tm}	[m]	10	[mm]	250
	Midtseksjon-TP	z_{mtp}	[m]	-20,57	[mm]	-514,25
	TP-flyter	z_{tpf}	[m]	-25,37	[mm]	-634,25
	Nedre lineinnfestning	$z_{mp,1}$	[m]	-50	[mm]	-1250
	Dypgang	z_{dft}	[m]	-50	[mm]	-1250
	Ankerdybde	z_{anc}	[m]	-75	[mm]	-1875
	Forankringsradius	r_{moor}	[m]	120,39	[mm]	3009,75
Rørtårn	Høyde	h_{tow}	[m]	77,6	[mm]	1940
	Diameter, topp	$D_{tow,2}$	[m]	3,87	[mm]	96,75
	Diameter, bunn	$D_{tow,1}$	[m]	6	[mm]	150
	Veggtykkelse, topp	$t_{tow,2}$	[m]	0,019	[mm]	0,475
	Veggtykkelse, bunn	$t_{tow,1}$	[m]	0,0261	[mm]	0,6525
Midtseksjon	Høyde	h_{mid}	[m]	30,57	[mm]	764,25
	Ytre diameter	D_{mid}	[m]	6,5	[mm]	162,5
	Veggtykkelse	t_{mid}	[m]	0,031	[mm]	0,775
Overgang (TP)	Høyde	h_{tp}	[m]	4,8	[mm]	120
	Diameter, topp	$D_{tp,2}$	[m]	6,5	[mm]	162,5
	Diameter, bunn	$D_{tp,1}$	[m]	11,87	[mm]	296,75
	Veggtykkelse, topp	$t_{tp,2}$	[m]	0,031	[mm]	0,775
	Veggtykkelse, bunn	$t_{tp,1}$	[m]	0,04174	[mm]	1,0435
Flyter	Høyde	h_{flt}	[m]	24,63	[mm]	615,75
	Diameter	D_{flt}	[m]	11,87	[mm]	296,75
	Veggtykkelse	t_{flt}	[m]	0,04174	[mm]	1,0435
Liner	Innfestningsradius øvre liner	$r_{mp,2}$	[m]	2,8010	[mm]	70,025
	Innfestningsradius nedre liner	$r_{mp,1}$	[m]	5,935	[mm]	148,38
	Vinkel øvre liner	$\theta_{ml,2}$	[$^{\circ}$]	40,237	[$^{\circ}$]	40,237
	Vinkel nedre liner	$\theta_{ml,1}$	[$^{\circ}$]	12,321	[$^{\circ}$]	12,321
	Lengde øvre liner	$L_{ml,2}$	[m]	154,04	[mm]	3850,9
	Lengde nedre liner	$L_{ml,1}$	[m]	117,15	[mm]	2928,8
	Diameter øvre liner	$d_{ml,2}$	[m]	0,2	[mm]	5
	Diameter nedre liner	$d_{ml,1}$	[m]	0,2	[mm]	5
	Stivhet øvre liner	$k_{ml,2}$	[N/m]	4803200	[N/mm]	3,002
	Stivhet nedre liner	$k_{ml,1}$	[N/m]	6412160	[N/mm]	4,0076

Tabell 2.10 Verdier i fullskala og modellskala for TLB-X3

	Størrelse	Symbol	Enhet 1:1	Verdi 1:1	Enhet 1:40	Verdi 1:40
Globalt	Rotordiameter	D_{rot}	[m]	126	[mm]	3150
	Overgang nacelle-tårn	Z_{nt}	[m]	87,6	[mm]	2190
	Øvre lineinnfestning	$Z_{mp,2}$	[m]	24,5	[mm]	612,5
	Overgang tårn-søyler	Z_{tc}	[m]	15	[mm]	375
	SWL	Z_{swl}	[m]	0	[mm]	0
	Overgang søyler-flyter	Z_{cf}	[m]	-8,025	[mm]	-200,625
	Nedre lineinnfestning	$Z_{mp,1}$	[m]	-50	[mm]	-1250
	Dypgang	Z_{dft}	[m]	-50	[mm]	-1250
	Ankerdybde	Z_{anc}	[m]	-75	[mm]	-1875
	Beinradius	r_{leg}	[m]	3,5	[mm]	87,5
	Forankringsradius	r_{moor}	[m]	120,39	[mm]	3009,75
	Rørtårn	Høyde	h_{tow}	[m]	72,6	[mm]
Diameter, topp		$D_{tow,2}$	[m]	3,87	[mm]	96,75
Diameter, bunn		$D_{tow,1}$	[m]	5,863	[mm]	146,57
Veggtykkelse, topp		$t_{tow,2}$	[m]	0,019	[mm]	0,475
Veggtykkelse, bunn		$t_{tow,1}$	[m]	0,02564	[mm]	0,641
Søyler	Høyde	h_{col}	[m]	23,025	[mm]	575,625
	Ytre diameter	D_{col}	[m]	0,85	[mm]	21,25
	Veggtykkelse	t_{col}	[m]	0,05	[mm]	1,25
Flyter	Høyde	h_{flt}	[m]	41,975	[mm]	1049,375
	Diameter	D_{flt}	[m]	10,425	[mm]	260,625
	Veggtykkelse	t_{flt}	[m]	0,038	[mm]	0,95
Liner	Innfestningsradius øvre liner	$r_{mp,2}$	[m]	2,8010	[mm]	70,025
	Innfestningsradius nedre liner	$r_{mp,1}$	[m]	5,2125	[mm]	130,31
	Vinkel øvre liner	$\theta_{ml,2}$	[^o]	40,237	[^o]	40,237
	Vinkel nedre liner	$\theta_{ml,1}$	[^o]	12,246	[^o]	12,246
	Lengde øvre liner	$L_{ml,2}$	[m]	154,04	[mm]	3850,9
	Lengde nedre liner	$L_{ml,1}$	[m]	117,86	[mm]	2946,5
	Diameter øvre liner	$d_{ml,2}$	[m]	0,2	[mm]	5
	Diameter nedre liner	$d_{ml,1}$	[m]	0,2	[mm]	5
	Stivhet øvre liner	$k_{ml,2}$	[N/m]	4979360	[N/mm]	3,1121
	Stivhet nedre liner	$k_{ml,1}$	[N/m]	5389280	[N/mm]	3,3683

Tabell 2.11 TLB-B: Fullskala og nedskalerte verdier for masse, lokalt- og globalt massesenter

Skala	1:1	1:40	1:1	1:40	1:1	1:40
Størrelse	m	m	Z_{cm}	Z_{cm}	Z_{cmG}	Z_{cmG}
Enhet	[kg]	[kg]	[m]	[mm]	[m]	[mm]
RNA	350000	5,4688	-	-	89,529	2238,2
Tårn	214399	3,3500	34,024	850,59	44,024	1100,6
Midtseksjon	151187	2,3623	15,285	382,13	-5,285	-132,13
Overgang	41347	0,64605	2,0526	51,314	-23,317	-582,94
Flyter	299887	4,6857	12,315	307,88	-37,685	-942,13
Bunnlokk	47138	0,73653	0	0	-50	-1250
Total	1105093	17,267	-	-	22,912	572,80

Tabell 2.12 TLB-X3: Fullskala og nedskalerte verdier for masse, lokalt- og globalt massesenter

Skala	1:1	1:40	1:1	1:40	1:1	1:40
Størrelse	m	m	Z_{cm}	Z_{cm}	Z_{cmG}	Z_{cmG}
Enhet	[kg]	[kg]	[m]	[mm]	[m]	[mm]
RNA	350000	5,4688	-	-	89,529	2238,2
Tårn	195559	3,0556	32,062	801,55	47,062	1176,6
TP2	11098	0,17340	0	0	15	375
Søyler	68140	1,0647	11,513	287,81	3,4875	87,188
TP1	33503	0,52348	0	0	-8,025	-200,63
Flyter	408587	6,3842	20,988	524,69	-29,013	-725,31
Bunnlokk	31564	0,49318	0	0	-50	-1250
Total	1098500	17,163	-	-	24,800	620,00

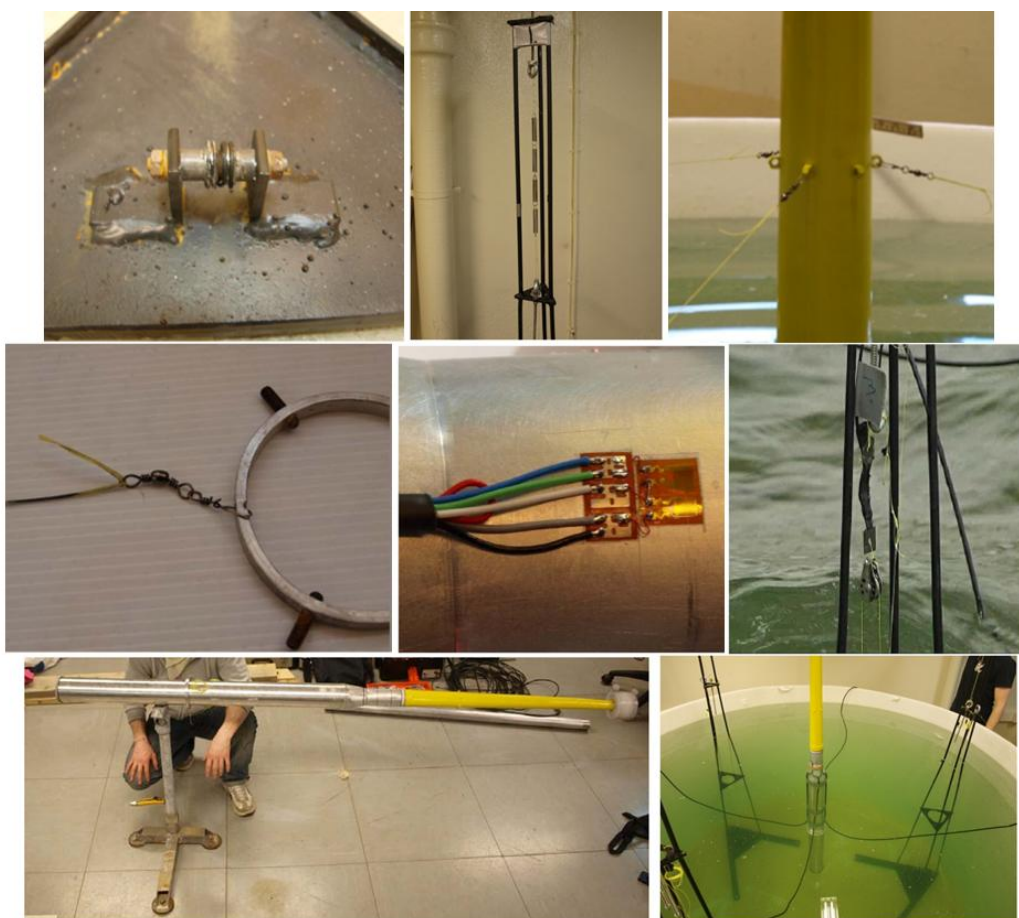
Tabell 2.13 TLB-B: Fullskala og nedskalerte forventede krefter og bølgekarakteristikk i bølgetank

Størrelse	Symbol	Enhet	Fullskala	Nedskalert
Maksimumskraft i øvre line	$F_{ml,2,max}$	[N]	1,61E+07	252
Minimumskraft i øvre line	$F_{ml,2,min}$	[N]	6,39E+06	99,9
Maksimumskraft i nedre line	$F_{ml,1,max}$	[N]	1,57E+07	245
Minimumskraft i nedre line	$F_{ml,1,min}$	[N]	3,35E+06	52,4
Kraftvidde i øvre liner	$\Delta F_{ml,2}$	[N]	9,73E+06	152
Kraftvidde i nedre liner	$\Delta F_{ml,1}$	[N]	1,23E+07	193
Bølgeamplitude	A_{wave}	[m]	11	0,275
Bølgelengde	L_{wave}	[m]	390	9,75
Bølgeperiode	T_{wave}	[s]	15,8	2,50

2.5 TIDLIGERE BØLGETANKTEST

Det ble som en del av forarbeidet undersøkt hvilke erfaringer som ble gjort under forrige bølgetankforsøk for TLB-konseptet i regi av UMB. Masteroppgaven skrevet av Fredrik Even Hansen og Ulrik Aimar Møller (Hansen & Møller 2010), ble derfor studert for å få et innblikk i hva som fungerte og hva som burde forbedres. Under er det oppført noen viktige punkter som ble registrert.

1. Standardkjøpte spiralfjærer til fjærsystem hadde store forskjeller i stivhet.
2. Måleutstyr på forankringsline gav treghetsbidrag.
3. Håndlaget måleutstyr gav usikkerhet.
4. Måling av bøyedeformasjoner på modell med strekkklapper gav stort massebidrag fra kabler som måtte kobles til strekkklappene.
5. Forankringslinene ble bøyd om trinser, og falt lett av disse under montering.
6. Linene måtte plasseres på trinser under vann med dykkere
7. Fiskesvivler som ble benyttet deformerte seg.
8. Knuter ble brukt for å feste liner til modellene noe som resulterte i redusert stivhet og varierende kvalitet på knutene.
9. Justeringen av linene for hånd ved å knyte fast linene med den lengden som var ønsket. Dette gjorde det vanskelig å oppnå riktig forspenning og lengde på linene.



**Figur 2.17 Collage fra forrige bølgetanktest
(Hansen & Møller 2010)**

2.6 KRAVSPESIFIKASJONER

2.6.1 HOVEDKRAV

For å oppnå et godt produkt, er det viktig å sette opp krav og ønsker som er knyttet til det som skal utvikles og produseres. For dette produktet var det disse hovedkravene som ble fulgt.

Modellene og testtriggen

1. skal gi gode måleresultater. (Modellkvalitet)
2. skal gi minimal risiko for skade på personell og utstyr. (Sikkerhet)
3. skal fungere i sin tiltenkte levetid. (Pålitelighet)
4. skal leveres til riktig tid og bør ikke overskride budsjettet. (Realiserbarhet)
5. skal gi effektiv tidsbruk i bølgetank. (Brukervennlighet)
6. bør gi god publisitet for 3DFloat og TLB-konseptet. (Attraktivitet)

Modellkvalitet

Hovedhensikten med bølgetanktesten var å oppdrive gode målinger, og det var derfor viktig å legge til rette for dette.

For at et gitt flytende vindturbin-konsept skal kunne verifiseres, er det essensielt at modellene og forankringssystemet innehar fysiske egenskapene lik de som nedskaleres, slik som geometri, vekt, stivhet og forspenning. For verifiseringen av et simuleringsprogram er dette mindre viktig, da simuleringene kan gjøres i etterkant og tilpasses slik modellene og testtriggen er bygd. Her er det mer hensiktsmessig at komponentene er så enkle som mulig for å gjøre simuleringsarbeidet lettere å gjennomføre. Det må være mulig å kalibrere utstyr som benyttes, slik at man kan kontrollere at parameterene er riktige og eventuelt justere dem slik at de blir korrekte. I tillegg til modellene for TLB-B og TLB-X3, ble det ansett som fornuftig å lage en referansemmodell, med svært enkel geometri. Dette for å gi en modell som er enkel å simulere i 3DFloat.

Det er en god del forhold som kan påvirke kvaliteten av målinger som gjøres i et bølgetankforsøk, og man bør tilstrebe å redusere slike feilkilder så mye som mulig. Utstyr som befinner seg i vannet bør utformes slik at de påvirker bølgene minst mulig og skaper minst mulig bølgerrefleksjoner. Videre må friksjon, treghet, bevegelser og deformasjon, utover det som skal være i modelleringen, begrenses. Spesielt viktig vil det være at frekvensen til forankringssystemet ikke er i bølgefrekvensområdet, da dette vil føre til store uønskede bevegelser. Påvirkning av måleutstyrets signaler i form av støy fra stråling og spenninglekkasjer bør også unngås.

I modellforsøk må det velges måleutstyr som tilsammen kan måle alle de parametrene som det er nødvendig for å gjennomføre verifikasjon i etterkant. Dette utstyret må ha tilstrekkelig oppløsning og målenøyaktighet. Det må også være mulig å kalibrere måleutstyret, og måledataene må kunne lagres trygt.

Sikkerhet

Det er viktig å unngå ulykker, spesielt som følge av at dette kan påføre skader på mennesker. Samtidig kan utstyr gå istykker, som er vanskelig å reparere eller erstatte, noe som kan gi langvarig driftsstans eller i verste fall gjøre det umulig å gjennomføre forsøket. Det bør derfor legges relativt stor vekt på tiltak som kan redusere ulykkesrisiko.

Komponenter bør utformes slik at man ikke kan skade seg på dem, som for eksempel kuttskader fra skarpe kanter. Dersom komponenter skulle feile, bør systemet ha redundans, slik at andre deler tar over for dem. Skulle et hovedelement bli svært overbelastet er det bedre at billige og lett erstattelig deler går istykker, istedenfor dyre uerstattelige komponenter. I tillegg er det fordelaktig å kjøpe inn eller produseres reserver av essensielle komponenter som ikke kan repareres eller erstattes raskt.

Pålitelighet

For at et forsøk skal kunne gjennomføres er man avhengig av at utstyret fungerer hele tiden. For å forsikre seg om dette, ble det sett på som nødvendig å teste utstyret i et testbasseng før det ble sendt til Frankrike. Det var også ønskelig å kunne benytte utstyret og modellene til senere tester.

Skal man oppnå et pålitelig system må ha alle komponentene ha tilstrekkelig kapasitet til å tåle de belastningene de vil bli utsatt for. Kapasiteten må derfor kontrolleres enten ved sertifisering fra leverandør, beregninger eller testing. Videre må utstyr tåle det miljøet de blir utsatt for, som i dette tilfellet hovedsakelig vil være støv og saltvann. Metallkomponenter som kommer i kontakt med saltvann må bestå av korrosjonsbestandige materialer eller være korrosjonsbeskyttet. I tillegg vil det kunne forekomme galvanisk korrosjon, dersom ulike metaller kobles sammen og blir utsatt for en elektrolytt, slik som saltvann (Callister & Rethwisch 2011). Nødvendige tiltak må derfor gjennomføres for å redusere denne effekten.

Videre må modellene være vanntette, slik at de ikke fylles med vann under testingen. Å legge tilrette for at man enkelt kan sjekke om modellene lekker under testingen og et enkelt system for å tømme dem, vil være praktisk.

Realiserbarhet

Som i alle prosjekter må tidsfrister og budsjett følges. I dette prosjektet var imidlertid tiden den knappeste ressursen, og dersom fristene ikke ble overholdt, ville store summer tapt. Det ble derfor ansett som viktigere å fokusere på tidsbesparelser enn tidkrevende tiltak for å redusere kostnadene.

Det er som regel alltid billigere og raskere å kjøpe inn standardkomponenter enn å utvikle og produsere dem. Dersom man må spesialtilvirke enkelte komponenter, bør man tilstrebe en utforming som kan produseres enkelt og effektivt. Dette vil kunne redusere tidsbruk i forhold til utvikling og produksjon, i tillegg til å redusere kostnadene. Enkle komponenter kan det også være mulig å tilvirke selv, parallelt med ekstern produksjon av mer kompliserte deler. I tillegg vil det være fordelaktig å designe komponenter som kan settes sammen uten store krav til produksjonskvalitet og -nøyaktighet, også kjent som kvalitetssensitivitet. Man bør også unngå å benytte dyre materialer av spesielle kvaliteter der hvor det ikke er behov for dette. Det ble ansett som hensiktsmessig å utforme testtriggen slik at mest mulig av utstyret kunne benyttes både i et testbasseng i forkant og i selve bølgetanken.

Som følge av at utstyret skulle transporteres til Frankrike var det også nødvendig å sette utformingskrav for å gjøre dette enkelt og billig. Dette kan oppnåes ved å tilrettelegge for stabling og se til at komponentene ikke blir for store. Transportmetoden var ikke fastsatt i denne fasen av arbeidet og det ble derfor valgt å sette som krav at utstyret skulle få plass på to europaller lagt etter hverandre. Dette gjør at en holder seg innenfor rammer som er vanlige i transportbransjen. Dette gir en maks lengde og bredde på henholdsvis 2,4 m og 0,8 m (Øen 2013) noe som også får plass i endel varebiler (Volkswagen Transporter 2013).

Brukervennlighet

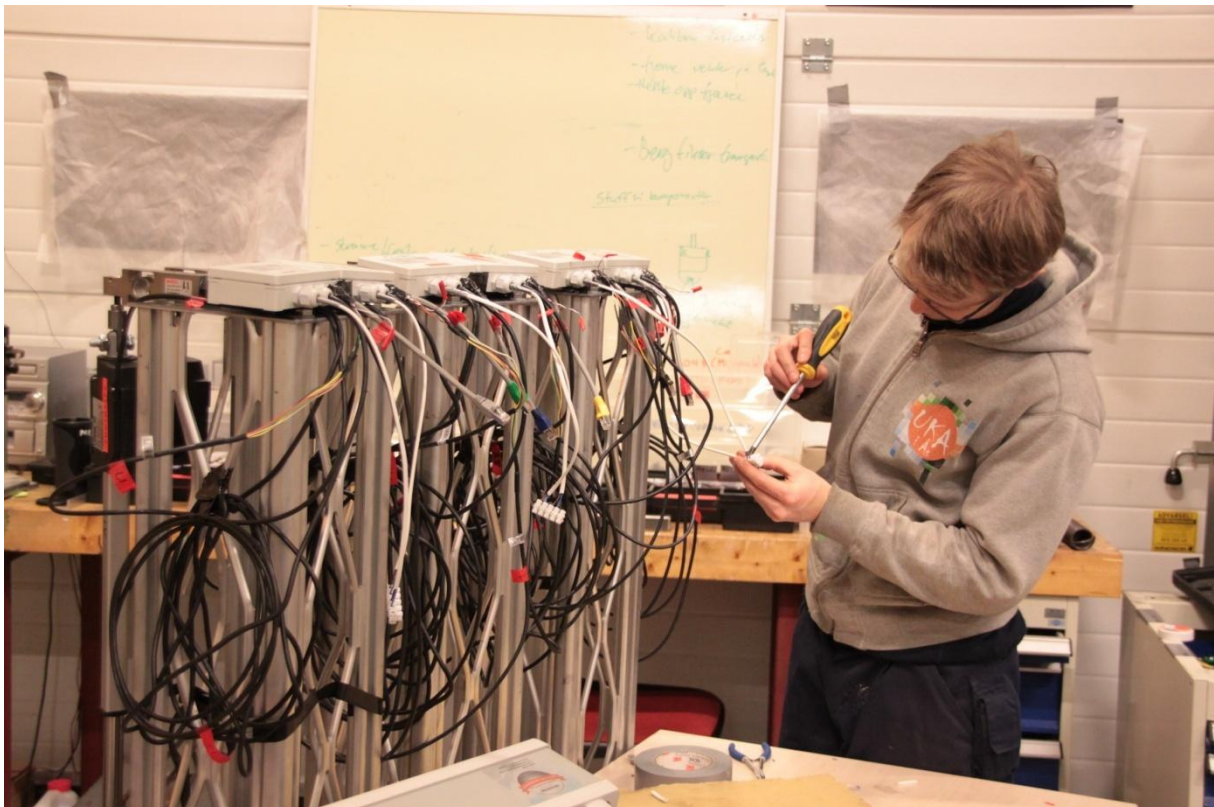
For å få mest mulig ut av et bølgetankforsøk vil det være hensiktsmessig å tilpasse utstyret for enkel og raskt montering, installering, kalibrering og demontering. Montering og demontering av modeller til og fra forankringsystemet, samt kalibrering, er noe som gjerne forekommer mange ganger i en bølgetanktest med flere modeller. Tiltak for å redusere slik tidsbruk er derfor fornuftig.

Attraktivitet

For å få TLB-konseptene realisert, er man avhengig av ekstern støtte fra ulike hold. Det var derfor av interesse å lage en testrigg som så bra ut, da dette ofte kan påvirke folks meninger i stor grad. Det er også generelt sett hensiktsmessig å utvikle løsninger som ser både fornuftige ut. Dette var imidlertid det minst viktige av alle hovedkravene, og ble stort sett ikke vektlagt i større grad.

2.6.2 SPESIFIKKE KRAV

Når man utvikler et større system som består av mange hovedelementer oppstår det krav underveis som må tilfredsstilles for de spesifikke delene. Det er valgt å oppføre disse under hvert delkapittel for hovedelementene i utviklingsdelen av oppgaven.



Figur 2.18 Oppkobling av elektroniske komponenter

3 KONSEPTUTVELGELSE

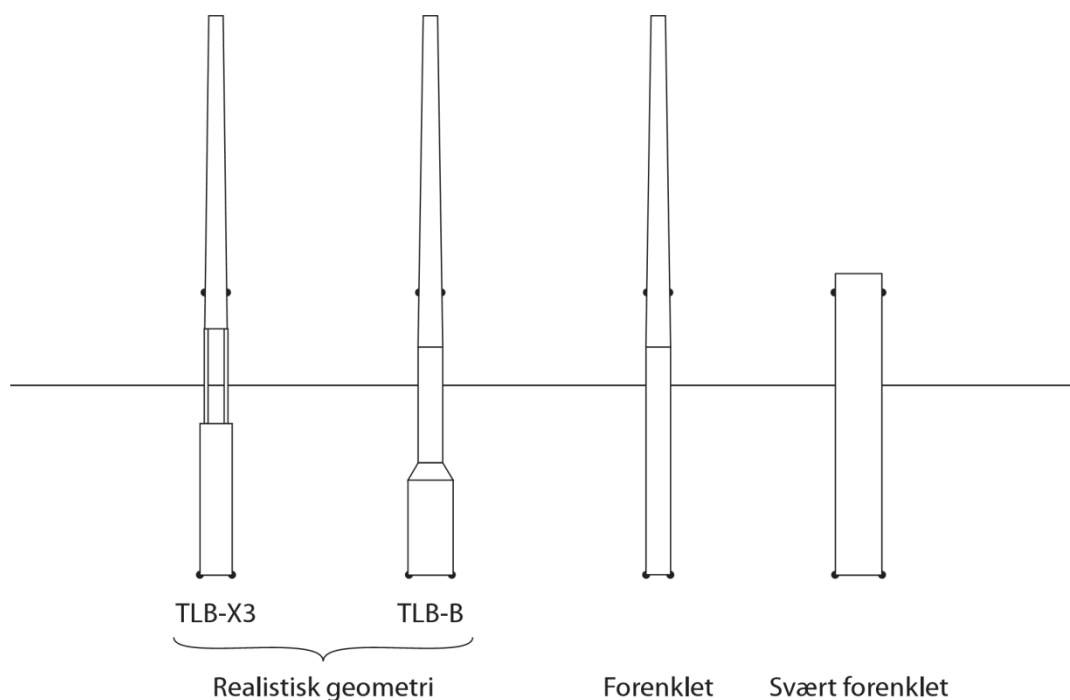
I første omgang er det svært viktig å vurdere hvordan testtriggen skal utformes i grove trekk. Dersom man gir seg i kast med detaljene først, kan man ende opp med mange separate deler som ikke er mulig å kombinere til et helhetlig system. Ved å først velge hoveddrammene for hva som bør inngå i testtriggen, får man oversikt over hvilke komponenter man har behov for. Dette gjør det enklere å planlegge utviklingsarbeidet og produksjonen. Hovedkapittelet tar for seg utarbeidelsen av grove konsepter for modellene og testtriggen. Videre gjøres det et endelig valg av et testbasseng, som følger av at testtriggen som skal brukes i denne, avhenger av bassengets spesifikasjoner.

3.1 MODELLER

I dette delkapittelet ble utformingen av flyteren og rørtårnet som én helhet vurdert. Rotor og nacelle ble evaluert separat som følge av at deres utforming bør baseres på utformingsvalget av den bærende konstruksjonen.

3.1.1 FLYTER OG TÅRN

Det finnes flere valg når det gjelder den grove utformingen av bærekonstruksjonen. Man kan gå for en mest mulig realistisk modell av en eller begge TLB-konseptene, eller man kan velge å forenkle konseptene geometrisk i større eller mindre grad. Enkle modeller vil typisk være billige å produsere, mens geometrisk korrekte modeller gir de beste resultatene.



Figur 3.1 Alternativer med ulik grad av forenkling

Alternativer for modeller

I figur 3.1 presenteres to realistiske modeller for TLB-X3 og TLB-B, samt en forenklet modell og en svært forenklet modell. I den forenklete modellen er den delen som befinner seg under vann, forenklet til en rett sylinder. Den svært forenklete modellen er kun en lukket sylinder, som strekker seg fra riktig dypgang til litt over de øverste lineinnfestningene og inkluderer ikke resten av tårnet og dermed heller ikke RNA.

Vurdering og valg av modeller

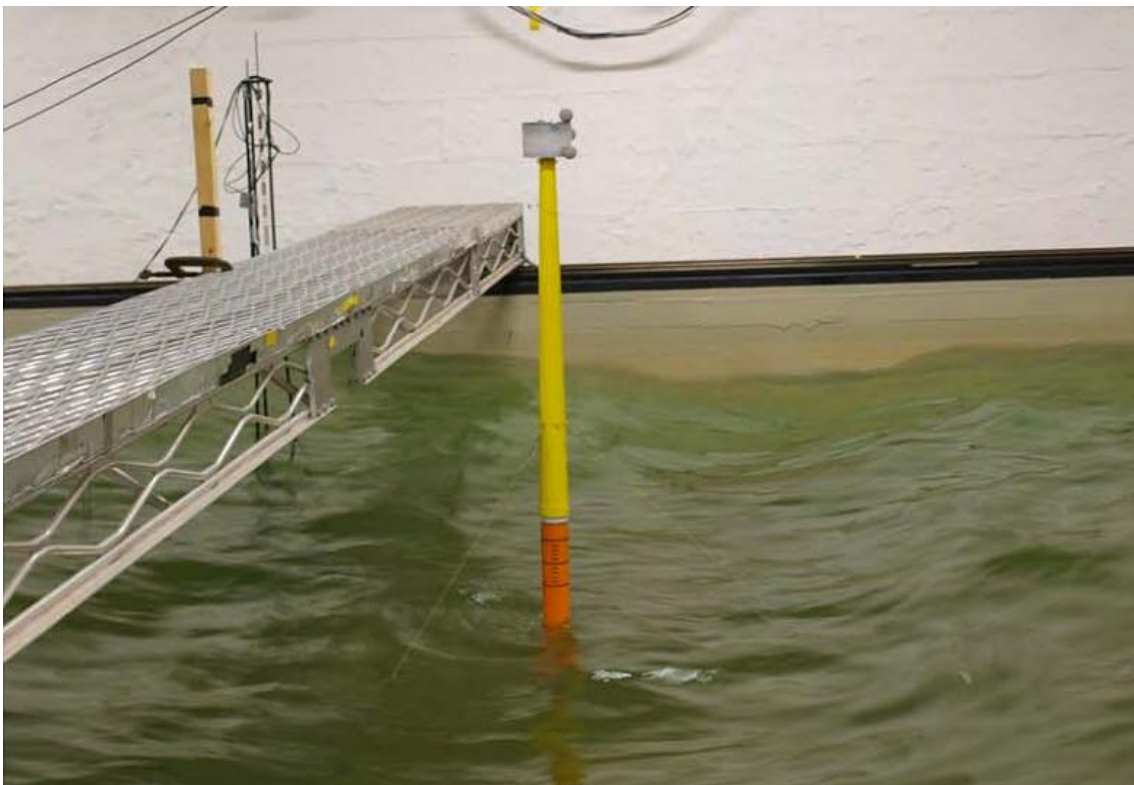
Fordelen med en realistisk modell er at den vil gi bedre måleresultatene i forhold til verifisering av TLB-konseptene. Det vil imidlertid bli dyrt og tidkrevende å produsere slike modeller, som følge av deres kompliserte geometri og antall komponenter. Stor kompleksitet gjør også at det blir vanskeligere å oppnå samme geometri i 3DFloat-simuleringene, og er dårligere i den forstand.

En forenklet modell er et kompromiss, hvor verifiseringen av TLB-konseptet blir dårligere, mens det blir enklere å verifisere 3DFloat. Modellen ligner på TLB-B, men representerer TLB-X3 dårlig. Positive aspekter ved denne utformingen er at den kompliserte bærekonstruksjonen er forenklet, noe som gir færre og enklere komponenter, og dermed reduserer bruk av både tid og penger.

Den svært forenklete modellen vil på sin side være svært billig og lite tidkrevende å lage. Modellen vil være veldig enkel å simulere i 3DFloat, men ligner svært lite på noen av TLB-konseptene og gir dårlig verifisering av konseptene.

I den forrige bølgetanktesten som ble utført i forbindelse med utviklingen av TLB, ble det benyttet modeller som var forenklete, spesielt i den delen av konstruksjonen som befinner seg under vann (Hansen & Møller 2010). Som et naturlig steg videre fra den forrige testen og for å gi best mulig verifisering av TLB-konseptene, ble det derfor valgt å lage modeller med realistisk geometri.

Det ble også besluttet å lage en svært forenklet modell som ville gjøre det enklere å sammenligne testresultatene med 3DFloat-simuleringer i etterkant. Den bruk av tid og penger som denne vil representere i det store bildet, vil være neglisjerbart i forhold til de positive aspektene ved å produsere den.

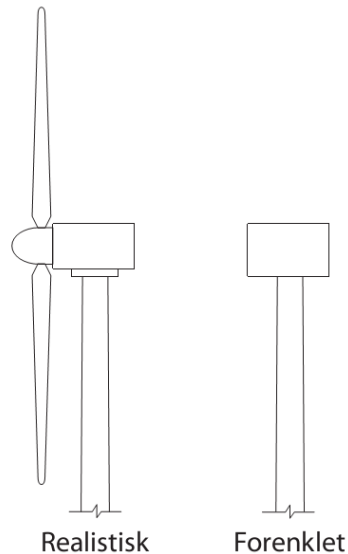


**Figur 3.2 Forenklet TLB-modell under bølgetankforsøket i 2010
(Hansen & Møller 2010)**

3.1.2 ROTOR OG NACELLE

Alternativer for rotor og nacelle

Det finnes i hovedsak to alternativer (figur 3.3) når det kommer til utformingen av RNA. Man kan lage en realistisk utformet RNA med eller uten drivverk, eller en forenklet RNA som fungerer kun som punktmasse.



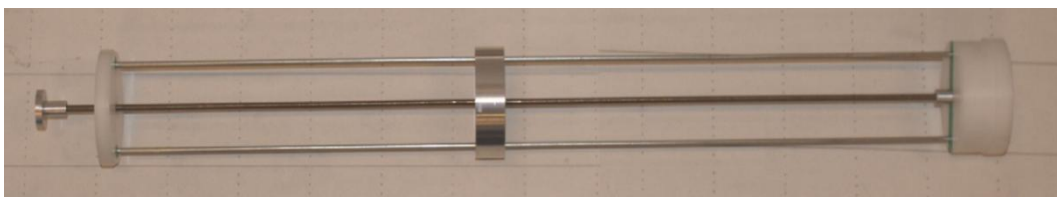
Figur 3.3 Realistisk og forenklet utforming av RNA

Vurdering og valg av rotor og nacelle

Rotoren og nacellen er en av de mest komplekse delene av vindturbinen, og bør kun produseres dersom det er helt nødvendig. I denne bølgetanktesten skulle ikke vindturbinmodellene utsettes for vindbelastninger, og det var derfor relativt lite å hente ved å produsere en realistisk RNA. Produksjonskostnadene vil være enormt større enn for en forenklet RNA, samtidig som det vil ta lang tid. I tillegg vil det være større fare for at det skjer feil underveis, mens det vil være mindre risiko ved å benytte en enkel komponent som kun skal ha riktig vekt og massesenter. Det vil imidlertid være fordelaktig å kunne bytte ut RNA ved senere anledninger, dersom man vil foreta en test med vindlaster. Det ble derfor valgt å lage nacellen forenklet.

3.1.3 JUSTERINGSMULIGHETER

I bølgetankforsøket i 2010 var modellene i tillegg utstyrt med justeringsmuligheter for massesenteret til modellene (figur 3.4). En slik utforming gjør modellene svært komplekse og gir et større avvik mellom fysisk modell i bølgetank og datasimulert modell. Av dette hensyn, samt for å spare tids- og penge-ressurser, ble det valgt å lage modellene uten slike justeringsmuligheter.



Figur 3.4 Justeringsmekanisme i modeller fra forrige bølgetanktest (Hansen & Møller 2010)

3.2 TESTRIGG

Den største utfordringen med testrigger var å utvikle et forankringssystem som fungerer godt. Prinsipielt sett består forankringssystemet kun av forankringslinene og ankerpunktene som disse festes i. Imidlertid, som en følge av at strekkraften i forankringslinene skal måles og man må oppnå riktig lengde, stivhet, samt forspenning, blir dette systemet mer komplisert. Forankringssystemet måtte fungere i både bølgetanken og testbassenget.

Ankerpunkt

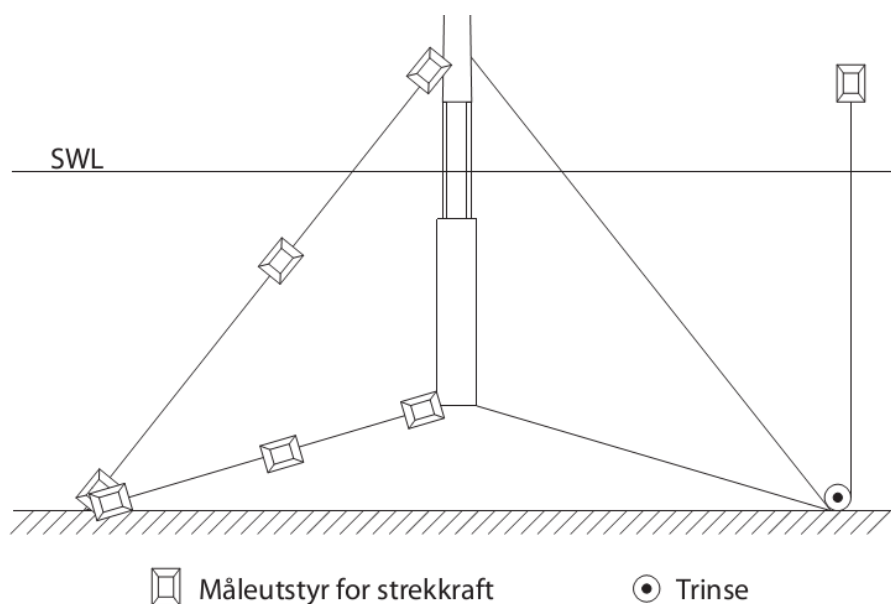
Ankerpunktene skal modellere ankrene som sitter fast i havbunnen i fullskala. Det er derfor viktig at ankerpunktene ikke beveger nevneverdig på seg under den vekslende belastningen fra forankringslinene, for å oppnå en god modellering.

Dybden i bølgetanken var cirka fem ganger så stor som den nedskalert riktige dybden, som det var ønskelig å oppnå. En løsning som kunne redusere eller eliminere dette problemet, måtte derfor tilstrebes.

Man har hovedsakelig fire muligheter for ankerpunktens dybde i bølgetanken:

1. Lage en konstruksjon som står på bunnen og går opp til riktig dybde.
2. Lage en konstruksjon som er festet til vognene og går ned fra overflaten til riktig dybde.
3. Benytte den store bunnrammen som er tilgjengelig ved testfasilitetet.
4. Plassere ankerpunktene på bunnen av bølgetanken.

I testbassenget ville dybden være mindre eller lik den nedskalerte, og ankerpunktet kunne derfor plasseres på bunnen.



Figur 3.5 Plassering av måleutstyr for strekkraft i forankringslinjer

Strekkraftmålinger og behov for trinser

Forankringssystemet i sin opprinnelige form, gir prinsipielt tre muligheter for å måle strekkraften i forankringslinene (figur 3.2); måle kraften ved ankerpunktet, et sted på forankringslinen eller ved innfestingen til modellen. Imidlertid er ingen av disse alternativene er gode løsninger. Dersom

måleutstyret festes ved ankerpunktet, vil utstyret befinne seg under vann, noe som gjør det vanskeligere å kalibrere utstyret. Ved innfesting på forankringslinene vil man få en punktmasse på forankringslinen som ikke skal være der, samtidig som måleutstyret kan bli satt i bevegelse av bølgene og gi svingninger. I det siste tilfellet hvor måleutstyret festes direkte i modellen, vil man få ekstra masser og volumer på modellen som vil gi en feil fysisk modell, med dårlige måleresultater. Sistnevnte kunne potensielt vært brukt dersom dette var en prototypetest, hvor måleutstyrets massebidrag ville vært neglisjerbart.

En mulighet er å plassere trinser i ankerpunktene som bøyer av forankringslinene slik at de fortsetter opp til overflaten. Her kan måleutstyret plasseres, uten å påvirke målingene og hvor det er lett å kalibrere dem, samt reparere eller skifte dem ut ved feil.

Stramming

Som en følge av at TLB-konseptet har forspente forankringslinjer, vil det være vanskelig å koble modellene til forankringssystemet uten noen form for strammemuligheter. Uten et slikt system må man ballastere modellene for å få dem dypt nok ned til at forankringslinene kan kobles på, uten å være i spenn. Deretter må man koble fra all ballasten. I tillegg ville en mangel på strammemuligheter gjøre det tidkrevende å oppnå riktig lengde på hver forankringsline, da deres lengde endrer seg når de forspennes.

Det er derfor viktig å få på plass et strammesystem som kan gjøre forankringslinene lange når modellen skal kobles på, og kan stramme inn forankringslinene for å oppnå riktig lengde og forspenning. Dette vil være naturlig å plassere over vann ved utstyret som måler strekkraft.

Stivhetsjusteringer

Det er vanskelig å oppdrive forankringslinjer som har en riktig stivhet, spesielt siden forankringslinenes stivhet endres når de er forspent. Dette kan medføre at man må bestille spesialproduserte forankringslinjer, noe som vil være dyrt. Samtidig er dette risikabelt, da slik spesialtilvirkning tar lang tid og det kan hende at endringer må gjøres underveis som gjør at de ikke fungerer lenger.

Stivheten til forankringslinene beskriver hvor stor endring i lengde fjærene får ved en gitt kraft. Å regulere selve stivheten til forankringslinene, vil være svært vanskelig, om ikke umulig, men det går an å koble forankringslinen til et element som har sin egen stivhet. Da vil stivheten til disse to totalt sett være gitt av følgende formel (Gieck & Gieck 2006):

$$\frac{1}{K_{total}} = \frac{1}{K_{ml}} + \frac{1}{K_s} \quad \text{Formel 39}$$

Hvor:

K_{total} = Stivheten til seriekoblingen av forankringslinen og fjærsystemet

K_{ml} = Stivheten til forankringslinen

K_s = Stivheten til stivhetselementet

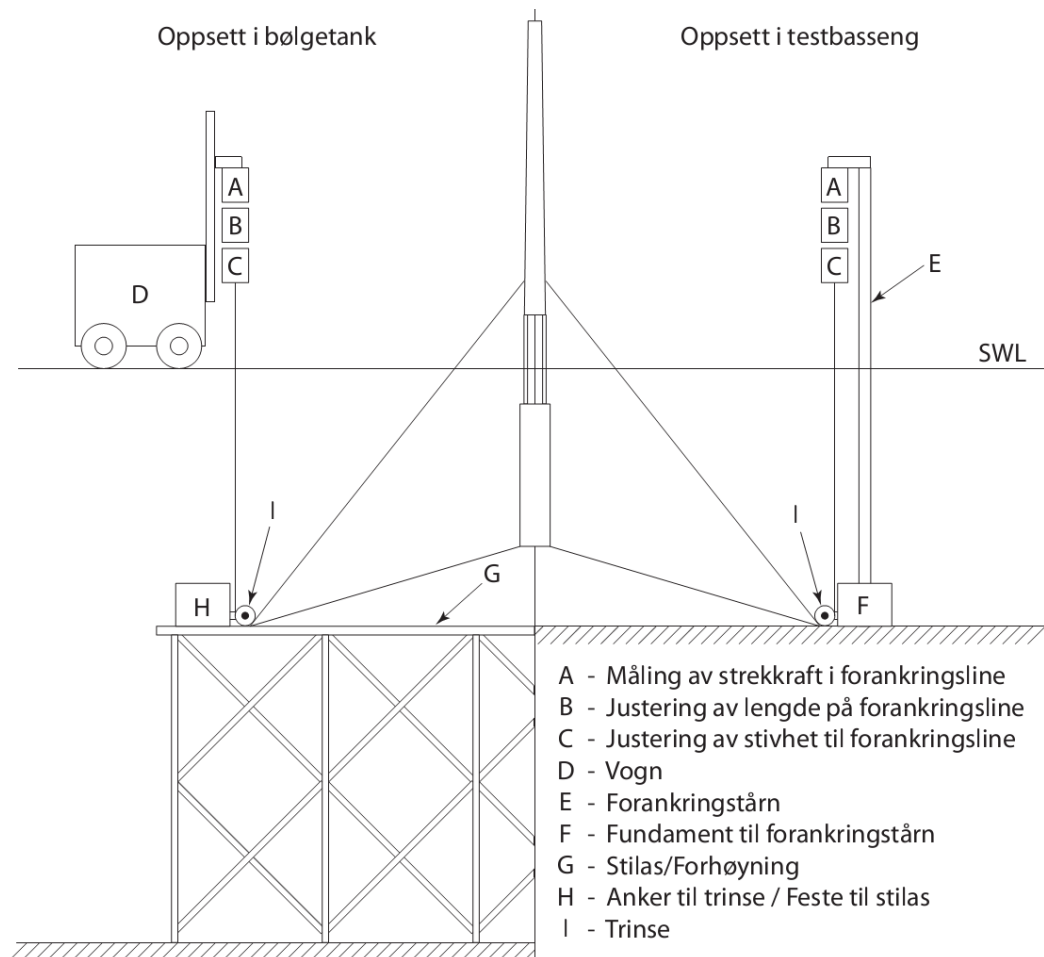
Dette gir en oppførsel som ligner en line med mindre stivhet. Dersom man utformer dette stivhetselementet slikt at man enkelt kan justere dens stivhet, vil man oppnå et system som kan gi riktig totalstivhet, og samtidig kan benytte standard forankringslinjer, som er billigere enn spesialproduserte linjer.

3.2.1 MULIGE KONSEPT FOR TESTRIGG

Det ble på bakgrunn av de ulike ankerpunktløsningene og de andre viktige elementene fra forrige avsnitt, utarbeidet fem potensielle konsepter for hvordan testrigger kan utformes. Konseptene består av to løsninger; en til bruk i bølgetanken og en til testbassenget. Hvert konsept er presentert med illustrasjoner som inneholder én vindturbinmodell, hvor bølgetankens testrigg er presentert på venstre side, mens testriggeren for testbassenget befinner seg på høyre side.

Konsept I - Heving av bunn til riktig høyde

I dette konseptet (figur 3.6) oppnåes en riktig dybde i bølgetanken ved at det bygges opp et stilas eller lignende, fra bunnen av bølgetanken. Trinsene festes enten direkte til stilaset, eller til et vektanker som hviler på en plate på toppen av stilaset. Strekkraftmåler, strammesystem og stivhetsregulerende system, heretter kalt LAS-system (Load-Adjustment-Stiffness-system), festes til vognene. I testbassenget er det satt opp et forankringstårn som stabiliseres ved å festes til et fundament i bunn. LAS-systemet festes i toppen av dette tårnet, som strekker seg tilstrekkelig over vannoverflaten. Trinsene festes i underkant av forankringstårnet, nær bassengets bunn.



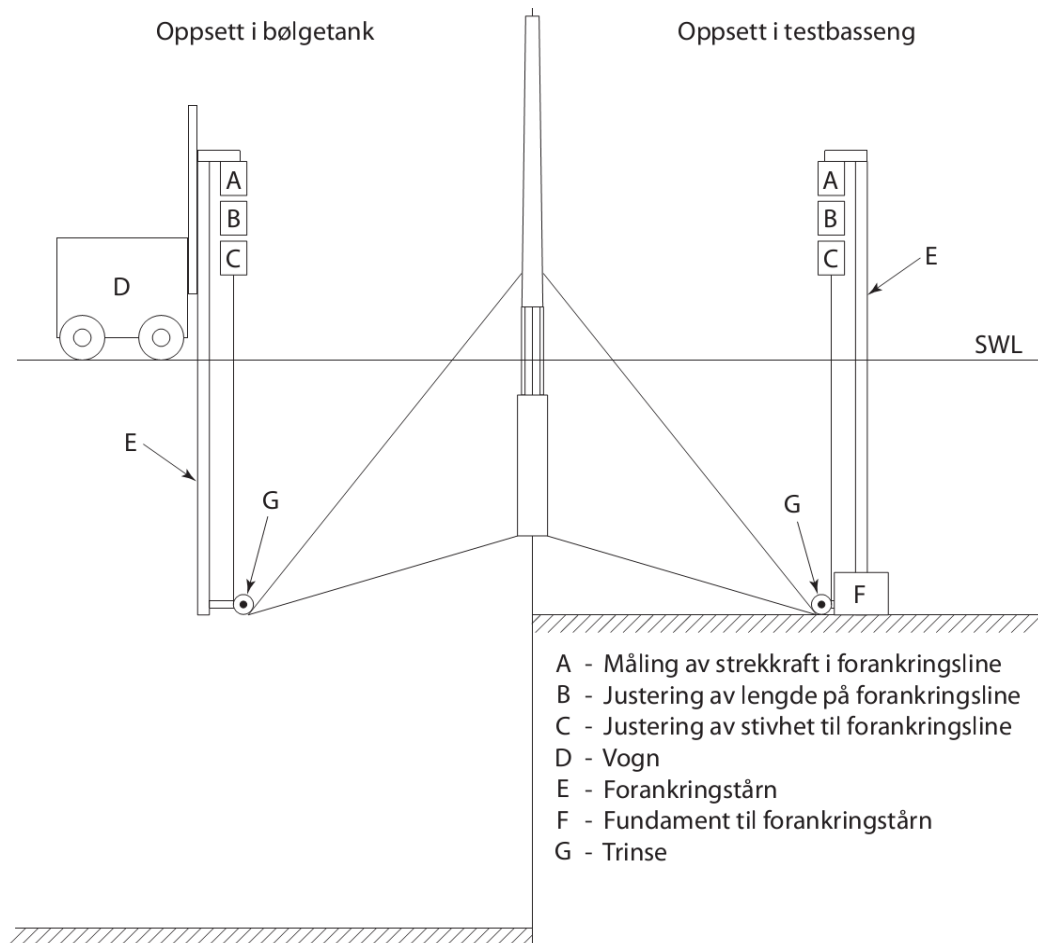
Figur 3.6 Forankringskonsept I

Fordeler med konseptet er at riktig dybde oppnåes i bølgetanken, og man kan potensielt få liten deformasjon ved trinsene. Man vil kunne konstruere stilaset slik at trinsene kan festes til ferdig oppmålte punkter, som gjør at man slipper å måle opp riktig posisjon under vann.

Ulempene ved konseptet er at konstruksjonen under vann blir stor og det vil føre til store produksjonskostnader. I tillegg er det ikke stor nok klaring mellom kranen og vognen til å montere alt på land for så å heise den ned, noe som fører til omfattende montering under vann som kan bli tidkrevende.

Konsept II - Forankringstårn som stikker ned

I bølgetanken benytter konseptet (figur 3.7) forankringstårn som festes i vognene og stikker ned i vannet til den korrekte dybde, hvor trinsene er festet. LAS-systemet monteres i toppen til toppen av forankrings-tårnet. For testbassenget benyttes de samme forankringstårnene, men her benyttes de på samme måte som for konsept I.

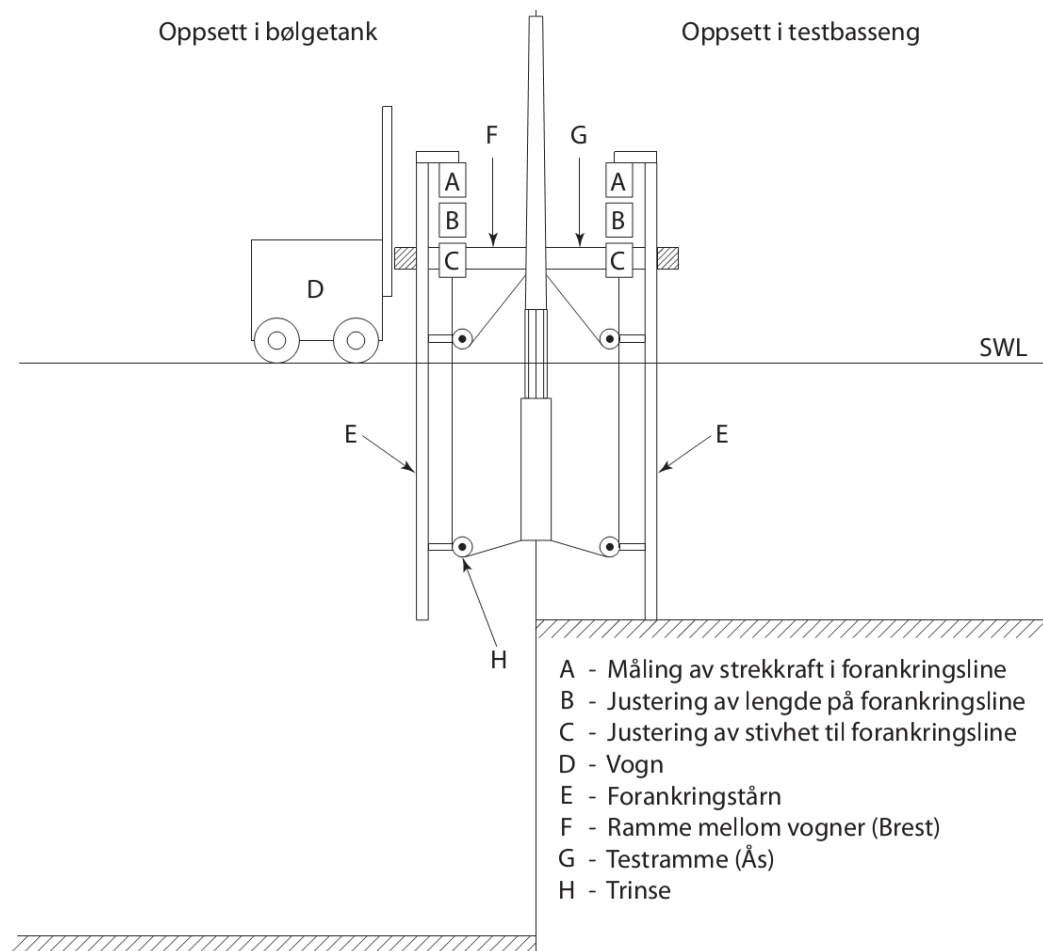


Figur 3.7 Forankringskonsept II

Løsningen har den fordel av at den benytter komponentene som allerede trengs i testbassenget for å plassere LAS-systemet over vannet. Man unngår dermed store kostnader og tidsbruk knyttet til utvikling og produksjon av stedsspesifikke komponenter. Den riktige dybde for trinsene nåes på en enkel måte, og det vil potensielt være enkelt å lage et system som kan justere trinsedybden langs tårnet. Det ser ut til, ved første øyekast, at monteringen av utstyret vil kunne gjennomføres raskt og enkelt. En ulempe med konseptet vil være at tårnet deformeres som følge av utkragerbelastningen som forekommer, og dermed gjøre at trinsenes posisjon endres ved vekslende belastning fra forankringslinene. Dette kan dog reduseres ved å innføre avstivende elementer som hindrer forankringstårnenes bunn i å bevege seg.

Konsept III - Stålramme mellom vogner

Dette konseptet (figur 3.8) benytter seg også av forankringstårn for å oppnå riktig dybde for trinsene. Her kobles forankringstårnene til den tilgjengelige stålrammen som kan spennes fast mellom vognene i bølgetanken. Som en følge av at rammen er liten i forhold til ankerradiusen, vil forankringstårnene befinne seg tett på modellen, noe som ville gitt en for bratt forankringsvinkel dersom trinsene var festet ved riktig dyp. Derfor plasseres trinsene heller i den høyden hvor forankringslinene vanligvis ville vært i den avstanden fra modellen. Man får dermed to ulike høyder hvor trinsene plasseres, en for bunnlinene og en for topplinene. LAS-systemet kan festes til toppen av forankringstårnene. Konseptet krever at man tilvirker en lignende ramme for bruk i testbassenget. Her vil forankrings-tårnene fungere som bein for rammen, i tillegg til å være tilkoblingspunkt for trinsene.



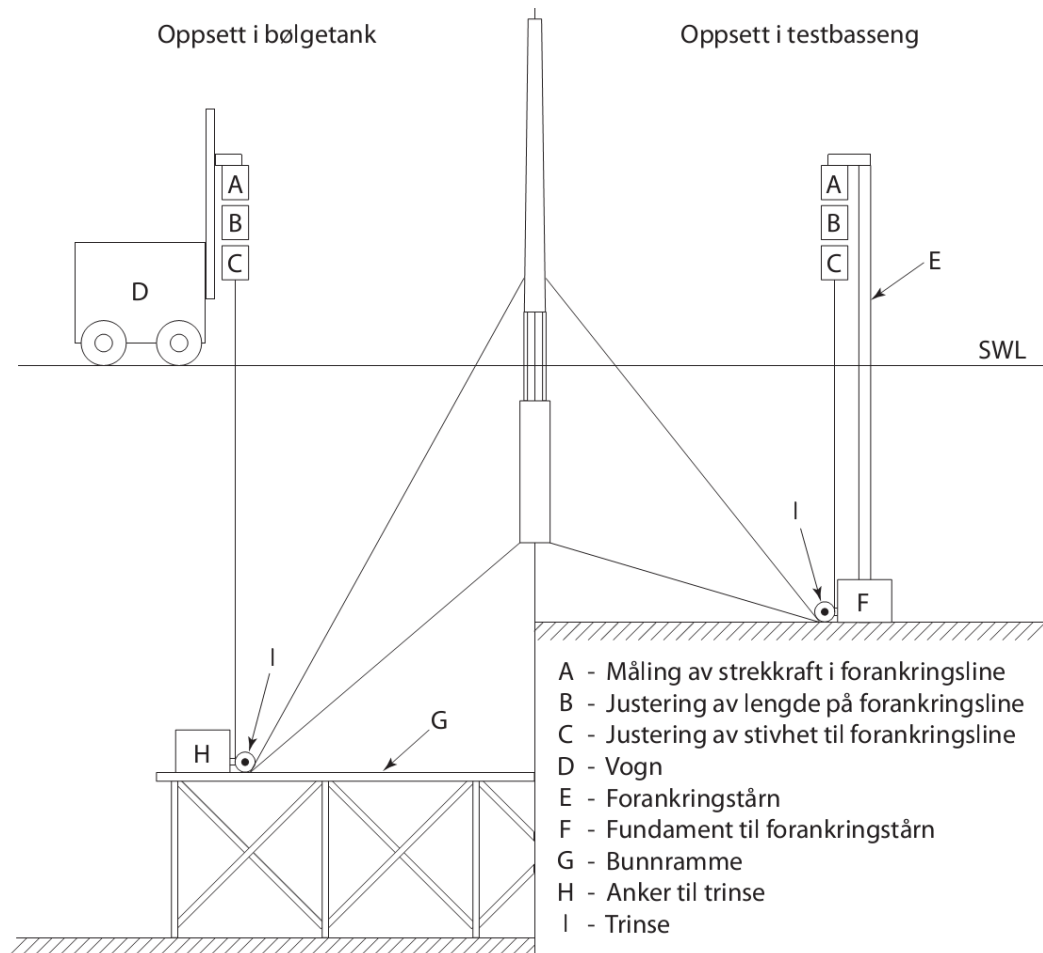
Figur 3.8 Konsept III

Konseptet har mange av de samme fordelene som konsept II, som følge av at stort sett alle komponentene benyttes i bølgetank og testbasseng, bortsett fra rammen som må tilvirkes. Man får god tilgjengelighet til modellen under forsøkene, og den vil mest sannsynlig være enkel å montere.

Konseptet gir imidlertid urealistiske ankerpunkt, samtidig som at de øvre trinsene vil befinne seg i bølgesonen. I tillegg vil det være risikofyllt og tungvint å montere og demontere utstyret i testbassenget, da rammen vil veie flere hundre kg og vil befinne seg flere meter over gulvet.

Konsept IV - Bunnramme

Konseptet (figur 3.9) benytter den eksisterende store rammen som er på bunnen av bølgetanken, for å oppnå en litt mindre ankerdybde (6 m). Trinsene festes til et tilstrekkelig tungt vektanker som plasseres på bunnrammen for å holde dem på plass. LAS-systemet kobles til vognene. Konseptet medfører at man må lage et eget forankringssystem for testbassenget, som kan utformes på samme måte som for konsept I.



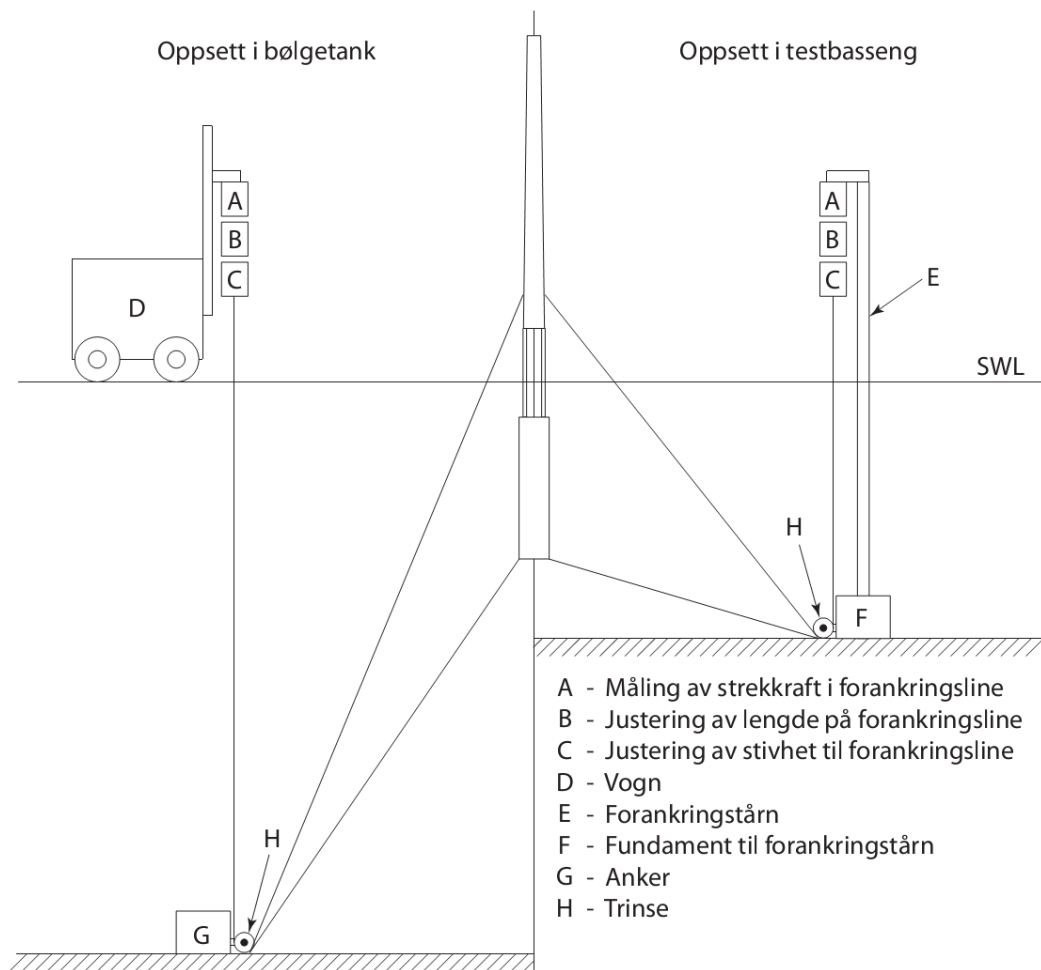
Figur 3.9 Forankringskonsept IV

Konseptets store fordel, er at det er svært få komponenter som trengs å transporteres til Frankrike, da de allerede har den store bunnrammen og vektanker. Man oppnår liten deformasjon ved trinsene og utstyret påvirker bølgene i svært liten grad.

Konseptet gir imidlertid en større dybde enn ønsket, noe som gjør at TLB-konseptets optimalisering ikke kan bli testet ordentlig. Man må eventuelt endre ankerradiusen for å oppnå en mer riktig vinkel på forankringslinene og stivhetskarakteristikk i forankringssystemet. Et annet problem er at forankringslinene blir svært lange. Skal man da oppnå tilstrekkelig stivhet i forankringslinene, kan det hende at diameteren må økes såpass at deres tyngde vil påvirke modellens oppførsel. Linene kan potensielt måtte så stive at de vil være problematiske å dra over trinsene. Det vil i tillegg være tidkrevende å få plassert ankrene på riktig plass.

Konsept V - Bunnforankring

Konseptet (figur 3.10) benytter seg kun av vektanker på bunnen av bølgetanken for å oppnå festepunkt for trinsene, bortsett fra dette er konseptet identisk med konsept IV.



Figur 3.10 Konsept V

Som for konsept IV (figur 3.9), er det svært lite som trengs å transporteres til Frankrike, samtidig som det blir liten defomasjon ved trinsene og bølgene ikke påvirkes av forankringssystemet. Imidlertid vil forankringssystemet være enklere å montere enn konsept IV, da man slipper å posisjonere bunnrammen. Konseptet gjør det derimot mye dårligere enn konsept IV, som en følge av at nesten samtlige av de negative egenskapene til konsept IV forsterkes på grunn av den større dybden.

3.2.2 VURDERING OG VALG AV KONSEPT

Konseptene ble vurdert mot hverandre med hensyn på modellkvalitet og realiserbarhet. Det ble valgt å kun benytte en grovseleksjon for å velge det alternativet som var mest lovende. Dette som følge av at det var ikke tid nok til å videreutvikle flere konsepter parallelt, noe som vanligvis gjøres for å oppnå en optimal løsning.

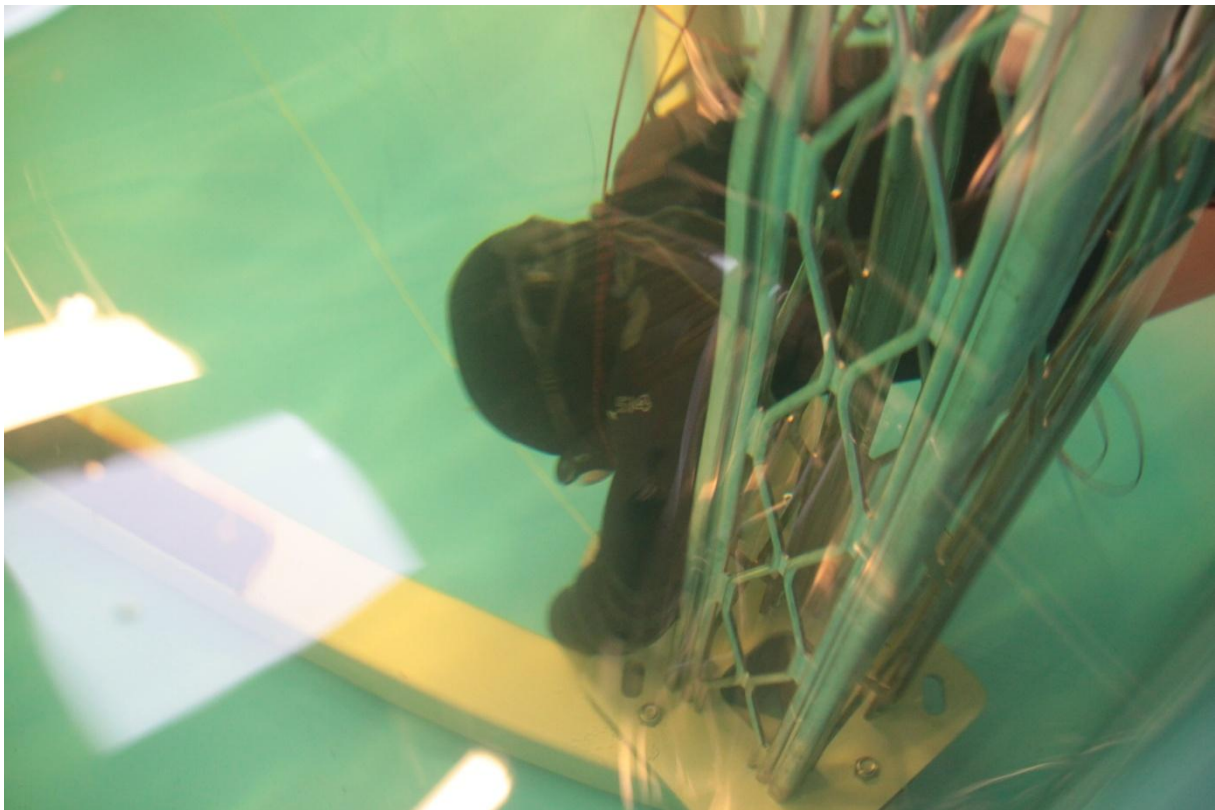
Vurdering - Grovseleksjon

Konsept I ville gitt gode måleresultater, men her vil monteringen og demonteringen av testtriggen ta så lang tid at det vil være relativt liten tid igjen til selve testen. I tillegg ville denne løsningen medført store produksjonskostnader. Konsept II vil kunne gi tilstrekkelige måleresultater, i tillegg til at den

ikke medfører sikkerhetsrisiko eller overdrevent mye tids- og pengebruk. Konsept III gir noe dårligere måleresultater som følge av de urealistiske forankringspunktene. Samtidig vil den representere en sikkerhetsrisiko ved oppmontering i testbassenget. Konsept IV og V gir potensielt dårlige måleresultater som følge av den svært bratte forankringsvinkelen. Det kan være utfordrende å finne liner som er stive nok for disse konseptene og samtidig kan bøyes om trinsene.

Valg

Det ble valgt å benytte konsept II. Konseptet ble vurdert til å være den løsningen som var mest realiserbart. I tillegg kunne konseptet potensielt gi korrekte forankringsdybde og radius, uten å koste for mye å produsere.



Figur 3.11 Montering av utstyr i testbasseng

3.3 TESTBASSENG

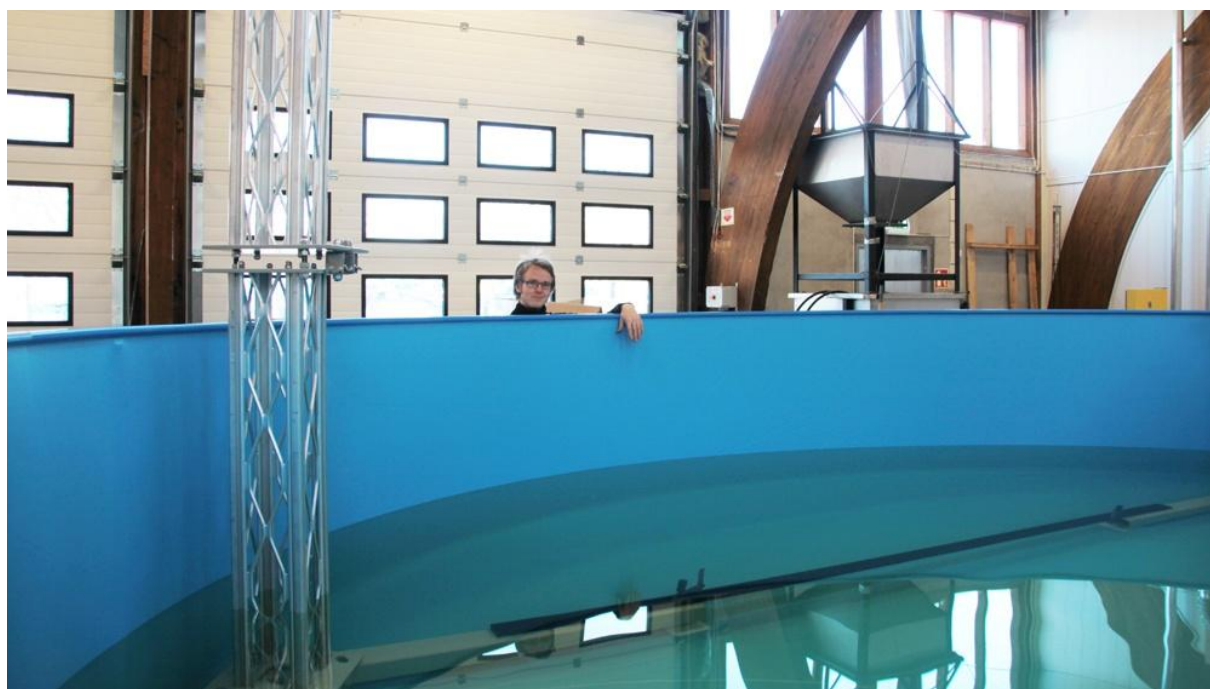
For å kunne teste at utstyret fungerte før det ble sent til Frankrike, var det nødvendig å skaffe et basseng som testtriggen kunne monteres i. Et tilstrekkelig stort lokale for å romme dette bassenget måtte også skaffes.

UMB stilte en verkstedshall til disposisjon for dette formålet, hvor det også var tilgang på en del produksjonsutstyr. Hallen hadde stor nok plass til å romme hele testtriggen og hadde en gulvhelning ut mot garasjeportene på 1 cm per m som kunne lede bort vannsøl.

For å oppnå en riktig forankringskonfigurasjon, måtte bassenget hatt en dybde på nærmere to meter. En slik dybde ville gitt en svært høy bassengkant, noe som kunne skapt vanskeligheter når potensielt tungt utstyr måtte løftes inn i bassenget etter bassenget var montert. Vanddybden ville også blitt for stor til å kunne ha fotfeste når utstyr måtte monteres av personell oppe i bassenget. Risikoen for store skader vil også være tilstede med så enorme mengder vann innendørs, dersom det skulle skje en ulykke. Det ble derfor, som et kompromiss, valgt å gå for et basseng med litt større dybde enn dypgangen til modellene.

Det ble undersøkt en rekke forskjellige bassenger og tanker, hvorav de fleste som var mulige å skaffe, hadde en for liten dybde. Tyske Future Pool hadde derimot et basseng, kalt Round Pool Fun, med en dybde og diameter på henholdsvis $1,5\text{ m}$ og 6 m , som var solid og enkelt å montere. Bassenget var spesielt godt egnet til formålet da det kun krevde et jevnt underlag og ikke større helning enn 6 cm fra ende til ende.

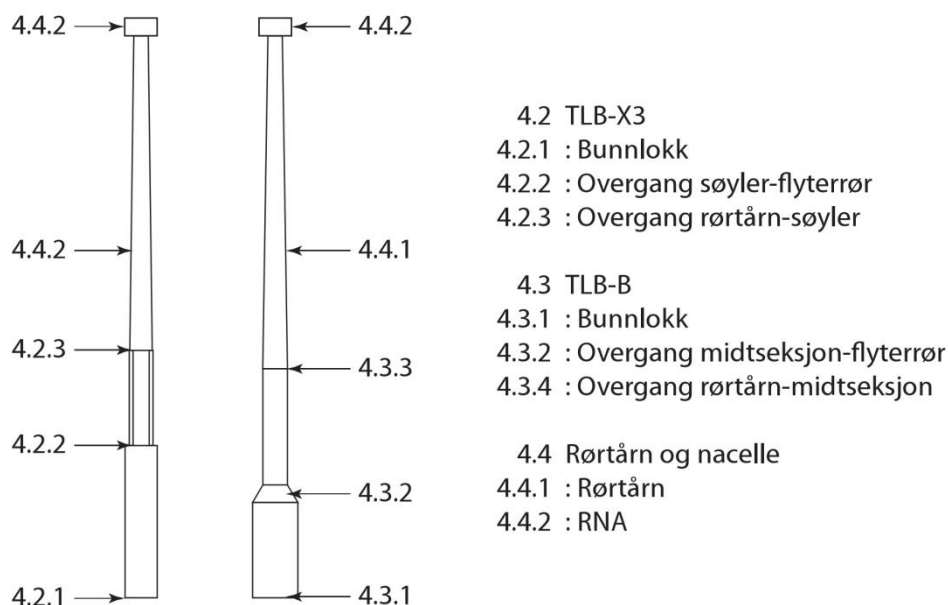
Bassenget består av en stålsylinder med en diameter på 6 m og veggtykkelse på $0,7\text{ mm}$, med avstivende plastikkprofiler i topp og bunn og en bassengduk med en tykkelse på $0,6\text{ mm}$.



Figur 3.12 Testbasseng under påfylling

4 MODELLER - KONSEPTUTVIKLING OG REALISERING

I dette hovedkapittelet blir først de spesifikke kravene for modellene utformet. Alternativer for samtlige komponenter i modellene blir utarbeidet og vurdert mot kravene for å oppnå gode løsninger. Som vist i figur 4.1 er det valgt å først betrakte utformingen av de bærende konstruksjonene til TLB-X3 og TLB-B. Deretter presenteres rørtårn og nacelle. Komponentene som består av enkle sylindere vurderes ikke, som følge av at deres utforming er gitt av nedskaleringen. TLB-S vurderes som en helhet i etterkant av de realistiske modellene. Videre blir det undersøkt hvilket materiale som er å foretrekke for modellene. Deretter beskrives produksjonen og de endelige resultatene. Utforming av innfestingene til forankringslinene er beskrevet i kapittelet om forankringslinjer, .



Figur 4.1 Oversikt de ikke-sylindriske komponentene og referanser til delkapitler

4.1 SPESIFIKKE KRAV TIL MODELLER

Spesifikke krav til modeller

Modellene bør ha en ytre geometri, masse og massesenter som stemmer mest mulig med de nedskalerte verdiene. Overensstemmende geometri er viktigst i de områdene som befinner seg i den bølgepåvirkede sonen. Utover de ytre målene til modellene, bør geometrien være enklest mulig. Dette for å gjøre modellene enkle å simulere riktig i 3DFloat. Det bør også forsøkes å oppnå en så lik som mulig bøyestivhet i forhold til den nedskalerte, siden modellene i fullskala er såpass høye og slanke. Er bøyestivheten lav vil tårnet bøyes frem og tilbake ved påvirkning av bølgelaster, noe som vil gi en urealistisk oppførsel. Dette er mest kritisk i forhold til verifiseringen av TLB-konseptet.

Modellen må også være vanntett, da ansamlinger av vann i modellene vil "øke" modellenes masse. I tillegg vil dette vannet settes i bevegelse inne i modellene under bølgepåvirkningene, noe som ytterligere vil forringe modellkvaliteten. Å utforme modellene slik at det er mulig å tømme dem ved en eventuell lekkasje, vil være en fordel.

Modellene må ha tilstrekkelig kapasitet, slik at de ikke går i stykker under bølgetanktesten. Det vil imidlertid være en fordel om lett erstattelige deler av modellene er svakere enn dyre uerstattelige komponenter. Dette vil gjøre det mulig å reparere delene, dersom et uhell skulle skje. Videre er det viktig å velge materialer som tåler det kjemiske miljøet i bølgetanken og testbassenget.

For å redusere produksjonskostnadene vil det være en fordel å benytte standardkomponenter der dette er mulig. Standardkomponenter vil også være enklere å erstatte, da leveringstiden er kortere enn for spesialtilvirkede komponenter. Komponentene bør utformes slik at deres geometriske nøyaktighet ikke trenger å være stor for at de skal kunne sammenstilles.

TLB-B og TLB-X3 vil være nærmere 3,5 meter høye, og det må derfor være mulig å dele dem i mindre deler som følge av transporthensyn. Denne forbindelsen bør være utformet slik at det er enkelt å sette dem sammen igjen.

Laster og mål

Arbeidet med å tilpasse modellene de nedskalerte målene, samt dimensjonere modellene ble utført av tilleggsveileder Anders Myhr, og inngår ikke som en del av denne oppgaven.



Figur 4.2 Tilvirking av modeller

4.2 TLB-X3 UTFORMING AV KOMPONENTER

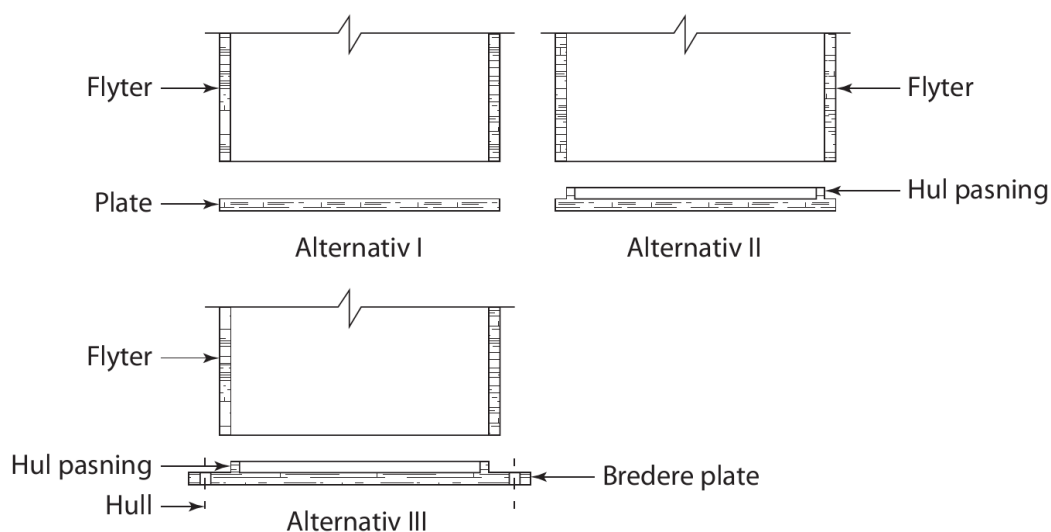
4.2.1 BUNNLOKK

Alternativer for bunnlokk

Alternativ I (figur 4.3) er en enkel sirkulær plate som festes til flyterrøret. Bunnlokket kan festes til flyteren ved enten å sveises eller å limes. Dette gir et bunnlokk med minimal masse som er enkelt og billig å tilvirke. Imidlertid kan denne være vanskelig å få helt vanntett dersom man benytter liming som forbindelsesmetode. Videre krever løsningen at flyterrøret er presist utformet for å få en tett sammenføyning. Kontaktflaten mellom bunnlokket og flyteren blir liten med relativt svak kapasitet som resultat.

Alternativ II (figur 4.3) er også en sirkulær plate, men denne har i tillegg en hul pasning som skyves inn i røret. Kontaktflaten mellom bunnlokket og flyterrøret blir større, og det blir lettere å få en vanntett forbindelse da vanntrykket vil presse lokket inntil flyteren. Selve limeprosessen kan potensielt bli enklere, da pasningen ser til at bunnlokket plasseres riktig på røret. Tilvirkningskostnaden og massen til bunnlokket blir imidlertid større, da det må dreies.

Alternativ III (figur 4.3) er utformet som sistnevnte, men her er de nedre innfestningene til forankringslinene integrert i bunnlokket. Dette gjøres ved at diameteren på platedelen av bunnlokket økes, og det bores hull i den delen av platen som stikker utenfor røret. Denne løsningen har de samme fordelene som alternativ II, men har også fordelen av at lineinnfestningene plasseres i riktig vertikalposisjon, uten noen ekstra komponenter. Løsningen er imidlertid dyrere å produsere og den vil være relativt tung. Linekreftene som taes opp i sidekant av bunnlokket potensielt medføre at lokket bøyer seg og svekker limfugen. Dersom modellen tipper mot siden, vil det også potensielt oppstå store strekkrefter i limfugen. Risikoen for at limfugen kan ryke betraktes som middels, men følgene er fatale. Resultatet av tapt stabilitet vil medføre en voldsom kollaps som kan skade samtlige av de resterende komponentene i modellen.



Figur 4.3 Alternativer for bunnlokk

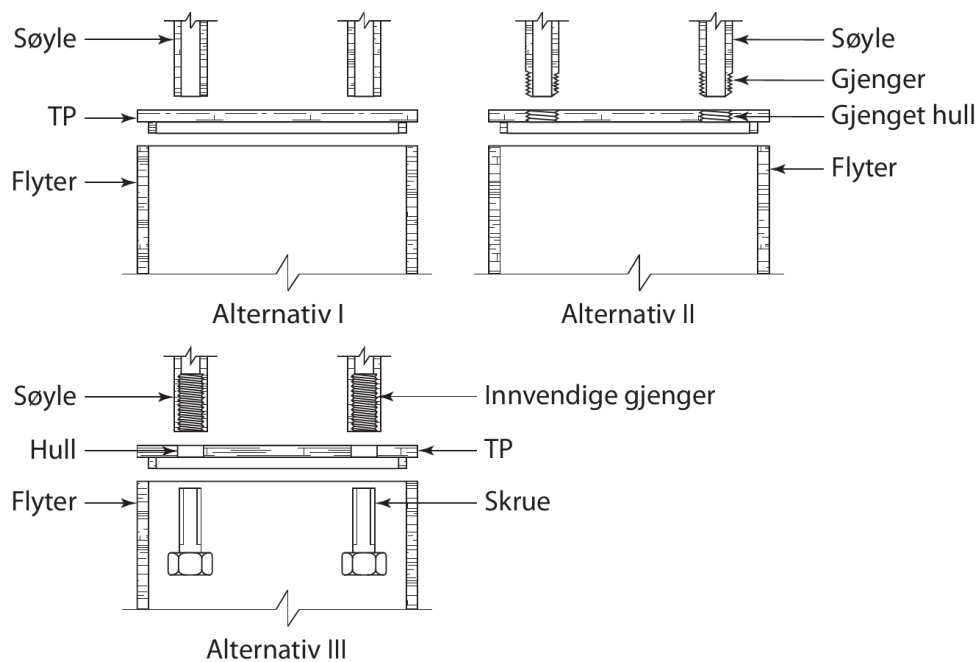
Vurdering og valg av bunnlokk

Alternativ II ansees som det tryggeste valget. Denne gir minst fare for at en limfuge ryker, og har et godt potensial for å gi en vanntett forbindelse. Alternativet vil gi en dyrere løsning i forhold til den enkle platen, men det er viktigere at løsningen er pålitelig under bølgetankforsøket. Derfor velges alternativ II som løsning for bunnlokket.

4.2.2 OVERGANG SØYLER-FLYTER

Alternativer for overgang mellom søyler og flyter

Alternativ I (figur 4.4) består av et lokk identisk utformet som bunnlokket. Søylene festes direkte til lokket ved sveising eller liming. En slik utforming gir en overgang med relativt liten masse. Dersom søylene limes til overgang, vil man få liten kapasitet, som følge av kontaktflaten mellom søylene og lokket er liten. Videre vil også limfugene bli utsatt store momenter ved vridebelastninger om modellens lengdeakse. Dette vil gi en belastning som lim har dårlig kapasitet mot, kjent som kløyving (Huntsman 2007). Derfor er sveising det alternativet som er tryggest å bruke for dette alternativet. Sveising kan imidlertid føre til at komponentene slår seg og geometrien blir feil.



4.4 Alternativer for overgang mellom søyler og flyter

Alternativ II (figur 4.4) er utformet på samme vis som førstnevnte. Her er det imidlertid boret tre hull i lokket som er innvendig gjenget. Søylene festes til lokket ved at den nederste delen av dem gjenges, slik at de kan skrues inn i lokket. En stor fordel med løsningen er at vann som er lekket inn i flyteren kan tømmes gjennom søylene. Den har ved første øyekast også mindre masse enn forgjengeren, som følge av hullene i lokket og fravær av sveisestrenger. Imidlertid vil den gjengede forbindelsen kreve et tykkere lokk, noe som vil øke massen. Videre kan det være vanskelig å oppnå en presis orientering av søylene i forhold til flyterens lengdeakse. Dette avhenger av høy presisjon i de gjengede partiene, som av erfaring er vanskelig å oppnå for komponenter (lokket) som ikke kan gjenges i dreiebenk.

I Alternativ III (figur 4.4) festes søylene til lokket ved å skru dem fast med skruer fra undersiden. Dette gjøres ved at innsiden av søylene gjenges. Løsningen gir en relativt sterk forbindelse og det er enkelt å oppnå presist orienterte gjenger i søylene ved hjelp av dreiebenk. Løsningen får imidlertid større masse som følge av skruene. Man kan redusere denne massen ved å bore hull gjennom skruene, og samtidig oppnå mulighet for tømning, som for alternativ II. Skruene må limes fast til overgangen for å se til at skruene ikke løsner etter sammenstilling. Skulle de løsne etter flyteren er sammenstilt, må flyteren tas fra hverandre igjen.

Vurdering og valg av overgang mellom søyler og flyter

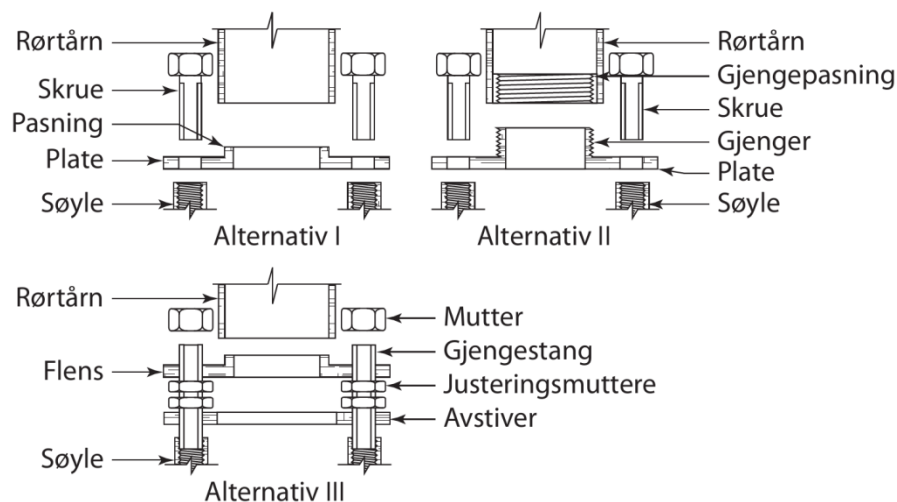
Den geometriske presisjonen i forbindelsen er viktig. Et lite avvik i søylenes vertikale orientering vil gi relativt store utslag der hvor de skal festes til den øvre overgangen. Dette vil i verste fall medføre at det ikke er mulig å koble sammen den øvre forbindelsen. Det ble derfor valgt å benytte alternativ III. Alternativ I med sveising ble satt til å være en reserveløsning, da denne kan benytte de samme komponentene som alternativ III.

4.2.3 OVERGANG MELLOM RØRTÅRN SØYLER

Dette området er det som ligger nærmest modellenes halve lengde og befinner seg over vann. Det vil derfor være det mest aktuelle stedet å innføre et ikke-permanent sammenføyningspunkt i forhold til transporthensynet.

Alternativer for overgang mellom rørtårn og søyler

Alternativ I (figur 4.5) fester rørtårnet til søylene ved hjelp av en flensforbindelse. Rørtårnet festes permanent til denne flenseplaten. Søylene er innvendig gjenget og festes til flenseplaten med skruer. I senter av flenseplaten er materiale fjernet, for å redusere massen. Løsningen gir en relativt liten masse, men byr imidlertid på risiko i forhold til transport. Når tårnet fjernes fra søylene, mister de sin avstivning i toppen. Dette medfører at belastninger på søylene under håndtering og transport vil gi momentbelastninger i deres nedre innfesting. Resultatet kan bli at limfugene eller tettningsmiddel i den nedre innfestingen blir skadet. Det må derfor tilvirkes en egen komponent som festes til søylenes overside under transport, dersom dette alternativet skal benyttes. Videre vil av og påskruing kunne svekke de nedre limfugene.



Figur 4.5 Alternativer for overgang mellom rørtårn og søyler

Alternativ II (figur 4.5) består hovedsakelig av en plate med en utstikkende gjenget del og en gjengepasning som kan skrues inn på hverandre. Gjengepasningen er et kort rør med innvendige gjenger som plasseres inne i rørtårnet. Overgangens plate festes til søylene som for alternativ I. Løsningen gjør det enkelt å dele modellen for transport. Platen er her permanent festet til søylene og reduserer risikoen for skade i deres nedre innfestingspunkt. Løsningen medfører en tyngre overgang enn alternativ I, og vil i tillegg være dyrere å produsere som følge av de to gjengede delene.

I alternativ III (figur 4.5) festes søylene til en avstivende plate med gjengestenger og muttere, mens rørtårnet festes til en flenseplate som i alternativ I. Flenseplatens skruehull føres ned på gjengestengene og festes med en mutter i overkant. Under denne platen er det satt inn muttere som platen hviler på. Disse er innført for å kunne justere vinkelen på tårnet i forhold til søylene og flyteren. Løsningen vil dermed potensielt gi en mer rett modell. Den vil også være rimeligere enn alternativ II, samtidig som den stiver av søylene under håndtering og transport. Løsningen er derimot tyngre enn både alternativ I og II. I tillegg gir den en kompleks geometri som potensielt er ugunstig i forhold til verifiseringen av 3DFloat.

Vurdering og valg av overgang mellom rørtårn og søyler

Risikoen for skader på den nedre innfestingen til søylene ble vurdert til å være for stor til å benytte det første alternativet. Selv om dette har den potensielt minste massen, vil en skade her under bølgetanktesten medføre store tidstap som er uakseptabelt.

Begge de siste to alternativene adresserer nevnte risiko på en god måte. Man vil imidlertid med alternativ II oppnå en mindre masse og en relativt enkel geometri i forhold til alternativ III. Dermed er justeringsmuligheten av tårnets vinkel det eneste fortrinnet sistnevnte har. For alternativ II kan dette imidlertid løses ved at skruene erstattes med gjengestang og mutter, i tillegg til å innføre justeringsmuttere mellom søylene og flenseplaten. Som følge av dette ble det valgt å benytte alternativ II.

4.3 TLB-B UTFORMING AV KOMPONENTER

4.3.1 BUNNLOKK

For bunnlokket til TLB-B er hensiktsmessig å benytte samme type utforming som for bunnlokket til TLB-X3, da de samme argumentene vil gjelde for denne. Det velges derfor å benytte et lokk med pasning.

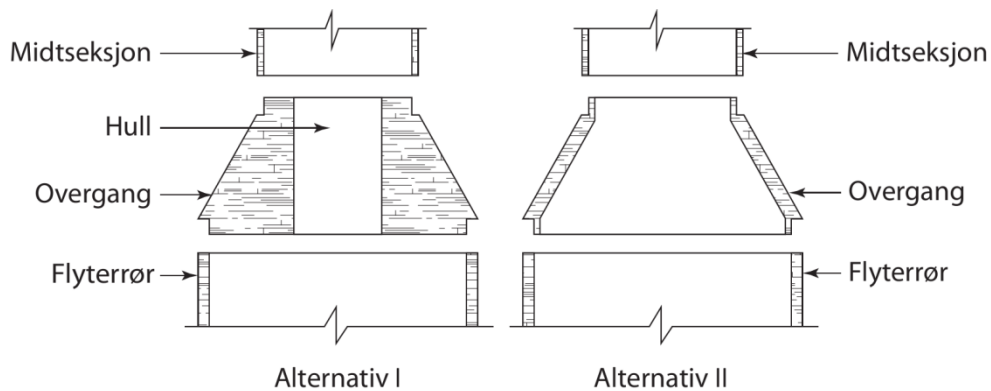
4.3.2 OVERGANG MELLOM MIDTSEKSJON OG FLYTER

Alternativer for overgang mellom midtseksjon og flyter

Alternativ I (figur 4.6) er utformet med korrekt ytre geometri, men er forenklet ved at den innvendige diameteren er konstant. Av samme grunn som tidligere, er den utformet med pasninger til midtseksjonen og flyterrøret. Komponenten vil være relativt billig å produsere som følge av den enkle innvendige geometrien. I tillegg kan plastmateriale benyttes, som følge av de grove dimensjonene. Den vil imidlertid bli relativt tung, samtidig som massesenteret til komponenten vil forflyttes nedover.

Alternativ II (figur 4.6) er mer korrekt utformet, da den har tynnere vegger enn det første alternativet. Dette vil gi mindre masse og vil plassere tyngdepunktet i en mer korrekt posisjon.

Alternativet vil imidlertid bli dyrt å produsere. Den mest naturlige produksjonsteknikken vil her være dreining. Da vil man med utgangspunkt i en massiv bolt måtte dreie ut alt det innvendige materialet. Dette vil ta lang tid og vil medføre store materialkostnader. Begge løsningene gjør det enkelt å tømme ut vann, dersom det skulle oppstå lekkasjer.



Figur 4.6 Alternativer for overgang mellom midtseksjon og flyter

Vurdering og valg av overgang mellom midtseksjon og flyter

For å få et bedre innblikk i hvor tung alternativ I ville blitt, ble det gjort et grovt overslag. Dette ble utført ved å benytte en volumberegning i Solidworks. Med geometrien gitt i figur 4.7, gav dette et volum på 3690 kubikkcentimeter. For polypropylen som har liten massetetthet, vil komponenten få en masse lik:

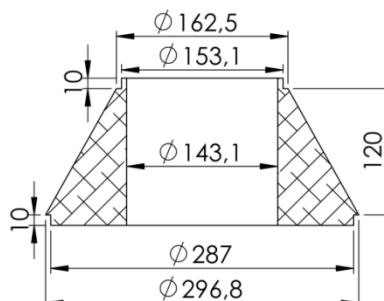
$$m = \rho_{PP} \cdot V \quad \text{Formel 40}$$

$$m = 3,34 \text{ kg} \quad \text{Formel 41}$$

Hvor:

- m = massen til overgangen
- ρ_{PP} = massetettheten til polypropylen
- V = volumet til komponenten

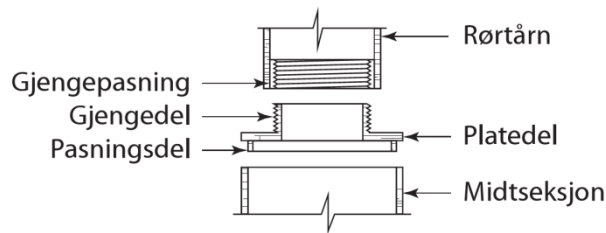
Dens masse blir dermed mye større enn den nedskalerte (0,646 kg), noe som vil gjøre modellkvaliteten dårligere. Det velges derfor å benytte alternativ II, selv om denne potensielt kan bli kostbar å tilvirke.



Figur 4.7 Forenklet geometri i solidworks til alternativ I for beregning av volum

4.3.3 TLB-B OVERGANG RØRTÅRN-MIDTSEKSJON

Det ble valgt å benytte samme lignende forbindelse mellom overgangen og rørtårnet (figur 4.8) som for TLB-X3. Videre ble det valgt å benytte pasningsforbindelse til midtseksjonen, av samme hensyn som tidligere. Løsningen gjør at det er mulig å tømme ut vann, dersom det skulle lekke inn i modellen. Den krever imidlertid møysommelig arbeid under sammenstillingsprosessen for å sikre at overgangen gir en modell med rett langsgående akse. Overgangen vil bli kostbar, som følge av tidkrevende dreiearbeid, men massen holdes på et akseptabelt nivå samtidig som den strukturelle integriteten er god.



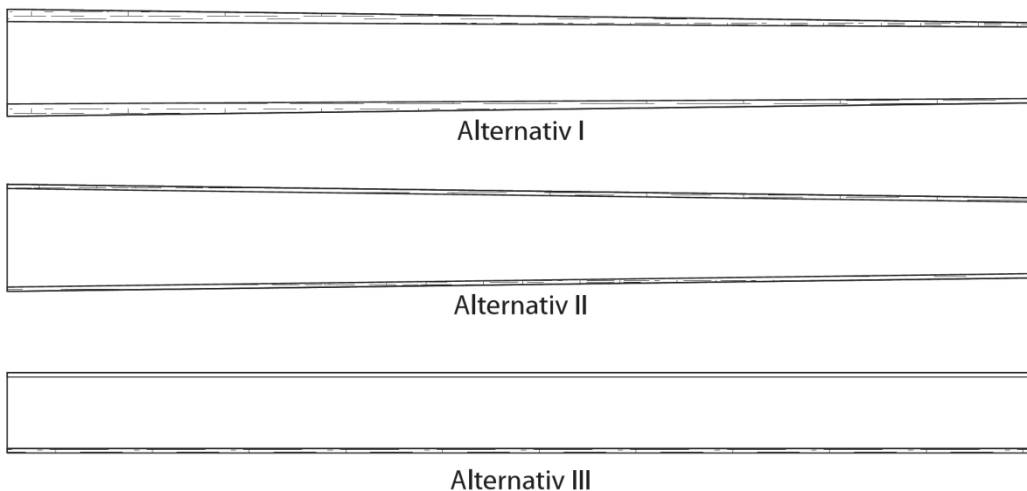
Figur 4.8 Overgang mellom rørtårn og midtseksjon

4.4 RØRTÅRN OG NACELLE

Som nevnt i rammebetingelsene, er rørtårnets utforming identiske for vindturbinene, bortsett fra at rørtårnet til TLB-X3 er avkortet i bunnen. Det velges derfor å betrakte disse under ett.

Alternativer for rørtårn

Alternativ I (figur 4.9) er i form av et rør som er utformet eksakt etter nedskaleringen, med varierende diameter og veggtykkelse. Løsningen vil gi et relativt eksakt tyngdepunkt, masse og stivhet for rørtårnet. Det vil derimot bli vanskelig, dyrt og tidkrevende å få tilvirket et slikt rør. Alternativet krever at gjengepasningen lages med varierende ytterdiameter, noe som vil gi en liten økning i pris. Det vil imidlertid bli enkelt å få gjengepasningen inn i rørtårnet, som følge av den økende innerdiameteren, men muligheten for en god presspasning reduseres. Erfaringer fra det tidligere forsøket indikerte også at det er svært vanskelig å oppnå god presisjon på tilvirkning av slike komponenter.



Figur 4.9 Alternativer for rørtårn med overdrevne forskjeller i diameter og tykkelse

Alternativ II (figur 4.9) er utformet som et rør med avtagende ytterdiameter, men med konstant veggtykkelse. Denne løsningen blir billigere og enklere å produsere, da man kan ta utgangspunkt i en plate som vales. Den har også samme fordel og ulempe i forhold til gjengepasningen. Tyngdepunktet vil imidlertid påvirkes av den konstante veggtykkelsen. I tillegg kan det være vanskelig å oppnå et rett tårn når diameteren endres med lengden som følge av begrensninger i produksjonen.

Alternativ III (figur 4.9) er et sylindrisk rør, som kjøpes inn som standardvare eller vales. Dette røret vil bli billig i forhold til de førstnevnte alternativene. Gjengepasningen vil kunne utformes med konstant ytterdiameter, men vil potensielt bli vanskeligere å få inn i røret. Det sylindriske røret gir større avvik i tyngdepunktet.

Vurdering og valg av rørtårn

Rørtårnets ytre geometri er ikke viktig som følge av at modellene ikke skal utsettes for vindlaster. Tyngdepunktet vil imidlertid spille en rolle for verifisering av konseptet. Det ble derfor valgt å se hvor tyngdepunktet plasseres i de ulike rørtårnet for TLB-B. Tyngdepunktet til alternativ I er gitt fra nedskaleringen, og befinner seg 850,6 mm fra tårnets bunn for TLB-B. Dette er det mest optimale. Med en konstant veggtykkelse som i alternativ II, er tyngdepunktet gitt av formelene 13 og 15. Dette gir et tyngdepunkt lik 899,9 mm over tårnets bunn. Veggtykkelsen ble her valgt til å være gjennomsnittet av den øvre og nedre nedskalerte veggtykkelsen (0,023 mm). For det sylindriske alternativet blir tyngdepunktet halvparten av tårnets høyde (1940 mm) som gir et tyngdepunkt lik 970 mm over tårnets bunn. Det er derimot noen komponenter som vil kompensere for dette, blant annet innfestingene til forankringslinene. Disse befinner seg under rørtårnets prefererte tyngdepunkt, og vil derfor trekke det totale tyngdepunktet til modellen lenger ned.

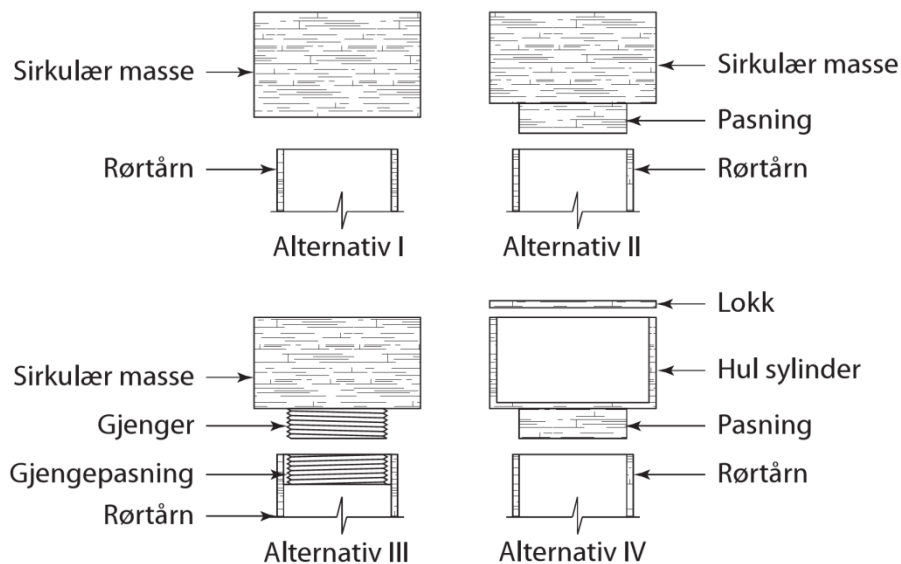
Det vil være vanskelig å få produsert rørene med variabel diameter (og veggtykkelse) med god kvalitet. Kontakt med næringsliv indikerte at det var få eller ingen virksomheter som kunne ta på seg denne typen presisjonsarbeid til en hensiktsmessig pris. Resultatet kunne ha blitt et dyrt rørtårn med imperfeksjoner i geometri og egenskaper som er vanskelig å sette nøyaktige tall på. Dette vil være en ulempe i forhold til verifisering av 3DFloat, hvor en enkel og forutsigbar geometri er ønskelig. Det sylindriske rørtårnet har ikke disse problemene.

Det ble derfor valgt å benytte det sylindriske alternativet. I tillegg ble det besluttet å benytte samme tårn for både TLB-B og TLB-X3 for å redusere kostnadene. For å oppnå riktig totalhøyde på begge modellene, ble den øvre overgangen på TLB-B flyttet til samme vertikalsposisjon som for TLB-X3 (15 m over SWL i fullskala).

4.4.1 NACELLE

Alternativer for RNA

Alternativ I (figur 4.10) består av en enkel masse som festes permanent til rørtårnets topp. En slik løsning vil være rimelig å produsere. Det vil derimot være ugunstig når målinger av modellbevegelser skal gjøres med markører og 3D-kamera. Det vil være naturlig å plassere markørene på toppen av nacellen. Dersom disse skulle løsne under bølgetanktesten, vil det være tidkrevende å sette dem på igjen. Dette fordi man må koble modellen fra forankringslinene, som kan være en tidkrevende prosess. Installasjon vil også bli problematisk da det kan by på utfordringer å skru på det lange tårnet med en permanent klumpmasse i motsatt ende. I tillegg kommer sikkerhetsaspektet når modellene settes ut. Dette bør fortrinnsvis utføres uten nacellen for å redusere risiko for personskader.



Figur 4.10 Alternativer for nacelle

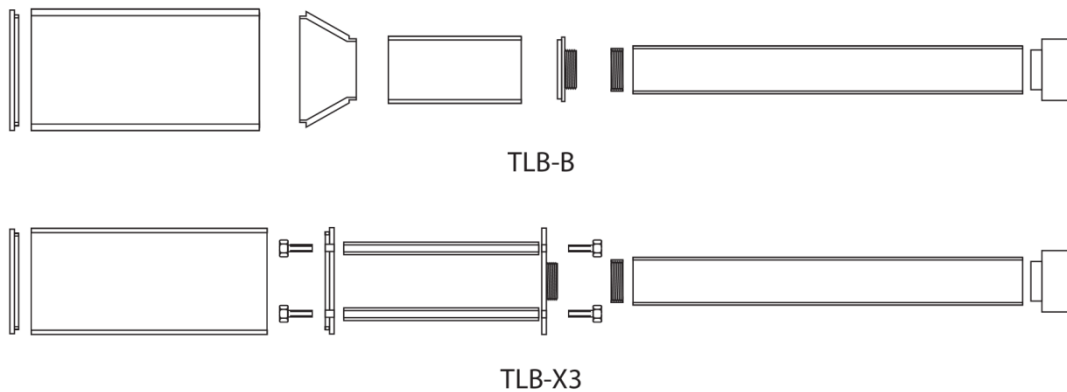
Alternativ II (figur 4.10) består også av en enkel masse, men har i tillegg en lett presspasning som føres ned i rørtårnet. Komponenten vil være naturlig å fremstille ved hjelp av dreining for å få tilstrekkelig godt feste i pasningen. Løsningen er forholdsvis enkel og billig å produsere, samtidig som den vil gjøre det enklere å koble til markørene for 3D-kamera. Dersom markørene løsner, kan nacellen taes av og nøyaktig remontering av markørene kan gjennomføres. Løsningen kan imidlertid utgjøre en sikkerhetsrisiko avhengig av hvor godt presspasningen sitter. Skulle denne løsne vil den potensielt kunne skade folk.

Alternativ III (figur 4.10) er en videreføring av sistnevnte. Her er presspasningen erstattet med en gjenget del og en tilhørende gjengepasning. Gjengepasningen festes på insiden av rørtårnet og nacellen skrues fast i denne. Løsningen er tryggere enn alternativ II, som følge av at den sitter bedre. Løsningen vil imidlertid bli relativt kostbar, som følge av den gjengede delen på nacellen og gjengepasningen. I tillegg kan det være en utfordring å fysisk utføre jobben med å skru nacellen på toppen av tårnet når modellen er installert.

Alternativ IV (figur 4.10) består av en boks med lokk som festes til rørtårnet via en presspasning. For å tilføre boksen masse fylles den med et materiale, for eksempel sand. Dette gjør at man oppnår en nacelle med en justerbar masse. Skulle nacellen falle av, vil det imidlertid være fare for at den blir skadet i så stor grad at den ikke kan brukes lenger. I et mindre alvorlig tilfelle vil lokket falle av og den oppmålte fyllmassen tilsettes på nytt. Avhengig av hva slags fyllmasse som benyttes, kan dette bevege seg fritt i større eller mindre grad inne i boksen. Dette kan gi uheldige utslag på modellens oppførsel.

Vurdering og valg av nacelle

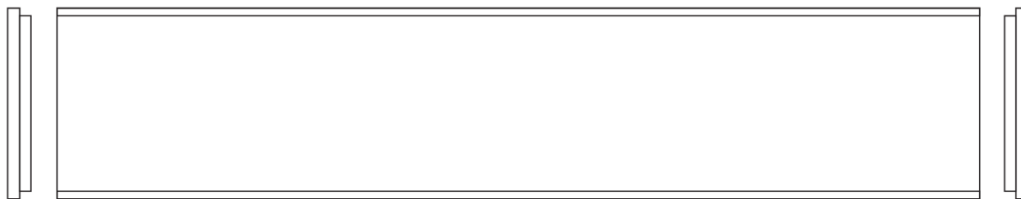
Alternativ I ble forkastet som følge av ulempene ved montering av markørene. Videre ble alternativ II betraktet som en bedre løsning enn de to resterende. Dette som følge av at dette alternativet kan produseres raskt og billig, med liten utviklingstid som var en knapp ressurs. I tillegg veier muligheten til å redusere personskader ved installering av modellene tungt.



Figur 4.11 Endelig løsning for TLB-B og TLB-X3

4.5 TLB-S

Det ble valgt å lage den forenklede modellen som et enkelt rør med bunn- og topplokk. Dette gir en modell som er enkel å simulere i 3DFloat. Bunnlokket er utformet med en presspasning, men pasningene er ikke hule, slik som for de realistiske modellene, da reduksjon av masse ikke er relevant her. Videre ble det introdusert et topplokk for å stive av røret og samtidig gi et festepunkt for markørene til 3D-kamerasystemet.



Figur 4.12 Skisse av TLB-S

4.6 MATERIALVALG OG PRODUKSJON

Materialalternativer

Det kan være en utfordring å oppnå en modell som har riktig masse og stivhet i forhold til nedskaleringene. Rørdelene til en vindturbin vil typisk ha avstivere innvendig som gir en større stivhet i forhold til deres vekt. Dette vil imidlertid ta for lang tid og være for dyrt å utforme modellene med dette. I tillegg vil avstivere gjøre modellene svært komplekse, som vil være ugunstig i forhold til sammenligning med 3DFloat-simuleringene. Som følge av dette vil det være viktig å benytte et materiale som gir størst mulig stivhet i forhold til dets massetetthet.

Den spesifikke modulen (E_ρ) ble derfor beregnet for et utvalg materialer med følgende formel:

$$E_\rho = \frac{E}{\rho} \quad \text{Formel 42}$$

Hvor:

E = Elastisitetsmodulen til materialet

ρ = massetetthet til materialet

For de materialene der en eller flere av materialegenskapene var oppgitt som et intervall, ble gjennomsnittet benyttet. Resultatene av beregningene er gitt i tabell 4.1.

Tabell 4.1 Materialegenskaper for utvalgte materialer (Callister & Rethwisch 2011)

	E	R_e	R_m	ρ	E_ρ	$R_{e,\rho}$	$R_{m,\rho}$
	[GPa]	[MPa]	[MPa]	[kg/m ³]	[m ² /s ²]	[m ² /s ²]	[m ² /s ²]
S235JR*	207	235	360	7850	2,64E+07	2,99E+04	4,59E+04
Al 6061 -T6	69	276	310	2700	2,56E+07	1,02E+05	1,15E+05
AISI 316	193	205	515	8000	2,41E+07	2,56E+04	6,44E+04
PET	3,45	59,3	60,35	1350	2,56E+06	4,39E+04	4,47E+04
Nylon 6,6	2,69	51,7	75,9	1140	2,36E+06	4,54E+04	6,66E+04
PVC	3,275	42,75	46,2	1440	2,27E+06	2,97E+04	3,21E+04
POM**	2,9	64,45	80,55	1400	2,07E+06	4,60E+04	5,75E+04
PC	2,38	62,1	67,6	1200	1,98E+06	5,18E+04	5,63E+04
PP	1,345	34,1	36,2	905	1,49E+06	3,77E+04	4,00E+04

*(Callister & Rethwisch 2011; Larsen 2009; Norsk Stålforbund 2004) **(Granta Design Limited 2012)

Valg av preferert materiale

Materialet som kommer best ut i forhold til spesifikk e-modul er konstruksjonsstålet. For å oppnå riktig stivhet og masse med stål, må de nedskalerte målene benyttes. Noe som medfører at veggtykkelsene blir små. For overgangskomponentene som er mest hensiktsmessig å tilvirke ved dreining, vil dette representere et problem. Den nedre overgangen til TLB-B vil måtte dreies ut av en massiv stålbolt, til et skall med cirka 1 mm i veggtykkelse. Dette vil være vanskelig, tidkrevende og dyrt. I tillegg vil en liten veggtykkelse kunne medføre risiko ved korrosjon. Skader på overflatebehandlingen vil medføre korrosjonsangrep og med tynne vegger er det større fare for gjennomkorrodering. Man kunne benyttet syrefast stål for å kompensere for korrosjonsproblematikken. Dette materialet er imidlertid enda mer tidkrevende å dreie (USC 2009). Samtidig er materialkostnaden høy, som følge av de dyre legeringselementene som inngår i det syrefaste stålet. Stålblader med tykkelse på omtrent én millimeter gir også utfordringer i forhold til lokal bokling, spesielt på flyterelementene som har relativt stor diameter og er under hydrostatisk trykk.

Et bedre alternativ i forhold til produksjonshensyn er å benytte aluminium, som har en nesten like stor spesifikk e-modul som stål. Dette materialet kan gi en større veggtykkelse for samme vekt som stål. Aluminium er også lettere å bearbeide ved dreining enn stål. Hastigheten og kuttdybden kan økes, noe som vil resultere i raskere produksjon og billigere bearbeidingskostnader (USC 2009). Aluminium er heller ikke utsatt for korrosjon i like stor grad som stål ved bruk av riktig legeringer.

Bøyestivheten vil imidlertid bli mindre dersom en benytter en aluminium. Med samme ytterdiameter og en riktig nedskalert vekt, vil det geometriske midtpunktet for halve rørarearealet komme nærmere bøyekse. Dette vil gi en mindre bøyestivhet. Problemet med bøyestivhet øker med nødvendig volum for å oppnå samme vekt som stålet. Man bør derfor unngå å benytte plastmaterialene, selv om disse har liten materialkostnad og er enkle å dreie. Et argument for likevel å øke veggtykkelsen er at det til en viss grad reduserer muligheten for lokal bukling.

Av hensyn til korrosjon og produksjon, velges det derfor å benytte aluminium av marin kvalitet, så fremt det er mulig. Enkle fysiske tester med aluminiumsplater indikerer at økningen i platetykkelse er tilstrekkelig for å unngå betydelige problemer med lokal bukling.

Materialkompromisser

Det var ikke mulig å skaffe tilveie rørene for midtseksjonen (TLB-B), rørtårnet (TLB-B og TLB-X3) og flyteren til TLB-S i aluminium, verken som standardrør eller ved spesialtilvirkning til en hensiktsmessig pris. Det ble derfor søkt etter alternativer som kunne erstatte disse. Etter et omfattende søk ble resultatet et PVC-rør for midtseksjonen og et rør i polykarbonat for rørtårnet. Røret som skulle utgjøre TLB-S, ble også skaffet i polykarbonat. Bunn- og topplokket til TLB-S ble derfor også valgt å produsere i dette materialet. Dette var langt fra optimalt, men i mangel på et bedre alternativ måtte disse materialene benyttes. Plastrørene gir en betraktelig lavere stivhet enn den nedskalerte, og modellene oppfyller dermed ikke dette kravet.

Produksjon og sammenstilling

Alle overgangene, bunnlokkene og nacellen ble tilvirket ved Brødrene Johnsen AS med dreining som produksjonsmetode. Flyterrøret til TLB-B og TLB-X3 ble valset, som følge av at det ikke ble funnet standardrør som kunne benyttes. Både de dreide og valsede komponentene ble levert i AL6082-T6 ifølge produsentene. Rørtårnet og midtseksjonen, samt røret til TLB-S, ble kjøpt inn. Løkkene til TLB-S ble produsert ved UMB-verkstedet av polykarbonatplater. Resultatene var stort sett gode, men de valsede rørene ble ikke helt sirkulære i tverrsnittet og hadde endefeil i sveisen.

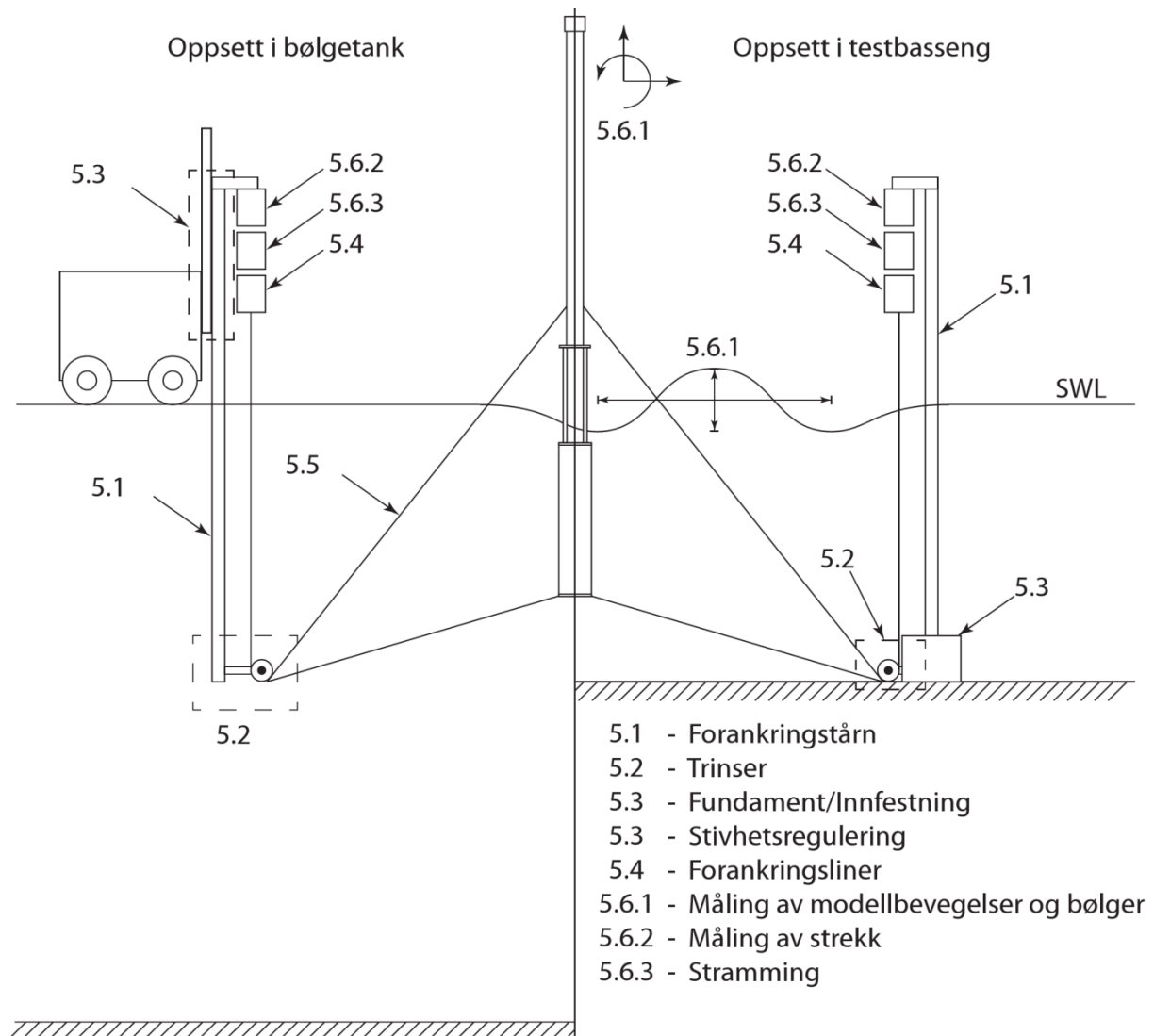
Modellene ble sammenstilt ved hjelp av liming i alle pasningene. I tillegg ble det lagt på tettningsmiddel i alle overganger mellom komponentene. Dette for å sikre at modellene ble vanntette. Etter sammenstilling ble TLB-B og TLB-X3 malt både for å gi modellene et mer helhetlig utseende.



Figur 4.13 Ferdige modeller: Rørtårn, TLB-S, TLB-B og TLB-X3

5 TESTRIGG - KONSEPTUTVIKLING OG REALISERING

Etter at de nødvendige komponentene ble kartlagt i konseptvalget ble det satt i gang et arbeid med å utvikle hver enkelt del av testriggen. I figur 5.1 er det henvist til de kapitlene som omhandler testriggens ulike komponenter.



Figur 5.1 Overblikk over forankringssystem med referanser til underkapitler

5.1 FORANKRINGSTÅRN

5.1.1 SPESIFIKKE KRAV TIL FORANKRINGSTÅRN

De spesifikke kravene for hovedelementet ble utledet fra hovedkravene og er oppført i tabell 5.1.

Tabell 5.1 Spesifikke krav til forankringstårn

Modellkvalitet	Maks varierende deformasjon ved ankerpunktet = 5 mm
	Liten påvirkning av bølgene
	Eigenfrekvens høyere enn 3 Hz for å hindre resonans
Sikkerhet	Tilnærmet ingen mulighet for kollaps
Pålitelighet	Korrosjonsbestandig
Realiserbarhet	Transporttilpassing
	Lav produksjonskostnad
	Rask tilvirkning
	Tilpasset bruk i bølgetank og testbasseng
Brukervennlighet	Enkelt å montere i bølgetank
	Minimal vekt for enkel håndtering
Attraktivitet	Trygg, solid og visuelt bra utforming

Laster og mål for forankringstårn

I testbassenget vil forankringstårnene stort sett bli utsatt for kompresjonskrefter fra opplagringen av forankringslinene og forankringstårnets egen vekt. Det vil også forekomme et minimalt moment som følge av avstanden mellom returlinene og forankringstårnets senterakse. I bølgetanken vil forankringstårnene imidlertid bli utsatt for et større moment. Som følge av at det er et minimumskrav til deformasjonen ved trinsene, vil dette være det dimensjonerende forholdet.

I bølgetanken er det laveste naturlige tilkoblingspunktet for forankringstårnet plassert 0,94 m over SWL. Dersom man antar neglisjerbart deformasjon i innfestningen og ser på forankringstårnet som en fast innspent bjelke i dette punktet, vil lengden av momentarmen bli:

$$L = z_{attach} - z_{moor} \quad \text{Formel 43}$$

$$L = 2,815m \quad \text{Formel 44}$$

Hvor:

L = Lengden på momentarmen

z_{attach} = Vertikalposisjonen til tårnets laveste festepunkt (0,94 m)

z_{moor} = Vertikalposisjonen til ankerpunktet (1,875 m)

Endringen i ankerpunktets posisjon under bølgetankforsøket er gitt av forskjellen mellom den største og minste belastningen som det blir utsatt for i horisontal retning. Det antas her at maksimalutslagene for øvre og nedre liner kommer samtidig. Med kreftene fra simuleringen av TLB-B gir dette følgende kraftvidde i horisontal retning:

$$\Delta F_x = \Delta F_{ml,2} \cdot \cos(\theta_{ml,2}) + \Delta F_{ml,1} \cdot \cos(\theta_{ml,1}) \quad \text{Formel 45}$$

$$\Delta F_x = (152N) \cos(40,24^\circ) + (193N) \cos(12,32^\circ) \quad \text{Formel 46}$$

$$\Delta F_x = 304,5N \quad \text{Formel 47}$$

Hvor:

ΔF_x = Vekslende belastning i horisontal retning i ankerpunktet

$\Delta F_{m,2}$ = Kraftvidde i øvre forankringsline fra simulering

$\Delta F_{m,1}$ = Kraftvidde i nedre forankringsline fra simulering

$\theta_{m,2}$ = Vinkelen til den øvre forankringslinene til TLB-B

$\theta_{m,1}$ = Vinkelen til den nedre forankringslinene til TLB-B

Videre benyttes det en sikkerhetsfaktor på 1,8 for å ta hensyn til uforutsette forskjeller mellom simuleringen og bølgetanktesten, som gir dimensjonerende kraftvidde lik:

$$\Delta F_{x,dim} = \Delta F_x \cdot SF = 548,0N \quad \text{Formel 48}$$

$$\Delta F_{x,dim} = 548,0N \quad \text{Formel 49}$$

Hvor:

$\Delta F_{x,dim}$ = Dimensjonerende kraftvidde i horisontal retning

SF = Sikkerhetsfaktor

Den dimensjonerende bøyemomentvariasjonen gis som produktet av den dimensjonerende kraftvidden og utkragerlengden (Gieck & Gieck 2006):

$$\Delta M_{b,dim} = \Delta F_{x,dim} \cdot L \quad \text{Formel 50}$$

$$\Delta M_{b,dim} = 1543Nm \quad \text{Formel 51}$$

Hvor:

$\Delta M_{b,dim}$ = Dimensjonerende variasjon i bøyemoment

For å innfri kravet om maks 5 mm varierende deformasjon i ankerpunktet stilles det krav til bøyestivheten til forankringstårnet, som utregnes ved å bearbeide formelen for nedbøyning av en utkragerbjelke (Gieck & Gieck 2006):

$$\Delta x = \frac{\Delta M_{b,dim} \cdot L^2}{3EI} \quad \text{Formel 52}$$

$$(EI)_{min} > \frac{\Delta M_{b,dim} \cdot L^2}{3 \cdot \Delta x} \quad \text{Formel 53}$$

$$(EI)_{min} > 814942Nm^2 \quad \text{Formel 54}$$

Hvor:

Δx = Den største tillatte endringen i posisjon for ankerpunktet

E = E-modulen til tårnets materiale

I = Annet arealmoment for tårnets tverrsnitt

$(EI)_{min}$ = Minste tillatte bøyestivhet for tårnets tverrsnitt

For å kunne feste tårnet i flere høyder slik at innfestningen blir tilstrekkelig stiv må tårnets lengde imidlertid være lenger. I tillegg vil forankringstårnet antageligvis måtte stikke litt dypere enn selve ankerpunktet. Det legges derfor til en ekstra meter for å ta høyde for dette som et grovt estimat for total lengde på forankringstårnet til bruk i videre vurderinger.

$$L_{mtower} = L + 1m = 3,815m \quad \text{Formel 55}$$

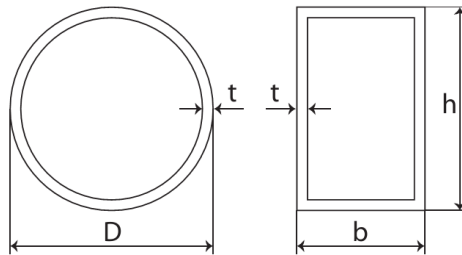
5.1.2 ALTERNATIVER FOR FORANKRINGSTÅRN

Stålrør

Et alternativ er å benytte seg av et standard stålrør (figur 5.2). Disse kan kjøpes i både syrefast materiale eller vanlig konstruksjonsstål som må korrosjonsbeskyttes.

Rektangulær hulprofil

Et annet alternativ er å benytte rektangulære hulprofiler (figur 5.2). Det ble ikke vurdert hulprofiler med kvadratisk tverrsnitt, da disse har mindre annet arealmoment i forhold til vekt.

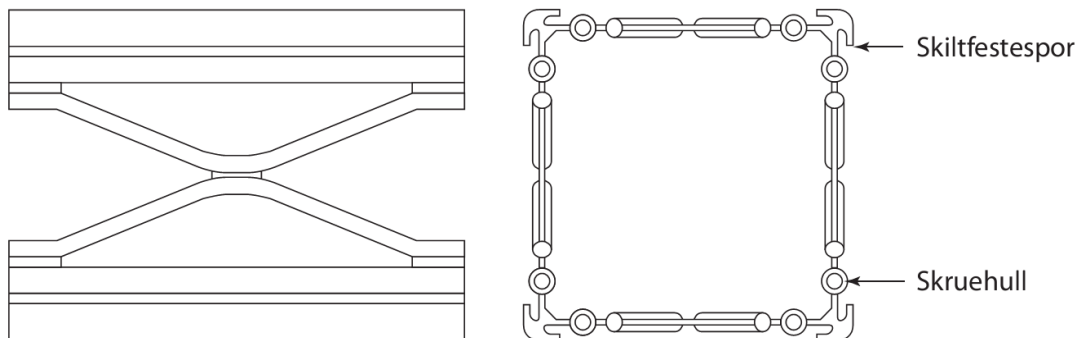


Figur 5.2 Rør og rektuangelhulprofil: Tverrsnitt med dimensjoner

Trafikkmast

Et tredje alternativ er å benytte fagverksmaster i aluminium (figur 5.3), som er mye brukt i Norge som bærende struktur for veiskilt. Disse mastene er produsert ved å ekstrudere flate spesialprofiler av aluminium. Disse kuttet på flere steder og deretter trekkes fra hverandre slik at fagverksstrukturen oppnåes. Videre presses fire slike profiler sammen til et firkantet fagverksprofil (Lattix AS 2013). I hvert av hjørnene i tverrsnittet er det to hull som det er enkelt å skru fast M10-skruer i uten å måtte gjenge hullene på forhånd. Det kreves imidlertid at minst 80 mm av skruenes gjenger er skrudd inn i hullene for å oppnå samme kapasitet som angitt i deres datablader (Tøndevold 2012). Videre er det innfelt spor i tverrsnittprofilen som benyttes for å feste skiltene til masten. Mastene er laget av aluminiumslegeringen Al6063-T6, som kan benyttes i saltvann (Tøndevold 2012). De leveres i fire ulike størrelser sammen med en topplate i aluminium og en bunnplate i aluminium eller galvanisert stål. Sistnevnte benyttes til å feste mastene til fundamentering i bakken.

Som følge av mastenes integrerte skrueshull, vil det være enkelt å lage et modulbasert system som er godt tilpasset transport. Dette kan oppnåes ved å dele masten i flere deler og lage flensoverganger som festes i disse skrueshullene.



Figur 5.3 Skisse av mast sett liggende og dens tverrsnitt

5.1.3 VURDERING OG VALG AV FORANKRINGSTÅRN

Det ble først valgt å identifisere den minste utgaven av hvert alternativ som oppfylte kravet om bøyestivhet. Deretter kunne disse vurderes mot hverandre med hensyn på de andre kravene.

Som følge av at syrefast stål er svært dyrt ville det vært naturlig å vurdere å bruke konstruksjonsstål for profilene. Ved bruk av konstruksjonsstål må imidlertid også kostnader tilknyttet korrosjonsbehandling medberegnes. I tillegg vil profilene medføre andre ekstrakostnader i forhold til aluminiumsmastene. Topp- og bunnplaten til aluminiumsmastene kan benyttes som festepunkter til henholdsvis måleutstyr og fundament. Dersom profilene velges, må dette produseres i tillegg. For å forenkle beregningene ble det derfor valgt å anta at kostnadsøkningen ved å benytte syrefast kontra konstruksjonsstål ville være omtrent lik ekstrakostnadene.

For å vurdere stålrøralternativet ble det valgt å benytte syrefaste, metriske sveisede rør fra en katalog (Ruukki 2012a). I denne katalogen var det oppgitt diameter, veggtykkelse, masse per lengde, bestillingslengde og pris per meter. Verdier for de rektangulære hulprofilene ble hentet fra en tilsvarende katalog for syrefaste profiler (Ruukki 2012b). De samme verdiene var oppgitt i katalogen som for stålrørene, men med dimensjonene følgelig gitt med høyde, bredde og tykkelse.

For aluminiumsmastene ble verdier for bøyestivhet og masse per lengde hentet fra datablader for de ulike størrelsene, mens pris ble anskaffet gjennom mailkorrespondanse. Egenskapene til de vurderte alternativene er oppført i vedlegg 2 med kildehenvisninger.

Kontroll mot bøyestivhet

Alle alternativene ble kontrollert mot kravet om bøyestivhet:

$$(EI)_i > (EI)_{min} \quad \text{Formel 56}$$

Hvor:

$(EI)_i$ = er bøyestivheten til det aktuelle alternativet

Annet arealmoment til rørene og hulprofilene er gitt av følgende formler (Gieck & Gieck 2006):

$$I_{pipe} = \frac{\pi}{64}(D^4 - d^4) \quad \text{Formel 57}$$

$$I_{hup} = \frac{bh^3}{12} - \frac{(b - 2t)(h - 2t)^3}{12} \quad \text{Formel 58}$$

Hvor:

I_{pipe} = Rørets annet arealmoment

D = Rørets ytterdiameter

d = Rørets innerdiameter

I_{hup} = Hulprofilets annet arealmoment

b = Hulprofilets bredde

h = Hulprofilets høyde

t = Hulprofilets veggtykkelse

Deretter ble de kontrollert for mot kravet om egenfrekvens. Egenfrekvensen til en utkragerbjelke ble funnet ved følgende utledning (Gieck & Gieck 2006):

$$z = \frac{F \cdot L^3}{3EI} \quad \text{Formel 59}$$

$$\frac{F}{z} = K = \frac{3EI}{L^3} \quad \text{Formel 60}$$

$$\omega = 2\pi f = \sqrt{\frac{K}{m}} \quad \text{Formel 61}$$

$$m = \lambda_m L \quad \text{Formel 62}$$

$$f = \sqrt{\frac{3EI}{\lambda_m L^4}} \quad \text{Formel 63}$$

Hvor:

- z = Deformasjon i enden av utkrageren
- F = Kraftbelastning vinkelrett på enden av utkrageren
- L = Lengden av utkrageren
- E = E-modulen til materialet utkrageren er laget av
- I = Utkragerens annet arealmoment
- K = Utkragerens stivhet
- ω = Vinkelfrekvens
- f = Egenfrekvensen til utkrageren
- m = Massen til utkrageren
- λ_m = Utkragerens masse per lengde

Videre ble det beregnet hvor stor masse et tårn ville hatt i de tre tilfellene, for å få et innblikk i hvor tunge de vil være å håndtere. Følgende formel ble benyttet:

$$m = \lambda_m \cdot L_{mtower} \quad \text{Formel 64}$$

Hvor:

- L_{mtower} = Den estimerte lengden av forankringstårnet

For å beregne kostnadene knyttet til de ulike alternativene, ble det først beregnet hvor mange bestillingslengder som måtte kjøpes for hvert alternativ. Bestillingslengden for rør og hulprofil var 6 m (Ruukki 2012a; Ruukki 2012b) og aluminiumsmasten kunne leveres i lengder på 4,09 m, 4,66m og 5,23m (Iversen 2012). Antall nødvendige bestillingslenger beregnes som følger:

$$n = \left\lceil \frac{L_{mtower}}{L_{order}} \right\rceil \quad \text{Formel 65}$$

Hvor:

- n = Antall bestillingslengder
- L_{order} = Bestillingslengde

Kostnadene for aluminiumsmastene ble gitt over mail fra produsenten. For røret og hulprofilen måtte derimot kostnaden for n antall bestillingslengder tillegges et legeringstillegg, som er henholdsvis 17,91 kr/kg og 16,64kr/kg (Ruukki 2013). For henholdsvis aluminiumsmastene og rør/hulprofil blir totalkostnaden for n bestillingslengder derfor:

$$C_{alu,total} = C_{alu,piece} \cdot n \quad \text{Formel 66}$$

$$C_{steel,total} = (C_{piece,exc} + C_{alloy} \cdot \lambda_m) L_{order} \cdot n \quad \text{Formel 67}$$

Hvor:

- $C_{alu,total}$ = Totalkostnad for aluminiumsmastene
- $C_{alu,piece}$ = Kostnad per aluminiumsmast
- $C_{steel,total}$ = Totalkostnad for profil
- $C_{piece,exc}$ = Kostnad per meter profil uten legeringstillegg
- C_{alloy} = Legeringstillegg

Alternativene som bestod bøyestivhetskontrollen er oppført i tabell 5.2, hvor de utregnede verdiene er oppført. Det ble her valgt å ta utgangspunkt i en aluminiumsmast som akkurat ikke passerte bøyestivhetskravet. Dette som følge av at den hadde tilnærmet god nok stivhet, og at en oppjustering til en større modell ville medført stor forskjell i pris (Iversen 2012).

Tabell 5.2 Oppgitte og beregnede verdier for rør, hulprofil og aluminiumsmast

	Enhet	Rør	Hulprofil	Mast
Dimensjoner	[mm]	Dxt = 156x3	hxbxt = 150x10x6	-
Vekt per lengde	[kg/m]	11,5	22,56	7,6
Annet arealmoment	[m ⁴]	4,22E-6	8,85E-6	-
Bøyestivhet	[Nm ²]	8,44E5	1,77E6	7,94E5
Egenfrekvens	[Hz]	59,22	61,23	70,65
Masse per tårn	[kg]	43,9	86,1	29,0
Nødvendig antall	[stk]	2	2	3
Pris per meter ekskl. tillegg	[kr]	1196	2252	-
Legeringstillegg	[kr/kg]	17,91	16,64	-
Totalpris	[kr]	16824	24661	21825

Vurdering og valg av forankringstårn

Utifra den svært grove kostnadsberegningen er røret det billigste alternativet, mens hulprofilet er det dyreste. Massen per tårn er også svært høy hos hulprofilet. Dette vil gjøre det vanskelig å håndtere forankringstårnene under opprigging i bølgetank og testbasseng. I tillegg vil dette gi en større risiko for skader ved uhell. Som følge av dette forkastes hulprofilet.

Med hensyn på modellkvalitet er alle tilstrekkelig stive til å gi en tilstrekkelig liten varierende deformasjon, og ingen er i nærheten av frekvensområdet til bølgene. Imidlertid har masten en fordel ved at refleksjonene den skaper i vannet fra bølgene vil være små og mange. Dette kan filtreres bort fra målingene i etterkant. Røret vil derimot gi større og få refleksjoner som kan være vanskeligere å filtrere bort. I forhold til realiseringen av testriggen, ville valg av rørene gitt de billigste forankringstårnene. Masten har imidlertid fordelene av å ha en utforming som gir muligheter til bedre og billigere løsninger: Mastene har mange naturlige gripepunkter i selve fagverket og har spor som kan utnyttes. Dette vil gjøre oppgaven med innfesting av trinser og innspenning av forankringstårnet til vognene enklere. Aluminiumsmastene vil være enkelt å håndtere som følge av liten masse per lengde.

Aluminiumsmastene kommer best ut på de fleste punkter, og velges derfor som grunnlag for forankringstårnene.

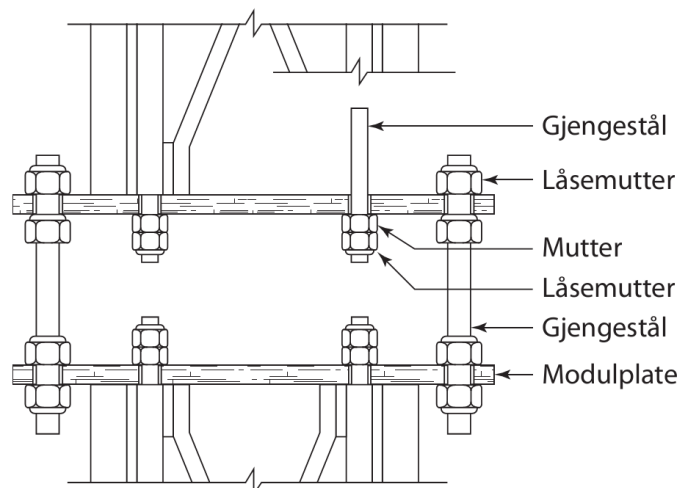
5.1.4 VIDEREUTVIKLING OG REALISERING

Inndeling i moduler

For å kunne transportere forankringstårnene måtte de deles inn i mindre deler som kunne settes sammen. Dette var også nødvendig for å unngå at forankringstårnenes høyde (4,66 m) gjorde dem ustabile i testbassenget.

Det ble valgt å dele forankringstårnet i tre moduler: en toppmodul, en mellommodul og en bunnmodul. I bølgetanken skulle alle benyttes for å gi tilstrekkelig dybde, mens i testbassenget skulle kun topp- og bunnmodulen benyttes. Toppmodulens funksjon er å gi festepunkt til veiecellene som festes i toppen av forankringstårnet. Denne ble satt til å være 1,4 m for å gjøre det enkelt å koble på veiecellene når modulen står på bakken. Bunnmodulens ble satt til å være 1,425 m. I kombinasjon med høydebidraget fra fundamentet, gjør dette at toppen av bunnmodul står over vann. Dette gjør det enklere å ta av toppmodulen dersom dette skulle være nødvendig.

Utforming av modulforbindelse og endeplater



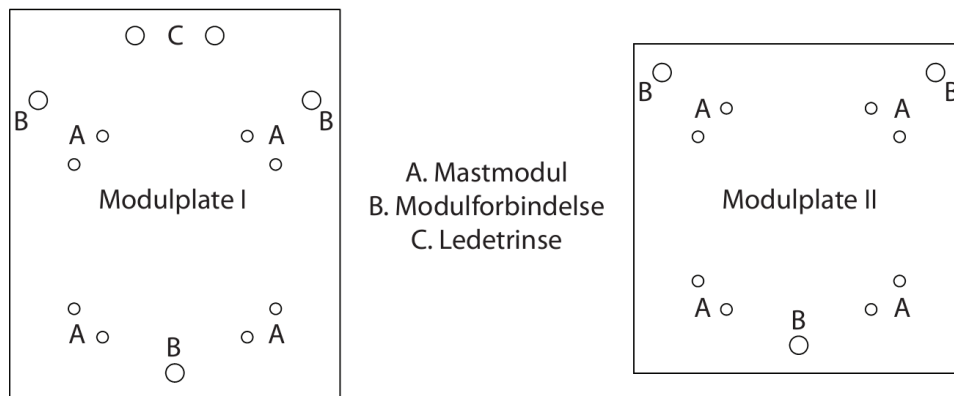
Figur 5.4 Modulforbindelse

Det ble valgt å benytte en løsning med flenseplater figur 5.4 og figur 5.4. Flenseplatene, heretter kalt modulplater, ble valgt å utformes kvadratisk for å gjøre produksjonen billig. Dette ser også bedre ut helhetsmessig, da tverrsnittsformen til aluminiumsmastene er av kvadratisk karakter.

For å feste modulplatene til mastseksjonene ble førstnevnte utstyrt med åtte hull som følgelig ble plassert slik at de passet med M10 hullene i spesialprofilet. Videre ble det valgt å bruke gjengestål og muttere for å feste modulplatene til mastseksjonene. Dette gjør at man kan ta av platen uten å skru ut gjengestålet. Hensikten med dette var å skåne gjengene i masten, dersom platene måtte skrues av og på i etterkant. Det er ikke mulig å skru inn en låsemutter på et gjengestål dersom man ikke kan holde fast gjengestålet på noe vis. Det ble derfor innført en vanlig mutter i tillegg. Ved å skru den vanlige mutteren helt inn til platen, låses gjengestålet fast. Man kan dermed skru på låsemutteren uten problemer.

Mellom modulplatene til to mastmoduler ble det valgt å benytte tre gjengestål og tilhørende låsemuttere. Dette ble gjort for å gjøre det enkelt å oppnå et rett forankringstårn ved å justere

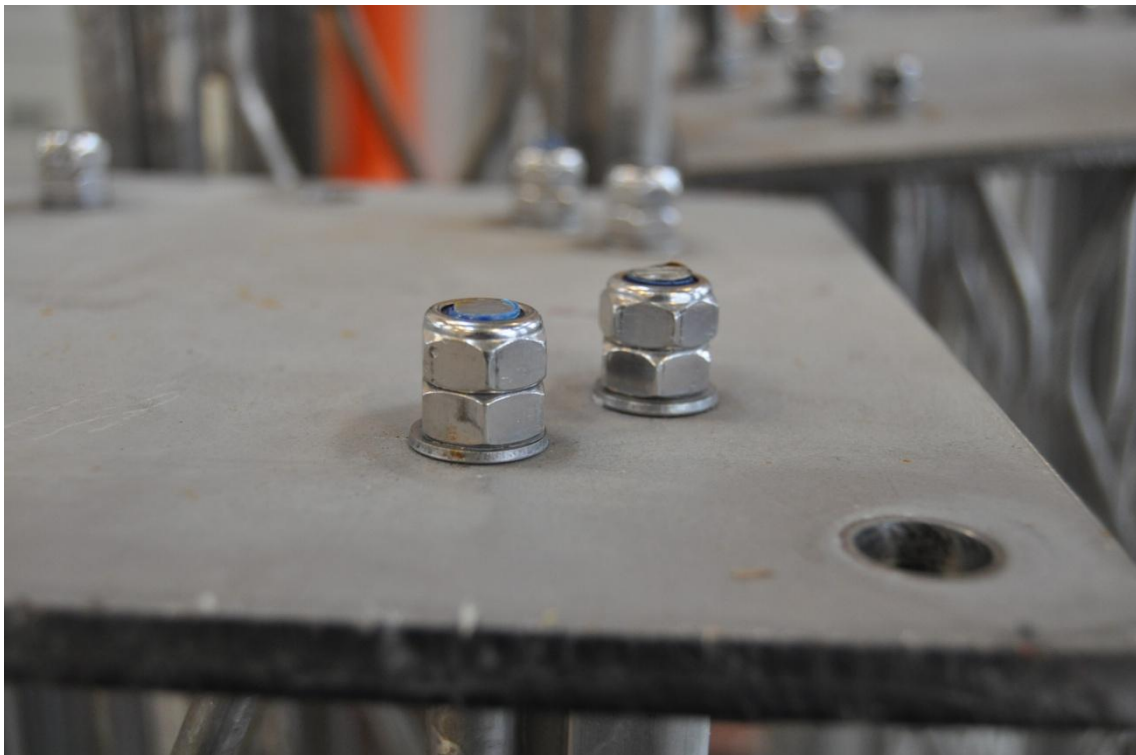
vinkelen med mutterene. Modulplaten til toppmodulen (Modulplate I i figur x.x) er utformet med noen små modifikasjoner i forhold til det som er beskrevet over. Disse modulplatene er rektangulære for å gi plass til hull to komponenter (ledetrinser) som beskrives i kapittelet 5.5 om forankringslinene.



Figur 5.5 Modulplater med anvisning av hull

Materialvalg

Det ble valgt å benytte syrefast stål i de modulforbindelsene som skulle plasseres under vann, spesielt for å forhindre galvanisk korrosjon på aluminiumsseksjonene. Modulplatene som ville finne seg over vann ble det valgt å benytte vanlig konstruksjonsstål og overflatebehandling i form av maling. Her var galvaniserte gjengestål og muttere tilstrekkelig.



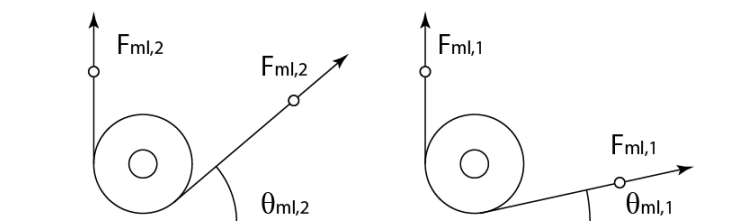
Figur 5.6 Modulplate av syrefast stål

5.2 TRINSESYSTEM

5.2.1 SPESIFIKKE KRAV TIL TRINSESYSTEM

For å oppfylle hovedkravene om modellkvalitet, må opplagringspunktet som forankringslinene har på trinsene, være korrekt plassert og mest mulig stasjonært. I tillegg bør trinsenes friksjon og masse-treghet være så liten som mulig, slik at de påvirker systemet i liten grad. I fullskala vil forankringslinene være festet i par til et og samme ankerpunkt. Dette er ikke mulig når forankringslinene skal bøyes om trinser, da de må ha en trinse hver. Det vil derfor være et mål å oppnå så liten avstand mellom trinsene til hvert forankringslinepar.

Det vil være en stor fordel med hensyn på tidsbruk i bølgetanken, å lage en løsning som forhindrer forankringslinene å hoppe av trinsene. Da unngår å måtte dykke ned for å sette dem på plass ved eventuelle avhopp. Dette vil også være gunstig både ved selve testkjøringene og når modellene skal kobles av og på og blir slakke.



Figur 5.7 krefter på trinser

Kreftene som virker på trinsene blir større enn kreftene i forankringslinene, som en følge av at de må ta opp både strekket i den delen av linen som går mot modellen (modellene) og den som går opp mot overflaten (returline). De forventede kreftene på trinsene beregnes på følgende måte med utgangspunkt i simuleringen av TLB-B:

$$F_{z,pulley} = F_{ml}(1 + \sin(\theta_{ml})) \quad \text{Formel 68}$$

$$F_{x,pulley} = F_{ml} \cdot \cos(\theta_{ml}) \quad \text{Formel 69}$$

$$F_{pulley} = \sqrt{F_{z,pulley}^2 + F_{x,pulley}^2} \quad \text{Formel 70}$$

Hvor:

$F_{z,pulley}$ = Vertikalkraften på trinsen fra forankringslinen

F_{ml} = Strekkraften i forankringslinen ($F_{ml,2} = 252 \text{ N}$, $F_{ml,1} = 245 \text{ N}$)

θ_{ml} = Vinkelen til forankringslinen i forhold til horisontalplanet ($\vartheta_{ml,2} = 40,24^\circ$ $\vartheta_{ml,1} = 12,34^\circ$)

$F_{x,pulley}$ = Horisontalkraften på trinsen fra forankringslinen

F_{pulley} = Resultantkraften på trinsen fra forankringslinen

De beregnede kreftene er oppført i tabell 5.3.

Tabell 5.3 Forventede maksimale krefter på trinsene

	Enhet	$F_{z,pulley}$	$F_{x,pulley}$	F_{pulley}
Trinse med øvre forankringsline	[N]	415	192	457
Trinse til nedre forankringsline	[N]	298	240	382

5.2.2 VALG AV TRINSER

Etter et langvarig søk i flere nettbutikker, ble det kun funnet et holdbart alternativ for trinsene. Det ble valgt å benytte disse kulelagertrinsene (figur.5.8). Disse var en av de få som var laget av et syrefast materiale til bruk i marint miljø.



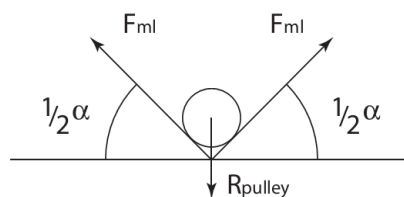
**Figur 5.8 Kulelagertrinse
(Biltema 2012)**

Disse trinsene var såpass små at det vil være lett å plassere trinsene til den øvre og nedre forankringslinen tett innpå hverandre. I tillegg har kulelagerene innfelt et spor til tau på ytterdiametere. Man trenger dermed ikke å lage dette i etterkant, enten ved dreie ut et spor i kulelageret eller ved å lime på plastikringer. Trinsenes lille ytterdiameter stiller derimot krav til at forankringslinen kan bøyes om en så liten radius uten å få plastiske deformasjoner.

Tabell 5.4 Egenskaper for kulelagertrinse (Biltema 2012)

Materiale	Ytterdiameter	Innerdiameter	Bredde	Maks arbeidslast	Bruddlast
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[N]	[N]
AISI 316	25	8	7	490,5	981

Som følge av den lille forskjellen mellom forventet trinsekraft og maksimal arbeidslast, ble det valgt å se på tiltak for å redusere trinsekraftene. Dette kan oppnås ved å benytte flere trinser per forankringsline. Dette gjør at avbøyningsvinkelen (figur 5.9) per trinse blir mindre, og man oppnår dermed også redusert resultantkraft på den enkelte trinse. Derfor ble det først beregnet hvor stor avbøyningsvinkel som kunne tillates over trinsene.



Figur 5.9 Definisjon av avbøyningsvinkelen α

Det ble valgt å benytte en sikkerhetsfaktor på 2,5. Dette gir en tillatt last på trinsene lik:

$$F_{pulley,max} = \frac{WL}{SF} = 196,2N \quad \text{Formel 71}$$

Hvor:

$F_{pulley,max}$ = Tillatt trinsekraft
 WL = Maks arbeidslast
 SF = Sikkerhetsfaktor

Resultantkraften på trinsene for en gitt avbøyingsvinkel er:

$$F_{pulley} = 2 \cdot F_{ml} \cdot \sin\left(\frac{1}{2} \alpha\right) \quad \text{Formel 72}$$

Hvor:

$$\alpha = \text{avbøyingsvinkelen}$$

Denne resultantkraften må være mindre enn tillatt kraft:

$$F_{pulley,max} > F_{pulley} \quad \text{Formel 73}$$

Dette gir følgende maksimalverdi for avbøyingsvinkelen per trinse:

$$\alpha < 2 \cdot \text{asin}\left(\frac{F_{pulley,max}}{2 \cdot F_{ml}}\right) = 45,83^\circ \quad \text{Formel 74}$$

Den totale avbøyningen vil være størst for de øvre forankringslinene. Denne vil være:

$$\alpha_{total} = 90^\circ + 40,24^\circ = 130,24^\circ \quad \text{Formel 75}$$

Hvor:

$$\alpha_{total} = \text{Total avbøyingsvinkel}$$

For å gi en resultantkraft mindre enn den tillatte kraften, må derfor antall trinser være minst:

$$n_{pulley} \geq \left\lceil \frac{\alpha_{total}}{\alpha_{pulley}} \right\rceil = 3 \text{ trinser} \quad \text{Formel 76}$$

Hvor:

$$n_{pulley} = \text{Antall trinser}$$

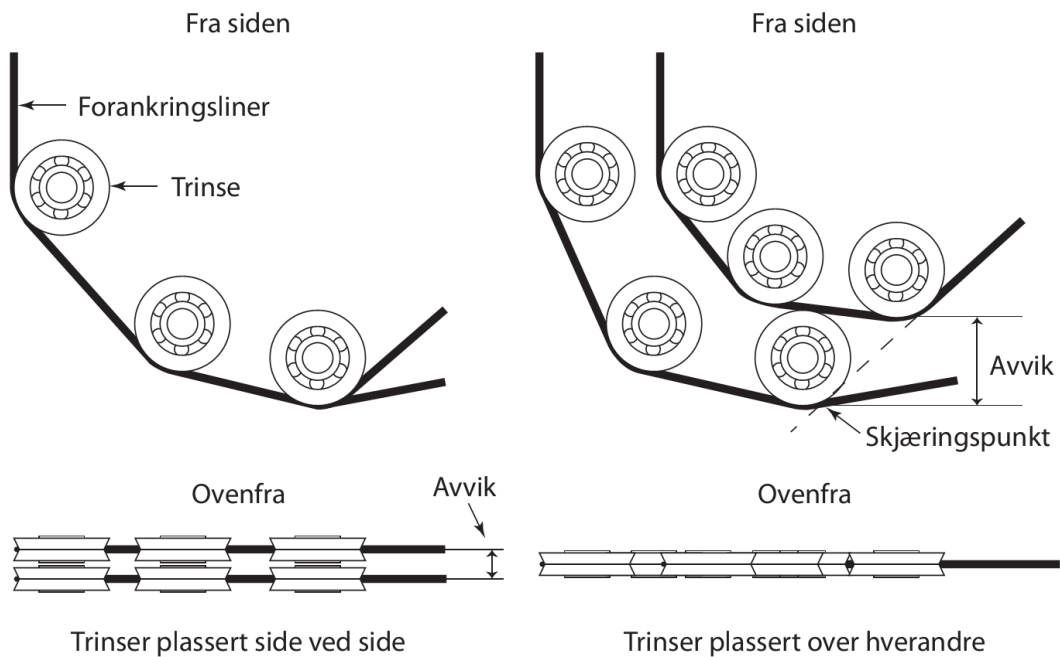
Det ble valgt å bruke 4 trinser per forankringsline, for å redusere kreftene per trinse ytterligere.

5.2.3 POSISJONERING AV TRINSER

Når man skal prøve å oppnå ét forankringspunkt for to forankringslinjer som bøyes om trinser, har man i hovedsak to muligheter (figur 5.10): Man kan enten plassere trinsene som representerer forankringspunktet (endetrinser) på samme aksel, eller plassere dem over hverandre.

Dersom man plasserer endetrinsene på samme aksel oppnår man et tilnærmet riktig forankringspunkt i forhold til vertikalplassering. Man vil imidlertid få et avvik som følge av at de er et stykke fra hverandre i horisontalplanet. Dersom trinsene plasseres over hverandre, oppnår man en riktig plassering i horisontalplanet, men får et avvik i vertikalplanet. Sistnevnte kan kompenseres for ved å la skjæringspunktet mellom linene treffe det nedre forankringspunktet, slik at vinkelen blir korrekt (figur 5.10).

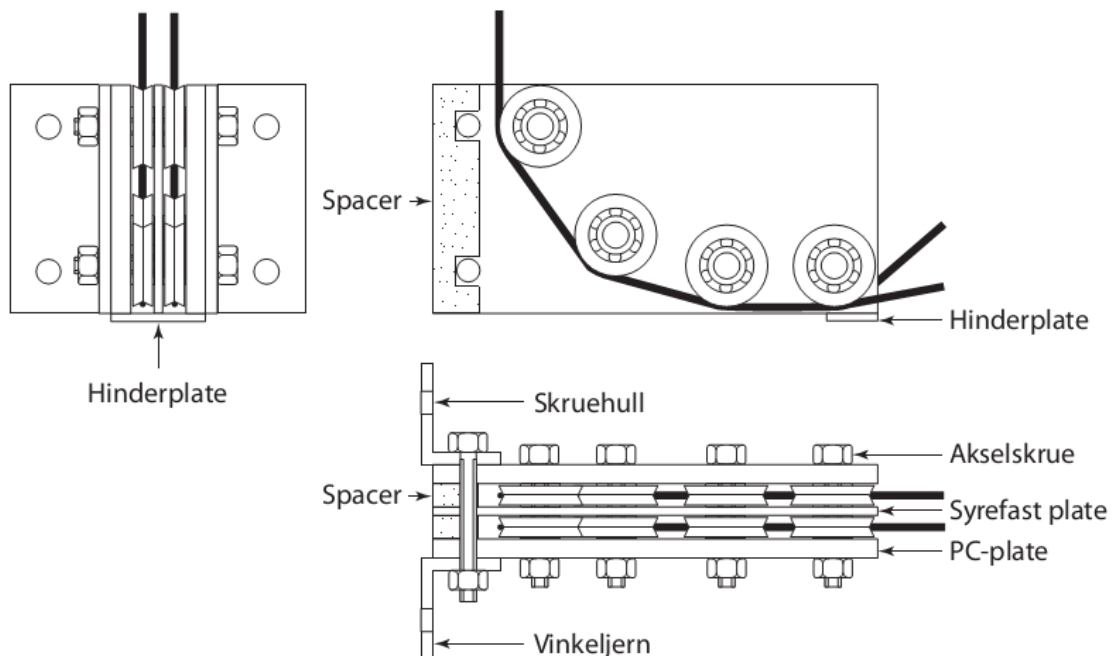
Å plassere trinsene ved siden av hverandre har flere fortrinn over det andre alternativet: Det vil være mye enklere å koble forankringslinen på trinsesystemet, da unngår man å føre forankringslinen mellom trinsene som står over hverandre. Man trenger også kun halvparten så mange akslinger til trinsene, da to og to kan bruke den samme. Avstanden mellom trinsene vil være liten i forhold til forankringsradiusen og ansees som neglisjerbar. Det velges derfor å plassere trinsene side om side.



Figur 5.10 Skisse av trinseplassering (Her med kun tre trinser per forankringsline)

5.2.4 SAMMENKOBLING AV TRINSER TIL ÉN ENHET

For å gjøre det enklere å montere og demontere trinsene i bølgetanken, ble det valgt å bygge dem inn i én enhet (figur 5.11). Skulle det forekomme feil med trinsene, kan denne multitrinsen kobles fra forankringstårnet og bringes til overflaten for reparasjon.



Figur 5.11 Skisse av multitrinse

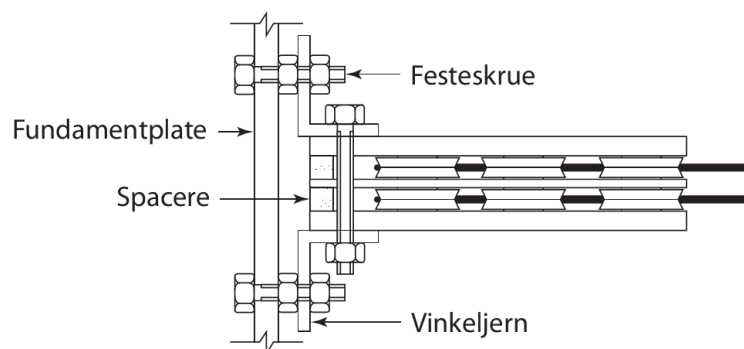
Det ble valgt å feste trinsene til en syrefast plate som ble plassert mellom trinseparene (figur 5.11). Dette medfører at avstanden mellom dem blir litt større. Man oppnår imidlertid et hinder mellom forankringslinene, slik at de ikke kan hoppe over i hverandres spor. I tillegg gir en plate, som belastes med et moment om sterk akse, svært høy bøyestivhet. Dette er viktig for å unngå stor deformasjon

ved trinsene når kreftene i forankringslinene varierer. Denne platen var derimot utsatt for vipping, som følge av en svært liten bøyestivhet om den svake akse. Derfor ble det montert en plate på utsiden av trinsene på hver side. Disse hindrer vipping og ser til at forankringslinene forblir i trinsesporet og ikke sklir av. Det ble valgt å bruke et gjennomsiktig materiale til dette formålet, for lett å kunne observere feil i trinsesystemet under bølgetanktesten. Slike feil kan for eksempel være fastlåsing av trinser. Materialet som ble valgt til disse platene var polykarbonat, fordi dette materialet har god styrke og utmerket kjemisk motstand mot saltvann (Fibox Enclosures 2007). Det ble også innført en liten hinderplate (figur 5.11) for å unngå at forankringslinene kunne gå ut av sporet mellom platene. Det ble videre valgt å bruke vinkeljern for å feste platene til forankringstårnet og fundamentet i henholdsvis bølgetanken og testbassenget.

Det ble innført avstandsstykker (spacere) mellom platene av polykarbonat og syrefast stål. Hensikten bak dette var å kunne skru vinkeljernene godt inntil multitrinsen uten at polykarbonatplatene ble deformert.

5.2.5 FESTE TIL FORANKRINGSTÅRN OG FUNDAMENT

Multitrinsen ble festet til fundamentet i testbassenget slik som vist i figur 5.12. Vinkeljernene til multitrinsen festes til fundamentplaten med fire skruer. Disse skruene festes først til fundamentplaten med muttere, slik at de sitter fast uavhengig om multitrinsen er koblet på. Videre festes vinkeljerner med fire muttere til skruene. Det ble ikke vurdert tiltak for å få løsningen justerbar, som følge av at nøyaktigheten ikke var veldig viktig i testbassenget.

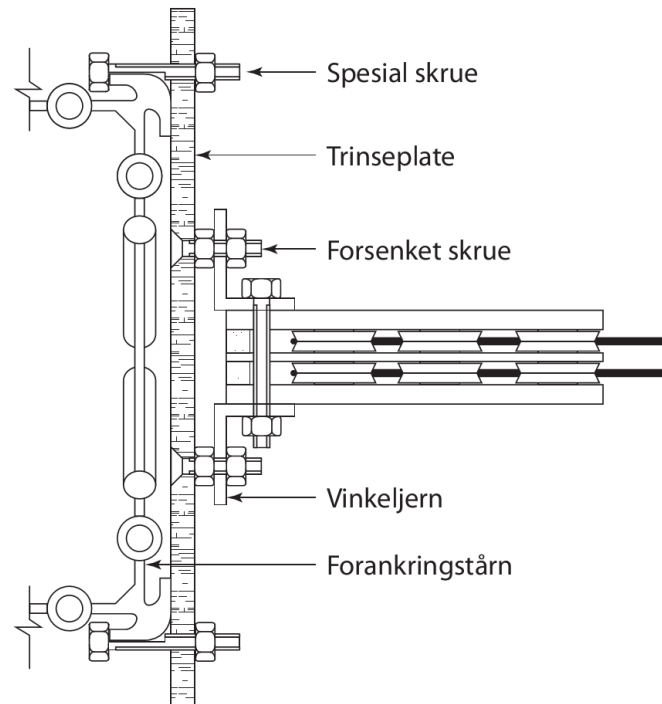


Figur 5.12 Innfesting av multitrinse til fundament i testbasseng

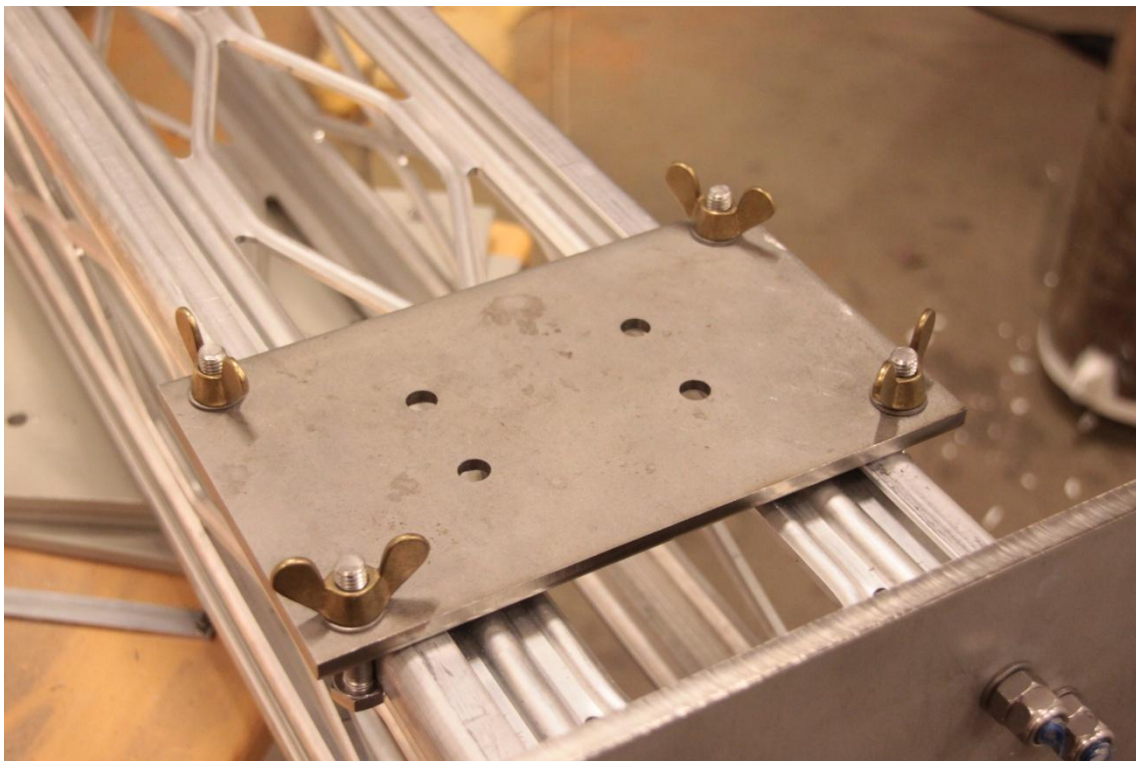
I bølgetanken er det imidlertid viktig at man oppnår nøyaktige ankerpunkt. For å kunne plassere multitrinsen i korrekt vertikalposisjon, ble det valgt å utvikle et justerbart feste mellom forankringstårnet og multitrinsen.

Løsningen endte opp som illustrert i figur 5.13. Her festes multitrinsen til en trinseplate på samme vis som for fundamentplaten. Det måtte imidlertid benyttes skruer med forsenket hode for å unngå at de kolliderte med forankringstårnet. Denne platen festes til forankringstårnet ved å benytte spesialskrue, hvis hode legges ann mot spor i forankringstårnet. Ved å stramme disse skruene oppnåes en friksjonsforbindelse mellom trinseplaten og forankringstårnet. Denne forbindelsen er enkel å justere ved å løsne mutterene og skyve platen opp eller ned. Skruhodene gav opprinnelig for liten anleggsflate mot forankringstårnet spor, slik at det kunne være fare for at forbindelsen løsnet. For å hindre dette, ble det besluttet å lage et spor i skruenes gjengeparti fra hodet og et stykke mot enden. Dette gir en større anleggsflate som hindrer at forbindelsen løsner og gjør at

skruene hindres fra å rotere når man skrur på mutteren. Det ble valgt å benytte vingemuttere til disse spesialskrueene (ikke i figur), da dette gjør at man kan stramme dem uten verktøy. Noe som er en fordel dersom man må justere forbindelsen under vann.



Figur 5.13 Innfestning av multitrinse til forankringstårn i bølgebasseng



Figur 5.14 Trinseplate koblet til forankringstårn

5.3 FUNDAMENT OG INNFESTNING

5.3.1 TESTBASSENG

Spesifikke krav for fundament

Ulykker i testbassenget kan medføre alvorlige konsekvenser. Dersom et forankringstårn kantrer, kan det i verste fall skade personell og redusere integriteten til bassenget, noe som kunne medført kollaps. En kollaps av bassenget kan frigi inntil 40 kubikkmeter med vann, noe som vil skade personell, utstyr og bygningen. Det er derfor særdeles viktig at fundamentet gir tilstrekkelig stabilitet, slik at kantringsrisikoen er minimal.

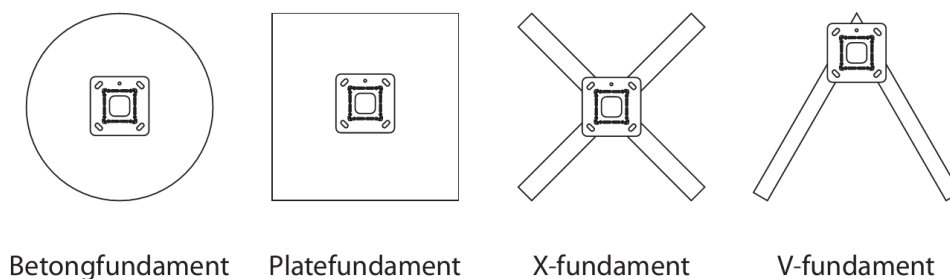
For å sikre at utstyret fungerer som tiltenkt, er det hensiktsmessig å oppnå en så lik dybde og forankringsradius som det skal være i bølgetanken. En optimal konfigurasjon i testbassenget der forankringslinene er festet i bunn ved bassengkanten, gir allerede for liten forankringsradius og dybde. Det er derfor ønskelig å se på tiltak som gjør at man kan utnytte mest mulig av diameteren til bassenget.

Siden fundamentet er lokalisert under vann, må det være korrosjonsbestandig. Det må også tilsees at mastmodulen som er tilkoblet ikke blir utsatt for mye galvanisk korrosjon. Fundamentets overflate vil være relativt stor, og kan dermed gi et stort bidrag til dette dersom dette blir oversett.

For å gjøre det enkelt å håndtere fundamentene ved montering og lagring, er det gunstig om de har liten masse. Fundamentene bør være riktig posisjonert i testbassenget, og dersom disse er tunge, vil det medføre unødvendig mye slitsomt arbeid. I tillegg vil en tung masse kunne medføre så stort trykk på bassengduken at denne skades. Dette må imidlertid sees i sammenheng med kontaktflaten mellom fundamentet og bassengduken.

Alternativer for fundament

Det ble utarbeidet fire grove alternativer for fundamenteringen til testbassenget (figur 5.15).



Figur 5.15 Fundamentalternativer for bruk i testbasseng

Det første består av et betongelement hvor det støpes inn gjengestål som forankringstårnets bunnplate kan festes til. Betongfundamentet oppnår stabilitet først og fremst som følge av dets tyngde.

Platfundamentet er i prinsippet kun en plate som bunnplaten festes til. Her hindres tårnet i å kantrere ved at platens bredde gir et relativt stort gjenopprettende moment i forhold til platens vekt. Dette oppstår ved at tyngdepunktet befinner seg i en relativt stor avstand fra platens kanter.

X- og V-fundamentet benytter seg av stålprofiler som sveises sammen til henholdsvis en X- og en V-form. Bunnplaten festes til, eller i nærheten av skjæringspunktet til stålprofilene. X-fundamentet oppnår stabilitet på samme måte som platefundamentet.

For V-fundamentet er dette mer retningsbestemt. Ved tipping mot fundamentes utstikkende profiler, er det hovedsakelig vekten av forankringstårnet som hindrer kantring. Kantring i andre retninger forhindres imidlertid av massen til fundamentet.

Vurdering av alternativer for fundament

Betong består av sement, grus, sand og vann, som totalt sett er rimelig i forhold til stål (Callister & Rethwisch 2011). For å lage et fundament i betong trenger man også en støpeform i for eksempel trevirke og gjengestenger. Dette gir en billig løsning i forhold til de andre alternativene. Betong har imidlertid en spesifikk styrke som er relativt dårlig i forhold til stål (Callister & Rethwisch 2011). Dette vil medføre at fundamentet blir tyngre enn det behøver å være, og dermed vanskelig å håndtere. I tillegg kan biter av betongen falle av i testbassenget og tråkkes ned i bassengduken og dermed skade den under montering. Denne løsningen medfører imidlertid at avstanden mellom forankringstårnet og bassengkanten blir unødvendig stor. Noe som gir en relativt liten forankringsradius i forhold til de andre løsningene. Dette kan imidlertid kompenseres ved å plassere innfestningen bunnplaten nær enden av fundamentet.

Platefundamentet vil være enkelt å tilvirke på grunn av den enkle formen. Den gir en stor kontaktflate med bassengduken, som gir et lite flatetrykk. Platen blir imidlertid belastet om den svake aksene. Dette gjør at man må ha en relativt tykk plate for å oppnå tilstrekkelig kapasitet mot bøying, noe som gir en tyngre løsning. Dette kan løses ved å sveise på avstivere på oversiden av platen, men dette vil igjen øke produksjonskostnadene. Løsningen krever også et påsveiset element for å feste forankringstårnet til fundamentet. Som for betongfundamentet blir forankringsradiusen mindre. Dette kan kompenseres for på samme vis, på bekostning av stabiliteten.

X-fundamentet gir best stabilitet i forhold til fundamentets masse og er enkel å produsere fra standard stålprofiler. Det er også enkelt å tilvirke festepunkter ved å skru fast bunnplaten til forankringstårnet i den øvre flensen til stålprofilet. Denne løsningen medfører imidlertid at avstanden mellom forankringstårnet og bassengkanten blir unødvendig stor. Noe som gir en redusert forankringsradius.

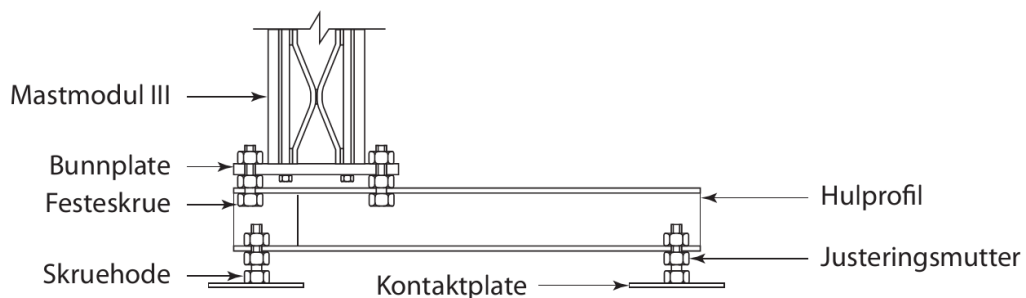
På samme vis som for sistnevnte fundament, er V-fundamentet relativt enkel å produsere og kan med enkle grep gi festepunkter til bunnplaten. Utformingen gir en størst mulig forankringsradius i bassenget. Fundamentet gir imidlertid en dårligere stabilitet i retningene vinkelrett på profilenes lengdeakse.

Valg av fundament

På grunn av tidsbegrensinger i tid til videreutvikling av fundamentene, ble det valgt å forkaste betong- og platefundamentet, da det kunne potensielt tatt mye tid å få dem til å fungere. Videre ble det valgt å benytte V-fundamentet fremfor X-fundamentet for å oppnå en større forankringsradius. Utfordringen med stabilitet ble ansett som enkel å overkomme.

Videreutvikling av fundament

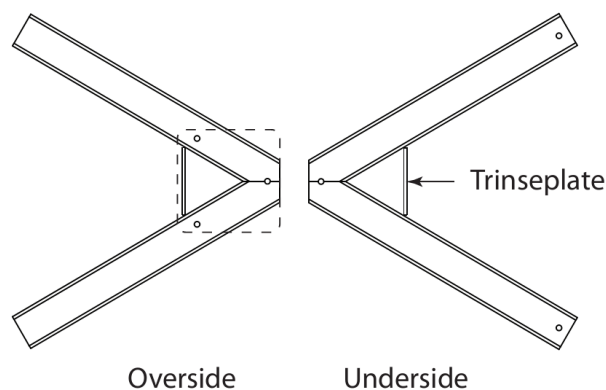
Verkstedshallen som ble stilt til disposisjon for opprigging av testbassenget, hadde som nevnt et gulv med helning. Dette medfører at vanddybden i testbassenget vil være ulik avhengig av posisjon. For å kompensere for dette ble det derfor valgt å lage et justeringssystem for å kunne få fundamentene i vater og i samme dybde. Det ble valgt å benytte skruer til dette, hvor hodet står mot bassengduken og fundamentet hviler på en mutter, se figur 5.16. For å justere høyden trenger man dermed kun å skru på mutteren. Av samme grunn som for justeringen av vinkelen mellom mastmodulene, ble det valgt å benytte tre slike justeringer per fundament. Disse ble plassert i ved endene på fundamentet, som vist i figur 5.17. For å redusere flatetrykket mellom skruhodene og bassengduken, ble det innført et nytt element i form av en plate med avrundede kanter. Ved å teipe kantene reduseres far for skade på bassengduken ytterligere.



Figur 5.16 Fundament tilkoblet forankringstårn

Mastmodulens bunnplate, som fulgte med masten, ble festet til fundamentet ved å bruke skruer og muttere. Skruen ble valgt å feste til fundamentet med en mutter, slik at skruene sitter fast uavhengig av om mast-modulen er tilkoblet eller ikke.

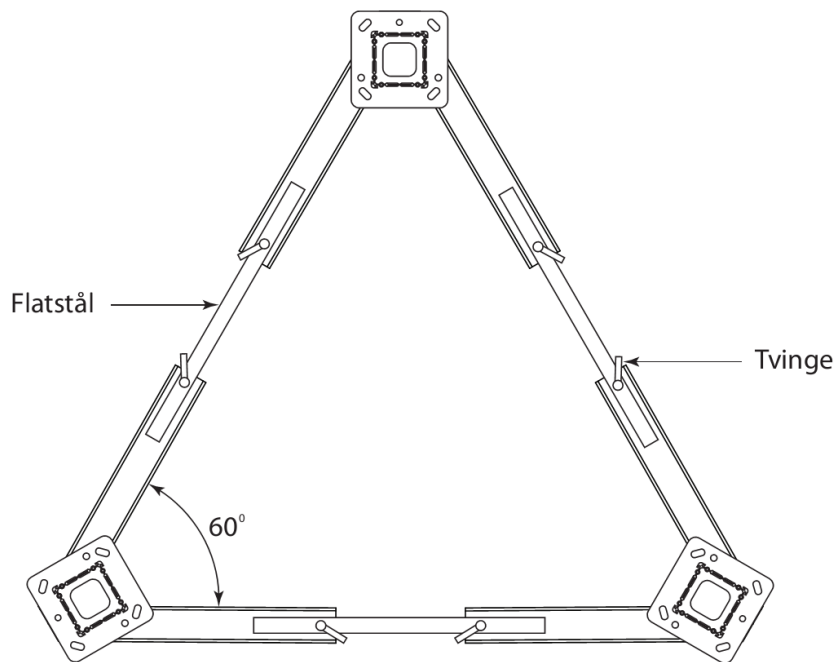
For å få plassert justeringsskruene i senter av profilene, ble det besluttet å benytte hulprofiler. Disse ble sammenstilt ved hjelp av sveising. I tillegg ble det valgt å sveise på en plate med hull som trinsene kan festes til. Den ble plassert så nærme forankringstårnets festepunkt som mulig, uten at dette gikk utover monteringsstiljengeligheten på baksiden av platen.



Figur 5.17 Plassering av hull til justeringsskruer og festeskrue til forankringstårn

For å gjøre fundamentene mer stabile ble det valgt å legge flatstål mellom beina på to og to fundamenter og spenne dem fast med tvinger, som vist i figur 5.18. Vinkelen mellom fundamentbeina ble satt til å være 60° . Dette gjør det enklere å sette opp fundamentene riktig i forhold til hverandre, når flatstålene legges på.

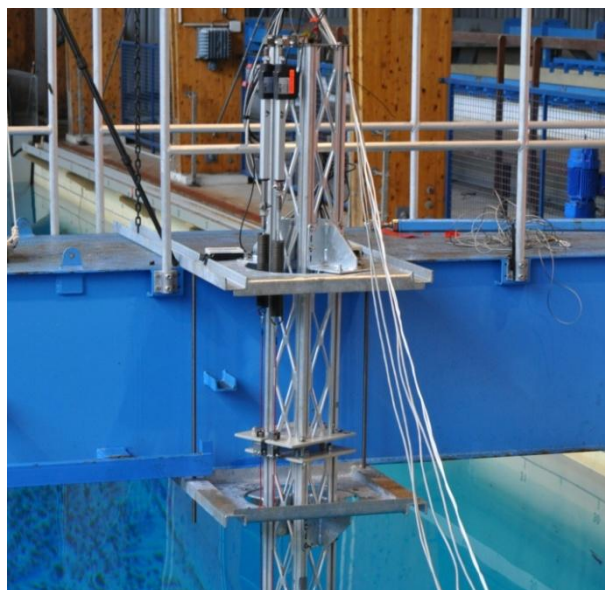
Hulprofilene og flatstålene som ble anskaffet var av vanlig konstruksjonsstål, og det var derfor nødvendig å overflatebehandle fundamentene. Det ble valgt å benytte maling for marint bruk som gav god beskyttelse både for fundamentene og mastmodulene i aluminium som ble koblet til.



Figur 5.18 Fundamenter koblet sammen med flatstål og tvinger

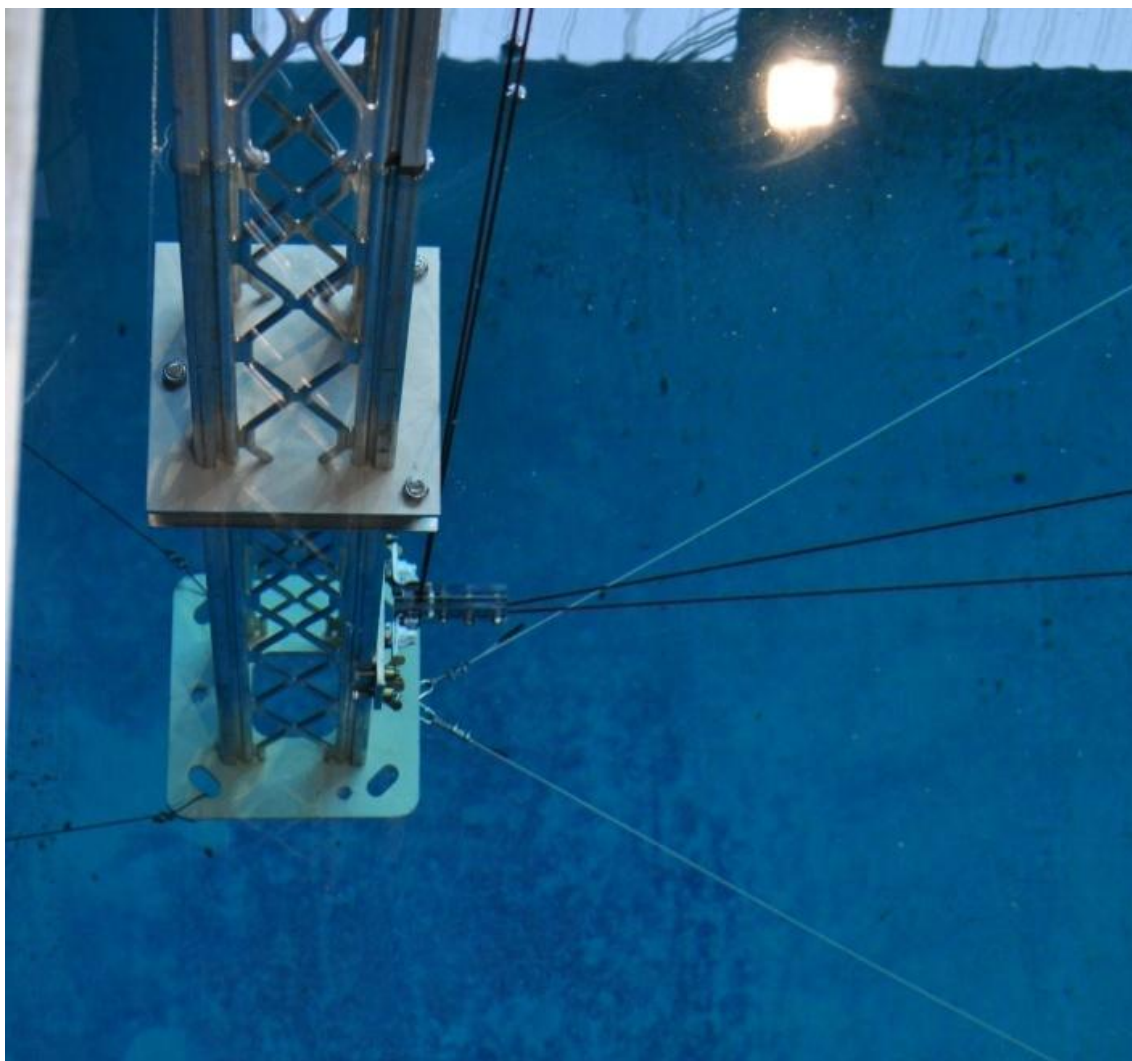
5.3.2 BØLGETANK

Det ble valgt å delegere design og produksjon av koblingen mellom forankringstårnet og vognene i bølgetanken til konstruktøren ved Ifremer Brest. Dette som følge av liten tilgjengelig tid til dette arbeidet, og fordi det er enklere for en som er kjent med forholdene i bølgetanken å designe dette utstyret. Dette valget resulterte i en god løsning som ble vesentlig billigere enn om den skulle ha blitt produsert i Norge etter egne erfaringer med produksjonskostnader. Løsningen er vist i figur 5.19.



Figur 5.19 Innfestning av forankringstårn i bølgetank (Foto: Anders Myhr)

For å sikre minimal varierende deformasjon ved trinsene, ble det i tillegg valgt å lage et avstivningssystem for forankringstårnene. Løsningen ble å koble vaiere mellom bunnen av hvert tårn i en deltaforbindelse. Videre ble det besluttet å benytte to stålvaier mellom bunnen av hvert tårn og vognene. Dette gjør at tårnets bunn vil bevege seg relativt lite når de blir belastet med varierende strekk fra forankringslinene. Løsningen er vist i figur 5.2.

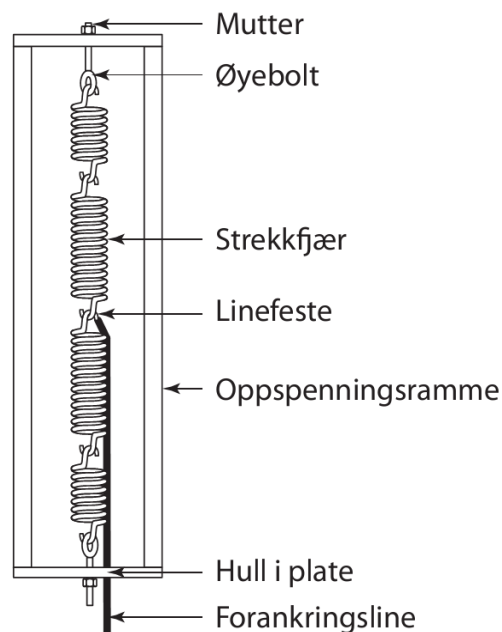


Figur 5.20 Forankringstårn med avstivende vaiere i bølgetank (Foto: Anders Myhr)

5.4 FJÆRSYSTEM

5.4.1 SPESIFIKKE KRAV OG ØNSKER TIL FJÆRSYSTEMET

I den forrige bølgetanktesten ble det brukt et fjærsystem som bestod av seriekoblede strekkfjærer som var spent fast i en oppspenningsramme (figur 5.21). Forankringslinen ble knytt fast mellom to av fjærene i serien og ført gjennom et hull i oppspenningsrammen og videre ned til trinsene. Oppspenningsrammen ble benyttet for å forspenne fjærene som krevde en viss kraft for å skille viklingene fra hverandre. Fjærstivheten ble justert ved å variere antall fjærer og bytte mellom stive og mindre stive fjærer i seriekoblingen. Det viste seg vanskelig i bruk, og det var derfor aktuelt å se på alternative løsninger.



Figur 5.21 Fjærsystemprinsipp fra forrige bølgetanktest

Laster og mål for fjærsystem

Fjærsystemet skal ha kapasitet nok til å motstå de forventede lastene. Det benyttes en sikkerhetsfaktor på 2 for å ta hensyn til eventuelle avvik. Kapasiteten skal derfor være minst:

$$F_{allow} > F_{dim} = SF \cdot F_{ml,2,max} \quad \text{Formel 77}$$

$$F_{allow} > F_{dim} = 504N \quad \text{Formel 78}$$

Hvor:

F_{allow} = Tillatt last på fjærsystem

F_{dim} = Dimensjonerende last

SF = Sikkerhetsfaktor for fjærsystem (2)

$F_{ml,2,max}$ = Største forventet last i forankringslinene til TLB-B (252 N)

Fjærsystemets frekvens må ikke være i området for bølgebelastningene eller responsen til vindturbinmodellene, og skal være høyere enn 10 Hz. For å ikke komme i konflikt med annet utstyr, settes det en øvre grense for hvor lange fjærene kan være i belastet tilstand. Dette settes til å være 500 mm, ved dimensjonerende last. Fjærsystemet skal kunne gi en stivhet i intervallet 3,002 N/mm -

20 N/mm for å sikre at man kan oppnå en tilstrekkelig lav og tilstrekkelig høy stivhet i forankrings-systemet. Øvrige begrensninger for fjærsystemet kan sees i tabell 5.5.

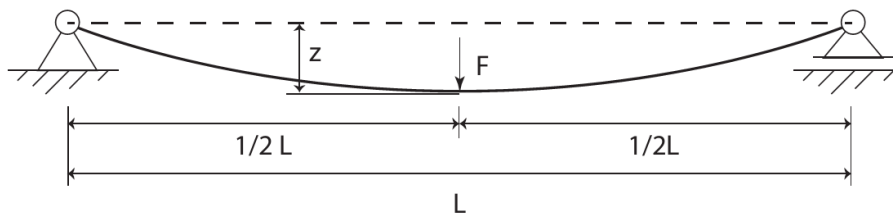
Tabell 5.5 Betingelser for fjærsystem

Størrelse	Kraft maks	Kraft min	Maks slaglengde	Min slaglengde	Stivhet
Enhet	[N]	[N]	[mm]	[mm]	[N/mm]
Øvre liner	252	99	83,9	33,3	3,002
Nedre liner	245	52,4	61,2	13,1	4,0076

5.4.2 FJÆRSYSTEMPRINSIPPER

Bladfjærprinsipp

En bladfjær i sin aller enkleste form, er som å betrakte som en fritt opplagret bjelke (Dahlvig et al. 2000), slik som vist i figur 5.22.



Figur 5.22 Deformasjon av bladfjær som fritt opplagret bjelke

Etter elementær bjelketeori har bladfjæren, i denne enkle form, en stivhet lik (Gieck & Gieck 2006):

$$K_e = \frac{F}{z} = \frac{48EI}{L^3} \quad \text{Formel 79}$$

Hvor:

K_e = Fjærelementets stivhet

F = Kraft som virker på midten av bladfjæren

z = Deformasjon under kraften

E = E-modulen til fjærstålet

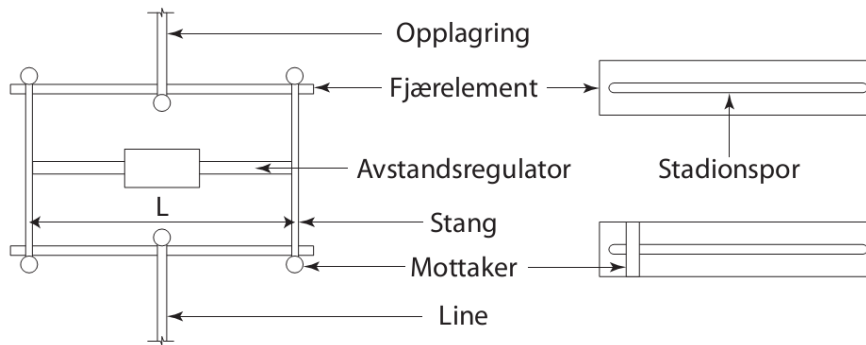
I = Annet arealmoment om svak akse i fjærens tverrsnitt

L = Lengden mellom opplagringspunktene til bladfjæren

Dette er gyldig så lenge deformasjonen er tilstrekkelig liten i forhold til bladfjærens lengde. Tilstrekkelig liten er her definert som (Terjesen 2011):

$$\frac{z}{L} < \frac{1}{20} \quad \text{Formel 80}$$

Man kan dermed gjøre fjærstivheten justerbar ved å gjøre det mulig å endre avstanden mellom opplagringspunktene til bladfjæren. Dette kan for eksempel oppnås ved å lage et system bestående av to bladfjærer med et langt stadionspor, som vist i figur 2.3. Mellom bladfjærene festes to stenger med mottakere i begge ender som går gjennom stadionsporene. Mellom disse stengene plasseres et element som kan justere avstanden mellom dem, for eksempel en strekkfisk. Den øverste bladfjæren festes med fri opplagring på midten, mens forankringslinen festes til den nederste bladfjæren.



Figur 5.23 Skisse av bladfjærprinsipp med regulering av lengde

Dersom bladfjærene er identiske og stengene er så stive at deres deformasjon kan neglisjeres, blir fjærsystemets totale stivhet:

$$\frac{1}{K_s} = \frac{1}{K_e} + \frac{1}{K_e} = \frac{2}{K_e} \quad \text{Formel 81}$$

$$K_s = \frac{K_e}{2} = \frac{24EI}{L^3} \quad \text{Formel 82}$$

Hvor:

K_s = Fjærsystemets stivhet

K_e = Stivheten til ett fjærblad

For at fjærene skal ha riktig slaglengde og samtidig oppfylle lineærhetetskravet (formel 80), må lengden på bladfjærene være minst:

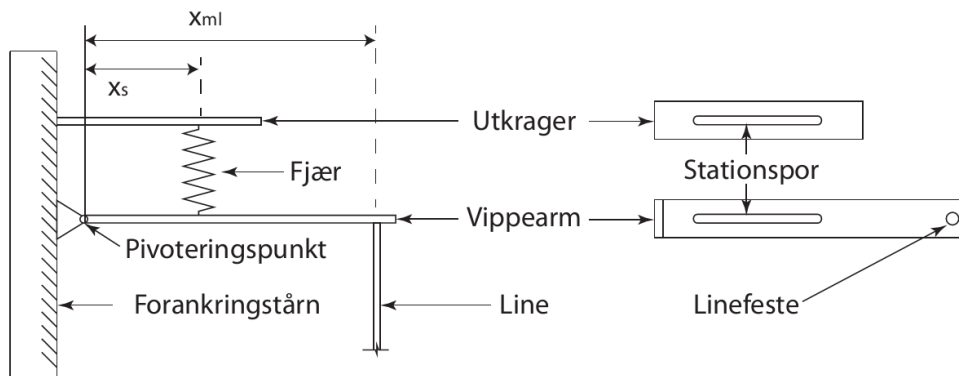
$$L > 20 \cdot \frac{1}{2} \Delta s = 10 \cdot \Delta s \quad \text{Formel 83}$$

$$L > 839 \text{ mm} \quad \text{Formel 84}$$

Å benytte så store bladfjærer vil ikke være hensiktsmessig, som følge av at det vil være vanskelig å få plass til dem ved siden av hverandre som testriggkonseptet krever. Samtidig vil den store nederste fjæren settes i bevegelse ved vekslende belastning og gi et stort bidrag med massetregghet. Prinsippet ble derfor forkastet.

Momentarmprinsipp

Denne løsningen består av en vippearms med hengselfeste, en fastspent utkragerbjelke og en skruefjær (figur 5.24). Vippearmen festes til forankringstårnet med hengselfestet slik at den er fri til å rotere om en horisontal akse. Ytterst på vippearmen er det et festepunkt for forankringslinen. I tillegg er det et stadionspor på vippearmen, mellom linefestet og pivoteringspunktet. Utkragerbjelken er også festet til forankringstårnet, men her med en fast innspenning. Det er også et stadionspor på utkragerbjelken. Fjæren festes mellom vippearmen og utkragerbjelken i stadionsporene, og fjærens avstand til forankringstårnet kan justeres i disse sporene.



Figur 5.24 Skisse av momentarmprinsipp

Som en følge av at vippearmen er fri til å rotere om pivoteringspunktet, vil momentet i dette punktet være null. Når vippearmen er horisontal vil dette gi følgende kraftforhold mellom kraften i linens og fjæren:

$$M_p = F_{ml} \cdot x_{ml} - F_s \cdot x_s = 0 \quad \text{Formel 85}$$

$$F_s = F_{ml} \cdot \frac{x_{ml}}{x_s} \quad \text{Formel 86}$$

Hvor:

M_p = Moment om pivoteringspunkt

F_{ml} = Kraft i forankringsline

x_{ml} = Avstand mellom pivoteringspunkt og linens festepunkt

F_s = Kraft i fjæren

x_s = Avstand mellom pivoteringspunkt og fjærens innfesting

Kraften i fjæren vil med andre ord øke når fjæren plasseres nærmere pivoteringspunktet. Dette gjør at fjæren strekker seg mer for en gitt linekraft, og gir større forskyvning av linefestet. I tillegg vil en gitt forlengelsen av fjæren gi større utslag ved linefestet, jo større avstand det er mellom disse. Dette gjør at man kan justere stivheten til forankringslinesystemet.

Når deformasjonen av fjæren er svært liten, vil man ha en tilnærmet lineær oppførsel, men ved større deformasjoner vil ikke dette være tilfelle. Dette setter begrensninger til hvor stor slaglengde fjærsystemet kan gi, uten at vippearmen og utkrageren blir veldig lange. Det ble derfor besluttet å ikke bruke mer tid på dette prinsippet.

Justering av aktive viklinger

En skruefjærs stivhet er gitt av følgende formel (Gieck & Gieck 2006):

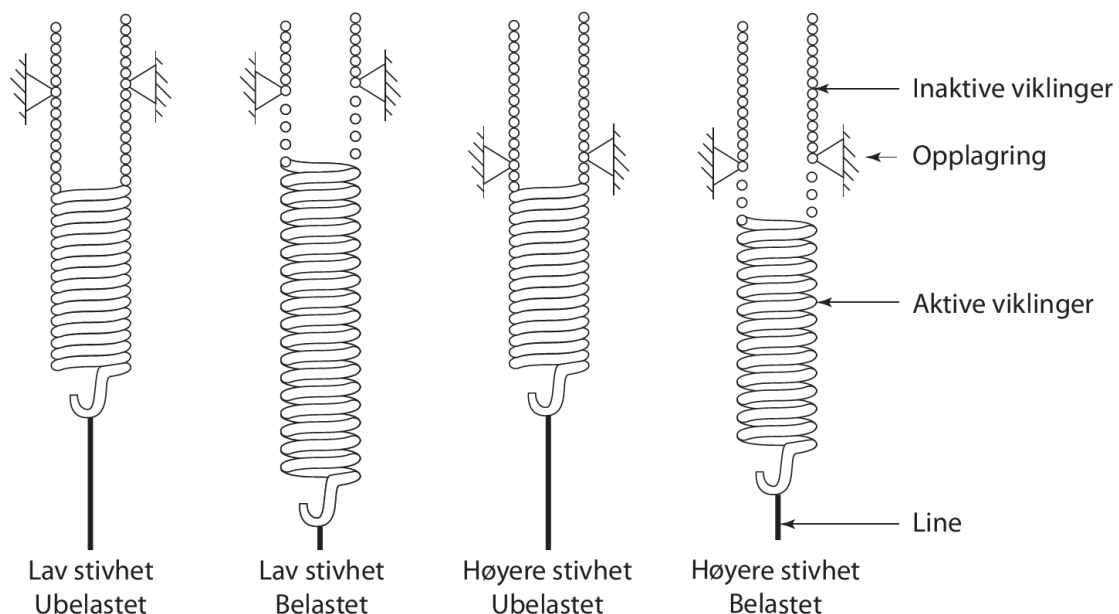
$$K_s = \frac{F_s}{z} = \frac{G \cdot D_t^4}{8 \cdot n_a \cdot D_m^3} \quad \text{Formel 87}$$

Hvor:

- K_s = Skruefjærens stivhet
- F_s = Belastningen på fjæren
- z = Deformasjonen av fjæren
- G = Skjærmodulen til fjærstålet
- D_t = Tråddiameteren til fjæren
- n_a = Antall aktive viklinger
- D_m = Middeldiameteren til fjæren

Det er ikke mulig å justere skjærmodulen eller tråddiameteren etter at en fjær er produsert, men antall aktive viklinger og middeldiameteren kan påvirkes i etterkant. I denne teksten undersøkes imidlertid kun førstnevnte.

Antall aktive viklinger kan reduseres ved å låse fast et antall viklinger i hverandre slik at disse bli inaktive. Man kan også oppnå samme effekt ved å kun benytte en del av fjæren. Dette ved å koble seg på fjæren et stykke inn på den, som vist i figur 5.25. Da vil kun viklingene mellom opplagringspunktet og enden på fjæren, være aktive. Prinsippet benytter hovedsakelig kun en skruefjær og en komponent som kan låse seg fast til fjæren i ulike posisjoner langs fjærens lengdeakse.



Figur 5.25 Skisse av prinsipp med justering av aktive viklinger
I den øvre delen ser man kun tverrsnittet av fjærene

Dette prinsippet er svært gunstig da man oppnår en lineær fjærkarakteristikk. Prinsippet har også den fordel at man kan benytte standardfjærer og i etterkant tilpasse stivheten selv etter eget behov. Dette, i tillegg til at den prinsipielt sett består av to elementer, gjør den til et enkelt og billig alternativ. Dette er et av de konseptene som bør utvikles videre.

Prinsipp med serie- og parallellkobling av fjærer

Prinsippet justerer stivheten til fjærsystemet ved å koble sammen fjærer i serie, som nevnt tidligere. Man kan også koble fjærene sammen i parallell, eller bruke en kombinasjon av disse to. Stivheten til disse prinsippene beregnes med følgende formler (Gieck & Gieck 2006):

$$\text{Seriekobling} \quad \frac{1}{K_{s,s}} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{K_i} \quad \text{Formel 88}$$

$$\text{Parallellkobling} \quad K_{s,p} = \sum_{i=1}^n K_i \quad \text{Formel 89}$$

$$\text{Kombinasjon} \quad K_{s,c} = \sum_{i=1}^m K_{i,s} \quad \text{Formel 90}$$

Hvor:

$K_{s,s}$ = Fjærstivheten til et seriekoblet fjærsystem

K_i = Fjærstivheten til fjærelement i

n = Antall fjærelementer

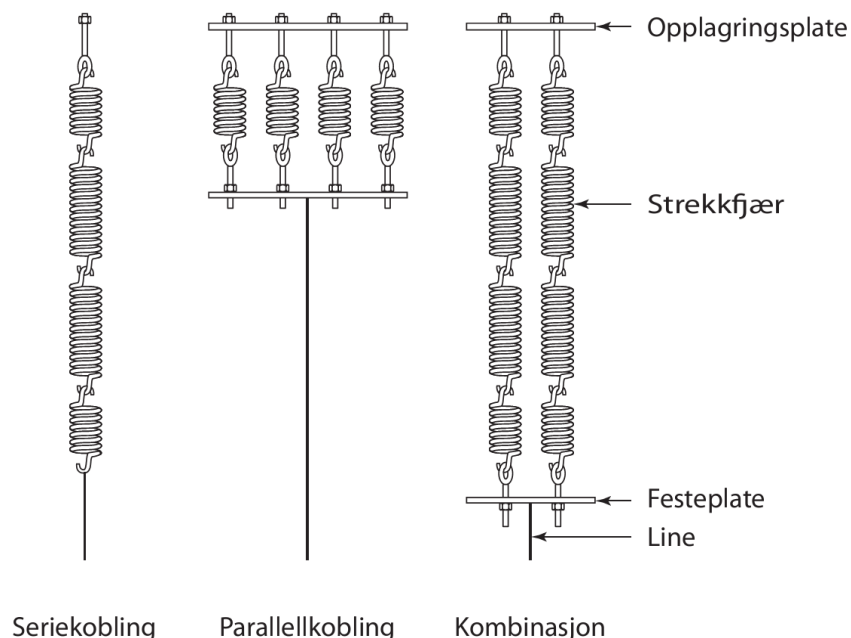
$K_{s,p}$ = Fjærstivheten til et parallellkoblet fjærsystem

$K_{s,c}$ = Fjærstivheten til en kombinasjon med flere serier i parallell

$K_{i,s}$ = Fjærstivheten til en serie i

m = Antall parallellkoblede serier

De ulike løsningene er illustrert i figur 5.26. Seriekoblingen er her kun representert som en serie med fjærer, uten innspenningsrammen som ble nevnt innledningsvis. Parallellkoblingen krever at fjærene har et felles tilkoblingspunkt, f.eks. i form av en plate i over- og underkant som fjærene festes i. Den nedre platen vil også ha et festepunkt for forankringslinen. Kombinasjonen er likt utformet som parallellkoblingen, men har seriekoblede fjærer i parallell.

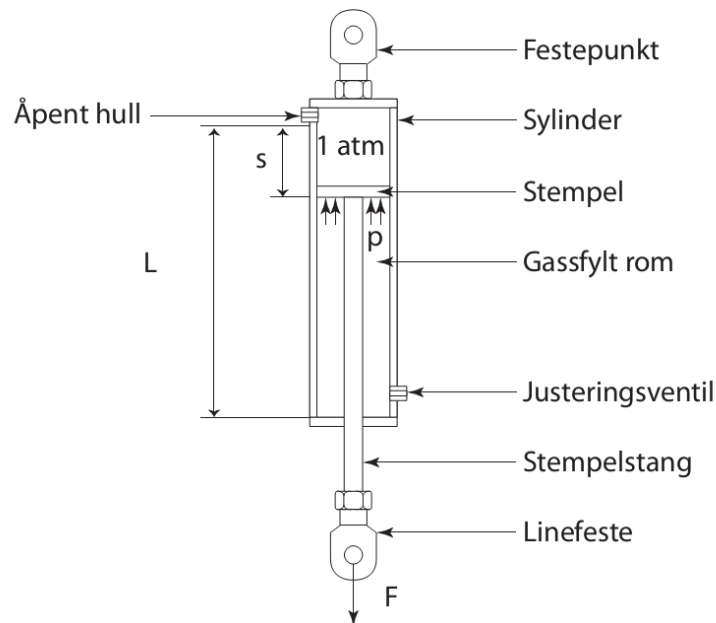


Figur 5.26 Skisse av prinsipp med serie-, parallellkobling og en kombinasjon av disse

Justeringen av stivheten i disse systemene er svært tidkrevende. Den innebærer også at man trenger mange forskjellige fjærer for å kunne justere stivheten i tilstrekkelig små trinn, noe som fort kan bli dyrt. Det ble derfor ikke brukt mer tid på dette konseptet.

Gassfjærprinsipp

En gassfjær er en innretning hvor fjæringsevnen blir oppnådd ved å benytte gassens kompressibilitet. Jo mer en gass trykkes sammen, jo mer øker gasstrykket, som ligner oppførselen til en fjær.



Figur 5.27 Skisse av gassfjærprinsipp

En gassfjær (figur 5.27) består hovedsakelig av en sylinder og et stempel med tilhørende stempelstang. For gassfjærer ment for strekkbelastninger, er sylinderen fylt med gass på den samme siden av stempelet som stempelstangen. Når stempelstangen trekkes ut av en kraft, komprimeres gassen og trykket øker, noe som gir fjærens motkraft. Det finnes versjoner som er utstyrt med en justeringsventil, for å fylle på eller tappe ut gassen. I rommet nærmest festepunktet er det et hull som gir konstant trykk i denne delen av gassfjæren.

For å beregne forholdet mellom kraft og slaglengde antas det her, at idealgassloven holder, og at man klarer å holde temperaturen konstant i gassen. Med utgangspunkt i idealgass loven kan forholdet regnes ut slik (Tipler & Mosca 2008):

$$p \cdot V = p_i V_i \quad \text{Formel 91}$$

$$p \cdot A \cdot (L - s) = p_i \cdot A \cdot L \quad \text{Formel 92}$$

$$F = p_i \cdot A \cdot \frac{L}{L - s} \quad \text{Formel 93}$$

Hvor:

p = Gasstrykket etter en volumendring

V = Nytt volum

p_i = Gasstrykket uten ytre påført kraft (starttrykk)

V_i = Gassvolum uten ytre påført kraft (startvolum)

A = Arealet av stempelet som trykket virker på

L = Lengden mellom stempelet og vegg uten ytre påført kraft

s = Slaglengde

F = Ytre kraft på stempelstang som gir volumendringen

Dette forholdet kan benyttes videre for å finne fjærstivheten til gassfjæren ved å se på endring av kraft:

$$\Delta F = F_2 - F_1 = p_i \cdot A \cdot \frac{L}{L - s_2} - p_i \cdot A \cdot \frac{L}{L - s_1} \quad \text{Formel 94}$$

$$\Delta F = p_i \cdot A \cdot L \left(\frac{L - s_1}{(L - s_2)(L - s_1)} - \frac{L - s_2}{(L - s_2)(L - s_1)} \right) \quad \text{Formel 95}$$

$$\Delta F = p_i \cdot A \cdot L \frac{s_2 - s_1}{(L - s_2)(L - s_1)} \quad \text{Formel 96}$$

$$K_{s,g} = \frac{\Delta F}{\Delta s} = p_i \cdot A \cdot L \frac{1}{(L - s_2)(L - s_1)} \quad \text{Formel 97}$$

Hvor:

- ΔF = Endring i kraft
- F_2 = En større kraft
- F_1 = En mindre kraft
- s_2 = Slaglengden ved en påført kraft F_2
- s_1 = Slaglengden ved en påført kraft F_1
- $K_{s,g}$ = Gassfjærens stivhet

Man kan utifra formelen justere gassfjærens fjærstivhet ved å endre starttrykket i gassen. Dette kan gjøres ved enten å fylle på mer gass eller øke temperaturen til gassen.

Prinsippielt sett er ikke en gassfjær lineær, og fjærstivheten vil øke etter hvert som gassen komprimeres. Man kan imidlertid oppnå en tilnærmet lineær karakteristikk dersom lengden på gassfjærens innvendige rom er stort nok i forhold til slaglengden. Når dette forholdet er på plass, kan fjærens stivhet endres ved å for eksempel justere trykket i gassfjæren. For å undersøke hvor lang gassfjærens innvendige startlengde må være, ble det tatt utgangspunkt i slaglengdene til TLB-B sine nedre liner (tabell 5.5). Den prosentvise økningen i fjærstivhet mellom disse slaglengdene er gitt av uttrykket:

$$\Delta\% = \left(\frac{K_{s,g,max}}{K_{s,g,min}} - 1 \right) \cdot 100\% \quad \text{Formel 98}$$

$$\Delta\% = \left(\frac{\left((L - s_2)(L - s_1) \right)_{min}}{\left((L - s_2)(L - s_1) \right)_{max}} \right) \cdot 100\% \quad \text{Formel 99}$$

Hvor:

- $\Delta\%$ = Prosentvis endring i stivhet
- max angir verdier ved den største slaglengden
- min angir verdier ved den minste slaglengde

Lengden ble økt inntil den prosentvise økningen av fjærstivheten var under 10%, da dette ble betraktet som godt nok. Resultatet og de aktuelle beregningsverdiene er oppført i tabell 5.6.

En lengde på ca 1 m vil ta altfor stor plass, og vil være unødvendig dyr for å oppnå et justerbart fjærssystem. I tillegg vil de vekslende belastningene føre til at det vil skapes varme ved friksjon mellom stempelet og innerveggene, som muligens må ledes bort for at ligningene skal gjelde.

Tabell 5.6 Verdier og resultater fra beregning av nødvendig innvendig lengde for gassfjær

Størrelse	Største slaglengde		Minste slaglengde		Resultat	
	s_1	s_2	s_1	s_2	Forskjell	L
Enhet	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	%	[mm]
Verdi	61,2	62,2	13,1	14,1	9,97	1050

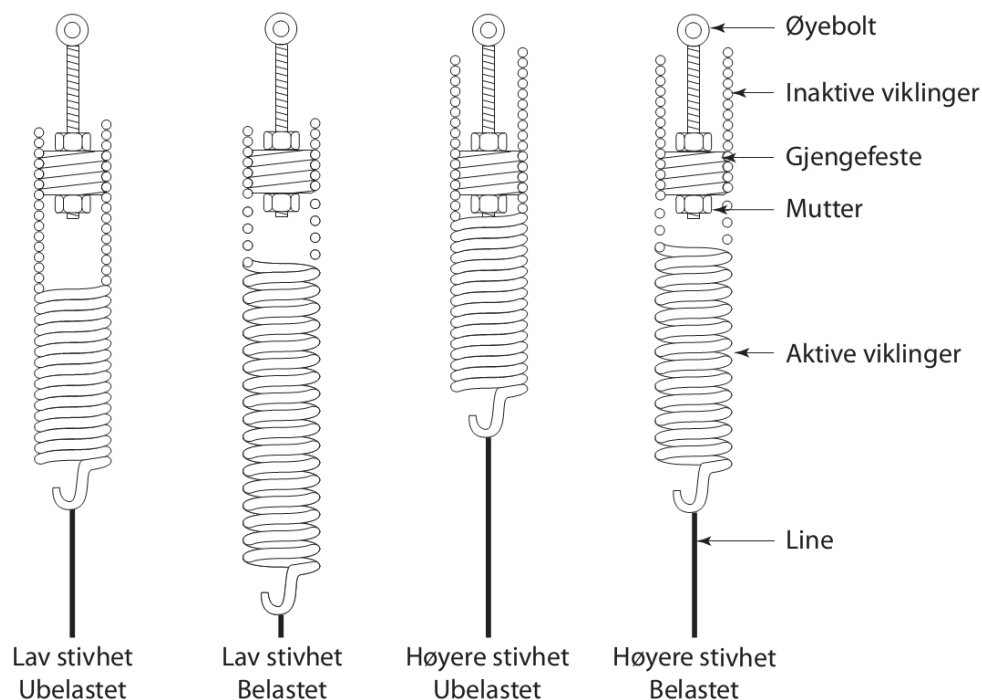
5.4.3 VALG AV PRINSIPP FOR FJÆRSYSTEM

Det er kun prinsippet med justering av antall aktive viklinger, som ble betraktet som en god nok løsning for det justerbare fjærsystemet. Det ble ikke funnet noen svakheter med prinsippet, og det ble derfor valgt å utvikle dette prinsippet videre.

5.4.4 VALG AV OPPLAGRINGSELEMENT

Det neste steget er å utvikle den komponenten som skal kunne gi en opplagring av fjæren et stykke inn på dens lengdeakse. En slik type komponent finnes allerede og kalles et gjengefeste, men dens bruksområde til nå, har hovedsakelig vært å feste fjærer til plater. Gjengefestet er i form av en skrue med veldig stor diameter i forhold til lengden. Gjengene til komponenten passer overens med fjæren, slik at fjæren kan skrues innpå gjengene. Gjennom gjengefestet er det et gjengehull som benyttes for å feste komponenten til plater og lignende.

Gjengefestet kan skrues så langt inn på fjæren man ønsker dersom man låser fast en lang bolt eller et gjengestål til gjengefestet. Ved å skru gjengefestet inn på fjæren, vil de viklingene som er i gjengefestets gjenger bli låst fast. De viklingene som gjengefestet skrues forbi, bli inaktive og bidrar ikke med elasticitet. I figur 5.28 er justeringsprinsippet illustrert med gjengefestene.



Figur 5.28 Bruk av gjengefeste som justeringselement

Det ble derfor valgt å benytte disse gjengefestene, da disse er så godt som spesialtilpasset formålet, og innebærer store tids- og kostnadsreduksjoner i forhold til utvikling og spesialproduksjon.

5.4.5 DIMENSJONERING OG TILVIRKNING AV FJÆRER

Fjærene må imidlertid spesialproduseres. Samtlige undersøkte leverandører leverer kun fjærer med en relativt høy startkraft, og dette kan føre til at fjærene klapper sammen når kraften i forankringslinene blir liten. Dersom fjærene klapper sammen, slutter de å bidra med elastisitet til forankringssystemet. Dette vil gi en uønsket brå overgang i stivheten ved små belastninger, som vil medføre dårlige strekkmålinger.

Når fjæren skal spesialproduseres er det hovedsakelig fem hensyn man må ta i dette tilfellet:

1. Fjæren må ha forspenning tilnærmet lik null.
2. Fjærens middeldiameter og tråddiameter må være lik en av gjengefestene som kan kjøpes.
3. Fjærens egenfrekvens må være høy nok til å unngå resonans, og ikke medføre at fjærene trekker seg sammen saktere enn forankringslinene.
4. Fjæren må ha nok kapasitet til å tåle de belastninger den vil og kan bli utsatt for.
5. Fjæren må ha tilstrekkelig lav stivhet.
6. Fjæren må ikke være for lang på grunn av plassmangel.

Det ble derfor først undersøkt om det i det hele tatt var mulig å få produsert spesialfjærer uten forspenning, da hele fjærsystemkonseptet var avhengig av dette i den nåværende formen. En av de kontaktede produsentene kunne levere dette, og det ble bestilt en testfjær for å kontrollere forspenningen. Denne fungerte som spesifisert.

Videre ble de tilgjengelige gjengefestene undersøkt, og det ble valgt å kun se videre på de som var tilpasset fjærer med tråddiameterer på 4, 5 og 6 mm, tabell 5.7. Dette ble gjort fordi det ble observert at standardfjærer med mindre tråddiameter ikke hadde tilstrekkelig kapasitet (Lesjøfors AB 2009a).

Tabell 5.7 Mulige gjengefester for fjær med tråddiameter lik 4, 5 og 6 mm (Lesjøfors AB 2009b)

Alternativ	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Tråddiameter	4	4	4	4	5	5	5	5	6	6	6	6
Ytterdiameter	25	30	35	40	30	35	40	45	35	40	45	50
Gjengefestehøyde	14	14	14	14	18	18	18	18	20	20	20	20

Det ble valgt å bruke fjærstålqualiteten EN 10270-1 SH som grunnlag for beregningene. Materialets egenskaper for de ulike tråddiameterne er oppført i tabell 5.8.

Tabell 5.8 Materialeegenskaper for fjærstål (Edwardsen 2012; Stahlbecker 2011)

Material	D_t	E	G	$R_{m,min}$	$R_{m,max}$
[-]	[mm]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
EN 10270-1 SH	4	206000	81500	1740	1930
EN 10270-1 SH	5	206000	81500	1660	1840
EN 10270-1 SH	6	206000	81500	1590	1770

Med disse målene og materialeegenskapene, er fjærene fullstendig definert, og det vil derfor være nok å kontrollere dem mot kravene om kapasitet, frekvens og belastet lengde.

Den maksimale kraften fjæren kan utsettes for, er gitt ved å omgjøre formelen for maksimal opptredende skjærspenning i fjæren (Dahlvig et al. 2000):

$$F_{allow} = \frac{\pi \cdot D_t^3 \cdot \tau_{allow}}{8 \cdot D_m \cdot k_1} \quad \text{Formel 100}$$

Hvor:

- F_{allow} = Tillatt fjærkraft
- τ_{allow} = Tillatt skjærkraft
- D_m = Middeldiameteren til fjæren
- k_1 = Korreksjonsfaktor
- D_t = Fjærens tråddiameter

Middeldiameteren til fjæren er forbundet til ytterdiameter (D_y) på følgende måte:

$$D_m = D_y - D_t \quad \text{Formel 101}$$

Korreksjonsfaktoren (k_1) beregnes med følgende ligning, uttrykt ved fjærindeksen (i) (Waløen 1976):

$$k_1 = 1 + \frac{1,25}{i} + \frac{0,875}{i^2} + \frac{1}{i^3} \quad \text{Formel 102}$$

Fjærindeksen er definert som (Waløen 1976):

$$i = \frac{D_m}{D_t} \quad \text{Formel 103}$$

Skjærspenningen bør ikke overstige 60 % av skjærflytegrensen (τ_f) til fjærstålet (Dahlvig et al. 2000):

$$\tau_{allow} = 0,6 \cdot \tau_f \quad \text{Formel 104}$$

Skjærflytegrensen er gitt av følgende forhold med flytegrensen (R_e) (Dahlvig et al. 2000):

$$\tau_f = \frac{R_e}{\sqrt{3}} \quad \text{Formel 105}$$

Flytegrensen kan ved etterarbeiding, økes til 90 % av strekkfastheten (R_m) (Trefileurope 2006):

$$R_e = 0,9 \cdot R_m \quad \text{Formel 106}$$

Dersom fjæren har tilstrekkelig kapasitet, kan man kontrollere egenfrekvensen til fjæren med følgende tilnærmede formel (Efunda 2012):

$$f_0 = \frac{D_t}{9 \cdot D_m^2 \cdot n_a} \cdot \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad \text{Formel 107}$$

Hvor:

- f_0 = Egenfrekvensen til fjæren
- n_a = Antall aktive viklinger
- G = Skjærmodulen til fjærstålet
- ρ = Massetettheten til fjærstålet

Antall aktive viklinger beregnes ved å bearbeide formelen for fjærstivhet (Waløen 1976):

$$K_s = \frac{G \cdot D_t^4}{8 \cdot n_a \cdot D_m^3 \cdot k_2} \quad \text{Formel 108}$$

$$n_a = \frac{G \cdot D_t^4}{8 \cdot K_s \cdot D_m^3 \cdot k_2} \quad \text{Formel 109}$$

Hvor:

k_2 = Korreksjonsfaktor, som kan settes lik 1 (Waløen 1976)

K_s = Fjærens stivhet

Her hvor fjæren må ha ekstra lengde for å festes til gjengefestet er lengden gitt av uttrykket:

$$L_1 = L_0 + \Delta L_{dim} + L_{thread} \quad \text{Formel 110}$$

Hvor:

L_1 = Belastet lengde

L_0 = Ubelastet lengde

ΔL_{dim} = Endring av lengde under dimensjonerende last

L_{thread} = Gjengefestets lengde (Lengden av fastlåste viklinger)

Den ubelastede lengden av fjæren er definert som (Dahlvig et al. 2000):

$$L_0 = n_a \cdot d_t + L_{hook} \quad \text{Formel 111}$$

Lengden fra den siste aktive viklingen til utsiden av en kort endekrok er (Dahlvig et al. 2000):

$$L_{hook} = \frac{1}{2} D_i + d_t \quad \text{Formel 112}$$

Forlengelsen av fjæra (ΔL) er gitt ved hookes lov (Gieck & Gieck 2006):

$$\Delta L_{dim} = \frac{F_{dim}}{K_s} \quad \text{Formel 113}$$

Beregningene ble utført på alle de potensielle fjærene som var tilpasset gjengefestene. Av disse var det kun to alternativer som oppfylte alle tre kravene. Alternativene er oppført i tabell 5.9, mens beregningene er gitt i sin helhet i vedlegg 6.

Tabell 5.9 Aktuelle fjærer tilpasset gjengefester og stivhet

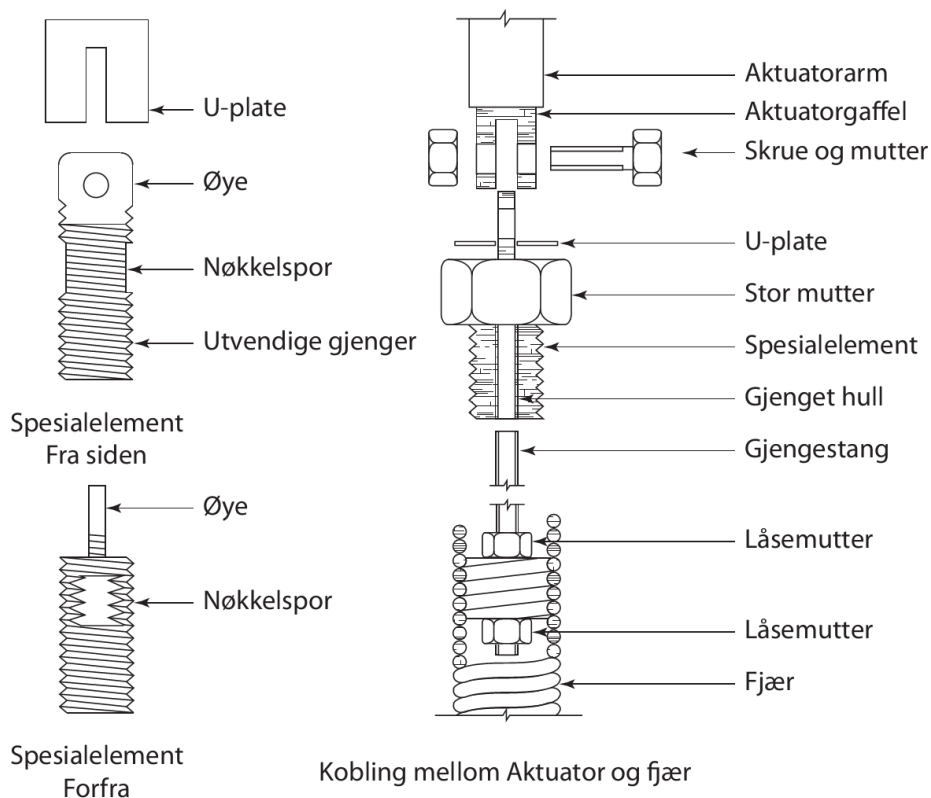
Størrelse	Symbol	Enhet	Alternativ 7	Alternativ 8
Tråddiameter	D_t	[mm]	5	5
Middeldiameter	D_m	[mm]	35	40
Antall aktive viklinger	n_a	[Viklinger]	49,66	33,24
Kapasitet	F_{allow}	[N]	605	542
Forspenning	F_0	[N]	0	0
Egenfrekvens	f_0	[Hz]	29,4	33,6
Belastet lengde	L_1	[mm]	483	382

Valg av fjær

Som følge av at begge oppfyller kravet til styrke, velges alternativ 8. Denne fjæra er 10 cm kortere, noe som vil være en fordel dersom det må innføres flere komponenter i etterkant. Videre velges det å benytte materialet som ble brukt i testfjæren og under beregningene. Syrefast stål ville gitt en nesten fordobling av pris per fjær og testfjæren hadde en overflatebehandling som så ut til å gi god nok beskyttelse mot korrosjon.

5.4.6 VIDEREUTVIKLING AV GJENGEFESTE OG OPPKOBLING MOT AKTUATOR

For å feste den justerbare fjæren til aktuatorene, jamfør kapittel 5.29, ble det valgt å bruke en gjengestang som festes til gjengefestet med låsemuttere. Gjengestangens primærfunksjon er å gjøre det mulig å skru gjengefestet langt inn i fjæren, uten at tilkoblingen til aktuatoren kolliderer med enden på fjæren.



Figur 5.29 Spesialelement og kobling mellom aktuator og fjærsystem

For å koble gjengestangen til aktuatoren ble det laget et spesialelement, som vist i figur 5.29. Denne komponenten er i utgangspunktet en stålbolt, hvor det er frest og borret ut et øye som er tilpasset aktuatorgaffelen. Spesialelementet og aktuatorgaffelen ble festet til hverandre med en skru og en mutter. I motsatt ende er det laget et gjenget hull som gjengestangen skrues inn i og limes fast. Fastlimingen ble gjort for å hindre gjengestangen fra å skru seg ut, når fjæren justeres. For å unngå at justeringen av fjæren skulle medføre belastninger på aktuatoren, ble det fyllt inn et nøkkelspor i spesialelementet, slik at den kan holdes fast når fjæren skal justeres. Uten noe videre tilpasning ville aktuatoren og fjærsystemet kunne svinge frem og tilbake om tilkoblingspunktet mellom dem under vekslende belastning. Det ble derfor laget gjenger på utsiden av spesialelementet som en mutter kan skrues inn på. Ved å skru mutteren helt til topps og i tillegg legge til en U-plate, som mutteren klemmer inn mot aktuatorgaffelen, ble dette potensielle problemet løst.



Figur 5.30 Endelig fjærsystem

5.5 FORANKRINGSLINER

5.5.1 SPESIFIKKE KRAV FOR HOVEDELEMENT

For at det skal være enkelt å simulere forsøkene riktig i 3DFloat, bør forankringslinene ha et så lineært forhold mellom kraft og forlengelse som mulig. Dette er ikke typisk oppførsel for flettede tau og vaiere, som følge av at materialets elastiske forlengelse ikke er den eneste som opptrer. I tillegg forekommer det en forlengelse knyttet til selve oppbyggingen av tauet. Dette skjer fordi trådene i tauet ikke er orientert i strekkretningen, og vil derfor under belastning bøye seg mot strekkretningen og dermed presses mot hverandre. Dette kalles konstruksjonsforlengelse (Certex 2013a). Det er derfor en fordel om man kan skaffe tilveie monofilamentliner som kun gir elastisk forlengelse.

Videre bør linenes masse være minimal for å unngå ekstra treghet i systemet og at linene bøyer seg under sin egen vekt. Stivheten til linene må være høyere enn de nedskalerte stivhetene. Dette for å kompensere for elastisitetsbidraget fra fjærsystemet og resten av testriggen.

Forankringslinenes bøyestivhet bør være så lav som mulig. Dersom bøyestivheten er for høy vil forankringslinene ta opp vesentlig energi når de deformeres om trinsene. I tillegg må linene kunne bøyes om trinsene uten at de deformeres plastisk. Linene bør ha minimalt med krypning, slik at lengden på forankringslinene og forspenningen holder seg tilnærmet konstant gjennom forsøkene. Forankringslinene skal ikke ha en større diameter enn 4 mm for å kunne passere fritt gjennom trinseplatene.

Forankringslinene kommer til å være neddykket i både klor- og saltholdig vann i henholdsvis testbassenget og bølgetanken. Dette må tas hensyn til ved valg av materiale. Videre må forankringslinene ha tilstrekkelig kapasitet mot strekk. Det bør også innføres tiltak for å hindre at linene kan tvinne seg.

Det er en stor fordel om forankringslinene er enkle å ta av og på modellene. Samtidig vil det være gunstig å kunne benytte samme sett med forankringsliner til alle modellene. Utskifting av linene vil medføre at man må tre linene på nytt gjennom trinsene under vann og vil medføre unødvendig tidsbruk i bølgetanken.

Forankringslinene bør være godt synlige over og under vann. Dersom linene ikke er synlige kan dykkere sette seg fast i dem, samtidig som det kan være vanskelig å oppdage feil, spesielt i trinsene. Godt synlige liner gir også et bedre visuelt resultat for bildetagning og filming.

Laster og mål

Det er forventet at de største belastningene vil forekomme i de øvre forankringslinene til TLB-B og vil variere mellom 100 og 252 N fra simuleringene som ble utført i forkant av forsøket. Faren for skader på modellene og annet utstyr dersom forankringslinene ryker er stor. Det velges derfor en

sikkerhetsfaktor lik 3, for å kompensere for uforutsette belastninger i bølgetanken. Kapasitetskravet for forankringslinene blir derfor:

$$F_{allow} > F_{dim} = SF_{ml} \cdot F_{ml,2,B} = 3 \cdot 252N = 756N \quad \text{Formel 114}$$

Som følge av at det ønskes å benytte de samme forankringslinene for alle modellene, må den største ønskede stivheten i de øvre og nedre linene danne grunnlag for stivhetskravene. Av de øvre er det TLB-X3s liner som har størst stivhet og de stiveste nedre linene tilhører TLB-B, med henholdsvis 3,1121 N/mm og 4,0076 N/mm. For å oppnå tilstrekkelig stivhet i linene, velges det å sette som krav at kun halvparten av det totale elastisitetsbidraget kan komme fra forankringslinene. Minstekravet til linenes stivhet (K_{ml}) beregnes derfor på følgende måte:

$$\frac{1}{K_{total}} = \frac{1}{K_{ml}} + \frac{1}{K_{rig}} = \frac{1}{K_{ml}} + \frac{1}{K_{ml}} = \frac{2}{K_{ml}} \quad \text{Formel 115}$$

$$K_{ml} = 2 \cdot K_{total} \quad \text{Formel 116}$$

Dette tilsvarer et krav om at K_{ml} er 6,2242 N/mm og 8,0152 N/mm for henholdsvis de øvre og nedre forankringslinene.

Forankringslinenes stivhet er proporsjonal med deres lengde, og det var derfor nødvendig å gjøre et estimat av deres total lengde. Den totale lengden kan deles inn i to hoveddeler, den delen som går mellom modellen og trinsene (modellene) og den som går mellom trinsene og forankringssystemet (returline). Modellens lengde er gitt av ankerpunktets plassering og modellens line-innfestninger:

$$L_{ml} = \sqrt{(z_{il} - z_{moor})^2 + (r_{moor} - r_{il})^2} \quad \text{Formel 117}$$

der z_{il} er posisjonen til lineinnfestningen i modellen z_{moor} er posisjonen til ankeret. r_{moor} og r_{il} er henholdsvis anker- og innfestningsradiusen.

De lengste øvre og nedre modellene ble beregnet til å være 3856 mm og 2982 mm, og tilhører henholdsvis TLB-B og TLB-S. Returlinen er imidlertid avhengig av posisjonen til innfestningspunktet til fjærsystemet som ikke var satt på dette tidspunkt. Returlinene ble derfor grovt estimert til å være forankringstårnets lengde (L_{mtower}) minus den ubelastede lengden til fjæra ($L_{0, spring}$) og den ønskede slaglengden på strammesystemet (L_{LA}). Sistnevnte fordi aktuatorer må være minst like lang som slaglengden i komprimert tilstand. Fjærens lengde ble benyttet fordi fjærsystemet aldri kan bli kortere enn denne lengden.

$$L_{rl} = L_{mtower} - L_{LA} - L_{0, spring} \quad \text{Formel 118}$$

$$L_{rl} = 4660 \text{ mm} - 300 \text{ mm} - 230 \text{ mm} = 4130 \text{ mm} \quad \text{Formel 119}$$

Dette gir en estimert total lengde på de øvre og nedre forankringslinene lik:

$$L_{line} = L_{ml} + L_{rl} \quad \text{Formel 120}$$

$$L_{line,2} = 7986 \text{ mm} \quad \text{Formel 121}$$

$$L_{line,1} = 7112 \text{ mm} \quad \text{Formel 122}$$

5.5.2 ALTERNATIVER

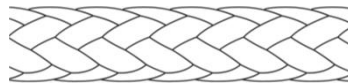
Som en følge av at forankringslinene skulle benyttes i saltvann, ble det søkt etter mulige alternativer blant tau, liner og vaiere som benyttes i sammenheng med fiske, båter og marin industri.

Monofilamenter - Fiskesener

Monofilamenter består av en enkelt line i motsetning til tau som er sammensatt av flere. Dette gir en lineær tøyning som er ønskelig. En lang rekke fiskesener ble undersøkt og det ble registrert at to materialer er typiske for monofilamentene: nylon og fluorokarbon. Monofilamentene kommer i både med og uten farger, der sistnevnte kan fremstå som usynlig i vann (Garrison 2013). De tykkeste linene som ble funnet var rundt 2 mm i diameter (Mels-Place 2013).

Dyneema tau

LIROS D-Pro er et båttau som er laget av materialet med handelsnavnet Dyneema SK-75, en polyetylenpolymer med særdeles stor styrke og e-modul i forhold til dens massetetthet. Polymerens gode egenskaper er oppnådd gjennom at polyetylenfibrene er orientert i samme retning, noe som også gir minimalt med krypning. Tauet er flettet sammen av 12 bunter med fibre, og er forstrukket, noe som gjør at tauet får en svært liten forlengelse. Selv om D-pro har relativt stor aksialstivhet, er den veldig bøyelig. Tauet er veldig enkelt å spleise, som følge av fletteметоден som er benyttet, og kan leveres i fargene rød, blå, gul, grå og hvit (Joyce 2003; Liros 2013).



Figur 5.31 Tau av Dyneema fiber (Liros 2013)

Vectran tau

LIROS Vectran-Olympic er også et båttau, som består av en Vectran-kjerne og en flettet kappe som består hovedsakelig av polyester. Vectran er et handelsnavn på et multifilamentgarn som er sammenflettet av LCP-fibre (Liquid crystal polymer). Vectran har svært god styrke, dog ikke like god som Dyneema. Tauet har imidlertid ekstremt liten tøyning og krypning, hvor produsenten tilskriver sistnevnte å være 0 %. Dette stemmer imidlertid ikke, da forskning utført ved NASA på Vectran-fiber viser lite, men noe tøyning. Tauene kan leveres i rødt, blått, grønt og hvitt (Fette & Sovinski 2004; Joyce 2003; Liros 2013).



Figur 5.32 Tau av Vectran-fiber (Liros 2013)

Syrefast stålvaier

I forhold til linediameter, gir stålvaier relativt høy styrke og liten deformasjon. Imidlertid har stålvaier relativt høy bøyestivhet og kan gi motstand eller deformeres når de bøyes om mindre trinser. Stål er svært fordelaktig når det kommer til krypning. I metaller forekommer kun dette fenomenet i nevneverdig grad i temperaturer over 40 % av metallets absolutte smeltetemperatur (Callister & Rethwisch 2011). For stål gir dette, med en smeltetemperatur på minst 1733 °K (Gieck & Gieck 2006), ingen krypning i temperaturen under 420°C. For å forhindre korrosjon i saltvannet, må stålvaieren være av syrefast materiale. Det ble her valgt å se på spiralslåtte stålvaier av typen 1x19, som består av én gruppe med 19 vaiertråder (Certex 2013b).



Figur 5.33 Tverrsnitt av 1x19 syrefast stålvaier (Certex 2013b)

5.5.3 VURDERING

I vurderingen ble det først valgt å finne ut hvilken versjon av de ulike alternativ som har minst diameter og samtidig oppfyller kravene for kapasitet og stivhet. Deretter ble denne diameteren kontrollert mot diameterkravet. De ulike utgavene av alternativene er oppført i vedlegg 3, med materialegenskaper og aktuelle verdier.

For monofilamentene ble det valgt å benytte de største verdiene for E-modul og strekkfasthet i første omgang, og eventuelt utforske dem nærmere senere dersom de viste seg å være tilstrekkelige. Deres stivhet beregnes slik:

$$K = \frac{EA}{L_{line}} \quad \text{Formel 123}$$

Minimumsbruddlast ble beregnet som produktet av strekkfastheten og tverrsnittsarealet til monofilamentene:

$$MBL = R_m \cdot A \quad \text{Formel 124}$$

For dyneema- og vectran-tauene ble det benyttet grafer med sammenheng mellom last og forlengelse som var oppgitt i produktkatalogen (Liros 2013). Disse ble importert til Illustrator hvor vektorgrafikken til grafene ble isolert. Ved å benytte blant annet programmets koordinatsystem ble presise verdier fra grafene hentet ut, som er gitt i vedlegg 3. Disse verdiene ble deretter importert til Microsoft Excel, hvor det ble laget grafer med regresjonskurver og tilhørende ligning. De ligningene som stemte best med verdiene var polynomfunksjoner av høyere orden. Grafene med regresjonskurver er gitt i vedlegg 3. Ligningene fra regresjonen gir tøyningen som funksjon av forholdet mellom last og minimumsbruddlast som er oppgitt for tauene. For henholdsvis dyneema- og vectran-tauene, er disse formlene:

$$\epsilon_{dyn} = -27,157Q^4 + 12,858Q^3 - 2,1799Q^2 + 0,195Q \quad \text{Formel 125}$$

$$\epsilon_{vec} = 0,6261Q^3 - 0,3252Q^2 + 0,096Q \quad \text{Formel 126}$$

der Q er definert som forholdet mellom kraften i forankringslinen og minimumsbruddlast:

$$Q = \frac{F_{line}}{MBL} \quad \text{Formel 127}$$

Disse ble benyttet for å finne tøyningen ved maksimums- og minimumslasten, som deretter ble brukt til å estimere forlengelsen og stivheten i dette belastningsområdet for tauene:

$$\Delta L = \epsilon \cdot L \quad \text{Formel 128}$$

$$K = \frac{F_{maks} - F_{min}}{\Delta L_{maks} - \Delta L_{min}} \quad \text{Formel 129}$$

For stålvaierne var det oppgitt omtrentlige verdier for konstruksjonsforlengelse og en formel for elastisk forlengelse (Certex 2013a). Førstnevnte var oppgitt med tilhørende forholdstall mellom kraft og minimumsbruddlast, som er vedlagt i vedlegg 3. Det ble derfor laget en regresjonskurve og -formel på samme vis som for dyneema- og vectrantauene, som er gitt i vedlegg 3. Dette gav følgende formel for konstruksjonstøyningen:

$$\epsilon_{vaier,k} = 0,0268Q^2 + 0,0065Q \quad \text{Formel 130}$$

der $\epsilon_{vaier,1}$ er konstruksjonstøyningen.

Formelen for elastisk forlengelse ble løst med hensyn på elastisk tøyning (Certex 2013a):

$$\Delta L_{vaier,e} = \frac{F \cdot L}{E_{vaier} \cdot A_{vaier}} \quad \text{Formel 131}$$

$$\epsilon_{vaier,e} = \frac{F}{E_{vaier} \cdot A_{vaier}} \quad \text{Formel 132}$$

der $\epsilon_{vaier,e}$ er den elastiske tøyningen ved vaierbelastningen F , E_{vaier} er E-modulen for den spesifikke stålvaier typen, A_{vaier} er område med ståltau.

Den vaierspesifikke E-modulen er avhengig av materialets E-modul, tråddimensjoner og produksjonsfaktorer. For syrefast 1x19 stålvaier er denne 106929 N/mm². Denne verdien gjelder når Q er 0,2. For større verdier av Q øker den spesifikke E-modulen, mens den minker ved mindre Q -verdier. Området med ståltau beregnes som om vaieren har sirkulært tverrsnitt med diameter lik vaierdiameteren (Certex 2013a).

Konstruksjonstøyningen og den elastiske tøyningen gir derfor totaltøyningen til vaieren:

$$\epsilon_{vaier} = \epsilon_{vaier,k} + \epsilon_{vaier,e} \quad \text{Formel 133}$$

Stivheten ble deretter beregnet med samme formel for forlengelse og stivhet som dyneema- og vectrantauene. For tauene og vaieren var MBL oppgitt i produktbladene, og ble kontrollert mot kapasitetskravet direkte. Alle beregninger og resultatene er gitt i vedlegg 6. Et utvalg er gitt i tabell 5.10.

Tabell 5.10 Utvalgte verdier fra vurderingsberegninger

	D	MBL	λ_m	K_{line2}	K_{line1}
	[mm]	[N]	[kg/m]	[N/mm]	[N/mm]
Nylonline	2	297	0,0044	1,495	1,679
Fluorkarbon	2	179	0,0056	1,14	1,281
Dyneematau	1,5	2256	0,0013	6,56	4,59
	2	4022	0,0018	7,00	5,18
	3	9320	0,0046	9,23	7,60
	4	12753	0,007	11,2	9,43
Vectrantau	3	5199	0,007	8,54	7,28
	4	7652	0,013	11,7	10,1
Stålvaier	1,5	1860	0,011	21,5	19,5
Krav	$D \leq 3$	756	-	6,2242	8,0152

Valg av forankringsliner

Nylon- og fluorokarbonlinene tilfredstiller ikke kravene om stivhet eller kapasitet, og er dermed ikke mulig å benytte. I tillegg er som nevnt relativt lite synlige i vannet, som ansees som ugunstig.

Tauene av dyneema- og vectranfibre må ha en diameter på 4 mm for å oppfylle stivhetskravet til de nedre forankringslinene. De oppfyller dermed ikke diameterkravet. For de øvre linene er imidlertid en diameter på 1,5 og 3 millimeter tilstrekkelig for henholdsvis D-Pro og Vectran-Olympic. Kravet om kapasitet er oppfylt. Av alle linene er det signalgulfargen D-Pro kan leveres med, som gir best synlighet.

For å tilfredsstille kravet om stivhet for de øvre og de nedre forankringslinene, må stålvaieren ha en diameter på minst 1,5 millimeter. Den har imidlertid mest sannsynlig en mindre stivhet enn oppført, som følge av den varierende vaierspesifikke elastisitetsmodulen. Ståltråden er mindre synlig i vannet enn tauene.

Det ble valgt å gå for stålvaieren fordi den hadde størst stivhet. I tillegg blir de påvirket i svært liten grad av bølgene som følge av den lille diameteren. Det ble i tillegg besluttet å kjøpe inn dyneema- og vectrantau. Hensikten med dette var å oppnå sikkerhet mot uforutsette problemer med vaieren. I tillegg kan disse benyttes for de øvre forankringslinene, og dermed gi liner med mindre masse. Dette gir også muligheten til å få bedre synlighet for de øvre linene. Det ble valgt å kjøpe inn D-pro i signalgul farge med 2 og 3 millimeters diameter. Videre ble det kjøpt inn Vectran-Olympus med 3 og 4 millimeters diameter. Henholdsvis for å ha et alternativ til de øvre- og nedre forankringslinene. Dyneematau med 4 millimeters diameter kunne også fungert til dette, men vectrantauet hadde større stivhet. Samtidig har vectrantauet et mer lineær forhold mellom kraft og tøyning.

5.5.4 TERMINALER

I det forrige bølgetankforsøket som ble utført, var forankringslinene knytt fast til modellen og fjærsystemet. Dette medførte at det var svært tidkrevende å montere modellene til testtriggen. Det var vanskelig å holde styr på kvaliteten av knutene, som muligens resulterte i forlengelse av linene. Det ble derfor undersøkt muligheter for å unngå bruk av knuter og oppnå en stiv og pålitelig forbindelse som er enkel å montere, samt demontere.

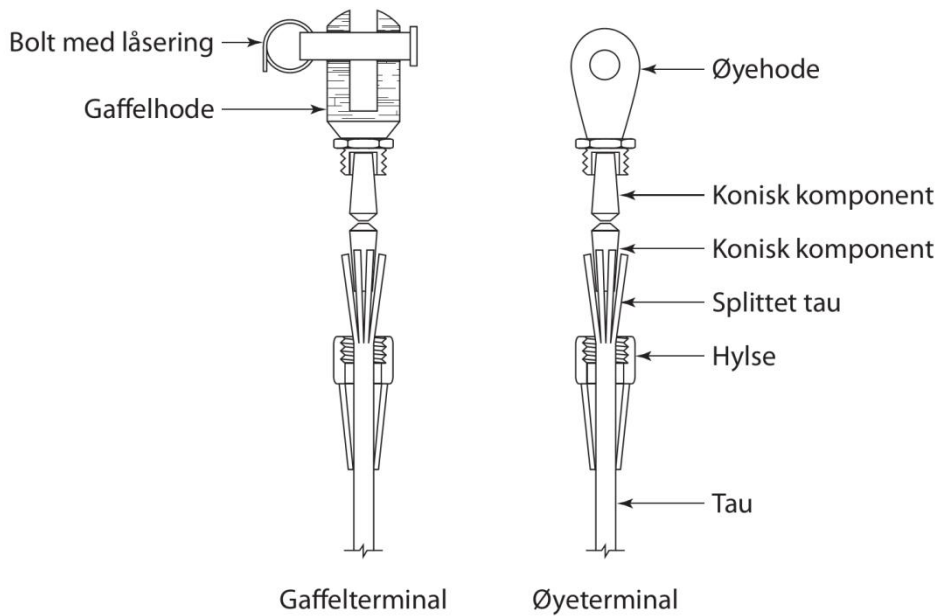
Terminal for dyneema- og vectrantau

For tauene ble det valgt å benytte valsefrie terminaler, som egentlig er beregnet for vaiere. Som vist i figur 5.34, festes tauene til terminalene ved å splitte tauet og føre det gjennom terminalens hylse. Deretter føres en konisk komponent inn mellom de splittede trådene til tauet. Enda en konisk komponent bidrar til at den førstnevnte presser tauet inn mot hylsens innervegg, når hodet skrues inn på hylsen. Man oppnår en sterk friksjonsforbindelse, som gir en stiv og brukervennlig overgang mellom linen og fjærsystem, samt modellens lineinnfestninger. Terminalene er laget av syrefast stål (AISI316), slik at de kan benyttes under vann uten fare for korrosjon. Denne løsningen fungerer godt for både dyneema og vectrantauene (Marineudstyr.dk 2013a; Marineudstyr.dk 2013b).

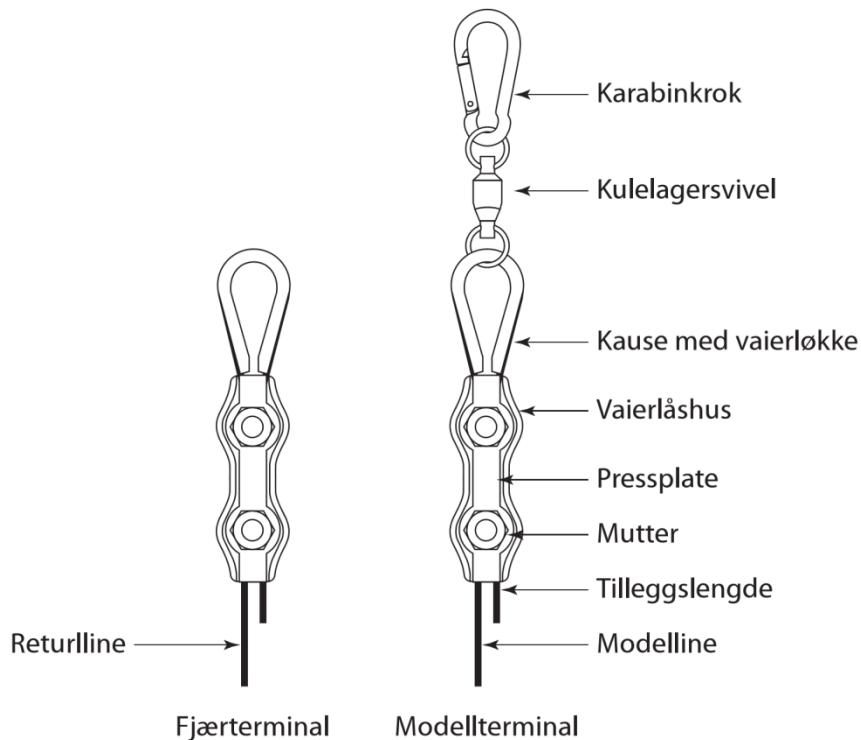
Terminal for syrefast vaier

De valsefrie terminalene kunne ikke skaffes for en vaierdiameter på 1,5 mm. Terminalen på modellinen ble valgt å lage ved å benytte en vaierklemme, som vist i figur 5.35. Disse er små rørstumper som vaieren føres gjennom med ei løkke på enden. Vaierklemmen presser deretter sammen om vaierløkken slik at den låses fast. For å gjøre det raskt og enkelt å koble linen til og fra

modellene, ble det valgt å benytte karabinkroker. Disse gir et lite massebidrag ved innfestningene til linene, men vil kunne gi store tidsbesparelser i bølgetanken.



Figur 5.34 Skisse av valsefri gaffel- og øyeterminal



Figur 5.35 Terminaler for syrefast vaier

Det var ønskelig å ha en justeringsmulighet utover det som aktuatorene bidrar med, som back up dersom linen må strammes eller slakkes mer enn det aktuatoren kan bidra med. Det ble derfor valgt

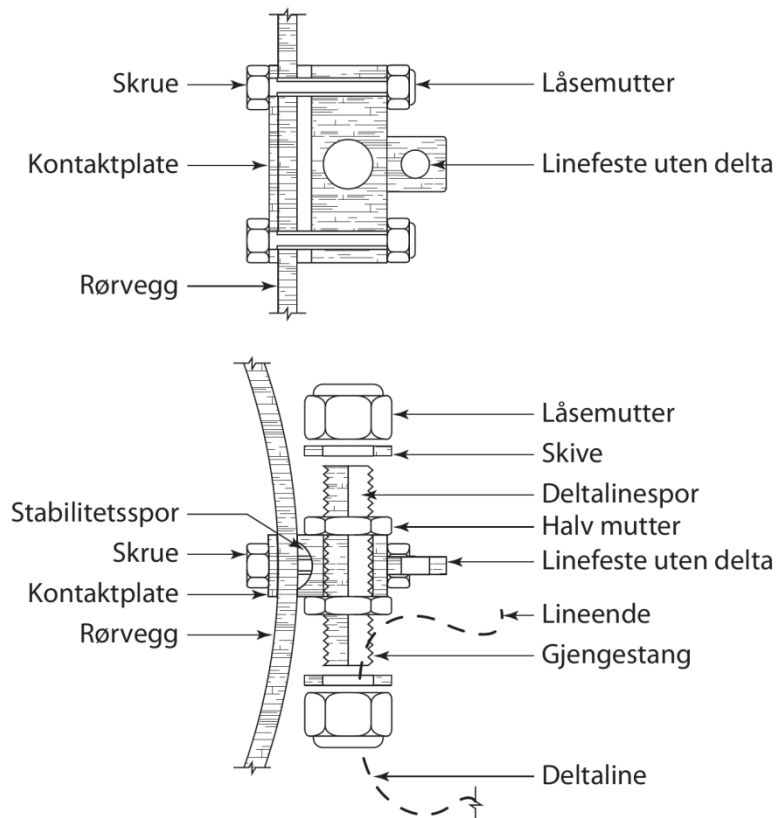
å benytte en vaierlås til dette festepunktet. Her føres vaieren mellom vaierlåshuset og pressplaten, som presses sammen til en friksjonsforbindelse ved hjelp av to muttere. Dersom man lar enden på stålvaieren være lenger enn nødvendig, kan man løsne mutterne, justere lengden og stramme wirelåsen igjen. Løsningen gir imidlertid en liten ekstramasse i underkant av fjærene, som vil settes i bevegelse ved vekslende belastning. Noe som er ugunstig i forhold til modellkvaliteten.

5.5.5 LINEINNFESTINGER PÅ MODELL OG DELTAFORBINDELSE

Det var ønsket å ha mulighet til å benytte både vanlig tilkobling av forankringslinene og ved hjelp av en deltaforbindelse, som nevnt innledningsvis. For å få til dette ble det laget innfestninger til linene som kunne brukes til begge deler.

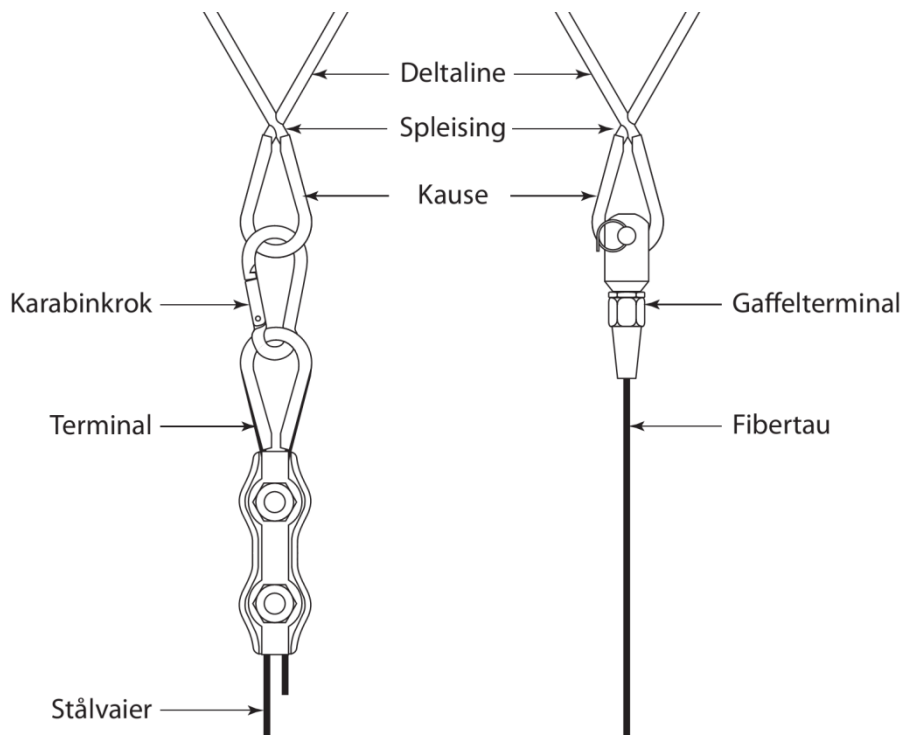
Resultatet er vist i figur 5.36. Dette hovedelementet består av en spesielt tilpasset aluminiumsblokk, hvor det er boret to hull. Inn i det største hullet er det plassert en gjengestang med et innfelt spor (deltalinespor). Gjengestangen er festet til aluminiumsblokken med to halve muttere. Videre er det satt på en skive og en låsemutter. Aluminiumsblokken er festet til modellens vegg med to skruer og muttere. Mellom skruehodene og modellens vegg er det satt inn en liten aluminiumsplate (kontaktplate) for å fordele trykket. I aluminiumsblokkens flate som er i kontakt med modellens vegg, er det skåret ut et spor (stabilitetsspor). Dette gjør at førstnevnte står mer stabilt på den krumme overflaten.

Det minste hullet benyttes ved vanlig forankringsforbindelse, hvor stålvaierens kause festes med en karabinkrok. For fibertauene benyttes gaffelterminalen til dette formålet. Denne løsningen ble benyttet for både de øvre og de nedre forankringslinene.

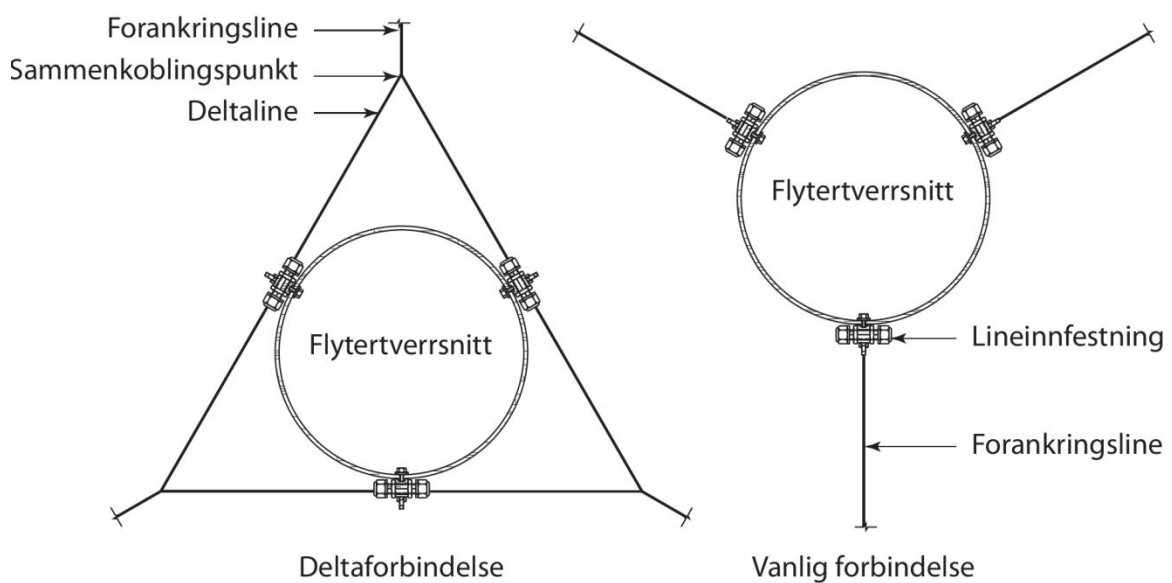


Figur 5.36 Lineinnfestninger sett fra siden og ovenfra

Deltalinen føres gjennom låsemutteren, samt skiven, og inn i deltalinesporet. Når låsemutteren så skrues helt inn, sitter deltalinen fast. Denne løsningen gjør at deltalinenes lengde kan justeres, og man får dermed en justerbar deltaforbindelse. Som vist i figur 5.37 og 5.38 går en deltaline fra hver lineinnfestning og kobles til en kause. Til dette formålet ble fibertauet av dyneema benyttet. Tauet er flettet på en slik måte at man kan tre tauet gjennom seg selv. Dette gjør at tauet låser seg til kausen under belastning. Videre kobles forankringslinen til deltaforbindelsen som vist i figur 5.37.



Figur 5.37 Tilkobling til deltaforbindelse med stålvaier og fibertau (Her uten svivel)

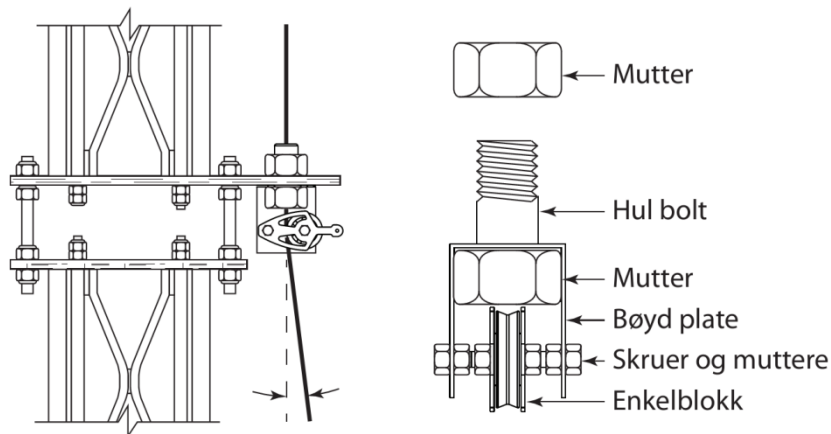


Figur 5.38 Innfesting av liner med deltaforbindelse og vanlig forbindelse

5.5.6 LEDETRINSER

For å unngå at strekkmålesystemet skulle bli belastet feil ble det innført et element som her kalles ledetrinse. De festes i par til modulplate I på forankringstårnene. Denne ser til at forankringslinen som går opp til fjærene, alltid er vertikal. Dette for å unngå at aktuatorene og fjærsystemet blir satt i sideveisbevegelse, som vil kunne skje hvis linene ikke er vertikale og belastningen veksler. Dette er nødvendig som følge av at avstanden mellom veicellene er større enn avstanden mellom multitrinsens trinser for øvre og nedre line. Løsningen gjør også at eventuelle endringer kan gjøres på multitrinsens innfesting, uten at det påvirker fjærene, aktuatorene og veicellene nevneverdig.

Ledetrinsen består av en enkelblokk (trinse) som er spent fast inne i en bøyd plate, ved hjelp av to skruer og tolv muttere, som vist i figur 5.39. Denne platen har et hull i seg som benyttes for å feste ledetrinsen til modulplaten, ved hjelp av to muttere og en bolt. I bolten er det laget et hull langs dens lengdeakse, samtidig som at utsiden er gjenget i endene. Ledetrinsehullet i modulplaten er plassert slik at den stemmer overens med veicellens angrepspunkt. Dette gjør at forankringslinen kan gå gjennom hullet i bolten som er festet her, og kommer ut på undersiden akkurat i enkelblokkens trinsespor. Dette gjør at forankringslinen kan ha en stor vinkel nede, men fortsatt ha en vertikal utstrekning oppe. Vinkelen vil imidlertid være svært liten her, og friksjonsbidraget vil være minimalt.

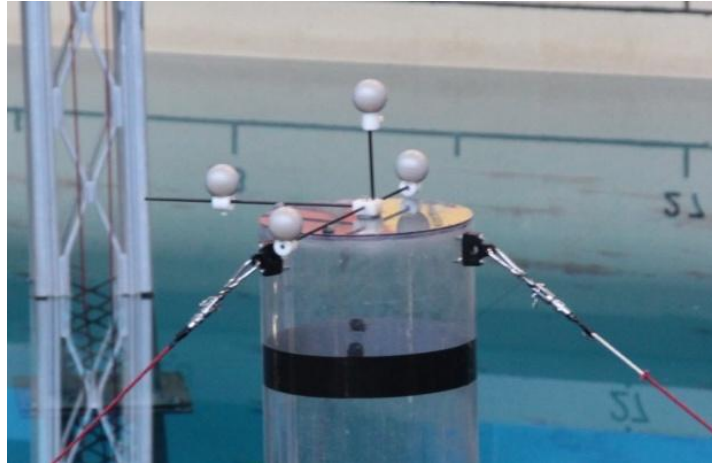


Figur 5.39 Ledetrinse innspent i modulplate I og delvis demontert forfra

5.6 MÅLEUTSTYR OG REGULERINGSSYSTEM

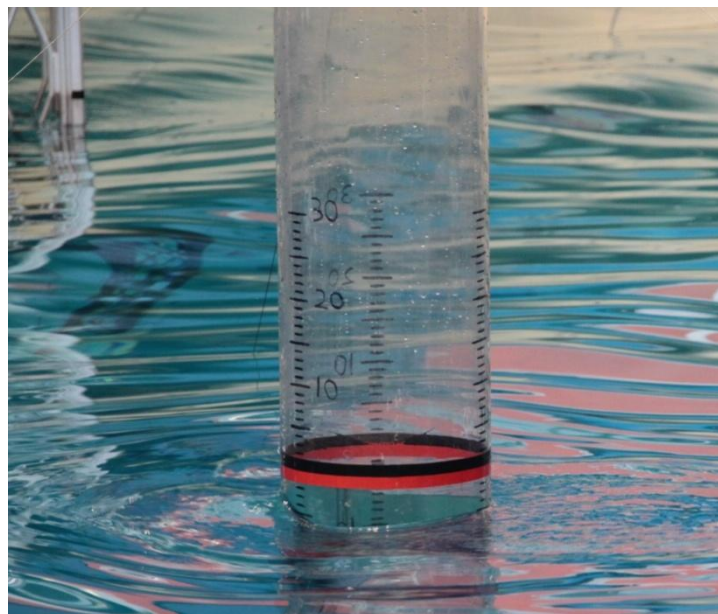
5.6.1 MÅLING AV MODELLBEVEGELSER OG BØLGEPARAMETERE

Det ble valgt å benytte det måleutstyret som stilles til disposisjon ved testfasilitetet. Dermed var det ikke nødvendig å skaffe måleutstyr til registrering av modellbevegelser og bølgeparametere.



Figur 5.40 TLB-S med markører for registrering av modellbevegelser med 3D-kamera

I tillegg ble det valgt å ta med et videokamera, til å kunne observere modellenes bevegelse sammen med bølgene i etterkant. Dette er viktig for å kunne forsikre seg om at måleverdiene stemmer. Samtidig oppnår man visuelt bra promoteringsmaterieill til presentasjoner senere. Det ble også valgt å markere vannlinjen og høydeavstander på modellene, slik at det blir lettere å observere bølgehøyden med videokamera.



Figur 5.41 Målelinjer på modell for registrering av bølgehøyde med videokamera

5.6.2 MÅLING AV STREKK I FORANKRINGSLINER

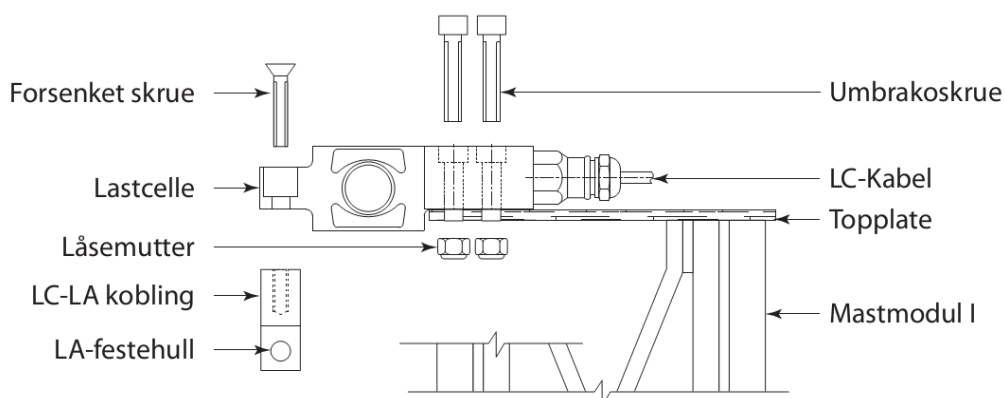
Imidlertid må det skaffes tilveie utstyr som kan måle strekkraften i forankringslinene. For å måle dette ble det valgt å benytte bjelkeveieceller. Disse kan enkelt festes i topplaten på forankringstårnet ved å skru dem fast i hull som lages i topplaten. I tillegg er avstanden mellom lastcellens (LC) opplagringspunkt og punktet hvor lasten måles stor nok til at returlinene fra trinsene ikke kommer i konflikt med forankringstårnet. Valget falt på en bjelkeveiecelle som kalles SB6 (Flintec 2010) som leveres i utgaver med makskapasitet fra 200 til 2000 N. Disse er laget i syrefaststål og tåler å stå under vann i opptil 2 meters dyp (Flintec 2010). Lastcellens spesifikasjoner er gitt i vedlegg 4.



Figur 5.42 Bjelkelastcelle (Flintec 2010)

De største estimerte lastene som ville opptre i bølgetanken var ikke større enn at man kunne brukt en veiecelle med en kapasitet på 500 N. Imidlertid vil det kunne skje uhell som kan medføre at veiecelle blir belastet mer enn de estimerte lastene. Det ble derfor valgt å benytte lastceller med en kapasitet på 1000 N for å redusere risikoen for overbelastning, i tillegg til å kjøpe inn en ekstra i reserve. Med dette vil risikoen for å måtte avlyse bølgetanktesten på grunn av skadet utstyr, bli mindre. Dette gir imidlertid en lavere, men fortsatt tilstrekkelig, oppløsning i målingene.

Det ble valgt å feste lastcellene til topplaten ved hjelp av to umbrakoskruer og to låsemuttere (figur 5.43). Når man skal måle belastninger med slike lastceller er det viktig at lastretningen er vertikal. Vanligvis gjøres dette ved å kjøpe et dyrt element som kobles på lastcellen. For å redusere kostnadene, ble det isteden laget en lignende løsning med en forsenket skrue og en komponent (LC-LA kobling) som var tilpasset festepunktet på strammesystemet. Denne komponenten ble utformet på samme vis som festet mellom fjæren og strammesystemet, med et øye (LA-festehull) og en innvendig gjenget del som den forsenkede skruen festes i. Løsningen gir delvis fri opplagring til lastcellen.



**Figur 5.43 Opplagring av lastcelle og overgang til aktuator.
Lastcelle er hentet fra (Flintec 2010)**

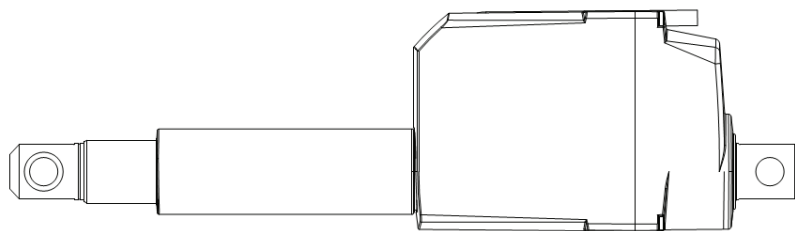
Topplatene som fulgte med mastene var av aluminium. Disse gav ikke et stivt nok opplagringspunkt for veiecellene og det ble derfor valgt å lage nye topplater av stål. Det ble valgt å kjøpe inn syv veieceller for å ha én ekstra i reserve i tilfelle en av dem ble skadet.

5.6.3 STRAMMING AV FORANKRINGSLINER

Når modeller med forspente forankringslinjer i to høyder skal rigges opp i en bølgetank, kan det være svært tidkrevende å oppnå riktig lengde på og forspenning i alle linene samtidig. Dersom man gjør dette manuelt ved hjelp av for eksempel en strekkfisk, vil man for hver line man justerer, påvirke alle de andre. En typisk fremgangsmåte her vil å ha en person per forankringstårn som kan stille lengden. I må det være en person som observerer linekreftene i datainnsamlingsenheten og kommuniserer dette til de andre. Først justerer man alle de øvre linene til de har samme forspenning og deretter det samme for de nedre. Videre stilles alle de øvre linene til riktig forspenning samtidig av de tre personene, forså å gjøre dette for de nedre linene. For hver gang ett sett med forankringslinjer strammes, slakkes det andre settet. Dette må derfor gjøres i trinn inntil alle linene har riktig forspenning. Metoden resulterer i at mange personer må bruke dyrebar tid som er avsatt til forsøk.

Det er derfor en fordel om man kan justere alle linene fra ett sted, hvor man har oversikt over strekkraften i linene, slik at en person kan utføre arbeidet.

Det ble derfor valgt å benytte lineære aktuatorer (LA) som strammemekanisme, som er å betrakte som en elektrisk versjon av et hydraulisk stempel. Disse kan styres fra samme sted som man har datainnsamlingsenheten og gjør denne kalibreringen mer tidseffektivt.

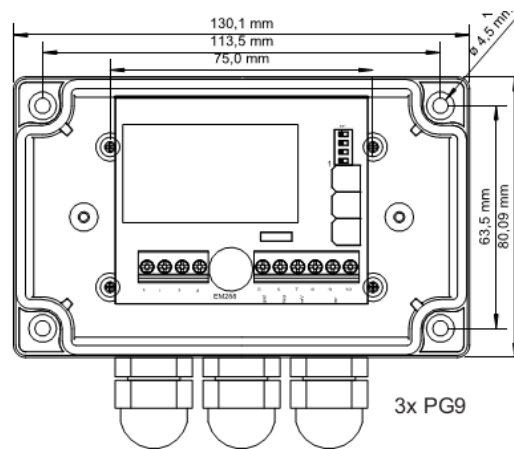


**Figur 5.44 Lineær aktuator LA23
(Linak 2012a)**

Aktuatorene som ble valgt har produktnavnet LA23. Denne typen har flere gode egenskaper som var bakgrunnen for valget. Den har et innebygd posisjoneringssystem som gir tilbakemelding om hvor langt ut aktuatorens arm er. Dette er svært fordelaktig med hensyn på kalibrering av stivheten i forankringssystemet, hvor man må måle endring i kraft per endring av lengde. Festepunktene til aktuatoren har en vanlig gaffelform i begge ender. Aktuatorene spesialbestilles gjennom at kjøperen velger et stort antall spesifikasjoner for blant annet slaglengde (20-300mm), motortype, tetthetsgrad (IP) og så lav hastighet som mulig for å finjustere.

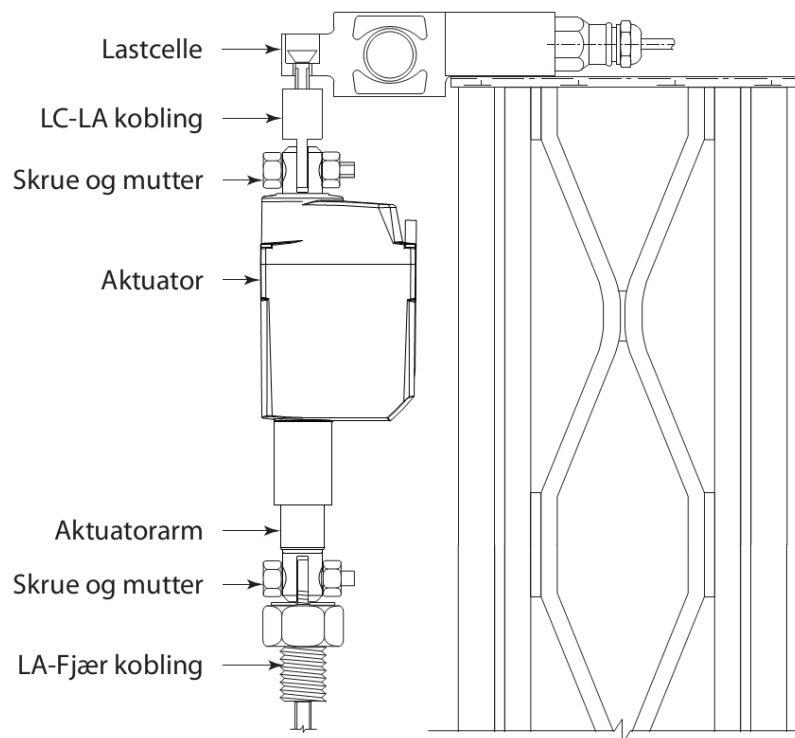
Det ble spesifisert en aktuator for bestilling med blant annet en slaglengde på 300 mm og samme gaffelorientering som i figur 5.44. Denne slaglengden ble valgt for å kunne stramme linene tilstrekkelig uten fare for at aktuatoren brått ikke har mer å gi. Det ble bestilt syv stykk av samme risikohensyn som for veiecellene. Gaffelorienteringen ble valgt som følge av aktuatorens skjævt fordelte masse om aktuatorens festepunkter. Resten av spesifikasjonene som ble valgt er gitt i vedlegg 5. I figur 5.45 er gaffelorientering annerledes av illustrasjonsmessige hensyn.

Det ble også kjøpt inn motorstyringsenheter til aktuatorene, kalt TR-EM-288-S. Disse gjør det enklere å styre aktuatorene og hente ut posisjonsverdiene. I tillegg ble det kjøpt en programmeringsenhet (TR-EM-236) som kobles til motorstyringsenhetene. Dette gjør at man enkelt kan justere blant annet hastigheten til aktuatorene. Spesifikasjonene for disse er gitt i vedlegg 5.



**Figur 5.45 Motorstyringsenhet
(Linak 2012b)**

Aktuatoren festes til lastcellen via komponenten som er beskrevet i kapittel om veicellene, se figur 5.46. Øyet på på denne LC-LA-koblingen føres inn i gaffelenden på aktuatoren og festes med skrue og mutter. På samme måte festes aktuatorens nedre gaffel til LA-fjær-koblingen.



**Figur 5.46 Aktuator tilkoblet lastcelle og fjærsystem med annen vinkel på gaffel.
Enkelte detaljer er hentet fra (Flintec 2010; Linak 2012a)**

5.6.4 STYRESYSTEM OG DATAINNSAMLING

For å gjøre strammesystemet enda mer anvendelig ble det valgt å få tilvirket et styresystem hvor aktuatorene kan stilles både individuelt og flere av gangen. Dette gjør fremgangsmetoden nevnt tidligere enda enklere. Når lik forspenning er oppnådd i øvre og nedre linesett, kan man justere alle de nedre eller alle de øvre samtidig i den stegvise justeringsprosessen. I tillegg var det ønskelig å oppnå et system der prosessen er automatisert. Ved at styresystemet henter kraftverdiene fra veiecellene, og styrer aktuatorene på bakgrunn av disse, kan et slikt system oppnåes.

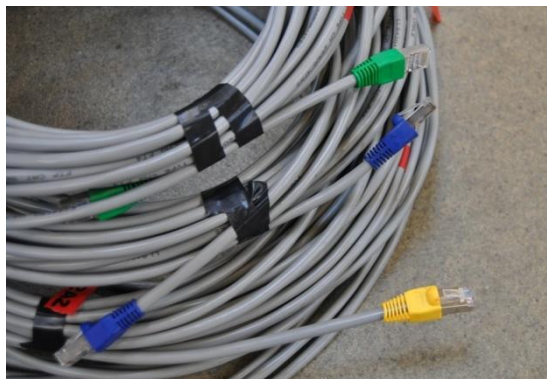
Det ble derfor valgt å delegerer ut dette arbeidet til en dyktig ingeniør som er tidligere student ved UMB. Dette resulterte i et system som både kunne styres manuelt og programmeres for automatisk justering. Systemet ble integrert i en kontrollboks med knapper for manuell og automatisk styring, samt et display for posisjonsverdiene til aktuatorene.



Figur 5.47 Kontrollboks med styresystem og knapper for manuell og automatisk styring

Til denne kontrollboksen ble alle veiecellene og aktuatorene tilkoblet, både for styring og lagring av data. Måledata fra veiecellene og posisjonsregistrering fra aktuatorene ble videreført til datainnsamlingssystemet. Dette systemet ble valgt til å være en bærbar datamaskin med programmet Labview. I tillegg ble det innført en minnekortleser i kontrollboksen, som måledataene ble dumpet til for å være sikker på at alle målingene ble lagret.

For å koble opp veiecellene og aktuatorene til kontrollboksen, ble det valgt å benytte fargekodede nettverkskabler (RJ-45). Dette gjør arbeidet med å montere og demontere systemet mer effektivt.



Figur 5.48 Fargekodede nettverkskabler

6 FERDIGE HOVEDELEMENTER

6.1 MODELLER



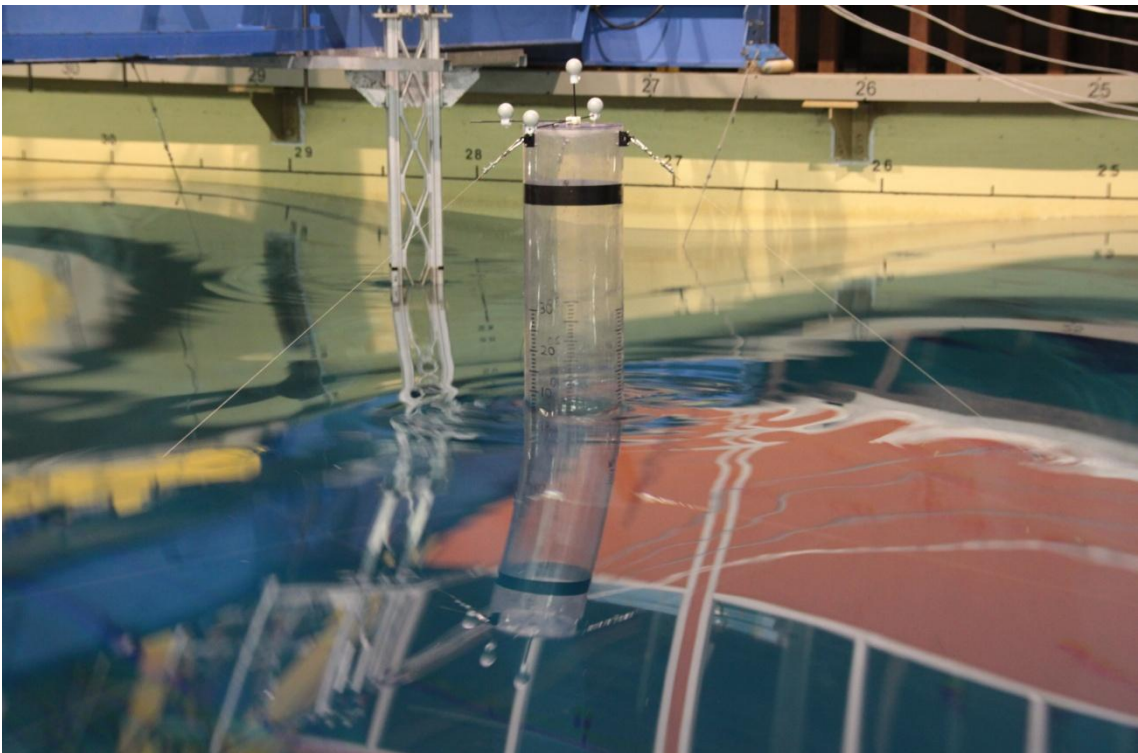
Figur 6.1 Ferdige modeller: Rørtårn, TLB-S, TLB-B og TLB-X3



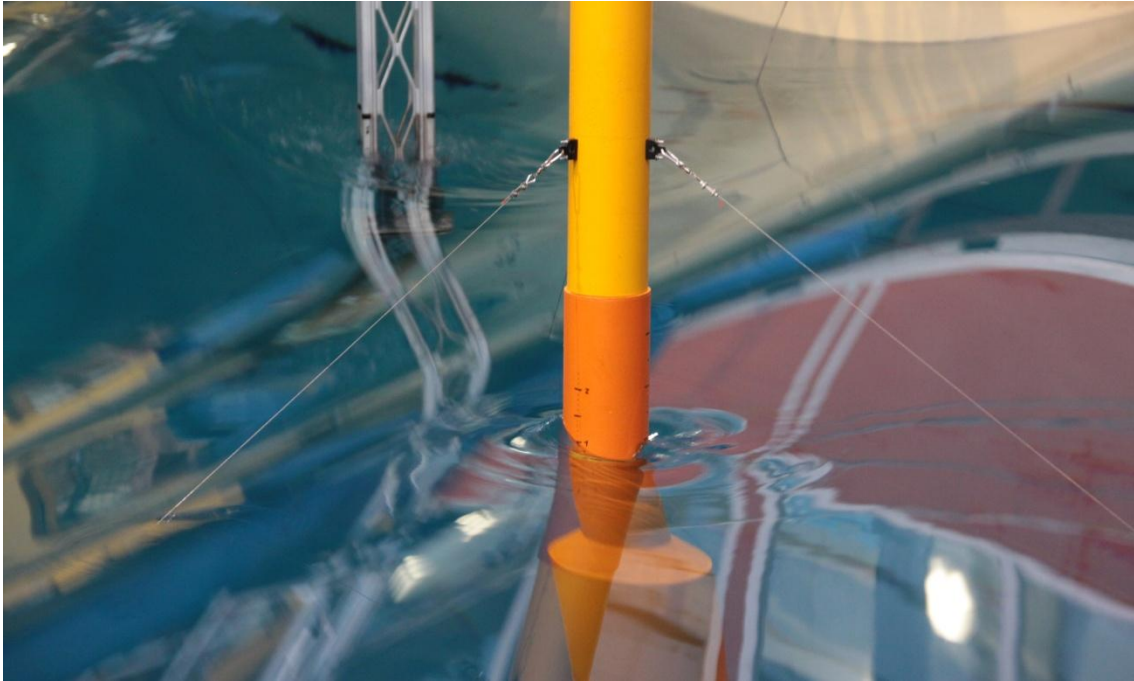
Figur 6.2 TLB-B modell i bølgetankt



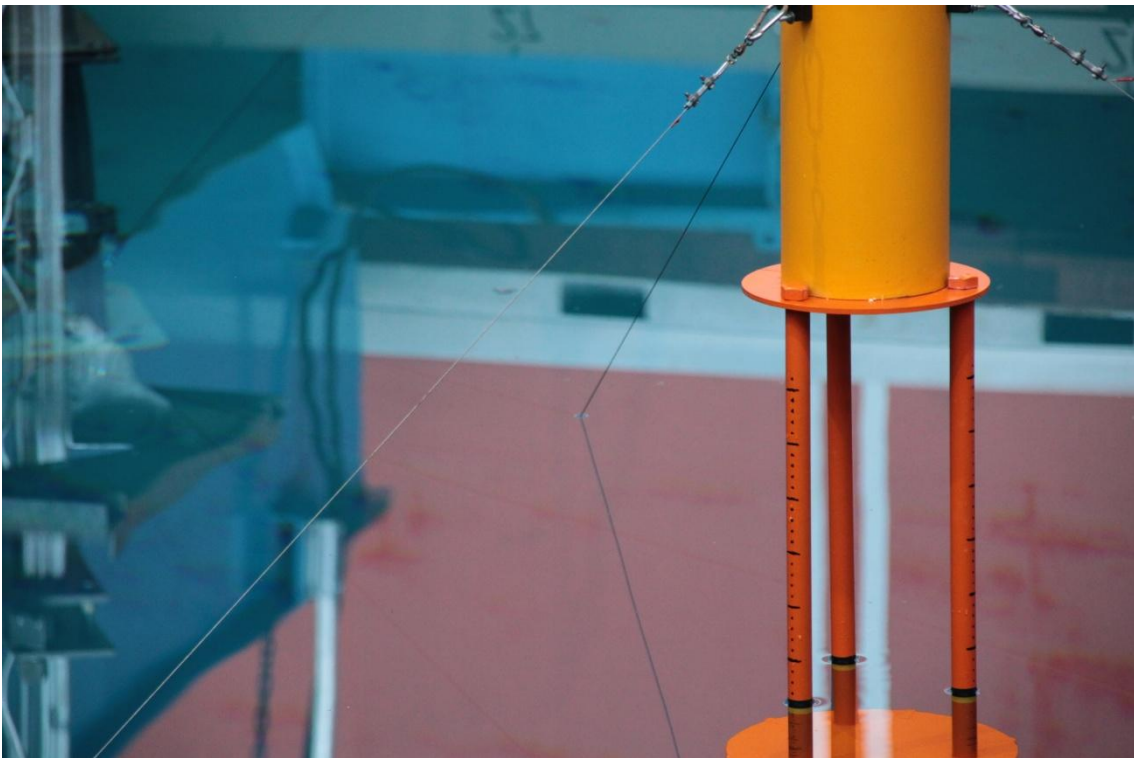
Figur 6.3 TLB-X3 modell i bølgetank



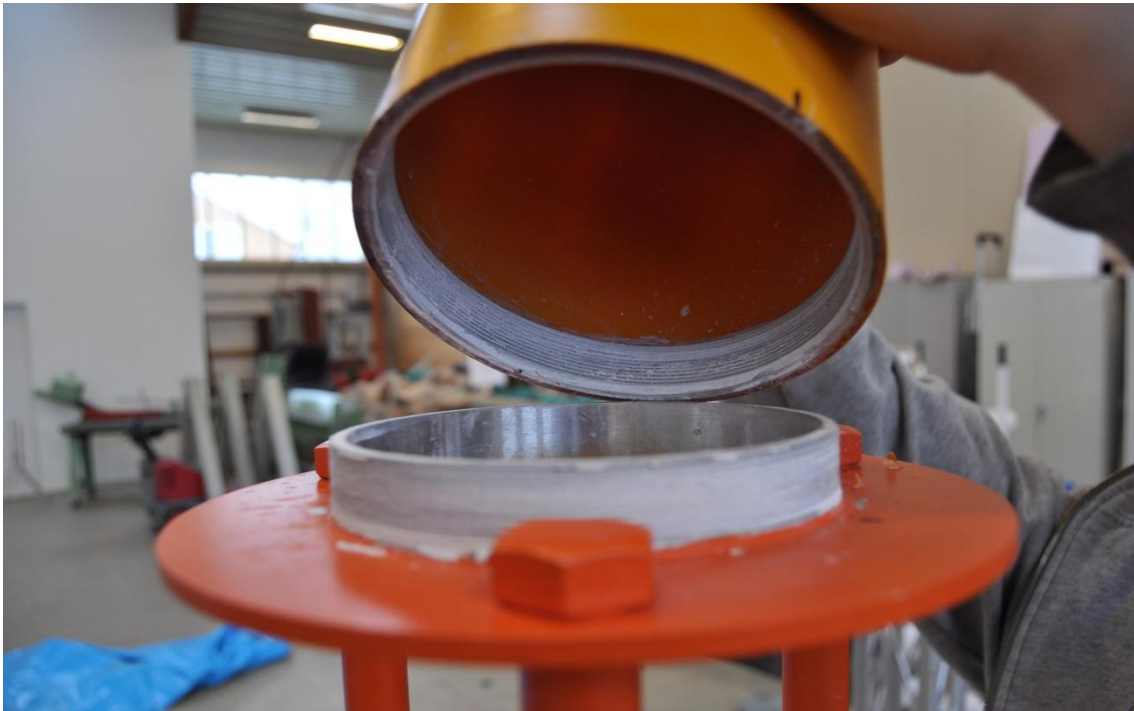
Figur 6.4 TLB-S modell i bølgetank



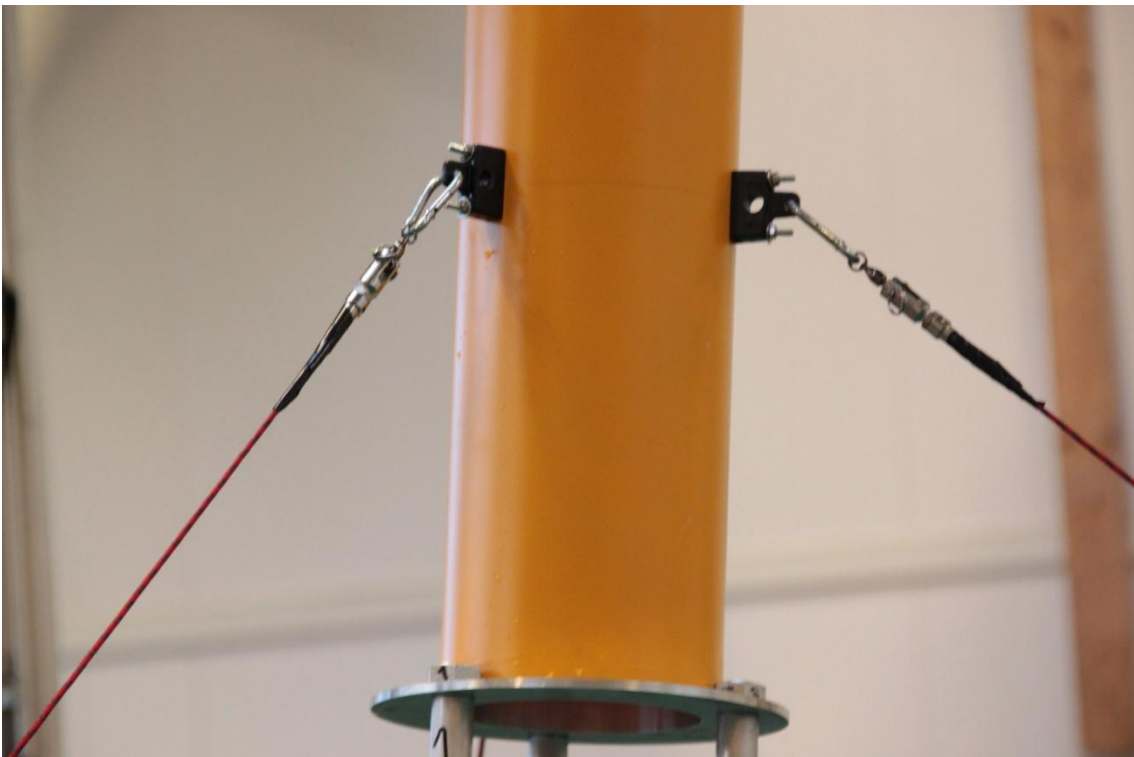
Figur 6.5 Detaljbilde av TLB-B



Figur 6.6 Detaljbilde av TLB-X3

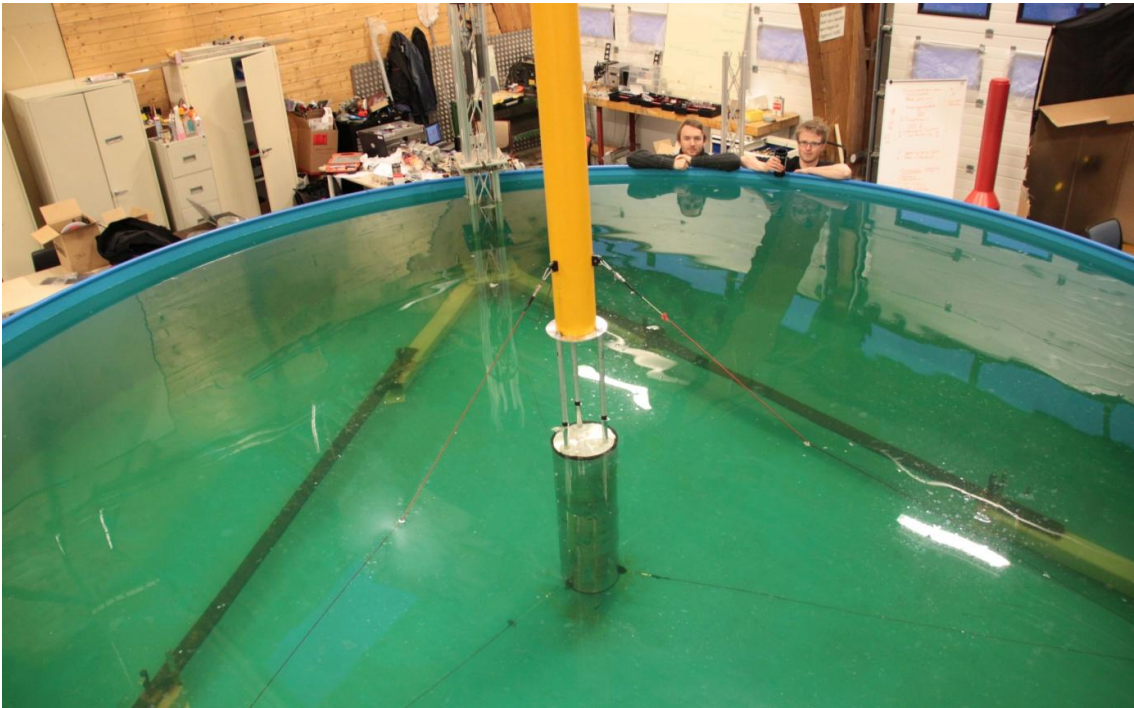


Figur 6.7 Gjenget parti for deling av rørtårn

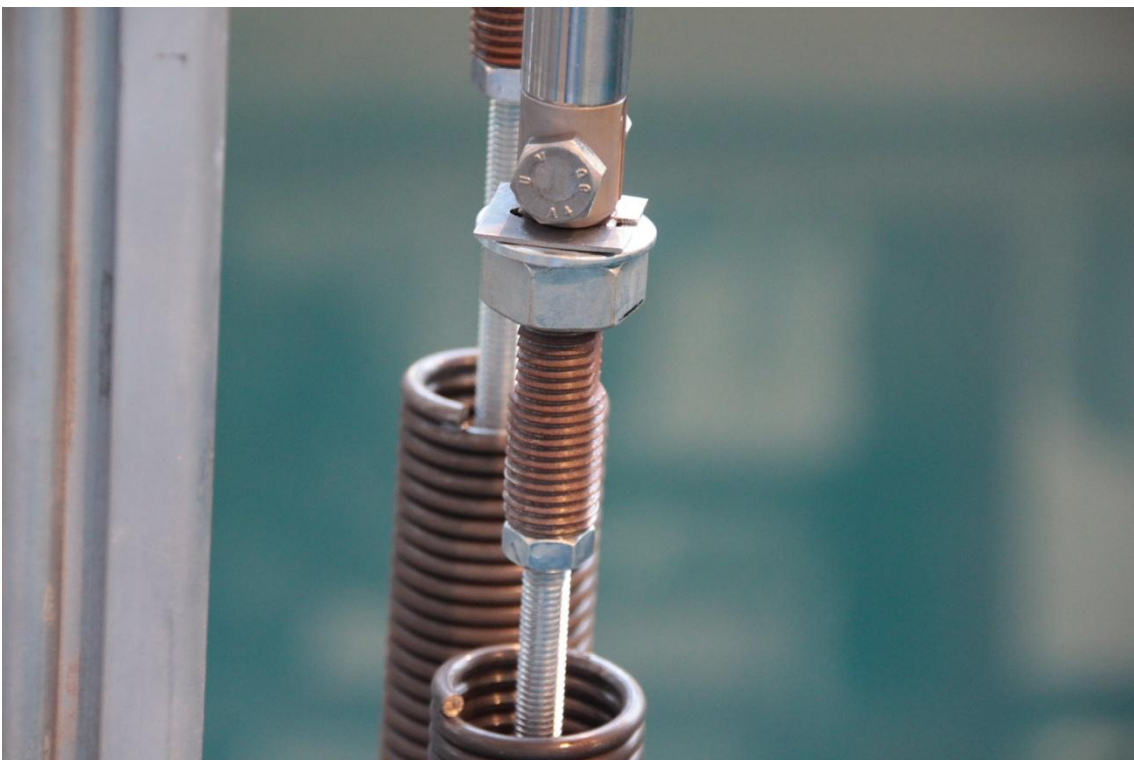


Figur 6.8 Øvre lineinnfestninger i rørtårn

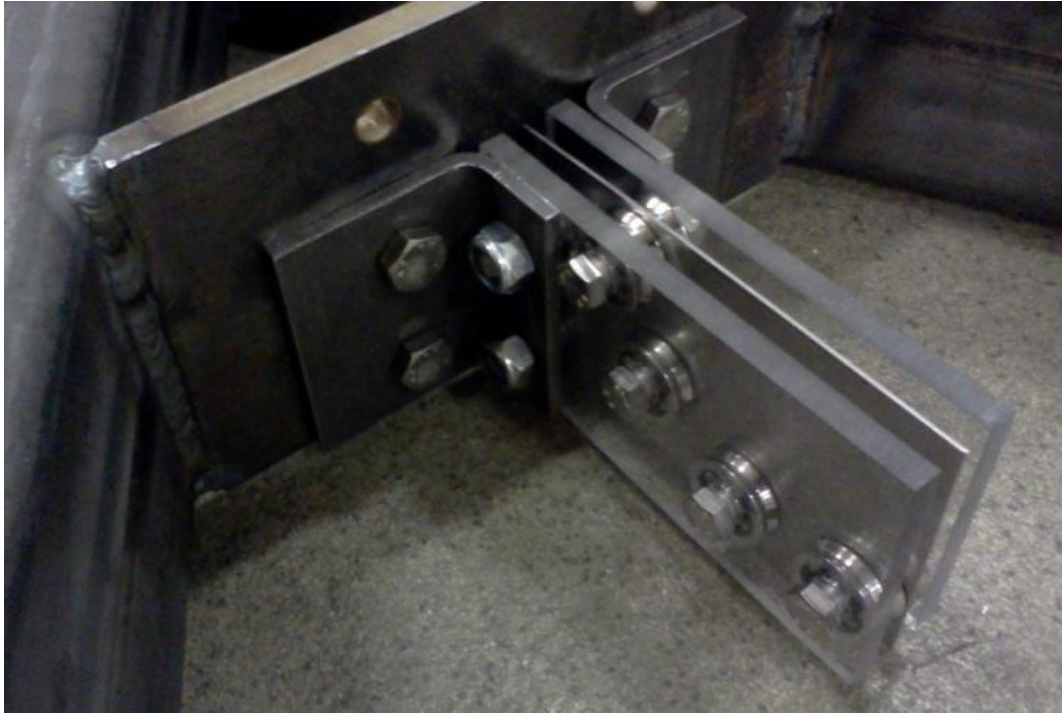
6.2 FORANKRINGSSYSTEM



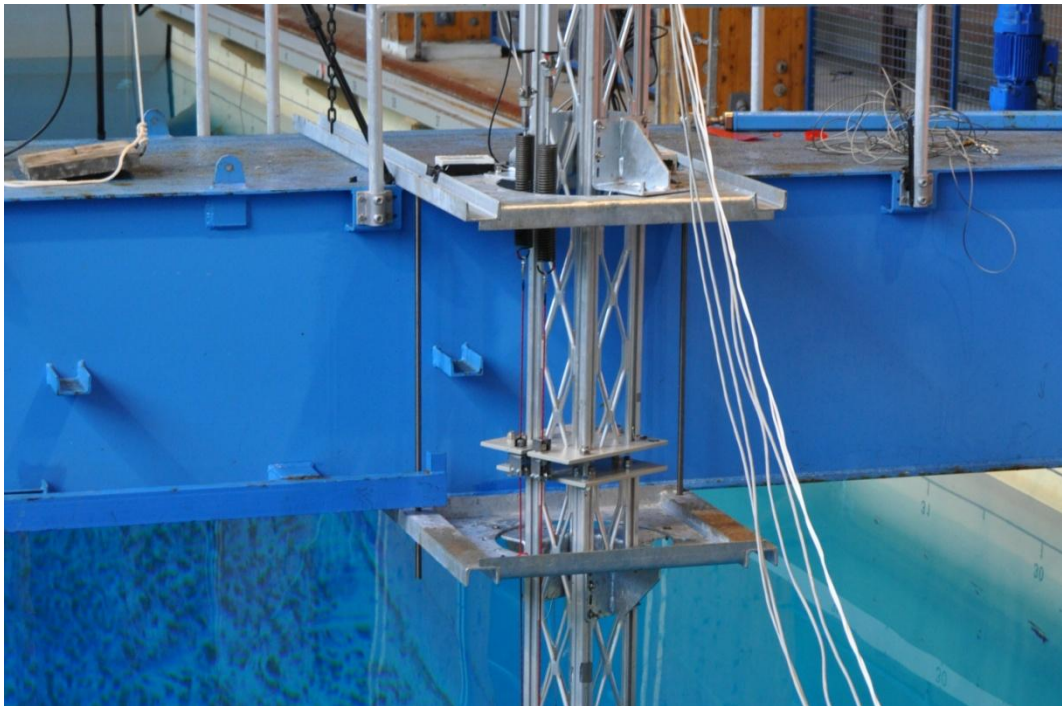
Figur 6.9 Forankringssystem i testbasseng



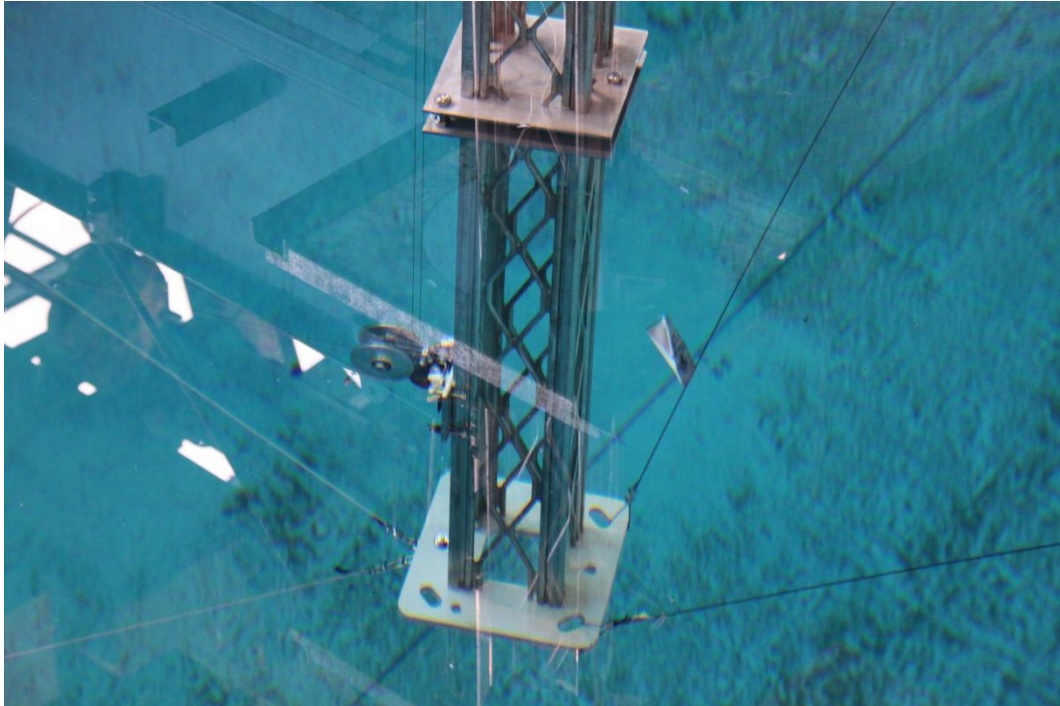
Figur 6.10 Detalj av modullplate



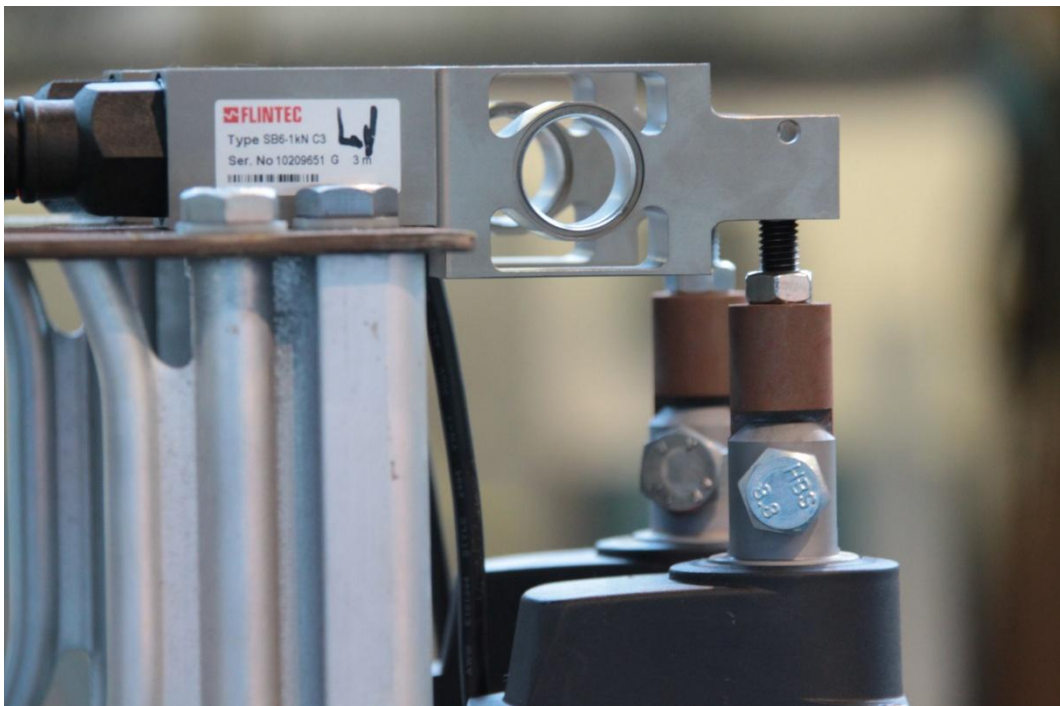
Figur 6.11 Multitrinse festet til fundamentets trinseplate



Figur 6.12 Innfestning til forankringstårn i bølgetank



Figur 6.13 Avstivning av forankringstårn i bølgetank



Figur 6.14 Veieceller for måling av strekk i forankringslinjer



Figur 6.15 Aktuatorer for stramming av forankringslinjer

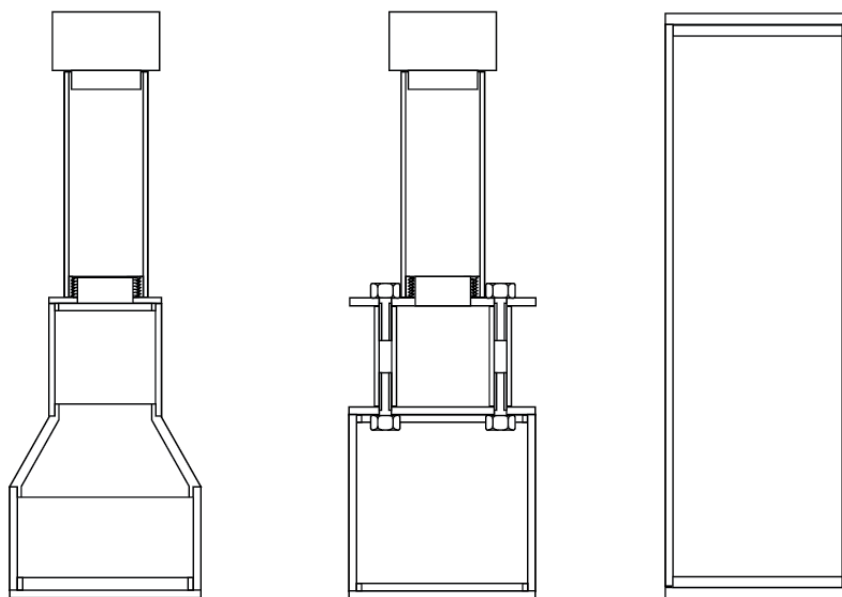


Figur 6.16 Justerbare fjærer for justering av stivhet i forankringslinene

7 KALIBRERING OG PRETEST

7.1 KALIBRERING AV MODELLER

Når man skal sammenligne resultatene fra bølgetanktesten med simuleringer fra 3DFloat, trenger man å vite hvordan de endelige modellene er utformet. Dimensjonene og massen til hver eneste komponent ble derfor målt. Videre ble deres lokale- og globale massesentre estimert med programmet Solidworks, som følge av at fysiske målinger mest sannsynlig ville ha blitt unøyaktige.



Figur 7.1 Modeller

Lengde og vektmålinger ble også utført etter at modellene var sammenstilt og malt. Dette ble gjort for å registrere hvor mye ekstra vekt som ble tilført i form av lim og maling. Denne tilleggsmassen ble valgt å plassere i rørkomponentenes tyngdepunkt (unntatt søylene), fordi disse rørene utgjør de største malingsflatene. I tillegg var det stort sett like store limfuger i begge endene av rørene.

Resultatet er gitt i tabellene 7.1, 7.2 og 7.3, sammen med de prefererte nedskalerte verdiene. For TLB-S er kun de målte og estimerte verdiene gitt, da denne ikke var et resultat av nedskalering. Gjengefestet i tårnets bunn ble inkludert i massen til de øvre overgangene (TP2). Videre ble skruene i de øvre og nedre overgangene i TLB-X3 inkludert i disse. De lokale massesentrene er gitt i forhold til kontaktflaten mellom komponenten og den underliggende komponenten. For bunnlokkene er denne gitt fra deres underside. Innfestingene til forankringslinene er gitt med innfestningsdiametere og deres samlede masse.

Tabell 7.1 Nedskalerte, målte og estimerte verdier for TLB-B komponenter

Type	1:40	M	1:40	M	1:40	M	1:40	M	1:40	M
Symbol	D	D	h	h	m	m	z_{cm}	z_{cm}	z_{cmG}	z_{cmG}
Enhet	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[kg]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
Nacelle	x	x	x	0	5,469	5,469	48,22	33,9	2238	2227
Rørtårn	96,8 -150	150	1940	1820	3,350	4,01	850,6	910	1101	1283
MP2	140	210	0	0	0	0,066	0	0	612,5	646
TP2	x	x	0	5	0	0,33	0	5,7	250	373,7
Midtsek.	162,5	160	764,3	883	2,362	3,325	382,1	441,5	-132,1	-73,5
TP1	162,5-296,8	160-297	120	120	0,646	1,436	51,31	52,9	-583,9	-584,1
Flyterrør	296,8	298,3	615,8	610	4,686	4,064	307,9	305	-942,1	-942
MP1	296,8	360	0	0	0	0,066	0	0	-1250	-1217
Bunnlokk	296,8	297	0	3	0,736	0,78	0	2,6	-1250	-1247

Tabell 7.2 Nedskalerte, målte og estimerte verdier for TLB-X3 komponenter

Type	1:40	M	1:40	M	1:40	M	1:40	M	1:40	M
Symbol	D	D	h	h	m	m	z_{cm}	z_{cm}	z_{cmG}	z_{cmG}
Enhet	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[kg]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
Nacelle	x	x	x	0	5,469	5,469	48,22	33,9	2238	2235
Rørtårn	96,8 -147	150	1815	1820	3,056	4,01	801,6	910	1177	1291
MP2	140	210	0	0	0	0,066	0	0	612,5	645
TP2	x	x	0	5	0,173	0,809	0	4,41	375	380,4
Søyler	21,25	22	576,6	576	1,065	0,837	287,8	288	87,19	88
Beinradius	87,5	87,5	x	x	x	x	x	x	x	x
TP1	0	260,5	0	5	0,523	0,801	0	2,46	-200,6	-202,5
Flyterrør	260,6	261	1049	1041	6,384	6,052	524,7	520,5	-725,3	-725,5
MP1	260,6	321	0	0	0	0,066	0	0	-1250	-1215
Bunnlokk	260,6	260,5	0	4	0,493	0,618	0	2,7	-1250	-1247

Tabell 7.3 Målte og estimerte verdier for TLB-S komponenter

Type	M	M	M	M	M
Symbol	D	h	m	z_{cm}	z_{cmG}
Enhet	[mm]	[mm]	[kg]	[mm]	[mm]
Topplukk	250	3	0,431	-0,9	782,1
MP2	310	0	0,090	0	717
Flyter	250	1834	8,09	917	-134
MP1	310	0	0,090	0	-1014
Bunnlokk	250	3	0,436	3,9	-1050

Fra verdiene i disse tabellene ble det ekvivalente tyngdepunktet til modellene beregnet med følgende formel:

$$z_{cmG,eqv} = \frac{\sum_{i=1}^n (m \cdot z_{cmG})_i}{\sum_{i=1}^n m_i} \quad \text{Formel 134}$$

Hvor:

- $z_{cmG,eqv}$ = Det ekvivalente tyngdepunktet i forhold til vannlinjen
 $(m \cdot z_{cmG})_i$ = Massen multiplisert med det globale massesenteret til komponent i.
 m_i = Massen til komponent i.
 n = Antall komponenter

Resultatene av disse beregningene og målingene av de fullstendige modellene er gitt i tabell 7.4, sammen med de nedskalerte verdiene. Høyden er her avstanden fra bunnen til toppen av rørtårnet for TLB-B og TLB-X3, mens den omfatter hele høyden på TLB-S. Totalmassen inkluderer nacellen.

Tabell 7.4 Totalresultat for TLB-B, TLB-X3 og TLB-S

Modell	-	TLB-B			TLB-X3			TLB-S
Type	-	1:40	M	%Feil	1:40	M	%Feil	M
h	[mm]	3440	3450	0,29	3440	3451	0,32	1840
m_{total}	[kg]	17,25	19,606	13,6	17,16	18,998	10,71	9,137
$z_{cmG,eqv}$	[mm]	574,13	589,6	2,69	620,0	663,2	6,97	-116,2

Som man ser i tabellene er det enkelte avvik mellom de nedskalerte verdiene og slik modellene ble. Høydeforskjellen stammer fra feil som ble gjort under utviklingen. Disse feilene er imidlertid små. Forskjellene i masse ble signifikant større, og er en følge av kompromisser som måtte gjennomføres for å få modellene til å fungere i praksis. Som følge av at tyngdepunktene er avhengig av massene, er også deres avvik større enn for høyden.

7.2 TEST AV UTSTYR I TESTBASSENG

For å teste at alt utstyret fungerte ble hele testriggeren montert i et basseng som ble installert ved UMB. Monteringen og fyllingen av selve bassenget viste seg å være tidkrevende. Bassengduken hadde svært mange stive skrukker som følge av at den var sammenlagt ved transport. Disse måtte rettes ut ved å fylle bassenget med 2-3 cm vann og deretter dytte dem fra midten av bassenget og ut til kantene. Selve fyllingen tok også lang tid, da det kun var et vanlig blandebatteri tilgjengelig. Bortsett fra dette fungerte bassenget godt og testriggeren ble montert underveis mens bassenget ble fylt.

Modeller

Modellene ble testet for vanntetthet ved å plassere dem i bassenget med vekter koblet til de nedre lineinnfestningene. TLB-X3 og TLB-S viste ingen teng til lekkasje, men TLB-B var ikke helt vanntett. Det ble derfor påført ekstra tetningsmiddel i skjøtene, noe som løste problemet.

Testrigger

Aktuatorene fungerte godt og var enkle å justere med styresystemet. Den manuelle styrefunksjonen gjorde arbeidet med å plassere modellene korrekt i vannet godt nok. Det ble derfor besluttet å ikke bruke tid på å programmere den automatiske funksjonen. Veiecellene fungerte også bra, men ble imidlertid påvirket av støy i strømmettet i verkstedshallen. Nettverkskablene skapte noen problemer

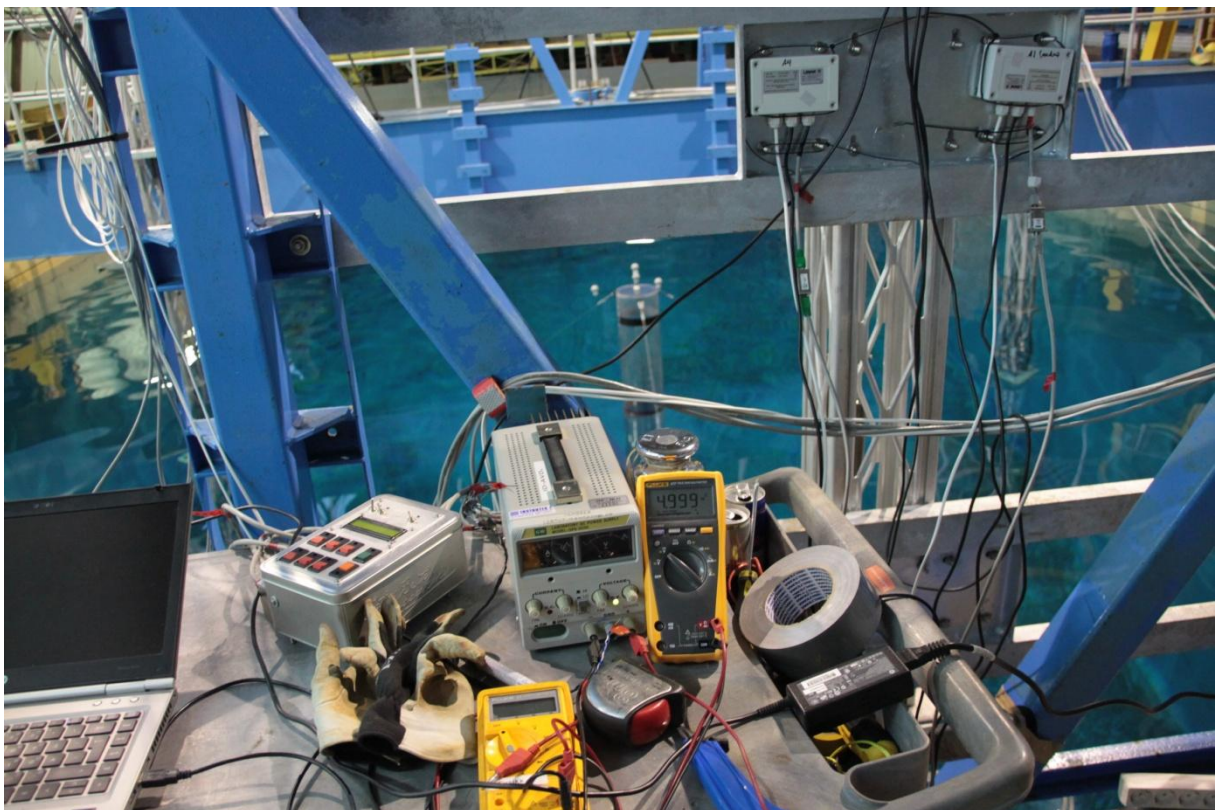
underveis, men etter at dette ble fikset gjorde de oppkoblingsarbeidet effektivt. Fjærsystemet var enkelt å justere og fungerte som tiltenkt. Trinsene ble ikke kontrollert, noe som viste seg å være det svakeste leddet. I bølgetanktesten ble det heldigvis oppdaget at disse hadde for stor friksjon. Dette som følge av den lille diameteren til trinsene. Disse ble derfor byttet ut med trinser som hadde større diameter.

Havari

Under en ulykke ved skifting av modeller, kantret TLB-X3 og traff bassengkanten. Dette medførte at modellen knakk i limfugen mellom den nedre overgangen og flyterrøret. Ingen av komponentene kom til skade og limfugen ble erstattet uten problemer. Forbindelsen ble ytterligere forsterket ved å lime på små biter av vinkeljern i aluminium til overgangen og flyterrøret.

7.1 KALIBRERING AV MÅLEUTSTYR

For å oppnå gode måleresultater må også strammesystem, måleutstyr og fjærer kalibreres. Denne kalibreringen av utstyret var mer knyttet til selve bølgetanktesten, og dette omfattes derfor ikke av oppgaven. Alt fungerte godt i forhold til rutiner som ble utarbeidet av Anders Myhr.



Figur 7.2 Kalibrering av måleutstyr

8 ØKONOMI

Regnskapet for tilvirkningen av testtriggen og modellene er ført opp i tabell 8.1. Et detaljert regnskap er gitt i vedlegg 7.

Tabell 8.1 Totalregnskap for tilvirkning av testtrigg

Modeller		
TLB-X3	kr	19 165
TLB-B	kr	35 660
TLB-S	kr	3 461
Nacelle	kr	2 560
Tårn	kr	1 677
Totalkostnad for modeller.....	kr	62 523
Forankringssystem		
Trinsesystem	kr	4 620
Forankringstårn	kr	35 666
Fundament og innfesting	kr	30 221
Fjærsystem	kr	6 012
Forankringsliner, mm	kr	5 596
Avstiving	kr	1 917
Totalkostnad for forankringssystem.....	kr	84 031
Måling, styring og datainnsamling		
Veieceller	kr	19 238
Aktuatorsystem	kr	30 145
Styresystem	kr	24 000
Diverse kabler mm	kr	3 210
Datasamling	kr	1 797
Totalkostnad for utstyr til måling, styring og datainnsamling.....	kr	78 390
Diverse utgifter		
Bolter, muttere og skiver	kr	5 164
Lim og tetningsmiddel	kr	2 376
Maling og maleutstyr	kr	3 357
Diverse utgifter	kr	14 991
Testbasseng m/utstyr	kr	13 468
Verktøy	kr	1 115
Totalkostnad diverse utgifter.....	kr	40 471
Totalkostnad for tilvirkning av testtrigg.....	kr	265 415

9 KONKLUSJON

9.1 VURDERING

Det har blitt utviklet og bygget tre flytende vindturbinmodeller av typen tension leg buoy, samt en testtrigg med forankringssystem og relevant måleutstyr. Oppgaven har omfattet hele prosessen fra idé til ferdig produkt og er gjennomført i løpet av et relativt kort tidsrom.

Modellkvalitet

Fra foreløpige analyser av måledataene fra bølgetanktesten ser det ut til at kvaliteten på modellene og testtriggen er god. Modellene ble forholdsvis enkle å konvertere til simuleringsgeometri, samtidig som de har en relativt korrekt utforming i forhold til nedskaleringene. Noen kompromisser måtte imidlertid gjennomføres, som påvirket modellene negativt, men ikke vesentlig, med hensyn på deres bøyestivhet, vekt, og deres festepunkter til forankringslinjer.

Sikkerhet

Totalløsning gav liten risiko for skader på utstyr og mennesker. Utstyr som ble stående relativt høyt oppe var godt fundamentert og ingen skader på personell forekom under tilvirkningen av utstyret eller under bølgetanktesten. Det bør likevel nevnes at nacellen til modellen kunne ha vært festet på en bedre måte, da denne utgjorde en sikkerhetsrisiko ved eventuell kantring av modellene.

Pålitelighet

Systemet viste seg å være stort sett pålitelig, bortsett fra trinsene som måtte byttes underveis i forsøket. Vurderingen av å kjøpe inn en ekstra av aktuatorene og veiecellene viste seg å være riktig da en av hver av disse ble overbelastet under kalibrering.

Realiserbarhet

Modellene og testtriggen ble ferdigstilt og levert til forsendelse innen fristen. Enkelte deler som ble produsert i Frankrike var noe forsinket og ikke eksakt som spesifisert, uten at det medførte vesentlige utfordringer. Totalkostnadene til prosjektet ble imidlertid store som følge av begrenset tid til å utarbeide kostnadseffektive tiltak. I tillegg ble verkstedet ved UMB stengt på dagen da produksjonen skulle starte. Dette medførte at store deler av produksjonen måtte settes ut til eksterne produsenter, som ellers kunne ha vært tilvirket selv. Videre måtte resten av komponentene produseres med det begrensede utvalget av verktøy som var i testlaboratoriet.

Brukervennlighet

Løsningene som ble oppnådd var brukervennlige og tidsbesparende under bølgetanktesten. Fjærsystemet og aktuatorene gjorde justeringen forankringslinenes stivhet og lengde effektiv og uproblematisk. Videre var det enkelt å bytte modeller som følge av terminalene som ble benyttet.

Attraktivitet

Modellene og testtriggen endte opp som en visuelt bra totalløsning.

Totalt sett ansees de ferdigstilte løsningene som svært gode og tilfredstillende. Arbeidet ble utført i tråd med målsettingene og har gitt verdifulle erfaringer som kan videreføres til påfølgende modellforsøk.

9.2 FORBEDRINGER

Generelt

Det anbefales å sette av en lengre tidsperiode i forkant av forsøket til utvikling og bygging. Da vil man ha tid til å undersøke flere kostnadsbesparende tiltak. I tillegg vil man kunne oppnå enda bedre kvalitet på modeller og øvrig utstyr.

Modeller

Det bør undersøkes tiltak for å ytterligere redusere massen til modellene. Å støpe modellene i karbonfiber kan være en aktuell løsning. Dette kan også potensielt redusere kostnadene ved tilvirkning av store hule komponenter, slik som den nedre overgangen på TLB-B. Alternativt kunne en skumkjerne kledd med tynne aluminiumsplater vært en løsning.

Lineinnfestningene på modellene bør utformes slik at de gir en mindre innfestningsradius. Videre bør de nedre innfestningene utformes slik at de kommer nærmere bunnen av modellen. Det bør også undersøkes om det finnes terminaler som har mindre masse enn de løsningene som ble brukt.

Det anbefales å innføre en sterkere forbindelse mellom rørtårnet og nacellen, da denne kan løsne og utgjøre en sikkerhetsrisiko ved kantring.

Testrigg

Friksjonen i trinsene gav en stor motkraft på linene som følge av den lille diameteren. Det bør derfor benyttes trinser med større diameter. Større trinser gir dog en mindre nøyaktig plassering av endepunktet til forankringslinene. Dette utgjør derfor en form for kompromiss hvor det er behov for videre analyse for å se på hvilke variable som er mest essensielle å bevare best mulig.

Posisjoneringen av modellene med det manuelle styresystemet fungerte bra. Man kan imidlertid oppnå ytterligere tidsbesparelser ved å automatisere systemet, slik som først var planlagt.

Det ble ikke funnet et alternativ for forankringslinene som hadde alle de prefererte egenskapene. Det bør derfor utføres videre undersøkelser etter stive liner med lineær oppførsel og neglisjerbar bøyestivhet.

Enkelte rørdimensjoner var ikke mulig å skaffe som standardrør eller få produsert tilstrekkelig raskt og billig. Det vil derfor være en fordel å tilpasse modellskalaen det som er mulig å oppdrive i et tilstrekkelig stivt materiale.

Fjærsystemet måtte justeres manuelt og det kan med fordel utvikles et system der også disse kan justeres fra kontrollpanelet. Det vil i tillegg være fordelaktig å benytte standardfjærer for å redusere kostnadene. Disse må imidlertid ha tilstrekkelig lav forspenning og kunne brukes sammen med gjengefestene som finnes.

Fundamentenes hulprofiler var tidkrevende å rengjøre og male, spesielt innvendig. Det anbefales derfor å enten få profilene overflatebehandlet med el-oksering eller å finne et alternativ til hulprofilene som er lettere å male.

9.3 VIDERE ARBEID

Nå som bølgetanktesten er gjennomført, vil det neste steget være å analysere resultatene fra forsøket. Man må forsikre seg om at registrerte laster i forankringslinene, modellbevegelser og målte bølgeverdier stemmer i forhold til hverandre. Når resultatene er kvalitetssikret, må TLB-konseptene vurderes i forhold til lastpåkjenninger og modellbevegelser. Det vil her være aktuelt å undersøke om den alternative utformingen av TLB-X3 i bølgesonen, bidrar til å redusere bølgelastene.

De flytende vindturbinmodellene må konstrueres virtuelt i 3DFloat med påfølgende simuleringer med samme bølgekarakteristikk som ble brukt i bølgetanktesten. Deretter må simuleringsresultatene sammenlignes med resultatene fra bølgetanktesten. Videre må programkoden potensielt justeres for å få bedre overensstemmelse med virkelig oppførsel.

Etter forsøket er analysert vil man potensielt forbedre konseptene ytterligere. Videre reduksjon av laster i forankringslinene og mer detaljert utforming av overgangene vil blant annet være relevant. Hovedløsningen for Njord-konseptet med justerbar innfestningshøyde for de øvre forankringslinene må også på sikt utvikles.

Et naturlig neste steg vil også være å planlegge et modellforsøk der vindlaster blir inkludert. Her vil det være hensiktsmessig å inkludere en mer realistisk nacelle med rotor. Det kan i første omgang være nok å benytte en modell som har en motorisert rotor som modellerer vindlastene.

På lengre sikt bør også en større prototypetest gjennomføres for å minimere feilkildene som oppstår under småskala forsøk. Med en storskalamodell i rolige farvann kan man inkludere utstyr for måling av forankringskraft og lengdejustering direkte i modellen. Dette vil gjøre trinsesystemet overflødig og man kan benytte forankringsliner som er mer realistiske. I tillegg vil det være potensielt mindre problematisk å oppnå en modell med riktige masseegenskaper. Dette som følge av at små avvik ikke utgjør en stor prosentandel av den totale massen.

10 KILDEHENSIVNINGER

- Authen, M. L. (2013a). *EU og 2020-målene*. Tilgjengelig fra: www.fornybar.no/overordnede-temaer/fremtidens-energisystem/klima--og-energimal/eu-og-2020-malene (lest 07.02.2013).
- Authen, M. L. (2013b). *Konsekvenser for miljøet*. Tilgjengelig fra: www.fornybar.no/vindenergi/konsekvenser-for-miljoet (lest 07.02.2013).
- Biltema. (2012). *Enkelblokk*. Tilgjengelig fra: www.biltema.no/no/Bat/Monteringsdeler/Blokk/Enkelblokk-254695/ (lest 01.09.2012).
- Bjartnes, A. (2012). *Kjernekraft og klimakamp*. Tilgjengelig fra: www.energiogklima.no/nyhetsblogg/bjartnes/kjernekraft-og-klimakamp/ (lest 07.02.2013).
- Callister, W. D. & Rethwisch, D. G. (2011). *Materials Science and Engineering*. 8 utg. Hoboken, USA: John Wiley & Sons Pte Ltd. 885 s.
- Certex. (2013a). *Egenskaper / Forlengelse av Ståltau*. Tilgjengelig fra: http://www.certex.no/no/teknisk-informasjon/egenskaper--forlengelse-av-staltau__12646 (lest 06.03.2013).
- Certex. (2013b). *Ståltau rustfritt AISI 316 1x19*. Tilgjengelig fra: http://www.certex.no/no/rustfri-wire/staltau-rustfritt-aisi-316-1x19__12691 (lest 06.03.2013).
- Chakrabarti, S. K. (1998). Physical Model Testing of Floating Offshore Structures. Tilgjengelig fra: <http://www.dynamic-positioning.com/dp1998/DSubrata.PDF> (lest 08.03.2013).
- Chakrabarti, S. K. (2005). *Handbook of offshore engineering*. 1. utg., b. 2. Illinois, USA: Elsevier Ltd.
- Dahlvig, G., Christensen, S. & Strømsnes, G. (2000). *Konstruksjonselementer*. 2. utg. Norge: Gyldendal Norsk Forlag AS. 486 s.
- DNV-OS-C101. (2011). *Design of offshore steel structures, General (LRFD Method)*. Høvik: Det Norske Veritas. 73 s.
- DNV-OS-J101. (2013). *Design of offshore wind turbine structures*. Høvik: Det Norske Veritas. 176 s.
- ECEN. (2013). *Wind power systems*. Tilgjengelig fra: <http://ecee.colorado.edu/~ecen2060/wind.html> (lest 11.03.2013).
- Edvardsen, J. E. (2012). *Fjærkarakteristikk* (Datablad for produsert fjær 05.10.2012).
- Efunda. (2012). *Springs - Natural Frequency*. Tilgjengelig fra: www.efunda.com/designstandards/springs/spring_frequency.cfm (lest 13.09.2012).
- EWEA. (2013). The European offshore wind industry - key trends and statistics 2012. 31. Tilgjengelig fra: www.ewea.org/fileadmin/files/library/publications/statistics/European_offshore_statistics_2012.pdf (lest 07.02.2013).
- Fette, R. B. & Sovinski, M. F. (2004). Vectran Fiber Time-Dependent Behavior and Additional Static Loading Properties. 21. Tilgjengelig fra: http://code541.gsfc.nasa.gov/Uploads_recent_publications/04-12_Fette.pdf.
- Fibox Enclosures. (2007). Chemical Resistance - Polycarbonate. Tilgjengelig fra: www.fiboxusa.com/pdf/ChemResV707.pdf (lest 06.10.2012).
- Flintec. (2010). Type SB6 Load Cell. 2. Tilgjengelig fra: http://www.flintec.com/hres/a18_rev7_gb%20sb6%20data%20sheet.pdf (lest 04.03.2013).
- Garrison, R. (2013). *So Many Choices*. Tilgjengelig fra: http://fishing.about.com/od/basicfishinginstruction/a/fishinglinecon_2.htm (lest 06.03.2013).
- Gieck, K. & Gieck, R. (2006). *Engineering formulas*. 8. utg. Germering, Tyskland: Gieck Publishing. 580 s.
- Granta Design Limited. (2012). *CES EduPack*. 11.9.9 utg.
- Habjanec, D. (2010). *Coal - Introduction and some quick facts*. Tilgjengelig fra: www.interestingenergyfacts.blogspot.no/2010/08/coal-introduction-and-facts.html (lest 06.02.2013).

- Hansen, F. E. & Møller, U. A. (2010). *Nedskalering og konstruksjon av flytende vindturbiner til modellforsøk i bølgetank*. Masteroppgave. Ås: Universitetet for miljø- og biovitenskap, Institutt for matematiske realfag og teknologi. 141 s.
- Huntsman. (2007). Users Guide to Adhesives. Tilgjengelig fra: <http://www.freemansupply.com/datasheets/adhesivesguide.pdf> (lest 09.03.2013).
- Iversen, M. (2012). *Prisliste* (e-post til Anders Spæren 27.08.2012).
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W. & Scott, G. (2009). Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development. 75 s. Tilgjengelig fra: <http://www.nrel.gov/docs/fy09osti/38060.pdf> (lest 13.02.2013).
- Joyce, P. (2003). Carbonfibre. 73. Tilgjengelig fra: <http://www.thirdwave.de/3w/tech/armor/carbonfibre.pdf> (lest 03.03.2013).
- Killingtveit, Å. (2012). *Omlegging til fornybar energi i Europa: Norges rolle*. Tilgjengelig fra: www.energiogklima.no/kommentar-analyse/omlegging-til-fornybar-energi-i-europa-norges-rolle/ (lest 07.02.2013).
- Knud E. Hansen A/S. (2012). *Offshore Vessels*. Tilgjengelig fra: www.knudehansen.com/References/Offshore-Vessels/ (lest 06.02.2013).
- Larsen, P. K. (2009). Konstruksjonsstål - Materialelegenskaper. Tilgjengelig fra: <http://www.tekna.no/ikbViewer/Content/778034/PK> (lest 09.03.2013).
- Lattix AS. (2013). *Innovasjon - Idéen*. Tilgjengelig fra: <http://www.lattix.net/no/index.php/site/innovation/category/ideen/> (lest 13.03.2013).
- Le Boulluec, M. (2012a). *Marinet 1st Call Decisions* (e-post til Tor Anders Nygaard 14.06.2012).
- Le Boulluec, M. (2012b). *Marinet 1st Call Decisions 2* (e-post til Tor Anders Nygaard 15.06.2012).
- Le Boulluec, M. (2012c). *Marinet 1st Call Decisions 4* (e-post til Tor Anders Nygaard 27.06.2012).
- Le Boulluec, M. (2012d). *Marinet project* (e-post til Anders Spæren 29.08.2012).
- Lesjøfors AB. (2009a). *Extension spring coils*. Tilgjengelig fra: http://catalog.lesjoforsab.com/pdf/en/chapters/92-93_EN.pdf (lest 12.09.2012).
- Lesjøfors AB. (2009b). Thread fitting. Tilgjengelig fra: http://catalog.lesjoforsab.com/pdf/en/chapters/94-94_EN.pdf (lest 12.09.2012).
- Linak. (2012a). Actuator LA23. 4. Tilgjengelig fra: http://www.linak.com/corporate/pdf/ENGLISH/DATA%20SHEET/Linear%20Actuator_LA23_Data%20Sheet_Eng.pdf (lest 20.09.2012).
- Linak. (2012b). Motorstyring type TR-EM-288-S. 2.
- Liros. (2013). Tågvirkeskatalog. 78. Tilgjengelig fra: http://www.lirosropes.se/pdf/LIROS_2013sw.pdf (lest 03.03.2013).
- Marineudstyr.dk. (2013a). *Valfri terminal med gaffel*. Tilgjengelig fra: <http://www.marineudstyr.dk/valfri-terminal-med-gaffel.aspx> (lest 06.03.2013).
- Marineudstyr.dk. (2013b). *Valfri terminal med øje*. Tilgjengelig fra: <http://www.marineudstyr.dk/valfri-terminal-med-oeje.aspx> (lest 06.03.2013).
- Mels-Place. (2013). *Fishing Line Diameters*. Tilgjengelig fra: http://www.mels-place.com/Contents/ABCs_and_Goodies/Line_Diameters/line_diameters.htm (lest 06.03.2013).
- Musial, W. & Butterfield, S. (2004). Future for Offshore Wind Energy in the United States. 16 s. Tilgjengelig fra: <http://connect.docuter.com/documents/7215651894adcc67e1cff81255982718.pdf>.
- Myers, J. A. (1962). Handbook of equations for mass and area properties of various geometrical shapes. Tilgjengelig fra: <http://www.dtic.mil/cgi-bin/GetTRDoc?AD=AD0274936> (lest 07.03.2013).
- Myhr, A., Nygaard, T. A. & Maus, K. J. (2011, Juni 2011). *Experimental and Computational Comparisons of the OC3-HYWIND and Tension-Leg-Buoy (TLB) Floating Wind Turbine Conceptual Designs*. Proceedings of the twenty-first International Offshore (Ocean) and Polar Engineering Conference, Maui, Hawaii, s. 8.

- Myhr, A. & Nygaard, T. A. (2012, Juni 17-22, 2012). *Load Reductions and Optimizations on Tension-Leg-Buoy Offshore Wind Turbine Platforms*. The proceedings of the Twenty-second (2012) International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodos, Hellas, s. 8.
- Nationen. (2011). *Tyskland stenger atomkraftverkene innen 2022*. Tilgjengelig fra: www.nationen.no/2011/05/30/nyheter/kraft/atomkraft/tyskland/gasskraftverk/6659503/ (lest 07.02.2013).
- Naturalnews. (2012). *Earth map shows Fukushima radiation pollution of Pacific Ocean*. Tilgjengelig fra: http://buzz.naturalnews.com/000021-Fukushima-radiation-Pacific_Ocean.html (lest 08.03.2013).
- NHO. (2013). *Fra kjernekraft til fornybar energi*. Tilgjengelig fra: www.konferanse.nho.no/fra-atomkraft-til-fornybar-energi/ (lest 07.02.2013).
- Nikolaisen, P.-I. (2012, 29. November). Norge har Vestens største utslippsvekst. *Teknisk Ukeblad*, s. 70.
- Norsk Stålforbund. (2004). *Ekvivalente karbonstål kvaliteter*. Tilgjengelig fra: http://www.stalforbund.com/Fagomraader/Materialer/steel_carbon.htm#gen_structural.
- Nygaard, T. A., Myhr, A. & Maus, K. J. (2009, September 2009). *A comparison of two conceptual designs for floating wind turbines*. Proceedings of the European Offshore Wind Conference & Exhibition, Stockholm, Sverige.
- Ohana, J. & Le Boulluec, M. (2012). *Marinet TLBTEST preparation* (E-post til Anders Spæren 26.09.2012).
- Rock, M. & Parsons, L. (2010). Offshore Wind Energy. 14. Tilgjengelig fra: www.eesi.org/files/offshore_wind_101310.pdf (lest 07.02.2013).
- Rosvold, K. A. (2011). *Vindpark: Store Norske Leksikon*. Tilgjengelig fra: www.snl.no/vindpark (lest 07.02.2013).
- Rosvold, K. A., Vinjar, A. & Rauboti, J. (2012). *Vindkraftverk*. Tilgjengelig fra: www.snl.no/vindkraftverk (lest 08.02.2013).
- Ruukki. (2012a). Lagerkatalog - Rustfritt & syrefast rør og rørdeler. 28. Tilgjengelig fra: <http://www.ruukki.no/~media/Norway/Files/Stocklists/Lagerkatalog-Rustfrie-syrefaste-ror-Sveiserordeler-flenser-Gjengerordeler-snittringskoblinger.ashx> (lest 12.08.2012).
- Ruukki. (2012b). Lagerkatalog - Rustfritt & Syrefast stangstål og emnerør og hulprofiler. 16. Tilgjengelig fra: <http://www.ruukki.no/~media/Norway/Files/Stocklists/Lagerkatalog-Rustfritt-syrefast-stangstaal-emneror-hulprofi.ashx> (lest 12.08.2012).
- Ruukki. (2013). Legeringstillegg. 1. Tilgjengelig fra: http://www.ruukki.no/~media/Norway/Files/Ruukki-Legeringstillegg_no.ashx (lest 01.03.2012).
- Slavounos, P. D. (2008). Floating Wind Turbines. 23. Tilgjengelig fra: <http://www.ebcne.org/fileadmin/pres/Sclavounos.pdf> (lest 10.03.2013).
- Stahlbecker. (2011). Data Sheet Spring Steel Wire. Tilgjengelig fra: www.stahlbecker.com/sites/default/files/datasheets/datasheet%20spring%20steel%20wire%20SH%20patented%20drawn.pdf (lest 12.09.2012).
- Statistisk sentralbyrå. (2011). *Produksjon og forbruk av elektrisk energi. Utvalgte land*. Tilgjengelig fra: www.ssb.no/aarbok/2011/tab/tab-393.html (lest 07.02.2013).
- Terjesen, G. (2011). *Deformasjon av bjelker og aksler*. Ås: Universitetet for miljø- og biovitenskap. 33 s. Upublisert manuskript.
- Tipler, P. A. & Mosca, G. (2008). *Physics For Scientists and Engineers*. 6. utg. New York, U.S.A.: Susan Finnemore Brennan. 1412 s.
- Trefileurope. (2006). Qualities DH and SH according to EN 10270-1. 2. Tilgjengelig fra: www.arcelormittalna.com/documents/en/Trefileurope/TechnicalSpecification/Calfdt06_2_RI_DH-C_GB.pdf (lest 13.09.2012).
- Tøndevold, T. (2012). *Teknisk info om aluminiumsmaster* (Samtale med Anders Spæren 01.10.2012).
- USC. (2009). RPM Recommendations for Lathe. Tilgjengelig fra: <http://gradstudentshop.usc.edu/assets/001/64641.pdf> (lest 10.03.2013).

- Vindportalen. (2013). *Vindkraftverk*. Tilgjengelig fra: www.vindportalen.no/vindkraftverk.aspx (lest 07.02.2013).
- Volkswagen Transporter. (2013). 32. Tilgjengelig fra: <http://www.nyttekjoretoy.no/photoalbum/view/?size=org&id=43184&type=1> (lest 12.03.2013).
- Waløen, Å. Ø. (1976). *Maskindeler*. 2. utg., b. 2: Tapir Akademisk Forlag. 203 s.
- World Nuclear Association. (2012). *Fukushima - One year on*. Tilgjengelig fra: www.world-nuclear.org/fukushima/ (lest 07.02.2013).
- Øen, K. (2013). *Europall*. Tilgjengelig fra: <http://www.europall.no/europall/> (lest 01.03.2013).

11 VEDLEGG

11.1 SKRIFTLIGE VEDLEGG

Vedlegg 1 Informasjon om testfasilitet

Vedlegg 2 Informasjon om tårnalternativer

Vedlegg 3 Informasjon om forankringsliner

Vedlegg 4 Spesifikasjoner for lastcelle

Vedlegg 5 Spesifikasjoner for aktuator

11.2 ELEKTRONISKE VEDLEGG

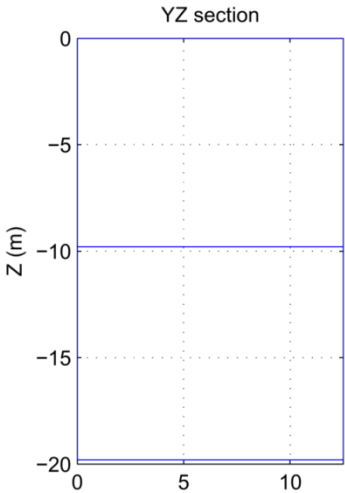
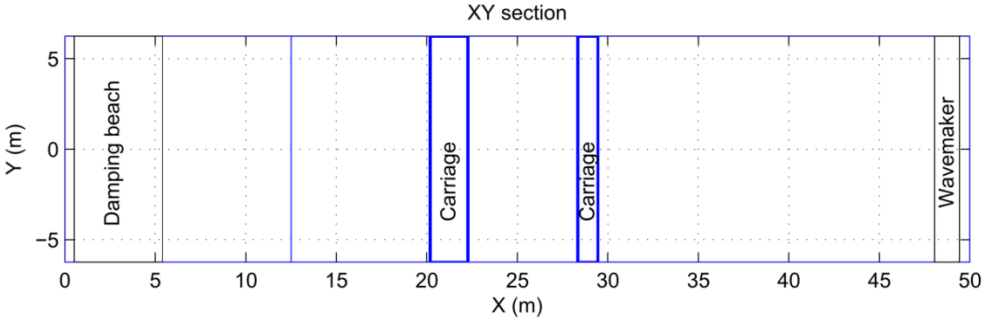
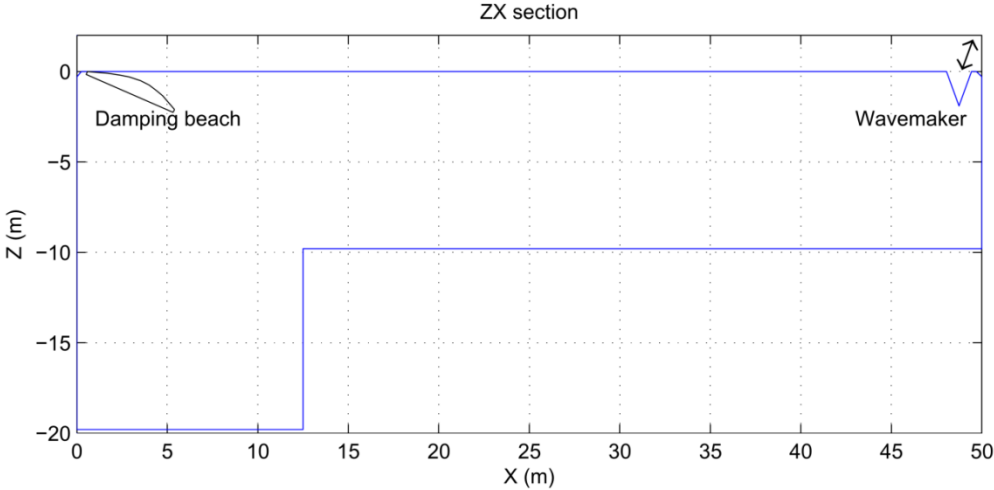
11.2.1 ELEKTRONISK VEDLAGTE EXCEL-ARK

Vedlegg 6 Nedskalering og beregninger

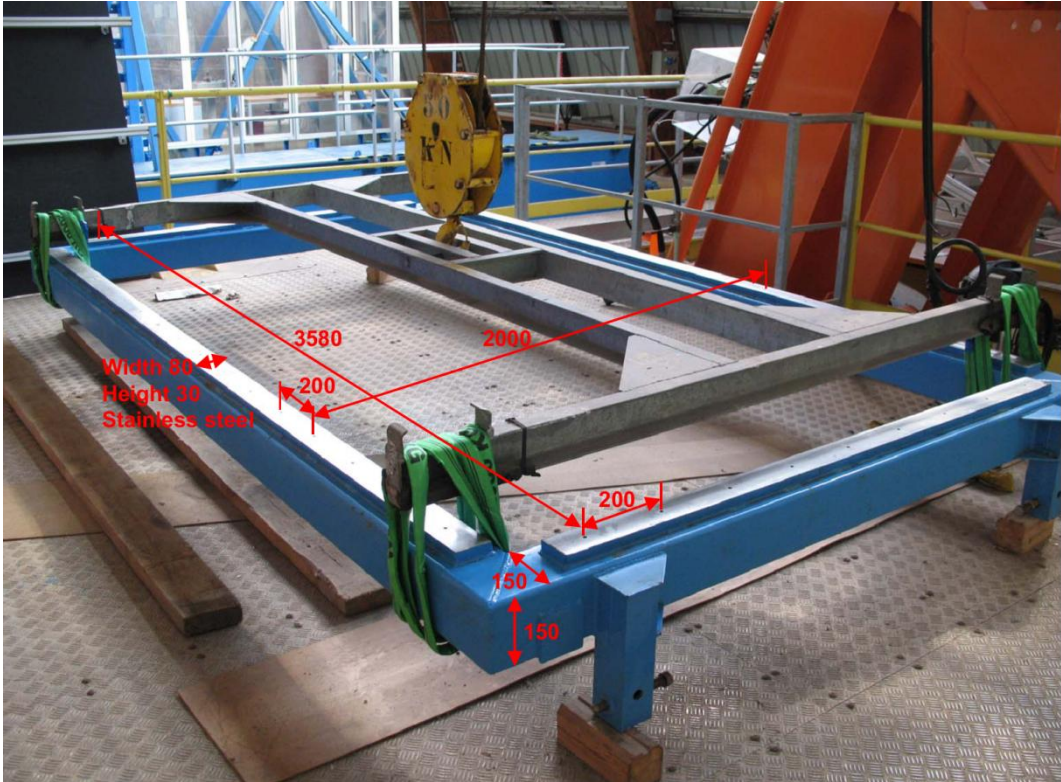
Vedlegg 7 Regnskap

VEDLEGG 1 - INFORMASJON OM TESTFASILITET

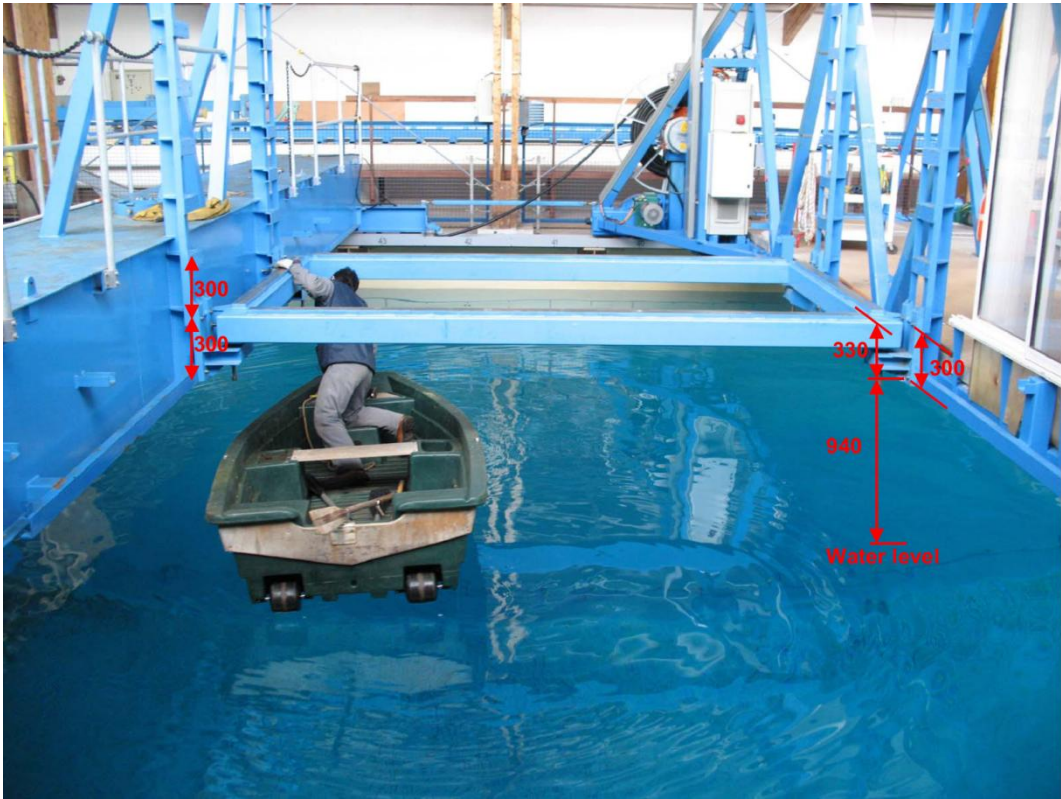
Ifremer Ocean Engineering Basin
L = 50 m B = 12.5 m H = 9.8 m and 19.8 m



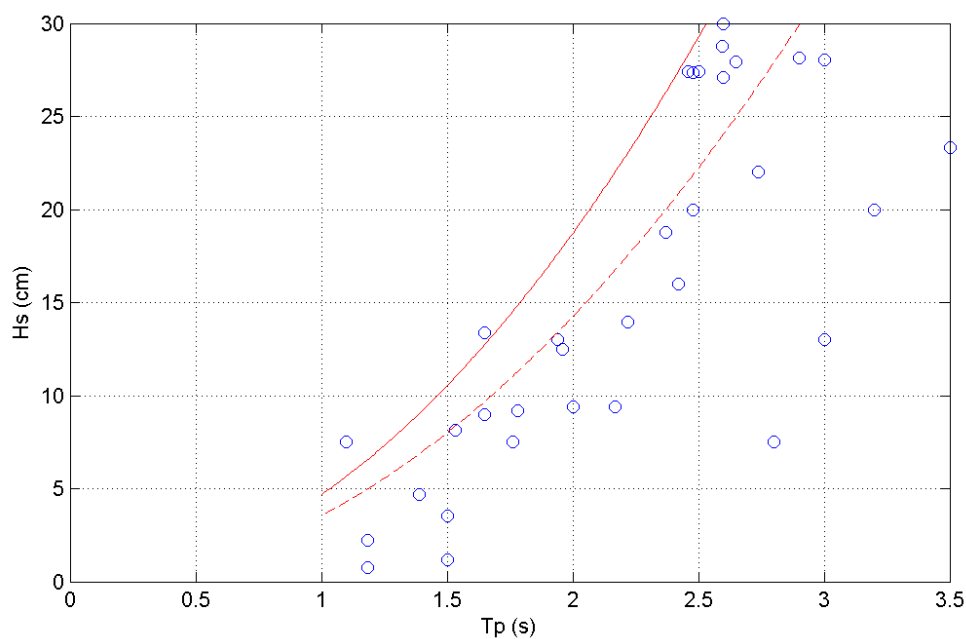
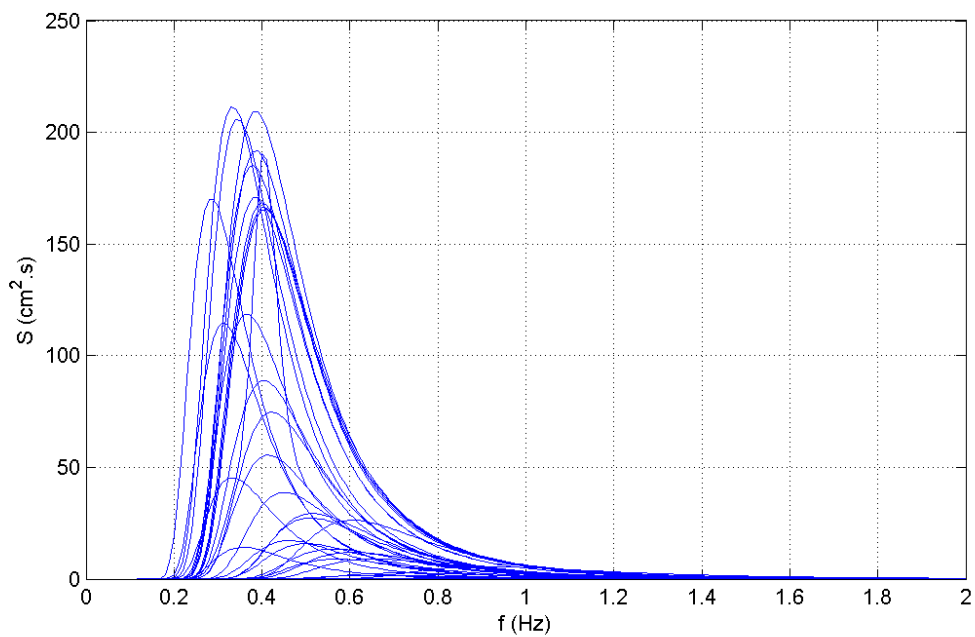
**Bølgetankdimensjoner
(Le Boulluec 2012a)**



Stållrammedimensjoner
(Le Boulluec 2012b)



Dimensjoner for innfestingspunkter til ramme
(Le Boulluec 2012b)



**Bølgespekterparametere
(Le Boulluec 2012c)**

REFERANSER TIL VEDLEGG 1

- Le Boulluec, M. (2012a). *Marinet 1st Call Decisions* (e-post til Tor Anders Nygaard 14.06.2012).
 Le Boulluec, M. (2012b). *Marinet 1st Call Decisions 3* (e-post til Tor Anders Nygaard 18.06.2012).
 Le Boulluec, M. (2012c). *Marinet 1st Call Decisions 4* (e-post til Tor Anders Nygaard 27.06.2012).

VEDLEGG 2 - INFORMASJON OM TÅRNALTERNATIVER

Rustfrie og syrefaste sveisede rør, metriske

Dimensjon OD x t, mm	Kg/m	Lengde	Varenummer			
			1.4307	1.4432 / 1.4404	1.4307	1.4432 / 1.4404
104,0 X 2,00	5,11	6 m	7000470	7007460	385,00	596,00
106,0 X 3,00	7,7	6 m	7000500	7007470	603,00	861,00
129,0 X 2,00	6,36	6 m	7000540	7007500	484,00	748,00
154,0 X 2,00	7,61	6 m	7000570	7007530	579,00	895,00
156,0 X 3,00	11,5	6 m		7007540		1196,00
204,0 X 2,00	10,1	6 m	7000620	7007610	770,00	1189,00
206,0 X 3,00	15,2	6 m	7000640	7007620	1188,00	1688,00
254,0 X 2,00	12,6	6 m	7000660	7007640	1009,00	1511,00
256,0 X 3,00	19	6 m	7000680	7007650	1464,00	2087,00
304,0 X 2,00	15,1	6 m	7000700		1281,00	
306,0 X 3,00	22,7	6 m	7000720	7007720	1930,00	2685,00
356,0 X 3,00	26,5	6 m		7007740		3126,00
406,0 X 3,00	30,3	6 m		7007800		3576,00

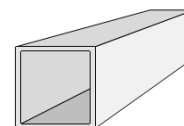
Rørdimensjoner og relevante verdier (Ruukki 2012a)

Syrefaste hulprofiler

Kvalitet EN 1.4571, tilsv. AISI 316Ti og SS 2350.

Sertifikat 3.1 etter EN 10204.

Gruppe 6840 Søkekode: HUP-S-Br-Br-Ty



Dimensjon	Lengde	Kg/m	Kr pr m ekskl. legeringstillegg
60 X 40 X 3,0 MM	6 m	4,65	126,00
80 X 40 X 3,0 MM	6 m	5,49	152,00
80 X 50 X 3,0 MM	6 m	5,93	189,00
80 X 50 X 5,0 MM	6 m	9,75	455,00
100 X 50 X 3,0 MM	6 m	6,95	191,00
100 X 50 X 4,0 MM	6 m	9,17	291,00
100 X 50 X 5,0 MM	6 m	11,28	399,00
150 X 100 X 6,0 MM	6 m	22,56	1651,00

Hulprofildimensjoner og relevante verdier (Ruukki 2012b)

Kvalitet EN Norm	Kvalitet SS - AISI	Plater/ Bånd	Stangstål varmvalset	Stangstål slipt/trukket	Emnes-rør	Rør sveiset ↓	Sømløse rør varmformet	Sømløse rør kaldformet
4404	2348 - 316L	14,47	17,66	19,87	21,00	16,64	21,00	23,41
4436/4432	2343 - 316	15,58	19,03	21,41		17,91	21,00	23,41

Legeringstillegg for rør og hulprofiler (Ruukki 2013)

Mast 4412 Baseplate with washers and bolts	Mast 4420 Fotplate med skiver og bolter
Dimension: 125 x 125mm Weight: 4,75 kg/m	Dimensjon: 200 x 200 mm Vekt: 7,6 kg/m
Bending capacity: (M_b) 13,5 kNm	Bøyekapasitet: (M_b) 37,0 kNm
Torsional capacity: (M_T) 1,0 kNm	Torsjonskapasitet: (M_T) 2,8 kNm
Bending stiffness : (EI) 250 kNm ²	Bøyestivhet : (EI) 794 kNm ²
Mast 4425 Fotplate med skiver og bolter	Mast 4438 Fotplate med skiver og bolter
Dimensjon: 250 x 250 mm Vekt: 14,2 kg/m	Dimensjon: 380 x 380 mm Vekt: 21,8 kg/m
Bøyekapasitet: (M_b) 68,25 kNm	Bøyekapasitet: (M_b) 150 kNm
Torsjonskapasitet: (M_T) 8,0 kNm	Torsjonskapasitet: (M_T) 15 kNm
Bøyestivhet : (EI) 2020 kNm ²	Bøyestivhet : (EI) 6300 kNm ²

Verdier for aluminiumsmaster

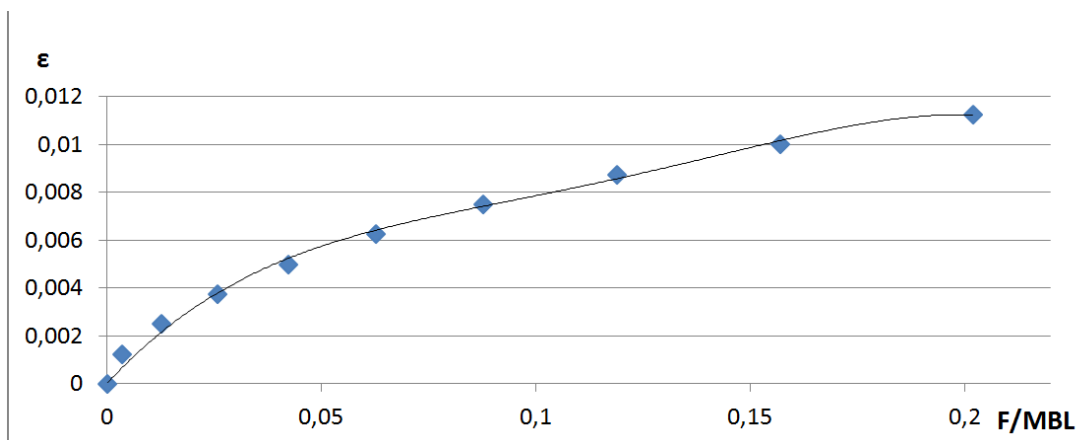
(Lattix AS 2009a; Lattix AS 2009b; Lattix AS 2009c; Lattix AS 2009d)

REFERANSER TIL VEDLEGG 2

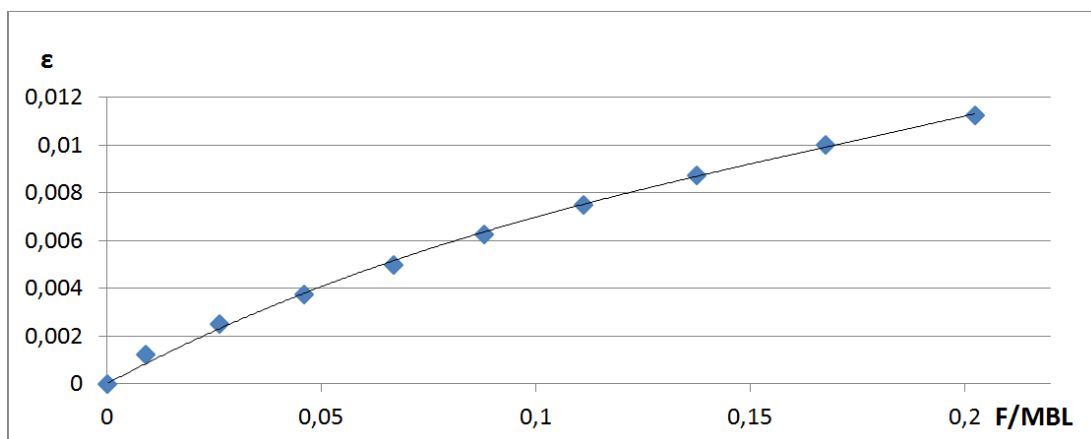
- Lattix AS. (2009a). Lattix Large 4425. 1. Tilgjengelig fra:
http://www.lattix.net/files/produktark_web/4425.pdf (lest 01.09.2012).
- Lattix AS. (2009b). Lattix Medium 4420. 1 s. Tilgjengelig fra:
http://www.lattix.net/files/produktark_web/4420.pdf (lest 01.09.2012).
- Lattix AS. (2009c). Lattix Mini 4412. 1. Tilgjengelig fra:
http://www.lattix.net/files/produktark_web/4412.pdf (lest 01.09.2012).
- Lattix AS. (2009d). Lattix XL 4438. 1. Tilgjengelig fra:
http://www.lattix.net/files/produktark_web/4438.pdf (lest 01.09.2012).
- Ruukki. (2012a). Lagerkatalog - Rustfritt & syrefast rør og rørdeler. 28. Tilgjengelig fra:
<http://www.ruukki.no/~media/Norway/Files/Stocklists/Lagerkatalog-Rustfrie-syrefaste-ror-Sveiserordeler-flenser-Gjengerordeler-snittringskoblinger.ashx> (lest 12.08.2012).
- Ruukki. (2012b). Lagerkatalog - Rustfritt & Syrefast stangstål og emnerør og hulprofiler. 16. Tilgjengelig fra: <http://www.ruukki.no/~media/Norway/Files/Stocklists/Lagerkatalog-Rustfritt-syrefast-stangstaal-emneror-hulprofi.ashx> (lest 12.08.2012).
- Ruukki. (2013). Legeringstillegg. 1. Tilgjengelig fra:
http://www.ruukki.no/~media/Norway/Files/Ruukki-Legeringstillegg_no.ashx (lest 01.03.2012).

VEDLEGG 3 - INFORMASJON OM FORANKRINGSLINER

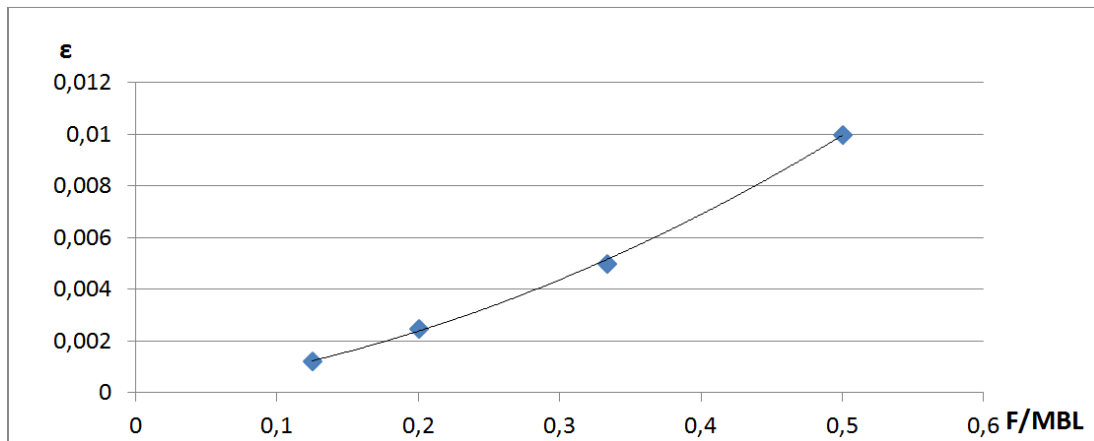
OPPARBEIDEDE TØYNINGSKURVER FOR FORANKRINGSLINEALTERNATIVER



Figur Error! No text of specified style in document..1 Tøyningsdiagram for dyneematau hvor verdier er opparbeidet fra (Liros 2013)



Figur Error! No text of specified style in document..2 Tøyningsdiagram for vectrantau hvor verdier er opparbeidet fra (Liros 2013)



Figur Error! No text of specified style in document..3 Tøyningsdiagram for syrefast stålvaier hvor verdier er opparbeidet fra (Certex 2013a)

Opparbeidede verdier fra (Certex 2013a; Liros 2013)

Vectran	Dyneema	Stålvaier	Tøyning
Kraft/MBL	Kraft/MBL	Last/MBL	Tøyning
0	0	0	0
0,008935	0,00345	0,125	0,00125
0,026265	0,012715	0,2	0,0025
0,04599	0,02566	x	0,00375
0,06674	0,04219	0,3333	0,005
0,087875	0,06258	x	0,00625
0,11103	0,087715	x	0,0075
0,13746	0,118945	x	0,00875
0,167565	0,156885	0,5	0,01
0,20247	0,20187	x	0,01125
0,24272	0,25347	x	0,0125
0,289725	0,312445	x	0,01375
0,344765	0,37925	x	0,015
0,412665	0,458705	x	0,01625
0,496405	0,554715	x	0,0175

D-PRO OG VECTRAN-OLYMPIC

LIROS D-Pro**01505**

100% Dyneema® SK-75, specialflätas och behandlas med Liros Heat Stretch System samt impregneras med LIROS Coating System. D-Pro har den högsta brottstyrkan i förhållande till vikt, extremt låg töjning och minimalt "krep". Tack vare sin konstruktion är D-Pro mycket enkel att splitsa. Kan kompletteras med LIROS Protect extra hölje. D-Pro kan ersätta stål-vajer i många tekniska applikationer.

- Arbetstöjning < 1%
- Högsta brottstyrkan i förhållande till dimension
- Hög slitstyrka
- Bästa val vid extrema behov av brottstyrka
- UV-beständig
- LIROS-Heat-Stretch-System



LIROS HSS
Heat Stretch System

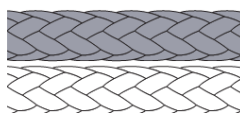
LIROS LCS
LIROS Coating System

Färger

171
Röd

010
Blå

059
Gul



316
Carbon

228
Vit

Diam. Ø mm	Brotstyrka daN	Vikt kg/100 m	Spollängd m
1	195	0,09	100
1,5	230	0,13	100
2	410	0,18	100
2,5	580	0,35	100
3	950	0,46	100
4	1300	0,70	100
5	2600	1,30	100
6	4300	2,30	100
8	5300	3,50	100
9	7500	4,90	100
10	9000	6,00	100
12	11900	7,20	100
14	14500	9,50	100
16	19200	13,10	100

Material Dyneema® SK78 coatad

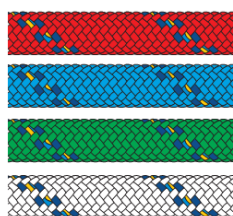
Konstruktion 12-flätad försträckt och impregnerad

Spesifikasjoner for Liros D-Pro (Liros 2013)

LIROS Vectran®-Olympic**04000**

High-tech fall tillverkat av VECTRAN®, absolut lägsta töjning och högsta brottstyrka. Höljet är rundflätat för bästa slitstyrka. Olympic är perfekt till gajar, fall och backstag. Höljet är 32-flätat och av HT – Polyester med blå/gul garantitråd. Kärnan består av specialflätad VECTRAN® som i sin tur är omflätad av en mellanstrumpa.

- Arbetstöjning < 1%
- Extremt låg töjning
- 0% i creep, högsta slitstyrka
- Massiv och kompakt för bästa grepp i avlastare.
- Hög brottstyrka, kinkfri

Färger

399
Röd-Steelblue

400
Blå-Steelblue

401
Grön-Steelblue

402
Vit-Steelblue

Diam. Ø mm	Brotstyrka daN	Vikt kg/100 m	Spollängd m
2	165	0,3	250
3	530	0,7	250
4	780	1,3	250
5	930	1,7	250
6	1500	2,4	200
8	2700	5,6	200
10	3700	8,0	200
12	5200	10,5	200

Hölje 10% Vectran®, 12-flätad med mellanstrumpa

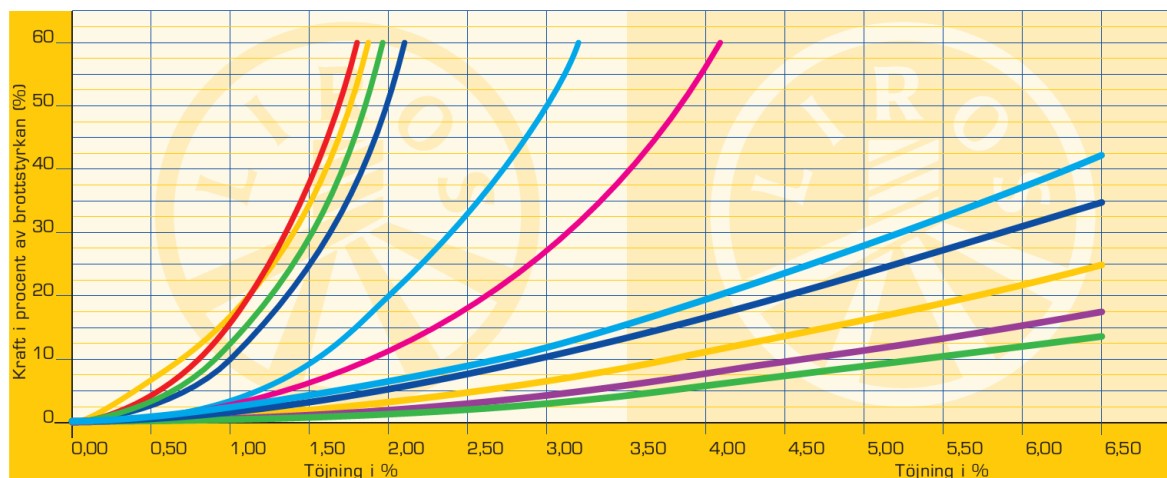
Kärna 100% VECTRAN® med mellanstrumpa

Konstruktion Ø 2 – 5 mm 16-flätad
Ø 6 mm 24-flätad
Ø 8 mm och grövre 32-flätad

Spesifikasjoner for Liros Vectran-Olympic (Liros 2013)

Performance

Cruising



— LIROS Vectran Olympic, LIROS V-Plus
 — LIROS D-Pro

— LIROS Herkules, Herkules Color, TopGrip
 — LIROS Top Cruising, LIROS Top Cruising Color

Tøyningsdiagrammer for blant annet Vectran-Olympic og D-Pro (Liros 2013)



Eksempel på bruksområde: Rigg, stag og rekkverk. **NB! Ikke godkjent for løft**
Tråddantall: 19.
Konstruksjon: 1x19.
Utførelse: Spiralslått.
Ytterbehandling: AISI 316 Rustfritt, syrefast.
Fyllfaktor: 0,76.

Art.nr.	Diameter Ø mm	Stål areal mm²	Min bruddstyrke		Vekt kg/ 100m	Pris nok/m
			1570 N/mm² kN	160 kp/mm² kp		
05.R5001901000	1	0,6	0,82	84	0,5	
05.R5001902000	2	2,39	3,3	336	2	5,00
05.R5001903000	3	5,37	7,42	757	4,5	10,40
05.R5001904000	4	9,55	13,2	1346	7,9	
05.R5001905000	5	14,9	20,6	2103	12	18,00
05.R5001906000	6	21,5	29,7	3028	18	39,00
05.R5001907000	7	29,2	40,4	4122	24	49,00
05.R5001908000	8	38,2	52,8	5383	32	
05.R5001909000	9	48,3	66,8	6813	40	
05.R5001910000	10	59,7	82,5	8411	50	
05.R5001912000	12	85,9	119	12112	71	

Spesifikasjoner for syrefast vaier 1x19 (Certex 2013b)

MONOFILAMENTER

Egenskaper for nylon og fluorokarbon (Callister & Rethwisch 2011; DesignerData 2013)

Størrelse	E	E	R _m	R _m	R _e	R _e	ρ
Enhet	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[kg/m ³]
Nylon	1580	3800	75,9	94,5	44,8	58,6	1,4
Fluorokarbon	2000	2900	50	57	-	-	1,77

REFERANSER FOR VEDLEGG 3

Callister, W. D. & Rethwisch, D. G. (2011). *Materials Science and Engineering*. 8 utg. Hoboken, USA: John Wiley & Sons Pte Ltd. 885 s.

Certex. (2013a). *Egenskaper / Forlengelse av Ståltau*. Tilgjengelig fra: http://www.certex.no/no/teknisk-informasjon/egenskaper--forlengelse-av-staltau__12646 (lest 06.03.2013).

Certex. (2013b). *Ståltau rustfritt AISI 316 1x19*. Tilgjengelig fra: http://www.certex.no/no/rustfri-wire/staltau-rustfritt-aisi-316-1x19__12691 (lest 06.03.2013).

DesignerData. (2013). *PVDF - Polyvinylidene fluoride*. Tilgjengelig fra: <http://www.designerdata.nl/index.php?material=54&subject=2&pag=8&subpag=1&lang=en> (lest 06.03.2013).

Liros. (2013). *Tågvirkeskatalog. 78*. Tilgjengelig fra: http://www.lirosopes.se/pdf/LIROS_2013sw.pdf (lest 03.03.2013).

VEDLEGG 4 - SPESIFIKASJONER FOR LASTCELLE

Type SB6 Load Cell



Product Description

The type SB6 is a stainless steel beam type load cell with complete hermetic sealing. It is a perfect fit for use in industrial environments.

Application

- Platform scales, bench scales and many other low capacity beam applications

Key Features

- Wide range of capacities from 20 kg to 2 kN (204 kg)
- Stainless steel construction
- Environmental Protection IP68 with complete hermetic sealing
- High input resistance
- Calibration in mV/V/Ω

Options

- Y = 20 400 for C3 and C4
- Stainless steel cable gland

Approvals

- OIML approval to C1 (Y = 5 100), C3 and C4 (Y = 10 200)
- ATEX hazardous area approval for Zone 0, 1, 2, 20, 21 and 22
- FM hazardous area approval

Packed Weight

- 1.0 kg

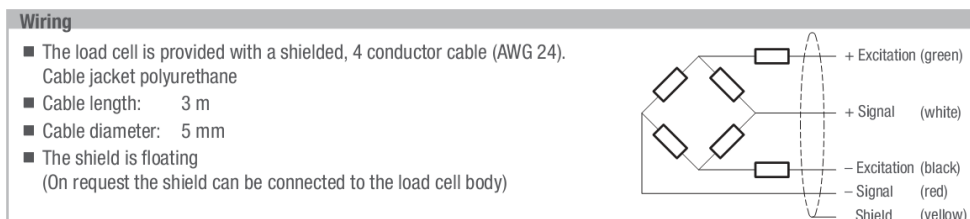
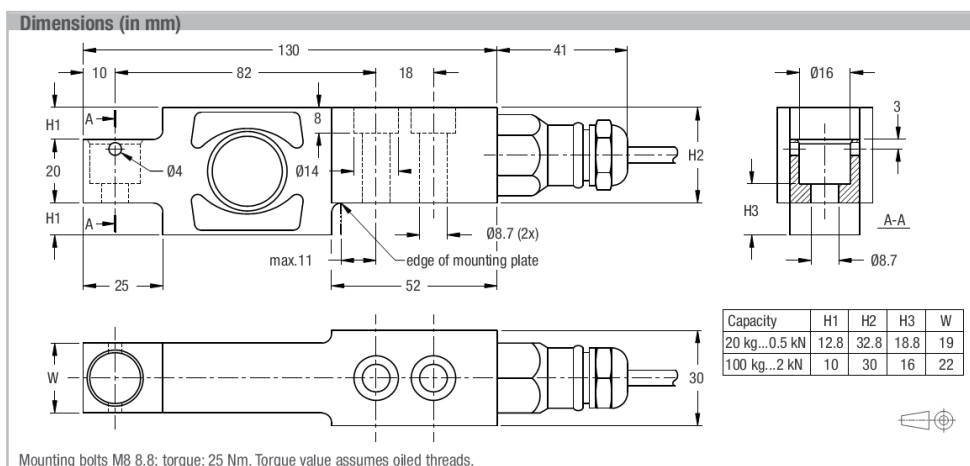
Available Accessories

- Compatible range of application hardware
- Compatible range of electronics

**Spesifikasjoner for lastcelle
(Flintec 2010)**

Specifications					
Maximum capacity	(E _{max})	kN	0.2 / 0.5 / 1 / 2		0.2 / 0.5 / 1
		kg	20 / 50 / 100 / 200		20 / 50 / 100
Metric equivalents (1 N=0.10197 kg)		kg	20 / 20.4 / 50 / 51 / 100 / 102 / 200 / 204		20 / 20.4 / 50 / 51 / 100 / 102
Accuracy class according to OIML R60		(GP)	C1	C3	C4
Maximum number of verification intervals	(n _{max})	n.a.	1000	3000	4000
Minimum load cell verification interval	(v _{min})	n.a.	E _{max} / 5 100		E _{max} / 10 200
Temperature effect on minimum dead load output	(TC ₀)	%•RO/10°C	≤ ± 0.0400	≤ ± 0.0275	≤ ± 0.0137
Temperature effect on sensitivity	(TC _{RO})	%•RO/10°C	≤ ± 0.0200	≤ ± 0.0160	≤ ± 0.0100
Combined error		%•RO	≤ ± 0.0500	≤ ± 0.0300	≤ ± 0.0200
Non-linearity		%•RO	≤ ± 0.0400	≤ ± 0.0300	≤ ± 0.0166
Hysteresis		%•RO	≤ ± 0.0400	≤ ± 0.0300	≤ ± 0.0166
Creep error (30 minutes) / DR		%•RO	≤ ± 0.0600	≤ ± 0.0490	≤ ± 0.0166
Option	Min. load cell verification interval	(v _{min opt})	n.a.	n.a.	E _{max} / 20 400
	Temp. effect on min. dead load output	(TC _{0 opt})	%•RO/10°C	n.a.	≤ ± 0.0069
Rated Output	(RO)	mV/V	2 ± 0.1%		
Calibration in mV/V/Ω (A...I classified)		%	≤ ± 0.05 (≤ ± 0.005)		
Zero balance		%•RO	≤ ± 5		
Excitation voltage		V	5...15		
Input resistance	(R _{LC})	Ω	1 100 ± 50		
Output resistance	(R _{out})	Ω	1 000 ± 2		
Insulation resistance (100 V DC)		MΩ	≥ 5 000		
Safe load limit	(E _{lim})	%•E _{max}	200		
Ultimate load		%•E _{max}	300		
Safe side load		%•E _{max}	100		
Compensated temperature range		°C	-10...+40		
Operating temperature range		°C	-40...+80 (ATEX -40...+60)		
Load cell material			stainless steel 17-4 PH (1.4548)		
Sealing			complete hermetic sealing; cable entry sealed by glass to metal header		
Protection according EN 60 529			IP68 (up to 2 m water depth) / IP69K		

The limits for Non-Linearity, Hysteresis, and TC_{RO} are typical values.
The sum of Non-Linearity, Hysteresis and TC_{RO} meets the requirements according to OIML R60 with p_{LC}=0.7.



**Spesifikasjoner for lastcelle
(Flintec 2010)**

REFERANSER FOR VEDLEGG 4

Flintec. (2010). Type SB6 Load Cell. 2. Tilgjengelig fra:

http://www.flintec.com/hres/a18_rev7_gb%20sb6%20data%20sheet.pdf (lest 04.03.2013).

VEDLEGG 5 - SPESIFIKASJONER FOR AKTUATOR

Aktuator:	LA23, 12VDC, 0-10V tilbakemelding
Antall:	7
Vare Nr.	2333011011300A1
Slaglengde =	300 mm
Innbygning =	138 mm + Slaglengde
Max. belastning =	2500 N
Max. hastighet =	3.1 mm/s uten belastning
Max. Amp =	3.3 A ved max kraft
Pris kr./stk. =	3079,-
Kontrollboks / Styring	TR-EM-288-S-H
Antall:	7
Vare Nr:	TR-EM-288-S-H
Spesifikasjoner:	Motorstyring, singel servo i hus
Pris kr./stk. =	791,-
Motorkabel:	Motorkabel til LA23, 5 m, 10 pol. + Kabel lås
Antall:	7
Vare Nr:	0237001-5000-A + 0231037
Pris kr./stk.=	177,- + 22,-
Programeringsenhet:	TR-EM-236
Antall:	1
Vare Nr:	TR-EM-236
Beskrivelse:	Programere parameterene på TR-EM
Pris kr./stk. =	672,-
Samlet pris pr sett:	29155,-

**Tilbud på aktuatorer med spesifikasjoner
(Aas 2012)**

REFERANSER FOR VEDLEGG 5

Aas, N. C. (2012). *Tilbud på aktuatorer* (e-post til Anders Spæren 27.09.2012).