



Rapport

Hydrodynamisk analyse – Marine Donut

Bluegreen Fusion AS

Rev 03 – 27. September 2023



Ranold.

Ranold AS

Visiting address: Hydrovegen 67, NO-3936 Porsgrunn, Norway
Postal address: P.O.Box 1045, NO-3905 Porsgrunn, Norway
T: +47 99 15 23 89 | www.ranold.com | Org.no 985 987 483 VAT



Sammendrag

Bluegreen Fusion AS arbeider for tiden med produktsertifisering iht. Norsk Standard for flytende akvakulturanlegg – NS 9415:2021 «Flytende akvakulturanlegg – Lokalitetsundersøkelse, prosjektering, utførelse og bruk» av Marine Donut – et lukket oppdrettsanlegg formet som en smultring.

En viktig betraktning i designfasen av flytende akvakulturanlegg er å beregne hvordan konstruksjonen vil respondere under ulike miljølaste. Den dynamiske oppførselen til konstruksjonen er spesielt viktig for lukkede anlegg da det gir mulighet til å beskrive bevegelser av de indre vannmassene, som kan være drivende for de totale kreftene.

Bluegreen har forespurt Ranold AS om å assistere med de vurderinger og analyser som trengs for å kartlegge sjøegenskapene til Marine Donut.

Tidligere modellforsøk fra Sintef Ocean dekker tester for dynamisk respons i flere frihetsgrader og for to av operasjonstilstandene til Marine Donut; hhv. fullast og dellast. Analysene og resultatene herfra gjennomgås grundig, og resultatene benyttes for å justere en geometrisk forenklet beregningsmodell i ANSYS AQWA slik at systemresponsen passer med observasjonene i bassengtestene. Dette gjøres både for kondisjonene fullast og dellast.

Relativt godt samsvar mellom modellforsøk og beregningsmodell blir funnet, behørig dokumentert med sammenligning av RAO-er og decay-tester.

Fullskala modell-beregninger benyttes dernest til å beregne de hydrodynamiske laster som skal brukes som input til strukturanalyser og forankringsanalyser. For Marine Donut er det selskapet Stressman AS som utfører disse beregningene. Disse dynamiske lastene inkluderer både påvirkningen fra bølger utenfra, men er også basert på intern sloshing fra vannet inni mantelen.

De hydrodynamiske lastene har blitt beregnet for fullast og dellast-kondisjonene, i tillegg til vedlikeholdskondisjon. Marine Donut sine bevegelser fra sanntidsberegninger med H_s og T_p i tråd med designkravene er gjengitt i rapporten (irregulære bølger).

Den dynamiske oppførselen til oppdrettsanlegget i en antatt realistisk fortøyning har blitt dokumentert, både med tabulerte verdier for minimums- og maksimumsutslag i ulike frihetsgrader, men også med kurveplott over en tidsperiode tilstrekkelig lang for å fange opp variasjonen i bølgespekteret. Bevegelsene anses å være innenfor akseptabelt nivå. Det anses imidlertid ikke for forsvarlig å arbeide om bord Marine Donut når $H_s=3$ m, da det vil være stor grad av overskylling og nokså store bevegelser i forhold til å bevege seg om bord.

Stabilitetsvurderinger er også inkludert i dette arbeidet. I tillegg til stabilitet i normalsituasjon vil krengeprøve og skadestabilitet også vurderes. Dette knyttes opp mot et ulykkesscenario basert på verste fall-tankegang.

Både situasjonen med fisketømming/kontrollert slagside og masseforskyvning i et ulykkesscenario havner ut med lignende skjevlaste (53-55.1 tonn). I tillegg har det blitt sett på ett ytterpunkt med 120 tonn (en skjevlast som er godt utenfor verste fall-masseforskyvning).

De oppnådde krengevinkler er som forventet små siden Marine Donut er en stiv konstruksjon med høyt arealtreghetsmoment. En regulær bølge med signifikant bølgehøyde på 3 m viser igjen stor grad av overskylling i fullast-kondisjon. Lastene som påføres platene like under dekket (i toppen av mantelen) øker på den siden som blir skjevbelastet.

Et sluttkapittel med oppsummerer med oppklaringer omkring workflow og verdier/kurver for å gi sammenligningsgrunnlag til kontrollanalyser.



Ansvarsfraskrivelse

Dataene som ligger til grunn for denne rapporten er samlet inn av Ranold AS, heretter kalt Ranold. Ranold har samlet dataene etter beste kunnskap, evne og i god tro fra kilder som vurderes å være pålitelige og nøyaktige. Ranold har forsøkt å sikre nøyaktigheten av dataene, men Ranold gir ingen garantier med hensyn til nøyaktigheten eller fullstendigheten til den rapporterte informasjonen. Ranold påtar seg intet ansvar eller ansvar for eventuelle feil eller utelatelser i informasjonen eller tap eller skade som følge av bruken av informasjonen i denne rapporten. Dette dokumentet kan stille krav i tillegg til gjeldende lover. Ingenting her har imidlertid til hensikt å erstatte, endre, overgå eller på annen måte avvike fra gjeldende lover knyttet til emnet for dette dokumentet. I tilfelle konflikt eller motsetning mellom bestemmelsen i dette dokumentet og gjeldende lov med hensyn til implementering og styring av dette dokumentet, skal bestemmelsen i gjeldende lov ha forrang.

Revisjons- og godkjenningsskjema

TEKNISK RAPPORT				
Tittel				
Hydrodynamiske analyser – Marine Donut				
Rapportnr.		Revisjonsdato	Revisjonsnr.	
Ranold-2023-1534		27.09.2023	03	
Kunde		Kundekontakt	Kundens referanse	
Bluegreen Fusion AS		Henrik Thorstensen	-	
Rev. Nr	Revisjonshistorie	Dato	Forberedt	Godkjent
00	Kondisjon fullast, dellast, vedlikehold inkludert. Stabilitetsvurderinger inkl. vurdering ulykkeslast kommer i neste revisjon.	25.05.2023	EB/MK	TS/JG
01	Inkl. stabilitetsvurderinger	05.06.2023	MK	
02	Inkl. kap. m/utvidet sammenligningsgrunnlag for 3. part, justert for kommentarer fra Aquastructures v/Ida S. Hystad og avviksrapportene AR-31314-100673-1-Revisjon 4 og AR-31314-100672-1-Revisjon 3	06.07.2023	MK	
03	Justert for avviksrapport AR-31314-100673-1-Revisjon 5, Funn 19 og avviksrapport AR-31314-100672-Revisjon 4, Funn 3+18	27.09.2023	MK	
Navn		Dato	Signatur	
Forberedt av				
Marit Kleven		27.09.2023		
Godkjent av				
		27.09.2023		



Innholdsfortegnelse

1	INTRODUKSJON	7
1.1	BAKGRUNN	7
1.2	RANOLD SOM LEVERANDØR FOR BLUEGREEN	7
1.3	PRODUKTSERTIFIKAT, NYTEK23 OG NS 9415:2021	7
1.4	HYDRODYNAMISKE RESPONSANALYSER	9
1.5	HOVEDFORMÅL MED DENNE RAPPORTEN	9
2	BEGREPSFORSTÅELSE	10
2.1	FLÅTE, FLYTER OG INNHEGNING – TERMER I NS9415:2021	10
2.2	FRIHETSGRADENE TIL MARINE DONUT	10
2.3	STABILITET – METASENTERHØYDE OG STABILITETSKURVE	11
2.4	BØLGETEORI – LINEÆR BØLGETEORI, IRREGULÆRE BØLGER OG BØLGESPEKTRA	12
2.5	RESPONS I IRREGULÆR SJØ - RAO	13
2.6	DECAY-TEST – EGENFREKVENNS OG DEMPNING	13
2.7	SLOSHING	14
3	BRUK AV SOFTWARE	16
3.1	ANSYS AQWA	16
3.1.1	AQWA Hydrodynamic Diffraction	16
3.1.2	AQWA Hydrodynamic Response	17
3.1.3	Kjente begrensninger med AQWA	18
3.2	ANSYS FLUENT	19
4	DESIGN BASIS	20
4.1	OPERASJONSTILSTANDER OG KARAKTERISTISKE MILJØLASTER	20
4.2	VEKT- OG OPPDRIFTSREGNSKAP	22
5	VALIDERINGSGRUNNLAG	23
5.1	CFD-ANALYSE AV EKSTERNE BØLGEKREFTER FRA 2016	23
5.2	MODELLFORSØK I SKALA 1/10 VED SINTEF OCEAN [4]	25
5.2.1	Skalering	25
5.2.2	Kalibrering	27
5.2.3	Vurdering av modellforsøkene	27
6	OPPSETT – ANSYS AQWA	31
6.1	BEREGNINGSDOMENE	31
6.2	GEOMETRI - FULLAST	32



6.3	GEOMETRI - DELLAST	33
6.4	GEOMETRI - VEDLIKEHOLDSPOSISJON	33
6.5	BEREGNINGSNETT	34
6.6	FORANKRING MODELLFORSØK (VALIDERINGSSTUDIE).....	34
6.7	FORANKRING FULLSKALA KONSEPT (ANTATT REALISTISK FORTØYNING).....	36
6.8	MÅLINGER	38
6.9	EFFEKT AV ROTASJON AV VANNMASSER (INTERNSTRØMNING)	39
7	DRIFTSKONDISJON (FULLAST)	40
7.1	GRENSEBETINGELSER, FYSIKK.....	40
7.2	HYDROSTATISK STABILITET	41
7.3	RESPONS I IRREGULÆR SJØ (RAO)	42
7.4	VURDERING AV EGENSVINGEPERIODER OG DEMPING	44
7.5	BEVEGELSER OG KREFTER; FORANKRING I BUNN	48
8	HALVT HEVET (DELLAST).....	54
8.1	GRENSEBETINGELSER, FYSIKK.....	54
8.2	HYDROSTATISK STABILITET	54
8.3	RESPONS I IRREGULÆR SJØ (RAO)	55
8.4	VURDERING AV EGENSVINGEPERIODER OG DEMPING	60
8.5	BEVEGELSER OG KREFTER; MODELLTEST FORANKRING	66
8.6	BEVEGELSER OG KREFTER; FORANKRING I BUNN	74
9	VEDLIKEHOLDSKONDISJON (TOM)	85
9.1	GRENSEBETINGELSER, FYSIKK.....	85
9.2	HYDROSTATISK STABILITET	85
9.3	BEVEGELSER OG KREFTER	86
10	STABILITETSVURDERING.....	92
10.1	INTRODUKSJON.....	92
10.2	NORMALSITUASJON.....	92
10.3	KRENGEPRØVE	93
10.4	SKJEVBELASTNING	95
10.5	SKJEVLAST - FULLAST	97
10.6	SKJEVLAST - DELLAST (HALVT HEVET) - FISKELEVERINGSKONDISJON	99
10.7	SKJEVLAST - VEDLIKEHOLDSKONDISJON	102
10.8	STABILITETSKRAV OG VANNTETT INTEGRITET	105
11	SAMMENLIGNINGSGRUNNLAG FOR 3. PART	109



11.1	OPPKLARING AV WORKFLOW.....	109
11.2	SAMMENLIGNINGSGRUNNLAG FOR KONTROLLANALYSER.....	109
12	REFERANSER.....	115



1 INTRODUKSJON

1.1 Bakgrunn

Bluegreen har utviklet Marine Donut, et lukket og flytende opprettsanlegg formet som en donut og produsert i High-Density polyetylen (HDPE). Marine Donut har blitt tildelt to utviklingslisenser fra Fiskeridirektoratet og spesialtilpasses for å fungere i fremtidens produksjonsregime for laks, ørret og yellowtail kingfish.

1.2 Ranold som leverandør for Bluegreen

Ranold AS (tidligere Acona Flow Technology AS) har levert strømningsberegninger til Bluegreen fra tidlig oppstart i prosjektet, tilbake i 2015-16. Fokuset har for det meste gått på detaljerte CFD beregninger for å verifisere og optimalisere den interne strømmingen inni mantelen for økt fiskevelvære, for eksempel svare på hva slags hastighetsfelt som oppnås, hvordan oksygenfordelingen i vannet blir, hvordan fôr fordeler seg og hvor effektivt slampartikler fjernes. Tilbake i 2016 ble det også utført et CFD-studie for å få frem hydrodynamiske laster på strukturen.

Ranold ble etablert i 2006, og har siden den gang etablert seg som et av de tyngste miljøene i Norge innenfor strømningskompetanse. I 2023 har selskapet 12 ansatte og har levert over 1500 prosjekter siden oppstart.

Ranold benytter programvare fra den anerkjente leverandøren ANSYS, version 2022R2; ANSYS AQWA og ANSYS FLUENT.

1.3 Produktsertifikat, NYTEK23 og NS 9415:2021

Det arbeides for tiden med produktsertifisering iht. Norsk Standard for flytende akvakulturanlegg – NS 9415:2021 «Flytende akvakulturanlegg – Lokalitetsundersøkelse, prosjektering, utførelse og bruk» (Figur 1) av Marine Donut ved hjelp av sertifiseringsorganet Aquastructures, akkreditert av Norsk Akkreditering.

Alle flytende akvakulturanlegg skal ha anleggssertifikat før de kan tas i bruk. Til grunn ligger Akvakulturloven, som skal fremme akvakulturnæringens lønnsomhet og konkurransekraft innenfor rammene av en bærekraftig utvikling, og bidra til verdiskaping på kysten. Sertifiseringer gjøres i henhold til NS 9415 og NYTEK-forskriften for å ivareta Akvakulturloven. For å dokumentere samsvar med kravene spesifisert i NS 9415 blir det utstedt produktsertifikat til godkjente produsenter.

Ny teknisk forskrift for akvakulturanlegg i sjø (NYTEK) ble gjeldende fra 1. januar 2023. I NYTEK23 §50 er det inntatt en overgangsbestemmelse som gjør at man frem til 1. januar 2024 kan velge om man skal følge ny eller gammel forskrift [1].



Figur 1: NS 9415:2021 [1]

Bluegreen valgte i nyere tid å forholde seg til NYTEK23 [3], til tross for at dokumentasjon i den igangsatte sertifiseringsprosessen forholdt seg til avtroppende NYTEK-forskrift fra 2012. Sistnevnte var tett knyttet til NS 9415:2009, og ordningen baserte seg den gang på at de tekniske krav som den klare hovedregel måtte oppfylles ved prosjektering og utførelse etter denne standarden. NS 9415 er nå oppdatert i 2021-versjon i et arbeid som har skjedd parallelt med arbeidet med NYTEK23 for å sikre harmonisering. NS 9415:2021 er fortsatt sentral for forskriften, men NYTEK23 har i større grad åpnet for å dokumentere oppfyllelsen av tekniske krav ved bruk av andre nasjonale eller internasjonale standarder. Videre så legger 2021-versjonen av NS 9415 mer til rette for mer utradisjonelle akvakulturanlegg, som Marine Donut faller innunder.

Uavhengig av lovgivningsteknikken, formålet er fremdeles å forebygge rømming av fisk gjennom å sikre en forsvarlig teknisk standard på akvakulturanlegg i sjø. En oppmykning som har kommet i NYTEK23 er at det åpnes for anleggssertifikat tross avvik, så lenge disse ikke er vesentlige. Avvikene må lukkes innen en rimelig frist satt av akkreditert inspeksjonsorgan. Hva som er rimelig frist og hva som er et vesentlig avvik må vurderes konkret, og da særlig opp mot forskriftens formål om å forebygge rømming av fisk.



1.4 Hydrodynamiske responsanalyser

En viktig betraktning i designfasen av flytende akvakulturanlegg er å beregne hvordan konstruksjonen vil oppføre seg under ulike miljølaste. Hydrodynamiske responsanalyser er et eksempel på dette, som ett av flere viktige fagfelt som må betraktes.

Analysen gjennomføres ofte i modellskala i designfasen, for å få en indikasjon på konstruksjonens viktigste responsparametere. Jfr. kap. 5.9.3 i NS9415:2021 [1] kan akvakulturanlegg være utfordrende å dimensjonere og dokumentere for numerisk analyse av konstruksjoner, og modellforsøk bør vurderes. Dette ble fulgt opp av Bluegreen med bassengtester ved Sintef Ocean i skala 1/10 [4] – omtalt i kapittel 5.2. Forsøksresultatene brukes til å kalibrere analyser som danner grunnlaget for dimensjonerende lastvirkninger.

Den dynamiske oppførselen til konstruksjonen er spesielt viktig for lukkede anlegg da det gir mulighet til å beskrive bevegelser av de indre vannmassene, som kan være drivende for de totale kreftene.

1.5 Hovedformål med denne rapporten

Bluegreen har forespurt Ranold AS om å assistere med de vurderinger og analyser som trengs for å kartlegge sjøegenskapene til Marine Donut ved ulike hydrodynamiske belastninger. Resultatene skal benyttes for dokumentasjon ifm. produktsertifiseringen iht. NS 9415:2021.

De tidligere omtalte modellforsøkene fra Sintef dekker tester for dynamisk respons i flere frihetsgrader og for to av operasjonstilstandene til Marine Donut; hhv. fullast og dellast. Analysene og resultatene herfra vil bli gjennomgått, og numeriske beregninger vha. ANSYS AQWA vil bli utført for å ytterligere validere det målte datamaterialet fra forsøkene. Et godt samsvar her gjør det mulig å benytte den numeriske modellen til andre kondisjoner som ikke modellforsøkene ved Sintef dekker, som for eksempel ulykkeslaste.

Lastvirkningen fra globalanalysen som dekkes i dette arbeidet går på den delen som omhandler Marine Donut sine forskyvningsbevegelser, hastigheter og akselerasjoner, i tillegg til relative bevegelser for å vurdere bølgeslag og «grønn sjø» (overskylling) der det er relevant. Dette i henhold til kap. 9.4.2 i NS 9415:2021 [1].

Fullskala modell-beregningene vil dokumentere hydrodynamiske laste som brukes som input til strukturanalyser og forankringsanalyser. For Marine Donut er det selskapet Stressman AS som utfører disse beregningene. De dynamiske lastene vil inkludere både påvirkningen fra bølger utenfra, men også basert på intern sloshing fra vannet inni mantelen.

Bluegreen har i tillegg forespurt Ranold om å inkludere stabilitetsvurderinger i dette arbeidet, for å dokumentere flyteevne og stabilitet iht. kap. 5.10.1 i NS9415:2021 [1]. Analyse av hydrostatisk stabilitet utføres som en naturlig del av responsanalysene, men i tillegg til stabilitet i normalsituasjon vil krengeprøve og skadestabilitet også dokumenteres i et eget kapittel. Dette knyttes opp mot et ulykkesscenario basert på verste fall-tankegang, ref. kap. 9.1.6.4 i standarden [1].

2 BEGREPSFORSTÅELSE

2.1 Flåte, flyter og innhengning – termer i NS9415:2021

En av de viktigste endringene i NS9415:2021 [1] ift. NS9415:2009 [2] er at standarden i mye større grad stiller krav til nye typer akvakulturanlegg, både lukkede og semilukkede innhengninger.

Fra et hydrodynamisk perspektiv betraktes Marine Donut som en såkalt «lukket merd», hvor vannvolumet inni merden er fysisk adskilt fra omgivelsene med tette skott.

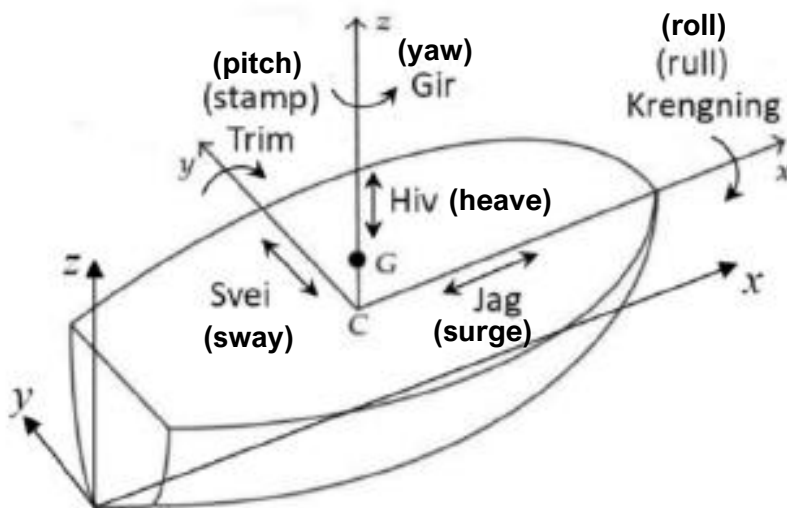
Begrepene «innhengning» og «flyter» er introdusert for å dekke nye typer flytende anlegg. Fra tidligere har begrepet «flåte» dekket en arbeidsstasjon, frittliggende eller integrert, med teknisk utstyr for å utføre visse funksjoner som lagring, føring, strømforsyning, bemanning og overvåking.

Begrepet «flyter» viser til konstruksjonen som har som hovedfunksjon å gi oppdrift og/eller stivhet til «innhengning». Sistnevnte er systemet av lastbærende deler som danner barrieren mellom oppdrettsvolumet i produksjonsenheten og omkringliggende vannvolum.

I standarden knyttes det ulike krav til både flåte, flyter og innhengning, og Marine Donut må svare for alle tre, siden funksjonene beskrevet i de ulike er innlemmet i en og samme konstruksjon.

2.2 Frihetsgradene til Marine Donut

Figur 2 illustrerer de seks frihetsgradene til en flytende struktur. De norske begrepene er angitt uten parentes, men de svært vanlige engelske begrepene er også tatt med i illustrasjonen, siden de brukes litt om hverandre.



Figur 2: En flytende strukturs seks frihetsgrader (bearbeidet fra [5])



Frihetsgradene beskriver antall forskyvningsparametre som står til rådighet, og betraktes fra initialtyngdepunktet (G), og kan deles inn i:

- Tre translasjoner:
 - Jag: Forflytning langs x-aksen
 - Svai: Forflytning langs y-aksen
 - Hiv: Forflytning langs z-aksen
- Tre rotasjoner:
 - Krengning/rull: Rotasjon om x-aksen
 - Trim/stamp: Rotasjon om y-aksen
 - Gir: Rotasjon om z-aksen

2.3 Stabilitet – metasenterhøyde og stabilitetskurve

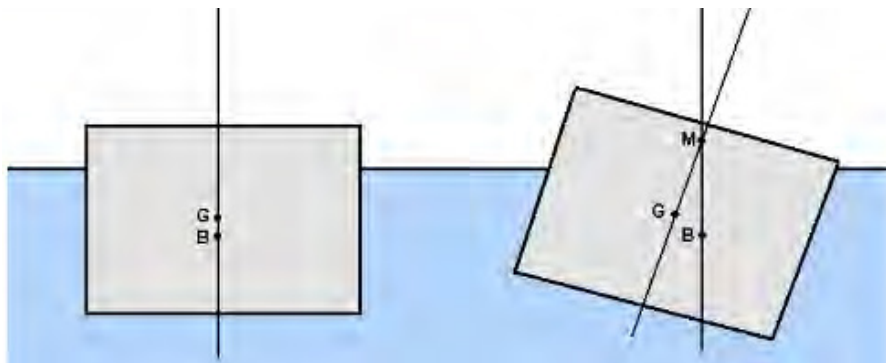
Når vi skal vurdere hvilke effekter sjøtilstanden har på en flytende struktur er vi helt avhengig av å kjenne til likevektstilstanden. Iht. NS9415:2021 kap. 5.10.1 skal flyteevne og stabilitet dokumenteres. Dette må også dimensjoneres for en ulykkessituasjon med tap av oppdrift, ref. kap. 9.1.6.4 ved f.eks. kollaps av flyteelement [1].

Helt grunnleggende har vi at enhver flytende struktur påvirkes av tyngdekraften F_g , som presser den nedover. For å holde seg flytende og unngå å synke, virker det en motstående kraft på strukturen som kommer av det hydrostatisk trykket i vannet; oppdriftskraften F_B . Kreftene som virker på strukturen må ha samme størrelse og samme bevegelseslinje for å opprettholde likevekt. En slik likevekt er kun til stede når en fritt flytende struktur er i stille vann. For flytende konstruksjoner i sjø vil eksterne og interne krefter føre til en endring i konstruksjonens likevektsstilling. Evnen konstruksjonen har til å motvirke tyngdeoverføringene er kjent som statisk stabilitet og defineres av de opprettende egenskapene som er unik for hver enkelt konstruksjon. De viktigste parameterne som avgjør konstruksjonens stabilitet er geometrisk form, dypgang og fordeling av last. Stabilitetsvurdering av konstruksjonens normalsituasjon innebærer derfor en totalberegning av de ulike masser om bord for å finne strukturens tyngdepunkt (G) og oppdriftspunkt (B).

Initialstabiliteten til et flytende akvakulturanlegg som Marine Donut beregnes basert på metasenterhøyden, dvs. avstanden fra tyngdepunktet til metasenteret $\overline{GM}$. Metasenteret (M) er definert mellom senterlinjen ved 0° krengning og den nye oppdriftslinjen som følger av en krengvinkel, se illustrert i Figur 3.

Metasenterhøyden er av interesse da den er et direkte mål på stabiliteten til konstruksjonen. For at en flytende struktur skal være statisk stabil og rette seg opp etter en krengning, må metasenteret ligge over tyngdepunktet og $\overline{GM} > 0$. Om metasenterhøyden er stor, vil strukturen rette seg raskt etter en krengning, og oppleves som stiv og kantete med krappe slingrebevegelser i sjøgang. Er metasenterhøyden liten vil strukturen få større og langsommere bevegelser.

Stabilitetskurven tar hensyn til den horisontale avstanden mellom tyngdepunktet i strukturen og oppdriftspunktet. Denne verdien blir kalt $\overline{GZ}$ og beskriver den opprettende momentarmen til konstruksjonen som funksjon av krengvinkel. Ved å plote denne momentarmen får man en god ide om stabiliteten i konstruksjonen. Ved for store krengvinkler kommer man over i et område hvor konstruksjonen vil være i fare for å tippe.



Figur 3: Metasenterhøyde

Det er pålagt av alle konstruksjoner på havet å undergå en krengeprøve. Krengeprøve er tilfeller hvor lastkondisjonen forflytter seg og tyngdepunktet i konstruksjonen endrer seg. Det er viktig å kartlegge endringen i metasenter høyde $\overline{GM}$ ved vektforflytning. Det kan være mange grunner til at vekten forflytter seg; enten ved ulykker, bølger som skyller over konstruksjonen eller ved ødeleggelser av ballastrør. En krengevinkel på mindre enn 5° er optimalt siden man er interessert i det lineære området i en krengeprøve. Ved større krengevinkler ($>10^\circ$) kan det ikke lengre antas en konstant endring i neddykket volum og vannlinjeareal. Dekkskanten til konstruksjonen havner under vann ved denne vinkelen. Det er vanlig praksis å utføre krengeprøven ved å forskyve kjente masser ut til siden av konstruksjonen, og måle krengingen som følger av vektforskyvningene. Det er vanlig å repetere øvelsen flere ganger ved å legge på mer masse og skape økende forskyvning av vekten. Krengeprøve har blitt utført og dokumentert i modellforsøkene på Sintef [4], og omtales i kapittel 5.2.

2.4 Bølgeteori – lineær bølgeteori, irregulære bølger og bølgespektra

Den største ytre påvirkningskraften som fører til bølger er vind som virker på sjøoverflaten. I Bluegreen sin design basis, se ekstrakt i kapittel 4, er det definert graden av lokalgenerert vindsjø Marine Donut minst må kunne fungere for i normal drift og for andre operasjonstilstander. Bølger er stokastiske av natur, og det er derfor nødvendig å simplificere sjøtilstandene vha. noen fysiske approksimasjoner.

Lineær bølgeteori tar utgangspunkt i at hver enkelt bølge kan karakteriseres som en harmonisk sinusbølge og gir en god approksimasjon for mange av de fysiske bølgeparametrene. Lineære, ikke brytende bølger, forplanter seg med konstant form og har en endelig bølgehøyde, bølgeperiode og bølgelengde.

Observasjoner av sjøoverflaten gjør det naturlig å betrakte bølger sin natur som variabel og uforutsigbar. Likevel har målinger vist at sjøtilstanden kan antas å være konstant i kortere perioder, og at statistiske parametre kan defineres med stor nøyaktighet ved målinger. Kontinuiteten impliserer at også energifordelingen kan antas å være konstant over samme periode.



Basert på dette er det vanlig å anta følgende om en kortidssituasjon av irregulære bølger:

- Bølgeprosessen er stasjonær innenfor måleperioden (3 timer) slik at middelveiden og variansen kan antas å være konstant
- Bølgehevningen er normalfordelt hvor middelveiden er null
- Bølgeprosessen kan beskrives vha. en enkel tidsserie

Irregulære bølger beskriver altså den naturlige sjøen og modelleres vha. å kombinere flere harmoniske bølger som alle kan ha ulik bølgehøyde og fase. I korttids sjøtilstander defineres bølgehøydeparameteren ved å ta gjennomsnittet av de 1/3 største bølgene i løpet av måleperioden, kjent som den signifikante bølgehøyden, $H_s = H_{1/3}$ for bølgespekteret. Den maksimale bølgehøyden kan beregnes som $1.9 \times H_s$. T_p er en annen nødvendig statistisk parameter og beskriver bølgeperioden hvor energispekteret har sin maksimale verdi.

Det er utviklet flere numeriske approksimasjoner som beskriver ulike standardiserte bølgespektra iht. ulike geografiske lokasjoner, hvor to som er anvendt i norsk havbruk er:

- Pierson-Moskowitz (PM)
- JONSWAP (Joint North Sea Wave Project)

Sistnevnte er videreutviklet fra PM. Både modellforsøkene ved Sintef Ocean og beregningene utført i ANSYS AQWA benytter JONSWAP for irregulære bølger.

2.5 Respons i irregulær sjø - RAO

De hydrodynamiske sjøegenskapene som studeres er Response Amplitude Operator (RAO) og responsspektre, i alle seks frihetsgrader. RAO-er er av interesse for alle marine konstruksjoner da de sier noe om responsen en konstruksjon kan forventes å ha over ulike bølgefrekvenser i forhold til innkommende bølge. Eksempelvis vil en responsverdi på «2» for jag bety at strukturens respons i jag-retning vil være dobbelt så stor som innkommende bølge.

Antagelsen som legges til grunn for RAO-verdiene er et lineært forhold mellom størrelsen på bølgen og tilhørende respons. Ideelt sett bør derfor RAO-er for en flytende struktur være sammenfallende uavhengig av spesifikasjonen av bølgehøyden på innkommende bølge.

For å understreke hvilke effekter en forankring har på systemets RAO, gjennomføres gjerne eksperimentelle forsøk med en slakk og en stram forankring, og de numeriske beregningene uten. Den slakke forankringen forventes å gi størst samsvar med de numeriske beregningene, og den stramme forankringen har til hensikt å belyse hvordan RAO-verdiene endres med mindre bevegelsesfrihet. I Sintefs modellforsøk har man benyttet en slakk forankring, og sammenligningen mot AQWA sine RAO-er gjøres derfor for en numerisk modell uten forankring.

2.6 Decay-test – egenfrekvens og dempning

RAO-spekteret gir mulighet til å kartlegge hvilke bølgefrekvenser som gir størst strukturrespons. Den største strukturresponsen finner man oftest over systemets egenfrekvens. Det kan beskrives som egenskapen et system eller del av systemet har til å svinge når det har fått en svingebevegelse og så overlates til seg selv.

Egenfrekvensen beregnes ved å gjennomføre en decay-test, hvor svingningsamplitudene og dempningsraten til systemet måles som en funksjon av tid. Egenfrekvensen representerer tiden



mellom to påfølgende svingningsamplituder. Dersom bølgefrequensene som kan forventes i lokasjonsområdet for den flytende strukturen sammenfaller med egenfrekvensene til systemet vil det kunne føre til store resonansbevegelser. Dersom disse utslagene viser seg å være over toleranseverdiene beregnet må det vurderes å gjøre endringer på strukturen. Responsene i alle seks frihetsgrader må kartlegges for å oppnå et helhetlig bilde.

For den symmetriske donut som beregnes i dette arbeidet vil frihetsgradene *jag* og *svei* ha samme egenperiode og dempning, dvs. translasjon langs *x*- og *y*-aksen. Det samme gjelder frihetsgradene *stamp* og *rull*, hhv. rotasjon om *y*- og *x*-aksen.

Hiv, *stamp* og *rull* responsene blir først og fremst påvirket av den vertikale motstanden mot bevegelse, hvilket gjør disse frihetsgradene lite avhengig av forankringslastene. Modellforsøkene hos Sintef vurderer *stamp* og *rull*. Hiv fremstår som nokså komplisert å vurdere i bassengtestene, både på grunn av 1/10-modellens størrelse (praktisk vrient å heve/senke modellen), men også vanskelig å estimere på grunn av refleksjon av radierte bølger fra tankveggene, noe som raskt ville ha influert hivbevegelsen.

Frihetsgradene *jag*, *svei* og *gir* er på den annen side sterkt påvirket av den horisontale motstanden mot bevegelse, og dermed i stor grad hvilken holdekraft forankringslinene har.

2.7 Sloshing

Sloshing-fenomenet, eller intern skvulping, skjer for enhver konstruksjon i bevegelse som inneholder en form for fri væskeoverflate. I kapittel 2.3 ble stabilitet diskutert, uten noen form for ballastering eller fri væskeoverflate er til stede. For et flytende, lukket oppdrettsanlegg med intern fri væskeoverflate, vil en krenkning føre til at det indre fluidet forsterker det kreggende momentet. Det gjør at tyngdepunktet forskyver seg horisontalt grunnet forflytningen av væskevolumet.

Sloshing inni Marine Donut sin mantel fører til et varierende dynamisk trykk og akselerasjon av vannmassen. Effektene er spesielt fremtredende dersom fluidet beveger seg med en frekvens nær en av sine egenfrekvenser. En strukturs egenfrekvenser vil variere avhengig av geometrisk utforming (inkludert forankringsløsning), men også mengde av vann inni.

Effektene av fluidets bevegelser er nokså komplisert å modellere nøyaktig, men studier med sammenligning mot empiriske data har vist at det kan gjøres gode tilnærminger numerisk ved hjelp av matematiske approksimasjoner. Et eksempel på et slikt studie er rapporten SJØFLO som undersøkte egenfrekvensene for sloshing for flytende lukkede oppdrettsanlegg [6]. Både stiv og elastisk lukket merd ble evaluert, gjennom skalerte modellforsøk og numeriske beregninger, og både for regulære bølger så vel som i irregulær sjø.

For å gjøre en dynamisk beregning av sloshing inne i tanken bruker man ofte førsteordens potensialteori. Dvs. at løsningen oppfyller Laplace-ligningen hvor potensialet av den frie væskeoverflaten kan superponeres og beskrives som et resulterende potensial. Sloshing-effektene vil opptre på ulike måter avhengig av konstruksjonens bevegelse og kan observeres ved en plutselig økning i RAO-verdier over frekvenser nært egenfrekvensen til sloshingen.

SJØFLO-studiet fant at indre vannvolum med fri overflate har stor betydning for bølgeinduserte bevegelser av lukkede merder i *jag* og *stamp* (og dermed også *svei* og *rull* for den symmetriske Marine Donut) pga. sloshing. Effekten av vannvolumet ga kraftig forsterkning av *jag*bevegelsen for bølgeperioder tilsvarende bølger med lengde lik merddiameteren.



Ved studie av elastiske merdkonstruksjoner ble det funnet at elastisiteten så ut til å redusere den store jagbevegelsen ved sloshing, noe som skyldes overføring av energi fra det indre vannvolumet til omgivelsene på grunn av merddeformasjonene. Både modellforsøkene hos Sintef og beregningene i AQWA betrakter Marine Donut som et stivt legeme (uten mulighet til å deformeres). Basert på funnene i SJØFLO anses det som sannsynlig at intern sloshing vil kunne dempes i «det virkelige liv» siden mantelen produsert i HDPE vil ha anledning til en viss deformasjon.

Analysene i AQWA ivaretar sloshing-effekter for volumet inni «Internal Tank», dvs. inni mantel, men også i moonpool. Dette gjøres for alle beregninger i dette arbeidet med vann inni mantelen, dvs. med unntak av vedlikeholdsposisjon. Både for fullast og dellast anses sloshing for å være relevant. Intuitivt kan det virke som det er for dellast at denne effekten blir mest markant.

3 BRUK AV SOFTWARE

3.1 ANSYS AQWA

Iht. NS9415:2021 kap. 8.5.2 [1] skal bølgemodelleringen benyttet for de numeriske analysene dokumenteres. Av den grunn gis det her en beskrivelse og vurdering av det valgte modelleringsverktøyet; ANSYS AQWA.

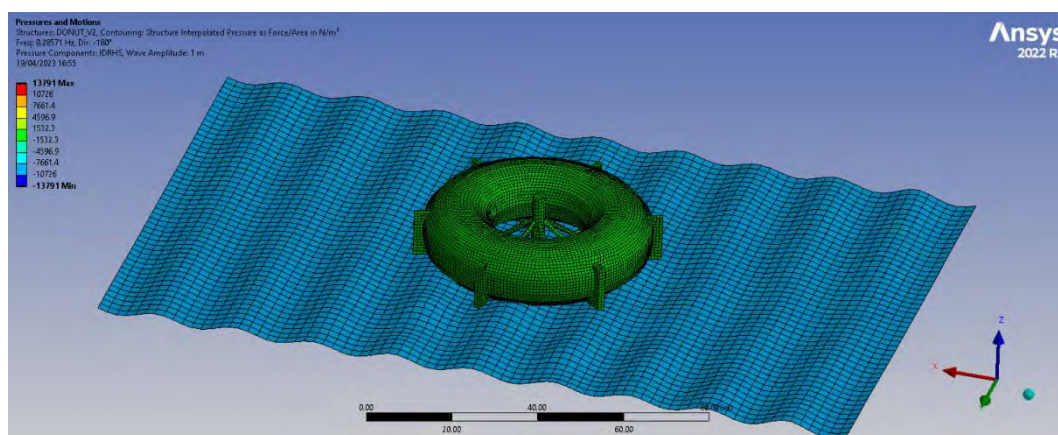
Marine Donut er en såkalt storvolumskonstruksjon, hvor bølgelengden er mindre enn fem ganger diameteren til legemet. For slike konstruksjoner vil det i større grad oppstå krefter og momenter som følger av eksitasjonskreftene (kreftene som virker på strukturen fra bølgene). Jfr. NS 9415:2021 kap. 9.4.4.3 [1] skal storvolumskonstruksjoners påvirkning på innkommende bølger inkluderes i beregningen.

ANSYS AQWA er et av flere avanserte software som kan brukes for beregninger av flytende strukturer, inklusive storvolumskonstruksjoner; deriblant hydrodynamiske analyser og fortøyningsanalyser. Funksjonaliteten kan deles inn i programvarens to hovedmoduler:

- AQWA Hydrodynamic Diffraction
- AQWA Hydrodynamic Response

3.1.1 AQWA Hydrodynamic Diffraction

AQWA kan simulere lineær hydrodynamisk bølgebelastning på flytende eller faste, stive legemer. Dette oppnås ved å bruke tredimensjonal diffraksjonsteori. Diffraksjonsmodulen i AQWA beskriver da bølge-struktur interaksjonen, altså hvordan Marine Donut vil påvirke bølgefeltet den befinner seg i. Dette løses ved å betrakte konstruksjonen som stasjonær hvor egenspredninger av bølger som følger av en konstant bølgekilde kvantifiseres. Se et eksempel fra animasjon i diffraksjonsmodulen i Figur 4, hvor man ser dempningen av en tilfeldig påsatt bølge nedstrøms Marine Donut. AQWA utfører spektralanalyse av de koblete eller ukoblete responsene til en flytende struktur mens den opererer i uregelmessige bølger, og finner RAO-ene for den modellerte strukturen.



Figur 4: Animasjon i diffraksjonsmodulen viser hvordan Marine Donut påvirker bølgefeltet (kun eksempel for illustrasjon av konseptet, hvor strukturen er i vedlikeholdskondisjon)



Bølgebelastninger på den flytende strukturen som beregnes under diffraksjonssimulering i AQWA, kan overføres til en FEA-analyse (Finite Element Analysis), men inneholder kun kraftfeltet på strukturen under det definerte væskespeilet. For å få frem de hydrodynamiske lastene som skal vurderes i FEA-beregningene må det gjøres en beregning med tidsrespons.

Man kan også estimere likevektskarakteristikkene og statisk stabilitet i diffraksjonsmodulen. Den hydrostatiske analysen sier noe om strukturens evne til å komme i likevektsposisjon etter å bli utsatt for vektendringer (krengning) og bølgeinteraksjoner ut ifra den hydrostatiske stivheten i systemet.

Animasjoner av flytende strukturer fra diffraksjonsmodulen kan se voldsomme ut, men det er viktig å påpeke at dette er kun for den lineære løsningen. Både forankringslinjer og inkludering av viskøse krefter vil dempe bevegelsene. Videre er det viktig å vurdere periodene hvor de store bevegelsene forekommer, og ofte vil dette være utenfor typiske perioder fra stormbølger for lokasjonen.

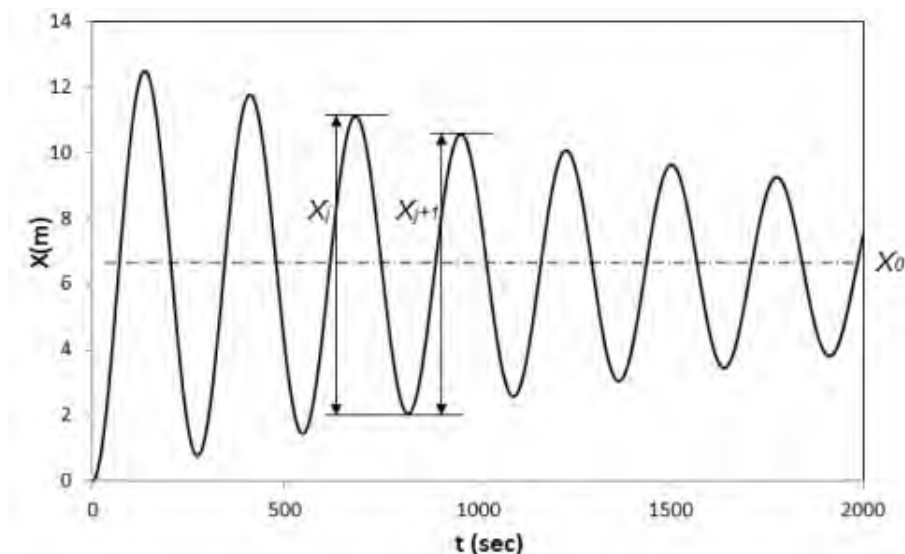
3.1.2 AQWA Hydrodynamic Response

Siden stivheten direkte korrelerer til strukturens egenfrekvenser i de ulike frihetsgradene er det viktig å sjekke at frekvensene til kreftene som påføres strukturen ikke sammenfaller med disse. Dette vil skape problemer ved at det oppstår resonans. Når man legger til fortøyningslinjer vil stivheten i systemet endre seg, men hovedsakelig i jag- og svaietning. Det er derfor viktig å inkludere effekten av fortøyningssystemet og/eller annen innfesting.

En fremgangsmåte for å se hvilke(n) frekvens(er) fra bølgene som treffer med egenfrekvensene til strukturen er å sende en svak bølge med samme frekvensspekter som oppgitt i designbasis for å se om bølgen treffer egenfrekvensene. Hvis stivheten i systemet er for høy eller lav, vil dette føre til at strukturen ikke returnerer til likevektsposisjon og systemet er ustabilt. En slik tidsavhengig analyse med irregulær bølge kan også gjøres som såkalt «slow drift» for å nærme seg situasjonen med stille vann i en bassengtest. Dette tilsvarer at det påsettes en bølge med svært lang periode/kort frekvens.

For å svare for det dynamiske bildet så må man over i «Hydrodynamic Response»-modulen. «Natural modes» analysen indikerer ved hvilke egenfrekvenser strukturen vil vibrere (for de ulike frihetsgradene), basert på en skanning av bølgefrekvensene. Egenmodene viser i hvilken frihetsgrad strukturen blir forskjøvet.

%-vis kritisk dempning for frihetsgradene til en flytende struktur (decay-tester) estimeres i AQWA vha. en numerisk Twang test. Figur 5 viser hvordan strukturens tyngdepunkt endres over ΔX langs den spesifiserte frihetsgraden fra likevektsposisjon X_0 i rolig vann ved tid, $t=0$. Tidshistorien for dempningen kommer frem som vist i figuren (kun eksempel fra AQWA Theory Guide [7]).



Figur 5: Illustrasjon av decay-test [7]

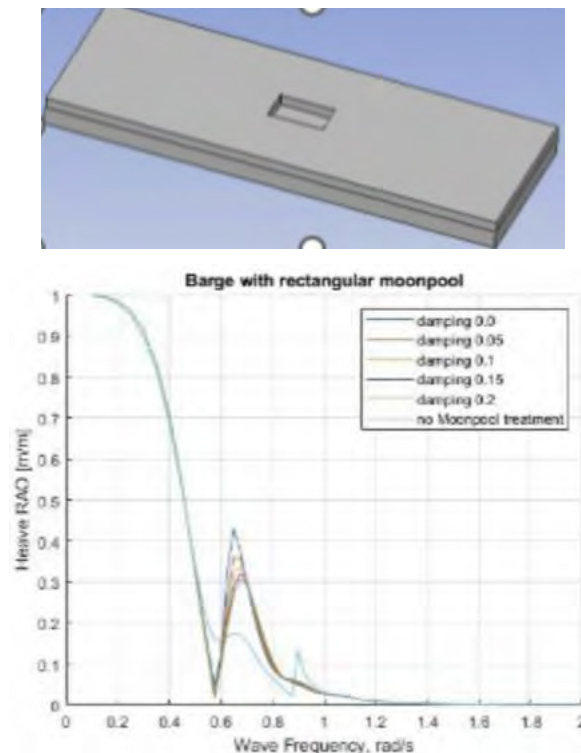
Sanntidsbevegelsen til strukturen mens den opererer i regulære eller irregulære bølger kan simuleres, der ikke-lineære Froude-Krylov- og hydrostatiske krefter anslås under innkommende bølgeflate (for de fuktede flatene av Marine Donut). Her setter vi på bølgekarakteristikken angitt fra designbasis for Marine Donut (omtalt i kapittel 4.1). Vind- og havstrømbelastning kan også påføres den modellerte strukturen der det er hensiktsmessig.

Her kan man også få med både det hydrodynamiske trykkfeltet som virker fra slamming av bølger på strukturen, samtidig med krefter på mantelens innside fra skvulping av vannet inni. De hydrodynamiske lastene overføres til strukturanalyser (FEA; Finite Element Analysis).

3.1.3 Kjente begrensninger med AQWA

Ved bruk av den lineære potensialteorien for å fange opp sloshing i de dynamiske beregningene så er det ikke alt AQWA-modellen plukker opp, og da særlig viskøse krefter. Koblingen mellom strukturen og bevegelsen av væske inni tanken i den hydrodynamiske analysen overestimer ofte resonansen til væskebevegelsen. AQWA løser dette problemet ved hjelp av en dempingsfaktor som ble introdusert i arbeidet av Malencia&co [8]. Teoriguiden anbefaler en dempingsfaktor mellom 0 og 0,1 [9]. I dette arbeidet har det vært benyttet en dempingsfaktor på 0,05, som ligger innenfor anbefalte variasjon. Modellstudiene fra Sintef ble benyttet for å sammenligne med, og siden AQWA underestimerer dempingen sammenlignet med decay-tester herfra, så er dempingsfaktoren valgt på den konservative siden med hensyn til å predikere bevegelsene til Marine Donut.

En kjent begrensning med AQWA ift. korrekt simulering av Marine Donut er at effekten av sloshing i moonpool ikke ivaretas tilstrekkelig. I nyere versjoner av programmet (senere enn 2023R1, versjon ennå ikke publisert) vil det bli lagt på en tilleggsdempning for moonpool-effekten. Forarbeid til denne modifikasjonen utført av ANSYS for en rektangulær leker med moonpool viser hvordan tilleggsdempning justerer RAO-en for hivet, se illustrasjon av leker og resultater fra forarbeidet i Figur 6.



Figur 6: Lekter med moonpool benyttet til testing og effekten av moonpool-dempning på RAO-en for hivet

Som det fremgår av kurvene så vil man få en annen respons for hivet om man får innarbeidet en dempning på hva som foregår i moonpool.

Analysene ivaretar imidlertid sloshingen i moonpool og AQWA får frem et realistisk lastbilde også her. Det er viktig å være klar over begrensningen, men vi er av den oppfatning at dette ikke overskygger hovedkonklusjonene i arbeidet. Det kan dog være med på å forklare eventuelle avvik fra modellforsøk.

3.2 ANSYS FLUENT

I tidligere studier [10][11] ble ANSYS FLUENT benyttet som CFD¹-kode for å vurdere kreftene som virker på donut fra påført bølge. For strømningsmekaniske analyser er FLUENT en av de største kommersielle aktørene, hvor fluidmekanikken løses ved hjelp av såkalt FVM (Finite Volume Method). Siden FLUENT ikke har vært benyttet i stor grad i arbeidet rapportert her går vi ikke mer i dybden med å forklare programmets regnemethodikk og muligheter.

¹ CFD=Computational fluid dynamics; numerisk fluiddynamikk

4 DESIGN BASIS

4.1 Operasjonstilstander og karakteristiske miljølaster

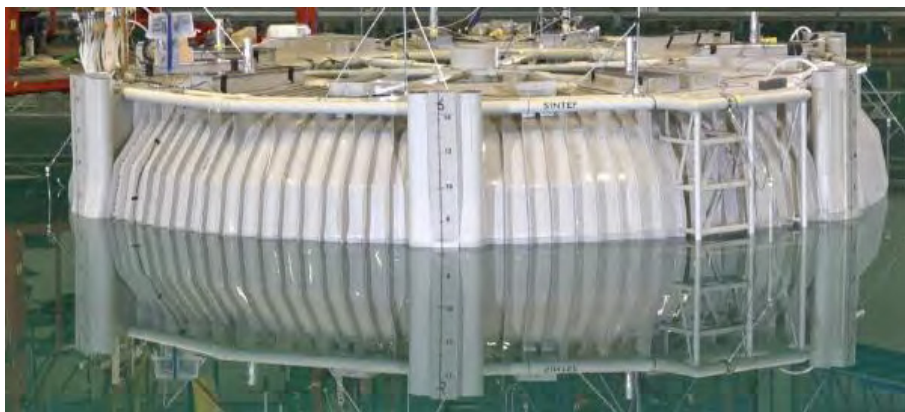
Bluegreen har beskrevet designet, virkemåten og kondisjonene til Marine Donut i dokumentet "Design basis Marine Donut" [12], og basisen for de hydrodynamiske analysene ligger i disse detaljene.

I all hovedsak er det fire operasjonstilstander som vil vurderes for hydrodynamiske analyser:

- Driftskondisjon (fullast), illustrert i Figur 7 [12]
- Halvt hevet (dellast), illustrert i Figur 8 [12]
- Kontrollert slagside ifm. fiskelevering (dellast)
- Vedlikeholdsposisjon (tom), illustrert i Figur 9 [12]



Figur 7: Prinsippell illustrasjon av Marine Donut i driftsposisjon [12]



Figur 8: Marine Donut (1/10-modell) i halvt hevet/dellast kondisjon hos Sintef [12]



Figur 9: Prinsippell illustrasjon av Marine Donut i vedlikeholdsposisjon [12]

Kondisjonene og de karakteristiske miljølaste som skal vurderes for flytende Marine Donut i denne rapporten oppsummeres i Tabell 1. Iht. NS 9415:2021 kap. 8.5.4 skal også retning angis for dimensjonerende bølgeforhold [1]. I dette arbeidet antas full symmetri (også for forankringslinene) i nedsenket, halvt-hevet og vedlikeholdsposisjon, så her vil ikke bølgeretning bety noe. For vurderinger av fiskelevering og ulykkeslast vil bølger påsatt defineres iht. verste-tenkelige retning(er).

Tabell 1: Karakteristiske miljølaste for flytende Marine Donut [12]

Kondisjon Marine Donut	Signifikant bølgehøyde, H_s (m)	Bølgeperiode, T_p	Havstrøm, V_s (m/s)	Vind (m/s)
Nedsenket – drift	3,0	6,7	1,5	N/A
Halvt-hevet	1,0	5,0	1,5	15
Fiskelevering	1,0	5,0	1,5	15
Vedlikeholdsposisjon	1,8	5,0	1,5	20

Iht. kap. 9.4.4.2 i NS9415:2021 [1] skal vindlaste påføres vindutsatte flater og komponenter. Vind vurderes imidlertid til å ha liten effekt på laste og respons på Marine Donut siden det er lite vindfang over vannlinja i forhold til den totale massen (i drift). Skulle man overgå 15-20 m/s i vindstyrke så vil ballastering og senking av Marine Donut eliminere mulig fare.

Havstrøm kan generere signifikante laste på marine, oppankrede strukturer, og kan ha en avgjørende innvirkning på bølgenes form. Strøm som går med bølgene vil føre til at bølgelengden øker, mens bølgehøyden avtar. Det motsatte vil være tilfelle når havstrømmen går mot bølgene. Strøm hensyntas i kombinasjon med bølgelastene iht. krav i kap. 9.4.4.4 i NS9415:2021 [1].

Merk at påført havstrøm ikke har blitt inkludert i beregningene i denne rapporten. Havstrøm og vind har blitt inkludert i vurdering av forankringslaste i Stressman Engineering sitt arbeid, som et tillegg i de modellene som ble overført fra Ranold for å finne de hydrodynamiske lastene for FEA-analysene [13]. Påsatt havstrøm/vind her er i tråd med Design Basis [12]. Sjøegenskapene og øvrige vurderinger i denne rapporten utelater således effekten av havstrøm.

Både Ranold og Stressman Engineering har lisens på AQWA. Hoveddelen av de hydrodynamiske analysene ble utført hos Ranold. Når de hydrodynamiske lastene skulle påføres strukturen i FEA-beregningen ble modellene i sin helhet overført til Stressman Engineering. Her ble havstrøm og



vind for uttak av laster der det ble vurdert hensiktsmessig. Dette er beskrevet i Stressman Engineering sin rapport [13] og er i tråd med Tabell 1 og Design Basis [12].

Vurdering av den aktuelle dimensjonerende isingsmengden har vært gjort av Bluegreen i Design basis i et eget kapittel om snø og ising [12]. Vekten av dimensjonerende ismengde basert på det aktuelle arealet tilgjengelig for snø og is og iht. massetetthet for is på 850 kg/m^3 er 33600 kg.

I AQWA-beregningene har man valgt å benytte regulære bølgedefinisjoner som hovedregel, med et bredt spekter av frekvenser og 8 bølgeretninger. Når det kommer til saktevarierende høyere ordens laster (iht. NS 9415:2021 kap. 5.9.1.2 [1]), så har ikke full QTF matrise vært inkludert som hovedregel, dette for å gjøre beregningene mer effektive. Det ble imidlertid sjekket med stikkprøver tidlig i arbeidet for å se om sjøegenskapene til Marine Donut endret seg uten å finne signifikante utslag.

4.2 Vekt- og oppdriftsregnskap

Tyngdepunkts plasseringen til Marine Donut er viktig å redegjøre, da det er forløpet til flere andre stabilitetsegenskaper, noe alle marine konstruksjoner må dokumentere før de kan brukes i operasjonell drift. I dette arbeidet har tyngdepunktet referert i Sintefs modellforsøk blitt benyttet, og den hydrostatiske analysen i AQWA har bistått til å vurdere volume deplasement. Siden beregningsmodellen i AQWA er en forenkling av den virkelige geometrien har modellforsøkene blitt benyttet for å justere systemstivheten.

Det er viktig å påpeke at det er knyttet usikkerheter til modelleringen nettopp pga. forenklingene, men også til de faktiske forhold i Sintefs modellforsøk. Vektfordeling, plassering av tyngdepunkt, treghetsmomenter og plassering av vannlinje er alle parametere som påvirker modellen. Det er også viktig å nevne at strukturens masse og massefordeling er mindre betydningsfull siden vekten av vannet inni mantelen er så stor. Til tross for at den faktiske strukturen vil ha nyanser av ujevn vektfordeling (ref. vekt- og oppdriftsregnskap fra Bluegreen [3]), så vil vi basert på dominansen til internvannets vekt definere Marine Donut som dobbelt symmetrisk. Variable funksjonslaster har således ikke blitt hensyntatt på annen måte enn ved skjevlastberegningene omtalt i kapittel 10, og da kun som konstant/varig punktlast. Dette anses som tilstrekkelig siden massen av hovedmengde vann inni matel for Marine Donut er så mye større enn alle andre (variable) masser.

I AQWA-beregningene har altså oppførselen til Marine donut blitt justert vha. sammenligning mot forsøkene på Sintef [4]. I den forbindelse har vi for stamp/rull justert modellen slik at oppførselen til beregningsmodellen gir større systemresponser i sjø enn hva som ble funnet hos Sintef, dette for å være på den konservative siden. Om f.eks. de vertikale oppdriftsrørene som er fordelt rundt omkretsen hadde blitt inkludert i beregningsmodellen, så ville det vært med og "stramme opp" bevegelsene til Marine Donut (oppdriften vil bremse nedadgående bevegelse). Det vil derfor være på den konservative siden å utelate disse.

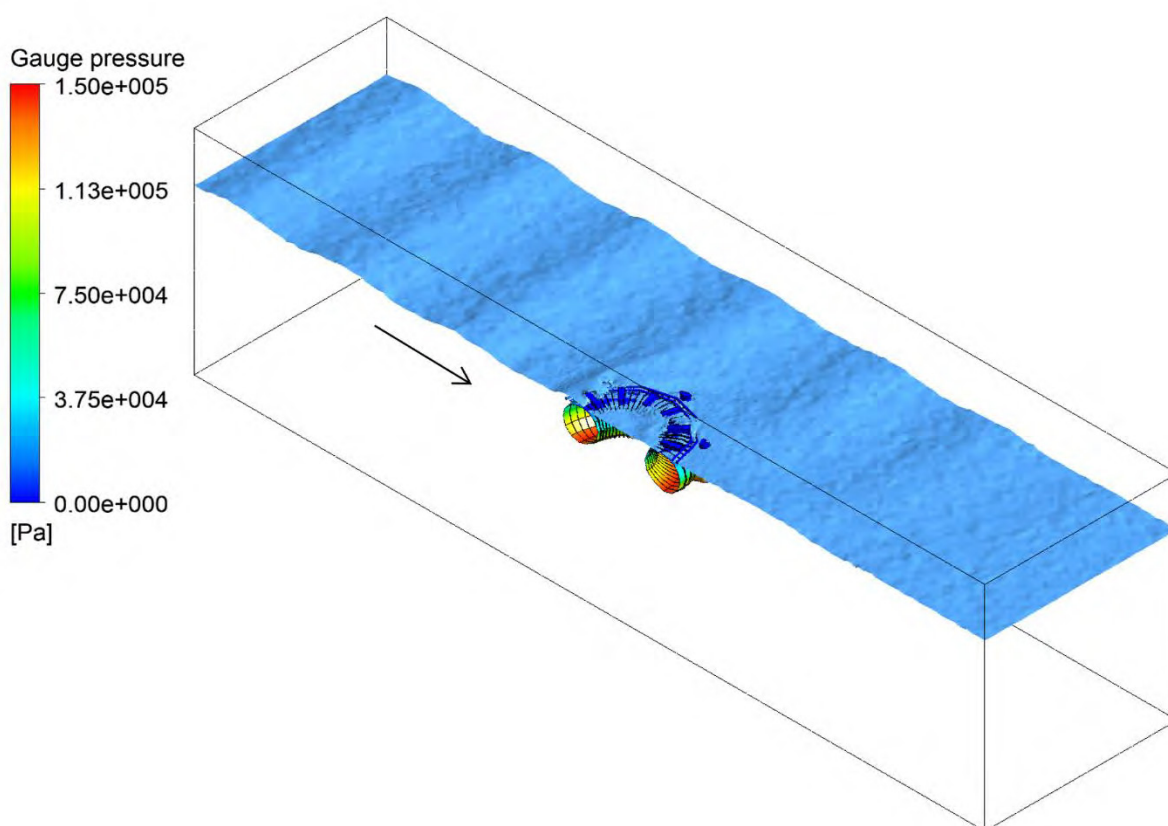
Fisketømmingkondisjonen vurderes på lik linje som ulykkeslasten, ved en konservativ plassering av et ekstra massepunkt med lang arm som samsvarer med tap av oppdriften. Dette er diskutert/forklart i kapittel 10.4 om skjevbelastning.

5 VALIDERINGSGRUNNLAG

5.1 CFD-analyse av eksterne bølgekrefter fra 2016

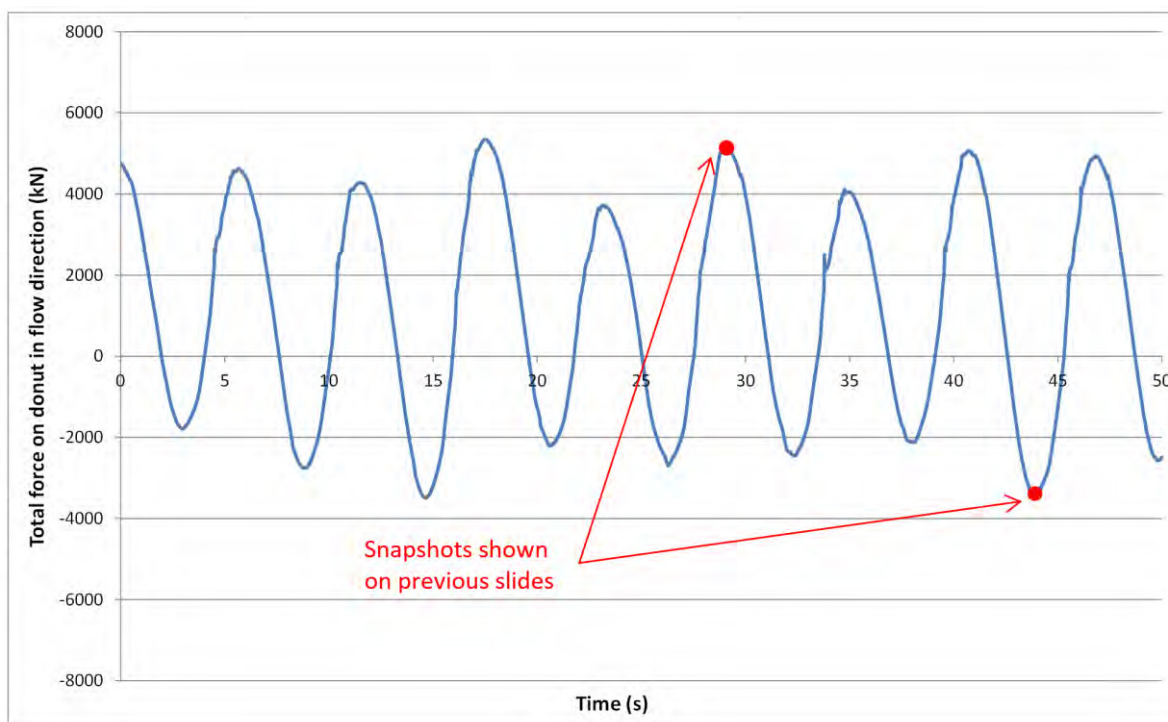
En historisk analyse utført for Bluegreen tilbake i 2016 simulerte kreftene på donut-en basert på en bølge definert av bølgeklasse "D" og havstrømsklasse "d" i NS9415:2009-versjonen. En kort beskrivelse av dette arbeidet vil her bli gjengitt og brukt som verifisering av nye analyser og sammenligning mot modellforsøk utført ved Sintef [4].

Det er viktig å være klar over at arbeidet som ble gjort den gangen var svært tidlig i utviklingsprosessen. CFD-simuleringen mot Marine Donut forholdt seg til lineær bølgeteori med en $H_s=3$ m og $T_p=6,7$ sekunder. Påsatt havstrøm var 1,5 m/s. De analyserte kreftene ble vurdert for en struktur i ro. Det var kun fullast-kondisjonen som ble beregnet. Simuleringen utnyttet symmetri, slik at kun halve fullskala geometrien ble analysert, og Marine Donut ble plassert i et beregningsdomene hvor den lineære bølge kommer fra venstre, se Figur 10.

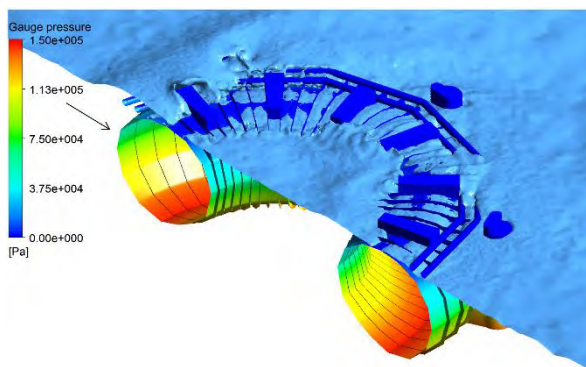


Figur 10: 3D simuleringsmodell for vurdering av eksterne bølgekrefter [11]

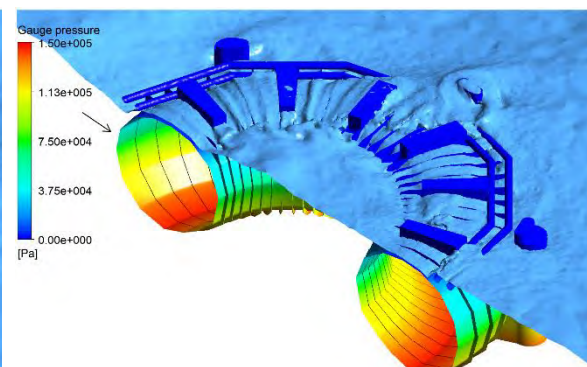
Ettersom den lineære bølge passerer Marine Donut vil kraftregistreringen i strømningsretning mot strukturen variere med tiden, og svinge mellom positive og negative verdier. Figur 11 angir den totale kraften på donut i strømningsretning over tid. Konturplottene fra de to ytterpunktene på positiv og negativ side, dvs. omtrent 5000 kN og -3500 kN, er også vist i figuren.



Snapshot fra situasjon m/påført bølge

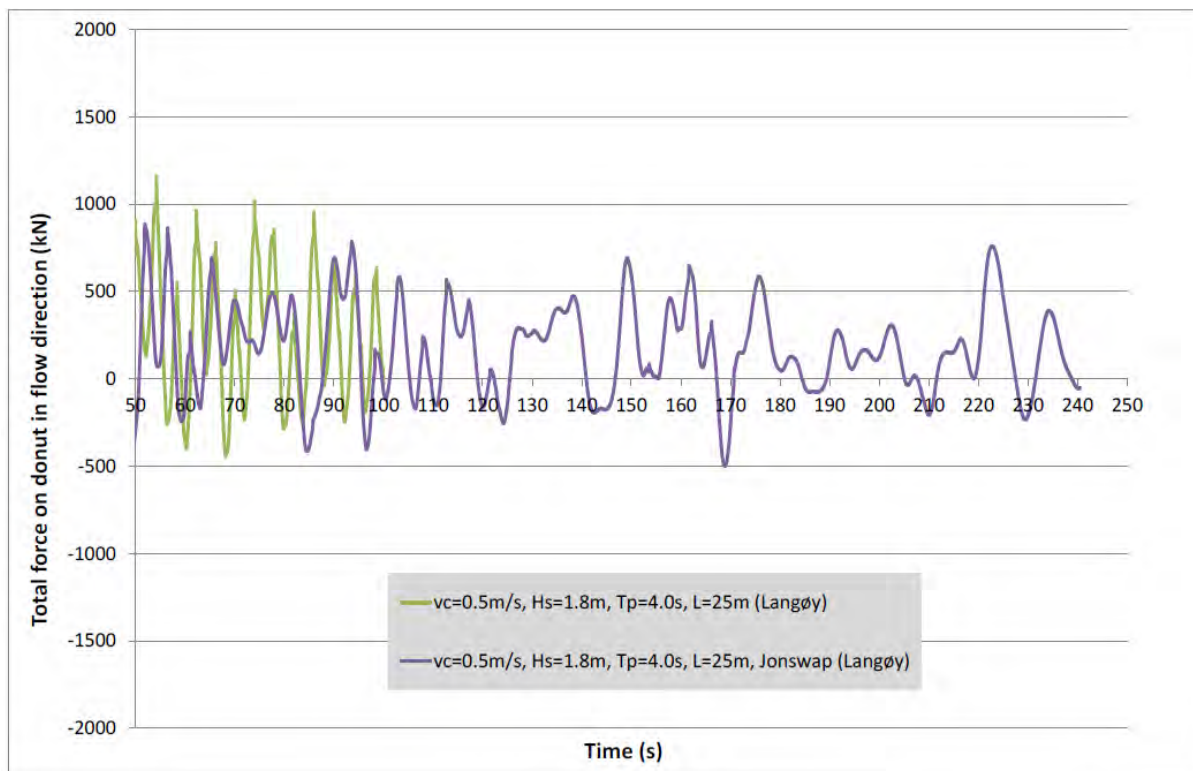


Snapshot fra situasjon m/passert bølge



Figur 11: Vurdering av kreftene på Marine Donut i fullast-kondisjon fra forenklet analyse i 2016 [11]

I 2016 ble også en konkret lokasjon vurdert for Marine Donut for en bølge med $H_s=1,8$ m og $T_p=4,0$ sekunder, hvor påsatt havstrøm var 0,5 m/s [10]. Arbeidet var med å danne grunnlaget for tidlige forankringsanalyser. Påført bølge var både basert på lineær bølgeteori (100 sekunder) og JONSWAP bølgespektrum (240 sekunder). Figur 12 viser den simulerte totalkraften påført donut i strømningsretning for de to bølgedefinisjonene. Ser at maksimumsverdien fra innkommen bølge er estimert til ca. 1200 kN. Fra det hydrostatiske trykket nedstrøms, dvs. når bølgen har passert, finner vi en negativ maksimumsverdi på ca. -500 kN.



Figur 12: Totalkraft på donut (i ro) for lokasjon med påsatt havstrøm=0,5 m/s, Hs=1,8 m og Tp=4,0 sekunder [10]

Kreftene funnet i disse tidlige analysene er med og danner valideringsgrunnlag for beregninger i AQWA.

5.2 Modellforsøk i skala 1/10 ved Sintef Ocean [4]

5.2.1 Skalering

NS9415:2021 kap. 5.9.3 viser til at modellens egenskaper og skaleringsprinsippet benyttet i modellforsøkene skal dokumenteres [1].

Nedskalerte fysiske modeller er ofte anvendt i designprosessen av en marin konstruksjon, og i modellforsøkene på Sintef har 1/10 modellen blitt konstruert for å etterligne det opprinnelige fullskalerte systemet på best mulig måte. For å opprettholde likhet mellom fullskalert system og modelltester er det i hovedsak tre parametere som må oppfylles:

- 1) Geometrisk likhet:
De geometriske parameterne må være like, angitt av en skaleringsfaktor som beskriver forholdet mellom modellskala og fullskala, i dette tilfellet 1/10.
- 2) Kinematisk likhet:
Forholdet mellom hastighetene og akselerasjonene i modell- og fullskala må være proporsjonal, dvs. at strømningsmønsteret rundt systemet må være lik i begge tilfeller.

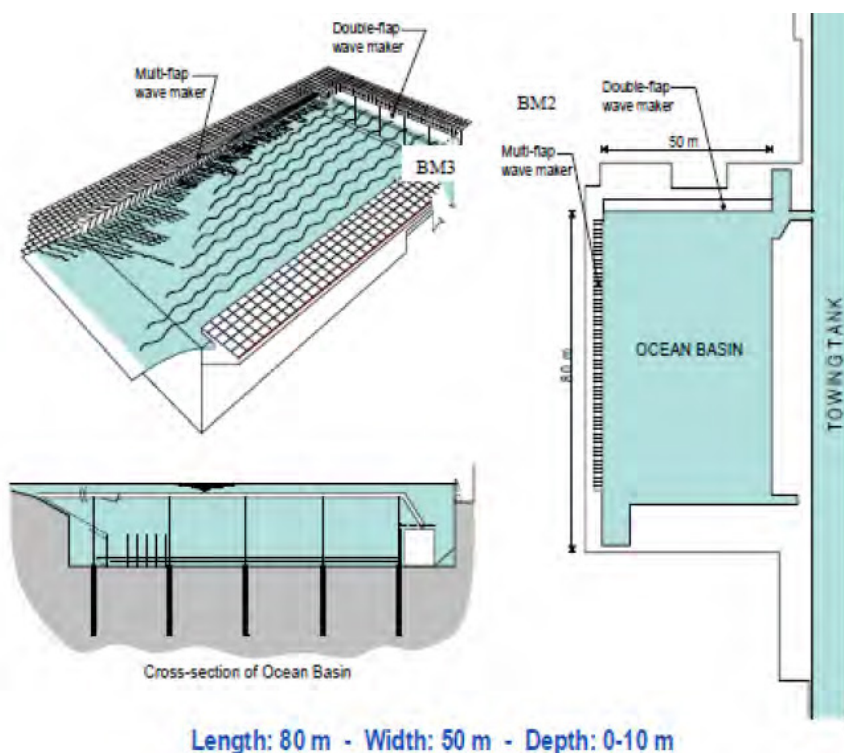
3) Dynamisk likhet:

Forholdet mellom kreftene i fullskala må være tilsvarende det korresponderende forholdet i modellskala. For forsøk som betrakter en indre, fri væskeoverflate er hensiktsmessig å anvende Froudes skaleringsmodell siden det antas å være en dominerende effekt av tyngdekraftsgenerte bølger hvor treghetskrefter er dominerende.

Sintef-rapporten har en beskrivelse av havbassenget benyttet i et vedlegg til sin rapport. Denne indikerer en bassengstørrelse på 50 x 80 m, se Figur 13 [4].

Marine Donut-modellen i 1/10-skala har overordnede dimensjoner og form skalert iht. prinsipper om Froude skaling, med noen mindre avvik referert i Sintefs rapport. Det rapporteres videre at modellen vil oppføre seg som et stivt legeme. Vekt, vektfordeling og treghet er justert med faste vekter for å gi representative hydrodynamiske egenskaper, i tråd med fullskala versjonen av Marine Donut innenfor Sintef Oceans prosedyrer og praksis [4].

Merk også at masser referert i Sintef-rapporten har blitt korrigert for forskjellen mellom ferskvann i modellforsøk og saltvann for Marine Donut-lokasjonen med faktoren 1,025.



Figur 13: Sintef Ocean havbasseng med bølgegenerator BM2 og BM3 [4]

Det finnes ingen universell skaleringsfaktor som beskriver alle skaleringsforhold mellom krefter på modell- og fullskala konstruksjoner. Det er derfor nødvendig å vurdere hvilke kraftforhold som er viktigst å opprettholde for det gjeldende prosjektet. For tilfeller som betrakter indre fri overflate pleier Froude skaleringsmodell å være hensiktsmessig. Dette er fordi kreftene eller tregheten i strukturen kommer av bølger skapt av tyngdekraften, som dermed blir den dominerende kraften.



Viskøse krefter blir dermed neglisjert i systemet siden tyngdekraften frembringer krefter flere magnituder over de viskøse effektene. Froude skalering tar utgangspunkt i forholdet mellom treghet og tyngdekraft og Tabell 4 angir skaleringsforholdene for ulike fysiske størrelser. λ representerer forholdet mellom fullskala og modellskala som er 10.

I Sintefs arbeid er de fleste tall og grafer skalert til fullskala størrelser. Om vi skal regne på modellskala i AQWA-beregninger må vi regne oss tilbake til riktige verdier ved bruk av formlene definert i Tabell 4.

Tabell 4: Froude skalering for fysiske parametere, hvor λ er skaleringsforholdet mellom fullskala (F) og modellskala (M)

Parameter	Enhet	Forhold
Lengde	m	$l_F = \lambda l_M$
Masse	kg	$m_F = \frac{\rho_F}{\rho_M} \lambda^3 m_M$
Areal	m ²	$A_F = \lambda^2 A_M$
Volum	m ³	$V_F = \lambda^3 V_M$
Kraft	N	$F_F = \frac{\rho_F}{\rho_M} \lambda^3 F_M$
Hastighet	m/s	$v_F = \lambda^{0.5} v_M$
Akselerasjon	m/s ²	$a_F = a_M$
Tid	s	$t_F = \lambda^{0.5} t_M$
Energi	J	$E_F = \frac{\rho_F}{\rho_M} \lambda^4 E_M$

5.2.2 Kalibrering

Sintef Ocean har kalibrert bølger i henhold til varierende sjøtilstander, iht. krav i kap. 5.9.3 i NS9415:2021 [1]. 10 regulære, 7 irregulære bølger og 3 strømhastigheter ble kalibrert.

De regulære bølgene ble kalibrert til å treffe rimelig godt på bølgehøyde ($H=1$ m), men fokus var å treffe på periode ($T=3,0-6,6$ s, maks. avvik 1%). De irregulære bølgene ble kalibrert for å treffe godt på signifikant bølgehøyde ($H_s=1-3$ m) og peak-periode ($T_p=3,6-6,7$ s). Det ble også kalibrert for 3 rene strømtester fra 0,41-0,68 m/s².

Instrumenter benyttet i forsøkene ble kalibrert for forsøkene [4].

5.2.3 Vurdering av modellforsøkene

Det ble gjennomført to tester med «pink noise» (PN) for å kartlegge RAO-ene til de to lastekondisjonene som ble brukt under forsøkene; Fullastkondisjon med vannlinja 14,4 m over baseline og dellastkondisjon med vannlinja 6,84 m over baseline. Beskrivelse av «baseline» er angitt i kapittel 6.1. For fullast ble RAO-er rapportert for både $H=1$ m og $H=3$ m, med hhv. $T=3,6-9,5$ s og $T=5,9-9,5$ s. For dellast ble RAO-ene rapportert for $H=1$ m. Siden bølgene kommer langs lokal x-akse i forsøkene så vil RAO-ene for svai og rull ha begrenset verdi. Like fullt, siden

² Basert på Sintef-rapporten er strømhastighetene noe uklare, siden tallene som refereres i tekst og tabell avviker noe. Like fullt, hovedsaken er at kalibrering ble utført ved Sintef-laboratoriet.

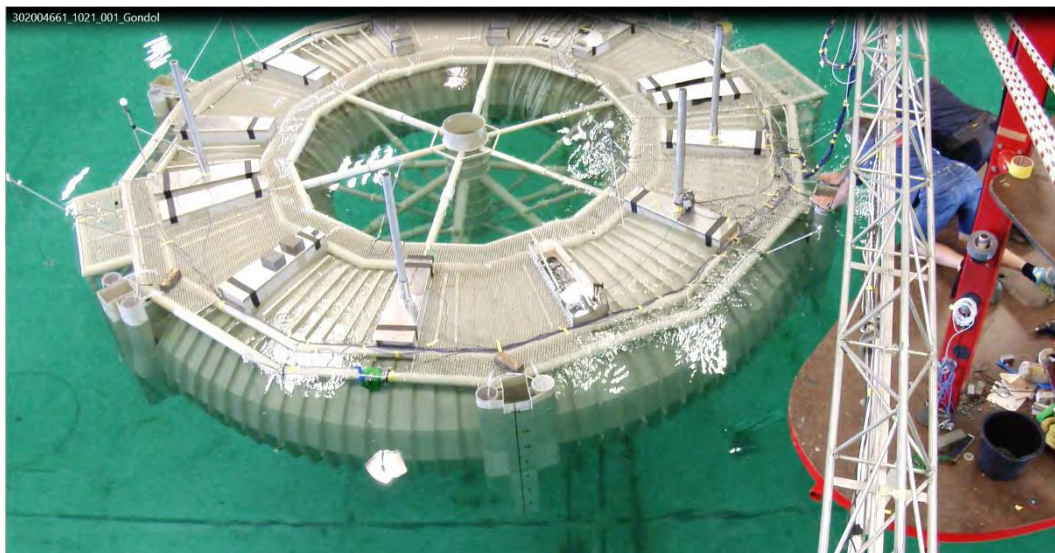
modellen er ansett å være dobbelt symmetrisk (utenom trappetårnene, som vi ser bort fra i beregningene) så vil RAO for translasjonene i x- og y-retning være samsvarende (altså jag og svai). Det samme gjelder for rotasjonene rundt x- og y-aksene (rull og stamp).

Hydrostatikk og stabilitet ble vurdert og løselig dokumentert i Sintef sin rapport [4]. I fullast er konstruksjonen omtalt uforbeholdent stabil med sin lange arm til flotasjonssenter. Logging av oppkjøring fra fullast til dellast viste at modellen var sensitiv for vektforflytning, og Sintef anbefalte endringer av ballastkonseptet for å motvirke dette. I ettertid har dette blitt fulgt opp hos Bluegreen ved at det daværende ballastsystemet ble endret til 6 separate kammer i ballast-/flyterørene [12].

Krengeprøve utført ved å legge til ekstra vekt i tre omganger viste at Marine Donut fant sin stabile posisjon ved alle dypganger. Denne er utdypet senere i rapporten i kapittelet hvor stabiliteten til Marine Donut vurderes, se kapittel 0.

4 tester ble utført for å vurdere systemresponser; hhv. decay-tester og responsen til forankringssystemet (pull out-test). Decay-test ble gjennomført for jag/svai, rull/stamp og gir. Egensvingeperiodene er estimert i modellforsøkene ved Sintef basert på tidsseriene for de forskjellige decay-testene utført [4].

1/10-modellen av Marine Donut var selv i nedskalert versjon en nokså stor og uhåndterlig konstruksjon [14], og decay-testene bør derfor vurderes med dette som bakteppe. Eksemplifiserer dette ved et utklipp fra filming av test no. 1021. Figur 14 viser hvordan startposisjonen for decay-testen for rull settes manuelt ved at to personer dytter donut-en ned på ene siden. Systemrespons-testene gir likevel verdifull informasjon om stivheten til Marine Donut og benyttes for å justere beregningsmodellens respons og evne til å svinge seg tilbake til likevektsposisjon.



Figur 14: Manuell angivelse av startposisjonen i decay-test for rull (og stamp) på fullskalakondisjon (run 1021)

Tabell 2 lister systemstivheten, egenperioden og dempingen for hhv. fullast og dellast fra modellforsøkene for de ulike frihetsgradene.



Tabell 2: Systemstivhet, egenperiode og demping, modellforsøk [4]

Kondisjon Marine Donut	Frihetsgrad	Systemstivhet (kN/m)	Egenperiode (s)	Demping (%)
Fullast	Jag/svei	151	106	3,4
Fullast	Rull/stamp	N/A	19,2	7,2
Fullast	Gir	N/A	38,5	12,4
Dellast	Jag/svei	96	53,0	6,0
Dellast	Rull/stamp	N/A	172,0	3,4
Dellast	Gir	N/A	33,1	14,3

Oversikt over bølgeprogrammet som ble brukt hos Sintef er gitt i Figur 15 og Figur 16 [4].

I fullast og dellast er modellen testet for 10 regulære bølger ($H=1$ m, $T=3,0$ - $6,6$ s). De regulære bølgene ble brukt som underlag for statistikk og responsberegninger og ble kjørt i minimum 180 s.

For å sjekke hvordan donuten responderer på ulike sjøtilstander ble irregulære bølger med energi spektra fra Jonswap tatt i bruk. Her ble det gjort flere tester med forskjellige frekvenser og signifikante bølgehøyder. I fullast er modellen testet for 9 irregulære bølger ($H_s=1$ - 3 m og $T_p=3,6$ - $6,7$ s), hvorav to inkluderte strøm (hhv. $0,28$ og $0,32$ m/s) og 3 rene strømtester ($0,40$ - $0,61$ m/s). I dellast ble det gjennomført 4 tester med irregulære bølger ($H_s=1$ - 2 m og $T_p=3,6$ - $6,7$ s) og 2 rene strømtester (hhv. $0,28$ og $0,32$ m/s). De irregulære bølgene varte som en 3-timers storm (dvs. 10800 s). Data fra målingene/tidsseriene ble ekstrahert etter at vannet i laboratoriet hadde utviklet fullt JONSWAP-spekter.

Det er verdt å nevne at havstrømmene simulert i modellforsøkene senere har blitt ekstrapolert for å simulere miljøtilstanden på $1,5$ m/s. Metoden benyttet for å beregne ankerlinelastene opptil $1,5$ m/s er beskrevet i vedlegg B i Sintef rapporten [4].

Bølgeprogrammet testet hos Sintef for de to lastkondisjonene dekker tilnærmet hva Bluegreen har definert som designspesifikasjoner. Riktignok så har ikke $H_s=3$ m blitt kjørt sammen med $T_p=6,7$ s. Det har imidlertid blitt kjørt irregulære bølger med kombinasjonene $H_s=2$ m og $T_p=6,7$ s samt $H_s=3$ m og $T_p=6,3$ s for fullast. Likeledes så har ikke kombinasjonen $H_s=1$ m og $T_p=5$ s blitt kjørt for dellast, men $H_s=2$ m og $T_p=5$ s har, hvilket er å anse som en verre situasjon.

For de ulike sjøtilstandene testet ble de største verdiene estimert og målt listet som resultater, både for belastningen på ankerlinene og største relative bølgehøyde. I forbindelse med vurdering av maksimal bølgehøyde kommenterer Sintef at det allerede ved $H_s=1$ m for fullast vil være betydelige vannmengder som skyller over dekk og anbefaler at dekket heves til minimum høyeste verdi for valgt operasjonsgrense. Ved gjennomføring av tester hos Sintef var fribord i fullastkondisjonen $0,445$ m. I ettertid av testene har Bluegreen hevet dekket slik at fribordsavstanden i driftskondisjon er $0,9$ m [15].

For de to lastkondisjonene som ble testet fant man i modellforsøkene at det ville være lave akselerasjoner og små bevegelser. Sintef konkluderer med at dette vil medføre laster som bør være håndterbare [4].



Teknisk rapport
Hydrodynamisk analyse – Marine Donut

Title:	Donut										Reg.			
P. no.:	302004661		Sjekk bin-fil status											Moc
Test no.	Test identification	Test type	Wave condition			Current		Wind		Additional text	Wave no.			
			Hs (m)	Tp (s)	Dir (deg)	C (m/s)	Dir (deg)	W (m/s)	Dir (deg)					
2001	REG H1.0 T3.0 D0	Reg	1.0	3.0	0						8200			
2010	REG H1.0 T3.3 D0	Reg	1.0	3.3	0						8210			
2020	REG H1.0 T3.4 D0	Reg	1.0	3.4	0						8220			
2030	REG H1.0 T3.5 D0	Reg	1.0	3.5	0						8230			
2040	REG H1.0 T4.0 D0	Reg	1.0	4.0	0						8240			
2050	REG H1.0 T4.2 D0	Reg	1.0	4.2	0						8250			
2060	REG H1.0 T4.4 D0	Reg	1.0	4.4	0						8260			
2070	REG H1.0 T5.4 D0	Reg	1.0	5.4	0						8270			
2080	REG H1.0 T5.9 D0	Reg	1.0	5.9	0						8280			
2090	REG H1.0 T6.6 D0	Reg	1.0	6.6	0						8290			
2200	REG H1.0 T3.0 D0 LIGHT	Reg	1.0	3.0	0					Light	8200			
2210	REG H1.0 T3.3 D0 LIGHT	Reg	1.0	3.3	0					Light	8210			
2220	REG H1.0 T3.4 D0 LIGHT	Reg	1.0	3.4	0					Light	8220			
2232	REG H1.0 T3.5 D0 LIGHT	Reg	1.0	3.5	0					Light	8230			
2240	REG H1.0 T4.0 D0 LIGHT	Reg	1.0	4.0	0					Light	8240			
2250	REG H1.0 T4.2 D0 LIGHT	Reg	1.0	4.2	0					Light	8250			
2260	REG H1.0 T4.4 D0 LIGHT	Reg	1.0	4.4	0					Light	8260			
2270	REG H1.0 T5.4 D0 LIGHT	Reg	1.0	5.4	0					Light	8270			
2280	REG H1.0 T5.9 D0 LIGHT	Reg	1.0	5.9	0					Light	8280			
2290	REG H1.0 T6.6 D0 LIGHT	Reg	1.0	6.6	0					Light	8290			

Figur 15: Regulære bølger testet for fullast og dellast («Light») [4]

Title:	Donut										Reg.	
P. no.:	302004661	Sjekk bin-fil status										Mod
Test no.	Test identification	Test type	Wave condition			Current		Wind		Additional text	Wave no.	
			Hs (m)	Tp (s)	Dir. (deg)	C (m/s)	Dir. (deg)	W (m/s)	Dir. (deg)			
3000	IRR H1.0 T3.6-9.5 D0 RN2 PN	IRR	1.0	3.6-9.5	0					RN2 PN	8000	
3005	IRR H1.0 T3.6-9.5 D0 RN2 PN	IRR	1.0	3.6-9.5	0					RN2 PN	8000	
3010	IRR H3.0 T5.9-9.5 D0 RN101 PN	IRR	3.0	5.9-9.5	0					RN101 PN	8011	
3100	IRR H1.0 T3.6 D0 RN20	IRR	1.0	3.6	0					RN20	8101	
3110	IRR H2.0 T5.0 D0 RN30	IRR	2.0	5.0	0					RN30	8111	
3120	IRR H2.0 T6.7 D0 RN48	IRR	2.0	6.7	0					RN48	8121	
3130	IRR H3.0 T5.9 D0 RN129	IRR	3.0	5.9	0					RN129	8132	
3135	IRR H3.0 T5.9 D0 RN123	IRR	3.0	5.9	0					RN123	8135	
3145	IRR H3.0 T6.3 D0 RN90	IRR	3.0	6.3	0					RN90	8143	
3145	IRR H3.0 T6.3 D0 RN11	IRR	3.0	6.3	0					RN11	8145	
3150	IRR H3.0 T6.3 D0 C0.28/0 RN72	IRR	3.0	6.3	0	0.28	0			RN72	8151	
3161	IRR H3.0 T6.3 D0 C0.32/0 RN81	IRR	3.0	6.3	0	0.32	0			RN81	8160	
3200	IRR H1.0 T3.6 D0 RN20	IRR	1.0	3.6	0					RN20	8101	
3212	IRR H2.0 T5.0 D0 RN30	IRR	2.0	5.0	0					RN30	8111	
3222	IRR H2.0 T6.7 D0 RN48	IRR	2.0	6.7	0					RN48	8121	
3230	IRR H1.0 T3.6 D0 C0.28/0 RN20	IRR	1.0	3.6	0	0.28	0			RN20	8101	
3300	CURR C0.40/0	CURR				0.40	0				9004	
3310	CURR C0.48/0	CURR				0.48	0				9005	
3322	CURR C0.61/0	CURR				0.61	0				9006	
3400	CURR C0.28/0	CURR				0.28	0				9005	
3410	CURR C0.32/0	CURR				0.32	0				9006	

Figur 16: Irregulære bølger og strøm testet for fullast og dellast [4]

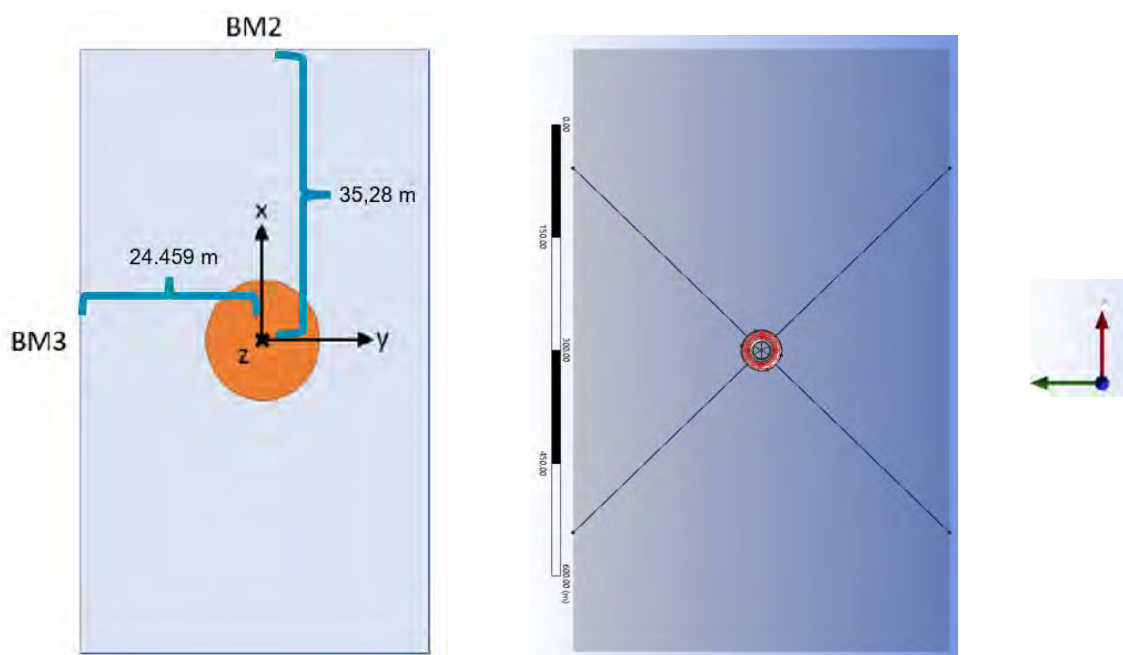
6 OPPSETT – ANSYS AQWA

6.1 Beregningsdomene

For best å kunne sammenligne de resulterende responsene fra modellforsøkene hos Sintef med dem fra ANSYS AQWA så legges koordinatsystemet i AQWA på tilsvarende måte som det Sintef har vurdert bølgebevegelsene fra.

Sintef opererte med to koordinatsystemer; et globalt og et lokalt for hhv. bassenget og modellen. Det globale koordinatsystemet hos Sintef, illustrert i Figur 17, har origo i «blink» - midt i bassenget, definert av 35,28 m fra BM2 i global x-retning og 24,459 m fra BM3 i global y-retning. Avstandene indikert på figuren hentet fra Sintef sin rapport [4].

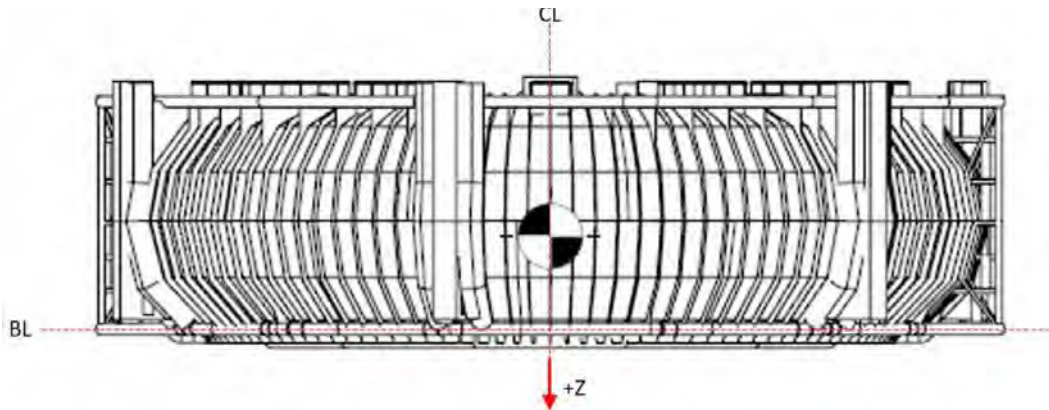
Det lokale koordinatsystemet refererer til retning på innkommende bølge (fra BM2 indikert i Figur 17), dvs. langs x-aksen og propagerer i negativ x-retning.



Figur 17: (Globalt) koordinatsystem (Sintef) med plassering av origo i havbassenget (50 x 80 m) og AQWA beregningsdomene for fullskala Marine Donut (500 x 800 m)

I modellforsøkene er lokalt og globalt koordinatsystem parallelle, med lokalt system i senter av modellen. Det vertikale snittet vist i Figur 18 angir det lokale koordinatsystemet, hvor Z-aksen peker nedover med nullpunkt i midtlinja for forankringsrøret (BL).

I simuleringene for å sammenligne mot Sintef-forsøkene benyttes et domene med vanddybde 49,5 m. Ved overgang til simulering hvor vi setter på forankring til bunn økes denne til 100 m.



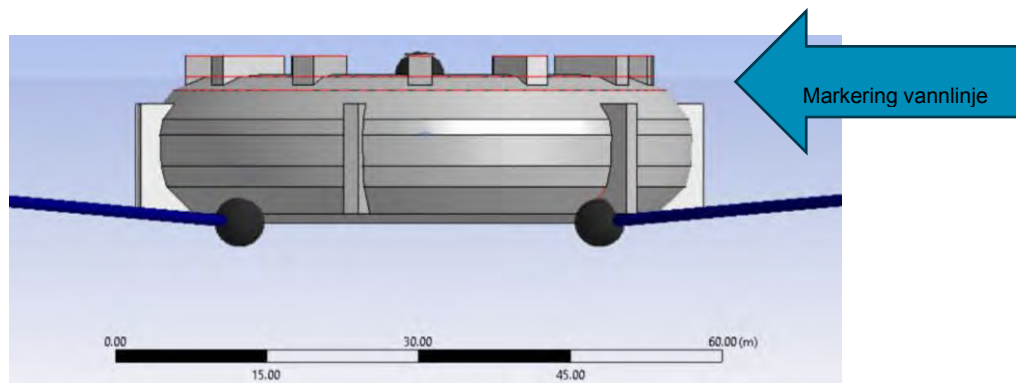
Figur 18: Ekstrakt fra Sintef-rapporten som viser vertikalt snitt med baseline (BL) [4]

6.2 Geometri - fullast

Den maksimale høyden er 16,92 m, angitt som høyde fra laveste til høyeste punkt i hovedkonstruksjonen.

Sintefs modellforsøk refererer til at tyngdepunktet til fullskala Marine Donut ligger 6,2 m over senterlinja til forankringsrøret (BL, markert i Figur 18 [4]). Forankringsrøret til Marine Donut er ikke med i den geometriske modellen. Fra en mer sofistikert geometrimodell vet vi imidlertid at avstanden fra laveste punkt i moonpool-konstruksjonen til BL er ca. 110 mm.

I fullastkondisjonen er vannlinja 14,40 m over BL, plassert midt på flyterøret til Marine Donut. Flyterøret er heller ikke med i den geometriske modellen benyttet i de numeriske beregningene, men befinner seg like over manteltoppen. Figur 19 antyder dypgangen i fullastkondisjon. Her ser vi også innfestingspunktene for to av kablene modellert for evaluering mot Sintef-forsøkene. Vennligst merk at første del med Sintef-valideringen ble gjort uten at forlukene var endel av geometrien.



Figur 19: Geometri fullskala v/fullast

AQWA krever at $Z=0$ er på nivå med flatt vann. Dermed må verdiene angitt i Sintef-rapporten tilpasses dette. Ifm. meshingen kan det være viktig å splitte den geometriske modellen på

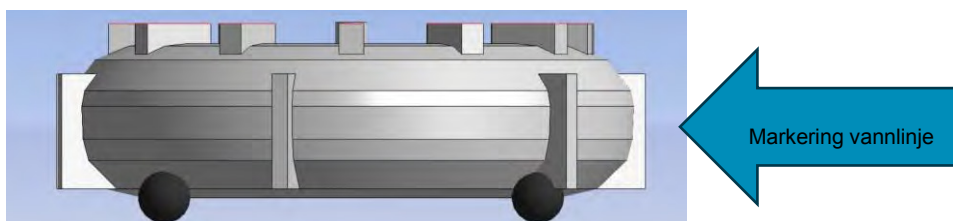
vannlinja for å unngå at beregningsceller krysser denne. Dette gir ulike geometriske modeller gitt de ulike driftskondisjonene Marine Donut befinner seg i (nedsenket, halvt nedsenket, fullt hevet, kontrollert slagside). Siden vannlinja i AQWA plasseres på koordinat $Z=0$ i programmet betyr det at tyngdepunktet plasseres på $Z=-8,20$ m i nedsenket kondisjon.

Geometrien modellert i AQWA er en sterk forenkling av den virkelige, noe som skyldes bl.a. begrensning i antall beregningsceller for å løse opp geometri. Det har også vist seg for krevende å inkludere faktisk veggtykkelse for mantelen (ca. 30 mm), og veggene er derfor modellert som uendelig tynne. De manglende geometriske detaljene, f.eks. alle spantene rundt omkretsen, vil selvsagt føre til friksjon mot bevegelse som beregningsmodellens geometri da ikke fanger opp. Det anses derfor som konservativt å ikke ha dette med. Med bakgrunn i decay-testene fra Sintef-forsøkene har det likevel vært forsøkt å tilnærme seg en modell med forsterkede viskøse krefter ved å legge tilleggsdemping på de ulike frihetsgradene for å få frem dempingen som vil være der for den reelle geometrien.

Stressman Engineering har utviklet en egen rutine for å filtrere ut verste tenkelige netto trykk i lokalanalyser for å bedømme strukturdetaljer som ikke inkluderes i AQWA-modellen [13].

6.3 Geometri - dellast

I dellastkondisjonen er vannlinja 6,84 m over BL. Figur 20 antyder dypgangen i dellastkondisjon. Det betyr at tyngdepunktskoordinatet i AQWA blir på $Z=-0,64$ m. Vi ser også to av innfestingspunktene benyttet for ankerlinefester.



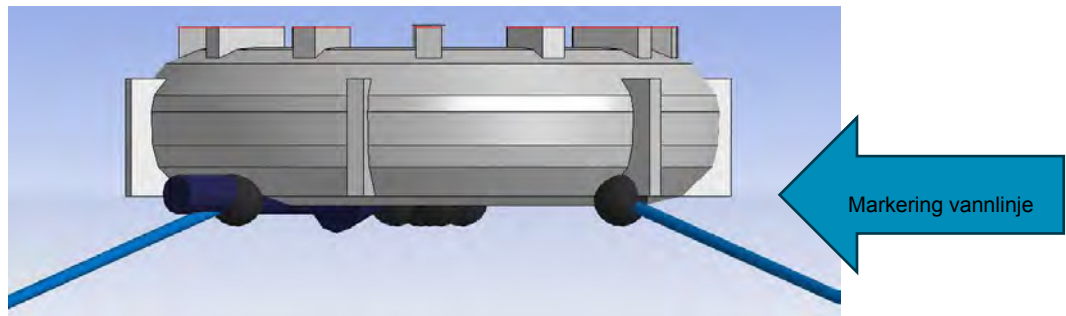
Figur 20: Geometri fullskala v/dellast

6.4 Geometri - vedlikeholdsposisjon

I vedlikeholdsposisjon er vannlinja på BL. Figur 20 antyder dypgangen. Det betyr at tyngdepunktskoordinatet i AQWA blir på $Z=6,2$ m.

Den våkne leser vil oppfatte at vannlinja faktisk er lagt litt over reell BL nivå. Siden AQWA-modellen er en sterk forenkling av den faktiske geometrien har dette blitt gjort for å skape noe volumetrisk deplasement/fortrengning av vann. Vi har likevel et nokså stort avvik på faktisk og ekvivalent fortrenning av vann i AQWA siden vi mangler f.eks. flyterørene i geometrien.

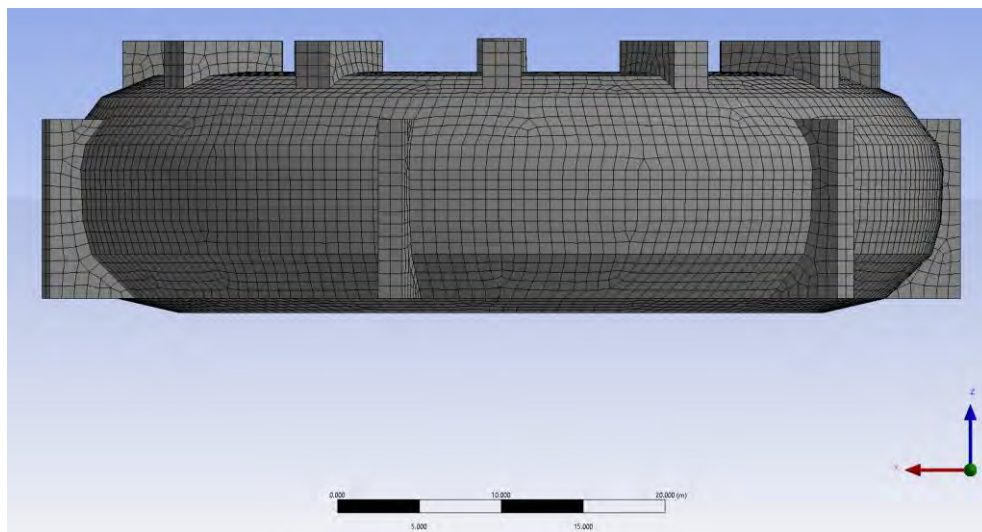
Denne forenklingen var også tilstede i fullast og dellast, men da av mindre betydning siden det relative avviket var mindre.



Figur 21: Geometri vedlikeholdsposisjon (tom)

6.5 Beregningsnett

Mesh utviklet for fullskala Marine Donut i dellastkondisjon er vist som et eksempel i Figur 22. Mesh er generert med en «element size» på 0.8 m for dellast, hvilket tilsvarer en maksimum tillatt frekvens på 0,48783 Hz. Totalt antall elementer er 23015.



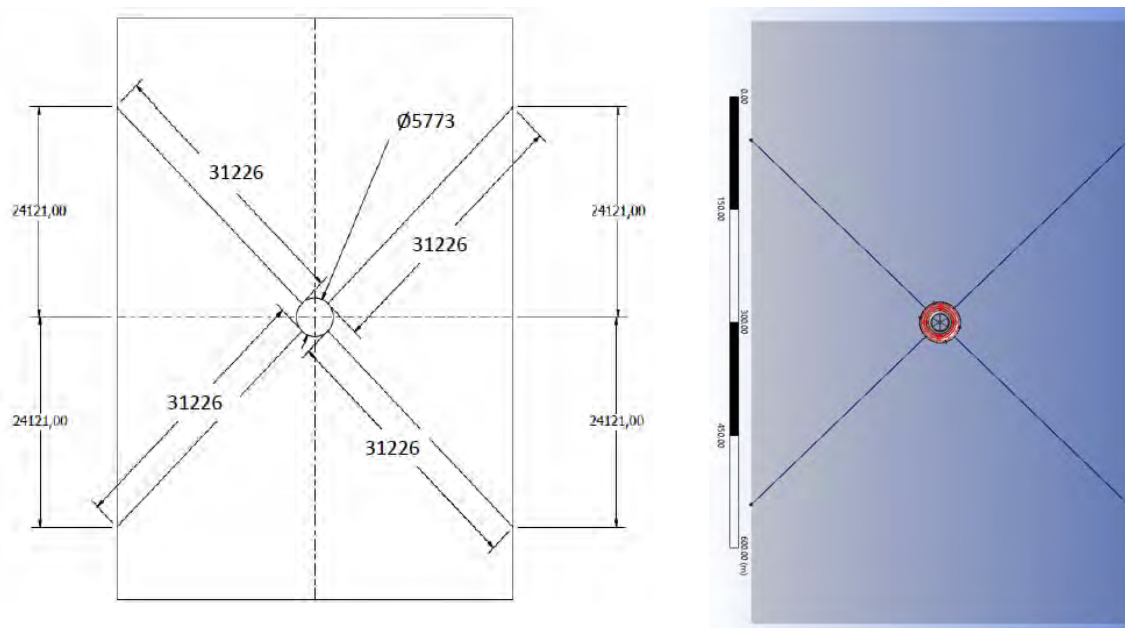
Figur 22: Mesh; vist for dellast-kondisjon

6.6 Forankring modellforsøk (valideringsstudie)

Forankringssystemet som ble benyttet i modellforsøkene er et såkalt horisontalt system der ankrene er i havbassengets kant. Fire ankerliner bestående av stålwire med fjærer i enden mot bassengkanten er festet til modellen på påmonterte skrev. I modellforsøkene ble det benyttet et «passe slakt system» med 12 fjærer med fjærstivhet á 30 N/m. En stivhet omkring 3-400 N/m per line er omtrentlig riktig. Innfestingspunktet i bassengkanten er usikkert, men ca. 60-70 cm over vannspeilet [14].

Målingen av lastene fra forankringssystemet gjøres i overgang mellom skrevet og ankerlina. Disse skal representere kreftene som virker i koblingspunktene mellom hanefot og line i den reelle rammeformtøyningen.

Figur 23 illustrerer forankringen benyttet i modellforsøk, og her er også ankerlinene som er definert i ANSYS AQWA vist, hhv. for modellskala 1/10 og fullskala.



Figur 23: Arbeidskisse av forankringslinene i modellforsøk i 50 x 80 m-basseng [14] og ankerlinene definert i AQWA beregningsdomenet for fullskala Marine Donut (500 x 800 m)

Tabell 3 angir koordinatene brukt for å definere innfestingspunktene på strukturen og i bassengkant. Stivhet for kablene og den ustrekte lengden ble definert slik at forspenningen i analysene passet med forspenningen angitt i Sintef-rapporten for hhv. fullast og dellast, se Tabell 4.

Tabell 3: Modellerte forankringslinene i AQWA; Sintef-forsøk

Forankringsline	Innfestingspunkt Marine Donut (m)			Ankringspunkt basseng (m)			Lengde (m)
AQWA-navn	X-pos	Y-pos	Z-pos	X-pos	Y-pos	Z-pos	Point to point
Cable 6	17,80	17,80	0	242,1	250	6	323,1
Cable 7	-17,80	17,80	0	-242,1	250	6	323,1
Cable 8	-17,80	-17,80	0	-242,1	-250	6	323,1
Cable 9	17,80	-17,80	0	242,1	-250	6	323,1

Tabell 4: Kabelegeneskaper for å passe med oppgitt forspenning i Sintef-forsøkene

Kondisjon	Fullast	Dellast
Forspenning (kN) [4]	566	333
Stivhet (N/m)	65000	65000
Ustrekst lengde kabel (m)	314,8	318,0

6.7 Forankring fullskala konsept (antatt realistisk fortøyning)

Slakk forankring planlegges for fullskala konseptet. Marine Donut vil ligge i en rammefortøyning på lokasjon (75 x 75 m). Innfesting fra bøye ligger på ca. 7-8 m dybde. I beregningene for fullskala er det lagt til grunn en forankring basert på dette. I driftskondisjon vil skissert rammefortøyning danne grunnlag for analysene, men det vil antas symmetrisk fortøyning, og dermed lik stivhet for alle fire retninger.

For enkelhets skyld har ankringslinene for fullskala donut blitt modellert fra symmetrisk plasserte punkter (lokalisert ved forankringsringen), strukket til motsvarende ankringspunkter på havbunn, vist i Figur 25. Havdybden er spesifisert til 100 m og havbunnen er antatt flat. 4 såkalte «catenary section»-liner er lagt på skrå fra lokasjoner omkring forankringsringen og til havbunn. Linene er definert på basis av verdier tilsvarende 75-100 mm syntetisk tau. Tabell 5 angir koordinatene brukt for å definere innfestingspunktene på strukturen og havbunn. Figur 24 viser detaljer for definisjon av «catenary section» i AQWA.

Tabell 5: Modellerte forankringslinjer i AQWA; antatt realistisk fortøyning

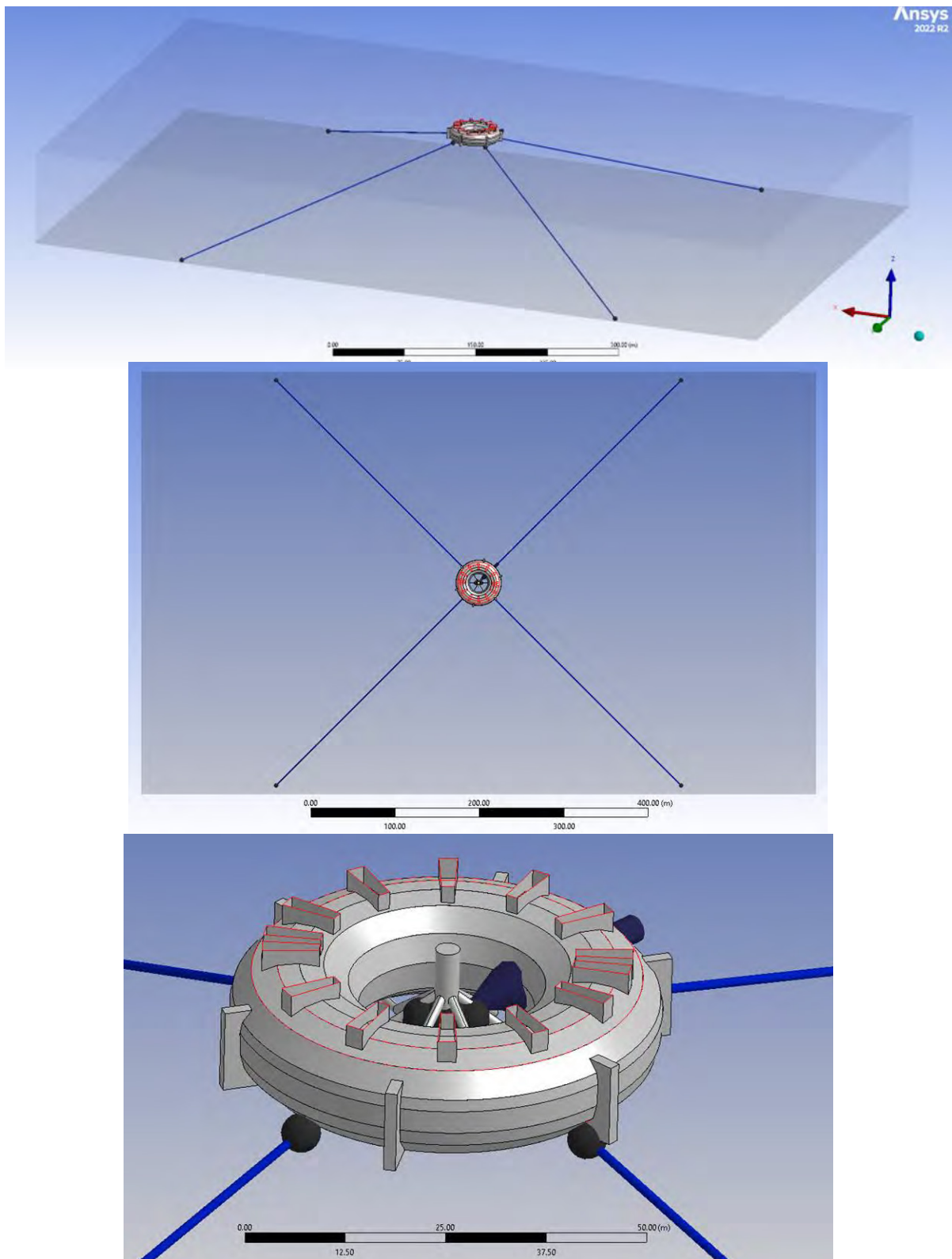
Forankringsline	Innfestingspunkt Marine Donut (m)			Ankringspunkt havbunn (m)			Lengde (m)
AQWA-navn	X-pos	Y-pos	Z-pos	X-pos	Y-pos	Z-pos	Point to point
Cable 6	17,80	17,80	0	240	240	-100	327,8
Cable 11	-17,80	17,80	0	-240	240	-100	327,8
Cable 12	-17,80	-17,80	0	-240	-240	-100	327,8
Cable 13	17,80	-17,80	0	240	-240	-100	327,8

Section Properties	
Mass/Unit Length	8 kg/m
Equivalent Cross-Sectional Area	0.0078 m ²
Stiffness, EA	14680000 N
Maximum Expected Tension	800000 N
Bending Stiffness, EI	0.0 N.m ²
Axial Stiffness Coefficient k1	0.0 N
Axial Stiffness Coefficient k2	0.0 N
Axial Stiffness Coefficient k3	0.0 N
Section Hydrodynamic Properties	
Added Mass Coefficient	1
Transverse Drag Coefficient	1
Equivalent Diameter	0.1 m
Longitudinal Drag Coefficient	0.025

Figur 24: «Catenary section» egenskaper benyttet i AQWA

Figur 25 skisserer de modellerte forankringslinene benyttet i AQWA for å vurdere Marine Donut. Kablene er forspent med ca. 3.3 tonn for dellast, noe som er innenfor med tanke på tauebåter benyttet til formålet.

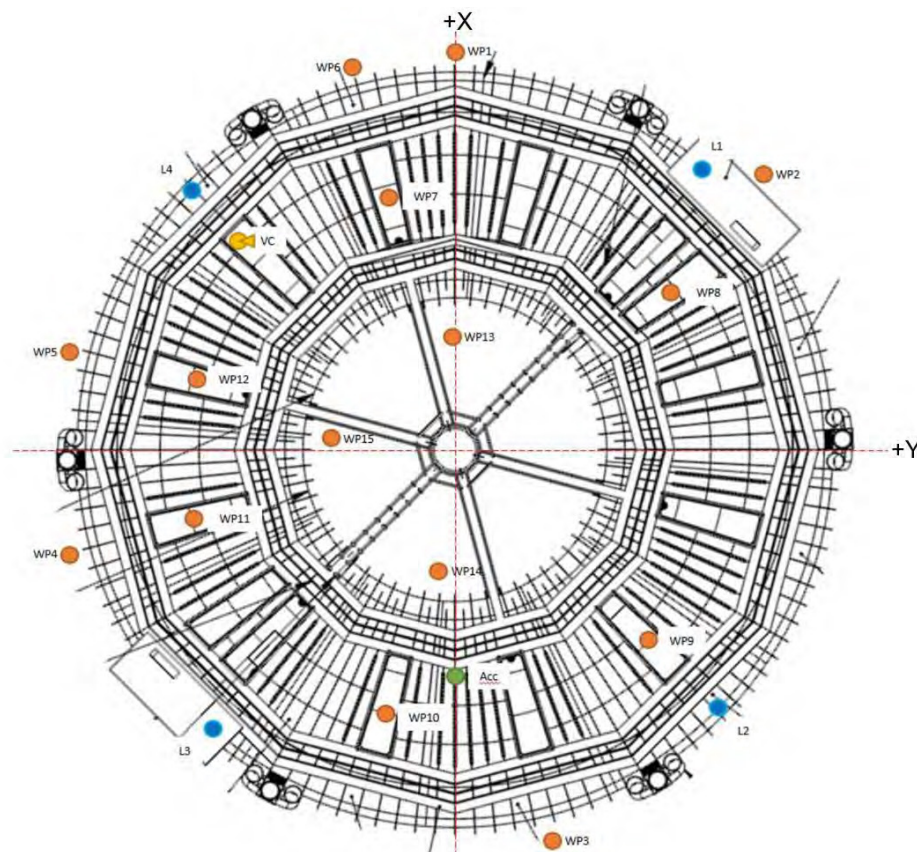
For forankringsvurdering har Stressman Engineering benyttet laster fra Sintef-arbeidet, som – uavhengig av påsatt havstrøm/vindlast – ligger betydelig høyere enn dem beregnet i AQWA og også sammenlignet med lastene beregnet i den lokale forankringsanalysen for Seterneset [13].



Figur 25: Modellerte forankringslinjer i AQWA

6.8 Målinger

Plassering av instrumenter i modellforsøkene er angitt ved Figur 26 og med posisjonskoordinater (relativt til aksesystemet hos Sintef) i Tabell 6, for noen av de målingene de numeriske beregningene i AQWA holdes opp mot.



Figur 26: Plassering av instrumenter i Sintefs modellforsøk [4]

Tabell 6: Posisjonskoordinater og formål med måleinstrumenter [4]

Betegnelsen	Formål	X-pos (m)	Y-pos (m)	Z-pos (m)
Ankerline 1 (L1)	Måler kraften som virker i koblingspunkt mellom hanefot og line	17,80	17,80	0
Ankerline 2 (L2)		-17,80	17,80	0
Ankerline 3 (L3)		-17,80	-17,80	0
Ankerline 4 (L4)		17,80	-17,80	0
Relativ bølgemåler 1 (WP1)	Måler bølgehøyden for et punkt utenfor donut, nært treffpunkt for innkomne bølge i modellforsøk	30,40	0	-14,4/-6,84
Relativ bølgemåler 8 (WP8)	Måler bølgehøyden for et punkt inni mantelen	10,44	14,91	-14,4/-6,84
Relativ bølgemåler 13 (WP13)	Måler bølgehøyden for punkter plassert i moonpool	10,0	-0,45	-14,4/-6,84
Relativ bølgemåler 14 (WP14)		-8,55	-3,85	-14,4/-6,84



6.9 Effekt av rotasjon av vannmasser (internstrømning)

Når det gjelder variasjon i indre vannplan (ref. NS 9415:2021 kap. 10.5.4) og hensyn til beregning av indre og ytre laster pga. rotasjon av vannmasser og potensielle høydeforskjeller, så har følgende vurderinger blitt gjort:

(Tvungen) rotasjon av indre vannmasser pga. strømsetterne har ikke vært med i beregningene i AQWA. Basert på CFD-beregninger av det indre strømningsmønsteret tidligere utført av Ranold kjenner vi at gjennomsnittshastigheten for bevegelse av vannet er i størrelsesorden 0.4-0.5 m/s. Å utelate denne vannbevegelsen i AQWA-beregningene anses å være konservativt med tanke på sjøegenskapene til Marine Donut, da rotasjonsstrømningen trolig vil virke stabiliserende ift. effekter av sloshing.

Høydeforskjeller i indre vannplan ved rotasjon av vannmassene (gjelder i hovedsak for driftskondisjon) er neglisjerbar. Ved en tvungen rotasjon så vil væskespeilet kurves lett inn mot senter, men «tekopp-effekten» er ansett å være svak for hastigheter (og væskevolum) som vi snakker om her. Marine Donut har heller ikke ett senterutløp, men flere utløp fra mantelen som går sammen i senterøyla.



7 DRIFTSKONDISJON (FULLAST)

7.1 Grensebetingelser, fysikk

Vekten av Marine Donut etter ballastering er oppgitt å være 959000 kg i Sintefs modellforsøk. Denne massen sammen med angitt tyngdepunkt brukes for å definere «Point mass» i AQWA for validering mot Sintefs resultater, se Figur 27. For enkelthetsskyld er treghetsmomentene i kg.m^2 her beregnet for en torus, iht. likningene angitt i Figur 28, hvor a er donut-ens «rør»-radius (ca. 8 m), b er tverrsnittsradiusen til donut-en (ca. 28 m) og m er massen til donut-en. Treghetsmomentet om den vertikale akse blir her referert til som I_{zz} , og I_{xx} og I_{yy} er treghetsmomentene omkring diameteren.

For å hensynta volumet av vann inni mantelen benyttes en såkalt «Internal tank» i AQWA, se Figur 27 for detaljer. Det interne væsknivået er her satt til å være likt som utenfor. Permeabiliteten settes lik 0,97, som impliserer at 97% av volumet til den interne tanken er tilgjengelig for væske. Strukturen omkring strømsetterne er det eneste som opptar noe særlig plass, i tillegg til godstykkelsen i veggene til Marine Donut. Siden modellen er modellert med uendelig tynne vegger så vil noe av totalvolumet gå bort til veggtykkelse. På den annen side så er ikke vannet i moonpool-strukturen med som «Internal tank». For å få tilnærmet korrekt hydrostatisk stivhet for strukturen har bl.a. permeabiliteten til «internal tank» blitt benyttet for å «tune» modellen mot Sintefs decay-tester. «Damping factor» har også blitt benyttet som del av justeringen mot Sintef-forskene.

Name	Point Mass	Name	Internal Tank 1
State	Fully Defined	State	Fully Defined
Details of Point Mass		Details of Internal Tank 1	
Visibility	Visible	Visibility	Visible
Activity	Not Suppressed	Activity	Not Suppressed
Point Mass Properties		Geometry	
Mass Definition	Manual Definition	Internal Tank Surfaces	4 Bodies
X	0.0 m	Fluid Level Definition Mode	Surface Height
Y	0.0 m	Surface Height (in Global Axes)	0.0 m
Z	-8.2 m	Properties	
Mass	959000 kg	Permeability	0.97
Inertia Properties		Fluid Density	1025 kg/m^3
Define Inertia Values By	Direct Input of Inertia	Damping Factor	0.05
Kxx	22.8473193175917 m	Hydrostatics	
Kyy	22.8473193175917 m	Fluid Mass	21550247.45721 kg
Kzz	25.5342906696074 m	Fluid Center of Gravity X	-5.25551e-4 m
Ixx	500598000 kg.m^2	Fluid Center of Gravity Y	-2.09823e-5 m
Ixy	0.0 kg.m^2	Fluid Center of Gravity Z	-6.98176 m
Ixz	0.0 kg.m^2	Fluid Center of Floatation X	-6.82876e-5 m
Iyy	500598000 kg.m^2	Fluid Center of Floatation Y	-1.40342e-5 m
Iyz	0.0 kg.m^2		
Izz	625268000 kg.m^2		

Figur 27: «Point mass» og «Internal tank» detaljer; fullast



Som det fremgår av massen listet som «Fluid mass» er vekten av vannet i donut dominerende sammenlignet med selve strukturens masse.

$$\begin{aligned} \text{About vertical axis: } & \left(a^2 + \frac{3}{4}b^2 \right) m \\ \text{About a diameter: } & \frac{1}{8} (4a^2 + 5b^2) m \end{aligned}$$

Figur 28: Beregning av treghetsmomenter for donut

7.2 Hydrostatisk stabilitet

AQWA beregner et kombinert tyngdepunkt for «tom» struktur og tyngden av vannet inni mantelen som ligger på Z=-7 m. Se analysedetaljer i Figur 29.

Hydrostatisk analyse for fullastkondisjonen beregner et oppdriftssenter som er plassert svært nær det kombinerte tyngdepunktet (BG≈0). Dette er som forventet, med tanke på at så å si hele donut er vannfylt. Metasenterhøyden (GM) beregnes til å være ca. 1 m.

Hydrostatic Stiffness		with respect to Combined CoG				
Structure Center of Gravity (CoG) Position:	X:	0. m	Y:	0. m	Z:	-8.1999998 m
Combined Center of Gravity (CoG) Position:	X:	-4.8364e-4 m	Y:	-9.5207e-6 m	Z:	-7.0367165 m
		Z		RX		RY
Heave (Z):		5804363. N/m		0.8951734 N/°		-51.256344 N/°
Roll (RX):		51.289658 N.m/m		3504578.8 N.m/°		161504.73 N.m/°
Pitch (RY):		-2936.7722 N.m/m		161499.97 N.m/°		4404039.5 N.m/°
Hydrostatic Displacement Properties						
Actual Volumetric Displacement:		22145.295 m³				
Equivalent Volumetric Displacement:		21960.252 m³				
Center of Buoyancy (CoB) Position:	X:	-5.5926e-5 m	Y:	2.4099e-5 m	Z:	-7.0054617 m
Out of Balance Forces/Weight:	FX:	3.9637e-8	FY:	2.6978e-7	FZ:	8.4346e-3
Out of Balance Moments/Weight:	MX:	3.4815e-5 m	MY:	-4.3099e-4 m	MZ:	1.7885e-8 m
Cut Water Plane Properties						
Cut Water Plane Area:		577.44421 m²				
Center of Floatation:	X:	2.2317e-5 m	Y:	-6.8428e-7 m		
Principal 2nd Moments of Area:	X:	105745.51 m⁴	Y:	111194.02 m⁴		
Angle between Principal X Axis and Global X Axis:		9.8751364°				
Small Angle Stability Parameters		with respect to Principal Axes				
CoG to CoB (BG):		-3.1255e-2 m				
Metacentric Heights (GMX/GMY):		0.8948162 m		1.1408061 m		
CoB to Metacentre (BMX/BMY):		0.8635615 m		1.1095514 m		
Restoring Moments (MX/MY):		3476459.5 N.m/°		4432157.5 N.m/°		

Figur 29: Hydrostatisk analyse; fullast

7.3 Respons i irregulær sjø (RAO)

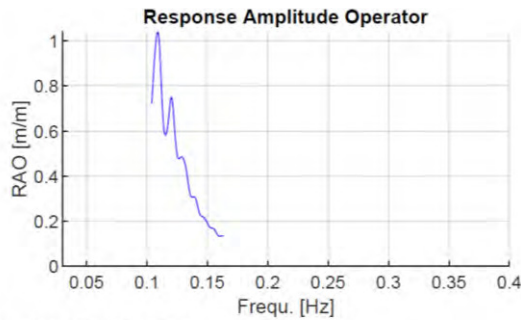
For å finne RAO-ene i AQWA gjøre en hydrodynamisk diffraksjonsanalyse med bølgeinput fra 8 ulike retninger fordelt med 45 grader rundt Marine Donut, se detaljer i Figur 30. Bølgefrequensene defineres fra 3.5 s til 30 s, med en intervallperiode på 0,32716 s (dvs. 80 «intermediate values»). Området dekker det samme området som Sintef-testene.

Direction Number	Wave Direction (°)
1	-180
2	-135
3	-90
4	-45
5	0.0
6	45
7	90
8	135
9	180

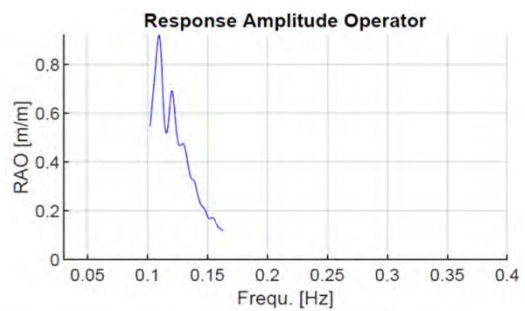
Figur 30: Bølgeretninger i diffraksjonsanalyse

Figur 31, Figur 32 og Figur 33 viser sammenligning av RAO-ene oppnådd i modellforsøk for fullast mot beregninger i ANSYS AQWA. Som det fremgår av figurene, så har tur 3000 og 3010 to ulike kurver for RAO-er for hhv. jag, stamp og hiv. Tur 3000 representerer en Hs på 1 m og 3010 en Hs på 3 m. I prinsippet skulle RAO-ene vært identiske under antagelsen om at det er et lineært forhold mellom størrelsen på bølgen og tilhørende respons. Men, som det også påpekes i Sintef sin rapport, her er det ikke-lineære effekter som gir ulikt resultat avhengig av spesifikasjonen av bølgehøyden for innkommende bølge.

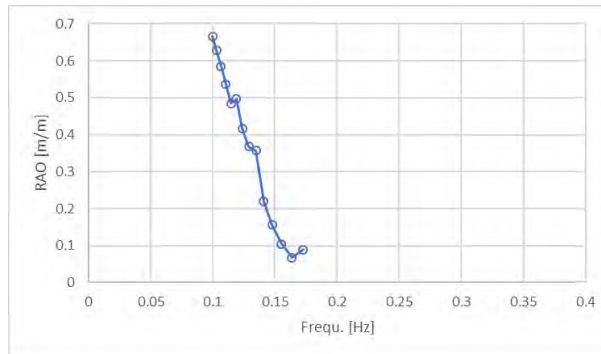
Sammenligningen viser at det er godt samsvar mellom RAO-ene oppnådd i modellforsøk mot beregninger i AQWA.



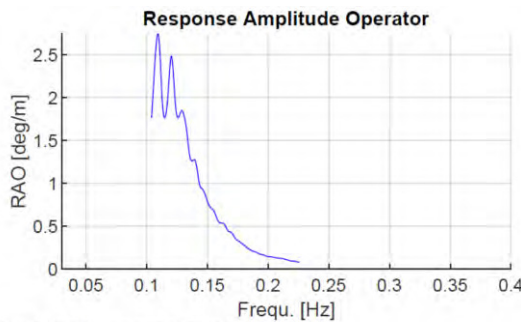
Figur 8-1 RAO jag tur 3000 (fullast, 1m Hs, 3.6-9.5s)



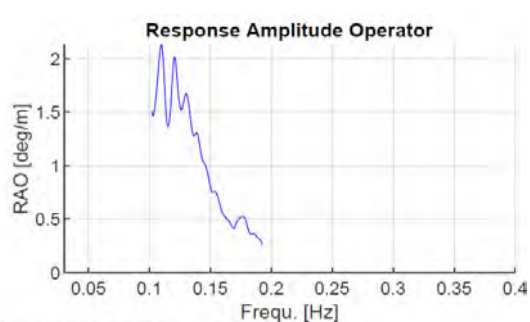
Figur 8-2 RAO jag for tur 3010 (fullast, 3m Hs, 5.9-9.5s)



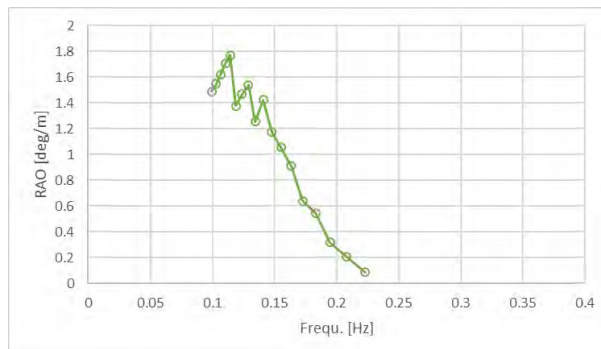
Figur 31: RAO for jag (x-pos) – fullast; Sintefs modellforsøk (hhv. tur 3000 og 3010) vs. AQWA-beregning



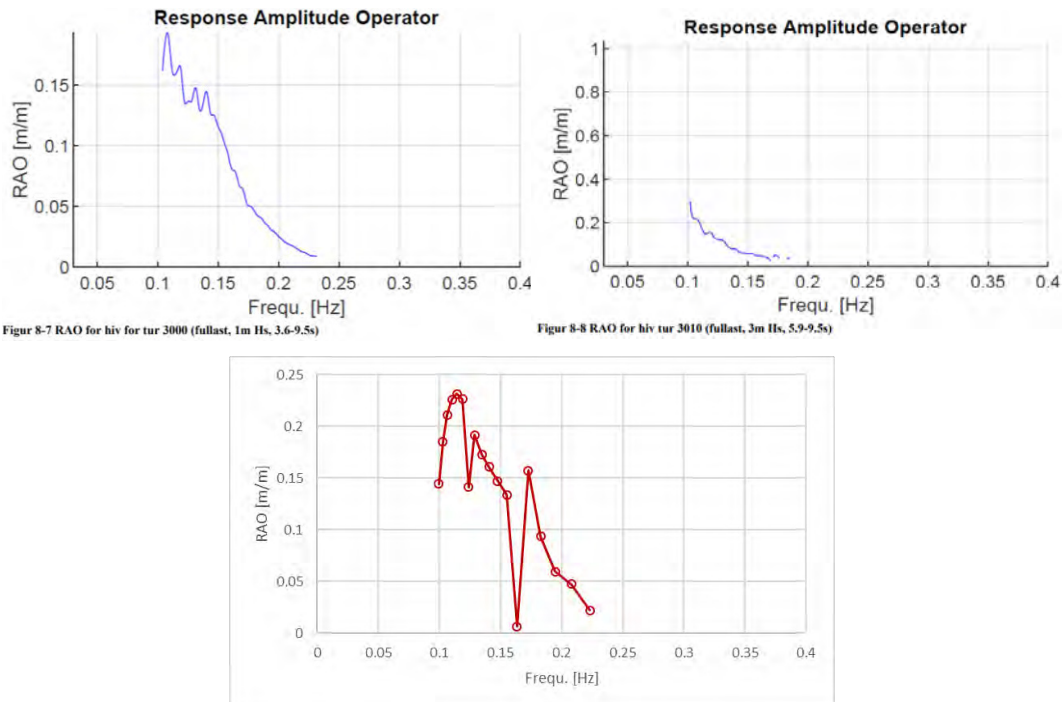
Figur 8-4 RAO for stamp tur 3000 (fullast, 1m Hs, 3.6-9.5s)



Figur 8-5 RAO for stamp tur 3010 (fullast, 3m Hs, 5.9-9.5s)



Figur 32: RAO for stamp (rotasjon rundt y-aksen) – fullast; Sintefs modellforsøk (hhv. tur 3000 og 3010) vs. AQWA-beregning

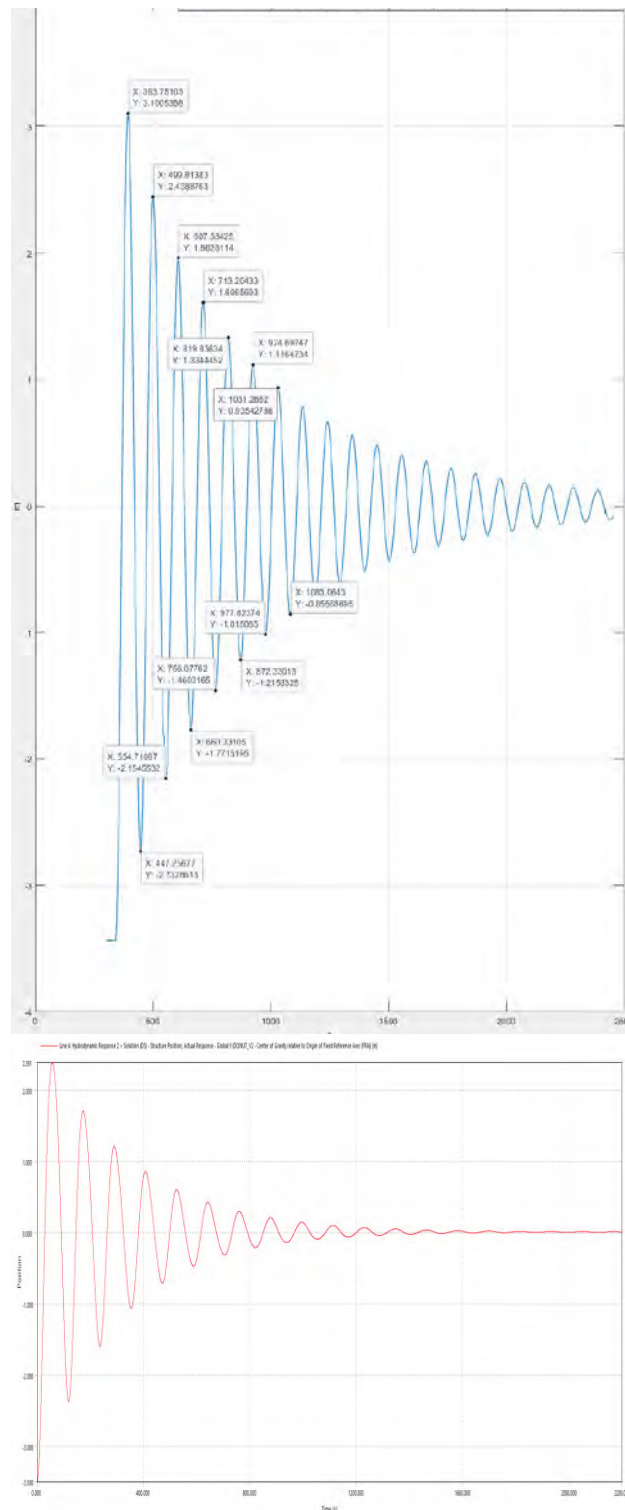


7.4 Vurdering av egensvingeperioder og demping

Egensvingeperiodene er estimert i modellforsøkene ved Sintef basert på tidsseriene for de forskjellige decay-testene, som diskutert i kapittel 5.2.3. I AQWA har det vært benyttet en kombinasjon av å studere egenmodene til modellen og å sette opp decay-tester i programvaren for å etterligne Sintef-forsøkene. Fokus har spesielt vært rettet mot egensvingeperioden og dempingen for bevegelsen rull/stamp siden jag/svai og gir er mer knyttet opp mot forankringen enn den hydrostatiske stivheten.

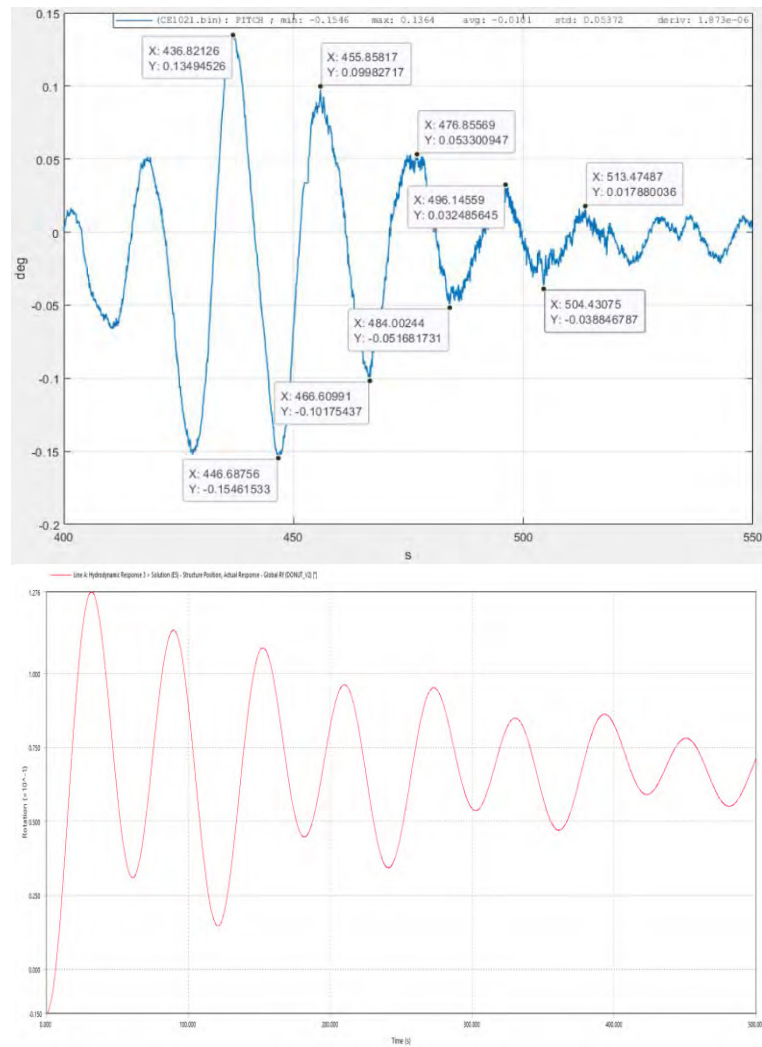
Egensvingeperiodene er estimert i modellforsøkene ved Sintef basert på tidsseriene for de forskjellige decay-testene, som diskutert i kapittel 5.2.3. I AQWA har det vært benyttet en kombinasjon av å studere egenmodene til modellen og å sette opp decay-tester i programvaren for å etterligne Sintef-forsøkene.

Sammenligning av kurvene fra Sintef med AQWA-kurvene for de ulike frihetsgradene er gitt i Figur 34, Figur 35 og Figur 36. Kurvene viser nokså godt samsvar. Oppløsningen i Figur 34 for AQWA-beregningen er krevende å tolke, men minimumsverdien for jag er -3.5 m og maksimumsverdien er 2.4 m.

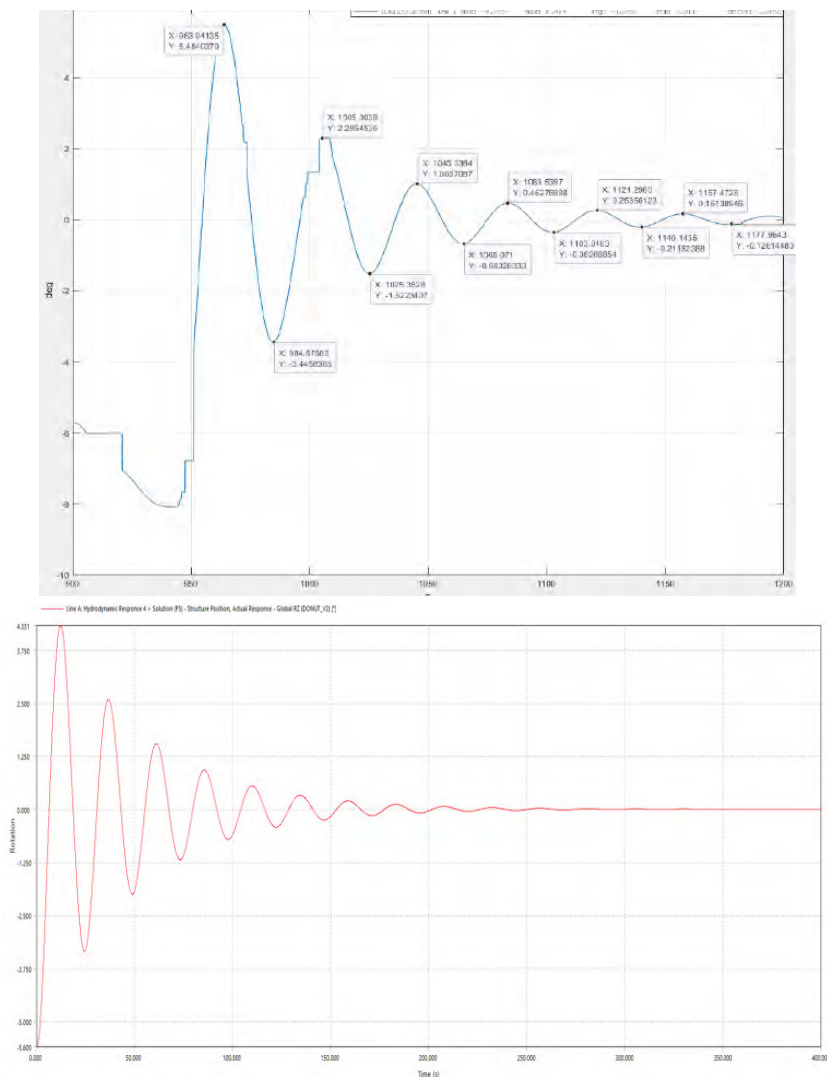


Figur 34: Jag/svai – fullast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning³

³ Minimumsverdi: -3.5 m, maksimumsverdi: 2.4 m



Figur 35: Rull/stamp – fullast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning



Figur 36: Gir – fullast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning

Tilleggsdemping som har vært definert for disse resultatene er angitt i Figur 37. Hovedsakelig skyldes dette tillegget demping pga. viskøse krefter.

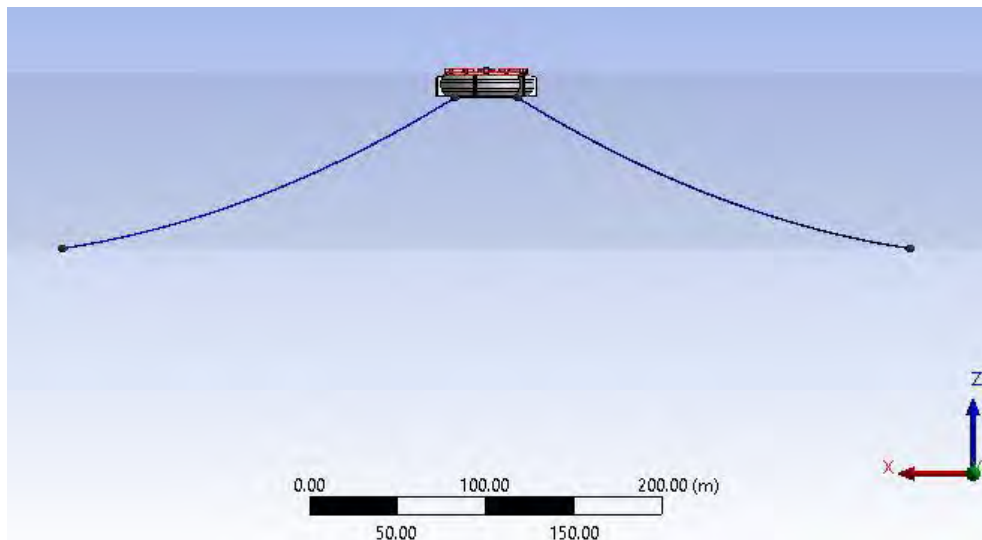
	X	Y	Z	RX	RY	RZ
X	200000 N/(m/s)	0.0 N/(m/s)	0.0 N/(m/s)	0.0 N/(°/s)	0.0 N/(°/s)	0.0 N/(°/s)
Y	0.0 N/(m/s)	200000 N/(m/s)	0.0 N/(m/s)	0.0 N/(°/s)	0.0 N/(°/s)	0.0 N/(°/s)
Z	0.0 N/(m/s)	0.0 N/(m/s)	1000000 N/(m/s)	0.0 N/(°/s)	0.0 N/(°/s)	0.0 N/(°/s)
RX	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(m/s)	1000000 N.m/(°/s)	0.0 N.m/(°/s)	0.0 N.m/(°/s)
RY	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(°/s)	1000000 N.m/(°/s)	0.0 N.m/(°/s)
RZ	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(m/s)	0.0 N.m/(°/s)	0.0 N.m/(°/s)	800000 N.m/(°/s)

Figur 37: Tilleggsdemping for de ulike frihetsgradene i AQWA-beregningen

Tidsresponsanalyser gjøres til slutt for fullast-modellen i Sintef-bassenget, men behandles ikke i detalj her, da det er bevegelse og krefter knyttet til en mer reell forankring som er mer interessant.

7.5 Bevegelser og krefter; forankring i bunn

Dette kapittelet omhandler beregningen for Marine Donut i fullastkondisjonen plassert i en antatt realistisk fortøyning, se illustrert i Figur 38.

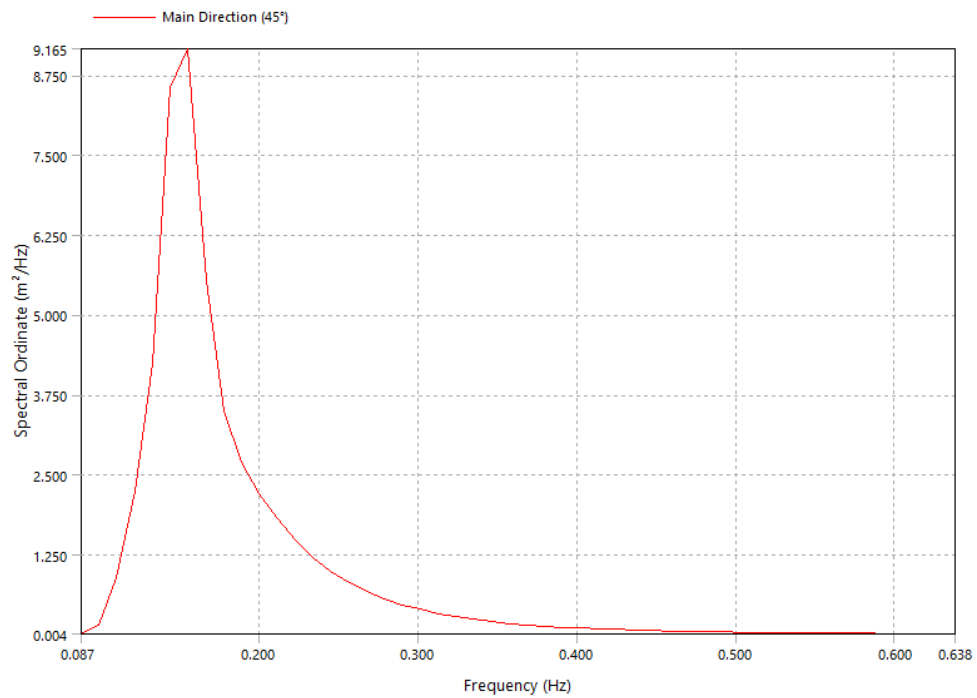


Figur 38: Fullastkondisjon med antatt realistisk fortøyning i bunn

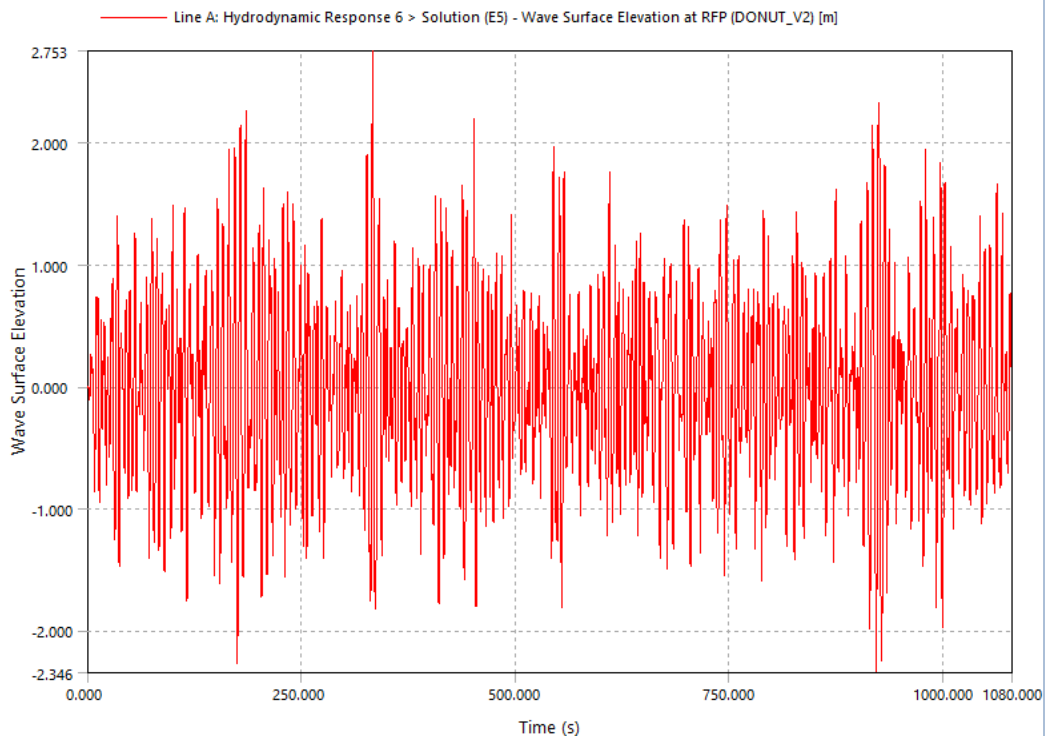
En tidsresponsanalyse gjøres for en irregulær bølge definert ved $H_s=3$ m og $T_p=6,7$ s, hvor bølgeenergien kan plottes som i Figur 39. Variasjon av bølgehøyde over 1080 s er som vist i Figur 40.

Den irregulære bølgen ble modellert opp for 1080 s sanntid. Minimums- og maksimumsverdiene for de ulike frihetsgradene jag, hiv, stamp og gir er angitt i Figur 41. Strukturens respons over de simulerte 1080 s er vist for de ulike frihetsgradene i Figur 42. Dette er nokså store bevegelser, men innenfor hva som er akseptabelt. Egenperiodene funnet for strukturen er så høye at de ikke anses å være kritisk for Marine Donut.

Kreftene som virker på de fire kablene som holder modellen er vist i Figur 43, over en simuleringstid på 1080 s. Tabulerte minimums- og maksimumsverdier er gitt i Figur 44.



Figur 39: Bølgeenergi; $H_s=3$ m – $T_p=6,7$ s (irregulær bølge, jfr. designkrav fullast)



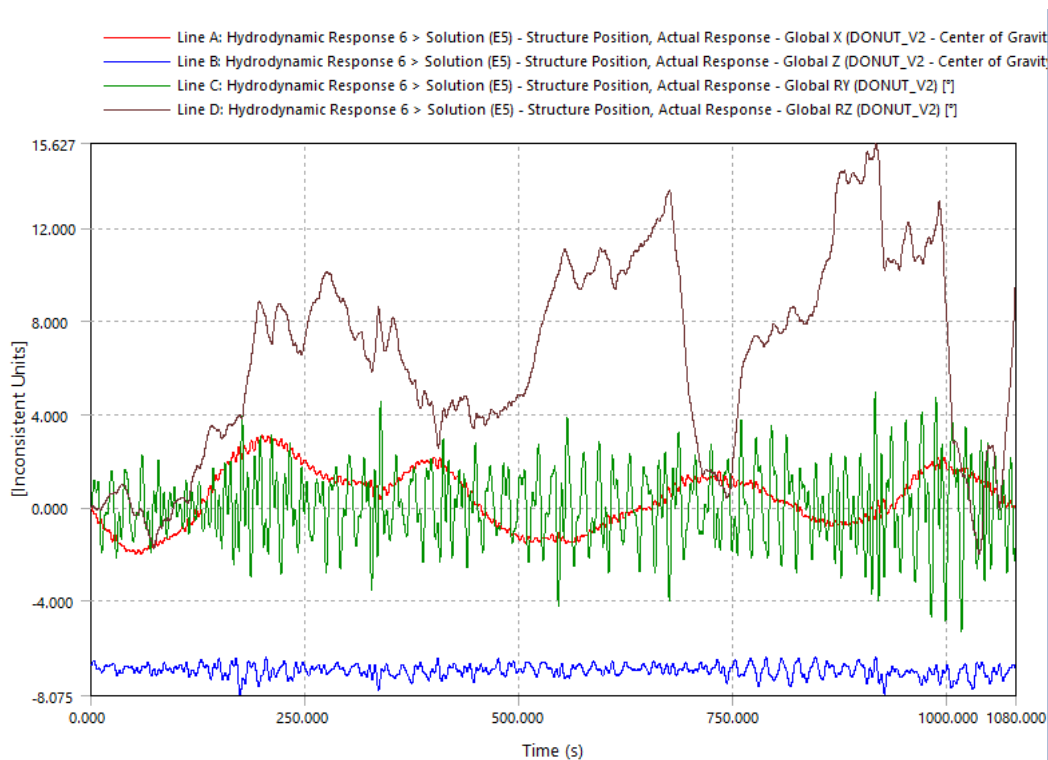
Figur 40: Bølgehøyde; $H_s=3$ m – $T_p=6,7$ s (irregulær bølge, jfr. designkrav fullast)



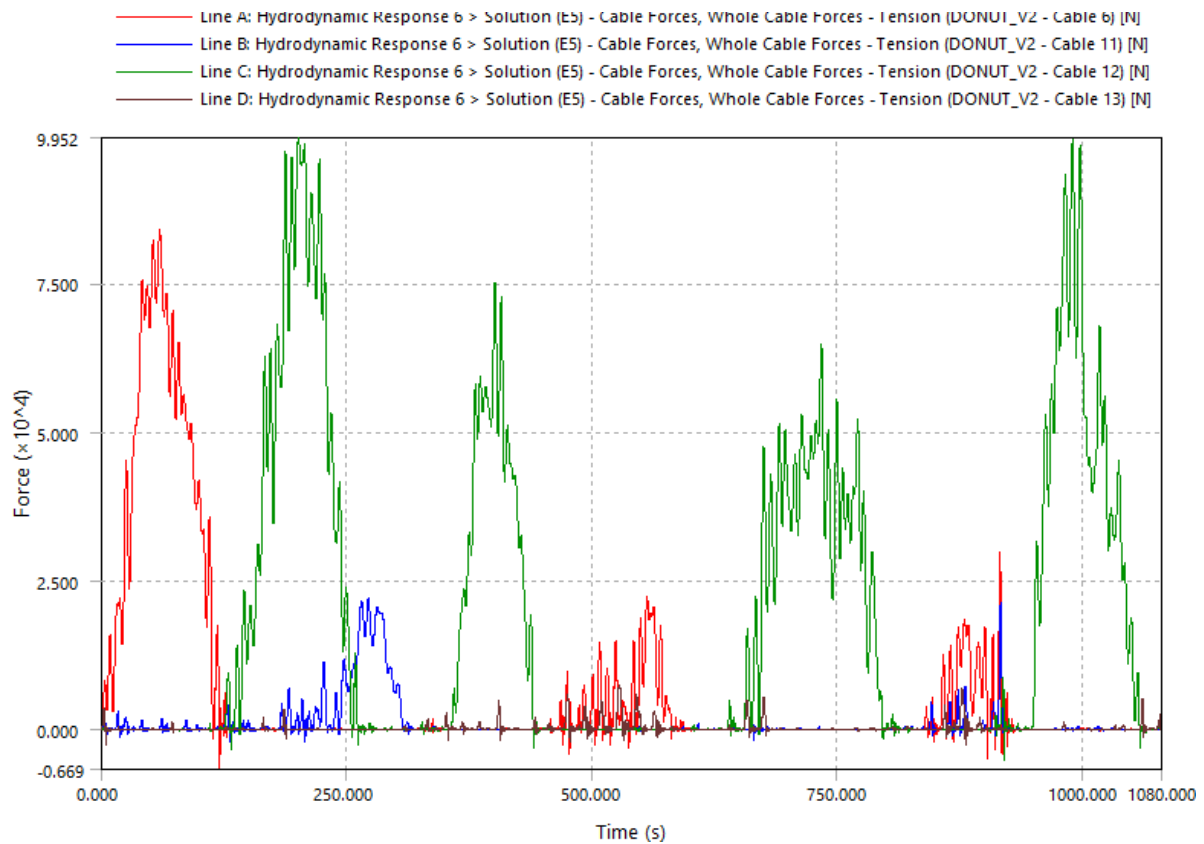
Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved	State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 6 > Solution (E5)	Result Source	Hydrodynamic Response 6 > Solution (E5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global X	Component	Global Z
Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)	Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)
Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)	Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	52.6 s	Abscissa (X) Position of Minimum	174.10001 s
Abscissa (X) Position of Maximum	200.2 s	Abscissa (X) Position of Maximum	916.29999 s
Minimum Value	-1.98905 m	Minimum Value	-8.07471 m
Maximum Value	3.08946 m	Maximum Value	-6.3941 m

Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved	State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 6 > Solution (E5)	Result Source	Hydrodynamic Response 6 > Solution (E5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global RY	Component	Global RZ
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	1016.5 s	Abscissa (X) Position of Minimum	1037.20007 s
Abscissa (X) Position of Maximum	915.79999 s	Abscissa (X) Position of Maximum	916.60004 s
Minimum Value	-5.31691°	Minimum Value	-2.00393°
Maximum Value	4.9484°	Maximum Value	15.62664°

Figur 41: Strukturresponser i jag, hiv, stamp og gir; Hs=3 m – Tp=6,7 s (irregulær bølge, jfr. designkrav fullast)



Figur 42: Fullast; strukturresponser i jag, hiv, stamp og gir over simulerte 1080 s; Hs=3 m – Tp=6,7 s

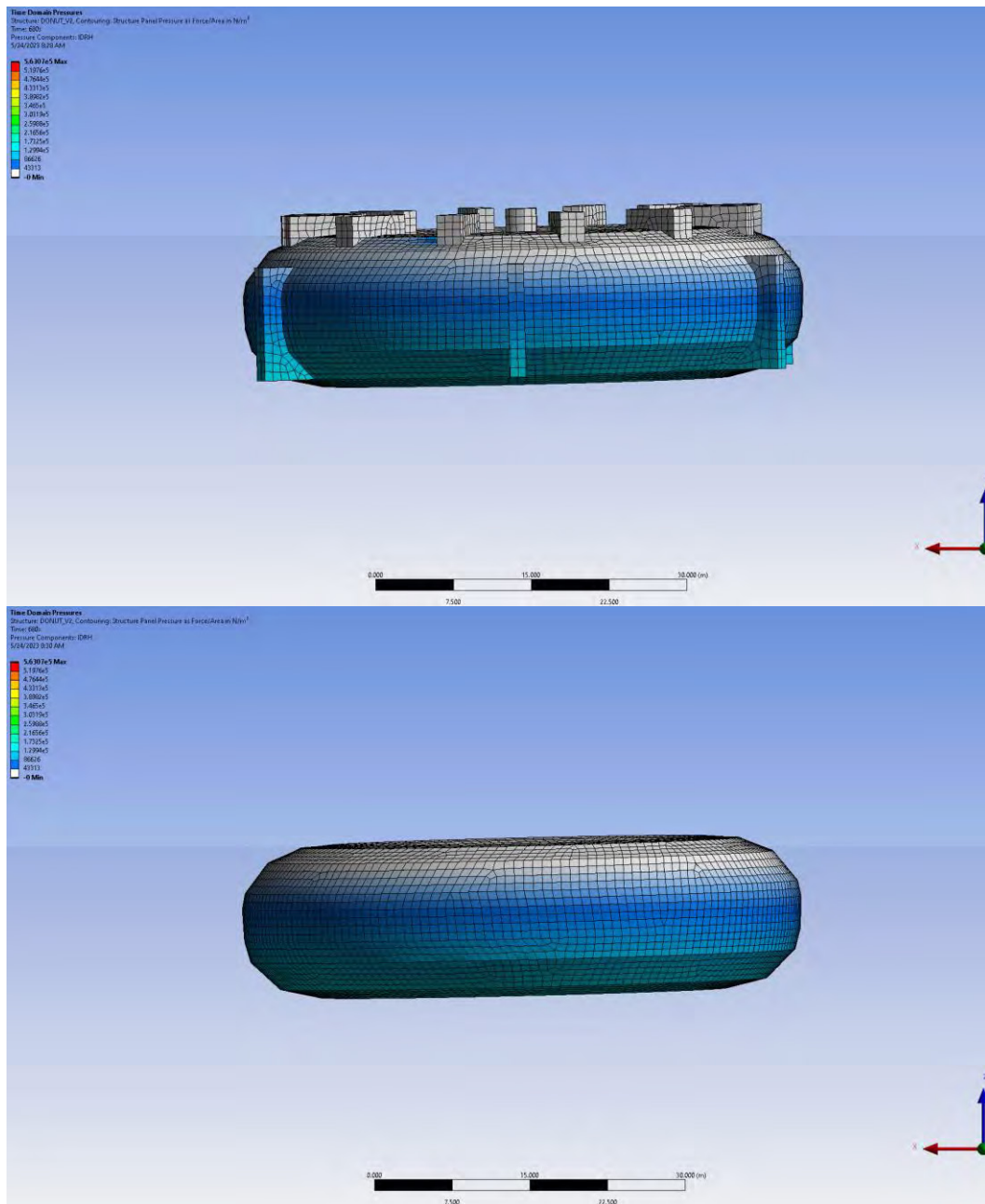


Figur 43: Kreftene (N) som virker på de fire kablene for $H_s=3$ m – $T_p=6,7$ s

Line A	
Abcissa Position of Minimum	120.5 s
Abcissa Position of Maximum	59.3 s
Minimum Value	-6691.80615 N
Maximum Value	83987.39844 N
Line B	
Abcissa Position of Minimum	130.60001 s
Abcissa Position of Maximum	271.80002 s
Minimum Value	-2114.18579 N
Maximum Value	22118.8418 N
Line C	
Abcissa Position of Minimum	919.79999 s
Abcissa Position of Maximum	200.60001 s
Minimum Value	-5206.90527 N
Maximum Value	99519.84375 N
Line D	
Abcissa Position of Minimum	880.40002 s
Abcissa Position of Maximum	527.5 s
Minimum Value	-2628.30591 N
Maximum Value	7565.30762 N

Figur 44: Tabulerte minimums- og maksimumsverdier for kreftene (N) som virker på de fire kablene

Om vi ser på trykkene som virker på utsiden av strukturen og fra sloshingen inni mantelen, så kan vi f.eks. studere situasjonen etter 680 s, se Figur 45. Her plottes trykket på utside mantel (øverste figur) og innside mantel (nederste figur), og vi ser et forhøyet trykk på oversiden av mantelen (utside) pga. overskylling som skjer her. Merk at det kan være noe krevende å tyde dette basert på plottene (mtp. Fargeskala/oppløsning/bildevinkel), men hovedpoenget er for å illustrere hvordan AQWA beregner trykkfeltet på utside og innside struktur i en tidsserie.



Figur 45: Hydrodynamisk trykk (Pa) etter 680 s – på strukturens utside og innside; $H_s=3$ m – $T_p=6,7$ s (designkrav, fullast)



Den hydrodynamiske responsen overføres til strukturanalyse i ANSYS. FEA-analysen er det Stressman Engineering som står for. Trykkfelt på strukturen eksternt og det som virker inni mantelen pga. sloshing mappes mot hverandre. Stressman har utviklet en egen metode for å foreta mappingen [13], [16]. De setter også på de aktuelle havstrøm- og vindlaster i ANSYS. Mer detaljer fra tidsstepping (ansett som verst tenkelige situasjoner) og krefter på utside/innside av mantel ligger i Stressman sin rapport – se f.eks. Figure 59 og 60 i denne.

Bevegelsesmønsteret til donut-en for øvrig er dekket av Figur 41 og Figur 42. Igjen så kan det være krevende å tolke tallverdiene i Figur 42, men Figur 41 gir en tydelig beskrivelse av minimum- og maksimumsutslagene for responsene i sjø for de ulike frihetsgradene.



8 HALVT HEVET (DELLAST)

8.1 Grensebetingelser, fysikk

Vekten av Marine Donut sammen med treghetsmomentene og angitt tyngdepunkt brukes nok en gang for å definere «Point mass» i AQWA for validering mot Sintefs resultater. Den oppgitte vekten i Sintefs modellforsøk på 959000 kg reduseres til 923000 kg, for å hensynta at de vertikale oppdriftsrørene i dellast-kondisjon nå er luftfylte. Dette gir litt andre treghetsmomenter, som igjen er beregnet iht. likningene angitt i Figur 28. Tyngdepunkts plasseringen justeres også til $Z=-0,64$ m. Den strukturelle massedefinisjonen benyttet i AQWA for validering mot Sintefs resultater er vist i Figur 46.

Definisjonen av vannet inni mantelen blir identisk som for fullastkondisjonen, med væskehøyden innenfor og utenfor plassert på høyden for vannlinjen i AQWA, dvs. $Z=0$ (også angitt i Figur 46). Permeabiliteten settes lik 0,95, som impliserer at 95% av volumet til den interne tanken er tilgjengelig for væske. En dempningsfaktor på 0,05 ble funnet å passe best sammenlignet med Sintef-testene. Igjen så er det viktig å påpeke at massen listet som «Fluid mass» er vekten av vannet i donut og at denne er dominerende sammenlignet med selve strukturens masse.

Name	Point Mass	Name	Internal Tank 2
State	Fully Defined	State	Fully Defined
Details of Point Mass		Details of Internal Tank 2	
Visibility	Visible	Visibility	Visible
Activity	Not Suppressed	Activity	Not Suppressed
Point Mass Properties		Geometry	
Mass Definition	Manual Definition	Internal Tank Surfaces	2 Bodies
X	0.0 m	Fluid Level Definition Mode	Surface Height
Y	0.0 m	Surface Height (in Global Axes)	0.0 m
Z	-0.64 m	Properties	
Mass	923000 kg	Permeability	0.95
Inertia Properties		Fluid Density	1025 kg/m ³
Define Inertia Values By	Direct Input of Inertia	Damping Factor	0.05
Kxx	22.8473193175917 m	Hydrostatics	
Kyy	22.8473193175917 m	Fluid Mass	9459652.36386 kg
Kzz	25.5342906696074 m	Fluid Center of Gravity X	-6.73465e-4 m
Ixx	481806000 kg.m ²	Fluid Center of Gravity Y	-1.46585e-4 m
Ixy	0.0 kg.m ²	Fluid Center of Gravity Z	-2.81323 m
Ixz	0.0 kg.m ²	Fluid Center of Floatation X	-1.15876e-4 m
Iyy	481806000 kg.m ²	Fluid Center of Floatation Y	7.43852e-5 m
Iyz	0.0 kg.m ²		
Izz	601796000 kg.m ²		

Figur 46: «Point mass» og «Internal tank» detaljer; dellast

8.2 Hydrostatisk stabilitet

AQWA beregner et kombinert tyngdepunkt for «tom» struktur og tyngden av vannet inni mantelen som trekkes ned mot $Z=-2,62$ m, se analysedetaljer i Figur 47. Fortrengt volum er nå betydelig



redusert sammenlignet med fullastkondisjonen, siden mantelen nå «bare» inneholder ca. 10 000 m³ vann.

Hydrostatisk analyse for fullastkondisjonen beregner et oppdriftssenter plassert 0,29 m under det kombinerte tyngdepunktet (BG). Metasenterhøyden (GM) beregnes til å være ca. 2,5 m.

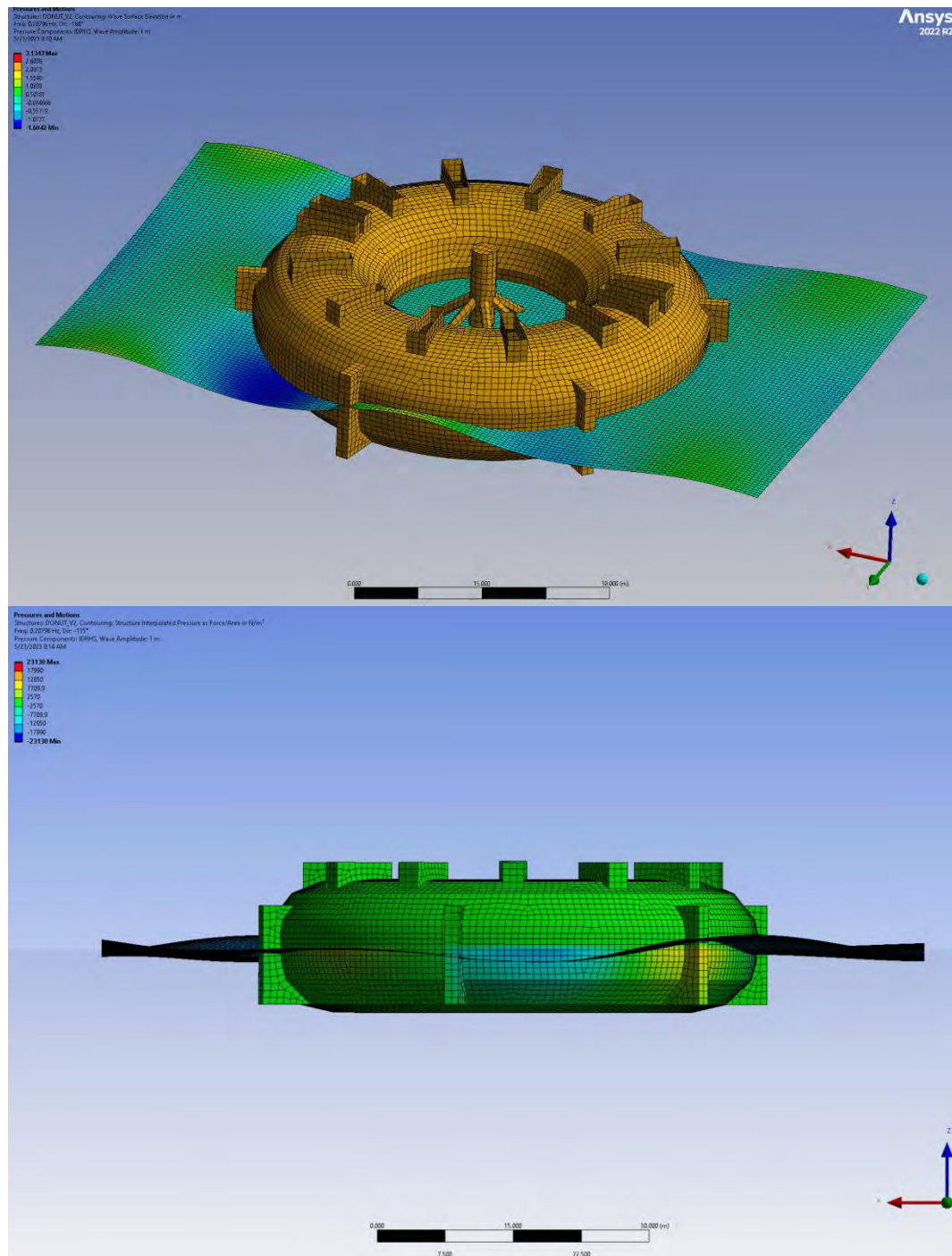
Hydrostatic Stiffness		with respect to Combined CoG		
Structure Center of Gravity (CoG) Position:	X: 0. m	Y: 0. m	Z: -0.64 m	
Combined Center of Gravity (CoG) Position:	X: -6.1329e-4 m	Y: -1.3345e-4 m	Z: -2.6200368 m	
	Z	RX	RY	
Heave (Z):	19097636 N/m	44.76519 N/°	-205.09946 N/°	
Roll (RX):	2564.8564 N.m/m	4443482. N.m/°	41.604298 N.m/°	
Pitch (RY):	-11751.333 N.m/m	79.457253 N.m/°	4442012. N.m/°	
Hydrostatic Displacement Properties				
Actual Volumetric Displacement:	9989.1621 m ³			
Equivalent Volumetric Displacement:	10129.405 m ³			
Center of Buoyancy (CoB) Position:	X: -1.53e-4 m	Y: 1.2754e-4 m	Z: -2.8304281 m	
Out of Balance Forces/Weight:	FX: -2.9464e-8	FY: 2.4523e-8	FZ: -1.3846e-2	
Out of Balance Moments/Weight:	MX: 2.5895e-4 m	MY: -4.5568e-4 m	MZ: 2.0398e-8 m	
Cut Water Plane Properties				
Cut Water Plane Area:	1899.9189 m ²			
Center of Floatation:	X: 2.044e-6 m	Y: 8.5591e-7 m		
Principal 2nd Moments of Area:	X: 404229.88 m ⁴	Y: 404237.91 m ⁴		
Angle between Principal X Axis and Global X Axis:	1.6909798°			
Small Angle Stability Parameters		with respect to Principal Axes		
CoG to CoB (BG):	0.2103913 m			
Metacentric Heights (GMX/GMY):	2.5347102 m	2.5355539 m		
CoB to Metacentre (BMX/BMY):	2.7451015 m	2.7459452 m		
Restoring Moments (MX/MY):	4442007.5 N.m/°	4443486. N.m/°		

Figur 47: Hydrostatisk analyse; dellast

8.3 Respons i irregulær sjø (RAO)

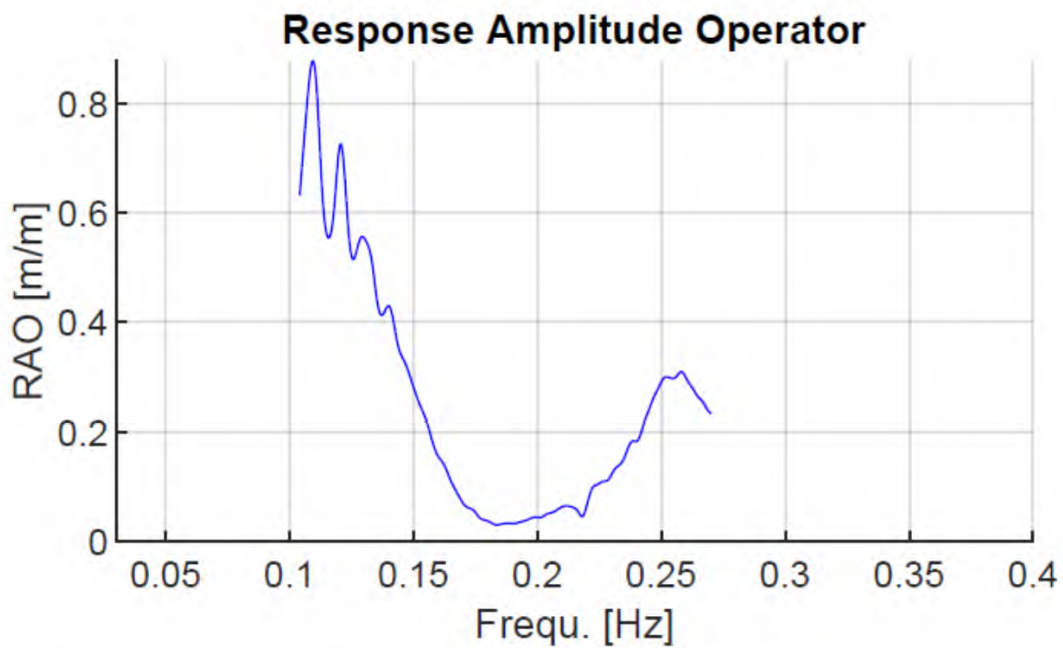
For å finne RAO-ene i AQWA gjøres igjen en hydrodynamisk diffraksjonsanalyse med bølgeinput og bølgefrequenser tilsvarende som angitt for fullast.

Fra diffraksjonsanalysen kan vi animere bølgebevegelse mot Marine Donut – se eksempel i Figur 48 for 1 m bølge med periode omkring 5 s.

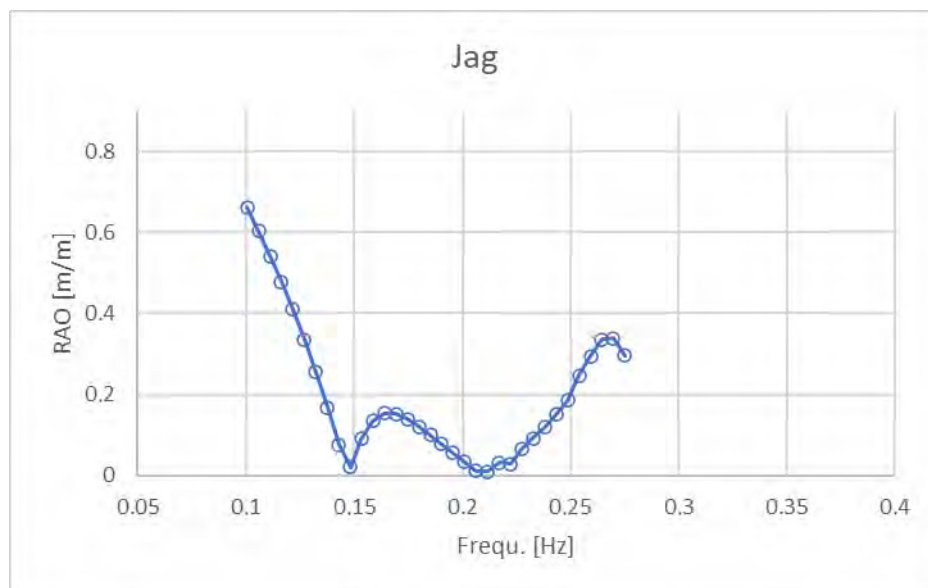


Figur 48: Bølgehøyde og trykkfelt på strukturen (under definert vannlinje)

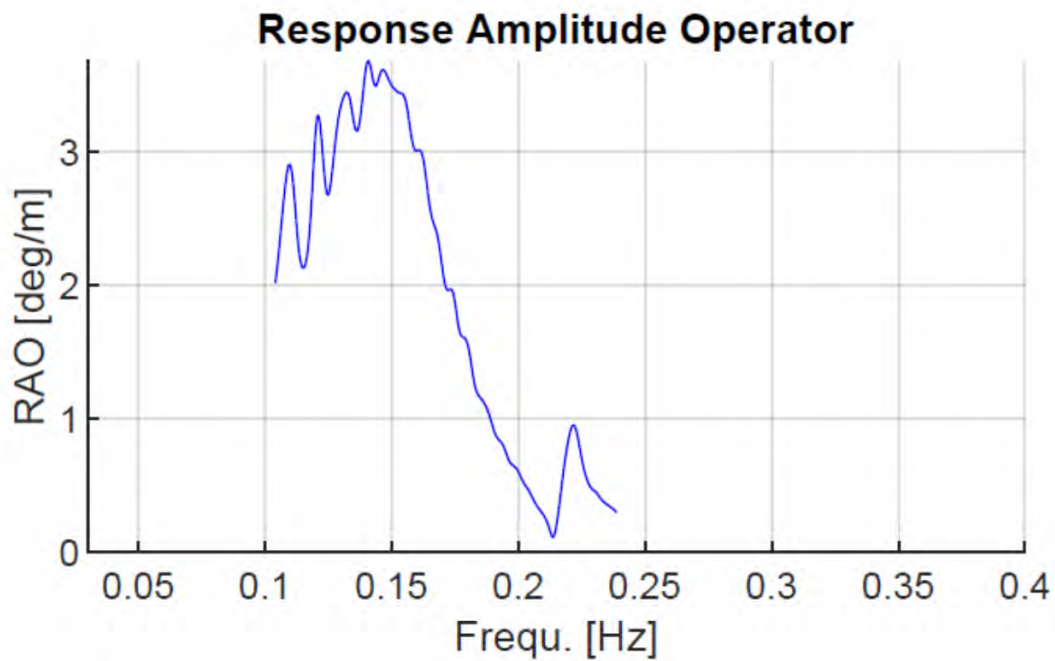
Figur 49, Figur 50 og Figur 51 viser sammenligning av RAO-ene oppnådd i modellforsøk for dellast mot beregninger i ANSYS AQWA. Sammenligningen gjøres for en numerisk modell uten forankring.



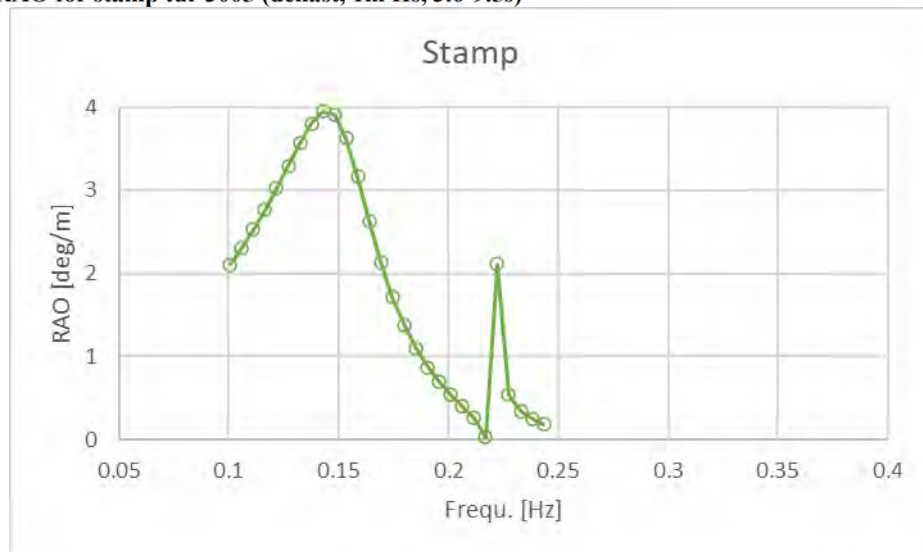
Figur 8-3 RAO jag tur 3005 (dellast, 1m Hs, 3.6-9.5s)



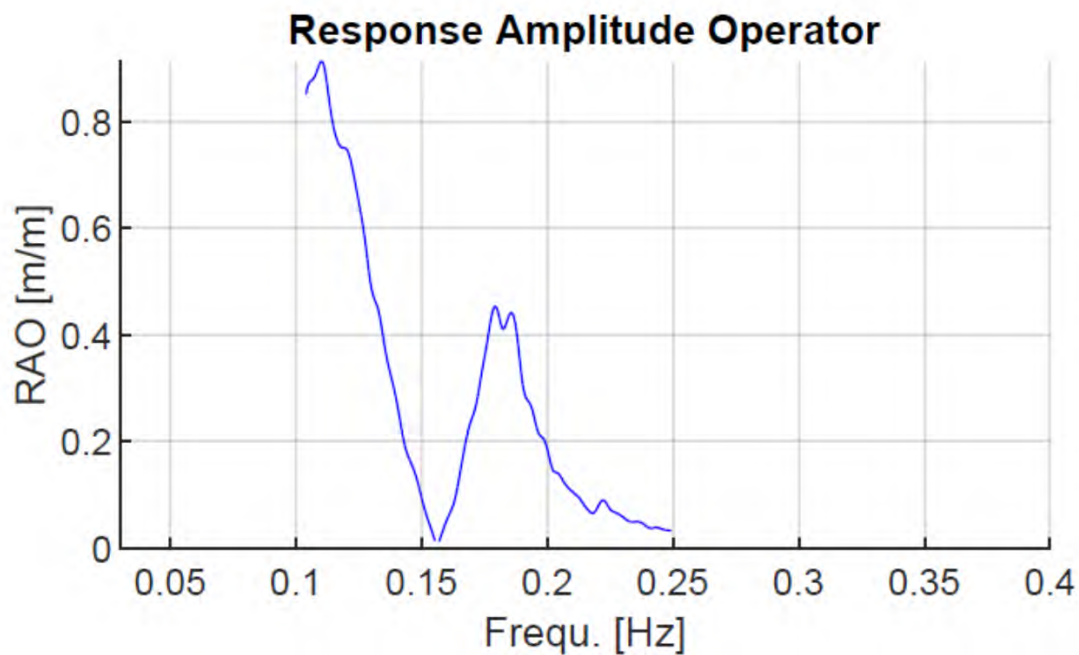
Figur 49: RAO for jag (x-pos) – dellast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning



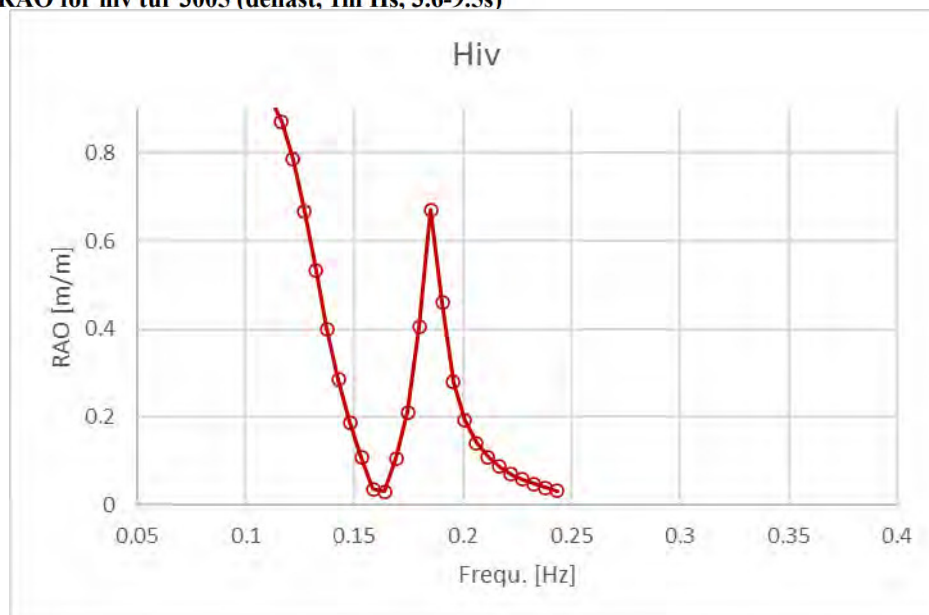
Figur 8-6 RAO for stamp tur 3005 (dellast, 1m Hs, 3.6-9.5s)



Figur 50: RAO for stamp (rotasjon rundt y-aksen) – dellast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning

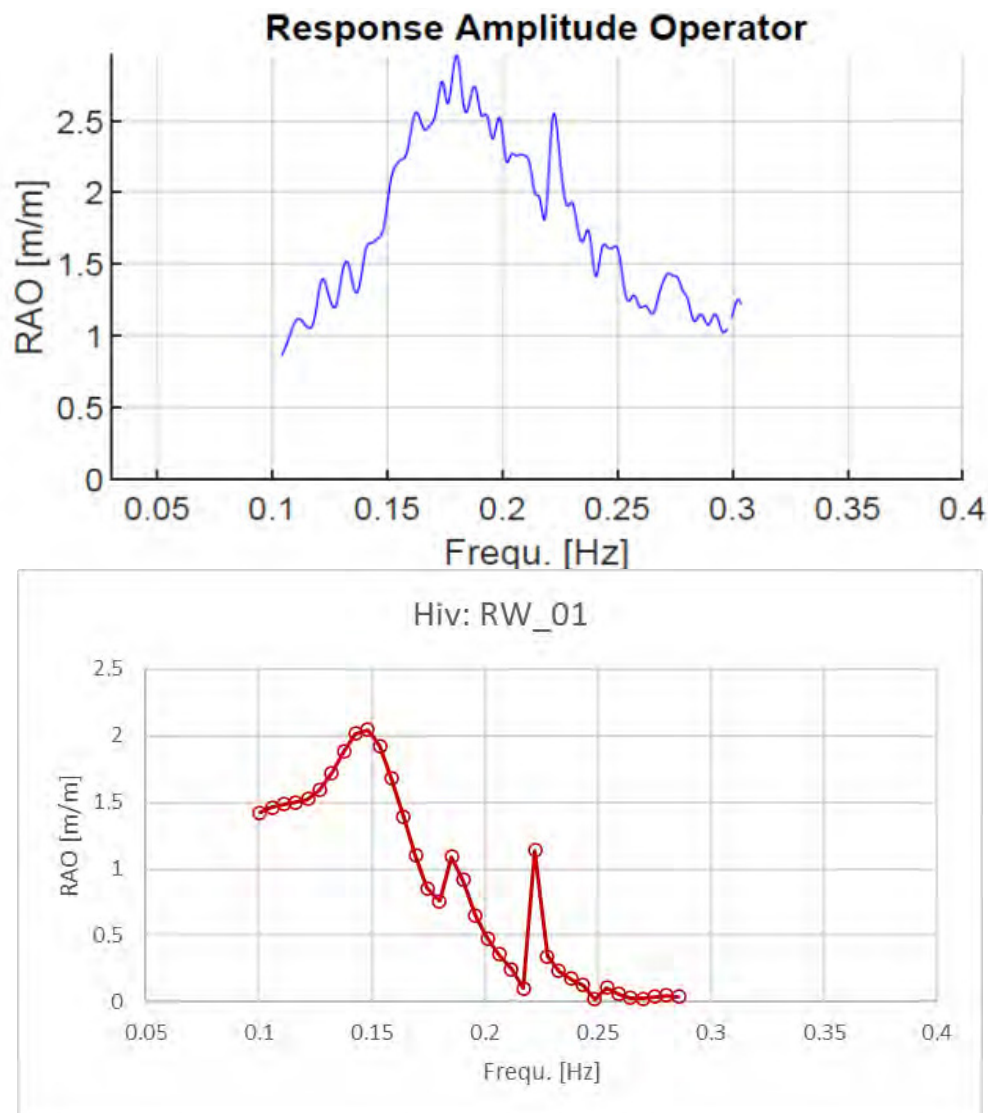


Figur 8-9 RAO for hiv tur 3005 (dellast, 1m Hs, 3.6-9.5s)



Figur 51: RAO for hiv (z-pos) – dellast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning

Bølgemåler 1 er plassert på et punkt i skvalpesonen der innkommende bølge fra bølgegeneratoren i Sintef-bassenget treffer. Posisjonsbeskrivelse og skisse med plassering av instrumentering i modellforsøkene er gitt i kapittel 6.8. Den samme lokasjonen for bølgemåler er angitt i AQWA og RAO-en for hiv sammenlignes med Sintefs respons i Figur 52.



Figur 52: RAO for bølgemåler 1 – dellast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning

8.4 Vurdering av egensvingeperioder og demping

Egenmodene for dellast fremkommer fra en «Stability analysis» i AQWA, hvor vi setter på en liten forstyrrelse i form av en irregulær bølge ($H_s=0,01$ m, $T_p=10$ s). Her ønsker vi ikke å forstyrre vannet, kun sjekke den statiske likevekten, se Figur 53. Figur 54, Figur 55 og Figur 56 gir nøkkeltall for decay-kurvene som fremkommer i AQWA. Sammenligning av kurvene fra Sintef med AQWA-kurvene for de ulike frihetsgradene er gitt i Figur 57, Figur 58 og Figur 59.



Mode 1 of 7 Modes found
Frequency: 0.01041 Hz
Period: 96.02299 seconds
Damping: 3.43579 % of Critical Damping
Structure: DONUT_V2

Amplitudes	X:	6.30189 m	Y:	0.00797 m	Z:	3.7282 E-5 m	RX:	0.01144 °	RY:	7.76440 °	RZ:	0.00688 °
Phases	X:	-5.42404 °	Y:	-175.03058 °	Z:	159.59836 °	RX:	9.13879 °	RY:	0.0000 °	RZ:	-4.38231 °

Mode 2 of 7 Modes found
Frequency: 0.01058 Hz
Period: 94.55772 seconds
Damping: 3.22663 % of Critical Damping
Structure: DONUT_V2

Amplitudes	X:	0.00929 m	Y:	6.04271 m	Z:	2.9024 E-5 m	RX:	7.96776 °	RY:	0.01255 °	RZ:	0.01250 °
Phases	X:	171.33229 °	Y:	174.89096 °	Z:	-8.51126 °	RX:	0.0000 °	RY:	177.26111 °	RZ:	-5.56696 °

Mode 3 of 7 Modes found
Frequency: 0.02633 Hz
Period: 37.97795 seconds
Damping: 6.83371 % of Critical Damping
Structure: DONUT_V2

Amplitudes	X:	6.44173 m	Y:	0.02606 m	Z:	3.4220 E-5 m	RX:	0.02944 °	RY:	7.64868 °	RZ:	0.01681 °
Phases	X:	-177.44411 °	Y:	-172.01100 °	Z:	-21.30615 °	RX:	-174.34656 °	RY:	0.0000 °	RZ:	-19.94609 °

Mode 4 of 7 Modes found
Frequency: 0.02685 Hz
Period: 37.24543 seconds
Damping: 6.76767 % of Critical Damping
Structure: DONUT_V2

Amplitudes	X:	0.00974 m	Y:	6.49196 m	Z:	3.6734 E-5 m	RX:	7.60612 °	RY:	0.01148 °	RZ:	0.03497 °
Phases	X:	17.61546 °	Y:	2.41102 °	Z:	160.93161 °	RX:	0.0000 °	RY:	-164.79385 °	RZ:	-20.48464 °

Mode 5 of 7 Modes found
Frequency: 0.03161 Hz
Period: 31.63171 seconds
Damping: 12.69092 % of Critical Damping
Structure: DONUT_V2

Amplitudes	X:	0.00858 m	Y:	0.01691 m	Z:	6.6629 E-5 m	RX:	0.02123 °	RY:	0.01091 °	RZ:	9.99995 °
Phases	X:	153.49371 °	Y:	-28.50401 °	Z:	-158.74112 °	RX:	-30.53043 °	RY:	-28.91720 °	RZ:	0.0000 °

Mode 6 of 7 Modes found
Frequency: 0.11996 Hz
Period: 8.33603 seconds
Damping: 26.12532 % of Critical Damping
Structure: DONUT_V2

Amplitudes	X:	0.00416 m	Y:	0.00240 m	Z:	9.99918 m	RX:	0.00449 °	RY:	0.00890 °	RZ:	0.12750 °
Phases	X:	-37.21001 °	Y:	-41.20523 °	Z:	0.0000 °	RX:	-16.61234 °	RY:	155.73682 °	RZ:	11.33966 °

Mode 7 of 7 Modes found
Frequency: 0.18569 Hz
Period: 5.38544 seconds
Damping: 8.97819 % of Critical Damping
Structure: DONUT_V2

Amplitudes	X:	-0.00049 m	Y:	-0.00229 m	Z:	9.99941 m	RX:	0.02801 °	RY:	0.00021 °	RZ:	-0.10534 °
Phases	X:	0.64668 °	Y:	0.64670 °	Z:	0.0000 °	RX:	0.64665 °	RY:	0.64664 °	RZ:	0.64654 °

Figur 53: Egenmoder – dellast



Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 2 > Solution (E5)
Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position
SubType	Actual Response
Component	Global X
Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)
Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)
Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	0.0 s
Abscissa (X) Position of Maximum	52.8 s
Minimum Value	-5.20061 m
Maximum Value	3.49127 m

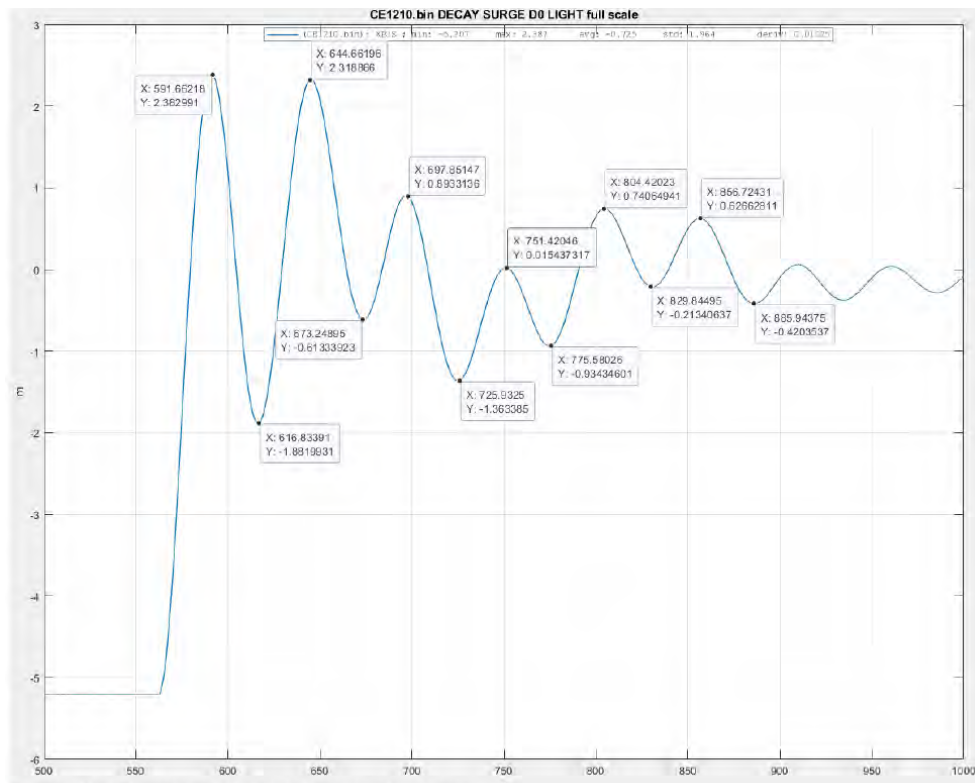
Figur 54: Jag/svai – dellast; strukturrepons i AQWA-beregning

Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 3 > Solution (F5)
Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position
SubType	Actual Response
Component	Global RY
Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	0.0 s
Abscissa (X) Position of Maximum	52.6 s
Minimum Value	-1.2°
Maximum Value	0.69278°

Figur 55: Rull/stamp – dellast; strukturrepons i AQWA-beregning

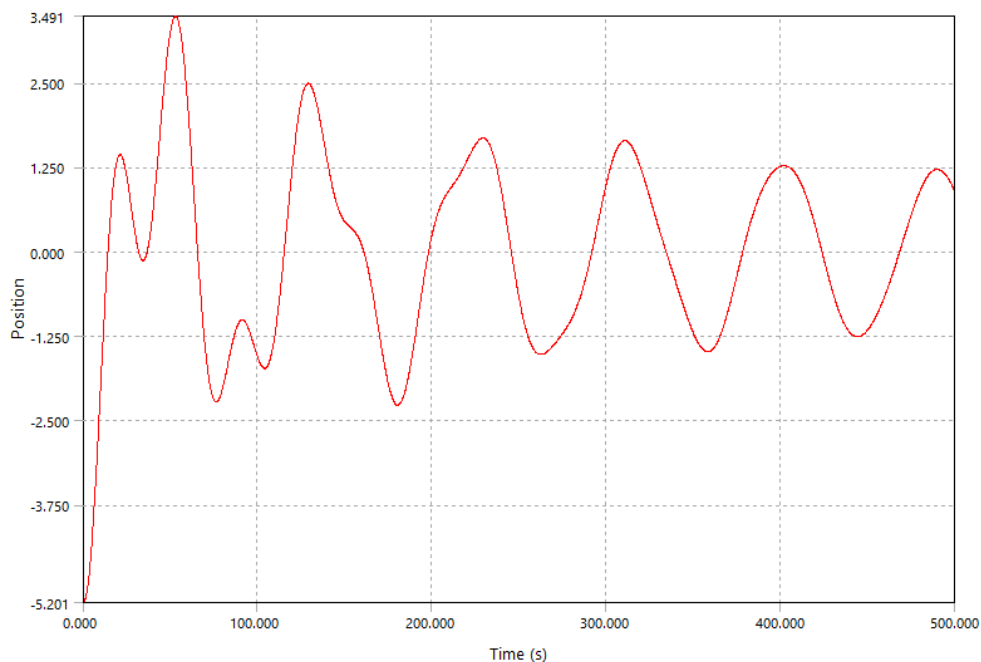
Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 4 > Solution (G5)
Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position
SubType	Actual Response
Component	Global RZ
Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	15.5 s
Abscissa (X) Position of Maximum	0.0 s
Minimum Value	-0.13208°
Maximum Value	0.2°

Figur 56: Gir – dellast; strukturrepons i AQWA-beregning

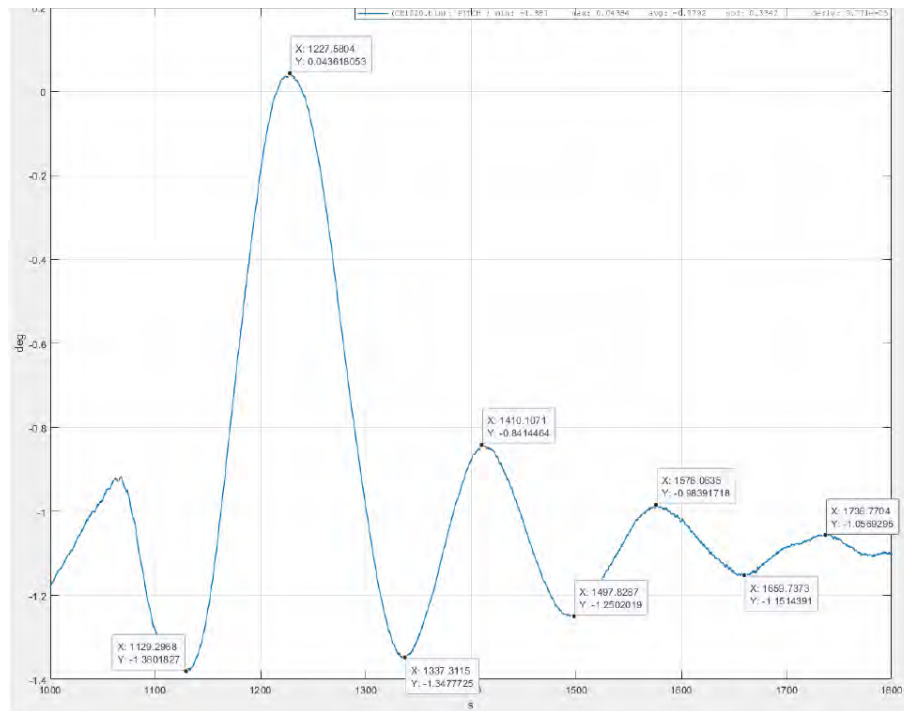


Figur 10-6 Decay test 1210 (dellast. iag) – Surge

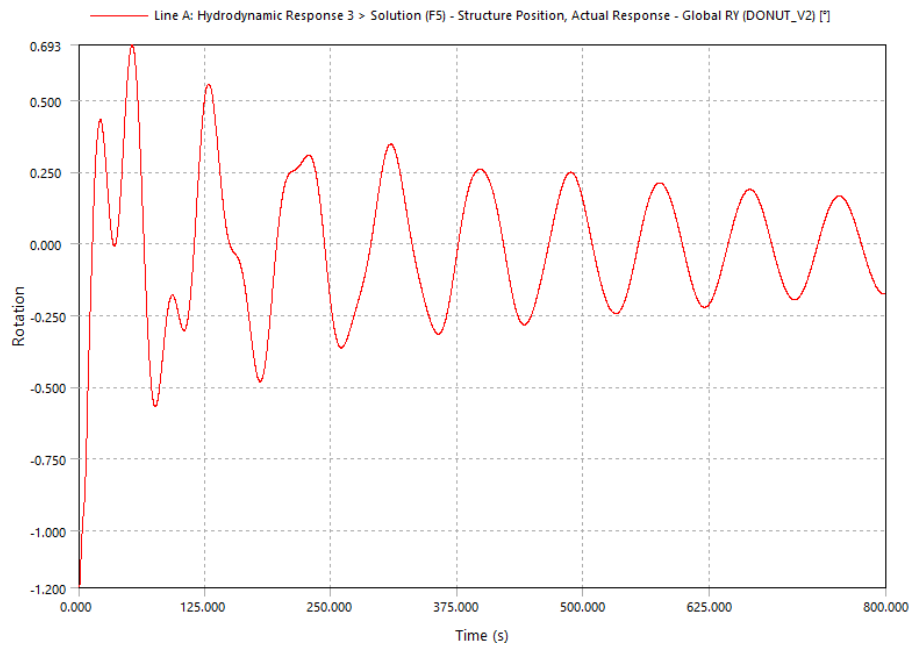
Line A: Hydrodynamic Response 2 > Solution (E5) - Structure Position, Actual Response - Global X (DONUT_V2 - Center of Gravity)



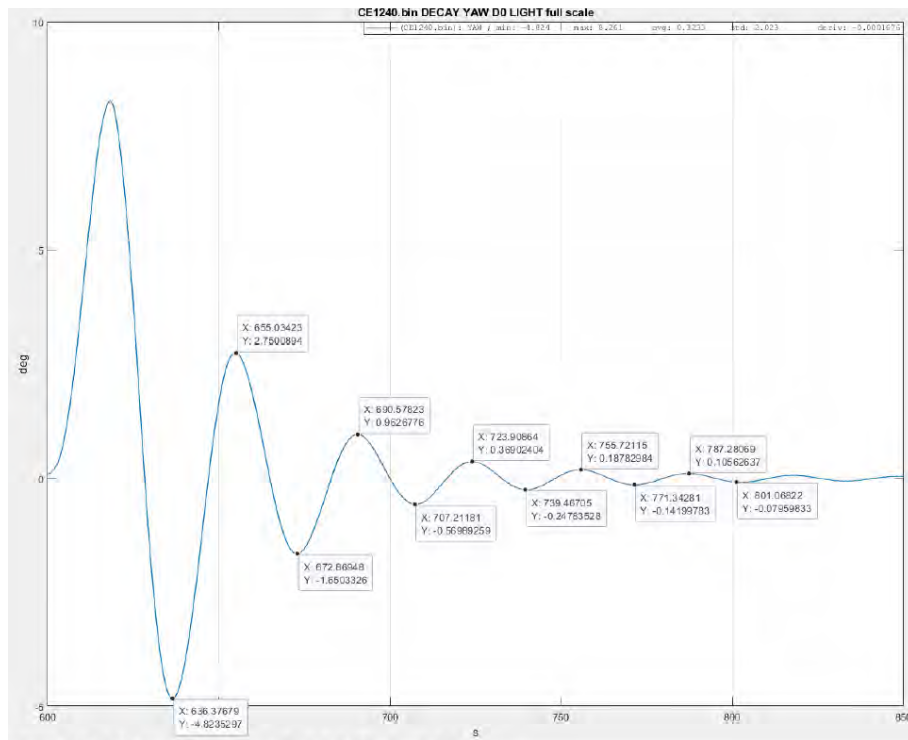
Figur 57: Jag/svai – dellast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning



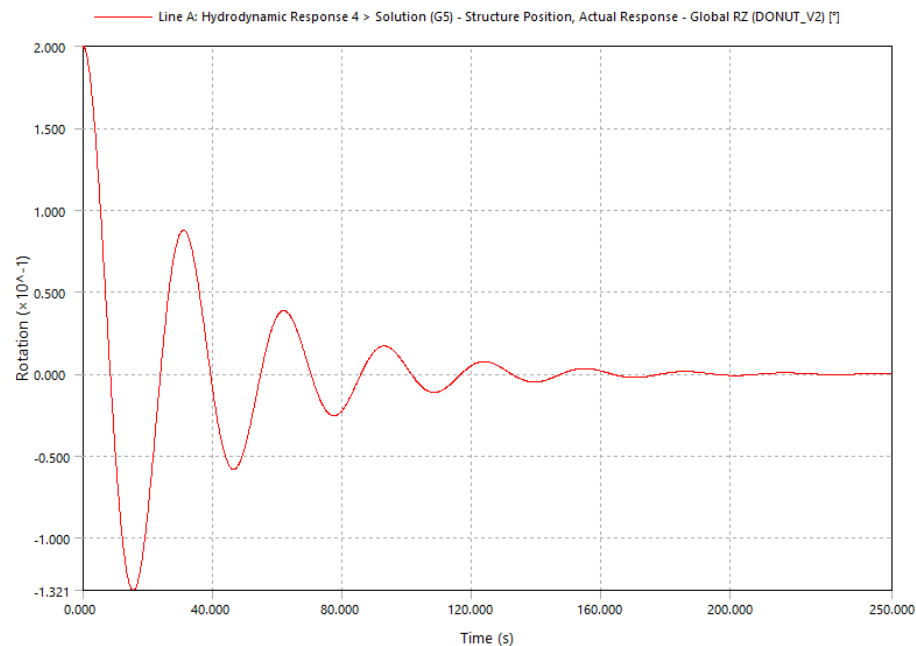
Figur 10-8 Decav test 1220 – 2. del (dellast. stamp) – Pitch



Figur 58: Rull/stamp – dellast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning



Figur 10-10 Decay test 1240 – 2. del (dellast. øir) – Yaw



Figur 59: Gir – dellast; Sintefs modellforsøk vs. AQWA-beregning

Tabell 7 oppsummerer egensvingeperioden og dempingen for dellast fra modellforsøkene for de ulike frihetsgradene sammenlignet med dem som fremkommer i AQWA-beregningen. Registrerer at egensvingeperioden i rull/stamp underestimeres i AQWA sammenlignet med Sintef sine tester. På den annen side er det ikke å forvente at man kan/skal matche modellforsøk 100%. Slike forsøk



innehar også sine beskrankninger, noe som også spesielt er påpekt for modelltestene for dellast, ref. diskusjon av modellforsøk i kapittel 5.2.3.

Tabell 7: Egensvingeperiode og demping, Sintef modellforsøk [4] vs. AQWA - dellast

Frihetsgrad	Egenperiode (s)			Demping (%)	
	Sintef	AQWA ⁴	AQWA ⁵	Sintef	AQWA
Jag/svei	53,0	37,6	105,6	6,0	6,8
Rull/stamp	172,0	95,3	105,2	3,4	3,3
Gir	33,1	31,6	31,0	14,3	12,7

Tilleggsdemping som har vært definert for disse resultatene er de samme som for fullast og er angitt i Figur 37.

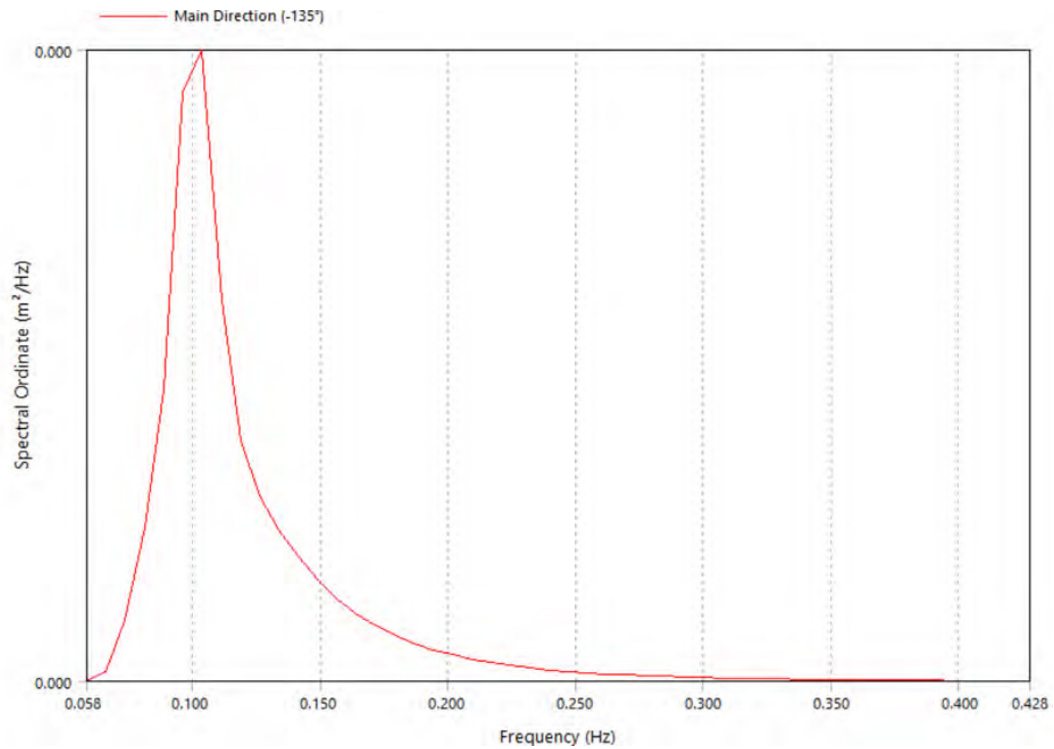
Egenperiodene beregnet er så høye at de ikke anses å være kritiske for Marine Donut.

8.5 Bevegelser og krefter; modelltest forankring

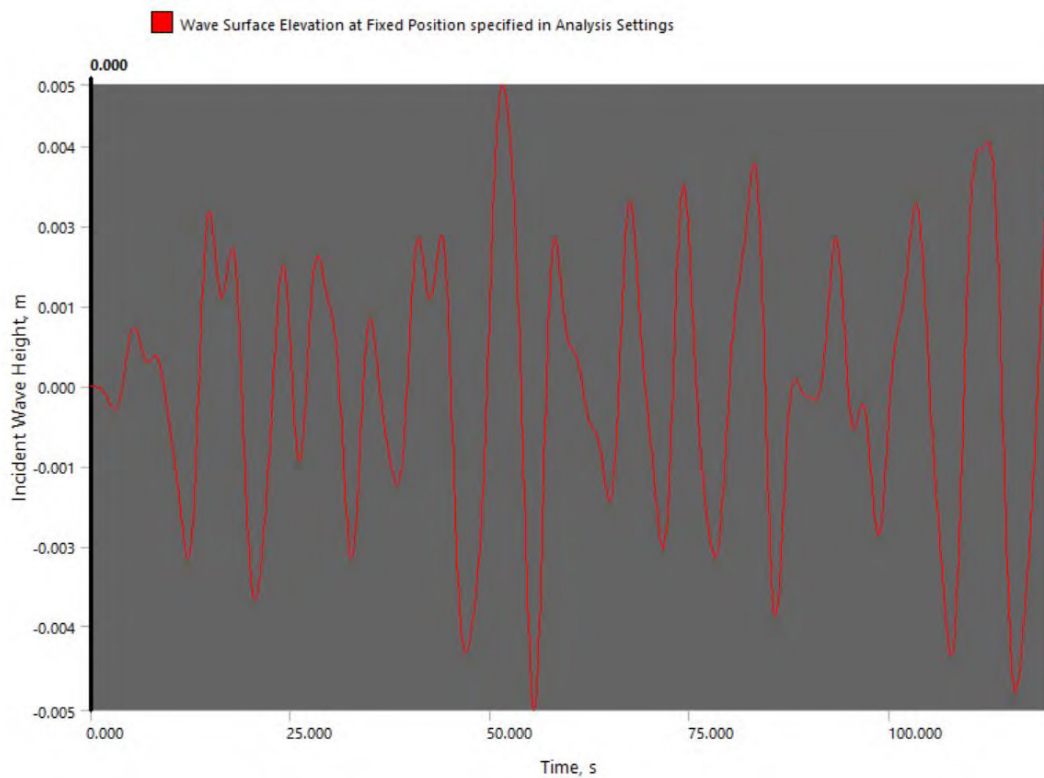
Tidsresponsanalyser gjøres til slutt for dellast-modellen i Sintef-bassenget. Som en referanse settes det først på en liten irregulær bølge for å sjekke responsen, dvs. en bølge definert av $H_s=0,01$ m og en periode på 10 s. Bølgeenergien er vist i Figur 60. Hovedretningen for bølgen er angitt fra -135 grader, hvilket betyr langsmed én av kablene Marine Donut er festet med. Som forventet er resulterende bølgehøyde for de 120 sekundene svært liten, se Figur 61.

⁴ Basert på egenmodene

⁵ Basert på decay-kurvene

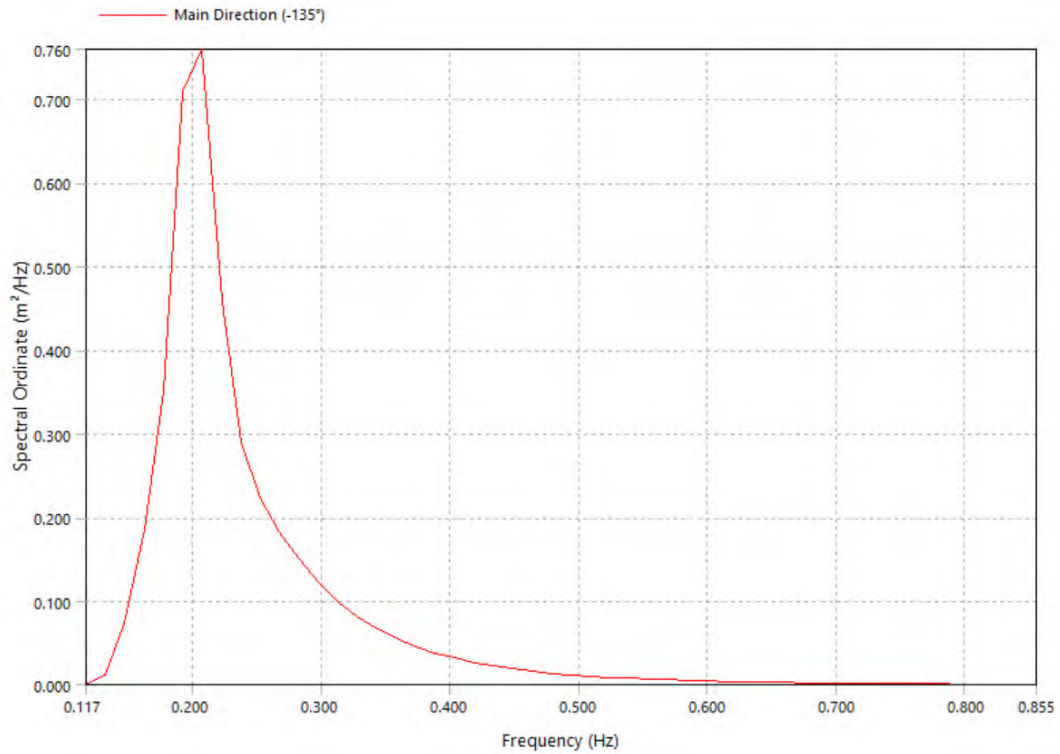


Figur 60: Bølgeenergi; Hs=0,01 m – Tp=10 s (testbølge)

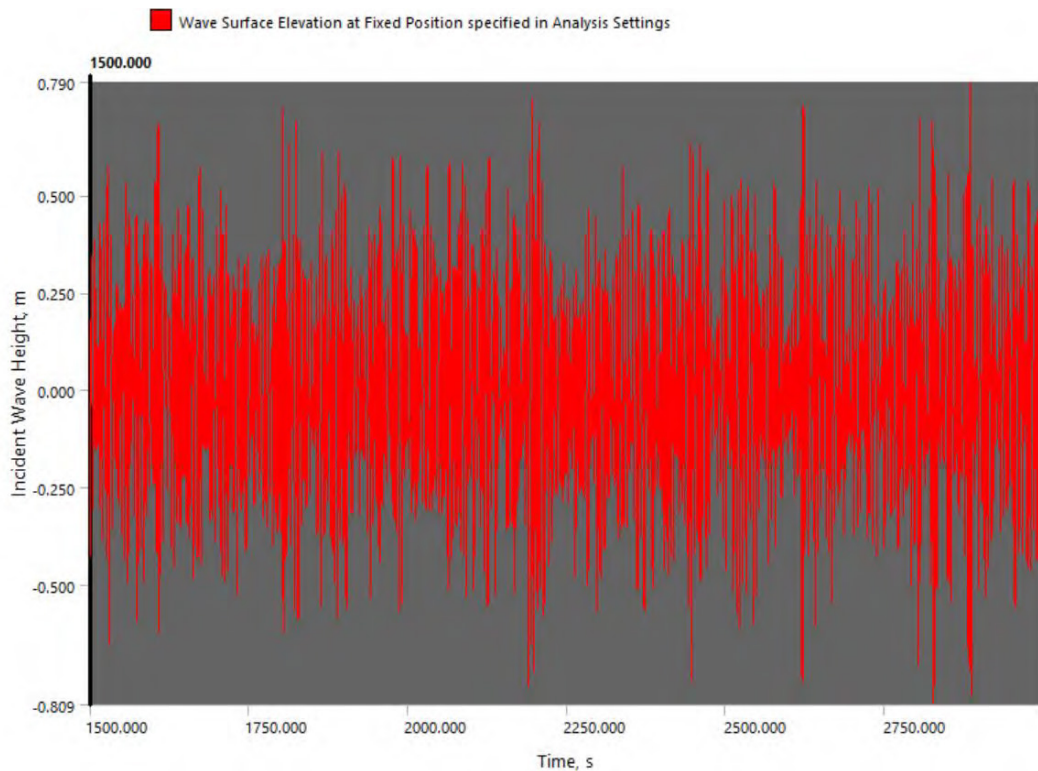


Figur 61: Bølgehøyde; Hs=0,01 m – Tp=10 s (testbølge)

En tidsresponsanalyse gjøres for en irregulær bølge definert ved $H_s=1$ m og $T_p=5$ s, hvor bølgeenergien kan plottes som i Figur 62 og variasjon av bølgehøyde over 1500 s som i Figur 63.



Figur 62: Bølgeenergi; $H_s=1$ m – $T_p=5$ s (irregulær bølge, jfr. designkrav dellast)



Figur 63: Bølgehøyde; $H_s=1$ m – $T_p=5$ s (irregulær bølge, jfr. designkrav dellast)

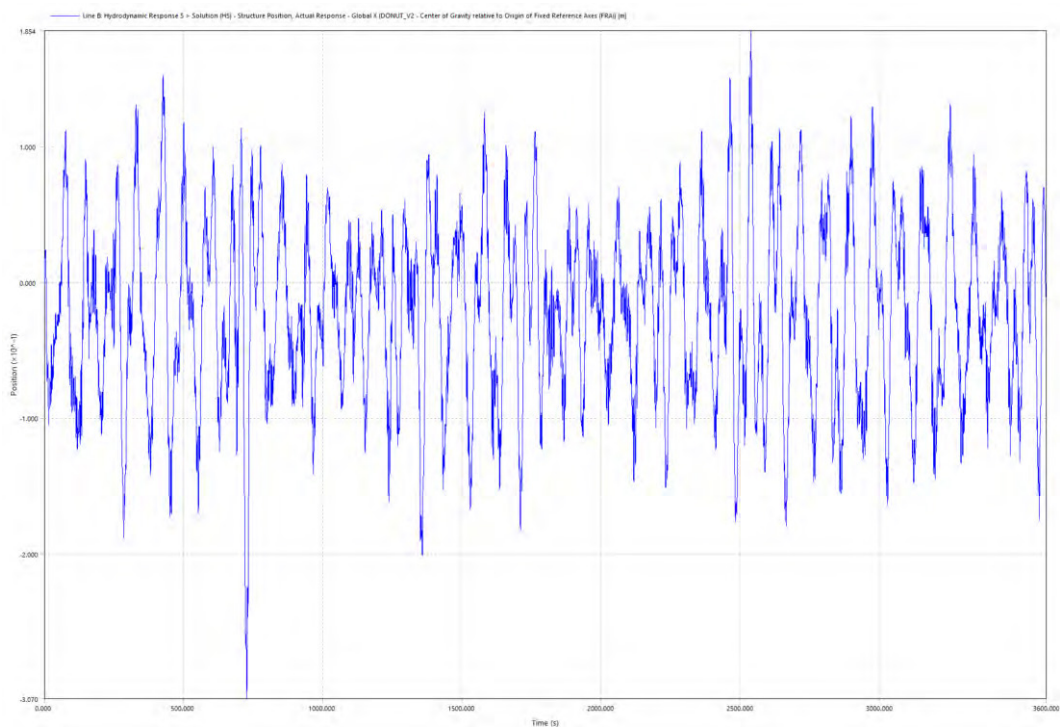
Den irregulære bølgen ble modellert opp for 3600 s sanntid. Minimums- og maksimumsverdiene for de ulike frihetsgradene jag, hiv, stamp og gir er angitt i Figur 64. Strukturens respons over de simulerte 3600 s er vist for de ulike frihetsgradene i hhv. Figur 65, Figur 66, Figur 67 og Figur 68. Som det fremgår av resultatene så er bevegelesene relativt beskjedne.



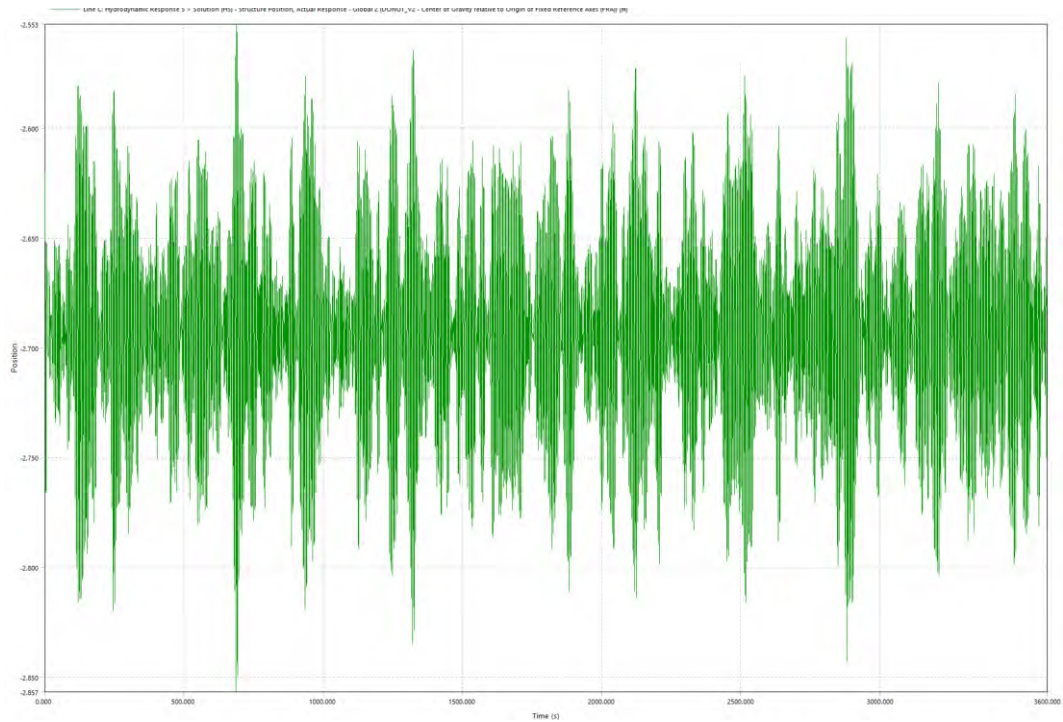
Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved	State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (H5)	Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (H5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global X	Component	Global Z
Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)	Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)
Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)	Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	726.5 s	Abscissa (X) Position of Minimum	686 s
Abscissa (X) Position of Maximum	2538.5 s	Abscissa (X) Position of Maximum	688.60004 s
Minimum Value	-0.30697 m	Minimum Value	-2.85673 m
Maximum Value	0.18544 m	Maximum Value	-2.55267 m

Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved	State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (H5)	Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (H5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global RY	Component	Global RZ
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	741.70001 s	Abscissa (X) Position of Minimum	7.7 s
Abscissa (X) Position of Maximum	686.29999 s	Abscissa (X) Position of Maximum	23.7 s
Minimum Value	-0.55787°	Minimum Value	-0.07438°
Maximum Value	0.68158°	Maximum Value	0.05903°

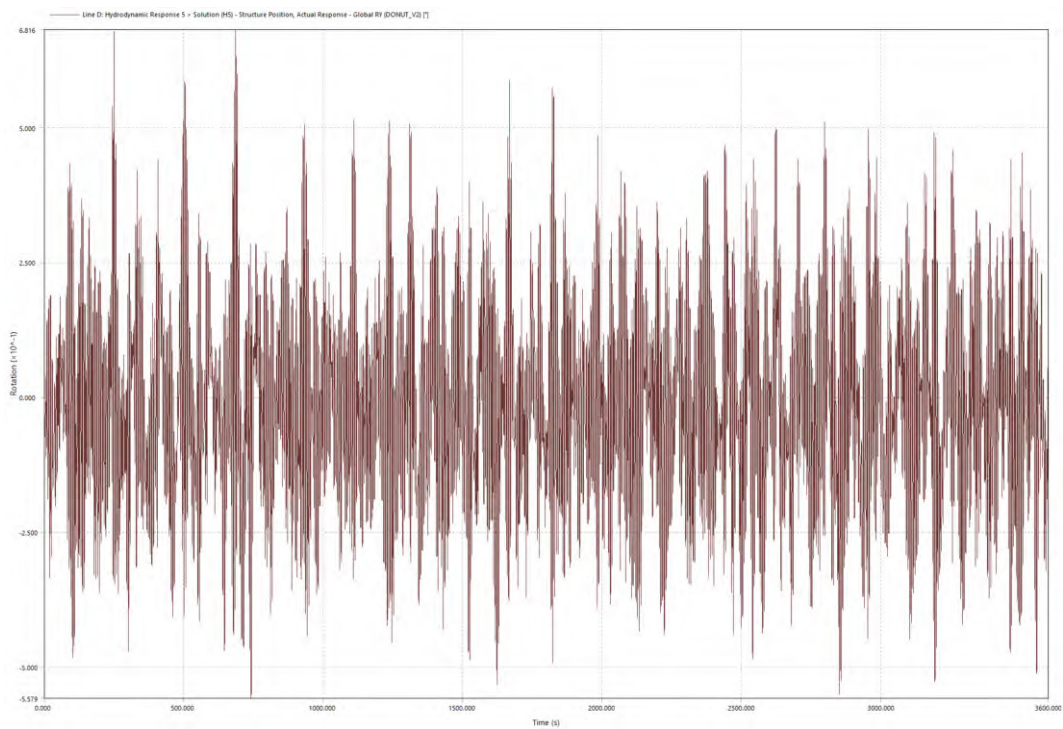
Figur 64: Strukturresponser i jag, hiv, stamp og gir; Hs=1 m – Tp=5 s (irregulær bølge, jfr. designkrav dellast)



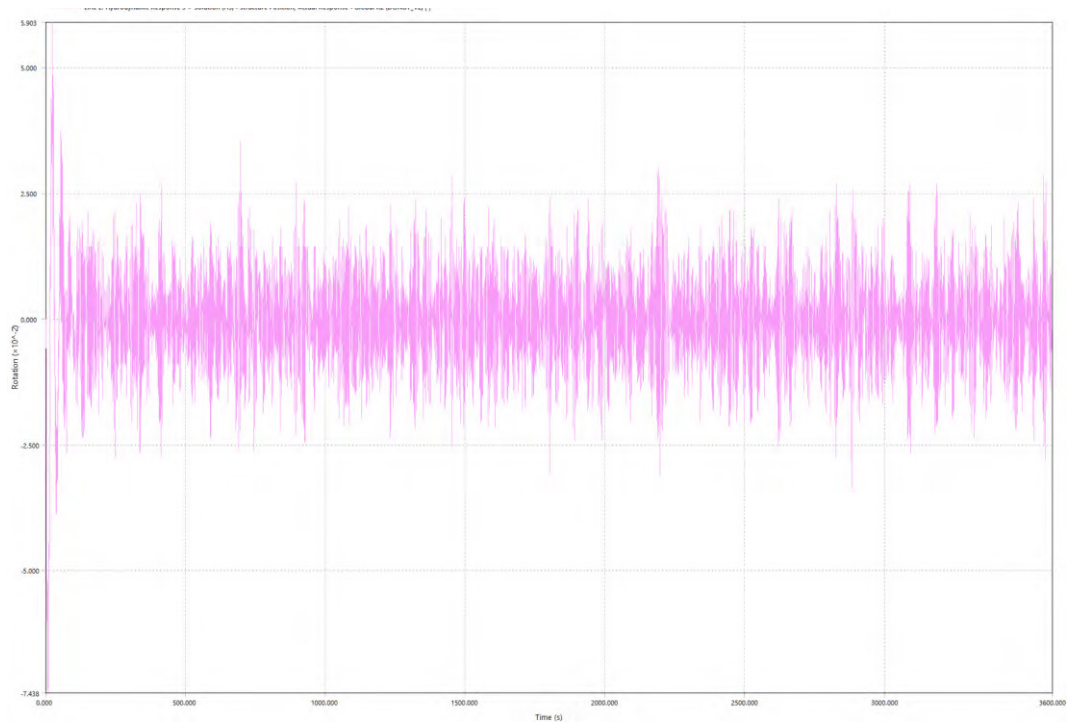
Figur 65: Dellast; respons – jag



Figur 66: Dellast; respons – hiv

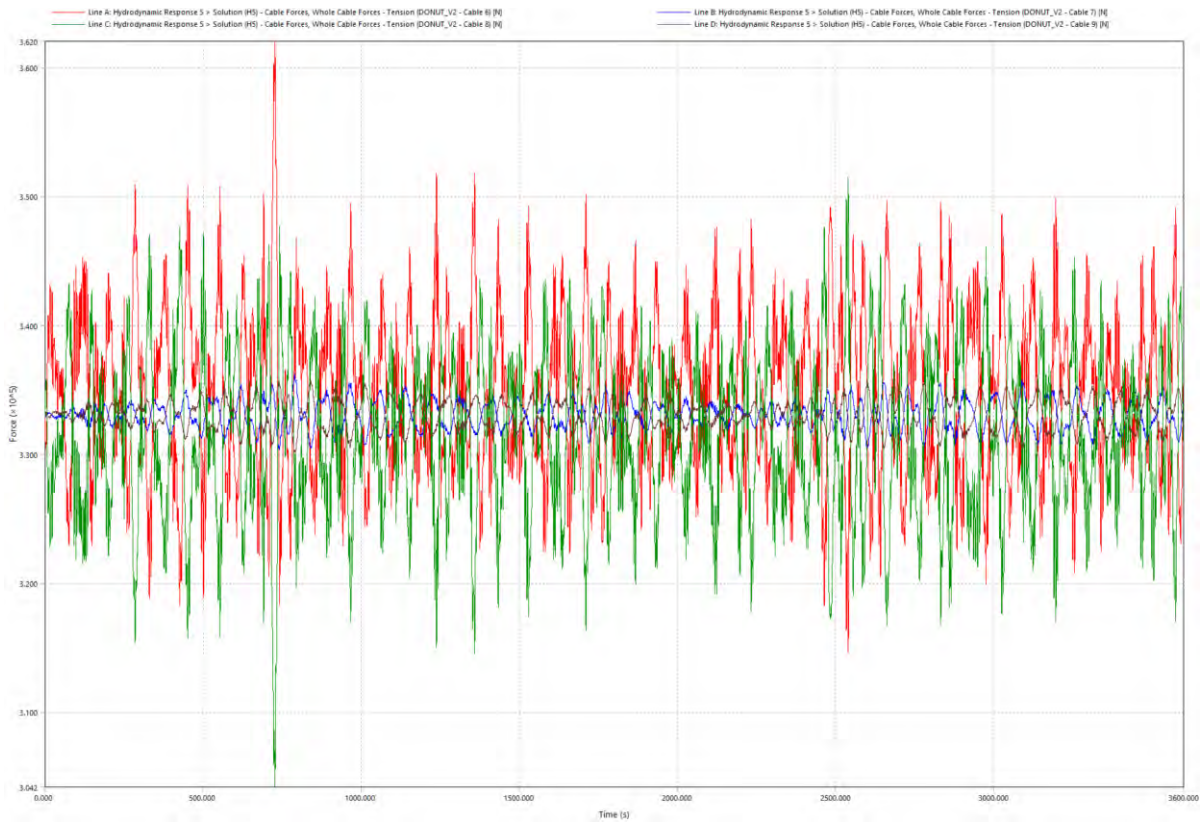


Figur 67: Dellast; respons - stamp



Figur 68: Dellast; respons – gir

Kreftene som virker på de fire kablene som holder modellen i bassengtestene er vist i Figur 69, med tabulerte minimums- og maksimumsverdier i Figur 70. Alle fire linene oscillerer som forventet omkring forspenningen på 333 kN. Line A (Cable 6) og Line C (Cable 8) er hverandres motsvar, og det er parallelt med disse ankerlinene bølgeretningen er definert.



Figur 69: Kreftene (N) som virker på de fire kablene

Line A	
Abscissa Position of Minimum	2539.40015 s
Abscissa Position of Maximum	726.70001 s
Minimum Value	314597.78125 N
Maximum Value	362028.65625 N
Line B	
Abscissa Position of Minimum	741 s
Abscissa Position of Maximum	788.90002 s
Minimum Value	330337.96875 N
Maximum Value	336197.65625 N
Line C	
Abscissa Position of Minimum	726.70001 s
Abscissa Position of Maximum	2539.30005 s
Minimum Value	304189.59375 N
Maximum Value	351459.8125 N
Line D	
Abscissa Position of Minimum	791.5 s
Abscissa Position of Maximum	739 s
Minimum Value	330099.96875 N
Maximum Value	335765.25 N

Figur 70: Tabulerte minimums- og maksimumsverdier for kreftene (N) som virker på de fire kablene



8.6 Bevegelser og krefter; forankring i bunn

Modellen har tilnærmet likt oppsett som Sintef-beregningsmodellen, men med forankringslinjer som angitt i Tabell 5.

Egenmodene for dellast fremkommer fra en «Stability analysis» i AQWA, hvor vi setter på en liten forstyrrelse i form av en irregulær bølge ($H_s=0,01$ m, $T_p=10$ s). Resultatet er vist i Figur 71. Som forventet er egenmodene for jag/svei og gir helt ulike dem som ble funnet for Sintef-forsøkene, da disse kontrolleres av holdekraftene i forankringssystemet. For hiv, rull og stamp er tilbakeføringskreftene primært pga. hydrostatisk stivhet, og disse havner dermed på lignende nivå som vist for bassengtest-beregningen.

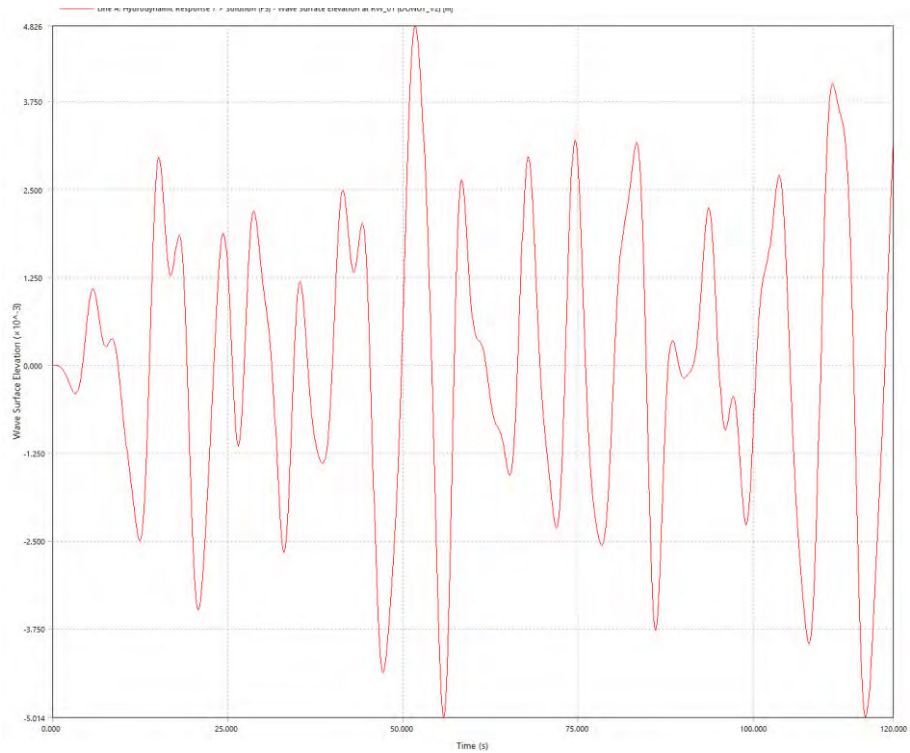
Tidsresponsanalyser gjøres dellast-modellen med antatt realistisk fortøyning starter med referansebølgen for å sjekke responsen, dvs. den lille bølgen definert av $H_s=0,01$ m og 10 s bølgeperiode. Bølgeenergien er identisk med den som ble benyttet for Sintef-modellen og vist i Figur 60, bare at bølgeretningen nå er 45 grader. Det betyr fortsatt at hovedretningen kommer langsmed én av kablene Marine Donut er festet med. Igjen ser vi at resulterende bølgehøyde for de 120 sekundene er svært liten, se Figur 61 hvor referansepunktet er bølgemåler RW_01. Dette er som forventet.

Kreftene som virker på de fire kablene som holder modellen er vist i Figur 73 for de 120 s som simuleres med en ørliten bølgeforstyrrelse. Som vi ser så oscillerer linene omkring forspenningen, og følger hverandre parvis gitt plasseringen omkring Marine Donuts forankringsring. Det hydrostatiske trykket på strukturen er vist i Figur 74.

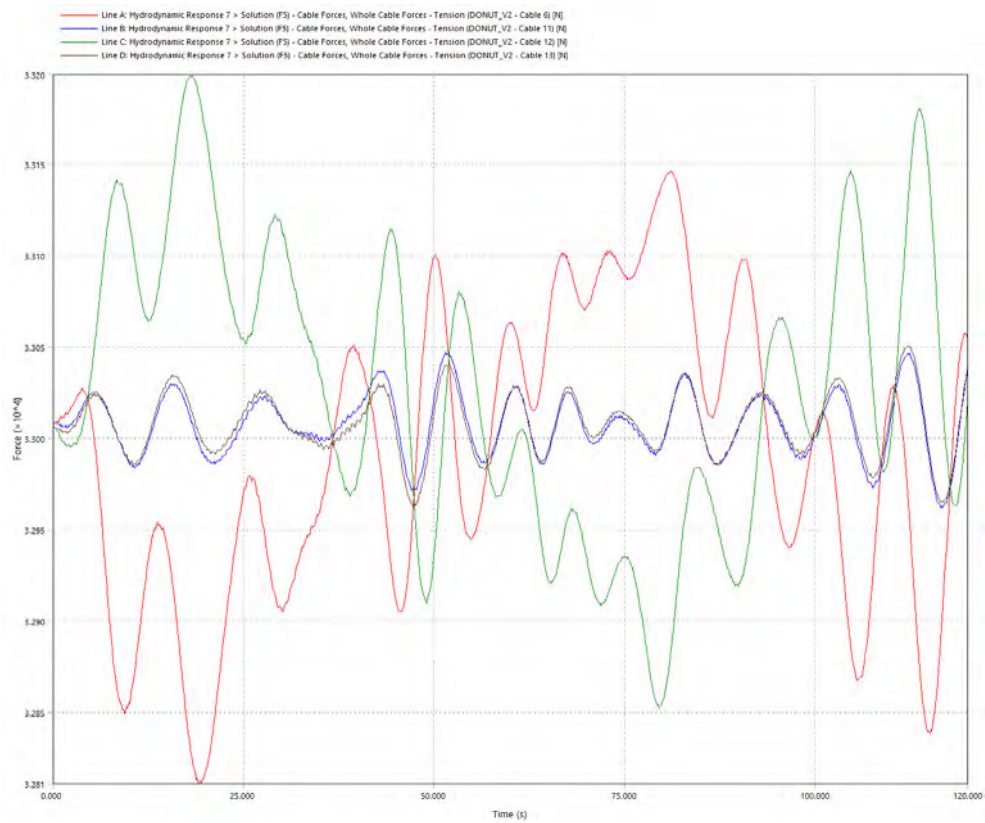


Mode 1 of 7 Modes found									
Stable									
Frequency: 0.00894 Hz									
Period: 111.90011 seconds									
Damping: 41.21143 % of Critical Damping									
Structure: DONUT_V2									
Amplitudes	X:	0.00841 m	Y:	0.01515 m	Z:	5.6143 E-6 m	RX:	0.02696 °	RY: 0.01495 °
Phases	X:	-53.93988 °	Y:	126.30570 °	Z:	-130.63660 °	RX:	-153.08440 °	RY: -153.08723 °
									RZ: 9.99994 °
									0.0000 °
Mode 2 of 7 Modes found									
Stable									
Frequency: 0.00994 Hz									
Period: 100.58563 seconds									
Damping: 4.97077 % of Critical Damping									
Structure: DONUT_V2									
Amplitudes	X:	7.92026 m	Y:	0.80526 m	Z:	3.0083 E-5 m	RX:	0.61309 °	RY: 6.01969 °
Phases	X:	0.0000 °	Y:	-160.79662 °	Z:	179.80872 °	RX:	29.86212 °	RY: 10.67663 °
									RZ: 0.09249 °
									-82.90811 °
Mode 3 of 7 Modes found									
Stable									
Frequency: 0.00994 Hz									
Period: 100.56486 seconds									
Damping: 4.97162 % of Critical Damping									
Structure: DONUT_V2									
Amplitudes	X:	1.32654 m	Y:	7.85066 m	Z:	3.0083 E-5 m	RX:	5.96417 °	RY: 1.00939 °
Phases	X:	4.74107 °	Y:	0.0000 °	Z:	-177.84763 °	RX:	-169.31673 °	RY: 15.39843 °
									RZ: 0.13113 °
									93.98184 °
Mode 4 of 7 Modes found									
Stable									
Frequency: 0.02162 Hz									
Period: 46.24396 seconds									
Damping: 7.65565 % of Critical Damping									
Structure: DONUT_V2									
Amplitudes	X:	2.92691 m	Y:	5.35630 m	Z:	4.4695 E-6 m	RX:	6.95058 °	RY: 3.79898 °
Phases	X:	-97.15633 °	Y:	4.17182 °	Z:	94.12667 °	RX:	0.0000 °	RY: 78.66907 °
									RZ: 0.02237 °
									-150.41386 °
Mode 5 of 7 Modes found									
Stable									
Frequency: 0.02162 Hz									
Period: 46.24289 seconds									
Damping: 7.64871 % of Critical Damping									
Structure: DONUT_V2									
Amplitudes	X:	2.66281 m	Y:	5.49231 m	Z:	6.5890 E-6 m	RX:	7.12729 °	RY: 3.45817 °
Phases	X:	125.22005 °	Y:	4.17874 °	Z:	-128.61005 °	RX:	0.0000 °	RY: -58.95214 °
									RZ: 0.02438 °
									-176.57761 °
Mode 6 of 7 Modes found									
Stable									
Frequency: 0.11934 Hz									
Period: 8.37917 seconds									
Damping: 25.22537 % of Critical Damping									
Structure: DONUT_V2									
Amplitudes	X:	0.00441 m	Y:	0.00252 m	Z:	9.99929 m	RX:	0.00476 °	RY: 0.00944 °
Phases	X:	-34.82667 °	Y:	-38.45259 °	Z:	0.0000 °	RX:	-16.12074 °	RY: 156.71967 °
									RZ: 0.11902 °
									14.29441 °
Mode 7 of 7 Modes found									
Stable									
Frequency: 0.18571 Hz									
Period: 5.38476 seconds									
Damping: 8.97871 % of Critical Damping									
Structure: DONUT_V2									
Amplitudes	X:	-0.00072 m	Y:	-0.00239 m	Z:	9.99939 m	RX:	0.02902 °	RY: -1.9100 E-5 °
Phases	X:	0.64663 °	Y:	0.64666 °	Z:	0.0000 °	RX:	0.64660 °	RY: 0.64659 °
									RZ: -0.10701 °
									0.64649 °

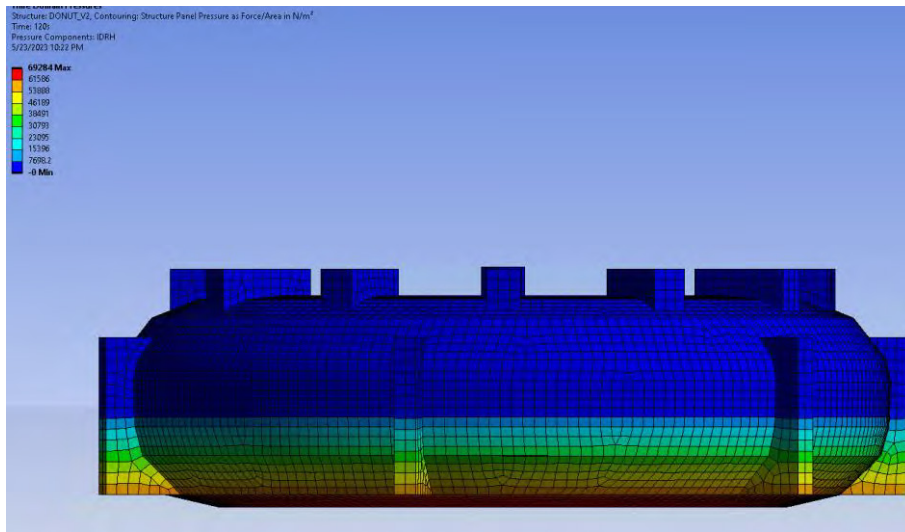
Figur 71: Egenmoder – dellast (forankringsliner i bunn)



Figur 72: Bølgehøyde; $H_s=0,01$ m – $T_p=10$ s (referansebølge)



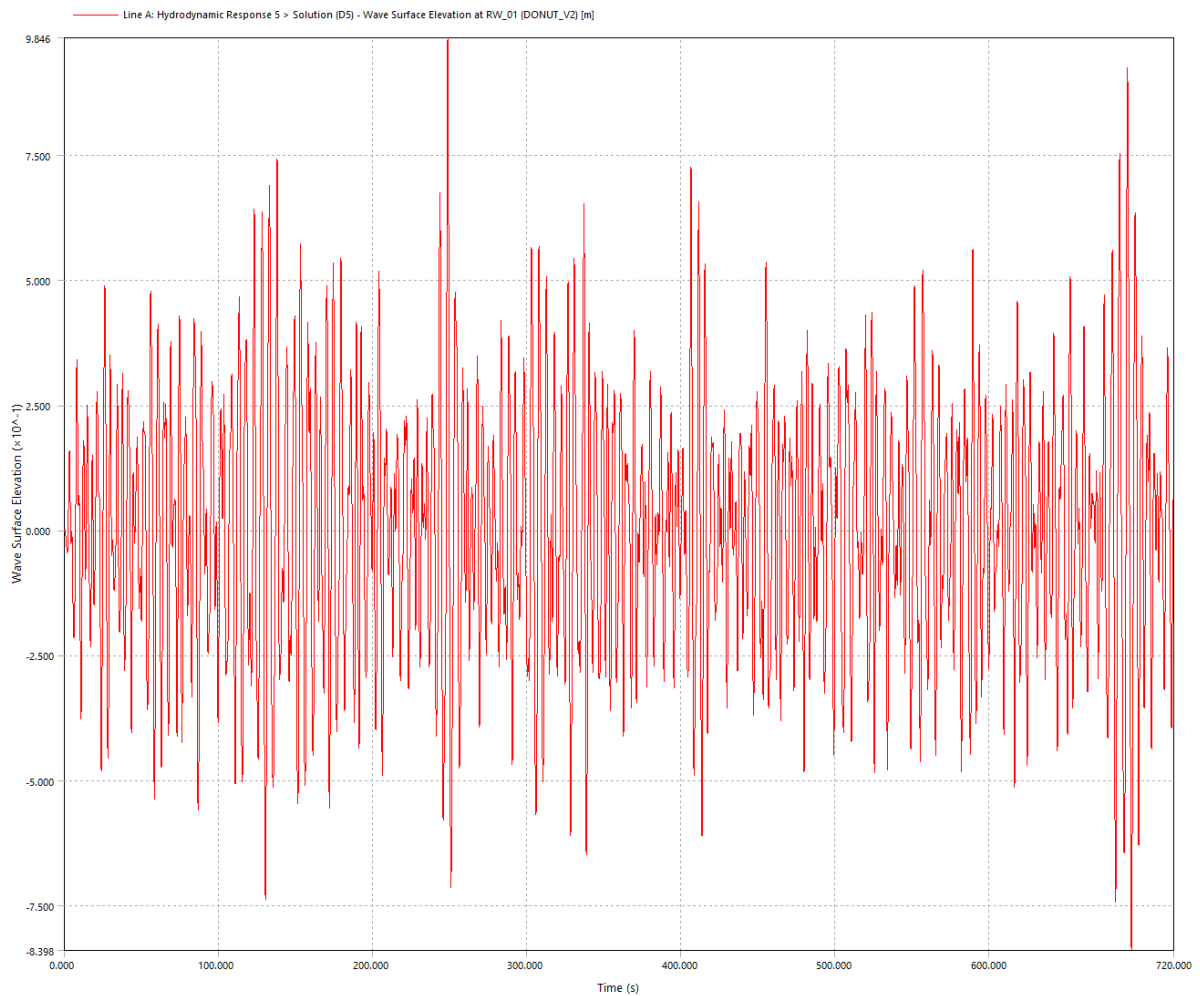
Figur 73: Krefte (N) som virker på de fire kablene; $H_s=0,01$ m – $T_p=10$ s (referansebølge)



Figur 74: Hydrostatisk trykk (Pa) etter 120 s; $H_s=0,01$ m – $T_p=10$ s (referansebølge)

En irregulær bølge med $H_s=1$ m og $T_p=5$ s blir igjen påført strukturen i en tidsresponsanalyse, iht. designkravet. Bølgeenergien kan plottes som i Figur 62, men igjen så er hovedretning byttet fra -135 grader til 45 grader. Dette betyr bare at bølgen kommer inn langsmed ulike kabler.

Resulterende bølgehøyde for de simulerte 720 sekundene, hvor referansepunktet er bølgemåler RW_01, er vist i Figur 75.



Figur 75: Bølgehøyde ved bølgemåler RW_01; $H_s=1$ m – $T_p=5$ s (designkrav, dellast)

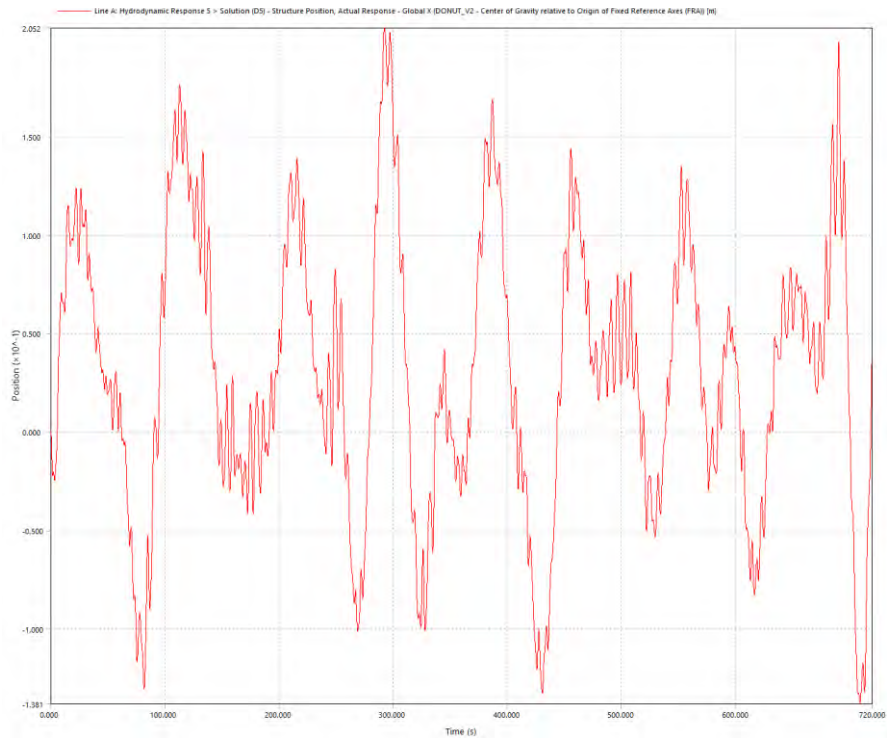
Minimums- og maksimumsverdiene for de ulike frihetsgradene jag, hiv, stamp og gir over 720 s er angitt i Figur 76. Som det fremgår av resultatene så er bevegelsene igjen relativt beskjedne.



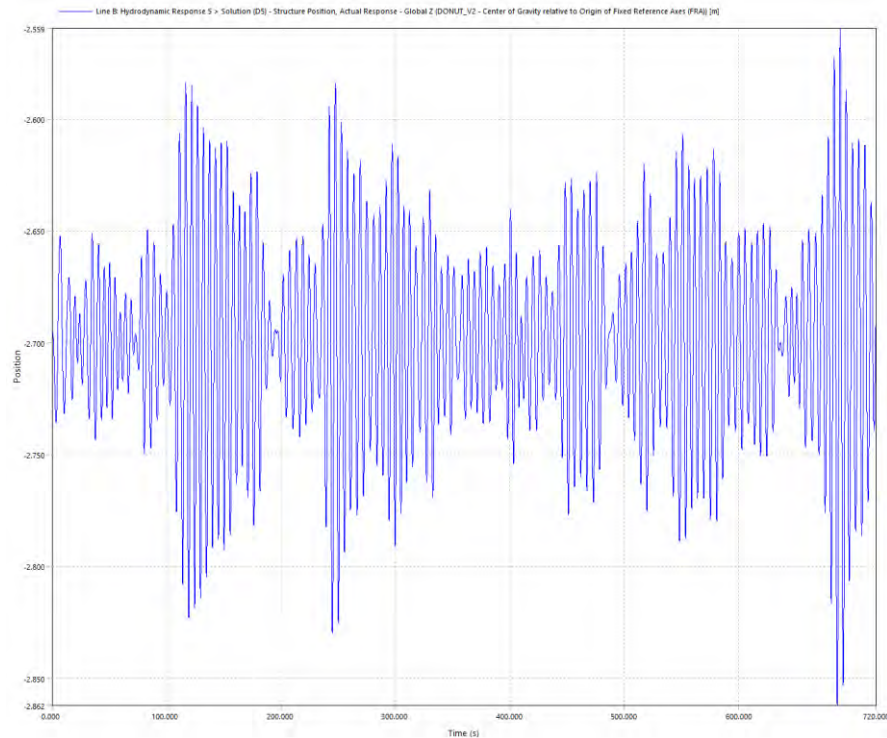
Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved	State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)	Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global X	Component	Global Z
Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)	Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)
Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)	Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	709.40002 s	Abscissa (X) Position of Minimum	686 s
Abscissa (X) Position of Maximum	292.30002 s	Abscissa (X) Position of Maximum	688.60004 s
Minimum Value	-0.13813 m	Minimum Value	-2.86222 m
Maximum Value	0.20519 m	Maximum Value	-2.55945 m
Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
State	Solved	State	Solved
Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)	Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global RY	Component	Global RZ
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	250.3 s	Abscissa (X) Position of Minimum	21.8 s
Abscissa (X) Position of Maximum	714.40002 s	Abscissa (X) Position of Maximum	72.4 s
Minimum Value	-0.72599°	Minimum Value	-0.16385°
Maximum Value	0.49084°	Maximum Value	0.05138°

Figur 76: Strukturresponser i jag, hiv, stamp og gir; Hs=1 m – Tp=5 s (irregulær bølge, jfr. designkrav dellast)

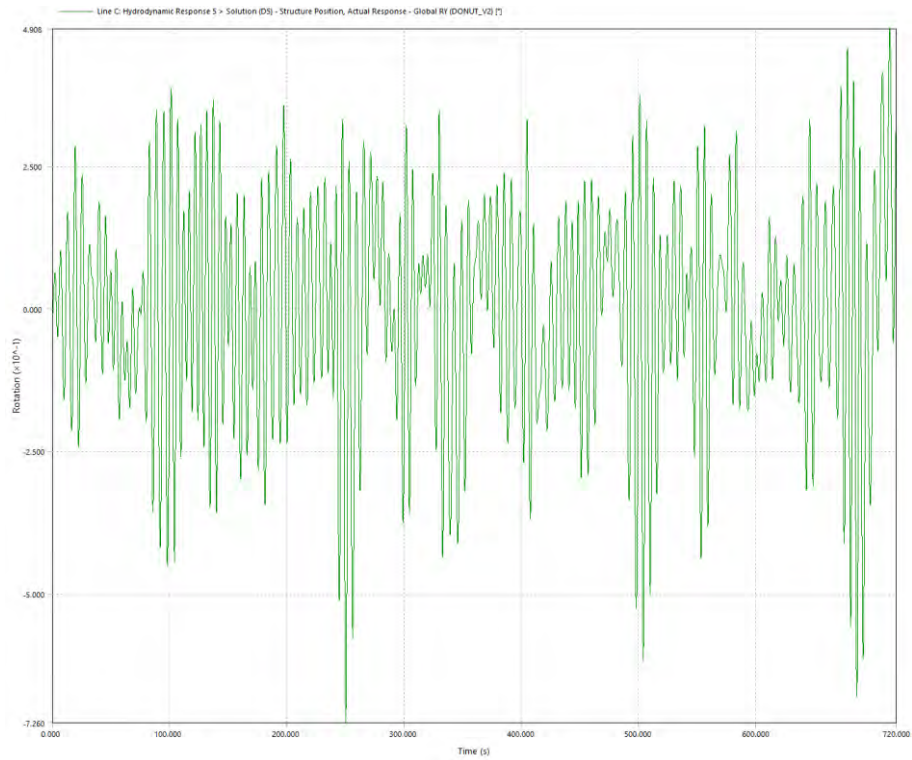
Strukturens responskurver over simulerte 720 s er vist for de ulike frihetsgradene i hhv. Figur 77, Figur 78, Figur 79 og Figur 80.



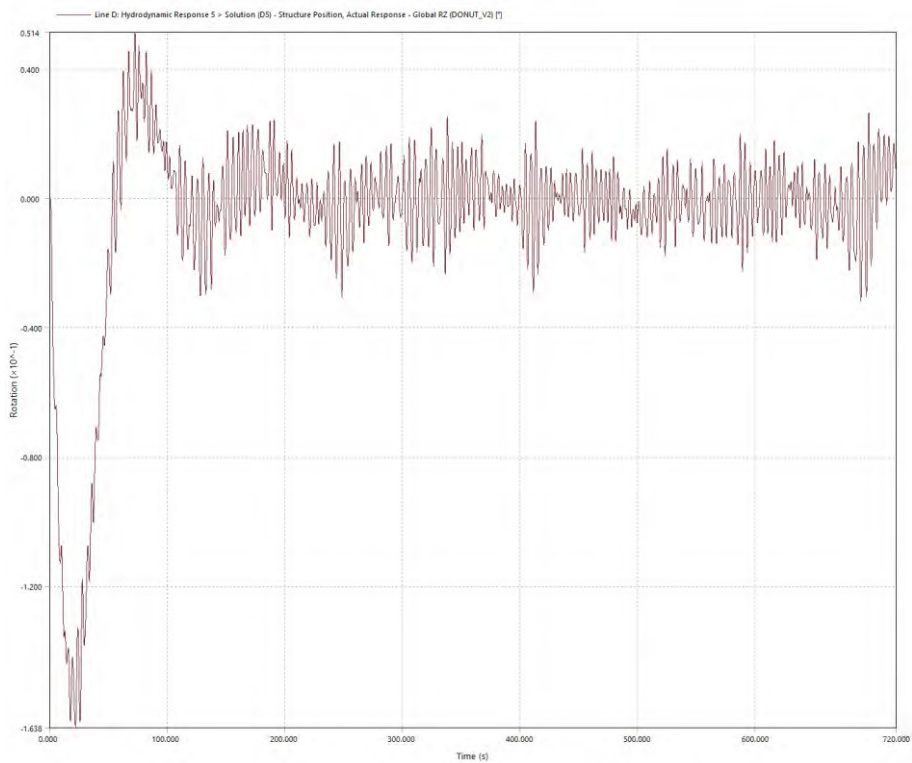
Figur 77: Dellast; respons – jag



Figur 78: Dellast; respons – hiv

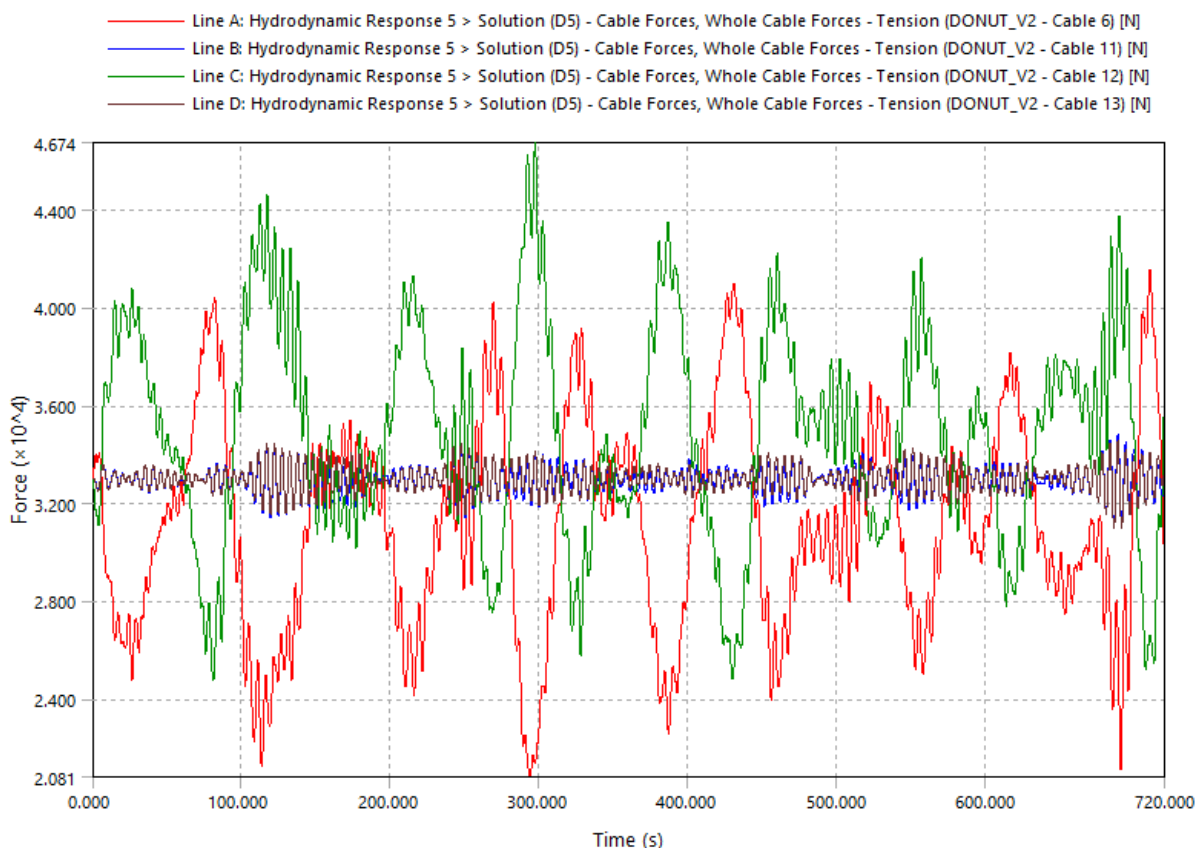


Figur 79: Dellast; respons - stamp



Figur 80: Dellast; respons – gir

Kreftene som virker på de fire kablene som holder modellen er vist i Figur 81, over en simuleringstid på 720 s. Tabulerte minimums- og maksimumsverdier er gitt i Figur 82. Alle fire linene oscillerer igjen som forventet omkring forspenningen på ca. 33 kN. Igjen så er Line A (Cable 6) og Line C (Cable 12) hverandres motsvar, og det er parallelt med disse ankerlinene at bølgeretningen er definert.



Figur 81: Kreftene (N) som virker på de fire kablene for $H_s=1$ m – $T_p=5$ s

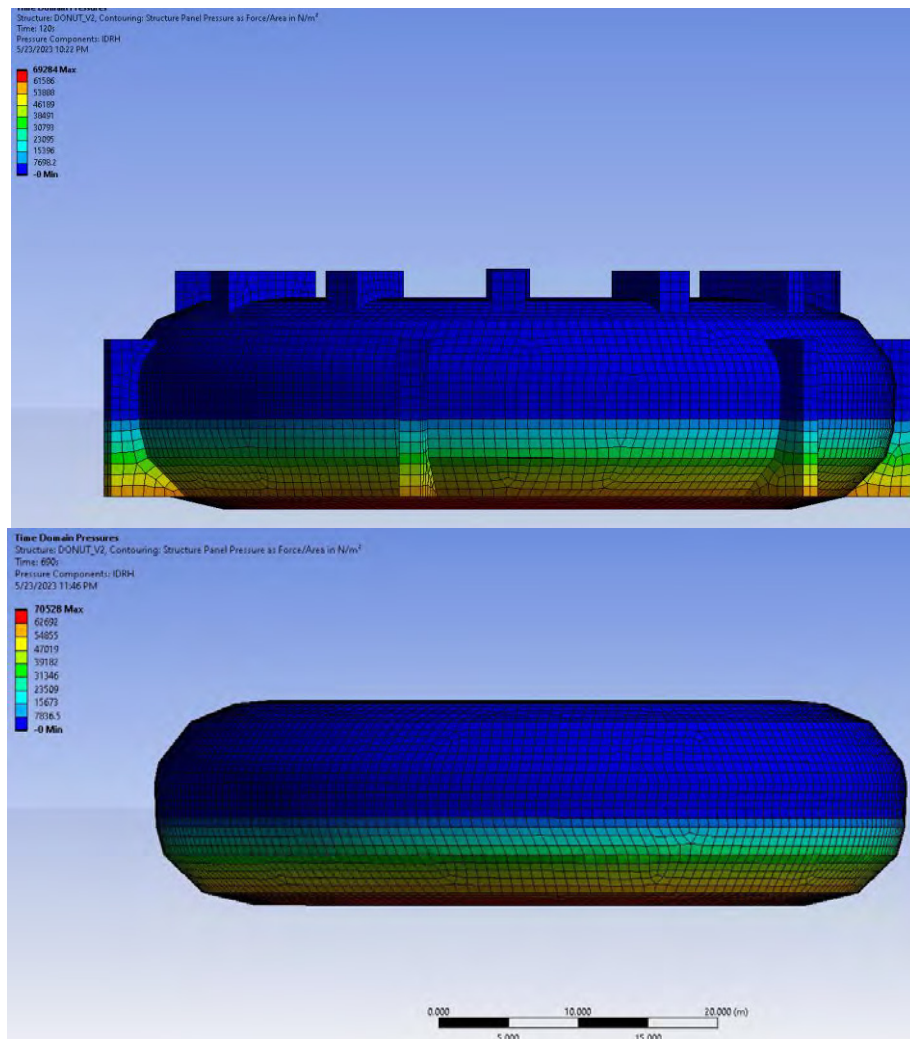


Line A	
Abscissa Position of Minimum	293.60001 s
Abscissa Position of Maximum	710.20001 s
Minimum Value	20805.11523 N
Maximum Value	41519.07422 N
Line B	
Abscissa Position of Minimum	686 s
Abscissa Position of Maximum	688.70001 s
Minimum Value	31114.80859 N
Maximum Value	34783 N
Line C	
Abscissa Position of Minimum	80.7 s
Abscissa Position of Maximum	297 s
Minimum Value	24767.06641 N
Maximum Value	46738.39844 N
Line D	
Abscissa Position of Minimum	686 s
Abscissa Position of Maximum	688.60004 s
Minimum Value	30948.0293 N
Maximum Value	34542.14453 N

Figur 82: Tabulerte minimums- og maksimumsverdier for kreftene (N) som virker på de fire kablene

Om vi ser på trykkene som virker på utsiden av strukturen og fra sloshingen inni mantelen, så kan vi f.eks. studere situasjonen etter 690 s, se Figur 83. Intuitivt virket det som det er for dellast at effekten av sloshing blir mest markant. Intern sloshing får imidlertid mindre betydning siden Design Basis-verdien for H_s er såpass lav i denne kondisjonen.

De hydrodynamiske responsene overføres til strukturanalyse i ANSYS hos Stressman Engineering, som finner nettolastene som skal påføres i FEA-beregningen. Stressman sin rapport viser også frem utvalgte bildeserier i sin rapport hvor man ser ekstern struktur på venstre side og den interne tankens flater på høyre side, vist for dellast i Figure 104 og Figure 105 [13]. Den interne dynamikken (sloshingen) eksemplifiseres i disse bildeseriene.



Figur 83: Hydrostatisk trykk (Pa) etter 690 s; $H_s=1$ m – $T_p=5$ s (designkrav, dellast)



9 VEDLIKEHOLDSKONDISJON (TOM)

9.1 Grensebetingelser, fysikk

Vekten av Marine Donut sammen med treghetsmomentene og angitt tyngdepunkt brukes nok en gang for å definere «Point mass» i AQWA for validering mot Sintefs resultater. Den oppgitte vekten i Sintefs modellforsøk på 959000 kg reduseres nå ytterligere til 510370 kg, for å hensynta ballastsituasjonen. Denne massen (såkalt «tørrvekt») er hentet fra vekt- og oppdriftsregnskapet mottatt fra Bluegreen [3]. Dette gir litt andre treghetsmomenter, som igjen er beregnet iht. likningene angitt i Figur 28. Tyngdepunktsplasseringen justeres også til $Z=6.2$ m. Massedefinisjonen benyttet i AQWA er vist i Figur 84. I vedlikeholdsposisjon er det ikke vann i tanken, så det modelleres ingen «Internal Tank».

Details of Point Mass	
Name	Point Mass
Visibility	Visible
Activity	Not Suppressed
Point Mass Properties	
Mass Definition	Manual Definition
☐ X	0.0 m
☐ Y	0.0 m
☐ Z	6.2 m
☐ Mass	510370 kg
Inertia Properties	
Define Inertia Values By	Direct Input of Inertia
Kxx	22.8473193175917 m
Kyy	22.8473193175917 m
Kzz	25.5342906696074 m
☐ bxx	266413140 kg.m ²
☐ bxy	0.0 kg.m ²
☐ bxz	0.0 kg.m ²
☐ byy	266413140 kg.m ²
☐ byz	0.0 kg.m ²
☐ lzz	332761240 kg.m ²

Figur 84: «Point mass» detaljer; vedlikeholdskondisjon (tom)

9.2 Hydrostatisk stabilitet

Fortrengt volum er nå betydelig redusert sammenlignet med fullastkondisjonen, siden mantelen nå ikke inneholder vann. Hydrostatisk analyse for vedlikeholdskondisjon er vist i Figur 85.

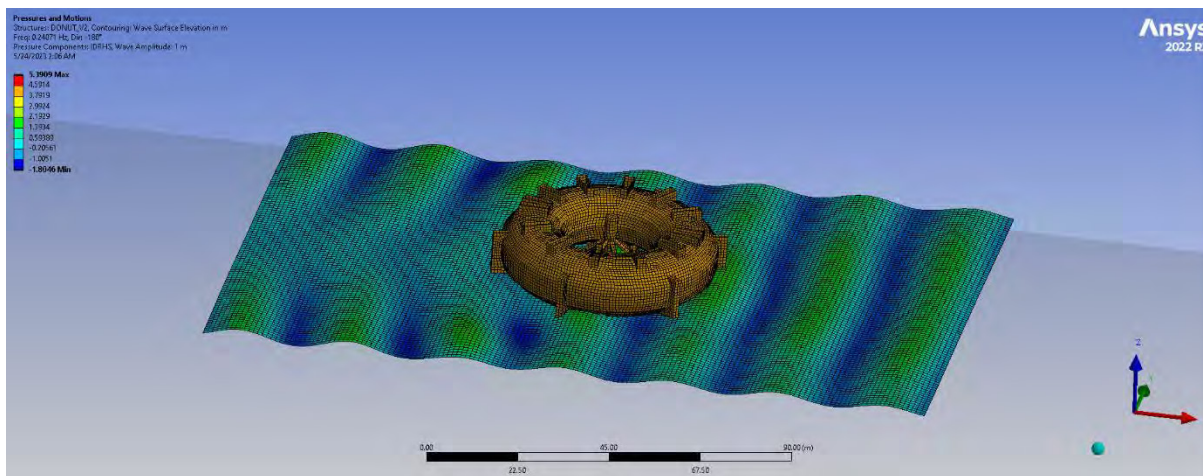


Hydrostatic Stiffness				
Center of Gravity (CoG) Position:	X:	0. m	Y:	0. m
	Z:			6.1999998 m
Heave (Z):		5286943. N/m	RX	-18.031923 N/°
Roll (RX):		-1033.1531 N.m/m		-9.8217058 N/°
Pitch (RY):		-562.74231 N.m/m		1725.5852 N.m/°
				18276426 N.m/°
Hydrostatic Displacement Properties				
Actual Volumetric Displacement:		146.07889 m ³		
Equivalent Volumetric Displacement:		497.92194 m ³		
Center of Buoyancy (CoB) Position:	X:	-3.081e-4 m	Y:	-6.6231e-5 m
Out of Balance Forces/Weight:	FX:	2.226e-10	FY:	-1.2469e-9
Out of Balance Moments/Weight:	MX:	-1.9705e-5 m	MY:	9.04e-5 m
			MZ:	-2.683e-10 m
Cut Water Plane Properties				
Cut Water Plane Area:		525.96893 m ²		
Center of Floatation:	X:	1.0644e-4 m	Y:	-1.9542e-4 m
Principal 2nd Moments of Area:	X:	105100.81 m ⁴	Y:	105120.77 m ⁴
Angle between Principal X Axis and Global X Axis:		49.911797°		
Small Angle Stability Parameters				
	<i>with respect to Principal Axes</i>			
CoG to CoB (BG):		6.3848758 m		
Metacentric Heights (GMX/GMY):		713.09491 m		713.23157 m
CoB to Metacentre (BMX/BMY):		719.4798 m		719.61646 m
Restoring Moments (MX/MY):		18274970 N.m/°		18278472 N.m/°

Figur 85: Hydrostatisk analyse; vedlikeholdskondisjon

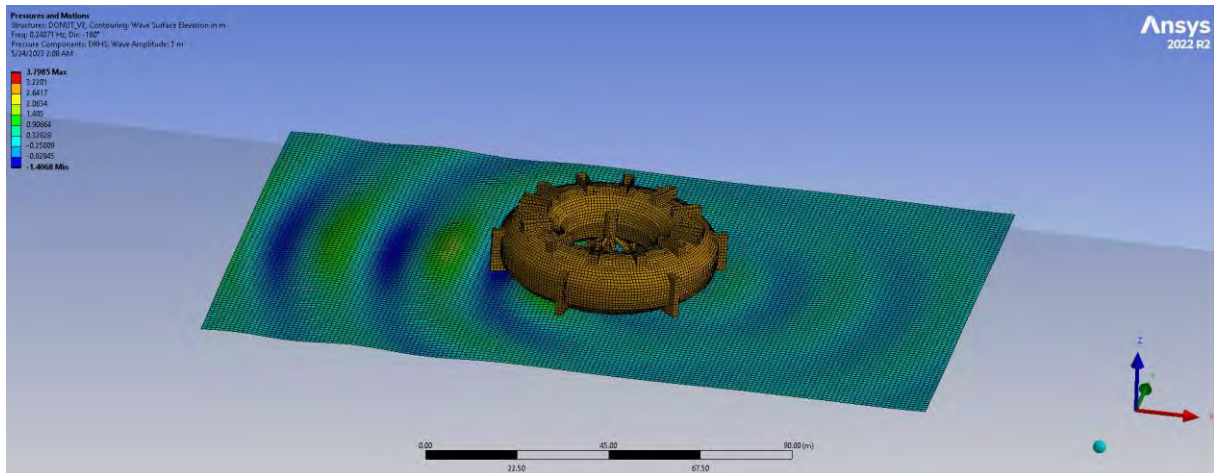
9.3 Bevegelser og krefter

Det gjøres igjen en hydrodynamisk diffraksjonsanalyse med bølgeinput og bølgefrequenser tilsvarende som angitt for fullast og dellast. Fra diffraksjonsanalysen kan vi animere bølgebevegelse mot Marine Donut. Se eksempel i Figur 86 for 1 m bølge med periode omkring 4.15 s hvor bølgen kommer fra -180 grader, dvs. langs x-aksen. Det er bølgehøyden som plottes, og her kan man se dempningen av påsatt bølge nedstrøms Marine Donut.



Figur 86: Bølgebevegelse ved passering av Marine Donut i vedlikeholdsposisjon

Om vi utelater bølgekomponenten «incident wave» så ser vi lettere hvordan donut-en reflekterer bølgebevegelsen og hvordan bøyning av bølge påsatt foregår ved passering av Marine Donut, se Figur 87.

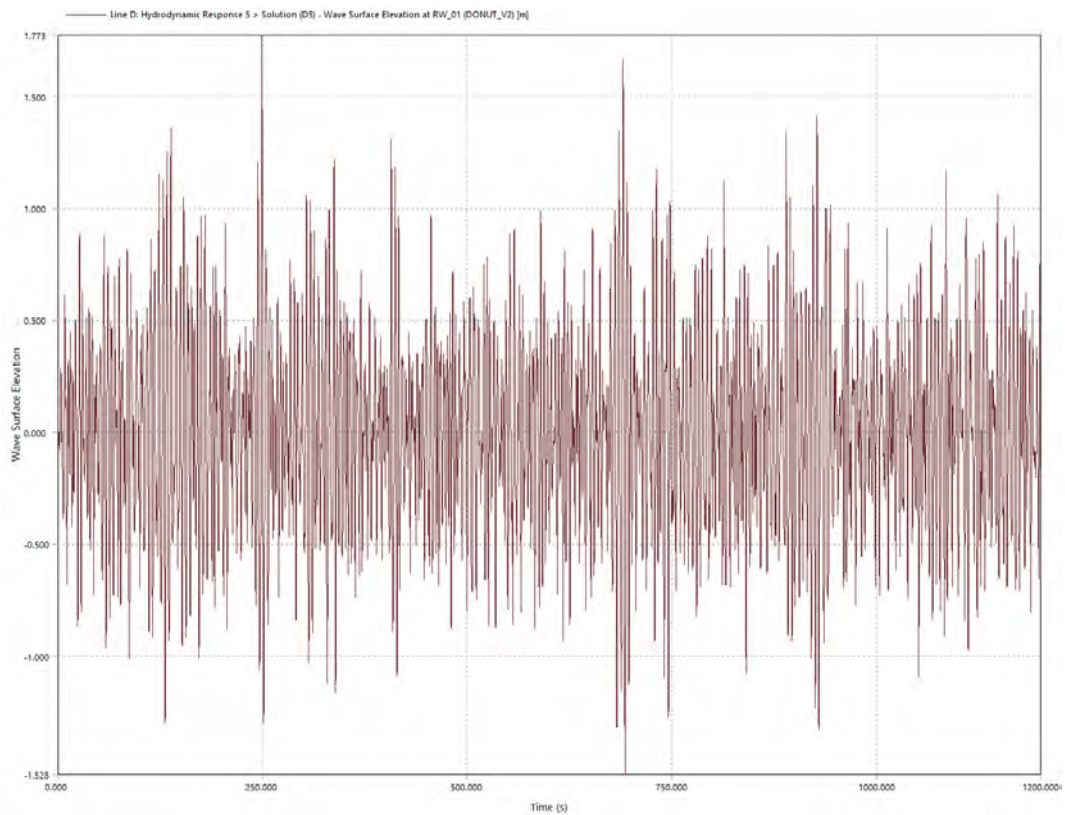


Figur 87: Diffraksjon- og strålingsbølgekomponentene isolert

En irregulær bølge med hovedretning fra 45 grader og med $H_s=1,8$ m og $T_p=5$ s blir påført strukturen i en tidsresponsanalyse, iht. designkravet. Resulterende bølgehøyde for de simulerte 1200 sekundene, hvor referansepunktet er bølgemåler RW_01, er vist i Figur 88.

Minimums- og maksimumsverdiene for de ulike frihetsgradene $\dot{x}$, $\dot{y}$, $\dot{z}$, $\dot{\theta}$, $\dot{\phi}$ og $\dot{\psi}$ over simulerte 1200 s er angitt i Figur 89. Som det fremgår av resultatene så øker bevegelsene sammenlignet med dellast. Dette er som forventet, da Marine Donut nå er mye lettere (uten vann inni) og at vi også har påført en noe større bølge.

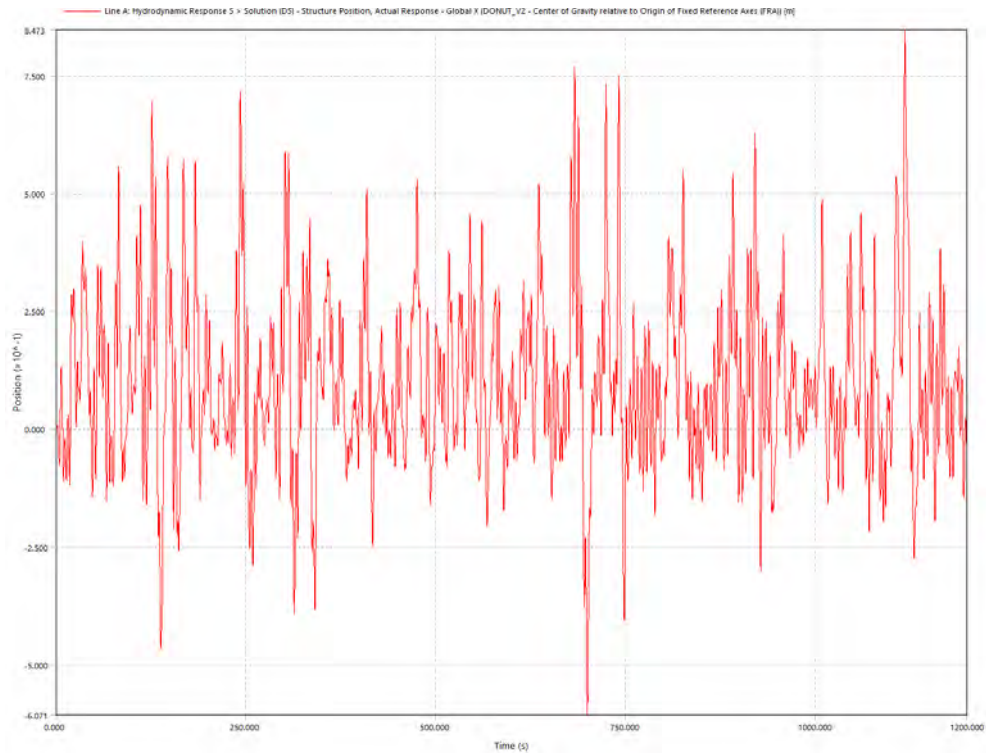
Strukturens responskurver over simulerte 1200 s er vist for de ulike frihetsgradene i hhv. Figur 90, Figur 91, Figur 92 og Figur 93.



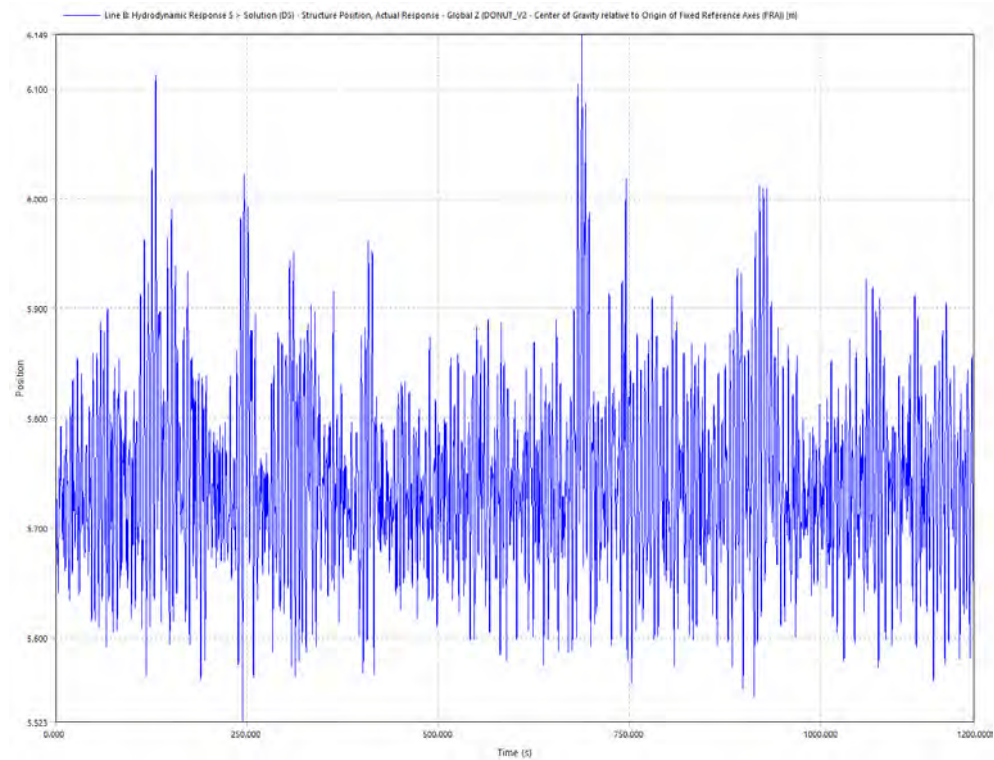
Figur 88: Bølgehøyde ved bølgemåler RW_01; Hs=1,8 m – Tp=5s (designkrav, vedlikeholdskondisjon)

Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)	Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global X	Component	Global Z
Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)	Reference Point	Center of Gravity (DONUT_V2)
Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)	Motion Relative To	Origin of Fixed Reference Axes (FRA)
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	699.70001 s	Abscissa (X) Position of Minimum	244 s
Abscissa (X) Position of Maximum	1118.20007 s	Abscissa (X) Position of Maximum	687.60004 s
Minimum Value	-0.60711 m	Minimum Value	5.52309 m
Maximum Value	0.84727 m	Maximum Value	6.14943 m
Details of Structure Position, Actual Response		Details of Structure Position, Actual Response	
Name	Structure Position, Actual Response	Name	Structure Position, Actual Response
Line Inputs		Line Inputs	
Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)	Result Source	Hydrodynamic Response 5 > Solution (D5)
Structure	DONUT_V2	Structure	DONUT_V2
Type	Structure Position	Type	Structure Position
SubType	Actual Response	SubType	Actual Response
Component	Global RY	Component	Global RZ
Line Values		Line Values	
Abscissa (X) Position of Minimum	933.40002 s	Abscissa (X) Position of Minimum	1130.5 s
Abscissa (X) Position of Maximum	936.5 s	Abscissa (X) Position of Maximum	130.5 s
Minimum Value	-2.07773°	Minimum Value	-0.13411°
Maximum Value	1.75053°	Maximum Value	0.18771°

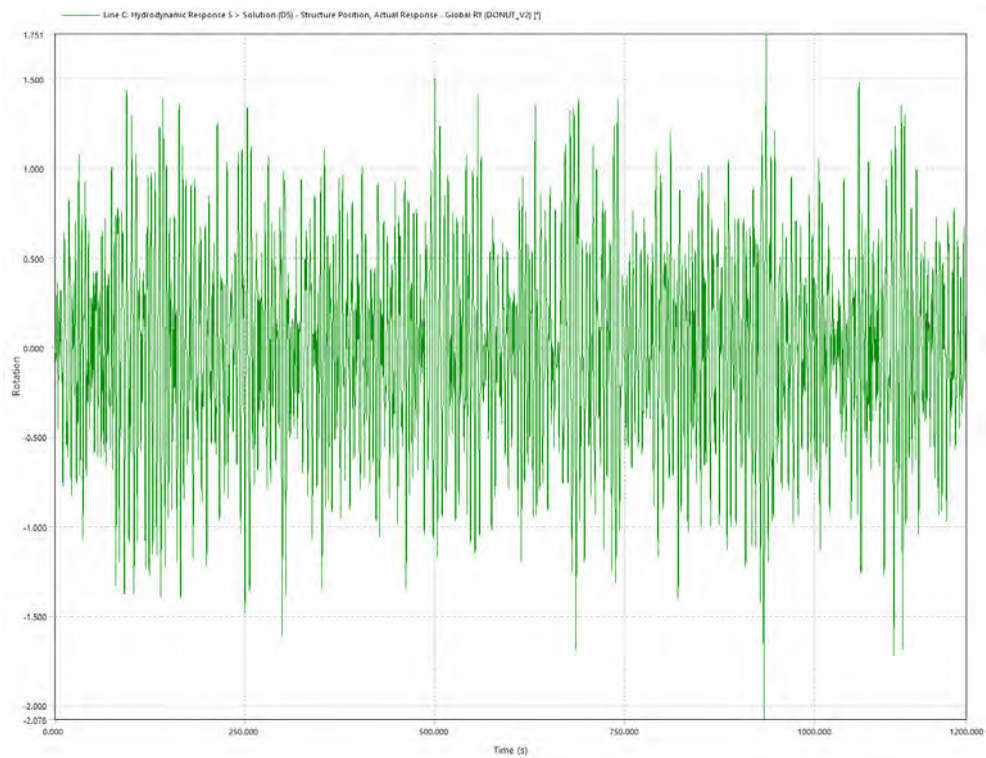
Figur 89: Strukturresponser i jag, hiv, stamp og gir; Hs=1,8 m – Tp=5 s (vedlikeholdskondisjon)



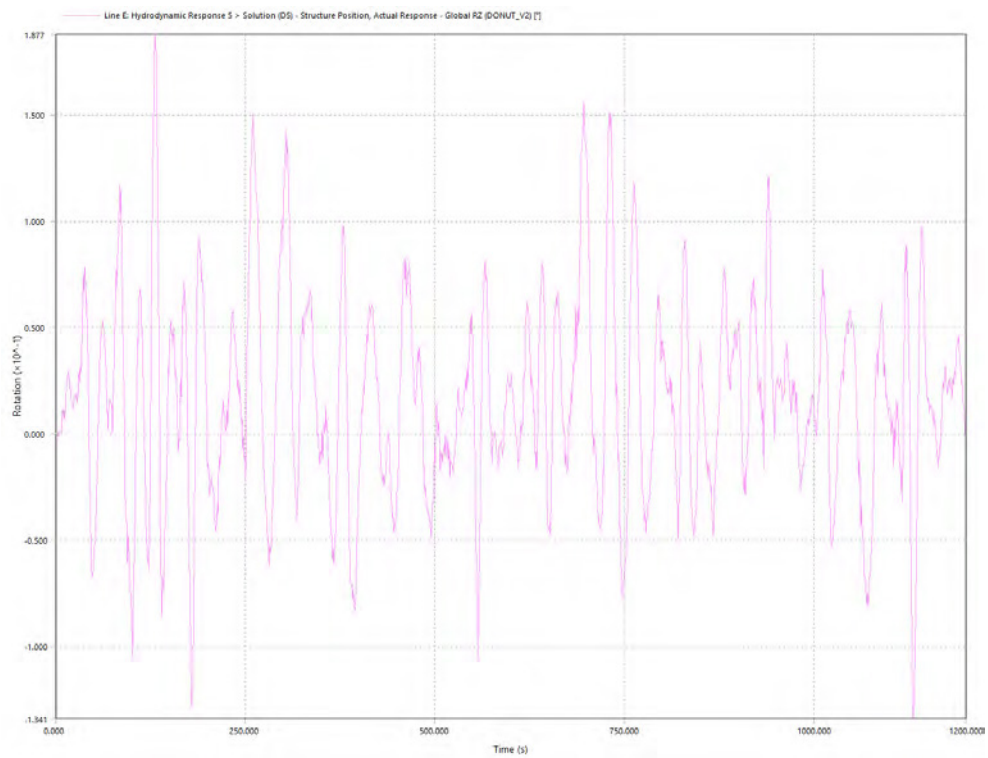
Figur 90: Vedlikeholdskondisjon; respons – jag



Figur 91: Vedlikeholdskondisjon; respons – hiv



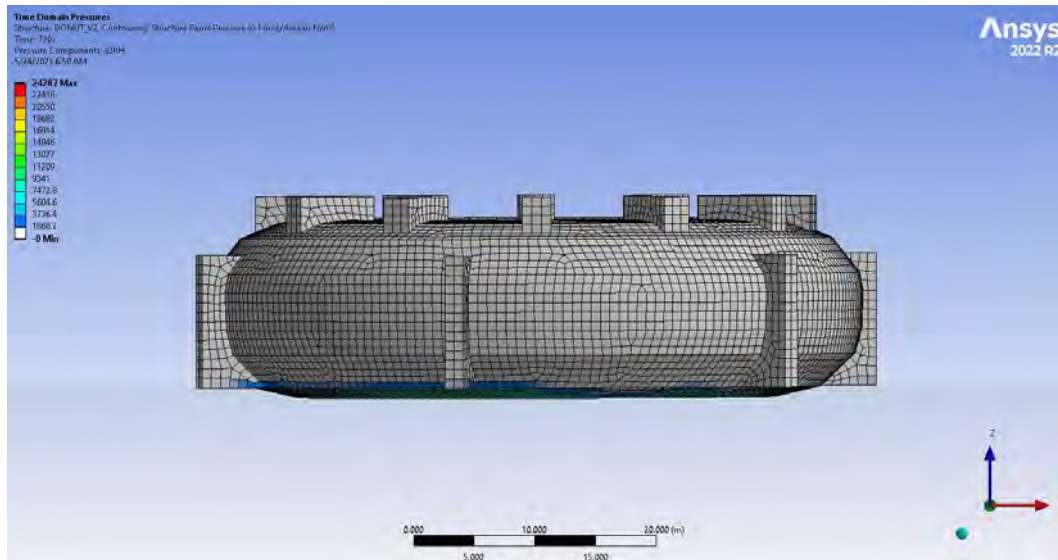
Figur 92: Vedlikeholdskondisjon; respons - stamp



Figur 93: Vedlikeholdskondisjon; respons – gir



Figur 94 viser det hydrodynamiske trykket ved tid 720 s fra simuleringen med $H_s=1,8$ m og $T_p=5$ s. Som tidligere så ble løsningen herfra overført til FEA-analyse i ANSYS og videre bearbeiding hos Stressman Engineering for mapping av de hydrodynamiske lastene på strukturen.



Figur 94: Hydrostatisk trykk (Pa) etter 720 s; $H_s=1,8$ m – $T_p=5$ s (designkrav, vedlikeholdskondisjon)



10 STABILITETSVURDERING

10.1 Introduksjon

Som nevnt i kapittel 2.3 må vi kjenne til likevektstilstanden eller normalsituasjonen til en flytende struktur og NS9415:2021 stiller også krav til at flyteevne og stabilitet dokumenteres for havbruksanlegget. Det har vært utfordrende å finne konkrete stabilitetskrav for flytende oppdrettsanlegg, så her har det vært gjort en samlevurdering.

I kapittel 10.2 diskuteres den generelle stabiliteten og flyteevnen til Marine Donut, med henvisning til normalsituasjon og basert på beregninger utført og dokumentert i tidligere kapitler for de ulike kondisjonene.

Kapittel 10.3 omhandler krengeprøven utført og endring i krengningsvinkel ved forskyvning av vekt om bord. I tillegg omtales en noe mindre akademisk krengeprøve utført i sjø for 1/10 modellen i kapittel 10.4, hvor skjevlasten(e) diskuteres.

Basert på de definerte skjevlastene gjøres det beregninger for ulike situasjoner som beregnes og dokumenteres i de neste kapitlene.

10.2 Normalsituasjon

Så lenge Marine Donut bryter væskespeilet er det rimelig at den er svært stiv pga. stort arealtreghetsmoment. For fullast, dellast og vedlikeholdsposisjon finner vi arealtreghetsmomentene listet i hhv. Figur 29, Figur 47 og Figur 85. Som forventet er arealtreghetsmomentet høyest for dellast, hvor vannlinjearealet er størst, dette pga. utformingen til Marine Donut. Konklusjonen er uansett at det skal mye til for å velte den.

Høye metasenterhøyder utregnet for dellast og for vedlikeholdsposisjon er et uttrykk for stabilitet, samtidig som dette gjør at man kan forvente nokså store akselerasjoner. Sjøegenskapene beregnet og dokumentert i foregående kapitler viser imidlertid at bevegelsesmønsteret er akseptabelt.

De høye opprettingsmomentene beregnet for de ulike kondisjonene uttrykker kraftparet i forbindelse med krenkning hvor du får økt dypgang på én side og motsatt på den andre siden.

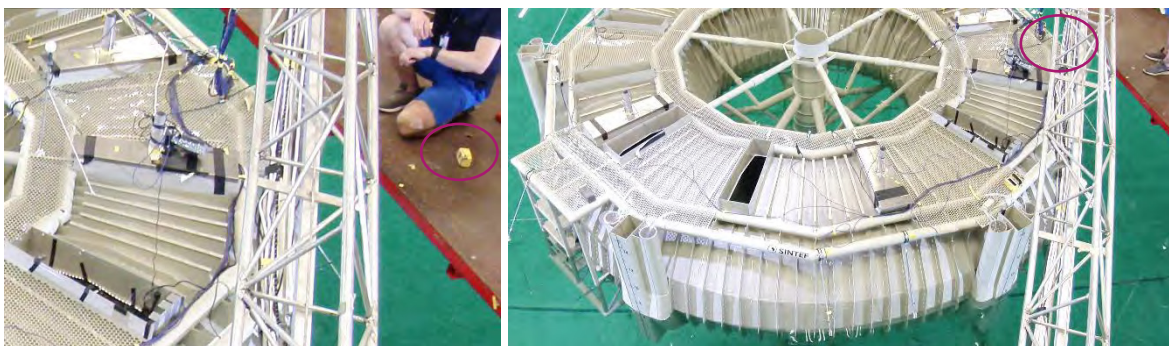
NS9415:2021 kap. 12 henviser til at man bør dokumentere stabiliteten vha. GZ-kurven. Dessverre så kan ikke AQWA plote denne direkte. Basert på ingeniørmessige betraktninger er det likevel mulig å dokumentere stabiliteten til konstruksjonen. Ved påsatt skjevbelastning på 120 tonn, dokumentert for dellast i kapittel 10.6 for Marine Donut en krengevinkel $< 10^\circ$. Denne skjevlasten er 2xberegnet ulykkeslast iht. NS9415:2021 (som også er et konservativt anslag for skjevlast). Sammen med betraktninger om det store arealtreghetsmomentet og gjenreisningsmomentene til strukturen anses dette som bevisførsel for at det vil være tilnærmet umulig å vippe Marine Donut rundt.

10.3 Krengeprøve

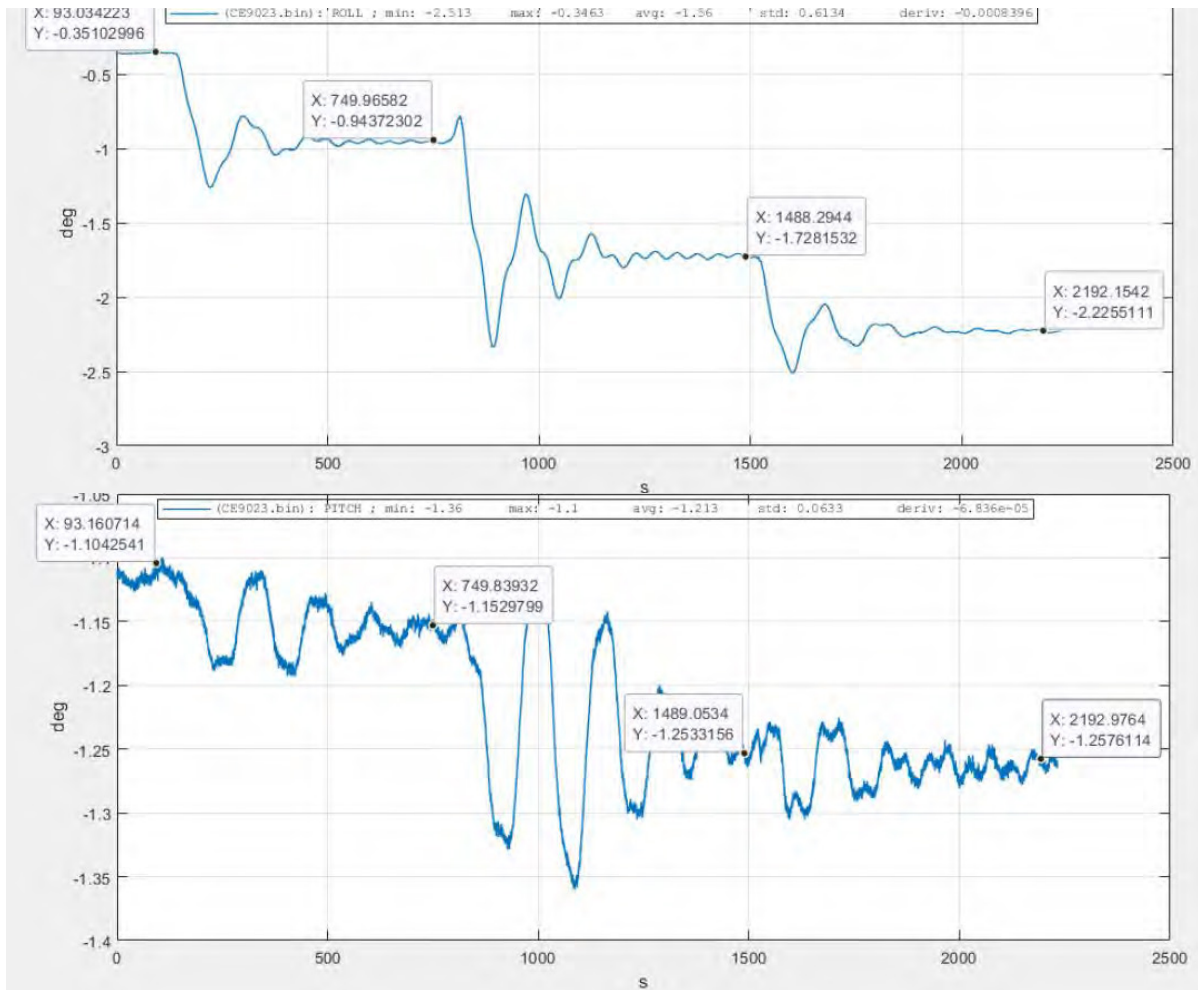
Som tidligere nevnt så ble det ifm. Sintefs bassengtester utført en tradisjonell krengeprøve hvor det ble lagt på 5 tonn i 3 runder. Dette ble gjort for dellast. Loddet (gul kloss) vises i Figur 95, hvor også cirka plassering av vekter er markert.

Det er altså noe uklart eksakt hvor denne vekten ble plassert, men basert på loggingen av rull og stamp i Figur 96 ser det ut til at plassering er hovedsakelig langs y-aksen og ut mot kanten av donut-en. En forskyvning langs x-aksen gir imidlertid også krenge i frihetsgraden stamp. Endring av dypgangen ettersom den ekstra vekten legges på er angitt i Figur 97.

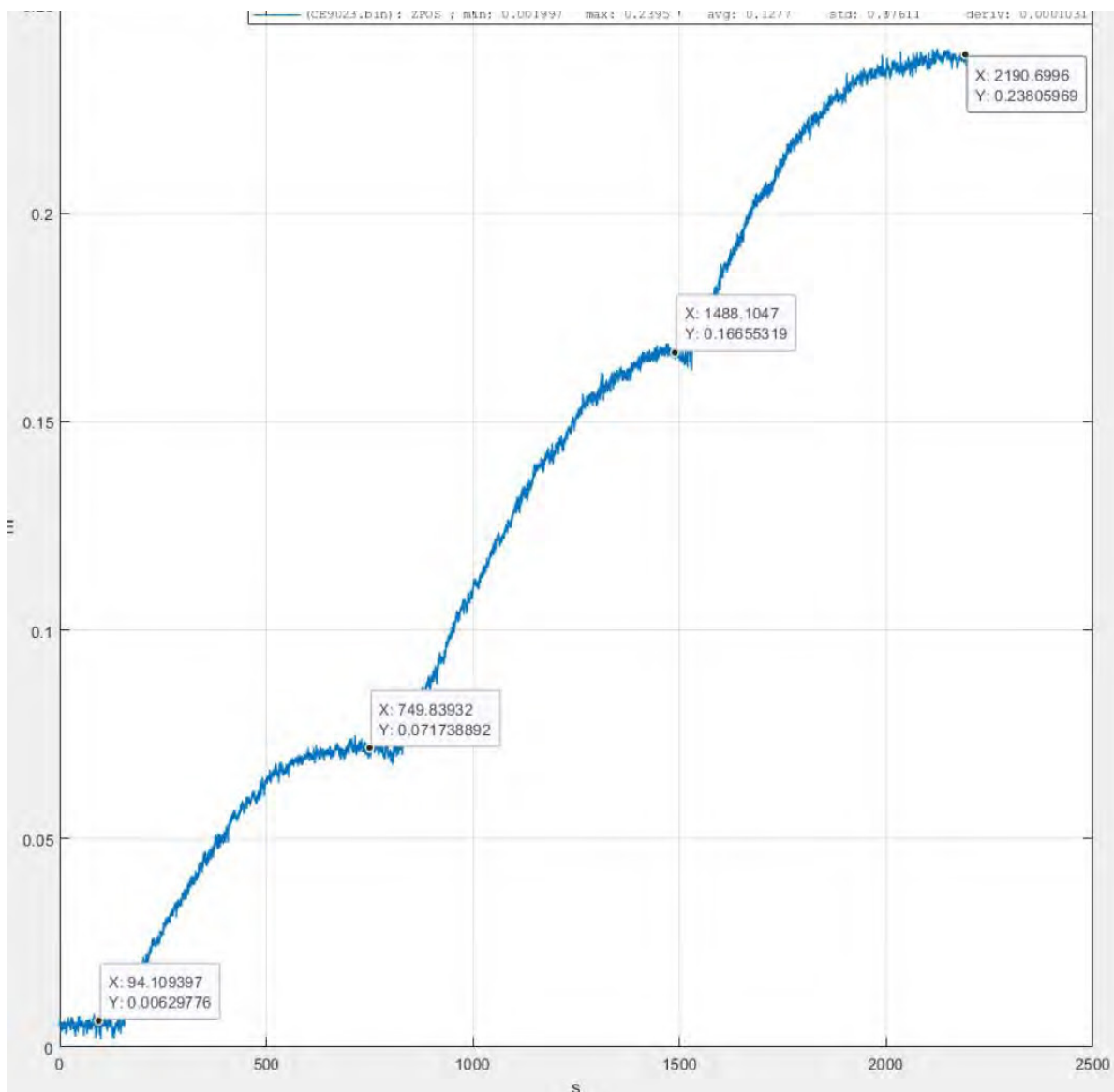
Som det fremgår av loggingene så vil krengevinkelen til donut være i størrelsesorden 2.22 grader ved en skjevbelastning på 15 tonn. Loggekurven for rull viser også hvordan vinkelendringen avtar med økende skjevbelastning, ettersom strukturen dyttes lenger ned og oppdriftskraften øker.



Figur 95: Krengeprøve, utførelse ved Sintef – utklipp fra videomateriale fra run 9023 (dellast)



Figur 96: Krengeprøve, logging av rull og stamp bevegelsene [4]



Figur 97: Krengeprøve, logging av dypgangen [4]

10.4 Skjevbelastning

I tillegg til normalsituasjon skal det også gjøres en vurdering av hvordan stabiliteten blir ved en forskyvning av tyngdepunktet basert på å påføre ekstra vekt på en side av Marine Donut. Krengeprøven omtalt i forrige kapittel svarer delvis for dette. I dette kapittelet vil imidlertid skjevbelastningslastene diskuteres. Som nevnt ble det benyttet en skjevlastvekt opp mot 15 tonn i Sintefs krengeprøve.

En mindre akademisk test har også blitt utført i sjø for 1/10 modellskala av Marine Donut. Som kjent hadde ikke denne modellen skott i ballastsystemet, slik at ballastvann fra motstående side fritt kunne samles i den siden man la på vekt. I tillegg ble Marine Donut trykket ned på ene siden av to personer, se illustrert i Figur 98. Bildet viser en betydelig større krengevinkel enn funnet i

Sintefs modellforsøk (dog uten faktisk måling), men påført skjevbelastning kan heller ikke sies å være relevant som ulykkeslast.



Figur 98: Krengeprøve ifm. utvidet testing hos Bluegreen Fusion

NS9415:2021 kap. 9.1.6.4 viser spesielt til at man skal dokumentere effekten av tap av oppdrift, f.eks. ved kollaps av flyteelement [1]. Verste tenkelige scenario ift. skjevfordeling vekt har blitt vurdert å være tap av oppdrift i ett av kamrene i flyterøret/kragen (ca. 16 tonn) på samme side som plassering av kontrollcontainer (5,5 tonn). I tillegg er all is fra sjøsprøyt på denne siden av donut-en. Med henvisning til Design basis, også beskrevet i kapittel 4.1, har ismengden blitt beregnet til maksimalt 33,6 tonn. Summert gir dette en ulykkeslast omkring 55,1 tonn.

Med henvisning til krengeprøven hos Sintef og antagelse om lineær krengeing, hvilket ikke vil skje pga. økt oppdrift, så tilsvarer dette at vi kan oppnå en krengevinkel på ca. 8 grader.

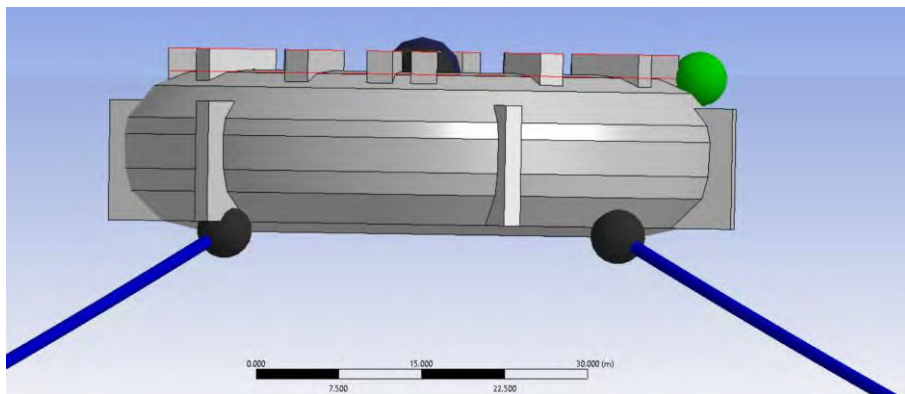
I forbindelse med vanntømming/fiskelevering vil Marine Donut legges med kontrollert slagside (som beskrevet i Design basis [12]), og sjøegenskapene i denne situasjonen skal også dokumenteres. Basert på vekt- og oppdriftsregnskap angitt av Bluegreen vil skjevlasten fra ett kammer (1/6 av ballastsystemet) tilsvare ca. 53 tonn (dvs. vekten av Ø900 og Ø1200 oppdriftsrør/forankringsrigg).

Beregninger har ikke blitt utført for begge verdier, siden estimatene for ulykkeslast og skjevlast ifm. fisketømming er såpass like. I tillegg til å vurdere skjevlasten med 53 tonn har imidlertid en ekstra beregning utført med 120 tonn blitt utført.

Skjevfordeling pga. begroing ble utelatt i ulykkeslasten på 53 tonn. Denne skal iht. Bluegreen's Design Basis være 20% av 91 tonn, dvs. 18 tonn. Det er ingen grunn til å tro at all groe kun vil skje på én side, og at dette er samme side som tap av oppdrift i flytekragens kammer, kontrollcontainer og hvor all is fra sjøsprøyt legger seg. Likevel, om det skulle være slik, og ulykkeslasten øker med 18 tonn fra 53 tonn, så er det fortsatt så god margin på beregningen for både full- og dellastkondisjon at det anses unødvendig å kjøre en ny simulering med 18 tonn ekstra.

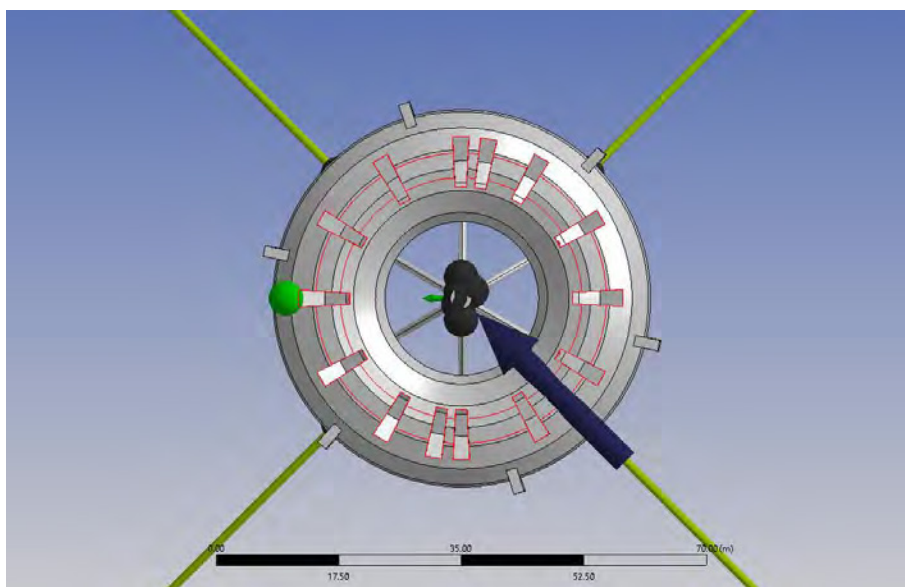
10.5 Skjevlast - Fullast

Figur 99 viser hvordan Marine Donut krenger i fullast-kondisjon når en ekstra masse på 53 tonn plasseres ytterst på ringen (lokasjon angitt ved grønn kule). Som forventet oppstår kun en liten krengevinkel.



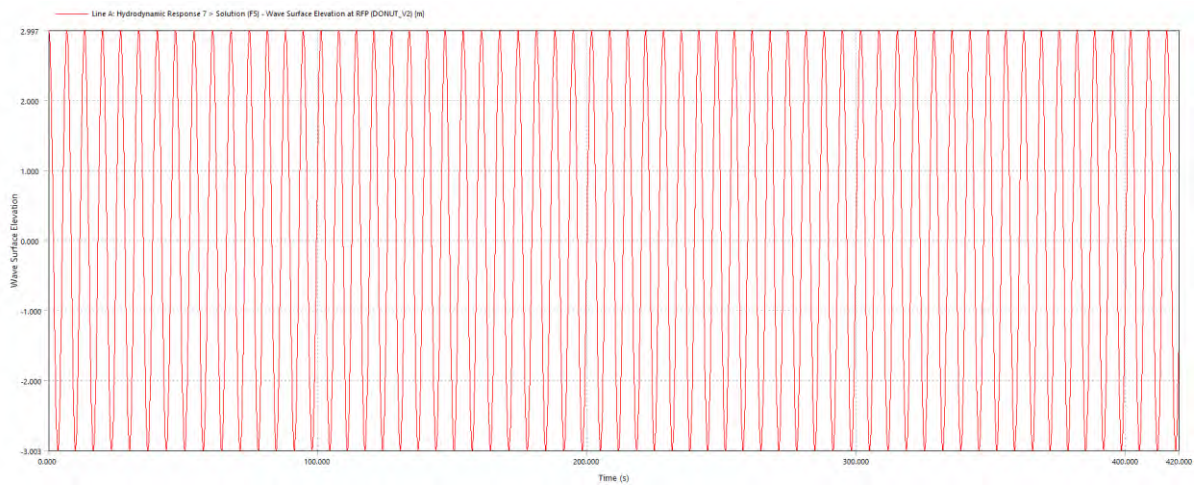
Figur 99: Fullast med ulykkeslast á 53 tonn (plassert ved grønn kule)

En regulær bølgeamplitude på 3 m⁶ og periode på 6,7 s påføres den skjevlastede Marine Donut fra 45 graders vinkel (langs den ene kabelen), illustrert i Figur 100. Bølgehøyden er vist i Figur 101.

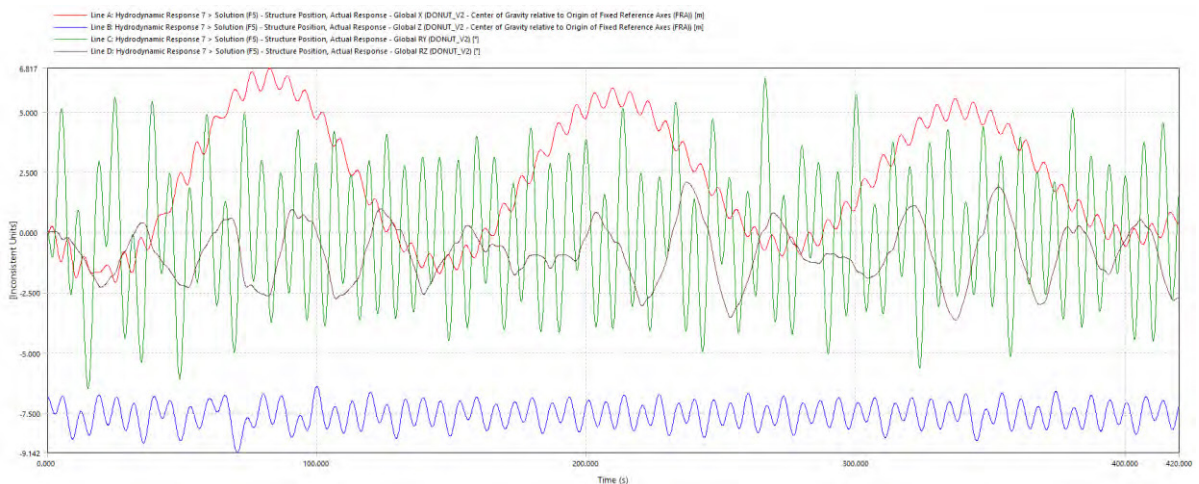


Figur 100: Indikasjon for bølgeretning 45 grader (skjevlast plassert ved grønn kule)

⁶ Dvs. en forhøyet Hs=3m, siden Hmax for den regulære bølgen tilsier 2,7 m

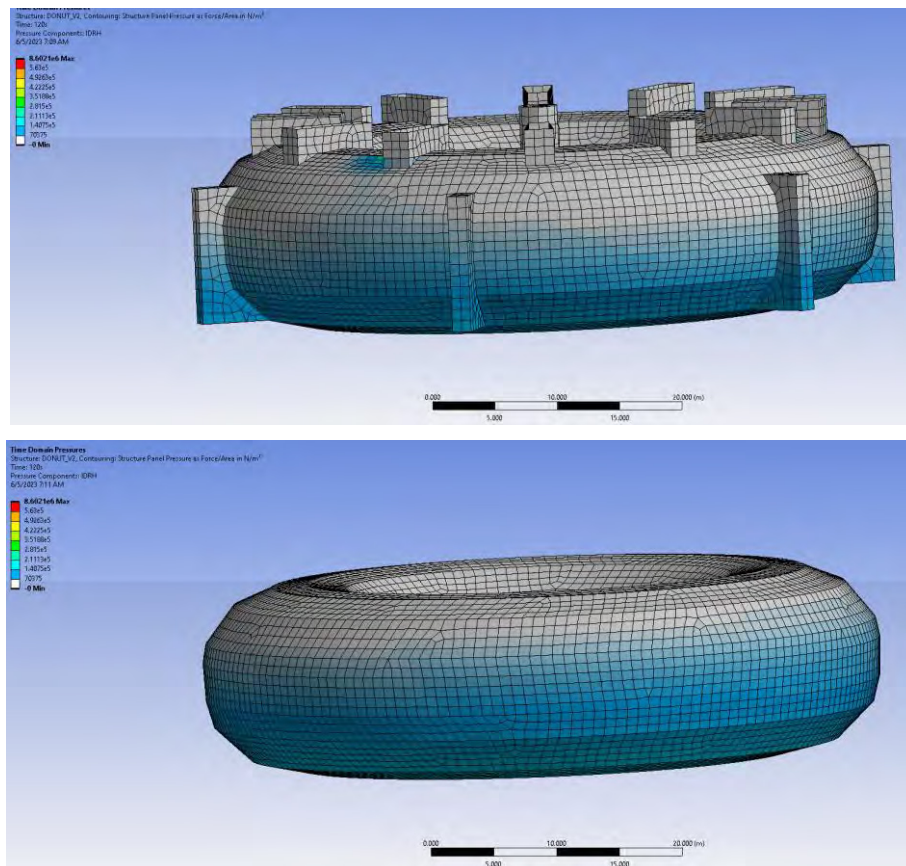


Figur 101: Bølgehøyden for regulær bølge med bølgeamplitude på 3 m – periode 6,7 s



Figur 102: Strukturresponser for frihetsgradene jag, hiv, stamp og gir for en regulær bølge med bølgeamplitude på 3 m – periode 6,7 s

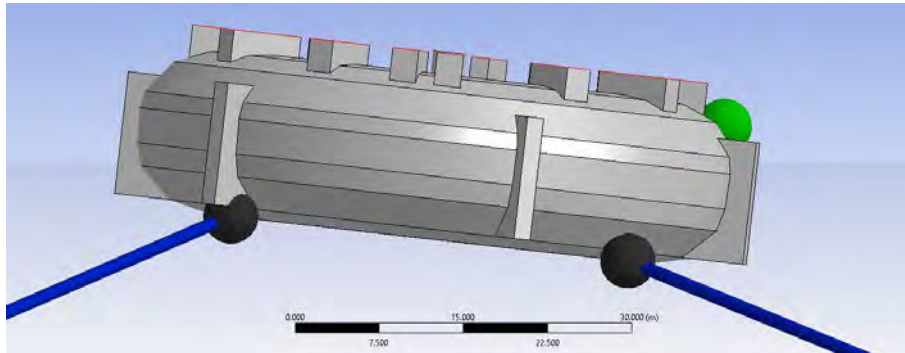
Skjevlasten fører til at noe høyere krefter påføres donut-en på den siden pga. økt grad av overskylling. Dette er illustrert i Figur 103. Som nevnt ble beregningen satt med ytterligere konservativ H_s , med en bølgeamplitude på 3 m.



Figur 103: Hydrodynamisk trykk (Pa) etter 120 s – på strukturens utside og innside; regulær bølge med bølgeamplitude 3 m – $T_p=6,7$ s

10.6 Skjevlast - Dellast (halvt hevet) - fiskeleveringskondisjon

Figur 104 viser hvordan Marine Donut krenger i dellast-kondisjon når en ekstra masse på 120 tonn plasseres ytterst på ringen (lokasjon angitt ved grønn kule). Som tidligere diskutert er dette en skjevbelastning som går utover hva ulykkeslast tilsvarer. Denne ble beregnet til 55,1 tonn. Likevel er det interessant å merke seg at selv ved denne skjevbelastningen er krengevinkelen til Marine Donut fortsatt godt under 10 grader.



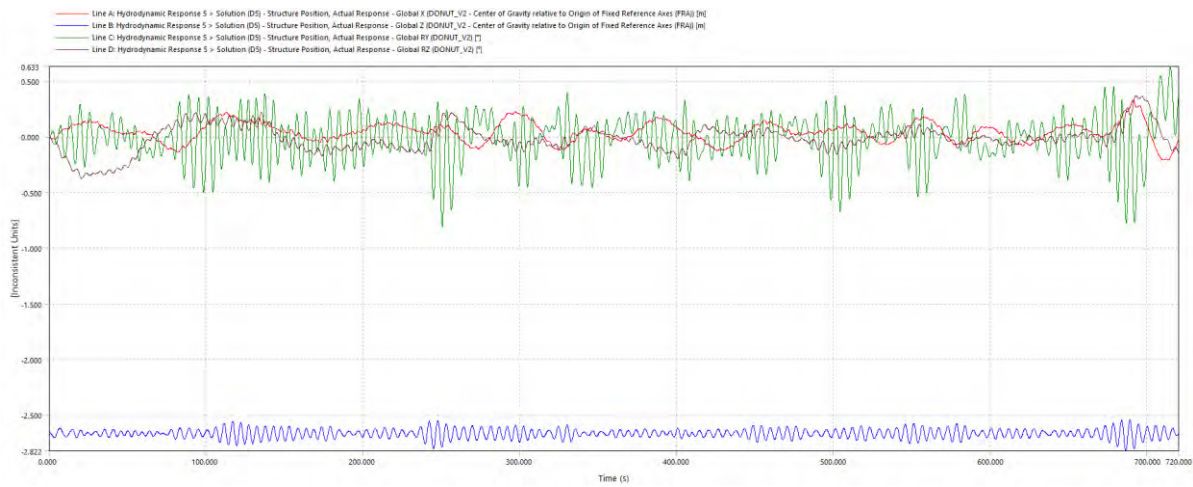
Figur 104: Dellast med skjevlast á 120 tonn (plassert ved grønn kule)

Fra den hydrostatiske analysen angitt i Figur 105 ser vi hvordan tyngdepunktet har forskjøvet seg mot skjevbelastningslokasjonen. Likevel vises en tilstrekkelig metasenterhøyde omkring 2.4 m, samt gjenopprettingsmomenter som angir høy stabilitet.

Hydrostatic Stiffness		with respect to Combined CoG				
Structure Center of Gravity (CoG) Position:	X:	0. m	Y:	2.8763182 m	Z:	0.1239501 m
Combined Center of Gravity (CoG) Position:	X:	-6.0628e-4 m	Y:	0.2855105 m	Z:	-2.5215471 m
		Z		RX		RY
Heave (Z):		19097634 N/m		-95165.906 N/°		-202.8968 N/°
Roll (RX):		-5452605. N.m/m		4298034. N.m/°		98.026535 N.m/°
Pitch (RY):		-11625.131 N.m/m		135.67796 N.m/°		4269425. N.m/°
Hydrostatic Displacement Properties						
Actual Volumetric Displacement:		9989.1602 m³				
Equivalent Volumetric Displacement:		10246.479 m³				
Center of Buoyancy (CoB) Position:	X:	-1.5217e-4 m	Y:	1.2994e-4 m	Z:	-2.8304286 m
Out of Balance Forces/Weight:	FX:	-2.9625e-8	FY:	2.4242e-8	FZ:	-2.5113e-2
Out of Balance Moments/Weight:	MX:	-0.2782148 m	MY:	-4.4153e-4 m	MZ:	-1.8109e-8 m
Cut Water Plane Properties						
Cut Water Plane Area:		1899.9187 m²				
Center of Floatation:	X:	2.443e-6 m	Y:	-1.5199e-6 m		
Principal 2nd Moments of Area:	X:	404229.81 m⁴	Y:	404238.03 m⁴		
Angle between Principal X Axis and Global X Axis:		1.5916963°				
Small Angle Stability Parameters		with respect to Principal Axes				
CoG to CoB (BG):		0.3088815 m				
Metacentric Heights (GMX/GMY):		2.4362307 m		2.4525564 m		
CoB to Metacentre (BMX/BMY):		2.7451122 m		2.7614379 m		
Restoring Moments (MX/MY):		4269424. N.m/°		4298034. N.m/°		

Figur 105: Hydrostatisk analyse; dellast – med skjevlast á 120 tonn

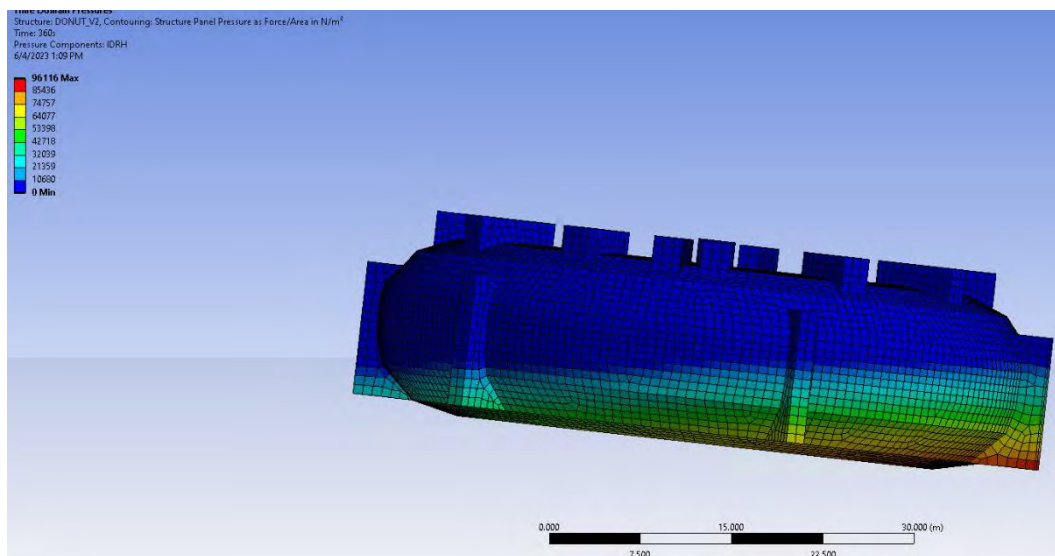
Sjøegenskapene til Marine Donut endres ikke dramatisk til det verre av skjevlasten på 120 tonn, se Figur 106 og Figur 107. Naturlig nok gir en skjevlast med høy vannstand på skjevlastede side et høyere trykk på den siden, se Figur 108.



Figur 106: Strukturresponser for jag, hiv, stamp og gir; dellast – med skjevløst á 120 tonn

Line A	
☐ Abscissa Position of Minimum	713.40002 s
☐ Abscissa Position of Maximum	690.90002 s
☐ Minimum Value	-0.20993 m
☐ Maximum Value	0.32837 m
Line B	
☐ Abscissa Position of Minimum	686.29999 s
☐ Abscissa Position of Maximum	688.90002 s
☐ Minimum Value	-2.82183 m
☐ Maximum Value	-2.5422 m
Line C	
☐ Abscissa Position of Minimum	250.5 s
☐ Abscissa Position of Maximum	714.70001 s
☐ Minimum Value	-0.81392°
☐ Maximum Value	0.63271°
Line D	
☐ Abscissa Position of Minimum	20.6 s
☐ Abscissa Position of Maximum	692.70001 s
☐ Minimum Value	-0.37501°
☐ Maximum Value	0.36996°

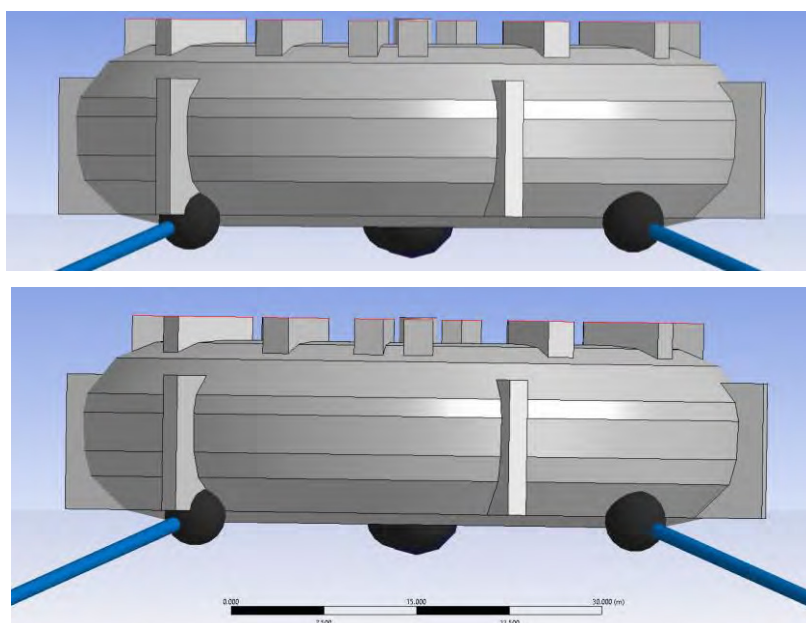
Figur 107: Strukturresponser i jag, hiv, stamp og gir; Hs=1 m – Tp=5 s (irregulær bølge, jfr. designkrav dellast) – med skjevløst på 120 tonn



Figur 108: Hydrostatisk trykk (Pa) etter 360 s; $H_s=1$ m – $T_p=5$ s (designkrav, dellast) – med skjevlast på 120 tonn

10.7 Skjevlast - Vedlikeholdskondisjon

Figur 109 viser hvordan Marine Donut krenger i vedlikeholdsposisjon når en ekstra masse på 53 tonn plasseres ytterst på ringen. Som forventet oppstår kun en ubetydelig krengevinkel. I samme figur er vist hvordan donut-en krenger med 120 tonn plassert (nederste bilde i Figur 109). Forskjellen er ikke stor.



Figur 109: Vedlikeholdsposisjon med ulykkeslast á hhv. 53 tonn (øvrste bilde) og 120 tonn (nederste bilde)

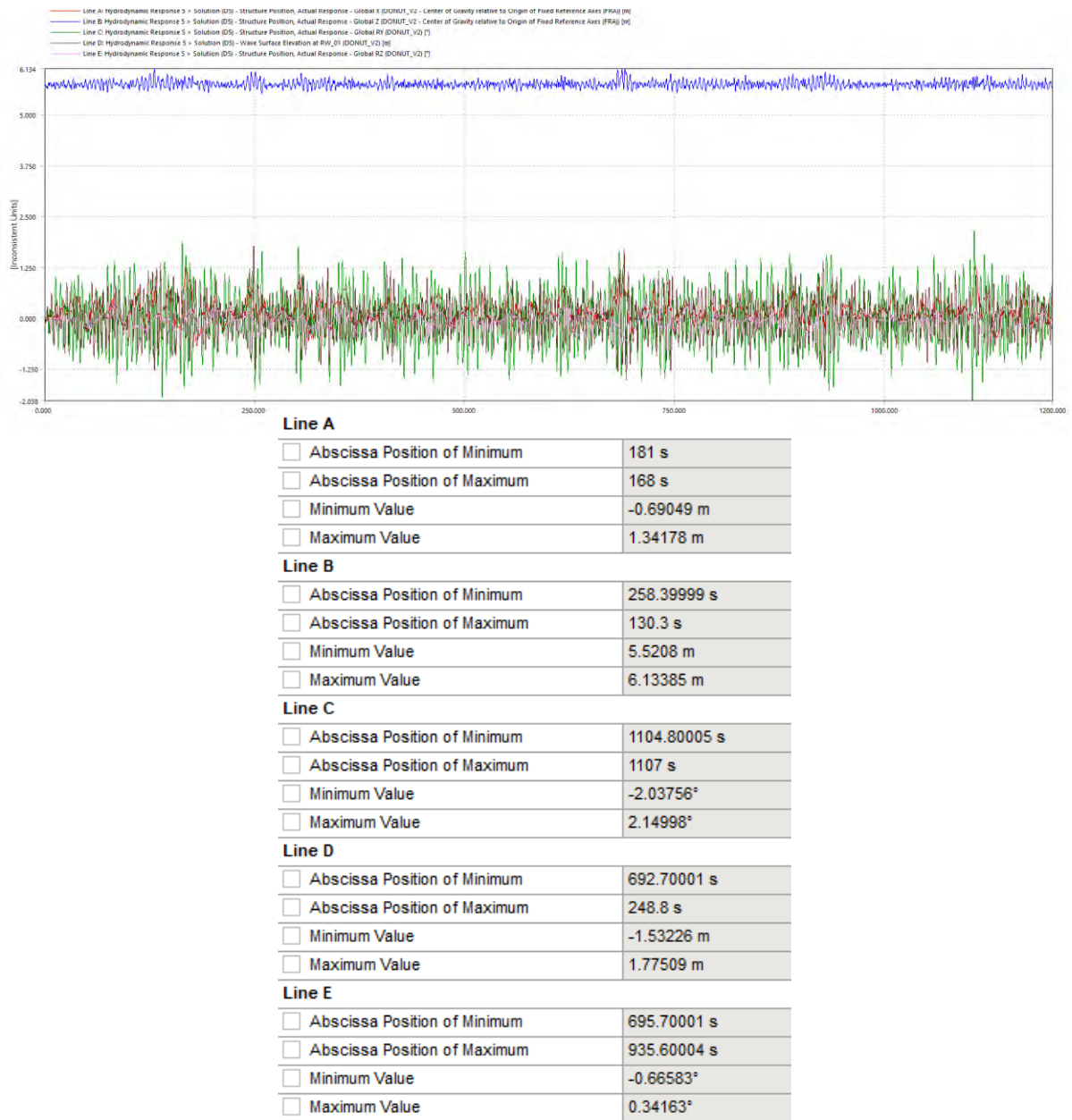


Som forventet forskyves tyngdepunktet med en ekstra masse á 53 tonn, se posisjon til CoG fra hydrostatisk analyse i Figur 110.

Hydrostatic Stiffness				
Center of Gravity (CoG) Position:	X:	0. m	Y:	2.351918 m
			Z:	6.2752614 m
		Z	RX	RY
Heave (Z):		5286943. N/m	-217040.28 N/°	-9.8358431 N/°
Roll (RX):		-12435492 N.m/m	18785598 N.m/°	1748.4141 N.m/°
Pitch (RY):		-563.55231 N.m/m	1748.4141 N.m/°	18274500 N.m/°
Hydrostatic Displacement Properties				
Actual Volumetric Displacement:		146.07893 m³		
Equivalent Volumetric Displacement:		549.62927 m³		
Center of Buoyancy (CoB) Position:	X:	-3.0842e-4 m	Y:	-6.485e-5 m
Out of Balance Forces/Weight:	FX:	2.5023e-9	FY:	-3.59e-11
Out of Balance Moments/Weight:	MX:	-0.6251034 m	MY:	8.2009e-5 m
			MZ:	-2.8641e-9 m
Cut Water Plane Properties				
Cut Water Plane Area:		525.96893 m²		
Center of Floatation:	X:	1.0659e-4 m	Y:	-1.9574e-4 m
Principal 2nd Moments of Area:	X:	105100.82 m⁴	Y:	105120.78 m⁴
Angle between Principal X Axis and Global X Axis:		49.890549°		
Small Angle Stability Parameters				
	with respect to Principal Axes			
CoG to CoB (BG):		6.4601412 m		
Metacentric Heights (GMX/GMY):		713.01953 m		713.15613 m
CoB to Metacentre (BMX/BMY):		719.47968 m		719.61627 m
Restoring Moments (MX/MY):		18273046 N.m/°		18276546 N.m/°

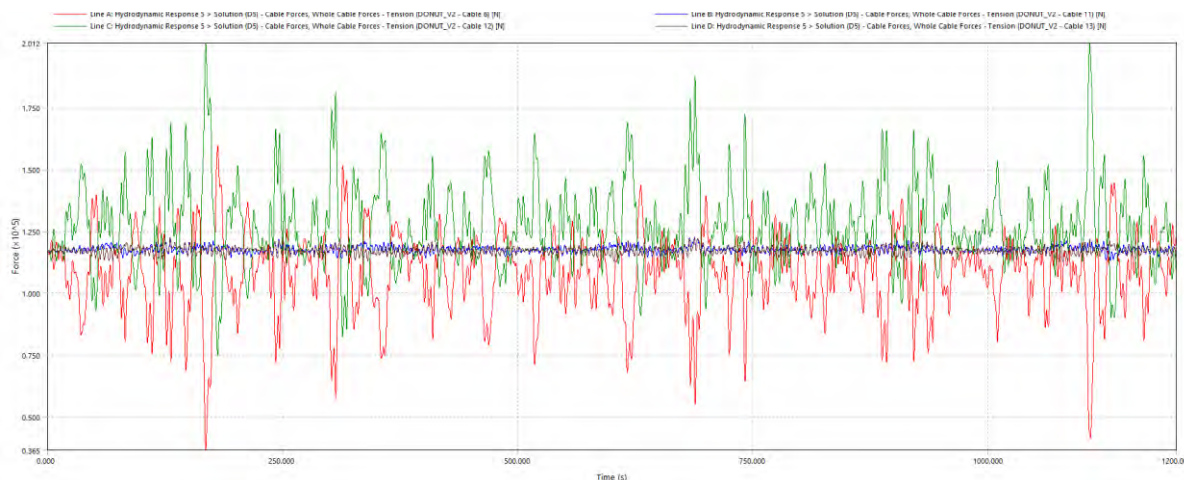
Figur 110: Hydrostatisk analyse; vedlikeholdskondisjon – med skjevlast á 53 tonn

Bevegelsene til Marine Donut har økt noe, men er fortsatt innenfor akseptable grenser, se Figur 111.



Figur 111: Strukturresponser i jag, hiv, stamp og gir, i tillegg til bølgehøyden (Line C); Hs=1,8 m – Tp=5 s (vedlikeholdskondisjon)

Kreftene som virker på de fire kablene som holder modellen er vist i Figur 112, over en simuleringstid på 1200 s.



Figur 112: Krefte (N) som virker på de fire kablene for $H_s=1,8$ m – $T_p=5$ s (designkrav, vedlikeholdskondisjon)

10.8 Stabilitetskrav og vanntett integritet

NS9415:2021 stiller noen konkrete krav til stabilitet for flåte, ref. kap. 12 [1]. Med bakgrunn i konstruksjonens utforming så er ikke disse nødvendigvis egnet til formålet. Kapittel 11 i NS9415:2021 stiller også krav til Marine Donut, i forbindelse med krav til dokumentasjon av flytere. Her rettes et spesielt fokus på at MD må ha tilstrekkelig vanntett integritet, slik at utilsiktet vanninntrengning unngås. Her dukker også hovedhensikten med NS9415:2021 opp, med et uttalt krav om at flytere må prosjekteres for å ha tilstrekkelig stabilitet og for å unngå rømming av fisk.

Siden det ikke eksisterer noen beskrevne, egnede krav i NS9415:2021 så vil simuleringsresultatene for skjevlast-tilfellene benyttes for å definere disse. Tabell 8 gir en oversikt over de oppnådde krengevinkler for de ulike kondisjonene og ekstremtilfellene som er undersøkt.

Tabell 8: Oppnådde krengevinkler fra utførte simuleringer

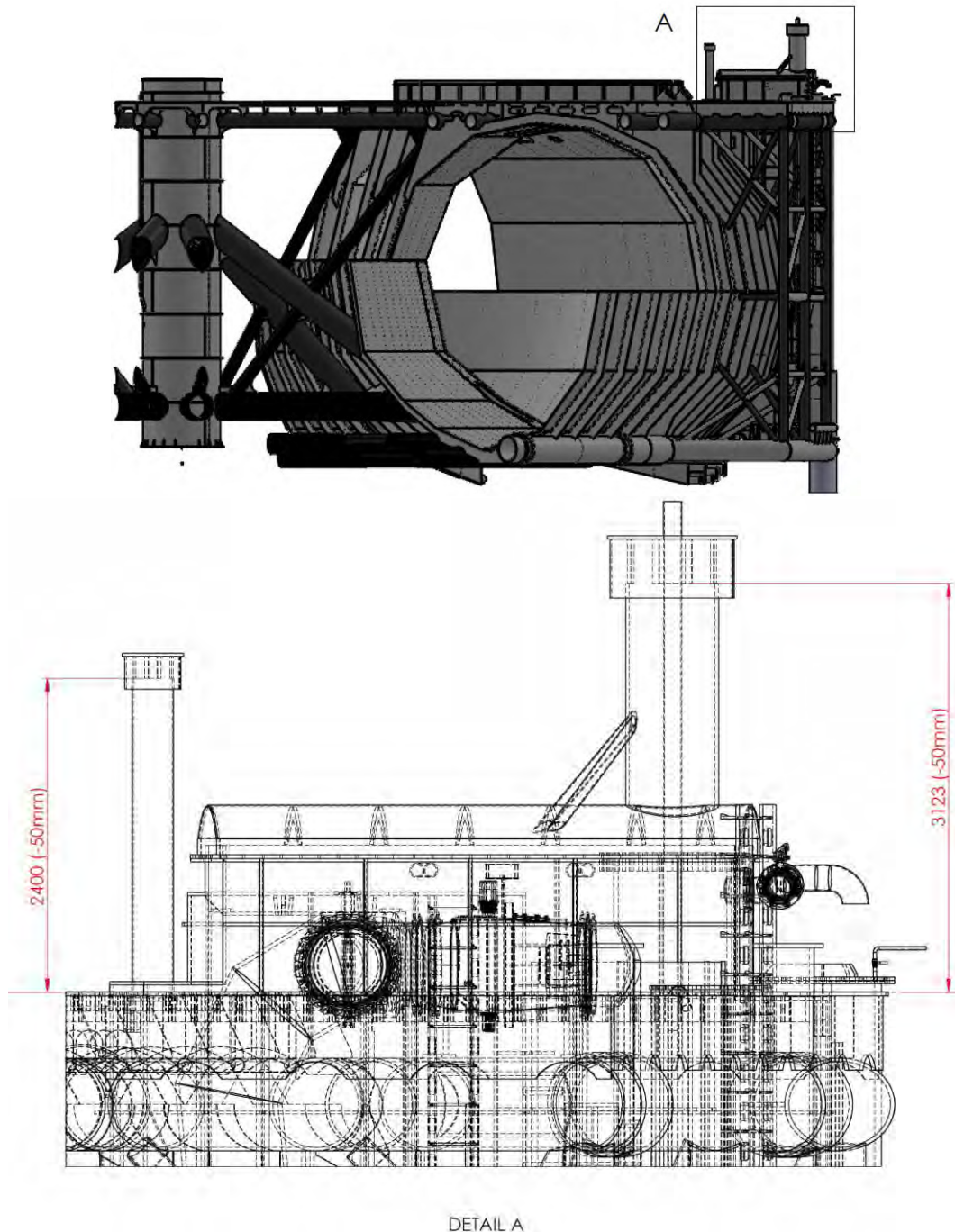
Kondisjon	Skjevlast (tonn)	Krengevinkel (grader)	Skjevlastvurdering
Drift/Fullast	53	~2	Skjevfordelt ekstra masse á 53 tonn
Fiskelevering/Dellast	120	~7	Skjevfordelt ekstra masse á 120 tonn
Vedlikehold	53	~0.1	Skjevfordelt ekstra masse á 53 tonn
	120	~0.2	Skjevfordelt ekstra masse á 120 tonn

Vi ser at for fullast så oppnår MD akseptable strukturresponser for en skjevlast på 53 tonn og en tilhørende krengevinkel på ca. 2 grader. For dellast og en skjevlast på 120 tonn får MD en krengevinkel på ca. 7 grader. Fortsatt viser strukturresponsene akseptable utslag for bevegelsesmønsteret, se henholdsvis Figur 102 og Figur 106.

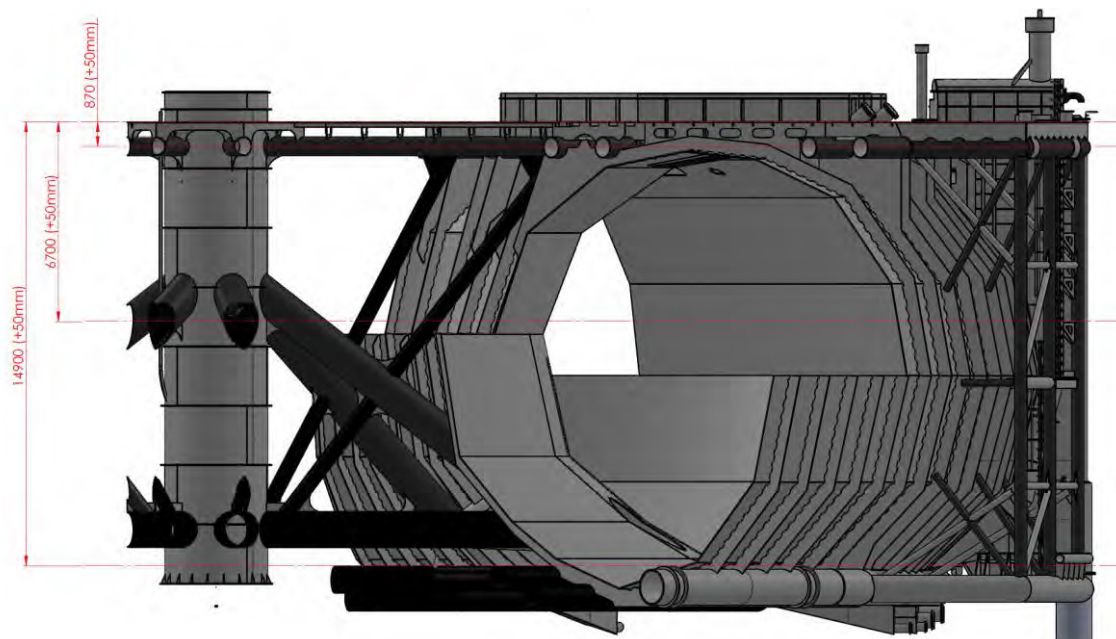
Dette tilsier at det for operatøren av MD er uproblematisk å ligge med en krengevinkel på ca. 2 grader i fullast-kondisjon og en krengevinkel på ca. 7 grader i dellast-kondisjon.

Disse akseptkriteriene for stabilitet er også fundamentert med tanke på vanntett integritet. Avstand fra vannlinje til fôrlukene regnes ikke som kritiske, da disse normalt er stengt av ved lokk. Avstanden til luftelukene som er vist i Figur 113 regnes derimot som kritisk med tanke på vanninntrengning ifm. neddykking ved krenkning. Som det fremgår av illustrasjonen så er det en

avstand på 2.4 m til lufteluken på innsiden av fôrluken og 3.1 m til den på yttersiden, relativt til dekket på Marine Donut (grating). I tillegg kommer avstanden til vannlinja (senter flyterør) på ca. 0.9 m, se illustrasjon i .

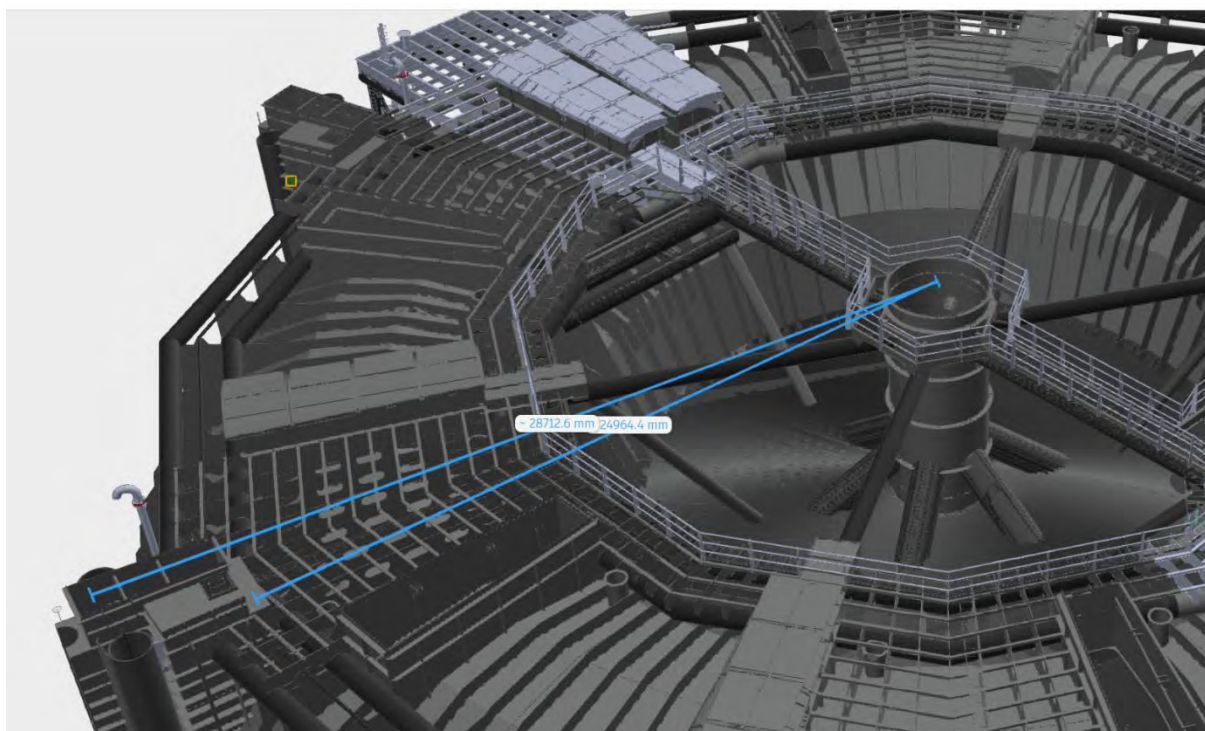


Figur 113: Høyde fra lufting maskinrom til friborddekk [17], [18]



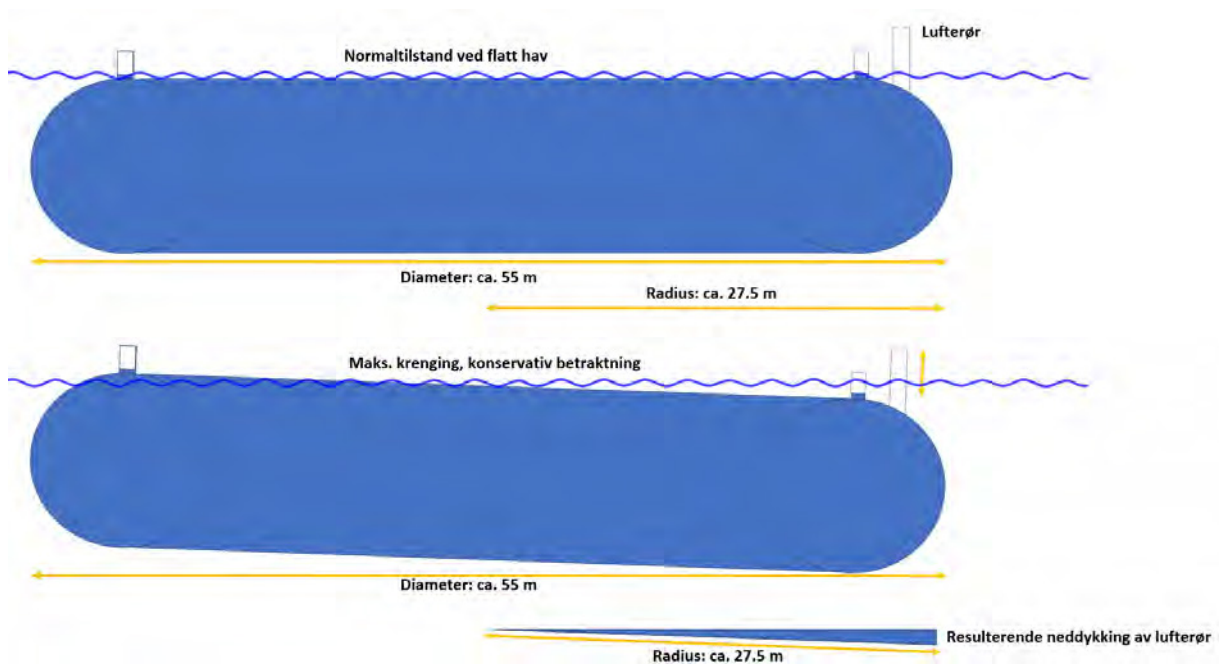
Figur 114: Fribordhøyde i fullt neddykket, halv hevet og hevet stilling [17], [19]

Det ytterste lufterøret (3.1 m) har en avstand på ~28.7 m til senter, og det innerste lufterøret (2.4 m) er plassert med en avstand på ~25 m fra senter, med henvisning til Figur 115.



Figur 115: Avstand fra senter til det ytterste og innerste lufterøret, hhv. ca. 28.7 m og 25 m [17]

Ved maksimal krenge angitt for fullt neddykket Marine Donut, dvs. 2 grader, så vil deler av lufterørene (ytte og indre) havne under vann, som skissert i Figur 116. Gjenværende høyde av hhv. ytterste og innerste lufterør over vann vil etter neddykking være hhv. 3.00 m for det ytterste lufterøret og 2.43 m for lufterøret plassert på innsiden av maskinrommet.



Figur 116: Forenklet skisse av Marine Donut ved normaltilstand og ved maksimal krenge



11 SAMMENLIGNINGSGRUNNLAG FOR 3. PART

11.1 Oppklaring av workflow

Det har skapt noe forvirring at de hydrodynamiske analysene i hovedsak ble utført av Ranold, men i et nært samarbeid med Stressman Engineering, som benytter de fremkomne lastene som input i sine strukturanalyser.

Når man regner med et internt vannvolum i AQWA vil dette vanligvis være et separat volum (uten delt topologi med den eksterne strukturen). Dessverre så håndterer AQWA dårlig meshing av geometri som ligger så nær hverandre som veggtykkelsen til donut-ens mantel tilsvarer. Å legge inn ekstra tykke vegger for å klare å meshe modellen er en dårlig løsning, da det gir helt feil bilde av det interne vannvolumet (som veier mye mer enn selve strukturen). Alternativet ble å la mantelen ha uendelig tynne vegger, som betyr at veggene til det interne volumet deler topologi med de eksterne flatene på mantelen. En problemstilling som da dukket opp var overføringen av lastene til ANSYS Mechanical (strukturberegningene). Her har Stressman Engineering utviklet en egen prosedyre for å skille de eksterne lastene fra de interne lastene.

Både Ranold og Stressman Engineering har lisens på AQWA. Hoveddelen av de hydrodynamiske analysene ble utført hos Ranold, og arbeidet er rapportert i denne rapporten. Beregningsmodellene i sin helhet ble fortløpende i arbeidet overført til Stressman Engineering, som påsatte havstrøm og vind for uttak av laster der det ble vurdert hensiktsmessig. Dette er beskrevet i Stressman-rapporten og er i tråd med Tabell 1 og Design Basis fra BGF for øvrig [13].

Følgende modeller ble vurdert og overført til Stressman for å dekke lastkondisjonene iht. Design basis fra Bluegreen:

- Fullt neddykket/drift: $H_s=3$ m, $T_p=6.7$ s
- Delvis neddykket: $H_s=1$ m, $T_p=5$ s
- Vedlikeholdsposisjon: $H_s=1$ m, $T_p=5$ s
- Skjevlast (53 tonn) fullt neddykket: $H_s=3$ m, $T_p=6.7$ s OG $\Lambda=3$ m, $T_p=6.7$ s (regulær bølge)

CSV-filer med rådata for trykklastene på den interne tankens vegger og den eksterne strukturen behandles med en egen rutine v/Stressman Engineering for å hente den riktige lasten å bruke i FEA-analysen.

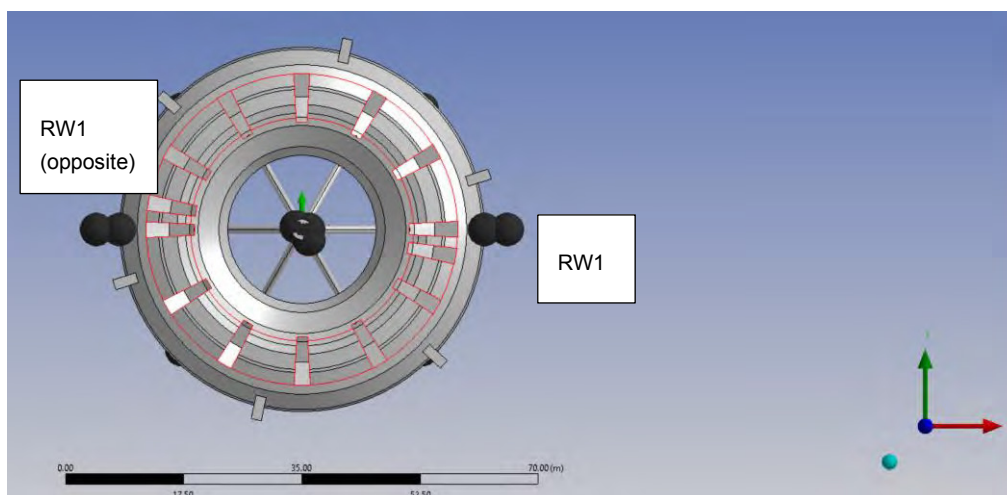
11.2 Sammenligningsgrunnlag for kontrollanalyser

For å skape et godt sammenligningsgrunnlag for 3. partsverifikasjon gir dette kapittelet en beskrivelse av Marine Donut sitt bevegelsesmønster ift. valgte punkter på strukturen. Dessverre får man ikke direkte ut den interne bølgeflaten/tall for denne fra AQWA, for å tallfeste og plassere for eksempel største indre bølge og trykk. Det samme gjelder for å ekstrahere tallverdi og plassering av høyeste trykk på det ytre skallet, og ikke minst største trykkforskjell. Den interne tanken/indre volumet og den eksterne strukturen meshes separat, og det finnes ingen (automatisk) måte å sikre at interne og eksterne paneler møter hverandre på samme lokasjon. Dette har blitt løst ved å sammenligne plott fra utvalgte (antatt worst-case) tidsserier for de eksterne og interne flatene. Se f.eks. Figure 59 og 60 i Stressman Engineering sin rapport,

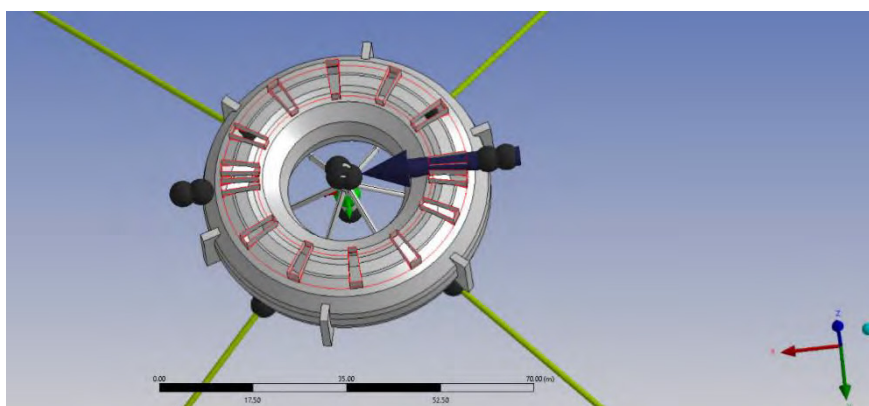
inkludert forklaringen ift. hvordan de ekstraherer nettolasten som virker på Marine Donut sine vegger.

Som et alternativ til spesifikke nøkkeltall som sammenligningsgrunnlag, ble det vurdert hensiktsmessig at Ranold fant strukturens respons for definerte referansepunkter på Marine Donut. Disse kurvene kan sammenlignes med kurver ekstrahert fra kontrollberegningene. En regulær bølge med amplitude 1.9 m og $T_p=5s$ ble definert for dette formålet.

Det ble definert referansepunkt oppstrøms og nedstrøms Marine Donut, se Figur 117. I AQWA-modellen er vannlinja på $Z=0$ og senter av donut er $X=0$, $Y=0$ (RFP=0,0,0). RW1 og RW1 (opposite) ligger på $X=\pm 30.4$ m, ligger også et tilleggspunkt på $X=\pm 27$ m (se kulepunkter i Figur 117). Disse punktene er plassert iht. målepunkter som ble benyttet i Sintefs arbeid [4], omtalt i kapittel 6.8 i denne rapporten. Bølgeretningen er som anvist av den mørkeblå pilen i Figur 118, rett mot referansepunktet «RW1 (opposite)».

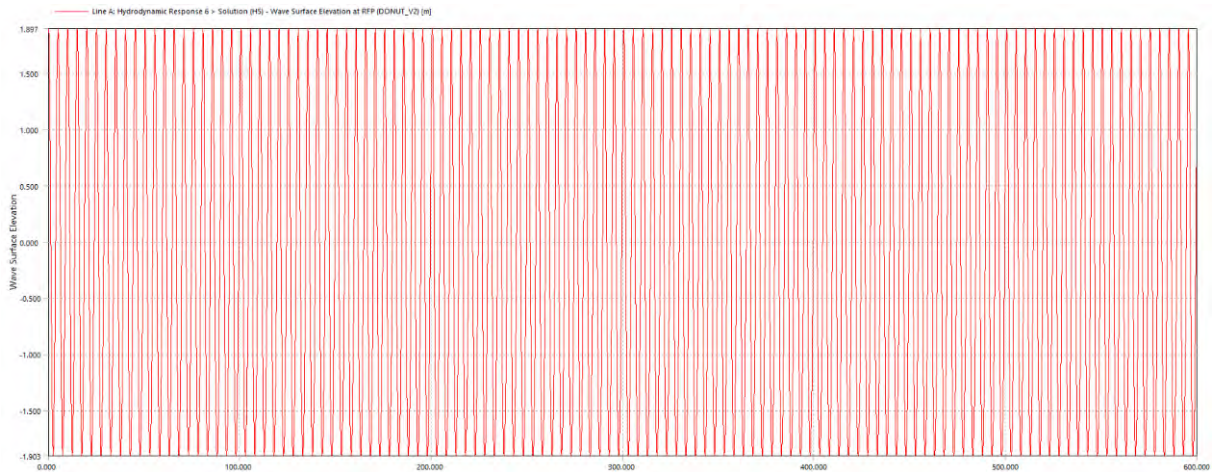


Figur 117: Referansepunkt

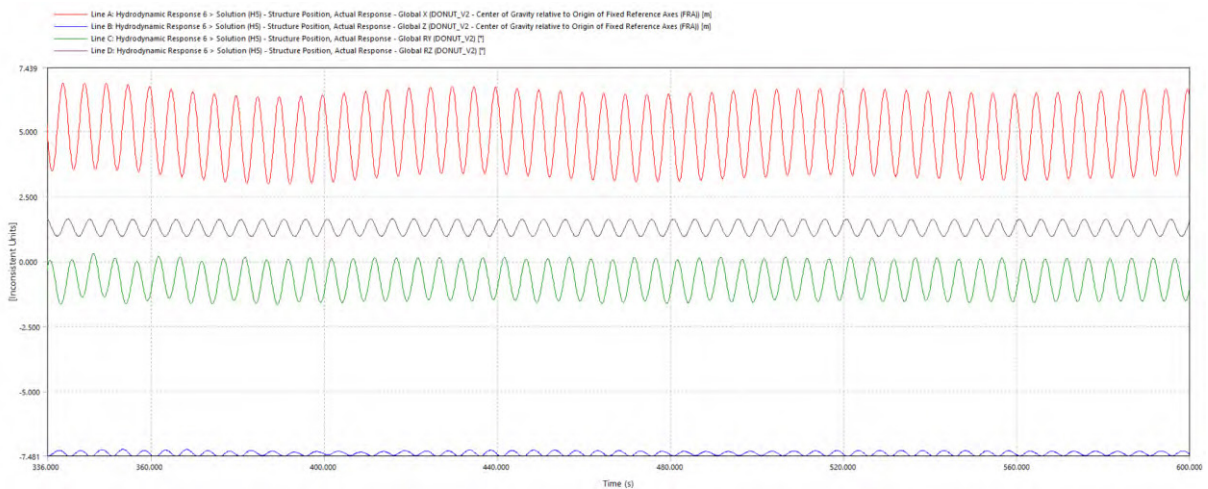


Figur 118: Bølgeretning

Bølgehøyden ift. definert vannlinje (ved likevekt, i ro) ble plottet og er vist i Figur 119. Som referanse er responsene til strukturen i frihetsgradene jag, hiv, stamp og gir angitt i Figur 120.

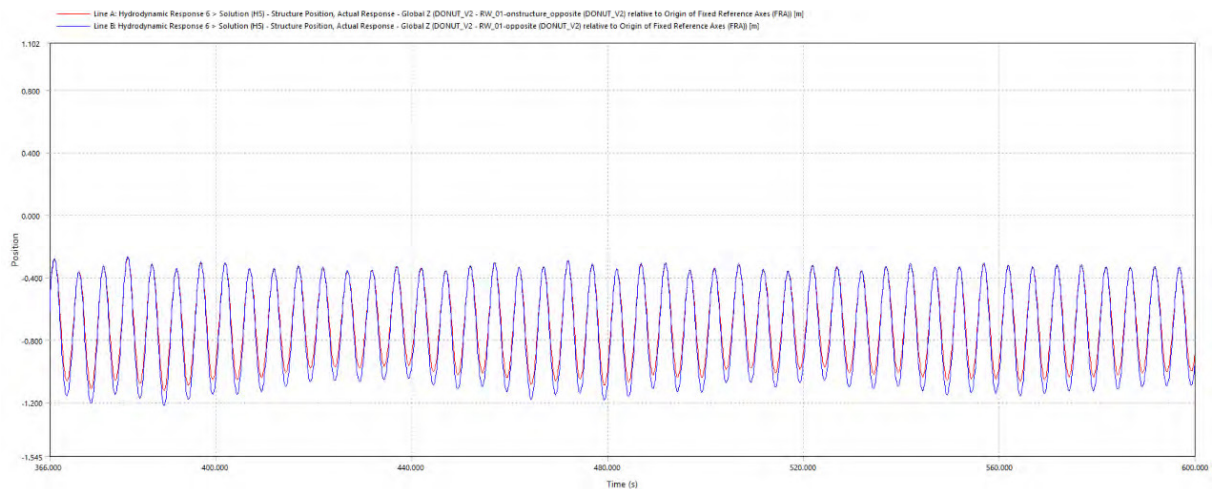


Figur 119: Bølgehøyde fra innkommen bølge

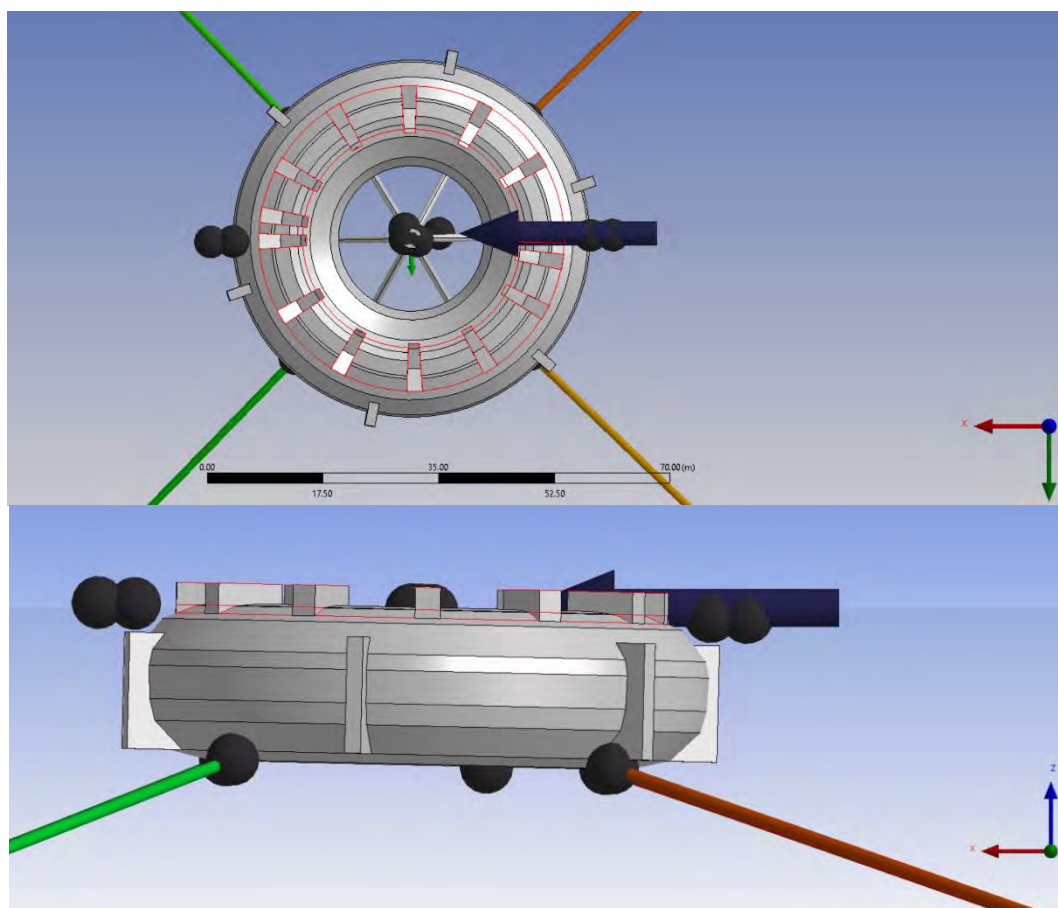


Figur 120: Responsene jag (rød kurve), hiv (blå kurve), stamp (grønn kurve) og gir (brun kurve) relativt til tyngdepunktet

Responskurvene for hiv for de to punktene oppstrøms Marine Donut, dvs. RW1-opposite, er vist i Figur 121. Blå kurve, som representerer punktet lengst unna senter ($X=-30.4$ m), gir naturlig nok noe større utslag enn rød kurve. Observerer at responsen for hiv et varierer mellom -0.3 og -1 m. På siden hvor den regulære bølgen kontinuerlig slår inn så vil vaierstrekke stå i et konstant spenn, som vil dra Marine Donut noe ned. Dette er vist fra noen tidspunkter fra animasjon av bevegelsen, se Figur 122.

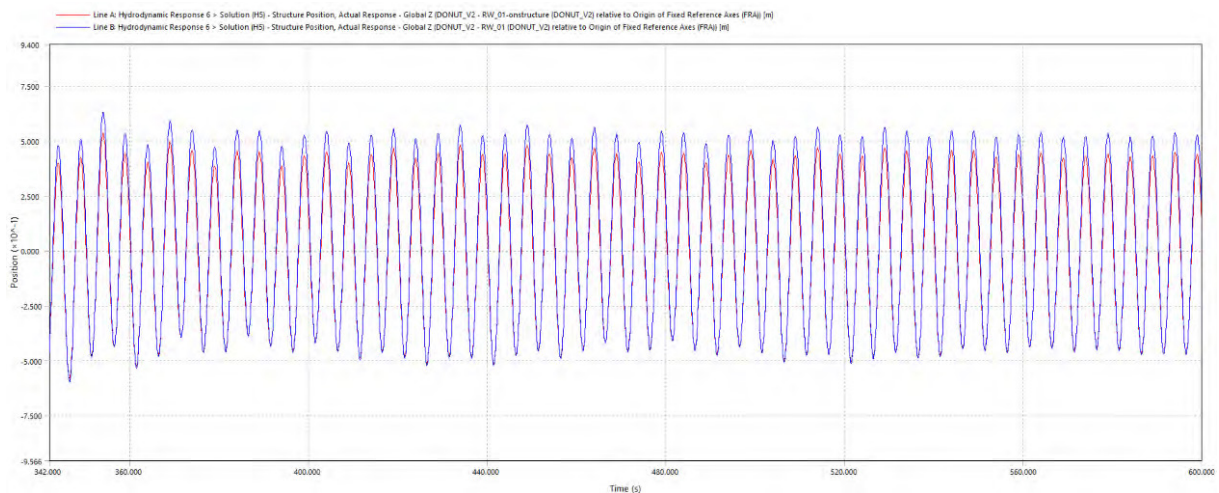


Figur 121: Hiv-respons for oppstrøms punktene (RW1-opposite) for hhv. 27 m avstand fra senter (rød kurve) og 30.4 m avstand fra senter (blå kurve)

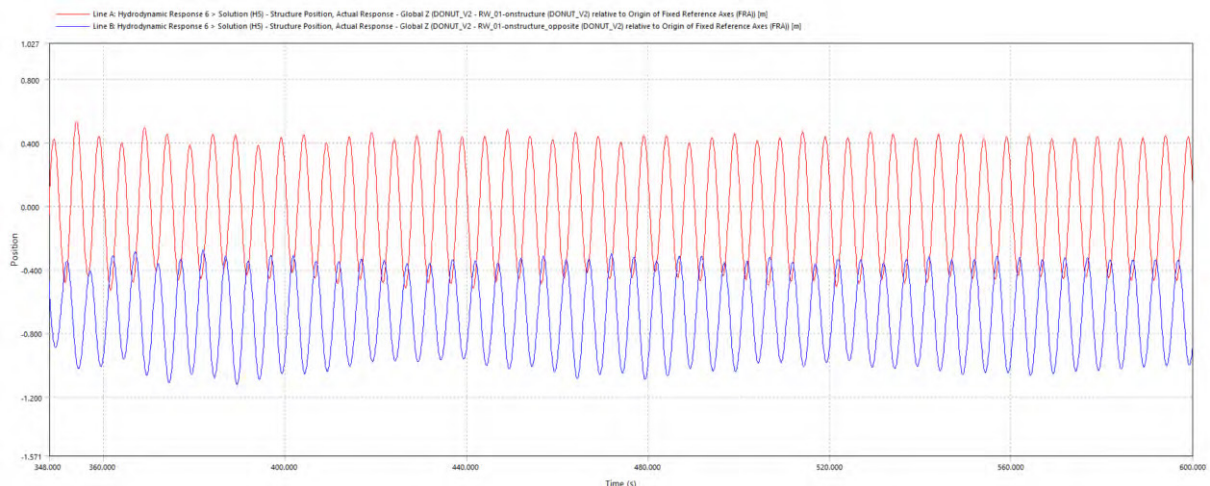


Figur 122: Konstant vaierstrekk på siden for innkomne bølge trekker Marine Donut noe ned, vist for tidspunkter i animasjon t=327.9 s (sett ovenfra) og t=348.8 s (sett fra siden)

Responskurvene for hiv for de to punktene oppstrøms Marine Donut, dvs. RW1-opposite, er vist i Figur 121. Blå kurve, som representerer punktet lengst unna senter ($X=-30.4$ m), gir naturlig nok noe større utslag enn rød kurve. Observerer at responsen for hivet varierer mellom ± 0.5 m. Det blir større utslag her, siden «vippepunktet» til Marine Donut har forskjøvet seg pga. forflytningen i jag-retning. Nå oscillerer donut-en omkring 5 m nedstrøms opprinnelig posisjon (RFP), jfr. Figur 120. Forskjellen mellom responsen oppstrøms og nedstrøms er tydeligere vist i Figur 124, plottet for punktene med 27 m avstand fra senter.



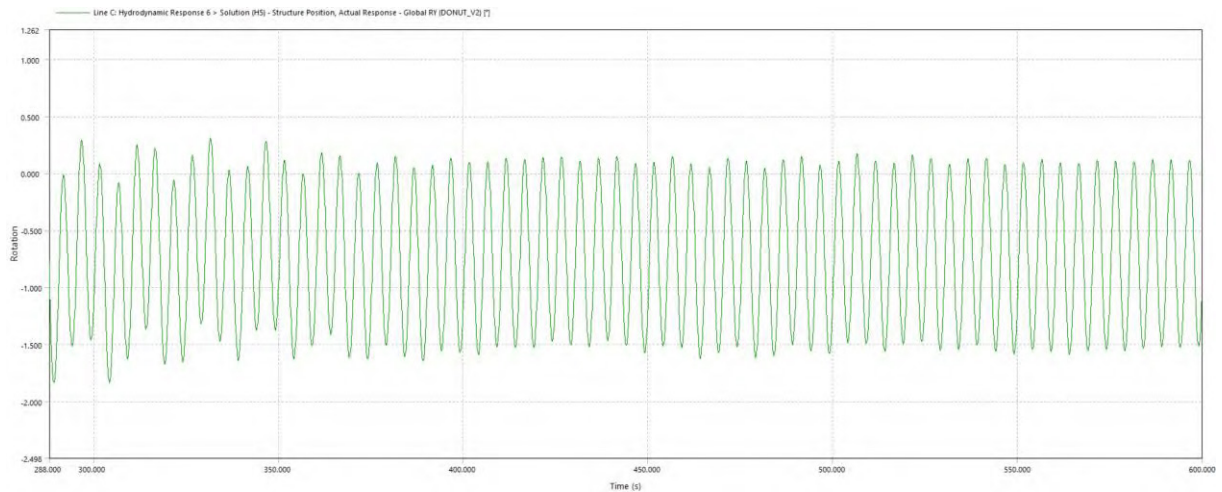
Figur 123: Hiv-respons for nedstrøms punktene (RW1) for hhv. 27 m avstand fra senter (rød kurve) og 30.4 m avstand fra senter (blå kurve)



Figur 124: Sammenligning av hiv-responsen (Global Z) for oppstrøms og nedstrøms punktene, hhv. blå og rød kurve



Responsen stamp (grønn kurve) som også ble vist i Figur 120, har blitt isolert og illustreres alene i Figur 125. Denne kurven viser også hvordan Marine Donut blir liggende og vippe litt mer under vannlinja på oppstrøms siden sammenlignet med nedstrøms siden, som illustrert i Figur 122. Oscillasjonene vipper mellom 0.1 og -1.6 grader omkring Y-aksen (grønn pil i Figur 122).



Figur 125: Responsen stamp (grønn kurve) isolert



12 REFERANSER

- [1] Norsk standard - NS9415:2021; Flytende akvakulturanlegg. Lokalitetsundersøkelse, prosjektering, utførelse og bruk, 09.08.2021.
- [2] Norsk standard - NS9415:2009; Flytende oppdrettsanlegg. Krav til lokalitetsundersøkelse, risikoanalyse, utforming, dimensjonering, utførelse, montering og drift, November-2009.
- [3] Kommunikasjon med Geir Andresen, Bluegreen.
- [4] Modellforsøk Marine Donut, Sintef Ocean, 18.09.2020.
- [5] Sagstad, B.R.; Hydrostatiske og hydrodynamiske egenskaper til et semilukket oppdrettsanlegg, Masteroppgave i Havteknologi, Universitetet i Bergen - Institutt for fysikk og teknologi, Juni 2021.
- [6] SJØFLO; Sjøegenskaper og forankring til flytende lukkede oppdrettsanlegg, Sintef Ocean rapport, 15.02.2018.
- [7] ANSYS AQWA Theory Manual, Release 2023R1, ANSYS, Inc.
- [8] Malenica, S., Zalar, M. & Chen, X.B.; Dynamic coupling of seakeeping and sloshing, Proceedings of The Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Honolulu, Hawaii, USA, 2003.
- [9] ANSYS AQWA Theory Manual; [4.11. Hydrodynamic Properties of Internal Tanks \(ansys.com\)](https://www.ansys.com/ansys-aqwa/4.11-hydrodynamic-properties-of-internal-tanks).
- [10] Acona Flow Technology memo; Wave forces on fish cage, Rev. 02, 23.06.2016.
- [11] Acona Flow Technology powerpoint presentation; CFD results – External flow, 09.02.2016.
- [12] Design basis Marine Donut, Bluegreen Fusion AS, Versjon 05, 03.05.2023.
- [13] Marine Donut 100392-FE-002 Rev 2, Stressman Engineering, 14.06.2023.
- [14] Kommunikasjon med Jan Tore Fagertun, Sintef Ocean.
- [15] Beskrivelse av strømningsstest på Marine Donut Modell etter Sintef test, Geir Andresen, Bluegreen Fusion AS, 4.2.2022 (Marine Donut endringer etter Sintef rapport rev mai 23.pdf).
- [16] Kommunikasjon med Sondre Helgesen, Stressman Engineering.
- [17] Kommunikasjon med Henrik Thorstensen, Bluegreen.
- [18] Bluegreen drawing; Høyde fra lufting maskinrom til friborddekk.pdf, 27.04.23.
- [19] Bluegreen drawing; Fribordhøyde ved ulike posisjoner.pdf, 27.04.23.



Ranold.

Flow matters

Ranold AS

Visiting address: Hydrovegen 67, NO-3936 Porsgrunn, Norway
Postal address: P.O.Box 1045, NO-3905 Porsgrunn, Norway
T: +47 99 15 23 89 | www.ranold.com | Org.no 985 987 483 VAT

