

Konsekvens av å introdusere Tubenet™ i tradisjonelle stålmerder

Michael Hertz Vaksdal
Sondre Fagerbakke
Jørn Petter Rye Hestenes

Bacheloroppgave i Marinteknikk
Bergen, Norge 2021



Konsekvens av å introdusere Tubenet™ i tradisjonelle stålmerder

Michael Hertz Vaksdal
Sondre Fagerbakke
Jørn Petter Rye Hestenes

Institutt for Maskin- og Marinfag
Høgskulen på Vestlandet
NO-5063 Bergen, Norge

Høgskulen på Vestlandet
Fakultet for Ingeniør- og Naturvitskap
Institutt for maskin- og marinfag
Inndalsveien 28
NO-5063 Bergen, Norge

Omslag fotografi © Norbert Lümmen

English title: *Consequence of introducing TubenetTM in traditional steel fish pens*

Forfatter(e), studentnummer: Michael Hertz Vaksdal h147270
Sondre Fagerbakke h578092
Jørn Petter Rye Hestenes h576303

Studieprogram: Marinteknikk
Dato: Mai 2021
Rapportnummer: IMM 2021-M30
Veileder ved HVL: Thore Clifford Thuestad, ansatt professor på HVL
Oppdragsgiver: AKVA Group
Oppdragsgivers referanse: Magnus Røsseland Bollmann

Antall filer levert digitalt: 1

Forord

Denne oppgaven markerer slutten på bachelorgraden i marinteknikk ved Institutt for Maskin- og Marinfag (IMM) ved Høyskolen på Vestlandet (HVL), Bergen. Den er skrevet gjennom våren 2021 hvor Covid-19 har herjet i store deler av verden – en pandemi som har begrenset mulighetene for fysisk samarbeid og oppmøte, og hvor store deler av kommunikasjonen er gjort over nett.

Vi vil i første omgang takke vår interne veileder ved IMM Førstelektor Thore Clifford Thuestad. Thore er en dyktig veileder og vi setter pris på all kunnskap og erfaring han har delt med oss gjennom studiet og oppgaven. Han har vært lett tilgjengelig for spørsmål, og har sørget for at vi har kommet oss videre i arbeidet de gangene vi har stått fast.

En stor takk til AKVA group AS og våre eksterne veiledere Marine Engineering Manager Magnus Bollmann og Produksioningeniør Ketil Roaldsnes. Oppgaven vi har fått tildelt har vært utfordrende og lærerik. God oppfølging, tilrettelegging og kunnskapsdeling har vært kritisk for å fullføre oppgaven, og vi kunne ikke vært foruten deres bidrag. Magnus har sørget for at vi har hatt de ressursene vi trenger for å løse problemstillingene knyttet til arbeidet, som nødvendig lokale, kontakter i Chile, programvare og forskjellige data. Han kommer også med gode innspill og tilbakemeldinger på arbeidet vårt. Ketil er en kunnskapsbank vi har benyttet oss mye av. Han er alltid behjelpelig og gir gode og utfyllende svar på teorirelaterte spørsmål. Han har også vært en sentral bidragsyter innen modelleringsdelen av oppgaven.

Vi vil også takke Mauricio Reyes Bórquez fra Chile. Vi har hatt en god del praktisk relaterte spørsmål angående tradisjonelle stålmerder, og han har vært behjelpelig med bilder og informasjon som vi har hatt behov for. Takk til Erlend Mæland for din opplæring og oppmuntring til bruken av AquaSim.

Sammendrag

Målet med denne oppgaven var å avdekke konsekvenser ved innføring av Tubenet i Wavemaster sine tradisjonelle stålmerder. Merden, med og uten Tubenet, er modellert og analysert i analyseprogrammet AquaSim. Analysene ble gjennomført ved en strøm- og bølgeretning fra 0° og 45° på anlegget. Strømhastighet og bølgeperiode ble holdt konstant gjennom analysene på henholdsvis 0,85m/s og 6,04s. En stegvis økning av signifikant bølgehøyde er gjort for å finne hvilken høyde som gir kritiske laster i konstruksjonen. Disse anses som 50-års verdier. Tradisjonelle stålmerder med Tubenet blir også omtalt som snorkelmerd i denne rapporten.

Introduksjon av Tubenet i tradisjonelle stålmerder fører til at krefter og spenninger som oppstår i anlegget øker. Bølge- og strømretning fra 45° på anlegget gir høyere spenninger og krefter i konstruksjonen sammenlignet med 0°. For å unngå at komponenter i konstruksjonen overstiger flytegrensen til materialet i snorkelmerd, blir den tillatte signifikante bølgehøyden lavere sammenlignet med en tradisjonell stålmerd.

Det konkluderes med at den tradisjonelle stålmerden kan utsettes for en sjøtilstand med bølgeperiode på 6,04s, strøm på 0,85m/s og signifikant bølgehøyde på 2m fra 0°, og 1,7m fra 45°. Etter introduksjon av Tubenet kan den utsettes for en sjøtilstand med lik bølgeperiode og strøm, men med signifikant bølgehøyde på 1,6m fra 0° og 1,2m fra 45°. Konkusjonen er basert på en rekke forenklinger og antagelser gjort, som beskrevet i rapporten.

Deformasjon av notpose som følge av miljølaster ble vurdert. For standard merd og snorkelmerd er opprinnelig volum i notpose på 31648 m³. Resultater viser at deformasjon av notpose og reduksjon av volum er noe større for snorkelmerd enn for førstnevnte. Standard merd har et restvolum på 17000m³ ved 0,85m/s strøm, mens snorkelmerd har et restvolum på 14000 m³. Det viser seg at restvolumet er omtrent like stort uavhengig om strømmen kommer fra 0° eller 45°.

Kritiske komponenter utsatt for utmatting ble avdekket gjennom erfaringsutvekslinger og analysert ved hjelp av håndberegninger. Hengsler mellom flytebroene på flytekragen ble avdekket som de mest kritiske komponentene. Værretning 45° på anlegget gir størst belastning på hengsler i standard- og snorkelmerd. I henhengsel vil sveiser normalt på kraftretning gå til brudd etter 13 år ved standard merd når 20-års levetid er lagt til grunn. Sveiser parallell med kraftretningen i hanhengsel oppnår en høy utmattelseskade i standard merd. Forventet levetid for denne er >20 år. Innføring av Tubenet gir en lavere tillatt signifikant bølgehøyde. Følgelig opplever hengslene lavere spenningsvidde, og vil være mindre utsatt for utmatting. Utmattingsanalyser er utført på grunnlag av en rekke forenklinger og antagelser grunnet hengselets komplekse geometri, og regnes derfor som et grunnlag for videre arbeid.

Utførte fortøyningsanalyser i AquaSim viser økte krefter i fortøyningen til anlegget etter introduksjon av Tubenet. Analysene er kjørt med konstant strøm og bølgeperiode på henholdsvis 0,85m/s og 6,04s, med signifikant bølgehøyde på 1m. Basert på fortøyningsanalyser er nye dimensjoner på fortøyningsliner, anker og bunnkjetting bestemt ut fra gjeldene standard. Et kostnadsestimat er utført for forankringssystemet for merd med og uten Tubenet. Grunnet krav til økte dimensjoner viser rapporten at forankringssystem for snorkelmerd blir 40% dyrere i anskaffelse, sammenlignet med standard merd.

Abstract

The aim of this thesis is to uncover the consequences of introducing Tubenet to Wavemasters traditional steel pens. The pen, with and without Tubenet, are modeled and analyzed in the software AquaSim. The pen with Tubenet included are also referred to as «snorkelmerd» in this report.

Introduction of Tubenet in traditional steel pens leads to an increase of forces and stresses in the construction. Wave and current directed from 45° relative to the system give higher stresses and forces in the construction compared to 0° . To prevent components in the construction exceeding the yield strength of the construction material, when introducing the Tubenet, the allowed significant wave height is reduced compared to the traditional steel pen.

It is concluded that the traditional steel pen can be exposed to sea conditions with a wave period of 6.04s, current of 0.85m/s and a significant wave height of 2m from 0° , and 1.7m from 45° . After introducing Tubenet, it can be exposed to a sea condition with the same wave period and current, but with a significant wave height at 1,6m from 0° , and 1.2m from 45° , without exceeding the yield stress in the material. The conclusion is based on several simplifications and assumptions made, as described in the report.

Deformation of the net bag due to environmental loads were assessed. For standard pens and pens with Tubenet, the original volume in a net pen is 31648m^3 . Results show that the deformation of the net and reduction of volume is somewhat greater for the pens with Tubenet than for the standard pens. Standard cages have a residual volume of 17000m^3 at 0.85 m/s current, while pens with Tubenet have a residual volume of 14000m^3 . It turns out that the residual volume is about the same regardless of whether the current comes from 0 or 45° .

Critical components exposed to fatigue were identified through exchanges of experience and investigated using manual calculations. Hinges between the bridges on the steel cage were identified as the most critical components. Weather direction 45° on the construction gives the highest loads on hinges in the traditional steel pen and the one with Tubenet. In female hinges, welds in the direction normal to the load will break after 13 years for standard cages when a 20-year service life has been considered. Welds parallel to the load direction in the male hinge achieve a high fatigue damage in standard cages. Introduction of the Tube provides a lower permissible significant wave height. Consequently, the hinges experience a lower stress range and will be less exposed to fatigue. Fatigue analyses have been performed based on several simplifications and assumptions due to the complex geometry of the hinge, consequently the studies in this report are considered to be foundation for further fatigue investigations.

Mooring investigations performed in AquaSim reveals increased forces in the mooring system after the introduction of Tubenet. Based on the analysis done, new dimensions for mooring lines, anchors and bottom chains are determined based on current standards. A cost estimate has been carried out for the mooring system for the pen with and without Tubenet. Due to requirements for increased dimensions, the report shows that mooring systems for Tubenet cages will be 40% more expensive compared to the traditional pen.

Innholdsfortegnelse

Forord.....	1
Sammendrag.....	3
Abstract	5
1. Introduksjon	11
1.1 Mål for bacheloroppgave.....	11
1.2 Historie	12
1.3 Laksen og laksens produksjonssyklus	15
1.4 Utfordringer med lakselus	15
1.5 Tubenet.....	16
1.6 Anleggstyper	17
1.7 Stive/leddete stålanlegg.....	18
1.8 Reguleringer	19
1.8.1 NS 9415 – Flytende akvakultur anlegg	19
1.8.2 NYTEK forskriften.....	20
1.8.3 Reguleringenes effekt på rømninger	20
1.9 Oppgavens inndeling.....	21
2. AquaSim.....	22
3. Teori	23
3.1 Antagelser bølgeteori	23
3.2 Lineær bølgeteori	24
3.3 Irregulær bølgeteori.....	26
3.4 Spekterteori	27
3.5 Kategorisering av bølgekrefter	30
3.6 Krefter på bjelker og flottører.....	31
3.7 Krefter på tauverk og notpose	32
3.8 Krefter på Tubenet.....	33
3.9 Von-Mises kriteriet.....	35
3.10 Hydroelastisitet.....	35
3.11 Utmatting og beregning av spenningsvidde	36
3.11.1 Kritiske komponenter	36

3.11.2	Sprekkdannning og sprekkvekst.....	37
3.11.3	Faktorer på som påvirker utmattelseslevetiden	37
3.11.4	S-N kurver	38
3.11.5	Høy- og lavsyklus utmatting	40
3.11.6	Kumulativ utmattings-skade.....	40
3.11.7	Forenklet utmattingsanalyse – lukket uttrykk for utmattingsanalyse basert på Weibullspenningsfordeling.	41
3.11.8	Beregning av spenning og spenningsvidde i kilsveis	43
3.12	Forankring av havbruksanlegg	45
3.13	Definisjon av utnyttelse og tillatte laster for tau, forankringsline og bunnkjetting	48
4.	Modellering	50
4.1	Standard merd.....	50
4.1.1	Komponentliste	51
4.1.2	Modellering av flytekrage	51
4.1.3	Modellering av notpose	52
4.2	Snorkelmerd	53
4.2.1	Komponentliste	54
4.2.2	Endring av notpose.....	55
4.2.3	Modellering av Tubenet	55
4.3	Fortøyning 2x4 konfigurasjon	56
4.4	Modellering av hengsel	57
5.	Resultater.....	57
5.1	Last- og utnyttelsesresultater	58
5.1.1	Standard merd – Hs 1,7m fra 45°	59
5.1.2	Standard merd – Hs 2m fra 0°	61
5.1.3	Snorkelmerd – Hs 1,2m fra 45°	63
5.1.4	Snorkelmerd – Hs 1,6m fra 0°	65
5.2	Volumresultater	66
5.3	Strukturanalyse og utmattelsesberegninger av hengsel	68
5.4	Forankringsanalyse 2x4 konfigurasjon – Standard merd vs. Snorkelmerd	72
5.5	Pris forankringssystem 2x4 konfigurasjon	74

6. Diskusjon.....	75
7. Konklusjon	77
8. Forslag til videre arbeid.....	78
Referanser.....	79
Oversikt figurer	81
Oversikt tabeller	83
Vedlegg	84
Oversikt lusepåslag som funksjon av dybde på Tubenet.....	84
Lastresultater for ulike komponenter som funksjon av signifikant bølgehøyde.....	84
Utnyttelsesresultater – Tp 6,04s og strøm 0,85 m/s ²	86
Sammenligning av «Hydrodynamic» og «Morison submerged» lastbeskrivelse.....	89

1. Introduksjon

1.1 Mål for bacheloroppgave

Sammen med AKVA Group er Egersund Net en totalleverandør av servicetjenester og utstyr til havbruksnæringen. Konseptet Tubenet er patentert og har fått mye oppmerksomhet de siste årene i kappløpet om å bekjempe lakselus, men har sin begrensning i at utviklingen kun har vært fokusert på sirkulære plastmerder. Flere større oppdrettere har allerede investert store summer i dette konseptet og nå ønsker AkvaGroup å kunne tilby denne løsningen i markeder som bruker firkantede stålmerder som eksempelvis det chilenske markedet.

Hensikten med denne oppgaven er å gjøre rede for konsekvensene med å introdusere Tubenet i tradisjonelle stålmerder for fiskeoppdrett. Dette innebærer modellering av en tradisjonell stålmerd og en hvor Tubenet er introdusert. Det skal undersøkes lastpåvirkning i flytekrage og fortøyningssystem, geometriendring av notpose, kartlegge kritiske komponenter mht. utnyttelse, se på utmatting av eventuelle kritiske komponenter og endring og anbefaling av eventuelle grensetilstander i miljøparametere (50-års verdier) og diverse medførte økte kostnader.

Under oppgaven skal følgende konstruksjoner analyseres:

- ENS 40x40 1530 52 (Standard merd)
- ENS 40x40 2742 52 med 12m dyp tube av størrelsen ENS 10x10 (Snorkelmerd)

Forklaring på forkortelser:

- ENS: Egersund Net Square
- 40x40: Merdstørrelse, innvendige mål i meter
- 1530: 15m dybde til bunntau. 30m dybde til senter i bunn av pose
- 2742: 27m dybde til bunntau. 42m dybde til senter i bunn av pose
- 52: Antall sidetau
- 10x10: Tubestørrelse i meter

Alle poser har nylon notlin med 20% soliditet, 48stk sidelodd på 250 kg, 4stk hjørnelodd på 350kg, dødfisklodd på 500kg, og EX0-moduler fra Wavemaster som flytere. Lastkombinasjoner undersøkes med stegvis økning av signifikant bølgehøyde, T_p på 6,04s og strøm på 0,85m/s for å finne dimensjonerende signifikant bølgehøyde ved disse miljøparametere. For forankringsanalyser brukes samme bølgeperiode og strøm, men H_s på 1m. Dette for å sammenligne lastøkningen. Analyser skal kjøres med regulære bølger, og vann dybde settes til 100m.

1.2 Historie

Sjømat har gjennom menneskets historie vært en tilgjengelig og næringsrik ressurs. I starten var fangsten drevet av jakt, fiske og innhøsting av frittlevende organismer fra fersk- og saltvann. Tidlige tegn av husdyrhold er registrert i Kina for 4000-6000 år siden, hvor villfisk ble fanget og satt i lukkede dammer, laguner og grunne elver [1] [2]. Oppdrett av Karper nevnes for første gang i litteraturen 50 år F.kr, og akvakulturens fotspor strekker seg fra datidens Kina og Egypt, til Romerrikets mange vivarium, og til nåtidens avanserte vitenskapelige løsninger for å tilfredsstille økt globalisering og miljøhensyn. I dag komplementerer fiskeoppdrett fangst av frittlevende fisk, og oppdrett av nye arter er stadig under utvikling. Akvakulturens fremtid har mange utfordringer, og videre utvikling drives av markedets behov og økt bærekraft og miljøvennlighet. Denne seksjonen skal kort ta for seg nøkkellementer i historien om norsk oppdrett.

Under middelalderen oppstod det flere klostre i Europa hvor oppdrett av karpefisk fikk sin innmarsj. Også i Norge ble dette forsøkt, men uten hell. På 1800-tallet skjedde det store gjennombrudd i mange deler av verden, hvor yngelproduksjon og oppdrett av nye arter som laksefisk var på fremmarsj. Tap av fiskebestanden i norske ferskvann førte til at Stortinget vedtok loven om fredning i 1848, med hensikt om å regulere laksefisket i elvene og å øke bestanden [2] [3]. Norge gjorde suksess med klekking av regnbueørret og utsetting i elver etter at Halvor Rasch publiserte *Om den kunstige Fiskeformerelse* i 1852. Han bidro også sterkt på den lovgivende siden.

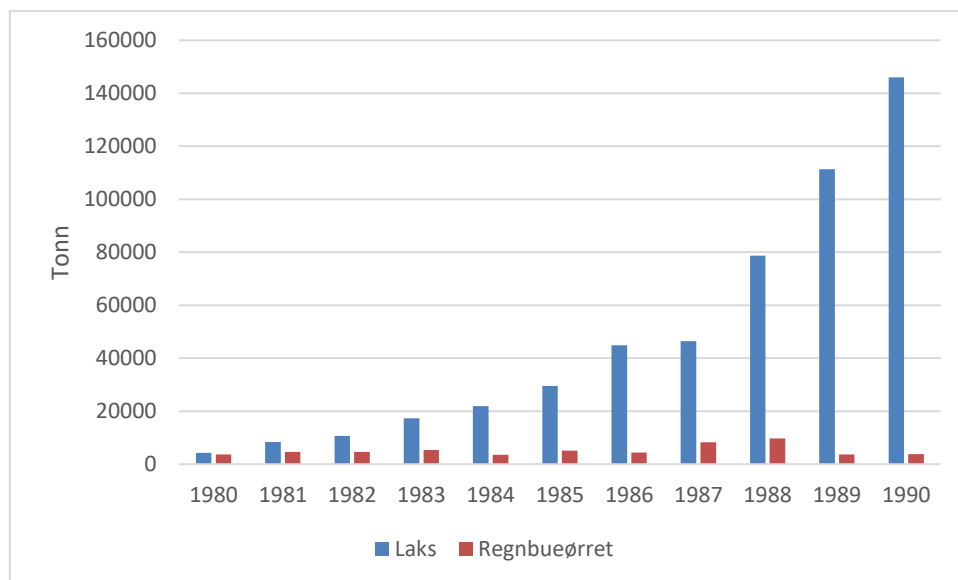
1960- og 70-tallet regnes som starten på akvakulturens historie i Norge, som følge av et avansement i ulike teknologier, nye reguleringer, og statlig engasjement [1]. Moderne flytende oppdrettsanlegg som vi kjenner i dag med nøter, automatisk utskiftning av vann, og ulike konfigurasjoner ble utviklet. Plastikk revolusjonerte design og konstruksjon av viktige komponenter, ekspanderende isopor ga økt oppdrift og mindre sannsynlighet for rømminger på anlegg, utstyr til måling av vannkvalitet som pH-verdi, oppløst oksygen, temperatur, saltinnhold og mer ga bedre fiskevelferd.

Økt kunnskap, mye fra England, skapte rom for norske pionérer. Mellom 1960-1970 gjorde disse mange eksperimenter med laksefiskearter, oppdrettsteknologi og fiskeernæring. Brødrene Karstein og Olav Vik klarte gradvis å tilvenne regnbueørret og laks norsk sjøvann, og på slutten av 60-tallet sjøsatte Ove og Sivert Grøntvedt den første laksesmolten. Brødrene utviklet også en åttekantet flytemerd, som var et symbol på mer moderne flytemerder [2] [4]. I 1971 slaktes den første oppdrettslaksen, og startskuddet for det norske oppdrettseventyret var i gang. Det produseres 500 tonn slaktefisk dette året, og bare 9 år etterpå produseres det omtrent 8000 tonn [5].

Etter hvert som oppdrettsfisken når markeder i Europa på 70-tallet våkner interessen for næringen. I 1970 dannes det et nasjonalt faglag, Norske Fiskeoppdretteres Forening (NFF). Målet var å samle de små produsentene, og dele kunnskap om ørret- og lakseoppdrett. Fri informasjonsflyt kom alle til go-

de. Organisasjonen bidrar sterkt som pådriver for å involvere staten i utviklingen. Investeringer fra regionale utviklings fond, finansering til forskning og utvikling av ny teknologi gjennom universiteter, gjør at næringen skyter fart [3]. Norge blir raskt en pilar for andre nasjoner som Skottland og Irland når det kommer til oppdrett av atlantehavsfisken [1].

Havbruksnæringen bestod hovedsakelig av mindre aktører, og det var ønskelig at næringen skulle tjene distriktpolitiske mål. I 1972 oppnevnes Lysø-utvalget, et mandat for å representere staten i norsk fiskeoppdrett. Året etter vedtar regjeringen *konsesjonsloven*, som ga myndighetene anledning til å stille kvalitetskrav til bransjen, og for å kunne nekte aktører konsesjon til utbygging av nye anlegg. Blant annet ble det kun gitt én konsesjon per eier. Utvalget ville begrense mulighetene for industrigigantene, og styre og regulere den med distriktsmessige hensyn. Fiskeoppdretterens Salgslag (FOS) opprettes i 1978, og et monopol på førstehåndsomsetningen av oppdrettsfisk med hjemmel i *Råfiskloven* ble gitt til en gruppe kjøpere godkjent av FOS [3].

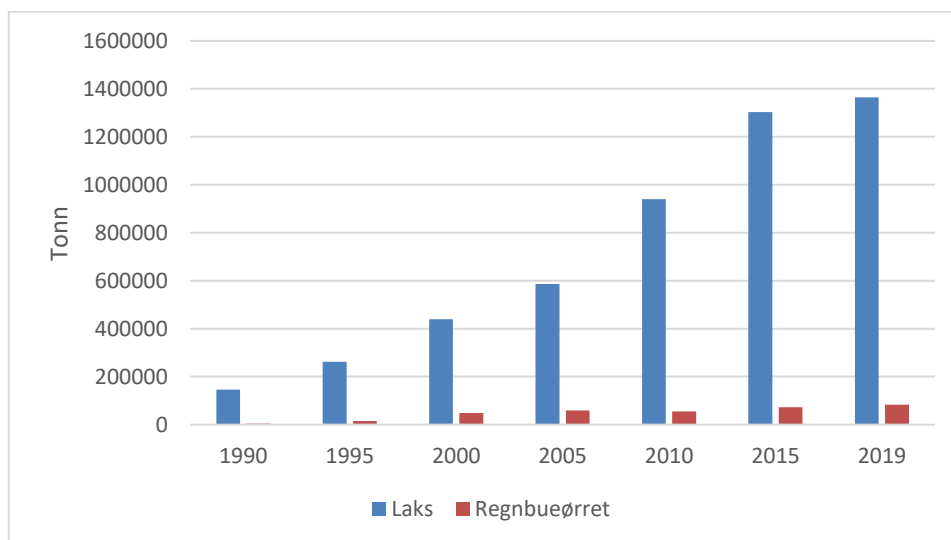


Figur 1: Slaktet oppdrettslaks og regnbueørret fra 1980-1990 [5].

Fra 1980-1990 økte produksjonen av oppdrettslaks drastisk som vist i figuren over, mens produksjonen av regnbueørret stod på stedet hvil. Totalt i 1990 produseres det omtrent 150 tusen tonn slaktet matfisk, hvor 4 av disse er regnbueørret. Årsaken til veksten er forårsaket av at nye konsesjoner blir utdelt, og få får avslag. Større oppdrettsanlegg med flere merder og økt volum bidrar også. I 1885 ble produksjonen av settefisk fri for restriksjoner, og en utvidelse av smolttilbudet noen år senere førte til en ekstrem vekst mellom 1985 og 1990 [3]. Dette førte til lavere laksepriser, og fisken ble etter hvert en vare tilgjengelig for alle i frysedisken på lokalbutikken. Veksten førte til voksesmerter, og ved utgangen av 80-tallet ble næringen sett på som en miljøverstering av flere grunner. Sykdomsproblemer førte til at store mengder antibiotika ble tatt i bruk, avfall fra fisken ga dårlige bunnforhold, og lavere oksygenivåer førte til algeoppblomstring og dårlig vannkvalitet i nærområdet [3].

Fallende priser preger så næringen sterkt. En rekke konkurser, økt konkurranse fra andre land og mangel på effektive produksjonsregulerende tiltak førte til at det ble satt i gang en innfrysingsordning i 1990. Målet var å hindre videre prisfall ved å holde noe av produksjonen borte fra markedet. Dette gjorde FOS ved å kjøpe produsentenes fisk til minstepris og fryse den for salg senere. Ordningen viste seg å bli såpass dyr at salgslaget gikk konkurs etter flere runder med kredittlån. I tillegg gikk det ut over produsentens eksport, og mange måtte ty til det svarte markedet for å overleve. Krisen i næringen, konkursen i FOS og en ny konsesjonslov i 1991 førte til strukturelle endringer i bransjen. Løven ga nå én eier mulighet for flere konsesjoner, som førte til at større aktører fikk etablere seg [3].

Krisen førte til at konsesjonsinnehavere ikke lenger hadde råd til å fortsette, og tidspunktet for oppkjøp og fusjoner var beleilig. En rekke selskaper vokste seg raskt store, og det var god grunn til optimisme. Blant disse var selskapet Pan Fish, som gjennom flere oppkjøp og dyre konsesjoner vokste seg til et av verdens største oppdrettsselskaper. Ved utgangen av 90-tallet produseres det hele 400 tusen tonn slaktefisk, nesten en tredobling fra inngangen av tiåret. En ny nedtur inntreffer bransjen i 2001 grunnet svikt i markedet og et nytt prisfall. Mange aktører som Pan Fish hadde tatt på seg stor kredittgjeld for å finansiere oppkjøpene sine, og med en svak egenkapital ble selskapet fusjonert med Marine Harvest, Stolt Seafood og Fjord Seafood [3]. I dag går Marine Harvest under navnet Mowi og er verdens største produsent av atlantisk laks. Nedturen varte ikke lenge, og veksten fortsatte. Data fra 2019 viser at det ble slaktet 1,4 millioner tonn matfisk dette året, nesten en firedobling fra år 2000 [5].



Figur 2: Slaktet oppdrettlaks og regnbueørret fra 1990-2019 [5].

De siste to tiårene har alt i alt vært gode for norsk oppdrettsnæring, og potensialet for videre verdiskapning er stort. Eksport av fisk er den tredje største eksportvaren etter råolje og naturgass i landet, og bransjen sysselsetter i 2019 totalt 6497 personer innenfor matfiskproduksjon av laks og regnbueørret og 1873 personer innenfor klekkeri og settefiskproduksjon [2] [6]. Det ble solgt laks og regnbueørret verdt henholdsvis 68- og 6,5 milliarder kroner samme året [7]. Forskere fra SINTEF og NTNU

publiserte i 2012 en rapport kalt *verdiskapning basert på produktive hav i 2050*, som spår at det er mulig med en total omsetning på 238 milliarder kroner i 2050 [8]. Dette er avhengig av at veksten skjer på en bærekraftig måte etter prinsipper fra *akvakulturloven* fra 2005. En lov med formål om å fremme akvakulturens lønnsomhet og konkurransekraft på en bærekraftig måte, hvor hensyn til biologisk mangfold og havmiljø tas hensyn til [9]. Rømning og lakselus er i dag de største utfordringene bransjen står ovenfor, etterfulgt av avfallsproblematikk fra merdene. Nye teknologiske løsninger, som Tubenet, vil være avgjørende for om bransjen stagnerer eller fortsetter sin himmelferd.

1.3 Laksen og laksens produksjonssyklus

Salmo salar – Atlantisk laks er den fisken som hovedsakelig oppdrettes i Norge. Oppdrettslaksens tradisjonelle produksjonssyklus deles inn i 3 stadier; rogn, smolt og matfisk. 60 dager etter befruktning klekkes rognen og plommeseckkyngelen blir til. Plommeseckkyngelen tar til seg næring fra plommesecken i starten og flyttes til større kar når den begynner å ta til seg næring fra omgivelsene. Etter 10-16 måneder i ferskvann har individet gått gjennom smoltifiseringsprosessen og er levedyktig i saltvann. Vekt per individ på dette stadiet er 60-100 gram.

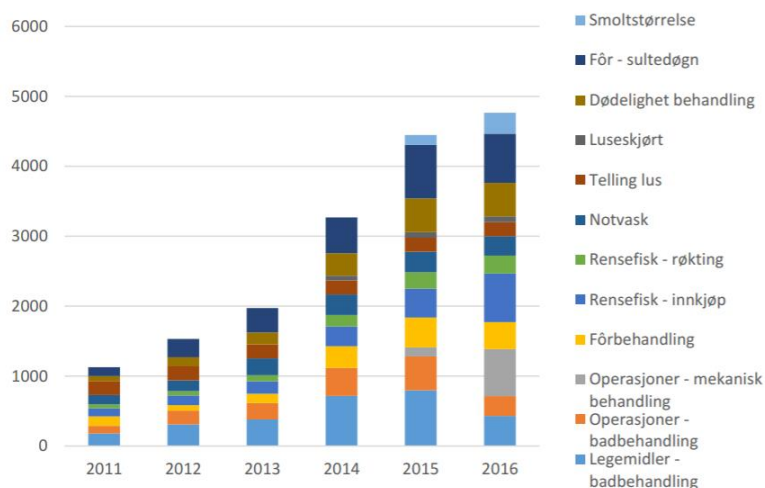
Individene settes ut i merder i saltvann og flyttes mellom ulike lokaliteter etter hvert som vekten til laksen øker. Etter 14-22 måneder i saltvann betraktes laksen som matfisk, vekten vil da ligge mellom 4-6 kilogram. Når ønsket vekt er oppnådd og salgstidspunkt er gunstig fraktes laksen til slakteri ved hjelp av brønnbåter. På slakteriet bedøves, avlives og behandles laksen før den blir videresendt til fiskehandelen [10].

1.4 utfordringer med lakselus

Lepeophtheirus salmonis - Lakselusen er et parasittisk krepsdyr som lever naturlig i sjøvannets øvre vannlag, og har utviklet seg til å bli en av de store utfordringene innen lakseoppdrett. Lusen spiser hud, slim og blod fra laksen og gjør den mer mottakelig for andre infeksjoner i form av bakterier, virus og sopp. I tillegg påvirker den også laksen saltbalanse.

Kraftig økning av oppdrettslaks de siste 10-årene har gitt en signifikant økning i lakselus ettersom parasitten får flere verter å leve av – følgelig er vilkårene for lusens formering også forbedret. Den store økningen av lakselus har gitt negative ringvirkninger for villfisk som røye, ørret og laks. Villfisken svømmer fra elver og ut fjordene til beiteområdet i havet for så å returnere til fødestedet for å gyte, på denne reisen svømmer fisken forbi oppdrettsanlegg ved kysten og blir smittet av lakselusen. For å bevare dyrevelferden til både oppdrettslaks og vill laksefisk er det eksempelvis i Norge lovfestet tiltak for bekjempelse av lakselus i akvakulturanlegg. Hvor for eksempel det er gitt en maksimal grense på antall voksne hunn lus i gjennomsnitt per fisk i et akvakulturanlegg. Ulike avlusningsmetoder er benyttet for å redusere antall lakselus på lokalitetene, i form av rensefisk (rognkjeks, leppefiskarter), legemidler, kjemikalier, mekaniske og termiske avlusningsmetoder [11].

Figur 3 under viser utviklingen i kostnader for oppdrettsnæringen knyttet til kontroll, forebygging og behandling av lus. Kostnadene har hatt en jevnt stigende trend de siste årene, og i 2016 ble kostnadene anslått til å være nær 5 milliarder kroner i Norge [12]. Store miljø- og kostnadsbesparelser er drivkraften i kampen mot lakselus. Oppdrettsnæringen og styresmaktene bruker store ressurser på forskning og utvikling, og Tubenet er en av de nyeste preventive midlene som skal hindre lusepåslag.



Figur 3: Kostnader knyttet til behandling av lus i oppdrettsnæringen [12].

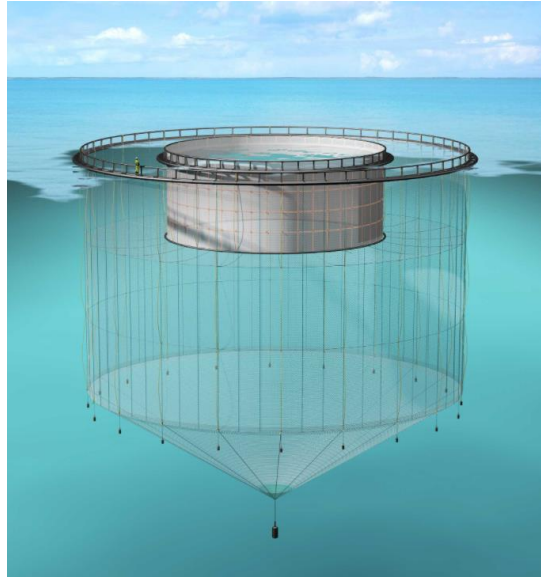
1.5 Tubenet

Tubenet er et konsept som reduserer påslag av lakselus og forebygger rømming. Løsningen er oppfunnet og patentert av Egersund Net [13]. Ved bruk av Tubenet vil en mindre flytekrage plasseres i senter av merden. Ned langs denne flytekragen monteres en rettvegget tett presenning som strekkes ned til ønsket dybde. Figur 4. Denne presenningen består av et materiale som luselarvene ikke klarer å trenge gjennom. Det er også gjennom denne snorkelen laksen svømmer opp til overflaten for å hente luft. Fra bunnen av tuben går det et tak av notlin ut til notposens vegg, som begrenser hvor høyt i vannet laksen kan stå.

Ved å begrense hvor høyt laksen har mulighet til å svømme i notposen vil lusepåslaget reduseres etter som luselarvene instinktivt trekkes mot overflatelyset, og dermed finnes i større konsentrasjoner nær overflaten enn på dypere vann. Tubenet har en dokumentert effekt som er avhengig av dybden på tuben og når i sesongen det blir målt lakselus sammenlignet med en merd uten tube. Forskning viser at jo dypere snorkelen er, jo mindre lus vokser det på laksen. Samtidig er det en avveining mellom hvor dyp snorkelen skal være sett opp mot størrelsen på kreftene som opptrer i anlegget.

På et anlegg med Tubenet som er 4 meter dyp vil det være mellom 66 til 84% reduksjon i lusepåslag om sommeren. Ved høsten vil det være fra 24 til 65% reduksjon i lusepåslaget [14]. Ved økt dybde på tuben vil disse tallene øke. En grafisk oversikt for reduksjonen i lusepåslag på laksen som funksjon av

dybden på Tubenet ligger vedlagt i appendiks. Reduksjonen i lusepåslag vil gi oppdrettere større intensiv for å kjøpe Tubenet ettersom det gir mindre behov for avlusning. Et anlegg med tube vil derimot være dyrere i innkjøp sammenlignet med et tradisjonelt anlegg, men vil gi lavere produksjonskostnader [14].



Figur 4: Sirkulær merd med Tubenet [14].

1.6 Anleggstyper

Det finnes flere forskjellige typer oppdrettsanlegg, og de kan i hovedsak defineres i én av tre kategorier; åpne-, delvis lukkede-, og lukkede anlegg.

Åpne oppdrettsanlegg er definert ved at det er fri vanngjennomstrømning. Vann vil strømme gjennom lokaliteten som følge av naturlige strømninger og bølger i havet. Denne typen anlegg er også den typen anlegg som er mest utbredt i verden. Det er som regel snakk om plastringer eller hengslede stålmerder.

Den andre typen oppdrettsanlegg er definert ved at deler av anlegget er lukket. Dette innebærer som regel at det er deler av noten som er lukket av i de øverste meterne i vannet for å redusere lusepåslag på fisken. En kjent innretning som gir et delvis lukket anlegg, er f.eks. luseskjørt.

Lukkede anlegg består av ett eller flere materialer som hindrer direkte kontakt mellom innholdet i merden og miljøet utenfor merden. Dette sørger for at det må pumpes vann inn i anlegget for å få vanngjennomstrømning. En konsekvens av dette er en foreløpig lav energieffektivitet, og påfølgende høye kostnader ved drift samt produksjon av konstruksjon.

1.7 Stive/leddete stålanlegg

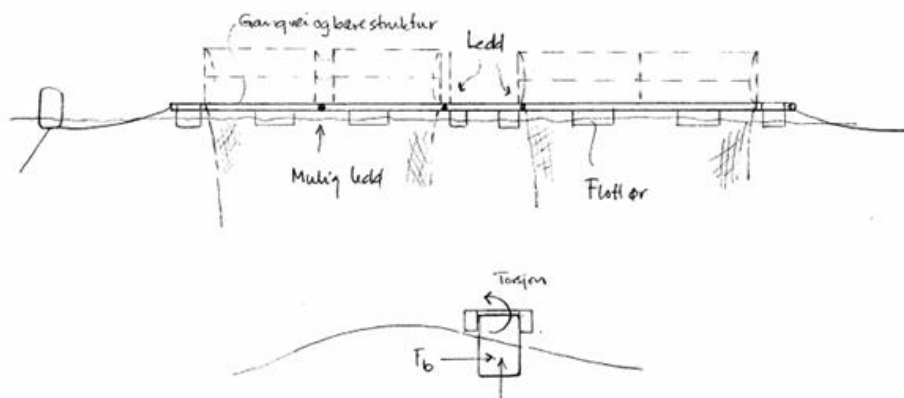
På 80-tallet introduseres andre generasjons anleggstyper laget av stål [15]. Disse industriproduserte åpne anleggene ga «stordriftsfordeler» med tanke på størrelse og volumkapasitet. Typisk var merdstørrelsen gjerne på 15x15m, og med en 6x2 konfigurasjon kunne merdvolumet være på 12000m³. Med tiden har disse anleggene utviklet seg til å bli enda større, og i dag produseres det blant annet merder på 40x40m.



Figur 5: Wavemaster stålanlegg.

Vanligvis er merden satt sammen til en stiv eller hengslet ramme, med brede gangveier og driftsbygning. Dette gir gode driftsvilkår. En ulempe med slike anlegg er at notposene blir liggende tett med hverandre, slik at vanngjennomstrømningen reduseres. Dette medfører ofte dårligere vannkvalitet som forverrer vekstvilkår, økt dødelighet og forurensing. På 80-tallet forekom det også en mengde brudd i slike anlegg - til tross for byggemateriale av stål. Som følge av dette har anleggsleverandører hatt økt fokus på dimensjonering og konstruksjonsutforming, og i dag oppnår man tilfredsstillende levetid for lokaliteter med maks signifikant bølgehøyde på 1,5 til 2m, men også noe høyere. Det er som regel ikke bølgehøyden som er avgjørende for om brudd oppstår, men utmattingsforløpet [15].

Stålanlegget som benyttes i denne oppgaven er av flottørtypen. Et slikt anlegg får oppdriften sin fra enkeltstående flottører som er plassert med jevne mellomrom under gangveien. Gangplater og bærestruktur er integrert i hverandre, og må være kraftig utformet for å ta opp krefter. Spesielt dersom det skal kjøres truck og lignende over. Slike anlegg opptar en del torsjon grunnet bølge- og strømlaster inn mot flottørene. Det er allikevel mulig å oppnå en normal levetid for anlegget, og dette gjøres blant annet ved å hengsle sammen gangveiene i flere moduler – som reduserer bøyemomenter i bærende konstruksjon.



Figur 6: Flottørlegg av stål [15].

1.8 Reguleringer

Den norske akvakulturnæringen blir regulert av standarden NS 9415 «Flytende akvakulturanlegg – Krav til lokalitetsundersøkelse, risikoanalyse, utforming, dimensjonering, utførelse, montering og drift» og NYTEK forskriften «Forskriften om krav til teknisk standard for flytende akvakulturanlegg». Formålet med reguleringene er å begrense rømmingen av fisk, ved å øke den tekniske standarden på anleggene.

1.8.1 NS 9415 – Flytende akvakultur anlegg

NS 9415 gjelder som navnet sier, for flytende oppdrettsanlegg. Standarden gjelder for både designfasen og driftsfasen, og setter krav til utforming av anlegget med påfølgende dokumentasjon knyttet til hovedkomponentene.

Standarden er organisert på følgende måte:

- Lokalitetsundersøkelse
- Last og lastkombinasjoner
- Generelle krav til hovedkomponenter og til flytende oppdrettsanlegg
- Krav til notpose
- Krav til flytekrage
- Krav til flåte
- Krav til fortøyning

NS9415 har hovedfokus på polyetylen- og stålbaserte merder. Design og godkjenning av anlegg som allerede er omfattet av standarden, er lettere enn å designe nyvinninger innenfor akvakulturnæringen, ettersom disse ikke er dekket av den [16] [17].

1.8.2 NYTEK forskriften

NYTEK forskriften oppstiller ikke kravene som må innfris for å få dugelighetsbevis, men henviser til NS 9415. I praksis betyr det at det er NYTEK-forskriften som er loven som skal følges av oppdretterne i Norge. Den baseres på at alle oppdrettsanlegg må være godkjent/sertifisert av et akkreditert sertifiseringsorgan. Dette sørger for at komponentene til anleggene er i samsvar med NS 9415.

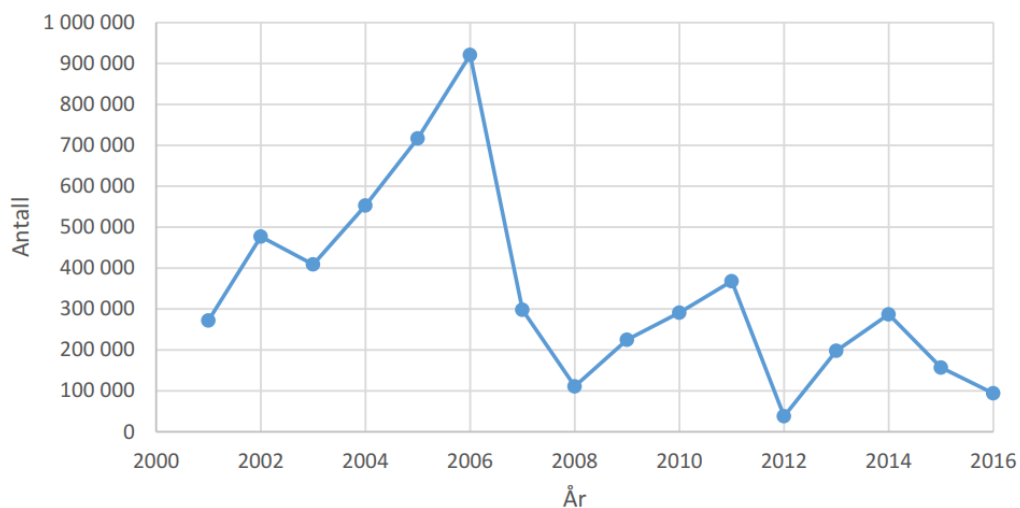
Det er et krav om at anleggene må ha godkjent dokumentasjon av:

- Lokalitetsundersøkelse
- Fortøyningsanalyse
- Anleggssertifikat

For godkjent dokument av fortøyningsanalysene er det leverandør av fortøyningsløsninger som må være sertifisert, ettersom en generell produktsertifisering ikke ville vært tilpasset den enkelte lokaliteten. Videre må produsenter av komponenter til oppdrettsanlegg ha et produsentsertifikat, og deres produkter ha et produktsertifikat [18].

1.8.3 Reguleringsenes effekt på rømminger

Antall rømminger har blitt kraftig redusert fra toppen i 2006 som vist i Figur 7. Dette er tre år etter at den første utgaven av NS 9415 og NYTEK ble lansert i 2003, som er omtrent én produksjonssyklus av laks. Dette indikerer at forskriften og standarden har hatt en tydelig effekt på å redusere rømminger.



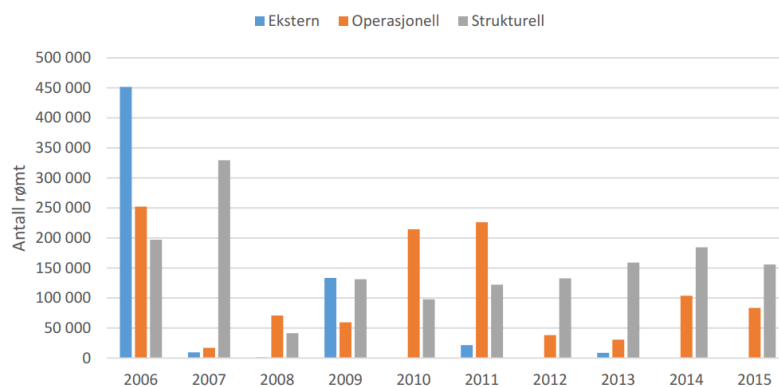
Figur 7: Rømmingsoversikt [19].

Årsakene til rømt fisk deles opp i tre kategorier:

- Operasjonelle - håndtering av arbeidsoperasjoner
- Strukturelle - tekniske utfordringer ved komponenter
- Eksterne - utenforstående hendelser som ikke skyldes oppdretters valg eller handlinger

Figur 8 viser antall rømminger av laks og regnbueørret siden 2006. Ut fra figuren er eksterne årsaker høy i 2006, men med en nedgående kurve siden da og er ikke lenger et problem for oppdretterne. Strukturelle årsaker holder seg stabilt høyt, og ser nesten ut til å ha en stigende trend de siste årene. De operasjonelle årsakene til rømming har en svak nedadgående kurve, og tyder på at måten operasjoner blir utført på blir bedre for hvert år.

Den nedadgående trenden med redusert antall fisk som rømmer henger sammen med en nedadgående trend innenfor de eksterne og operasjonelle årsakene. Samtidig er de strukturelle årsakene stigende, noe som kan skyldes økningen på størrelsen til utstyret de siste årene. Blant annet har størrelsen på brønnbåter og avlusningsbåter økt betydelig, noe som ved fortøyning til anleggene gir større belastning på strukturene enn de var designet for [19].



Figur 8: Rømmingsoversikt [19].

1.9 Oppgavens inndeling

Kapittel 2 presenterer analyseverktøyet AquaSim som brukes for å løse problemstillingene knyttet til oppgaven. Det er ment som en kort introduksjon til hvordan programmet er bygget opp og til hvilket formål det benyttes.

Kapittel 3 beskriver den nødvendige teorien som trengs for å gjennomføre oppgaven og tolke resultatene. Dette inkluderer bølgeteori for lineær og irregulær sjø, formulering av hvilke bølgekrefter som er relevante for konstruksjonens ulike elementer, utmatting og forankringsteori.

Kapittel 4 viser hvordan modellen er modellert i AquaSim, hvilke materialer det tas utgangspunkt i, og valg av relevante parametere som benyttes for de ulike elementene. Bakgrunn av valgene er gjort fra teoridelen. Kapitlet tar først for seg modellering av standard merd, og deretter snorkelmerd.

Kapittel 5 er resultatdelen av rapporten. Her presenteres relevante resultater fra simuleringer gjort i AquaSim for ulike miljøparametere. Last- og utnyttelsesresultater, volumresultater, utmattelsesberegninger av hengsel og forankringsresultater for standard merd og snorkelmerd finnes i denne delen.

Kapittel 6 er diskusjonsdelen av rapporten. Her drøftes de ulike valgene som er tatt og hvorvidt resultatdelen er troverdig. Det avdekkes eventuelle feil og usikkerheter i oppgaven.

I kapittel 7 konkluderes oppgaven med resultater og gir en helhetlig vurdering av den opprinnelige problemstillingen.

I kapittel 8 legges det frem forslag til forbedringer og fremtidig arbeid.

2. AquaSim

AquaSim er et analyseprogram som er basert på elementmetoden, og brukes til analyser av konstruksjoner og samvirket mellom stive og fleksible komponenter i tidsdomenet. Ved oppdeling i tidsdomener blir responsen av miljøforholdene realisert ved at krefter, akselerasjoner, hastigheter og deformasjoner som virker på systemet utregnes. Miljøforholdene som påfører laster er typisk bølger, strøm og vind, samt krefter fra marine operasjoner.

Typisk blir programmet brukt til fortøyningsanalyser, notanalyser og marine operasjoner i havbruksnæringen. Programvaren består av et modelleringsprogram som er navngitt AquaEdit. Her blir geometriske verdier som lengder på ulike komponenter definert og tegnet. Et underprogram/funksjon i AquaEdit er AquaBase, som gir komponentene strukturelle og hydrodynamiske egenskaper. Her blir materialegenskaper og lastegenskaper definert for komponentene. Det er også i dette underprogrammet at miljølastene føres inn i tabeller, og informasjon som blant annet steg per bølge og antall iterasjoner bestemmes.

Når konstruksjonen er ferdig modellert i AquaEdit og eksportert, vil analysen kjøres i AquaSolver. Dette programmet utfører alle beregninger av krefter og påfølgende momenter som virker på strukturen ut fra gitte miljøparametere. AquaSolver tar hensyn til hydroelastisiteten til strukturen, noe som fører til at deformasjoner og endringer i struktur gir endring i kreftene som virker ettersom forandringene i geometri vil føre til endringer i lastscenarioet med tiden. Dette blir presentert visuelt ved hvordan konstruksjonen deformerer seg med tid i AquaView.

AquaView presenterer modellen grafisk i 3D. I dette programmet vil modellen vises under miljølastene som er bestemt av brukeren. Hvordan konstruksjonen oppfører seg og blir påvirket av valgene som er gjort i AquaBase blir visuelt fremstilt. Her vil resultater vises ved bruk av farger på modellen som indikerer forskjellige ønskede parametere. Samtidig kan resultater i ønskede komponenter hentes ut ved hjelp av AquaTool. Dette verktøyet gir brukeren tilgang til resultatene som AquaSolver regner ut [20].



Figur 9: Oversikt programvare.

3. Teori

Bølger, strøm og vind frakter med seg energi og gir periodiske laster på marine konstruksjoner uavhengig om de er faste, flytende, eller befinner seg neddykket i havet. En respons vil alltid oppstå i konstruksjonen som følge av lastene. Eksempler på respons er økte akselerasjoner, forskyvninger, økte indre spenninger, resonans, økt motstand under fremdrift, og mer. Denne seksjonen tar for seg grunnleggende teori for bølger og typiske laster på et flytende havbruksanlegg av stål - og hvordan dette bidrar til økte indre spenninger i konstruksjonen. Temaene som presenteres er ment til å gi en viss forståelse for resultatene senere i oppgaven, og hva som ligger i grunn for å oppnå disse. Teori angående sveiseforbindelse i kritisk komponent og utmattelsesberegninger av denne fremlegges. I tillegg sies det noe om forankring av havbruksanlegg som ligger til grunn for modellering av forankringssystemet i oppgaven. AquaSim benytter seg blant annet av bølgeteorien som beskrevet i dette kapitlet, men i noe mer avansert format.

3.1 Antagelser bølgeteori

En rekke antagelser er gjort angående væsken for å kunne utlede hastighetspotensialet ved bruk av lineær bølgeteori i neste delkapittel. Den må være rotasjonsfri gitt av Ligning 1, som vil si at det ikke er noen skjærkrefter mellom vannpartiklene og dermed er en ikke-viskøs strømning [21].

$$\nabla \times \vec{U} = 0 \quad (1)$$

Hvor \vec{U} er strømmingens hastighetsvektor i x-, y- og z-retning og ∇ er den partiellderiverte i x-, y-, og z-retning. Væsken må antas å være inkompressibel som gitt i Ligning 2, noe som er en god tilnærming for vann.

$$\nabla \cdot \vec{U} = 0 \quad (2)$$

I tillegg er overflatespenning og Coriolis-effekt grunnet jordens rotasjon neglisjerbar, overflatetrykket uniformt og konstant, bølgene er to-dimensjonale og forandrer seg ikke i tid og rom, og bølgehøyden antas å være mye mindre enn bølgelengden og dypet - slik at kinematiske og dynamiske betingelser kan lineariseres [21][22]. Disse antagelsene gjør at teorien ikke gir en god beskrivelse av effekter i overflaten som blant annet bølgeslag (slamming) og sjøkktrykk fra brytende bølger. Disse må tas særskilt hensyn til eller andre metoder må benyttes [21].

3.2 Lineær bølgeteori

Det finnes flere ulike bølgeteorier, blant de mest brukte og kjente er *lineær bølge* eller *liten-amplitude* teorien. En teori hvor alle egenskaper ved bølgen øker lineært med høyden. Denne ble utviklet av Airy i 1845 og er en enkel modell med god tilnærming for de bølgekarakteristikker man ofte er interessert i. Antagelser fra forrige delkapittel samt grensebetingelsene under er brukt for å utvikle et hastighetspotensiale, $\phi(x, y, z, t)$, som gir oss alle egenskaper ved lineære bølger. Ved å derivere potensialet på retning og tid finnes henholdsvis partikkelhastighet og akselerasjon. Dette kan brukes til å finne trykk og krefter som bølgen påfører konstruksjonen.

1. For en inkompressibel strømming og rotasjonsfri væske kan kontinuitetslikningen skrives som Laplace's likning [23]. Her er ϕ hastighetspotensialet som skal finnes.

$$\nabla^2 \phi = \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} = 0 \quad (3)$$

2. Havbunnen er en horisontal, fast og ugjennomtrengelig grensebetingelse hvor fluidets hastighet er null. Her er h vanddyppet.

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = 0 \quad \text{ved } z = -h \quad (4)$$

3. Dynamisk betingelse. Bernoullis likning brukes mellom to punkt på overflaten. ζ_a er bølgens amplitude og g er gravitasjonsakselerasjon.

$$g\zeta_a + \left(\frac{\partial\phi}{\partial t}\right) = 0 \quad \text{ved } z = 0 \quad (5)$$

4. Kinematisk betingelse. Væskepartikler på overflaten av lave bølger blir alltid liggende på overflaten.

$$\frac{\partial\zeta}{\partial t} = \frac{\partial\phi}{\partial z} \quad \text{ved } z = 0 \quad (6)$$

Ved algebraisk manipulasjon utledes hastighetspotensialet i Ligning 7.

$$\phi = \frac{\zeta_a g \cosh(k(z+h))}{\omega \cosh(kh)} \cos(\omega t - kx) \quad (7)$$

Man finner også dispersjonsrelasjonen, som er sammenhengen mellom bølgefrequens ω og bølglengde λ . For en mer detaljert utledning se [23].

$$\omega^2 = kg \tanh kh \quad (8)$$

$$\lambda = \frac{g}{2\pi} T^2 \tanh \frac{2\pi h}{\lambda} \quad (9)$$

$$k = \frac{2\pi}{\lambda} \quad (10)$$

Ovenfor er t tidsvariabel, x og z er stedsvariabel hvor $z = 0$ er nøytral vannoverflate, T er bølgeperiode, k er bølgetall og g er tyngdeakselerasjon. Hastighetspotensialet ϕ er på generell form, og kan forenkles ved både dypt og grunt vann. Det samme gjelder dispersjonsrelasjonen. En beskrivelse av bølgeprofilen avledes gitt at $z = 0$ under.

$$\zeta = -\frac{1}{g} \left(\frac{\partial\phi}{\partial t}\right) = \zeta_a \sin(\omega t - kx) \quad (11)$$

Profilen er en standard sinusbølge med amplitude ζ_a . Videre fra hastighetspotensialet kan horisontal og vertikal partikkelhastighet i bølgen finnes ved å se på endring i hastighetspotensialet over endring i retning.

$$u = \frac{\partial \phi}{\partial x} = \omega \zeta_a \frac{\cosh(k(z+h))}{\sinh(kh)} \sin(\omega t - kx) \quad (12)$$

$$w = \frac{\partial \phi}{\partial z} = \omega \zeta_a \frac{\sinh(k(z+h))}{\sinh(kh)} \cos(\omega t - kx) \quad (13)$$

Der u er horisontal partikkelhastighet og w er vertikal partikkelhastighet. For akselerasjon deriveres partikkelhastighet med tid.

$$\dot{u} = \frac{\partial u}{\partial t} = \omega^2 \zeta_a \frac{\cosh(k(z+h))}{\sinh(kh)} \cos(\omega t - kx) \quad (14)$$

$$\dot{w} = \frac{\partial w}{\partial t} = -\omega^2 \zeta_a \frac{\sinh(k(z+h))}{\sinh(kh)} \sin(\omega t - kx) \quad (15)$$

Trykket som oppstår i bølgen utledes fra den linrealiserte versjonen av Bernoulli-likningen. Første delen av likningen er den hydrostatiske delen, og andre delen er den hydrodynamiske delen.

$$p = -\rho g z - \rho \frac{\partial \phi}{\partial t} = -\rho g z + \rho g \zeta_a \frac{\cosh(k(z+h))}{\cosh(kh)} \sin(\omega t - kx) \quad (16)$$

Der ρ er tettheten til sjø.

3.3 Irregulær bølgeteori

Irregulære bølger er betegnelsen på naturlige sjøtilstander satt sammen av flere bølger. Tatt i betraktning at de er formet av vind. Vind er en dynamisk lastfaktor som varierer i tid og rom, og ulike vindkast skaper friksjon i vannoverflaten – som igjen gir ulike bølger. I virkeligheten består ikke sjøoverflaten av enkle sinusformede bølger med konstant høyde, bølgeperiode og retning. Enkle observasjoner og målinger viser at sjøbildet er satt sammen av flere bølger, og med ulike høyder, perioder og retninger. For å beskrive en slik tilstand summerer man sammen regulære sinusbølger med ulike egenskaper, og denne summen kan uttrykkes som en fourierrekke.

Bestemmelsen av bølgeparametere for en irregulær sjøtilstand innebærer å prosessere informasjon om bølgetilstandene ved bruk av statistikk. Det er viktig å skille mellom korttids- og langtidsstatistikk. For kortiddstatistikk består vanligvis observasjonene av målinger fra en kort periode på noen minutter til 3-6 timer, ettersom sjøtilstanden kan antas å være stasjonær i denne perioden [24]. Her er alle bølge-

høyder og perioder definert i målingene. Fra dette kan f.eks. spørsmålet «Dersom vi har målt bølger i 15 minutter og funnet en signifikant bølgehøyde på to meter, hva er sjansen for at en bølge på fire meter kan oppstå?». For langtidsstatistikk kan en 15 minutters måling (korttidsstatistikk) hver tredje time i ti år være målt, og tusenvis av bølgehøyder og perioder blitt samlet inn. Sjøen antas ikke lenger stasjonær, og bølgehøyder og perioder er ikke lenger definert som konstanter. Da kan f.eks. spørsmålet «Hvis gjennomsnittlig bølgehøyde er 2 meter med et standardavvik på 0.75m, hva er sannsynligheten for at én gang ilt. ti år vil signifikant bølgehøyde overskride 4m?». Dette er to vidt forskjellige spørsmål, og må behandles forskjellig.

Det finnes to fremgangsmåter for å analysere en irregulær sjøtilstand, den ene kalles bølge-tog metoden og den andre kalles spekter-metoden [21]. Bølgetog-metoden baserer seg på direkte målinger i tidsplanet fra ønsket lokalitet med et måleinstrument. Her samles informasjon om bølgehevningen i et gitt punkt over et tidsintervall, og det utvikles statistikk for målingene. En nedside med denne metoden er at den ikke tar høyde for hvilken retning bølgene kommer fra. Det som oppfattes som en enkeltbølge i målingene kan være en lokal superposisjon bestående av to mindre bølger som kommer fra ulik retning og bryter hverandre.

Spekter-metoden er en mer matematisk tilnærming for å beskrive irregulær sjø. Den baserer seg på fordelingen av bølgeenergi og gjennomsnittlige statistiske verdier for hver bølgefrequens ved å konvertere tidsserier av bølgemålinger til et bølgespekter. Konverteringen skjer ved bruk av Fast Fourier Transform (FFT), en teknikk som transformerer bølgesignaler fra et tids-domene til et frekvens-domene. Denne metoden behandler bølger i tre dimensjoner, det vil si at informasjon kan hentes ut fra spektrene for alle retninger. Brukes ofte dersom målinger ikke er tilstedeværende på en lokalitet, men at det kan antas et spekter i designfasen. I denne rapporten benyttes spekter-metoden ettersom det ikke foreligger lokalitetsmålinger i oppgaven.

For at man effektivt skal kunne bruke irregulær sjø i designfasen til å finne overskridelsessannsynlighet, mest sannsynlig største bølgehøyde og mer, må bølgene følge en sannsynlighetstetthetsfunksjon. De tre mest brukte fordelingene for irregulær sjø er Gaussian-, Rayleigh-, og Weibull-fordelingene, hvor Gaussian og Rayleigh er best tilegnet for å beskrive korttidsstatistikk for henholdsvis bølgehevning og bølgehøyder, mens Weibull er best egnet for langtidsstatistikk.

3.4 Spekterteori

Et bølgespekter er som nevnt satt sammen av flere bølger fra irregulær sjø som signal-behandles ved bruk av FFT. I denne seksjonen utledes ikke dette, men de viktigste formlene og parameterne for oppgaven fremstilles. Spekteret $S(\omega_n)$ består av bølgenes energiinnhold som funksjon av bølgefrequens eller periode. Fra dette kan det hentes ut mange nyttige statistiske parametere.

$$S(\omega_n)d\omega = \frac{1}{2}\delta_a^2 \quad (17)$$

Der δ_a^2 er bølgenes amplitude kvadrert, og $\Delta\omega$ er frekvensområdet. Variansen σ_δ^2 av vannoverflatehevningen er lik arealet under spekteret

$$\sigma_\delta^2 = \int_0^\infty S(\omega) d\omega \quad (18)$$

Spekterets momenter m_n er sentralt i beregningene for de fleste statistiske data, og finnes ved

$$m_n = \int_0^\infty \omega^n S(\omega) d\omega \quad (19)$$

Signifikant bølgehøyde H_s er gjennomsnittshøyden av de 1/3 høyeste bølgene

$$H_s = 4\sqrt{m_0} \quad (20)$$

Tilhørende periode T_s for H_s er gitt som

$$T_s = 2\pi \frac{m_0}{m_1} \quad (21)$$

Midlere bølgetopp-periode T_p er den gjennomsnittlige perioden fra bølgetopp til bølgetopp

$$T_p = 2\pi \sqrt{\frac{m_1}{m_2}} = \frac{2\pi}{\omega_p} \quad (22)$$

Hvor ω_p er bølgefrequensen tilhørende perioden. Midlere nullkrysningsperiode T_z er den gjennomsnittlige perioden fra når bølgeamplituden er 0m

$$T_z = 2\pi \sqrt{\frac{m_0}{m_2}} \quad (23)$$

Forholdet mellom nullkrysnings-perioden og peak-perioden er gitt som følgende

$$\frac{T_p}{T_z} = 1,4 \quad (24)$$

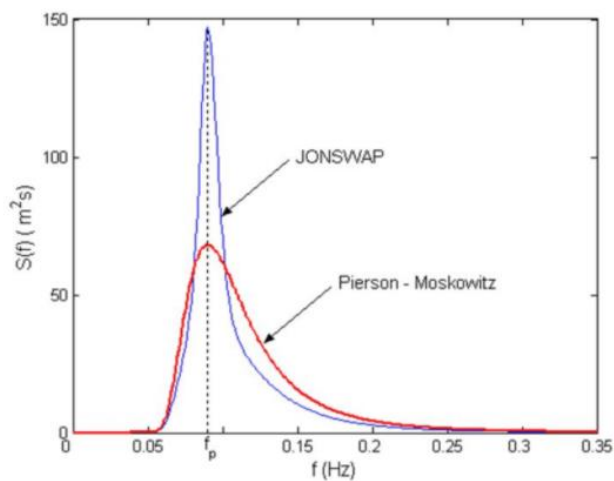
Det finnes flere ulike typer spektrum for å beskrive en sjøtilstand. Pierzon-Moskowitz (PM) og JONSWAP spektrene er mye brukt for vindgenerert sjø. Se Figur 10. PM-spekteret $S_{PM}(\omega)$ er opprinnelig laget for fult utviklet sjø, mens JONSWAP $S_J(\omega)$ er en utvidelse av PM-spekteret og tar hensyn til begrenset sjø eller sjø under utvikling [24]. Begge er godt egnet for de mest kritiske sjøtilstandene med mye vind og høye bølger.

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16} H_s \omega_p^4 \omega^{-5} \exp\left(-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^{-4}\right) \quad (25)$$

$$S_J(\omega) = A_\gamma S_{PM}(\omega) \gamma^{\exp\left(-0.5\left(\frac{\omega-\omega_p}{\sigma\omega_p}\right)\right)} \quad (26)$$

Hvor γ er en dimensjons-løs parameter som beskriver toppen av $S_J(\omega)$, σ er spektral bredde og A_γ er en normaliseringsfaktor. Mer om spektrene finnes i delkapitlet som omhandler korttids bølgetilstand i [24]. I oppgaven skal det som nevnt innledningsvis kjøres analyser i regulær sjø, og med bakgrunn fra teorien gitt her antas det i henhold til NS 9415 at regulær bølgehøyde tilsvarer

$$H = H_{max} = 1,9 * H_s \quad (27)$$



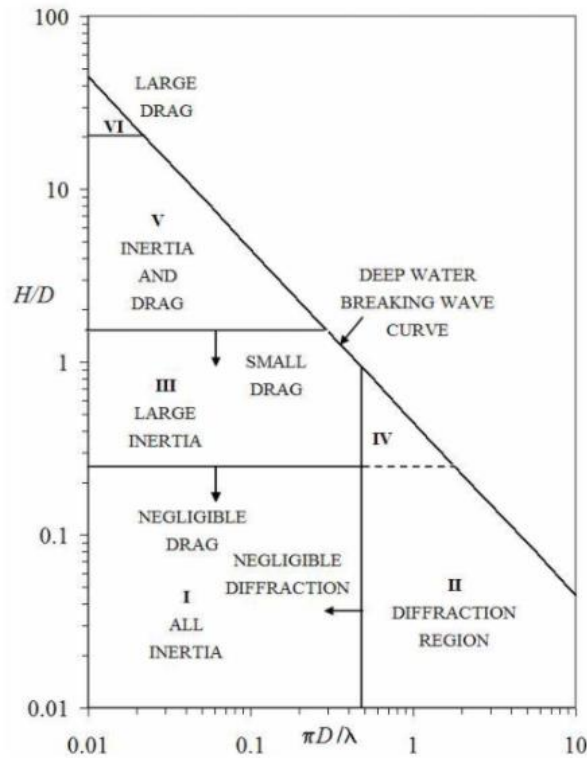
Figur 10: JONSWAP sammenlignet med PM [25]

3.5 Kategorisering av bølgekrefter

Ved design av marine konstruksjoner er bølgeinduserte krefter en viktig faktor. Disse kan undersøkes eksperimentelt i en bølgetank, og numerisk ved bruk av dataverktøy eller enkle håndberegninger. I noen tilfeller er skalaeffekter i modellforsøk for store, og i andre tilfeller kan regneprogrammer ikke være avanserte nok til å løse strukturberegningene. En kombinasjon er derfor ofte nødvendig.

Man deler inn marine konstruksjonselementer i to kategorier; småvolum og storvolum. Hovedforskjellen på disse er at storvolum konstruksjoner har en evne til å påvirke bølger eller skape bølger (diffraksjon), mens småvolum ikke påvirker bølgebildet i betydelig grad. Ved modellforsøk kan som regel lastene på begge to måles veldig nøyaktig med mindre det er dragkrefter som dominerer, ettersom det er vanskelig å skalere disse verdiene til fullskala verdier [23]. Det finnes flere ulike teorier for hvordan man finner krefter på små- og storvolum konstruksjonselementer. Mye brukt for småvolum er Morisons ligning som baserer seg på analytiske resultater for en vertikal sylinder, fast i bunn, med påsatte regulære bølger. For storvolum brukes ofte en numerisk tredimensjonal kilde/sluk-teknikk i et regneverktøy, eller MacCamy&Fuchs teori.

For å avgjøre om man har med små- eller storvolum konstruksjoner å gjøre, og hvilke krefter som dominerer, kan man bruke et diagram utviklet av Chakrabarti [26]. Figur 11. Her ser man at for $\pi D/\lambda > 0.5$ har man med storvolum å gjøre, og at det er diffraksjonsteorier som gjelder. For $\pi D/\lambda < 0.5$ klassifiseres det som småvolum, og Morison er anvendelig. D er diameter på sylinder. Dominant kraft vil være massekraft hvis forholdet mellom bølgehøyde H og sylinderdiameter er lavere enn 4π , og dragkraft dominert om den er høyere. Dette er kun en pekepinn for hvilken klasser man havner i, og det er ikke alltid noen klare grenser mellom de ulike situasjonene. Blant annet gjør ulike miljøforhold, drag og masse koeffisienter (C_D og C_M) at grenseskillet ikke alltid er like forutsigbart.



Figur 11: Chakrabarti's diagram [27].

3.6 Krefter på bjelker og flottører

AquaSim tar utgangspunkt i Morisons ligning i mange av beregningene sine for bjelker og flottører, men i noe mer avansert format enn beskrevet her. Dette finnes i detalj i [28]. Ligning 30 er summen av to komponenter, massekraft og dragkraft, og gjelder for en sylinder fast i bunn som bryter overflaten, hvor bølgene er oscillerende. Den ble først introdusert i 1950 av Morison, O'Brien, Johnson og Schaaf [29]. Her er dF kraften som virker på en liten lengde dz . For bølgekrefter i horisontal retning vil komponentene bestå av horisontal partikkelhastighet og akselerasjon fra lineær bølge teori [23].

$$dF = \rho \frac{\pi D^2}{4} C_M \dot{u} dz + \frac{1}{2} \rho C_D Du |u| dz \quad (30)$$

Drag og masse koeffisienter finnes eksperimentelt eller i standardiserte tabeller og er som regel avhengige av Keulegan-Carpenter tallet, Reynolds tall og overflateruheten til strømningsobjektet. Krefter fra virvelavløsning inkluderes ikke i ligningen, og må adresseres separat [30]. Dersom konstruksjonen er bevegelig i oscillerende bølger og ikke fast i bunn, slik som i et flytende havbruksanlegg, blir Morison uttrykt som i Ligning 31 [31]. Dette er tilfellet i AquaSim.

$$F = \rho V \dot{u} + \rho C_a V (\dot{u} - \dot{v}) + \frac{1}{2} \rho C_D A (u - v) |u - v| \quad (31)$$

Der første leddet er Froud-Krylov-kraften påført legemet som følge av en dynamisk trykkendring rundt legemet av en uforstyrret bølge (trykk-integrasjon). Andre leddet er hydrodynamiske massekrefter og inneholder tilleggsmasse grunnet en akselerasjon/retardasjon av legemet. Tredje leddet er dragkrefter. Det er viktig å poengtere at andre leddet inneholder et diffraksjonsbidrag, og sammen med første leddet utgjør de den totale ikke-viskøse kraften som virker på et flytende legeme i regulære bølger. Videre er V volum av konstruksjonselementet og A er projisert areal. C_a er tillagt massekoeffisient og er relatert til den originale massekoeffisienten ved at $C_a = C_M - 1$.

I AquaSim er det to muligheter for å finne krefter på bjelker og flottører, enten ved bruk av hele Morison ligningen, eller ved en funksjon kalt «Hydrodynamic load formulation». Sistnevnte kan i prinsippet benyttes på alle elementer som bryter vannlinjen. Ved valg av denne brukes kun dragbidraget fra Morison, mens de to andre leddene beregnes ved bruk av stripe-teori som forklart i [28].

3.7 Krefter på tauverk og notpose

For krefter i gjennomtrengelig notpose tas det utgangspunkt i dragbidraget fra Morison og notens soliditet for å utlede kraft på not [28]. Gjennomtrengelige nøter vil si nøter hvor vann kan strømme gjennom. Soliditet, S_n , er en viktig parameter som definerer prosentandelen av arealet dekket av not, og uttrykkes matematisk for en knutfri not i to dimensjoner som i Ligning 32.

$$S_n = \frac{A_e}{A_{tot}} = \frac{d}{L_y} + \frac{d}{L_z} \quad (32)$$

Hvor A_e er arealet av skyggeområdet fra et lys vinkelrett på noten, og A_{tot} er totalt areal av not, d er linediameter, L_y og L_x er henholdsvis lengden mellom knutepunkt i y - og z -retning som vist i Figur 13. Soliditeten endrer seg med maskestørrelse og line-diameter. Mindre masker og større line gjør at et større areal blir dekket av not. Dragkraft for tauverk og notpose er henholdsvis definert i Ligning 33 og 34.

$$F_{tauverk} = C_{d,cyl} \frac{\rho}{2} d L_y u^2 \quad (33)$$

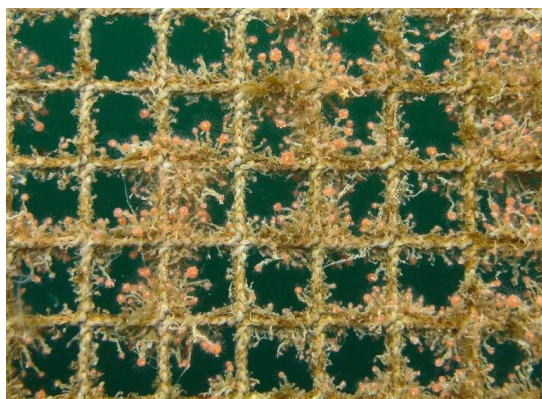
$$F_{not} = C_{d,mem} \frac{\rho}{2} d L_y u^2 \quad (34)$$

Der

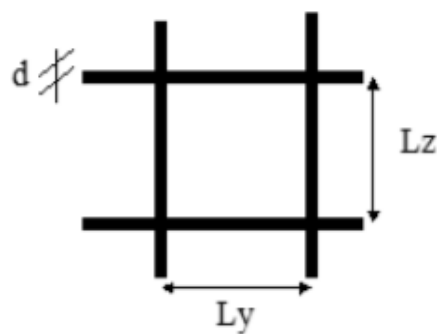
$$C_{d,mem} = C_{d,cyl} \frac{1}{\left(1 - \frac{Sn}{2}\right)^3} \quad (35)$$

For en not så er $L_y = L_z = L$. $C_{d,mem}$ er notens dragkoeffesient, og $C_{d,cyl}$ er drag-koeffisient for linens sylindrerutforming.

En annen viktig faktor å ta hensyn til er marin begroing, som kan defineres som en uønsket akkumulering av mikroorganismer, planter og dyr på en kunstig overflate (not, flottører og flytekrage), når de er neddykket i sjø, med betydelig økonomisk konsekvens. Økt begroing fører til økte dragkrefter, og dårligere vanngjennomstrømning. Vedlikehold er derfor nødvendig for å hindre dårlig vannkvalitet, uønsket slitasje og i verste fall brudd i not og rømming [32]. I AquaSim kan man inkludere en begroingsfaktor, hvor en faktor på 1.5 tilsvarer 50% økt linediameter som gir en økt soliditet. Det er spesifisert i den tekniske standarden, NS9415, at alle analyser skal kjøres med minimum 50% økt linediameter.



Figur 12: Begroing notpose [33].

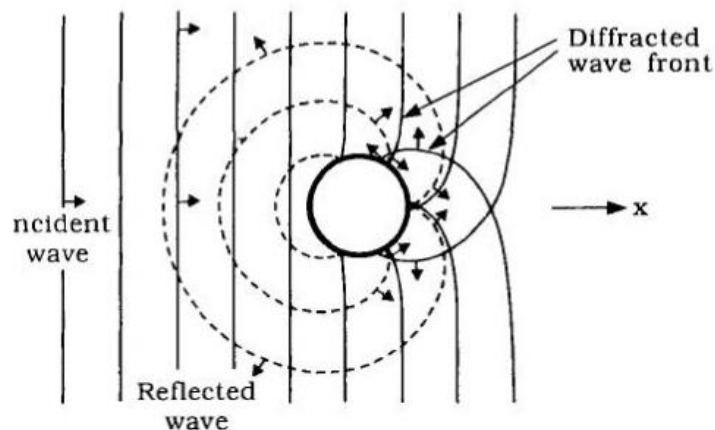


Figur 13: Notpose mål.

3.8 Krefter på Tubenet

Diffraksjon oppstår når bølger møter en hindring eller et objekt som kan defineres som storvolum. Hindringen fører til et skifte i bølgen hvor den interfererer med seg selv. Dette kan virke konstruktivt eller destruktivt for bølgen, hvor konstruktivt vil si at bølgens intensivitet øker, og destruktivt vil si at intensiviteten reduseres. Med intensivitet menes bølgens energiegenskaper. Ved bruk av en sylindrer

som eksempel vil den oppleve at bølgene blir bøyd rundt til den skjermede siden, også kalt skyggesiden – hvor diffraksjonsbølgene oppstår. På forsiden hvor bølgene treffer har man de reflekterte bølgene. Av denne prosessen får man et skifte i trykk rundt strukturen, og dermed vil kraftbildet bli påvirket.



Figur 14: Diffraksjon sylinder.

I oppgaven skal Tubenet introduseres. Dette er en ugjennomtrengelig not, og ved bruk av Ligning 9 for bølgelengde og Chakabrati sitt diagram ved dybde på 100m finner man at dette kan regnes som et storvolums konstruksjonselement, og diffraksjons-teori skal benyttes. I AquaSim kan man velge mellom MacCamy-Fuchs, numerisk diffraksjon (kilde-sluk) eller en fleksibel presenning modell for å finne krefter på tuben. Sistnevnte er ment for et veldig fleksibelt materiale hvor diffraksjonskrefter er neglisjerbare. I tillegg kan man velge en hybridmodell hvor enten MacCamy-Fuchs eller numerisk diffraksjon kombineres med fleksibel presenning modellen. Dette tillater muligheten for å justere grad av diffraksjon for et materiale som er en mellomting av stift og fleksibelt. Dette er tilfellet for Tubenet.

MacCamy Fuchs teori er gunstig for en vertikal sylinder, og har tidligere blitt brukt for Tubenet med sirkulær utforming med gode resultater [34]. En versjon av metoden for ugjennomtrengelige nøter er utledet av Berstad og Heimstad i 2015 [35]. Numerisk diffraksjon har den fordelen at den kan brukes for mer generelle geometrier, men med en større fare for feil i kalkuleringene. Det er derfor viktig å undersøke om resultatet ser realistisk ut i AquaView.

Tuben som skal introduseres i oppgaven er rektangulær, og har aldri vært produsert eller gjort studier på før. Det vil derfor være gunstig å først undersøke modellen ved bruk av hybridmodellen som inneholder numerisk diffraksjon. Konklusjonen fra studien på sirkulær tube konkluderer med at en bør ha

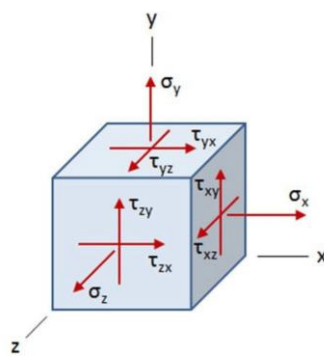
støttende data for å velge en skalering hvor diffraksjon reduseres med mer enn 50%. Forholdet til hybridmodellen blir derfor satt til dette. En optimalisering av parametere bør utføres i en egen studie, hvor den sammenlignes med eksperimentelle forsøk i tank. Slik som tidligere gjort i studien for sirkulær tube [34].

3.9 Von-Mises kriteriet

Von-Mises spenning er brukt til å avgjøre om et isotropisk og duktilt metall vil overstige flytegrensen når den utsettes for en kompleks last. Dette gjøres ved å regne ut Von-Mises spenningen og sammenligne den med metallens flytegrense. Derav navnet Von-Mises kriteriet. Kriteriet gjelder for lastkombinasjoner fra x-, y- og z-retning, altså et tredimensjonalt lastbilde som inneholder skjærspenninger og normalspenninger fra de ytre lastene som påføres.

En full utledning av Von-Mises ligningen er veldig kompleks, og en forståelse for hydrostatisk og deviatorisk spenning, samt Hooke's lov og belastningsenergi er nødvendig. Her presenteres Von-Mises ferdig utledet og algebraisk manipulert. Full utledning finnes i [36].

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}$$

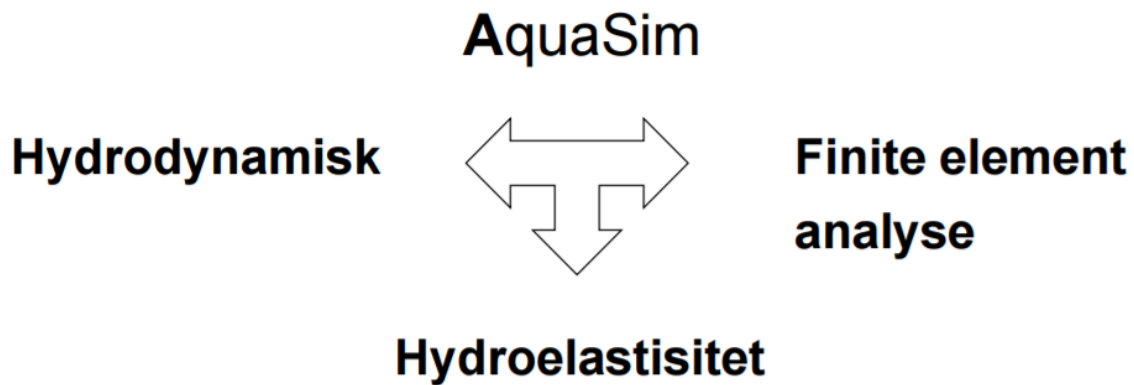


Figur 15: Von-Mises spenning.

3.10 Hydroelastisitet

Hydroelastisitet er en underkategori innenfor temaet fluid-struktur interaksjon (FSI) og kan defineres som interaksjon mellom en væske og elastiske konstruksjonselementer. En elastisk struktur er i dette tilfellet ikke bare fleksible elementer, men kan også være rigide. Elastisitet er evnen et solid materiale har til å returnere til sin opprinnelige form etter den har blitt påført en last, uten plastisk deformasjon. En annen underkategori innenfor FSI er aeroelastisitet, som omhandler interaksjonen mellom en gass og elastiske konstruksjonselementer. Eksempler på slike interaksjoner er vind rundt et boretårn (aero), eller strømning rundt en flottør (hydro). Den dynamisk vekslende lasten fra fluidet påført konstruk-

sjonselementet fører til endringer av geometri i et tidsintervall - som igjen gir endringer i strømmingen og blant annet trykk og hastighet. Denne dominoeffekten er en av årsakene til at hydroelastisitet er viktig. Mer om temaet finnes i [37]. I AquaSim er hydroelastiske beregninger inkludert i sluttresultatet sammen med hydrodynamiske laster.



Figur 16: Oversikt hydroelastisitet.

3.11 Utmatting og beregning av spenningsvidde

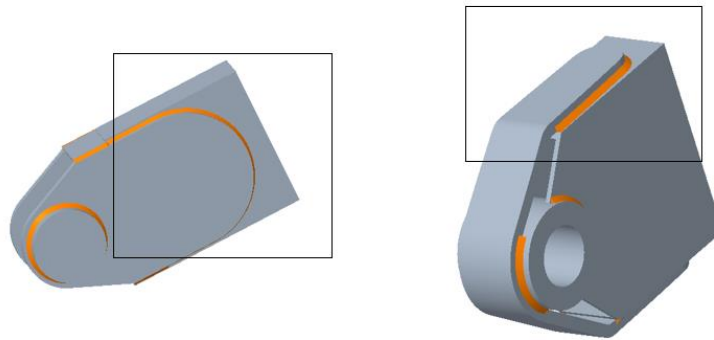
Utmatting er sprekkdannelser i et materiale som oppstår etter vekslende belastning over tid. Det kan i ytterste konsekvens lede til brudd i kritiske komponenter og havari av konstruksjoner. Utmatting ble først en alvorlig utfordring i den industrielle revolusjon og har i nyere tid vært årsaken til fatale ulykker, som for eksempel Alexander L. Kielland ulykken i 1980 hvor 123 mennesker omkom [38].

Utmatting forårsakes av dynamiske svingende laster over tid, og kan oppstå langt under flytespenning gitt for materialet ved statisk last. Utmatting er i bunn og grunn sprekkdanninger og sprekkevekst i materialet, hvor bruddflaten ofte er perpendikulær i forhold til angrepsretningen til påførte krefter. Utmatting er årsaken til 90 % av alle brudd i metaller, men utmatting kan også forekomme i polymere og keramiske materialer [39, s. 304]. I sveiste konstruksjoner er der mikrosprekker i sveisene som kan vokse videre med vekslende belastning.

3.11.1 Kritiske komponenter

Denne rapporten tar for seg antatt kritiske komponenter i stålmerden som analyseres for utmatting. Basert på erfaring fra AKVA group er hengslene mellom flytebroene antatt som de mest kritiske komponentene i strukturen. Gjennom analyseprogrammet AquaSim beregnes de dominerende kreftene som oppstår i hengslene ved gitte miljøbelastninger. De dominerende kreftene benyttes videre for beregning av spenning i hengselets sveiser. Basert på vurdering av omfang fokuseres det kun på utmat-

ting i sveisen fra sveisens rot, og ikke i tilstøtende gods. Figur 17 viser ikke kilsveis bak sideplate for hunhengsel. Men denne er tatt med i beregning av spenningsviddene.



Figur 17: Utvalgte sveisegrupper som skal kontrolleres for utmatting for hhv. hun- og hanhengsel.

3.11.2 Sprekkdannning og sprekkvekst

Utmattingsbrudd kan deles inn i 3 faser; sprekkdannning, sprekkvekst og restbrudd. Ved sprekkdannning dannes små sprekker i materialet grunnet høye spenningskonsentrasjoner, slike mikrosprekker er allerede til stede i sveiser, videre inntreffer sprekkvekst som følge av sykliske belastninger som for eksempel kan forårsakes av strøm og bølgekrefter. Siste fase er utmattingsbrudd, som inntreffer hurtig når sprekken har nådd en kritisk størrelse. Sprekker assosiert med utmattingsbrudd observeres ofte på materialoverflaten hvor det opptrer høye spenningskonsentrasjoner, typiske områder hvor slik spenningskonsentrasjoner og sprekkdannelse oppstår er ved rifter (skader) i overflaten, sveiser, skarpe overganger og gjengende partier [39, s. 310–312].

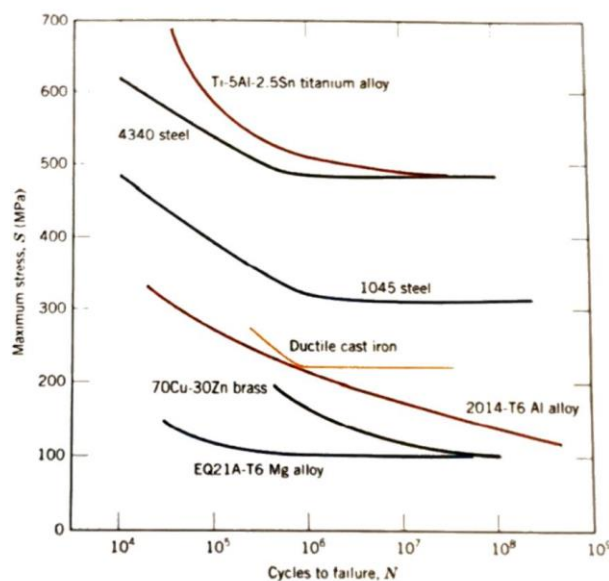
3.11.3 Faktorer på som påvirker utmattelseslevetiden

Utmattelseslevetiden er høyt påvirkelig av flere faktorer, som for eksempel spenningsnivå i materialet, geometrisk design, overflateruhet, sveiseutførelse, legeringens sammensetning og ikke minst miljøet materialet er utsatt for. Betrakter man geometrisk design vil brå diskontinuiteter i konstruksjonsformen, for eksempel rundt bolthull eller vinkelrette hjørner, føre til økte stresskonsentrasjoner og sprekkdannning. Ved å unngå slike diskontinuiteter vil man redusere sannsynligheten for utmatting [39, s. 312–313].

3.11.4 S-N kurver

For å avdekke materialets egenskap mot utmatting blir det gjennomført materialtester i laboratorium. Ved en ordiner utmattelsestest påføres testemnet vekslende belastning med lik styrke/amplitude og konstant middelspenning. En rekke tester blir utført på det aktuelle materialet. I starten ved relativ høy maks spenning ($2/3$ av statisk strekkfasthet), antall sykluser til brudd telles og prosedyren gjentas med stadig reduserende belastning. Målt data blir plottet som belastning (S) mot antall sykluser til brudd (N). Parameteren S representerer spenningsvidde, spenningsamplitude eller maks spenning. For marine konstruksjoner defineres S som spenningsvidde.

For noen jern- og titaniumlegeringer vil S-N kurven stabiliseres horisontalt ved høyere antall sykluser, spenningen ved utflatingen av S-N kurven er definert som «utmattelsesgrense», belastning under denne grensen vil i prinsippet sjeldent lede til utmattingsbrudd. Legeringer uten jern (aluminium, kobber) innehar ikke en utmattingsgrense sammenlignet med jern- og titanlegeringer. S-N kurven til slike legeringer har en konstant synkende trend med økende antall sykluser, og alle spenningsvekslinger vil bidra til utmatting. [39, s. 306–307] [40, s. 8.4].



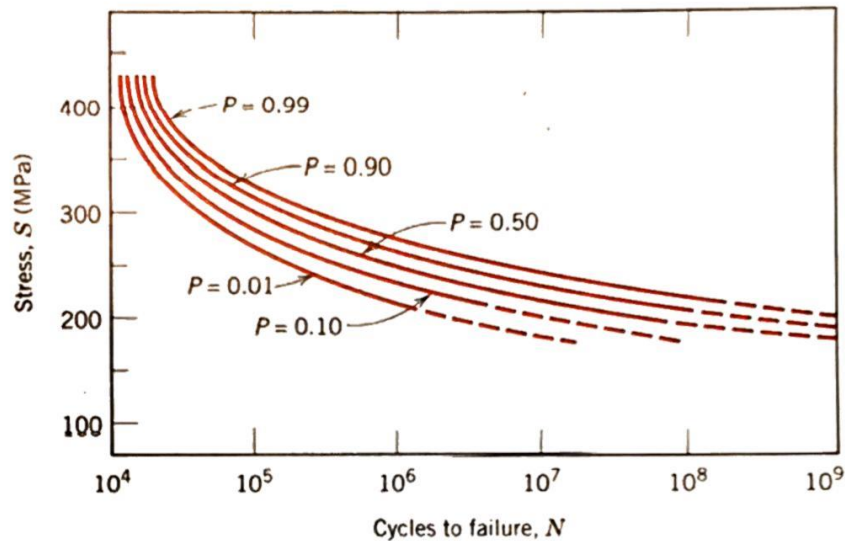
Figur 18: S-N diagram for flere legeringer basert på midlere måldata [39, s. 308].

Stål som ikke er utsatt for korrosive miljøer innehar gjerne en slik utmattingsgrense. Men stål som er utsatt for korrosive miljøer, for eksempel i et oppdrettsanlegg, har ikke en slik utmattingsgrense [40, s. 8.6].

I utmattelsestester vil variasjon i sykluser (N) til brudd variere fra prøveemne til prøveemne selv med lik belastning. Variasjonen er et resultat av utmattelsessensitivitet og materialparameter som er vanskelig å kontrollere nøyaktig, som for eksempel overflatebehandling, metallurgiske variabler, posisjon til materialemnet i testmaskinen, midlere belastning og testfrekvens. Variasjonen gir usikkerheter ved

fastsettelse av designparameter som for eksempel utmattingslevetid. S-N kurver gitt i litteratur er ofte gjennomsnittsverdier fra utmattelsestestene.

For å ta høyde for denne usikkerheten knyttet til variasjonen i målingene har det blitt utviklet statistiske metoder for å estimere utmattingslevetid. S-N diagram med konstante sannsynlighetskurver er presentert i Figur 19 [39, s. 306–309].



Figur 19: S-N diagram med konstante sannsynlighetskurver [39, s. 308].

Denne rapporten baserer utmattelsesberegninger på S-N kurver gitt av DNV GL. S-N kurvene er basert på midlere minus to standardavvik kurver fra eksperimentelle data, noe som gir 97.7% sannsynlighet for overlevelse. Sveisede koblinger er delt i klasser hvor hver klasse har egne S-N kurver [41, Kap. 2.4]. Basis S-N kurvene er gitt av Ligning 36.

$$\log N = \log \bar{a} - m \cdot \log \Delta\sigma \quad (36)$$

Hvor $\Delta\sigma$ er spenningsvidde, N er antall sykler til brudd for aktuell spenningsvidde, m er negativ invers helning av S-N kurve og $\log \bar{a}$ er krysning på log N-akse av S-N kurve.

$$\log \bar{a} = \log a - 2 s_{\log N} \quad (37)$$

Der $\log a$ er krysning av midlere S-N kurve på log N akse og $s_{\log N}$ er standard avvik av log N. Utmattelseskapasiteten til sveisede koblinger er dårligere over en viss platetykkelse. Effekten er forårsaket av lokalgeometri til sveisetåen i forhold til tykkelsen på tilhørende plater, i tillegg er utmattelsesstyrken avhengig av spenningsgradienten over tykkelsen. For platetykkelse større enn referansetykkelse korrigeres spenningsvidden og gir følgende ligning for S-N kurven

$$\log N = \log \bar{a} - m \cdot \log \left(\Delta \sigma \left(\frac{t}{t_{ref}} \right)^k \right) \quad (38)$$

t_{ref} er 25mm referansetykkelse for sveisede koblinger og 32mm for rørsveiser, t er tykkelse gjennom der sprekke antagelig vil vokse. Ved $t \leq t_{ref}$ benyttes t_{ref} . k er tykkelsesekspONENTEN. Denne rapporten benytter S-N kurvene som er utviklet for stål i sjøvann med katodisk beskyttelse.

3.11.5 Høy- og lavsyklus utmatting

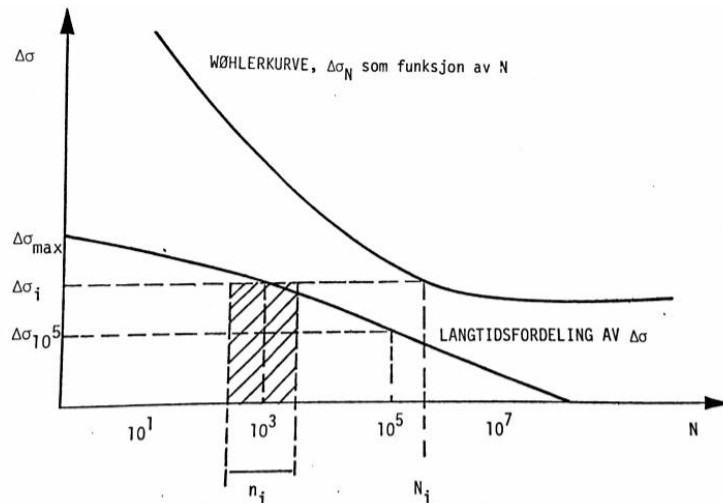
Utmatting kan deles inn i to hoveddeler. Lav-syklus utmatting opptrer ved høye laster som gir elastisk og til en viss grad plastisk deformasjon i hver syklus. Utmattelseslevetiden blir følgelig relativt kort sammenlignet med høy-syklus utmatting, og er definert generelt for $N < 10^4$. Lavere påkjenninger hvor kun elastisk deformasjon oppstår er definert som høy-syklus utmatting, hvor utmattelseslevetiden normalt er assosiert med $N > 10^4$ [39, s. 309].

3.11.6 Kumulativ utmattingskade

Ved konstant spenningsvidde og middelspenning gjennom hele utmattingstiden kan utmattingskapasiteten defineres som en spenningsvidde som fører til brudd etter et visst antall sykluser. For en flytende konstruksjon vil ikke dette være tilfelle da ulike strøm- og bølgeførhold gir ulike middelspenninger og ulike spenningsvidder. En mer passende tilnærming i slike tilfeller er å bruke Miner-Palmgrens ligning for å definere utmattingskade, D , og aktuell S-N kurve.

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \leq \eta \quad (39)$$

Hvor n_i er antall lastsykluser for et sett med gitt spenningsvidde og middelvei, N_i er antall lastsykluser med den aktuelle spenningsvidden og middelspenningen som alene vil føre til brudd, k er antall blokker som spenningsvidde og middelspenning er delt inn igjennom den totale belastningen. Når D er større enn utnyttelsesfaktor, η , er levetiden oppbrukt og brudd forventes. For flytende konstruksjoner kan utmattingskaden beregnes hvis man kjenner til langtidsfordelingen til spenningsvidden, langtidsfordelingen gir informasjon om hvor mange sykluser konstruksjonen vil oppleve over den gitte spenningsvidden.



Figur 20: S-N kurve (Wöhlerkurve) kombinert med langtidfordeling av spenningsvidde [40, s. 8.14].

Langtidfordelingen tolkes som et stolpediagram og alle syklene innenfor stolpen antas å ha samme spenningsvidde. Den korresponderende verdien for N_i leses av på S-N kurven [40, s. 8.12-8.14].

3.11.7 Forenklet utmattingsanalyse – lukket uttrykk for utmattingsanalyse basert på Weibullspenningsfordeling.

Forenklet utmattingsanalyse kan kategoriseres som en indirekte utmattingsanalyse. Sammenlignet med andre aktuelle, mer raffinerte, metoder for å beregne utmatting gir den ikke bare resultat i utmattelseslevetid eller utmattesskadeverdi, men den kan også angi en grenseverdi for hvor stor maks spenningsvidde som kan oppstå i den aktuelle komponenten/forbindelse i konstruksjonen. I denne rapporten brukes metoden for å finne utmattesskadeverdi og levetid.

Forenklet utmattingsanalyse baseres på Miners-Palmgren ligning for akkumulert utmattesskade, antatt langtidfordeling av spenningsvidden (Weibullfordeling) og egnet S-N kurve. Den brukes gjerne som «screening-teknikk» for å avgjøre om konstruksjonen er tilfredsstillende konstruert. Oppstår det ikke en utmattesskadeverdi i komponenten/forbindelsen som overstiger utnyttelsesfaktor er det følgelig ikke nødvendig med noe videre analyser. Overstiger utmattesskadeverdien utnyttelsesfaktor for komponenten/forbindelsen, må mer raffinerte analysemetoder benyttes for å vurdere komponentens evne til å motstå utmatting. «Screening-teknikken» er også en god metode for å avdekke strukturens utmattingsutsatte områder, som videre kan nøye overvåkes ved jevnlig inspeksjoner [42, s. 27]. Forenklet utmattingsanalyse basert på Weibullfordeling er en anerkjent metode og er henvisning til i NS 9415-2009.

Langtidsfordelingen for spenningsvidden er gjerne presentert som en to parameter Weibullfordeling.

$$Q(\Delta\sigma) = \exp\left[-(\Delta\sigma/q)^h\right] \quad (40)$$

Der

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{\frac{1}{h}}} \quad (41)$$

Her er $Q(\Delta\sigma)$ sannsynlighet for overskridelse av spenningsvidden, h er Weibull formparameter, og q er Weibull skalaparameter som er definert fra spenningsvidden hvor $\Delta\sigma_0$ er den største spenningsvidden forårsaket av n_0 sykler. Etter at langtidsfordelingen for spenningsrekkevidden er definert og S-N kurve med en helning er brukt, er utmattingskaden gitt av

$$D = \frac{v_0 T_d}{\bar{a}} q^m \Gamma\left(1 + \frac{m}{h}\right) \leq \eta \quad (42)$$

Hvor T_d er design levetid i sekunder, v_0 er midlere nulloppekryssingsfrekvens, $\Gamma(1+m/h)$ er gamma-funksjon, η er utnyttelsesfaktor, \bar{a} er krysning av design SN-kurve og log N akse, og m er negativ invers helning av S-N kurven (sprekk-vekst parameter)[41, s. 67]. I Ligning 42 og 43 kan $v_0 T_d$ settes lik n_0 som er forventet antall lastsykler. Hvor antatt lastsykler ikke er kjent kan 10^8 lastsykler for 20 år antas som et utgangspunkt i design fasen for offshore konstruksjoner, dette gir 5 million sykler per år.

Utmattelsesberegninger i denne rapporten baseres på bruk av en forenklet utmattingsanalyse og S-N kurver med to helninger, utviklet av DNVGL for offshore stålkonstruksjoner. Ved bruk av S-N kurver med to helninger blir ligning for utmattelseskade gitt ved

$$D = v_0 T_d \left[\frac{q^{m_1}}{\bar{a}_1} \Gamma\left(1 + \frac{m_1}{h}; \left(\frac{S_1}{q}\right)^h\right) + \frac{q^{m_2}}{\bar{a}_2} \gamma\left(1 + \frac{m_2}{h}; \left(\frac{S_1}{q}\right)^h\right) \right] \leq \eta \quad (43)$$

Hvor S_1 er stress-vidden der helning av kurven endres, \bar{a}_1 og m_1 er S-N utmattelsesparametere for $N \leq 10^6$, \bar{a}_2 og m_2 er S-N utmattelsesparameter for $N > 10^6$. $\Gamma()$ er komplementer ufullstendig gamma-funksjon og $\gamma()$ er ufullstendig gammafunksjon. I oppgaven løses gammafunksjonene ved hjelp av online regneprogram og kontrolleres ved hjelp av MatLab [43] [41, s. 68,193]. Ved utmattingsanalyse er dimensjonerende brukstid for flytende oppdrettsanlegg i stål satt til 20 år og Weibullparameteren settes til 1, hvis ikke annen fordeling kan dokumenteres [44, s. 55].

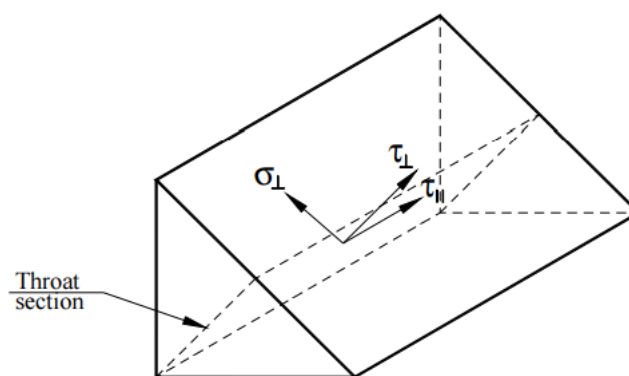
Ligning 42 og 43 er ikke utledet i denne rapporten. Utledning kan finnes i [45, s. 310–314].

Skadeverdien fra forenklet analyse som er basert på Miners-palmgrens ligning er kan enkelt regnes om til antall år levetid ved følgende ligning [46, s. 213]

$$\text{Estimert levetid} = \frac{1}{D} * \text{design levetid i år} \quad (44)$$

3.11.8 Beregning av spenning og spenningsvidde i kilsveis

Spenning i kilsveis kan dekomponeres i 3 spenningskomponenter, beregnet ut ifra sveisesnittet (throat section) til kilsveisen. De 3 spenningskomponentene er normalspenning, σ_{\perp} , normal-skjærspenning, τ_{\perp} , og parallell skjærspenning, τ_{\parallel} .



Figur 21: Illustrasjon av kilsveis med de 3 tilhørende spenningskomponentene [41, s. 17].

Ytre kraft parallelt med sveisens lengderetning skaper parallell skjærspenning, τ_{\parallel} . Ligning for parallell skjærspenning blir som følger

$$\tau_{\parallel} = \frac{F}{A_w} \quad (45)$$

Hvor F er ytre kraft langs sveisen, A_w er sveisesnittet areal. Ytre kraft normalt på sveisens lengderetning skaper både normalspenning og normal skjærspenning i kilsveisen, som kan angis med følgende generelle formler

$$\sigma_{\perp} = \frac{F \cdot \cos \alpha}{A_w} \quad (46)$$

$$\tau_{\perp} = \frac{F \cdot \sin \alpha}{A_w} \quad (47)$$

Ved like-benede kilsveiser der $\alpha = 45^\circ$, gir følgende ligning

$$\sigma_{\perp} = \tau_{\perp} = \frac{F}{\sqrt{2}A_w} \quad (48)$$

Sveisesnittets areal beregnes etter følgende ligning

$$A_w = a \cdot L_{eff} \quad (49)$$

Sveisens effektive lengde er

$$L_{eff} = L - 2 \cdot a \quad (50)$$

Hvor L er sveisens totale lengde og a er sveisens a-mål. Bakgrunnen for at sveisens lengde reduseres er for å ta hensyn til mulige endefeil, men kan det påvises komplett a-mål for hele sveiselengde er en slik korreksjon ikke nødvendig. Spenningsvidde, $\Delta\sigma$, defineres som forskjellen mellom maksimal- og minimalspenning gjennom en spenningscykel, og kan defineres på følgende måte

$$\Delta\sigma = \sigma_{maks} - \sigma_{min} \quad (51)$$

Spenningsvidde for kilsveiser, $\Delta\sigma_w$, kan uttrykkes ved følgende ligning

$$\Delta\sigma_w = \sqrt{\Delta\sigma_{\perp}^2 + \Delta\tau_{\perp}^2 + 0.2\Delta\tau_{\parallel}^2} \quad (52)$$

[41, s. 17] [47, s. 292–296].

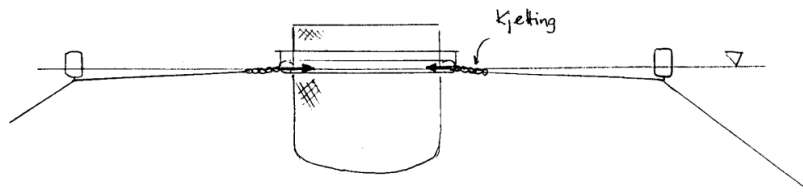
Faktor 0.2 for parallelle skjærspenninger i sveis skal kun benyttes ved bruk av S-N kurve tilhørende kategori W3. Sveiseforbindelse i hengsler er, i denne rapport, forenklet til å være en laskeforbindelse. Til fordeling av ytre kraft i sveisene er diagram gitt i NS470, benyttet. Se vedlegg for benyttet diagram. Spenningsvidde funnet i sveiser kan skaleres til ønsket brukt returperiode. I denne rapport kan 50-års verdier skaleres ned til 20-års verdier ved hjelp av følgende ligning

$$(\Delta\sigma_0)_{20} = (\Delta\sigma_0)_{50} \cdot \left(\frac{\log N_{20}}{\log N_{50}} \right)^{1/n} \quad (53)$$

Hvor N_{20} er nummer av lastsykler ila 20 år, og N_{50} er nummer av lastsykler ila 50år[48, s. 55].

3.12 Forankring av havbruksanlegg

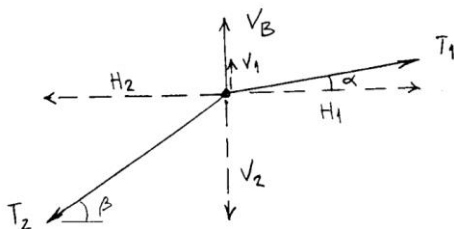
Forankringssystemer for flytende oppdrettsanlegg er omfattende i den forstand at anlegget skal holdes i en tilnærmet fast posisjon uavhengig av været. Samtidig har flytende anlegg relativt lav oppdrift, og for å unngå at strekkraftene fra ankerlinene skal trekke anlegget under er det vanlig å la ankerlinene gå via oppdriftsbøyer, noe som sørger for at linestrekking inn på anlegget blir mest mulig horisontalt. Det vil redusere de vertikale kreftene fra ankerlinene som vil trekke anlegget ned i sjøen [15].



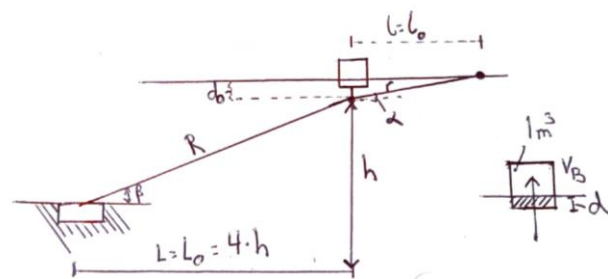
Figur 22: Forankring havbruksanlegg [15].

Det blir ofte brukt fibertau i ankerlinene fra oppdrettsanlegg og ut til oppdriftsbøylene, og videre ned til havbunnen. Avstanden på linene mellom oppdriftsbøye og ankerkjetting er normalt mellom tre og fire ganger dybden på lokaliteten. De siste 25 til 30 meterne blir det brukt tung kjetting for å hindre vertikal belastning på ankeret, øke fjæringseffekten i systemet og for å hindre at tauet slites dersom det ligger direkte på havbunnen.

Ved bruk av fibertau kan ikke formlene som brukes til utregninger av linekarakteristikk for kjetting og wiretau brukes, ettersom tauet er tilnærmet vektløst i vann. Fibertau har samtidig betydelig høyere elastisitet enn wire og kjetting. Dette fører til at fibertau liner består av geometrisk- og elastisk stivhet. Under forutsetning om at tauet ikke blir forlenget når det blir utsatt for strekk, får vi en geometrisk stivhetsrelasjon. Dette fører til at øyet på bøyen blir utsatt for krefter fra line T_1 og T_2 , samt den vertikale oppdriftskraften i bøyen, V_B .



Figur 23: Krefter øyet er utsatt for.



Figur 24: Oversikt komponenter fortøyning.

Der

$$V_1 = \frac{V_B}{\frac{h-d}{d_0+d} * \frac{l}{L} - l} \quad V_2 = V_1 + V_b \quad (58)$$

Videre vil T_1 og T_2 være gitt ved

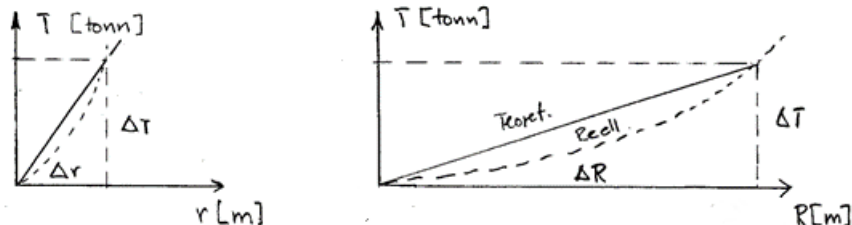
$$T_1 = \sqrt{H_1^2 + V_1^2} \quad T_2 = \sqrt{H_2^2 + V_2^2} \quad (59)$$

Foreløpig vil horisontalforskyvningen av linens toppunkt, altså hvor den er innfestet på anlegget, kun være avhengig av geometriendringer ettersom vi foreløpig ikke har elastisitet. Dette kan vi regne ut ved hjelp av ligningen

$$\Delta X_G = X - x = (L_0 - L) - (l_0 - l) \quad (60)$$

Noe som gjør at man på grunnlag av teori som er gjennomgått kan sette opp linekarakteristikken som en funksjon av bøyens neddykking. Vi får dermed en ren geometrisk linekarakteristikk. Fibertau som brukes ved fortøyning kan ha en forlengelse på 10-20 % ved belastning på kun 50 % av bruddlast. Forlengelsen er normalt ikke lineær, det vil si at den ikke øker proporsjonalt med kraften. Linen vil tøyes mindre og bli mindre elastisk etter hvert som kraften øker. Ved en antagelse om at linen er lineært elastisk, kan en kraft/tøyningsrelasjon finnes. Linens fjærstivhet er forholdet mellom påført kraft og oppnådd forlengelse, eller forholdet mellom linens tverrsnitt A ganget med E -modul E over linens lengde. Ved lineær elastisitet er fjærstivheten konstant. Ligningen er gitt og illustrert under.

$$K = \frac{\Delta T}{\Delta R} = \frac{AE}{R} \quad k = \frac{\Delta T}{\Delta r} = \frac{AE}{r} \quad (61)$$



Figur 26: Lineær elastisitet line.

Tøyning av linene vil påvirke linevinklene, som igjen vil påvirke kreftene i linene. Dermed vil verdier som er oppført i tabell for geometrisk likevekt endres. Ettersom det er snakk om små vinkler, blir end-

ringene relativt små. Den estimerte økning av lengden på linene vil være på bakgrunn av disse kreftene.

$$\Delta r = \frac{T_1}{K} \quad \Delta R = \frac{T_2}{K} \quad (62)$$

Når linevinklene er små er det mulig å føre ett første estimat for linekarakteristikken ved å bruke H_1 verdiene fra geometrisk linekarakteristikk, samt tilnærme horisontalforskyvning.

$$\Delta X \approx \Delta r + \Delta R + \Delta X_G \approx \Delta r + \Delta R \quad (63)$$

For å øke nøyaktighetene ved beregning av linekarakteristikken, er det mulig å bruke linelengder som er korrigert for elastisk forlengelse.

$$R = \Delta R + \sqrt{L_0^2 + h^2} \quad r = \Delta r + \sqrt{l_0^2 + d_0^2} \quad (64)$$

Det er også mulig å øke nøyaktigheten ved å gjennomføre den samme beregningen flere ganger ved tall basert på T_1 og T_2 fra siste tabell. Noe som gjør at beregningene går over i flere iterasjonstrinn. Ved et tilstrekkelig utført antall iterasjoner blir beregningene ganske nøyaktig gitt at elastisiteten til tauet er lineær. Alternativt kan det utføres en komplett ikke lineær analyse hvor variasjonen til tauets fjærstivhet tas hensyn til, men dette blir ikke omfattet her.

3.13 Definisjon av utnyttelse og tillatte laster for tau, forankringsline og bunnkjetting

Under resultatdelen presenteres utnyttelsesresultater for forskjellige komponenter. Det vil si forholdet mellom oppnådd resultat og tillatt last.

$$Utnyttelse = \frac{\text{Oppnådd resultat}}{\text{Tillatt last}} \quad (65)$$

En sikkerhetsfaktor på 1.4285 brukes for tau i not iht. Egersund Nets dimensjoneringspraksis. Dette er forholdet mellom linens maksimale bruddlast (MBL) i kg ganget med gravitasjonsakselerasjon over sikkerhetsfaktoren.

$$\text{Tillatt last tauverk} = \frac{MBL * g}{1.4285} \quad (66)$$

I tillegg er tillatt last for forankringsliner gitt som

$$Tillatt\ last\ forankring = F_{RF} * lastfaktor * materialfaktor \quad (67)$$

Hvor F_{RF} er maksimal aksialkraft i forankringsliner fra analyse, lastfaktor settes til 1,15 og materialfaktor settes til 3 ihht. NS 9415. Tillatt last resultat fra forankringsanalysen brukes som utgangspunkt under valg og dimensjonering av anbefalt fortøyningsline. Tillatt last for bunnkjetting er gitt ved

$$Tillatt\ last\ bunnkjetting = F_{RB} * lastfaktor * materialfaktor \quad (68)$$

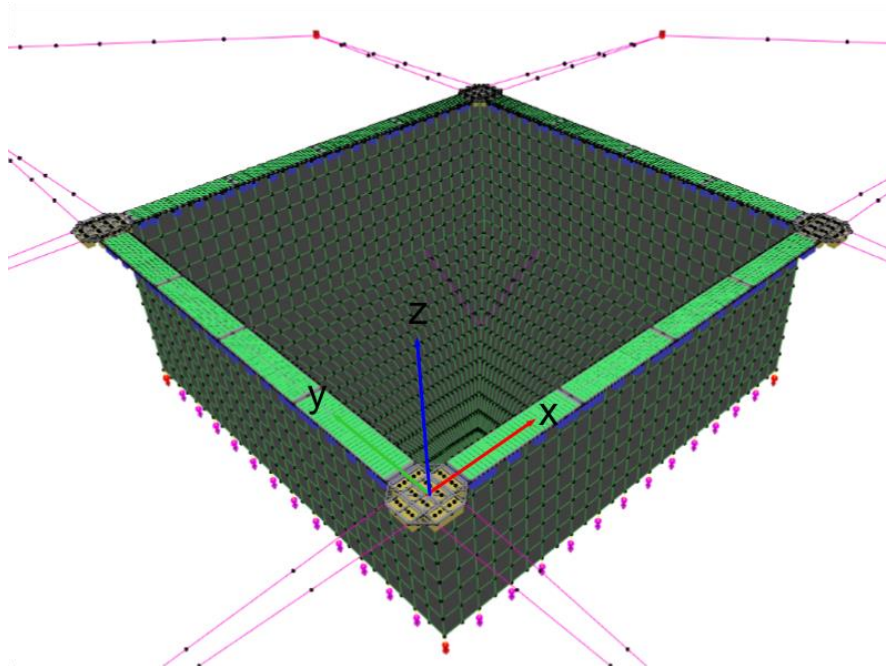
Der F_{RB} er maksimal aksialkraft i bunnkjetting fra analyse, lastfaktor settes til 1,15 og materialfaktoren settes til 2. Dette brukes også som utgangspunkt ved valg og dimensjonering av bunnkjetting. Materialfaktor og lastfaktor for stål/bjelker er ikke tatt hensyn til i denne oppgaven.

4. Modellering

Hensikten med dette kapittelet er å vise hvordan modelleringen er utført i AquaSim og hvordan den samsvarer med tekniske tegninger fra Wavemaster sin EX0-modell. EX0-modellen er en av tre modeller av stålanlegg som Wavemaster tilbyr, hvor EX1 og EX2 er de to resterende. Forskjellen på disse er dimensjoner, styrke, fabrikkasjonstid, pris, grad av distribusjonsvanskelighet, og mer. Det er gitt tekniske tegninger for gangbro, hjørnemodul og hengsel, men disse kan ikke legges ved grunnet konfidensialitet. Hengselet modelleres også i Creo Parametrics ettersom denne betraktes som kritisk komponent og for videre bruk i AKVA Group. Sentrale parametere som er huket av/endret for ulike komponenter i AquaBase kommenteres med bakgrunn fra teoridelen.

4.1 Standard merd

Modelleringen av standard merd deles inn i tre deler. Modellering av flytekrage, notpose, og forankringssystem. Merden er kvadratisk utformet og er 40x40m på innsiden av flytekragen hvor notposen er festet. Avstanden fra notposens innfestning til bunntau er 15m, og avstanden til dødfiskloddet er 30m. Fra flytekragens opphengsbejelke henger det 48stk sidelodd på 250 kg og 4stk hjørnelodd på 350kg. Loddtauet er festet ned langs notposen slik at man kan heve notposen ved å løfte loddene. I tillegg er det festet ett dødfisklodd på 500kg i senter av bunn av notpose. Før modelleringen legges de forskjellige komponentene fra tekniske tegningene inn i AquaBase med tilhørende dimensjoner og materialegenskaper. Koordinatsystemet satt under, brukes videre i resultatdelen til å illustrere krefter og retninger.



Figur 27: Modell standard merd.

4.1.1 Komponentliste

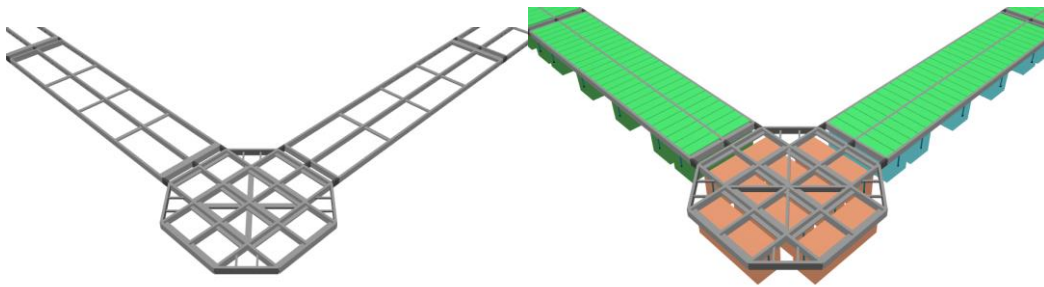
#	Komponenter	E modul [N/m ²]	Tillatt last		Forklaring
			Last	Enhet	
1	Perfil Rectangular 200x70x5	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
2	Perfil Rectangular 200x70x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
3	Perfil Rectangular 150x70x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
4	Canal Doblado Metrico 125x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
5	Canal Doblado Metrico 100x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
6	Canal Doblado Metrico 150x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
7	Angulo Dobra Metrico 50x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
8	Hengsel	2.10E+11	-	-	Se teknisk tegning
9	Opphengsbjelke	2.10E+11	345	MPa	Bjelke til å feste notpose
10	Feste opphengsbjelke	2.10E+11	345	MPa	Forbindelse mellom gangbro og opphengsbjelke
11	Dummy til feste	2.10E+11	-	-	Dummy komponent, uinteressant
12	Pont1	9.00E+08	15.4	MPa	Pontong langs y akse
13	Pont2	9.00E+08	15.4	MPa	Pontong langs x akse
14	Pont3	9.00E+08	15.4	MPa	Hjørnepontong
15	Dummy pont. feste	2.10E+11	-	-	Dummy komponent, uinteressant
16	Gangplater	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
17	Notpose	1.00E+08	235	MPa	Sn 20%
18	Tau oppheng	2.10E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
19	Sidetau	2.10E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
20	Krysstau	2.10E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
21	Hovedtau	2.10E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
22	Bunntau	2.10E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
23	Loddtau	2.10E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
24	Fortøyningsline	2.10E+09	251	kN	48 mm 8 slått, MBL 36600 kg
25	Bunnkjetting	1.10E+11	471	kN	36 mm, 28 kg/m, MBL 68575 kg

Tabell 1: Komponentliste standard merd.

4.1.2 Modellering av flytekrage

Flytekragen består av hjørnemoduler og gangbroer hengslet sammen i fire ledd per side, med 6 flottører av plast per. gangbro. To forskjellige størrelser på flottører er brukt til å skape oppdrift. Lengde og bredde på disse er hentet fra tekniske tegninger. Volum for flottør under gangbro er 1,12 m³ og 0,68 m³ under hjørnemodul. Disse er fylt med luft, ettersom fyllmasse ikke var et alternativ. Lastbeskrivelsen settes til «Hydrodynamic load formulation» som beskrevet i kapittel 3.6. Diameter for drag på flottørene velges i AquaBase for å få med dragbidraget i Ligning 29. Her settes diameteren som hele bredden til flyterne, og 0,2 m som draghøyde. Årsaken til at ikke hele høyden til flottørene benyttes er for å ta hensyn til skyggeeffekt – dvs. at flottørene ligger tett og skygger for hverandre. Dragkoeffisienten er satt til 1,2 noe som er en antagelse og ikke en sikker verdi. Denne bør finnes eksperimentelt. Det er satt på dummy «stylter» fra vangene og ned til senter av pongtongene som vist i Figur 29. Plasseringen av pongtongene kan gis vha. eksentrisk inntegning i AquaEdit, men erfaring tilsier at dette gir en mer ugunstig fordeling av last fra pongtong til vanger.

Stålet som benyttes er ASTM A572 med en flytespenning på 345MPa. Lastbeskrivelsen til stålbejelker settes til «Morrison submerged» for selve stålrammen, som vil si at Ligning 29 ikke benytter stripeteori. Effekter fra bølgeslag og neddykking tas hensyn til ved å huke av for «With slamming» og «Water volume correction» i AquaBase. På innsiden av kragen er det festet en opphengsbejelke som notposen kan henge i. Denne er ikke vist i figurene. I flytekragen er det også sveiset fast gangplater som virker avstivende på konstruksjonen.

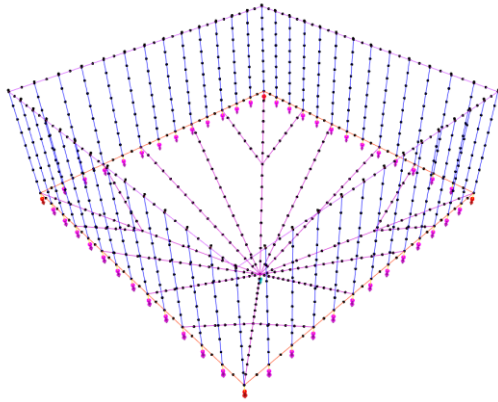


Figur 28: Oversikt stålbejelker.

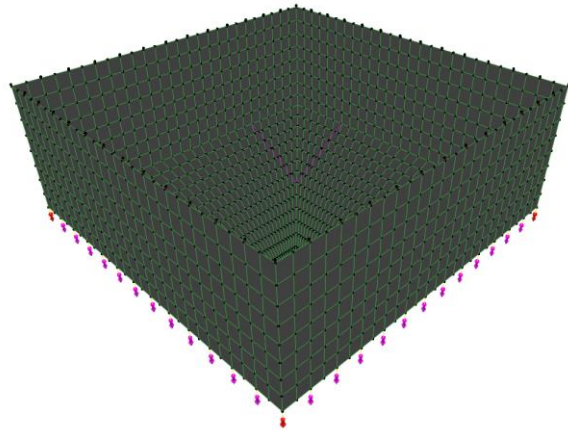
Figur 29: Moduler med tilhørende komponenter.

4.1.3 Modellering av notpose

Modelleringen av notpose ble utført med inspirasjon fra teknisk tegning gitt av AKVA group. Det ble foretatt modifikasjoner på antall sidetau/loddliner fra tegning til modell ettersom det var mer aktuelt å modellere med totalt 52 sidetau og lodd. Ifølge chilenske kontakter brukes en slik modifikasjon mye av eksempelvis MOWI. En notpose består av tau til oppheng, hovedtau oppe, sidetau, bunntau, loddtau og krysstau nede til dødfisklodd i senter. Til disse tauene festes selve posen/membranen som hindrer rømning. Notposen settes som gjennomtrengelig som beskrevet i kapittel 3.7. Tau som benyttes 3-slått 18mm danline med bruddstyrke på 5800kg, og notposens soliditet er 20% med en begroingsfaktor på 1,5 etter NS 9415.



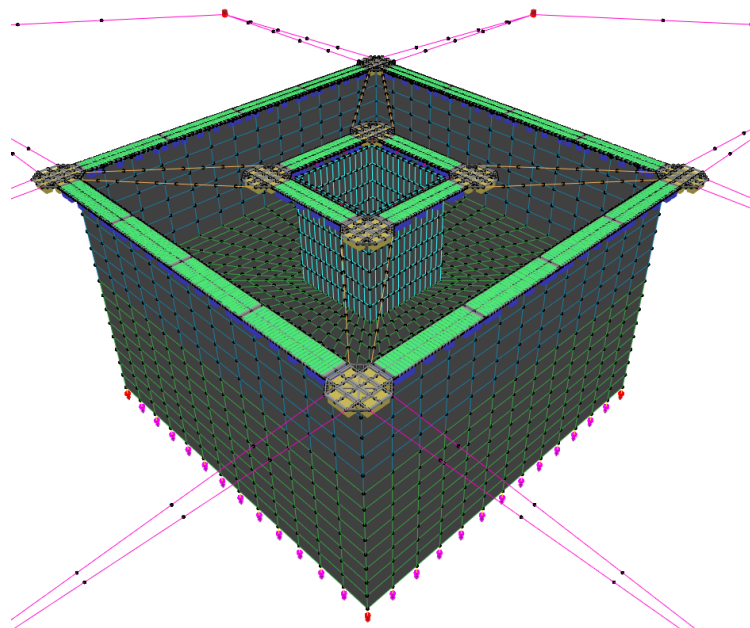
Figur 30: Hovedtau, sidetau, bunntau og krysstau.



Figur 31: Notpose.

4.2 Snorkelmerd

Modellering av snorkelmerd innebærer at Tubenet introduseres og notpose endres. En dypere pose samt introduksjon av tuben fører til at analyser som skal kjøres blir mer krevende. Notposene modelleres dermed noe grovere/mindre detaljert for å lettere kjøre disse. Tuben i snorkelmerden er inspirert av den utviklet for sirkulær merd, og er kun ment som forslag til utforming eller for å kunne gi et godt bilde av hvilke konsekvenser med tanke på krefter og utnyttelse en introduksjon av denne får for systemet.



Figur 32: Merd med Tubenet.

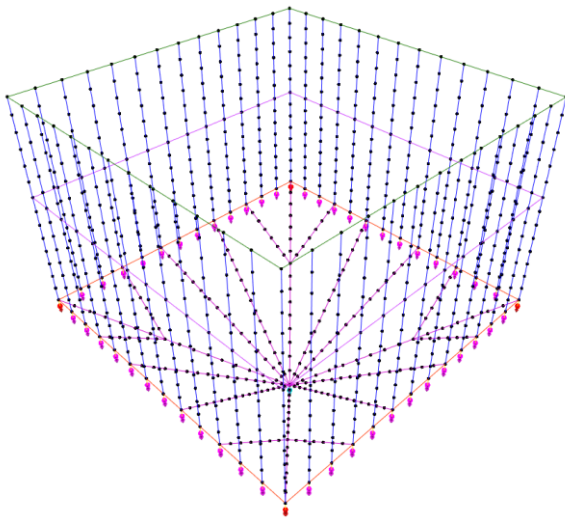
4.2.1 Komponentliste

#	Komponenter	E modul	Tillatt last		Forklaring
		[N/m ²]	Last	Enhet	
1	Perfil Rectangular 200x70x5	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
2	Perfil Rectangular 200x70x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
3	Perfil Rectangular 150x70x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
4	Canal Doblado Metrico 125x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
5	Canal Doblado Metrico 100x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
6	Canal Doblado Metrico 150x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
7	Angulo Dobra Metrico 50x50x4	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
8	Hengsel	2.10E+11	-	-	Se teknisk tegning
9	Opphengsbjelke	2.10E+11	345	MPa	Bjelke til å feste notpose
10	Feste opphengsbjelke	2.10E+11	345	MPa	Forbindelse mellom gangbro og opphengsbjelke
11	Dummy til feste	2.10E+11	-	-	Dummy komponent, uinteressant
12	Pont1	9.00E+08	15.4	MPa	Pontong langs y akse
13	Pont2	9.00E+08	15.4	MPa	Pontong langs x akse
14	Pont3	9.00E+08	15.4	MPa	Hjørnepontong
15	Dummy pont. feste	2.10E+11	-	-	Dummy komponent, uinteressant
16	Gangplater	2.10E+11	345	MPa	Se teknisk tegning
17	Notpose	1.00E+08	235	MPa	Sn 20%
18	Tau oppheng	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
19	Sidetau	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
20	Krysstau	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
21	Hovedtau	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
22	Bunntau	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
23	Loddtau/stropp	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
24	Fortøyningsline	2.00E+09	251	kN	48 mm 8 slått, MBL 36600 kg
25	Bunnkjetting	1.10E+11	471	kN	36 mm, 28 kg/m, MBL 68575 kg
22	Magetau	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
27	T_Bunnring_tube	2.1E+11	345	MPa	62 kg/m
28	T_Tubeduk	6.3E+08	173	MPa	Ugjennomtrengelig presenning
29	T_Festetropp_bunnring	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
30	T_Fortøyning	1.00E+09	72104	N	Enkalon 20mm, MBL 10500kg
31	T_Sidewebbing	3.04E+09	98885	N	120mm
32	T_Oppheng	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
33	T_Taktau	2.00E+09	34337	N	18 mm 3 slått, MBL 5000 kg
34	T_Bunnwebbing	3.04E+09	98885	N	120mm
35	T_Hovedwebbing	3.04E+09	98885	N	120mm
36	T_Sikkerhetsnot	1.00E+08	235	MPa	Sn 20%

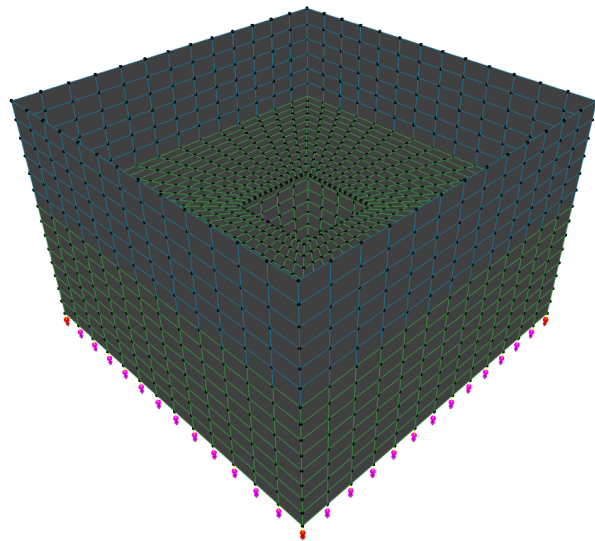
Tabell 2: Komponentliste Snorkelmerd.

4.2.2 Endring av notpose

Med utgangspunkt i standard merd vil sidetau og notposen forlenges 12m ned i dypet for ikke å tape volum ved introduksjon av tube, og et not-tak på 12m vandyp introduseres. Det plasseres et magebånd i notveggens halvhøyde som forbinder den med tuben via nottak med horisontale takttau. På figuren til høyre under er dette illustrert hvor man ser hvordan den lukkede notposen nederst skal fungere som oppholdsrom for fisken, og hvordan tuben plasseres i senter av tak for at fisken skal kunne hente luft/mat. Øverste membran i blått fungerer som et ekstra sikkerhetsnett mot rømming. Tauverk og notpose er samme som for standard merd som gitt i komponentlisten forrige delkapittel.



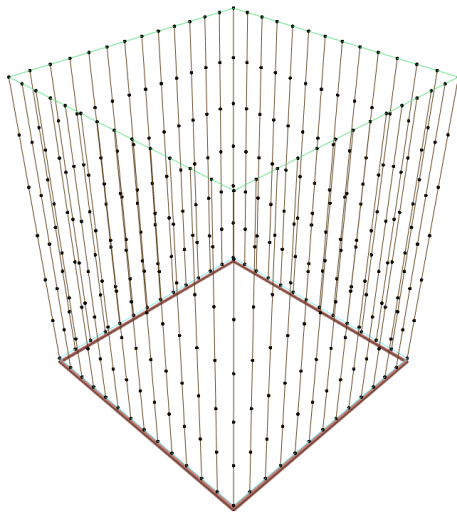
Figur 33: Tauverk Snorkelmerd.



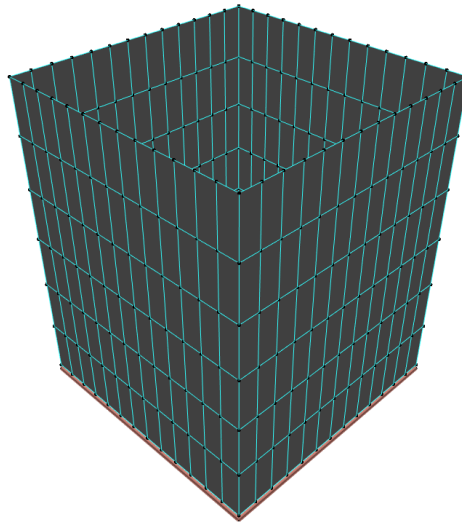
Figur 34: Notpose, sikkerhetsnett og takpose.

4.2.3 Modellering av Tubenet

Tuben er kvadratisk utformet og er 10x10m og 12m dyp. Den modelleres på samme måte som notposer, men med hovedwebbing, sidewebbing og bunnwebbing på 120mm. I bunn av tube er det plassert en bunnramme av stålrør, 62 kg/m, som skal spile ut tuben og motvirke løft i strøm. Det hukes av for at membranen er ugjennomtrengelig slik at diffraksjonsteori skal benyttes i henhold til kapittel 3.8. Diverse last-parametere som drag- og løftkoeffesient settes henholdsvis til 1,2 og 2,4 etter erfaringer fra sirkulær tube, men disse samt andre parametere bør undersøkes nærmere eksperimentelt.



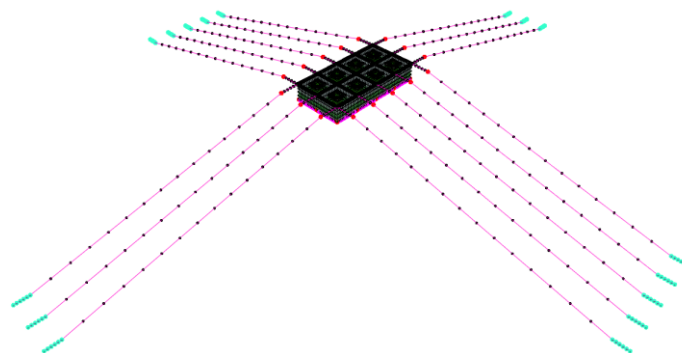
Figur 35: Modellering Tubenet (webbing).



Figur 36: Tube med presenning.

4.3 Fortøyning 2x4 konfigurasjon

Ved fortøyningsanalyse på 100m dybde brukes forankringsteori fra kapittel 3.12 for å dimensjonere lengde og diverse parametere som er beskrevet for liner. En 2x4 konfigurasjon vil si at merden settes sammen i et system som vist i Figur 37. Det går to forankringsliner fra innfestning i merd til bøye hvor avstanden er 30m i horisontalretning og 2m ned i vertikalretning. Bøyen som inneholder luft har en fjærstivhet på 4000N/m i positiv z-retning. Videre fortsetter én forankringsline fra bøyen 370m horisontalt ut og 98m ned vertikalt til bunn, hvor en bunnkjetting på 30m er plassert med en fjærstivhet på 1000N/m i negativ x-retning (for å simulere bunn), og med en vekt på 28 kg/m. For en 2x4 konfigurasjon må hele modellen forenkles for å gjennomføre en fortøyningsanalyse. Dette fordi antall noder blir for mange, og analysen for krevende. Ved forenkling av modellen fjernes alle gangplater, og antall noder på notposer reduseres betraktelig. Dette gjøres for standard merd og snorkelmerd. Forankrings-tau som benyttes i analysen er 8-slått 48mm danline med bruddstyrke på 36600kg og E-modul på $2.1E9 \text{ N/m}^2$.



Figur 37: Fortøyning 2x4 konfigurasjon.

4.4 Modellering av hengsel

Hengsler mellom flytebroene er antatt å være de mest kritiske komponentene i konstruksjonen, følgelig vil det være hensiktsmessig å analysere hengslene mer detaljert og avdekke områder på hengselet som er utsatt for størst belastning. I denne rapporten ferdigstilles modellering av hengslene for bruk i videre arbeid med hengselanalyser.

Hengselet mellom flytebroene modelleres etter tekniske tegninger utgitt av AKVA Group i modelleringsprogramvaren Creo Parametric. Hengselet består av flere deler, men deles inn i hovedsakelig to sammensatte hoveddeler, hun- og hanhengsel, som er linket sammen ved hjelp av en bolteforbindelse. Delene til hun- og hanhengselet er sveiset og/eller boltet til enden av sidebjelkene på gangbroene. Hun- og hanhengselet modelleres hver for seg.



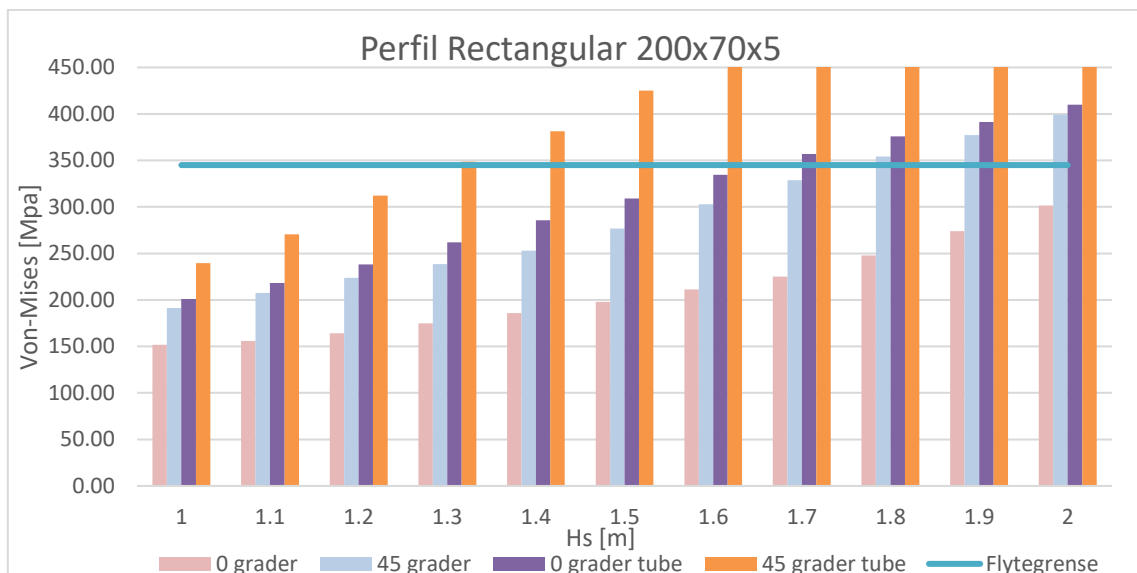
Figur 38: Originale modeller av han- og hunhengsel presentert uten sveiser og festebolter.

5. Resultater

I dette delkapittelet presenteres resultater for standard merd og snorkelmerd for forskjellige signifikante bølgehøyder ved regulær sjø. T_p er satt til 6,04s og strøm er satt til å være konstant 0,85m/s langs hele dybden. Last og utnyttelsesresultater tar for seg krefter og spenninger for sentrale komponenter som bærende bjelker, gangplater, nøter, hengsler og mer. Det kommenteres hvorfor disse kreftene og spenningene oppstår for sentrale deler, og de sammenlignes med materialets flytegrense og/eller om de tilfredsstillende materialets bruddgrensetilstand (ULS). Deformasjon av not og volumreduksjon som følge av strøm kommenteres også. En forenklet utmattingsanalyse er gjort av sveisene i hengslene og resultater fra denne skal gi en pekepinn på hvor stor skadeverdi og levetid sveisene har. Forankringsanalyse av 2x4 konfigurasjon gjennomføres for standard merd og snorkelmerd for å finne de største linekreftene som oppstår – slik at disse kan sammenlignes og valg/dimensjonering av nødvendig line og bunnkjetting kan gjøres. Forankringsanalysene med 2x4 konfigurasjon kjøres med H_s på 1m, T_p på 6,04s og strøm på 0,85 m/s.

5.1 Last- og utnyttelsesresultater

Den første relevante komponenten som når flytespenning for standard merd og snorkelmerd ved kjøring av forskjellige signifikante bølgehøyder er Profil Rectangular 200x70x5. Komponenten er markert som det belastede området i rødt på Figur 40. Dette er en av de bærende bjelkene i flytekragen, og er definert i de tekniske tegningene. Her oppstår det flyt ved signifikant bølgehøyde på 1,8m for standard merd, og på 1,3m for snorkelmerd ved bølger fra 45° på anlegget. Flytespenning med bølger fra 0° oppstår for standard merd ved signifikant bølgehøyde på en verdi over 2m, og for snorkelmerd ved 1,7m. Figuren under illustrerer hvordan spenningene i denne komponenten øker for standard merd og for snorkelmerd med økt signifikant bølgehøyde. Det er også markert en linje for hvor flytespenning oppstår i lyseblått, som er på 345 MPa. Lignende figurer finnes for resterende relevante komponenter i appendiks.



Figur 39: Oversikt Von-Mises spenning for Profil Rectangular 200x70x5.

Med utgangspunkt i at det i denne komponenten oppstår flyt først, vil resterende utnyttelsesresultater for andre komponenter presenteres for Hs på 1,7m for standard merd og Hs på 1,2m for snorkelmerd med bølger fra 45° på anlegget, og Hs på 2m for standard merd og Hs på 1,6m for snorkelmerd ved bølger fra 0°. Dette er de signifikante bølgehøydene (50-års verdier) som er akseptable med tanke på at utnyttelsesresultatene skal ligge under 1.

5.1.1 Standard merd – Hs 1,7m fra 45°

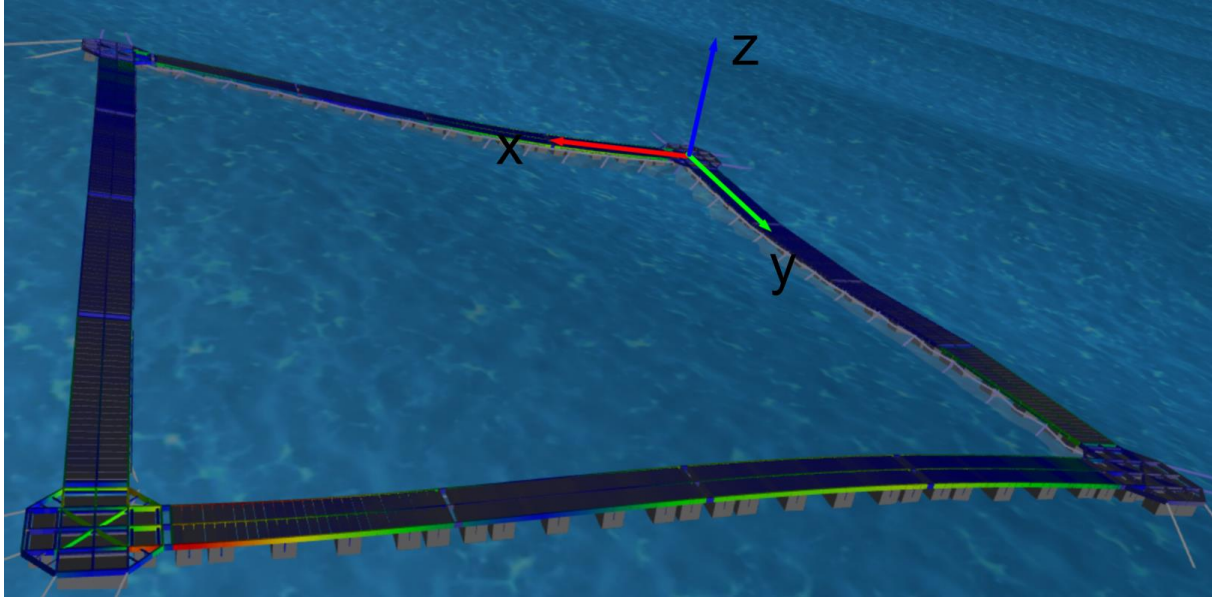
#	Komponenter	Maks resultat analyse	Tillatt last	Utnyttelse
1	Perfil Rectangular 200x70x5	328.8 MPa	345 MPa	0.95
2	Perfil Rectangular 200x70x4	295.9 MPa	345 MPa	0.86
3	Perfil Rectangular 150x70x4	187.5 MPa	345 MPa	0.54
4	Canal Doblado Metrico 125x50x4	166.3 MPa	345 MPa	0.48
5	Canal Doblado Metrico 100x50x4	133.5 MPa	345 MPa	0.39
6	Canal Doblado Metrico 150x50x4	143.0 MPa	345 MPa	0.41
7	Angulo Dobra Metrico 50x50x4	111.2 MPa	345 MPa	0.32
8	Hengsel	145.0 MPa	-	-
9	Opphengsbejelke	184.6 MPa	345 MPa	0.53
10	Feste opphengsbejelke	349.5 MPa	345 MPa	1.01
11	Dummy til feste	518.3 MPa	-	-
12	Pont1	0.7 MPa	15.4 MPa	0.04
13	Pont2	0.8 MPa	15.4 MPa	0.05
14	Pont3	1.4 MPa	15.4 MPa	0.09
15	Dummy pont. feste	157.8 MPa	-	-
16	Gangplater	133.6 MPa	345 MPa	0.39
17	Notpose	9.1 MPa	235 MPa	0.04
18	Tau oppheng	20063 N	34337 N	0.58
19	Sidetau	11500 N	34337 N	0.33
20	Krysstau	10027 N	34337 N	0.29
21	Hovedtau	5491 N	34337 N	0.16
22	Bunntau	1762 N	34337 N	0.05
23	Loddtau	5416 N	34337 N	0.16
24	Fortøyningsline	92003 N	317000 N	0.29
25	Bunnkjetting	91906 N	211000 N	0.43

Tabell 3: Resultater analyse Hs 1,7m fra 45°.

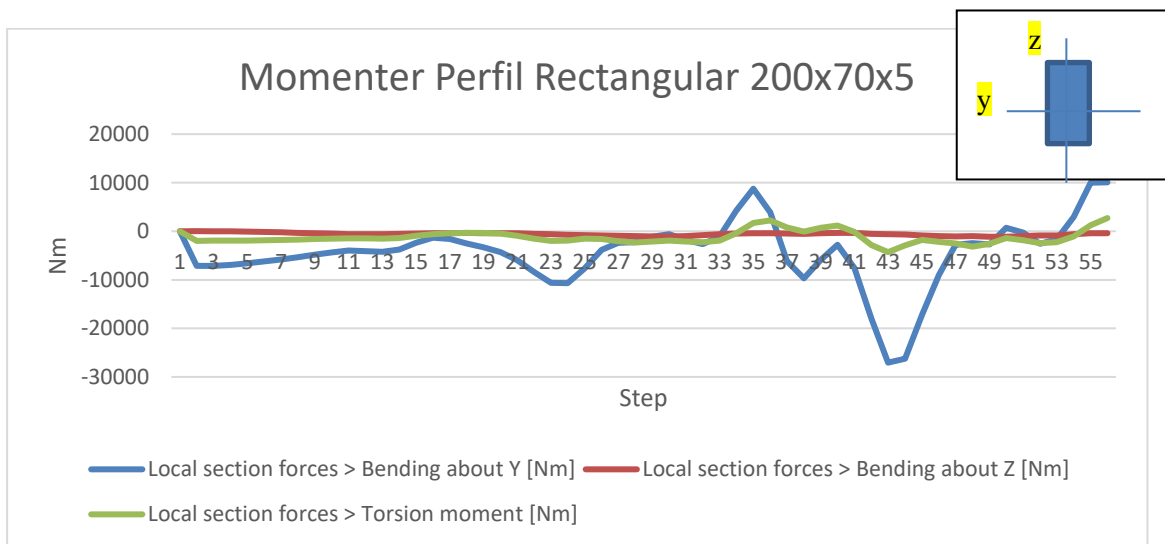
I appendiks presenteres alle utnyttelsesresultater i stolpediagrammer. Tabellen over viser resultater for Hs på 1,7m inn 45° på standard merd. Det er generelt lave utnyttelser for de fleste komponenter, med unntak av komponent 1, 2, og 10. Som nevnt er det komponent 1 «Perfil Rectangular 200x70x5» som begrenser bølgehøyden for å unngå flytespenning. Tillatt last- og utnyttelsesresultat for hengsel presenteres ikke her ettersom det gjøres en mer detaljert analyse av komponenten senere i oppgaven, hvor aksialkraften som oppstår benyttes til å finne tillatt spenningsvidde med tanke på utmatting. Utnyttelsesresultater for dummy-komponenter gir fiktive verdier og er også utelatt. Komponent 10 «Feste til opphengsbejelke» gir høye spenninger som overstiger materialets flytegrense. Det er usikkert om denne er realistisk, som kommenteres senere i oppgaven.

De høye Von-Mises spenningene som oppstår i Profil Rectangular 200x70x5 opptrer i motsatt hjørne av hvor bølgene kommer inn på konstruksjonen som vist i Figur 40. Rød fargekode tilsvarer høy spenning. Mest dominerende moment som oppstår, er bøyning om lokal y-akse. Figur 41 viser hvordan de

forskjellige momentene utvikler seg for hvert steg i analysen for denne bjelken. Fra steg 0-10 finner programmet flyterens likevekt ved påsatt strøm, og videre fra 10-55 kjøres det bølger med 20 steg mellom hver bølgetopp. Dette gjelder alle analyser presentert videre (litt flere steps på forankring).



Figur 40: Spenningsbilde Hs 1,7m fra 45°.



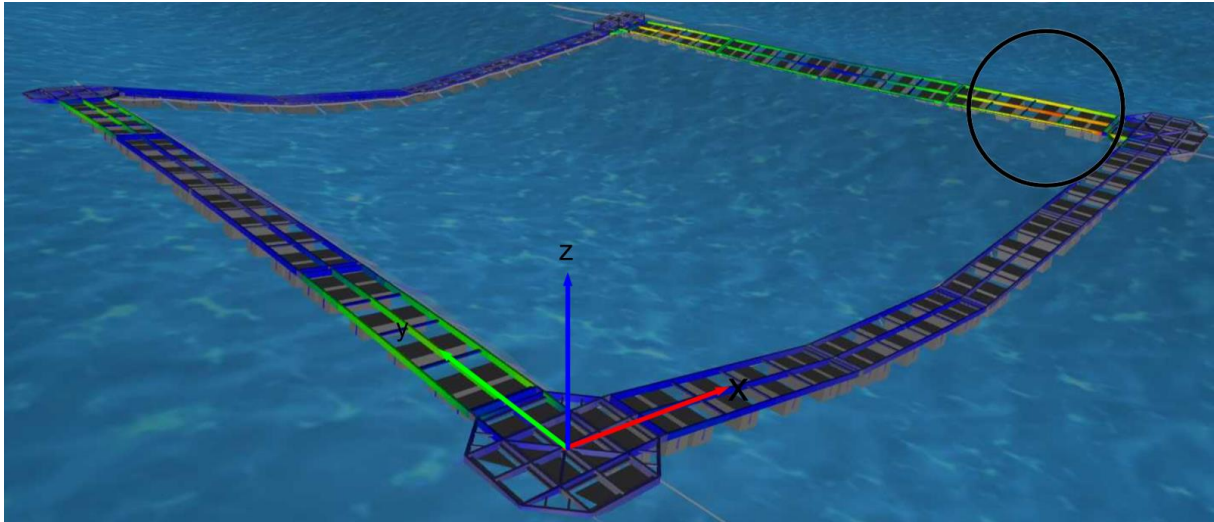
Figur 41: Momentoversikt Hs 1,7m fra 45°.

5.1.2 Standard merd – Hs 2m fra 0°

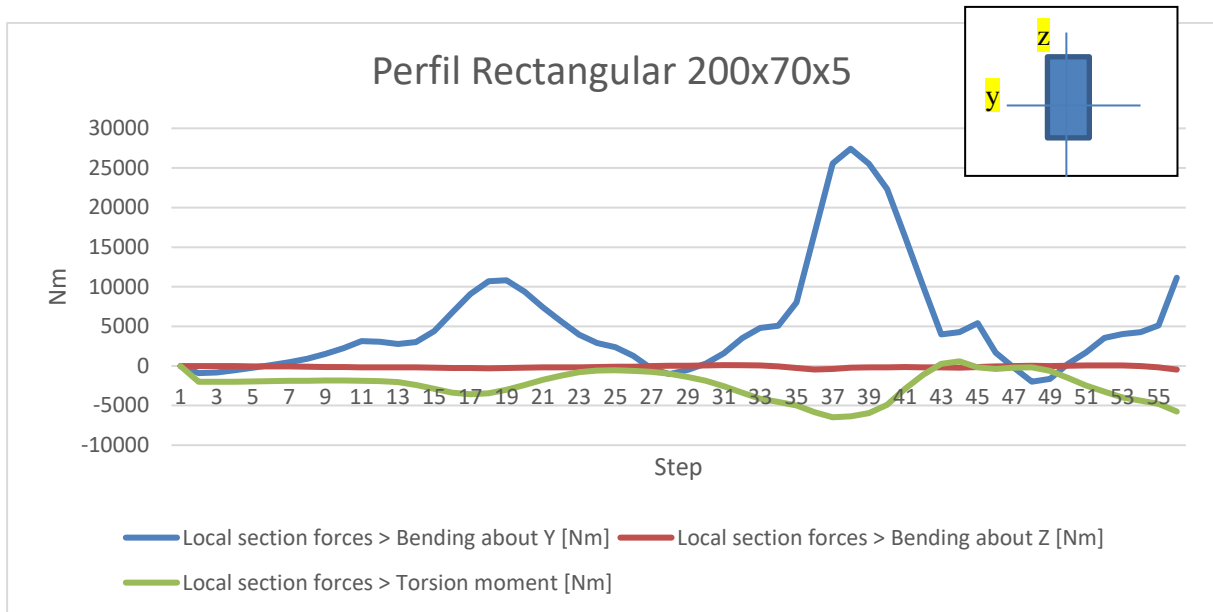
#	Komponenter	Maks resultat analyse	Tillatt last	Utnyttelse
1	Perfil Rectangular 200x70x5	301.0 MPa	345 MPa	0.87
2	Perfil Rectangular 200x70x4	296.0 MPa	345 MPa	0.86
3	Perfil Rectangular 150x70x4	106.0 MPa	345 MPa	0.31
4	Canal Doblado Metrico 125x50x4	141.0 MPa	345 MPa	0.41
5	Canal Doblado Metrico 100x50x4	112.0 MPa	345 MPa	0.32
6	Canal Doblado Metrico 150x50x4	110.0 MPa	345 MPa	0.32
7	Angulo Dobra Metrico 50x50x4	59.0 MPa	345 MPa	0.17
8	Hengsel	96.0 MPa	-	-
9	Opphengsbejelke	244.0 MPa	345 MPa	0.71
10	Feste opphengsbejelke	317.0 MPa	345 MPa	0.92
11	Dummy til feste	422.0 MPa	-	-
12	Pont1	0.9 MPa	15.4 MPa	0.06
13	Pont2	0.8 MPa	15.4 MPa	0.05
14	Pont3	1.2 MPa	15.4 MPa	0.08
15	Dummy pont. feste	176.0 MPa	-	-
16	Gangplater	214.0 MPa	345 MPa	0.62
17	Notpose	7.7 MPa	235 MPa	0.03
18	Tau oppheng	13260 N	34337 N	0.39
19	Sidetau	8875 N	34337 N	0.26
20	Krysstau	9327 N	34337 N	0.27
21	Hovedtau	8603 N	34337 N	0.25
22	Bunntau	3054 N	34337 N	0.09
23	Loddtau/stropp	6165 N	34337 N	0.18
24	Fortøyningsline	131000 N	425000 N	0.29
25	Bunnkjetting	131000 N	301000 N	0.43

Tabell 4: Resultater analyse Hs 2m fra 0°.

Analysen gir relativt gode resultater for bølger 0° på standard merd. Signifikant bølgehøyde på 2m gir også her størst utslag på komponent 1,2 og 10 slik som i forrige resultat. De høye spenningene oppstår på motsatt side av innkommende bølge som vist i Figur 42. Bøying om lokal y-akse samt noe torsjonsmoment er hovedårsaken til spenningene som vist i Figur 43.



Figur 42: Spenningsbilde Hs 2m fra 0°.



Figur 43: Momentoversikt Hs 2m fra 0°.

5.1.3 Snorkelmerd – Hs 1,2m fra 45°

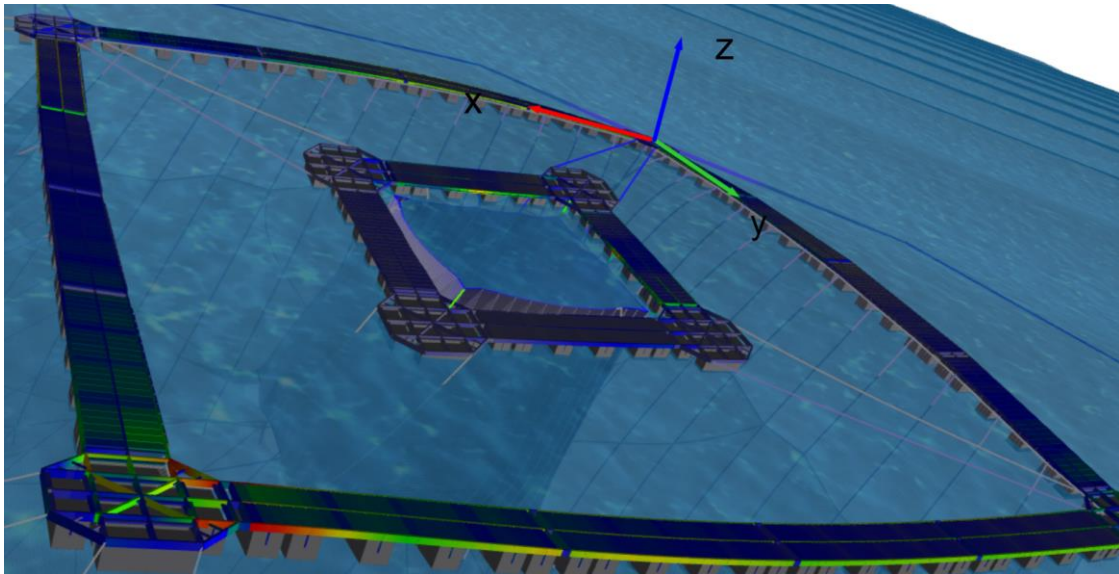
#	Komponenter	Maks resultat analyse	Tillatt last	Utnyttelse
1	Perfil Rectangular 200x70x5	312 MPa	345 MPa	0.90
2	Perfil Rectangular 200x70x4	237 MPa	345 MPa	0.69
3	Perfil Rectangular 150x70x4	204 MPa	345 MPa	0.59
4	Canal Doblado Metrico 125x50x4	139 MPa	345 MPa	0.40
5	Canal Doblado Metrico 100x50x4	110 MPa	345 MPa	0.32
6	Canal Doblado Metrico 150x50x4	116 MPa	345 MPa	0.34
7	Angulo Dobla Metrico 50x50x4	90 MPa	345 MPa	0.26
8	Hengsel	145 MPa	-	-
9	Opphengsbjelke	549 MPa	345 MPa	1.59
10	Feste opphengsbjelke	567 MPa	345 MPa	1.64
11	Dummy til feste	725 MPa	-	-
12	Pont1	1 MPa	15 MPa	0.04
13	Pont2	1 MPa	15 MPa	0.06
14	Pont3	1 MPa	15 MPa	0.07
15	Dummy pont. feste	135 MPa	-	-
16	Gangplater	125 MPa	345 MPa	0.36
17	Notpose	22 MPa	235 MPa	0.09
18	Tau oppheng	15925 N	34337 N	0.46
19	Sidetau	10260 N	34337 N	0.30
20	Krysstau	10314 N	34337 N	0.30
21	Hovedtau	490 N	34337 N	0.01
22	Bunntau	1333 N	34337 N	0.04
23	Loddtau/stropp	5210 N	34337 N	0.15
24	Fortøyningsline	121700 N	419865 N	0.29
25	Bunnkjetting	121600 N	279680 N	0.43
26	Magetau	772 N	34337 N	0.02
27	T_Bunnring_tube	156 MPa	345 MPa	0.45
28	T_Tubeduk	29 MPa	173 MPa	0.17
29	T_Festetropp_bunnring	21754 N	34337 N	0.63
30	T_Fortøyning	23780 N	72104 N	0.33
31	T_Hovedwebbing	23824 N	34337 N	0.69
32	T_Oppheng	46540 N	34337 N	1.36
33	T_Taktau	7099 N	34337 N	0.21
34	T_Bunntau	15044 N	34337 N	0.44
35	T_Hovedtau	23662 N	34337 N	0.69
36	T_Sikkerhetsnot	18 MPa	235 MPa	0.08

Tabell 5: Resultater analyse Hs 1,2m fra 45°.

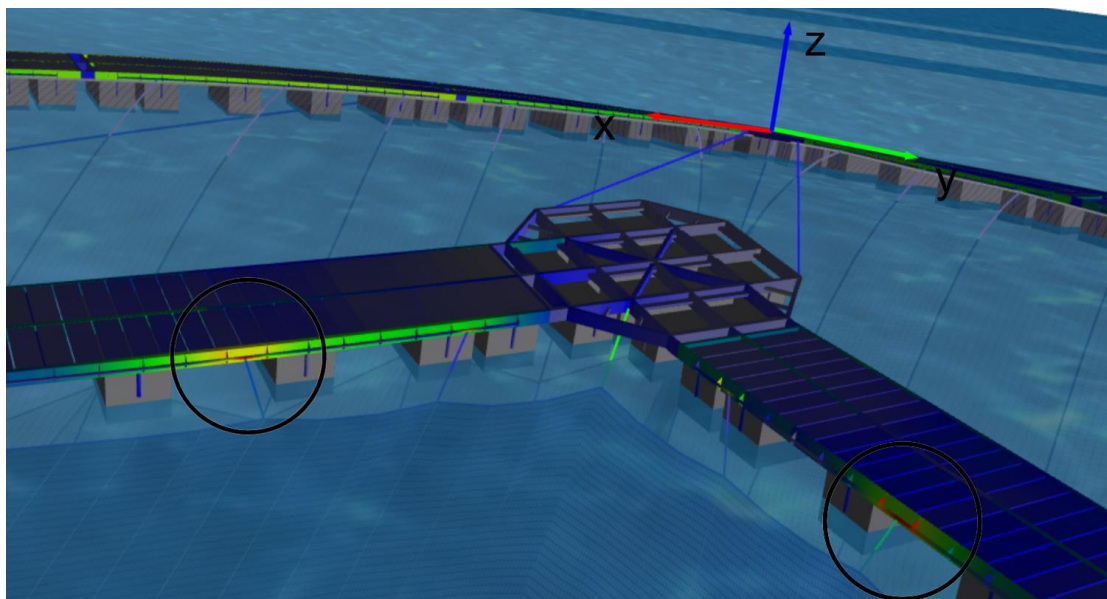
For snorkelmerd ved Hs på 1,2m inn 45° på systemet vil det generelt være lav utnyttelse i de fleste komponenter som vist over. For Profil Rectangular 200x70x5 opptrer de største kreftene tilsvarende likt som for standard merd tidligere. For komponentene 9 «Opphengsbjelke», 10 «Feste opphengsbjelke» og 32 «T_Oppheng» vil kreftene overstige tillatt last. Kreftene for komponent opphengsbjelken og

dens feste er langt over tillatt last med henholdsvis 1,64 og 1,59 i utnyttelse. Dette er som nevnt muligens urealistiske verdier som kommenteres nærmere under diskusjonsdelen.

Opphenget viser ved nærmere undersøkelse at årsaken til at aksialkreftene blir så høye i denne komponenten skyldes for få opphengstau fordelt på tuben. Få opphengtau vil gi høyere krefter ved ugunstige miljølast. Kraftene som oppstår i denne komponenten blir videre fordelt på opphengsbjelken og dens feste, som er en medvirkende årsak til at kreftene er langt over 1 i utnyttelse i dette tilfellet. Hvordan dette kan utbedres vil kommenteres nærmere under diskusjon.



Figur 44: Spenningsbilde Hs 1,2m fra 45° med Tubenet.



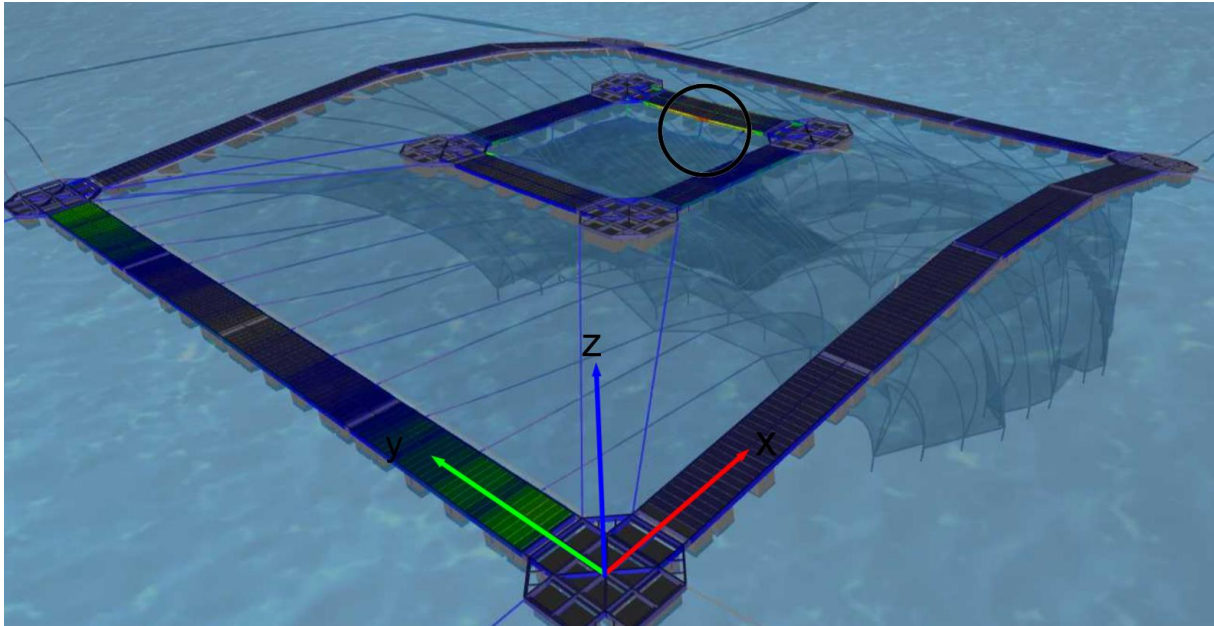
Figur 45: Nærmere oversikt spenningsbilde.

5.1.4 Snorkelmerd – Hs 1,6m fra 0°

#	Komponenter	Maks resultat analyse	Tillatt last	Utnyttelse
1	Perfil Rectangular 200x70x5	334 MPa	345 MPa	0.97
2	Perfil Rectangular 200x70x4	250 MPa	345 MPa	0.72
3	Perfil Rectangular 150x70x4	102 MPa	345 MPa	0.30
4	Canal Doblado Metrico 125x50x4	117 MPa	345 MPa	0.34
5	Canal Doblado Metrico 100x50x4	93 MPa	345 MPa	0.27
6	Canal Doblado Metrico 150x50x4	116 MPa	345 MPa	0.34
7	Angulo Dobra Metrico 50x50x4	67 MPa	345 MPa	0.19
8	Hengsel	93 MPa	-	-
9	Opphengsbjelke	527 MPa	345 MPa	1.53
10	Feste opphengsbjelke	553 MPa	345 MPa	1.60
11	Dummy til feste	710 MPa	-	-
12	Pont1	1 MPa	15 MPa	0.06
13	Pont2	1 MPa	15 MPa	0.06
14	Pont3	1 MPa	15 MPa	0.06
15	Dummy pont. feste	144 MPa	-	-
16	Gangplater	229 MPa	345 MPa	0.66
17	Notpose	25 MPa	235 MPa	0.11
18	Tau oppheng	14940 N	34337 N	0.44
19	Sidetau	8904 N	34337 N	0.26
20	Krysstau	7858 N	34337 N	0.23
21	Hovedtau	1696 N	34337 N	0.05
22	Bunntau	2273 N	34337 N	0.07
23	Loddtau/stropp	5312 N	34337 N	0.15
24	Fortøyningssline	194100 N	669645 N	0.29
25	Bunnkjetting	194000 N	446200 N	0.43
26	Magetau	1845 N	34337 N	0.05
27	T_Bunnring_tube	133 MPa	345 MPa	0.39
28	T_Tubeduk	40 MPa	173 MPa	0.23
29	T_Festetropp_bunnring	25593 N	34337 N	0.75
30	T_Fortøyning	20132 N	72104 N	0.28
31	T_Hovedwebbing	26259 N	34337 N	0.76
32	T_Oppheng	54768 N	34337 N	1.60
33	T_Taktau	8762 N	34337 N	0.26
34	T_Bunntau	18380 N	34337 N	0.54
35	T_Hovedtau	31127 N	34337 N	0.91
36	T_Sikkerhetsnot	19 MPa	235 MPa	0.08

Tabell 6: Resultater analyse Hs 1,6m fra 0°.

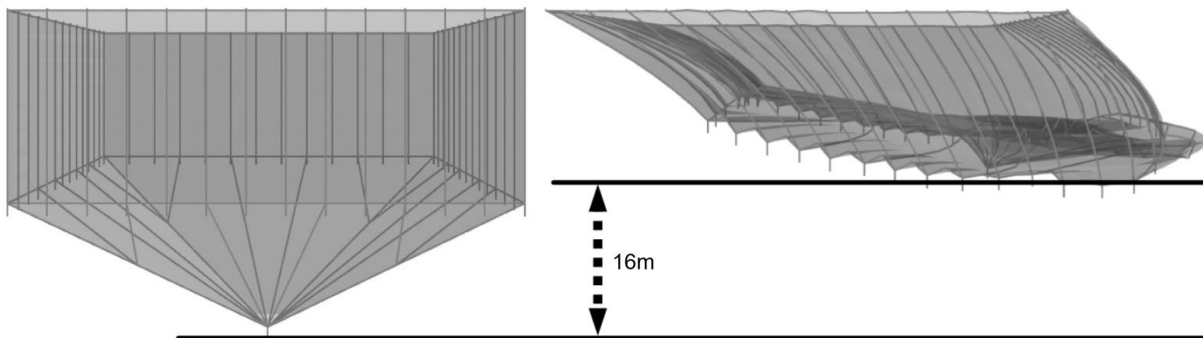
For snorkelmerd ved Hs på 1,6m fra 0° vil utnyttelsen av de fleste komponenter være lav med unntak av noen få. Komponentene 1 og 2 er igjen de komponentene med høyest utnyttelse. For komponent 9 «Opphengsbjelke», 10 «Feste opphengsbjelke» og 32 «T_oppheng» vil maks belastning overskrides slik som i forrige resultat.



Figur 46: Spenningsbilde Hs 1,6m fra 0° med Tubenet.

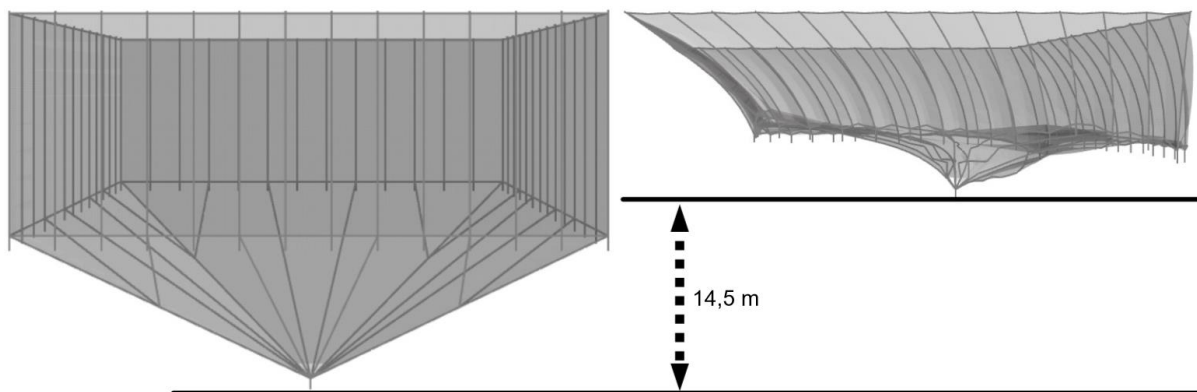
5.2 Volumresultater

Notposens opprinnelige volum for standard merd før lastpåvirkning er beregnet til å være 31648 m³. Posen deformeres hovedsakelig av strøm, og er i den forstand lite påvirket av bølger. Ved 0,85m/s strøm fra 0° deformeres posen i strømmens retning, som resulterer i et volumresultat på omtrent 17000 m³. Dette er en volumreduksjon på 46%. Dødfiskloddet forskyves 16m i z-retning som vist på figuren under.



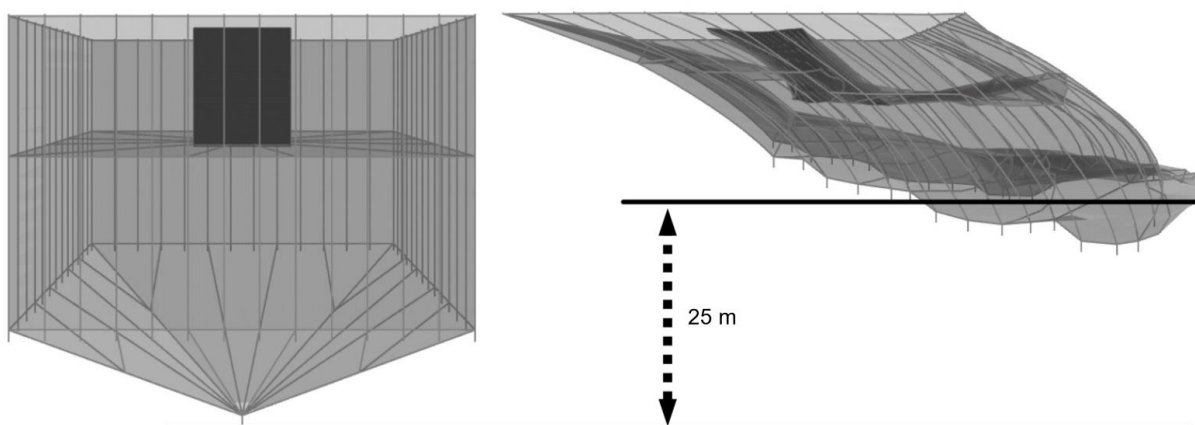
Figur 47: Deformasjon notpose ved 0,85 m/s strøm fra 0°.

Ved strøm med hastighet på 0,85m/s inn fra 45° blir volumresultatet redusert med 49,4% til 16000 m³. Notposen deformeres i retning av strømmen, og dødfiskloddet forskyves i z-retning med 14,5m som i Figur 48.



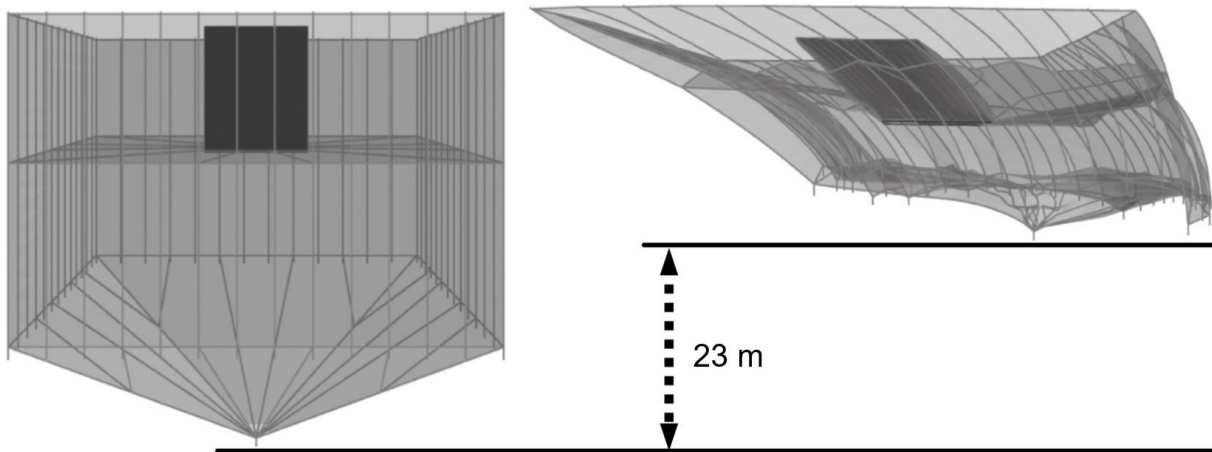
Figur 48: Deformasjon notpose ved 0,85 m/s inn fra 45°.

Snorkelmerden kan deles inn i tre volum seksjoner; volum for notpose hvor fisken oppholder seg, volum for tube, og volum for sikkerhetsnot. Før deformasjon grunnet strøm er volumet til disse henholdsvis 31648 m³, 1200 m³ og 12800 m³. Ved 0,85m/s strøm fra 0° reduseres volumet til notposen med 55% til 14000m³, volumet for tube reduseres med 41% til 715 m³ og volumet til sikkerhetsnoten reduseres med 62% til 5000 m³. Dødfiskloddet forskyves i z-retning med 25 m som i figuren under, og tuben forskyves i z-retning med 5m.



Figur 49: Deformasjon snorkelmerd ved 0,85 m/s strøm fra 0°.

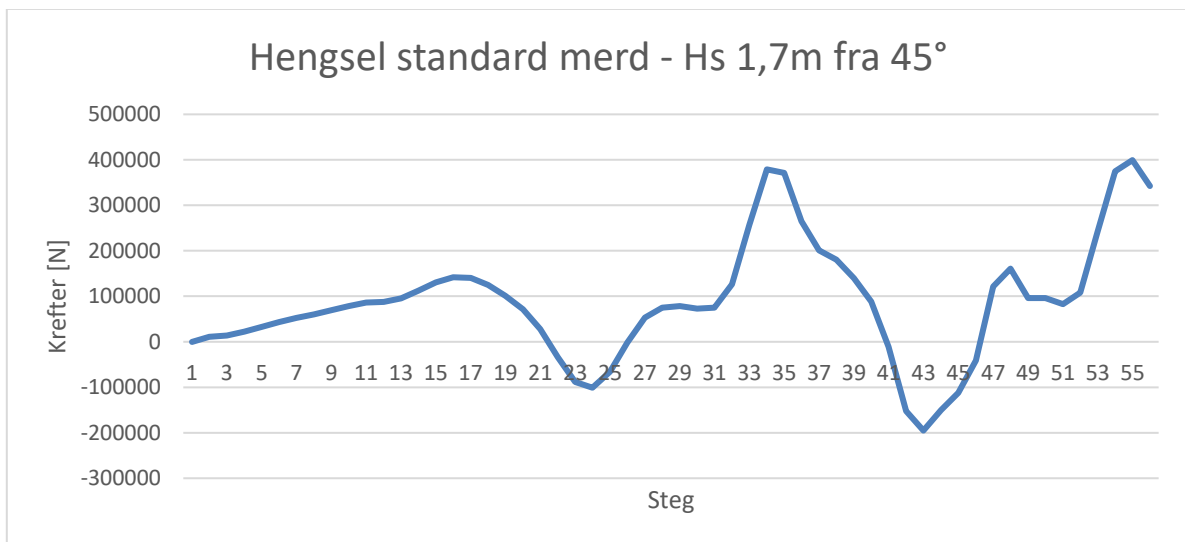
Ved 0,85 m/s strøm fra 45° reduseres notposens volum med 55% til 13900 m², tubens volum reduseres med 33% til 800m³ og sikkerhetsnoten reduseres med 70% til 3900 m³. Dødfiskloddet forskyves i z-retning med 23 m, og tuben forskyves med 5,6 m i z-retning.



Figur 50: Deformasjon snorkelmerd ved 0,85 m/s strøm fra 45°.

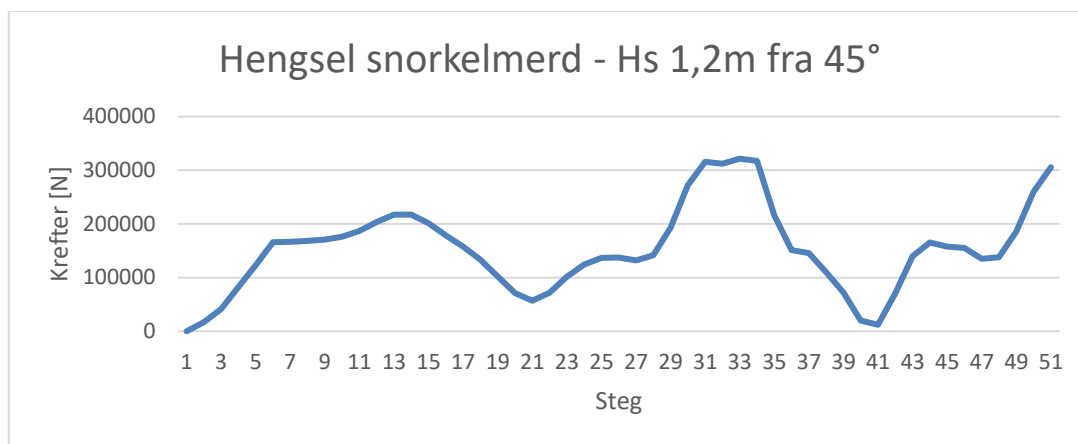
5.3 Strukturanalyse og utmattelsesberegninger av hengsel

Resultat fra analyse i AquaSim viser at hengslene er utsatt for størst påkjenning ved strøm- og bølge- retning 45° på stålanlegget. Videre observeres det fra utnyttelsesresultatene tidligere at det er størst påkjenning på hengsler koblet til Profil Rectangular 200x70x5 ved Hs på 1,7m fra 45°. Hengselet som opplever størst påkjenning ligger ved hjørnemodulene, følgelig er lastene i dette hengselet vurdert i utmattingsanalysene. Aksialkrefter er de klart dominerende kreftene som oppstår i hengselet, både for standard- og snorkelmerd, følgelig er det aksialkreftene som blir benyttet videre for å finne spennings- vidde som oppstår i hengselets sveiser.



Figur 51: Aksiallast hengsel standard merd.

Fra lastdiagram i Figur 51 leses av høyeste amplitude til aksialkraft i hengselet til å være 399kN (strekk) og laveste amplitude til å være -195kN (trykk).



Figur 52: Aksiallast hengsel snorkelmerd.

Fra lastdiagram i Figur 52 leses av høyeste amplitude til aksialkraft i hengselet til å være 321kN (strekk) og laveste amplitude til å være tilnærmet 0kN (trykk).

For å muliggjøre håndberegninger av spenningsvidde i aktuelle sveiser, som vist i kap. 3.11.1, er små detaljer, buede geometrier sett bort ifra. Hull til tilleggssveis i hunhengsel er neglisjert. Total sveiselengde fra original geometrien er beholdt. For hunhengselet er sveis i buede geometrier er fordelt først på platens bredde, deretter er resterende sveiselengde fordelt på langsiden av platen. Grunnet utforming av fastsveist plate i hanhengselet, tolkes hele sveiselengden som parallell med ytre aksialkraft.

I tillegg er det antatt at ytre aksiallast virker rett på aktuell fastsveist plate, slik at ingen moment oppstår i sveisene. Fordeling av lasten på sveisene normalt på og parallelt med ytre aksialkraft gjort ved hjelp av diagram for laskeforbindelse gitt i NS470.

Fra ligninger gitt Kap.3.11.8 er spenningsvidde beregnet for henholdsvis sveis normalt på kraftretningen og sveis parallelt med kraftretningen for utvalgte sveisegrupper. Aksialkraften som virker på hengselet, er halvert og hver side av hengselet er beregnet individuelt. For hanhengselet er det ved hjelp av sveisearealforholdet mellom totalt sveiseareal og sveiseareal tilknyttet hylse i koblingspunktet, estimert hvor mye av kraften som den kurvede sveisen vil ta opp, følgelig blir kraften som utvalgt sveisegruppe tar opp redusert med 6.2 %. Den kurvede sveisen til hylsen i koblingspunktet er ikke videre vurdert i utmattingsanalysene. Utvalgte sveisegrupper i hanhengselet er forenklet på en slik måte at sveisene kun går parallelt med ytre kraft, utformingen av hengselet gjør en slik antagelse mulig. For hunhengsel er det ved hjelp av sveisearealforhold mellom totalt sveiseareal og sveiseareal tilknyttet tilleggsplate «Tapa Nacional V200 5x50x105» og «Perfil Rectangular 200x70x5» estimert hvor mye av kraften som blir tatt opp i kilsveisen mellom disse konstruksjonsdelene, følgelig blir kraften for utvalgt sveisegruppe redusert med 10%. Sveis mellom «Tapa Nacional V200 5x50x105» og «Perfil Rectangular 200x70x5» er ikke videre vurdert for utmatting.

Aksiallasten hentet fra AquaSim er satt til å være en 50 års-verdi. Følgelig er spenningsvidde i sveisene redusert, ved bruk Ligning 53 til en 20års-verdi. Reduksjonen i spenningsvidde fra 50-års verdi til 20-års verdi er 5 % av spenningsvidden.

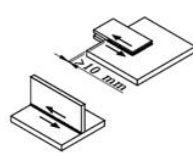
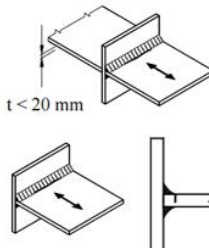
Spenningsvidde for 20 år - standard merd	Hunhengsel	Hanhengsel
Sveis parallelt med kraftretning	44.30 MPa	190.24 MPa
Sveis normal på kraftretning	106.5 MPa	N/A

Tabell 7: Spenningsvidde for sveiser utregnet fra aksiallast. Standard merd.

Spenningsvidde for 20 år - snorkelmerd	Hunhengsel	Hanhengsel
Sveis parallelt med kraftretning	23.94 MPa	109.6 MPa
Sveis normal på kraftretning	57.54 MPa	N/A

Tabell 8: Spenningsvidde for sveiser utregnet fra aksiallast. Snorkelmerd.

Tykkelse på de sammenføyde platene er under referansetykkelse som er benyttet i S-N kurven, følgelig blir ikke spenningsviddene korrigert for tykkelse. Fra DNV-RP-C203 tabell A-8 er det valgt ut en passende konstruksjonsdetaljer som samsvarer med sveisegruppene og formålet med rapportens utmattingsanalyse. Detalj kategori E, konstruksjonsdetalj 7 er funnet passende for kilsveiser parallelt med aksiallasten og kategori W3, konstruksjonsdetalj 2 er funnet passende for kilsveiser normalt på aksiallasten. Begge kategorier er valgt ut til sveisegruppene for både han- og hunhengsel. Detalj kategoriene angir hvilken S-N kurve som er benyttet videre i beregningen av utmattelseskaden. Fra hengslenes tekniske tegninger er det funnet at krav om sveisavslutning 10mm fra platekanten for sveis parallelt med aksiallasten ikke er oppfylt for både han- og hunhengsel. Som resultat av dette nedgraderes konstruksjonsdetaljen til kategori F.

E	6. and 7. 	6. Continuous fillet welds transmitting a shear flow, such as web to flange welds in plate girders. For continuous full penetration butt weld in shear use Category C2. 7. Fillet welded lap joint.	6. — Stress range to be calculated from the weld throat area. 7. — Stress range to be calculated from the weld throat area considering the total length of the weld. — Weld terminations more than 10 mm from the plate edge.
W3	2.  t < 20 mm	2. Partial penetration tee-butt joint or fillet welded joint and effective full penetration in tee-butt joint. See also section 2.8.	2.: — Two fatigue assessments are required. Firstly, root cracking is evaluated taking Category W3 for σ_w . σ_w is defined in section 2.3.5. Secondly, toe cracking is evaluated by determining the stress range in the load-carrying plates and use Category G. — If the requirement in section 2.8 that toe cracking is the most likely failure mode is fulfilled and the edge distance ≥ 10 mm, Category F1 may be used for partial penetration welds and F3 for fillet welds.

Figur 53: Utvalgt konstruksjonsdetalj fra DNV-RP-C203.

Table 2-2 S-N curves in seawater with cathodic protection						
S-N curve	$N \leq 10^6$ cycles		$N > 10^6$ cycles $\log \bar{a}_2$ $m_2 = 5.0$	Fatigue limit at 10^7 cycles*)	Thickness exponent k	Stress concentration in the S-N detail as derived by the hot spot method
	m_1	$\log \bar{a}_1$				
B1	4.0	14.917	17.146	106.97	0	
B2	4.0	14.685	16.856	93.59	0	
C	3.0	12.192	16.320	73.10	0.15	
C1	3.0	12.049	16.081	65.50	0.15	
C2	3.0	11.901	15.835	58.48	0.15	
D	3.0	11.764	15.606	52.63	0.20	1.00
E	3.0	11.610	15.350	46.78	0.20	1.13
F	3.0	11.455	15.091	41.52	0.25	1.27
F1	3.0	11.299	14.832	36.84	0.25	1.43
F3	3.0	11.146	14.576	32.75	0.25	1.61
G	3.0	10.998	14.330	29.24	0.25	1.80
W1	3.0	10.861	14.101	26.32	0.25	2.00
W2	3.0	10.707	13.845	23.39	0.25	2.25
W3	3.0	10.570	13.617	21.05	0.25	2.50
T	3.0	11.764	15.606	52.63	0.25 for SCF \leq 10.0 0.30 for SCF $>$ 10.0	1.00

*) see also 2.11

Figur 54: Informasjon om S-N kurver tilhørende ulike detaljkategorier i DNV-RP-C203.

Videre antas det at utregnede spenningsvidder opptrer 1 gang per 20 år og at langtidfordelingen til spenningsvidden følger en Weibull-fordeling med formparameter lik 1. Stress vidden, S_1 , der helning av S-N kurven endres leses av fra Figur 2.9 i DNV-RP-C203. For S-N kurve F blir $S_1 \approx 66 \text{ MPa}$ og for S-N kurve W_3 blir $S_1 \approx 34 \text{ Mpa}$. Se vedlegg for Figur 2.8.

Grunnet begrenset med informasjon om lokalitet anlegget skal plasseres i er antall forventet lastsykler, n_0 , satt til 10^8 sykler. Gitt antall lastsykler er et typisk for offshore konstruksjoner, ihht. DNV-RP C203 og er et utgangspunkt når ikke et nøyaktig estimat av sykler er tilgjengelig i en designfase.

Utmattelseskade er beregnet separat for kilsveis normalt på og parallelt med aksiallasten etter Ligning 43 og utvalgt S-N kurver, for utvalgte sveisegrupper i både han- og hunhengsel. Utregning av utmattelseskade er gjort ved handberegning og kontrollert ved bruk av Matlab, se vedlegg.

Utmattelseskade, D, for sveis normalt på aksialkraft	Hanhengsel	Hunhengsel
Standard merd	N/A	1.50
Snorkelmerd	N/A	0.08
Utmattelseskade, D, for sveiser parallelt på aksialkraft	Hanhengsel	Hunhengsel
Standard merd	0.98	0.00
Snorkelmerd	0.07	0.00

Tabell 9: Utmattelseskade for sveisegruppe på han- og hunhengsel.

Det antas en tillatt utnyttelsesfaktor, $\eta = 1$. Fra tabell 9 ser vi at utmattingskaden overskrider utnyttelsesfaktoren for sveis normalt på aksialkraften i henhengsel ved standard merd, følgelig vil denne sveisegruppen være utmattingsutsatt og gå til brudd, når man legger til grunn Miner-Palmgrens ligning og en levetid på 20 år. Sveiser i hanhengelet oppnår høy utmattelsesskade og er en utmattingsutsatt sveisegruppe. Levetid for han- og henhengsel ved snorkelmerd, og hanhengsel ved standard merd er >20 år. Levetid for henhengsel er estimert til 13.3 år ved bruk av Ligning 44. Anlegget er mindre utsatt for utmattelsesskade ved innføring av snorkelmerd grunnet lavere spenningsvidde i sveisegruppene. Dette er en direkte konsekvens av en lavere tillatt signifikant bølgehøyde.

5.4 Forankringsanalyse 2x4 konfigurasjon – Standard merd vs. Snorkelmerd

Det er utviklet en linekarakteristikk fra kapitelet om forankring for linen som benyttes i modellen til å forankre anlegget med. Det er tatt utgangspunkt i øyet i blåsen hvor forankringslinen er festet ligger 0,5m under havoverflaten. Nødvendig lengde på line R er beregnet til å være 412m og 30m for line r. Man ser fra tabellen hvordan de ulike parameterne utvikler seg ved en viss horisontal forskyvning av anlegget. Fra Ligning 61 er henholdsvis line R og line r sin fjærstivhet beregnet å være 12,7 tonn/m og 0,92 tonn/m. Markert i rødt er når anlegget har forskjøvet seg 40m horisontalt som gir 35 tonn belastning på linen. Dette er ikke langt i fra bruddlast på 36,6 tonn.

d	α	β	r	R	l	L	V_B	V_1	V_2	H	$T_{1/2}$	T_2	ΔX
[m]	[°]	[°]	[m]	[m]	[m]	[m]	[tonn]	[tonn]	[tonn]	[tonn]	[tonn]	[tonn]	[m]
0	0,95	14	30	412	30	400	0	0	0	0	0	0	0
0,5	1,9	13,8	30,1	415	30,1	403	0,5	0,08	0,6	2,3	1,2	2,4	3
1	2,8	13,7	30,2	418	30,2	406	1	0,25	1,3	5,1	2,6	5,3	6
1,5	3,8	13,5	30,3	422	30,3	410	1,5	0,56	2,1	8,5	4,3	8,7	10
2	4,7	13,3	30,5	426	30,4	415	2	1	3	12,6	6,3	13	15
2,5	5,6	13	30,7	432	30,6	421	2,5	1,8	3,4	17,9	9	18,4	21
3	6,5	12,8	31	440	30,8	429	3	2,8	5,8	24,7	12,4	25,4	29
3,5	7,3	12,4	31,4	450	31,1	440	3,5	4,4	7,9	34	17,2	35	40
4	8,1	11,9	31,9	465	31,6	455	4	6,8	10,8	45,5	24	48,7	55

Tabell 10: Linekarakteristikk.

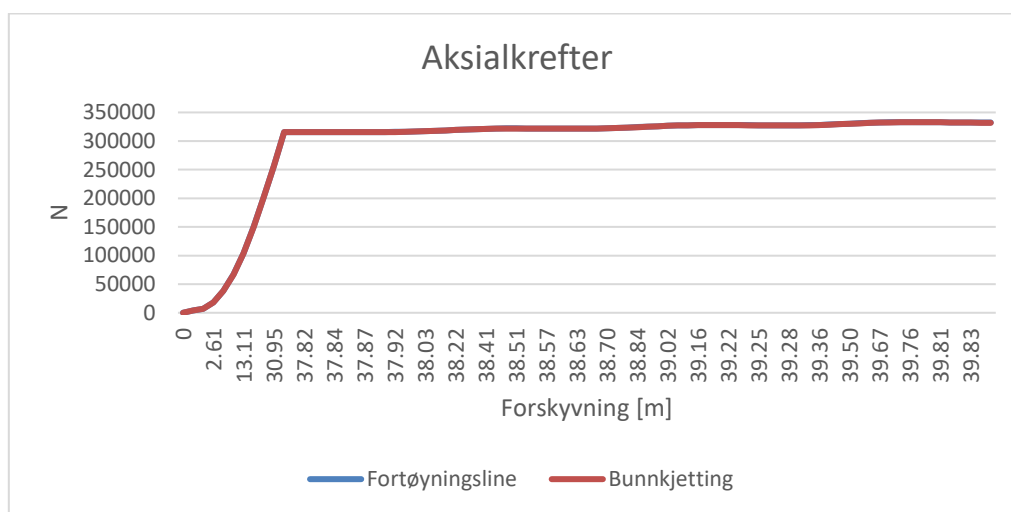
For fortøyningsanalysene vil det ikke være interessant å se på verdier for andre komponenter enn fortøyningsline og bunnkjetting. Analysene er kjørt med bølgeperiode på 6,04s, strømming på 0,85m/s og H_s på 1m inn på anlegget fra 0° . For standard merd er aksialkreftene som oppstår i fortøyningsline og bunnkjettingene vist i tabellen under. Der tillatt last for komponentene er funnet fra Ligning 67 og 68.

#	Komponenter	Maks resultat analyse	Tillatt last	Utnyttelse
24	Fortøyningsline	333000 N	115000 N	0,29
25	Bunnkjetting	332900 N	765670 N	0,43

Tabell 11: Fortøyningsanalyse standard merd.

Ut fra den tillatte lasten som kan oppstå blir dimensjonen på fortøyningslinen bestemt ut fra NS-EN ISO 10572:2009. Ut fra denne standarden må fortøyningslinen være 96mm, gitt at tauet er 3 slått. Ut fra tillatt last blir dimensjonen på bunnkjetting bestemt til å måtte ha en dimensjon på 38 mm.

Observerer i Figur 55 under at det er kreftene som blir påført av strømmingen i vannet som er den dominerende kraften på fortøyningslinene og bunnkjettingen. Krefter forårsaket av bølger har liten påvirkning på disse to komponentene, og de er omtrent like store. Videre stemmer de manuelle beregningene gjort for linekarakteristikken i Tabell 10 godt overens med resultatene i analysen.



Figur 55: Aksialkrefter fortøyningsline standard merd.

For snorkelmerd vil kreftene som oppstår i fortøyningsline og bunnkjettingene under fortøyningsanalyse være som i tabellen under. Den tillatte lasten funnet her gir at fortøyningslinene må være 8 slått, og ha en dimensjon på 112 mm. Bunnkjettingen må ha en dimensjon på 52 mm.

#	Komponenter	Maks resultat analyse	Tillatt last	Utnyttelse
24	Fortøyningsline	520000 N	1794000 N	0,29
25	Bunnkjetting	520000 N	1196000 N	0,43

Tabell 12: Fortøyningsanalyse Snorkelmerd.

Observerer at kreftene som blir påført av strømmingen er dominerende kraft også her. De manuelle beregningene for linekarakteristikken gjort i Tabell 10 stemmer godt overens med resultatene fra analysen.



Figur 56: Aksialkrefter fortøyningsline Snorkelmerd.

5.5 Pris forankringssystem 2x4 konfigurasjon

For snorkelmerd vil forankringssystemet være rett under 40 % dyrere i innkjøp i forhold til standard merd. Det er nok mulig å redusere denne kostnaden, ved å ha en mindre dimensjon på tauet som går fra bøyen og inn til oppdrettsanlegget. Samtidig er det ikke her de store utslagene ved innkjøp av anlegg ligger. Prisdifferansen mellom anleggene skyldes hovedsakelig dyrere fortøyningsline og ploganker.

#	Komponent	Dimensjon	Pris	Antall	Total pris
24	Fortøyningsline	96 mm	72 kr/m	7554 [m]	543902 kr
25	Bunnkjetting	38 mm	324 kr/m	320 [m]	103744 kr
	Ploganker	2000 kg	26676 kr/stykk	16 [stykk]	426816 kr
	Bøyer	4400 L	41759 kr/stykk	16 [stykk]	668144 kr
				Sum	1742606 kr

Tabell 13: Pris forankring standard merd.

#	Komponent	Dimensjon	Pris	Antall	Total pris
24	Fortøyningsline	112 mm	120 kr/m	7554 m	906504 kr
25	Bunnkjetting	52 mm	599 kr/m	320 m	191520 kr
	Ploganker	3000 kg	40014 kr/stykk	16 stykk	640224 kr
	Bøyer	4400 L	41759 kr/stykk	16 stykk	668144 kr
				Sum	2406392 kr

Tabell 14: Pris forankring Snorkelmerd.

6. Diskusjon

Under arbeidet med denne oppgaven er det gjort en del forenklinger og antagelser knyttet til modelleringen av stålmerkene. Den mest åpenbare tilpasningen sammenlignet med de tekniske tegningene er at pongtongene er satt på «dummy stylder». Dette er vurdert å gi en mer realistisk overføring av krefter fra pongtong til stålstruktur. Kraftene i stytene blir ikke sett noe nærmere på.

Videre er pongtongenes lastvirkning satt til «Hydrodynamic load formulation». En sammenligning av kreftene mellom dette valget og «Morrison submerged» viser at kreftene som oppstår ved den hydrodynamiske formuleringen gir høyere resultatverdier. Et eksempel på spenningsforskjellen mellom lastformuleringene ligger vedlagt i appendiks for én gangbro. På bakgrunn av dette kan spenningene i analysene sies å være konservative, og gjerne gi høyere spenninger enn reelt. Årsaken kan være at ved valg av «Hydrodynamic» vil tilleggs masse-koeffisienter og potensial-dempningskoeffisienter bli beregnet ut fra initial posisjonen til anlegget ved den gitte vannlinjen, samt retningen på bølgene som analysen skal kjøres på ved denne lastvirkningen. Koeffisientene endrer ikke på seg under simuleringen, selv om anlegget krenger og flyter annerledes enn initialt. Det blir foretatt en linearisering med forbehold om små bevegelser/bølgehøyder, selv om dette ikke er tilfellet. Noe som gjør at kreftene som oppstår kan bli høyere enn de reelt vil være.

For flottørene blir diameter for drag justert lavere enn reell diameter. Dette gjøres for å ta hensyn til skyggeeffekten som de utsettes for i bølgene, og vil følgelig gi mindre krefter som virker på anlegget. Drag koeffisienten er satt til 1,2 og er en typisk verdi for rør. Grunnen til at denne verdien ikke er endret skyldes at verdiene for drag koeffisient spriker fra 1,05 til over 2 for rektangulære tverrsnitt i litteraturen, og det finnes ingen eksperimentelle resultater for flottørene å vise til.

Gangplatene er modellert i henhold til tekniske tegninger, men inneholder ikke sveis mot kryssende elementer, noe som mest sannsynlig ikke betyr mye for diagonalstiveheten, men det er hvert fall nevnt. Det er dermed mulig at platene tar opp mer krefter enn det resultatene i analysene tilsier. Sikkerhetsfaktor og lastfaktor med tanke på tillatt last for stålkomponenter i konstruksjonen er ikke tatt hensyn til. Dersom disse hadde vært inkludert ville sannsynligvis utnyttelsen vært noe høyere.

Opprinnelig problemstilling for oppgaven var å undersøke forskjellene for standard merd og snorkelmerd ved en signifikant bølgehøyde på 3m, T_p verdien var da satt til 6,04s som tilsvarte i bølgebratthet på 1/10. Etter hvert endret problemstillingen seg til å finne dimensjonerende 50-års verdier for begge merkene, og det er blitt kjørt analyser med stigende H_s for å finne den høyeste høyden som ikke overskrider tillatt utnyttelse. I prosessen har T_p verdien blitt stående, og den tilsvarer ikke lenger en bølgebratthet på 1/10.

Det oppstår generelt høye krefter og spenninger for alle analyser i opphengsbejelke for not. De to komponentene blir ikke sett på som sekundære komponenter og vil dermed ikke være avgjørende for den dimensjonerende bølgehøyden anlegget maksimalt kan bli utsatt for. Et brudd i en av disse komponentene vil ikke medføre at anlegget havarerer. Det bør likevel undersøkes nærmere hvorfor kreftene blir høye, og om de er reelle ettersom det ikke er et utbredt problem på lokasjoner.

I resultatene knyttet til snorkelmerd er det observert at det er modellert for få opphengtau tilhørende Tubenet. Dette gir store aksialkrefter i tauet, og videre høyere spenninger i opphengsbejelken og dens feste. Ved å bruke flere opphengstau på tuben vil kreftene fordeles bedre, noe som skal gi påfølgende lavere spenninger. En rekke egenskaper og parametere er antatt for Tubenet i AquaBase. Disse er nødvendigvis ikke optimale for å beskrive hvordan tuben oppfører seg i konstruksjonen, men gir antageligvis et greit bilde over konsekvensen av å introdusere Tubenet.

Fortøyningslinene i notanalysen og fortøyningsanalysen ble modellert med en dimensjon på 48mm. Ut fra fortøyningsanalysene er tydelig at denne dimensjonen ikke er høy nok. Ved økning av dimensjonen vil stivheten til linen øke, noe som vil gi noe høyere aksialkrefter i forankringslinen, men dette er trolig ikke betydelig for resultatene i oppgaven fordi vi ser at linelastene er hovedsakelig statiske. Ved stor grad av dynamisk last vil linelaster være mer påvirkelig av stivhet.

Utmattingsanalyse for utvalgte sveisegrupper viser en utmattelseskade større enn antatt utnyttelsesfaktor for sveis normalt på kraftretningen i hunhengselet ved standard merd. Utvalgte sveisegruppe i hanhengsel ved standard merd oppnår stor utmattelseskade, som er ganske nærme antatt utnyttelsesfaktor. Det observeres et stort fall i utmattelseskade ved reduksjon av tillatt sjøtilstand, bakgrunnen for dette skyldes at spenningsviddene kommer under eller «nærmere» knekken på benyttet S-N kurver.

Utmattingsanalysene baseres på en antatt Weibull-langtidsfordeling av spenningsvidde med formfaktor satt til 1, hvor utregnet maks spenningsvidde antas å opptre kun en gang gjennom en levetid på 20 år. Dette vurderes til å være en konservativ tilnærming og formfaktoren bør tilpasses etter hvilke områder stålanleggene plasseres i. Antall lastsykler vil variere fra lokasjon til lokasjon, men for denne rapport er det antatt 10^8 lastsykler gjennom anleggets levetid, som gjerne er typisk for offshore konstruksjoner, dette regnes som et grovt estimat som kan benyttes i starten av designfasen for å avdekke utmattingsutsatte detaljer. Ettersom oppdrettsanlegg plasseres innaskjærs, kan det sannsynligvis forventes et høyere antall sykler.

Det ble gjort en vurdering å benytte S-N kurver for stål i luft, men ettersom hengslene er plassert nærme havoverflaten hvor vann kan slå opp i hengslene ble S-N kurver for stål med katodisk beskyttelse i sjøvann benyttet. Det er ikke tatt hensyn til noen sikkerhetsfaktor mot utmatting i hengslets sveiser ettersom hengslene er forholdsvis lett å inspisere.

Håndberegningene av spenningsvidde som utmattingsanalysen baseres på vurderes til å være svært konservative, da modellen er svært forenklet og de antas i tillegg en jevn spenningsfordeling i sveis. Grunnet en stor forenkling av modellen er spenningskonsentrasjoner forårsaket av hengselets originale geometri ikke tatt hensyn til i rapportens beregninger. I tillegg er spenningsvidder beregnet ut ifra dominerende last som opptrer i hengslet, som er aksiallast. Resterende laster er neglisjert.

Metode for beregning av spenningsvidde i sveis er valgt ut ifra beskrivelse av utvalgt detaljklasse i DNV-RP-C203. Fordeling av krefter på kilsveiser er gjort etter diagram i NS470. Avlesning fra diagrammene er gjort manuelt, og blir vurdert som grov tilnærming.

Ved prissammenligning av de to anleggene er prisen på fortøyningslinene ekstrapolert ut fra priser oppgitt for tau med lavere dimensjon. Videre er det antatt at prisdifferansen på 3 slått og 8 slått tau ikke er betydelig, noe som gjør at prisen ikke nødvendigvis er helt riktig.

7. Konklusjon

Introduksjon av Tubenet i tradisjonelle stålmerder vil føre til at kreftene og spenningene som oppstår i anlegget øker. For å unngå at kritiske komponenter overstiger flytgrensen blir dermed bølgehøydene som anlegget kan utsettes for lavere. Bølger 45° inn på anlegget gir høyere spenninger sammenlignet med 0°. Ut fra lokasjonsanalysene som blir utført bør dermed anleggene plasseres slik at man prøver å unngå bølger inn på anlegget ved 45° i størst mulig grad.

Med forbehold om gitte begrensninger under diskusjonsdelen, kan det konkluderes med at standard merd kan utsettes for en 50-års sjøtilstand med bølgeperiode på 6,04s, strøm på 0,85 m/s og signifikant bølgehøyde på 2m fra 0° og 1,7m fra 45°. Tilsvarende for snorkelmerd kan den utsettes for en sjøtilstand med bølgeperiode på 6.04s, strøm på 0,85 m/s og signifikant bølgehøyde på 1,6m fra 0°, og 1,2m fra 45°. Komponenten som først når flyt og dermed begrenser sjøtilstanden er Perfil Rectangular 200x70x5. Hovedårsaken til at det oppstår flyt i denne komponenten er grunnet bøyemomenter fra bølgelaster, og ved å eventuelt avstive konstruksjonen ved å eksempelvis introdusere horisontale diagonalstag eller lignende vil det kunne være mulig å oppnå høyere miljøbelastninger.

For standard merd og snorkelmerd er opprinnelig volum i notpose på 31648 m³. Resultater viser at deformasjon av notpose og reduksjon av volum er noe større for snorkelmerd enn for førstnevnte. Standard merd har et restvolum på 17000m³ ved 0,85m/s strøm, mens snorkelmerd har et restvolum på 14000 m³. Det viser seg at restvolumet er omtrent like stort uavhengig om strømmen kommer fra 0° eller 45°.

Værretning 45° på anlegget gir størst belastning på hengsler i standard merd og snorkelmerd. Utmatningsanalyser for utvalgte sveisegrupper ved denne bølgeretningen viser at sveis normalt på kraftretning i hunhengselet vil ha en utmattelse-levetid på 13.3 år ved bølgelaster gitt for standard merd. Utvalgte sveisegrupper i hanhengsel oppnår i tillegg høy utmattelseskade ved standard merd. Innføring av Tubenet gir en lavere tillatt signifikant bølgehøyde, og data fra analyser i AquaSim viser en lavere dominerende aksiallast i hengselet. Følgelig opplever hengslene lavere spenningsvidde og vil være mindre utsatt for utmatting når kun aksiallasten betraktes. Utmatningsanalyser er utført på grunnlag av rekke forenklinger og antagelser grunnet hengselets komplekse geometri og manglende informasjon antall lastsykluser i en 20-års levetid, følgelig regnes analysene som et grunnlag for videre arbeid.

8. Forslag til videre arbeid

Antagelser beskrevet under diskusjonsdelen og diverse materialegenskaper/parametere for alle komponenter bør generelt undersøkes nærmere. Spesielt gjelder dette dragkoeffesient og valgt diameter for drag til flottørene. Det kan også vurderes og endre plasseringen til disse. I tillegg bør det utformes en modell av Tubenet som kan undersøkes eksperimentelt og sammenlignes opp mot analytiske resultater for å optimalisere disse.

Det bør undersøkes om spenningene som oppstår i «Opphengsbjelke» og «Feste opphengsbjelke» for not i analysene er reelle.

De undertegnede anser det som nødvendig å foreta videre utmatningsanalyser basert på FEM-analyse av hengselet, med tanke på utmatting i sveiser, men også utmatting i godset tilknyttet sveiser i hengselet. I tillegg anbefales det inspeksjon av hengsler i allerede eksisterende anlegg for å avdekke om det oppstår sprekkdannelse i sveis eller gods. Det anbefales i tillegg å kjøre analyser med irregulær sjø for å undersøke hvilke effekter dette kan ha for anlegget.

Referanser

- [1] C. Nash, *The History of Aquaculture*. John Wiley & Sons, 2010.
- [2] B. Misund, «fiskeoppdrett», *Store norske leksikon*. jan. 08, 2021. Åpnet: feb. 09, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <http://snl.no/fiskeoppdrett>
- [3] «Aakeren.pdf». Åpnet: feb. 09, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://www.kyst-norge.no/Dokmnt/Aakeren.pdf>
- [4] *Bruke havet-: pionertid i norsk fiskeoppdrett*. Samlaget, 1990. Åpnet: feb. 09, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: [https://www.nb.no/items/afa3b89083aa7e402c7ed0ce05e30369?page=0&searchText=](https://www.nb.no/items/afa3b89083aa7e402c7ed0ce05e30369?page=0&searchText=07326)
- [5] «07326: Akvakultur. Salg av slaktet matfisk, etter fiskeslag, statistikkvariabel og år. Statistikkbanken». <https://www.ssb.no/statbank/table/07326/tableViewLayout1/> (åpnet feb. 09, 2021).
- [6] «03214: Akvakultur. Oppdrett av laks, regnbueørret og andre marine arter, etter produksjonstype, statistikkvariabel og år. Statistikkbanken». <https://www.ssb.no/statbank/table/03214/tableViewLayout1/> (åpnet feb. 09, 2021).
- [7] «Nok et rekordår i oppdrettsnæringen», *ssb.no*. <https://www.ssb.no/jord-skog-jakt-og-fiskeri/artikler-og-publikasjoner/nok-et-rekordar-i-oppdrettsnaeringen> (åpnet feb. 09, 2021).
- [8] «Verdiskaping basert på produktive hav i 2050», *SINTEF*. <https://www.sintef.no/siste-nytt/2012/verdiskaping-basert-pa-produktive-hav-i-2050/> (åpnet feb. 09, 2021).
- [9] «Akvakulturloven», *Bellona.no*, jun. 08, 2006. <https://bellona.no/nyheter/ukategorisert/2006-06-akvakulturloven> (åpnet feb. 09, 2021).
- [10] «Laks er viktig | Fra fjord til bord». /lakseproduksjon/ (åpnet feb. 02, 2021).
- [11] «Lakselus», *Havforskningsinstituttet*. <https://www.hi.no/hi/temasider/arter/lakselus> (åpnet feb. 03, 2021).
- [12] «Rapport 24-2017.pdf». Åpnet: feb. 03, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://nofimaas.sharepoint.com/sites/public/Cristin/Rapport%2024-2017.pdf?originalPath=aHR0cHM6Ly9ub2ZpbWFhcy5zaGFyZXBvaW50LmNvbS86Yjovcy9w dWJsaWMvRVRZZFZqUFg5WXRbBamJSaW5MVINXWIFCRXV3UE13U3pyTDFud2xyVkdj X2RQQT9ydGltZT1Qa1FIY3liSTJFZw>
- [13] «Tubenet - AKVA group». <https://www.akvagroup.com/merdbasert-oppdrett/tubenet> (åpnet feb. 02, 2021).
- [14] «Innovasjon innen havbruksteknologi - Snorkelmerd/tubenet». Åpnet: feb. 01, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://www.forskningsradet.no/siteassets/publikasjoner/1254036554774.pdf>
- [15] «Havbruksteknologi - Naturlaster og Forankring.pdf». Åpnet: feb. 24, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://home.hvl.no/ansatte/tct/ftp/V2020%20Hydrodynamikk/Kompendier/Havbruksteknologi%20-%20Naturlaster%20og%20Forankring.pdf>
- [16] «Ny standard for flytende oppdrettsanlegg - Fisk.no». <https://fisk.no/oppdrett/1284-ny-standard-for-flytende-oppdrettsanlegg> (åpnet mar. 08, 2021).
- [17] «Orientering om Nytek - Kyst.no», aug. 04, 2005. <https://www.kyst.no/article/orientering-om-nytek/> (åpnet mar. 08, 2021).
- [18] «255313-nytekaug2005.pdf». Åpnet: mar. 09, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://www.regjeringen.no/globalassets/upload/kilde/fkd/bro/2005/0012/ddd/pdfv/255313-nytekaug2005.pdf>
- [19] «w-0017_strategi-mot-romming-fra-akvakultur.pdf». Åpnet: mar. 09, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: https://www.regjeringen.no/contentassets/9dca61fe798145ea89e83b8981bc46cc/w-0017_strategi-mot-romming-fra-akvakultur.pdf
- [20] «AquaSim | Aquastructures». <https://aquastructures.no/aquasim/> (åpnet feb. 04, 2021).
- [21] «Water Wave Mechanics.pdf». Åpnet: feb. 24, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://home.hvl.no/ansatte/tct/ftp/V2020%20Hydrodynamikk/Kompendier/Water%20Wave%20Mechanics.pdf>

- [22] «4. Waves and Wave-Structure Interactions - Knovel». https://app-knovel-com.galanga.hvl.no/web/view/khtml/show.v/rcid:kpWFOS0004/cid:kt007UZ044/viewerType:khtml//root_slug:4-waves-and-wave-structure-interactions/url_slug:waves-wave-structure?kpromoter=federation&b-toc-cid=kpWFOS0004&b-toc-root-slug=&b-toc-url-slug=waves-wave-structure&b-toc-title=Wave%20Forces%20on%20Offshore%20Structures&page=4&view=collapsed&zoom=1 (åpnet mar. 16, 2021).
- [23] P. Bjørnar, *MARIN TEKNIKK 3 HYDRODYNAMIKK*. akademika.
- [24] «DNV-RP-C205: Environmental Conditions and Environmental Loads», s. 124, 2010.
- [25] «Chegg.com». <https://www.chegg.com/homework-help/questions-and-answers/1-provide-wave-spectrum-sketch-young-wind-sea-evolving-fully-developed-wind-sea-describe-p-q50990243> (åpnet apr. 28, 2021).
- [26] Subrata K, *Hydrodynamics of offshore structures*. Southampton: Computational Mechanics Publications, 1987.
- [27] «Fig. 8. Wave theories according to Lè Mèhautè [20].», *ResearchGate*. https://www.researchgate.net/figure/Wave-theories-according-to-Le-Mehaute-20_fig8_259138192 (åpnet apr. 28, 2021).
- [28] «Theory-User-Manual-2021.pdf». Åpnet: mar. 16, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://aquasim.no/files/validation/Theory-User-Manual-2021.pdf>
- [29] J. R. Morison, J. W. Johnson, og S. A. Schaaf, «The Force Exerted by Surface Waves on Piles», *Journal of Petroleum Technology*, bd. 2, nr. 05, s. 149–154, mai 1950, doi: 10.2118/950149-G.
- [30] T. Sarpkaya, «Vortex Shedding and Resistance in Harmonic Flow about Smooth and Rough Circular Cylinders at High Reynolds Numbers», 1976. Åpnet: mar. 17, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <http://www.dtic.mil/docs/citations/ADA020029>
- [31] B. M. Sumer, *Hydrodynamics around cylindrical structures*, Rev. ed., bd. 26. New Jersey: World Scientific, 2006.
- [32] L. C. Gansel *mfl.*, «Drag of Clean and Fouled Net Panels--Measurements and Parameterization of Fouling», *PLoS one*, bd. 10, nr. 7, s. e0131051–e0131051, 2015, doi: 10.1371/journal.pone.0131051.
- [33] «Begroing». <https://www.fhf.no/nyheter/nyhetsarkiv/begroing/> (åpnet apr. 28, 2021).
- [34] «TR-FOU-2328-5_Loads_on_impermeable_nets_rev5.pdf». Åpnet: mar. 18, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: https://aquasim.no/files/validation/TR-FOU-2328-5_Loads_on_impermeable_nets_rev5.pdf
- [35] A. Berstad, J. Walaunet, og L. Heimstad, «Loads From Currents and Waves on Net Structures», jul. 2012, bd. 7. doi: 10.1115/OMAE2012-83757.
- [36] «Von Mises Stress». <http://www.continuummechanics.org/vonmisesstress.html> (åpnet mar. 15, 2021).
- [37] O. C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, og P. Nithiarasu, *The finite element method for fluid dynamics, seventh edition*, 7th ed. Oxford, Waltham, Mass: Butterworth-Heinemann, 2014.
- [38] A. Almar-Næss, «utmattning – teknikk», *Store norske leksikon*. nov. 23, 2020. Åpnet: mar. 01, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: http://snl.no/utmattning_-_teknikk
- [39] W. D. Callister og D. G. Rethwisch, *Material Science and Engineering*, 9.th.
- [40] Carl M.Larsen, *Marine konstruksjoner grunnkurs : konstruktiv utforming, modellering og analysemetoder*.
- [41] DNVGL, «DNVGL-RP-C203. Fatigue design of offshore steel structures». DNVGL.
- [42] «offshore-fatigue-guide-jun20.pdf». Åpnet: mar. 02, 2021. [Online]. Tilgjengelig på: https://ww2.eagle.org/content/dam/eagle/rules-and-guides/current/offshore/115_fatigueassessmentofoffshorestructures/offshore-fatigue-guide-jun20.pdf
- [43] *keisan.casio.com*. 2021. [Online]. Tilgjengelig på: <https://keisan.casio.com/exec/system/1180573447>
- [44] «NS 9415:2009. Flytende oppdrettsanlegg. Krav til lokalitetsundersøkelse, risikoanalyse, utforming, dimensjonering, utførelse, montering og drift.» Standard Norge.
- [45] Inge Lotsberg, *Fatigue Design of Marine Structures*. Cambridge University Press, 2016.
- [46] *Offshore structures - Strengh and Safety for Structural Design*, bd. 2.

- [47] Per Kr.Larsen, *Dimensjonering av stålkonstruksjoner*, 2. utg.
 [48] «Column stabilized units (semisubmersible platforms)». DNVGL, 1987.

Oversikt figurer

Figur 1: Slaktet oppdrettslaks og regnbueørret fra 1980-1990 [5].	13
Figur 2: Slaktet oppdrettslaks og regnbueørret fra 1990-2019 [5].	14
Figur 3: Kostnader knyttet til behandling av lus i oppdrettsnæringen [12].	16
Figur 4: Sirkulær merd med Tubenet [14].	17
Figur 5: Wavemaster stålanlegg.	18
Figur 6: Flottøranlegg av stål [15].	19
Figur 7: Rømmingsoversikt [19].	20
Figur 8: Rømmingsoversikt [19].	21
Figur 9: Oversikt programvare.	23
Figur 10: JONSWAP sammenlignet med PM [25].	29
Figur 11: Chakrabartis diagram [27].	31
Figur 12: Begroing notpose [33].	33
Figur 13: Notpose mål.	33
Figur 14: Diffraksjon sylinder.	34
Figur 15: Von-Mises spenning.	35
Figur 16: Oversikt hydroelastisitet.	36
Figur 17: Utvalgte sveisegrupper som skal kontrolleres for utmatting for hhv. hun- og hanhengsel. ..	37
Figur 18: S-N diagram for flere legeringer basert på midlere måledata [39, s. 308].	38
Figur 19: S-N diagram med konstante sannsynlighetskurver [39, s. 308].	39
Figur 20: S-N kurve (Wøhlerkurve) kombinert med langtidsfordeling av spenningsvidde [40, s. 8.14].	41
Figur 21: Illustrasjon av kilsveis med de 3 tilhørende spenningskomponentene [41, s. 17].	43
Figur 22: Forankring havbruksanlegg [15].	45
Figur 23: Krefter øyet er utsatt for. Figur 24: Oversikt komponenter fortøyning.	45
Figur 25: Forankring under last.	46

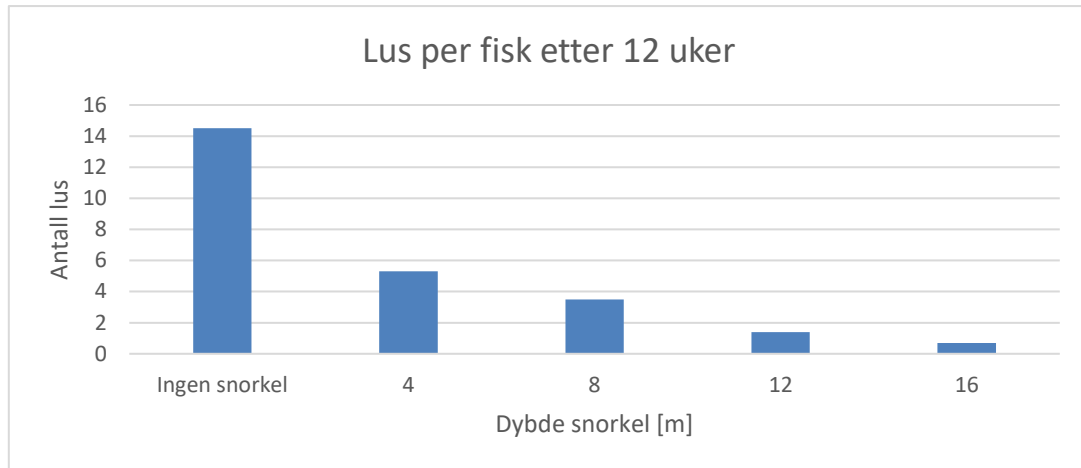
Figur 26: Lineær elastisitet line.....	47
Figur 27: Modell standard merd.....	50
Figur 28: Oversikt stålbjelker. Figur 29: Moduler med tilhørende komponenter.	52
Figur 30: Hovedtau, sidetau, bunntau og krysstau. Figur 31: Notpose.	53
Figur 32: Merd med Tubenet.....	53
Figur 33: Tauverk Snorkelmerd. Figur 34: Notpose, sikkerhetsnett og takpose.....	55
Figur 35: Modellering Tubenet (webbing). Figur 36: Tube med presenning.....	56
Figur 37: Fortøyning 2x4 konfigurasjon.	56
Figur 38: Originale modeller av han- og hunhengsel presentert uten sveiser og festebolter.....	57
Figur 39: Oversikt Von-Mises spenning for Profil Rectangular 200x70x5.....	58
Figur 40: Spenningsbilde Hs 1,7m fra 45°.....	60
Figur 41: Momentoversikt Hs 1,7m fra 45°.....	60
Figur 42: Spenningsbilde Hs 2m fra 0°.....	62
Figur 43: Momentoversikt Hs 2m fra 0°.....	62
Figur 44: Spenningsbilde Hs 1,2m fra 45° med Tubenet.....	64
Figur 45: Nærmere oversikt spenningsbilde.....	64
Figur 46: Spenningsbilde Hs 1,6m fra 0° med Tubenet.....	66
Figur 47: Deformasjon notpose ved 0,85 m/s strøm fra 0°.	66
Figur 48: Deformasjon notpose ved 0,85 m/s inn fra 45°.	67
Figur 49: Deformasjon snorkelmerd ved 0,85 m/s strøm fra 0°.	67
Figur 50: Deformasjon snorkelmerd ved 0,85 m/s strøm fra 45°.	68
Figur 51: Aksiallast hengsel standard merd.	68
Figur 52: Aksiallast hengsel snorkelmerd.	69
Figur 53: Utvalgt konstruksjonsdetalj fra DNV-RP-C203.....	70
Figur 54: Informasjon om S-N kurver tilhørende ulike detaljkategorier i DNV-RP-C203.....	71
Figur 55: Aksialkrefter fortøyningsline standard merd.	73
Figur 56: Aksialkrefter fortøyningsline Snorkelmerd.	74

Oversikt tabeller

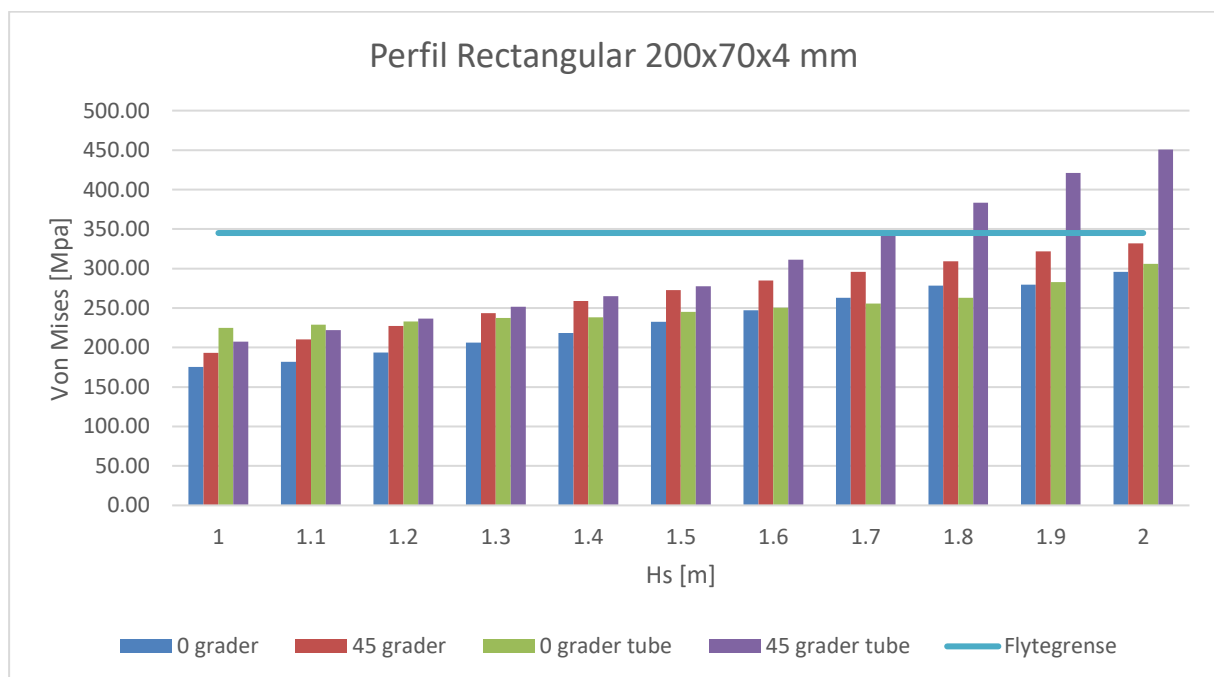
Tabell 1: Komponentliste standard merd.	51
Tabell 2: Komponentliste Snorkelmerd.....	54
Tabell 3: Resultater analyse Hs 1,7m fra 45°.....	59
Tabell 4: Resultater analyse Hs 2m fra 0°.	61
Tabell 5: Resultater analyse Hs 1,2m fra 45°.....	63
Tabell 6: Resultater analyse Hs 1,6m fra 0°.....	65
Tabell 7: Spenningsvidde for sveiser utregnet fra aksiallast. Standard merd.....	70
Tabell 8: Spenningsvidde for sveiser utregnet fra aksiallast. Snorkelmerd.....	70
Tabell 9: Utmattelseskade for sveisegruppe på han- og hunhengsel.	71
Tabell 10: Linekarakteristikk.	72
Tabell 11: Fortøyningsanalyse standard merd.....	73
Tabell 12: Fortøyningsanalyse Snorkelmerd.....	73
Tabell 13: Pris forankring standard merd.....	74
Tabell 14: Pris forankring Snorkelmerd.....	74

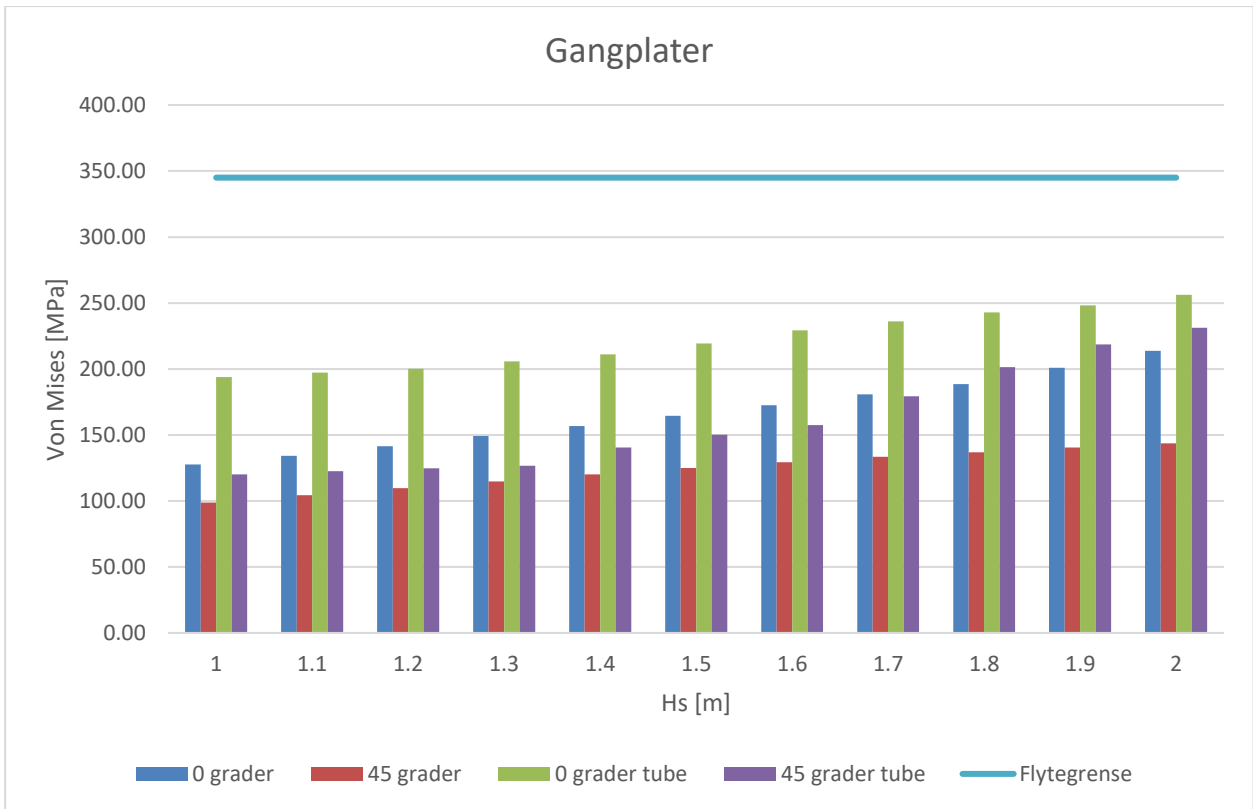
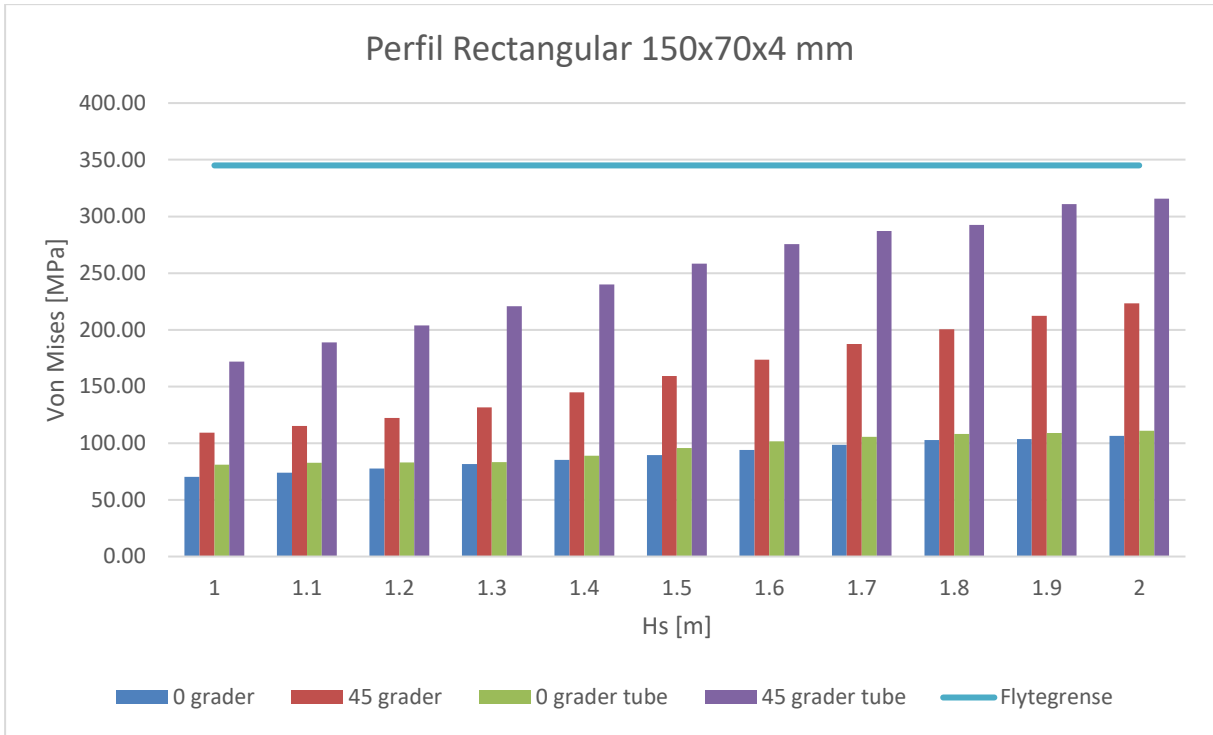
Vedlegg

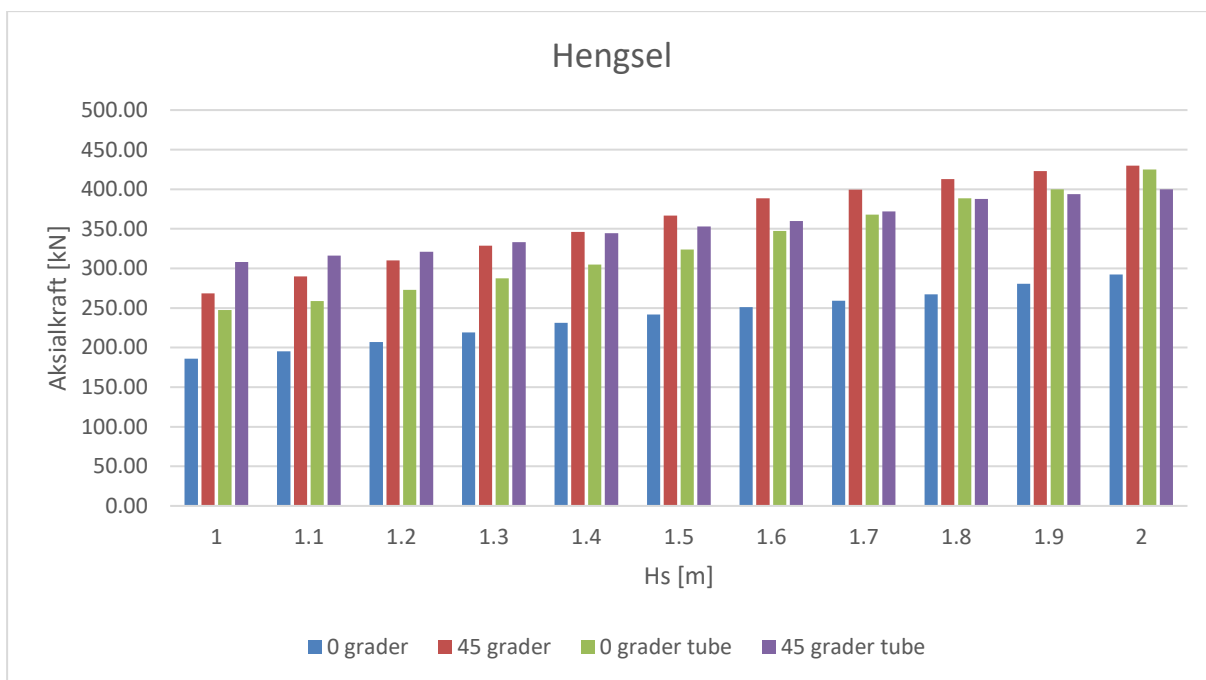
Oversikt lusepåslag som funksjon av dybde på Tubenet



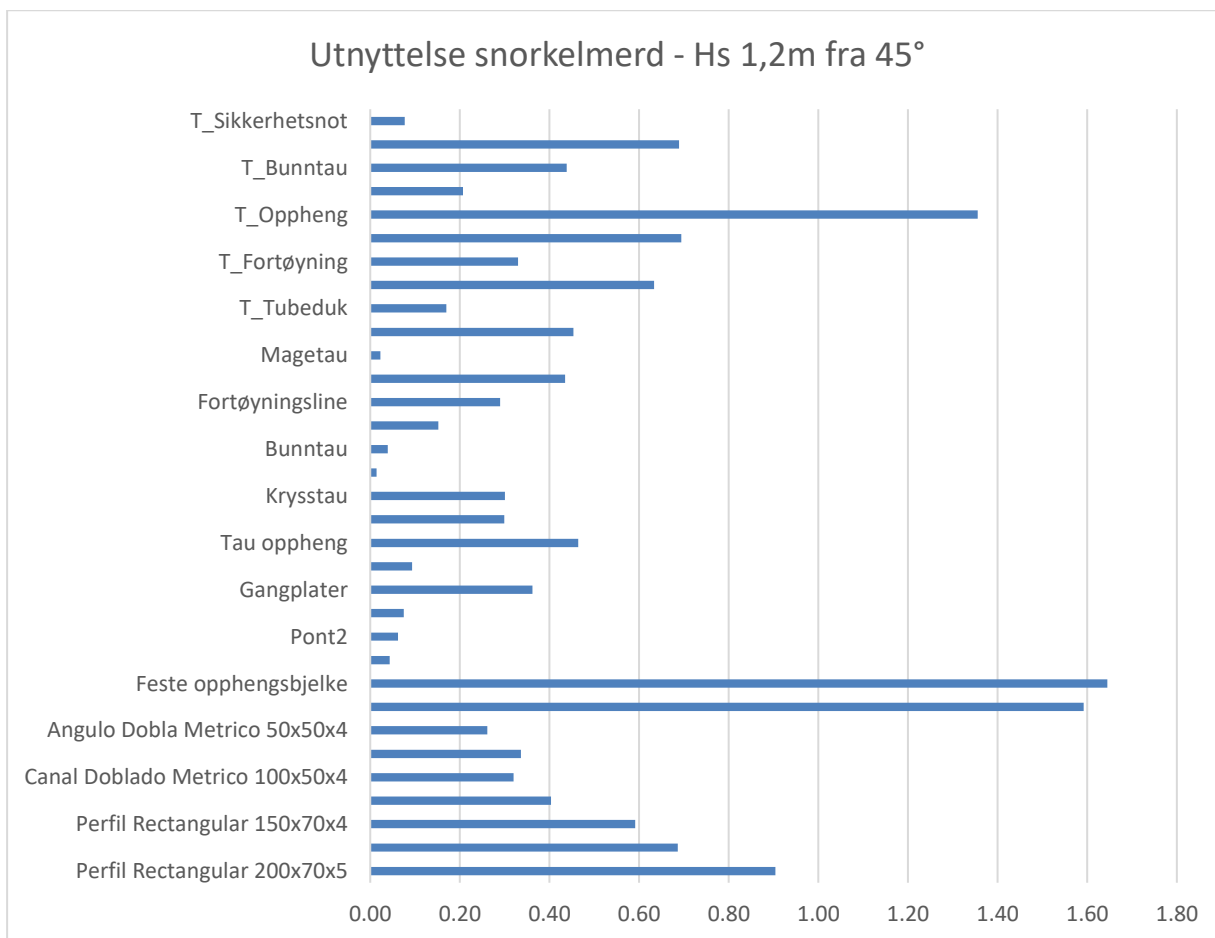
Lastresultater for ulike komponenter som funksjon av signifikant bølgehøyde



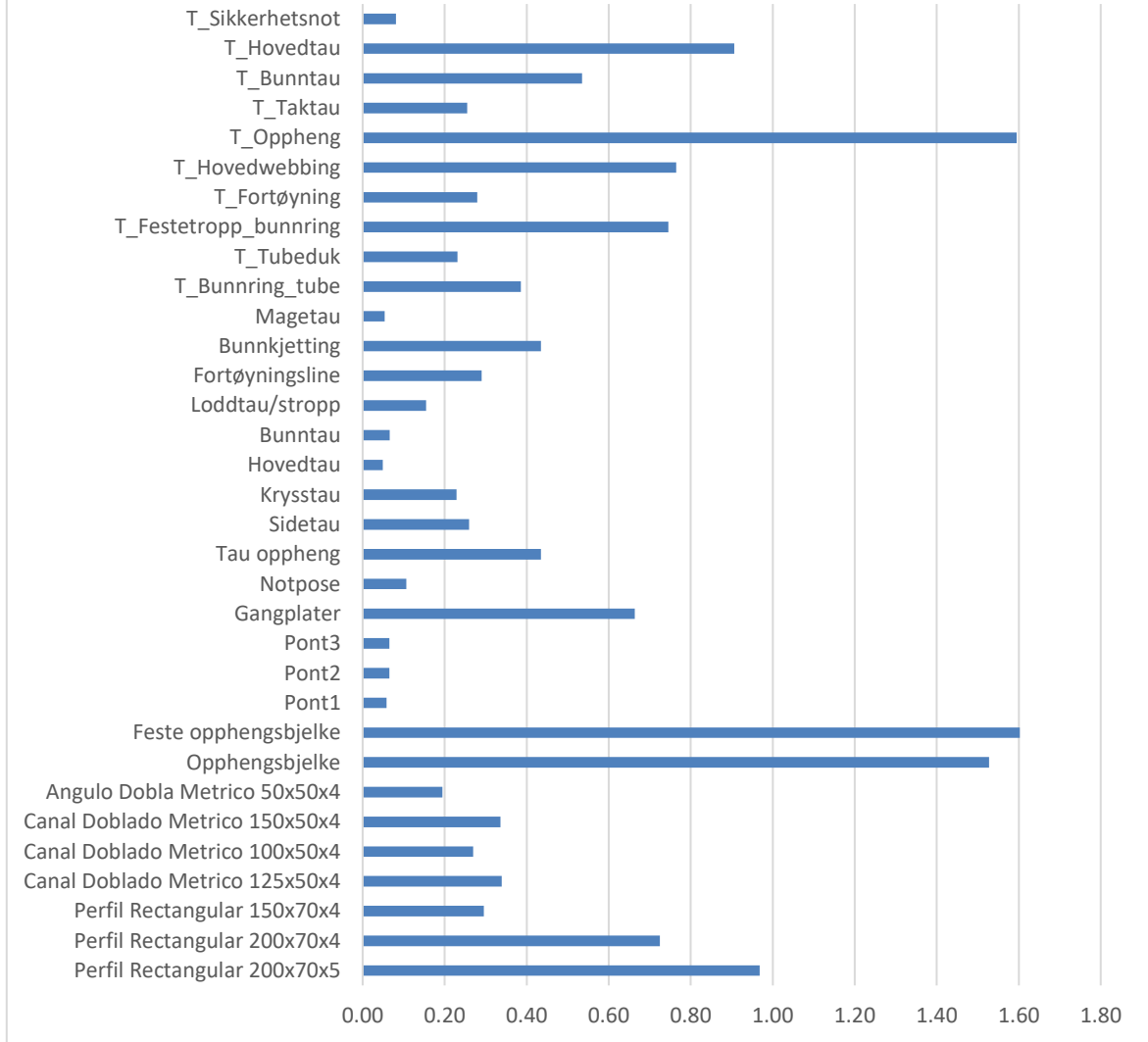




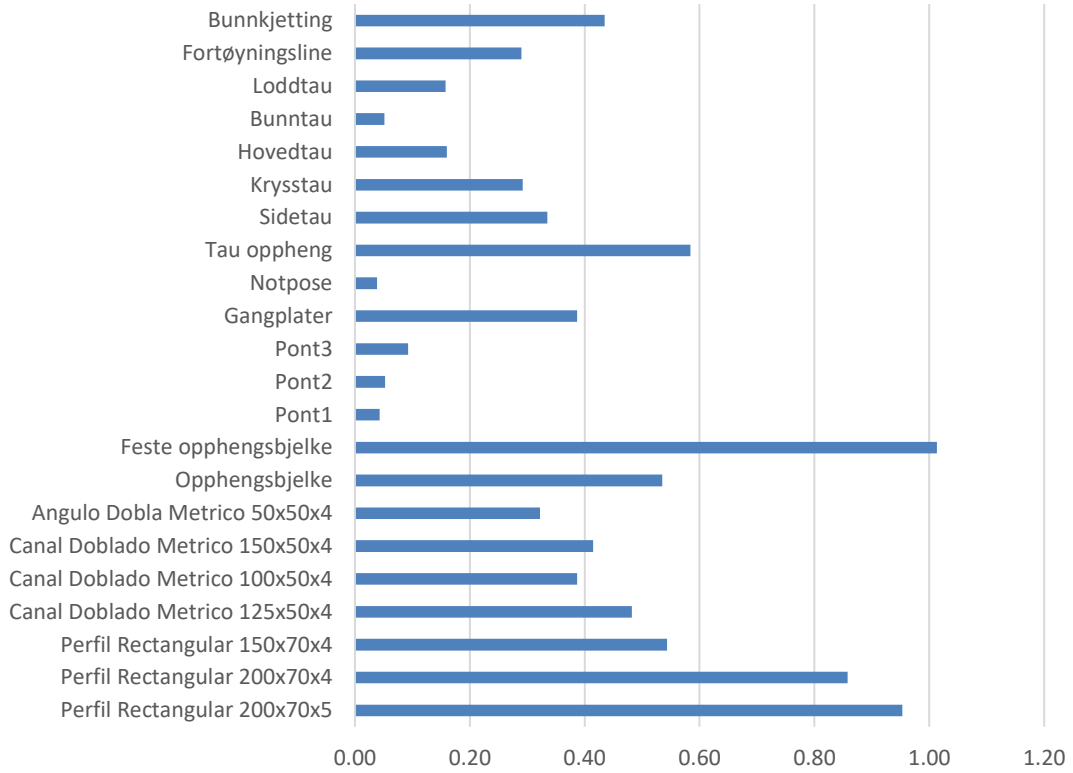
Utnyttelsesresultater – Tp 6,04s og strøm 0,85 m/s²



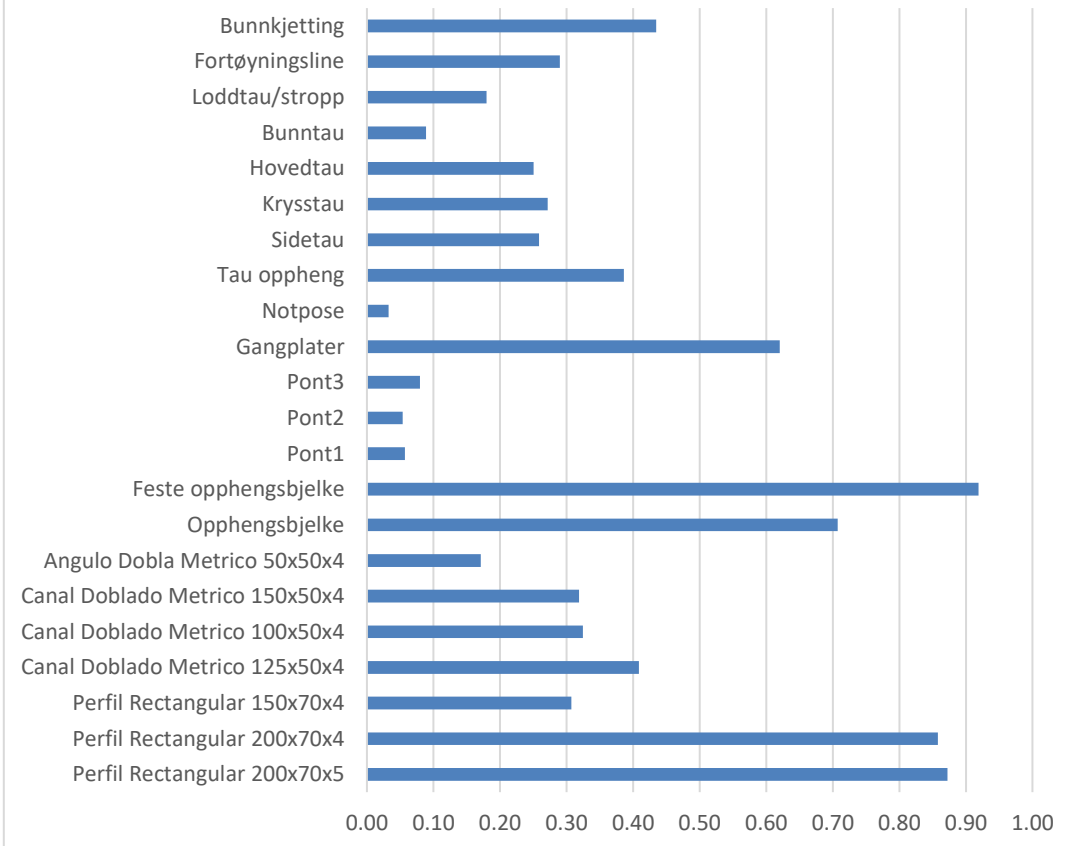
Utnyttelse snorkelmerd - Hs 1,6m fra 0°



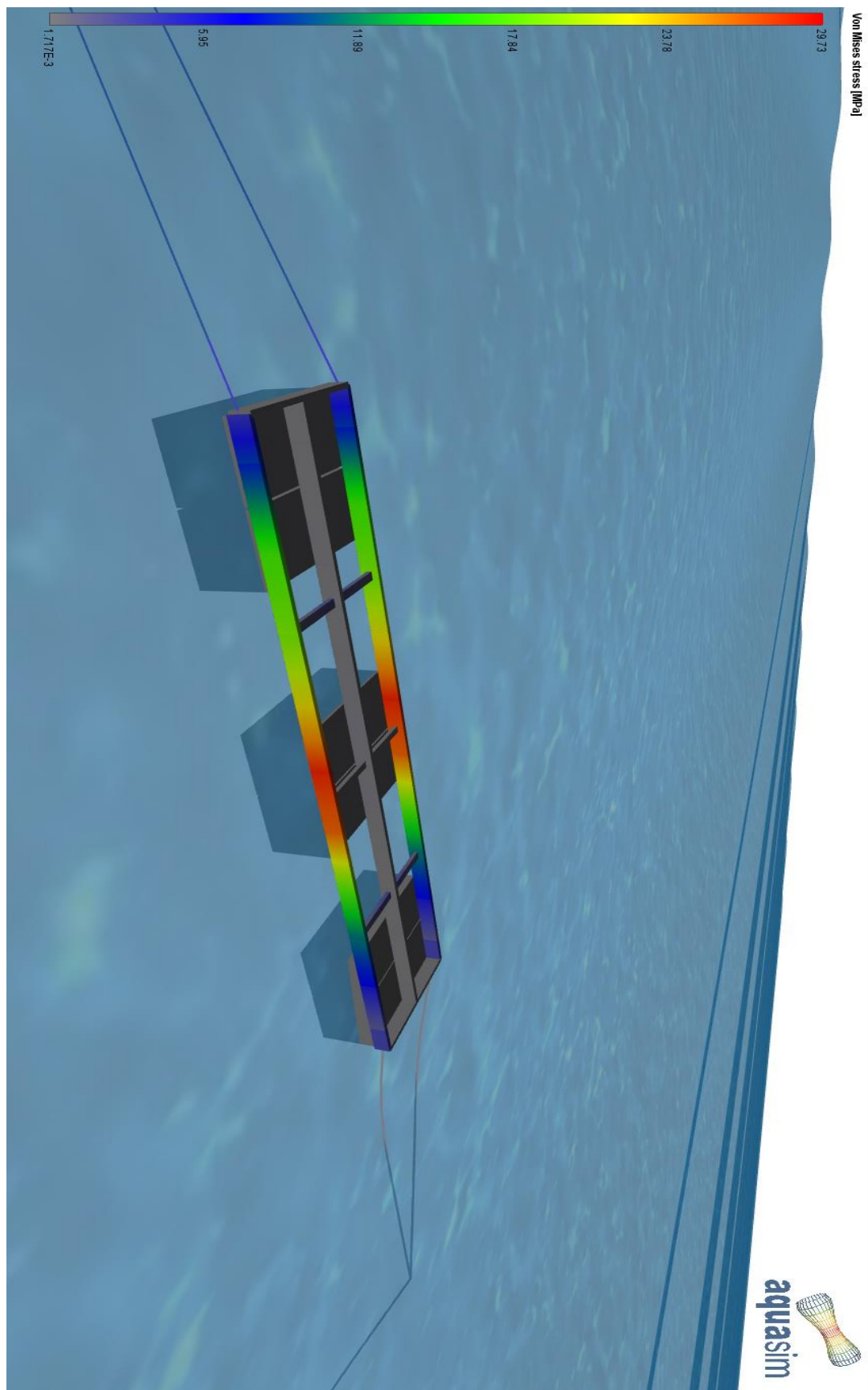
Utnyttelse standard merd - Hs 1,7m fra 45°



Utnyttelse standard merd - Hs 2m fra 0°



Sammenligning av «Hydrodynamic» og «Morison submerged» lastbeskrivelse



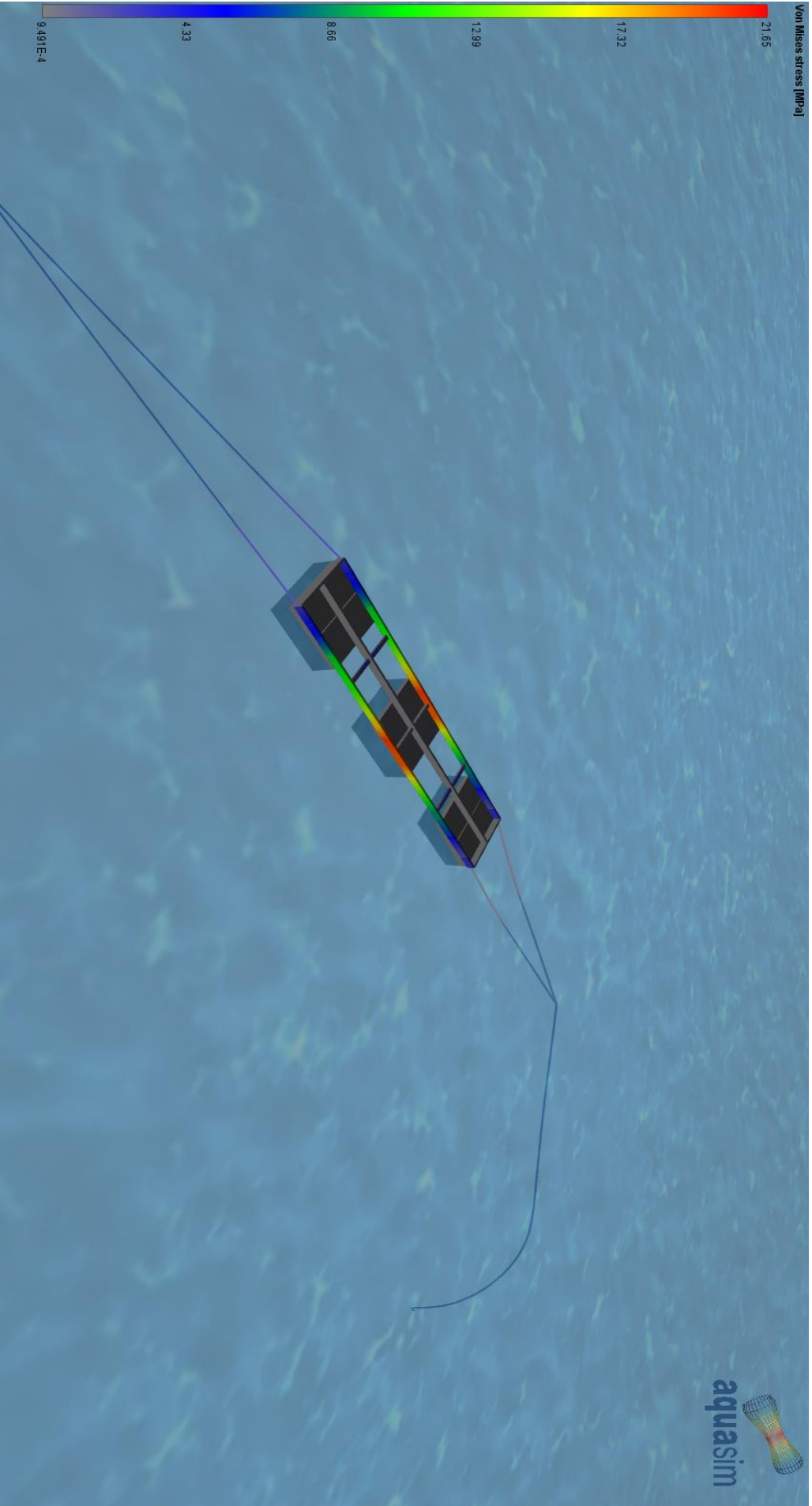


Diagram S-N kurve i sjøvann med katodisk beskyttelse

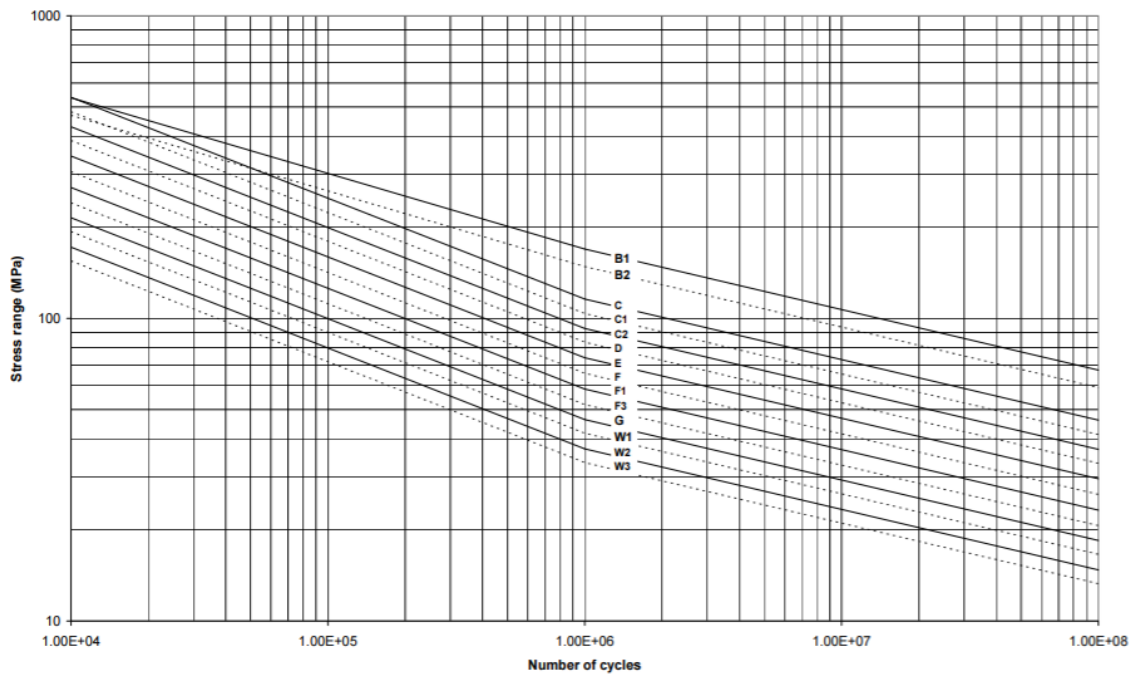
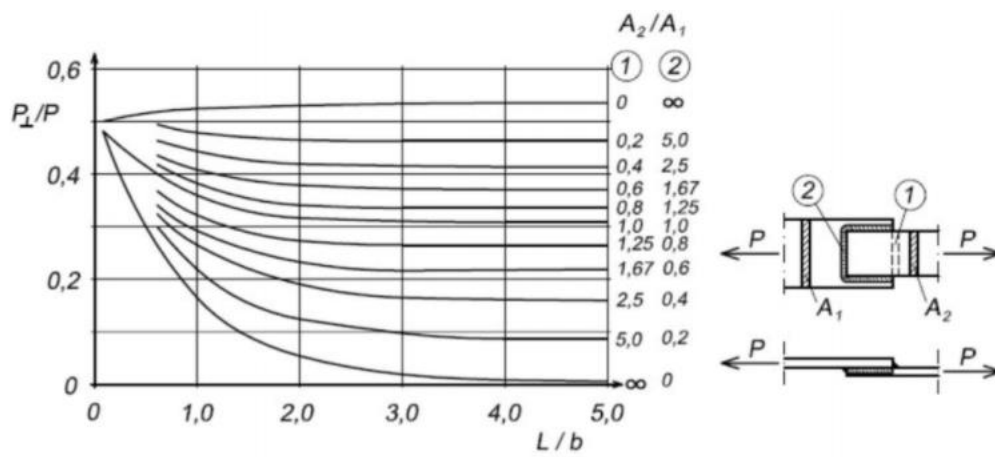


Figure 2-8
S-N curves in seawater with cathodic protection

Diagram NS470



Håndberegninger spenningsvidde og utmatting av hengsel

Han hengsel

$a = 5 \text{ mm}$

Total sveiselengde = $105,2 \cdot 2 + 38,3 + 2 + 38,3 -$
ved forbindeloc
 $5 \cdot 2 = 279 \text{ mm}$

$A_w = 279 \text{ mm} \cdot 5 \text{ mm} = 1395 \text{ mm}^2$

Standard merd:

$F = 399 \text{ kN} \cdot 0,5 = 199,5 \text{ kN} = 199,5 \cdot 10^3 \text{ N}$ (maks)
 $F = -195 \text{ kN} \cdot 0,5 = -97,5 \text{ kN} = -97,5 \cdot 10^3 \text{ N}$ (min)
 $\Delta F = 199 \text{ kN} + 97,5 \text{ kN} = 297 \text{ kN}$

Snorkel merd:

$F = 321 \text{ kN} \cdot 0,5 = 160,5 \text{ kN} = 160,5 \cdot 10^3 \text{ N}$
 $F = 0$
 $\Delta F = 160,5 \text{ kN} = 160,5 \cdot 10^3 \text{ kN}$

Kurvet sveiseareal ved hylse = $(136,9 \text{ mm} - 2 \cdot a) \cdot 2$
 $A_1 = (136,9 \text{ mm} - 2 \cdot 5 \text{ mm}) \cdot 2$
 $= 253,8 \text{ mm}^2$

Totalt sveiseareal for sveise- = $5 \text{ mm} \cdot (126,9 \text{ mm} + 279 \text{ mm}) \cdot 2$
gruppe og hylse = $A = 2029,5 \text{ mm}^2 \cdot 2 = 4059 \text{ mm}^2$

F som blir tatt opp av kurvet sveis = $\frac{A_1}{A} = \frac{253,8 \text{ mm}^2}{4059 \text{ mm}^2} = 0,062$

F som blir tatt opp av sveisegruppe = $1 - 0,062 = 0,938$

Sveisegruppe - spenning - standard verd:

$$\begin{aligned} (\Delta \sigma_{II})_{50\text{år}} &= \frac{\Delta F \cdot 0,938}{A_w} = \frac{297 \cdot 10^3 \cdot 0,938}{1395 \text{ mm}^2} \\ &= 199,7 \text{ MPa} \end{aligned}$$

Korrigert spenningvidde til 20 års-verdi:

$$\begin{aligned} N_{20\text{år}} &\approx 10^8 \\ \text{Periode} &= \frac{T_d}{N_{20\text{år}}} = \frac{20 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 60 \cdot 60}{10^8} \\ &= 6,215 \end{aligned}$$

$$N_{50\text{år}} \approx \frac{T_d, 50\text{år}}{\text{Periode}} = \frac{50 \cdot 365 \cdot 24 \cdot 60 \cdot 60 \text{ s}}{6,215} = 2,5 \cdot 10^8$$

$$\begin{aligned} (\Delta \sigma_{II})_{20\text{år}} &= (\Delta \sigma_{II})_{50\text{år}} \cdot \left(\frac{\log N_{20\text{år}}}{\log N_{50\text{år}}} \right)^{1/h} \\ &= 199,7 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{\log 10^8}{\log 2,5 \cdot 10^8} \right)^{1/1} = \underline{\underline{190,24 \text{ MPa}}} \end{aligned}$$

Sveisegruppe - spenningvidde - snøbelverd:

$$(\Delta \sigma_{II})_{50\text{år}} = \frac{\Delta F \cdot 0,938}{A_w} = \frac{160,5 \cdot 10^3 \text{ N}}{1395 \text{ mm}^2} = 115,05 \text{ MPa}$$

Korrigert spenningvidde til 20 års-verdi:

$$\begin{aligned} (\Delta \sigma_{II})_{20\text{år}} &= (\Delta \sigma_{II})_{50\text{år}} \cdot \left(\frac{\log N_{20\text{år}}}{\log N_{50\text{år}}} \right)^{1/h} \\ &= 115,05 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{\log 10^8}{\log 2,5 \cdot 10^8} \right)^{1/1} = \underline{\underline{109,6 \text{ MPa}}} \end{aligned}$$

Utfattning - hastighet - standard merck

$$q = \frac{(\Delta J_{II})_{20 \text{ år}}}{(\ln n_0)^{1/h}} = \frac{190,24 \text{ MPa}}{(\ln 10^8)^{1/1}} = 10,33 \text{ MPa}$$

(Benyttor S-N kurve F)

$$\Gamma \left(\left(1 + \frac{m_1}{h} \right); \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \Gamma \left(\left(1 + \frac{3}{1} \right); \left(\frac{66 \text{ MPa}}{10,33} \right)^1 \right) = \Gamma(4; 6,39)$$

$$= 0,72$$

$$\gamma \left(\left(1 + \frac{m_2}{h} \right); \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \gamma \left(\left(1 + \frac{5}{1} \right); \left(\frac{66 \text{ MPa}}{10,33} \right)^1 \right) = \gamma(6; 6,39)$$

$$= 73,78$$

$$D = 10^8 \left[\frac{10,33^3}{10^{11,455}} \cdot 0,72 + \frac{10,33^5}{10^{15,091}} \cdot 73,78 \right] = 0,98$$

Utfattning - hastighet - snorkelmerck

$$q = \frac{(\Delta J_{II})_{20 \text{ år}}}{(\ln n_0)^{1/h}} = \frac{109,6 \text{ MPa}}{(\ln 10^8)^{1/1}} = 5,95 \text{ MPa}$$

(Benyttor S-N kurve F)

$$\Gamma \left(\left(1 + \frac{m_1}{h} \right); \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \Gamma \left(\left(1 + \frac{3}{1} \right); \left(\frac{66 \text{ MPa}}{5,95 \text{ MPa}} \right)^1 \right)$$

$$= \Gamma(4; 11,09) = 0,03$$

$$\gamma \left(\left(1 + \frac{m_2}{h} \right); \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \gamma \left(\left(1 + \frac{5}{1} \right); \left(\frac{66 \text{ MPa}}{5,95 \text{ MPa}} \right)^1 \right) = \gamma(6; 11,09)$$

$$= 115,73$$

$$D = 10^8 \left[\frac{5,95^3}{10^{11,455}} \cdot 0,03 + \frac{5,95^5}{10^{15,091}} \cdot 115,73 \right] = 0,07$$

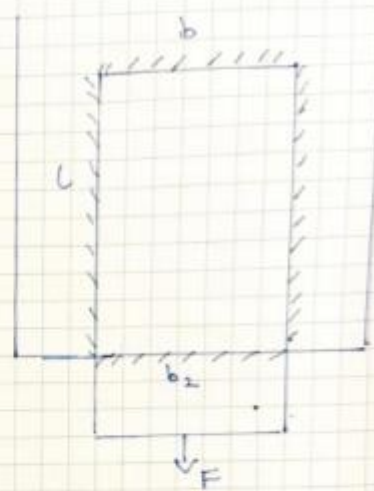
Hulhængsel

$$b = 186 \text{ mm}$$

$$a = 5 \text{ mm}$$

$$\begin{aligned} \text{Sveiselængde total på bickside} &= 73 \text{ mm} + 292,2 \text{ mm} \\ &+ 73 \text{ mm} \dots \\ &= 438,2 \text{ mm} \end{aligned}$$

$$L = \frac{438,2 \text{ mm} - 186 \text{ mm}}{2} = 126,1 \text{ mm}$$

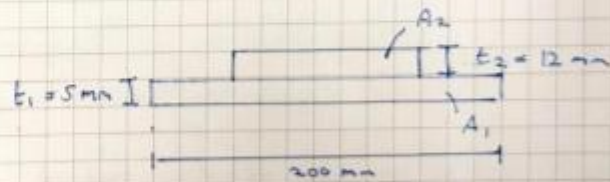


Sveis normalt på F:

$$A_{w1} = (186 \text{ mm} \cdot 5 \text{ mm}) + (186 \text{ mm} \cdot 5 \text{ mm}) = 1860 \text{ mm}^2$$

Sveis parallelt på F:

$$A_{w2} = 2 \cdot 126,1 \text{ mm} \cdot 5 \text{ mm} = 1261 \text{ mm}^2$$



$$\begin{aligned} A_1 &= 200 \text{ mm} \cdot 5 \text{ mm} \\ &= 1000 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_2 &= 186 \text{ mm} \cdot 12 \text{ mm} \\ &= 2232 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

$$\frac{A_2}{A_1} = \frac{2232 \text{ mm}^2}{1000 \text{ mm}^2} = 2,23$$

$$\frac{L}{b} = \frac{126,1 \text{ mm}}{186 \text{ mm}} = 0,68$$

$$\begin{aligned} \Delta F_{L1} &\approx 0,33 \\ \Delta F_{L2} &\approx 0,45 \end{aligned}$$

$$\Delta F_L = 0,33 + 0,45 = 0,78 \Delta F$$

$$\Delta F_H = \Delta F - \Delta F_L = 0,22 \Delta F$$

$$\begin{aligned} \text{Totalt sveiseareal, } A_1 &= \text{Total sveiselengde} \cdot a\text{-mål} \\ &= ((438,2 \text{ mm} \cdot 2) + (186 \text{ mm}) \cdot 2 \\ &\quad + (70 \text{ mm} \cdot 2)) \cdot 5 \text{ mm} = 6942 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Sveise areal tilhørende} &= (70 \text{ mm} \cdot 2) \cdot 5 \text{ mm} = 700 \text{ mm}^2 \\ \text{plate på topp} & \\ \text{av kugdel, } A_1 & \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F \text{ som blir} & \\ \text{tatt opp av} & \\ \text{sveis til} & \\ \text{topplate.} & \\ &= \frac{A_1}{A} = \frac{700 \text{ mm}^2}{6942 \text{ mm}^2} \approx 0,10 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F \text{ som blir} & \\ \text{tatt opp av} & \\ \text{utvalgt} & \\ \text{sveisegruppe} & \\ &= 1 - 0,10 \approx 0,90 \end{aligned}$$

Standard merd: (aksiallast)

$$F = 399 \text{ kN} \cdot 0,5 = 199,5 \text{ kN} \cdot 0,90 = 179,55 \text{ kN (max)}$$

$$F = -195 \text{ kN} \cdot 0,5 = -97,5 \text{ kN} \cdot 0,90 = 87,75 \text{ kN}$$

$$\Delta F = 179,55 \text{ kN} + 87,75 \text{ kN} = 267,3 \text{ kN}$$

Snurkelmerd: (aksiallast)

$$F = 321 \text{ kN} \cdot 0,5 = 160,5 \text{ kN} \cdot 0,90 = 144,45 \text{ kN}$$

$$F = 0 \text{ kN (min)}$$

$$\Delta F = 144,45 \text{ kN}$$

Sveis parallelt med F, standard merd:

$$(\Delta \sigma_{||})_{50} = \frac{\Delta F_{||}}{A_{w||}} = \frac{0,22 \cdot 267,3 \cdot 10^3 \text{ N}}{1261 \text{ mm}^2} = 46,63 \text{ MPa}$$

$$\begin{aligned} (\Delta \sigma_{||})_{20} &= (\Delta \sigma_{||})_{50} \cdot \left(\frac{\log N_{20}}{\log N_{50}} \right)^{1/n} = \\ &= (\Delta \sigma_{||})_{50} \cdot \left(\frac{\log 10^8}{\log 2,5 \cdot 10^8} \right)^{1/11} = (\Delta \sigma_{||})_{50} \cdot 0,95 \\ &= 46,63 \text{ MPa} \cdot 0,95 = 44,30 \text{ MPa} \end{aligned}$$

Sveis normalt på F, standard merd:

$$\Delta \sigma_{\perp} = \Delta \sigma'_{\perp} = \frac{\Delta F_{\perp}}{\sqrt{2} \cdot A_{w\perp}} = \frac{0,78 \cdot 267,3 \cdot 10^3 \text{ N}}{\sqrt{2} \cdot 1860 \text{ mm}^2} = 79,26 \text{ MPa}$$

$$(\Delta \sigma_w)_{50} = \sqrt{\Delta \sigma_{\perp}^2 + \Delta \sigma'_{\perp}^2} = \sqrt{(79,26 \text{ MPa})^2 + (79,26 \text{ MPa})^2} = 112,1 \text{ MPa}$$

$$(\Delta \sigma_w)_{20} = (\Delta \sigma_w)_{50} \cdot 0,95 = 112,1 \text{ MPa} \cdot 0,95 = 106,5 \text{ MPa}$$

Socis parallelt med F, snörkelmed:

$$\Delta \sigma_{\parallel 50} = \frac{\Delta F_{\parallel}}{A_{w\parallel}} = \frac{0,22 \cdot 144,45 \cdot 10^3 \text{ N}}{1261 \text{ mm}^2} = 25,2 \text{ MPa}$$

$$(\Delta \sigma_{\parallel})_{20} = (\Delta \sigma_{\parallel})_{50} \cdot 0,95 = 25,2 \text{ MPa} \cdot 0,95 = 23,94 \text{ MPa}$$

Socis normalt på F, snörkelmed:

$$\Delta \sigma_{\perp} = \Delta \sigma_{\parallel} = \frac{\Delta F_{\perp}}{\sqrt{2} \cdot A_{w\perp}} = \frac{0,78 \cdot 144,45 \cdot 10^3 \text{ N}}{\sqrt{2} \cdot 1260 \text{ mm}^2} = 42,83 \text{ MPa}$$

$$\begin{aligned} (\Delta \sigma_w)_{50} &= \sqrt{\Delta \sigma_{\perp}^2 + \Delta \sigma_{\parallel}^2} = \sqrt{(42,83 \text{ MPa})^2 + (42,83 \text{ MPa})^2} \\ &= 60,57 \text{ MPa} \end{aligned}$$

$$(\Delta \sigma_w)_{20} = (\Delta \sigma_w)_{50} \cdot 0,95 = 60,57 \text{ MPa} \cdot 0,95 = 57,54 \text{ MPa}$$

Utmatting - socis parallelt på F, snörkelmed:

$$q = \frac{(\Delta \sigma_{\parallel})_{20}}{(\ln n_0)^{1/4}} = \frac{23,94 \text{ MPa}}{(\ln 10)^{1/4}} = 1,30 \text{ MPa}$$

$$\begin{aligned} \Gamma \left(\left(1 + \frac{m_1}{h} \right); \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) &= \Gamma \left(\left(1 + \frac{3}{1} \right); \left(\frac{66 \text{ MPa}}{1,30 \text{ MPa}} \right)^4 \right) = \Gamma (4; 50,77) \\ &= 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \gamma \left(\left(1 + \frac{m_2}{h} \right); \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) &= \gamma \left(\left(1 + \frac{5}{1} \right); \left(\frac{66 \text{ MPa}}{1,30 \text{ MPa}} \right)^4 \right) = \gamma (6; 50,77) \\ &= 120 \end{aligned}$$

$$D = 10^8 \left[\frac{1,30^3}{10^{11,444}} \cdot 0 + \frac{1,30^5}{10^{17,091}} \cdot 120 \right] = 0,100$$

Kuruc W₃

Utmatting - socis normalt p_i F - standard medel

$$q = \frac{(66 \text{ W}_1)_{20}}{(\ln n_0)^{1/h}} = \frac{106,5 \text{ MPa}}{(\ln 10^8)^{1/11}} = 5,78 \text{ MPa}$$

$$\Pi \left(\left(1 + \frac{m_1}{h} \right) ; \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \Pi \left(\left(1 + \frac{3}{1} \right) ; \left(\frac{34 \text{ MPa}}{5,78 \text{ MPa}} \right)^1 \right) = \Pi (4 ; 5,88) \\ = 0,97$$

$$\gamma \left(\left(1 + \frac{m_2}{h} \right) ; \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \gamma \left(\left(1 + \frac{5}{1} \right) ; \left(\frac{34 \text{ MPa}}{5,78 \text{ MPa}} \right)^1 \right) = \gamma (6 ; 5,88) \\ = 64,18$$

$$D = 10^P \left[\frac{(5,78)^3}{10^{0,970}} \cdot 0,97 + \frac{(5,78)^5}{10^{0,617}} \cdot 64,18 \right] = 1,50$$

$$\text{Estimerat levetid} = \frac{20 \text{ år}}{1,5} = \underline{\underline{13,3 \text{ år}}}$$

Utmatting - socis parallell med F - standard medel

Kuruc F

$$q = \frac{(66 \text{ W}_1)_{20}}{\ln n_0^{1/h}} = \frac{44,30 \text{ MPa}}{\ln 10^8} = 2,40 \text{ MPa}$$

$$\Pi \left(1 + \frac{m_1}{h} ; \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \Pi \left(1 + \frac{3}{1} ; \left(\frac{66 \text{ MPa}}{2,40 \text{ MPa}} \right)^1 \right) = \Pi (4 ; 27,5) = 0$$

$$\gamma \left(1 + \frac{m_2}{h} ; \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \gamma \left(1 + \frac{5}{1} ; \left(\frac{66 \text{ MPa}}{2,40 \text{ MPa}} \right)^1 \right) = \gamma (6 ; 27,5) = 120$$

$$D = 10^P \left(\frac{2,40^3}{10^{0,425}} \cdot 0 + \frac{2,40^5}{10^{0,571}} \cdot 120 \right) = 0,06$$

Kurve w_3 Utmatting - socis normalt på F - snørkelmed

$$q = \frac{(0,6 w_1)_{20}}{(\ln n_0)^{1/4}} = \frac{57,54 \text{ MPa}}{(\ln 10^8)^{1/4}} = 3,12 \text{ MPa}$$

$$\Pi \left(1 + \frac{m_1}{h} ; \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \Pi \left(1 + \frac{3}{1} ; \left(\frac{34 \text{ MPa}}{3,12 \text{ MPa}} \right)^1 \right) = \Pi (4 ; 10,9) \\ = 0,03$$

$$\gamma \left(1 + \frac{m_2}{h} ; \left(\frac{s_1}{q} \right)^h \right) = \gamma \left(1 + \frac{5}{1} ; \left(\frac{34 \text{ MPa}}{3,12 \text{ MPa}} \right)^1 \right) = \gamma (6 ; 10,9) \\ = 115,22$$

$$D = 10^8 \left(\frac{3,12^2}{10^{10,570}} \cdot 0,03 + \frac{3,12^5}{10^{10,617}} \cdot 115,22 \right) = 0,08$$

MatLab-script av utmattingsberegninger

```
clear all;
clc;
close all;
format compact;

%parallell sveis hanhengsel/hohengsel
%{
n0=1e8;
h=1;
m1=3;
m2=5;
s1=66;
ds0=[190.24 109.6 44.3 23.94 ]; %MPa
a1=10^11.455;
a2=10^15.091;

%utregning
q=ds0/log(n0)^(1/h);
gamma1=(1-gammainc((s1./q).^h,1+m1/h))*gamma(1+m1/h);
gamma2=gammainc((s1./q).^h,1+m2/h)*gamma(1+m2/h);
d2=n0*((q).^m1/a1.*gamma1+(q).^m2/a2.*gamma2)
levetid=20./d2

%}

%
%%normalsveis hohengsel
n0=1e8;
h=1;
m1=3;
m2=5;
ds0=[106.5 57.54]; %MPa
a1=10^10.570;
a2=10^13.617;
s1=34;

%utregning
q=ds0/log(n0)^(1/h);
gamma1=(1-gammainc((s1./q).^h,1+m1/h))*gamma(1+m1/h);
gamma2=gammainc((s1./q).^h,1+m2/h)*gamma(1+m2/h);
d2=n0*((q).^m1/a1.*gamma1+(q).^m2/a2.*gamma2)
levetid=20./d2
%}
```

