

OFFSHORE ANKERKONSEPT

OFFSHORE ANCHOR CONCEPT

ERLEND EDVARTSEN
JON ANDERS DEHLI ØSTERUD

UNIVERSITETET FOR MILJØ- OG BIOVITTENSKAP
INSTITUTT FOR MATEMATISKE REALFAG OG TEKNOLOGI
MASTEROPPGAVE 30 STP. 2011



Offshore ankerkonsept

Av

Erlend Edvartsen og Jon Anders Østerud



Masteroppgave
IMT/UMB 2011

FORORD

Denne masteroppgaven er gjennomført som siste del av masterutdanningen i Maskin, prosess og produktutvikling ved Institutt for matematiske realfag og teknologi ved UMB. Oppgaven er skrevet i tett samarbeid mellom Erlend Edvartsen og Jon Anders Dehli Østerud. Arbeidet i denne oppgaven omfatter totalt 60 studiepoeng tilsvarende 1800 arbeidstimer.

Målet med denne oppgaven har vært å bruke den kunnskapen som er ervervet gjennom studiet i et praktisk rettet prosjekt. Gjennom studiene ved UMB har vi opparbeidet oss kunnskap innenfor konstruksjonsteknikk, fasthetslære, FEM-analyser, teknisk innovasjon, hydrodynamikk og materiallære. Denne kunnskapen har vært viktig i gjennomførelsen av denne oppgaven. Oppgaven legger likevel til rette for kunnskap et godt stykke ut over disse områdene. Det har derfor vært en bratt læringskurve også i den avsluttende fasen av studiet.

Høsten 2010 arbeidet doktorgradsstipendiat Anders Myhr i samarbeid med Erlend Edvartsen i kurset Konsept- og produktrealisering (TIP300). I dette arbeidet ble et offshore ankerkonsept ved navn Dragless Torpedo Anchor (DLTA) utviklet som et resultat av problematikk knyttet til stram forankring for det flytende vindturbinkonseptet Njord. Dimensjonene for ankeret ble gjort med grunnlag i lastanalyser foretatt for Njord og dimensjoner for tilsvarende ankerkonsepter. I kurset Maskin- og produktutvikling (TMP301) foretok Erlend Edvartsen en kapasitetsanalyse av konstruksjonen som avdekket enkelte svakheter ved designet og la mye av grunnlaget for utgangspunktet til denne oppgaven.

Det var i utgangspunktet planlagt at det skulle gjennomføres et forsøk for å undersøke egenskapene til ankeret i forbindelsen med denne oppgaven. Dessverre gjorde mangel på ressurser at dette måtte utsettes. Det er likevel gjort arbeid med tilrettelegging av et eventuelt forsøk ved at det er sendt inn en presentasjon av konseptet til Innovasjon Norge. Vi håper at det vil komme flere motiverte studenter i tiden fremover som vil ta opp dette arbeidet.

I denne oppgaven er det utarbeidet en løsning for det som ble regnet for å være den største designmessige svakheten ved konstruksjonen. I tillegg er de hydrodynamiske egenskapene som påvirker monteringen analysert for å avdekke problemer ved de tenkte installeringsmetodene.

For å kunne utføre arbeidet i denne oppgaven på en god måte har vi vært avhengig av hjelp og støtte av flere personer. Vi vil takke våre veiledere

Professor Tor Anders Nygaard og doktorgradsstipendiat Anders Myhr for støtte og veiledning underveis.

Utarbeidelsen av denne oppgaven ville ikke blitt like smertefri uten støtte fra familie og venner. Spesielt ønsker vi å takke Therese Jeanette Mosti, Per Østerud og Margaret Kirkfjell som har bidratt med tilbakemelding og korrekturlesning i innspurten. Til slutt ønsker vi å takke våre medstudenter på UMB og vår familie som har bidratt til at vår studietid ved UMB har vært uforglemmelig.

Ås den 16. mai 2011

Erlend Edvartsen

Jon Anders Dehli Østerud

SAMMENDRAG

Denne masteroppgaven omhandler videre arbeid på et offshore ankerkonsept som ble utarbeidet av mastergradsstudent Erlend Edvartsen og doktorgradsstipendiat Anders Myhr høsten 2010. I denne oppgaven har også Jon Anders Dehli Østerud blitt inkludert i utviklingen av prosjektet.

Utgangspunktet for utviklingen av ankerkonseptet DLTA er det flytende vindturbinkonseptet Njord. Njord baserer seg på stram forankring, noe som stiller store krav til forankringsløsningen. Tilsvarende krav til forankring eksisterer innenfor offshore oljevirkosomhet. De økonomiske marginene for offshore vind er imidlertid vesentlig lavere enn den er for petroleumsindustrien, dette fører til at kravene til lave kostnader er vesentlig høyere. Med DLTA var målet å lage en forankringsløsning som var rimelig og samtidig oppfylle kravene som settes av stram forankring.

Resultatet ble et ankerkonsept som monteres hovedsakelig ved hjelp av gravitasjon. Det er kommet frem til tre ulike metoder for å montere ankeret. Den første metoden som ble foreslått var å slippe ankeret i en pendelbevegelse ned mot havbunnen for å kontrollere at den største flaten på ankeret ville stå normalt på kraftretningen. Den andre metoden var å slippe ankeret vertikalt for senere å justere ankeret til optimal vinkel. Den tredje var å slippe ankeret langs en line og på den måten kontrollere vinkelen.

Fra det tidlige konseptarbeidet ble det klart at innfestingen av forankringsliner ikke var optimal. I denne oppgaven har en ny innfestingsløsning basert på standardkomponenter blitt utviklet og vurdert. Resultatet ble en løsning som gikk ut på å splitte forankringslinene som kobles på ankeret slik at belastningen kunne fordeles over flere tilkoblingspunkter.

Før det kan gås videre med konseptet har det blitt sett på som nødvendig å undersøke om monteringsmetodene som er foreslått for ankeret vil fungere som tiltenkt. Det ble derfor foretatt en hydrodynamisk analyse for å undersøke dette. Resultatet fra denne analysen ble at det knyttes store utfordringer i forhold til linedrag dersom ankeret skal slippes i en pendelbevegelse. Den mest gunstige metoden ble vurdert til å være vertikal montering da det ikke trengs å ta hensyn til linedrag.

For en endelig bestemmelse for hvilken monteringsmetode som vil være mest optimal må det gjøres en grundigere økonomisk vurdering.

SUMMARY

This thesis deals with an offshore anchor concept that was originally developed by master student Erlend Edvartsen and doctoral fellow Anders Myhr in the autumn of 2010. In this last step, also Jon Anders Dehli Østerud has taken an equal part in the development of the project.

The anchor concept, DLTA, was developed to meet the requirements set from the floating wind turbine concept Njord. Njord is based on a taut leg mooring system, which sets high requirements for the mooring solution. The economical margin for offshore wind is significantly less than it is for the petroleum industry which uses similar anchor solutions. This makes the need for low-cost solutions significantly higher. With DLTA the goal was to create a mooring solution that was cost effective and at the same time meets the high demands for a taut leg mooring system.

The result was a concept based on a gravity installed anchor. Three methods of installing the anchor by gravity have been proposed. The first was to drop anchor in a pendulum motion down to the seabed to verify that the largest surface of the anchor would be normal to the force direction. The second method was to drop the anchor in a vertical motion and then adjust the anchor to the optimum angle. The third was to drop the anchor along a line and thus control the angle.

From the early concept work it became clear that the solution for attachment of mooring lines was not optimal. In this thesis a new attachment solution based on standard components has been developed and evaluated. The result was a solution based on splitting the mooring lines so that the load could be distributed over multiple connection points.

Before further work with the anchor can proceed it was considered necessary to investigate if the proposed methods for installing the anchor would work. A hydrodynamic analysis was done to investigate this. This analysis showed that the drag force acting on the line when installing by pendulum motion was substantial and causes great challenges. The most favorable method was considered to drop the anchor in a vertical motion.

For a final determination of which method of installment that will be most optimal, a thorough economical analysis must be conducted.

INNHOOLD

1. INNLEDNING	1
1.1. BAKGRUNN	1
1.1.1. Flytende vindkraft.....	1
1.1.2. Njord og stram forankring	3
1.2. UTVIKLING AV DLTA KONSEPTET	5
1.2.1. Eksisterende teknologier.....	5
1.2.2. Idégenerering	6
1.2.3. Resultat av seleksjon	6
1.2.4. Monteringsmetode	7
1.2.5. Første designoptimalisering.....	11
1.2.6. Dimensjonering tidligfase.....	14
1.3. PROBLEMSTILLING.....	18
1.3.1. Bakgrunn for valg av problemstilling.....	18
1.3.2. Definerings av problemstilling	19
1.4. MÅLSETTING OG BEGRENSENINGER	19
1.4.1. Hovedmål	19
1.4.2. Delmål	19
1.4.3. Kommentarer til valg av mål	20
1.4.4. Begrensninger.....	20
1.5. SYMBOLER OG TERMINOLOGI.....	22
1.5.1. Generell terminologi.....	22
1.5.2. Definerings av koordinatsystem	24
1.5.3. Enheter	24
1.5.4. Generell symbolliste.....	25
1.5.5. Standardbetingede symboler	25
1.5.6. Hydrodynamikk	26
1.6. LØSNINGSVERKTØY	27
1.6.1. Programvare	27
1.6.2. Standarder brukt i oppgaven	28
2. LASTER	29

2.1.	HENSIKT	29
2.2.	FREMGANGSMÅTE.....	29
2.3.	LASTTILFELLER	30
2.3.1.	Belastning ved penetrasjon	30
2.3.2.	Justering av anker etter montering.....	31
2.3.3.	Ideel lineplassering etter montering	32
2.3.4.	Tilnærmelse av reell lineplassering etter montering	33
2.3.5.	Etter montering 3:Fail safe.....	34
2.3.6.	Dimensjonerende krafttilfelle.....	35
2.4.	LASTANALYSE NJORD	36
2.5.	SIKKERHETSFAKTORER	39
2.6.	VURDERING	42
3.	LØSNINGSUTVIKLING FOR INNFESTING.....	43
3.1.	HENSIKT	43
3.2.	FREMGANGSMÅTE.....	43
3.3.	INNFESTING AV FORANKRINGSLINER PÅ KONSTRUKSJONEN... 44	
3.3.1.	Problembeskrivelse	44
3.3.2.	Fremgangsmåte for løsningsutvikling.....	46
3.3.3.	Presentasjon og vurdering av løsninger.....	49
3.3.4.	Endelig vurdering.....	55
3.4.	LINEANORDNING.....	56
3.4.1.	Problembeskrivelser	56
3.4.2.	Løsningsutvikling	58
3.5.	VURDERING	64
4.	OPTIMALISERING AV INNFESTING	65
4.1.	HENSIKT	65
4.2.	FREMGANGSMÅTE.....	65
4.3.	VALG AV DIMENSJONER FOR SPELTER SOCKET	67
4.3.1.	Forklaring	67
4.3.2.	Dimensjonerende Kriterier for spelter socket	68
4.3.3.	Dimensjoner for spelter socket	70
4.4.	VALG AV ANTALL OG Plassering AV TILKBOLINGSPUNKTER..	71

4.4.1.	Plassering av tilkoblingspunktspunkter.....	71
4.4.2.	Valg av antall tilkoblingspunkter	72
4.4.3.	Lasttilfelle.....	74
4.4.4.	Fordeling av krefter.....	75
4.5.	KAPASITETSANALYSE.....	79
4.5.1.	Dimensjoneringskriterier.....	79
4.5.2.	Kapasitet mot hullkanttrykk	81
4.5.3.	Skjærmotstand i bolt.....	82
4.5.4.	Bøyemotstand i bolt	83
4.5.5.	Kombinasjon av bøye og skjærmotstand	84
4.5.6.	Kapasitet mot utrivning av grunnmateriale	84
4.6.	VALG AV LØSNING.....	87
4.7.	FEM-ANALYSE	88
4.8.	VURDERING AV FEM-ANALYSE.....	97
4.9.	DYNAMISK ANALYSE	99
4.9.1.	Fremgangsmåte	99
4.9.2.	Lasttilfelle og utgangspunkt for beregninger	100
4.9.3.	Utrekning av akkumulert utmattingskade	103
4.10.	VURDERING AV LØSNING	107
4.11.	PRESENTASJON AV LØSNING	109
5.	HYDRODYNAMISK ANALYSE	111
5.1.	HENSIKT	111
5.2.	FREMGANGSMÅTE.....	111
5.3.	GENERELT	112
5.4.	GENERELLE SPESIFIKASJONER.....	113
5.5.	ANALYSE AV GENERELLE ASPEKTER.....	115
5.5.1.	Flow Simulation 2010.....	115
5.5.2.	Resultater.....	116
5.6.	KONTROLL VED HÅNDBEREGNING	117
5.6.1.	Trykkdrag.....	117
5.6.2.	Friksjonsdrag utvendig	117
5.6.3.	Friksjonsdrag innvendig.....	118

5.6.4.	Total dragkraft	118
5.6.5.	Valg av Dragkoeffisient.....	124
5.7.	VERTIKALT FALL	125
5.7.1.	Tenkte fordeler/ulemper	125
5.7.2.	Analyse	125
5.8.	PENDELFALL	131
5.8.1.	Tenkte fordeler/ulemper	131
5.8.2.	Analyse	132
5.9.	FALL LANGS LINE	146
5.9.1.	Tenkte fordeler/ulemper	146
5.9.2.	Analyse	146
5.10.	VURDERING	149
5.10.1.	Vertikalfall.....	149
5.10.2.	Pendelfall	149
5.10.3.	Fall langs line	150
5.10.4.	Total vurdering	150
6.	REALISERING OG ØKONOMI.....	152
6.1.	REALISERING.....	152
6.1.1.	Tilrettelegging for videre arbeid	152
6.1.2.	Krav fra sertifiseringsorgan	152
6.2.	MARKEDSPOTENSIALE.....	153
6.2.1.	Muligheter	153
6.2.2.	Usikkerhetsmomenter	153
6.3.	PROSJEKTKOSTNADER	154
6.3.1.	Tidligere arbeid	154
6.3.2.	Masteroppgave.....	155
7.	FORBEDRINGER.....	156
8.	KONKLUSJON	157
9.	VIDERE ARBEID	158
10.	KILDER	159
11.	VEDLEGG.....	163

1. INNLEDNING

1.1. BAKGRUNN

1.1.1. FLYTENDE VINDKRAFT

Ressursene av fossilt brennstoff tømmes sakte og sikkert. På grunn dette har fokuset på å finne alternative energikilder vært stort. Blant energikildene som det nå satses stort på er vindenergi. Denne teknologien har tidligere begrenset seg til kun å bli utnyttet på land. Samtidig som teknologien har utviklet seg i de senere år har interessen for å bygge ut offshore vindkraft blitt vesentlig større. Den største årsaken til dette er hovedsakelig at vindressursene til havs er betydelig større enn det de er på land (Sandgren et al. 2007). Å utnytte vindressursene til havs har vist seg å gi store utfordringer med tanke på fundamentering, værlaster, korrosjon og ilandføring av strøm (Fichaux et al. 2009).



Figur 1 - Bilde av bunnfaste turbiner ved horns rev i Danmark

(3B Conseilis 2010)

Utnyttelse av vindenergi til havs har først og fremst skjedd ved installasjon av bunnfaste turbiner. Ved installasjon av bunnfaste turbiner er man i dag avhengig av relativt grunne havområder. Et problem ved plasseringen av vindturbiner på grunne havområder er likevel at vindressursene ofte er mindre enn ønskelig.

For å få en høyere utnyttelsesgrad har det derfor blitt sett mot områder lengre fra land. Utfordringen er likevel at lengre fra land er havdybden ofte større.

Plassering av bunnfaste turbiner på større dyp enn 50 meter er foreløpig ikke sett på som økonomisk gunstig (Vold & Sanden 2010). For å kunne utnytte potensialet til disse havområdene har derfor flytende vindturbiner vært sett på som en mulig løsning.

Utviklingen av flytende vindturbiner har møtt større utfordringer enn de bunnfaste turbinene. Dette gjelder i stor grad begrensninger som er blitt gjort som følge av teknologi og utviklingskostnader. Et eksempel på dette er Statoils vindturbinkonseptet Hywind som har en konstruksjonskostnad på omtrent 70 millioner, men en total kostnad for prosjektet på rundt 400 millioner kroner (Statoil 2009).

Under utviklingen av flytende vindturbinkonsepter har man kunnet høste flere erfaringer fra offshorebransjen. Det har likevel blitt en utfordring med utarbeidelse av gode beregningsverktøy for flytende vindturbiner. Det eksisterer beregningsverktøy for offshore konstruksjoner og onshore vindkraft, men for kombinasjonen har det vært mangelfullt inntil de siste årene. For å koordinere utviklingen av beregningsverktøy for flytende vindkraft har International Energy Agency (IEA) styrt prosjektet Wind Task 23 (WT23). Wind task 30 (WT30) er en videreføring og skal jobbe med problemstillinger knyttet til offshore vindkraft på dypt vann. Det arbeidet som er gjort i WT23 er også kjent som Offshore Code Comparison Collaborative (OC3). Dette arbeidet er så videreført i WT30 gjennom Code Comparison Collaborative Continued (OC4) (IEA 2010a; IEA 2010b).

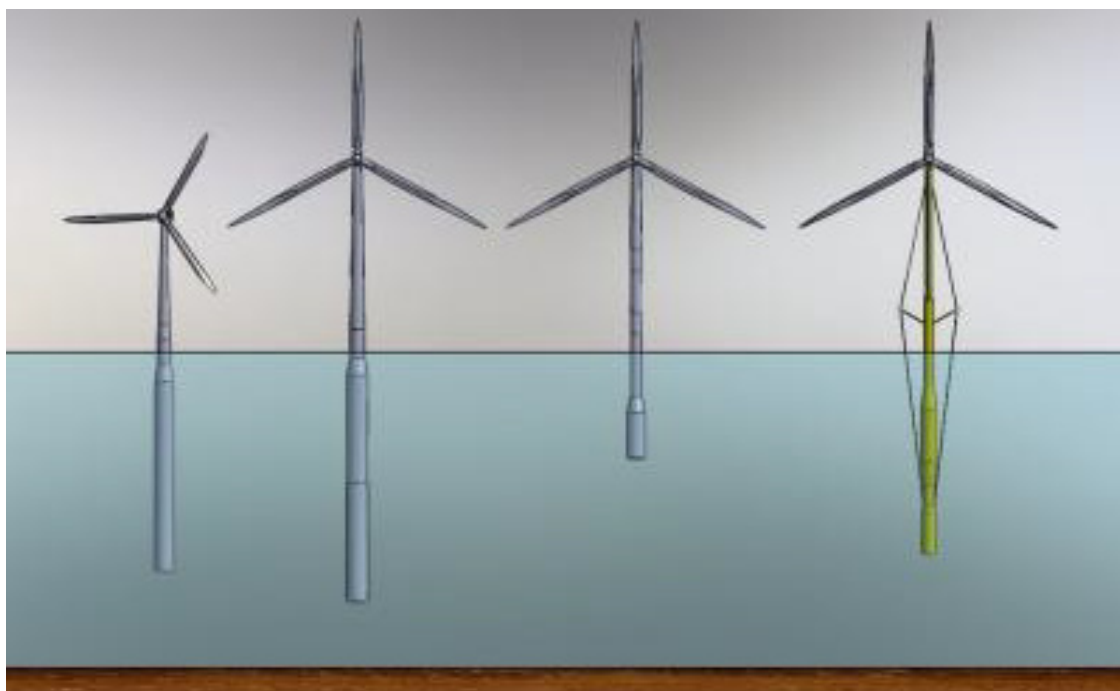
Fra Universitetet for Miljø og Biovitenskap deltok også en gruppe på OC3 prosjektet med programkoden 3DFloat. Denne koden ble først utviklet av Professor Tor Anders Nygaard ved UMB. I den senere tid har flere stipendiater og Institutt for Energiteknikk (IFE) bidratt i utviklingen.

Gjennom arbeidet med 3DFloat ble også vindturbinkonseptet Njord utviklet. Njord er en flytende vindturbin basert på stram forankring. Det finnes dag mange forankringsløsninger tilpasset offshore oljevirkosomhet. Problemet med løsningene som eksisterer på markedet er at de enten har for lav stivhet eller for høy pris for bruk til stramforankrede vindturbiner (Edvartsen & Myhr 2010).

Oljeindustrien opererer med store marginer og derfor er ikke forankringen sett på som en stor investering da en i hovedsak prioriterer funksjon mens pris er underordnet. Fokuset er også mer rettet mot at det skal skje raskt og at det skal fungere. For offshore vind er marginene lavere, noe som gjør at krav til kostnadseffektive løsninger blir betydelig større (Edvartsen & Myhr 2010). Problemet med løsningene som eksisterer på markedet er enten for lav stivhet eller for høy pris (Edvartsen & Myhr 2010).

1.1.2. NJORD OG STRAM FORANKRING

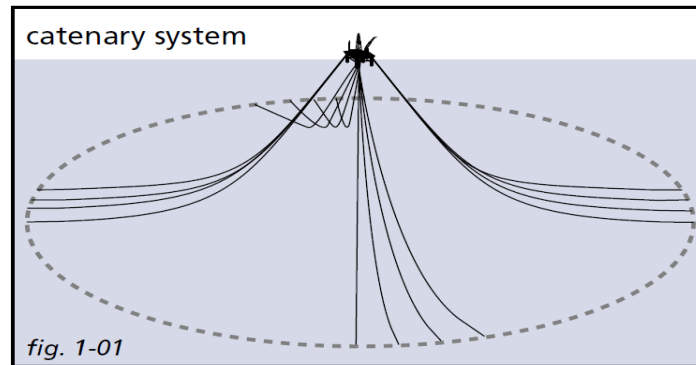
Det som skiller konseptet Njord fra andre flytende vindturbin konsepter er først og fremst at Njord baserer seg på en ustabil struktur som er avhengig av stramme forankringslinjer. Statoils Hywind er i motsetning en stabil konstruksjon basert på ballastering og slakke forankringslinjer (Statoil 2009). Ved å bruke en ustabil struktur med stram forankring kan store deler av vekten spares siden det ikke er behov for ballast for stabilitet. For Njord vil dette si at en kan klare seg med en totalvekt på turbinen på 650 tonn mot Hywinds 8000 tonn påmontert turbiner på 5MW (Moss & Myhr 2009). Denne forskjellen gjør at kostnaden for Njord vil trolig være vesentlig lavere enn for konkurrerende konsepter. Den fysiske forskjellen mellom Njord og andre flytende vindturbin konsepter illustreres på figur 2.



Figur 2 - Fra venstre Hywind 2,3 MW, Hywind 5MW, Njord og Sway sammenlignet

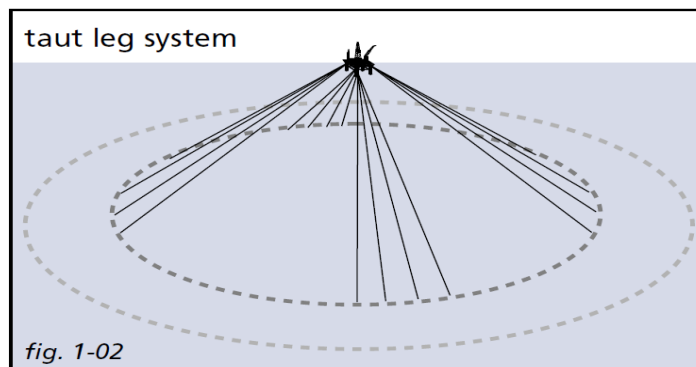
(Moss & Myhr 2009)

Ved å basere seg på stram forankring stilles det store krav til forankringsløsningen (Edvartsen & Myhr 2010). Løsningen må opprettholde stor stivhet og ha svært liten forflytning under belastning. Dette skiller seg fra slakk forankring der det tillates større forflytning.



Figur 3 - Illustrasjon av slakk forankring
(Vryhof Anchors 2010)

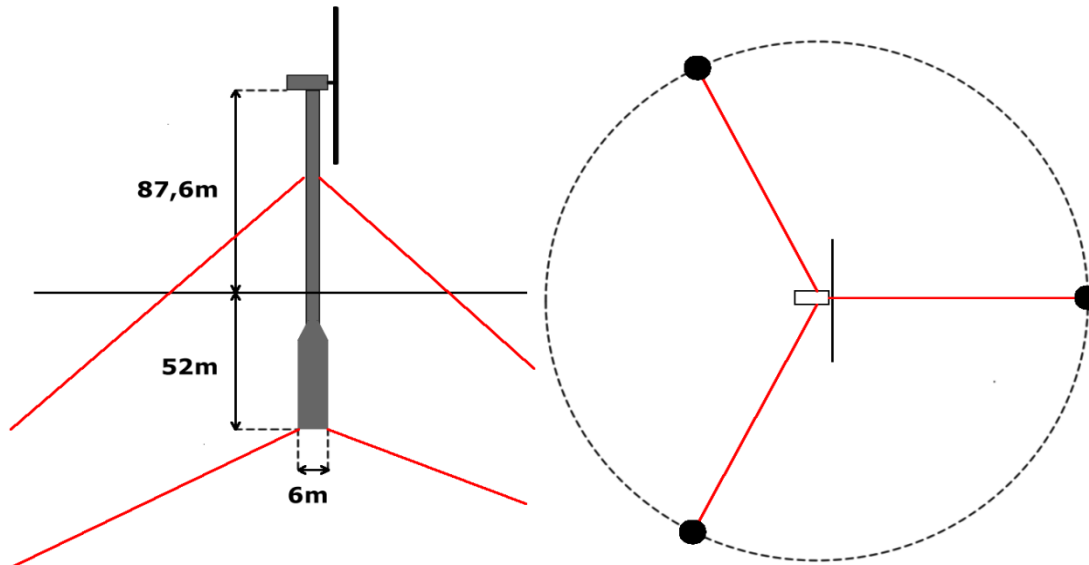
Som følge av buen på linene ved slakk forankring må ankrene hovedsakelig ta opp krefter i horisontalretning. På grunn av magen på forankringslinene blir også lastvariasjonene på ankeret mindre da dette fører til at systemet blir mykt med høye egenperioder.



Figur 4 - Illustrasjon av stram forankring
(Vryhof Anchors 2010)

Ved stram forankring må derimot forankringen ta opp krefter i en vinklet retning slik som figur 4 viser. For at linene ved stram forankring skal holdes stramme kreves det en vesentlig forspenning i linene. For Njord løses dette ved meget stor overskuddsoppdrift for at variasjoner som følge av naturlaster ikke fører til en reduksjon i stivhet.

Njord baserer seg på seks forankringslinjer hvorav to linjer går til hvert anker. På figur 5 er dette vist.



Figur 5 - Til venstre: Illustrasjon av plassering av liner på Njord. Til høyre: Illustrasjon av plasseringen av ankere i forhold til Njord

Til venstre på figuren vises det hvordan linene er plassert i tårnet i tillegg til hovedmål på konstruksjonen. Til høyre i figuren er Njord vist ovenfra med henvisning til plasseringen av forankringslinene.

1.2. UTVIKLING AV DLTA KONSEPTET

Da det ble sett på som vanskelig å finne en forankringsløsning som ville være godt tilpasset Njord, jobbet doktorgradsstipendiat Anders Myhr og mastergradsstudent Erlend Edvartsen høsten 2010 for å finne en god forankringsløsning til Njord. Arbeidet ble gjort i kurset TIP300 ved Universitet for Miljø og Biovitenskap på Ås. I den siste delen av utviklingen har også Jon Anders Østerud tatt del i utviklingen. Utgangspunktet for arbeidet var at eksisterende løsninger ikke tilfredsstilte kravene for ønsket stivhet samtidig som de er kostnadseffektive nok.

1.2.1. EKSISTERENDE TEKNOLOGIER

Det ble først gjort en grundig undersøkelse av eksisterende forankringsteknologier. Ut fra dette kom en frem til at dagens forankringsløsninger i hovedsak kan deles inn i fem grupper: gravitasjonsankere, pæleankere, suganker, dregganker og torpedoanker. De ulike forankringsteknologiene er beskrevet i vedlegg 3.

1.2.2. IDÉGENERERING

Fremgangsmåte konseptgenerering

Med utgangspunkt i eksisterende teknologier ble det satt i gang en kreativ prosess med generering av konsepter. Angrepsvinklene som ble brukt under denne prosessen var (Edvartsen & Myhr 2010):

1. Forbedring av eksisterende løsninger
2. Kombinasjon av eksisterende løsninger
3. Eksisterende løsninger utplassert på en ny måte
4. Kombinasjonsløsninger med alternative utplasseringsmetoder

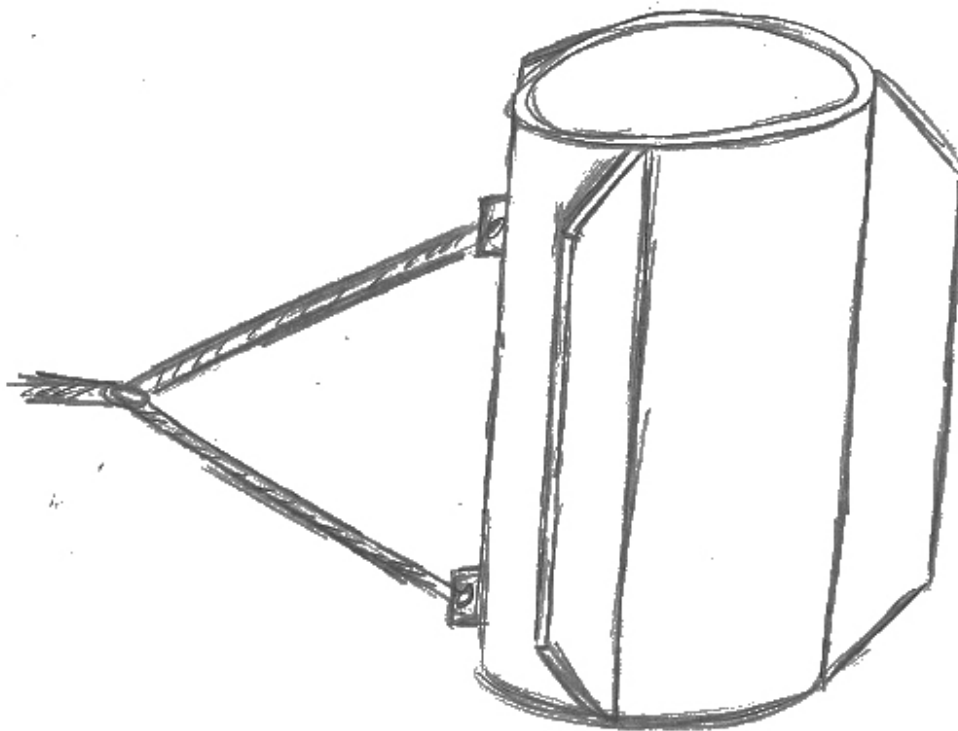
Resultatet av dette arbeidet var 22 konsepter som ble satt til vurdering.

Metodikk for vurdering av løsningene

Da fagfeltet, som produktutviklingen er innenfor, er komplisert ble det sett på som svært viktig å ha en god prosedyre for konseptevaluering. Det ble derfor utarbeidet en egen seleksjonsmetode slik at konseptutvelgelsen ble mest mulig objektiv og ikke farget av subjektive synspunkter. Denne metoden er beskrevet i vedlegg 8.

1.2.3. RESULTAT AV SELEKSJON

Resultatet fra seleksjonsmetoden var et konsept som ble kalt "Torpedopæl". Dette konseptet ble sett på som en videreføring av en av de mest brukte landbaserte fundamenteringsmetodene. Denne skiller seg fra tradisjonell pæling ved at den monteres ved å slippes i fritt fall ned mot havbunnen. Figur 6 viser første utgave av torpedopælen før designoptimalisering.



Figur 6 - Skisse av idegrunnlag til torpedopælen

(Edvartsen 2010)

Konseptet var det som kom best ut av konseptutvelgelsen, men det var store ulemper med det opprinnelige designet som gjorde en designoptimaliseringsprosess nødvendig. Designet var først tenkt som en sylindrisk form med vinger som skulle sørge for stabilitet under montering. Eksisterende design ville gjøre masseproduksjon vanskelig på grunn av følgende faktorer (Olsen 2010):

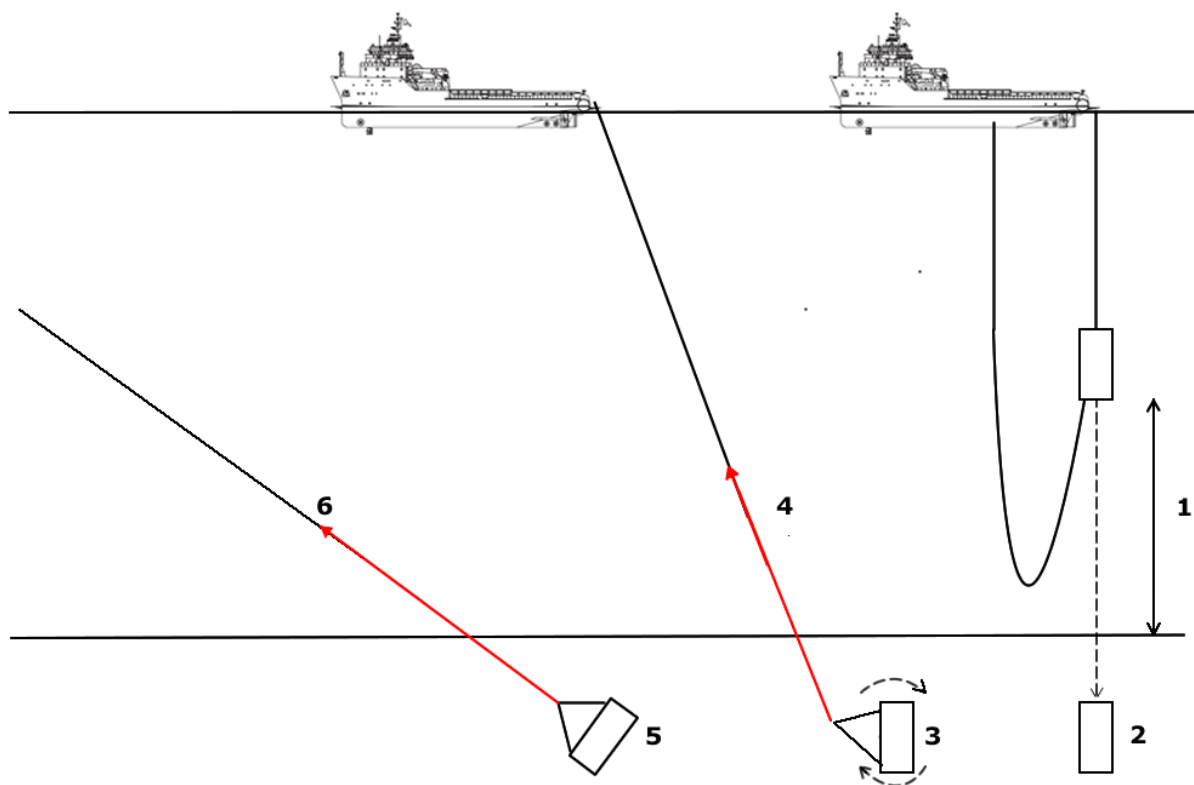
1. Designen tilsier at vingene som skal sørge for stabilitet må sveises på. Dette er forbundet med høye kostnader og ses på som uheldig.
2. Produksjon av sirkulære profiler i så stor tykkelse er en svært kostbar prosess.

1.2.4. MONTERINGSMETODE

Det ble først tenkt at ankeret skulle monteres ved å slippes i fritt fall mot havbunnen. Det er sett på tre ulike alternativer for montering ved fritt fall, disse er forklart videre.

Vertikalfall

En stor del av konseptet DLTA omhandler monteringsmetoden. Av den totale kostnaden på forankringen står selve monteringen for en betydelig del (Edvartsen & Myhr 2010). Målet for selve monteringsmetoden var at den skulle være kostnadseffektiv og plassere ankeret på en gunstig måte. Den definitivt rimeligste måten å plassere ankeret på er å slippe det ned mot havbunnen i fritt fall (Colliat 2002). Ulempen ved å slippe det rett ned er at ankeret skal være tilpasset stram forankring og derfor skal ta opp krefter i skrå retning. Dette fører til at etter slipp og penetrasjon må ankeret justeres til slik at den største overflaten vil stå vinkelrett på kraftretningen. Dette er illustrert i figur 6.

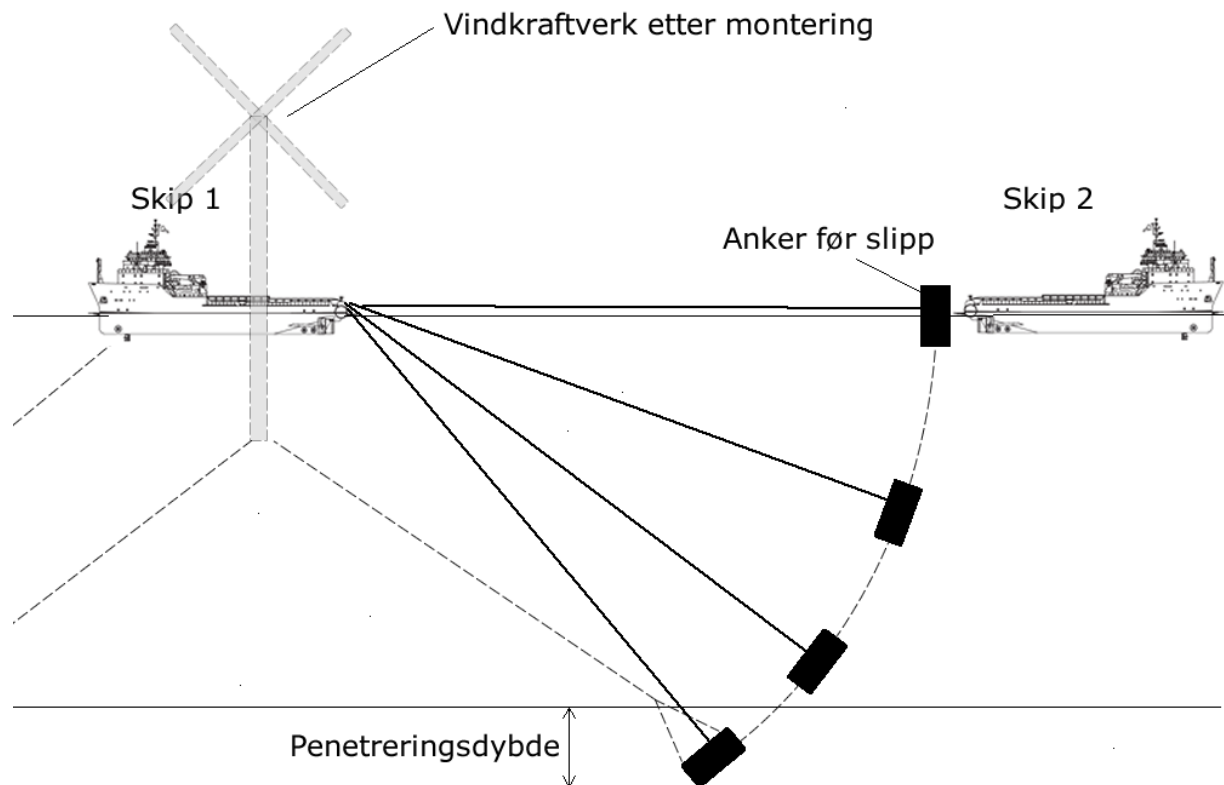


Figur 7 - Justering av anker etter vertikalfall med referansetall

På figuren ovenfor illustreres et tenkt monteringsforløp ved vertikalfall. Monteringen skjer ved at ankeret slippes fra en gitt høyde (1), faller, og penetrerer havbunnen i vertikalposisjon under havbunnen (2). For at ankeret skal få den største overflaten normalt på kraftretningen blir ankeret belastet med en kraft i vertikalretning (4) slik at ankeret roterer kontrollert om horisontalaksen (3). Når ankeret er i riktig posisjon (5), og bunnen har konsolidert, kan ankeret belastes fra forankringslinen (6).

Pendelinstallering

Som et potensielt bedre alternativ enn vertikalfall ble det fremmet et forslag om montering ved en pendelbevegelse. På denne måten er det tenkt at ankeret ikke vil trenge å strammes opp for å komme i riktig posisjon med den største flaten vinkelrett på kraftretningen. Dette er illustrert på figur 8.



Figur 8 - Montering av anker ved pendelinstallering

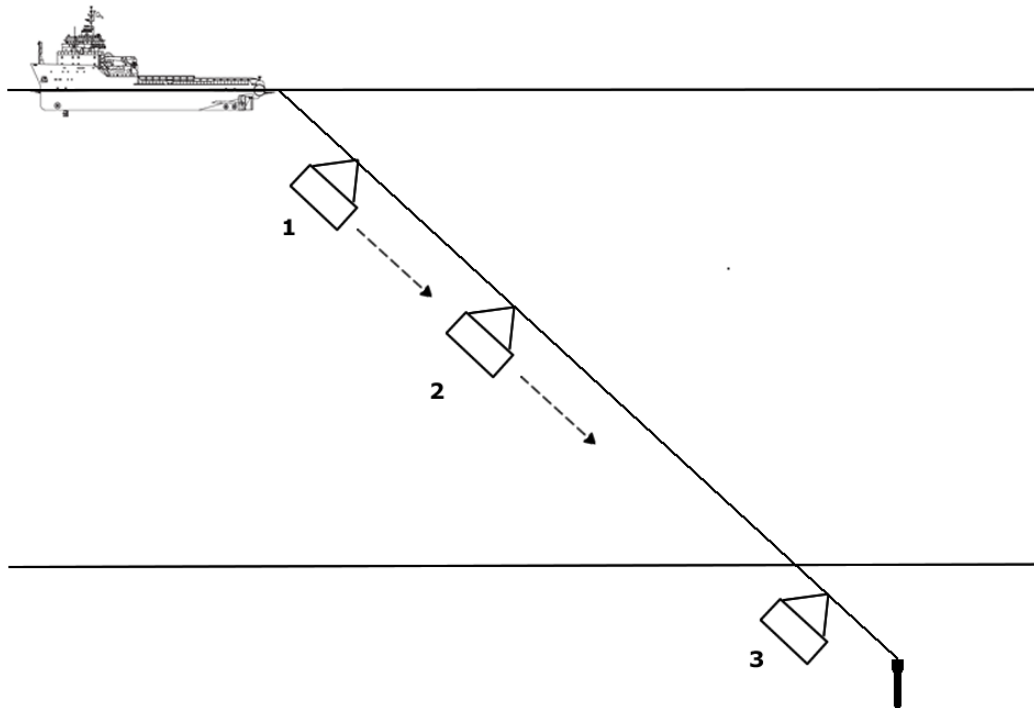
(Edvartsen 2010)

Ved pendelinstallering er det tenkt at en vil trenge to ankerhåndteringsfartøyer, et som vil fungere som pendelpunkt og et som kontrollerer slippet. Fartøyet som virker som pendelpunkt må kompensere for sentripetalkraften som virker under fallet. For å kontrollere vinkelen mellom ankeret og horisontalplanet etter montering kan pendelradiusen og sliphøyden varieres. Dersom en har gode kunnskaper om gjeldende bunnforhold kan monteringsforløpet kontrolleres på en god måte. Dersom ankeret ikke har oppnådd ønsket vinkel under havbunnen etter montering antas det at det er mulig å justere denne.

Fall langs line

Denne installasjonsmetoden var ikke en del av den opprinnelige ideen, men er kommet som innspill i senere tid fra veileder Tor Anders Nygaard.

Denne metoden går ut på å slippe ankeret ned mot havbunnen langs en line. På denne måten vil en i teorien kunne kontrollere vinkelen til ankeret i ved penetrasjon. I figur 9 er dette denne metoden illustrert



Figur 9 - Illustrasjon av fall langs line

Ankeret vil falle langs en line som er festet i et mindre torpedoanker som er sluppet ned på forhånd. Fordelen som ble sett ved denne løsningen var at det kunne være enklere å kontrollere vinkelen til ankeret under penetrasjonen. Det er foreløpig ikke tenkt ut løsninger for hvordan ankeret skal være festet til linen under fall eller hvordan ankeret skal unngå å treffe det mindre ankeret.

1.2.5. FØRSTE DESIGNOPTIMALISERING

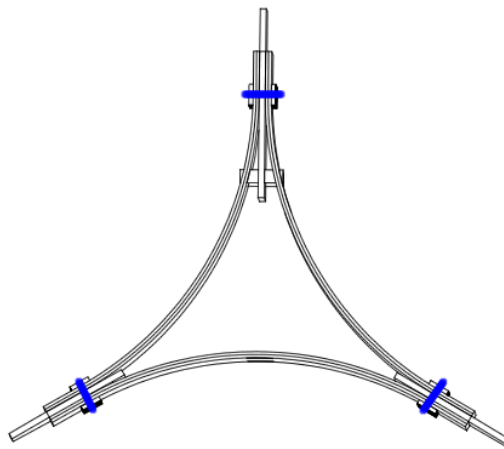
Krav til geometri

Det ble tidlig innsett at den opprinnelige geometrien hadde et stort forbedringspotensial. Dette gjaldt både for produksjonsvennlighet og funksjon. For å optimalisere geometrien ble det satt følgende krav:

1. Boltede forbindelser i stedet for sveis
2. Modulbasert oppbygning
3. Best mulig fordeling av krefter
4. Gode hydrodynamiske egenskaper
5. Stort areal mot kraftretning, noe som blir sett på som avgjørende for kapasiteten til ankeret

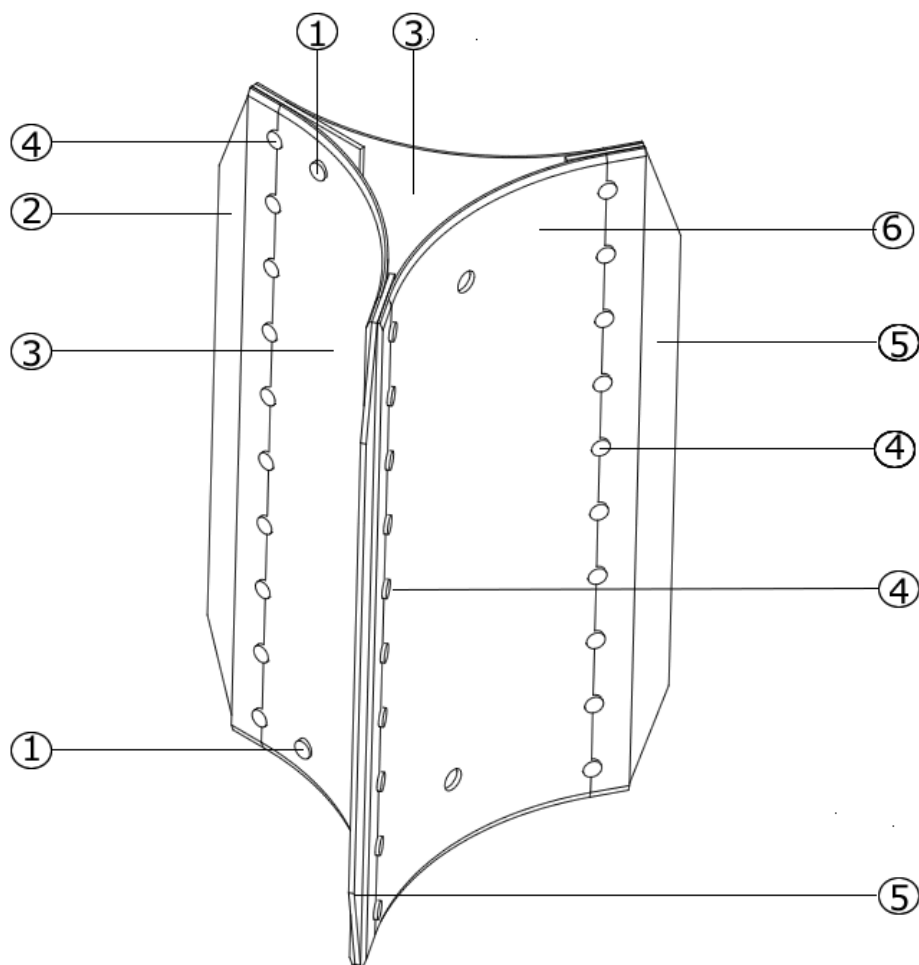
Valgt løsning

For å tilfredsstille disse kravene ble det sett på flere ulike geometrier. Det endelige designet ble til gjennom grundig gjennomgang av punktene nevnt i forrige avsnitt. Prosessen bak denne optimaliseringen er kort beskrevet i vedlegg 4.



Figur 10 - Endelig design. Blå punkter indikerer bolteforbindelse

Den valgte løsningen består av tre plater som er valset og boltet sammen med vinger mellom slik som figur 10 viser. Ved å benytte denne geometrien kan en basere produksjonen på bolteforbindelser. Dette gjør produksjon og logistikk lettere da det ikke er behov for ferdigstilling på produksjonssted. I figur 11 er ankeret vist i 3D.



Figur 11 - 3D Fremstilling av DLTA

(Edvartsen 2010)

Som figur 11 viser er ankeret satt sammen av seks plater som er boltet sammen. Nedenfor er det ulike komponentene forklart med henvisning til nummerering på figur.

1. **Innfestingsbolt**

I disse boltene kobles forankringskablene på og kreftene blir fordelt ut i konstruksjonen fra disse. Innfestingsbolten går gjennom bakvingen og de to sideplatene.

2. **Bakvinge**

Bakvingen skal sammen med de to andre vingene sørge for stabilitet under fallet. I tillegg er innfestingsbolten festet til bakvingen.

3. **Sideplater**

Sideplatene skal sammen med bakvingen ta opp kreftene fra innfestingsboltene.

4. **Bolter**

Disse boltene sørger for sammenføyningen av komponentene. Boltene er forspent og gjør at forbindelsene mellom komponentene er å regne som en friksjonsforbindelse.

5. **Vinger**

Vingene er plassert mellom frontplaten og sideplatene og skal sørge for stabilitet for ankeret under installasjon. Vingene bidrar også til et større areal som virker mot kraftretningen.

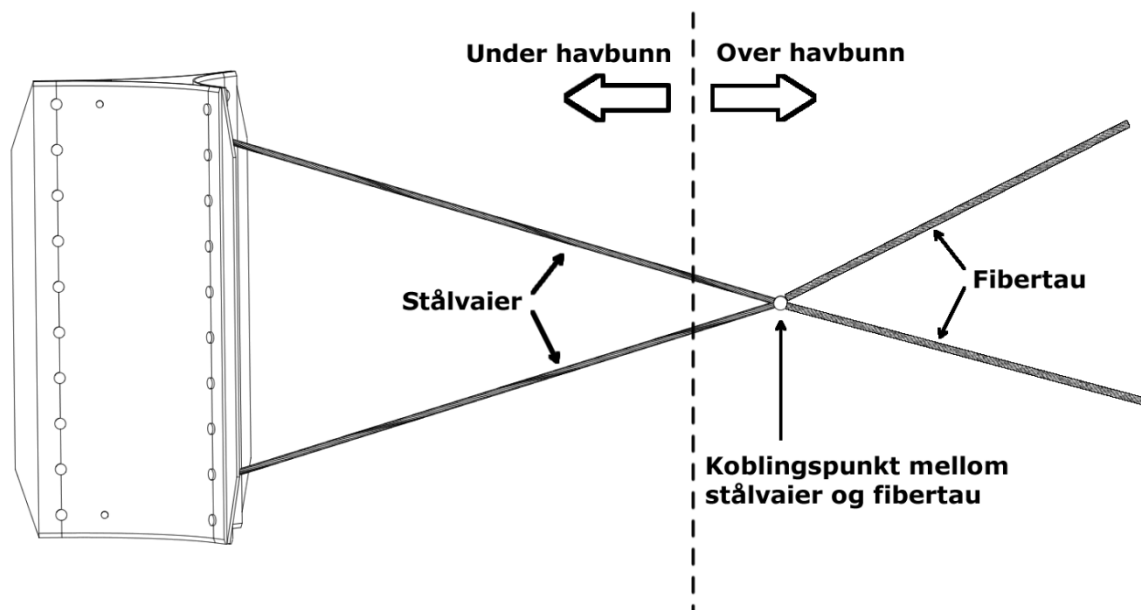
6. **Frontplate**

Frontplaten vil stå normalt på kraftretningen og skal ta opp reaksjonskreftene fra bunnsedimentene på ankeret. Frontplaten har to hull som forankringslinene skal gå gjennom før de festes i innfestingsbolten.

Anordning av liner

Hvordan overgangen fra forankringslinene til konstruksjonen skulle være, ble tidlig sett på som et viktig punkt. Det ble antatt at innfestingen av linene på konstruksjonen vil ha stor betydning på ankerets stabilitet under installasjon. Dette gjaldt spesielt for pendelinnstallering. Da dette var metoden det ble lagt mest vekt på, ble anordningen av linene tilpasset dette.

For å sikre at ankeret opprettholder stabiliteten under fall ble det sett på som nødvendig at ankeret er tilkoblet to forankringsliner. En nederst på ankeret og en i toppen. Disse to linene ville så kobles sammen i et punkt som igjen er festet til linene som kommer fra Njord. Illustrasjon av dette er vist figur 12.



Figur 12 - Illustrasjon av lineanordning

Av figuren ovenfor kan man se at linene under havbunnen er bestående av stålvaier og linene over havbunnen etter koblingspunktet bestående av fibertau. Det er valgt å benytte stålvaier under havbunnen siden fibertau ikke er egnet til dette formålet (DNV-OS-E301 2010). Avstanden mellom ankeret og koblingspunktet mellom stålvaierne og fibertau vil avhenge av installasjonsdybde og vinkelen ankeret vil være plassert i.

1.2.6. DIMENSJONERING TIDLIGFASE

Laster

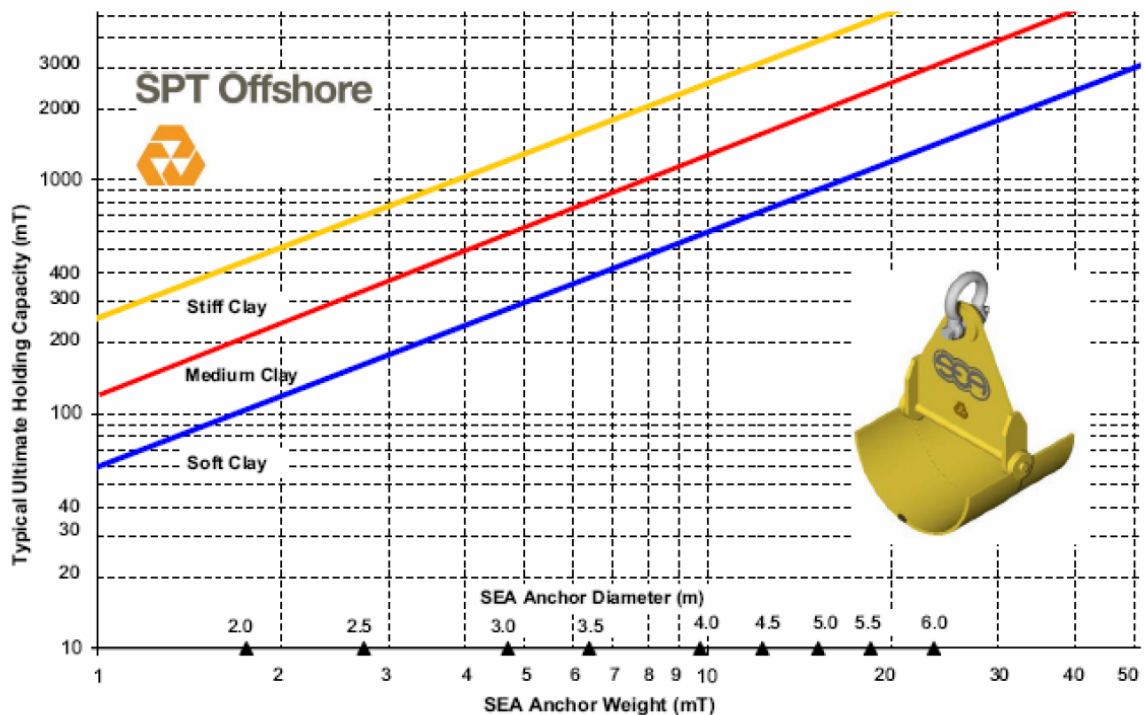
Ankerkonseptet var utviklet først og fremst med hensyn på Njord. Det ble derfor tatt utgangspunkt i lastene som Njord vil påføre ankeret ved bestemmelsen av dimensjoner. Fra analyser gjort for Njord er den største belastningen som vil virke på ankeret være på $1,53 \cdot 10^7$ N (Edvartsen 2010). Det finnes per dags dato ingen standarder som innebærer montering og kapasitet av torpedoankere. Det ble derfor antatt at sikkerhetsfaktorer som gjelder for ankere med lignende funksjon kunne overføres til DLTA.

Fra DNVs standard som omhandler *Position Mooring* (DNV-OS-E301 2010) ble det tatt utgangspunkt i en sikkerhetsfaktor på 1,3 på den totale lasten for holdekraften. Dette gav et utgangspunkt for dimensjonering på $1,989 \cdot 10^7$ N. Mer om laster og sikkerhetsfaktorer vil bli omtalt i kapittelet "Laster".

For å kunne bestemme dimensjonene på ankeret ut fra denne lasten ble det i første omgang sett på erfaringer som er gjort med lignende løsninger. Da idéskaperne ikke hadde geoteknisk bakgrunn ble dette antatt å være den beste måten å sette et utgangspunkt for dimensjoner.

Areal

For uttrekkskapasiteten ble det antatt at et plateanker eller et sugeanker ville være de mest optimale løsningene å sammenligne med. SPT offshore har en forankringsløsning som går ut på at en ved hjelp av et sugeanker plasserer et anker under havbunnen. Sammenhengen de har funnet mellom arealet som skal stå i mot kraftretningen og uttrekkskapasitet er vist i figuren under.



Figur 13 - Sammenhengen mellom størrelse på ankeret mot holdekraft for SPT Offshore SEA (SPT Offshore 2010)

Dataene gitt i figuren over gjelder når ankeret er plassert 25-30 meter under havbunnen (SPT Offshore 2010). Antagelsen som da ble gjort er at ved å plassere et anker med like stort areal mot kraftretningen på samme dybde under havbunnen, vil det være mulig å oppnå en tilsvarende holdekraft. Med dette ble det anslått at arealet som trengtes måtte være større enn 49m^2 (Edvartsen 2010). For at denne holdekraften skal kunne oppnås antas det at ankeret må penetrere havbunnen ned til tilsvarende dybde.

Vekt

For at ankeret skal kunne nå den ønskede dybden i havbunnen må ankeret oppnå en relativt høy hastighet før den treffer havbunnen.

I det tidlige arbeidet ble det ikke foretatt analyse av dragkoeffisient, men det ble igjen sett på erfaringer som var gjort med andre løsninger som ble sett på som sammenlignbare. Deep Sea Anchors (DSA) er et norsk firma som har utviklet sitt eget torpedoanker. Denne løsningen skiller seg designmessig fra DLTA, men erfaringene de har gjort med dette ankeret i fritt fall ble sett på som sammenlignbare. Bilde av Deep Sea Anchor konseptet er vist i figur 14.



Figur 14 - Illustrasjon av Deep Sea Anchor

(DSA 2010)

Deep Sea Anchor har en torpedoformet kropp og har følgende spesifikasjoner:

Tabell 1 - Spesifikasjoner for Deep Sea Anchor

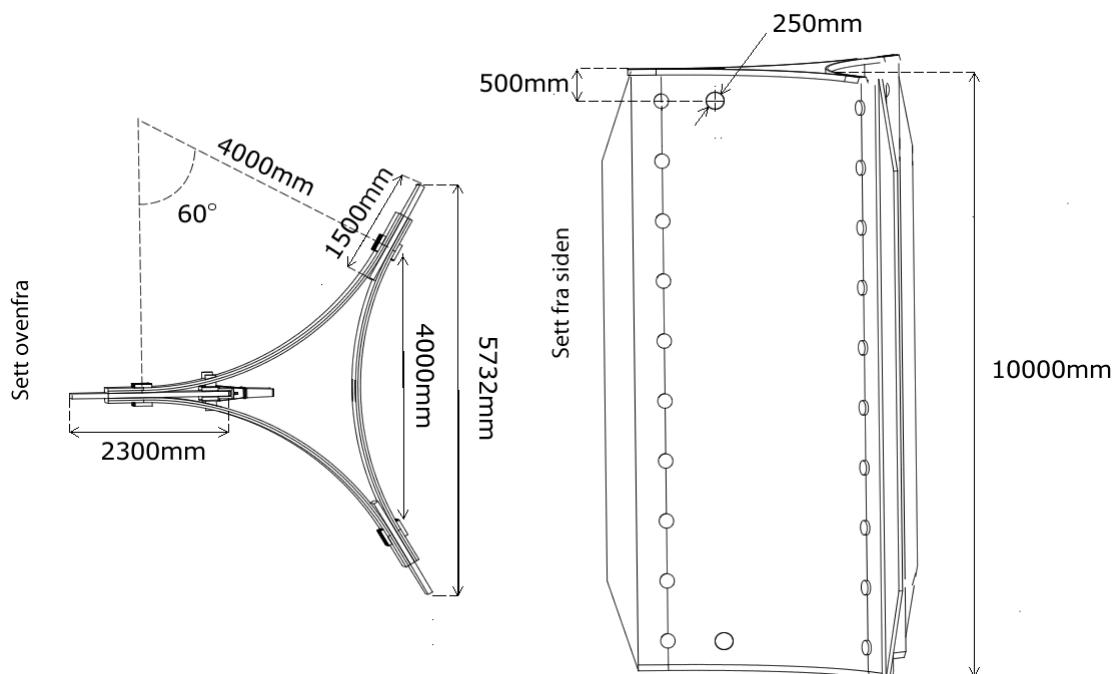
Parameter	Verdi	Benevning
Vekt	75 000	kg
Uttrekkskapasitet	~700	tonn
Dragkoeffisient	0,55-0,75	-

Ved en hastighet på 25 m/s vil DSA penetrere havbunnen ned til en dybde på 25-30m avhengig av bunnforhold (DSA 2010).

For at DLTA skal kunne penetrere havbunnen dypt nok ble det antatt at hastigheten som ankeret må ha før penetrasjonen må være større enn for DSA. Dette begrunnes med at DLTA har et større areal som er påvirket av friksjon fra bunnsedimentene. Hastigheten ankeret kan oppnå vil i stor grad være avhengig av massen til ankeret og det dragpåvirkede arealet.

Utgangspunkt

Ut fra denne informasjonen ble følgende dimensjoner på ankeret brukt som utgangspunkt:



Figur 15 - DLTA med dimensjoner tilpasset Njord 5MW

Alle plater i konstruksjonen har en tykkelse på 70mm.

Ved disse dimensjonene har ankeret et areal mot belastningsretning på $57,3 \text{ m}^2$ og en vekt på $1,12 \cdot 10^5 \text{ kg}$. For mer detaljerte mål, se konstruksjonstegninger i vedlegg 13.

1.3. PROBLEMSTILLING

1.3.1. BAKGRUNN FOR VALG AV PROBLEMSTILLING

Det tidligere arbeidet gjort med DLTA har blitt utført i sammenheng med kursene TMP301 og TIP300 ved Institutt for Matematiske realfag og Teknologi. Denne oppgaven bygger på resultater og punkter som ble satt til videre arbeid i disse rapportene. Dette er forklart i avsnittene under.

Med utgangspunkt i dimensjonene beskrevet ble det foretatt en kapasitetsanalyse av DLTA med hensyn på lastene som ville virke fra Njord. Målet med denne analysen var å se om hvorvidt dimensjonene som var satt for ankeret ville være tilpasset lasten den ville bli utsatt for. Denne kapasitetstesten tok kun for seg strukturelle beregninger og uten geotekniske eller hydrodynamiske aspekter. Ved denne analysen ble det også avdekket enkelte detaljer som ble sett på som viktig å utbedre i videre arbeid.

Det første som det ble sett på som viktig å utbedre, var løsningen for innfesting av forankringskabler. På grunn av begrenset plass mellom platene i konstruksjonen ble det sett på som svært usikkert om hvorvidt det er mulig å plassere komponenter for overgang mellom line til konstruksjonen med tilfredsstillende kapasitet. Sammen med innfestingen av forankringskabelen følger det også et problem knyttet til hvordan anordningen av forankringsliner skal gjøres.

I konseptutviklingen av DLTA i kurset TIP300 ble det beskrevet hvordan et mulig monteringsforløp for DLTA kan utføres. Dette ble også gjort uten at det ble foretatt verken geotekniske eller hydrodynamiske beregninger. Som et resultat av dette ble det vurdert at disse aspektene burde undersøkes for å vite om DLTA konseptet vil kunne fungere ved de ulike monteringsmetodene beskrevet og eventuelt om det bør gjøres endringer ved konseptet.

Problemstillingen for denne oppgaven er formulert med hensyn på å få avdekket de høyest prioriterte utfordringene for å lede prosjektet lengst mulig videre på veien mot en endelig løsning og storskala produksjon.

1.3.2. DEFINERING AV PROBLEMSTILLING

Konseptet DLTA skal videreutvikles og verifiseres i størst mulig grad med utgangspunkt i tidligere arbeid. Aspekter som ikke vil kunne dekkes tilfredsstillende i denne oppgaven skal likevel i størst mulig grad undersøkes og tilrettelegges for videre arbeid.

1.4. MÅLSETTING OG BEGRENSNINGER

1.4.1. HOVEDMÅL

DLTA konseptet skal videreutvikles med hensyn på de belastninger som vil oppstå fra Njord 5MW. Det skal også gjøres en analyse av hvorvidt konseptet vil fungere som tiltenkt med utgangspunkt i dimensjoner for DLTA som er utarbeidet tidligere.

1.4.2. DELMÅL

1. De antatt dimensjonerende lasttilfellene som kan oppstå for ankeret skal kartlegges og det dimensjonerende lasttilfellet for statiske og dynamiske beregninger skal defineres.
2. Det skal utarbeides et forslag til ny løsning for innfesting av forankringsliner på konstruksjonen.
3. Aspekter som blir påvirket av ny løsning for innfesting, men som ikke blir utarbeidet i denne oppgaven, skal kartlegges og beskrives for videre arbeid.
4. Innfestingsløsningen skal optimaliseres med utgangspunkt i dimensjonene satt for ankeret.
5. Det skal gjøres en vurdering av konseptets hydrodynamiske egenskaper som legges til grunn for analysen av monteringsmetodene.
6. Det skal gjøres en vurdering av de ulike monteringsmetodene med utgangspunkt i den hydrodynamiske analysen og eventuelle problemstillinger knyttet til disse skal beskrives og tilrettelegges for videre arbeid.

1.4.3. KOMMENTARER TIL VALG AV MÅL

Det er valgt å ta utgangspunkt i de dimensjoner som er satt for ankeret i tidligere arbeid. Årsaken til dette er at variablene som påvirker dimensjonene til ankeret går innenfor flere fagområder: statikk, fasthetslære, hydrodynamikk og geoteknikk. Endringer foretatt som følge av tilpasning innenfor et fagområde vil da få følger for ankerets egenskaper innenfor de andre fagområdene. Endelig optimalisering over alle områdene blir derfor et komplekst prosjekt som strekker seg vesentlig utenfor rammene til denne oppgaven. For å finne ut hvilke endringer som eventuelt må utføres, med hensyn på dimensjonene til ankeret, blir det derfor tatt utgangspunkt i de opprinnelige dimensjonene til ankeret. På denne måten vil det kunne kartlegges hvilke endringer som eventuelt må gjøres i forhold til ankerets egenskaper innenfor de ulike fagområdene. Dette antas å være en ryddig fremgangsmåte som gjør det lettere å bygge på arbeidet utført i denne oppgaven da det ikke er hensiktsmessig å prosjektere en endelig løsning på nåværende tidspunkt.

1.4.4. BEGRENSNINGER

På grunn av begrenset tid er det valgt å gjøre en del forenklinger, antagelser og begrensninger i oppgaven. Disse er forklart under.

1. Det vil ikke bli kartlagt hvordan lasttilfellet vil være for ankeret ved en eventuell dekommisjonering. Dette gjøres ikke da det er antatt at dette vil kreve større geotekniske beregninger.
2. Enkelte konstruksjonsdetaljer ved ankeret er antatt å være avhengig av videre analyse, undersøkelser eller forsøk som ikke blir foretatt i denne oppgaven. Der beregninger avhenger av utforming og/eller plassering av disse er det gjort antagelser for utforming av disse detaljene.
3. Da DLTA fortsatt er i konseptfase blir det ikke foretatt endelig materialvalg for komponenter i konstruksjonen. Det ses som hensiktsmessig at dette avventes til etter videre forsøk og analyser.
4. Det blir ikke foretatt strukturelle beregninger eller FEM-analyse av deler av konstruksjonen som ikke regnes for å være en del av innfestingsløsningen. Årsaken til dette er at tidligere arbeid viser svært høy kapasitet i alle ledd i tillegg til at forsterkning av elementer berørt av innfestingen antas å kunne gjøres uten vanskeligheter.

5. Bunn sedimentene som ankeret vil være omsluttet av etter montering kan påvirke kapasiteten og funksjonen til deler av konstruksjonen. Dette er ikke tatt hensyn til ved beregninger.
6. Konseptet baserer seg på bruk av stålvaier for tilkobling til konstruksjonen. Det blir ikke foretatt analyse av hvordan belastningen på linene vil være under montering. Det antas derfor at vaier som brukes for konseptet vil tåle eller kan modifiseres for å tåle de påkjenninger som oppstår under montering og under drift.
7. Det blir ikke foretatt endelig valg av type vaier, men for beregninger som krever dimensjoner på disse blir verdier antatt med utgangspunkt i kataloger for høykapasitetsvaier tilpasset offshore bruk.
8. Den hydrodynamiske analysen er gjennomført for å undersøke potensialet for DLTA ved de ulike monteringsmetodene. Det finnes flere måter å tilpasse konstruksjonen for å redusere innvirkningen fra drag. I denne oppgaven blir det ikke foretatt endelig optimalisering av konstruksjonen med hensyn på drag da målet først og fremst er å undersøke det innledende potensialet for de ulike monteringsmetodene.
9. Det er ikke tidligere blitt foretatt analyser av hvordan ankeret vil penetrere havbunnen. Det antas i denne oppgaven at høy hastighet vil være den drivende faktor for en best mulig penetrasjon. Monteringsmetodene blir derfor vurdert som best etter hvor høy hastighet ankeret kan oppnå og hvilke begrensninger som settes i forhold til dette ved de ulike monteringsmetodene. Det er videre antatt at ankeret bør være plassert med den største flaten mot kraftretningen for optimal kapasitet.
10. Den hydrodynamiske analysen gjort i denne oppgaven legger til grunn en forenklet geometri av DLTA. I denne modellen er ikke komponenter som tilhører innfestingen tatt med. I tillegg er skarpe hjørner og andre detaljer som vanskeliggjør CFD-analysen modifisert.
11. For analysen vedrørende pendelinstallering gjøres det en forenkling ved å anta en konstant vinkel mellom retningen til ankeret og de vertikale kreftene under installering. Dette er gjort for lettere å lage et uttrykk for kraftbalansen som virker på ankeret og illustrere påvirkningen linen har på monteringsmetoden.

12. Det blir ikke foretatt en grundigere økonomisk vurdering av potensialet til DLTA da dette vil være et svært omfattende arbeid som vil gå utover rammene til denne oppgaven.

I tillegg til begrensningene nevnt her er det gjort antagelser og forenklinger for enkelte aspekter underveis. Disse blir forklart fortløpende i oppgaven.

1.5. SYMBOLER OG TERMINOLOGI

Det forutsettes at leser har satt seg inn i generell ingeniørvitenskapelig fagterminologi. Hovedsakelig blir bare ord og definisjoner som går utover normalt ingeniørnivå definert.

1.5.1. GENERELL TERMINOLOGI

3DFloat – Programkode for analyse av krefter på flytende vindturbiner

Anker – En konstruksjon som har som hensikt å begrense forflytningen av en flytende struktur

ANSYS – Programvare beregnet på numerisk løsning av FE-systemer

Bolteforbindelse – En forbindelse mellom to eller flere elementer der sammenføyingen er gjort ved en eller flere bolter

Dragkoeffisient - Dimensjonsløs faktor som angir motstanden til et objekt i et fluid

Dragkrefter – Motstand fra relativ bevegelse mellom struktur og fluid

Fail safe – En løsning der en får en feilindikasjon før kritiske feil oppstår som utløser en ekstraordinær inspeksjon for å vurdere feilen

Fallhøyde – Avstanden fra der ankeret blir sluppet og ned til havbunnen

Hulrommet i konstruksjonen – Området som befinner seg mellom frontplaten og sideplatene i konstruksjonen til DLTA

Håndberegninger – Utrekninger som er foretatt ved hjelp av kalkulator eller ved hjelp av Excel

Innfesting – Tilkobling av forankringsliner til konstruksjonen

Innfestingsbolt - Boltene som fungerer som bindeledd mellom spelter socket og konstruksjonen den skal festes i. *Se også spelter socket*

Innfestingspunkt – Overgangen mellom konstruksjon og forankringsliner

Kapasitet – Mekanisk egenskap til en komponent, tverrsnitt eller konstruksjonsdel

Konseptstadiet – Et sted i tidslinjen for utviklingen av et nytt produkt. I konseptstadiet er produktet som utvikles ikke ferdig og mer arbeid og verifisering er nødvendig

Line – Vaier eller syntetisk tau som brukes til tilkobling av forankring eller som hjelpemiddel i en i monteringsmetode for ankere

Materialfaktor – Sikkerhetsfaktor som tar hensyn til variasjoner i materialkvalitet

Mesh – Måten elementer i en FEM-analyse er satt sammen på

Monteringsmetode - Metoden som blir brukt for å plassere ankeret i havbunnen

Njord – Flytende vindturbin utviklet ved UMB. Selvstabiliserende sparbøye konstruksjon som er avhengig av ytterligere stabilisering fra overskuddsoppdrift og forankring.

Opplager – Kontaktpunkt mellom elementer

Optimalisering – Endringer for å oppnå en optimal løsning. Se *Optimalt*

Optimalt – Best mulig i forhold til kravene som er satt

Skjærmotstand – Et element eller komponents motstand mot skjærbelastning

Slakk i line - Deformasjon eller "mage" som følge av lite strekk i linen

Spelter socket – Komponent som brukes som overgang mellom vaier- eller fiberline og bolteforbindelse

Spesialstål – Stål med materialkvalitet som overgår vanlig konstruksjonsstål

Standardkomponent – Komponenter som kan betraktes som hyllevare og leveres ferdig dimensjonert mot en gitt belastning

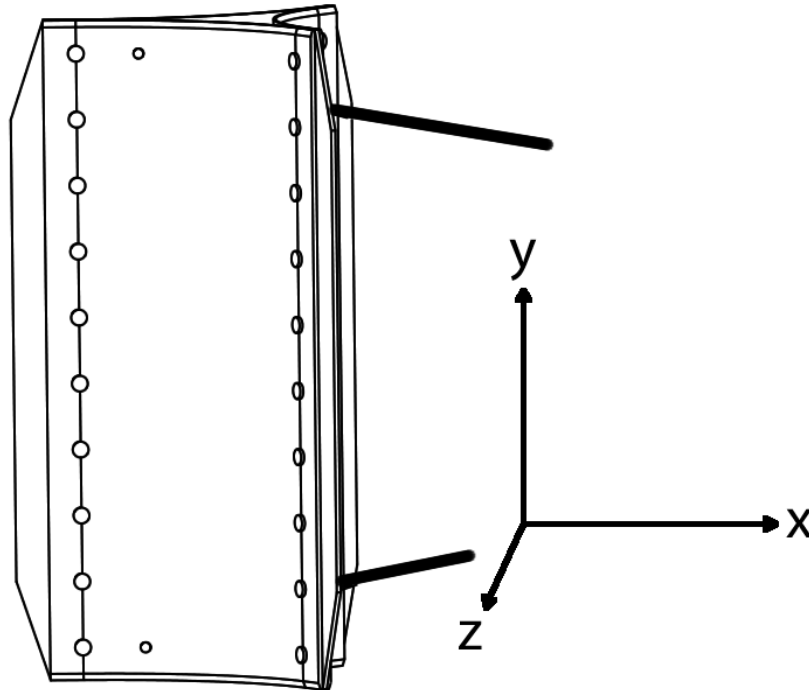
Tillatt bøyingsradius – Den minste radien på bøyningen av en line som ikke fører til at integriteten til linen reduseres

Torpedoanker – Felles benevnelse for ankere som monteres kun ved hjelp av tyngdekraft

Ultimate limit state (ULS) – Lastscenario der lasten er den høyeste påkjenningen som vil oppstå i løpet av en 100års periode

1.5.2. DEFINERING AV KOORDINATSYSTEM

For å kunne beskrive retninger i forhold til ankeret defineres det et lokalt koordinatsystem i forhold til ankerkonstruksjonen.



Figur 16 - Illustrasjon av definering av koordinatsystem

X-aksen ligger parallelt med bakvingen og Z-aksen står normalt på bakvingen.

1.5.3. ENHETER

SI-enheter

Navn	Symbol	Størrelse
Meter	m	Lengde
Kilogram	kg	Masse
Sekund	s	Tid

Avledede SI-enheter

Navn	Symbol	Størrelse
Tonn	tonn	Masse
Newton	N	Kraft
Pascal	Pa	Trykk

1.5.4. GENERELL SYMBOLLISTE

Symbol	Betydning	Enhet
W	Tyngden i luft	N
$F_{Skjær}$	Kapasitet mot skjær	N
τ_u	Skjærfasthet	MPa
φ	Generell vinkel	grader
α	Generell vinkel	grader
m	Masse	kg
ρ_v	Tetthet til saltvann	kg/m ³
V	Hastighet	m/s
a	Akselerasjon	m/s ²
g	Gravitasjonskonstant	m/s ²
D	Diameter	m
B_A	Bredden av platene til ankeret	m
L_A	Lengden av platene til ankeret	m
$r_{sideplate}$	Radien til buen i sideplaten	m
A_p	Projisert ankerareal	m ²
V_A	Volum anker	m ³
t	Tykkelse	mm
d	Diameter	mm
l_{eff}	Effektiv forankringslengde	mm
x_1	Klaring mellom bakvinge og sideplate	mm
x_2	Faktisk klaring mellom bakvinge og sideplate	mm
y	Generell avstand	mm
A_b	Tverrsnittsareal bolt	mm ²

1.5.5. STANDARDBETINGEDE SYMBOLER

DNV

Symbol	Betydning	Enhet
ΔF_{dyn}	Lastvariasjon	N
S_d	Design load effekt	N
R_d	Design resistance	N
S_{ki}	Lasten innenfor lastkategorien	N
$\Delta\sigma_h$	Variasjonen i hullkantspenning	MPa
$\Delta\sigma_n$	Variasjonen i den nominelle spenningen	MPa
t_{ref}	Referansetykkelse	mm
t	Tykkelsen som en sprekk vil vokse gjennom	mm
A_{netto}	Nettoareal	mm ²
N_i	Antall sykluser som fører til skade ved konstant spenningsvariasjon i lasttilfelle i	-
γ_{dyn}	Dynamisk sikkerhetsfaktor	-
i	Dynamisk lasttilfelle	-
$\log a$	Skjæringspunktet med log N aksene i en S-N kurve	-
n_i	Antall lastvariasjoner for lasttilfelle i	-

γ_{fi}	Lastfaktor	-
γ_{mean}	Sikkerhetsfaktor	-
k	Antall lasttilfeller	-
k	Tykkelseseksponent	-
N	Antall lastvariasjoner	-
SCF	Spenningskonsentrasjonsfaktor	-
η	Bruksfaktor	-

Eurokode 3

Symbol	Betydning	Enhet
F_{Ed}	Dimensjonerende last	N
$F_{v,Rd}$	Skjærmotstanden til bolten	N
$F_{v,Ed}$	Skjærkraft	N
$F_{b,Rd}$	Kapasitet mot hullkantrykk	N
$F_{b,Ed}$	Opplagerkraft	N
$V_{eff,1,Rd}$	Boltegruppens motstand mot utrivning	N
N_{Ed}	Belastningen forbindelsen skal dimensjoneres mot	N
f_y	Flytgrense	MPa
f_u	Strekfasthet	MPa
f_{yp}	Flytgrense til bolt	MPa
f_{up}	Strekfastheten til bolten	MPa
M_{Ed}	Maks opptredende moment	Nmm
M_{Rd}	Bøyemotstanden i bolten	Nmm
W_{el}	Motstandsmoment i bolt	mm ⁴
A_{nt}	Nettoarealet som er utsatt for strekkbelastning	mm ²
A_{nv}	Nettoarealet utsatt for skjærbelastning	mm ²
e_1	Minsteavstand fra bolthull til kant	mm
e_2	Minsteavstand fra bolthull til kant	mm
p_2	Minsteavstand mellom hull	mm
d_0	Hulldiameter	mm
γ_{M2}	Partielle sikkerhetsfaktoren for sammenføyninger	-
γ_{M0}	Partielle sikkerhetsfaktoren for motstand i et tverrsnitt	-
γ_f	Sikkerhetsfaktor	-

1.5.6. HYDRODYNAMIKK

Symbol	Betydning	Enhet
F_{DA}	Dragkrefter anker	N
F_{DL}	Dragkrefter line	N
F_D	Totale dragkrefter	N
B	Oppdriftskrefter	N
D_h	Hydraulisk diameter	m
s	Strekning	m
d	Fallhøyde	m
O	Omkrets av kanalrommet inne i ankeret	m
A_{kanal}	Arealet av kanalrommet inne i ankeret	m ²

ν	Den kinematiske viskositeten til væsken	m ² /s
e	Ruhet	mm
C_D	Total dragkoeffisient	-
C_p	Formfaktor	-
C_f	Friksjonsdragkoeffisienten	-
f	Friksjonsfaktor, funksjon av Reynoldstall	-
f_D	Størrelsesforhold mellom ankerdrag og linedrag	-
Re	Reynoldstall	-
$\cos \alpha$	Reduksjonsfaktor	-
M_v	Konstant benyttet i beregningen	-
C_1	Konstant benyttet i beregningen	-
C_2	Konstant benyttet i beregningen	-
C_3	Konstant benyttet i beregningen	-
C_4	Konstant benyttet i beregningen	-
C_I	Konstant benyttet i beregningen	-
C_{II}	Konstant benyttet i beregningen	-

1.6. LØSNINGSVERKTØY

1.6.1. PROGRAMVARE

I denne oppgaven er det benyttet data-assisterte modellerings- og analyseverktøy som UMB disponerer. Dette gjelder analyser knyttet til strukturspenninger, modellering og hydrodynamikk. Programmene som er benyttet er:

1. SolidWorks med Flow Simulation 2010 (SolidWorks 2010)
2. ANSYS[®] Mechanical, release 13.0 ANSYS Inc. (ANSYS¹ 2011)

Solidworks

SolidWorks har i denne oppgaven blitt benyttet til å modellere konstruksjonen og enkeltløsninger samt generering av geometri som er blitt importert til ANSYS. I tillegg er modulen FlowSimulation i Solidworks benyttet for å analysere de hydrodynamiske egenskapene til DLTA.

Det er også benyttet et tilleggsprogram til SolidWorks, Photoview 360 for fremstilling av renderte bilder.

ANSYS

ANSYS har blitt benyttet til FEM-analyse av kritiske komponenter samt til finne krefter og momenter der dette er sett som hensiktsmessig. Det er kun benyttet et standardelement i ANSYS, PIPE16. For andre spenningsanalyser er geometrien importert fra SolidWorks og analysert i ANSYS-modulen Workbench.

PIPE16

Elementet er basert på en enkel tredimensjonal bjelke, men er forenklet grunnet symmetri. Hver node har seks frihetsgrader som er henholdsvis translasjoner og rotasjoner om tre akser. Fra PIPE16 kan verdier som bøyespenning, aksialspenninger og Von Mises spenninger hentes ut (ANSYS² 2011).

1.6.2. STANDARDER BRUKT I OPPGAVEN

I oppgaven er det hovedsakelig benyttet fire forskjellige standarder.

1. DNV-OS-E301: Position mooring
Denne standarden inneholder kriterier, tekniske krav og retningslinjer for design og konstruksjon av forankringssystemer.
2. DNV-OS-C101: Design of offshore steel structures, general
Denne standarden gir prinsipper, tekniske krav og veiledning for design og konstruksjon av offshore stålkonstruksjoner.
3. DNV-RP-C203: Fatigue Design of offshore steel structures
Denne standarden presenterer anbefalt praksis for utmattingsanalyser og bruddmekanikk.
4. Eurokode 3: Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints
Denne standarden inneholder metoder for design av stålforbindinger.

2. LASTER

2.1. HENSIKT

Ved utvikling av alle typer konstruksjoner og produkter er det viktig å kjenne til de belastningene som vil virke inn. For en forankringsløsning som DLTA vil det være flere ulike lasttilfeller som vil påvirke ankeret på ulike måter. Fra arbeidet som er gjort med 3Dfloat har vi for Njord kjennskap til kreftene som en forankringsløsning må stå i mot.

I de følgende underkapitlene vil de viktigste lasttilfellene bli vurdert. Det vil bli gjort en vurdering av hvilket lasttilfelle som vil utgjøre den største påkjenningen for ankeret, og som vil være utgangspunktet for videre dimensjonering av ankerkonstruksjonen.

2.2. FREMGANGSMÅTE

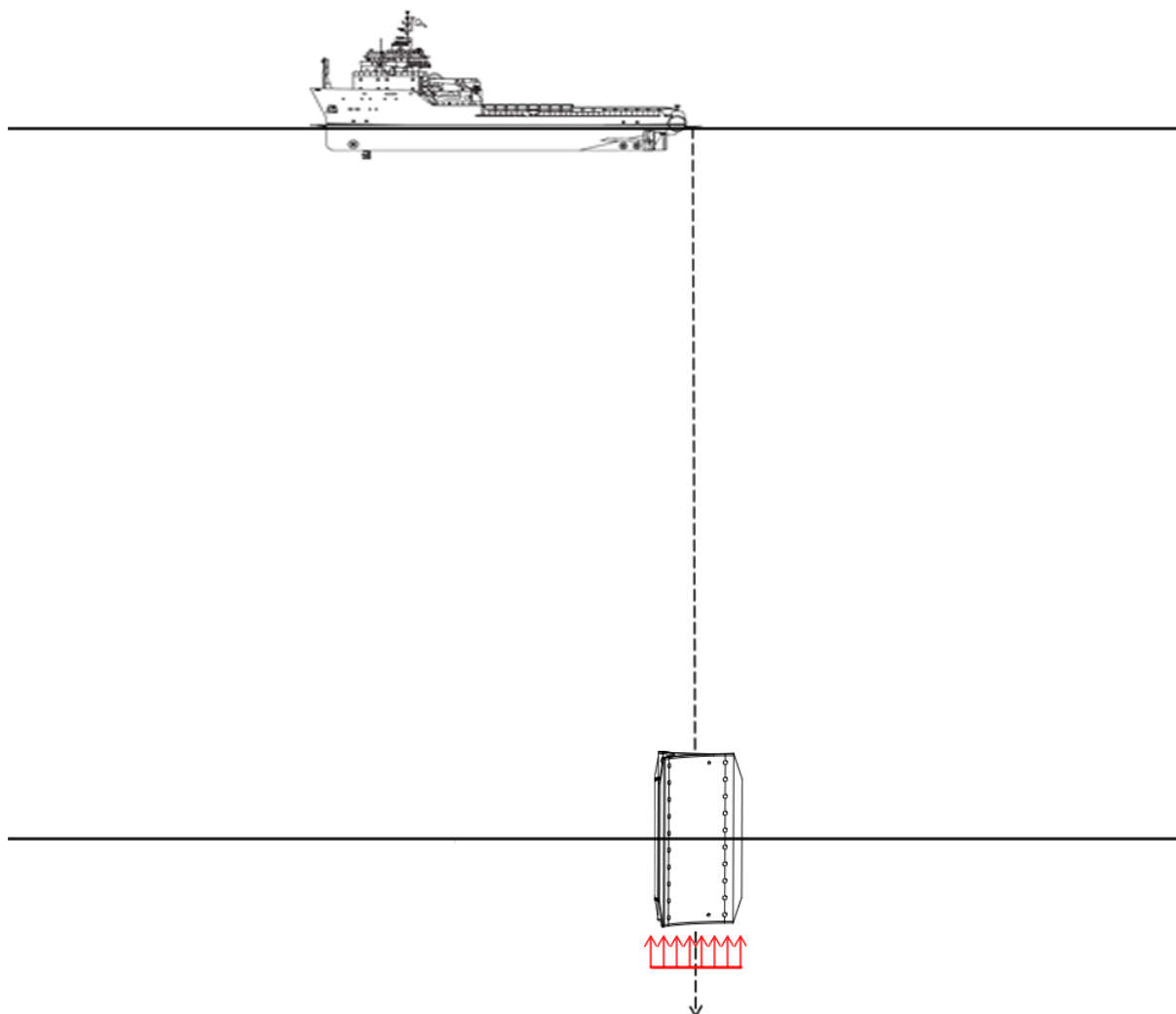
Det blir først gjort en betraktning av hvilke lasttilfeller det antas vil oppstå under montering og deretter hvilke lasttilfeller som kan oppstå mens ankeret er i drift. Ut i fra disse blir det gjort en vurdering av hvilke av disse som vil være dimensjonerende for ankeret.

Det er tidligere gjort en analyse av hvilke krefter som vil virke fra Njord på ankeret. Denne analysen vil bli forklart og resultatene koblet opp mot gjeldende sikkerhetsfaktorer og endelig dimensjonerende last blir definert.

2.3. LASTTILFELLER

Lasttilfellene kan i hovedsak deles i to grupper, tilfeller som oppstår under montering og tilfeller som oppstår da ankeret er i drift.

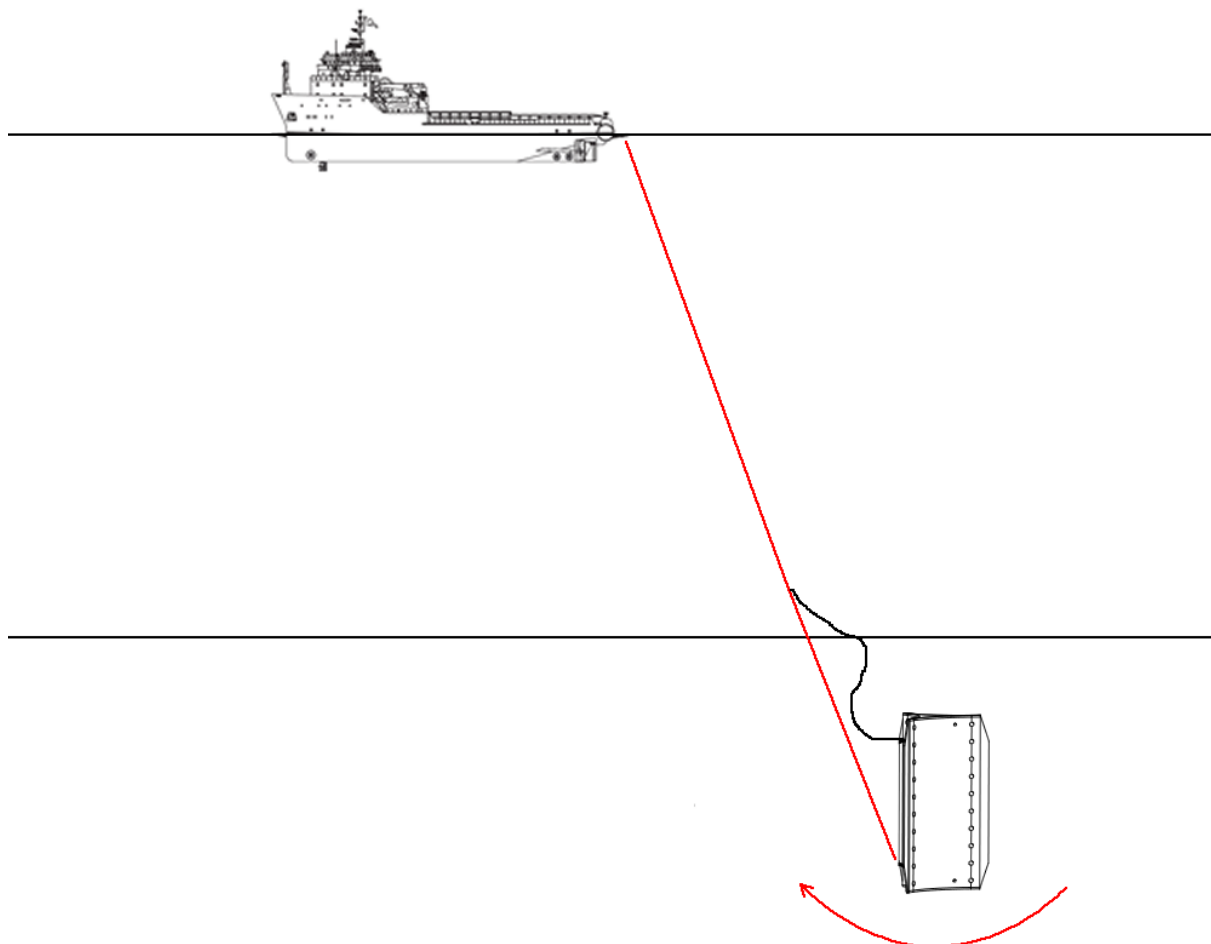
2.3.1. BELASTNING VED PENETRASJON



Figur 17 - Illustrasjon av anker under fall ved vertikal montering

Ved montering av ankeret vil det virke krefter mot bevegelsesretningen på ankeret. Disse kreftene kommer hovedsakelig som følge av motstanden og friksjon i bunnmassen i det ankeret penetrerer havbunnen.

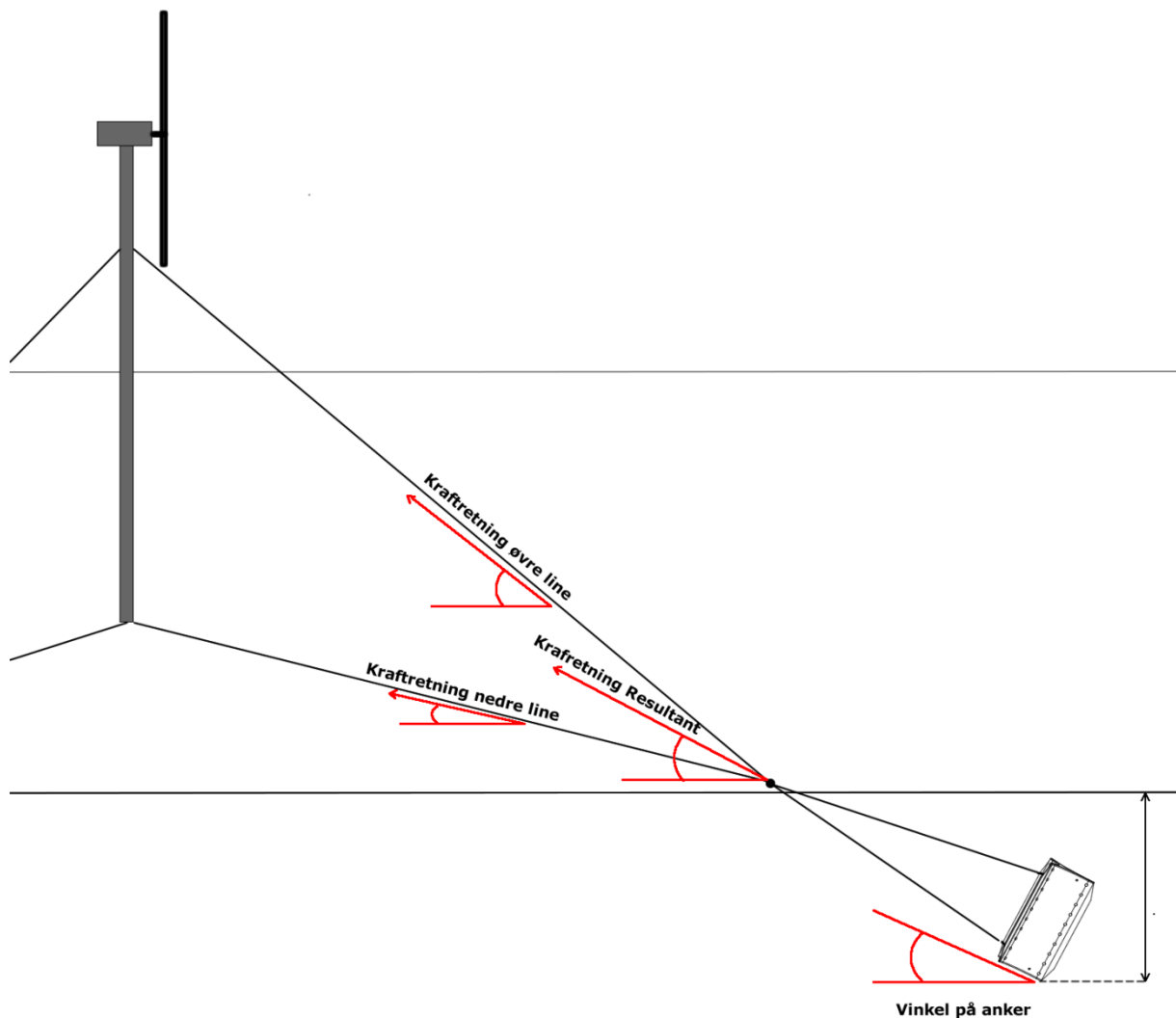
2.3.2. JUSTERING AV ANKER ETTER MONTERING



Figur 18 - Illustrasjon av anker under oppretning etter vertikal montering. Den bratte vinkelen på linen er overdrevet for illustrasjonshensyn

Ved vertikal montering må ankeret justeres slik at den største flaten på ankeret vil være tilnærmet normal på retningen til resultantkraften. For å gjøre dette må ankeret trekkes fra den nederste lineinnfestingen. Dette vil gjøre at ankeret roterer slik som anvisningen på figuren ovenfor viser. Dette kan også være et reelt lasttilfelle for pendelinnstallering og for fall langs line dersom ankeret ikke har truffet havbunnen i en optimal vinkel. Dette vil også føre til at den ene linen vil måtte ta opp en større andel av kraften inntil ankeret har blitt rettet opp.

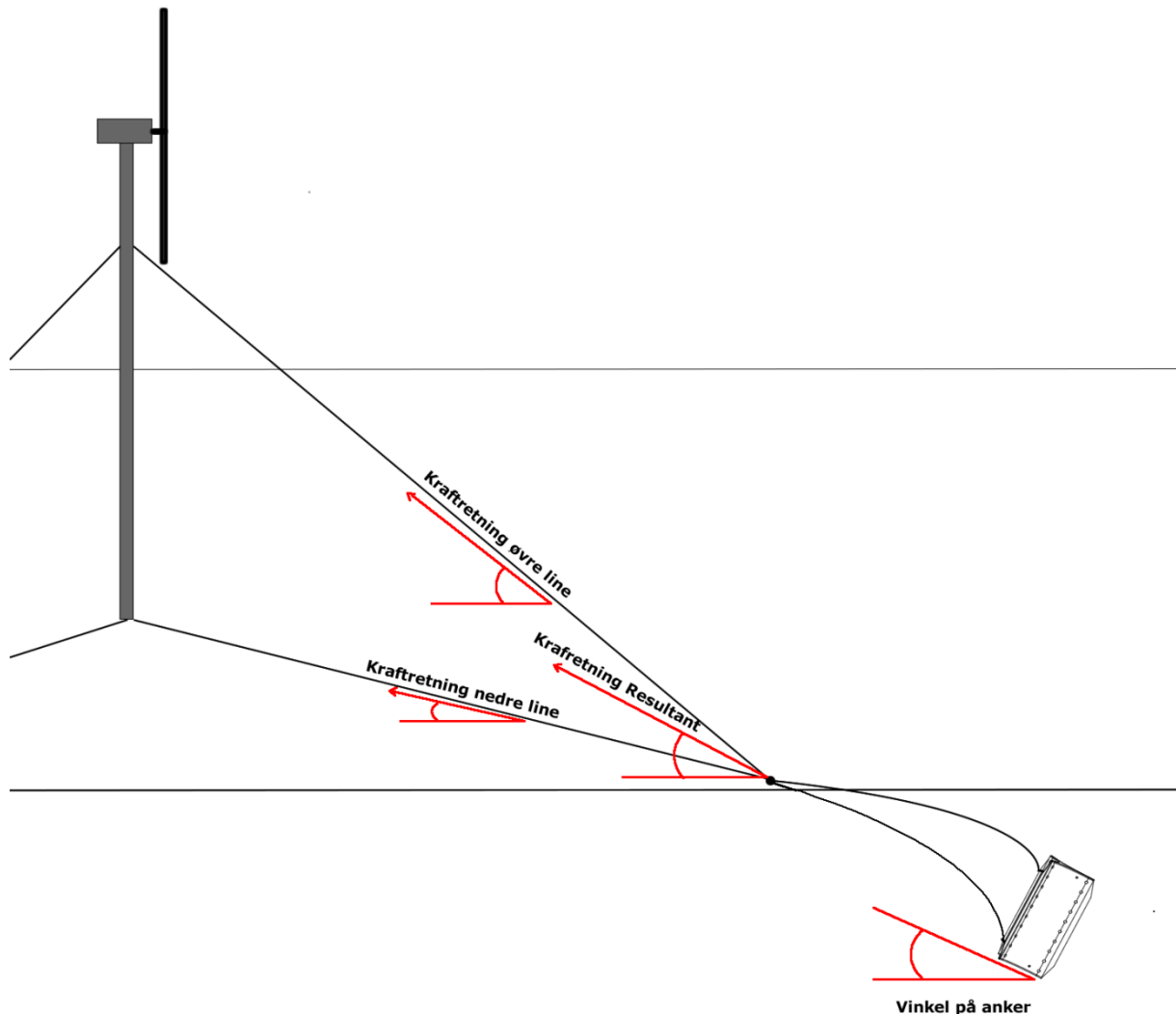
2.3.3. IDEEL LINEPLASSERING ETTER MONTERING



Figur 19 - Illustrasjon av anker med ideell lineplassering

Det første lasttilfelle er ved ideell plassering av liner. Som en kan se av figuren ovenfor er alle liner rette uten noen form for deformasjon eller avbøyning. Det vil ikke være sannsynlig at linene vil ligge på en slik måte i praksis. Ved monteringen av ankeret vil motstanden i bunnen gjøre at linene vil ligge som en bue i havbunnen (Vaslestad 2011). Ved en slik ideell lineplassering vil kreftene fra Njord fordele seg likt mellom de to linene under bunnen. Holdekraften til ankeret er i hovedsak sørget for av arealet som står helt vinkelrett på resultantkraften. I tillegg vil det også være friksjon mellom flater på ankeret og liner og bunnsedimentene.

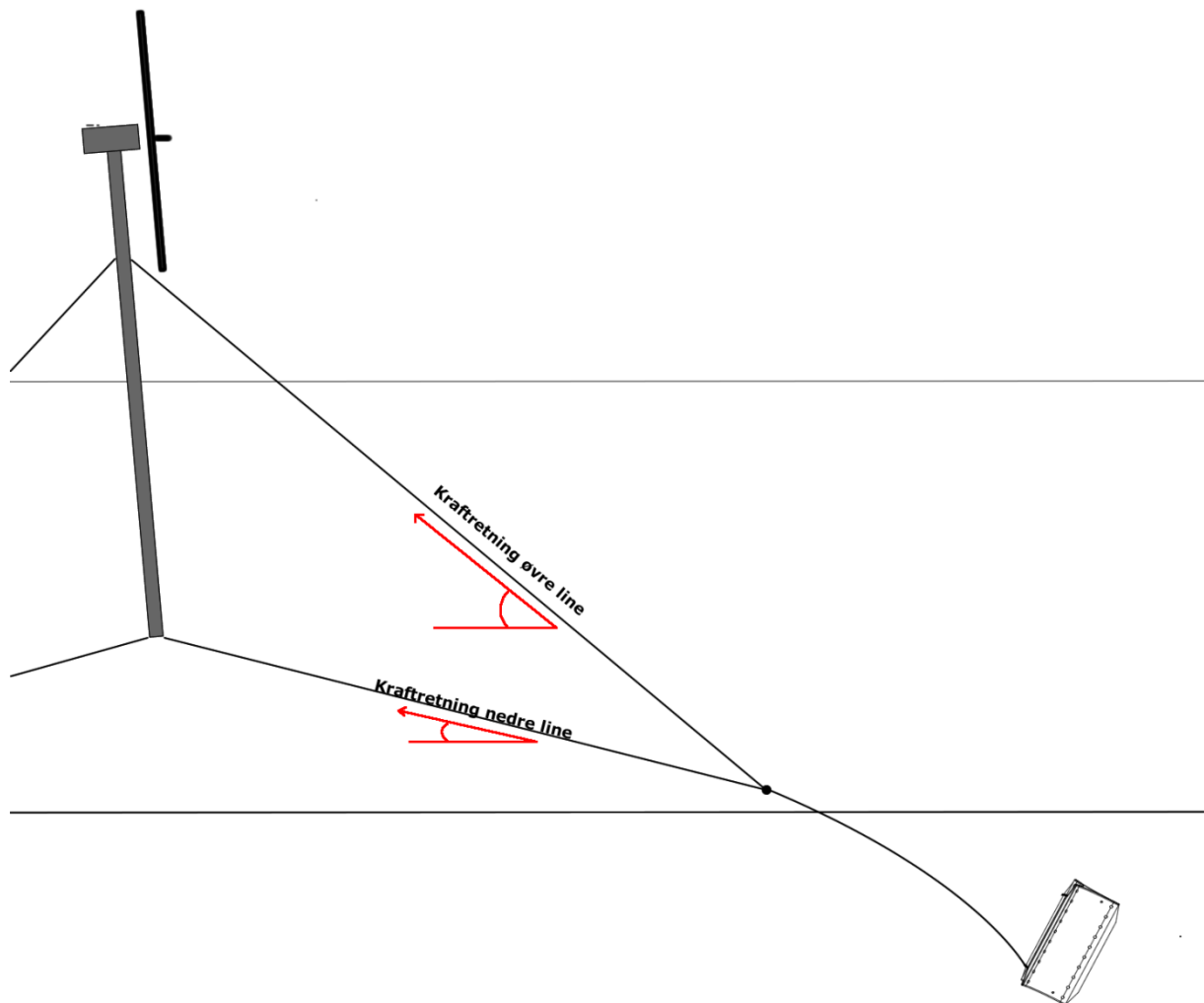
2.3.4. TILNÆRMELSE AV REELL LINEPLASSERING ETTER MONTERING



Figur 20 - Illustrasjon av anker med tilnærmet reell lineplassering

Det andre lasttilfellet er ved en tilnærmet reell lineplassering. Som en kan se av figuren ovenfor vil linene, som er plassert under havbunnen, få en bue oppover som følge av motstanden fra havbunnen ved montering. Under belastning vil disse linene rette seg opp noe, men vil under drift potensielt ha en vesentlig buet form. Det antas likevel at kraftfordelingen mellom de to linene under havbunnen vil være tilnærmet lik for dette tilfellet. Dersom ankeret likevel ikke er i en optimal vinkel i forhold til linene er det mulig at det ene innfestingspunktet på ankeret må kunne ta opp en større del av belastningen inntil ankeret er rettet opp, eller at koblingspunktet mellom vaiere og liner har kompensert for dette.

2.3.5. ETTER MONTERING 3:FAIL SAFE



Figur 21 - Illustrasjon av anker med en røket line

Dersom en av linene skulle slites av må all belastningen tas opp ved en line. Årsaken til at dette blir listet som et eget lasttilfelle er at liner som ligger under havbunnen kan bli utsatt for stor slitasje (DNV-OS-E304 2009). Denne slitasjen kan være vanskelig å forutse. Dersom dette skulle skje kan Njord havarere. Dette vil uansett føre til at ankeret må bli skiftet ut.

2.3.6. DIMENSJONERENDE KRAFTTILFELLE

Ankerets holdekraft

For ankerets holdekraft vil den dimensjonerende lasten være den største lasten som vil oppstå etter montering. Her må også dynamiske variasjoner bli tatt i betraktning.

Dimensjonerende lasttilfelle for konstruksjonens statiske kapasitet

For konstruksjonen vil den største belastningen opptre i de tilfellene der ankeret må ta opp en større del av belastningen på det ene innfestingspunktet. Dette kan skje ved to tilfeller:

1. Etter vertikal installering må ankeret rettes opp, se lasttilfelle under montering 2.
2. Etter installering og ankeret er i drift, men ankeret er ikke i en optimal vinkel eller for et brudd i den ene linen.

Av disse to antas det at belastningen som oppstår dersom ankeret ikke er i en optimal vinkel vil være den største. Dette begrunnes med at under oppretning av ankeret er ikke leiren rundt ankeret konsolidert i tillegg til at det antas at oppretningen vil skje ved å dra ankeret lenger ned i bunnsedimentene og ikke bare ved å rotere ankeret direkte. Ved tilfellet der ankeret ikke er i en optimal vinkel antas det at det ene innfestingspunktet må tåle en belastning opp mot den totale kraften som virker fra Njord inntil ankeret har blitt rettet opp. Trolig vil ikke ankeret bli satt i drift før ankeret er i en optimal vinkel. Dette er derfor et meget konservativt anslag, men det velges å ta høyde for dette etter føre var prinsippet.

Ved tilfelle der den ene linen vil ryke antas det at ankeret vil måtte bli skiftet ut.

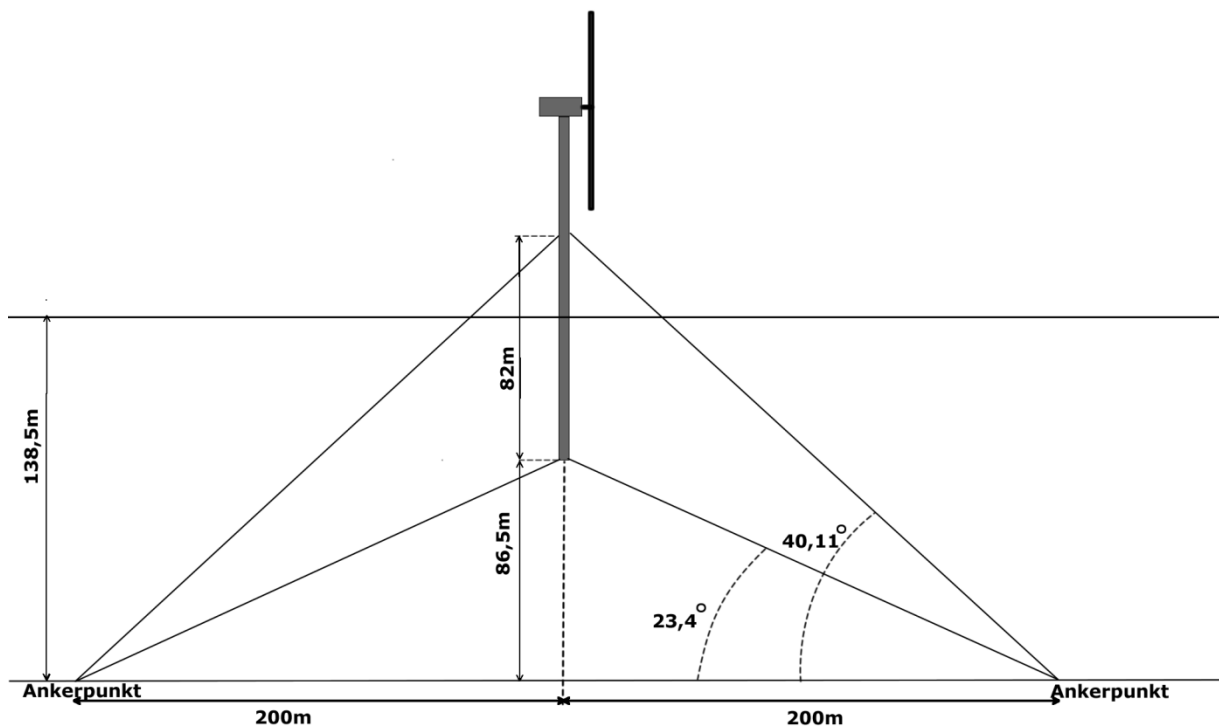
Dimensjonerende lasttilfelle for konstruksjonens dynamiske kapasitet

Det dimensjonerende lasttilfellet for konstruksjonens dynamiske kapasitet antas å være etter montering når lasten er tilnærmet likt fordelt mellom de to linene. Hvordan fordelingen vil være mellom de to linene etter montering er må avgjøres ved forsøk. For beregninger foretatt i denne oppgaven antas det en lik fordeling mellom de to innfestingspunktene.

2.4. LASTANALYSE NJORD

For å kunne forutsi hvilke belastninger som vil virke på ankeret fra Njord er det foretatt en analyse med programkoden 3DFloat. 3DFloat er en aero-hydro-servo-elastic finite element modell (FEM) (Myhr et al. 2011). Kjernen av modellen er et generelt FEM rammeverk der noder er koblet sammen med elementer. Fra 3DFloat kan belastningene som vil virke på ankeret under gitte forhold hentes ut.

Som utgangspunkt for beregningene foretatt i denne oppgaven er det foretatt en analyse i 3DFloat der Njord er plassert på et havdyp på 138,5m. Ankerradien for de 3 ankerene er satt til 200m. I figur 22 er utgangspunktet for analysen vist.



Figur 22 - Illustrasjon av mål for 3DFloat analyse

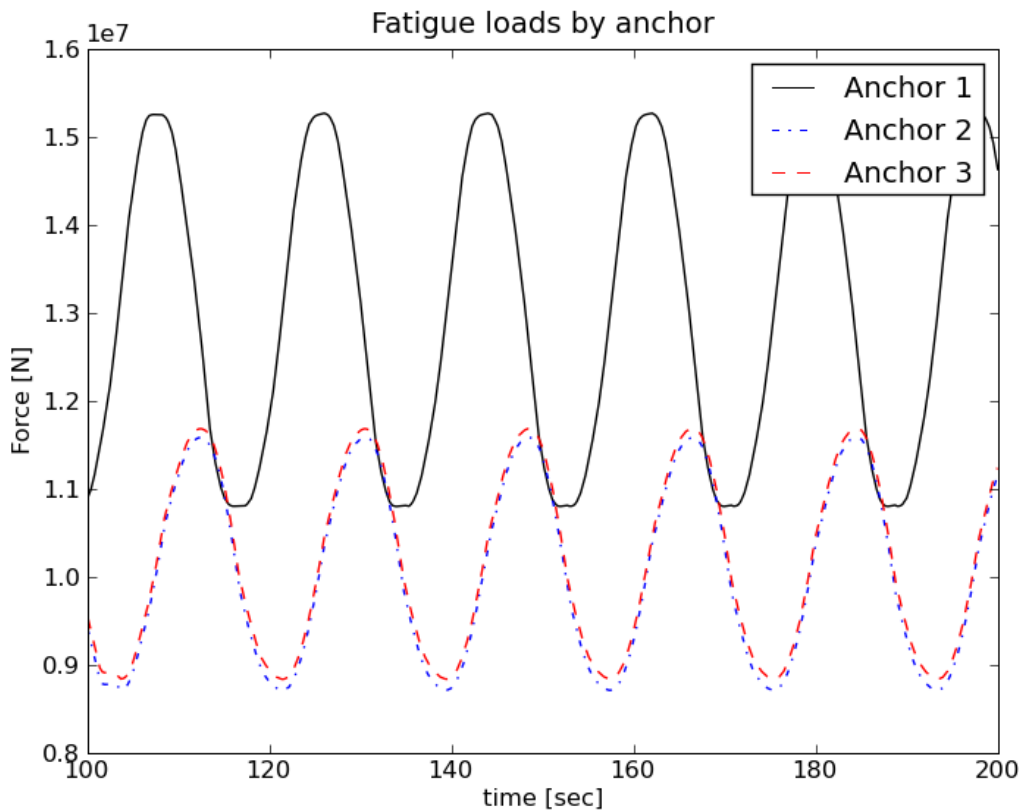
For å simulere lastene er statistiske værdata lagt inn. Værdataene er hentet fra (Faltinsen 1990). Disse er representert i tabell 2.

Tabell 2 - Ulike lasttilfeller som ligger til grunnlag for analyse

	Sjøgang	Tid [%]	Signifikant	Modal		Vindhastighet		
			bølgehøyde	Bølgeperiode	Avg	Var	[Knop]	Avg
			Var [m]	Avg [m]	Var [s]	Avg [s]		
1	Småkruset sjø	0,7	0-0,1	0,05			0-6	1,5
2	Smul sjø	6,8	0,1-0,5	0,3	3,3-12,8	7,5	7-10	4,4
3	Svak sjø	23,70	05-1,25	0,88	5,0-14,8	7,5	11-16	7,0
4	Noe sjø	27,80	1,25-2,5	1,88	6,1-15,2	8,8	17-21	9,8
5	Mye sjø	20,64	2,5-4	3,25	8,3-15,5	9,7	22-27	12,6
6	Høy sjø	13,15	4-6	5	9,8-16,2	12,4	28-47	19,3
7	Svært hav	6,05	6-9	7,5	11,8-18,5	15	48-55	26,5
8	Veldig opprørt hav	1,11	9-14	11,5	14-18,6	16,4	55-63	30,4
9	-	0,05	>14	>14	18-23,7	20	>63	32,4

Fra 3Dfloat er vi interessert i den maksimale lasten som vil virke på ankeret for statiske beregninger og kraftvariasjonene for utmattingsberegninger. Dette betyr at ankeret blir betraktet mot ULS for konstruksjonens kapasitet. I følge (DNV-OS-C101 2008) og (DNV-RP-E302 2002) skal den maksimale belastningen som kan opptre i løpet av en 100-års periode brukes ved dimensjonering mot ULS.

Belastningene på hvert anker under en 100-års storm blir vist i figur 23. Merk at kreftene illustrert er resultantkraften av begge liner per anker.



Figur 23 - Illustrasjon av de største lastene som virker på ankeret under en 100års storm (Myhr 2010)

Årsaken til at det ene ankeret får en høyere belastning enn de andre to er på grunn av retningen av bølger og vind. Av resultatene får en at den største belastningen som vil virke på et anker er $1,53 \cdot 10^7$ N. I tidligere beregninger gjort er det blitt brukt en kraft på $1,55 \cdot 10^7$ N. Årsaken til at denne nå er redusert er at denne var basert på den første amplituden i analysen. I følge (Myhr 2011) er det mer korrekt å bruke amplitudene som kommer etter da den første vil være noe større enn den reelle kraften. Det bemerkes ekstremlasten som er vist ovenfor er meget konservativ og kjørt med lineære bølger. Det vil si at det er kjørt flere 100-års bølger etter hverandre (Nygaard 2011).

For å kunne gjennomføre en utmattingsanalyse på strukturelle detaljer trenger en også informasjon om kraftvariasjonene under alle lasttilfellene. I tabell 3 er belastningen som virker på ankeret ved de ulike lasttilfellene vist.

Tabell 3 - Resultantkrefter som virker på ankeret ved ulike lasttilfeller (Myhr 2010)

Lasttilfelle	Minste belastning [N]	Største belastning [N]	Belastningsvariasjon [N]	Andel av totalantall [%]
1	$1,14 \cdot 10^7$	$1,16 \cdot 10^7$	$2,35 \cdot 10^5$	0,7
2	$1,14 \cdot 10^7$	$1,16 \cdot 10^7$	$1,6 \cdot 10^5$	6,8
3	$1,13 \cdot 10^7$	$1,18 \cdot 10^7$	$5,0 \cdot 10^5$	23,7
4	$1,10 \cdot 10^7$	$1,20 \cdot 10^7$	$9,70 \cdot 10^5$	27,8
5	$1,11 \cdot 10^7$	$1,23 \cdot 10^7$	$1,23 \cdot 10^6$	20,64
6	$1,06 \cdot 10^7$	$1,27 \cdot 10^7$	$2,10 \cdot 10^6$	13,15
7	$1,06 \cdot 10^7$	$1,29 \cdot 10^7$	$2,30 \cdot 10^6$	6,05
8	$1,01 \cdot 10^7$	$1,40 \cdot 10^7$	$4,0 \cdot 10^6$	1,11
9	$1,10 \cdot 10^7$	$1,53 \cdot 10^7$	$4,3 \cdot 10^6$	0,05

Retningen på resultantkraften vil ligge på en vinkel ca. 34 grader med havbunnen. Resultatene fra 3DFloat er gitt i vedlegg 25.

2.5. SIKKERHETSFAKTORER

For de krav som settes til det strukturelle designet er det tatt utgangspunkt i standarden for *Position Mooring* fra Det Norske Veritas (DNV-OS-E301 2010). Her er anbefalt praksis at en bruker prinsippene gitt i *Design of offshore steel structures* under design av ankeret og med en materialfaktor på 1,1.

Statisk belastning

Sikkerheten for en konstruksjon er tilfredsstillende når konstruksjonen oppfyller følgende kriterie (DNV-OS-C101 2008):

$$S_d \leq R_d$$

Formel 1

Hvor:

S_d er design load effect

R_d er design resistance.

S_d antas her til å være den mest ugunstige kombinasjonen av laster som vil oppstå under konstruksjonens levetid. I dette tilfellet antas det er en lineær sammenheng lasten og S_d . S_d er gitt ved(DNV-OS-C101 2008):

$$S_d = \sum_{i=1}^n (\gamma_{fi} S_{ki})$$

Formel 2

Hvor:

γ_{fi} er lastfaktoren gjeldende for lastkategorien

S_{ki} er lasten innenfor lastkategorien

Som formelen viser er S_d lik summen av lastene innenfor gjeldene lastkategorier multiplisert med lastfaktoren til gjeldende kategori.

Lastfaktor for belastningene på strukturen hentes fra følgende tabell (DNV-OS-C101 2008):

Tabell 4 - Lastkategorier med gjeldene lastfaktorer

Combination of design loads.	Load categories			
	G	Q	E	D
a)	1,3	1,3	0,7	1,0
b)	1,0	1,0	1,3	1,0

Load categories are:
G = permanent load
Q = Variable functional load
E = Enviromental load
D = Deformation load

I tabell 4 er det gitt to kombinasjoner av laster, a og b. Kombinasjonen som gir høyeste sikkerhet skal benyttes (DNV-OS-C101 2008). Belastningen som virker på ankeret består av laster innenfor to lastkategorier. Den ene lasten er en permanent last som følge av forspenningen i forankringslinene, den andre lasten er variasjonene som oppstår som følge av bølger og vindlaster. For DLTA antas det derfor både belastningskategori G og E vil være gjeldende. Dersom konstruksjonen ikke er en del av en struktur som er bemannet under ekstreme værforhold kan lastfaktoren for naturlastene settes lik 1,15 (DNV-OS-C101 2008) i lastkombinasjon b.

Etter diskusjon med veileder settes lastfaktoren for naturlaster til 1,3. Dette gjøres fordi konsekvensene for Njord dersom et av ankerene skulle svikte er meget store.

Lasten som konstruksjonen skal dimensjoneres mot blir da gitt ved S_d :

$$S_d = \sum_{i=1}^n (\gamma_{fi} S_{ki}) = \underline{1,5945 * 10^7 N}$$

Dette vil være lasten som virker fra koblingspunktet og fordeler seg på de to linene som er koblet til ankeret. For de statiske beregningene antas at det ene innfestingspunktet må kunne ta opp denne lasten.

Dynamisk belastning

For dynamisk belastning gjelder en lastfaktor på 1,0 for alle lastkategorier (DNV-OS-C101 2008). Utgangspunktet for dimensjonering for dynamisk belastning er i denne oppgaven satt til å gjelde for en levetid på 25 år.

2.6. VURDERING

Vurderingen av lastene som vil virke på ankeret er gjort på grunnlag lastanalyser foretatt for Njord. Det er likevel ikke gjort forsøk eller analyse av hvordan interaksjonen mellom ankeret og bunnforholdene vil være. Dette gjør at det kan knyttes noe usikkerhet opp mot lastene.

For begge tilfellene som ble satt som dimensjonerende for statiske beregninger for konstruksjonen, vil det kreves mer informasjon for å anslå nøyaktig størrelse på lastene som oppstår. For å kunne avgjøre størrelsen på disse kreftene må det gjøres analyse av hvordan bruddformen i bunn sedimentene vil være og hvor stor belastning som må til for å rette opp ankeret. Uten å ha gjennomført disse analysene vurderes lasttilfellet der det ene innfestingspunktet på ankeret må kunne ta opp hele lasten som den beste tilnærmingen. På denne måten antas det da at det er tatt høyde for eventuelle usikkerheter.

For lasttilfellet satt for dynamiske strukturelle beregninger antas det at usikkerheten er noe lavere. Dette begrunnes med at ankeret i teorien skal være i optimal vinkel før ankeret settes i drift. Det antas videre at hvordan linene vil ligge under havbunnen vil være mulig å forutse når tilstrekkelig informasjon foreligger og at en da kan sørge for at fordelingen mellom de to linene blir best mulig. Lastanalysen foretatt for Njord er i tillegg gjort svært konservativt noe som også demper usikkerheten i forhold til dette.

Totalt sett vurderes antagelsene av laster og lasttilfeller og valg av gjeldende sikkerhetsfaktorer som er foretatt i dette kapitlet til å være den beste tilnærmingen ved dette stadiet av utviklingen av DLTA.

3. LØSNINGSUTVIKLING FOR INNFESTING

3.1. HENSIKT

Ankeret er per i dag fortsatt i konseptstadiet og det antas at det må gjøres flere designrevideringer før konseptet kan være ferdigstilt. I denne omgang er det valgt å se på innfestingen av forankringslinene til konstruksjonen og de deler av konseptet som blir berørt av dette. Dette var i tidligere arbeid vurdert til å være det første som burde revideres. Selve innfestingen defineres som forbindelsen mellom line og konstruksjon og de komponenter som er involvert i denne.

Innfestingen av forankringslinene omhandler hvordan kreftene fra linene på best mulig måte blir fordelt på konstruksjonen. I dette kapittelet vil det bli sett på ulike design for lineinnfesting og det vil bli foretatt en vurdering av disse. Løsningen som blir vurdert som best blir optimalisert og implementert i konseptet.

3.2. FREMGANGSMÅTE

Designoptimeringen av innfesting av forankringslinene er delt i to deler. Innfesting av forankringsliner på konstruksjonen og lineanordning. Den første delen tar for seg hvordan overgangen mellom forankringslinene og konstruksjonen skal gjøres på en best mulig måte. Lineanordning omhandler problematikken knyttet til hvordan linene vil ligge under og etter montering i tillegg til hvordan linene skal være organisert for å sikre en ukomplisert montering. Under dette ligger også hva som stilles av krav til hullene i frontplaten som linene skal gå gjennom. Lineanordningen vil avhenge av hvilken løsning som blir valgt for innfesting av forankringslinene.

Hver av delene vil bli presentert med en problembeskrivelse og deretter en løsningsstrategi for gjeldende problem. Enkelte av problemene har behov for videre arbeid i form av forsøk eller analyse som ikke blir foretatt i denne oppgaven. Der dette er tilfelle blir dette forklart. Der det er satt at løsningen er avhengig av resultater fra forsøk eller videre analyser, er dette gjort i samsvar med veileder.

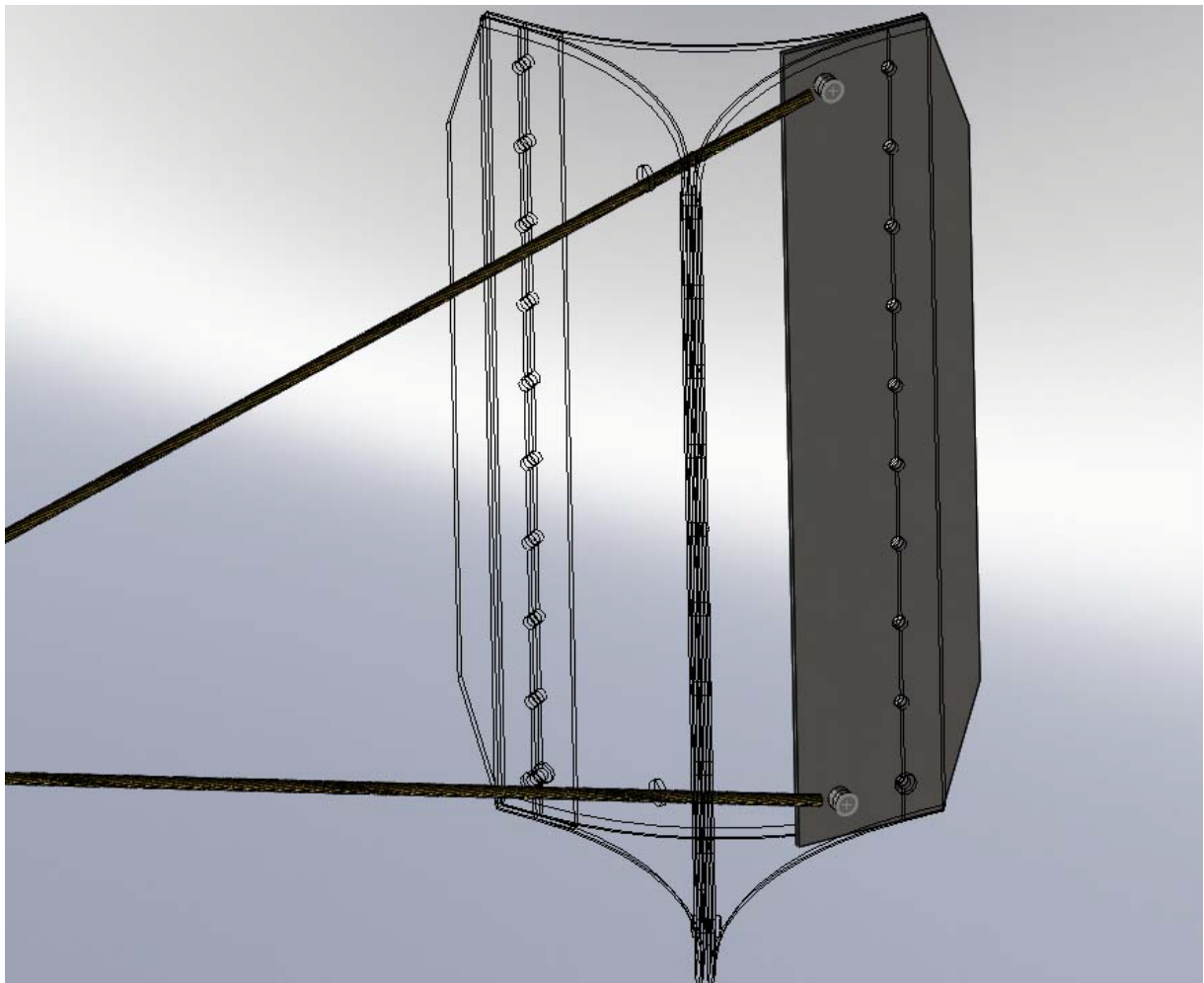
Da enkelte av problemene har behov for videre arbeid i form av forsøk eller analyse utover det som kan omfattes av denne oppgaven gjøres det antagelser for hvordan disse kan løses. Dette gjøres for at det skal være mulig å optimalisere resten av løsningen.

Det prioriteres å optimalisere selve innfestingen av linene fremfor anordning av linene. Utviklingen baserer seg derfor på å begynne nærmest konstruksjonen og deretter jobbe seg utover.

3.3. INNFESTING AV FORANKRINGSLINER PÅ KONSTRUKSJONEN

3.3.1. PROBLEMBESKRIVELSE

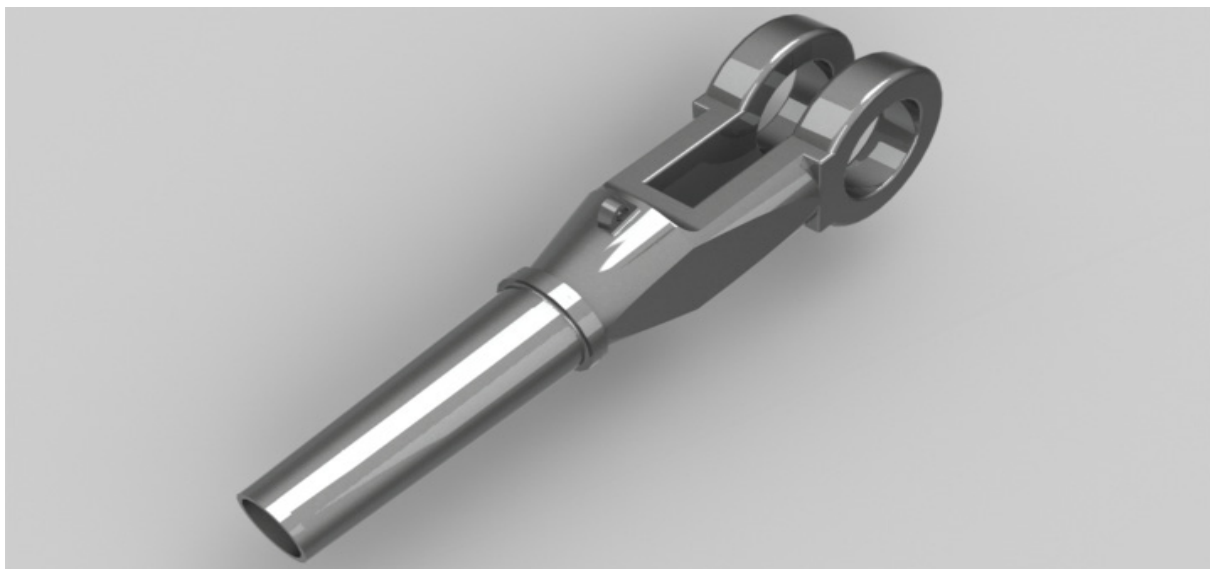
Slik designet først var tenkt skulle ankeret festes til to forankringslinjer som først skulle gå gjennom frontplaten og deretter festes i øvre og nedre del på ankeret. Dette er vist i figur 24.



Figur 24 - Illustrasjon av opprinnelig innfesting av forankringslinjer

Årsaken til at linene er festet i øvre og nedre del av konstruksjonen er at dette vil føre til bedre stabilitet under fall ved pendelinstallasjon (Edvartsen & Myhr 2010). Utviklingen av en ny løsning skal derfor også basere seg på at linene skal festes i øvre og nedre del av ankeret.

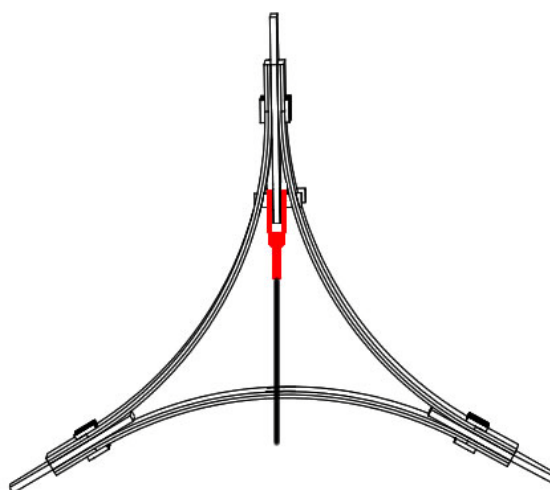
For at linene skulle kunne festes til konstruksjonen festes det en spelter socket på enden av linen. En spelter socket er en komponent som muliggjør en forbindelse mellom vaier og en bolteforbindelse. Under vises en illustrasjon av en spelter socket.



Figur 25 - Illustrasjon av spelter socket. Vaieren festes inn i hullet på venstre side

(Edvartsen & Myhr 2010)

For DLTA var det tenkt at forankringskabelen var koblet til en spelter socket som igjen var festet i en bolt som gikk gjennom begge sideplatene og bakvingen. Dette er illustrert i figur 26 der spelter socket er merket i rødt.



Figur 26 - Illustrasjon av plasseringen av spelter socket. Dimensjonene illustrert er ikke representativ for dimensjonene på en spelter socket med stor nok kapasitet

Ved å koble forankringskabelen til bare én socket fører dette til at dimensjonene på denne må være svært stor. I etterkant av arbeidet som ble gjort i TMP301 ble det funnet ut at en spelter socket med stor nok kapasitet ikke vil få plass i konstruksjonen samtidig som krav til hullkantavstander på bakvingen er oppfylt.

Spenningsene som oppsto i konstruksjonen ved denne løsningen lå i overkant av 375MPa (Edvartsen 2010). I tillegg ble et annet lasttilfelle brukt som dimensjonerende. Det ble antatt at den dimensjonerende lasten ville være når kraften fordeler seg likt mellom de to innfestingspunktene. Som nevnt i kapittel 2 er det senere funnet ut at det ene innfestingspunktet må kunne ta opp hele lasten. Ved denne lasten vil den tidligere løsningen trolig oppleve en svært stor spenning. Hvis en løsning der forankringskabelen skal fordele kraften på konstruksjonen på en bolt skal fungere må derfor materialkvaliteten i konstruksjonen være høy.

På grunnlag av plassbegrensningene som er nevnt og den nye betraktningen av dimensjonerende lasttilfelle er det derfor sett på som nødvendig å utvikle en ny løsning for innfesting av forankringskablene.

3.3.2. FREMGANGSMÅTE FOR LØSNINGSUTVIKLING

Kravspesifikasjoner

For å kunne utvikle en best mulig løsning for innfestingen av forankringslinene ses det på som best å utarbeide kravspesifikasjonene løsningene skal vurderes mot. Noen kravspesifikasjoner ses på som viktigere enn andre. Derfor settes det en vektning på en skala fra 1-10 hvor 10 er viktigst. Kravspesifikasjonene er gitt under:

Kompleksitet

Løsningen må være minst mulig teknologisk kompleks. Det antas at en enklere løsning vil være mindre utsatt for feil under levetiden. Dersom det må utvikles komponenter som ikke er hylleware til en løsning, ses dette på som ulempe. Dersom en løsning fører til en endring i designet som gjør at montering og/eller frakt blir mer komplisert, ses dette på som en økning i kompleksitet. Kompleksiteten økes også dersom produksjonen av komponenter blir vanskeligere.

Vekting: 8

Bruk av standarddeler

Dersom det er mulig at komponentene i forbindelsen kan basere seg på standarddeler ses dette på som en fordel. Ved bruk av standarddeler slipper en utvikling av nye komponenter. Under bruk av standarddeler ligger også materialkvalitet. Dersom en løsning krever en bedre materialkvalitet på enkelte komponenter kan dette føre til at bearbeiding av disse blir vanskeligere.

Vekting: 5

Minst mulig risiko

Dersom en del av forbindelsen skulle svikte er det en fordel at ankerets funksjon blir mest mulig opprettholdt. Dersom en løsning innehar en failsafe mekanisme ses dette på som en fordel. Risiko knyttes også til usikkerhet ved utvikling av nye komponenter.

Vekting: 10

Påvirkning av konstruksjonen

Løsningen må ikke påvirke konstruksjonen slik at fordelingen av krefter blir gjort på en ufordelaktig måte. Dersom ankerets funksjon på noen måte blir svekket som følge av løsningen ses dette på som en ulempe. Hvis en løsning krever større endringer i konstruksjonen ses dette også på som en ulempe.

Vekting: 8

Kostnad

Kostnaden for løsningen bør være lavest mulig. Løsninger som anses å være rimeligere vil bli vurdert som mer fordelaktig enn de som er mer kostbare.

Vekting: 8

Alle disse kravspesifikasjonene kommer i tillegg til kravet om at løsningen skal tåle de belastninger den blir utsatt for. Det vil ikke bli vurdert løsninger der innfestingen er et annet sted enn bakvinge og/eller sideplater. Årsaken til dette er at hele konstruksjonen bygger på at innfestingen skal være basert i denne delen av konstruksjonen.

Løsningsutvikling

For å konstruere en ny løsning for lineinnfestingen ses det på tre ulike grupper av løsninger som antas å være realiserbare. Disse er forklart under.

1. Forsterkning av eksisterende en-boltsløsning. Dette kan gjøres ved å øke dimensjonen på boltene og/eller forsterke platene hvor boltene er festet.
2. Fordele belastningen på et større antall bolter. Dette kan gjøres ved å splitte vakterne som kommer inn til ankeret og koble disse til flere punkter.
3. Koble forankringskablene til en lask som fordeler kreftene på optimal måte.

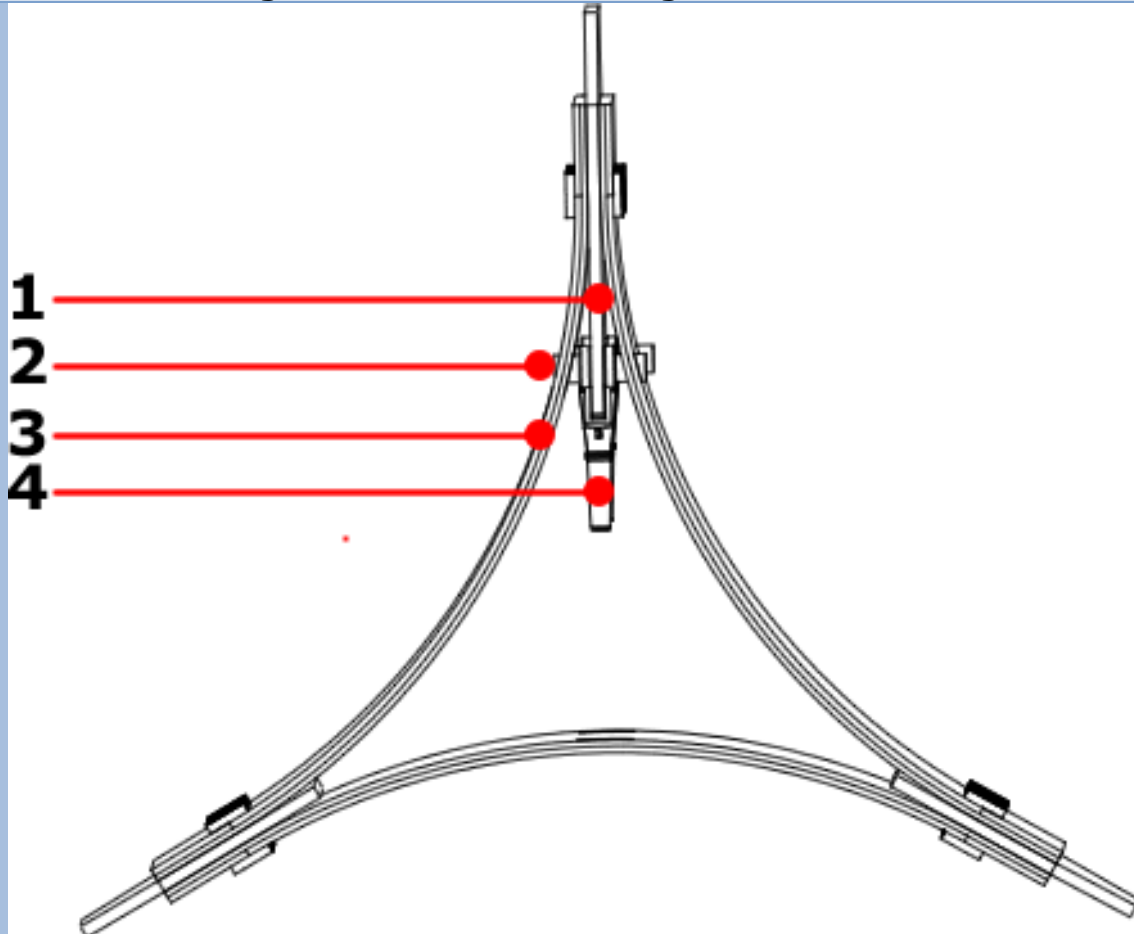
Hver av gruppene blir vurdert opp mot kravspesifikasjonene som er satt. For hver av kravspesifikasjonene blir løsningen vurdert på en skala 1-10 hvor 10 er at løsningen oppfyller kravspesifikasjonen i høy grad.

Aspekter som vil gjelde for alle løsninger

Tidligere beregninger er basert på et lasttilfelle der lasten har vært likt fordelt mellom de to innfestingspunktene. Ved det dimensjonerende lasttilfellet som nå er definert, vil belastningen på friksjonsforbindelsen mellom bakvingen og de to sideplatene bli større. Resultatene fra kapasitetsberegningene som er foretatt tidligere viser at kapasiteten for denne forbindelsen er meget høy. Det er likevel mulig at denne forbindelsen må forsterkes for å kunne ta i mot den dimensjonerende lasten. Denne friksjonsforbindelsen kan med enkelhet forsterkes med et større antall forspente bolter. I denne omgang ses det derfor ikke på en analyse av dette.

3.3.3. PRESENTASJON OG VURDERING AV LØSNINGER

1. Forsterkning av eksisterende løsning



Ved å bruke større dimensjoner, bedre materialkvalitet eller en kombinasjon av begge kan kapasiteten til forbindelsen økes. Forbindelsen slik den er opprinnelig er bygd opp av fire komponenter; bakvinge (1), innfestings bolt (2), sideplater (3) og spelter socket (4).

Fordeler

1. Kan bruke standardiserte komponenter dersom disse får plass
2. Ingen endring i design
3. Lavt antall komponenter nødvendig for løsning

Ulemper

1. Større komponenter kan føre til plassproblemer
2. For å få plass til større komponenter må endringer i designet gjøres som kan påvirke ankerets egenskaper på andre områder i negativ grad
3. Økning av materialkvalitet fører til en økning av kostnader
4. Kan kreve utvikling av ny komponent for overgang mellom vaier og bolt

Kompleksitet

Ved å øke dimensjoner på plater øker også vekten på ankeret, noe som vil gjøre det mindre håndterlig. Ved å øke materialkvaliteten på platene vil i tillegg bearbeiding av materialet bli mer komplisert.

Bruk av standarddeler

Spelter socket er hyllevare opp til en kapasitet på 1900 tonn (Vryhof Anchors 2010). En spelter socket med denne kapasiteten har derimot svært store dimensjoner og det er usikkert om en slik vil få plass. En økning i materialkvalitet gjør at en trolig må benytte spesialstål.

Minst mulig risiko

Ved å bruke kun to innfestingspunkter for linene er konstruksjonen sårbar dersom det skulle oppstå feil ved en av disse. I tillegg knyttes det risiko opp mot muligheten for at det må utvikles en ny komponent for overgang mellom vaier og bolt.

Påvirkning av konstruksjonen

Dersom det vil være et behov for en vesentlig større bolt enn den eksisterende kan det bli et problem med plass til en spelter socket dersom ikke dimensjonene på bakvingen økes.

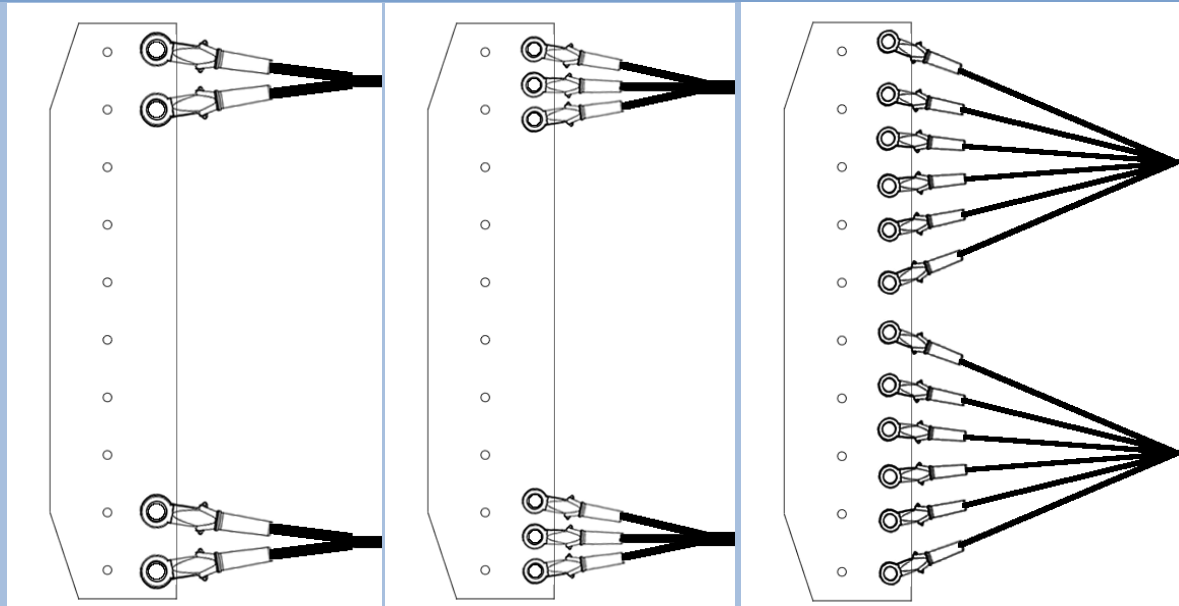
Kostnad

Ved å øke materialkvaliteten på platene vil kostnaden for selve materialet gå opp. En høyere materialkvalitet på materialet gjør også produksjon og bearbeiding av materialet mer kostbart. For at denne løsningen skal fungere antas det også at det må utvikles en egen komponent for overgang mellom line og bolt som får plass i konstruksjonen.

Tabell 5 - Vurdering av forsterkning av eksisterende løsning

Kravspesifikasjon	Vekt [1-10]	Vurdering 1-10 [10 er best]	Vektet vurdering
Kompleksitet	8	6	48
Bruk av standarddeler	5	6	30
Minst mulig risiko	10	4	40
Påvirkning av konstruksjonen	8	4	32
Kostnad	8	5	40
Sum			190

2. Fordeling over et større antall tilkoblingspunkter



Ved å splitte vaieren etter at den har gått gjennom frontplaten vil det være mulig å fordele vaierene over flere tilkoblingspunkter som tegningene ovenfor viser. Etter at vaieren er splittet vil hver av vaierdelene kobles via en spelter socket på bakvingen. Det antas at et større antall tilkoblingspunkter fører til at spelter socket og tilhørende bolter kan være mindre.

Fordeler

1. Kan basere seg på standarddeler som får plass i konstruksjonen, og dermed ikke ha behov for endringer i designet
2. Lasten vil ved denne løsningen være fordelt på flere separate innfestingspunkter, noe som kan åpne for en fail-safe løsning

Ulemper

1. Det forutsettes at en god metode for splitting av liner ikke er et problem.
2. Løsningen krever en god måte å fordele krefter i y-retning
3. Kan kreve utvikling av komponent for overgang mellom line og bolt
4. Kreves et høyere antall komponenter for løsningen

Kompleksitet

Kompleksiteten er antatt å være relativt lavt. Løsningen får likevel trekk for en mulig økning i kompleksitet som følge av splitting av liner. Det kan også bli nødvendig å utvikle en ny komponent for dette formålet.

Bruk av standarddeler

Ved å fordele liner og kreftene på flere punkter kan mindre dimensjoner på spelter socket brukes. Det kan derfor regnes som større sannsynlighet at denne løsningen kan bruke standarddeler. For splittingen av liner kreves det trolig en spesiallaget komponent. Dette vil virke negativt inn.

Minst mulig risiko

Når belastningen blir fordelt over flere bolter slik som på denne løsningen antas det at risikoen i forhold til en enbolts løsning går ned. Dersom en av boltene eller grunnmaterialet rundt skulle svikte er det fortsatt flere bolter som holder igjen. Dette kan fungere som en failsafeløsning. Det kan likevel knyttes risiko opp mot splitting av vaier.

Påvirkning av konstruksjonen

Ved at det tas i bruk mindre versjoner av spelter socket i forhold til en enboltsløsning antas det at det ikke vil være noe problem med å få plass til disse i konstruksjonens hulrom. Løsningen krever likevel en god måte å fordele krefter i y-retning, da en variasjon i retning kan føre til ujevn lastfordeling mellom tilkoblingspunktene.

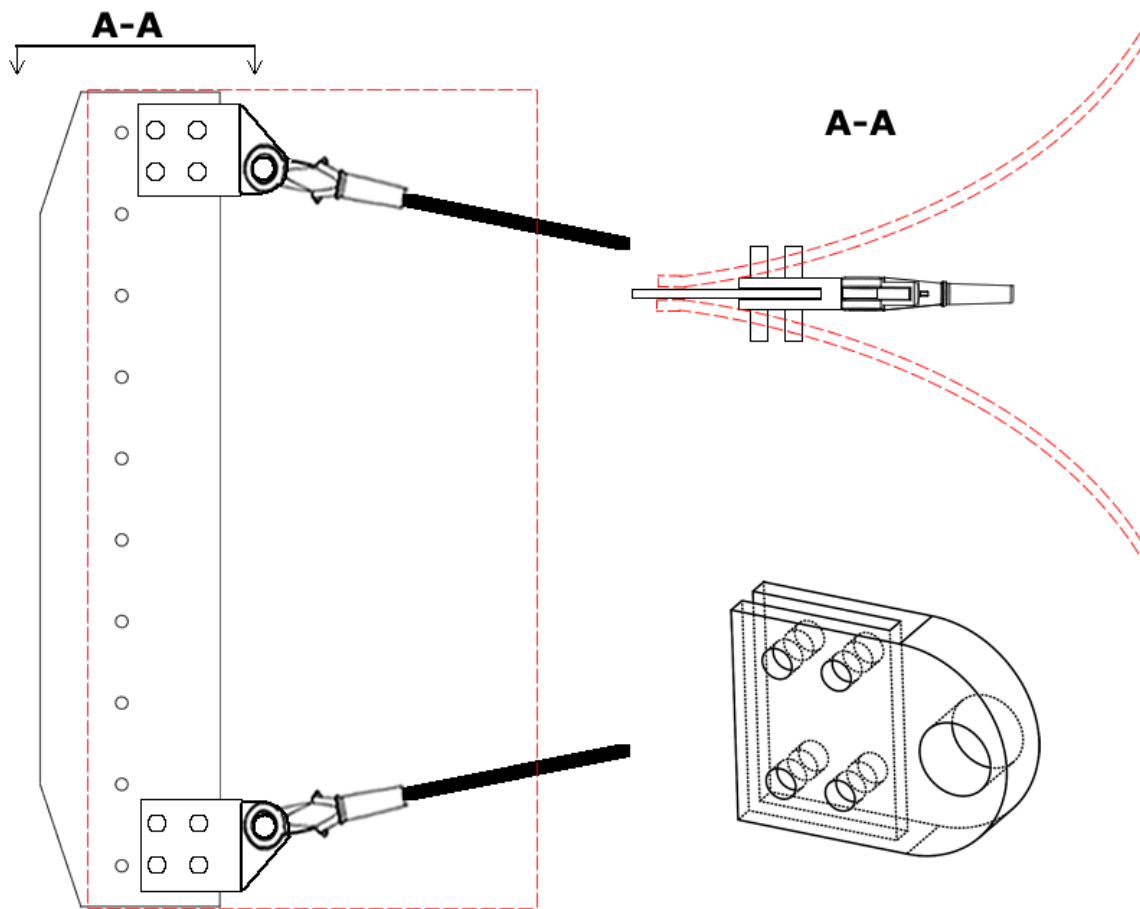
Kostnad

Denne løsningen kan trolig basere seg på standarddeler og dette vil kunne påvirke kostnaden i positiv grad. Det trengs mindre midler til utvikling av nye komponenter. Det kan likevel knyttes kostnader til løsningen for splitting av liner.

Tabell 6 - Vurdering av fordeling over et større antall bolter

Kravspesifikasjon	Vekt [1-10]	Vurdering 1-10 [10 er best]	Vektet vurdering
Kompleksitet	8	6	48
Bruk av standarddeler	5	7	35
Minst mulig risiko	10	6	60
Påvirkning av konstruksjonen	8	7	56
Kostnad	8	7	56
Sum			255

3. Laskeløsning



Et alternativ til å splitte kablen for så å fordele belastningen over flere bolter kan være å bruke en laskeløsning. En slik løsning er illustrert oven for ved at forankringskablen kobles på en komponent som igjen fordeler kreftene over et antall bolter på konstruksjonen.

Fordeler

1. Kreves relativt få komponenter for løsningen
2. Relativt lett å plassere lineinnfestingene langt fra hverandre

Ulemper

1. Krever utvikling av ny komponent.
2. I likhet med løsning 1 er det mulig at det vil bli problemer med å få plass til komponenter med høy nok kapasitet.
3. Kan kreve utvikling av ny komponent for overgang mellom vaier og bolt.

Kompleksitet

Denne løsningen krever at det utvikles en lask som skal fordele kraften over flere bolter. Dette fører til at kompleksiteten blir større.

Bruk av standarddeler

Hver av forankringslinene skal kobles til lasken med en spelter socket. Dette krever at en har en spelter socket med god nok kapasitet og som får plass i hulrommet i konstruksjonen. Dersom en slik spelter socket ikke eksisterer som hylleware må denne utvikles.

Minst mulig risiko

Som nevnt krever denne løsningen at det utvikles en lask som skal fordele kreftene over flere bolter på bakvinge og sideplater. Det er ikke blitt funnet en slik komponent som hylleware og det kan derfor knyttes noe risiko til utviklingen av denne. En slik løsning kan derfor gå under ikke utprøvd teknologi.

Påvirkning av konstruksjonen

I likhet med enboltsløsningen kan det her knyttes usikkerhet til om hvorvidt en spelter socket får plass i hulrommet på konstruksjonen. I tillegg til dette kan det også knyttes noe usikkerhet til hvor stor lasken må være for å kunne ta opp krefter på en gunstig måte. Det ses som en mulighet at laskens størrelse kan føre til at endringer i design må gjøres.

Kostnad

Også for denne løsningen kan det knyttes ekstra kostnader opp mot utvikling av en ny komponent.

Tabell 7 - Vurdering av laskeløsning

Kravspesifikasjon	Vekt [1-10]	Vurdering 1- 10 [10 er best]	Vektet vurdering
Kompleksitet	8	6	48
Bruk av standarddeler	5	5	25
Minst mulig risiko	10	5	50
Påvirkning av konstruksjonen	8	4	32
Kostnad	8	5	40
Sum			195

3.3.4. ENDELIG VURDERING

Resultatet fra vurderingen ble at løsningen som gikk ut på fordeling over flere tilkoblingspunkter ble vurdert best. For denne løsningen ble jevnt over alle kravspesifikasjonene vurdert bedre enn de andre.

Tabell 8 - Samlet vurdering av løsningene

Løsningsgruppe	Samlet vektet vurdering
Forsterkning av eksisterende løsning	190
Fordeling over flere bolter	255
Laskeløsning	195

Årsaken til at fordeling over flere bolter gikk ut som den best vurderte løsningen kan i stor grad forklares med plassproblematikken knyttet til dimensjonene til spelter socket. Både forsterkning av eksisterende løsning og laskeløsning krever bruk av en ny komponent med høy kapasitet for overgang mellom line til bolt.

Av vurderingene kan man også se at ingen av løsningene ble vurdert best på noen punkter. Dette skyldes hovedsakelig at alle løsningene krever videre utvikling.

Ved fordeling over flere bolter knyttes det noen problemer til anordning av linene. Denne problematikken ble tatt hensyn til under vurderingen i forhold til påvirkning av konstruksjonen.

I neste kapittel som omhandler optimalisering av lineplassering vil dette gjøres med utgangspunkt i en lineinnfesting med fordeling på flere tilkoblingspunkter.

For videre referering til løsningen brukes definisjonen innfestingsløsning og for hele gruppen av tilkoblingspunkter. Definisjonen tilkoblingspunkt brukes for de enkelte punktene der de delte vaierne er koblet til konstruksjonen.

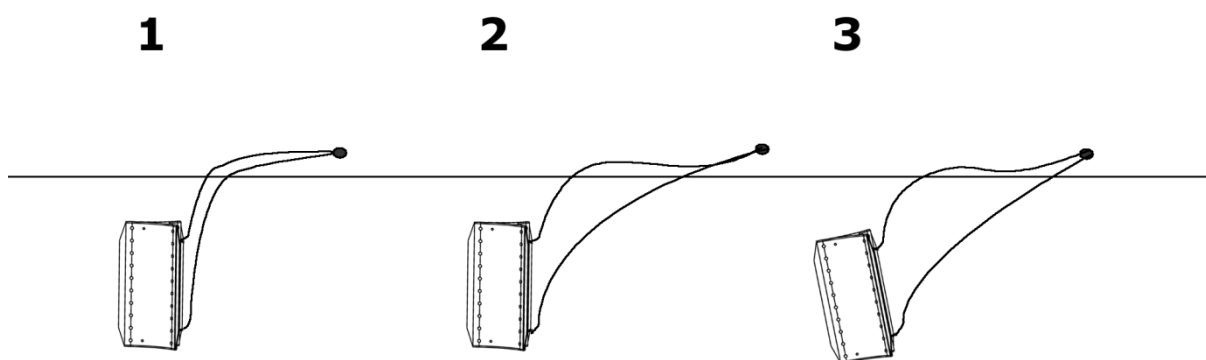
3.4. LINEANORDNING

3.4.1. PROBLEMBESKRIVELSER

Variasjon i retning på liner

Som tidligere forklart går forankringslinene gjennom frontplaten på ankeret før de festes. Retningen til forankringslinene vil være ulike ved forskjellige stadier ved alle monteringsmetodene. Dette fører til at ankeret må være konstruert for å ta opp krefter fra linene i ulike vinkler.

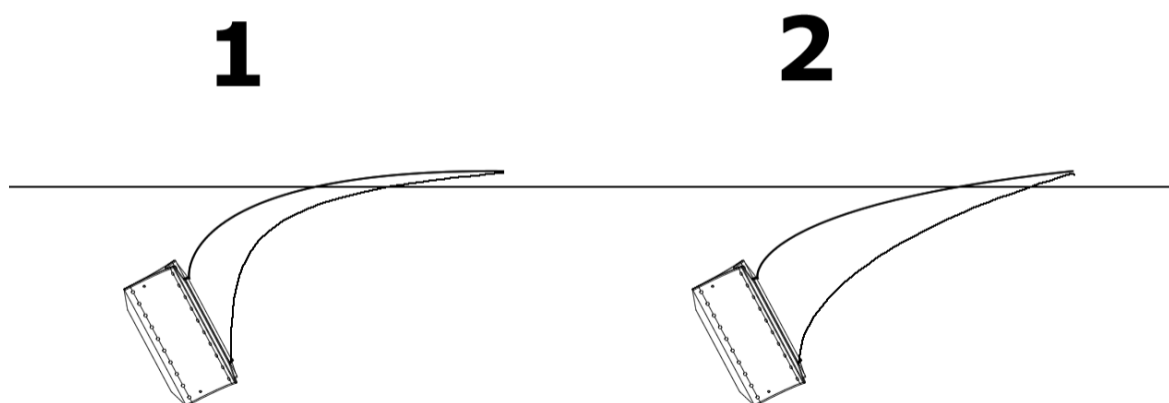
Variasjonen i retningen på linene er størst ved vertikal montering der ankeret trenger å bli rettet opp. På figur 30 er det illustrert hvordan linene vil ligge før og i starten av oppstrammingen.



Figur 27 - Figuren viser hvordan det antas at linene vil ligge før og under oppretning av anker. Figuren viser ikke et nøyaktig hendelsesforløp, men illustrerer hvordan retningen på linene i forhold til ankeret kan være under oppretningen

Ved stadie 1 er ankeret sluppet rett ned og linene er slappe. Ved stadie 2 har oppstrammingen begynt og den nederste linene har begynt å grave seg noe ned i tillegg til at den trekker på underdelen av ankeret. Ved stadie 3 har ankeret begynt å bevege seg og den nederste linene har gravd seg lenger ned i bunnen.

For pendelinstallering vil også retningen på linene variere, men trolig ikke like mye som for vertikal installering. På figur 28 er det illustrert hvordan linene antas å ligge rett etter montering og etter oppstramming.



Figur 28 - Figuren viser hvordan det antas at linene vil ligge før og etter oppstramming ved pendelinstallering. Figuren viser ikke nøyaktig hendelsesforløp

Ved stadie 1 er ankeret nettopp sluppet ned og linene ligger buet oppover som følge av motstanden i bunnmassen. Ved stadie 2 er linene strammet opp og har gravd seg noe lenger ned og linene er delvis rettet opp.

Disse variasjonene i linenes retning gjør at ankeret må være konstruert for å kunne ta opp krefter fra linene i ulike vinkler. For at dette skal løses på best mulig måte må følgende punkter vurderes:

1. Størrelse på hull i frontplaten
2. Utforming av hullene
3. Plassering av hull i frontplaten
4. Belastning på liner

Hvordan linene vil ligge i havbunnen er svært vanskelig å forutse uten å gjennomføre forsøk. Hvordan linene vil ligge vil være avhengig av flere faktorer:

1. Egenskapene til bunnmassen
2. Utformingen og dimensjon på liner
3. Hastigheten og vinkelen som ankeret har når den treffer bunnen

På nåværende tidspunkt er det ikke foretatt undersøkelser eller analyse for disse punktene. Det blir derfor gjort antagelser for de punktene som videre arbeid i denne oppgaven er avhengig av.

Montering av liner

Fartøyene som skal frakte ankerene ut til monteringssted kan ha med seg flere ankere og forankringsliner til disse. Det ses på som hensiktsmessig at påkobling av forankringsliner på ankeret kan gjøres med størst mulig letthet. Dersom noe av dette kan gjøres på land før ankret blir lastet på fartøyene ses dette også på som en fordel.

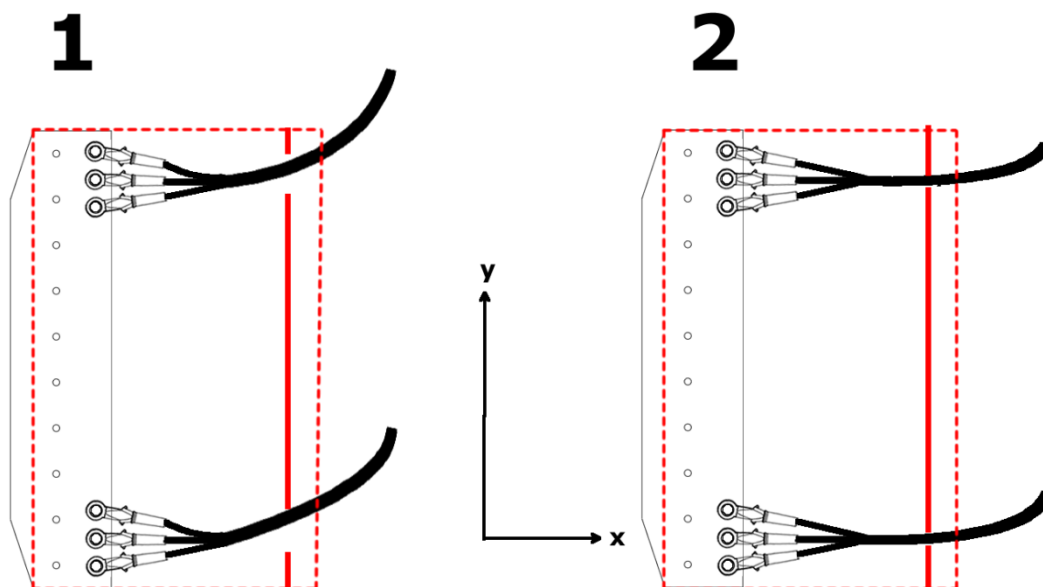
Deling av liner

I denne omgang ses det på muligheter for hvordan dette kan løses og det blir gjort en antagelse for løsning som videre optimalisering av innfestingen vil bygge på. En endelig løsning for dette, ses på som et punkt som må jobbes videre med og har behov for videre analyse og problemløsning.

3.4.2. LØSNINGSUTVIKLING

Størrelsen på hullene i frontplaten

For at ankeret skal kunne ta opp krefter fra linene i forskjellige retninger er det viktig at innfestingen av linene beholder sin kapasitet uavhengig av hvilken retning linene har. Hvorvidt innfestingen av linene beholder sin kapasitet uavhengig av linens retning avhenger av hullene i frontplaten. I figur 29 illustreres dette.



Figur 29 - Illustrasjon av hvordan hullene i frontplaten påvirker innfestingen. Her er antall festepunkter satt til tre som et eksempel. Slakken som er illustrert i linene er overdrevet av illustrasjonshensyn

I figur 29 er det satt opp to eksempler på hvordan hullene i frontplaten kan utføres I tilfelle 1 er hullene laget så store at forankringskabelen har rom til å bevege seg i y-retning. Problemet ved en slik løsning oppstår når linens retning varierer. I figuren er det illustrert hvordan det oppstår slakk i den øverste av de splittede kablene når kabelen blir dratt oppover. Dette vil føre til at belastningen på boltene blir ujevn og at noen av tilkoblingspunktene blir utsatt for en høyere belastning enn andre. Dette kan gjøre dimensjonering av forbindelsen mer utfordrende.

Ved å la hullene i frontplaten være av tilsvarende størrelse som forankringskabelen kan man unngå dette problemet. Hvis det utføres på denne måten vil belastningsfordelingen mellom boltene være tilnærmet lik uavhengig av lastsituasjon.. På denne måten kan hullene i frontplaten fungere som en trinse. Dette vil selvsagt føre til at det stilles krav til utformingen av hullene som kablene skal gå gjennom.

Utforming av hullene

Ved å la hullene være av tilsvarende størrelse som forankringskablene må det settes flere krav til disse. Disse må først og fremst være designet på en slik måte at slitasjen på linen blir minst mulig og at kraften i y-retning blir fordelt på en god måte uten å forårsake for store spenninger i frontplaten. Det antas at utformingen av hullene vil bestå av flere faktorer;

1. Retningen på hullet. Det er ikke gitt at hullet skal være vinkelrett på frontplaten.
2. Trykkpåvirket areal i hullet. Hullet skal kunne ta opp krefter i y-retning, det er derfor viktig at arealet i hullet som er i kontakt med kabelen er så stort at spenningene som oppstår ikke overstiger tillatt spenning for platen eller kabelen.
3. Slitasje på line. Det bør ikke være kontakt mellom skarpe kanter og kabelen. For stålvaier som skal være under havbunn er det krav til at kabelen er beskyttet med et plastlag (DNV-OS-E304 2009). Dersom det beskyttede laget skulle bli skadet kan dette skade integriteten på vaieren.
4. Design av trinsefunksjon. For at løsningen skal fungere på denne måten må hullene i frontplaten fungere som en trinsefunksjon.

Retningen på linene vil ha stor påvirkning på overnevnte faktorer. Ved ulike vinkler vil kraften fra linen på frontplaten variere. Retningen på hullet vil i tillegg avhenge av hvordan innfestingen av kablene er gjort på konstruksjonen.

Utformingen av hullene kan derfor ses som avhengig av at en innehar kunnskap om hvordan linene vil ligge. Dette vil være en problemstilling som må løses fullstendig etter forsøk. For videre arbeid i denne oppgaven antas det derfor at hullene i frontplaten er tilpasset innfestingsløsningen etter punktene som er nevnt.

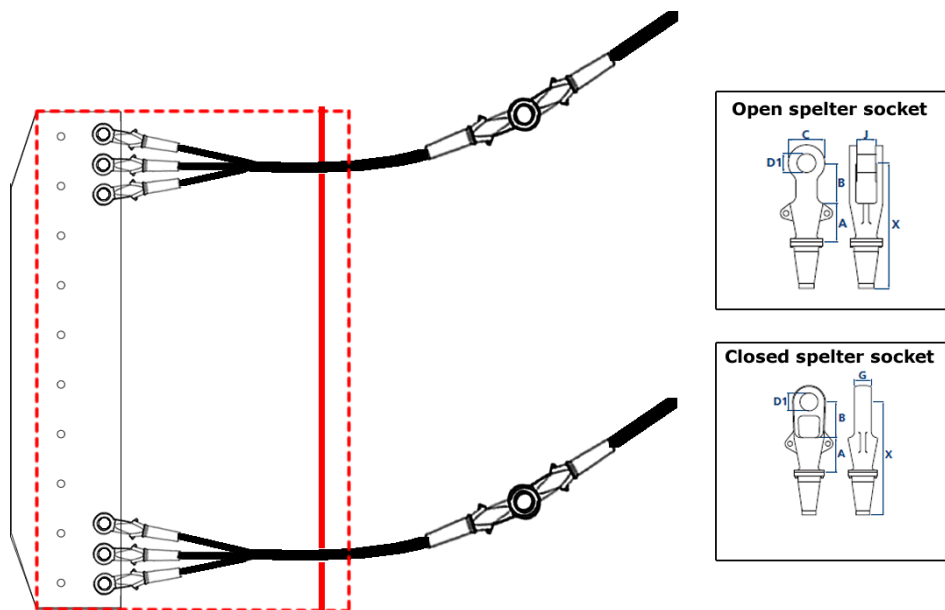
Plassering av hullene i frontplaten

Plasseringen av hullene bestemmes av hvor og hvordan tilkoblingen av linene er gjort på konstruksjonen i tillegg til hvordan linene vil ligge utenfor ankeret. Plasseringen av hullene vil også påvirke spenninger som oppstår i line og i frontplaten. En nøyaktig plassering av hullene antas derfor at også vil være avhengig resultater fra forsøk. For videre beregninger i denne oppgaven gjøres det en forenkling ved å si at tilkoblingspunktene er symmetrisk om en linje trukket fra senter i hullet i frontplaten. Da plasseringen av hullene i frontplaten også er avhengig av plasseringen av innfestningen videre føres antagelsen fra tidligere at innfestningspunktene bør plasseres lengst mulig fra hverandre for å sikre stabilitet under montering.

Belastning på line og monteringshensyn

Dersom hullene i frontplaten skal være like stor som vaieren som skal gjennom vil det være svært vanskelig å få spelter socket gjennom de samme hullene. Påmontering av spelter socket på ankerhåndteringsfartøyet vil trolig ikke lønne seg.

For å gjøre påkoblingen av forankringsliner effektivt på ankerhåndteringsfartøy ses det derfor som hensiktsmessig å dele vaieren som går fra koblingspunktet og til ankeret i to deler. Den ene delen blir montert på ankeret før transport ut til utplasseringssted mens den andre blir påmontert på ankerhåndteringsfartøyet før utplassering. På figur 30 vises hvordan de to delene av linene kan kobles sammen.



Figur 30 - Illustrasjon av linetilkobling. Innfelte bilder av open og closed spelter socket er hentet fra (Vryhof Anchors 2010)

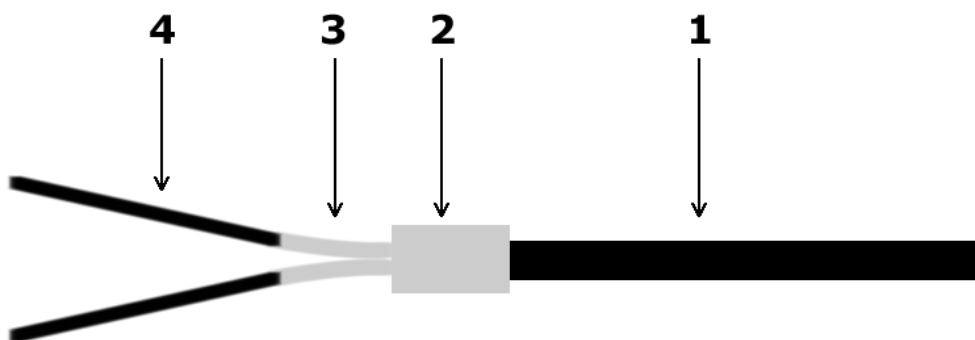
For å koble de to delene sammen kan det brukes to spelter socket som vist på figuren. Da det i tillegg vil være en belastning på selve linene i hullene i frontplaten regnes det med at det må utarbeides en løsning for hvordan linene kan beskyttes i dette punktet.

Overgang fra en til flere liner

Hvor overgangen fra en til flere liner skal være antas å måtte være innenfor frontplaten. Dette begrunnes med at dersom overgangen skjer på utsiden av frontplaten vil belastningen mellom de delte linene ikke være likt fordelt og kan føre til at enkelte tilkoblingspunkter må ta opp en mye større last enn de andre. Begge måtene for overgang fra én til flere liner som er beskrevet videre krever en komponent i overgangen. Det ble først sett på som en mulighet å kombinere denne med forsterkning av kablen i hullene i frontplaten. Ved å gjøre dette oppstår likevel et annet problem. Dersom det plasseres en komponent som ikke kan gli rundt hullet kan belastningen på frontplaten bli meget stor og kan føre til skade.

Det antas at overgangen fra en til flere liner kan gjøres på to måter; splitting direkte eller ved bruk av en overgang.

Den første måten vil være å splitte kablen direkte. Dette vil kreve at sammensettingen av kablen tillater dette. I punktet hvor kablen splittes må det i tillegg monteres en forsterkning som hindrer at vaieren splittes lengre ut ved belastning. For å hindre at bøyingsradiusen til de splittede linene blir mindre enn tillatt under belastning kan det være nødvendig å forsterke linene den første delen etter splitten. På figuren under illustreres direkte splitting av kabler.

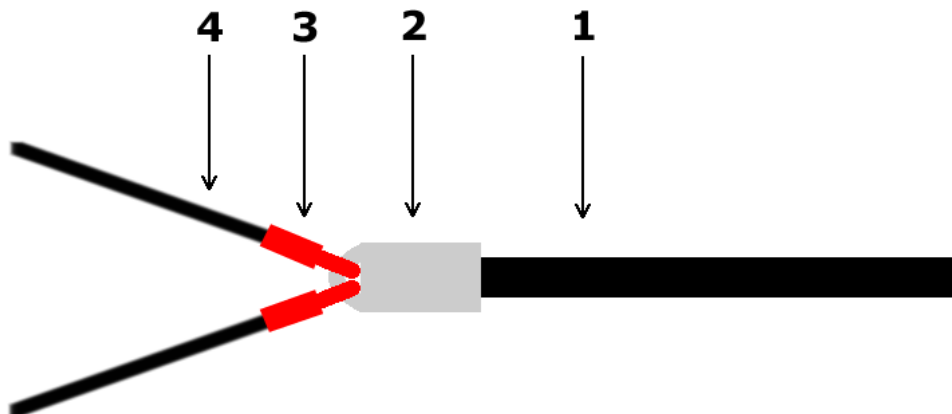


Figur 31 - Direkte splitt av line

På figur 31 er direkte splitting av kabler illustrert. Punktene nummerert på figuren er forklart under:

1. Line som kommer inn i konstruksjonen
2. Punkt for splitting av kabel med forsterkning
3. Forsterkning av splittede liner
4. Splittede liner på vei mot tilkoblingspunkter

Den andre måten å gjøre en overgang fra en til flere liner er å bruke et mellomledd mellom forankringslinen og linene som skal festes til konstruksjonen. Denne løsningen kan riktignok by på utfordringer i forhold til å få plass til komponentene i konstruksjonen. På figur 32 er denne løsningen illustrert.



Figur 32 - Overgang til flere liner ved bruk av overgang

På figuren ovenfor er overgang ved mellomledd illustrert. Punktene nummerert på figuren er forklart under.

1. Line som kommer inn i konstruksjonen
2. Mellomledd
3. Komponent for overgang til line
4. Line på vei mot tilkoblingspunkter

Komponentene som kreves for å sette sammen overgangen fra en til flere liner ved å bruke et mellomledd vil ta stor plass. Mellomleddet vist som nummer to i figur 32 i tillegg til leddet vist som nummer 3 i samme figur vil trolig ta opp mer plass enn det er mellom bakvingen og frontplaten. Denne antagelsen er basert på informasjon om dimensjoner for vaiersokket med kapasitet overstigende 1600 tonn (Vryhof Anchors 2010).

Det velges derfor å gå ut fra at splitting av kableen direkte vil være den beste løsningen for overgangen fra en til flere liner. Utarbeiding av en endelig løsning for splitting av liner vil ikke bli behandlet i denne oppgaven. For videre utregninger i denne oppgaven antas det derfor at direkte splitting av line vil være metoden brukt for overgangen og begrensninger som følger med denne løsningen må tas hensyn til.

3.5. VURDERING

Ved den opprinnelige løsningen av innfesting av forankringslinene ble kreftene fordelt på konstruksjonen ved bruk av én bolt per innfesting. Ved tidligere arbeid ble det ikke tatt hensyn til størrelsen på komponenten for overgangen mellom line og bolt. Dersom det skulle vært mulig å få festet forankringslinen til konstruksjonen med denne løsningen måtte store deler av designet til DLTA blitt endret.

Løsningen som ble vurdert som det beste alternativet var å dele linene etter den har kommet gjennom frontplaten og deretter fordele belastningen over flere punkter. Ved denne løsningen antas det at det vil være mulig å plassere komponenter for overgang mellom line og bolt i konstruksjonen samtidig som kapasiteten er opprettholdt. Allikevel fører løsningen til andre utfordringer det må tas hensyn til.

Disse utfordringene er likevel antatt lettere å løse enn eventuelle andre som ville oppstått dersom det hadde vært valgt å gå videre med en av de andre løsningene. Det bemerkes at de fleste av utfordringene beskrevet måtte ha blitt løst uavhengig av hvilken løsning som hadde blitt valgt.

Flere av problemene er antatt å måtte undersøkes videre ved forsøk eller analyser som ikke blir gjort her. For å kunne vurdere løsningen videre ble det derfor sett på som nødvendig at det ble gjort antagelser for faktorene som krever videre arbeid.

Det er to antagelser som vil ha betydning for videre arbeid i denne oppgaven. Den første er plasseringen av hullene og den andre er metoden for overgangen fra én til flere liner. Antagelsen av plassering for hullene for linene regnes å være nært det som vil være optimalt da dette fører til en symmetrisk fordeling av lasten over de ulike tilkoblingspunktene.

For overgangen fra en til flere liner kan det derimot knyttes større usikkerhet. Ved å splitte kablen direkte er en avhengig av at bøyeradius for de mindre linene ikke går under hva som er tillatt. Dette fører til at tilkoblingspunktene må plasseres nærmere hverandre. Dette kan igjen påvirke kapasiteten til innfestingen. Dersom det brukes en overgang er en ikke avhengig av tillatt bøyeradius, men det knyttes stor usikkerhet til plassbehovet til komponentene som trengs til dette. Det ble derfor valgt å ta utgangspunkt i direkte splitting av liner. Dersom det på et senere tidspunkt viser seg at det er mulig å plassere en løsning med overgang, er denne fortsatt kompatibel med innfestingen som er designet med hensyn på direkte splitting av kabler.

4. OPTIMALISERING AV INNVESTING

4.1. HENSIKT

For optimalisering og dimensjonering av innfestingsløsningen kan det ses på to måter å gjøre dette:

1. Bruk av standardkomponenter for overgangen mellom line og bolt
2. Bruk av spesialdesignede komponenter for overgang mellom line og bolt.

Det ses på som hensiktsmessig å vurdere om standardkomponenter for overgang mellom line og bolt vil være egnet for forbindelsen, før utvikling av en spesialdesignet komponent blir gjort.

Ved bruk av standardkomponenter vil det gjelde begrensninger i forhold til dimensjonene på komponentene. Komponentene som skal brukes må få plass i rommet mellom bakvinge og sideplater samtidig som krav til hullkantavstander er oppfylt.

Endringer i dimensjonene på ankeret blir ikke foretatt, men dersom utregninger eller FEM-analyse avdekker enkelte problemer vil dette bli beskrevet i vurderingen i slutten av kapitlet.

For å se om bruk av standardkomponenter er en egnet løsning undersøkes det hvilke komponenter som vil passe i konstruksjonen og om kapasiteten til forbindelsen med disse komponentene vil være tilfredsstillende.

Dersom bruk av standardkomponenter viser seg å fungere til løsningen blir disse foreløpig implementert i konseptet.

4.2. FREMGANGSMÅTE

For å dimensjonere innfestingsforbindelsen brukes prinsippene gitt i Det Norske Veritas's standard for *Design of offshore steel structures* (DNV-OS-C101 2008). For sammenføyningsforbindelser er det her referert til Eurocode 3 som en godkjent fremgangsmåte for dimensjonering av boltede forbindelser. Det velges derfor å bruke Eurocode 3 for kontrollere kapasiteten til forbindelsen. For aspekter som vurderes til å ikke dekkes tilfredsstillende ved Eurocode 3 blir tradisjonelle metoder brukt.

For å finne det optimale antall tilkoblingspunkter og dimensjoner på disse blir følgende arbeidsgang brukt.

1. Vurdering av dimensjoner til spelter socket

For å kunne avgjøre hvor store dimensjoner av spelter socket som kan brukes blir det gjort en vurdering av hvilke som kan få plass i konstruksjonen.

2. Valg av antall og plassering av tilkoblingspunkter

Antall tilkoblingspunkter vil være avhengig av hva som vil føre til en mest mulig optimal plassering av innfestningene samtidig som at kapasiteten er opprettholdt. Det vil bli gjort en vurdering av dette og det blir tatt et utgangspunkt for videre beregninger.

3. Beregning av lastfordeling på forbindelsen

Avhengig av hvor boltene blir plassert vil lastfordelingen variere. I tillegg vil antall tilkoblingspunkter også være avgjørende for lastfordelingen.

4. Kapasitetstest og valg av foretrukket løsning

Her vil de komponentene som er funnet til å passe i konstruksjonen testes mot den dimensjonerende belastningen. Ut i fra resultatene velges det så en løsning som undersøkes videre.

5. FEM-analyse av løsning

Etter at antall bolter og dimensjoner på disse er valgt foretas det en FEM - analyse av innfestingen. Dette gjøres for å avdekke eventuelle spenningskonsentrasjoner og for å vurdere kapasitetstesten. Dersom det avdekkes eventuelle problemer med innfestingen blir disse kommentert og forsøkt løst dersom dette ses hensiktsmessig.

6. Dynamisk analyse

Det blir så foretatt en dynamisk analyse av innfestingen med bakgrunn i det dimensjonerende tilfellet for dynamisk belastning gitt i kapittel 2.

7. Vurdering

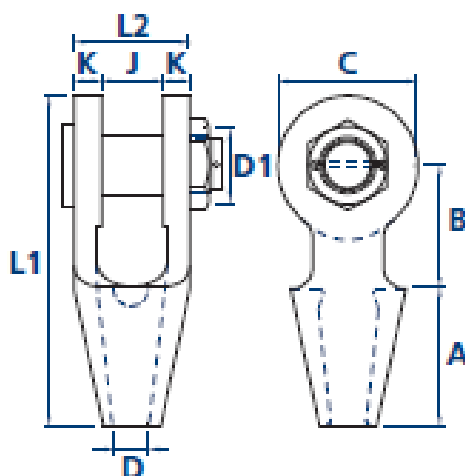
Til slutt foretas det en vurdering av hvorvidt bruk av standardkomponenter vil være hensiktsmessig eller om det i videre arbeid bør ses på utvikling av en spesialdesignet komponent. Det vil også bli vurdert om eventuelle endringer i designet bør foretas.

4.3. VALG AV DIMENSJONER FOR SPELTER SOCKET

4.3.1. FORKLARING

Antall innfestingspunkter som lasten skal fordeles på avhenger av at komponentene som skal festes til konstruksjonen passer. Årsaken til dette er at spelter socket som nevnt tidligere er overgangen mellom vaier og konstruksjon, vil variere i størrelse etter kapasitet. Dette gjør at valget av spelter socket er begrenset av tilgjengelig plass i konstruksjonen.

Spelter socket finnes i flere varianter etter bruksområde. Da begrensningen av plass i konstruksjonen er en faktor tas det utgangspunkt i at mindre størrelse på socket er en fordel. GN Rope Fittings (GN Rope Fittings 2011) produserer tilkoblingskomponenter til flere ankerprodusenter. GN produserer en mindre høykapasitets socket, type S02. Denne er vist på figuren under.



Figur 33 - Spelter socket type S02

(Vryhof Anchors 2010)

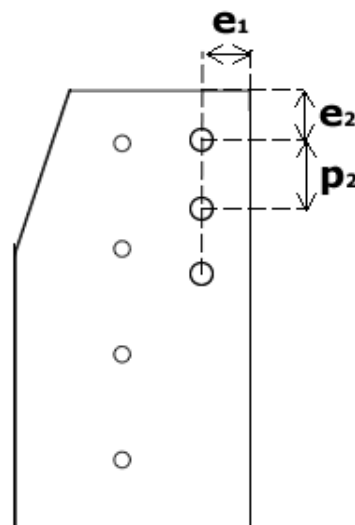
Denne socketen produseres med en kapasitet varierende fra 3-1600 tonn. Det antas at dimensjonene på denne vil være representativ for en endelig komponent som kan brukes for DLTA. Det tas derfor utgangspunkt i denne. Utfyllende informasjon angående mål i forhold til kapasitet for type S02 er lagt i vedlegg 5.

4.3.2. DIMENSJONERENDE KRITERIER FOR SPELTER SOCKET

For å kunne bestemme hvilken dimensjon av socketen som kan brukes må det undersøkes hvilke krav det settes til størrelsen av denne. Disse er forklart i etterfølgende avsnitt.

Krav til avstander mellom bolter og fra bolt til platekanter

Bolten som går gjennom spelter socket, bakvinge og sideplater må være plassert slik at den oppfyller minstekrav til avstander mellom bolter, og fra bolt til kant på platene. Disse avstandene er illustrert på figur 34.



Figur 34 - Illustrasjon av kantavstander og avstand mellom bolter på bakvingen

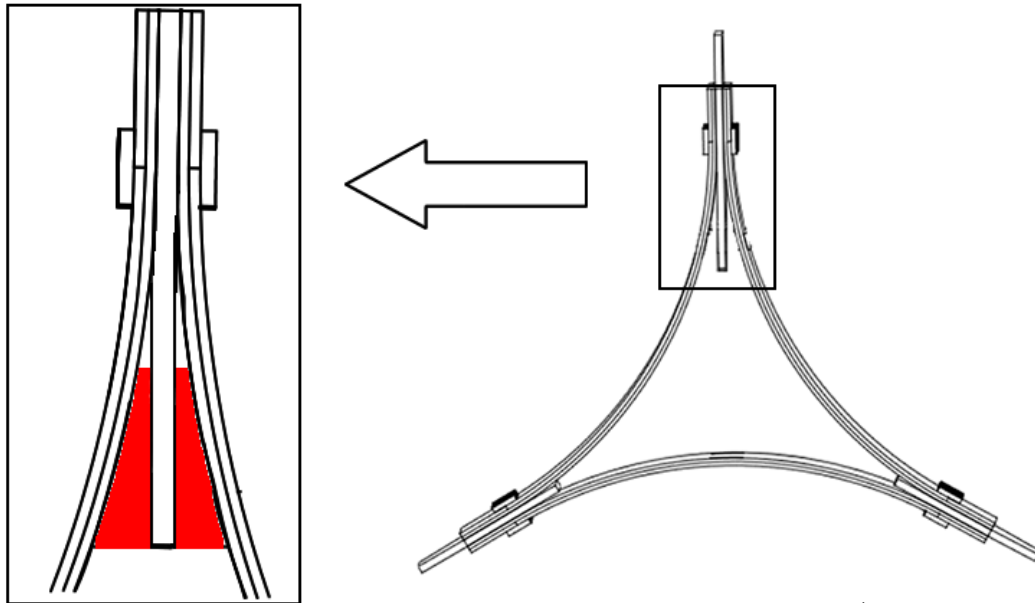
I henhold til Eurocode3 er minimumskravene for disse avstandene gitt som funksjon av hulldiameter (Eurocode 3 Part 1-8 2005).

Tabell 9 - Minimumskrav bolteavstander for pin connections

Avstand	Krav
e_1	$1,2*d_0$
e_2	$1,2*d_0$
P_2	$2,5*d_0$

Plass mellom bakvingen og sideplater

Spelter socket som brukes må ikke være større enn at den får plass mellom bakvingen og sideplatene. Begrensningene på plassen for spelter socket er illustrert med rød farge i figur 35.

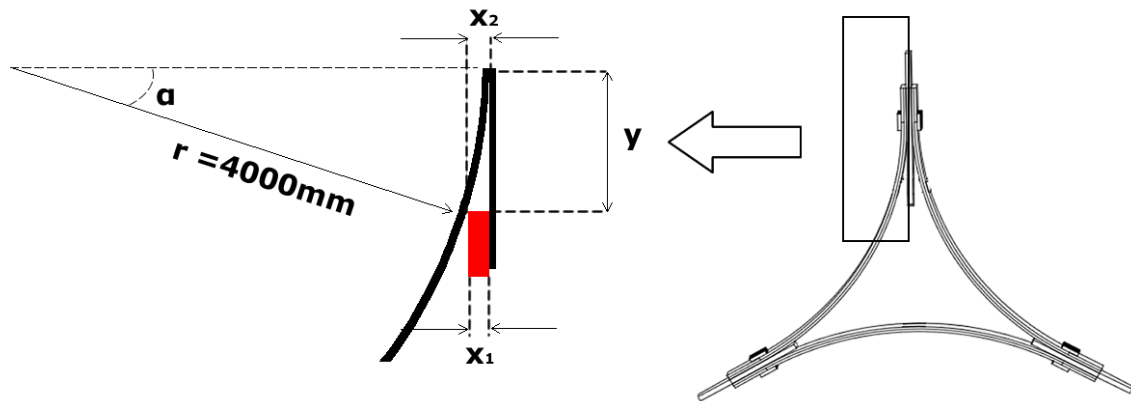


Figur 35 - Illustrasjon av plassbegrensingen til spelter socket.

Denne plassen kan utvides ved at bakvingen forlenges, men dette ses på som en ulempe da det vil føre til økt drag og friksjon i bunnmasser ved montering. Som nevnt i kommentaren til valgt mål i innledningen tas det utgangspunkt i dimensjoner satt i tidligere arbeid, da endringer som foretas i forhold til et fagområde vil ha påvirkninger på ankerets egenskaper innenfor andre fagområder.

4.3.3. DIMENSJONER FOR SPELTER SOCKET

For å finne ut hvilke dimensjoner for spelter socket som kan benyttes settes variablene opp først. Disse er vist i figuren under.



Figur 36 - Illustrasjonen viser plassbegrensningen for spelter socket

Illustrert med rødt på figuren er plassen mellom bakvingen og sideplatene som spelter socketen ikke må overstige. I punktene under er variablene som brukes i denne utregningen forklart.

Tabell 10 - Variabler brukt i plassutregningen for spelter socket

Variabel	Forklaring
y	Avstanden mellom starten på buen i sideplaten til enden på spelter socket når krav til hullkantavstander er oppfylt.
x_1	Klaringen mellom bakvinge og sideplate som spelter socket trenger når kravene til hullkantavstander er oppfylt ved avstanden y .
x_2	Den faktiske klaringen mellom bakvinge og sideplate ved avstand y .
α	Vinkelen på buen på sideplaten fra buens start til avstanden y .
$t_{bakvinge}$	Er tykkelsen på bakvingen. Dette er 70mm i likhet med alle plater brukt i konstruksjonen.
$r_{sideplate}$	Er radien til buen på sideplaten.

For at spelter socket skal få plass må x_1 være mindre enn x_2 . x_1 er gitt ved:

$$x_1 = K + 0,5 * J - 0,5t_{bakvinge}$$

Formel 3

Hvor:

K og J er variabler gitt i figur 33

t er tykkelsen på bakvingen

x_2 er gitt ved:

$$x_2 = r_{sideplate} - r_{sideplate} * \cos(\sin^{-1} \frac{y}{r_{sideplate}})$$

Formel 4

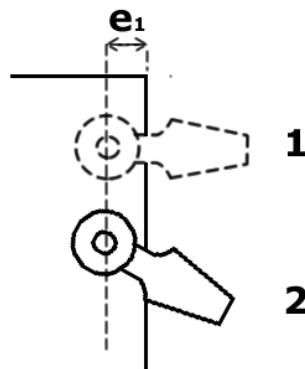
Utrekningen av hvilke spelter socket som tilfredsstillers kravet $x_1 < x_2$ er blitt foretatt i Excel. Denne utregningen ligger i vedlegg 24.

Resultatet fra disse utregningene var at spelter socket med kapasitet fra 125 til 520 tonn vil få plass i konstruksjonen.

4.4. VALG AV ANTALL OG PLASSERING AV TILKBOLINGSPUNKTER

4.4.1. PLASSERING AV TILKOBLINGSPUNKTSPUNKTER

I figur 34 er avstandene som innfestingen må forholde seg til illustrert. Avstanden e_1 er avstanden fra senter av hullene i bakvingen og til kanten i kraftretningen. Dersom spelter socket hadde stått parallelt med kraftretningen kunne denne avstanden ha blitt satt til målet B som vist i figur 33. Da spelter socket skal stå i en vinkel må denne avstanden være mindre. Dette er illustrert i figuren under.



Figur 37 - Illustrasjon av retning av spelter socket

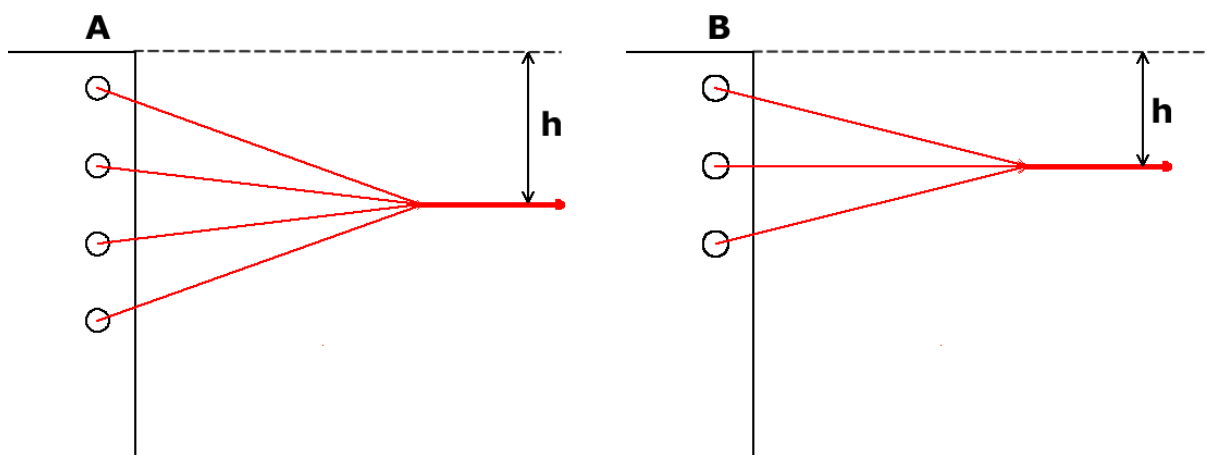
Dette vil gjelde spesielt for det øverste og det nederste tilkoblingspunktet. For å ta høyde for at spelter socket skal ha mulighet til å stå i en slik vinkel settes avstanden e_1 rett over kravet fra Eurokode 3, $1,3*d_0$.

Som tidligere nevnt er det sett som fordelaktig at de to innfestningene er plassert lengst mulig fra hverandre for å sikre stabilitet under fall. Avstanden p_2 som vist på figur 34 settes lik minstekravet fra Eurocode3, $2,5*d_0$ for å ta hensyn til dette.

Avstanden e_2 som er avstanden fra det øverste boltehullet til toppen av bakvingen settes også lik minimumskravet. Dette begrunnes med samme argument som for p_2 . Dersom det i de videre utregninger eller analyser viser seg at denne avstanden blir for liten antas det at denne kan økes uten de helt store utfordringene.

4.4.2. VALG AV ANTALL TILKOBLINGSPUNKTER

Avstanden mellom de to innfestingene er avhengig av både størrelse på bolter og antall tilkoblingspunkter. Dette fører til at antallet bolter burde være færrest mulig og størrelsen på boltene bør være minst mulig samtidig som kapasiteten er opprettholdt. Løsningen må derfor bli et kompromiss. Bruk av mindre bolter vil føre til at det vil være behov for flere tilkoblingspunkter.



Figur 38 - Illustrasjon av avstand til toppen av ankeret som følge av antall tilkoblingspunkter

Når kravene til minste bolteavstander som er vist i tabell 9 er møtt, vil allikevel antall tilkoblingspunkter ha en større påvirkning på avstanden h som er vist på figur 38. For å bestemme antall tilkoblingspunkter tas det utgangspunkt i kapasiteten til de spelter socket som ble funnet å passe.

Kraften som innfestingen skal dimensjoneres mot er som vist i kapittel 2 lik $1,5945 \cdot 10^7$ N. Ved først å anta at kraften vil fordele seg likt over tilkoblingspunktene og ikke ta hensyn til eventuelle vinkler på linene kan det først regnes ut hvor mange tilkoblingspunkter som det er behov for med utgangspunkt i kapasiteten til de ulike spelter socket.

Ved å ta utgangspunkt i krav til bolteavstander kan minimumsavstanden for h regnes ut for forbindelser basert på de ulike spelter socket.

Resultatene fra denne beregningen er vist i tabell 11 og er gitt i vedlegg 24.

Tabell 11 - Utregning av h som anvist i figur 38

Kapasitet socket	Behov tilkoblingspunkter (Antall)	Minimum h (mm)
150	11	1 001,0
200	8	801,8
260	7	827,7
280	6	764,7
360	5	768,4
450	4	671,5
480	4	704,8
520	4	738,5

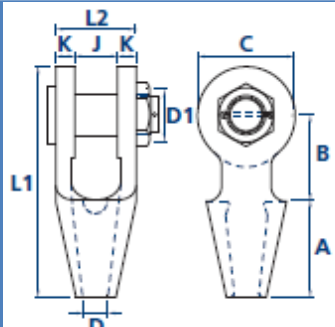
Av tabellen kan det ses at ved å bruke en forbindelse basert på 4 tilkoblingspunkter vil avstanden h være minst.

Forskjellen i h vist for de ulike forbindelsene er ikke meget stor for fire til seks tilkoblingspunkter. Det kunne vært begrunnet at en forbindelse med fem til åtte punkter også ville vært tilfredsstillende i forhold til avstanden h, men det dukker opp et annet problem ved bruk av mindre versjoner av spelter socket.

Avstanden J som er vist på figur 33 minker i takt med kapasiteten til spelter socket. Ved en mindre J vil dette føre til at en større andel av kraften fra bolten vil bli fordelt på bakvingen. At avstanden e_1 settes lik $1,3d_0$ forsterker dette ytterligere. Dette blir illustrert ved senere utregninger av kraftfordelingen på de tre platene.

På grunnlag av det som er forklart antas det derfor at å ta utgangspunkt i fire tilkoblingspunkter vil være den beste fremgangsmåten for optimalisering av forbindelsen. Videre blir kapasiteten til forbindelsen analysert ved bruk av de tre spelter socket som var tilpasset en løsning basert på fire tilkoblingspunkter. Dimensjoner på disse er vist i tabell 12.

Tabell 12 - Dimensjoner for spelter socket

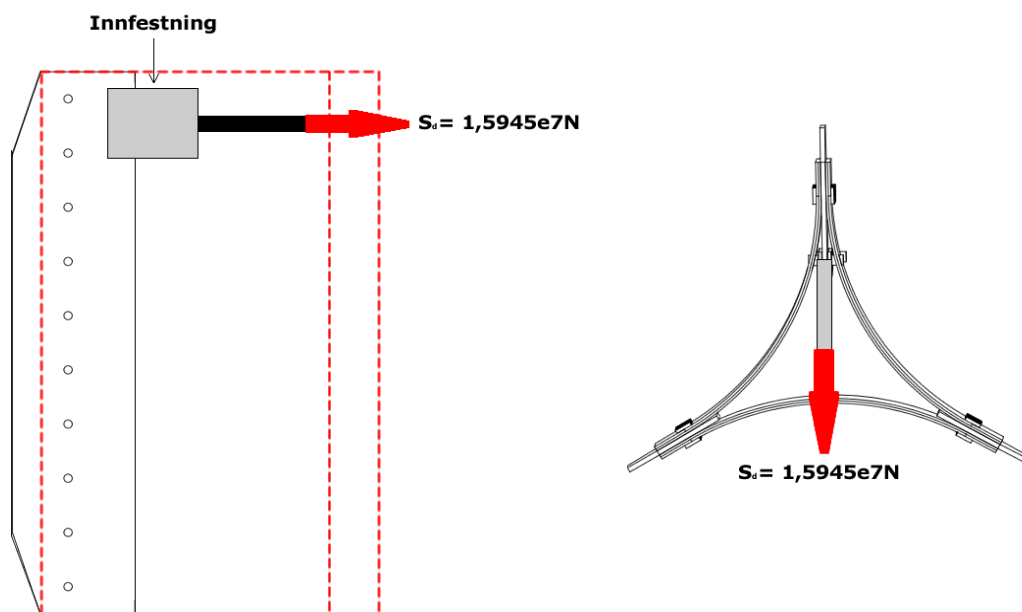
	Kapasitet [Tonn]	A [mm]	B [mm]	C [mm]	D1 [mm]	J [mm]	K [mm]
	450	248	273	264	121	127	60
480	279	279	276	127	133	73	
520	305	286	284	133	146	76	

Ved videre referanser til spelter socket blir modellen nevnt i forhold til kapasitet.

4.4.3. LASTTILFELLE

I kapittel 2 ble den dimensjonerende last for ankerkonstruksjonen satt til å være at det ene innfestningspunktet for forankringslinene skulle kunne ta opp hele lasten. I tilfellet der ankeret må ta opp hele kraften på det ene innfestningspunktet kan det oppstå variasjoner som påvirker fordelingen av krefter. Disse variasjonene kommer av at vinkelen på forankringslinen varierer slik at hullet i frontplaten må ta opp en del av y-komponenten av kraften som virker fra forankringslinen.

For å vurdere kapasiteten til forbindelsen er det derfor nødvendig å se på det tilfellet som skaper den største påkjenningen. Den største påkjenningen vil oppstå da hele kraften fra linen vil virke i x-retning. Ved dette tilfellet vil hullet i frontplaten ikke være belastet og dermed må hele kraften bli tatt opp i innfestningspunktet. Illustrasjon av dimensjonerende lasttilfelle er vist i figur 39.

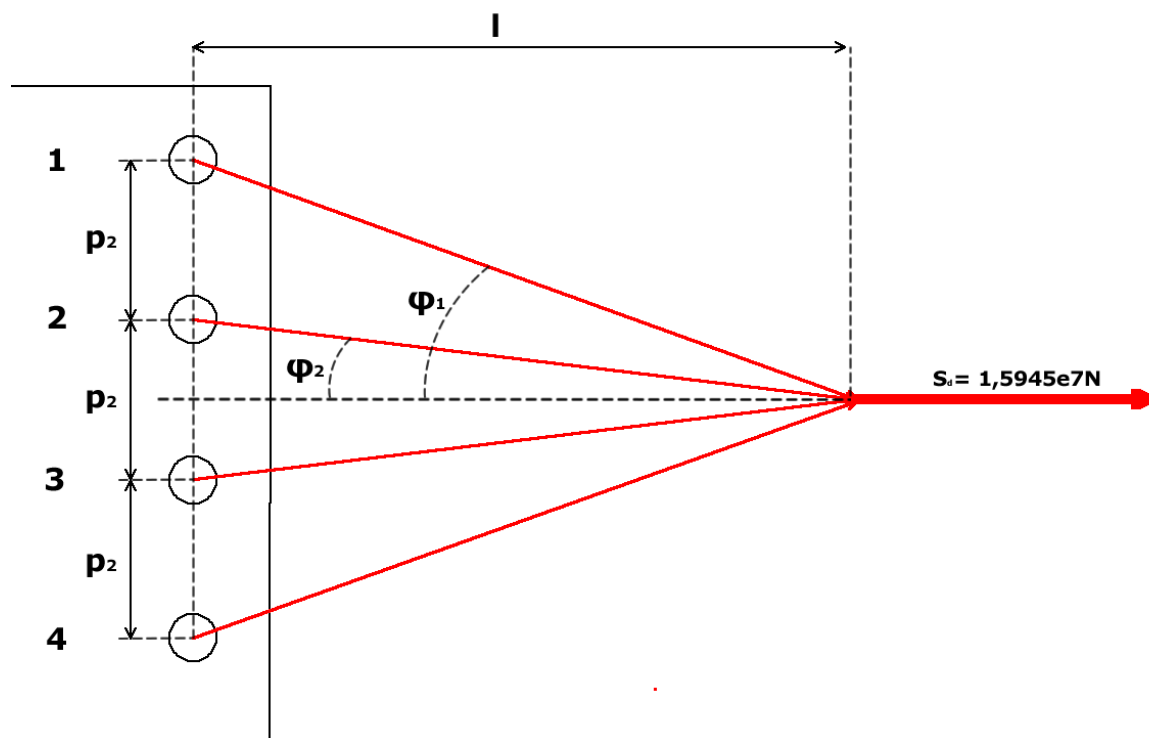


Figur 39 - Illustrasjon av dimensjonerende last. Innfestningspunktet er illustrert med et grått rektangel da antall innfestningsbolter ikke er beregnet

4.4.4. FORDELING AV KREFTER

Mellom punktene

Innfestingen vil bestå av fire tilkoblingspunkter der hver del av den splittede vaieren vil kobles på en spelter socket, som igjen er festet til bakvingen og de to sideplatene. Fordelingen av krefter vil riktignok ikke være lik mellom de fire tilkoblingspunktene. Denne fordelingen vil avhenge av vinkelen på linene som går til hvert punkt. På figur 40 er dette vist.



Figur 40 - Illustrasjon av kraftfordelingen mellom tilkoblingspunktene med nummerering

Kraften vil være lik for tilkoblingspunkt 1 og 4 og for 2 og 3. Vinklene φ_1 og φ_2 vil variere etter avstanden l , som er den horisontale avstanden fra bolteraden til punktet der kableen splittes, i tillegg til hvilken dimensjon på spelter socket som blir valgt da dette påvirker tillatt avstand mellom boltene. Da det ikke er avgjort hvilke dimensjoner som vil gjelde for komponentene som behøves for overgangen fra en til flere liner antas det en verdi for avstanden l . Derfor settes l lik halve avstanden mellom bakvingen og frontplaten. Årsaken til dette er at desto kortere avstanden fra delingen av forankringskableen til bakvingen jo større vil kreftene som virker på tilkoblingspunktene være. Å sette l lik denne avstanden anses å være på den konservative siden.

Det antas at det da er tatt hensyn til eventuelle krav til plass for komponenter som er nødvendig for splittingen av line.

Fordelingen av krefter på de ulike boltene med de forskjellige spelter socketer blir da som vist i tabell 13.

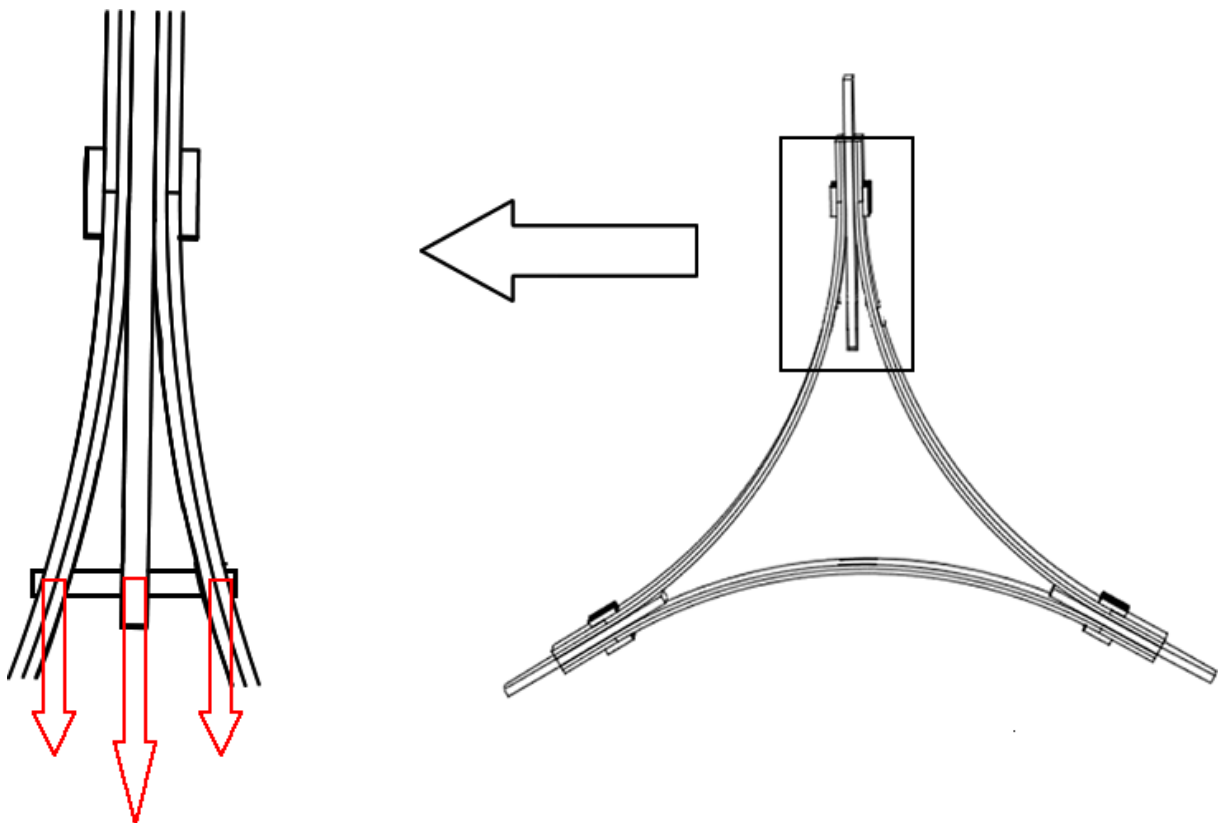
Tabell 13 - Kraftfordeling på linene

Spelter socket	Kraft line 1 og 4 [N]	Kraft line 2 og 3 [N]
450 tonn	$4,48 * 10^6$	$4,04 * 10^6$
480 tonn	$4,53 * 10^6$	$4,05 * 10^6$
520 tonn	$4,58 * 10^6$	$4,06 * 10^6$

Utregningen til denne tabellen er gjort i Excel og ligger i vedlegg 15.

Mellom platene

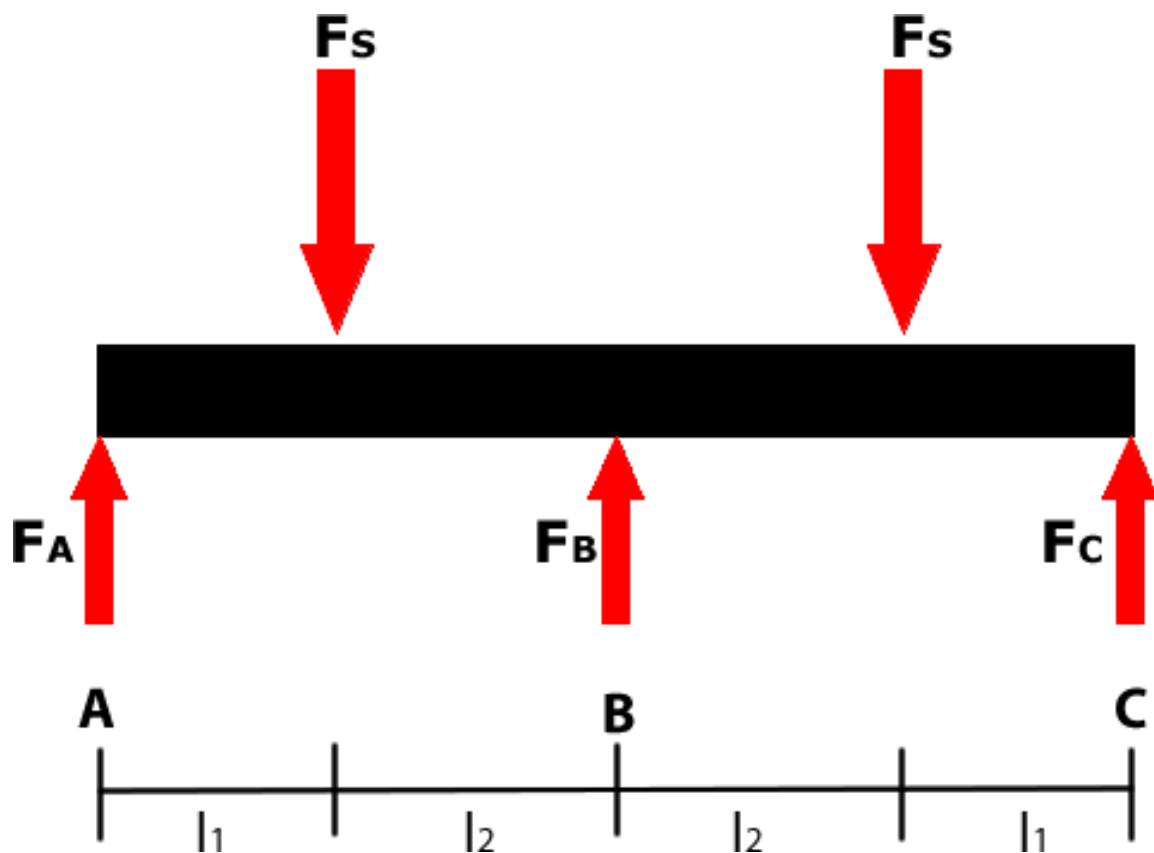
Hver innfestingsbolt går gjennom bakvingen og sideplatene og fordeler kreftene fra sin line på disse. Belastningen på disse tre platene er ikke lik. Dette skyldes i hovedsak at kreftene velger stiveste vei først. I dette tilfelle betyr det at belastningen på bakvingen vil være størst. Dette er illustrert på figur 41.



Figur 41 - Illustrasjon av kraftfordeling fra innfestingsbolt. Kraftene er her illustrert med røde piler på utsnittet til venstre

I kapasitetsanalysen som ble foretatt i tidligere arbeid måtte denne fordelingen av krefter bestemmes for den tidligere løsningen. Det ble der sett på to ulike måter å vurdere dette. Den ene var å se på bolten som en statisk ubestemt bjelke med tre opplager og to punktlaster. Den andre var å modellere bolten i ANSYS ved hjelp av et PIPE16 element og hente ut kreftene derfra. Konklusjonen fra dette arbeidet var at å bruke ANSYS for å finne kreftene ville gi den beste tilnærmingen (Edvartsen 2010).

Bolten settes opp i ANSYS som vist på figur 42.



Figur 42 - Illustrasjon av oppsett av ANSYS-modell

Punktene på illustrasjonen er forklart i tabell 14.

Tabell 14 - Forklaring av variabler brukt for analyse av bolter

Variabel	Forklaring
A og C	Opplagringspunktet i sideplatene
B	Opplagringspunktet i bakvingen
F_A, F_B og F_C	Opplagerkreftene i de respektive opplager
F_S	Kraften som virker på bolten fra hver av armene på spelter socket
l_1	Avstanden mellom opplagringspunkt i sideplaten og armen til spelter socket
l_2	Avstanden fra armen til spelter socket til opplagringspunktet i bakvingen

Det antas her at spelter socket er sikret slik at den ikke beveger seg langs bolten. Avstanden l_1 og l_2 vil variere etter hvilken spelter socket som blir brukt. Dette skyldes at da hullet i bakvingen må plasseres nærme kanten for de mindre spelter socket øker avstanden mellom bakvingen og sideplatene.

Fra ANSYS-analysen hentes verdiene for F_A , F_B og F_C . I tillegg hentes maks moment fra analysen for bruk til videre beregninger. Alle resultater fra analysen er gitt i vedlegg 15.

Tabell 15 - Opplagerkrefter

Spelter socket	Tilkoblingspunkt	F_A [N]	F_B [N]	F_C [N]
450 tonn	1 og 4	$7,14 \cdot 10^5$	$3,05 \cdot 10^6$	$7,14 \cdot 10^5$
	2 og 3	$6,44 \cdot 10^5$	$2,76 \cdot 10^6$	$6,44 \cdot 10^5$
480 tonn	1 og 4	$8,68 \cdot 10^5$	$2,79 \cdot 10^6$	$8,68 \cdot 10^5$
	2 og 3	$7,77 \cdot 10^5$	$2,50 \cdot 10^6$	$7,77 \cdot 10^5$
520 tonn	1 og 4	$1,01 \cdot 10^6$	$2,55 \cdot 10^6$	$1,01 \cdot 10^6$
	2 og 3	$8,98 \cdot 10^5$	$2,26 \cdot 10^6$	$8,98 \cdot 10^5$

Som nevnt tidligere fører bruk av en mindre spelter socket til en mer ujevn fordeling av krefter mellom sideplater og bakvinge. Som tabellen over viser er det en vesentlig forskjell mellom den minste og den største spelter socket.

Resultatfiler og loggfiler fra analysen er gitt i vedlegg 16.

4.5. KAPASITETSANALYSE

4.5.1. DIMENSJONERINGSKRITERIER

Grunnkriterier

For å dimensjonere forbindelsen prinsippene i Eurocode 3 for Pin connections brukt. Årsaken til dette er at nødvendig lengde for boltene overstiger tre ganger diameteren i tillegg til at bolten er utsatt for både skjær og moment (Eurocode 3 Part 1-8 2005).

Pin connections er definert som en bolteforbindelse der bolten er sikret med en splint. Dette vil også være tilfelle for DLTA da buene på sideplatene gjør det vanskelig å bruke vanlige bolter.

For pin connections gjelder det krav når geometrien er gitt. Da e_1 er lik $1,3d_0$ og platetykkelsen er 70mm er disse oppfylt dersom det brukes et materiale med flytgrense overstigende 276 MPa.

For denne type forbindelse er det satt fire designkriterier (Eurocode 3 Part 1-8 2005):

1. Skjærmotstand i bolten

$$F_{v,Rd} \geq F_{v,Ed}$$

Formel 5

Hvor:

$F_{v,Rd}$ er skjærmotstanden til bolten

$F_{v,Ed}$ er den største skjærkraften bolten skal dimensjoneres mot

2. Kapasitet mot hullkantrykk

$$F_{b,Rd} \geq F_{b,Ed}$$

Formel 6

Hvor:

$F_{b,Rd}$ er kapasiteten mot hullkantrykk for plate og bolt

$F_{b,Ed}$ er opplagerkraften forbindelsen skal dimensjoneres mot

3. Bøyemotstand i bolten

$$M_{Rd} \geq M_{Ed}$$

Formel 7

Hvor:

M_{Rd} er bøyemotstand i bolten (maks moment)

M_{Ed} er det største momentet bolten skal dimensjoneres mot

4. Designkriteriet for kombinasjon av bøye- og skjærmotstand

$$\left[\frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} \right]^2 + \left[\frac{F_{b,Ed}}{F_{b,Rd}} \right]^2 \leq 1$$

Formel 8

Tilleggskriterie

I tillegg til disse fire kriteriene ses det som hensiktsmessig å kontrollere gruppen av bolter mot utrivning av grunnmateriale. Da avstanden til hullkantene er satt til minimumskrav ses dette på som viktig å undersøke.

Motstanden mot utrivning har følgende kriterie:

$$V_{eff,1,Rd} \geq N_{Ed}$$

Formel 9

Hvor:

$V_{1,Rd}$ er boltegruppens motstand mot utrivning

N_{Ed} er lasten på boltegruppen

I tillegg til å regne på utrivning av grunnmaterialet er det også sett på som hensiktsmessig å undersøke boltene individuelt for utrivning som følge av rent skjærbrudd. Da det ikke foreligger en direkte prosedyre for dette i Eurokode 3 brukes det tradisjonell metode for dette.

Alle utregninger blir foretatt i Excel. Resultatene blir oppsummert fortløpende, fullstendige utregninger er gitt i vedlegg 17. Det er antatt at hullene i platene må være noe større enn selve boltene for å ta høyde for toleranser. Beregningene blir derfor foretatt med hull som har en diameter 3 mm større enn bolten.

4.5.2. KAPASITET MOT HULLKANTTRYKK

Kapasiteten mot hullkanttrykk er gitt ved formelen (Eurocode 3 Part 1-8 2005):

$$F_{b,Rd} = 1,5 * t * d_0 * f_y / \gamma_{M0}$$

Formel 10

Hvor:

t er tykkelsen på platen

*d*₀ er diameteren til hullet

*f*_y er tillatt flytspenning for den svakeste komponenten i forbindelsen

γ_{M0} er en partiell sikkerhetsfaktor

γ_{M0} er gitt som 1,1 i henhold til (DNV-OS-C101 2008). Faktoren 1,5 gir en økning av kapasiteten basert på empiriske forsøk.

Utregningen er gjort med hensyn på nødvendig tillatt flytspenning i den svakeste komponenten i forbindelsen. I dette tilfelle vil det være bakvingen og sideplatene. Det gjøres her en forenkling ved å se på sideplatene som en rett plate i stedet for buede. Resultatene er vist i tabell 16.

Tabell 16 - Nødvendig materialkvalitet for bakvingen og sideplater

Spelter socket	Bolt - diameter [mm]	Punkt	Nødvendig <i>f</i> _v bakvinge [MPa]	Nødvendig <i>f</i> _v sideplate [MPa]
450	121	1 og 4	258,03	60,31
		2 og 3	232,87	54,43
480	127	1 og 4	224,97	69,97
		2 og 3	201,25	62,59
520	133	1 og 4	196,49	78,00
		2 og 3	174,19	69,15

4.5.3. SKJÆRMOTSTAND I BOLT

Skjærmotstanden i bolten er gitt ved formel (Eurocode 3 Part 1-8 2005):

$$F_{v,Rd} = 0,6 * A_b * f_{up} / \gamma_{M2}$$

Formel 11

Hvor:

A_b er tverrsnittsarealet til bolten

f_{up} er strekkfastheten til bolten

γ_{M2} er en partiell sikkerhetsfaktor for sammenføyninger, lik 1,25 i følge (Eurocode 3 Part 1-8 2005)

Den største skjærkraften som bolten skal dimensjoneres mot blir lik den største opplagerkraften. For alle boltene blir dette lik opplagerkraften i punkt B, F_B . Utregningen blir gjort med hensyn på hva slags materialkvalitet som trengs i bolten. Resultatene fra utregningen blir sammenlignet med bolter av klasse 8.8 og 10.9, data for disse er vist i tabellen under (Eurocode 3 Part 1-8 2005).

Tabell 17 - Boltspesifikasjoner

Klasse	8.8 [MPa]	10.9 [MPa]
f_{yp}	640	900
f_{up}	800	1000

Resultatene fra utregningene er vist i tabellen under med faktor i forhold til dimensjonerende last (SF):

Tabell 18 - Skjærmotstand for de ulike boltene

Bolt-diameter [mm]	Punkt	Krav f_{up} [MPa]	$F_{v,Rd}$ 8.8 [N]	$F_{v,Rd}$ 10.9 [N]	SF 8.8	SF 10.9
121	1, 4	553,32	$4,42 \cdot 10^6$	$5,52 \cdot 10^6$	1,45	1,81
	2, 3	499,37	$4,42 \cdot 10^6$	$5,52 \cdot 10^6$	1,60	2,00
127	1, 4	459,12	$4,86 \cdot 10^6$	$6,08 \cdot 10^6$	1,74	2,18
	2, 3	410,70	$4,86 \cdot 10^6$	$6,08 \cdot 10^6$	1,95	2,43
133	1, 4	382,49	$5,33 \cdot 10^6$	$6,67 \cdot 10^6$	2,09	2,61
	2, 3	339,09	$5,33 \cdot 10^6$	$6,67 \cdot 10^6$	2,36	2,95

4.5.4. BØYEMOTSTAND I BOLT

Bøyemotstanden i bolten er gitt ved formelen (Eurocode 3 Part 1-8 2005):

$$M_{Rd} = 1,5 * W_{el} f_{yp} / \gamma_{M0}$$

Formel 12

Hvor:

M_{Rd} er bøyemotstanden i bolten, det høyeste momentet som bolten kan ta opp

W_{el} er motstandsmomentet i bolten

f_{yp} er strekkfastheten til bolten

Bøyemotstanden i bolten må være høyere enn det største momentet som opptrer i bolten. Fra ANSYS analysen som ble foretatt tidligere ble følgende maks moment funnet for de ulike lasttilfellene.

Tabell 19 - Maks moment for de ulike lasttilfellene

Boltdiameter	Tilkoblingspunkt	Maks moment [Nmm]
121	1 og 4	$7,82 * 10^7$
	2 og 3	$7,05 * 10^7$
127	1 og 4	$8,38 * 10^7$
	2 og 3	$7,50 * 10^7$
133	1 og 4	$8,67 * 10^7$
	2 og 3	$7,69 * 10^7$

Ved å sette inn det største momentet som opptrer som M_{Rd} i regnes det ut nødvendig materialkvalitet i forhold til momentene.

Tabell 20 - Bøyemotstand for de ulike boltene

Bolt-diameter [mm]	Punkt	Krav f_{vp} [MPa]	M_{Rd} 8.8 [Nmm]	M_{Rd} 10.9 [Nmm]	SF 8.8	SF 10.9
121	1, 4	329,59	$1,52 * 10^8$	$2,13 * 10^8$	1,94	2,73
	2, 3	297,45	$1,52 * 10^8$	$2,13 * 10^8$	2,15	3,03
127	1, 4	305,54	$1,76 * 10^8$	$2,47 * 10^8$	2,09	2,95
	2, 3	273,32	$1,76 * 10^8$	$2,47 * 10^8$	2,34	3,29
133	1, 4	275,23	$2,02 * 10^8$	$2,83 * 10^8$	2,33	3,27
	2, 3	244,00	$2,02 * 10^8$	$2,83 * 10^8$	2,62	3,69

4.5.5. KOMBINASJON AV BØYE OG SKJÆRMOTSTAND

Bolten som skal gå gjennom spelter socket, bakvinge og sideplater må være dimensjonert for kombinasjonen av skjærkrefter og moment. Kriteriet som ble satt var (Eurocode 3 Part 1-8 2005):

$$\left[\frac{M_{Ed}}{M_{Rd}}\right]^2 + \left[\frac{F_{b,Ed}}{F_{b,Rd}}\right]^2 \leq 1$$

Ved å regne ut dette for alle tilkoblingspunkter med boltklasse 8.8 og 10.9 får vi følgende verdier som er vist i tabell 21.

Tabell 21 - Kontroll av kapasiteten mot kombinasjonen av skjær- og momentbelastning

Spelter socket	Boltdiameter [mm]	Tilkoblingspunkt	Verdi 8.8	Verdi 10.9
450	121	1 og 4	0,74	0,44
		2 og 3	0,61	0,36
480	127	1 og 4	0,56	0,33
		2 og 3	0,45	0,26
520	133	1 og 4	0,41	0,24
		2 og 3	0,33	0,19

Ut fra tabellen over kan en se at alle boltene vil tåle kombinasjonen av skjær og bøyespenning.

4.5.6. KAPASITET MOT UTRIVNING AV GRUNNMATERIALE

Utrivning av grunnmaterialet kan skje dersom belastningen fører til en høy skjærspenning på det skjærutsatte arealet og for høy strekkspenning på det strekkutsatte området. Kapasitet mot utrivning av grunnmaterialet for en boltegruppe er gitt ved formelen (Eurocode 3 Part 1-8 2005):

$$V_{eff,1,Rd} = f_u * \frac{A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} * f_y * A_{nv} / \gamma_{M0}$$

Formel 13

Hvor:

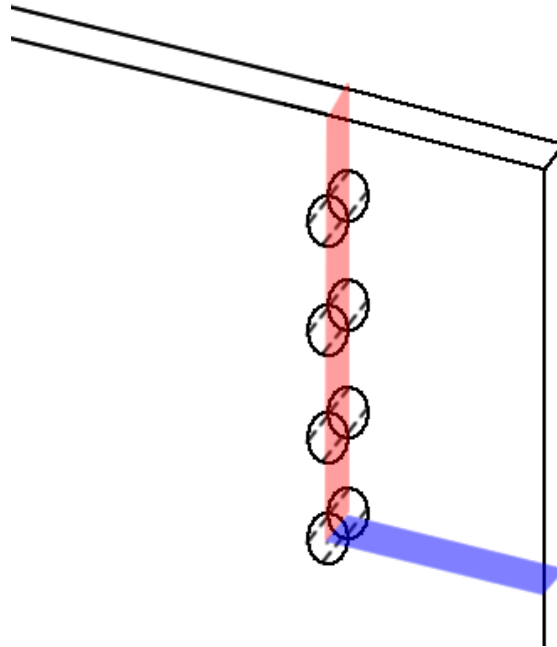
f_u er strekkfastheten til grunnmaterialet

A_{nt} er nettoarealet som er utsatt for strekkbelastning.

A_{nv} er nettoarealet utsatt for skjærbelastning

γ_{M0} er den partielle sikkerhetsfaktoren for motstand i et tverrsnitt. Denne settes her lik 1,1 (Eurocode 3 Part 1-1 2005)

Figur 43 illustrerer hvilket areal som er utsatt for skjærbelastning, A_{nv} , og hvilket som er utsatt for strekkbelastning, A_{nt} , på bakvingen.



Figur 43 - Illustrasjon av areal utsatt for strekk og skjær for bakvingen

På figuren ovenfor er arealet utsatt for strekk merket med rødt og arealet utsatt for skjær merket med blått. Arealet som regnes på er disse arealene, med arealet som utgjøres av boltene trukket fra. Da et endelig materialvalg for grunnmaterialet for forbindelsen ikke er gjort velges det å sammenligne kapasiteten mot utrivning mot flere materialkvaliteter. Platekomponentene som DLTA består av er termomekanisk valsede stålplater (Edvartsen & Myhr 2010). I tabellen under er det hentet materialdata for 4 ulike materialer som er egnet for denne typen forming for platetykkelser fra 40 til 80 mm (Eurocode 3 Part 1-1 2005). Det understrekes at materialkvalitetene som her er brukt som sammenligning er kun et eksempel. For utredning av hvilke materialkvaliteter som er aktuelle for DLTA se tidligere arbeid som ligger som elektronisk vedlegg.

Tabell 22 - Materialdata

Stålkvalitet	Flytgrense [MPa]	Strekkfasthet [MPa]
S 275 M/ML	255	360
S 355 M/ML	335	450
S 420 M/ML	390	500
S 460 M/ML	430	530

Kapasiteten mot utrivning av grunnmaterialet regnes så ut for de ulike løsningene mot de ulike materialkvalitetene. Da bakvingen er delen som vil være utsatt for utrivning regnes kapasiteten ut for denne. Lasten som forbindelsen sammenlignes med er summen av opplagerkreftene for bakvingen. I tabell 23 og 24 vises resultatene fra utregningene.

Tabell 23 - Kapasitet mot utrivning ved bruk av S275 og S355

Spelter socket	S 275 M/ML		S 355 M/ML	
	$V_{eff,1,Rd}$ (N)	SF	$V_{eff,1,Rd}$ (N)	SF
450	$1,38 \cdot 10^7$	1,56	$1,73 \cdot 10^7$	1,95
480	$1,45 \cdot 10^7$	1,63	$1,82 \cdot 10^7$	2,04
520	$1,51 \cdot 10^7$	1,71	$1,90 \cdot 10^7$	2,14

Tabell 24 - Kapasitet mot utrivning ved bruk av S420 og S460

Spelter socket	S 420 M/ML		S 460 M/ML	
	$V_{eff,1,Rd}$ (N)	SF	$V_{eff,1,Rd}$ (N)	SF
450	$1,93 \cdot 10^7$	2,17	$2,05 \cdot 10^7$	2,31
480	$2,02 \cdot 10^7$	2,28	$2,15 \cdot 10^7$	2,42
520	$2,12 \cdot 10^7$	2,38	$2,25 \cdot 10^7$	2,53

I tillegg undersøkes det hvorvidt de ulike tilkoblingspunktene vil være utsatt for et rent skjærbrudd i bakvingen. Formel for kapasitet mot rent skjærbrudd for de individuelle tilkoblingspunktene er gitt ved (Terjesen 2010):

$$F_{Skjær} = 2 * t * \tau_u * l_{eff}$$

Formel 14

Hvor:

τ_u er skjærfastheten, for de fleste materialer er denne lik $0,7$ *strekkfastheten (Terjesen 2010). Det tas derfor utgangspunkt i dette. l_{eff} er effektiv forankringslengde. Denne er her gitt som avstanden fra kanten på hullet til kanten på platen.

I likhet med utrivningen av grunnmaterialet tas det utgangspunkt i materialkvaliteter nevnt. Det regnes på tilkoblingspunkt 1 og 4 da disse er de mest belastede.

Tabell 25 - Kapasitet mot skjærbrudd ved bruk av S275 og S355

Spelter socket	S 275 M/ML		S 355 M/ML	
	$F_{Skjær}$ (N)	SF	$F_{Skjær}$ (N)	SF
450	$3,5 \cdot 10^6$	1,15	$4,37 \cdot 10^6$	1,43
480	$3,64 \cdot 10^6$	1,3	$4,55 \cdot 10^6$	1,63
520	$3,81 \cdot 10^6$	1,49	$4,76 \cdot 10^6$	1,87

Tabell 26 - Kapasitet mot skjærbrudd ved bruk av S420 og S460

Spelter socket	S 420 M/ML		S 460 M/ML	
	$F_{Skjær}$ (N)	SF	$F_{Skjær}$ (N)	SF
450	$4,86 \cdot 10^6$	1,59	$2,05 \cdot 10^6$	1,69
480	$5,06 \cdot 10^6$	1,81	$2,15 \cdot 10^6$	1,92
520	$5,29 \cdot 10^6$	2,08	$2,25 \cdot 10^6$	2,2

4.6. VALG AV LØSNING

Resultatene fra kapasitetstesten av komponentene viser at alle tre spelter socket med tilhørende bolter har en statisk kapasitet som overgår belastningen. Kravet til materialkvalitet for bakvinge ved de ulike løsningene varierer sterkt, der ikke overraskende, den minste spelter socket med tilhørende bolt kommer dårligst ut. Kravet til materialkvalitet for bakvingen er utregnet lik 258MPa for den minste spelter socket med tilhørende bolt og 196MPa for den største. I tillegg varierer sikkerheten i boltene sterkt i favør av den største spelter socket.

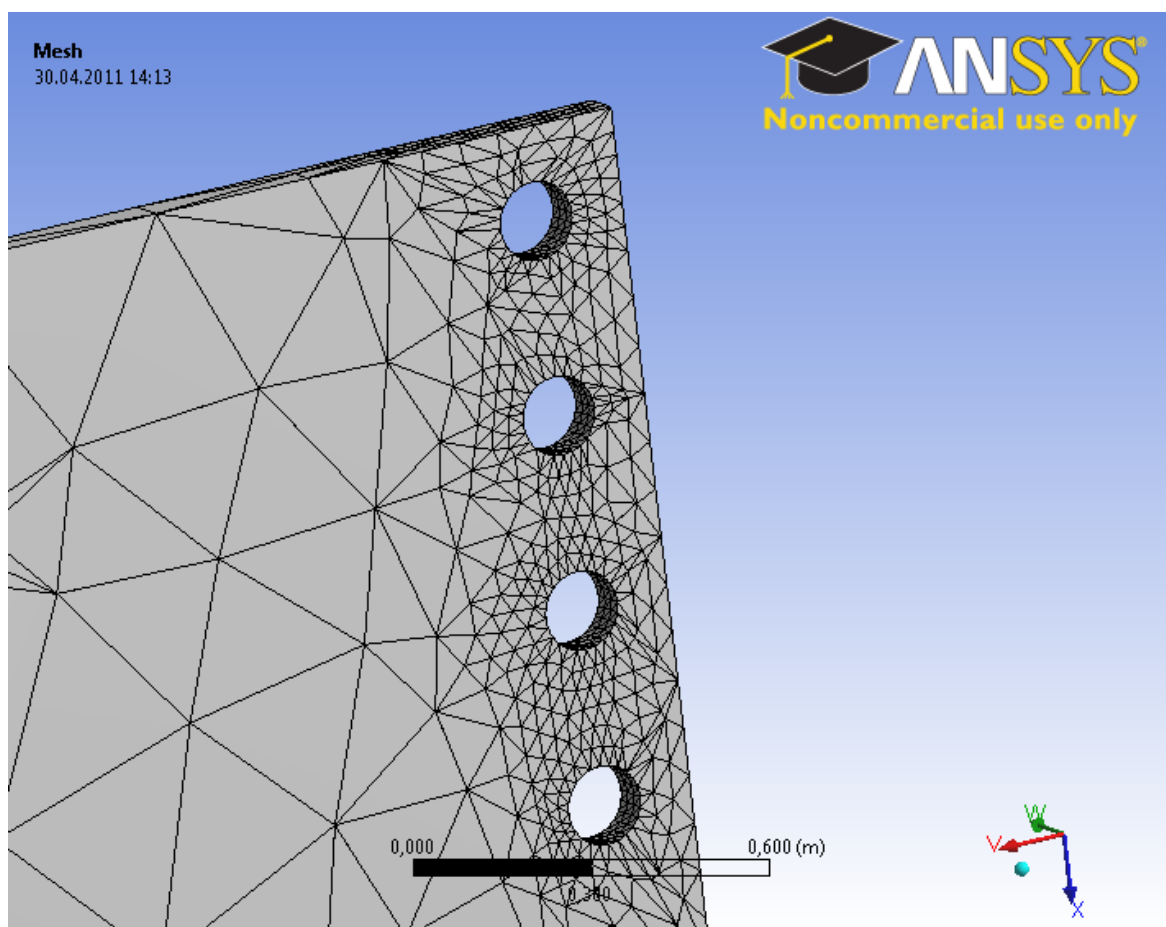
Det velges derfor å gå videre med en innfestingsløsning basert på en tilkobling med den største spelter socketen. Det understrekes at lasttilfellet brukt for de statiske beregningene er meget konservativt og at nødvendig materialkvalitet trolig vil være vesentlig lavere.

4.7. FEM-ANALYSE

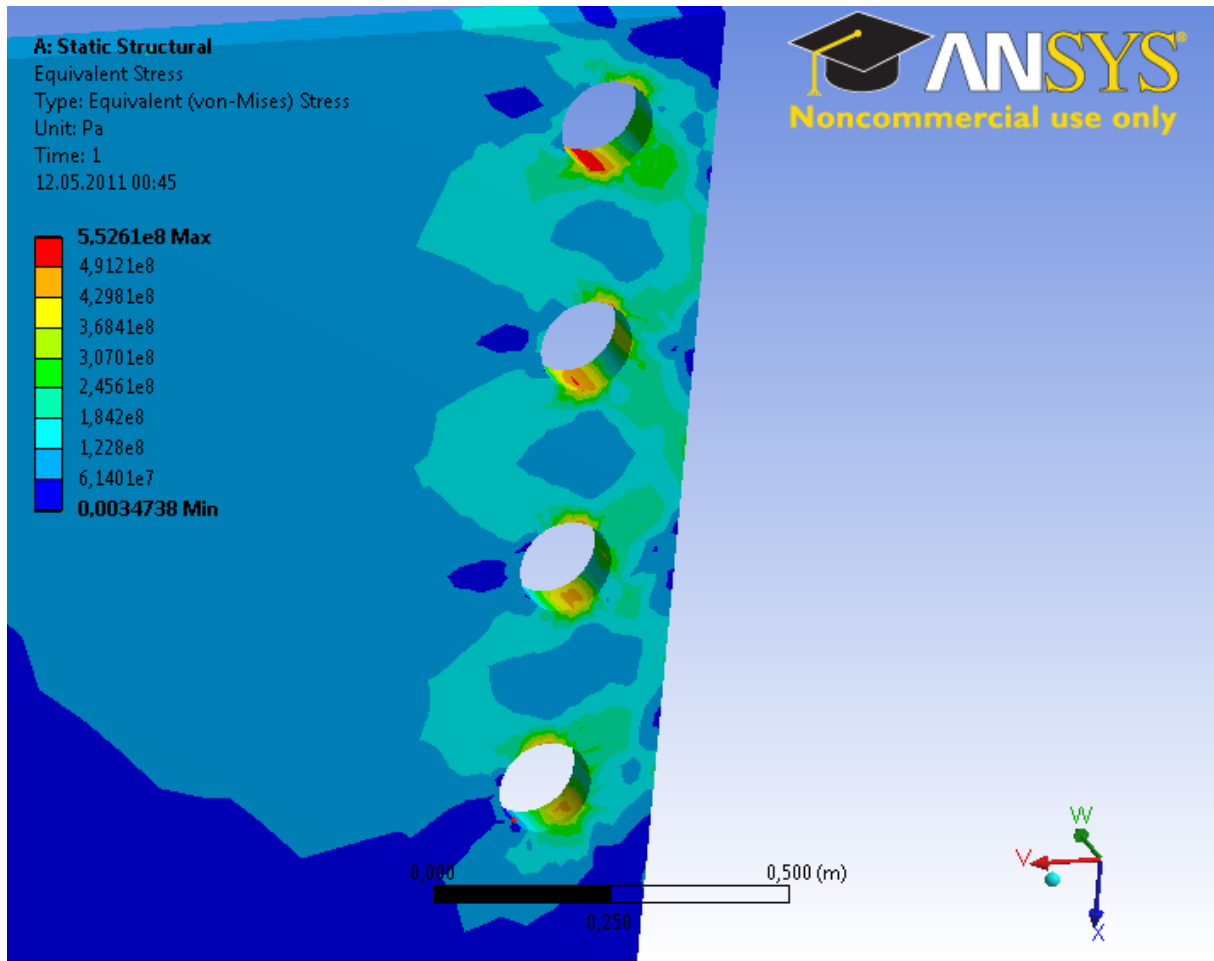
Fem-analysene som følger er foretatt av bakvinge og sideplaten med hensyn på boltehullene. Det ble gjort analyser med flere ulike mesh for å være sikker på om eventuelle høye og uventede spenningskonsentrasjoner kunne forklares med singulariteter. Plottene som er vist er gjort med et relativt fint mesh rundt boltehullene. Fastlåsningen av elementene under analysen er gjort ved å låse kontaktflatene mellom platene. Det antas at dette vil være den beste måten å modellere en friksjonsforbindelse. Lastene er påført som bearing load med retning og verdi som utregnet tidligere.

Bakvinge

For å verifisere innfestingen modelleres forbindelsen i ANSYS workbench. Den mest kritiske komponenten, som er utsatt for den største belastningen, er bakvingen. På figuren under er oppsettet av meshet for bakvingen vist. Rundt hullene er oppdelingen av elementer finere for lettere å forstå hvilke spenninger som er lokale.

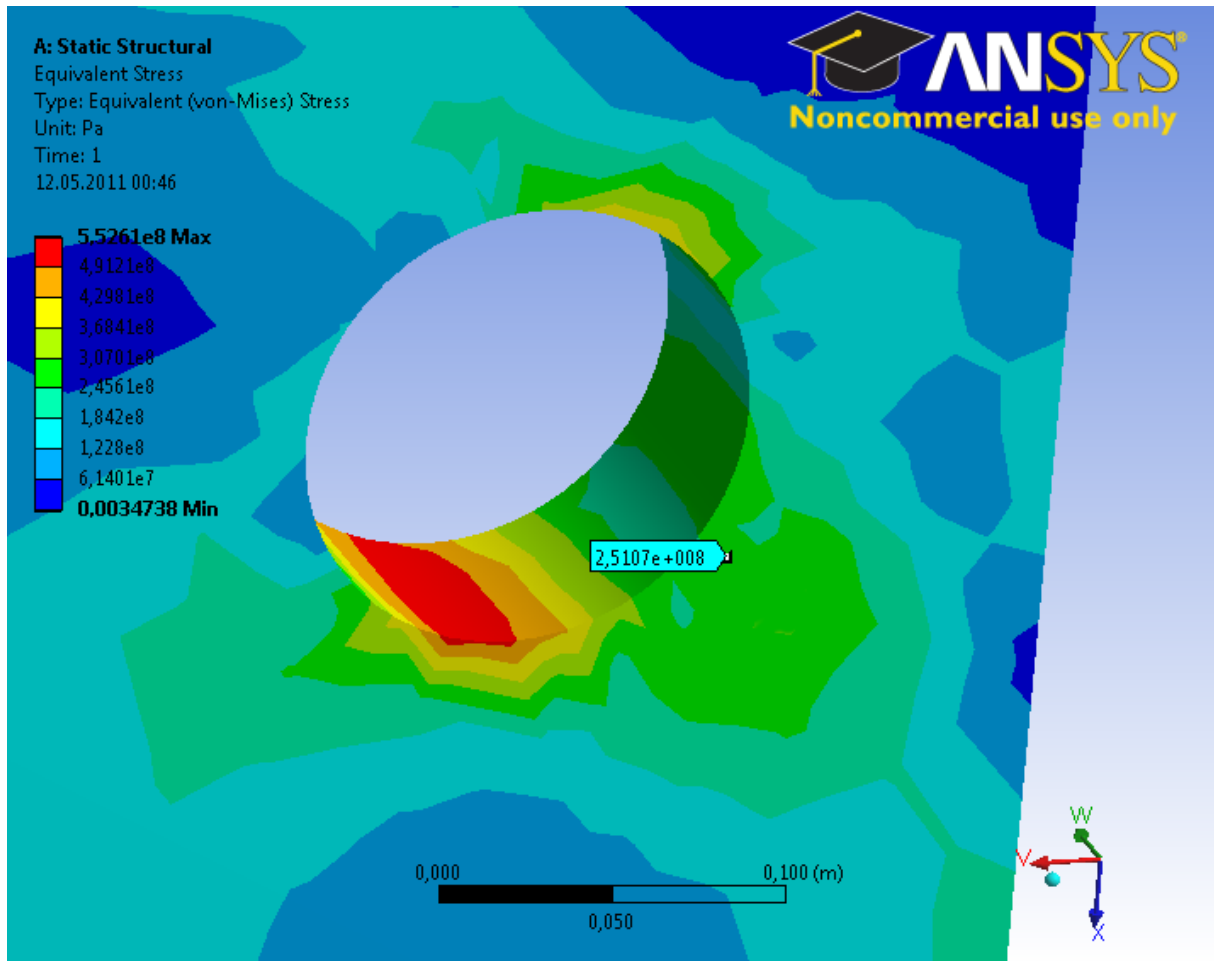


Figur 44 - Illustrasjon av oppsett av mesh for bakvingen



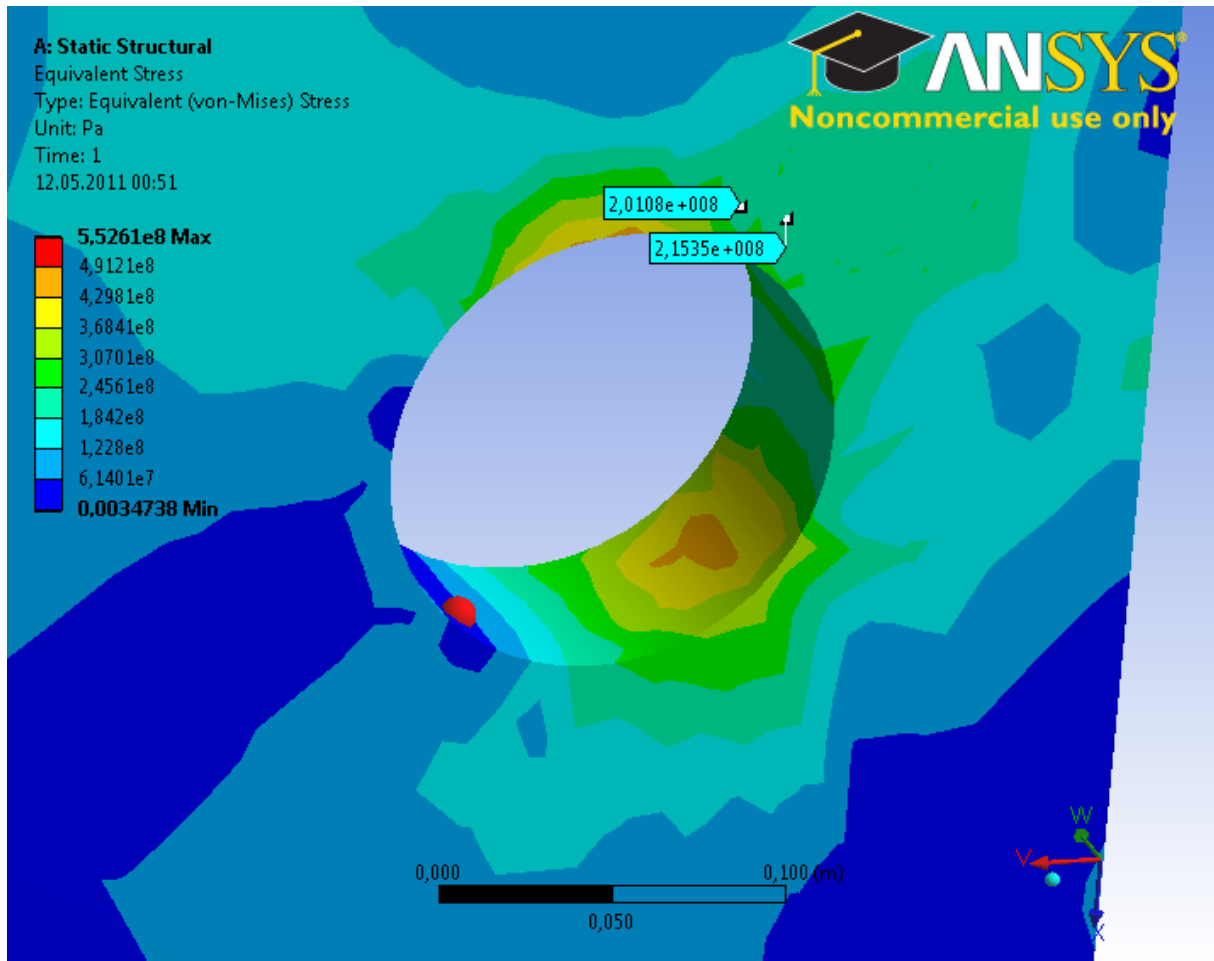
Figur 45 - Spenningsbilde for bakvingen

Som en kan se av resultatene vist på bildet oppstår det spenningskonsentrasjoner i boltehullene. På bildet på neste side er det sett nærmere på det øverste boltehullet.



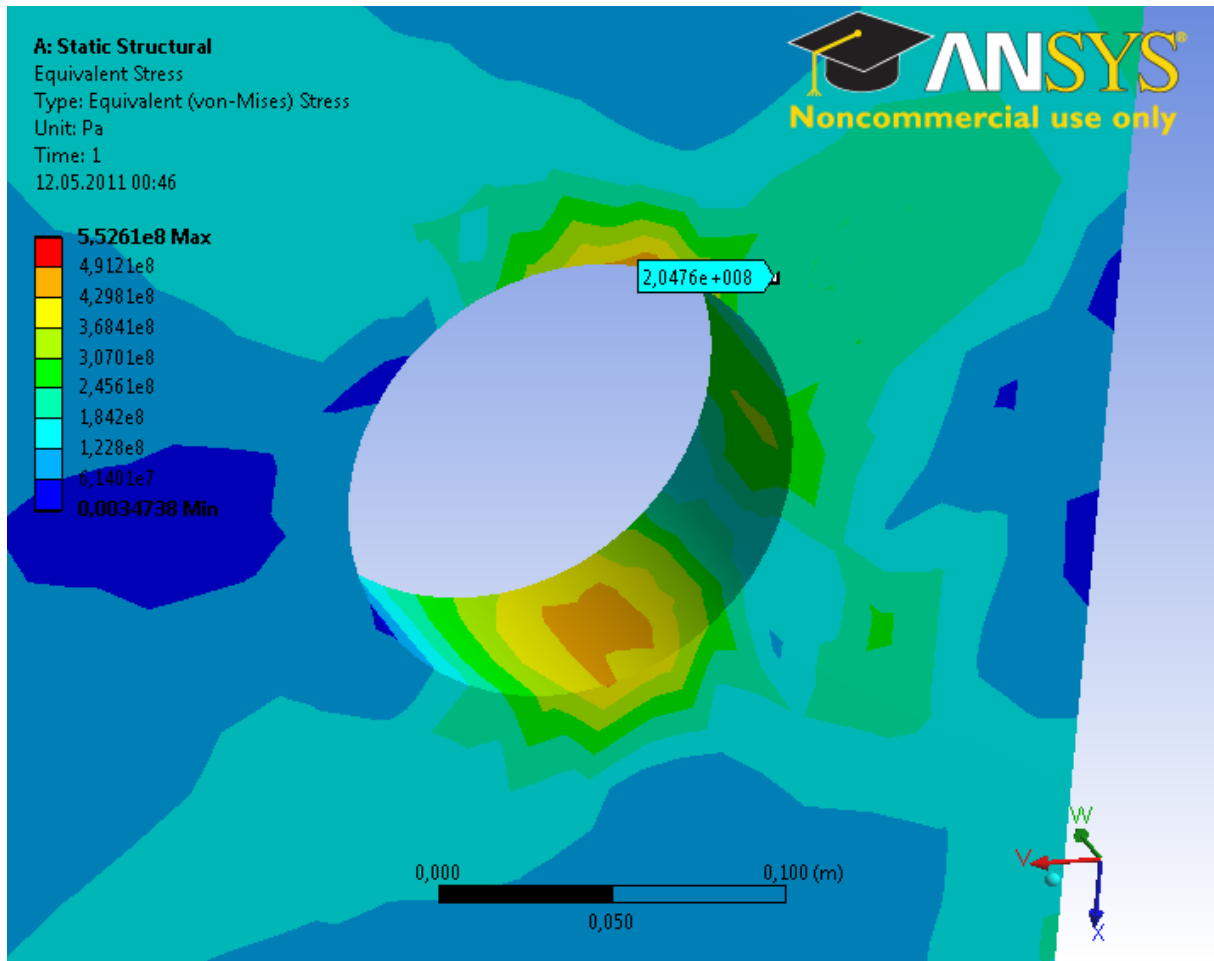
Figur 46 - Nærbilde av øverste boltehull

Av bildet over av det øverste boltehullet kan en se at det opptrer noen høye lokale spenninger i underkant av hullet. Disse spenningene er likevel ikke dimensjonerende da lokal flyt i hullet ved dette statiske belastningstilfellet kan neglisjeres (Mott 2002). Av spenningsplottet ses det også at spenningene som opptrer nedenfor hullet i belastningsretningen er større enn for de andre hullene. Dette kan tyde på at hullet er plassert for nærme toppen på bakvingen. Det antas derfor at innfestingen bør flyttes lengre ned på bakvingen. Spenningene som oppstår i det grønne feltet nedenfor hullet har en verdi opp mot 260 MPa.



Figur 47 - Nærbilde nederste hull

Ved å se på spenningene som opptrer rundt det nederste hullet kan en se at spenninger opp mot 307 MPa som det mørkere grønne spenningsfeltet er definert for. Disse opptrer kun i overgangen til spenningskonsentrasjonene. For de to boltene plassert i midten er spenningene noe mindre. I figuren på neste side er dette vist.

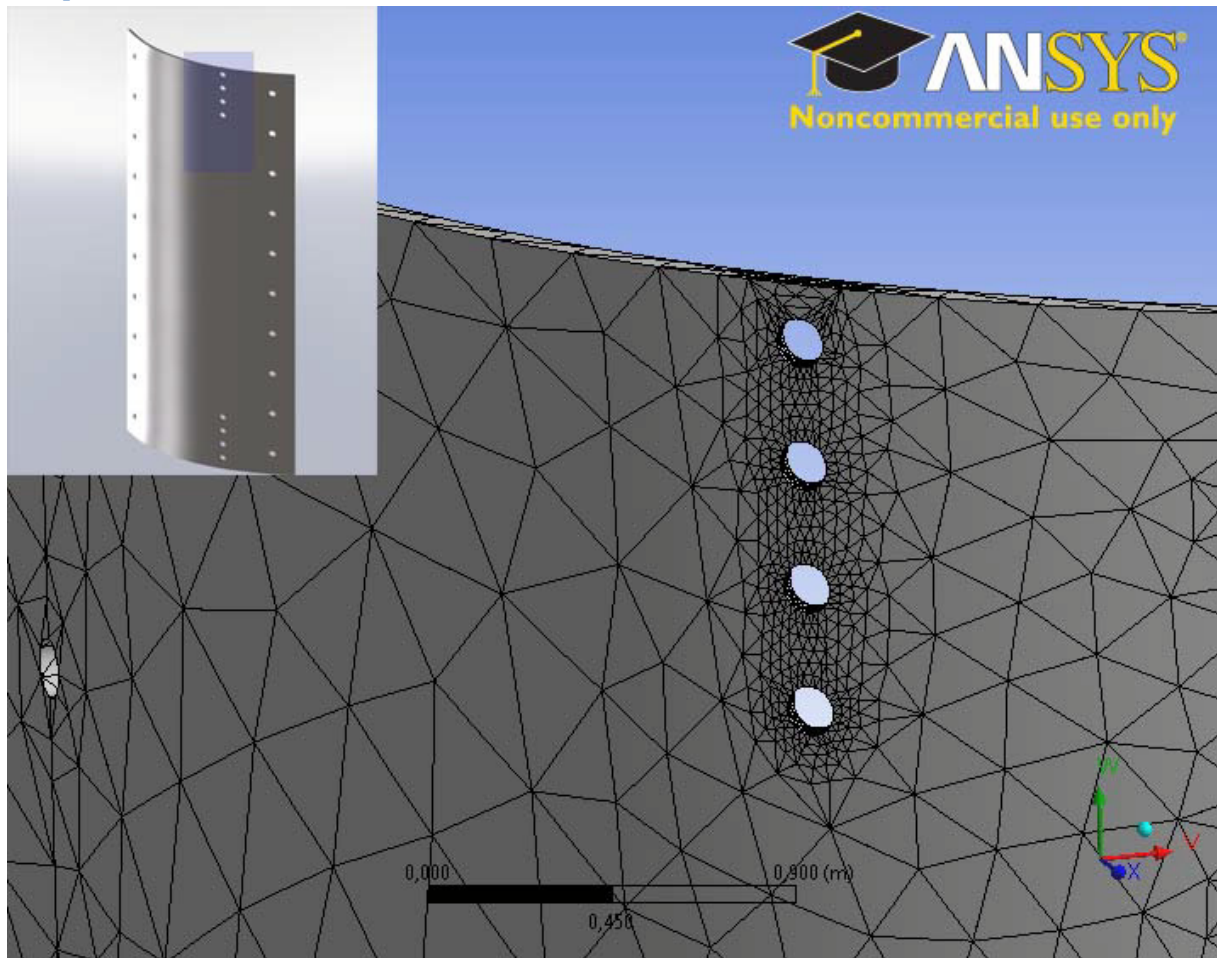


Figur 48 - Nærbilde av spenningsfordelingen på nest nederste hull

Resultatene fra kapasitetsberegningene i tabell 16 viser at nødvendig materialkvalitet for bakvingen vil være på ca. 196 MPa. Spenningsfeltet merket lyst grønt over til høyre for hullet har en maksimal spenning på rundt 210 MPa. Det antas derfor at håndberegningene stemmer for de tre nederste hullene.

Det mørkegrønne spenningsfeltet som vist på figuren er definert ved en spenning fra 245-307 MPa. Ved nærmere ettersyn viser det at spenninger opp mot 307 kun opptrer i utkanten av de lokale spenningskonsentrasjonene.

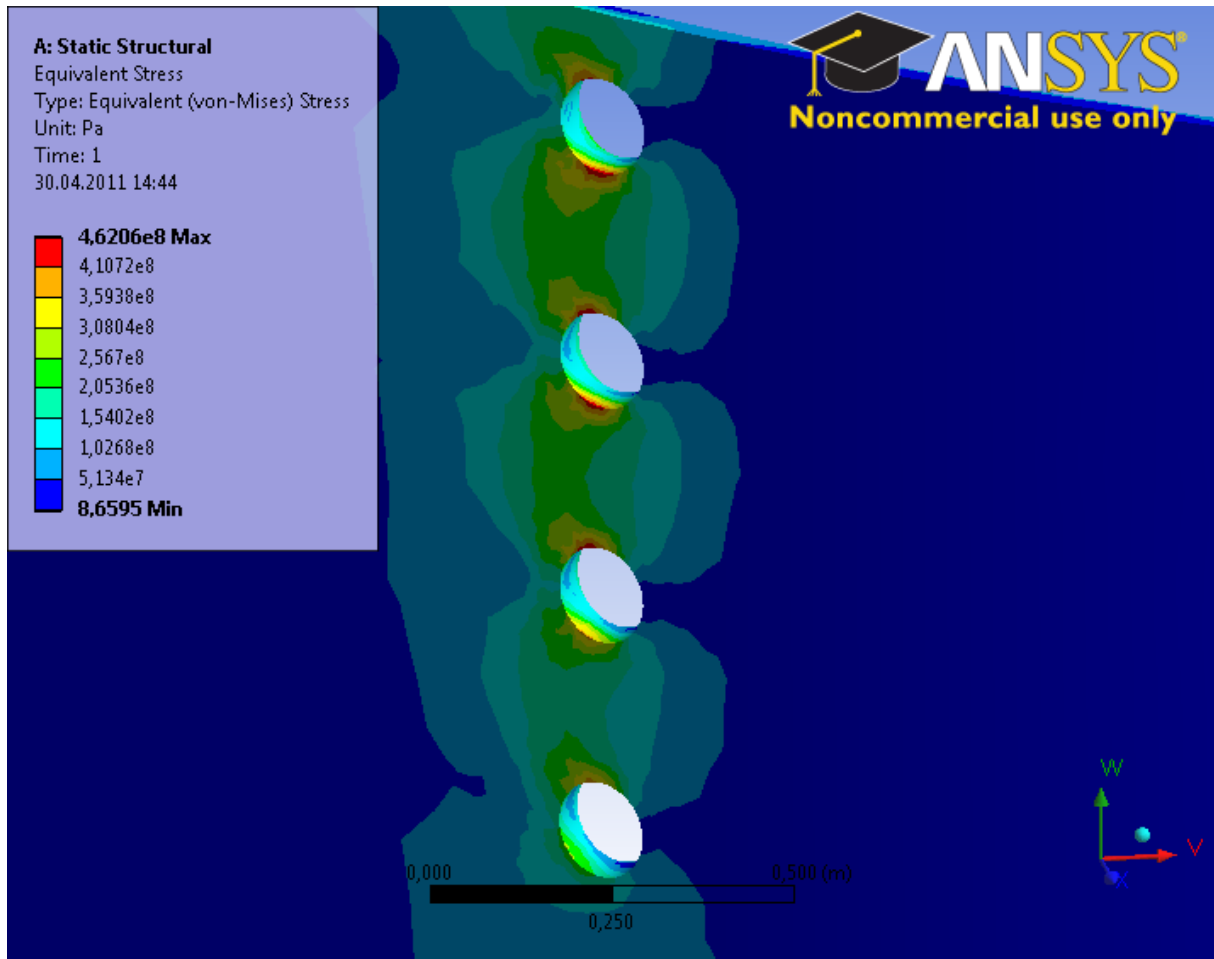
Sideplater



Figur 49 - Oversiktsbilde av mesh for sideplaten. Øverst til høyre er bilde med henvisning til utsnitt

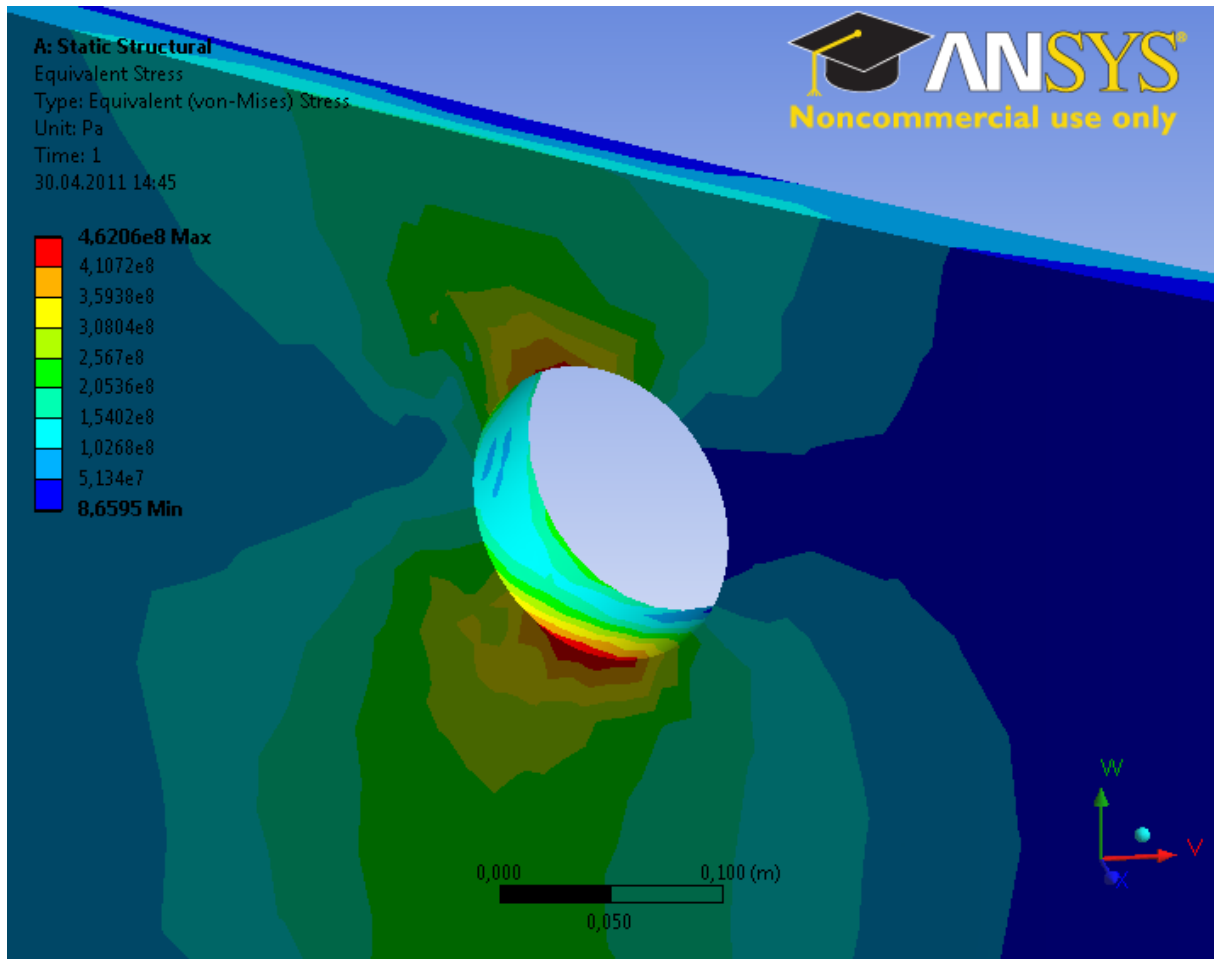
Sideplatene er utsatt for en mindre belastning enn bakvingen. På figuren over vises oversiktsbilde av innfestingen med mesh.

Av samme årsak som for bakvingen er meshet rundt hullene satt fint for å lettere kunne luke ut singulariteter og forstå hvilke spenninger som er lokale. På figur 49 vises spenningsplottet rundt innfestingen.



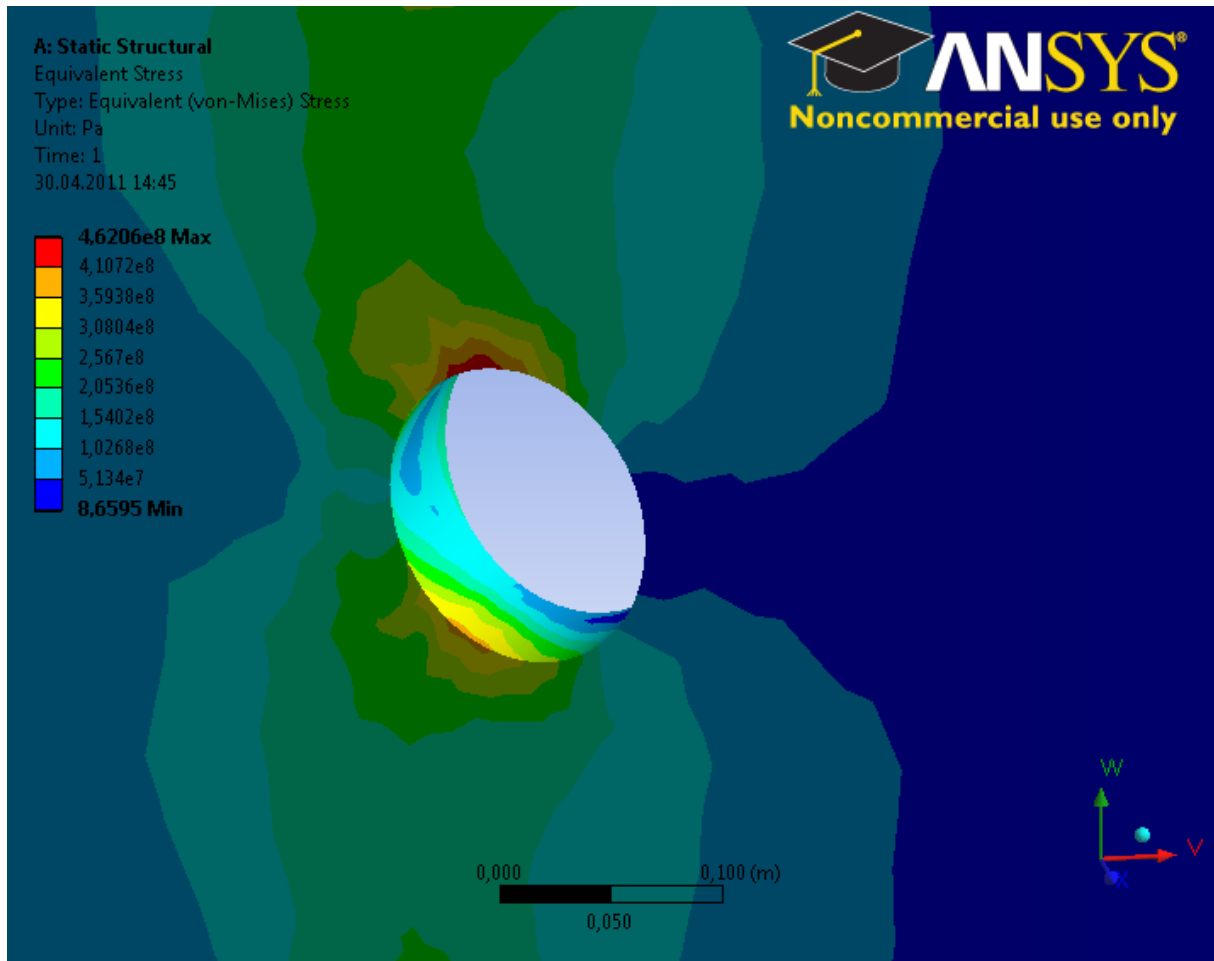
Figur 50 - Spenningsplot rundt innfestingen på sideplate

Spenningsplottet ovenfor viser at også her oppstår det spenningskonsentrasjoner i boltehullene. Et nærmere bilde av spenningsfordelingen for den øverste bolten vises på neste side.



Figur 51 - Illustrasjon av spenningsplot av øverste boltehull på sideplaten

Av figuren ovenfor av det øverste boltehullet kan en se at også her oppstår det en spenningskonsentrasjon. Ved håndberegningene ble det gjort en forenkling ved å se på sideplaten som en rett plate i stedet for en buet. Årsaken til at en kan se høyere spenninger her enn i tabell 16 kan derfor skyldes at den buede sideplaten bidrar til en spenningskonsentrasjon rundt hullet. For å unngå dette kan det være en idé å forsterke hullkantene i sideplaten. Det bemerkes likevel at denne spenningskonsentrasjonen er lokal og ikke gjennomgående og trolig kan neglisjeres.

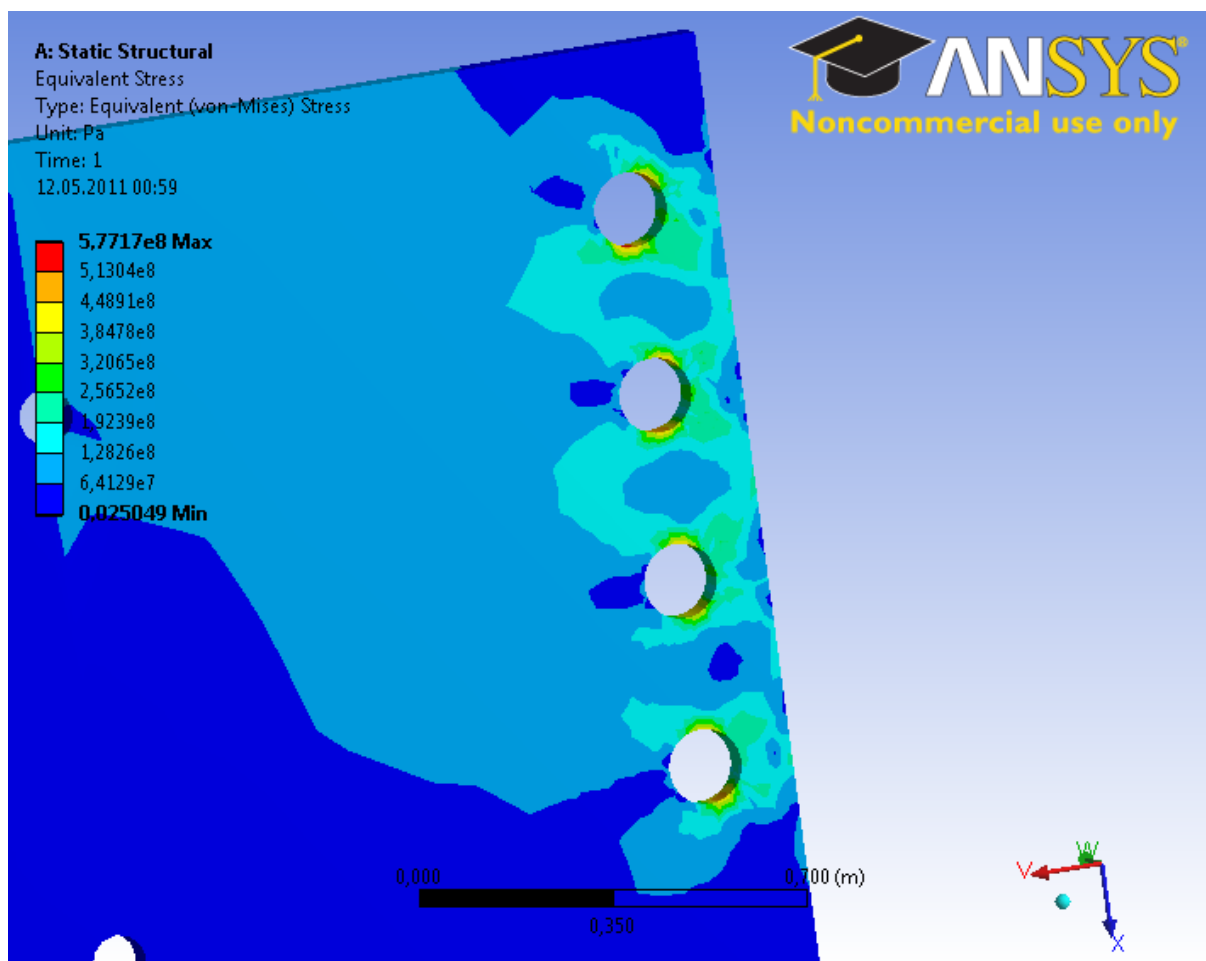


Figur 52 - Illustrasjon av spenningsfordeling for nest nederste bolt

Ved å se på et av boltehullene i midten kan vi også her se at en får en spenningskonsentrasjon langs kanten av hullet på innsiden av sideplaten.

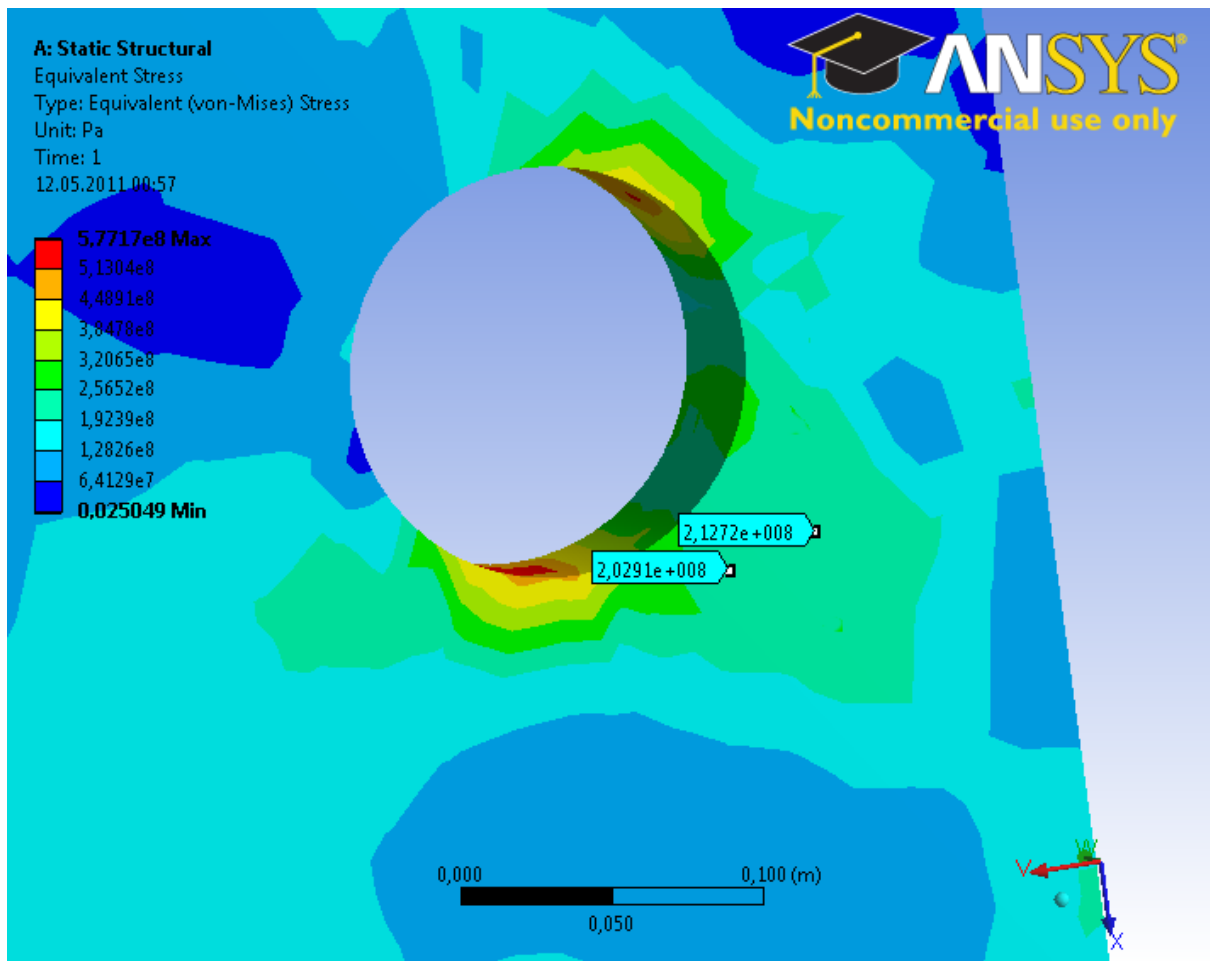
4.8. VURDERING AV FEM-ANALYSE

FEM-analysen viser for bakvingen at det oppstår spenningskonsentrasjoner i boltehullene. Dette er ventet da det alltid vil oppstå spenningskonsentrasjoner rundt skarpe kanter. For bakvingen var det likvel en betydelig forskjell mellom spenningene som opptrådte ved de ulike boltehullene. Ved det øverste hullet oppsto det spenninger med verdi opp mot 260 MPa. Dette kan skyldes at det øverste boltehullet er plassert for nærme kanten. Det velges derfor å kjøre en ny analyse der innfestningen er plassert lenger ned. Ved å øke avstanden fra toppen av bakvingen til innfestningen til 300 mm får man følgende spenningsbilde.



Figur 53 - Oversiktsbilde av innfestning plassert lenger ned

Ved å gjøre dette blir spenningsbildet annerledes. Ved å se nærmere på det øverst boltehullet ser vi at den forhøyede spenningen som oppstod tidligere nå er blitt betydelig redusert.



Figur 54 - Spenningsplot av øverste boltehull med innfestning plassert lenger ned

Av spenningsplottet over vises det at spenningsfeltet som før opptrådte under det øverste hullet nå er redusert fra 270 MPa til 215 MPa. Det velges derfor å plassere innfestningen lenger ned.

Etter endringen i avstanden kan det ses at den største spenningen som oppstår utenfor spenningskonsentrasjonene har en verdi på rundt 210 MPa. Fra tabell 16 har vi at nødvendig materialkvalitet som ble regnet ut var lik 196 MPa. Ved å se på spenningsbildet antas det at dette stemmer godt overens.

Spenningskonsentrasjonen som ble vist i hullene til sideplatene bør ses nærmere på. Det antas at ved å forsterke disse hullene kan spenningskonsentrasjonene reduseres betraktelig. Dette overlates til videre arbeid. For å bedre sikkerheten for hullene i bakvingen kan det være hensiktsmessig å vurdere forsterkning av disse.

4.9. DYNAMISK ANALYSE

4.9.1. FREMGANGSMÅTE

Utmattingsanalysen er gjort med hensyn på hullene i bakvingen, da disse vil være utsatt for den største belastningen og er antatt å være mest utsatt for utmatting.

For å foreta utmattingsanalyse er det tatt utgangspunkt i DNV-RP-C203 fra Det Norske Veritas, Fatigue design of offshore steel structures. Utmattingsanalysen er basert på Miner-Palmgrens teori om akkumulert utmattings-skade. Denne teorien går ut på at en antar en lineær sammenheng mellom spenningsvariasjoner og sprekkvekst (DNV-RP-C203 2010).

Kartlegging av spenningsvariasjonene er gjort ved håndberegninger. Årsaken til at dette blir gjort for hånd er at geometrien til den endrede innfestingen i bakvingen fører til en spenningskonsentrasjon i det øverste hullet som øker ubegrenset i verdi med økende antall elementer. Dette kan føre til at de lokale spenningene målt ikke vil stemme overens med de faktiske spenningene som oppstår i boltehullet. Det er forsøkt med ulike måter å utføre meshet, men singulariteten oppstår uansett.

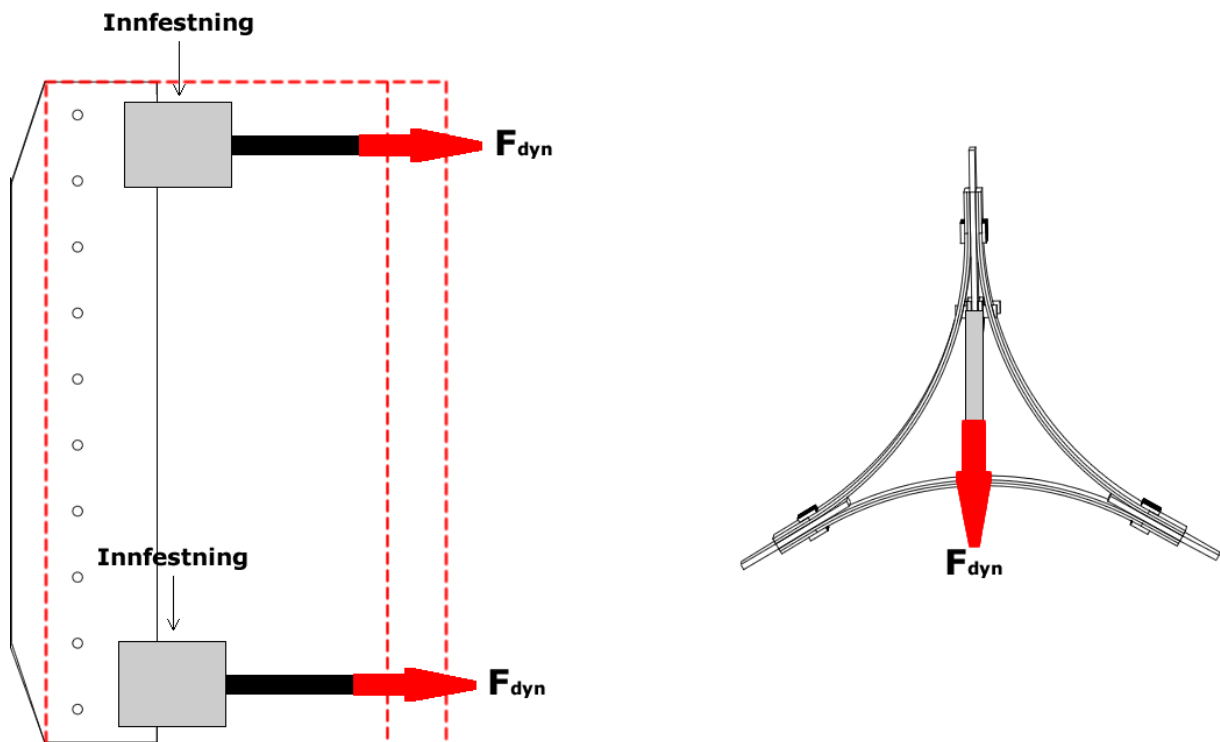
For å regne ut spenningsvariasjonene er innfestingen sett på som en avgrenset del av bakvingen. Den nominelle spenningen for dette området beregnes, og det blir brukt en stresskonsentrasjonsfaktor i henhold til DNV sin standard *Fatigue Design* (DNV-RP-C203 2010). Som nevnt i kapittel 2 tas det utgangspunkt i en levetid for ankeret på 25 år.

Alle etterfølgende utregninger for utmattingsanalysen er gitt i vedlegg 18.

4.9.2. LASTTILFELLE OG UTGANGSPUNKT FOR BEREGNINGER

Lasttilfelle

For utmatting vil det dimensjonerende lasttilfelle være når lasten er likt fordelt mellom de to innfestingspunktene, som forklart i kapittel 2. Det dimensjonerende lasttilfellet er illustrert i figuren under.



Figur 55 - Illustrasjon av dimensjonerende lasttilfelle for dynamisk analyse

Som figuren over viser, antas det at lasten fordeles likt mellom de to innfestingspunktene. Denne antagelsen gjøres da informasjon for avgjøring av den reelle fordelingen mellom punktene ikke er tilgjengelig før etter videre analyser og arbeid med konseptet. Det antas videre at resultantkraften til summen av opplagerkreftene i bakvingen vil være lasten som hvert av innfestingspunktene skal dimensjoneres mot.

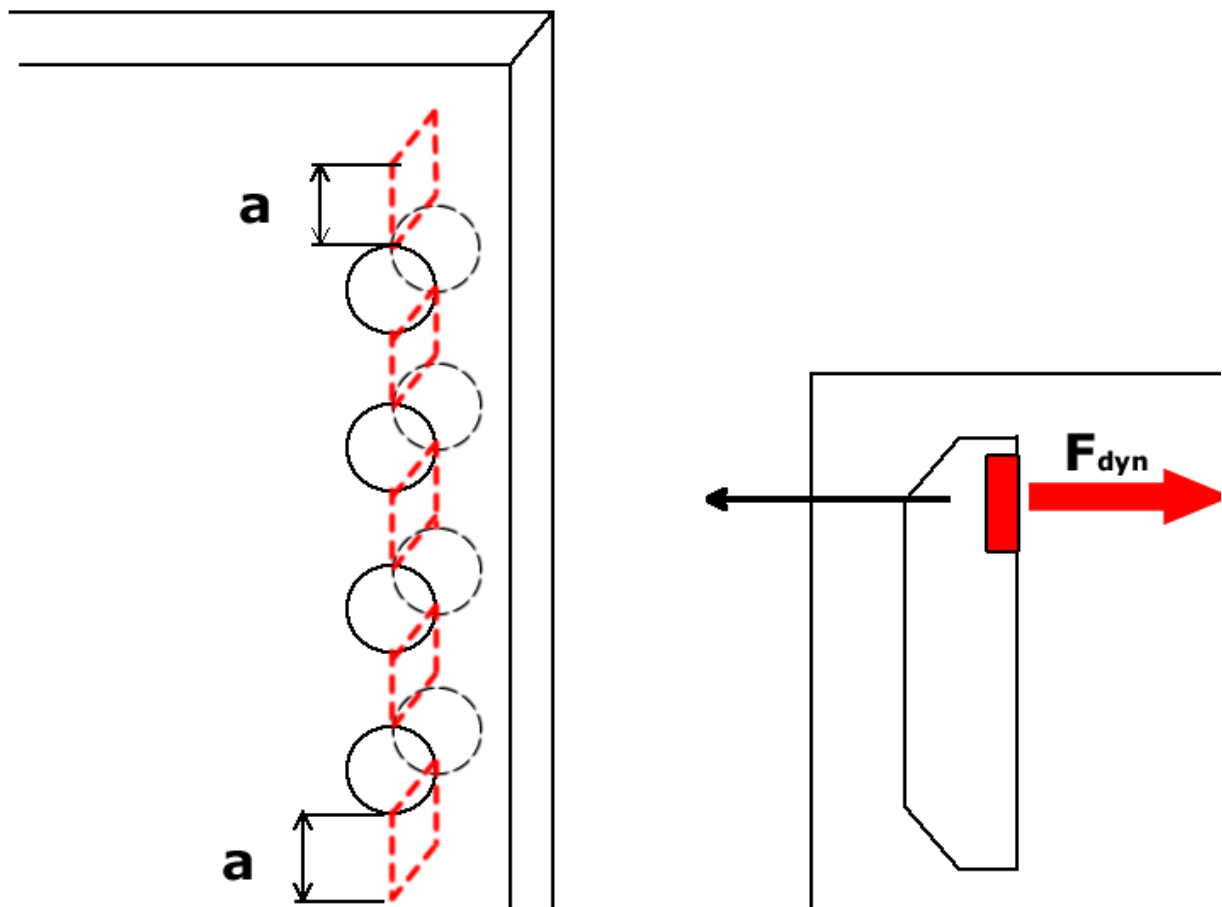
Lastene som virker på hvert av innfestingspunktene for bakvingen er vist i tabell 27. Utregningene av disse er gjort med hensyn på lastvariasjonene gitt i kapittel 2.

Tabell 27 - Lastene som virker på hvert innfestingspunkt ved hvert av lasttilfellene

Lasttilfelle	Min total [N]	Maks total [N]	Lastvariasjon [N]	Antall variasjoner
1	$5,70 \cdot 10^6$	$5,80 \cdot 10^6$	$1,00 \cdot 10^5$	
2	$5,70 \cdot 10^6$	$5,80 \cdot 10^6$	$1,00 \cdot 10^5$	$7,15 \cdot 10^6$
3	$5,65 \cdot 10^6$	$5,90 \cdot 10^6$	$2,50 \cdot 10^5$	$2,49 \cdot 10^7$
4	$5,50 \cdot 10^6$	$6,00 \cdot 10^6$	$5,00 \cdot 10^5$	$2,49 \cdot 10^7$
5	$5,55 \cdot 10^6$	$6,15 \cdot 10^6$	$6,00 \cdot 10^5$	$1,68 \cdot 10^7$
6	$5,30 \cdot 10^6$	$6,35 \cdot 10^6$	$1,05 \cdot 10^6$	$8,36 \cdot 10^7$
7	$5,30 \cdot 10^6$	$6,45 \cdot 10^6$	$1,15 \cdot 10^6$	$3,18 \cdot 10^6$
8	$5,05 \cdot 10^6$	$7,00 \cdot 10^6$	$1,95 \cdot 10^6$	$5,29 \cdot 10^5$
9	$5,50 \cdot 10^6$	$7,65 \cdot 10^6$	$2,15 \cdot 10^6$	$1,97 \cdot 10^4$

Utgangspunkt for beregninger

Den nominelle spenningen blir regnet ut ved å se på innfestingen som en avgrenset del av bakvingen. På figuren under er dette vist.



Figur 56 - Illustrasjon av innfesting som avgrenset del av bakvingen. Netto areal er vist med rødt i utsnittet til venstre

Den avgrensede delen, som illustrert i figur 56, er avsatt fra en avstand a over og under boltegruppen. Denne avstanden settes lik $1,2d_0$ (Terjesen 2011). Det antas at ved å gjøre denne betraktningen vil en ligge på den konservative siden da den nominelle spenningen vil virke over et større område enn illustrert i figur 56 (Terjesen 2011).

Kriteriet som må oppfylles for at forbindelsen skal være sikret mot utmatting er (DNV-RP-C203 2010):

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

Formel 15

Hvor:

D er akkumulert utmattingskade

k er antall lasttilfeller

N_i er antall sykluser som fører til skade ved konstant spenningsvariasjon i lasttilfelle i .

η er bruksfaktor

n_i er antall lastvariasjoner for lasttilfelle i

Bruksfaktoren er gitt som $1/\text{Utmattingsfaktor}$ (Design Fatigue Factor).

Utmattingsfaktoren er i dette tilfellet lik 3, da forbindelsen befinner seg på et sted som ikke er tilgjengelig og ikke har mulighet for å bli inspisert gjennom levetiden (kilde). η er da lik $1/3$.

4.9.3. UTREGNING AV AKKUMULERT UTMATTINGSSKADE

Nominell spenning

Spenningsvariasjonen for den nominelle spenningen for de ulike lasttilfellene for innfestingen er gitt ved:

$$\Delta\sigma_n = \frac{F_{dyn}}{A_{netto}}$$

Formel 16

Hvor:

ΔF_{dyn} er lastvariasjonen

A_{netto} er nettoarealet som vist på figur 56

Hullkantspenning

Den største spenningen som oppstår ved innfestingen vil være i hullkanten ved hullene. Denne spenningen vil være høyere enn den nominelle spenningen. Hullkantspenningen regnes ut ved følgende formel (DNV-RP-C203 2010):

$$\Delta\sigma_h = SCF * \Delta\sigma_n$$

Formel 17

Hvor:

$\Delta\sigma_h$ er variasjonen i hullkantspenning

$\Delta\sigma_n$ er variasjonen i den nominelle spenningen

SCF er stresskonsentrasjonsfaktoren

Stresskonsentrasjonsfaktoren for hullkantspenningen er her lik 3 (DNV-RP-C203 2010) (Terjesen 2011).

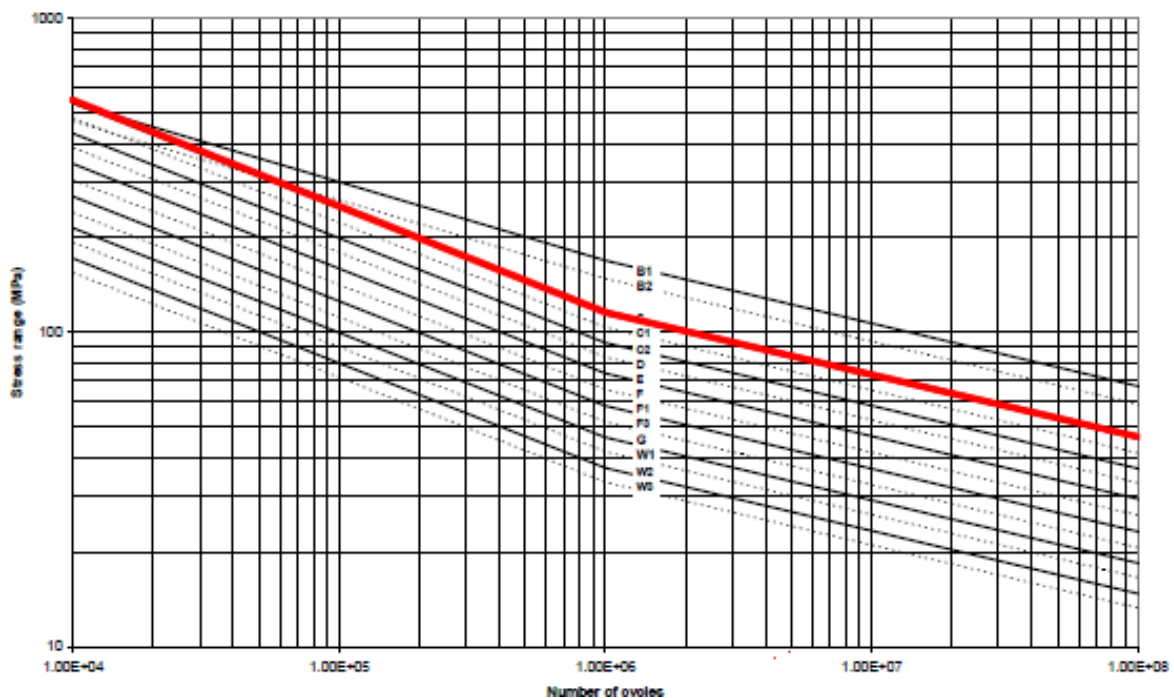
Ved å regne ut hullkantspenningen med hensyn på lastene vist i tabell 27 får en resultatene i tabell 28.

Tabell 28 - Resultater for spenningsberegninger

Lasttilfelle	A _{netto} [mm ²]	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	SCF	$\Delta\sigma_h * SCF$ [MPa]
1	65 205	1,53	3,00	4,60
2	65 205	1,53	3,00	4,60
3	65 205	3,83	3,00	11,50
4	65 205	7,67	3,00	23,00
5	65 205	9,20	3,00	27,61
6	65 205	16,10	3,00	48,31
7	65 205	17,64	3,00	52,91
8	65 205	29,91	3,00	89,72
9	65 205	32,97	3,00	98,92

Antall lasttilfeller som fører til skade

Antall lasttilfeller som fører til skade ved ulike spenningsvariasjoner er gitt ved S-N kurven. Det antas her at kurven som gjelder for dette tilfellet er kurven gitt for sjøvann med katodisk beskyttelse. S-N kurvene for denne gruppen er vist i figur 57.



Figur 57 - S-N kurve
(DNV-RP-C203 2010)

C kurven som er merket med rødt i figur 57 gjelder for manuelt, gasskuttet materiale med maskinkuttede kanter. Det antas at denne kurven vil være best egnet for det gitte tilfellet (Terjesen 2011).

Fra tidligere arbeid ble det antatt at den beste bearbeidelsesmetoden for platene vil være vannskjæring (Edvartsen & Myhr 2010). Da det ikke foreligger en S-N kurve for dette tilfellet gjøres det derfor en tilnærming. Formelen for å regne ut antall lastvariasjoner som fører til skade ved gitt spenningsvariasjon er (DNV-RP-C203 2010):

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

Formel 18

Hvor:

N er antall lastvariasjoner

log a er skjæringspunktet med log N aksene

t_{ref} er referansetykkelsen

t er tykkelsen en sprekk vil vokse gjennom

k er tykkelseseksponenten

m er det negative stigningstallet til S-N kurven

Leddene $\left(\frac{t}{t_{ref}}\right)^k$ er gitt i formelen for å ta høyde for en situasjon der

komponenten har en geometri som avviker fra det S-N kurven er basert på (DNV-RP-C203 2010). Det antas for dette tilfellet at C kurven stemmer overens med geometrien for forbindelsen og at dette leddet kan utelukes. Formelen for antall lastvariasjoner som fører til skade blir da gitt ved formelen:

$$\log N = \log a - m \log(\Delta\sigma)$$

Formel 19

Verdiene for $\log a$ og m varierer etter om N er over eller under $1 \cdot 10^7$.
 Verdier for $\log a$ og m for C kurven er vist i tabell 29:

Tabell 29 - Variabler for utregning av antall lastvariasjoner til skade

Verdi	$N \leq 10^7$	$N > 10^7$
$\log a$	12,192	16,320
m	3	5

Ved å regne ut N i henhold til formel 19 kan den akkumulerte utmattingsskaden beregnes. Dette er vist i tabell 30.

Tabell 30 - Utregning av akkumulert utmattingsskade

Lasttilfelle	n_i	N	D
1		NA	NA
2	$7,15 \cdot 10^6$	NA	NA
3	$2,49 \cdot 10^7$	NA	NA
4	$2,49 \cdot 10^7$	NA	NA
5	$1,68 \cdot 10^7$	NA	NA
6	$8,36 \cdot 10^6$	$7,94 \cdot 10^7$	0,11
7	$3,18 \cdot 10^6$	$5,04 \cdot 10^7$	0,06
8	$5,29 \cdot 10^5$	$3,59 \cdot 10^6$	0,15
9	$1,97 \cdot 10^4$	$2,21 \cdot 10^6$	0,01
D			0,32

Av tabellen ovenfor kan en da se at den akkumulerte utmattingsskaden er lik 0,32. Fra tidligere har vi at $\eta = 0,33$. Fra kriteriet som ble satt har vi da at:

$$D < \eta$$

Da D er mindre enn bruksfaktoren er risikoen for utmatting innenfor toleranseområdet.

4.10. VURDERING AV LØSNING

Optimalisering og dimensjonering av løsningen ble gjort med utgangspunkt i standardkomponenter. Valget av dimensjoner på komponenter ble gjort på grunnlag av hvilke komponenter som ville få plass, samtidig som krav til hullkantavstander ble møtt. Det ble sett som hensiktsmessig å bruke et lavt antall komponenter for at plasseringen av innfestingene skulle bli nær optimal i tillegg til at kraftfordelingen mellom bakvinge og sideplater skulle bli best mulig.

Kapasitetsberegningene viste at forbindelsen hadde en kapasitet som overgikk belastningen ved bruk av alle tre komponentene. Kravene til materialkvalitet ved bruk av de ulike komponentene varierte likevel mye. Det ble derfor valgt å gå videre med den største komponenten da en forbindelse med denne hadde det laveste kravet til materialkvalitet. Dette førte til minst belastning på boltene og den største kapasiteten mot utrivning.

I FEM-analysen ble det funnet at innfestningen var plassert for langt opp. Den korte avstanden mellom det øverste boltehullet og den øvre kanten på bakvingen førte til at det oppsto høyere spenninger ved det øverste hullet enn for de andre. Ved å plassere innfestningen lengre ned på platen ble dette problemet unngått. Det ble derfor valgt å inkludere denne endringen i løsningen.

Det ble avdekket en ugunstig spenningskonsentrasjon ved hullene i sideplatene. Denne spenningskonsentrasjonen skyldes trolig formen på sideplatene. For videre arbeid bør det derfor ses på muligheter for å utbedre løsningen for dette hullet slik at en eventuell spenningskonsentrasjon ikke oppstår. Det bemerkes likevel at disse lokale kantspenningene trolig kan neglisjeres da de heller ikke er gjennomgående.

Den dynamiske analysen viste at risikoen for utmatting er innenfor toleranseområdet. Den dimensjonerende lasten som ble brukt for den dynamiske analysen er basert på antagelsen at fordelingen av krefter mellom de to innfestingspunktene er like. Da det ikke knyttes like stor risiko til denne lasten antas det at innfestingens kapasitet mot utmatting er tilfredsstillende. Allikevel anbefales det for videre arbeid at det også kan ses på muligheten for å forsterke hullene i bakvingen. På denne måten kan en i tillegg redusere risikoen for utmatting ytterligere.

Det ble tatt hensyn til at spelter socket må kunne stå i en vinkel rettet mot overgangen fra en til flere liner. Dette førte til at avstanden fra kanten på bakvingen og til boltehullenes senter også måtte settes relativt lavt.

Beregningene viste at kapasiteten til forbindelsen overgår belastningen. Allikevel anbefales det at muligheten for å få laget en spelter socket som kan plasseres lengre inn på bakvingen. Ved å gjøre dette økes forbindelsens kapasitet mot utrivning samtidig som at fordelingen av krefter mellom bakvinge og sideplatene blir jevnere. Slik som løsningen er nå vil store deler av kreftene måtte tas opp i bakvingen.

Det skal likevel nevnes at forbindelsens kapasitet mot utrivning trolig vil være noe høyere enn beregnet. Dette begrunnes med at bakvingen vil trolig bli laget i et duktilt materiale. Når forbindelsen da belastes vil mer av belastningen fordeles på sideplatene.

I tillegg er det gjort en meget konservativ beregning på belastningen på linene i det ankeret penetrerer havbunnen. Denne utregningen er gitt i vedlegg 6.

Selv om det antas at forbindelsen har behov for mer arbeid implementeres denne foreløpig i konseptet da den uansett har en kapasitet som overgår den opprinnelige.

4.11. PRESENTASJON AV LØSNING

I bildene som følger presenteres løsningen basert på spelter socket med kapasitet 520 tonn.



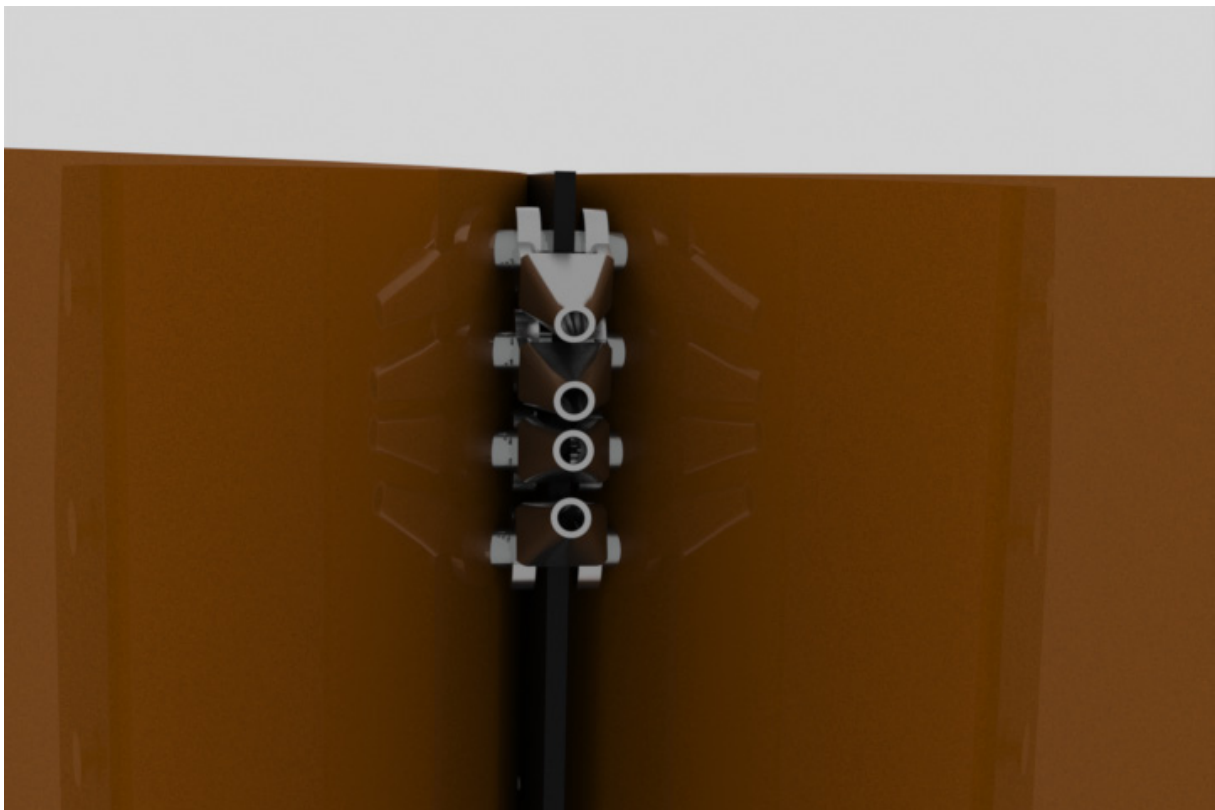
Figur 58 - Illustrasjon av DLTA med ny innfestning i perspektiv



Figur 59 - Illustrasjon av innfestning sett fra siden



Figur 60 - Illustrasjon av innfesting sett ovenfra



Figur 61 - Illustrasjon av innfesting sett forfra

5. HYDRODYNAMISK ANALYSE

5.1. HENSIKT

Den hydrodynamiske analysen har til hensikt å analysere potensialet for DLTA ved de ulike monteringsmetodene. Det er ønskelig å finne ut hvor høy hastighet DLTA kan oppnå ved forskjellige fallhøyder og ved varierende monteringsmetode. Det er også ønskelig å se hvordan linene som brukes under montering vil virke inn, spesielt for pendelinstallasjon. Ved en bedre forståelse av hvordan den nåværende geometrien vil oppføre seg i vann er det enklere å justere og optimalisere designet før en eventuelt går videre med forsøk.

Installasjonsmetodene:

1. Vertikalt fall
2. Pendelfall
3. Fall langs line

5.2. FREMGANGSMÅTE

Det første som gjøres i analysen er beregning av dragkoeffisienten til ankeret. Denne verdien vil gjelde for alle monteringsmetodene. Beregning av denne blir først gjort ved hjelp av CFD-analyse og deretter verifisert med håndberegning.

CFD-analysen er foretatt med en forenklet modell av ankeret da den virkelige modellen inneholder konstruksjonsdetaljer som gir feilmeldinger i analyseprogrammet. Der sideplatene møter vingene går arealene mot null og dette vanskeliggjør et godt oppsett av mesh (Salas 2011).

Før analyse av hver monteringsmetode listes hva som er tenkte fordeler og ulemper ved de ulike metodene.

For hver av de ulike monteringsmetodene blir terminalhastigheten og sammenhengen mellom fallhøyde, tid og hastighet beregnet. En vurdering av stabiliteten til ankeret ved de ulike monteringsmetodene blir også gjort.

Alle metodene vil bli beregnet uten linedrag. Pendelfall blir i tillegg analysert med hensyn til drag fra linen. Dette gjøres for bedre å forstå hvordan linen vil påvirke installasjonen.

Når det gjelder linene så blir disse betraktet med samme tetthet som vann. Dette vil være tilnærmet riktig dersom det blir brukt syntetiske fiberliner ved montering. Ved bruk av stålvaier vil vekten fra vaieren kunne dra ankeret inn mot pendelpunktet. Dette fører til en vesentlig komplisering av analysen og blir ikke sett på i denne beregningen da dette fører til en alt for stor arbeidsmengde innenfor rammene av denne oppgaven.

Avslutningsvis blir det gitt en vurdering av hver metode og en totalvurdering av alle metodene. Resultatene fra analysen blir presentert i grafisk form for enkel tolkning.

5.3. GENERELT

Det er flere hydrodynamiske aspekter som trengs å belyses i forhold til hvordan ankeret vil bevege seg og bli påvirket av krefter under fallet. Ankeret installeres uten hjelp fra eksterne energikilder. I fritt fall er det kun massen av ankeret multiplisert med tyngdens akselerasjon (tyngden) som bidrar til å øke fallhastigheten og derved bevegelsesenergien (den kinetiske energi) til ankeret. Motsatt rettet virker to krefter, oppdrift og drag (motstand). Disse bremser ankerets akselerasjon. Oppdriften er tilnærmet konstant mens draget øker kvadratisk med hastigheten. Det ses bort fra varierende gravitasjonskrefter som følge av posisjon på jordkloden. Når summen av oppdrifts- og dragkreftene blir like store som ankerets tyngde, oppnår ankeret sin terminalhastighet. Ved denne hastigheten har ankeret den størst mulige penetrasjonskraften. Kraftbalansen for et avanserende anker i vann kan settes på formen (DSA 2010):

$$m * a = W - B - F_{DA} - F_{DL}$$

Formel 20

Hvor:

m er massen til ankeret

a er akselerasjonen til ankeret

W er tyngden til ankeret i luft

B er oppdriftskrefter

F_{DA} er dragkrefter for anker

F_{DL} er dragkrefter for line

5.4. GENERELLE SPESIFIKASJONER

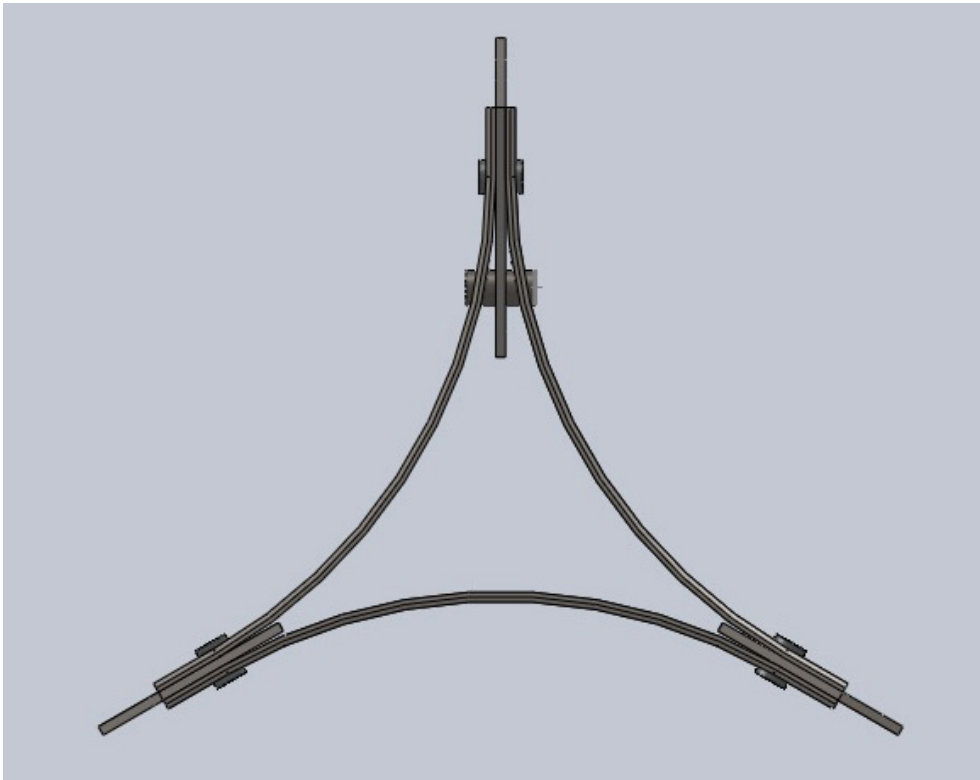
Det er enkelte data som forblir de samme uavhengig av installasjonsmetode. I tabell 31 listes opp de verdiene som er konstante for alle tre metodene.

Tabell 31 – Viser konstante verdier som gjelder for alle utregningene

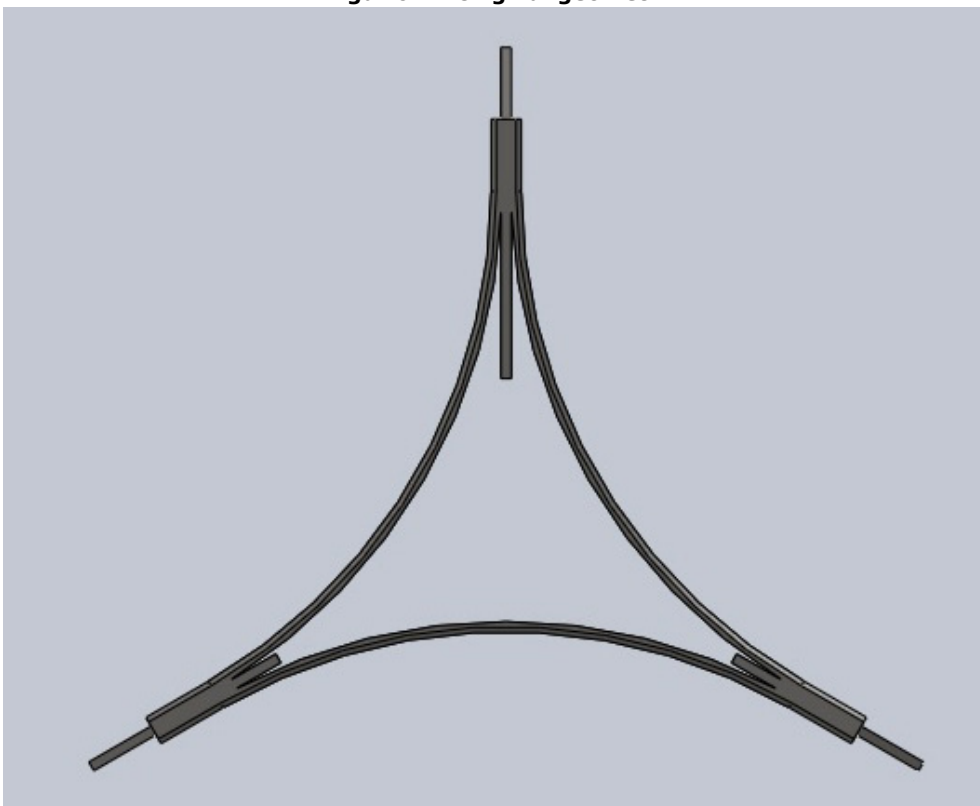
Konstant	Verdi	Enhet	Forklaring
C_D	(beregnes)	-	Total dragkoeffisient
ρ_v	1025	kg/m ³	Tetthet saltvann
A_p	1,78	m ²	Projisert ankerareal
m_A	111420	kg	Ankerets masse
g	9,81	m/s ²	Tyngdens akselerasjon
V_A	14,47	m ³	Ankerets volum

Det er først når verdien på C_D er bestemt at det er mulig å gå videre med den hydrodynamiske beregningen. C_D er den totale dragkoeffisienten. Denne inneholder en faktor for både trykkdrag, som kommer av oppstuvning av trykk ved frontarealet til ankeret (eventuelt tilsvarende sug i bakkant) og friksjonsdrag som kommer av friksjon mellom vannet og sidearealene til ankeret. Når en har funnet en verdi for C_D kan denne brukes til å beregne den totale dragkraften F_D . C_D finnes vanligvis ved eksperiment, for eksempel i en vindtunnel eller ved hjelp av CFD-analyser (Finnemore & Franzini 2002). I denne oppgaven er F_D og C_D først funnet ved CFD-analyse i SolidWorks Flow Simulation 2010. Deretter er C_D håndberegnet for å kontrollere CFD-analysen.

Verdiene for volumet og massen av ankeret er hentet ut fra modellen av ankeret i SolidWorks. Det projiserte arealet, A_p , ble beregnet ut fra en forenklet geometri som vist på figur 63.



Figur 62 – Original geometri



Figur 63 – Forenklet geometri

Den nye geometrien ble laget som én del, basert på det projiserte arealet av den originale. Denne ble laget slik at ingen arealer går mot null. Det er ikke tatt hensyn til bolter i den forenklete geometrien. Det er heller ikke tatt hensyn til liner eller innfestingsmekanismene til disse da dette først ble utviklet mot slutten av oppgaven. I tillegg krever disse detaljene videre revisjon og planlegging før en kan konkludere med et endelig valg. Analysen tar for seg de store detaljene på ankeret. Endelig valgt løsning er avhengig av videre arbeid.

5.5. ANALYSE AV GENERELLE ASPEKTER

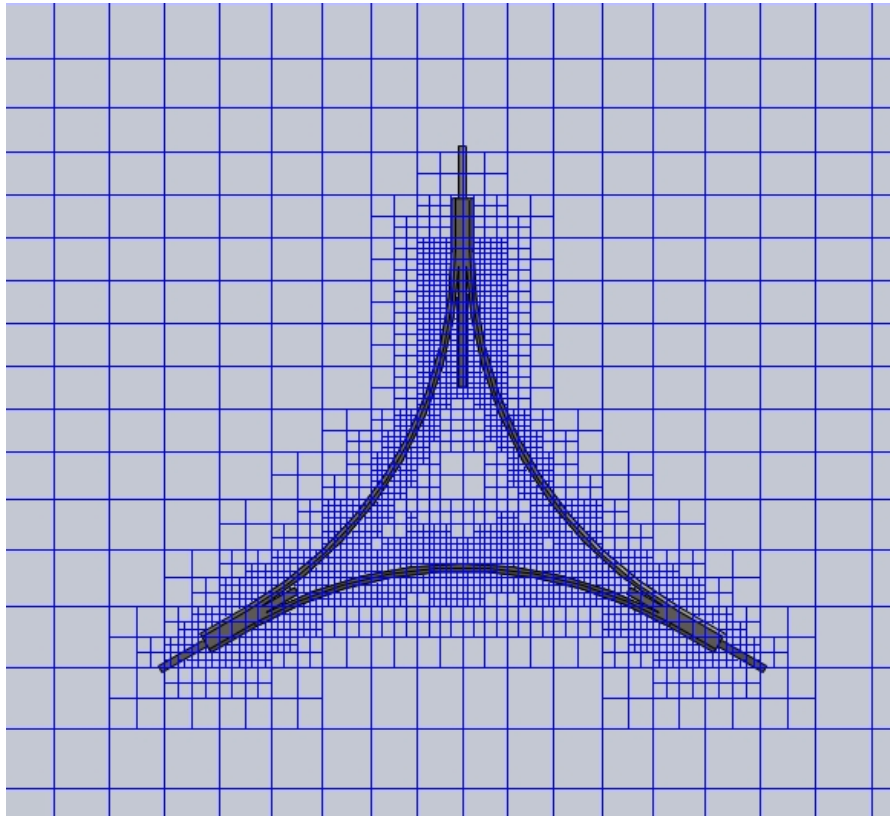
5.5.1. FLOW SIMULATION 2010

Flow Simulation er et tilleggsprogram til SolidWorks og tillater dermed direkte import av sammenstillinger og deler fra dette programmet. Da ankeret er designet i SolidWorks gjorde det jobben enklere.

Dataene som trengs for inputen til Flow Simulation er vist i tabell 32. Fremgangsmåten for oppsett av analysen kan ses i sin helhet i vedlegg 7.

Tabell 32 - Viser verdiene som er lagt inn i simuleringsprogrammet og hvilke hastigheter som er brukt på vannet

Konstante verdier	
ρ_v	1025 kg/m ³
A_p	1,78 m ²
Variable verdier	
V_1	5 m/s
V_2	10 m/s
V_3	20 m/s
V_4	30 m/s
V_5	40 m/s



Figur 64 - Oppsett av mesh i SolidWorks Flow Simulation

5.5.2. RESULTATER

Det er ut fra en CFD-analyse kjørt i SolidWorks Flow Simulation beregnet F_D ved fem forskjellige hastigheter.

Tabell 33 – Resultatene fra CFD-analysen av den forenklede modellen med skråkuttende flater på sideplatene

Resultater fra Flow Simulation 2010		
Hastighet [m/s]	Gjennomsnittlig C_D	Gjennomsnittlig F_D
5	0,782	17 853 N
10	0,754	68 810 N
20	0,728	265 855 N
30	0,715	587 268 N
40	0,706	1 030 634 N

Av resultatene er det tydelig at jo større hastighet, jo mer øker dragkraften. Verdien av C_D ser ut til å stabilisere seg ved de høyere hastighetene, velger derfor å ta gjennomsnittet av disse målingene da dragkraften opp til 10 m/s også er liten i forhold til kreftene ved 40 m/s (ca. 7 % ved 10 m/s). Dette gir en verdi på C_D lik 0,72.

5.6. KONTROLL VED HÅNDBEREGNING

Videre følger en håndberegning for å kontrollere verdien av C_D funnet gjennom CFD-analyse. Drag kan deles opp i trykkdrag og friksjonsdrag.

5.6.1. TRYKKDRAG

Trykkdrag kalles også formdrag da denne kraften avhenger av størrelsen og fasongen på ankeret. Trykkdrag er gitt ved integrasjon av komponentene til alle trykkreftene som virker på ankeret i bevegelsesretningen. Trykkdrag er gitt ved følgende formel (Finnemore & Franzini 2002):

$$F_1 = C_p * \rho_v * \frac{V^2}{2} * A_p$$

Formel 21

Hvor:

C_p er formfaktor, vanligvis bestemt ved eksperimenter

V er ankerets hastighet

5.6.2. FRIKSJONSDRAG UTVENDIG

Friksjonsdrag langs arealet av sideplatene til ankeret er gitt ved integrasjon av alle komponenter av skjærkrefter langs overflaten i bevegelsesretningen. Formelen for friksjonsdrag er satt opp på samme måte som for trykkdrag og gitt ved (Finnemore & Franzini 2002):

$$F_2 = C_f * \rho_v * \frac{V^2}{2} * 3 * B_A * L_A$$

Formel 22

Hvor:

C_f er friksjonsdragkoeffisient, avhenger blant annet av viskositeten

B_A er bredden av en plate til ankeret (3 plater totalt)

L_A er lengden av platene til ankeret

5.6.3. FRIKSJONSDRAG INNVENDIG

Innsiden av ankeret blir også dragpåvirket. Rørfriksjonen er gitt ved (Finnemore & Franzini 2002):

$$F_3 = f * \frac{L_A}{D_h} * \rho_v * \frac{V^2}{2} * A_{kanal}$$

Formel 23

Hvor:

f er friksjonsfaktor, funksjon av Reynoldstall

D_h er hydraulisk diameter til røret

5.6.4. TOTAL DRAGKRAFT

Settes de tre dragkreftene sammen får en den totale dragkraften som virker på ankeret, gitt ved (Finnemore & Franzini 2002):

$$F_D = F_1 + F_2 + F_3$$

Formel 24

Eller som funksjon av den totale dragkoeffisienten *C_D*:

$$F_D = C_D * \rho_v * \frac{V^2}{2} * A_p$$

Får da følgende sammensatte uttrykk:

$$F_D = C_p * \left(\rho_v * \frac{V^2}{2} \right) * A_p + C_f * \left(\rho_v * \frac{V^2}{2} \right) * 3 * B_A * L_A + f * \frac{L_A}{D_h} * \left(\rho_v * \frac{V^2}{2} \right) * A_{kanal}$$

Finner uttrykket for *C_D* ved å sette inn *F_D* fra formelen over:

$$C_D = C_p + C_f * \frac{3 * B_A * L_A}{A_p} + f * \frac{L_A}{D_h} * \frac{A_{kanal}}{A_p}$$

Formel 25

Starter med å beregne den utvendige friksjonen langs platene.

Utvendig friksjon

For å bestemme en verdi for friksjonsdragkoeffisienten, C_f , må først Reynoldstallet beregnes. Hvilken formel man benytter avhenger av størrelsen på Reynoldstallet, som er gitt ved:

$$Re = \frac{V * L_A}{\nu}$$

Formel 26

Hvor:

ν = Den kinematiske viskositeten til væsken ($1,2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ for saltvann ved 5°) (ITTC 1999)

Setter inn for noen valgte hastigheter og får:

Tabell 34 - Reynoldstallet for ankeret ved gitte hastigheter, alle over 10^7

V [m/s]	Re
5	$4,1 \cdot 10^7$
10	$8,3 \cdot 10^7$
15	$1,3 \cdot 10^8$
20	$1,7 \cdot 10^8$
25	$2,1 \cdot 10^8$
30	$2,5 \cdot 10^8$

Siden Reynoldstallet er større enn 10^7 beregnes C_f etter følgende formel (Finnemore & Franzini 2002):

$$C_f = \frac{0,455}{(\log Re)^{2,58}}$$

Formel 27

Tabell 35 - Verdien av C_f for gitte Reynoldstall

V [m/s]	Re	C_f
5	$4,1 \cdot 10^7$	0,002413
10	$8,3 \cdot 10^7$	0,002183
15	$1,3 \cdot 10^8$	0,002063
20	$1,7 \cdot 10^8$	0,001973
25	$2,1 \cdot 10^8$	0,001924
30	$2,5 \cdot 10^8$	0,001878

Av resultatene velges en gjennomsnittsverdi og C_f settes lik 0,002.

Innvendig friksjon

Som nevnt tidligere blir ankeret sett på som et rør ved beregning av innvendig friksjon. Trykkfallet gjennom "røret" er gitt ved (Finnemore & Franzini 2002):

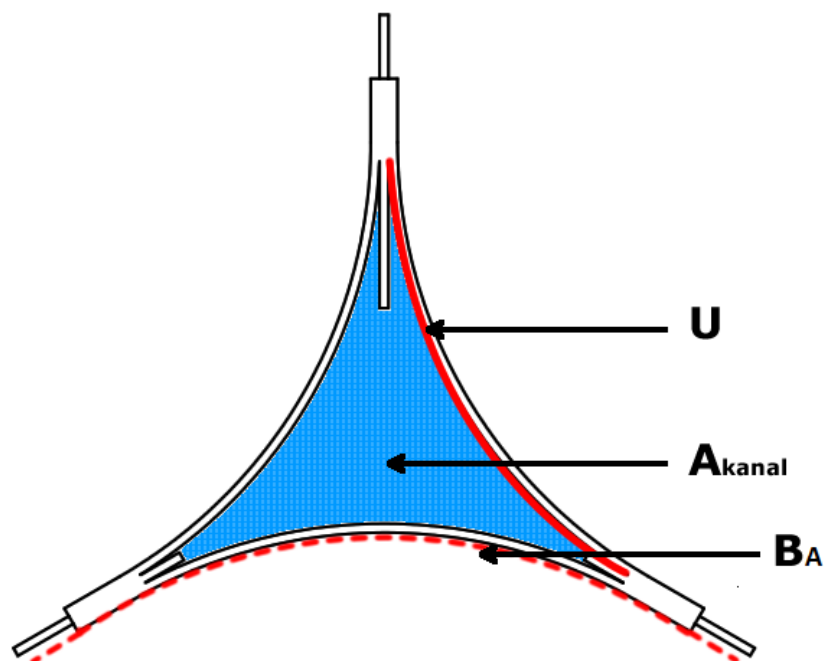
$$F_3 = f * \frac{L_A}{D_h} * \rho_v * \frac{V^2}{2} * A_{kanal}$$

Formel 28

Hvor:

D_h er den hydrauliske diameteren på "røret"

A_{kanal} er arealet av kanalrommet i ankeret, vist i figuren under



Figur 65 – Viser målene U og A_{kanal} og B_A

Tabell 36 – Følgende mål er funnet for ankeret, anvist i figur 65

Mål	Verdi
A_{kanal}	3,3 m ²
O	9,5 m
B_A	5,7 m

I og med at ankeret ikke er sirkulært er man nødt til å benytte den hydrauliske diameteren, D_h . For ikke sirkulære tverrsnitt beregnes denne etter følgende formel:

$$D_h = 4 * \frac{A_{kanal}}{O}$$

Formel 29

Hvor:

O er omkrets av "kanalrommet" mellom plater ($3 * U$ som vist i figur 65)

Setter inn og finner den hydrauliske diameteren:

$$D_h = 4 * \frac{3,3}{9,5} = \underline{1,39 \text{ m}}$$

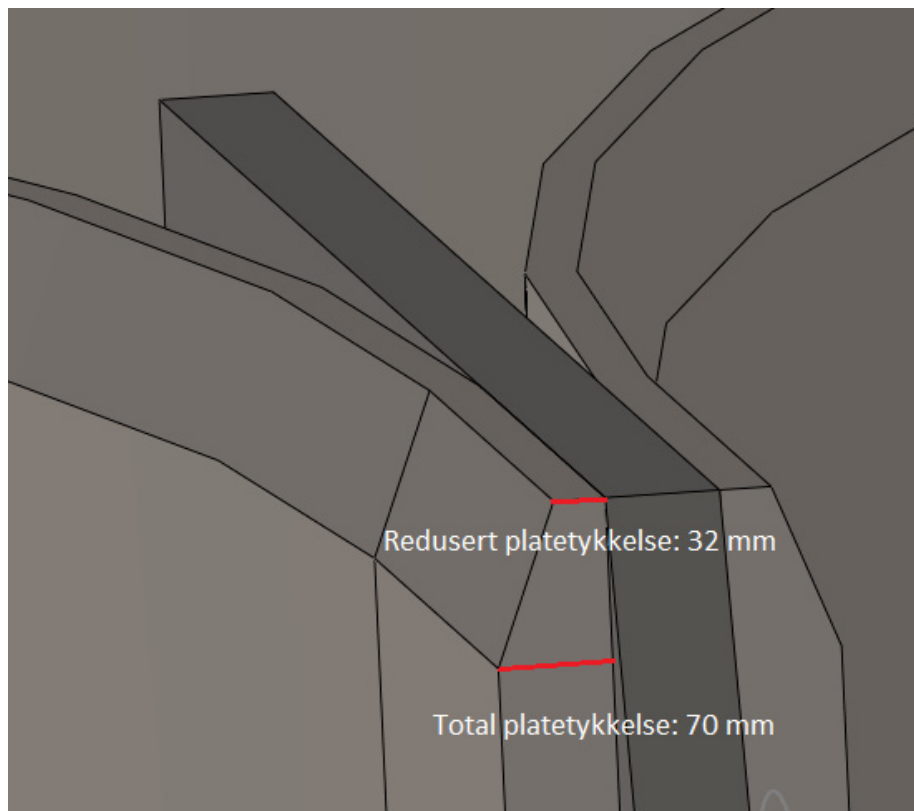
For å finne rørfriksjonsfaktoren må man først finne forholdet mellom ruheten og diameteren til røret. Av Moody diagrammet i vedlegg 10 er det oppgitt en ruhet for rustfritt stål til 0,002 mm. Dette er det samme man kan forvente ved normal slipebearbeiding, noe som platene er tiltenkt ved produksjon (Bøe 2010). Forholdet blir da:

$$\frac{e}{D_h} = 1,3 * 10^{-6}$$

Formel 30

Med et Reynoldstall $>10^7$ er det mulig å bestemme friksjonsfaktoren, f , for røret fra Moody diagrammet. Finner $f = \underline{0,008}$.

Bestemmelse av koeffisienten C_p



Figur 66 – Illustrerer hvordan kantene er kuttet på den forenklede modellen

Den forenklede modellen benyttet i analysen har kanter på sideplatene som vist i figur 66. Platetykkelsen er i utgangspunktet 70 mm som det projiserte arealet, A_p , er beregnet etter.

Spissing av platekanter

Platene er spisset med skråskjæring ned til 32 mm for å minske motstanden som figuren viser.

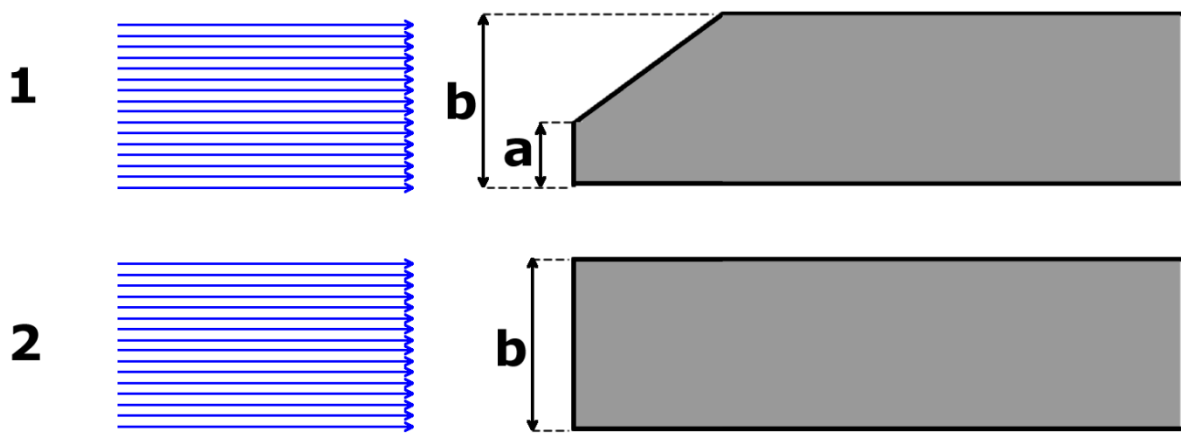
Spissingen er utført med skråflaten på utsiden av platen. Dette for at leire skal skyves til siden når ankeret går ned i bunnsedimentene. Hadde spissingen vært på innsiden kan dette føre til en viss komprimering av massene og derved øke motstanden ved penetreringen.

Uten spissing vil en få et oppstuvingsstrykk normalt på 70 mm flaten hvor en mister hele hastighetshøyden. Ved spissingen vil flaten normalt på strømningsretningen reduseres med forholdet 32/70. Skråskjæringens lengde vil også ha betydning for motstanden.

Utformingen av platene har mye å si for hvor stort trykkdraget blir.

Fra forsøk er følgende sammenheng gitt (Finnemore & Franzini 2002):

1. Strømning mot en lang, rett plate med spiss kant og liten vinkel gir en formfaktor tilnærmet lik 0. Dragkreftene vil således kun bli uttrykt ved hjelp av friksjonsdrag langs sidearealet.
2. Strømning mot en plate med en helt butt kant gir en formfaktor på 1.0, som betyr fullstendig stagnasjon av bevegelsen til (vann)partiklene som treffer kanten før de ledes til siden.



Figur 67 – Illustrerer sideplatene sett fra siden

Formfaktoren går fra 1.0 mot mindre verdier med hensyn på A_p når platetykkelsen a går mot 0, vist ved punkt 1 i figur 67. I og med at formen på platene til DLTA ankeret hverken er helt butte eller helt skarpe, som anvist i figur 66, bør formfaktoren teoretisk ligge mellom 0 og 1.

Ved å anta at faktoren kan reduseres i samme forhold som forholdet a/b får man:

$$C_p = 1 * \frac{32}{70} = 0,46$$

Formel 31

Arealet er hele tiden det projiserte, A_p , med 70 mm platetykkelse.

Nå som alle variable og konstanter er funnet kan en beregne C_D .

Bestemmelse av koeffisienten C_D

Legger en sammen alle dragfaktorene får man fra formel 25 en totalverdi for $C_D = 0,46 + 0,19 + 0,10 = \underline{0,75}$.

Strømningsanalysen gir verdien $C_D = 0,72$ ved samme skråskjæring.

Dette viser at den manuelle beregningsmetoden for C_p over gir et estimat som ikke ligger langt unna det strømningsanalysen kommer frem til som sluttsum og er dermed en god indikasjon at man har en verdi som ligger i riktig område under de gitte forutsetningene.

5.6.5. VALG AV DRAGKOEFFISIENT

Den største usikkerheten i forhold til beregningen av den totale dragkraften F_D er formfaktoren C_p .

Ankeret har ennå ikke blitt helt optimalisert med hensyn til reduksjon av drag. Fasongen kan forbedres ytterligere ved å runde av alle kanter, og kanten kan spisses enda mer, for eksempel til 20 mm. Dette vil senke dragkoeffisienten C_p og dermed C_D ytterligere. Det antas at i fremtidig arbeid vil det blir gjort flere undersøkelser vedrørende tilpassing av DLTA for best mulig hydrodynamiske egenskaper.

Det må regnes med at komponenter som befinner seg inne i konstruksjonen, som innfestingsløsning og liner, også vil påvirke dragkoeffisienten til ankeret. For å ta høyde for usikkerhet i forhold til dragkoeffisienten blir derfor videre beregninger utført med tre ulike verdier for dragkoeffisienten. Verdiene velges fra resultatene i CFD-analysen, da det antas at denne vil være mer korrekt enn resultater beregnet for hånd. Det tas derfor videre utgangspunkt i følgende tre verdier for C_D : 0,65, 0,75 og 0,85.

En endelig dragkoeffisient bør finnes ved modellforsøk.

5.7. VERTIKALT FALL

5.7.1. TENKTE FORDELER/ULEMPER

Vertikalt fall er den monteringsmetoden som kan beregnes mest nøyaktig. I punktene under er det satt opp tenkte fordeler og ulemper. Fordeler og ulemper relatert til detaljerte økonomiske analyser blir ikke analysert for noen av konseptet.

Fordeler:

- Det kreves ikke mer enn ett skip for installasjon.
- Ved å slippe på denne måten blir det mindre drag i linen under fallet hvis denne ligger kveilet opp løst på skipsdekket eller ligger i en bue dypere enn selve ankeret. Det betyr at det er ved vertikalt fall en kan oppnå den teoretisk største terminalhastigheten og største penetrasjonskapasiteten.

Ulemper:

- Når ankeret slippes på denne måten er det ingen ting som hindrer det i å kunne komme ut av kurs, f. eks. få en rotasjon.
- Det vil kreve den største oppretningskraften etter at ankeret er penetrert for å sikre at den største overflaten på ankeret står normalt på kraftretningen.

5.7.2. ANALYSE

Utrekningene foretatt for vertikalt fall er gitt i vedlegg 19.

Formel 20 viser kraftbalansen ved vertikalt fall. Ved vertikalt fall ser vi bort i fra linedrag. Dette fører til videreutvikling av formelen:

$$m_A * a_A = m_A * g - V_A * \rho_v * g - C_D * \rho_v * \frac{V^2}{2} * A_p$$

Formel 32

Hvor:

a_A er akselerasjonen til ankeret

V_A er volumet til ankeret

Sammenheng mellom akselerasjon og hastighet

Av formel 32 får en:

$$(m_A - m_V) * g - C_D * \rho_V * \frac{V^2}{2} * A_p = m_A * a_A$$

Formel 33

Hvor:

m_V er ($V_A * \rho_v$)

Her er hastigheten V og akselerasjonen til ankeret a_A de ukjente.

Innfører to konstanter, C_1 og C_2 :

$$C_1 = (m_A - m_V) * g = 947531$$

$$C_2 = \frac{1}{2} C_D * \rho_V * A_p = 684,2$$

$$C_1 - C_2 * V^2 = m_A * a_A$$

Formel 34

Akselerasjon er det samme som den deriverte av hastigheten med hensyn på tiden:

$$C_1 - C_2 * V^2 = m_A * \frac{dV}{dt}$$

Formel 35

Dividerer med m_A på begge sider for å isolere differensialet på høyre side. Innfører derfor to nye konstanter C_3 og C_4 :

$$C_3 = \frac{C_1}{m_A} = 8,504$$

$$C_4 = \frac{C_2}{m_A} = 6,14 * 10^{-3}$$

$$C_3 - C_4 * V^2 = \frac{dV}{dt}$$

Formel 36

Terminalhastigheten, gitt ved V_t , finnes når $dV/dt = 0$:

$$V_t = \sqrt{\frac{C_3}{C_4}} = \underline{37,2 \text{ m/s}}$$

Sammenheng mellom hastighet og tid

Tar utgangspunkt i formel 36 og videreutvikler denne for å finne funksjonen mellom hastighet og tid. Med den endelige formelen kan en beregne hvor lang tid det tar for ankeret å nå en gitt hastighet:

$$(C_3 - C_4 * V^2) * dt = dV$$
$$dt = \frac{dV}{C_3 - C_4 * V^2}$$

Formel 37

$$\int_0^t dt = \int_0^V \frac{dV}{C_3 - C_4 * V^2}$$

Øvre grense minus nedre grense gir ligningen for tiden i sekunder som funksjon av hastigheten, gitt ved formel 38:

$$t = \left(\frac{1}{2 * \sqrt{C_3 * C_4}} * \ln \frac{\sqrt{C_3 * C_4} + C_4 * V}{\sqrt{C_3 * C_4} - C_4 * V} \right)$$

Formel 38

Setter inn verdier for konstantene og kan da lage en tabell med valgt hastighetsintervall:

Tabell 37 - Tidsforløp til forskjellige hastigheter ved vertikalt fall samt økningen i tid mellom hver hastighet etter formel 38

Hastighet [m/s]	Tid [s]	ΔTid økning
15	1,9	0,7
20	2,6	1,0
25	3,6	1,3
30	4,9	2,7
35	7,6	5,2
37	12,8	∞
37,2	∞	-

Beregning av sammenheng mellom fallhøyde og hastighet

Ønsker videre å finne sammenhengen mellom fallhøyde og hastighet. På denne måten kan en finne ut hvor høyt over havbunnen ankeret må slippes for å oppnå ønsket hastighet. Tar utgangspunkt i formelen for veistrekning, tid og hastighet fra klassisk mekanikk og integrerer denne:

$$s = V * t$$
$$ds = V * dt$$

Fra formel 37 i dette avsnitt er uttrykket for dt gitt. Setter inn og får da:

$$ds = V * \frac{dV}{C_3 - C_4 * V^2}$$
$$\int ds = \int \frac{V}{C_3 - C_4 * V^2} * dV$$

Formel 39

Fra formelsamling har vi at (Gieck & Gieck 2006):

$$\int \frac{f'(x)}{f(x)} * dx = \ln f(x) + C$$

$f(x)$ kan i dette tilfellet settes lik nevneren i formel 39. Deriverer og setter inn for $f'(x)$ i samme formel. For at formelen skal bli tilfredsstillende er en i tillegg nødt til å multiplisere med $-2C_4$ på begge sider av likhetstegnet. Da får en til slutt det endelige integralet:

$$2C_4 \int_0^s ds = -2C_4 \int_0^V \frac{V}{C_3 - C_4 * V^2} * dV$$

Løser integralet og forkorter ned til enklest mulig formel. Kan nå sette opp formelen for fallhøyden gitt ved d (i meter) for s :

$$d = \frac{1}{-2C_4} * \ln \left(1 - \frac{C_4}{C_3} * V^2 \right)$$

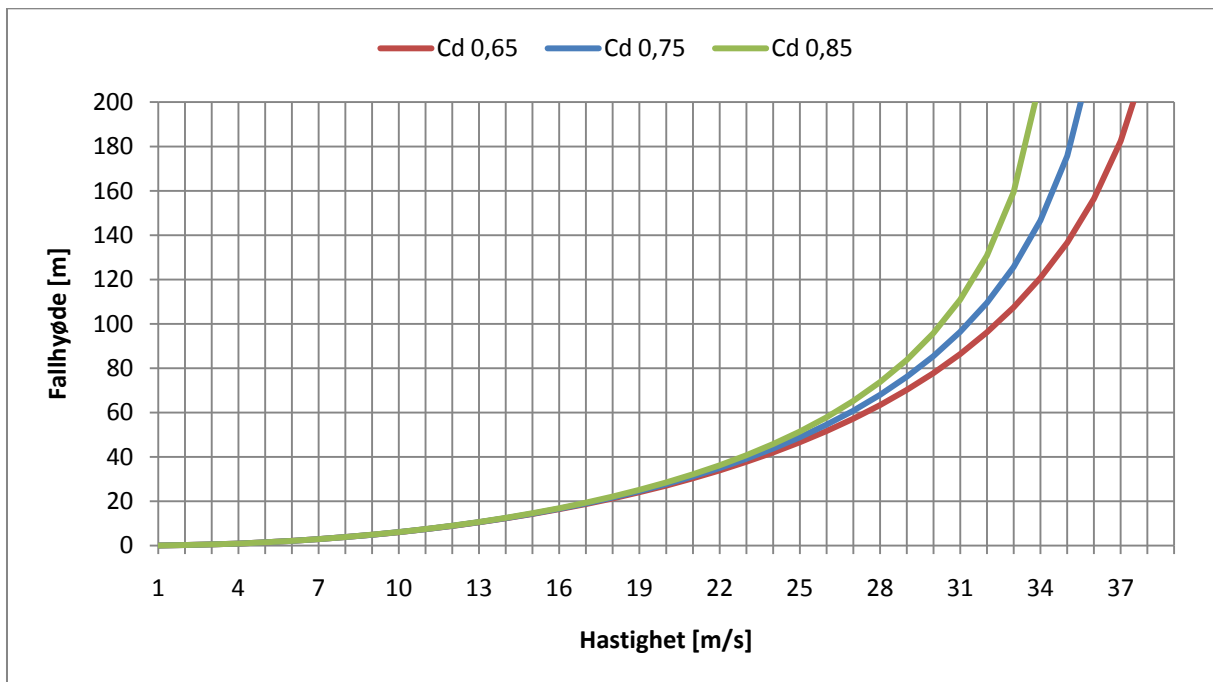
Formel 40

Regner ut fallhøyden ved de samme hastighetene som i tabell 37 etter formel 40. For sammenligning er tiden tatt med fra forrige tabell og da begge er funksjon av hastigheten.

Tabell 38 - Tabelloversikt over hvilken dybde ankeret når og hvor lang tid det bruker dit ved gitt hastighet for C_D lik 0,75 ved vertikalt fall

Hastighet [m/s]	Fallhøyde [m]	Tid [s]
15	14,4	1,9
20	27,8	2,6
25	48,9	3,6
30	85,4	4,9
35	175,7	7,6
37	363,2	12,8
37,2	∞	∞

Figur 68 illustrerer hvordan ankeret vil oppføre seg i et vertikalt fall uten hensyn til selve linen. Det er tatt med C_D -verdier på 0,65, 0,75 og 0,85 som tilsvarer en variasjon på ca. $\pm 15\%$ på 0,75 (Formel 40).



Figur 68 - Viser fallhøyden som funksjon av hastighet for forskjellige C_D -verdier ved vertikalt fall

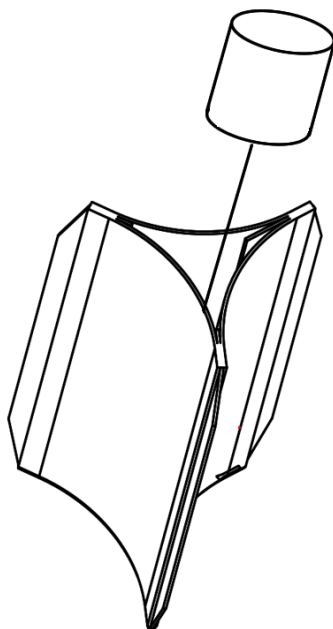
Stabilitet

Det er i teorien mulig at ankeret kan bli påvirket av sterke strømminger som forsøker å skyve ankeret ut av kurs. Også linen kan bidra til dette. I praksis er ankeret såpass stort og tungt at det skal mye til for at det skjer.

I naturen er det mange dyr som har hale. De landbaserte dyrene med hale har denne ofte primært for å holde balansen. Dette gjelder f. eks. dyr som løper fort. Andre igjen bruker det som styreredskap, f. eks. fugler (Åbro 2011).

Ved å sette på en hale på ankeret kan en få tilsvarende balanseegenskaper, det vil bli vanskeligere å skyve det ut av kurs. Det negative er at det blir noe ekstra motstand og det vil ta noe lengre tid å få ankeret opp i samme hastighet som uten hale. I tillegg blir det en kostnadsøkning.

Hvis denne halen lages lang nok slik at toppdelen ikke går ned i leiren, men stikker opp fra havbunnen som en slags markør for hvor ankeret har gått ned er dette en fordel. Om linen lages sterk nok kan den da benyttes til å dra ankeret opp hvis det blir nødvendig.



Figur 69 - Illustrasjon av anker med hale

5.8. PENDELFALL

5.8.1. TENKTE FORDELER/ULEMPER

Monteringsmetoden der ankeret faller som en pendel fra båten er den metoden som først ble foreslått. Under er det listet opp fordeler og ulemper med dette konseptet.

Fordeler:

1. Ved å slippe ankeret ned på denne måten kan en i teorien kontrollere at det største arealet på ankeret blir plassert normalt på kraftretningen uten at ankeret trenger oppretning i etterkant
2. Mindre sjanse for at det nederste tilkoblingspunktet ryker eller må dimensjoneres større en nødvendig som følge av et mindre behov for oppretning etter penetrasjon.
3. Ankeret blir noe mer stabilt under fall enn ved vertikal installasjon om linen kan holdes 100 % stram hele veien ned.

Ulemper:

1. Det trengs to fartøyer ved installasjon, et som holder ankeret i posisjon for slipp og et annet som holder linen stram mellom skip og anker. Dette medfører en høyere installasjonskostnad.
2. Dragkraften fra linen bremser fallet, noe som fører til mindre fallhastighet og som kan føre til forandring av ankerets fallvinkel.
3. Skipet, som fungerer som svingpunkt for pendelbevegelsen, må kompensere for kraften som virker fra ankeret for at dette ikke skal falle ut av kurs.

5.8.2. ANALYSE

Utrekningene foretatt for pendelfall er gitt i vedlegg 20, 21 og 22.

For analysen av pendelfall blir det først gjort en utregning der linemotstand ikke er tatt med. Dette gjøres for bedre å illustrere hvordan linene påvirker installasjonen.

Utgangspunkt

I den videre beregningen tas det utgangspunkt i installasjonstilfellet av Njord som er vist i kapittelet Laster. Her er vinkelen mellom den øvre linen og havbunnen omtrent 40 grader. I virkeligheten vil resultantkraften som ankeret bør stå vinkelrett på være noe mindre grunnet den nedre linen fra Njord. Ved bruk av en vinkel på 40 grader for ferdig installert anker antas det da at anslaget blir noe konservativt.

Forenkling

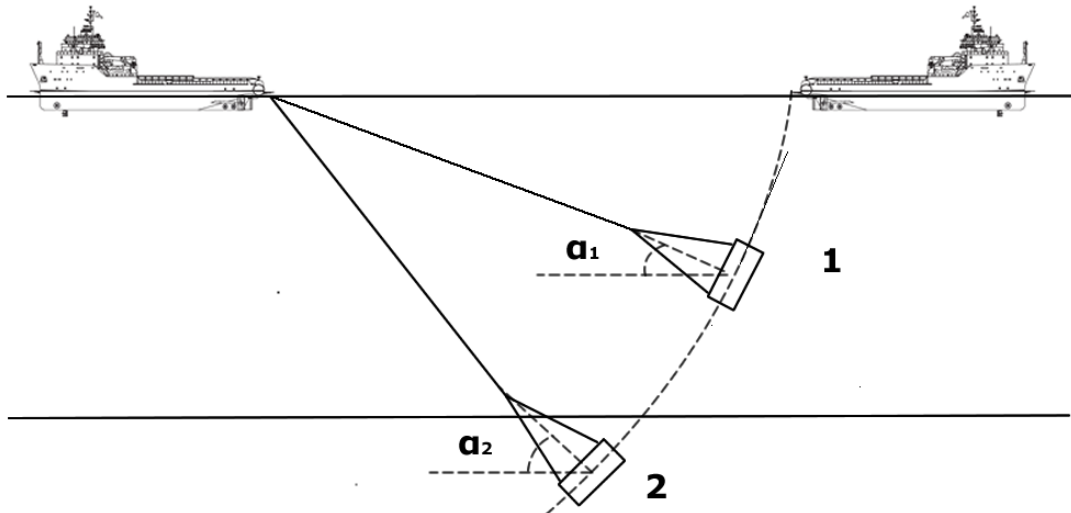
Ved pendelinstallasjon vil kreftene som virker på ankeret være annerledes enn for vertikalt fall. Oppdriften og gravitasjonskraften, som virker på ankeret, vil variere i retning i forhold til ankeret avhengig av hvor i fallet det befinner seg. Det er derfor nødvendig å dekomponere kreftene tyngdekraft og oppdrift slik at komponentene som virker tangentielt med fallretningen nå kommer inn i formelen. Dragkreftene virker hele tiden tangentielt til banen.

Da innføringen av en variabel vinkel i formelen gjør denne vanskelig matematisk løsbar blir det gjort en forenkling. Det blir som nevnt anslått en vinkel mellom linen og ankeret lik 40 grader ved ferdig installasjon. Dette betyr at vinkelen mellom resultantkraften av oppdrift og tyngdekraft og retningen til ankeret vil variere fra 0 til 40 grader i løpet av fallet. Forenklingen som gjøres er å sette denne vinkelen lik 20 grader som et gjennomsnitt for hele fallet og dekomponere de vertikale kreftene for denne vinkelen.

Påvirkningen fra linen kan forenkles ved å betrakte denne som helt stiv under beregningene. I et reelt tilfelle kan dragkreftene på linen føre til at ankeret vil bli påført en rotasjon.

Kraftbalansen

Tar fortsatt utgangspunkt i samme formel som for vertikalt fall. Formel 32 vil få en felles faktor, $\cos \alpha$, for de to første ledd i formelen som da angir kraftkomponentene i bevegelsesretningen. Vinkelen α er illustrert i figur 70, der vinkel 1 angir den gjennomsnittlige verdien brukt for hele fallet og vinkel 2 angir endelig installasjonsvinkel mellom anker og line.



Figur 70 - 1: Gjennomsnittsvinkel benyttet ved beregning av pendelfall (20 grader) 2: Endelig vinkel ved installasjon (40 grader)

Den endrede kraftbalansen i fartsretningen kan da uttrykkes med en modifisert utgave av formel 32:

$$F = (m_A * g - V_A * \rho_v * g) * \cos \alpha - C_D * \rho_V * \frac{V^2}{2} * A_p = m_A * a_A$$

Formel 41

Hvor:

$\cos \alpha$ er reduksjonsfaktor grunnet pendelbevegelse

Sammenheng mellom akselerasjon og hastigheten

$$(m_A - m_V) * g * \cos \alpha - C_D * \rho_V * \frac{V^2}{2} * A_p = m_A * a_A$$

Formel 42

Fra den tidligere beregningen ser en at konstantene C_1 og C_3 blir forandret grunnet innføringen av reduksjonsfaktoren.

Kaller de nye konstantene for C'_1 og C'_3 :

$$C'_1 = C_1 * \cos 20$$

$$C'_3 = C_3 * \cos 20$$

Funksjon mellom hastighet og tid

Kan nå beregne funksjonen mellom hastighet og tid på samme måte som for vertikalt fall etter formel 38, nå med C'_3 :

$$t = \left(\frac{1}{2 * \sqrt{C'_3 * C_4}} * \ln \frac{\sqrt{C'_3 * C_4} + C_4 * V}{\sqrt{C'_3 * C_4} - C_4 * V} \right)$$

Setter inn verdier for konstantene og setter opp tabell med et valgt hastighetsintervall.

Tabell 39 - Tidsforløp til forskjellige hastigheter ved pendelfall samt økningen i tid mellom hver hastighet etter formel 38 ved C_D lik 0,75

Hastighet [m/s]	Tid [s]	Δ Tid økning
15	2,0	0,8
20	2,8	1,1
25	3,9	1,5
30	5,4	4,1
35	9,5	6,0
36	15,5	∞
36,1	∞	-

Beregning av fallhøyde med hensyn på hastighet

Tar utgangspunkt i formel 40 for å beregne fallhøyden med hensyn på hastigheten. Benytter C'_3 istedenfor for C_3 .

$$d = \frac{1}{-2C_4} * \ln \left(1 - \frac{C_4}{C'_3} * V^2 \right)$$

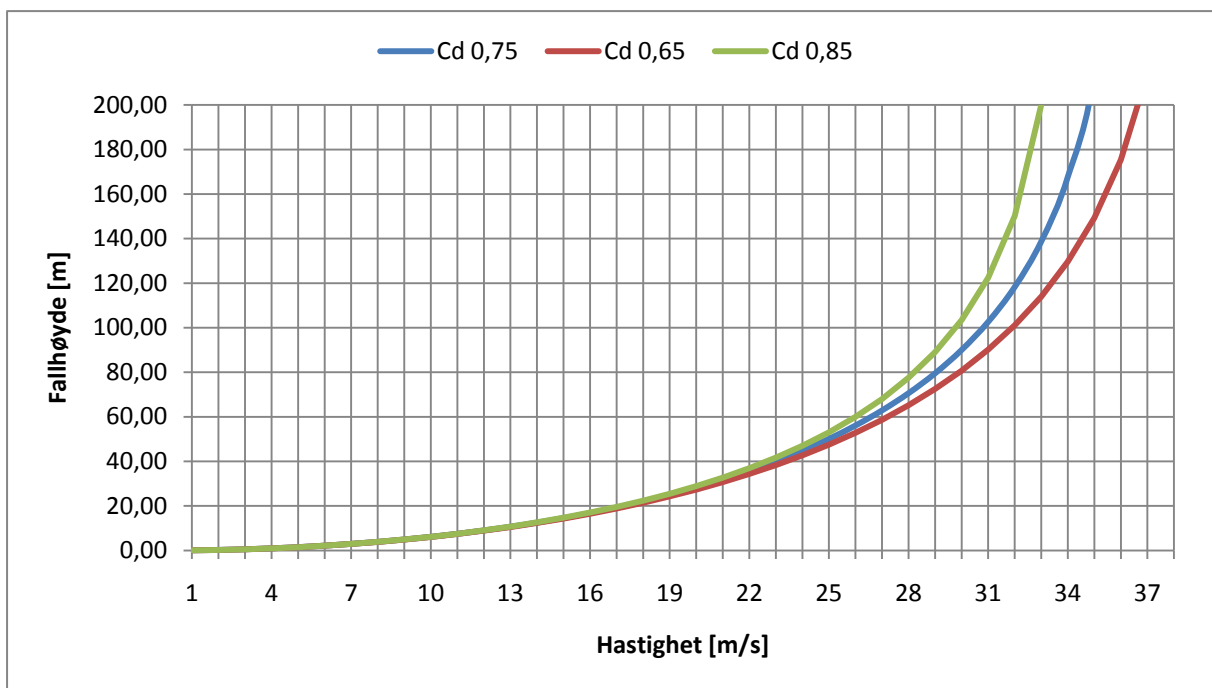
Denne formelen vil nå beregne lengden langs en skråbane der vinkelen mellom den drivende kraften og linen er 20 grader. Det som er interessant er den vertikale fallhøyden, og den får en ved å multiplisere formelen med $\cos 20$. Denne faktoren finner en dersom det settes opp en trigonometrisk figur. Regner ut fallhøyden med samme hastigheter som i tabell 39.

$$d = \left(\frac{1}{-2C_4} * \ln \left(1 - \frac{C_4}{C'_3} * V^2 \right) \right) * \cos 20$$

Formel 43

Tabell 40 - Tabelloversikt over hvilken dybde ankeret når og hvor lang tid det bruker dit ved gitt hastighet for C_D lik 0,75 ved pendelfall

Hastighet [m/s]	Fallhøyde [m]	Tid [s]
15	14,6	2,0
20	28,1	2,8
25	50,0	3,9
30	90,0	5,4
35	216,9	9,5
36	418,8	15,5
36,1	∞	∞



Figur 71 - Viser fallhøyden som funksjon av hastighet for forskjellige C_D -verdier ved pendelfall

Linedrag

Formelen for å regne ut linedrag er den samme som for ankeret, gitt ved (Finnemore & Franzini 2002):

$$\sum F_{DL} = \sum \left(C_{DL} * \rho_v * \frac{V^2}{2} * dA_L \right)$$

Formel 44

Hvor:

C_{DL} er dragkoeffisienten til linen

d er diameteren til linen

A_L er arealet til linen

Starter med å finne drag koeffisienten for linen, C_{D_L} . For noen forskjellige geometriske figurer går det an å hente ut C_D verdier som funksjon av Reynoldstallet fra et diagram som er utarbeidet gjennom forsøk. Siden linen antas å ha en sirkulær og glatt fasong kan en benytte C_D -Re diagrammet for sylinder for å finne C_D -verdien. Diagrammet er gjengitt i vedlegg 11 (Finnemore & Franzini 2002).

For å kunne benytte diagrammet må først Reynoldstallet beregnes. Reynoldstallet blir regnet ut etter formel 26, men nå med diameter til linen istedenfor for lengden. En syntetisk line med kapasitet på $2,03 \cdot 10^8$ N har en diameter på 245mm. For beregningene tas det utgangspunkt i en line med diameter 250mm. Den kinematiske viskositeten for saltvann er, som før, $1,2 \cdot 10^{-6}$ m²/s og det er regnet på to hastigheter, vist i tabell 41:

Tabell 41 - Viser verdien av Reynoldstallet for linen ved gitte hastigheter

V [m/s]	Re
15	$3,13 \cdot 10^6$
30	$6,30 \cdot 10^6$

Verdien på Re går noe utover C_D -Re diagrammet men siden det er en logaritmisk skala går det an å måle seg frem til hvor på grafen en befinner seg og så forlenge den aktuelle linjen slik at en C_{D_L} -verdi kan bestemmes.

Av diagrammet finnes en verdi for C_{D_L} i underkant av 0,4 for det beregnede Reynoldstallet. Siden det er noe usikkerhet knyttet til denne verdien ble det i tillegg foretatt en strømningsanalyse i SolidWorks.

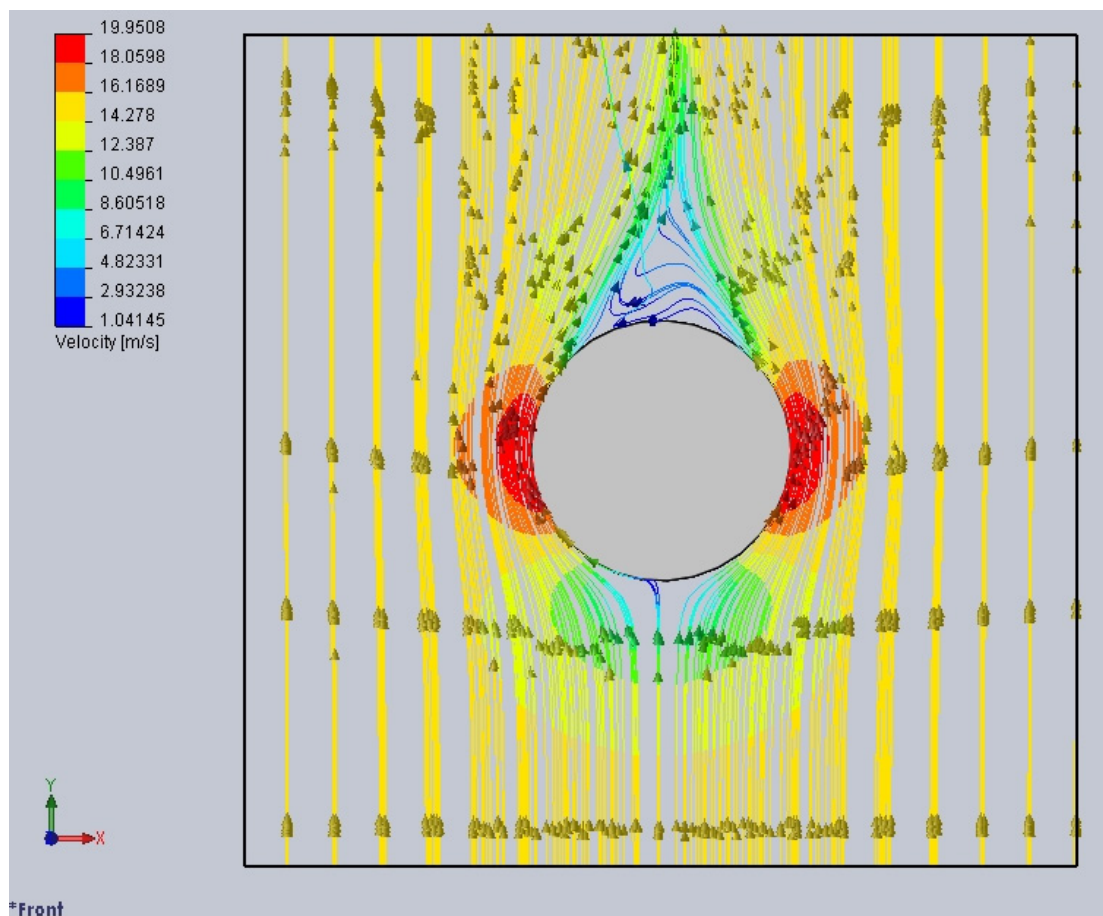
Lineanalyse i SolidWorks

Siden Reynoldstallet for linen gikk noe utover grafen og en verdi ikke kunne fastsettes med sikkerhet ble det kjørt en CFD-analyse.

Innstillingene i denne analysen er identisk med analysen for ankeret, fremgangsmåten finnes i vedlegg 7. De verdier som ble brukt i analysen og resultatene er gjengitt i tabell 40.

Tabell 42 - Viser innstillingene som ble brukt i analysen av linen samt resultatene

Konstant	Verdi
ρ_v	1025 kg/m ³
V	15 m/s
A_L	0,05 m ²
F_{DL} gj. snitt	2678 N
C_{DL} gj. snitt	0,46



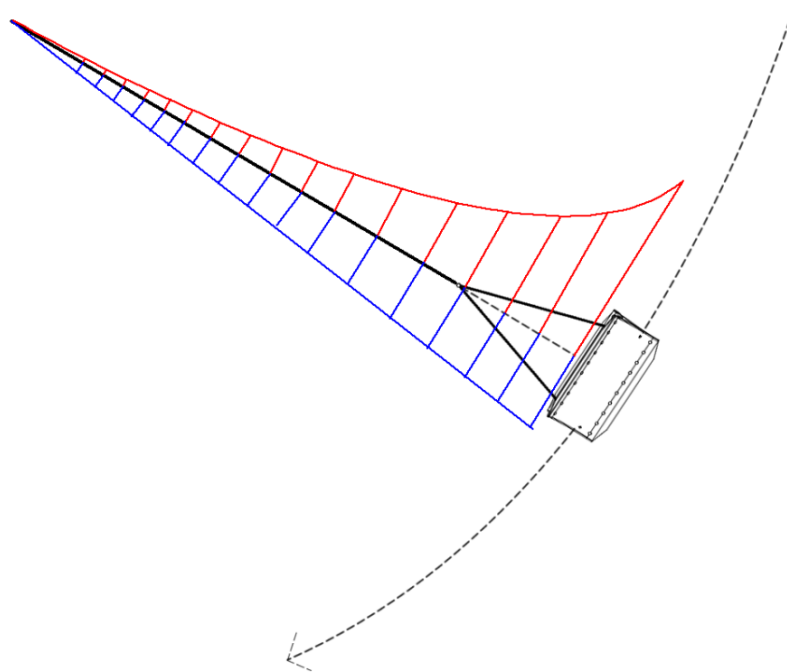
Figur 72 – Viser hvordan vannet strømmer over linen ved 15 m/s

I forhold til analysen av ankeret som hadde en mer kompleks geometri enn en line ble det bare undersøkt med én hastighet. Begrunnelsen for dette er at den geometriske formen til en line allerede har blitt gjort tester på slik at en kan lese ut C_D verdier fra diagrammer som vist i vedlegg 11.

Hastigheten som er valgt er såpass lav da det er antatt at terminalhastigheten vil synke med linedrag tatt i betraktning. Da resultatet ser fornuftig ut i forhold til verdier funnet i diagrammet velges en C_{DL} -verdi funnet i Flow Simulation lik 0,46 i den videre analysen.

Beregning av linedrag

Det er interessant å se hva som kan forventes av linedrag ved pendelinstallasjon. Linedraget vil øke eksponentialt med lengden av linens hastigheten øker lineært, dette er illustrert i figur 70. I den videre analysen av linedrag beregnes det som om det er kun én line hele veien fra svingpunkt til ankeret.



Figur 73 – Illustrasjon av hvordan linedraget (rødt) øker med lengden av linen. Linedrag er 0 ved svingpunkt og maks ved ankerfeste. Samtidig vises hastighetsvektoren for linen (blått)

For å finne en matematisk sammenheng for totalt linedrag må en integrere over hele linen. Ser på et lite stykke line, dx , i avstanden x fra svingpunktet 0:

$$dF_{DL} = C_{DL} * \rho_v * \frac{V^2}{2} * d * dx$$

Formel 45

Hvor:

d er diameteren til linen

Innfører en konstant C_I :

$$dF_{DL} = C_I * V^2 dx$$

Formel 46

Hvor:

$$C_I \text{ er } (C_{DL} * \rho_v * \frac{d}{2})$$

Siden hastigheten til linen varierer lineært med lengden kan en uttrykke dette ved:

$$V = V_A * \frac{x}{L}$$

Formel 47

Hvor:

V_A er hastigheten til ankeret

x er avstand fra svingpunktet på linen

L er total lengde av line

På denne måten blir hastigheten 0 ved svingpunktet og maks ved ankerfestet.

Får ved å sette inn for V i formel 45:

$$dF_{DL} = C_I * \left(V_A * \frac{x}{L}\right)^2 * dx$$

$$dF_{DL} = C_I * \left(\frac{V_A}{L}\right)^2 * x^2 * dx$$

Innfører en ny konstant:

$$dF_{DL} = C_{II} * x^2 dx$$

Hvor:

$$C_{II} \text{ er } \left(C_I * \left(\frac{V_A}{L}\right)^2\right)$$

Integralet blir:

$$\int_0^{F_D} dF_{DL} = C_{II} \int_0^L x^2 dx$$

Løser integralet og får:

$$F_{DL} = C_{DL} * \rho_v * \frac{V_A^2}{2} * \left(\frac{d * L}{3}\right)$$

Formel 48

Av formel 48 kan en se at den totale dragkraften på linen kan uttrykkes ved trykket på linen ved ankerfestet multiplisert med 1/3 av det totale projiserte lineareal.

Innfører linedragkraften i formel 41, trekker sammen og får formel 49 som, ved å sette akselerasjonen lik 0, gir terminalhastigheten for ankeret med total dragkraft for både anker og line. Utgangsformel:

$$(m_A - M_v) * g * \cos \alpha - \left(C_{DA} * A_p + C_{DL} * \frac{d * L}{3}\right) * \rho_v * \frac{V^2}{2} = m_A * a_A$$

Formel 49

Størrelsesforhold mellom linedrag og ankerdrag

Ettersom formlene for både ankerdrag og linedrag nå er funnet vil det være interessant å se på størrelsesforholdet mellom dem uavhengig av linelengden. Kaller forholdet f_D :

$$f_D = \frac{\text{Linedrag}}{\text{Ankerdrag}} = \frac{C_{DL} * \frac{d * L}{3}}{C_{DA} * A_p} = 0,0287 * L$$

Formel 50

Settes det inn 150 meter for lengden av linen blir linemotstanden over fire ganger så stor som motstanden for ankeret, og forskjellen blir enda større med økende linelengde. Dette betyr at bruk av en vanlig sirkulær line blir vanskelig da fallhastighetene sannsynligvis blir for små i forhold til hva som kreves for å få dyp nok penetrasjon. Det tas her ikke stilling til motmomentet som oppstår fra ankeret. Det er noe som må undersøkes nærmere. Måter å redusere størrelsesforholdet på kan være å redusere diameteren på linen eller gjøre linen mer strømlinjeformet.

Tilnærmet beregning av terminalhastighet med konstant α -verdi

Som før antatt benyttes en gjennomsnittsvinkel på 20 grader for pendelfall. Kan da regne ut terminalhastigheten for pendelfall med linedrag etter formel 49:

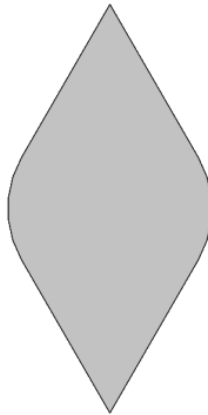
$$V_t = \sqrt{\frac{(m_A - M_v) * g * \cos 20 * 2}{\rho_V * \left(C_{DA} * A_p + C_{DL} * \frac{d * L}{3} \right)}}$$

Formel 51

Ved å sette inn 0,46 for linedragkoeffisienten, en linediameter på 250 mm og en linelengde på 150 meter så får en hastigheter helt ned i 15,7 m/s. Dette betyr at linedraget er stort i forhold til ankerdraget, som vist ved beregning av størrelsesforholdet (formel 50). Dette vil føre til at bevegelsen bremses kraftig og en dreining av ankeret vil også skje med stor sannsynlighet.

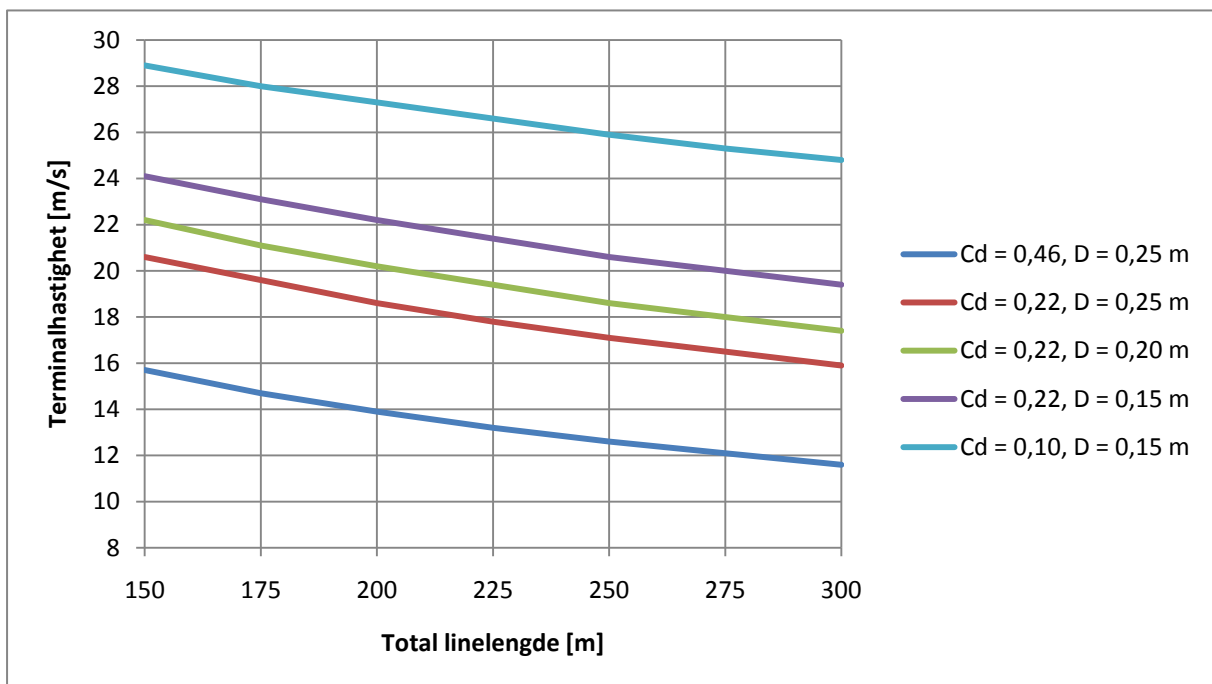
Det er blitt eksperimentert litt med utformingen av linen for å forsøke å finne det optimale designet på denne for å minske dragkreftene så mye som mulig. Skal pendelinstallasjon være et reelt alternativ er en nødt til å minske linedraget. En nærliggende tanke er å benytte en egen line brukt til installasjon som kan byttes ut i etterkant. Det er i tillegg viktig å tenke på at ankeret og linen skal ned i leiren (I realiteten er det en vaier som går ned i leiren, fiberlinen stopper ved havbunnen ved et koblingspunkt mellom vaier og line). Et design som minsker motstanden gjennom leiren er fordelaktig, også med tanke på skader som kan oppstå på linen.

I første omgang ble dråpeformen sett på som den mest strømlinjeformede fasongen å benytte ved fall gjennom vann. I etterkant ble en annen fasong tenkt på som også kan gjøre penetrasjonen i leire lettere, illustrert i figur 74.



Figur 74 - Modifisert line på 250 mm diameter med C_D lik 0,22

Det ble kjørt en CFD-analyse på denne fasongen tilsvarende den for en sirkulær line og C_D beregnet til 0,22. Ved å legge på en form laget av et materiale som tåler påkjenningene og ikke øker vekten av linen mye, ble dragkoeffisienten halvert. I og med at dragkreftene er størst på den siste tredelen av linen, fra ankerfestet mot svingpunktet, vil det være mest virkningsfullt å legge på denne formen her. Dette ble vist ved integrasjon i formel 48. I og med at formel 49 har tre viktige variabler med tanke på linedrag er det satt opp graf som viser terminalhastigheten med forskjellige linediametre, linelengder og dragkoeffisienter.



Figur 75 - Viser terminalhastigheten med forskjellige lineparametere og linelengder

Som en ser av grafen blir det vanskelig å benytte pendelinstallasjon med en vanlig sirkulær line, terminalhastigheten blir lav, spesielt ved lange linelengder. Klarer en å forme linen på en måte slik at dragkoeffisienten blir lav samtidig som diameteren er liten, kan dette vurderes som en mulig løsning.

Dette forutsetter bruk av fiberline som er tilnærmet nøytral med tanke på vekt i vann. En stålvaierline har såpass mye egenvekt per meter at den vil være vanskelig å holde stram, i tillegg til at den vil forsøke å dra ankeret ut av posisjon som nevnt tidligere.

Siden dragkreftene er forskjellig fra beregningen der linen ikke ble tatt med, beregnes fallhøyden med hensyn på hastigheten på nytt for de fem eksemplene på line over. En kan benytte samme fremgangsmåte som før, men noen av konstantene får ny verdi. Resultatene i tabellene samt grafen er laget med utgangspunkt i formel 49 og 38 med nye verdier for C_2 , C_3 og C_4 . Det er tatt med tabell for 3 av 5 linekonfigurasjoner, resten legges i elektronisk vedlegg.

Tabell 43 - Tabelloversikt over hvilken dybde ankeret når og hvor lang tid det bruker dit ved gitt hastighet med linedrag. Line CD = 0,46, linediameter = 0,25 m og linelengde = 150 m

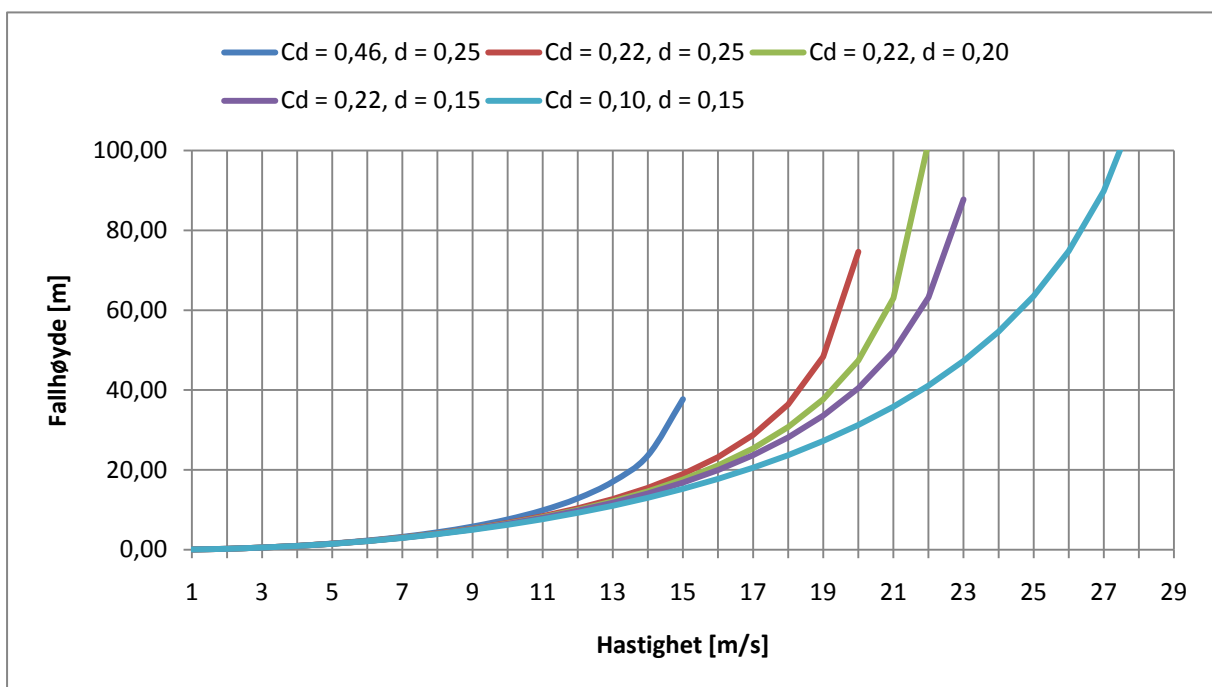
Hastighet [m/s]	Fallhøyde [m]	Tid [s]
5	1,6	0,6
7	3,2	0,9
9	5,8	1,3
11	9,9	1,7
13	17,0	2,3
15	37,7	3,9
15,7	∞	∞

Tabell 44 - Tabelloversikt over hvilken dybde ankeret når og hvor lang tid det bruker dit ved gitt hastighet med linedrag. Line CD = 0,22, linediameter = 0,20 m og linelengde = 150 m

Hastighet [m/s]	Fallhøyde [m]	Tid [s]
5	1,5	0,6
7	3,0	0,9
9	5,2	1,2
11	8,2	1,5
13	12,1	1,9
15	17,6	2,3
17	25,4	2,8
19	37,7	3,5
21	63,0	4,9
22,2	∞	∞

Tabell 45 - Tabelloversikt over hvilken dybde ankeret når og hvor lang tid det bruker dit ved gitt hastighet med linedrag. Line $C_D = 0,1$, linediameter = $0,15$ m og linelengde = 150 m

Hastighet [m/s]	Fallhøyde [m]	Tid [s]
5	1,5	0,6
7	3,0	0,9
9	5,0	1,2
11	7,6	1,4
13	11,0	1,7
15	15,2	2,1
17	20,6	2,4
19	27,3	2,8
21	35,8	3,3
23	47,3	3,8
25	63,5	4,5
27	89,8	5,6
28	112,0	6,5
28,9	∞	∞

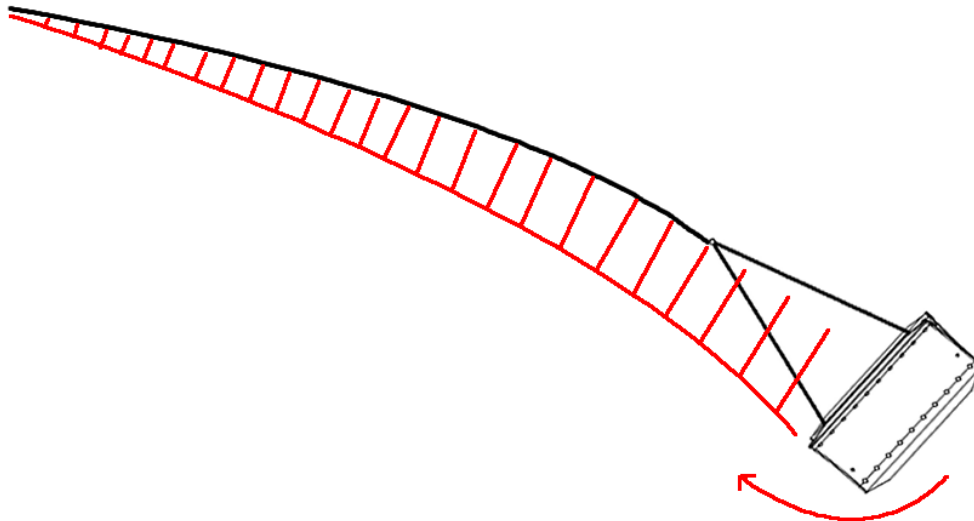


Figur 76 - Viser sammenhengen mellom fallhøyde og hastighet for pendelinstallasjon med forskjellige lineoppsett

Grafen illustrerer fallhøyden ved gitt hastighet. C_D er dragkoeffisient for line og d står for linediameteren. Grafen gjelder for en linelengde på 150 meter. For lengre liner vil hastigheten falle ytterligere.

Stabilitet

Som en ser av utregningen for linedrag er dette en utfordring med hensyn på stabiliteten. Kraftene blir såpass store at linen kan få ankeret til å endre kurs som illustrert på figur 74.



Figur 77 - Viser hva som kan skje i praksis grunnet stort linedrag. Linen vil presses opp og dette kan føre til at ankeret kommer ut av kurs

Ankeret er fortsatt utsatt for vertikale krefter som virker på sideplatene og som kan rotere det. Idéen med å legge på en hale som beskrevet under stabilitet i avsnitt 5.8.2 kan derfor fortsatt være aktuell ved pendelfall.

Da linen er elastisk vil dragkraftene på denne kunne føre til at ankeret dreies grunnet momentet som oppstår. Generelt kan en si at linedrag potensielt fører til:

1. Ankeret bremses
2. Ankeret kan få rotasjon

Punkt 2 betyr at når ankeret, og dermed pendelens ankerfeste, får en viss hastighet kan det føre til at pendelbanen krummes og ankeret får en spissere vinkel med horisontalplanet. Det skal ikke neglisjeres at ankeret ved begynnende rotasjon som vist vil få et stort motmoment som forsøker å rette opp ankeret igjen grunnet sideplatene som kommer mer mot strømningsretningen. Den praktiske betydningen av dette er ikke kjent og vil ikke spekuleres videre på i denne analysen. Det antas at denne virkningen bør undersøkes ved forsøk.

5.9. FALL LANGS LINE

5.9.1. TENKTE FORDELER/ULEMPER

Denne metoden er et tredje alternativ til installasjon. Den krever en del mer ekspertise men gir flere fordeler. Nedenfor er både tenkte fordeler og ulemper listet opp.

Fordeler:

1. Ved fall langs line er det i teorien lett å kontrollere hvilken vinkel ankeret får etter montering. Dette fører til at en ved optimale forhold skal slippe å rette opp ankeret etter penetrasjon i havbunnen.
2. Det er lett å regne ut teoretisk hvilke hastigheter en kan oppnå.
3. Det blir den klart mest stabile installasjonsmetoden da ankeret følger linen og i teorien ikke kan bli satt ut av kurs.

Ulemper:

1. Denne metoden krever installasjon et annet anker først hvor en line er festet. Linen må så stilles inn i riktig vinkel fra båten hvor denne er festet. Ankeret slippes så ned langs linen. Dette betyr at det blir den klart dyreste installasjonsmetoden.
2. Det er usikkert hvordan ankeret skal slippes langs linen på vei ned og hvordan friksjonen vil virke inn fra monteringslinen.
3. Torpedopælen må ikke komme i veien for ankeret.

5.9.2. ANALYSE

Utrekningene for fall langs line er gitt i vedlegg 23.

Mye av beregningene for fall langs line blir det samme som ved pendelinstallasjon. Det blir, som for pendelfall, også her en vinkel for å kompensere for endringen i drivkreftenes retning. Beregningen blir mer korrekt enn ved pendelfall hvor en tok utgangspunkt i en gjennomsnittsvinkel (40/2) mellom ankerline og havoverflate. Det tas også her utgangspunkt i en vinkel på ankeret etter montering på 40 grader i forhold til horisontalen. Denne vinkelen vil da komme inn med full vekt i cosinus-faktoren, noe som kan ses ved en trigonometrisk betraktning. Det ses bort i fra den eventuelle friksjonen som vil oppstå fra tilkoblingen til monteringslinen.

Kreftene som virker på systemet i bevegelsesretningen blir da:

$$F = (m_A * g - V_A * \rho_v * g) * \cos \alpha - C_D * \rho_v * \frac{V^2}{2} * A_p = m_A * a_A$$

Formel 52

Sammenheng mellom akselerasjon og hastigheten

$$(m_A - M_V) * g * \cos \alpha - C_D * \rho_v * \frac{V^2}{2} * A_p = m_A * a_A$$

Formel 53

Igjen er det kun C_1 og C_3 som blir forandret på grunn av cosinusleddet.

Kaller de nye konstantene for C_1'' og C_3'' :

$$C_1'' = C_1 * \cos 40$$

$$C_3'' = C_3 * \cos 40$$

Sammenheng mellom hastighet og tid

Kan nå beregne funksjonen mellom hastighet og tid på samme måte som for vertikalt fall etter formel 38, nå med C_3'' :

$$t = \left(\frac{1}{2 * \sqrt{C_3'' * C_4}} * \ln \frac{\sqrt{C_3'' * C_4} + C_4 * V}{\sqrt{C_3'' * C_4} - C_4 * V} \right)$$

Formel 54

Setter inn verdier for konstantene og får verdier som vist i tabell 46.

Tabell 46 - Tidsforløp til forskjellige hastigheter ved fall langs line samt økningen i tid mellom hver hastighet etter formel 54

Hastighet [m/s]	Tid [s]	Δ Tid økning
15	2,5	1,1
20	3,6	1,5
25	5,1	2,9
30	8,0	3,8
32	11,8	∞
32,6	∞	-

Beregning av sammenheng mellom fallhøyde og hastighet

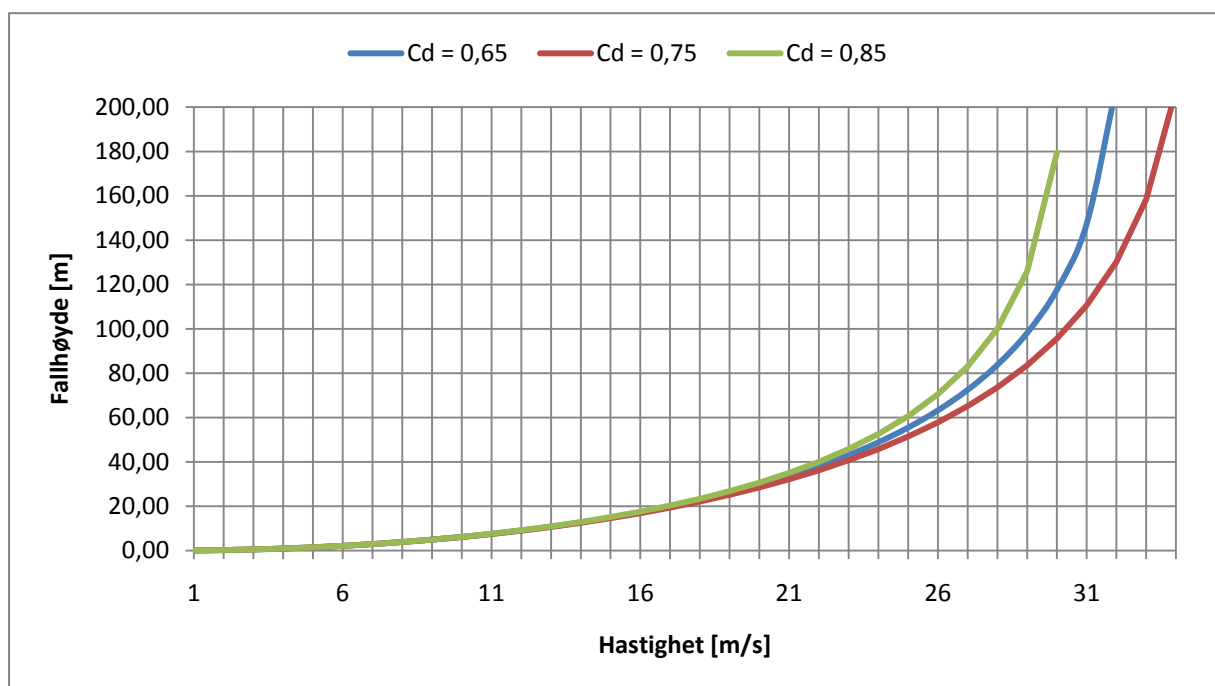
Tar utgangspunkt i formel 43 for å beregne fallhøyden med hensyn på hastigheten. Benytter C_3'' istedenfor for C_3 og en vinkel på 40 grader:

$$d = \frac{1}{-2C_4} * \ln \left(1 - \frac{C_4}{C_3''} * V^2 \right) * \cos 40$$

Regner ut fallhøyden med samme hastigheter som i tabell 46.

Tabell 47 - Tabelloversikt over hvilken dybde ankeret når og hvor lang tid det bruker dit ved gitt hastighet for C_D lik 0,75 ved fall langs line

Hastighet [m/s]	Fallhøyde [m]	Tid [s]
15	14,9	2,5
20	29,5	3,6
25	55,5	5,1
30	117,7	8,0
32	209,5	11,8
32,6	∞	∞



Figur 78 - Viser fallhøyden som funksjon av hastighet for forskjellige C_D -verdier ved fall langs line

Linedrag

Ved å installere på denne metoden kan en redusere linedraget betraktelig. Hvis en tar utgangspunkt i at ankerlinen følger ankeret som en hale ned blir det minimalt med drag sammenlignet med de andre metodene.

Stabilitet

Dette er den klart mest stabile og forutsigbare metoden å installere ankeret på. Ankeret har bare en vei å falle og det er langs linen. Dette gjelder så lenge en klarer å holde linen stram.

5.10. VURDERING

5.10.1. VERTIKALFALL

Totalt sett vil det ved denne installasjonsmetoden være minst motstand på ankeret og det oppnås høye hastigheter på dybder også under 100 meter som en kan se på figur 68.

Etter slippet må en ved denne metoden rette opp ankeret slik at det kommer i en optimal posisjon i forhold til belastningen. Dette stiller store krav til den nedre linen på ankeret som må ta opp alle krefter alene når dette skal roteres. En problemstilling som også må kontrolleres ved forsøk er hva som skjer med linene, både innvendig og utenfor ankeret, i det ankeret treffer bunnen.

Det stilles spørsmålsteget ved hva som skjer i selve fallet. Det at linene som går ut av frontplaten vil stå normalt på fallretningen gjør at de kan påvirke stabiliteten. Det hadde vært fordelaktig om linene falt etter ankeret som en hale og således ikke ville ha påvirket fallet i like stor grad. Men får man til en løsning som tenkt, der det blir et ledd rett etter frontplaten slik at linene kan bøyes opp kan dette problemet muligens løses.

I tillegg til overnevnte vil denne installasjonsmetoden være den klart rimeligste. I den store sammenhengen gjør dette vertikalt fall til den foretrukne installasjonsmetoden.

5.10.2. PENDELFALL

Problemet med denne installasjonsmetoden er at dragkreftene som oppstår på linen ikke kan ses bort i fra. Drag er beregnet som stort dersom det benyttes en vanlig sirkulær line dimensjonert for permanent forankring.

Det er mest nærliggende å tro at en er nødt til å iverksette tiltak for å redusere linedrag, for ikke å få for store påkjenninger på både line og anker, slik at det kommer ut av kurs. Får en til en god løsning på dette slipper en å rette opp ankeret like mye som ved vertikalt fall etter penetrasjon. For at pendelfall skal kunne fungere ses det derfor som nødvendig at det blir gjort en optimalisering av linene brukt for montering.

Linen som brukes under montering trenger nødvendigvis ikke være den samme som brukes etter montering. Ved å bruke en egen line for montering kan en gå ned på størrelsen på linen i tillegg til at en vil ha frihet til å designe linen slik at dragkreftene som virker på den blir minst mulig.

Det virker som om denne er den minst gunstige installasjonsmetoden ut i fra tallene som er beregnet.

Et annet aspekt som gjelder denne monteringsmetoden som ikke er blitt omfattet av denne oppgaven er selve penetrasjonen. Da ankeret treffer havbunnen med en vinkel vil friksjonen fra bunnsedimentene virke over et større område før ankeret har nådd ønsket dybde. Det er usikkert hvor stor forskjell denne faktoren vil si, men det er noe som absolutt bør undersøkes ved videre arbeid.

5.10.3. FALL LANGS LINE

Det er en tidkrevende installasjonsprosess sammenlignet med de andre og ikke minst kostbar. Det kan likevel antas at denne er den mest stabile og forutsigbare installasjonsmetoden og det eliminerer kravet til oppretting etter penetrasjon forutsatt at ankeret penetrerer havbunnen i planlagt vinkel. Tar en i tillegg hensyn til linedrag vil ikke dette påvirke hastigheten i like stor grad som ved pendelfall.

Det knyttes også en del usikkerhet i forhold til installasjonsmetoden grunnet at en først må plassere et mindre anker for å feste monteringslinen. Dersom ankeret ikke skal treffe det mindre ankeret under installasjon, må ankeret henge ganske langt under installeringslinen. Det siste kan bli vanskelig å få til teknisk.

Dersom en kan løse denne problematikken kan dette alternativet være aktuelt.

For denne metoden vil også friksjonen fra havbunnen virke over et større område noe som kan føre til lavere penetreringsdybde enn ønsket.

5.10.4. TOTAL VURDERING

Det er vist under beregning av dragkoeffisientene at det er rom for forbedringer på både anker og line. Kantene på sideplatene, som danner det projiserte arealet i y-retning kan gjøres enda spissere, noe som vil gi to fordeler. Det ene er redusert trykkdrag på ankeret som følge av at formfaktoren blir mindre.

Avrundede platekantene vil strømmingen gli mer uforstyrret over flaten. I tillegg vil det være nødvendig å undersøke hvordan komponentene som skal være inne i ankeret bør utformes for best mulig hydrodynamiske egenskaper. Den andre fordel som oppnås er at ankeret med spissere plater er at den trolig vil skjære seg lettere gjennom leiren. Hvilken innvirkning dette vil ha å si på penetrasjonsegenskapene er antatt å måtte bli undersøkt ved forsøk og videre analyse.

Totalt sett kan en si at installasjon ved vertikalt fall er realiserbart dersom oppretning av ankeret kan gjøres problemfritt. Siden dette er vanskelig å beregne på nåværende tidspunkt er dette noe som må undersøkes ved videre arbeid.

Pendelinstallasjon ses som mindre realiserbart med mindre det blir gjort arbeid med å spesialdesigner en egen line for montering. Metoden er også svært avhengig av lengden på linen som brukes under montering. På grunn av dette vil det også gjelde begrensninger i forhold til hvor dypt ankeret kan plasseres.

Installasjon ved fall langs line antas å være realiserbart, men det kan stilles spørsmålsteget ved hva som vil skje når ankeret treffer leiren. Om torpedopælen klare å holde linen i riktig vinkel og om ankeret vil unngå å treffe denne er viktige spørsmål. Dersom det blir laget en løsning for dette kan denne metoden være et alternativ.

For å kunne endelig avgjøre hvilken installeringsmetode som bør brukes for DLTA er det i tillegg nødvendig med en grundig geoteknisk vurdering. Først av alt må det undersøkes hvilke hastigheter som trengs for å nå dybden som trengs for ønsket kapasitet. I tillegg må det undersøkes hva vinkelen ankeret treffer havbunnen har å si for penetrasjonsegenskapene.

Den endelige bestemmelsen av hvilken monteringsmetode som vil være optimal bunner i et økonomisk perspektiv. Det ikke foretatt en grundig økonomisk vurdering av de ulike monteringsmetodene på dette på dette tidspunkt. Ved pendelmontering vil det kreve to fartøyer for montering, for vertikal og fall langs line vil det kun kreve et. Det må dermed også gjøres en vurdering om hvorvidt det er økonomisk lønnsomt å bruke to fartøyer for å slippe oppretning av ankeret i etterkant. For fall langs line må det gjøres samme betraktning med hensyn på kostnaden ved først å plassere et anker som monteringslinen er festet i.

6. REALISERING OG ØKONOMI

6.1. REALISERING

6.1.1. TILRETTELEGGING FOR VIDERE ARBEID

Det er fortsatt mye arbeid som må gjøres før konseptet DLTA kan realiseres. Verifisering av konseptet ses på som det første som bør gjøres. For at konseptet skal kunne verifiseres er det blitt sett på som nødvendig å gjennomføre forsøk for å vurdere egenskapene til ankeret. Det var i utgangspunktet planlagt å gjennomføre et forsøk i forbindelse med denne oppgaven, men mangel på ressurser satte en stopper for dette.

Problemstillinger som er ønsket sett på ved forsøk er gitt i vedlegg 9.

For å tilrettelegge for videre arbeid med prosjektet ble det undersøkt måter for å skaffe midler til forsøk. Det ble tatt kontakt med Vegard Arnhoff ved Forskningsavdelingen ved UMB for å undersøke mulighetene for å få støtte. Gjennom Arnhoff ble det arrangert et møte med Jan Fredrik Olsen fra Campus Kjeller. Campus Kjeller er et innovasjonssenter med hensikt å lage forretninger og bedrifter ut av forskningsbaserte prosjekter i tillegg til å være en aktiv toveis link mellom FoU institusjonene og industrien (Campus Kjeller 2011).

Gjennom Jan Fredrik Olsen ble det sendt en presentasjon av DLTA-prosjektet inn til Innovasjon Norge for vurdering. Målet med dette var å få støtte til et forsøk. Presentasjonen som ble sendt er gitt i vedlegg 26.

6.1.2. KRAV FRA SERTIFISERINGSORGAN

For at DLTA konseptet skal kunne bli en realitet må det først og fremst bli sertifisert av et godkjent sertifiseringsfirma. I Norge, og for øvrig globalt, vil det være naturlig å velge Det Norske Veritas da dette er et uavhengig og høyt ansett firma hvis kjernevirksomhet er å sertifisere utstyr som skal brukes offshore. Selve sertifiseringsprosessen tar lang tid og utgjør en stor del av utviklingskostnadene ved et nytt konsept som dette (Holme 2011).

DNV har en egen standard for utvikling av ny teknologi. Denne har som formål å gi en systematisk fremgangsmåte for kvalifikasjon av ny teknologi, samt forsikre at den nye teknologien fungerer som den skal innenfor gitte rammebetingelser. Standarden er gitt i DNV RP-A203 og gjelder for offshore konstruksjoner.

6.2. MARKEDSPOTENSIALE

6.2.1. MULIGHETER

DLTA ble i hovedsak utviklet for vindturbinkonseptet Njord, men det var også tenkt at konseptet kunne brukes på andre installasjoner der det er behov for høykapasitetsforankringsløsninger. Målet for DLTA i markedssammenheng er oppsummert i følgende punkter:

1. DLTA skal være et rimeligere alternativ til høykapasitetsanker
2. Store kostnader er forbundet med utplassering av forankring. Det legges derfor stor vekt på at monteringsmetoden skal være kostnadseffektiv.
3. DLTA er designet med hensyn på masseproduksjon ved at det består av komponenter som er relativt enkle å montere sammen i tillegg til at komponentene er få i antall om en ser bort fra bolter.
4. For å gjøre DLTA en attraktiv løsning ses det også på muligheten for å kunne skalere DLTA for å tilpasse ulike forankringstilfeller.

6.2.2. USIKKERHETSMOMENTER

Ved et utviklingsprosjekt som DLTA er det flere usikkerhetsmomenter som kan føre til uheldige konsekvenser for prosjektet. Disse er forsøkt belyst videre.

Økonomiske aspekter

For at konseptet skal kunne realiseres er det et stort behov for kapital i startfasen. Får en ikke investorer med på laget, eller "solgt" ideen til markedet, kan alt stanse før det i det hele tatt har startet. I og med at det er flere usikkerheter innenfor både geoteknikk og hydrodynamikk er det nødvendig med videre testing og analyser før produktet er realiserbart. Ved å søke stipend hos Innovasjon Norge eller samarbeide med andre forskningsinstitutter kan en komme et stykke på veien.

Beregninger

Mange av beregningene bygger på forenklete eller ideelle modeller av både anker og installasjonsmetoder. Dette gjør at det er en viss usikkerhet ved resultatene frem til en fysisk test kan utføres på en prototype. Uten overbevisende teoretiske resultater vil det være vanskelig å skaffe investorer til veien videre. Selv om flere av resultatene er verifisert og dobbeltsjekket blir både de og den økonomiske analysen presentert med en viss ydmykhet.

Teknisk

Selv om en idé fungerer godt på tegnebrettet er det ikke sikkert det er løselig i virkeligheten. Det kan enten være en teknisk umulighet eller en alt for stor kostnad knyttet til utvikling. Derfor er det i DLTA tatt utgangspunkt i ukompliserte geometrier og sammenføyningsmetoder. For eksempel er det unngått å benytte sveising noe som gjør produksjonen lettere og billigere.

Det er noen tekniske finesser som er blitt utarbeidet i denne oppgaven som ikke direkte er funnet i eksisterende løsninger. Dette gjelder spesielt splitting av vaier og selve pendelinstallasjonsmetoden. Selve ankeret i seg selv er ikke alt for teknisk komplisert det eneste er tilvirkningen av de buede sideplatene. Disse kan gjøre en hurtig tilvirkning og masseproduksjon vanskelig grunnet sin størrelse og det faktum at det er få produsenter i verden som kan lage disse. Fra tidligere arbeid er det funnet én produsent i Japan som heter JFE Steel Corporation og én produsent i Kina som heter Gloria Steel Limited som har kapasitet til å lage de dimensjonene som DLTA krever (Edvartsen & Myhr 2010).

6.3. PROSJEKTKOSTNADER

6.3.1. TIDLIGERE ARBEID

Det er allerede jobbet med ankeret i foregående kurs ved UMB. Dette var i forbindelse med TIP300; Konsept og produktrealisering, samt TMP301; Maskin og produktutvikling høsten 2010. Under vises prosjektrengskapet for dette arbeidet (Edvartsen 2010) (Edvartsen & Myhr 2010)

Tabell 48 – Oversikt over kostnadene tilknyttet konseptutviklingsfasen ved tidligere prosjektarbeid

Konseptutvikling	Timer	Enhetspris [NOK]	Sum
Teknologirevisjon	50	550	27 500
Konseptgenerering	50	550	27 500
Konseptutvelgelse	100	550	55 000
Konseptrevisjon	150	550	55 000
Design optimalisering	150	550	27 500
Visualisering i 3D	100	550	55 000
Konstruksjonstegninger	20	550	11 000
Rapporteringsarbeid	225	550	110 000
Sum	845		464 750

Tabell 48 gjengir kostnadsoverslaget for både TIP300 samt TMP301 og består av arbeidstimer lagt ned i begge prosjektrapportene.

Et nytt studentprosjekt må mest sannsynlig gå videre med praktisk testing av konseptet og da kreves det både en modell samt testfasiliteter.

Vil en gå videre med prosjektet etter en vellykket test er en etter hvert nødt til å tenke på markedsføring for å kunne klare å selge ideen. I et lite og fremdeles usikkert marked kan markedsføringskostnader bli en betydelig del av det totale budsjettet.

6.3.2. MASTEROPPGAVE

Arbeidet fortsatte våren 2011 og resultatet er denne masteroppgaven. Det er blitt utarbeidet et kostnadsoverslag på arbeidet tilknyttet selve masteroppgaven.

Tabell 49 – Kostnader tilknyttet masteroppgaven

Masteroppgave			
	Timer	Enhetspris [NOK]	Sum
Forarbeid	400	550	220 000
Kartlegging av laster	50	550	27 500
Designrevidering innfestingsmetode	100	550	55 000
Designrevidering lineanordning	50	550	27 500
Grunnlagsberegninger	200	550	110 000
FEM-analyse	100	550	55 000
Hydrodynamisk analyse	300	550	165 000
Geoteknisk vurdering	100	550	55 000
Rapporteringsarbeid	500	550	220 000
Sum	1 800	550	990 000

Totalt sett er kostnadene lagt ned i DLTA prosjektet per mai 2011 gjengitt i tabellen under.

Tabell 50 – Total kostnadsramme for DLTA konseptet

Totalkostnad			
	Timer	Enhetspris [NOK]	Sum
TIP300	600	550	330 000
TMP301	245	550	134 750
Masteroppgave	1 800	550	990 000
Sum	2 645	550	1 454 750

7. FORBEDRINGER

Denne oppgaven er den del av konseptutviklingen av DLTA. Da konseptet fortsatt er et stykke unna realisering blir mye av det som her settes som forbedringer også gjenstand for videre arbeid.

Den valgte innfestningsmetoden ble optimalisert med hensyn på standardkomponenter. Selv om forbindelsen ble vurdert til å ha mer enn tilstrekkelig kapasitet bør mulighetene for en spesiallaget komponent for overgangen mellom line til bolt undersøkes.

For innfestingsløsningen kan det knyttes usikkerhet i forhold til metoden for å splitte liner. I tillegg krever denne løsningen videre utvikling i forhold til hullene i frontplaten. I etterkant av utviklingen har det blitt tenkt på et nytt forslag til innfestingsløsning som kan eliminere noen av problemene som den valgte løsningen fører med seg. Denne løsningen går ut på å feste flere stålstag til bakvingen og/eller sideplatene som går gjennom frontplaten og møtes i et punkt der forankringskabelen kan festes. Ved å lage innfestingen på en slik måte trengs det ikke å ta hensyn til tillatt bøyeradius for liner i tillegg til at usikkerheten i forhold til splittingen av liner blir eliminert.

Den hydrodynamiske analysen ble foretatt med utgangspunkt i en forenklet modell der innfestingsløsningen ikke var tatt med. Det anbefales at innvirkningen fra denne blir analysert.

Beregningene som ble gjort under analysen av de ulike monteringsmetodene ble som nevnt gjort med enkelte forenklinger. Ved å sette opp disse beregningene som energibalanser kan usikkerheten knyttet til forenklingen reduseres.

For videre vurdering av ankerets potensial bør det utføres en grundig undersøkelse av de geotekniske aspektene som virker inn. Det er blitt gjort en forenklet analyse av ankerets penetrasjonsegenskaper og ankerets potensielle statiske holdekraft. Disse vurderingene er ikke tatt med i oppgaven da fremgangsmåten og resultatene ikke er blitt endelig verifisert. Vurderingene er lagt ved som vedlegg da det håpes at arbeidet gjort med dette kan brukes som et utgangspunkt for videre arbeid.

8. KONKLUSJON

Hovedmålet med denne oppgaven var å videreutvikle DLTA med hensyn på belastninger som oppstår fra Njord. I tillegg skulle de ulike monteringsmetodene vurderes.

Det dimensjonerende lasttilfellet satt for DLTA er meget konservativt. Allikevel da det kan knyttes usikkerhet til hvordan belastningen på ankeret vil være under oppretning er dette antatt å være et fornuftig utgangspunkt for denne oppgaven og for videre arbeid.

Den tidligere metoden for innfesting av forankringslinene var ikke optimal. Det ble derfor utviklet en løsning som gikk ut på å fordele lasten fra forankringslinen på flere tilkoblingspunkter.

For optimalisering av innfestingsløsningen ble det tatt utgangspunkt i bruk av standarddeler. Dette førte til begrensninger i forhold til utforming og plassering av denne. Beregningene viste at forbindelsen har tilfredsstillende kapasitet i forhold til den dimensjonerende lasten. På grunnlag av dette ble løsningen implementert i konseptet.

Det var kartlagt enkelte problemstillinger knyttet til hvordan linene vil være plassert etter montering og hvordan disse kan beskyttes best mulig. Disse ble vurdert til å måtte bli løst etter forsøk eller videre analyse.

For ankerets hydrodynamiske egenskaper er det knyttet usikkerhet i forhold til bestemmelsen av dragkoeffisienten. Det ble valgt å ta utgangspunkt i resultatene fra CFD-analysen da dette ble vurdert til å gi den beste tilnærmingen. En endelig verdi bør verifiseres med et forsøk etter at det er gjort analyse på hvilke endringer som bør gjøres for å få best mulige hydrodynamiske egenskaper.

Monteringsmetoden som ble vurdert som den minst usikre var å slippe ankeret vertikalt ned mot havbunnen. Påvirkningen fra linedrag ved pendelinstallering ble vurdert til å være så stor at det vil kreve vesentlig mer arbeid for å optimalisere linen brukt under montering. Ved fall langs line kan det oppnås relativt høye hastigheter, men det knyttes store usikkerheter i forhold til hvordan den endelige forankringslinen skal kobles på etter montering. I tillegg krever denne metoden et ekstra anker for festing av monteringslinen, noe som kan føre til en betydelig merkostnad.

9. VIDERE ARBEID

Det viktigste som bør ses på i videre arbeid er de geotekniske aspektene. For en endelig vurdering av ankerets potensial er det essensielt at penetrasjonsegenskapene blir vurdert. Dette bør gjøres i sammenheng med en vurdering av hvor dypt ankeret må penetrere for å kunne oppnå en tilfredsstillende kapasitet. Ved å gjøre dette kan det også avgjøres hvilke hastigheter som ankeret må oppnå.

Det gjenstår arbeid med utformingen av hullene i frontplaten. Dette vil som nevnt tidligere henge tett sammen med de geotekniske aspektene da det er behov for å vite hvordan linene vil ligge etter montering.

Da det gjenstår arbeid med utviklingen av overgangen fra en til flere liner er dette noe som må undersøkes.

Muligheten for å utvikle en egen komponent for overgang mellom line og bolt bør undersøkes. Dette vil kunne føre til at boltene kan plasseres lengre inn på bakvingen og dermed føre til at lastfordelingen mellom bakvinge og sideplate blir bedre.

Det anbefales at muligheten for en innfestingsløsning basert på stag undersøkes dersom det vil oppstå problematikk i forbindelse med splitting av liner.

Konstruksjonen er ikke endelig optimalisert mot ønskelige hydrodynamiske egenskaper. Det anbefales at tiltak for reduksjon av dragkrefter på konstruksjonen og innfestingsløsning blir kartlagt og vurdert.

Ankerets evne til å rette seg opp dersom det skulle komme ut av kurs er ikke vurdert. Dette er et punkt som bør undersøkes som en del av vurderingen av de ulike monteringsmetodene.

Det bør utføres en grundig økonomisk analyse av potensialet til DLTA der det undersøkes hvilke av monteringsmetodene som har det største økonomiske potensialet. Dette vil også henge tett sammen med de geotekniske aspektene da disse vil kunne avgjøre hvor store ressurser det vil være behov for ved de ulike monteringsmetodene.

10. KILDER

- 3B Conseilis. (2010). *La Campagne du vent: débat public Parc des Deux-Côtes positif à mi parcours: Les énergies de la mer*. Tilgjengelig fra: <http://energiesdelamer.blogspot.com/2010/06/la-compagnie-du-vent-debat-public-parc.html> (lest 15.11.2010).
- ANSYS¹. (2011). *ANSYS[®] Mechanical, release 13.0*. release 13.0 utg.: ANSYS Inc.
- ANSYS². (2011). *ANSYS[®] Mechanical, release 13.0, Help system, Feature archive, Legacy elements, PIPE16*. 13.0 utg.: ANSYS Inc.
- Bøe, J. K. (2010). *Maskin og produktutvikling: Videregående dimensjonering og prototypeutvikling*. ÅS: Universitetet for Miljø og Biovitenskap. Upublisert manuskript.
- Campus Kjeller. (2011). *Forretningside Campus Kjeller*. Kjeller Tilgjengelig fra: <http://www.campuskjeller.no/index.php?side=foretning> (lest 03.04.2011).
- Colliat, J.-L. (2002). *Anchors for Deepwater to Ultradeepwater moorings*. Offshore Technology Conference, Houston, Texas U.S.A. Houston, Texas, USA Offshore Technology Conference 9s.
- DNV-OS-C101. (2008). *DNV-OS-C101: Design of offshore steel structures, General (LRFD Method)*. Høvik: Det Norske Veritas. 49 s.
- DNV-OS-E301. (2010). *DNV-OS-E301: Position mooring*. Høvik: Det Norske Veritas. 100 s.
- DNV-OS-E304. (2009). *DNV-OS-E304: Offshore mooring steel wire ropes*. Høvik: Det Norske Veritas. 30 s.
- DNV-RP-C203. (2010). *DNV-RP-C203: Fatigue design of offshore steel structures*. Høvik: Det Norske Veritas. 142 s.
- DNV-RP-E302. (2002). *DNV-RP-E302: Design and installation of plate anchors in clay*. Høvik: Det Norske Veritas. 43 s.
- DSA. (2010). *Deep penetrating Anchor: Deep Sea Anchors*. Tilgjengelig fra: <http://deepseaanchors.com/> (lest 16.11.2010).

- Edvartsen, E. (2010). *Kapasitetstest av DLTA anchor*. Term paper. Ås: Universitetet for Miljø og Biovitenskap, Institutt for matematiske realfag og teknologi. 108 s.
- Edvartsen, E. & Myhr, A. (2010). *Konseptutvikling av ankerløsning for Njord*. Term paper. Ås: Universitetet for Miljø og Biovitenskap, Institutt for matematiske realfag og teknologi. 139 s.
- Eurocode 3 Part 1-1. (2005). *Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*: European Committee For Standardization.
- Eurocode 3 Part 1-8. (2005). *Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints*: European Committee For Standardization. 138 s.
- Faltinsen, O. M. (1990). *Sea loads on ships and offshore structures*. Cambridge: Cambridge University Press. 328 s.
- Fichaux, N., Wilkes, J., Van Hulle, F. & Cronin, A. (2009). *Oceans of Opportunity - Harnessing Europe's largest domestic energy resource: The European Wind Energy Association (EWEA)*. 69 s.
- Finnemore, E. J. & Franzini, J. B. (2002). *Fluid Mechanics with Engineering Applications*. 10. utg.: McGrawHill. 790 s.
- Gieck, K. & Gieck, R. (2006). *Engineering Formulas*. 8th utg. Germering, Germany: McGraw-Hill.
- GN Rope Fittings. (2011). *GN Rope Fittings*. Nieuwkoop, Nederland. Tilgjengelig fra: <http://www.gnweb.com/> (lest 28.03.2011).
- Holme, J. (2011). *Møte hos Veritas*. Høvik (18.02.2011).
- IEA. (2010a). *Offshore Code Comparison Collaboration Continuation (OC4)*: International Energy Association (IEA). Tilgjengelig fra: http://www.ieawind.org/Task_30/Task30_Public.html (lest 15.11.2010).
- IEA. (2010b). *Offshore Wind Energy Technology Deployment*. I: Lemming, J. (red.): International Energy Association (IEA). Tilgjengelig fra: http://www.ieawind.org/Summary_Page_23.html (lest 15.11.2010).
- ITTC. (1999). *ITTC - Recommended Procedures*. 6. Tilgjengelig fra: http://itc.sname.org/2002_recomm_proc/7.5-02-01-03.pdf (lest 01.04.2011).

- Moss, D. & Myhr, A. (2009). *Concept for installation of floating offshore wind turbines*. Master thesis. ÅS: University of Life Sciences, Institutt for matematiske realfag og teknologi. 325 s.
- Mott, R. L. (2002). *Applied Strength of Materials*. 4th. Edition utg. Upper Saddle River, New Jersey: Prentice Hall. 707 s.
- Myhr, A. (2010). *Lastanalyse 3DFloat*. Ås: Universitetet for Miljø og Biovitenskap.
- Myhr, A. (2011). *Generell veiledning til DLTA masteroppgave*. ÅS (30.01.2011).
- Myhr, A., Maus, K. J. & Nygaard, T. A. (2011). *Experimental and Computational Comparisons of the OC3-HYWIND and Tension-leg-Buoy (TLB) Floating Wind Turbine Conceptual Designs*. Ås, Norway
- Nygaard, T. A. (2011). *Samtale angående lasttilfeller simulert ved 3DFloat*. Ås (06.05.2011).
- Olsen, A. (2010). *Samtale angående sveising av plater i store dimensjoner*. Ås (20.10.2010).
- Salas, C. (2011). *Veiledning SolidWorks Flow Simulation*. Ås (17.01.2011).
- Sandgren, J., Hjorth, L. E., de Miranda, P., Hamarsland, G. & Ibenholt, K. (2007). *Potensialstudie av havenergi i Norge*. I: Grøner, S. (red.), 154650-2007.1. Oslo: SWECO Grøner. 233 s.
- SolidWorks. (2010). *SolidWorks 2010*. Västerås, Sverige: SolidWorks Norther Europe.
- SPT Offshore. (2010). *Suction Embedded Anchors (SEA)*. Woerden, The Netherlands: SPT Offshore. Tilgjengelig fra: http://www.sptoffshore.com/bin/ibp.jsp?ibpDispWhat=zone&ibpPage=S8_FocusPage&ibpDispWho=S8_SEA&ibpZone=S8_SEA&ibpDisplay=view& (lest 03.12.2010).
- Statoil. (2009). *Hywind: Setter vindkrafte på prøve*. Oslo: Statoil,. Tilgjengelig fra: <http://www.statoil.com/no/TechnologyInnovation/NewEnergy/RenewablePowerProduction/Onshore/Pages/Karmoy.aspx> (lest 10.11.2010).

- Terjesen, G. (2010). *Forelesning om utrivning og skjærbrudd i kurset TMP301 ved Institutt for matematiske realfag og teknologi, UMB. Ås* (15.09.2010).
- Terjesen, G. (2011). *Samtale med Geir Terjesen angående utmatning. ÅS* (04.05.2011).
- Vaslestad, J. (2011). *Samtale angående hvordan liner vil ligge under havbunnen. Ås.*
- Vold, B. I. & Sanden, I. L. (2010). *Livsløpsanalyse av flytende vindturbiner med hensyn på interne og eksterne faktorer i sammenligning med bunnfaste vindturbiner. Master oppgave. Ås: UMB, IMT. 250 s.*
- Vryhof Anchors. (2010). *Anchor manual 2010. BV, V. A. (red.). Yssel, The Netherlands.*
- Åbro, A. (2011). *Hale - Zoologi: Store Norske Leksikon. Tilgjengelig fra: <http://www.snl.no/hale/zoologi>.*

11. VEDLEGG

I forbindelse med denne oppgaven er det gjort arbeid som ikke er tatt med i hoveddelen da fremgangsmåte og resultater ikke har blitt endelig verifisert. Som nevnt i forbedringer håpes det at dette kan brukes som grunnlag for videre arbeid. Vedlagt er også foreløpige konstruksjonstegninger.

Skriftlige vedlegg

Vedleggsnummer:	Tittel:
V1	Analyse penetrasjon bunn
V2	Analyse av holdekraft
V3	Forankringsteknologier
V4	Ulike geometrier
V5	Spesifikasjoner for Spelter socket
V6	Linebelastning ved montering
V7	Fremgangsmåte Flow Simulation
V8	NOS-metoden
V9	Planlegging av forsøk
V10	Moody diagram
V11	C_D -Re diagram
V12	Konstruksjonstegninger

Elektroniske vedlegg

Vedleggsnummer:	Tittel:
V13	Konstruksjonstegninger før revisjon
V14	Pristilbud Astrup
V15	Beregninger av krefter på innfestningsløsning
V16	Resultater og loggfiler fra ANSYS ¹
V17	Kapasitetsberegninger for innfestning
V18	Beregninger for utmatting
V19	Beregninger for vertikalt fall
V20	Beregninger for pendelmontering uten line
V21	Beregninger for pendelmontering med line
V22	Beregning av ulike linekonfigurasjoner
V23	Beregninger for fall langs line
V24	Beregninger av dimensjoner for spelter socket
V25	Resultater fra 3DFloat
V26	Presentasjon sendt til Innovasjon Norge

Litteratur

Vedlagt i denne mappen er tidligere utført arbeid med konseptet.

Bilder

I denne mappen er alle bilder brukt i oppgaven vedlagt.

ANALYSE PENETRASJON BUNN

Da vi ikke fikk verifisert om fremgangsmåten for beregning av penetrasjon var korrekt, er det valgt å legge ved dette arbeidet som vedlegg.

HENSIKT

Hensikten med analysen av bunnens penetrasjonsegenskaper er å se hvilke dybder som kan oppnås ved forskjellige hastigheter. Den hydrodynamiske analysen har gitt data det er mulig å bruke i denne analysen. Penetrasjonsanalysen bygger videre på resultatene og vil sjekke om ankeret fungerer som tiltenkt. Det bemerkes at modellen brukt for utregning er forenklet og er kun ment for å vurdere konseptets potensial.

FREMGANGSMÅTE

For å beregne motstanden som ankeret opplever i det det penetrerer havbunnen er det tatt utgangspunkt i en beregningsmodell for sugeanker. Det finnes beregningsmodeller basert på torpedoankere, men formen på torpedoanker skiller seg sterkt fra DLTA, og det ble etter rådgivning anbefalt å se på den førstnevnte fremgangsmåten (Vaslestad 2011).

Penetrasjon i bunn er beregnet ut fra RP-E303 som er en standard for sugeanker utarbeidet av Veritas. Da metoden er noe usikker med tanke på at DLTA ikke er et sugeanker er det blitt gjort enkelte antagelser i beregningen. Penetrasjonsmotstanden ankeret opplever på vei ned i leiren blir sett på som arbeid utført av ankeret. Videre er det blitt integrert over penetrasjonsdybden gitt ved z for å finne sammenhengen mellom hastighet og penetrasjonsdybde. Det er deretter produsert grafer for enkel tolkning av resultatene.

I tillegg til DNV standarden er det gjort en vurdering etter en annen matematisk modell utviklet av Daniel G. True i 1974. Denne modellen er brukt på torpedolignende anker og blant annet blitt benyttet i utviklingen av DSA (DSA 2010). Mange av de samme parameterne som er benyttet i DNV er også benyttet. Det er utviklet et Excel dokument med denne metoden og det er lagt ved som et elektronisk vedlegg da heller ikke denne metoden er verifisert.

BUNNFORHOLD OG VARIASJONER

I forhold til oppgaven er det mange viktige spørsmål knyttet til det geotekniske. Sand oppfører seg for eksempel annerledes enn leire og leire igjen kan deles opp i flere forskjellige typer. Dette ankeret egner seg best til bruk i leire. I sand vil det bremses opp mye mer grunnet partikkelstørrelsen og ikke gå dypt nok. Dermed vil ikke ankeret kunne ta opp de belastningene det er satt krav til (Holme 2011).

Der ankeret skal installeres må det tas bunnprøver for å analysere egenskapene til leira. Geotekniske parametere som er undersøkt i denne oppgaven og som kan vise seg å ha mye å si er den udrenerte skjærstyrken (s_u), sensitiviteten (S_t), tetthet samt konsolideringsegenskaper. Ofte er det i tillegg flere lag med leire som har forskjellige egenskaper. Det kan være bløte lag over hardere lag og ofte en blanding av sand, silt og leire. God kjennskap til bunnforholdene er viktig for å vite hvor høyt over havbunnen en er nødt til å slippe ankeret for å oppnå ønsket penetrasjonsdybde og dermed stor nok holdekraft. Det er heller ikke gitt at bunnen er egnet for DLTA om det viser seg å være store stener, ujevn topografi eller andre forhold som virker negativt inn. Nedenfor er det gjengitt i tabellform klassifiseringen av bunn sediment med bakgrunn i partikkelstørrelse.

Tabell 1 – Viser oversikt over partikkelstørrelsen til de forskjellige bunn sedimenter (Vryhof Anchors 2010)

Type	Partikkelstørrelse
Leire	<2 μm
Fin silt	2-6 μm
Middelsfin silt	6-20 μm
Grov silt	20-60 μm
Fin sand	60-200 μm
Middelsfin sand	200-600 μm
Grov sand	0,6-2 mm
Fin grus	2-6 mm
Middelsfin grus	6-20 mm
Grov grus	20-60 mm
Småstein	60-200 mm
Store steiner	>200 mm

Sannsynligvis vil DLTA fungere best opp til grov silt, men dette må avgjøres med forsøk. Det vil videre bli gitt en enkel forklaring på leireparameterne som nevnt tidligere samt hvordan de kan bli funnet.

Geotekniske parametere

Den vanligste måten å få oversikt over de forskjellige parameterne er å ta bunnprøver med en CPT (Cone Penetration Test). Testen går ut på å føre en sylinder med en spiss i enden med konstant hastighet ned i leirebunnen. I sylindere er det flere sensorer som måler de forskjellige leireegenskapene (J J M Brouwer 2007).

Veldig forenklet kan en si at skjærstyrken sier noe om leirens skjærkapasitet, altså hvor mye krefter som kan tas opp før leiren feiler. Dette er målt i Pascal. Om det er udrenerte eller drenerte forhold kommer an på vanninnholdet og poretrykket. Ved drenerte forhold kan vannet skvises enkelt ut, og poretrykket er konstant ved ekstern belastning. Ved udrenerte forhold har ikke vannet mulighet til å bli skviset ut av leiren og poretrykket øker fordi mesteparten av kraften blir tatt opp av dette trykket (Holme 2011). Tabellen under er hentet fra Vryhof katalogen og viser klassifiseringen av leire etter skjærstyrke og etter både britisk og amerikansk standard.

Tabell 2 - Udrenert skjærstyrke for forskjellige leiretyper (Vryhof Anchors 2010)

Udrenert skjærstyrke [kPa]		
Leirens konsistens	Amerikansk standard	Britisk standard
Veldig bløt	0 – 13	0 – 20
Bløt	13 – 25	20 – 40
Fast	25 – 50	40 – 75
Stiv	50 – 100	75 – 150
Veldig stiv	100 – 200	150 – 300
Hard	200 – 400	300 – 600
Veldig hard	>400	>600

Sensitiviteten til leiren varierer mellom alt fra mindre enn 8 og opp til over 30 for forskjellige leiretyper. Mindre enn 8 angir lite sensitiv leire, 8-30 angir middels sensitiv leire og leire med sensitivitet over 30 angis som meget sensitiv. Leiras sensitivitet sier noe om forholdet mellom skjærstyrken i uomrørt og omrørt leire. Jo høyere sensitivitet jo mer skjærstyrke mistes ved omrørt tilstand. Ved sensitivitet over 8 mistes såpass mye skjærstyrke ved omrøring at DLTA ankeret vil få problemer med å operere som tiltenkt (Vegdirektoratet 2009).

Designet på dette ankeret gjør at konsolideringstiden ikke vil være lang. Rett etter penetrasjon vil leiren der ankeret har gått ned være svekket, men vil sannsynligvis kunne belastes allerede etter 1-2 døgn. At leira konsoliderer betyr at volumet minsker. Rett etter at ankeret har penetrert bunnen vil leira være omrørt og noe svekket der det har gått ned. Trykket over vil med tiden gjøre leira kompakt igjen (Holme 2011).

VERDIER SOM TRENGS FOR ANALYSEN

Starter med å beregne det utvendige og innvendige arealet av ankeret. Det er dette som blir dragpåvirket i leiren sammen med frontarealet. Det blir noe forskjell på arealet utvendig og innvendig. Videre følger beregning av arealet til sideplatene.

Utvendig plateareal:

$$A_{plate} = L * B = 10 * 5 = 50 \text{ m}^2$$

$$A_{finne} = L * B + 2 * \left(L_t * \frac{B_t}{2} \right) = 7 * 0,5 + 2 * \left(2,25 * \frac{0,5}{2} \right) = 3,5 + 1,1 = 4,6 \text{ m}^2$$

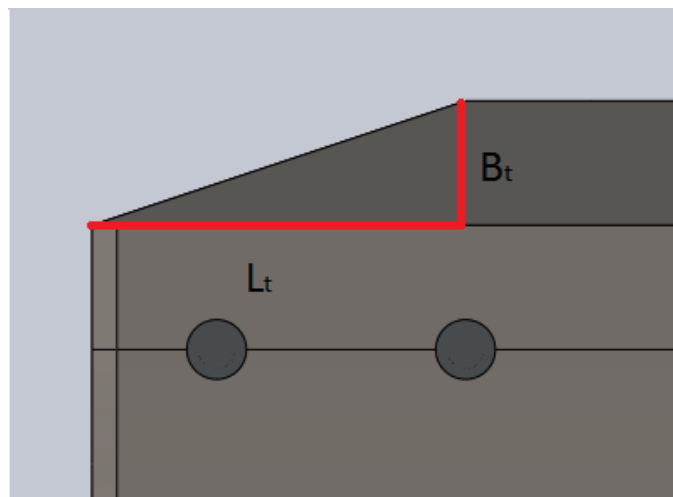
Hvor:

L er platens lengde

B er platens bredde (bue)

L_t er som vist på figur 1

B_t er som vist på figur 1



Figur 1 – Illustrerer L_t og B_t

Summerer og finner det totale utvendige arealet:

$$A_{U,total} = 3 * A_{plate} + 6 * A_{finne} = 3 * 50 + 6 * 4,6 = 177,6 \text{ m}^2$$

Innvendig plateareal:

$$A_{plate} = 50 \text{ m}^2$$

$$A_{I,total} = 3 * A_{plate} = 3 * 50 = 150 \text{ m}^2$$

Totalt sideplateareal, sum av utvendig og innvendig, gitt ved A_T:

$$A_T = A_{U,total} + A_{I,total} = 327,6 \text{ m}^2$$

På det innvendige arealet er selve platen som er i kontakt med leire noe mindre enn utvendig grunnet finnene som platene er koblet sammen med. Bruker allikevel samme areal for å kompensere for arealet av finnene innvendig.

Arealet i front er som før $1,78 \text{ m}^2$ og blir kalt A_p som før.

Tettheten til leire er gitt ved ρ . Denne settes lik 1400 kg/m^3 og ses på som konstant med dybden.

Sensitiviteten som regnes med er 8, 6, 4 og 2 for å se hvor mye denne faktoren har å si.

ANALYSE

FORKLARING AV BEREGNINGSMODELL

RP-E303 fra Veritas er basert på resultater fra Joint Industry Prosjektet (JIP) "Reliability-Based Calibration of Design Code for Suction Anchors" og er utgitt i 2005. Praksisen omhandler sugeanker i leire (DNV-RP-E303 2005).

Videre følger formelverket for beregning av penetrasjonsmotstand i henhold til RP-E303. Penetrasjonsmotstanden er gitt ved Q_{tot} :

$$Q_{tot} = Q_{side} + Q_{tip} = A_T * \alpha * s_{u,D}^{av} + (N_C * s_{u,tip}^{av} + \gamma' * z) * A_p$$

Formel 1

Hvor:

Q_{side} er penetrasjonsmotstand på sidearealene (innvendig og utvendig)

Q_{tip} er penetrasjonsmotstand på frontarealet

A_T er sideareal av anker (innvendig og utvendig)

α er skjærstyrkefaktor

$s_{u,D}^{av}$ er gjennomsnittlig udrenert skjærstyrke over penetrasjonsdybden

N_C er bæreevnefaktor

$s_{u,tip}^{av}$ er gjennomsnittlig udrenert skjærstyrke ved frontareal anker

γ' er effektiv spesifikkvekt av bunnsediment

z er penetrasjonsdybde

A_p er frontareal anker

Verdiene og utregningen av A_T og A_p er allerede gjort over og har verdiene $327,6 \text{ m}^2$ og $1,78 \text{ m}^2$.

Skjærstyrkefaktoren, α , blir normalt angitt som den inverse av sensitiviteten. Om veggene på ankeret er malt eller på annen måte behandlet så må dette tas hensyn til i α -faktoren (DNV-RP-E303 2005).

Den gjennomsnittlige skjærstyrken over penetrasjonsdybden, $s_{u,D}^{av}$, finnes ved testing som forklart tidligere. Det antas en konstant s_u -profil gjennom leiren for å forenkle beregningen. Lignende forhold er beskrevet i (DNV-RP-C207 2010).

Gjennomsnittlig skjærstyrke ved frontarealet til anker, $s_{u,tip}^{av}$, finnes også ved testing. I den videre beregning vil det tas utgangspunkt i at denne er lik den udrenerte skjærstyrken over penetrasjonsdybden.

Den effektive spesifikke vekten til leiren, γ' , blir 13734 N/m^3 når en tetthet på 1400 kg/m^3 benyttes, etter å ha multiplisert med tyngdens akselerasjon.

N_c som er bæreevnefaktoren settes til 9. Denne faktoren varierer egentlig fra 6,2 i overflaten til 9 ved penetrering dypere enn 4,5 ganger diameteren til ankeret. Med en verdi på 9 legger man seg på konservativ side, også noe mer konservativt enn anbefalt ifølge DNV (DNV-RP-E303 2005).

Penetrasjonsdybden angis med z fra havbunn til frontareal av anker og det er denne som skal beregnes.

BEREGNING AV PENETRASJON

Beregner teoretisk penetrasjonsmotstand med hensyn på penetrasjonsdybden z fra formel 1. Velger først å regne på leire med en sensitivitet lik 8 og en udrenert skjærstyrke lik 25 kPa:

$$Q_{tot} = Q_{side} + Q_{tip} = A_T * \alpha * s_{u,D}^{av} + (N_c * s_{u,tip}^{av} + \gamma' * z) * A_F$$

$$Q_{tot} = 1424250 + 24446,52 * z$$

Med et uttrykk for penetrasjonsmotstand avhengig av z er det mulig å regne ut penetrasjonsdybden ved ønsket hastighet om man setter opp den totale kraftbalansen og så integrerer med hensyn på dybden z . Man ser da på motstanden som arbeid og siden arbeid er kraft multiplisert med vei skal det være mulig å beregne penetrasjonsdybden på denne måten.

Den totale kraftbalansen i den aktuelle leiren er gitt ved F_{ret} :

$$F_{ret} = Q_{tot} + B - W$$

Formel 2

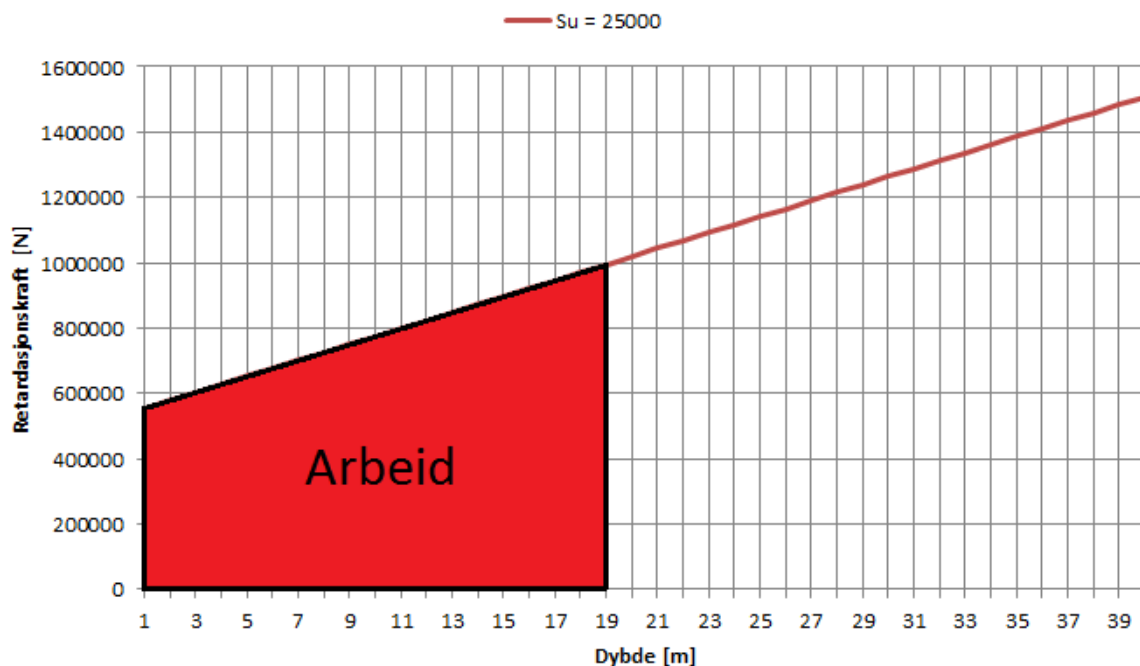
Hvor:

B er ankerets oppdrift

W er ankerets tyngde i luft

$$F_{ret} = 529951 + 24446,52 * z$$

Funksjonen er illustrert i figur 2.



Figur 2 – Det markerte arealet under grafen viser det totale arbeidet som blir utført på ankeret ved en penetrasjon på 19 meter ved en S_u lik 25000 Pa og sensitivitet lik 8

Retardasjonsarbeidet totalt på avstanden z blir da:

$$Ret\ Arbeid = \int_0^z F_{ret} * dz$$

Integrert over dybden 0-z:

$$Ret\ Arbeid = 529951 * z + 12223,26 * z^2$$

Setter opp uttrykket lik den kinetiske energien tilført:

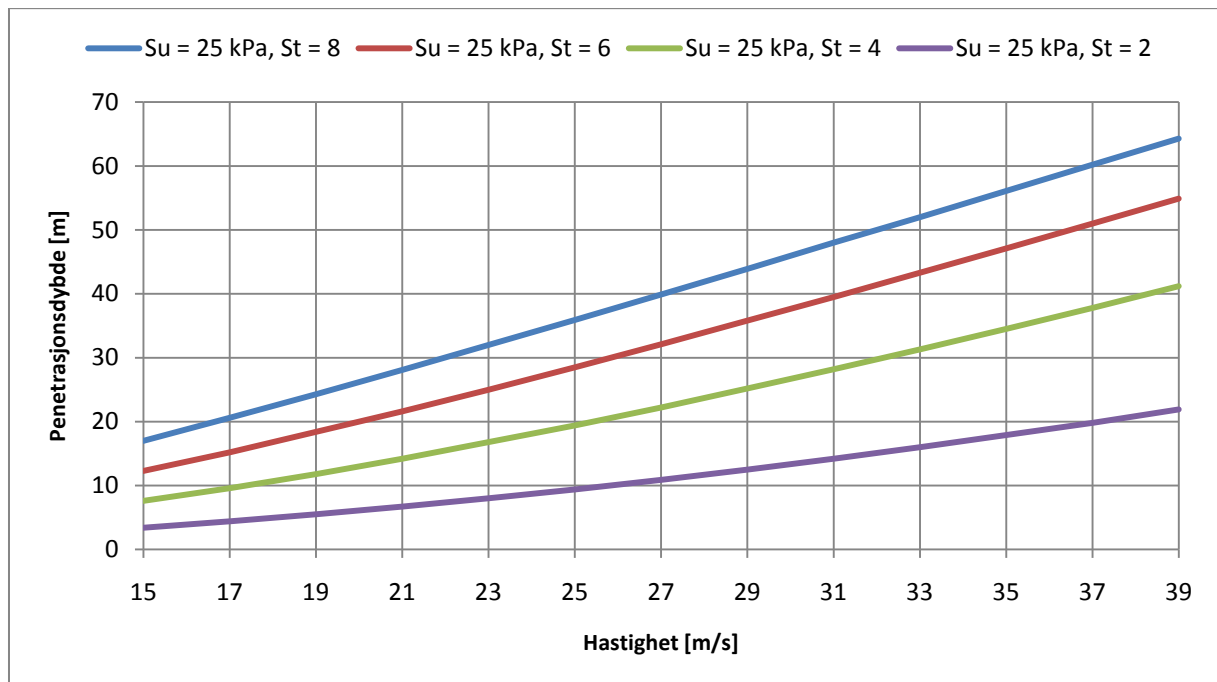
$$Ret\ Arbeid = E_k$$

$$529951 * z + 12223,26 * z^2 = \frac{1}{2} * m * V^2$$

Formel 3

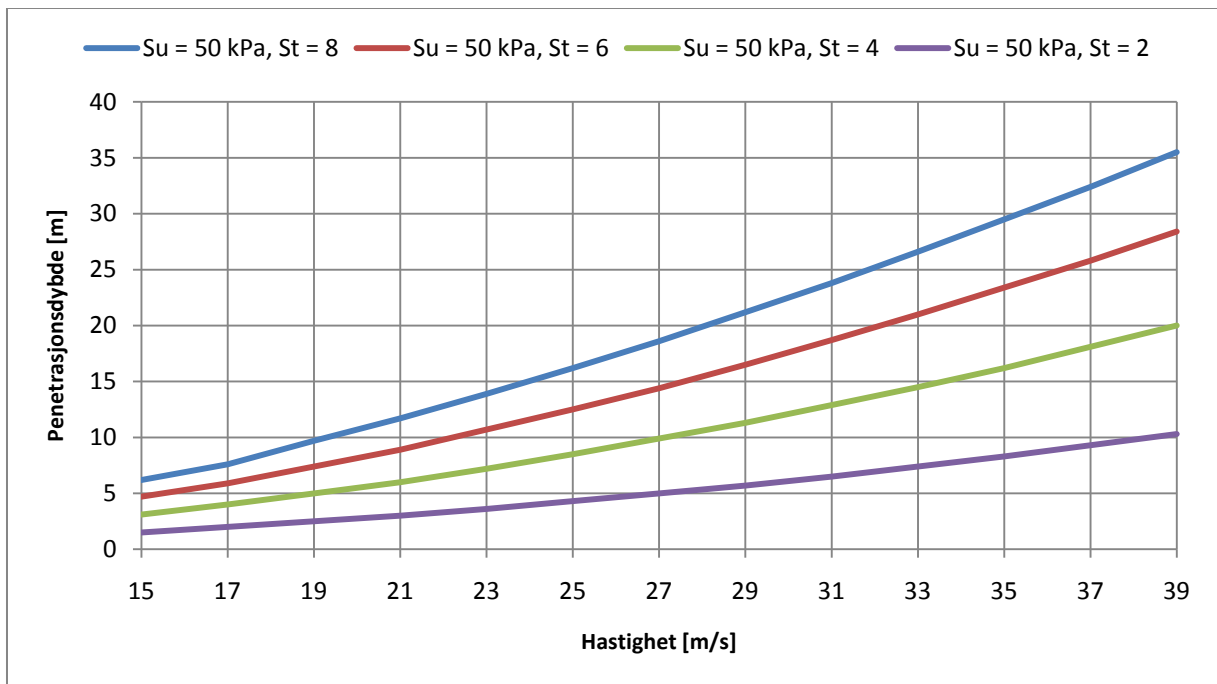
Formel 3 gir sammenhengen mellom hastighet og penetrasjonsdybde for en leireprofil med konstant udrenert skjærstyrke lik 25 kPa og en sensitivitet på 8. I formelen er det også tatt hensyn til oppdriften i leiren samt massen til ankeret. Massen virker motsatt rettet av penetrasjonsmotstanden og forsøker å skyve ankeret lenger ned i leiren. Oppdriften virker samme vei som penetrasjonsmotstanden og forsøker å

dytte ankeret opp til overflaten igjen. Det er først når ankeret stopper helt opp at summen av krefter er lik null igjen.

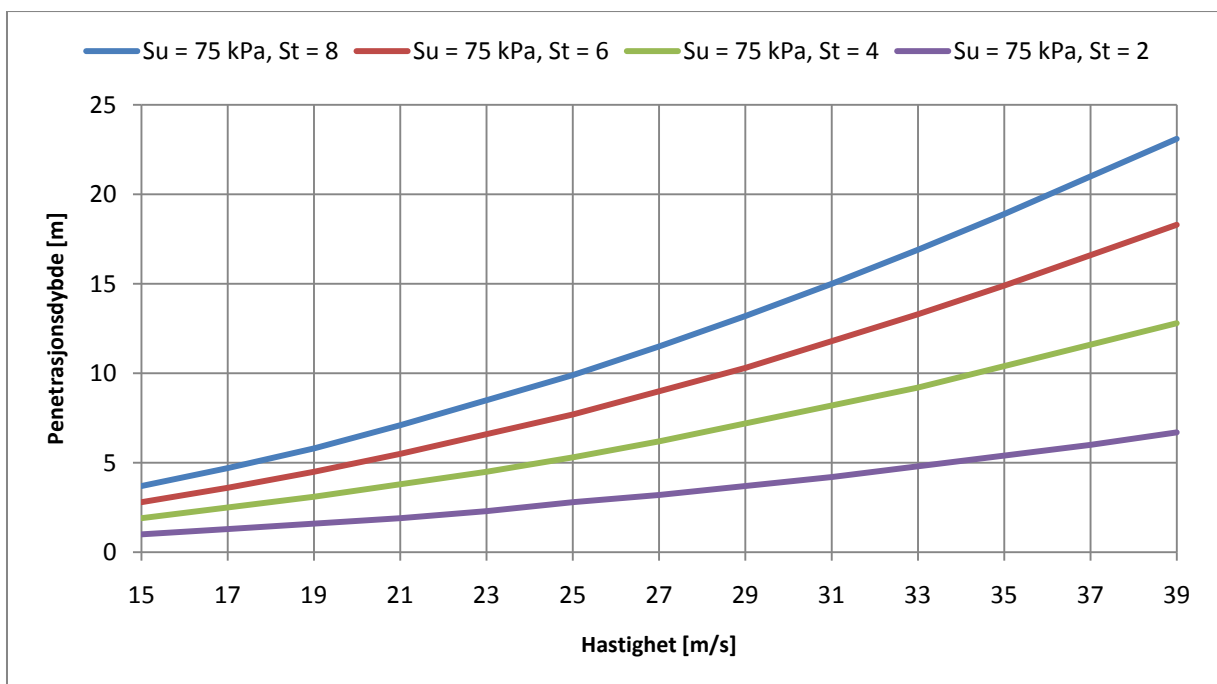


Figur 3 – Viser oversikt over teoretisk penetrasjonsdybde for leireprofil med udrenert skjærstyrke lik 25 kPa og sensitivitet 2,4,6 og 8

Det er videre utviklet formel for beregning av penetrasjonsdybden i leire med konstant udrenert skjærstyrke lik 50 og 75 kPa i tillegg til varierende sensitivitet. Formlene er satt opp ut i fra formel 1 og er løst ved håndberegning. Resultatene er vist grafisk i figur 3, 4 og 5.



Figur 4 - Viser oversikt over teoretisk penetrasjonsdybde for leireprofil med udrenert skjærstyrke lik 50 kPa og sensitivitet 2,4,6 og 8



Figur 5 - Viser oversikt over teoretisk penetrasjonsdybde for leireprofil med udrenert skjærstyrke lik 75 kPa og sensitivitet 2,4,6 og 8

Av figurene ser man at den udrenerte skjærstyrken samt sensitiviteten har mye å si for utfallet av penetrasjonsdybden. Jo høyere skjærstyrke og sensitivitet, jo mindre penetrasjonsdybde, dette virker logisk.

VURDERING

Av resultatene som er oppnådd i beregningene kan man konkludere med at sensitiviteten til leiren sannsynligvis har mye å si og at dette er en begrensende faktor for ankeret. DLTA ankeret vil fungere dårlig i leire med en sensitivitet lavere enn 6. Mellom 8 og 6 kan det se ut som om konseptet vil fungere for leire med en udrenert skjærstyrke fra 50 kPa og nedover.

Skjærstyrkefaktoren vil også trolig ha mye å si. Ved å endre overflatebehandling av ankeret kan denne påvirkes. Dette er noe som absolutt burde undersøkes ved videre arbeid.

Ikke alle installasjonsmetodene som er beregnet tidligere i fall gjennom vann er like godt egnet. Pendelinstallasjon vil ved de fleste tilfellene penetrere for grunt på grunn av de lave terminalhastighetene. Den er brukbar om man kan bevise at det er tilstrekkelig med en linediameter på 0,15 meter og en måte å senke dragkoeffisienten for linen til nærmere 0,1. Da vil terminalhastigheten komme opp i rundt 28 m/s og en hastighet på rundt 30 m/s virker å være tilstrekkelig. Ankeret må i så fall slippes fra nærmere 100 meter, noe som begrenser bruken på grunnere vann.

Da ankeret i tillegg vil treffe havbunnen i en vinkel vil friksjonskrefter fra bunnforholdene kunne virke på ankeret over en lengre distanse. Dette kan føre til at ankeret ved samme hastighet ikke vil penetrere havbunnen like dypt i vertikal retning.

USIKKERHET VED PENETRASJONSVURDERINGEN

Det er flere momenter som er usikre i beregningen av penetrasjonsdybde. For det første er beregningene gjort på et generelt grunnlag der det er tatt utgangspunkt i at den udrenerte skjærstyrken til leiren er konstant. I virkeligheten vil denne ofte øke med dybden. Videre kan både tettheten til leiren, sensitiviteten til leiren og andre viktige parametere i beregningen variere, noe som kan gi utslag på dybden ankeret oppnår.

Et annet usikkerhetsmoment er selve retardasjonen. Det er i beregningene tatt utgangspunkt i at denne er konstant. I virkeligheten vil denne variere fra å være minst i penetrasjonsøyeblikket til å øke til størst verdi først når hele ankeret er under leiren. Dette fordi det er først da hele arealet til sideplatene blir påvirket av leiren. Disse beregningene gir kun en pekepinn på hvordan installasjonen kan foregå og er i beste fall et konservativt overslag. Det er benyttet eksempler funnet i Veritas på udrenert skjærstyrke, sensitivitet og andre verdier i denne beregningen. Disse bør vanligvis finnes ved testing som nevnt tidligere

Kilder til vedlegg 1:

- DNV-RP-C207. (2010). *DNV-RP-C207: Statistical representation of soil data*. Høvik: Det Norske Veritas. 28 s.
- DNV-RP-E303. (2005). *DNV-RP-E303: Geotechnical design and installation of suction anchors in clay*. Høvik: Det Norske Veritas. 28 s.
- DSA. (2010). *Deep penetrating Anchor: Deep Sea Anchors*. Tilgjengelig fra: <http://deepseaanchors.com/> (lest 16.11.2010).
- Finnemore, E. J. & Franzini, J. B. (2002). *Fluid Mechanics with Engineering Applications*. 10. utg.: McGrawHill. 790 s.
- Holme, J. (2011). *Møte hos Veritas*. Høvik (18.02.2011).
- Vegdirektoratet. (2009). *Geoteknikk i vegbygging*. Oslo: Statens Vegvesen.
- Vryhof Anchors. (2010). *Anchor manual 2010*. BV, V. A. (red.). Yssel, The Netherlands.
- Vaslestad, J. (2011). *Samtale angående penetrasjonsanalyse*. Ås (19.03.2011).

HOLDEKRAFT

Som med penetrasjonen ble ikke denne fremgangsmåten verifisert og legges dermed med som vedlegg.

HENSIKT

Hensikten med vurderingen av holdekraften er å se om kapasiteten til ankeret vil ligge innenfor det området som er tiltenkt for konseptet ved hjelp av en regnemodell. Det bemerkes at denne utregningen er svært forenklet og er kun ment for å vurdere konseptets potensial.

FREMGANGSMÅTE

DLTA ankeret er bygd opp av plater, men er ulikt vanlige plateanker. Det kan installeres på samme måte som torpedoankere, men er også ulikt et torpedoanker designmessig. Ved penetrasjon i havbunnen vil ikke DLTA ankeret fortrenge like mye leire som et torpedoanker. Det vil antagelig heller skjære seg gjennom og flytte mindre masse grunnet de relativt skarpe og små overflatene som treffer bunnen (Holme 2011).

DNV har en egen veiledning for installasjon av plateanker. Det er etter rådgivning blitt vurdert som en god tilnærming til løsningen å benytte fremgangsmåten i denne standarden. Standarden det er snakk om er RP-E302: "Design and installation of plate anchors in clay" (DNV-RP-E302 2002).

Dataene som ligger til grunn for utregningen er ideelle eller benyttet på et generelt grunnlag. På den måten vil det være enklere å sammenligne forskjellige bunnforhold. Det går for øvrig igjen mange av de samme geotekniske parameterne som beskrevet i vedlegget om penetrasjon i bunn så disse blir ikke forklart på nytt.

Det er ikke gått inn på dynamisk holdekraft i denne beregningen da forfatterne av oppgaven har begrenset med bakgrunnskunnskap om emnet og derfor føler det blir vanskelig å gjøre en slik beregning troverdig. Forskjellen mellom statisk og dynamisk holdekraft er innføringen av en dynamisk lastfaktor, U_{cy} , som er beskrevet i standarden til Veritas. Det henvises til standarden for en forklaring på denne faktoren.

Den statiske holdekraften er beregnet ut fra et eksempel på udrenert skjærstyrke i RP-C207 fra Veritas. Denne gir statistikk over forskjellige bunnforhold.

VARIASJONER SOM FØLGE AV MONTERINGSMETODE

I teorien er det tenkt at alle de tre monteringsmetodene beskrevet tidligere skal ha samme holdekraft. Dette krever en del etterarbeid etter penetrasjon ved vertikal- og pendelinstallasjon siden det i praksis vil bli noe forskjell. Om ankeret ikke ligger vinkelrett på retningen til hovedspenningen vil linene kunne ta opp forskjellige krefter, noe som kan føre til at ankeret og leiren utsettes for større krefter enn antatt.

ESTIMERING AV HOLDEKRAFT

FORKLARING AV BEREGNINGSMODELL

DNV RP-E302 har en fremgangsmåte for å regne ut holdekraft til ankere. Denne anbefalte praksisen er utarbeidet av norske og utenlandske selskaper gjennom et samarbeid kalt JIP (Joint Industry Project). Benyttet revisjon er utgitt i desember 2002 (DNV-RP-E302 2002).

Beregning av karakteristisk holdekraft i henhold til RP-E302 er gitt ved:

$$R_C(z_i) = N_C * s_C * \eta * s_{u,mean}(z_i) * A_{plate} * U_{cy}$$

Formel 4

Hvor:

N_C er bæreevnefaktor

s_C er formfaktor

η er empirisk reduksjonsfaktor

$s_{u,mean}(z_i)$ er midlere udrenert skjærstyrke ved installasjonsdybden z_i

A_{plate} er areal av ankerplate normalt på kraften fra vindturbin

U_{cy} er dynamisk lastfaktor

Denne forkortes videre til:

$$R_C(z_i) = R_S(z_i) * U_{cy} = R_{cy}(z_i)$$

Hvor:

$R_S(z_i)$ er karakteristisk statisk holdekraft

$R_{cy}(z_i)$ er dynamisk holdekraft

Den karakteristiske statiske holdekraften er gitt ved formel 5:

$$R_S(z_i) = N_C * s_C * \eta * s_{u,mean}(z_i) * A_{plate}$$

Formel 5

Videre vil de forskjellige faktorene i formel 5 forklares, både hva de er og hvilken verdi som kan forventes.

N_C er bæreevnefaktoren. Denne verdien bestemmes ut fra hvor dypt eller grunt ankeret installeres i leiren og har derav benevnelsene $N_{C\text{ shallow}}$ eller $N_{C\text{ deep}}$. For ankere som penetrerer dypere enn $4,5 * W_F$ under sjøbunnen er det anbefalt å bruke $N_{C\text{ deep}}$ som har en verdi på 12 (DNV-RP-E302 2002).

For ankere som penetrerer grunnere enn $4,5 * W_F$ anbefales det å benytte $N_{C\text{ shallow}}$. Denne regnes ut med følgende formel:

$$N_{C\text{ shallow}} = 5,14 * \left(1 + 0,987 * \arctan\left(\frac{z_i}{W_F}\right) \right)$$

Formel 6

Hvor:

W_F er ekvivalent platebredde

z_i er installasjonsdybden

Denne er gyldig for $N_C \leq 12$. I beregningen varierer N_C fra 6,8 til rundt 12 ved 26 meters dybde. Etter 26 meter benyttes kun 12 da formel 3 ikke gjelder lenger.

Videre må formfaktoren s_C beregnes. Formfaktoren er relatert til N_C og er en funksjon basert på forholdet mellom den ekvivalente platebredden, W_F , og den ekvivalente platelengden, L_F . s_C finnes ved følgende formel:

$$s_C = 1 + 0,2 * \left(\frac{W_F}{L_F} \right) = \underline{1,116}$$

Formel 7

Neste er den empiriske reduksjonsfaktoren. Denne er bestemt til $\eta = 0,75$ etter nøye kontrollerte onshore feltforsøk i normalkonsolidert leire (DNV-RP-E302 2002). Denne faktoren tar høyde for progressivt sammenbrudd av leire som vil skje når ankeret blir dynamisk belastet. Leiren rundt ankeret opplever det som å bli rørt sammen og mister en del av sin styrke på grunn av dette.

$S_{u,mean}$ er den midlere udrenerte skjærstyrken til leiren. Beregningene gjort her er med hensyn på skjærstyrken for kunne sammenligne forskjellige forhold. Skjærstyrken finnes fra leiretester.

Tar man utgangspunkt i at ankeret installeres i normalkonsolidert leire med lineært stigende skjærstyrke kan en uttrykke den statiske holdekraften ved hjelp av følgende forenklete formel:

$$R_s(z_i) = N_C * s_C * \eta * (s_{u,0} + k_1 * z_i) * A_{plate}$$

Formel 8

Hvor:

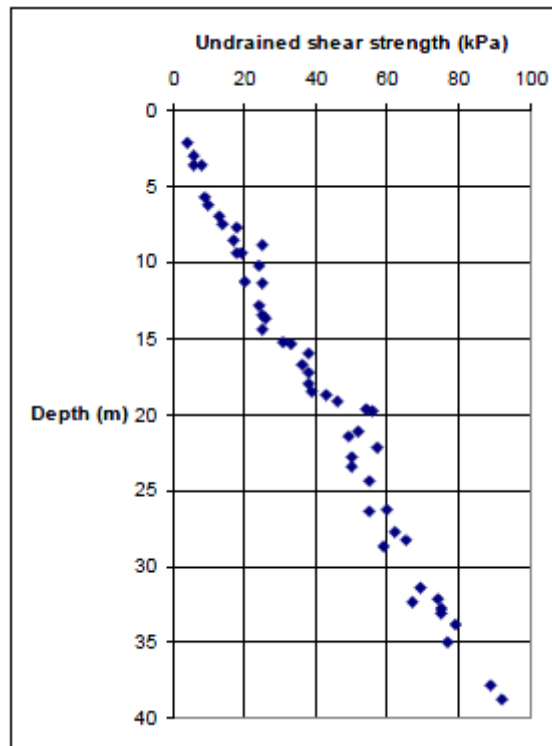
A_{plate} er arealet av ankerplaten som står normalt på kraftretningen
 k er stigningstallet for skjærstyrken

A_{plate} regnes i dette tilfellet med den projiserte flaten som linene står normalt på. Arealet her er 58 m². k sier noe om hvor bratt skjærstyrken øker.

Beregning av statisk holdekraft for lineært økende skjærkapasitet

Det tas utgangspunkt i en bunnprofil der den udrenerte skjærstyrken øker lineært med dybden.

Figur 1 viser resultater fra en leiretest utført av Veritas. Testen er foretatt på dybder fra 2 til 39 meter og viser at skjærstyrken øker lineært med dybden.



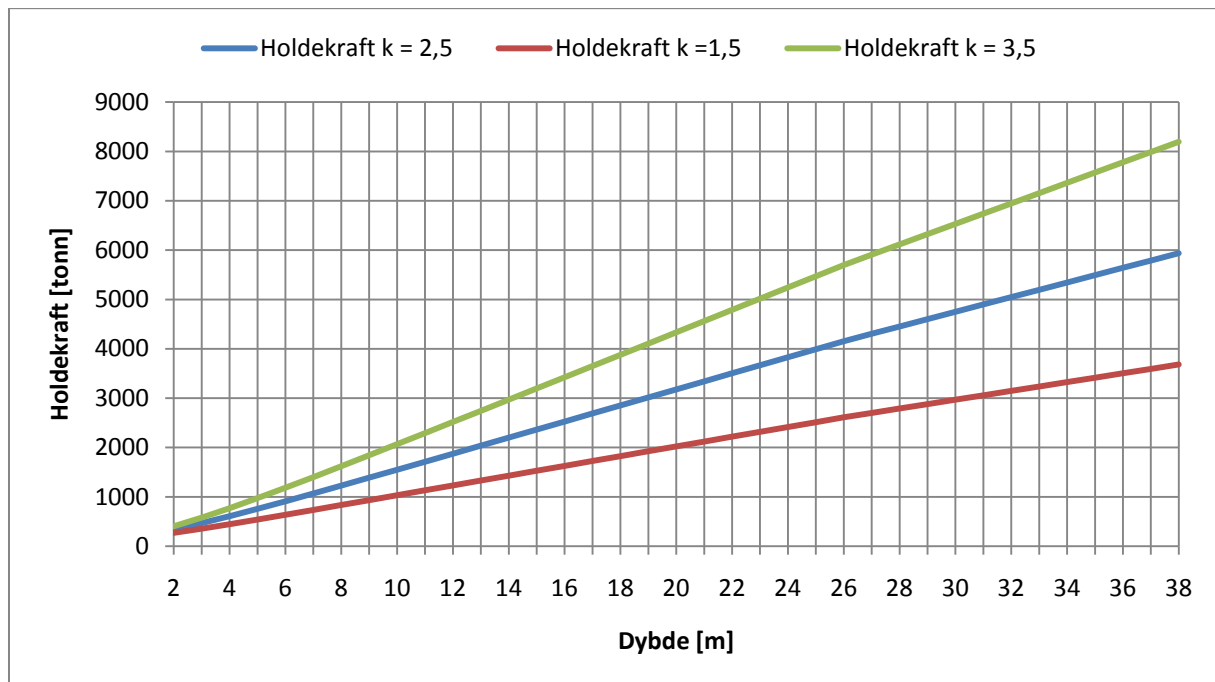
Figur 6 – Viser hvordan skjærstyrken øker lineært med dybden

(DNV-RP-C207 2010)

Ved 2 meter er den udrenerte skjærstyrken ca. 5 kPa og ved 39 meter ca. 95 kPa. Det er nå mulig å finne stigningstallet for grafen gitt ved k :

$$k = \frac{95 - 5}{38 - 2} = 2,5$$

k sier noe om hvor fort den udrenerte skjærstyrken øker, der denne vokser lineært med dybden.



Figur 7 – Illustrerer holdekraften for bunnprofiler med forskjellig skjærstyrkeprofil

Grafen over viser hvordan kapasiteten til ankeret øker med dybden ved normalkonsolidert leire der den udrenerte skjærstyrken øker lineært med dybden. Den blå streken representerer figur 6 på forrige side. Ved dette tilfellet måtte ankeret ha kommet ned til rundt 13 meters dyp for å oppnå en holdekraft på 2000 tonn. Grafen viser at farten som skjærkapasiteten øker med har mye å si på hvor dypt ankeret må ned i leiren for å ha en kapasitet som tilfredsstiller kravet.

VURDERING

Generelt kan man si ut fra den beregningen som er gjort at veldig mye avhenger av egenskapene til den aktuelle leiren og hvor dypt ankeret kommer. Tallene fra den statiske holdekraften gir en pekepinn på hva en kan forvente ved statiske krefter. I virkeligheten vil bølger og vind påføre ankrene dynamiske krefter hele tiden. Dette tas høyde for når en regner på dynamisk holdekraft. Dette blir ikke gjort i denne beregningen og det er derfor vanskelig å si om ankeret holder mål.

For å oppfylle kravene til Njord må ankrene kunne ta opp rundt 2000 tonn hver på det meste. Ser man på det første eksemplet der den udrenerte skjærstyrken øker lineært med dybden med et stigningstall lik 2,5 så er ankeret nødt til å penetrere minst 13 meter til midten av ankeret. Enden

må altså gå enda 4-5 meter dypere. Dybden som er nødvendig varierer med varierende stigningstall for den udrenerte skjærkapasiteten.

USIKKERHET

Det er en del usikkerhet knyttet til disse tallene da bunnforholdene sjelden er like lineære og optimaliserte som eksempelet vist. Hvis ankeret i tillegg møter på lagdelt leire, der et bløtt lag ligger over et hardere lag, kan det øke motstanden og gjøre at ankeret ikke når den kalkulererte dybden.

Beregningene foretatt er gjort med hensyn på statisk belastning. For å ta høyde for dynamiske lastvariasjoner må også den dynamiske reduksjonsfaktoren U_{cy} som vist i formel 4 beregnes. Denne har i teorien en verdi mellom 0 og 1. For å kunne regne ut den dynamiske reduksjonsfaktoren må en ha kjennskap til detaljerte lastvariasjoner i tillegg til bunnforhold på det aktuelle monteringsstedet.

Selv om det er forsøkt å gjøre beregningen på et generelt grunnlag er ikke dette nok til å verifisere konseptet. Med gode testdata fra stedene der ankeret skal installeres er det mulig å gjøre bedre anslag.

I tillegg settes mulighetene åpen for at det kan være flere faktorer som påvirker holdekraften.

Kilder til vedlegg 2:

DNV-RP-C207. (2010). *DNV-RP-C207: Statistical representation of soil data*. Høvik: Det Norske Veritas. 28 s.

DNV-RP-E302. (2002). *DNV-RP-E302: Design and installation of plate anchors in clay*. Høvik: Det Norske Veritas. 43 s.

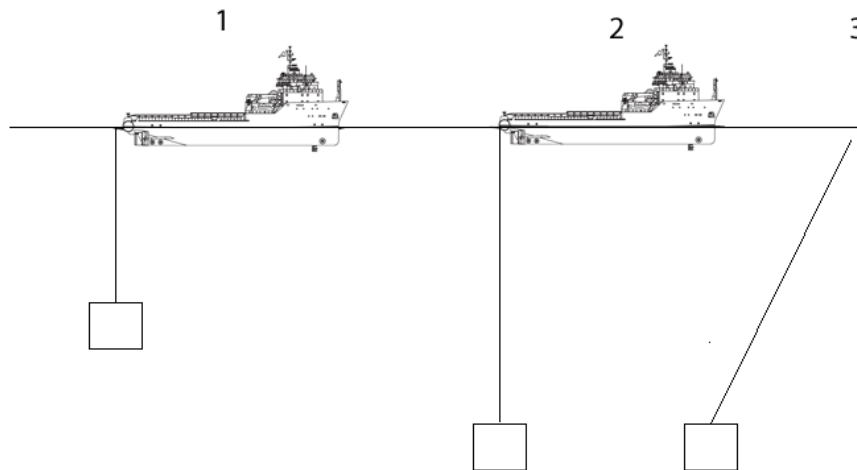
Holme, J. (2011). *Møte hos Veritas*. Høvik (18.02.2011).

FORANKRINGSTEKNOLOGIER

Gravitasjonsanker

Gravitasjonsankere holdes på plass ved hjelp av tyngdekraft og friksjonen mellom konstruksjonen og havbunnen (Edvartsen & Myhr 2010).

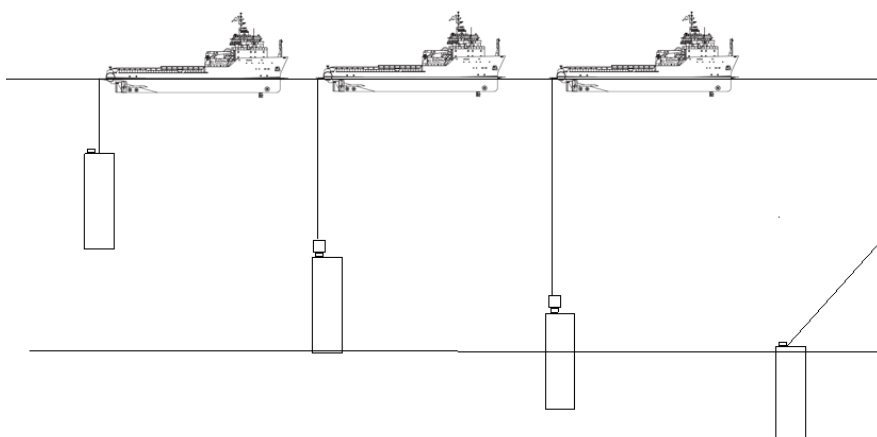
Montering av gravitasjonsankere skjer ved at de enten heises ned til havbunnen fra et skip eller blir slept ut til forankringslokasjonen ved hjelp av spesialkonstruerte oppdriftslegemer.



Figur 8 - Montering av gravitasjonsanker (Edvartsen & Myhr 2010)

Sugeanker

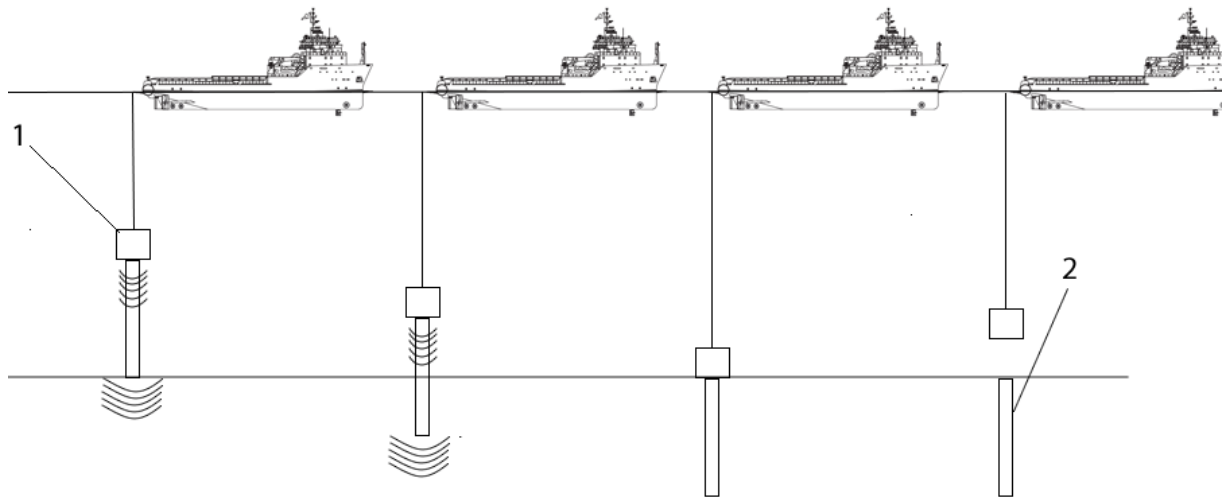
Et sugesanker er som regel laget av en hul sylinder, helt åpen i en ende og med tilkoblingsmuligheter for pumpe i den andre enden. Sugesankeren monteres ved at ankeret heises ned mot bunnen, deretter kobles en pumpe på ankeret som så skaper et undertrykk inne i sylindere og trekker ankeret ned i bunnen. Se figur 9.



Figur 9 - Montering av sugesanker (Edvartsen & Myhr 2010)

Pæleanker

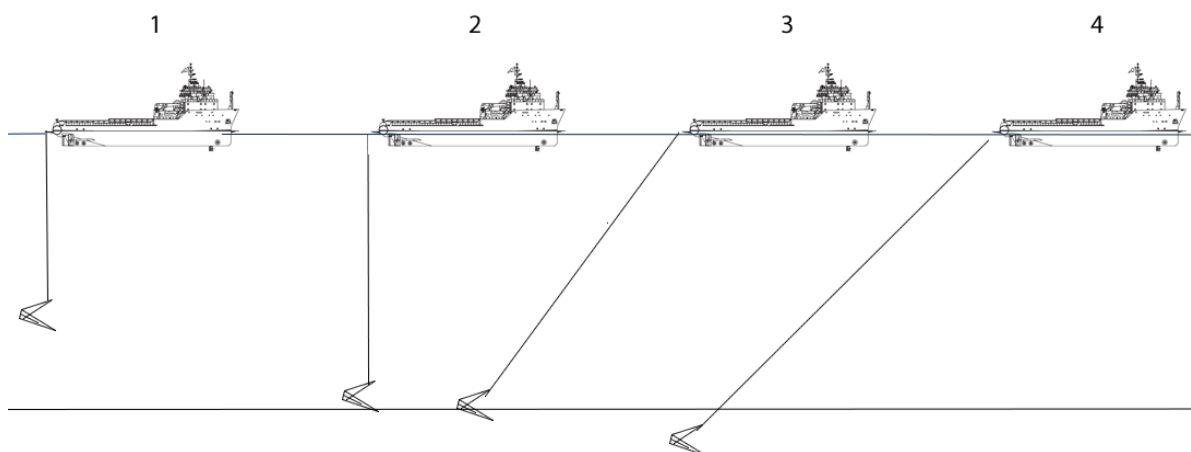
Pæleanker er vanligvis laget som en hul eller massiv sylinder med festepunkt for forankringsline i toppen. Ankeret monteres ved at det først heises ned til havbunnen, deretter brukes en vibrasjonsenhet eller en hydraulisk hammer for å presse det ned i havbunnen. Montering av et pæleanker er illustrert på figur 10.



Figur 10 - Montering av pæleanker (Edvartsen & Myhr 2010)

Plog-/dregganker

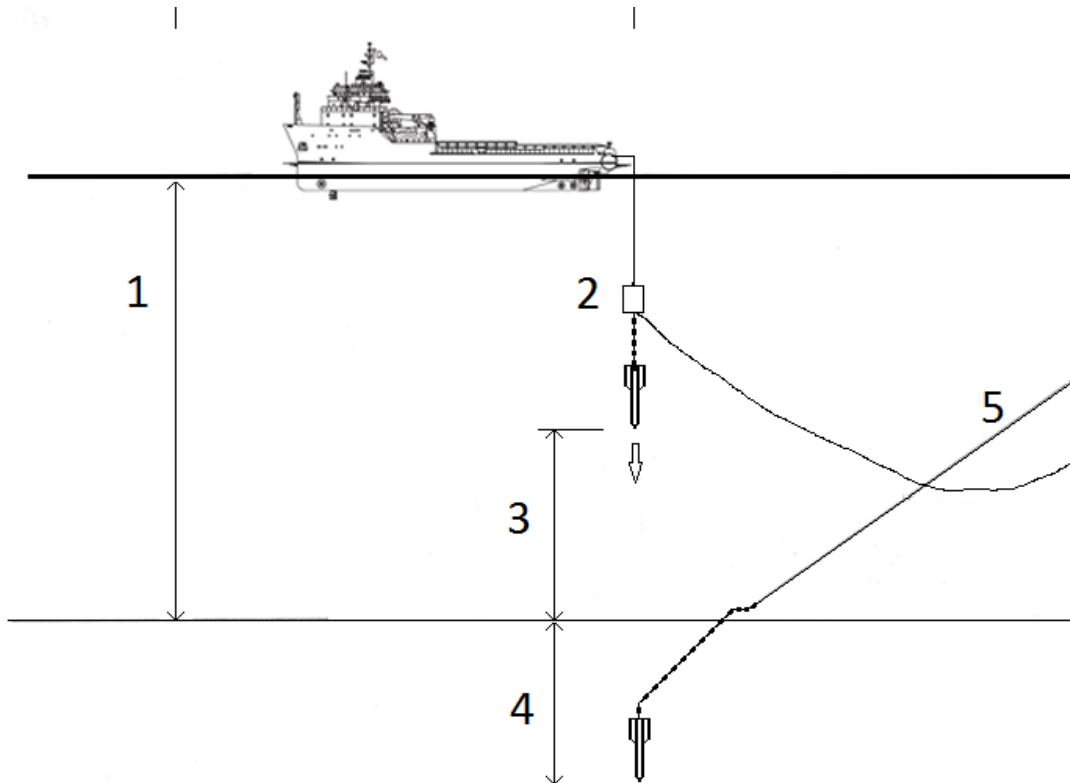
Plog-/dreggankere er bygd med en mothakekonstruksjon. Disse monteres ved at de først heises ned til havbunnen, deretter dras de ned i bunnen til de når et punkt der ønsket stivhet er nådd (Vryhof Anchors 2010). Montering av et plog-/dregganker er vist på figur 11.



Figur 11 - Montering av plog-/dregganker med referanser til steg i prosessen (Edvartsen & Myhr 2010)

Torpedoanker

Torpedoankere er i likhet med pæleanker ofte konstruert som en massiv eller hul sylinder, men det finnes også varianter med platekonstruksjon (Shelton 2007). Torpedoankere monteres ved at de slippes i fritt fall fra en gitt høyde over havbunnen og deretter penetrerer havbunnen ned til ønsket dybde. Montering av et torpedoanker er illustrert i figur 12.



Figur 12 - Montering av et torpedoanker med referanse for ulike variabler. 1: havdybde, 2: Fjernstyrt slippenhet, 3: Høyde over havbunnen som ankeret slippes fra, 4: Penetrasjonsdybde og 5: Forankringsline (Edvartsen & Myhr 2010)

Kilder til vedlegg 3:

Edvartsen, E. & Myhr, A. (2010). *Konseptutvikling av ankerløsning for Njord*. Term paper. ÅS: Universitet for Miljø og Biovitenskap, Institutt for matematiske realfag og teknologi. 139 s.

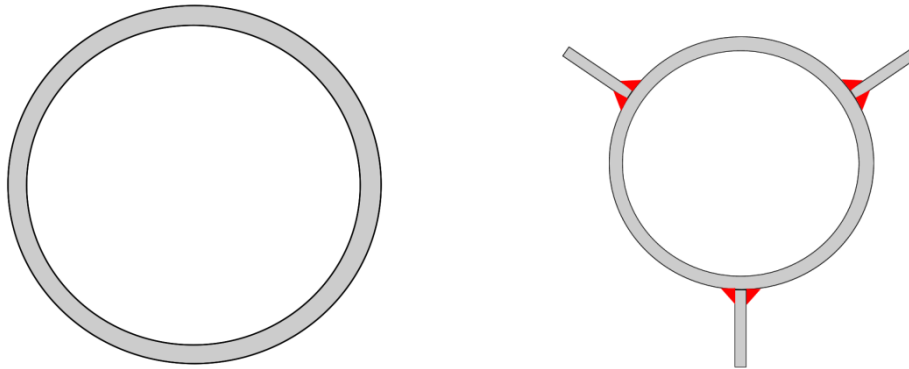
Shelton, J. T. (2007). *OMNI-Max Anchor Development and Technology*. Houston, USA: Delmar Systems Inc. 10 s.

Vryhof Anchors. (2010). *Anchor manual 2010*. BV, V. A. (red.). Yssel, The Netherlands.

ULIKE GEOMETRIER

Videre følger illustrasjoner med enkle forklaringer av de forskjellige konseptene som ble utviklet av (Edvartsen & Myhr 2010).

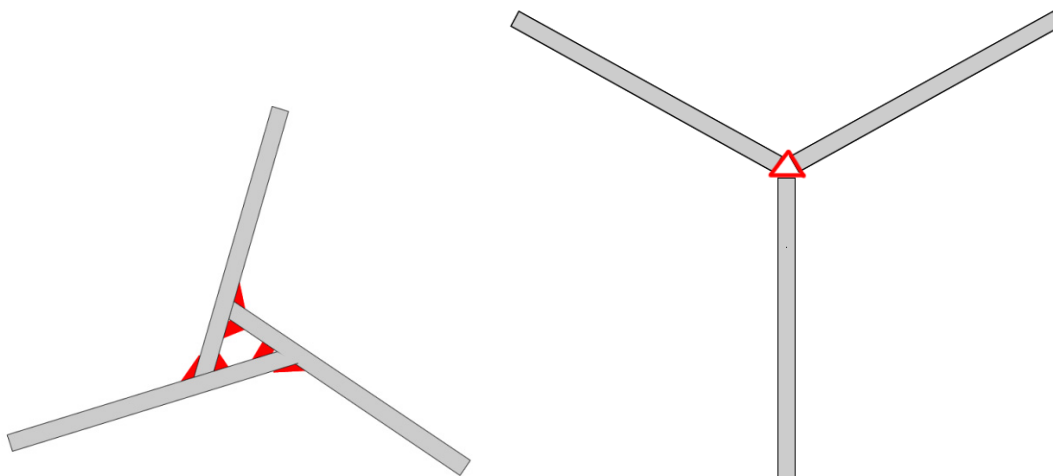
Sirkulær Geometri



Figur 13 - Design med sirkulær geometri. Røde punkter indikerer sveis

Den første tanken var å bruke en hul og sirkulær geometri på ankeret. For at stabiliteten under fall skal sikres, ble det sett på som nødvendig å plassere vinger på konstruksjonen som vist til høyre på figur 13. Ulempen med dette er at vingene antageligvis må sveises på. Dette ble sett på som en kompliserende faktor for masseproduksjon.

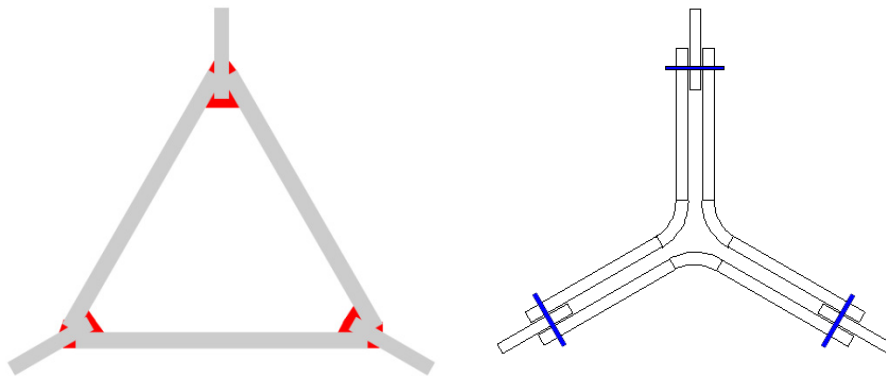
Stjerneform



Figur 14 - Design med stjerneform. Røde punkter indikerer sveis. Hulrommet i figuren til venstre er såpass stort at et menneske får plass og kan sveise her

Bruk av plater som var sammenføyd i stjerneform ble også vurdert. Det ble allikevel sett på som en stor utfordring å få til en god kraftfordeling i et slikt design. En slik geometri må også i stor grad basere seg på sveising, noe som nevnt tidligere blir sett på som fordyrende.

Triangelform

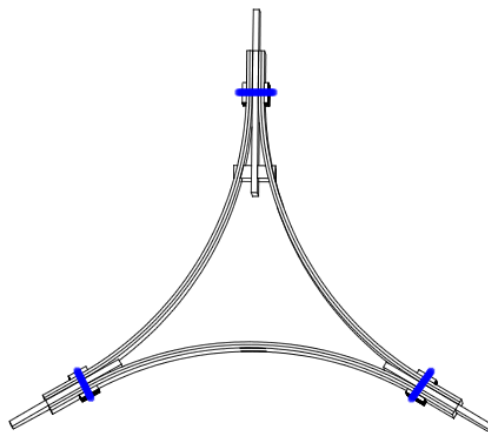


Figur 15 - To ulike design med triangelform. Rød indikerer sveis, blått indikerer boltet forbindelse

Det ble antatt at en triangelform vil ta opp krefter bedre enn tidligere forslag. Ulempen er riktignok som vist til venstre på figur 15 at også dette kan medføre sveising. Ved å bøye platene som vist til høyre på figuren åpnes muligheten for at alle forbindelser i konstruksjonen kan boltes. Ulempen som ble sett ved denne geometrien var at innfestning av forankringsliner ville blitt problematisk.

Valgt løsning

For å beholde fordelene med bolter som sammenføyningsmetode og en lettere løsning for innfestning av forankringsline ble følgende design ansett som mest fordelaktig.



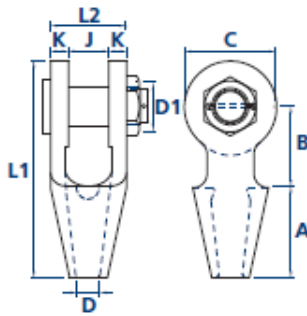
Figur 16 - Endelig design. Blå punkter indikerer bolteforbindelse

Den valgte løsningen består av tre plater som er valset og boltet sammen med vinger mellom.

Kilder vedlegg 4:

Edvartsen, E. & Myhr, A. (2010). *Konseptutvikling av ankerløsning for Njord*. Term paper. ÅS: Universitet for Miljø og Biovitenskap, Institutt for matematiske realfag og teknologi. 139 s.

SPEFIKASJONER FOR SPELTER SOCKET



Open spelter socket dimensions in mm											
NO	MBL tons	Rope diameter		A	B	C	D	D1	J	K	Weight kg
		mm	inch								
100	32	17 - 19	¾	89	76	80	21	35	38	16	3.2
104	45	20 - 22	¾	101	89	90	24	41	44	19	4.7
108	70	23 - 26	1	114	101	120	28	51	51	22	7.5
111	100	27 - 30	1¼	127	114	130	32	57	57	25	11.6
115	125	31 - 36	1¼-1½	139	127	144	38	63	63	28	16.8
118	150	37 - 39	1½	152	162	160	41	70	76	30	24
120	200	40 - 42	1½	165	165	176	44	76	76	33	27.5
125	260	43 - 48	1½-1¾	190	178	200	51	89	89	39	40.5
128	280	49 - 54	2-2½	216	228	216	57	95	101	46	60.5
130	360	55 - 60	2¼-2½	228	250	236	63	108	113	53	90
132	450	61 - 68	2½-2¾	248	273	264	73	121	127	60	122
135	480	69 - 75	2¾-2¾	279	279	276	79	127	133	73	157
138	520	76 - 80	3-3¼	305	286	284	86	133	146	76	195
140	600	81 - 86	3¼-3¾	330	298	296	92	140	159	79	221
142	700	87 - 93	3½-3¾	356	318	340	99	152	171	83	281
144	875	94 - 102	3¾-4	381	343	362	108	178	191	89	397
146	1100	108 - 115	4½	460	480	440	125	190	208	101	570
150	1250	122 - 130	5	500	500	560	138	250	210	120	980
160	1400	140 - 155	5½-6	580	500	600	160	275	230	140	-
170	1600	158 - 167	6½	675	600	650	175	290	230	175	-

Tabellen er hentet fra utstyrskatalogen til Vryhof Anchors. Denne kan lastes ned fra: <http://www.vryhof.com/downloads.html>

LINEBELASTNING VED MONTERING

For å beregne belastningen som vil virke på linen ved montering er det brukt et meget konservativt lastanslag. For beregningene antas det at ankeret skal treffe havbunnen med en fart på 30m/s og stoppe helt opp i løpet av 10m. Dette gir følgende akselerasjon:

$$a = \frac{V^2}{2s}$$

Hvor:

a er akselerasjonen

V er hastigheten ved penetrasjon

s er penetrasjonsdybden

Ved å regne ut får vi at *a* er lik 45 m/s². Regner da ut kraften som bremses ankeret:

$$F = m * a$$

Med en masse på 110 tonn for ankeret, får en kraft lik 5,085*10⁶N. Det gjøres enda en konservativ betraktning ved å si at all kraften som virker på ankeret kommer som trykk normalt på kraftretningen. Det antas videre at trykket fordeler seg likt over det projiserte arealet til ankeret. Det totale arealet som opplever trykk blir da:

$$A_{tot} = A_p + A_l$$

Hvor:

A_{tot} er det totale arealet utsatt for trykk

A_p er det projiserte arealet til ankeret lik 1,78m²

A_l er det projiserte arealet til linen i konstruksjonen

For å regne ut *A_l* antas det at denne vil strekke seg fra bakvingen og frem til frontplaten. Denne lengden er satt til 1800mm. Diameteren på linen settes til 80mm. Det projiserte arealet av linen blir da lik 144 000 mm². Dette utgjør en andel av det totale arealet *A_{tot}* på 7,5 %. Ved å anta da at linen må ta opp 7,5 % av kraften får vi at kraften på linen blir:

$$F_{line} = \underline{381\ 375\ N}$$

Denne lasten vil være jevnt fordelt over linen. Denne kraften er så liten i forhold til andre laster som linen opplever under levetiden at den antas kan neglisjeres. Det understrekes likevel at påkjenningen som oppstår på linene ved penetrasjon bør undersøkes ved forsøk.

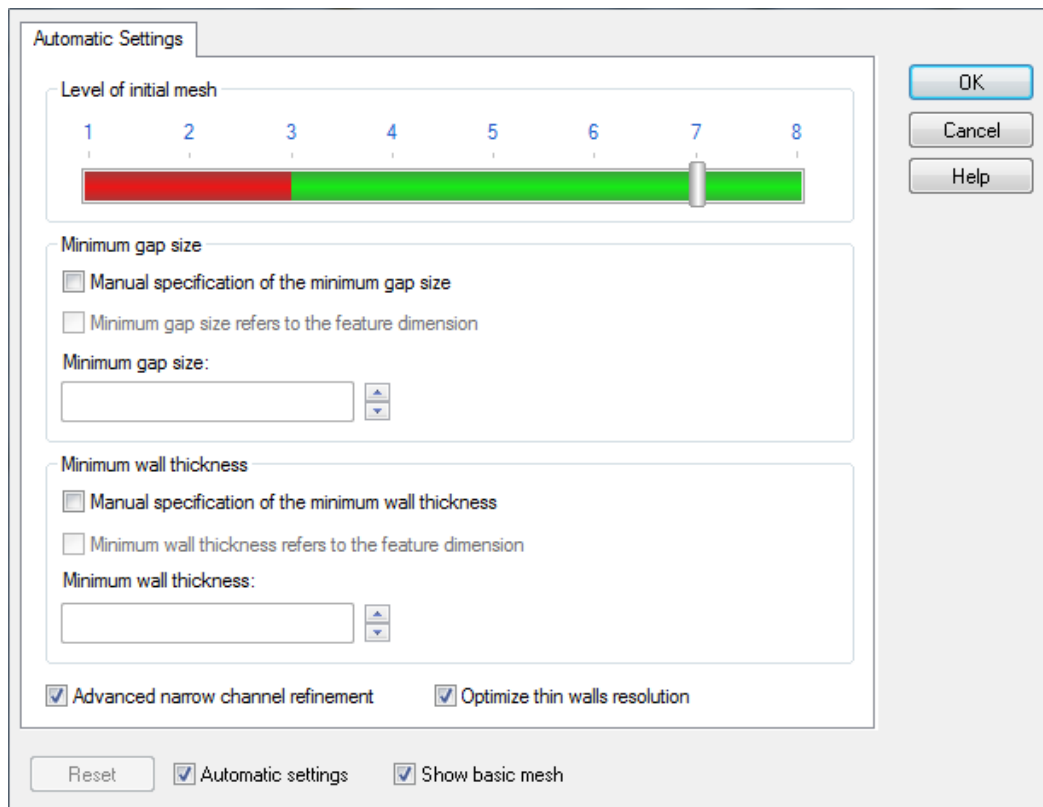
FREMGANGSMÅTE FOR FLOW SIMULATION 2010

Som nevnt i oppgaven ble det tatt utgangspunkt i en forenklet solidmodell ved gjennomføringen av strømningsanalysen i Flow Simulation. Videre er det beskrevet i detalj hvordan analysen er blitt gjennomført.

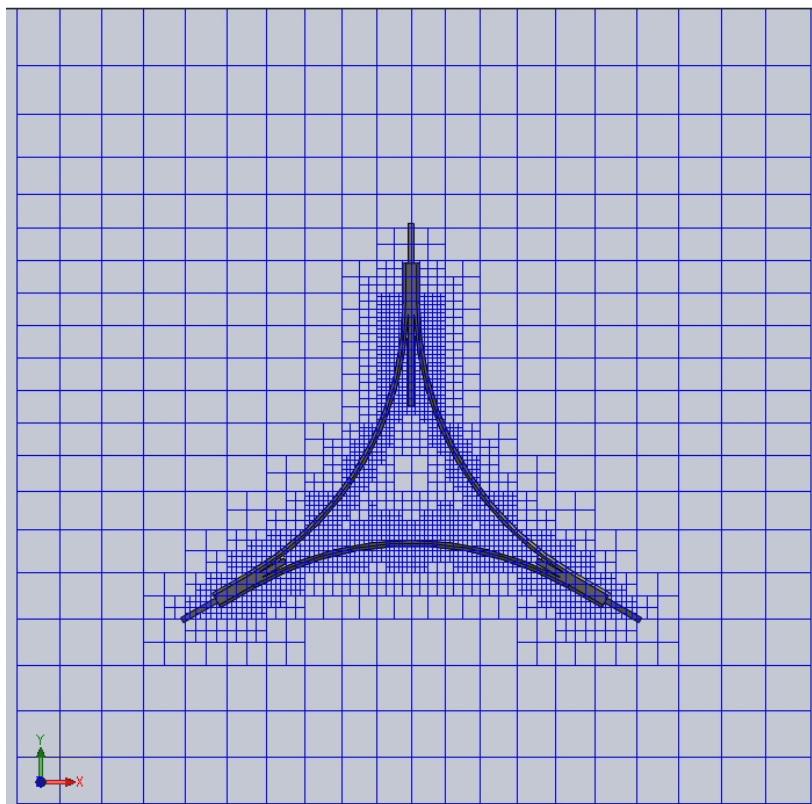
Man starter analysen med å sette opp de **generelle innstillingene** i Flow Simulation. Det velges en **ekstern analyse** siden ankeret skal stå stille mens vann med forskjellige hastigheter strømmer over. Referanseakse velges i **Z-retning** da ankerets front peker denne veien (må ikke forveksles med aksesystemet vist i innledningen). Videre velges **SI-enheter** som standard og **vann** velges som standard væske. Alle termodynamiske valg beholdes med standard verdi da det kun er interessant å se på hydrodynamikken i denne analysen. Det er i tillegg under de generelle innstillingene gjort slik at programmet kan regne på både **laminær og turbulent strømning**. Man må videre gi input på **hastigheten til vannet** i Z-retning. Her kjøres det flere analyser med forskjellige hastigheter gjengitt i resultatene.

Etter at de generelle innstillingene er gjort gjenstår tre viktige punkter. For det første må det såkalte **"Computational Domain"** velges. Dette vil si det volumet som Flow Simulation skal regne på. Standardstørrelsen på dette blir alt for stort for ankeret og må derfor justeres. Det er ønskelig med så lite og relevant område som mulig for å korte ned på tiden det tar for datamaskinen å løse analysen.

Neste punkt er å få et så riktig og nøyaktig **mesh** som mulig. Her har man mulighet for både å stille inn manuelt eller la programmet gjøre det med ønsket oppløsning på meshet. I dette tilfellet er den forenklede geometrien enkel nok til at programmet kan lage en god nok mesh (Salas 2011).



Figur 17 – Meshinnstillinger: Viser innstillingene som ble benyttet for meshing

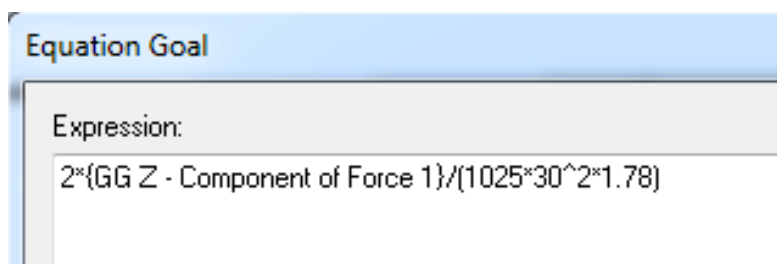


Figur 18 – Viser det automatisk genererte meshet samt størrelsen på Computational Doman vist forfra. Meshet er detaljert rundt ankeret og mindre detaljert i kantene. Totalt ble det ca. 10.000 væskeceller

Det siste viktige punktet er å gi input til programmet om hvilke data som skal finnes. Her er det viktigste å finne den totale **F_D kraften**. Det går an å la programmet regne ut **C_D** samtidig så derfor legges dette også inn.

Alt gjøres fra menyen til venstre i bildet under **"Goals"**. Her legger man til et såkalt **"Global Goal"** for F_D . Det er flere forskjellige valg man har til rådighet når man skal velge hvilken kraft som skal finnes. For å finne den totale kraften bestående av både trykk og skjær hukes det av for **"Z-component of force"**.

For finne C_D -faktoren må man benytte et **"Equation Goal"**. Her skrives ligningen som gir C_D rett inn som vist i figur 19.



Figur 19 – Viser hvordan beregningen for å finne C_D er lagt inn. Her representerer GG Z – Component of Force 1 kraften F_D . Formelen over er lik C_D . I dette tilfellet kjøres det vann med 30 m/s

Resultatene av testen er gjengitt i oppgaven. Samme fremgangsmåte er benyttet ved strømningsanalyse av forskjellige linefasonger.

Kilder vedlegg 7:

Salas, C. (2011). *Veiledning SolidWorks Flow Simulation*. Ås (17.01.2011).

NOS-METODEN

NIVÅ 1: GROVSELEKSJON

Målet for nivå 1 er objektivt å selektere vekk uaktuelle løsninger. Dette gjøres ved å lage en numerisk tilnærming og vekting for å overskygge de subjektive vurderingene. Vurderingssystemet er oppdelt i forskjellige kategorier. Disse kategoriene har i tillegg forskjellig vektlegging i forhold til ønsket formål for konseptet.

For hver kategori lages et sett med krav som skal vurderes. Kravene bør i sum reflektere alle positive og negative sider ved alle konseptene slik at fordeler og ulemper kommer godt til syne. Hvert krav blir så vektlagt på en skala fra 1 til 10 etter generell viktighet i forhold til ønsket formål. 1 er lite viktig mens 10 er veldig viktig. Hvert av konseptene blir så vurdert i forhold til hvor godt de oppfyller disse kravene, også på en skala fra 1 til 10. For krav hvor positive eller negative aspekter skal belyses, benyttes tallet 5 som et nøytralt utgangspunkt.

Ved vurdering av konseptene holdes kolonne for viktighet skjult. Vurderingen mellom konseptene blir da innbyrdes og i forhold til hverandre. Vurdering av oppfyltingsgrad blir så multiplisert med viktighetsgraden. Dette gir en giring av resultatene for egenskapene. Resulterende poengsum er da utgangspunkt for nivå 1 rangering av konseptene. Dette kan også uttrykkes som en oppfyltingsgrad i forhold til minste og høyeste poengsum. De fem til seks beste konseptene tas videre til nivå 2.

NIVÅ 2: UTVIDET SPESIFIKASJON OG VURDERING

De utvalgte konseptene blir vurdert med fordeler og ulemper. Konseptene som er med til nivå 2 er fortsatt ikke helt optimale. For hver av ulempene til konseptene blir det derfor foreslått og definert mottiltak. Hvert enkelt mottiltak blir så analysert ved beregningskjemaet fra nivå 1 for å vurdere det endelige bidraget til konseptet. Dette blir gjort for å sikre at kompliserte løsninger, som er lite gjennomførbare, ikke skal bli for høyt rangert. Løsninger som ga positivt totalbidrag ble implementert for videre vurdering av konseptene.

Dette gir oss en mulighet til å se på fordeler og ulemper for hvert av de mest lovende konseptene. På grunnlag av dette kan vi se på enkle forbedringer som kan styrke posisjonen til hvert enkelt konsept på detaljgrunnlag. Middelmådige egenskaper tas også med som ulemper da de ikke innebærer noe konkurransefortrinn.

Etter at alle foreslåtte tiltak er analysert vil konseptet som helhet bli vurdert på nytt som i nivå 1, med de tiltak som ble betraktet som positive. Den nye poengsummen vil være avgjørende for hvilke konsept som går videre.

NIVÅ 3: SCREENING MED FORSØKSGRUPPE

Målet for vurderingen i nivå 3 er å skille de konseptene som havnet høyt i forrige nivå ved å bruke kvalifiserte screeningpersoner/testpanel.

For å sikre at vurderingen blir utført på et grunnlag som er mest mulig likt blir alle krav som kan beregnes på grunnlag av enten empiri eller lignende konsepter eliminert. Dette etterlater kun de kravene som er usikre. Dette vil også være de kravene som varierer for konseptene og som har behov for bredere input. Dette vil også sørge for at den innbyrdes forskjellen blir større, da de utelatte kravene her vil bli like som i tidligere evaluering.

Nivå 3 utføres på detaljnivå for hvert enkelt konsept. Dette gir et behov for en forsøksgruppe med teknisk fagrelatert bakgrunn.

For hvert av konseptene blir også en mer konkret og objektiv beskrivelse utarbeidet. Det tas utgangspunkt i vurderingsskjemaet fra nivå 1 for vurderingen. Dette sikrer at vurderingene blir på et mest mulig utfyllende og likt grunnlag. Forsøksgruppen blir ikke forevist de underliggende viktighetsverdiene.

Resultatene fra forsøksgruppen blir midlet for å gi en rangering av konseptene til nivå 4.

NIVÅ 4: ENDELIG VALG OG VURDERING

Etter vurderingen i nivå 3 vil det forhåpentligvis være tydelig hvilken løsning som er preferert av forsøksgruppen. Dersom skillet er klart vil den høyest vurderte løsningen gå videre som endelig konsept. Hvis skillet mellom de ulike løsningene er marginalt utvides forsøksgruppen og vurderingen i nivå 3 blir gjort på nytt.

PLANLEGGING AV FORSØK

HENSIKTEN MED FORSØKET

Før man starter et praktisk forsøk er det viktig å ha klart for seg hva det er man vil finne ut av. Listen under gjengir noe av det som er realistisk å finne ved en småskala test.

1. Hvordan oppfører ankeret seg ved fall i en pendelbevegelse?
2. Hvordan oppfører ankeret seg ved fall langs en line?
3. Hva skjer om ankeret kommer ut av kurs, er det selvopprettende?
4. Stemmer de teoretiske analysene overens med de praktiske?

I starten av arbeidet med oppgaven ble det tatt som utgangspunkt at et modellforsøk med prototype skulle gjennomføres. Etter en stund viste det seg at budsjettet ikke strakk til og forsøket ble skrinlagt. Det ble allikevel funnet en del nyttig info om hvordan det kan gjøres.

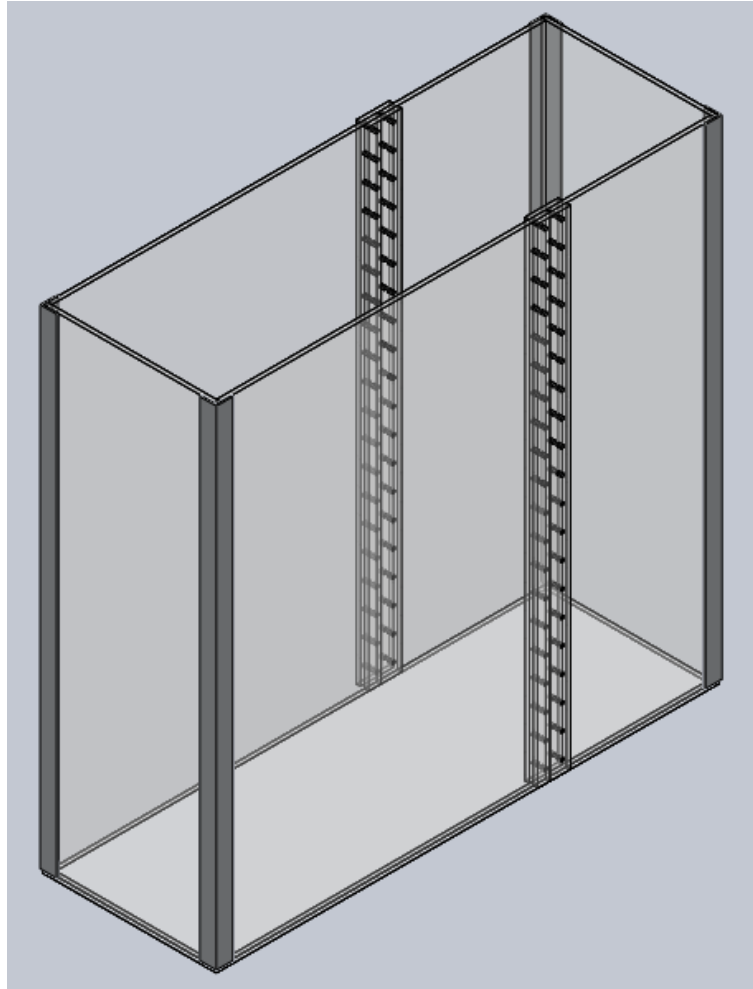
For å finne ut av hva slags egenskaper ankeret har i leire må en finne et materiale som kan fungere som leire. Det beste alternativet som ble funnet, var laponitt. Dette er et gjennomsiktig stoff som brukes til forsøk der man trenger skalert leire (Holme 2011). Fordelen med at det er gjennomsiktig er at en i tillegg vil se hva som skjer under leiren. Om det viser seg at det er lett å få tak i laponitt er det mulig å teste egenskaper ved penetrasjon i tillegg og man kan sette opp noen flere mål.

5. Hva skjer ved overgang fra vann til leire?
6. Hvor dypt kommer ankeret ved forskjellige hastigheter?
7. Penetrerer ankeret i tenkt vinkel?
8. Hvor stor er holdekraften ved forskjellige dybder?

Da forsøk ikke lot seg gjennomføre har en forsøkt å beregne en del av disse spørsmålene ut fra ren teori.

UTSTYR

UMB har en vanntank som kan brukes til enkle forsøk, men denne kan ikke fylles med eventuell laponitt. I oppgaven er det utarbeidet tegninger på en testtank, mål 3x1x3 m (LxBxH). Denne er tenkt laget av plexiglass med en stålramme rundt. Illustrasjon av tanken er vist i figur 20.



Figur 20 – Testtanken som ble tegnet for å kunne gjennomføre forsøk, med mål som nevnt over

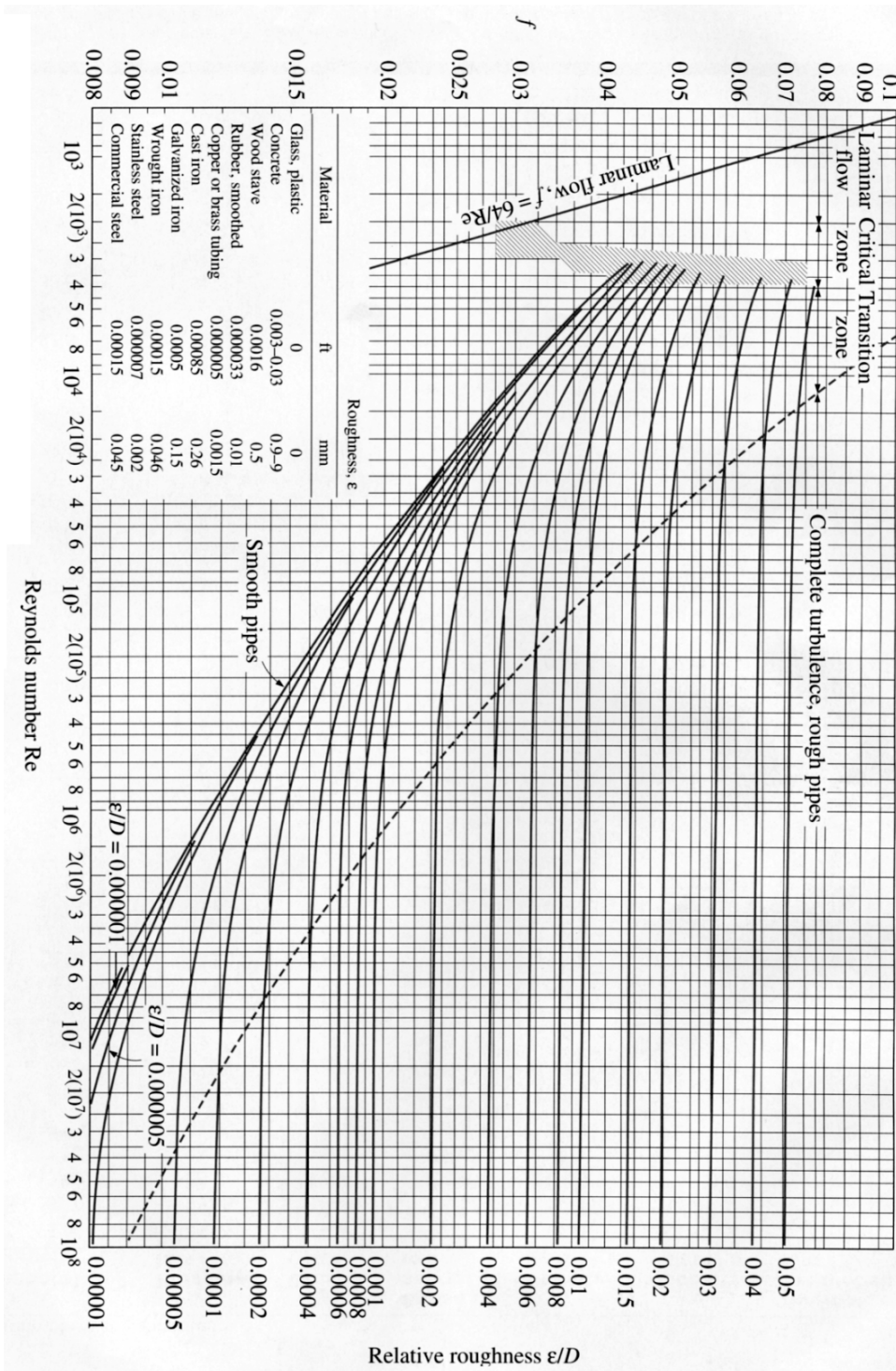
Det er mottatt et tilbud fra Astrup på 8 mm plexiglass plater (Elektronisk vedlegg 14). Disse er ikke mer enn 2x3 meter og må derfor skjøtes for å få den lengden som planlagt. Grunnet tykkelsen på platene er det nødvendig å støtte opp tanken med en stålramme som stiver den av og hindrer lekkasjer og kollaps.

Det trengs et høyhastighetskamera som kan ta bilder av fallet og eventuelle sensorer som registrerer krefter ved sammenstøt. Dette er det ikke innhentet info om, men er en heldig er det muligheter for å låne kamera av UMB.

Kilder vedlegg 9:

Holme, J. (2011). *Møte hos Veritas*. Høvik (18.02.2011).

MOODY DIAGRAM

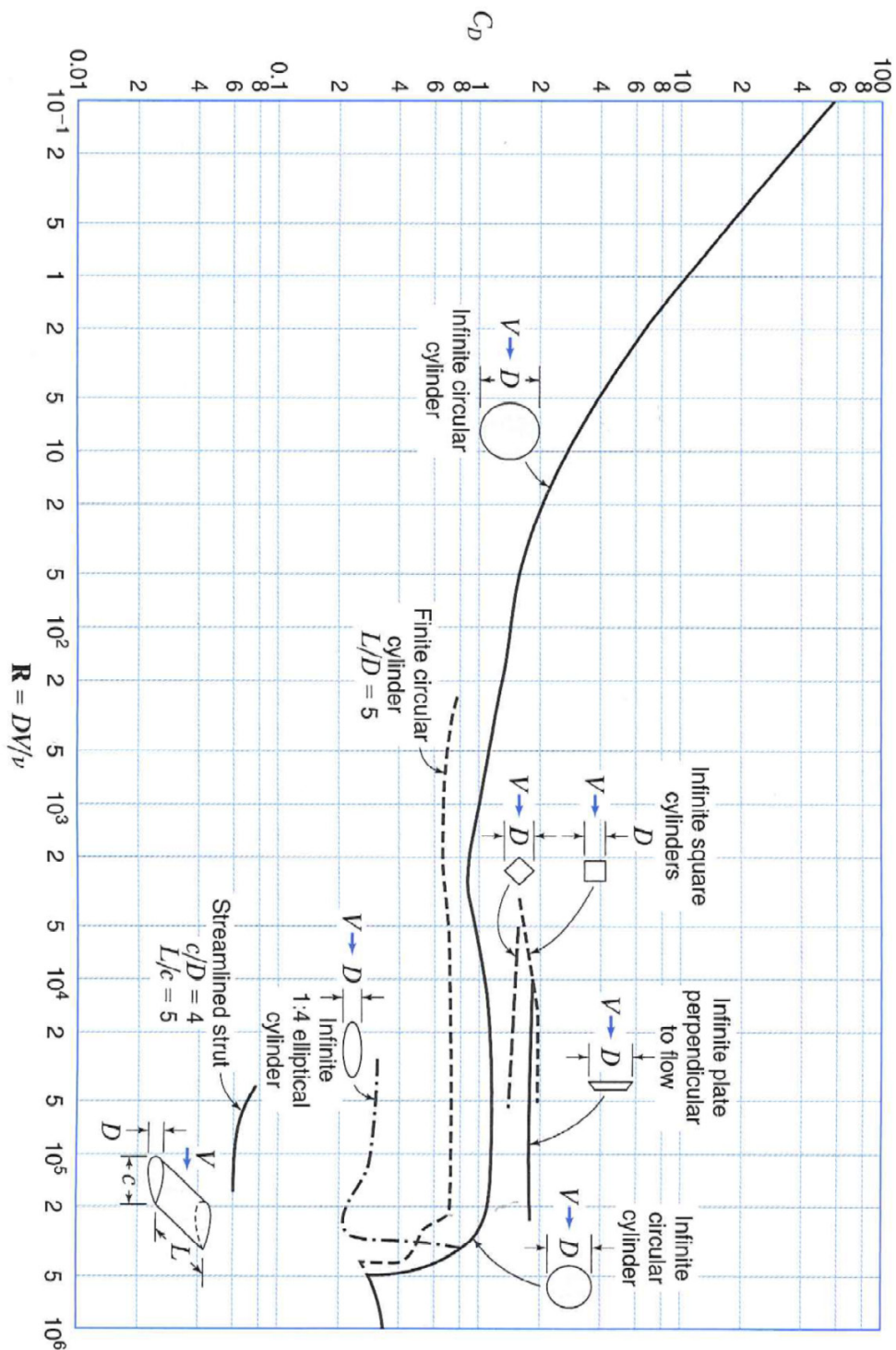


Figur 21 - Moody diagram (Tritt 2004)

Kilder til vedlegg 10:

Tritt, C. S. (2004). *Moody Diagram*. Tilgjengelig fra: <http://people.msoe.edu/~tritt/be382/MoodyChart.html> (lest 16.04.2011).

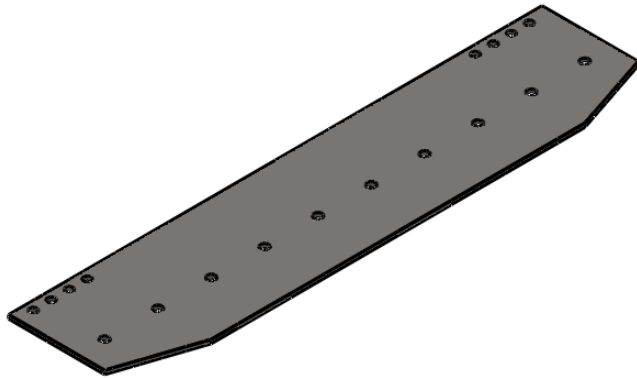
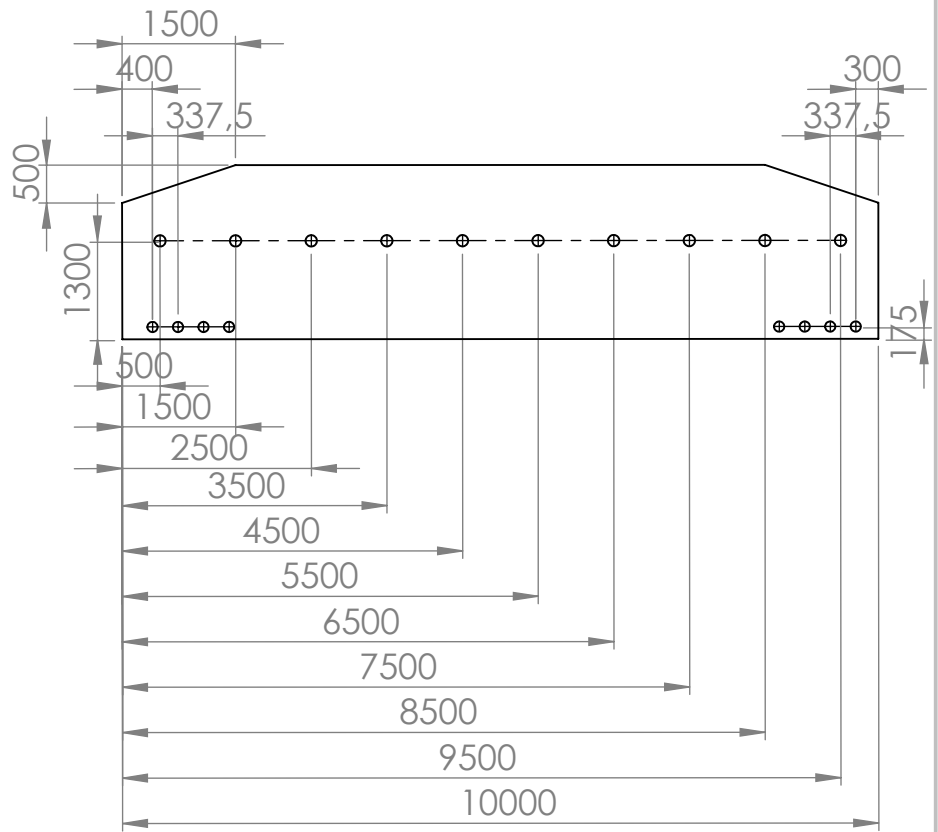
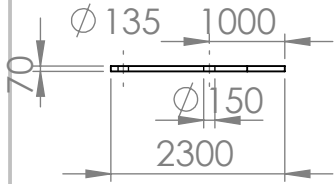
CD-RE DIAGRAM FOR 2 DIMENSJONALE FASONGER



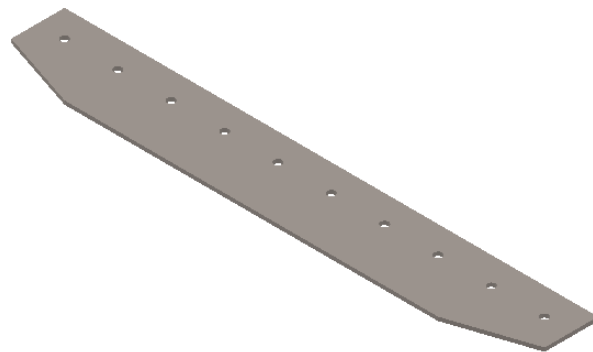
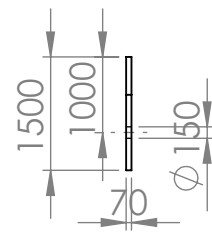
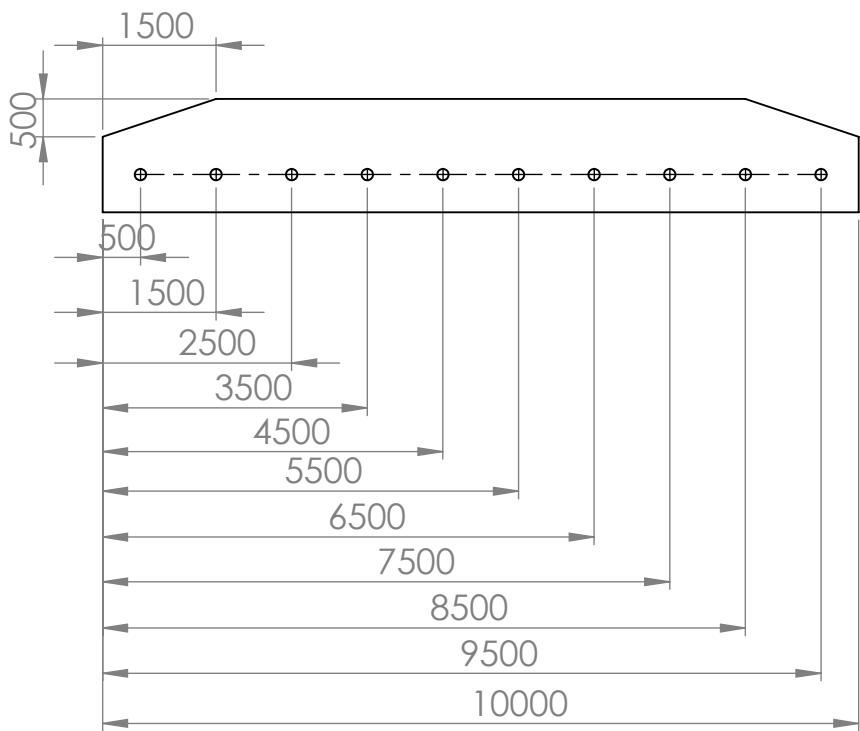
Figur 22 – CD-Re diagram (Finnemore & Franzini 2002)

Kilder vedlegg 11:

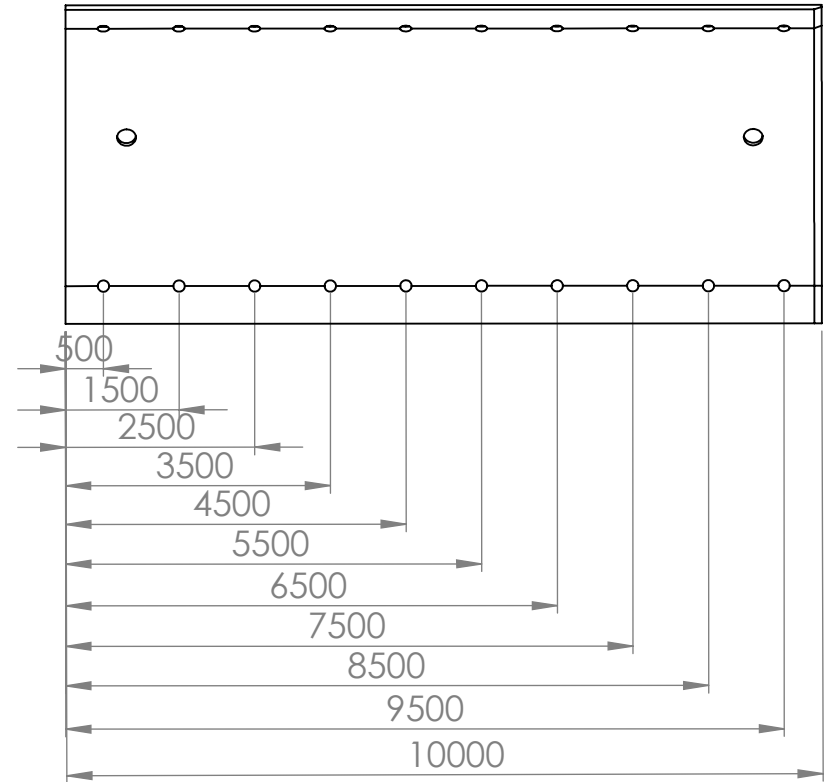
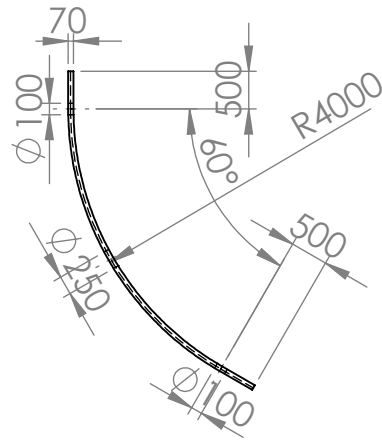
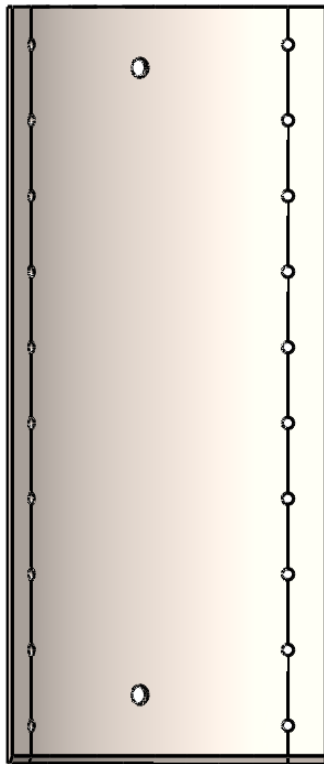
Finnemore, E. J. & Franzini, J. B. (2002). *Fluid Mechanics with Engineering Applications*. 10. utg.: McGrawHill. 790 s.



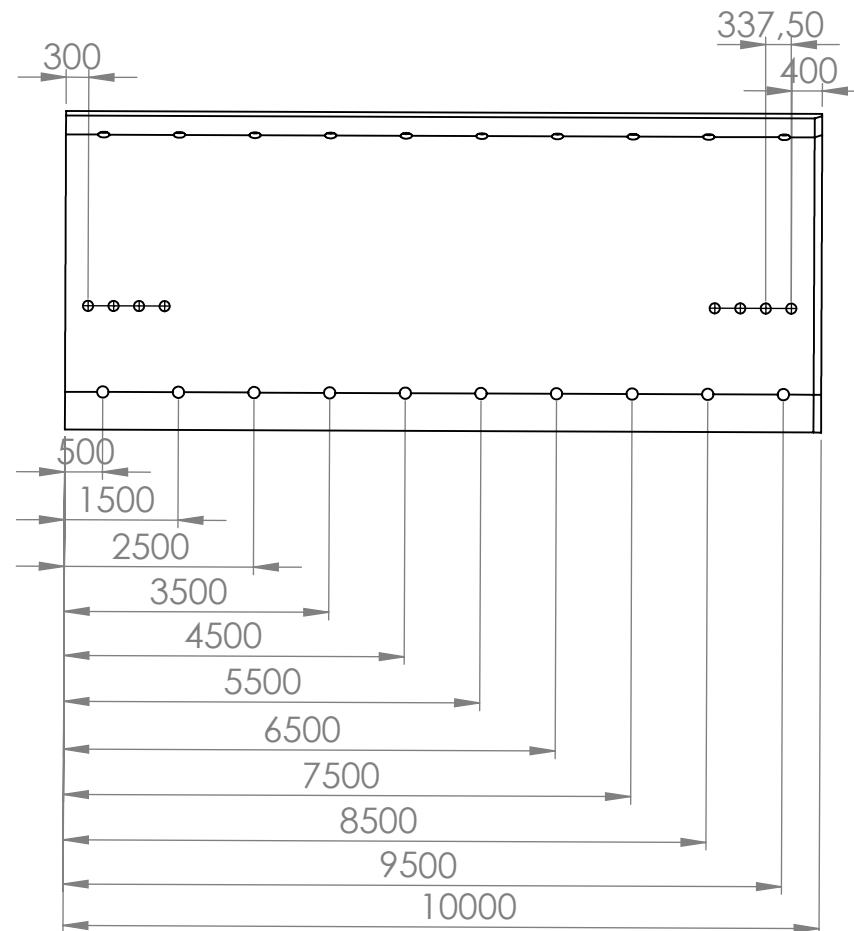
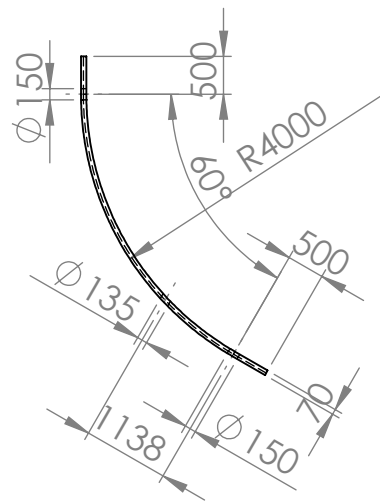
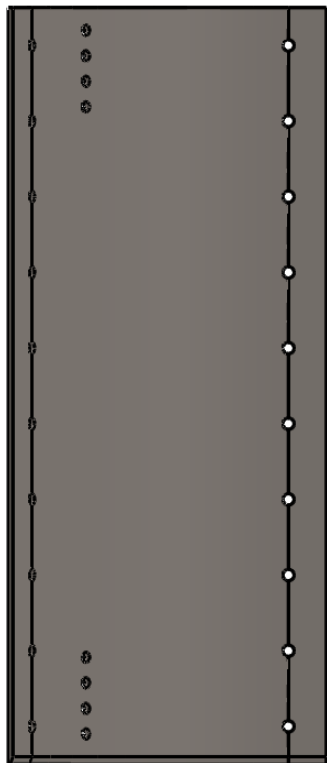
	NAME	DATE	FINISH:	TITLE:
DRAWN	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		<h1>Bakvinge</h1>
APPV'D	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS			MATERIAL:	DWG NO. 1
				A4
			SCALE: 1:100	SHEET 1 OF 1



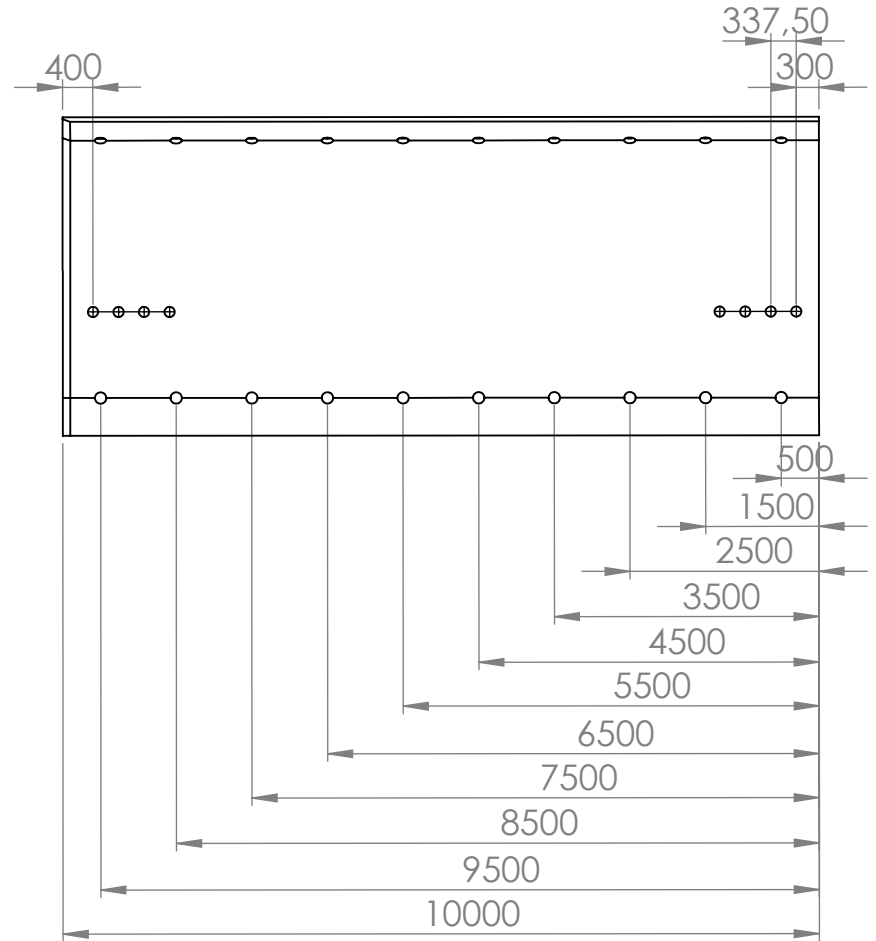
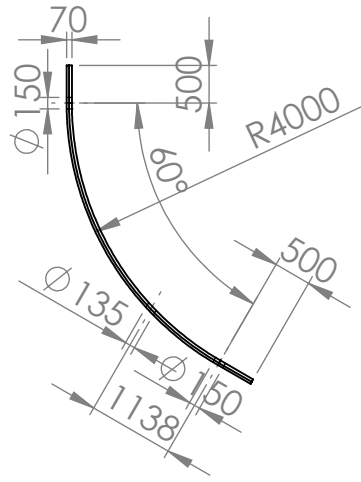
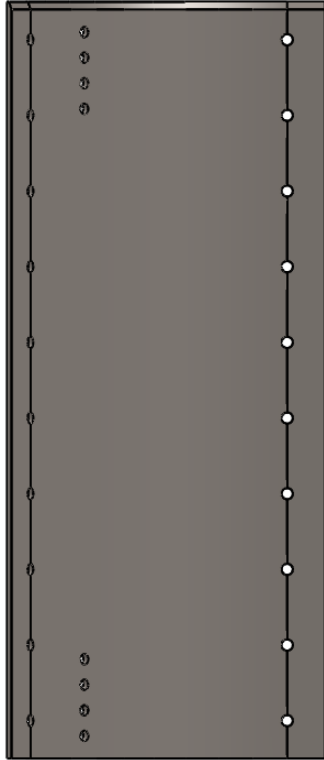
	NAME	DATE	FINISH:	TITLE:		
DRAWN	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		Vinge		
APPV'D	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011				
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS			MATERIAL:	DWG NO.	2	A4
				SCALE:1:100	SHEET 1 OF 1	



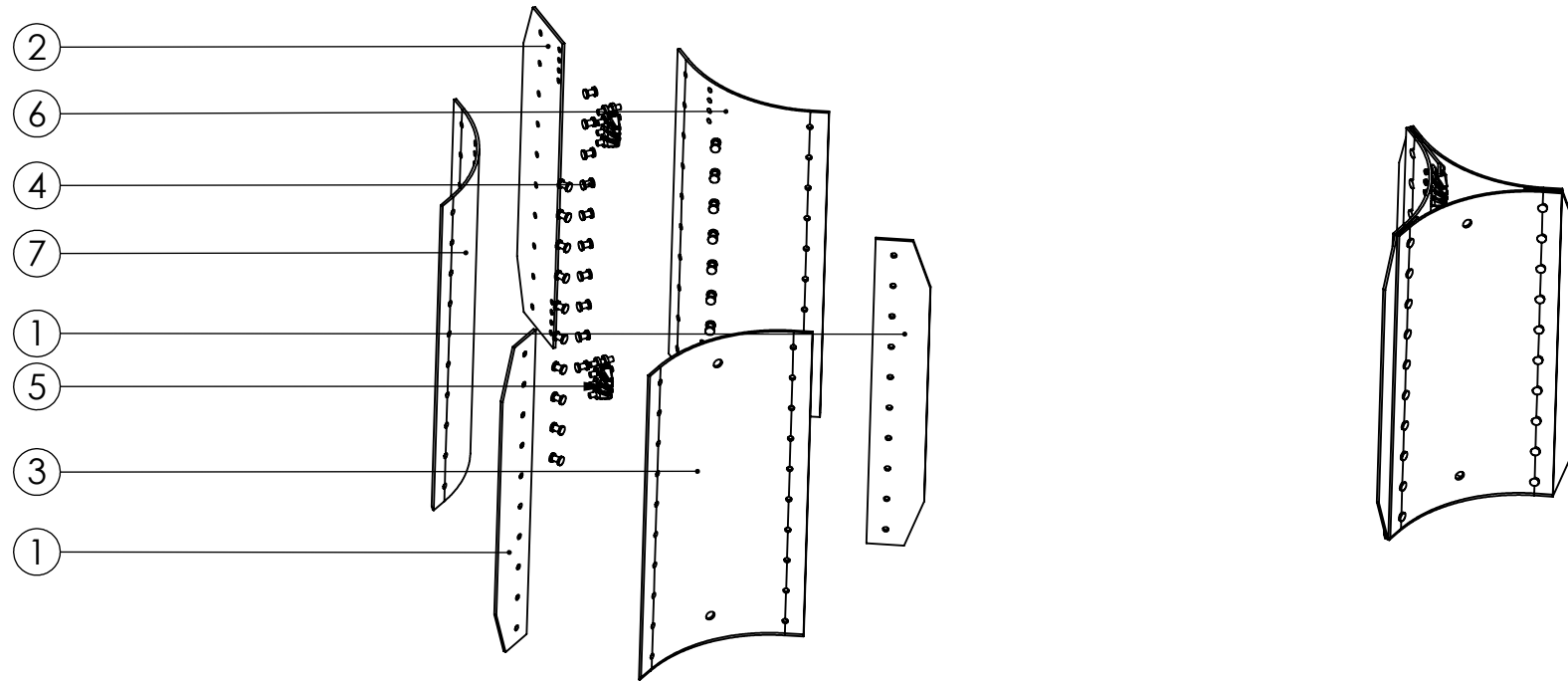
	NAME	DATE	FINISH:	TITLE:
DRAWN	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		<h1>Frontplate</h1>
APPV'D	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS		MATERIAL:		DWG NO.
				3
		SCALE: 1:100		SHEET 1 OF 1



	NAME	DATE	FINISH:	TITLE:
DRAWN	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		<h1>Sideplate 1</h1>
APPVD	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS			MATERIAL:	DWG NO. 4
				A4
SCALE: 1:100				SHEET 1 OF 1



	NAME	DATE	FINISH:	TITLE:	
DRAWN	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		Sideplate2	
APPV'D	Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011			
UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS			MATERIAL:	DWG NO.	A4
				5	
				SCALE:1:100	SHEET 1 OF 1



ITEM NO.	PART NUMBER	QTY.	NAME	DATE	FINISH:	TITLE:	
1	Vinger	2	DRAWN Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011		<h1>Eksplosjonstegning</h1>	
2	Bakvinge	1					
3	Frontplate	1	APPV'D Erlend Edvartsen Jon Anders Østerud	09.05.2011			
4	150 mm bolt	30					
5	Spelter socket 520 T	8	UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS		MATERIAL:	DWG NO.	
6	Sideplate 2	1				6	A4
7	Sideplate	1				SCALE:1:150	SHEET 1 OF 1