

Mildal, Simen Diserud

Sammenligning av ulike lastearrangement for vindturbinkomponenter på et transportfartøy med fokus på stabilitet.

Masteroppgave i MTMART
Veileder: Stein Ove Erikstad
Juni 2020

Sammenligning av ulike lastearrangement for vindturbinkomponenter på et transportfartøy med fokus på stabilitet.

Vår 2020

Bakgrunn

Etterspørselen etter ren energi vil stå høyt på agenden i årene som kommer. Offshore vindkraft vil bli en stadig viktigere bidragsyter, og trender viser at nye felt som utvikles plasseres lenger fra land og med stadig økende størrelse på vindturbinene. I markedet finnes kun et begrenset antall installasjonsfartøy med kapasitet til å installere de største vindturbinene. Dagraten for disse fartøyene er høy, og effektiv utnyttelse av kapasiteten er viktig for å holde kostnadene ved etablering av nye felt nede. Bruk av transportfartøy for leveranse av vindturbinkomponenter til felt er ansett som en mulig løsning for å effektivisere installasjonsprosessen. Vindturbinkomponentenes størrelse og utforming vil stille store krav til transportfartøyets stabilitet. En modell som muliggjør tidlig evaluering av transportfartøyets design ut fra aktuelle stabilitetskrav vil kunne effektivisere designprosessen.

Overordnet mål

Det overordnede målet med denne masteroppgaven er å analysere effekten høy og tung dekkslast har på stabiliteten til et transportfartøy, og utvikle en modell for effektiv sammenligning av ulike lastearrangement, inkludert evaluering av om lastearrangementet er innenfor aktuelle stabilitetskrav.

Omfang og hovedaktiviteter

Kandidaten skal fortrinnsvis beskrive følgende:

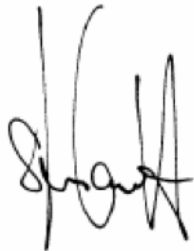
1. Overordnet presentere havvindindustrien og beskrive motivasjonen for bruk av transportfartøy til å levere turbinkomponenter til installasjonsfartøy for offshore vindkraft.
2. Introdusere relevant teori fra temaene skipsdesign og stabilitet.
3. Diskutere hvordan ulike endringer i skipets hoveddimensjoner påvirker stabiliteten
4. Beskrive hvordan metoden for systembasert skipsdesign kan benyttes på fartøy som frakter høy og tung dekkslast.
5. Utvikle en modell basert på punkt 3 og 4 for evaluering av ulike lastearrangement for fartøy med høy og tung dekkslast.

-
6. Presentere en case som illustrerer hvordan modellen beskrevet i punkt 5 kan benyttes for å sammenligne ulike lastearrangement i den innledende designprosessen av transportfartøy for vindturbinkomponenter.
 7. Diskutere potensielle gevinster og utfordringer ved modellen utviklet i punkt 5.

Modus operandi

Professor Stein Ove Erikstad på NTNU er ansvarlig veileder.

Arbeidet skal følge retningslinjene for masteroppgaven gitt fra NTNU .



Stein Ove Erikstad
Professor/Ansvarlig veileder

Forord

Denne masteroppgaven er skrevet som en avslutning av masterstudiet i Marin prosjektering og logistikk ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet. Oppgaven er skrevet våren 2020, og arbeidsmengden tilsvarer 30 studiepoeng.

Det overordnede målet med denne masteroppgaven er å analysere effekten høy og tung dekkslast har på stabiliteten til et transportfartøy. Dette innebærer å utvikle en modell for effektiv sammenligning av ulike lastearrangement, inkludert evaluering av om lastearrangementet er innenfor aktuelle stabilitetskrav.

Jeg vil takke veileder Stein Ove Erikstad som har bidratt med verdifull veiledning og god støtte i arbeidet med denne oppgaven. Videre vil jeg takke arbeidsgiver som har vært forståelsesfull og fleksibel, og gitt meg anledning til å fullføre oppgaven ved siden av full jobb. Til slutt vil jeg takke mine foreldre for god støtte i innspurten av oppgaven.

30. juni 2020

Simen Diserud Mildal

Simen Diserud Mildal

Sammendrag

Utbyggingen av offshore vindkraft er i sterk vekst, og det forventes at samlet installert effekt i verden vil mer enn dobles fra dagens nivå innen 2024. Teknologit utvikling medfører stadig mer effektive vindturbiner gjennom å øke dimensjonene og ytelsene per turbin. For å installere dagens store vindturbiner på 10 MW kreves spesialiserte oppjekkbare installasjonsfartøy med stor krankapasitet. Den estimerte økningen i antall vindturbiner, og få tilgjengelige installasjonsfartøy med tilstrekkelig kapasitet, er forventet å øke dagens allerede høye dagrater. Kostnad til installasjonsfartøy utgjør en betydelig del av installasjonskostnadene ved etablering av nye felt. For å redusere kostnadene er det i oppgaven undersøkt muligheter for å forbedre utnyttelsen av installasjonsfartøy. Tilgjengelige erfaringstall fra feltinstallasjoner viser at installasjonsfartøy kan benytte opp mot 40 prosent av tiden sin på andre oppgaver enn selve installasjonsprosessen. Konseptet med å benytte dedikerte transportfartøy til å frakte vindturbinkomponenter fra havn til felt er identifisert som en mulig løsning for å effektivisere utnyttelsen.

Vindturbinkomponentenes størrelse og vekt vil stille store krav til transportfartøyets stabilitet og utforming. For å kunne sammenligne ulike lastearrangement, og evaluere effekten av stabilitet på skipets design, er det utviklet en modell for å vurdere stabiliteten tidlig i designprosessen for et fartøy som skal frakte høy og tung dekkslast. Modellen baserer seg på fremgangsmåten til systembasert skipsdesign (SBSD). Den eksisterende metoden for systembasert skipsdesign benytter kun minimumskrav til metasenterhøyde (GM) som test på stabilitet. Dette kravet er kun ett av mange absolutte stabilitetskriterier som må være oppfylt for at et fartøy kan bli godkjent av myndighetene.

Som en del av modellen utviklet i oppgaven er det laget to tester for stabilitet. Én for de generelle stabilitetskriteriene og én for værkrimeriet. Testene er utformet ved å ta utgangspunkt i en skrogmodell fra et plattform supplyskip, som er tilpasset hoveddimensjonene for nødvendig lastekapasitet til et transportfartøy. Deretter er stabilitetsberegninger utført i et stabilitetsprogram for ulike sett hoveddimensjoner.

Den første testen for de generelle stabilitetskriteriene tar utgangspunkt i KG-grensekurver beregnet for ulike hoveddimensjoner. Fra KG-grensekurvene kan fartøyets stabilitet testes basert på beregnet deplasement og tyngdepunkt.

Den andre testen fokuserer på oppfyllelse av værkrimeriet. Testen tar utgangspunkt i GZ-kurvene og kontrollerer om fartøyet har tilstrekkelig rettende energi til å motstå kreftene påført fra vind og bølger, som definert i værkrimeriet. Basert på tyngdepunkt og deplasement kan fartøyets maksimale vindarealmoment før værkrimeriet ikke er oppfylt bestemmes. Aktuelle vindarealmoment fra ulike lastearrangement kan deretter kontrolleres mot grenseverdiene. Denne testen er utviklet som en del av denne oppgaven.

For å illustrere hvordan modellen kan benyttes i praksis er det tatt utgangspunkt i en case. I casen er det utformet seks ulike lastearrangement for frakt av komponentene til én, to eller tre vindturbiner. Ved benytte modellen ble lastearrangementene og

ulike hoveddimensjoner sammenlignet og effekten på stabiliteten vurdert.

Fra sammenligningene i casen ble det funnet at stabilitet og spesielt værkriteriet vil være den mest sannsynlige begrensende faktoren i designet av transportfartøy. For å tilfredsstille stabilitetskriteriene måtte bredden for fem av seks transportfartøy økes ut over nødvendig arealbehov til lastearrangementet.

Detaljerte stabilitetsberegninger ble utført for et av lastearrangementene i casen for å validere testene for stabilitet. Sammenligningen viste godt samsvar mellom beregnet stabilitet og resultatet fra testene utarbeidet i oppgaven.

Summary

The development of offshore wind power is growing strongly, and it is expected that the total installed power in the world will more than double from the current level by 2024. Technological development has resulted in increasingly efficient wind turbines by increasing the dimensions and performance per turbine. To install today's large wind turbines of 10 MW, specialized jack-up installation vessels with large crane capacity are required. The estimated increase in the number of wind turbines, and the low number of available vessels with sufficient capacity, is expected to increase today's already high day rates. The cost of installation vessels makes up a significant part of the installation costs of establishing new wind farms. In order to reduce costs, opportunities to improve the utilization of installation vessels were explored. Available data from wind farm installations show that installation vessels can spend up to 40 percent of their time on tasks other than the installation process itself. The approach of using dedicated transport vessels to transport wind turbine components from port to the wind farm has been identified as a possible solution to improve efficiency.

The size and weight of the wind turbine components will put great demands on the stability and design of the transport vessel. In order to be able to compare different loading arrangements, and to evaluate the effect of stability on the ship's design, a model has been developed to assess stability in the preliminary design process of a vessel carrying high and heavy deck cargo. The model is based on the System Based Ship Design (SBSD) method. The existing method for SBSBD uses only the minimum requirement for metacentric height (GM) to test for stability. This requirement is just one of many mandatory stability criteria that must be met by a vessel in order to be approved by the authorities.

As part of the model developed in the thesis, two stability tests have been made. One for the general stability criteria and one for the weather criterion. The tests are generated by using the lines from a platform supply vessel to make a hull model, which is fitted to the main dimensions required by a transport vessel. Based on the hull model stability calculations are performed on different sets of main dimensions using a stability program.

The first test for the general stability criteria is based on maximum allowable VCG curves calculated for different main dimensions. From the maximum allowable VCG curves, vessel stability can be tested based on the vessels' calculated displacement and center of gravity.

The second test focuses on meeting the severe wind and rolling criterion. The test is based on the GZ curves and checks the vessels' ability to withstand the combined effects of beam wind and rolling. Using the center of gravity and displacement, the vessels' maximum wind area moment, before the severe wind and rolling criterion is not met, can be determined. The calculated wind area moment from different loading arrangements can then be checked against the maximum limit values. This test is developed as part of this thesis.

A case study has been made to illustrate how the model can be used in real life. In the case study, six different loading arrangements are designed, transporting components corresponding to one, two or three wind turbines. Using the model, the load arrangements and varied main dimensions were compared and the effect on stability assessed.

From the comparisons in the case, it was found that stability and especially the severe wind and rolling criterion will be the most likely limiting factor in the design of transport vessels. In order to satisfy the stability criteria, the beam of five of the six transport vessels in the case study had to be increased beyond the required area requirements set by the loading arrangement.

Detailed stability calculations were performed for one of the load arrangements in the case study to validate the stability tests. The comparison showed a good correlation between calculated stability and the results generated by the tests prepared in the thesis.

Innholdsfortegnelse

Oppgavebeskrivelse	I
Forord	III
Sammendrag	IV
Figurliste, Tabelliste og Appendiks	IX
1 Introduksjon	1
2 Offshore vindkraftindustri	3
2.1 Installasjon av bunnfaste offshore vindturbiner	4
2.2 Tidsbruk ved installasjon av offshore vindturbiner	7
2.3 Mulige løsninger for å effektivisere utnyttelsen av installasjonsfartøy .	9
2.3.1 Løfteoperasjon fra transportfartøy til installasjonsfartøy	11
3 Skipsdesign	14
3.1 Designprosessen	14
3.2 Designstrategier	15
3.2.1 Systembasert skipsdesign	17
4 Stabilitet	20
4.1 Initialstabilitet	20
4.1.1 Stabilitet ved store krengevinkler	23
4.1.2 GZ-kurven	23
4.2 Dynamisk stabilitet	24
4.3 Intaktstabilitet	25
4.3.1 Stabilitetskriteriene	25
4.3.2 Maksimalt tyngdepunkt - KG-grensekurve	26
4.3.3 Værkriteriet	28
4.4 Akselerasjoner på last	30
4.5 Skadestabilitet	31
4.6 Ulike parametere og hoveddimensjoners påvirkning på stabiliteten . .	31
4.6.1 Bredder og lengde	32
4.6.2 Fribord	33
4.6.3 Tyngdepunkt	34
5 Modell for evaluering av ulike lastearrangement med høy og tung dekkslast	35
5.1 Oppdragspesifikke forhold	36
5.2 Funksjonskrav	36
5.3 Plassering av last	37
5.4 Form - Etablering av hoveddimensjoner	37
5.5 Test av stabilitet	38
5.5.1 KG-grensekurver	38
5.5.2 Maksimalt vindarealmoment	39
5.6 Beregning	42
5.7 Evaluering av design	42

6	Fremgangsmåte for beregninger i modell og case	43
6.1	Plassering av last	43
6.2	Stabilitetsprogram	44
6.2.1	Skrogmodell	44
6.2.2	Lettskipsvekt og tyngdepunkt	46
6.2.3	Datagrunnlag	46
6.2.4	Validering av beregninger i modell	47
6.3	Test av stabilitet	47
6.3.1	Maksimalt tyngdepunkt, KG-grensekurver	47
6.3.2	Parametriserte KG-grenserverdier	49
6.3.3	Værkriteriet	50
7	Case	57
7.1	Rammebetingelser	57
7.1.1	Vindturbinkomponenter	57
7.1.2	Leveransekjede og flåtestørrelse	58
7.2	Sammenligning av ulike design	59
7.2.1	Plassering av komponenter	59
7.2.2	Dekksareal	63
7.2.3	Tyngdepunkt	64
7.2.4	Vindarealmoment	65
7.2.5	Evaluering av design	67
7.3	Validering av stabilitetstestene	70
8	Diskusjon av modell	73
8.1	Gevinster	73
8.2	Utfordringer	74
9	Konklusjon	76
	References	78
	Appendiks	80

Figurliste

1	Oversikt over komponentene til en bunnfast vindturbin	5
2	Oppjekkbar installasjonfartøy	6
3	Kumulativ fordeling av tidsbruk ved installasjon av individuelle off-shore vindturbiner på ulike felt.	8
4	Posisjonsdata for Brave Tern ved installasjon av Horns Rev 3.	9
5	Eksempel på hvordan ett transportfartøy kan utformes.	11
6	Oversikt over prosjekteringsprosessen	15
7	Designsprossen fra behov via funksjon til form	16
8	Prosjekteringsspiralen for skip	17
9	Oversikt over de viktigste systemene til et transportfartøy, delt opp i lastesystem og fartøyspesifikke systemer	18
10	Systembasert skipsdesign (Levander, 2009)	18
11	Eksempel på parametrisering av lengde/bredde-forhold for plattform supplyskip bygget mellom 2000 og 2011	19
12	Oversikt over noen designvariabler som påvirker skipets stabilitet	20
13	Tverrskips initialstabilitet for små krengevinkler	21
14	GZ-kurve påført et krengende moment	24
15	GZ-kurve med stabilitetskriterier markert i rødt	26
16	Eksempel på en KG-grensekurve vist for fire trimverdier	27
17	Eksempel på data fra en KG-grensekurve generert i Autohydro.	28
18	Værkriteriet (IMO, 2008)	29
19	Eksempel på hvordan endring av en parameter påvirker GZ-kurven	32
20	Flytskjema for hvordan modellen passer inn i SBSB prosessen	35
21	KG-grensekurver for syv fartøy med bredde mellom 22 og 34 meter.	39
22	Maksimalt tyngdepunkt for dekkslast for syv fartøy med bredde mellom 22 og 34 meter.	39
23	Maksimalt vindarealmoment (A^*Z) for fartøy: bredde: 26 m, lengde: 100 m, Dr: 6 m	41
24	Maksimalt vindarealmoment (A^*Z) for fartøy: bredde: 30 m, lengde: 100 m, Dr: 6 m	41
25	Modell laget i Siemens NX for plassering av last.	43
26	Spanteriss til den generiske skrogmodellen	44
27	Data fra Autohydro, KG-grense for skrogmodell med fartøy 30 meter.	48
28	Forsøk på parametrisering av KG-grensekurver for fartøy med ulike bredde og dybde i riss. Dyppgang variert mellom 2 og 4 meter.	50
29	Beregning av maksimalt vindarealmoment ut fra værkriteriet.	52
30	Fem GZ-kurver med kumulativt areal for et fartøy med bredde 30 meter.	54
31	Presentasjon av lastearrangement nummer 1 til 6	62
32	Beregning av nødvendig dekkareal, tyngdepunkt og vindarealmoment for konfigurasjonen i lastearrangement 5.	63
33	Maksimal KG for fartøy bredde mellom 22 og 34 meter med lastearrangement 1 til 6 plottet inn. Farge på case tilsvarer fartøybredde.	64
34	Maksimalt vindarealmoment for fartøy bredde 26 og 30 meter med lastearrangement 2 til 6 plottet inn.	66
35	Modell for lastearrangement 6 i Modelmaker.	67

36	Beregning av værkriteriet for lastearrangement 6 i Autohydro. Bredde 30 og 34 meter.	67
37	Maksimal KG ved variasjon av dybde i riss.	70
38	Lastearrangement 5 modellert i Autohydro	71
39	Validering av modell i Autohydro ved å analysere lastearrangement 5 opp mot stabilitetskriteriene	72

Tabelliste

1	Typiske størrelser på bunnfaste vindturbiner etter effekt i megawatt . . .	4
2	Eksempel på fartøyspesifikke kapasiteter for et oppjekkbar installasjonsfartøy	5
3	Tidsbruk fordelt på operasjoner for Brave Tern ved installasjon av Horns Rev 3.	9
4	Skaleringsfaktorer for bredde basert på skrogmodellen med bredde på 26 meter og dybde i riss 6 meter.	46
5	Rullevinkel φ_1 for fire ulike tyngdepunkt	55
6	Beregninger for l_{w2} (steg 2 til 4) for fartøy med bredde 30 meter . . .	55
7	Beregninger for A*Z (steg 5) for fartøy med bredde 30 meter	56
8	Overordnede rammebetingelser.	57
9	Størrelse på vindturbinkomponenter	58
10	Mulige måter å plassere komponentene til én vindturbin	60
11	Oppsummering av beregninger av deksareal fra lastearrangement nummer 1 til 6	63
12	Oppsummering av beregninger av tyngdepunkt fra lastearrangement nummer 1 til 6	64
13	Oppsummering av beregninger av vindarealmoment fra lastearrangement nummer 1 til 6	65
14	Oppsummering av resultatene fra sammenligning av lastearrangement nummer 1 til 6	68

Appendiksliste

Appendiks A - Værkriteriet (IMO, 2008)	80
Appendiks B: Kode benyttet i Autohydro	82
Appendiks C: Data fra 5 GZ-kurver benyttet til å beregne maksimalt vindarealmoment for fartøy bredde 30 og 26 meter.	83
Appendiks D: Utregning av areal, tyngdepunkt og vindarealmoment for casene.	85
Appendiks E: Data fra Autohydro, KG-maks kurver for syv ulike bredder	86
Appendiks F: Kode benyttet i Modellmaker	88
Appendiks G: Informasjon om programvare benyttet	89

1 Introduksjon

Etterspørselen etter ren energi vil stå høyt på agenden i årene som kommer. Offshore vindkraft vil bli en stadig viktigere bidragsyter, og trender viser at nye felt som utvikles plasseres lenger fra land og med stadig økende størrelse på vindturbinene.

I markedet finnes kun et begrenset antall installasjonsfartøy med kapasitet til å installere de største vindturbinene. Dagraten for disse fartøyene er høy, og effektiv utnyttelse av kapasiteten er viktig for å holde kostnadene ved etablering av nye felt nede. Bruk av transportfartøy for leveranse av vindturbinkomponenter til felt er ansett som en mulig løsning for å effektivisere installasjonsprosessen, og vil bli nærmere omtalt og vurdert i oppgaven.

Vindturbinkomponentenes størrelse og utforming vil stille store krav til transportfartøyets stabilitet. En modell som muliggjør tidlig evaluering av transportfartøyets design ut fra aktuelle stabilitetskrav vil kunne effektivisere designprosessen.

Opgaven er delt inn i seks hoveddeler, der den overordnede målsettingen er å videreutvikle eksisterende designmetoder som benyttes tidlig i designprosessen. Oppgaven er fokusert på design av transportfartøy hvor varierende dekkslast gir utfordringer med å oppfylle stabilitetskravene.

I den første delen (kapittel 2) presenteres havvindindustrien for å introdusere installasjonsprosessen av bunnfastevindturbiner, og hvilke utfordringer som er knyttet til installasjonsfartøyene som benyttes i prosessen. Basert på noen av disse utfordringene beskrives motivasjonen for hvorfor det vil kunne være behov for å bruke, og dermed designe transportfartøy. Videre er både utfordringer og potensielle besparelser ved bruk av transportfartøy i installasjonsprosessen beskrevet i denne delen.

I den andre delen av oppgaven (kapittel 3) presenteres overordnet skipsdesignteori, designfasene og ulike designstrategier som kan benyttes tidlig i designprosessen, med hovedfokus på systembasert skipsdesign.

Siden det er forventet at vindturbinkomponentenes størrelse og utforming vil stille store krav til transportfartøyets stabilitet, introduseres grunnleggende stabilitetsteori i oppgavens tredje del (kapittel 4). Først forklares begrepene initialstabilitet, stabilitet ved store krengevinkler og dynamisk stabilitet. Deretter beskrives relevant regelverk og stabilitetskrav, og til slutt forklares det hvordan endringer i skipets hoveddimensjoner påvirker stabiliteten.

I oppgavens fjerde del (kapittel 5 og 6) beskrives og forklares en modell utviklet for evaluering av stabilitet for fartøy med høy og tung dekkslast tidlig i designprosessen. Modellen baserer seg på fremgangsmåten til systembasert skipsdesign. Som en del av modellen er det utviklet to stabilitetstester. Én for de generelle stabilitetskriteriene og én for værkrateriet.

For å illustrere hvordan modellen kan benyttes i praksis, presenteres en case i

oppgavens femte del (kapittel 7). Casen viser hvordan modellen kan bidra til å støtte skipsdesigneren i den innledende designprosessen av et transportfartøy for offshore vindturbinkomponenter. I casen presenteres seks ulike lastearrangement for frakt av komponentene til én, to eller tre vindturbiner. Ved å benytte modellen og stabilitetstestene utviklet i oppgaven, sammenlignes de ulike lastearrangementenes påvirkning på transportfartøyets stabilitet og hoveddimensjoner.

Som en oppsummering diskuteres til slutt (kapittel 8) de viktigste potensielle gevinster og utfordringer ved modellen og stabilitetstestene utviklet i oppgaven.

2 Offshore vindkraftindustri

Etterspørselen etter ren energi vil stå høyt på verdensagendaen i årene som kommer. FNs syvende bærekraftsmål er å sikre ren energi for alle, og innen 2030 øke andelen fornybar energi betydelig (FN, n.d.). For mange land har vindkraft de senere årene blitt en stadig viktigere bidragsyter i energiproduksjonen. Tidligere har majoriteten av installert vindkraft vært plassert på land, men ettersom landareal er begrenset og vindturbiner kan oppleves som en belastning for lokalbefolkningen, har det vært et politisk mål å øke andelen vindturbiner som er plassert offshore. De åpenbare fordelene med offshore plassering er tilgangen til store ubenyttede områder, færre interessekonflikter, og bedre og mer stabile vindforhold. På grunn av høye kostnader ved installasjon og vedlikehold var ikke offshore vindkraft økonomisk lønnsomt da de første offshore vindturbinene ble installert utenfor kysten av Danmark i 1991. Siden da har EU og enkelte lands regjeringer bidratt med insentiver og subsidier til havvindindustrien for å stimulere vekst. Som et resultat av teknologiutvikling og økt produksjon er nå kostnadene kommet ned på et nivå som gjør nye prosjekter økonomisk konkurransedyktige (EU, n.d.).

Med ny teknologi og avansert materialbruk har effekten levert fra hver enkelt turbin nesten doblet seg på ti år. De største turbinene leverer nå 10 MW og effekten er forventet å øke til 12 MW innen 2022. For lønnsomheten til prosjektene er større vindturbiner en fordel, da det vil kunne produseres mer energi på samme areal og med større utnyttelse av infrastrukturen som må etableres (DNVGL, n.d.-b). Som resultat av dette ser vi at den økte lønnsomheten i prosjektene gjenspeiles i markedet. Ved slutten av 2019 var det på verdensbasis installert offshore vindturbiner med en samlet effekt på rundt 30 GW, og av dette er 75 prosent installert i Europa. Innen 2024 forventes samlet effekt å øke opp til 84 GW, med spesielt tydelig økning i det asiatiske markedet (BVGAssociates, 2019).

Frem til nå har majoriteten av offshore vindturbiner blitt installert på grunt vann med dybder normalt under 50 meter. Turbinene står på et fundament som er festet direkte i bunn, og kalles bunnfaste turbiner. Det vanligste design på fundamentene er monopeler, det vil si tykke stålrør som bores ned i havbunnen. Men det finnes også løsninger med jacketer og gravitasjonsfundamenter (BVGAssociates, 2019).

For å utnytte potensialet for vindkraft som ligger i havområder med større dybde og ofte enda bedre vindressurser, har det de siste ti årene vært utført pilotstudier på flytende vindturbiner. Den første pilotparken med fem flytende vindturbiner, Hywind Scotland, kom i drift i 2017. Selv om det estimeres at 80 prosent av verdens potensiale for havvind ligger i områder der flytende vindturbiner må benyttes, er det per dags dato ingen kommersielle prosjekter som er fullført (Equinor, n.d.). Som med bunnfaste vindturbiner er kostnadene ved introduksjon av ny teknologi høye. Blant annet påføres drivverket i nacellene større belastninger som følge av bevegelsene som vil oppstå i vind og bølger ved flytende installasjoner.

Selv om potensialet for flytende vindkraft er stort, vil resten av denne oppgaven fokusere på bunnfaste installasjoner. Fokuset i oppgaven er stabilitet på et transportfartøy for vindturbinkomponenter. Et slikt fartøy vil også kunne frakte komponenter

til flytende vindkraftinstallasjoner, men siden installasjonsprosessen for bunnfast og flytende vindkraft er ulik, vil det være mest oversiktlig å gjøre vurderinger og sammenligninger kun for ett av systemene. Flytende vindturbiner har så langt blitt ferdig montert ved land, og så slept ut til felt der de blir forankret til bunnen. Kravene til installasjonsfartøy for flytende vind er derfor andre enn for bunnfaste vindturbiner, som blir beskrevet i mer detalj under.

2.1 Installasjon av bunnfaste offshore vindturbiner

Utbyggingen av offshore vindkraft foregår ved at mange vindturbiner plasseres sammen i et felt. Årsaken til dette er at det for hvert felt vil være initielle kostnader til prosjektering og infrastruktur som vil løpe fra første vindturbin. De totale kostnadene øker selvfølgelig med antallet turbiner, men lønnsomheten til prosjektet øker når de initielle kostnadene kan fordeles på flere vindturbiner i et felt. Størrelsen på feltene varierer fra et titalls til rundt to hundre vindturbiner plassert sammen med en innbyrdes avstand på mindre enn en kilometer. (BVGAssociates, 2019).

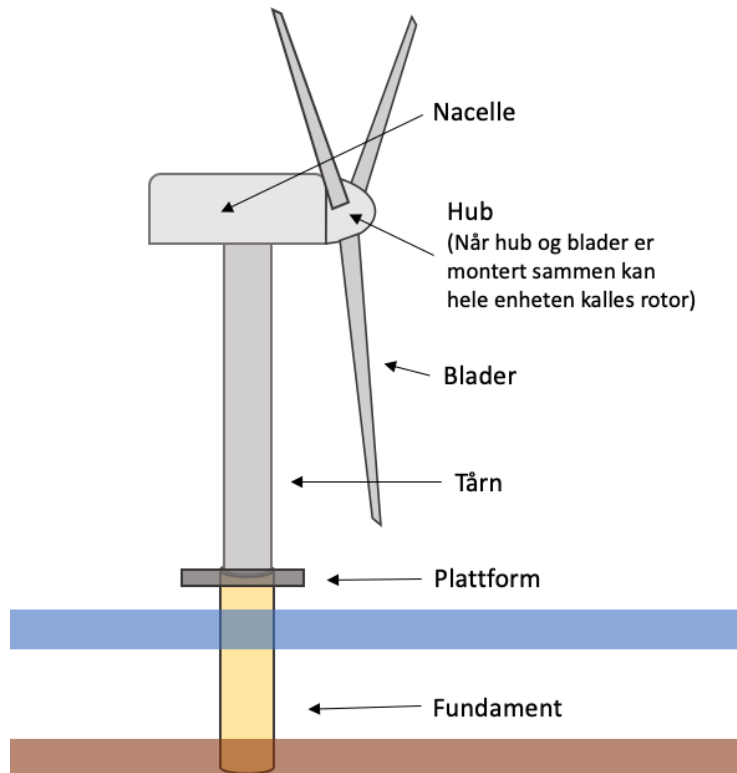
Den største kostnadsdriveren i infrastruktur er strømkabler, transformatorer og annet nødvendig utstyr for å transportere produsert energi til land. I tillegg kommer prosjektering av feltet, samt søknadsprosessen og godkjenninger.

Installasjon av kabler og transformatorer krever også egne spesialfartøy, men siden installasjonsprosessen for infrastruktur og turbinene er stegvis og relativt uavhengig, vil det i resten av oppgaven antas at all nødvendig initiell infrastruktur er installert før selve vindturbinen skal installeres. Nødvendig infrastruktur vil derfor ikke omtales videre.

Effekt	Nacellens vekt	Tårnets høyde
<4 [MW]	100 [tonn]	90 [m]
5 - 6 [MW]	250 [tonn]	100 [m]
7 - 8 [MW]	400 [tonn]	105 [m]
>9 [MW]	600 [tonn]	120 [m]

Tabell 1: Typiske størrelser på bunnfaste vindturbiner etter effekt i megawatt (DNVGL, n.d)

En bunnfast vindturbin består typisk av seks hovedkomponenter, som vist i figur 1. Prosessen for å installere de seks komponentene kan overordnet deles opp i to faser. Først installeres fundamentet fast i havbunnen slik at toppen av fundamentet når over havoverflaten. Fundamentet er tilpasset dybden der turbinen skal stå. Rundt toppen av fundamentet festes en enkel plattform slik at arbeiderne er sikret et best mulig arbeidsmiljø. I andre fase installeres de resterende komponentene som danner selve vindturbinen på fundamentet.



Figur 1: Oversikt over komponentene til en bunnfast vindturbin

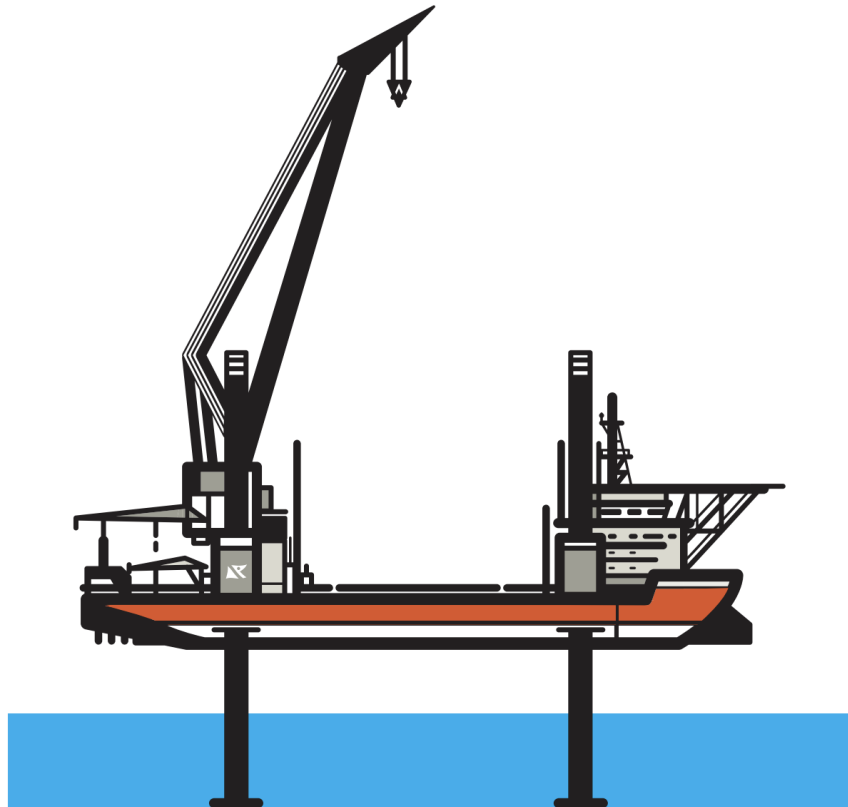
Oppjekkbar installasjonsfartøy

Lengde	132	[m]
Bredde	46	[m]
Dybde riss	9	[m]
Nyttelast	8000	[tonn]
Dekksareal	3600	[m ²]
Krankapasitet	1250	[tonn]
Løftehøyde	155	[m]
Oppjekkbar høyde	60	[m]
Hastighet i transitt	10	[kn]
Bunkersforbruk transitt	2,1	[tonn/time]
Bunkersforbruk løfteoperasjoner	0,3	[tonn/time]
Maksimal bølgehøyde	3,5	[m]

Tabell 2: Eksempel på fartøyspesifikke kapasiteter for et oppjekkbar installasjonsfartøy (Fred.OlsenWindcarrier, n.d)

Løfteoperasjonene nødvendige i den andre fasen stiller krav til både stor krankapasitet og høy presisjon. Dette gjelder spesielt installasjonen av nacelle og blader der den store høyden forsterker alle bevegelser i fartøyet, og marginene er små. Installasjon av offshore vindturbiner gjennomføres derfor som oftest av et spesialbygget oppjekkbar installasjonsfartøy som vist i figur 2.

Under følger en mer detaljer beskrivelse av de seks hovedoperasjonene installasjonsfartøyet gjennomfører for å installere vindturbinen i fase to. I denne beskrivelsen er det forutsatt at fundamentene allerede er ferdig installert i første fase.



Figur 2: Oppjekkbar installasjonfartøy (Fred.OlsenWindcarrier, n.d)

Ved installasjon av fundamenter følges i prinsippet samme rekkefølge, men fremgangsmåten for løfteoperasjonene er annerledes. Kravet til presisjon og løftehøyde er lavere ved installasjon av fundamentene. Det kan derfor benyttes mindre løftefartøy, selv om det ofte er det samme installasjonsfartøyet som installerer både fundamentene og vindturbinene (Thomsen, 2014).

Hovedoperasjoner for installasjon av vindturbiner (Thomsen, 2014):

1. En installasjonprosess starter med at vindturbinkomponentene blir løftet om bord på installasjonsfartøyet i en nærliggende havn der komponentene er mellomlagret. På dekk blir komponentene boltet fast i spesialtilpassede innfestinger som er klargjort ved mobilisering av installasjonsfartøyet.
2. Fartøyet seiler deretter fra havn til feltet der turbinene skal installeres. Denne seilasen kalles også transitt.
3. Fremme på felt posisjonerer fartøyet seg inntil fundamentet og løfter skroget ut av vann ved hjelp av legger som jekkes ned i havbunnen. Fartøyet fungerer nå som en stødig plattform der skroget er upåvirket av normale bølgeførhold. Den stødige plattformen er nødvendig for å kunne utføre de krevende løfteoperasjonene som skal til for å installere tårn, nacelle med hub og blader med tilstrekkelig presisjon.
4. Komponentene løftes som regel hver for seg på de største vindturbinene grunnet vekt og størrelse. Dette medfører normalt minimum fem løfteoperasjoner

i rekkefølgen tårn, nacelle med hub og til slutt de tre bladene. Men det kan også være andre løsninger der blader og hub på forhånd er montert sammen til en rotor, og monteres i ett, eller at tårnet er delt i to deler hvis det er høyt.

5. Når vindturbinen er ferdig montert jekker fartøyet seg ned i sjøen og seiler til neste fundament. Operasjonen gjentas fra punkt tre frem til alle vindturbinene om bord er installert. Installasjonfartøyet har, avhengig av størrelsen, kapasitet på dekk til å frakte komponenter for installasjon av tre til åtte vindturbiner.
6. Når alle komponentene om bord er installert må fartøyet returnere til havn for å hente nye komponenter, før prosessen kan gjentas fra start.

Teknologiutvikling har gjort det mulig å øke effekten til vindturbinene med gjennomsnittlig en halv megawatt årlig siden 2009. I dag er de største turbinene på 10 MW, og maksimal effekt på nye turbiner er forventet å øke opp mot 12 MW innen 2022 (DNVGL, n.d.-a). Høyere effekt har medført økt vekt på nacellene og økt høyde på tårnene, som vist i tabell 1. For mange av installasjonfartøyene blir etterhvert den økende størrelsen en utfordring. Kun et fåtall av de om lag 50 installasjonfartøyene i verden har tilstrekkelig krankapasitet til å håndtere løft av komponentene til en 12 MW vindturbin (DNVGL, n.d.-b). Fartøyspesifikasjonene i tabell 2 viser kapasitetene til et av fartøyene som kan håndtere de største komponentene. Det er store spesialtilpassede fartøy som benyttes, og det forventes at fremtidige nybygg designes med enda større kapasiteter.

Den estimerte økningen i antall store vindturbiner som skal installeres de neste årene, og begrensingene i antall installasjonsfartøy med tilstrekkelig kapasitet, vil sannsynligvis drive dagratene for installasjonsfartøy videre oppover. Dagraten for et installasjonfartøy med tilstrekkelig kapasitet for store vindturbiner ligger i dag på mellom 150 000 og 250 000 USD (Lacal-Arantequi, Jose, & Dominguez, 2018). Dette utgjør en betydelig del av installasjonskostnadene ved etablering av nye felt (BVG Associates, 2019). Ved å optimalisere installasjonsprosessen, og spesielt utnyttelsen av installasjonsfartøyene, vil det være mulig å redusere kostnadene og dermed øke lønnsomheten i nye prosjekter.

2.2 Tidsbruk ved installasjon av offshore vindturbiner

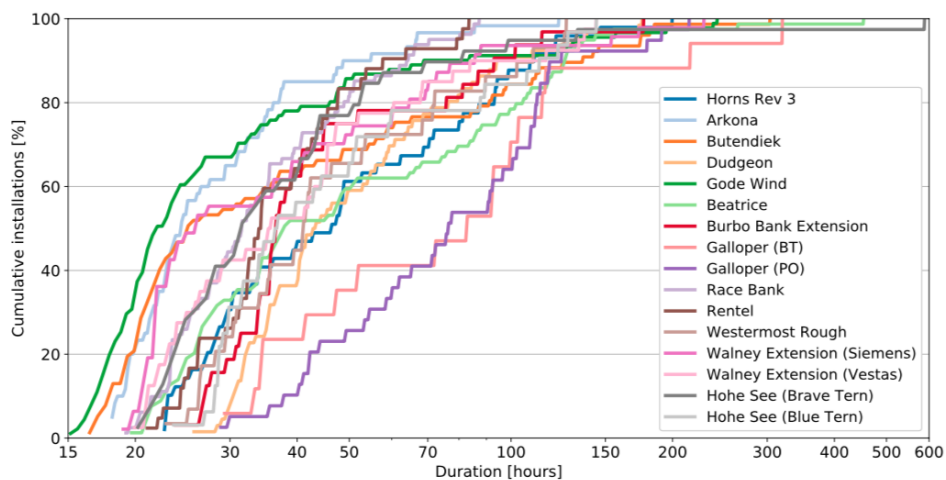
For å kunne si noe om hvor effektivt installasjonsfartøyene er utnyttet, må tidsbruken ved installasjon av offshore vindturbiner evalueres. Som ved de fleste operasjoner offshore er det mange faktorer som påvirker tiden det tar å gjennomføre en operasjon. For ulike prosjekter bidrar operasjonens omfang og kompleksitet, samt feltets plassering i forhold til land, til varierende tidsbruk. Internt i ett prosjekt varierer også tidsbruken benyttet på de ulike vindturbinene. Siden installasjonene er en relativt repeterende oppgave vil mannskapet kunne bli mer effektive utover i prosjektet. Mer variable faktorer som senker effektiviteten kan være potensielle forsinkelser i leveransekjeden, uforutsette hendelser som dårlige bunnforhold, og spesielt ukontrollerbare naturfaktorer som bølger og vind. Offshore vindturbiner plasseres, ikke unaturlig, i vindutsatte områder. Installasjonfartøyet er avhengig

av værvinduer med vindstyrke mindre enn 10 sekundmeter for å kunne gjennomføre løfteoperasjonene av nacelle og blader. Dårlig vær er derfor den faktoren som fører til mest forsinkelse (Thomsen, 2014).

Siden det er mange ulike faktorer som påvirker tidsbruk, er det gjennomført studier av tidligere prosjekter for å få et innblikk i gjennomsnittlig forventet tidsbruk i de ulike installasjonsoperasjonene.

En studie har samlet overordnet informasjon om tidsbruk fra 86 ulike prosjekter. Studien kunne ut fra data om effekt, antall vindturbiner og prosjektets varighet, beregne gjennomsnittlig tid per turbin, samt tid per installert megawatt effekt. Gjennomsnittlig installasjonstid per turbin har økt med rundt en halv dag de siste ti årene og er nå 3,4 dager, mens tid per megawatt er redusert fra halvannen dag til en halv dag. Dette har nok sterk sammenheng med den økte størrelsen på vindturbinene, der større turbiner er mer kompliserte å installere, men bidrar med vesentlig mer installert effekt per turbin. (Lacal-Arantegui et al., 2018)

Ved bruk av AIS-data fra oppjekkable installasjonsfartøy har en annen studie kunnet analysere hele installasjonsprosessen i detalj (Tranberg, Kartmann, & Stege, 2019). I perioden fra 2014 til 2019 er seks ulike installasjonsfartøy sporet under installasjonen av tretten forskjellige felt. Figur 3 viser den kumulative fordeling av tidsbruk ved installasjon av individuelle turbiner på ulike felt. Den horisontale aksene på grafen er tid fra installasjonsfartøyet jekker opp ved fundamentet, til vindturbinen er ferdig installert og fartøyet seiler videre til neste fundament. Den vertikale aksene er den kumulative andelen av vindturbinene som er installert på et spesifikt felt. Fra grafen kan man se at det er betydelig forskjell i tidsbruk mellom de 20 prosent raskeste og 20 prosent tregeste installasjonene på samme felt. Den gjennomsnittlige installasjonstiden av selve vindturbinen er på rundt 50 timer. Men som vist i grafen er det stor variasjon både internt i ett prosjektet og mellom de ulike prosjektene, som følge av de ulike faktorene diskutert over.



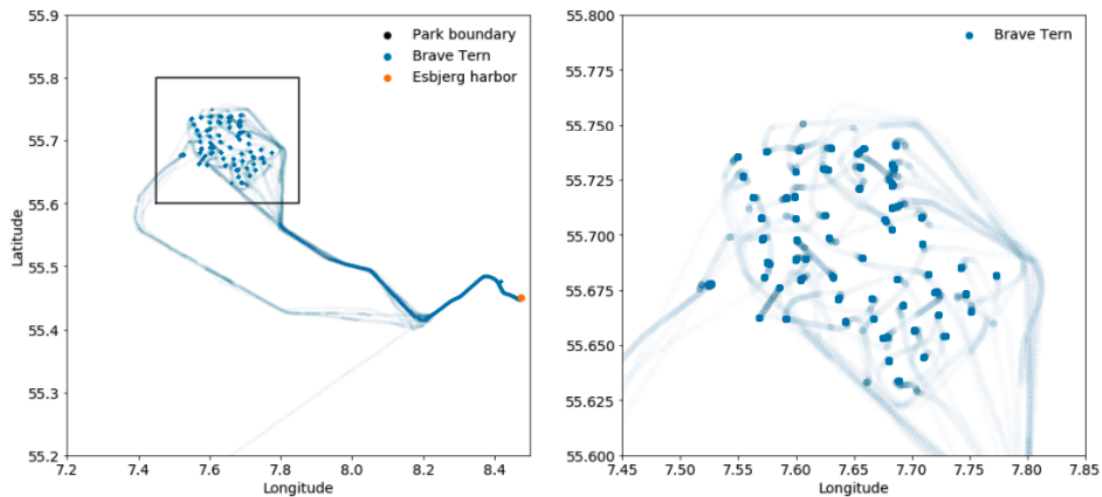
Figur 3: Kumulativ fordeling av tidsbruk ved installasjon av individuelle offshore vindturbiner på ulike felt (Tranberg, Kartmann, and Stege 2019).

Ved å kun se på ett spesifikt felt, kan tidsbruken videre brytes ned i de seks ulike operasjonene beskrevet i avsnitt 2.1. I figur 4 er AIS data fra installasjonsfartøyet Brave Tern benyttet for å analysere tidsbruk under installasjonen av 49 vindturbiner på feltet Horns Rev 3 utenfor Esbjerg. I løpet av de omtrent 200 dagene det tok å gjennomføre prosjektet seilte fartøyet 21 ganger fra feltet til havn i Esbjerg for å hente nye vindturbiner. Avstanden fra havn til felt tilsvarte en rundtur på 75 nautiske mil (Tranberg et al., 2019).

	Transitt	Installasjon	I havn	Totalt
Tid [timer]	379,5	2821	1732	4932,5
Andel [%]	7,7	57,2	35,1	100

Tabell 3: Tidsbruk fordelt på operasjoner for Brave Tern ved installasjon av Horns Rev 3. (Tranberg, Kartmann and Stege, 2019)

Oppsummert i tabell 3 er fordelingen av tid benyttet til installasjon, tid benyttet i havn og tid i transitt frem og tilbake til havn. For dette prosjektet kan man se at det oppjekkbara installasjonsfartøyet kun utførte de krevende løfteoperasjonene det er spesialtilpasset til i underkant av 60 prosent av tiden. Det er sannsynlig at det er mulig å effektivisere utnyttelsen av installasjonsfartøyet ved å finne alternative løsninger som medfører at installasjonsfartøyet kan benytte størst mulig andel av tilgjengelige værvinduer til løfteoperasjoner.



Figur 4: Posisjonsdata for Brave Tern oppjekkbar installasjonsfartøy ved installasjon av Horns Rev 3. fra juli 2018 til januar 2019. (Tranberg, Kartmann and Stege, 2019)

2.3 Mulige løsninger for å effektivisere utnyttelsen av installasjonsfartøy

En mulig løsning som er aktuell for å effektivisere utnyttelsen av installasjonsfartøyet, er å benytte transportfartøy til å frakte vindturbinkomponentene fra havn til felt. Som beskrevet i eksempelet over ble installasjonsfartøyet kun benyttet til

løfteoperasjoner på felt mindre enn 60 prosent av tiden. Det vil nok ikke være mulig å oppnå 100 prosent utnyttelse av installasjonsfartøyet på grunn av ukontrollerbare forhold som for eksempel dårlig vær eller forsinkelser i leveransekjeden, men selv små forbedringer vil kunne utgjøre betydelige besparelser med en dagrate på 150 000 - 250 000 USD (Lacal-Arantegui et al., 2018). For prosjektet vist i tabell 3, med varighet på 200 dager, ville en økt effektivitet på 10 prosent kunne utgjøre en kostnadsbesparelse for bruk av installasjonsfartøyet på rundt 4 millioner dollar.

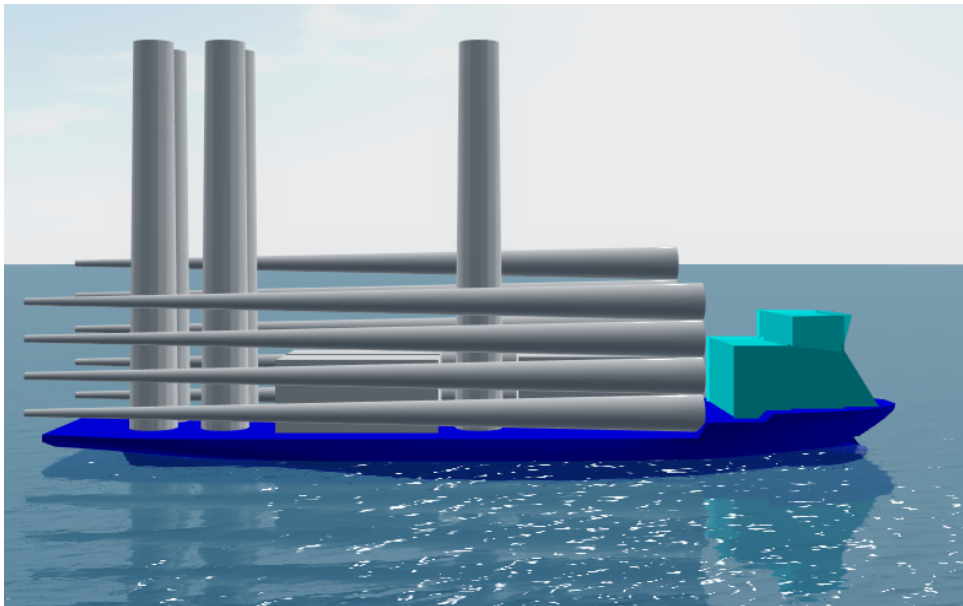
Konseptet med å benytte transportfartøy innebærer at et dedikert fartøy skal frakte vindturbinkomponentene fra havn til felt, slik at installasjonsfartøyet slipper å seile tur retur havn for å hente nye vindturbinkomponenter. Transportfartøyet utfører dermed hovedoperasjon nummer 1, 2 og 6 beskrevet i avsnitt 2.1, og fristiller installasjonsfartøyet til kun å utføre løfteoperasjonene det er spesialisert til.

Et eksempel på hvordan et transportfartøy kan utformes er vist i figur 5. Designet henter mye inspirasjon fra et plattform supplyskip, men med fokus på stor dekkskapasitet og god stabilitet. Om nåværende plattform supplyskip vil kunne benyttes som transportskip vil diskuteres nærmere i casen i kapittel 7, men det er spesielt utfordringer som kan være til hinder. For det første har plattform supplyskip relativt slanke skrog for å få gode sjøegenskaper, der stabiliteten vil kunne bli en utfordring med høy og tung dekkslast. For det andre har supplyskipene spesialtanker under dekk, og andre systemer som bidrar til økte kostnader, men som ikke vil bidra til økt nytte som transportfartøy.

For at bruk av transportfartøy skal være lønnsom, må kostnadsbesparelsene på installasjonsfartøyet være større enn utgiftene til transportfartøyet. Siden det ikke finnes spesifikke kostnadsdata for et transportfartøy for offshore vindturbiner, er det naturlig å benytte data fra plattform supplyskip som sammenligning. Spottprisen på ett plattform supplyskip med 1000m² dekkareal varierer mellom 4000 og 17 000 USD (Seabrokers, n.d.) (ClarksonsPlatou, n.d.). Siden spottprisen er svært avhengig av markedsituasjonen er dette en upresis tilnærming, men gir det gir en indikasjon på kostnadsbildet for fartøy som tilsvarer et transportfartøy i design og størrelse. Ved å anta en dagrate på 12 000 USD for et transportfartøy, vil utgiften bli 2,5 millioner USD for samme periode på 200 dager som eksempelet for installasjonsfartøyet vist i tabell 3. Kun basert på disse veldig overordnede antagelsene vil transportfartøyet gi en netto besparelse på 1,5 millioner USD, hvis fartøyet kan bidra til å effektivisere utnyttelsen av installasjonsfartøyet med 10 prosent. Og hele 5,5 millioner USD om utnyttelsen effektiviseres med 20 prosent.

I forhold til værvinduer vil bruk av transportfartøy kunne bidra både positivt og negativt. Negativt fordi de løpende kostnadene nå inkluderer dagrater for flere fartøy. Dette vil bidra til å øke totalkostnadene hvis prosjektet blir forsinket på grunn av lange perioder med dårlig vær. Positivt fordi installasjonsfartøyet vil kunne bli mer effektivt, og dermed vil kunne installere flere vindturbiner i samme periode. Sett over en litt lenger tidshorisont vil reduksjonen i kostnader kunne bli betydelig hvis den økte effektiviteten tilsier at prosjektet kan fullføres i løpet av sommersesongen med gode værforhold, slik at installasjonsfartøyet ikke blir liggende i lange perioder på grunn av høststormer.

De forskjellige interessentene i et prosjekt vil ha ulik motivasjon for å effektivisere utnyttelsen av installasjonsfartøyet. For prosjekteier som bygger ut et felt vil en raskere utbygging bidra til besparelser i dagrater for installasjonsfartøyet, men også andre besparelser i prosjektorganisasjonen hvis prosjektet kan avsluttes på kortere tid. Eier av installasjonsfartøyet ønsker å maksimere antall dager skipet opererer, og vil derfor ikke ha en direkte motivasjon for å effektivisere driften hvis det betyr at fartøyet må ligge uvirksomt i havn. Men ettersom etterspørselen etter installasjonsfartøy er forventet å øke de neste årene (DNVGL, n.d.-a), og siden mer effektive installasjonsfartøy er kostnadsbesparende for prosjekteier, vil det sannsynligvis være mulig å øke dagsatene for de mest effektive fartøyene. Fartøyeier vil dermed kunne øke inntjeningen per prosjekt, samtidig som kortere prosjekter åpner for at fartøyet kan ta flere jobber.



Figur 5: Eksempel på hvordan ett transportfartøy kan utformes.

2.3.1 Løfteoperasjon fra transportfartøy til installasjonsfartøy

En av de største utfordringene ved bruk av transportfartøy for å frakte vindturbinkomponenter til installasjonsfartøyet er løfteoperasjonene på felt. Når installasjonsfartøyet selv frakter vindturbinkomponentene til felt utføres alle løfteoperasjoner jekket opp. Løft fra havn til dekk, og fra dekk til installasjon gjennomføres derfor mellom to faste plattformer, uten relative bevegelser seg i mellom.

Det er antatt at transportfartøyet vil benytte dynamisk posisjonering (DP) på felt for å posisjonere skipet i ro inntil installasjonsfartøyet. Utfordringen er at DP hovedsaklig kun kan styre fartøyets bevegelser i horisontalplanet. Ved bølger vil derfor transportfartøyet fortsatt bevege seg fritt i rulle-, stamp- og hiv-bevegelsene. Når installasjonsfartøyet er jekket opp vil de relative bevegelsene mellom det flytende transportfartøyet og den faste plattformen gjøre løfteoperasjonen utfordrerne, samt kunne medføre en reell fare for skade på komponenter, mannskap og skip.

De største identifiserte utfordringene som er listet under (Haselsteiner & et.al., 2018):

- For høy last vil selv små rullebevegelser i skipet føre til store utslag på toppen av lasten. For et 60 meter høyt tårn vil en rullevinkel på tre grader føre til et utslag på tre meter i toppen. Innfesting av løftekroken i toppen av tårnet kan derfor bli en stor utfordring når festepunktet beverer seg flere meter horisontalt på grunn av rulling, i tillegg til vertikalt på grunn av hiv-bevegelsene.
- Når løftekroken er festet er neste utfordring å synkronisere løfteoperasjonen og frigjøring av innfestningen i dekk. Hvis komponenten frigjøres uten støtte fra kranen vil komponenten kunne flytte seg, eller velte, og skade både mannskap og skip. Samtidig vil det være stor fare for at kranen overbelastes hvis løftet begynner før lasten er frigjort. Hvis kranen løfter samtidig som lasten er festet vil transportfartøyets hiv-bevegelse kunne føre til at kranen belastes med hele fartøyets vekt når fartøyet er på vei ned. Denne utfordringen kan løses med en hiv-kompensert kran, men slike kraner er i dag ikke standard på installasjonsfartøy.
- Når komponenten er løsnet, og løftet sikkert av dekk, vil komponenten henge rolig i kranen fra installasjonsfartøyet. Utfordringen her er at de resterende komponentene festet til transportfartøyet fortsatt beveger seg med fartøyet, og vil kunne kollidere med komponenten som løftes hvis det ikke er tilstrekkelige marginer.

Når transportfartøyet har fraktet turbinkomponentene til felt er det to ulike strategier for hvordan komponentene kan losses av. Den første er at alle komponentene løftes av og mellomlagres på installasjonsfartøyet før de installeres, strategi "Mellomlagring". Den andre å installere komponentene direkte fra transportfartøyet, strategi "Direkte løft". Begge strategiene har fordeler og ulemper.

Strategi "Mellomlagring" er mest lik dagens operasjon, der transportfartøyet eneste oppgave blir å frakte komponentene til installasjonsfartøyet. Fordelen med denne strategien er at installasjonsfartøyet ikke er avhengig av å seile tur-retur havn for å hente nye vindturbiner. Tidsbesparelsen er avhengig av avstanden mellom havn og felt, samt hvor mange vindturbiner installasjonsfartøyet kan frakte på hver rundtur. Videre vil løfteoperasjonene ved installasjon være identiske med dagens operasjon siden komponentene løftes fra installasjonsfartøyets dekk. Det er derfor ikke behov for nye rutiner eller prosedyrer. Ulempen med denne strategien er at antallet løfteoperasjoner for installasjonsfartøyet forblir konstant, samtidig som løfteoperasjonene ved lasting blir mer krevende. Installasjonsfartøyet må, som ved dagens operasjon i havn, løfte alle komponentene opp på dekk og deretter sikre lasten. Forskjellen er at løfteoperasjonene nå gjennomføres fra et bevegelig fartøy, med den utfordringen og risiko dette medfører. Med henvisning til listen med hovedoperasjoner i avsnitt 2.1 erstatter denne strategien operasjon 2 og 6, mens operasjon 1 blir mer krevende.

Strategi "Direkte løft" der en og en komponent løftes og installeres direkte fra transportfartøyet, medfører at transportfartøyet må ligge ved siden av installasjonsfartøyet under hele installasjonsprosessen. Fordelen med denne strategien er at den halverer antall løfteoperasjoner som installasjonsfartøyet må utføre, og som

over eliminerer den installasjonsfartøyets seiling tur retur til havn. Ulempen er at installasjonsprosessen, som allerede stiller store krav til presisjon og værforhold, nå også involverer et fartøy i bevegelse. Løfteoperasjonene blir enda mer komplekse, og vil derfor ta lenger tid enn når komponentene løftes fra installasjonsfartøyets dekk. Strategien erstatter operasjon 1, 2, og 6, men gjør operasjon 3 mer kompleks og tidkrevende.

Som beskrevet i avsnitt 2.2 er installasjonsprosessen avhengig av rolige værforhold. Selv om strategi "Direkte løft" på papiret effektiviserer utnyttelsen av installasjonsfartøyet mest, er den også mest avhengig av værforholdene. Siden installasjonsfartøyet er hevet ut av sjøen er det kun vind som hinder gjennomføring av løfteoperasjonene når komponentene er mellomlagret. For transportfartøyet er utfordringene ved løfteoperasjonene hovedsakelig koblet til rulle- og hiv-bevegelsene forårsaket av bølger. Selv om forekomsten av bølger og vind er tett knyttet sammen, er vinden ofte mer variabel og relativt lokal, mens bølger kan oppstå langt til havs og vedvare over lengre perioder. Dette gjør strategi "Direkte løft" vesentlig mer avhengig av værvinduene. Installasjonsfartøyet kan ikke utnytte kortere opphold i vindstyrken, men er avhengig av overlapp mellom både vind- og bølgekriterier for å kunne løfte komponenter fra transportfartøyet. Selv om den første strategien også er avhengig av rolige bølgeforhold, er strategien mer fleksibel. Med gode bølgevarsler er det mulig å planlegge ankomsten til transportfartøyet og laste av relativt effektivt over til installasjonsfartøyet.

Kapasiteten til transportfartøyet utnyttes mest effektivt med strategi "Mellomlagring". Fartøyet kan returnere til havn for å hente en ny last med en gang komponentene er løftet av. Ved optimale forhold vil ett transportfartøy kunne dekke leveransebehovet for å holde installasjonsfartøyet i kontinuerlig drift. Ved strategi "Direkte løft" vil det være behov for minst to transportfartøy, da ett må ligge ved siden av installasjonsfartøyet under hele installasjonsprosessen. Selv om strategi "Direkte løft" forutsetter to transportfartøy, vil hvert av fartøyene kunne være mindre hvis de for eksempel kun frakter en turbin per tur.

Dagraten til installasjonsfartøyet er, som nevnt i forrige avsnitt, antatt å være mer enn ti ganger så stor som dagraten til transportfartøyene. Strategien som sikrer mest effektiv utnyttelse av installasjonfartøyet vil mest sannsynlig være mest lønnsom, selv om ikke transportfartøyet utnyttes optimalt.

Siden fokuset i denne oppgaven er sammenlikning av ulike lastearrangement med fokus på stabilitet, vil en mer detaljert analyse av hvilken strategi som er mest lønnsom bli for omfattende. Dette kan være et spennende tema å analysere i sammenheng med simulering eller optimering av leveransekjeden.

De krevende løfteoperasjonene med økt risiko for skader på skip og last, samt strengere krav til værvindu, er hovedårsakene til at transportfartøy per i dag ikke er en løsning som blir benyttet. Men ved å utvikle nye løsninger og benytte tilpasset løfteteknologi, vil det være mulig å redusere risiko og øke operabiliteten, slik at transportfartøy kan bidra til å effektivisere utnyttelsen av installasjonsfartøyene i fremtidige prosjekter (Haselsteiner & et.al., 2018).

3 Skipsdesign

Dette kapitlet vil beskrive den overordnede designprosessen ved å først introdusere de ulike fasene fra idé til ferdig levert fartøy, for så å beskrive ulike designstrategier med hovedfokus på systembasert skipsdesign.

3.1 Designprosessen

Fra prosjektstart til det endelige produktet er levert, gjennomgår prosjektet ulike faser. Selv om fasene kan overlape i tid går det et hovedskille mellom designprosessen og produksjonprosessen. I denne beskrivelsen er fokuset alene på designprosessen. Designprosessen kan splittes i flere faser, og selv om det ikke er en entydig definisjon av fasene og overgangene er flytende, er det i designprosessen fornuftig å ha en form for inndeling. I de ulike fasene er det ulike målsettinger og arbeidsprosesser, og en tydelig struktur med faser bidrar til et mer effektivt prosjekt.

Designprosessen kan overordnet deles opp i fire hovedfaser: Idéfasen, konseptfasen, designfasen og detaljfasen (Pahl & Beitz, 1996). Under presenteres disse fasene i kontekst av et mulig designforløp i skipsdesign-prosessen (Pettersen, 2018).

1. **Idéfasen** benyttes til å identifisere behov og definere prosjektet. I skipsdesign er det her reder via markedsanalyser og økonomiske vurderinger identifiserer potensielle markeder, eller mangler i flåtesammensetningen. Målsettingen i denne fasen er å forberede prosjektet ved å lage en oversikt over hvilke behov som er identifisert, og formulere disse i en spesifisering. En spesifisering varierer fra å være noen få setninger som beskriver overordnede behov, til mange sider med detaljerte beskrivelser (Hagen A., 2014). Rederen sender så ut spesifiseringen på anbud til ulike skipsdesignere.
2. **Konseptfasen** starter når skipsdesigneren mottar en spesifisering på behovet gitt for et nytt design. Målsettingen med konseptfasen er å utforske mulighetsrommet definert av behovene fra spesifiseringen. På denne måten kan designeren identifisere de viktigste designproblemene som må løses, og etablere mulige forslag til løsninger. Som svar på spesifiseringen og anbudet sender skipsdesigneren et designspesifisering til reder som inneholder en beskrivelse av alle overordnede funksjoner og kapasiteter designløsningen vil levere, samt et prisestimat. Hvis skipsdesigneren vinner anbudet går prosjektet over i designfasen.
3. **Designfasen** kalles også den transformerende fasen. I designfasen etableres formen til designet basert på funksjonskravene identifisert i konseptfasen. Funksjonsskrav fra forskjellige systemer balanseres, og ulike designløsninger analyseres, slik at formen representerer en helhetlig løsning.
4. **Detaljeringsfasen** er hovedsakelig dokumentasjon av løsningene og formen etablert i designfasen. I detaljfasen utvikles detaljerte arbeidstegninger som

beskriver formen til de ulike systemene slik at produksjonen kan begynne. I skipsdesign er det vanlig med overlapp mellom detaljeringsarbeidet og produksjon, der for eksempel skrogarbeidet begynner før alle systemtegnene er ferdig.



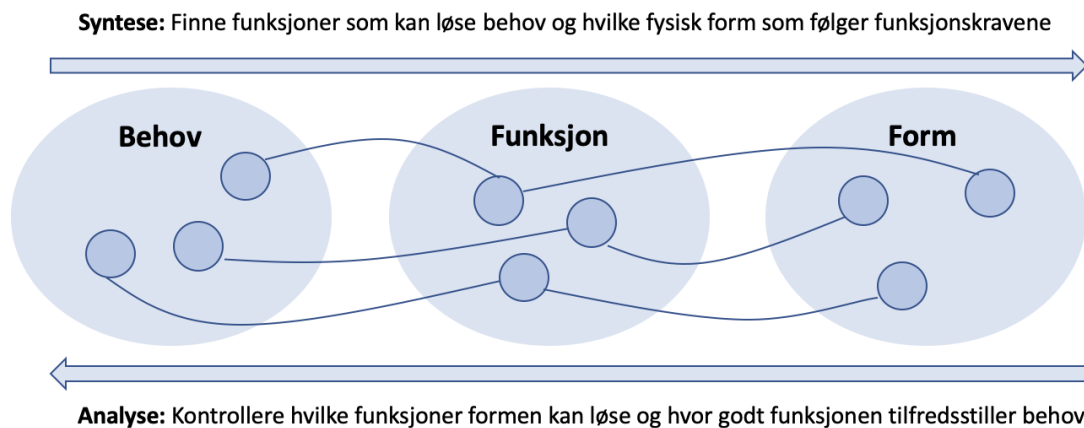
Figur 6: Oversikt over prosjekteringsprosessen

De ulike fasene er illustrert i figur 6. Fremstillingen i figuren representerer ikke faktisk tidsbruk i et designprosjekt. Detaljeringsfasen alene vil normalt kreve flere arbeidstimer enn de tre foregående fasene til sammen. Selv om detaljfasen er den mest tidkrevende, blir de viktigste designbeslutningene fattet i designfasen. Skipsdesigneren kan derfor spare store kostnader ved å investere litt mer tid i designfasen for å optimere og validere designet.

3.2 Designstrategier

Ordet design har mange betydninger, men i kontekst av prosjektering kan design beskrives som en prosess der målet er å transformere behov til en fysisk form med spesifikke funksjoner. I designprosessen er det ofte flere ulike løsninger som møter behovet, og disse løsningene sies å ligge innenfor designrommet. Designerens oppgave er å finne et design som ligger i designrommet, og å analysere denne løsningen opp mot behovet, for å avgjøre om løsningen er tilfredsstillende. Design kan beskrives som samspillet mellom det vi ønsker å oppnå, og hvordan det er mulig å oppnå dette på en tilfredsstillende måte (Suh, 1990) (Erikstad, 2017).

Prosessen med å transformere behov til form er illustrert i figur 7. Figuren forklares enklest ved å benytte et kort eksempel: Det er identifisert et behov for å flytte vann fra ett basseng til et annet. Ulike funksjoner som kan løse behovet er pumping eller løfting. Formen som løser funksjonen pumping kan være en håndpumpe eller en elektrisk pumpe, og formen som løser funksjonen løfting kan være en bølge eller en pose. Funksjonen til formen må så analyseres. En elektrisk pumpe kan flytte mer vann enn en pose, men koster mer. Ut fra behovet for hvor mye vann som skal flyttes kan det kontrolleres hvilken form og funksjon som best tilfredsstiller behovet.

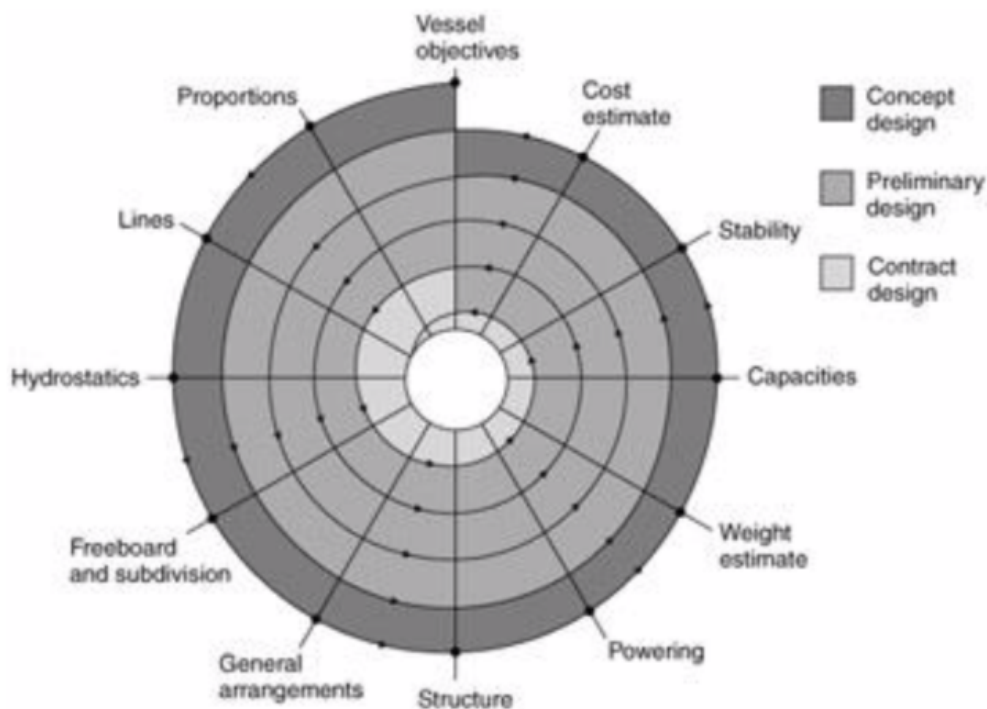


Figur 7: Designprosessen fra behov via funksjon til form. Figuren er inspirert av (Pettersen, 2018)

For design av et skip er designproblemet vesentlig større og mer komplekst enn eksempelet over. I tillegg er det gjensidige avhengigheter mellom ulike behov, funksjoner og form. Gjensidige avhengigheter vil si at formen til ett system påvirker behovet til ett annet system, og deretter påvirker formen til det andre systemet igjen behovet til det første. For eksempel vil skrogform påvirke behov for fremdriftsmaskineri, og størrelsen på fremdriftsmaskineriet påvirker behovet for oppdrift. For å kunne håndtere kompleksiteten og de gjensidige avhengighetene i skipsdesign er det derfor utviklet ulike designstrategier.

Tre overordnede strategier som benyttes i skipsdesign er: Punktbasert design, set-basert design og ulike variasjoner av parametrisk design.

Punktbasert design ble strukturert og beskrevet for skipsdesign av J. H. Evans, som introduserte prosjekteringsspiralen i 1959 (Evans, 1959). Den punktbaserte strategien er en lineær prosess som innebærer å transformere fra funksjon til form stegvis, én funksjon av gangen. Denne fremgangsmåten gjør det håndterlig å løse de gjensidige avhengighetene uten behov for avanserte hjelpemidler. I prosjekteringsspiralen, vist i figur 8, er den punktvisse fremgangsmåten illustrert med de ulike funksjonene plassert på punkter rundt omkretsen av spiralen. Spiralen initieres ved fartøybehov på toppen, og deretter følges spiralen stegvis mot klokken. Første steg er å etablere hoveddimensjoner. Deretter er funksjonene langs spiralen satt opp i en slik rekkefølge at funksjonene som er mest avhengig av tidligere steg kommer senere i spiralen. Men siden alle funksjonene er gjensidig avhengige av hverandre må designet gå mange runder i spiralen før alle behov er løst og balansert. Hovedutfordringen med designspiralen er at løsningen på designet er veldig avhengig av startverdien på hoveddimensjonene, siden hvert steg kun er en iterasjon av det forrige. Det kan derfor sies at designspiralen og punktbasert design er effektivt for å finne et gyldig design, men dårlig på å finne et optimalt design.



Figur 8: Prosjekteringsspiralen for skip beskrevet av Evans i 1959. Figuren er hentet fra (Hagen A., 2014)

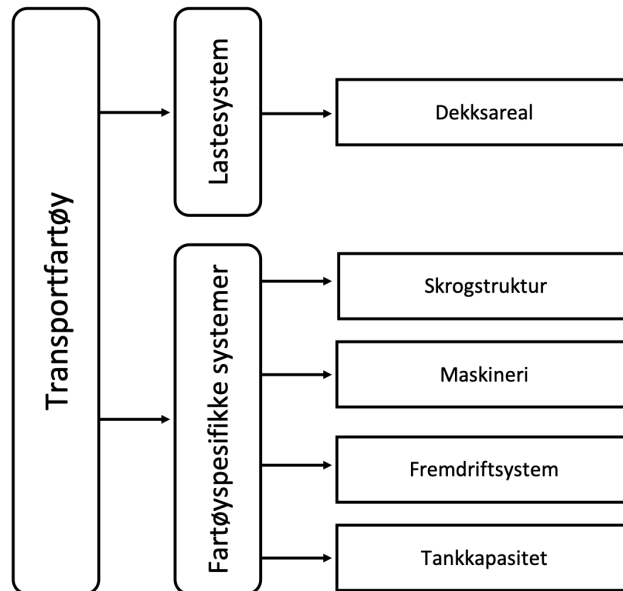
Settbasert design baserer seg på samme stegvise fremgangsmåte som den punktbaserte, men i stedet for å starte med kun ett design (punkt) som utgangspunkt, så genereres her flere ulike design (sett) samtidig. De ulike designene evalueres på hvert steg i spiralen, og de design som viser seg å være mindre gode forkastes etterhvert. Strategien er bedre enn punktbasert på å finne gode design siden det er et bredere utgangspunkt, men den er også mer arbeidskrevende fordi det må gjennomføres flere beregninger per steg.

Parametrisk design ønsker å samle de beste egenskapene fra strategiene over. Dette gjøres ved å benytte kunnskap om tidligere vellykkede design, for så å beregne et best mulig utgangspunkt for de ulike funksjonene før iterasjonene i designspiralen starter. På denne måten vil man fjerne behovet for å beregne flere design samtidig, som i settbasert design, og man vil slippe mange iterasjonsrunder i designspiralen. En enkel type for parametrisk design er sammenligningskip, der hoveddimensjoner fra tilsvarende skip benyttes til å initiere designspiralen. Sammenligningskip er effektivt, men siden metoden er basert på dimensjonene til tidligere design, blir mulighetene for å utforske nye designvariasjoner begrenset. For å flytte fokus fra form til behov utviklet Kai Levander en ny tilnærming til parametrisk design med metoden systembasert skipsdesign (SBSD) (Levander, 2009) .

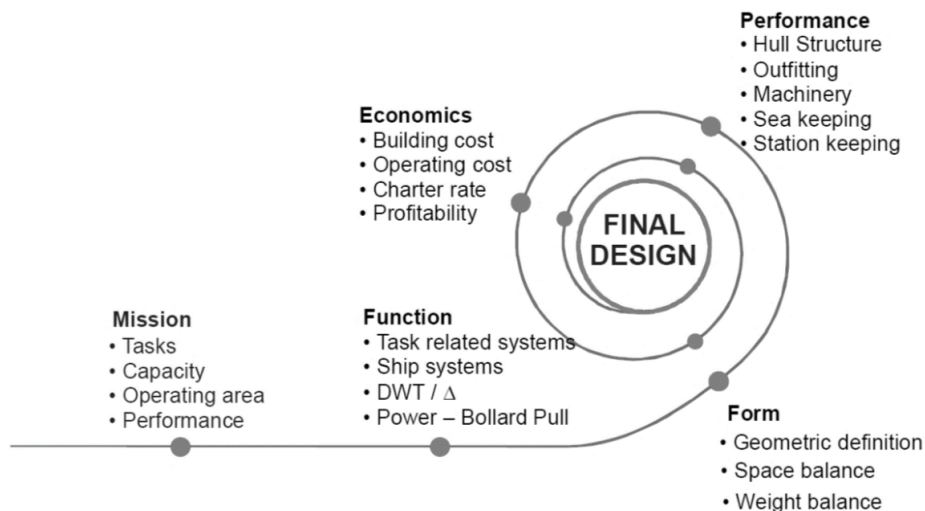
3.2.1 Systembasert skipsdesign

Som navnet impliserer fokuserer systembasert skipsdesign (SBSD) på skipets systemer for å definere behov og funksjoner. Systemene deles overordnet opp i to

systemer, fartøyspesifikke system og lastesystem. Lastesystem utgjør skipets evne til å frakte nyttelast eller utføre et oppdrag, for eksempel lasterom og kraner, og dermed skipets mulighet til å generere inntekter. Fartøyspesifikke system er alle andre system som er nødvendige for at skipet kan fungere. Figur 9 viser funksjonstrukturen for et transportfartøy for vindturbinkomponenter delt opp i lastesystem og fartøyspesifikke systemer. (Erikstad & Levander, 2012)



Figur 9: Oversikt over de viktigste systemene til et transportfartøy, delt opp i lastesystem og fartøyspesifikke systemer. Figuren er inspirert av (Levander, 2009)



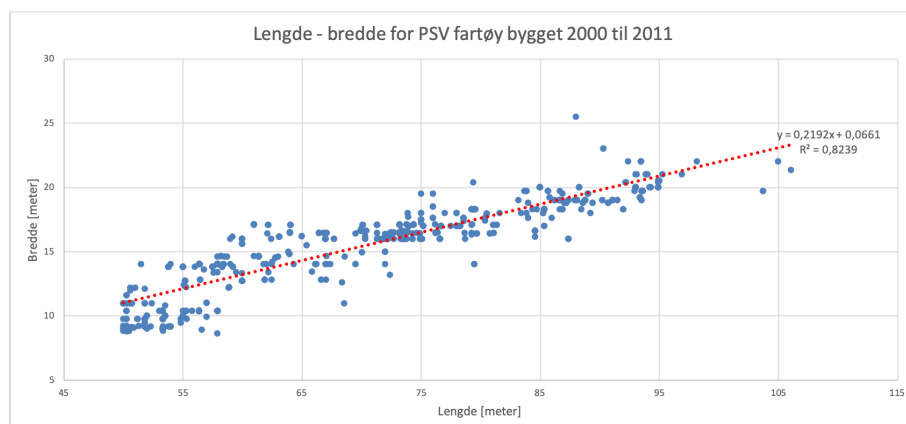
Figur 10: Systembasert skipsdesign (Levander, 2012)

Metoden for SBSD er illustrert i figur 10. Ved å benytte erfaringsdata fra tidligere design kan et overordnet behov for alle systemene beregnes. Deretter kan det overordnede behovet transformeres til en form ved å benytte parametriserte verdier for hoveddimensjoner fra tilsvarende fartøy. Basert på skipets form kan systemenes egenskaper beregnes. Som vist i figuren kan man ved å benytte SBSD etablere en

balansert beskrivelse av skipets form, basert på behov. SBSD er derfor et godt verktøy å benytte for skipsdesigneren som beslutningsstøtte tidlig i designprosessen. For å bestemme det detaljerte designet må formen fortsatt itereres i designspiralen. Fordelen er at SBSD reduserer antallet iterasjoner betraktelig, og dermed frigjør tid til å evaluere og utforske ulike muligheter, slik at designet kan optimeres.

Mer detaljert benytter systembasert skipsdesign erfaring fra tidligere vellykkede design til å estimere behov og størrelsen til de ulike laste- og fartøyspesifikke systemene om bord. Når alle systemene er summert får designeren en overordnet oversikt over skipets vekt-, volum- og areal-behov. Uavhengig av designmetodologi deles gjerne skip opp i kategoriene vektkritiske og volumkritiske skip. Vektkritiske skip er typisk bulk- og tankskip der lastekapasiteten blir begrenset av skipets oppdrift ettersom lasten har en tetthet nær eller høyere enn sjøvann. Volum/areal-kritiske skip er typisk RORO- eller passasjerskip hvor lastens egenvekt er lav i forhold til volumet eller arealet den opptar. Skipets design blir hovedsakelig styrt av den kritiske faktoren. Dette medfører stor dyppgang og høy blokkoeffisient på vektkritiske skip, og mange dekk og slanke linjer på volumkritiske. Mellom disse to ytterpunktene er det en rekke skipstyper der designeren må balansere hoveddimensjonene for å møte kravene til både vekt, volum og areal. Plattform supplyskip er et eksempel på sistnevnte, der behov for tankvolum og systemer under dekk skal kombineres med et stort lastedekk og tilstrekkelig oppdrift. Slike skip er mer komplekse å designe, men SBSD kan fortsatt benyttes slik som beskrevet av (Erikstad & Levander, 2012) og (Vestbostad, 2011).

Når skipets vekt-, volum- og arealbehov er definert, benyttes parametrerte verdier for hoveddimensjoner, maskinerieffekt, skrogform og vekt til å transformere behov til form. På denne måten er det mulig å håndtere de gjensidige avhengighetene uten behov for mange iterasjoner. Et eksempel på parametrerte verdier er vist i figur 11. Basert på data fra eksisterende plattform supplyskip kan man beregne at det gjennomsnittlige lengde/bredde-forholdet er 4,56. Med denne kunnskapen kan to gjensidig avhengige variabler reduseres til et forholdstall som kan benyttes inn i videre beregninger.



Figur 11: Eksempel på parametrisering av lengde/bredde-forhold for plattform supplyskip bygget mellom 2000 og 2011. Fartøydata fra (Vestbostad, 2011)

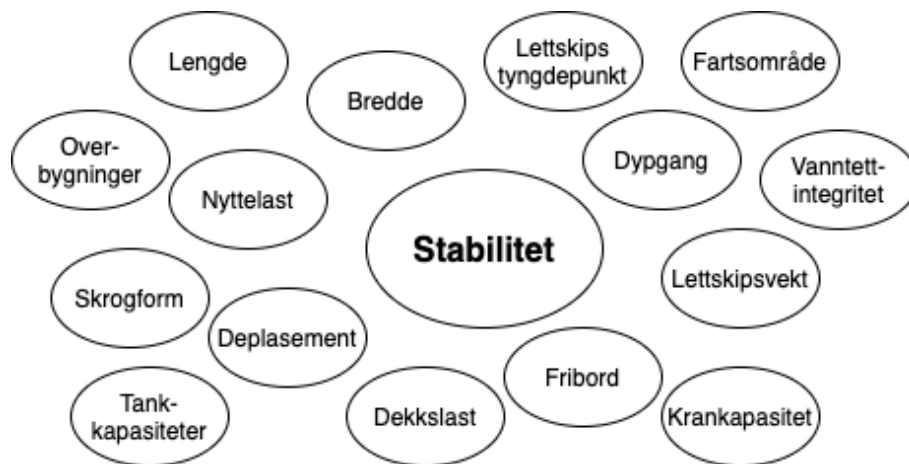
4 Stabilitet

Stabilitet er skipets evne til å flyte rett vei opp, samt å rette seg opp etter å ha blitt utsatt for et kregende moment. Stabilitet deles ofte opp i tre kategorier; initialstabilitet, stabilitet ved store krengevinkler og dynamisk stabilitet. I tillegg benyttes begrepene intakt- og skadestabilitet når skipets stabilitet vurderes opp mot ulike kriterier.

For skipsdesigneren er skipets stabilitet blant de viktigste parameterne å kontrollere gjennom designprosessen. Hvis skipets stabilitet ved leveranse ikke er tilfredsstillende, vil det kunne resultere i store ombyggingskostnader eller begrensinger i skipets lastekapasitet. Beregning av initialstabilitet er i seg selv relativt enkelt når skrogform og tyngdepunkt er bestemt. Utfordringen for designeren er at skipets stabilitet er vanskelig å fastslå tidlig i prosessen. Som vist i figur 12 påvirkes stabiliteten av en stor andel av designvariablene, og disse påvirker igjen hverandre.

I dette kapitlet gis først en kort gjennomgang av stabilitetsteori for å introdusere de ulike stabilitetsparameterne. Deretter beskrives relevante regelverk og stabilitetskrav, og til slutt forklares det hvordan endringer i skipets hoveddimensjoner påvirker stabiliteten.

Det er forventet at leserne av denne oppgaven har grunnleggende kjennskap til stabilitet. En detaljert utledning av formlene for stabilitet er derfor utenfor omfanget av denne oppgaven. Det anses likevel hensiktsmessig å gi en gjennomgang av de viktigste begrepene.



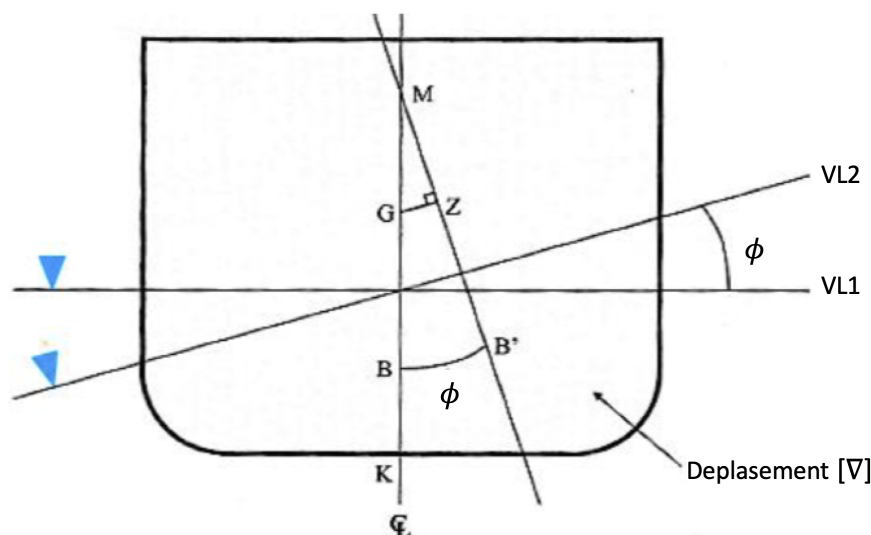
Figur 12: Oversikt over noen designvariabler som påvirker skipets stabilitet

4.1 Initialstabilitet

Begrepet stabilitet kan forklares som skipets rettede moment, altså skipets evne til å motsette seg et kregende moment og komme tilbake til en likevektposisjon. Initialstabilitet beskriver denne evnen før skipet er påført momentet. Positiv initialstabilitet vil si at skipet har evne til å rette seg opp igjen, men avgjør ikke om

denne evnen er tilstrekkelig til å unngå kantring for alle kreggende moment.

Initialstabilitet kan beregnes både tverrskips og langskips. Beregningene er like, bortsett fra at bredde og lengde byttes om i formlene. Som det blir forklart under har de aller fleste skip vesentlig bedre stabilitet langskips. Det er derfor mest relevant å se på beregningene tverrskips.



Figur 13: Tverrskips initialstabilitet for små kreggevinkler. Hentet fra (Amdahl, 2015)

I figur 13 er tverrsnittet til et skip tegnet opp. Når kreftene som virker gjennom oppdriftssenteret (B) er like store som vekten som virker gjennom tyngdepunktet (G) flyter skipet på en gitt dypgang. Ved denne dypgangen fortrenger skipet en mengde væske tilsvarende vekten til skipet. Det fortrengte volumet er skipets volumdeplasement (∇).

Om skipet er i likevekt er avhengig av den relative posisjonen mellom B og G. Likevekt oppstår når kreftene fra G virker på rett linje gjennom oppdriften i B, som vist ved vannlinje VL1 i figuren. Når skipet blir utsatt for et kreggende moment vil det ikke lenger være i likevekt. Ved hvilken kreggevinkel ϕ den nye likevekten vil oppstå avhenger av skipets stabilitet og det kreggende momentets størrelse.

Når fartøyet krenger forblir deplasementet konstant. Det samme kan vi anta om skipets tyngdepunkt (G) hvis man ser bort fra hengende og flytende last. Skipets oppdriftssenter (B) vil derimot forskyve seg slik at det alltid er i senter av oppdriftgivende volum (B'). Ved å trekke en linje gjennom B' vinkelrett på den nye vannlinjen (VL2) vil punktet der linjene gjennom B og B' skjærer hverandre danne metasenteret (M). Avstanden mellom tyngdepunktet og metasenteret er skipets initialstabilitet (GM). Et skip betegnes som stabilt når GM er positiv, altså når M høyere enn G. Begrepene stivt og rankt benyttes også til å beskrive GM. Stor GM gjør skipet stivt med krappe korte bevegelser, og motsatt benyttes rankt for skip med liten GM der bevegelsene er større og langsommere .

GM beregnes som i formel 1 der KB er avstand fra kjøllinje til oppdriftscenter og KG tilsvarende avstand til tyngdepunkt. BM er metasenterradiusen og beregnes ved å dele skrogets arealtreghetsmoment (I) i vannlinjen på deplasementet (∇). Arealtreghetsmomentet kan forenklet beregnes ved å tegne skroget som en firkant med en trekant i baug og hekk. Fra beregningene av arealtreghetsmoment i formel 2 ser man at skipets bredde bidrar i tredjepotens, og har dermed stor innvirkning på tverrskips metasenterradius.

$$GM = KB + BM - KG ; [m] \quad (1)$$

$$BM = \frac{\sum I [m^4]}{\nabla [m^3]} \quad I_{firkant} = \frac{b^3 * L}{12} \quad I_{trekant} = \frac{b^3 * L}{36} \quad (2)$$

Når man beregner langskips initialstabilitet vil arealtreghetsmomentet (I) beregnes med L i tredjepotens. Siden skipets lengde oftest er mye større enn bredden vil, som nevnt over, langskips initialstabilitet være vesentlig mye større enn tverrskips initialstabilitet.

Videre er det viktig å merke seg at verdien på GM kun er gyldig for en spesifikk lastetilstand. Når skipet tar om bord last vil dette kunne påvirke alle leddene i formel 1. En tyngre last vil si at skipet må fortrenge mer væske, dette skjer ved at dypgangen øker til deplasementet (∇) igjen er i likevekt med skipets nye vekt. Økt dypgang flytter oppdriftscenteret høyere og KB blir større. Avhengig av skrogform er også ofte vannlinjearealet større ved økt dypgang. BM blir altså både påvirket positivt av økt vannlinjeareal og negativt av økt deplasement. Netto endring av BM vil derfor variere med den relative endringen av vannlinjeareal i forhold til deplasement. Hvor lasten plasseres i forhold til tyngdepunktet påvirker til slutt verdien av KG.

Samme skip har altså ulik GM for forskjellige lastetilstander. Stabilitet kan derfor defineres som en funksjon av skipets skrogform og skipets lastetilstand. For et skip i designfasen er både skrogform og lastetilstand variable, mens det for et seilende skip kun er lastetilstand som varierer.

Selv om beregningen av stabilitet er tett koblet til skipets lastetilstand, er benevnin-
gene benyttet i stabilitetsberegninger uavhengige av deplasementet. GM er som vist over en avstand, ofte uttrykt i meter. En stor fordel med dette er at stabiliteten til ulike lastetilstander og ulike skip kan sammenliknes. Under forutsetningen om at kreftene som påføres et skip varierer ut fra skipets størrelse, vil man kunne si at den relative stabiliteten er ekvivalent hvis GM er lik.

4.1.1 Stabilitet ved store krengevinkler

Formelen for GM er kun gyldig ved små krengevinkler ($\phi < 10$ grader) siden man for disse vinklene antar at metasenterhøyden er konstant. For større vinkler blir beregningen mer kompleks da skrogets geometri i vannlinjen endrer seg for hver krengevinkel. Dette påvirker BM-verdien som gjør at metasenteret flytter seg høyere. Det nye metasenteret kalles her et "falskt" metasenter (M') (Amdahl, 2015).

Beregningene av GM' er like som for initialstabiliteten over, men siden GM' endrer seg for hver krengevinkel gir denne verdien lite informasjon utover ett øyeblikksbilde av stabiliteten ved denne vinkelen. For å kunne studere stabilitet ved store krengevinkler er det derfor mer hensiktsmessig å benytte den rettende armen (GZ) som parameter. GZ kan forklares som den horisontale forskyvningen mellom kreftene som virker gjennom G og B' og defineres som avstanden fra G til et punkt (Z) vinkelrett fra linjen gjennom B' og M' . Verdien av GZ er definert som skipets rettende arm, og oppgis i meter.

4.1.2 GZ-kurven

Ved å plote den rettende armen GZ som en funksjon av krengevinkel får man tegnet GZ-kurven. GZ-kurven gir, i motsetning til GM-verdien, informasjon om skipets stabilitet er tilstrekkelig for å unngå kantring hvis det blir påført et gitt kregende moment. For at et skip ikke skal kantre må statisk likevekt og dynamisk likevekt fra det påførte momentet være ved en krengevinkel der GZ-kurven er positiv.

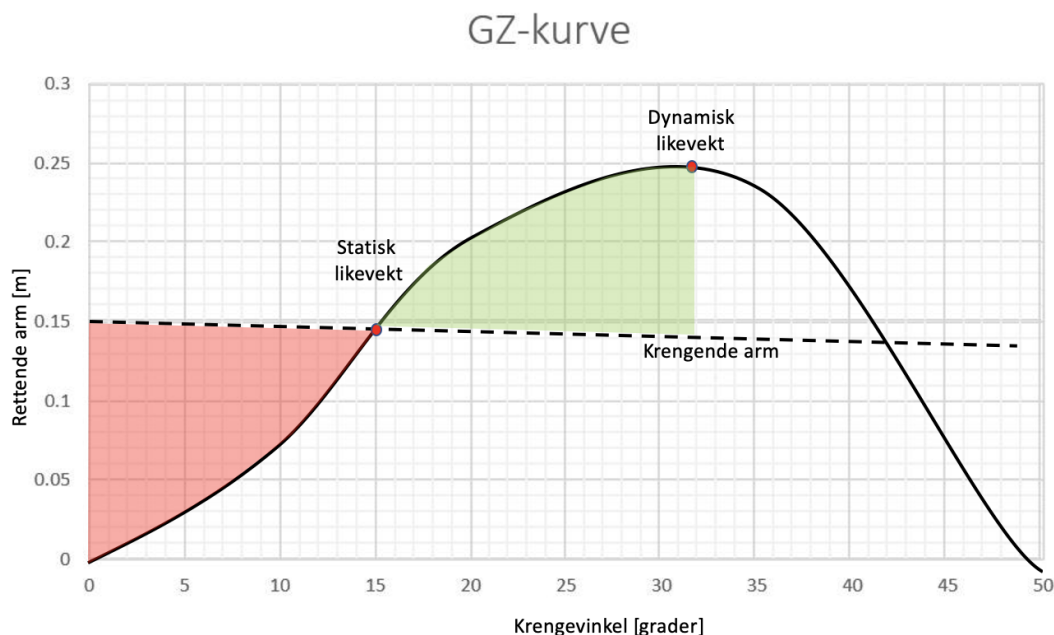
Formen til GZ-kurven er avhengig av skrogets geometri og skipets tyngdepunkt. Figur 14 er et eksempel på en GZ-kurve. Fra figuren kan man se at kurven stiger relativt lineært frem til 10 grader. Stigningstallet til den første delen av kurven tilsvarer stigningstallet til GM. Ved større krengevinkler påvirkes stabiliteten av det falske metasenteret GM' og stiger ulineært. Høyere GM' verdi tilsvarer brattere stigning. Toppunktet på kurven er normalt ved den krengevinkelen dekkshjørnet dykkes under vannlinjen. Ved denne vinkelen er vannlinjearealet på sitt maksimale og oppdriftssenteret B' er forskjøvet lengst. Etter toppunktet avtar kurven, men skipet er fortsatt stabilt frem til den krengevinkelen der den rettende armen er mindre en null. Den rettende armen er null ved den vinkelen der tyngdepunktet G ligger rett over oppdriftssenteret B' .

$$\text{Kregende arm [meter]} = \frac{\text{Kregende moment [tonn * meter]}}{\text{Skipets deplasement [tonn]}} \quad (3)$$

Statisk likevekt oppnås der skipets rettende- og kregende moment er like store. I GZ-kurven er y-aksen skipets rettende arm. Formel 3 kan benyttes til å beregne den kregende armen. Som vist i figur 14 kan den kregende armen tegnes inn i GZ-kurven og statisk likevekt oppnås i det første skjæringspunktet mellom kurvene.

Arealet under GZ-kurven tilsvarer skipets dynamiske stabilitet. Dette blir forklart

videre i neste avsnitt.



Figur 14: GZ-kurve påført et krengende momentt

4.2 Dynamisk stabilitet

Dynamisk stabilitet er skipets evne til å absorbere energi. I GZ-kurven kan den rettende energien leses av som arealet under kurven opp til en gitt krengvinkel. Når et fartøy påføres en kraft og krenges tilføres det energi. Eksempler på slike krefter kan være bølger eller en kranlast som løftes raskt opp. Kraften som blir tilført kan representeres ved en horisontal strek tilsvarende krengende arm i GZ-kurven. Arealet mellom streken og GZ-kurven tilsvarer energien tilført. Så lenge den krengende armen er større enn GZ-kurven vil skipet ikke være i energibalanse. Når kurvene krysser i statisk likevekt begynner fartøyet å absorbere overskuddsenergien. Fartøyet vil fortsette å krenge frem til dynamisk likevekt oppstå ved den krengvinkelen arealet mellom GZ-kurven og den krengende armen er line stort før og etter kurvene krysser hverandre. Deretter vil skipet rulle frem og tilbake rundt statisk likevekt frem til energien blir absorbert av friksjon.

Fra eksemplet i figur 14 over oppnår skipet statisk likevekt ved 15 grader, men vil fortsette å krenge frem til 32 grader før all energien er absorbert. Hvis derimot den krengende armen hadde økt til 0,2 meter ville fartøyet kantret hvis den krengende armen ble påført momentant. Selv om skipet i eksempelet oppnår statisk likevekt ved 20 grader, vil arealet mellom GZ-kurven og den krengende armen være større før kurvene krysser enn etter. Det vil derfor ikke er tilstrekkelig rettende energi til å stoppe rullebevegelsen før GZ-kurven blir negativ, og skipet kanter.

4.3 Intaktstabilitet

For å ivareta sikkerheten til sjøfolk, skip og last er det en absolutt forutsetning at de grunnleggende stabilitetskravene er oppfylt for alle skip. Kravene er felles for hele verden og er forankret i IMO sin kode for intaktstabilitet, IS-koden (IMO, 2008). Nøyaktig hvilke krav som gjelder for et spesifikt fartøy varierer mellom ulike typer fartøy og lengder, men felles for alle krav er at de tar utgangspunkt i fartøyets GZ-kurve. Det er viktig å huske at en GZ-kurve kun representerer en spesifikk lastetilstand med gitt deplasement og tyngdepunkt. For å avgjøre om et skip er stabilt stilles det derfor krav til at de mest ugunstige lastetilstandene inngår i stabilitetsberegningene.

Som nevnt i avsnitt 4.1 er en av fordelene med GZ-kurven at verdiene er uavhengige av skipets størrelse. Samme krav kan derfor benyttes på små lasteskip som på store oljetankere.

Stabilitetskravene baserer seg på fire egenskaper ved GZ-kurven; rettende arm, areal, utstrekning og GM. Arealkravene beregnes i enheten meter-radianer, og krengevinkel i grader.

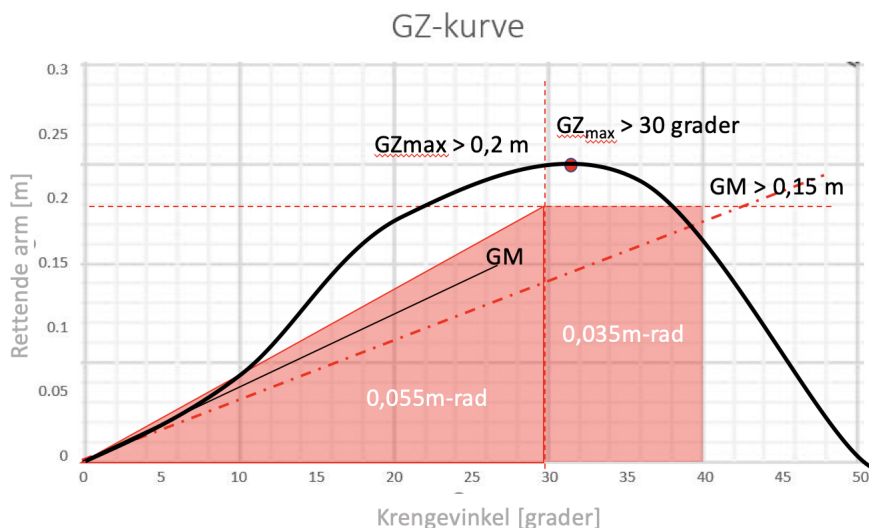
4.3.1 Stabilitetskriteriene

De ulike stabilitetskriteriene er beskrevet i IS-koden (IMO, 2008). Det er ulike krav til ulike fartøytyper, men kriteriene er ellers likt bygget opp. Et eksempel er at lasteskip har krav til at initial metasenterhøyde (GM) ikke skal være mindre enn 0,15 meter, mens for fiskefartøy er kravet økt til at GM ikke skal være mindre enn 0,35 meter.

Under er de generelle stabilitetskravene fra del A kapittel 2 i IS-koden gjengitt med noen forenklinger. I figur 15 er disse kravene vist grafisk på GZ-kurven. Stabiliteten til fartøyet vist i figur 15 oppfyller i denne lastekondisjonen alle de generelle stabilitetskriteriene.

Generelle stabilitetskriterier

1. Arealet under GZ-kurven skal ikke være mindre enn 0,055 meter-radianer opp til 30 graders krengevinkel, og ikke mindre enn 0,090 meter-radianer opp til 40 grader. I tillegg skal arealet under kurven mellom krengevinklene på 30 grader og 40 grader ikke være mindre enn 0,030 meter-radianer.
2. Den rettende arm GZ skal være minst 0,2 meter ved en krengevinkel som er lik eller større enn 30 grader.
3. Største rettende arm GZmaks skal inntreffe ved en krengevinkel som fortrinnsvis er større enn 30 grader, men som ikke er mindre enn 25 grader. Fartøy med spesiell skrogform kan etter godkjenning fra flaggstat oppfylle ekvivalente minstekrav til stabilitet.
4. Initialmetasenterhøyden (GM) skal ikke være mindre enn 0,15 meter.



Figur 15: GZ-kurve med de generelle stabilitetskriterier markert i rødt

Med begrepet spesiell skrogform i punkt 3 vises det hovedsakelig til fartøy med stor bredde i forhold til lengde. Som følge av det store arealtregnetmomentet vil slike fartøy ha høye GM verdier. Med en bratt GZ-kurve vil toppunktet inntreffe tidligere, og mange fartøy vil derfor ha utfordringer med å oppfylle kravet i punkt 3 over. De ekvivalente kravene er beskrevet i del B, avsnitt 2.4.5 i IS-koden og kompenserer for den kortere utstrekningen av kurven med strengere krav til areal. I senere deler av denne oppgaven vil kravene til spesiell skrogform bli benyttet, og de blir derfor presentert her.

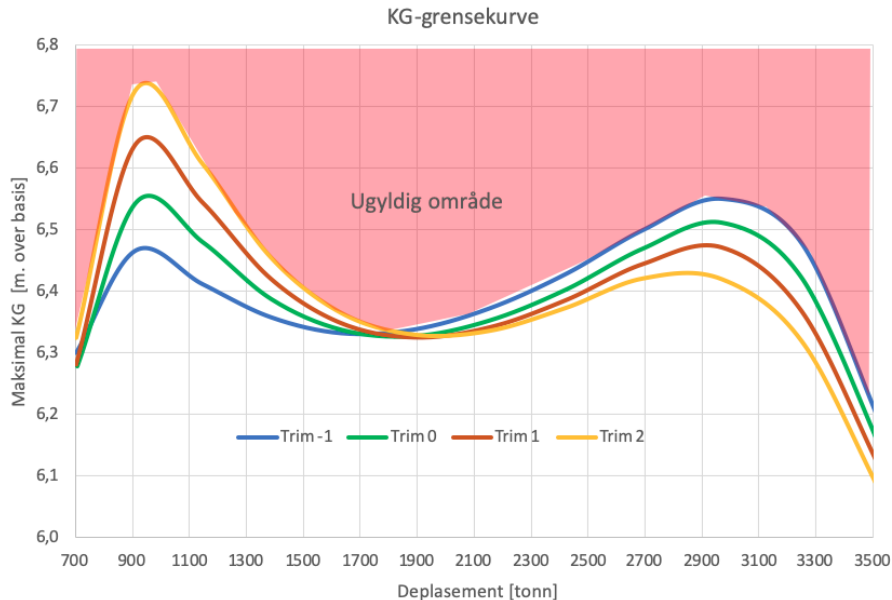
Stabilitetskriterier for spesiell skrogform

1. Arealet under GZ-kurven skal ikke være mindre enn 0,07 meter-radianer opp til 15 graders krengningsvinkel. Hvis GZ_{max} inntreffer ved en krengningsvinkel (ϕ) mellom 15 og 30 grader skal det korresponderende arealet ikke være mindre enn $0.055 + 0.001 * (30 - \phi)$.
2. Arealet under kurven mellom krengningsvinklene på 30 grader og 40 grader, skal ikke være mindre enn 0,030 meter-radianer.
3. Den rettende arm GZ skal være minst 0,2 meter ved en krengningsvinkel som er lik eller større enn 30 grader.
4. Største rettende arm GZ_{maks} skal inntreffe ved en krengningsvinkel som ikke er mindre enn 15 grader.
5. Initialmetasenterhøyden (GM) skal ikke være mindre enn 0,15 meter.

4.3.2 Maksimalt tyngdepunkt - KG-grensekurve

Siden en GZ-kurve kun gjenspeiler en spesifikk lastetilstand er det utfordrende å få oversikt over om stabiliteten til et fartøy oppfyller stabilitetskriteriene ved ulike lastetilstander og trimvinkler. I stedet for å tegne opp og beregne et stort antall GZ-kurver som representerer mulige kombinasjoner av lastetilstander og trimvinkler,

kan nødvendig informasjon samles i én enkelt graf, en KG-grensekurve. For skipets fører er KG-grensekurvene et effektivt og viktig verktøy for å kunne vurdere skipets stabilitetsmessige begrensinger.



Figur 16: Eksempel på en KG-grensekurve vist for fire trimverdier

KG-grensekurvene viser det maksimale vertikale tyngdepunktet (KG) et skip kan tåle før ett av stabilitetskriteriene blir brutt ved en gitt dypgang og trim. Et stabilitetsprogram kan iterere seg frem til denne KG-verdien ved å teste stabiliteten for et stadig høyere tyngdepunkt frem til første stabilitetskrav blir brutt. Denne prosessen gjentas for et utvalg trim- og deplasement-verdier. Mellomliggende verdier kan deretter bestemmes tilstrekkelig ved interpolasjon.

Figur 16 viser et eksempel på en KG-grensekurve for fire ulike trimverdier. Hvis skipets tyngdepunkt ligger over alle kurvene ved et gitt deplasement er ett eller flere av stabilitetskravene ikke oppfylt, og dermed er skipet ikke tillatt å operere. Tilsvarende er samtlige stabilitetskrav oppfylt under alle kurvene, og skipes stabilitet godkjent for å seile. For verdier mellom kurvene må skipets trim beregnes, da stabiliteten bare er gyldig for gitt trimverdi. Variasjonene i kurven er et resultat av at neddykket skroggeometri endres ved ulik trim. Akterlig (positiv) trim gir i eksempelet bedre stabilitet ved lite deplasement fordi hekkens fulle bredde blir neddykket tidligere enn ved forlig trim.

Hvilke stabilitetskriterier som er den begrensende faktoren kan leses ut av tabellene som blir generert sammen med KG-grensekurvene. Figur 17 viser datagrunnlaget for trimverdi 0 i figur 16, generert med stabilitetsprogrammet Autohydro. Det er viktig å bemerke at dette eksempelet bare representerer en spesifikk skroggeometri og at begrensningene derfor vil kunne fordele seg helt annerledes ved et annet design. Eksempelet er likevel en god illustrasjon på at det ikke alltid er tilstrekkelig å kun beregne GM-verdien til et skip tidlig i designprosessen, for så å benytte kravet om at

Maximum VCG vs. Displacement								
Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
704.1	3.00	6.279	113.9%	90.4%	79.2%	62.8%	0.0°	558.1%
915.7	3.50	6.547	12.2%	4.6%	8.3%	0.0%	2.8°	218.7%
1 146.4	4.00	6.480	0.1%	11.0%	49.7%	38.0%	15.0°	90.2%
1 386.4	4.50	6.388	0.0%	24.9%	91.4%	91.7%	15.0°	48.4%
1 634.1	5.00	6.338	0.0%	32.5%	114.1%	126.9%	15.0°	57.9%
1 889.4	5.50	6.328	0.0%	34.8%	121.1%	141.4%	15.0°	90.7%
2 152.2	6.00	6.353	0.0%	32.2%	113.3%	124.9%	15.0°	132.0%
2 421.0	6.50	6.403	0.0%	23.9%	88.4%	82.4%	15.0°	112.1%
2 693.8	7.00	6.470	0.0%	10.4%	48.0%	29.5%	11.2°	102.5%
2 970.5	7.50	6.512	5.0%	0.0%	7.6%	2.8%	4.0°	135.8%
3 251.2	8.00	6.423	35.2%	17.1%	3.5%	6.7%	0.0°	266.4%

Limit	Min/Max
(1) Area from 0.00 deg to 30.00	>0.0550 m-R
(2) Area from 0.00 deg to 40.00 or Flood	>0.0900 m-R
(3) Area from 30.00 deg to 40.00 or Flood	>0.0300 m-R
(4) Righting Arm at 30.00 deg or MaxRA	>0.200 m
(5) Angle from 0.00 deg to MaxRA	>25.00 deg
(6) GM at Equilibrium	>0.150 m

Figur 17: Eksempel på data fra en KG-grensekurve generert i Autohydro. Begrensende stabilitetskrav ved gitt deplasement markert med rødt.

GM ikke skal være mindre enn 0,15 meter som en verifikasjon på at skipets stabilitet er tilfredsstillende.

4.3.3 Værkriteriet

I tillegg til minimumskravene til initialstabilitet listet i avsnittet over skal de fleste skip med lengde over 24 meter oppfylle kravene i værkrimeriet for å vise evnen til å motstå den kombinerte effekten av tverrskips vind og bølger. I figur 18 er en grafisk fremstilling av kravene som skal oppfylles, der hovedkriteriet er at areal "b" skal være lik eller større enn areal "a". I tillegg skal statisk krengevinkel under konstant vind (φ_0) være mindre enn 16 grader (IMO, 2008).

Værkriteriet baserer seg, som de andre kravene over, også på GZ-kurven. I tillegg til beregning av den krengende armen forårsaket av konstant vind (l_{w1}), må også den krengende armen forårsaket av vindkast (l_{w2}) og skipets rullewinkel forårsaket av bølger (φ_1) beregnes.

Den krengende armen forårsaket av konstant vind l_{w1} .

$$l_{w1} = \frac{P * A * Z}{1000 * g * \Delta} \quad [m] \quad (4)$$

$P = 504 [Pa]$ (Vindtrykk), $A = Projisert sideareal inkludert dekkslast [m^2]$

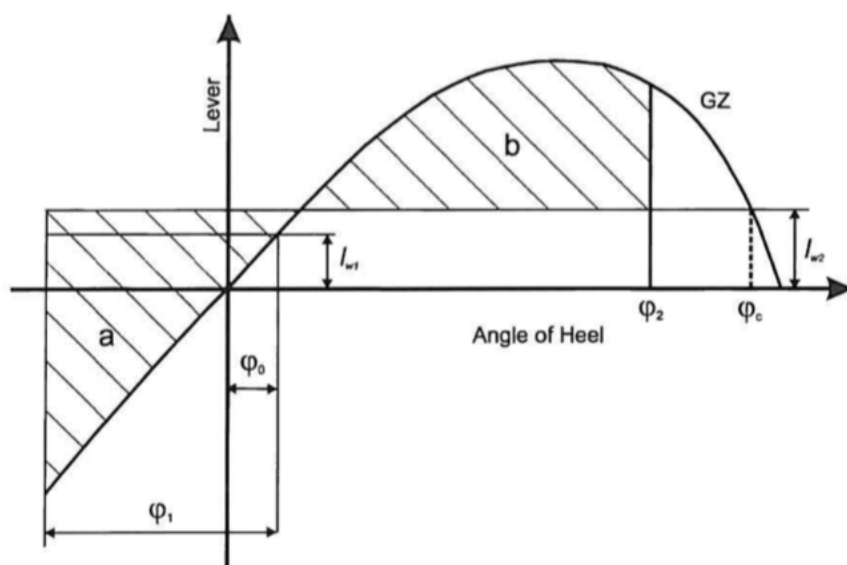
$Z = Vertikalt arealsenter av A, [m]$ $\Delta = Deplasement [tonn]$, $g = 9.81 [m/s^2]$

Den krengende armen forårsaket av vindkast l_{w2} .

$$l_{w2} = 1.5 * l_{w1} \quad [m] \quad (5)$$

Rullevinkelen forårsaket av bølger φ_1 er mer krevende å beregne, og baserer seg på en rekke parametriserte verdier utledet fra skrogets form. Disse verdiene blir normalisert til faktorer med verdier mellom 0,035 og 1 ved å lese av i tabeller. Faktorene settes så inn i formel 6 for å finne rullevinkelen.

$$\varphi_1 = 109 * k * X_1 * X_2 * \sqrt{r * s} \quad [\text{grader}] \quad (6)$$



Figur 18: Værkriteriet (IMO, 2008)

Faktorene som inngår i formel 6 er k , X_1 , X_2 , r og s . Kort oppsummert representerer faktorene følgende parametre: k representerer rulledempingsfaktoren til skrogformen og påvirkes hovedsakelig av arealet til slingrekjølene. X_1 representerer bredde/dyppgang-koeffisienten og X_2 representerer blokkoeffisienten. r representerer gyrasjonsradiusen, altså avstanden fra skipets tyngdepunkt til vannlinjen. Til slutt representerer s rulleperioden, og blir beregnet på samme måte som i formel 7 (Brian & Lopez-Pulido, 2014). I appendiks A er fullstendig beskrivelse og tabeller for å finne de normaliserte faktorene vedlagt som utklipp fra del A, avsnitt 2.3 i IS-koden (IMO, 2008).

Siden formelen er empirisk utledet vil resultatet være mer eller mindre nøyaktig for ulike design. Værkriteriet er kritisert for at parameterne er dårlig tilpasset spesifikke skipstyper. For eksempel dekker ikke tabellene vedlagt i IS-koden relevante koeffisienter for brede skip da X_1 er begrenset oppad til et bredde-dyppgang forhold på 3,5. Siden X_1 synker med økende bredde/dyppgang-forhold vil det være mulig å benytte minsteverdien på 0,8 selv om denne verdien vil bli veldig konservativ ved bredde/dyppgang vesentlig større enn 3,5. IS-koden åpner for at modellforsøk kan benyttes som en erstatning for værkriteriet, men dette er ofte ikke hensiktsmessig

grunnet kostnader og usikkerhet i designprosessen frem til resultatet er kjent.

Videre tar de dynamiske beregningene kun hensyn til frihetsgraden rulling og de potensielle bidragene, selv om det kan argumenteres med at effekten av demping blir inkludert eksplisitt ved "k" faktoren. Dette, sammen med lav sannsynlighet for at alle vind- og bølgebidragene påvirker skipet samtidig, gjør at rullewinkel φ_1 blir større enn hva forskning klarer å reproducere i dynamiske studier (Vassalos & et.al., 2013). Det er derfor tatt til orde for at kriteriene burde bli gjennomgått på nytt, slik at ikke et unødvendig strengt krav fører til mindre optimalt design.

Selv om værkriteriet ikke er ideelt utformet, er det fortsatt et krav fartøy må tilfredsstillende. For skip med store overbygninger eller stor last på dekk, vil værkriteriet ofte kunne bli en begrensende faktor på stabiliteten.

4.4 Akselerasjoner på last

Alle kriteriene beskrevet i avsnittene over tar utgangspunkt i at det kun er minstekrav som skal oppfylles. Ut fra disse kriteriene vil man se at et stivt skip med høy GM vil ha bedre stabilitet enn et tilsvarende skip med lavere GM. Basert utelukkende på dette kan man si at høy GM er bedre enn lav GM, men som med det meste i skipsdesign er det andre motstående faktorer å ta hensyn til.

Et skip i sjøen vil bevege seg som følge av påvirkning fra vind og bølger. Hvordan skipet beveger seg i bølger påvirkes av både stabiliteten og hydrodynamiske faktorer. Siden lasten om bord vil bli utsatt for de samme bevegelsene som skipet, må lasten festes til skipet med bolter og stropper for å unngå forskyvning og dermed skade på last eller skip.

For å beskrive et skips bevegelser nøyaktig må man beregne de hydrodynamiske bidragene på alle seks frihetsgradene. Dette er utenfor omfanget av denne oppgaven. I istedenfor skal en forenklet modell benyttes for å beskrive den frihetsgraden som medfører størst bevegelse, nemlig rulling om skipets senterlinje.

$$T = \frac{C * B}{\sqrt{GM}} \quad (7)$$

$T =$ Rulleperiode [s], $B =$ Bredde [m], $GM =$ Metasenterhøyde [m], $C =$ Dempingsfaktor.

Formel 7 er en forenklet modell som gir en indikasjon på skipets rulleperiode i sekunder basert på skipets bredde, GM og dempingsfaktor. Dempingsfaktoren representerer de hydrodynamiske bidragene som skrogform og slingrekjøler. Fra formelen kan man se at økt GM verdi medfører en kortere naturlig rulleperiode. En kort periode resulterer i raske endringer av bevegelsene tverrskips, og dertil store akselerasjoner og krefter påført skip og last.

Det er utarbeidet ulike retningslinjer for å sikre at kreftene på lasten ikke blir for store. En av disse er at skipets bredde delt på skipets GM bør være større enn 13 (Bliault, 2007). For et 30 meter bredt skip tilsvarer dette en maksimal GM på rundt 2,3 meter.

En for høy GM verdi blir altså problematisk da det medfører økte krefter på lasten og dermed mer omfattende behov for tidkrevende sikring og innfesting. Maksimal GM er likevel ikke en veldig viktig parameter å vurdere tidlig i designprosessen, da det finnes flere relativt enkle metoder for å redusere skipets akselerasjoner. Skipets GM kan for eksempel reduseres ved å benytte rulledempingstanker som hever det virtuelle tyngdepunktet. Eller rulleperioden kan økes ved å øke skroget dempingsfaktor C i formel 7 ved å for eksempel øke arealet av slingrekjølene (Shigunov & et.al., 2011).

4.5 Skadestabilitet

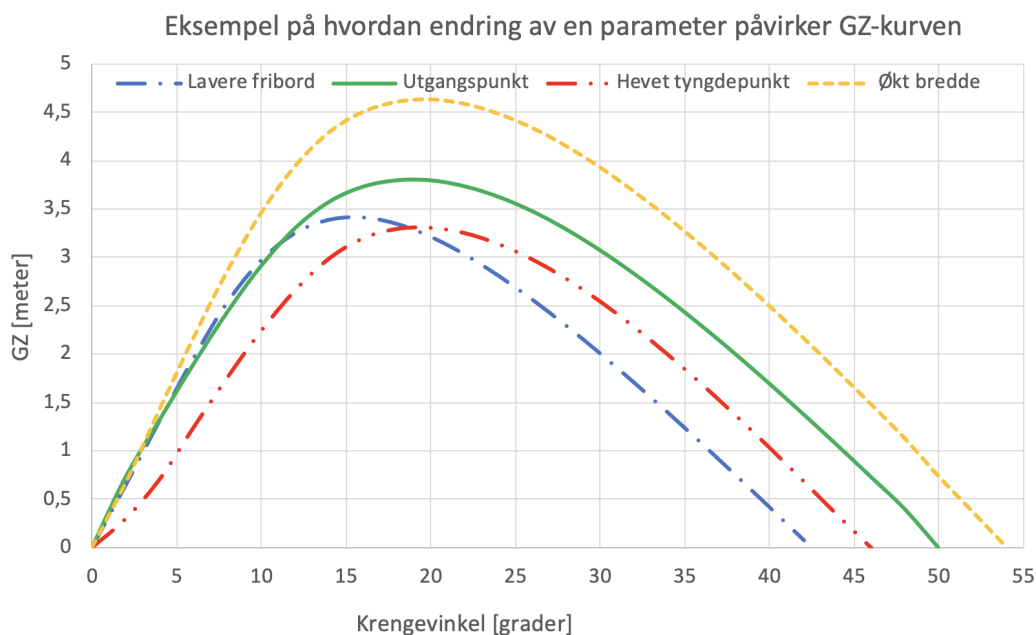
For de fleste passasjerskip og større lasteskip er det i tillegg til intaktstabilitet også krav til skadestabilitet. Skadestabilitet er enkelt forklart skipets evne til å motstå kantring som følge av fylling av rom etter en skade i skroget. Beregning av skadestabilitet utføres enten deterministisk eller probabilistisk. For lasteskip med lengde større enn 80 meter og passasjerskip bygget etter 2009 er det krav til probabilistiske skadestabilitetsberegninger. Disse beregningene er avhengige av detaljerte arrangementstegninger over skipets vanntette inndeling for å avgjøre om den oppnådde indeksen A er større enn kravet til indeks R (IMO, 1973). Hvis hoveddimensjonene er fastlåst påvirkes den oppnådde indeksen bare av hvordan skroget er oppdelt i vanntette skott. Optimering av denne inndelingen er beskrevet i tidligere oppgaver (Salen, 2016) og (Djupvik, 2015). Denne oppgaven vil ikke fokusere på skipets generalarrangement, da det ikke er noen volumkritiske funksjoner under dekk på fartøyet som analyseres. Det er derfor antatt at optimering av vanntett inndeling ikke vil være en kritisk faktor. Skadestabilitet vil derfor ikke bli omtalt videre i denne oppgaven.

4.6 Ulike parametere og hoveddimensjoners påvirkning på stabiliteten

Et fartøy designes og dimensjoneres ut fra funksjonene fartøyet skal utføre. Som beskrevet i avsnitt 3.2.1 vil dette typisk være skrogets deplasement for vekt-kritiske skip, eller skipets volum for volumkritiske skip. Hoveddimensjonene blir da ofte beregnet slik at fartøyet akkurat oppfyller funksjonskravene. Større dimensjoner vil øke kostnadene uten å direkte øke nytten. For noen skip vil likevel de optimale dimensjonene måtte økes eller endres hvis for eksempel stabiliteten blir en begrensende faktor. For kunne ta beslutninger om hvordan dimensjonene mest effektivt kan endres for å tilfredsstille stabilitetskriteriene er det nødvendig å ha oversikt over hvordan de ulike endringer påvirker skipets stabilitet.

Figur 19 viser eksempler på hvordan ulike endringer påvirker GZ-kurven. Siden skipets stabilitet er påvirket av mange sammenkoblede faktorer er det vanskelig å

isolere en endring helt, men eksemplene under gir en indikasjon på typiske bidrag.



Figur 19: Eksempel på hvordan endring av en parameter påvirker GZ-kurven

4.6.1 Bredde og lengde

Et fartøys bredde og lengde er koblet sammen med, og påvirker nesten alle aspekter ved skipsdesign som struktur, hydrodynamikk, lastekapasitet, systemer og stabilitet. Det er derfor vanskelig å isolere bidraget en endring i lengde eller bredde har på stabiliteten, men det er mulig å vurdere de to bidragene med størst effekt; økt vannlinjeareal og deplasement.

Vannlinjeareal og arealtreghetsmoment er som beskrevet i avsnitt 4.1 tett koblet med skipets initialstabilitet. Fra formel 2 for BM bidrar bredde i tredjepotens, mens lengden er lineær, for beregningene av tverrskips stabilitet. For å øke initialstabiliteten er det derfor mye mer effektivt å øke bredden enn lengden. En utfordring med å øke bredden er at toppunktet på GZ-kurven vil inntreffe tidligere fordi dekkshjørnet vil neddykkes ved en lavere krengvinkel. Årsaken til dette blir videre forklart i neste avsnitt om fribord. Selv om stabiliteten øker med større bredde, vil altså fartøyet kunne få utfordringer med de generelle stabilitetskriteriene der det er krav at GZmaks skal inntreffe ved en krengvinkel over 25 grader. Dette er en av årsakene til at stabilitetskriteriene for spesiell skrogform er inkludert i IS-koden.

Deplasementet til et fartøy er gitt ved formel 8. Ved konstant deplasement må enten dypgang eller blokk-koeffisient (C_b) justeres for å beholde likevekt hvis bredde eller lengden endres. Sett bort fra at endringen sannsynligvis vil påvirke lettskipsvekten, vil en økning i bredde medføre redusert dypgang hvis blokk-koeffisient og lengde forblir konstant. For stabiliteten vil redusert dypgang gi en mindre KB, som bidrar negativt på initialstabiliteten. Men siden fribordet blir tilsvarende høyere vil dette kunne motvirke noe av den negative effekten økt bredde har på

toppunktet som nevnt i avsnittet øver. En redusert dypgang vil også gi mindre plass til en stor propelldiameter. Dette sammen med at økt bredde og konstant blokk-koeffisient vil gi dårligere hydrodynamikk og økt motstand, vil derfor medføre at økt bredde vil kunne gi dårligere drivstofføkonomi. Hvis blokk-koeffisienten endres og dypgangen holdes konstant vil økt bredde gi en redusert blokk-koeffisient. En redusert blokk-koeffisient er positivt for motstand, men kan øke byggekostnadene hvis blokk-koeffisient medfører at skroggeometrien får mange dobbeltkrumme flater. Videre vil en redusert blokk-koeffisient også gi et mindre vannlinjeareal, og på den måten redusere noe av stabilitets-bidraget fra breddeøkningen (Bertram & Schneekluth, 1998). En økning i lengde vil ha samme påvirkning på dypgangen og en positiv effekt på drivstofføkonomien. Men siden lengde kun gir en lineær økning i arealtreghetsmomentet, vil de negative bidragene fra redusert KB eller mindre vannlinjeareal føre til at netto økning i stabilitet er minimal.

$$\Delta = L * B * T * Cb \quad (8)$$

Det er mange faktorer å ta hensyn til ved endring av lengde eller bredde, men for å forbedre stabiliteten vil en breddeøkning være vesentlig mer lønnsom enn en lengdeøkning. Som et eksempel må et fartøy som er 100 meter langt og 20 meter bredt ha en lengdeøkning på 16 meter for å ha samme effekt på BM som en breddeøkning på 1 meter.

4.6.2 Fribord

Skipets fribord er den vertikale avstanden fra vannlinjen og opp til fribordsdekk, og kan også uttrykkes som i formel 9. Minimum fribord er regulert i lastelinjekonvensjonen. Kravet varierer med fartøytype, lengde og en rekke andre parametere, men er typisk i størrelsesorden 800-1500 millimeter for fartøy med lengde rundt 100 meter. Det er ingen øvre begrensing på fribordshøyde. Men siden det stilles strengere krav til vannrett integritet for dekk og volum under fribordsdekk, vil høyden av fribordet ofte begrenses av økte byggekostnader.

$$Fribord = Dybde \ i \ riss - maksimal \ dypgang \quad (9)$$

Fribordet påvirker først skipets stabilitet ved større krengevinkler. Dette er fordi skrogvolumene som påvirkes av fribordet ikke blir neddykket før fartøyet er blitt krenget. Et tydelig eksempel på hvordan fribord påvirker GZ-kurven er krengevinkelelen der dekkshjørnet neddykkes. Denne vinkelen er ofte sammenfallende med toppunktet på GZ-kurven. Etter at dekkshjørnet kommer under vann vil det relative skrogvolumet som neddykkes per krengevinkel begynne å minke. På grunn av dette vil ikke skipets oppdriftsenter lenger forskyve seg videre utover. Vannlinjearealet vil også begynne å minke etter dekkshjørnet er neddykket, med resulterende lavere GM. Kombinert bidrar dette til at rettende arm blir mindre, og GZ-kurven synker. I figur 19 er dette illustrert ved at kurven for lavere fribord er omtrent identisk med utgangspunktet frem til 12 grader, der kurven for lavere fribord flater ut og når

toppunktet ved både lavere krengevinkel og GZ-verdi.

Det er ikke utelukkende positivt å øke fribordet. For skip som frakter dekkslast økt fribord føre til at dekket heves tilsvarende høyere over basis, og som følger av dette vil også tyngdepunktet til lasten heves. I tillegg kommer økte byggekostnader og økt lettskipsvekt og tyngdepunkt som følge av et høyere skrog.

Formen på skroget over vannlinjen og overbygginger vil også påvirke reststabiliteten ved større krengevinkler på samme måte som fribord.

Høyden på fribord har altså en stor innvirkning på hvilken krengevinkel toppunktet på GZ-kurven inntreffer, og deretter utstrekningen av GZ-kurven. For fartøy som har utfordringer med stabilitetskrav for store krengevinkler vil en heving av fribordet derfor være en effektiv parameter å endre.

4.6.3 Tyngdepunkt

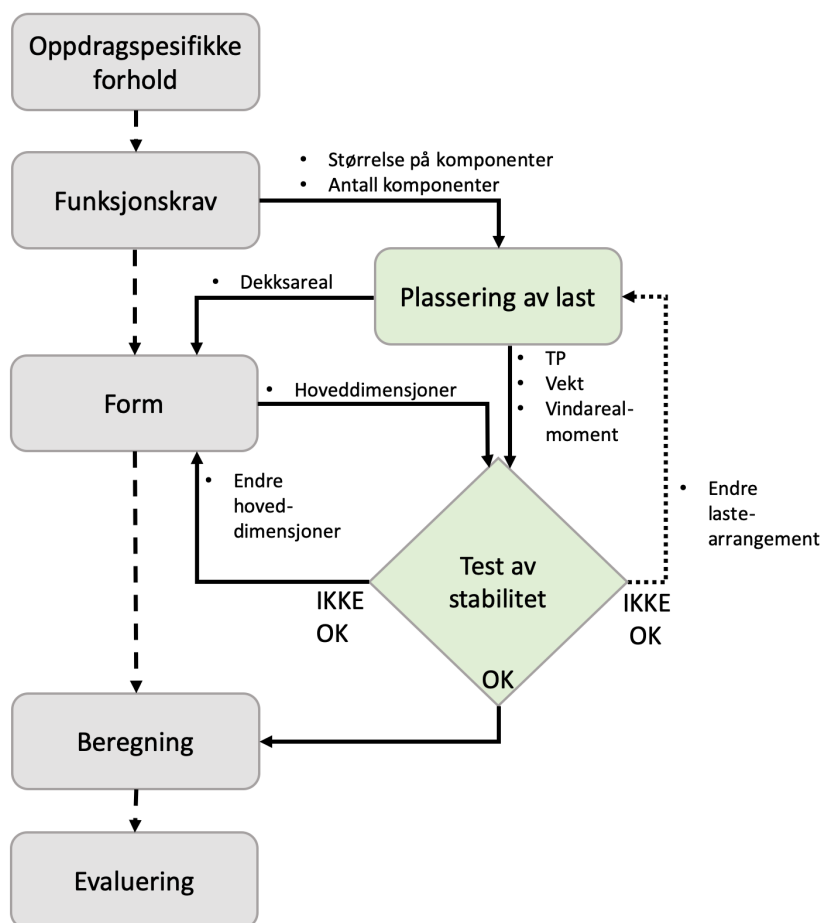
Ut fra formelen for initialstabilitet $GM = KB + BM - KG$ er det tydelig at en heving av tyngdepunktet KG vil gi en direkte reduksjon av GM uten å påvirke de andre faktorene. Lavere GM gir som kjent en mindre bratt stigning på GZ kurven for små krengevinkler. Den reduserte stigningen forplanter seg gjennom hele GZ-kurven. Siden fartøyets hoveddimensjoner og deplasement ikke endres ved økt tyngdepunkt, vil formen på GZ-kurven forbli lik, men rettende arm blir altså lavere for alle krengevinkler. Fordi et høyere tyngdepunkt gjør at "G" forskyver seg en større avstand horisontalt per endring i krengevinkel vil GZ-kurven bli negativ ved en lavere krengevinkel, da GZ er lik null når tyngdepunkt og oppdriftssenter er på en vertikal linje. Forenklet kan man si at GZ-kurven krymper ved høyere tyngdepunkt.

Selv om tyngdepunktet ikke er en parameter skipdesigneren kan bestemme direkte, er det mulig å påvirke skipets tyngdepunkt med ulike virkemidler. Tidlig i designfasen har skipsdesigneren frihet til å påvirke tyngdepunkt med plassering av systemer og materialbruk i overbygginger. Når skipet er bygget kan fortsatt tyngdepunktet påvirkes ved bruk av ballast eller fri væskeoverflate. Ballast plassert lavt i skipet vil senke tyngdepunktet, men også øke deplasementet. Permanent bruk av ballast vil derfor redusere maksimal lastekapasitet og er generelt ikke ansett som en god løsning for å øke stabilitet. Men hvis stabilitet er en begrensende faktor vil bruk av permanent ballast kunne forbedre stabiliteten. (Bertram & Schneekluth, 1998).

5 Modell for evaluering av ulike lastearrangement med høy og tung dekkslast

I de foregående kapitlene er designmetodologi, stabilitet og offshore vindkraft beskrevet. Dette kapitlet vil benytte kunnskapen fra de foregående kapitlene til å lage en modell for å vurdere stabiliteten tidlig i designprosessen for et fartøy som skal frakte høy og tung dekkslast.

Modellen baserer seg på fremgangsmåten til systembasert skipsdesign (SBSD) som ble beskrevet i avsnitt 3.2.1. Som vist i flytskjema i figur 20 inkluderer modellen to ekstra steg for plassering av last og test av stabilitet i tillegg til den vanlige fremgangsmåten. Selv om SBSBD i figuren er fremtillit som en lineær prosess, gjenspeiler dette bare en iterasjon i spiralen. Én beregning vil kunne gi tilstrekkelig detaljer til å kunne sammenlikne ulike design og lastekonfigurasjoner, men for å finne en optimal løsning må det gjøres flere iterasjoner, som vist tidligere i figur 10.



Figur 20: Flytskjema for hvordan modellen passer inn i SBSBD prosessen

Under er en stegvis gjennomgang av modellen tilpasset til hvordan SBSBD prosessen er bygget opp og beskrevet i (Erikstad & Levander, 2012). Eksemplene som blir benyttet er knyttet til transport av vindturbinkomponenter, men modellen vil også dekke andre typer høy og tung dekkslast.

5.1 Oppdragspesifikke forhold

Første steg i modellen er å etablere de oppdragspesifikke forholdene som beskriver behovene i designprosjektet. Informasjonen kommer fra prosjekteier, reder eller operatør som skal benytte fartøyet, i form av en spesifisering som beskriver oppgaven fartøyet skal løse, og eventuelle eksterne faktorer som vil påvirke fartøyet.

Spesifikasjonen for et transportfartøy for offshore vindturbinkomponenter vil typisk beskrive lasten som skal fraktes, designfart, rekkevidde, DP-kapasiteter og utslippskrav. Eksterne faktorer kan være maksimal lengde/bredde/dybde i havn, værforhold eller andre operasjonsbegrensninger.

Den viktigste informasjonen for denne modellen vil være beskrivelse av lasten som skal fraktes. Spesifikasjonen bør inneholde informasjon om antall komponenter, størrelse og vekt på komponentene, samt begrensninger i konfigurasjon.

5.2 Funksjonskrav

Basert på behovene beskrevet i spesifikasjonen blir funksjonskravene beregnet. Funksjonskravene relateres i systembasert skipsdesign til systemene om bord. Systemene for et transportfartøy kan deles opp i fartøyspesifikke systemer og lastesystem.

For transportfartøyet vil lastesystemet være dekkareal og lastekapasitet på dekk, og de viktigste fartøyspesifikke systemene være skrogstruktur, maskineri, fremdriftsystem og tankkapasitet.

Fra funksjonskravene beregnes fartøyetets nødvendige kapasitet ved å benytte parametriserte verdier for vekt-, volum- og arealbehov for størrelsen av de ulike systemene. Den nødvendige kapasiteten beregnes ved å summere behovene til de ulike systemene, og presenteres som fartøyetets totale vekt, volum og areal. Basert på om fartøyet er vekt-, volum- eller arealkritisk vil denne verdien definere størrelsen på fartøyet i neste steg.

I modellen beregnes de fartøyspesifikke behovene på samme måte som i SBSD prosessen ved å benytte parametriserte verdier.

Vanligvis kan den nødvendige kapasiteten for det lastesystemet enkelt beregnes. Et funksjonskrav for et containerskip vil for eksempel kunne være kapasitet til 3000 containere (TEU). Nødvendig kapasitet for det lastesystemet vil da være et volum på $3000 \cdot 40 \text{ m}^3 (\text{TEU}) = 120\,000 \text{ m}^3$, vekt på $3000 \cdot 20 \text{ tonn} = 60\,000 \text{ tonn}$ og minimalt areal ut fra maksimal stablehøyde på 10 containere $\frac{3000}{10} \cdot 15 \text{ m}^2 = 4\,500 \text{ m}^2$ (Levander, 2009).

For vindturbinkomponentene er det mulig å beregne kravene på samme måte som over. Ved å summere vekten av de alle komponentene finner man samlet vekt.

En utfordringen er at nødvendig dekkareal ikke enkelt kan defineres. Siden vindturbinkomponentene kan arrangeres på ulike måter, vil nødvendig dekkareal være avhengig av lastearrangementet. For å bestemme nødvendig dekkareal må derfor

lastearrangementet spesifiseres og beregnes.

5.3 Plassering av last

Fra spesifikasjonen i oppdragspesifikke forhold er antall komponenter, størrelse og vekt på komponentene, og begrensninger i konfigurasjonsmulighetene beskrevet. Selv ved et relativt begrenset antall komponenter og konfigurasjonsmuligheter, vil det være et stort antall mulige lastearrangement.

For å håndtere antallet mulige lastearrangement og bestemme hvilket som skal benyttes er det flere strategier.

Den enkleste strategien er å benytte skipsdesignerens kunnskap og erfaring til å utforske mulighetsrommet, og manuelt finne mulige lastearrangement som virker gunstige. Denne strategien er effektiv og robust, men med et større antall komponenter vil det være arbeidskrevende å evaluere mulighetene opp mot hverandre.

En annen strategi er å benytte automatiserte pakkealgoritmer til å generere alle mulige lastearrangement, for så å vurdere resultatene opp mot hverandre. I skipsdesign er automatisert konfigurasjon og pakking av systemer om bord på skip beskrevet av blant annet Van Oers (Van Oers, 2011). Denne tankegangen vil være mulig å overføre til plassering av last. Men en mer aktuell tilnærming vil kunne være å tilpasse eksisterende pakkealgoritmer utviklet for å pakke uregelmessige esker mest mulig effektivt inn i en container. Pakkealgoritmene er allerede utviklet for å ta høyde for tyngdepunkt, orientering, og lastbalanse (Fernandez & et.al., 2013). Ulempen med denne strategien er at alle begrensningene i konfigurasjon må programmeres inn, og i tillegg vil ikke algoritmene kunne vurdere lastearrangementet opp mot for eksempel løfteoperasjoner.

I denne oppgaven benyttes første strategi med manuell plassering av last.

Når lastearrangementet er bestemt må det beregnes nødvendig dekkareal og lastens vekt, tyngdepunkt og vindarealmoment.

5.4 Form - Etablering av hoveddimensjoner

Ved å kombinere nødvendig kapasitet for de fartøyspesifikke systemene fra funksjonskravet og vekt av vindturbinkomponentene med beregnet dekkareal ut fra et spesifikt lastearrangement, finner man fartøyets nødvendige kapasitet.

For transportfartøyet vil den primære begrensende faktoren være dekkareal. Basert på lengde og bredde av lastearrangementet, fartøyets vekt, og parametriserte verdier og forholdstall er det mulig å etablere hoveddimensjoner for fartøyet ved å benytte blant annet formel 8.

I og med at det ikke er noen fysisk høydebegrensing på dekk, vil stabiliteten også fungere som begrensende faktor avhengig av hvordan lasten er arrangert. Siden det ikke er noen parametriserte verdier for å beregne stabilitet, må en test av stabilitet benyttes for å vurdere om hoveddimensjonene er begrenset av stabiliteten.

5.5 Test av stabilitet

Ved den vanlige fremgangsmåten for SBSB testes stabilitet ved å beregne vekt og tyngdepunkt ut fra plassering av systemene, og parametriserte verdier fra typiske skrog for å bestemme KB og BM. Basert på disse verdiene kan GM beregnes, og benyttes som indikasjon på stabiliteten (Erikstad & Levander, 2012). Denne fremgangsmåten for test av stabilitet vil være tilstrekkelig for fartøytyper som lasteskip, containerskip, tankskip, og plattform supplyskip. Felles for disse fartøytypene er at lasten vil være plassert tilnærmet likt for de fleste fartøy i en fartøygruppe. Når da parametriserte verdier benyttes til å etablere hoveddimensjoner, vil stabiliteten indirekte være tatt hensyn til fordi de parametriserte verdiene er basert på eksisterende fartøy som tilfredsstillere stabilitetskriteriene.

Fordi lastearrangementet generert i ”plassering av last” er uavhengig fra de parametriserte beregningene, og det er antatt at stabilitet vil være en begrensende faktor, er det nødvendig å teste stabiliteten for å vurdere om hoveddimensjonene tilfredsstillere stabilitetskriteriene.

Som beskrevet i avsnitt 4.3.1 og 4.3.3 er det flere stabilitetskriterier enn kun GM-verdien som må være oppfylt. I modellen er det derfor utviklet to ulike tester for stabilitet som inkluderer alle stabilitetskriteriene for intaktstabilitet; KG-grensekurver og maksimalt vindarealmoment.

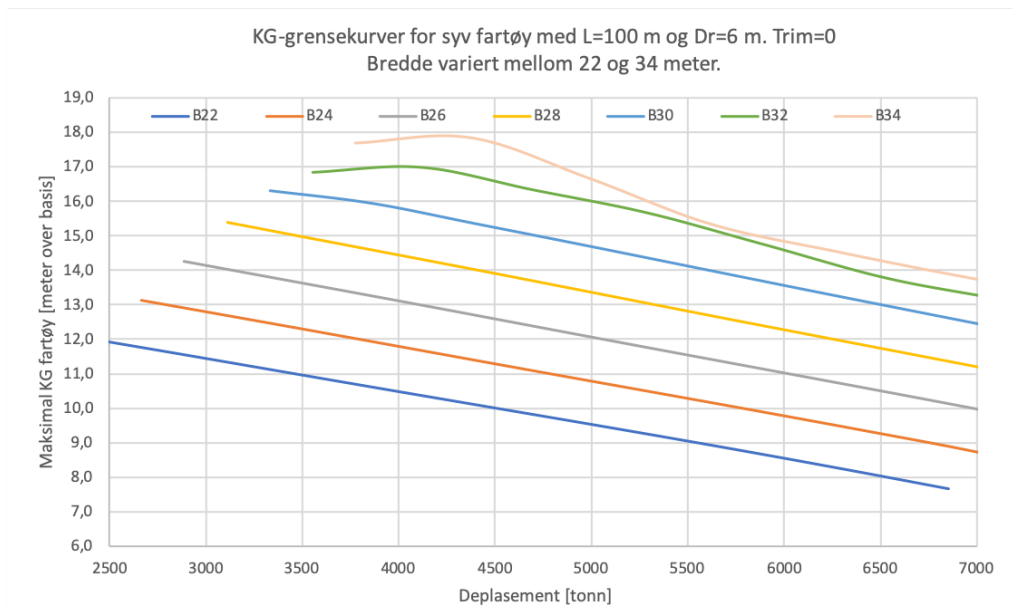
Hvis ikke alle stabilitetskriteriene er tilfredsstillt må skipets hoveddimensjoner endres. Basert på nye hoveddimensjoner testes stabiliteten på nytt. Denne iterasjonsprosessen gjentas til hoveddimensjonene tilfredsstillere stabilitetskriteriene.

5.5.1 KG-grensekurver

Ut fra skipets beregnede deplasement og tyngdepunkt kan KG-grensekurvene benyttes til enkelt å avgjøre om stabilitetskriteriene beskrevet i avsnitt 4.3.1 være tilfredsstillt.

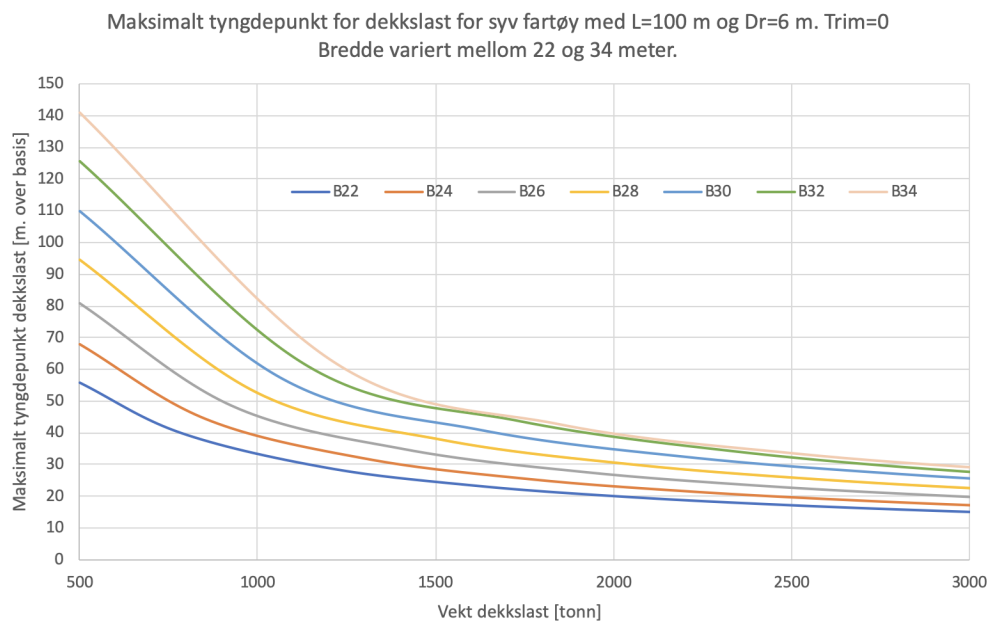
Hvis fartøyets tyngdepunkt ved et gitt deplasement ligger lavere enn KG-grensekurven, som representere fartøyets hoveddimensjoner, vil stabilitetskriteriene være tilfredsstillt.

Figur 21 viser KG-grensekurvene generert i denne oppgaven. For en reell designprosess vil det være nødvendig med KG-grensekurver for som dekker større utvalg hoveddimensjoner og lavere intervall mellom disse. Å beregne et høyt antall KG-grensekurver er ikke gjort i denne oppgaven fordi KG-grensekurvene er tilstrekkelig til å illustrere fremgangsmåten, og fordi å generere flere KG-grensekurver er tidkrevende og repeterende arbeid.



Figur 21: KG-grensekurver for syv fartøy med bredde variert mellom 22 og 34 meter.

Hvis fartøyets hoveddimensjoner er låst vil det være mulig å benytte kurvene i figur 22 til å beregne maksimalt tyngdepunkt for lastearrangementet basert på totalvekt av komponentene.



Figur 22: Maksimalt tyngdepunkt for dekkslast for syv fartøy med bredde variert mellom 22 og 34 meter.

5.5.2 Maksimalt vindarealmoment

Normal kontroll av værkriteriet er å benytte data fra et ferdig design til å avgjøre om fartøyet har tilstrekkelig stabilitet til å oppfylle kravene i værkriteriet: Fartøyets projiserte sideareal og skrogform er fastsatt, og værkriteriet kontrolleres som en del

av lastetilstandene der tyngdepunkt og deplasement er variablene.

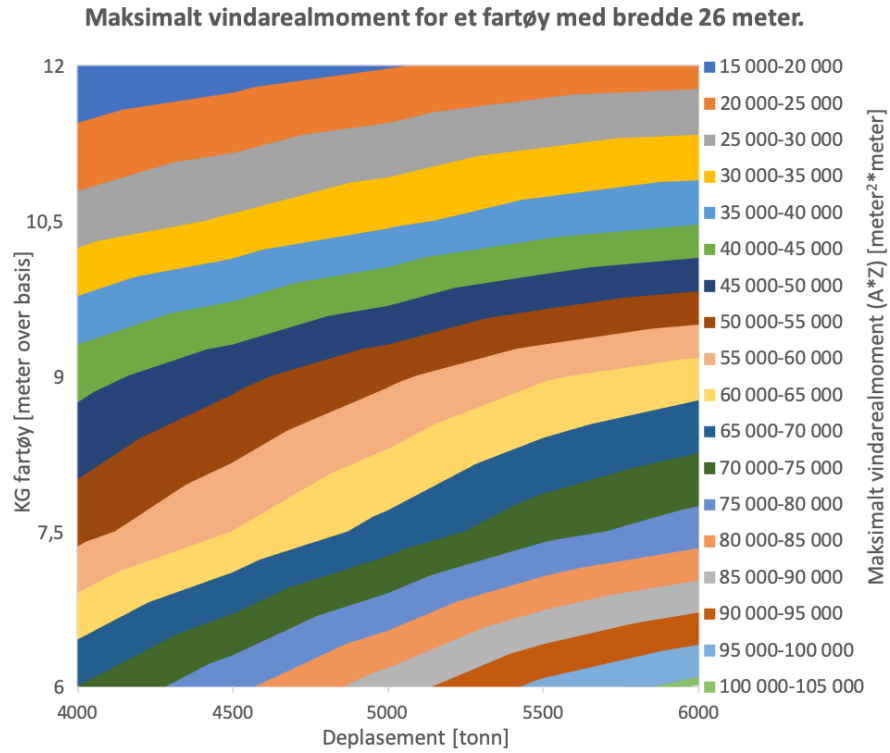
For fartøy som transporterer varierende last med ulike lastearrangement på dekk, vil fartøyets projiserte sideareal variere med lastearrangementet. Den normale fremgangsmåten for å kontrollere værkriteriet vil derfor ikke kunne benyttes som generisk test av stabiliteten. I oppgaven er det derfor blitt utviklet en test som beskriver hva fartøyets maksimale vindarealmoment ($A \cdot Z$) kan være før værkriteriet ikke lenger er tilfredsstillt.

Grensen for maksimalt vindarealmoment for fartøy med bredde på 26 meter og 30 meter er vist i henholdsvis figur 23 og 24. Basert på skipets hoveddimensjoner etablert i tidligere i modellen, benyttes den grensen som ligger nærmest dimensjonene. Ut fra skipets beregnede deplasement og tyngdepunkt, vil man kunne lese ut maksimalt vindarealmoment i punktet bestemt av deplasement og tyngdepunkt. Fargen i punktet korresponderer med intervaller for maksimalt vindarealmoment og kan leses av i intervalloversikten for maksimalt vindarealmoment ($A \cdot Z$) til høyre i figurene.

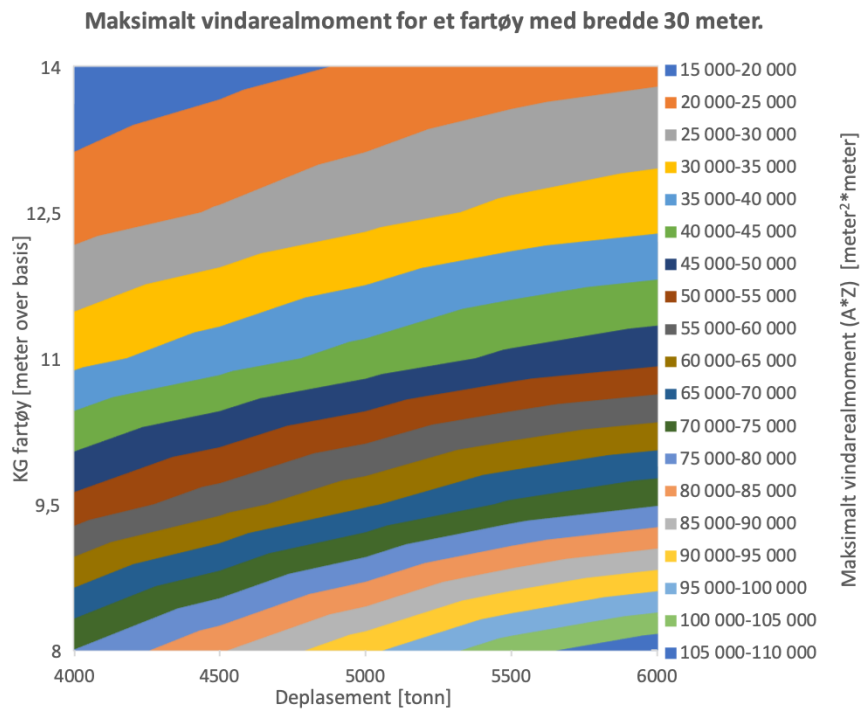
Når maksimalt vindarealmoment er funnet, sammenlignes dette med den beregnede verdien for fartøyets vindarealmoment, som ble beregnet under plassering av last. Hvis fartøyets beregnede vindarealmoment er lavere enn maksimalt vindarealmoment funnet fra figuren vil værkriteriet være oppfylt. Og motsatt hvis fartøyets vindarealmoment overstiger maksimal verdi, er værkriteriet ikke oppfylt og hoveddimensjonene må endres. Basert på nye hoveddimensjoner gjennomføres en ny vurdering, og fremgangsmåten gjentas til fartøyets beregnede vindarealmoment er lavere enn maksimalt tillatt vindarealmoment.

Fremgangsmåte for utvikling av testen og beregninger blir presentert i detalj i avsnitt 6.3.3.

Ut fra samme argumentasjon som for KG-grensekurvene er det er kun laget tester for 26 meter og 30 meter bredde i denne oppgaven.



Figur 23: Maksimalt vindarealmoment (A*Z) for fartøy: bredde: 26 m, lengde: 100 m, Dr: 6 m



Figur 24: Maksimalt vindarealmoment (A*Z) for fartøy: bredde: 30 m, lengde: 100 m, Dr: 6 m

5.6 Beregning

Når hoveddimensjonene oppfyller både funksjonskravene om nødvendig kapasitet og stabilitetskriteriene, vil neste steg være å beregne skipets egenskaper. Basert på hoveddimensjonene kan nå behovene til de fartøyspesifikke systemene som skrogform, skrogstruktur, maskineri, fremdriftsystem og tankkapasitet beregnes mer nøyaktig. De fartøyspesifikke systemene dimensjoneres for å møte kravene i spesifikasjonen til blant annet designfart, rekkevidde, DP-kapasiteter og utslippskrav.

5.7 Evaluering av design

Basert på beregningene kan byggekostnad, operasjonskostnader og utslipp estimeres. Ved å evaluere kostnader opp mot skipets egenskaper er det mulig å beregne designets godhet.

For å forbedre designet kan det gjøres endringen i formen, for eksempel å endre lastearrangement for å bedre utnytte dekkarealet, eller øke lengden for å redusere motstand. Deretter gjentas stegene i modellen i en ny iterasjon. Designet kan dermed optimeres ved å iterere mellom form, beregning og evaluering frem til et endelig design er bestemt. Denne arbeidsmetoden er representert ved spiralen i figur 10 i avsnitt 3.2.1.

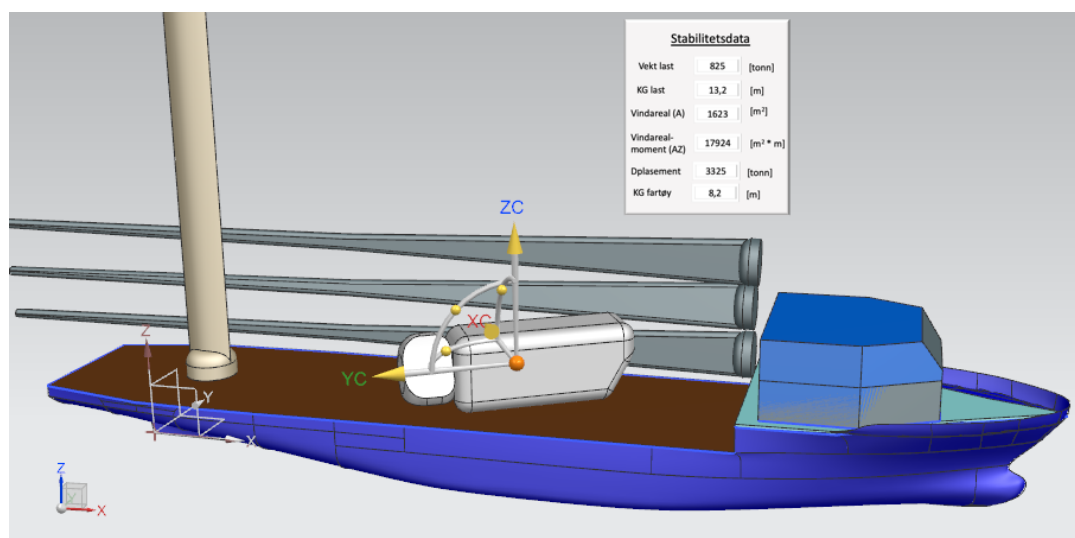
6 Fremgangsmåte for beregninger i modell og case

Dette kapittelet vil gi en mer detaljert beskrivelse av de to hovedelementene fra modellen presentert i forrige kapittel. Først vil fremgangsmåten for plassering av last som blir benyttet i casen presenteres i avsnitt 6.1. Deretter vil fremgangsmåten som er utviklet og benyttet for stabilitetstestene beskrives i avsnitt 6.2 og 6.3.

6.1 Plassering av last

Tidlig i arbeidet med denne oppgaven ble vindturbinkomponentene og et transportfartøy modellert i CAD-programmet Siemens NX. Målsettingen var å kunne benytte programmeringsmulighetene (API) i Siemens NX til automatisk å beregne vekt, tyngdepunkt og vindarealmoment basert på konfigurasjonen av komponentene i 3D-modellen. I Siemens NX kan de ulike komponentene legges til og flyttes rundt med full frihet. For skipsdesigneren vil det derfor være enkelt å generere ulike lastearrangement, og sammenligne dem ved hjelp av de automatisk beregnede verdiene fra 3D-modellen.

Det er valgt å ikke prioritere å utvikle et program for automatisk beregning i denne oppgaven. Nyten av et slikt program vil ikke gjenspeile tid benyttet til utvikling, fordi plassering av last ikke er en del av det overordnede målet med oppgaven. I figur 25 er det vist et eksempel på hvordan beregnede data kunne blitt presentert sammen med 3D-modellen. Ved videreutvikling av programmet kunne data fra stabilitetstestene blitt inkludert for automatisk tilbakemelding når ett eller flere stabilitetskrav brytes.



Figur 25: Modell laget i Siemens NX for plassering av last. Komponenter kan flyttes fritt i alle frihetsgrader. Eksempel på hvordan stabilitetsdata kunne blitt presentert.

Beregning av vekt, tyngdepunkt og vindarealmoment er utført i Excel. Dimensjonene på vindturbinkomponentene og formler for beregning av dekkareal, tyngdepunkt og vindarealmoment ble lagt inn i et regneark. Input i Excel for å beregne ulike lastearrangement er antallet og orienteringen av de ulike komponentene. Mulige orienteringer blir beskrevet i casen i avsnitt 7.2.1. Innbyrdes

plassering blir ikke definert, langskips og tverrskips tyngdepunkt er derfor ikke beregnet. Vindareal ble definert ved å legge inn antall komponenter som var synlig i vindprofilen. Beregningene fra Excel for de seks casene er vedlagt i appendiks D.

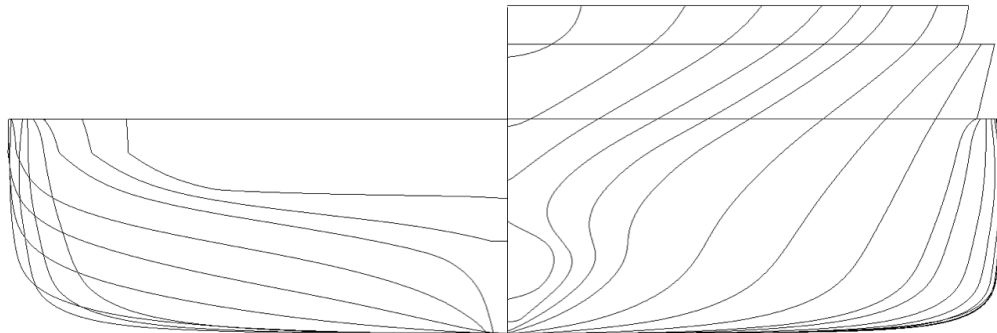
6.2 Stabilitetsprogram

Å beregne stabilitet ved store krengevinkler og dynamisk stabilitet utføres mest effektivt og nøyaktig ved å benytte et stabilitetsprogram. Stabilitetsprogrammet Autohydro, ble derfor benyttet til å utføre alle stabilitetsberegningene. Det medfølgende modelleringsprogrammet Modelmaker ble benyttet til å importere skrogmodellen fra Siemens NX, og konvertere denne til en geometrifil som er kompatibel med Autohydro.

Informasjon om programvare benyttet er i appendiks G.

6.2.1 Skrogmodell

For å beregne stabilitet ved store krengevinkler og dynamisk stabilitet er det nødvendig med en fullstendig skrogmodell. Skroget som er benyttet er basert på designet fra et plattform supplyskip og modellert i Delftship. Skroget anses å kunne representere et sannsynlig design på et transportfartøy. I figur 26 er spanterisset til skrogmodellen vist.



Figur 26: Spanteris til den generiske skrogmodellen. Lengde 100 meter, bredde 26 meter, dybde i riss 6 meter.

Skrogmodellen er modellert som et glatt skrog, uten at tilleggsvolum som asimut-thrustere og tunnel-thrustere er lagt til eller tatt ut. Denne forenklingen vil kun påvirke resultatene marginalt, da stabilitetsprogrammet legger sammen alle volum og beregner totalt deplasement basert på skipets dypgang i likevekt. Tilleggsvolum kunne påvirket trimvinkler, men siden stabilitet i denne oppgaven kun skal sammenlignes og estimeres tidlig i designprosessen vil en glatt modell være enkel å forholde seg til og gi et tilstrekkelig nøyaktig resultat. Det er heller ikke modellert vantette skott eller annen vanttett integritet. Skadestabilitet vil derfor, som beskrevet

tidligere, ikke bli beregnet.

For at stabilitet skal kunne sammenlignes for skip med ulike hoveddimensjoner må skrogmodellen tilpasses de nye dimensjonene. Ideelt for sammenligningsformål skulle det vært mulig å isolere endringen til kun en dimensjon. Men fordi skroget er tredimensjonalt, og de ulike stabilitetsparameterne er tett koblet sammen, vil en isolert økning i bredde også øke skipets deplasement ved samme dypgang, samt en rekke andre forholdtall. Hvordan dimensjonene i skrogmodellen endres, påvirker også sammenligningsgrunnlaget. For å endre skrogmodellens dimensjoner er det to muligheter. Enten skalering i lengde, bredde og høyde-retningen, eller direkte endring av skroggeometrien.

Ved skalering endres alle punkter i skrogmodellen med en skaleringsfaktor i den retningen modellen skaleres. Fordelen med skalering er at skrogmodellen enkelt og effektivt kan endres med en skaleringsfaktor, uten behov for å endre individuelle kontrollpunkter i skrogmodellen. Hvis alle retningene skaleres med samme faktor vil modellen beholde geometrien, men øke eller reduseres i størrelse, slik som for eksempel fysiske skipsmodeller i skala 1:100. Når derimot kun en retning skaleres vil både geometri og størrelse endres. Skrogmodellen vil dermed strekkes eller komprimeres i den retningen den skaleres. Ved små endringer vil resultatet være tilfredsstillende fordi geometrien forblir tilnærmet identisk, men ved store endringer vil den skalerte geometrien ikke lenger representere et typisk skrogdesign. Årsaken til dette er eksempelvis at innløpsvinkelen i baugen er tett koblet til skipets bredde og lengden av baugpartiet, men ikke direkte påvirket av skipets totale lengde. Hvis skipet skaleres mye i lengden vil derfor innløpsvinkelen kunne bli veldig spiss, fordi lengden av baugpartiet skaleres like mye som det parallelle midtskipet. Det samme gjelder ved skalering av dybde i riss, hvis fribordet skal økes medfører dette også at undervannsskroget endres.

Ved direkte endring av skroggeometrien vil det være mulig å unngå noen av ulempene med skalering. For eksempel kan lengden økes ved å legge inn ekstra spant i det parallelle midtskipet, og på den måten beholde geometrien i baug og hekkpartiet. Tilsvarende kan baug- og hekkpartiet forlenges og midtskipet justeres for å beholde geometrien ved økt bredde. Fribordet kan økes ved å heve dekket uten å endre undervannsskroget. Ulempen er at endringer blir vesentlig mer arbeidskrevende, da mange individuelle kontrollpunkter i modellen må endres og tilpasses. Videre er det fortsatt ikke mulig å isolere endringen til kun en dimensjon, så sammenligningen vil fortsatt være påvirket av flere faktorer som introduserer unøyaktigheter. Direkte endring av skroggeometrien gjør det også vanskelig å kvantifisere de ulike endringene som er gjort med modellen, slik at det ved en sammenligning er vanskelig å avgjøre hvilke faktorer som bidrar positivt og negativt til stabiliteten.

I denne oppgaven vil skalering benyttes for å endre skrogmodellen. Siden endringene i skrogmodellen er relativt begrenset vil skalering gi et tilfredsstillende resultat for sammenligning, samtidig som endringene kan utføres ved å endre én skaleringsfaktor. Hvis et større spenn av hoveddimensjoner skulle blitt sammenlignet ville det vært aktuelt å benytte en kombinasjon av direkte endring og skalering for å beholde geometrien.

6.2.2 Lettskipsvekt og tyngdepunkt

Verdier for lettskipsvekt og tyngdepunkt til fartøyet er nødvendige for å kunne beregne stabilitet. Siden fokuset i casen er test av stabilitet og lastearrangement er det ikke utført noen beregninger av skipets systemer i SBSB prosessen. Skrogmodellens lettskipsvekt og tyngdepunkt derfor kun estimert basert på enkle forholdstall i denne oppgaven. Lettskipsvekten er antatt til å være $\frac{1}{3}$ av deplasementet til skrogmodellen. Basert på dimensjonene i formel 10 blir lettskipsvekten til skrogmodellen ca. 3000 tonn. Ved skalering av bredde blir lettskipsvekten justert tilsvarende. Tyngdepunktet er satt til 4 meter over basis som omtrent tilsvarende volumsenteret av skrogmodellen.

$$L * B * T * Cb * \rho = \Delta \quad 100 * 28 * 4,5 * 0,7 * 1,025 = 8820 \quad (10)$$

Selv om beregningene over er omtrentlige, vil de fungere tilfredsstillende til sammenligning av lastearrangement da forholdet mellom de ulike lastearrangementene forblir konstant. Videre er begge testene av stabilitet presentert i modellen basert på samlet deplasement og tyngdepunkt for last og lettskip. Sett i sammenheng med de andre usikkerhetsmomentene i modellen, gir det derfor lite ekstra verdi å benytte mye tid på å beregne lettskipsvekt og tyngdepunkt nøyaktig, da fremgangsmåte og vurderinger uansett forblir likt.

6.2.3 Datagrunnlag

For å utvikle de generelle testene for stabilitet var det nødvendig å beregne stabilitetsdata for en serie ulike dimensjoner og lastetilstander. Fra skrogmodellen ble det generert ti design med ulike hoveddimensjoner i bredde og dybde i riss ved å benytte skaleringsfunksjonen i Modelmaker. Skaleringsfaktorene benyttet for bredden er presentert i tabell 4, i tillegg er det for breddene 26, 30 og 34 også skalert med 0,75 i høyden slik at dybde i riss blir 4,5 meter. Lengden er holdt konstant på 100 meter for ha færre variabler og dermed forenkle senere sammenligninger. De ti ulike skrogmodellene ble deretter beregnet i individuelt i Autohydro med kodene vedlagt i appendiks B.

Bredde	22	24	26	28	30	32	34
Skaleringsfaktor	0,846	0,923	1,000	1,077	1,154	1,231	1,308

Tabell 4: Skaleringsfaktorer for bredde basert på skrogmodellen med bredde på 26 meter og dybde i riss 6 meter.

For værkriteriet ble de to skrogmodellene med bredde på 26 og 30 meter, og dybde i riss på 6 meter, beregnet for fem ulike tyngdepunkt hver. Data i appendiks C er hentet fra de resulterende GZ-kurvene og eksportert til Excel.

Excel er benyttet til å sammenstille datagrunnlaget generert i Autohydro, og til å presentere de resulterende verdiene i samlede grafer.

6.2.4 Validering av beregninger i modell

For å validere de generelle stabilitetstestene utviklet fra datagrunnlaget, mot spesifikke stabilitetsberegninger ble lastearrangement nummer 5 modellert i Modellmaker med vindturbinkomponenter på dekk og overbygninger. Koden benyttet til å modellere overbygninger og vindturbinkomponenter i Modellmaker er vedlagt i appendiks F.

Siden Modellmaker er kommandobasert er programmet mindre egnet til utforsking av ulike lastearrangement. Det er heller ikke mulig å lagre eller beregne verdier for vekt eller tyngdepunkt slik som beskrevet for Siemens NX. Det ville vært mulig å modellere casene i Siemens NX, for så å importere 3D-filen manuelt inn i Modellmaker. Men siden prosessen er lite effektiv og må repeteres for hver endring av lastearrangementet i Siemens NX, var det likevel mer effektivt å benytte Modellmaker til validering.

6.3 Test av stabilitet

Det mest sentrale momentet i modellen er test av stabilitet. To tester er laget for kontroll av stabilitetskriteriene og værskriteriet tidlig i designprosessen. Testen for stabilitetskriteriene benytter maksimalt tyngdepunkt og er basert på en kjent fremgangsmåte og innebygde funksjoner i Autohydro for å generere KG-grensekurver. Testen for værskriteriet benytter maksimalt vindarealmoment. Under arbeidet med denne oppgaven er det ikke funnet litteratur som beskriver hvordan værskriteriet kan generaliseres, slik at kriteriet kan testes mot fartøyets vindarealmoment. Både fremgangsmåten og beregninger beskrevet i avsnitt 6.3.3 er derfor utviklet som en del av denne oppgaven.

6.3.1 Maksimalt tyngdepunkt, KG-grensekurver

Teorien bak maksimalt tyngdepunkt og KG-grensekurver er beskrevet i avsnitt 4.3.2.

For å beregne maksimalt tyngdepunkt ble den innebygde funksjonen "maxvcg" i Autohydro benyttet. Siden skrogmodellene som er generert i datagrunnlaget har en stor bredde i forhold til lengde, er stabilitetskriteriene for spesiell skrogform (avsnitt 4.3.1) benyttet som grunnlag for KG-grensekurvene. Deplasement for hver skrogmodell ble beregnet ved dypganger fra 2,0 til 4,75 meter med intervall på 0,25 meter. Koden benyttet i Autohydro er vedlagt i appendiks B, og resultatet fra de syv skrogmodellene med dybde i riss på 6 meter og bredde variert mellom 22 og 34 meter er vedlagt i appendiks E.

Fra resultatene vedlagt i appendiks E er det mulig å analysere hvilke av stabilitetskriteriene for spesiell skrogform, beskrevet i avsnitt 4.3.1, som er begrensende. Resultatet fra skrogmodellen med bredde 30 meter er vist i figur 27. Her er det tydelig at det er stabilitetskriterium nummer 3, areal mellom 30 og 40 grader krengevinkel, og stabilitetskriterium nummer 5, toppunktet på GZ kurven over 15

grader, som er de begrensende faktorene.

Maximum VCG vs. Displacement								
Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
3 333.0	2.00	16.302	703.3%	1334.6%	71.5%	597.2%	0.0*	<large>
3 859.7	2.25	15.937	622.2%	1190.3%	0.1%	518.0%	0.6*	<large>
4 402.6	2.50	15.342	566.5%	1115.1%	0.0%	493.4%	0.8*	<large>
4 962.1	2.75	14.724	523.2%	1051.5%	0.0%	467.8%	0.6*	9515.6%
5 538.2	3.00	14.076	489.8%	997.5%	0.1%	442.9%	0.4*	8887.3%
6 131.1	3.25	13.410	463.2%	949.0%	0.0%	419.8%	0.4*	8454.1%
6 741.6	3.50	12.735	440.1%	900.8%	0.1%	394.9%	0.2*	8164.6%
7 370.1	3.75	12.044	418.8%	850.9%	0.0%	367.1%	0.2*	7991.2%
8 014.1	4.00	11.332	397.3%	797.5%	0.0%	336.8%	0.0*	7863.1%
8 672.4	4.25	10.465	380.4%	772.9%	42.6%	335.8%	0.0*	7863.1%
9 341.8	4.50	9.343	370.9%	801.1%	160.2%	389.1%	0.0*	8040.5%

B30

Limit
 (1) Area from 0.00 deg to 15.00
 (2) Area from 0.00 deg to 40.00 or Flood
 (3) Area from 30.00 deg to 40.00 or Flood
 (4) Righting Arm at 30.00 deg or MaxRA
 (5) Angle from 0.00 deg to MaxRA
 (6) GM at Equilibrium

Min/Max
 >0.0700 m-R
 >0.0900 m-R
 >0.0300 m-R
 >0.200 m
 >15.00 deg
 >0.150 m

Figur 27: Data fra Autohydro, KG-grense for skrogmodell med fartøy 30 meter. Begrensende krav markert med rødt.

Data fra de syv skrogmodellene i tabell 4 ble eksportert til Excel og plottet sammen i grafen vist i figur 21. Med alle KG-grensekurvene i en graf vil det være enklere å teste og sammenligne stabiliteten til ulike design.

For å tydeliggjøre sammenligning av ulike lastearrangement er også maksimalt tyngdepunkt for lasten beregnet separat som vist i figur 22. Maksimalt tyngdepunkt for lasten ble beregnet basert på kunnskapen om at KG-grensekurvene representerer maksimalt vertikalt moment ($Vmom$) for fartøy og last.

$$Vmom_{fartøy} = KG_{maks_{fartøy}} * \Delta \quad (11)$$

Fartøyets bidrag til vertikalt moment tilsvarer lettskipsvekt og -tyngdepunkt. Ved å trekke fra fartøyets bidrag til vertikalt moment, vil den resterende kapasiteten tilsvare vertikalt moment for mulig last.

$$Vmom_{last} = Vmom_{fartøy} - (KG_{lettskip} * Lettskipsvekt) \quad (12)$$

Resulterende maksimalt tyngdepunkt for lasten ($TPlast_{maks}$) tilsvarer da vertikalt moment for mulig last delt på lastens vekt.

$$TPlast_{maks} = \frac{Vmom_{last}}{Lastens\ vekt} \quad (13)$$

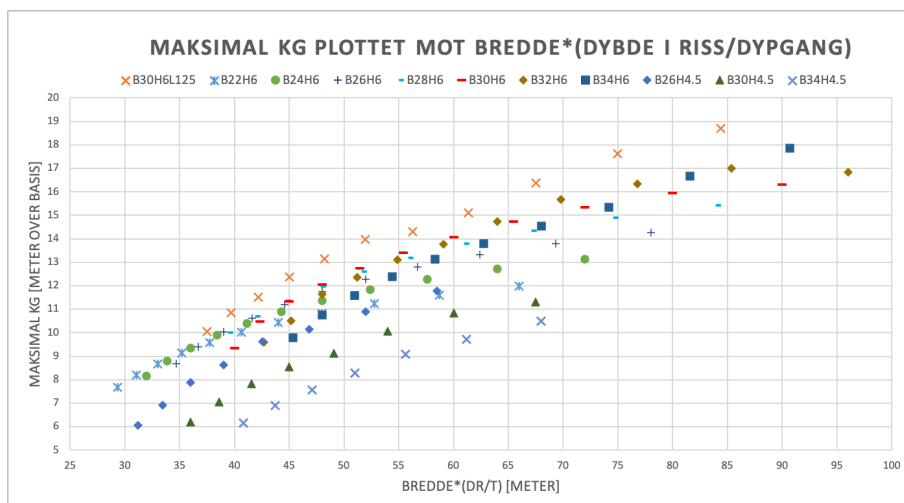
6.3.2 Parametriserte KG-grenseverdier

KG-grensekurvene presentert i figur 21 representerer kun de spesifikke skrogmodellene som ble beregnet i Autohydro. Ulempen med dette er at for å få KG-grensekurvene til å representere et større utvalg design må det kjøres tilsvarende mange nye beregninger.

Ved å parametrisere KG-grensekurvene, slik at det ble mulig å teste KG-grenseverdiene mot en parametrisering av ulike hoveddimensjoner, ville stabilitetstestene blitt mye mer generelle. Basert på datagrunnlaget fra de ti skrogmodellene ble en rekke ulike parameteriseringer av hoveddimensjoner testet ved å plote alle datapunktene inn i en graf som vist i figur 28. Parameteren benyttet i figuren (formel 14) testet sammenhengen mellom bredde og fribord. Resultatet viser som forventet en tydelig trend med bedre stabilitet for økt bredde og økt fribord, men med en varians i KG-grenseverdien på flere meter vil sammenhengen ikke fungere som en parametrisering. De samme funnene ble gjort ved test av ulike forholdstall mellom parameterne og andre sammenhenger. Parametrisering av KG-grenseverdier vil derfor ikke benyttes videre i oppgaven.

$$Parameter = Bredde * \frac{Dybde\ i\ riss}{Dyppgang} \quad (14)$$

En viss varians i parametriseringen var forventet siden stabilitetsberegningene påvirkes av så mange ulike faktorer, men motivasjonen var at variansen ville være lav nok til å kunne generalisere stabilitetstestene for et større utvalg design. I ettertid er det innsett at det sannsynligvis ikke vil være mulig å finne en parametrisering som både er nøyaktig og dekker flere hoveddimensjoner. Som beskrevet i avsnitt 4.6 påvirker de ulike hoveddimensjonene forskjellige deler av GZ-kurven. Dette, kombinert med de ulike stabilitetskravene som påvirker KG-grenseverdiene og at endringer i hoveddimensjoner også påvirker fartøyets deplasement, vil gi for mange variabler å parametrisere.



Figur 28: Forsøk på parametrisering av KG-grensekurver for fartøy med ulik bredde og dybde i riss. Dypgang variert mellom 2 og 4 meter.

6.3.3 Værkriteriet

I avsnitt 5.5.2 ble det presentert en test for værkriteriet, basert på maksimalt vindarealmoment. Ved å benytte denne testen kan maksimalt vindarealmoment bestemmes ut fra fartøyets hoveddimensjoner, deplasement og tyngdepunkt. I dette avsnittet vil fremgangsmåten benyttet i beregningene og utviklingen av testen beskrives i to deler. I første del vil beregningene for en spesifikk lastetilstand beskrives og utledes. I andre del vil fremgangsmåten for å effektivt benytte datagrunnlaget til å generalisere beregningene for variasjoner i deplasement og tyngdepunkt presenteres.

Den normale fremgangsmåten for å beregne om en lastekondisjon tilfredsstillers værkriteriet er beskrevet i avsnitt 4.3.3.

Værkriteriet baserer seg på GZ-kurven som vist i figur 18. Normalt beregnes både parametere og kriteriene i et stabilitetsprogram som for eksempel Autohydro. Kriteriene som beregnes er forholdet mellom areal "a" og areal "b" og krengevinkel (φ_0) forårsaket av konstant vind. I tillegg presenteres ofte verdiene av φ_1 og l_{w1} sammen med beregningene. Basert på beregningene kan det avgjøres om værkriteriet er tilfredsstillt eller ikke for den spesifikke lastetilstanden. Siden værkriteriet krever en del beregninger er det vanskelig å få en indikasjon på om værkriteriet vil være tilfredsstillt tidlig i designprosessen.

Del 1:

Det mest sentrale kravet i værkriteriet er at areal "b" må være større eller lik areal "a". Arealene representerer at fartøyet skal ha tilstrekkelig dynamisk stabilitet (areal "b") til å absorbere den totale energien (areal "a") tilført fartøyet fra en bølge som har rullet fartøyet opp mot vinden til vinkel φ_1 , sammen med energien fra et vindkast med krengende arm l_{w2} . Siden GZ-kurven for en gitt lastekondisjon er beregnet på forhånd, vil det kun være vinkel φ_1 og l_{w2} som påvirker størrelsesforholdet mellom "a" og "b". Basert på denne forutsetningen vil verdien til φ_1 og l_{w2} , når areal "a" og "b" er like store, representere den maksimale samlede energien fartøyet kan tåle

før værkriteriet ikke er tilfredsstillt.

Fra formel 4 er det tre fartøyspesifikke dimensjoner som påvirker l_{w1} ; Projisert sideareal inkludert dekkslast (A), vertikalt arealsenter av A (Z) og fartøyets deplasement (Δ). Fartøyets deplasement er, som beskrevet i avsnitt 4.1.2, fast for en gitt GZ-kurve, og kan derfor videre i beregningene behandles som en konstant.

Ved å gjøre om på formel 4, og fylle inn verdiene for P og g, samt kombinere denne med formel 5, kan fartøyets vindarealmoment ($A*Z$) uttrykkes som en funksjon av l_{w2} og konstante, som vist i formel 15.

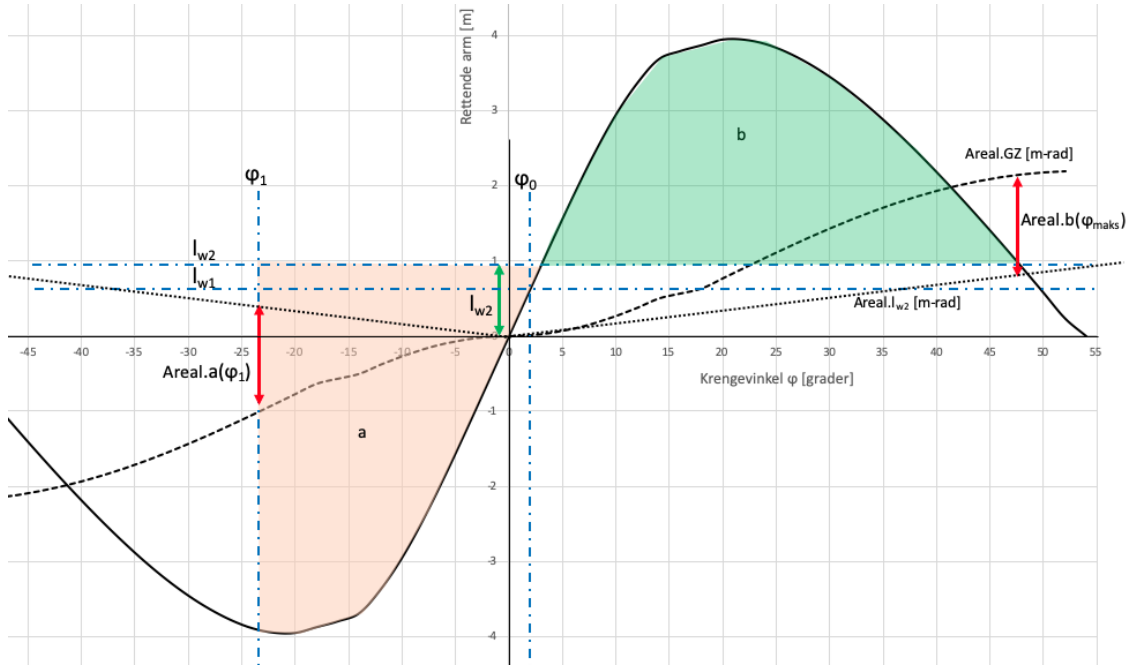
$$A * Z = \frac{l_{w1} * 1000 * g * \Delta}{P} \approx A * Z = \frac{20 * l_{w2} * \Delta}{1,5} \quad (15)$$

Ved en gitt rullewinkel (φ_1) og lastekondisjon vil altså det maksimale vindarealmomentet ($A*Z$) et fartøy kan motstå, før værkriteriet ikke er tilfredsstillt, kunne beregnes fra formel 15. Det maksimale vindarealmomentet oppnåes for den verdien av l_{w2} der arealene "a" og "b" blir like store.

For å bestemme l_{w2} blir neste steget å utvikle en funksjon for areal "a" og en funksjon for areal "b".

Når GZ-kurven blir beregnet i et stabilitetsprogram blir også det kumulative arealet under GZ-kurven beregnet og plottet i enheten meter-radianer. Verdien leses av y-aksen sammen med rettende arm, men siden vinkel φ er i grader, må vinkelen konverteres til radianer ved å multiplisere med faktoren $\frac{\pi}{180} \approx \frac{1}{57,3}$.

Figur 29 viser en GZ-kurve med kumulativt areal "Areal.GZ" plottet inn som en stiplet linje. Videre er alle verdiene fra værkriteriet plottet som blå strek-prikk linjer. Arealene "a" og "b" er skravert under GZ-kurven, men det viktigste elementet er den grafiske fremstillingen av hvordan areal "a" og "b" kan beregnes ved bruk av det kumulative arealet fra stabilitetsberegningene "Areal.GZ" og det kumulative arealet under l_{w2} . Det er mye informasjon i figuren, men den er en nyttig referanse for å forstå beregningene under.



Figur 29: Beregning av maksimalt vindarealmoment ($A \cdot Z$) ut fra værkriteriet.

Siden den kreggende armen fra l_{w2} er konstant vil det kumulative arealet "Areal. l_{w2} " under l_{w2} kunne beskrives som en lineær funksjon med kreggevinkel φ som variabel og stigningstallet definert av høyden på l_{w2} ganger konverteringsfaktoren fra grader til radianer. I figur 29 er l_{w2} omtrent én meter, det kumulative arealet under den kreggende armen skal derfor være én meter-radian ved vinkel tilsvarende én radian. Dette stemmer ved at avlest "Areal. l_{w2} " er én ved kreggevinkel på 57,3 grader. "Areal. l_{w2} " og l_{w2} vil altså alltid krysse ved 57,3 grader.

$$Areal.l_{w2}(\varphi) = \frac{l_{w2} * \varphi}{57,3} \quad (16)$$

Som vist med de skraverte arealene i figur 29 er areal "b" avgrenset av GZ-kurven og den kreggende armen l_{w2} . Det kumulative arealet av "b" kan derfor uttrykkes som differansen mellom "Areal.GZ" og "Areal. l_{w2} " ved en gitt kreggevinkel. Maksimal verdi av "b" oppnås enten ved den vinkelen φ_{maks} der GZ-kurven skjærer l_{w2} for andre gang, eller ved vinkel 50 grader hvis denne er mindre (IMO, 2008).

$$Areal.b(\varphi_{maks}) = Areal.GZ(\varphi_{maks}) - Areal.l_{w2}(\varphi_{maks}) \quad (17)$$

Areal "a" er avgrenset av GZ-kurven, l_{w2} og rullevinkelen φ_1 . Rullevinkelen φ_1 er beregnet på forhånd. Det kumulative arealet av "a" kan derfor uttrykkes som summen av "Areal.GZ" og "Areal. l_{w2} " ved en gitt kreggevinkel, opp til maksimal verdi ved φ_1 .

$$Areal.a(\varphi_1) = Areal.GZ(\varphi_1) + Areal.l_{w2}(\varphi_1) \quad (18)$$

Som tidligere beskrevet ønsker vi å finne den verdien av l_{w2} som resulterer i at areal "a" og "b" blir like store.

$$\frac{Areal.b(\varphi_{maks})}{Areal.a(\varphi_1)} = 1 \quad (19)$$

Ved å sette formel 17 og 18 inn i formel 19, samt benytte formel 16, kan man ved omskriving finne et uttrykk for l_{w2} .

$$\frac{Areal.GZ(\varphi_{maks}) - \frac{l_{w2} * \varphi_{maks}}{57,3}}{Areal.GZ(\varphi_1) + \frac{l_{w2} * \varphi_1}{57,3}} = 1 \quad (20)$$

l_{w2} samles og flyttes over på en side.

$$l_{w2} * (\varphi_{maks} + \varphi_1) = 57,3 * (Areal.GZ(\varphi_{maks}) - Areal.GZ(\varphi_1)) \quad (21)$$

Og rydder slik at l_{w2} står alene.

$$l_{w2} = \frac{Areal.GZ(\varphi_{maks}) - Areal.GZ(\varphi_1)}{\frac{\varphi_{maks} + \varphi_1}{57,3}} \quad (22)$$

Utrykket er kun avhengig av vinklene φ_{maks} og φ_1 , og det kumulative arealet under GZ-kurven "Areal.GZ" for disse vinklene. Det kumulative arealet er allerede beregnet som en del av GZ-kurven og vinklene kan beregnes relativt nøyaktig med noen enkle tilnærminger.

Ved å benytte formel 15 kan maksimalt vindarealmoment A*Z nå beregnes basert på verdier fra GZ-kurven og skipets hoveddimensjoner.

Del 2:

Under vil fremgangsmåten som ble benyttet for å lage grafene for test av maksimalt vindarealmoment bli beskrevet.

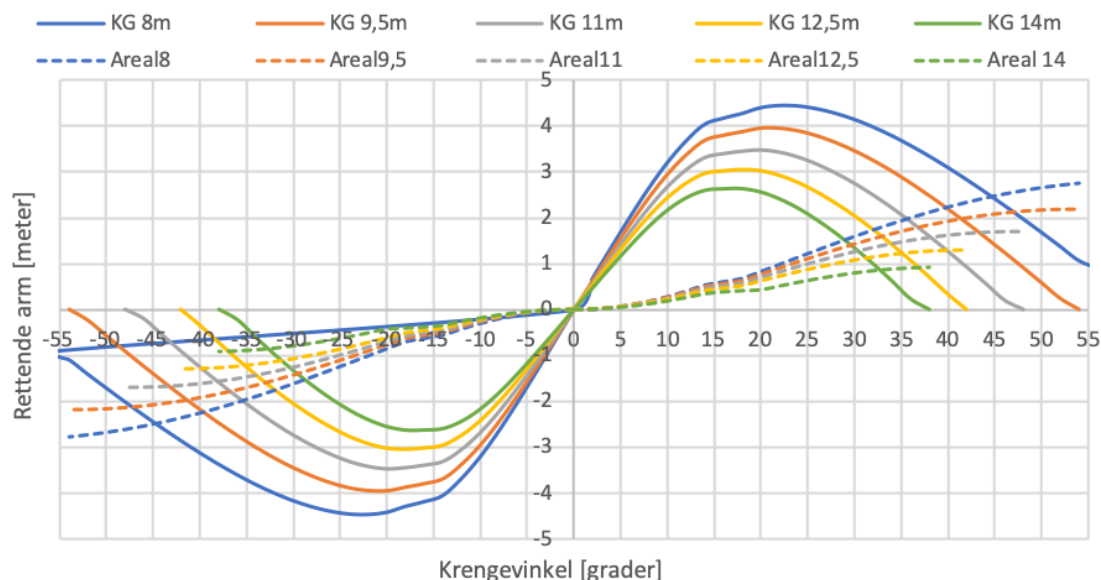
Basert på formlene utviklet over kan maksimalt vindarealmoment bestemmes for én lastetilstand. Å utføre en ny beregning for hver kombinasjon av hoveddimensjon, deplasement og tyngdepunkt vil være tidkrevende. Ved å innføre noen forenklinger er det mulig å effektivt generere en test som er gyldig for et utvalg deplasement og tyngdepunkt. Selv om forenklingene resulterer i litt mindre nøyaktige verdier, vil likevel resultatene være mer enn tilstrekkelige for test av stabilitet i den innledende designprosessen.

Fremgangsmåten for å lage en test for en gitt skrogmodell består av fem steg. Først må datagrunnlaget for ulike tyngdepunkt beregnes i et stabilitetsprogram, deretter beregnes l_{w2} fra ut fra formel 22 med tre steg, og til slutt genereres maksimalverdiene til $A*Z$ ved ulike deplasement.

Steg 1 - Beregne GZ-kurver for ulike tyngdepunkt.

For å ha et datagrunnlag må det først beregnes GZ-kurver for ulike tyngdepunkt. Figur 30 viser fem GZ-kurver med kumulativt areal for et fartøy der tyngdepunkt (KG) er variert fra 8 til 14 meter over basis. Siden verdiene mellom tyngdepunktene interpoleres vil testen bli mer presis jo flere GZ-kurver som genereres. Men som man ser av figuren er det en ganske lik forskjell mellom de ulike GZ-kurvene, et høyt antall GZ-kurver vil derfor øke arbeidsmengden mer enn presisjonen.

Verdiene fra GZ-kurvene som benyttes i utregningen er vedlagt i appendiks C.



Figur 30: Fem GZ-kurver med kumulativt areal for et fartøy med bredde 30 meter, Dr. 6 meter, lengde 100 meter og deplasement 5000 tonn. KG verdier på 8, 9,5, 11, 12,5 og 14 meter over basis.

Steg 2 - Beregne rullevinkelen

Rullevinkelen (φ_1) er som beskrevet i avsnitt 4.3.3 bestemt ut fra en rekke parametre koblet til skipets skroggeometri og hoveddimensjoner.

I tabell 5 er rullevinkelen for et fartøy med fire ulike tyngdepunkt beregnet for å se på variasjonen. Basert på verdiene i tabellen ser man at rullevinkelen er relativt lik for de ulike tyngdepunktene. Det vil derfor være tilstrekkelig å kun beregne én rullevinkel for alle tyngdepunktene. Detaljert beskrivelse av formler og tabeller benyttet i utregningen er vedlagt i appendiks A .

#	Rullevinkel φ_1	k	X_1	X_2	r	s	T	C	B/d	GM	KG	d
1	21,69	0,7	0,8	1	1,33	0,095	7,36	0,341	6	8	8	5
2	23,50	0,7	0,8	1	1,63	0,091	8,5	0,347	7,5	6	10	4
3	21,49	0,7	0,8	1	1,57	0,079	10,31	0,343	6	4	12	5
4	20,98	0,7	0,8	1	2,23	0,053	14,73	0,347	7,5	2	14	4

Tabell 5: Rullevinkel φ_1 for fire ulike tyngdepunkt: KG 8, 10, 12 og 14 meter

Steg 3 - Beregne vinkel φ_{maks}

I del 1 ble vinkel φ_{maks} definert som vinkelen der GZ-kurven skjærer l_{w2} for andre gang. Siden φ_{maks} benyttes til å beregne l_{w2} , vil det være nødvendig å iterere for å få et nøyaktig resultat. Som første verdi i iterasjonsprosessen kan φ_{maks} settes til den vinkelen der GZ-kurven krysser null etter toppunktet, eller 50 grader hvis denne er mindre. 50 grader er maksimal utstrekning av areal "b" definert i værkriteriet.

Som en forenkling i denne oppgaven vil φ_{maks} bli definert som første verdi i iterasjonsprosessen, og ikke itereres nøyaktig. Forenklingen vil være konservativ fordi en større φ_{maks} vil resultere i en lavere verdi for l_{w2} ut fra formel 22.

Steg 4 - Beregne l_{w2}

Med de beregnede verdiene for vinkel φ_1 og φ_{maks} kan det kumulative arealet under GZ kurven for de to vinklene hentes fra datagrunnlaget beregnet i steg 1. l_{w2} beregnes så for de ulike tyngdepunktene med formel 22.

Tabell 6 viser resultatet av beregningene for l_{w2} for fem tyngdepunkt mellom 8 og 14 meter.

KG	8	9,5	11	12,5	14
φ_{maks}	50	50	46	42	38
φ_1	22	22	22	22	22
Areal.b(φ_{maks})	2,67	2,17	1,69	1,30	0,92
Areal.a(φ_1)	0,99	0,91	0,82	0,73	0,51
l_{w2}	1,41	0,97	0,63	0,42	0,31

Tabell 6: Beregninger for l_{w2} (steg 2 til 4) for fartøy med bredde 30 meter

Steg 5 - Beregne A*Z

Når A*Z skal beregnes med formel 15 må skipets deplasement inkluderes i beregningen igjen. For å generalisere testen til å dekke ulike deplasement er det to muligheter. Enten å lage et større datagrunnlag ved å beregne GZ-kurver for flere deplasement, for så å gjenta steg 1 til 5 for hvert deplasement. Eller en forenklet variant, der A*Z beregnes med ulike kombinasjoner av l_{w2} og deplasement. I denne oppgaven er den forenklete varianten benyttet for å redusere antallet stabilitetsberegninger.

Den forenklete varianten vil være mindre nøyaktig, men siden hverken l_{w2} eller rullevinkelen benytter deplasement direkte i beregningene, vil andre verdier for deplasement kunne gi tilstrekkelig nøyaktige resultater innenfor begrensede intervaller. Fra KG-grensekurvene kan man se at stabiliteten reduseres med økende deplasement. Verdiene vil derfor være et konservativt estimat for lavere deplasement og tilsvarende

for høyt for høyere deplasement.

Tabell 7 viser resultatet av beregningene for maksimalt vindarealmoment (A^*Z) basert på den forenklede varianten med deplasement mellom 4000 og 6000 tonn.

Δ	$\frac{l_{w2} * 20}{1,5}$				
4000	75127	51485	33483	22538	16382
4500	84518	57921	37669	25355	18430
5000	93908	64356	41854	28173	20478
5500	103299	70792	46039	30990	22525
6000	108934	74653	48551	32680	23754

Tabell 7: Beregninger for A^*Z (steg 5) for fartøy med bredde 30 meter

Verdiene benyttet i tabell 6 og 7 er hentet fra datagrunnlaget for fartøyet med bredde 30 meter i appendiks C. Disse beregningene danner grunnlaget for figur 24 vist i avsnitt 5.5.2.

7 Case

For å illustrere hvordan modellen presentert i kapittel 5 kan benyttes i praksis, vil det i dette kapittelet bli presentert en case som viser hvordan modellen kan bidra til å støtte skipsdesigneren i den innledende designprosessen av et transportfartøy for offshore vindturbinkomponenter.

Casen vil fokusere på sammenligning av seks ulike lastearrangement og hvordan de ulike arrangementene påvirker fartøyets stabilitet og hoveddimensjoner. Samt beskrive hvordan modellen effektivt kan benyttes til å teste om stabilitetskriteriene er tilfredsstillt tidlig i designprosessen.

Transportfartøyets design og funksjon har store likheter med et plattform supplyskip. Fremgangsmåten for design av offshore støttestøttfartøy ved bruk systembasert skipsdesign er godt beskrevet tidligere av (Vestbostad, 2011) og (Erikstad & Levander, 2012).

Siden det er ikke en målsetting for casen å finne en optimal løsning på et designproblem, og for at ikke casen skal bli for omfattende, er det ikke gjennomført noen iterasjoner eller beregninger for å bestemme størrelsen til transportfartøyets systemer.

7.1 Rammebetingelser

Basert på data fra utbyggingen av et tenkt nytt felt for offshore vindkraft i Europa er de overordnede rammebetingelsene for casen listet opp i tabell 8. Videre er de maksimale målene til vindturbinkomponentene benyttet i casen listet i tabell 9 (Richard, n.d.). Fundamentene er antatt installert på forhånd, og er derfor ikke inkludert i denne casen. Oppdraget som skal løses er å transportere 165 vindturbiner på 9 MW til installasjonsfartøyet på feltet 50 nautiske mil fra land.

Avstand fra havn til felt	50	[nm]
Gjennomsnittlig dybde på felt	30	[m]
Antall vindturbiner som skal installeres	165	[-]
Effekt per vindturbine	9	[MW]

Tabell 8: Overordnede rammebetingelser

7.1.1 Vindturbinkomponenter

Det er behov for å frakte 165 vindturbiner på 9 MW fra havn til felt med ett eller flere transportfartøy. Alle turbinene er identiske og størrelsen på komponentene er vist i tabell 9. Hver vindturbine består av én nacelle med hub, tre blader og ett tårn. Det er i casen antatt at tårnet enten kan leveres i full høyde, eller delt i to på midten. Total vekt for én vindturbine blir 825 tonn.

Vindturbin 9 MW	Vekt [tonn]	Lengde [m]	Bredde [m]	Høyde [m]
Nacelle (med hub)	500	20	7,5	8
Tårn	220	6	6	120
Blad (pr. stk.)	35	82	5	6

Tabell 9: Størrelse på vindturbinkomponenter

7.1.2 Leveransekjede og flåtestørrelse

Når en offshore vindpark skal etableres installeres som regel et gitt antall identiske vindturbiner i et felt med relativt lik avstand fra land og omtrent samme dybde. Overordnet kan installasjonprosessen deles opp i seks hovedoperasjoner som beskrevet i avsnitt 2.1. Siden hver operasjon skal gjentas for hver vindturbin som installeres vil det være mulig å spare store summer på å optimere leveransekjeden med fokus på å minimere tidsbruk og utgifter til leie av kostbare spesialfartøy. Det er skrevet flere artikler som beskriver ulike optimeringsmodeller for installasjon av offshore vindturbiner. Eksempler på optimeringsmodeller som er beskrevet er:

- Ruteoptimering for å finne den mest effektive installasjonsrekkefølgen gitt en bestemt sett med fartøy og forventede værforhold (Scholz-Reiter & et.al., 2011).
- Valg av flåtestørrelse og flåtesammensetning fra et sett med eksisterende fartøy, basert på å sammenlikne resultatet fra ulike ruteoptimering der flåtesammensetningen er variert (Walther & et.al, 2013).
- Optimering av leveransekjeden ved bruk av en simuleringsmodell for lagerbeholdning i havn og ruteplanlegging, med fartøyene som en ressurs (Lutjen & Karimi, 2012).
- Optimering av flåtestørrelse og flåtesammensetning der modellen genererer fartstørrelser og antall, basert på forhåndsdefinerte sett med mulige ruter og værforhold (Hansen & Siljan, 2017).

Felles for eksemplene er at slike optimeringsproblemer vokser raskt i kompleksitet ved introduksjon av flere variabler og begrensinger. Modeller som prøver å inkludere alle variabler i et reelt problem blir derfor så komplekse at de ofte er umulige å løse. For å unngå dette må modellene forenkles og ofte kun optimere et delproblem med få variabler. Selv om en enkel modell ikke vil kunne gi konkrete løsninger på designproblemet, vil modellen kunne gi en god indikasjon på intern rangering mellom ulike løsninger.

Som diskutert i avsnitt 2.3 er det mange faktorer som påvirker effektiviteten ved bruk av transportfartøy som antall fartøy, løftestrategi, værforhold, avstand og eksterne forsinkelser. Optimering av hele installasjonprosessen og vurderinger av flåtesammensetning krever større optimeringsmodeller og er en egen oppgave i seg selv. Dette vil derfor ikke bli beskrevet i casen.

Casen vil være nyttig inn i en optimeringsmodell for å beregne hvilke leveransekjede og flåtesammensetning som er mest økonomisk lønnsom. Ved å sammenligne ulike

lastearrangement for frakt av forskjellig antall vindturbiner vil det være mulig å beregne nødvendige hoveddimensjoner på transportfartøyet. Denne informasjonen om hoveddimensjoner kan benyttes til å estimere bygge- og driftskostnader inn i en optimeringsmodell.

7.2 Sammenligning av ulike design

I casen er det laget seks ulike lastearrangementer som viser frakt av én, to eller tre vindturbiner.

Fremgangsmåten for bruk av modellen er som beskrevet i kapittel 5.

De oppdragspesifikke forholdene er beskrevet i tabell 8 og 9 med størrelser på vindturbiner, avstand til felt og antall vindturbiner som skal fraktes. Siden det ikke er gjennomført noen analyse av flåtestørrelse og leveransekjede vil det eneste funksjonskravet være at transportfartøyet skal frakte det antallet vindturbiner som er spesifisert i lastearrangementet.

Basert på antallet vindturbiner og størrelsen til komponentene plasseres komponentene i ulike lastearrangement. Fra lastearrangementet beregnes minimum nødvendig dekkareal, lastens vekt, tyngdepunkt og vindarealmoment ($A \cdot Z$). Ut fra behovet til dekkareal og lastens vekt, beregnes skipets hoveddimensjoner med fremgangsmåten beskrevet i avsnitt 6.2.3. Hoveddimensjonene er nå minimale ut fra nødvendig dekkareal og kapasitet.

Neste steg er deretter å kontrollere om hoveddimensjonene oppfyller stabilitetskravene. Ut fra skipets beregnede deplasement, tyngdepunkt og vindarealmoment, kan testene for stabilitet benyttes til å enkelt avgjøre om stabilitetskravene er oppfylt. Hvis stabilitetskriteriene ikke er oppfylt må skipets hoveddimensjoner endres. Basert på nye hoveddimensjoner testes stabiliteten på nytt. Denne iterasjonsprosessen gjentas til hoveddimensjonene tilfredsstillende stabilitetskriteriene.

Når hoveddimensjonene og lastearrangementet tilfredsstillende stabilitetskriteriene er neste steg å beregne og optimere skipets egenskaper, for så å evaluere skipets egenskaper opp mot kostnadene. Designet kan dermed optimeres ved å iterere mellom form, beregning og evaluering. I sammenligningen vil kun utnyttelsen av dekkareal i forhold til lastearrangement og stabilitet evalueres.

7.2.1 Plassering av komponenter

Lastearrangementene i casen er valgt manuelt, med fokus på å ha stor variasjon i lastearrangementene, samtidig som det er mulig å sammenligne ulike løsninger.

Når turbiner skal fraktes på dekk vil det være mange konfigurasjoner som er mulig. Noen konfigurasjoner som utnytter dekkareal effektivt, og er fysisk mulige, er utelatt fra casen av ulike årsaker. Eksempler som er utelatt er:

- Plassering av blader på tvers av dekk, eller på andre måter der bladene blir hengende utenfor dekk. Bladene er skjøre og vil kunne skades hvis de blir truffet av en bølge. Når installasjonsfartøy frakter blader er dette likevel ofte på tvers, men fordi installasjonsfartøyene både er bredere og har høyere enn transportfartøyet, vil sannsynligheten for at bladene blir skadet av en bølge, eller neddykkes ved krenning være mye mindre.
- Blader stående vertikalt, innfestet i dekk på samme måte som de blir festet til nacellen. Denne løsningen er mulig og arealeffektiv, men også veldig arbeidsintensiv. I stedet for at bladene løftes effektivt om bord i spesialtilpassede rammer som beskytter bladene, kreve det en mye mer kompleks løfteoperasjon for å rotere bladene og plassere den i innfestningen hvis de skal stå vertikalt.
- Liggende tårn i full lengde på 120 meter er også utelatt for å unngå overheng. Det er installert mye elektronikk i tårnene, og med 40 meter overheng akterut ville enden av tårnet kunne bli neddykket når fartøyet møter bølger.
- Ulike komponenter plassert i høyden over hverandre. Det vil være mulig å konstruere fundamenter som tillater at bladene kan plasseres over nacellene og liggende tårn. Men gitt at løfteoperasjonene fra transportfartøyet til installasjonsfartøyet foregår i åpen sjø, antas det i casen at løfteoperasjonene blir for krevende til at denne løsningen er effektiv.

Mulige lastearrangement som antas bedre egent og som blir benyttet i casen er listet opp i tabell 10. I disse lastearrangementene er nacellene orientert enten på langs eller på tvers, mens bladene plasseres liggende på langs i spesialtilpassede rammer. Rammene kan stables i høyden og/ eller plasseres ved siden av hverandre i bredden på dekk. Tårn kan fraktes enten stående, boltet fast i innfestninger på dekk, eller liggende på dekk i rammer. Rammene til tårnene kan, som bladene, også stables i høyden, men er begrenset til to i høyden for å redusere belastning på nederste ramme.

Nacelle	Blader	Tårn
På langs	Liggende, stablet tre i høyden	Stående, 120 m høyt
På tvers	Liggende, tre i bredden	Delt i to, stående, 2 x 60 m høyt
Stablet	Liggende, kombinasjon, bredde og stabel	Delt i to, liggende to bredden
	Stående vertikalt	Delt i to, liggende, stablet to høyden
	Kombinasjon av liggende og stående	Liggende, 120 m langt
	Liggende på tvers	Kombinasjon av liggende og stående

Tabell 10: Mulige måter å plassere komponentene til én vindturbin. Gjennomstrekede alternativer kan være mulige, men er utelatt fra casen fordi de anses som mindre egnet.

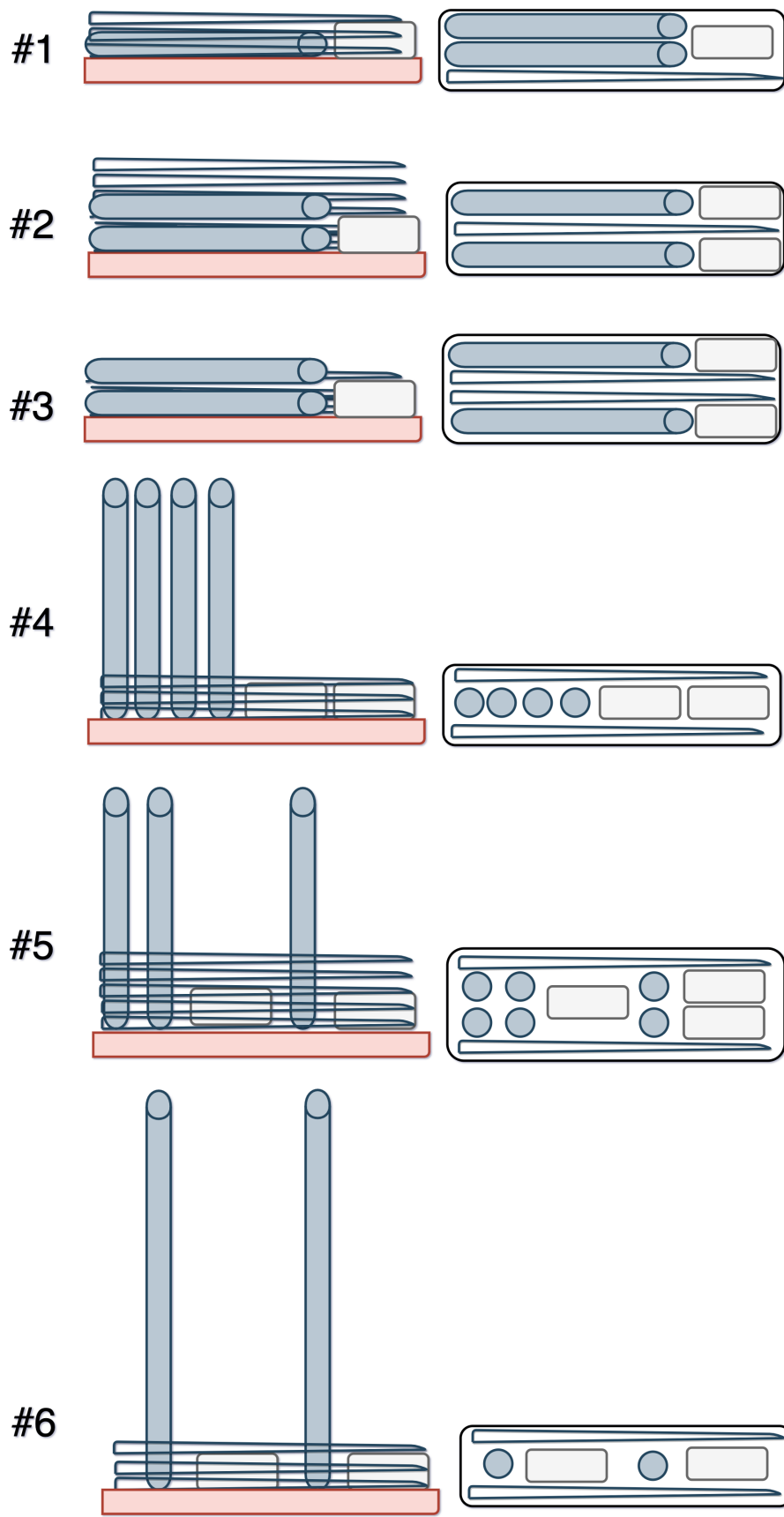
Hvis man kun ser på de ulike måtene komponentene kan arrangeres på, og ikke hvordan de plasseres i forhold til hverandre på dekk, vil det for frakt av én turbin være 24 mulige kombinasjoner av lastearrangementer. Ved frakt av to turbiner øker antallet mulige kombinasjoner til det tidobbelte. Siden det allerede er så mange mulige kombinasjoner, uten å ta hensyn til hvordan komponentene plasseres i forhold til hverandre, vil ikke lastearrangementene i casen vurderes ut fra intern plassering

av komponentene.

I figur 31 er komponentene på lastearrangement 2 til 6 tegnet opp symmetrisk om senterlinjen. Utenom trim- og krengevinkel har ikke intern plassering av komponentene noen innvirkning på tyngdepunkt og vindarealmoment. Hvis det antas at fartøyet benytter variabel ballast vil det være mulig å kompensere for usymmetrisk lasting. Usymmetriske lastearrangement vil kunne bidra til sikrere og mer effektive løfteoperasjoner.

De seks ulike lastearrangementene som skal sammenlignes er:

- **#1:** Transport av komponenter til én vindturbin. Tårn delt i to deler på 60 meter, liggende ved siden av hverandre på dekk. Blader på 82 meter stablet tre i høyden. En naceller plassert på langs på dekk.
- **#2:** Transport av komponenter til to vindturbiner. Tårn delt i to deler på 60 meter, liggende ved siden av hverandre på dekk, stablet to i høyden. Blader på 82 meter, liggende på dekk, stablet seks i høyden. To naceller plassert på langs på dekk.
- **#3:** Transport av komponenter til to vindturbiner. Tårn delt i to deler på 60 meter, liggende ved siden av hverandre på dekk, stablet to i høyden. Blader på 82 meter, liggende på dekk, stablet tre i høyden i to stabler. To naceller plassert på langs på dekk.
- **#4:** Transport av komponenter til to vindturbiner. Tårn delt i to deler på 60 meter, stående på dekk, plassert på rekke i lengderetningen. Blader på 82 meter, liggende på dekk, stablet tre i høyden i to stabler. To naceller plassert på langs på dekk.
- **#5:** Transport av komponenter til tre vindturbiner. Tårn delt i to deler på 60 meter, stående på dekk, plassert to og to ved siden av hverandre. Blader på 82 meter, liggende på dekk, stablet fem og fire i høyden i to stabler. Tre naceller plassert på langs på dekk.
- **#6:** Transport av komponenter til to vindturbiner. Tårn i full høyde på 120 meter, stående på dekk, plassert på rekke i lengderetningen. Blader på 82 meter, liggende på dekk, stablet tre i høyden i to stabler. To naceller plassert på langs på dekk.



Figur 31: Presentasjon av lastearrangement nummer 1 til 6

#5	Orientering	Antall	Antall i profil	Vekt	Lengde	Bredde	Høyde	KG	Pakkefaktor	Totalvekt [tonn]	Moment [MT-m]	Areal per enhet [m^2]	Dekksareal [m^2]	Vindareal enhet [m^2]	Arm vind (Z) [m]	Vindareal A [m^2]	Vindareal-moment (A*Z) [m^2*m]	
Nacelle	Langs	3	0	500	20	7,5	8	4	1,3	1500	6000	195	585	160	4	0	0	
Nacelle	Tvers	0	0	500	20	7,5	8	4	1,3	0	0	195	0	160	4	0	0	
Tårn 2del	Stående	6	1,5	110	6	6	60	30	1,3	660	19800	46,8	281	360	30	540	16200	
Tårn høy	Stående	0	0	220	6	6	120	60	1,3	0	0	46,8	0	720	60	0	0	
Tårn	Liggende	0	0	110	60	6	6	6	1,3	0	0	468	0	360	6	0	0	
Blad	Stående	0	0	35	6	5	82	41	1,3	0	0	39	0	492	41	0	0	
Blad	Stablet 1	5	5	35	82	5	6	15	1,3	175	2625	533	533	492	15	2460	36900	
Blad	Stablet 2	4	0	35	82	5	6	12	1,3	140	1680	533	533	492	12	0	0	
										Sum	2475	30105	1932		17,7	3000	53100	
	Dekkhøyde	6	m											Fartøy	6	1000	6000	
	Lettskipsvekt	3200	tonn							TP last	12,2	m. o.d	Utnyttet dekk	78,5	%			
	KG lettskip	4	m o.b							KG last	18,2	m. o.b	Min. Bredder	26,0	m	A*Z	59100	m^2*m
	Bredde skip	30	m							Depl.	5675	tonn						
	Lengde dekk	82,0	m							KG skip	10,2	m. o.b						
	Areal dekk	2460	m^2															

Figur 32: Beregning av nødvendig dekkareal, tyngdepunkt og vindarealmoment for konfigurasjonen i lastearrangement 5.

7.2.2 Dekksareal

Når lasten er blitt plassert kan nødvendig dekkareal for å få plass til komponentene på dekk beregnes ved å summere opp arealet til fotavtrykket komponentene opptar. Fordi komponentene ikke kan pakkes tett inntil hverandre på grunn av innfestninger og sikkerhetsmarginer for løfteoperasjoner, er det antatt at arealbehovet for hver komponent øker med 30 prosent, dette er lagt inn med en pakkefaktor på 1,3. Med bedre kunnskap om hvor tett komponentene kan plasseres er det mulig å oppdatere pakkefaktoren for mer nøyaktig resultat. I tillegg til nødvendig areal vil også de ulike lastearrangementene ha et minstekrav til bredde basert på den totale bredden til konfigurasjonen. Lengden på dekk er i casen låst på 82 meter for å få plass til bladene innenfor arealet basert på begrensingene presentert i avsnittet over.

Fra beregningene i figur 32 ser man at fotavtrykket til et tårn som står er en tiendedel av et tårn som ligger. Valget av lastearrangement vil altså ha stor innvirkning på nødvendig dekkareal.

Laste-arrangement	Antall turbiner	Pakkefaktor	KG [m]	Nødvendig areal[m ²]	Min. bredde fra arrangement [m]
1	1	1,3	5,9	1660	20
2	2	1,3	7,0	1860	22
3	2	1,3	6,5	2080	26
4	2	1,3	8,8	1640	20
5	3	1,3	10,2	1930	24
6	2	1,3	10,9	1550	20

Tabell 11: Oppsummering av beregninger av dekkareal fra lastearrangement nummer 1 til 6

Fra tabell 11 ser man at selv om det er nøyaktig de samme komponentene som transporteres i lastearrangement nummer 2, 3 og 4 varierer nødvendig dekkareal med 400 m², der nødvendig areal for lastearrangement 3 er 25 prosent større enn for lastearrangement 4. Dette gjenspeiles i hoveddimensjonene der minste bredde basert på arealkrav er 26 meter for lastearrangement 3 og 20 meter for lastearrangement 4. Videre er minimum bredde for lastearrangement 1 og 6 lik, og lastearrangement 3 og 5 nesten lik, selv om begge de sistnevnte transporterer én vindturbin mer enn

den andre.

Med mindre areal følger også økende tyngdepunkt og vindarealmoment. Neste steg er blir derfor å kontrollere om hoveddimensjonene oppfyller stabilitetskriteriene.

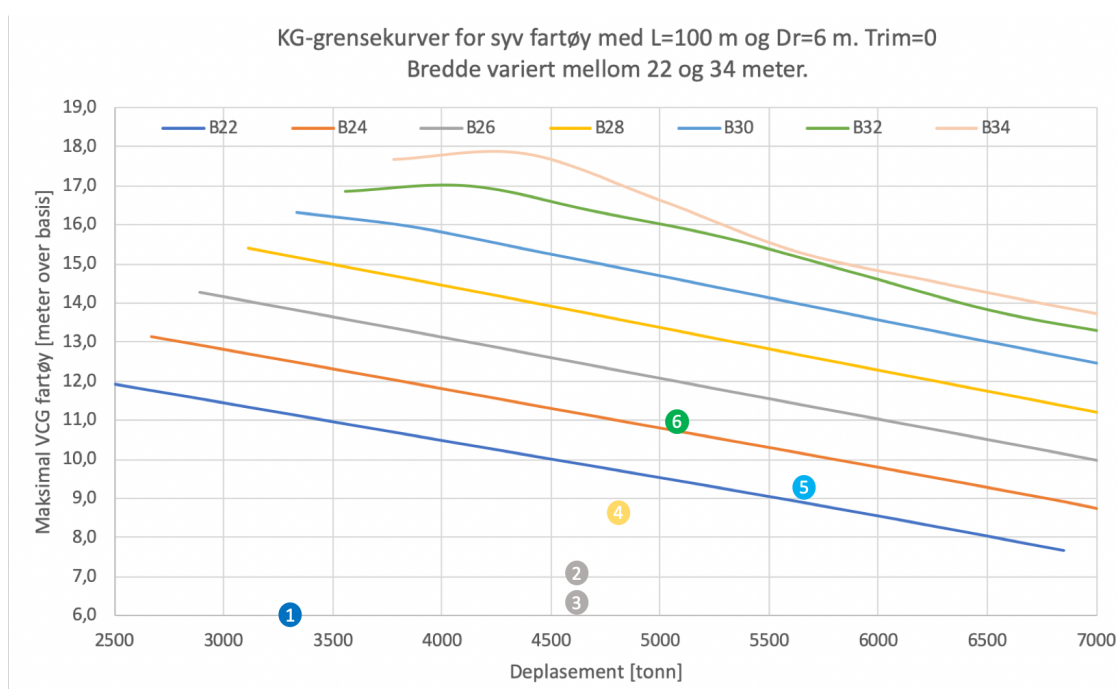
7.2.3 Tyngdepunkt

Verdiene fra beregningene i Excel for deplasement, tyngdepunkt og vindarealmoment er oppsummert i tabell 12. Minimum bredde fra areal er lik som avsnittet over.

Laste- arrangement	Antall turbiner	Δ [tonn]	KG [m]	A*Z [m ² *m]	Min. bredde fra arrangement [m]
1	1	3825	5,9	30 080	20
2	2	4650	7,0	53 780	22
3	2	4650	6,5	19 920	26
4	2	4750	8,8	62 480	20
5	3	5675	10,2	59 100	24
6	2	5150	10,9	105 680	20

Tabell 12: Oppsummering av beregninger av tyngdepunkt fra lastearrangement nummer 1 til 6

Ved å plote verdiene fra tabell 12 inn i KG-grensekurvene i figur 33 kan det enkelt leses ut at lastearrangement 1 til 4 vil tilfredsstillere stabilitetskravene i KG-grensekurvene med en fartøybredde på 22 meter. Videre vil lastearrangement 5 tilfredsstillere kravene ved bredde på 24 meter og lastearrangement 6 ved bredde på 26 meter.



Figur 33: Maksimal KG for fartøy bredde mellom 22 og 34 meter med lastearrangement 1 til 6 plottet inn. Farge på markering tilsvarer endelig fartøybredde.

Alle lastearrangementene, unntatt nummer 6, har altså tilfredsstillende stabilitet ut fra intakt-stabilitetskravene med bredden fra lastearrangementet. For lastearrangement 6 må hoveddimensjonene endres, ved å øke bredden fra 20 meter til 26 meter vil stabilitetskravene være tilfredsstillt.

Som beskrevet i avsnitt 6.3.1 er KG-grensekurvene begrenset av stabilitetskriteriet, som sier at arealet under GZ-kurven mellom 30 og 40 grader ikke skal være mindre enn 0,03 meter-radianer. Vanlig test av stabilitet ved bruk av SBSD er kun at GM skal være større enn en gitt verdi. Hvis lastearrangement 6 benyttes som eksempel, ville test av GM gitt ett resultat på $GM = 4,5$ meter ved en bredde på 22 meter, og konklusjonen ville vært at stabiliteten er antatt ok. Sannsynligvis vil utfordringene med stabiliteten først avdekkes når skroget er modellert og stabilitet beregnes senere i prosessen, og dermed medføre ekstraarbeid og nye iterasjoner.

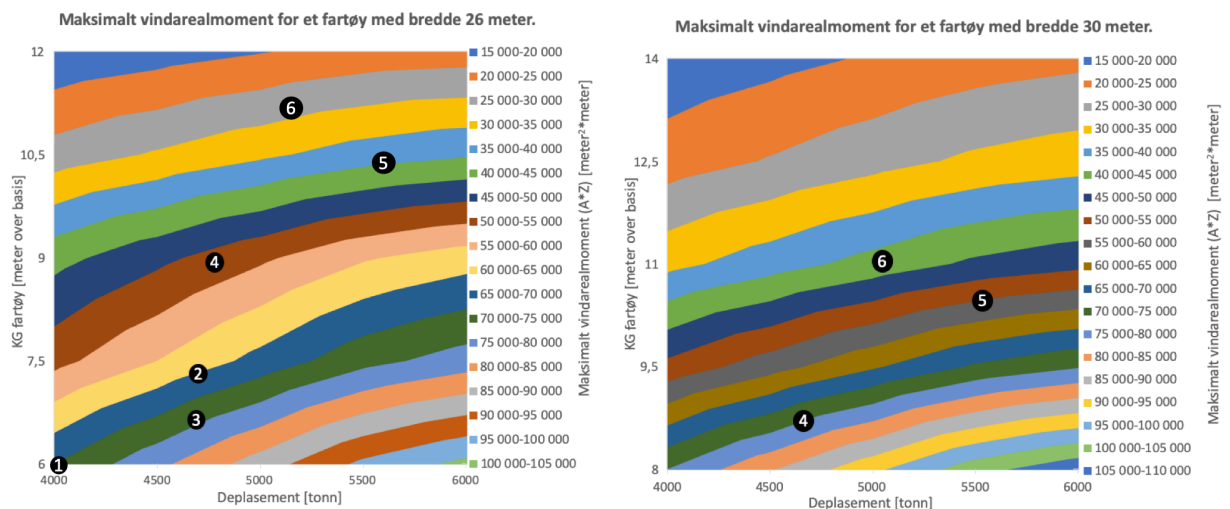
7.2.4 Vindarealmoment

Når fartøyets dimensjoner basert på KG-grensekurvene er testet, er neste steg å benytte testen for værkrateriet.

På samme måte som over plottes verdiene fra tabell 13 nå inn i grafene for maksimalt vindarealmoment som vist i figur 34. Siden det ikke er generert noen test for bredder under 26 meter vil alle lastearrangementene testes med denne bredden. Hvis fartøyets vindarealmoment (A^*Z) er større enn maksimalt vindarealmoment fra grafen vil ikke værkrateriet være oppfylt for denne bredden. Fartøyets hoveddimensjoner må dermed endres, før stabiliteten testes igjen.

Laste- arrangement	Δ [tonn]	KG [m]	A^*Z [m ² *m]	Maks A^*Z B 26	Maks A^*Z B 30
1	3825	5,9	30 080	71 000	-
2	4650	7,0	53 780	65 000	-
3	4650	6,5	19 920	74 000	-
4	4750	8,8	62 480	52 000	75 000
5	5675	10,2	59 100	40 000	65 000
6	5150	10,9	105 680	28 000	42 000

Tabell 13: Oppsummering av beregninger av vindarealmoment fra lastearrangement nummer 1 til 6. Maks A^*Z fra grafene er lagt inn for bredde 26 og 30.



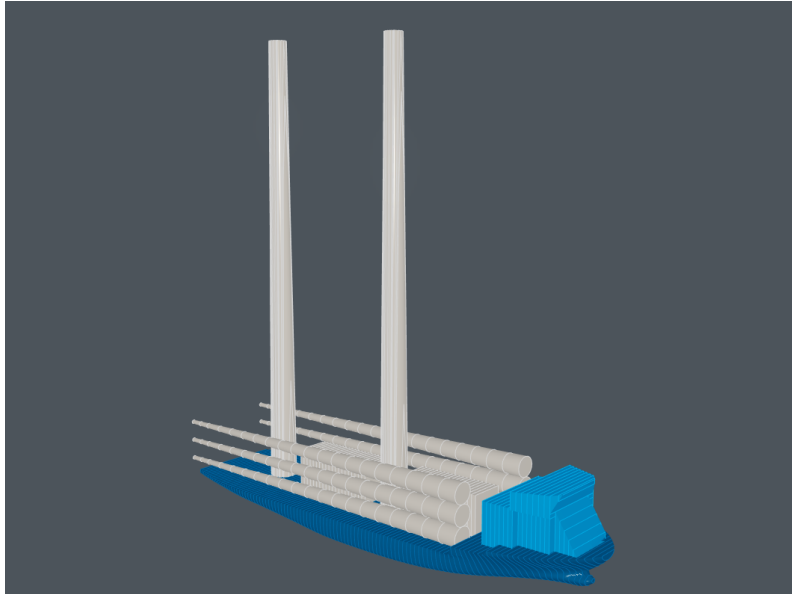
Figur 34: Maksimalt vindarealmoment for fartøy bredde 26 og 30 meter med lastearrangement 2 til 6 plottet inn. Legg merke til at KG-verdiene har noe ulike akser i grafene.

For lastearrangement 1 og 3 er vindarealet til fartøyet mindre enn maksimalt vindarealmoment for et skip med bredde på 26 meter. Uten å teste lavere bredder kan man ikke konkludere med hva minimal bredde vil blitt for disse to fartøyene basert på værkriteriet. Lastearrangement 3 er uansett begrenset nedad til en bredde på 26 meter ut fra nødvendig dekkareal og bredde fra lastearrangement, det kan derfor konkluderes med at fartøyet vil ha mer enn tilstrekkelig stabilitet med en bredde på 26 meter. Lastearrangement 1 blir ikke vurdert mer nøyaktig, bredden settes derfor til 22 meter, som er laveste test i KG-grensekurvene, med forbehold om at værkriteriet vil være oppfylt.

Lastearrangement 2 tilfredsstillt værkriteriet ved 26 meter bredde og har en margin opp tll maksimal A^*Z på 22 prosent. Resultatet er et derfor et godt utgangspunkt for videre beregning, og bredden vil nok bli litt mindre ved videre iterasjon.

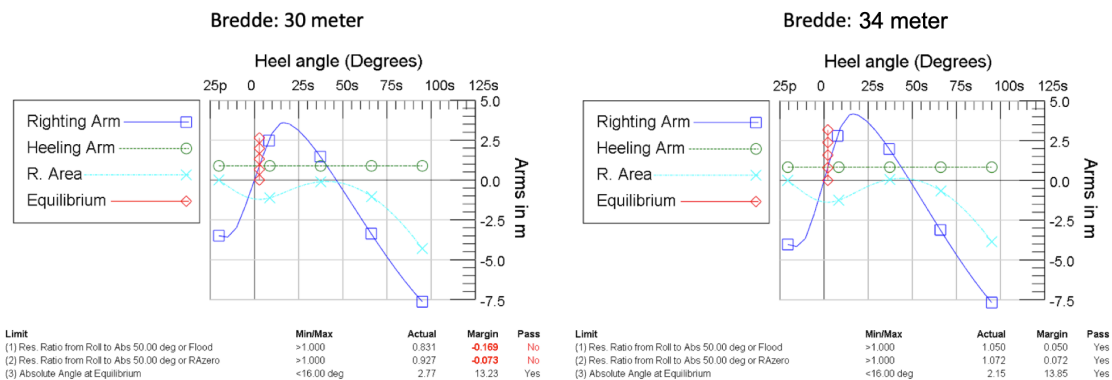
Lastearrangement 4, 5 og 6 har alle et vindarealmoment som er over maksimal A^*Z for 26 meter. Disse lastearrangementene testes derfor ved en bredde på 30 meter. Vindarealmomentet til lastearrangement 4 ligger omtrent midt mellom maksimalverdiene for 26 og 30 meter. Bredden antas derfor til 28 meter. For lastearrangement 5 er vindarealmomentet relativt nærme maksimal A^*Z for bredde 30 meter, så bredden settes til 30 meter.

Vindarealmomentet til lastearrangement 6 ligger langt over maksimal A^*Z for bredde 30 meter. Fordi dette lastearrangementet transporterer dekkslast med 120 meter høye tårn høye var det interessant for casen å analysere nødvendig fartøybredde. Lastearrangementet ble derfor modellert i Modelmaker som vist i figur 35 og deretter beregnet i Autohydro med økende bredde. Til venstre i figur 36 er resultatet av stabilitetsberegning for 30 meter. Som forventet er ikke stabilitetskriteriene oppfylt. Til høyre i figur 36 er resultatet fra skrogmodellen med bredde 34 meter. Ved bredde på 34 meter viser beregningene at kriteriene akkurat er tilfredstillt.



Figur 35: Modell for lastearrangement 6 i Modelmaker

Case #6: Beregning av værkriteriet (IMO, 2008) i Autohydro.



Figur 36: Beregning av værkriteriet for lastearrangement 6 i Autohydro. Bredde 30 og 34 meter.

7.2.5 Evaluering av design

Resultatene fra casen er oppsummert i tabell 14, Endelig bredde etter test av stabilitet er uthevet med fet skrift. Utnyttet areal viser til forholdet mellom nødvendig areal for plassering av komponenter, og det endelige arealet etter at hoveddimensjonene er endret for å tilfredsstill stabilitetskriteriene.

I forhold til den initielle bredden, beregnet ut fra lastearrangementet og fotavtrykket, er det kun lastearrangement 3 som ikke er blitt endret som følge av at stabilitetskriteriene ikke var tilfredsstillt. Selv om noen lastearrangement ser gunstige ut basert på den initielle bredde, øker bredden markant før stabilitetskriteriene er tilfredsstillt. Dette illustrerer viktigheten av å teste for stabilitet tidlig i designprosessen i tilfeller der stabilitetskriteriene kan bli en begrensende faktor.

Laste- arrangement	Antall turbiner	KG [m]	Nødvendig areal[m]	Min. bredde arrangement [m]	Min. bredde stabilitet [m]	Utnyttet areal [%]
1	1	5,9	1660	20	22	92
2	2	7,0	1860	22	26	87
3	2	6,5	2080	26	22	95
4	2	8,8	1640	20	28	71
5	3	10,2	1930	24	30	72
6	2	10,9	1550	20	34	55

Tabell 14: Oppsummering av resultatene fra sammenligning av lastearrangement nummer 1 til 6. Bredde med fet skrift viser nødvendig bredde.

Fra casen ble det tydelig at værkriteriet var den begrensende stabilitetsfaktoren. Enkelt forklart er dette fordi KG-grensekurvene tillater tyngdepunkt helt opp til det punktet GZ-kurven akkurat tilfredsstiller stabilitetskriteriene. Arealet under GZ-kurven ved dette tyngdepunktet er begrenset, og vil derfor kun klare å absorbere små vindarealmoment. Siden også vindarealmomentet øker når nye komponenter plasseres med høyt tyngdepunkt, vil værkriteriet bli begrensende i de aller fleste lastearrangement. Men ved mer kompakte laster vil KG-grensekurvene kunne bli begrensende. Ett eksempel ville vært hvis transportfartøyet kun fraktet naceller på dekk. I stabilitetsmanualer på seilende skip er det vanlig å inkludere værkriteriet i KG-grensekurvene, men dette forutsetter at vindarealmomentet er konstant slik som for eksempel skutensiden til et roro-skip. Å inkludere værkriteriet i KG-grensekurvene er derfor ikke mulig i disse testene.

Siden de seks lastearrangementene frakter et ulikt antall vindturbiner er det vanskelig å sammenligne alle direkte med hverandre. Men basert på de endelige hoveddimensjonene etter stabilitetstestene er det mulig å beskrive hvordan fartøyene utnytter kapasiteten ved de ulike lastearrangementene.

Utnyttet areal vist i tabell 14 er ikke et direkte mål på hvor godt kapasiteten er utnyttet. Ved å sammenligne lastearrangement 2 og 3, som frakter identiske komponenter, ser vi at selv om lastearrangement 3 har en større utnyttelsesgrad, vil fortsatt begge fartøyene ha samme bredde på 26 meter hvis de blir bygget. Utnyttet areal vil da være irrelevant siden fartøyet ikke er det låst til ett lastearrangement når det er bygget. Utnyttet areal må vurderes i sammenheng med resultatene fra testene av stabilitet. Bredden til lastearrangement 3 er begrenset av kravet til dekkareal, men har god margin på stabiliteten. Mens bredden til lastearrangement 2 er begrenset av stabiliteten, men har ekstra kapasitet på dekk. Det vil være sannsynlig at et lastearrangement som ligger mellom disse to i utforming vil kunne resultere i en mindre bredde, og et mer optimalt design. Denne type sammenligningen gir en god indikasjon på videre iterasjoner av design og lastearrangement.

Bredden til lastearrangement 1 ble ikke endelig bestemt fra stabilitetstestene, men antatt å tilfredsstille stabilitetskriteriene ved 22 meter. Denne bredden gir fartøyet et bredde/lengde-forhold på 4,54. Parametriseringen av plattform supplyskip i figur 11 viser at bredde/lengde-forholdet for disse er 4,56. Og videre at det er et lite utvalg av plattform supplyskip med tilstrekkelig lengde og areal på dekk. Ved frakt av komponenter til én vindturbin viser resultatet av casen at det vil være

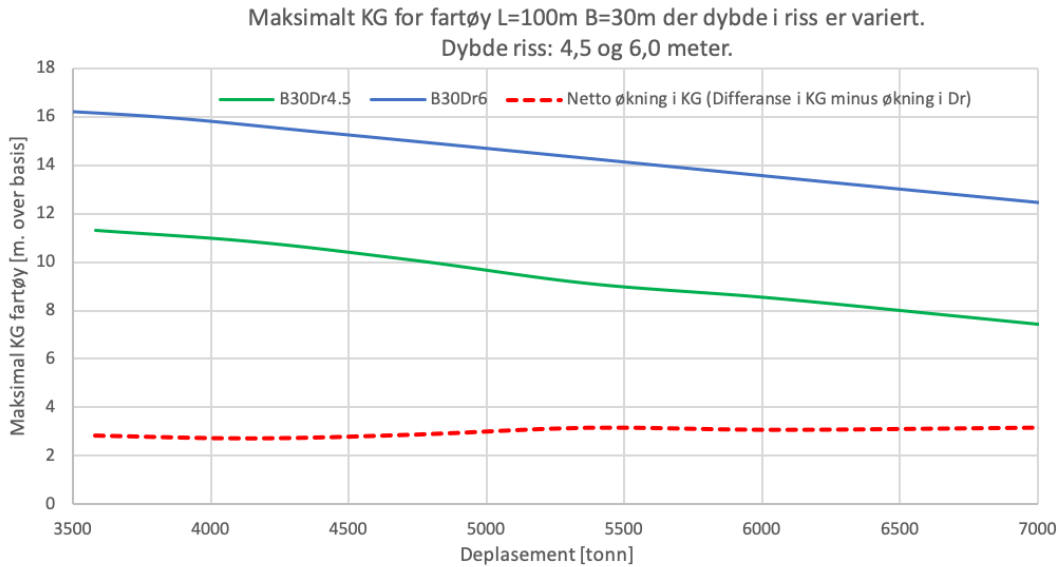
mulig å benytte eksisterende plattform-supplyskip som transportfartøy for offshore vindturbiner. Hvis det er lav aktivitet i oljebransjen vil dette kunne være et lønnsomt alternativ til å bygge spesialtilpassede transportfartøy.

Siden bredden til lastearrangement 6 nesten måtte økes med 14 meter før stabilitetskriteriene ble tilfredsstilt, er utnyttet dekkareal kun 55 prosent. I dette tilfellet ville det vært gunstig å iterere på lastearrangementet når det økte dekkarealet tillater nye konfigurasjoner. For eksempel ved å plassere de to tårnene ved siden av hverandre i bredden. Da vil det projiserte vindarealet reduseres markant, og med lavere vindarealmoment vil fartøyet kunne tilfredsstille værkriteriet ved en bredde noe mindre enn 34 meter.

Sammenlignet med lastearrangement 5 som transporterer én vindturbin mer, vil lastearrangement 6 kreve et fartøy rundt 4 meter bredere, og seile 50 prosent flere rundturer for å frakte samme antall vindturbiner. Å transportere tårn i full høyde medfører altså både økte byggekostnader og økte driftskostnader for transportfartøyet. Tårn delt i to vil, som beskrevet i avsnitt 2.3.1, medføre flere løfteoperasjoner i installasjonsprosessen. Hvilke av de to som er mest lønnsomme vil variere fra prosjekt til prospekt. Ved hjelp av modellen og sammenligning av ulike lastearrangement er det mulig å vurdere den økte kostnaden for transportfartøyet, opp mot kostnaden for ekstra løfteoperasjoner, basert på de to fartøyenes hoveddimensjoner.

I tillegg til kun å endre bredden, burde også andre hoveddimensjoner blitt endret og testet. Heving av fribord bidrar som beskrevet i avsnitt 4.6.2 positivt til stabiliteten ved store krengevinkler, ved å øke reststabiliteten og forskyve toppunktet på GZ-kurven slik at det inntreffer ved en større krengevinkel. Som beskrevet i avsnitt 6.3.1 og 7.2.3 er det disse stabilitetskriteriene som er begrensende i KG-grensekurvene. I avsnitt 4.6.2 ble det også nevnt at å heve fribordet også vil medføre en direkte heving av tyngdepunktet til lasten. For å teste om heving av fribord har en positiv effekt på stabiliteten, ble KG-grensekurvene til to ellers identiske fartøy med dybde i riss 4,5 og 6 meter beregnet. Siden dekket blir hevet med 1,5 meter, antas det konservativt at hele fartøyets tyngdepunkt (KG) øker med 1,5 meter. Differansen mellom KG-grensekurvene, minus heving av KG med 1,5 meter, vil da være netto bidrag til stabilitet fra heving av fribordet. Fra figur 37 kan man se at netto bidrag er en økning på rundt 3 meter i KG-grensekurvene.

Resultatet fra KG-grensekurvene er ikke direkte overførbart i økning av maksimalt vindarealmoment. Men det gir en indikasjon på at modellen burde inneholde flere tester som, i tillegg til bredde, tillater endring av andre hoveddimensjoner. Flere tester vil bidra til å effektivt kunne etablere hoveddimensjonene i et mer optimalt fartøydesign. Fremgangsmåten bør likevel være å først fastsette bredde, for så å iterere seg frem til beste løsning, siden bredde er den faktoren som påvirker stabiliteten mest.



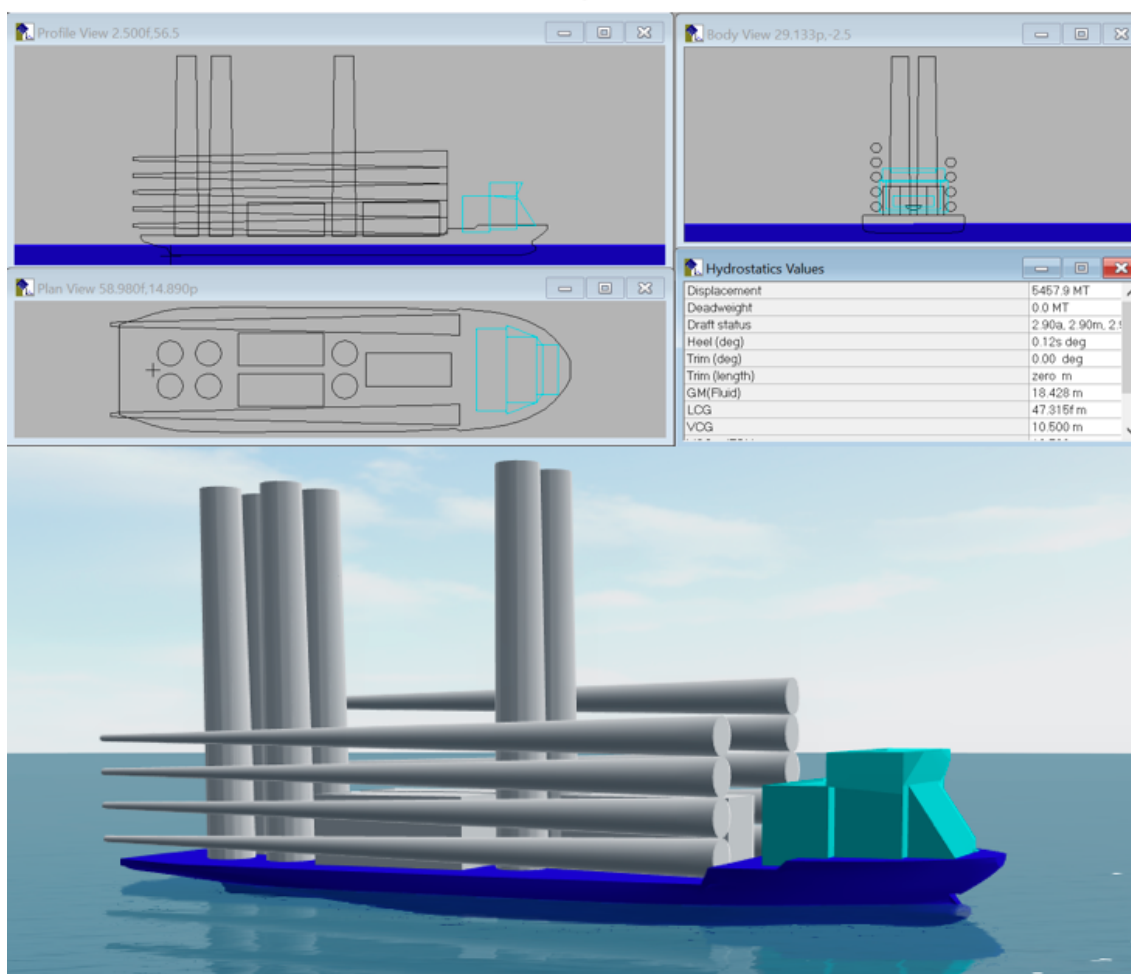
Figur 37: Maksimal KG ved variasjon av dybde i riss.

7.3 Validering av stabilitetstestene

For å validere de to stabilitetstestene utviklet og benyttet i denne oppgaven, ble lastearrangement 5 modellert i Modellmaker med overbygninger og vindturbinkomponenter på dekk. Bredden på 30 meter tilsvarer resultatet av stabilitetstestene over, presentert i tabell 14. Dybde i riss er 6 meter og lengden 100 meter, som er de samme dimensjonene benyttet til å generere testene.

Med den nøyaktige modellen fra Modellmaker kan Autohydro benyttes til å lage detaljerte stabilitetsberegninger. Som vist i figur 38 ble stabiliteten beregnet med samme tyngdepunkt og deplasement som benyttet i casen.

Case #5: Validering av modell i Autohydro.
Bredde: 30m KG: 10,5m Deplasement: 5457,9tonn Dr: 6m



Figur 38: Lastarrangement 5 modellert i Autohydro.

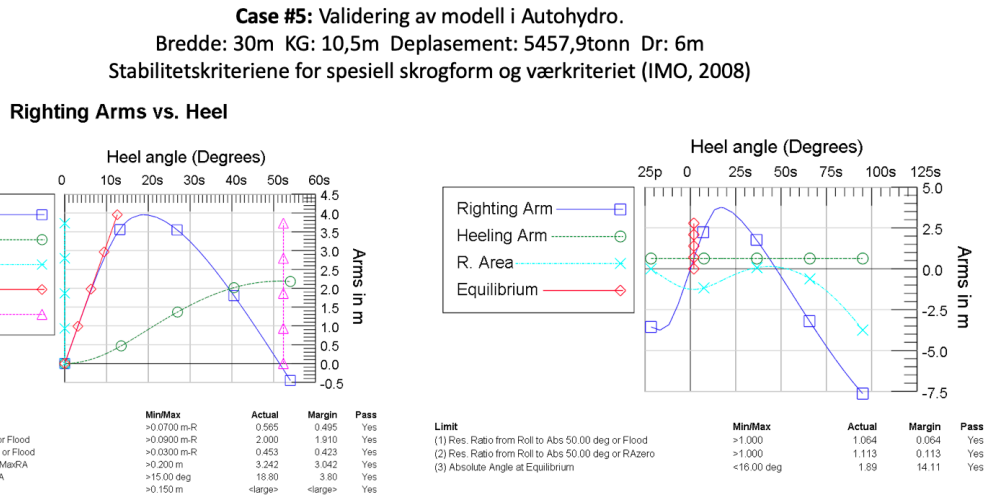
Målsettingen er å verifisere at resultatene fra de detaljerte stabilitetsberegningene gjenspeiler resultatene funnet ved å benytte testene. Basert på resultatet fra testene bør de detaljerte beregningene vise følgende:

- Fartøyet har en tilstrekkelig stabilitet til å tilfredsstille alle stabilitetskriteriene.
- Fartøyet har god margin på alle stabilitetskriteriene for spesiell skrogform, da tyngdepunktet til fartøyet ligger 4,5 meter under KG-grensekurven for fartøyet med bredde 30 meter. Ut fra testen av maksimal KG skal altså fartøyet kunne tåle en økning i tyngdepunkt på 4,5 meter før første stabilitetskriteriet blir brutt.
- Fartøyet ligger relativt tett opp mot kravene for værskriteriet. Fra testen har fartøyet en margin på omtrent 10 prosent opp til maksimalt vindarealmoment.

Fra figur 39 ser man først at alle stabilitetskriteriene er markert "Yes" under "Pass". Dette vil si at fartøyet tilfredsstiller alle stabilitetskriteriene. Videre er det store marginer på alle de seks stabilitetskriteriene for spesiell skrogform vist i figuren til venstre. Kriteriet med minst margin er nummer 5, at toppunktet til GZ-kurven skal

inntreffe ved en krengevinkel over 15 grader. Til slutt viser resultatet av værkriteriet til høyre at det er relativt lite margin igjen før kriteriet blir brutt.

Resultatet over er god indikasjon på at testene i caset er tilstrekkelig presise til å kunne benyttes med godt resultat tidlig i designprosessen.



Figur 39: Validering av modell i Autohydro ved å analysere lastearrangement 5 opp mot stabilitets- og vær-kriteriene.

8 Diskusjon av modell

De mest sentrale aspekter ved modellen er diskutert fortløpende i løpet av oppgaven. Som en oppsummering vil de viktigste potensielle gevinstene og utfordringene ved bruk av modellen bli diskutert i avsnittene under.

8.1 Gevinster

- Fordi modellen bygger videre på metoden til systembasert skipsdesign vil den enklere kunne implementeres i arbeidsprosessen til en skipsdesigner som allerede benytter systembasert design som designstrategi. Videre er testene for stabilitet som er utviklet i oppgaven, uavhengig av designstrategi. Testene for stabilitet vil derfor kunne implementeres i alle designstrategier, så lenge hoveddimensjoner, deplasement, tyngdepunkt og vindarealmoment er beregnet.
- Testene for stabilitet er i oppgaven presentert som grafer. Datasettet som grafene er basert på kan, ved bruk av enkle koder, programmeres til en test som automatisk returnerer status på stabiliteten basert på input fra hoveddimensjoner, deplasement, tyngdepunkt og vindarealmoment. For systembasert design, der regneark benyttes til å beregne både behov og form, vil en automatisk test kunne benytte verdier i regnearket og rekalkulere status på stabiliteten ved endringer av ulike parametere eller lastearrangement. Det samme vil være mulig for 3D-modellering hvis CAD-programmet som benyttes kan programmeres til beregne parametere basert på konfigurasjonen. En slik automatisert test med kontinuerlig tilbakemelding vil være til stor hjelp for skipsdesigneren når mulighetsrommet utforskes.
- Basert på resultatene fra casen ble det bekreftet at stabilitet ofte vil bli en begrensende faktor ved design av transportfartøy med høy og tung dekkslast. Tidligere stabilitetstester presentert for systembasert skipsdesign har kun basert seg på initialstabilitet representert ved et minimumskrav for GM. De begrensende faktorene i casen er værkriteriet og stabilitet ved store krengevinler. En tradisjonell tilnærming med beregning av GM ville vist at stabiliteten var tilstrekkelig, selv om designet ikke ville tilfredsstillere stabilitetskriteriene. Hvis designprosessen fortsetter med hoveddimensjoner som ikke tilfredsstillere stabilitetskriteriene, vil dette kunne resultere i ekstra kostnader hvis designet må endres sent i prosessen når de detaljerte stabilitetsberegningene gjennomføres. Med stabilitetstestene utviklet i modellen vil test av stabilitet i systembasert design bli mer robust.
- Selv om testen for maksimalt vindarealmoment er basert på enkelte antagelser og forenklinger, ble resultatet fra testen verifisert til å være relativt nøyaktig. Testen vil derfor være tilstrekkelig for bruk tidlig i designfasen. Hvis testen blir beregnet uten forenklinger for et spesifikt fartøy, vil testen kunne benyttes, på samme måte som KG-grensekurver i dag for fartøy som seiler. Dette vil kunne være verdifullt i planleggingsfasen av lastearrangement for fartøy som frakter dekkslast der vindarealmomentet varierer med lasten.

8.2 utfordringer

- En utfordring i casen var det begrensede utvalget av hoveddimensjoner som det var laget tester for. Testene i denne oppgaven fungerte godt til å illustrere og forklare fremgangsmåten, men ville måtte videreutvikles i en reell designprosess. Lastearrangement 1 ble for eksempel begrenset til bredde på 22 meter da det ikke var kalkulert tester med lavere bredde. Lastearrangement 6 måtte beregnes manuelt i Autohydro for å bestemme en bredde som tilfredstilte værkriteriet, fordi vindarealmomentet var større enn maksimalt vindarealmoment i testen for bredde 30 meter. Videre var det i casen ikke mulig å iterere tilstrekkelig på hoveddimensjoner på grunn av det valgte intervallet på to og fire meter i breddeøkning. Ytterligere tester for andre hoveddimensjoner som for eksempel fribord, ville kunne videreutviklet testingen i casen.
- Utfordringene fra casen nevnt over leder inn til den største utfordringen med modellen. Det å generere tester som dekker et tilstrekkelig stort utvalg av hoveddimensjoner, med tett intervall mellom verdiene, slik at modellen kan fungere som et godt verktøy i en designprosess vil være tidkrevende. For enkeltprosjekter vil derfor modellen ikke være tidsbesparende hvis alle testene må genereres innledningsvis. Men siden tester som allerede er utviklet vil kunne gjenbrukes på tilsvarende fartøy på senere tidspunkt, vil innsatsen som legges ned i å generere en database med stabilitetstester for KG-grensekurver og vindarealmoment etterhvert kunne lønne seg.
- Ved beregning av rullewinkel i værkriteriet er det kun spesifisert tabeller for fartøy med bredde/dyppgang-forhold opp til 3,5. For høyere forholdstall må verdien for 3,5 benyttes. For transportfartøyene i casen lå bredde/dyppgang-forholdet på mellom 6 og 8,5. Fordi økende bredde/dyppgang-forhold resulterer i mindre rullewinkel, og mindre rullewinkel resulterer i høyere maksimalt vindarealmoment, er denne tilnærmingen konservativ. Alternativt åpner IMO for at modellforsøk kan benyttes til å bestemme rullewinkel. Modellforsøk vil være en svært kostbar fremgangsmåte for å generere tester, men kan være en aktuell mulighet for å validere en mer presis beregning av rullewinkel.
- Skrogmodellen som benyttes til å generere testene vil også påvirke nøyaktigheten av resultatet. Testen som benyttes bør være tilpasset fartøyets endelige skrogform. Dette vil si at det må utvikles ulike tester for ulike fartøytyper. Men siden de fleste fartøy som frakter dekkslast som regel er designet enten som et plattform supplyskip, eller et halvt nedsenkbart tungløfteskip, vil det ikke være behov for like mange variasjoner som ved bruk av SBSB.
- Ved variasjon av skrogmodellen for å generere ulike hoveddimensjoner er det også utfordringer ved de to måtene å endre dimensjoner på; skalering og direkte endring. Skalering i en retning vil føre til at både størrelse og geometri endres, siden skrogmodellen strekkes eller komprimeres i den retningen den skaleres. Ved direkte endring av skroggeometrien vil man kunne beholde geometrien i baug og hekk, men metoden er vesentlig mer arbeidskrevende, da mange individuelle kontrollpunkter i modellen må endres og tilpasses.
- For plassering av last er det ved manuell plassering ingen støtte til skipdesigneren. Med et større antall komponenter vil det være arbeidskrevende å

evaluere alle mulige lastearrangementene opp mot hverandre. Automatiserte pakkealgoritmer vil muliggjøre optimering av lastearrangement, men ulempen er at alle begrensningene i konfigurasjon må programmeres inn i algoritmen.

9 Konklusjon

Det overordnede målet med denne masteroppgaven var å:

Analysere effekten høy og tung dekkslast har på stabiliteten til et transportfartøy, og utvikle en modell for effektiv sammenligning av ulike lastearrangement, inkludert evaluering av om lastearrangementet er innenfor aktuelle stabilitetskrav.

Effekten av høy og tung dekkslast ble analysert i casen ved å sammenligne seks lastearrangementer for frakt av én, to eller tre vindturbiner på 10 MW. Fra sammenligningene i casen ble det funnet at stabilitet ved store krengevinkler, og spesielt værkrateriet, vil være den mest sannsynlige begrensende faktoren i designet av et transportfartøy. For å tilfredsstillere stabilitetskrateriene måtte bredden for fem av seks transportfartøy økes ut over det påkrevde arealbehovet til lastearrangementet. Dette var spesielt tydelig for lastearrangement 6 som fraktet to tårn stående i full høyde på 120 meter. For transportfartøyet med dette lastearrangementet måtte bredden økes fra utgangspunktet på 20 meter definert av lastearrangementets konfigurasjon, opp til 34 meter for å tilfredsstillere stabilitetskrateriene i værkrateriet. Til sammenligning vil lastearrangement 5 (som transporterer én vindturbin mer enn lastearrangement 6, men i en annen konfigurasjon med seks tårn stående med høyde på 60 meter) tilfredsstillere stabilitetskrateriene med en fartøybredde på 30 meter. Effekten av høy og tung dekkslast har stor innvirkning på transportfartøyetets stabilitet, og dermed er det viktig med tester som avdekker dette tidlig i designprosessen slik at fartøyetets hoveddimensjoner tilpasset aktuell last raskt kan bestemmes. Høyden på lastearrangementet har spesielt stor effekt på værkrateriet, da den bidrar til å både øke tyngdepunktet (som reduserer GZ-kurvene) og øke armen til vindarealet slik at vindarealmomentet øker.

Modellen utviklet i oppgaven ble benyttet i påfølgende case til å sammenligne aktuelle lastearrangement for frakt av ulike antall vindturbiner. Ved bruk av modellen vil det være mulig å effektivt beregne nødvendige hoveddimensjoner på transportfartøyet. Informasjon om hoveddimensjoner kan så benyttes til å estimere fartøyetets bygge- og driftskostnader for å se på totallønnsomheten ved å innføre et transportfartøy. Ulike lastearrangement vil sterkt påvirke hoveddimensjonene til transportfartøyet, og det er derfor viktig å optimalisere lastearrangementet ut fra det aktuelle installasjonsoppdraget. Fordi modellen bygger videre på metoden til systembasert skipsdesign vil den være effektiv å implementere i en eksisterende designprosess. Videre kan modellen relativt enkelt videreutvikles, slik at den kan benyttes som en automatisert testmodul i et CAD-program eller inn i ett regneark. En slik automatisert test med kontinuerlig tilbakemelding vil være til stor hjelp for skipsdesigneren for å utforske designrommet, og på den måten muliggjøre en effektiv sammenligning av ulike design og lastearrangement.

En utfordring med modellen er at det er tidkrevende å generere tester til et tilstrekkelig stort utvalg av hoveddimensjoner, med tett intervall mellom verdiene, slik at modellen kan fungere som et godt verktøy i en designprosess. Modellen vil derfor være best egnet når det gjentatte ganger er behov for å designe fartøy som kan ha utfordringer med å tilfredsstillere stabilitetskrateriene. Modellen kan da gjenbrukes på tilsvarende fartøy på senere tidspunkt.

Den eksisterende metoden for systembasert skipsdesign benytter kun minimumskrav til metasenterhøyde (GM) som test på stabilitet. Dette kravet er kun ett av mange absolutte stabilitetskriterier som må være oppfylt for at et fartøy kan bli godkjent av myndighetene.

For å evaluere om lastearrangementene er innenfor de generelle stabilitetskravene, og tilfredsstillende værkriteriet, ble to stabilitetstester utviklet til modellen. Den første testen for de generelle stabilitetskriteriene tar utgangspunkt i KG-grensekurver beregnet for ulike hoveddimensjoner. Den andre testen fokuserer på oppfyllelse av værkriteriet. Testen tar utgangspunkt i GZ-kurvene og kontrollerer om fartøyet har tilstrekkelig rettende energi til å motstå kreftene påført fra vind og bølger, som definert i værkriteriet. Testene er generelle og benytter hoveddimensjoner, og beregnet tyngdepunkt, deplasement og vindarealmoment for å kontrollere stabiliteten.

Som beskrevet i casen ble det funnet at stabilitet ved store krengevinkler, og spesielt værkriteriet, vil være den mest sannsynlige begrensende faktoren i designet. En tradisjonell tilnærming tidlig i designprosessen, hvor stabilitet kun testes mot beregning av GM ville i disse tilfellene ikke avdekket at stabilitetskravene ikke er oppfylt. De to testene utviklet i oppgaven muliggjør derfor tidlig evaluering av transportfartøyets design ut fra aktuelle stabilitetskrav.

References

- Amdahl, J. e. (2015). Kompedium, tnr4105 - marin teknikk grunnlag. *Kompediumforlaget, 6. utgave.*
- Bertram, V., & Schneekluth, H. (1998). Ship design for efficiency and economy. *Elsevier Science.*
- Bliault, C. (2007). Cargo stowage and securing. *North of England PI Association.*
- Brian, A. B., & Lopez-Pulido, R. (2014). Ship hydrostatics and stability. *Butterworth-Heinemann, Elsevier, 2.*
- BVGAssociates. (2019). Global offshore wind market report, 2019. *Norwegian Energy Partners, ..*
- ClarksonsPlatou. (n.d.). *Fixtures - hentet 20.mai 2020.*
<https://offshore.clarksons.com/>.
- Djupvik, O. M. (2015). Probabilistic damage stability maximizing the attained index by analyzing the effects of changes in the arrangement for offshore vessels. *Norwegian University of Science and Technology.*
- DNVGL. (n.d.-a). *Fresh breeze for offshore wind farms - hentet 12.mai 2020.*
<https://www.dnvgl.com/expert-story/maritime-impact/Fresh-breeze-for-offshore-wind-farms.html>.
- DNVGL. (n.d.-b). *Offshore wind power expands globally - hentet 20.mai 2020.*
<https://www.dnvgl.com/expert-story/maritime-impact/Offshore-wind-power-expands-globally.html>.
- Equinor. (n.d.). *Hywind scotland - hentet 2. juni 2020.*
<https://www.equinor.com/no/what-we-do/wind.html#>.
- Erikstad, S. O. (2017). Design methods for ocean engineering systems. *NTNU.*
- Erikstad, S. O., & Levander, K. (2012). System based design of offshore support vessels. *11th International Marine Design Conference.*
- EU. (n.d.). *Onshore and offshore wind - hentet 2. juni 2020.*
<https://ec.europa.eu/energy/topics/renewable-energy/onshore-and-offshore-wind.en>.
- Evans, J. H. (1959). Basic design concepts. *Naval Engineers Journal, 71.*
- Fernandez, A., & et.al. (2013). A parallel multi-objective algorithm for two-dimensional bin packing with rotations and load balancing. *Expert Systems with Applications, 40.*
- FN. (n.d.). *Fns bærekraftsmål - hentet 2. juni 2020.*
<https://www.fn.no/om-fn/fns-baerekraftsmaal>.
- Hagen A., S. O., Erikstad. (2014). Shipbuilding compedium. *Norwegian University of Science and Technology.*
- Hansen, K., & Siljan, O. (2017). Optimizing the vessel fleet used to install an offshore wind farm. *Norwegian University of Science and Technology.*
- Haselsteiner, A. F., & et.al. (2018). Lifting wind turbine components from a floating vessel: A review on current solutions and open problems. *International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 37.*
- IMO. (1973). Regulations on subdivision and stability of passenger ships as equivalent to part b of chapter ii of the international convention for the safety of life at sea, 1960. *IMO Resolution A.265 (VIII).*
- IMO. (2008). International code on intact stability, 2008. *RESOLUTION MSC.267(85).*

-
- Lacal-Arantequi, R., Jose, Y., & Dominguez, J. (2018). Offshore wind installation: Analysing the evidence behind improvements in installation time. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 92.
- Levander, K. (2009). System based ship design compendium. *SeaKay Naval Architecture*.
- Lutjen, M., & Karimi, H. R. (2012). Approach of a port inventory control system for the offshore installation of wind turbines. *The twenty-second international offshore and polar engineering conference.*, 22.
- Pahl, G., & Beitz, W. (1996). Engineering design, a systematic approach. *Springer-Verlag London*.
- Pettersen, S. S. (2018). Resilience by latent capabilities in marine systems. *Norwegian University of Science and Technology*.
- Richard, C. (n.d.). *Siemens gamesa signs hornsea project two deal - hentet 20.mai 2020*.
<https://www.windpowermonthly.com/article/1457120/siemens-gamesa-signs-hornsea-project-two-deal>.
- Salen, S. R. (2016). Probabilistic damage stability evaluating the attained subdivision index by analysing the effect of changes in the arrangement and intact stability for an offshore vessel. *Norwegian University of Science and Technology*.
- Scholz-Reiter, B., & et.al. (2011). Towards a heuristic for scheduling offshore installation processes. *Proceedings of the 24th international congress on condition monitoring*, 24.
- Seabrokers. (n.d.). *Seabrokers monthly market report may 2020 - hentet 5. juni 2020*.
<https://www.seabrokers.no/wp-content/uploads/Seabreeze-May-3.pdf>.
- Shigunov, V., & et.al. (2011). On the consideration of lateral accelerations in ship design rules. *Proceedings of the 12th International Ship Stability Workshop*.
- Suh, N. P. (1990). The principles of design. *Oxford University Press*.
- Thomsen, K. E. (2014). A comprehensive guide to successful offshore wind farm installation. *Academic Press, Elsevier*, 2.
- Tranberg, B., Kartmann, K., & Stege, J. (2019). Determining offshore wind installation times using machine learning and open data. ..
- Van Oers, B. J. (2011). A packing approach for the early stage design of service vessels. *VSSD*.
- Vassalos, D., & et.al. (2013). Weather criterion – questions and answers. *International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles*, 8.
- Vestbostad, O. (2011). System based ship design for offshore vessels. *MSc Thesis, Norwegian University of Science and Technology*.
- Walther, L., & et.al. (2013). How to evaluate installation vessel concepts for offshore wind farms. *Proceedings of EWEA Offshore*.

Appendiks A - Værkriteriet (IMO, 2008)

RESOLUTION MSC.267(85)
(adopted on 4 December 2008)
ADOPTION OF THE INTERNATIONAL CODE ON INTACT STABILITY, 2008
(2008 IS CODE)
- 14 -

2.3.4 The angle of roll (φ_1) referred to in 2.3.1.2 shall be calculated as follows:

$$\varphi_1 = 109 * k * X_1 * X_2 * \sqrt{r * s} \quad (\text{degrees})$$

where:

X_1 = factor as shown in table 2.3.4-1

X_2 = factor as shown in table 2.3.4-2

k = factor as follows:

k = 1.0 for round-bilged ship having no bilge or bar keels

k = 0.7 for a ship having sharp bilges

k = as shown in table 2.3.4-3 for a ship having bilge keels, a bar keel or both

$$r = 0.73 + 0.6 OG/d$$

with:

$$OG = KG - d$$

d = mean moulded draught of the ship (m)

s = factor as shown in table 2.3.4-4, where T is the ship roll natural period. In absence of sufficient information, the following approximate formula can be used:

$$\text{Rolling period} \quad T = \frac{2 * C * B}{\sqrt{GM}} \quad (\text{s})$$

where:

$$C = 0.373 + 0.023(B/d) - 0.043(L_{wl}/100).$$

The symbols in tables 2.3.4-1, 2.3.4-2, 2.3.4-3 and 2.3.4-4 and the formula for the rolling period are defined as follows:

L_{wl} = length of the ship at waterline (m)

B = moulded breadth of the ship (m)

d = mean moulded draught of the ship (m)

C_B = block coefficient (-)

A_k = total overall area of bilge keels, or area of the lateral projection of the bar keel, or sum of these areas (m²)

GM = metacentric height corrected for free surface effect (m).

Table 2.3.4-1 – Values of factor X_1

B/d	X_1
≤ 2.4	1.0
2.5	0.98
2.6	0.96
2.7	0.95
2.8	0.93
2.9	0.91
3.0	0.90
3.1	0.88
3.2	0.86
3.4	0.82
≥ 3.5	0.80

Table 2.3.4-2 – Values of factor X_2

C_B	X_2
≤ 0.45	0.75
0.50	0.82
0.55	0.89
0.60	0.95
0.65	0.97
≥ 0.70	1.00

Table 2.3.4-3 – Values of factor k

$\frac{A_k \times 100}{L_{WL} \times B}$	k
0	1.0
1.0	0.98
1.5	0.95
2.0	0.88
2.5	0.79
3.0	0.74
3.5	0.72
≥ 4.0	0.70

Table 2.3.4-4 – Values of factor s

T	s
≤ 6	0.100
7	0.098
8	0.093
12	0.065
14	0.053
16	0.044
18	0.038
≥ 20	0.035

Appendiks B: Kode benyttet i Autohydro

```
1 clear report
2
3 read C:\Users\SDMI\AutoHydro\AutoHydro\MASTER\transportVCG30.gf
4
5 weight 3500.0 48.0f 0 2
6 solve
7
8 angles 0 2 ... 30
9
10 Limit (1) area from 0 to 15 > .07
11 `Limit (1) area from 0 to 30 > .055
12 Limit (2) area from 0 to 40 or Fld > .09
13 Limit (3) area from 30 to 40 or Fld > .03
14 Limit (4) RA at 30 or Max > .2
15 Limit (5) Angle from 0 to Max > 15
16 Limit (6) GM at Equil > .15
17
18 FldPt Floodpoint 73f, 9s, 9
19
20 Note "Dekkslast"
21 add "Vindturbin" 1500 60.0f 0 30
22
23 status float dw we di freeboard cart /fsm
24 RA /lim /drt /notes
25
26 Note Example of IMO 562, severe wind and rolling
27 limit off
28 limit (7) res ratio from roll to abs 50 or fld > 1
29 limit (8) res ratio from roll to abs 50 or ra0 > 1
30 limit (9) angle at equ < 16
31 |
32 roll imo
33 roll ?
34 wind (pressure) 0.0504
35 hmt wind /const /gust:1.5
36 solve
37
38 heel *-roll
39 ra /limit:attained /notes
40 `
```

```
1
2 clear report
3 report header MAXVCG.RUN
4 report footer Autohydro 5.1.0 &C&D,&T &R&P of &N
5
6 read C:\Users\SDMI\AutoHydro\AutoHydro\MASTER\TransportVCG24.gf
7
8
9 status
10
11 limit off
12 `Limit title IMO A.167
13
14 Limit (1) area from 0 to 15 > .07
15 Limit (2) area from 0 to 40 or Fld > .09
16 Limit (3) area from 30 to 40 or Fld > .03
17 Limit (4) RA at 30 or Max > .2
18 Limit (5) Angle from 0 to Max > 15
19 Limit (6) GM at Equil > .15
20 angles 0,2,...,40
21 vcg 0
22
23 maxvcg draft 2,2.25,2.5,2.75,3,3.25,3.5,3.75,4,4.25,4.5,4.75
24
25 disk maxvcg.hed
~`
```

Appendiks C: Data fra 5 GZ-kurver benyttet til å beregne maksmalt vindarealmoment for fartøy bredde 30 og 26 meter.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
1	Deg	VCG8	Areal 8	VCG9,5	Areal 9,5	VCG11	Areal 11	VCG12,5	Areal 12,5	VCG14	Areal 14
2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	-2	-0,681	-0,012	-0,628	-0,011	-0,576	-0,01	-0,523	-0,009	-0,471	-0,008
4	-4	-1,356	-0,047	-1,251	-0,044	-1,146	-0,04	-1,042	-0,036	-0,937	-0,03
5	-6	-2,017	-0,106	-1,86	-0,098	-1,702	-0,09	-1,545	-0,082	-1,387	-0,068
6	-8	-2,643	-0,188	-2,434	-0,173	-2,224	-0,158	-2,015	-0,144	-1,805	-0,12
7	-10	-3,207	-0,29	-2,946	-0,267	-2,684	-0,244	-2,423	-0,221	-2,161	-0,185
8	-12	-3,68	-0,41	-3,367	-0,377	-3,054	-0,344	-2,74	-0,311	-2,427	-0,26
9	-14	-4,047	-0,545	-3,683	-0,5	-3,318	-0,455	-2,954	-0,411	-2,589	-0,343
10	-16	-4,182	-0,617	-3,792	-0,565	-3,402	-0,514	-3,012	-0,463	-2,622	-0,386
11	-18	-4,285	-0,691	-3,87	-0,632	-3,455	-0,574	-3,039	-0,516	-2,624	-0,411
12	-20	-4,412	-0,843	-3,947	-0,769	-3,481	-0,695	-3,016	-0,622	-2,55	-0,429
13	-22	-4,459	-0,998	-3,944	-0,907	-3,43	-0,816	-2,915	-0,725	-2,4	-0,514
14	-24	-4,449	-1,154	-3,886	-1,044	-3,322	-0,934	-2,759	-0,825	-2,195	-0,596
15	-26	-4,388	-1,308	-3,777	-1,177	-3,165	-1,047	-2,554	-0,917	-1,942	-0,672
16	-28	-4,289	-1,459	-3,63	-1,307	-2,971	-1,154	-2,312	-1,002	-1,654	-0,74
17	-30	-4,157	-1,607	-3,451	-1,43	-2,746	-1,254	-2,04	-1,078	-1,335	-0,8
18	-32	-3,993	-1,749	-3,242	-1,547	-2,491	-1,346	-1,74	-1,144	-0,989	-0,849
19	-34	-3,803	-1,885	-3,007	-1,656	-2,211	-1,428	-1,415	-1,199	-0,618	-0,886
20	-36	-3,589	-2,014	-2,749	-1,757	-1,909	-1,5	-1,069	-1,243	-0,229	-0,911
21	-38	-3,357	-2,136	-2,474	-1,848	-1,591	-1,561	-0,708	-1,274	0	-0,923
22	-40	-3,108	-2,248	-2,183	-1,929	-1,258	-1,611	-0,334	-1,292		
23	-42	-2,845	-2,352	-1,88	-2	-0,915	-1,649	0	-1,297		
24	-44	-2,571	-2,447	-1,566	-2,06	-0,561	-1,674				
25	-46	-2,287	-2,532	-1,244	-2,11	-0,201	-1,688				
26	-48	-1,994	-2,606	-0,914	-2,147	0	-1,69				
27	-50	-1,694	-2,671	-0,578	-2,173						
28	-52	-1,389	-2,725	-0,239	-2,188						
29	-54	-1,078	-2,768	0	-2,19						
30	-56	-0,91									
31	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
32	2	0,681	0,012	0,628	0,011	0,576	0,01	0,523	0,009	0,471	0,008
33	4	1,356	0,047	1,251	0,044	1,146	0,04	1,042	0,036	0,937	0,03
34	6	2,017	0,106	1,86	0,098	1,702	0,09	1,545	0,082	1,387	0,068
35	8	2,643	0,188	2,434	0,173	2,224	0,158	2,015	0,144	1,805	0,12
36	10	3,207	0,29	2,946	0,267	2,684	0,244	2,423	0,221	2,161	0,185
37	12	3,68	0,41	3,367	0,377	3,054	0,344	2,74	0,311	2,427	0,26
38	14	4,047	0,545	3,683	0,5	3,318	0,455	2,954	0,411	2,589	0,343
39	16	4,182	0,617	3,792	0,565	3,402	0,514	3,012	0,463	2,622	0,386
40	18	4,285	0,691	3,87	0,632	3,455	0,574	3,039	0,516	2,624	0,411
41	20	4,412	0,843	3,947	0,769	3,481	0,695	3,016	0,622	2,55	0,429
42	22	4,459	0,998	3,944	0,907	3,43	0,816	2,915	0,725	2,4	0,514
43	24	4,449	1,154	3,886	1,044	3,322	0,934	2,759	0,825	2,195	0,596
44	26	4,388	1,308	3,777	1,177	3,165	1,047	2,554	0,917	1,942	0,672
45	28	4,289	1,459	3,63	1,307	2,971	1,154	2,312	1,002	1,654	0,74
46	30	4,157	1,607	3,451	1,43	2,746	1,254	2,04	1,078	1,335	0,8
47	32	3,993	1,749	3,242	1,547	2,491	1,346	1,74	1,144	0,989	0,849
48	34	3,803	1,885	3,007	1,656	2,211	1,428	1,415	1,199	0,618	0,886
49	36	3,589	2,014	2,749	1,757	1,909	1,5	1,069	1,243	0,229	0,911
50	38	3,357	2,136	2,474	1,848	1,591	1,561	0,708	1,274	0	0,923
51	40	3,108	2,248	2,183	1,929	1,258	1,611	0,334	1,292		
52	42	2,845	2,352	1,88	2	0,915	1,649	0	1,297		
53	44	2,571	2,447	1,566	2,06	0,561	1,674				
54	46	2,287	2,532	1,244	2,11	0,201	1,688				
55	48	1,994	2,606	0,914	2,147	0	1,69				
56	50	1,694	2,671	0,578	2,173						
57	52	1,389	2,725	0,239	2,188						
58	54	1,078	2,768	0	2,19						
59	56	0,91									
60	58	0,721									

	gz	Areal	gz	Areal	gz	Areal	gz	Areal
Deg	5,8	5,8	7,3	7,3	8,8	8,8	10,3	10,3
0	0	0	0	0	0	0	0	-0,006
-2	-0,475	-0,008	-0,423	-0,007	-0,37	-0,006	-0,317	-0,022
-4	-0,949	-0,033	-0,844	-0,029	-0,738	-0,026	-0,633	-0,05
-6	-1,418	-0,074	-1,26	-0,066	-1,102	-0,058	-0,945	-0,088
-8	-1,879	-0,132	-1,669	-0,117	-1,459	-0,103	-1,249	-0,137
-10	-2,326	-0,205	-2,064	-0,183	-1,802	-0,16	-1,54	-0,195
-12	-2,749	-0,294	-2,435	-0,261	-2,122	-0,228	-1,808	-0,262
-14	-3,117	-0,396	-2,752	-0,352	-2,386	-0,307	-2,021	-0,298
-16	-3,272	-0,452	-2,882	-0,401	-2,491	-0,349	-2,1	-0,335
-18	-3,408	-0,51	-2,992	-0,452	-2,576	-0,394	-2,16	-0,412
-20	-3,627	-0,633	-3,161	-0,56	-2,695	-0,486	-2,229	-0,467
-22	-3,786	-0,763	-3,271	-0,672	-2,755	-0,581	-2,242	-0,49
-24	-3,891	-0,897	-3,327	-0,787	-2,763	-0,678	-2,24	-0,567
-26	-3,951	-1,034	-3,339	-0,904	-2,727	-0,773	-2,199	-0,643
-28	-3,974	-1,172	-3,315	-1,02	-2,655	-0,867	-2,115	-0,715
-30	-3,963	-1,311	-3,258	-1,135	-2,552	-0,958	-1,996	-0,782
-32	-3,923	-1,449	-3,171	-1,247	-2,42	-1,045	-1,846	-0,843
-34	-3,857	-1,584	-3,061	-1,356	-2,264	-1,127	-1,668	-0,898
-36	-3,768	-1,718	-2,928	-1,46	-2,087	-1,203	-1,467	-0,945
-38	-3,661	-1,847	-2,777	-1,56	-1,894	-1,272	-1,247	-0,985
-40	-3,537	-1,973	-2,612	-1,654	-1,687	-1,335	-1,011	-1,016
-42	-3,399	-2,094	-2,433	-1,742	-1,468	-1,39	-0,761	-1,038
-44	-3,249	-2,21	-2,244	-1,824	-1,239	-1,437	-0,502	-1,051
-46	-3,088	-2,321	-2,045	-1,899	-1,001	-1,476	-0,234	-1,054
-48	-2,917	-2,426	-1,837	-1,966	-0,757	-1,507	0	0
-50	-2,738	-2,524	-1,622	-2,027	-0,507	-1,529	0	0
	gz	Areal	gz	Areal	gz	Areal	gz	Areal
Deg	5,8	5,8	7,3	7,3	8,8	8,8	10,3	10,3
0	0	0	0	0	0	0	0	0,006
2	0,475	0,008	0,423	0,007	0,37	0,006	0,317	0,022
4	0,949	0,033	0,844	0,029	0,738	0,026	0,633	0,05
6	1,418	0,074	1,26	0,066	1,102	0,058	0,945	0,088
8	1,879	0,132	1,669	0,117	1,459	0,103	1,249	0,137
10	2,326	0,205	2,064	0,183	1,802	0,16	1,54	0,195
12	2,749	0,294	2,435	0,261	2,122	0,228	1,808	0,262
14	3,117	0,396	2,752	0,352	2,386	0,307	2,021	0,298
16	3,272	0,452	2,882	0,401	2,491	0,349	2,1	0,335
18	3,408	0,51	2,992	0,452	2,576	0,394	2,16	0,412
20	3,627	0,633	3,161	0,56	2,695	0,486	2,229	0,467
22	3,786	0,763	3,271	0,672	2,755	0,581	2,242	0,49
24	3,891	0,897	3,327	0,787	2,763	0,678	2,24	0,567
26	3,951	1,034	3,339	0,904	2,727	0,773	2,199	0,643
28	3,974	1,172	3,315	1,02	2,655	0,867	2,115	0,715
30	3,963	1,311	3,258	1,135	2,552	0,958	1,996	0,782
32	3,923	1,449	3,171	1,247	2,42	1,045	1,846	0,843
34	3,857	1,584	3,061	1,356	2,264	1,127	1,668	0,898
36	3,768	1,718	2,928	1,46	2,087	1,203	1,467	0,945
38	3,661	1,847	2,777	1,56	1,894	1,272	1,247	0,985
40	3,537	1,973	2,612	1,654	1,687	1,335	1,011	1,016
42	3,399	2,094	2,433	1,742	1,468	1,39	0,761	1,038
44	3,249	2,21	2,244	1,824	1,239	1,437	0,502	1,051
46	3,088	2,321	2,045	1,899	1,001	1,476	0,234	1,054
48	2,917	2,426	1,837	1,966	0,757	1,507		
50	2,738	2,524	1,622	2,027	0,507	1,529		

Appendiks D: Utregning av areal, tyngdepunkt og vindareal-moment for casene.

#1	Orientering	Antall	Antall i profil	Vekt	Lengde	Bredde	Høyde	KG	Pakke-faktor	Totalvekt [tonn]	Moment [MT-m]	Areal per enhet [m ²]	Dekksareal [m ²]	Vindareal enhet [m ²]	Arm vind (Z) [m]	Vindareal A [m ²]	Vindareal-moment (A*Z) [m ² *m]							
Nacelle	Langs	1	1	500	20	7,5	8	4	1,3	500	2000	195	195	160	4	160	640							
Nacelle	Tvers	0	0	500	20	7,5	8	4	1,3	0	0	195	0	160	4	0	0							
Tårn Zdel	Stående	0	0	110	6	6	60	30	1,3	0	0	46,8	0	360	30	0	0							
Tårn høy	Stående	0	0	220	6	6	120	60	1,3	0	0	46,8	0	720	60	0	0							
Tårn	Liggende	2	0	110	60	6	6	3	1,3	220	660	468	936	360	3	0	0							
Blad	Stående	0	0	35	6	5	82	41	1,3	0	0	39	0	492	41	0	0							
Blad	Stablet 1	3	3	35	82	5	6	9	1,3	105	945	533	533	492	9	1476	13284							
Blad	Stablet 2	0	0	35	82	5	6	0	1,3	0	0	533	0	492	0	0	0							
										Sum	825	3605		1664		8,5	1636	13924						
										Dekks høyde	6	m			TP last	4,4	m. o.d	Utnyttet dekk	92,2	%	A*Z	13924	m ² *m	
										Lettskipsvekt	2500	tonn			KG last	10,4	m. o.b	Min. Breddre	20,3	m				
										KG lettskip	4	m o.b			Depl.	3325	tonn							
										Bredde skip	22	m			KG skip	5,6	m. o.b							
										Lengde dekk	82,0	m												
										Areal dekk	1804	m ²												
#2	Orientering	Antall	Antall i profil	Vekt	Lengde	Bredde	Høyde	KG	Pakke-faktor	Totalvekt [tonn]	Moment [MT-m]	Areal per enhet [m ²]	Dekksareal [m ²]	Vindareal enhet [m ²]	Arm vind (Z) [m]	Vindareal A [m ²]	Vindareal-moment (A*Z) [m ² *m]							
Nacelle	Langs	2	1	500	20	7,5	8	4	1,3	1000	4000	195	390	160	4	160	640							
Nacelle	Tvers	0	0	500	20	7,5	8	4	1,3	0	0	195	0	160	4	0	0							
Tårn Zdel	Stående	0	0	110	6	6	60	30	1,3	0	0	46,8	0	360	30	0	0							
Tårn høy	Stående	0	0	220	6	6	120	60	1,3	0	0	46,8	0	720	60	0	0							
Tårn	Liggende	4	0	110	60	6	6	1,3	1,3	440	2640	468	936	720	6	0	0							
Blad	Stående	0	0	35	6	5	82	41	1,3	0	0	39	0	492	41	0	0							
Blad	Stablet 1	6	6	35	82	5	6	18	1,3	210	3780	533	533	492	18	2952	53136							
Blad	Stablet 2	0	0	35	82	5	6	0	1,3	0	0	533	0	492	0	0	0							
										Sum	1650	10420		1859		17,3	3112	53776						
										Dekks høyde	6	m			TP last	6,3	m. o.d	Utnyttet dekk	87,2	%	Fartøy	6	1000	6000
										Lettskipsvekt	3000	tonn			KG last	12,3	m. o.b	Min. Breddre	21,0	m	A*Z	53776	m ² *m	
										KG lettskip	4	m o.b			Depl.	4650	tonn							
										Bredde skip	26	m			KG skip	7,0	m. o.b							
										Lengde dekk	82,0	m												
										Areal dekk	2132	m ²												
#3	Orientering	Antall	Antall i profil	Vekt	Lengde	Bredde	Høyde	KG	Pakke-faktor	Totalvekt [tonn]	Moment [MT-m]	Areal per enhet [m ²]	Dekksareal [m ²]	Vindareal enhet [m ²]	Arm vind (Z) [m]	Vindareal A [m ²]	Vindareal-moment (A*Z) [m ² *m]							
Nacelle	Langs	2	1	500	20	7,5	8	4	1,3	1000	4000	195	390	160	4	160	640							
Nacelle	Tvers	0	0	500	20	7,5	8	4	1,3	0	0	195	0	160	4	0	0							
Tårn Zdel	Stående	0	0	110	6	6	60	30	1,3	0	0	46,8	0	360	30	0	0							
Tårn høy	Stående	0	0	220	6	6	120	60	1,3	0	0	46,8	0	720	60	0	0							
Tårn	Liggende	4	0	110	60	6	6	1,3	1,3	440	2640	468	624	360	6	0	0							
Blad	Stående	0	0	35	6	5	82	41	1,3	0	0	39	0	492	41	0	0							
Blad	Stablet 1	3	3	35	82	5	6	9	1,3	105	945	533	533	492	9	1476	13284							
Blad	Stablet 2	3	0	35	82	5	6	9	1,3	105	945	533	533	492	9	0	0							
										Sum	1650	8530		2080		8,5	1636	13924						
										Dekks høyde	6	m			TP last	5,2	m. o.d	Utnyttet dekk	97,6	%	Fartøy	6	1000	6000
										Lettskipsvekt	3000	tonn			KG last	11,2	m. o.b	Min. Breddre	26,0	m	A*Z	19924	m ² *m	
										KG lettskip	4	m o.b			Depl.	4650	tonn							
										Bredde skip	26	m			KG skip	6,5	m. o.b							
										Lengde dekk	82,0	m												
										Areal dekk	2132	m ²												
#4	Orientering	Antall	Antall i profil	Vekt	Lengde	Bredde	Høyde	KG	Pakke-faktor	Totalvekt [tonn]	Moment [MT-m]	Areal per enhet [m ²]	Dekksareal [m ²]	Vindareal enhet [m ²]	Arm vind (Z) [m]	Vindareal A [m ²]	Vindareal-moment (A*Z) [m ² *m]							
Nacelle	Langs	2	0	500	20	7,5	8	4	1,3	1000	4000	195	390	160	4	0	0							
Nacelle	Tvers	0	0	500	20	7,5	8	4	1,3	0	0	195	0	160	4	0	0							
Tårn Zdel	Stående	4	4	110	6	6	60	30	1,3	440	13200	46,8	187	360	30	1440	43200							
Tårn høy	Stående	0	0	220	6	6	120	60	1,3	0	0	46,8	0	720	60	0	0							
Tårn	Liggende	0	0	110	60	6	6	6	1,3	0	0	468	0	360	6	0	0							
Blad	Stående	0	0	35	6	5	82	41	1,3	0	0	39	0	492	41	0	0							
Blad	Stablet 1	3	3	35	82	5	6	9	1,3	105	945	533	533	492	9	1476	13284							
Blad	Stablet 2	3	0	35	82	5	6	9	1,3	105	945	533	533	492	9	0	0							
										Sum	1650	19090		1643		19,4	2916	56484						
										Dekks høyde	6	m			TP last	11,6	m. o.d	Utnyttet dekk	71,6	%	Fartøy	6	1000	6000
										Lettskipsvekt	3000	tonn			KG last	17,6	m. o.b	Min. Breddre	18,5	m	A*Z	62484	m ² *m	
										KG lettskip	4	m o.b			Depl.	4650	tonn							
										Bredde skip	28	m			KG skip	8,8	m. o.b							
										Lengde dekk	82,0	m												
										Areal dekk	2296	m ²												
#5	Orientering	Antall	Antall i profil	Vekt	Lengde	Bredde	Høyde	KG	Pakke-faktor	Totalvekt [tonn]	Moment [MT-m]	Areal per enhet [m ²]	Dekksareal [m ²]	Vindareal enhet [m ²]	Arm vind (Z) [m]	Vindareal A [m ²]	Vindareal-moment (A*Z) [m ² *m]							
Nacelle	Langs	3	0	500	20	7,5	8	4	1,2	1500	6000	180	540	160	4	0	0							
Nacelle	Tvers	0	0	500	20	7,5	8	4	1,2	0	0	180	0	160	4	0	0							
Tårn Zdel	Stående	6	1,5	110	6	6	60	30	1,2	660	19800	43,2	259	360	30	540	16200							
Tårn høy	Stående	0	0	220	6	6	120	60	1,2	0	0	43,2	0	720	60	0	0							
Tårn	Liggende	0	0	110	60	3	6	6	1,2	0	0	216	0	360	6	0	0							
Blad	Stående	0	0	35	6	5	82	41	1,2	0	0	36	0	492	41	0	0							
Blad	Stablet 1	5	5	35	82	5	6	15	1,2	175	2625	492	492	492	15	2460	36900							
Blad	Stablet 2	4	0	35	82	5	6	12	1,2	140	1680	492	492	492	12	0	0							
										Sum	2475	30105		1783		17,7	3000	53100						
										Dekks høyde	6	m			TP last	12,2	m. o.d	Utnyttet dekk	72,5	%	Fartøy	6	1000	6000
										Lettskipsvekt	3200	tonn			KG last	18,2	m. o.b	Min. Breddre	26,0	m	A*Z	59100	m ² *m	
										KG lettskip	4	m o.b			Depl.	5675	tonn							
										Bredde skip	30	m			KG skip	10,2	m. o.b							
										Lengde dekk	82,0	m												
										Areal dekk	2460	m ²												
#6	Orientering	Antall	Antall i profil	Vekt	Lengde	Bredde	Høyde	KG	Pakke-faktor	Totalvekt [tonn]	Moment [MT-m]	Areal per enhet [m ²]	Dekksareal [m ²]	Vindareal enhet [m ²]	Arm vind (Z) [m]	Vindareal A [m ²]	Vindareal-moment (A*Z) [m ² *m]							
Nacelle	Langs	2	0	500	20	7,5	8	4	1,3	1000	4000	195	390	160	4	0	0							
Nacelle	Tvers	0	0	500	20	7,5	8	4	1,3	0	0	195	0	160	4	0	0							
Tårn Zdel	Stående	0	0	110	6	6	60	30	1,3	0	0	46,8	0	360	30	0	0							
Tårn høy	Stående	2	2	220	6	6	120	60	1,3	440	26400	46,8	93,6	720	60	1440	86400							
Tårn	Liggende	0	0	110	60	6	6	3	1,3	0	0	468	0	360	3	0	0							
Blad	Stående	0	0	35	6	5	82	41	1,3	0	0	39	0	492	41	0	0							
Blad	Stablet 1	3	3	35	82	5	6	9	1,3	105	945	533	533	492	9	1476	13284							
Blad	Stablet 2	3	0	35	82	5	6	9	1,3	105	945	533	533	492	9	0	0							
										Sum	1650	32290		1550		34,2	2916	99684						
										Dekks høyde	6	m			TP last	19,6	m. o.d	Utnyttet dekk	59,1	%	Fartøy	6	1000	6000
										Lettskipsvekt	3500	tonn			KG last	25,6	m. o.b	Min. Breddre	18,5	m	A*Z	105684	m ² *m	
										KG lettskip	4	m o.b			Depl.	5150	tonn							
										Bredde skip	32	m			KG skip	10,9	m. o.b							
										Lengde dekk	82,0	m												
										Areal dekk	2624	m ²												

Appendiks E: Data fra Autohydro, KG-maks kurver for syv ulike bredder

B22

Maximum VCG vs. Displacement

Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
2 444.3	2.00	11.977	260.0%	604.1%	0.1%	303.4%	1.2°	5492.6%
2 830.5	2.25	11.610	215.1%	547.8%	0.1%	284.0%	2.2°	4606.2%
3 228.6	2.50	11.228	181.6%	504.9%	0.0%	266.2%	3.4°	4001.1%
3 639.0	2.75	10.833	157.4%	472.5%	0.1%	253.3%	4.0°	3598.9%
4 061.4	3.00	10.429	140.6%	447.2%	0.0%	241.2%	3.8°	3341.7%
4 496.3	3.25	10.016	130.0%	426.3%	0.1%	229.0%	3.4°	3188.2%
4 944.0	3.50	9.591	124.3%	408.0%	0.1%	215.7%	3.2°	3117.6%
5 404.9	3.75	9.147	122.2%	390.7%	0.0%	200.9%	2.6°	3117.0%
5 877.2	4.00	8.681	121.9%	372.8%	0.1%	184.2%	2.0°	3147.9%
6 359.9	4.25	8.189	121.6%	353.2%	0.1%	165.6%	1.2°	3208.6%
6 850.8	4.50	7.674	119.5%	330.6%	0.1%	145.1%	0.0°	3289.6%

B24

Maximum VCG vs. Displacement

Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
2 666.5	2.00	13.130	356.0%	760.7%	0.0%	363.8%	0.8°	7163.4%
3 087.8	2.25	12.712	304.5%	696.1%	0.0%	343.4%	1.6°	6078.3%
3 522.1	2.50	12.279	265.3%	645.3%	0.0%	323.0%	2.8°	5326.8%
3 969.7	2.75	11.827	236.4%	605.8%	0.1%	305.1%	3.0°	4818.4%
4 430.6	3.00	11.360	216.0%	574.4%	0.0%	290.6%	2.8°	4485.1%
4 905.0	3.25	10.883	202.2%	547.4%	0.0%	276.7%	2.4°	4275.1%
5 393.4	3.50	10.395	193.2%	522.2%	0.1%	261.1%	2.2°	4161.4%
5 896.2	3.75	9.888	187.5%	497.4%	0.0%	243.3%	1.8°	4128.1%
6 411.4	4.00	9.359	182.9%	471.4%	0.0%	223.2%	1.4°	4129.5%
6 938.1	4.25	8.804	177.9%	443.0%	0.1%	201.0%	0.8°	4163.6%
7 473.6	4.50	8.167	173.5%	425.7%	19.0%	191.0%	0.0°	4257.5%

B26

Maximum VCG vs. Displacement

Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
2 888.7	2.00	14.271	460.6%	926.2%	0.0%	423.5%	0.4°	9055.3%
3 345.1	2.25	13.800	402.6%	853.7%	0.0%	402.7%	1.2°	7752.3%
3 815.6	2.50	13.314	357.8%	794.5%	0.0%	379.7%	2.2°	6839.2%
4 300.5	2.75	12.807	324.2%	747.3%	0.0%	358.2%	2.2°	6211.1%
4 799.8	3.00	12.278	299.9%	709.1%	0.0%	341.3%	1.8°	5790.9%
5 313.7	3.25	11.737	282.4%	675.4%	0.0%	324.8%	1.6°	5515.7%
5 842.8	3.50	11.185	269.5%	643.2%	0.1%	306.3%	1.4°	5351.3%
6 387.5	3.75	10.617	259.1%	610.5%	0.0%	285.2%	1.2°	5278.3%
6 945.7	4.00	10.026	249.6%	575.8%	0.1%	261.7%	0.8°	5243.3%
7 516.2	4.25	9.408	239.1%	537.8%	0.0%	235.9%	0.4°	5244.2%
8 096.3	4.50	8.677	230.3%	518.6%	29.4%	229.9%	0.0°	5327.2%

B28

Maximum VCG vs. Displacement

Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
3 110.9	2.00	15.399	573.1%	1099.2%	0.0%	483.9%	0.0°	<large>
3 602.4	2.25	14.874	508.8%	1018.8%	0.0%	460.4%	1.0°	9627.2%
4 109.1	2.50	14.335	458.4%	951.7%	0.0%	436.4%	1.4°	8537.6%
4 631.3	2.75	13.772	420.1%	896.2%	0.0%	412.8%	1.4°	7777.1%
5 169.0	3.00	13.183	391.6%	850.6%	0.0%	392.2%	1.0°	7258.6%
5 722.4	3.25	12.578	369.8%	809.8%	0.1%	372.5%	1.0°	6909.1%
6 292.2	3.50	11.965	352.0%	769.7%	0.0%	350.8%	0.8°	6686.1%
6 878.8	3.75	11.335	336.5%	728.5%	0.1%	326.4%	0.6°	6566.2%
7 479.9	4.00	10.683	321.2%	684.7%	0.0%	299.5%	0.4°	6488.2%
8 094.3	4.25	10.004	304.7%	637.0%	0.0%	270.1%	0.2°	6449.3%
8 719.0	4.50	9.162	291.6%	619.6%	45.2%	272.5%	0.0°	6526.0%

B30

Maximum VCG vs. Displacement

Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
3 333.0	2.00	16.302	703.3%	1334.6%	71.5%	597.2%	0.0°	<large>
3 859.7	2.25	15.937	622.2%	1190.3%	0.1%	518.0%	0.6°	<large>
4 402.6	2.50	15.342	566.5%	1115.1%	0.0%	493.4%	0.8°	<large>
4 962.1	2.75	14.724	523.2%	1051.5%	0.0%	467.8%	0.6°	9515.6%
5 538.2	3.00	14.076	489.8%	997.5%	0.1%	442.9%	0.4°	8887.3%
6 131.1	3.25	13.410	463.2%	949.0%	0.0%	419.8%	0.4°	8454.1%
6 741.6	3.50	12.735	440.1%	900.8%	0.1%	394.9%	0.2°	8164.6%
7 370.1	3.75	12.044	418.8%	850.9%	0.0%	367.1%	0.2°	7991.2%
8 014.1	4.00	11.332	397.3%	797.5%	0.0%	336.8%	0.0°	7863.1%
8 672.4	4.25	10.465	380.4%	772.9%	42.6%	335.8%	0.0°	7863.1%
9 341.8	4.50	9.343	370.9%	801.1%	160.2%	389.1%	0.0°	8040.5%

B3
2

Maximum VCG vs. Displacement

Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
3 555.2	2.00	16.844	857.2%	1666.9%	259.9%	798.1%	0.0°	<large>
4 117.0	2.25	16.988	742.4%	1367.6%	0.0%	576.3%	0.2°	<large>
4 696.0	2.50	16.337	681.3%	1284.3%	0.1%	550.3%	0.2°	<large>
5 292.9	2.75	15.664	632.7%	1212.1%	0.0%	522.3%	0.0°	<large>
5 907.4	3.00	14.732	605.2%	1208.7%	75.9%	550.3%	0.0°	<large>
6 539.8	3.25	13.765	584.7%	1214.0%	155.7%	583.2%	0.0°	<large>
7 191.0	3.50	13.092	552.9%	1141.2%	134.8%	539.3%	0.0°	<large>
7 861.4	3.75	12.356	524.6%	1078.3%	130.2%	504.9%	0.0°	9812.2%
8 548.4	4.00	11.629	494.5%	1003.6%	115.3%	459.9%	0.0°	9597.9%
9 250.5	4.25	10.511	479.6%	1017.6%	221.2%	503.1%	0.0°	9671.9%
9 964.5	4.50	9.588	450.1%	967.3%	252.1%	487.8%	0.0°	9625.3%

B34

Maximum VCG vs. Displacement

Intact Displ (MT)	Intact Draft At MS (m)	Max.VCG (m)	Limit 1	Limit 2	Limit 3	Limit 4	Limit 5	Limit 6
3 777.4	2.00	17.687	1002.2%	1923.4%	344.3%	921.8%	0.0°	<large>
4 374.2	2.25	17.842	878.0%	1598.4%	62.1%	681.6%	0.0°	<large>
4 989.5	2.50	16.665	834.2%	1629.4%	219.3%	771.1%	0.0°	<large>
5 623.6	2.75	15.333	809.4%	1705.2%	420.0%	891.4%	0.0°	<large>
6 276.5	3.00	14.535	766.7%	1643.3%	432.8%	868.3%	0.0°	<large>
6 948.5	3.25	13.792	726.6%	1566.2%	418.2%	826.5%	0.0°	<large>
7 640.4	3.50	13.119	685.8%	1468.7%	377.2%	764.1%	0.0°	<large>
8 352.7	3.75	12.389	647.8%	1379.5%	351.1%	710.0%	0.0°	<large>
9 082.6	4.00	11.576	612.0%	1301.7%	345.4%	668.7%	0.0°	<large>
9 828.7	4.25	10.761	571.8%	1210.4%	329.9%	617.5%	0.0°	<large>
10 587.3	4.50	9.791	533.8%	1145.1%	356.1%	595.4%	0.0°	<large>

Appendiks F: Kode benyttet i Modellmaker

```
1 clear
2 unit mt
3
4 read C:\Users\SDMI\AutoHydro\AutoHydro\MASTER\TransportVCG30.gf
5 /
6 create tarn1
7 class sail
8 CYLINDER 10f,0,6,10f,0,120,6,4
9 `fit [ext] hull.c
10 /
11 create tarn2
12 class sail
13 CYLINDER 45f,0,6,45f,0,120,6,4
14 /
15 create nacelle
16 class sail
17 ends 20f, 40f
18 top 16
19 bottom 6
20 inboard 0
21 outboard 4
22 /
23 create nacelle2
24 class sail
25 ends 50f, 70f
26 top 16
27 bottom 6
28 inboard 0
29 outboard 4
30 /
31 create blad1
32 class sail
33 CYLINDER 10a,11,9, 72f,11,9,1,5
34 /
35 create blad2
36 class sail
37 CYLINDER 10a,11,14, 72f,11,14,1,5
38 /
39 create blad3
40 class sail
41 CYLINDER 10a,11,19, 72f,11,19,1,5
42 /
43 create overbygg
44 class tank
45 ends 76f, 83f
46 top 18
47 bottom 7
48 outboard 10
49 /
50 create overbygg2
51 class tank
52 ends 83f, 90f
53 top 18
54 bottom 8
55 outboard 8]
56 /
57 create overbygg3
58 class tank
59 ends 90f, 95f
60 top 18 @ 90f, 9 @ 95f
61 bottom 9
62 outboard 6
63 /
64 create overbygg4
65 class tank
66 ends 83f, 90f
67 top 22
68 bottom 18 @ 83f, 17 @ 90f
69 outboard 10 @ 85f, 8 @ 90f
70 /
71 create overbygg5
72 class tank
73 ends 90f, 91.5f
74 top 22
75 bottom 18 @ 90f, 22 @ 91.5f
76 outboard 8 @ 90f, 6 @ 91.5f
77
78 scale 1,1,1
79
80 write TransportOverbygg120x2turbiner32.gf
```

Appendiks G: Informasjon om programvare benyttet

- Autohydro, versjon 6.8
<http://www.coastdesign.no/products/ship-design/autohydro/>
- Modelmaker,
<http://cadcam.autoship.com/cadproductsservices/autohydro/Modelmaker/modelmaker.htm>
- Siemens NX, versjon 12
<https://www.plm.automation.siemens.com/global/en/products/nx/>
- Delftship Professional, versjon 10.30.312
<https://www.delftship.net/DELFTwp/delftship/>

