



SINTEF Fiskeri og havbruk AS
Havbruksteknologi

Postadresse: 7465 Trondheim
Besøksadresse:
SINTEF Sealab
Brattørkaia 17B

Telefon: 4000 5350
Telefaks: 932 70 701

E-post: fish@sintef.no
Internet: www.sintef.no

Foretaksregisteret: NO 980 478 270 MVA

SINTEF RAPPORT

TITTEL

Interaksjon – totalsystem

FORFATTER(E)

Egil Lien og Østen Jensen

OPPDRAGSGIVER(E)

Standard Norge

RAPPORTNR. SFH80 A064060	GRADERING Åpen	OPPDRAGSGIVERS REF. Britt Stokke Lønaas	
GRADER. DENNE SIDE Åpen	ISBN 82-14-039057-6	PROSJEKTNR. 840154	ANTALL SIDER OG BILAG 35
ELEKTRONISK ARKIVKODE 840154.30 Interaksjon - endelig.doc		PROSJEKTLEDER (NAVN, SIGN.) Arne Fredheim	VERIFISERT AV (NAVN, SIGN.) Arne Fredheim
ARKIVKODE	DATO 2005-11-30	GODKJENT AV (NAVN, STILLING, SIGN.) Jostein Storøy, Forskningssjef	

SAMMENDRAG

Denne rapporten er en grunnlagsrapport for de anbefalingene og endringene som foreslås i oppsummeringsrapporten for revisjonen av NS 9415.

Det er utviklet beregningskriterier for tvungne deformasjoner av hengslete stålanlegg. Disse deformasjonene må man ta hensyn til ved konstruksjon av denne typen anlegg. Denne typen deformasjoner avdekkes kun ved betraktning av anlegg i kortkammet irregulær sjø.

Videre er det sett på krefter på merder og anlegg is denne typen sjø sammenliknet med tradisjonelle metoder hvor anlegg analyseres i regulære bølger. Ved å benytte "ekvivalente" regulære bølger overestimeres både midlere bølgedriftkraft og dynamisk respons.

Det foreslås at man utfører et større sett av analyser for å relatere bølgekrefter til bølgehøyde og strømbelastning. Dette vil forenkle analysene betraktelig.

Vedrørende belastninger mellom not og flyter er det gjennomført kun basis studier. Det oppstår ofte rykkbelastninger i overgangen. Disse er avhengige av synkehastigheten til bunnlodd/bunnringen. For tradisjonelle systemer hvor flyteren gjerne følger bølgehevingen kan disse rykkreftene neppe unngås.

STIKKORD	NORSK	ENGELSK
GRUPPE 1	Havbruk	Aquaculture
GRUPPE 2	Merd	Fish cage
EGENVALGTE	Dynamikk	Dynamics

INNHALDSFORTEGNELSE

1	Konklusjon	3
1.1	Generelle krav til oppdrettsanlegg og dets komponenter.....	3
1.2	Interaksjon not, flyter og utspilingsystem	3
1.3	Analysemetodikk for bølgebelastning.....	3
1.4	Beregningskriterier for fortøyning	3
2	Generelle krav til oppdrettsanlegg og dets komponenter	3
2.1	Hengslede stål anlegg.....	3
2.1.1	Metode.....	4
2.1.2	Modellering	6
2.1.3	Resultater.....	8
2.1.4	Diskusjon.....	12
2.1.5	Deformasjonsvinkel på hengsler	13
3	Interaksjon not, flyter og utspilingsystem.....	16
3.1	Oppsummering.....	18
4	Analysemetodikk for bølgebelastning.....	18
4.1	Bølge energi	18
5	Forenklet modell med vertikale staver	19
5.1	Krefter fra bølger og strøm.....	19
5.1.1	Sirkulære merder	22
5.1.2	Driftkrefter	23
5.1.3	Flere merder i system	24
5.1.4	Regulære og irregulære bølger.....	26
6	Analyser med full elementmodell	26
6.1.1	Dragkraft på enkelt notpanel.....	26
6.1.2	Drag kraft på sirkulær not	28
6.1.3	Oppsummering.....	31
6.1.4	Korrelasjon av bølgeheving	32
7	Referanser	35

1 Konklusjon

1.1 Generelle krav til oppdrettsanlegg og dets komponenter

Det er foreslått dimensjoneringskriterier for hengslete stålanlegg utsatt for tvungen deformasjon. Disse tar for seg tvungne bevegelser som man kun observerer ved analyser i kortkammert sjø. Dette er dimensjonerende deformasjoner som ved tradisjonell analyser som ikke avdekkes med regulære bølger.

1.2 Interaksjon not, flyter og utspilingssystem

Hvis lodd eller utspilingssystem (bunnring) har lav synkehastighet kan det oppstå rykkrefter i tau og notlin. Dette er ikke enkelt å beregne på grunn av usikkerhet rundt oppførselen til not, lodd og bunnring i vann (drag, løft, added mass etc). Disse kreftene skal hvis løftetau og loddtau er korrekt festet til not ikke gå i notlin men i tau og burde ikke øke faren for at nota revner. Årsaken er at amplituden til rykkkreftene er relativt liten sammenlignet med kapasiteten til tauet.

1.3 Analysemetodikk for bølgebelastning

Regulære bølger vil gi en langt større dragkraft på nøter enn irregulær sjø. Dette skyldes blant annet at energimengden sendt gjennom systemet er vesentlig større. For romstore systemer som oppdrettsanlegg vil tradisjonell beregningsmetode med bruk av regulære bølger være direkte feil.

1.4 Beregningskriterier for fortøyning

Det hadde vært en stor fordel om man kunne forenkle fortøyningsberegningene for havbruksanlegg. Dragkreftene på et anlegg og dermed belastningene på ankerlinene overestimeres kraftig ved bruk av regulære bølger istedenfor irregulær sjø. Det vil være gunstig å ha en tabell eller formelverk med krefter og belastninger som funksjon av sjøtilstand og anleggets geometri. Å få laget dette vil være tid og ressurskrevende og dessverre ikke mulig å gjennomføre innenfor rammene av dette prosjektet.

En forenklet analysemetode vil kunne være relatere bølgebelastningen til strømbelastningen. Bølgebelastningen bør man kunne tabellere i forhold til bølgehøyde og strømhastighet. Dette vil imidlertid kreve omfattende irregulære analyser for å la seg gjennomføre. En slik metode vil gi store besparelser i regnetid.

2 Generelle krav til oppdrettsanlegg og dets komponenter

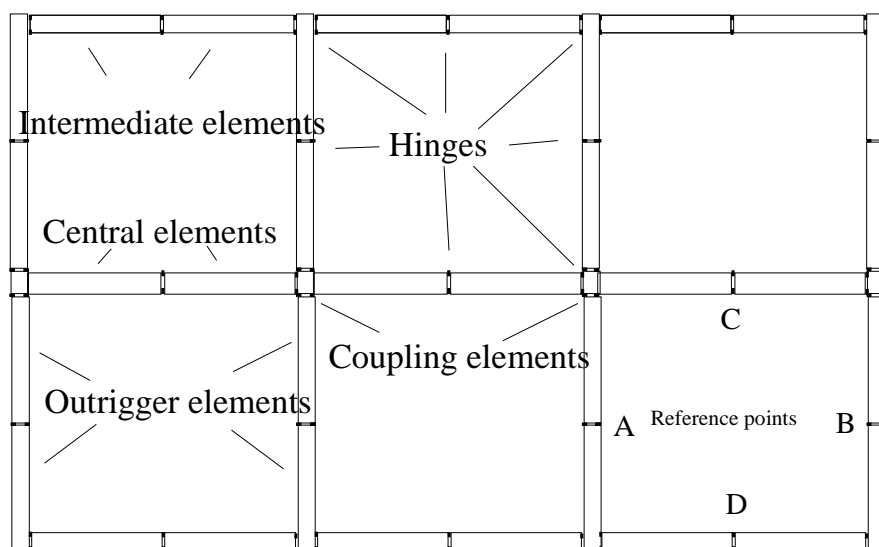
2.1 Hengslede stål anlegg

Et hengslet stålanlegg består av flere oppdriftselementer som er festet sammen med hengsler. Enkelte anlegg kan bestå av over 80 elementer som er hengslet sammen. Bevegelsen av denne typen konstruksjoner er relativt komplisert sammenlignet med tradisjonelle flytende konstruksjoner som skip og flytende enheter for oljeproduksjon. Dynamisk analyse av slike anlegg blir naturligvis relativt tidkrevende. Slike anlegg blir i dag brukt på lokaliteter hvor signifikant bølgehøyde typisk kan variere mellom 0,5 og 3,0 m. Fokus i dette avsnittet er på utmatting og brudd for hengslede stål anlegg i forbindelse med tvungne bevegelser. En forenklet modell har blitt utviklet for å undersøke oppførselen til slike anlegg, og da spesielt utsatt for kortkammert sjø.

I motsetning til individuelle sirkulære plastringer hvor en kortkammert sjø vil gi en signifikant reduksjon i krefter på konstruksjonen vil et hengslet stålanlegg få store belastninger på grunn av andre ordens forskyvninger. Disse forskyvningene vil være av en størrelsesorden hvor typiske konstruksjonsmetoder vil gi utmatting og brudd.

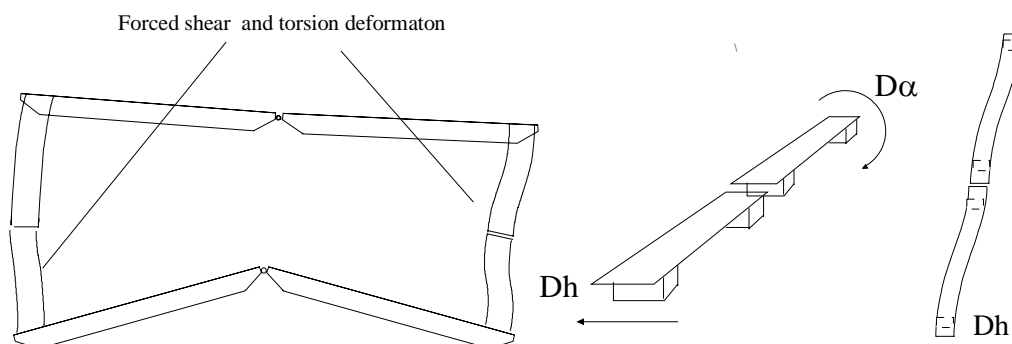
2.1.1 Metode

En forenklet metode er utviklet for å vurdere de mekaniske egenskapene til hengslete stålanlegg. Layout med beskrivelse av sentrale elementer for et typisk hengslet stålanlegg er vist i Figur 1.

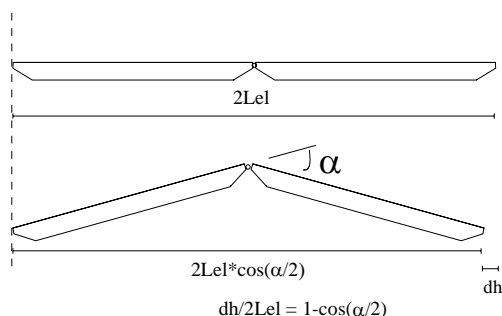


Figur 1 Typisk layout for et hengslet stålanlegg med 3x2 bur.

Vertikal forskyvning av referansepunkt A, B, C og D (se Figur 1) vil introdusere både tvunget torsjon og andre ordens skjærdeformasjon (Figur 2). Figur 3 viser hvordan en vertikal forskyvning fører til sammentrykking/forkortning av horisontal lengde, dh.



Figur 2 Deformasjon av bryggeelement

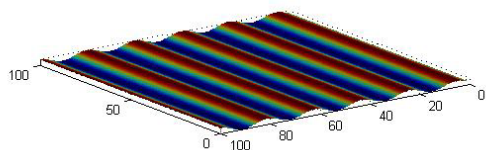


Figur 3 Sammentrykking på grunn av vertikal forskyvning.

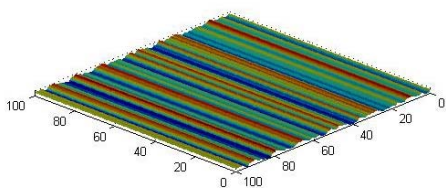
Det er denne sammentrykningen dh , forkortningen av lengden som her er beskrevet som 2'ndre ordens deformasjon. Et hengslet anlegg som legges i bølger vil få en forkortning i total lengde. Denne forkortningen vil ikke være lik for to parallelle bryggerekker.

Når to parallelle rekker av elementer får forskjellig total lengde, vil de mellomliggende elementene bli påført en tvungen deformasjon.

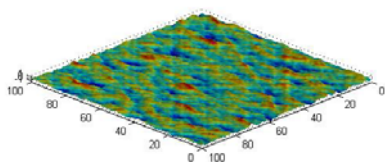
En slik effekt vil ikke avdekkes i en langkammet sjøtilstand, verken i regulære eller langkammet irregulær sjø, Figur 4 og Figur 5. I disse tilfellene vil langsgående parallelle bryggerekker bevege seg synkront, dvs. at den totale sammentrykningen vil være identisk.



Figur 4 Regulær "ekvivalent" sjø, $H=1.9m$



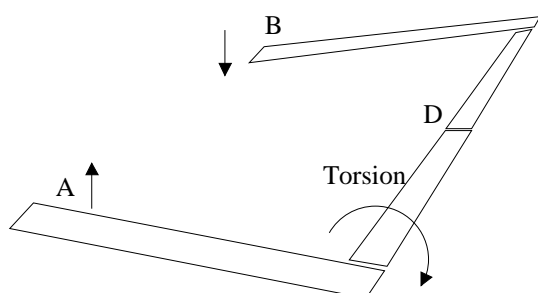
Figur 5 Irregulær langkammet sjø, $H_s=1m$



Figur 6 Kortkammet sjø, $H_s=1m$, \cos^3 fordeling

Legges anlegget derimot i en reell sjø med kortkammete bølger, Figur 6, vil bevegelsen av knutepunktene være mer og mindre ukorrelerte. Endring i lengde, sammentrykning av parallelle rekker, vil være en stokastisk prosess.

Torsjonsvridning er et annet problem som kan oppstå hvis referansepunkt A og B beveger seg ulikt i horisontal retningen, se Figur 7.

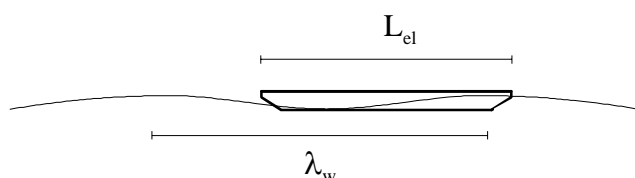


Figur 7 Torsjon forårsaket av vertikal forskyvning.

At flytelementene følger bølgehevingen vil være en konservativ antagelse som stemmer relativt bra når man neglisjerer korte bølger.

2.1.2 Modellering

Den dynamiske oppførselen til anlegget er modellert utsatt for kortkammert sjø. For enkelhets skyld er det antatt at oppdriftselementene er stive og at endepunktene følger bølgehevingen. Bølgespekteret er modifisert slik at kun bølgekomponenter med bølgelengde større enn to ganger element lengden er tatt med ($\lambda_w > 2L_{el}$), se Figur 8.



Figur 8 Element og bølgelengde

Bølgehevingsmodellen er basert på en “Fast Fourier Transform” (FFT) av bølgespekteret

$$\zeta_a = 2S_\xi(\omega)d\omega \quad (1)$$

Bølgeenergien antas å være cosinus fordelt gitt ved

$$S_{\xi, \phi i} = S_\xi * \frac{\cos^n(\phi)}{\int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos^n(\phi)} \quad (2)$$

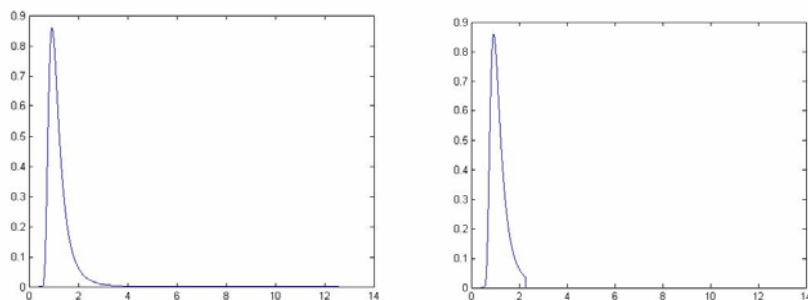
Bølgespekteret som brukes er et Pierson Moscovitz spekter med parametere gitt i Tabell 1.

Tabell 1 Parametere brukt i Pierson Moscovitz spekter.

Signifikant bølgehøyde Hs [m]	Pikperiode Tp [s]
1,0	3,2
2,0	5,1
3,0	6,7

2.1.2.1 Modellering av bølgespekter

I og med at flyteelementene antas å følge bølgehevingen filtreres korte bølger ut fra bølgespekteret da disse som regel gir relativt små bevegelser av flyterne, se Figur 9.

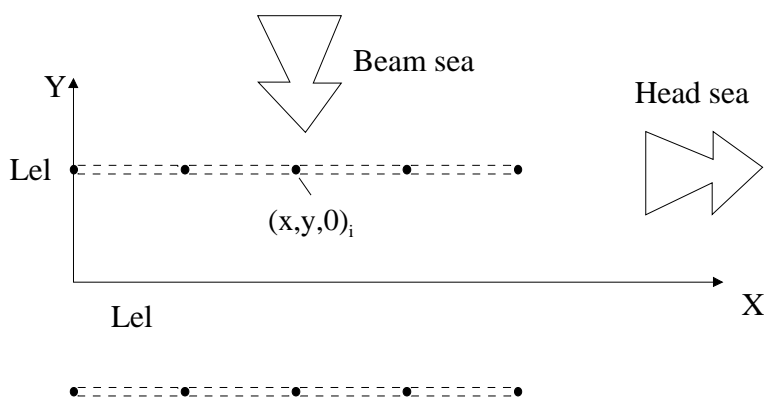


Figur 9 Bølgespekter med Hs=3m filtrert for element lengde på 12 m.

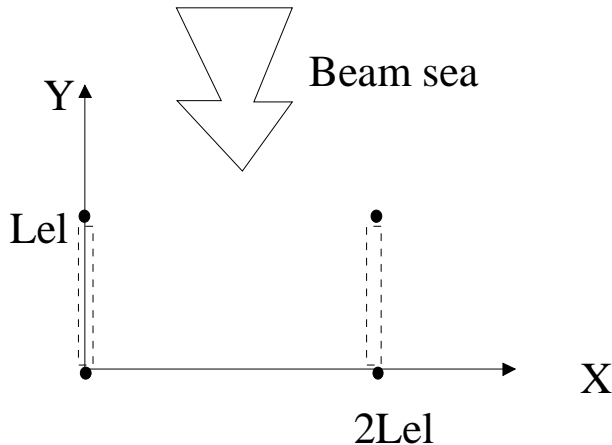
Hengslede stålanlegg er vanligvis relativt lette med store formstøpte oppdriftselementer festet til bryggeelementene. De har som regel stor restoppdrift og høy egenfrekvens for hiv og stamp bevegelse. Å anta en direkte sammenheng mellom bølgeheving og vertikalbevegelse av flyterne er derfor ikke urimelig.

2.1.2.2 Burmodell

To forskjellige modeller har blitt brukt med et sett av punkter, i , som representerer hengsel posisjonen hvor bølgeoverflatehevingen, $\xi(t, x_i, y_i)$, blir beregnet.



Figur 10 Noder for beregning av tvunget skjærdeformasjon.



Figur 11 Noder for beregning av tvunget torsjon deformasjon.

Tvunget skjærdeformasjon for rad j , som illustrert i Figur 10, er gitt ved

$$dh_j(t) = \sum_{i=1}^{n-1} dh_i(t) \quad (3)$$

Hvor

$$dh_i(t) = L_{EL} (1 - \cos \beta_i(t)) \quad (4)$$

$$\beta_i(t) = \sin^{-1}(\xi_{i+1}(t) - \xi_i(t)) \quad (5)$$

Dette gir en karakteristisk horisontal forskyvning

$$dh_{char} = dh_{j=1} - dh_{j=2} \quad (6)$$

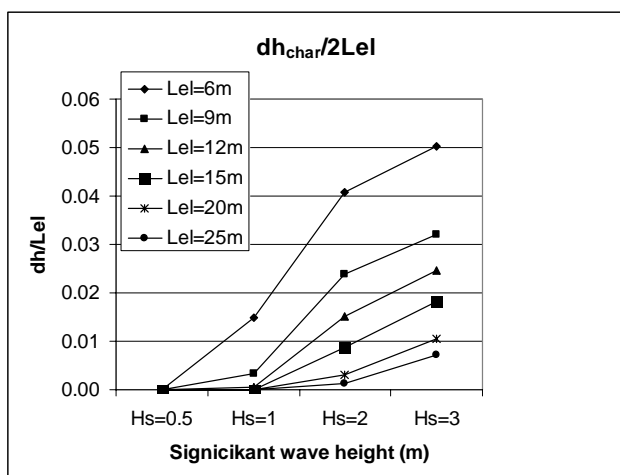
Torsjonsvinkelen er beregnet ut fra rotasjon om x akse av de to elementene i Figur 11. For å beregne torsjonsdeformasjonen brukes en tilsvarende metode som den brukt for skjærdeformasjon. Endring i torsjonsvinkel er gitt ved

$$d\alpha_{tor}(t) = \beta_2(t) - \beta_1(t) \quad (7)$$

2.1.3 Resultater

Alle resultater er basert på tidsdomene analyser hvor ekstrem standard avvik verdier er presentert som gjennomsnittsverdier fra fem individuelle ti timer sanntid simuleringer. En \cos^3 retnings spredning er brukt for bølgespredningen.

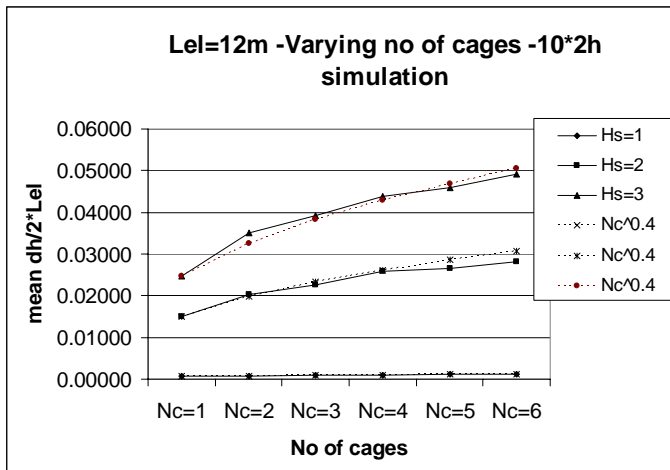
Figur 12 viser karakteristisk lengdeendring for et bur i et hengslet stålanlegg.



Figur 12 Karakteristisk lengdeendring.

Figur 12 viser redusert skjærdeformasjonen kraftig for økende elementlengde. Dagens anlegg har typisk en lengde på bryggeelement mellom 7,5 og 12 meter. Flere, kortere bryggelementer vil øke den påtvungne deformasjonen. Dersom det ikke er innebygd fleksibilitet i hengslene vil flere og mindre elementer gi økt belastning.

Figur 13 viser skjærdeformasjon for en gitt elementlengde som en funksjon av antall bur for forskjellige bølgehøyder.

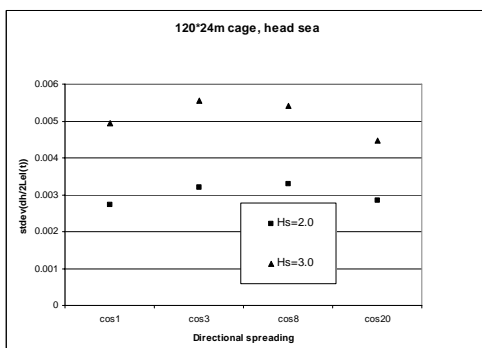


Figur 13 Skjærdeformasjon som en funksjon av antall bur.

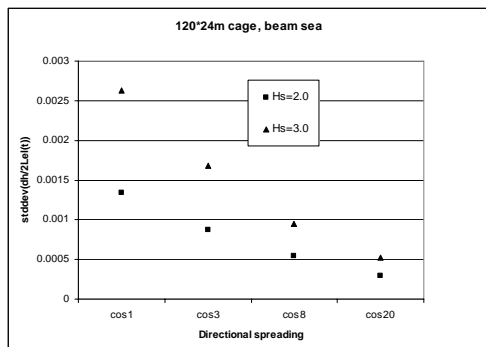
Som figuren viser er skjærdeformasjonen proporsjonal med antall bur, $N_c^{0.4}$. Store anlegg med flere bur øker belastningen.

2.1.3.1 Innflytelse fra bølgespredning på skjærdeformasjon.

Skjærdeformasjon for et anlegg på 120x24 meter med en bryggeelement lengde på 12 m, dvs. 6 bur, studeres utsatt for kortkammet sjø med forskjellig retningsspredning. Figur 14 og Figur 15 gir skjærdeformasjon som en funksjon av retningsspredning for anlegget utsatt for motsjø og sidesjø.



Figur 14 Skjærdeformasjon som en funksjon av retningsspredning for motsjø.

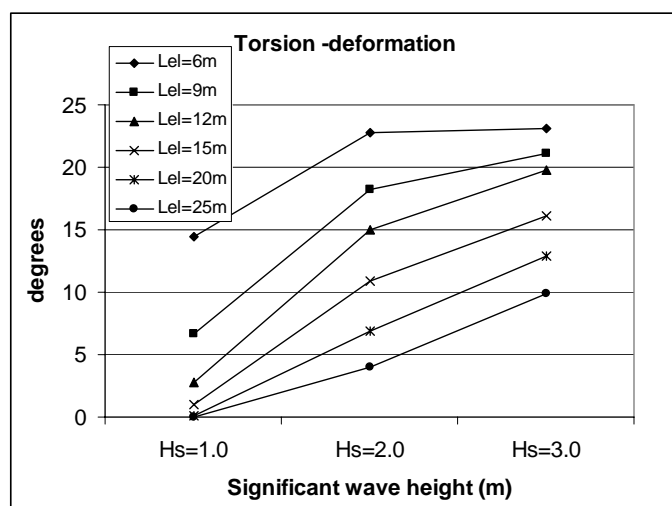


Figur 15 Skjærdeformasjon som funksjon av retningsspredning for sidesjø.

Bølgenes hovedretning har som forventet en signifikant innvirkning på skjærdeformasjonen av anlegget. Som forventet er deformasjonen betraktelig mye større for motsjø enn for sidesjø. For motsjø har retningsspredningen til bølgene relativt liten innvirkning på skjærdeformasjonen. For sidesjø derimot har retningsspredningen relativt stor innvirkning. Reduksjonen i skjærdeformasjon for økende retningsspredning skyldes at større deler av bølgeenergien går i lengderetningen. I en design fase er valg av retningsspredning ikke så viktig. Dette skyldes at det uansett må dimensjoneres mot største deformasjon som opptrer for motsjø, hvor deformasjonen er relativt lite avhengig av retningsspredningen.

2.1.3.2 Torsjon deformasjon

En cosinus i tredje funksjon er brukt for bølgespredningen. Figur 16 viser maksimal opp tredende torsjons deformasjon i løpet av fem simuleringer med varighet to timer for varierende signifikant bølgehøyde.



Figur 16 Torsjon deformasjon for varierende bølgehøyde.

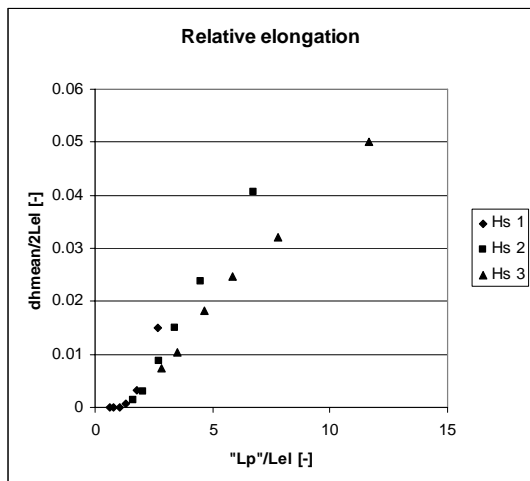
Tendensene er samme som ble observert for skjærdeformasjon. Økende deformasjon for økende bølgehøyde, og minkende deformasjon for økende bryggeelement lengde. En torsjonsvinkel på 15-23 grader kan forventes for et bur med typiske dimensjoner.

2.1.3.3 Forenklet modell for tvungen skjært og torsjons deformasjon

Både karakteristisk horisontal skjær deformasjon og torsjons momenter er en funksjon av pik bølgelengden, L_p , som er gitt ved

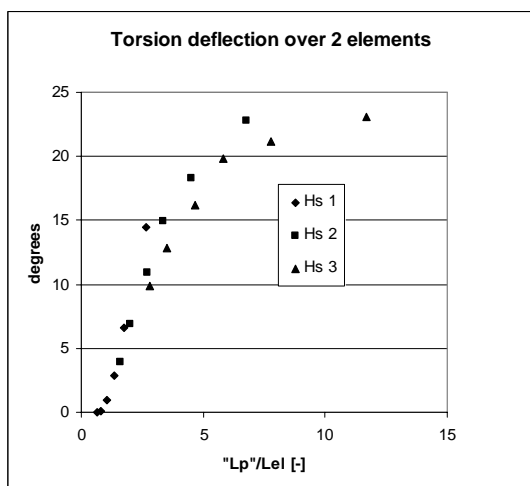
$$L_p = 1,56T_p^2 \quad (8)$$

hvis vi antar dypt vann. Figur 17 og Figur 18 viser hvordan sjøtilstanden (pik bølgelengde) påvirker skjær og torsjonsdeformasjon.



Figur 17 Relative skjærdeformasjon mot pik bølgelengde.

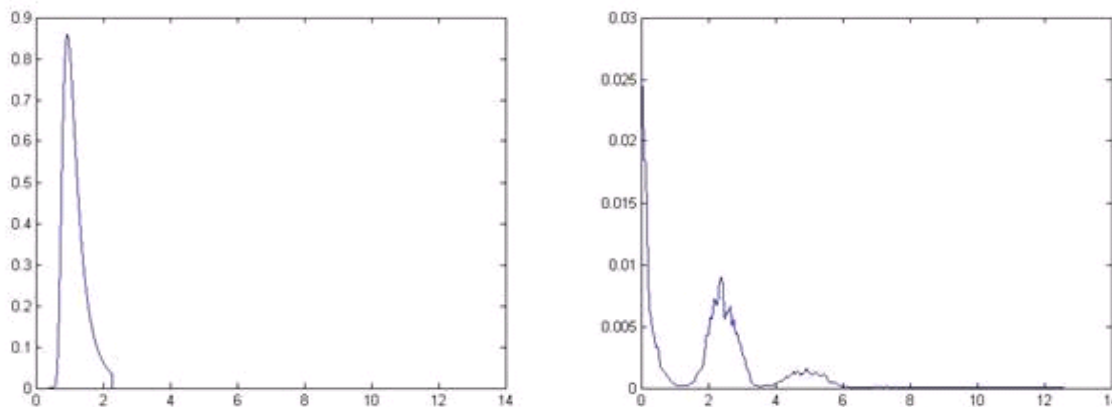
Som figuren viser er skjærdeformasjonen proporsjonal med pik bølgelengden.



Figur 18 Torsjonsvridning som en funksjon av pik bølgelengde.

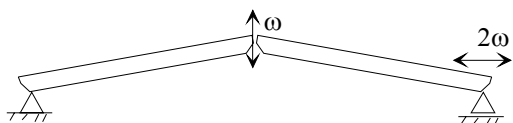
2.1.4 Diskusjon

Den påtvungne horisontale deformasjonen skaper et stort utmattingsproblem. Figur 19 viser spekteret for lengde endrings frekvens for et gitt bølgehevings spekter.



Figur 19 Spekter for bølgeheving og lengde endring.

Som figuren visert endres lengden med en frekvens som er det dobbelte av bølgehevingsfrekvensen. Som Figur 20 viser er det som forventet.



Figur 20 Sammenheng mellom bølgehevingsfrekvens og lengdeendringsfrekvens.

Dette fører naturligvis til at slike konstruksjoner er utsatt for utmatting. Basert på Figur 17 kan følgende forenklete kriterium for horisontal lengdeendring utledes

$$dh_{char}/2L_{el} = 0,0057 L_p/L_{el} \Rightarrow dh_{char} = 0,011L_p \quad (9)$$

Utrykket er gyldig for enkle bur utsatt for sjøtilstander med signifikant bølgehøyde mellom 0 og 3 meter.

Hvordan denne påtvungne andre ordens deformasjon tas opp i anlegget avhenger av anleggets oppbygning. En forskjell i lengde av to parallelle seksjoner vil alltid bli delt av minst to utriggere.

$$dh = dh_{char}/2 \quad (10)$$

Hvis anlegget består av kun en rad med bur vil den påtvungne deformasjonen delvis bli tatt opp som global deformasjon, anlegget er fritt til å vri seg i lengderetning. Som en tommelfingerregel foreslås følgende for henholdsvis anlegg med en eller flere rader med bur:

$$dh_{2el} = dh_{char}/4 \quad (11)$$

$$dh_{el} = dh_{char}/2 \quad (12)$$

Hvor de to systemene skal justeres for antall bur ut fra:

$$dh_{2el} = dh_{char} / 2_{1cage} = N_c^{0.4} \quad (13)$$

For torsjonsdeformasjon kan det antas at

$$\alpha_{torsion} = \min((L_p / L_{EL}) * 23 / 5, 23) \quad (14)$$

Disse tilnærmingene er basert på enkle mekaniske studier. En del begrensninger og usikkerhets momenter finnes naturligvis:

- Utrykkene er kun gyldig for lette konstruksjoner som følger bølgehevingen. Bryggeelementene må ha tilstrekkelig restoppdrift til å forhindre oversvømming.
- Deformasjon av bryggeelementene vil bidra til å redusere horisontal deformasjon.

Ved styrkeanalyser av hengslede stålanlegg må man ta hensyn til 2'ndre ordens deformasjon av bryggerekkene. De påtvungne skjærdeformasjonene kan bli meget store. Denne effekten finner man ikke ved å gjennomføre analyser verken med regulære eller irregulære langkammede bølger. En analyse av et større anlegg i kortkammet irregulær sjø er imidlertid meget tidkrevende, og det vil i praksis være umulig å forlange at slike analyser gjennomføres for typesertifisering av denne typen anlegg.

At man i dag sliter med at denne typen anlegg går i oppløsning er etter vår mening en konsekvens av feil designprinsipp. For grov, sjø, eksponerte farvann lages såkalte "heavy duty" utgaver. Disse er vesentlig sterkere bygd, men dette medfører som regel også større stivhet. Man kan ikke komme forbi problemet med store tvungne forskyvninger med å lokalt forsterke bruddutsatte deler på konstruksjonen. Dette medfører bare en forflytning av problemet. Som disse initiale analysene viser, øker problemet med større eksponering, men også med den totale lengden på anlegget.

2.1.5 Deformasjonsvinkel på hengsler

Når en bølge passerer gjennom et hengslet stålanlegg vil størsteparten av deformasjonen skje i hengslene. Det er derfor viktig at hengslene tåler store nok deformasjonsvinkler uten å bli ødelagt. Hvilken deformasjonsvinkel hengslene må tåle avhenger naturligvis av steilheten til bølgene og på hvilken måte bryggeelementene følger bølgene. Bølgene har sin maksimale steilhet rett før de bryter, se Figur 21.

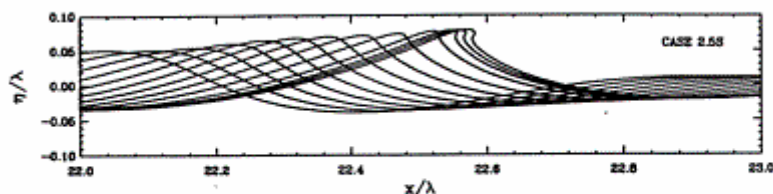
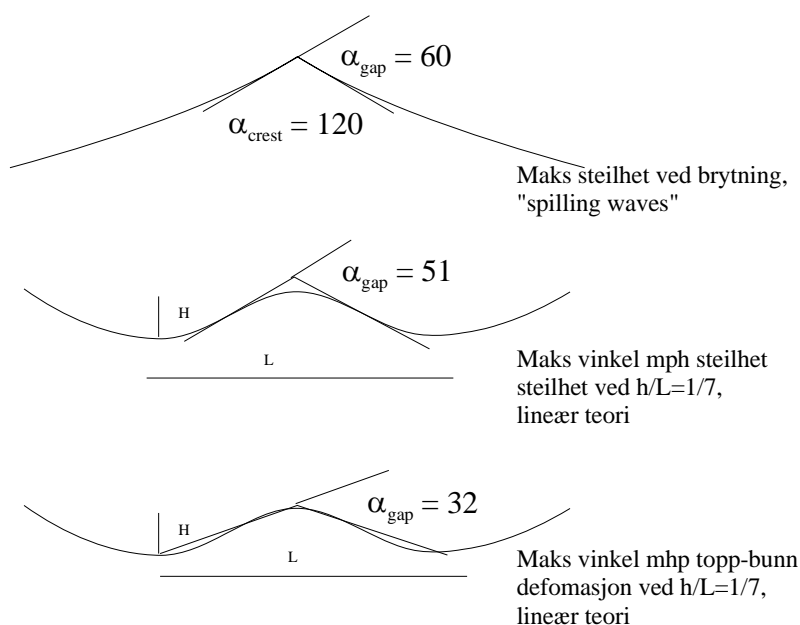


Figure 12 : The deformation of a breaking wave, begin at far left. Front face steepens. Crest is a maximum near jet origination. Trough continually rises. LONGTANK simulation.

Figur 21 Utvikling av bølgeform rett før brytning (Marshall Tulin, UCSB Ocean Engr. Lab.)

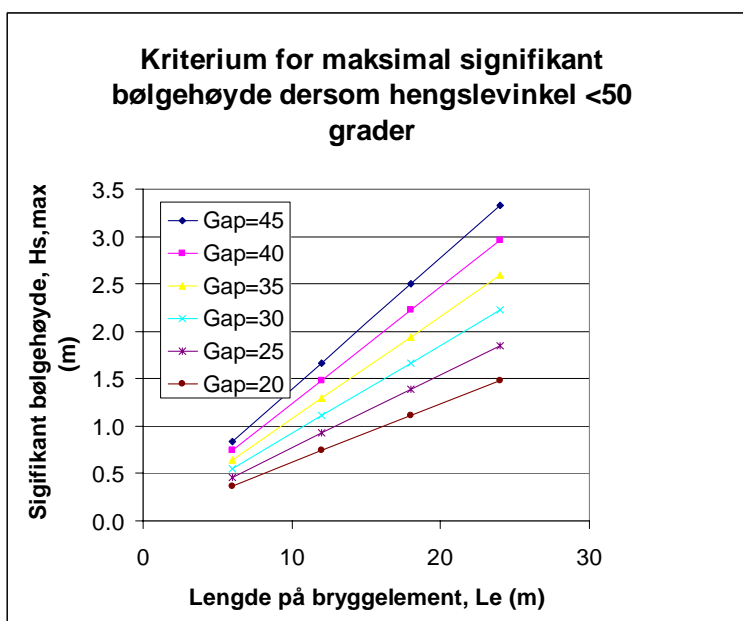
Antar man at bryggeelementene følger bølgetoppen vil da kravet til hengslene være at de tåler en deformasjonsvinkel på ca 60 grader, se Figur 22. Brukes lineær bølgeteori med en maksimal

steilhet på bølgene lik $h/L = 1/7$, vil kravet til hengslene være at de skal tåle en deformasjonsvinkel på 33 grader hvis man antar at endene av bryggeelementene er på henholdsvis bølgetopp og bølgebunn ($h/2 \cdot k$), se Figur 22. Hvis man derimot antar at midtpunktet til bryggeelementet har samme vinkel som bølga, vil kravet være at hengslene skal kunne bøyes 51 grader ($\arcsin(h/L)$), se Figur 22.



Figur 22 Maks vinkel for forskjellige bølger.

Dersom maksimal hengselvinkel er mindre enn 50 grader skal et av kriteriene for maksimal sjøtilstand være deformasjonen av hengslene. Benyttes et kriterium for maksimal steilhet i bølgene kan Figur 23 benyttes som kriterium for maksimum tillatt bølgehøyde ut fra et "lineært kriterium":



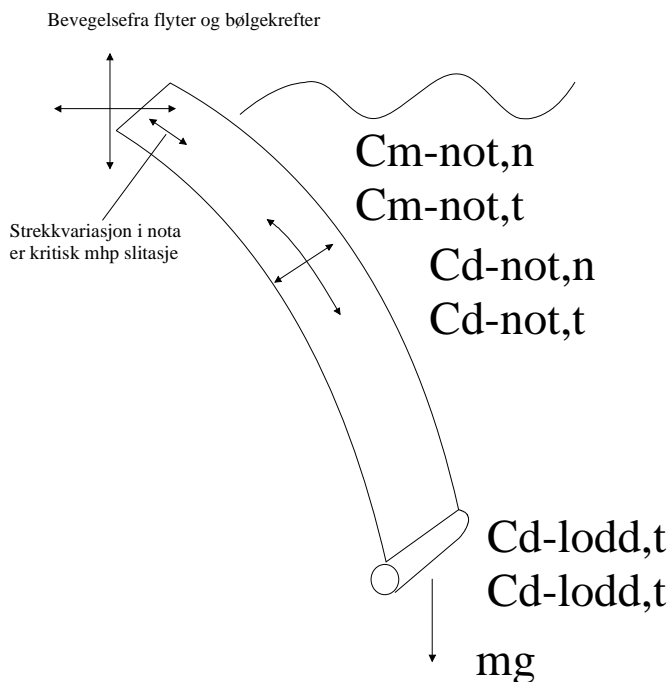
Figur 23 Begrensning i tillatt sjøtilstand, H_s , med hensyn på maksimalt tillatt hengselvinkel.

Figur 23 viser at maks tillatte bølgehøyde vil være avhengig av både bryggeelementets lengde og maks tillatte henglevinkel. Som figuren viser er det en lineær sammenheng mellom den maksimale tillatte signifikante bølgehøyden og lengden på bryggeelementet.

Dersom en hengsle deformeres ut over den vinkel som den er designet for vil det oppstå meget store spenninger. Derfor er det meget viktig at denne vinkelen er stor nok. Spesielt vil man på grunne lokaliteter og på lokaliteter med stor refleksjon, steile kyster kunne få steile bølger som kan gi ekstreme vinkelutslag.

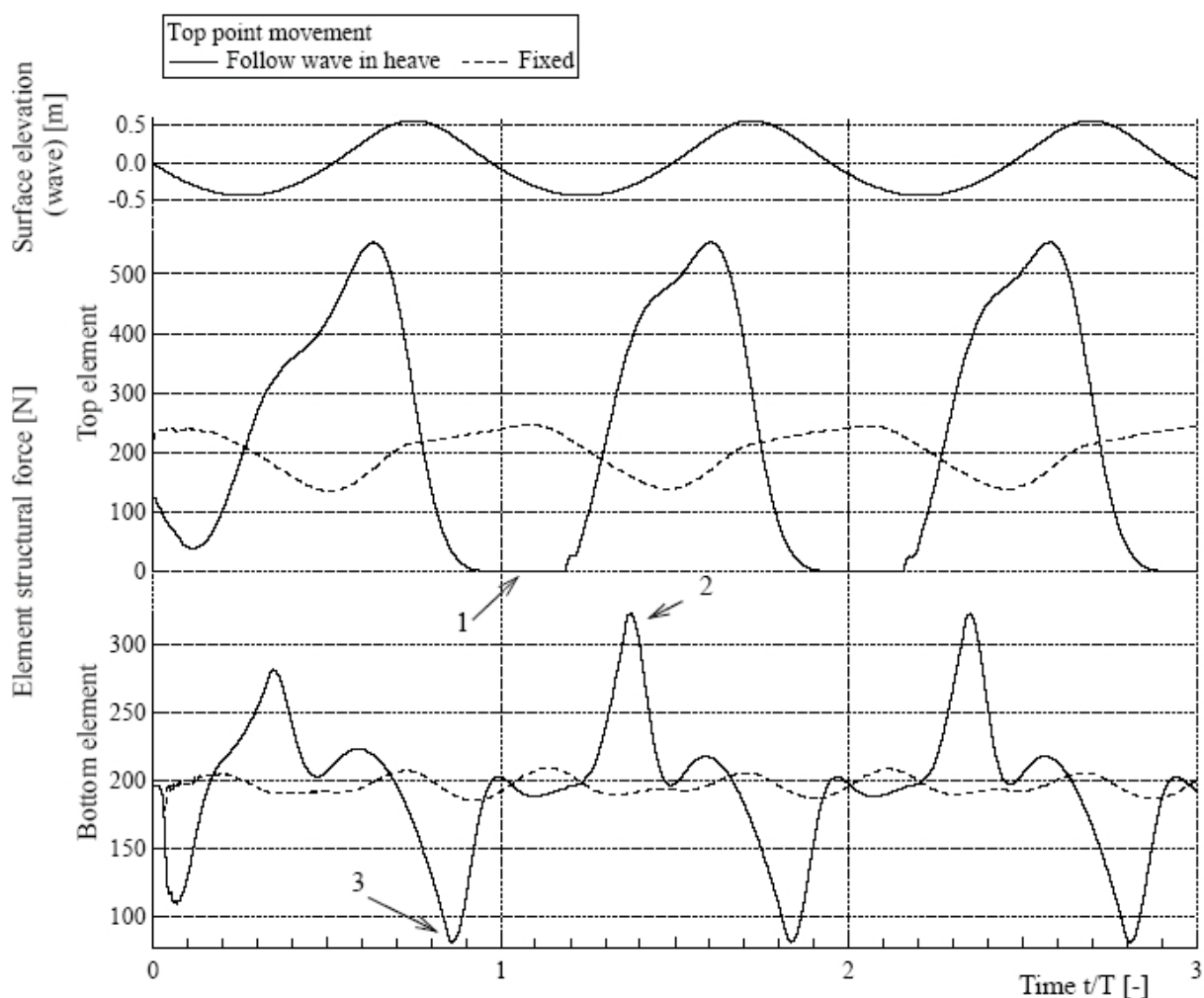
3 Interaksjon not, flyter og utspilingsystem

Hvis topp og bunn av nota beveger seg ulikt kan det oppstå rykkrefter. Dette kan i teorien føre til at man får brudd i notlinet og hull i nota og fisk som rømmer. I praksis vil disse kreftene antageligvis være relativt små sammenlignet med de statiske kreftene som virker på konstruksjonen. I tillegg skal not og tau ha egenskaper og innfesting som sørger for at det er tauet og ikke notlinet som tar opp største delen av kreftene. Figur 24 viser et notpanel utsatt for strøm.



Figur 24 Notpanel utsatt for strøm.

Lader og Fredheim [1] studerte et not panel utsatt for strøm og bølgebelastninger. Figur 25 viser hvordan kraften i nedre del av nota vil få en stor topp hvis man får slakk i notlinet.



Figur 25 Rykkcluster i notpanel [1].

Som figuren viser vil denne toppen komme umiddelbart etter at nota ikke lengre er slakk. I modellen brukt av Lader og Fredheim [1] er lodda i bunn av nota modellert som en konstant kraft. Dette vil være en ikke konservativ antagelse med tanke på rykkrefter i notlinet. I virkeligheten vil synkehastigheten til bunnloddet kunne ha en stor innflytelse på rykkrefter i nota.

Betonglodd med lav synkehastighet vil kunne introdusere store rykkcluster. Å beregne faren for rykkcluster er relativt vanskelig på grunn av stor usikkerhet med tanke på ting som tilleggsmasse og dempingsegenskaper til nota. Spesielt for begrodde nøter er det stor usikkerhet rundt disse egenskapene.

Hvis vi benytter lodd med stor synkehastighet kan vi kanskje unngå rykkrefter i bunnen av nota dersom vertikalbevegelsen til flyteren er liten. Som vi ser av Figur 25, som er et "idealisert" system med konstant bunnkraft er det avhengig av flyterens bevegelse umulig å unngå at rykkrefter oppstår mellom flyter og not. Både tetthet til lodd materialet og loddets form vil naturligvis påvirke oppførselen.

3.1 Oppsummering.

- Dess større synkehastighet og akselerasjon loddet har, desto mindre kraftvariasjon påføres nota.
- Større lodd gir økt hastighet og akselerasjon. Lodd med stor tetthet, ”jern”, gir langt større synkehastighet og akselerasjon enn betonglodd.
- Strømlineformede lodd, kule eller dråpeformede lodd er langt bedre enn sylindriske, bølgeformede lodd.
- Lodd med stor tetthet, jern, er i tillegg langt lettere å håndtere. Betong er tungt å håndtere på land, massen må være langt større enn jernlodd grunnet lav tetthet.
- Bunnringer, eller utspilingsringer har som regel en meget lav synkehastighet. Her har man erfart at det oppstår store krefter på opphengs linene, kjettingen, mellom flyter og ring. Typisk diameter på bunnringen er mellom 225 og 250mm, mens egenvekten normalter i størrelsesorden 15-30 kg/m. Synkehastigheten til ringen er så lav at den i sjøgang vil sveve i en høyere middelposisjon og utsettes for rykkrefter.

4 Analysemetodikk for bølgebelastning

4.1 Bølge energi

I henhold til NS9415 skal det brukes regulære bølger ved dimensjonering av oppdrettsanlegg. Spesielt ved dimensjonering av fortøyningsystem vil dette være ekstremt konservativt. Dersom vi ser på energitransporten i en irregulær og regulær sjø kan denne beskrives som:

$$E_{irr} = \int_0^w S(w)dw \quad (15)$$

$$E_{reg} = \frac{1}{2} \xi_a^2 \quad (16)$$

Dersom vi sammenlikner de gitte sjøtilstandene i spekteret angitt i NS4915 med ekvivalente regulære bølger, $H_{reg} = 1,9 \cdot H_{1/3}$, finner vi:

$$E_{irr}/E_{reg} = 0,13 \quad (17)$$

Dette indikerer at vi ved en regulær betraktning hvor vi benytter $H_{reg} = 1,9 \cdot H_{1/3}$ i snitt sender en energimengde på 7-8 ganger den virkelige gitt fra spekteret.

For en lokallast på et begrenset område er dette riktig, da vi fanger opp ”ekstrem” tilstanden. Denne ekstrem tilstanden hvor det benyttes en $H_{reg} \sim 1,9 \cdot H_s$ skal gi et forventet bilde på bølgeprofilen i en ekstrembølge som man kan forvente skje i løpet av en to timers storm. Dette er imidlertid en tilstand som i prinsippet forekommer en gang i løpet av stormen i på ett punkt.

Dersom dette kriteriet benyttes på større romlige konstruksjoner sendes alt for stor bølgeenergi gjennom anlegget.

5 Forenklet modell med vertikale staver

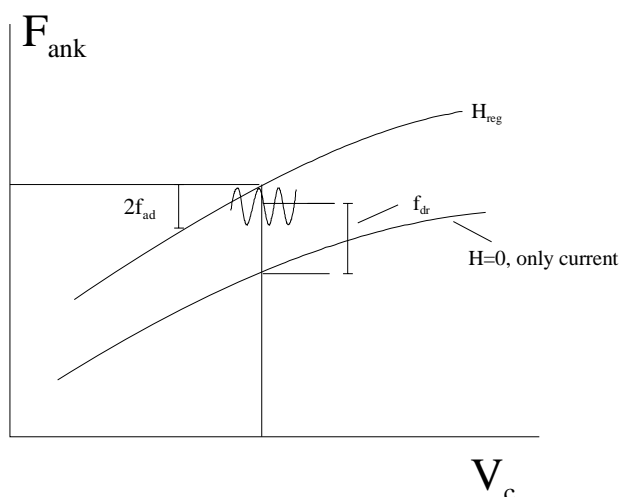
5.1 Krefter fra bølger og strøm

I de følgende analysene refereres til følgende bølgeparametere. Disse er hentet fra NS9415:

Tabell 2 Bølgeklasser i NS 9415.

Bølgeklasse	Signifikant bølgehøyde	Pikperiode	"Piklengde"
	Hs [m]	Tp [s]	[m]
B	1,0	3,2	16
C	2,0	5,1	40
D	3,0	6,7	70

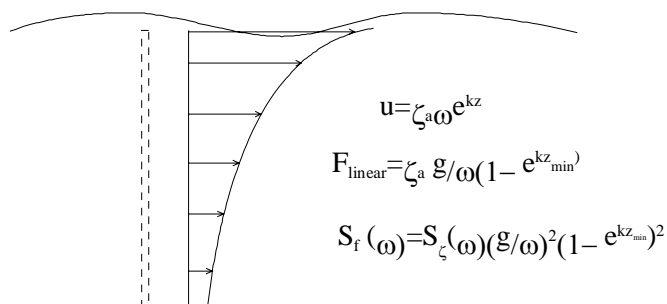
Analysen med regnemaskonprogrammet RIFLEX hvor det benyttes regulære bølger viser at bølgedriftskreftene ligger i størrelsesorden 50-200% av strømkraften, mens den dynamiske kraftvariasjonen er betydelig mindre.



Figur 26 Dragkrefter som funksjon av strømhastighet.

En forenklet modell er benyttet hvor vi ser på belastningen på en enkelt vertikalt stående stolpe. Flere stolper er modellert for å representere forskjellige notbur og sammensetning av bur.

Hvis det er en lineær sammenheng mellom kraft og bølgeheving kan kreftene uttrykkes ved et kraftspekter, $S_f(\omega)$



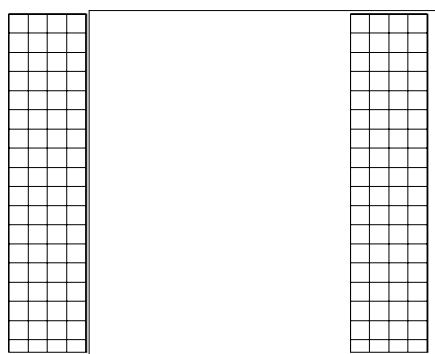
Figur 27 Kraftspekter.

Ut fra en ren spektral analyse vil kreftene på et kvadratisk bur på 25x25x15 (Lengde x Brekke x Dybde) få en last reduksjon for forskjellige bølgespredninger som gitt i Tabell 3. Det er her antatt at $F=F(v)$ – lineær.

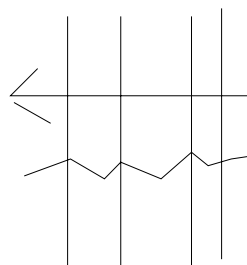
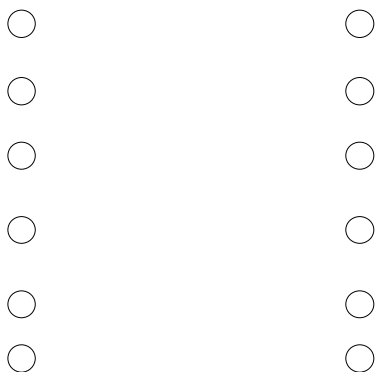
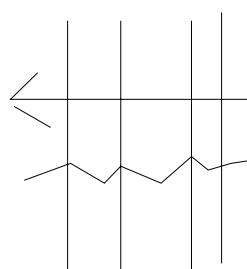
Tabell 3 Reduksjonsfaktor for kortkammert sammenlignet med langkammert sjø.

Klasse	B	C	D
\cos^0	1	1	1
\cos^8	0,75	0,85	0,93
\cos^3	0,55	0,67	0,84

'Buret' er modellert som 2*6 vertikale sylindre, se Figur 28



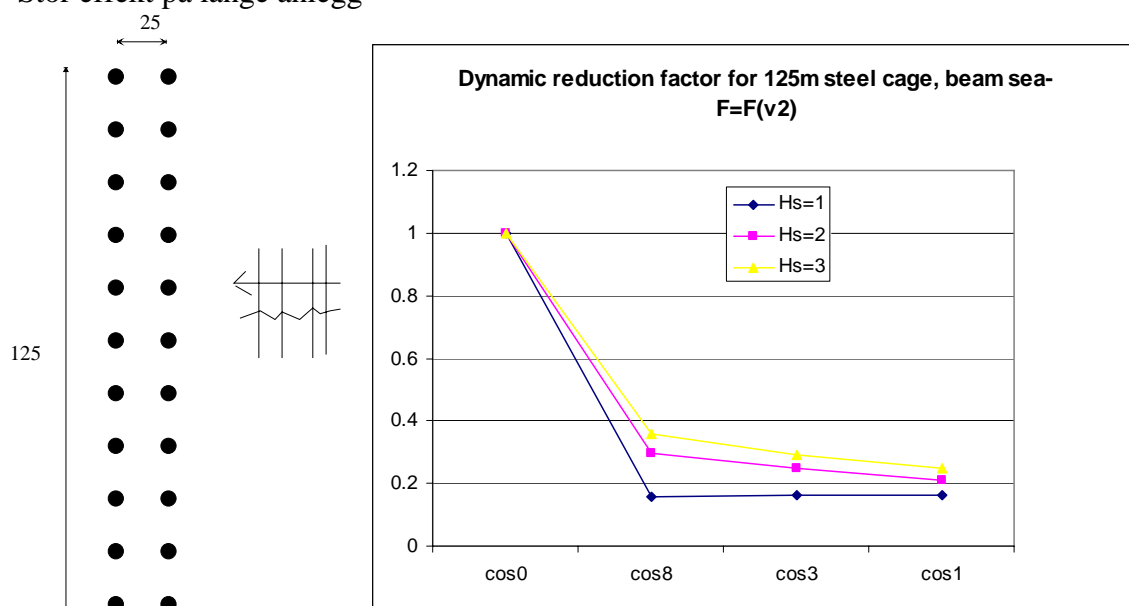
25*25*15m bur



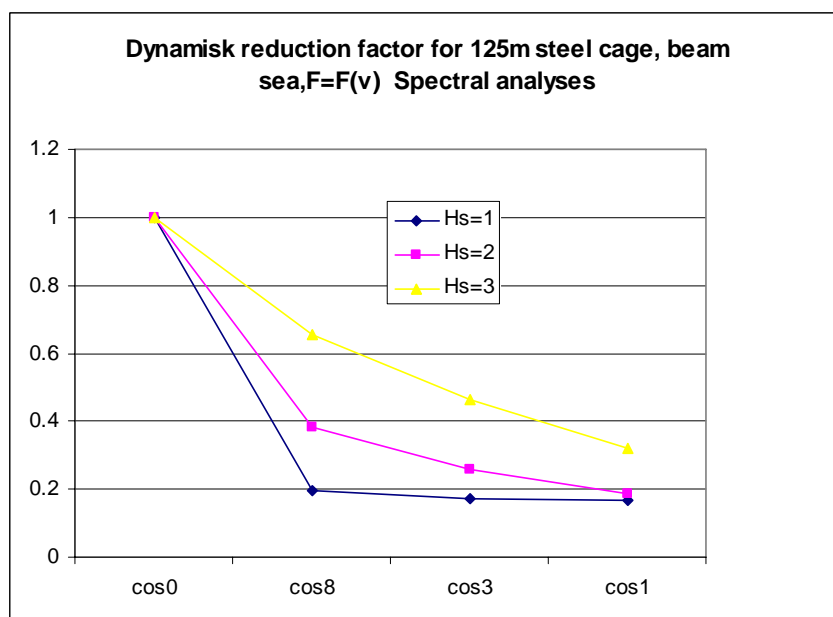
Figur 28 Forenklet modell – kun vertikale sylindre

Reduksjonen i belastning øker med spredning og relativ størrelse på buret i forhold til bølgelengden.

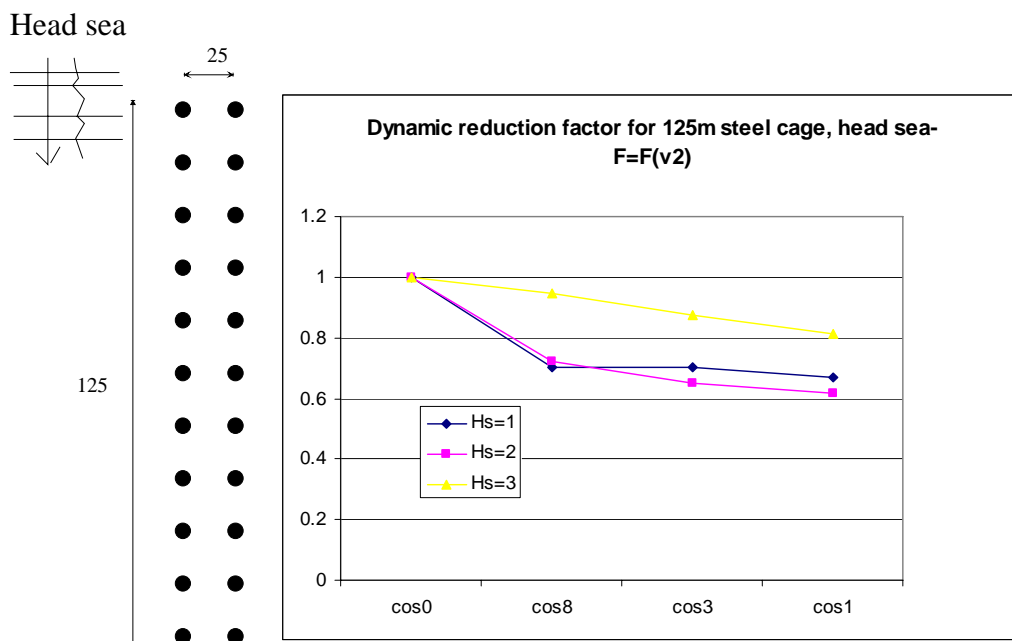
Stor effekt på lange anlegg



Figur 29 Sjø på tvers av anlegg, dynamisk reduksjonsfaktor ved sjø på tvers av anlegg, ikke lineær analyse $F=f(v2)$.



Figur 30 Dynamisk reduksjons faktor, lineær spektral analyse.

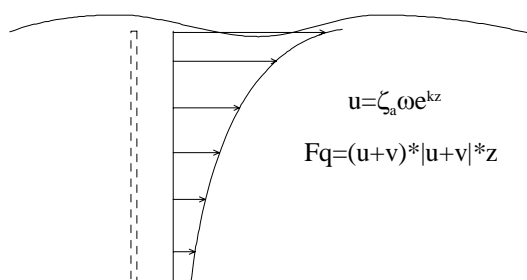


Figur 31 Anlegg utsatt for sjø i anleggets hovedretning, dynamisk reduksjonsfaktor for anlegg utsatt for sjø i anleggets hovedretning.

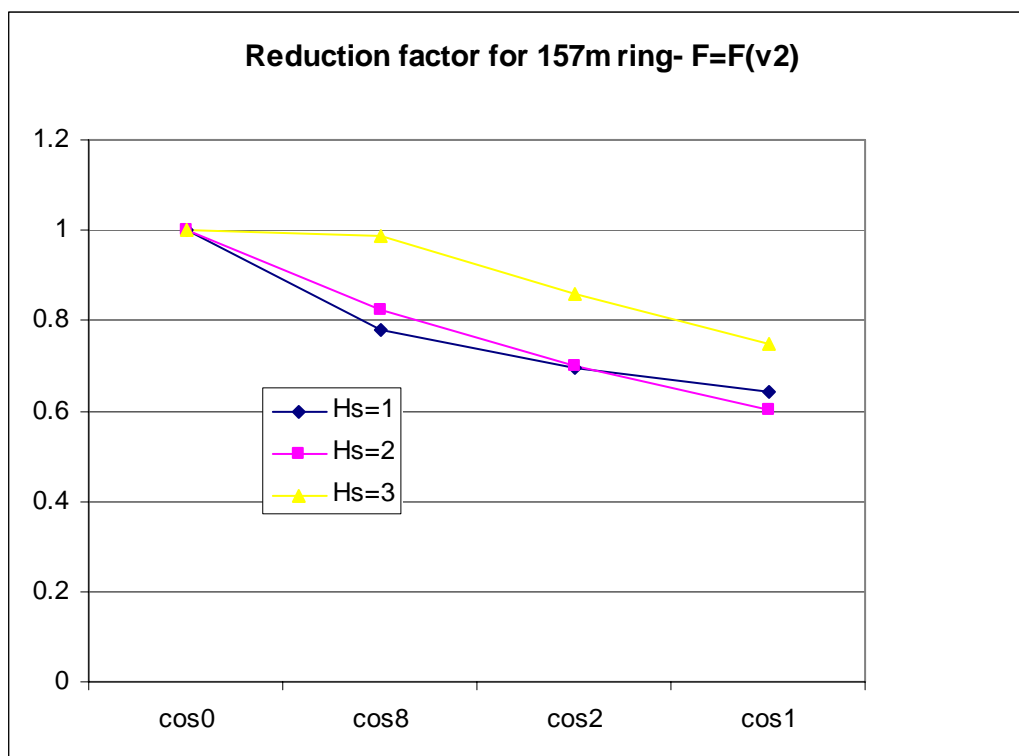
Analysene viser at en korkammet sjø betraktning gir betydelig reduksjon i belastningen. Spesielt på lange stålanlegg og sjø inn på tvers vil en langkammet sjø betraktning gjerne overestimere den dynamiske belastningen med en størrelsesorden 4-5.

5.1.1 Sirkulære merder

Tilsvarende stolpemodell er benyttet på sirkulær merd. Det er sett på en ikke lineær sammenheng, $F = F(v^2)$. En 157m merd er modellert ved 15m dype stolper og en tilnærmet kraftreduksjon som $\cos(a)$ – i forhold til hovedretning. Det er gjennomført tidsserieanalyser – 5stk a' 10 min.



Figur 32 Hastighetsprofil for bølge.

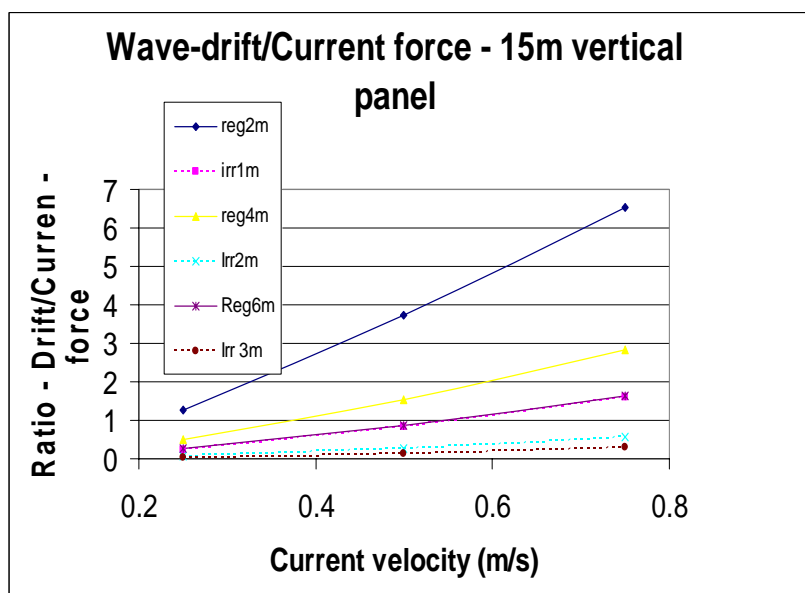


Figur 33 Dragkraft på sirkulær merd ved forskjellig retningsspredning.

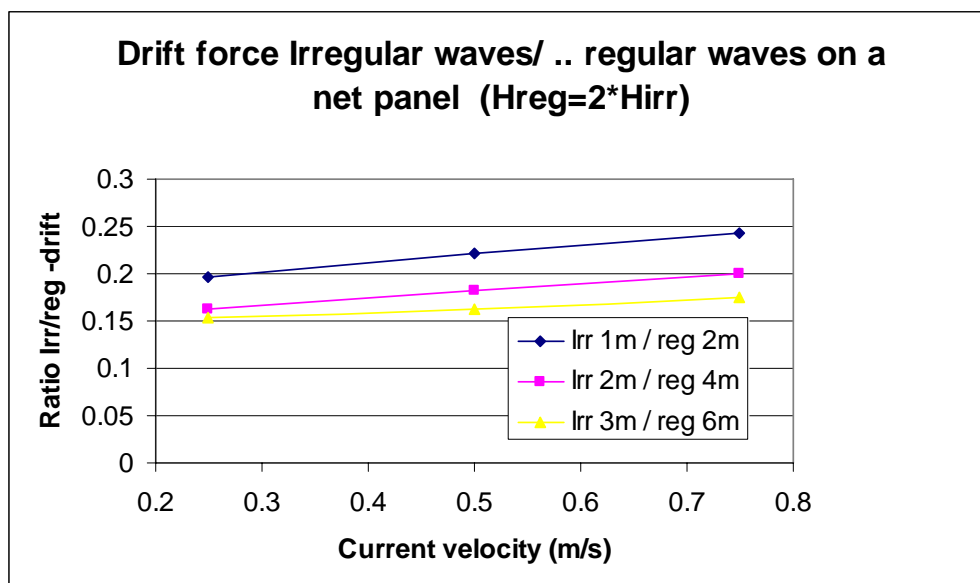
Den dynamiske kraftreduksjonen for kortkammert sjø på ei sirkulær merd blir noe mindre enn for sjø normalt inn på ei rektangulær merd

5.1.2 Driftkrefter

Et vertikalt 15 m dypt panel er betraktet. Driftkrefter er sammenliknet ved å integrere krefter opp til stille vannsnivå. Krefter fra irregulære bølger ble sammenliknet med krefter fra regulære bølger med dobbel høyde og $H/L=1/10$. Drift krefter er beregnet som funksjon av strømhastighet.



Figur 34 Driftkrefter på 15 meters vertikalt panel.



Figur 35 Drift krefter på panel.

Driftkreftene på merdsystemer er store. Analyser av enkle notpanel viser at ved analyser med regulære bølger overestimeres driftkreftene med en størrelsesorden 4-6.

Bruk av regulære langkammede bølger til beregning av bølgelaster vil kunne øke de dynamiske kreftene med en faktor på 1.5-5 i forhold til en kortkammet irregulær sjøtilstand
Dersom konstruksjonen (merdene) har lange "ledende sider" som i firkant- bur og stålanlegg er feilen størst

Romlige (vide) konstruksjoner så som oppdrettsanlegg på skjermede lokaliteter bør ikke analyseres ved bruk regulære ekstrembølger!

5.1.3 Flere merder i system

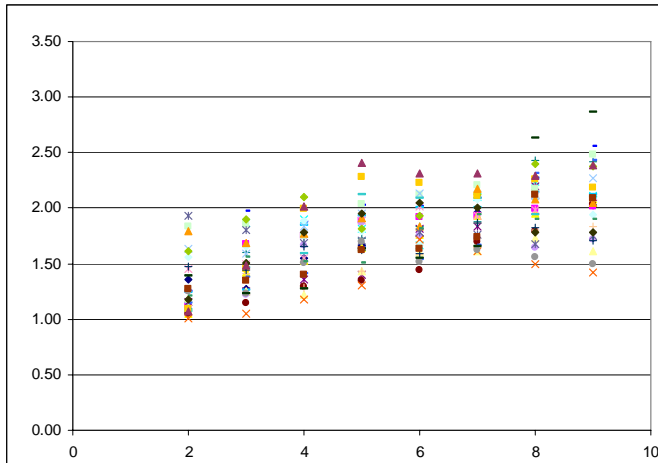
Her møter vi den samme problemstillingen

Dersom merdene har en betydelig avstand seg i mellom vil korrelasjonen mellom kreftene på de enkelte merdene være liten

Dersom merdene har en avstand på vel 50m, noe som er typisk for en systemforankring er korrelasjonen svært liten:

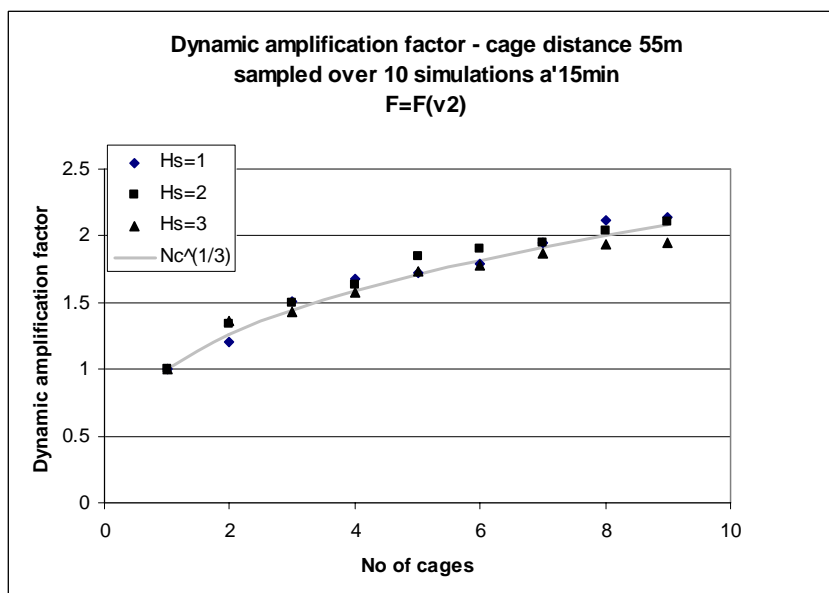
Det er gjennomført tidssimuleringer for merder, stolper med 55 m avstand for 3 sjøtilstander
Hs=1,2,3m. T ~ 30 min
10 realiseringer for hver sjøtilstand

Figur 36 viser resulterende forsterkingsfaktor jamfør kraft på en enkel stolpe, merd.



Figur 36 Dynamisk maksimalkraft som funksjon av antall bur, rådata.

For Figur 37 er middelverdien plottet. Vi finner at det der er svært god sammenheng med en økning i maksimalkraft og 3 dje rota av entall merder.



Figur 37 Dynamisk forsterkningsfaktor som en funksjon av antall bur.

En tilsvarende studie kan gjøres for en lineær sammenheng ved spektral analyse. En finner da at summen av dynamiske krefter går som rota av antall merder.

Dersom der er en ikke lineær sammenheng- kvadratisk dragledd, $F = F(v^2)$, er sammenhengen gitt ved

$$F_{tot} = F_{1merd} * N_c^{(1/3)}$$

Notbur er her modellert som stive og uten deformasjon. Sammenheng mellom dynamisk totalkraft og antall merder for et lett hengende notbur

$$F_{tot} = F_{1merd} * (N_c)^{0.5}$$

Bruker derimot regulære bølger vil total kraft være ”mer” avhengig av bølgelengden enn av høyden.

Dersom valgt bølgelengde ”går opp” i avstanden mellom merdene – økes belastningen proporsjonalt.

Den totale overdimensjoneringen – først på den enkelte merd – deretter på totalsystemet - blir betydelig.

Dette betyr at det vil bli veldig konservativt å bruke regulære bølger ved forankringsanalyse av systemforankrete medanlegg.

5.1.4 Regulære og irregulære bølger

For å undersøke forskjellen mellom belastningene fra regulær og irregulær bølger ble det brukt et Matlab program utviklet av Lader og Fredheim [1] til å studere dragkraft på notpanel og sirkulære merder. En oppdatert versjon av programmet hvor også irregulære bølger kan modelleres har blitt brukt i analysene. I tillegg til at man tilfører mye mer energi ved bruk av regulære bølger vil bølgene som virker på forskjellige deler av anlegget kunne bli korrelert. Inne i fjorder vil man ikke finne regulære bølger.

6 Analyser med full elementmodell

6.1.1 Dragkraft på enkelt notpanel

Et 15 m dypt og 1 m bredt notpanel med en bunnvekt 20 kg/m og en effektiv soliditet på 0,20 ble modellert utsatt for forskjellige sjøtilstander. Tabell 4 og Tabell 5 viser resultatene fra simuleringer med kun strøm i tillegg til simuleringer med strøm og regulære bølger med en bølgehøyde og periode på henholdsvis 1,0/1,9 meter og periode 3,2/2,92 sekund. Strømhastigheten ble variert fra 0 – 0,50 sekund.

Tabell 4 $H_{reg}=1m$, $T_{reg}=3,2$ sek ($H/L = 1/16$)

$V_{strøm}$ [m/s]	$F_{drag,kun\ strøm}$ [N]	F_{mean} [N]	F_{max} [N]	F_{min} [N]	$F_{dyn\ ampl}$ [N]	F_{std} [N]
0	0	5	70	-60	65	42
0,10	38	60	120	0	60	46
0,25	140	180	260	100	80	55
0,50	410	475	600	350	125	94

Tabell 5 $H_{reg}=1,9$ m, $T_{reg}=2,92$ sek ($H/L = 1/7$)

$V_{strøm}$ [m/s]	$F_{drag,kun\ strøm}$ [N]	F_{mean} [N]	F_{max} [N]	F_{min} [N]	$F_{dyn\ ampl}$ [N]	F_{std} [N]
0	0	25	175	-125	150	103
0,10	38	110	280	-60	170	115
0,25	140	265	480	50	215	152
0,50	410	625	1000	250	375	251

Vi ser at når vi betrakter et enkeltstående panel i regulære bølger vil vi få en betydelig midlere drift på panelet. Denne overskrider gjerne strømkraften med en faktor på 2-3.

Det må bemerkes at panelet er fastholdt. Dette medfører at vi får en midlere drift (F_{mean}) også ved null strøm. Driftkraften blir noe høyere en hva vi ville hatt derom panelet fulgte bølgehevingen, dvs. hang på en flyter.

Tabell 6 og Tabell 7 gir dragkraft for panelet utsatt for irregulær langkammete bølger. En signifikant bølgehøyde på 1,0 meter og pikperiode på henholdsvis 2,92 og 14 sekund ble brukt.

Tabell 6 Irregulære bølger, $H_s=1.0$ m, $T_p=2.92$ sekund.

$V_{\text{strøm}}$ [m/s]	$F_{\text{drag,kun strøm}}$ [N]	F_{mean} [N]	F_{max} [N]	F_{min} [N]	Std(F_d)	min	$F_{\text{drag,estimert 2h}}$ [N]
0	0	1,45	97,8	-86,2	24.5	8	99
0,10	38	45,4	160,0	-25,2	24.7	8	144
0,25	140	164,3	347,0	100,3	34.5	8	302
0,50	410	506,7	774,4	343,8	72.4	8	795

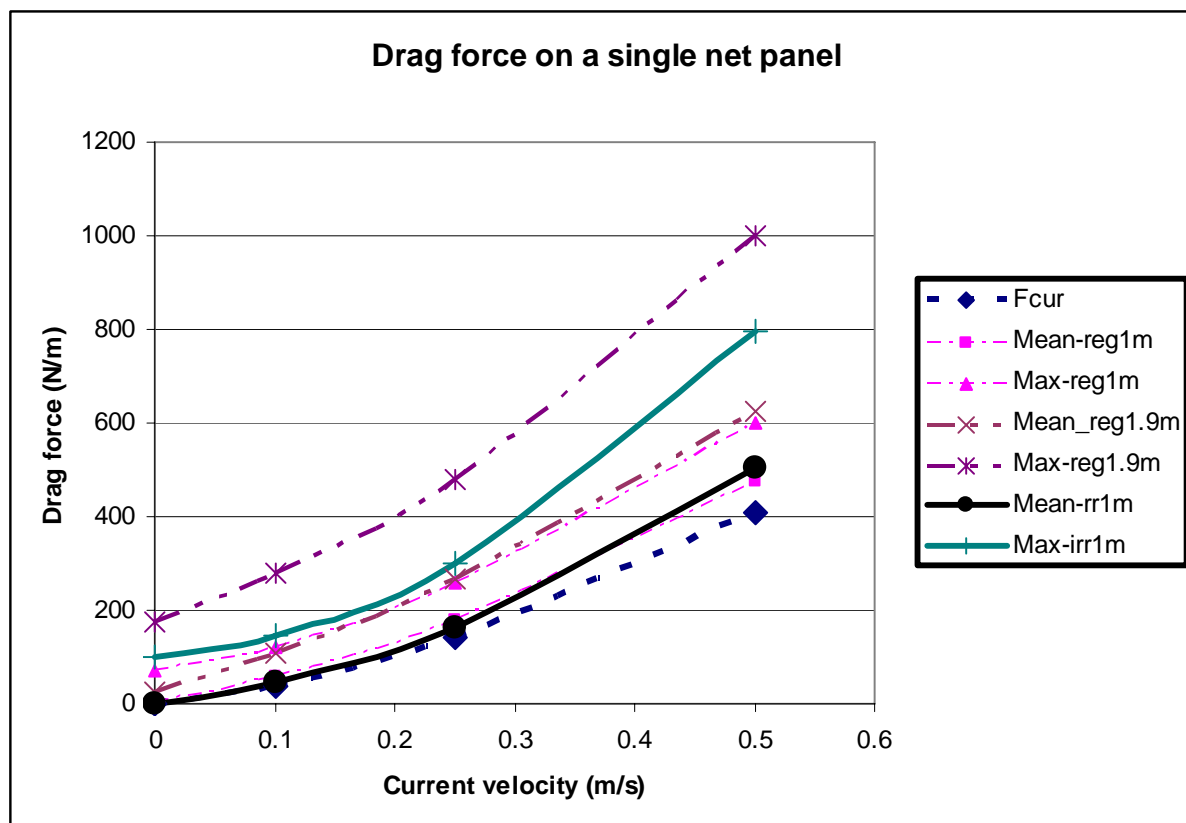
Tabell 7 Irregulære bølger, $H_s=1.0$ m, $T_p=14$ sek – ”Dønning”.

$V_{\text{strøm}}$ [m/s]	$F_{\text{drag,kun strøm}}$ [N]	F_{mean} [N]	F_{max} [N]	F_{min} [N]	Std(F_d)	min	$F_{\text{drag,estimert 2h}}$ [N]
0,25	140	153	268	90,7	27,4	12	249

Maksimal dragkraft på notpanelet kan estimeres ut fra

$$F_{\text{drag,estimert2h}} = F_{\text{mean}} + 4 \cdot \text{Std}(F_{\text{drag}}) \quad (18)$$

Som Tabell 6 og Tabell 7 viser gir ligning (18) et relativt godt estimat av maks kraften som opptrer i løpet av fire timer.



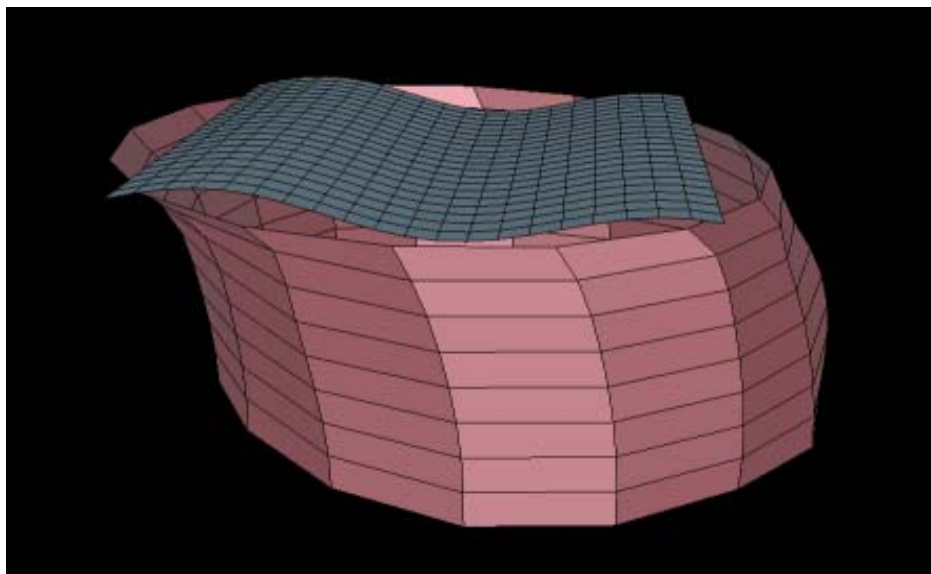
Figur 38 Krefter på et enkelt panel.

Figuren viser at for et enkelt panel økes både midlere kraft og kraftamplitude ved å betrakte regulære bølger. Spesielt er feilen betydelig for midlere krefter for lavere strømhastigheter. En irregulær betraktning av et enkelt panel sier oss imidlertid ingen ting om effekten av reduksjon grunnet korrelasjon mellom paneler langs periferien av nota.

Årsaken til at både middelerdi og ekstremverdier ved bruk av regulære bølger øker såpass mye for selv et enkelt panel er at det er en viss treghet i det hengende systemet. Når man påsetter regulære bølger vil det ta en viss tid før panelet oppnår ekstremt utslag. Deformasjonen mot ny middelerdi i forhold til ren strøm vil ta en viss tid, gjerne 4-6 bølgeperioder. Dette blir da helt forskjellig fra å benytte irregulære bølger hvor de største gjerne opptrer som enkelthendelser. Den transiente bevegelsen vil dermed ikke forekomme.

6.1.2 Drag kraft på sirkulær not

Responsten til en sirkulær not med omkrets 120 meter og dybde 15 meter utsatt for strøm og bølger ble studert. Flyteren ble ikke modellert og nota ble modellert som fastholdt i øvre del, se Figur 39.

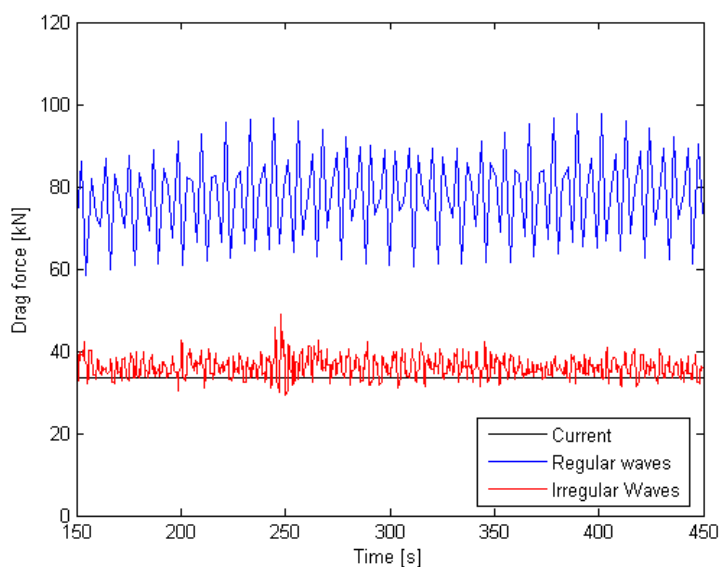


Figur 39 Modell av not, deformert tilstand.

6.1.2.1 Strøm, regulære og langkammede irregulære bølger

Den totale dragkraften på nota ble sammenlignet for forskjellige bølgetyper og strømhastigheter.

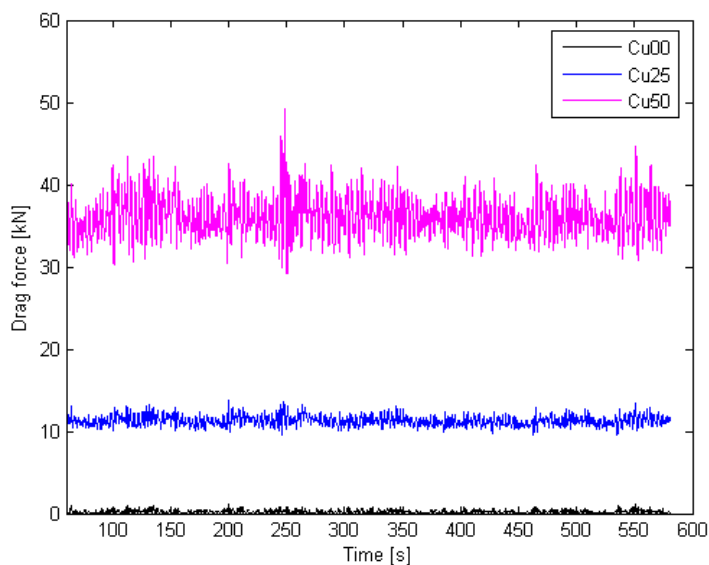
Tre strømhastigheter ble studert 0 m/s, 0,25 m/s og 0,5 m/s. Bølgehøyde 1,9 m og bølgeperiode 3,82 s ble brukt for de regulære bølgene, hvilket gir en steilhet på 1/12. De irregulære bølgene ble modellert med en signifikant bølge lik 1,0 meter og pikperiode 3,2 s, hvilket tilsvarer en maks bølgehøyde i løpet av en tre timers storm lik 1,9 meter. En cosinus i tredje funksjon ble brukt for bølgespekteret. Figur 40 viser hvordan dragkraften varierer for forskjellige typer bølger. Dragkraft for ren strømbelastning er også presentert som referanse.



Figur 40 Dragkraft på sirkulær merd.

Som figuren viser er kraftnivået høyere for regulære bølger sammenlignet med irregulær sjø og ren strømbelastning. I tillegg er amplituden til oscillasjonene også vesentlig mye større.

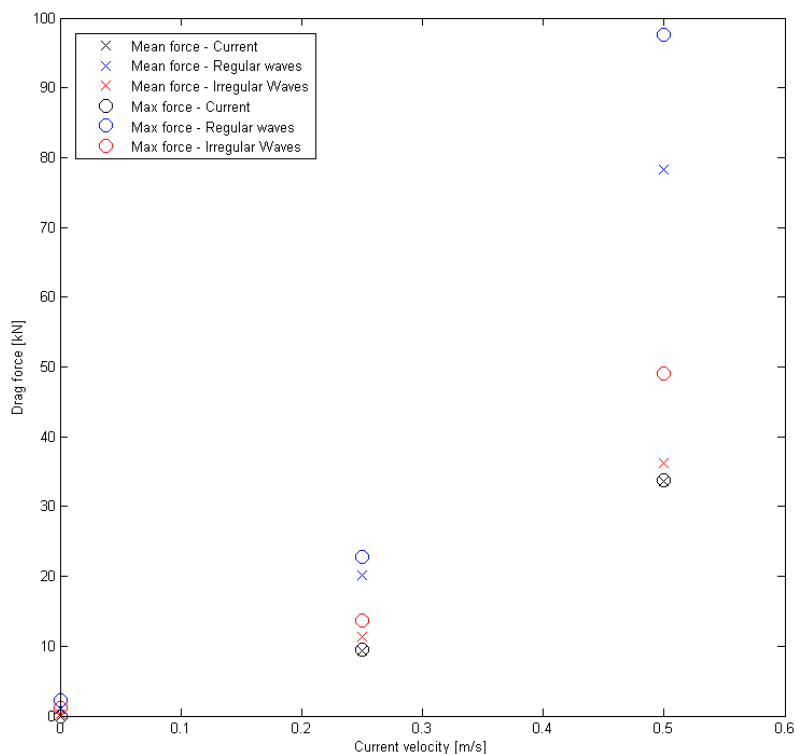
Figur 41 viser dragkraft på en sirkulær not ved forskjellige strømhastigheter. Signifikant bølgehøyde og pikperiode er den samme for alle analysene.



Figur 41 Dragkraft fra irregulær sjø ved forskjellige strømhastigheter.

Både kraftnivå og amplitude til svingninger i kraftnivå øker for økende strømhastighet.

Figur 42 viser den dragkraften som virker på nota for forskjellige sjøtilstander. Alle regulære bølger har en bølgehøyde på 1,9 meter og bølgeperiode på 3,82 sekund. Irregulære bølger har en signifikant bølgehøyde på 1,0 meter og pikperiode på 3,2 sekund.

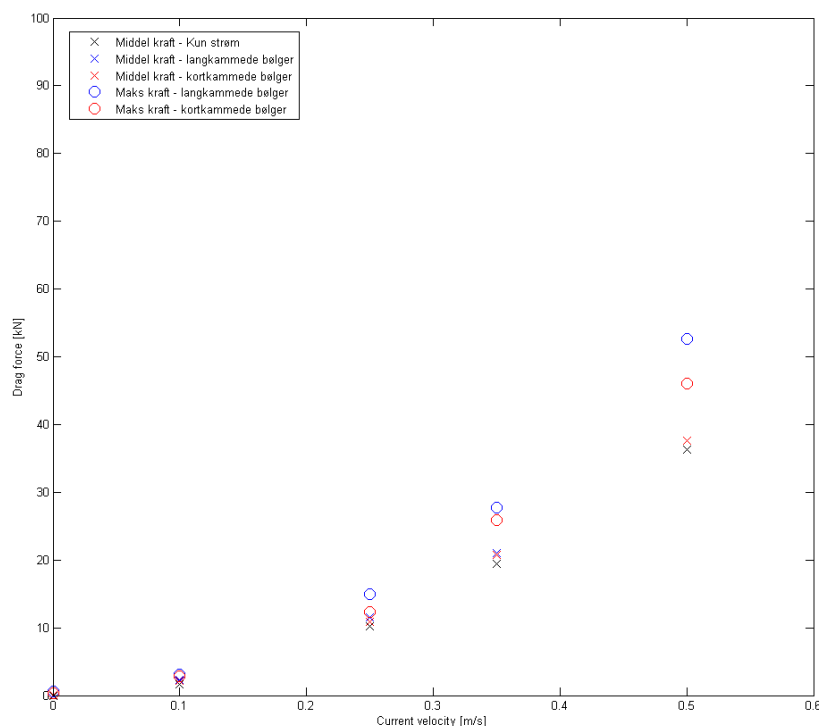


Figur 42 Dragkraft som en funksjon av strømhastighet.

Som figuren viser overestimerer man kraftnivået betraktelig hvis man bruker regulære bølger. Det midlere kraftnivået ved bruk av irregulær bølger er 10 – 20 % høyere enn for ren strømbelastning. Kraftnivået ved regulære bølger er ca dobbelt så stort som for irregulære bølger. Maks kraft for regulære bølger er ca dobbelt så stort som for irregulære bølger. Dette vil naturligvis gi store utslag ved f.eks. dimensjonering av fortøyning.

6.1.2.2 Langkammeret og kortkammeret irregulær sjø

For å studere effekten av spredningen til irregulær sjø ble en sirkulær merd modellert utsatt for langkammeret og kortkammeret sjø. Den kortkammede sjøen ble modellert med \cos^8 retnings spredning. En grovere element oppdeling ble brukt enn i kapittel 6.1.2.1 for å begrense analyse tiden.



Figur 43 Drag kraft for langkammede og kortkammede bølger.

Som figuren viser vil både maks og middelkraft reduseres for kortkammede bølger sammenlignet med langkammede bølger. Reduksjonen skyldes at ikke all bølgeenergien blir sendt i samme retning. Reduksjonen er vesentlig mindre enn den man får når man går fra regulære til irregulære langkammede bølger.

6.1.3 Oppsummering

Som simuleringene viser reduseres de dynamiske drag kreftene i langt større grad når vi betrakter ei komplett not. Betrakter vi en irregulær langkammeret bølgetilstand mot regulære bølger fås en dynamisk reduksjons på ca 50 %.

Videre gir en kortkammeret betraktning en ytterligere reduksjon. Dette skyldes at diameteren på merden (38m) gjør at notdynamikken på tvers av hovedretningen fort blir ukorrelet.

Faktisk er den dynamiske dragkraften så liten at den kan neglisjeres. Man kommer langt riktigere ut om man legger inn en korreksjonsfaktor for bølgekraft, midlere og dynamisk på en ren strømbelastning enn å foreta en analyse i regulære bølger.

Dette vil forenkle beregningene på oppdrettsanlegg, både på enkelt merder og på systemer bestående av flere merder.

Ser vi på en dynamisk forsterkningsfaktor på et sett av merder, har vi følgende sammenheng:

$$F_{dyn,total} = F_{dyn,1merd} \cdot N_{merder}^{1/2} \quad (19)$$

$$F_{midlere,total} = F_{midlere,1merd} \cdot N_{merder} \quad (20)$$

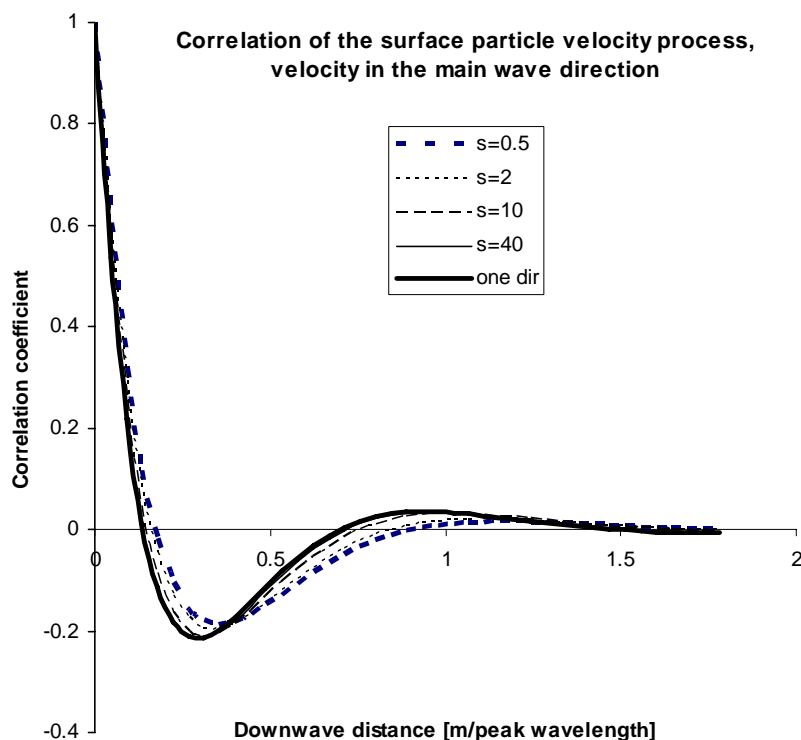
Mens den midlere statiske kraften øker proporsjonalt med antall merder øker det dynamiske tillegg som rota av antall merder. Forholdet mellom dynamisk kraft og statisk kraft reduseres raskt med økende anleggstørrelse. Dette er noe forenklet da vi ikke her tar hensyn til skyggevirking. Men er den dynamiske belastningen liten for en merd, blir den langt mindre for flere merder satt i system.

Med andre ord kan vi neglisjere dynamiske beregninger når vi ser på forankringskrefter på merder. Det er tilstrekkelig å korrigere for strømkraften midlere bølgedriftskraft.

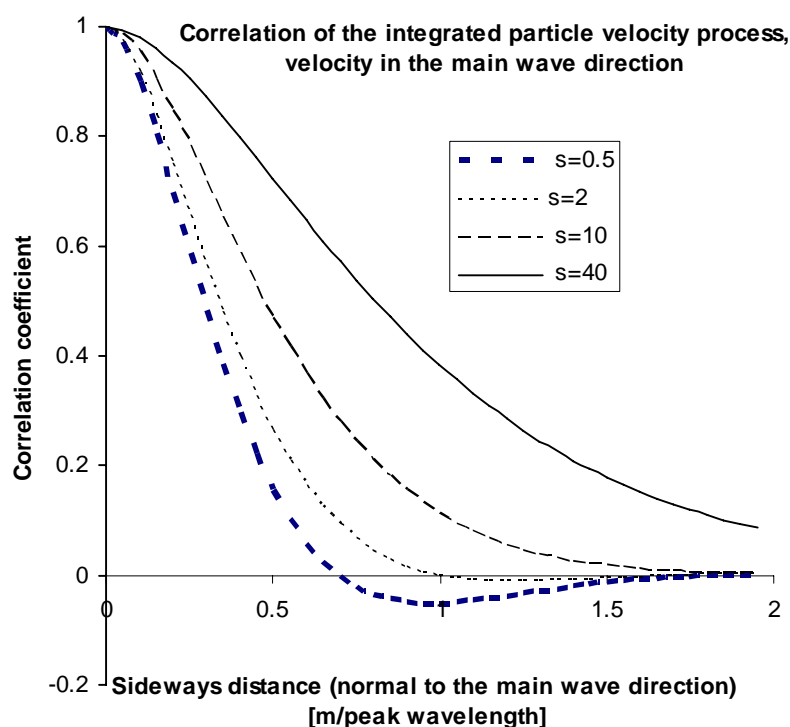
Ved forankringsanalyser er det tilstrekkelig å foreta statiske beregninger i ren strøm.. det er ikke behov for å gjennomføre tunge dynamiske analyser. Å benytte regulære, dynamiske analyser på store romlige merder blir helt feil.

6.1.4 Korrelasjon av bølgeheving

Vikestad og Lien har sett på korrelasjon av overflateheving avhengig av spredningsfunksjon.



Figur 44 Korrelasjon på langs av bølgeretning



Figur 45 Korrelasjon på tvers av hovedretning

Begge viser korrelasjon som funksjon av peak bølgelengde. Denne bølgelengden er gitt som $L_p = 1.56 \cdot T_p$.

Ser man på de bølgeklassene som er angitt i NS4915, Tabell 4, kan vi sette opp følgende tabell som angir peak- bølgelengde:

Tabell 8 Bølgeklasser.

Bølgeklasser	Hs (s)	T_p (s)	L_p (m)	Eksponering
A	0-0.5	0-2	0-6.2	liten
B	0.5-1	1.6-3.2	4-16	moderat
C	1-2	2.5-5.1	10-40	stor
D	2-3	4-6.7	22-70	høy

Som Figur 44 og Figur 45 viser er korrelasjonen på langs liten dersom avstanden er over halve peak-lengden. På tvers er den liten ved avstander over peak-lengden. I dag har merdene gjerne diametre mellom 30 og 50 meter. Bortsett fra bølgeklasse D, med de lengste periodene kan vi forvente at det er noe vesentlig korrelasjon mellom kreftene som virker på tvers av merdene. Avstanden mellom individuelle merder i ei ramme er så stor at vi alltid kan forvare å benytte forenklete metoder for å bestemme dynamisk totallast på forankringsystemet. Det har ingen hensikt i å gjennomføre tunge analyser av merdsystemer i bølger.

Det hadde vært en stor fordel om man kunne forenkle fortøyningsberegningene for havbruksanlegg. Som det ble vist i forrige kapittel så overestimeres dragkreftene på ei not kraftig ved bruk av regulære bølger istedenfor irregulær sjø. Hvis man skal gjøre en analyse og bruke irregulær sjø er man avhengig av å gjøre en veldig lang tidssimulering eller på en annen måte

sikre at man får med bølger med stor nok amplitude. Langvarige tidssimuleringer for et helt anlegg tar veldig lang tid. Det som vil være gunstig var å ha en tabell eller formelverk med krefter og belastninger som funksjon av sjøtilstand og anleggets geometri. Å få laget en slik tabell vil være tid og ressurskrevende og dessverre ikke mulig å gjennomføre innenfor rammene av dette prosjektet.

Analysen med RIFLEX (regulære bølger), ABACUS og 3DNOT, tyder på at den dynamiske strekkvariasjonen er meget liten i forhold til strøm og midlere bølgedrift.

Dersom vi kan utelate de dynamiske effektene og kun inkludere midlere drift og strømkrefter vil dette forenkle forankringsanalysene til kun statiske analyser. Dette vil være meget besparende for oppdrettere.

7 Referanser

- [1] Lader P. F. and Fredheim A.; 2001, Modelling of Net Structures Exposed to 3D Waves and Current, Proceedings of OOA IV, Open Ocean Aquaculture IV Symposium, June 17-20, 2001, St. Andrews, New Brunswick, Canada.