

Tilbakeregning av fjærkurver for monopelfundament med stor diameter i kohesjonsløst materiale

p-y og M-theta-kurver

Vetle Kolberg Stene

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: juni 2015

Hovedveileder: Gudmund Reidar Eiksund, BAT

Medveileder: Corneliu Athanasiu, Multiconsult

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for bygg, anlegg og transport



Oppgavens tittel: Tilbakeregning av fjærkurver for monopelfundament med stor diameter i kohesjonsløst materiale	Dato: 04.06.2015	
	Antall sider (inkl. bilag): 157	
	Masteroppgave	X
		Prosjektoppgave
Navn: Vetle Kolberg Stene		
Faglærer/veileder: Gudmund Reidar Eiksund		
Eventuelle eksterne faglige kontakter/veiledere:		

Ekstrakt:

I en startfase av et geoteknisk prosjekt med offshore vindturbiner fundamentert på monopeler beregnes laterale jordreaksjoner ofte ved hjelp av et sett med p-y-kurver på en Winkler-bjelke. p-y-kurvene kan konstrueres fra standarder som API (2011) eller DNV (2014). Utfordringen med dette er at standardene refererer til feltforsøk der man har testet slanke peler med langt høyere L/D-forhold enn typiske monopeler. Hovedoppgaven i dette masterarbeidet er å definere fjærkurver (p-y- og M- θ -kurver) for monopeler med stor diameter ved bruk av elementmetodeprogrammet Plaxis 3D. Dette ble gjort ved å først opprette to forskjellige basismodeller i Plaxis 3D; én modell der pelen er hul og bestående av plateelementer og én modell der pelen er massiv og bestående av volumelementer. Fjærkurver fra basismodellen med hul pel ga de beste resultatene, både med tanke på likevektsbetrakninger og med tanke på kontrollberegninger ved bruk av et Winklerbjelkeprogram. Basismodellen med hul pel blir videre kalt kun basismodellen. Når basismodellen som resulterte i de beste fjærkurvene var bestemt ble modellen undersøkt videre. Det ble hovedsakelig studert tre parametere:

1. Betydningen av interpolerte fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt. Resultatene viste at interpolasjon av fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt er av neglisjerbar betydning for undersøkte laster.
2. Antall lasttrinn i Plaxis 3D. Tilbakeregnete fjærkurver fra basismodellen (4 lasttrinn) ble sammenlignet med tilbakeregnete fjærkurver fra Plaxis 3D-beregningen P20 (20 lasttrinn). Fjærkurvene fra P20 ga best korrelasjon mellom Plaxis 3D og WB-programmet.
3. Betydningen av lastens moment i Plaxis 3D når fjærkurver skal tilbakeregnes. Basert på resultatene (fra beregningene) konkluderes det at lastens moment i Plaxis 3D er av neglisjerbar betydning for jordreaksjonene mot pelen.

I tillegg til de tre studerte parameterne inneholdt masterarbeidet to andre deloppgaver og de viktigste funnene fra disse analysene er:

1. For typiske monopeldimensjoner er bidraget fra pelens skjærdeformasjoner funnet å være under 3 % av totale laterale deformasjoner ved jordoverflaten. Skjærdeformasjoner bør allikevel inkluderes i WB-programmet siden de ikke kompliserer element-formuleringen nevneverdig og heller ikke bidrar til vesentlig lengre kalkulasjonstid.
2. For typisk monopeldimensjon ble det påvist at det prosentvise deformasjonsavviket er mellom 8 % og 24 % hvis M- θ -kurver neglisjeres. Hvis både p-y- og M- θ -kurver tas med WB-programmet ble det påvist at det prosentvise deformasjonsavviket er mellom 0,8 % og 2,8 %.

Hovedkonklusjonen som kan trekkes basert på resultatene i denne masteroppgaven er at fjærkurver kan tilbakeregnes fra Plaxis 3D og deretter brukes i et WB-program med relativt høy grad av nøyaktighet hvis M- θ -kurver og pelens skjærdeformasjoner inkluderes i WB-programmet.

Stikkord:

1. Offshore geoteknikk
2. p-y-kurver
3. Monopelfundament
4. Vindmølle

Vetle K Stene

Forord

Denne masteroppgaven er utarbeidet ved Faggruppe Geoteknikk. Faggruppen er en del av Institutt for bygg, anlegg og transport ved Norges Teknisk Naturvitenskapelige Universitet (NTNU). Arbeidet har blitt gjennomført på vårsemesteret 2015.

Oppgaven er skrevet for NTNU, utgjør evnet TBA4900 og teller 30 studiepoeng for geoteknikk-studenter under studieprogrammet Bygg og Miljøteknikk.

Arbeidet er en videreføring av prosjektoppgaven som inneholdt et litteraturstudie samt noen få beregninger. Oppgaveteksten ble utformet av PhD-kandidat Stian Baardsgaard Hanssen i samarbeid med Professor Gudmund Reidar Eiksund.

Anerkjennelse

Sommeren 2014 hadde jeg sommerjobb som geotekniker i rådgivningsfirmaet Multiconsult. Denne sommeren skrev seniorkonsulent Corneliu Athanasiu et prosjekt- og masteroppgaveforslag om p-y-kurver og hvordan disse skulle utformes med tanke på et monopelfundament for offshore vindturbiner. Denne oppgaveteksten ble tatt med til NTNU der den ble redigert av Professor Gudmund Reidar Eiksund og PhD-kandidat Stian Baardsgaard Hanssen.

Etter gjennomført prosjektoppgave var det naturlig å fortsette med samme tema.

Jeg vil gjerne takke følgende personer for deres hjelp og bidrag til min masteroppgave: Professor Gudmund Reidar Eiksund bidro med solid kompetanse og var virkelig hjelpsom når jeg trengte veiledning. PhD-kandidaten Stian Baardsgaard Hanssen har alltid tatt seg tid til mine spørsmål og kommet med gode innspill og tips gjennom hele semesteret. Jeg vil også takke min kjæreste Ingrid Storås Thorbjørnsen for god korrekturlesning og motiverende uttalelser.

I tillegg vil jeg takke NTNU, Trondheim by og alle mine studievenner for fem fine år som student.

V.K.S.

Sammendrag

I en startfase av et geoteknisk prosjekt med offshore vindturbiner fundamentert på monopeler beregnes laterale jordreaksjoner ofte ved hjelp av et sett med p-y-kurver på en Winkler-bjelke. p-y-kurvene kan konstrueres fra standarder som API (2011) eller DNV (2014). Utfordringen med dette er at standardene refererer til feltforsøk der man har testet slanke peler med langt høyere L/D-forhold enn typiske monopeler. Hovedoppgaven i dette masterarbeidet er å definere fjærkurver (p-y- og M- θ -kurver) for monopeler med stor diameter ved bruk av elementmetodeprogrammet Plaxis 3D. Dette ble gjort ved å først opprette to forskjellige basismodeller i Plaxis 3D; én modell der pelen er hul og bestående av plateelementer og én modell der pelen er massiv og bestående av volumelementer. Fjærkurver fra basismodellen med hul pel ga de beste resultatene, både med tanke på likevektsbetrakninger og med tanke på kontrollberegninger ved bruk av et Winklerbjelkeprogram. Basismodellen med hul pel blir videre kalt kun basismodellen. Når basismodellen som resulterte i de beste fjærkurvene var bestemt ble modellen undersøkt videre. Det ble hovedsakelig studert tre parametere:

1. Betydningen av interpolerte fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt. Resultatene viste at interpolasjon av fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt er av neglisjerbar betydning for undersøkte laster.
2. Antall lasttrinn i Plaxis 3D. Tilbakeregnete fjærkurver fra basismodellen (4 lasttrinn) ble sammenlignet med tilbakeregnete fjærkurver fra Plaxis 3D-beregningen P20 (20 lasttrinn). Fjærkurvene fra P20 ga best korrelasjon mellom Plaxis 3D og WB-programmet.
3. Betydningen av lastens moment i Plaxis 3D når fjærkurver skal tilbakeregnes. Basert på resultatene (fra beregningene) konkluderes det at lastens moment i Plaxis 3D er av neglisjerbar betydning for jordreaksjonene mot pelen.

I tillegg til de tre studerte parameterne inneholdt masterarbeidet to andre deloppgaver og de viktigste funnene fra disse analysene er:

1. For typiske monopeldimensjoner er bidraget fra pelens skjærdeformasjoner i dette studiet funnet å være under 3 % av totale laterale deformasjoner ved jordoverflaten. Skjærdeformasjoner bør allikevel inkluderes i WB-programmet siden de ikke kompliserer element-formuleringen nevneverdig og heller ikke bidrar til vesentlig lengre kalkulasjonstid.

Sammendrag

2. For typisk monopeldimensjon ble det påvist at det prosentvise deformasjonsavviket er mellom 8 % og 24 % hvis M- θ -kurver neglisjeres. Hvis både p-y- og M- θ -kurver tas med WB-programmet ble det påvist at det prosentvise deformasjonsavviket er mellom 0,8 % og 2,8 %.

Hovedkonklusjonen som kan trekkes basert på resultatene i denne masteroppgaven er at fjærkurver kan tilbakeregnes fra Plaxis 3D og deretter brukes i et WB-program med relativt høy grad av nøyaktighet hvis M- θ -kurver og pelens skjærdeformasjoner inkluderes i WB-programmet.

Abstract

In an initial phase of a geotechnical project with offshore wind turbines founded on monopiles, lateral soil reactions are often calculated by a set of p-y curves on a Winkler beam. p-y curves can be constructed from standards such as API (2011) or DNV (2014). The problem is that the standards refer to field experiments where slender piles with far higher L/D ratio than typical monopiles have been tested. The main task of this master thesis was to define the spring curves (p-y and M- θ curves) for monopiles with large diameter by using the finite element program PLAXIS 3D. This was done by first creating two different basic models in PLAXIS 3D; one model where the pile is hollow and composed of plate elements and one model where the pile is massive and composed of volume elements. Spring curves from the basic model with hollow pile showed the best results, both in terms of force equilibrium and in terms of control calculations by a Winkler beam program. The basic model with hollow pile is from now referred to as the basic model. After the basic model that resulted in the best spring curves were determined, the model was further investigated. The impact of three important parameters were investigated:

1. The significance of interpolated spring curves around the monopile rotation point. The conclusion here was that the interpolation of the spring curves around the monopile rotation point is of negligible importance for the investigated loads.
2. The number of load steps in PLAXIS 3D. Back calculated spring curves from the base model (4 load step) was compared with back calculated spring curves from the PLAXIS 3D calculation P20 (20 load steps). Spring curves from P20 gave the best correlation between PLAXIS 3D and the WB program.
3. The significance of the applied moment in PLAXIS 3D when spring curves are back calculated. The results showed that the applied moment in PLAXIS 3D is of negligible importance for soil reactions in the interface between the pile and the soil.

In addition to this parameter study, the master thesis contained two sub-tasks. The main results from these analyses are summarized here:

1. For typical monopile dimensions, the contribution from the shear deformations of the pile is in this study found to be below 3 % of the total lateral deformation at the soil surface. Shear deformations should still be included in the WB program since they do not complicate the element formulation significantly, nor do they contribute to considerably longer calculation time.

Abstract

2. For typical monopile dimensions, the percentage deformation deviation is found between 8 % and 24 % if M- θ curves are neglected. If both p-y and M- θ curves are included in the WB program, the percentage deformation deviation is between 0.8 % and 2.8 %.

The overall conclusion in this study is that spring curves can be back calculated from PLAXIS 3D and then used in a WB-program with a relatively high degree of accuracy if the M- θ curves and shear deformations of the pile are included in the WB program.

Figurliste

Figur 1 Nåværende status og fremtidige planer for drift av offshore vindturbiner	5
Figur 2 Ulike typer fundament for offshore vindturbiner: (a) Gravitasjonsbasert fundament, (b) Monopel-fundament, (c) Monopod bøtte-fundament og (d) Jacket-fundament.....	6
Figur 3 Definisjoner for en offshore vindturbin installert på en monopel	8
Figur 4 Tungløft-skipet Svanen installerer en monopel på vindparken Butendiek i tysk sjø	8
Figur 5 Illustrasjon for utledning av differensialligningen for lateralt belastede peler.....	12
Figur 6 Skjær- og krumningsdeformasjon av et bjelkeelement	14
Figur 7 En lateralt belastet pel.....	15
Figur 8 Grafisk definisjon av p og y	15
Figur 9 Et sett av p-y-kurver	16
Figur 10 Illustrasjon av Winkler-tilnærmingen.....	16
Figur 11 p-y-krue med definisjon av stigningstall	17
Figur 12 Jordreaksjon som en funksjon av horisontal forskyvning	17
Figur 13 Stiv kontra fleksibel pel-oppførsel	19
Figur 14 Illustrasjon av ulike bruddmekanismer rundt en lateralt belastet pel	19
Figur 15 Initiell jordreaksjonsmodul.....	21
Figur 16 Resulterende p-y-kurver fra API (2011) og DNV (2014)	22
Figur 17 Illustrasjon av spenninger som virker på monopelen på grunn av påført last og moment	25
Figur 18 Skisse av påført kraft og moment og resulterende krefter på et segment av monopelen	26
Figur 19 Illustrasjon av M- θ -fjærer.....	27
Figur 20 Illustrasjon av interface- og plateelementet brukt i Plaxis 3D.....	28
Figur 21 Illustrasjon av volumelementet brukt i Plaxis 3D	28
Figur 22 Element med to noder og fire frihetsgrader.....	29
Figur 23 Illustrasjon av håndberegningsmetode	32
Figur 24 Illustrasjon av jordtrykk mot spunten.....	33

Figurliste

Figur 25	Illustrasjon av parametere brukt for teoriløsning ved plan tøyning.....	33
Figur 26	Dimensjonsløs teoriløsning plottet mot R	34
Figur 27	Illustrasjon av basismodellen for derivasjonsmetoden	36
Figur 28	Skisse av et hult sirkulært tverrsnitt	37
Figur 29	Skisse av et massivt sirkulært tverrsnitt	37
Figur 30	Illustrasjon av basismodellen for spenningspunktmetoden	39
Figur 31	Pelens skjærkrefter og et tilpasset 6. gradspolynom plottet mot jorddybde	42
Figur 32	Skisse av det totale spenningsbilde på monopelens ytre interface	43
Figur 33	Illustrasjon av normalspenning på interface	44
Figur 34	Illustrasjon av skjærspenning på interface.....	44
Figur 35.	Illustrasjon av pelens vertikale interface-spenninger	46
Figur 36	Illustrasjon av inkrementelle horisontalforskyvninger og θ -vinkelen.....	47
Figur 37	Illustrasjon av alternativ tilbakeregningsmetode av p-y-kurver	49
Figur 38	Skisse av betydningen av antall lasttrinn.....	55
Figur 39	Resultater fra de 4 beregningssettene som illustrerer betydningen av skjærdeformasjon i WB-programmet	60
Figur 40	Derivasjonsmetoden: Sammenligning av horisontale deformasjoner fra Plaxis 3D og fra WB-programmet	63
Figur 41	Spenningspunktmetoden: Sammenligning av horisontale deformasjoner fra Plaxis 3D og fra WB-programmet	65
Figur 42	Dimensjonsløs momentfjærstivhet plottet mot L/D-forholdet	67
Figur 43	Sammenligning av horisontale forskyvninger mellom Plaxis 3D og WB-programmet med kun p-y-kurver	68
Figur 44	Lateralt deformasjonsavvik ved $z = -0,5\text{m}$ og lasttrinn fra Plaxis 3D-beregningen I1	69
Figur 45	Lateralt deformasjonsavvik ved $z = -0,5\text{m}$ og lasttrinn fra Plaxis 3D-beregningen I2	70
Figur 46	Tilbakeregnete p-y-kurver for $z = -0,5\text{m}$	71

Figurliste

Figur 47 Sammenligning av horisontale deformasjoner fra WB-programmet med ulike fjærkurver og Plaxis 3D-simuleringen I1	72
Figur 48 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -0,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt	73
Figur 49 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -29,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt	73
Figur 50 Sammenligning av horisontale deformasjoner fra WB-programmet med ulike fjærkurver og Plaxis 3D-simuleringen I2	74
Figur 51 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -0,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt	75
Figur 52 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -29,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt	75
Figur 53 Tilbakeregnete p-y-punkt ved $z = -4,5\text{m}$ for tre ulike angrepshøyder for påført last	76
Figur 54 Tilbakeregnete M- θ -punkt ved $z = -4,5\text{m}$ for tre ulike angrepshøyder for påført last	77
Figur 55 Tilbakeregnete p-y-punkt ved $z = -19,5\text{m}$ for tre ulike angrepshøyder for påført last	77

Tabelliste

Tabell 1 Verdier for en typisk monopel installert i sand.....	18
Tabell 2 Parametere brukt i standardmetoden.....	21
Tabell 3 Gauss-integrasjon for 6-nodede triangulære element	45
Tabell 4 Beskrivelse av påført last i ulike Plaxis 3D-beregninger	54
Tabell 5 Beskrivelse av beregninger i WB-programmet.....	54
Tabell 6 Beskrivelse av Plaxis 3D-modellen P20	55
Tabell 7 Beskrivelse av beregninger i WB-programmet.....	56
Tabell 8 Beskrivelse av Plaxis 3D-simuleringer når lastens angrepshøyde undersøkes	56
Tabell 9 Prosentvis kraft- og momentavvik ved bruk av derivasjonsmetoden	62
Tabell 10 Prosentvis kraft- og momentavvik ved bruk av spenningspunktmetoden	64
Tabell 11 Betydning av M- θ -kurver for ulike L/D-forhold	66
Tabell 12 Monopelens rotasjonspunkt ved forskjellige Plaxis 3D-modeller og forskjellige lasttrinn.....	70
Tabell 13 Rotasjonspunkt for hvert lasttrinn for basismodellen, LA1 og LA2.....	78

Symbolliste

Symbol	Engelsk	Norsk
α	Defined cross section angle	Definert tverrsnittsvinkel
α_s	Term which includes shear deformations in the pile	Leddet som inkluderer skjærdeformasjoner i pelen
α_a	Angle defined by API (2011)	Vinkel definert av API (2011)
A	Cross section area	Tverrsnittsareal
A_l	Coefficient given by API (2011)	Koeffisient gitt av API (2011)
A_v	Effective shear area	Effektivt skjærareal
a	Attraction	Attraksjon
β	Angle defined by API (2011)	Vinkel definert av API (2011)
C_1, C_2, C_3	Coefficients	Koeffisienter
c'_{ref}	Cohesion	Kohesjon
D	Diameter of the pile	Pelens diameter
d	Thickness of the pile wall	Tykkelse på pelens vegg
ε	Strain	Tøyning
E	Young's modulus	E-modul
EI	Bending stiffness	Bøystivhet
$E_p I_p$	Bending stiffness of the pile	Pelens bøystivhet
E_h	Young's modulus for the pile	Pelens E-modul
E_m	Equivalent Young's modulus	Ekvivalent E-modul
E_p	Young's modulus of the pile	Pelens E-modul
E_s	Young's modulus of the soil	Jordens E-modul
E_{py}	Stiffness of the interface between the soil and the pile. Also known as reaction modulus or modulus of subgrade reaction.	Stivheten til interfasen mellom jorden og pelen. Også kjent som reaksjonsmodul eller jordreaksjonsmodul.
φ'	Friction angle	Friksjonsvinkel
γ	Shear strain	Skjærtøyning
γ'	Effective unit weight	Effektiv tyngdetetthet
γ_{real}	The real unit weight of soil	Jordens virkelige tyngdetetthet
γ_{sat}	Saturated unit weight of soil	Jordens vannmettede tyngdetetthet
γ_{unsat}	Unsaturated unit weight of soil	Jordens tørre tyngdetetthet
γ_{water}	Unit weight of water	Vannets tyngdetetthet
G_p	Shear modulus of the pile	Pelens skjærmodul
I_h	Second moment of area for a hollow pile	Annet arealmoment for en hul pel
I_m	Second moment of area for a massive pile	Annet arealmoment for en massiv pel
I_p	Second moment of area for the pile	Annet arealmoment
κ	Cross section constant	Tverrsnittskonstant
κ_p	Curvature of the pile	Pelens krumning
K_a	Coefficient given by API (2011)	Koeffisient gitt av API (2011)
K_P	Passive and active soil pressure coefficient	Passiv og aktiv jordtrykkskoeffisient
A		
K_0	Coefficient of lateral earth pressure for initial stress state	Hviletrykkskoeffisienten

Symbolliste

k	Initial modulus of subgrade reaction	Jordens initsielle jordreaksjonsmodul
L	Embedded length of the pile	Pelens lengde u jord
L_{rigid}	Embedded length for a rigid pile	Stiv pels lengde i jord
$L_{flexible}$	Embedded length for a flexible pile	Fleksibel pels lengde i jord
M	Moment	Moment
η_i	Dimensionless coordinate	Dimensjonsløs koordinat
N_i	Shape function	Formfunksjon
ω	Cross section rotation	Tverrsnittsrotasjon
r	Radius of the pile	Pelens radius
ψ	Dilatancy angle	Dilatansvinkel
p	Horizontal soil resistance acting on the pile wall	Horisontal jordmotstand som virker på pelveggen
p'_P	Passive and active horizontal earth pressure	Passivt og aktivt horisontalt jordtrykk
p_u	Ultimate horizontal soil resistance	Maksimal horisontal jordmotstand
p_{us}	Ultimate horizontal soil resistance for the upper part of the soil profile	Maksimal statisk lateral motstand for øvre del av jordprofilen
p_{ud}	Ultimate horizontal soil resistance for the lower part of the soil profile	Maksimal statisk motstand for nedre del av jordprofilen
p'_v	Effective vertical stress	Effektiv vertikalspenning
R	Distance from center pile to model boundary	Avstanden fra senter av pel til ytterkant av modellen
R_{inter}	Strength reduction factor of the interface	Styrkereduksjonsfaktor for interface
r_0, r	Radius of the pile	Pelens radius
σ_N	Normal stress against the pile	Normalspenning mot pelen
$S_{\theta 1}, S_{\theta 2}$	Element moments in node 1 and 2	elementmomenter i henholdsvis node 1 og node 2
S_{z1}, S_{z2}	Element forces in node 1 and 2	elementkrefter i henholdsvis node 1 og node 2
θ	Angle defined by Baugelin et al. (1977)	Vinkel definert av Baugelin et al. (1977)
θ	Angle between the vertical axis and the axis through the pile center	Vinkel mellom vertikal akse og aksene gjennom pelens senter
$\tau_{r\alpha}$	Horizontal shear stress	Horisontal skjærspenning
τ_{rz}	Vertical shear stress	Vertikal skjærspenning
T	Lateral force	Lateral last
t	Thickness of the pile wall	Tykkelse på pelens vegg
U_r	Horizontal displacement by Baugelin et al. (1977)	Horisontal forskyvning etter Baugelin et al. (1977)
ν	Poisson's ratio	Tverrkontraksjonstallet
$\nu_{\theta 1}, \nu_{\theta 2}$	Element rotations in node 1 and 2	Elementrotasjoner i henholdsvis node 1 og node 2
ν_{z1}, ν_{z2}	Element deflections in node 1 and 2	Elementforskyvninger i henholdsvis node 1 og node 2
V	Shear force	Skjærkraft
V_v	Shear force	Skjærkraft

Symbolliste

w_i	Weighting for Gaussian integration	Vektlegging for Gauss-integrasjon
y	Horizontal pile deflection	Horisontal forskyvning av pel
ξ	Dimensionless coordinate	Dimensjonsløs koordinat
ζ	Dimensionless coordinate	Dimensjonsløs koordinat
z	Soil depth	Jorddybde

Forkortelser

API	American Petroleum Institute
DNV	Det Norske Veritas
Fjærkurver	p-y- og M- θ -kurver
WB	Winklerbjelke

Innholdsfortegnelse

Forord	iii
Anerkjennelse	iv
Sammendrag	v
Abstract	vii
Figurliste.....	ix
Tabelliste	xii
Symbolliste	xiii
Forkortelser	xvi
Innholdsfortegnelse	xvii
1 Kapittel 1: Innledning.....	1
1.1 Bakgrunn for temavalg	1
1.2 Problemstilling.....	1
1.3 Metode	2
1.4 Bruk av referanser	3
1.5 Oppgavens oppbygging	4
1.6 Begrensning	4
2 Kapittel 2: Dagens tekniske løsninger.....	5
2.1 Offshore vindturbiner	5
2.2 Offshore monopelfundament	7
2.3 Dimensjonering av offshore monopelfundament	9
3 Kapittel 3: Litteraturstudie og teori	11
3.1 Forekomst av lateralt belastede peler	11
3.2 Utleddning av differensialligningen for en lateralt belastet pel	11
3.3 Jordoppførsel definert av flere p-y-kurver.....	15
3.4 Antagelser for p-y-metoden.....	17

Innholdsfortegnelse

3.5	p-y-kurver fra standarder	19
3.6	Feltundersøkelser	22
3.7	Fordeler og ulemper med p-y-metoden	23
3.8	Likevekt og M- θ -kurver	25
3.9	Plaxis 3D.....	27
3.10	Winklerbjelkeprogram	28
4	Kapittel 4: Beregninger	31
4.1	Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter	31
4.1.1	Beregningsmetode	31
4.2	Teoriløsning	33
4.3	Basismodeller i Plaxis 3D.....	35
4.3.1	Derivasjonsmetoden (basismodell med massiv pel)	35
4.3.2	Spenningspunktmetoden (basismodell med hul pel).....	39
4.4	Metoder for tilbakeregning av p-y og M- θ -kurver	40
4.4.1	Derivasjonsmetoden (p-y-kurver)	40
4.4.2	Spenningspunktmetoden (p-y- og M- θ -kurver)	42
4.4.3	Kontroll av tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurver.....	47
4.4.4	Alternativ metode for tilbakeregning av p-y-kurver	49
4.5	Betydning av monopelens skjærdeformasjon	50
4.6	Parameterstudie	50
4.6.1	Betydning av M- θ -kurver i WB-programmet	51
4.6.2	Interpolasjon av p-y-kurver omkring rotasjonspunktet	52
4.6.3	Betydning av antall lasttrinn	54
4.6.4	Betydning av påført moment i Plaxis 3D	56
5	Kapittel 5: Resultater og diskusjon	59
5.1	Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter	59
5.2	Teoriløsning	59

Innholdsfortegnelse

5.3	Betydning av skjærdeformasjon	60
5.4	Derivasjonsmetoden	61
5.5	Spenningspunktmetoden.....	63
5.6	Parameterstudie	65
5.6.1	Betydning av M- θ -kurver i WB-programmet	65
5.6.2	Interpolasjon av p-y-kurver rundt rotasjonspunkt	68
5.6.3	Betydning av antall lasttrinn	71
5.6.4	Betydning av påført moment i Plaxis 3D	76
6	Kapittel 6: Sammendrag og konklusjon	79
7	Kapittel 7: Anbefalinger og videre arbeid.....	81
7.1	Anbefalinger	81
7.2	Videre arbeid	81
	Referanseliste	83
Vedlegg 1	Oppgavetekst med signatur fra veileder	
Vedlegg A	Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter	
Vedlegg B	Norsk-Engelsk ordliste	
Vedlegg C	Intervju med Corneliu Athanasiu	
Vedlegg D	Materialparametere for Plaxis 3D-simuleringer	
Vedlegg E	Basistilfellene i Plaxis 3D sammenlignet med teoriløsning for plan tøyning	
Vedlegg F	Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program	
Vedlegg G	Oppbygging av basismodellene i Plaxis 3D	
Vedlegg H	Betydning av lastens angrepshøyde	
Vedlegg I	Betydning av interpolerte fjærkurver	

Innholdsfortegnelse

Kapittel 1: Innledning

1.1 Bakgrunn for temavalg

For jord-struktur samvirkeanalyse av offshore vindturbiner fundamentert på monopeler beregnes laterale jordreaksjoner ofte ved hjelp av p-y-kurver på en Winkler-bjelke. Det er da behov for å kontrollere flere tusen lasttilfeller for å finne dimensjonerende laster og 3D elementmetode-analyser er derfor lite hensiktsmessig med tanke på kalkulasjonstid. p-y-kurvene kan konstrueres fra standarder som API (2011) eller DNV (2014). p-y kurvene gitt i nevnte designstandarder er basert på forsøk der man har testet pelar med langt høyere L/D-forhold enn det som er typisk for monopeler. Målinger på installerte, full-skala offshore vindturbiner indikerer at disse p-y kurvene er dårlig egnet for monopelfundamenter med lave L/D-forhold. En slank pel med stort L/D-forhold vil i hovedsak mobilisere jordreaksjon i horisontalretning mens pel med lavt L/D-forhold vil i tillegg mobilisere skjærkrefter i vertikal retning som vil ha betydning både for kapasitet og stivhet. Dersom monopelen tilnærmes med en Winklerbjelke og et sett av p-y-kurver må effekten av vertikalt skjær inkluderes i p-y-kurvene. Det vil da ikke være mulig samtidig å få korrekt bøyemomentfordeling. Alternativt kan virkningen av vertikalskjær representeres med rotasjons eller momentfjærer (M- θ -kurver). Ved å utføre én simulering i et 3D elementmetodeprogram er det mulig å tilbakeregne p-y- og M- θ -kurver. Disse fjærkurvene kan brukes som inndata i et Winklerbjelkeprogram. Et Winklerbjelkeprogram er robust og effektivt og ett lasttilfelle tar bare noen sekunder å simulere. Presisjonen på Winklerbjelkeprogrammet kan studeres ved å sammenligne resultater fra et 3D elementprogram med resultater fra Winklerbjelkeprogrammet.

1.2 Problemstilling

Hovedoppgaven i dette masterarbeidet er:

- Hvordan definere p-y- og M- θ -kurver for monopeler med stor diameter ved bruk av 3D elementmetodeprogrammet Plaxis 3D?

I tillegg er det definert deloppgaver:

- Hva er betydningen av skjærdeformasjoner i peletverrsnittet for typiske peledimensjoner brukt i offshore vindturbiner?
- Hva er effekten av å inkludere M- θ -kurver for monopeler med ulike L/D-forhold ved tilbakeregning i et Winklerbjelkeprogram?

Kapittel 1: Innledning

- Ved ulik belastning på en monopel kan pelens rotasjonspunkt ha ulik lokasjon. Det er dermed trolig behov for å interpolere tilbakeregnete fjærkurver rundt rotasjonspunktet. Hvordan forholder man seg best til p-y kurver nær pelens rotasjonspunkt?
- Hva er effekten av antall lasttrinn i Plaxis 3D-simuleringer når fjærkurver skal tilbakeregnes og brukes i et Winklerbjelkeprogram?
- Hva er betydningen av påført moment i Plaxis 3D når fjærkurver skal tilbakeregnes?

Studiet skal rapporteres som en teknisk rapport med innledning og problemformulering, litteraturstudie, presentasjon av resultater, illustrative figurer, sammendrag og konklusjoner.

1.3 Metode

Masteroppgaven består i hovedsak av et litteraturstudie, teori og egne beregninger i Plaxis 3D og det internt utviklede Winklerbjelkeprogrammet (WB-program). WB-programmet er utviklet av PhD-kandidatene Ivan Depina og Stian Baardsgaard Hanssen.

Deler av litteraturstudiet og teorien er basert på undertegnede's prosjektoppgave. Det er etterstrebet å ha kildehenvisninger som refererer til anerkjente publikasjoner. Mange av kildene var tilgjengelig via universitetsbibliotekets tilgjengelige databaser. Den mest brukte databasen var American Society of Civil Engineering (ASCE). I tillegg er det brukt lærebøker fra tidligere emner innen konstruksjonsmekanikk og geoteknikk.

Egne beregninger er utført med hjelp av Plaxis 3D, WB-programmet (Matlab) og Microsoft Excel. Professor Gudmund Reidar Eiksund og PhD-kandidat Stian Baardsgaard Hanssen har bidratt med god veiledning for de fleste beregningene.

Videre i dette metodekapittelet vil metoden som er brukt for å svare på problemstillingen bli gjennomgått.

Hovedoppgaven er besvart ved å studere to ulike Plaxis 3D-modeller og deres tilbakeregnete fjærkurver. For begge metodene er kraft- og momentlikevekt kontrollert. I tillegg er det kontrollert hvilken metode som gir best korrelasjon mellom Plaxis 3D og WB-programmet. Metoden med best resultater er deretter undersøkt videre i et parameterstudie der utvalgte parametere er undersøkt.

Den første deloppgaven fremstiller viktigheten av pelens skjærdeformasjoner i WB-programmet. Det er gjennomført forskjellige beregninger med WB-programmet der L/D-forholdet og pelens tykkelse er variert. For hver beregning er det kjørt to underberegninger; én som inkluderer bidraget fra pelens skjærdeformasjoner og én som ikke inkluderer bidraget fra

Kapittel 1: Innledning

pelens skjærdeformasjoner. Som inndata i WB-programmet er det brukt standardiserte fjærkurver (p-y-kurver fra API (2011)), siden det her er effekten av skjærdeformasjoner som studeres og ikke fjærkurvene i seg selv.

Den andre deloppgaven omhandler effekten av momentfjærer (M- θ -kurver) i WB-programmet. For å svare på denne er det gjort beregninger i Plaxis 3D og i WB-programmet. I Plaxis 3D er det simulert tre beregninger med hvert sitt L/D-forhold. For hver beregning er det tilbakeregnet fjærkurver (p-y- og M- θ -kurver). Monopelen i WB-programmet er belastet likt som monopelen i Plaxis 3D. Først er begge settene med fjærkurver (p-y og M- θ) brukt som inndata i WB-programmet. Deretter er bare p-y-kurvene brukt som inndata i WB-programmet. Betydningen av M- θ -kurver for ulike L/D-forhold kan dermed fastsettes ved å sammenligne laterale deformasjoner fra de to ulike beregningssettene i WB-programmet med laterale deformasjoner fra Plaxis 3D.

Den tredje deloppgaven angående interpolasjon av fjærkurver ble besvart ved bruk av beregninger i Plaxis 3D og WB-programmet. I Plaxis 3D ble det utført to beregninger der påført last var annerledes enn påført last i basismodellen. I WB-programmet ble de tilbakeregnete fjærkurvene fra basismodellen brukt som inndata. Det ble utført to beregningssett; ett med originale fjærkurver og ett med interpolerte fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt. Laterale deformasjoner fra beregningene i Plaxis 3D ble sammenlignet med laterale deformasjoner fra beregningssettene i WB-programmet.

Deloppgaven om effekten av antall lasttrinn ble besvart ved å tilbakeregne fjærkurver fra to ulike Plaxis 3D-modeller. Den ene modellen har fire lasttrinn (basismodellen) og den andre har 20 lasttrinn. Siden modellene ellers er like, kan de tilbakeregnete fjærkurvene sammenlignes. Deretter ble laterale forskyvninger fra Plaxis 3D-beregningene med annerledes påført last enn basismodellen sammenlignet med to beregningssett i WB-programmet; ett beregningssett med fjærkurver fra 4 lasttrinn og ett beregningssett med fjærkurver fra 20 lasttrinn.

Den siste deloppgaven omhandler påført moment i Plaxis 3D og hvilken betydning det har for tilbakeregnete fjærkurver. Den er besvart ved å tilbakeregne fjærkurver fra tre ulike Plaxis 3D-simuleringer der påført moment i Plaxis 3D varierer. Tilbakeregnete fjærkurver kan dermed sammenlignes og betydningen av påført moment i Plaxis 3D kan bestemmes.

1.4 Bruk av referanser

Harvard-stilen er valgt for å referere til litteratur. I teksten er kildehenvisningen vist som (forfatter/forfattere, utgivelsesår). Dersom forfatterens navn er inkludert i løpende tekst vil

Kapittel 1: Innledning

navnet stå først etterfulgt av (utgivelsesår) i parentes. En detaljert kildehenvisning er inkludert i referanselisten bakerst i oppgaven. Kildene er sortert alfabetisk etter hovedforfatters etternavn.

1.5 Oppgavens oppbygging

Kapittel 2 er en beskrivelse av dagens tekniske løsninger og er ment for å få leseren til å forstå denne oppgavens plass i en større sammenheng.

Kapittel 3 er oppgavens litteraturstudium og inneholder essensiell litteratur og teori.

I kapittel 4 er beregningene beskrevet. De viktigste beregningene er inkludert i kapittel 4 og de mindre viktige beregningene er lagt i vedlegg.

Kapittel 5 er resultat- og diskusjonskapittelet. Her er resultatene fra beregningene i kapittel 4 presentert og diskutert.

Kapittel 6 inneholder sammendrag og konklusjon

Til slutt kommer kapittel 7 med anbefalinger og videre arbeid.

I tillegg er tekst og figurer som ikke fikk plass i hovedoppgaven plassert i vedlegg.

1.6 Begrensning

Det er gjort flere begrensninger i masterarbeidet.

I Plaxis 3D er blant annet jorden kun simulert med kohesjonsløst drenert Mohr-Coulomb-materiale. Likevel skal også metoden som er brukt for å tilbakeregne fjærkurver kunne brukes for andre materialmodeller, selv om dette ikke er testet i denne oppgaven. I tillegg er det av oppgave-begrensende årsaker kun valgt å studere statiske laster.

Etter at den beste metoden for å tilbakeregne fjærkurver er funnet, er videre undersøkelser gjort etter problemstillingens deloppgaver. Med andre ord er det kun deloppgavene som er besvart. Det er flere andre områder som hadde vært interessant å undersøke videre. Disse områdene er kommentert i kapittel 7.2: Videre arbeid.

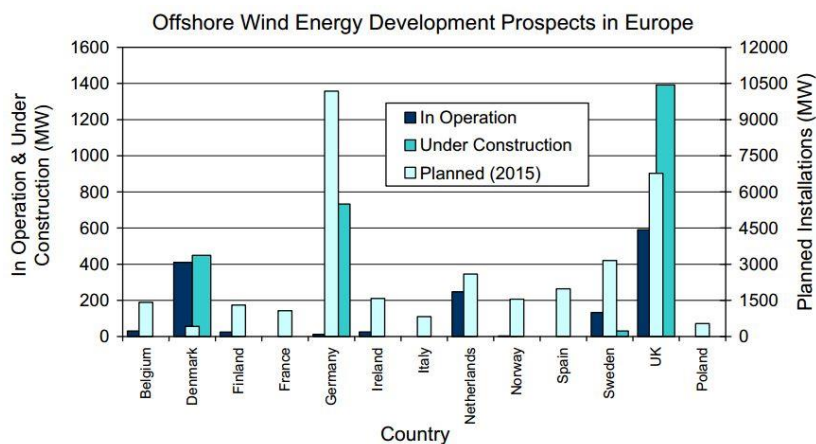
Kapittel 2: Dagens tekniske løsninger

I dette kapittelet vil dagens tekniske løsninger innen fundamentering av offshore vindturbiner bli gjennomgått. Det vil være mest fokus på monopelfundamentet, men alternative fundament vil også bli nevnt.

2.1 Offshore vindturbiner

Med dagens energibehov og satsing på fornybare energiresurser er offshore vindturbiner dagsaktuelt. Figur 1 viser hvordan utvalgte land i Europa har satset og planlegger å satse på offshore vindenergi. Tyskland planlegger å produsere mest energi fra offshore vind og Storbritannia er Europa-ledende i produsert energi fra offshore vind. Figuren viser også at det generelt i Europa planlegges å utnytte mer av offshore vindenergi. I slutten av 2012 genererte 1 662 vindturbiner i 55 offshore vindkraftfelt (tilhørende 10 europeiske land) nok elektrisitet til nesten fem millioner husstander (Arapogianni og Genach, 2013).

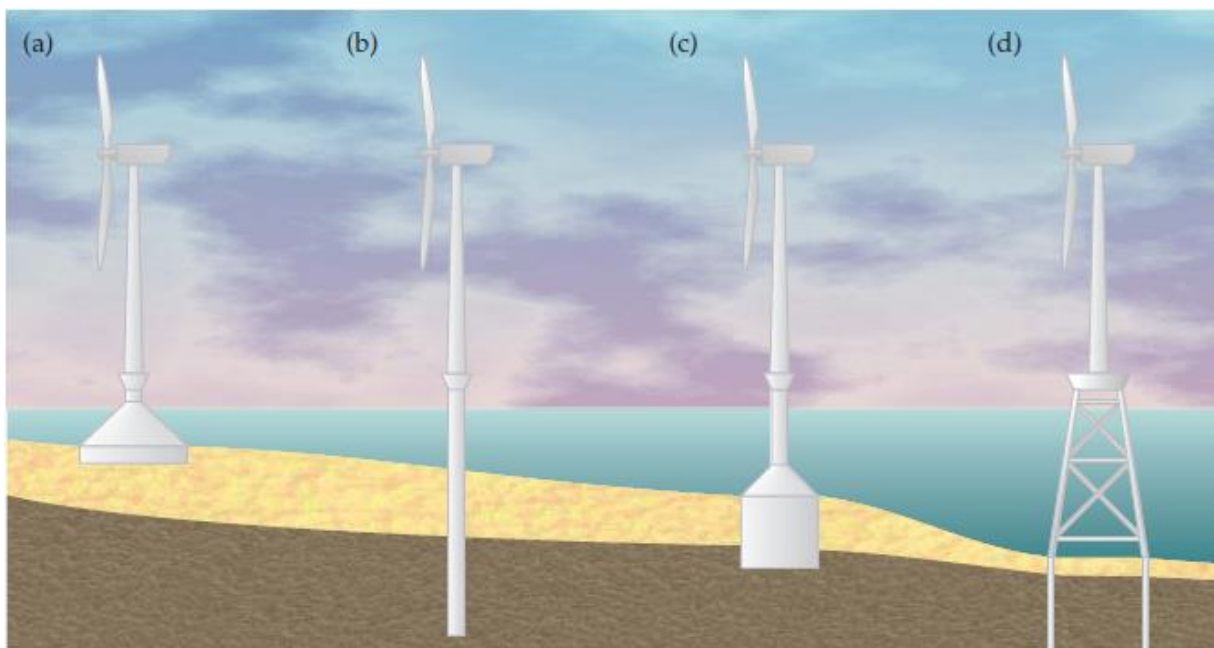
Det er flere grunner til å satse på vindturbiner til havs. Blant annet er vindhastigheter mer tilgjengelig offshore enn på land. Dermed er bidraget i form av levert elektrisitet høyere for offshore vindkraft enn landbasert vindkraft (Madsen og Krogsgaard, 2010). I tillegg er «ikke i min bakgård»-opposisjoner vesentlig svakere for prosjekter offshore sammenlignet med landbaserte vindkraftprosjekter. Det negative med offshore vindkraft er at vindturbinene er relativt dyre både i oppbygging og drift. Konstruksjons- og vedlikeholdskostnader må minimeres for at offshore vindturbinprosjekter skal ha en positiv netto nåverdi. Valg av fundamenteringskonsept er av vesentlig betydning for kostnader og for stivhet på konstruksjonene.



Figur 1 Nåværende status og fremtidige planer for drift av offshore vindturbiner (Kaldellis og Zafirakis, 2011)

Kapittel 2: Dagens tekniske løsninger

Det finnes flere fundamentkonsepter for offshore vindturbiner. Det viktige er at fundamentene er i stand til å motstå værharde forhold fra vind, bølger, is og strøm. Figur 2 viser noen av konseptene. Det gravitasjonsbaserte fundamentet blir gjerne brukt på grunne vanddypp eller på land dersom vindturbinen fundamenteres på løsmasser. Monopel-fundamentet blir brukt på vanddypp inntil 30m og bøtte- og jacket-fundamentet er tenkte konsept for inntil 80m vanddypp. I tillegg til de fire illustrerte fundamentkonseptene finnes det også andre konsept; tripod-fundament kan i likhet med jacket-konseptet bli plassert på gravitasjonsbaserte fundament, peler eller bømter. Flytende vindturbiner er utformet med flere ulike konsept og er fremdeles på utviklingsnivå.



Figur 2 Ulike typer fundament for offshore vindturbiner: (a) Gravitasjonsbasert fundament, (b) Monopel-fundament, (c) Monopod bøtte-fundament og (d) Jacket-fundament (Andersen og Clausen, 2011)

Frem til i dag har monopelfundamentet blitt valgt for de fleste installerte offshore vindturbinparker (Bilgili et al., 2011), men gravitasjonsbaserte strukturer av betong er også brukt på flere prosjekter. Dersom man i fremtiden designer vindturbinparker på dypere vann kan tripod- eller jacket-fundament være foretrukket. I denne oppgaven er det valgt å fokusere på monopelfundamentet fordi det har flere viktige fordeler sammenlignet med andre fundament (Bekken, 2009); fundamentet krever et minimum av material, sjøbunnen trenger liten klargjøring før installasjon, installasjonsprosessen er relativ enkel og risikoen knyttet til byggevirkosomheten er liten.

Neste delkapittel beskriver monopelens installasjonsprosess og oppbyggingen av en vindturbin med monopelfundament. Delkapittelet er skrevet etter inspirasjon fra Bekken (2009).

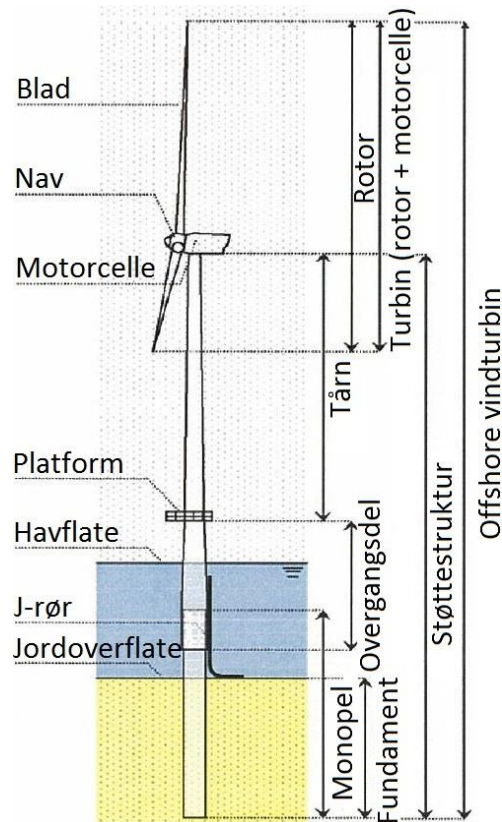
2.2 Offshore monopelfundament

En monopel er et stålrør med stor diameter som er drevet med åpen ende ned i jorden. I følge Sørensen et al. (2012) har nylig installerte monopeler en diameter på mellom 4 m og 6 m og en lengde i jord på mellom 15 m og 30 m. Monopelen må være i stand til å transportere både laterale og aksielle krefter fra pelen til jorden.

Figur 3 viser definisjoner og illustrasjoner av hvilke deler en offshore vindturbin installert på en monopel består av. I prinsippet er monopelen en utvidelse av tårnet der utvidelsen går ned i vannet og så videre ned i jorden under jordoverflaten. Bladene på vindturbinen er festet til navet som igjen er festet på motorcellen. Mellom monopelen og tårnet er det en overgangsdelen. Denne delen er festet til monopelen med en radiell kobling av murblanding og må transportere påførte krefter fra vind, bølger, strømning og is fra tårnet til monopelen. I tillegg gjør overgangsdelen det mulig å sette tårnet opp vertikalt selv om monopelen ikke er perfekt vertikal. Overgangsdelen er forhåndsinstallert med fortøyningsmulighet for båt, korrosjonsbeskyttelse og J-rør for undersjøiske kabler (Bekken, 2009). Det er flere ulike metoder for å installere en monopel. I neste avsnitt er metoden som ble brukt for vindparken Butendiek i tysk sjø presentert.

Figur 4 er et bilde av tungløft-skipet Svanen. Skipet er eid av det nederlandske firmaet Van Oord og er 72 m bredt og 103 m høyt (4COffshore, 2015). Skipet er spesialbygd for å løfte tunge laster og brukes blant annet til å installere monopeler. Monopelen blir først manøvrert horisontalt til korrekt posisjon, deretter blir monopelen løftet vertikalt og senket ned til havbunnen. Som en avslutning på installasjonsprosessen blir monopelen presset ned i jorden ved hjelp av en hydraulisk drevet hammer.

Etter at monopelen og overgangsdelen er installert kan tårnseksjonen monteres på overgangsdelen med bolter.



Figur 3 Definisjoner for en offshore vindturbin installert på en monopel (Bekken, 2009)



Figur 4 Tungløft-skipet Svanen installerer en monopel på vindparken Butendiek i tysk sjø (BallastNedam, 2014)

2.3 Dimensjonering av offshore monopelfundament

Et monopelfundament må være konstruert slik at det tilfredsstiller egenfrekvens-, utmattelse-, stabilitet- og deformasjonsanalyser.

I denne oppgaven ligger fokuset på beregningsmetoden der pelen blir modellert som en elastisk Winklerbjelke og jorden blir modellert som en serie av kraft- og moment-fjærer (p-y- og M- θ -kurver). Denne beregningsmetoden kan brukes for å finne monopelfundamentenes dimensjonerende laster både i statiske og dynamiske tilfeller. For å begrense oppgaven blir det fokusert på statiske laster.

Kapittel 3: Litteraturstudie og teori

Litteraturstudiet inkluderer teori fra flere kilder og er med i masteroppgaven for å reflektere over opprinnelsen av p-y-kurver, grunnleggende antagelser, hvordan kurvene er utledet fra feltundersøkelser, standardmetoder, samt fordeler og ulemper med metoden. Noe av dette kapitlet er basert på prosjektoppgaven til undertegnede (Stene, 2014).

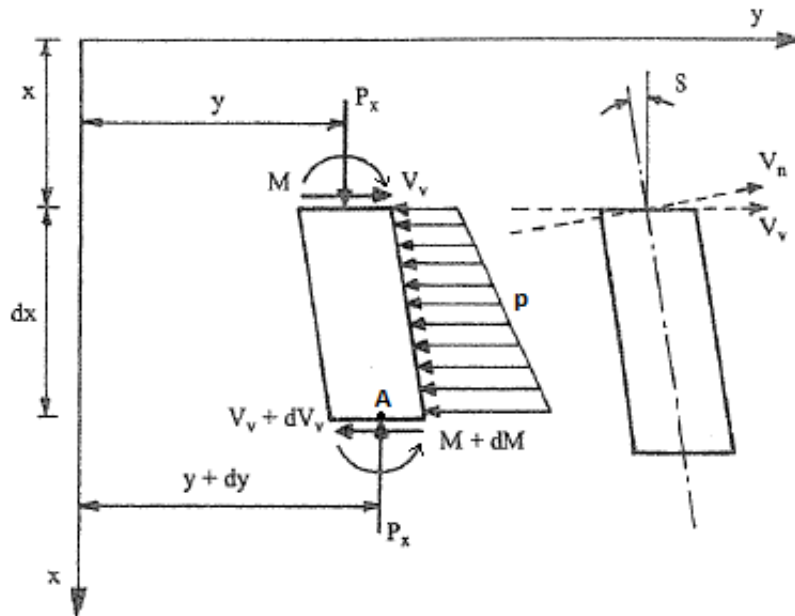
3.1 Forekomst av lateralt belastede peler

Lateral belastning av peler forekommer ikke bare for monopeler, men også for peler som støtter en *superstruktur* som for eksempel en *jacket foundation* eller en bro. Denne typen peler er kalt aktive peler (Reese og VanImpe, 2001) og er hovedsakelig eksponert for laster på toppen av pelen. Passive peler er peler med hovedbelastning langs hele pelen. Hovedbelastningen kan for eksempel være jordtrykk. Eksempler på passive peler er peler installert i en bevegende skråning. Monopeler for offshore vindturbiner hører følgelig inn under kategorien aktive peler.

I neste delkapittel er utledningen av differensialligningen for en lateralt belastet pel inkludert. Utledningen er inkludert i oppgaven for å presisere hvilke antagelser som gjelder. WB-programmet er designet med utgangspunkt i denne differensialligningen.

3.2 Utledning av differensialligningen for en lateralt belastet pel

Ligningen som må løses for reaksjonen til en lateralt belastet bjelke er et resultat av ordinær mekanikk og utgjør Euler Bernoulli-bjelketeori. Utledningen er tatt fra kapittel 2 i Reese og VanImpe (2001). Figur 5 viser en illustrasjon for utledningen av differensialligningen.



Figur 5 Illustrasjon for utledning av differensialligningen for lateralt belastede peler. Redigert fra Reese og VanImpe (2001).

Momentlikevekt om punkt A i Figur 5 fører til ligning (1) når høyere ordens ledd blir neglisjert.

$$M + dM - M + P_x dy - V_v dx = 0 \quad (1)$$

Derivering av ligning (1) med tanke på x to ganger fører til ligning (2)

$$\frac{d^2 M}{dx^2} + P_x \frac{d^2 y}{dx^2} - \frac{dV_v}{dx} = 0 \quad (2)$$

Sammenhengene (3) vist under gjelder for lateralt belastede peler. $E_p I_p$ er bøyestivheten til pelen og E_{py} er jordreaksjonsmodulen til interaksjonen mellom pel og jord.

$$M = E_p I_p \frac{d^2 y}{dx^2} \rightarrow \frac{d^2 M}{dx^2} = E_p I_p \frac{d^4 y}{dx^4} \quad \frac{dV_v}{dx} = -p \quad p(y) = E_{py} y \quad (3)$$

Hvis disse sammenhengene settes inn i ligning (2) ender man opp med differensialligningen for lateralt belastede peler. Den er vist i ligning (4).

$$E_p I_p \frac{d^4 y}{dx^4} + P_x \frac{d^2 y}{dx^2} + E_{py} y = 0 \quad (4)$$

Antagelsene for utledningen er opplistet av Reese og VanImpe (2001) og presentert under:

1. Bjelken er rett og har uniformt tverrsnitt
2. Bjelken har langsgående symmetriplan; laster og reaksjoner ligger i dette planet

Kapittel 3: Litteraturstudie og teori

3. Bjelkematerialet er homogent, isotropt og elastisk
4. Proporsjonalitetsgrensen til bjelkematerialet er ikke overskredet
5. Bjelkens elastisitetsmodul er den samme i strekk og trykk
6. Bjelkens tverrgående deformasjoner er små
7. Bjelken er ikke påført dynamisk last
8. Deformasjoner som følger av bjelkens skjærspenninger er små

Symboler som er brukt i litteraturen kan variere fra forfatter til forfatter. Hvis bøyestivheten til pelen er EI og pelens reaksjonsmodul for lateral belastning er E_s vil differensialligning (5) beskrive oppførselen til den lateralt belastede pelen (McClelland og Focht, 1956). I denne ligningen er den vertikale lasten p_x neglisjert.

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + E_s y = 0 \quad (5)$$

I differensialligning (4) og (5) er skjærtøyninger, γ , i bjelken neglisjert. Med andre ord er det antatt at plane tverrsnitt perpendikulært til bjelkens lengdeakse forblir plane og perpendikulære til aksene etter deformasjon (Wang, 1995). For peler med stor diameter, som monopelen, er det rettet spørsmål mot antagelse 8. Dette er fordi monopelen oppfører seg mer som et stivt legeme enn en fleksibel bjelke (Sørensen et al., 2012). For korte og stive bjelker bør man ta hensyn til skjærtøyninger og teori fra Timoshenko (1941) er foretrukket. Timoshenko-bjelketeori er en utvidelse av Euler-Bernoulli-bjelketeori for å tillate effekter av blant annet skjærdeformasjon. Plane tverrsnitt forblir fortsatt plane, men ikke nødvendigvis perpendikulære til bjelkens lengdeakse etter deformasjon (Wang, 1995).

Den følgende utledningen er inspirert av Sørensen et al. (2012). For Timoshenko-bjelketeori er følgende sammenhenger brukt (symboler er forklart under og i Figur 6)

$$V_v = G_p A_v \gamma \quad \gamma = \frac{dy}{dx} - \omega \quad \kappa_p = \frac{d\omega}{dx} \quad (6)$$

der

- V_v er skjærkraft
- G_p er skjærmodulen
- A_v er effektivt skjærareal
- γ er skjærtøyning
- ω er tverrsnittsrotasjonen som vist i Figur 6

Kapittel 3: Litteraturstudie og teori

- κ_p er krumning.

I Timoshenko-bjelketeori er skjærtøyninger og dermed skjærspenninger antatt konstant over tverrsnittet. I virkeligheten varierer derimot skjærspenninger som en parabel over tverrsnittet. Effektivt skjærareal er definert slik at de to spenningsvariasjonene gir samme skjærkraft. For et vilkårlig tverrsnitt er effektivt skjærareal gitt av formel (7)

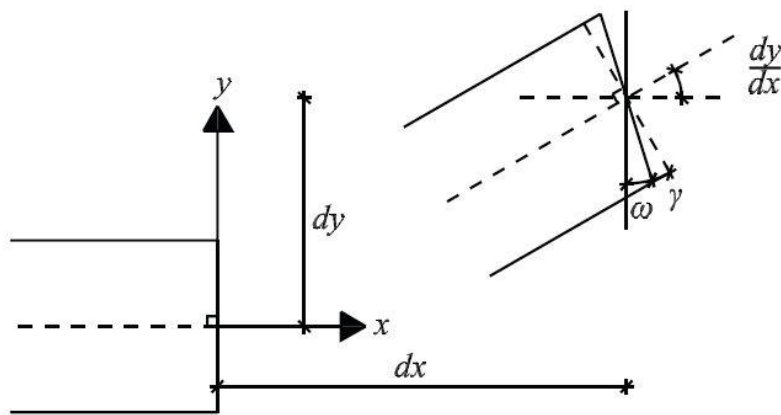
$$A_v = A * \kappa \quad (7)$$

der A er tverrsnittets areal og κ er tverrsnittskonstanten. Tverrsnittskonstanten for et tynnvegget sirkulært tverrsnitt er ikke entydig definert, men Cowper (1966) satte den opp som vist i formel (8), Hutchinson (2001) kom frem til formel (9) og Bell (2011) bruker formel (10). I denne oppgaven er det valgt å bruke uttrykket til Hutchinson (2001).

$$\kappa = \frac{2(1 + \nu)}{4 + 3\nu} \quad (8)$$

$$\kappa = \frac{1 + \nu}{2 + \nu} \quad (9)$$

$$\kappa = 0,5 \quad (10)$$



Figur 6 Skjær- og krumningsdeformasjon av et bjelkeelement (Sørensen et al., 2012)

Ved å kombinere sammenhengene (3) og (6) med differensialligning (2) kan to koblede differensialligninger bli formulert for å beskrive deformasjonen til en Timoshenko-bjelke.

$$G_p A_v \frac{d}{dx} \left(\frac{dy}{dx} - \omega \right) - E_{py} y = 0 \quad (11)$$

$$E_p I_p \frac{d^3 \omega}{dx^3} + P_x \frac{d^2 y}{dx^2} + E_{py} y = 0 \quad (12)$$

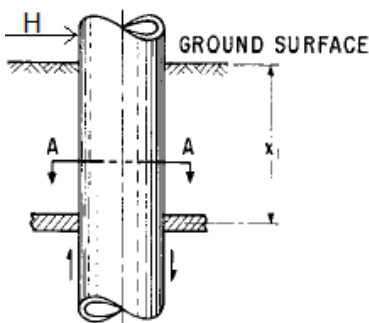
Antagelser brukt i forbindelse med Timoshenkobjelke-utledningen er:

1. Bjelken er rett og har uniformt tverrsnitt
2. Bjelken har langsgående symmetriplan; laster og reaksjoner ligger i dette planet
3. Bjelkematerialet er homogent, isotropt og elastisk
4. Plastiske punkt forekommer ikke i bjelken
5. Bjelkens elastisitetsmodul er den samme i strekk og trykk
6. Bjelkeformasjoner er små
7. Bjelken er ikke påført dynamisk last

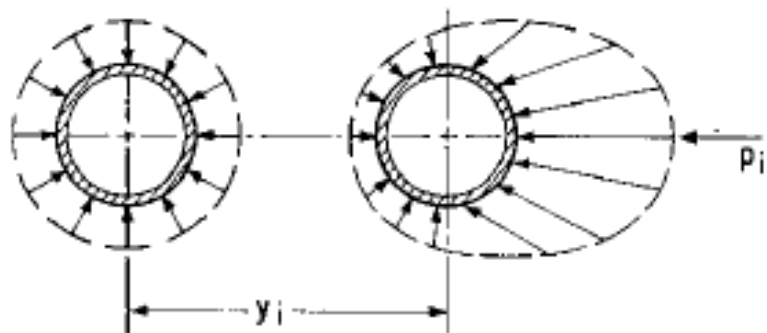
I kapittel 4.5 er det gjort beregninger som viser betydningen av monopelens skjærdeformasjoner. Disse beregningene er utført i WB-programmet som blant annet bruker p-y-kurver for å ta hensyn til jordens oppførsel.

3.3 Jordoppførsel definert av flere p-y-kurver

Figur 7 viser en lateralt belastet pel. Tverrsnittet A-A er ved dybde x under jordoverflaten. Tverrsnittet er illustrert i plan visning i Figur 8. Den venstre figuren illustrerer et mulig jordtrykk før lateral belastning og figuren til høyre illustrerer et ubalansert jordtrykk etter lateral belastning. p (kraft per enhetslengde av pel) er det integrerte jordtrykket rundt pelen i motsatt retning av påført lateral kraft når tverrsnittets senter har flyttet seg en horisontal avstand y .



Figur 7 En lateralt belastet pel.
Redigert etter Reese et al. (1974).

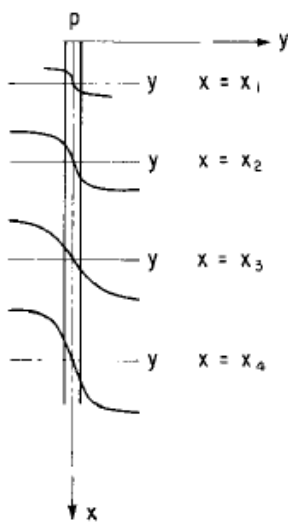


Figur 8 Grafisk definisjon av p og y (Reese et al., 1974)

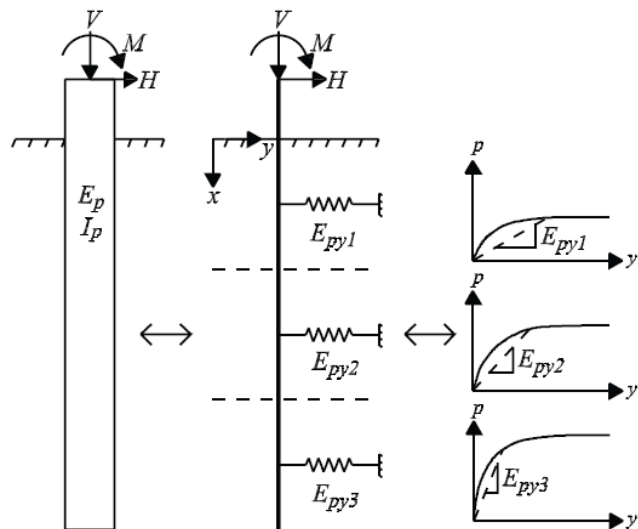
Kapittel 3: Litteraturstudie og teori

En p -verdi med tilsvarende y -verdi utgjør et punkt i en p - y -kurve. Reese et al. (1974) hevder at det er foretrukket å definere et sett med p - y -kurver, vist i Figur 9, for å dimensjonere en lateralt belastet pel. Ligning (5) kan da bli løst og peldeformasjoner, pelrotasjoner, skjærkrefter og bøyemomenter kan utregnes. Hver kurve i settet av kurver vist i Figur 9 er uavhengig og utveksler dermed ingen informasjon med andre kurver. Dette er en antagelse som ikke er helt korrekt. Allikevel viser forsøk gjennomført av Matlock (1970) at for deformasjonsmønstre som kan forekomme i praksis er jordreaksjonen i et punkt mest avhengig av peldeformasjonen i det punktet, og ikke peldeformasjonen over eller under dette punktet.

p - y -kurve-metoden for lateralt belastede peler er en metode der Winkler-tilnærmingen er anvendt. Jorda rundt pelen blir modellert som et sett av uavhengige fjærer med jordreaksjonsmodul E_{py} og pelen blir modelert som en elastisk bjelke. Figur 10 viser definisjonene til denne metoden.

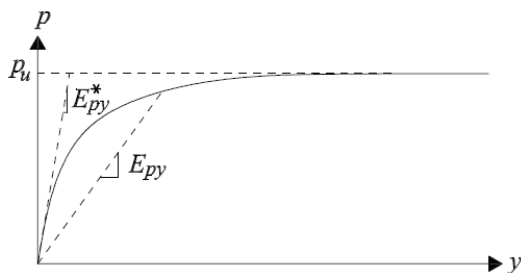


Figur 9 Et sett av p - y -kurver (Reese et al., 1974)

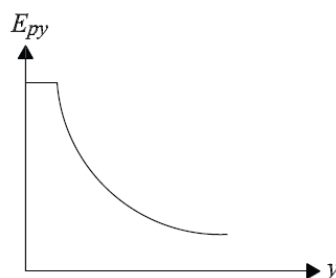


Figur 10 Illustrasjon av Winkler-tilnærmingen (Sørensen et al., 2012)

Figur 11 viser definisjonen av jordreaksjonsmodulen E_{py} og Figur 12 viser hvordan modulen varierer med horisontal forskyvning y .



Figur 11 p-y-kurve med definisjon av stigningstall (Sørensen et al., 2009)



Figur 12 Jordreaksjon som en funksjon av horisontal forskyvning (Sørensen et al., 2009)

3.4 Antagelser for p-y-metoden

Metoden med p-y-kurver gjelder hvis antagelsene i første del av kapittel 3.2 er riktige. For peler med stor diameter, som monopelen, er det rettet kritiske spørsmål til antagelse 8. Dette er fordi monopelen oppfører seg mer som et stivt legeme enn en fleksibel bjelke (Sørensen et al., 2012). For korte og stive bjelker bør man ta hensyn til skjærtøyninger og teori fra Timoshenko (1941) er dermed foretrukket.

Konvensjonelt er det brukt standardiserte metoder for å konstruere p-y-kurver. De relevante standardene for p-y-kurver er API (2011) og DNV (2014). For kohesjonsløse materialer refererer standardene til Murchison og O'Neill (1984) som igjen referer til Reese et al. (1974). Reese et al. (1974) kalibrerte p-y-kurver empirisk og Murchison og O'Neill (1984) modifiserte disse kurvene. Kurvene ble kalibrert til å passe *Mustang Island*-testene der to testpeler med 24 tommer (61cm) diameter ble installert i sand og belastet lateralt. Når p-y-kurver blir konstruert for en monopel er det antatt at monopelen oppfører seg omtrent som pelene testet av Reese et al. (1974). Denne antagelsen er tvilsom siden det ikke er tatt hensyn til skalerings-effekten for ulike slankhetsforhold ($\frac{\text{Lengde i jord}}{\text{Diameter}}$). Ideelt skal størrelsen på testpelen være lik størrelsen på aktuell pel, men dette er i de fleste tilfeller upraktisk å gjennomføre. Stevens og Audibert (1979) sammenlignet syv studier av lateralt belastede peler i leire med ulikt slankhetsforhold. Deres konklusjon var at bruk av de standardiserte p-y-kurvene for leire resulterte i signifikant overestimering av pel-deformasjoner på jordoverflaten og underestimering av maksimalt bøyemoment. I denne oppgaven er fokuset på kohesjonsløst materiale, men eksempelet fra Stevens og Audibert (1979) er med for å understreke skalerings-effekten for ulike slankehetsforhold.

Kapittel 3: Litteraturstudie og teori

Når en lateralt belastet pel er konstruert etter nevnte standarder er det antatt at pelen oppfører seg som en fleksibel pel uten deformasjon i bunnen (vist av illustrasjonen til høyre i Figur 13). Motsetningen til en fleksibel pel er en stiv pel (vist av illustrasjonen til venstre i Figur 13). I følge Poulos og Hull (1989) oppfører en pel seg stivt når ulikhet (13) er sann

$$L_{stiv} < 1,48 \left(\frac{E_p I_p}{E_s} \right)^{0,25} = 1,48 \left(\frac{E_p \pi r^3 t}{E_s} \right)^{0,25} \quad (13)$$

og fleksibel når uliket (14) er sann.

$$L_{fleksibel} > 4,44 \left(\frac{E_p I_p}{E_s} \right)^{0,25} = 4,44 \left(\frac{E_p \pi r^3 t}{E_s} \right)^{0,25} \quad (14)$$

For verdiene vist i Tabell 1 er ulikhetene utregnet i formel (15) og (16).

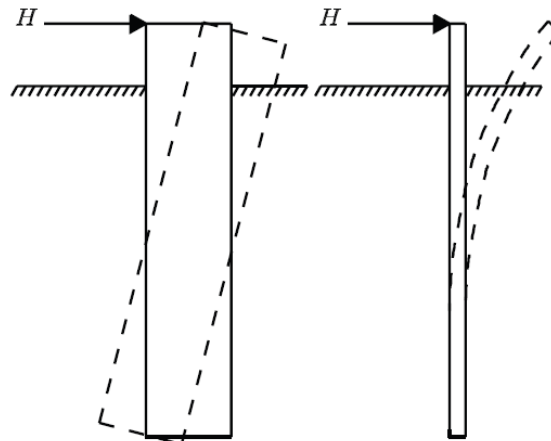
Tabell 1 Verdier for en typisk monopel installert i sand

E_p [kPa]	r [m]	t [m]	E_s [kPa]
$210 * 10^6$	3	0,06	$30 * 10^3$

$$L_{stiv} < 1,48 \left(\frac{210 * 10^6 * \pi * 3^3 * 0,06}{30\,000} \right)^{0,25} = 20,3 \text{ m} \quad (15)$$

$$L_{fleksibel} > 4,44 \left(\frac{210 * 10^6 * \pi * 3^3 * 0,06}{30\,000} \right)^{0,25} = 61,0 \text{ m} \quad (16)$$

En typisk monopels lengde i jord er omtrent 30m. Den typiske monopelen vil dermed oppføre seg mer stiv enn fleksibel. Antagelsene lagt til grunn for å konstruere p-y-kurver etter relevante standarder er dermed tvilsom for den typiske monopelen.

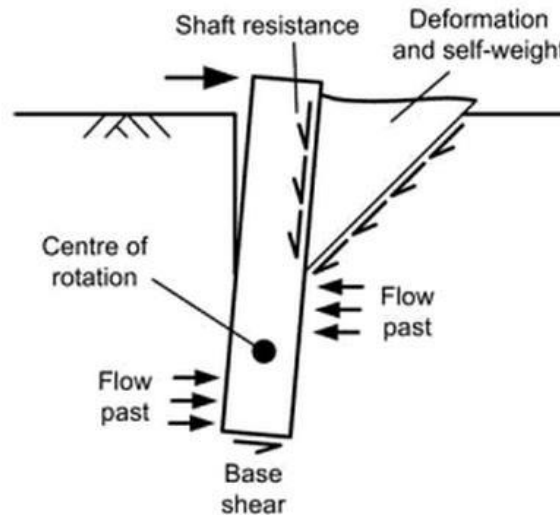


Figur 13 Stiv kontra fleksibel pel-oppførsel (Sørensen et al., 2012)

I neste delkapittel blir standardmetoden for å konstruere p-y-kurver gjennomgått.

3.5 p-y-kurver fra standarder

Det er to relevante standarder for konstruksjon av last-deformasjons-kurver for lateralt belastede peler i kohesjonsløst materiale, API (2011) og DNV (2014). Ved etablering av p-y-kurver etter standardene beregnes først statisk maksimal lateral motstand p_u og deretter forholdet mellom p og y . Figur 14 viser at bruddformen til en lateralt belastet pel er delt inn i to deler. Én for den øverste delen av jordprofilet og én for den nederste delen av jordprofilet.



Figur 14 Illustrasjon av ulike bruddmekanismer rundt en lateralt belastet pel (Randolph og Gourvenec, 2011)

De to ulike bruddformene resulterer i to ulike statisk laterale motstander; p_{us} for det øverste laget og p_{ud} for det nederste laget. Skille mellom øvre og nedre lag er der p_{us} blir større enn p_{ud} . Standardene bruker formelverket gjengitt i formel (17) til (22) for kohesjonsløst materiale.

Kapittel 3: Litteraturstudie og teori

$$p_{us} = (C_1 z + C_2 D) \gamma' z \quad (17)$$

$$p_{ud} = C_3 D \gamma' z \quad (18)$$

- p_{us} er maksimal statisk lateral motstand for øvre del av jordprofilet
- p_{ud} er maksimal statisk motstand for nedre del av jordprofilet
- γ' er effektiv enhetsvekt av jorden
- z er avstand fra jordoverflaten
- C_1 , C_2 og C_3 er koeffisienter gitt av formel (19) til (21)

$$C_1 = \frac{(\tan\beta)^2 \tan\alpha_a}{\tan(\beta - \varphi)} + K_0 \left[\frac{\tan\varphi \sin\beta}{\cos\alpha_a \tan(\beta - \varphi)} + \tan\beta (\tan\varphi \sin\beta - \tan\alpha_a) \right] \quad (19)$$

$$C_2 = \frac{\tan\beta}{\tan(\beta - \varphi)} - K_a \quad (20)$$

$$C_3 = K_a [(\tan\beta)^8 - 1] + K_0 \tan\varphi (\tan\beta)^4 \quad (21)$$

der φ er friksjonsvinkelen, $\alpha_a = \frac{\varphi}{2}$, $\beta = \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2}$, $K_0 = 0,4$ og $K_a = \frac{1 - \sin\varphi}{1 + \sin\varphi}$.

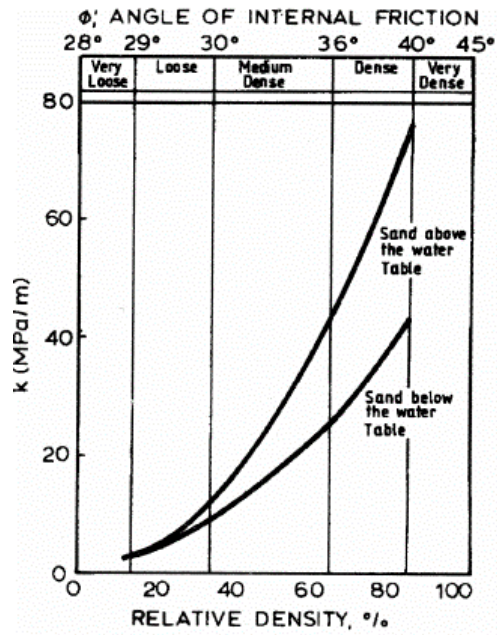
Last-deformasjonskurver er gitt av formel (22)

$$p = A_l p_u \tanh\left(\frac{kz}{A_l p_u} y\right) \quad (22)$$

der

- A_l er faktoren som tar hensyn til statisk eller syklisk last. For statisk last er $A_l = (3,0 - 0,8 \frac{z}{D}) \geq 0,9$.
- k er initiell jordreaksjonsmodul og avhenger av friksjonsvinkelen og om den vurderte dybde er over eller under grunnvannsspeilet. Figur 15 viser hvordan k varierer.

Kapittel 3: Litteraturstudie og teori

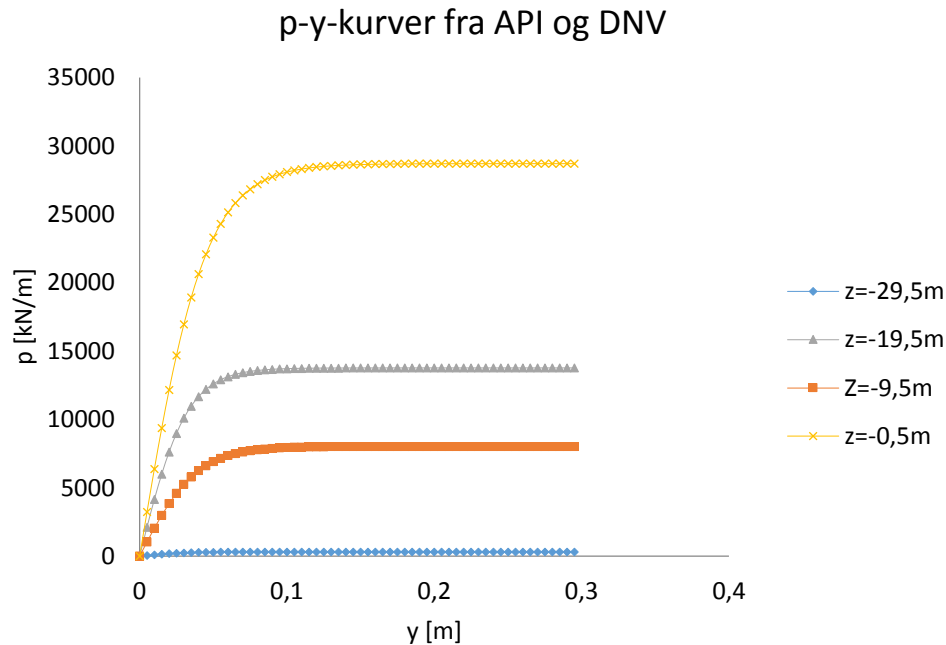


Figur 15 Initiell jordreactionsmodul (API, 2011)

Med inndataen i Tabell 2 resulterer standardmetoden i last-forskyvnings-kurvene vist i Figur 16.

Tabell 2 Parametere brukt i standardmetoden

Parameter	$\gamma' \left[\frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \right]$	D [m]	φ [°]	$k \left[\frac{\text{kPa}}{\text{m}} \right]$
Verdi	10	6	35	2100



Figur 16 Resulterende p-y-kurver fra API (2011) og DNV (2014)

Standardkurvene presentert i dette delkapittelet vil senere i oppgaven bli brukt i et Winklerbjelkeprogram for å evaluere betydningen av monopelens skjærdeformasjoner.

Det poengteres av Abdel-Rahman og Achmus (2005), Lesny og Wiemann (2006) og Achmus et al. (2008) at metoden fra API (2011) overestimerer jordens stivhets ved store dyp. I denne oppgaven vil ikke p-y-kurver tilbakeregnet fra Plaxis 3D bli sammenlignet med p-y-kurver fra standardene. Dette er fordi p-y-kurver tilbakeregnet fra Plaxis 3D kun er avhengig av inndata og modellens grensebetingelser (Hanssen, 2015). Det vil si at ett sett med input-parametere og én type grensebetingelser gir ett sett av p-y-kurver, men et annet sett med input-parametere og en annen type grensebetingelser gir et annet sett av p-y-kurver. Hovedhensikten med oppgaven er å evaluere hvordan fjærkurver kan tilbakeregnes fra Plaxis 3D og hvordan fjærkurver bør brukes i et Winklerbjelkeprogram.

Neste delkapittel omhandler hvilke feltundersøkelser som er gjort for å kalibrere standardmetoden.

3.6 Feltundersøkelser

Reese et al. (1974) kalibrerte som nevnt p-y-kurver basert på *Mustang Island*-testene og startet med dette formulering av p-y-kurver for peler nedsenket i kohesjonsløst materiale. *Mustang Island*-testene er beskrevet av Cox et al. (1974). To testpeler ble installert ned til en lengde i jord på 21 m ved bruk av en dieselhammer. Deretter ble pelene belastet lateralt. Diameteren til

pelene var 61cm og ståltykkelsen var 9,5mm. Slankhetsforholdet var dermed $\frac{L}{D} = \frac{21}{0,61} = 34,4$.

Til sammenligning er slankhetsforholdet til en typisk monopel omtrent $\frac{L}{D} = \frac{30}{6} = 5$.

Feltundersøkelser ble kalibrert til et sett av p-y-kurver ved hjelp av strekkklapper langs lengden av testpelen (McClelland og Focht (1956) gjorde feltforsøk i leire og Reese et al. (1974) gjorde feltforsøk i sand). For dette formålet er det fortrukket å bruke strekkklapproser som er strekkklapper montert i flere retninger i samme punkt (Hoffmann, 1989). Fordelen med strekkklapproser er at avstanden mellom strekkklapprosene og vinkelen mellom hver enkelt strekkklapp opprettholdes med høy nøyaktighet. Ved å bruke strekkklapproser på en lateralt belastet pel vil tøyningene $\varepsilon(x, y, z)$ langs pelen være kjent. Når tøyningene er kjent i tre ulike retninger er det mulig å beregne pelens bøyemomenter, skjærkrefter og rotasjoner fra grunnleggende mekanikk (Hoffmann, 1989, Irgens, 2003).

3.7 Fordeler og ulemper med p-y-metoden

Athanasiu (2014) hevder i et intervju (vedlegg C) at strukturell dimensjonering med p-y-kurver har flere fordeler. Det er en robust metode, som betyr at det er mulig å justere inndata en smule uten at det gir store utslag i resultater. For strukturell dimensjonering av lateralt belastede peler er metoden med p-y-kurver lett å bruke og er derfor mye anvendt hos geotekniske selskaper. Den største fordelen med metoden er at den er effektiv. Metoden gjør det mulig å beregne tusenvis av lasttilfeller på kort tid og dermed finne dimensjonerende last raskt. I en startfase av et prosjekt er dette en viktig faktor. Når dimensjonerende laster er funnet og prosjektet er kommet til en mer spesifikk fase kan det i mange tilfeller være bedre å bruke et 3D element-program. En lateralt belastet pel er et 3D-problem og et 3D element-program vil representere 3D-effekter bedre enn en 1D-bjelke med p-y-kurver (Athanasiu, 2014). For strukturell dimensjonering av lateralt belastede peler med stor diameter er p-y-kurve-metoden forbundet med flere ulemper og begrensinger. For p-y-kurver for sand kan det nevnes:

Kalibrering fra Mustang Island-testene

Mustang Island-testene besto av kun to peler med lik diameter og lik lengde i jord. I tillegg var jordmassen tilnærmet lik rundt begge pelene. For nøyaktig bruk av p-y-metoden på dagens monopeler med stor diameter er det nødvendig med flere fullskala-tester på dagens monopeler.

Jordreaksjonsmodulen E_{py}

Jordreaksjonsmodulen, E_{py} , er en kombinert parameter av jordstivheten og pelstivheten (Sørensen et al., 2012). I følge standarder for konstruksjon av p-y-kurver i kohesjonsløst materiale (API, 2011, DNV, 2014) er de eneste inndata-parameterne effektiv enhetsvekt av jorden, pel-diameteren og jorden friksjonsvinkel. Dermed er E_{py} uavhengig av pelstivheten E_p .

Antatt glatt pel-overflate

I p-y-kurve-metoden er den ytre overflaten på pelen antatt glatt (Sørensen et al., 2009). Det vil si at metoden ikke betrakter friksjon mellom jord og pel. Naturligvis er ikke dette nøyaktig siden det alltid vil være noe friksjon mellom jord og pel. Å anta null friksjon vil bidra til konservative beregnede forskyvninger ved jordoverflaten.

Utvaskningseffekt

Utvaskningseffekten er effekten av at det øverste jordmaterialet rundt en offshore pel kan eroderes bort av vannstrømmer. Denne effekten er særdeles viktig i kohesjonsløst materiale da utvaskingshull kan bli opp til 1,3 ganger pelens diameter (DNV, 2014). I kohesjonsløst materiale er det dermed nødvendig med beskyttelse mot utvaskningseffekten. Whitehouse et al. (2011) hevder at sprengstein er kommersielt brukt som beskyttelse mot utvaskningseffekten for offshore vindturbinparker. Beskyttelse mot utvaskningseffekten med sprengstein vil påvirke nøyaktigheten til p-y-kurvene fordi jorden ved den øverste delen av den nedsenkede pelen er erstattet med sprengstein.

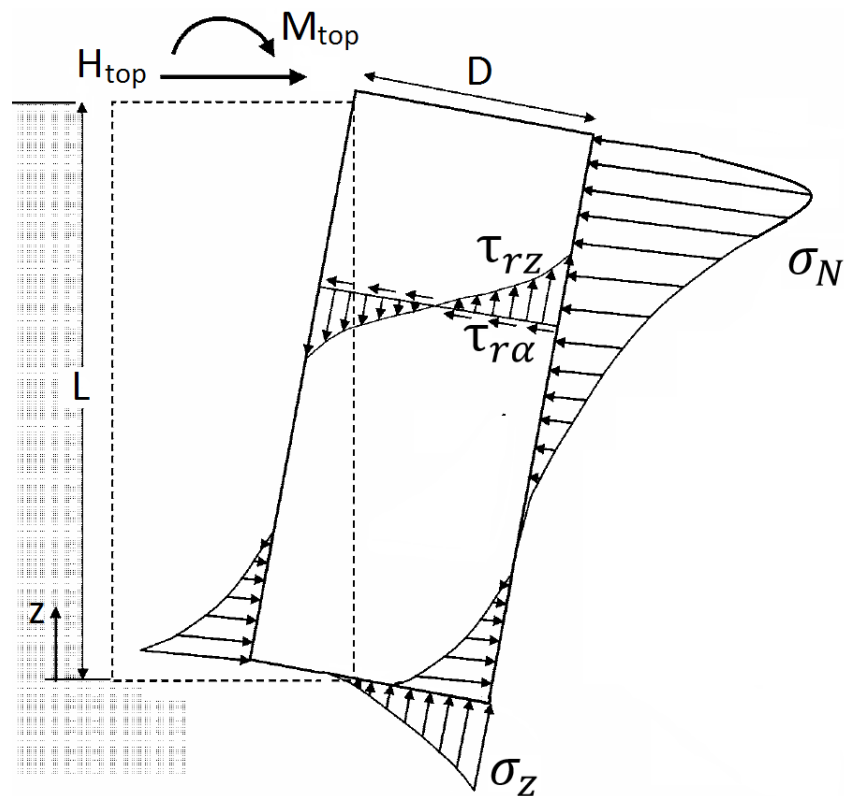
Ingen standard for peler med stor diameter

For peler i kohesjonsløst materiale er metoden med p-y-kurver utviklet for lateralt belastede fleksible peler med signifikant høyere slankhetsforhold enn dagens stive monopeler. Det er ingen standardisert metode for konstruksjon av p-y-kurver til peler med lavt slankhetsforhold. Dette er grunnen til at standarder (API, 2011, DNV, 2014) fremdeles refererer til Murchison og O'Neill (1984) og Reese et al. (1974) for peler i sand.

En lateralt belastet pel med stor diameter har større motstand mot moment om horisontal akse enn en lateralt belastet fleksibel pel. En pel med stor diameter bør derfor modelleres som en bjelke med p-y-kurver og M- θ -kurver for å oppnå en tilstand nærmere virkeligheten. Dette er forklart mer utfyllende i kapittel 3.8.

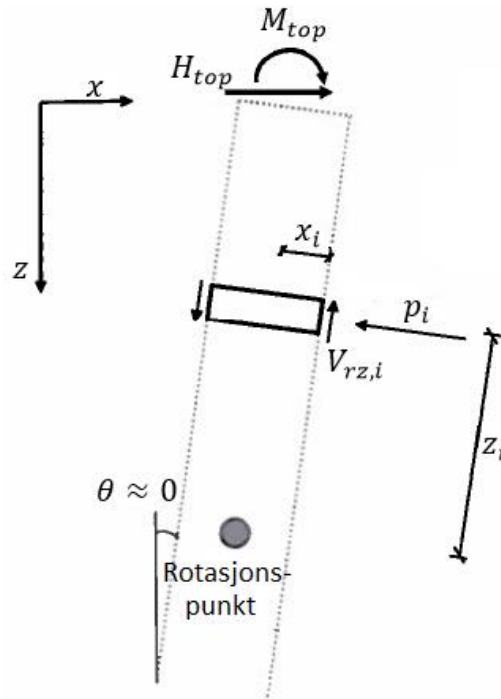
3.8 Likevekt og M- θ -kurver

I en startfase av et geoteknisk prosjekt med lateralt belastede peler er det foretrukket å modellere monopelen som en Winkler-bjelke med fjærkurver (Athanasiu, 2014). For pelegeometrier hvor vertikale skjærkrefter kan forventes å gi et vesentlig bidrag til momentkapasiteten kan vertikale skjærkrefter tas inn i beregningen som M- θ -kurver. De vertikale skjærkreftene virker med motsatt fortegn på hver sin side av pelen og skaper et kraftpar (moment) som blir mobilisert ved rotasjon. Figur 17 viser en illustrasjon av hvilke spenninger som oppstår på en lateralt belastet monopel.



Figur 17 Illustrasjon av spenninger som virker på monopelen på grunn av påført last og moment. Modifisert etter Gerolymos og Gazetas (2006).

I Figur 18 er kreftene som virker på et segment av monopelen illustrert. Normalspenningen σ_N og den horisontale skjærspenningen $\tau_{r\alpha}$ er integrert over monopelens overflate og representert med den horisontale kraften p_i . Horisontal kraftlikevekt gir da at summen av alle horisontale krefter p_i er lik påført lateral last H_{top} . Dette er vist i formel (23) der n er antall segmenter.



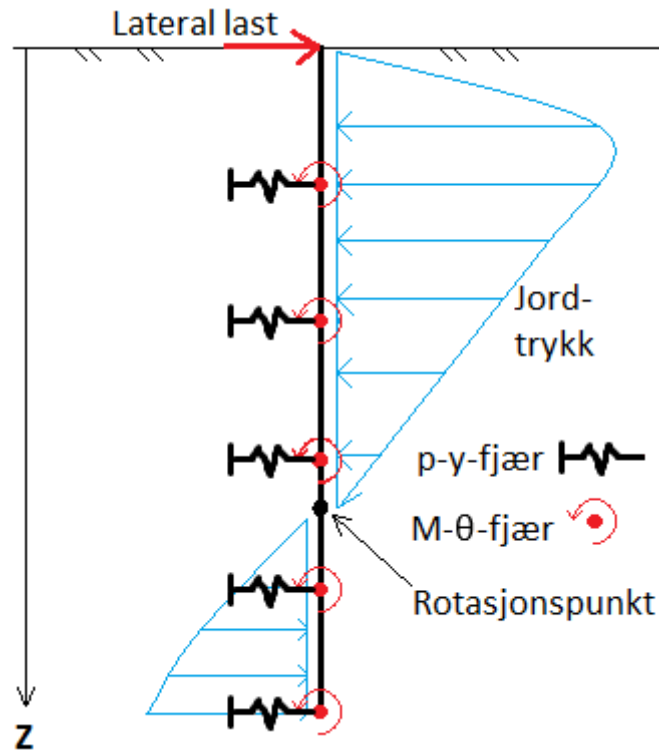
Figur 18 Skisse av påført kraft og moment og resulterende krefter på et segment av monopelen

$$\sum H = H_{top} - \sum_{i=1}^n p_i = 0 \quad (23)$$

$$\sum M = M_{top} - \sum_{i=1}^n p_i z_i - \sum_{i=1}^n V_{rz,i} x_i \quad (24)$$

I Figur 18 er monopelens rotasjonspunkt satt på pelens senterlinje, men nærmere bunnen av pelen enn toppen av pelen. Antagelsen om små rotasjoner ($\theta \approx 0$) gir at krefter som virker i pelens aksielle retning er vertikale krefter og krefter som virker normalt på pelens aksielle retning er horisontale krefter. Antagelsen om rotasjonspunktets lokasjon fører til at horisontale krefter som virker nærme jordoverflaten er av signifikant betydning for pelens momentlikevekt. De horisontale jordreaksjonene får mindre og mindre innflytelse på pelens momentlikevekt desto nærmere de befinner seg rotasjonspunktet. De vertikale kreftene som virker på pelens overflate (V_{rz}) har en momentarm som ikke er lenger enn pelens radius. Disse kreftene gir derfor kun et signifikant bidrag til pelens momentlikevekt ved lave L/D-forhold. Monopelens momentlikevekt er oppsatt i formel (24). Betydningen av vertikale skjærkrefter og M- θ -kurver er beskrevet og diskutert i henholdsvis kapittel 4.6.1 og kapittel 5.6.1.

Figur 19 viser en illustrasjon av fjærkurver på Winklerbjelken. Det er både satt på p-y- og M- θ -fjærer. Hver fjær har sin egen fjærkurve og disse fjærkurvene kan tilbakeregnes fra 3D elementmetodeprogram. I denne oppgaven er det valgt å bruke Plaxis 3D.

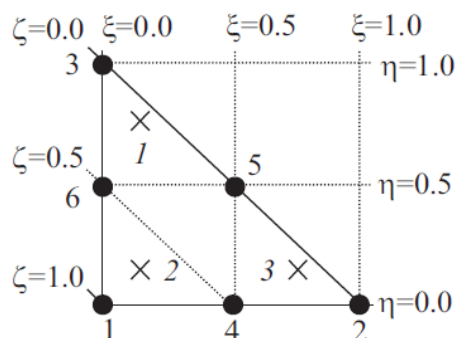


Figur 19 Illustrasjon av M- θ -fjærer

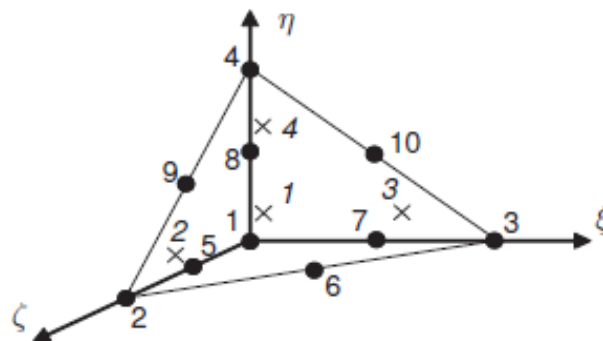
3.9 Plaxis 3D

Plaxis 3D er et tredimensjonalt elementmetodeprogram. Programmet er utviklet for å analysere deformasjoner, stabilitet og grunnvannsstrømninger i geoteknisk ingeniørvitenskap. Programmet er en del av Plaxis sin produktpakke som inneholder elementmetodeprogrammer som blir brukt av geotekniske konsultantselskap verden over (Brinkgreve et al., 2014).

Plaxis 3D operer med et standardelement for plater og interfacer, et standardelement for volum og et standardelement for bjelker. Standardelementet for plater og interfacer er illustrert i Figur 20. Standardelementet for volum er illustrert i Figur 21. Standardelementet for bjelker er linjeelement med tre noder der hver node har fem frihetsgrader (forskyvinger i x-, y- og z-retning samt rotasjon rundt lokal x- og y-akse). Dette bjelkeelementet er kompatibelt med det 10-nodede volumelementet (Brinkgreve et al., 2014).



Figur 20 Illustrasjon av interface- og plateelementet brukt i Plaxis 3D (Brinkgreve et al., 2014).



Figur 21 Illustrasjon av volumelementet brukt i Plaxis 3D (Brinkgreve et al., 2014).

Jordvolum er som standard modellert av 10-nodede tetraedriske elementer (Brinkgreve et al., 2014). Bell (2013) hevder at 10-nodede tetraedriske elementer er «favoritt»-elementer i lineære problem. Elementene bruker komplette kvadratiske formfunksjoner og er dermed i stand til å representere tilstander med lineær tøyning. Hvorvidt en lateralt belastet monopel er et lineært problem kan diskuteres. For laster som fører til brudd i modellen eller for laster som nesten fører til brudd i modellen er problemet lite lineært. Dette fører til at elementene vil gi størst feil for store påførte laster.

3.10 Winklerbjelkeprogram

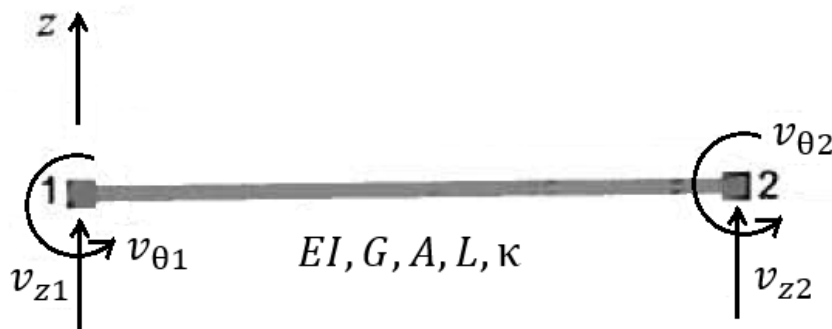
PhD-kandidatene Ivan Depina og Stian Baardgaard Hanssen har utviklet et Matlab-program der en pel modelleres som en Winklerbjelke. Elementmetode benyttes på bjelken, men jorden er erstattet med en serie av p-y- og M- θ -fjærer. Disse fjærene virker for hver meters dybde. Horizontal last og moment kan påføres på toppen av pelen. Delen som tar inn p-y-kuver for sand fra API (2011) er skrevet inn av undertegnede.

Dette programmet er veldig effektivt. Det bruker kun noen sekunder per analyse og er derfor velegnet til å analysere flere tusen lasttilfeller på kort tid.

Figur 22 illustrerer elementene Winklerbjelken er satt sammen av og stivhetsmatrisen til dette elementet er vist i formel (25). Stivhetsmatrisen er blant annet utledet av Bell (2011). Denne stivhetsmatrisen gjelder kun for pelen i seg selv. Stivheten fra jorden kommer som et tillegg i hver node og er definert ved sekantstivhet av p-y- og M- θ -kurver.

$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix} S_{z1} \\ S_{\theta1} \\ S_{z2} \\ S_{\theta2} \end{bmatrix} = \frac{EI}{1+\alpha} \begin{bmatrix} \frac{12}{L^3} & \frac{6}{L^2} & -\frac{12}{L^3} & \frac{6}{L^2} \\ \frac{6}{L^2} & \frac{4+\alpha_s}{L} & -\frac{6}{L^2} & \frac{2-\alpha_s}{L} \\ \text{sym.} & & \frac{12}{L^3} & -\frac{6}{L^2} \\ & & -\frac{6}{L^2} & \frac{4+\alpha_s}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{z1} \\ v_{\theta1} \\ v_{z2} \\ v_{\theta2} \end{bmatrix} = \mathbf{k}\mathbf{v} \quad (25)$$

- S_{z1} og S_{z2} er elementkrefter i henholdsvis node 1 og node 2 (se Figur 22)
- $S_{\theta1}$ og $S_{\theta2}$ er elementmomenter i henholdsvis node 1 og node 2
- $v_{\theta1}$ og $v_{\theta2}$ er elementrotasjoner i henholdsvis node 1 og node 2
- v_{z1} og v_{z2} er elementforskyvninger i henholdsvis node 1 og node 2
- $\alpha_s = \frac{12EI}{GAL^2\kappa}$ er leddet som inkluderer skjærdeformasjoner (skjærdeformasjoner kan neglisjeres ved å sette $\alpha_s = 0$)
- $\kappa = \frac{1+\nu}{2+\nu}$
- \mathbf{k} er elementets stivhetsmatrise



Figur 22 Element med to noder og fire frihetsgrader. Modifisert figur fra Bell (2011).

En gitt påført last i WB-programmet resulterer i laterale deformasjoner (y-verdier) og deformasjonsvinkler (θ -verdier) langs bjelkens lengdeakse. For en gitt dybde resulterer y-verdien og θ -verdien i sekantstivhet fra henholdsvis p-y-kurven ved den gitte dybden og M- θ -kurven ved den gitte dybden. y- og θ -verdiene er funnet ved Newton Raphson iterasjonsprosedyre etter Kreyszig (2005). Iterasjonsprosedyren fortsetter til summen av horisontale krefter på bjelken er mindre enn 1 ‰ av påført horisontal last eller til iterasjonsprosedyren er kjørt 100 ganger uten å komme til tilfredsstillende kraftlikevekt. Dersom iterasjonsprosessen gir y-verdi utenfor tilhørende p-y-kurve setter WB-programmet sekantstivheten til $\frac{p-y\text{-kurvens siste } p\text{-verdi}}{y\text{-verdi}}$ og meldingen «Iteration at 20,5 m is performed for y-value outside the p-y curve at same depth» vises (hvis dette skjedde ved $z = -20,5$ m).

Kapittel 4: Beregninger

I dette kapittelet er det redegjort for hvilke beregninger som er utført, hvorfor de er utført samt beskrivelse av hver beregning.

Håndberegningen og teoriløsningen for plan tøyning er ment som kontrollberegninger for utførte Plaxis 3D-simuleringer.

4.1 Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter

Før en 3D elementanalyse bygges opp bør man ha en formening om hvilken størrelsesorden jordtrykk og momenter i. Dette er løst ved å bruke jordtrykksdiagram (vedlegg A) og ved å se på den lateralt belastede pelen som en spunt med enhetsdybde inn i planet. Pelen vil i dette delkapittelet bli kalt spunt. Dette er for å huske på enkelheten til denne håndberegningen. Beregningsmetoden inspirert etter Emdal et al. (2013) som bygger på Janbu (1957).

4.1.1 Beregningsmetode

Illustrasjonen til venstre i Figur 23 viser oppsettet for håndberegningen. En lateral kraft F virker på toppen av en stiv spunt med lengde L . Til høyre i Figur 23 er stivlegedeforrasjonen til spunten illustrert. For rotasjonspunktet er $z = H$ og det er ingen lateral deformasjon. Sonene med aktivt og passivt jordtrykk er markert med henholdsvis A og P.

Jordtrykket mot spunten følger av formel (26) (Janbu, 1957)

$$p'_{PA} + a = K_{PA}(p'_v + a) \quad (26)$$

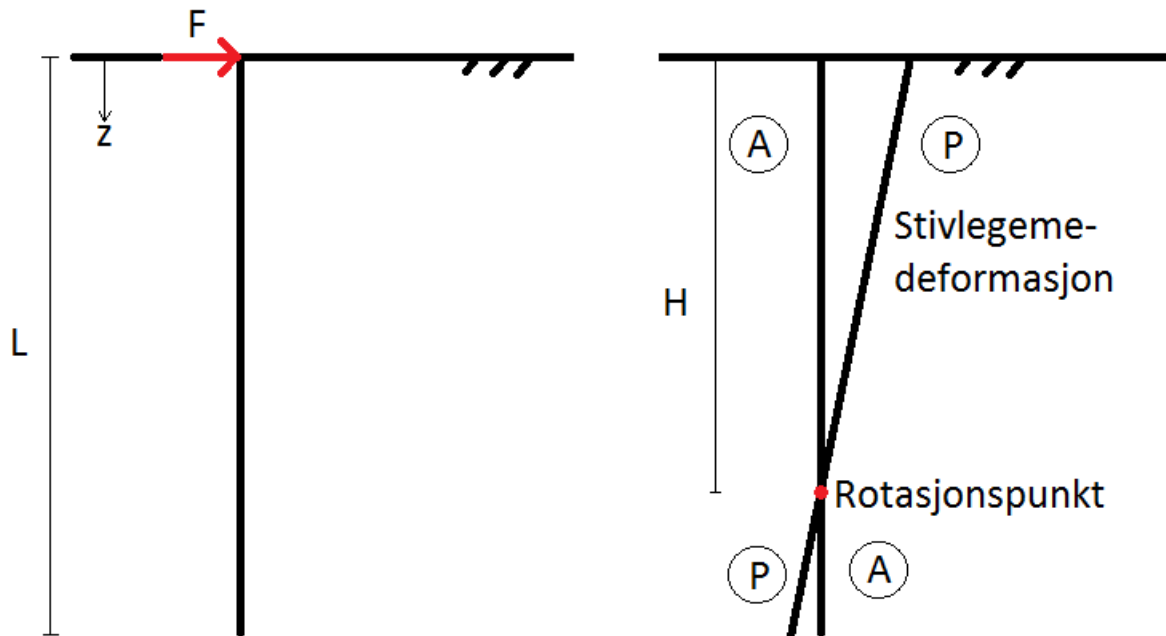
der

- p'_{PA} er det passive og aktive horisontale jordtrykket
- a er attraksjon
- K_{PA} er passiv og aktiv jordtrykkskoeffisient
- $p'_v = \gamma'z$ der γ' er jordens effektive tyngdetetthet

Når man vet jordens tyngdetetthet, attraksjon og friksjonsvinkel, samt rotasjonspunktets beliggenhet er det rett frem å sette opp det horisontale jordtrykket. Én utfordring er å finne riktig ruhet. Ruhet inngår i jordtrykksdiagrammet i vedlegg A. I denne håndberegningen ble ruheten valgt slik at summen av horisontale krefter på spunten er lik null. For å finne denne ruheten ble det brukt en iterasjonsprosess som er vist i vedlegg A. Én annen utfordring er å bruke korrekt

Kapittel 4: Beregninger

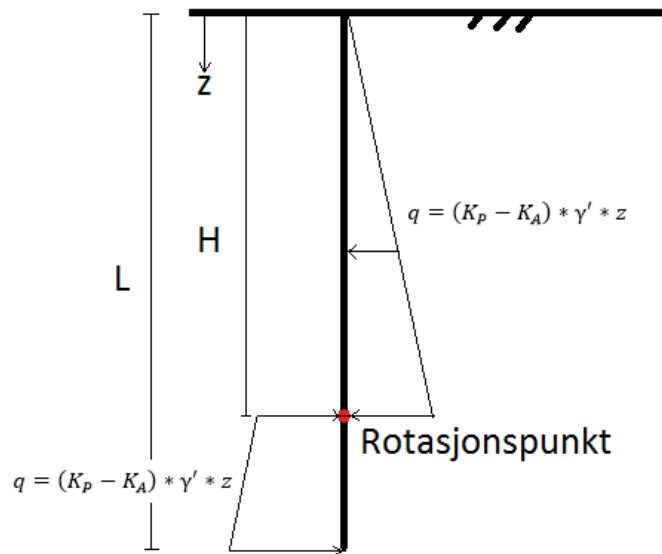
lokasjon for rotasjonspunktet. Dette problemet ble løst ved å sette rotasjonspunktet til den lokasjonen Plaxis 3D viser for basismodellen med hul pel (basismodellen vil bli gjennomgått i kapittel 4.3.2).



Figur 23 Illustrasjon av håndberegningsmetode. Venstre figur viser pelen som en spunt med enhetsdybde inn i planet. Høyre figur viser lokasjon av aktivt og passivt jordtrykk.

Når ruheten er bestemt kan jordtrykket settes opp og skjær- og momentdiagram beregnes ved bruk av likevektsligninger. Figur 24 viser en skisse av det horisontale jordtrykket mot spunten. Denne beregningsmetoden er en meget simpel forenkling av en lateralt belastet monopel. 3D-effekter, monopelens utforming og monopelens fleksibilitet blir neglisjert. Resultatet av håndberegningen er skjær- og momentdiagram vist i vedlegg A. Disse diagrammene kan for eksempel sammenlignes med skjær- og momentdiagram fra basismodellen med hul pel i Plaxis 3D.

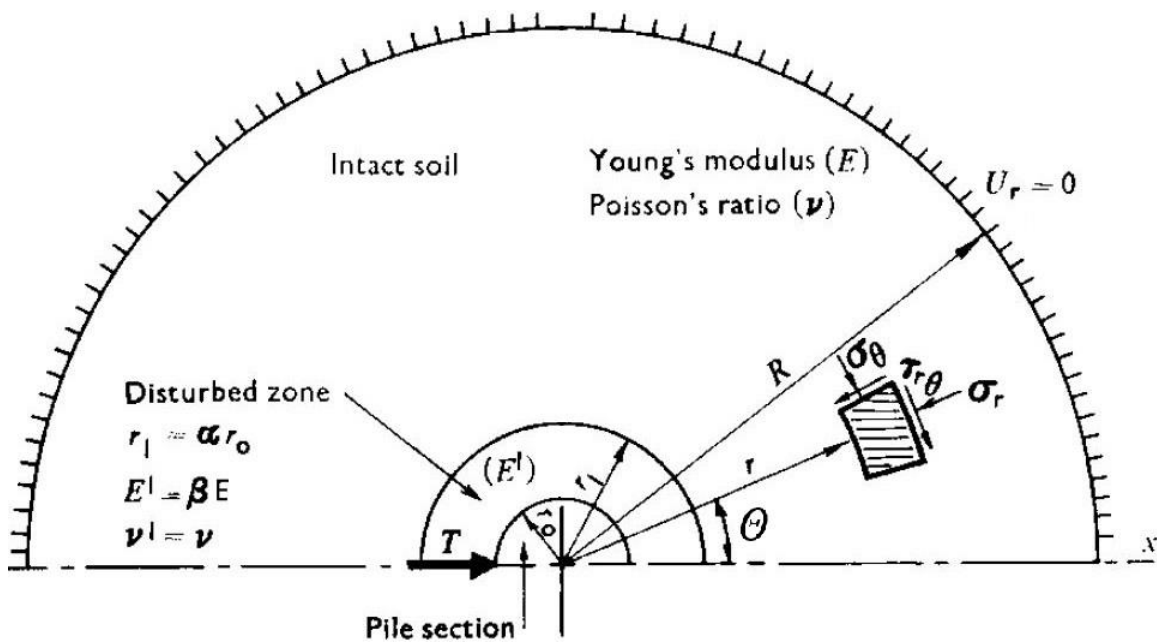
Neste delkapittel handler om teoriløsningen for plan tøyning når en stiv sirkulær plate forskyves i elastisk materiale. Dette delkapittelet er også inkludert for å kontrollere beregningene i Plaxis 3D.



Figur 24 Illustrasjon av jordtrykk mot spunten.

4.2 Teoriløsning

For plan tøyning har Baguelin et al. (1977) beskrevet en teoriløsning for forskyvningen til en lateralt belastet stiv sirkulær plate i et elastisk materiale. Figur 25 illustrerer deres modell og hvilke parametere som er brukt.



Figur 25 Illustrasjon av parametere brukt for teoriløsning ved plan tøyning (Baguelin et al., 1977)

Horisontal forskyvning er gitt av formel (27)

$$U_r = \frac{T}{8\pi E} * \frac{1+\nu}{1-\nu} * \left[(3-4\nu) \ln\left(\frac{R}{r}\right)^2 - \left(\frac{r_0}{r}\right)^2 \frac{R^2-r^2}{R^2+r_0^2} - \frac{4\nu-1}{3-4\nu} * \frac{R^2-r^2}{R^2+r_0^2} \right] \cos\theta \quad (27)$$

Kapittel 4: Beregninger

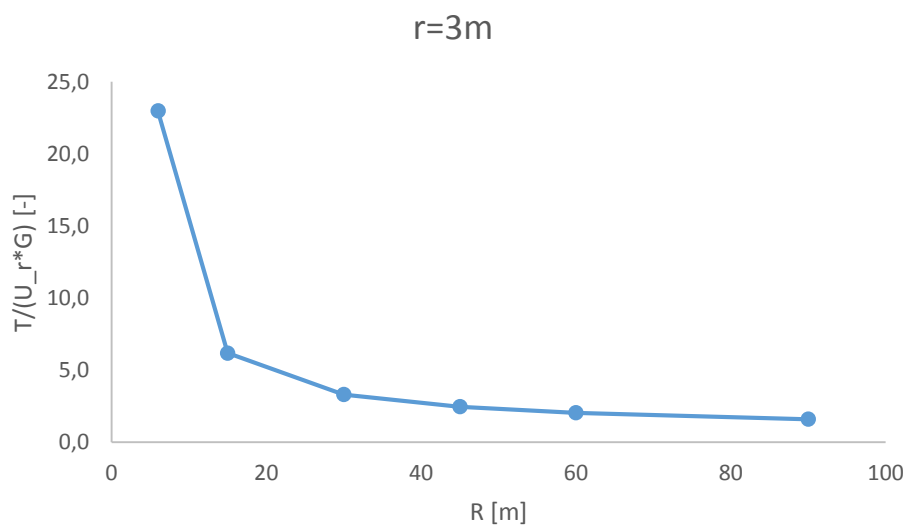
der

- T er påført lateral kraft med enhet $\frac{\text{kN}}{\text{m}}$
- E er E-modulen til den omkringliggende jorden
- ν er tverrkontraksjonstallet til den omkringliggende jorden
- R er avstanden fra senter av pel til ytterkant av modellen
- r_0 er pelens radius
- r er radiusen til en forstyrret sone rundt pelen
- θ er vinkelen illustrert i Figur 25

Dersom E-modulen substitueres med $E = 2G(1 + \nu)$, $r = r_1 = r_0$ og θ settes lik null kan man sette opp det dimensjonsløse uttrykket vist i formel (28).

$$\frac{T}{U_r G} = \frac{16\pi(1 - \nu)}{(3 - 4\nu) \ln\left(\frac{R}{r}\right)^2 - \frac{R^2 - r_0^2}{R^2 + r_0^2} - \frac{4\nu - 1}{3 - 4\nu} * \frac{R^2 - r_0^2}{R^2 + r_0^2}} \quad (28)$$

Figur 26 viser det dimensjonsløse resultatet for ulike verdier av R når $\nu = 0,3$ og $r = 3,0$ m. Det kommer tydelig frem at det dimensjonsløse resultatet varierer med R (avstanden fra senter av pel til ytterkant av modell). Fra ligning (27), (28) og Figur 26 ser man at forskyvningen går mot uendelig når grensen på modellen (R) går mot uendelig. Forskyvningene beregnet med modeller med utgangspunkt i elastisitetsteori vil derfor alltid være avhengige av grensebetingelsene i modellen.



Figur 26 Dimensjonsløs teoriløsning plottet mot R

Kapittel 4: Beregninger

I kapittel 5.2 og i vedlegg E er det dimensjonsløse uttrykket i formel (28) sammenlignet med resultater fra basismodellene (både hul pel og massiv pel) i Plaxis 3D. Basismodellene blir beskrevet i neste delkapittel.

4.3 Basismodeller i Plaxis 3D

Det er gjennomført Plaxis 3D-simuleringer med to ulike basismodeller, «derivasjonsmetoden» og «spenningspunktmetoden», og i kapittel 5.4 og 5.5 er det redegjort for hvilken basismodell som er best egnet til å tilbakeregne fjærkurver (p-y- og/eller M- θ -kurver). Modellene er beskrevet i detalj i henholdsvis kapittel 4.3.1 og 4.3.2. I Plaxis 3D er monopelen modellert som en halv pel for å spare kalkulasjonstid.

I vedlegg G er det redegjort for at basistilfellene er sammenlignbare. For basismodellen med best resultater er det gjort flere simuleringer og målet er å beskrive hvordan fjærkurver bør tilbakeregnes fra Plaxis 3D. Blant annet er betydningen av antall lasttrinn og påført moment i Plaxis 3D undersøkt.

En slank pel med stort L/D-forhold vil i hovedsak mobilisere jordreaksjon i horisontalretning mens pel med lavt L/D-forhold vil i tillegg mobilisere skjærkrefter i vertikal retning som vil ha betydning både for kapasitet og stivhet. Dersom monopelen tilnærmes med en Winklerbjelke og et sett av p-y-kurver må effekten av vertikalt skjær bli representert i p-y-kurvene. Det vil da ikke være mulig samtidig å få korrekt bøyemomentfordeling. Dette er gjort i «derivasjonsmetoden». Alternativt kan virkningen av vertikalskjær inkluderes med rotasjons eller momentfjærer (M- θ -kurver). Dette er gjort i «spenningspunktmetoden».

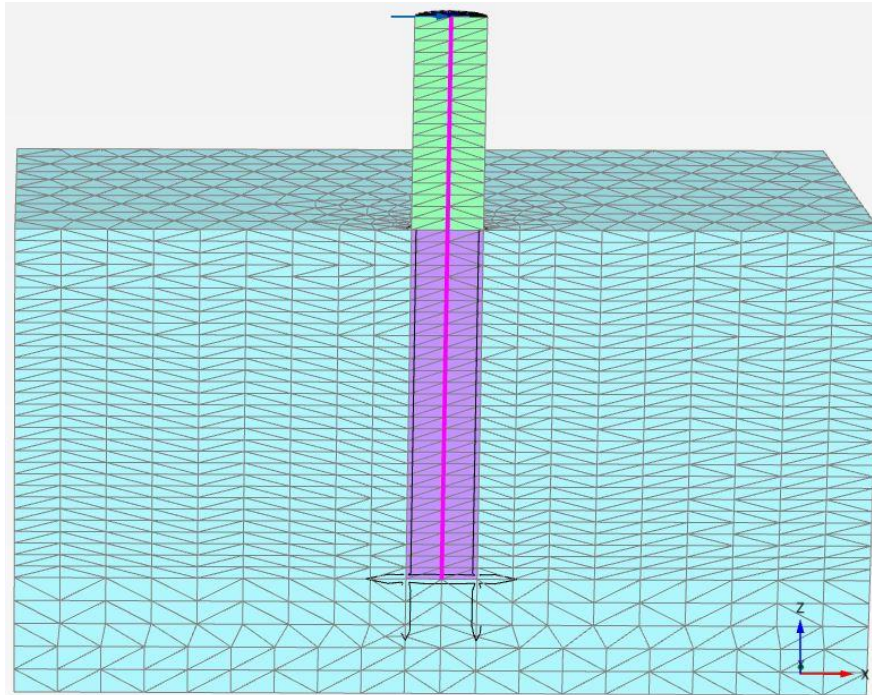
4.3.1 Derivasjonsmetoden (basismodell med massiv pel)

Derivasjonsmetoden er en Plaxis 3D-modell der en halv monopel blir modellert som et massivt volum (vist i Figur 27). I senter av monopelen er det satt inn en fiktiv bjelke. Funksjonen til denne fiktive bjelken er å få momenter og skjærkrefter direkte fra Plaxis 3D Output. Metoden kalles «derivasjonsmetoden» siden p-verdiene er et resultat av derivasjon av den fiktive bjelkens skjærkraftdiagram. Materialparametere og størrelse på modell er inkludert i vedlegg D.

Basismodellen er oppbygd som vist i Figur 27. Pelens diameter er satt til 6 m og pelens lengde i jord er 30 m. Jorden rundt pelen er modellert som drenert Mohr Coulomb-materiale, pelen er modellert med lineært elastiske volumelementer og en lateral last angriper pelen ved en avstand på tre ganger pelens diameteren over jordoverflaten. Det er brukt en positiv og en negativ

Kapittel 4: Beregninger

vertikal interface mellom jorden og pelen. Disse interfascene er forlenget med fem meter under pelen. I tillegg er det satt inn en positiv og en negativ interface horisontalt ved pelens bunn. På toppen av pelen er det satt inn en topplate med høy stivhet, slik at påført lateral last blir jevnt fordelt. Modellen har en bredde på 72m i x-retning og 36m i y-retning, samt en jorddybde på 40m i z-retning.



Figur 27 Illustrasjon av basismodellen for derivasjonsmetoden

Simuleringen består av seks faser:

- Fase 0: Initialfasen. Her benyttes K0-prosedyre for å opprette initiale spenninger
- Fase 1: Pel, fiktiv bjelke, topplate og interfacer blir aktivert
- Fase 2: Forskyvninger blir nullstilt og en lateral last på 500 kN blir påført 18 m over jordoverflaten
- Fase 3: Lasten øker til 1 000 kN
- Fase 4: Lasten øker til 5 000 kN
- Fase 5: Lasten øker til 10 000 kN

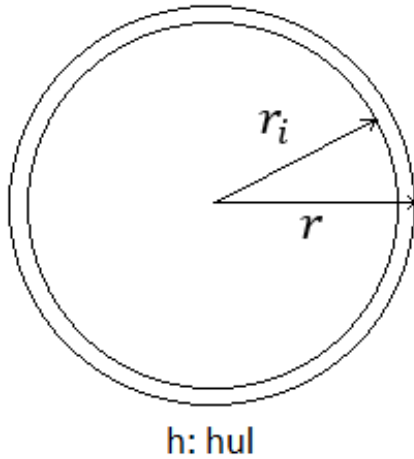
Monopelen blir her modellert som et massivt volum, men i virkeligheten er monopelen en hul sylinder. For å kompensere for denne ulikheten er det valgt å bruke en ekvivalent E-modul.

Ekvivalent E-modul

For at en massiv pel skal være sammenlignbar med en hul pel kan den massive pelens E-modul settes til en ekvivalent E-modul. Figur 28 og Figur 29 viser skisser av henholdsvis hult og

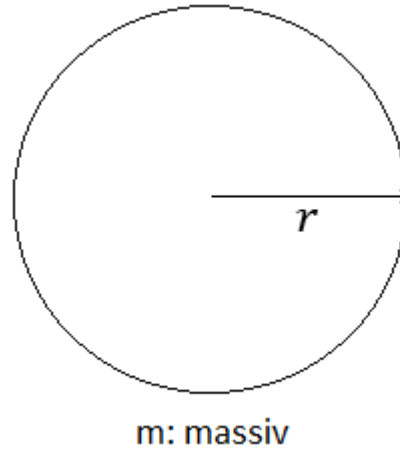
Kapittel 4: Beregninger

massivt tverrsnitt. Under skissene er uttrykket for respektivt annet arealmoment skrevet inn. For å utlede ekvivalent E-modul er bøyestivheten for det hule tverrsnittet satt lik bøyestivheten for det massive tverrsnittet. Resulterende ekvivalent E-modul blir dermed som vist i formel (32).



Figur 28 Skisse av et hult sirkulært tverrsnitt

$$I_h = \frac{\pi}{4} (r^4 - r_i^4)$$



Figur 29 Skisse av et massivt sirkulært tverrsnitt

$$I_m = \frac{\pi}{4} r^4$$

$$E_h I_h = E_m I_m \quad (29)$$

$$E_h \frac{\pi}{4} (r^4 - r_i^4) = E_m \frac{\pi}{4} r^4 \quad (30)$$

$$E_m = E_h \frac{r^4 - r_i^4}{r^4} \quad (31)$$

$$E_m = E_h \left(1 - \left(\frac{r_i}{r} \right)^4 \right) \quad (32)$$

Fiktiv bjelke

Den fiktive bjelken er vist i senter av pelen i Figur 27 og brukes til å ta ut momenter og skjærkrefter fra Plaxis 3D Output. Disse momentene og faktorene må korrigeres med en faktor som er utledet under.

Horisontal forskyvning, y , er lik for både pelen, p , og den fiktive bjelken, b , som vist i formel (33).

$$y_p = y_b \quad (33)$$

Kapittel 4: Beregninger

Dermed er også ligning (34), (35) og (36) gjeldende;

$$\frac{dy_p}{dx} = \frac{dy_b}{dx} \quad (34)$$

$$\frac{d^2y_p}{dx^2} = \frac{d^2y_b}{dx^2} \quad (35)$$

$$\frac{d^3y_p}{dx^3} = \frac{d^3y_b}{dx^3} \quad (36)$$

der x-aksen er pelens og bjelkens lengdeakse.

Fra ordinær mekanikk gjelder formel (37) og (38) (Irgens, 2003)

$$M = EI \frac{d^2y}{dx^2} \quad (37)$$

$$V = EI \frac{d^3y}{dx^3} \quad (38)$$

der M er moment og V er skjærkraft. Momentet for pelen langs x-aksen er da gitt av formel (39) og momentet for den fiktive bjelken er gitt av formel (40).

$$M_p = E_p I_p \frac{d^2y}{dx^2} \quad (39)$$

$$M_b = E_b I_b \frac{d^2y}{dx^2} \quad (40)$$

Ved å substituere $\frac{d^2y}{dx^2}$ -leddet ender man med formel (41) og faktoren mellom momentet i pelen og momentet i den fiktive bjelken er dermed bestemt.

$$M_p = \frac{E_p I_p}{E_b I_b} M_b \quad (41)$$

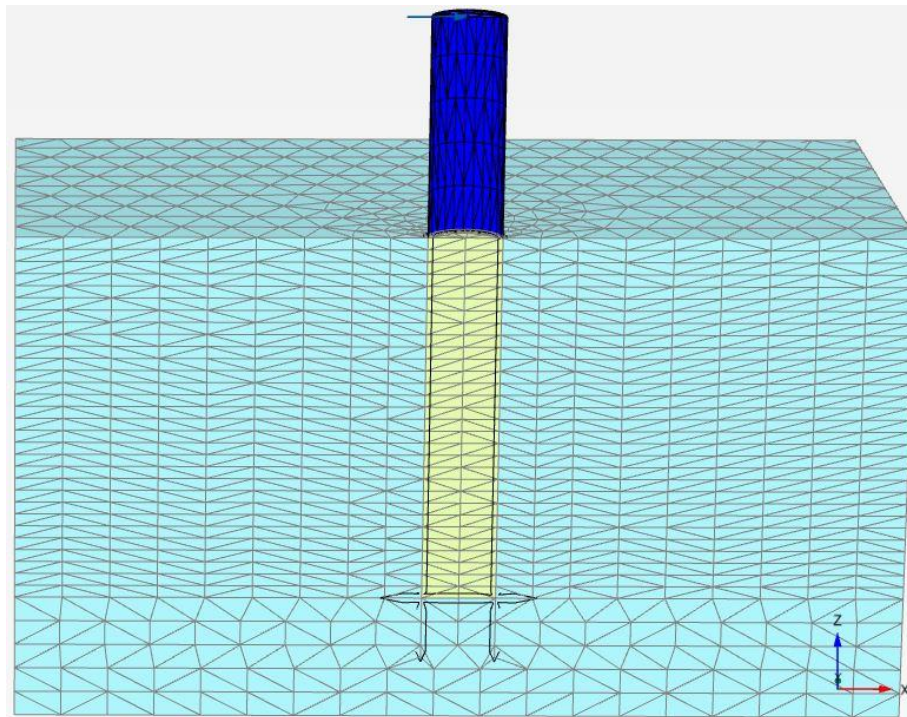
Samme fremgangsmåte kan benyttes for faktoren mellom skjærkraft i pelen og skjærkraft i den fiktive bjelken. Formel (42) beskriver denne sammenhengen.

$$V_p = \frac{E_p I_p}{E_b I_b} V_b \quad (42)$$

4.3.2 Spenningspunktmetoden (basismodell med hul pel)

Spenningspunktmetoden er en Plaxis 3D-modell der en halv monopel blir modellert med plateelementer. Metoden kalles «Spenningspunktmetoden» siden p-verdiene tas fra spenningspunktene i interface-elementene mellom jorden og pelen. Denne prosedyren er forklart i detalj i kapittel 4.4.2.

Basismodellen er oppbygd som vist i Figur 30. Forskjellen fra derivasjonsmetoden er at pelen her består av plateelement fremfor volumelement. Dette er dermed en mer virkelighetsnær modell siden det også er jordmateriale inne i pelen. Jordmaterialet, påført last og modellens geometri er ellers lik som basismodellen for derivasjonsmetoden. Det er også her valgt å sette inn en stiv topplate øverst på pelen, slik at påført lateral last blir jevnt fordelt langs pelens omkrets. Materialparametere og størrelse på modell er inkludert i vedlegg D.



Figur 30 Illustrasjon av basismodellen for spenningspunktmetoden

Simuleringen består av seks faser:

- Fase 0: Initialfasen. Her benyttes K0-prosedyre for å opprette initiale spenninger
- Fase 1: Pel, topplate og interfacier blir aktivert
- Fase 2: Forskyvninger blir nullstilt og en lateral last på 500 kN blir påført 18 m over jordoverflaten
- Fase 3: Lasten øker til 1 000 kN

Kapittel 4: Beregninger

- Fase 4: Lasten øker til 5 000 kN
- Fase 5: Lasten øker til 10 000 kN

For begge basismodellene er elementnettet gjort så likt som mulig ved å definere én meter tykke jordlag langs pelens lengde og to meter tykke jordlag under pelen. Dette kommer tydelig frem i Figur 27 og Figur 30. I tillegg er det definert et sirkulært volum (med diameter tre ganger peles diameter) symmetrisk omkring pelen. Dette volumet har til hensikt å skape et symmetrisk elementnett.

I neste delkapittel blir metodene for å tilbakeregne p-y- og M- θ -kurver gjennomgått.

4.4 Metoder for tilbakeregning av p-y og M- θ -kurver

p-y-kurver er tilbakeregnet fra begge basismodellene. Med spenningspunktmetoden er det i tillegg tilbakeregnet M- θ -kurver. Senere vil disse tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurvene være inndata i Winklerbjelkeprogrammet. Foretrukket basismodell vil bli valgt etter hvordan resultatene fra winkerbjelkeprogrammet samsvarer med resultatene fra basismodellene i Plaxis 3D. I dette underkapittelet følger det hvordan p-y- og M- θ -kurvene er tilbakeregnet for derivasjonsmetoden og for spenningspunktmetoden samt et delkapittel om alternative metoder for tilbakeregning av p-y-kurver fra utvalgt litteratur.

4.4.1 Derivasjonsmetoden (p-y-kurver)

I denne metoden er effekten av vertikale skjærkrefter på pelens overflate ment å være inkludert i de tilbakeregnete p-y-kurvene.

For hvert lasttilfelle utregnes p-verdier og y-verdier langs pelens lengde ved hjelp av en Microsoft Excel-prosedyre. Resultatet av prosedyren blir p-y-kurver for hver meters dybde. Stegene for å ta ut p- og y-verdier er forklart i dette underkapittelet.

Metode for å ta ut p-verdier

Basismodellen for derivasjonsmetoden inneholder en fiktiv bjelke i midten av den massive pelen. I Plaxis 3D Output kan skjærkreftene i hver node i bjelken fremstilles i tabellform og importeres til Microsoft Excel. Tallverdiene for skjærkreftene i bjelken må multipliseres med faktoren gitt i formel (42) for at verdiene skal representere skjærkreftene i pelen. Ordinær mekanikk gir da at p-verdien er den deriverte av skjærkreftene med tanke på dybden. Denne sammenhengen er vist i formel (43) der $p(z)$ er p-verdien ved dybde z , $V(z)$ er pelens skjærkraft ved dybde z og $M(z)$ er pelens moment ved dybde z .

Kapittel 4: Beregninger

$$p(z) = \frac{dV(z)}{dz} = \frac{d^2M(z)}{dz^2} \quad (43)$$

Fra Plaxis 3D Output er skjærkrefter tabulert for hver node i den fiktive bjelken. For hvert bjelkeelement er det tre noder. Det er dermed flere alternativer til hvordan p-verdier kan beregnes:

- Derivasjon av skjærkrefter i hver node
- Dobbel-derivasjon av momenter i hver node
- Derivasjon av skjærkrefter i hver midtnode
- Dobbel-derivasjon av momenter i hver midtnode

I tillegg må det bestemmes hvilken derivasjonstype som er foretrukket. I denne oppgaven er det sett på to valg:

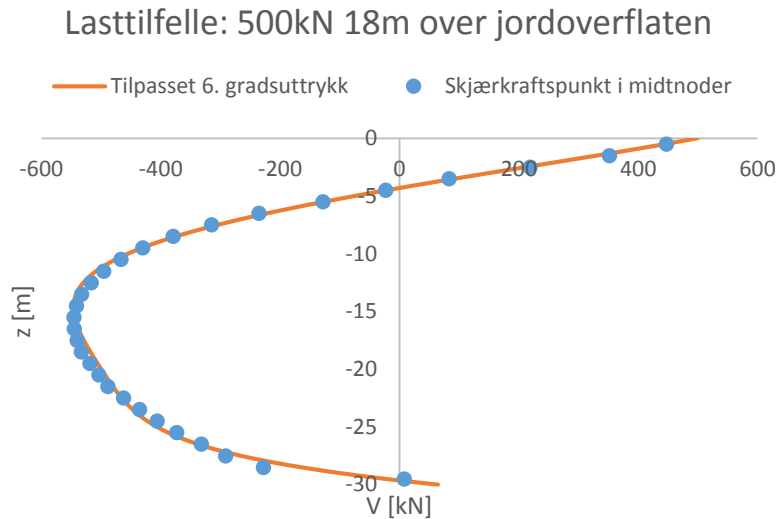
- Numerisk derivasjon
 - vist i formel (44) for tosidig derivasjon der h er avstanden mellom nærliggende skjærkraftspunkt
 - vist i formel (45) for ensidig derivasjon

$$p(z) = \frac{dV(z)}{dz} = \frac{V(z+h) - V(z-h)}{2h} \quad (44)$$

$$p(z) = \frac{dV(z)}{dz} = \frac{V(z+h) - V(z)}{h} \quad (45)$$

- Derivasjon av tilpasset 6. gradspolynom

Et 6. gradspolynom kan enkelt tilpasses skjærkraftspunkt ved bruk av Matlabs kurvetilpasningsfunksjon. Figur 31 viser skjærkrefter for bjelkeelementenes midtnoder samt et tilpasset 6. grads polynom.



Figur 31 Pelens skjærkrefter og et tilpasset 6. gradspolynom plottet mot jorddybde

Det er tydelig at 6. grads-polynomet «bommer» på flere av skjærkraftspunktene. Konklusjonen er dermed at p -verdiene beregnes av høyest nøyaktighet dersom skjærkreftene i hver midtnode deriveres numerisk.

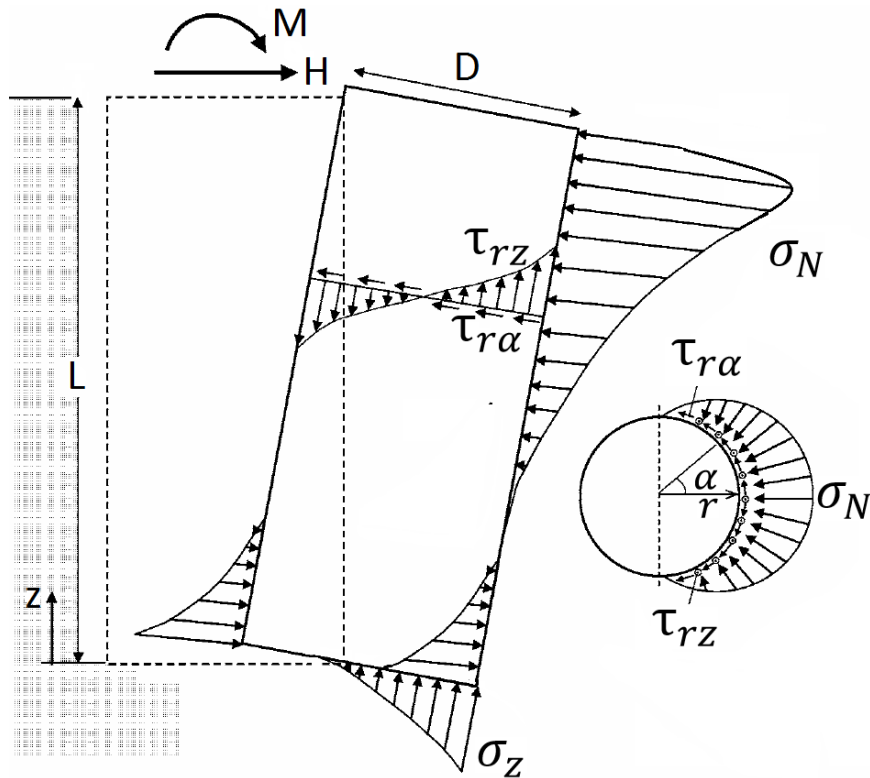
Steg for å ta ut y -verdier

y -verdiene tas direkte fra bjelkeelementenes midtnoder i den fiktive bjelken i Plaxis 3D Output. Elementnettet (vist i Figur 27) er slik at den fiktive bjelken har midtnoder med en meters dybdeintervall. For hvert lasttilfelle blir resultatet av den beskrevne prosedyren dermed en p -verdi og en y -verdi for hver meters dybdeintervall. Basistilfellet inneholder fire ulike lasttilfeller. Det vil si at hver enkelt resulterende p - y -kurve inneholder fire punkter.

4.4.2 Spenningspunktmetoden (p - y - og M - θ -kurver)

I denne metoden er effekten av vertikale skjærkrefter på pelens overflate ment å være inkludert i de tilbakeregnete M - θ -kurvene.

Spenningspunktmetoden er en Microsoft Excel-prosedyre der interfacespenninger og peldeformasjon fra Plaxis 3D er inndata og p - y - og M - θ -kurver for hver meters dybde er resultat. Figur 32 viser en skisse av den totale spennings situasjonen rundt monopelen. Antagelsen om små peldeformasjoner (beskrevet i kapittel 3.8) er fortsatt gjeldene. p -verdien er dermed summen av kraftkomponentene til σ_N og $\tau_{r\alpha}$ i lastretningen for en gitt dybde z . y -verdien er pelens horisontale forskyving ved dybde z , M -verdien er momentbidraget fra vertikale skjærkrefter ved dybde z og θ -veriden er pelens rotasjon ved dybde z .



Figur 32 Skisse av det totale spenningsbilde på monopelens ytre interface. Modifisert figur fra Gerolymos og Gazetas (2006).

Spenningspunktmetoden er delt inn i to faser; én fase for å trekke ut p- og M-verdier og én fase for å trekke ut y- og θ -verdier.

Metode for å trekke ut p- og M-verdier

Utgangspunktet for å trekke ut p- og M-verdier langs pelens lengde er å ta inn interface-spenninger for hver enkelt node inn i Microsoft Excel. Dette er gjort ved å kopiere «Table og node values» direkte fra Plaxis 3D Output og lime rådataen inn i Microsoft Excel. Det er kun spenninger fra interfacen på innsiden og yttersiden av den hule pelen som hentes ut.

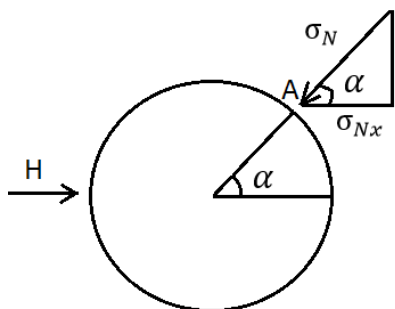
For interface-elementene observeres det at koordinatene til Plaxis sine spenningspunkt ikke stemmer overens med koordinatene til Gausspunktene angitt i Plaxis sin brukermanual. For å få mest nøyaktige gjennomsnittspenninger i hvert element må både spenningene, posisjonen av spenningspunktene og vekten av de ulike spenningspunktene være kjent. Da Plaxis 3D ikke gir spenningene i Gausspunktene som standard resultat er disse tilbakeregnet fra elementenes formfunksjoner og spenninger oppgitt i nodepunktene.

Interfacespenninger i nodelokasjonene kan tas direkte fra Plaxis 3D. Figur 33 viser hvordan normalspenningen σ_N virker i punkt A på interfacen rundt pelen. σ_{Nx} er komponenten av σ_N som virker i x-retning. σ_{Nx} er dermed gitt av formel (46).

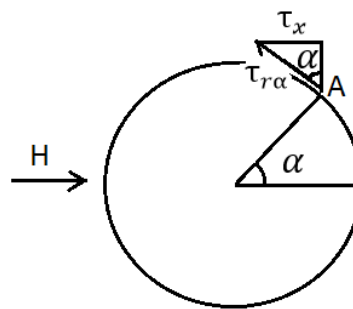
$$\sigma_{Nx} = \cos\alpha * \sigma_N \quad (46)$$

Figur 34 illustrerer hvordan skjærspenningen $\tau_{r\alpha}$ virker i punkt A og τ_x er komponenten av $\tau_{r\alpha}$ som virker i x-retning. τ_x er gitt av formel (47).

$$\tau_x = \sin\alpha * \tau_{r\alpha} \quad (47)$$



Figur 33 Illustrasjon av normalspenning på interface



Figur 34 Illustrasjon av skjærspenning på interface

For hver node er spenningen i x-retning gitt av formel (48).

$$\sigma_x^{node} = \sigma_{Nx} + \tau_x \quad (48)$$

Hvert interface-element inneholder 6 noder og 3 Gausspunkt (som vist i Figur 20 i kapittel 3.9). For å utregne spenningsverdiene i hvert Gausspunkt er formfunksjonene i formel (49) til (54) benyttet (Brinkgreve et al., 2014).

$$N_1 = \zeta(2\zeta - 1) \quad (49)$$

$$N_2 = \xi(2\xi - 1) \quad (50)$$

$$N_3 = \eta(2\eta - 1) \quad (51)$$

$$N_4 = 4\zeta\xi \quad (52)$$

$$N_5 = 4\xi\eta \quad (53)$$

$$N_6 = 4\eta\zeta \quad (54)$$

- N_1 til N_6 er formfunksjoner for node 1 til 6
- ζ , η og ξ er dimensjonsløse koordinater definert i Figur 20

Man kan formulere numerisk integrasjon over areal ved formel (55) (Brinkgreve et al., 2014).

$$\iint F(\xi, \eta) d\xi d\eta \approx \sum_{i=1}^k F(\xi_i, \eta_i) w_i \quad (55)$$

- $F(\xi, \eta)$ er formfunksjoner
- k er antall Gausspunkt (3 i dette tilfelle)
- ξ_i og η_i er dimensjonsløse koordinater for Gausspunkt i .
- w_i er vektall for Gausspunkt i .

For interface-element er verdiene av ζ , η , ξ og w gitt i Tabell 3.

Tabell 3 Gauss-integrasjon for 6-nodede triangulære element (Brinkgreve et al., 2014)

Gausspunkt i	ξ_i	η_i	$\zeta_i = 1 - \xi_i - \eta_i$	w_i
1	1/6	2/3	1/6	1/3
2	1/6	1/6	2/3	1/3
3	2/3	1/6	1/6	1/3

Formel (56) viser da hvordan spenninger i Gausspunkt i (G_i) utregnes fra formfunksjoner (N_j) og spenninger i node j (N_j). En gjennomsnittlig horisontalspenning for et element er gitt av formel (57).

$$\sigma_x^{G_i} = \sum_{j=1}^6 \sigma_x^{N_j} * N_j \quad (56)$$

$$\sigma_x^{element} = \sum_{i=1}^3 \sigma_x^{G_i} * w_i \quad (57)$$

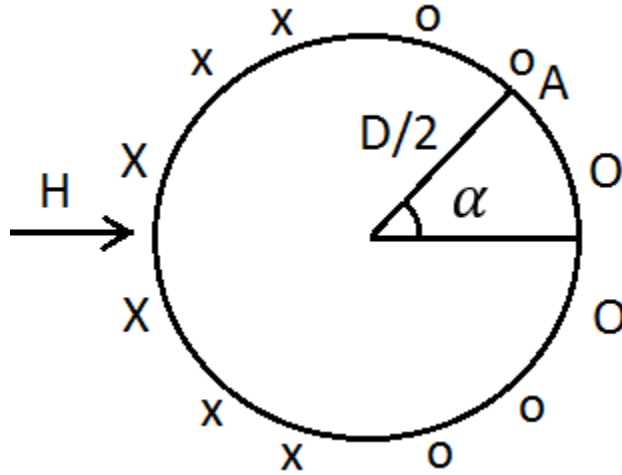
Ved å sortere elementer etter dybde kan gjennomsnittspenninger for hver meters dybde utregnes som gjennomsnittet av alle $\sigma_x^{element}$ i en meters dybdeintervall. p -verdien er dermed gjennomsnittet av alle $\sigma_x^{element}$ i en meters dybdeintervall multiplisert med høyden på dybdeintervallet som er satt til 1 m.

Figur 35 er en illustrasjon av pelens vertikale interface-spenninger. O og o beskriver oppadrettet interface-skjærspenning og x og X beskriver nedadrettet interface-skjærspenning Ved ett element er eksempelvis momentbidraget gitt av formel (58).

$$M^{element} = \sigma_z^{element} * A^{element} * \frac{D}{2} * \cos\alpha \quad (58)$$

Kapittel 4: Beregninger

$\sigma_z^{element}$ er vertikal gjennomsnittsspennning for elementet. Den er utregnet ved Gauss-integrasjon på samme måte som $\sigma_x^{element}$, men nå er det τ_2 -rådataen fra Plaxis 3D Output som brukes og ikke τ_1 . $A^{element}$ er arealet av elementet og er gitt av formel (59). D er pelens diameter og α er definert i Figur 35.



Figur 35. Illustrasjon av pelens vertikale interface-spenninger

Arealet av et generelt triangel med hjørnepunkter $I = (x_1, y_1, z_1)$, $II = (x_2, y_2, z_2)$ og $III = (x_3, y_3, z_3)$ er gitt av formel (59) (Kreyszig, 2005). Formelen er brukt for å utregne arealet av hvert enkelt interface-element.

$$A = \frac{1}{2} \sqrt{\begin{vmatrix} x_1 & x_2 & x_3 \\ y_1 & y_2 & y_3 \\ 1 & 1 & 1 \end{vmatrix}^2 + \begin{vmatrix} y_1 & y_2 & y_3 \\ z_1 & z_2 & z_3 \\ 1 & 1 & 1 \end{vmatrix}^2 + \begin{vmatrix} z_1 & z_2 & z_3 \\ x_1 & x_2 & x_3 \\ 1 & 1 & 1 \end{vmatrix}^2} \quad (59)$$

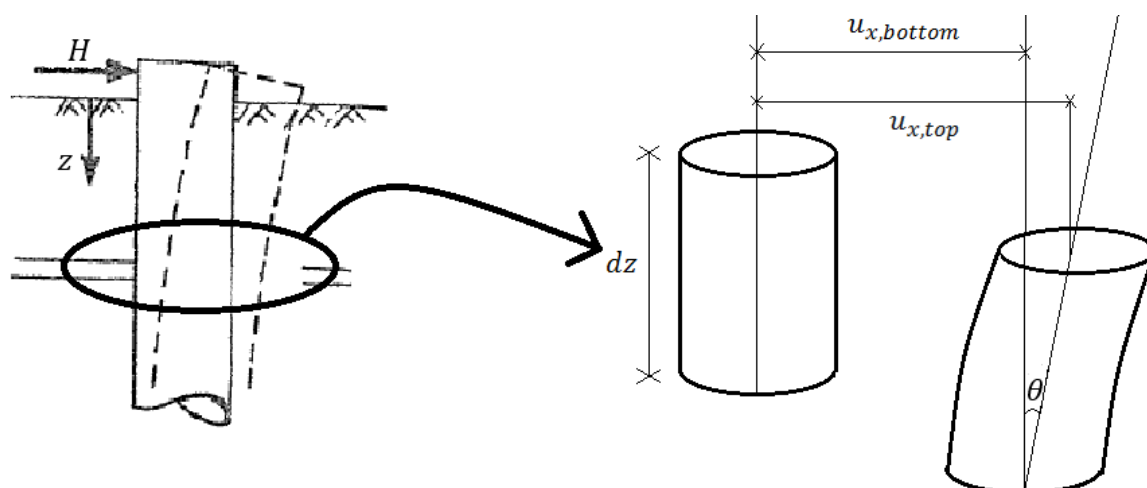
Når arealet for hvert interface-element er kjent kan momentbidraget for hvert element beregnes med formel (58). M-verdien er dermed summen av alle $M^{element}$ i én meters dybdeintervall.

Metode for å trekke ut y- og θ -verdier

Forskyvningene til plateelementene som utgjør pelen er kopiert direkte fra Plaxis 3D Output og limt inn i Microsoft Excel. Deretter er en Pivot Tabell opprettet for å beregne gjennomsnittlige forskyvninger for hver meters dybde. Disse gjennomsnittlige forskyvningene for hver meters dybde er y-verdiene.

θ -verdien er illustrert i Figur 36 og beregnet som vist i formel (60) for hver meters dybdeintervall.

$$\sin(\theta) = \frac{u_{x,top} - u_{x,bottom}}{dz} \quad (60)$$



Figur 36 Illustrasjon av inkrementelle horisontalforskyvninger og θ -vinkelen. Figuren er redigert fra (Reese og VanImpe, 2001).

Når p-, M-, y- og θ -verdier er beregnet for hver meters dybde kan p-y- og M- θ -kurver settes opp langs pelens lengde.

Til nå er det gjennomgått to ulike metoder for å tilbakeregne p-y- og M- θ -kurver. I neste delkapittel beskrives kontrollberegninger av tilbakeregnete fjærkurver fra både derivasjonsmetoden og spenningspunktmetoden.

4.4.3 Kontroll av tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurver

Tilbakeregnete fjærkurver fra derivasjonsmetoden og spenningspunktmetoden er både kontrollert med likevektsbetrakninger og med kontrollberegninger i WB-programmet.

Kontroll med likevektsbetrakninger

Derivasjonsmetoden resulterer i et sett med p-y-kurver langs pelens lengdeakse og spenningspunktmetoden resulterer i et sett med p-y-kurver og et sett med M- θ -kurver langs pelens lengdeakse. Som kontroll av metodene er p-verdiene integrert opp langs pelens lengde. Horisontal likevekt skal da gi at påført horisontallast er lik integrerte p-verdier. Grunnet numerisk unøyaktighet og gjennomsnittsbetrakninger vil ikke den horisontale likevekten være helt presis. For å bestemme hvor gode p-verdiene er, blir formel (61) brukt som verktøy og resultatet blir et kraftavvik i prosent av påført last.

$$\text{Kraftavvik} = \frac{(\text{integrete } p \text{ verdier}) - \text{horisontallast}}{\text{horisontallast}} \quad (61)$$

Kapittel 4: Beregninger

Som en ekstra kontroll over tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurver er det også beregnet momentavvik for begge basismodeller. Momentavvik er definert ved formel (62)

$$\text{Momentavvik} = \frac{(M_V + M_p) - M_{\text{påført}}}{M_{\text{påført}}} \quad (62)$$

der

- M_V er summen av moment på grunn av vertikale skjærkrefter som virker mellom jorden og pelen. $M_V = 0$ for derivasjonsmetoden, men har verdi for spenningspunktmetoden.
- M_p er summen av momentet som virker på jordoverflaten ($z = 0$) på grunn av jordmotstanden $p(z)$. For basismodellene er p-verdier tilbakeregnet for hver meters dypbde. M_p er dermed summen av momentbidrag fra hver meter dybde på grunn av jordmotstanden.
- $M_{\text{påført}}$ er påført moment ved jordoverflaten.

Både momentavvik og kraftavvik vil bli brukt som argumenter for valg av basismodell. Dette er beskrevet og diskutert i kapittel 5.4 og 5.5.

Kontroll av fjærkurver med Winklerbjelkeprogrammet

WB-programmet brukes i dette masterarbeidet til å evaluere nøyaktigheten til tilbakeregnete fjærkurver, men også til å utføre effektive beregninger. Det er gjort beregninger i WB-programmet for både derivasjonsmetoden og spenningspunktmetoden samt beregninger for parameterstudiet av den mest egnede basismodellen.

Deriveringsmetoden resulterer i et sett med p-y-kurver for hver meters dybde. Ved å bruke disse p-y-kurvene i WB-programmet er det mulig å kontrollere kvaliteten på p-y-kurvene. Ved likt lasttilfelle skal horisontale forskyvninger fra basismodellen med massiv pel i Plaxis 3D samsvare med utregnede horisontale forskyvninger fra WB-programmet. Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D tas direkte fra den fiktive bjelken i midten av pelen i Plaxis 3D Output. Fra WB-programmet er horisontale forskyvninger et resultat.

Spenningspunktmetoden resulterer i et sett med p-y-kurver og et sett med M- θ -kurver for hver meters dybde. Både p-y- og M- θ -kurvene er brukt som inndata i WB-programmet.

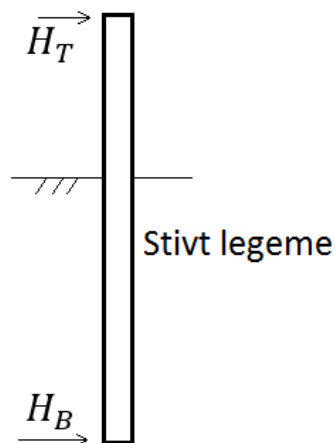
Ved å sammenligne resultatene fra WB-programmet med horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D kan man konkludere hvilken basismodell som er best.

Konklusjonen fra kapittel 5.4 og 5.5 er at spenningspunktmetoden er den beste metoden for å tilbakeregne fjærkurver fra Plaxis 3D. Heretter vil spenningspunktmetoden kun bli omtalt som basismodellen. Basismodellen er altså både beskrivelse av Plaxis 3D-modellen med hul pel og beskrivelse av metoden for å tilbakeregne fjærkurver.

4.4.4 Alternativ metode for tilbakeregning av p-y-kurver

Derivasjons- og spenningspunktmetoden er to ulike metoder for å tilbakeregne fjærkurver. I dette delkapittelet følger en kort presentasjon av en tredje tilbakeregningsmetode som ikke er brukt i denne oppgaven, men som er brukt i andre tekster (blant annet Pradhan (2012)).

Figur 37 viser en skisse av en monopel installert i jord. I et 3D elementmetodeprogram, for eksempel Plaxis 3D, kan pelens stivhet settes til «uendelig» stiv. Dersom kreftene H_T og H_B deretter blir definert slik at pelen forskyves horisontalt som et stivt legeme kan p-y-kurver tilbakeregnes med samme metode som beskrevet i kapittel 4.4.2.



Figur 37 Illustrasjon av alternativ tilbakeregningsmetode av p-y-kurver

Denne metoden gir like horisontale forskyvninger langs hele pelens lengdesnitt. Dermed slipper man eventuelle utfordringer spenningspunktmetoden og derivasjonsmetoden vil gi rundt rotasjonspunktet. Siden pelen blir modellert som et stivt legeme vil i tillegg problemer knyttet til pelens fleksibilitet bli neglisjert.

Det er to hovedårsaker til at denne metoden ikke er brukt. For det første neglisjerer metoden pelens fleksibilitet og for det andre gir ikke metoden mulighet til å tilbakeregne M- θ -kurver.

Til nå er beregninger tilknyttet masterarbeidets hovedoppgave gjennomgått. Neste delkapittel beskriver beregningene som er utført for å svare på deloppgaven angående betydningen av monopelens skjærdeformasjoner.

4.5 Betydning av monopelens skjærdeformasjon

For mange bygningskonstruksjoner er betydningen av skjærdeformasjoner liten og kan med god samvittighet neglisjeres. I enkelte tilfeller kan imidlertid skjærdeformasjonene spille en betydelig rolle, og i ekstreme situasjoner kan de faktisk være dimensjonerende (Bell, 2011). Hvorvidt skjærdeformasjoner kan neglisjeres for en typisk lateralt belastet monopel kan undersøkes med Winklerbjelkeprogrammet beskrevet i kapittel 3.10. Det er utført fire ulike beregningssett:

- **B1: Beregningssett 1**
 - Pelens L/D-forhold varieres ved å la D variere og $L = 30$ m være konstant. Pelens veggykkelse er satt til 6 cm.
- **B2: Beregningssett 2**
 - Pelens L/D-forhold varieres ved å la L variere og $D = 6$ m være konstant. Pelens veggykkelse er satt til 6 cm.
- **B3: Beregningssett 3**
 - Likt som beregningssett 1, men nå er veggykkelsen satt til 3 cm
- **B4: Beregningssett 4**
 - Likt som beregningssett 1, men veggykkelsen er her satt til $\frac{D}{100}$.

På toppen av Winklerbjelken er det påført en horisontal last på 2 000 kN og et moment på 260 000 kNm. Dette er typiske dimensjonerende statiske laster for en offshore vindturbin med monopel-fundamentert (Athanasiu, 2014). Winklerbjelken er påsatt p-y-fjærer med en meters vertikal avstand mellom fjærene. p-y-fjærene er konstruert etter API (2011) for sand da det er betydningen av skjærdeformasjoner som undersøkes og ikke fjærkurvene i seg selv.

Beregningssettene er utført både med og uten skjærdeformasjoner i Winklerbjelken. Deretter er maksimale laterale forskyvninger fra beregningene med og uten bidraget fra bjelkens skjærdeformasjoner sammenlignet. Resultatet fra hvert enkelt beregningssett er en graf der betydningen av bjelkens skjærdeformasjoner fremkommer for ulike L/D-forhold. Resultatene samt en diskusjon er inkludert i kapittel 5.3.

4.6 Parameterstudie

Som følge av argumentasjonsrekken i kapittel 5.4 og 5.5 konkluderes det at spenningspunktmetoden er det mest velegnede metoden for å tilbakeregne p-y- og M- θ -kurver. Når det er konkludert med et foretrukket basistilfelle i Plaxis 3D samt en foretrukket tilbakeregning-

Kapittel 4: Beregninger

metode for fjærkurver kan utvalgte parametere studeres i et parameterstudie. For hver studerte parameter er basismodellen brukt som utgangspunkt. Parameterstudiet består av fire undersøkte parametere. Den første parameteren i parameterstudiet er effekten av å inkludere M- θ -kurver i Winklerbjelkeprogrammet.

4.6.1 Betydning av M- θ -kurver i WB-programmet

Betydningen av M- θ -kurver er undersøkt ved å tilbakeregne p-y- og M- θ -kurver for tre ulike Plaxis 3D-simuleringer. Materialparametere og modellstørrelser er inkludert i vedlegg D. Den første simuleringen har $\frac{L}{D} = 2$, den andre har $\frac{L}{D} = 5$ og den tredje har $\frac{L}{D} = 10$. For hver av disse tre simuleringene er p-y- og M- θ -kurver tilbakeregnet. Resulterende fjærkurver er deretter brukt som inndata i WB-programmet. Hvert L/D-forhold resulterer i en WB-beregning med kun p-y-kurver som inndata og en WB-beregning med både p-y- og M- θ -kurver som inndata. Differansen mellom pelens horisontale forskyvning fra de to WB-beregningene er brukt for å beskrive betydningen av M- θ -kurver.

Før beregningene gjennomføres forventes det at M- θ -kurver vil ha størst betydning for lave L/D-forhold. Dette forventes siden de vertikale skjærkreftene på pelens overflate får lengre «arm» for større pel-diameterer.

Plaxis 3D-simuleringene med L/D-forhold lik 2 og 10 er bygget opp på omtrent samme måte som basismodellen med L/D-forhold lik 5 (beskrevet i kapittel 4.3.2), men det er noen ulikheter mellom disse Plaxis 3D-beregningene. Ulikhetene er påpekt i vedlegg D og beskrevet i følgende avsnitt.

Forskjellene i beregningene er hovedsakelig L/D-forholdet. Som følge av ulikt L/D-forhold er det også valgt å variere parameterne listet under:

- Modellstørrelse
 - o Modellstørrelsen i x- og y-retning er satt som en funksjon av pelens radius. Dette er gjort for at feilen på grunn av elementmetoden skal være så lik som mulig for de ulike Plaxis 3D-simuleringene. Se vedlegg D for detaljer.
 - o Jorddybde i z-retning er satt konstant lik 40m.
- Elementnett
 - o Som følge av ulik størrelse på modellene blir antall genererte element forskjellig for de ulike simuleringene selv om «expert settings» i «mesh options» er de samme. Se vedlegg D for detaljerte tall.
- Lasttrinn

Kapittel 4: Beregninger

- Den laterale lasten er satt til å angripe pelen ved en avstand lik tre ganger pelens diameter. Siden denne avstanden varierer med pelens diameter vil også påført moment variere med pelens diameter.
- Påført lateral last er valgt lik for simuleringene med L/D-forhold på 5 og 2, men for simuleringen med L/D-forhold på 10 er påført lateral last halvert. Dette er gjort for at jordens elastiske respons skal komme godt frem og for at ikke hele simuleringen skal gå til brudd. Se vedlegg D for detaljer.
- Interfacer
 - Interfacer er stort sett likt for de tre simuleringene. Den eneste forskjellen er at den horisontale interfacen for simuleringen med L/D-forhold lik 2 er større. Dette er for at den horisontale interfacen skal dekke hele pelens underflate. Se vedlegg D for detaljer.

Ved å kjøre simuleringene beskrevet i dette delkapittelet og analysere resultatene er det mulig å konkludere effekten av M- θ -kurver for monopeler med ulikt L/D-forhold.

Den andre parameteren i parameterstudiet er betydningen av interpolerte p-y-kurver omkring monopelens rotasjonspunkt.

4.6.2 Interpolasjon av p-y-kurver omkring rotasjonspunktet

Det kan forventes at både derivasjonsmetoden og spenningspunktmetoden vil gi urealistiske p-y-kurver ved og omkring pelens rotasjonspunkt. Rotasjonspunktet er definert til den dybden der horisontale forskyvninger går fra å være positive til å bli negative. Ved rotasjonspunktet skifter ikke nødvendigvis jordmotstanden, p , fortegn. Dette betyr at man rundt rotasjonspunktet kan ha p og y med motsatt fortegn. Dette er fysisk riktig ut i fra kontinuumseffekter i jorden, men uheldig i et WB-program. Jordreaksjonene rundt rotasjonspunktet er heldigvis av liten betydning for den globale responsen av pelen, og den matematiske ulempen løses ved interpolasjon av p-y-kurvene rundt rotasjonspunktet.

Interpoleringen er gjennomført med følgende fremgangsmåte:

- Jordreaksjonsmodulen, E_{py} (sekantstivhet), beregnes for hver meters dybde for hvert lasttrinn. Deretter interpoleres E_{py} lineært mellom øvre «korrekte» verdi og nedre «korrekte» verdi. Øvre og nedre «korrekte» verdi er verdier der E_{py} har logisk størrelse. Verdiene er hentet ut 2-3 meter over og 2-3 meter under rotasjonspunktet. p-y-kurvene i området rundt rotasjonspunktet har nå fått en ny sekantstivhet. Nå gjenstår det å transformere sekantstivheten til p- og y-verdier.

Kapittel 4: Beregninger

- Neste steg i interpolasjonsprosessen er å definere hvilket y-verdiområde de interpolerte E_{py} -verdiene tilhører. For øvre «korrekte» dybde (dybden for øvre «korrekte» E_{py}) er y-verdien positiv. For nedre «korrekte» dybde er y-verdien negativ. Men absoluttverdien av øvre og nedre «korrekte» y-verdi er omtrent like størrelser. De mellomliggende y-verdiene er derfor satt til gjennomsnittet av øvre og nedre «korrekte» y-verdi.
- Nå er både interpolerte E_{py} -verdier og interpolerte y-verdier bestemt. Da gjenstår det bare å beregne tilsvarende p-verdier. p-verdien er definert av formel (63). Dermed er både y- og p-verdier i interpolasjonsområdet bestemt og interpolerte p-y-kurver er derav definert.

$$p = E_{py} * y \quad (63)$$

Det er kun nødvendig å interpolere p-y-kurvene. M- θ -kurvene trengs ikke å interpoleres rundt rotasjonspunktet siden tilbakeregnete θ - og M-verdier fra basismodellen i Plaxis 3D har likt fortegn langs hele monopelens lengde.

For å kontrollere betydningen av interpolerte p-y-kurver er det simulert to nye Plaxis 3D-beregninger med utgangspunkt i basismodellen beskrevet i kapittel 4.3.2. De nye Plaxis 3D-beregningene er kalt I1 og I2 og er omtrent like som basismodellen. Den eneste forskjellen er påført last. I Tabell 4 er påført last beskrevet både for basismodellen, I1 og I2. Påførte laster i I1 er satt mellom lastene i basismodellen. Dette resulterer i at monopelens rotasjonspunkt ikke blir det samme som i basismodellen. Dermed kan betydningen av de interpolerte p-y-kurvene undersøkes ved hjelp av WB-programmet. I I2-beregningen er det valgt å sette den horisontale lasten konstant lik 1 000 kN, men å øke momentet i retningen til den påførte horisontale lasten. Påført moment er økt ved å påføre monopelen et vertikalt kraftpar på den stive platen 18 m over jordoverflaten. Med økende moment vil monopelens rotasjonspunkt ha en annen lokasjon enn det som er påvist ved basismodellen. Betydningen av interpolasjonen av p-y-kurvene kan nå beskrives.

Tabell 4 Beskrivelse av påført last i ulike Plaxis 3D-beregninger

Plaxis 3D-modell	Basismodellen	I1	I2
Lastenes angrepshøyde	18 m	18 m	18 m
H1 [kN]	500	250	1 000
H2 [kN]	1 000	750	1 000
H3 [kN]	5 000	3 000	1 000
H4 [kN]	10 000	7 500	1 000
M1 [kNm ved jordoverflate]	9 000	4 500	18 000
M2 [kNm ved jordoverflate]	18 000	13 500	55 333
M3 [kNm ved jordoverflate]	90 000	54 000	92 667
M4 [kNm ved jordoverflate]	180 000	135 000	130 000

Tabell 5 viser beskrivelse av gjennomførte beregninger i WB-programmet. Fjærkurvene i WB-programmet er tilbakeregnet fra basismodellen. Belastningen i WB-programmet er lik som belastningen i Plaxis 3D-beregningene I1 og I2. Ved å sammenligne deformasjoner mellom WB-programmet, I1 og I2 kan betydningen av interpolasjon av p-y-kurver omtales.

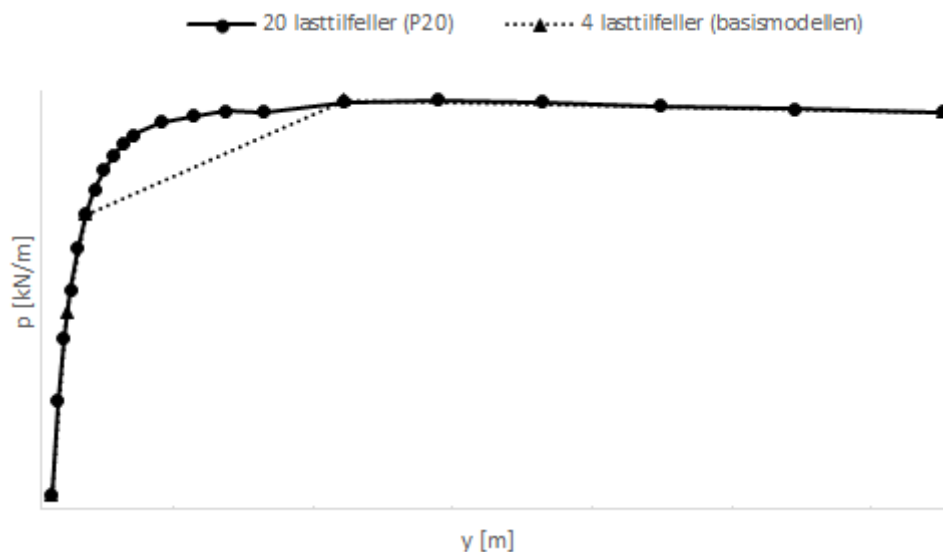
Tabell 5 Beskrivelse av beregninger i WB-programmet

Beregning	p-y-kurve fra	M- θ -kurve fra	Belastning i WB-programmet
WB-I1-O	Originale fra basistilfelle	Basistilfelle	Som I1
WB-I1-I	Interpolerte fra basistilfelle	Basistilfelle	Som I1
WB-I2-O	Originale fra basistilfelle	Basistilfelle	Som I2
WB-I2-I	Interpolerte fra basistilfelle	Basistilfelle	Som I2

Den tredje parameteren i parameterstudiet er antall lasttrinn i Plaxis 3D når fjærkurver skal tilbakeregnes.

4.6.3 Betydning av antall lasttrinn

Etter at betydningen interpolerte p-y-kurver er fastslått ble betydningen av antall lasttrinn undersøkt. I basismodellen er det brukt fire lasttrinn. Det vil si at tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurver består av fire utregnede punkter. I WB-programmet blir det brukt lineær interpolasjon mellom punktene. Dersom fjærkurvene skal brukes i WB-programmet for å simulere flere tusen laster og beregne dimensjonerende last er det selvsagt nødvendig med god kvalitet på fjærkurvene. Kvaliteten på fjærkurvene øker med antall lasttrinn. Figur 38 viser en skisse av hvordan antall lasttrinn i Plaxis 3D kan påvirke resulterende p-y-kurve. Med fire lasttrinn kommer det frem fra grafen at p-y-kurven «hopper over» området med høyest krumning. Dette området kommer tydelig frem når p-y-kurven tilbakeregnes fra en Plaxis 3D-beregning med 20 lasttrinn.



Figur 38 Skisse av betydningen av antall lasttrinn

Det er tilbakeregnet fjærkurver fra én Plaxis 3D-beregning med 20 lasttrinn. Denne Plaxis 3D-beregningen blir heretter kalt P20. Beregningen tar utgangspunkt i basismodellen, men her er langt flere lasttilfeller simulert. Tabell 6 viser størrelsen på alle lasttrinnene påført P20. Alle lastene virker på den stive platen 18m over jordoverflaten.

Tabell 6 Beskrivelse av Plaxis 3D-modellen P20

H1	H2	H3	H4	H5	H6	H7	H8	H9	H10
[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]
200	400	600	800	1 000	1 200	1 400	1 600	1 800	2 000
H11	H12	H13	H14	H15	H16	H17	H18	H19	H20
[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]
2 500	3 000	3 500	4 000	5 000	6 000	7 000	8 000	9 000	10 000

Tabell 7 viser oppsettet for fire ulike sett av beregninger, WB-I1-P20, WB-I1-O, WB-I2-P20 og WB-I2-O. Tilbakeregnete fjærkurver fra P20 brukes som inndata i WB-programmet. Deretter påføres monopelen i WB-programmet lik belastning som i I1. Ved å gjøre dette kan man sammenligne monopelens horisontale deformasjoner fra I1, WB-I1-O og WB-I1-P20. Resultatet viser påvirkningen av antall lasttrinn for belastningene i I1.

I beregningen WB-I2-P20 er fjærkurver fra P20 brukt som inndata i WB-programmet og monopelen er belastet likt som I2. Belastningen i I2 varierer fra belastningen i I1 og P20. I I2 er det økende moment, men konstant horisontal last. Ved å sammenligne horisontale forskyvninger fra I2, WB-I2-O og WB-I2-P20 kan man se hvilken betydning antall lasttrinn i Plaxis 3D har for belastningene i I2. Det vil si at man får en pekepinn på hvor godt WB-

Kapittel 4: Beregninger

programmet takler belastning som ikke var med i Plaxis 3D-modellen da fjærkurvene ble tilbakeregnet. Dersom WB-programmet takler dette godt kan tilbakeregnete fjærkurver fra Plaxis 3D brukes i WB-programmet for tusenvis av lasttilfeller.

Tabell 7 Beskrivelse av beregninger i WB-programmet

Beregning	p-y-kurve fra	M- θ -kurve fra	Belastning i WB-programmet
WB-I1-P20	Originale fra P20	Originale fra P20	Som I1
WB-I1-O	Originale fra basismodellen	Originale fra basismodellen	Som I1
WB-I2-P20	Originale fra P20	Originale fra P20	Som I2
WB-I2-O	Originale fra basismodellen	Originale fra basismodellen	Som I2

Denne masteroppgaven er begrenset til å kun analysere to sett av laster som ikke ble brukt da fjærkurvene ble tilbakeregnet. Resultatene i denne oppgaven bør derfor studeres nærmere før denne metoden benyttes i praksis.

Den siste parameteren i parameterstudiet er påført moment i Plaxis 3D.

4.6.4 Betydning av påført moment i Plaxis 3D

Når fjærkurver skal tilbakeregnes fra en Plaxis 3D-simulering må man bestemme seg for hvor høyt over jordoverflaten den laterale kraften skal angripe. Høyden over jordoverflaten kalles herved «lastens angrepshøyde». Påført moment er dermed lastens angrepshøyde multiplisert med størrelsen på den laterale kraften. Monopelen i Plaxis 3D er justert slik at lasten alltid angriper den stive platen i toppen av monopelen. I dette delkapittelet er tre ulike Plaxis 3D-beregninger beskrevet. Den ene er basismodellen der lastens angrepshøyde er 18 m eller $3 \cdot (\text{monopelens diameter})$, den andre er LA1 der lastens angrepshøyde er 2 m eller $1/3 \cdot (\text{monopelens diameter})$ og den tredje beregningen er LA2 der lastens angrepshøyde er 36 m eller $6 \cdot (\text{monopelens diameter})$. En oppsummert beskrivelse av de tre beregningene i Plaxis 3D er vist i Tabell 8.

Tabell 8 Beskrivelse av Plaxis 3D-simuleringer når lastens angrepshøyde undersøkes

Beregning	Basis-beregning	LA1	LA2
Lastens angrepshøyde	$18\text{m}=3 \cdot D$	$2\text{m}=1/3 \cdot D$	$36\text{m}=6 \cdot D$
Jordparametere fra	Basis-modellen	Basis-modellen	Basis-modellen
Påført last som i	Basis-modellen	Basis-modellen	Basis-modellen
L [Lengde i jord]	30 m	30 m	30 m
D [Diameter]	6 m	6 m	6 m
Modellstørrelse i Plaxis 3D	Basis-modellen	Basis-modellen	Basis-modellen

Ved å sammenligne tilbakeregnete fjærkurver fra LA1, LA2 og basismodellen kan betydningen av lastens angrepshøyde beskrives. Dersom tilbakeregnete fjærkurver fra Plaxis 3D skal kunne

Kapittel 4: Beregninger

brukes i et WB-program (der dimensjonerende last søkes) er det ønskelig at de tilbakeregnete fjærkurvene ikke er signifikant annerledes selv om lastens angrepshøyde i Plaxis 3D varierer. Med andre ord: Hvis tilbakeregnete fjærkurver fra LA1, LA2 og basismodellen er signifikant ulike kan ikke tilbakeregnete fjærkurvene brukes i et WB-program med ønsket nøyaktighet.

Dette er slutten på kapittelet om utførte beregninger. I neste kapittel blir resultater presentert og diskutert.

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

I dette kapitlet vil resultater fra beregningene i kapittel 4 bli presentert og diskutert. Det vil først bli redegjort for resultatene fra håndberegningen og hvilket bruksområde en slik håndberegning har. Etter det er resultater fra teoriløsningen for plan tøyning presentert. Deretter følger et delkapittel om betydningen av pelens skjærdeformasjon i WB-programmet. Når pelens skjærdeformasjon er diskutert følger en argumentasjonsrekke som konkluderer hvilken basismodell og hvilken tilbakeregningsmetode av fjærkurver som er best egnet for monopeler med store diametere. Mot slutten av kapitlet er parameterstudiet av den best egnede modellen inkludert. I parameterstudiet blir det redegjort for:

- 1) Betydningen av M- θ -kurver i WB-programmet
- 2) Interpolasjon av p-y-kurver omkring pelens rotasjonspunkt
- 3) Betydning av antall lasttrinn i Plaxis 3D
- 4) Betydning av påført moment i Plaxis 3D

5.1 Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter

Resultatene fra håndberegningen, samt beskrivelse av beregningsmetoden er inkludert i vedlegg A. Generelt kan det sies at Plaxis 3D-beregningene sammenlignes med håndberegningen for å kontrollere at beregningene er i samme størrelsesorden.

5.2 Teoriløsning

Resultater fra teoriløsningen til Baguelin et al. (1977) er vedlagt i vedlegg E. Teoriløsningen er sammenlignet med resultater fra de to basismodellene i Plaxis 3D. Teoriløsningen korrelerer best med basismodellene for dybder mellom jordoverflaten og pelens rotasjonspunkt. Dette er som forventet siden det sammenlignede dimensjonsløse uttrykket er som vist i formel (64). I formelen er lateral forskyvning i brøkens nevner. I lokasjoner omkring pelens rotasjonspunkt er laterale forskyvninger små. Dermed vil det dimensjonsløse uttrykket bli stort i dette området.

$$\frac{T}{U_r * G} = \frac{\text{påført lateral last}}{\text{lateral forskyvning} * G \text{ modul}} \quad (64)$$

På samme måte som med håndberegningen er Baguelin et al. (1977) sin teoriløsning inkludert for å kontrollere at resultatene fra basismodellene i Plaxis 3D er i riktig størrelsesorden.

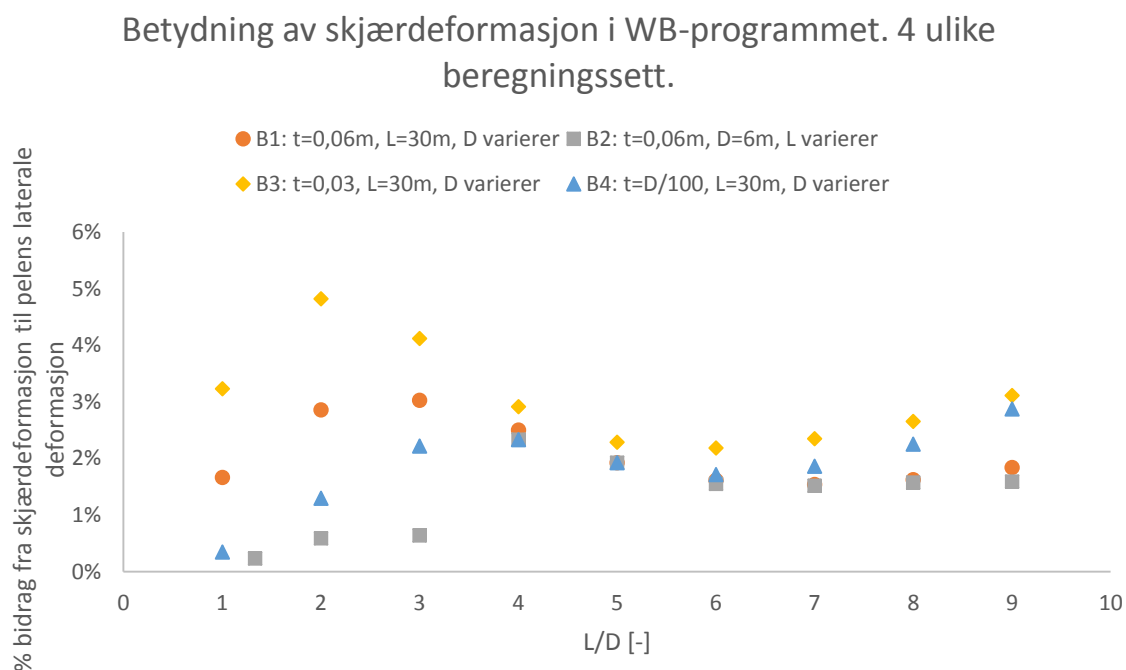
Kapittel 5: Resultater og diskusjon

Med enkel kontroll ved hjelp av håndberegningen etter Janbu (1957) og teoriløsningen etter Baguelin et al. (1977) kan det konkluderes med at basismodellene i Plaxis 3D ikke inneholder store feil.

Basismodellene i Plaxis 3D gir tilbakeregnete fjærkurver. Fjærkurvene er inndata i WB-programmet, men i WB-programmet må man også ta stilling til om pelens skjærdeformasjoner skal inkluderes eller neglisjeres. I neste delkapittel blir betydningen av monopelens skjærdeformasjoner i WB-programmet presentert og diskutert.

5.3 Betydning av skjærdeformasjon

Ett av punktene i masteroppgaveteksten er å redegjøre for betydningen av monopelens skjærdeformasjoner. Beskrivelse av beregningene ble gjennomgått i kapittel 4.5. Under følger resultatene samt en samlet diskusjon.



Figur 39 Resultater fra de 4 beregningssettene som illustrerer betydningen av skjærdeformasjon i WB-programmet

Figur 39 viser en sammenstilling av resultatene fra beregningssett 1, 2, 3 og 4. Bidraget fra skjærdeformasjon blir sett på som prosentvis avvik mellom laterale maksimale forskyvninger i WB-programmet når skjærdeformasjoner inkluderes og når skjærdeformasjoner ikke inkluderes.

For beregningssett 2 (B2) ble det for de to punktene lengst til venstre på Figur 39 påsatt et moment på 26 000kNm i stedet for 260 000 kNm og lateral last på 200 kN i stedet for

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

2 000 kN. Dette ble gjort fordi en monopel med $D = 6$ m og L/D-forhold på 2 eller mindre logisk nok ikke klarer å motstå de opprinnelige lastene.

Alle beregningssettene viser rimelig samsvarende resultater. For studerte L/D-forhold er prosentvise deformasjonsbidrag fra monopelens skjærdeformasjon under 5 %.

Samtlige beregningssett viser at det prosentvise skjærdeformasjonsbidraget er synkende for de laveste L/D-forholdene. Dette strider mot elementær bjelketeori som beskriver at skjærbidraget er viktigst for korte og stive bjelker (Bell, 2011), men resultatene kan forklares. For de laveste L/D-forholdene vil pelen rotere som et stivt legeme og all deformasjon vil skje i jorden. Prosentvis deformasjonsbidrag fra pelens skjærdeformasjon vil dermed synke for de laveste L/D-forholdene.

En typisk monopel for offshore vindturbinfundamentering har et L/D-forhold på omtrent 5. Ved å studere resultatpunktene i Figur 39 kommer det frem at det prosentvise deformasjonsbidraget fra pelens skjærdeformasjon er under 2,2% for alle beregningssett ved L/D = 5.

Hvorvidt skjærdeformasjoner kan neglisjeres må allikevel være opp til hvert enkelt prosjekt. Det må her nevnes at man kan inkludere skjærdeformasjoner uten at det kompliserer elementmetodeformuleringen i WB-programmet nevneverdig, og uten at det «koster» noe i form av mer regnearbeid eller større muligheter for numeriske problemer (Bell, 2011).

I denne oppgaven er det valgt å inkludere skjærdeformasjoner i resterende beregninger med WB-programmet.

I neste delkapittel blir resultatene fra derivasjonsmetoden presentert. Tilbakeregnete fjærkurver blir både kontrollert med likevektsbetraktninger og beregninger i WB-programmet.

5.4 Derivasjonsmetoden

Derivasjonsmetoden er basismodellen som vil bli presentert først. Metoden tar utgangspunkt i Plaxis 3D-beregningen der monopelen blir modellert som en halv massiv pel med en fiktiv bjelke i midten. Målet med metoden er å tilbakeregne p-y-kurver fra den fiktive bjelken i midten av den massive pelen. p-verdiene blir utregnet fra skjærkreftene i den fiktive bjelken og y-verdiene blir tatt direkte fra den fiktive bjelken. Resulterende p-y-kurver er i denne metoden ment å inkludere effekten av vertikale skjærkrefter. Fokuset i dette delkapittelet er å redegjøre for kvaliteten på tilbakeregnete p-y-kurver.

Etter å ha gjennomført beregningen beskrevet i kapittel 4.4.1 er resultatene brukt til å sette opp kraft- og momentlikevekt. Dersom kraft- og momentlikevekt er korrekt skal henholdsvis

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

kraftavvik og momentavvik være 0 %. Tabell 9 viser kraftavvik og momentavvik for derivasjonsmetoden.

For alle lasttrinnene varierer avviket i horisontal likevekt mellom 23,9 % og 27,3 %. Dette er et forholdsvis stort avvik. I derivasjonsmetoden blir p-verdier utregnet ved å derivere pelens skjærkraftdiagram. p-verdiene vil da være avhengig deriveringsmåten. I denne oppgaven er det valgt numerisk derivasjon. Det ble også prøvd å tilpasse et 6. grads-polynom til pelens skjærkraftdiagram, og deretter derivere 6. gradspolynomet, men dette ga større avvik enn numerisk derivasjon.

Avviket samsvarer godt med Rosquoët et al. (2010) som konkluderer med at resulterende usikkerhet ved bruk av p-y-kurver er varierende, men alltid mindre enn 35 % ved grunne og dype jordlag.

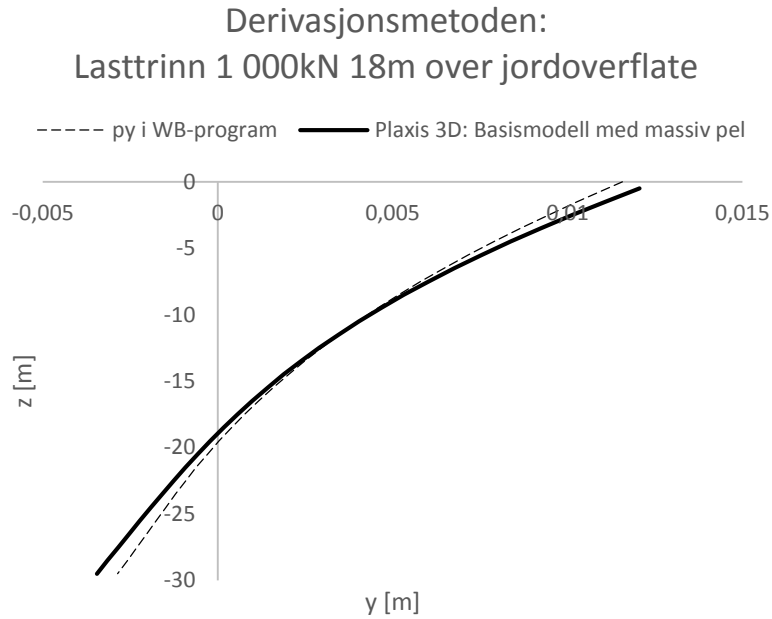
Det kan hevdes at man skaper en «kunstig» p-verdi når p-verdien settes til den deriverte av pelens skjærkraftdiagram. Det viser seg at p-verdiene omgjort til kraftkomponenter ikke er i likevekt med ytre krefter. Dette betyr at p-verdiene får den verdien som tilfredsstillende pelens deformasjon, men ikke ytre krefter.

Tabell 9 Prosentvis kraft- og momentavvik ved bruk av derivasjonsmetoden

	Prosentvis avvik etter formel (61) og (62)			
Lasttrinn [kN]	500	1 000	5 000	10 000
Kraftavvik	26,7 %	27,3 %	25,8 %	23,9 %
Momentavvik eksklusivt bidrag fra vertikale skjærkrefter	-42,9 %	-46,6 %	-47,3 %	-43,3 %

Når kraftavviket er forholdsvis stort vil også momentavviket være forholdsvis stort. Momentavviket varierer som vist i Tabell 9 mellom 42,9 % og 47,3 %.

Det er nå vist at både kraftavviket og momentavviket er stort for derivasjonsmetoden. Videre skal det undersøkes hvilke horisontale deformasjoner WB-programmet gir når p-y-kurvene brukt i WB-programmet er tilbakeregnet fra derivasjonsmetoden. Figur 40 viser en sammenligning av horisontale deformasjoner fra Plaxis 3D og fra WB-programmet når 1 000 kN virker 18 m over jordoverflaten på en halv pel. Det kommer tydelig frem fra Figur 40 at WB-programmet gir en stivere løsning enn Plaxis 3D.



Figur 40 Derivasjonsmetoden: Sammenligning av horisontale deformasjoner fra Plaxis 3D og fra WB-programmet

I toppen av pelen avviker deformasjonen fra WB-programmet med 8 % fra deformasjonene i Plaxis 3D og i bunnen er avviket 17%.

Når verken kraftlikevekt, momentlikevekt eller samsvar mellom Plaxis 3D og WB-programmet gir korrekte resultater kan det konkluderes med at derivasjonsmetoden ikke er velegnet til å tilbakeregne p-y-kurver fra Plaxis 3D.

I neste delkapittel blir resultatene fra spenningspunktmetoden presentert og diskutert.

5.5 Spenningspunktmetoden

Den andre vurderte metoden for å tilbakeregne fjærkurver fra Plaxis 3D-beregninger er spenningspunktmetoden. Denne metoden resulterer ikke bare i p-y-kurver, men også M- θ -kurver. Metoden tar utgangspunkt i Plaxis 3D-beregningen der monopelen blir modellert som en halv pel med plateelementer. I denne modellen er det jord både inne i pelen og utenfor pelen. Effekten av vertikale skjærkrefter representeres her med momentfjærer (M- θ -kurver).

Spenningspunktmetoden i Plaxis 3D ble gjennomført som beskrevet i kapittel 4.3.2. Som kontroll av tilbakeregnete p- og M-verdier er kraftavvik og momentavvik kalkulert. Tabell 10 viser kraftavvik og momentavvik for hvert lasttrinn.

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

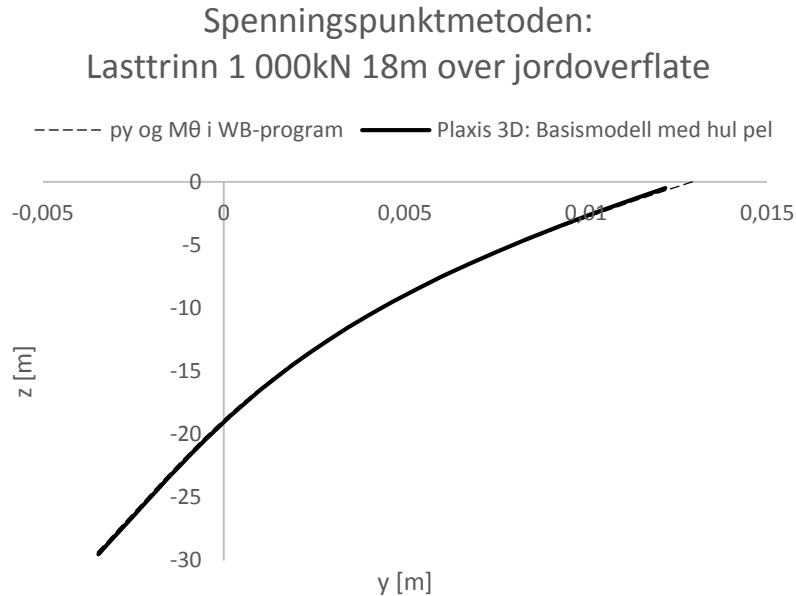
Tabell 10 Prosentvis kraft- og momentavvik ved bruk av spenningspunktmetoden

	Prosentvis avvik etter formel (61) og (62)			
Lasttrinn [kN]	500	1 000	5 000	10 000
Kraftavvik	0,4 %	0,1 %	-0,6 %	-0,9 %
Momentavvik ekskl. bidrag fra vert. skjær	15,0 %	15,3 %	16,9 %	17,5 %
Momentavvik inkl. bidrag fra vert. skjær	0,6 %	0,6 %	0,9 %	1,2 %

Kraftavviket varierer mellom 0,4 % og 0,9 %. Dette vurderes som et minimalt avvik. Her er det viktig å poengtere at elementmetoden er en numerisk løsningsmetode og at det derfor må forventes noe avvik i beregningene. I Tabell 10 er det i tillegg til kraftavvik inkludert to ulike momentavvik. Det første (Momentavvik ekskl. bidrag fra vert. skjær) er momentavviket dersom man ikke tar hensyn til de vertikale skjærkreftene beskrevet i kapittel 3.8. Det andre (Momentavvik inkl. bidrag fra vert. skjær) er momentavviket dersom man tar hensyn til de vertikale skjærkreftene beskrevet i kapittel 3.8. Det kommer tydelig frem fra Tabell 10 at vertikale skjærkrefter gir et signifikant bidrag til momentavviket. Momentavviket med bidraget fra vertikale skjærkrefter varierer mellom 0,6 % og 1,2 % for evaluerte lasttrinn.

Basert på kontrollberegningene er resultatet at spenningspunktmetoden er vesentlig bedre enn derivasjonsmetoden for å tilbakeregne fjærkurver. Faktumet at M- θ -kurver kan beregnes med spenningspunktmetoden er også et positivt argument. Oppførselen til monopeler med lavt L/D-forhold i et WB-program er i stor grad avhengig av M- θ -kurver. Dette blir illustrert i kapittel 4.6.1 og 5.6.1 der resultater fra analyser med ulike slankhetsforhold blir beskrevet og analysert.

Figur 41 viser på samme måte som Figur 40 en sammenligning av horisontale deformasjoner fra Plaxis 3D og fra WB-programmet når 1 000 kN virker 18 m over jordoverflaten på en halv pel. Det kommer frem fra Figur 41 at deformasjoner fra Plaxis 3D og WB-programmet samsvarer meget godt.



Figur 41 Spenningspunktmetoden: Sammenligning av horisontale deformasjoner fra Plaxis 3D og fra WB-programmet

I toppen av pelen avviker deformasjonen fra WB-programmet med 1,7 % fra deformasjonene i Plaxis 3D og i bunnen er avviket 2,4%.

Hittil har det blitt sett på to ulike basismodeller; én med massiv pel og én med hul pel. For den massive pelen er derivasjonsmetoden brukt for å tilbakeregne p-y-kurver, mens spenningspunktmetoden er benyttet for å tilbakeregne p-y- og M- θ -kurver for den hule pelen. Basert på likevektberegningene og sammenligningene mellom horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-programmet kan det konkluderes med at basismodellen med hul pel og dermed spenningspunktmetoden er best egnet til å tilbakeregne fjærkurver.

5.6 Parameterstudie

Til nå er spenningspunktmetoden vurdert som foretrukket basismodell for tilbakeregning av p-y- og M- θ -kurver. Utvalgte parametere fra basismodellen i Plaxis 3D og WB-programmet er studert i dette delkapittelet. De utvalgte parameterne er; M- θ -kurver i WB-programmet, interpolasjon av p-y-kurver brukt i WB-programmet, betydning av antall lasttrinn i Plaxis 3D og betydningen av påført moment i Plaxis 3D.

5.6.1 Betydning av M- θ -kurver i WB-programmet

En slank pel med stort L/D-forhold vil i hovedsak mobilisere jordreaksjoner i horisontalretning mens en pel med lavt L/D-forhold vil i tillegg mobilisere skjærkrefter i vertikal retning som vil ha betydning både for kapasitet og stivhet. I WB-programmet kan virkningen av vertikale

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

skjærkrefter på pelen representeres med momentfjærer (M- θ -kurver). Dette delkapittelet tar for seg betydningen av M- θ -kurver i et WB-program. For å beskrive betydningen av M- θ -kurver er resultater fra beregningene i kapittel 4.6.1 fremstilt.

Tabell 11 viser resultater fra ett lasttrinn for beregninger med ulike L/D-forhold. For dette lasttrinnet viser tabellen at prosentvis deformasjonsavvik i toppen av jordlaget er under 2,1 % når både p-y- og M- θ -kurver inkluderes i WB-programmet. Deformasjonsavvikene i tabellen gjelder for ett lasttrinn og er definert slik at deformasjoner fra Plaxis 3D er satt til 0 % deformasjonsavvik. Hvilke laster og momenter som er påført pelene med forskjellig L/D-forhold er tabulert i vedlegg D. Når WB-programmet bare har p-y-kurver som inndata blir generelt deformasjonsavviket signifikant større, men avviket øker mest for lave L/D-forhold. Ved å studere siste kolonne i Tabell 11 kan det konkluderes med at hypotesen i kapittel 4.6.1 (M- θ -kurver vil ha størst betydning for lave L/D-forhold) stemmer for dette lasttrinnet. Beregningene med L/D=10 viser bare 4,1 % deformasjonsavvik når M- θ -kurver ikke tas med i WB-programmet.

Tabell 11 Betydning av M- θ -kurver for ulike L/D-forhold

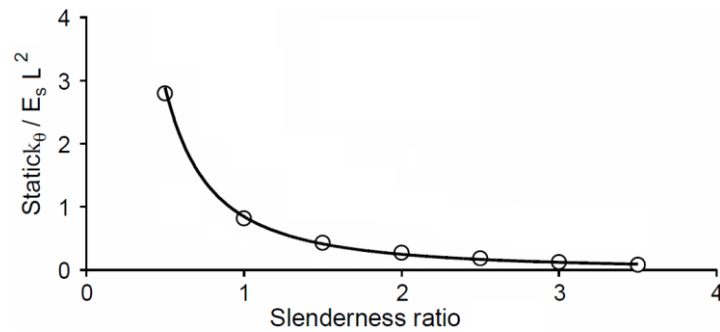
Sammenligning av horisontale forskyvninger	L/D	y(z=-0,5m) Plaxis 3D [m]	%-vis deformasjonsavvik i WB-programmet med p-y- og M- θ -kurver	%-vis deformasjonsavvik i WB-programmet med p-y-kurver
Lasttrinn 2:	2	0,008	2,1 %	46,9 %
	5	0,012	1,7 %	13,1 %
	10	0,010	-0,1 %	4,1 %

Denne hypotesen er også bekreftet av Gerolymos og Gazetas (2006) som konkluderer med at fjærstivheten, k_{θ} , for momentfjærer på sirkulære kasser kan skrives som formel (65).

$$k_{\theta} \approx 0,85 \left(\frac{L}{D}\right)^{-1,71} E_s L^2 \quad (65)$$

I Figur 42 er fjærstivheten for momentfjærer gjort dimensjonsløs og plottet mot L/D-forholdet. Det kommer tydelig frem at k_{θ} går mot null når L/D-forholdet blir stort. Når k_{θ} er liten blir bidraget fra momentfjærer på en Winklerbjelke minimalt.

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

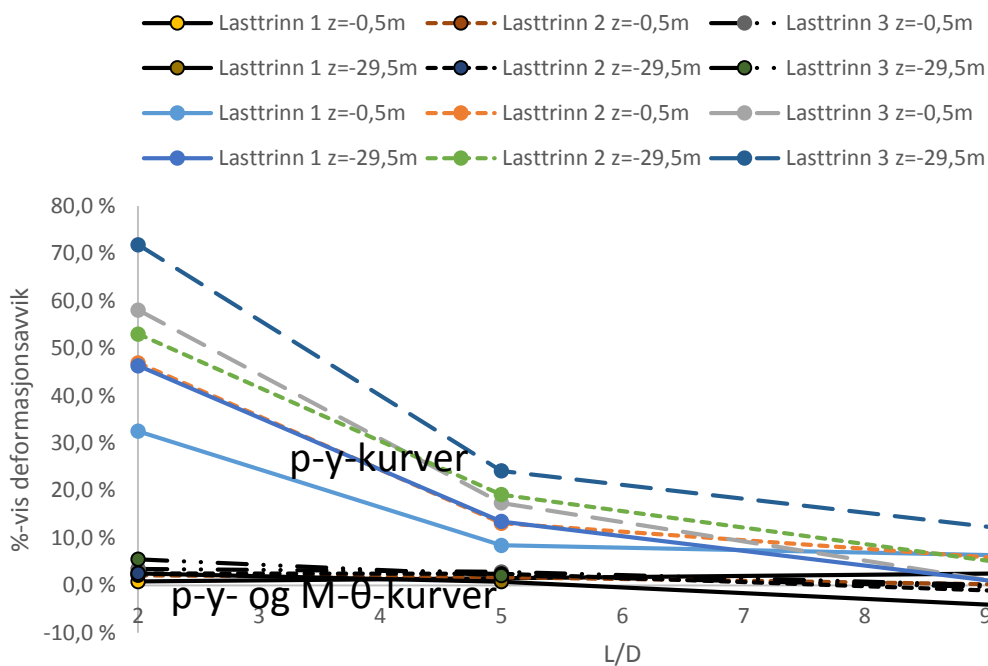


Figur 42 Dimensjonsløs momentfjærstivhet plottet mot L/D-forholdet (Gerolymos og Gazetas, 2006)

Figur 43 illustrerer hvordan det prosentvise deformasjonsavviket varierer med tre ulike L/D-forhold og tre ulike lasttrinn. Det er valgt å bruke rette linjer mellom hvert punkt på grafene. Dette er ikke en interpolasjon, men kun ment for å kunne lese figuren tydeligere. Punktene som er merket «p-y-kurver» viser deformasjonsavviket fra WB-programmet når bare p-y-kurver er inndata i WB-programmet og punktene som er merket «p-y- og M- θ -kurver» viser deformasjonsavviket fra WB-programmet når både p-y- og M- θ -kurver inkluderes i WB-programmet.

Ved å studere Figur 43 kan det konkluderes med at hypotesen i kapittel 4.6.1 stemmer for samtlige undersøkte lasttrinn: Jo lavere L/D-forholdet er, desto større betydning har M- θ -kurver. Dette er fordi pelens vertikale skjærkrefter får lengre «arm» ved lavere L/D-forhold. I tillegg observeres det at WB-programmet gir horisontale forskyvninger av høy nøyaktighet for alle evaluerte L/D-forhold når både p-y- og M- θ -kurver er inndata i WB-programmet. Dette betyr at WB-programmet gir samsvarende resultater med Plaxis 3D når både kraftfjærer og momentfjærer brukes i WB-programmet.

Sammenligning av horisontale forskyvninger mellom Plaxis 3D og WB-programmet



Figur 43 Sammenligning av horisontale forskyvninger mellom Plaxis 3D og WB-programmet med kun p-y-kurver

Typiske monopelfundament for offshore vindturbiner har L/D-forhold mellom 4 og 6. I vedlegg F fremkommer det at deformasjonsavviket er under 2,8 % for de tre første lasttrinnene når både p-y- og M-θ-kurver inkluderes i WB-programmet og L/D er lik 5. Dette avviket kan reduseres ytterligere ved å bruke p-y- og M-θ-kurver fra Plaxis 3D-simuleringer med flere lasttrinn. Betydning av antall lasttrinn vil bli gjennomgått i kapittel 5.6.3.

I neste avsnitt blir resultatene fra beregningene i kapittel 4.6.2 presentert og diskutert.

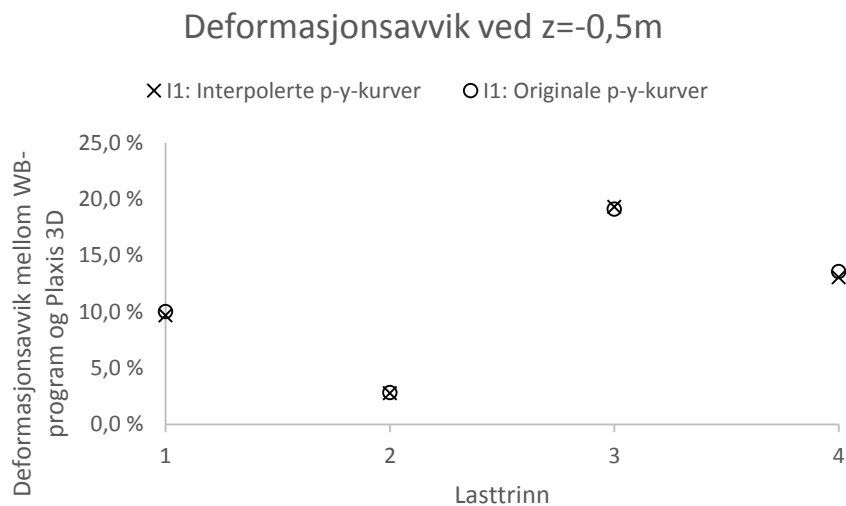
5.6.2 Interpolasjon av p-y-kurver rundt rotasjonspunkt

Dersom tilbakeregnete p-y- og M-θ-kurver for bestemt pel-diameter, pel-lengde, jordmateriale og lasttrinn skal kunne brukes i et WB-program, er det trolig nødvendig med en interpolasjon av p-y-kurvene. Uten interpolasjon av p-y-kurvene er hypotesen at WB-programmet kun kan ha laster som gir rotasjonspunkt i samme dybde som opprinnelig Plaxis 3D-simulering. Ved å interpolere p-y-kurvene rundt rotasjonspunktet er det muligens gjennomførbart å definere et sett med p-y-kurver som kan brukes i et WB-program med flere tusen ulike lasttilfeller.

Interpolasjonsmetoden og Plaxis 3D-beregningene I1 og I2 er beskrevet i kapittel 4.6.2.

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

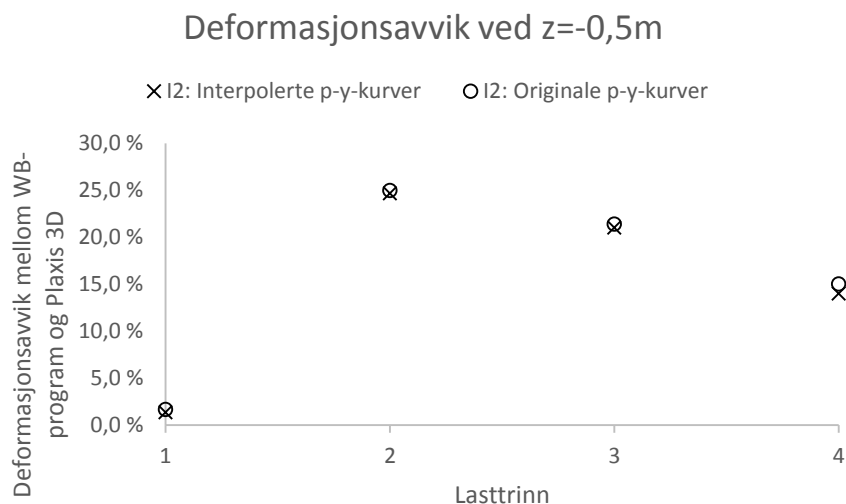
Figur 44 fremstiller betydningen av interpolerte p-y-kurver. Resultater fra I1 er sett på som korrekte og deformasjonsavviket for WB-beregninger både med interpolerte p-y-kurver og originale p-y-kurver er sammenlignet. Figuren gjelder for $z = -0,5$ m. Lasttrinnene i I1 er beskrevet i Tabell 4 i kapittel 4.6.2. Det fremkommer av Figur 44 at deformasjonsavviket ved $z = -0,5$ m viser neglisjerbar betydning av interpolerte fjærkurver.



Figur 44 Lateralt deformasjonsavvik ved $z = -0,5$ m og lasttrinn fra Plaxis 3D-beregningen I1

Figur 45 viser også betydningen av interpolerte p-y-kurver. Her er resultater fra I2 sett på som korrekte og deformasjonsavviket for WB-beregninger både med interpolerte p-y-kurver og originale p-y-kurver er sammenlignet. Figuren gjelder for $z = -0,5$ m. Lasttrinnene i I2 er beskrevet i Tabell 4 i kapittel 4.6.2. Det fremkommer også av Figur 45 at deformasjonsavviket ved $z = -0,5$ m viser neglisjerbar betydning av interpolerte fjærkurver.

I vedlegg I er deformasjonsavvikene ved $z = -29,5$ m vist både med lasttrinnene i I1 og med lasttrinnene i I2.



Figur 45 Lateralt deformasjonsavvik ved z = -0,5m og lasttrinn fra Plaxis 3D-beregningen I2

Disse resultatene strider imot hypotesen om at interpolering av p-y-kurver omkring pelens rotasjonspunkt er nødvendig. Forklaringen for dette er allikevel logisk og kan forklares med Tabell 12. Selv om det er brukt ulike laster i Plaxis 3D-beregningene er monopelens rotasjonspunkt lokalisert ved noen lunde samme z-verdi. Det vil si at laterale deformasjoner (y-verdiene) er små i dette området både for basismodellen, I1 og I2. Siden y-verdiene er små blir stivhetsbidraget fra p-y-kurvene i dette område lite. Dermed er det rimelig at betydningen av å interpolere fjærkurver rundt monopelens rotasjonspunkt er av neglisjerbar betydning for utførte beregninger. I masterarbeidets resterende beregninger er betydningen av interpolerte p-y-kurver omkring monopelens rotasjonspunkt neglisjert. Det vil si at det kun er brukt originale fjærkurver og p-y-kurvenes problematikk omkring monopelens rotasjonspunkt blir neglisjert.

Tabell 12 Monopelens rotasjonspunkt ved forskjellige Plaxis 3D-modeller og forskjellige lasttrinn

	Plaxis 3D-modell	Lasttrinn			
		1	2	3	4
Rotasjonspunktets z-verdi	Basismodellen	-19	-19	-21	-22
Rotasjonspunktets z-verdi	I1	-18	-19	-20	-21
Rotasjonspunktets z-verdi	I2	-19	-18	-18	-18

I dette delkapittelet er det kun sett på betydningen av interpolerte p-y-kurver. M- θ -kurvene er originale fra basismodellen. M- θ -kurvene har ikke samme problematikk omkring rotasjonspunktet som p-y-kurvene har. Det er fordi både M-verdiene og θ -verdiene har samme

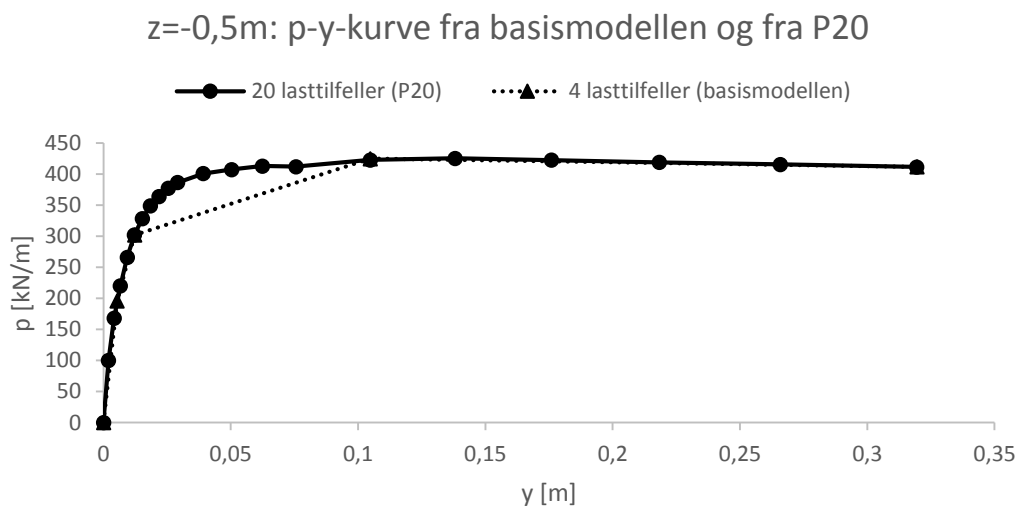
fortegn langs hele monopelens lengdeakse. Interpolering av M- θ -kurver er dermed ikke nødvendig.

I neste avsnitt blir resultatene fra beregningene i kapittel 4.6.3 presentert og diskutert.

5.6.3 Betydning av antall lasttrinn

Når fjærkurver tilbakeregnes fra Plaxis 3D blir det ett punkt i fjærkurvene for hvert lasttrinn i Plaxis 3D. I dette delkapittelet vil betydningen av antall lasttrinn i Plaxis 3D bli diskutert. Plaxis 3D-beregningene I1 og I2 (Tabell 4 i kapittel 4.6.2) er brukt for å sammenligne horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D med horisontale forskyvninger fra WB-programmet. Hypotesen er at WB-programmet vil få bedre samsvar med I1 og I2 dersom fjærkurvene har mange punkt fremfor få punkt. Fjærkurvene som er brukt i WB-programmet er tilbakeregnet fra basismodellen og fra P20-modellen. For hvert lasttrinn i I1 og I2 sammenlignes monopelens horisontale forskyvninger med horisontale forskyvninger fra WB-programmet med fjærkurver fra basismodellen. Hvert lasttrinn sammenlignes også med horisontale forskyvninger fra WB-programmet med fjærkurver fra P20-modellen. Beregningene er forklart i kapittel 4.6.3. Analyserte WB-beregninger er WB-I1-P20, WB-I1-O, WB-I2-P20 og WB-I2-O.

Betydningen av antall lasttrinn i Plaxis 3D når fjærkurver skal tilbakeregnes kommer tydelig frem i Figur 46 der p-y-kurven med fire tilbakeregnete punkt «hopper over» området med høyest krumning. I praksis betyr dette at p-y-kurvene fra 4 lasttrinn er mykere enn p-y-kurvene fra 20 lasttrinn. Når fjærkurvene brukes som inndata i WB-programmet forventes det derfor en mykest løsning når fjærkurver med 4 lasttrinn brukes.



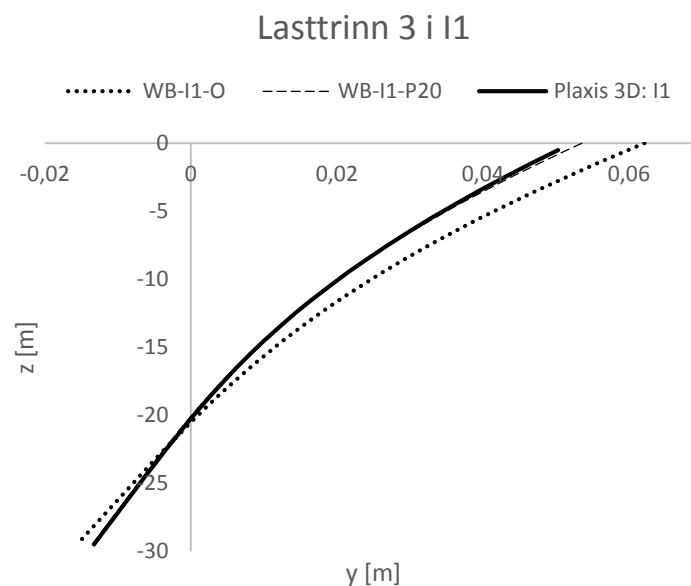
Figur 46 Tilbakeregnete p-y-kurver for z = -0,5m

Sammenligning med Plaxis 3D-beregnings I1

Plaxis 3D-beregningen I1 er beskrevet i kapittel 4.6.2. Kort oppsummert er I1 bygget opp på samme måte som basismodellen, men påført last er annerledes. De påførte lastene i I1 har verdi midt mellom verdiene påførte laster har i basismodellen. Figur 47 viser horisontale forskyvninger fra tre forskjellige beregninger ved ett lasttrinn:

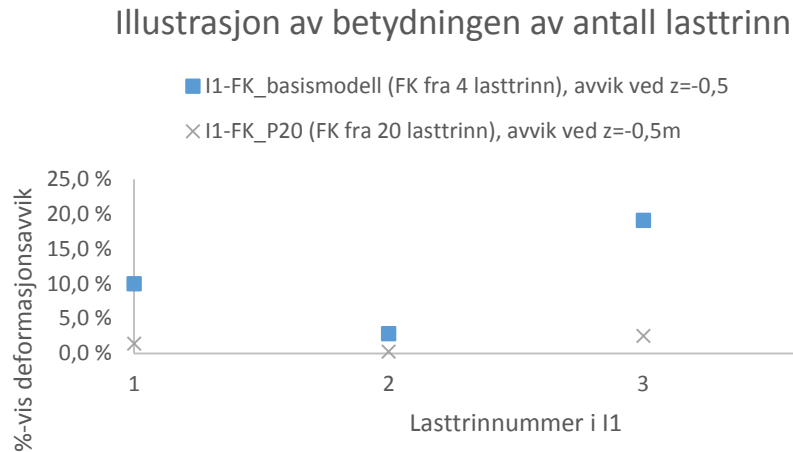
- I1: Plaxis 3D-simulering
- WB-I1-O: WB-beregning med påført last som I1, men fjærkurver tilbakeregnet fra basismodellen (4 lasttrinn)
- WB-I1-P20: WB-beregning med påført last som I1, men fjærkurver tilbakeregnet fra Plaxis 3D-beregningen P20 (20 lasttrinn)

Det kommer tydelig frem av Figur 47 at WB-beregningen med fjærkurver fra P20 samsvarer signifikant bedre med I1 enn WB-beregningen med fjærkurver fra basismodellen.

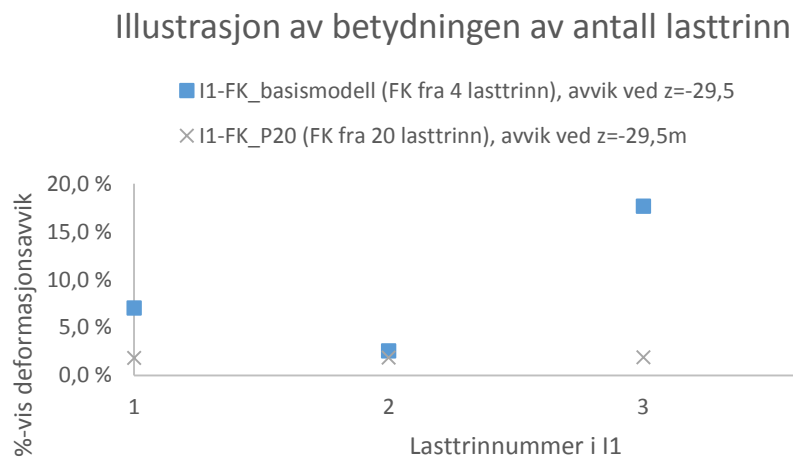


Figur 47 Sammenligning av horisontale deformasjoner fra WB-programmet med ulike fjærkurver og Plaxis 3D-simuleringen I1

I Figur 48 og Figur 49 er prosentvis deformasjonsavvik mellom I1 og de to WB-beregningene plottet mot lasttrinnummer. Lasttrinnummer 1 er første lasttrinn i I1, lasttrinnummer 2 er andre lasttrinn i I1 osv. De forskjellige lasttrinnene i I1 er beskrevet i Tabell 4 i kapittel 4.6.2. Figur 48 viser deformasjonsavvik ved $z = -0,5$ m og Figur 49 viser deformasjonsavvik ved $z = -29,5$ m.



Figur 48 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -0,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt



Figur 49 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -29,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt

Sammenligning med Plaxis 3D-bereiningen I2

Plaxis 3D-beregningen I2 er beskrevet i kapittel 4.6.2. Kort oppsummert er I2 bygget opp på samme måte som basismodellen, men påført last er annerledes. De påførte lastene i I2 har verdier som beskrevet i Tabell 4 i kapittel 4.6.2 og kan oppsummeres med at horisontal påført last holdes konstant lik 1 000 kN og påført moment øker lineært fra 0 kNm (lasttrinn 1) til 130000 kNm (lasttrinn 4).

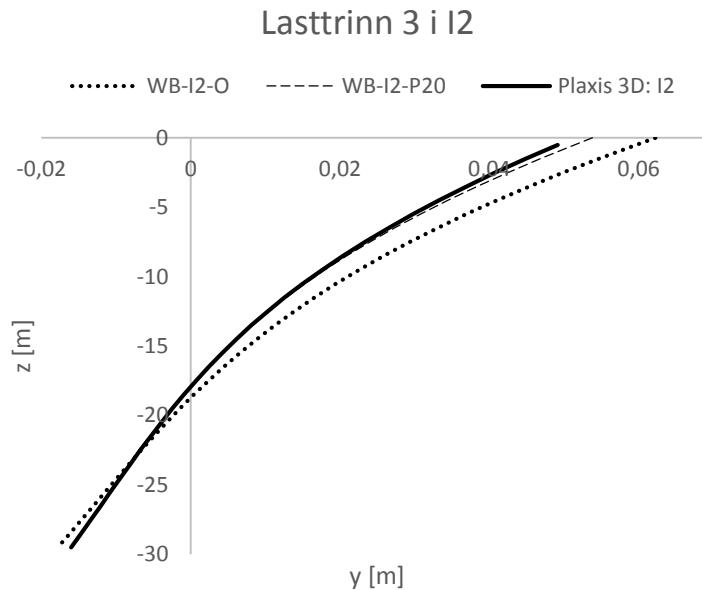
Figur 50 viser horisontale forskyvninger fra tre forskjellige beregninger ved lasttrinnsnummer 3:

- I2: Plaxis 3D-simulering

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

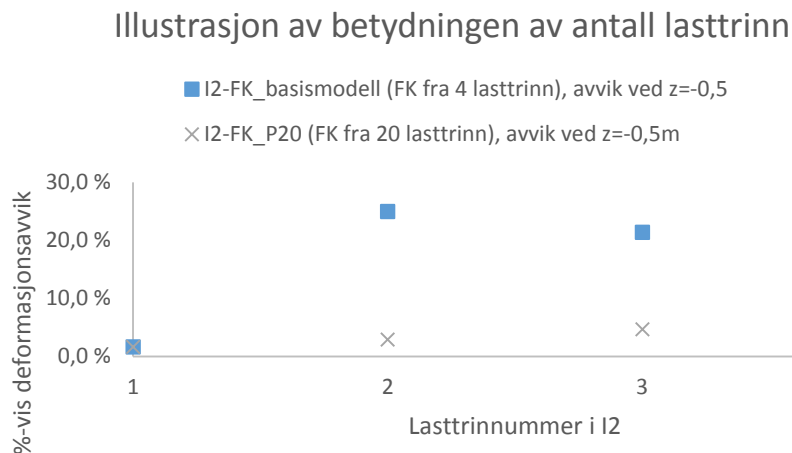
- WB-I2-O: WB-beregning med påført last som I2, men fjærkurver tilbakeregnet fra basismodellen (4 lasttrinn)
- WB-I2-P20: WB-beregning med påført last som I2, men fjærkurver tilbakeregnet fra Plaxis 3D-beregningen P20 (20 lasttrinn)

Det kommer tydelig frem av Figur 50 at WB-beregningen med fjærkurver fra P20 samsvarer mye bedre med I2 enn WB-beregningen med fjærkurver fra basismodellen.

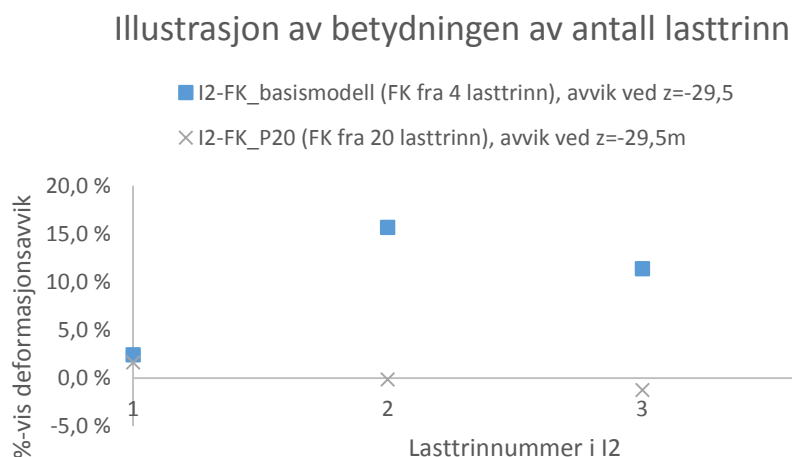


Figur 50 Sammenligning av horisontale deformasjoner fra WB-programmet med ulike fjærkurver og Plaxis 3D-simuleringen I2

I Figur 51 og Figur 52 er prosentvis deformasjonsavvik mellom I2 og de to WB-beregningene plottet mot lasttrinnummer. Figur 51 sammenligner horisontale deformasjoner ved $z = -0,5$ m og Figur 52 sammenligner horisontale deformasjoner ved $z = -29,5$ m. For lasttrinnummer 1 er det tydelig at det prosentvise deformasjonsavviket samsvarer godt for både WB-I2-P20 og WB-I2-O. Dette gjelder kun for lasttrinnummer 1 og kan forklares med følgende opplysning: Både basismodellen, P20 og I2 er simulert med lasttrinnet der en lateral last på 1 000 kN angriper monopelen 18 m over jordoverflaten. WB-programmet itererer seg dermed frem til lik løsning som Plaxis 3D uavhengig om fjærkurvene er fra basismodellen eller P20.



Figur 51 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -0,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt



Figur 52 Prosentvis deformasjonsavvik (ved $z = -29,5\text{m}$) for WB-beregninger med fjærkurver med 4 punkt og WB-beregninger med 20 punkt

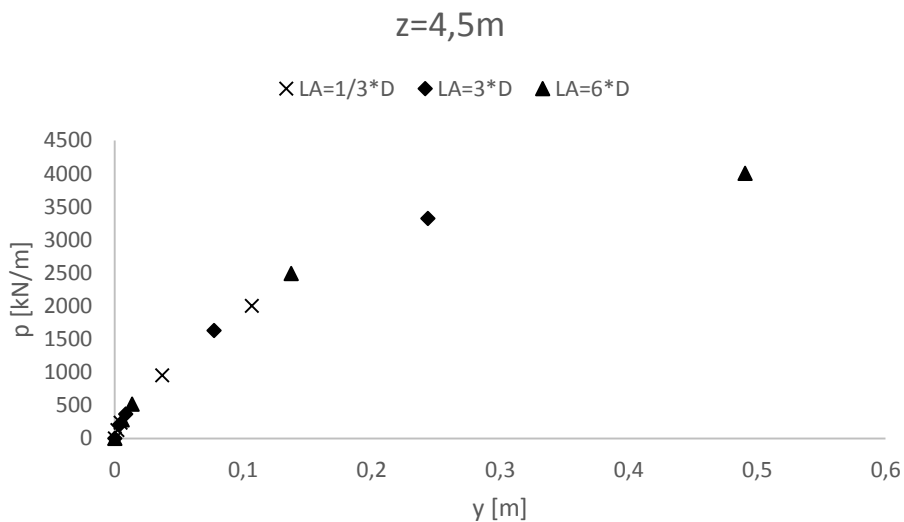
I dette delkapittelet ble betydningen av antall lasttrinn i Plaxis 3D beskrevet. 4 lasttrinn resulterer i 4 punkt i p-y- og M- θ -kurver og 20 lasttrinn resulterer i 20 punkt i p-y- og M- θ -kurver. Ved å bruke de ulike settene med fjærkurver i WB-programmet, sette på last som I1 og I2 og dermed sammenligne horisontale forskyvninger kom det frem at 20 lasttrinn er signifikant bedre enn 4 lasttrinn. Deformasjonsfigurene (Figur 47 og Figur 50) viser at WB-programmet med fjærkurver med 20 punkter gir god korrelasjon med Plaxis 3D-beregningene I1 og I2. Deformasjonsfigurene viser også at WB-I1-O og WB-I2-O gir mykere løsninger enn WB-I1-P20 og WB-I2-P20. Dette funnet er som forventet siden fjærkurvene fra P20 er stivere enn fjærkurvene fra basismodellen.

Neste delkapittel inneholder resultater og diskusjon fra beregningene i kapittel 4.6.4.

5.6.4 Betydning av påført moment i Plaxis 3D

I dette delkapittelet er p-y- og M- θ -kurver for to utvalgte dybder fremstilt, men i vedlegg H er resultater for hver femte meters dybde presentert. Fokuset er her å evaluere hvordan påført moment i Plaxis 3D påvirker tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurver. Dette er gjort ved å tilbakeregne p-y- og M- θ -punkt for hver meters dybde fra tre forskjellige Plaxis 3D-simuleringer. I den første simuleringen er lastens angrepshøyde (LA) D/3, i den andre simuleringen er LA 3*D og i den tredje simuleringen er LA 6*D. D er monopelens diameter som her er satt til 6 m.

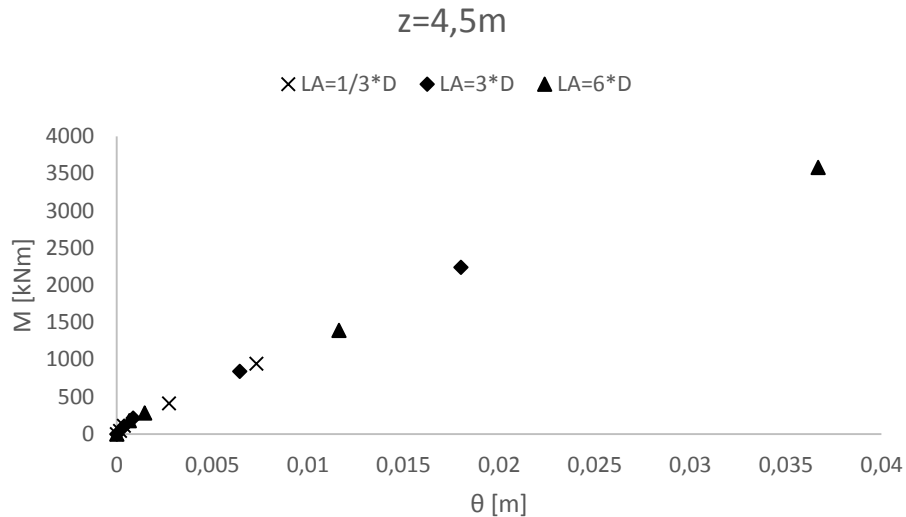
Figur 53 viser tilbakeregnete p-y-punkt ved jorddybde 4,5m. Punktene er tilbakeregnet fra de tre forklarte Plaxis 3D-simuleringene (basismodellen, LA1 og LA2).



Figur 53 Tilbakeregnete p-y-punkt ved z = -4,5m for tre ulike angrepshøyder for påført last

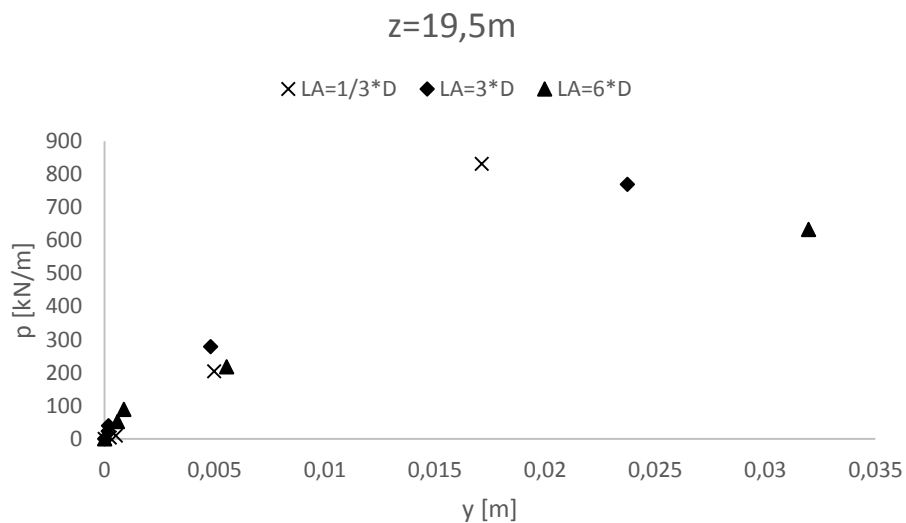
Figur 54 viser tilbakeregnete M- θ -punkt ved jorddybde 4,5m.

Kapittel 5: Resultater og diskusjon



Figur 54 Tilbakeregnete M- θ -punkt ved $z = -4,5\text{m}$ for tre ulike angrepshøyder for påført last

Figur 55 viser tilbakeregnete p-y-punkt ved jorddybde 19,5m. Denne dybden er ved monopelens rotasjonspunkt.



Figur 55 Tilbakeregnete p-y-punkt ved $z = -19,5\text{m}$ for tre ulike angrepshøyder for påført last

Fra Figur 53 og Figur 54 kommer det tydelig frem at påført moment i Plaxis 3D er av neglisjerbar betydning for tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurver. Tilbakeregnete p-y- og M- θ -punkt er på samme kurve. Dette resultatet gjelder langs hele monopelens lengdeakse, men det er et unntak. Omkring monopelens rotasjonspunkt er det tydelig at tilbakeregnete p-y-punkt ikke er på samme kurve. Dette kommer frem av Figur 55 der tilbakeregnete p-y-punkt ved $z = -19,5\text{ m}$ er fremstilt. Problematikken til tilbakeregnete p-y-kurver omkring monopelens

Kapittel 5: Resultater og diskusjon

rotasjonspunkt skyldes at ett påført moment i Plaxis 3D gir ett rotasjonspunkt og et annet påført moment kan gi et annet rotasjonspunkt. Tabell 13 beskriver lokasjonen til rotasjonspunktene for hvert lasttilfelle for hver av de tre Plaxis 3D-beregningene. For hvert lasttilfelle kommer det frem at basismodellen har rotasjonspunkt mellom rotasjonspunktene til LA1 og LA2.

Tabell 13 Rotasjonspunkt for hvert lasttrinn for basismodellen, LA1 og LA2

Plaxis 3D- beregning	Lastens angrepshøyde	z-verdien for rotasjonspunktet [m]			
		H1= 500 kN	H2= 1000 kN	H3= 5000 kN	H4= 10000 kN
Basismodellen	18m	19	19	21	22
LA1	2m	22	22	23	23
LA2	36m	17	18	20	21

Som beskrevet i kapittel 4.6.2 skifter ikke nødvendigvis jordmotstanden, p , fortegn ved rotasjonspunktet. Dette gir at p-y-punktene omkring monopelens rotasjonspunkt, fra de tre forskjellige Plaxis 3D-beregningene, ikke forventes å befinne seg på samme kurve.

Med dette kan det konkluderes at påført moment i Plaxis 3D er i dette studiet funnet å ha neglisjerbar betydning for tilbakeregnete fjærkurver. Konklusjonen gjelder langs hele monopelens lengdeakse bortsett fra omkring rotasjonspunktet.

Kapittel 6: Sammendrag og konklusjon

Hovedoppgaven i dette masterarbeidet var å definere fjærkurver (p-y- og M- θ -kurver) for monopeler med stor diameter ved bruk av elementmetodeprogrammet Plaxis 3D. Dette ble gjort ved å først opprette to forskjellige basismodeller i Plaxis 3D; én modell der pelen er hul og bestående av plateelementer og én modell der pelen er massiv og bestående av volumelementer. Fjærkurver fra basismodellen med hul pel viste best resultater, både med tanke på likevektsbetraktninger og med tanke på kontrollberegninger ved bruk av et Winklerbjelkeprogram. Basismodellen med hul pel blir videre kalt kun basismodellen.

Når basismodellen som resulterte i de beste fjærkurvene var bestemt ble modellen undersøkt videre. Det ble hovedsakelig studert tre parametere:

1. Den første parameteren var betydningen av interpolerte fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt. Dette ble løst ved å først bruke settet av tilbakeregnete fjærkurver fra basismodellenn i WB-programmet og senere bruke settet med interpolerte fjærkurver i WB-programmet. Det ble også utført to nye Plaxis 3D-simuleringer (I1 og I2) med andre laster enn det som ble brukt i basismodellen. Ved å belaste pelen i WB-programmet likt som pelen i I1 og I2 og deretter utføre én WB-beregning med originale fjærkurver og én WB-beregning med interpolerte fjærkurver kunne betydningen av interpolerte fjærkurver bestemmes. Konklusjonen ble at interpolasjon av fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt er av neglisjerbar betydning for undersøkte laster. Når laterale deformasjoner ved jordoverflaten ble studert skilte det maksimalt 0,5 prosentpoeng mellom WB-programmet med interpolerte p-y-kurver og WB-programmet med originale p-y-kurver. Videre er betydningen av interpolerte fjærkurver neglisjert. Det vil si at det ikke ble brukt interpolerte fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt i resterende beregninger.
2. Den neste parameteren var antall lasttrinn i Plaxis 3D. Tilbakeregnete fjærkurver fra basismodellen (4 lasttrinn) ble sammenlignet med tilbakeregnete fjærkurver fra Plaxis 3D-beregningen P20 (20 lasttrinn). Det viste seg at fjærkurvene fra 4 lasttrinn «hopper over» fjærkurvenes område med høyest krumning. Det vil si at fjærkurvene fra 4 lasttrinn er mindre stive enn fjærkurvene fra 20 lasttrinn. Fjærkurvene fra P20 ga best korrelasjon mellom Plaxis 3D og WB-programmet.
3. Den siste parameteren var betydningen av lastens moment i Plaxis 3D når fjærkurver skal tilbakeregnes. Det ble studert tilbakeregnete fjærkurver fra tre ulike Plaxis 3D-simuleringer der LA ble variert; basismodellen, LA1 og LA2. Resultatet ble at lastens

Kapittel 6: Sammendrag og konklusjon

angrepshøyde har liten påvirkning på tilbakeregnete fjærkurver. Resultatet gjelder ved lokasjoner utenfor monopelens rotasjonspunkt. Ved monopelens rotasjonspunkt ble det observert at lastens angrepshøyde hadde betydning.

I tillegg til de tre studerte parameterne inneholdt masterarbeidet to andre deloppgaver.

1. Den første deloppgaven var å undersøke betydningen av pelens skjærdeformasjoner i WB-programmet for typiske monopeldimensjoner. Deloppgaven ble løst ved å simulere beregninger i WB-programmet både med og uten bidraget fra skjærdeformasjoner. Resultatet ble en graf der det prosentvise bidraget fra monopelens skjærdeformasjon ble plottet mot monopelens L/D-forhold. For typiske monopeldimensjoner (L/D-forhold mellom 4 og 6) er bidraget fra skjærdeformasjoner i dette studiet funnet å være under 3 % av totale laterale deformasjoner ved jordoverflaten.
2. Den andre deloppgaven var å studere betydningen av M- θ -kurver i WB-programmet ved modellering av monopeler med ulike L/D-forhold. Deloppgaven ble besvart ved å bruke tilbakeregnete fjærkurver fra tre ulike Plaxis 3D-simuleringer; én med L/D=2, én med L/D=5 (basismodellen) og én med L/D=10. I WB-programmet ble det først brukt både p-y- og M- θ -kurver og deretter ble det kun brukt p-y-kurver. Da resultater fra WB-programmet ble sammenlignet med resultater fra Plaxis 3D kom det frem at M- θ -kurver som forventet har størst betydning for lave L/D-forhold og minst betydning for høye L/D-forhold. For L/D-forhold lik 5 ble det påvist at det prosentvise deformasjonsavviket er mellom 8 % og 24 % hvis M- θ -kurver neglisjeres. Hvis både p-y- og M- θ -kurver tas med WB-programmet ble det påvist at det prosentvise deformasjonsavviket er mellom 0,8 % og 2,8 %.

Hovedkonklusjonen som kan trekkes basert på resultatene i denne masteroppgaven er at fjærkurver kan tilbakeregnes fra Plaxis 3D og deretter brukes i et WB-program med relativt høy grad av nøyaktighet. Flere tusen lasttilfeller kan da simuleres med WB-programmet for å finne dimensjonerende last. Skjærdeformasjoner bør inkluderes i WB-programmet siden det ikke kompliserer elementformuleringen nevneverdig og heller ikke bidrar til vesentlig lengre kalkulasjonstid. For et monopel fundament med L/D-forhold omkring 5 er det viktig å inkludere M- θ -kurver i WB-programmet. Interpolering av fjærkurver omkring monopelens rotasjonspunkt er av mindre betydning. Når fjærkurver skal tilbakeregnes fra Plaxis 3D er det viktig å inkludere nok lasttrinn slik at fjærkurvenes område med høyest krumning ikke blir neglisjert. Lastens angrepshøyde i Plaxis 3D er funnet å være av neglisjerbar betydning for jordreaksjonene mot pelen.

Kapittel 7: Anbefalinger og videre arbeid

7.1 Anbefalinger

For jord-struktur samvirkeanalyse av offshore vindturbiner fundamentert på monopeler beregnes laterale jordreaksjoner ofte ved hjelp av p-y-kurver på en Winkler-bjelke. Basert på resultatene i masterarbeidet anbefales det bruk av M- θ -kurver i tillegg til p-y-kurver. Det anbefales å tilbakeregne fjærkurvene fra Plaxis 3D fremfor designstandarder som er basert på forsøk der man har testet peler med langt høyere L/D-forhold enn det som er typisk for monopeler.

I et Winklerbjelkeprogram anbefales det å inkludere monopelens skjærdeformasjoner siden det ikke kompliserer elementformuleringen nevneverdig og heller ikke bidrar til vesentlig lengre kalkulasjonstid

7.2 Videre arbeid

Selv om resultatene i denne masteroppgaven indikerer at fjærkurver kan tilbakeregnes fra Plaxis 3D og deretter brukes i et WB-program er det hensiktsmessig med videre undersøkelser. Blant annet bør resultater fra WB-programmet gjennomgå en dypere kontroll når ulike laster blir påført. Denne oppgavens konklusjons angående hvordan man bør forholde seg til p-y-kurver nær pelens rotasjonspunkt bør undersøkes nærmere. I tillegg bør man undersøke hvor godt Plaxis 3D modellerer monopelens oppførsel i virkeligheten. Det hjelper lite om WB-programmet viser god korrelasjon med Plaxis 3D hvis Plaxis 3D ikke klarer å simulere virkeligheten på en tilfredsstillende måte.

I dette masterarbeidet ble det brukt en Microsoft Excel-prosedyre for å tilbakeregne fjærkurver fra Plaxis 3D. Denne prosedyren kan effektiviseres ved å heller bruke et programmeringsspråk som Matlab, Python, C++ eller lignende.

Kapittel 7: Anbefalinger og videre arbeid

Referanseliste

- 4coffshore. 2015. *Svanen* [Online]. 4DOffshore. Tilgjengelig fra: <http://www.4coffshore.com/windfarms/vessel-svanen-vid43.html> [2015].
- Abdel-Rahman, K. & Achmus, M. Finite element modelling of horizontally loaded monopile foundations for offshore wind energy converters in Germany. Proceeding of International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth, Australia, 2005.
- Achmus, M., Abdel-Rahman, K. & Kuo, Y.-S. Design of monopile foundations for offshore wind energy converters. Geotechnics in Maritime Engineering. 11th Baltic Sea Geotechnical Conference, Gdansk, Poland, 2008. 463-470.
- Andersen & Clausen 2011. Efficient Modelling of Wind Turbine Foundations.
- Api 2011. Geotechnical and Foundation Design Considerations. *API RP 2GEO*.
- Arapogianni, A. & Genach, A. 2013. Deep water—the next step for offshore wind energy. *European Wind Energy Association (EWEA)*.
- Athanasiau, C. 2014. Structural design with p-y curves from an Senior Consultant's perspective. I: STENE, V. K. (red.).
- Baguelin, F., Frank, R. & Said, Y. 1977. Theoretical study of lateral reaction mechanism of piles. *Geotechnique*, 27, 405-434.
- Ballastnedam. 2014. *Van Oord snares Ballast Nedam* [Online]. reNEWS: reNEWS. Tilgjengelig fra: <http://renews.biz/80001/van-oord-snares-ballast-nedam/> [Lest 7. mai 2015].
- Bekken, L. 2009. *Lateral behavior of large diameter offshore monopile foundations for wind turbines*. TU Delft, Delft University of Technology.
- Bell 2013. *An engineering approach to finite element analysis of linear structural mechanics problems*, Akademika.
- Bell, K. 2011. *Matrisestatikk, Statistiske beregninger av rammekonstruksjoner*. Tapir akademisk forl., Trondheim.
- Bilgili, M., Yasar, A. & Simsek, E. 2011. Offshore wind power development in Europe and its comparison with onshore counterpart. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 15, 905-915.
- Brinkgreve, Engin & Swolfs 2014. Scientific Manual Plaxis.
- Cowper, G. 1966. The shear coefficient in Timoshenko's beam theory. *Journal of applied mechanics*, 33, 335-340.
- Cox, W. R., Reese, L. C. & Grubbs, B. R. Field testing of laterally loaded piles in sand. Offshore Technology Conference, 1974. Offshore Technology Conference.
- Dnv 2014. Design of Offshore Wind Turbine Structures. *DNV-OS-J101*.
- Emdal, A., Grande, L. & Nordal, S. 2013. *Geoteknikk beregningsmetoder, Kompendium for bruk i emnet TBA4106, Del 2*.
- Gerolymos, N. & Gazetas, G. 2006. Winkler model for lateral response of rigid caisson foundations in linear soil. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 26, 347-361.
- Hanssen, S. B. 2015. Unpublished PhD thesis.
- Hoffmann, K. 1989. An introduction to measurements using strain gages.

- Hutchinson, J. 2001. Shear coefficients for Timoshenko beam theory. *Journal of Applied Mechanics*, 68, 87-92.
- Irgens 2003. Formelsamling mekanikk, statikk, fasthetslære, dynamikk, fluidmekanikk.
- Janbu, N. Earth pressure and bearing capacity calculations by generalized procedure of slices. Proceedings of the 4th international conference on soil mechanics and foundation engineering, London, 1957. 207-12.
- Kaldellis, J. K. & Zafirakis, D. 2011. The wind energy (r) evolution: A short review of a long history. *Renewable Energy*, 36, 1887-1901.
- Kreyszig, E. 2005. Advanced Engineering Mathematics, 9th edn Wiley. *New York, NY, USA*.
- Lesny, K. & Wiemann, J. Finite-element-modelling of large diameter monopiles for offshore wind energy converters. Geo Congress, 2006.
- Madsen & Krogsgaard 2010. Offshore Wind Power. *BTM Consult*.
- Matlock 1970. Correlations for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clay.
- McClelland & Focht 1956. Soil modulus for laterally loaded piles.
- Murchison, J. M. & O'Neill, M. W. Evaluation of py relationships in cohesionless soils. Analysis and design of pile foundations, 1984. ASCE, 174-191.
- Poulos, H. & Hull, T. The role of analytical geomechanics in foundation engineering. Foundation Engineering Current Principles and Practices, 1989. ASCE, 1578-1606.
- Pradhan, D. L. 2012. *Development of P-Y Curves for Monopiles in Clay using Finite Element Model Plaxis 3D Foundation*. Master, Norwegian University of Science and Technology.
- Randolph, M. & Gourvenec, S. 2011. *Offshore geotechnical engineering*, CRC Press.
- Reese, Cox & Koop 1974. Analysis of Laterally Loaded Piles in Sand.
- Reese & Vanimpe 2001. Single Piles and Pile Groups Under Lateral Loading.
- Rosquoët, F., Thorel, L., Garnier, J. & Khemakhem, M. Py curves on model piles: Uncertainty identification. 7th international Conference on Physical Modelling in Geotechnics, 2010. pp 997-1002.
- Stene, V. K. 2014. TBA4510 PROJECT DEGREE THESIS, Springs for Laterally Loaded Large Diameter Piles.
- Stevens & Audibert 1979. Re-Examination of p-y Curve Formulations.
- Sørensen, Brødbæk & Møller 2009. Evaluation of Load-Displacement Relationships for Large-Diameter Piles.
- Sørensen, Brødbæk, Møller & Augustesen 2012. Review of laterally loaded monopiles employed as the foundation for offshore wind turbines.
- Timoshenko, S. 1941. Strength of Materials, part II, advanced theory and problems, 2nd edition, 10th printing. McGraw Hill Book Comp. Inc., New York.
- Wang, C. 1995. Timoshenko beam-bending solutions in terms of Euler-Bernoulli solutions. *Journal of engineering mechanics*, 121, 763-765.
- Whitehouse, R. J., Harris, J. M., Sutherland, J. & Rees, J. 2011. The nature of scour development and scour protection at offshore windfarm foundations. *Marine Pollution Bulletin*, 62, 73-88.

MASTEROPPGAVE

(TBA4900 Geoteknikk, masteroppgave)

VÅREN 2015
for
Vetle Kolberg Stene

Tilbakeregning av fjærkurver for monopelfundament med stor diameter i
kohesjonsløst materiale

BAKGRUNN

For jord-struktur samvirkeanalyse av offshore vindturbiner fundamentert på monopeler beregnes laterale jordreaksjoner ofte ved hjelp av p-y-kurver på en Winkler-bjelke. Det er da behov for å kontrollere flere tusen lasttilfeller for å finne dimensjonerende laster og 3D elementmetode-analyser er derfor lite hensiktsmessig med tanke på kalkulasjonstid. p-y-kurvene kan konstrueres fra standarder som API (2011) eller DNV (2014). p-y kurvene gitt i nevnte designstandarder er basert på forsøk der man har testet pelar med langt høyere L/D forhold enn det som er typisk for monopeler. Målinger på installerte, full-skala offshore vindturbiner indikerer at disse p-y kurvene er dårlig egnet for monopelfundamenter med lave L/D forhold. En slank pel med stort L/D forhold vil i hovedsak mobilisere jordreaksjon i horisontalretning mens pel med lavt L/D forhold vil i tillegg mobilisere skjærkrefter i vertikal retning som vil ha betydning både for kapasitet og stivhet. Dersom monopelen tilnærmes med en Winkler-bjelke og et sett av p-y-kurver må effekten av vertikal skjær inkluderes i p-y kurvene. Det vil da ikke være mulig samtidig å få korrekt bøyemomentfordeling. Alternativt kan virkningen av vertikalskjær representeres med rotasjons eller momentfjærer (M- θ -kurver).

OPPGAVE

Kandidaten skal bruke regnearket utviklet i sin prosjektoppgave, samt regneark utviklet i masterarbeidet for å ta ut p-y- og M- θ -kurver for monopeler med stor diameter ved bruk av 3D elementmetodeprogrammet Plaxis 3D

Ved hjelp av fjærkurvene funnet fra 3D elementmetode skal kandidaten:

- Undersøke betydningen skjærdeformasjoner i peletverrsnittet for typiske peledimensjoner brukt som fundament for offshore vindturbiner.
- Studere effekten av å inkludere M- θ -kurver for monopeler med ulike L/D-forhold ved tilbakeregning i et Winklerbjelkeprogram
- Undersøke hvordan man best forholder seg til p-y kurver nær pelens rotasjonspunkt.
- Studere effekten av antall lasttrinn i 3D-element simuleringer når fjærkurver skal tilbakeregnes og brukes i et Winklerbjelkeprogram.
- Undersøke effekten av lastens angrepshøyde på p-y- og M- θ -kurver tilbakeregnet fra 3D-elementmetode.

Studiet skal rapporteres som en teknisk rapport med innledning og problemformulering, litteraturstudie, presentasjon av resultater, illustrative figurer, sammendrag og konklusjoner.

Faglærer ved instituttet: Gudmund Reidar Eiksund

Veileder(eller kontaktperson) hos ekstern samarbeidspartner:

Institutt for bygg, anlegg og transport, NTNU

Dato: 01.06.2015

Underskrift

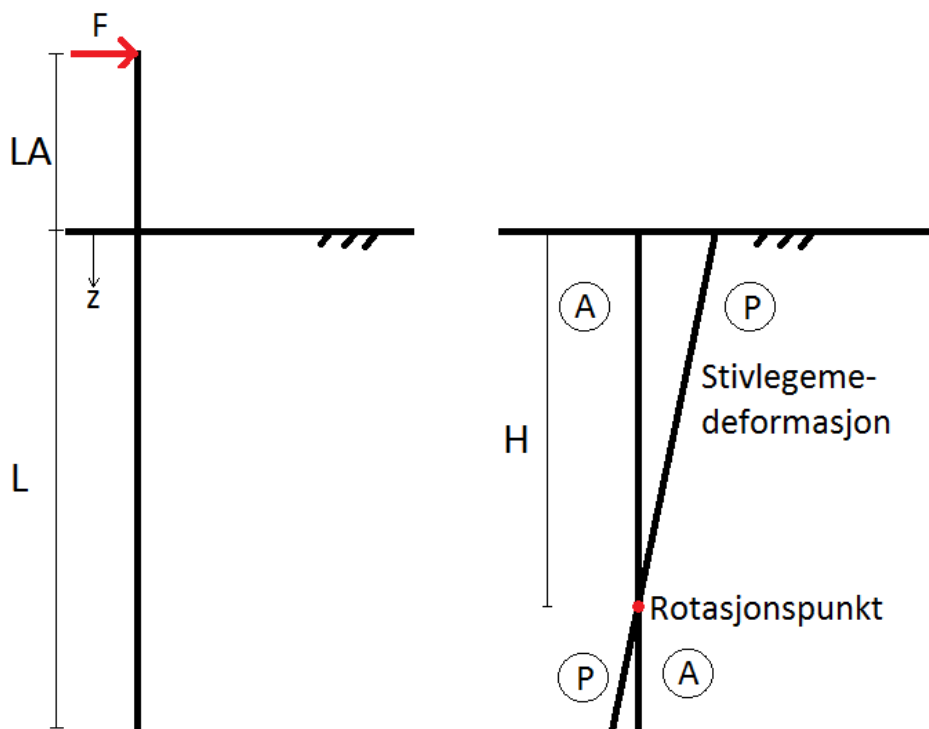


Faglærer

Vedlegg A

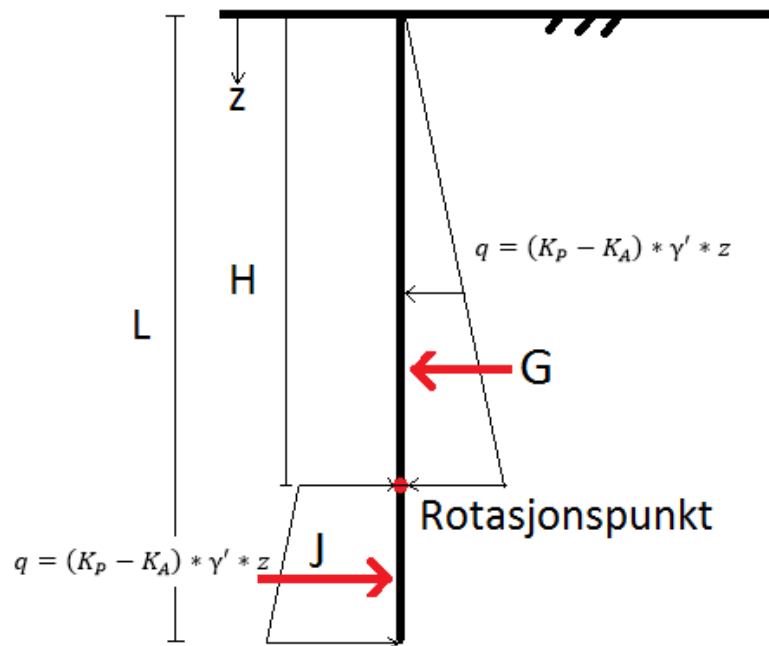
Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter

Dette vedlegget viser framgangsmåten som ble brukt i håndberegningen. Formålet med dette vedlegget er å ved hjelp av en håndberegning argumentere for at basismodellen i Plaxis 3D er i korrekt størrelsesorden. Håndberegningen satt opp som vist i Figur 1 og Figur 2. I Figur 1 er aktive og passive jordtrykksoner illustrert med henholdsvis A og P.



Figur 1 Illustrasjoner til håndberegningen.

Vedlegg A
Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter



Figur 2 Illustrasjon av horisontalt jordtrykk.

Som et beregningseksempel er inputverdier valgt som vist i Tabell 1. Disse verdiene tilsvarer det andre lasttrinnet i basismodellen. Nederst i tabellen er spuntbredden satt til 6m. Det vil si at monopelen med 6m diameter her sammenlignes med en 6m bred spunt. Siden spunten er satt til 6m bredde er påført last lik $\frac{2000\text{kN}}{6\text{m}} = 333 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$.

Ruheten velges slik at horisontal likevekt er ok. Iterasjonsprosessen er vist i Tabell 2 der G er horisontal kraft-resultant for $z < H$ og J er horisontal kraft-resultant for $z > H$. Horisontal likevekt gir i dette tilfelle at ruheten er omtrent -0,7. Når ruheten er bestemt kan jordtrykket settes opp som vist i Figur 2. Etter at jordtrykket er definert er momentdiagram et resultat av ordinær mekanikk.

Momentdiagrammet for enhetsdybde inn i planet blir som vist i Figur 3. Jordtrykkskoeffisientene K_p og K_A er lest ut i fra jordtrykkdiagrammet i Figur 5.

Tabell 1 Inputverdier for håndberegningen.

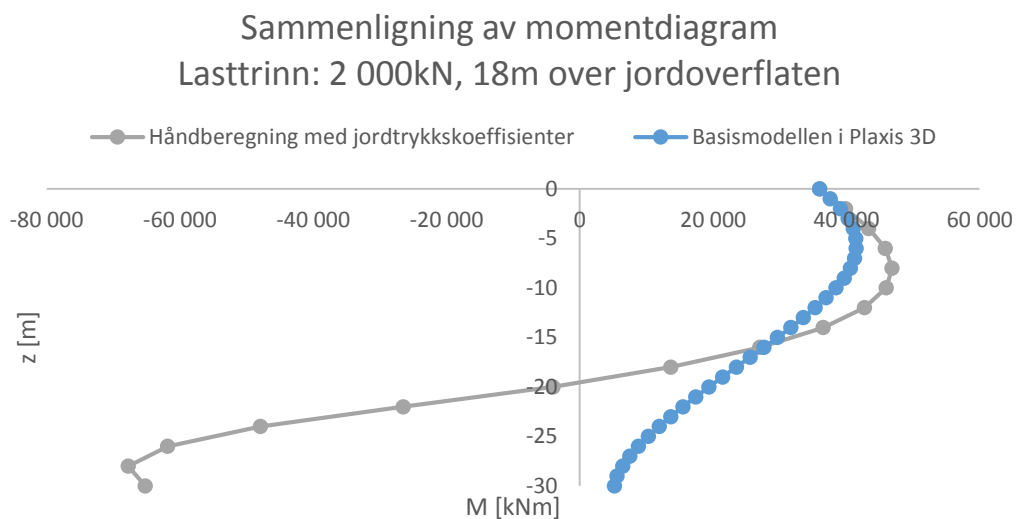
F	333	kN
γ'	10	$\frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$
$\tan(\phi)$	0,7	
a	0	kPa
H	22	m
L	30	m
LA	18	m
Spuntbredde	6	m

Vedlegg A
Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter

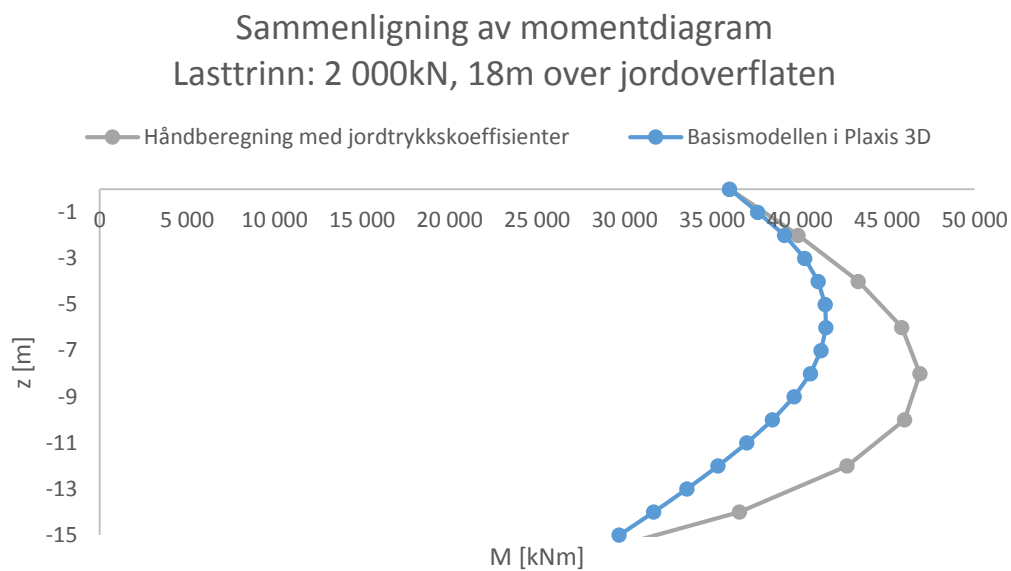
Tabell 2 Beskrivelse av iterasjonsprosessen for å finne ruheten r .

a	K_p	K_a	G [kN/m]	J [kN/m]	F-G+J [kN/m]
1	7,4	0,24	17327,2	14892,8	-2101,07
0,5	6,2	0,25	14399	12376	-1689,67
0	3,7	0,28	8276,4	7113,6	-829,467
-0,5	1,95	0,36	3847,8	3307,2	-207,267
-0,6	1,72	0,37	3267	2808	-125,667
-0,7	1,4	0,4	2420	2080	-6,66667
-0,8	1,15	0,433	1735,14	1491,36	89,55333
-1	0,68	0,68	0	0	333,3333

Figur 3 viser momentdiagram fra håndberegningen sammenlignet med momentdiagram fra basismodellen i Plaxis 3D. Verdiene i momentdiagrammet fra håndberegningen er multiplisert med spuntbredden (6m) for at resultatene skal være sammenlignbare. Korrelasjonen er ok for $0 \text{ m} < z < -15 \text{ m}$. For $z < -15 \text{ m}$ er korrelasjonen mellom basismodellen i Plaxis 3D og håndberegningen dårlig. Dette kan skyldes at metoden med jordtrykkskoeffisienter ikke samsvarer med 3D elementmetode. I Plaxis 3D er det i tillegg brukt flere parametere som ikke blir med i denne enkle håndberegningen. Antagelsen om 6m spuntbredde er tilgjort og dette medfører at denne håndberegningen har svak troverdighet. Håndberegningens troverdighet svekkes selvsagt også siden den ikke tar hensyn til noen 3D-effekter eller pelens fleksibilitet. Alikevel, med en slik kjapp og enkel håndberegning får man en formening om hvilken størrelsesorden momenter og krefter befinner seg i.

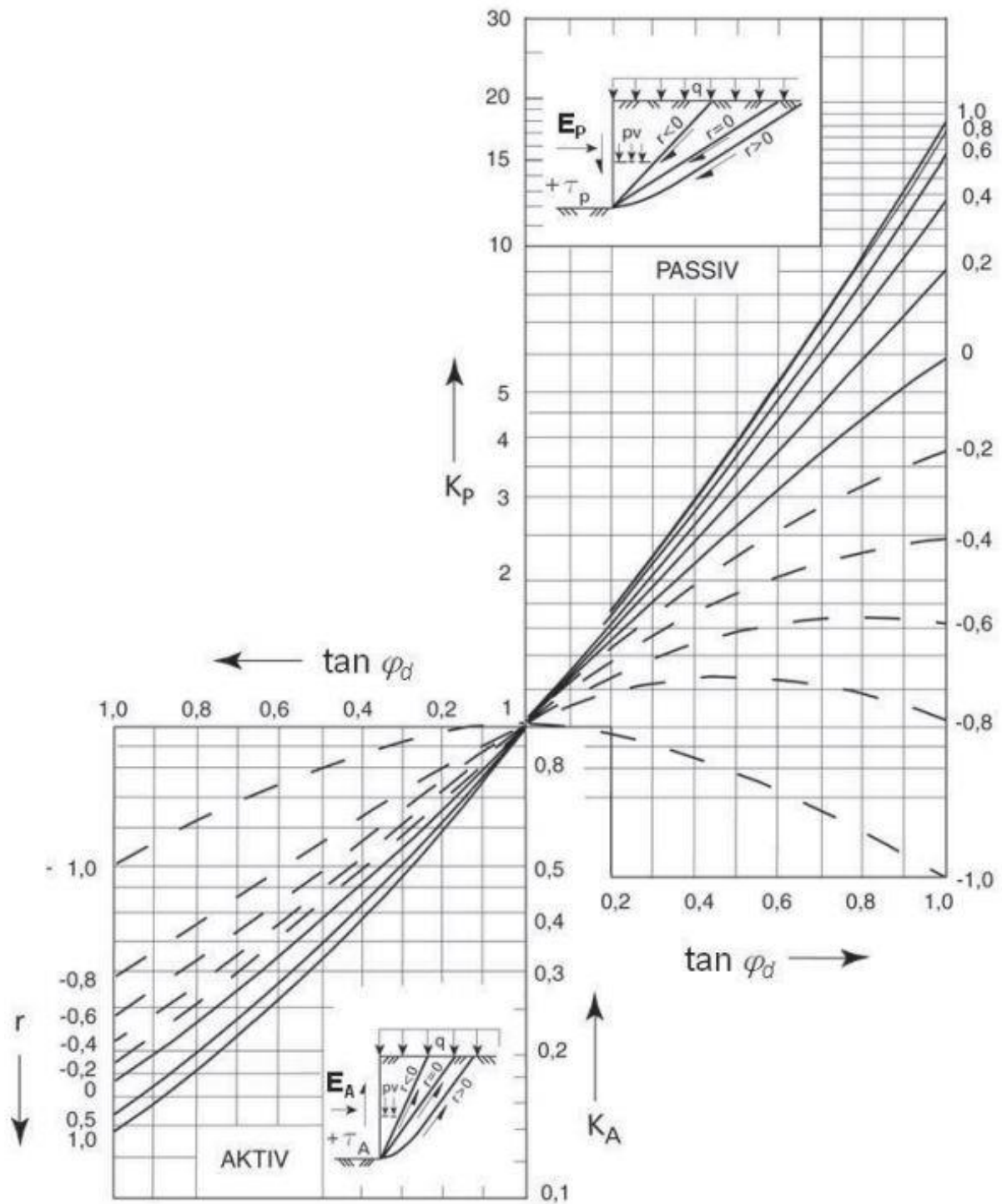


Figur 3 Sammenligning av momentdiagram for håndberegning og basis-tilfelle



Figur 4 Sammenligning av momentdiagram for håndberegning og basis-tilfelle (utvalgt dybde)

Vedlegg A
 Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter



Figur 5 Jordtrykkskoeffisienter for $\alpha\phi$ -analyse (Emdal et al., 2013)

Vedlegg A
Håndberegning med jordtrykkskoeffisienter

Vedlegg B

Norsk-Engelsk ordliste

Tabellen under viser hvilke norske ord som er brukt for engelske faguttrykk.

Norsk	Symbol	Engelsk
Effektivt skjærareal	A_v	Effective shear area
Initiell jordreaksjonsmodul	k	Initial modulus of subgrade reaction
Inndata	-	Input
Jordmotstand	p	Soil resistance
Jordreaksjonsmodul	E_{py}	Modulus of subgrade reaction
Jordreaksjon	-	Subgrade reaction
Maksimal lateral motstand	p_u	Ultimate lateral resistance
Elementnett	-	Mesh
Lengde i jord	-	Embedded length
Plastiske punkt	-	Plastic hinges
Slankhetsforhold	-	Slenderness ratio
Strekklapprose (strekklapper i flere retninger)	-	Multiple strain gauges
Styrkereduksjonsfaktor	R_{inter}	Strength reduction factor
Utdata	-	Output
Utvaskingseffekt	-	Scour effect

Vedlegg B
Norsk-Engelsk ordliste

Vedlegg C

Intervju med Corneliu Athanasiu

Corneliu Athanasiu er en seniorkonsulent i geoteknikkavdelingen til konsulentfirmaet Multiconsult. Han har mer enn 27 års erfaring innen offshore ingeniørvitenskap. Intervjuet fant sted fredag 5. september 2014 i kontorlokalet til Multiconsult i Oslo.

Hvor lenge har du jobbet med offshore geotechnical engineering?

Jeg startet å jobbe med offshore geotechnical engineering i 1987. Før det var jeg professor på teknisk universitet i Bukarest i Romania. Da drev jeg ikke med offshore, bare med vanlig landgeoteknikk, men vi hadde av og til noen diskusjoner angående pelefundamenterte plattformer i Svartehavet. Da var det også konsulentvirksomhetsproblematikk for beregning av disse pelene. Det var på denne tiden Matlock og Reese utviklet p-y-konseptet i Austin i Texas.

Hva har vært det mest spennende prosjektet? Inkluderte dette p-y-kurver?

Det mest spennende var kanskje beskyttelsesbarriere rundt Ekofisk her i Norge. På grunn av store setninger på Ekofisktanken var mulig at vann kunne komme over tanken. Da var det nødvendig med en beskyttelsesbarriere som skulle være høyere en tanken og plasseres rundt tanken. Den skulle fabrikeres i Rotredam i to halvdel. Første halvdel ble satt på plass og neste halvdel ble rotert rundt tanken. Det var mye geoteknikk og bølgelaster, men ingen p-y-kurver.

Det mest spennende prosjektet med p-y-kurver var i Mexicogolfen, men det kan jeg dessverre ikke si så mye mer om siden det ikke er ferdigstilt. Det er veldig bløt leire som ikke enda er fullkonsolidert. Det vil si at fra deponeringstid har fremdeles ikke poretrykket dissipert. Så du har større poretrykk enn hydrostatisk poretrykk i leiren.

Hvordan er det å bruke p-y-kurver i konsulentvirksomhet? (Er det effektivt? Er det lett å dokumentere? Fordeler og ulemper?)

Opprinnelig ble p-y-kurver formulert i Austin i Texas. De ønsket å bruke en robust prosjekteringsmetode, det vil si at du kan bruke den uten at det er store

forandringer hvis du endrer litt på parameterne. Også er det veldig lett å bruke og enkelt å programmere en bjelke på elastisk underlag.

p-y-kurver er veldig effektivt. Hvis du sammenligner en kjøring med Splice med en kjøring med Plaxis 3D så bruker man et par timer på å lage input-fil i Splice og en eller to dager i Plaxis3D. Parametere i Splice består av S_u og ϵ_{50} , men Plaxis har mange flere input-parametere.

Resultatet fra Splice er skjærkraft- og momentdiagram, men i Plaxis3D får man en haug med resultater og disse må bearbeides for å eksempelvis tilbakeregne et p-y-diagram.

En plaxiskjøring kan ta en dag å kjøre, men Splice bruker du omtrent kun tid på å forberede inputfil. Dette betyr at Splice er mye mer effektiv enn Plaxis 3D, spesielt i en startfase av et prosjekt der laster og materialparametere ofte blir endret. Av praktiske årsaker det nesten umulig å bruke Plaxis3D i en startfase av et prosjekt.

For å dimensjonere monopelen trenger man skjærkraft, aksialkraft og moment i mange snitt langs pelen. Dette krever tid for å få ut av plaxis. Det er altså mye mer effektivt å bruke p-y-kurver enn å bruke Plaxis3D. Men du må ha formening om at du får samme pålitelighet i output fra Splice og Plaxis, noe som er vanskelig i praksis. Det er mye bedre å få resultater fra Plaxis hvis parameterne er riktig valgt.

Hvilke forutsetninger mener du må til for at p-y-kurver er gyldige?

I Texas baserte de seg på å lage kurver ut i fra det som var vanlig i triaxforsøk, nemlig udrenert og ukonsolidert (UU-test). Dette bruker vi sjeldent i dag fordi det er forenklet. På den tiden ville de bruke UU-test for å bestemme ϵ_{50} og p-y-kurver som skal sammenlignes med resultater fra målinger på peler. Nå er det slik at pelene hadde små diametere i forhold til det vi snakker om i dag for vindturbiner. De brukte $\frac{L}{D} \geq 50$ og baserte arbeidet sitt på overkonsolidert eller normalkonsolidert leire. De har brukt p-y som er basert på erfaring fra målinger, men målingene var på små diametere sammenlignet med dagens monopeler til vindturbiner. Hovedargument mot p-y-kurve-teori er at p-y-kurve-teori historisk kommer fra en mye eldre teori fra ca 1900 av Winkler. Winkler foreslo at forholdet

Vedlegg C
Intervju med Corneliu Athanasiu

mellom trykk og setning er en k -verdi ($\frac{p}{s} = k$). k -verdien er helningen på p - y -kurven, men p - y -kurven er ikke-lineær og stopper ved en $p_{ultimate}$ som er beregnet ut i fra S_u . Men det som skjer er at hvis du bruker en p - y -kurve for hver utvalgte dybde betyr det at hver enkelt p - y -kurve ikke er avhengig av hva som skjer over eller under den utvalgte dybden. P - y -kurver er altså et system av uavhengige ikke-lineære fjærer, men jorden oppfører seg ikke slik. Det kan riktignok være slik hvis du er i en viss dybde hvor alt som skjer skjer i et lag slik at jorda hverken går opp eller ned, bare rundt pelen. Altså bruddmekanisme rundt pelen i planet. På grunn av ganske stor jordvekt er det en plane strain situasjon i horisontalplan og jorda kan verken gå opp eller ned, bare lateralt. Dette er ideelt for en situasjon der jorda ikke er avhengig av hva som skjer over eller under.

Den øverste delen av pelefundamentet er en interessant sone. Toppen av pelen vil bevege seg enten til høyre eller venstre og det fører til at hele jordlegemet blir løftet opp som i aktiv eller passiv tilstand. Her vil ikke p - y -kurver kunne modellere realistisk hva som skjer i jord. Hvis du tenker for eksempel at pelen er relativt stiv og at akselen av pelen roterer rundt et punkt og du kan anta at forskyvningen varierer lineært fra topp til bunn. Ved rotasjonspunktet tvinger man jorda til å gå til en side over rotasjonspunktet og en annen side under rotasjonspunktet. Da stemmer ikke lenger den beskrevne bruddmekanismen. Men forskyvningene rundt rotasjonspunktet er små. Altså vet man ikke hvilke p - y -kurver man skal bruke rundt rotasjonspunktet, men det spiller liten rolle siden forskyvningene er så små.

Sonen helt nederst på pelen er også en sone det er vanskelig å modellere med p - y -kurver fordi den har en komplisert bruddmekanisme. Jord vil ikke bevege seg i horisontalt plan her. Et annet problem knyttet til denne sonen er ovalisering. P - y -kurve-metoden forutsetter konstant tverrsnitt, men det er ikke tilfelle ved ovalisering. Siden monopelen har en topplate på toppen og er åpen i bunnen kan bunnen bli utsatt for ovalisering. Dette er en effekt man må bruke et 3D-elementmetodeprogram for å få frem og effekten er viktig hvis du har bløte leirer.

Vi trenger en annen bekreftelse på om det er greit å bruke p-y-kurver, må vi modifisere p-y-kurver for å ta hensyn til disse aspektene? P-y-kurvene er gyldige for en viss sone rundt pelen, men ikke langs hele pelen.

p_{ultimate} vil være større for peler med større diameter fordi skjærflatene i bruddmekanismen er større.

Når begynte man å bruke p-y-kurver i konsulentvirksomhet? Når begynte du med dette? Hva var diameter og lengde på disse pelene?

Vi brukte p-y-kurver i Romania i 1977. I Norge starter da Carl Friman Clausen (NGI) å lage det som i dag heter Splice. Dette var peler med $\frac{L}{D} \geq 50$ eller jacket-fundament med en pelegruppe på rundt 6 peler.

I de senere årene er det blitt aktuelt med monopel-fundamentering av offshore vindturbiner. Disse pelene har gjerne en diameter på 4 til 6m og en lengde på 15 til 30m. Dette er større og stivere peler enn det p-y-beregninger er kalibrert til. Er det allikevel ønskelig å bruke p-y-kurver i konsulentvirksomhet tilknyttet fundamentering av offshore vindturbiner?

Det ble forsøkt å kalibrere p-y-kurver av Stevens og Audibert. De tok målinger på peler med større diameter på samme måte som det ble gjort med mindre diametere i Texas i 1970. De så på 6 lokasjoner med peler med større diametere og foreslo korreksjon av p-y-kurver på grunn av større diameter. De korrigerer standardiserte p-y-kurver fra API, ISO eller DNV ved først å gange p-verdiene med en faktor større enn 1 og så gange y-verdiene med en faktor mindre enn 1. Korrigert p-y-kurve representerer da en stivere ikke-lineær fjær enn den opprinnelig gjorde. Denne korreksjonen blir brukt av Multiconsult, men den blir brukt med forsiktighet siden du risikerer å få en ikke-konservativ dimensjonering.

Når det er snakk om monopel-fundamentering av offshore vindturbiner, er det ønskelig fra konsulenter innen offshore geotechnical engineering at p-y-kurver blir tilbakeregnet fra Plaxis 3D-analyser (med ulike materialmodeller)? Er det ønskelig at disse p-y-kurvene blir sammenlignet og kommentert?

Ja! Plaxis3D er ganske bra for jordmodeller, men du kan også bruke andre elementmetodeprogrammer. Det er klart at det er ønskelig at disse p-y-kurvene er sammenlignet og kommentert. Det som kunne vært veldig bra i

Vedlegg C
Intervju med Corneliu Athanasiu

tillegg er å søke i litteratur om det finnes målinger på store diameter peler, som for eksempel Stevens og Audibert. Jeg vet ikke om de har publisert målingene. Jeg tror ikke det var beskrivelse av selve feltforsøket, men målingene er nok referert til i referanselista. Det hadde vært fint å finne disse for så å sammenligne med resultater fra Plaxis3D. Spørsmålet om Plaxis3D regner riktig kan bekreftes ved feltforsøk. Resultatene fra Plaxis kan eventuelt da brukes til å korrigere p-y-kurvene.

I tillegg kunne det vært interessant å komme med anbefalinger til hva man bør måle på kommende monopelfundamenter for vindturbiner. Enten feltundersøkelser eller direkte undersøkelser på et nytt prosjekt. Bør man for eksempel sette strekkklapp på selve skjørtet? Da kan man sammenligne beregnede krefter og momenter og faktiske krefter og momenter.

For en offshore vindturbin er det gitt vanndybde 25m, tårnhøyde 130m og 80m lange rotorblad. Hva vil du anslå som designlast/ekstremlast fra bølger og designlast fra vind?

Den er vanskelig, nesten umulig å svare på! Størrelsesorden på vindlast kan være 1000-2000kN på senter av rotorbladene. Det er avhengig av hvordan propellen er tunet til å hele tiden stå mot vindretningen. Bølgelast på 25meters vanndybde vil ikke være dimensjonerende i dette tilfelle på grunn av forholdsvis liten dybde og det at vindturbinsøylen blir smalere jo nærmere vannoverflata du er.

Maks designlast er ikke det som er veldig interessant. Det som er interessant er de sykliske lastene, men vanligvis får vi lastene fra struktur-konsulentene som er fra hydrodynamikk og aerodynamikk. Det er derfor vanskelig å si et fast tall

Vedlegg C
Intervju med Corneliu Athanasiu

Vedlegg D

Materialparametere for Plaxis 3D-simuleringer

Materialparametere som ikke er listet i dette vedlegget er satt til «default»-verdi i Plaxis 3D.

1.1 Deriveringsmetoden

Tabell 3 Jordparametere for deriveringsmetoden

Material model	Drainage type	γ_{unsat}	γ_{sat}	E'	ν'	c'_{ref}	φ'	ψ'	E'_{inc}	R_{inter}
Mohr-Coulomb	Drained	$10 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	$10 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	30E3 kPa	0,3	1 kPa	35°	5°	$0 \frac{\text{kPa}}{\text{m}}$	1,0

Tabell 4 Deriveringsmetoden: Parametere for monopel over jord

Material model	Drainage type	γ_{unsat}	γ_{sat}	E	ν	Vertikal R_{inter}	Lengde	Dia.
Linear elastic	Non-porous	$0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	$0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	16,30E6 kPa	0,3	1,0	18 m	6 m

Tabell 5 Deriveringsmetoden: Parametere for monopel i jord

Material model	Drainage type	γ_{unsat}	γ_{sat}	E	ν	Vertikal R_{inter}	Horisontal R_{inter}	Lengde	Dia.
Linear elastic	Non-porous	$10 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	$10 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	16,30E6 kPa	0,3	1,0	0,8	30 m	6 m

Tabell 6 Derivasjonsmetoden: Parametere for den stive platen

d	γ	Linear	Isotropic	End bearing	E	ν
0,06 m	$0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	Ja	Ja	Nei	210E9 kPa	0,3

Tabell 7 Derivasjonsmetoden: Parametere for den fiktive bjelken

A	γ	Linear	E	I
1,0 m ²	$0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	Ja	1,0 kPa	1,0 m ⁴

1.2 Spenningspunktmetoden

Tabell 8 Jordparametere for spenningspunktmetoden

Material model	Drainage type	γ_{unsat}	γ_{sat}	E'	ν'	c'_{ref}	φ'	ψ'	E'_{inc}	R_{inter}
Mohr-Coulomb	Drained	$10 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	$10 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	30E3 kPa	0,3	1 kPa	35°	5°	$0 \frac{\text{kPa}}{\text{m}}$	1,0

Tabell 9 Spenningspunktmetoden: Parametere for monopel over jord og i jord

d	γ	Linear	Isotropic	End bearing	E	ν	Lengde i jord	Lengde over jord	Dia.
0,06 m	0	Ja	Ja	Nei	210E6 kPa	0,3	30 m	18 m	6 m

Vedlegg D
Materialparametere for Plaxis 3D-simuleringer

Tabell 10 Spenningspunktmetoden: Parametere for den stive platen

d	γ	Linear	Isotropic	End bearing	E	ν
0,06 m	0	Ja	Ja	Nei	210E9 kPa	0,3

1.3 Simuleringer med ulike L/D-forhold

Det er gjennomført Plaxis 3D-simuleringer med tre ulike L/D-forhold (2, 5 og 10). For L/D=5 er simuleringen den samme som beskrevet i basismodellen (spenningspunktmetoden). For L/D lik 2 og 10 er jordparameterne som i basismodellen (spenningspunktmetoden), men pel-parameterne er som vist i Tabell 11 og Tabell 12.

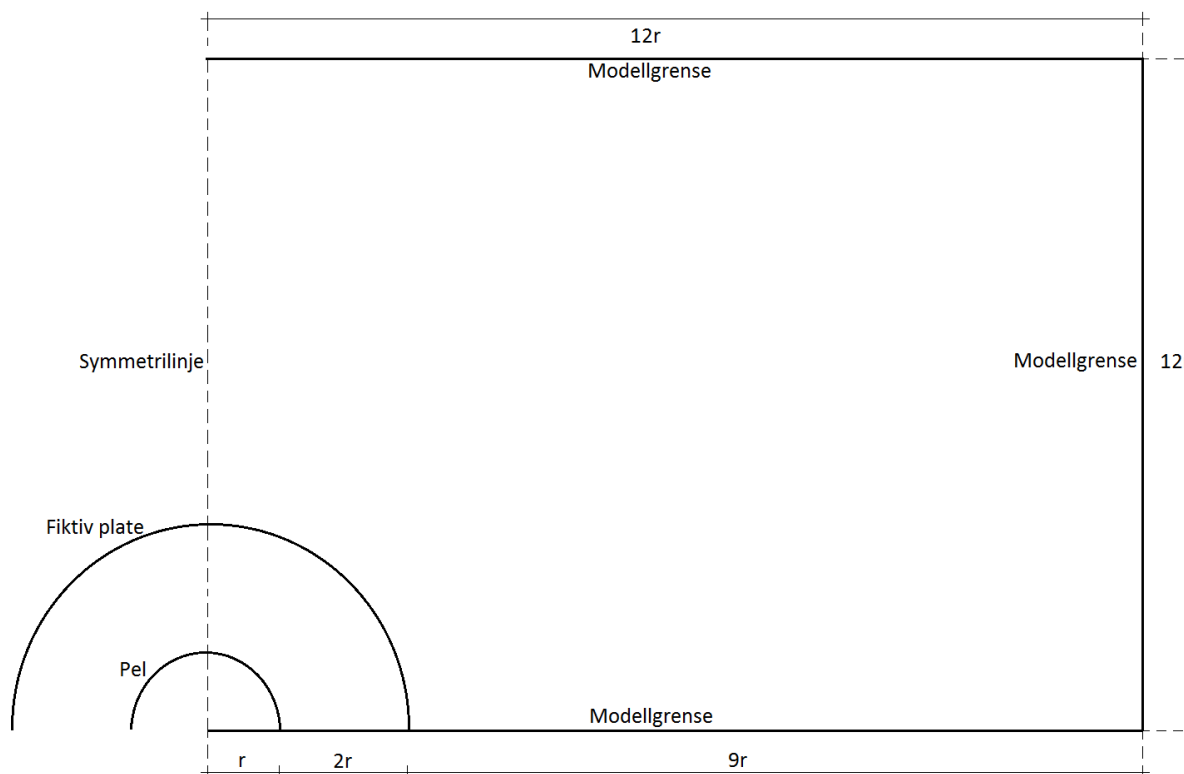
Tabell 11 Monopel over jord og i jord (L/D=2)

d	γ	Linear	Isotropic	End bearing	E	ν	Lengde i jord	Lengde over jord	Dia.
0,06m	0	Ja	Ja	Nei	210E6 kPa	0,3	30 m	45 m	15 m

Tabell 12 Monopel over jord og i jord (L/D=10)

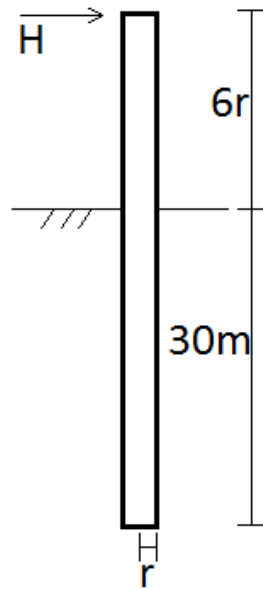
d	γ	Linear	Isotropic	End bearing	E	ν	Lengde i jord	Lengde over jord	Dia.
0,06m	0	Ja	Ja	Nei	210E6 kPa	0,3	30 m	9 m	3 m

Modellgeometrien i Plaxis 3D-simuleringene er satt som en funksjon av pelens radius. Dette er vist i Figur 6 og Figur 7.



Figur 6 Modellgeometri som funksjon av pelens radius

Vedlegg D
Materialparametere for Plaxis 3D-simuleringer



Figur 7 Modellgeometri som funksjon av pelens radius

En detaljert liste over brukte parametere er inkludert i Tabell 13. Tabellen inneholder også en kolonne kalt «Ulikheter». I denne er kolonnen er det spesifisert hvilke parametere som varierer når L/D-forholdet varierer.

Vedlegg D

Materialparametere for Plaxis 3D-simuleringer

Tabell 13 Parametere brukt i Plaxis 3D-simuleringer med ulike L/D-forhold

Kjennetegn	L/D=2	L/D=5	L/D=10	Ulikheter
Modell				
Modell	Halv	Halv	Halv	
x_min [m]	-90	-36	-18	x
x_max [m]	90	36	18	x
y_min [m]	0	0	0	
y_max [m]	90	36	18	x
z_min [m]	-40	-40	-40	
z_max [m]	45	18	9	x
Mesh				
Distribution	Expert	Expert	Expert	
Size	1,5	1,5	1,5	
Plyline angle tolerance	30	30	30	
Surface angle tolerance	10	10	10	
Max cores to use	256	256	256	
Elements	73 234	52 470	37 569	x
Nodes	107 040	78 512	57 501	x
Jordmateriale				
Material model	MC Drained	MC Drained	MC Drained	
z_start	0	0	0	
γ	10	10	10	
E'	30 000	30 000	30 000	
ν	0,3	0,3	0,3	
c'	1	1	1	
ϕ'	35	35	35	
ψ	5	5	5	
E'_inc	0	0	0	
c'_inc	0	0	0	
Tension cut off	x	x	x	
K_0x=K_0y automatic	x	x	x	
Lasttrinn				
Angrepspunkt H (x y z)	0 0 45	0 0 18	0 0 9	x
Reset displacement before H1	x	x	x	
H1 [kN]	500	500	250	x
M1 (H1*arm) [kNm]	22 500	9 000	2 250	
H2 [kN]	1 000	1 000	500	x
M2 (H2*arm) [kNm]	45 000	18 000	4 500	
H3 [kN]	5 000	5 000	1 000	x
M3 (H3*arm) [kNm]	225 000	90 000	9 000	
H4 [kN]	10 000	10 000	5 000	x
M4 (H4*arm) [kNm]	450 000	180 000	45 000	

Vedlegg D

Materialparametere for Plaxis 3D-simuleringer

Pel-dimensjoner				
D [m]	15	6	3	x
L_over jord [m]	45	18	9	x
L_under jord [m]	30	30	30	
Interfacer				
Inni pel	x	x	x	
Utenfor pel	x	x	x	
Positiv, negativ interface under pel, horisontal dimensjon (x*y)	x x 30*15	x x 12*6	x x 12*6	x
Forlengelse under pel, positiv, negativ (meter forlengelse)	x x 5	x x 5	x x 5	
R_inter	1	1	1	
Symmetri surface radius [m]	22,5	9	4,5	x
Pel-parametere				
d [m]	0,06	0,06	0,06	
γ [kN/m ³]	0	0	0	
Linear	x	x	x	
Isotropic	x	x	x	
End bearing	nei	nei	nei	
E_1 [kN/m ²]	2,10E+08	2,10E+08	2,10E+08	
ν_{12}	0,3	0,3	0,3	
Stiv plate-parametere				
d [m]	0,06	0,06	0,06	
γ [kN/m ³]	0	0	0	
Linear	x	x	x	
Isotropic	x	x	x	
End bearing	nei	nei	nei	
E_1 [kN/m ²]	2,10E+11	2,10E+11	2,10E+11	
ν_{12}	0,3	0,3	0,3	

Vedlegg D
Materialparametere for Plaxis 3D-simuleringer

Vedlegg E

Basistilfellene i Plaxis 3D sammenlignet med teoriløsning for plan tøyning

I dette vedlegget er horisontale forskyvninger fra basismodellene i Plaxis 3D sammenlignet med teoriløsningen til Baguelin et al. (1977). De to første grafene er fra basistilfellet med hul pel og de to siste grafene er fra basistilfelle med massiv pel. For hvert basistilfelle er det tatt med en graf for hele pelens lengde i jord og en graf for aktuelle sammenligningsdybder.

Det dimensjonsløse uttrykket til Baguelin et al. (1977) er repetert i formel (1) og brukte parametere er inkludert i Tabell 14.

$$\frac{T}{U_r G} = \frac{16\pi(1-\nu)}{(3-4\nu) \ln\left(\frac{R}{r}\right)^2 - \frac{R^2 - r_0^2}{R^2 + r_0^2} - \frac{4\nu - 1}{3 - 4\nu} * \frac{R^2 - r_0^2}{R^2 + r_0^2}} \quad (1)$$

Tabell 14 Brukte parametere for det dimensjonsløse uttrykket til Baguelin et al. (1977)

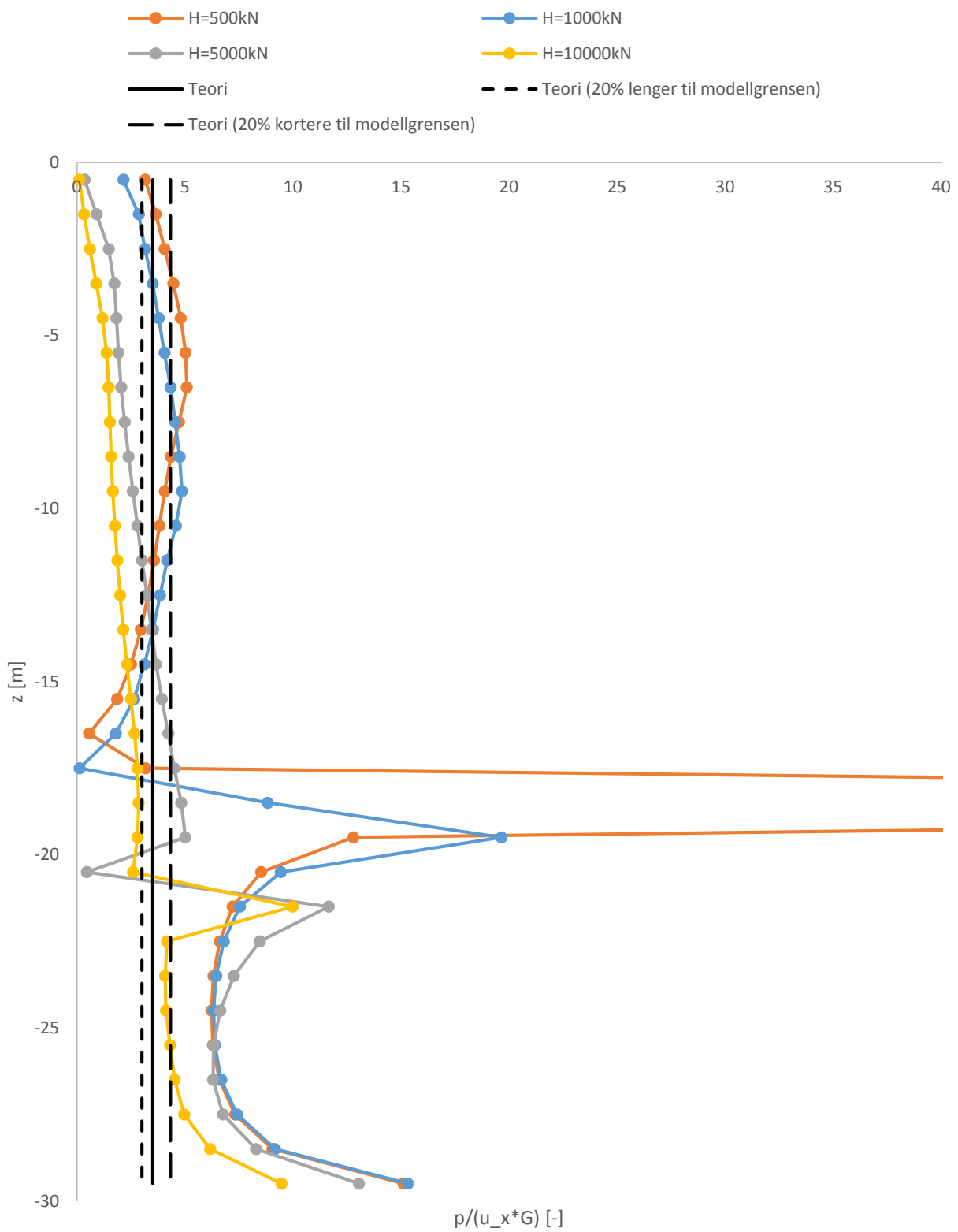
Parameter	Verdi	Enhet
ν	0,3	[-]
$r = r_0$	3	[m]
R	36	[m]
$\frac{R}{r_0}$	12	[-]

Hvorvidt forskyvninger fra Plaxis 3D kan sammenlignes med teoriløsningen fra Baguelin et al. (1977) er diskutabelt. Teoriløsningen gjelder kun for elastisk jordmateriale og plan tøyning.

Dybden fra $z = -8$ m til $z = -15$ m er utvalgt for sammenligning av teori og forskyvninger fra Plaxis 3D. Siden teoriløsningen kun gjelder for elastisk jord er det som ventet best korrelasjon mellom de laveste lasttrinnene ($H=500$ kN og $H=1000$ kN) og teoriløsningen.

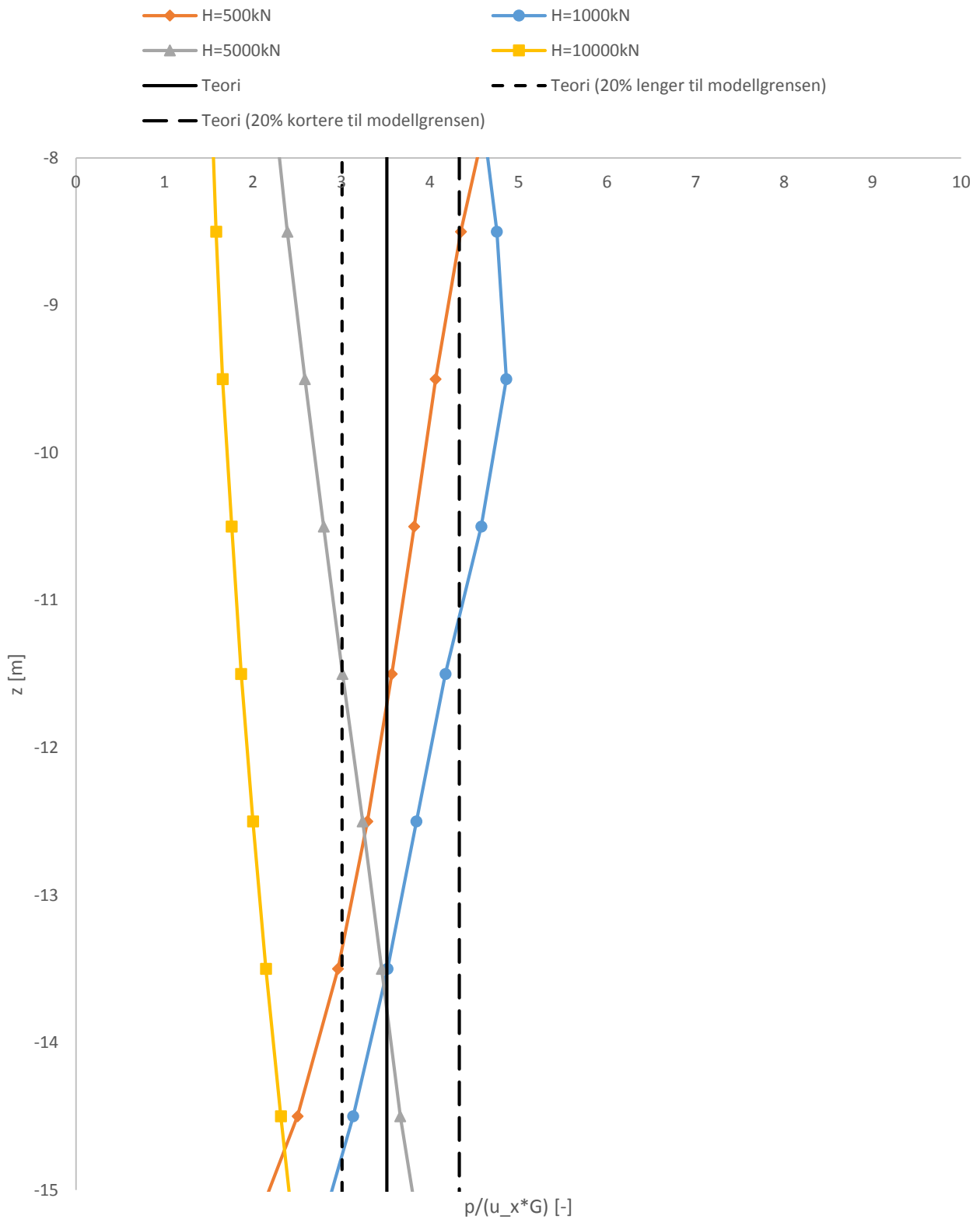
Det kan som følge av sammenligningen med teoriløsningen konkluderes med at det ikke gjort noen store feil i basismodellene i Plaxis 3D.

Basistilfelle med hul pel: Sammenligning med teoriløsning for plan tøyning. H beskriver lastrinnet brukt i Plaxis 3D.



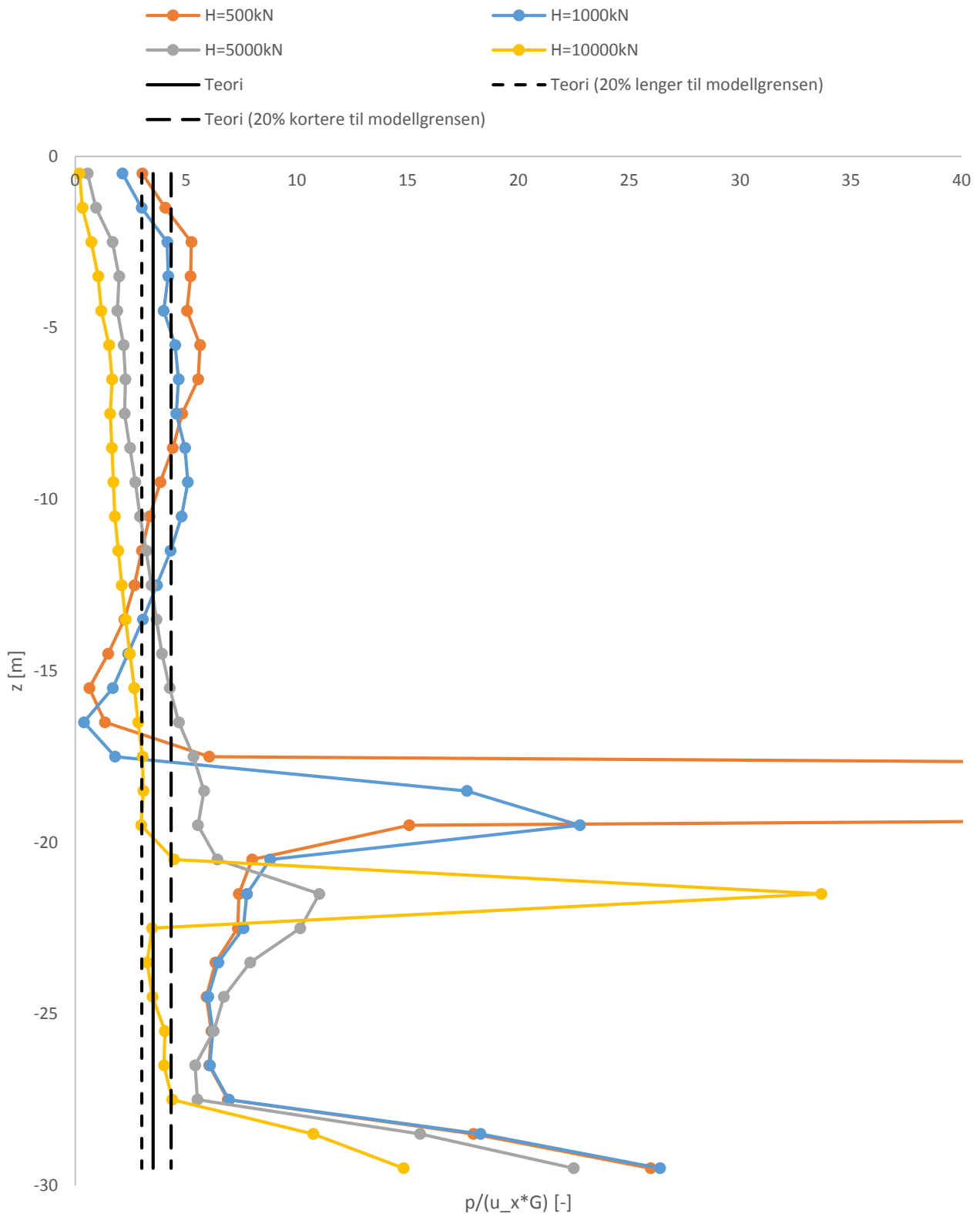
Figur 8 Plaxis 3D basistilfelle med hul pel sammenlignet med teoriløsning

Basistilfelle med hul pel: Sammenligning med teoriløsning for plan tøyning. H beskriver lastrinnet brukt i Plaxis 3D.



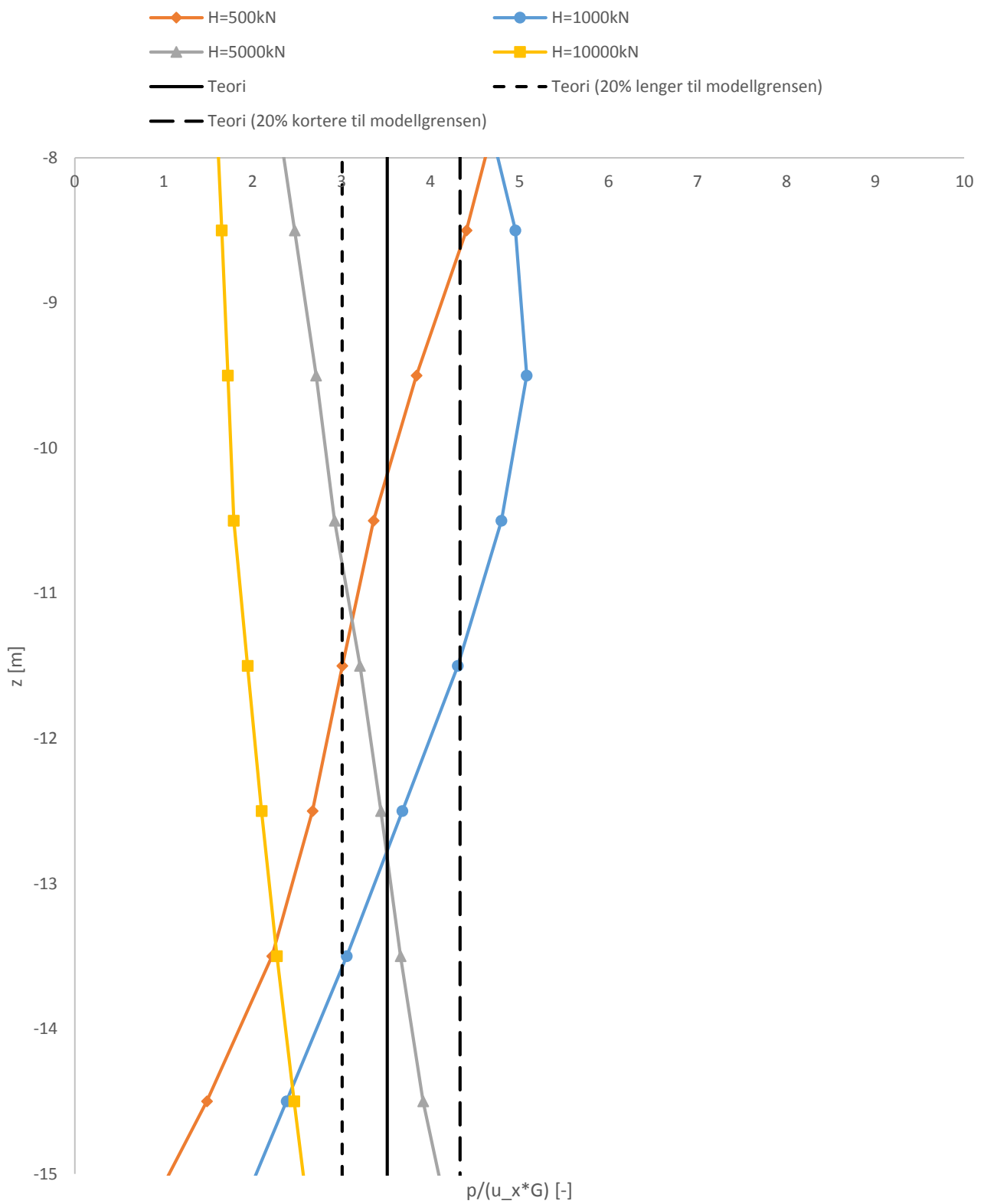
Figur 9 Plaxis 3D basistilfelle med hul pel sammenlignet med teoriløsning

Basistilfelle med massiv pel: Sammenligning med teoriløsning for plan tøyning. H beskriver lastrinnet brukt i Plaxis 3D.



Figur 10 Plaxis 3D basistilfelle med massiv pel sammenlignet med teoriløsning

Basistilfelle med massiv pel: Sammenligning med teoriløsning for plan tøyning. H beskriver lastrinnet brukt i Plaxis 3D.



Figur 11 Plaxis 3D basistilfelle med massiv pel sammenlignet med teoriløsning

Vedlegg E
Basistilfellene i Plaxis 3D sammenlignet med teoriløsning for plan tøyning

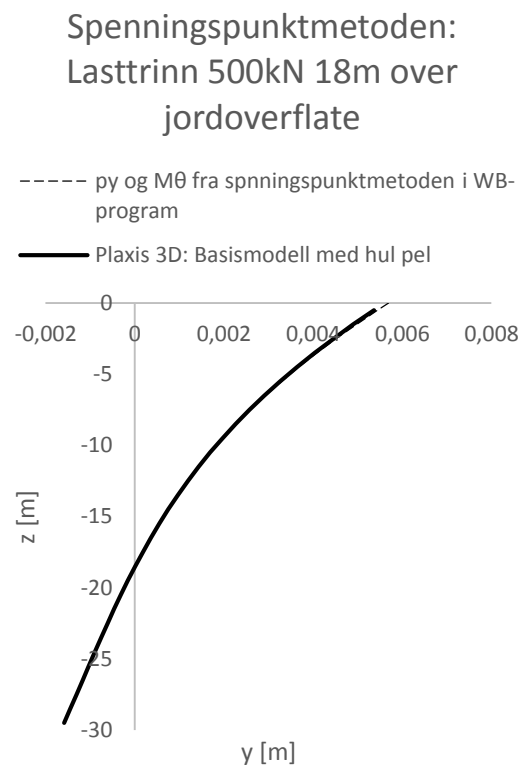
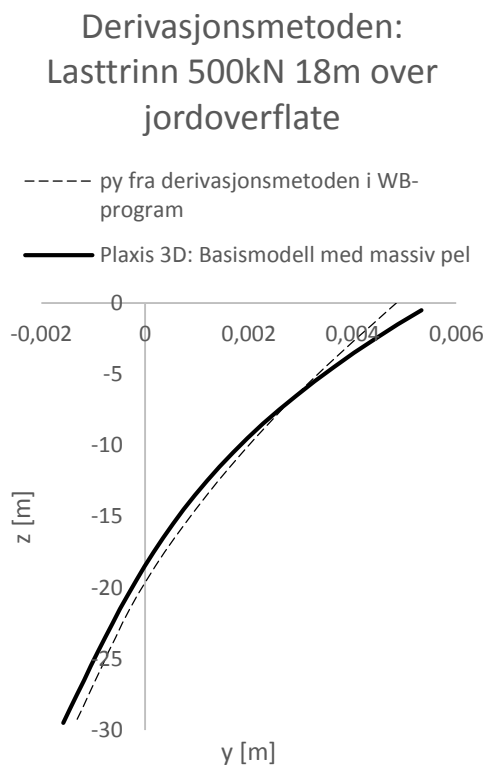
Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program

1.4 Basismodeller

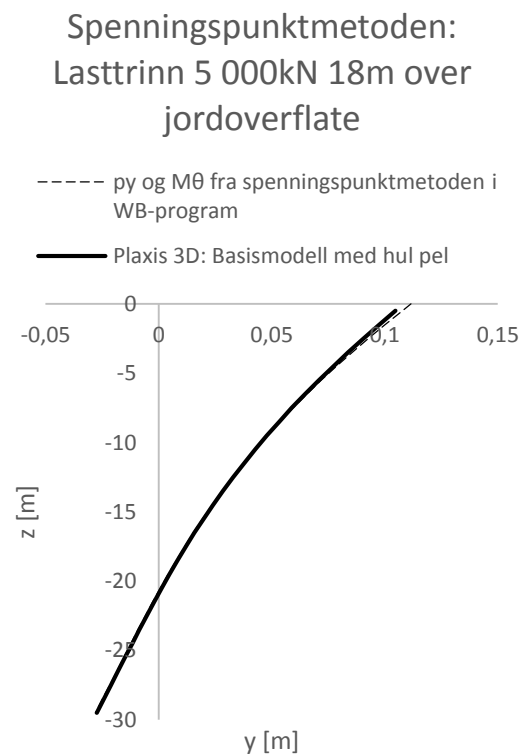
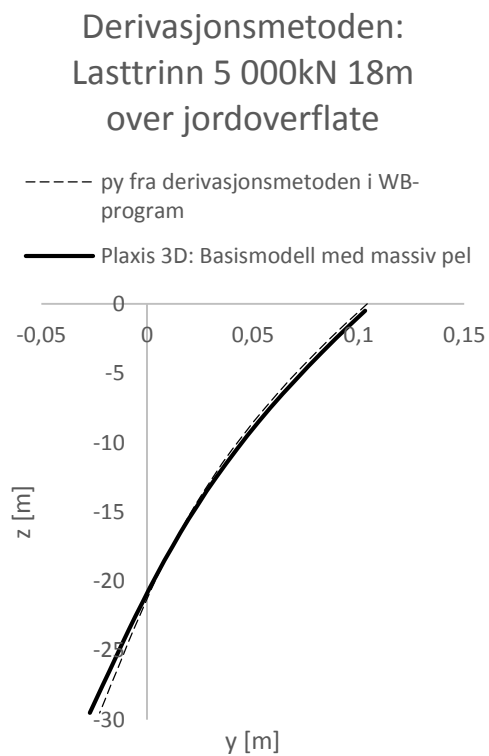
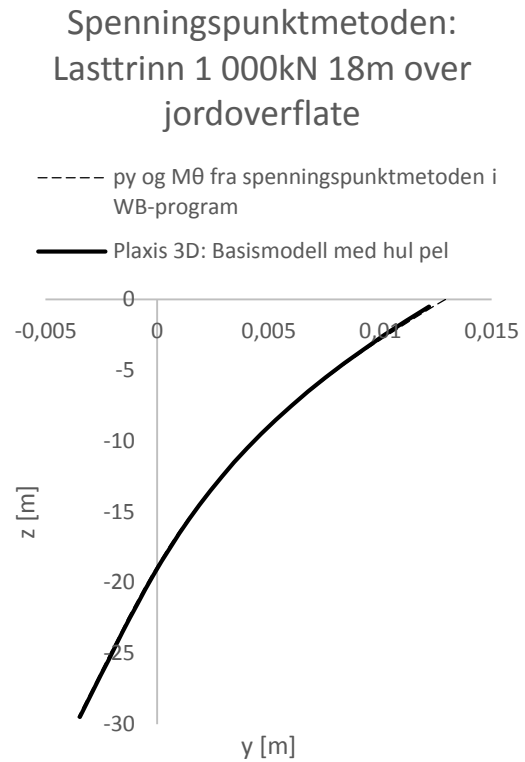
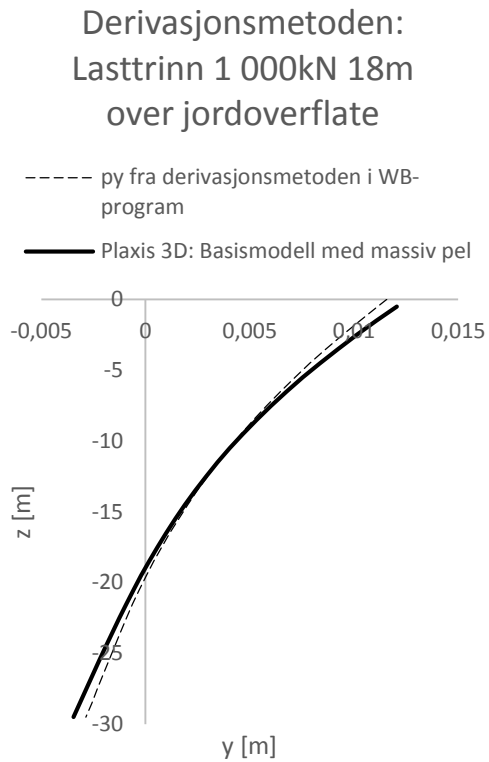
I dette vedlegget følger det sammenligninger av horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D-beregninger og fra beregninger med WB-program. Fjærkurvene brukt i WB-programmet er tilbakeregnet fra tilhørende Plaxis 3D-beregning. Dersom fjærkurvene beskriver jordens oppførsel i Plaxis 3D nøyaktig skal dermed horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og WB-programmet gi sammenfallende verdier.

Under følger sammenligninger av basismodellene. For derivasjonsmetoden er det kun brukt p-y-kurver i WB-programmet. For spenningspunktmetoden er det både brukt p-y-kurver og M- θ -kurver.



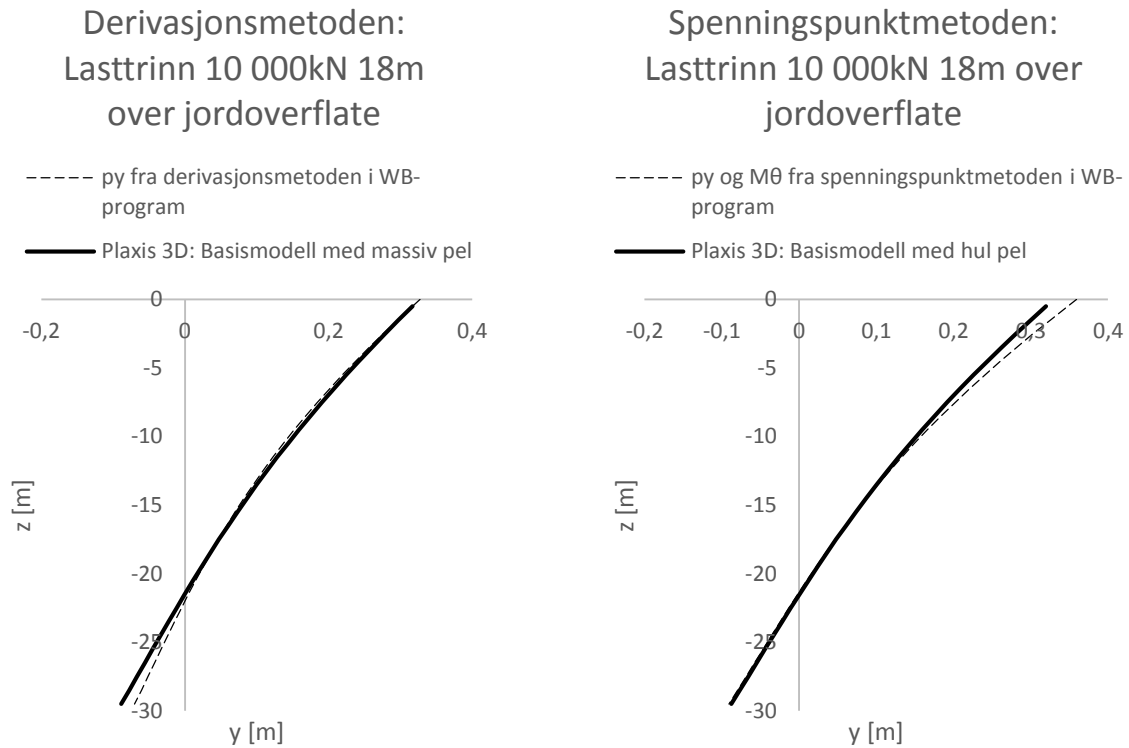
Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program



Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program

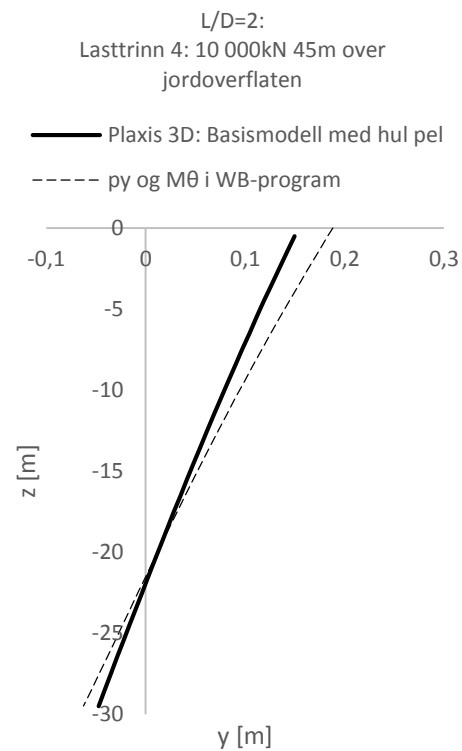
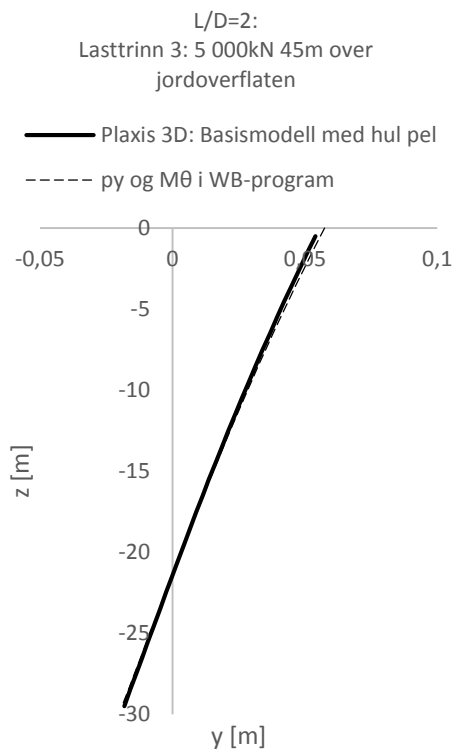
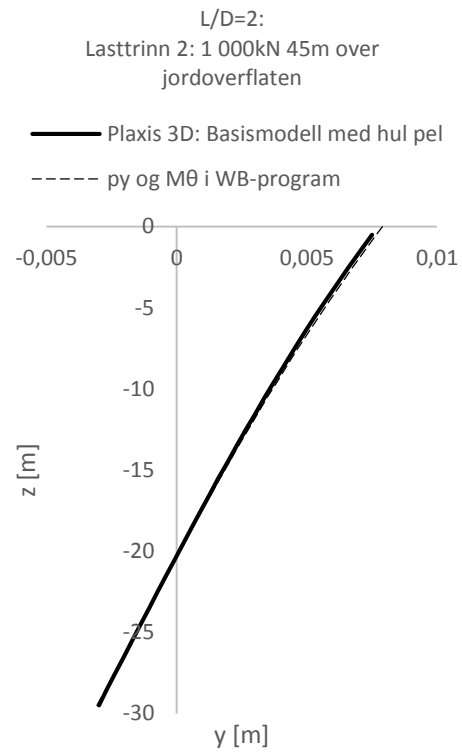
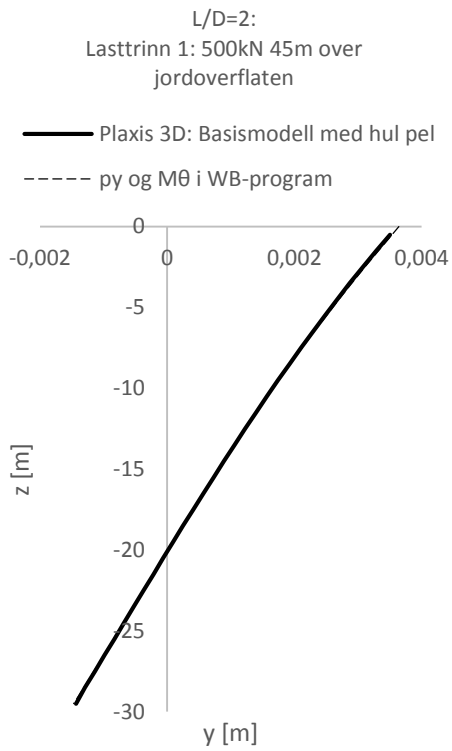


1.5 Kontroll av tilbakeregnete p-y og M-θ-kurver

Som er kontroll av tilbakeregnete p-y- og M-θ-kurver er horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-programmet sammenlignet. Dersom fjærkurvene er korrekt tilbakeregnet skal det ikke være signifikant differanse på horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og WB-programmet når belastningen er lik.

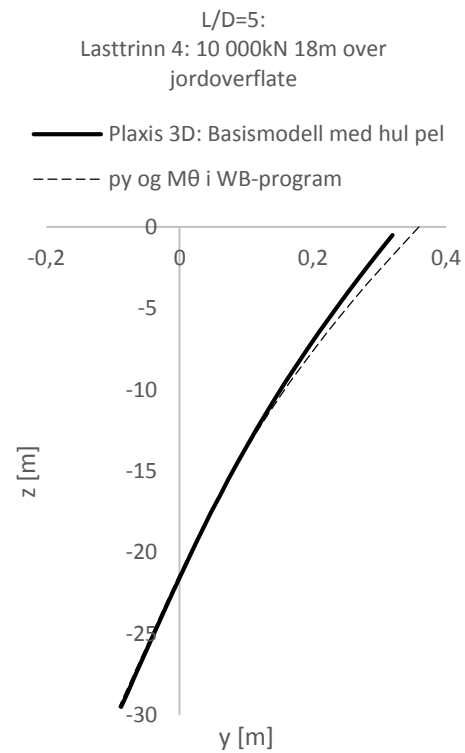
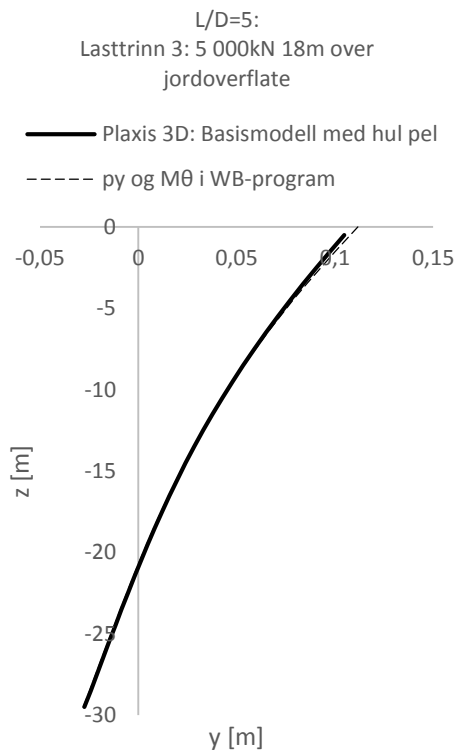
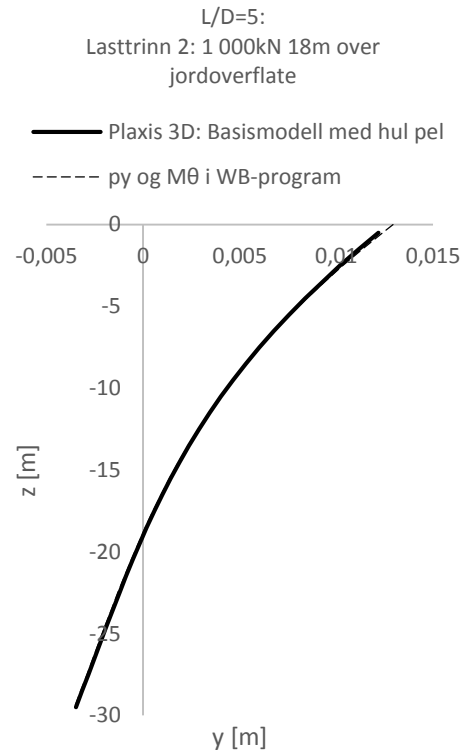
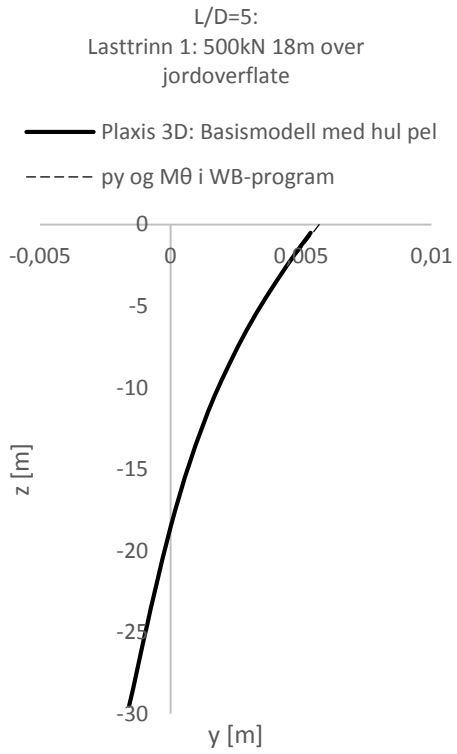
Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program



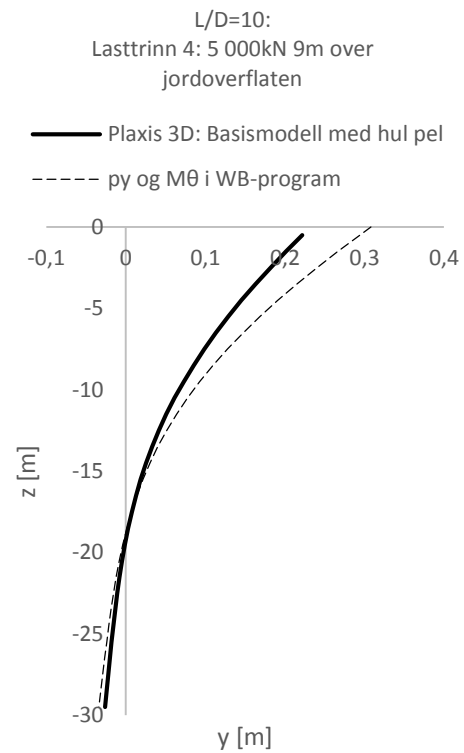
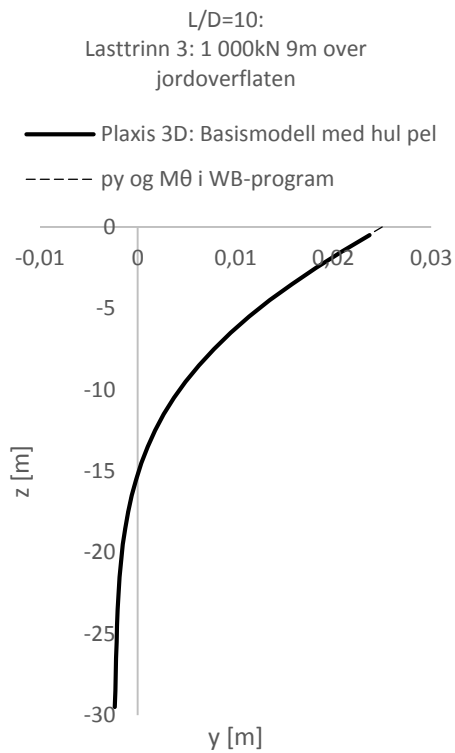
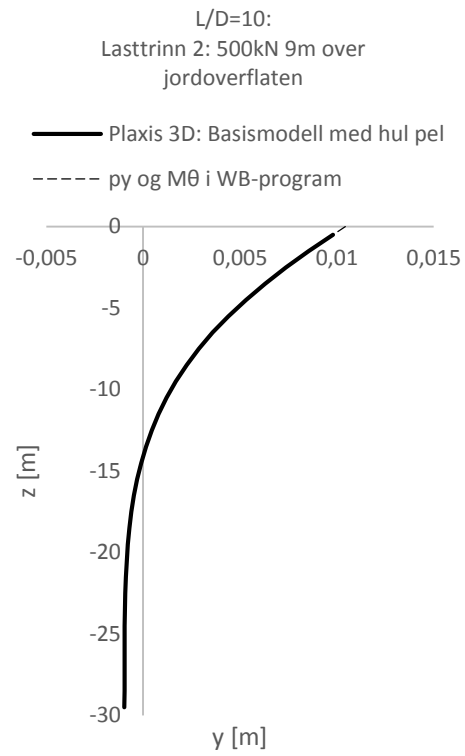
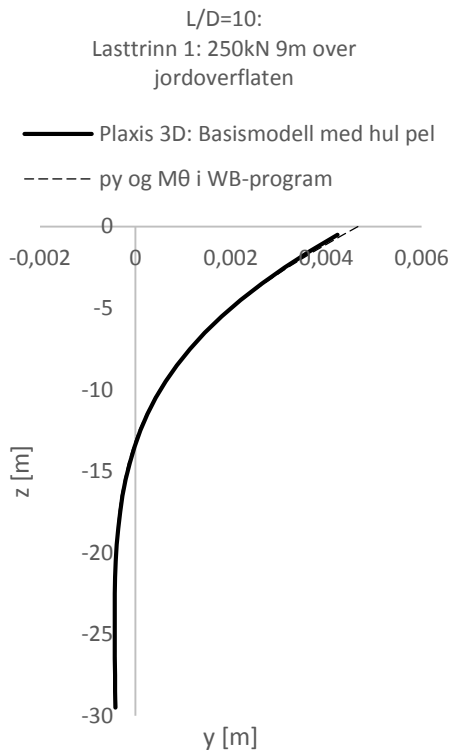
Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program



Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program



1.6 Betydning av M- θ -kurver

Her følger flere resultater fra beregningene om «Betydning av M- θ -kurver i WB-programmet». Horisontale deformasjoner fra Plaxis 3D-simuleringer med L/D lik 2, 5 og 10 er sammenlignet med horisontale forskyvninger fra WB-programmet (med tilsvarende L/D-forhold). For hvert lasttilfelle er det gjort to beregninger i WB-programmet. Én med både p-y-kurver og M- θ -kurver og én med kun p-y-kurver.

Tabell 15 Sammenligning av horisontale forskyvninger mellom Plaxis 3D og WB-programmet for z=-0,5m

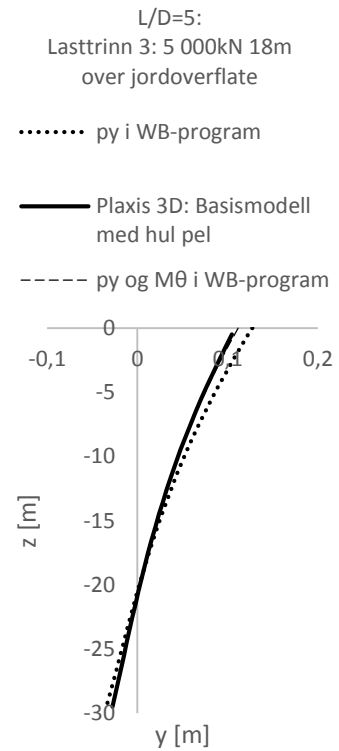
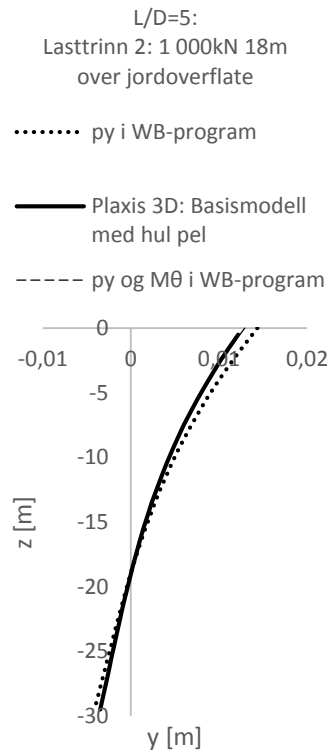
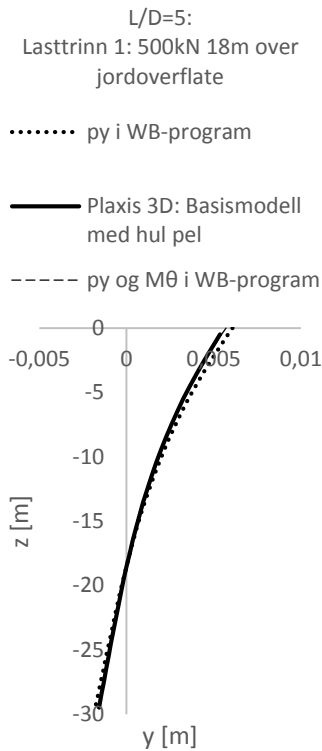
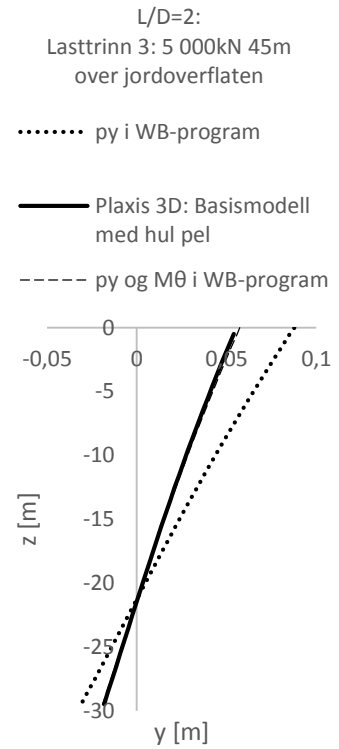
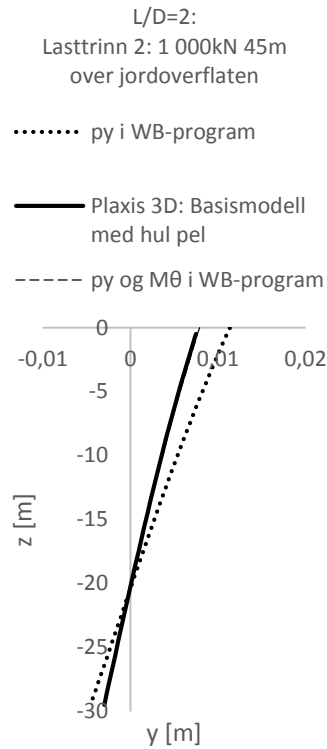
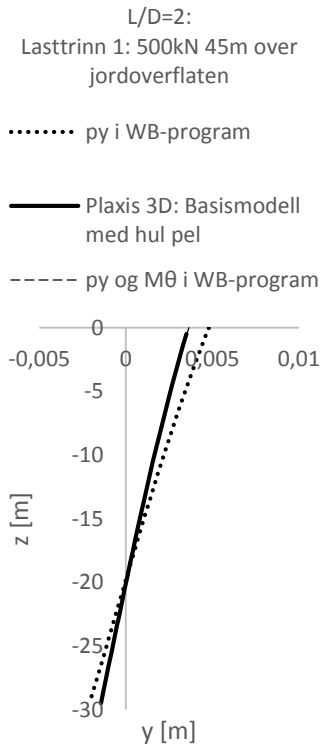
	L/D	y(z=-0,5m) Plaxis 3D	%-vis avvik i WB-programmet med p-y- og M- θ -kurver	%-vis avvik i WB-programmet med p-y-kurver
Lasttrinn 1	2	0,00351	0,8 %	32,5 %
	5	0,00537	1,5 %	8,4 %
	10	0,00424	0,5 %	5,9 %
Lasttrinn 2	2	0,00751	2,1 %	46,9 %
	5	0,01219	1,7 %	13,1 %
	10	0,00980	-1,5 %	4,1 %
Lasttrinn 3	2	0,05403	3,5 %	58,0 %
	5	0,10480	2,8 %	17,4 %
	10	0,02370	-2,0 %	-2,9 %
Lasttrinn 4	2	0,14981	22,3 %	255970915877050,0 %
	5	0,31955	8,8 %	270013,9 %
	10	0,22160	0,9 %	985,6 %

Tabell 16 Sammenligning av horisontale forskyvninger mellom Plaxis 3D og WB-programmet for z=-29,5m

	L/D	y(z=-29,5m) Plaxis 3D	%-vis avvik i WB-programmet med p-y- og M- θ -kurver	%-vis avvik i WB-programmet med p-y-kurver
Lasttrinn 1	2	-0,00143	2,6 %	46,3 %
	5	-0,00158	0,8 %	13,5 %
	10	-0,00042	-9,1 %	-2,0 %
Lasttrinn 2	2	-0,00298	2,6 %	53,0 %
	5	-0,00346	2,4 %	19,1 %
	10	-0,00097	-6,1 %	1,8 %
Lasttrinn 3	2	-0,01808	5,5 %	71,8 %
	5	-0,02739	2,1 %	24,1 %
	10	-0,00234	-4,7 %	9,5 %
Lasttrinn 4	2	-0,04741	31,9 %	577940475611756,0 %
	5	-0,08775	3,3 %	517114,8 %
	10	-0,02616	-6,4 %	3595,8 %

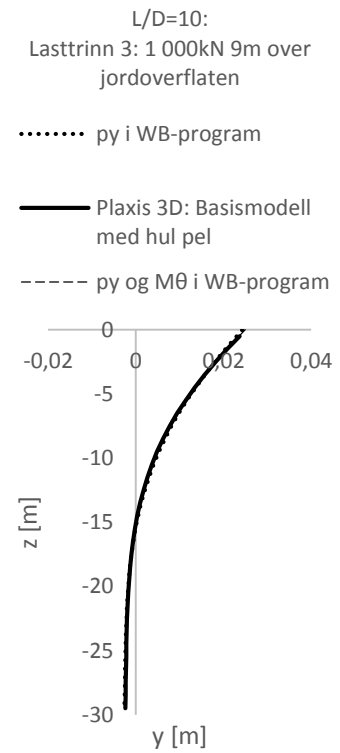
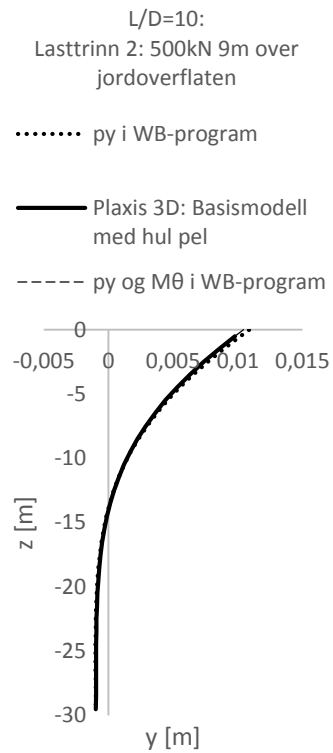
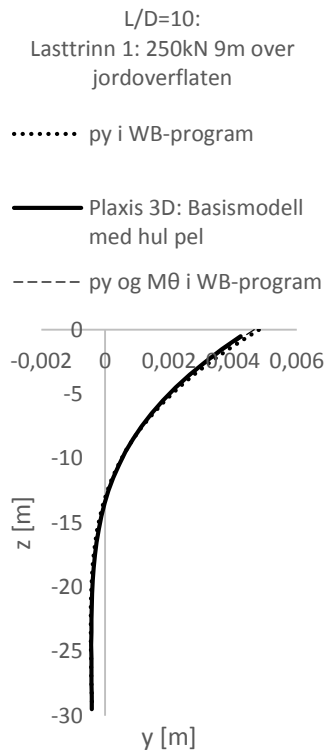
Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program



Vedlegg F

Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program



Vedlegg F
Horisontale forskyvninger fra Plaxis 3D og fra WB-program

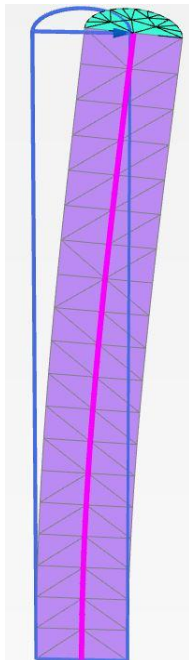
Vedlegg G

Oppbygging av basismodellene i Plaxis 3D

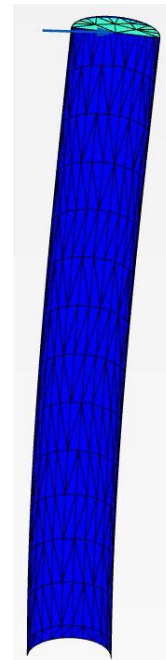
Masteroppgaven inneholder en sammenligning av tilbakeregnete p-y-kurver for to ulike tilbakeregningsmetoder med hver sin Plaxis 3D basismodell. Den første tilbakeregningsmetoden er «derivasjonsmetoden». Denne metoden tar utgangspunkt i en Plaxis 3D-beregning der monopelen blir modellert som en massiv pel bestående av volumelementer. Den andre tilbakeregningsmetoden er «spenningspunktmetoden». Denne metoden tar utgangspunkt i en Plaxis 3D-beregning der monopelen blir modellert som en hul pel bestående av plateelementer. Dersom resultatene fra de to ulike tilbakeregningsmetodene skal være sammenlignbare er det essensielt at Plaxis 3D-modellene gir lik deformasjon ved lik pålastning.

1.7 Sammenligning av pelene uten jord

Første steg for å kontrollere at modellene er sammenlignbare er å sjekke at pelene oppfører seg likt i spenningspunktmetoden og derivasjonsmetoden. Dette er gjort ved å fjerne jorden, konstruere en fast innspenning i bunnen av hver pel og deretter sette på lik belastning i toppen av hver pel.



Figur 12 Fast innspent massiv pel

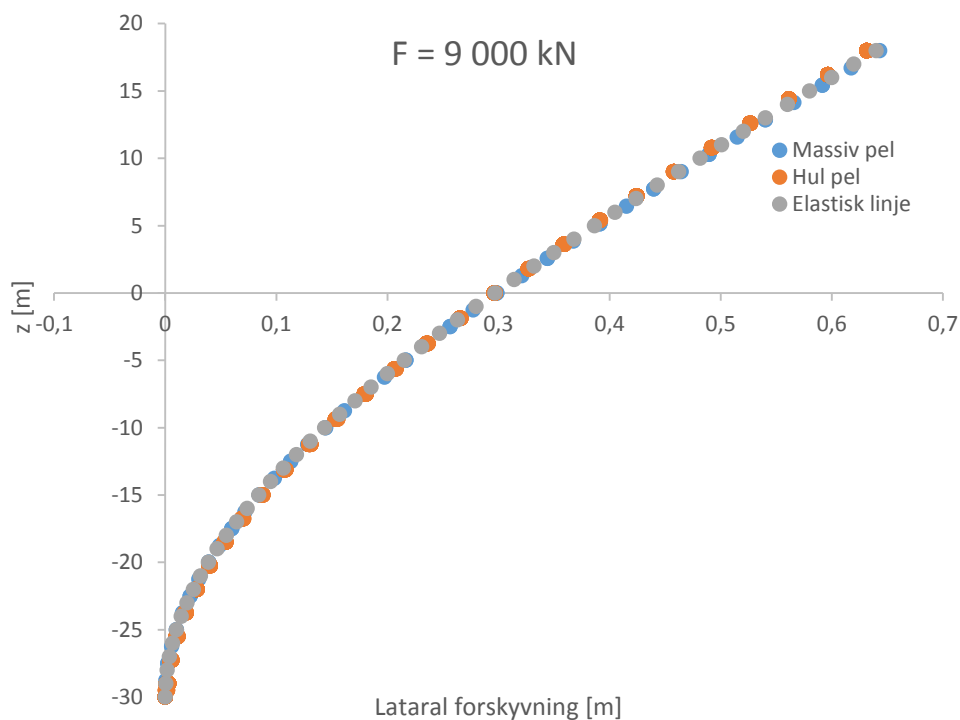


Figur 13 Fast innspent hul pel

Figur 12 viser en deformert fast innspent halvert massiv pel og Figur 13 viser en deformert fast innspent halvert hul pel. Bøyestivheten EI , lengde L , diameter D og påført lateral last F er satt lik for begge pelene. Som en følge av elementær statikk skal utbøyingen av disse to pelene bli

Vedlegg G
Oppbygging av basismodellene i Plaxis 3D

lik. Figur 14 viser sammenligningen av utbøyingen til en massiv og hul pel, samt utbøyingen til en fast innspent elastisk linje. Forskyvningene for den massive pelen er tatt direkte fra Plaxis 3D Output i nodene i den fiktive bjelken i senter av pelen. For den hule pelen er forskyvningene tatt direkte fra Plaxis 3D Output i nodene i plateelementene som utgjør pelen. Parameterne som er bukt er fremstilt i Tabell 17. Formelen for utbøyingen av den elastiske linjen er gitt i formel (2) og er et resultat av ordinær mekanikk. Symboler bruk i formel (2) er skissert i Figur 15.



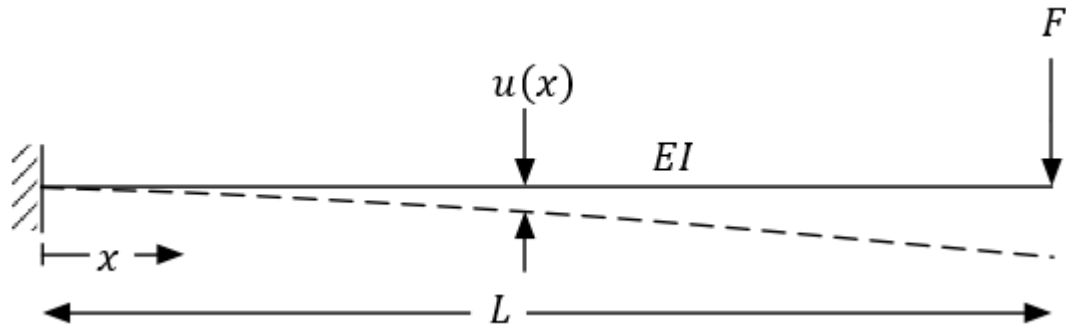
Figur 14 Plot av horisontal forskyvning mot dybde for massiv pel, hul pel og teoretisk elastisk linje

Fra Figur 14 kommer det tydelig frem at forskyvningene for massiv pel, hul pel og elastisk linje er omtrent helt like. Ut i fra dette kan man trekke to konklusjoner.

1. Massiv og hul pel oppfører seg likt når pelene blir modellert fast innspent og ingen jord er tilstede
2. Massiv og hul pel oppfører seg likt som en elastisk linje etter formel (2). Formelen tar ikke hensyn til skjærdeformasjoner. Dermed kan man konkludere med at skjærdeformasjoner har liten påvirkning for aktuelt statisk lasttilfelle.

Tabell 17 Parametere for sammenligning av faste innsente peler

F	L	EI
9 000kN	48 m	$518,57 * 10^6 \text{kNm}^2$



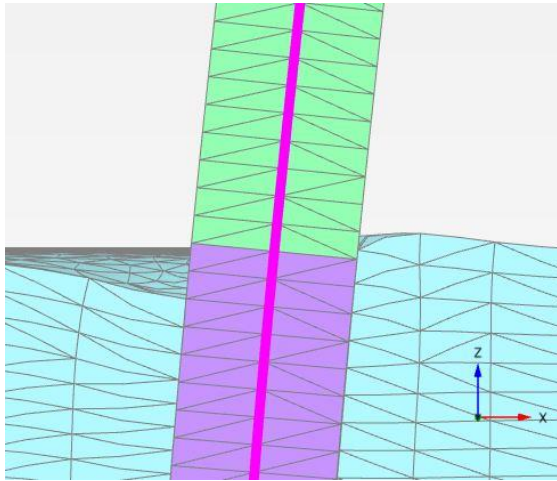
Figur 15 Illustrasjon av utbøyingen til en fast innspent elastisk linje

$$u(x) = \frac{FL^3}{EI} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{x}{L} \right)^2 - \frac{1}{6} \left(\frac{x}{L} \right)^3 \right] \quad (2)$$

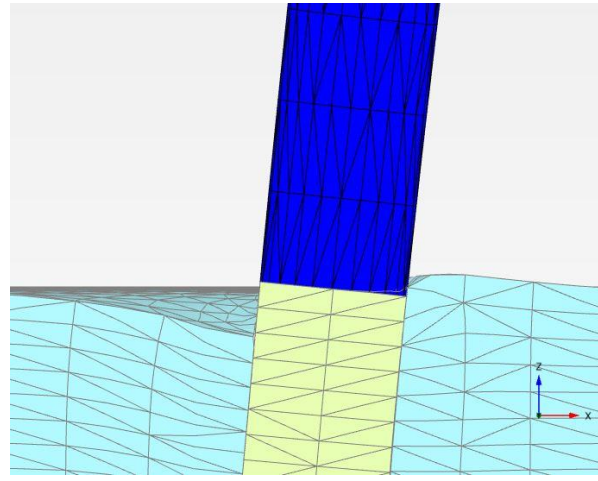
Fra beregningene i dette delkapittelet er det klart at massiv og hul pel utbøyer seg omtrent likt når modelleringen gjøres uten jord. Neste steg er å kontrollere om utbøyingen også er omtrent lik når jorden også tas i betraktning.

1.8 Sammenligning av pelene med jord

Andre steg for å kontrollere at modellene er sammenlignbare er å sjekke at pelene deformerer seg likt i spenningspunktmetoden og derivasjonsmetoden når man også tar hensyn til jorden. Figur 16 viser nærbilde av derivasjonsmetoden. Her er det ingen jord som deformeres på innsiden av pelen. Figur 17 viser nærbilde av spenningspunktmetoden. For denne modelleringsmetoden er det jord inne i pelen og deformasjonsbildet blir dermed noe annerledes.



Figur 16 Nærbilde ved jordoverflaten for massiv pel (derivasjonsmetoden)



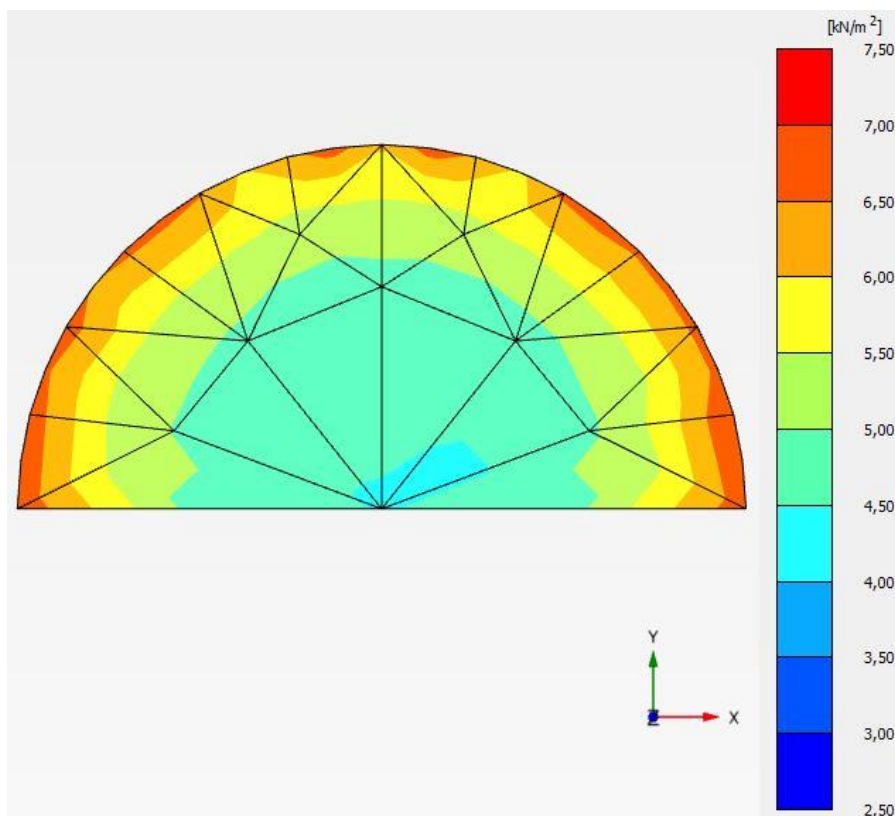
Figur 17 Nærbilde ved jordoverflaten for hul pel (spenningspunktmetoden)

Begge modellene har lik belastning, lik avstand til modellgrensene, likt jordmateriale og like pelparametere (bøyestivhet, lengde i jord og diameter). Allikevel gir modellene signifikant ulik horisontal forskyvning. Dette er på grunn av mekanismen under pelene. En massiv pel kan ta opp større horisontale skjærspenninger på flaten under pelen enn en hul pel klarer. Figur 18 illustrerer størrelsen på horisontale skjærspenninger i lastretningen på interfacen under massiv pel og Figur 19 viser størrelsen på skjærspenningene på interfacen under hul pel. Det er tydelig at disse skjærspenningene er større under massiv pel. Resultatet av disse ulikhetene er at den massive pelen får for liten horisontal forskyvning sammenlignet med den hule pelen. For at modellene skal være sammenlignbare er det viktig at horisontal forskyvning er lik for begge modellene.

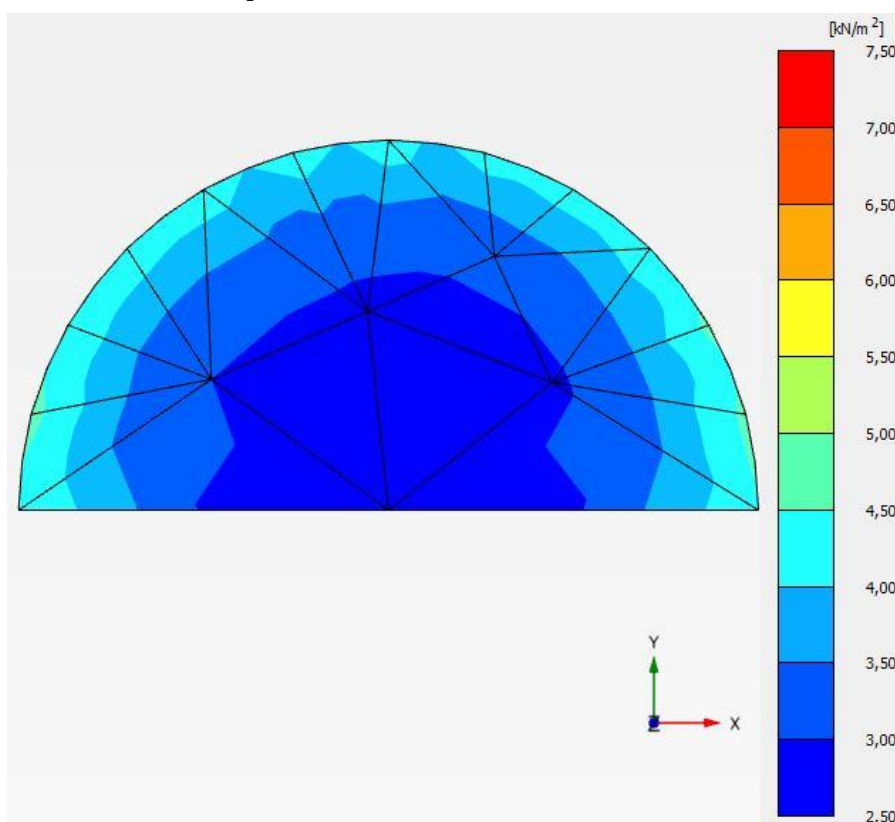
For den horisontale interfacen under pelene kan man i Plaxis 3D endre styrkereduksjonsfaktoren R_{inter} . Faktoren relaterer interfacestyrken med jordstyrken og er lik 1,0 dersom interfacen har lik styrke som omkringliggende jord (Brinkgreve et al., 2014).

Ved å sette $R_{inter} = 0,8$ for den horisontale interfacen under den massive pelen oppnår man omtrent like forskyvninger. Det er da maksimalt 0,9 % avvik mellom horisontale forskyvninger for massiv pel sammenlignet med hul pel (lasttilfelle: 500kN 18m over jordoverflaten og $z = 0\text{m}$). Uten R_{inter} -korrigeringen ville det maksimale avviket vært på 5,5 % (lasttilfelle: 500kN 18m over jordoverflaten og $z = -30\text{m}$). Figur 20 og Figur 21 illustrerer de horisontale pelforskyvningene mot dybden for Plaxis 3D-modeller med hul pel, massiv pel med $R_{inter} = 1,0$ og massiv pel med $R_{inter} = 0,8$.

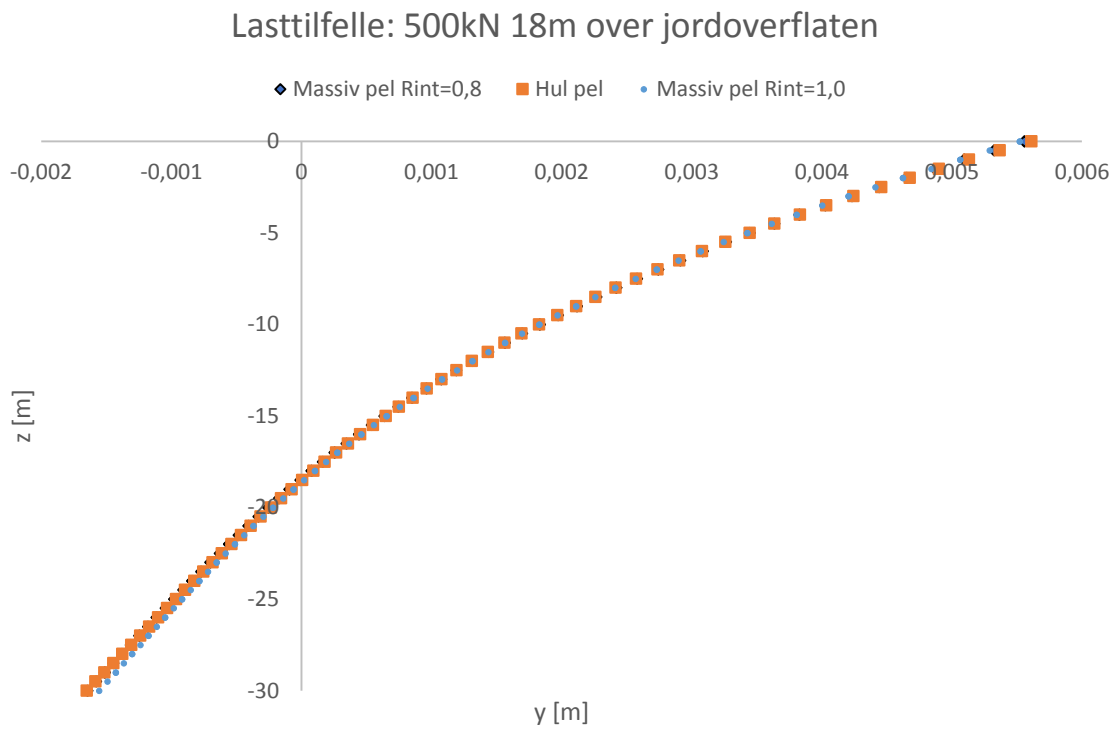
Vedlegg G
Oppbygging av basismodellene i Plaxis 3D



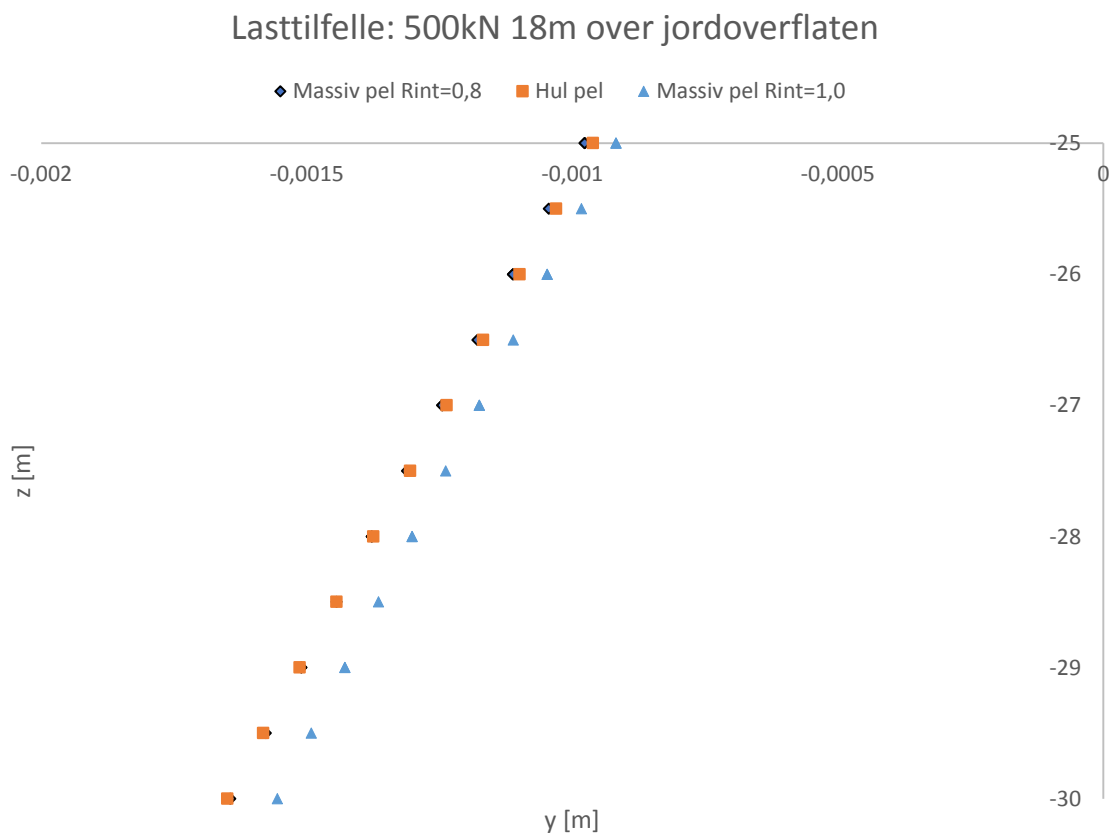
Figur 18 Illustrasjon av størrelse på skjærspenninger i lastretningen for horisontal interface under massiv pel



Figur 19 Illustrasjon av størrelse på skjærspenninger i lastretningen for horisontal interface under hul pel



Figur 20 Horisontale forskyvninger for tre ulike Plaxis 3D-modeller plottet mot dybden



Figur 21 Horisontale forskyvninger for tre ulike Plaxis 3D-modeller plottet mot dybden for den nederste delen av pelen

Vedlegg G

Oppbygging av basismodellene i Plaxis 3D

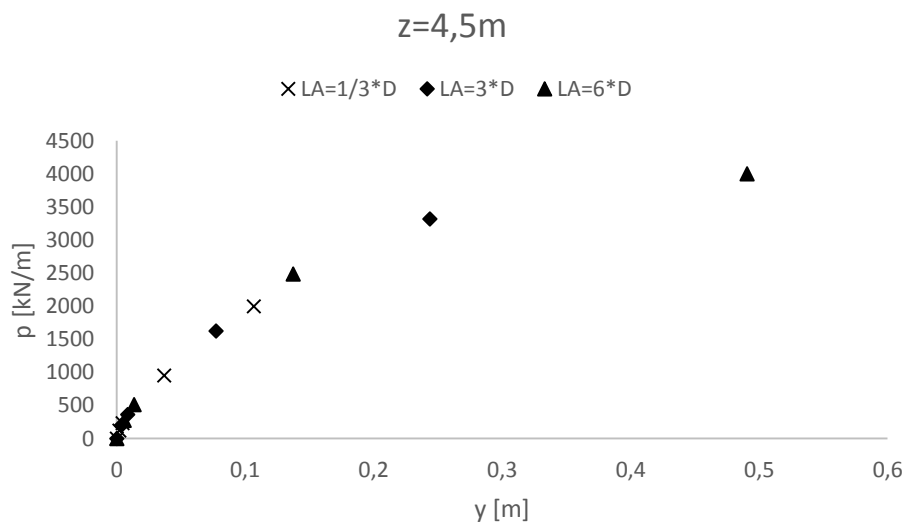
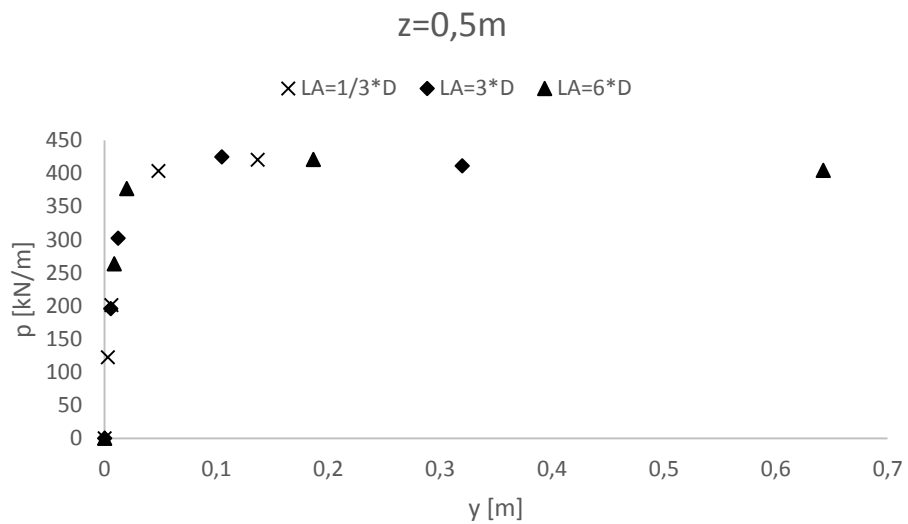
I dette vedlegget er det gjennomgått hvordan Plaxis 3D-basistilfellene ble konstruert og kontrollert. Det er altså et basistilfelle med hul pel og et basistilfelle med massiv pel og disse basistilfellene gir så godt som like horisontale forskyvninger ved lik lastpåsetting.

Vedlegg G
Oppbygging av basismodellene i Plaxis 3D

Vedlegg H

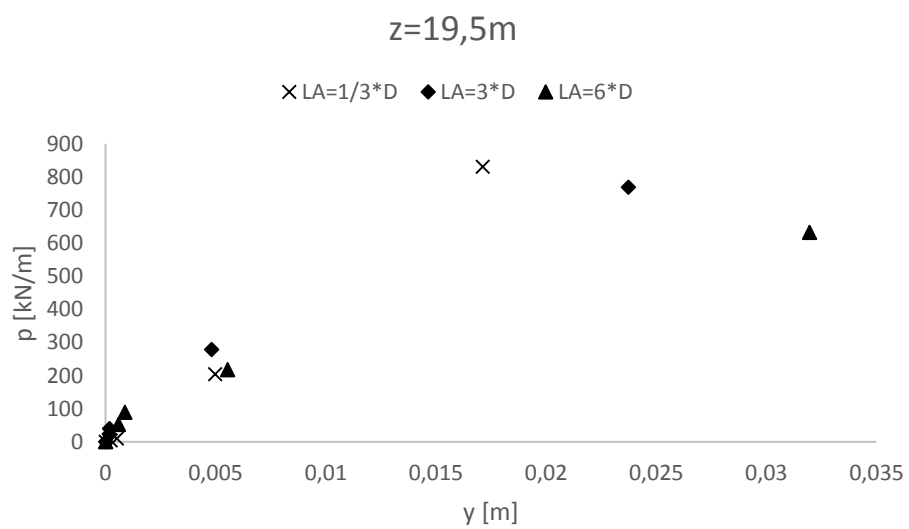
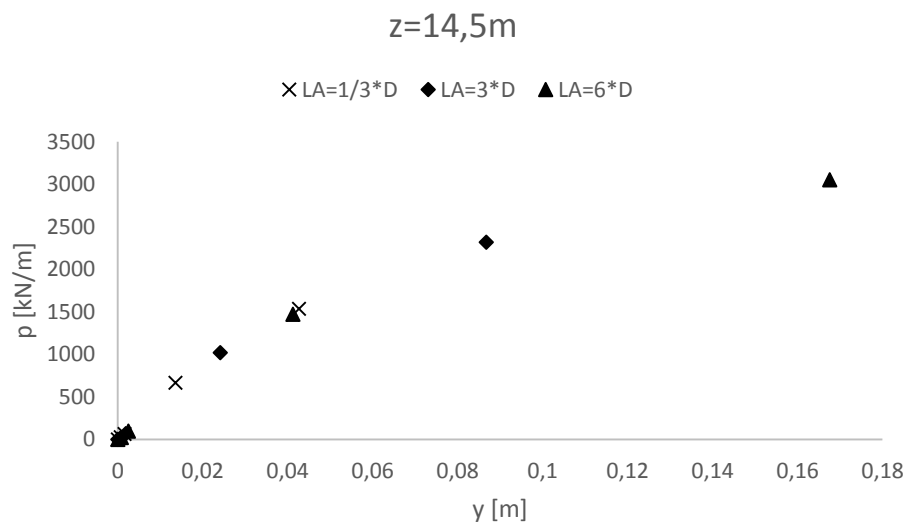
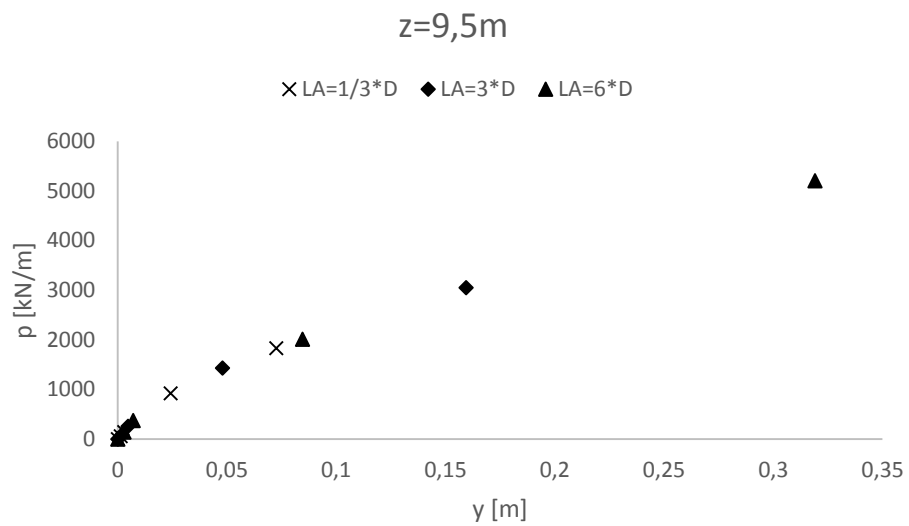
Betydning av påført moment i Plaxis 3D

I dette vedlegget er p-y- og M- θ -kurver for hver femte meters dybdeintervall fremstilt. Fokuset er å evaluere hvordan påført moment i Plaxis 3D påvirker tilbakeregnete p-y- og M- θ -kurver.



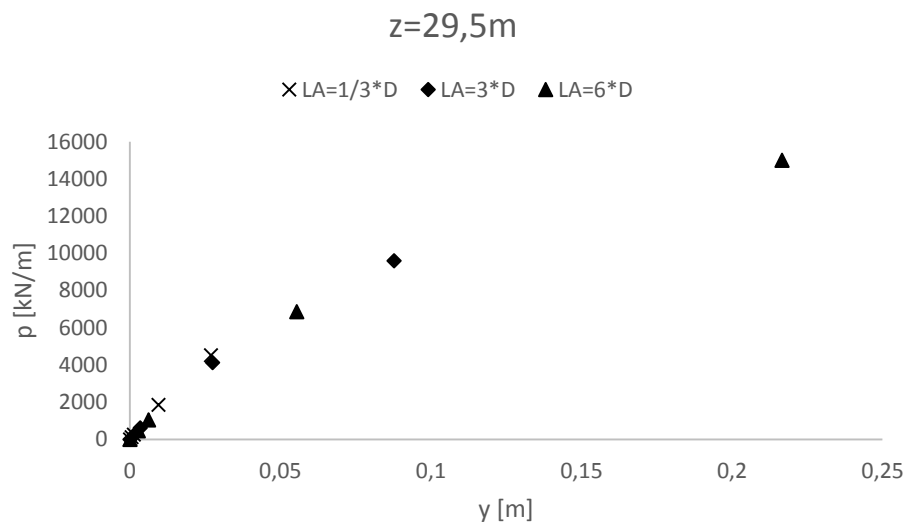
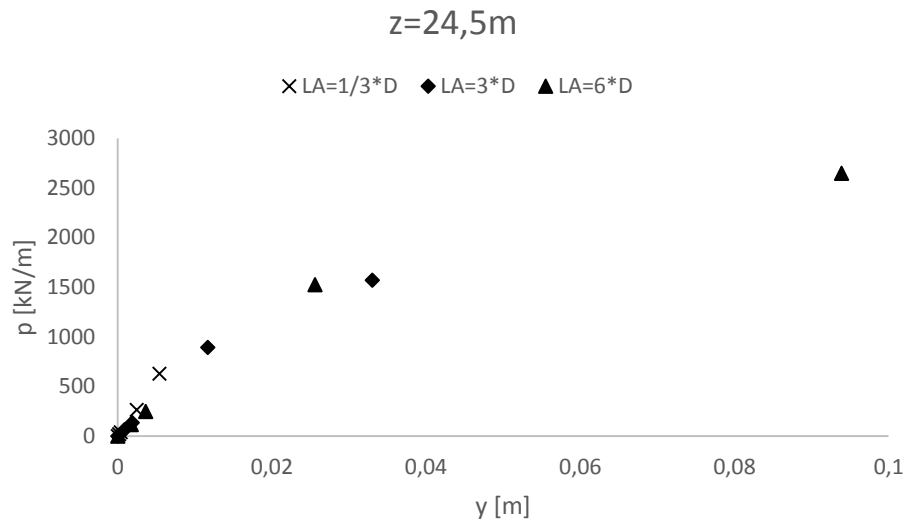
Vedlegg H

Betydning av påført moment i Plaxis 3D

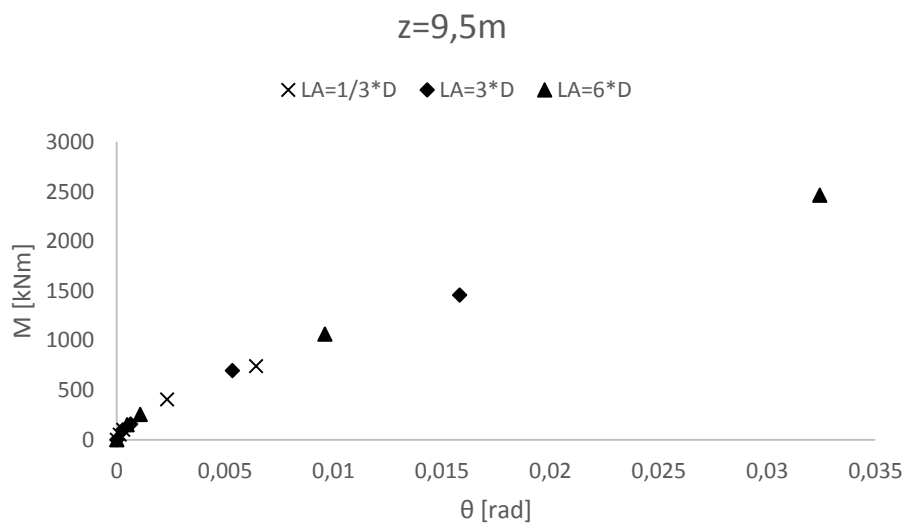
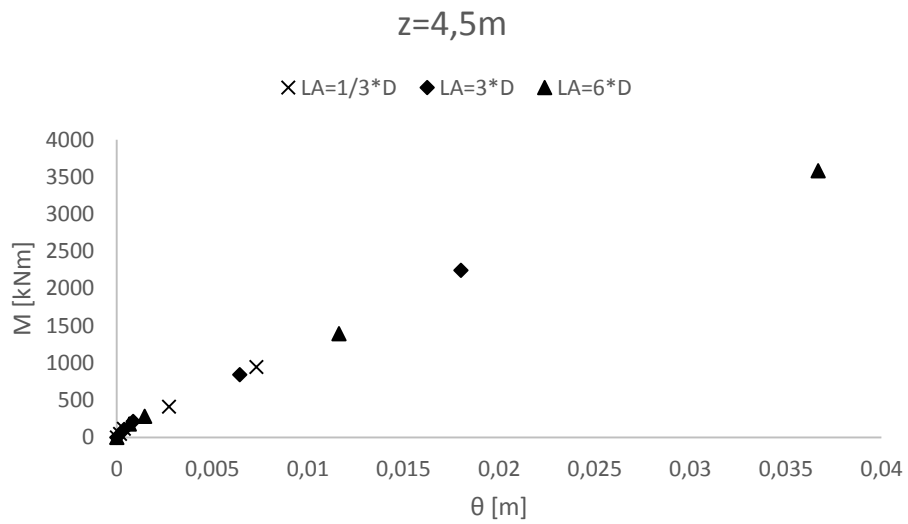
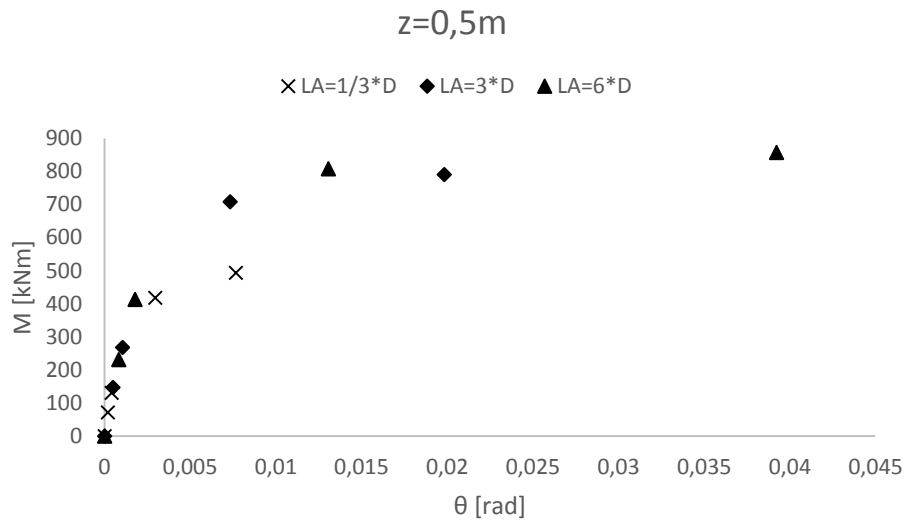


Vedlegg H

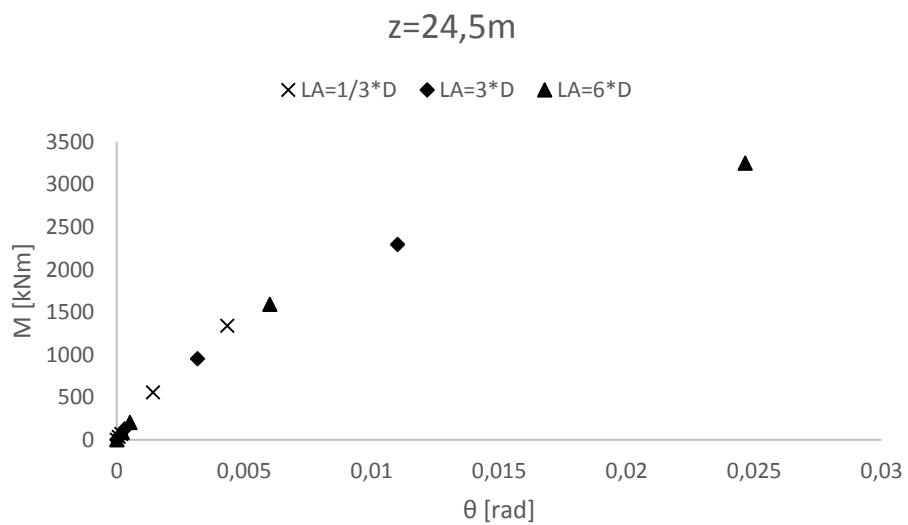
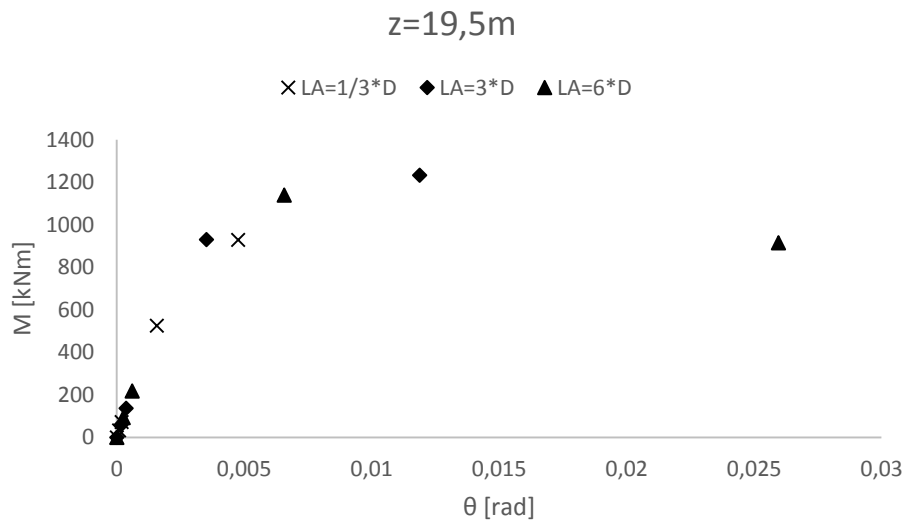
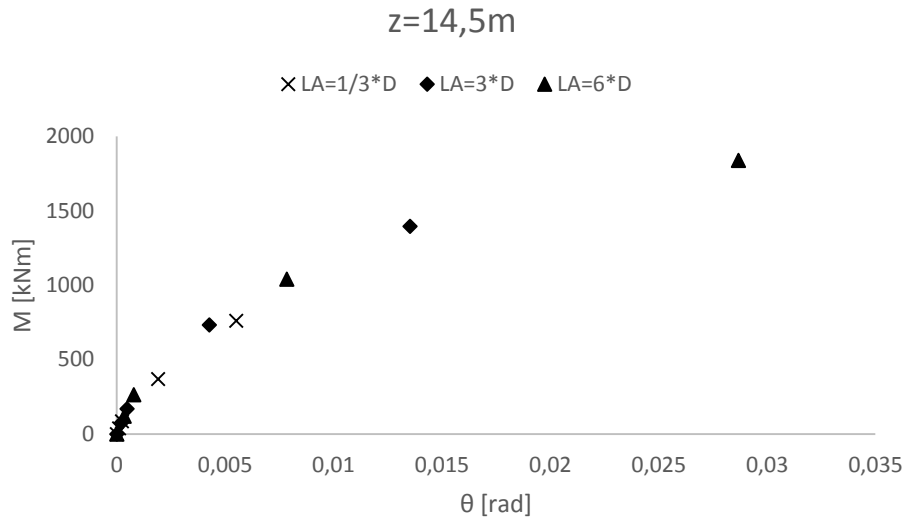
Betydning av påført moment i Plaxis 3D



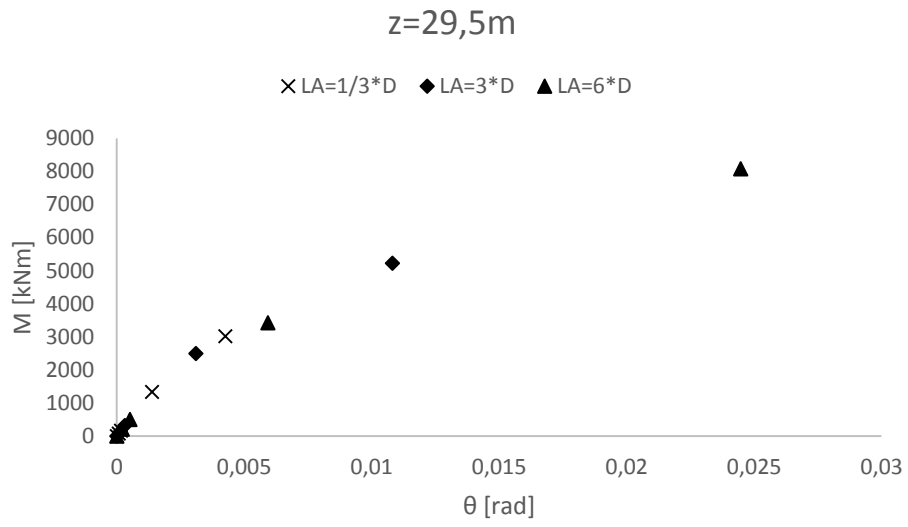
Vedlegg H
Betydning av påført moment i Plaxis 3D



Vedlegg H
Betydning av påført moment i Plaxis 3D



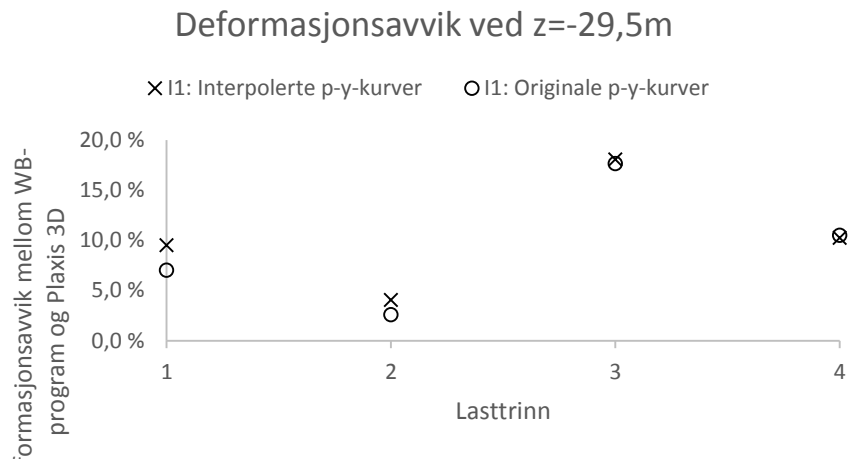
Vedlegg H
Betydning av påført moment i Plaxis 3D



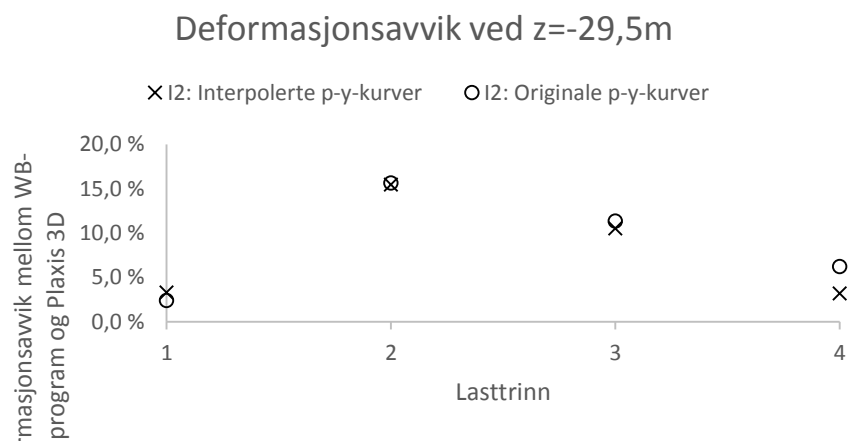
Vedlegg I

Betydning av interpolerte fjærkurver

I dette vedlegget er betydningen av interpolerte fjærkurver fremstilt. Figur 22 og Figur 23 fikk ikke plass i hovedoppgaven (kapittel 5.6.2), men konklusjonen er den samme. Interpolering av fjærkurver omkring pelens rotasjonspunkt ser ut til å ha liten betydning for laterale deformasjoner i WB-programmet.



Figur 22 Lateralt deformasjonsavvik ved z=-29,5m og lasttrinn fra Plaxis 3D-beregningen I1



Figur 23 Lateralt deformasjonsavvik ved z=-29,5m og lasttrinn fra Plaxis 3D-beregningen I2