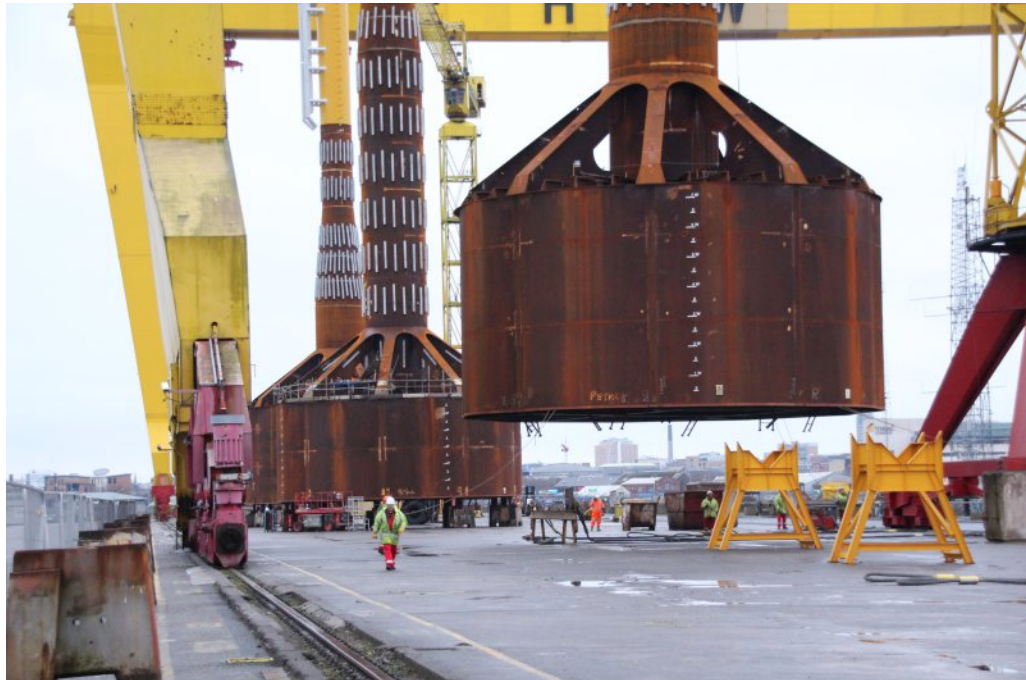


Bestemmelse af p-y formulering for bøttefundamenter i ler vha. Finite element modellering



AFGANGSPROJEKT
MOGENS BONDE HVIDBERG
BYGGERI & ANLÆG
AALBORG UNIVERSITET
DEN 08. JUNI 2017



AALBORG UNIVERSITET
STUDENTERRAPPORT

Institut for Byggeri og Anlæg

Thomas Manns vej 23

9220 Aalborg Øst

<http://www.civil.aau.dk>

Titel:

Bestemmelse af p-y formulering for bøttefundamenter i ler vha. Finite element modellering.

Projekt:

Afgangsprøjsprojekt

Projektperiode:

September 2016 - Juni 2017

Deltagere:

Mogens Bonde Hvidberg

Vejledere:

Lars Bo Ibsen

Sidetæl: 85

Appendiks: 4

Afsluttet 08-06-2017

Synopsis:

Formålet med dette projekt er, at udarbejde en ny p-y formulering for bøttefundamenter placeret i ler vha. Finite element modellering, da de nyværende p-y formuleringer ikke tager højde for det lave slankhedsforhold, som en bøtte har.

For at lave Finite element modellerne, vil der blive lavet et litteraturstudie omkring, hvordan andre har bygget numeriske modeller op. Derefter vil der blive opbygget en modelskabelon for dette projekt, hvor der vil blive kørt ni modeller, med forskellige diametre, skørtelængder og styrker af ler.

Modeldataet vil blive brugt som grundlag for formuleringen af en ny p-y formulering. Der vil blive lavet et litteraturstudie omkring de nyværende p-y formuleringer, hvorefter den tillærte viden vil blive brugt til at lave et bedste fit for hver model, som derefter vil blive forsøgt standardiseret til ét udtryk, som afhænger af bøttens dimensioner, lers styrkeparameter og lers stivhed.

Forord

Denne rapport er udarbejdet af en studerende på 10. semester på Byggeri og Anlægsuddannelsen ved Aalborg Universitet. *Udarbejdelse af p-y kurver* er det overordnede tema for projektet.

Projektet er foreslået af vejleder og der er fokus på at udarbejde en ny p-y formulering for bøttefundamenter i ler.

Forudsætningerne for at læse rapporten er et vist kendskab til geoteknik og numeriske analyser.

Der rettes stor tak til vejleder Lars Bo Ibsen for inspirerende vejledning og konstruktiv kritik. Endvidere rettes en stor tak til medstuderende Vinojan Vethanayagam, som der er arbejdet sammen med omkring opbygningen af de numeriske modeller samt parameterbestemmelse.

Læsevejledning

Der vil igennem rapporten fremtræde kildehenvisninger, og disse vil være samlet i en kildeliste bagerst i rapporten. Der er i rapporten anvendt kildehenvisning efter Harvardmetoden, så i teksten refereres en kilde med [Efternavn, År]. Denne henvisning fører til kildelisten, hvor bøger er angivet med forfatter, titel, udgave og forlag, mens Internetsider er angivet med forfatter, titel og dato. Figurer og tabeller er nummereret i henhold til kapitel, dvs. den første figur i kapitel 7 har nummer 7.1, den anden, nummer 7.2 osv. Forklarende tekst til figurer og tabeller findes under de givne figurer og tabeller.

Det digitale appendiks indeholder egne beregninger og dokumenter, der er brugt gennem projektet. Reference til det digitale appendiks vil blive gjort på følgende måde: [Digital Appendiks, 'Filnavn']. Den udleveret tabel fra vejleder, med effektive parametre for blød, medium og stiv ler, vil også være i det digitale appendiks.

Mogens B. Hvidberg

Mogens Bonde Hvidberg

Abstract

In 1991, the first offshore wind turbine park was built in Denmark, which also was the world's first. Later Denmark has built more wind turbine parks, and it may be possible to provide energy to all of Denmark within 2020.

It is more expensive to build wind turbines offshore than onshore, so to minimize the expenses new types of foundations has been developed, such as the bucket foundation. The analytical method to calculate the bearing capacity of the foundation is however based on piles, which is slenderer, than the bucket foundation, which may have a slenderness of one and diameter and skirt length are 20 meters. Therefore, is the bucket foundation going to be more rigid than the piles, that the analytical method is based on.

The target in this project is to determine a new mathematical formulation to describe the p-y curves for a bucket foundation in undrained soft, medium and stiff clay. To do that, nine numerical models are simulated in PLAXIS 3D, where the diameter, the skirt length and the undrained shear strength are varying. Then it is possible to plot some p-y curves for each model. To make sure that the bearing capacity do not depend on the depth, it is normalized by a new expression for the ultimate bearing capacity. The displacements are normalized by a new expression, which gives the displacement at the ultimate bearing capacity.

The mathematical formulation is based on a previous p-y formulation, where the fitting parameters are found to match the p-y curves, from the numerical models. A link between each fitting parameter and the vertical effective stress at the bottom of the bucket is found, and a mathematical formulation for respectively soft and medium clay are found.

Indholdsfortegnelse

Abstract	vii
Kapitel 1 Notation	1
Kapitel 2 Indledning	3
Kapitel 3 Modelopbygning	5
3.1 Litteraturstudie - Numeriske modeller	5
3.2 Opbygning	8
3.2.1 Jord	8
3.2.2 Konstruktion	15
3.2.3 Mesh	15
3.2.4 Simulering	19
Kapitel 4 Databehandling	21
4.1 Undersøgelse af bæreevnen for stiv ler	23
4.2 Litteraturstudie - p-y formuleringer	25
4.2.1 Matlock, 1970	25
4.2.2 Østergaard et al. 2015	26
4.2.3 Reese et al, 1975	27
4.2.4 API, 1993	28
4.3 Normalisering	29
4.4 Ny p-y formulering	38
Kapitel 5 Diskussion/Konklusion	49
Litteratur	51
Appendiks A Modelplots	53
A.1 Rå data	53
Appendiks B Normaliseringsplot	63
B.1 Indledende	63
B.2 Endelige normaliseringer	69
Appendiks C p-y formuleringsplots	73
C.1 Bedste fit	73
C.2 Matematisk formulering	79
Appendiks D Artikel	85

Notation

1

Symbol	Beskrivelse	Enhed
A_s	Fitting-parameter	[-]
a	Fitting-parameter	[-]
b	Fitting-parameter	[-]
c	Fitting-parameter	[-]
c	Kohæsion	[kPa]
c_u	Den udrænet forskydningsstyrke	[kPa]
D	Diameter	[m]
d	Fitting-parameter	[-]
d_{ref}	Reference dybde	[m]
e	Fitting-parameter	[-]
E	E-modul	[GPa]
E_{50}	E-modulet for primær belastning	[kPa]
E_{eod}	Oedometer modulet	[kPa]
E_{ur}	E-modulet for af- og genbelastning	[kPa]
f	Fitting-parameter	[-]
F_y	Kraft	[kN]
G_0	Forskydningsmodul	[kPa]
J	Empirisk konstant	[-]
K^0	Hviletryskkoefficienten	[-]
K^a	Aktiv jordtryskkoefficient	[-]
K^p	Passiv jordtryskkoefficient	[-]
L	Længde	[m]
m	Power m	[-]
N_1	Normal kraften	[kN/m]
OCR	Overkonsolideringsforholdet	[-]
p	Bæreevne	[kN/m]
p_u	Ultimativ bæreevne	[kN/m]
p_R	Rankine trykket	[kN/m]
p_{max}	Ultimativ bæreevne ud fra data	[kN/m]
p_{ref}	Reference trykket	[kPa]
POP	Pre-Overburden Pressure	[kPa]
Q	Empirisk parameter	[kN/m]
R_{int}	Faktor for grænsefladestyrken	[-]
T_1, T_2	Fitting-parametre	[-]
y	Flytning	[m]
y_{50}	Flytning ved $p_u/2$ (Reese et al, 1975)	[m]

y_c	Flytning ved $p_u/2$ (Matlock, 1970)	[m]
y_p	Flytning ved ultimativ bæreevne	[m]
z	Jorddybde	[m]
z_r	Kritisk jorddybde	[m]
X	Empirisk parameter	[-]
γ_s	Densitet af stål	[kN/m ³]
$\gamma_{0,7}$	Threshold for forskydningstøjning	[-]
ε_1	Vertikal tøjning	[-]
ε_v	Volumen tøjning	[-]
ε^e	Elastiske tøjninger	[-]
ε^p	Plastiske tøjninger	[-]
ν	Poissons forhold	[-]
σ_1	Vertikal spænding	[kPa]
σ_3	Horisontal spænding	[kPa]
σ'_0	Effektive vertikale in situ spænding	[kPa]
σ'_n	Effektive normalspændinger	[kPa]
τ_1	Forskydningsspænding i x-y plan	[kPa]
φ	Friktionsviklen	[°]

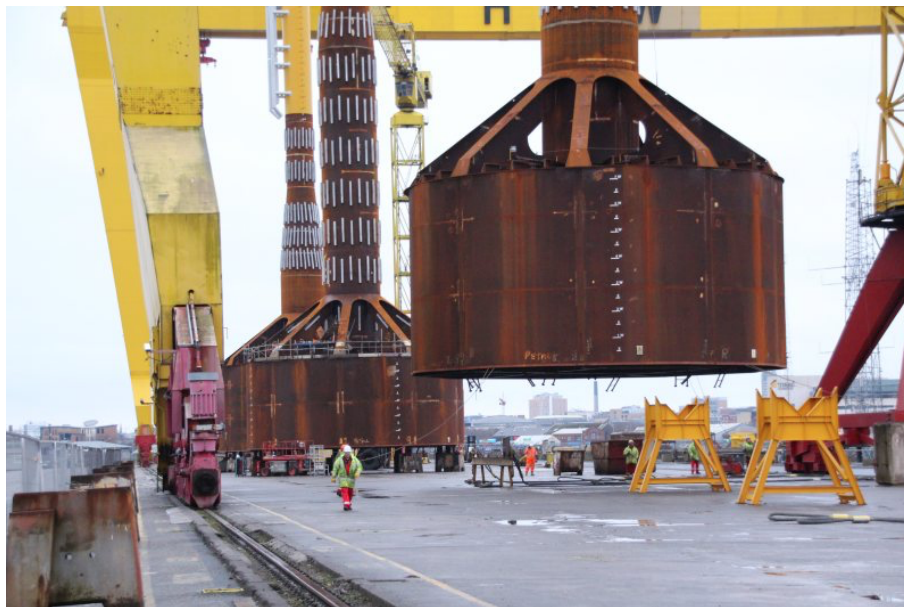
Indledning 2

I 1991 blev Danmarks første offshorevindpark opstillet, hvilket også var verdens første park. Siden da har Danmark arbejdet på, at udnytte det store potentiale for elproduktion, der er i havet omkring Danmark.

Anholt havmøllepark blev i 2013 færdiggjort, og parken producerer 400 MW. Det gør, der i dag bliver produceret 1271 MW på de danske have, og samtidig forventes det, at yderligere 1500 MW vil blive tilsluttet elnettet inden 2020. Én MW produceret på havet, kan levere el til ca. 1000 husstande, og med ca. 2.65 mio. [Danmarks Statistik, 2016] husstande i Danmark, kan havvindmøllerne, hvis alt går som forventet, levere strøm til alle danske husstande inden 2020. [Vindmølleindustrien, 2016]

Vindressourcerne på havet er gennemsnitlig ca. 50 % [Vindmølleindustrien, 2016] højere end på land, men samtidig er omkostningerne ved opførsel og drift af offshore vindparker også højere, da alting skal foregå på vandet, hvor der skal tages højde for vind, vejr samt afstanden til parken. På grund af de ekstra omkostninger ved offshore vindmøller, er der interesse i at finde nogle løsninger, som gør prisen på offshore vindmøller mere konkurrencedygtig overfor onshore vindmøller.

En af de store økonomiske poster indenfor offshore vindmøller er fundamentet, hvilket gør det til én af de interesseområder, som bliver undersøgt grundigt, for at optimere prisen. En funderingsmetode, som kan være med til at sænke omkostningerne ved både produktion, installation og nedtagning, er bøttefundamenter.



Figur 2.1. Eksempel på et bøttefundament [Foundation, 2017].

Ud fra [Ibsen et al., 2008], kan brugen af stål til et bølge fundament, reduceres med halvdelen ift. til en monopæl, hvilket gør bølge fundamenter økonomisk fordelagtig, da den også kan installeres meget nemmere og ikke kræver nogen tunge installationsmaskiner.

Den analytiske metode, som bliver brugt til at beregne bæreevnen af fundamenterne, tager udgangspunkt i nogle fuldskala forsøg, som blev udarbejdet i 1966, på pæle med høje slankhedsforhold. Disse forsøg danner grundlaget for nogen p-y formuleringer, som beskriver sammenhængen mellem reaktionen fra jorden og flytningen af de cylindriske pæle. I dag bliver der imidlertid brugt fundamenter med meget lavere slankhedsforhold, som f.eks. bølge fundamenter, som kan have et slankhedsforhold på én, hvor diameteren og længden af skørtet kan være 20 meter. Dette gør at bøtten vil reagere som et stift legeme, frem for en mere fleksibel reaktion på den belastning, som fundamentet bliver udsat for. Det gør de oprindelige p-y formuleringer unøjagtige, når der arbejdes med f.eks. bølge fundamenter. [K.T. Brødbæk et al., 2009]

Målet med denne projekt bliver at udarbejde en ny p-y formulering for bølge fundamenter i udrænet ler, ved hjælp af en række numeriske modeller i finite element programmet PLAXIS 3D.

Modelopbygning 3

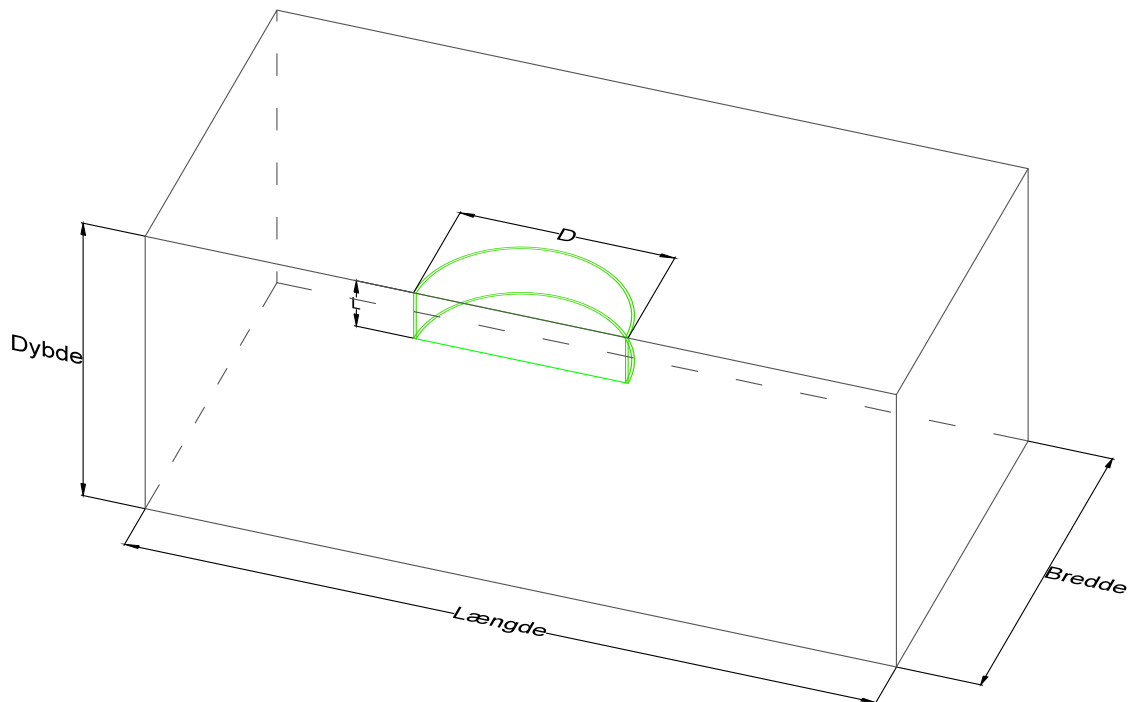
For at kunne udarbejde en ny p-y formulering for bøttefundamenter i udrænet ler, skal der genereres p-y kurver, som viser hvordan jorden reagere på horisontale flytninger. Dette kan gøres ved, at lave fuldskala forsøg, ligesom der blev gjort, ved formuleringen af de oprindelige p-y formuleringer [Matlock, 1970]. Dette er imidlertid en dyr løsning og ikke en mulighed i forbindelse med projektet. Det er derfor valgt og bruge en avanceret materiale model og finite element programmet PLAXIS 3D, til at simulere, hvordan jordens bæreevne vil være i forhold til flytninger.

For at få en bedre forståelse for opbygningen af numeriske modeller for fundamenter og den omkringliggende jord, er der lavet et litteraturstudie. Ud fra litteraturstudiet, vil den numeriske model, som bruges i dette projekt, blive forklaret, hvor erfaringer fra litteraturstudiet vil blive brugt, når det findes brugbart.

3.1 Litteraturstudie - Numeriske modeller

Monopæle i sand og ler

I [Thiiken et al., 2015] og [Achmus et al., 2016] bliver der undersøgt, hvordan jordens bæreevne er, ved en given horisontal og moment belastning på en monopæl, i hhv. sand og ler. Dette gøres vha. finite element programmet PLAXIS 3D. Da der er symmetri i de geometriske betingelser, samt i belastning, bliver der kun simuleret et halv jordvolumen og monopæl, for at reducere beregningstiden. For at sikre en tilstrækkelig nøjagtighed af beregningerne, blev der lavet indledende analyser af mesh-finheden, da flere elementer i et mesh, vil lede til et mere nøjagtigt resultat. For at simulere forholdene omkring monopælen er der en større mesh-finhed inde omkring monopælen, end for resten af modellen. Samtidig er størrelsen af modellen, fremover kaldt kontur, undersøgt, for at undgå, at randen bliver påvirket. Da der bliver kørt med forskellige monopæl dimensioner, er konturen udtrykt relativt til dem. Konturen er 2L i dybden, 25D i længden og 6D i bredden, og det gælder for både modeller i sand og ler. En skitse over konturen er vist på figur 3.1



Figur 3.1. skitse af konturen for [Thieken et al., 2015], [Achmus et al., 2016] og [Østergaard et al., 2015]

For at påføre lasterne og simulere deres indvirkning, er monopælen inddelt i to stykker. Monopælen, som er i jorden har materiale parametrene $E=210\text{ GPa}$, $\gamma_s=68\text{ kN/m}^3$ og $\nu=0,27$, hvorimod monopælen over jorden har materiale parametrene $E=1\cdot 10^6\text{ GPa}$, $\gamma_s=0,1\text{ kN/m}^3$ og $\nu=0,27$, for at gøre monopælen over jorden uendelig stiv. Dette gøres, så det er muligt at påføre den horisontale last og momentet, som én horisontal last i en given højde fra jordoverfladen, uden monopælen over jorden bliver påvirket af lasten, men overfører lasten til monopælen i jorden.

For at simulere jordens opførsel på belastningen, er der brugt Hardening Soil small-strain (HSsmall), som er en udvidet model af Hardening Soil, som har et hyperbolsk forhold mellem spændinger og tøjninger, imens stivhederne er spændingsafhængige. HSsmall tager derudover højde for at stivhederne er tøjningsafhængige, hvilket er vigtigt ved meget små tøjninger. Ved simuleringer af ler, køres de udrænet, hvilket er gjort vha. typen "Undrained (B)", som bruger de effektive stivheder, mens den bruger den udrænet forskydningsstyrke, c_u , som styrkeparameter.

Bøttefundament i sand

I [Østergaard et al., 2015] bliver der udarbejdet en ny p-y formulering for bøttefundamenter i sand. Dette bliver gjort vha. PLAXIS 3D, hvor der bliver kørt en række modeller, hvor diameteren af bøtten, længden af skørtet samt friktionsviklen bliver ændret, fra model til model. Der bliver kørt med et slankhedsforhold på $L/D = 0,5$ og 1 . På grund af symmetri i geometrien bliver der kun modeleret en halv bøtte og jordkontur, for at mindske antallet af elementer og dermed beregningstiden af modellen. For at PLAXIS 3D bedre kan simulere ændringerne i jorden og bøtten, er der lavet et område omkring bøtten, hvor

mesh-finheden er større, end i resten af modellen. Hvor stor finheden skal være er fundet ud fra tre konvergensanalyser, hvor diameteren hhv. er 10 m, 15 m og 20 m, og hvor bøttens L/D -forhold er 1. Alle tre analyser viser, at en finhed på 0,15 er acceptabel. Samtidig er geometrien af konturen undersøgt, da det ønskes, at brudmekanismen har nok plads til at udvikle sig på. For at opfylde dette, er der valgt en geometri på 3L i dybden, 7D i længden, og 3D i bredden.

Selve bøtten er modelleret ved stålplade elementer. Tykkelsen af stålen er sat højere, end det i virkeligheden vil være, for at øge bøjningsstivheden af stålet og dermed undgå deformationer i selve bøtten. Grundet der sker spændingskoncentrationer langs bunden af bøtten, pga. den pludselige ændring i geometri, er der placeret et forlænget interface, for at minimere effekten. Forlængelsen sker både vertikalt og horisontalt, og har størrelsen 0,2D.

For at simulere sandets opførsel under belastningen, bruges der HSmall, for at tage højde for den tøjningsafhængighed, som stivhederne har, under meget små tøjninger. Da der er valgt, at friktionsviklen er den styrende parameter, er de andre parameter bestemt i forhold til den.

I [Østergaard et al., 2015], er det kun de horisontale spændinger og flytninger, der er ønsket, da de danner grundlaget for p-y kurverne. Derfor bliver bøtten påtvungen en horisontal flytning, hvorefter den tvungne flytning fjernes igen. For hver gang bøtten bliver flyttet, vil den tvungne flytning blive større. Dette forsættes indtil alle de bestemte flytninger af simuleret eller indtil jorden bryder.

Monopæle i ler

I [Pradhan et al., 2012] undersøges det vha. numeriske modeller, hvordan bæreevnen af ler er ved horisontal flytning af monopæle, ved forskellige længder og diametre, i forhold til hvordan API standarden beskriver dette. Til de numeriske modeller, er programmet PLAXIS 3D brugt. Grundet symmetri i belastningen og geometrien af modellen, er kun halvdelen af modellen modelleret, hvilket sænker beregningstiden. Modellen er bygget op som en cylinder, hvor den ydre diameter af modellen er 30D. I modellen bliver der lavet to lerlag. Det første lerlag er over monopælens bund og der bliver brugt en udrænet Hardening Soil, som materiale model. Det andet lag er under monopælens bund og dens opførsel bliver beskrevet vha. lineær elastisk soil model, hvilket gøres for at minimere forskydningen ved monopælens bund under belastningen.

Da det ønskes og vide hvilken bæreevne ler har ved en vilkårlig horisontal flytning, er det kun horisontale belastninger, som undersøges, selvom monopæle også bliver udsat for moment og vertikal belastning. Der er i modellen sat en horisontal belastning på i toppen og bunden af monopælen, som skal skabe en ensartet flytning af monopælen gennem jorden. De kræfter, som er sat på i toppen og bunden er fundet vha. iteration, da kræfterne ikke skal have samme størrelse for at skabe en ensartet flytning af pælen. For at monopælen ikke bliver udsat for bøjning under belastning, gøres pælen nærmest uendelig stiv. Samtidig sættes rumvægten af pælen til det samme som jorden for at undgå en vertikal flytning i simuleringen.

Nu hvor der igennem litteraturstudiet er blevet skabt en forståelse for, hvordan numeriske modeller opbygges, kan modellen for dette projekt udarbejdes.

3.2 Opbygning

I dette projekt er det valgt, at lave numeriske modeller på både blød, medium og stiv ler, for at undersøge, hvilke forskelle, der kan være imellem dem, da ler kan have vidt forskellig størrelse i c_u , samt undersøge hvilken betydning bøttens geometri har.

Der vil blive simuleret 9 udrænet modeller, hvor diameteren, D , længden af skørtet, L , samt den udrænet forskydningsstyrke, c_u , ændres fra model til model. En modeloversigt er vist i tabel 3.1.

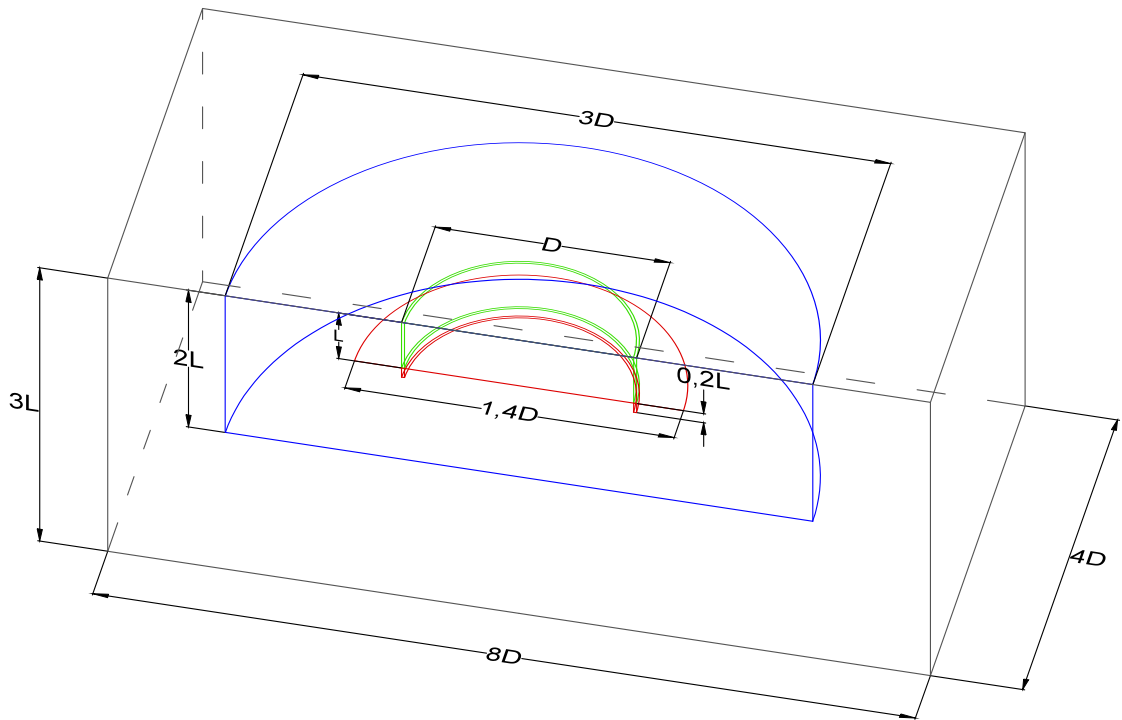
Model nr.	D [m]	L [m]	c_u [kPa]
1	10	10	61
2	10	10	66
3	10	10	405
4	15	15	61
5	15	15	66
6	15	15	405
7	20	20	61
8	20	20	66
9	20	20	405

Tabel 3.1. Modeloversigt.

Der er forskellige faser i PLAXIS 3D for at opbygge en model, hvor de væsentlige valg i hver fase, vil blive præsenteret i de kommende afsnit.

3.2.1 Jord

Det første, der skal defineres, er konturen på modellen. Her er det vigtigt, at konturen er stor nok til, at jorden på randen ikke har nogen væsentlig reaktion på den belastning, konstruktionen bliver udsat for. Som start bud på størrelsen af konturen, er der valgt en kontur, som kan ses på figur 3.2. Dimensionerne på konturen er valgt ud fra [Østergaard et al., 2015], som har lavet et lignende projekt i sand. Samtidig ud fra [Achmus et al., 2016] og [Thieken et al., 2015], hvor monopæle bliver undersøgt i hhv. ler og sand, kan det ses, at samme kontur er blevet brugt, hvilket gør valget af konturen i dette projekt, til et kvalificeret bud. Efter konvergensanalysen bliver der vurderet på konturens størrelse, som det kan ses senere, hvor det bliver konkluderet, at konturen er tilstrækkelig.

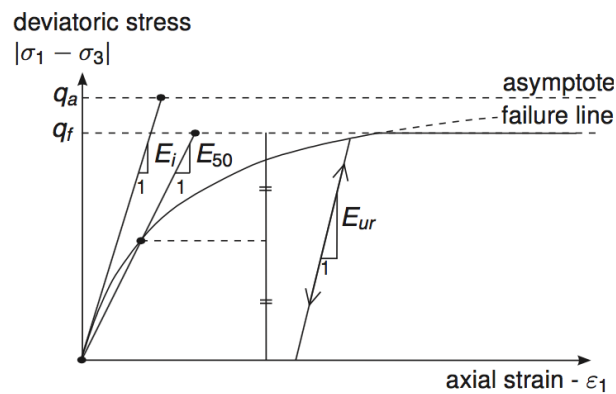


Figur 3.2. Modellen med bøtten (grøn), fiktive elementer (rød), område med forfinet mesh (blå) og kontur (sort).

Når konturen på modellen er defineret, kan jorden defineres. For at beskrive lers opførsel, skal der bruges en materialemodel.

Materialemodel

I dette projekt er det valgt og bruge HSsmall, som materialemodel. Hardening Soil gør det muligt og bestemme tøjningerne i jorden, vha. spændingsafhængige stivheder, ved forskellige belastninger, bl.a. aflastning og genbelastningsproblemer, hvilket der udføres i dette projekt. Hardening Soil modellen bruger, som nævnt tidligere, et hyperbolsk forhold mellem spændinger og tøjninger ved primær belastning, som det kan ses på figur 3.3. Her er to af stivhedsparametrene også vist.



Figur 3.3. Spænding som funktion af tøjning, ved primær belastning i et triaxialforsøg [Brinkgreve et al., 2016a].

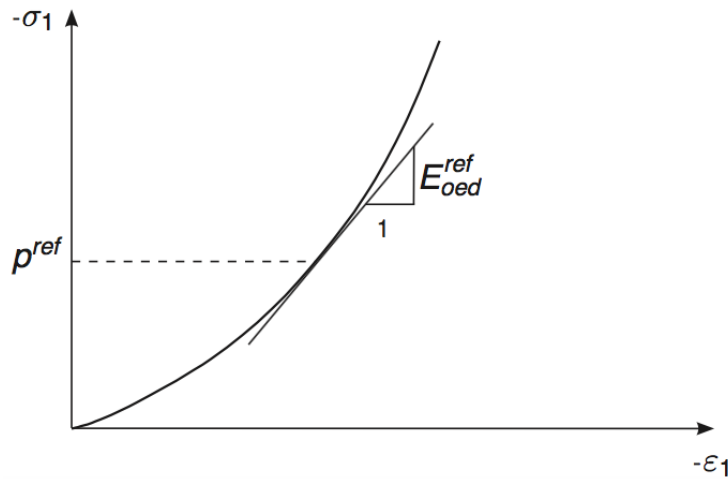
Stivhedsmodulet for primær belastning, E_{50} er givet ved formel 3.1, mens stivhedsmodulet for af- og genbelastning, E_{ur} er givet ved formel 3.2. Her er E_{50}^{ref} og E_{ur}^{ref} reference stivheder, svarende til et reference tryk, p_{ref} .

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{c \cdot \cos(\varphi) - \sigma'_3 \cdot \sin(\varphi)}{c \cdot \cos(\varphi) + p_{ref} \cdot \sin(\varphi)} \right)^m \quad (3.1)$$

$$E_{ur} = E_{ur}^{ref} \left(\frac{c \cdot \cos(\varphi) - \sigma'_3 \cdot \sin(\varphi)}{c \cdot \cos(\varphi) + p_{ref} \cdot \sin(\varphi)} \right)^m \quad (3.2)$$

Hardening Soil tager, som navnet antyder, højde for hardening. Det er shear hardening og compression hardening. Hver hærkning form tilføjer en flydeflade i modellens brud kriterie. Stivhedsmodulet, E_{50} , styre primært størrelsen af de plastiske tøjninger, som er forbundet med shear hardening, mens oedometer modulet, E_{oed} , primært styre størrelsen af plastiske tøjninger, som er forbundet med compression hardening [Schanz et al., 1999].

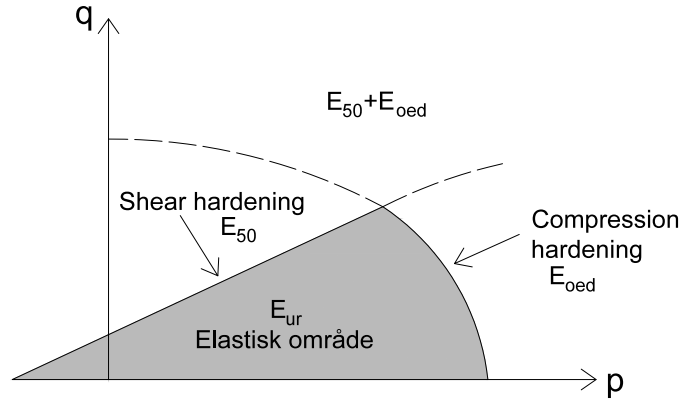
Oedometer modulet ved reference trykket findes vha. et oedometer forsøg, som resultere i figur 3.4, hvorefter E_{oed} findes ved formel 3.3



Figur 3.4. Definitionen af E_{oed} , ud fra resultatet af et oedometerforsøg [Brinkgreve et al., 2016a].

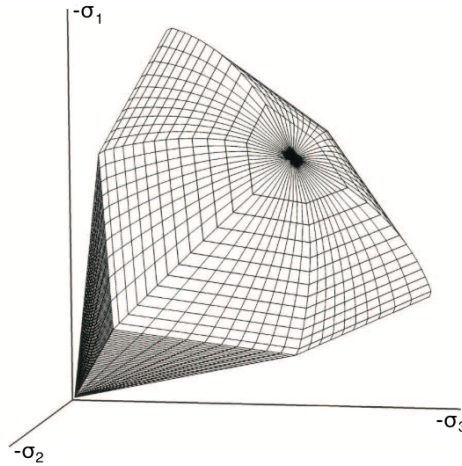
$$E_{oed} = E_{oed}^{ref} \left(\frac{c \cdot \cos(\varphi) - \sigma'_3 \cdot \sin(\varphi)}{c \cdot \cos(\varphi) + p_{ref} \cdot \sin(\varphi)} \right)^m \quad (3.3)$$

De to flydeflader, samt de styrende stivheder i de forskellige områder, kan ses på figur 3.5.



Figur 3.5. Flydeflader i HSsmall i et q-p plan.

Flydefladeren for shear hardening ligner Mohr-Coulombs sekskantet kegle, men da HSsmall også tager compression hardening med, bliver der tilføjet et låg, som lukker det elastiske område, som kan ses i 3D på figur 3.6.

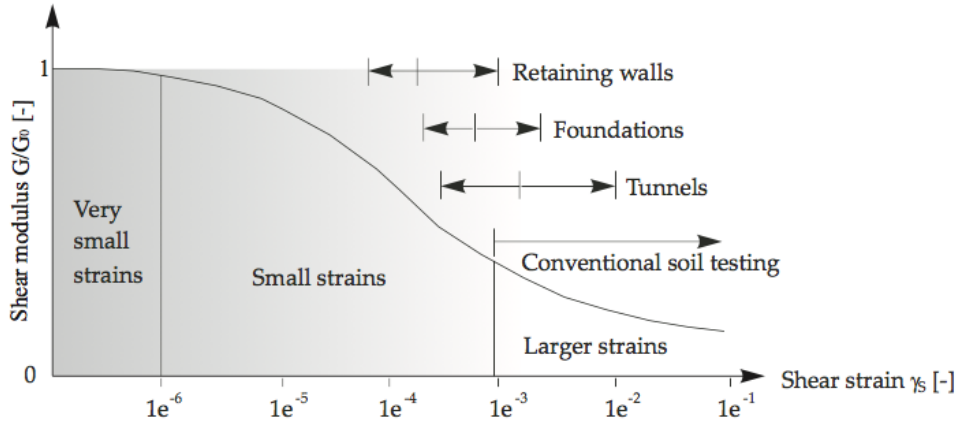


Figur 3.6. Flydeflader i HSsmall i et hovedspændingskoordinatsystem [Brinkgreve et al., 2016a].

Ved HS er det muligt at vælge imellem to måder at simulere den udrænet tilstand på, nemlig Undrained (A) og Undrained (B). I dette projekt er der brugt Undrained (B), da den bruger udrænet styrkeparametre og effektive stivhedsparametre, og det ønskes at kunne udarbejde en p-y formulering, som tager udgangspunkt i c_u . Ulempen ved og vælge Undrained (B) er, at stivhederne ikke længere er spændingsafhængige, da friktionsviklen, φ , ikke er en input parameter, og parenteser i formel 3.1, 3.2 og 3.3 derfor vil give 1. I Undrained (A) er c_u ikke en input parameter, men derimod en resulterende parameter, hvor det skal tjekkes, om den overskrider den kritiske c_u . For at undgå, at hver model skal tjekkes for om c_u er for høj, samt at Undrained (B) er blevet brugt [Achmus et al., 2016], vælges Undrained (B). En anden ulempe Undrained (B) har, er at der ikke udvikles compression hardening, men eftersom modellerne ikke bliver udsat for voksende isotrop spændingstilstande, vil compression hardening ikke opstå alligevel.

Fordelen ved at vælge HSsmall er, at jordens stivhed for meget små tøjninger, under $1e^{-6}$,

bliver simuleret mere realistiske. Forskydningsmodul som funktion af tøjningen er vist på figur 3.7, hvor det kan ses, at det forskydningsmodul, der kan findes ved klassiske laboratorietest, ofte er under halvdelen af, hvad det var i begyndelsen.



Figur 3.7. Forskydningsmodulets afhængighed af tøjningen [Brinkgreve et al., 2016a].

Brugen af HSsmall, gør beregningstiden længere, men den tid er givet godt ud, da formålet med denne rapport er, at finde jordens bæreevne ved en given flytning, og fravalget af HSsmall vil gøre, at deformationerne overestimeres og spændingerne underestimeres, og det er ikke ønsket.

For at kunne simulere jordens opførsel, har HSsmall brug for nogle parametre, som kan ses i tabel 3.4 på side 14. Disse værdier er taget fra en tabel, der kan ses i [Digital Appendix, 'Effektive parametre.pdf'], som er udleveret af vejleder, hvor de effektive parametre er givet for en blød, medium og stiv ler. Da det kun er de effektive parametre, som er opgivet, skal der findes en tilhørende c_u , for at kunne simulere en HSsmall model med Undrained (B). Det har ikke været muligt at finde nogen empirisk sammenhæng imellem disse to, og det skal i stedet findes vha. forsøg.

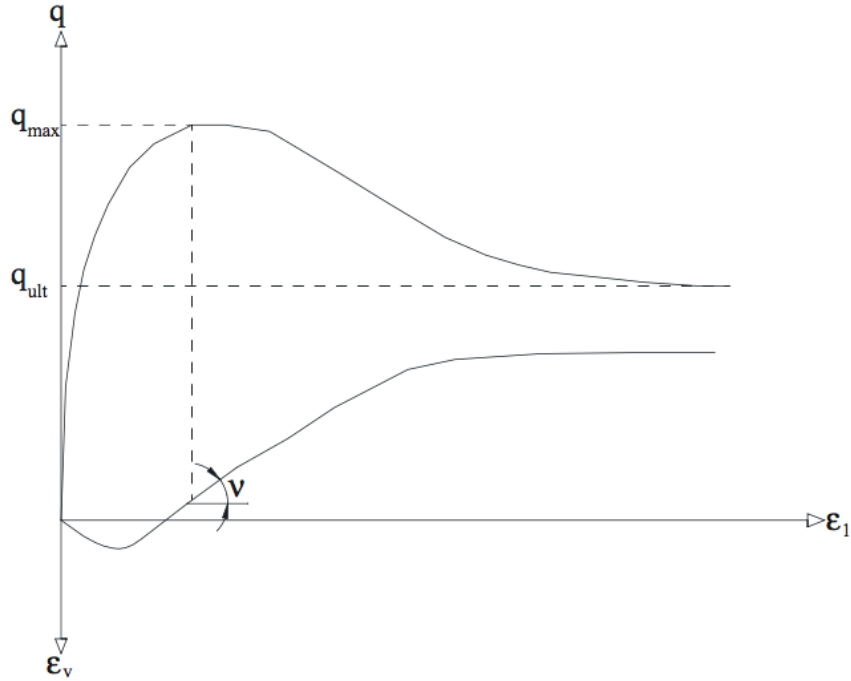
Bestemmelse af den udrænet forskydningsstyrke

I dette projekt bliver c_u fundet vha. SoilTest, et program under PLAXIS 3D, samt SHANSEP. SHANSEP er en relation imellem den normaliseret forskydningsstyrke og overkonsolideringsforholdet (OCR), hvilket kan ses ved formel 3.4. [Seah og Lai, 2003]

$$\left(\frac{c_u}{\sigma'_0}\right)_{oc} = \left(\frac{c_u}{\sigma'_0}\right)_{nc} \cdot (OCR)^m \quad (3.4)$$

I [Jensen et al., 2013] er $\left(\frac{c_u}{\sigma'_0}\right)_{nc} = A$ og ligger imellem 0,2-0,5, mens værdien af $m \approx 0,7$ for isotrop konsolidering eller 0,8 for anisotrop konsolidering. Da der er tale om en anisotrop konsolidering er $m=0,8$. For værdien af A er det valgt og bestemme denne ud fra SoilTest, som giver muligheden for at lave et triaxialforsøg på en jord, som er defineret i PLAXIS. Da det er et CU-forsøg, der skal laves, vil der blive udført en konsolidering, i dette tilfælde en K_0 -konsolidering, op til forbelastningsspændingen. Dette gør SoilTest selv,

når konsolideringstypen er valgt og den effektive begyndelsesspænding, $|\sigma_3|$ er indtastet. Derefter øges stempeltrykket, σ_1 , indtil der opstår brud. Dette sker udrænet, hvilket skal vælges i SoilTest. Når forsøget er kørt, er det muligt, ud fra et $(\epsilon_1 - q)$ plot samt et $(\epsilon_1 - \epsilon_v)$ plot, og bestemme c_u , da $2c_u = q_{max}$. Dette kan ses på figur 3.8. Da både forbelastningsspændingen og den dertilhørende c_u er kendt, kan A bestemmes. Dette er gjort ved forskellige OCR og resultatet for den stive ler, kan ses i tabel 3.2 og 3.3



Figur 3.8. Bestemmelse af c_u [Shajarati et al., 2012]

p_{ref}	100	[kPa]
POP	1000	[kPa]
K^0	0,5	[-]
d	10	[m]
γ'	9,8	[kN/m ³]
σ_1	98	[kPa]
$\sigma'_{0,oc}$	1098	[kPa]

Tabel 3.2. Parametre brugt til bestemmelse af c_u

OCR	$\sigma'_{0,nc}$ [kPa]	σ'_3 [kPa]	$c_{u,nc}$ [kPa]	A [-]
1	1098	549	392,5	0,36
1,4	1537,2	769	543	0,35
2	2196	1098	770	0,35
4	4392	2196	1525	0,35

Tabel 3.3. Bestemmelse af A ud fra SoilTest

Den forskydningsstyrke, som skal bruges i PLAXIS er $c_{u,ref}$, hvilket er i forhold til det referencetryk, p_{ref} , som er valgt. Derfor er det nødvendigt, at finde den $\sigma'_{0,oc}$, som svare

til p_{ref} , for at kunne bruge formel (3.4). Det kræver, at reference dybden, d_{ref} , kendes, og kan findes ved at tage udgangspunkt i formel 3.5

$$p_{ref} = \frac{\sigma'_1 + 2 \cdot \sigma'_3}{3} \quad (3.5)$$

Formel 3.5 kan omskrives, ved at sige $\sigma'_1 = \gamma' \cdot d_{ref}$ og $\sigma'_3 = K^0 \cdot \sigma'_1$, til formel 3.6

$$d_{ref} = \frac{3 \cdot p_{ref}}{\gamma'(2 \cdot K^0 + 1)} \quad (3.6)$$

Når d_{ref} er bestemt kan $\sigma'_{0,oc}$ bestemmes ved formel 3.7, hvorefter c_u kan bestemmes ud fra 3.4, ved en OCR=1. Ved den stive ler giver dette en $c_u=405$ kPa

$$\sigma'_{0,oc} = d_{ref} \cdot \gamma' + POP \quad (3.7)$$

Bestemmelsen af c_u for alle tre styrker ler, kan ses i [Digital Appendiks, 'SHANSEP.xlsx'].

I [Digital Appendiks, 'Effektive parametre.pdf'], bliver der ikke opgivet et forskydningsmodul, G_0^{ref} og $\gamma_{0,7}$, som skal bruges i HSsmall. Samtidig er der ikke opgivet et poretal, hvilket gør at det ikke er muligt, at benytte den formel, som er opgivet i [Brinkgreve et al., 2016a], for bestemmelse af G_0^{ref} . Det er derfor valgt, at bruge PLAXIS til bestemmelse af forskydningsmodulet ved reference trykket. Dette kan gøres, da PLAXIS meddeler, hvis nogle parametre er for urealistiske ift. til andre, når jorden defineres, og kommer med en maks. eller min. værdi for den urealistiske parameter. Ud fra dette, er det bestemt, at $G_0^{ref}=4E_{ur}^{ref}$. For at finde G_0 , bruges samme format, som for bestemmelsen af de andre stivheder, men da der bruges Undrained (B), vil forskydningsmodulet heller ikke være spændingsafhængig. For at finde $\gamma_{0,7}$ bruges formel (3.8) [Brinkgreve et al., 2016a].

$$\gamma_{0,7} \approx \frac{1}{9G_0^{ref}}(2c'(1 + \cos(2\varphi')) - \sigma'_1(1 + K_0)\sin(2\varphi')) \quad (3.8)$$

c_u	61	66	405	[kN/m ²]
γ'	7	9,1	9,8	[kN/m ³]
p_{ref}	100	100	100	[kPa]
E_{50}^{ref}	1840	3000	12000	[kN/m ²]
E_{oed}^{ref}	2500	1200	15000	[kN/m ²]
E_{ur}^{ref}	5520	9000	36000	[kN/m ²]
$\gamma_{0,7}$	$6,79E^{-4}$	$4,90E^{-4}$	$1,58E^{-4}$	[-]
G_0^{ref}	22080	36000	144000	[kN/m ²]
K_0	0,55	0,51	0,5	[-]
power m	1	1	1	[-]
POP	0	50	1000	[-]

Tabel 3.4. Parametre til HSsmall.

3.2.2 Konstruktion

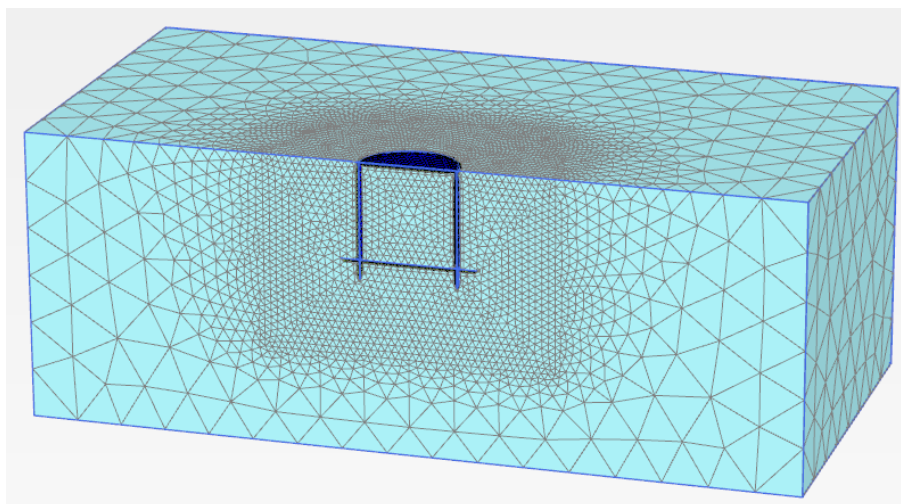
Bøtten er lavet af stål, hvor tykkelsen er 300 mm, E-modulet er 600 GPa og poissons forhold er 0,3. Dette er valgt for, at gøre bøtten nærmest uendelig stiv, så den ikke bliver udsat for deformationer, da det vil påvirke de ønskede resultater. I PLAXIS 3D vil bøtten blive opbygget som en halv bøtte, da beregningstiden derved kan minimeres pga. symmetri ned langs skørtet.

Samtidig med at bøtten bliver modeleret, bliver der tilføjet en fiktiv bundplade og en fiktiv forlængelse af skørtet i bunden, som kan ses på figur 3.2 på side 9. Dette gøres, da der kan opstå spænding og tøjningskoncentrationer omkring bunden af skørtet, og ved at tilføje de fiktive elementer, vil der ikke opstå urealistiske spændinger [Brinkgreve et al., 2016b]. Det fiktive skørt vil have en længde på $0,2L$, mens den fiktive bundplade vil have en diameter på $1,4D$. De brugte dimensioner har vist sig effektive, hvilket er nævnt i [Østergaard et al., 2015], og er derfor valgt.

For at modellere interaktionen mellem jord og konstruktionen, bliver der tilføjet grænseflader. Det er vigtigt, når spændingerne skal undersøges, da det er spændingerne i grænsefladerne, som bliver brugt senere til at plotte p-y kurverne. Styrken af grænsefladerne sættes i dette projekt til det samme som resten af den omkringliggende ler, hvilket er vist ved R_{int} i [Digital Appendiks, 'Effektive parametre.pdf'].

3.2.3 Mesh

For at kunne lave en finite element beregning, skal geometrien inddeles i forskellige elementer og det kaldes et mesh. Det er vigtigt, at generere et mesh, som har en tilstrækkelig finhed til, at resultaterne er præcise. Samtidig er det ikke nødvendigt, at hele modellen har samme finhed, da dette vil gøre beregningstiden længere. Derfor laves der et område, som kan ses på figur 3.2, hvori finheden skal være større, end resten af modellen. På figur 3.9 kan model 8 ses, hvor mesh er genereret.



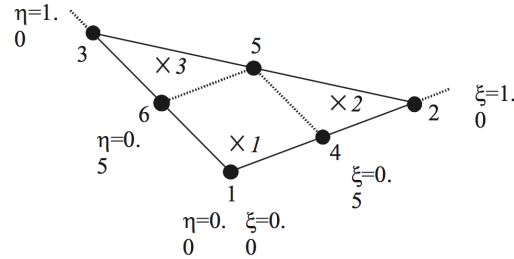
Figur 3.9. Mesh af model 8.

Elementer

De forskellige elementer, som er brugt, vil blive beskrevet i dette afsnit og tager udgangspunkt i [Brinkgreve et al., 2016c].

Plade element

Ved plader bliver der brugt trekanter med seks knuder, som kan ses på figur 3.10, hvor hver knude har seks frihedsgrader, samt tre gauss punkter per element. Der er tre frihedsgrader, som beskriver flytninger (u_x , u_y , u_z) og tre frihedsgrader, som beskriver rotation (ϕ_x , ϕ_y , ϕ_z). Elementets formfunktioner er af anden orden.



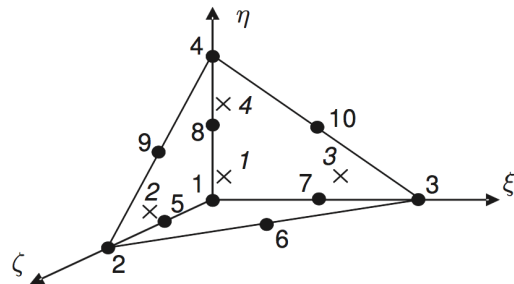
Figur 3.10. Plade element [Brinkgreve et al., 2016c].

Grænseflade

Ved grænseflader bliver der brugt de samme trekantede elementer, som ved plader, hvor der i stedet for enkle knuder, bliver brugt knude-par. Hvert knude-par har derfor, i dette tilfælde, en knude ved jorden og en knude ved bøtten. Der er således seks knude-par og seks gauss punkter. Afstanden mellem knuderne i et knude-par er lig nul. Knuderne har hver tre frihedsgrader, som beskriver flytninger (u_x , u_y , u_z), hvilket tillader forskellige flytninger imellem knuderne i et knude-par.

Jord element

Ved jorden bliver der brugt tetraeder med ti knuder, som kan ses på figur 3.11, hvor hver knude har tre frihedsgrader, som beskriver flytninger (u_x , u_y , u_z) og tre gauss punkter. Elementets formfunktioner er af anden orden.



Figur 3.11. jord element [Brinkgreve et al., 2016c].

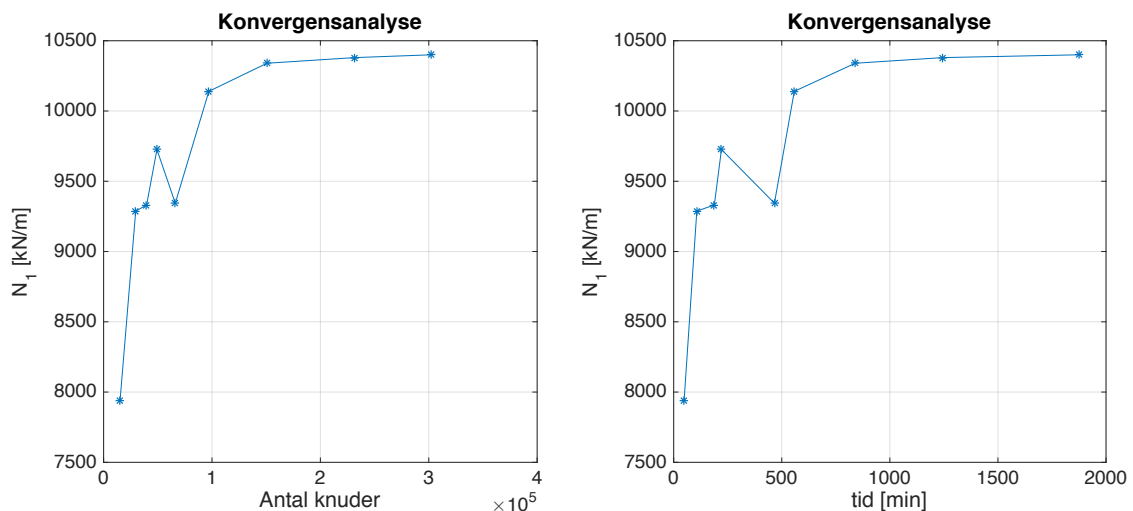
Konvergensanalyse

For at finde ud af, hvilken mesh-finhed bøtten og området omkring den skal have, er der udført en konvergensanalyse. Analysen er lavet på model 4, og i tabel 3.5 kan det ses hvilke finheder, der er blevet brugt i konvergensanalysen, antal knuder og kræfter simuleringerne

gav samt tiden, hver model tog at køre. Ved valget af finheden er beregningstiden også en faktor, da den vil stige, hver gang finheden stiger. Det kan ses på figur 3.12, at ændringerne i kraften er relativ små, samt tiden kraftigt stiger ved de sidste finheder, hvilket gør at en finhed på 0,15 er valgt.

Finhed	Antal knuder	Kraft, N_1 [kN/m]	Tid [min]
0,5	15120	7935	48
0,35	29622	9288	107
0,3	39665	9331	188
0,275	49195	9726	221
0,225	66107	9344	466
0,2	97098	10140	558
0,17	150780	10340	840
0,15	231683	10380	1245
0,125	302424	10400	1874

Tabel 3.5. Resultat af konvergensanalysen.



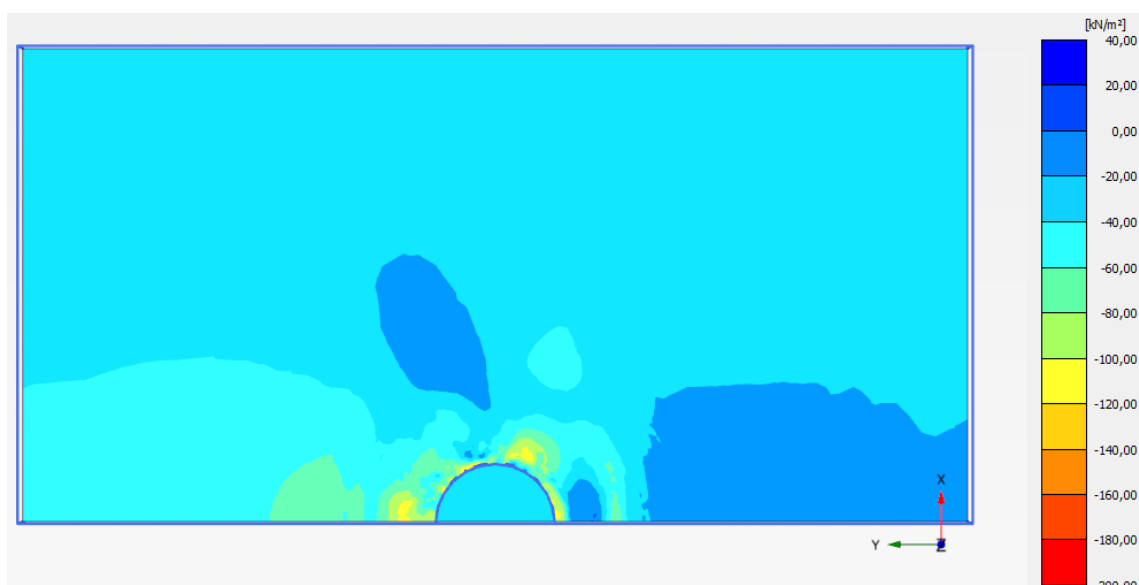
Figur 3.12. Resultat af konvergensanalysen.

Model kontur

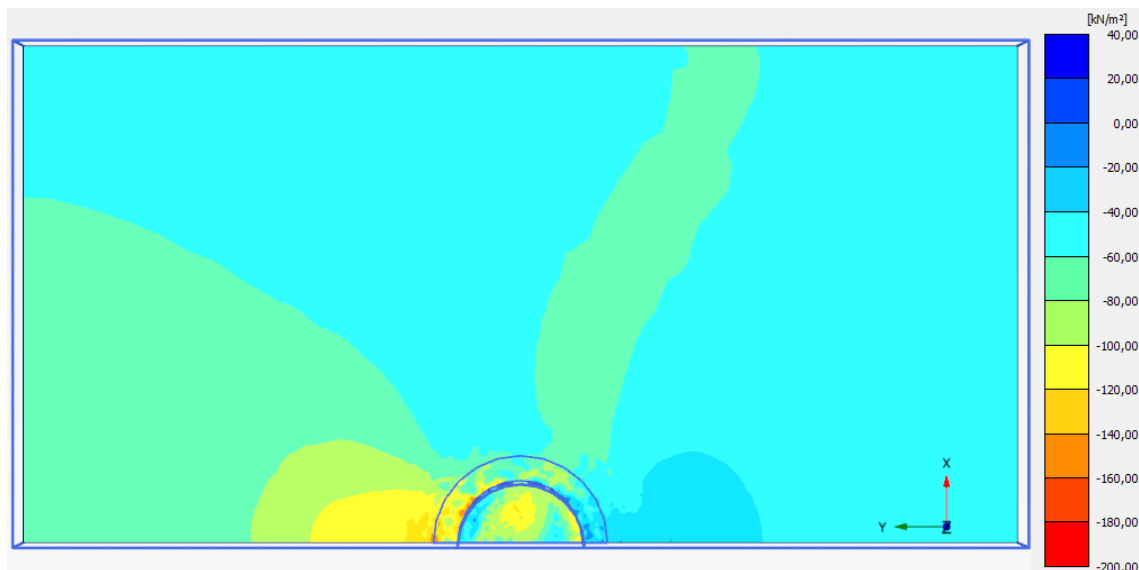
Det er vigtigt, at konturen på modellen er stor nok til, at randen ikke bliver betydeligt berørt af den flytning, som botten bliver udsat for i modellerne. Derfor er det undersøgt i PLAXIS, hvordan spændingerne forløber igennem modellen i den sidste belastningsfase i konvergensanalysen. Der er blevet lavet horisontale snit ved dybderne nul, $L/2$ og L , samt et vertikalt snit, der hvor botten er halveret pga. beregningenstiden. Figur 3.13, 3.14, 3.15 og 3.16 viser de fire snit. Her kan det ses, at randen bliver berørt af spændinger, men det er vurderet, at de spændinger der opstår, ikke har den store betydning, i forhold til de spændinger, som opstår inde omkring botten, og det vælges, at bruge den oprindelige kontur størrelse, som vist på 3.2 på side 9.



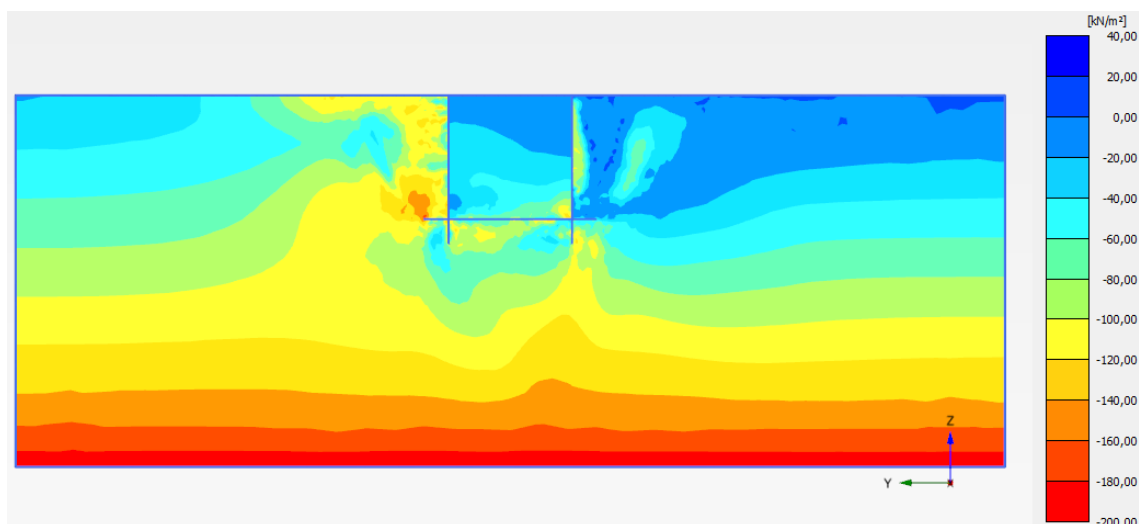
Figur 3.13. effektive spændinger σ_{yy} ved dybden nul.



Figur 3.14. effektive spændinger σ_{yy} ved dybden $L/2$.



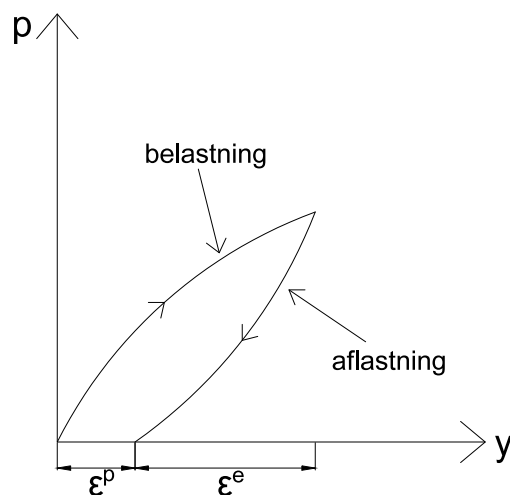
Figur 3.15. effektive spændinger σ_{yy} ved dybden L.



Figur 3.16. effektive spændinger σ_{yy} ved et vertikalt snit langs randen.

3.2.4 Simulering

Når simuleringen bliver sat i gang, skal den igennem flere faser. De første to faser er initial fasen (fase 0) og installation (fase 1), hvor hhv. jorden og konstruktionen bliver aktiveret. I Nil step (fase 2), nulstilles alle deformationer, som kan opstå ved installationen. Fra fase 3 og frem, vil der blive udført en påtvungen horisontal flytning af hele konstruktionen, og derefter en aflastning i næste fase. På grund af den elasto-plastiske opførsel af jorden, vil alle de elastiske deformationer, ε^e , trække sig tilbage, mens kun de plastiske deformationer, ε^p er tilbage i aflastningsfaserne, som vist på figur 3.17. Dette gøres, da det kun er plastiske deformationer, som skal bruges i p-y formuleringen. For hver påtvungen flytning, vil flytningen blive større, indtil jorden er i brud eller alle de planlagte flytninger er udført. Efter simuleringen er spændinger, fra hver belastningsfase i grænsefladen, samt bøttens deformationerne i hver aflastningsfase taget ud, så det kan databehandles.



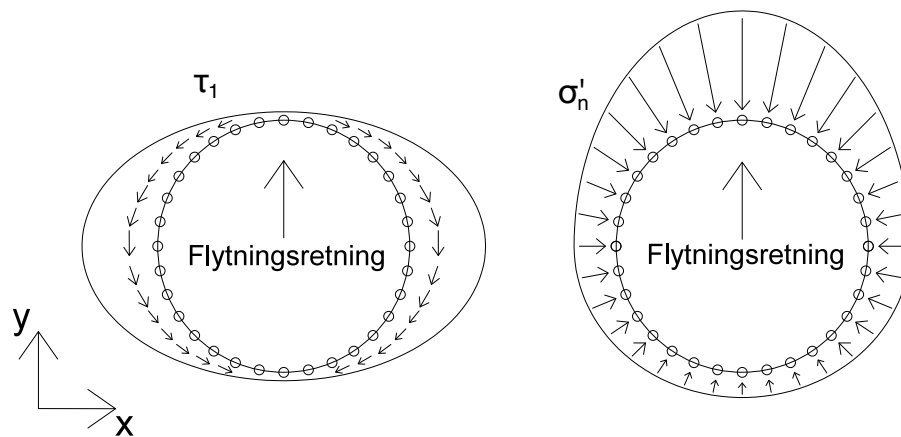
Figur 3.17. Belastning og aflastningskurve.

Opbygningen af de forskellige modeller kan ses i mappen [Digital Appendiks, 'Model opbygning']. Her er [Digital Appendiks, 'Dimensioner.m'] brugt til at generere PLAXIS koden til opsætningen af bøtten, mens [Digital Appendiks, 'Flytninger.m'] er brugt til at generere af- og genbelastningsfaserne.

I det kommende afsnit vil modeldataet blive behandlet, hvor primært programmet MATLAB bliver brugt. Dette kan findes i mappen [Digital Appendiks, 'py'], hvor [Digital Appendiks, 'master.m'] er hoveddokumentet.

Databehandling 4

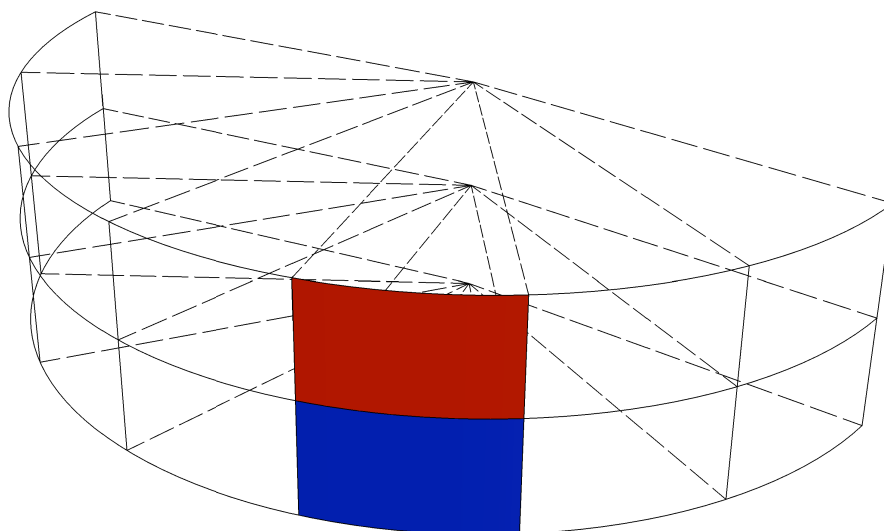
Når simuleringen af modellen er færdig, bliver spændingerne i gausspunkterne for hvert grænseflade element taget ud af PLAXIS 3D. Disse spændinger er de effektive normalspændinger, σ'_n , som virker vinkelret på grænsefladen, forskydningsspænding, τ_1 , som virker langs grænsefladen horisontalt, samt forskydningsspændingen, τ_2 , som virker langs grænsefladen vertikalt. Da τ_2 ikke bidrager med nogen spændinger i y-retningen, bliver der set bort fra disse. På figur 4.1 kan fordelingen af σ'_n og τ_1 ses.



Figur 4.1. Principskitse for, hvordan de effektive normalspændingerne σ'_n og forskydningsspændingerne τ_1 er på bøtten, ved en horisontal flytning i y-retningen.

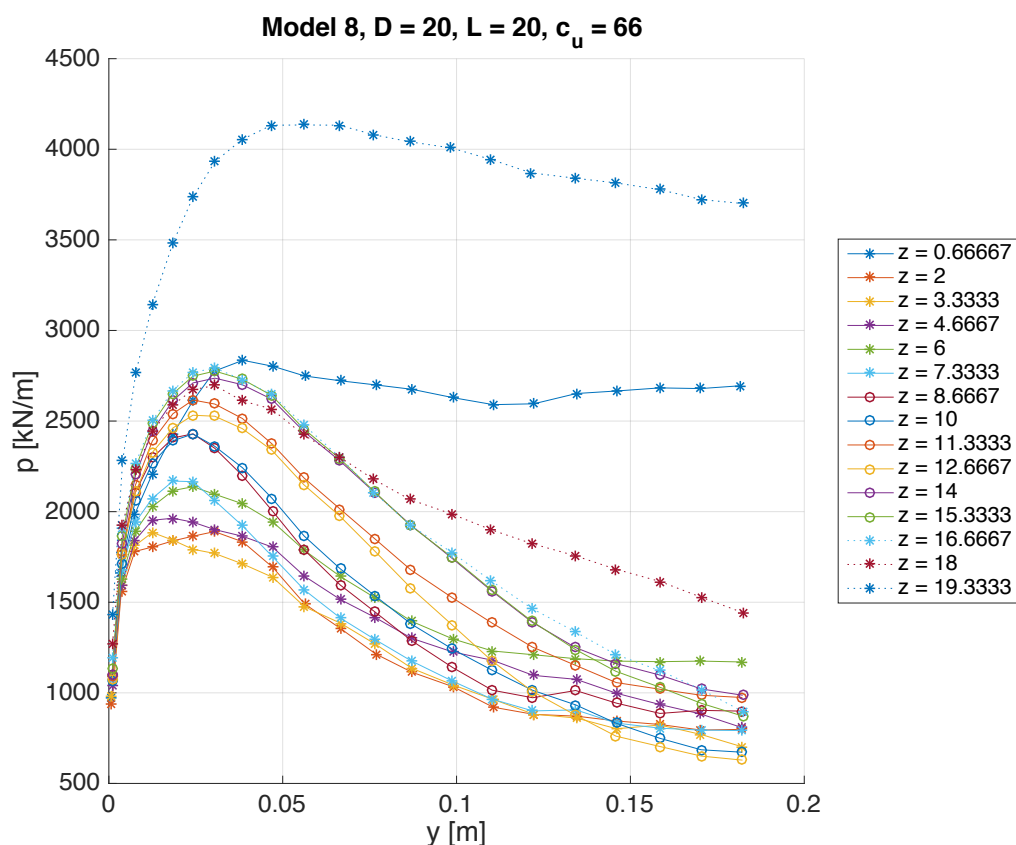
Da jordens bæreevne som udgangspunkt stiger ned langs skørtet, ønskes det, at finde frem til en række p-y kurver ned langs skørtet. For at gøre dette, bliver bøtten inddelt i lag horisontalt ned langs skørtet. Hvert lag bliver så yderligere delt i stykker, som det kan ses på figur 4.2. Spændingerne, som foregår i overfladen af hvert stykke bliver integreret op over arealet, ud fra formel 4.1, og bliver summeret op, så hvert lag får én F_y , til hver belastningsfase.

$$F_y = \int_A (\sigma'_n \cdot \sin\theta + \tau_1 \cdot \cos\theta) dA \quad (4.1)$$



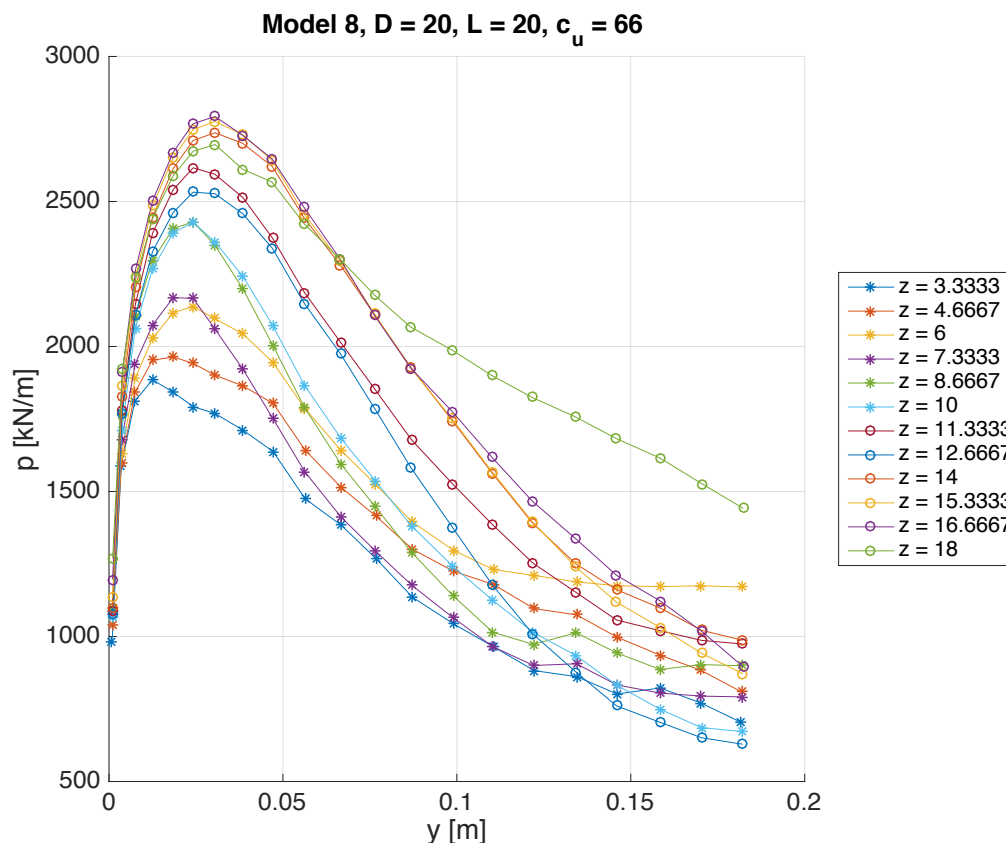
Figur 4.2. Inddeling af bøtte for integrationen af spændinger over arealet.

Da F_y er en kraft, divideres der med tykkelsen af hvert lag, for at finde p , som skal bruges i p - y kurverne. Derved kan de plastiske flytninger, som findes ud fra aflastningsfaserne, plottes op imod jordens bæreevne, p . På figur 4.3 er der vist et plot af dette fra model 8. Alle plots af modellerne kan findes i Appendiks A



Ud fra figur 4.3 kan det ses, at p - y kurverne følger den samme udvikling, hvor de stiger

til en ultimativ bæreevne, hvorefter jordens bæreevne mindskes, indtil den når et punkt, hvor den bliver konstant. Samtidig kan det ses, at bæreevnen ved toppen og bunden af botten skiller sig ud, hvilket kan skyldes de spændingskoncentrationer, som kommer ved kanterne, som det også er beskrevet i [Østergaard et al., 2015]. Ud fra denne vurdering er det valgt og fjernet den bæreevne, som kommer i toppen og bunden af botten, hvilket kan ses på figur 4.4.



Figur 4.4. Trimmet p-y kurve for Model 8.

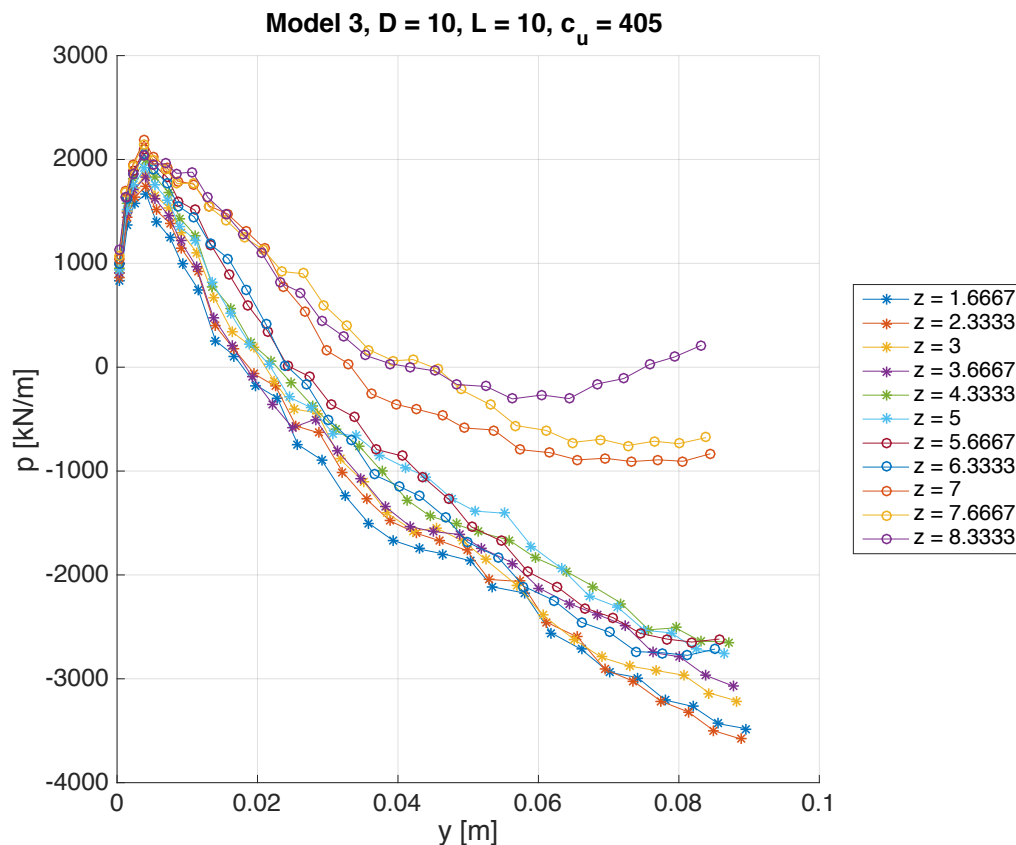
4.1 Undersøgelse af bæreevnen for stiv ler

På plottene af p-y kurverne for den stive ler, altså model 3, 6 og 9, kan det ses, som vist på figur 4.5 for model 3, at jordens bæreevne går under nul og dermed bliver til træk på botten, hvilket ikke giver fysisk mening. Det er forsøgt og finde en forklaring ved og kontakte PLAXIS, som foreslog forskellige muligheder for, hvorfor den stive ler går under nul. Disse muligheder, som er taget fra PLAXIS' svar, er nævnt her:

1. *Foremost, the stress/force results of interface your analysis will depend on the local axis you select. It is possible that using a different local axis will give you variation in positive/negative values.*
2. *Secondly, if you are using any version of PLAXIS 3D prior to 2016 you should know that elements may not have a parametric definition, but rather a discrete definition. In turn, your elements may not be circular but rather a discrete representation of a circular geometry. Thus, when you calculate the stress field average over the surface area it may not be totally accurate if you have a coarse mesh.*

3. *We will need to know exactly how you are calculating 'p'. We understand that you provided us an integral, however, we still don't know how you are calculating normal and shear stresses. Are you determining these values based on the average over the entire surface area?*
4. *Keep in mind, in PLAXIS negative values represent compression (or pressure) and positive values represent tension.*
5. *To get a real idea of what is occurring we will need to see your model file.*

Hvert punkt er forsøgt besvaret eller undersøgt, men da mail korrespondancen er startet i slutningen af projektforsøget, har det ikke været muligt og nå at få et endeligt svar.



Figur 4.5. Trimmet p-y kurve for Model 3.

Ved punkt 1, blev det forstået, om der var mulighed for at vælge forskellige akser for grænsefladerne, når dataet blev taget ud, men det blev ikke fundet muligt. Samtidig blev det fundet usandsynlig, at dette kunne løse problemet, da blød og medium ler, er blevet databehandlet på samme måde, men ikke giver en negativ bæreevne.

I de seneste udgaver af PLAXIS 3D, kan kurvede elementer have en parametrisk definition, som nævnt i punkt 2, hvilket gør at bøttens form ville blive beskrevet mere korrekt. Den nyeste udgave af PLAXIS 3D er blevet brugt i dette projekt, men grundet den måde, som den numeriske model bliver sat op på, er definitionen "parametric" fjernet. Det gør at elementerne ikke beskriver bøttens form lige så godt, men da mesh-finheden omkring bøtten er relativ stor, er det vurderet at bøttens form er blevet beskrevet ordenligt.

Ved punkt 3, er det forklaret, hvordan bøtten bliver inddelt og hvordan dataet er behandlet, ligesom det er beskrevet tidligere i rapporten. Her blev det også gjort klart, at punkt 4, var blevet medtaget i databehandlingen. Selve modellen er blevet sendt til PLAXIS, men som nævnt har det ikke været muligt og få et endeligt svar.

Før løsningsmulighederne blev modtaget, blev det forsøgt og simulere model 1, som er en blød ler, igen med flere datapunkter i begyndelsen af kurveforløbet. Dette skabte samme situation, som for den stive ler, hvor jordens bæreevne går under nul. Derfor blev dette beskrevet sammen med besvarelsen af løsningsmulighederne, med spørgsmålet om det kunne være en numerisk fejl, da der ikke er fundet nogen fysisk forklaring på, hvorfor bæreevnen bliver negativ, ved mange små påtvungne flytninger i modellerne.

Da der ikke er fundet nogen forklaring på, hvorfor modellerne for stiv ler giver en negativ bæreevne, har det heller ikke været muligt og lave nogen nye simuleringer, og derfor er det valgt ikke og bruge resultaterne for den stive ler videre i projektet.

4.2 Litteraturstudie - p-y formuleringer

For at undgå, at jordens bæreevne er afhængige af dybden, z , vil det blive forsøgt at eliminere z vha. normalisering af p . Samtidig vil flytningerne, y , blive forsøgt normaliseret.

For at finde ud af, hvad jordens bæreevne og flytningerne skal normaliseres til, er der lavet et litteraturstudie, hvor der undersøges, hvilke eksisterende p-y formuleringer der er, samt hvilke normaliseringer der bliver benyttet. Nogle af de eksisterende p-y formuleringer for ler, vil blive præsenteret i det kommende afsnit, hvorefter det undersøges, om de brugte normaliseringer og efterfølgende p-y formuleringer, passer på de nye modeller.

4.2.1 Matlock, 1970

I [Matlock, 1970], blev der for første gang formuleret en funktion for lers bæreevne på en horisontal flytning. Dette blev gjort på baggrund af nogle fuldskala forsøg på pæle med diameter på 0,3 m, et højt slankhedsforhold, L/D , og placering i blød ler. Ud fra forsøgene, viser det sig at p-y kurverne for blød ler generelt er ikke-lineære, og under statiske belastning kan de beskrives ud fra formel 4.2

$$\begin{aligned} \frac{p}{p_u} &= 0,5 \cdot \left(\frac{y}{y_c} \right)^{1/3} & y < 8 \cdot y_c \\ p &= p_u & y > 8 \cdot y_c \end{aligned} \quad (4.2)$$

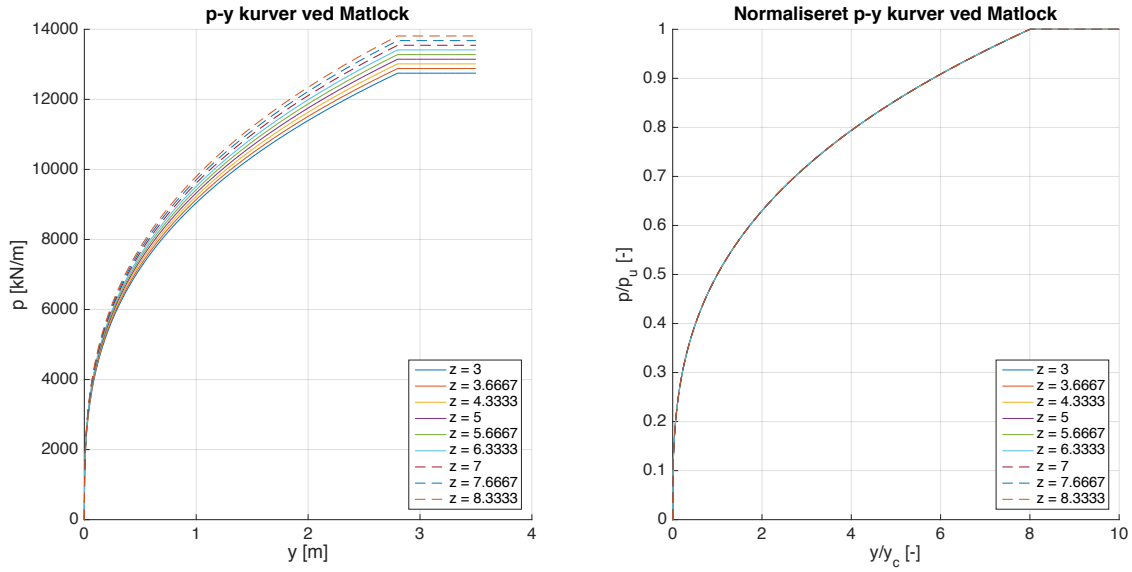
Den ultimative bæreevne fra jorden, p_u , bliver bestemt ud fra formel 4.3, hvor J er en empirisk konstant, som er 0,5 ved blød ler og 0,25 for stiv ler.

$$p_u = \min \begin{cases} (3 \cdot c_u + \gamma' \cdot z)D + J \cdot c_u \cdot z \\ 9 \cdot c_u \cdot D \end{cases} \quad (4.3)$$

Flytningen ved halvdelen af p_u , y_c , bliver bestemt ved formel 4.4

$$y_c = 2,5 \cdot \varepsilon_{50} \cdot D \quad (4.4)$$

Netop p_u og y_c bliver brugt til at normalisere hhv. jordens bæreevne og flytningerne, som det kan ses på figur 4.6.



Figur 4.6. De dybde og flytningsafhængige p-y kurver, samt de normaliserede p-y kurver

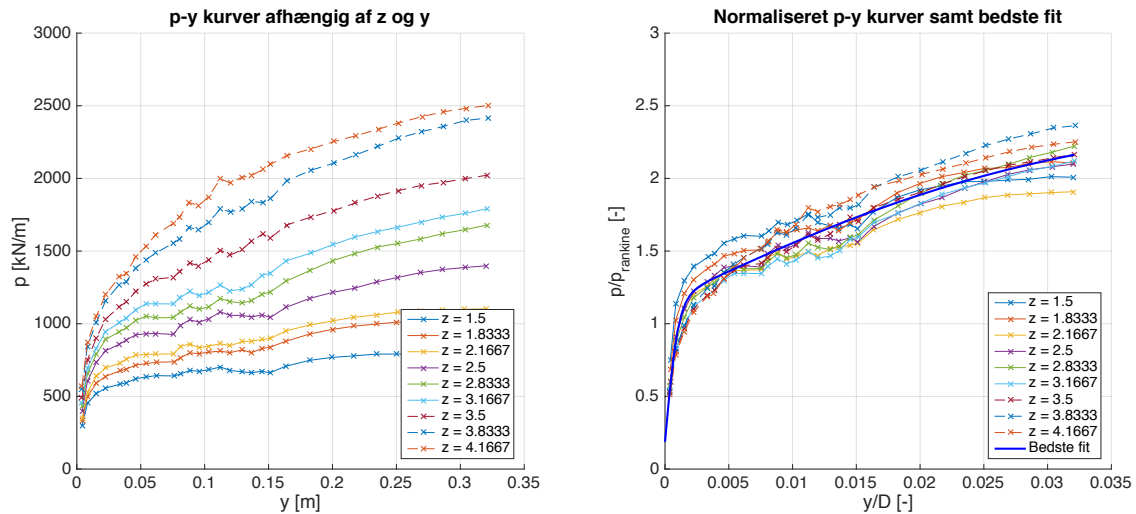
4.2.2 Østergaard et al. 2015

I [Østergaard et al., 2015] er der, ligesom i dette projekt, kørt en række modeller i PLAXIS, hvorefter der er plottet p-y kurver ned langs skørtet for hver model. For at normalisere jordens bæreevne, er det valgt og bruge formel 4.5, som er Rankine trykket. For at normalisere flytningerne, er det valgt og bruge diameteren, D .

$$p_R = \gamma' \cdot z \cdot D \cdot (K_\gamma^p - K_\gamma^a)$$

$$p_R = \gamma' \cdot z \cdot D \cdot \left(\frac{1 + \sin(\phi)}{1 - \sin(\phi)} - \frac{1 - \sin(\phi)}{1 + \sin(\phi)} \right) \quad (4.5)$$

De dybdeafhængige p-y kurver, samt de normaliseret p-y kurver kan ses på figur 4.7.



Figur 4.7. De dybde og flytningsafhængige p-y kurver, samt de normaliserede p-y kurver [Østergaard et al., 2015].

Som det kan ses på figur 4.7, bliver der lavet et udtryk, som skal repræsentere de normaliserede p-y kurver, for den givne model. Dette gøres for alle modellerne, ud fra udtrykket i formel 4.6

$$\frac{p}{p_R} = \beta_1 \cdot \tanh\left(\beta_2 \cdot \frac{y}{D}\right) + \beta_3 \cdot \tanh\left(\beta_4 \cdot \frac{y}{D}\right) + \frac{K_0}{K_\gamma^p - K_\gamma^a} \quad (4.6)$$

Fitting-parametrene $\beta_1 - \beta_4$ kan have en vilkårlig værdi, alt efter hvilken model formel 4.6 bruges til. For at undgå dette, udtrykkes fitting-parametrene ift. friktionsvinklen, længden af skørtet, samt nogen konstante fitting-parametre. Formel 4.7 og formel 4.8 skal løses parvis, og fitting-parametrene kan ses i tabel 4.1

$$\begin{aligned} \beta_1 + \beta_3 &= a_1 \cdot \frac{\varphi}{L} + a_2 \\ \beta_1 \cdot \beta_3 &= b_1 \cdot \frac{\varphi}{L} + b_2 \end{aligned} \quad (4.7)$$

$$\begin{aligned} \beta_2 + \beta_4 &= c_1 \cdot \left(\frac{\varphi}{L}\right)^2 + c_2 \cdot \frac{\varphi}{L} + c_3 \\ \beta_2 \cdot \beta_4 &= d_1 \cdot \left(\frac{\varphi}{L}\right)^2 + d_2 \cdot \frac{\varphi}{L} + d_3 \end{aligned} \quad (4.8)$$

a_1	a_2	b_1	b_2	c_1	c_2	c_3	d_1	d_2	d_3
$\left[\frac{m}{\circ}\right]$	$[-]$	$\left[\frac{m}{\circ}\right]$	$[-]$	$\left[\left(\frac{m}{\circ}\right)^2\right]$	$\left[\frac{m}{\circ}\right]$	$[-]$	$\left[\left(\frac{m}{\circ}\right)^2\right]$	$\left[\frac{m}{\circ}\right]$	$[-]$
0,041	2,050	0,107	0,560	8,900	-13,12	66,24	936,5	-4579	5989

Tabel 4.1. Fitting-parametre til bestemmelse af $\beta_1 - \beta_4$

4.2.3 Reese et al, 1975

I [Meyer og Reese, 1979] bliver der beskrevet en p-y formulering for pæle i stiv ler under vand, og vil herefter beskrives som (Reese et al, 1975). Formuleringen er baseret på fuldskala horisontalt belastningsforsøg på to pæle med diameter på hhv. 0,6 m og 0,15 m, som er placeret i ler, med en forskydningsstyrke mellem ca. 95 kPa-480 kPa. Formel 4.9 bliver brugt til at beskrive jordens bæreevne, som er fundet i forsøget.

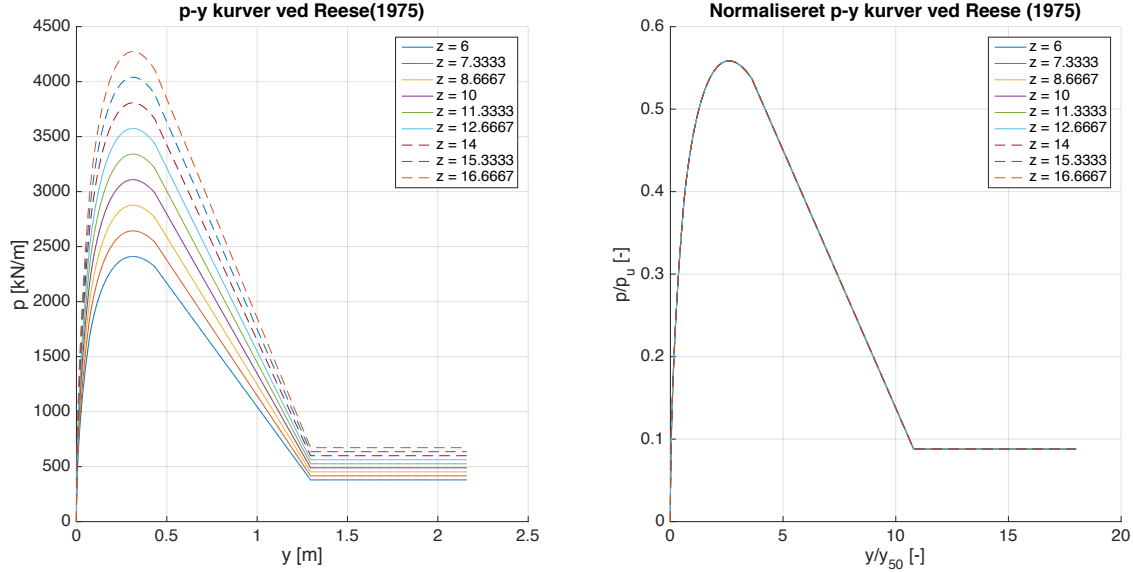
$$\frac{p}{p_u} = \begin{cases} 0,5 \cdot \left(\frac{y}{y_{50}}\right)^{1/2} & y < A_s \\ 0,5 \cdot \left(\frac{y}{y_{50}}\right)^{1/2} - 0,055 \cdot \left(\frac{y - A_s \cdot y_{50}}{A_s \cdot y_{50}}\right)^{5/4} & y < 6 \cdot A_s \\ 0,5 \cdot (6 \cdot A_s)^{1/2} - 0,411 - \frac{0,0625}{y_{50}} \cdot (y - 6 \cdot A_s \cdot y_{50}) & y < 18 \cdot A_s \\ 1,225 \cdot A_s^{1/2} - 0,75 \cdot A_s - 0,411 & y > 18 \cdot A_s \end{cases} \quad (4.9)$$

Den ultimative bæreevne fra jorden bliver udtrykt ved formel 4.10, mens flytningen ved halvdelen af p_u , findes vha. formel 4.11.

$$p_u = \min \begin{cases} (2 \cdot c_u + \gamma' \cdot z)D + 2,83 \cdot c_u \cdot z \\ 11 \cdot c_u \cdot D \end{cases} \quad (4.10)$$

$$y_{50} = \epsilon_{50} \cdot D \quad (4.11)$$

For at normalisere p-y kurverne, bliver p_u brugt til at normalisere jordens bæreevne, mens y_c bliver brugt til at normalisere flytningerne, hvilket er illustreret på figur 4.8

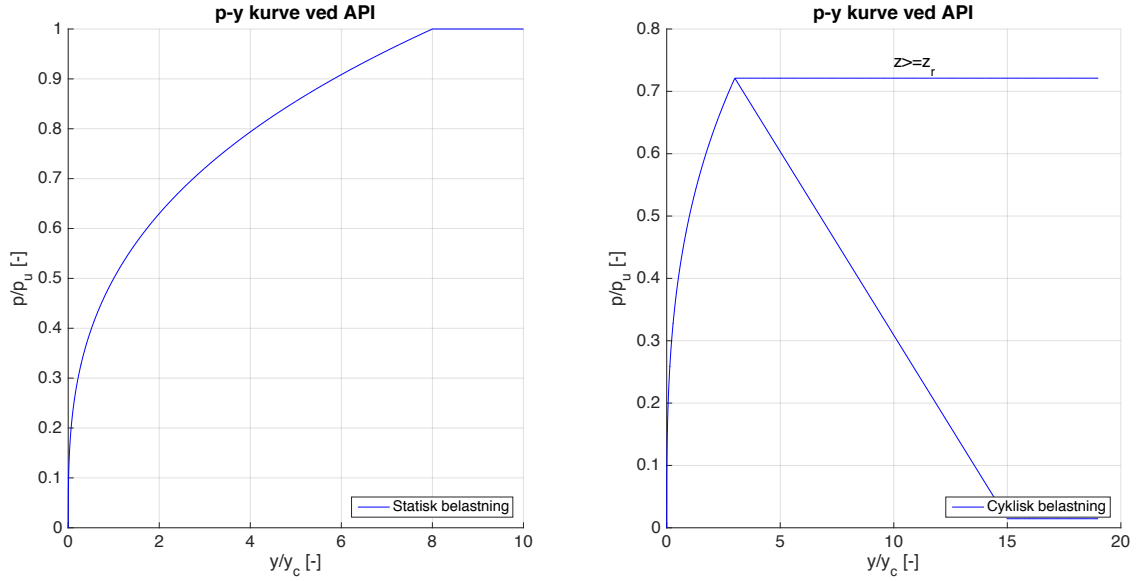


Figur 4.8. De dybde og flytningsafhængige p-y kurver, samt de normaliserede p-y kurver

4.2.4 API, 1993

I [API, 1993], er der opstillet nogen design kriterier for pæle i blød og stiv ler, som baserer sig på bl.a. [Matlock, 1970]. For statisk horisontal belastningsforsøg er det fundet, at den ultimative horisontale bæreevne for blødt ler, p_u , ligger mellem $8c_u$ og $12c_u$, bortset små dybder, hvor jorden vil blive skubbet opad ved belastningen, pga. den lave vertikale spænding i jorden. Ved cyklisk belastning forringes den horisontale bæreevne til under, hvad den er for statisk belastning. Da der ikke er et veldifineret kriterie for dette, bruges formel 4.3 til at beskrive den ultimative bæreevne. Formuleringen af p-y kurverne for statisk belastning, følger Matlock's beskrivelse ved formel 4.2, men for cyklisk belastning afhænger forløbet af, hvilken dybde der undersøges. Som det kan ses til højre på figur 4.9, afhænger det af, om z er større eller mindre end z_r , som er defineret ud fra formel 4.12.

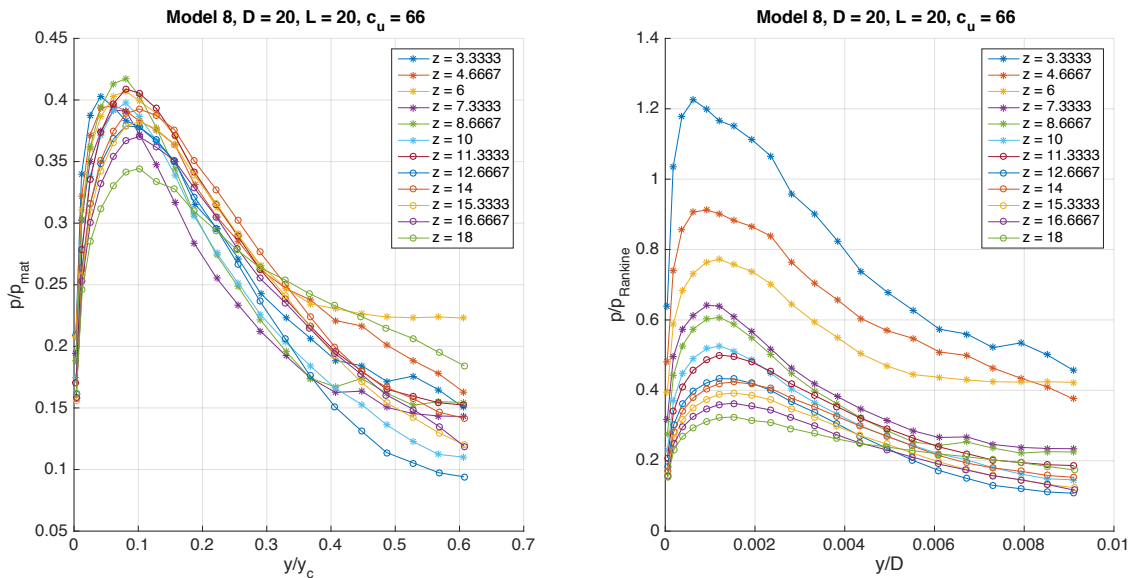
$$z_r = \frac{6 \cdot D}{\frac{\gamma \cdot D}{c_u} + J} \quad (4.12)$$



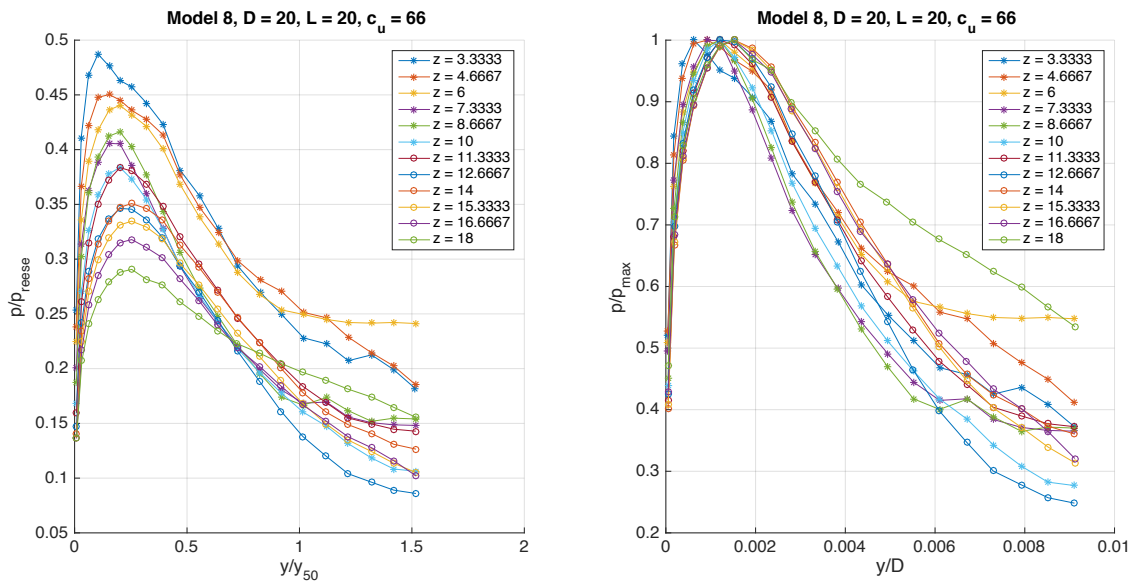
Figur 4.9. p-y kurven for statisk belastning, samt p-y kurven for cyklisk belastning

4.3 Normalisering

For at finde ud af hvilke parametre jordens bæreevne og flytningerne skal normaliseres med, for at kurverne ligger sammen, er det prøvet at normalisere projektdata til det samme, som i de forskellige p-y formuleringer fra litteraturstudiet. Samtidig er det valgt og normalisere p med den ultimative bæreevne for hver kurve, da det er mulighed, at der skal formuleres et nyt udtryk for p_u , for at få den ønskede normalisering. Alle de forskellige normaliseringer kan, for model 8, ses på figur 4.10 og 4.11. Alle de indledende normaliseringer kan findes i Appendiks B.



Figur 4.10. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 8.

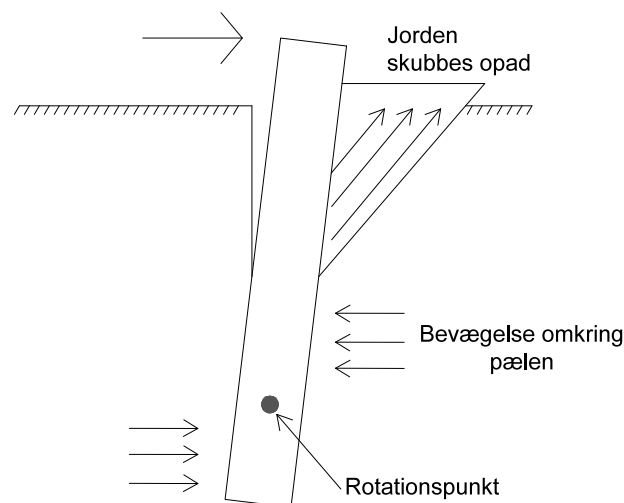


Figur 4.11. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 8.

Ud fra normaliseringen på figur 4.10 til højre og på figur 4.11 til venstre, kan det ses, at det ikke giver en normalisering, som er ønsket, hvis hhv. Rankine trykket eller p_u formuleringen fra (Reese et al, 1975) bruges, hvorved de ikke undersøges yderligere.

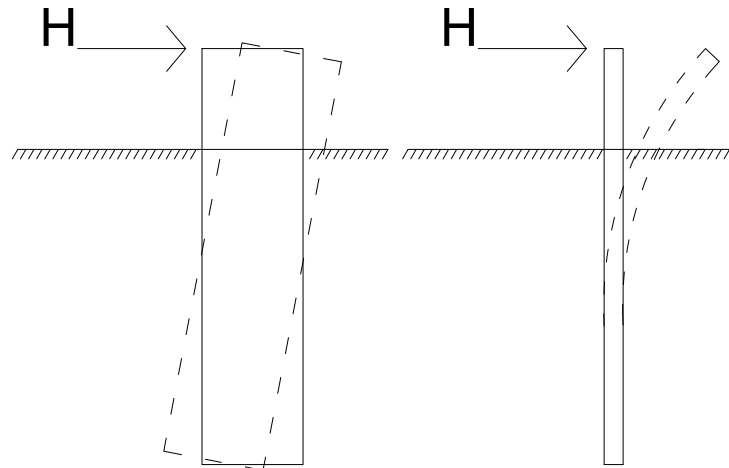
Ved at normalisere til p_u fra [Matlock, 1970], bliver normaliseringen relativ god, men i flere af modellerne ligger nogen p-y kurver så forskudt fra de andre, som det f.eks. kan ses på 4.10 til venstre, at det vælges og formulere et nyt udtryk for p_u , for at opnå normaliseringen, som kan ses på figur 4.11 til højre.

For at have et udgangspunkt i formuleringen af et nyt p_u udtryk, bliver Matlocks udtryk for den ultimative bæreevne undersøgt nærmere. Som det kan ses ved formel 4.3 er den delt op i to udtryk. Dette skyldes at der ved meget slanke pæle opstår to forskellige brudmekanismer, som er vist på figur 4.12, alt efter hvor langt nede i jorden pælen er.



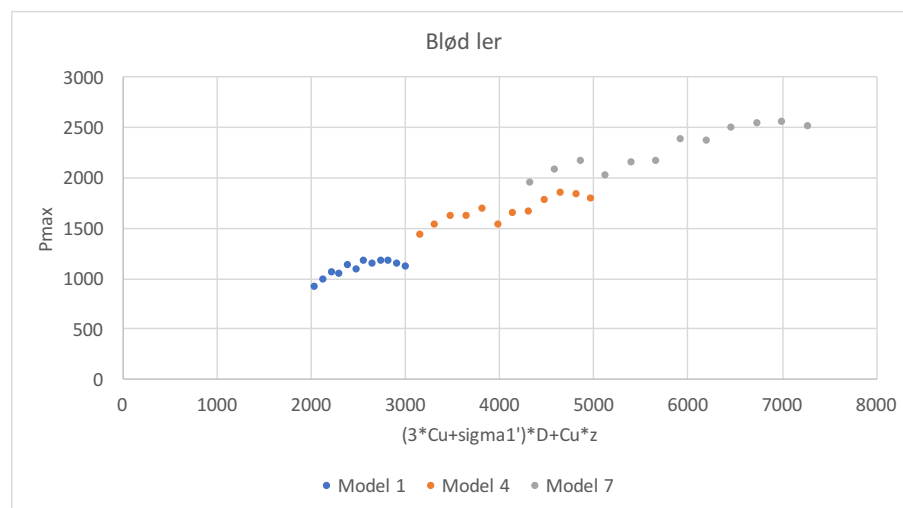
Figur 4.12. Brudmekanismer for en pæl.

Hvis de to udtryk i formel 4.3 sættes lig med hinanden, kan den kritiske dybde findes. Ved den kritiske dybde skifter brudmekanismen, imens p_u ikke længere stiger med dybden, men forbliver konstant. Formel 4.3 bygger på undersøgelser lavet på pæle med højt slankhedsforhold, og kan derfor ikke bruges direkte på et bøttefundament, uden at medføre fejl, da dimensionerne på en bøtte gør, at den reagere mere stift på en belastning, som det er vist på figur 4.13.

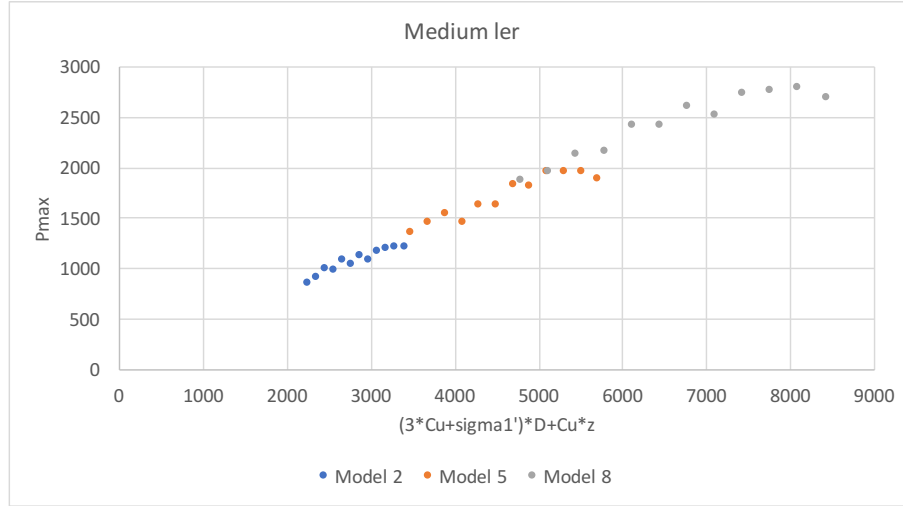


Figur 4.13. Reaktion af en bøtte og monopæl, som bliver belastet horisontalt.

Selvom det vides, at de to fundament typer reagere forskelligt, er den kritiske dybde beregnet for modellerne. Den kritiske dybde ligger imellem ca. 32-163 meter, hvilket gør det som udgangspunkt ligger under bøttens længde i de forskellige modeller. Maksimum værdien for hver p-y kurve i modellerne er taget ud og de er forsøgt plottet overfor Matlocks formulering af p_u , for den første brudmekanisme, hvor $J=1$. Dette kan ses for den bløde og medium ler på hhv. figur 4.14 og 4.15.



Figur 4.14. Indledende undersøgelse af p_u sammenhæng for bløde ler.



Figur 4.15. Indledende undersøgelse af p_u sammenhæng for medium ler.

Ud fra plottene kan det ses, at der er en tendens til, at p_{max} ved en bestemt relativ dybde i forhold til længden af skørtet, bliver konstant, hvilket Matlocks formulering ikke tager højde for, da den kritiske dybde ved formel 4.3 ligger længere nede i jorden. Det tyder altså på, at brudmekanismen, hvor jorden bevæger sig rundt om bøtten, opstår før ved bøtter. Det er derfor valgt og dele plottene op, hvor de samme relative dybder fra de forskellige modeller plottes sammen, for at se om der er en bedre sammenhæng. Intervallet de er plottet efter er:

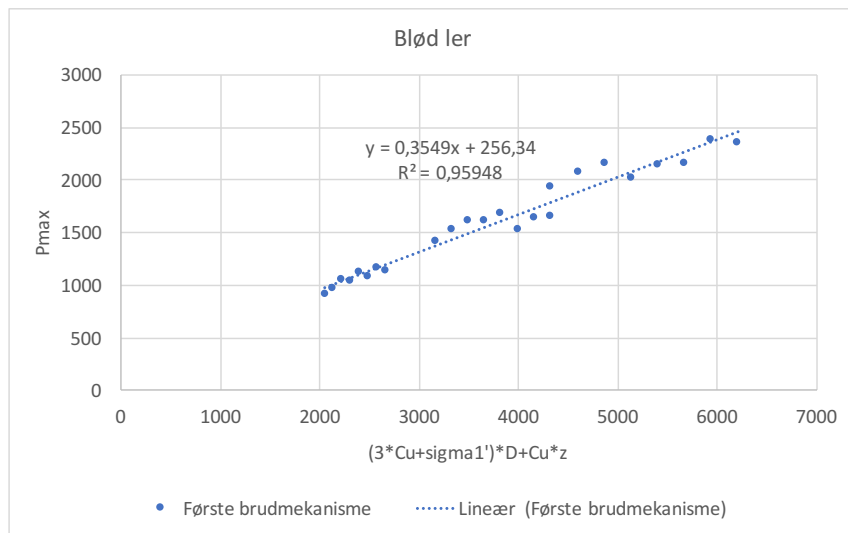
$$z < z_t$$

$$z > z_t$$

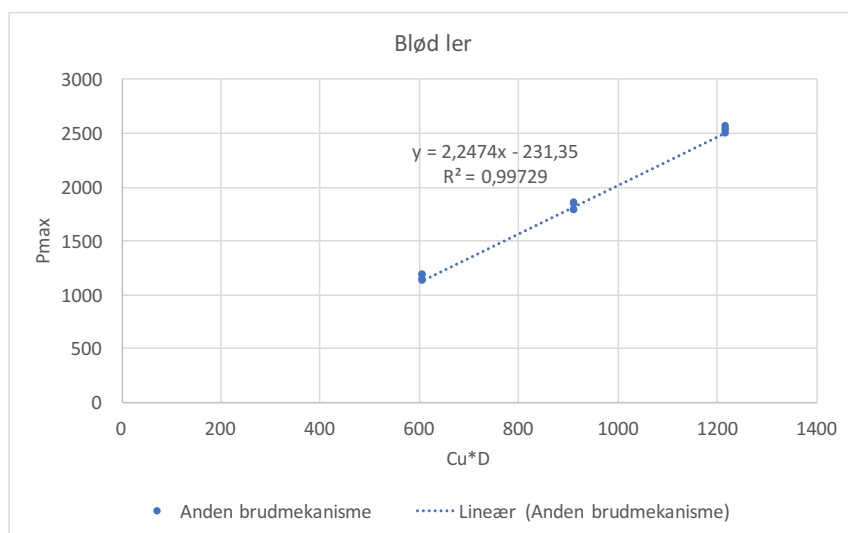
Hvor z_t er beskrevet med formel 4.13, hvor 15 er det antal lag bøtten er inddelt i, og 10 er det lag, hvor der skiftes over til et nyt plot, hvilket er fundet ved at prøve og flytte datapunkter frem og tilbage imellem de to plots, samt en vurdering af, hvornår den ultimative bæreevne kunne antages og være konstant. Dybden z_t er den kritiske dybde. Det vil være muligt at finde den kritiske dybde mere præcist, hvis bøtten inddeles i flere lag, men det vil samtidig gøre, at mesh-finheden omkring bøtten muligvis skal gøres større, for at sikre, der er nok gausspunkter i hver lag til at danne et repræsentativt billede af jordens bæreevne, og som det er nævnt tidligere, vil en større mesh-finhed også øge beregningstiden.

$$z_t = \frac{L}{15} \cdot 10 + \frac{L}{15} \cdot 0,5 \quad (4.13)$$

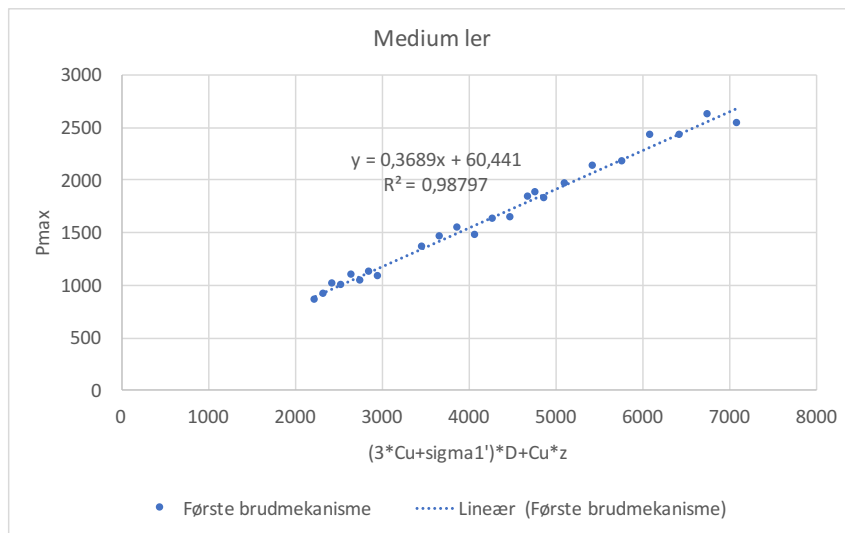
Den ultimative bæreevne for det første interval er igen plottet overfor Matlocks p_u formulering for den første brudmekanisme, som det kan ses på figur 4.16 og 4.18. Det andet interval er plottet overfor Matlocks p_u formulering for den anden brudmekanisme, hvor konstanten i første omgang er ignoreret, hvilket kan ses på figur 4.17 og 4.19. Udtrykket, som den ultimative bæreevne er plottet overfor, vil blive beskrevet som Q.



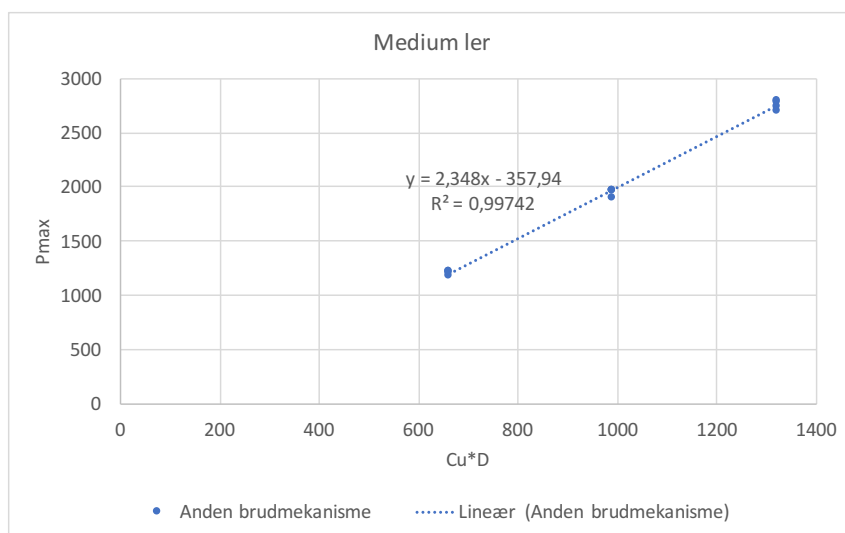
Figur 4.16. Undersøgelse af p_u sammenhæng for blød ler.



Figur 4.17. Undersøgelse af p_u sammenhæng for blød ler.



Figur 4.18. Undersøgelse af p_u sammenhæng for medium ler.



Figur 4.19. Undersøgelse af p_u sammenhæng for medium ler.

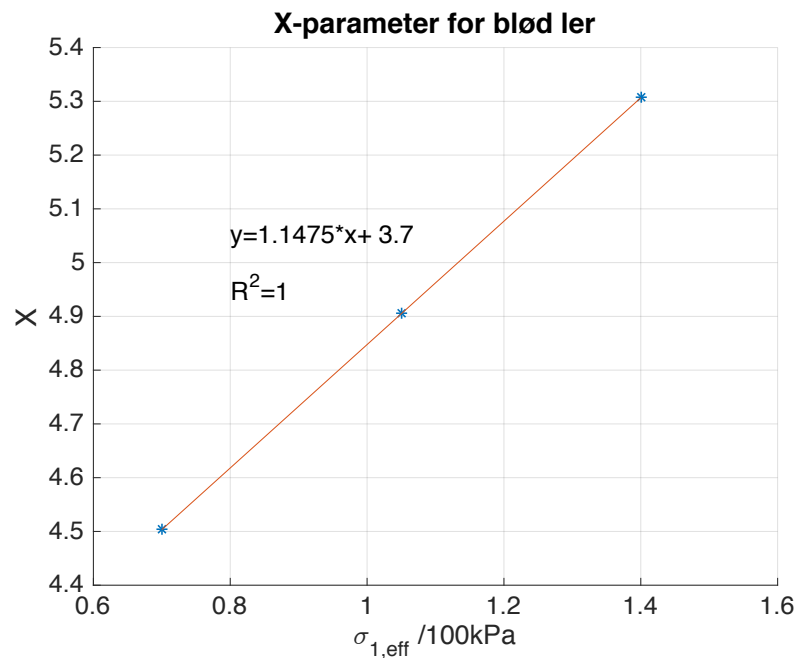
Som det kan ses er R^2 -værdierne acceptable, da de er tæt på én, hvilket gør at regressionen for de forskellige intervaller kan bruges til at beskrive p_u for bølter i ler. Det kan dog også ses, at x-værdierne for den anden brudmekanisme på figur 4.17 og 4.19 er væsentlig mindre end for det første brudmekanisme, hvilket ikke viser et rigtigt billede af, hvordan jordens bæreevne skal være, ud fra de brudmekanismer der forventes samt den ultimative bæreevne PLAXIS har beregnet. Derfor sættes de to udtryk lig med hinanden ved den kritiske dybde, z_t . Ligningen er vist ved formel 4.14. Resultatet for de forskellige modeller er vist i tabel 4.2.

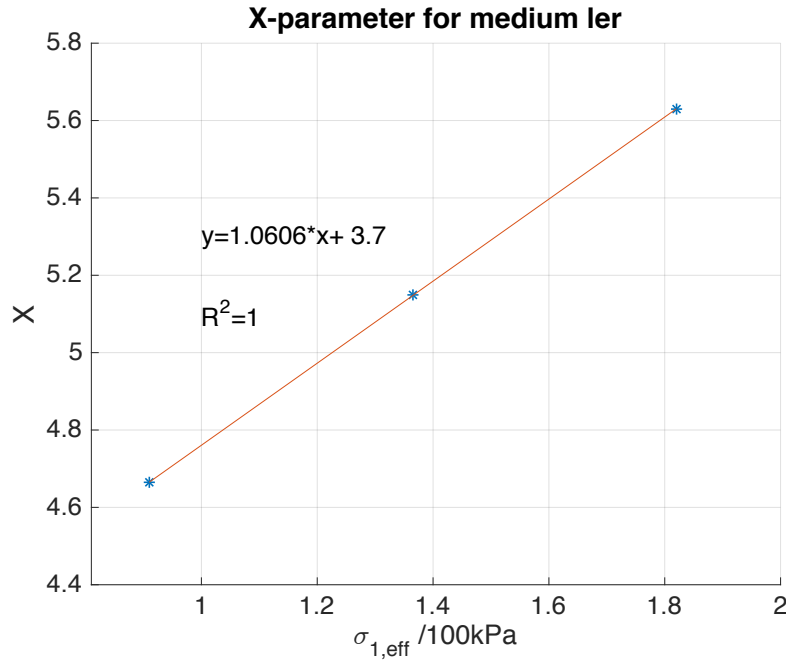
$$(3 \cdot c_u + \gamma' \cdot z_t)D + c_u \cdot z_t = X \cdot c_u \cdot D \quad (4.14)$$

	z_t [m]	X
Model 1	7,0	4,5033
Model 2	7,0	4,6652
Model 4	10,5	4,9049
Model 5	10,5	5,1477
Model 7	14,0	5,3066
Model 8	14,0	5,6303

Tabel 4.2. Bestemmelse af X-værdien.

For ikke og skulle bruge en forskellig X-værdi ved hver model, undersøges en sammenhæng mellem X-værdierne ved de forskellige ler og den effektive vertikale spænding, σ'_1 , ved bunden af bøtten, som det kan ses på figur 4.20 og 4.21. Ved at bruge σ'_1 bliver X-værdien afhængige af hvilken ler der undersøges og bøtten dimension, da spændingen er ved bunden af bøtten. For at få et udtryk for X-værdien, som er enhedsløst, bliver σ'_1 divideret med 1 atm $\approx 100\text{kPa}$.

**Figur 4.20.** Sammenhæng mellem skørtelængden og X-værdierne for blød ler.



Figur 4.21. Sammenhæng mellem skørtelængden og X-værdierne for medium ler.

Det vil sige X-værdien i formel 4.14 kan beskrives ud fra formel 4.15, imens Q , kan beskrives ved formel 4.16

$$X = \begin{cases} 1,1475 \cdot \left(\frac{\gamma' \cdot L}{100\text{kPa}} \right) + 3,7 & \text{for blød ler} \\ 1,0606 \cdot \left(\frac{\gamma' \cdot L}{100\text{kPa}} \right) + 3,7 & \text{for medium ler} \end{cases} \quad (4.15)$$

$$Q = \min \begin{cases} (3 \cdot c_u + \gamma' \cdot z)D + c_u \cdot z \\ X \cdot c_u \cdot D \end{cases} \quad (4.16)$$

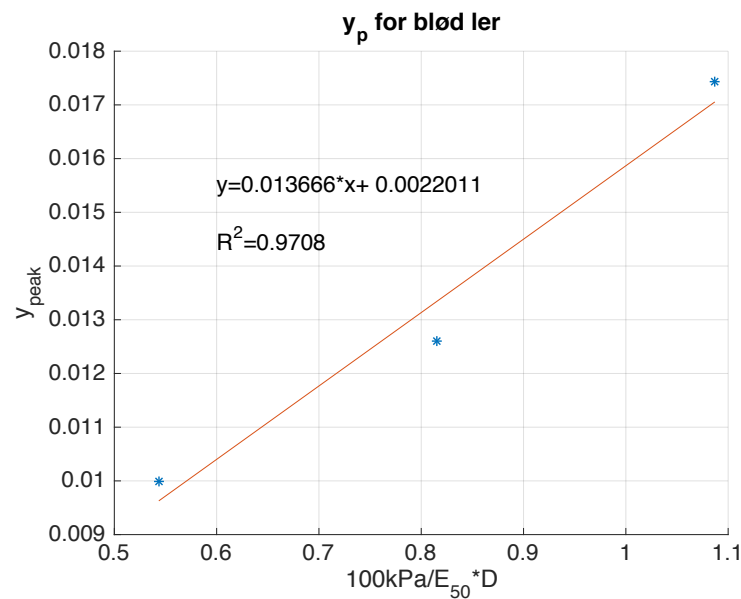
Q skal bruges til at bestemme den p_u , som skal bruges til at normalisere jordens bæreevne, hvilket er vist ved formel 4.17 for blød ler og 4.18 for medium ler.

$$p_u = \begin{cases} 0,3549 \cdot Q + 256,34 & z < z_t \\ 0,3676 \cdot Q + 144,95 & z > z_t \end{cases} \quad (4.17)$$

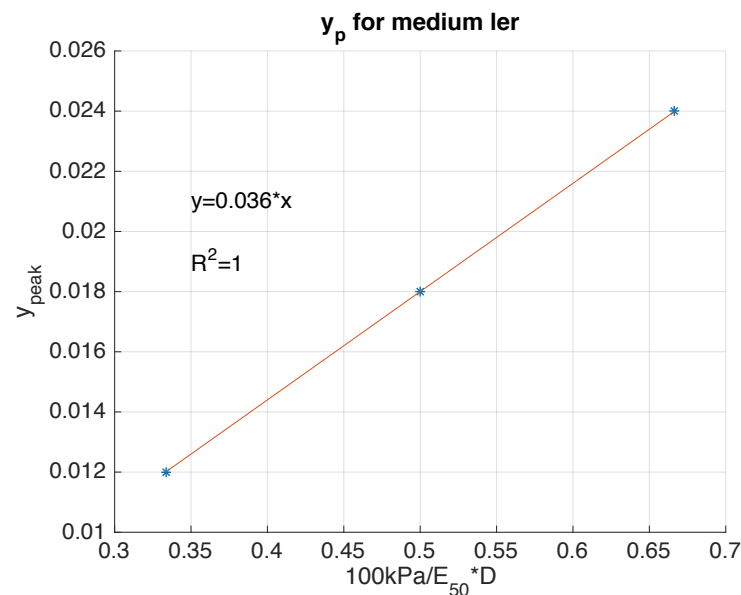
$$p_u = \begin{cases} 0,3689 \cdot Q + 60,441 & z < z_t \\ 0,3557 \cdot Q + 116,18 & z > z_t \end{cases} \quad (4.18)$$

Dermed er jordens bæreevne normaliseret, men flytningerne ønskes også normaliseret. På figur 4.11 til højre, kan det ses, at der i første omgang er normaliseret med diameteren,

D. Da det senere ønskes, at undersøge muligheden for at bruge samme tilgang til den nye p-y formulering, som (Reese et al, 1975) har gjort, ønskes det at flytningerne normaliseres i forhold til en bestemt flytning på kurven, ligesom y_{50} gør det ved (Reese et al, 1975). I dette projekt er det valgt og undersøge muligheden for at formulere et udtryk, som kan beskrive flytningen ved den ultimative bæreevne, ud fra forskellige parametre. Ud fra de rå plots af p-y kurverne er middelværdien taget af alle flytninger ved den ultimative bæreevne for hver model. På figur 4.22 og 4.23 er middelværdierne for hhv. de tre modeller med blød ler og de tre modeller med medium ler, plottet overfor E_{50} og diameteren, D , fordi flytningen ved toppunktet afhænger af hvilken stivhed jorden har, samt dimensionen på bøtten. Flytningen ved den ultimative bæreevne, y_p , udtrykkes ved formel 4.19.



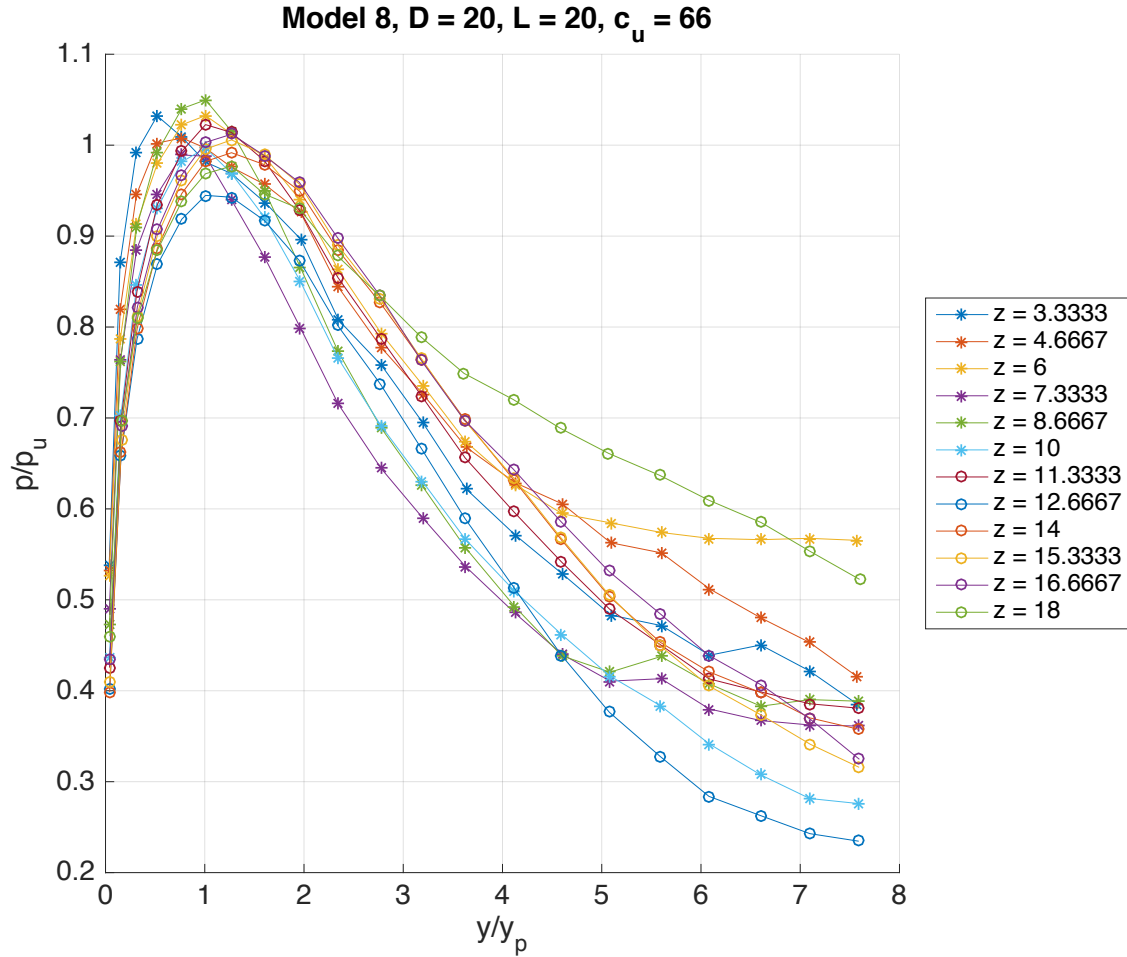
Figur 4.22. Formulering af y_p for blød ler



Figur 4.23. Formulering af y_p for medium ler

$$y_p = \alpha \cdot \left(\frac{100kPa}{E_{50}} \cdot D \right) + \beta \quad (4.19)$$

Dermed kan p-y kurverne for de forskellige modeller normaliseres, hvilket er vist for model 8 på figur 4.24. Alle de endelige normaliseringer kan findes i Appendiks B.



Figur 4.24. De normaliserede p-y kurver for model 8.

4.4 Ny p-y formulering

Som det er nævnt tidligere ønskes det, at undersøge muligheden for at bruge samme form af p-y formulering, som (Reese et al, 1975) bruger, hvor selve formen kan ses ved formel 4.20. Her er fitting parametrene, a til f , samt grænserne for intervallerne A_s , T_1 og T_2

ukendte.

$$\frac{p}{p_u} = \begin{cases} a \cdot \left(\frac{y}{y_p}\right)^b & y < A_s \\ a \cdot \left(\frac{y}{y_p}\right)^b - c \cdot \left(\frac{y - A_s \cdot y_p}{A_s \cdot y_p}\right)^d & y < T_1 \cdot A_s \\ a \cdot (T_1 \cdot A_s)^b - c \cdot \left(\frac{T_1 \cdot A_s - A_s \cdot y_p}{A_s \cdot y_p}\right)^d - \left(\frac{e}{y_p}\right) \cdot (y - T_1 \cdot A_s \cdot y_p) & y < T_2 \cdot A_s \\ f \cdot A_s^{0,5} - 0,75 \cdot A_s - c \cdot \left(\frac{T_1 \cdot A_s - A_s \cdot y_p}{A_s \cdot y_p}\right)^d & y > T_2 \cdot A_s \end{cases} \quad (4.20)$$

Til at finde de bedste fitting parametre til hver model, bliver programmet MATLAB brugt, hvor der kan defineres en funktion, som skal tilpasses en bestemt mængde data. Funktionen kommer ud fra formel 4.20, og dataet skal ligge i det givne interval for funktionen. For at beskrive intervallerne er A_s , T_1 og T_2 defineret. Dette er gjort iterativt, hvor det vides, at første interval skal slutte før toppunktet, som ligger omkring én. Dermed skal $A_s < 1$. Samtidig er der igennem den iterative proces fundet ud af at A_s værdier for tæt på én, vil skabe imaginære værdier for c og d parametrene, hvilket ikke ønskes. De bestemte A_s værdier er vist i tabel 4.3.

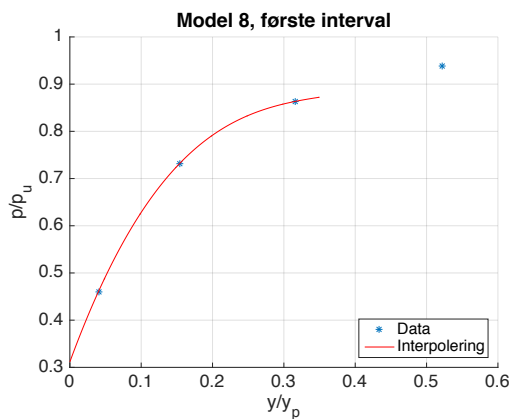
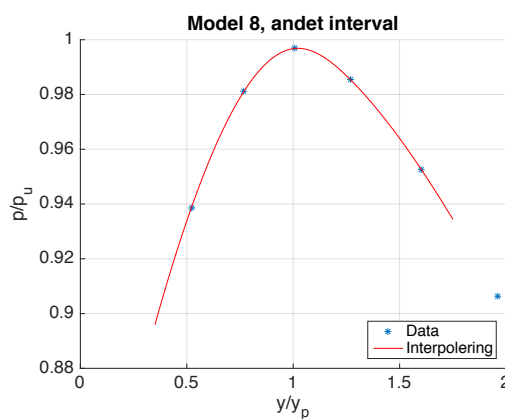
	A_s	T_1	T_2
Blød ler	0,5	4	14
Medium ler	0,35	5	17

Tabel 4.3. Interval-parametre.

Parametrene T_1 og T_2 skal sammen med A_s hhv. beskrive punktet hvor bæreevnen begynder og falde lineært og hvor bæreevnen flader ud og bliver konstant.

Da det ikke er sikkert, at der er datapunkter tæt på, hvor intervallerne skifter, og det dermed ikke er muligt at lave et repræsentativt fit for det givne interval, er det valgt og interpolere imellem datapunkterne. Dette gøres ved de første to intervaller, hvor der er taget en middelværdi af dataet for hver fase, hvilket kan ses på figur 4.25 og 4.26 for model 8.

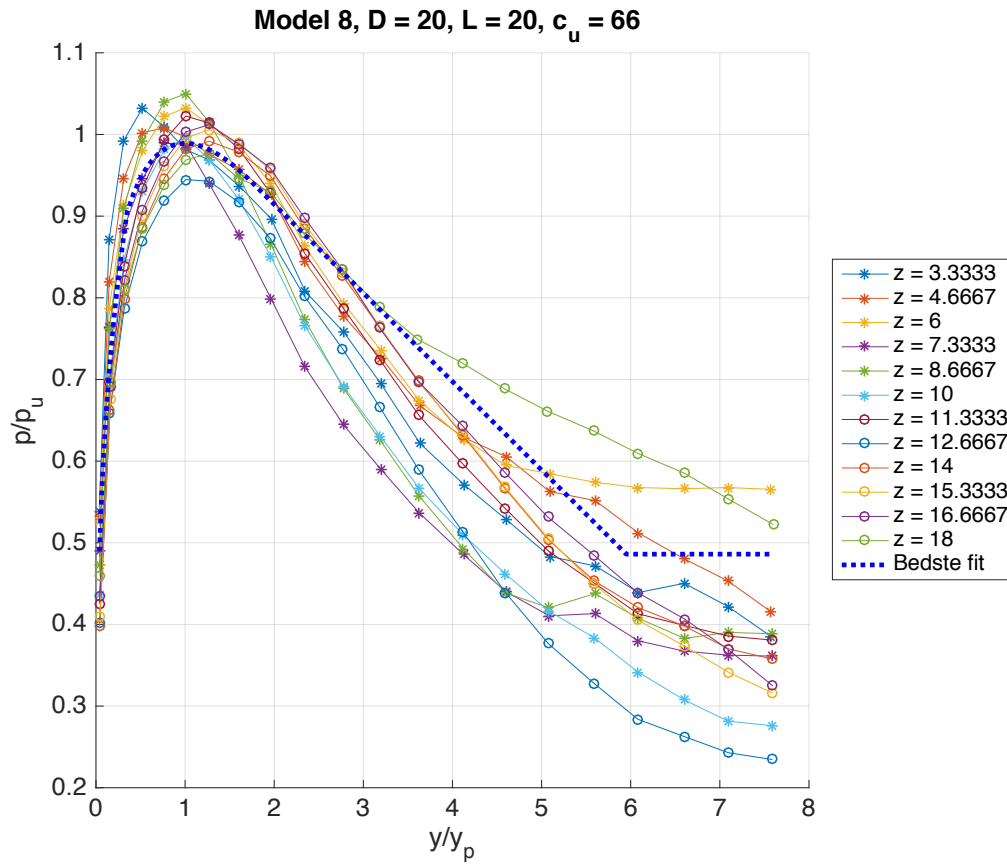
Derefter bliver fitting parametrene for de to første intervaller fundet ud fra det interpoleret data.

**Figur 4.25.** Interpolering af første interval.**Figur 4.26.** Interpolering af andet interval.

Det tredje interval er lavet, ved at tage en middelværdi af jordens bæreevne, hvor bæreevnen begynder og flade ud, og finde en fitting parameter, som kan beskrive stykket mellem enden af andet interval og middelværdien lineært. Ved at betragte faldet af jordens bæreevne som lineært, vil der muligvis blive indført en relativ stor fejlmargen, da det kan ses på f.eks. figur 4.27, at faldet reagere som en parabel. Det er valgt at bruge den lineære beskrivelse af faldet, da dette stykke har mindre betydning, i forhold til de første to intervaller, som beskriver hvornår jorden bryder, og derfor er kritiske i undersøgelsen af forløbet af p-y kurven.

Fitting parameteren, f , findes ved at sætte udtrykket for det fjerde interval lig med endepunktet for tredje interval. Potensen på 0,5 og konstanten på 0,75 er begge taget fra (Reese et al, 1975), da det kun har været muligt at finde én fitting parameter for det fjerde interval, da udtrykket ikke afhænger af flytningen, hvorved funktionen i MATLAB ikke kan bruges.

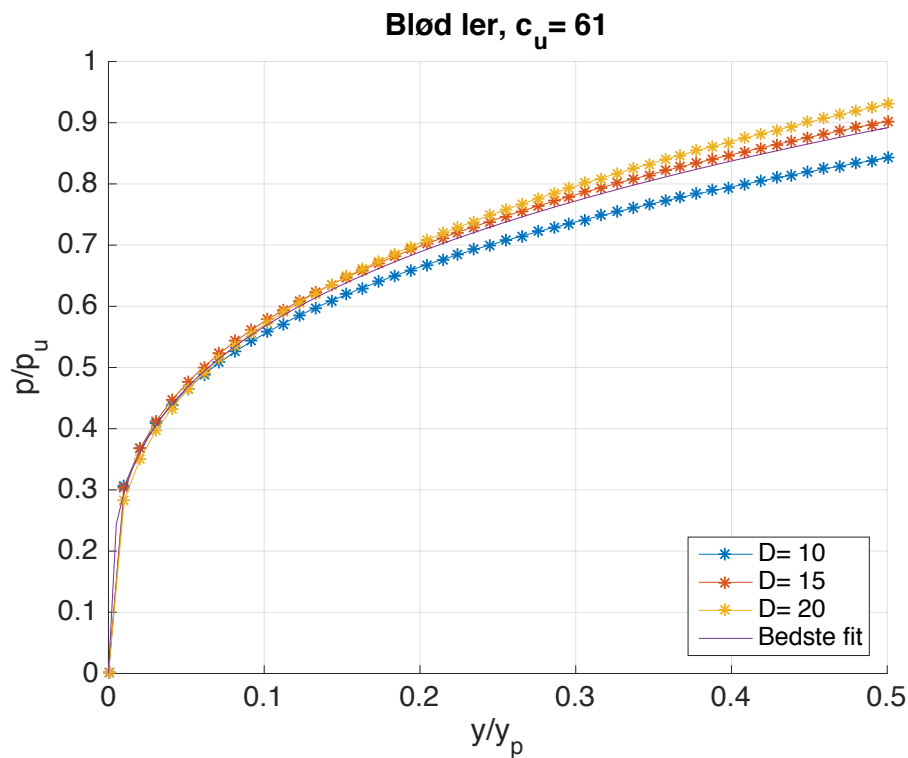
Det bedste fit af p-y kurverne for model 8, kan ses på figur 4.27, med fitting parametrene i tabel 4.4, mens det kan ses for de andre modeller i Appendiks C.



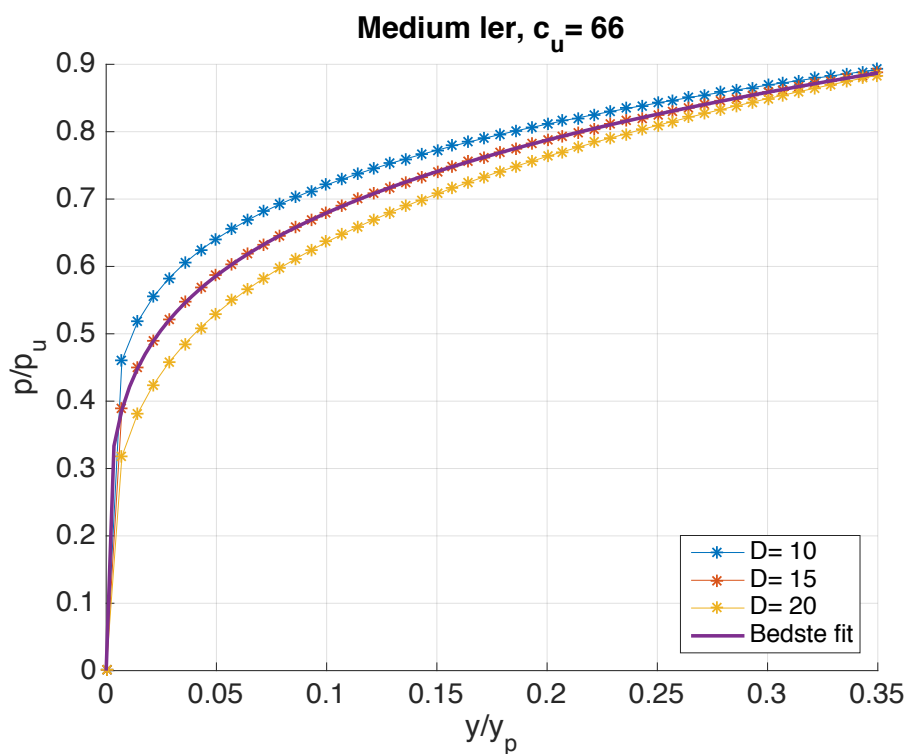
a	b	c	d	e	f
1,2188	0,28374	0,12513	0,9803	0,10843	2,0885

Tabel 4.4. Fitting parametre i det bedste fit for model 8

Det ønskes at formulere ét udtryk for blød ler og ét for medium ler. Derfor undersøges de bedste fit, på samme måde, som p-y kurverne for modellerne. Det vil sige der findes et fit, som skal kunne beskrive blød ler og medium ler. Dette kan ses på figur 4.28 og 4.29.



Figur 4.28. Første interval samt bedste fit for blød ler.

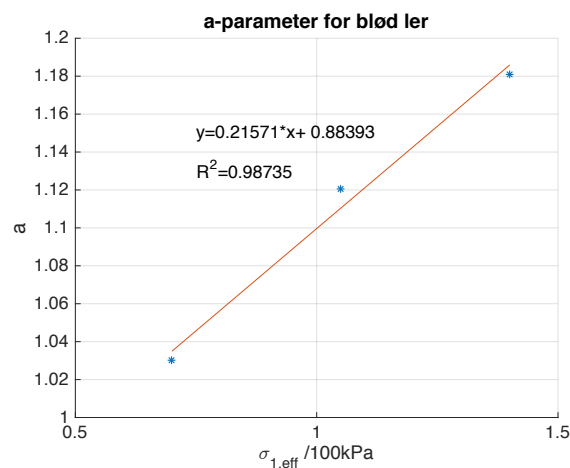


Figur 4.29. Første interval samt bedste fit for medium ler.

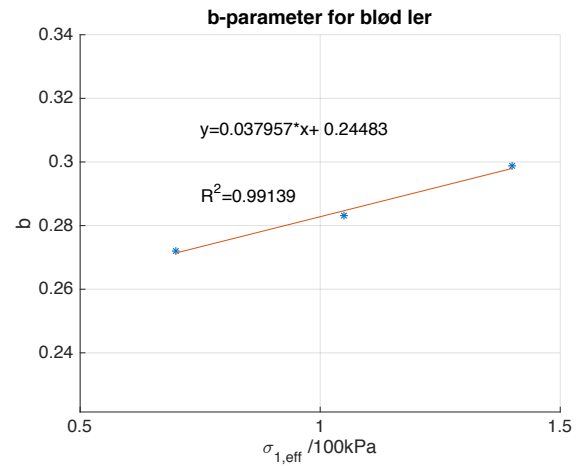
Det bedste fit er blevet forsøgt plottet sammen med modeldataet, hvor andet interval er plottet med hver models fitting parametre. Ud fra dette kunne det observeres, at hvis $D=15$

bliver forløbet beskrevet godt, men hvis $D=10$ eller $D=20$ bliver der hhv. overestimeret og underestimeret. Derfor vil der ikke blive arbejdet videre med det bedste fit fra figur 4.28 og 4.29.

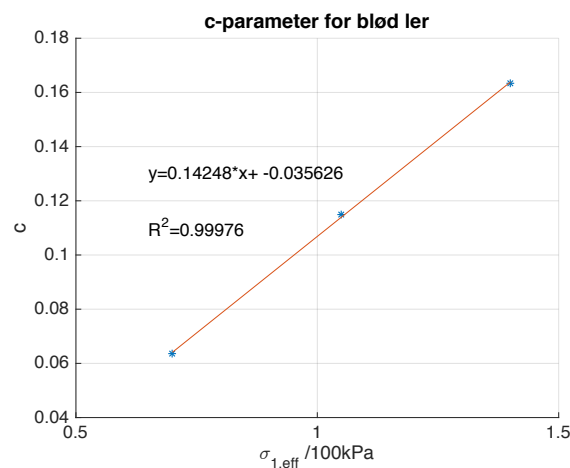
I forsøget på, at formulere et samlet udtryk er fitting parametrene undersøgt hver for sig. Det undersøges om der er en sammenhæng mellem den effektive vertikale spænding σ'_1 ved bunden af bøtten og fitting parametrene. Den effektive vertikale spænding bruges, ligesom for X-værdien, så fitting parametrene både bliver afhængig af hvilken ler det er samt bøttens dimensioner. De forskellige sammenhænge kan ses på figur 4.30 til 4.35 for blød ler og figur 4.36 til 4.41 for medium ler.



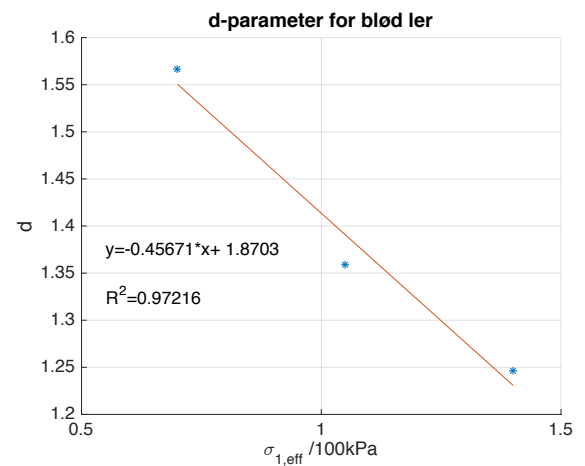
Figur 4.30. Udtryk for a-parameter for blød ler.



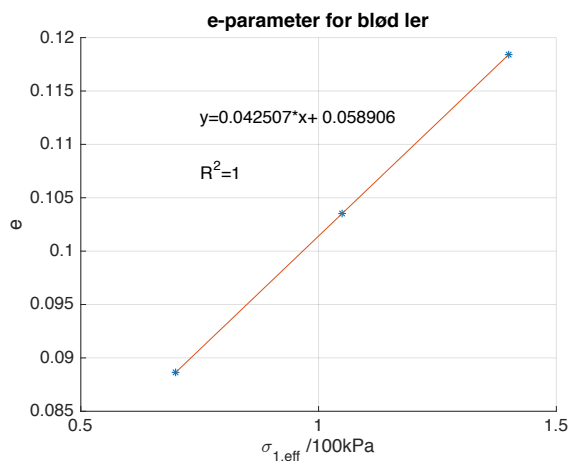
Figur 4.31. Udtryk for b-parameter for blød ler.



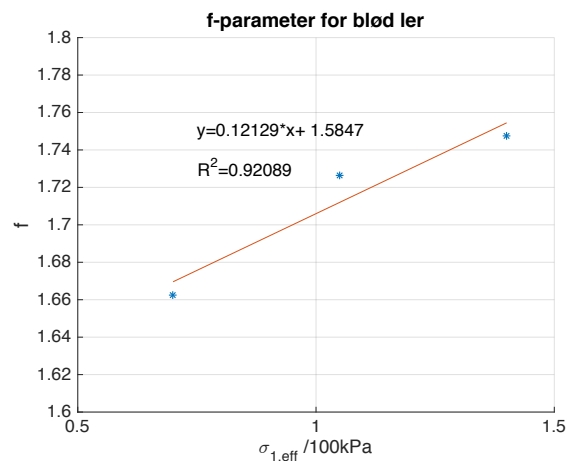
Figur 4.32. Udtryk for c-parameter for blød ler.



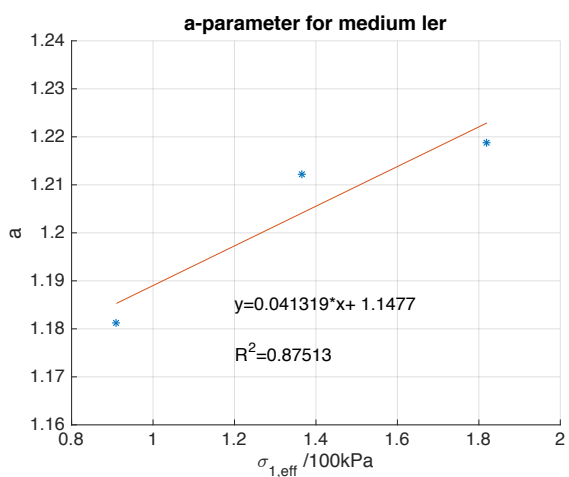
Figur 4.33. Udtryk for d-parameter for blød ler.



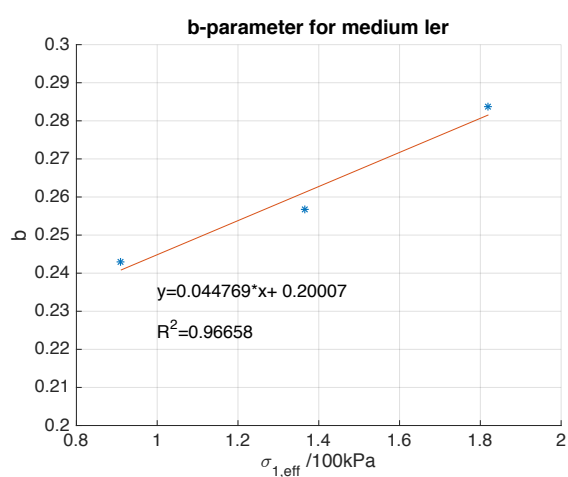
Figur 4.34. Udtryk for e-parameter for blød ler.



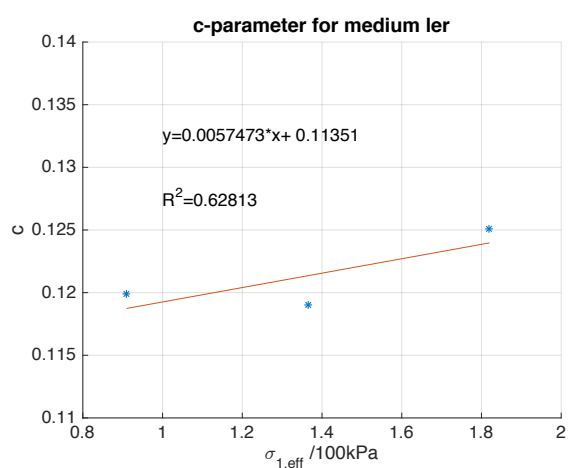
Figur 4.35. Udtryk for f-parameter for blød ler.



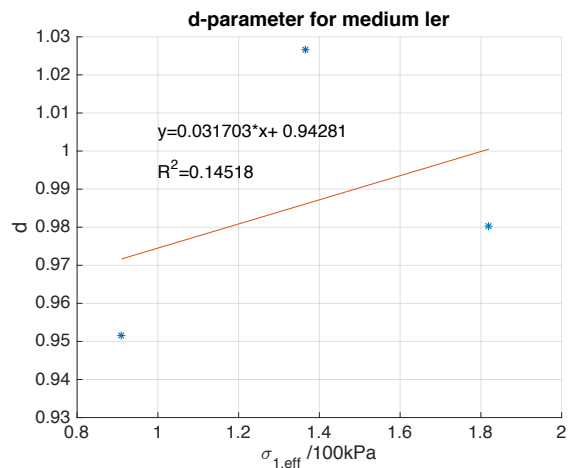
Figur 4.36. Udtryk for a-parameter for medium ler.



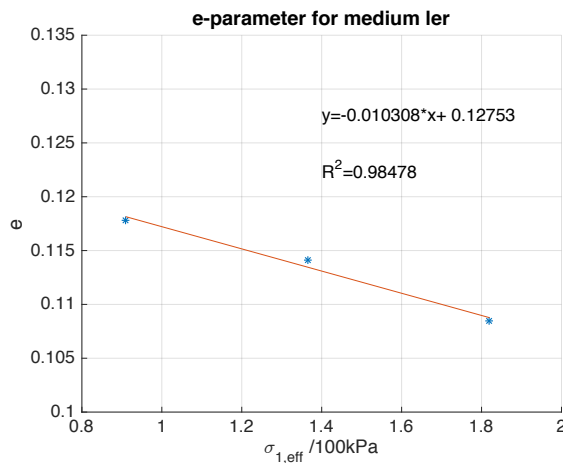
Figur 4.37. Udtryk for b-parameter for medium ler.



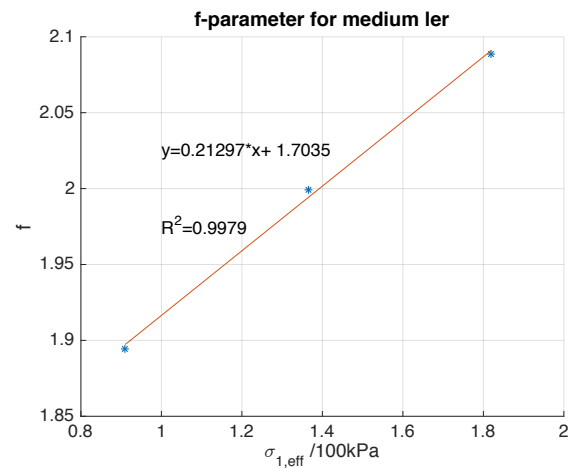
Figur 4.38. Udtryk for c-parameter for medium ler.



Figur 4.39. Udtryk for d-parameter for medium ler.



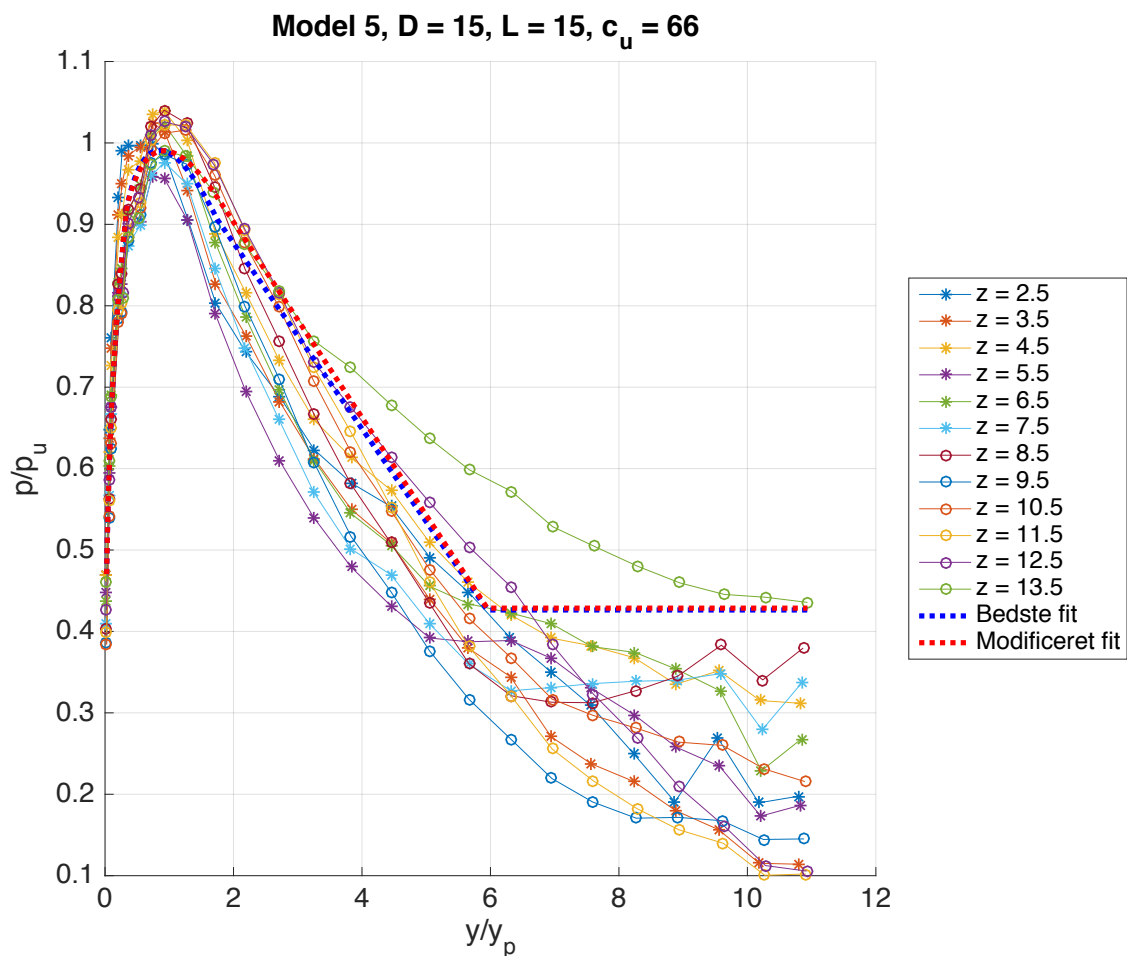
Figur 4.40. Udtryk for e-parameter for medium ler.



Figur 4.41. Udtryk for f-parameter for medium ler.

Ud fra dette er R^2 -værdien for de fleste sammenhænge acceptabel, men c og d parametrene for medium ler er ikke acceptabel. Som det ses på figur 4.38 ligger c-værdien for model 5 under, hvad der kunne forventes ud fra de andre to modeller, mens på figur 4.39 ligger d-værdien for model 5 højere end forventet.

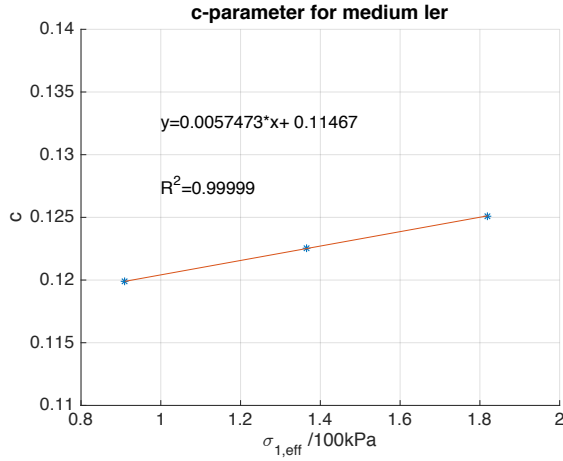
Ud fra en analyse af, hvordan kurveforløbet afhænger af de forskellige parametre, vides det at jo højere c og d parametrene er, desto mere vil p-y kurverne falde i det andet interval. Med den viden og observationen omkring, at c-værdien er for lav, mens d-værdien er for høj, er det prøvet at antage en c og d-værdi manuelt ud fra de andre modellens værdier, og resultatet kan ses på figur 4.42, og selve fitting parametrene kan ses i tabel 4.5.



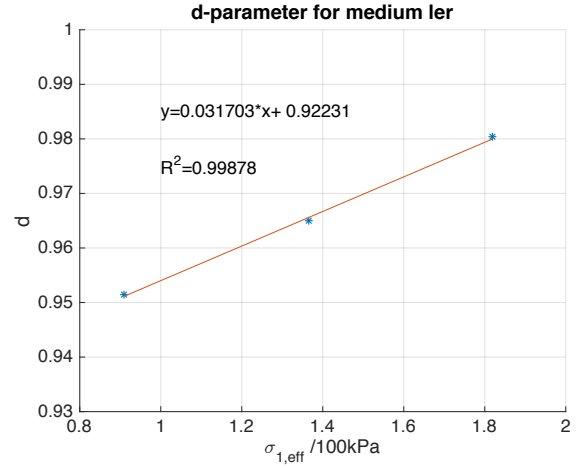
a	b	c	d	e	f
1,2123	0,25681	0,11903	1,0265	0,11413	1,9993
1,2123	0,25681	0,1225	0,965	0,11413	1,9993

Tabel 4.5. Fitting parametre i det bedste fit og modificeret fit for model 5.

Ud fra figur 4.42, hvor det vises, at ændringen af fitting parametrene c og d for model 5, ikke påvirker beskrivelsen af forløbet af p - y kurverne dramatisk, samtidig med at det giver nogen acceptable sammenhænge med σ'_1 , som det kan ses på figur 4.43 og 4.44, er det valgt og fastholde det modificeret fit af model 5.



Figur 4.43. Udtryk for c-parameter for medium ler.



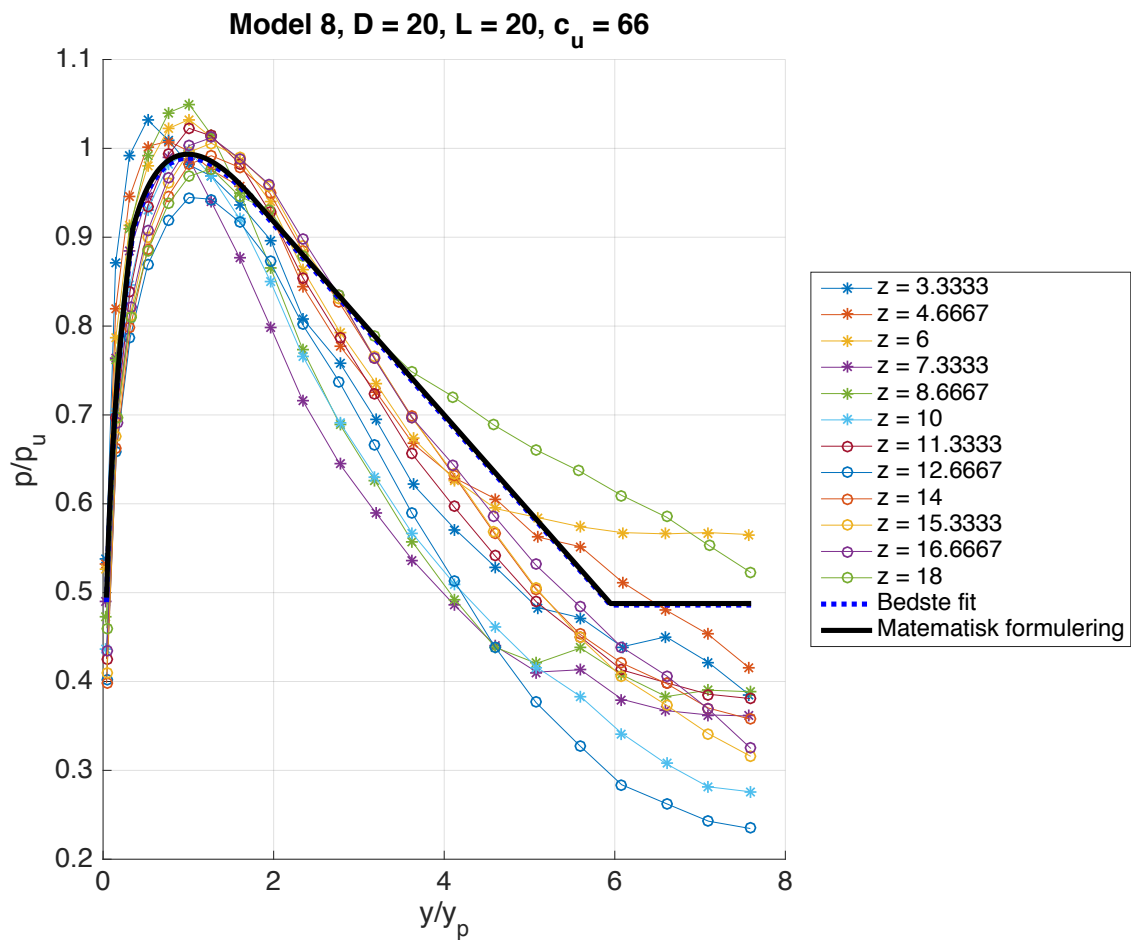
Figur 4.44. Udtryk for d-parameter for medium ler.

De fundne sammenhænge for fittingparametrene, kan altså udtrykkes ved formel 4.21 og 4.22, hvor $x = \frac{\sigma'_1}{100kPa}$.

$$\text{Blød ler} \begin{cases} a = 0,21571 \cdot x + 0,88393 \\ b = 0,037957 \cdot x + 0,24483 \\ c = 0,14248 \cdot x - 0,035626 \\ d = -0,45671 \cdot x + 1,8703 \\ e = 0,042507 \cdot x + 0,058906 \\ f = 0,12129 \cdot x + 1,5847 \end{cases} \quad (4.21)$$

$$\text{Medium ler} \begin{cases} a = 0,041319 \cdot x + 0,11477 \\ b = 0,044769 \cdot x + 0,20007 \\ c = 0,0057473 \cdot x + 0,11467 \\ d = 0,031703 \cdot x + 0,92231 \\ e = -0,010308 \cdot x + 0,12753 \\ f = 0,21297 \cdot x + 1,7035 \end{cases} \quad (4.22)$$

Dermed kan den matematiske formulering for blød og medium ler plottes sammen med p-y kurverne og det bedste fit, hvilket er vist for model 8 på figur 4.45



Figur 4.45. Model 8 med matematisk formulering.

Dermed er der udarbejdet en ny p-y formulering for bøttefundamenter i ler, vha. finite element modellering, og der kan nu konkluderes på projektet.

Diskussion/Konklusion

5

Formålet med dette projekt var at bestemme en ny p-y formulering for bøttefundamenter placeret i ler, vha. finite element modellering. Derfor blev der lavet et litteraturstudie, som skulle danne grundlag for de numeriske modeller, som bliver brugt i projektet.

Nogen væsentlige aspekter i en numerisk model er konturen, mesh-finheden, tidsoptimering og valg af den rigtige materiale model. De tre første blev undersøgt ved en konvergensanalyse. Det var vigtigt at mesh-finheden var fin nok til at vise et repræsentativt billede af de kræfter, som der opstår, uden at bruge for meget tid på simuleringen, hvilket lykkedes. Konturen var vurderet til ikke at blive berørt betydeligt af flytningerne, men som det kan ses på figur 3.15 på side 19, som er σ'_{yy} ved bunden af bøtten, bliver konturen berørt mere end ved lavere dybder. Det blev vurderes at det var acceptabelt, men for at optimere konturen kunne det have været en mulighed og forlænge konturen i den positive y-retning, hvilket dog samtidig vil resultere i flere elementer og dermed en længere beregningstid. En anden mulighed ville være og placere bøtten til højre for midten i modellen, da det kan ses at bagsiden af bøtten ikke bliver berørt af flytningerne ligesom forsiden, og dermed vil give mere plads til spændingerne på forsiden af bøtten.

HSsmall blev valgt som materiale model, da det dermed blev muligt og simulere tøjningerne mere realistisk ved meget små tøjninger. En del at HSsmall kunne dog ikke udnyttes, da det blev valgt og simulere den udrænet ler vha. "Undrained (B)", hvorved stivhederne ikke længere var spændingsafhængige. Valget af "Undrained (B)" blev taget, da det var ønsket og have den udrænet forskydningsstyrke, c_u , som input parameter, sammen med de effektive stivheder. Det blev forsøgt og simulere en model med "Undrained (A)", hvor c_u var en output værdi, men det var ikke muligt og simulere det, da PLAXIS meldte en fejl.

I og med at der blev brugt "Undrained (B)", skulle der findes en sammenhæng mellem c_u og de effektive stivheder. Dette blev der brugt en del tid på uden at finde nogen empirisk sammenhæng, og det optimale senarie ville have været muligheden for at udføre nogen triaxial forsøg og der igennem bestemme alle parametre. Dette var ikke muligt og der blev udleveret en tabel fra vejleder med effektive parametre. Ud fra de effektive parametre var det muligt vha. programmet SoilTest fra PLAXIS og SHANSEP-formuleringen at bestemme en tilhørende c_u værdi.

Efter de numeriske modeller var kørt, blev det observeret, at modeldataet for modellerne med stiv ler, gav negative p værdier. Dette er ikke fysisk muligt, hvorved det blev forsøgt at finde en forklaring. PLAXIS blev kontaktet og prøvede og hjælpe, men der blev ikke konkluderet noget. Senere blev det forsøgt og simulere en model med blød ler igen, for at danne flere datapunkter til at beskrive de første to stykker af kurven. Dette resulterede også i at p til sidst blev negativ. Der er ikke fundet nogen fysisk forklaring på dette, men det er observeret, at hvis der påføres bøtten mindre flytninger, kan det senere i kurvens

forløbet ende ud i negative p værdier. Derfor blev det besluttet ikke og arbejde videre med den stive ler.

For at kunne databehandle blev der lavet et litteraturstudie omkring, hvordan de nuværende p - y formuleringer har normaliseret data og hvilke form for udtryk de bruger for at beskrive p - y kurverne. Det blev undersøgt, hvordan de nuværende normaliseringsmåder passede på det data, som de numeriske modeller havde genereret. Her blev det besluttet at formulere et nyt udtryk for den ultimative bæreevne, p_u , og ved hvilken flytning p_u opnås givet ved y_p , for at normalisere hhv. bæreevnen, p , og flytningen, y . Det lykkedes og udtrykke p_u ved samme opbygning, som [Matlock, 1970], hvor der blev ændret på den empiriske konstant, J , og hvor den kritiske dybde, z_t ligger. Samtidig var det muligt og beskrive y_p ud fra stivheden, E_{50} og diameteren på bøtten, hvilket var ønsket, da de er styrende for, ved hvilken flytning p_u opstår. Nogen af de nuværende p - y formuleringer beskriver også flytningen ud fra stivheden og diameteren, hvilket er med til at skabe ensshed igennem de forskellige formuleringer.

Ud fra de forskellige nuværende p - y formuleringer og de p - y kurver, som er genereret ved de numeriske modeller i projektet, blev det vurderet at p - y formuleringen, som (Reese et al, 1975) har bestemt, kunne beskrive forløbet af dataet i projektet. Det var dog ikke muligt og bruge den samme formulering, hvorved det blev forsøgt at tilpasse fitting-parametrene, så formuleringen kunne beskrive forløbet af projektdataet. For at minimere antallet af udtryk blev der undersøgt en sammenhæng mellem den vertikale effektive spænding, σ'_1 , og de forskellige fitting-parametre og der blev fundet nogen acceptable sammenhænge, som gjorde at der kunne formuleres et samlet udtryk for blød ler og et for medium ler.

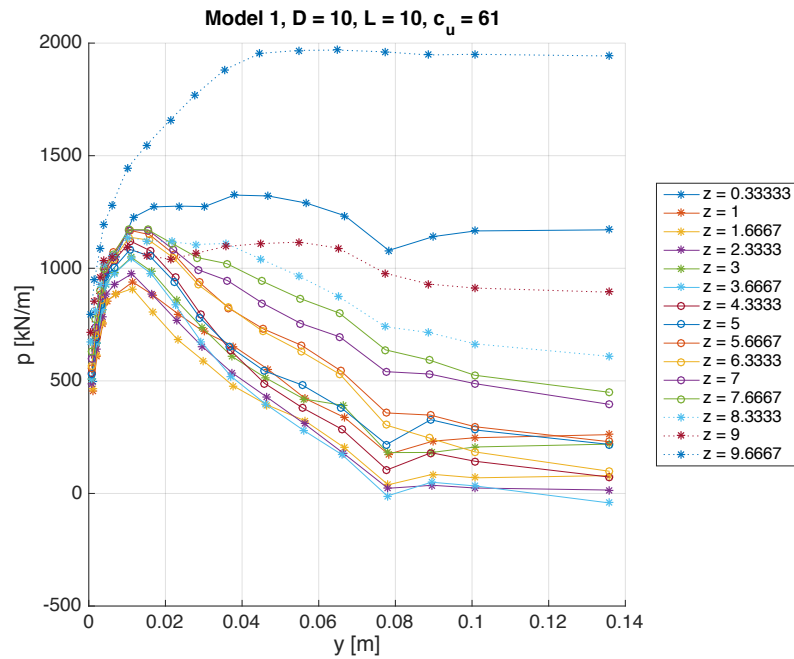
De p - y formuleringer, som der er fundet frem til er acceptable for de seks modeller der er undersøgt i projektet. Det næste ville naturligt være og undersøge hvordan formuleringerne beskriver ler med andre styrke og stivhedsparametre, da de kan variere betydeligt. Samtidig skal det undersøges bedre, hvor grænsen mellem en blød og medium ler er, da der kan være stor variation på, hvordan dette defineres. En anden undersøgelse kunne være, hvor godt andre bøtte dimensioner vil blive beskrevet, f.eks. $D=17,5$ m med $L/D=1$, eller med et $L/D=0,5$ eller $L/D=1,5$. Alt dette er der stadig usikkerhed omkring, hvordan p - y formuleringerne beskriver.

Litteratur

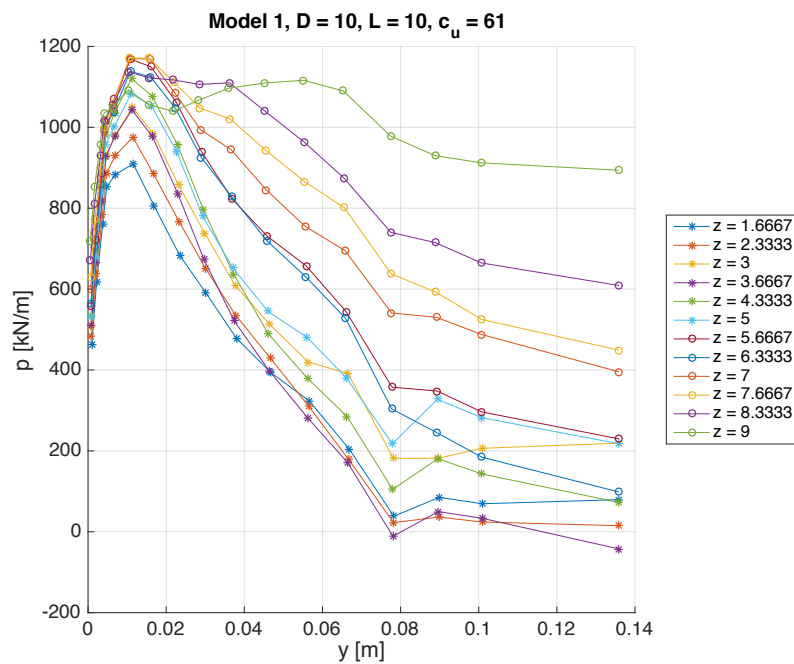
- Achmus et al., 2016.** Martin Achmus, Mauricio Terceros og Klaus Thieken. *Evaluation of p-y Approaches for Large Diameter Monopiles in Soft Clay*. Institute for Geotechnical Engineering, Leibniz University Hannover, Germany, 2016.
- API, 1993.** API. *Recommended practice for planning, designing, and constructing fixed offshore platforms-working stress design*. American Petroleum Institute, Washington D.C., 21 edition, 1993.
- Brinkgreve et al., 2016a.** R.B.J. Brinkgreve, S. Kumarswamy og W.M. Swolfs. *Material Models Manual*, 2016a.
- Brinkgreve et al., 2016b.** R.B.J. Brinkgreve, S. Kumarswamy og W.M. Swolfs. *Reference Manual*, 2016b.
- Brinkgreve et al., 2016c.** R.B.J. Brinkgreve, S. Kumarswamy og W.M. Swolfs. *Scientific Manual*, 2016c.
- Danmarks Statistik, 2016.** Danmarks Statistik. *Hustande*.
<https://www.dst.dk/da/Statistik/emner/husstande-familier-boern/husstande>, 2016. 26.02.2016.
- Foundation, 2017.** Universal Foundation. *Gallery*.
<http://universal-foundation.com/galleries/>, 2017. 23.05.2017.
- Ibsen et al., 2008.** Lars Bo Ibsen, Morten Liingaard og Søren A. Nielsen. *Bucket Foundation, a status*. Department of Civil Engineering, Aalborg University, Denmark, 2008.
- Jensen et al., 2013.** Bjarne Chr. Jensen, Gunnar Mohr, Erik Brandt, Bo Mortensen, Lars Pilegaard Hansen, Svend Ole Hansen, Finn Olaf Precht Sørensen, Dirch H. Bager, Henning Laustsen, Carsten Munk Plum, Eilif Svensson, Ejnar Søndergaard, Martin Uhre Mandrup, Jørgen Munch-Andersen, Thomas Cornelius, Lars Zenke Hansen, Per Goltermann, Jørgen S. Steenfelt og Carsten S. Sørensen. *Teknisk Ståbi*. ISBN: 978-87-571.2775-1, Paperback. 2013.
- K.T. Brødbæk et al., 2009.** M. Møller K.T. Brødbæk, S.P.H. Sørensen og A.H. Augustesen. *Review of p-y relationships in cohesionless soil*. AAU, 2009.
- Matlock, 1970.** H. Matlock. *Correlation for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clays*. Proceeding of the 2nd Annual OTC. Dallas, Texas., 1970.
- Meyer og Reese, 1979.** Barry J. Meyer og Lymon C. Reese. *Analys of single piles under lateral loading*. Center for transportation research, The university of Texas at Austin, 1979.

- Pradhan et al., 2012.** Dhruba Lal Pradhan, Gudmund Reidar Eiksund og Liv Hamre. *Development of P-Y Curves for Monopiles in Clay using Finite Element Model Plaxis 3D Foundation*. Norwegian University of Science and Thchnology, 2012.
- Schanz et al., 1999.** T. Schanz, P.A. Vermeer og P.G. Bonnier. *The hardening soil model: Formulation and verification*. Beyond 2000 in Computational Geotechnics - 10 Years of PLAXIS, 1999.
- Seah og Lai, 2003.** T.H. Seah og K.C. Lai. *Strength and Deformation Behavior of Soft Bangkok Clay*. Geotechnical Testing Journal, Vol. 26, No. 4, 2003.
- Shajarati et al., 2012.** Amir Shajarati, Kris Wessel Sørensen, Søren Dam Nielsen og Lars Bo Ibsen. *Manual for Cyclic Triaxial Test*. Aalborg Universitet, 2012.
- Thieken et al., 2015.** Klaus Thieken, Martin Achmus og Katrin Lemke. *A new static p-y approach for piles with arbitrary dimensions in sand*. Institute for Geotechnical Engineering, Leibniz University Hannover, Germany, 2015.
- Vindmølleindustrien, 2016.** Vindmølleindustrien. *Offshore*.
http://www.windpower.org/da/energipolitik_og_planlaegning/offshore.html, 2016. 29.11.2016.
- Østergaard et al., 2015.** Martin Underlin Østergaard, Bjørn Staghøj Knudsen og Lars Bo Ibsen. *P-y curves for bucket foundations in sand using finite element modeling*. 2015. in V. Meyer (ed.), *Frontiers in Offshore Geotechnics III* proceedings of the third international symposium on frontiers in offshore geotechnics (isfog 2015), Oslo, Norway, 10-12 June 2015. vol. 1, C R C Press LLC, London, pp. 343-348.

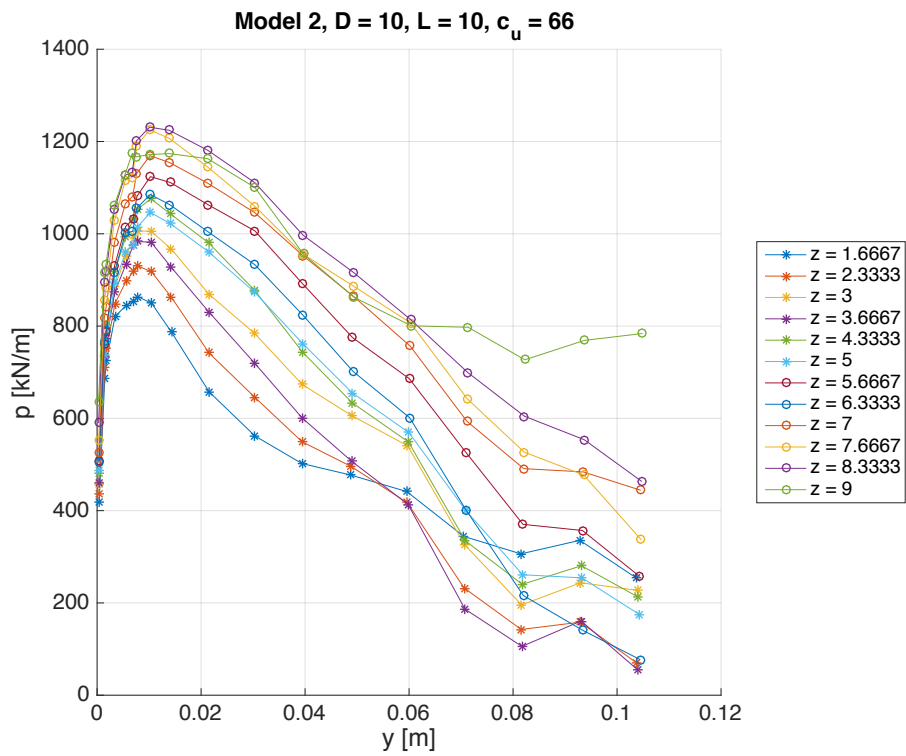
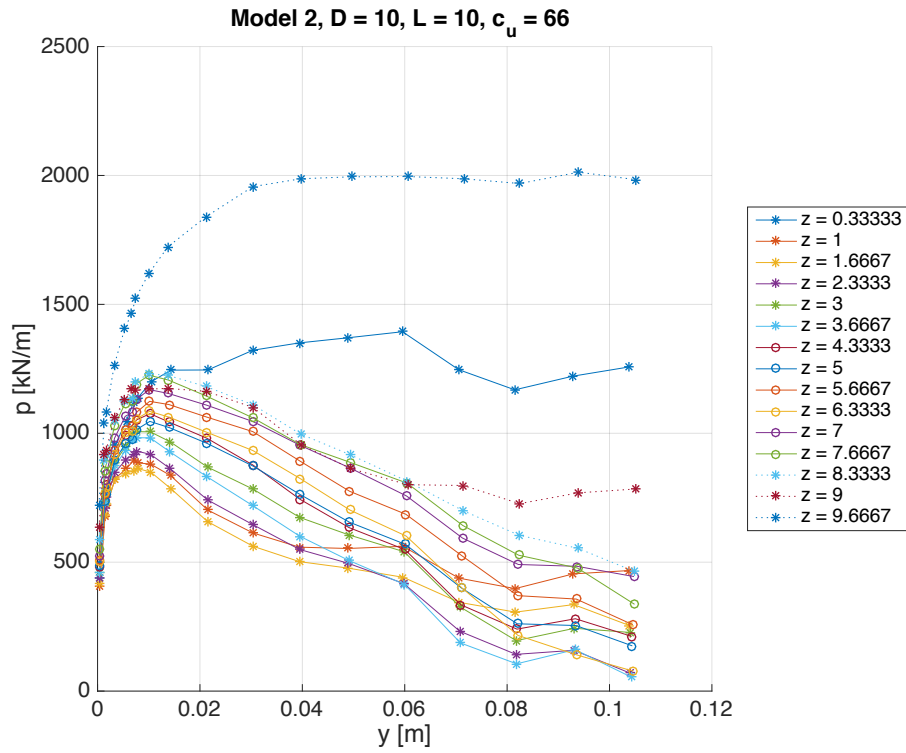
A.1 Rå data

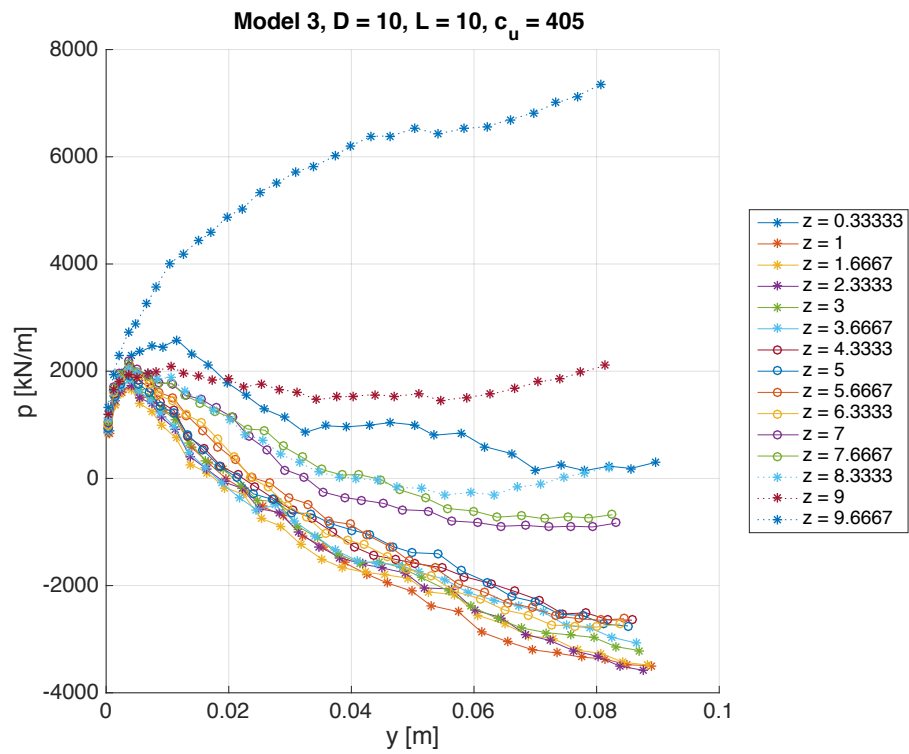


Figur A.1. p-y kurve for hvert lag i Model 1.

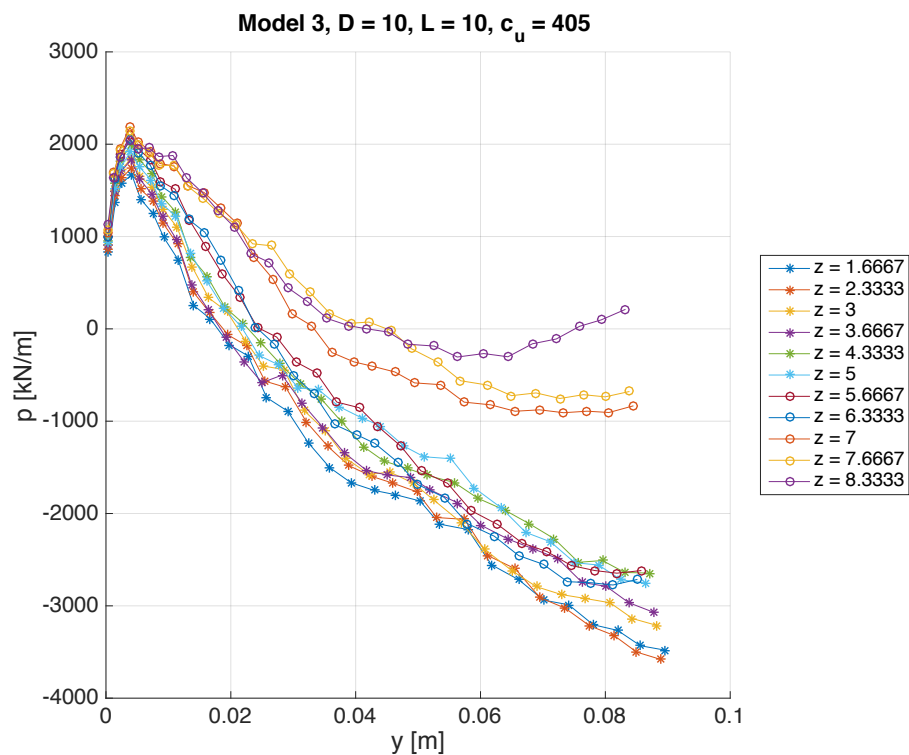


Figur A.2. Trimmet p-y kurve for Model 1.

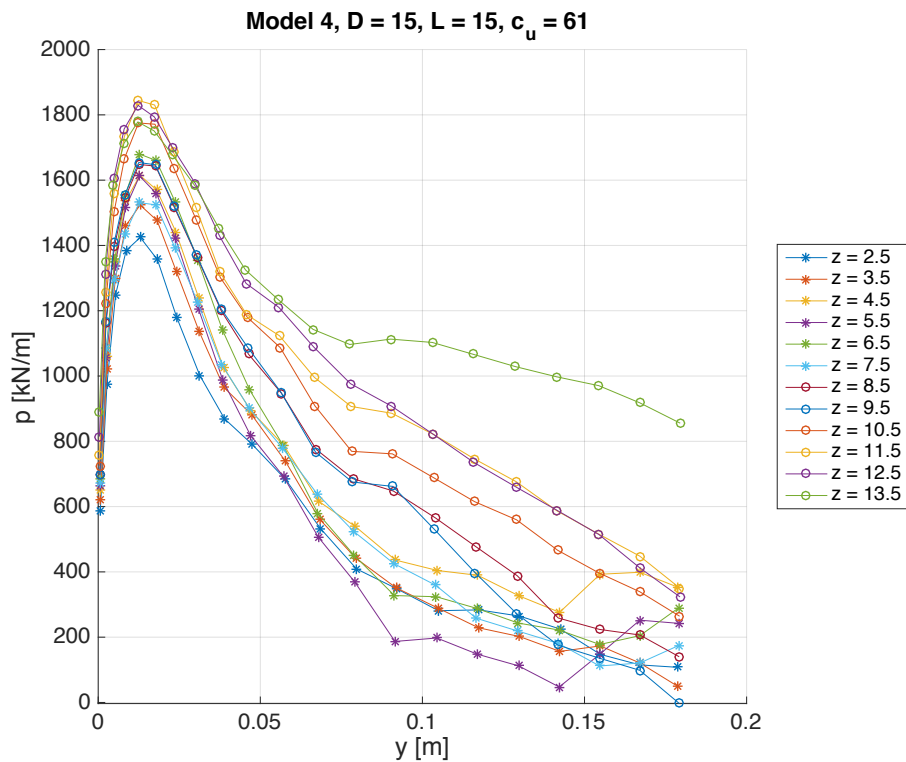
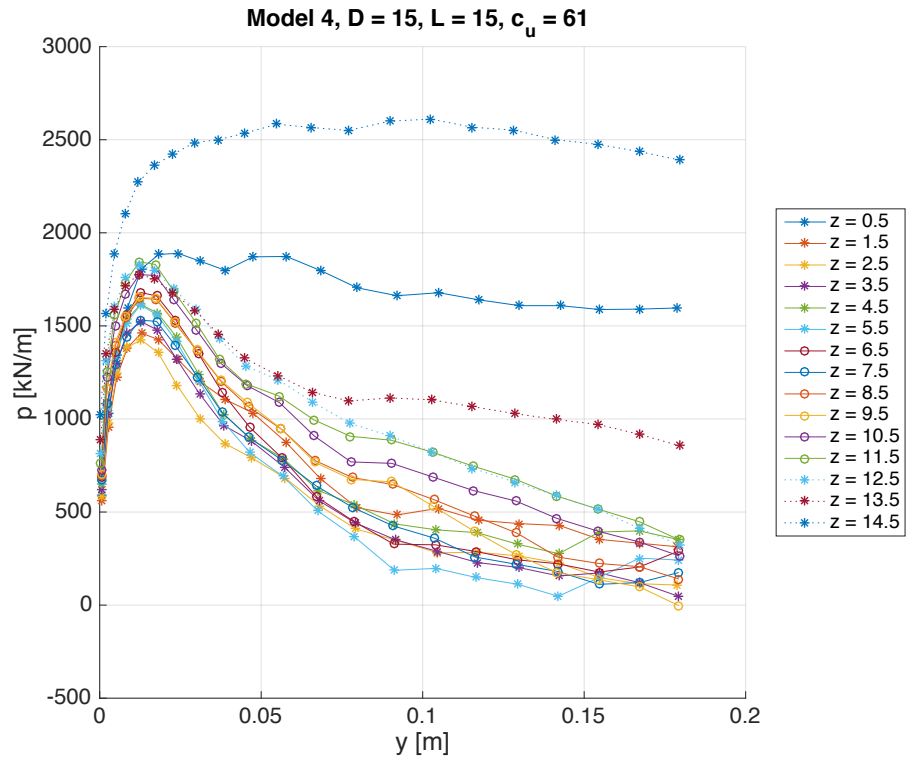


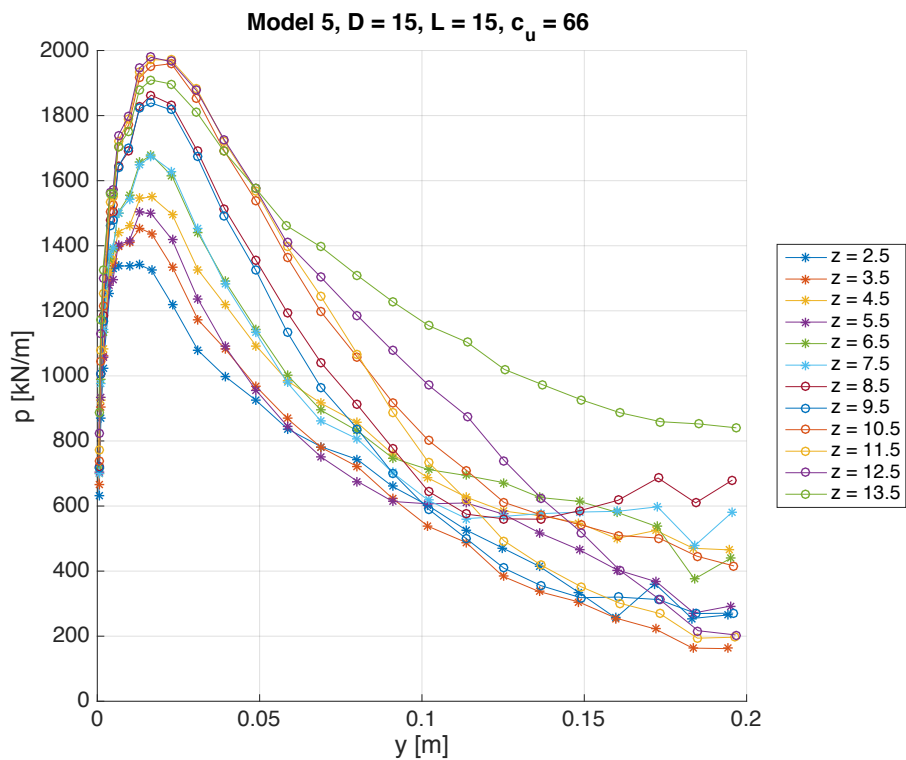
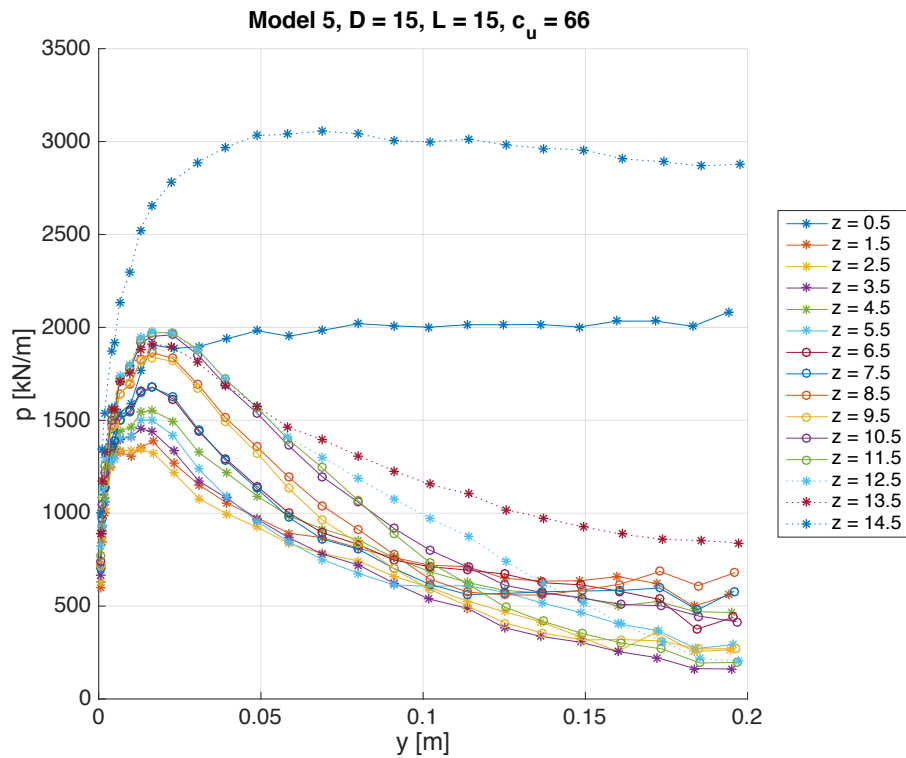


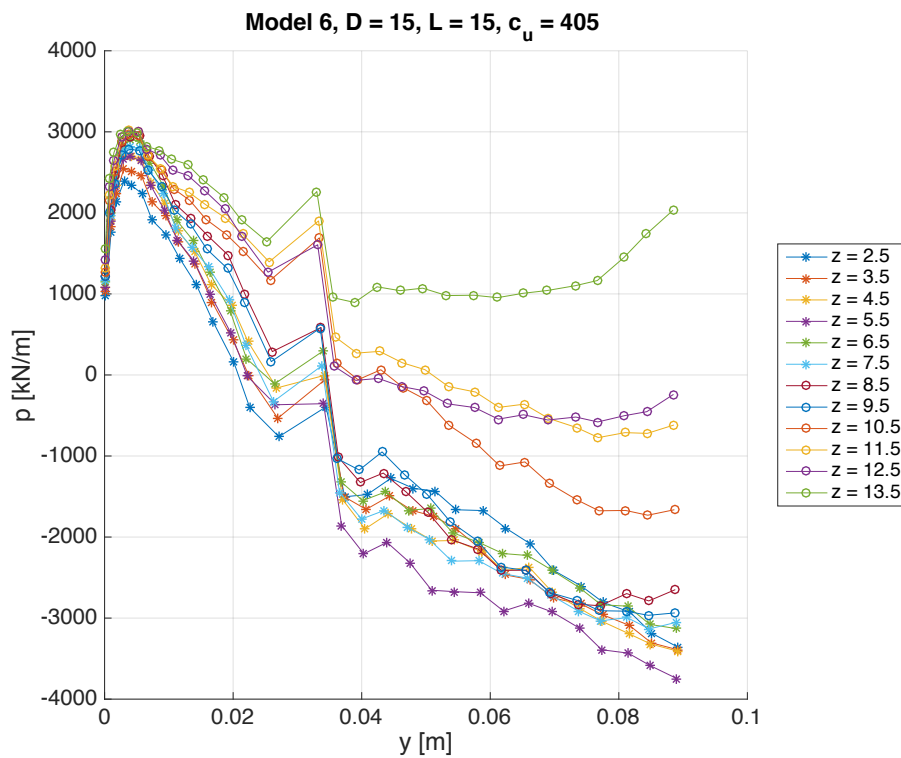
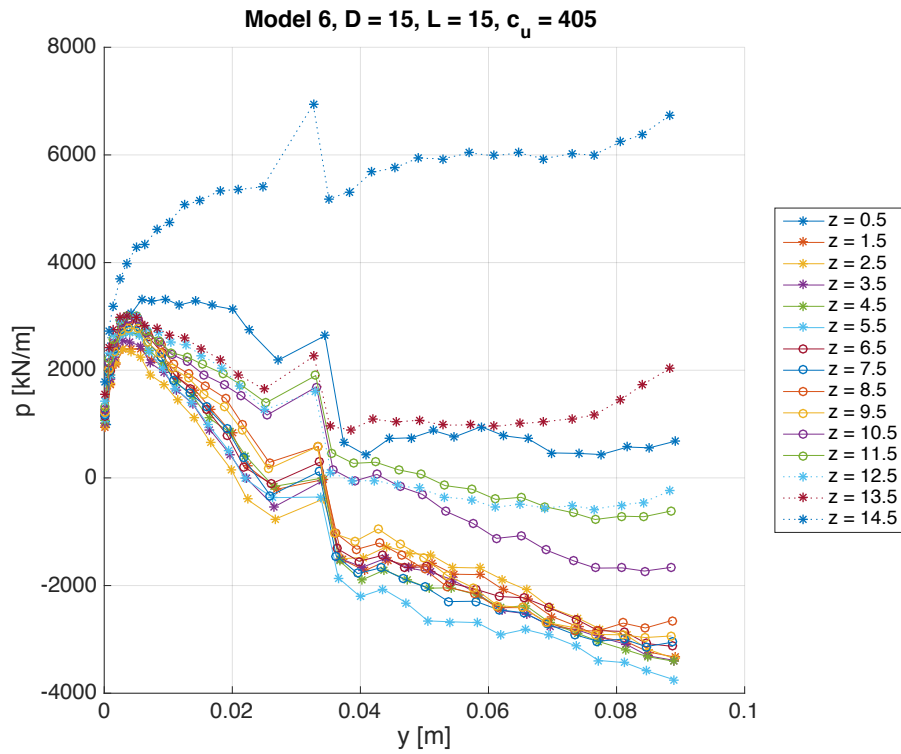
Figur A.5. p-y kurve for hvert lag i Model 3.

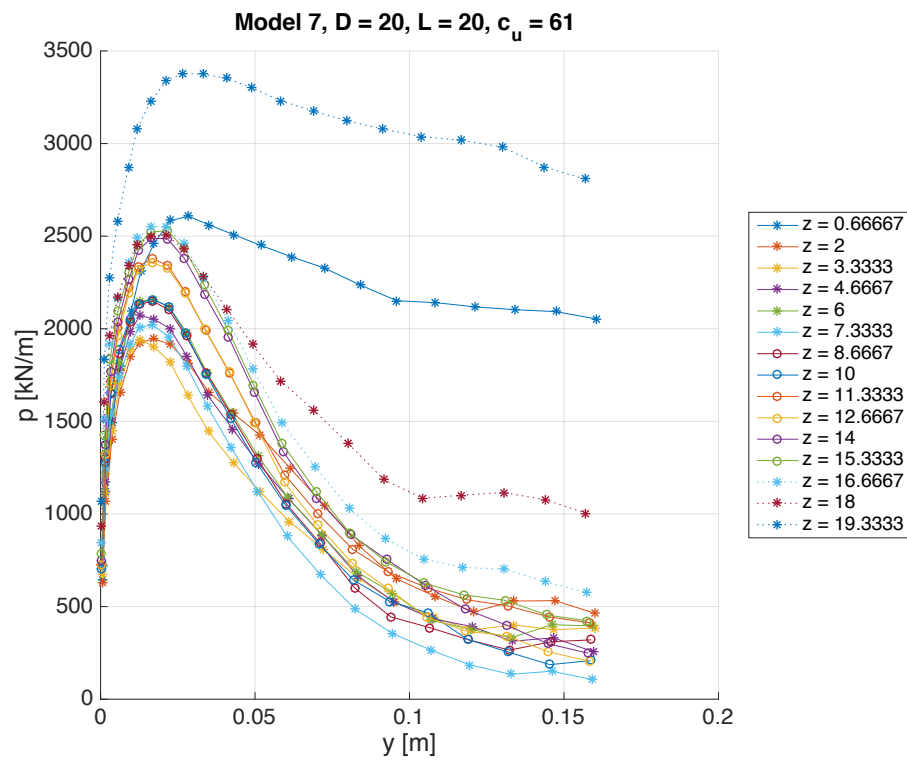


Figur A.6. Trimmet p-y kurve for Model 3.

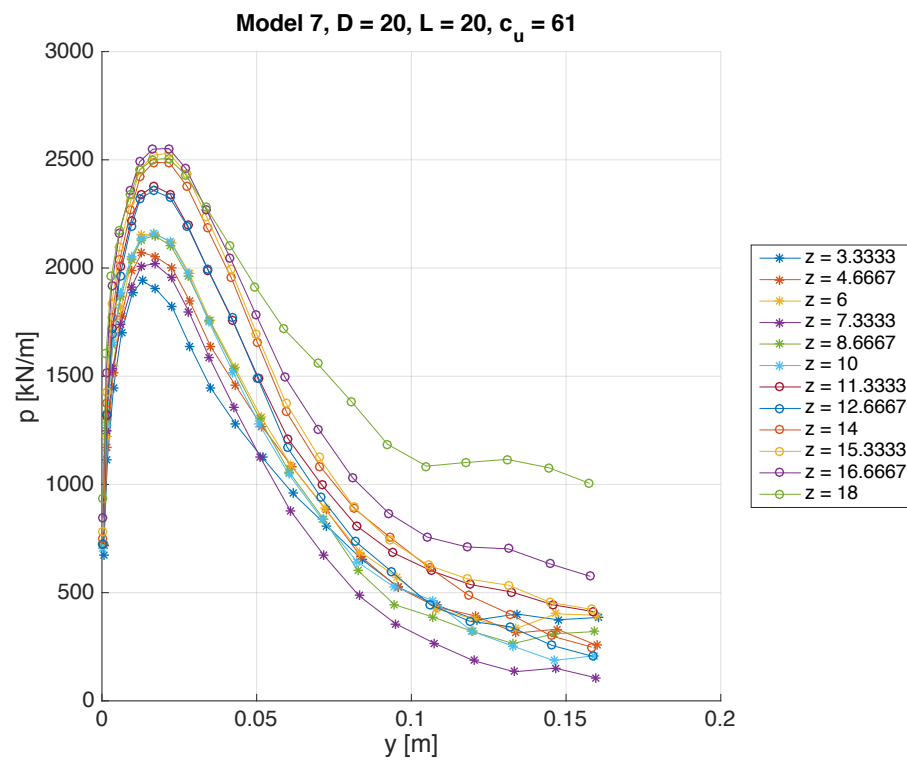




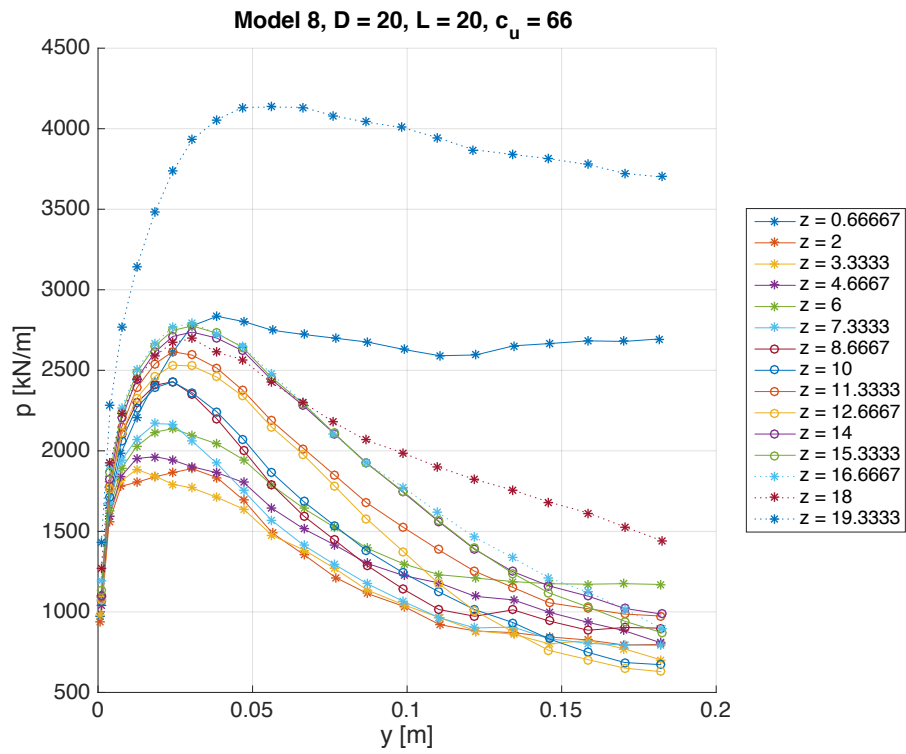




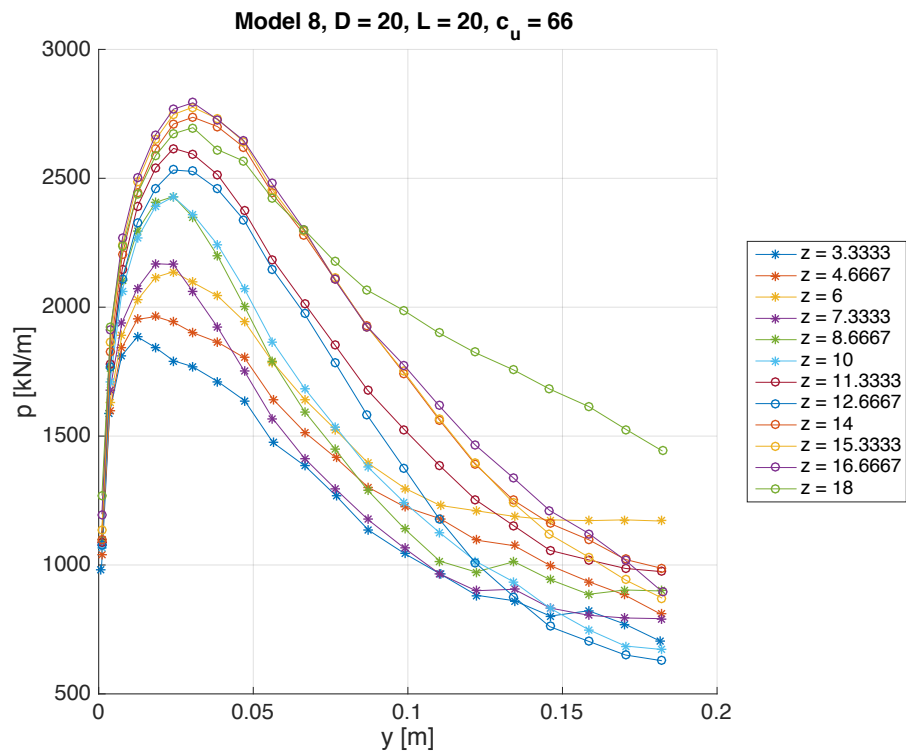
Figur A.13. p-y kurve for hvert lag i Model 7.



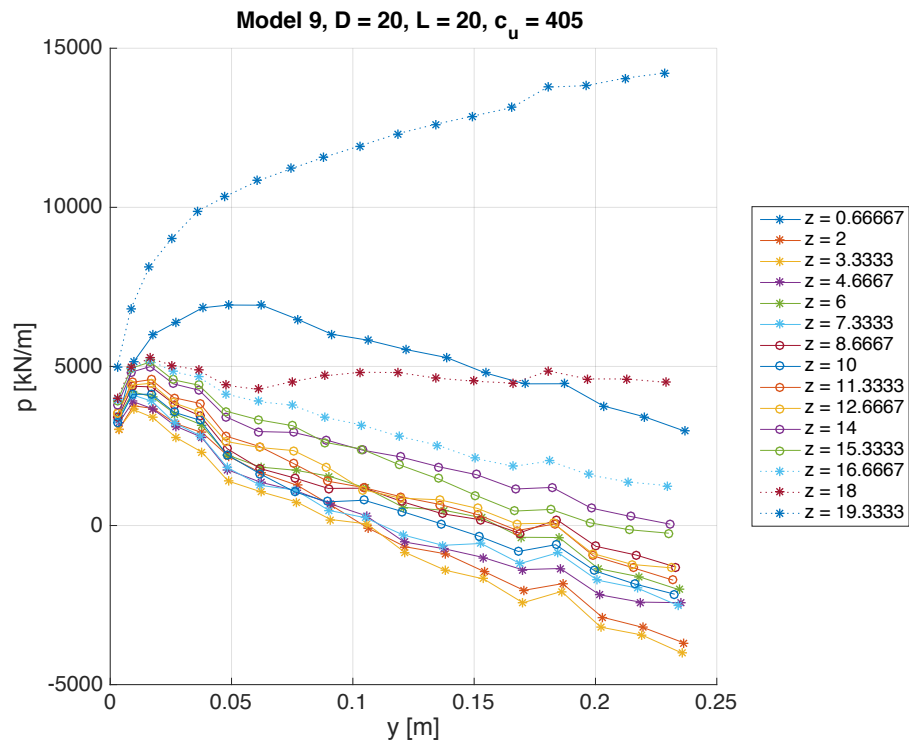
Figur A.14. Trimmet p-y kurve for Model 7.



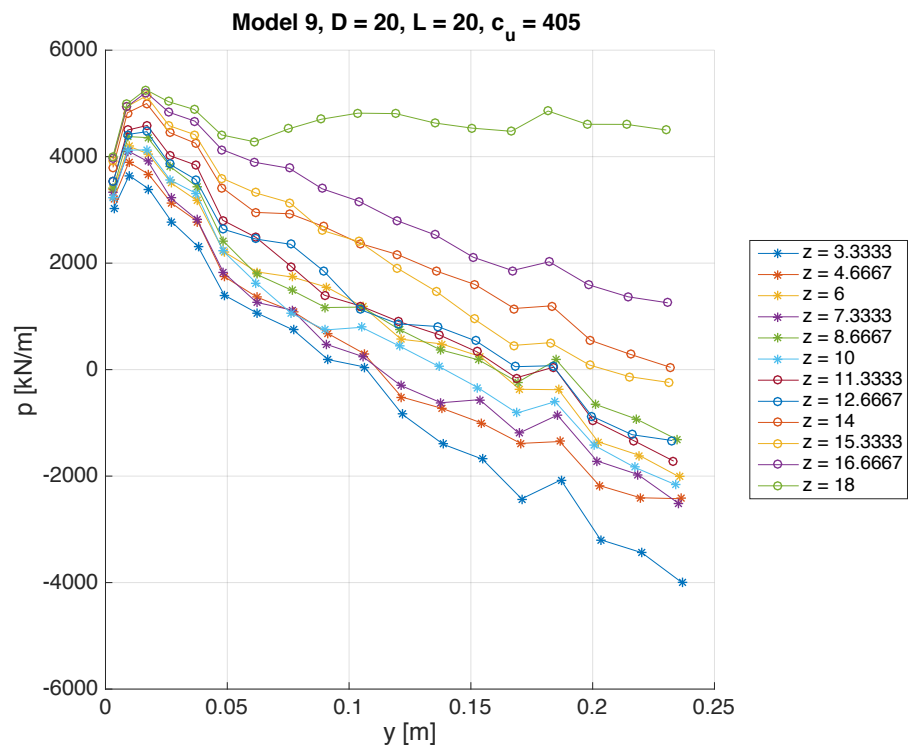
Figur A.15. p-y kurve for hvert lag i Model 8.



Figur A.16. Trimmet p-y kurve for Model 8.



Figur A.17. p-y kurve for hvert lag i Model 9.

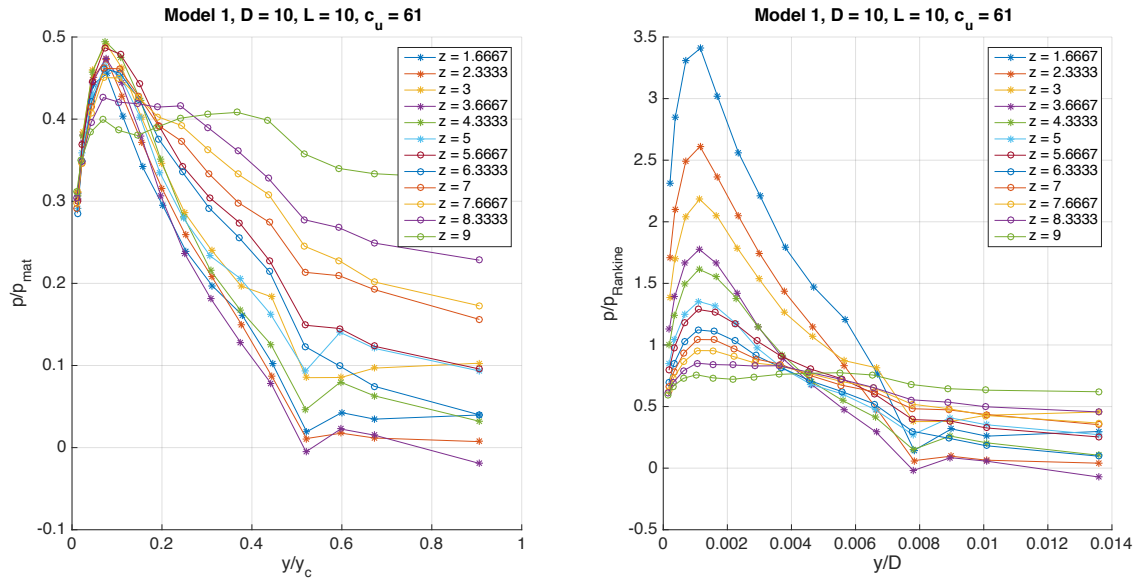


Figur A.18. Trimmet p-y kurve for Model 9.

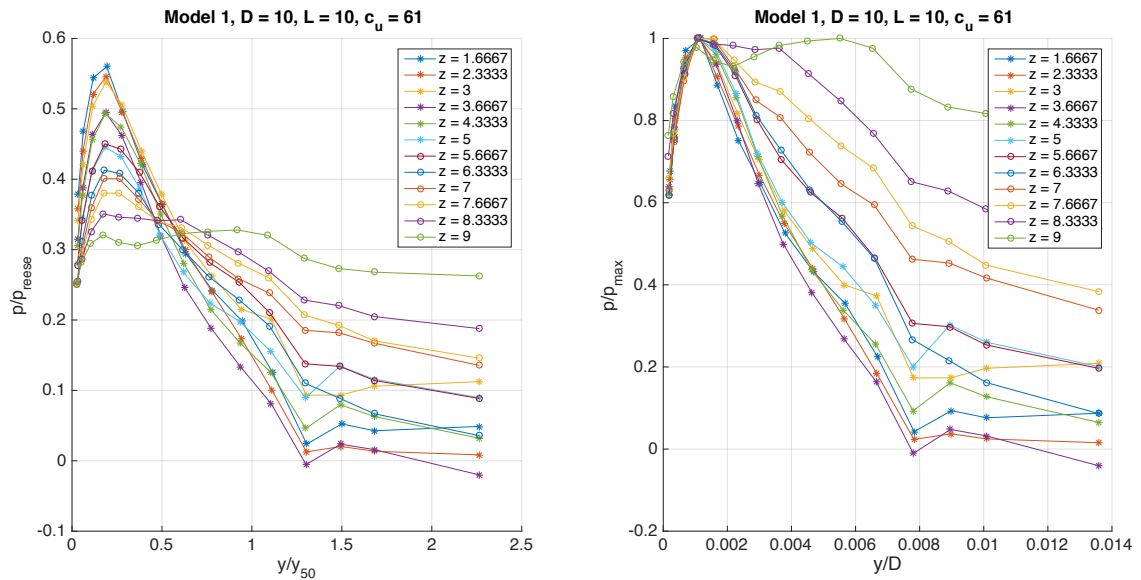
Normaliseringsplot

B

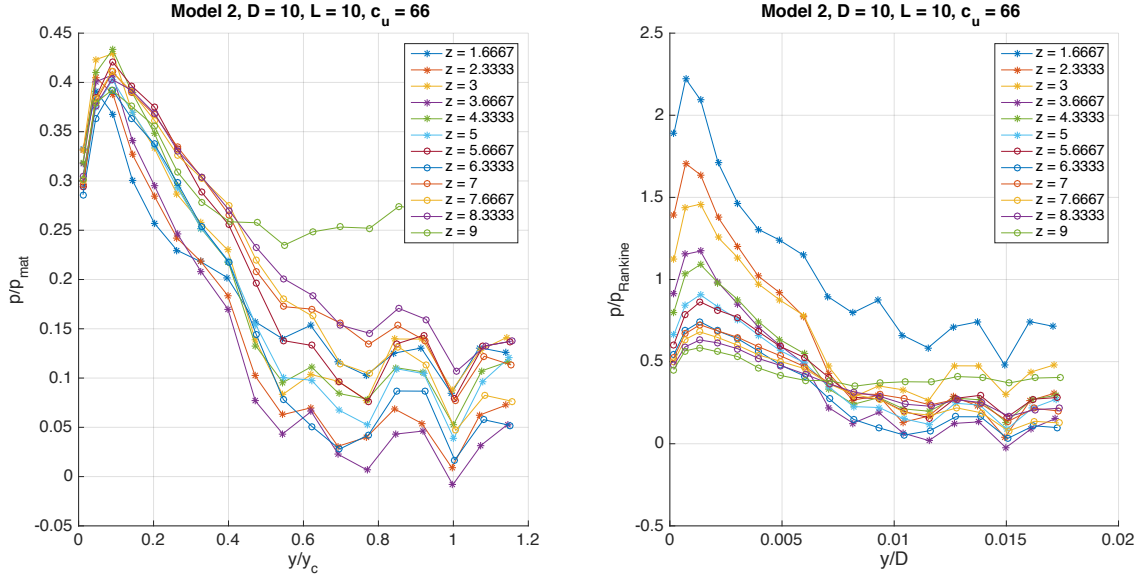
B.1 Indledende



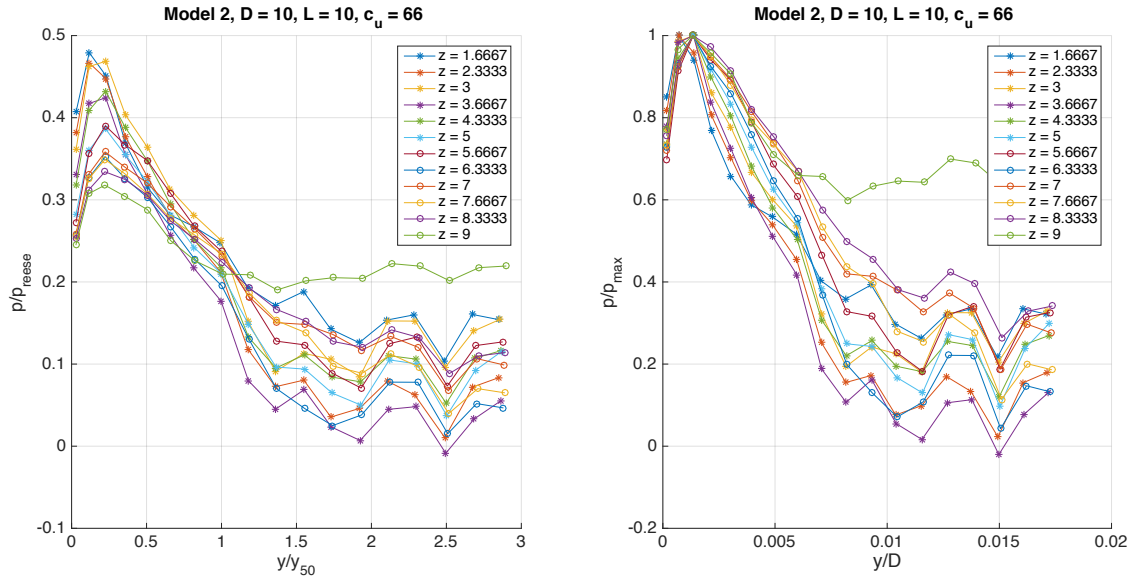
Figur B.1. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 1.



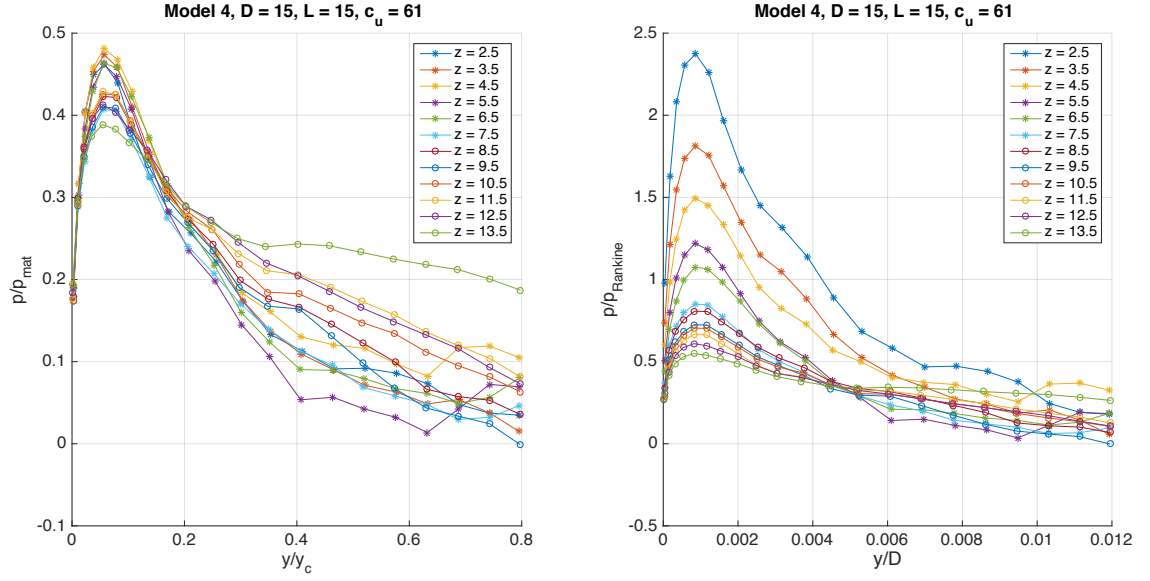
Figur B.2. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 1.



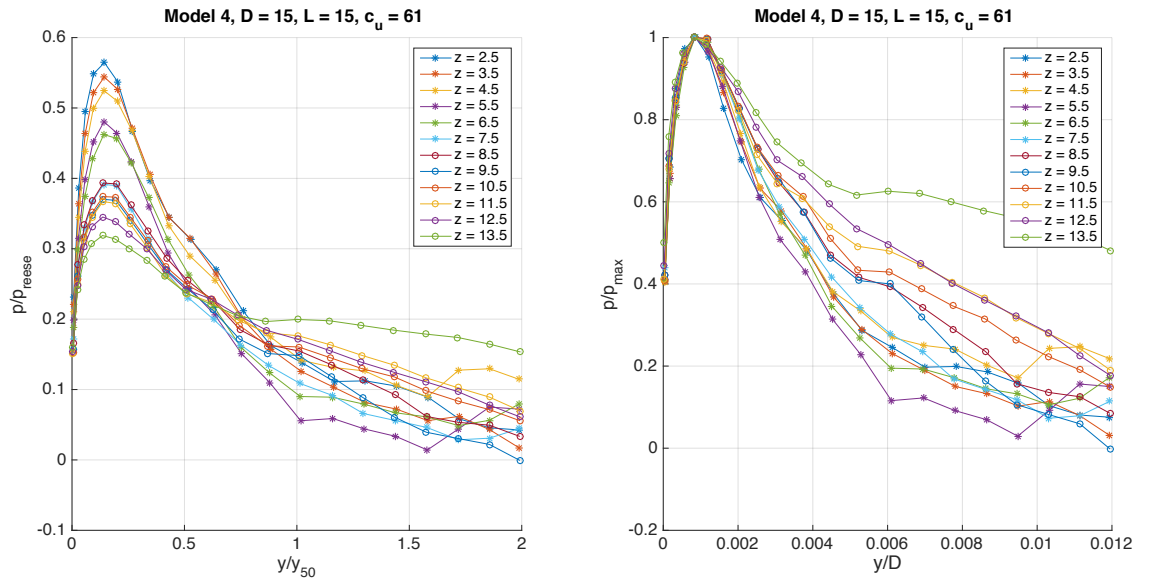
Figur B.3. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 2.



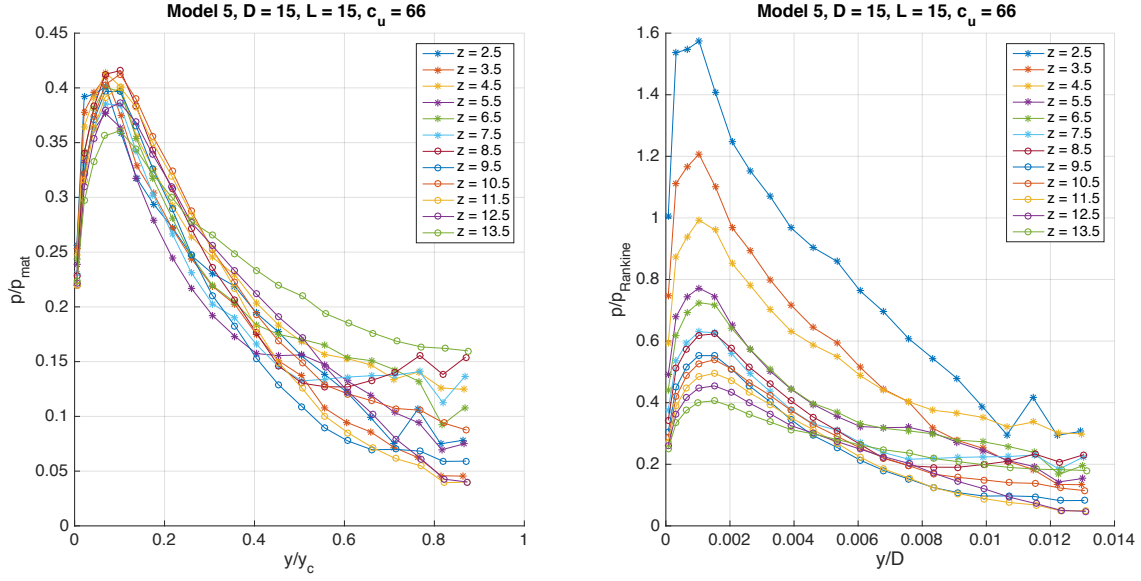
Figur B.4. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 2.



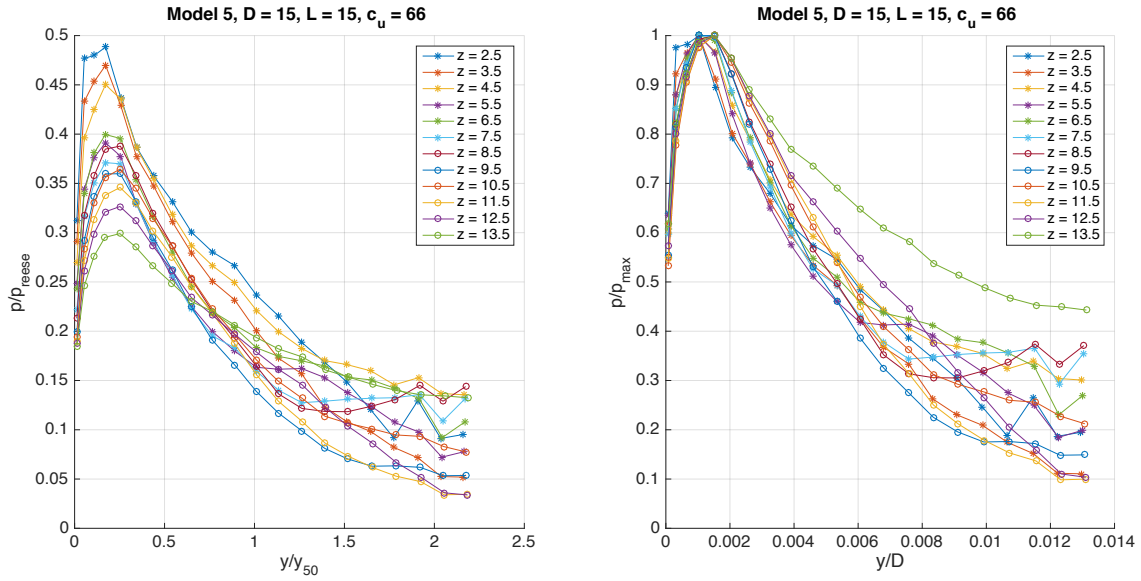
Figur B.5. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 4.



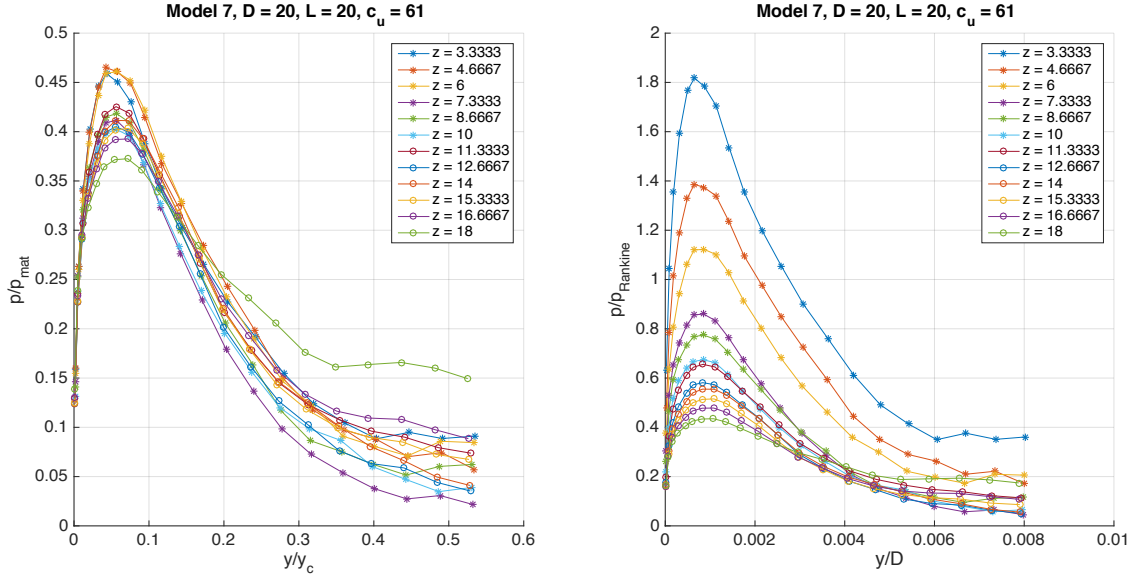
Figur B.6. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 4.



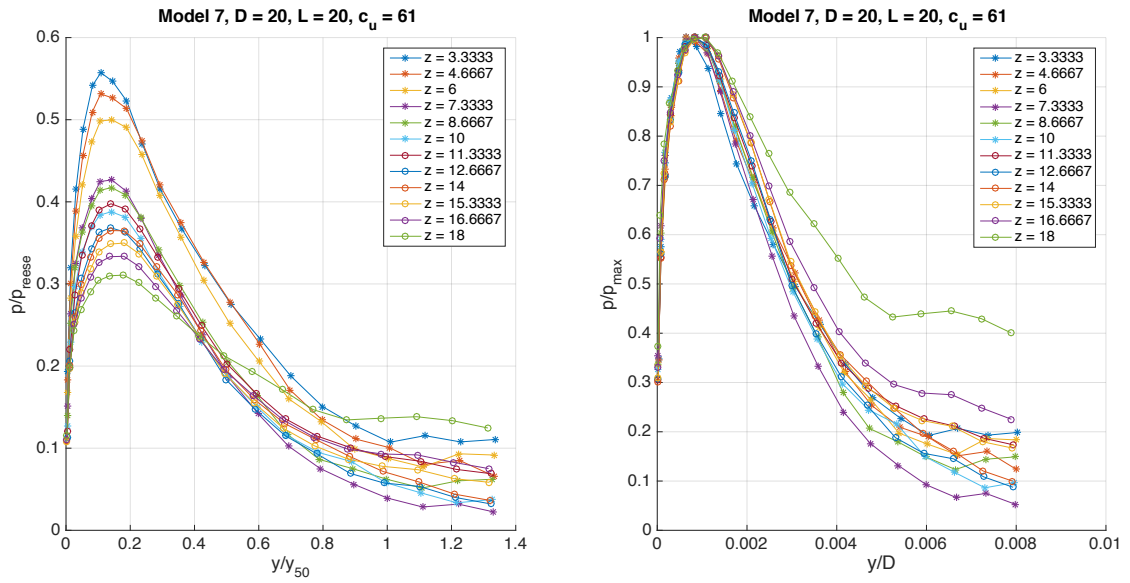
Figur B.7. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 5.



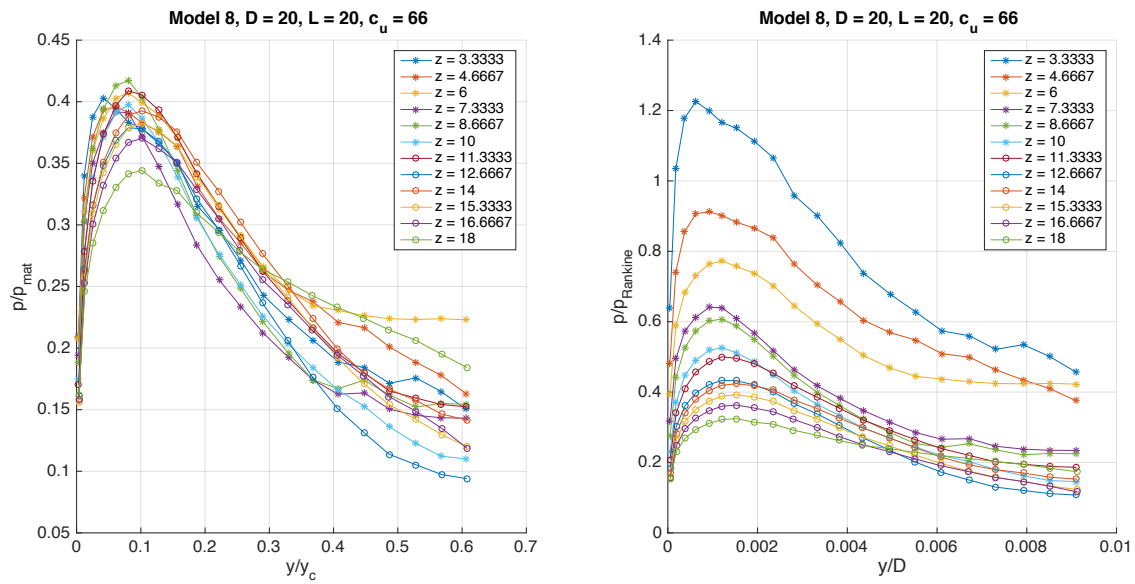
Figur B.8. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 5.



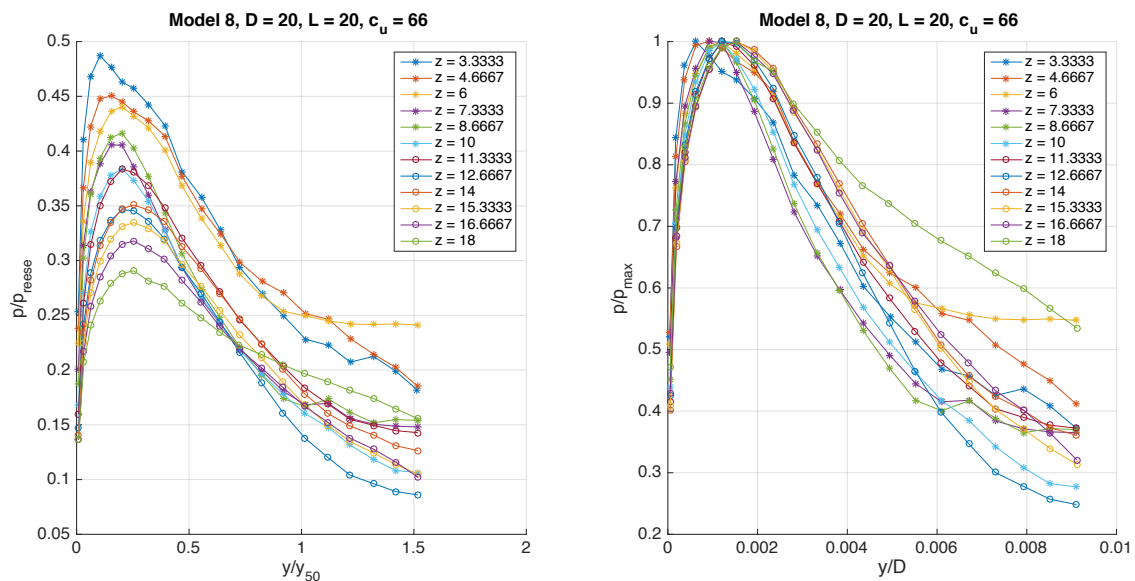
Figur B.9. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 7.



Figur B.10. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 7.

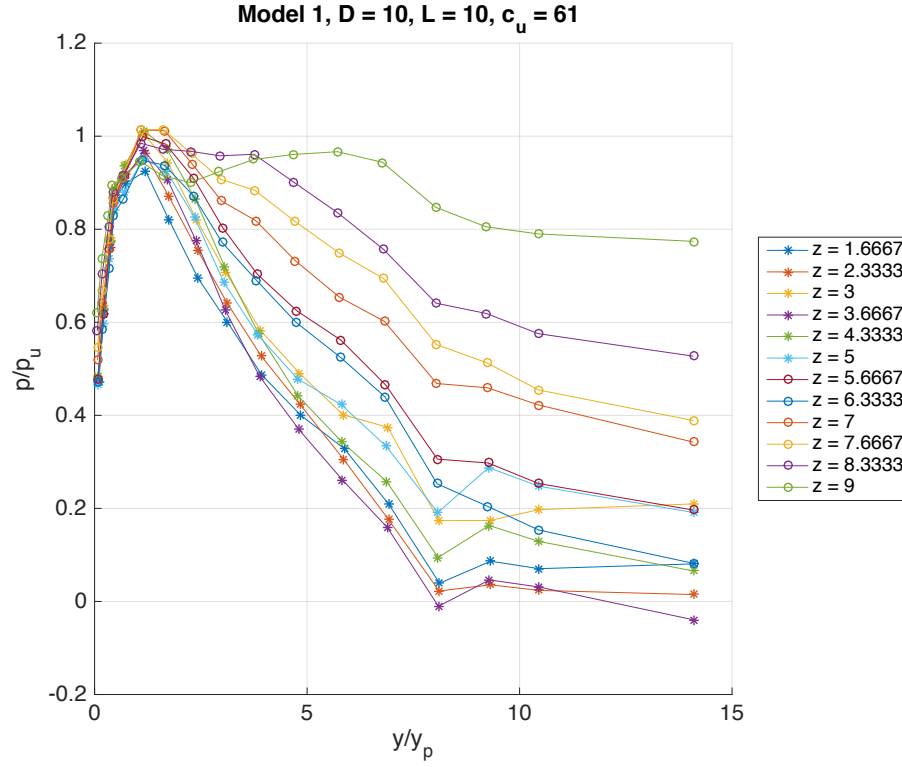


Figur B.11. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 8.

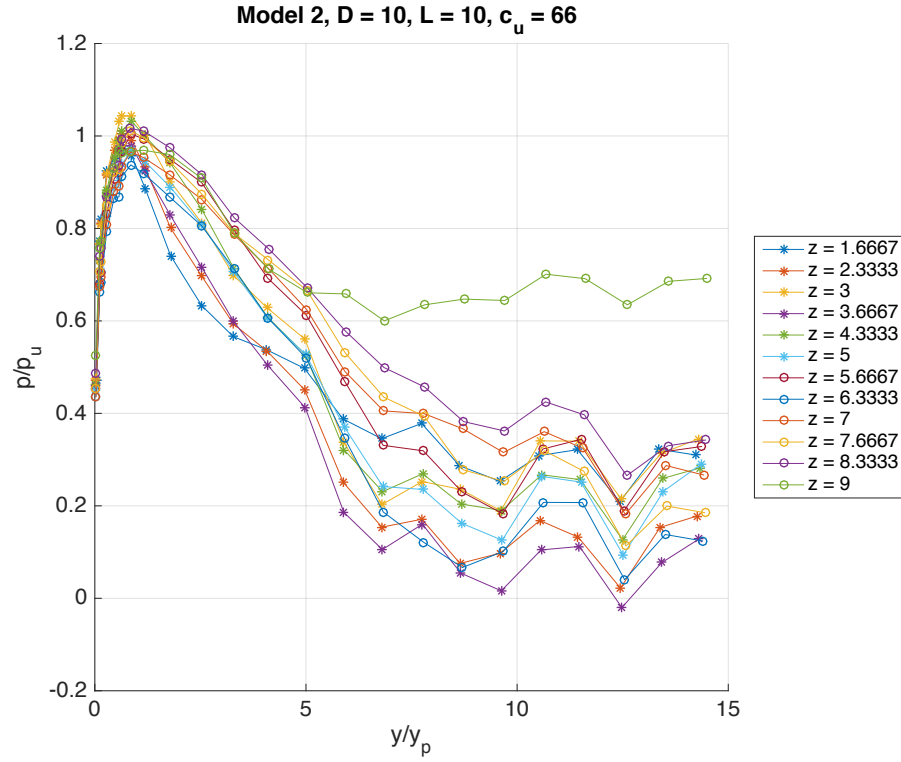


Figur B.12. Forskellige normaliseringer for p-y kurverne for Model 8.

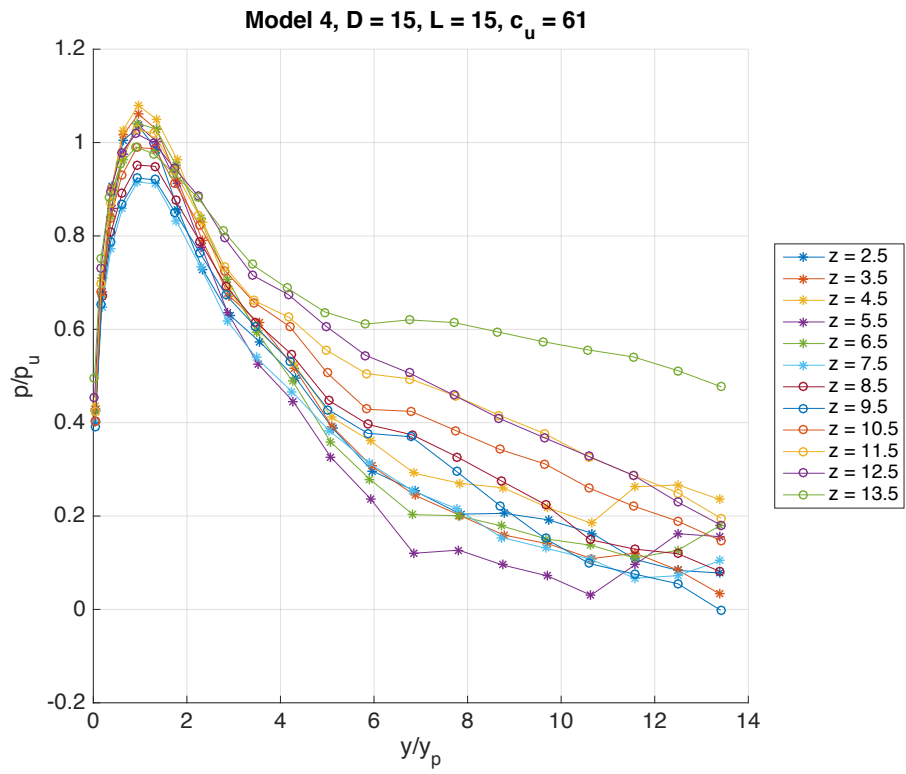
B.2 Endelige normaliseringer



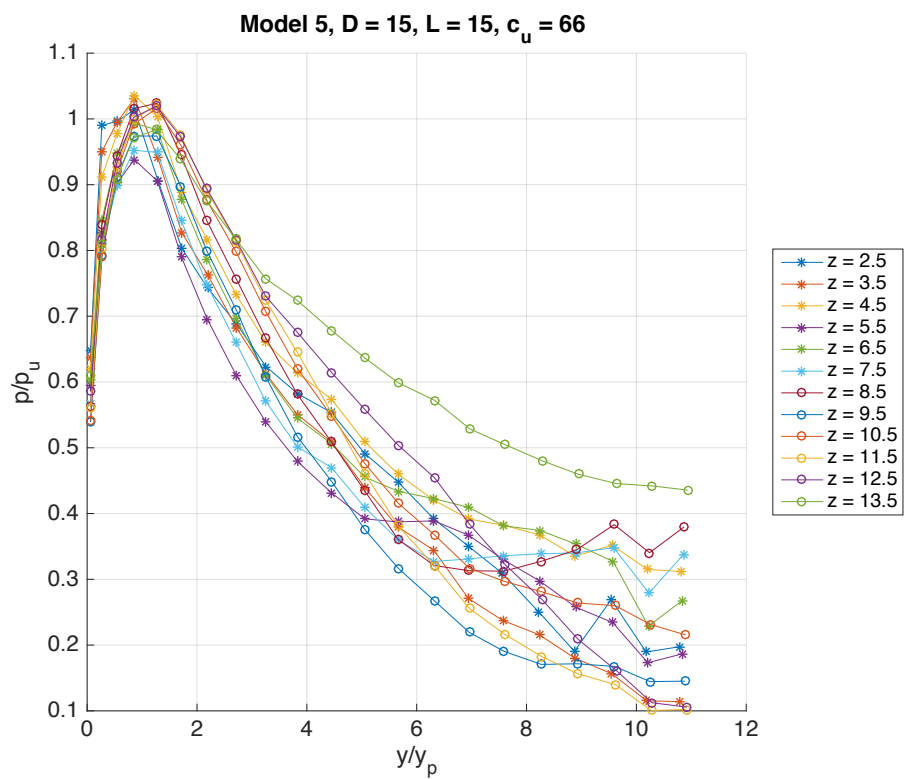
Figur B.13. De normaliserede p-y kurver for model 1.



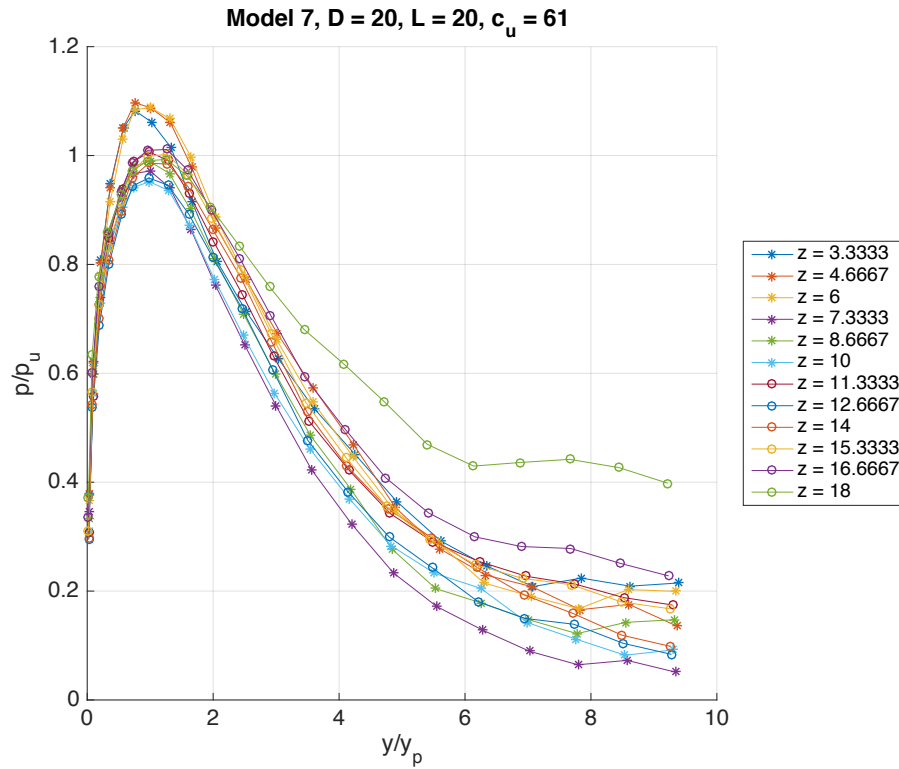
Figur B.14. De normaliserede p-y kurver for model 2.



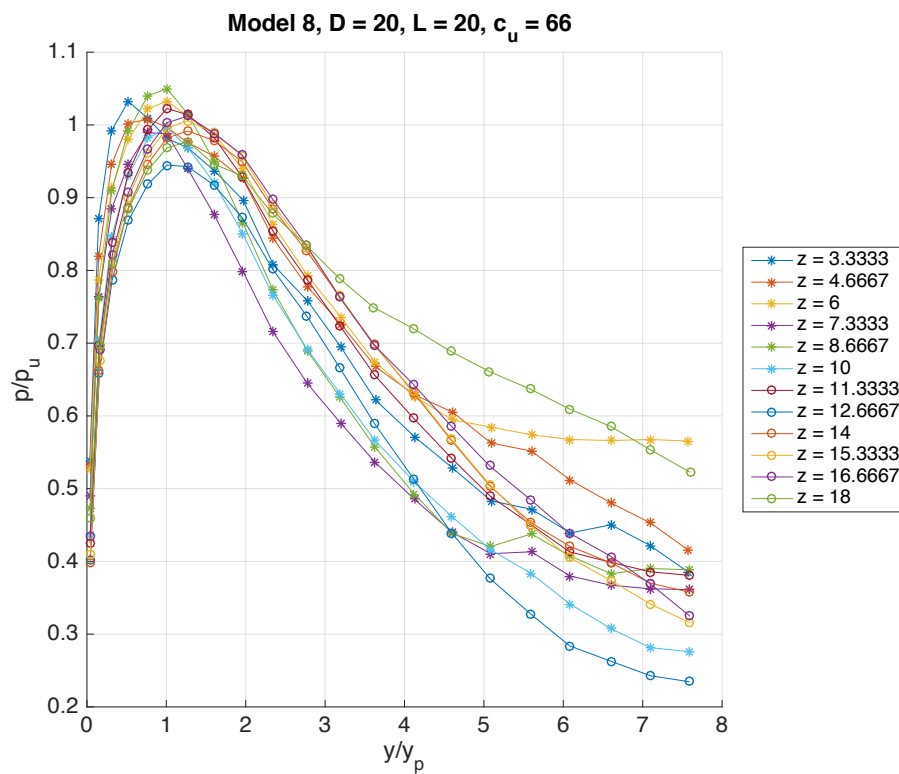
Figur B.15. De normaliserede p-y kurver for model 4.



Figur B.16. De normaliserede p-y kurver for model 5.



Figur B.17. De normaliserede p-y kurver for model 7.

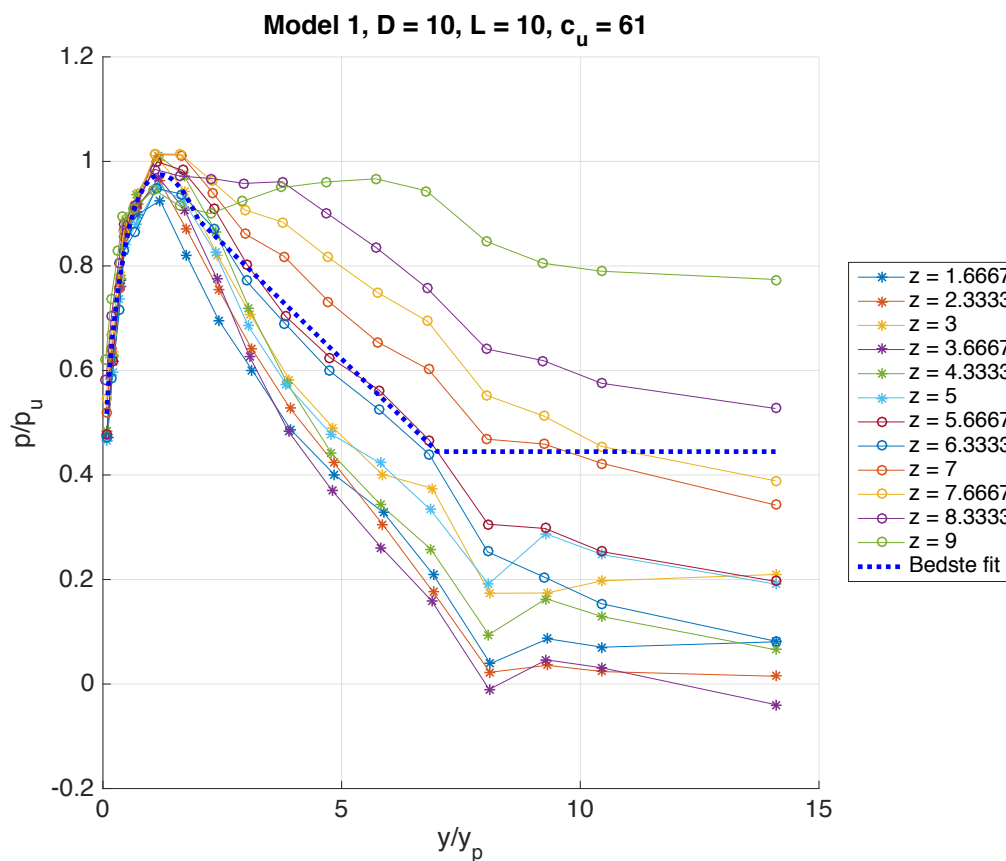


Figur B.18. De normaliserede p-y kurver for model 8.

p-y formuleringsplots



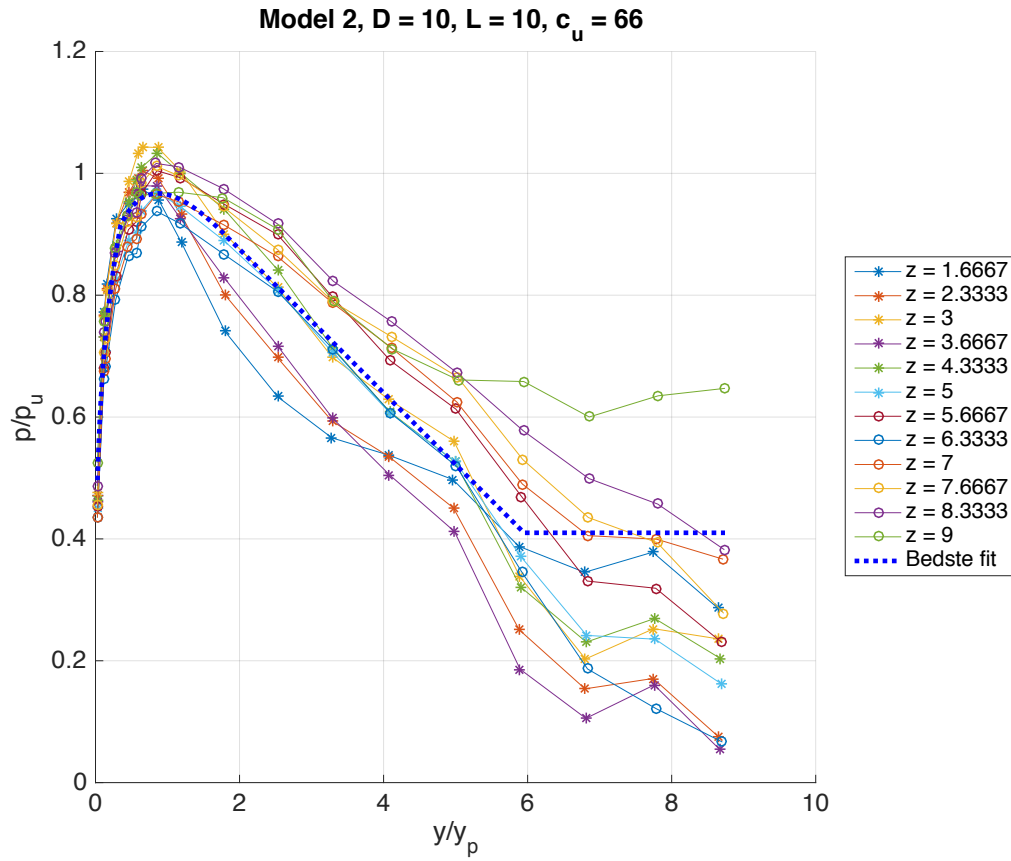
C.1 Bedste fit



Figur C.1. Bedste fit for model 1.

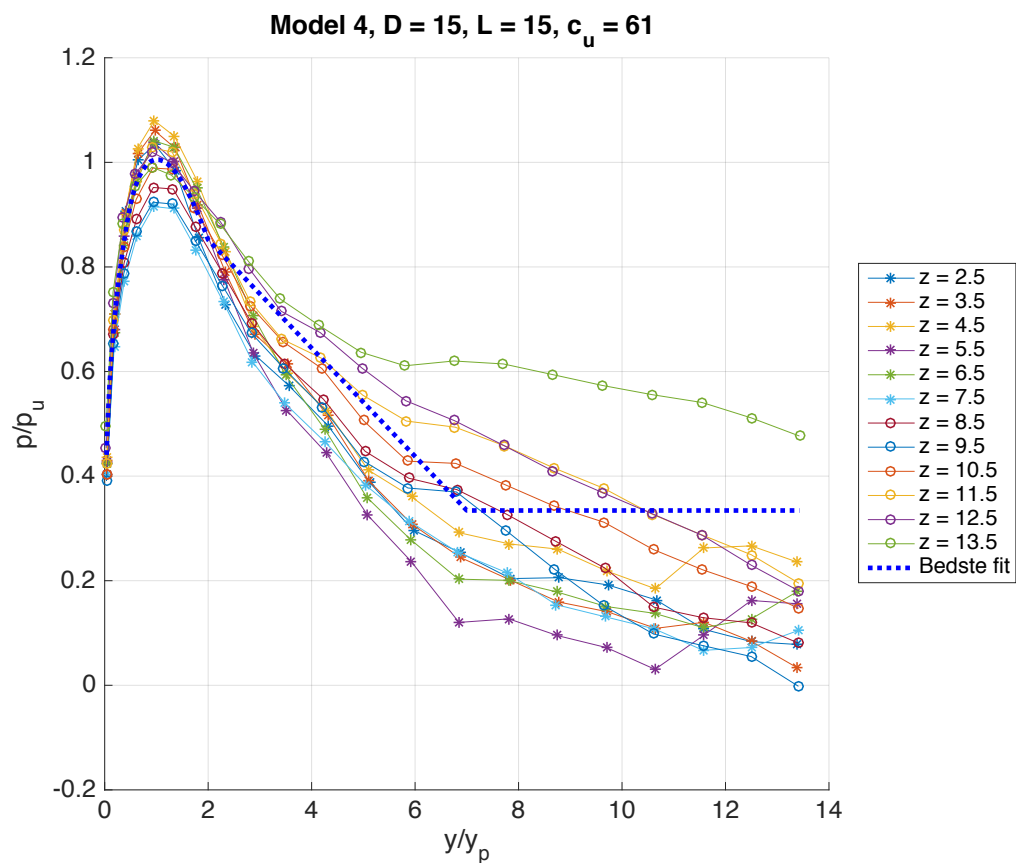
a	b	c	d	e	f
1,03	0,27212	0,063664	1,5662	0,088665	1,6624

Tabel C.1. Fitting parametre i det bedste fit for model 1.



a	b	c	d	e	f
1,1812	0,243	0,1199	0,95145	0,11781	1,8947

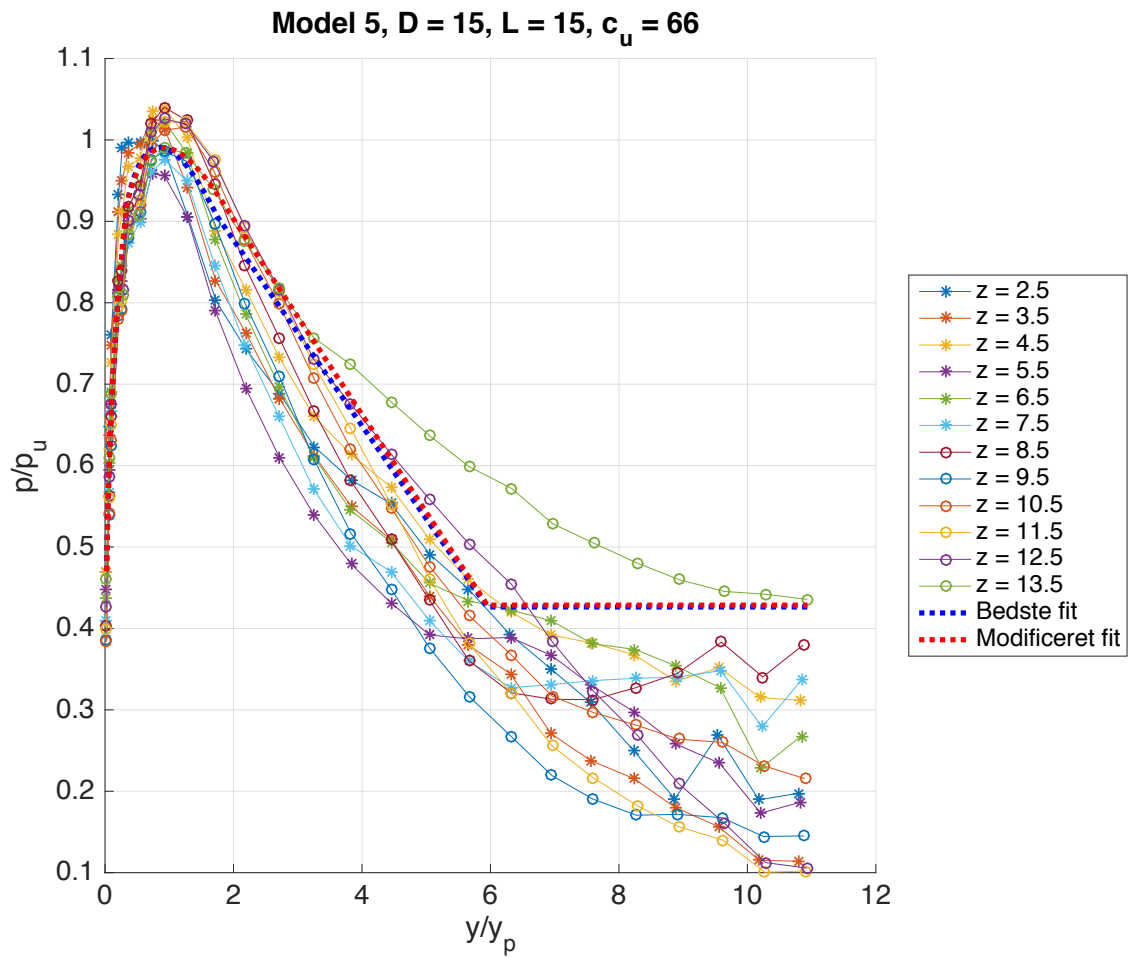
Tabel C.2. Fitting parametre i det bedste fit for model 2.



Figur C.3. Bedste fit for model 4.

a	b	c	d	e	f
1,1203	0,28326	0,11487	1,3595	0,10353	1,7264

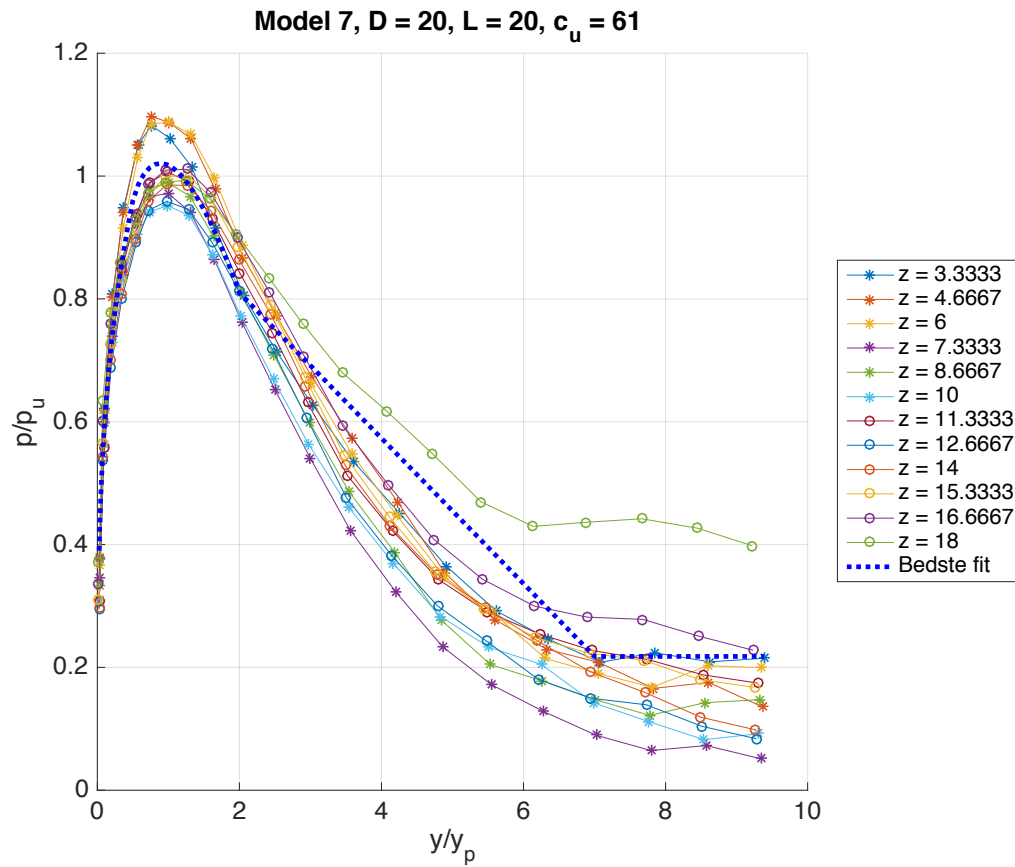
Tabel C.3. Fitting parametre i det bedste fit for model 4.



Figur C.4. Bedste fit og modificeret fit for Model 5.

a	b	c	d	e	f
1,2123	0,25681	0,11903	1,0265	0,11413	1,9993
1,2123	0,25681	0,1225	0,965	0,11413	1,9993

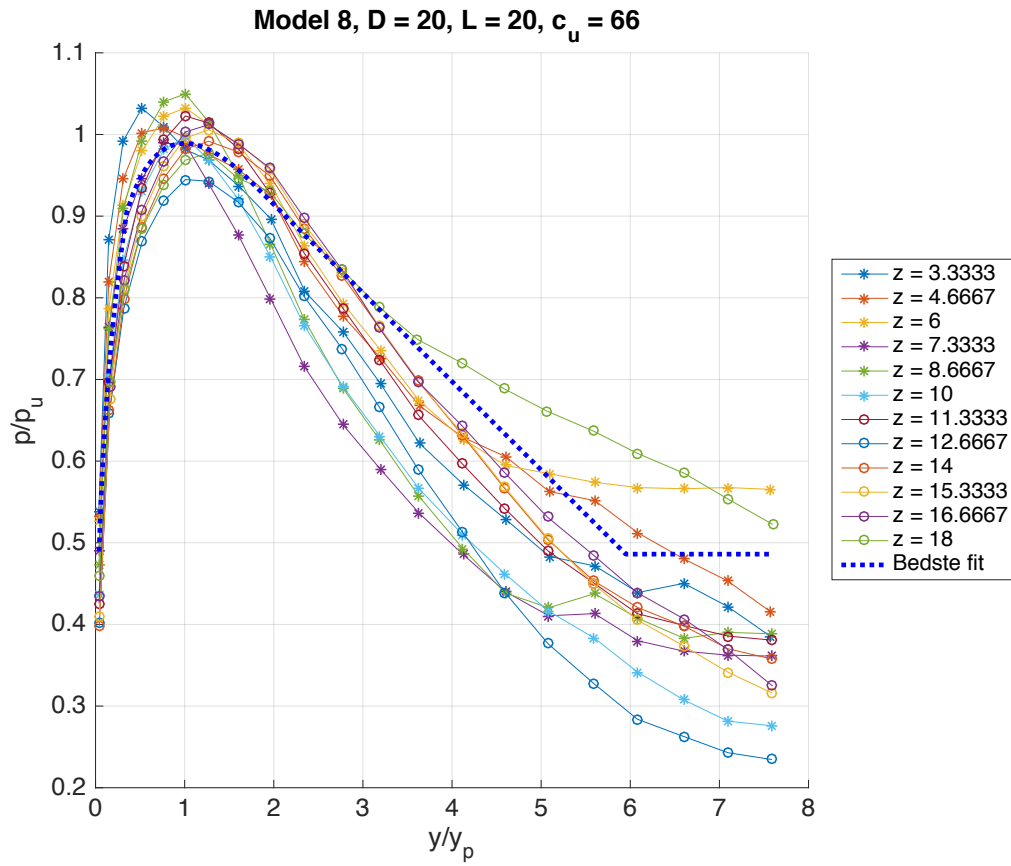
Tabel C.4. Fitting parametre i det bedste fit og modificeret fit for model 5.



Figur C.5. Bedste fit for model 7.

a	b	c	d	e	f
1,181	0,29869	0,1634	1,2465	0,11842	1,7473

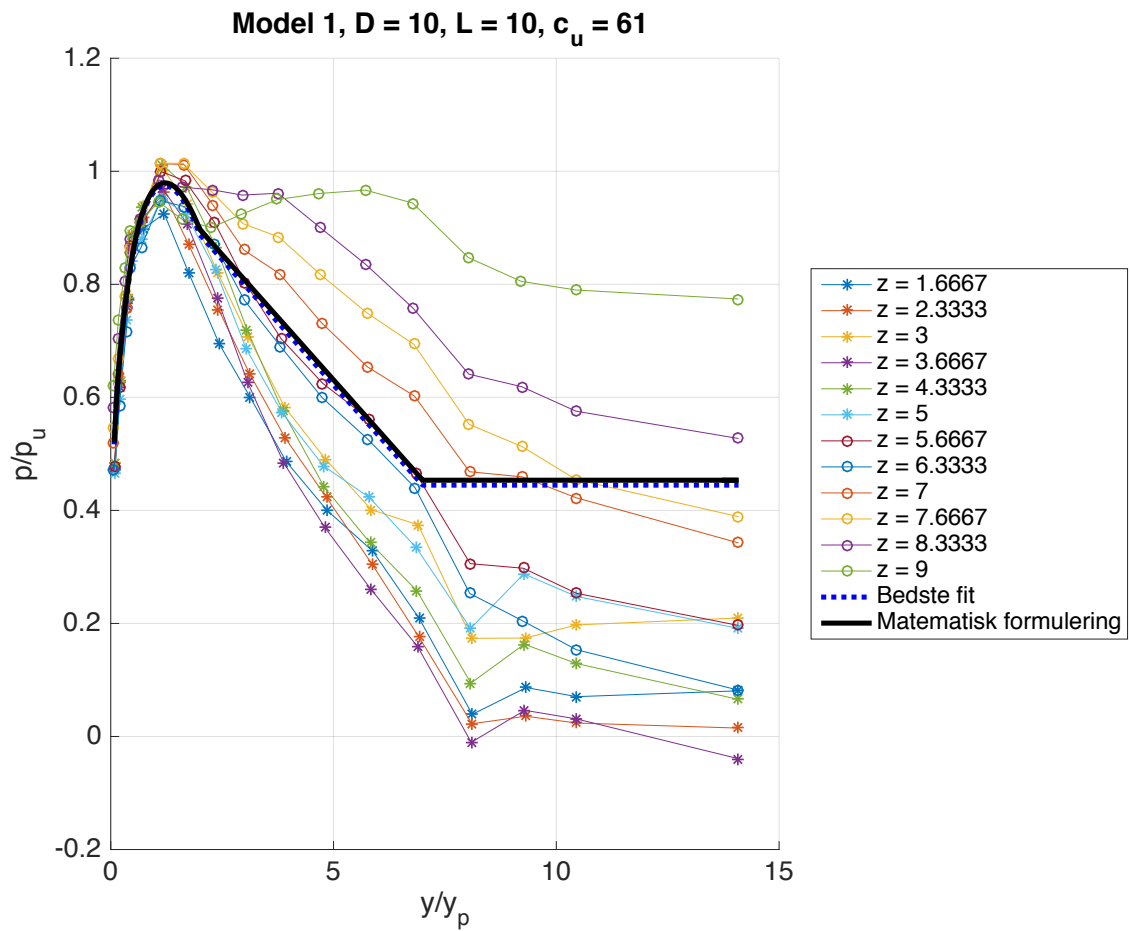
Tabel C.5. Fitting parametre i det bedste fit for model 7.



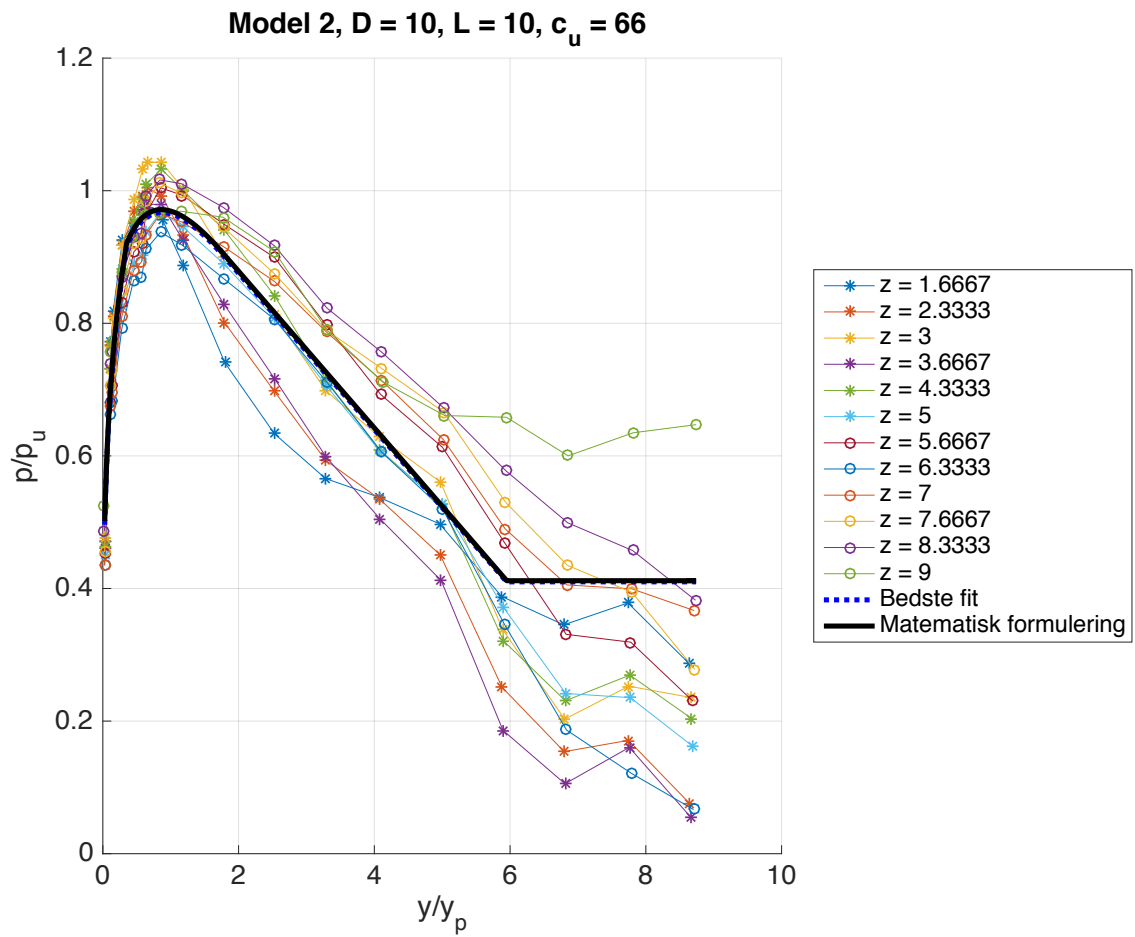
a	b	c	d	e	f
1,2188	0,28374	0,12513	0,9803	0,10843	2,0885

Tabel C.6. Fitting parametre i det bedste fit for model 8.

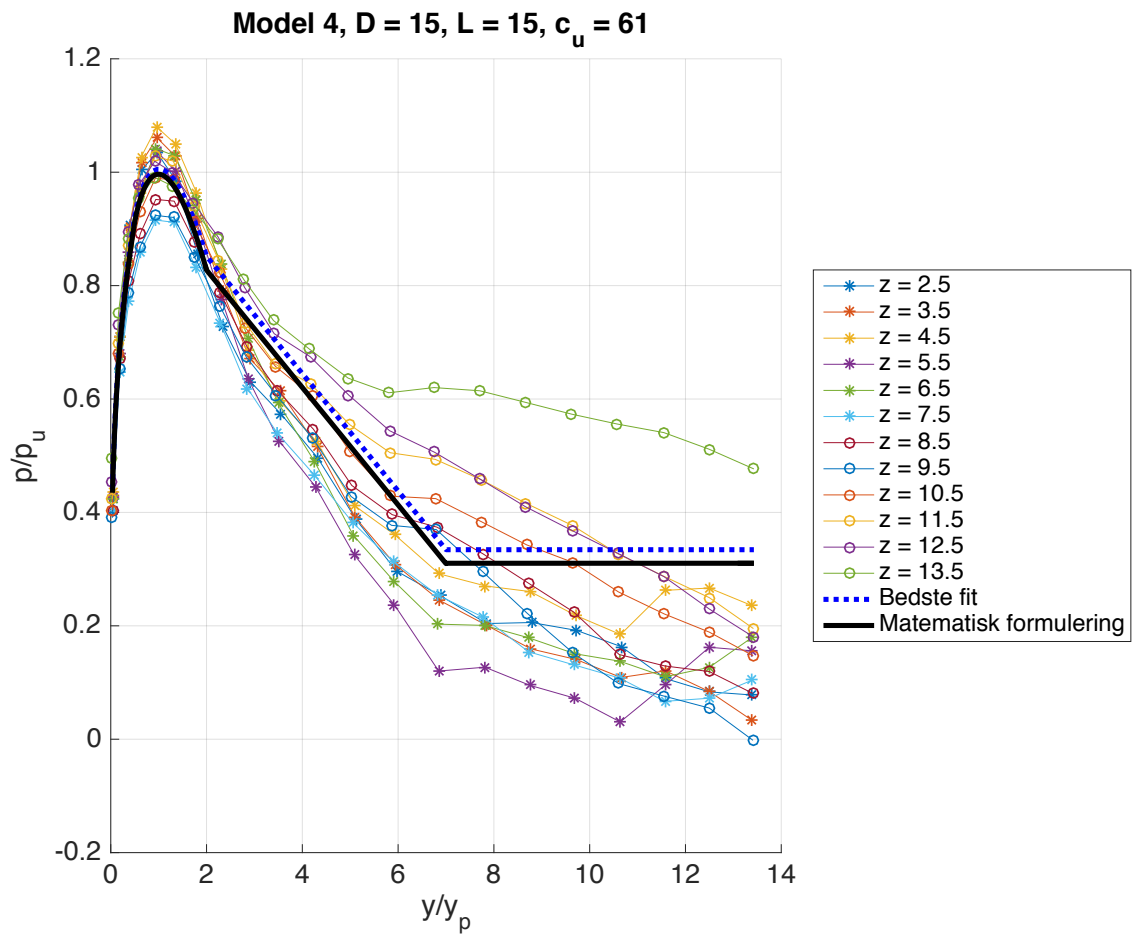
C.2 Matematisk formulering



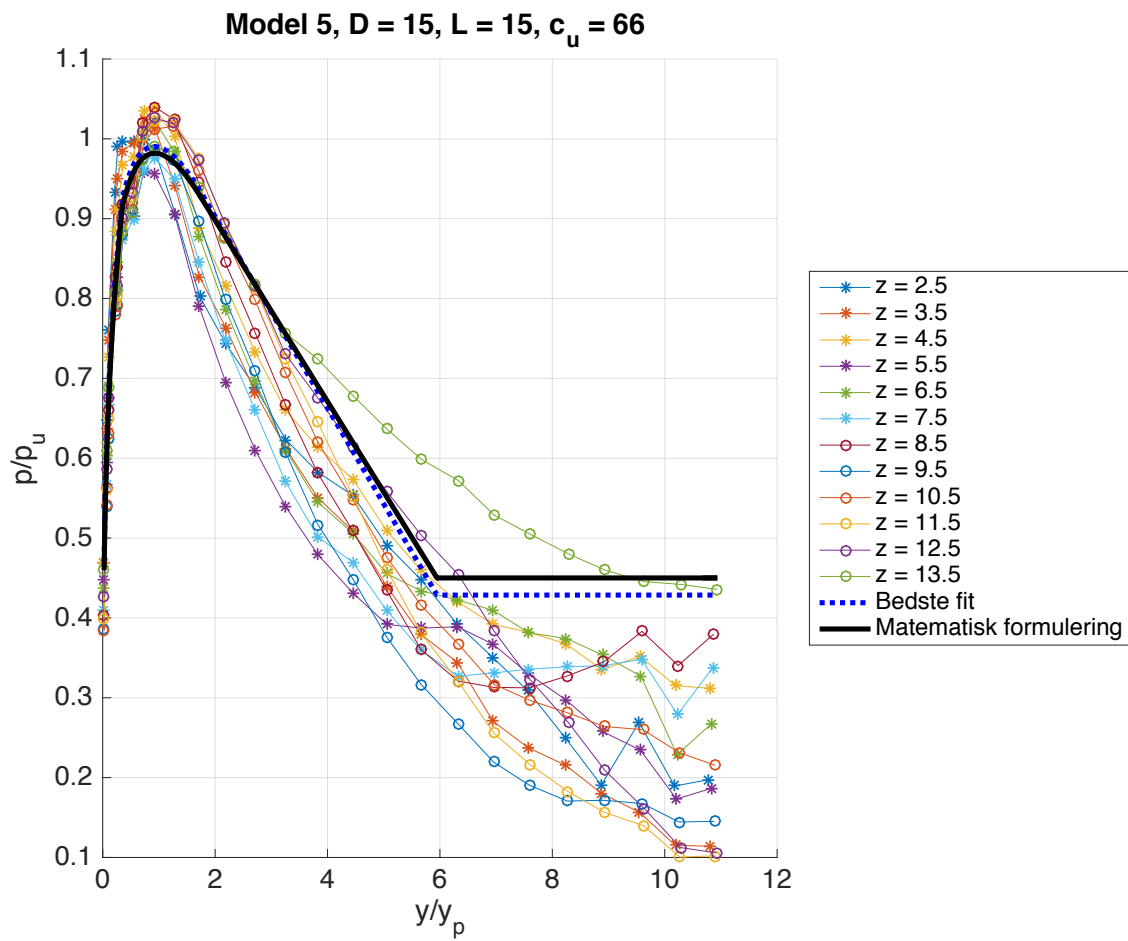
Figur C.7. Model 1 med matematisk formulering.



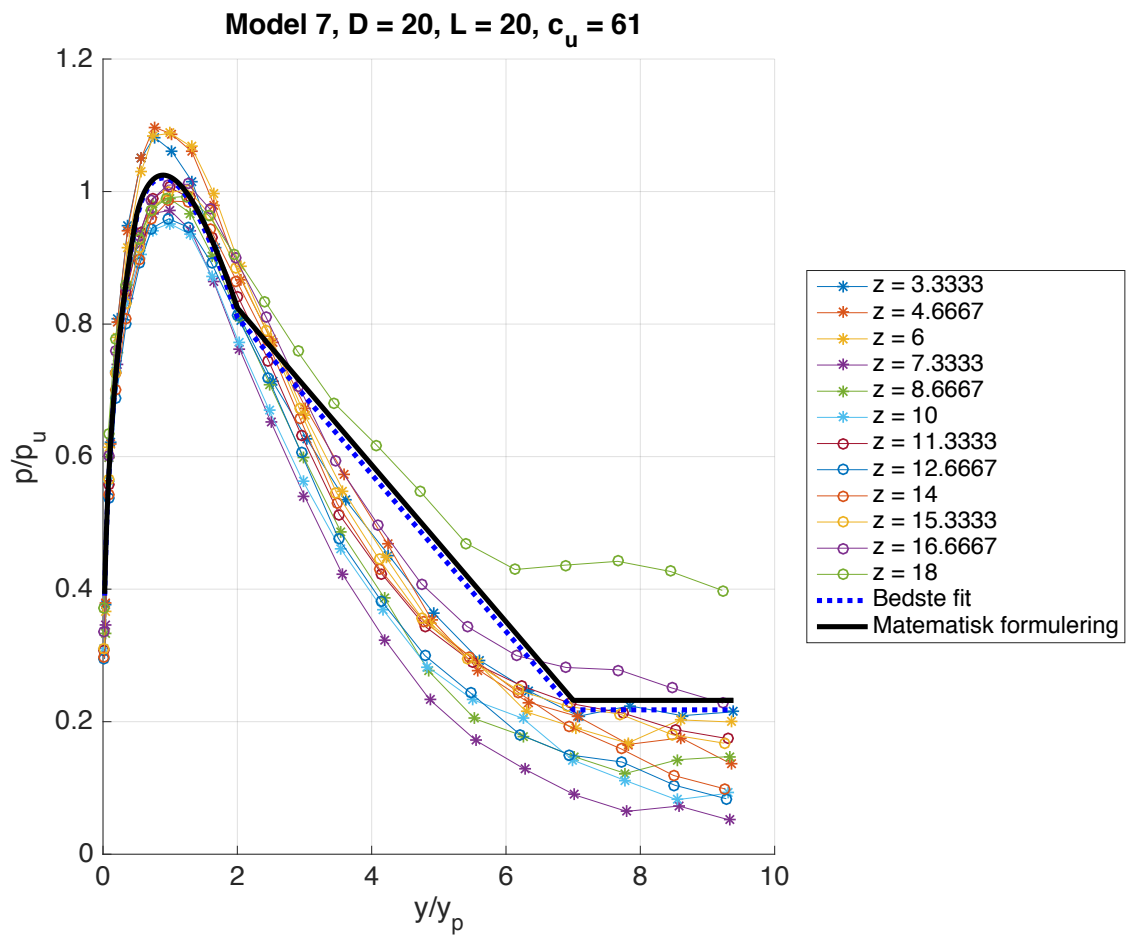
Figur C.8. Model 2 med matematisk formulering.



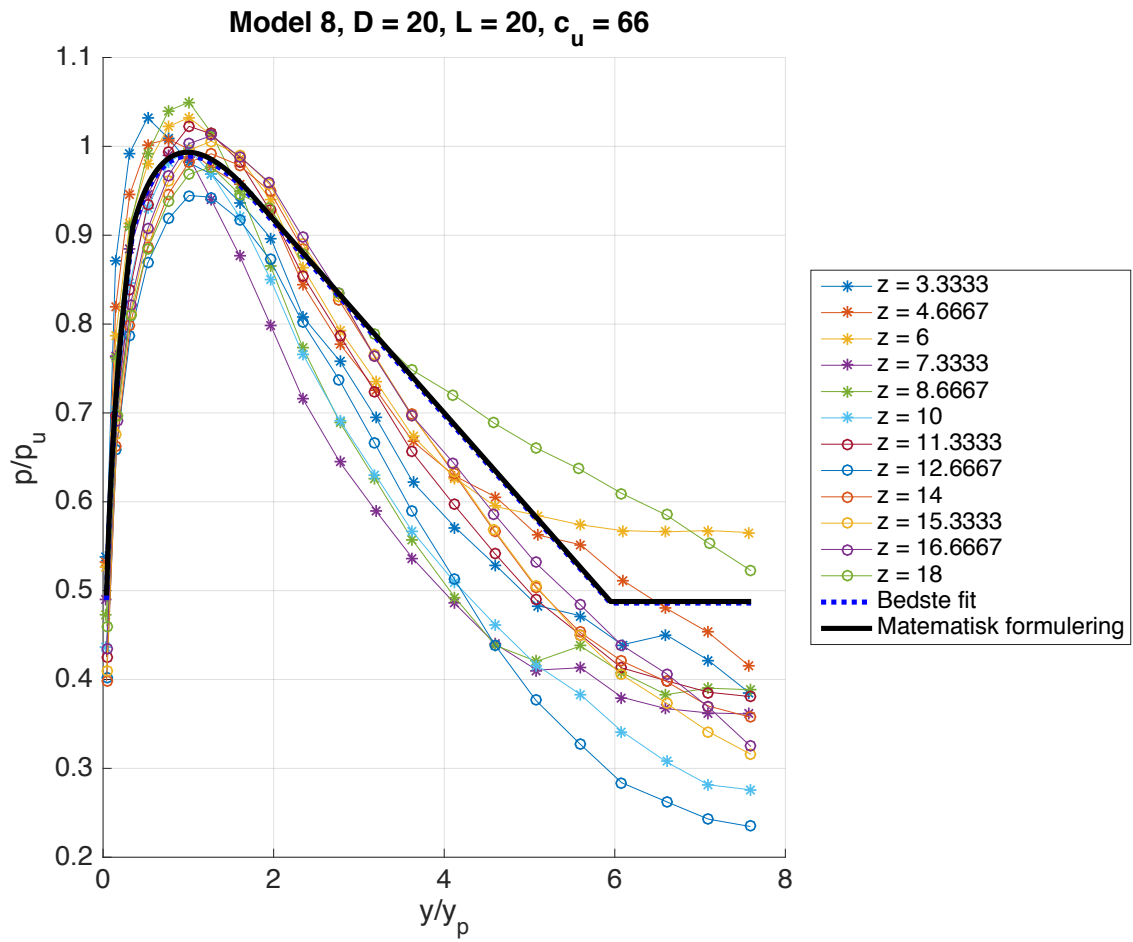
Figur C.9. Model 4 med matematisk formulering.



Figur C.10. Model 5 med matematisk formulering.



Figur C.11. Model 7 med matematisk formulering.



Figur C.12. Model 8 med matematisk formulering.

Artikel D

Determination of p-y Curves using Finite Element Modelling for Bucket Foundation in Undrained Soft and Medium Clay

**Mogens Bonde Hvidberg
Lars Bo Ibsen**

Aalborg University
Department of Civil Engineering

DCE Technical Memorandum No. 65

Determination of p-y Curves using Finite Element Modelling for Bucket Foundation in Undrained Soft and Medium Clay

by

Mogens Bonde Hvidberg
Lars Bo Ibsen

June 2017

© Aalborg University

Scientific Publications at the Department of Civil Engineering

Technical Reports are published for timely dissemination of research results and scientific work carried out at the Department of Civil Engineering (DCE) at Aalborg University. This medium allows publication of more detailed explanations and results than typically allowed in scientific journals.

Technical Memoranda are produced to enable the preliminary dissemination of scientific work by the personnel of the DCE where such release is deemed to be appropriate. Documents of this kind may be incomplete or temporary versions of papers—or part of continuing work. This should be kept in mind when references are given to publications of this kind.

Contract Reports are produced to report scientific work carried out under contract. Publications of this kind contain confidential matter and are reserved for the sponsors and the DCE. Therefore, Contract Reports are generally not available for public circulation.

Lecture Notes contain material produced by the lecturers at the DCE for educational purposes. This may be scientific notes, lecture books, example problems or manuals for laboratory work, or computer programs developed at the DCE.

Theses are monographs or collections of papers published to report the scientific work carried out at the DCE to obtain a degree as either PhD or Doctor of Technology. The thesis is publicly available after the defence of the degree.

Latest News is published to enable rapid communication of information about scientific work carried out at the DCE. This includes the status of research projects, developments in the laboratories, information about collaborative work and recent research results.

Published 2017 by
Aalborg University
Department of Civil Engineering
Thomas Manns Vej 23
DK-9220 Aalborg Ø, Denmark

Printed in Aalborg at Aalborg University

ISSN 1901-7278
DCE Technical Memorandum No. 65

Determination of p-y Curves using Finite Element Modelling for Bucket Foundations in Undrained Soft and Medium Clay

Mogens Bonde Hvidberg¹ Lars Bo Ibsen²

Department of Civil Engineering, Aalborg University

Abstract

In many years the types of foundation, such as monopiles and bucket foundation which are used in the offshore wind turbine industry, have been analysed analytically with formulations that are based on much slender piles, then are used today. Because of that, the analytical calculation is not describing the connection between the horizontal bearing capacity of the soil and the displacement of the foundation accurate, in particular for the bucket foundation because of the much smaller slenderness of the profile. Numerical modelling is used to examine that bearing capacity the bucket foundation has in soft and medium clay at different dimensions of the bucket, to a horizontal displacement. After that a mathematical formulation is determined, based on (Reese et al, 1975), so it is possible to get a more accurate result in an analytical calculation.

1 Introduction

The goal with this study is to investigate the soil reaction to horizontal displacement of a bucket foundation in clay using finite element modelling. This will be done for undrained soft and medium clay. The finite element program PLAXIS 3D is used to simulate the soil reaction, because it has some advanced material models, which are necessary to obtain an accurate result. There are made six models, which vary in the geometry of the bucket, i.e. the diameter, D and the length of the skirt, L . Simultaneously the strength of the clay will vary, which is described by the undrained shear strength, c_u . There are roughly four steps in the way to make the p-y curves and thence a mathematical formulation of the soil reaction on horizontal displacement.

1. The bucket will be exposed to a prescribed horizontal displacement and the stresses between the bucket and the soil will build up. The stresses are then extracted from PLAXIS 3D.
2. The prescribed displacement will at this point be removed and the plastic displacements are afterwards extracted from PLAXIS 3D.
3. Step 1 and 2 are repeated until the required maximum displacement is reached or the soil body collapses.
4. The p-y curves are then normalized, so they do not depend on the depth, z , and the displacement, y , and

a best fit can be made for every model. The mathematical formulation is then build on the best fits.

2 Theory

The analytical formulations, which are used to describe the soil reaction to a horizontal displacement today, are based on field tests. These field tests are made on piles with high slenderness. These formulations can however not be used to describe the p-y curves for bucket foundations, because the bucket has a low slenderness compared to the piles in the field tests. The bucket foundation will react in a more rigid way to a horizontal load, as it can be seen in figure 1.

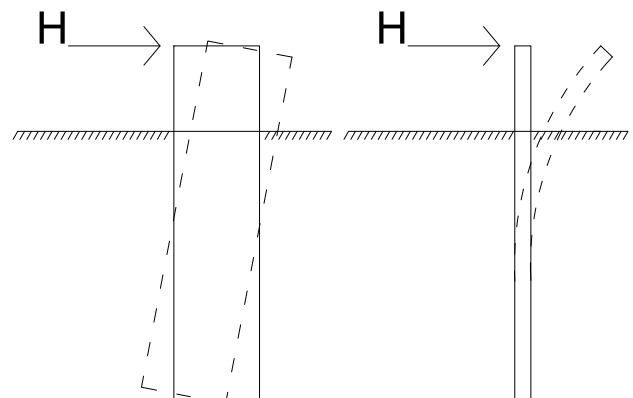


Figure 1: Reaction to a horizontal load.

2.1 Material Model

To model the behaviour of the soil accurately, the Hardening Soil Small-Strain material model (HSsmall) is

¹M.Sc. Student, Department of Civil Engineering, Aalborg University, Denmark

²Professor, Department of Civil Engineering, Aalborg University, Denmark

used, which is an extended version of Hardening Soil. In The Hardening Soil model the stiffness are stress-dependent, but HSsmall describes the behaviour at small strain more realistic by adding more stiffness at small strains. As a result, the calculation time will increase, but the time is well spent, due to the load scenario in this study. If HSsmall is not chosen the deformations might be overestimated and therefore underestimate the stresses, which makes HSsmall a reasonable choice.

As the name indicates, HSsmall takes hardening into account. There are two types of hardening, which are shear hardening and compression hardening. Shear hardening is mainly controlled by the triaxial loading stiffness, E_{50} , and compression hardening is mainly controlled by the oedometer loading stiffness, E_{oed} . The elastic region is controlled by the triaxial unloading stiffness, E_{ur} , which can be seen in figure 2

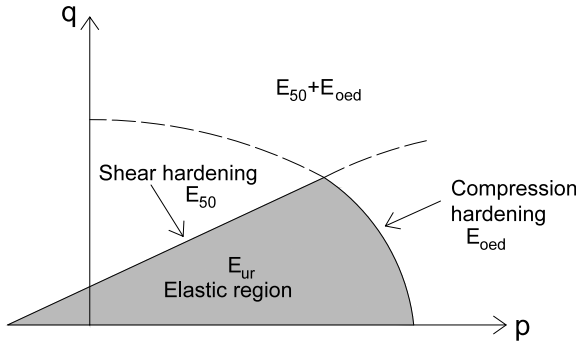


Figure 2: Yield criteria for HSsmall in 2D.

The three stiffness moduli of elasticities and the shear moduli are as a starting point stress-dependent, and follow the power law in the form of eq. 1

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \cdot \left(\frac{c \cdot \cos(\varphi) - \sigma'_3 \cdot \sin(\varphi)}{c \cdot \cos(\varphi) + p_{ref} \cdot \sin(\varphi)} \right)^m \quad (1)$$

There are however two ways in PLAXIS 3D to model the undrained behaviour, where Undrained (B) is used. In Undrained (B), the effective stiffness parameter and the undrained strength parameter are used, which allows c_u to be an input parameter. This does, however, that the moduli no longer are stress dependent, because φ is equal to zero [Brinkgreve et al., 2016].

Effective parameters for soft and medium clay are given in a table, which can be seen in [Hvidberg, 2017], however the shear modulus, G_0^{ref} , and $\gamma_{0.7}$ are not in the table, and are necessary in order to use HSsmall. G_0^{ref} is set to be four times E_{oed} and $\gamma_{0.7}$ is definite by eq. 2 [Brinkgreve et al., 2016].

$$\gamma_{0.7} \approx \frac{1}{9G_0^{ref}} (2c'(1 + \cos(2\varphi')) - \sigma'_1(1 + K_0)\sin(2\varphi')) \quad (2)$$

It is necessary to find a c_u that correspond to the effective parameters, and this is done using SoilTest,

which is a program in PLAXIS, and eq. 3, which is the SHANSEP formulation [Hvidberg, 2017] [Steenfelt and Sørensen, 2013].

$$\left(\frac{c_u}{\sigma'_0} \right)_{oc} = A \cdot (OCR)^m \quad (3)$$

All the input parameters can be seen in table 1.

c_u	61	66	[kN/m ²]
γ'	7	9,1	[kN/m ³]
p_{ref}	100	100	[kPa]
E_{50}^{ref}	1840	3000	[kN/m ²]
E_{oed}^{ref}	2500	1200	[kN/m ²]
E_{ur}^{ref}	5520	9000	[kN/m ²]
$\gamma_{0.7}$	$6,79E^{-4}$	$4,90E^{-4}$	[-]
G_0^{ref}	22080	36000	[kN/m ²]
K_0	0,55	0,51	[-]
power m	1	1	[-]
POP	0	50	[-]

Table 1: Parameters in HSsmall.

3 Numerical model

To model the reaction in the soil to a displacement and form the p-y curves, six numerical models are made in PLAXIS 3D. The models will vary in diameter, D, length of the skirt, L, and the undrained shear strength, c_u , which can be seen in table 2.

Model nr.	D [m]	L [m]	c_u [kPa]
1	10	10	61
2	10	10	66
3	15	15	61
4	15	15	66
5	20	20	61
6	20	20	66

Table 2: Model overview.

3.1 Model set-up

First of all, to ensure accurate results, the model domain has to be big enough for the soil failure mechanism to fully develop. This is investigated in the convergence analysis, and the size of the model domain is shown in figure 3.

There can arise stress and strain concentrations around sharp edges, like the bottom of the bucket. In order to avoid this, an extended fictive bucket is modelled, with the length of 0.2L [Vaitkunaite, 2012], both horizontal and vertical, as it is seen in figure 3.

To make the p-y curves, the stresses between the bucket and the soil, which are called the interface stresses, are required. For the model to provide accurate interface stresses, the mesh is refined around the bucket. The fineness factor is found from the convergence analysis and is set to 0.15.

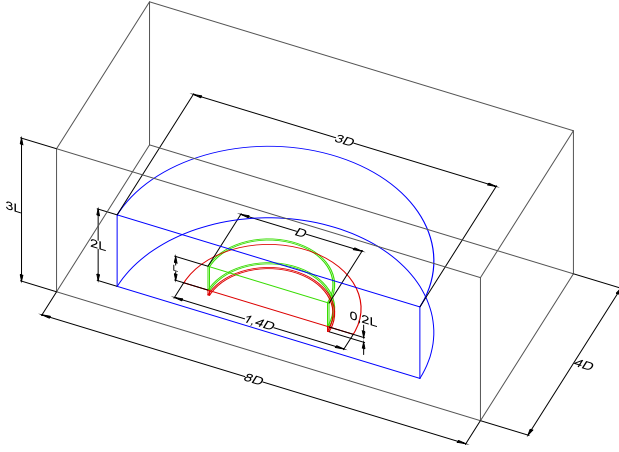


Figure 3: Dimensions of the model domain as a function of D and L. The bucket foundation is green, extended bucket is red and volume with refined mesh is blue.

3.2 Calculation stages

To generate the data to the p-y curves, various stages must be calculated. There are five basic stages. The first two stages (phase 0 and 1) are the initial phase and the installation phase, wherein respectively the soil and the construction are defined in the model. In the third stage (phase 2) all the deformations from the installation are set to zero. In the fourth stage (phase 3,5,7...) a prescribed displacement is activated to move the bucket horizontal. In the fifth stage (phase 4,6,8...) the prescribed displacement is deactivated and only the plastic deformation will remain because of the elasto-plastic behaviour in the soil. Stage four and five are repeated until all the wanted phases are completed or the soil body collapses.

3.3 Data processing

It is necessary to process the output to get the p-y curves. The stresses are taken from the interfaces, as they provide more reliable results and are processed in the same way as [Østergaard et al., 2015]. The output stresses from the interface are the effective normal stress σ'_N and the two shear stresses, τ_1 and τ_2 . The distribution of σ'_N and τ_1 are shown in figure 4. The shear stress τ_2 is ignored, because it acts vertical along the skirt and do not contribute to the soil reaction pressure on the bucket.

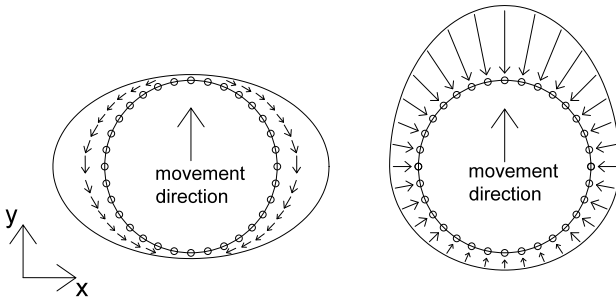


Figure 4: Distribution of the effective normal stress σ'_N and the shear stress τ_1 at a movement in the y-direction.

To determine the soil reaction force, the stresses are integrated over the skirt area, in the way of eq. 4

$$F_y = \int_A (\sigma'_n \cdot \sin\theta + \tau_1 \cdot \cos\theta) dA \quad (4)$$

To avoid having to use eq. 4 on every interface element, the bucket is divided down the skirt into layers. Every layer is then divided into slices, as it can be seen in figure 5. The average stress in each slice is multiplied with the area to find the average force of the slices. The sum of each average force in a layer is then divided by the thickness of the layer to find p for that layer.

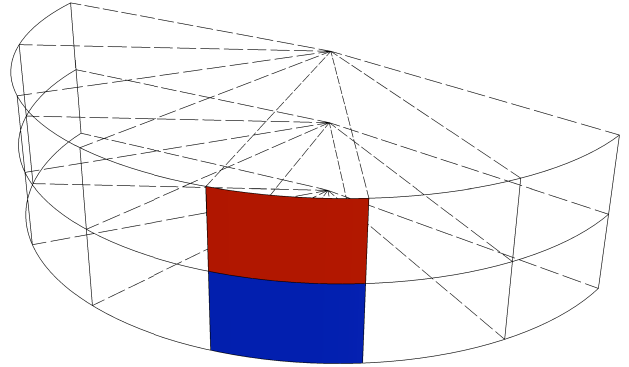


Figure 5: The subdivision of the bucket.

4 Results

The results are going to be processed as follows:

1. The raw data from the numerical models are plotted.
2. The effect from stress concentrations by the edge are trimmed away.
3. The bearing capacity, p, is normalized with a new formulation of the ultimate bearing capacity, p_u and the displacement is normalized with an expression of at which displacement p_u arise, y_p .
4. A mathematical formulation is formed by taking fundamental basis in (Reese et al, 1975) which is a formulation for stiff clay below the water table.

4.1 Plotting the p-y curves

For every layer of the bucket division they will be plotted a p-y curve. The associated depths to the p-y curves are the depth at the middle of each layer. Because of the stress concentrations at the edge of the bucket, the top and bottom curves are trimmed away. The p-y curve for model 6 is plotted in figure 6.

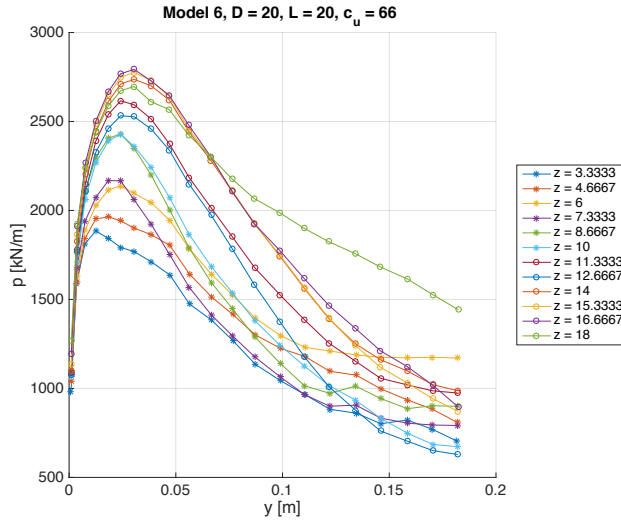


Figure 6: Raw data from model 6 with trimmed edges.

4.2 Normalizing the p-y curves

There is made a new formulation for the ultimate bearing capacity, p_u , which take fundamental basis in the p_u formulation from [Matlock, 1970], where the soil is exposed to two types of failure, which are seen in figure 7.

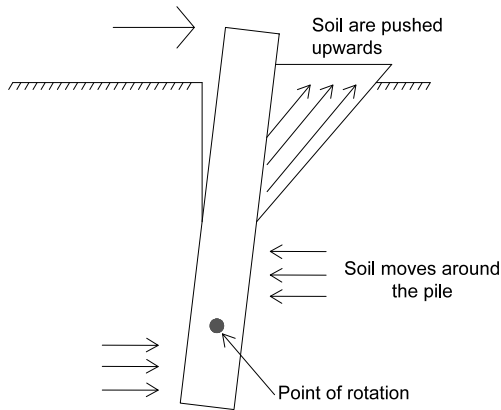


Figure 7: Failure mechanisms for a pile or bucket exposed to a horizontal load.

The ultimate bearing capacity from every p-y curve in the models are plotted against Q, which are described by eq. 5. The first expression describes a linear increase in Q, which corresponds to the top failure mechanism at figure 7 and the second expression describes a constant Q, which corresponds to the bottom failure mechanism at figure 7. The same tendency can be seen in the ultimate bearing capacity from the p-y curves in the model, and the plots are seen in figure 8 to 11, where the soft and medium clay are divided. At first $X=1$.

$$Q = \min \left\{ \begin{array}{l} (3 \cdot c_u + \gamma' \cdot z)D + c_u \cdot z \\ X \cdot c_u \cdot D \end{array} \right. \quad (5)$$

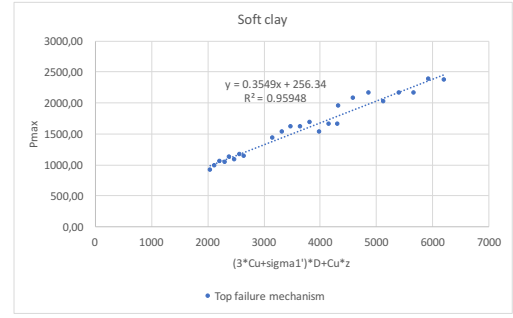


Figure 8: P_{max} as a function of Q for top failure mechanism.

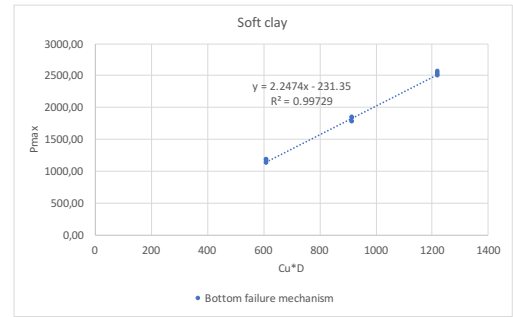


Figure 9: P_{max} as a function of Q for bottom failure mechanism.

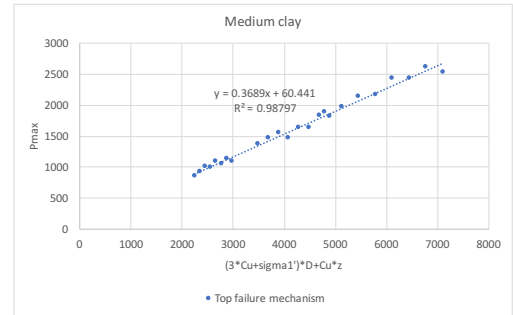


Figure 10: P_{max} as a function of Q for top failure mechanism.

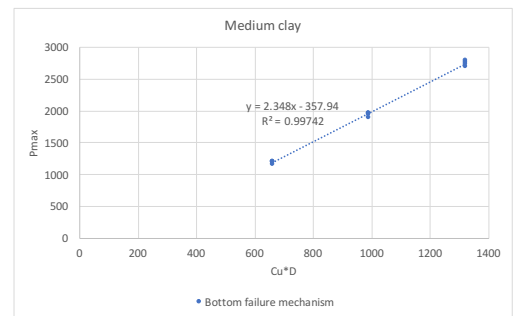


Figure 11: P_{max} as a function of Q for bottom failure mechanism.

The chance between the to failure mechanism happen at a critical depth, which is described by eq. 6 for figure 8 to 11, where 15 is to total number of layers, and 10 is the layer where the chance between the two failure mechanisms are noticed.

$$z_t = \frac{L}{15} \cdot 10 + \frac{L}{15} \cdot 0.5 \quad (6)$$

To find the X value in eq. 5, the two expressions are put equal to each other at z_t , for all six models. The X values from the models are then plotted against the vertical effective stress, σ'_1 , at the bottom of the bucket, as seen in figure 12 and 13. This is done to find one expression for X to respectively soft and medium clay, which are described by eq. 7.

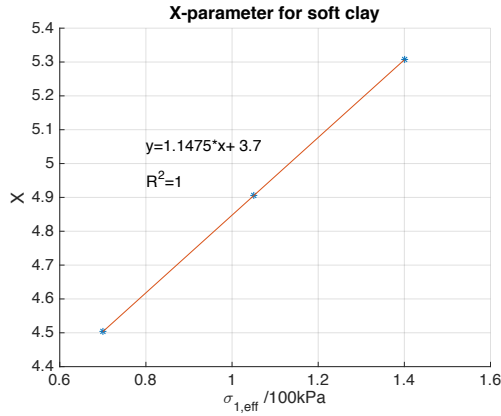


Figure 12: X as a function of σ'_1 for soft clay.

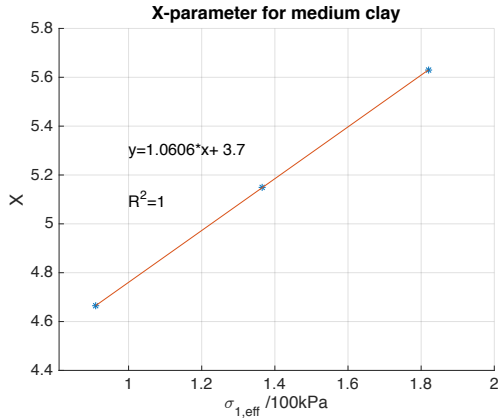


Figure 13: X as a function of σ'_1 for medium clay.

$$X = \begin{cases} 1.1475 \cdot \left(\frac{\gamma' \cdot L}{100kPa} \right) + 3.7 & \text{for soft clay} \\ 1.0606 \cdot \left(\frac{\gamma' \cdot L}{100kPa} \right) + 3.7 & \text{for medium clay} \end{cases} \quad (7)$$

The new expression for the ultimate bearing capacity can therefore be determined by eq. 8 for soft clay and eq. 9 for medium clay.

$$p_u = \begin{cases} 0.3549 \cdot Q + 256.34 & z < z_t \\ 0.3676 \cdot Q + 144.95 & z > z_t \end{cases} \quad (8)$$

$$p_u = \begin{cases} 0.3689 \cdot Q + 60.441 & z < z_t \\ 0.3557 \cdot Q + 116.18 & z > z_t \end{cases} \quad (9)$$

To find an expression for the displacement at the ultimate bearing capacity, y_p , a mean value of the displacement at the peak was taken for each model, and the mean value was plotted against the stiffness, E_{50} and the diameter, D. This was done separately for soft and medium clay, as it can be seen in figure 14 and 15, and y_p can be determined from eq. 10.

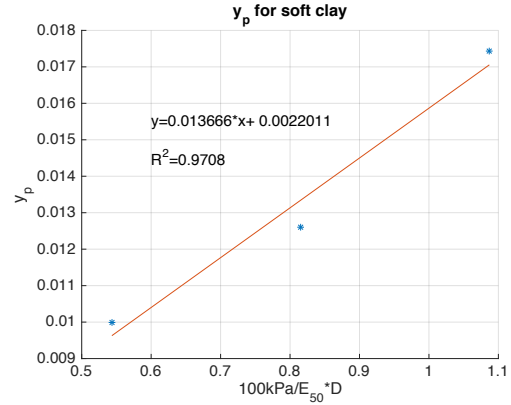


Figure 14: y_p as a function of E_{50} and D.

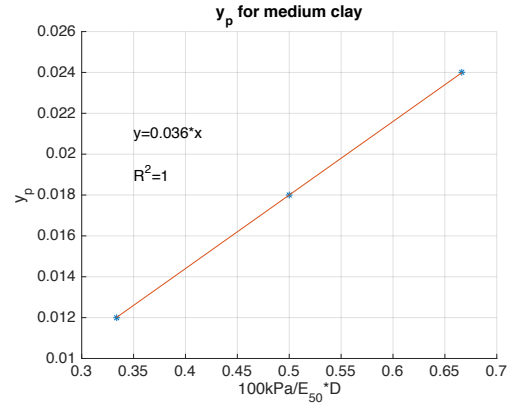


Figure 15: y_p as a function of E_{50} and D.

$$y_p = \begin{cases} 0.0136 \cdot \left(\frac{100kPa}{E_{50}} \cdot D \right) + 0.0022 & \text{for soft clay} \\ 0.036 \cdot \left(\frac{100kPa}{E_{50}} \cdot D \right) & \text{for medium clay} \end{cases} \quad (10)$$

When p_u and y_p are found the raw p-y curves are normalized, as it can be seen in figure 16 for model 6.

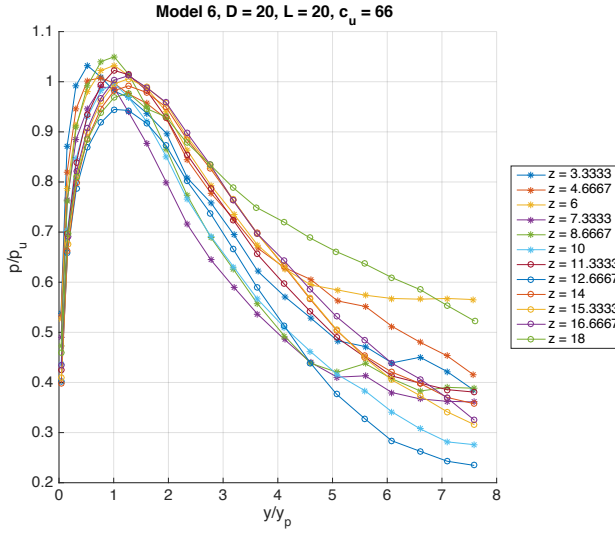


Figure 16: The normalization of model 6.

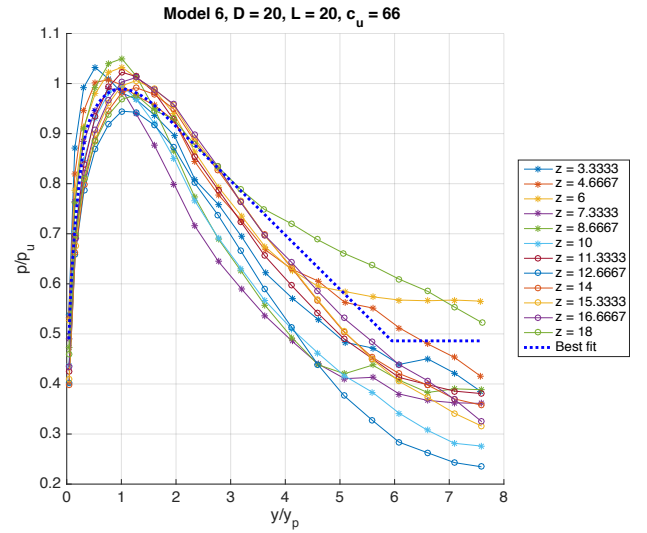


Figure 17: Best fit for model 6.

5 Mathematical formulation

There is made a best fit for every model, which takes fundamental basis in (Reese et al, 1975), which is described in [Meyer and Reese, 1979]. The fitting parameters a to f in eq. 11 are determined by the program MATLAB, where A_s , T_1 and T_2 are found in table 3.

	A_s	T_1	T_2
Soft clay	0,5	4	14
Medium clay	0,35	5	17

Table 3: Parameters for the intervals.

$$\frac{p}{p_u} = \begin{cases} a \cdot \left(\frac{y}{y_p}\right)^b & y < A_s \\ a \cdot \left(\frac{y}{y_p}\right)^b - c \cdot \left(\frac{y - A_s \cdot y_p}{A_s \cdot y_p}\right)^d & y < T_1 \cdot A_s \\ a \cdot (T_1 \cdot A_s)^b - B - \left(\frac{e}{y_p}\right) \cdot (y - T_1 \cdot A_s \cdot y_p) & y < T_2 \cdot A_s \\ f \cdot A_s^{0.5} - 0,75 \cdot A_s - B & y > T_2 \cdot A_s \end{cases} \quad (11)$$

where:

$$B = c \cdot \left(\frac{T_1 \cdot A_s - A_s \cdot y_p}{A_s \cdot y_p}\right)^d$$

The best fit and the fitting parameters can be seen in respectively figure 17 and table 4

a	1.2188
b	0.28374
c	0.12513
d	0.9803
e	0.10843
f	2.0885

Table 4: Fitting parameters for the best fit to model 6.

To make one mathematical formulation for respectively soft and medium clay, each fitting parameter is plotted against σ'_1 , to find one expression that describes a single parameter, which is shown for the a-parameter for soft clay in figure 18.

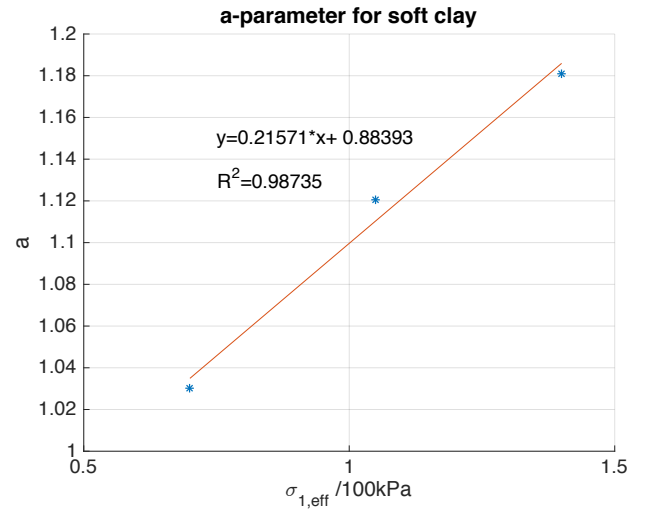


Figure 18: Description for a-parameter.

The mathematical formulation can now be plotted against the raw data and the best fit, as seen in figure 19, where the fitting parameters are determined by eq. 12 for soft clay and eq. 13 for medium clay.

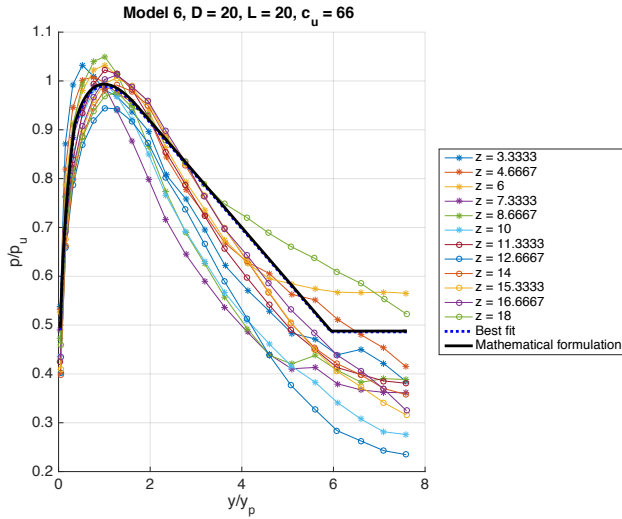


Figure 19: Mathematical formulation.

$$\text{soft clay} \begin{cases} a = 0.21571 \cdot x + 0.88393 \\ b = 0.037957 \cdot x + 0.24483 \\ c = 0.14248 \cdot x - 0.035626 \\ d = -0.45671 \cdot x + 1.8703 \\ e = 0.042507 \cdot x + 0.058906 \\ f = 0.12129 \cdot x + 1.5847 \end{cases} \quad (12)$$

$$\text{Medium clay} \begin{cases} a = 0.041319 \cdot x + 0.1, 1477 \\ b = 0.044769 \cdot x + 0.20007 \\ c = 0.0057473 \cdot x + 0.11467 \\ d = 0.031703 \cdot x + 0.92231 \\ e = -0.010308 \cdot x + 0.12753 \\ f = 0.21297 \cdot x + 1.7035 \end{cases} \quad (13)$$

where:

$$x = \frac{\sigma'_1}{100kPa}$$

6 Conclusion

By using the finite element program PLAXIS 3D, it was possible to make numerical models to describe the bearing capacity, for bucket foundations in soft and medium clay, to a prescribed displacement. From the calculated p-y curves it was possible to determine a mathematical formulation, which can be used to make an analytical calculation of the bearing capacity of a bucket foundation with arbitrary dimensions placed in an arbitrary soft or medium clay.

The mathematical formulations are based on three numerical models each, so a natural place to start is calculating some more models with other dimensions, to optimize the formulations with respect to the dimensions. Furthermore, the mathematical formulations have to be studied for other soft and medium clays to optimize the dependency for the strength and stiffness, because there is not a final definition of then a clay is soft or medium.

References

- Brinkgreve, Kumarswamy, and Swolfs, 2016.** R.B.J. Brinkgreve, S. Kumarswamy, and W.M. Swolfs. *Manual for PLAXIS 3D 2016*, 2016.
- Hvidberg, 2017.** Mogens Bonde Hvidberg. *Bestemmelse af ny p-y formulering for bøttefundamenter i ler vha. Finite element modellering*, 2017.
- Matlock, 1970.** H. Matlock. *Correlation for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clays*. Proceeding of the 2nd Annual OTC. Dallas, Texas., 1970.
- Meyer and Reese, 1979.** Barry J. Meyer and Lymon C. Reese. *Analysis of single piles under lateral loading*, 1979.
- Steenfelt and Sørensen, 2013.** Jørgen S. Steenfelt and Carsten S. Sørensen. *Teknisk Staabi*. Nyt Teknisk Forlag, 22. edition, 2013.
- Vaitkunaite, 2012.** Evelina Vaitkunaite. *Guidelines for length of extended interfaces for bucket foundations*. 2012.
- Østergaard, Knudsen, and Ibsen, 2015.** Martin Underlin Østergaard, Bjørn Staghøj Knudsen, and Lars Bo Ibsen. *P-y curves for bucket foundations in sand using finite element modeling*. 2015. in V. Meyer (ed.), *Frontiers in Offshore Geotechnics III* proceedings of the third international symposium on frontiers in offshore geotechnics (isfog 2015), Oslo, Norway, 10-12 June 2015. vol. 1, C R C Press LLC, London, pp. 343-348.

