



Pål Harviken Skjæret
Tellef Kydland

Prosjektering av lukkede stålrørspeler i morenemateriale

Med bruk av maskinlæring på totalsonderinger fra
Åstfjorden

Juni 2019



Kunnskap for en bedre verden

Prosjektering av lukkede stålrørspeler i morenemateriale

Med bruk av maskinlæring på totalsonderinger fra Åstfjorden

Pål Harviken Skjæret

Tellef Kydland

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: Juni 2019

Hovedveileder: Arnfinn Emdal, IBM

Medveileder: Eivind S. Juvik, Statens vegvesen

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet

Institutt for bygg - og miljøteknikk

Forord

Denne masteroppgaven er skrevet våren 2019 og er en videreføring av prosjektoppgaven fra høsten 2018. Omfanget er 30 studiepoeng og regnes som slutføringen av det 5-årige masterprogrammet innen bygg- og miljøteknikk ved NTNU. Problemstillingen er utviklet og formulert av Statens vegvesen Region midt. Oppgaven er skrevet av studentene Tellef Kydland og Pål Harviken Skjæret.

Trondheim, 2019-06-07

Tellef Kydland

Pål Harviken Skjæret

Acknowledgment

Vi ønsker å rette en stor takk til alle som har hjulpet oss i løpet av arbeidet med både prosjekt- og masteroppgaven:

NTNU Geoteknikk for faglig støtte og veiledning.

Arnfinn Emdal og Eivind S. Juvik for deres engasjement og tilrettelegging for denne oppgaven. Gjennom god rådgivning og møtevirksomhet fikk vi et godt innblikk i problemstillingen.

Professor Gudmund Reidar Eiksund for god hjelp med pelerelevante spørsmål og for bruken av programmet GRLWEAP. Takk for raske tilbakemeldinger og nyttige diskusjoner.

Doktorgradsstipendiat Ivana Anušić for lånt lisens og innføring i GRLWEAP. Takk for gode diskusjoner og relevant litteratur for oppgaven vår.

Sigurður Valsson, i Statens vegvesen Region midt, for introduksjon og innføring i bruk av maskinlæring. Takk for kodedeling, hjelp med python og diskusjoner rundt problemstillingen.

Jo Eidsvik, professor i statistikk ved NTNU, for veiledning og hjelp tilknyttet bruken av maskinlæringsalgoritmen *Hidden Markov Models* på bordata.

Robert Austad Handberg i Geosafe, spesialfirma innen geoteknisk feltutstyr, for informasjon om totalsonderingsmetodikken og utstyret.

Arild Køhl, grunnboringskoordinator i Statens vegvesen, for innføring i totalsonderingspraksis.

Vi ønsker også å utrekke en stor takk til familie og venner for støtte, samt for at dere har tatt dere tid til å lese gjennom oppgaven.

Sammendrag

I forbindelse med prosjekteringen av Åstfjordbrua i Snillfjord kommune, ville Statens vegvesen undersøke om det var mulig å etablere en bedre praksis for prosjektering og dimensjonering av lukkede stålrørspeler i morenemasser. Dette innebar å tolke totalsonderinger for kartlegging av laginndeling i morenemasser og hvordan dette videre kunne benyttes til å planlegge ramming av lukkede stålrørspeler.

For kartlegging av laginndelingen i morenen ble det programmert et tolkningsverktøy basert på maskinlæringsalgoritmen *Hidden Markov Models* i Python. Ved å trene maskinlæringsalgoritmen på datagrunnlaget fra to forskjellige rigger, ble hardheten i en totalsondering tolket basert på verdier for borttid, spyletrykk og matekraft. Maskintolkede sonderingsprofiler samsvarte godt med borloggene og muliggjorde en enklere visualisering av totalsonderingene. Ved å tolke totalsonderingsdata med maskinlæring ble forskjeller i sonderingene kartlagt.

For å gi de kartlagte hardhetsvariasjonene fra maskinlæring forskjellige styrkeparametere, ble GRLWEAP benyttet. Spissmotstanden og sidefriksjonen ble etterregnet ved å kombinere rammeformelen, rammeprotokoller og PDA-resultater. Hensikten med dette var å gi maskintolkede lag fra totalsonderinger verdier for N_q og β , som videre kunne benyttes som input i GRLWEAP til prosjektering av peler.

Sammenhengen mellom totalsonderinger og peleramming har blitt undersøkt. Dette ble gjort ved å sammenligne tolket totalsondering fra maskinlæring med nærliggende ramme-protokoller og PDA-resultater.

Relasjonen mellom det å rotere, spyle og hamre en borstang ned i bakken burde til en viss grad kunne relateres til rammemotstand når de gjøres i samme grunnforhold. Variasjoner i grunnforhold og grad av påhengskrefter kan derimot påvirke prosessene forskjellig. Valgt metodikk for etterregning av jordmotstanden ble derfor lite anvendbar for detaljprosjektering av pelene i morenen.

Maskintolkede totalsonderinger gir relative målinger, gitt at de gjennomføres likt. For de tolkede sonderingene som viste markante overganger i hardhet, så det også ut til at det fantes en relasjon mellom sonderingene, rammemotstanden og sidefriksjonen fra PDA. Dataene fra Åstfjordbrua gir grunnlag for å hevde at maskinlæring kan brukes til å detektere mulige harde lag i morenen på en bedre måte enn tidligere.

For fremtidige bruprosjekt i morenemasser bør det gjennomføres prøvepelinger ved hver bruakse, med tilhørende PDA-tester. Relatert til metoden totalsonderinger, bør det benyttes lik borerigg for samtlige sonderinger. På denne måten vil man ha et sammenligningsgrunnlag som kan benyttes til å sjekke relative likheter mellom ulike sonderinger. Ved å bruke maskinlæringsalgoritmer kan man utnytte totalsonderingsdata bedre, samtidig som at det er enklere å analysere likheter mellom sonderingene.

For videre arbeid anbefales det å implementere flere parametere i maskinlæringen. Registrering av hammeregenskaper, spylemengde, belastning og vridningsmoment kan føre til et bedre tolkningsgrunnlag. Dette innebærer å modifisere og standardisere metoden for totalsondering.

Abstract

In relation to the design of Åstfjordbrua in Snillfjord municipality, the Norwegian Public Roads Administration wanted to investigate the possibility of establishing a better practice for design and dimensioning of closed-ended steel piles in moraine ground. This meant interpreting total soundings for mapping different layers in the moraine, and how this could be used to predict pile-driving of closed-ended steel piles.

For mapping of different layers in the moraine, an interpretation tool based on the machine learning algorithm, *Hidden Markov Models*, was programmed using Python. The hardness of a total sounding was interpreted based on values for rate of advance, flushing and feed force. This was done by training the machine learning algorithm on the data basis from two different drillrigs. Machine-interpreted sounding profiles corresponded well with the drill-logs and made it easier to visualize the total soundings. By interpreting total sounding-data with machine learning, differences of hardness in the soundings were mapped.

GRLWEAP was used to assign different strength parameters to the mapped hardness variations, detected from machine learning. The tip resistance and side friction were found by combining Janbu driveability formula, the driving-log and PDA results. The purpose of this was to give machine-interpreted layers from total soundings values for N_q and β as could further be used as input in GRLWEAP to design piles.

The relationship between total soundings and pile-driving has been investigated. This was done by comparing the interpreted total soundings from machine learning with nearby driving-logs and PDA results.

The relationship between rotating, flushing and hammering a drill rod into the ground should to some extent be related to the soil resistance to driving when done in the same ground conditions. Variations in ground conditions and degree of side-friction, on the other hand, can affect the processes differently. The chosen method for calculating the soil resistance was therefore not very useful for detailed design of the piles in the moraine.

Total soundings nevertheless provide relative measurements, given that they are carried out equally. It appeared that there was a relationship between the total soundings, the soil resistance to driving and the side friction from the PDA.

The data from Åstfjordbrua provide the basis for claiming that machine learning can be used to detect possible hard layers in the moraine in a better way than before.

For future pile projects in moraine ground it is recommended that it should be carried out test-piles with PDA-tests for each bridge axis. Related to the method of total soundings, the same drillrig should be used for all soundings.

For further work it is recommended to implement more parameters in the machine learning process. Better knowledge of hammer properties, implementation of flowmeter and measuring of the rotation torque can lead to a better interpretation basis. This involves modifying and standardizing the method of total soundings.

Innhold

| | |
|--|-----------|
| Forord | i |
| Acknowledgment | iii |
| Sammendrag | v |
| Abstract | vii |
| 1 Innledning | 1 |
| 1.1 Bakgrunn for oppgaven | 1 |
| 1.2 Målformulering | 2 |
| 1.3 Avgrensning | 2 |
| 1.4 Metode og tilnærming til problemstillingen | 2 |
| 1.5 Oppgavens oppbygging | 4 |
| 2 Åstfjordbrua | 5 |
| 2.1 Prosjektet | 5 |
| 2.1.1 Grunnundersøkelser | 7 |
| 2.1.2 Pelearbeider | 9 |
| 3 Metodikk for kartlegging av grunnforhold | 11 |
| 3.1 Endemorene | 11 |
| 3.2 Totalsondering | 12 |
| 3.2.1 Metodikk | 12 |
| 3.2.2 Boreriggenes betydning på sonderingen. | 16 |
| 3.3 Datainnsamling og filbehandling | 18 |
| 3.4 Tolkning av laginndeling | 19 |
| 3.5 Maskinlæring som tolkningsverktøy | 19 |
| 3.5.1 Supervised learning | 20 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 3.5.2 | Unsupervised learning | 21 |
| 3.5.3 | Maskinlæring på totalsonderingdata | 26 |
| 4 | Prosjektering og ramming av peler i friksjonsmasser. | 29 |
| 4.1 | Samvirke mellom pel og jord | 29 |
| 4.2 | Dimensjonering i henhold til Eurokode 7 | 31 |
| 4.2.1 | Karakteristisk bæreevne | 31 |
| 4.2.2 | Dimensjonerende bæreevne | 33 |
| 4.2.3 | Pelens installerte bæreevne | 34 |
| 4.3 | Aksiell bæreevne og rammemotstand | 35 |
| 4.3.1 | Teoretisk bæreevne - effektivspenningsanalyse | 35 |
| 4.3.2 | β - metoden | 36 |
| 4.3.3 | API - American Petroleum Institute | 37 |
| 4.3.4 | ST - metoden | 38 |
| 4.3.5 | Rammemotstand | 39 |
| 4.4 | Faktorer som påvirker prosjekteringen | 40 |
| 4.5 | Rammeprosesser i friksjonsmasser | 40 |
| 4.5.1 | Sammenligning av metodene | 46 |
| 5 | Teori - Rambarhetsanalyse | 49 |
| 5.1 | Rammesystem | 50 |
| 5.2 | Janbu's Rammeformel | 52 |
| 5.2.1 | Bruksområder for rammeformelen | 53 |
| 5.2.2 | Rambarhetsanalyse | 54 |
| 5.2.3 | Begrensinger ved rammeformelen | 55 |
| 5.3 | Endimensjonal bølgeteori | 56 |
| 5.3.1 | Smith's modell | 60 |
| 5.3.2 | Finite Difference method | 64 |
| 5.4 | GRLWEAP | 67 |
| 5.5 | Sammenligning av metodene | 69 |
| 6 | Innledende analyse -  stfjordbrua | 71 |
| 6.1 | Kartlegging av grunnforhold | 72 |
| 6.2 | Kartlegging av laginndeling ved bruk av Maskinlæring | 75 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 6.2.1 | Datagrunnlag | 75 |
| 6.2.2 | Bearbeiding av data fra TOT-filer | 76 |
| 6.2.3 | Valg av antall lag | 76 |
| 6.2.4 | Valg av algoritme | 77 |
| 6.2.5 | Hidden Markov Models | 77 |
| 6.3 | Verifisering av styrkeparametere ved bruk av GRLWEAP og PDA | 84 |
| 7 | Analyse - Maskinlæring, rammeprotokoll og PDA | 93 |
| 7.1 | Sammenheng rammeprotokoll og maskintolket totalsondering | 94 |
| 7.2 | Hardhetsindeks | 98 |
| 7.2.1 | Akkumulert hardhetsindeks | 101 |
| 7.3 | Relasjon PDA og maskintolket totalsondering | 104 |
| 7.3.1 | Spissbærende lag | 106 |
| 8 | Diskusjon og resultater | 111 |
| 8.1 | Maskinlæring og tolkning av totalsondering | 111 |
| 8.2 | GRLWEAP og verifisering av styrkeparametere | 113 |
| 8.3 | Sammenheng totalsondering, PDA og rammeprotokoll | 115 |
| 8.4 | Metoden totalsondering | 118 |
| 8.4.1 | Modifisering og kommentarer til metoden | 120 |
| 9 | Oppsummering og konklusjon | 123 |
| 9.1 | Veien videre | 125 |
| | Bibliografi | 127 |
| A | Akronymer | 131 |
| B | Peler og nærliggende totalsonderinger. | 133 |
| C | Middelplot for akse 2, 5, 6 og 7 | 139 |
| D | Resultater fra etterregning i GRLWEAP | 143 |
| D.1 | Etterregning av rammeforløp | 143 |
| D.1.1 | Akse 2 | 144 |
| D.1.2 | Akse 5 | 145 |

| | | |
|----------|--|------------|
| D.1.3 | Akse 6 | 146 |
| D.1.4 | Akse 7 | 147 |
| E | Verdier for sidefriksjon og spissmotstand - Akse 2, 5, 6 og 7 | 149 |
| E.1 | Rammeprotokoller fra peler med PDA-rapport i akse 2, 5, 6 og 7 | 150 |
| E.1.1 | Etterregnede verdier for Akse 2 | 151 |
| E.1.2 | Etterregnede verdier for Akse 5 | 152 |
| E.1.3 | Etterregnede verdier for Akse 6 | 153 |
| E.1.4 | Etterregnede verdier for Akse 7 | 154 |
| E.1.5 | Etterregnet bæreevne med GRLWEAP | 155 |
| F | Vedlegg til kapittel 7 - Analyse | 157 |
| F1 | Fasthetsindeks | 158 |
| F2 | Spissbærende lag - [alle datapunkter] | 160 |
| F3 | Spissbærende lag - [midlede datapunkter]. | 162 |
| F4 | Spissbærende lag - [midlede datapunkter, uten spyletrykk]. | 164 |
| F5 | Tolket laginndeling og PDA-resultater | 166 |
| G | Borelogger med maskintolket hardhet | 171 |

Figurer

| | | |
|-----|---|----|
| 1.1 | Oversikt over akseplassering, pelenes innbyrdes plassering og nærliggende totalsonderinger | 3 |
| 2.1 | Bilde av Åstfjordbrua. Tatt 24.05.2019 | 5 |
| 2.2 | Oversikt over akseplassering | 6 |
| 2.3 | Kvartærgeologisk kart - hentet fra NGU.no | 7 |
| 2.4 | Totalsondering 239 for akse 6 | 8 |
| 2.5 | 3D-modellering av rammede peler for akse 2, 5, 6 og 7 | 10 |
| 3.1 | Beskrivelse morene, hentet fra Wangen (2003). A: Bunn, B: Ende, C: Side, D: Ut-smelting | 11 |
| 3.2 | Prinsipp for dreietrykksondering | 13 |
| 3.3 | Totalsondering - Utstyr og metodikk | 14 |
| 3.4 | Totalsondering - Detaljsskisse og borkrone | 15 |
| 3.5 | Resultat fra totalsondering. Hentet fra figur 3.6 i Emdal et al. (2017) | 19 |
| 3.6 | Eksempel på trening- og testdata for supervised learning | 21 |
| 3.7 | Flytdiagram for <i>K-Means</i> gruppering | 22 |
| 3.8 | Gruppering av bortid og matekraft - HMM | 27 |
| 3.9 | Gruppering av bortid og matekraft - <i>K-Means</i> | 27 |
| 4.1 | Prinsippsskisse krefter mellom pel og jord. Hentet fra figur 9.12 i Emdal et al. (2010) | 30 |
| 4.2 | Prinsippsskisse lastoverføring for enkeltpeler. Hentet fra figur 1.2 i Peleveiledningen (2012) | 34 |
| 4.3 | Bæreevnefaktor - Effektivspenningsanalyse. Hentet fra figur 10.15 i Emdal et al. (2010) | 36 |

| | | |
|------|--|----|
| 4.4 | Beregning av bæreevne i sand. Hentet fra Peleveiledningen (2012) | 37 |
| 4.5 | Fordelingen av den horisontale jordtrykkskoeffisienten. Hentet fra Fellenius and Altaee (1995) | 43 |
| 4.6 | Tilbakekalkulerte β - verdier fra belastningstester i forskjellige jordarter. Hentet fra Rollins et al. (2005) | 44 |
| 4.7 | Borelogg totalsondering 243 | 47 |
| 4.8 | Resultater fra beregningsmetodene presentert i kapittel 4. | 48 |
| 5.1 | Skjermbilde fra GRL-WEAP. 1. Hammertype 2. Slagpute. 3. Slaghette. 4. Pel . . . | 51 |
| 5.2 | Prinsippskisse for utledning av bølgeligning. | 56 |
| 5.3 | Fastmonterte bølgeforplantningsmålere for pel i Åstfjorden. Bilde tatt på befaring. | 59 |
| 5.4 | Idealisert skisse over rammesystemet som Smith tar utgangspunkt i. Hentet fra GRLWEAP - manualen 2010 | 60 |
| 5.5 | Last-deformasjonskurve - Strekk og trykk. | 61 |
| 5.6 | Last-deformasjonskurve for et lineært elastisk - perfekt plastisk materiale. Hentet fra Hirsh et al. (1970) | 62 |
| 5.7 | Lineære sammenhengen mellom dynamisk last og hastighet | 62 |
| 5.8 | Last-deformasjons kurve for både den statiske og dynamiske jordmotstanden. Hentet fra Hirsh et al. (1970) | 63 |
| 5.9 | Skjermbilde av brukergrensesnittet i GRLWEAP | 68 |
| 6.1 | Lengdeprofil [33090m – 33395m]. Akse 5, 6 og 7 | 72 |
| 6.2 | Middelverdier summert for hver halvmetre - akse 2 | 73 |
| 6.3 | Oversikt over akseplassering, pelenes innbyrdes plassering og nærliggende totalsonderinger | 74 |
| 6.4 | Valg av antall lag fra <i>Elbow-method</i> og BIC. | 77 |
| 6.5 | Tolket totalsondering 240, med og uten spyletrykk | 81 |
| 6.6 | Borelogg totalsondering 224, Akse 2. | 82 |
| 6.7 | Tolket laginndeling for sondering 224, Akse 2. [Med spyletrykk] | 82 |
| 6.8 | Tolket laginndeling for sondering 224, Akse 2. [Uten spyletrykk] | 83 |
| 6.9 | INPUT GRLWEAP | 84 |
| 6.10 | Beregning av spissmotstand med dybden | 85 |

| | |
|--|-----|
| 6.11 Verifisering pel A, akse 5 | 86 |
| 6.12 Rammeprotokoll Akse 6 | 87 |
| 6.13 Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 6 | 88 |
| 6.14 Estimert total jordmotstand fra GRIWEAP - Akse 6 | 89 |
| 7.1 Plassering av peler og totalsondering - akse 7 | 94 |
| 7.2 Rammemotstand akse 7, med og uten spyletrykk. | 95 |
| 7.3 Plassering av peler og totalsondering - akse 2 | 96 |
| 7.4 Akse 2 midlede verdier, [uten spyletrykk] | 97 |
| 7.5 Fasthetsindeks akse 7. Borerigg 98mod. | 98 |
| 7.6 Akkumulert HI sammen med rammeprot. pel A og tot 240 | 101 |
| 7.7 Akkumulert HI for tot. 221 og 224 Akse 2, sammen med side- og spissmotstand for pel L(221) og N(224). [Uten spyletrykk] | 104 |
| 7.8 Akkumulert HI for tot. 244 og pel C i Akse 7. Sammenlignet med tot. 224 og pel N i Akse 2.[Uten spyletrykk] | 105 |
| 7.9 Akkumulert HI for tot. 244 og pel C i Akse 7. Sammenlignet med tot. 224 og pel N i Akse 2.[Med spyletrykk] | 106 |
| 7.10 Spissmotstand og sidefriksjon fra PDA pel A, Akse 6. [Med spyletrykk] | 107 |
| 7.11 Spissmotstand og sidefriksjon fra PDA pel A, Akse 6. [Uten spyletrykk] | 108 |
| 7.12 Spissbærende lag Akse 6 med og uten spyletrykk | 109 |
| 7.13 Spissbærende lag Akse 2 og 5 med og uten spyletrykk | 110 |
| B.1 Plassering av peler og totalsondering - akse 2 | 133 |
| B.2 Plassering av peler og totalsondering - akse 5 | 134 |
| B.3 Plassering av peler og totalsondering - akse 6 | 135 |
| B.4 Plassering av peler og totalsondering - akse 7 | 136 |
| B.6 Pelenes innbyrdes plassering og helning i akse 2, 5, 6 og 7 | 138 |
| C.1 Middelveidier summert for hver halvmetre - akse 2 | 140 |
| C.2 Middelveidier summert for hver halvmetre - akse 5 | 140 |
| C.3 Middelveidier summert for hver halvmetre - akse 6 | 141 |
| C.4 Middelveidier summert for hver halvmetre - akse 7 | 141 |
| E.1 Rammeprotokoller for peler med PDA | 150 |

| | | |
|------|---|-----|
| E.2 | Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 2 | 151 |
| E.3 | Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 5 | 152 |
| E.4 | Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 6 | 153 |
| E.5 | Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 7 | 154 |
| E.6 | Etterregnet bæreevne fra GRLWeap, sammenlignet med PDA for endelig peledybde | 155 |
| F.2 | Fasthetsindeks akse 7.[98mod] | 159 |
| F.4 | Spissbærende lag - Akse 7. [98mod] | 161 |
| F.6 | Spissbærende lag midlet - Akse 7.[98mod] | 163 |
| F.8 | Spissbærende lag midlet - Akse 7. [98mod] | 165 |
| F.9 | Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 235 og 236 Akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel A(235) og D(236) | 166 |
| F.10 | Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 235 og 236 Akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel A(235) og D(236) | 166 |
| F.11 | Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 240 og 239 Akse 6, sammen med side- og spissmotstand for pel A(240) og C(239) | 167 |
| F.12 | Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 240 og 239 Akse 6, sammen med side- og spissmotstand for pel A(240) og C(239) | 167 |
| F.13 | Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 243 og 234 akse 6 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel N(243) og L(234) | 168 |
| F.14 | Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 243 og 234 akse 6 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel N(243) og L(234) | 168 |
| F.15 | Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 244 og 234 akse 7 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel C(244) og L(234) | 169 |
| F.16 | Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 243 og 234 akse 6 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel N(243) og L(234) | 169 |
| G.1 | Borelogg totalsondering 224 | 172 |
| G.2 | Tolket laginndeling for sondering 224, Akse 2.[Uten spyletrykk] | 172 |
| G.3 | Borelogg totalsondering 239 | 173 |
| G.4 | Tolket laginndeling for sondering 239. Akse 6 | 173 |
| G.5 | Borelogg totalsondering 239 | 174 |

| | |
|---|-----|
| G.6 Tolket laginndeling for sondering 240. Akse 6 | 174 |
| G.7 Borelogg totalsondering 244 | 175 |
| G.8 Tolket laginndeling for sondering 244. Akse 7 | 175 |

Tabeller

| | | |
|-----|---|----|
| 2.1 | Fundamenteringsbeskrivelse | 6 |
| 2.2 | Beskrivelse grunnundersøkelser for selve brua | 7 |
| 2.3 | Lengde på rammede pelar - middelvei og standardavvik for hver akse. | 9 |
| 2.4 | Parametere for Pel | 10 |
| 3.1 | Spesifikasjoner - totalsondering | 16 |
| 3.2 | Data - TOT-fil | 18 |
| 3.3 | Data - XPLOG-fil | 18 |
| 4.1 | Aktuelle grensetilstander for peledimensjonering | 31 |
| 4.2 | Tabell NA.A.9 | 32 |
| 4.3 | Tabell NA.A.10 | 32 |
| 4.4 | Tabell NA.A.11 | 33 |
| 4.5 | NA.A.6 Partialfaktorer for motstand - Rammede pelar. | 33 |
| 4.6 | Parametere for API-metoden for sand og granulære jordarter - Hentet fra tabell 1 i Schneider et al. (2008) | 38 |
| 4.7 | Parametere for ST-metoden for ikke-kohesiv jord - GRLWEAP - manualen 2010 | 39 |
| 4.8 | Friksjonsvinkelens δ - parametere | 44 |
| 4.9 | Input parametere for tolket lagdeling. | 47 |
| 5.1 | Viktige aspekt ved en rambarhetsanalyse | 49 |
| 5.2 | Quake- og dempningsverdier for sand, som gjengitt fra Anušić (2018) | 68 |
| 6.1 | Benyttet rigg og tilhørende totalsonderinger | 76 |
| 6.2 | Klassifisering og gruppering for borerigg 98mod | 78 |
| 6.3 | Klassifisering og gruppering for borerigg Bore CAT | 78 |

| | | |
|------|---|-----|
| 6.4 | Klassifisering og gruppering for borerigg 98mod, uten spyletrykk | 80 |
| 6.5 | Klassifisering og gruppering for borerigg Bore Cat, uten spyletrykk | 80 |
| 6.6 | Benyttede parametere i tilbakeregningen | 85 |
| 6.7 | Beskrivelse av figur 6.11 | 86 |
| 6.8 | Akse 2 - Etterregnede verdier og verdier fra PDA(*) | 92 |
| 6.9 | Akse 5 - Etterregnede verdier og verdier hentet fra PDA(*) | 92 |
| 6.10 | Akse 6 - Etterregnede verdier og verdier fra PDA(*) | 92 |
| 6.11 | Akse 7 - Etterregnede verdier og verdier fra PDA(*) | 92 |
| 7.1 | Middelverdier for bortid, spyletrykk, matekraft og HI for sonderingene i akse 2, 5, 6 og 7 | 99 |
| 7.2 | Lengde på rammede peler - middelvei og standardavvik for hver akse. | 100 |
| 7.3 | Akse 2 - Verdier for HI og verdier fra PDA(*) | 102 |
| 7.4 | Akse 5 - Verdier for HI og verdier hentet fra PDA(*) | 102 |
| 7.5 | Akse 6 - Verdier for HI og verdier fra PDA(*) | 103 |
| 7.6 | Akse 7 - Verdier for HI og verdier fra PDA(*) | 103 |
| 7.7 | Pel A - Akse6. PDA ved to forskjellige dybder | 106 |

Kapittel 1

Innledning

1.1 Bakgrunn for oppgaven

I forbindelse med prosjekteringen av Åstfjordbrua i Snillfjord kommune ville Statens vegvesen undersøke om det var mulig å utnytte totalsonderingsdata tilknyttet prosjekteringen av pelene. Dette innebar å tolke totalsonderinger for kartlegging av laginndeling i morenemasser, og hvordan dette videre kunne benyttes til å planlegge ramming av lukkede stålrørspeler.

Bransjen erfarer store avvik i totalsonderingsprosedyren, og det er derfor generelt knyttet stor skepsis til benyttelse av datagrunnlaget til annet enn kartlegging av bergoverflaten. Samtidig er dette den eneste grunnundersøkelsen egnet for faste morenemasser med varierende blokkinnhold. Relatert til byggingen av Åstfjordbrua ble det gjennomført over hundre totalsonderinger. Hensikten med undersøkelsene var å kartlegge grunnforholdene og dybden til berg.

Ved å analysere tilgjengelige data, som rammeprotokoller, PDA-analyser og resultater fra totalsonderinger, er det ønskelig å kartlegge hvordan man på best mulig måte kan benytte denne informasjonen til prosjektering av lukkede stålrørspeler i morenemateriale. Ved kartlegging av de faktiske rammingsforholdene i fjorden kan nødvendig pelelengde estimeres, noe som vil kunne medføre tids- og kostnadsbesparelser i anleggsfasen for fremtidige prosjekter.

1.2 Målformulering

Pelene i prosjektet ble prosjektert basert på resultater fra fullskala prøvepeling, der lengden på pelene ble estimert på bakgrunn av prøvepelens lengder i løsmassene. Prøvepelingen viste at pelengdene var forskjellige for de som ble satt inn mot neset og de som ble satt innover i fjorden. Dette ble videre brukt til estimering og bestilling av pelengder.

I ettertid viste det seg at det var forskjeller og ingen entydig sammenheng med at pelene som ble satt inn mot neset hadde forskjellig lengde fra de pelene som ble satt ut i fjorden. Statens vegvesen ville derfor undersøke om det var mulig å etablere en bedre praksis for prosjektering og dimensjonering av lukkede stålrørspeler i morenemasser ved bruk av totalsonderingsdata. Dette innebar å tolke totalsonderinger, fortrinnsvis fjellkontrollboring, for kartlegging av laginndeling i morenemasser og videre undersøke hvordan dette kunne benyttes til å planlegge ramming av lukkede stålrørspeler.

1.3 Avgrensning

Denne studien ser kun på datagrunnlaget relatert til byggingen og prosjekteringen av Åstfjordbrua. Resultatene fra denne studien er derfor basert på grunnforholdene i Åstfjorden. Det er valgt å benytte maskinlæringsalgoritmene *K-Means* og *Hidden Markov Models* til klassifisering av totalsonderingsdata.

1.4 Metode og tilnærming til problemstillingen

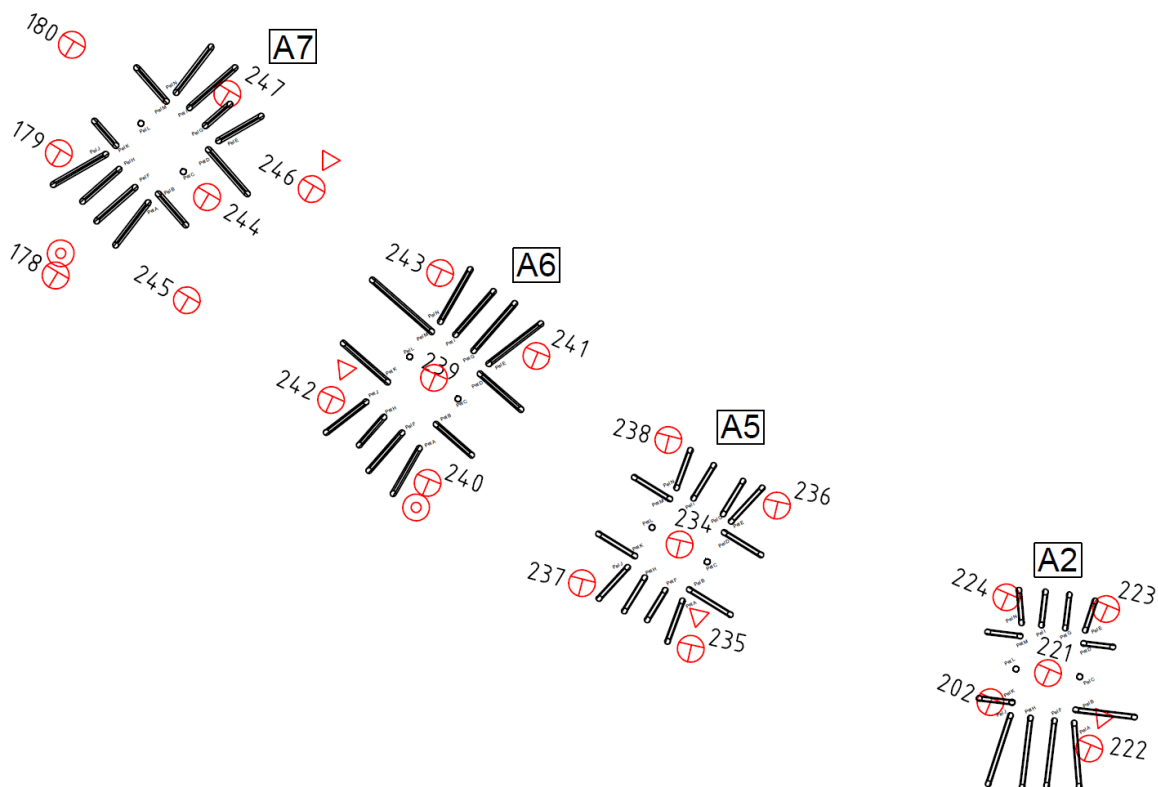
Det var ikke definert klare forskningsspørsmål til oppgaven. Tilnærmingen til problemstillingen er et resultat av en kontinuerlig dialog med Statens vegvesen (SVV).

Figur 1.1 viser plasseringen av peler og nærliggende totalsonderinger for akse 2, 5, 6 og 7. Relasjonen mellom disse sonderingene og rammede peler ble undersøkt ved å kombinere nærliggende totalsonderinger med rammeprotokoller og PDA-tester.

Det ble først forsøkt å tolke laginndeling fra totalsonderingene ved å studere lengdeprofiler med behandling av sonderingsdata i Excel. Det ble deretter valgt å benytte statistiske mo-

deller, programmering og maskinlæring for tolkning av hardheten i sonderingene. Dette ble gjort da maskinlæring tidligere har blitt benyttet til løsning av lignende problemstillinger.

For å estimere rammemotstanden til pelene ble rambarhetsprogrammet GRLWEAP benyttet. Programmet tar hensyn til kompleksiteten med rammeprosessen og er mye benyttet internasjonalt for pelearbeider offshore. Målet var å hente ut rammemotstanden som tilsvarte pelenes rammeforløp.



Figur 1.1: Oversikt over akseplassing, pelenes innbyrdes plassering og nærliggende totalsonderinger

1.5 Oppgavens oppbygging

- **Kapittel 2** gir en prosjektbeskrivelse av Åstfjordbrua med informasjon om gjennomførte pelearbeider, grunnforhold og grunnundersøkelser.
- **Kapittel 3** tar for seg teori og metodikk for kartlegging av grunnforhold ved bruk av totalsonderinger. Teori tilknyttet maskinlæring som tolkningsverktøy presenteres.
- **Kapittel 4** redegjør for prosjektering og ramming av peler i friksjonsmasser. Praksis fra peleveiledning, rammeprosesser i friksjonsmasser og beskrivelse av kjente beregningsmetoder for aksiell bæreevne og rammemotstand presenteres.
- **Kapittel 5** tar for seg teori tilknyttet rambarhetsanalysen. Kapitlet gir en innføring i rammeformelen, endimensjonal bølge teori og GRLWEAP.
- **Kapittel 6** beskriver metodikken for kartlegging av hardhetsvariasjoner i en totalsondering med bruk av maskinlæring. Valgt metodikk for å estimere jordens spissmotstand med bruk av PDA-resultater og rammeprotokoller blir også beskrevet.
- **Kapittel 7** analyserer sammenhengen mellom maskintolkede totalsonderinger, ramme-protokoller og PDA-resultater.
- **Kapittel 8** diskuterer benyttelsen av maskinlæring på totalsonderingsdata, GRLWEAP for verifisering av styrkeparametere og metoden totalsondering.
- **Kapittel 9** gir en oppsummering og konklusjon, med forslag til veien videre.

Kapittel 2

Åstfjordbrua

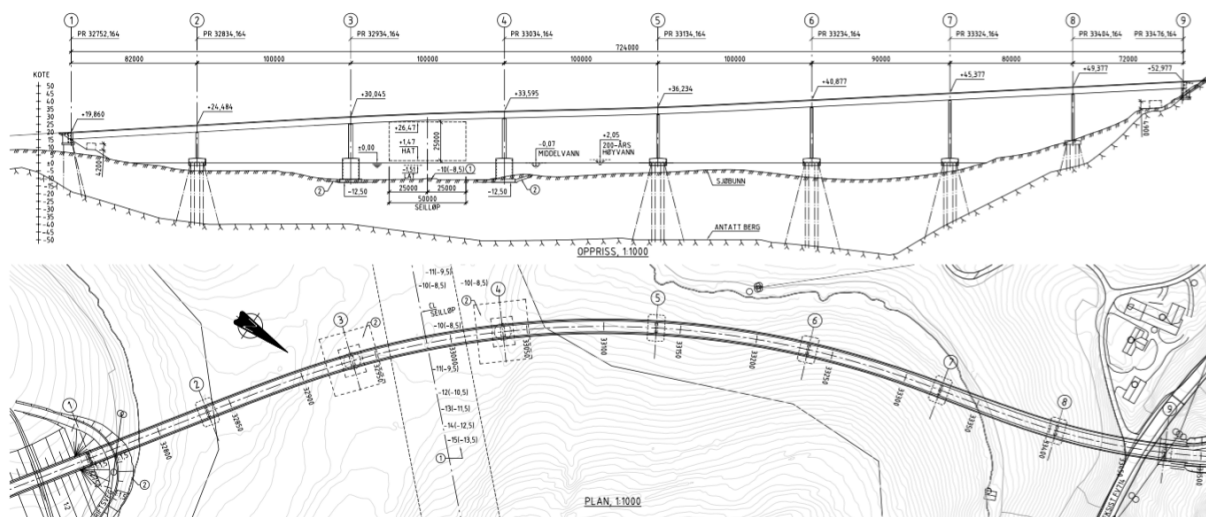


Figur 2.1: Bilde av Åstfjordbrua. Tatt 24.05.2019

2.1 Prosjektet

Statens vegvesen bygger i disse dager Åstfjordbrua for krysning av Åstfjorden i Snillfjord kommune i Trøndelag. Brubyggingen er en del av Prosjektet Fv. 714 Laksevegen, og har som formål å forbedre trafiksikkerheten og fremkommeligheten på strekningen mellom Stokkhau- gen i Orkdal kommune og Sundan i Snillfjord kommune. Prosjektet inneholder fire hoved- konstruksjoner med bygging av to tunnellop, ny veg og Åstfjordbrua. Denne masteropp- gaven relateres til pelefundamenteringen av brukarene av den nye brua over Åstfjorden. Brua har en prosjektert lengde på 732 meter og holdes oppe av 9 bruakser. Figur 2.2 viser plasse- ring av aksene, og tabell 2.1 beskriver gjeldende fundamenteringsprinsipp for hver akse.

Brua får seks fundament i sjøen, der fire av dem skal fundamenteres på peler. Tabell 2.1 angir fullstendig fundamenteringsbeskrivelse for prosjektet.



Figur 2.2: Oversikt over akseplassing

Tabell 2.1: Fundamenteringsbeskrivelse

| | |
|---------------------|--|
| Landkar akse 1 | Direktefundamentering på fylling/løsmasser |
| Pilarer akse 3 og 4 | Senkekassefundamentering på løsmasser |
| Pilarer akse 2, 5-7 | Frittstående pelegrupper i vann med rammede stålrørspeler (friksjon) |
| Pilar akse 8 | Stålkjernepeler til berg |
| Landkar akse 9 | Direktefundamentering på berg |

For å estimere rammeforløpet og total pelelengde for prosjektet, ble det gjennomført fire fullskala prøvpelinger. Hensikten med prøvpelinger var å undersøke hvor langt det var mulig og ramme pelene i løsmassene, og for å redusere usikkerheten tilknyttet ramming av peler i sjø. Pelearbeidene var også ment for å kartlegge oppnåelig bæreevne.

Det ble samtidig gjennomført PDA-målinger og CAPWAP-analyser for bestemmelse av karakteristisk oppnådd bæreevne. Andre metoder for fastsettelse av karakteristisk bæreevne er beskrevet i kapittel 4.2.1.

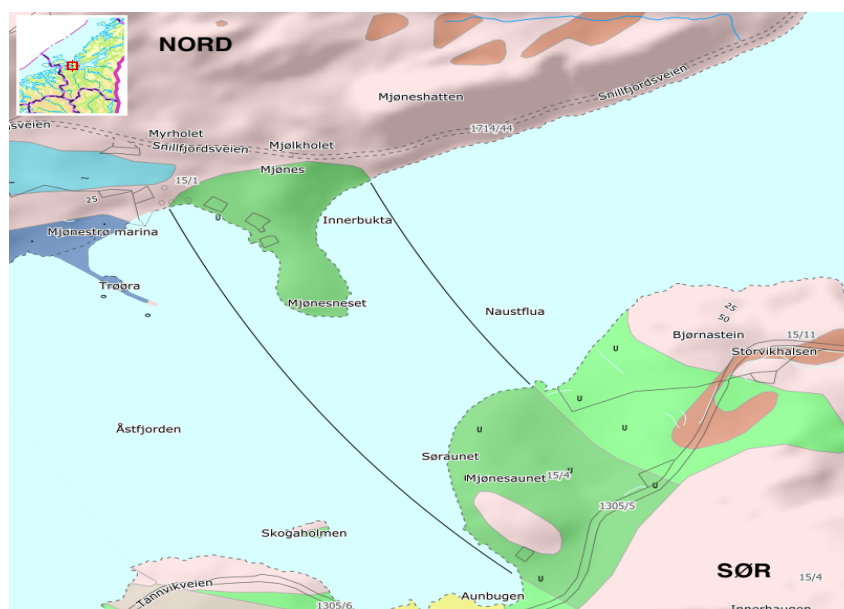
2.1.1 Grunnundersøkelser

Tabell 2.2 viser hvilke grunnundersøkelser som er gjennomført på land og på vann.

Tabell 2.2: Beskrivelse grunnundersøkelser for selve brua

| Sted | Tot.sond | CPTU | Prøveserier | Brønn |
|------------------------|------------|----------|-------------|----------|
| Land - Nordside | 43 | 2 | 5 | 0 |
| Land - Sørside | 43 | 0 | 2 | 1 |
| Sjø | 51 | 7 | 6 | 0 |
| TOTALT | 137 | 9 | 7 | 1 |

Figur 2.3 viser de kvartærgeologiske forholdene i fjorden. Mørk grønn indikerer randmorene, som går over hele fjorden. Lys grønn viser tynn moreneavsetning, mens rosa viser bart fjell. Brun angir områder med torv og myr.



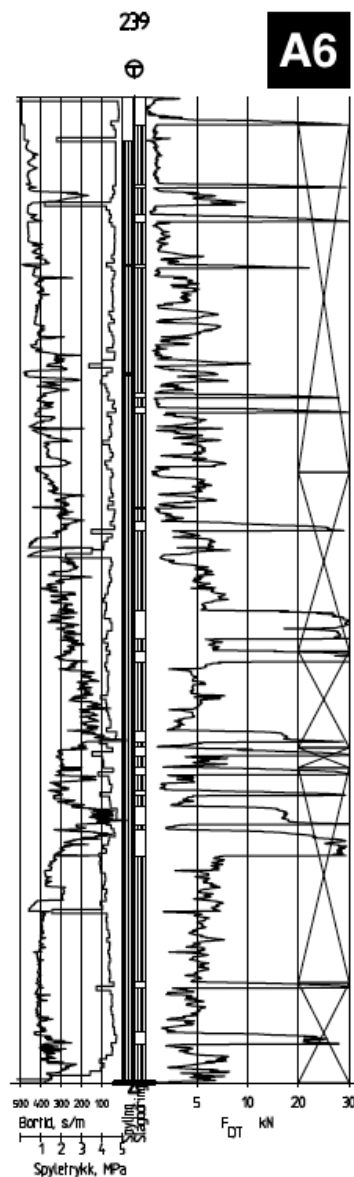
Figur 2.3: Kvartærgeologisk kart - hentet fra NGU.no

Brua er prosjektert på en endemorene som strekker seg på tvers over fjorden (se stipulerte linjer i figur 2.3). Massene består hovedsakelig av fast lagret sand og grus, med forekomster av finstoff, stein og blokker. For slike masser kan det være krevende å fastsette materialparametere, da det er vanskelig å hente opp uforstyrrede prøver for videre testing i laboratoriet og for in-situ testing i felt.

Det har blitt gjennomført totalt 137 totalsonderinger for kartlegging av grunnforholdene i og rundt bruaksene. Sonderingene er tatt med fire forskjellige rigger. Totalsonderingene indikerer tette friksjonsmasser, hvor det har blitt benyttet økt rotasjon, spyling og slag for å opp-

rettholde normert penetrasjonshastighet. Samtlige sonderinger i sjø ble avsluttet før berg ble detektert. Figur 2.4 viser et godt eksempel på hvor harde massene er. Dette betyr at metoden for fjellkontrollboring har blitt benyttet gjennom store deler av sonderingen.

For kartlegging av grunnforholdene i fjorden og rundt de pelefundamenterte aksene 2, 5, 6 og 7 har totalsonderingene som befinner seg i nærhet av de rammede pelene blitt undersøkt. Som man ser fra eksempelsonderingen er det krevende å tolke den relative motstanden og laginndelingen i profilet. Dette skyldes at man flere steder forsøker å gå tilbake til opprinnelig sonderingsprosedyre. Fra totalsonderingene har motstanden i bakken blitt logget for hver 2,5 cm. For innbyrdes plassering av peler i forhold til totalsonderinger vises det til vedlegg B.



Figur 2.4: Totalsondering 239 for akse 6

2.1.2 Pelearbeider

Det ble antatt homogene masser i endemorenen. Lengden på pelene i akse 2, 5, 6 og 7 ble estimert på bakgrunn av prøvepelenes lengder i løsmassene. Prøvepelingen ble utført nær akse 6 og 7, og viste at pelelengdene var ulik for pelene som ble satt inn mot neset og de som ble satt innover i fjorden. Dette ble videre brukt til estimering og bestilling av pelelengder for de pelefundamenterte aksene.

Rammede peler modellert

AutoCAD har blitt benyttet for å modellere de rammede pelene i 3D. Dette har blitt gjort for å få et bedre tolkningsgrunnlag av grunnforholdene i og rundt aksene. Figur 2.5 viser pelenes relative lengde og plassering i forhold til hverandre for akse 2, 5, 6 og 7. Peleplanen og rammeprotokollene er vedlagt i vedlegg B. Hver akse er dimensjonert med 14 peler, hvor hver pel er dimensjonert med en kapasitet på 6000 kN.

Rammeprotokollene for hver akse indikerer at pelenes lengder varierer mye i forhold til hver akse, men også innad. Tabell 2.3 angir normalverdier og standardavviket for pelelengden i de ulike aksene. Tallene er hentet ut fra rammeprotokollen.

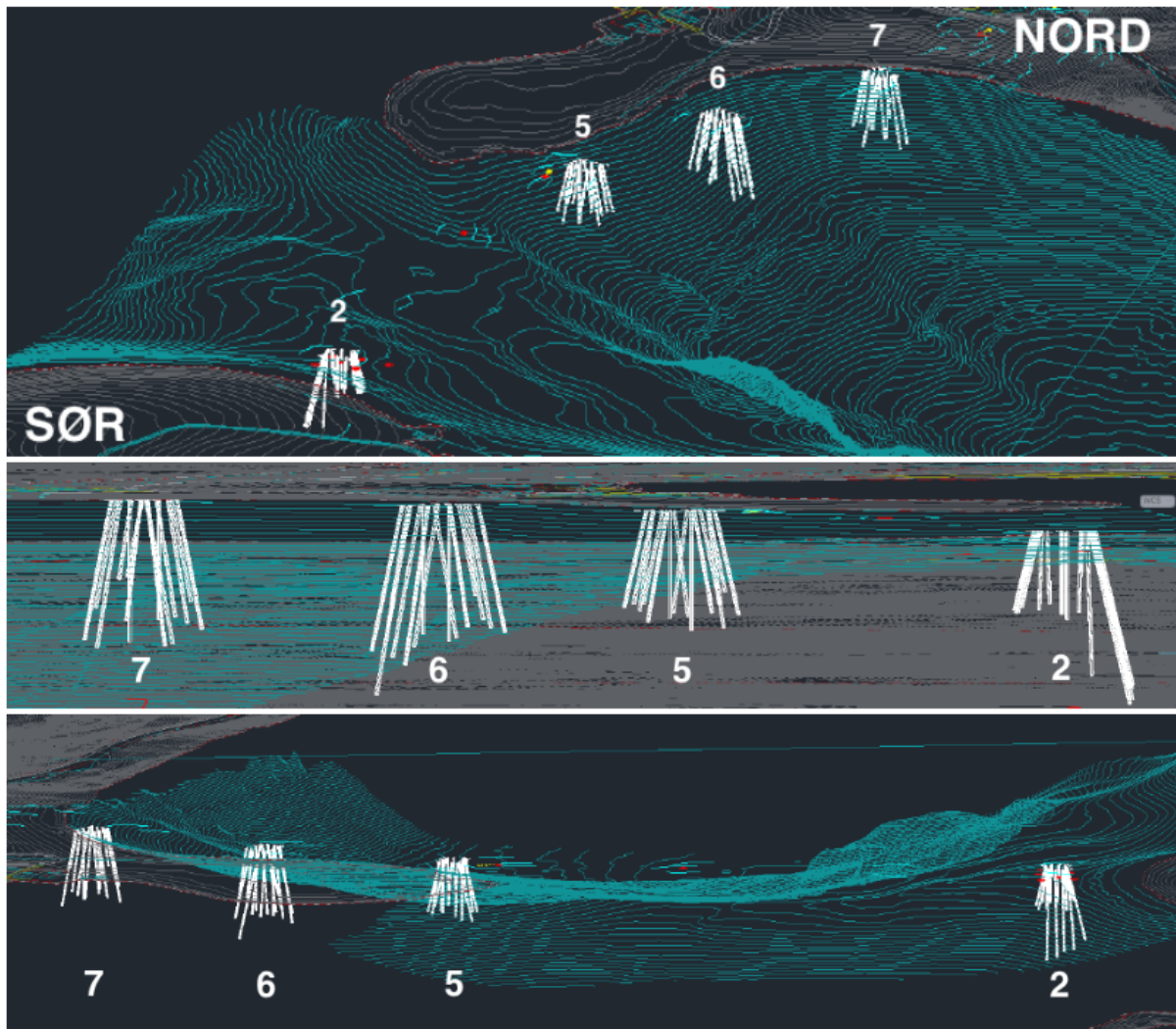
Tabell 2.3: Lengde på rammede peler - middelvei og standardavvik for hver akse.

| Akse | 2 | 5 | 6 | 7 |
|--|-------|-------|-------|-------|
| Middel pelelengde [μ] | 27,9m | 24,1m | 34,6m | 31m |
| Middel pelelengde i løsmasser [μ'] | 21,9m | 18,1m | 25,5m | 26,2m |
| Standardavvik pelelengde [σ] | 10,1m | 2,4m | 5,9m | 6m |

Kommentarer til rammede peler og valgt prosjekteringsmetodikk

Figur 2.5 viser at det generelt er store variasjoner i pelenes lengder innad i de ulike aksene. Det er samtidig vanskelig å se noen sammenhenger relatert til pelelengde på pelene som står inn mot og ut fra neset i akse 5, 6 og 7. Pelene i akse 5 er også tilnærmet like lange, uavhengig av pelenes plassering og orientering. For akse 2, på den andre siden av fjorden, har pelene på den ene siden av aksene en helt annen lengde enn de øvrige pelene i aksene. Figuren viser at antagelsen om pelenes lengde inn mot og fra neset ikke nødvendigvis stemmer.

Tabell 2.4 angir parametere for benyttede peler.



Figur 2.5: 3D-modellering av rammede peler for akse 2, 5, 6 og 7

Tabell 2.4: Parametere for Pel

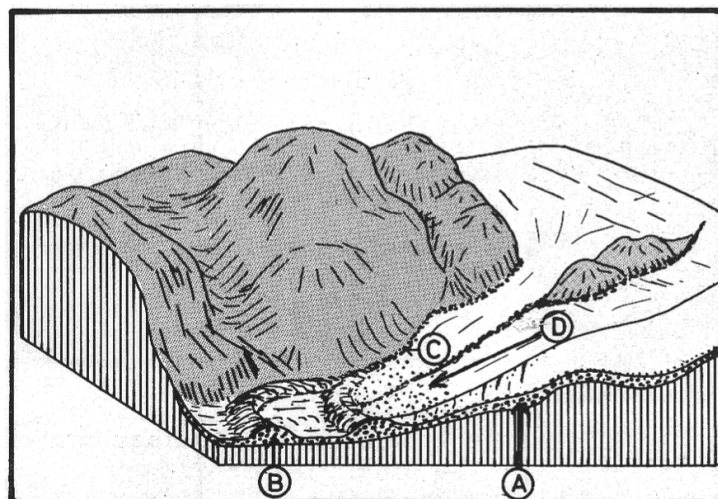
| Parameter | Størrelse |
|--------------|------------------------|
| Diameter | 914[mm] |
| Omkrets | 2,87[m] |
| Tversnitt | 0,056[m ²] |
| Spissareal | 0,65[m ²] |
| Godstykkelse | 20[cm] |
| Materiale | Stål |

Kapittel 3

Metodikk for kartlegging av grunnforhold

3.1 Endemorene

Morene er et løsmassemateriale som er direkte avsatt fra en isbre. Med tanke på avsetningens størrelse og omfang er dette betegnet som den vanligste jordarten (Wangen, 2003). Prosesser som vann, vind og skred har over tid omdannet opprinnelig morenemasse til andre jordarter man finner i landskapet. Figur 3.1 viser dannelsesforløpet til morenen. Disse er videre delt opp i fire grupper, basert på avsetningsforhold og hvor de er lokalisert i forhold til opprinnelig bremsse.



Figur 3.1: Beskrivelse morene, hentet fra Wangen (2003). A: Bunn, B: Ende, C: Side, D: Utsmelting

Åstfjordbrua er prosjektert og bygget på en endemorene som strekker seg på tvers av Åst-

fjorden. Disse massene er ryggformede avsetninger, som er bygget opp langs brefronten. Se bokstav B i figur 3.1 for illustrasjon. Morenen er dannet ved at isbreen både skyver og presser opp materiale i front, men også som et resultat av utsmeltet materiale, som glir og ruller ned fra breoverflaten.

Morene blir betegnet som en stabil byggegrunn. Et høyt finstoffinnhold kan gjøre landavsatte masser telefarlige. I rapporten til Wangen (2003) påpekes det at finstoff-innholdet i morenemassene kan tette spylehullene ved borspiss, noe som kan gjøre materialet vanskelig å bore i. På generelt grunnlag påpekes det likevel at det som oftest er uproblematisk å bore i de ulike morenemassene, med mindre det er veldig hardpakket og/eller har et høyt blokk-innhold.

3.2 Totalsondering

For grunnundersøkelsene relatert til byggingen av Åstfjordbrua, beskrevet i kapittel 2, var grunnforholdene av en slik karakter at det ikke var mulig å gjennomføre ønskede CPT-tester, da utstyret ble ødelagt av de grove massene. Det viste seg også krevende å få opp uforstyrrede in-situ prøver av massene.

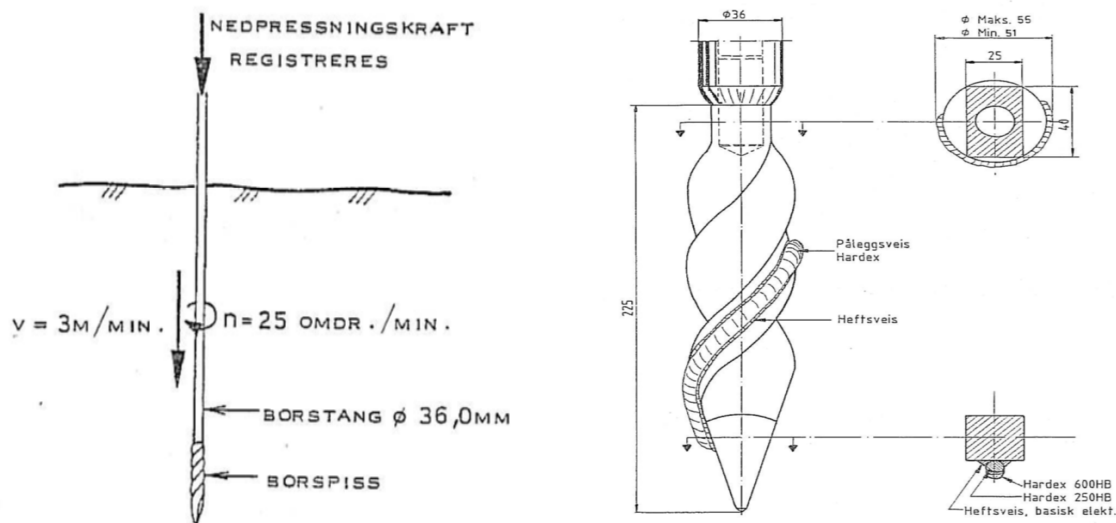
Totalsondering er en mye benyttet metode for sonderinger i jordprofiler bestående av tette sand-, grus- og steinholdige lag. Metoden benyttes for å identifisere de typiske laggrensene i profilet og for å bestemme dybden til fast fjell (Emdal et al., 2017). Metoden gir også grunnlag for fastsettelse av relativ fasthet i løsmassene (Vegvesen, 2014b).

Bonsaksen et al. (2018) utga i 2018 en revidert utgave av NGF-Melding nummer 9, heretter omtalt som *veilederen* for utførelse av totalsonderinger. Denne meldingen redegjør for selve metoden, gjeldende krav til utstyr og utførelse samt beskrivelse av hvordan man burde tolke resultatene. Innholdet i denne veilederen vil bli omtalt i det følgende.

3.2.1 Metodikk

Totalsondering er en videreutvikling av dreietrykkssondering og fjellkontrollboring. Tradisjonell dreietrykkssondering går ut på at man både dreier og trykker borstenger ned i bakken med konstant hastighet og dreiehastighet (Norsk Geoteknisk forening, 1989). Metoden blir benyttet for å finne den relative laginndelingen i løsmasser og dybden til det som betegnes

som faste masser, basert på sonderingsmotstanden som oppstår. Figur 3.2a illustrerer prinsippet for tradisjonell dreietrykksondering.



(a) Prinsipp. Hentet fra figur 1 i Norsk Geotek- (b) Utforming av spiss. Hentet fra figur 2 i Norsk
nisk forening (1989) Geoteknisk forening (1989)

Figur 3.2: Prinsipp for dreietrykksondering

Som figur 3.2a angir, er sonderingsmotstanden den nedpressingskraft som skal til for å holde en rotasjonshastighet på 25 omdreininger i minuttet pluss/minus 5 omdreininger og en penetrasjonshastighet på 3 meter i minuttet pluss/minus 0,5 meter. Diameteren på borstangen er 36 mm.

Metoden har sin begrensning i at sonderingen vil stoppe mot stein og blokk. Dette betyr at dreietrykksondering er lite egnet for detektering av fast fjell. Boreriggen skal etter kravene klare å minimum yte en nedpressingskraft på 30kN, i tillegg til et vridningsmoment på minimum 1kNm. Forankring av boreriggen er derfor nødvendig dersom nedpressingskraften ikke er tilstrekkelig på grunn av faste masser i grunnen.

Totalsondering kan derimot benyttes for sondering i løsmasser, blokk og berg. Metoden ble utviklet tidlig på 1990-tallet og har siden den gang vært den foretrukne metoden for kartlegging av grunnforhold og dybden til fast fjell i Norge. Til forskjell fra standard dreietrykksondering kan det i totalsondering påføres både økt rotasjon, slag og spyling for å penetrere gjennom stein og blokk. Borspissen er byttet ut med en borkrone og stangdiameteren er økt til 45mm.

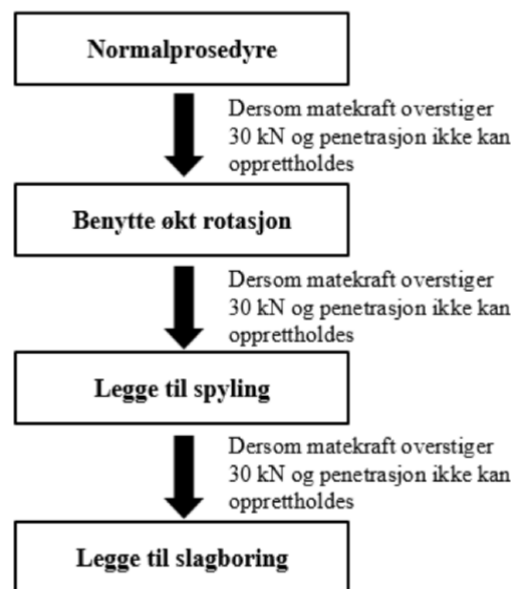
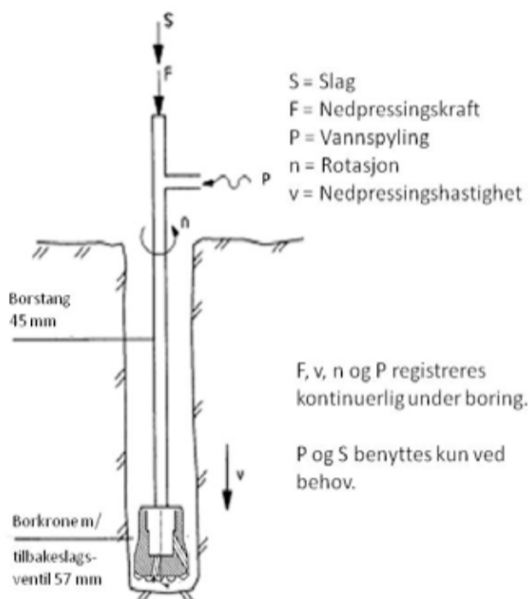
Sonderingsmotstanden er i likhet med dreietrykksondering den nedpressingskraften som

trengs for å opprettholde en nedpressingshastighet på 3 meter pluss/minus 0,5 meter i minuttet i tillegg til en normert rotasjonshastighet på 25 rpm. pluss/minus 5 omdreininger i minuttet.

En borkrone bores ned i bakken med konstant hastighet av en hydraulisk borerigg. Normalprosedyren baserer seg på sondering med konstant rotasjon på 25 roteringer pr. minutt og en konstant penetrasjonshastighet på 3 meter i minuttet. Denne prosedyren måler kun materkraften som trengs for å holde nevnte penetrerings- og rotasjonshastighet konstant. Dersom normalprosedyren ikke er tilstrekkelig kan det påføres økt rotasjon, spyling og slag til borstangen. Dette gjøres for å opprettholde ønsket nedpressingshastighet, og benyttes typisk når man møter på fastere lag eller blokker av stein i jordprofilen.

Påføringen av økt rotasjon, spyling og slag skal skje stegvis og i følgende rekkefølge.

Dersom normert penetrasjonshastighet ikke opprettholdes øker man først rotasjonen på borstangen. Dersom dette ikke er tilstrekkelig, påføres både spyling ved borspiss, i form av enten vanntrykk eller luft og slag. Dette er identisk med prosedyren for fjellkontrollboring. Figur 3.3b illustrerer metodikken.



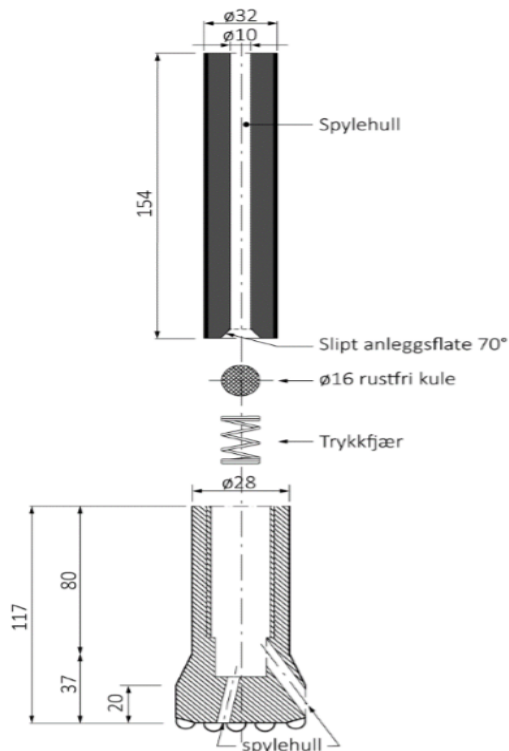
(a) Prinsippsskisse for totalsondering. Hentet fra figur 15 i Vegvesen (2014b)

(b) Prosedyre for utførelse av totalsondering. Hentet fra figur 3 i Norsk Geoteknisk forening (1989)

Figur 3.3: Totalsondering - Utstyr og metodikk

Ansvarlig grunnborer skal så raskt det lar seg gjøre forsøke å gå tilbake til normalprosedyren. Grunnborer kan derimot avvike fra dette om det er fare for brekkasje på utstyret. Dersom prosedyren fravikes, skal det logges i boreloggen.

Dersom man tror at man har nådd fast fjell, gjennomføres en kontrollboring, der man borer 3 meter inn i bergoverflaten med økt rotasjon, slagpåføring og spyling. Figur 3.3a viser prinsippet for en totalsondering. Figur 3.4b viser en standard borkrone med to spylehull.



(a) Detaljsskisse ventil, spylehull og borkrone. Hentet fra figur 2 i NGF-melding 9 Bonsaksen et al. (2018)

(b) Standard 57mm borkrone totalsondering. Bilde tatt hos Geosafe

Figur 3.4: Totalsondering - Detaljsskisse og borkrone

Resultatet fra totalsonderingen presenteres i et bordiagram som viser jordens motstand mot penetrasjon. Diagrammet viser også ved hvilke dybder boroperatørene måtte påføre økt rotasjon, spyling og slag. Med denne informasjonen kan man bestemme lagdelingen i jordprofilen basert på den relative motstanden i penetrasjon. Figur 3.5 viser et typisk resultat fra en totalsondering, med tilhørende tolket lagdeling. Som gjengitt i Emdal et al. (2017) har metoden den klare fordel at den kan benyttes i harde deposit av sand og grus. Metoden er også spesielt egnet for å detektere dybden til fjell. I motsetning til trykksoneering gir ikke sonderingen direkte informasjon om spissmotstanden, sidefriksjonen og poretrykket ved spiss. All påføring av krefter skjer på bakkeplan, noe som kan gjøre det krevende å tolke hvor mye som

faktisk påføres ved borkronen. Metoden gir derfor en samlet relativ motstand mot penetrasjon.

3.2.2 Boreriggens betydning på sonderingen.

Boreriggene har forskjellige egenskaper, som direkte påvirker resultatet fra sonderingene. Det er viktig å være klar over disse, da bruk av forskjellige type borerigger kan gi forskjellige tolkningsgrunnlag av grunnforholdene. Boreriggene skal være utrustet med en hydraulisk slagborhammer og spylesystem, som angitt i veilederen. Tabell 3.1 gjengir NGF-meldingens tekniske krav til borerigger, som skal benyttes til totalsondering. Riggene skal på forhånd være innstilt på en matehastighet på 50 mm/s og 25 rpm. Andre innstillinger avhenger av type borerigg, men de må kunne tilfredsstille kravene spesifisert i tabellen nedenfor.

Tabell 3.1: Spesifikasjoner - totalsondering

| Parameter | Størrelse |
|--------------------|------------------------|
| Vridningsmoment | Minimum 1,0 kNm. |
| Matekraft | Minimum 30 kN. |
| Rotasjonshastighet | 0-100(70) rpm. |
| Slageffekt | minimum 8 kW. |
| Slagfrekvens | minimum 1000 slag/min. |
| Spyletrykk (vann) | minimum 30 bar. |
| Spylemengde(vann) | minimum 40 l/min. |

Luft kan benyttes som spylemedium ved spesielle tilfeller, som ved fare for frostdannelse. Luft må aldri benyttes ved boring i høy-sensitive materialer, som kvikkleire, og bruken av dette må godkjennes av ansvarlig geotekniker.

Økt rotasjon skal benyttes dersom matekraften overstiger 3 tonn, samtidig som at penetrasjonen ikke kan opprettholdes. Rotasjonen skal da økes til mellom 50 - 70 roteringer pr. minutt, der formålet er å redusere nødvendig matekraft.

På riggen er det fastmontert en hydraulisk høytrykksvannpumpe på minimum 30 bar, men typisk med en kapasitet på 50 bar. Boreriggoperatørene har muligheten til å slå vanntrykket av eller på. Pumpene er stilt inn slik at dersom spyletrykket stiger opp til 30/40 bar slår det inn en overlagringsventil, som sørger for at man ikke ødelegger pumpa. Spyletrykket påføres gjennom et spylehull i borstangen, der vanntrykket presser en rustfri kule ned i en trykkfjær, før vannet spyles ut gjennom to spylehull på borkronen. Vannmengden er på ca. 40 liter i

minuttet. Detaljutforming er vist i figur 3.4a og 3.4b. Dersom massene er av en slik karakter at de kan tette spylehullene, vil spyletrykket øke og man er nødt til å rømme hullet. Dette betyr i praksis at man trekker røret litt opp i borhullet samtidig som at man påfører spyletrykk for å presse ut massene av borkronen. Størrelsen på spyletrykket vil avhenge av flere faktorer, som pakningsgrad, fasthet og permeabilitet av de sideomliggende massene. Det er viktig å være klar over at dersom det samler seg masser inne i spylehullene på borkronen vil størrelsen på spyletrykket bli kunstig høyt og ikke representere massene man har på borspiss.

Hammer-egenskaper som hammervekt, slagfrekvens og slag høyde vil direkte påvirke hvor mye energi som kan påføres borstangen og ned til borkrone ved slagpåføring. Borstengene er 45mm i diameter og følgelig vil noe av slagenergien forsvinne ved påføring. Ved å benytte slag reduseres matekraften på riggen til 700kg. Dette gjøres for å forhindre at stangen skal låse seg, noe som kan skje dersom man mater for mye samtidig som man slår. Grunnboreren har også mulighet til å justere slagfrekvensen på hammeren.

Dersom sonderingen gjøres til større dyp vil størrelsen på overført energi til borkronen ha betydning for tolkning av laginndeling. Eksempelvis kan et lag se meget fast ut ved større dybder da borstengene kan være påvirket av stangfriksjon og energidissipasjon. Det er også viktig at boreriggen er forankret tilstrekkelig. For boringer på vann er det spesielt viktig å ta hensyn til dette dersom sonderingene skal benyttes til kartlegging av hardheten i grunnen. Sonderinger fra borebåt er eksempelvis bedre forankret, enn borerigg montert på flåte.

For at resultatet fra sonderingen skal representere forholdene i grunnen best mulig er det viktig at ansvarlig grunnborer lar maskinen operere på standardinnstillingene. Dersom disse overstyres er det viktig at dette logges i en borelogg, der det beskrives hva som er blitt gjort. Justering av slagfrekvens, rotasjonshastighet og for tidlig igangsetting av fjellkontrollboring gir forskjellige tolkningsgrunnlag av den relative motstanden i bakken.

3.3 Datainnsamling og filbehandling

På boreriggen er det installert en digital enhet som registrerer og lagrer data fra sonderingen. Data registrert fra en totalsondering er tradisjonelt gitt i en TOT-fil. Innholdet i filen varierer avhengig av type borerigg og valgt sonderingsmetodikk. Det er for eksempel ikke vanlig praksis å registrere og logge vridningsmomentet under sonderingen, selv om man har mulighet til det. Tabell 3.2 viser parameterne som kan logges og presenteres i en TOT-fil.

Tabell 3.2: Data - TOT-fil

| Kode | Beskrivelse |
|------|------------------------------|
| D | Dybde(m) |
| A | Matningskraft(kN). |
| B | Matningshastighet(mm/s). |
| V | Vridningsmoment(kNm). |
| AP | Slag(1=på,0=av). |
| R | Vridningshastighet(rpm). |
| I | Spyletrykk(MPa). |
| SP | Hydraulikktrykk hammer(MPa). |
| J | Spylemengde(l/min). |

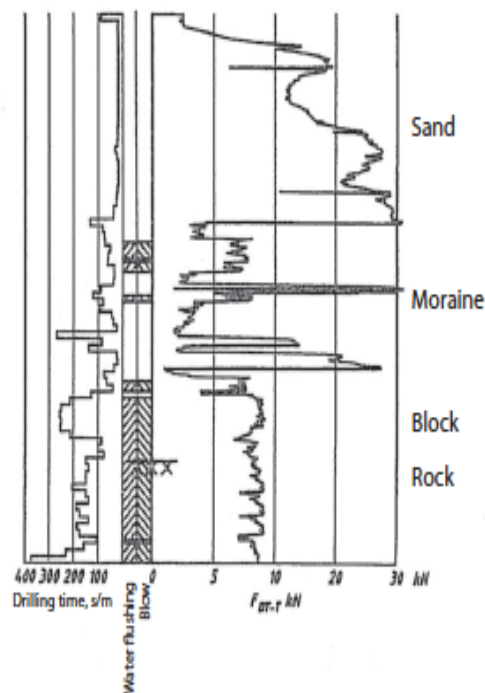
Nye borerigger har muligheten til å logge og registrere andre parametere, som kan gi mer informasjon om grunnforholdene. Dette registreres og logges i en XPLOG-fil og inneholder i tillegg til informasjonen i en TOT-fil, informasjon om belastning, tidspunkt, trykk på vridningsmotor- og vridningsmoment ved en totalsondering. Tabell 3.3 viser parameterne som kan logges og registreres i en XPLOG-fil.

Tabell 3.3: Data - XPLOG-fil

| Kode | Beskrivelse |
|-----------|--|
| D | Dybde(m) |
| A | Matningskraft(kN). |
| W | Belastning(kN) . |
| AK og AKZ | Tidspunkt(ååååmmddtmm). |
| B | Matningshastighet(mm/s). |
| AP | Slag(1=på,0=av). |
| R | Vridningshastighet(rpm). |
| P | Trykk på vridningsmotor - totalsondering(MPa). |
| PR | Vridningsmoment høyre side(kNm). |
| I | Spyletrykk(MPa). |
| SP | Hydraulikktrykk hammer(MPa). |
| J | Spylemengde(l/min). |

3.4 Tolkning av laginndeling

Figur 3.5 viser et eksempel på en tolket totalsondering i sand og morene. Som figuren viser, påføres slag og spyling i det matekraften nærmer seg 3 tonn. For dybder der prosedyren for fjellkontrollboring benyttes ser man at matekraften faller ned til omtrent 700kg, som prosedyren tilsier. Figuren illustrerer forskjellene på målt motstand med og uten bruk av fjellkontrollboring.



Figur 3.5: Resultat fra totalsondering. Hentet fra figur 3.6 i Emdal et al. (2017)

3.5 Maskinlæring som tolkningsverktøy

Maskinlæring (ML) relateres til kunstig intelligens, og handler om hvordan man ved hjelp av algoritmer kan lære maskinen å ta egne ikke-programmerede avgjørelser. ML har i de senere år blitt benyttet til å lage gode prediksjonsmodeller for bestemmelse av materialegenskaper, bæreevne, friksjonsvinkel og skjærstyrke i jord (Pham et al., 2018). Relatert til pelearbeider har ML tidligere blitt benyttet for prediksjon av friksjonskapasiteten til peler rammet i leire (Samui, 2008).

Empiriske sammenhenger er mye anvendt innen geoteknikk og baserer seg ofte på lineære

regresjonsmodeller, benyttet på større datasett (Fallah, 2018). Maskinlæring muliggjør implementering av ikke-lineære regresjonsmodeller, som kan finne mer nøyaktige sammenhenger på data som ikke har tydelige lineære relasjoner.

Maskinlæring deles inn i tre hoveddeler, supervised-, unsupervised- og reinforcement learning. Den sistnevnte blir ikke forklart i denne oppgaven, da den ikke er relevant for denne problemstillingen.

3.5.1 Supervised learning

Supervised learning er mye benyttet ved klassifisering av data, der målet er å lære modellen et klassifiseringssystem (Ayodele, 2010). Metoden tar inn både input(features)- og resultat-data der disse sammen benyttes for å trene modellen. Dette er eksempelvis tidligere anvendt for bestemmelse av skjærstyrken til leirige jordarter. Metoden baserer seg på at man trener algoritmene eller modellene med en mengde data, ofte kalt features. Dataene fungerer som algoritmens erfaringsgrunnlag, som videre benyttes for tolkning av ny og ukjent test-data. Selve treningen består av at algoritmen(e) iterativt går gjennom dataene og forsøker å predikere ønsket resultat-data. Dersom algoritmen bommer blir den korrigert, slik at den treffer bedre på neste forsøk.

Forskningsartikkelen til Pham et al. (2018) predikerer leirens skjærstyrke basert på plastisitetstetsgrense, flyteindeks, vanninnhold og leir-innhold. Disse variablene ble derfor modellens input-data(features). Skjærstyrken, modellens resultat-data, ble bestemt fra laboratorieforsøk på 188 leirprøver, med funnet friksjonsvinkel og kohesjon. Figur 3.6 illustrerer metodikken, der 70% av datasettet, på totalt 188 prøver er treningsdata for modellen. De resterende 30% blir benyttet som test-data for å predikere skjærstyrken, S_u , basert på valgte features.

Fra laboratorieforsøk kjenner man den faktiske skjærstyrken for alle data. Ved å teste trent modell på test-data kan man estimere nøyaktighetsgraden av modellen. Dersom modellen ikke gir tilstrekkelig nøyaktighet kan man øke mengden data, re-definere valgt treningsdata, justere eller endre valgte features.

| Prøve nummer | Leir-innhold [%] | Flytegrense [%] | Plastisitetsgrense [%] | Vanninnhold [%] | Su [kPa] |
|--------------|------------------|--------------------|------------------------|-----------------|----------|
| 1 | 85 | 44 | 80 | 53 | 0.16 |
| 2 | 80 | 97 | 90 | 24 | 0.17 |
| 3 | 55 | 36 | 51 | 42 | 0.18 |
| 4 | 94 | 88 | 87 | 41 | 0.16 |
| - | - | TRENINGSDATA [70%] | | - | - |
| - | - | - | - | - | - |
| - | - | - | - | - | - |
| - | - | - | - | - | - |
| - | - | TEST-DATA [30%] | | - | ? |
| 187 | 82 | - | - | 50 | - |
| 188 | 90 | 40 | 81 | 33 | - |

Figur 3.6: Eksempel på trening- og testdata for supervised learning

3.5.2 Unsupervised learning

Unsupervised learning har i motsetning til supervised learning ikke informasjon om resultatdata. Dette betyr at man ikke gir maskinen direkte informasjon om hva den skal finne (Ayodele, 2010). Input i metoden er ustrukturert data, som algoritmen selv må sortere og lete gjennom etter sammenhenger.

Gruppering, kalt clustering, er en mye anvendt metode innenfor denne kategorien. Denne metoden for ML går ut på at man ønsker at algoritmen skal lete gjennom treningsdataene etter likheter og derav gruppere dataene i flere grupperinger. Det er viktig at man på forhånd har en intuitiv formening om hvordan grupperingen burde være, slik at man har mulighet til å verifisere resultatet av grupperingen. For at metoden skal fungere er det viktig at man har tilstrekkelig mengde treningsdata tilgjengelig.

K-Means er en mye anvendt grupperingsmetode, som kan benyttes dersom man har forskjellige data som ikke er definert i kategorier. Metoden grupperer datasettet inn i et brukerbestemt antall grupperinger, k . Grupperingen gjøres gjennom en iterativ prosess, der dataen samles og kategoriseres basert på den euklidske avstanden mellom datapunktene (Wagstaff et al., 2001). Grupperingen skjer ved at x -antall sentroider, tilsvarende k -antall klustere, plasseres tilfeldig i datamengden. Avstanden hvert datapunkt har til disse sentroidene avgjør hvilken sentroide de skal tilhøre. Etterhvert som alle punktene har blitt gruppert tar algoritmen middelveien av avstanden mellom sentroidene og tilhørende datapunkt. På denne måten får sentroidene nye plasseringer i midten av disse første grupperingene. Deretter tildeles datapunktene på nytt sin sentroide (gruppering) basert på den minste avstanden til nærliggende senterpunkt. Dette er en iterativ prosess som gjøres helt til avstanden til nær-

liggende datapunkt har konvertert og forblir uendret.

Vora et al. (2013) viser at avstanden mellom hvert datapunkt, $[x_i]$ og senterpunkter beregnes som vist i formel 3.1.

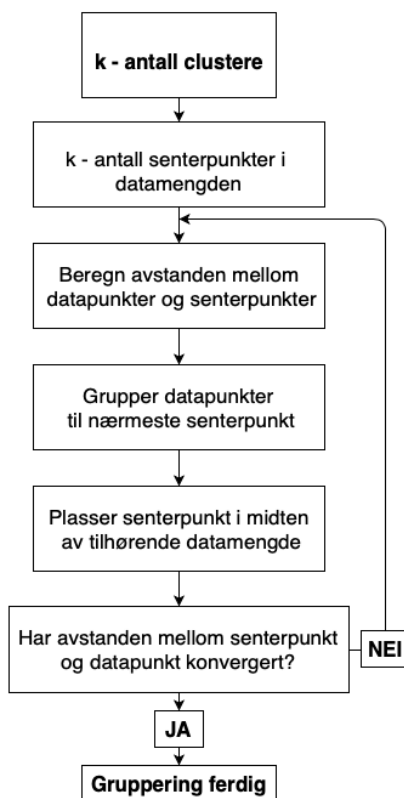
$$d(x_i, m_i) = \sqrt{\sum_{j=1}^d (x_{ij} - m_{j1})^2} \quad (3.1)$$

$d(x_i, m_i)$ er avstanden mellom datapunkt, i , og gruppering, j .

Etter at alle datapunkt er gruppert til nærmeste senterpunkt beregnes middelværdien m_i til alle datapunkt innad i grupperingen, som i formel 3.2. N_i er antall datapunkter i grupperingen.

$$m_i = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} x_{ij} \quad (3.2)$$

m_i er nå senterpunktets nye plassering i datamengden. Figur 3.7 viser et flytdiagram, som illustrerer metodikken.



Figur 3.7: Flytdiagram for *K-Means* gruppering

K-Means er en av de mest populære algoritmene for å gruppere diskrete verdier inn i klasser. Dette skyldes at kompleksiteten i algoritmen er relativt liten, da datapunkter blir gruppert etter den euklidske avstanden mellom dem. For diskrete data, vil en slik gruppering være gunstig, da en verdi kun vil tilhøre en klasse. For tidsserie-data derimot, vil dette kunne medføre at grupperingen blir noe mindre presis. Dette skyldes at tidsserie-data generelt er registrert i kronologisk rekkefølge. I en slik sammenheng vil det være mer interessant å gruppere en sekvens med datapunkter istedet for en enkelt verdi. *K-Means* inneholder ikke funksjoner som tar hensyn til den vertikale strukturen i datasettet og er derfor ikke egnet til håndtering av slike data. Med vertikal struktur menes datasettets oppbygging. Eksempelvis boredata med dybden, der data er strukturert etter dybden den er hentet fra.

Hidden Markov Models (HMM) er en annen ML-algoritme som kan håndtere typer datasett, som *K-Means* ikke er like god til. Algoritmen er mye brukt på å gjenkjenne sekvenser i tidsserie-data, og er blant annet anvendt i stemmegjenkjenning-problematikk. Den har også tidligere blitt benyttet til å tolke geologiske data, som er logget med dybden.

Depina et al. (2016) benyttet blant annet algoritmen til å gjenkjenne lag fra CPTU-data, med holdepunkt og sammenligningsgrunnlag i vel-etablerte Robertson diagram. For beskrivelse av diagram vises det til relevant litteratur, som Gylland et al. (2017). Vezhapparambu et al. (2018) redegjør for anvendelse av algoritmen til å kartlegge klassifiseringen av bergarter basert på borehullsdata, der modellen ble modifisert etter faktiske grunnforhold.

Hidden Markov Models

I det påfølgende avsnittet vil Hidden Markov Models bli forklart gjennom ett eksempel. Modellen er relativt komplisert og det er derfor valgt å eksemplifisere metodikken.

Anta at været er en *Hidden Markov* modell. Været kan videre deles opp i tre tilstander eller grupper. Disse kan eksempelvis være tilstandene sol, regn og snø. Modellen gir brukeren mulighet til å definere en overgangssannsynlighet mellom hver enkelt tilstand, altså sannsynligheten for at det er sol neste dag gitt at det var regn den forrige dagen. Dette er kalt for en første ordens Markov kjede, hvor man forutser den kommende tilstanden, kun basert på den tidligere. Dette betyr at overgangen mellom tilstandene kun er avhengig av den tid-

ligere tilstanden. (Devijver, 1985). Ved å supplementere modellen med andre observasjoner, som for eksempel med antallet mennesker som benyttet paraply eller ikke, kan man underbygge og forsterke modellens værprognose for neste dag. For å benytte slike observasjoner i modellen må man tildele hver observasjon en sannsynlighetsfordeling, gitt den aktuelle tilstanden. Eksempelvis sannsynligheten for sol neste dag, dersom 0 personer gikk med paraply. Sannsynlighetsfordelingen representeres med en forventningsverdi og en varians, som gjør at modellen klassifiserer og relaterer en observasjon til en tilstand. Tilknyttet klassifiseringsproblematikk vil som regel disse tilstandene være skjulte, da man ikke kjenner til den nøyaktige grupperingen. I vær-modellen er værprognosen betegnet som skjult, da man skal gi en prognose basert på eksempelvis antallet personer som benyttet paraply og ikke været i seg selv. Modellen vil kunne klassifisere sekvenser av observasjoner, og finne største sannsynlighet for at en gitt sekvens tilhører en definert klasse.

HMM er bestemt av en start-tilstand, π , en overgangsmatrise A og en varians, θ . Hidden Markov Models er en generativ probabilistisk modell, der en sekvens av observerbare variabler, X , genereres av en sekvens med internt skjulte tilstander eller grupper, Z . Overgangen mellom tilstandene baserer seg på en førsteordens Markovkjede og bestemmes fra en start-tilstand (start-sannsynlighetsvektor), π og en overgangsmatrise, A . Sannsynlighetsfordelingen av observasjonene eller dataene vil da kunne være fordelt med et gjennomsnitt og varians, θ , betinget av den gjeldende tilstanden.

HMM tilnærmer seg ulike problemstillinger ved eksempelvis å løse dynamiske programmeringsalgoritmer, kjent som henholdsvis Viterbi-algoritmen og Forward-Backward-algoritmen. Disse er best egnet til å anslå optimal sekvens av skjulte tilstander og til å beregne sannsynligheten for de ulike hendelsene, som vil si sannsynligheten for ulike data. Modellen kan også brukes til å anslå ulike modellparametere, basert på observerte data. En slik problemstilling kan løses med anvendelse av en iterativ forventningsmaksimerings-algoritme (EM), bedre kjent som Baum-Welch-algoritmen. Utledninger og bakgrunnen til disse algoritmene blir ikke redegjort for i denne oppgaven. For dette vises det til relevant litteratur som Vezhappambu et al. (2018), Forney (1973) og Devijver (1985).

Valg av grupper

For at både *K-Means* og HMM skal skal fungere på en god måte må man ha en formening om hvor mange grupper man ønsker å gruppere dataene inn i, og hva slags parametere man vil trene modellen på. Dersom dataen er usortert og uoversiktelig kan dette være vanskelig og man trenger derfor en metode for å bestemme riktig antall k-grupperinger. Hvis man samtidig velger å trene modellen på for mange parametere, kan modellen bli for kompleks.

En metode for å validere og verifisere antall grupperinger for *K-Means* er *elbow method*. Metoden baserer seg på at man benytter *K-Means* gruppering på en rekke forskjellige verdier av k. For eksempel verdier fra 1 til 10. For hver verdi av k beregnes summen av kvadrerte avvik (SSR- sum of squared errors), som vist i formel 3.4. Metoden angir hvor mye grupperingen varierer mellom et ulikt antall grupperinger, k.

$$SSR = \sum_{i=1}^n (x_i - m_i)^2 \quad (3.3)$$

For bestemmelse av grupper med HMM kan dertimot nevnte *elbow-method* ikke benyttes direkte. Dette skyldes at HMM ikke baseres på avstanden til datapunkter, men sannsynligheten for at de skal forekomme. En egnet metode for bestemmelse av antallet grupperinger er Bayesian information criterion (BIC) (Chen et al., 1998). I likhet med *elbow-method* er dette en iterativ prosess, der man trener modellen på flere tilstander. Man kan også velge å trene modellen på flere parametere samtidig, for å se hvilke parametere som gir intuitivt best gruppering. Eksempelvis hvis man bygger en modell M, for et datasett X med n-antall observasjoner. Modellen har k parametere, hvor θ representerer hvor godt data er tilpasset modellen, gitt en sannsynlighetetsmaksimeringsestimator. BIC deles i to ledd, der målet er å få en så lav verdi for BIC som mulig.

Det første leddet, $k \log n$, øker i det man øker antall grupper, k, og observasjoner, n. Det andre leddet, $2 \log \theta$, baserer seg på hvor godt dataene passer modellen. Da målet er å få en så lav verdi for BIC som mulig vil man finne det antallet k, hvor differansen er så liten som mulig. Dette antallet for k betegnes derfor som optimalt antall grupperinger for datamengden.

$$BIC = k \log n - 2 \log \theta \quad (3.4)$$

BIC er tilpasset og relatert til en type normalfordeling. HMM kan inneholde flere fordelinger avhengige av hva man selv velger. For valg av korrekt antall grupperinger kompliseres derfor valget noe, da HMM kan bestå av flere sannsynlighetsfordelinger. BIC og *elbow-method* gir likevell en god oversikt over spredningen i dataene, og hvor valg av ulike parametere medvirker til å redusere eller øke nøyaktigheten til modellen.

3.5.3 Maskinlæring på totalsonderingdata

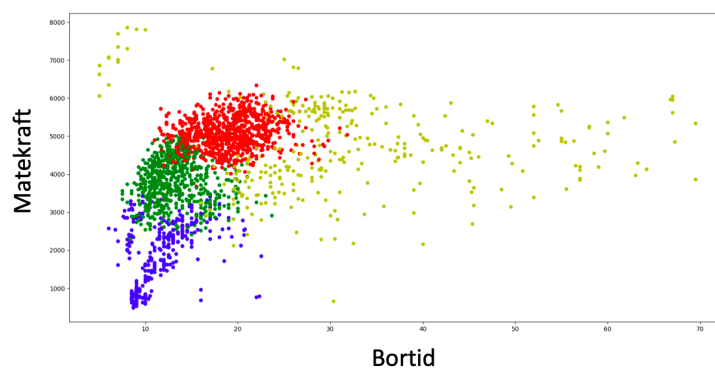
Totalsonderingsdata logges i intervaller med dybden, som en tidsserie. Fra TOT-filen kan man hente ut og velge hvilke parametere man ønsker å ta med i modellen. Arbeidsmetodikken med å klassifisere dataen fra totalsondering ved hjelp av ML, baserer seg på at man først trener modellen på ønskede parametere, kalt features. Dette kan for eksempel være størrelsen på bortid, spyletrykk og matekraft. Videre kan man bruke den trente ML-modellen til å forutsi og klassifisere datapunktene inn i grupper. I dette eksempelet består et datapunkt av en verdi for dybden, bortid, spyletrykk og matekraft. Dataen grupperes basert på en kombinasjon av størrelsen til disse parameterne. Dette forklares ytterligere i kapittel 6.2. *K-Means* finner grupper basert på den euklidske avstanden mellom datapunkter, mens HMM benytter seg av den maksimale sannsynligheten for at en fordeling tilhører den aktuelle tilstandens sannsynlighetsfordeling.

Valg av modell setter føringer for hvordan grupperingen og klassifiseringen gjennomføres. Ved bruk av HMM kan et datapunkt være i flere grupper samtidig, der den plasseres i en aktuell gruppe basert på dens sannsynlighet. Til sammenligning vil et datapunkt gruppert med *K-Means* kun tilhøre en gruppe.

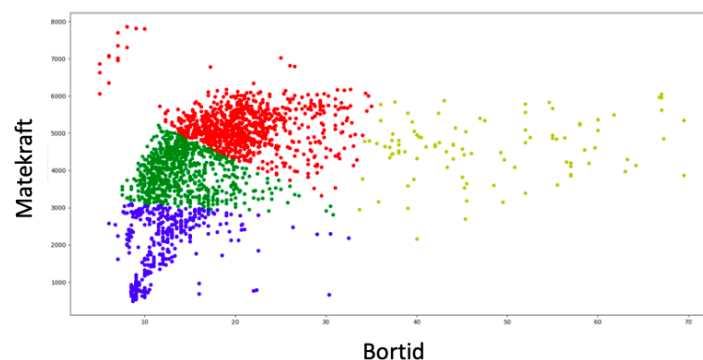
Med tanke på totalsonderingsdata i morene-materiale, vil modellene gruppere datapunktene og verdiene forskjellig. Dette skyldes at verdiene for bortid, spyletrykk og matekraft har store variasjoner innenfor små intervaller.

K-Means gir generelt flere grupperinger, da modellen ser på hvert enkelt datapunkt og klassifiserer det etter avstand. Dette betyr at man bør standardisere datapunktene, slik at verdiene vektlegges likt med tanke på den euklidske avstanden. HMM benytter seg av sannsynlighetsfordelinger og betrakter derfor sannsynligheten for at den skal gå over i et nytt lag gitt at den er i et annet lag. På denne måten vil HMM inneholde en vertikal struktur som bedre

vil kunne klassifisere en sekvens av punkter, istedet for enkeltpunkter i seg selv. Nøyaktighe- ten av en slik type gruppering vil derimot variere avhengig av størrelsen på datagrunnlaget. Med *K-Means* har man kun en inputparameter, der man spesifiserer antall grupperinger, k . HMM gir mulighet til å benytte seg av flere input, som man selv kan definere. Vezhapparam- bu et al. (2018) eksemplifiserer dette, der man velger å trene modellen på faktiske forhold. Dette betyr at dersom man kjenner til faktiske antall lag i grunnen, informasjon om overgan- gen mellom de forskjellige lagene og data tilknyttet de forskjellige lagene, kan man utnytte dette i en HMM-modell. På denne måten kan man ved hjelp av HMM kombinere maskin- styrt gruppering med egne erfaringer, noe som er en stor fordel i en rekke sammenhenger. Eksempelvis kan man kombinere og inkludere geotekniske erfaringer i modellen. Figur 3.8 og 3.9 viser et eksempel på gruppering av bortiden og matekraften for henholdsvis *Hidden Markov Models* og *K-Means*.



Figur 3.8: Gruppering av bortid og matekraft - HMM

Figur 3.9: Gruppering av bortid og matekraft - *K-Means*

Kapittel 4

Prosjektering og ramming av peler i friksjonsmasser.

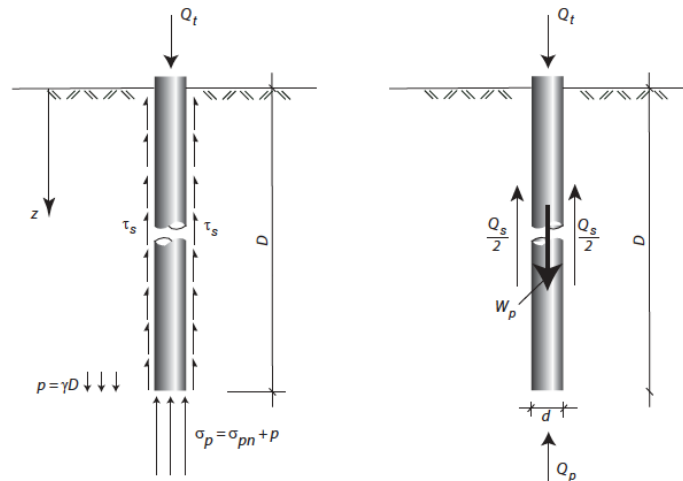
For ramming av peler vurderes både den statiske og dynamiske motstanden mot peledriving. Den statiske motstanden blir sett på som pelens langtidskapasitet og kan både være større eller mindre enn motstanden til jorden under driving. Dette avhenger både av jordens karakteristiske egenskaper og tidseffekter som kan oppstå under og etter driving (Chow et al., 1997).

I det følgende vil de mest benyttede metodene for å beregne aksiell statisk bærene bli presentert. Det er forskjellige metoder avhengig av om man betrakter en totalspennings- eller effektivspenningsanalyse. For denne oppgaven fokuseres det på driving av peler i sand, så det er primært metodene relatert til effektivspenningsanalysen som er gjeldende og som derfor vil omtales videre.

4.1 Samvirke mellom pel og jord

Spenningsene som forekommer på og langs en pel når den står i jorden kan grovt deles opp i sidefriksjon, τ_s , og spissmotstand, σ_p . Virkningsområdet på spenningsene er som illustrert i figur 4.1. Når pelen belastes med en aksiell-last, Q_t , oppstår det aksialspenninger i materialet. Denne spenningen er størst i toppen av pel og avtar langs pelens lengde. Ved pelespiss er

spenningen redusert til spissmotstanden, σ_p . Kraftene Q_p og Q_s får man ved å multiplisere spenningene med tverrsnittsarealet og overflatearealet på pelen.



Figur 4.1: Prinsippkisse krefter mellom pel og jord. Hentet fra figur 9.12 i Emdal et al. (2010)

For bæreevnebetragtninger benyttes vertikal likevekt av kreftene som virker på pelen. Her må man også ta hensyn til pelens vekt, W_p , dersom denne avviker fra jordens tyngdetetthet. Det vil si at dersom pelen veier mer enn tilsvarende penetrert jordvolum, må W_p betraktes i likevekten. Dette er vist i ligning 4.1. Dersom man antar at pelens vekt og penetrert jordvolum har tilsvarende vekt, forenkles uttrykket som angitt i ligning 4.2. Man referer da til spissmotstanden som netto spissmotstand.

$$Q_t + W_p = Q_p + Q_s \quad (4.1)$$

$$Q_t = Q_{pn} + Q_s \quad (4.2)$$

$$Q_{pn} = Q_p - W_p$$

Som vist ovenfor er man nødt til å finne spenningene som opptrer på pel for å kunne gjennomføre en bæreevneanalyse. Dette gjøres både med erfaringsbaserte metoder og metoder basert på data fra CPT(U).

4.2 Dimensjonering i henhold til Eurokode 7

Peler er konstruksjonselementer som benyttes for å overføre laster fra et fundament og videre ned i bakken. Peler kan dimensjoneres for å motstå trykk- og strekkspenninger, både for enkeltstående peler og pelegrupper. Den beregnede motstanden en pel kan tåle, enten i trykk eller strekk, finner man ved å summere bidraget fra sidefriksjonen og spissmotstanden på pelen, som illustrert i figur 4.1 og vist i ligning 4.2. Denne motstanden kunne også ha blitt målt gjennom forsøk med prøvebelastning eller ved PDA-forsøk (Vegvesen, 2014a)

For dimensjonering av ulike fundamenter skilles det mellom ulike typer grensetilstander. For peler betraktes grensetilstandsmetoden, der de dimensjoneres for kriteriene presentert i tabell 4.1.

Tabell 4.1: Aktuelle grensetilstander for peledimensjonering

| Grensetilstand | Kriterier med tanke på |
|----------------|---|
| Brudd | Kapasitet \geq lastvirkning |
| Bruks | Setninger, erosjon eller fysisk nedbrytning i løpet av levetiden. |
| Ulykkes | Uforutsette hendelser som kan medføre at brudd oppstår. |
| Utmattings | Sykliske eller gjeldende repeterende laster. |

Som vist i tabell 4.1 forsikrer kriteriene til de ulike grensetilstandene at pelene får dimensjonert tilstrekkelig kapasitet, men også at de er rustet for å motstå slitasje og varierende laster under levetiden.

For dimensjonering av peler skilles det mellom beregnet/ målt bæreevne og karakteristisk- og dimensjonerende bæreevne (Peleveiledningen, 2012). Beregnet eller målt bæreevne danner grunnlaget for fastsettelse av både karakteristisk- og dimensjonerende bæreevne. Denne kan man finne fra bæreevneformler ($R_{c,cal}$), prøvebelastning ($R_{c,m}$) eller fra dynamiske målinger gjort under pelerammingen ($R_{c,m}$). Den funnede dimensjonerende bæreevnen benyttes til slutt for å finne pelens installerte kapasitet, $F_{c,d}$, som gir den maksimale tillatte lasten man kan påføre pelen.

4.2.1 Karakteristisk bæreevne

For beregning av karakteristisk bæreevne er det fastsatt en rekke korrelasjonsfaktorer, som angitt i tabell 4.2, 4.3 og 4.4. Bruken av disse tabellene avhenger derfor av hvilken metode

man benytter for å finne målt eller beregnet bæreevne, $R_{c;m}$ eller $R_{c;cal}$.

Når metoden for fastsettelse av bæreevnen er kjent, benytter man faktorene som angitt i ligning 4.3 for bestemmelse av karakteristisk bæreevne, $R_{c;k}$:

$$R_{c;k} = \frac{R_{c;m}}{\xi} \text{ eller } R_{c;k} = \frac{R_{c;cal}}{\xi} \quad (4.3)$$

$R_{c;m}$ eller $R_{c;cal}$ er summen av både sidefriksjonen, Q_p , og spissmotstanden, Q_s . Dersom man kjenner disse to bidragene til bæreevnen kan man finne karakteristisk motstand som angitt i ligning 4.4.

$$R_{c;cal} = Q_p + Q_s$$

$$R_{c;k} = \frac{R_{c;cal}}{\xi} = \text{MIN} \left\{ \frac{(R_{c;cal})_{\text{middel}}}{\xi_{1,3,5}}; \frac{(R_{c;cal})_{\text{min}}}{\xi_{2,4,6}} \right\} \quad (4.4)$$

Som man ser fra ligningen ovenfor skiller det mellom middel- og min-beregnet bæreevne. Karakteristisk motstand fastsettes som det minste tallet av disse to, dividert på tilhørende korrelasjonsfaktor.

Tabell 4.2: Tabell NA.A.9

| Korrelasjonsfaktorer - Statistiske prøvebelastninger | | | | | |
|---|------|------|------|------|----------|
| $\xi_{\text{for } n =}$ | 1 | 2 | 3 | 4 | ≥ 5 |
| ξ_1 | 1,40 | 1,30 | 1,20 | 1,10 | 1,00 |
| ξ_2 | 1,40 | 1,20 | 1,05 | 1,00 | 1,00 |

For faktorene gitt i tabell 4.2 reduseres faktorene med økende antall gjennomførte prøvebelastninger, n . For $n \geq 5$ er faktorene for både ξ_1 og ξ_2 lik 1, noe som betyr at man da betrakter resultatene som tilstrekkelig gode for å beregne dimensjonerende bæreevne.

Tabell 4.3: Tabell NA.A.10

| Korrelasjonsfaktorer - Grunnundersøkelser | | | | | | | |
|--|------|------|------|------|------|------|------|
| $\xi_{\text{for } n =}$ | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 7 | 10 |
| ξ_3 | 1,55 | 1,55 | 1,45 | 1,45 | 1,45 | 1,35 | 1,35 |
| ξ_4 | 1,55 | 1,55 | 1,33 | 1,33 | 1,33 | 1,20 | 1,20 |

For korrelasjonsfaktorene relatert til antall grunnundersøkelser og gjennomførte dynamiske slagprøvinger ser man at påliteligheten av undersøkelsene øker for et økende antall gjennomførte undersøkelser. Dette ser man da faktoren reduseres for et økende antall, n .

Tabell 4.4: Tabell NA.A.11

| Korrelasjonsfaktorer - Dynamiske slagprøvinger(PDA) | | | | | |
|--|----------|----------|-----------|-----------|-----------|
| $\xi_{for n} =$ | ≥ 2 | ≥ 5 | ≥ 10 | ≥ 15 | ≥ 20 |
| ξ_5 | 1,60 | 1,50 | 1,45 | 1,42 | 1,40 |
| ξ_6 | 1,50 | 1,35 | 1,30 | 1,25 | 1,25 |

Felles for samtlige korrelasjonsfaktorer er at man betrakter middel karakteristisk motstand som mer usikker enn minimalverdien. Dette ser man da $\xi_{1,3,5} \geq \xi_{2,4,6}$.

4.2.2 Dimensjonerende bæreevne

For å beregne den dimensjonerende bæreevnen skal det benyttes separate partialkoeffisienter for spissbæring og sidefriksjon, som angitt i peleveiledningen og listet her i tabell 4.5 for rammede peler. Tilsvarende tabeller finnes også i Peleveiledningen (2012) for borede og utgravde peler.

$$R_{c;d} = \frac{R_{c;k}}{\gamma_t} = \frac{R_{cs;k}}{\gamma_b} + \frac{R_{cb;k}}{\gamma_s} \quad (4.5)$$

$R_{c;d}$ = Dimensjonerende bæreevne trykkpel.

$R_{c;k}$ = Karakteristisk bæreevne. Beregnet eller målt.

γ_t = partialfaktor for total bæreevne. Enten trykk eller strekk.

γ_b = partialfaktor spissbæreevne.

γ_s = partialfaktor for sidefriksjon.

NB: Dersom man hadde beregnet bæreevnen for en strekkpel fjerner man bidraget fra spissmotstanden i beregningene.

Tabell 4.5: NA.A.6 Partialfaktorer for motstand - Rammede peler.

| Motstand | Symbol | Sett(R2). |
|----------------------------|----------------|------------------|
| Spissmotstand | γ_b | 1,1 |
| Sidefriksjon (trykkpel) | γ_s | 1,1 |
| Total bæreevne (trykkpel) | γ_t | 1,1 |
| Sidefriksjon for strekkpel | $\gamma_{s;t}$ | 1,2 |

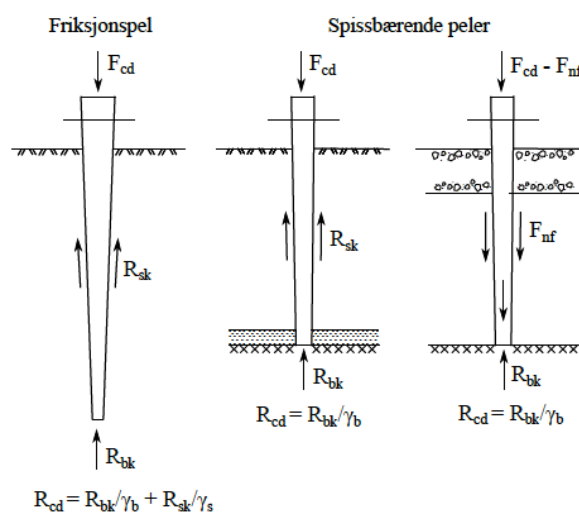
4.2.3 Pelens installerte bæreevne

Videre må man benytte seg av eurokoden for fastsettelse av den faktiske lasten, $F_{c,d}$, man kan påføre pelen. Denne sammenhengen er gitt av ligning 4.6, der den beregnede motstanden til pelen, $R_{c;d}$, setter føringer for maksimal påført ytre last, $F_{c;d}$.

$$R_{c;d} \geq F_{c;d} \quad (4.6)$$

I henhold til Eurokode 7, designmetode R2, skaleres den ytre lasten med partiellfaktorer opp eller ned avhengig av hva slags last som påføres. Faktorer som påvirker maksimal tillatt last er type last, altså om den er permanent, variabel eller tilfeldig. I tillegg må man vurdere om lasten anses som gunstig eller ugunstig for pelens kapasitet. Figur 4.2 fra peleveiledningen illustrerer prinsippet for både friksjonspel og spissbærende peler. Prinsippet bak ligning 4.6 er at man reduserer forventet kapasitet på pelen og øker ytre karakteristisk last, $F_{c,k}$, dersom den betraktes som ugunstig for bæreevnen. Sammenhengen mellom $F_{c,k}$ og $F_{c,d}$ er vist i ligning 4.7, der γ er partiellfaktoren som skalerer den karakteristiske lasten. Tabell 1234 i eurokoden angir størrelsen og anvendelsesområdet for disse lastene.

$$F_{c;d} = \gamma \times R_{c;d} \quad (4.7)$$



Figur 4.2: Prinsippskisse lastoverføring for enkeltpeler. Hentet fra figur 1.2 i Peleveiledningen (2012)

4.3 Aksiell bæreevne og rammemotstand

For bæreevnebetragtninger skilles det mellom jordens statiske bæreevne og jordens rammemotstand (Anušić, 2018). Den statiske bæreevnen relateres til langtidbæreevnen til pelen, mens rammemotstanden relateres til den motstanden som oppstår under driving.

4.3.1 Teoretisk bæreevne - effektivspenningsanalyse

For beregning av bæreevnen av peler i sand betraktes en effektivspenningsanalyse for å finne opptredende sidefriksjon, τ_s , og spissmotstand, σ_p . For fastsettelse av spissmotstanden for peler på effektivspenningsbasis tas det utgangspunkt i spenningsfordelingen rundt et dybt fundament (Emdal et al., 2010), med en tilhørende bæreevnefaktor, N_q . Ved antagelsen om bæreevne for et dybt fundament forenkles uttrykket for spissmotstanden som angitt i ligning 4.8.

$$\sigma_{pn} = (N_q - 1) \times (p'_p + a) \quad (4.8)$$

N_q finner man for en vertikallast ved benyttelse av bæreevnediagram, der plastifiseringsvinkelen, β_p , og grad av mobilisert sidefriksjon, $\tan\rho$, er kjent. Figur 4.3 viser hvordan N_q varierer med friksjons- og plastifiseringsvinkelen.

p'_p = Effektivspenningstilstanden ved pelespiss.

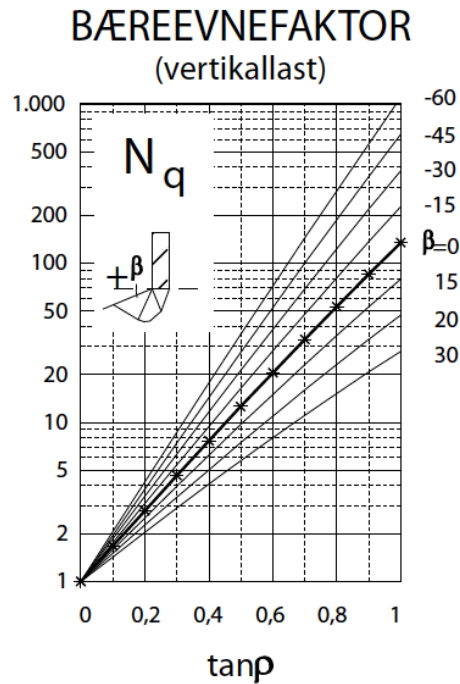
a = Attraksjon. Settes ofte til 0 for sand, dersom ikke annet er kjent.

For effektivspenningsanalysen er sidefriksjonen påvirket av effektivspenningen langs pelen. Kreftene avhenger av mobiliserte krefter langs peleskaftet, r , og mobilisert friksjon i jorden, $\tan\rho$. Skjærspenningene, τ_s , kan uttrykkes som en funksjon av skjærtallet, S_v , som angitt i ligning 4.10. Dette skjærtallet finner man for peler i både strekk og trykk, som angitt i kompendiet Emdal et al. (2010).

$$\tau_s = r \times \tan\rho \times K_A \times (p' + a) \quad (4.9)$$

$$\tau_s = S_v \times (p' + a) \quad (4.10)$$

$$S_v = r \times \tan\rho \times K_A$$



Figur 4.3: Bæreevnefaktor - Effektivspenningsanalyse. Hentet fra figur 10.15 i Emdal et al. (2010)

4.3.2 β - metoden

I Peleveiledningen (2012) er det angitt en beregningsmetodikk for å estimere opptredende sidefriksjon og spissmotstand for peler i sand. Denne metoden omtales ofte som β - metoden og er betraktet som en rask metode for å beregne statisk bæreevne. Metoden antas å gi konservative verdier for bæreevnen (Emdal et al., 2010) og baserer seg på erfaringer fra en rekke tidligere peleramminger.

Sidefriksjon og spissmotstand finner man fra følgende sammenhenger:

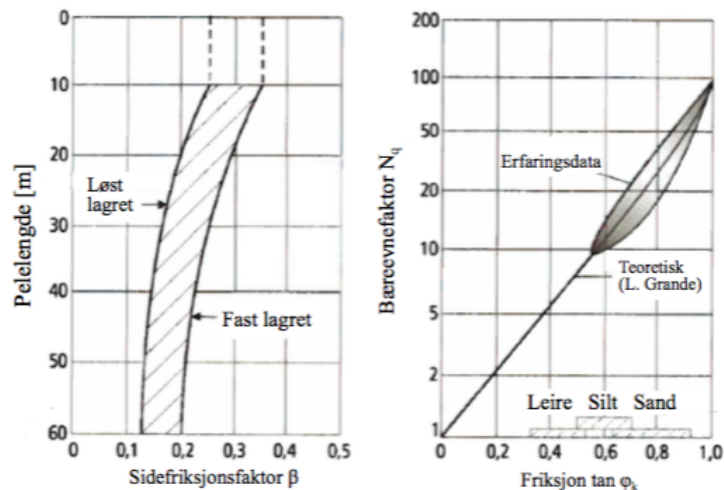
$$R_{s;cal} = \tau_{s;cal} \times A_{overflate} \quad (4.11)$$

$$\tau_{s;cal} = \beta \times \sigma'_{v;0}$$

$$R_{b;cal} = q_{b;cal} \times A_{tverrsnitt} \quad (4.12)$$

$$q_{b;cal} = N_q \times \sigma'_{v;0b}$$

Ligning 4.11 angir uttrykket for sidefriksjonen. Verdien for β finner man ved bruk av figur 4.4. Som figuren viser kan man avlese sidefriksjonsfaktoren dersom man kjenner total peleleng-



Figur 4.4: Beregning av bæreevne i sand. Hentet fra Peleveiledningen (2012)

de og lagringsgraden på sandlagene man driver gjennom. Denne informasjonen får man fra tolkning av resultatene fra gjennomførte grunnundersøkelser. Skjærspenningen, $\tau_{s;cal}$, beregnes ved å multiplisere sidefriksjonstallet med middel effektivspenning for det laget man har avlest β -verdien for. Dette betyr at dersom sandprofilen består av flere lag, er man nødt til å gjøre denne beregningen for hvert enkelt lag før man deretter summerer opp sidefriksjonen for hvert lag over hele pelelengden.

Ligning 4.12 er ligningen for beregning av spissmotstanden på pelen og er gitt av in-situ effektivspenningstilstand ved pelespiss og bæreevnefaktoren, N_q . Figur 4.4 viser hvordan bæreevnefaktoren interpoleres ved at man benytter seg av antatt karakteristisk friksjonsvinkel, ϕ_k , for det laget spissen står i.

4.3.3 API - American Petroleum Institute

En annen metode for å beregne statisk bærekapasitet for peler i sand er API-metoden (Schneider et al., 2008), presentert av *The American Petroleum Institute*. Metoden var opprinnelig utviklet for dimensjonering av dype og lange pelefundamenter til havs. Teorien tar utgangspunkt i at peler skal kunne dimensjoneres til å tåle både statiske og sykliske laster, der kreftene tas opp av en sidefriksjon, τ_s , og spissmotstand, σ_b . Forskjellen på denne metoden, β -metoden og effektivspenningsanalysen presentert i kapittel 4.3.1 og 4.4, er at metoden setter begrensninger for maksimal mulig oppnåelse av skjærspenningen og spissmotstanden (for lange peler). Denne grensen, uttrykt med $\tau_{f,lim}$ og $q_{b;lim}$, er avhengig av pakningsgraden og

materialet pelen står i. Ligning 4.13 viser sammenhengen for skjærspenningen, τ_s , som må være mindre enn en tabellert verdi, $\tau_{f,lim}$

$$\tau_s = K_f \times \sigma'_{vo} \times \tan \delta_f = \beta \times \sigma'_{vo} \leq \tau_{f,lim} \quad (4.13)$$

$$\beta = K_f \times \tan \delta_f$$

K_f kan relateres til jordtrykkskoeffisienten for lateralt jordtrykk, tilsvarende K_A i ligning 4.9. Metoden benytter $K_f = 0.8$ for åpne peler. For lukkede peler i bunnen benyttes $K_f = 1.0$. Ligningen forenkles også til tilsvarende uttrykk for skjærspenning, som for β -metoden presentert i kapittel 4.4.

Spissmotstanden uttrykkes som angitt i ligning 4.14. Denne ligningen er identisk med uttrykket for spissmotstand fra β -metoden, men begrenses av en øvre grense, $q_{b,lim}$.

$$q_{b,cal} = N_q \times \sigma'_{v;0b} \leq q_{b,lim} \quad (4.14)$$

For tabellerte verdier av grensene $\tau_{f,lim}$ og $q_{b,lim}$ vises det til tabell 4.6.

Tabell 4.6: Parametere for API-metoden for sand og granulære jordarter - Hentet fra tabell 1 i Schneider et al. (2008)

| Type jord | Friksjon δ_f | MAX $\tau_{f,lim}$ | Bærekap. faktor N_q | MAX $q_{b,lim}$ |
|-------------|---------------------|--------------------|-----------------------|-----------------|
| Veldig løs | 15 | 48 | 8 | 1900 |
| Løs | 20 | 67 | 12 | 2900 |
| Medium | 25 | 80 | 20 | 4800 |
| Tett | 30 | 96 | 40 | 9600 |
| Veldig tett | 35 | 115 | 50 | 12000 |

4.3.4 ST - metoden

ST (Static soil analysis) - metoden beregner i likhet med API-metoden sidefriksjonen, q_s (ekvivalent med τ_s) og spissmotstanden, q_t (ekvivalent med q_b) basert på en β -verdi (Jordtrykkskoeffisienten K_f multiplisert med friksjonsvinkelen mellom pel og jord) og en bærekapitetsfaktor, N_t (Ekvivalent med N_q).

$$q_s = \beta \times \sigma'_{v0} \quad (4.15)$$

$$q_t = N_t \times \sigma'_{v;0} \quad (4.16)$$

Forskjellen mellom metodene er derfor tallstørrelsene benyttet i ligningene og det faktum at ST-metoden ikke betrakter en øvre og nedre grense for maksimal spissmotstand og sidefriksjon. Som tabell 4.7 viser er tallstørrelsene betydelig større for samme jordtype, sammenlignet med verdiene i tabell 4.6. Tabellen viser også karakteristiske SPT - N verdier for ulike jordarter.

Tabell 4.7: Parametere for ST-metoden for ikke-koheisiv jord - GRLWEAP - manualen 2010

| Type jord | SPT N | Friksjonsvinkel | Densitet | β | N_t | MAX q_s | MAX q_t |
|-------------|-------|-----------------|----------|---------|-------|-----------|-----------|
| Veldig løs | 2 | 25 - 30 | 13.5 | 0.203 | 12.1 | 24 | 2400 |
| Løs | 7 | 27 - 32 | 16.0 | 0.242 | 18.1 | 48 | 4800 |
| Medium | 20 | 30 - 35 | 18.5 | 0.313 | 33.2 | 72 | 7200 |
| Tett | 40 | 35 - 40 | 19.5 | 0.483 | 86.0 | 96 | 9600 |
| Veldig tett | 50+ | 38 - 43 | 22.0 | 0.627 | 147 | 192 | 19000 |

4.3.5 Rammemotstand

Estimering av rammemotstanden i granulære materialer beregnes på tilsvarende måte som for beregning av aksial bæreevne med bidrag fra både sidefriksjon og spissmotstand (Anušić, 2018).

Stevens et al. (1982) presenterte en metode for å beregne jordens motstand mot driving basert på pelearbeider gjennomført i Den Persiske bukt. Metodene ble bestemt ved å korrelere forhåndsregne ramningsanalyser med faktiske ramningsprotokoller.

For pelearbeider i granulære materialer bestemmes sidefriksjonen som oppstår under kontinuerlig driving (uten stopp) ved tilsvarende metode som den presentert i kapittel 4.3.3, gitt av ligning 4.13. Forskjellen er derimot at den laterale jordtrykkskoeffisienten, K , settes til verdien 0,7. Ellers brukes tilsvarende verdier for δ_f og kravet for maksimal sidefriksjon, $\tau_{f,lim}$, gitt i tabell 4.6. Beregning av bidraget fra spissmotstanden beregnes på tilsvarende måte som

angitt i ligning 4.14 med identisk krav til $q_{b,lim}$. N_q - verdien er derimot satt til 40 for samtlige lag, som angitt for sandige jordarter i Stevens et al. (1982).

4.4 Faktorer som påvirker prosjekteringen

For å beregne statisk bæreevne på peler i sand kan samtlige av metodene presentert ovenfor benyttes. Det er likevel sånn at metodene stiller krav til personlige vurderinger, da man er nødt til å velge parametere som man selv anslår som korrekte. Metodene må derfor betraktes som grove og helst konservative relatert til bæreevnen (Peleveiledningen, 2012). Det er også sånn at dersom man hadde kjent in-situ effektivspenningstilstand langs pelen hadde det i teorien vært mulig å beregne en nøyaktig opptredende sidefriksjon. For peler i granulære materialer kan det derimot være vanskelig å gjennomføre tilstrekkelige undersøkelser, som CPT(U) for fastsettelse av spenningstilstanden i jorden. Resultatene fra grunnundersøkelsene danner grunnlaget for en nøyaktig rambarhetsanalyse. I de fleste tilfeller er det likevel nødvendig å verifisere bæreevnen. Dette kan enten gjøres ved hjelp av statiske eller dynamiske lastforsøk, som for eksempel PDA.

4.5 Rammeprosesser i friksjonsmasser

Fastsettelse av den aksielle bæreevnen av peler drevet i sand kan gjøres med metodene presentert i kapittel 4.3. Det er likevel sånn at peledrivingen i slike masser er en komplisert prosess og det må derfor utøves varsomhet ved benyttelse av resultatene fra metodene i en rambarhetsanalyse.

Selve rammingen av pelen kan enten skje kontinuerlig, uten stopp, eller med planlagte eller uønskede stopp. Slike stopp kan forekomme dersom man er nødt til å skjote på pelene eller om det skulle oppstå mekaniske feil med driveutstyret, som medfører forsinkelser i rammingen. Ved kontinuerlig ramming vil pelen rammes uten å betrakte eventuelle tidseffekter som kan oppstå dersom det blir stopp i prosessen. Slike stopp kan enten styrke eller svekke jordens motstand mot penetrering og vil derfor påvirke pelens rambarhet.

Randolph et al. (1994) påpeker at det er usikkerheter tilknyttet anbefalte designparametre benyttet for å beregne pelens langtidsbæreevne, og selve motstanden som oppstår under

driving. Spesielt har det vært en utbredt diskusjon vedrørende metodene som setter begrensede verdier for maksimal sidefriksjon og spissmotstand for lukkede (massefortrengende) peler i friksjonsmasser.

Sidefriksjon

Kjernen for fastsettelse av sidefriksjonen på peler er Mohr-Columb- kriteriet og er benyttet både for fastsettelse av statisk motstand og rammemotstand:

$$\tau_f = K \times \sigma'_{v0} \times \tan(\delta) \quad (4.17)$$

$$K = \frac{\sigma'_{h0}}{\sigma'_{v0}} \quad (4.18)$$

K er jordtrykkskoeffisienten som betrakter den effektive spenningstilstanden som virker normalt på pelen ved brudd. Dette trykket er avhengig av overlagingstrykket i jorden, altså in-situ spenningstilstand rundt pelen, σ'_{v0} . Friksjonskoeffisienten, $\tan(\delta)$, er gitt av friksjonsvinkelen, δ , mellom pel og sideomliggende jord.

Fastsettelse av det opptredende in-situ horisontale jordtrykket, σ'_{h0} , gjøres ved å benytte sammenhengen mellom det nevnte overlagingstrykket og jordtrykkskoeffisienten, vist i ligning 4.18. Det har for flere av metodene i kapittel 4.3.1 blitt utviklet empiriske relasjoner for jordtrykkskoeffisienten K , K_0 og σ'_{v0} , samt for uttrykket $K \times \sigma'_{v0} \times \tan(\phi)$. Dette kommer av at K selv er avhengig av opptredende spenninger i jorden. Det er også sånn at K varierer langs pelens lengde, da spenningstilstanden i jorden endres med dybden.

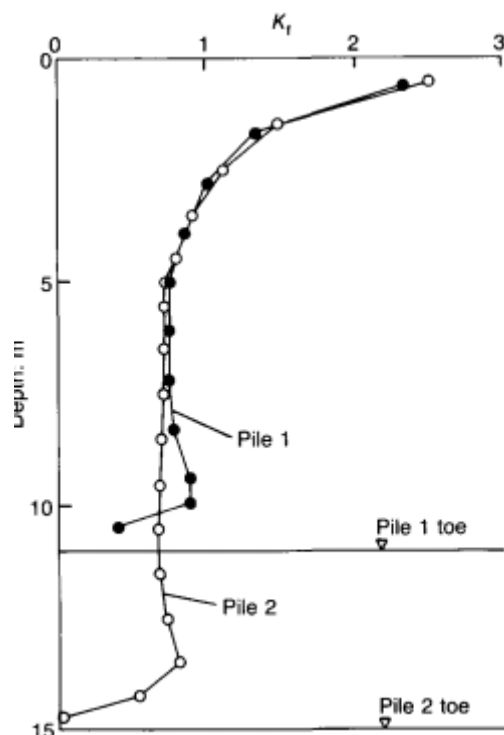
Kritisk dybde

Undersøkelser gjort for peledriving i homogen sand, omtalt i Randolph et al. (1994) og Vesic (1977) viser derimot at sidefriksjon ikke øker linært med dybden, som man kanskje skulle anta fra ligning 4.17. De observerte at sidefriksjonen ble tilnærmet konstant, etter en viss benyttet peledybde. Denne dybden blir i litteraturen kalt for *kritisk dybde*, og relateres til den dybden hvor sidefriksjonen blir konstant. For å forstå dette fenomenet er det nødvendig å betrakte spenningsnivået i jorden (middelsspenning, p'), det spesifikke volumet, v_s , og det

spesifikke poretalet, e , ofte gitt av sammenhengen med spesifikt volum, $v_s = 1 + e$.

Når en massefortrengende pel drives ned i bakken, påføres det skjærspenninger både ved pelespiss og langs pelens lengde. Dersom poretalet før denne påføringen av skjærspenninger er høyere enn ved en kritisk spenningstilstand ("Critical state") i jorden vil sanden kontrahere. Dette skyldes at spenningen vil medføre en omlagring av sandkornene dersom sanden er løst lagret. Dersom sanden er relativt komprimert (tett), vil det spesifikke volumet og poretalet være mindre enn sandens kritiske tilstand ved det angitte spenningsnivået. Dette vil medføre at sanden dilaterer (positiv volum utvidelse) og blir følgelig løsere pakket ved økt deviatorisk spenning (skjærspenning). Dersom poretalet i sanden sammenfaller med poretalet for den kritiske spenningstilstanden, vil poretalet og det spesifikke volumet holdes konstant uavhengig av en økning i påført deviatorisk spenning (skjærspenning). Det er derfor sånn at forskjellen mellom det opprinnelige poretalet og poretalet som sammenfaller med kritisk spenningstilstand, vil avgjøre hvor mye sanden potensielt kan kontrahere eller dilatere.

Økt dilatasjon vil medføre en positiv volumutvidelse ved at kornmaterialene vil «klatre» over hverandre. Dette vil igjen medføre at porevolumet mellom hvert korn øker, slik at det totale poretrykket blir redusert. En reduksjon i poretrykk gir videre økt friksjon mellom hvert korn, som igjen vil gi en økt motstand mot driving. Under driving kan dette medføre et fenomen ofte omtalt som et *falskt stopp*, der den dilaterende oppførselen hindrer ytterligere penetrasjon i massene ved valgt hammervekt. Denne dilaterende effekten, med en økning i volumet rundt pelen, bidrar til at horisontalspenningene som virker på pelen øker. Nær overflaten, i relativt tette friksjonsmasser, er situasjonen at opptredende effektivspenning, σ'_{v0} , er lav på grunn av liten overdekning. Dette betyr at spenningsforskjellen fra kritisk spenningsnivå er stor, noe som videre betyr at forskjellen mellom opptredende porøsitet og *kritisk* porøsitet er stor. For dilaterende oppførsel vil dette medføre en større økning av horisontalspenningene nær overflaten (Fellenius and Altaee, 1995). Med økt dybde øker middelsspenningen i jorden, noe som betyr at den dilaterende effekten blir mindre med en tilhørende reduksjon i den horisontale partikkelbevegelsen. Den horisontale jordtrykkskoeffisienten reduseres følgelig med dybden, som vist i figur 4.5. Denne figuren stammer fra et testforsøk på to peler i sand.



Figur 4.5: Fordelingen av den horisontale jordtrykkskoeffisienten. Hentet fra Fellenius and Altae (1995)

Fra figur 4.5 ser man at høyeste horisontale jordtrykkskoeffisienten fra forsøket ble funnet til å være rundt 3 og inntreffer nærmest overflaten. Den vil videre reduseres med dybden ned til ca. 5 meter, hvor den virker å opptre konstant rundt 0,7. Det er denne horisontale jordtrykkskoeffisienten Stevens et al. (1982) benytter seg av for beregning av rammemotstanden.

Friction fatigue

Resultatet fra forsøket til Fellenius and Altae (1995), vist i figur 4.5, kan tolkes som det Heerema et al. (1978) omtaler som fenomenet *Friction fatigue*. Dette baserer seg på at selve driveprosessen for lange peler forstyrrer den mobiliserte sidefriksjonen langs pelen. Heerema et al. (1978) hevder at pelelengden (dybden i bakken) for at fenomenet skal inntreffe er tilsvarende 10 til 20 ganger pelens diameter. Dette konseptet om en konstant sidefriksjon, ved en bestemt dybde, kan også forklares ved at friksjonsvinkelen i jorden ikke øker lineært med dybden, som man ofte antar. Dette baserer seg på kritisk spenningstilstand, omtalt ovenfor. Metodene utformet i Stevens et al. (1982) benytter seg følgelig av en konstant friksjonsvinkel mellom pel og jord, δ_{cv} , som igjen er avhengig av faktorene listet opp i tabell 4.8.

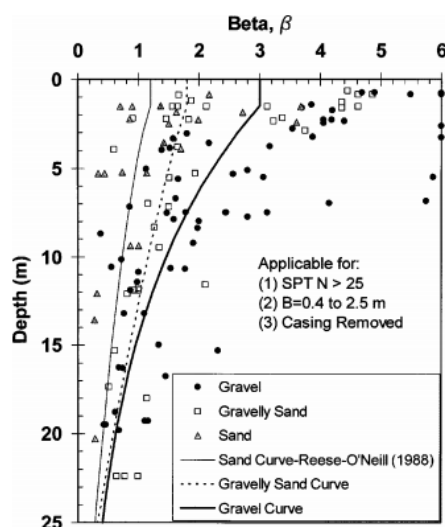
Tabell 4.8: Friksjonsvinkelens δ - parametere

| |
|---|
| Kornstørrelse, kornform og kornstype |
| Hardheten og ruheten av pelen |
| Spenningstilstanden og poretallet av sanden |

Undersøkelser fra Jardine et al. (2005) har derimot vist at sand har en tendens til å ende opp med en $\delta_{cv} = 29^\circ$ på grunn av lokal knusning. API benytter seg av at $\delta < 0.55$, mens Stevens et al. (1982) har ved hjelp av empiriske forsøk definert en $\delta_{cv} = \phi - 5^\circ$, noe som har vist seg å være et godt estimat ved beregning av rammemotstand. Teorien om kritisk dybde, friction fatigue og konstant friksjonsvinkel er årsakene til at de forskjellige metodene for beregning av rammemotstand opererer med en maksimal grense for sidefriksjonen.

Sidefriksjon og spissmotstand i grus

En serie belastningstester utført av *Utah Department of Transportation* i midten av 1980-tallet foreslo at sidefriksjonen for borede peler i grusig jord var betydelig høyere enn for homogen sand (Rollins et al., 2005). For å evaluere sidefriksjonen i grusig jord og metodene brukt til å forutse bæreevne, ble det utført en serie oppløftstester av borede peler i jordprofiler bestående av ensartet sand til sandig grus. Ved å sammenligne målt sidefriksjon med den beregnede sidefriksjonen, ble det konkludert med at metodene for estimering av sidefriksjonen var 100 – 300% lavere enn den målte sidefriksjonen. Resultatet fra undersøkelsen er vist i figur 4.6, hvor β -verdiene for grus er betydelige større enn det som er funnet for sand.



Figur 4.6: Tilbakekalkulerte β - verdier fra belastningstester i forskjellige jordarter. Hentet fra Rollins et al. (2005)

Dette datasettet ble brukt til å foreslå endringer til beregning av sidefriksjonen i grusig materiale for de ulike design-ligningene for bedre å matche de målte verdiene. Det er viktig å påpeke at disse resultatene kun er basert på borede peler, hvor β bare er avhengig av dybden i jorden, z , og det prosentvise innholde av grus. Det er også gitt øvre og nedre verdier for beregning av de ulike β -verdiene. Ligning 4.19, 4.20 og 4.21 viser uttrykkene for β .

Foreslåtte verdier for grunnforhold med < 25% grus:

$$\beta = 1.5 - 0,245z^{0.5} \quad 0.25 < \beta < 1.2 \quad (4.19)$$

Foreslåtte verdier for grunnforhold med 25 – 50% grus:

$$\beta = 2.0 - 0,15z^{0.75} \quad 0.25 < \beta < 1.8 \quad (4.20)$$

Foreslåtte verdier for grunnforhold med > 50% grus:

$$\beta = 3.4 \times e^{-0.085z} \quad 0.25 < \beta < 3 \quad (4.21)$$

Undersøkelser utført med design-metodene som Rollins et al. (2005) innførte, har derimot vist at β -verdiene har vært funnet til å være enda høyere enn hva de angitte formlene ovenfor gir. Harraz et al. (2005) har gjennom en undersøkelse, basert på 56 peletester, analysert estimert sidefriksjon gitt av ligningene ovenfor og sammenlignet dem med målt sidefriksjon fra strekktester (oppløft). Resultatet viste at mengden dilatasjon og tilsvarende økning i det horisontale (radiale) jordtrykket økte med mengden grus tilstede i jorden, noe som betydde at selv disse design-metodene underestimerte β verdiene i jorden. Det er derimot viktig å poengtere at testene er utført for borede peler, samtidig som at det sammenlignes skjærkrefter i trykk mot skjærkrefter i strekk (positiv og negativt S_v tall). Testene viste derimot at sidefriksjonen basert på mengde grus og kompakteringsgrad i jorden er et lite utforsket område, som det trengs ytterligere laboratorie- og felttester kombinert med mer analytisk arbeid for virkelig å forstå.

Beregning av spissmotstanden er basert på antagelsen om bæreevne for et dypt fundament, angitt i ligning 4.1, hvor N_q vil variere med den mobiliserte friksjonen, $\tan(\phi)$, og plastifiseringsvinkelen, β_p . I den enkleste form kan spissmotstanden uttrykkes med bæreevnefaktoren, N_q , multiplisert med in-situ vertikalspenning. Videre kan plastifiseringsvinkelen, β_p , benevnes som en funksjon av skjærmodulen, G , og effektivspenningen, p' . Skjærmodulen vil derimot igjen være en funksjon av den horisontale spenningen, da man antar at den elatiske stivheten er spenningsavhengig. Dette medfører et bedre estimat av K_0 , som igjen medføre en mer korrekt beregnet spissmotstand. Randolph et al. (1994) nevner hvordan man kan relatere spissmotstanden med det horisontale jordtrykket ved å anta at ved brudd langs pelespissen vil maksimal horisontal sidefriksjon mobiliseres. Både plastifiseringsvinkelen og friksjonsvinkelen i jorden er derimot ikke linært økende med dybden, noe som vil sette et øvre tak for maksimal konstant friksjonsvinkel lik den for sidefriksjonen. Både Stevens og API benytter seg imidlertid av en mye lavere spiss-bæreevne enn den gitt av ligning 4.1, gitt en plastifiseringsvinkel lik 0 (faste masser). Dette skyldes den store usikkerheten i estimering av spissmotstanden for friksjonsmasser. Det kan dermed sies at de fleste modeller for å beregne spissmotstanden er noe kontroversielle, da de ikke er grunnleggende og generelt stoler på empiriske tilpasningskoeffisienter. Vurderingen av spissmotstanden under driving er ytterligere komplisert av det faktum at det er vanskelig å måle spissmotstanden uavhengig av sidefriksjonen. I virkeligheten er bruddfiguren på pelespissen åpenbart påvirket av sidefriksjonen og omvendt, men omfanget er noe uklart. Ved å benytte seg av en trykksodring kan denne enklere estimeres, noe som er svært gunstig for rammemotstanden (Randolph et al., 1994).

4.5.1 Sammenligning av metodene

For å vise forskjellene mellom de ulike metodene presentert ovenfor er det for fastsettelse av laginndeling tatt utgangspunkt i borloggen for totalsondering 234, vist i figur 4.7. Parametere for beregning av sidefriksjon og spissmotstand for de ulike lagene, med de forskjellige beregningsmetodene, er oppsummert i tabell 4.9. Tyngdetettheten er satt til $18,5 \frac{kN}{m^3}$, da denne er benyttet for beregninger i prosjekteringsrapporten. Friksjonsvinkler for de respektive lagene er bestemt fra Vegvesen (2014a).

Resultatene for beregning av sidefriksjon og spissmotstanden er vist i figur 4.8.

| | | | |
|---|--|-------------------|-------------------|
| Oppdragsnr: 418134 | Oppdragsnavn: Bru åstfjorden | | |
| Sonderinger utført med: Bore Cat | | | |
| BPnr: 243 | Sonderingstype: Totalsondering | Dato: 29.06.16 | Borleder: Geir |
| Dybde: | Beskrivelse: | | |
| 0,0-1,1 | Mykt | | |
| 1,1-21,3 | morene | | |
| 21,3-45,2 | Svært fast morene. Spyl og slag hele tiden, med liten borsynk. | | |
| 45,2-47,0 | Ant. morene, men løsere. | | |
| 47,0-47,1 | Ant. fjell | | |
| Stopp: | Vanndybde: 14,1 | Klokken: 07:55 | |
| Notat: | | | |
| Spyletrykk på mellom 4-5Mpa når jeg ikke bruker slag. | | | |
| Av og til høy matekraft uten slag. | | | |

Figur 4.7: Borelogg totalsondering 243

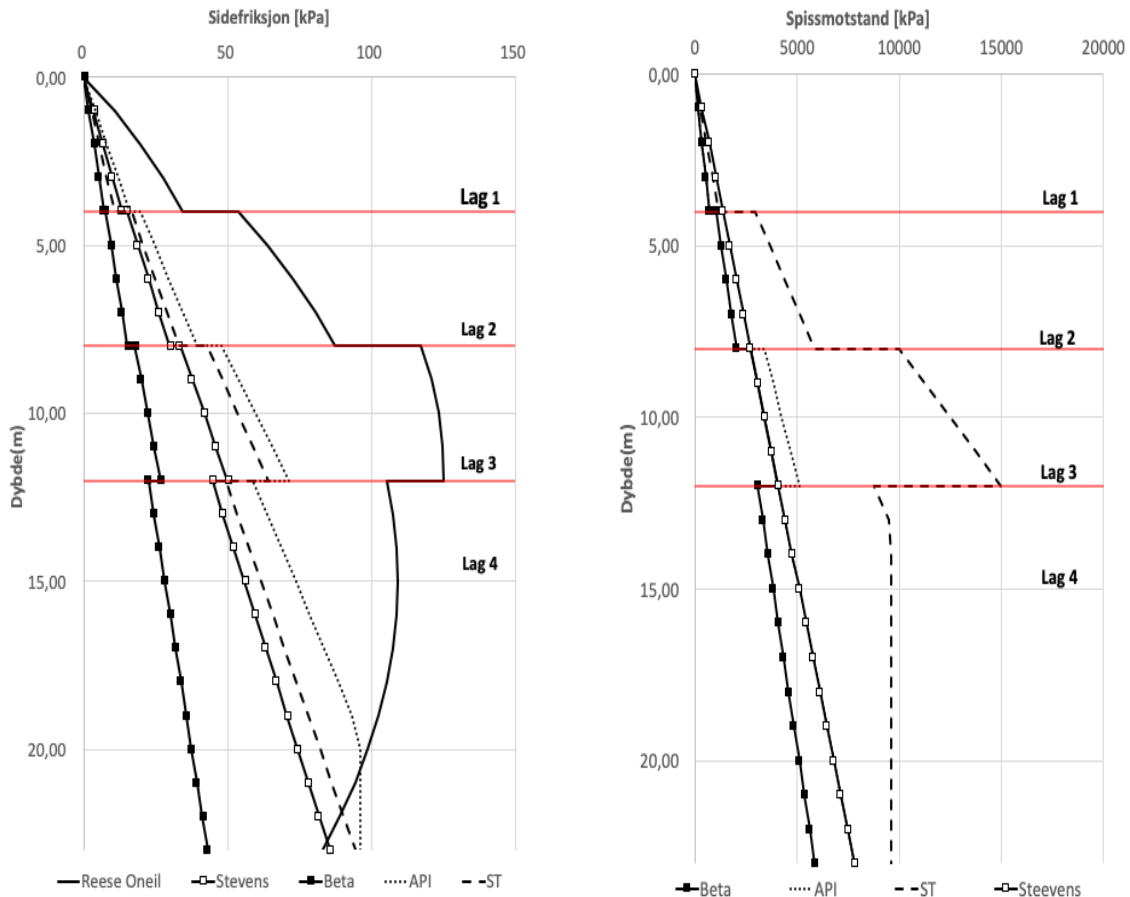
Tabell 4.9: Input parametere for tolket lagdeling.

| Input-parametere | | | | | | |
|------------------|-----------------------------|--|-----------------------------|------------------------------|-----------------------------|--------------------------------|
| Lag | Beskrivelse | R. O'Neill (4.5) | β -met.(4.4) | Stevens (4.3.5) | API (4.3.3) | ST (4.7) |
| 1 | Løst ($\phi = 34$) | $1,01 \leq \beta \leq 1,5$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,2$, $N_q = 20$ | $\beta = 0,388$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,47$, $N_q = 20$ | $\beta = 0,388$, $N_t = 33,2$ |
| 2 | Morene ($\phi = 37$) | $1,28 \leq \beta \leq 1,57$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,22$, $N_q = 30$ | $\beta = 0,437$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,57$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,483$, $N_t = 86$ |
| 3 | Fast morene ($\phi = 40$) | $1,22 \leq \beta \leq 1,72$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,3$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,49$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,7$, $N_q = 50$ | $\beta = 0,627$, $N_t = 147$ |
| 4 | Morene ($\phi = 37$) | $0,37 \leq \beta \leq 1,03$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,22$, $N_q = 30$ | $\beta = 0,437$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,57$, $N_q = 40$ | $\beta = 0,483$, $N_t = 86$ |

Siddefriksjon og spissmotstand

β -metoden benytter seg av relativt lave verdier for β , noe som forklares ved at metoden i utgangspunktet baserer seg på den statiske langtidskapasiteten til pelen. Stevens-metode benytter seg av en konstant K_o , der friksjonsvinkelen antas lik friksjonsvinkelen for konstant volum. ST og API benytter seg av en høyere β -verdi basert på antatt definisjon av densiteten til massene. Ved å karakterisere lag 3 som "veldig tett", tilsvarende fast morene, ble siddefriksjonen tilsvarende høy. Siden API og ST metoden opererer med en maksimal øvre grense for siddefriksjonen, som er identiske. Metoden til Reese O'Neill, med et antatt grusinnhold på mellom 25 % og 50 %, estimerer en høy β -verdi. Estimert siddefriksjon er derfor betraktelig høyere for denne metoden sammenlignet med de andre metodene.

Sammenligning av N_q -verdier for de fem beregningsmetodene viser store forskjeller. ST-metoden estimerer høye verdier for N_q da metoden betrakter jordens dynamiske motstand mot ramming. Steevens-metode angir en konstant N_q for laginndelingen. Beta-metoden betrakter pelens statiske langtidsbæreevne og er noe lavere.



(a) Estimert sidefriksjon

(b) Estimert spissmotstand

Figur 4.8: Resultater fra beregningsmetodene presentert i kapittel 4.

Kapittel 5

Teori - Rambarhetsanalyse

En rambarhetsanalyse er en integrert del av peledimensjoneringen og er av stor betydning for en kostnadsestimering av prosjektet. Hovedpoenget med analysen er å estimere antall slag per meter, og for å dokumentere at valgt hammer er tilstrekkelig kraftig for å slå ned pel til ønsket dybde.

Som beskrevet i Peleveiledningen (2012) medfører ramming av peler en betydelig spenningsomlagring i jorden. Dette kommer som et resultat av den fysiske massefortrengningen som oppstår og som følge av vibrasjonen selve rammingen påfører jorden. For sand kan en slik masseforstyrrelse medføre en betydelig endring av sandens mekaniske egenskaper. Dette kan medføre at den drivende rammemotstanden blir større enn den statiske.

Analysens omfang kan variere avhengig av prosjektets størrelse, men hovedpunktet for analysen er å estimere nødvendig drive- og pelelengde for å oppnå tilstrekkelig bæreevne. Andre gjeldende og viktige aspekt er listet opp i tabell 5.1

Tabell 5.1: Viktige aspekt ved en rambarhetsanalyse

| |
|---|
| For å avdekke om pelen kan drives til prosjektert dybde. |
| Avdekke rammingsforløpet til pelen. |
| Avgjøre hvorvidt den foreslåtte dybden tilfredstiller nødvendig kapasitet. |
| Om valgtammersystem kan påføre og overføre nødvendig og tilstrekkelig energi til pel. |
| Kartlegging av spenningsfordeling på pel. |
| Forsikre seg om at pelens kapasitet ikke overskrides under installasjon |
| Kartlegging av residualspenninger i pel under ramming |

Det finnes flere forskjellige metoder for å estimere drive- og rammemotstanden til peler. I praksis benyttes prøvepeling og stoppslagning for estimering av rammeforløpet i friksjonsmasser.

Prøvepeling

Fullskala testing ved prøvepeling ble gjennomført for prosjektet Åstfjordbrua, som er beskrevet i kapittel 2. Denne metodikken går ut på at man rammer lignende peler, som de man planlegger å bruke i prosjektet, ned i bakken på samme sted som der pelearbeidene skal foregå. På denne måten tilegner man seg informasjon om jordens motstand mot penetrasjon. Ved å undersøke rammeprotokollen får man et godt estimat på rammemotstanden. Metoden kan betraktes som en fullskala sonderingsmetode. Prøvepelingen danner også grunnlaget for valg av peler og rammesystem som skal benyttes i prosjektet.

Stoppslagning i løsmasser

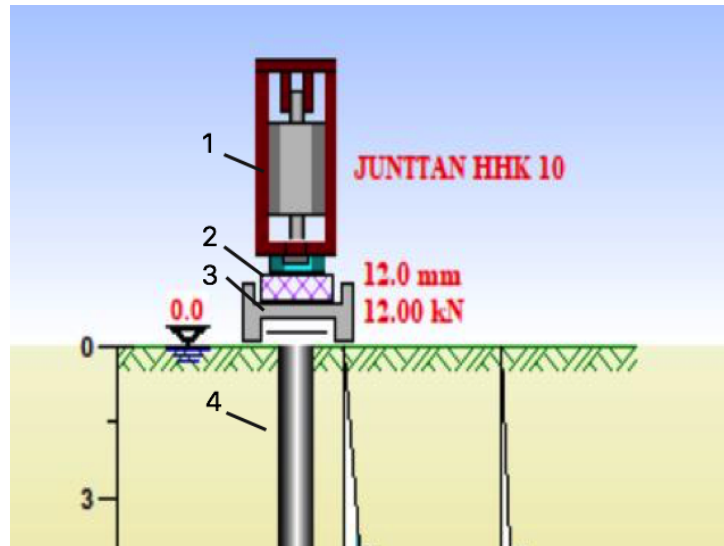
Dersom spissbærende rammede peler avsluttes før de når fast fjell må de være rammet tilstrekkelig ned i harde masser, som for eksempel i en morene eller tettpakket sand. For å forsikre seg om at pelene har nådd bæredyktige lag, må stoppslagning gjennomføres. Håndbok R762 (Vegvesen, 2015) beskriver at stoppslagning skal gjennomføres dersom synken for de 300 siste slagene er mindre eller lik 4mm. pr. slag. Dette tilsvarer 1200 slag per meter. Stoppslagning utføres i serier a 10 slag hvor synk per slag måles og utføres inntil stoppkriteriet fra rammeformelen er tilfredsstilt. Bruk av rammeformelen er videre beskrevet i kapittel 5.2.

For å forstå hva som skjer under rammeprosessen, er man nødt til å analysere det aktuelle rammesystemet.

5.1 Rammesystem

Rammesystemet består av flere komponenter som påvirker energioverføringen til pel. Det finnes flere hammertyper, der de vanligste er fallodd- diesellodd, hydraulisk lodd og vibrohammer. Alle typene har forskjellig virkningsgrad og potensial for overføring av energi. Slagpute og slaghette brukes ofte mellom lodd og pel for å beskytte pelen mot store kontaktspen-

ninger. Komponentene benyttes også for å regulere støtbølgens intensitet. Valg av nevnte komponenter vil derfor kunne justere akkumulert overført energi til pelen (Volchan et al., 1989). Figur 5.2 viser et skjermbilde av komponentene fra GRL - WEAP.



Figur 5.1: Skjermbilde fra GRL-WEAP.
1. Hammertype 2. Slagpute. 3. Slaghetten. 4. Pel

5.2 Janbu's Rammeformel

Ved alle rammearbeider føres det en rammeprotokoll. Denne inneholder observasjoner av antall slag som trengs for å ramme pelen til ønsket dybde (Emdal et al., 2010). Informasjonen hentet fra rammeprotokollen kan videre brukes til å verifisere om pelen har bæreevne som forutsett. Dette kan bli gjort ved å benytte en enkel energibetrakning gjennom rammeformelen. Rammeformelen er basert på at den kinetiske energien fra loddet er lik det indre arbeidet pluss energitapet i pelen. Rammeformelen betraktes derfor som en energibalanseligning, som i enkleste form kan uttrykkes ved å sette det ytre arbeidet, W_L , lik det indre arbeidet, W_i .

Det ytre arbeidet er uttrykt i ligning 5.1.

$$W_L = \eta \times M_L \times g \times H \quad (5.1)$$

Der:

η = virkningsgraden for rammeutstyret.

M_L = loddets masse.

g = tyngdeakselerasjonen.

H = anvendt fallhøyde.

Energien antas å bli absorbert ved både et elastisk arbeid, W_e , og et plastisk arbeid, W_p . Dette utgjør det indre arbeidet av pelen, W_i .

$$W_i = W_e + W_p \quad (5.2)$$

$$W_e = \frac{1}{2} \times R_{c;k} \times \delta_e \quad (5.3)$$

$$W_p = R_{c;k} \times s \quad (5.4)$$

Der:

$R_{c;k}$ = dynamisk bruddlast som pelen forskyves varig for.

s = varig synk pr. slag.

δ_e = Elastiske deformasjonen av pel og jord.

Setter deretter indre arbeid fra ligning 5.2 lik ytre arbeid fra ligning 5.1

$$W_L = W_i$$

$$\eta \times M_L \times g \times H = R_{c;k} \times \left(s + \frac{1}{2} \times \delta_e \right) \quad (5.5)$$

$$R_{c;k} = \frac{\eta \times M_L \times g \times H}{\left(s + \frac{1}{2} \times \delta_e \right)} \quad (5.6)$$

Den permanente synken, s , og den elastiske stukingen i pelen, δ_e , kan måles ved hjelp av innmålinger etter at pelen er rammet til ønsket dybde. Den nøyaktige elastiske stukningen kan være vanskelig å estimere før selve rammingen er påbegynt. For et overslag kan man anta at pelen skyves ned i bruddfasen av den konstante trykkraften, $R_{c;k}$. Fordelingen av sidefrik-sjonen og spissmotstanden kan enten estimeres ved hjelp av den statiske bæreevneformelen eller ved å benytte en fordelingsfaktor, α , basert på anbefalte verdier fra Emdal et al. (2010). Dette gir følgende sammenhenger:

$$\delta_e = \frac{N \times L}{AE} = \frac{Q_t + Qp}{2} \times \frac{L}{AE} = \alpha \times \frac{Q_t \times L}{AE} \quad (5.7)$$

Ved å kombinere ligning 5.7 og 5.6 får man følgende formel:

$$R_{c;k} = \frac{2\eta \times M_L \times g \times H}{s + \sqrt{s^2 + 2\eta \times \alpha \times \frac{M_L \times g \times H \times L}{AE}}} \quad (5.8)$$

5.2.1 Bruksområder for rammeformelen

Rammeformelen vist i ligning 5.8 inneholder kun en ukjent, synken s . Ved å anta en synk på forhånd kan man ved hjelp av rammeformelen estimere eller verifiser en ønsket bæreevne, $R_{c;k}$. På denne måten kan man definere en bæreevne ved et valgt synk-kriterie. Ved å sette $s = 0$ vil den eneste deformasjonen i pelen være elastisk. Rammeformelen kan derfor benyttes i samspill med rammeprotokollen og stoppslaging etter Håndbok R762 (Vegvesen, 2015) for å estimere en gitt rammemostand for de forskjellige slagseriene. På den måten kan stoppkriteriet defineres slik at en valgt synk vil tilfredsstillte den nødvendige bæreevnen av

pelen.

5.2.2 Rambarhetsanalyse

Ved å benytte den teoretiske rammeformelen, kan man estimere/forutse et rammeforløp, ved å beregne det antall slag, N , per lengdeenhet synk som er nødvendig for å drive pelen ned med et gitt rammeutstyr. Antall nødvendige slag finner man ved å ta den inverse av synken, angitt i ligning 5.9.

$$N = \frac{1}{s} \quad (5.9)$$

Rammemotstanden, $R_{c;k}$, for ulike dybdenivå må først beregnes. Dette kan gjøres enten ved å anta at motstanden under driving er lik den statiske bæreevnen. Den statiske bæreevne kan da beregnes ved hjelp av de statiske bæreevneformlene angitt i kapittel 4.2.2, eller ved å ta hensyn til eventuelt redusert eller økt motstand fra jorden under ramming. I friksjonsmasser vil som regel den drivende motstanden være høyere enn hva formelene for statisk bæreevne gir (Chow et al., 1997).

Ved å omskrive rammeformlene, kan man finne antall slag N pr.lengdeenhet for ulike dybdenivåer:

$$N = \frac{R_{c;k}}{\eta \times M_L \times g \times H - \frac{\alpha \times R_{c;k}^2 \times l}{2 \times A \times E}} \quad (5.10)$$

Peledybden, l , må settes inn med pelelengden eller ekvivalent stukningslengde. Når loddets masse er lik eller større enn pelens masse gjelder teoretisk rammeformel med pelelengde lik pelens totale lengde, l . I tilfeller hvor det ikke er mulig å oppfylle kravet om at loddets masse skal være lik eller større enn pelens masse, må pelelengden, l , erstattes med ekvivalent stukningslengde, L_e , i ligning 5.10. Ekvivalent stukningslengde bestemmes teoretisk ved bruk av støtbølge teori, men kan for praktiske formål settes lik den dellengden av pelen som gir masse lik loddets masse (Vegvesen, 2014a). På den måten kan rammeformelen benyttes til å forutse et nødvendig slagantall, N , som funksjon av dybden under rammingen.

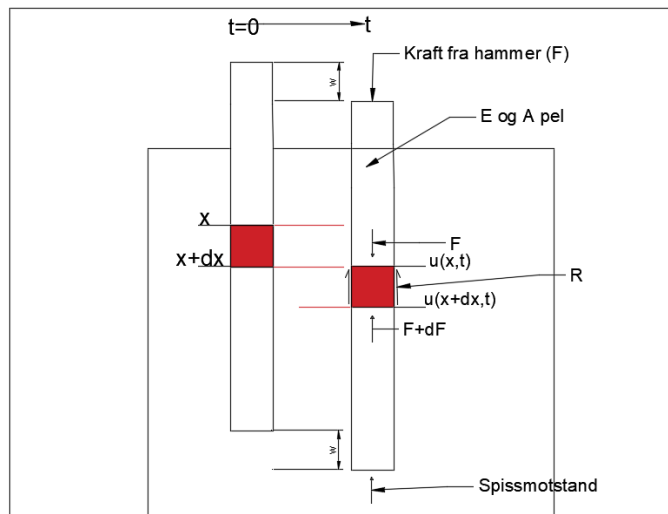
5.2.3 Begrensinger ved rammeformelen

Rammeformelen tilbyr en rask og effektiv metode som kan benyttes for å verifisere pelens bæreevne eller pelens motstand mot driving (rambarhet). Metoden inneholder derimot en del begrensinger som gjør den lite egnet som verifiserings- og dimensjoneringsverktøy (Tavenas and Audy, 1972). Dette skyldes metodenes forenklinger. I praksis er rammesystemet mer komplekst enn kun hammerens vekt og fallhøyde, hvor blant annet rammesystemets pute og slaghette spiller en stor rolle på hvordan kreftene blir overført til pelen. Videre antar rammeformelen at pelen oppfører seg som en fullstendig stiv konsentrert masse. I realiteten vil pelen oppføre seg mer som en elastisk stang hvor hammerenergien propagerer gjennom pelen, og dermed muliggjør bevegelse av pelen (Anušić, 2018). Rammeformelen antar også en konstant jordmotstand, basert på statiske beregninger og ikke dynamiske. Dette vil medføre at man enten overestimerer eller underestimerer den drivende jordmotstanden i beregningen.

Ved å benytte seg av de tidligere omtalte dimensjoneringsmetodene kan man enkelt finne en jordmotstand ved ønsket dybde. Problemet er atammersystemet er satt sammen av flere komponenter som påvirker energioverføringen mellom hammer og pel. Dette kan ved direkte bruk av rammeformelen føre til at man velger feil hammervekt.

5.3 Endimensjonal bølge teori

Forenklingene i rammeformelen gjør metoden lite egnet for detaljprosjektering av peler (Pelevleiddningen, 2012). For å kunne klare å simulere den dynamiske prosessen ved peledriving er man nødt til å benytte seg av bølge teorien. Ved å ta utgangspunkt i figur 5.2 kan man betrakte et lite element med tykkelse, ∂x , ved en dybde, x , langs pelen. Ved kun å betrakte elastisk deformasjon kan kraften i dette elementet beregnes ved hjelp av Hookes lov.



Figur 5.2: Prinsippkisse for utledning av bølgeligning.

Tøyningen i elementet på grunn av elastisk komprimering:

$$\epsilon_i = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (5.11)$$

Spenningen i elementet:

$$\sigma_i = E_{pel} \times \frac{\partial u}{\partial x} \quad (5.12)$$

Kraften på elementet:

$$F = E_{pel} \times A_{pel} \times \frac{\partial u}{\partial x} \quad (5.13)$$

Den induserte slagkraften på toppen av pelen vil danne en støtbølge som forplanter seg langs pelen og gir elementet en akselerasjon nedover. Hastigheten og akselerasjonen på elementet kan bli uttrykt som:

$$v = \frac{\partial u}{\partial t} \quad a = \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (5.14)$$

Der, u , er den øyeblikkelige forskyvningen av elementet. Ved å videre benytte seg av Newtons 2.lov, $\Sigma F = m \times a$, kan man utlede den dynamiske likevekten for elementet, gitt av ligning 5.15.

$$F - (F - \frac{\partial F}{\partial x} \times \partial x) = m \times a - f_s \times \partial x \quad (5.15)$$

Der f_s representerer motstanden fra jorden under antagelsen om at jordmotstanden opptrer uniformt rundt pelen. Massen til pelen, m , kan settes lik $\rho \times A_{pel} \times \partial x$. Der ρ er massetettheten til pelen. Ligning 5.15 kan derfor omskrives til:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} \times \partial x \times A_{pel} = \rho \times A_{pel} \times \partial x \times \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - f_s \times \partial x \quad (5.16)$$

Divider deretter på ∂x og sett ligning 5.12 inn i 5.16. Benytt videre $f_s = R$:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \times E_{pel} = \rho \times \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \frac{R}{A_{pel}} \quad (5.17)$$

Støtbølgens forplantingshastighet uttrykt ved stivhet og densitet av materialet er gitt av $c = \sqrt{\frac{E_{pel}}{\rho}}$

Dette gir videre:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \times c^2 = \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \frac{R}{A_{pel} \times E_{pel}} \quad (5.18)$$

Ligning 5.18 uttrykker den endimensjonelle bølgeligningen. Ligningen representerer støtbølgens forflytning langs pelen for hvert slag. Ved å løse ligningen kan man analysere tiden som støtbølgen trenger for å forplante seg nedover langs pelen, før den reflekteres tilbake ved pelespiss. For en forenklet situasjon kan man se bort i fra sidefriksjonen, R , i jorden. Denne sammenhengen er gitt av ligning 5.19:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \times = \frac{1}{c^2} \times \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (5.19)$$

Denne differensialligningen kan enkelt løses analytisk ved benyttelse av flere matematiske modeller, for eksempel separasjon av variable etter *D'Alembert løsning*. Ved å anta kun elastisk oppførsel kan prinsippene om superposisjon benyttes for bølger i samme punkt. Ligning 5.19 indikerer også at forskyvningen i ett punkt, x , ved tiden, t , i staven kun vil være avhengig av x , t , $(x - ct)$ og $(x + ct)$.

$$\xi = (x - ct) \quad (5.20)$$

$$\eta = (x + ct) \quad (5.21)$$

$$u(\xi, \eta) = f(\xi) + h(\eta) \quad (5.22)$$

$$u(x, t) = u(\xi, \eta) \quad (5.23)$$

Dette gir ved separasjon av variable:

$$u(x, t) = f(x - ct) + h(x + ct) \quad (5.24)$$

For videre fullstendig utledning av ligningene vises det til relevant litteratur som Rausche et al. (1985).

Funksjonen f beskriver forplantningen av bølgen nedover mens h beskriver forplantningen oppover med konstant fart, c . Ved forplantning av bølger i faste stoffer må man analysere hvordan diskontinuiteter og endringer i materialet vil påvirke forplantningsbølgene. Derfor må refleksjons- og overføringsegenskapene til bølgen undersøkes for ulike grensebetingelser. Ved å anta et kontinuerlig homogent tverrsnitt, kan man i all hovedsak benytte seg av to grensebetingelser. Disse grensebetingelsene er relatert til om man betrakter pelenes ende som fri eller fast. Ved fri ende vil ikke energien fra bølgen overvinne motstanden fra bakken, noe som gjør at energien istedet blir reflektert tilbake til peletoppen. Ved pelespiss vil hastigheten doubles og en trykkbølge vil derfor reflekteres som en strekkbølge opp igjen til peletoppen. Denne energiforplantningen vil gå opp og ned i pelen helt til energien er absorbert av massene rundt pelen. Ved en fastholdt ende derimot, vil en trykkbølge bli reflektert som en trykkbølge. Dette vil følgelig doble trykkraften ved den fastholdte enden.

Teorien om bølgeforplantning i peler kan benyttes for verifisering av bæreevne (Rausche et al., 1985). PDA er en metode som måler tøyningen og akselerasjonen ved peletoppen og benyttes primært til å bestemme pelens kapasitet og for å bestemme fordelingen av kreftene (motstanden fra jorden) som virker på pelen. For byggingen av Åstfjordbrua ble slike tester gjennomført på flere av de rammede pelene for å verifisere bæreevnen. Testen gjennomføres ved at målingskomponenter festes til peletopp, før hammeren påfører slag med maksimal tilgjengelig energi (maks fallhøyde) til pelen. Figur 5.3 viser plasseringen til komponentene på en pel for pelearbeidene i Åstfjorden.

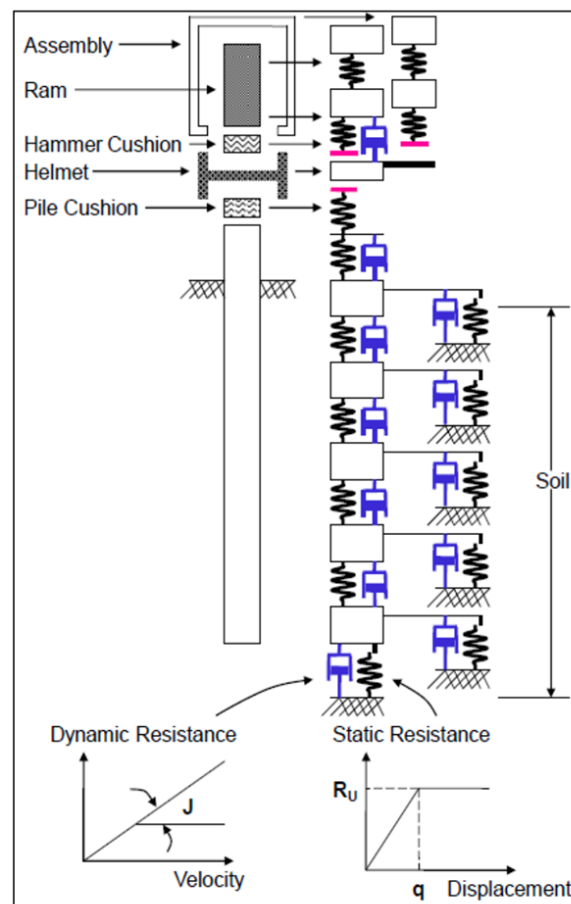


Figur 5.3: Fastmonterte bølgeforplantningsmålere for pel i Åstfjorden. Bilde tatt på befaring.

Analysen baserer seg på at dersom man kjenner bølgeforplantningsfarten og lengden av rammet pel, kan man ved å analysere opptredende tøyning og bølge-akselerasjon bestemme kreftene som virker på pelen. I det hammeren treffer peletoppen forplantes det en bølge gjennom pelen ned mot pelespiss, før bølgen reflekteres opp igjen til peletopp. De fastmonterte komponentene registrerer og måler denne bølgeforplantningen. Forskjellen i målingene for bølgen på vei ned, kontra den som kommer opp, representerer motstanden i jorden som kan undersøkes og tolkes grundigere ved hjelp av CAPWAP og CASE-metoden. Dynamiske forsøk kan derfor gi et nøyaktig estimat på bæreevnen til pelen. Ved å korrelere den dynamiske motstanden til statisk motstand, kan den aktuelle karakteristiske bæreevnen bestemmes.

5.3.1 Smith's modell

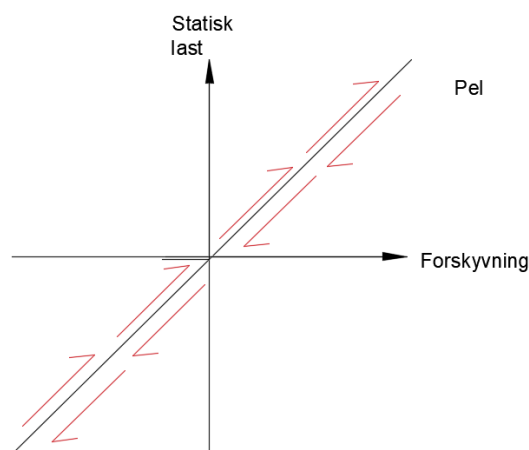
I tilfeller hvor jordfriksjonsmotstanden, R , blir introdusert i den partielle differensialligningen, vil løsningen være hverken enkel eller praktisk. I slike tilfeller er man nødt til å benytte en mer numerisk metode for å estimere en tilstrekkelig nøyaktig løsning av bølgeligningen. Smith (1960) la fram en slik metode som beskriver hvordan pel, jord og rammesystemet kan modelleres under ramming. Denne metoden er utgangspunktet for de endimensjonale programmene som CAPWAP og GRLWEAP, videre omtalt i kapittel 5.4. Figur 5.4 viser en idealisert pel delt opp i flere mindre elementer. Hvert element er videre gitt en bestemt stivhet som under påvirkning av ekstern energi vil bevege seg med en gitt forskyvning, hastighet og akselerasjon. For hvert element er det plassert en tilhørende vektløs fjær som skal representere den elastiske stivheten til pelen. Videre er jorden rundt pelen for hvert element karakterisert med en statisk motstand og en dynamisk motstand.



Figur 5.4: Idealisert skisse over rammesystemet som Smith tar utgangspunkt i. Hentet fra GRLWEAP - manualen 2010

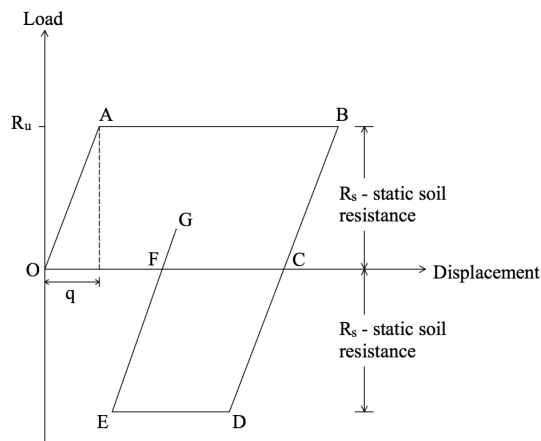
Statisk jordmotstand

Den statiske motstanden rundt pelen betraktes ved å anta at jorden oppfører seg lineært elastisk-perfekt plastisk. Jorden blir derfor modulert som en fjærkonstant som innenfor en gitt forskyvning vil oppføre seg fullstendig elastisk. Figur 5.5 viser den elastiske oppførselen i pelen for både strekk- og trykkrefter. Under driving vil støtbølgen fra hammeren medføre trykkbølger som vil presse pelen nedover i jorden. Avhengig av jordmotstanden, vil en del av trykkbølgen bli reflektert, noe som vil gi strekkrefter langs grensesnittet mellom jord og pel.



Figur 5.5: Last-deformasjonskurve - Strekk og trykk.

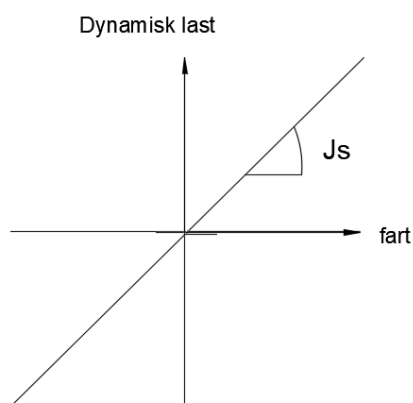
Ved stor jordmotstand vil grensebetingelsen bli tilnærmet som ved en fri ende. Dette medfører at pelen vil prøve å «hoppe» oppover under belastningen, som følge av at støtbølgen reflekteres opp igjen til peletopp. Figur 5.6 viser hvordan lineært elastiske-perfekt plastiske fjærer vil oppføre seg under belastning. Fra O-A vil fjæren være lineært elastisk frem til en viss spenning, deretter perfekt plastisk fra A-B inntil fjæren avlastes. Ved å anta lik elasticitet for avlastning og pålastning, og null refleksjon av trykkbølgen, vil permanent deformasjon (synk) være avstanden fra O-C. Refleksjonen av trykkbølgen på grunn av jordmotstanden vil medføre en strekkspenning som vil dra pelen i motsatt retning, slik at endelig synk dermed blir avstanden fra O-F for et gitt slag.



Figur 5.6: Last-deformasjonskurve for et lineært elastisk - perfekt plastisk materiale. Hentet fra Hirsh et al. (1970)

Dynamisk jordmotstand

For å beskrive jordens dynamiske belastningseffekter, inkluderte Smith (1960) en lineær viskøs demper parallelt med fjæren på hver side av elementene og ved pelespissen. Viskøse dempere beskriver hastighetsavhengig motstand. Lineære viskøse dempere beskriver materialer med et lineært forhold mellom spenning og hastighet, definert av, $J_s = \frac{\Delta\delta}{\Delta V}$. Dynamisk jordmotstand, R_d , kan da tilnærmes ved å benytte forholdet mellom hastighet og den empiriske dempingsfaktoren, J_s , som en andel av den statiske jordmotstanden, R_s .



Figur 5.7: Lineære sammenhengen mellom dynamisk last og hastighet

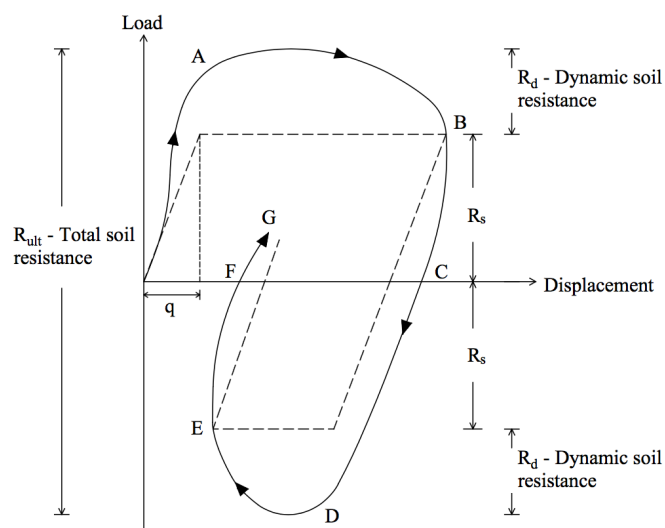
$$R_{d,i} = J_s \times V_i \times R_{s,i} \quad (5.25)$$

Total jordmotstand

Den totale jordmotstanden i et punkt kan da uttrykkes ved summen av statisk og dynamisk jordmotstand (Rausche et al., 1985).

$$R_{t,i} = R_{s,i} + R_{d,i} \quad (5.26)$$

Der J_s er Smiths dempningskonstant. Den statiske jordmotstanden kan estimeres ved å benytte seg av formlene presentert i kapittel 4, og den dynamiske kan videre estimeres som en prosentandel av den statiske jordmotstanden. Ved å kombinere den dynamiske og den statiske vil man få en last-deformasjonskurve lik figur 5.8. Etter en viss andel deformasjon vil fjæren slutte å oppføre seg lineært elastisk og plastiske deformasjoner vil forekomme. Dette elastiske området uttrykkes også ved jordens quake-verdi, q , som angir grenseovergangen mellom lineær elastisk og plastisk oppførsel. Denne grenseovergangen angir også hvor jordens statiske motstand forblir konstant. Dette er vist i ligning 5.30, der forskyvningen δ er større enn nevnte quake - verdi.



Figur 5.8: Last-deformasjons kurve for både den statiske og dynamiske jordmotstanden. Hentet fra Hirsh et al. (1970)

Følgende sammenhenger er etablert for total jordmotstand, R_t :

$$R_t = R_s + R_d \quad (5.27)$$

$$R_d = J \times V \times R_s \quad (5.28)$$

$$R_s = \frac{\delta}{q} \times R_s \quad \text{For } \delta < q \quad (5.29)$$

$$R_s = R_s \quad \text{For } \delta > q \quad (5.30)$$

$$R_t = R_s(1 + J_s V) \quad (5.31)$$

$$R_t = \frac{\delta}{q} \times R_s + J_s \times V \times R_s \quad (5.32)$$

Smith modellen trenger derfor kun tre parametere for å definere last-deformasjons kurven. Total jordmotstand, maksimum elastisk deformasjon av jorden og den viskøse dempingskonstanten.

5.3.2 Finite Difference method

I dette avsnittet vil den numeriske løsningen av den endimensjonale bølgeligningen ved bruk av *Finite difference Method* (FDM) forklares. Ved å benytte figur 5.4 deles pelen inn i flere mindre elementer. Tidsperioden støtbølgen beveger seg gjennom pelen er videre delt opp i mindre tidsintervaller. For hvert tidsintervall, δt , kan man dermed beskrive ligninger for forskyvning, hastighet og akselerasjon, gitt av bevegelsesligningene. Ved start vil forskyvningen i pelen være lik null, δ_i^{t-1} , deretter kan man uttrykke initialfarten av pelen etter hvert slag, som funksjon av virkningsgraden og vekten til loddet, $V_r = \sqrt{\eta \times \frac{2g}{W_h}}$. Akselerasjonen av hammeren blir satt til lik gravitasjonskoeffisienten, g . Disse antagelsene gir følgende sammenhenger for pelens forskyvning og hastighet, med tilhørende initialbetingelser (Anušić, 2018).

Initialbetingelser:

$$\delta_i^{t-1} = 0 \quad V_i^{t-1} = V_r \quad a_i^{t-1} = g \quad m_i = \frac{W_i}{g}$$

Pelens forskyvning:

$$\delta_i^t = \delta_i^{t-1} + \Delta t V_i^{t-1}$$

Pelens hastighet:

$$V_i^t = V_i^{t-1} + a_i^{t-1} \Delta t$$

Dersom man har informasjon om forskyvningen og hastigheten for hvert tidsintervall, kan en fjær- og dempningskraft som virker mellom hvert element beregnes som :

Kraften på pele-fjæren kan uttrykkes som:

$$F_i^t = (\delta_i^t - \delta_i^{t-1}) \times k_i + (V_i^t - V_i^{t-1}) \times c_i$$

Der k_i representerer materialstivheten til pelen, hammeren eller hetten til drivesystemet. c_i er dempningskoeffisienten til pelen. Denne kan skrives som $k_i = \frac{A_i \times E_i}{L_i}$

Kraften fra jorden kan også beregnes fra den relative forskyvningen gitt i hvert tidsintervall (Smith, 1960). Ved å kombinere den statiske og dynamiske jordmotstanden kan kraften fra jorden for hvert element estimeres:

$$R_i^t = [\delta_i^t - \delta_i^{t-1}] \times k'_i \times [1 + J_s V_i^{t-1}] \quad (5.33)$$

Ligning 5.34 produserer derimot ingen dynamisk jordmotstand når $\delta_i^t - \delta_i^{t-1}$ er lik null, og heller ingen statisk jordmotstand når V_i^{t-1} er null. Smith (1960) la derfor frem en alternativ ligning som separerer den statiske og dynamiske jordmotstanden. Denne kan benyttes så lenge forskyvningen, δ , er lik quake verdien for hvert element, i . Man kan da beskrive den totale jordmotstanden for hvert element, i , som:

$$R_i^t = [\delta_i^t - \delta_i^{t-1}] \times k'_i + [1 + J_s V_i^{t-1}] \times R_s \quad (5.34)$$

Ved å benytte Newtons andre lov, $F = m \times a$, kan akselerasjonen for hvert tidsintervall beregnes. Pelens akselerasjon er gitt av:

$$a_i^t = a_i^{t-1} + [F_{i-1}^t - F_i^t - R_i^t - R_{i-1}^t] \times \frac{1}{m_i} \quad (5.35)$$

Etter at akselerasjonen har blitt beregnet for ett element, blir elementenes hastighet og forskyvning korrelert under antagelsen om en lineær varierende akselerasjon. Dette gir de klassiske bevegelsesligningene, som kan skrives som:

$$V_i^t = V_i^{t-1} + (a_i^t - a_i^{t-1}) \times \frac{\Delta t}{2} \quad (5.36)$$

og

$$\delta_i^t = \delta_i^{t-1} + V_i^{t-1} \times \Delta t + 2(a_i^t - a_i^{t-1}) \times \frac{\Delta t^2}{6} \quad (5.37)$$

De korrelerte verdiene for hastigheten og forskyvningen blir deretter benyttet i ligning 5.34 til å estimere en ny korrelert jordmotstand, R_i^t og R_i^{t-1} . Prosessen vil fortsette helt til konvergens er oppnådd. Ved dette tidspunktet vil neste tidsintervall beregnes med verdier fra det nå estimerte tidsintervallet. Denne prosessen er ytterligere forklart i GRLWEAP manualen 2010.

5.4 GRLWEAP

GRLWEAP er et dataprogram som benytter seg av Finite Difference method for løsning av den endimensjonale bølgeligningen Smith (1960) la frem i 1960. Programmet modellerer rammesystemet som angitt i kapittel 5.3, hvor både jorden og pelen deles inn i mindre elementer der den statiske og dynamiske oppførsel representeres ved hjelp av fjærer og dempere. *Finite difference method* finner jordens motstand og forskyvning ved å iterere seg gjennom hvert oppdelt delement.

Den permanente deformasjonen (synk) for hvert slag blir oppdatert i slutten av hvert steg i den tidsitererende prosessen, nevnt ovenfor. Synken blir beregnet som maksimal forskyvning av pel, minus den gjennomsnittlige elastiske deformasjonen (quake), q_{av} . Dette kan skrives som angitt i ligning 5.38 og 5.39.

$$s = u_{max} - q_{av} \quad (5.38)$$

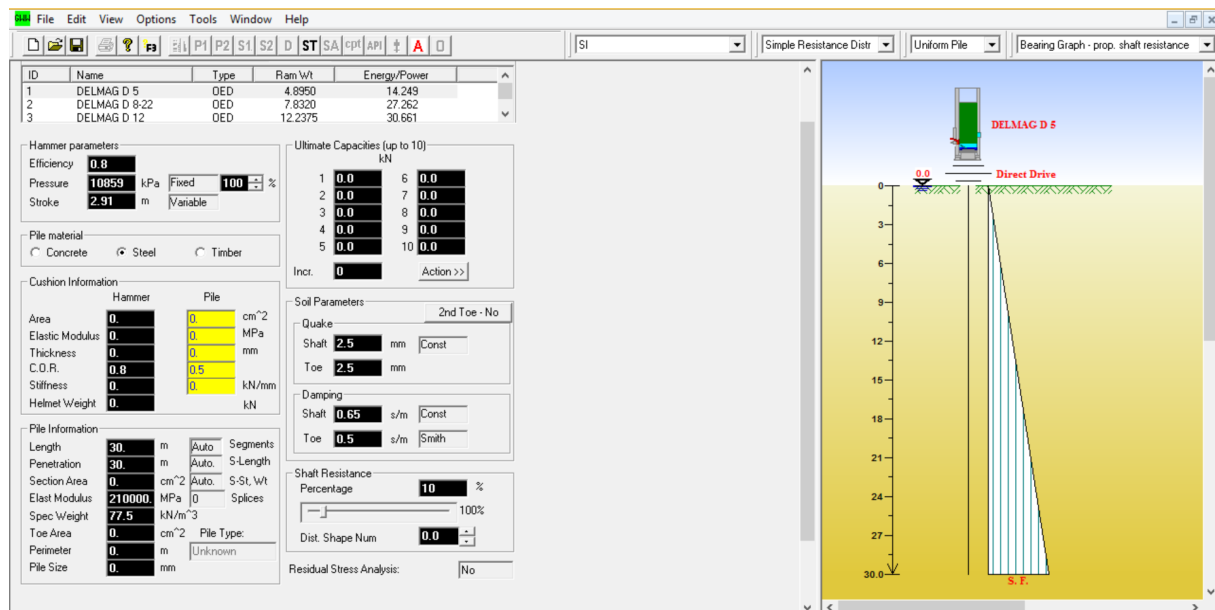
$$q_{av} = \frac{\sum R_{t,i}(q_i)}{R_t} \quad (5.39)$$

Hvor $R_{t,i}$ og q_i representerer den totale jordmotstanden og den elastiske deformasjonen for hvert element, som definert tidligere. R_t uttrykker den totale jordmotstanden rundt pelen.

Dersom man har informasjon om opptredende synk kan man estimere hvor mange slag dette tilsvarer per meter. GRLWEAP kan dermed benyttes til å gjennomføre en mer detaljert rambarhetsanalyse hvor det komplekse rammesystemet blir modulert mer nøyaktig. Som input trenger GRLWEAP informasjon om det generelle rammesystemet, pelen og jordprofilen.

Framgangsmåte i GRLWEAP

Hammeren modelleres med et lodd, en slaghette og en slagpute. Parameterne som inngår i modelleringen er vist i figur 5.9. Programmet har innebygd en stor database med over 1000 pre-modellerte hammere med angitte dimensjoner og materialegenskaper. Etter valg av hammer må pelens parametere som diameter, vekt, lengde og stivhet føres inn manuelt i programmet. Figur 5.9 viser brukergrensesnittet i programmet.



Figur 5.9: Skjerm bilde av brukergrensesnittet i GRLWEAP

Programmet har flere moduser som kan benyttes avhengig av hva man skal undersøke. Ved å velge modusen kalt rambarhetsanalyse, kan man definere både jordens sidefriksjon, spissmotstand og antatt overført energi ved angitte dybder. Beregningsmetodene som blir benyttet for å estimere jordens motstand mot driving, er tidligere definert i kapittel 4. Videre må jordens dempingskoeffisient og quake-verdi defineres både for sidefriksjonen og spissmotstanden. Programmet legger frem en rekke standardverdier basert på anbefalinger tidligere gitt av Smith (1960). Tabell over dempnings- og quake-verdier for sand er gitt i tabell 5.2, gjengitt fra Anušić (2018).

Tabell 5.2: Quake- og dempningsverdier for sand, som gjengitt fra Anušić (2018)

| Parameter | Normalverdier fra Smith (1960) |
|-----------|--------------------------------|
| q_s | 2,54[mm] |
| q_t | 2,54[mm] |
| j_s | 0,16[s/m] |
| j_t | 0,5[s/m] |

5.5 Sammenligning av metodene

Samtlige av de nevnte metodene for benyttelse i en rambarhetsanalyse er basert på den statiske jordmotstanden. Forskjellen mellom metodene er at Janbu's energiligning forenkler rammesystemet, der pelen betraktes som et stort sammenhengende element. Den numeriske løsningen av den endimensjonale bølgeligningen, anvendt i GRLWEAP, behandler pelen som et system av mindre elementer. Janbu's energiligning betrakter pelen som et stivt legeme, der ett indusert slag øyeblikkelig medfører en gitt forskyvning av pelen. Metoden tar dermed ikke med kompleksiteten av rammesystemet, jordens oppførsel og bølgeforplantningen i pelen. Støtbølgen som oppstår under rammingen vil forplante seg gjennom pelen og derav resultere i en statisk- og dynamisk motstand mot penetrasjon. Samtidig kan refleksjonen av støtbølgen medføre en reduksjon i den permanente deformasjonen avhengig av grensebetingelsen. For en friksjonsspel vil dette kunne resultere i at bølgen, reflektert opp fra pelespiss, hindrer videre ramming av pelen.

Programmet GRLWEAP betrakter ikke pelen som et sammenhengende element, men som mange små elementer. Bølgeforplantningen i pelen tolkes ved at et slag indusert i peletoppen medfører en forskyvning av elementene i pelen. Dette kan ses på som en domino-effekt der elementene dytter videre på hverandre gjennom pelen. Total forskyvning av pelen finnes deretter ved å summere opp forskyvningen for alle del-elementene. Basert på denne informasjonen kan man derfor estimere den totale forskyvningen av ett gitt slag. Metoden er betraktet som mer nøyaktig enn energiligningen, da man tolker forflytningen til flere små del-element og ikke et sammenhengende stort element. Informasjonen brukes videre til å kartlegge forventet penetrasjon (rammeforløp) i et definert jordprofil.

Rammeformelen har sine store svakheter med hvordan jordmotstanden tolkes, da den i utgangspunktet beregnes som en statisk arbeidsbetraktning uavhengig av faktiske jordforhold. Dette fordi man kun benytter antall slag som input for total jordmotstand. GRLWEAP betrakter jorden som en elastisk-plastisk fjær, med en viskøs demper. Denne betraktningen representerer ikke nødvendigvis jordens faktiske oppførsel under ramming, men den gir en bedre tilnærming enn rammeformelen.

Kapittel 6

Innledende analyse - Åstfjordbrua

I den innledende analysen forsøkes det å finne en bedre praksis for prosjektering og dimensjonering av peler i morenemasser. For å undersøke dette er det i denne studien valgt å ta utgangspunkt i data fra Åstfjordbrua. For beskrivelse av prosjektet vises det til kapittel 2. I den innledende analysen er det definert tre delmål.

- **Delmål 1:** Kartlegge relativ laginndeling fra totalsonderingene i nærhet av de pelefundamenterte aksene.
- **Delmål 2:** Kartlegge jordens styrkeparametere (N_q og β -verdi) fra PDA- resultater og rammeprotokoller.
- **Delmål 3:** Tildel lagene fra delmål 1 en verdi for N_q og β , som videre kan inngå i prosjekteringen av pel.

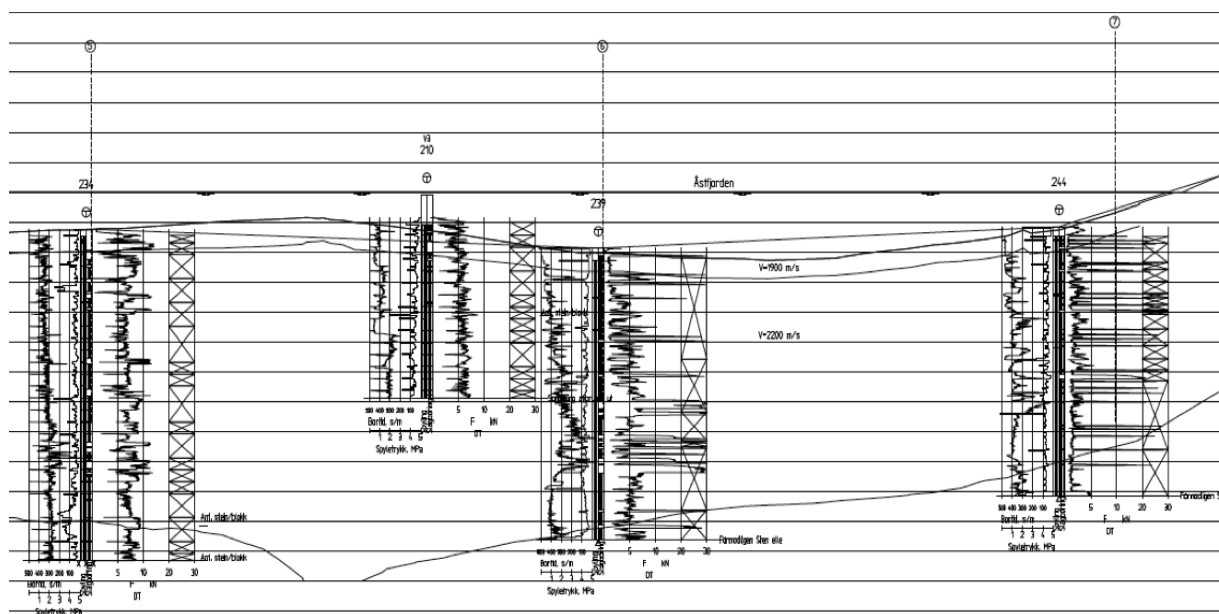
Benyttet datagrunnlag er PDA-rapporter, rammeprotokoller og totalsonderinger. Kapittelet består av tre deler som fungerer som en forløper til analysen i kapittel 7. Det vil bli redegjort for hva som har blitt gjort og hvilke valg og forutsetninger som ligger til grunn for gjennomføringen av analysen.

6.1 Kartlegging av grunnforhold

For tolkning av grunnforholdene i Åstfjorden har totalsonderingene blitt nøye undersøkt. Brua er prosjektert og bygget på en endemorene, som strekker seg på tvers av Åstfjorden. Fjellkontrollboring har blitt benyttet for de fleste sonderingene. Sonderingene viser tydelig hvordan matekraften og bortiden påvirkes i det bor-operatørene forsøker å komme tilbake til normal sonderingsmetodikk, uten påføring av slag og spyling, som beskrevet i kapittel 3.2. Dette gir unaturlige store utslag i grafen, som ikke direkte kan tolkes som fastere lag enn de øvrige, der prosedyren for fjellkontrollboring benyttes.

For å kartlegge om det finnes definerte laggrensener i morenen har lengdeprofilene til bruak-sene blitt undersøkt. Hensikten med dette er å kartlegge mulige hardhetsvariasjoner.

Figur 6.1 viser lengdeprofil for sondering 234 i akse 5, 239 i akse 6 og 244 i akse 7. Lengdeprofilen viser problematikken med å tolke sonderingene for de dybdene der slagpåføringen slås av. Fra sondering 239 og 244 kan det se ut til at det er lik sonderingsmotstand på større dybder. Fra totalsonderingene direkte ser det ikke ut til at det forekommer noen gjenkjennbare laggrensener i sonderingene. Visuelt ser sonderingene like ut, med relativt like verdier for bortid, spyletrykk og matetrykk. Dette kan tyde på at morenen består av homogene masser, som man kan forvente i en endemorene.

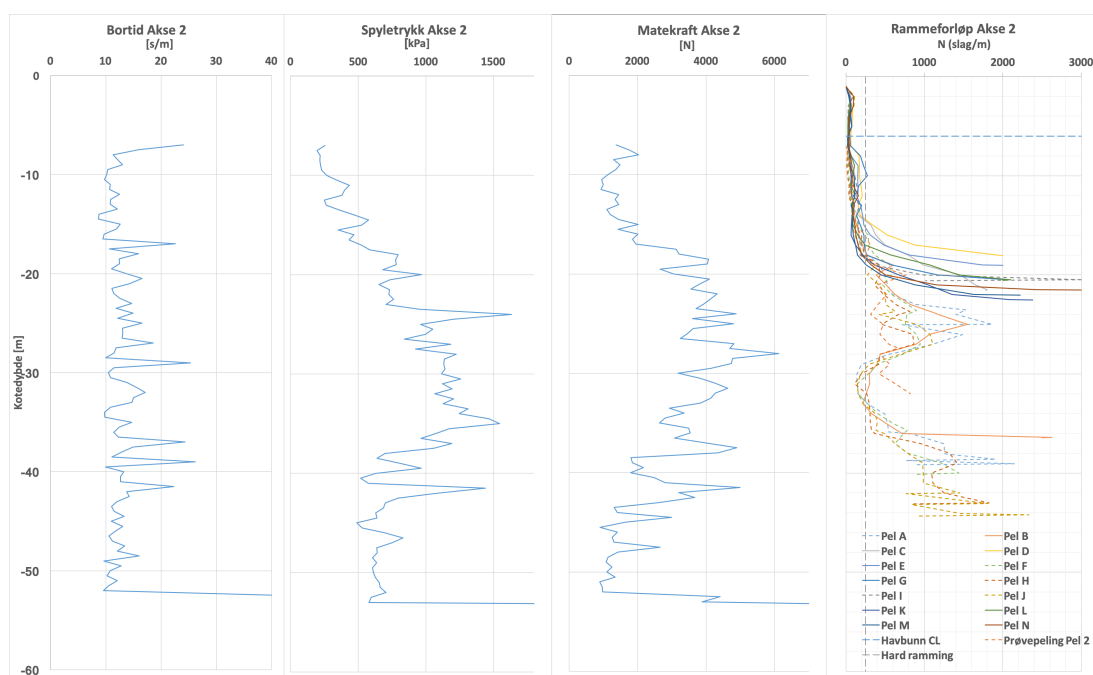


Figur 6.1: Lengdeprofil [33090m – 33395m]. Akse 5, 6 og 7

Da det antas homogene morenemasser innad i aksene har det blitt produsert middel-plot av

bortid, spyletrykk og matetrykk for hver akse, der resultater fra nærliggende totalsonderinger har blitt lagt sammen og midlet. For akse 2, 5 og 6 har fem totalsonderinger blitt midlet, mens for akse 7 har syv totalsonderinger blitt midlet. Denne beslutningen baserer seg på at avstanden mellom sonderingene er såpass kort, tatt avsetningstypen i betraktning. Se figur 6.3 for aktuelle sonderinger relatert til aksene. Dataene har ikke blitt midlet i kote da det har blitt antatt horisontal laginndeling i morenen. Det vises til vedlegg C for detaljert beskrivelse av hvordan totalsonderingene er midlet.

Fra figur 6.2 ser det ut til at det er en sammenheng mellom totalsonderingene og ramme-protokollene for pelene i aksene. For flere av pelene ser det også ut til at de stopper der det er markant økning i bortid, spyletrykk og matekraft. For de lengste pelene kan det se ut som at de punkterer disse lommene, noe som fører til at de må rammes dypere for å oppnå tilstrekkelig bæreevne.

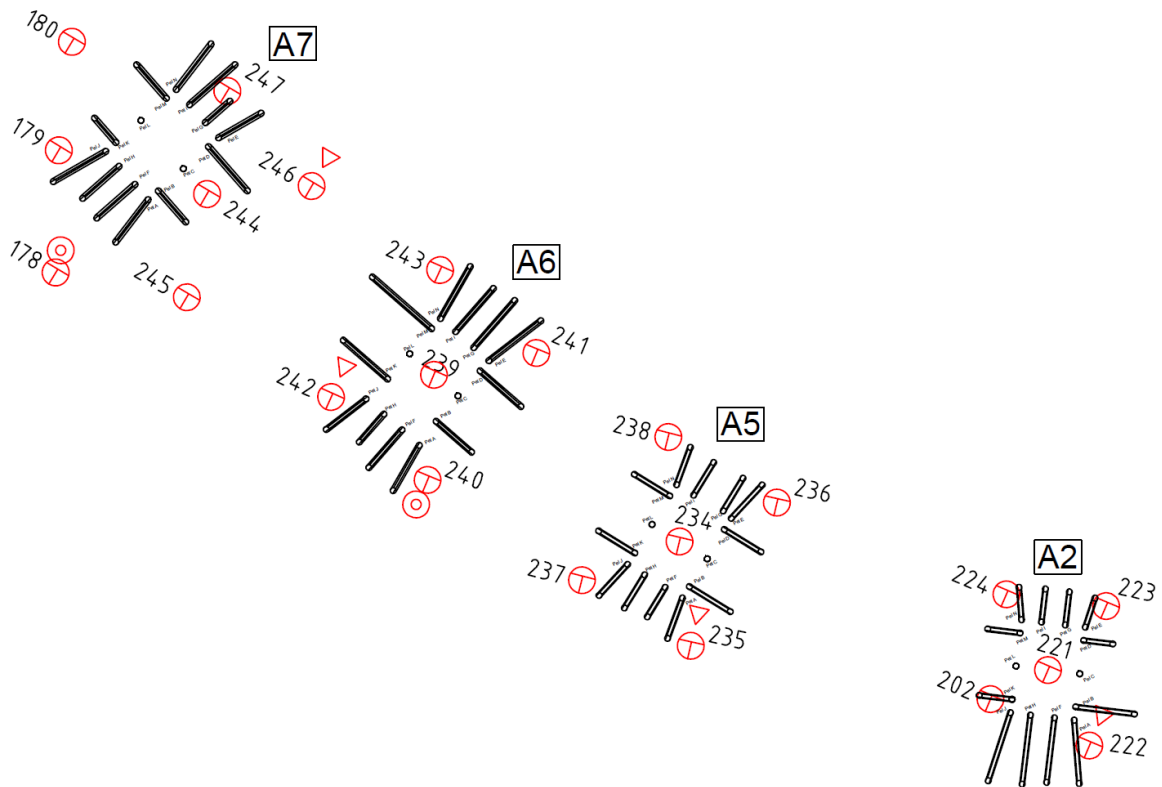


Figur 6.2: Middelerverdier summert for hver halvmetre - akse 2

Figur 2.5 viser at de lengste pelene i akse 2 befinner seg på samme side av bruaksen. Totalsonderingene er derimot ikke entydige og lette å tolke, når man ser på dem individuelt. Dersom det hadde vært mulig å forutse dette på forhånd hadde man kanskje valgt å stoppe rammingen tidligere, eller hatt et bedre prosjekteringsgrunnlag i prosjektet.

Det er også sånn at totalsonderingene er tatt med forskjellige rigger, både innad og for hver akse. Dette påvirker direkte middelplottene i figur 2.5 og vedlegg C. Det er derfor nødvendig

å se på hver enkelt totalsondering i seg selv, da de er gjennomført forskjellig. Figur 6.3 viser plassering av totalsonderinger og peler i de pelefundamenterte bruksene.



Figur 6.3: Oversikt over akseplassing, pelenes innbyrdes plassering og nærliggende totalsonderinger

6.2 Kartlegging av laginndeling ved bruk av Maskinlæring

Da det har vist seg å være tidskrevende og vanskelig å tolke totalsonderingene visuelt, har det blitt valgt å programmere et tolkningsverktøy som enklere finner sammenhenger mellom dataene. Dette har også blitt gjort for å kartlegge hardhetsvariasjonene mellom aksene og for se etter mulig laginndeling i morenen.

Tolkningsverktøyet er programmert i Python, og bruker maskinlæringsalgoritmer til å tolke totalsonderinger etter hardhetsvariasjoner basert på verdier av bortid, spyletrykk og matekraft med dybden. Algoritmene som er programmert omfatter både tidligere nevnte *K-means* og *Hidden Markov Models* (HMM). Kapittel 3.6 gir en oversikt over teori og applikasjoner ved bruken av disse. I de kommende avsnittene vil forutsetningene for den programmerte algoritmen bli forklart, sammen med en redegjørelse for hvordan tolkningsverktøyet brukes.

6.2.1 Datagrunnlag

Datagrunnlaget som ble brukt i denne studien omfatter TOT-filer fra totalsonderinger utført med to forskjellige rigger av typen 98.mod.607D, heretter omtalt som 98Mod, og Bore Cat. Som tidligere nevnt blir det kun valgt å se på verdiene fra TOT-filene tilknyttet fjellkontrollboring, der det har blitt påført økt rotasjon, spyling og slag. Dette skyldes at de fleste sonderingene har blitt utført under slike forhold.

Dataen er logget for dybdeintervaller på 2,5 cm. Siden store deler av dataene stammer fra to forskjellige rigger, har det blitt valgt å lage to modeller som baserer seg på datagrunnlaget fra hver rigg. For Rigg 98mod blir modellen trent på totalt 15 totalsonderinger, tilsvarende 55 254 forskjellige verdier av bortid, spyletrykk og matekraft. Rigg Bore Cat benytter 12 totalsonderinger, tilsvarende 32 460 datapunkter. Samtlige benyttede totalsonderinger er tatt i direkte nærhet til broens pelefundamenterte akser. Tabell 6.1 angir hvilke totalsonderinger som inngår i treningsgrunnlaget til riggene. For å gjøre datagrunnlaget så stort som mulig er også totalsonderingene for akse 3 og 4 inkludert.

Fra TOT-filene har informasjon om bortid, spyletrykk, matekraft, slagpåføring og ID blitt benyttet som datagrunnlag i algoritmene.

Tabell 6.1: Benyttet rigg og tilhørende totalsonderinger

| Borerigg | 98.mod.607D | Bore Cat* |
|------------------|--------------------|-------------------------|
| Akse 2 | 221, 222, 223, 224 | - |
| Akse 5 | - | 234, 235, 236, 237, 238 |
| Akse 6 | 239, 240, 242 | 241, 243 |
| Akse 7 | 244, 245, 246, 247 | - |
| Andre akser(3/4) | 225, 226, 227, 228 | 229, 230, 231, 232, 233 |

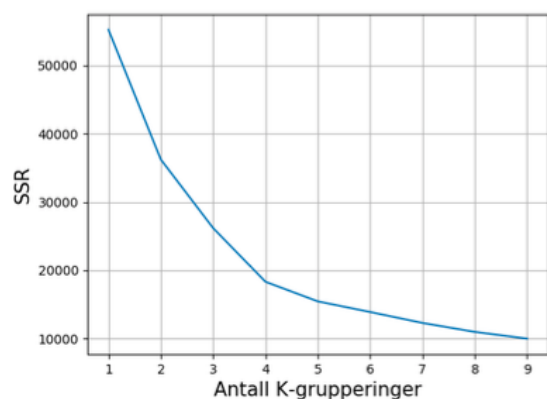
6.2.2 Bearbeiding av data fra TOT-filer

De opprinnelige dataene fra riggene inneholder normalt uregelmessigheter som oppstår på grunn av både normale og unormale driftsforhold, og eventuelle mekaniske feil med boreutstyret. For å bruke dataene videre til identifisering av sammenhenger mellom bortid, spyletrykk og matekraft, er det nødvendig å fjerne slike uregelmessigheter fra rådataene. Det er viktig å forstå boreprosedyren for å eliminere uønskede data. For å fjerne slike uønskede datapunkter, har det blitt valgt å standardisere verdiene for bortid, spyletrykk og matekraft med et gjennomsnitt på 0 og standardavvik på 1. Datapunktene med et standardavvik på mer enn 3 fra verdiens gjennomsnitt ble fjernet fra datagrunnlaget. Eksempelvis ble verdier for bortid med standardavvik på mer enn 3 fra gjennomsnittet fjernet fra datagrunnlaget. Tilsvarende ble gjort for spyletrykk og matekraft. Fjernede datapunkt er typisk der boreteamet forsøker å slå av slagpåføringen og går tilbake til prosedyren for totalsondering. Andre utelukkede datapunkt er verdier som oppstår ved stangskifte og som ikke direkte relateres til jordens mekaniske egenskaper.

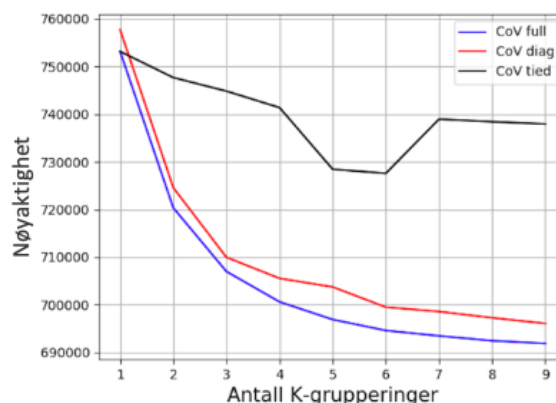
6.2.3 Valg av antall lag

Unsupervised learning baserer seg på å gruppere dataene inn i forskjellige kategorier, som tidligere forklart i kapittel 3.5. Antallet grupperinger er brukerbestemt. Relatert til problemstillingen i denne oppgaven, representerer antall grupper det antallet hardhetsvariasjoner som kartlegges ved tolkning av totalsonderingene. For å bestemme optimalt antall grupperinger ble *Elbow-method* og BIC benyttet på datasettene for begge riggene, sammen med de digitale bor-loggene for hver sondering. Algoritmen ble testet for 3-5 grupperinger. Antallet ble fastsatt til 4 for både datasettet tilhørende borerigg 98mod og Bore Cat. Dette ble gjort da grupperingen visuelt så ut til å passe sonderingene, samtidig som at grafene i figur 6.4 hadde

en tydelig knekk for 4 grupper.



(a) Antall grupperinger fra *Elbow-method*.



(b) Antall grupperinger fra BIC.

Figur 6.4: Valg av antall lag fra *Elbow-method* og BIC.

6.2.4 Valg av algoritme

I denne oppgaven har *K-means* og *Hidden Markov Models* (HMM) blitt benyttet til å klassifisere dataene. Med bakgrunn i forutsetningene i kapittel 3.5, har det blitt valgt å benytte HMM i den videre analysen. *K-means* gir generelt flere grupperinger, da modellen ser på hvert enkelt datapunkt og klassifiserer det etter avstanden mellom datapunktene. HMM baserer seg på sannsynlighet, istedet for avstand og har tidligere blitt benyttet for tolkning av CPTU-data (Depina et al., 2016) og til å kartlegging av bergarter i borehull (Vezhapparambu et al., 2018).

6.2.5 Hidden Markov Models

Tolkningsverktøyet som har blitt programmert bruker HMM til å gruppere datapunkter i en totalsondering inn i 4 forskjellige grupper. Ett datapunkt er her betegnet som et punkt i bakken, som har en verdi for bortid, en verdi for spyletrykk og en verdi for matekraft. Dette betyr at samtlige datapunkt i en sondering blir gruppert og klassifisert, basert på datapunktets tallstørrelser. Fra sonderingen blir datapunktene logget for intervaller på 2,5 cm i bakken. Hvert datapunkt har forskjellige verdier av bortid, spyletrykk og matetrykk, og vil derfor grupperes og klassifiseres forskjellig.

Treningsgrunnlaget til modellen spiller også en viktig rolle på grupperingen og klassifiseringen av datapunkter. For det første er det viktig at det lages to forskjellige modeller da det

er benyttet to forskjellige borerigger på relevante totalsonderinger (tilknyttet de pelefundamenterte aksene). Dette sikrer at tolkningsgrunnlaget stammer fra samme borerigg, samtidig som at man utelukker forskjeller ved de ulike riggene.

For modellene tilhørende 98mod og Bore Cat har også valget av de innbyrdes treningsparameterne blitt variert. Med dette menes at modellene først ble trent med bruk av datapunktens størrelser for bortid, spyletrykk og matekraft. For å undersøke spyletrykkets betydning på tolkningen av totalsonderingene ble denne senere fjernet fra treningsgrunnlaget. Dette resulterte i to forskjellige tolkninger, der det ene plottet er tolket basert på relasjonen mellom bortid, spyletrykk og matekraft, mens den andre er basert på relasjonen mellom bortid og matekraft. Hensikten med dette var å se hvorvidt spyletrykkets størrelse kan relateres til morenens fasthet eller ikke.

De fire grupperingene er i tabell 6.2 og 6.3 videre angitt som kategoriene *lite fast*, *middels fast*, *fast* og *veldig fast*, med tilhørende indeksverdi på 1, 2, 3 og 4. Som tabellene viser har kategoriene tilhørende verdier for bortid, spyletrykk og matekraft. Grupperingene og klassifiseringen for borerigg 98mod og bore Cat er basert på relasjonene mellom bortid, spyletrykk og matekraft. Det er viktig å presisere at det for samtlige datapunkt inkludert i denne studien er benyttet økt rotasjon, spyling og slag, tilsvarende metodikken for fjellkontrollboring. Dette betyr at navngivningen for grupperingene må betraktes relativt en hard morene.

Tabell 6.2: Klassifisering og gruppering for borerigg 98mod

| Indeksverdi | Fasthet | Bortid [$\frac{s}{m}$] | Spyletrykk [kPa] | Matekraft [N] |
|-------------|--------------|--------------------------|------------------|---------------|
| 1 | Lite fast | 9,9 | 551 | 1078 |
| 2 | Middels fast | 14,6 | 828 | 2709 |
| 3 | Fast | 17,3 | 1852 | 2571 |
| 4 | Veldig fast | 33,8 | 1315 | 4122 |

Tabell 6.3: Klassifisering og gruppering for borerigg Bore CAT

| Indeksverdi | Fasthet | Bortid [$\frac{s}{m}$] | Spyletrykk [kPa] | Matekraft [N] |
|-------------|--------------|--------------------------|------------------|---------------|
| 1 | Lite fast | 6,7 | 1730 | 5429 |
| 2 | Middels fast | 12,8 | 2058 | 6753 |
| 3 | Fast | 23,9 | 2795 | 7157 |
| 4 | Veldig fast | 44,9 | 1999 | 8034 |

Tabellene viser hvordan modellen har klassifisert datapunktene inn i 4 forskjellige grupper, med forskjellige verdier av variablene bortid, spyletrykk og matekraft. Grupperingen er fastsatt ved at algoritmen har klassifisert datapunktene basert på kombinasjonen av variablenes

størrelser. I tabell 6.3 ser man eksempelvis at spyletrykket for det *veldig faste* laget er lavere enn spyletrykket for både det *middels faste* laget og det *faste* laget. Samtidig ser man at størrelsen på bortid og matekraft er betydelig større for det *veldig faste* laget. Dette viser at grupperingen og kategoriseringen av hvert datapunkt er avhengig av kombinasjonen av tallstørrelsen for bortid, spyletrykk og matekraft.

Grupperingene blir illustrert ved en farge-bar bestående av kontrastfargene svart, mørkegrå, grå og lysegrå. Eksempelvis har det *veldig faste* laget indeksverdi 4 og fargen svart. Det *lite faste* laget har indeksverdi 1 og fargen lysegrå. Fargen svart representerer noe som er relativt fastere enn fargene mørkegrå, grå og lysegrå. Fargene beskriver derfor hardhetsvariasjonene i sonderingene.

Det er viktig å være klar over at algoritmen baserer tolkningen av totalsonderingen på treningsgrunnlaget den har gitt. Dette betyr at størrelsene på bortid, spyletrykk og matekraft for gruppene i tabell 6.2 og 6.3 er relatert til alle sonderingene som er lagt inn i treningsgrunnlaget. Resultatet av tolkningen indikerer derfor både hvor fast et sonderingsprofil er i seg selv, men også hvor like de ulike sonderingene er i forhold til hverandre.

For å ha et relativt mål på hardheten i en sondering har det blitt valgt å definere en hardhetsindeks basert på indeksverdien til de ulike fasthetsklassene. Denne hardhetsindeksen er uttrykt som gjennomsnittet av sonderingens indeksverdier. Denne tallstørrelsen forteller noe om hvor fast sonderingen er relatert til de andre sonderingene i treningsgrunnlaget. Treningsgrunnlaget består av relevante sonderinger for aktuell borerigg, som muliggjør sammenligning av hardhetsindeksen mellom sonderingene. Eksempelvis vil en sondering bestående av mange datapunkter som er klassifisert som fargen svart, med indeksverdi lik 4, ha en høy hardhetsindeks.

Figur 6.5a viser totalsondering 240 utført med borerigg 98mod. HMM-modellen er trent på 55 230 datapunkter, før den benyttes til å tolke hardheten i sonderingen. Hvert datapunkt blir gitt en farge avhengig av fastheten i sonderingen. Hver farge har en tilhørende indeksverdi, som gjenspeiler fastheten til datapunktet. Totalsonderingen blir videre gitt en hardhetsindeks for hele sonderingen. På enkelte steder av sonderingene er det hvite blanke lommer, uten datapunkt. Dette er utelatte datapunkter der boroperatørene ikke påfører slag til bor-

stangen.

For enklere å kunne visualisere gruppene, ble gjennomsnittet per 20 cm (8 verdier) benyttet og analysert ved hjelp av den trente modellen. Det samme blir gjort på totalsonderingsparametere. Resultatet er vist i figur 6.5b, hvor fargebaren blir glattet for å tydeliggjøre hardhetsvariasjonene i sonderingen.

6.5c og 6.5d viser samme totalsondering, men der modellen er kun trent på bortid og matekraft. Fargekodene og grupperingen blir da definert etter størrelsen på bortid og matekraft.

Tabell 6.4 og 6.5 angir størrelsene på bortid og matekraft for begge riggene.

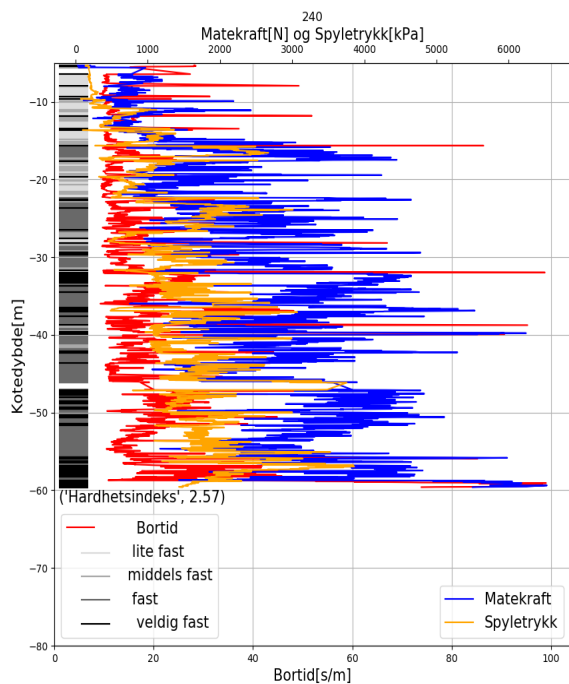
Tabell 6.4: Klassifisering og gruppering for borerigg 98mod, uten spyletrykk

| Indeksverdi | Fasthet | Bortid [$\frac{s}{m}$] | Matekraft [N] |
|-------------|--------------|--------------------------|---------------|
| 1 | Lite fast | 9,8 | 1067,8 |
| 2 | Middels fast | 15,3 | 1955,5 |
| 3 | Fast | 16,3 | 4257,9 |
| 4 | Veldig fast | 41,1 | 4010,1 |

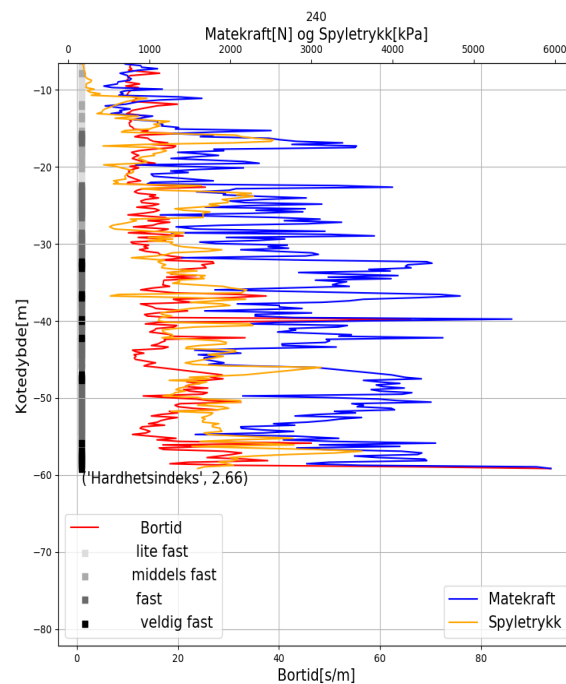
Tabell 6.5: Klassifisering og gruppering for borerigg Bore Cat, uten spyletrykk

| Indeksverdi | Fasthet | Bortid [$\frac{s}{m}$] | Matekraft [N] |
|-------------|--------------|--------------------------|---------------|
| 1 | Lite fast | 6,8 | 5461,2 |
| 2 | Middels fast | 12,6 | 6765,2 |
| 3 | Fast | 27,5 | 7273,8 |
| 4 | Veldig fast | 42,9 | 7951,9 |

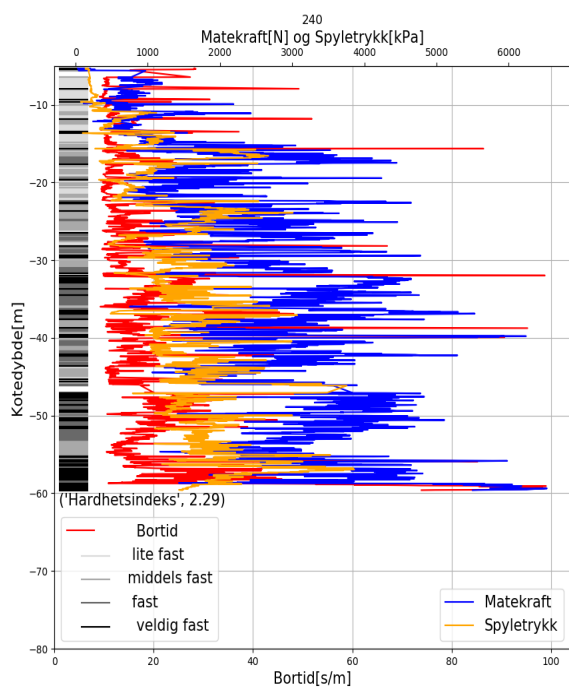
Tolkningsverktøyet, som har blitt programmert, klarer å klassifisere en totalsondering etter hardhetsvariasjoner, basert på variablenes tallstørrelser. Ved tolkning av totalsonderinger på denne måten, kan man enklere se likheter mellom sonderingene. Eksempelvis hvilke sonderinger som er fastere enn andre. Dette gjelder dersom høy fasthet impliserer høye verdier for bortid, spyletrykk og matekraft. Boreloggene ble benyttet for å verifisere tolket laginndeling fra maskinlæring. Vedlegg G viser eksempler på sonderinger plottet i kote sammen med boreloggene. Figur 6.7 og 6.8 viser et eksempel på dette for tot. 224 i akse 2 plottet med og uten spyletrykk.



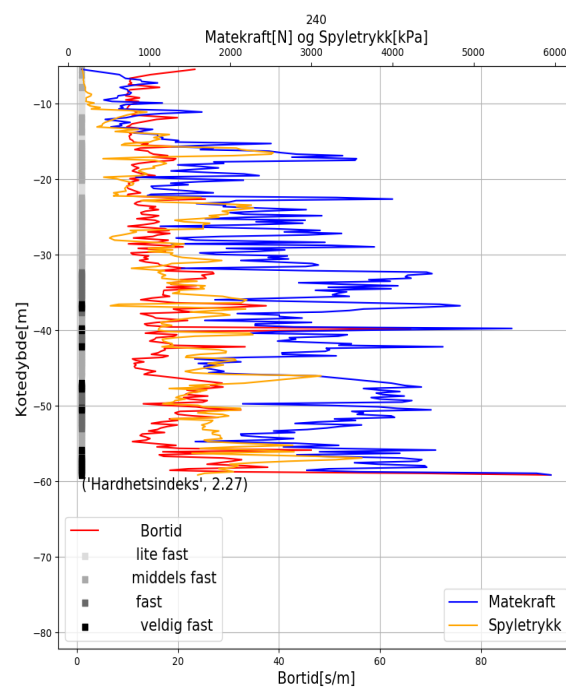
(a) Alle datapunkt [med spyletrykk]



(b) Midlede datapunkt [med spyletrykk]



(c) Alle datapunkt [uten spyletrykk]

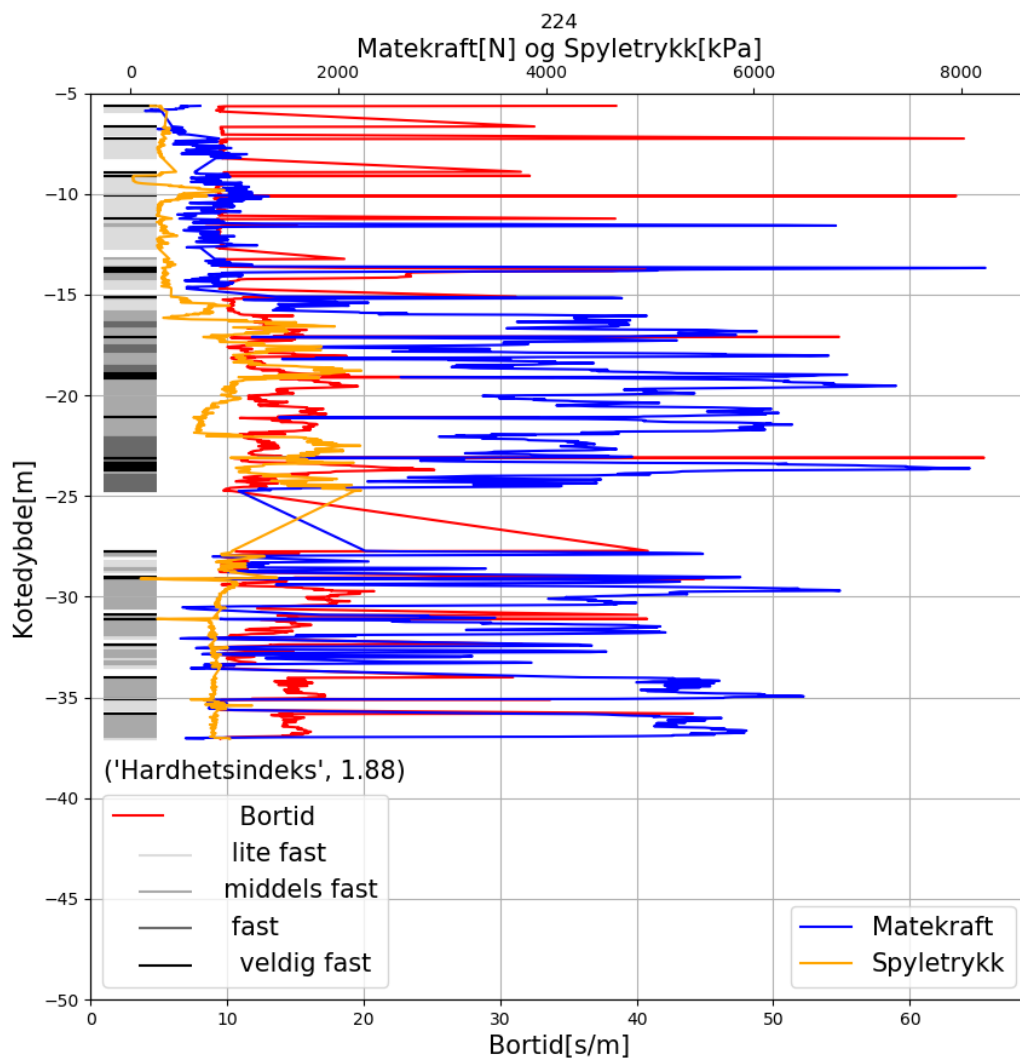


(d) Midlede datapunkt [uten spyletrykk]

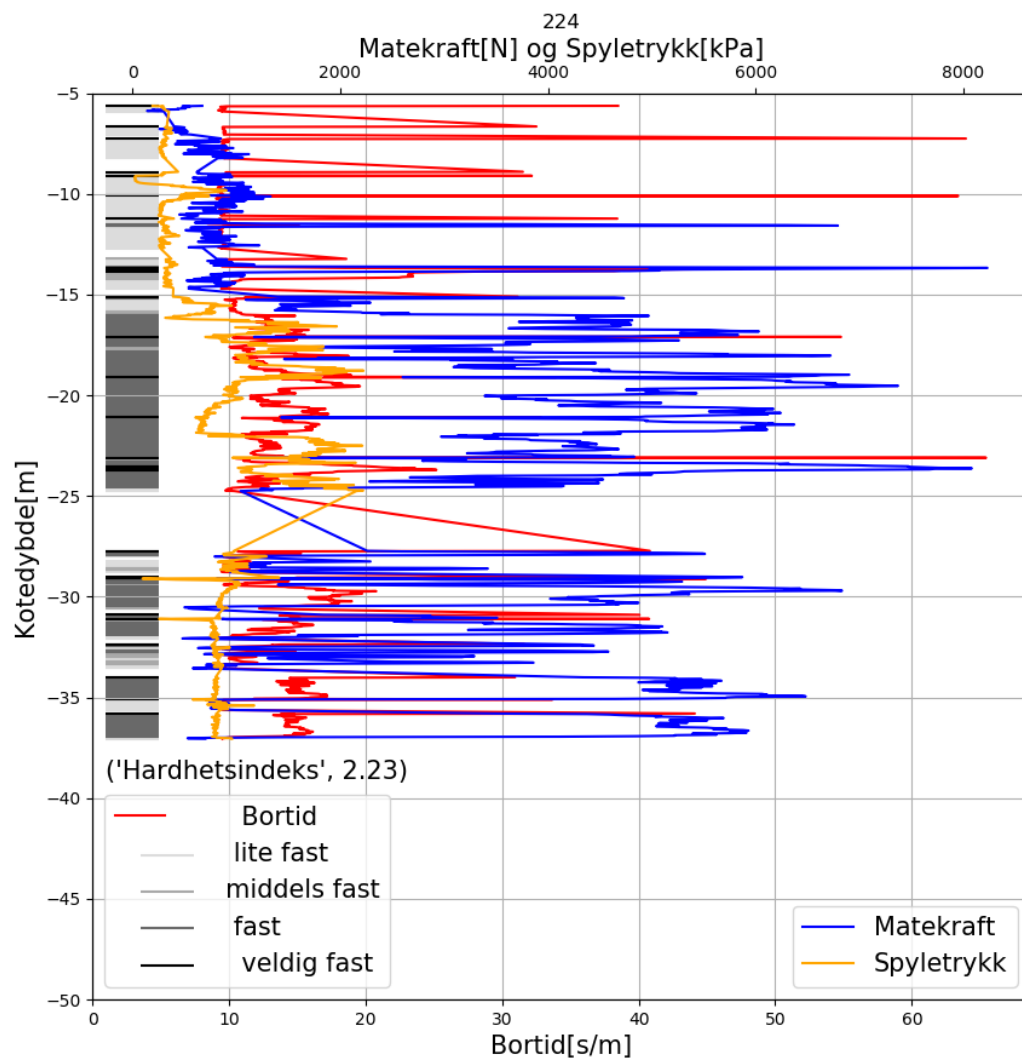
Figur 6.5: Tolket totalsondering 240, med og uten spyletrykk

| BPrnr: | Sonderingstype: | Dato: | Borleder: | Dato: | Borleder: |
|-------------------------|--|----------------|----------------|-------|-----------|
| 224 | Totalsondering | 28.06.16 | Bård | | |
| | | Prøveserie: | | | |
| Dybde: | Beskrivelse: | | | | |
| 0-1,5m | Løst topplag. | | | | |
| 1,5-11m | Antatt løse morene. | | | | |
| 11-19m | Morene, fast. | | | | |
| 19-32,2m | Antatt lagdelt sand, silt og leire. | | | | |
| 32,2m | Sondering avbrutt, mistanke om stangbrudd. | | | | |
| Stopp: 32,2 | | Værndybde: 5,5 | Klokken: 09:25 | | |
| Notat: | | | | | |
| 6 meter stål ved 0-avl. | | | | | |
| Mud ved 10 meter. | | | | | |
| Sondering avbrutt. | | | | | |

Figur 6.6: Borelogg totalsondering 224, Akse 2.



Figur 6.7: Tolket laginndeling for sondering 224, Akse 2. [Med spyletrykk]



Figur 6.8: Tolket laginndeling for sondering 224, Akse 2. [Uten spyletrykk]

6.3 Verifisering av styrkeparametere ved bruk av GRLWEAP og PDA

For kartlegging og verifisering av styrkeparametere i jorden har resultatet fra PDA-analyser og rammeprotokoller blitt benyttet sammen i bølgeligningsprogrammet GRLWEAP, tidligere omtalt i kapittel 5.4. Dette er blitt gjort for å etterregne rammingsforløpet på peler i akse 2, 5, 6 og 7. Hensikten og formålet med etterregningen av rammeforløpet er at man finner størrelsen på opptredende side- og spissmotstand i jorden. Dette har blitt gjort som et forsøk da det ikke foreligger annen informasjon, som kan si noe om styrken og hardheten til morenen. Størrelsen på spissmotstanden og sidefriksjonen kan benyttes til å sammenligne og tolke forskjellige totalsonderingsprofiler med hverandre og nærliggende peler. Relatert til bølgeligningsprogrammet GRLWEAP kan styrkeparametere, sammen med tolket laginndeling inngå i en rammingsanalyse.

For å gjennomføre en rambarhetsanalyse i GRLWEAP trenger man informasjon om hammer, pel og jorden man skal ramme pelen i. Figur 6.9 viser hvilke parametere som har blitt benyttet i analysen.

Etterregning av rammeforløp i GRLWEAP

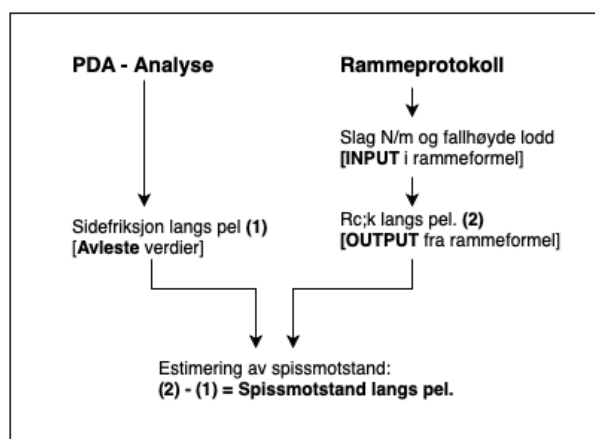
| INPUT GRLWEAP | | |
|---|---|--|
| HAMMER - Hammertype - Virkningsgrad - Slaghøyde | PEL - Lengde - Penetrasjonslengde - Tverrsnittsareal - Material - Vekt - Omkrets - Diameter | JORD - Quake - Damping - Gain/loss-faktor - Setup-faktor - Sidefriksjon - Spissmotstand |

Figur 6.9: INPUT GRLWEAP

I og med at man har informasjon om antall slag, N , og fallhøyden på loddet ble rammeformelen fra ligning 5.8 benyttet til å estimere motstanden under driving. Siden CAPWAP-resultatet kun gir et estimat på spissmotstanden på pelespiss, og ikke hvordan denne varierer langs pelelengden, ble sidefriksjonen fra CAPWAP-analysen og den totale rammemotstanden fra rammeprotokollen brukt for å tilbakeregne den varierende spissmotstanden med dybden. Figur 6.10 viser fremgangsmåten.

Estimert spissmotstand langs pelens lengde ble benyttet sammen med sidefriksjonen fra PDA-rapporten til å estimere jordens motstand under driving. Pelens faktiske spissmotstand

ved endelig lengde ble benyttet for gjeldende dybde.



Figur 6.10: Beregning av spissmotstand med dybden

Pelarbeidet ble utført med hydraulisk fallodd - Junttan HHK 10 tonn. Maksimal fallhøyde var 1,5 meter. Under rammingen ble primært en fallhøyde på 1,35 meter benyttet. Pelene er av typen lukkede stålrørspeler, med godstykkelse på 20 mm. og en diameter på 914 mm. GRLWEAP viste at valgt rammesystem kan ramme pelen til en bæreevne tilsvarende 10-11 000 kN. Tabell 6.6 viser andre benyttede verdier i rammeformelen, for estimeringen av Rck.

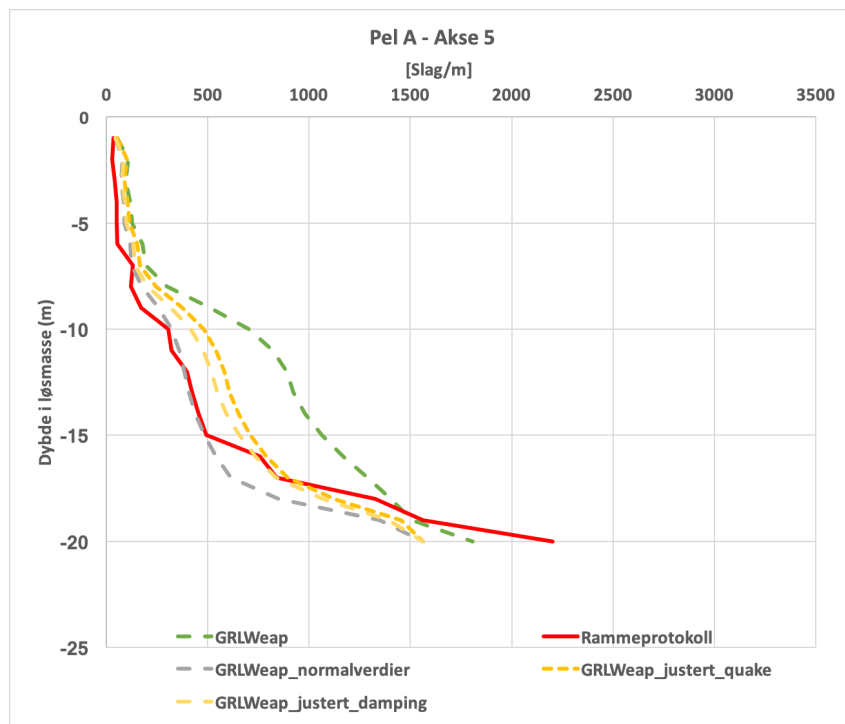
Tabell 6.6: Benyttede parametere i tilbakeregningen

| Parameter | Størrelse |
|------------------------------------|---------------------|
| Pel lengde [m]* | Varies |
| Virkningsgrad* | 0,8 |
| Vekt hammerlodd [tonn]* | 10 |
| Lastfordelingsfaktor* | 0,7 |
| Fallhøyde hammer [m]* | Fra rammeprotokoll. |
| Tverrsnittsareal pel [m^2]* | 0,656 |
| E-modul ståpel [MPa]* | 210 000 |
| Tyngdetetthet [$\frac{kN}{m^3}$] | 18,5 |
| Peldiameter [m] | 0,914 |
| Pel omkrets [m] | 2,87 |
| Godstykkelse [m] | 0,02 |

(a) *Input i Rammeformel.

Rammemotstanden ble deretter analysert i GRLWEAP ved å benytte virkningsgraden funnet fra PDA-rapporten. Quake og dempingskoeffisienten ble funnet gjennom CAPWAP-analysen. I likhet med spissmotstanden gir PDA-analysen som regel bare informasjon om demping- og quakefaktoren på spiss for den endelige peledybden. Dette skyldes at det kun er gjennomført PDA-analyse etter installasjon av pel og ikke underveis på forskjellige dybder. Dette

medfører også at man kun har virkningsgraden for maksimal fallhøyde ved sluttdybde. I likhet med sidefriksjonen oppgir PDA-analysen demping- og quake-faktoren langs skaftet på pelen. Korrekt fallhøyde på hammer ble avlest fra rammeprotokollen. Figur 6.11 viser resultatet for den iterative tilbakeregningen av rammeforløpet for pel A, i akse 5, med forskjellige quake- og dempingsfaktorer. Tabell 6.7 beskriver forskjellene mellom metodene.



Figur 6.11: Verifisering pel A, akse 5

Tabell 6.7: Beskrivelse av figur 6.11

| Metode | Beskrivelse |
|-------------------------|---|
| GRLWEAP | Verdier for quake og demping på spiss (fra PDA) er benyttet for alle dybder. |
| GRLWEAP normalverdier | Verdier for quake og demping på spiss er kun benyttet på spiss. Normalverdier/standardverdier for demping og quake på spiss fra tabell 5.2 er benyttet for øvrige dybder. |
| GRLWEAP justert demping | Verdier for quake og demping på spiss er benyttet på spiss. Quake på spiss er også benyttet for øvrige dybder, mens normalverdi for demping er benyttet for øvrige dybder (Etter tabell 5.2). |
| GRLWEAP justert quake | Verdier for quake og demping på spiss er benyttet på spiss. Demping på spiss er også benyttet for øvrige dybder, mens normalverdi for quake er benyttet for øvrige dybder (Etter tabell 5.2). |

Som tilbakeregningen i figur 6.11 viser, samsvarer etterregnet rammeforløp for pel A, i akse 5, godt med rammeprotokollen der man benytter metoden beskrevet som *GRLWEAP nor-*

malverdier i tabell 6.7. Generelt viser tilbakeregningen av rammeforløpet for samtlige peler i vedlegg D at bruk av normalverdiene for quake og demping, med kartlagt spissmotstand og avlest sidefriksjon, samsvarer godt med faktisk rammeforløp. Unntaket er der hvor rammeforløpet får altfor store variasjoner. Dette kan skyldes at valgt tilbakeregningsmetodikk av spissmotstanden underestimerer faktisk spissmotstand ved enkelte dybder.

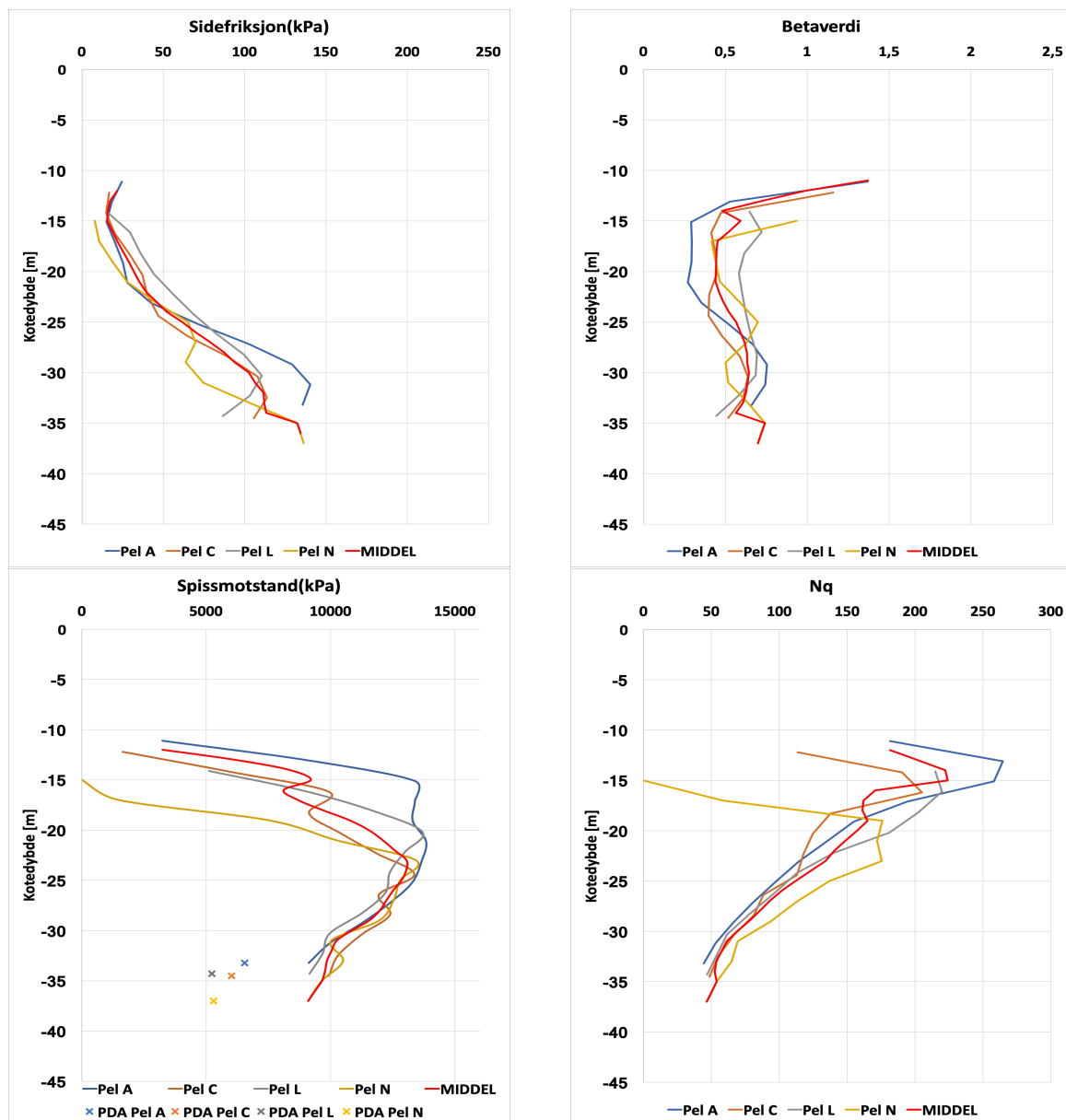
Rammeprotokollene ble, som illustrert i figur 6.10 benyttet for beregning av spissmotstanden med dybden. Rammeprotokollene for peler i akse 6 er vist i figur 6.12.



Figur 6.12: Rammeprotokoll Akse 6

Rammeprotokollene for akse 6 viser omtrent like rammingsforløp for pelene som ligger ved siden av hverandre. Fra beregnet sidefriksjon og spissmotstand ble tilhørende β - og N_q -verdier beregnet ved å dele på overlagingstrykket. Disse er for akse 6 vist i figur 6.13.

Som figur 6.13 viser bommer etterregningen på spissmotstanden ved endelig peldybde. Dette skyldes at resultatet fra PDA angir den statiske spissmotstanden, mens den etterregnede verdien baserer seg på den dynamiske rammingen av pelen, fra rammeformelen. De korrekte verdiene, hentet fra PDA-rapporten er angitt med **x** for hver pel. De etterregnede verdiene for spissmotstand fungerer som input-verdier til GRLWEAP, og tilhørende verdier for N_q kan



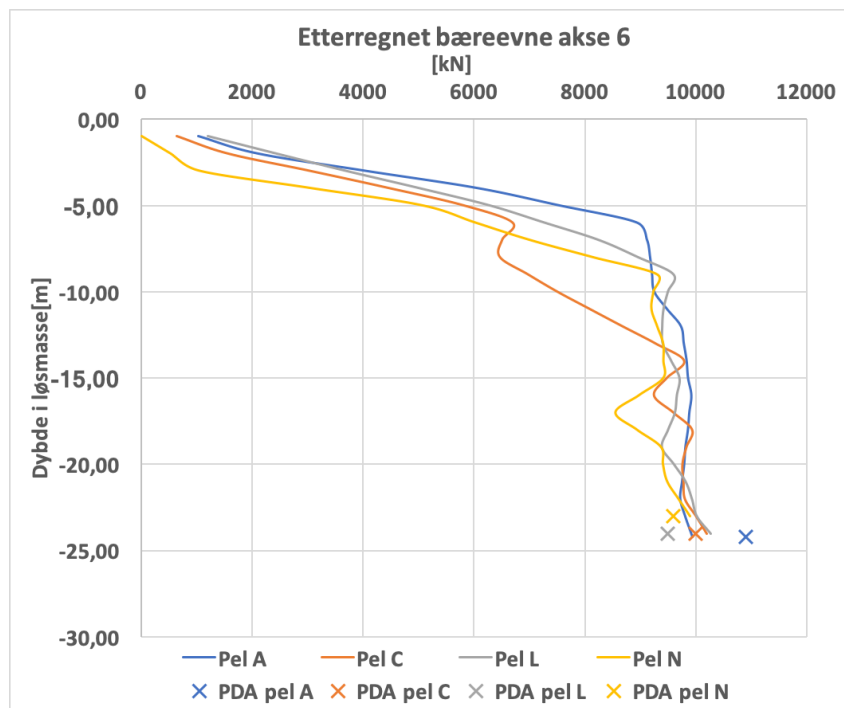
Figur 6.13: Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 6

ikke sammenlignes med N_q fra de statiske beregningsformlene.

Figur 6.14 viser GRLWEAP-resultatet av etterregningen til rammingsforløpet av peler i akse 6. Som man ser fra figuren treffer etterregningen godt på den totale jordmotstanden for endelig pel lengde. Dette skyldes at korrekt demping på spiss er lagt inn i GRLWEAP, noe som medfører at spissmotstanden blir korrigert på sluttdybden. På denne måten blir den etterregnede dynamiske spissmotstanden justert til verdier som kan sammenlignes med spissmotstanden fra PDA. Etterregnet bæreevne viser en tydelig knekk for en bæreevne på rundt 10 000 kN, noe tilsvarende rammesystemets kapasitet.

Det ble gjennomført totalt 14 PDA analyser, i tillegg til PDA på prøvepeler, i prosjektet. Fra

disse ser man omtrent 50% av bærekapasiteten er på spiss. Unntaket er for de lengste pelene i akse 2 og 7. Årsaken til dette kan være energirelatert og ikke knyttet til grunnforholdene.



Figur 6.14: Estimert total jordmotstand fra GRLWEAP - Akse 6

Kommentarer til etterregnet N_q og β -verdi

Tabellene 6.8, 6.9, 6.10 og 6.11 angir verdier for sidefriksjon, bæreevne og etterregnet spissmotstand for peler i akse 2, 5, 6 og 7.

Fra figur 6.13 ser man at man i de øverste lagene av profilet at det er svært høye N_q -verdier, samtidig som at N_q -tallet reduseres med dybden. Dette skyldes at denne er basert på differansen mellom bæreevnen funnet fra rammeformelen og sidefriksjonen fra PDA. Dette kommer av økt pelelengde impliserer større mobilisert sidefriksjon langs pel, som samtidig betyr at den beregnede spissbærende effekten reduseres med økt dybde.

Spissmotstand

Fra teorien i kapittel 4 baserer N_q -tallet seg på friksjons- og plastifiseringsvinkelen gitt fra statisk bæreevnekapasitet. Etterregnet N_q -tall på spiss impliserer en friksjonsvinkel på 37-42 grader og en plastifiseringsvinkel β mindre enn 0, noe som tilsier fast jord. I forhold til

betametoden vil de etterregnede N_q -tallene generelt være for store, bortsett fra på spiss. I denne analysen har N_q -tallet blitt beregnet fra rammeprotokollen, da det ikke finnes annen informasjon om jordens styrke. Dette betyr at N_q -tallet beregnes basert på hvor mye pelen forflytter seg og ikke direkte fra jordens friksjons- og plastifiseringsvinkel. Dette gjør at N_q -tallet blir noe høyere enn det man kan forvente. N_q , fra spissmotstanden hentet fra PDA, samsvarer bedre med teorien enn etterregnede input-verdier.

Sidefriksjon

$\beta = K_o \times \tan(\phi)$ -verdier er hentet direkte ut fra sidefriksjonen fra PDA ved å dele på overlagingstrykket. Den estimerte β -verdien i de øvre lagene tilsvarer en høy K_o for akse 6. Dette er noe lavere enn det Fellenius and Altaee (1995) viser til. Dette kan skyldes at pelene er rammet på 9 meters havdyp og det er derfor rimelig å anta at overlagingstrykket fra denne vanddybden påvirker middelspanningene i de øvre jordlagene på en slik måte at spenningsforskjellen fra kritisk spenningsnivå er lavere. Med økt dybde øker middelsspenningen i jorden, noe som betyr at den dilaterende effekten blir mindre med en tilhørende reduksjon i den horisontale partikkelbevegelsen tidligere forklart under kapittel 4.5. Dette er også gjeldende for akse 5 og akse 2. Det er lavere vanddybde for akse 7, og β -verdiene er følgelig lavere i toppen.

Sammenlignet med β -verdiene for metodene presentert i kapittel 4.5 samsvarer de etterregnede verdiene med ST-, API- og Steevens metode. β -metoden betegnes som en konservativ metode for estimering av sidefriksjon på pel og benyttes primært for overslagsberegninger. Tallverdiene for β er derfor noe lavere.

Kommentarer til delmål 2 og 3

Ved å benytte GRLWEAP sammen med PDA-rapporter ble rammeforløpet tilbakeregnet med gode resultater.

Relatert til delmål 2 og 3 viser det seg vanskelig og lite hensiktsmessig å benytte tilbakeregnete og kartlagte N_q -verdier til prosjektering av peler. Dette skyldes først og fremst unaturlige høye verdier for N_q i de øvre jordlagene, som ikke direkte knyttes opp mot den faktiske rammemotstanden. Ved å benytte PDA-resultater, gjennomført for flere dybder, kunne man mer detaljert beregnet korrekte verdier for spissmotsanden i jorden.

Dersom man hadde gitt lagene fra totalsonderingen verdier fra tilbakeregnet spissmotstand, ville man fått for høy motstand i de øvre lagene. Dette betraktes som lite konservativt, da man forventer at motstanden skal øke med dybden. Det ble derfor valgt å ikke benytte kartlagte verdier for N_q til å detaljprosjektere pelene. Det er likevel av interesse å undersøke sammenhengen mellom sidefriksjonen og spissmotstanden fra PDA-resultatene, med hardhetsvariasjonene kartlagt ved hjelp av maskinlæring. Dette for å undersøke om man kan utnytte totalsonderingsdataene på en bedre måte tilknyttet prosjektering av pelene.

Tabell 6.8: Akse 2 - Etterregnede verdier og verdier fra PDA(*)

| Pel | N | L |
|-----------------------------|----------|----------|
| Pelelengde (m) | 21,5 | 20,5 |
| Nq gjennomsnitt | 57,2 | 62,5 |
| Nq på spiss | 47,4 | 55,9 |
| *Nq på spiss | 14,9 | 16 |
| *Sidefriksjon (kN) | 4581,5 | 3909,9 |
| *Spissmotstand (kN) | 2718,9 | 2790 |
| *Total bæreevne (kN) | 7300,4 | 6699,9 |

Tabell 6.9: Akse 5 - Etterregnede verdier og verdier hentet fra PDA(*)

| Pel | A | D | I | L |
|-----------------------------|----------|----------|----------|----------|
| Pelelengde (m) | 19,5 | 19,5 | 16,5 | 20 |
| Nq gjennomsnitt | 108,8 | 124,9 | 103,8 | 119,4 |
| Nq på spiss | 59 | 58,5 | 48,9 | 43 |
| *Nq på spiss | 25,6 | 24,4 | 24,5 | 27,8 |
| *Sidefriksjon (kN) | 3862,1 | 3949,3 | 5764,9 | 5272 |
| *Spissmotstand (kN) | 4238 | 4050,5 | 3435,2 | 4728 |
| *Total bæreevne (kN) | 8100,1 | 7999,8 | 9200,1 | 10000 |

Tabell 6.10: Akse 6 - Etterregnede verdier og verdier fra PDA(*)

| Pel | A | C | L | N |
|-----------------------------|----------|----------|----------|----------|
| Pelelengde (m) | 24,2 | 24 | 23 | 23 |
| Nq gjennomsnitt | 136,9 | 111,9 | 128,1 | 96,8 |
| Nq på spiss | 44,3 | 48,7 | 46,8 | 45,5 |
| *Nq på spiss | 31,8 | 29,5 | 26,7 | 27 |
| *Sidefriksjon (kN) | 4355 | 3982,8 | 4274,7 | 4309,5 |
| *Spissmotstand (kN) | 6545,1 | 6017,2 | 5225,3 | 5290,6 |
| *Total bæreevne (kN) | 10900,1 | 10000 | 9500 | 9600,1 |

Tabell 6.11: Akse 7 - Etterregnede verdier og verdier fra PDA(*)

| Pel | C | E | J | K |
|-----------------------------|----------|----------|----------|----------|
| Pelelengde (m) | 29 | 30,4 | 37,5 | 22 |
| Nq gjennomsnitt | 75,8 | 56,9 | 74,6 | 105,3 |
| Nq på spiss | 32,4 | 28,8 | 25,8 | 34,6 |
| *Nq på spiss | 14,2 | 14,8 | 3,4 | 10,4 |
| *Sidefriksjon (kN) | 4708,4 | 5172,6 | 4812,3 | 6051,2 |
| *Spissmotstand (kN) | 3491,7 | 3827,3 | 1087,7 | 1948,7 |
| *Total bæreevne (kN) | 8200,1 | 8999,9 | 5900 | 7999,9 |

Kapittel 7

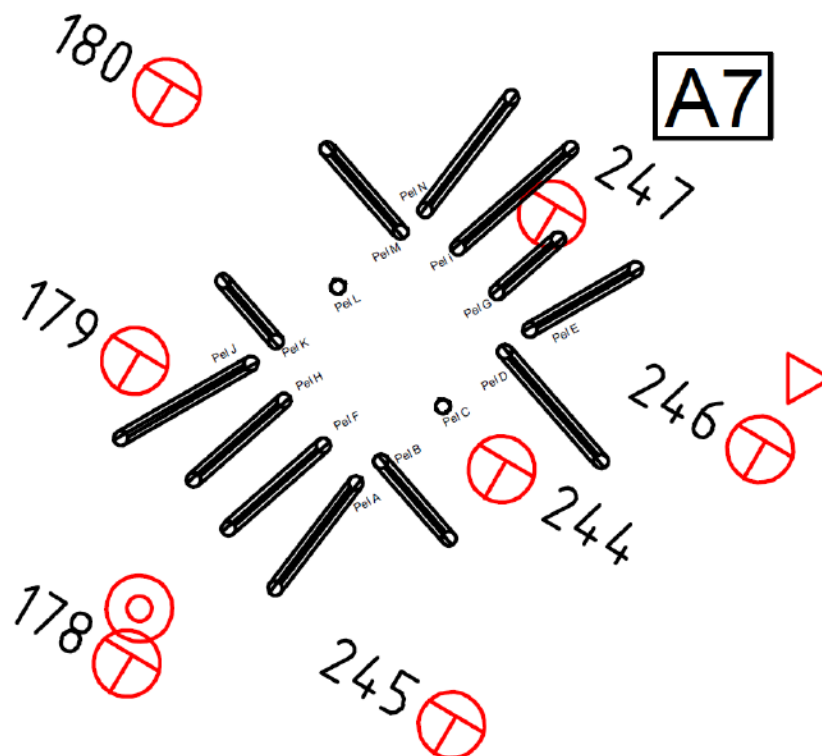
Analyse - Maskinlæring, rammeprotokoll og PDA

Totalsonderingene har blitt tolket med maskinlæringsalgoritmen *Hidden Markov models*. Målet er å kartlegge om det finnes en relasjon mellom totalsondering, fortrinnsvis fjellkontrollboring og ramming av peler. Spyletrykkets betydning på sonderingen vil også bli presentert. Dette er blitt gjort ved at modellen er trent med og uten spyletrykk.

For å undersøke hvorvidt det faktisk finnes sterkere lag eller lommer i morenen, har totalsonderinger og rammeprotokoller til nærliggende peler blitt undersøkt. For å kunne sammenligne tolkningen av en totalsondering fra ML, har hardhetsindeksen tidligere omtalt i kapittel 6.2, blitt benyttet. Ved å undersøke relasjonen mellom akkumulert motstand fra en sondering og rammeforløp, blir sammenhengen mellom totalsonderingenes hardhetsindeks og PDA-resultater kartlagt.

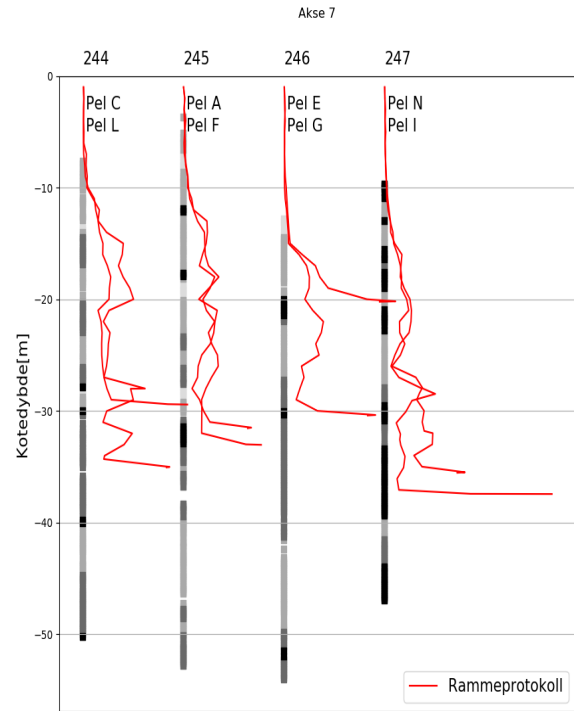
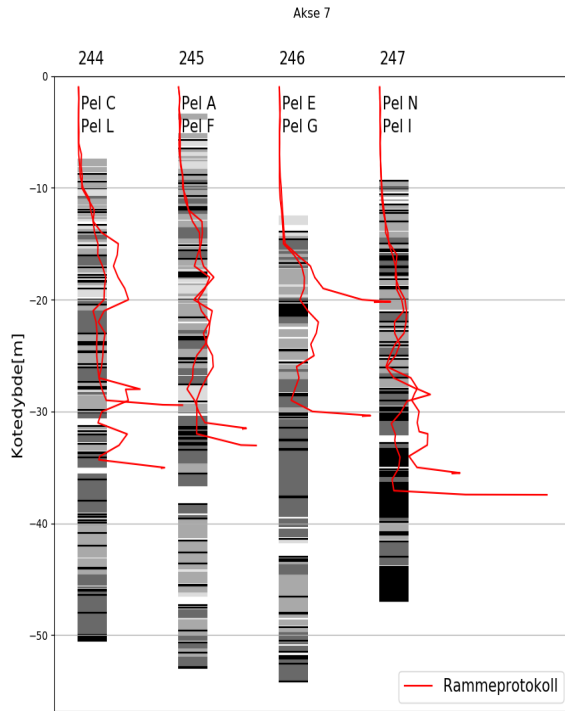
7.1 Sammenheng rammeprotokoll og maskintolket totalsondering

Figur 7.1 viser plasseringen av totalsonderingene og pelene for akse 7. Resultatet ved å knytte nærliggende totalsonderinger og rammeprotokoller fra pelene i akse 7 er vist i figur 7.2. Tolkingsmodellen er trent med og uten spyletrykk. Dette har blitt gjort for samtlige pelefundamenterte akser i vedlegg F. Totalsonderingene og rammeprotokollene er plottet i kote.



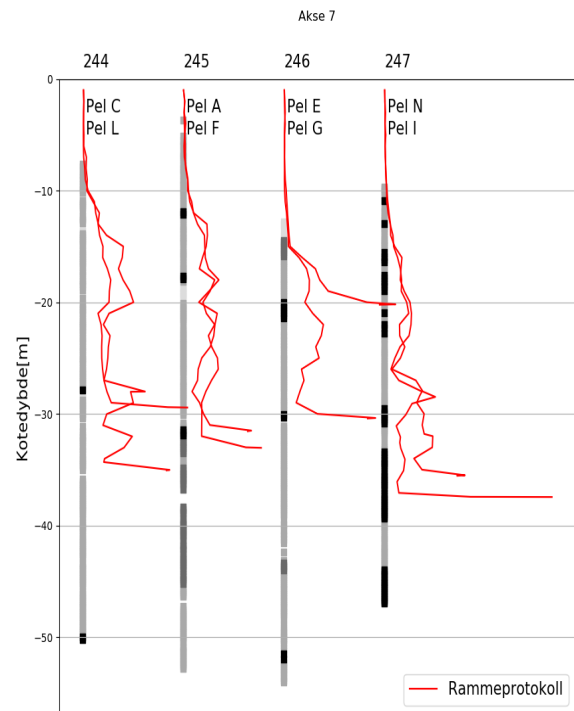
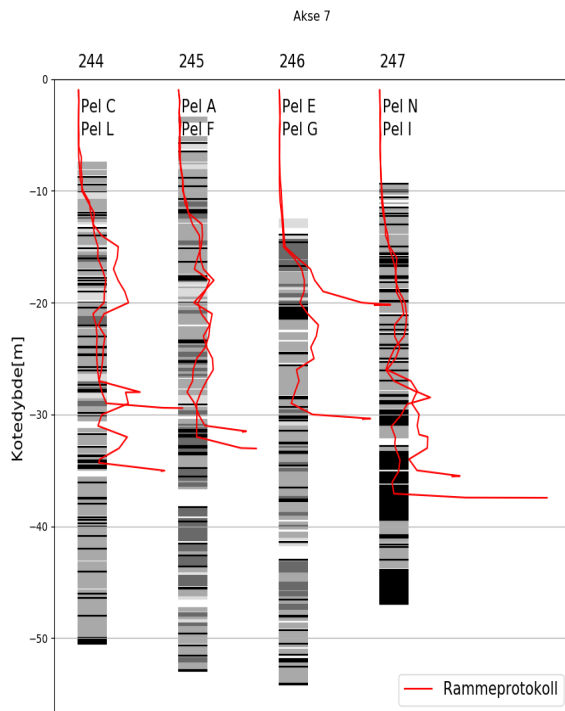
Figur 7.1: Plassering av peler og totalsondering - akse 7

Totalsonderingene 178, 179 og 180 er ikke inkludert i undersøkelsen, da de er tatt med en annen rigg. Denne riggen ble utelatt fra undersøkelsen siden det bare er et fåtall sonderinger som er tatt i nærheten av bruksene. Rammemotstanden ser ut til å øke der tolkningen indikerer fastere lag.



(a) Alle datapunkt [med spyletrykk]

(b) Midlede datapunkt [med spyletrykk]



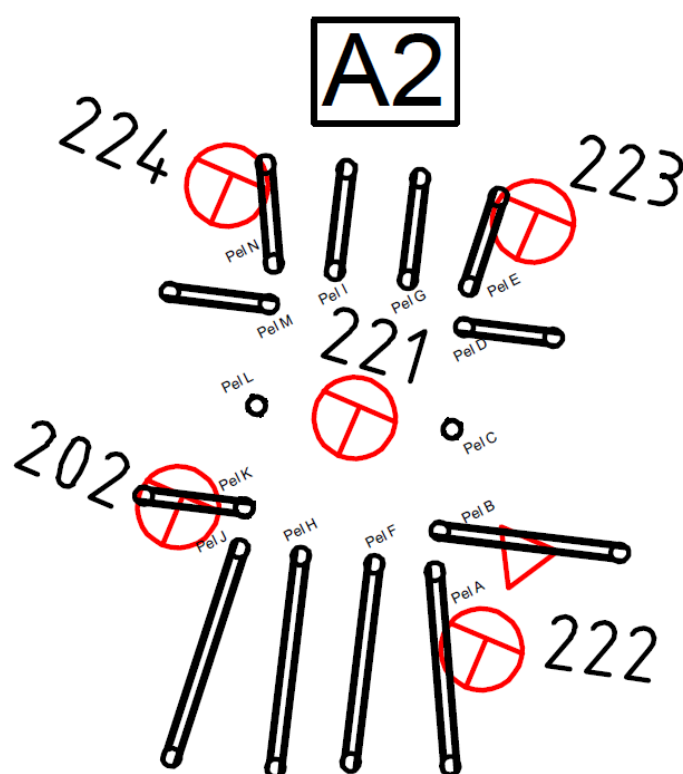
(c) Alle datapunkt [uten spyletrykk]

(d) Midlede datapunkt [uten spyletrykk]

Figur 7.2: Rammemotstand akse 7, med og uten spyletrykk.

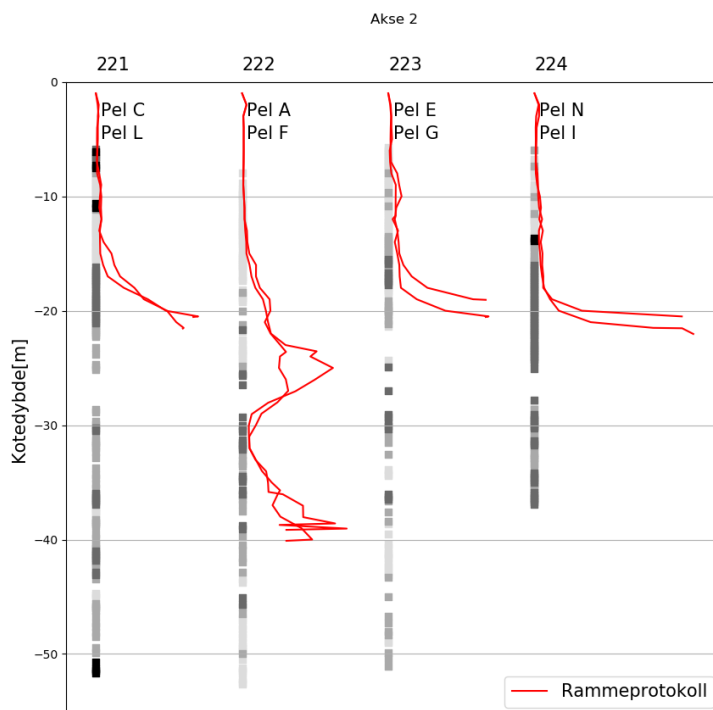
For figur 7.2a og 7.2b, der tolkningen er basert på parameterne bortid, spyletrykk og matekraft, samsvarer denne trenden bedre enn for tolkningen kun basert på bortid og matekraft, i figur 7.2c og 7.2d. For akse 7 er det viktig å påpeke at det er større avstand mellom totalsonderingene. Dette gjør at sammenligningsgrunnlaget mellom nærmeste totalsondering og pel blir vanskeliggjort.

Figur 7.3 viser totalsonderingene i akse 2. Disse befinner seg nærmere de rammede pelene i aksens. Dette gir et bedre sammenligningsgrunnlag da man undersøker relasjonen mellom sonderingene og rammeprotokollene.



Figur 7.3: Plassering av peler og totalsondering - akse 2

Fra middelplottet for akse 2 i figur 6.2 så det ut til at flere av pelene på den ene siden av bruaksen slo seg gjennom potensielle spissbærende lag. Peler og tolkede totalsonderinger for akse 2 er vist i figur 7.4. Denne figuren viser tolket laginndeling for modellen trent uten spyletrykk. Totalsondering 202 er tatt med en annen rigg, uten tilstrekkelig datagrunnlag.



Figur 7.4: Akse 2 midlede verdier, [uten spyletrykk]

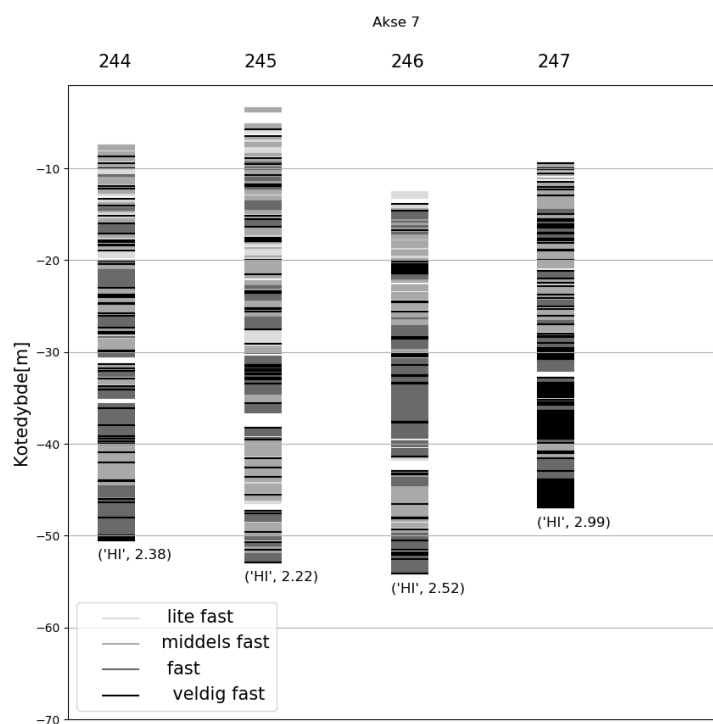
Resultatet fra figur 7.4 viser hvordan hardhetsvariasjonene fra sonderingene varierer i akse (etter beliggenheten). Pel A, E, H og J har dobbelt så lange pelelengder enn pelene på den andre siden av aksene. Dette kan bety at grunnforholdene varierer veldig innad i en akse. Totalsondering 222 indikerer, ved hjelp av tolkningsverktøyet, en lavere fasthet de første 20 meterne enn de andre sonderingene. Pelene i nærhet av totalsondering 221, 223 og 224 får omtrent lik pelelengde. Totalsonderingene på denne siden av bruaksen viser også like grunnforhold. Datapunktene er utelatt for dybder der slag ikke er benyttet. Dette ser man der det er blanke og hvite lommer i fargebæren.

Samme undersøkelse er gjort for akse 5 og 6 i vedlegg F. Generelt ser det ut til at det er en sammenheng mellom rammemotstanden i morenen og tolket laginndeling fra totalsonderingene. Undersøkelsen viser derimot at tolkningen ikke er entydig der rammemotstanden for enkelte peler ikke samsvarer med tolket fasthet i sonderingene.

7.2 Hardhetsindeks

Hardhetsindeksen representerer sonderingens fasthet etter indeksverdier fra tabellene i kapittel 6.2.5. Indeksverdier for rigg 98mod er vist i tabell 6.2 og 6.4. For Bore Cat er disse vist i tabell 6.3 og 6.5.

Ved å se på hardhetsindeksen for hver enkelt totalsondering i hver akse vil man få et mål på den relative motstanden i aksen. Dette er vist i figur 7.5 for akse 7. Tilsvarende figurer er vist for de andre aksene i vedlegg F.



Figur 7.5: Fasthetsindeks akse 7. Borerigg 98mod.

Tabell 7.1 angir hardhetsindeksen for hver enkelt totalsondering, sammen med midlet verdi av sonderingens bortid, spyletrykk og matekraft. De ulike indeksene har kun blitt midlet dersom totalsonderingene er tatt av samme borerigg.

Tabell 7.1: Middelerverdier for bortid, spyletrykk, matekraft og HI for sonderingene i akse 2, 5, 6 og 7

| Tot.sond A2 | Bortid[$\frac{s}{m}$] | Spyletrykk[kPa] | Matekraft[N] | HI | HI [Uten spyletrykk] |
|--------------------|---|------------------------|---------------------|-----------|-----------------------------|
| 221 | 14,4 | 559 | 2499 | 1,66 | 1,96 |
| 222 | 11,2 | 523,6 | 1601,6 | 1,35 | 1,5 |
| 223 | 11,4 | 431,3 | 1890,7 | 1,37 | 1,6 |
| 224 | 13,4 | 824 | 3141,9 | 1,88 | 2,23 |
| Tot.sond A5 | Bortid[$\frac{s}{m}$] | Spyletrykk[kPa] | Matekraft[N] | HI | HI [Uten spyletrykk] |
| 234* | 15,7* | 1850,5* | 7201,8* | 2,47* | 2,48* |
| 235* | 14,4* | 1890,7* | 5831* | 1,67* | 1,64* |
| 236* | 13,7* | 1753,4* | 6500* | 1,84* | 1,87* |
| 237* | 14,6* | 2058,9* | 6130* | 1,75* | 1,72* |
| 238* | 15* | 1828,8* | 6649* | 1,91* | 1,9* |
| Tot.sond A6 | Bortid[$\frac{s}{m}$] | Spyletrykk[kPa] | Matekraft[N] | HI | HI [Uten spyletrykk] |
| 239 | 17 | 1456,5 | 4051,7 | 2,66 | 2,66 |
| 240 | 17,9 | 1367,4 | 2552 | 2,57 | 2,29 |
| 242 | 17,5 | 1614,7 | 2716,8 | 2,54 | 2,35 |
| 241* | 18,22* | 2475* | 6705* | 2,34* | 2,33* |
| 243* | 17,7* | 2621,9* | 6968,4* | 2,47* | 2,27* |
| Tot.sond A7 | Bortid[$\frac{s}{m}$] | Spyletrykk[kPa] | Matekraft[N] | HI | HI [Uten spyletrykk] |
| 244 | 18 | 1258 | 1612 | 2,4 | 2,2 |
| 245 | 15,4 | 1136,4 | 2432,4 | 2,2 | 2,0 |
| 246 | 17,5 | 1379,8 | 2292,2 | 2,5 | 2,2 |
| 247 | 31,8 | 1176,6 | 2197 | 3,0 | 2,7 |

(a) Verdier merket med * er tot.sond. tatt med Bore Cat. Resterende sonderinger er tatt med borerigg 98Mod.

HI er et produkt av datapunktets kombinasjon av valgte parametere. Dette betyr at middelverdiene for bortid, spyletrykk og matekraft ikke enkeltvis samsvarer med aksens gjennomsnittlige HI. Siden datapunktene grupperes likt, vil man ved å benytte den gjennomsnittlige HI for en sondering, kartlegge sonderingens likhet med hverandre.

Hardhetsindeksen indikerer at akse 2 har lavest middelverdi, noe som kan samsvare med at flere av pelene i denne aksene er veldig lange. Totalsonderingene i akse 5 er boret av en annen rigg, noe som ødelegger sammenligningsgrunnlaget mellom indeksene. Hardhetsindeksen for akse 6 og 7 er veldig lik hverandre, noe som understøttes med lik middel pelelengde i aksene. Dette er gjeldene for tolkningen både med og uten spyletrykk. Tabell 7.2 angir standardavvik, middel pelelengde og HI for de ulike aksene.

For akse 2 er middel hardhetsindeks lavere sammenlignet med de andre aksene. Samtidig har denne aksene størst standardavvik i pelelengde, da enkelte pelar på den ene siden av aksene

blir veldig lange. Dette fanges ikke opp av den midlede hardhetsindeksen.

Gjennomsnittlig hardhetsindeks angir sonderingens relative likhet. Dette kan være nyttig for å kartlegge grunnforholdenes homogenitet i de ulike aksene.

Tabell 7.2: Lengde på rammede peler - middelværdi og standardavvik for hver akse.

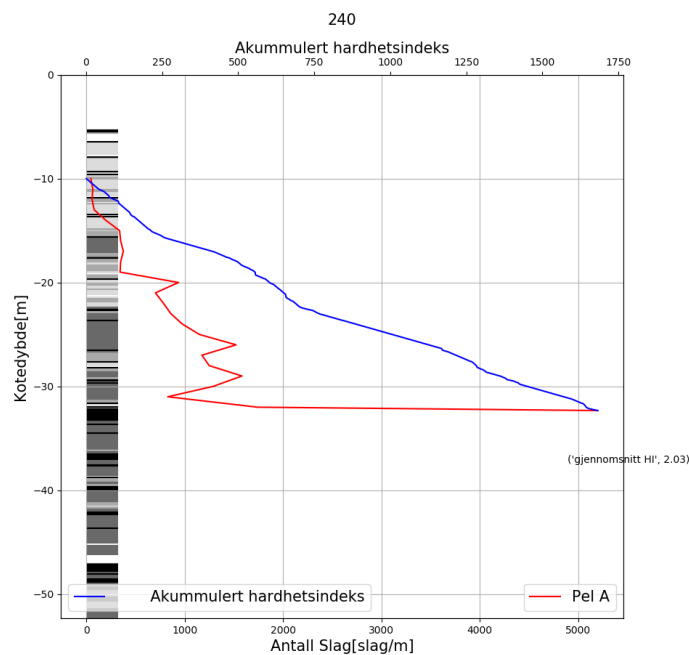
| Akse | 2 | 5 | 6 | 7 |
|--|----------|----------|---------------|----------|
| Middel pelelengde [μ] | 27,9m | 24,1m | 34,6m | 31m |
| Middel pelelengde i løsmasser [μ'] | 21,9m | 18,1m | 25,5m | 26,2m |
| Standardavvik pelelengde [σ] | 10,1m | 2,4m | 5,9m | 6m |
| Middel HI | 1,56 | 1,93* | 2,59 og 2,41* | 2,53 |
| Middel HI [uten spyletrykk] | 1,82 | 1,92* | 2,43 og 2,3* | 2,29 |

(a) Verdier merket med * er middelværdier for borerigg Bore Cat

7.2.1 Akkumulert hardhetsindeks

Den akkumulerte hardhetsindeksen gjenspeiler tolket total motstand i sonderingen. Der som sonderingene har lik akkumulert motstand, undersøkes det om pelene får lik lengde og bæreevne i løsmassene.

Figur 7.6 illustrerer hvordan akkumulerte hardhetsindeks er beregnet, der man har summert opp verdiene for hvert datapunkt over pelens lengde. Dette tilsvarte for pel A totalt 830 datapunkt. Figuren viser rammeprotokollen for pel A med totalsondering 240 for akse 6.



Figur 7.6: Akkumulert HI sammen med rammeprot. pel A og tot 240

Dette har blitt gjort for samtlige peler der det er gjennomført PDA. I tabellene 7.3, 7.4, 7.5 og 7.6 angir verdiene i parentes de nærmeste sonderingene til pelene. Tabellene viser sammenhengen mellom akkumulert motstand, gjennomsnittlig hardhetsindeks og bæreevne. Fra verdier for akse 2, vist i tabell 7.3, ser man at pelene har like mange datapunkt for totalsondering 224 og 221. Pel N har en bæreevne på 7300 kN og en akkumulert hardhetsindeks på 1100. Pel L har til sammenligning en total bæreevne på 6700 kN med en akkumulert hardhetsindeks på 987. Sidefriksjonen for pel N er 700 kN større, samtidig som at den akkumulerte HI er større for pel N enn for pel L. Dette kan skyldes at pelen er rammet en meter lenger ned i bakken, eller at den akkumulerte HI gjenspeiler jordens motstand.

For pel A og D i akse 5 ser man også at akkumulert HI for pel A er mindre enn for pel D.

Dette gjelder ikke for bæreevnen til pelene. For disse totalsonderingene er det derimot sånn at prosedyren for fjellkontrollboring ikke er benyttet gjennom hele sonderingen og derfor er flere datapunkter utelatt fra undersøkelsen. Akkumulert HI for pel A og sondering 235 burde derfor også vært større enn det den er i tabell 7.4. Dette betyr at sammenhengen mellom akkumulert HI og bæreevne påvirkes av antall datapunkter for hver totalsondering.

Tabell 7.3: Akse 2 - Verdier for HI og verdier fra PDA(*)

| Pel(sondering) | N(224) | L(221) |
|---|---------------|---------------|
| Pelelengde (m) | 21,5 | 20,5 |
| *Sidedfriksjon (kN) | 4581,5 | 3909,9 |
| *Spissmotstand (kN) | 2718,9 | 2790 |
| *Total bæreevne (kN) | 7300,4 | 6699,9 |
| Antall datapunkt | 625 | 625 |
| Akkumulert HI | 1100 | 987 |
| Akkumulert HI [uten spyletrykk] | 1288 | 1163 |
| Gjennomsnittlig HI | 1,76 | 1,58 |
| Gjennomsnittlig HI [uten spyletrykk] | 2,06 | 1,86 |

Tabell 7.4: Akse 5 - Verdier for HI og verdier hentet fra PDA(*)

| Pel(sondering) | A(235) | D(236) | L(234) |
|---|---------------|---------------|---------------|
| Pelelengde (m) | 19,5 | 19,5 | 20 |
| *Sidedfriksjon (kN) | 3862,1 | 3949,3 | 5272 |
| *Spissmotstand (kN) | 4238 | 4050,5 | 4728 |
| *Total bæreevne (kN) | 8100,1 | 7999,8 | 10000 |
| Antall datapunkter | 437 | 455 | 513 |
| Akkumulert HI | 712 | 819 | 1089 |
| Akkumulert HI [uten spyletrykk] | 708 | 850 | 1119 |
| Gjennomsnittlig HI | 1,63 | 1,8 | 2,13 |
| Gjennomsnittlig HI [uten spyletrykk] | 1,62 | 1,87 | 2,19 |

Tabell 7.5: Akse 6 - Verdier for HI og verdier fra PDA(*)

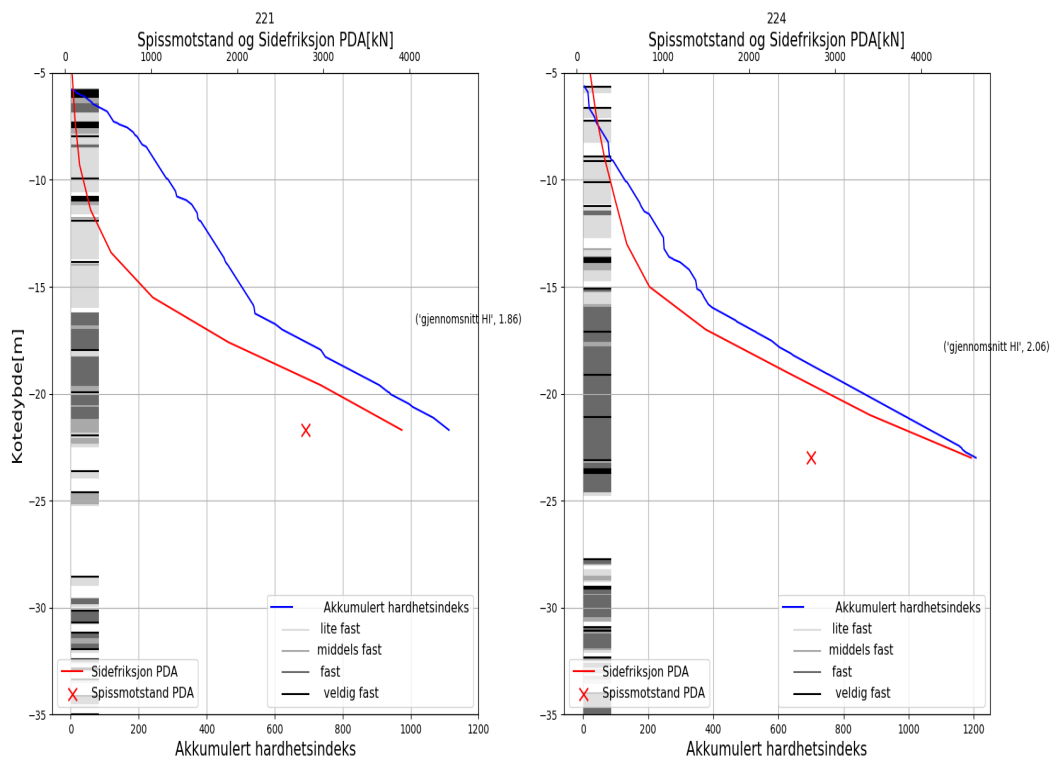
| Pel(sondering) | A(240) | C(239) | L(239) | N(243) |
|---|---------------|---------------|---------------|---------------|
| Pelelengde (m) | 24,2 | 24 | 23 | 23 |
| *Sidedfriksjon (kN) | 4355 | 3982,8 | 4274,7 | 4309,5 |
| *Spissmotstand (kN) | 6545,1 | 6017,2 | 5225,3 | 5290,6 |
| *Total bæreevne (kN) | 10900,1 | 10000 | 9500 | 9600,1 |
| Antall datapunkter | 820 | 830 | 790 | 617 |
| Akkumulert HI | 1771 | 2050 | 1856 | (1277) |
| Akkumulert HI [uten spyletrykk] | 1566 | 1990 | 1833 | 1197 |
| Gjennomsnittlig HI | 2,16 | 2,47 | 2,35 | 2,07 |
| Gjennomsnittlig HI [uten spyletrykk] | 1,91 | 2,39 | 2,32 | 1,94 |

Tabell 7.6: Akse 7 - Verdier for HI og verdier fra PDA(*)

| Pel(sondering) | C(244) | E(246) |
|---|---------------|---------------|
| Pelelengde (m) | 29 | 30,4 |
| *Sidedfriksjon (kN) | 4708,4 | 5172,6 |
| *Spissmotstand (kN) | 3491,7 | 3827,3 |
| *Total bæreevne (kN) | 8200,1 | 8999,9 |
| Antall datapunkt | 743 | 625 |
| Akkumulert HI | 1553 | 1409 |
| Akkumulert HI [uten spyletrykk] | 1397 | 1367 |
| Gjennomsnittlig HI | 2,09 | 2,26 |
| Gjennomsnittlig HI [uten spyletrykk] | 1,88 | 2,19 |

7.3 Relasjon PDA og maskintolket totalsondering

Relasjonene i akse 2 viser at det burde være mulig å knytte tolkede totalsonderinger opp mot PDA-resultater. Med dette menes at dersom forløpet av opptredende sidefriksjon er lik for to peler, burde tolkningen av tilhørende totalsonderinger gjenspeile likt motstandsforløp i morenen. Pel L og N for akse 2, med tilnærmet lik sidefriksjon, er plottet mot akkumulert HI i figur 7.7 og 7.8.



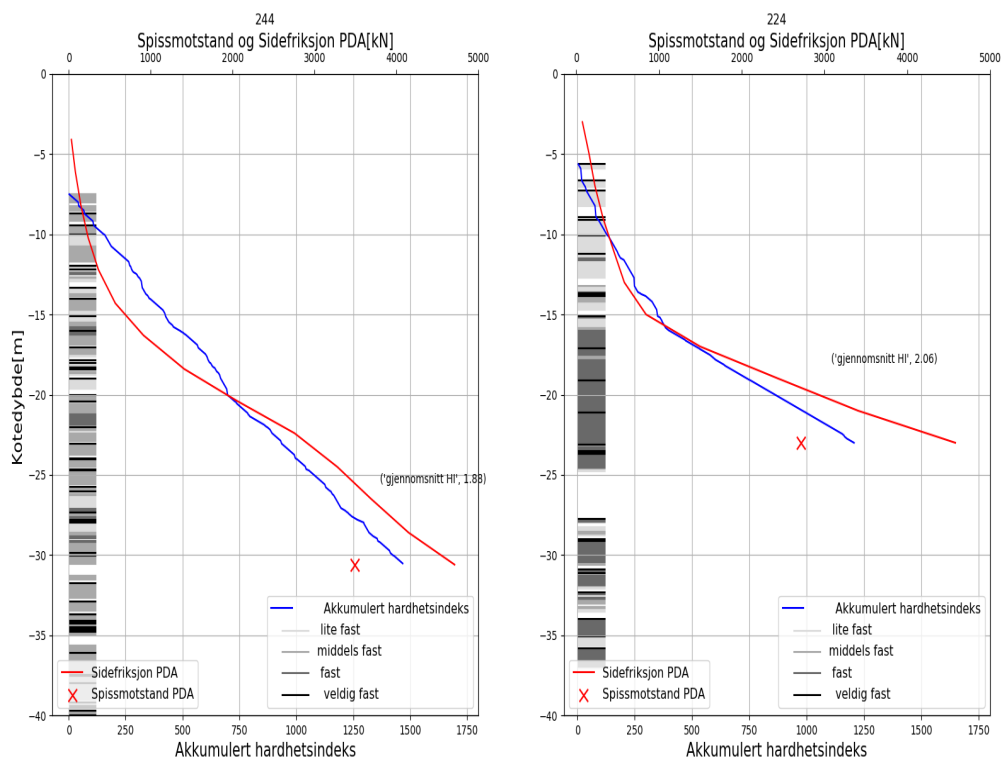
Figur 7.7: Akkumulert HI for tot. 221 og 224 Akse 2, sammen med side- og spissmotstand for pel L(221) og N(224). [Uten spyletrykk]

Figuren viser at endringen i sidefriksjonen, hentet fra PDA, gjenspeiles i tolket laginndeling. For en dybde på rundt 15 meter ser man at fargebaren indikerer *faste* til *veldige faste* masser, samtidig som at grafene for sidefriksjon indikerer en markant økning for samme dybde. Hardhetsindeksen er summerte indeksverdier over totalsonderingens hardhetsvariasjoner. Grafen for akkumulert HI gjenspeiler fargebaren direkte, da den summerer indeksverdiene. Helning på den akkumulerte HI viser derfor mektigheten på lagene. Dette vises der man har kontinuerlig helning over et større dybdeintervall.

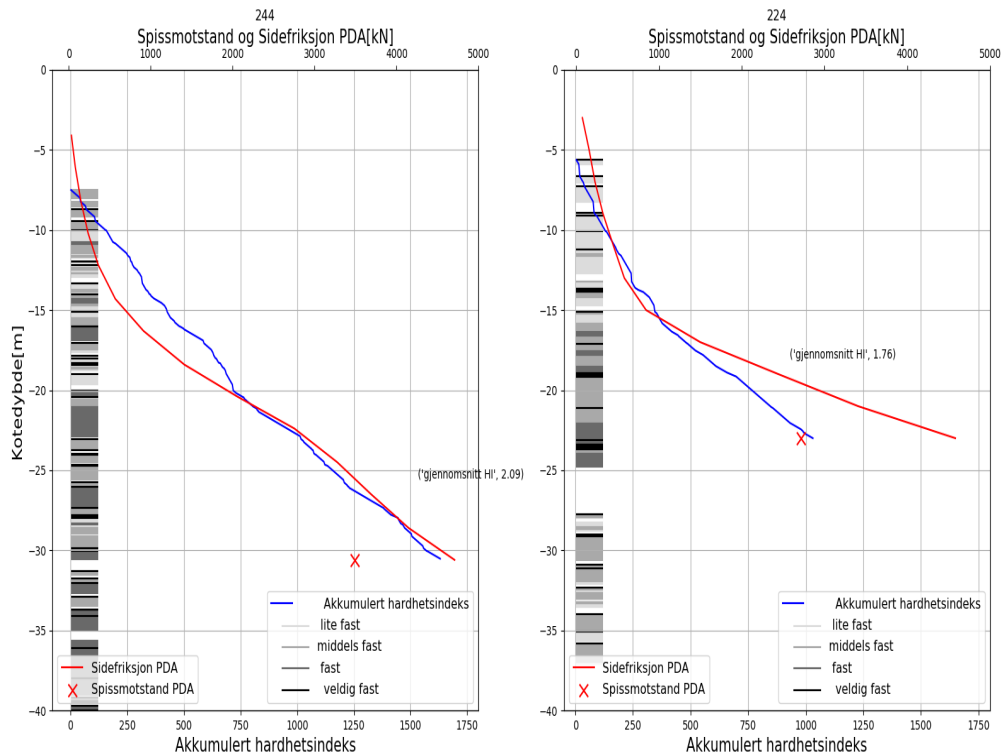
Dersom det er slik at det er en sammenheng mellom økning i sidefriksjon og tolkede hard-

hetsvariasjoner, burde det være mulig å sammenligne sonderinger med like PDA-resultater fra to forskjellige akser. Dette er gjort i figur 7.8 for tolket sondering 244 og pel C i Akse 7, sammenlignet med tolket sondering 224 og pel N i Akse 2. For å undersøke forskjellene mellom tolket totalsondering med og uten spyletrykk, ble begge analysert og plottet i figur 7.8 og 7.9. Samtlige sonderinger med like PDA-resultater er vist i vedlegg F.5

Pel C og N i akse 7 og 2 har tilnærmet lik sidefriksjon fra PDA. Tolket sondering 224, tilhørende pel N, viser et lagskille på omtrent 15 meter der tolkningen indikerer fastere lag i morenen. Dette gjenspeiles også fra sidefriksjonen, da denne øker markant for denne dybden. Tolket sondering 244, tilhørende pel C, indikerer ingen markante lagskiller, noe som også gjenspeiles fra sidefriksjonen.



Figur 7.8: Akkumulert HI for tot. 244 og pel C i Akse 7. Sammenlignet med tot. 224 og pel N i Akse 2. [Uten spyletrykk]



Figur 7.9: Akkumulert HI for tot. 244 og pel C i Akse 7. Sammenlignet med tot. 224 og pel N i Akse 2. [Med spyletrykk]

7.3.1 Spissbærende lag

For å kartlegge om det finnes spissbærende lag i morenen har rammeprotokoller og nærliggende totalsonderinger blitt tolket og plottet sammen. Formålet med dette er å se om man fra tolkningen av totalsonderingene kan verifisere om det finnes spissbærende lag.

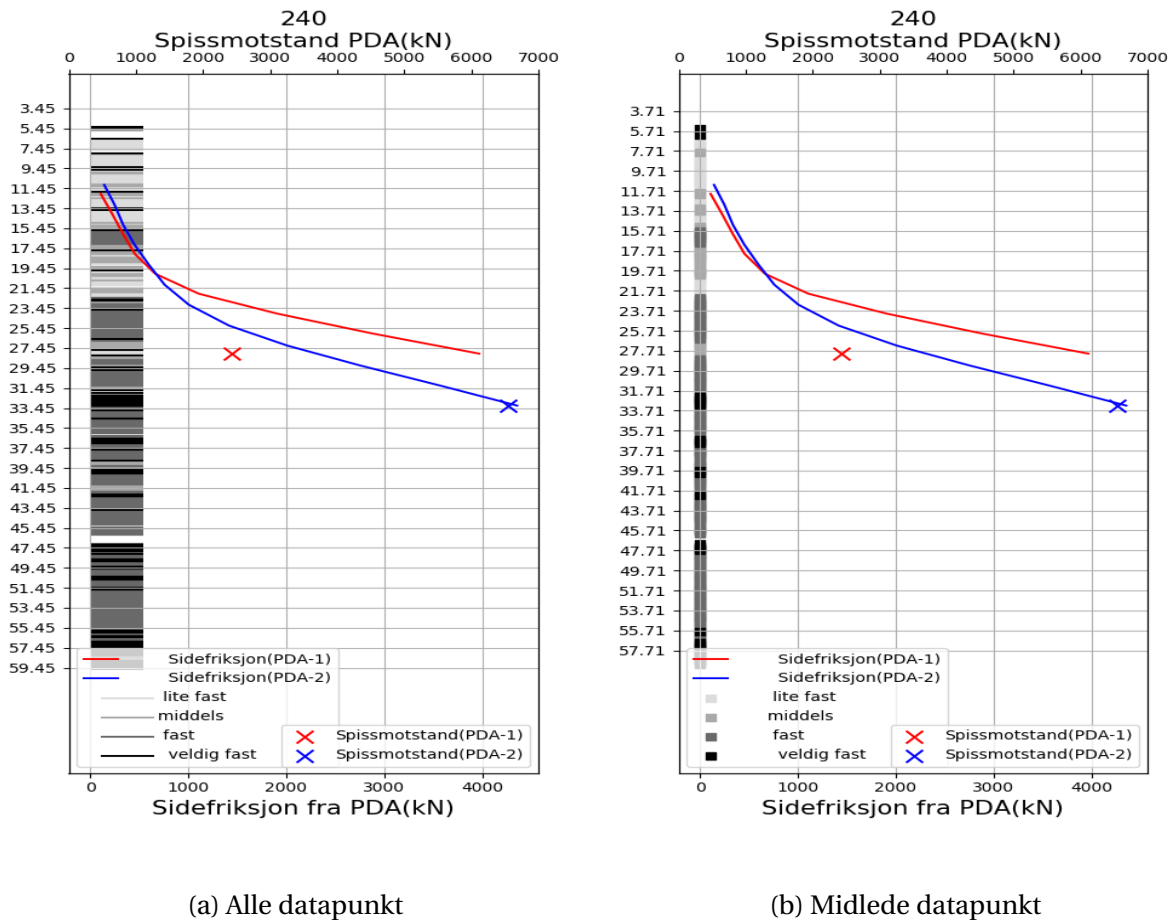
For pel A i akse 6 ble det gjennomført PDA-analyse for pelen ved to forskjellige dybder. Tabell 7.7 angir dybde, sidefriksjon og spissmotstand ved de ulike dybdene, for PDA nr.1 og nr. 2. Dette gir informasjon om opptredende spissmotstand og sidefriksjonen på forskjellige dybder i morenen. PDA nr.1 er vist med rød farge, mens PDA nr.2 er vist med blå farge.

Tabell 7.7: Pel A - Akse6. PDA ved to forskjellige dybder

| PDA nr. | Dybde(m) | Spissmotstand(kPa) | Total sidefriksjon(kPa) |
|---------|----------|--------------------|-------------------------|
| 1 | 28 | 2432 | 3968 |
| 2 | 33,2 | 6545 | 4355 |

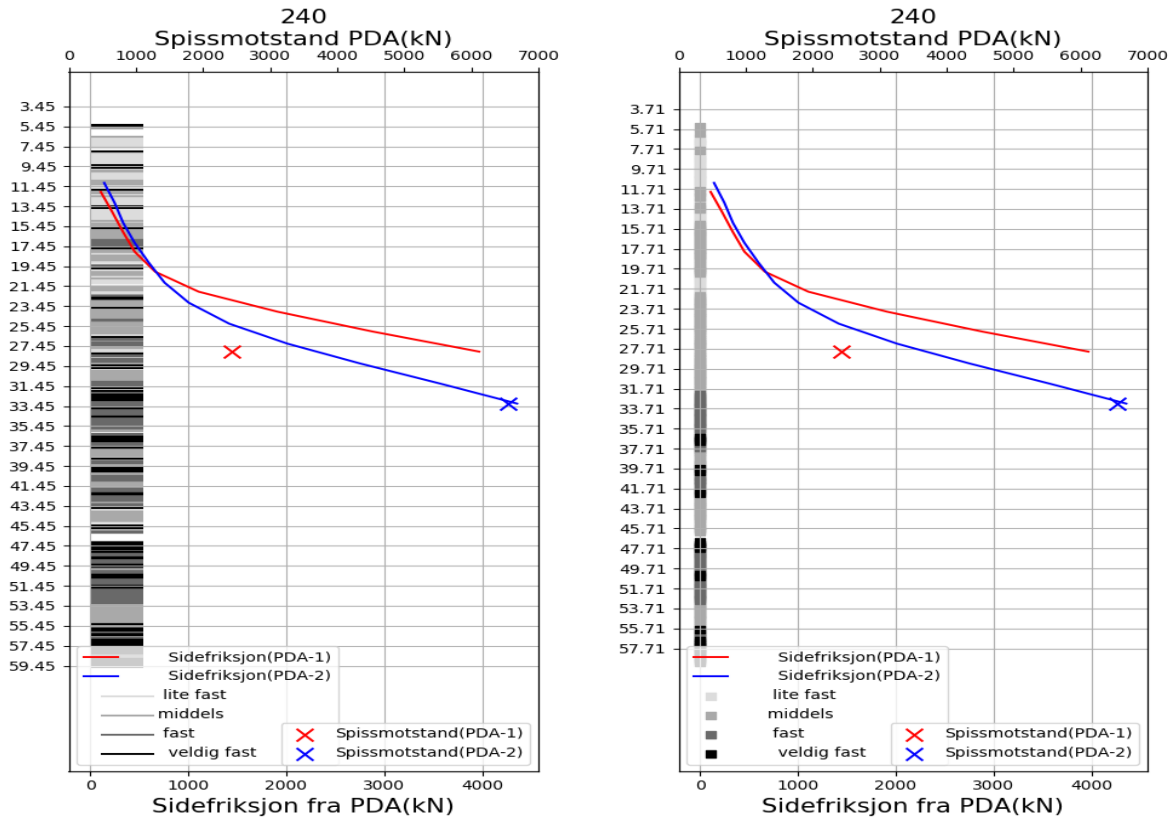
Fra PDA-analysene ser man at spissmotstanden nesten tredobles fra en dybde på 28 til 33.2 meter. Sidefriksjonens økning er derimot ikke like markant. Det ser ut til at denne store end-

ringen i spissmotstand skyldes at pelen rammes inn i et hardere lag eller blokk. Figur 7.10b viser tolket laginndeling og midlet laginndeling pr. 0,2 meter med og uten spyletrykk.



Figur 7.10: Spissmotstand og sidefriksjon fra PDA pel A, Akse 6. [Med spyletrykk]

Tolket sondering 240 med og uten spyletrykk antyder at pelen er rammet inn i et *veldig fast* lag ved en dybde på 31,77 - 33,7 meter, da tolkningen er svart. For dybden tilsvarende PDA nr. 1 ser det ut som at pelen befinner seg i et *middels fast* lag, noe som kan være grunnen til at spissmotstanden er såpass mye lavere enn for PDA nr. 2. Figur 7.10 og 7.11 viser sidefriksjonen langs pelen og spissmotstanden for de to PDA- analysene.

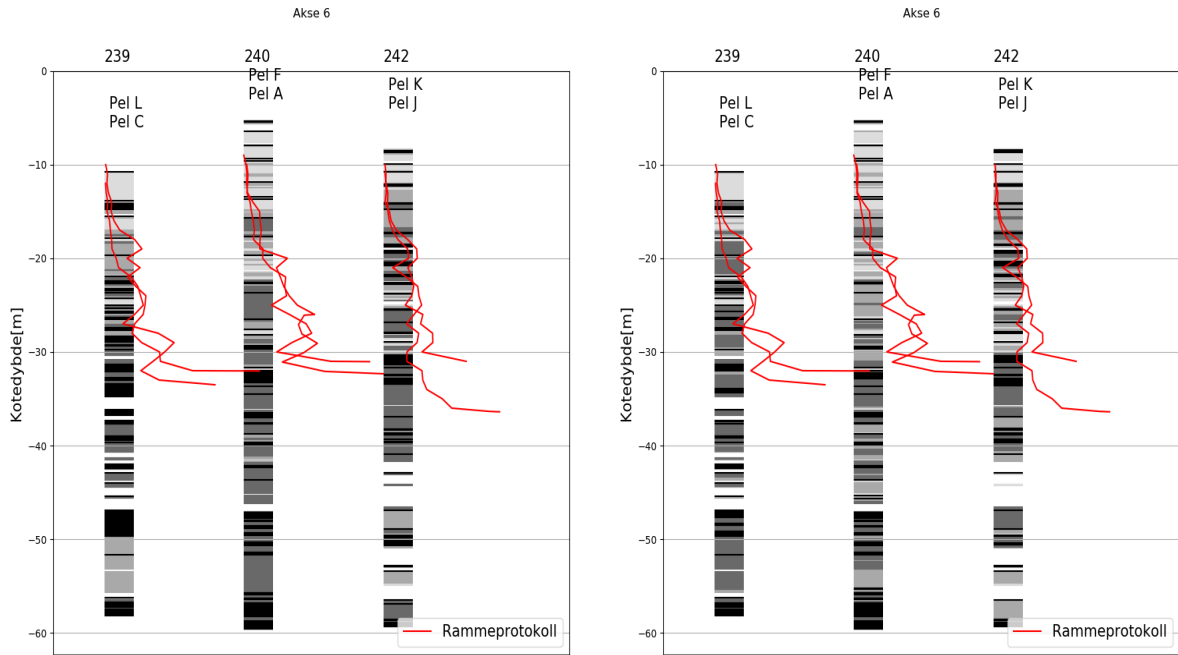


(a) Alle datapunkt

(b) Midlede datapunkt

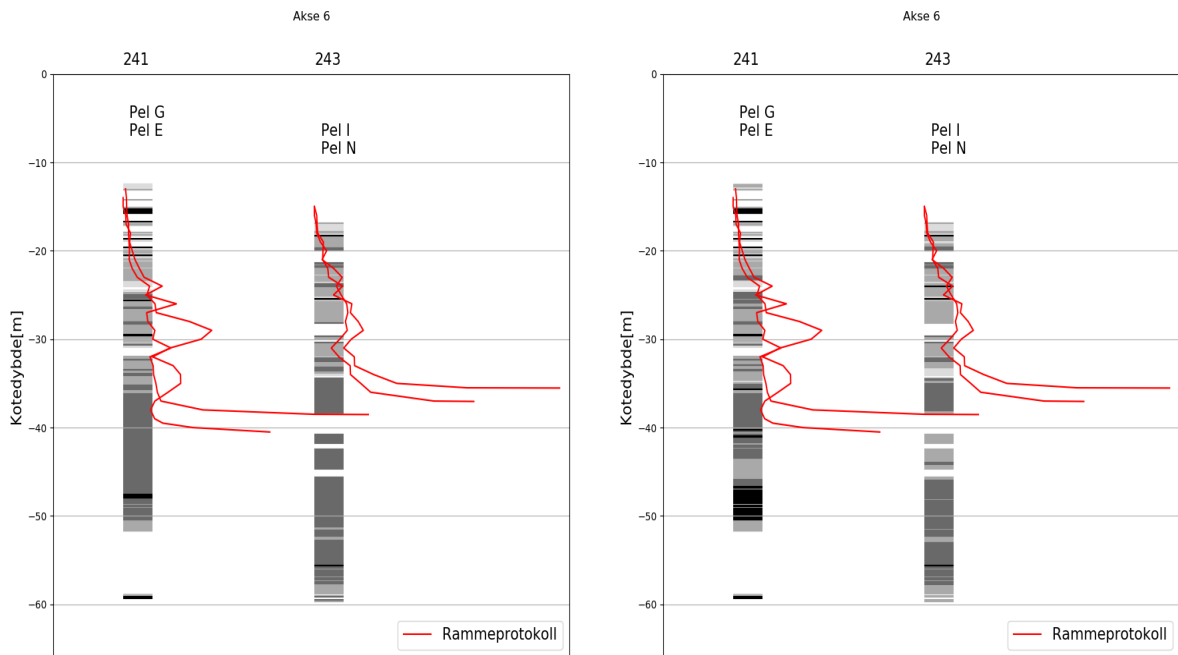
Figur 7.11: Spissmotstand og sidefriksjon fra PDA pel A, Akse 6. [Uten spyletrykk]

For samtlige peler i akse 6, viser PDA-resultatene at ca. 60 % av total bæreevne kommer fra spissmotstanden. Dette indikerte også PDA fra to forskjellige dybder. Det ser også ut til at pelene stopper i tolkede spissbærende lag, som vist for akse 6 i figur 7.12. Spissbærende lag for akse 2 og 5 er vist i figur 7.13.



(a) [Med spyletrykk] Rigg 98mod.

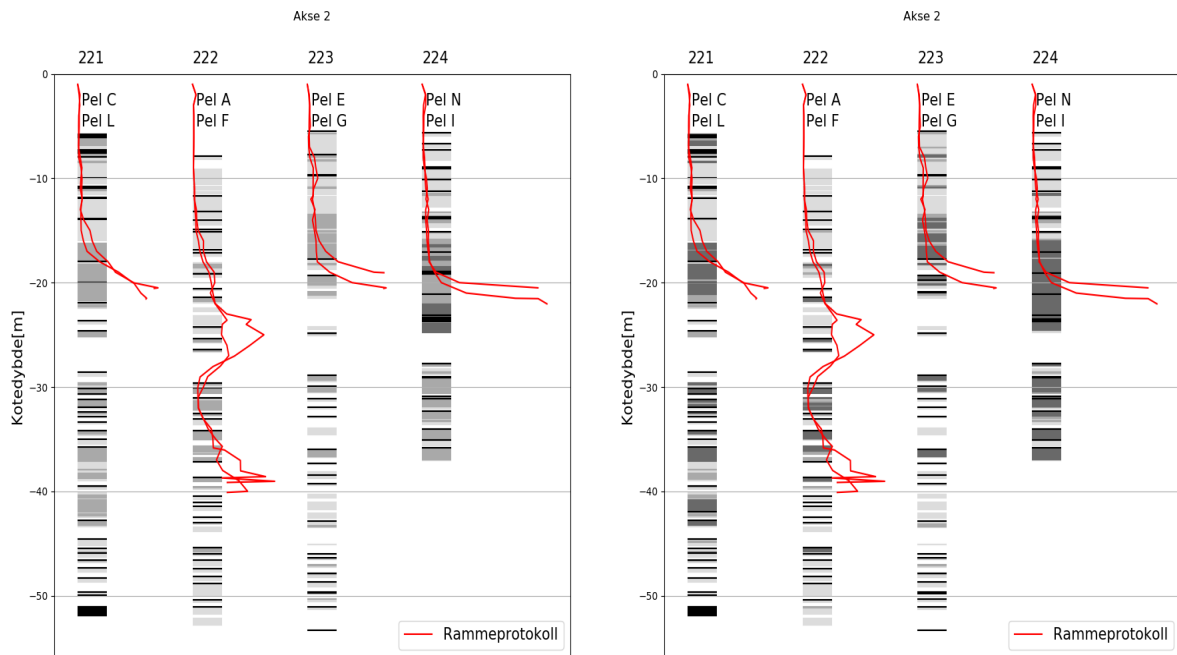
(b) [Uten spyletrykk] Rigg 98mod.



(c) [Med spyletrykk] Rigg Bore Cat.

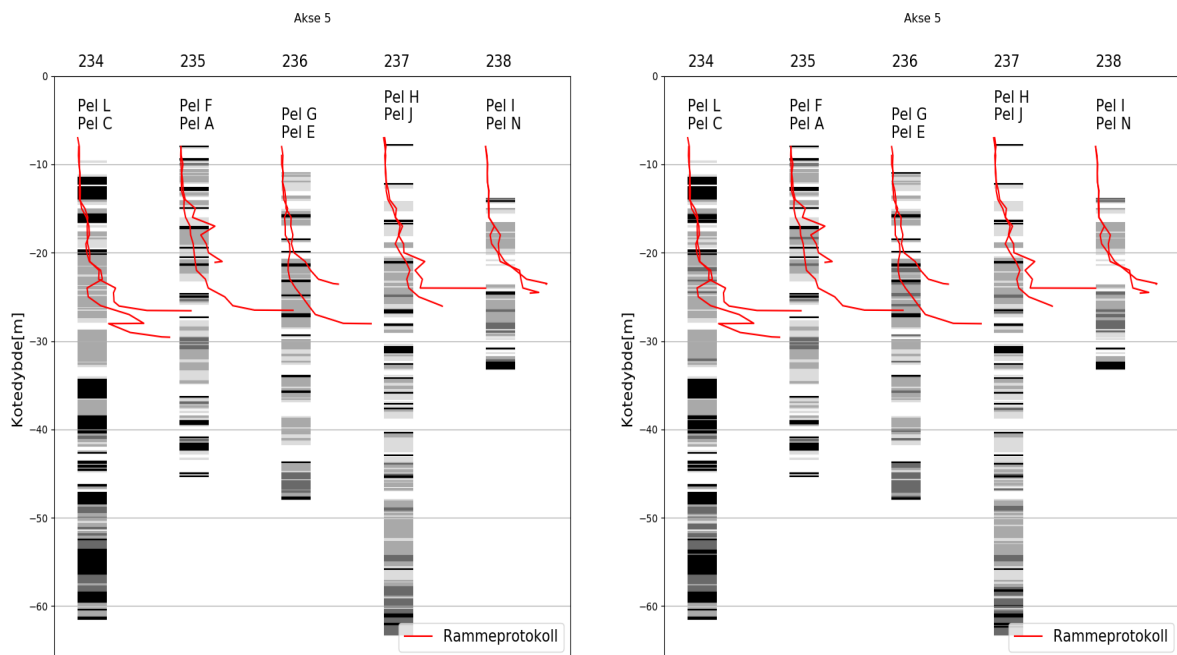
(d) [Uten spyletrykk] Rigg Bore Cat.

Figur 7.12: Spissbærende lag Akse 6 med og uten spyletrykk



(a) Akse 2 [Med spyletrykk] Rigg 98mod.

(b) Akse 2 [Uten spyletrykk] Rigg 98mod.



(c) Akse 5 [Med spyletrykk] Rigg Bore Cat.

(d) Akse 5 [Uten spyletrykk] Rigg Bore Cat.

Figur 7.13: Spissbærende lag Akse 2 og 5 med og uten spyletrykk

Kapittel 8

Diskusjon og resultater

Gjennom kapittel 6 og 7 har det blitt sett på sammenhengen mellom totalsonderinger tolket ved hjelp av ML, rammeprotokoller og PDA til prosjektering av peler. Basert på tilgjengelig datagrunnlag var målet å undersøke muligheten for å etablere en bedre praksis for prosjektering og dimensjonering av peler i morenemasser. Det er trukket ut fire deler som blir diskutert videre.

1. ML og kartlegging av hardhetsvariasjoner i en totalsondering.
2. Etterregning av rammeforløp med GRLWEAP og verifisering av styrkeparametere.
3. Tolket motstand fra en totalsondering og relasjonen til prosjektering av peler.
4. Metoden totalsondering.

8.1 Maskinlæring og tolkning av totalsondering

Ved bruk av *Hidden Markov models* (HMM) har hardhetsvariasjonene fra totalsonderinger blitt kartlagt. Dette har blitt gjort ved å gruppere datapunkter i dybden, basert på tallstørrelsen for bortid, spyletrykk og matekraft.

Det er gode erfaringer ved bruk av HMM for tolkning av bordata. Dette har tidligere blitt gjort for å kartlegging av bergarter ved hjelp av bordata (Vezhapparambu et al., 2018). For denne undersøkelsen var det gjennomført ulike grunnundersøkelser, som muliggjorde verifisering

av tolkningen fra HMM. Undersøkelsene inneholdt informasjon om faktiske grunnforhold i bakken. På denne måten ble antallet grupperinger bestemt etter faktiske forhold. Modellen ble optimalisert ved å definere en overgangssansynlighet, varians og forretningsverdi til hver gruppe etter hva som samsvarte best med grunnforholdene. Dette muliggjorde også at man kunne analysere hvilke tolkningsparamtere som ga best resultat.

Datagrunnlaget for Åstfjordbrua inneholdt totalsonderingsdata, PDA-rapporter og ramme-protokoller. Modellen ble trent på parameterene bortid, spyletrykk og matekraft. Fra tidlige re finnes det ingen informasjon om hvordan totalsonderinger kan relateres til rammemotstanden i morenemateriale. Optimaliseringen av tolkningsgrunnlaget ble derfor vanskelig, da tilgjengelig datagrunnlag ikke ga tilstrekkelig informasjon om grunnforholdene i fjorden. Dette medførte samtidig usikkerhet ved valg av antall grupperinger og hardhetsvariasjoner i modellen. Disse ble derfor bestemt ved bruk av *Elbow-method* og BIC, som ikke direkte kan tilknyttes HMM. Datagrunnlaget gjorde det samtidig vanskelig å definere en overgangssansynlighet i modellen. HMM ble derfor benyttet til å gruppere datapunkt for dybder med like verdier, fra forskjellige sonderinger, uten å legge inn modifikasjoner. I denne studien ble det valgt å benytte normalfordelinger med 4 hardhetsgrupper. Boreloggene ble benyttet for å sjekke hvordan tolket sondering samsvarer med bor-operatørens vurdering av grunnforholdene. Vedlegg G viser loggene for totalsondering 224, 239, 240 og 244, sammen med tolket sonderingsprofil fra ML.

Valg av antall grupperinger og parametere har betydning for hvordan totalsonderinger tolkes. Tolket hardhetsvariasjon baserer seg på en kombinasjon av høye verdier for bortid, spyletrykk og matekraft. Eksempelvis viser figur 6.5 tolkningen på tot. 240 for modellen trent med og uten spyletrykk, hvordan ML tolker hardhetsklassene basert på treningsgrunnlaget. Figurene viser at tolkningsgrunnlaget med spyletrykk indikerer en fastere sondering enn tolkningsgrunnlaget uten spyletrykk. Tolkede totalsonderinger tilhørende akse 2 viser derimot fastere sondering for tolkningsmodellen uten spyletrykk, enn modellen trent med spyletrykk. Tolkningene med og uten spyletrykk samsvarer med boreloggene for sonderingene. Tolket hardhet er derimot forskjellig, noe som viser at tolkningen med og uten spyletrykk ikke gir entydige svar.

Hardhetsindeksen representerer sonderingens tolkede fasthet og er et mål på relativ likhet mellom sonderingene. HI for samtlige sonderinger er vist i vedlegg F. Denne kan benyttes til å undersøke variasjonene i grunnforhold, innad og mellom aksene.

Dersom samtlige totalsonderinger gjennomføres likt, kan en slik tolkning potensielt brukes til å undersøke likhet i grunnforhold, uavhengig av valg av antall grupperinger. Dette muliggjøres da totalsonderingene tolkes på samme grunnlag. Valg av maskinlæringsalgoritme definerer også nøyaktigheten og troverdigheten for grupperingen av datapunktene. *K-Means* baserer grupperingen på avstanden mellom datapunkter, mens HMM benytter sannsynlighetsbetraktninger. For denne analysen ble HMM valgt på bakgrunn av den har blitt benyttet tidligere for lignende problemstillinger.

8.2 GRLWEAP og verifisering av styrkeparametere

Ved å benytte GRLWEAP til å etterregne rammeforløp, ble motstanden i morenen kartlagt. Etterregningen baserte seg på tilgjengelige PDA-resultater og rammeprotokoller.

I vedlegg E er etterregnede verdier for spissmotstanden vist for peler det er gjennomført PDA-tester på. Målet var å hente ut verdier for spissmotstand og sidefriksjon i morenen ved å bruke rammeformelen i kombinasjon med rammeprotokoller og sidefriksjonen fra PDA. Dette ble benyttet som input i GRLWEAP til å etterregne total jordmotstand og rammeforløp. Det er kun tatt PDA for endelig peledybde. Tilbakeregnete verdier for N_q og β vil derfor representere jordens sidefriksjon og spissmotstand for denne dybden. Da det ikke var annen informasjon om grunnforholdene i fjorden, ble PDA-resultatene betraktet som et resultat på morenes faktiske styrke.

Før en PDA-test varmes hammeren opp ved å gjennomføre gjentatte slagpåføringer med lavere fallhøyde på pel. Dette kan medføre at pelen slår seg løs før den testes, noe som igjen påvirker målingen av motstanden. Resultatet kan derfor inneholde feilkilder, da man måler rammemotstanden og ikke nødvendigvis den statiske bæreevnen. Sidefriksjonen fra PDA gjenspeiler sidefriksjonen ved endelig dybde, og ikke sidefriksjonen på forskjellige dybder underveis i rammingen. For at målingene av side- og spissmotstand skal bli så nøyaktige

som mulig er det også viktig at valgt hammer overfører tilstrekkelig energi til pel. Dersom dette ikke skjer vil man kunne underestimere den faktiske motstanden i bakken, da bevegelsen på spiss blir for liten (Peleveiledningen, 2012).

Friction fatigue spiller også en rolle for troverdigheten av målt sidefriksjon. Figur 7.10, med PDA fra to forskjellige dybder, indikerer denne problemstillingen, da sidefriksjonen brytes ned når pelen rammes dypere. Dette påvirker direkte beregningen av N_q og β , da de tar utgangspunkt i PDA-resultatet. Den estimerte verdien for N_q er høy i de øvre lagene av morenen da denne er basert på differansen mellom bæreevnen funnet fra rammeformelen og sidefriksjonen fra PDA.

Virkningsgraden for hammeren er ikke nødvendigvis den samme for ulike fallhøyder. PDA gir kun virkningsgraden ved maksimal fallhøyde. Da det ikke er informasjon om virkningsgraden for de andre fallhøydene, blir estimert spissmotstand overestimert i de øvre lagene av morenen. Ved å beregne spissmotstanden som funksjon av antall slag, vil N_q reduseres med dybden, da antall slag pr. meter øker. I starten av rammingen, hvor forflytningen av pel er stor, vil det mobiliseres en større spissmotstand. Dette betyr at N_q -tallet beregnes basert på hvor mye pelen forflytter seg og ikke direkte fra jordens friksjons- og plastifiseringsvinkel. Dette gjør at N_q -tallet blir noe høyere enn det man kan forvente. N_q vil derfor reduseres med dybden, da pelen forflytter seg mindre og andel sidefriksjon øker.

GRLWEAP tar heller ikke hensyn til jordens forskjellige på- og avlastningsstivhet. Dette gjør at etterregnede verdier for rammemotstand ikke nødvendigvis samsvarer med den faktiske rammemotstanden. Korrekte verdier for quake og demping fra CAPWAP-analysen er viktig for å korrigere jordmotstanden fra rammeformelen i GRLWEAP. Dette skyldes at rammeformelen beregner både den statiske og dynamiske jordmotstanden ved å benytte antall slag som input. Ved å bruke denne som input i GRLWEAP, som den statiske jordmotstanden, vil motstanden overestimeres da det dynamiske bidraget legges på i tillegg til det statiske. Størrelsen på det dynamiske bidraget er avhengig av dempingsfaktoren, noe som gjør det nødvendig med PDA fra forskjellige dybder.

Valgt metodikk for etterregning av jordmotstanden viste seg å være lite anvendbar for detaljprosjektering av pelene i morenen. Dette skyldes at antatt svakere lag i øvre del av morenen ble gitt svært høye verdier for N_q , mens de dypere liggende lagene ble gitt lavere verdier.

8.3 Sammenheng totalsondering, PDA og rammeprotokoll

Resultatene fra kapittel 7 viser sammenhengen mellom rammede peler og tolket totalsondering ved hjelp av maskinlæring. Dette ble gjort ved å analysere rammeprotokoll og PDA-resultater med nærliggende tolkede totalsonderinger.

For akse 2, 6 og 7 ser det ut til at det er en sammenheng mellom rammeprotokoller og tolket hardhet i morenen. Dette kommer spesielt godt frem i figur 7.13a og 7.13b for akse 2, der rammeprotokollen viser en økning i antall slag hvor tolket laginndeling viser en tydelig økning i hardhet i morenen. For tolket sondering 221, 223 og 224 gjenspeiler en økning i rammeprotokoll en økning i hardhetsklasse. Samtidig viser totalsonderingen 222 en redusert hardhet i forhold til de andre sonderingene, noe rammemotstanden til nærliggende peler også indikerer. For akse 6 og 7 viser tolket laginndeling en større variasjon i morenen, sammenlignet med akse 2, der tolket sonderingsprofil viser helt forskjellige grunnforhold. Samtidig kan sonderingene i akse 6 og 7 være mer påvirket av påhengskrefter, da sonderingene indikerer varierende hardhet med dybden. Gjennomsnittlig pelelengde for akse 6 og 7 samsvarer godt med aksenes gjennomsnittlige HI. Denne betraktningen betinger at sonderingene har blitt gjennomført likt. Dette kan skyldes homogene grunnforhold, noe som samsvarer med avsetningens form og størrelse. Pelene er også rammet med forskjellig helning, noe som påvirker pelenes lengder i de forskjellige lagene. Forskjellig helning kan derfor påvirke resultatet.

PDA-resultatet på pel A i akse 6, fra to forskjellige dybder, tyder på at det finnes spissbærende lag i morenen. Dette underbygges også fra PDA-resultater på de andre pelene i aksene, der over 60% av bæreevnen er på spiss. Figur 7.12 og 7.2 for akse 6 og 7 viser at pelene stopper i svarte spissbærende lag. Det er derimot ikke verifisert spissbærende lag i akse 7, da det ikke er tatt PDA på forskjellige dybder. PDA-resultatene for akse 7 viser samtidig 50 % lavere spissmotstand enn for akse 6. Dette kan skyldes at pelene i akse 7 er lengre enn pelene i akse 6, noe som kan medføre at man ikke får målt nøyaktig spissmotstand fra PDA. Peleveiledningen (2012) påpeker at det for friksjonspeler i sand og grus kreves en deformasjon tilsvarende 10 % av pelens diameter for å måle tilstrekkelig bæreevne på spiss. Dersom det ikke ble overført tilstrekkelig energi for å oppnå nevnt deformasjon, kan dette være forklaringen på forskjellene i målt bæreevne. Tolket sondering angir derimot kun den relative økningen i motstand. Hvorvidt motstanden kan karakteriseres som spissbærende lag eller ikke, er vanskelig å be-

stemme da det ikke er gjennomført PDA fra flere dybder.

For akse 5 ser det ikke ut til at det er en direkte relasjon mellom sonderingene og ramme-protokollene. Tolkingsmodellen basert på data fra borerigg Bore Cat inneholder et mindre treningsgrunnlag enn modellen for 98 mod. Dette kan medføre at tolket sondering blir unøyaktig. Det er viktig å være klar over at tolkningene fra to forskjellige rigger ikke kan relateres. Dette skyldes først og fremst tekniske forhold med riggene. Eksempelvis er Bore Cat en bårigg, mens 98 mod. er en totalsonderingsrigg montert på flåte. I akse 6 er to totalsonderinger tatt med Bore Cat. Tolkningen av disse indikerer harde lag der pelene stopper. Akse 5 mangler mange datapunkter og tolkningen viser ingen klar relasjon mellom rammeforløp og fastheten i morenen. Treningsgrunnlagets størrelse setter begrensninger for modellen, da tolkningsgrunnlaget inneholder sonderinger med lite variasjon i parameterne. Dette kan man også se fra middelplottet for akse 5 i vedlegg C, der middelverdier for spyletrykk og matetrykk får tilnærmet konstant oppførsel med dybden. Fra tabell 6.3 klassifiseres hardhetsklassene grovere enn for tabell 6.2. Eksempelvis doubles verdien for bortid mellom laget *lite fast* til *middels fast*. Pelene for akse 5 har tilnærmet lik lengde og stopper i laget karakterisert som *middels fast*. Pelene for akse 6 viser samtidig stor økning i rammemotstand for det samme laget, uten en indikasjon på økt hardhet i morenen. Dersom treningsgrunnlaget hadde vært større kunne grupperingen og tolkningen av sonderingen blitt mer nøyaktig.

Fra figur 7.7 ser det ut til at det er en sammenheng mellom tolkede totalsonderinger og sidefriksjon fra PDA. Rammeprotokollene for pel L og N viser samtidig en økning i antall slag. Sidefriksjonen fra PDA viser at lik sidefriksjon for to peler i forskjellige akser ikke nødvendigvis impliserer lik akkumulert HI for nærliggende sonderinger. Resultatet i figur 7.8 og 7.9 viser at det ikke nødvendigvis er en sammenheng mellom akkumulert HI fra sonderingene og sidefriksjonen fra PDA. Samtidig viser rammeprotokollen for tilsvarende peler forskjellig oppførsel. Tolket totalsondering 224 med spyletrykk i akse 2 viser mindre motstand, sammenlignet med tolkningen uten spyletrykk. Tolket totalsondering 244 viser motsatt oppførsel, der tolkningen med spyletrykk indikerer større motstand. Dette viser hvordan spyletrykket påvirker tolkningen av sonderingene.

Den akkumulerte hardhetsindeksen viser den relative økningen i motstand og kan ikke brukes direkte til å fastsette pelelengder. Sonderingens hardhetsindeks representerer en kombinasjon av bortid, spyletrykk og matekraft, gitt av et tall mellom 1-4 og ikke datapunktets

faktiske verdier. Dette betyr at den akkumulerte hardhetsindeksen ikke representerer sonderingens faktiske motstand. Grafen for den akkumulerte hardhetsindeksen gjenspeiler den tolkede totalsonderingen, der indeksverdiene summeres. Helningen på grafen viser derfor mektigheten på lagene, og kan visuelt benyttes til å finne markante overganger i hardhet. Dette ser man tydelig der man har kontinuerlig helning over et større dybdeintervall.

Boreloggene fra akse 6 og 7 indikerer morene med større finstoffinnhold. For akse 2 viser boreloggene morene med vekselvis lag av grovere grus- og sandmateriale. Ved å analysere spyletrykket kan man undersøke om en totalsondering fanger opp disse observasjonene.

Spyletrykket påvirkes av massene på borespiss, der hovedoppgaven er å opprettholde penetrasjonshastigheten ved å fjerne borkaks. Borkronen har to spylehull som kan gå tett dersom nok finstoff kommer inn i hullene. En økning i spyletrykk kan derfor enten indikere at massene rundt borspiss er lite permeable, eller at spylehullene er tette. Dersom man betrakter spyletrykket i akse 2 kan den lave tallstørrelsen indikere permeable masser. For akse 6 og 7 er spyletrykket større, noe som kan indikere en større andel mindre permeable masser. Dette samsvarer også med boreloggene fra akse 6 og 7, som indikerer morene med større finstoffinnhold. For akse 2 viser boreloggene morene med vekselvis lag av grovere grus- og sandmateriale, noe som også kan tolkes fra spyletrykkets størrelse.

Boreloggen for sondering 239 viser også at morenen har et større innhold blokker og det kan derfor ikke utelukkes at pelen påvirkes av dette. For tolkningene der det indikeres meget tynne *faste lag*, kan det skyldes et høyt blokkinnhold i morenen. Grupperingen for *meget fast* viser også et gjennomsnittlig lavere spyletrykk enn for gruppen *fast*.

Under prøvepelingen, i nærheten av 6 og 7, oppstod det falskt stopp. I siltig eller leirig morene kan det oppstå stor rammemotstand på grunn av dilatans (Peleveiledningen, 2012). På denne måten vil grunnforhold av en slik karakter kunne påvirke rammeprosessen.

Kapittel 4.5 viser at et større grusinnhold kan medføre større sidefriksjon. Resultatet fra figur 7.8 og 7.9 viser to peler med forskjellig lengde, der total sidefriksjon ved sluttdybde er lik. Pel N har kortere lengde, som kan skyldes at den er rammet ned i en del av morenen som består av større andel grus. Variasjonen i morenen påvirker derfor sammenhengen mellom totalsonderinger og rammeprosessen.

Ved å klassifisere hardheten i morenen etter lag med høye verdier for hver parameter, er det nødvendig å forstå parameterens betydning på rammemotstand. Eksempelvis vil et høyt spyletrykk kunne relateres til både stor og lav rammemotstand. Et høyt spyletrykk kan komme av et høyt finstoffinnhold i morenen, og hvorvidt det bidrar til økt rammemotstand er vanskelig å avgjøre. Samtidig vil et lavt spyletrykk kunne indikere grovere materiale, som igjen vil kunne gi en lavere rammemotstand, men en eventuelt høyere bæreevne. Det blir derfor vanskelig å tolke motstanden i sonderingen likt, da motstanden tilknyttet peleramming er så komplekst. Relasjonen mellom bortid, spyletrykk og matekraft er derfor vanskelig å direkte relatere til peleramming. Dette understreker utfordringen ved å sammenligne de forskjellige aksene med hverandre, da aksene kan inneholde variasjoner i grunnforhold som tolkes forskjellig i forhold til rammemotstand og bæreevne. Ved å sammenligne sonderingene innad hver akse vil man redusere sannsynligheten for store variasjoner i morenen.

For figur 7.4 og 7.7 i akse 2 kan det virke som at det er en sammenheng mellom totalsonderinger, sidefriksjon fra PDA og rammeprotokoller. Sonderingene i denne aksene er mindre påvirket av påhengskrefter fra sondering gjennom fastere lag, noe som øker troverdigheten til tolkningen av sonderingen. Dette underbygges ved at tolket hardhet øker med dybden. For de sonderingene med varierende fasthet vil resultatet være mer påvirket av nevnte påhengskrefter. Troverdigheten ved å relatere dette til peleramming blir derfor svekket.

8.4 Metoden totalsondering

For å diskutere gyldigheten av datagrunnlaget til undersøkelsen, vil metoden totalsondering bli diskutert. Kunnskap om datagrunnlaget er nødvendig for å kunne benytte totalsonderingsdata med maskinering. Totalsondering er en relativ metode for kartlegging av motstand i bakken. Siden alle parameterne påføres borstangen ved bakkeplan, påvirkes resultatene av flere faktorer. Ved å benytte fjellkontrollboring begrenses den geotekniske betraktningen av sonderingen ytterligere. Dette skjer da man velger å benytte økt rotasjon, spyling og slag for sonderingene.

Prosedyren for fjellkontrollboring er hovedsakelig benyttet for å detektere og kartlegge fjell-

overflaten. I dette prosjektet ble metoden for fjellkontrollboring primært benyttet da endemorenen var såpass fast. Dette betyr at parameterne er påvirket av hammerens egenskaper, som vekt, frekvens, slitasje, type og kraft.

Energioverføringen fra hammer til borstang avtar med dybden. Dette skyldes at økt lengde på borstangen impliserer større andel påhengskrefter. Slike påhengskrefter bidrar også til at det blir vanskelig å fastslå detaljer i sonderingen, da motstanden på aktuell dybde kan være et resultat av den akkumulerte motstanden langs borstangen og på borspiss. Bortiden og matekraften vil påvirkes av den akkumulerte motstanden på borstangen, sammen med hammeregenskaper og dybde. Bortiden er ikke korrigert med tanke på energidistanse pr. meter borstang. Det er derfor viktig å stille spørsmålstegn til hvor mye bortiden og matekraften forteller om morenes faktiske motstand på forskjellige dybder.

Spyletrykket er den eneste parameteren som påføres på borspissen. Det er vanskelig å vite om spyletrykkets størrelse er relatert til massene ved borspiss, eller tetting av spylehull. Den hydrauliske pumpa har typisk en kapasitet på 50 bar. Ved et trykk på rundt 30-40 bar vil en overlageringsventil slås på for å forhindre at pumpen ødelegges. Det er viktig å være klar over dette dersom man ser at spyletrykket nærmer seg slike verdier, for å relatere spyletrykket til motstand. Om man tror at spylehullene er tett, er det vanlig å rømme hullene. Brå endringer i spyletrykk er derfor ikke nødvendigvis tilknyttet materialeegenskaper.

Ved slagpåføring skal matekraften reduseres fra 30 kN til 7 kN. Dette blir gjort for å forhindre pakking av materialene ved slagpåføring. Relatert til bortiden ser det ut til at det for enkelte sonderinger går raskere å kun presse enn ved kombinasjon av slag og pressing. Relatert til kartleggingen av fasthet blir det derfor vanskelig å sammenligne motstanden, da lastpåføringen er forskjellig.

Behandlet datagrunnlag består kun av datapunkter der fjellkontrollboring benyttes. Dybder for utelatte datapunkter er ikke vurdert og det er derfor knyttet usikkerhet til disse dybdene. For å forhindre dette kunne man valgt å bruke kontinuerlig fjellkontrollboring gjennom hele sonderingen. Dette ville gitt et større og bedre sammenligningsgrunnlag. Samtidig vil en slik type sondering ikke være gunstig dersom det finnes veldige svake lag i bakken. Kombinasjonen av økt rotasjon, spyling og slagpåføring vil ikke klare å kartlegge lagets faktiske svakhet.

Totalsonderingene utført med Bore Cat viste en mer konstant matekraft på rundt 7 kN, sam-

menlignet med sonderingene fra 98mod. der verdiene var lavere. Dette skyldes forankringsmetoden for boreriggen. Riggene benytter forskjellige hammere, noe som vil påvirke sammenligningsgrunnlaget mellom dem. Bore Cat er en spesialbåt for grunnundersøkelser på sjø og gir derfor tilstrekkelig forankring til rigg. Hva slags rigg man velger å benytte har derfor stor betydning for tolkningsgrunnlaget. Det er også viktig å være klar over at matekraften burde korrigeres for vekten av borstangen. For dette prosjektet hadde aksene forskjellig vanndybde og derav forskjellig lengde og vekt på borstangen. Dette svekker den relative sammenligningen mellom aksene da stangens vekt påvirker registrert matekraft. Ved å benytte en konstant matekraft kan effekten av bortiden og spyletrykket ytterligere undersøkes.

8.4.1 Modifisering og kommentarer til metoden

Relatert til maskinlæring vil datagrunnlaget fra en fjellkontrollboring inneholde feilkilder. Dette medfører at tolkningen fra ML påvirkes av parametere som ikke er direkte tilknyttet jordens motstand. Tilstrekkelig forankring er avgjørende for at målt matekraft skal kunne gjenspeile motstanden i jorden. Valg av egnet rigg er derfor svært viktig for gjennomføring av totalsonderinger. Bortiden avhenger av størrelsen på matekraften, men påvirkes også av faktorer som hammerfrekvens og slitasje på borkrone. For å kunne direkte relatere disse parameterne til motstand, må flere faktorer logges.

Reiffsteck et al. (2018) er en studie der borparametere tilknyttet boring ved påføring av slag, spyling og kraft ble analysert. Studien viste hvordan man ved å utnytte flere parametere kan forbedre den geotekniske tolkningen av en sondering. Ved å betrakte hammerenergien, vridningsmomentet og spylemengden, ble påvirkningen av valgt rigg og hammer redusert. Studien viste samtidig at parameterne avhenger av grunnforhold, der egenskaper ved flere rigger var mer egnet for enkelte grunnforhold enn andre. Det er for tiden ingen metodikk som standardiserer energien fra hammer som funksjon av valgt borutstyr. Eksempelvis vil spyletrykket kunne kartlegge egenskaper for massene på borspiss, gitt at spylehullene ikke er tette. Registrering av spylemengden, sammen med spyletrykket, kan benyttes til å undersøke om et høyt spyletrykk er tilknyttet massene på spiss eller tetting av borkronen.

Nye borerigger har muligheten til å logge og registrere hydraulisk hammertrykk, vridningsmoment, belastning og spylemengde. Spylemengden kan blant annet måles ved montering av et *flowmeter* på riggen. Registrering av disse parameterne kan derfor gi mer informasjon

om grunnforholdene. Dette muliggjør en bedre tolkning av motstanden, samtidig som at datagrunnlaget blir større.

Kapittel 9

Oppsummering og konklusjon

Sammenhengen mellom totalsonderinger og ramming av peler er kompleks. Ved å trene maskinlæringsalgoritmen *Hidden Markov models* på datagrunnlaget fra to forskjellige rigger, ble sonderinger tolket etter hardhetsvariasjoner basert på verdier for bortid, spyletrykk og matekraft. Resultatet samsvarte bra med boreloggene og ga en bedre visuell presentasjon av grunnforholdene i morenen.

Jordens styrkeparametere i morenen ble kartlagt ved bruk av rambarhetsprogrammet GRL-WEAP. Hensikten med dette var å gi maskintolkede lag fra totalsonderinger verdier for N_q og β , som videre kunne benyttes til å prosjektere peler i nærheten av maskintolkede totalsonderinger. Dette ble gjort ved å benytte tilgjengelige PDA-resultater og rammeprotokoller.

Spissmotstanden ble beregnet som en funksjon av antall slag ved å kombinere rammeformelen med rammeforløpet på pelene, sammen med sidefriksjonen fra PDA. Etterregningen av rammeforløpet samsvarte godt med faktisk rammeforløp. Spissmotstanden ble overestimert i de øvrige lagene, da tilbakeregnet verdi for spissmotstanden baserte seg på pelens forflytning og ikke jordens plastifiserings- og friksjonsvinkel. Det var derfor lite hensiktsmessig å tildele lag fra tolkede totalsonderinger verdier for de ulike styrkeparametere. Dette skyldes at antatt svakere lag i øvre del av morenen ble tildelt for høye verdier av N_q .

Sammenhengen mellom totalsonderinger og ramming av peler ble undersøkt ved å sammenligne maskintolkede totalsonderinger med nærliggende rammeprotokoller og PDA-resultater. For de sonderingene som viser markante overganger i hardhet, ser det ut til at det finnes en relasjon mellom maskintolket sondering, rammemotstand og sidefriksjon fra PDA.

PDA- resultater for pel A, i akse 6 fra to forskjellige dybder, indikerer at det kan finnes spissbærende lag i morenen. Dette underbygges også fra PDA på de andre pelene i aksene, der over 60% av bæreevnen er på spiss. Maskintolkede totalsonderinger viser at flere av pelene i akse 6 stopper i harde spissbærende lag. For de andre aksene er det ikke gjennomført PDA fra flere dybder og det er vanskelig å avgjøre om motstanden kan karakteriseres som spissbærende lag eller ikke.

Datagrunnlaget i denne studien baserer seg på loggede data fra fjellkontrollboring og det er derfor viktig å være klar over begrensningene med metoden. Totalsonderingene er sterkt påvirket av ytre faktorer som type rigg, forankringsmetode, slitasje, hammergenskaper og menneskelig påvirkning. Ved benyttelse av slagpåføring er det derfor krevende å relatere de geotekniske parameterne til hardheten i morenen.

Det har blitt forsøkt å etablere en bedre praksis for prosjektering av lukkede stålrørspeler i morenemateriale. Basert på tilgjengelig datagrunnlag lyktes det ikke å fastsette en beregningsmetode for bestemmelse av pelelengder og rammemotstanden i morenen. Dette skyldes at verdier for N_q ble for store i de øvre lagene av morenen.

For å benytte seg av totalsonderingsdata i maskinlæring, må man relatert til dagens praksis forsøke å modifisere metodikken. Ved benyttelse av flere parametere fra totalsonderingsdataen, kan påvirkningene av de ytre faktorene reduseres. Spyletrykket er den eneste parameteren som påføres på borspiss og kan si noe om massene rundt borkronen. Analysen i denne studien viser at det ikke er en entydig sammenheng mellom spyletrykkets størrelse relatert til rammemotstand og bæreevne i morenen. Implementering av *flowmeter* på borerigg vil øke troverdigheten på målt spyletrykk, fordi det gir kontroll på vannmengden inn og ut av borstangen.

For å skape et troverdig sammenligningsgrunnlag bør også sonderingene gjøres likt. Benyttelse av forskjellige rigger er derfor ikke gunstig når sonderingene skal sammenlignes. Dette skyldes at riggene har forskjellig forankring, som direkte påvirker matekraften og bortiden.

Det er viktig å påpeke at grupperingen av verdier for bortid, spyletrykk og matekraft er basert på tallstørrelser. Datagrunnlaget i denne studien verifiserer ikke troverdigheten av grupperingene med annet enn boreloggene, rammeprotokoller og PDA-rapporter. Det er derfor usikkert om grupperingen *veldig fast*, med tilhørende kombinasjon av bortid, spyletrykk og

matekraft, impliserer størst rammemotstand eller bæreevne.

Relasjonen mellom det å rotere, spyle og hamre en borstang ned i bakken burde til en viss grad kunne relateres til rammemotstand når de gjøres i samme grunnforhold. Variasjoner i grunnforhold kan derimot påvirke prosessene forskjellig, og vanskeliggjør en direkte sammenheng mellom motstanden fra fjellkontrollboring og ramming av peler. Tolkede totalsonderinger gir allikevel relative målinger, som eksempelvis kunne forutsett at den ene siden av akse 2 var mindre fast enn den andre siden, og dermed forvente lengre peler på denne siden. Påhengskrefter vil imidlertid påvirke tolkningen av hardhet. Studien gir grunnlag for å hevde at sonderingene kan brukes til å detektere mulige harde lag i morenen. Dersom sonderingene gjennomføres helt likt med samme rigg, kan resultatene benyttes til å undersøke relative sammenhenger mellom ulike sonderinger. Denne studien viser også at det å bruke maskinlæringsalgoritmer gjør det enklere å analysere likheter mellom sonderingenene. På denne måten kan man bedre øke nyttiggjøringen av totalsonderingsdata.

9.1 Veien videre

Bransjen erfarer store avvik i totalsonderingsprosedyren og det er derfor generelt knyttet stor skepsis til benyttelse av datagrunnlaget til annet en kartlegging av bergoverflaten. Denne studien viser at det er mulig å trekke ut mer informasjon fra totalsonderingsdataen enn vanlig praksis tilsier. Totalsonderingene er påvirket av flere faktorer som gjør det utfordrende å relaterer sonderingene til rammemotstand.

For å kunne direkte relatere verdiene fra en totalsondering knyttet opp mot verdier for N_q og β trenges det mer omfattende undersøkelser. Dette kan gjøres ved å gjennomføre en prøvepeling og en totalsondering nærmere hverandre. For at denne sammenhengen skal kunne undersøkes er det viktig at man er sikre på at sonderingen og rammingen gjøres i så like grunnforhold som mulig. Gjennomføring av PDA-tester på forskjellige dybder vil også kartlegge relasjonen mellom sonderingsparametere og morenens faktiske motstand. Eksempelvis kartlegging av sidefriksjonen og spissmotstanden på pel ved forskjellige dybder.

Maskinlæring er anvendbart og lett tilgjengelig, men stiller samtidig krav til kunnskap om datagrunnlaget. Relatert til Åstfjorden og bruk av ML hadde det vært fordelaktig om grunnforholdene hadde blitt kartlagt med større nøyaktighet og i mer detalj. Med mer informasjon

kunne man ha modifisert HMM med en overgangssansynlighet mellom lagene i morenen. Samtidig kunne ML blitt benyttet til å finne lag basert på sonderingens parametre, i stedet for hardhetsvariasjoner, da grunnforhold kan påvirke rammemotstanden. Modifisering av metoden for totalsondering er derfor nødvendig for å forbedre tolkningsverktøyet fra maskinlæring. Montering av *flowmeter* og måling av vridningsmoment vil begge kunne gi mer informasjon om grunnforholdene, da man reduserer påvirkningen av ytre faktorer. Anleggsbransjen har utviklet empiriske sammenhenger som knytter vridningsmoment og borsynk med hardhet i berg. Det bør derfor undersøkes om det kan brukes lignende sammenhenger for karakterisering og kartlegging av hardhetsvariasjonene i morenen.

Ved bruk av maskinlæring på totalsonderingsdata anbefales det å gjøre sonderingene så like som mulig. Dette betyr at man benytter lik rigg og at ansvarlig grunnborer lar maskinen operere på standardinnstillingene. Avvik i prosedyren bør logges. Det anbefales å registrere hydraulisk hammertrykk, vridningsmoment, belastning og spylemengde på rigg. Ved å gjennomføre sonderingene med like forutsetninger, kan disse enklere tolkes ved bruk av ML. For fremtidige bruprosjekt i morenemasser bør det gjennomføres prøvepelinger i hver brukse. Denne informasjonen kan benyttes i samspill med maskinlæring og totalsonderinger.

Bibliografi

- Anušić, I. (2018). Installation of monopiles for offshore wind turbine foundations.
- Ayodele, T. O. (2010). Types of machine learning algorithms. In *New advances in machine learning*. IntechOpen.
- Bonsaksen, M., Sandven, R., Augland, A., Kåsin, K., Bæverfjord, M., Eknes, A., Hagberg, K., Kirkevollen, O., Handberg, A., Handberg, R., Jønland, J., Rundmo, O., Tøndervik, V., Wangen, P., and Gylland, A. (2018). Melding nr.9 - veiledning for totalsondering. *MELDING NR. 9, UTGITT 1994 - Rev. nr. 1, 2018*.
- Chen, S., Gopalakrishnan, P., et al. (1998). Speaker, environment and channel change detection and clustering via the bayesian information criterion. In *Proc. darpa broadcast news transcription and understanding workshop*, volume 8, pages 127–132. Virginia, USA.
- Chow, F., Jardine, R., Nauroy, J., and Brucy, F. (1997). Time-related increases in the shaft capacities of driven piles in sand. *Geotechnique*, 47(2).
- Depina, I., Le, T. M. H., Eiksund, G., and Strøm, P. (2016). Cone penetration data classification with bayesian mixture analysis. *Georisk: Assessment and management of risk for engineered systems and geohazards*, 10(1):27–41.
- Devijver, P. A. (1985). Baum's forward-backward algorithm revisited. *Pattern Recognition Letters*, 3(6):369–373.
- Emdal, A., Grande, L., and Nordal, S. (2010). Geoteknikk beregningsmetoder.
- Emdal, A., Grande, L., Nordal, S., Sandven, R., Senneset, K., Janbu, N., and Alexandra Amundsen, H. (2017). Geoteknikk felt og laboratorieundersøkelser.
- Fallah, S. (2018). Application of machine learning in geotechnics.

- Fellenius, B. and Altaee, A. (1995). Critical depth: How it came into being and why it does not exist. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering*, 113(2):107–111.
- Forney, G. D. (1973). The viterbi algorithm. *Proceedings of the IEEE*, 61(3):268–278.
- Gylland, A. S., Sandven, R., Montafia, A., Pfaffhuber, A. A., Kåsin, K., and Long, M. (2017). Cptu classification diagrams for identification of sensitive clays. In *Landslides in Sensitive Clays*, pages 57–66. Springer.
- Harraz, A. M., Houston, W. N., Walsh, K. D., Perry, C. R., and Houston, S. L. (2005). Comparison of measured and predicted skin friction values for axially loaded drilled shaft foundations in gravelly soils. In *Advances in Deep Foundations*, pages 1–12.
- Heerema, E. P. et al. (1978). Predicting pile driveability: Heather as an illustration of the friction fatigue theory. In *SPE European Petroleum Conference*. Society of Petroleum Engineers.
- Hirsh, T., Lowery, L., Samson, C., Coyle, H., and Samson Jr, C. (1970). Pile-driving analysis by one dimensional wave theory: State of the art. *Highway Research Record*, (333).
- Jardine, R., Chow, F., Overy, R., and Standing, J. (2005). *ICP design methods for driven piles in sands and clays*. Thomas Telford London.
- Norsk Geoteknisk forening, N. (1989). Melding nr.7 - veiledning for utførelse av dreietrykks-
ondering. *MELDING NR. 9, UTGITT 1982 - Rev. nr. 1, 1989*.
- Peleveiledningen (2012). Schram simonsen, a and føyn, t and olav imset, t and johansen, t
and karlsrud, k and narvestad, l and oset, f and sindre, h and athanasiu, c and giske, s and
hoksrud, l and ihler, h and kaynia, a and svanø, g and veslegard, g.
- Pham, B. T., Hoang, T.-A., Nguyen, D.-M., Bui, D. T., et al. (2018). Prediction of shear strength
of soft soil using machine learning methods. *Catena*, 166:181–191.
- Randolph, M., Dolwin, R., and Beck, R. (1994). Design of driven piles in sand. *Géotechnique*,
44(3):427–448.
- Rausche, F., Goble, G. G., and Likins Jr, G. E. (1985). Dynamic determination of pile capacity.
Journal of Geotechnical Engineering, 111(3):367–383.

- Reiffsteck, P., Benoît, J., Bourdeau, C., and Desanneaux, G. (2018). Enhancing geotechnical investigations using drilling parameters. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 144(3):04018006.
- Rollins, K. M., Clayton, R. J., Mikesell, R. C., and Blaise, B. C. (2005). Drilled shaft side friction in gravelly soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 131(8):987–1003.
- Samui, P. (2008). Prediction of friction capacity of driven piles in clay using the support vector machine. *Canadian Geotechnical Journal*, 45(2):288–295.
- Schneider, J. A., Xu, X., and Lehane, B. M. (2008). Database assessment of cpt-based design methods for axial capacity of driven piles in siliceous sands. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 134(9):1227–1244.
- Smith, E. A. (1960). Pile-driving analysis by the wave equation. *American Society of Civil Engineers Transactions*.
- Stevens, R. S., Wiltsie, E. A., Turton, T. H., et al. (1982). Evaluating drivability for hard clay, very dense sand, and rock. In *Offshore Technology Conference*. Offshore Technology Conference.
- Tavenas, F. and Audy, R. (1972). Limitations of the driving formulas for predicting the bearing capacities of piles in sand. *Canadian Geotechnical Journal*, 9(1):47–62.
- Vegvesen, S. (2014a). Håndbok v220 geoteknikk i vegbygging.
- Vegvesen, S. (2014b). Håndbok v222 geoteknisk felthåndbok, råd og metodebeskrivelse.
- Vegvesen, S. (2015). Håndbok r762 standard beskrivelse for bruer og kaier, prosesskode 2 - hovedprosess 8.
- Vesic, A. S. (1977). Design of pile foundations. *NCHRP synthesis of highway practice*, (42).
- Vezhapparambu, V., Eidsvik, J., and Ellefmo, S. (2018). Rock classification using multivariate analysis of measurement while drilling data: Towards a better sampling strategy. *Minerals*, 8(9):384.

- Volchan, E., Rocha-Miranda, C., Picanco-Diniz, C., Zinsmeister, B., Bernardes, R., and Franca, J. (1989). Visual response properties of pretectal units in the nucleus of the optic tract of the opossum. *Experimental Brain Research*, 78(2):380–386.
- Vora, P., Oza, B., et al. (2013). A survey on k-mean clustering and particle swarm optimization. *International Journal of Science and Modern Engineering*, 1(3):24–26.
- Wagstaff, K., Cardie, C., Rogers, S., Schrödl, S., et al. (2001). Constrained k-means clustering with background knowledge. In *Icml*, volume 1, pages 577–584.
- Wangen, O. P. (2003). Litt om praktisk løsmassegeologi.

Tillegg A

Akronymer

ML Maskinlæring

HMM Hidden markov models

BIC Bayesian information criterion

SSR Sum of squared errors

HI Hardhetsindeks

CPT(U) Cone penetration test - U (Trykksøndering med poretrykksregistrering)

SPT Standard penetration test

GRL-WEAP Goble, Rausche, Likins, - Wave Equation Analysis of pile driving

PDA Pile driving analyzer

CAPWAP Case pile wave analysis program

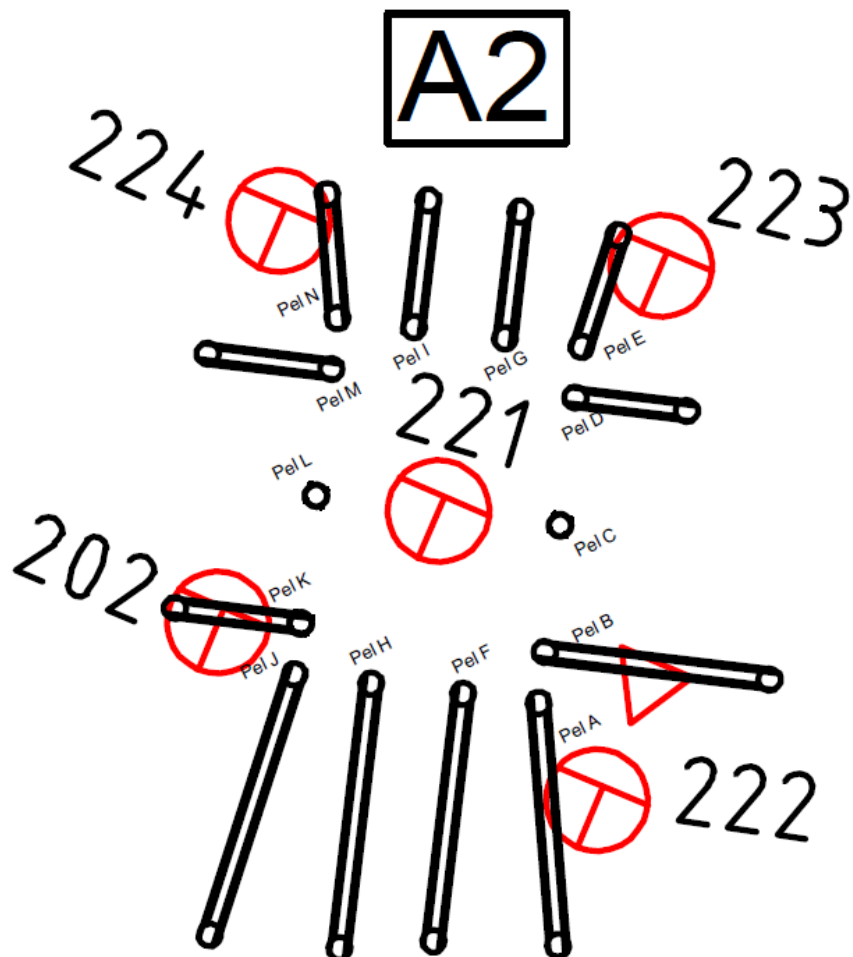
API American petroleum institute

ST Static soil analysis

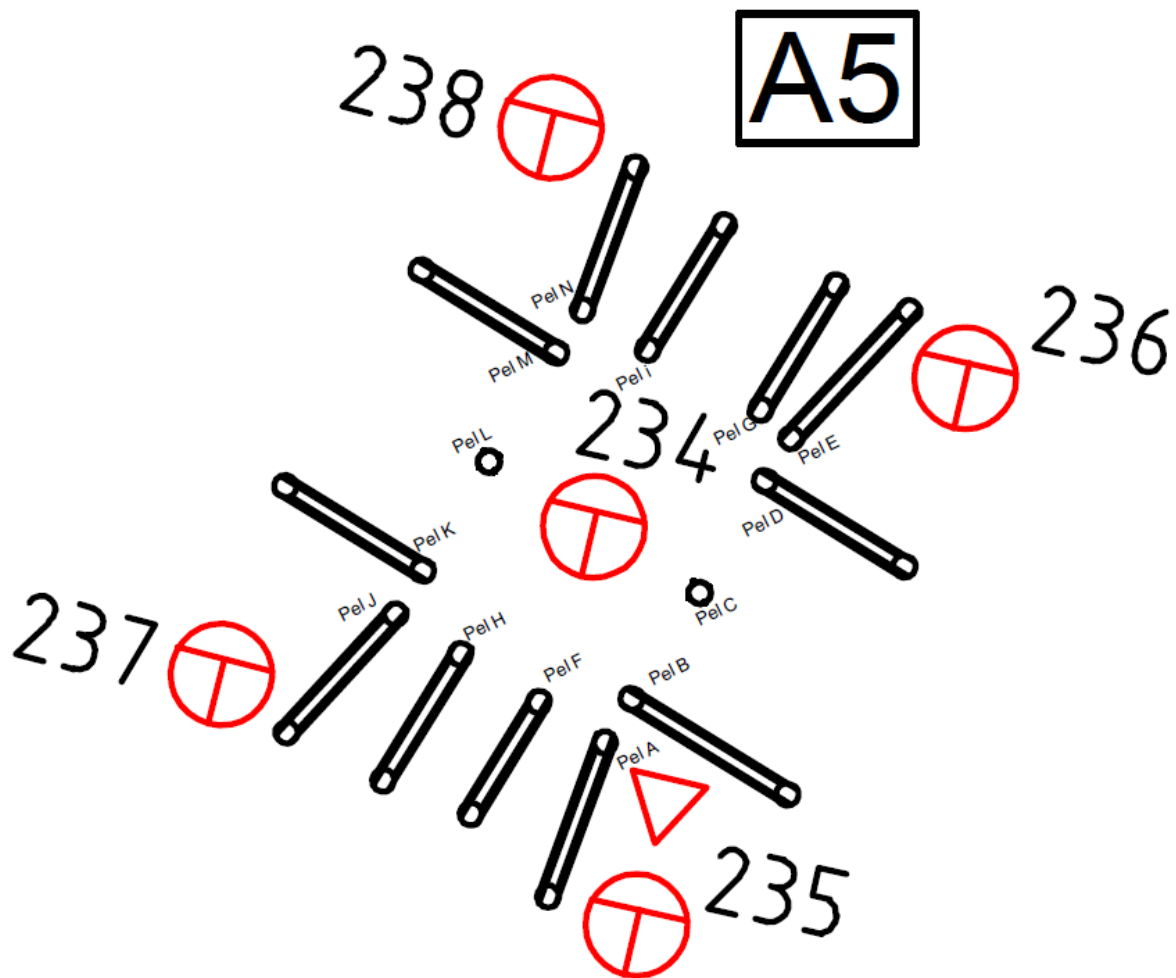
SVV Statens vegvesen

Tillegg B

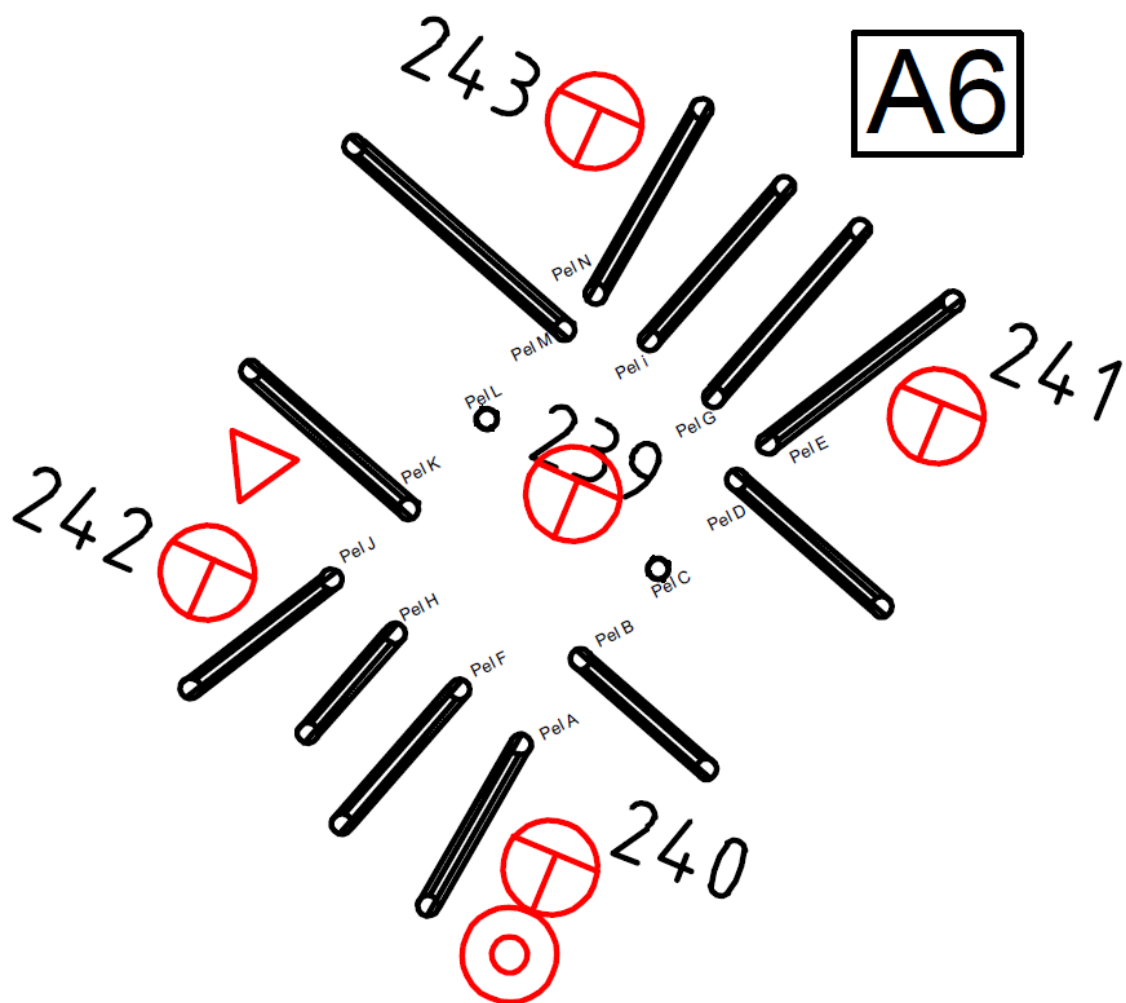
Peler og nærliggende totalsonderinger.



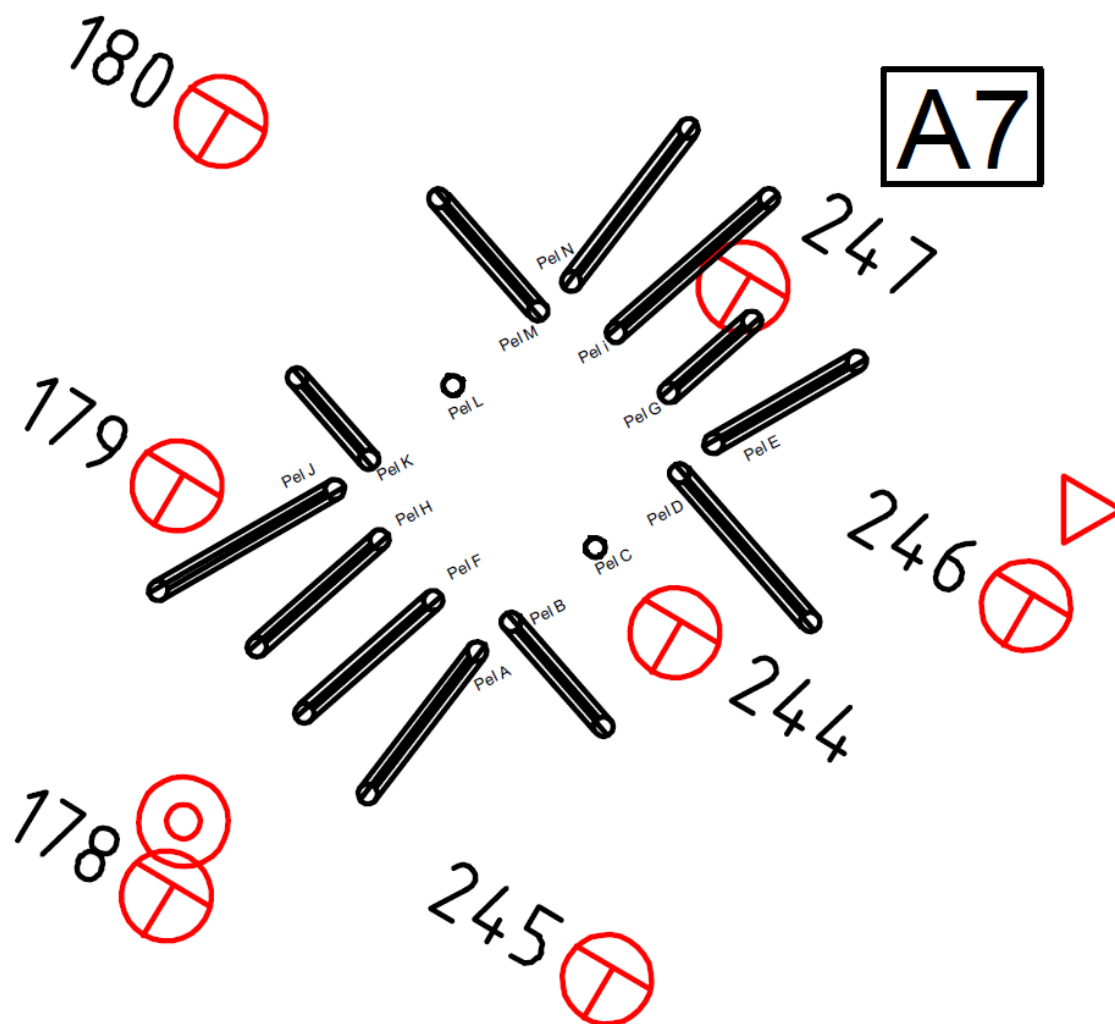
Figur B.1: Plassering av peler og totalsondering - akse 2



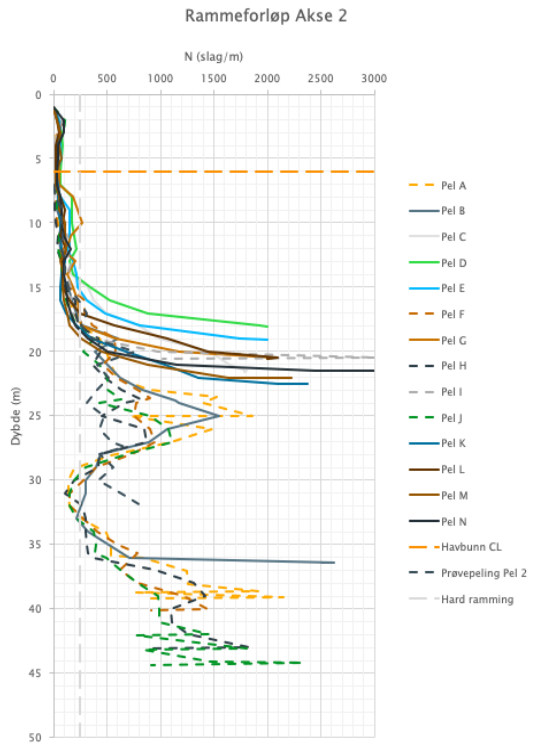
Figur B.2: Plassering av peler og totalsondering - akse 5



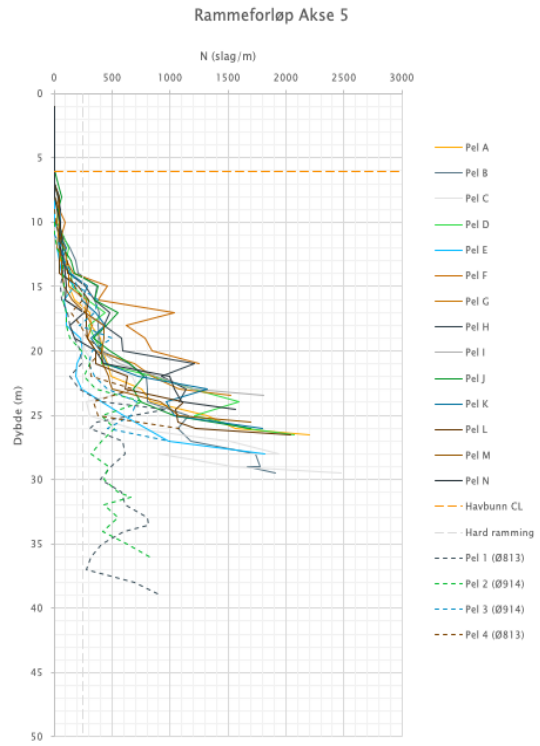
Figur B.3: Plassering av peler og totalsondering - akse 6



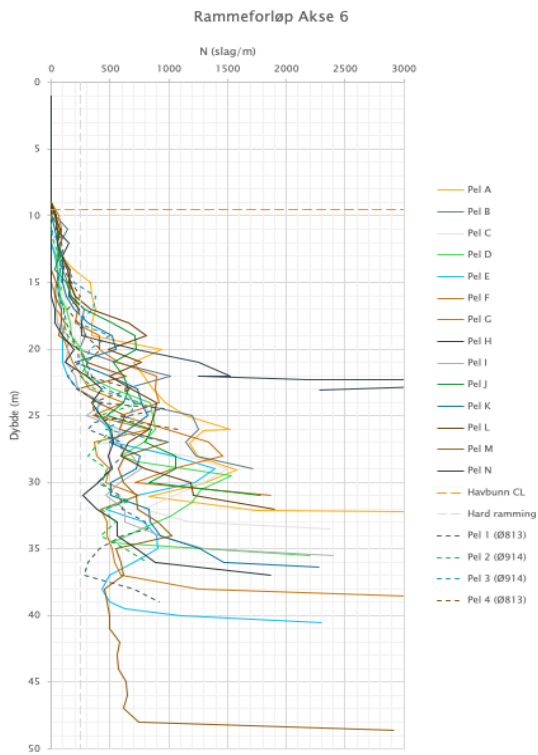
Figur B.4: Plassering av peler og totalsondering - akse 7



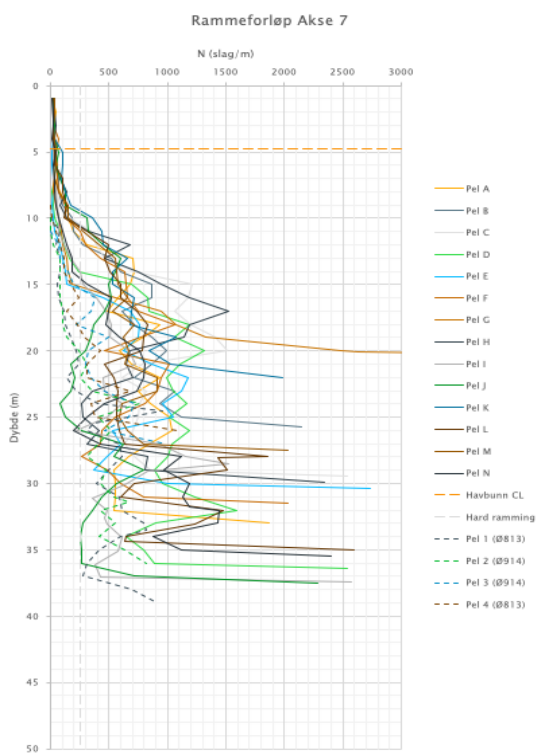
(a) Rammeprotokoller for peler i akse 2



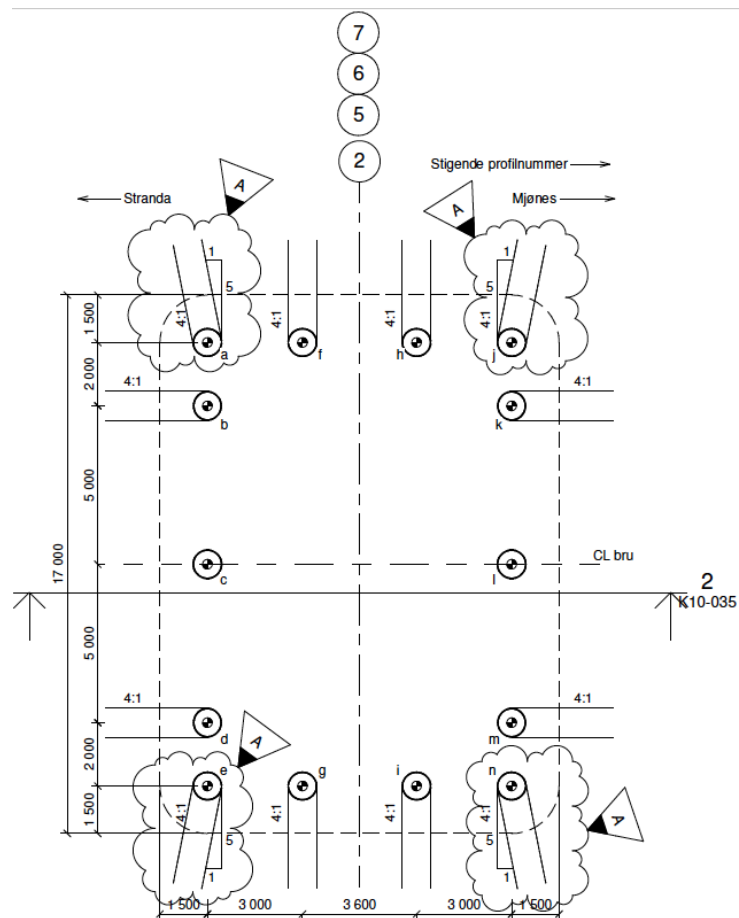
(b) Rammeprotokoller for peler i akse 5



(c) Rammeprotokoller for peler i akse 6



(d) Rammeprotokoller for peler i akse 7



Figur B.6: Pelenes innbyrdes plassering og helning i akse 2, 5, 6 og 7

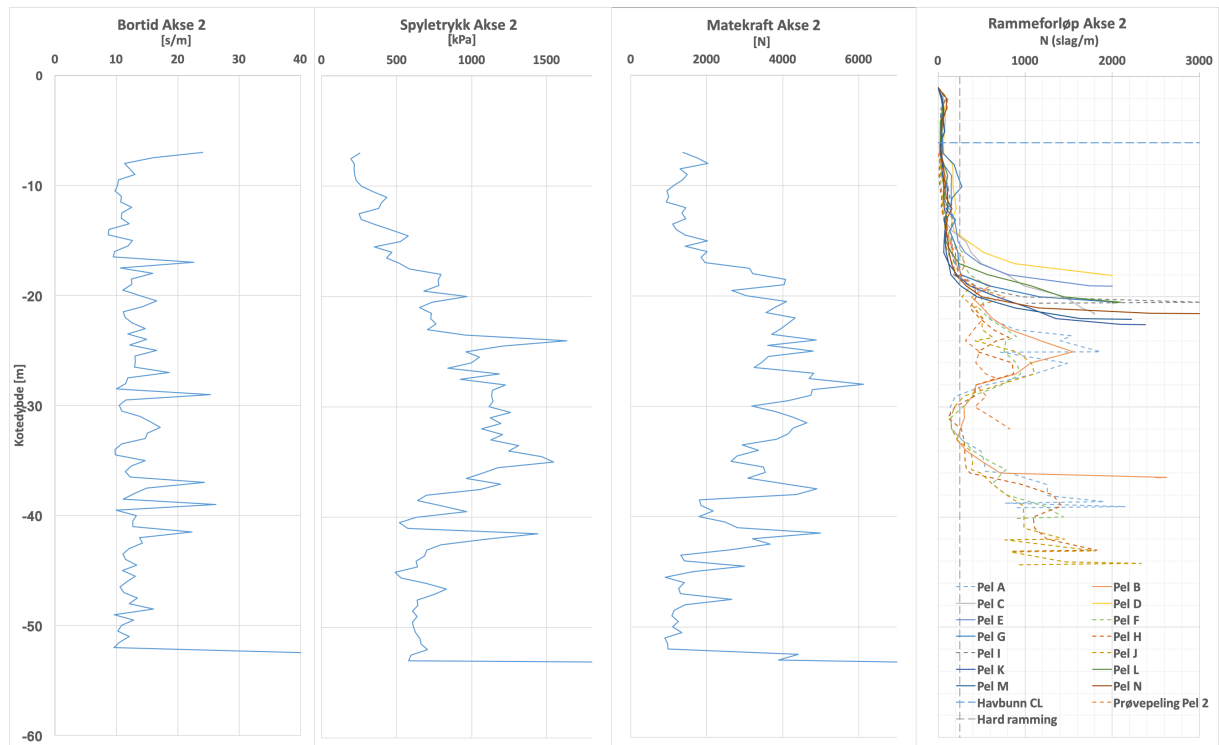
Tillegg C

Middelplot for akse 2, 5, 6 og 7

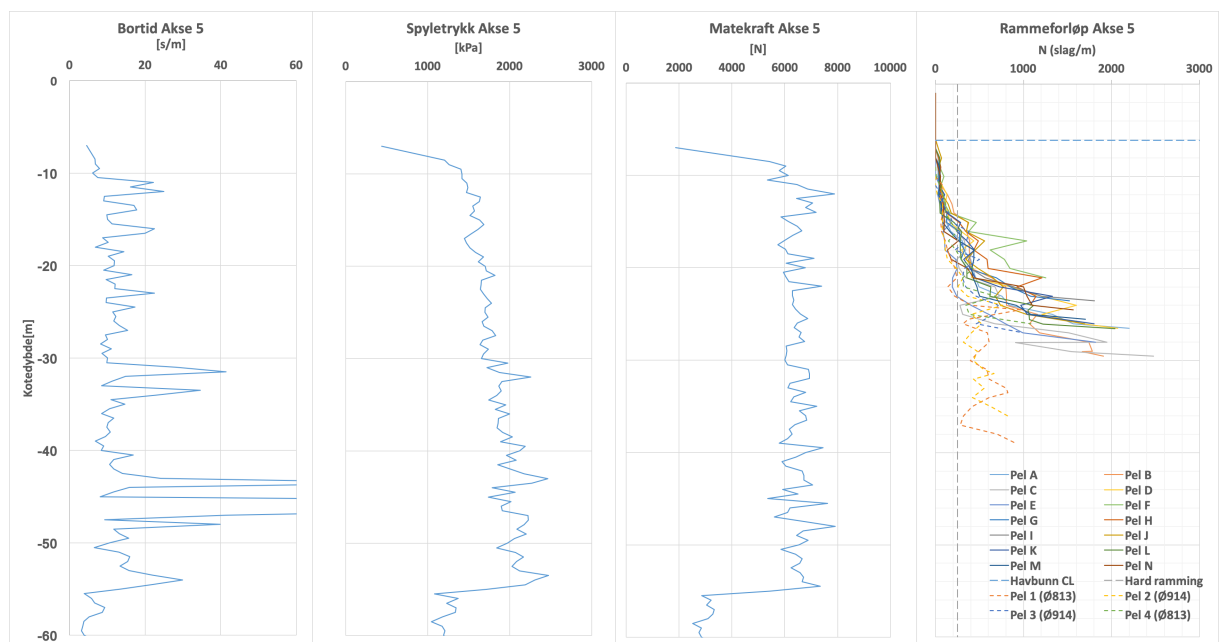
Figur C.1, C.2, C.3 og C.4 viser middelplottet av totalsonderingene i akse 2, 5, 6 og 7. Hvilke totalsonderinger som er blitt midlet er for hver akse angitt i vedlegg B.

Middelplottene er laget da avsetningsforholdene er av en slik form og størrelse at man antar homogene masser i de forskjellige aksene. Midlingen er gjort på følgende måte:

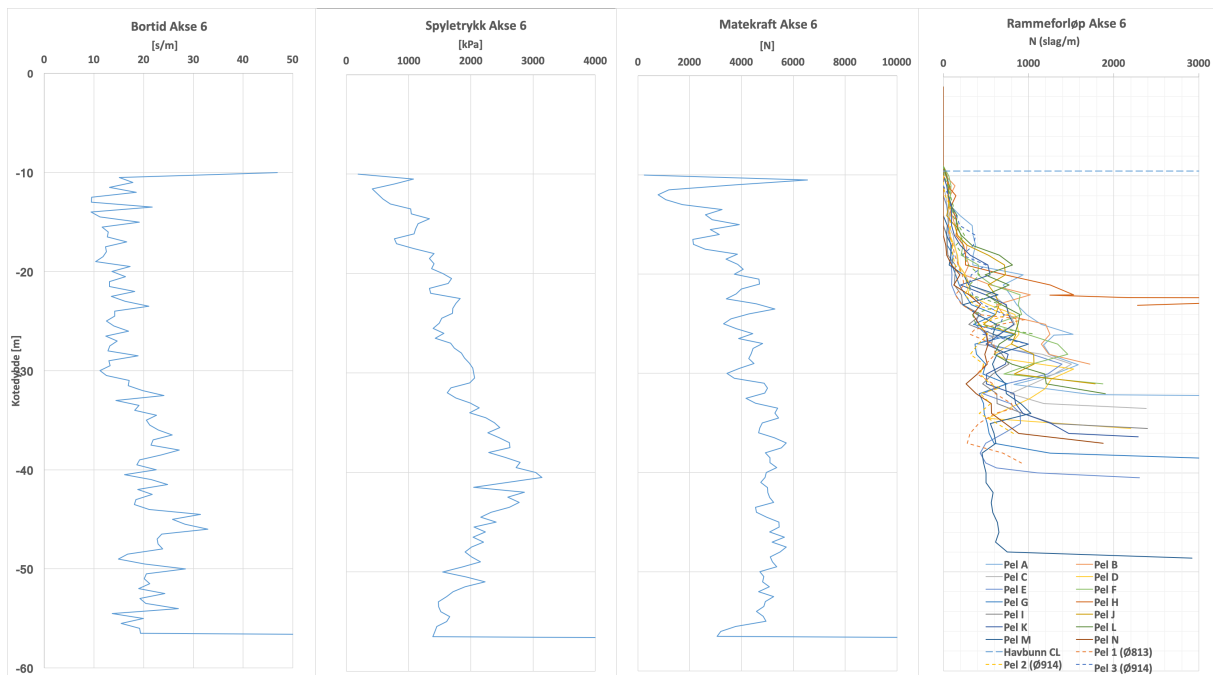
1. Datapunkter, det vil si punkter i dybden, der det ikke benyttes slag fjernes fra sonderingene.
2. Datapunkter der metoden for fjellkontrollboring benyttes legges sammen for aktuelle sonderinger i hver akse.
3. Fra **2** har man summert og lagt sammen verdier for bortid, spyletrykk og matekraft i hver akse. Deretter midles summert verdi basert på hvor mange sonderinger som ble lagt sammen i summen for aktuell dybde. Dette betyr at dersom en eller flere av sonderingene hadde utelatte datapunkter på enkelte dybder, blir de utelatt fra middelverdien.
4. For å kartlegge den relative laginndelingen summeres verdier for bortid, spyletrykk og matekraft for dybdeintervaller på 0,5 meter. Den summerte verdien deles deretter på antall datapunkter som ble lagt sammen for halvmeteren. Fra totalsonderingene logges det verdier for hver 2,5 cm. En halvmeter inneholder derfor 20 datapunkter, dersom ingen datapunkter er utelatt.



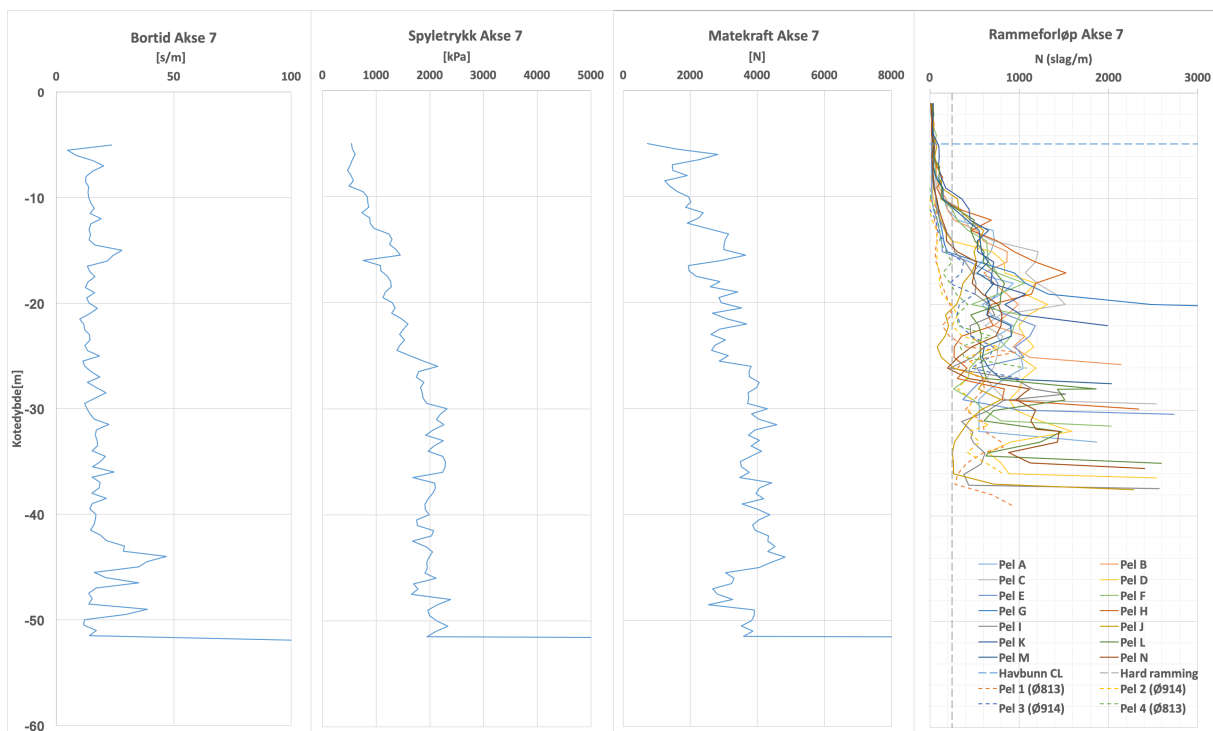
Figur C.1: Middelerdier summert for hver halvmetre - akse 2



Figur C.2: Middelerdier summert for hver halvmetre - akse 5



Figur C.3: Middelerdier summert for hver halvmeter - akse 6



Figur C.4: Middelerdier summert for hver halvmeter - akse 7

Tillegg D

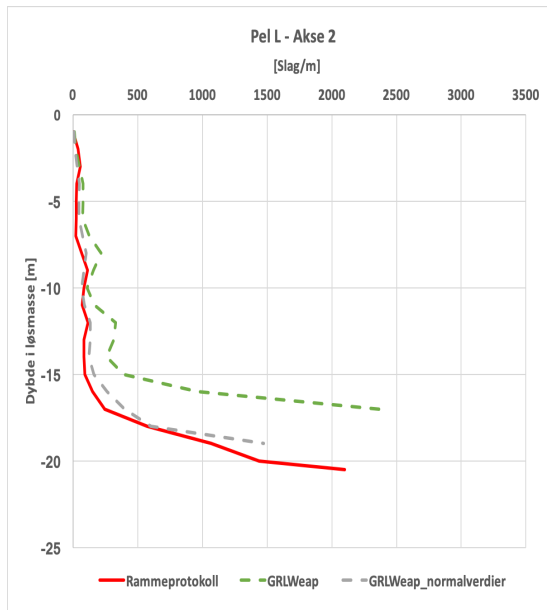
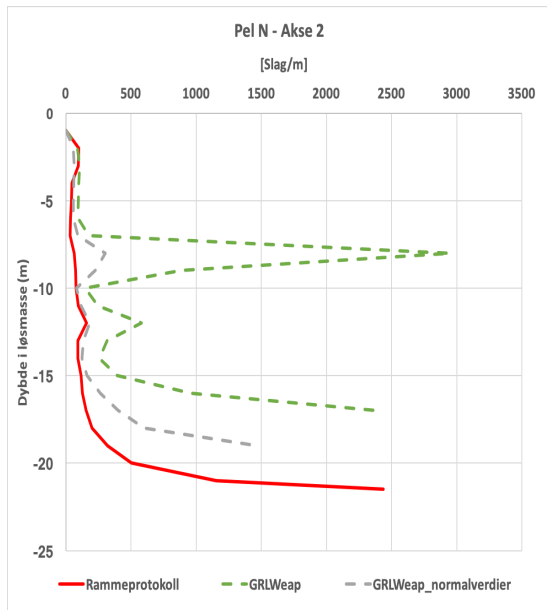
Resultater fra etterregning i GRLWEAP

D.1 Etterregning av rammeforløp

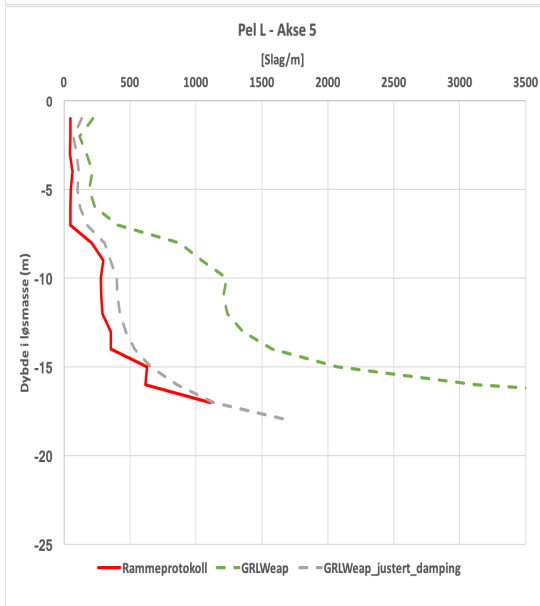
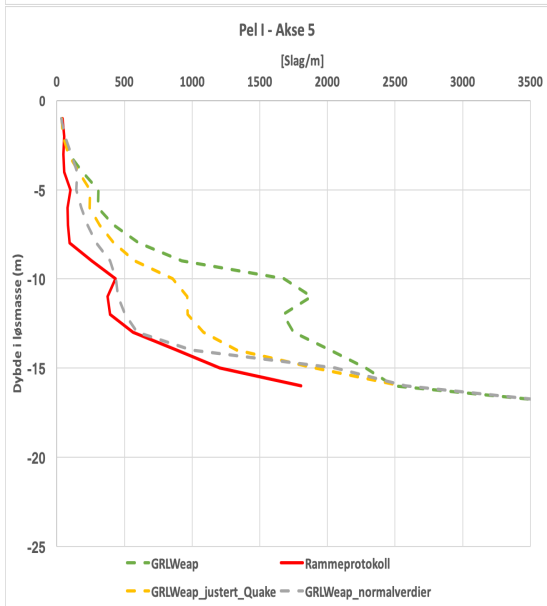
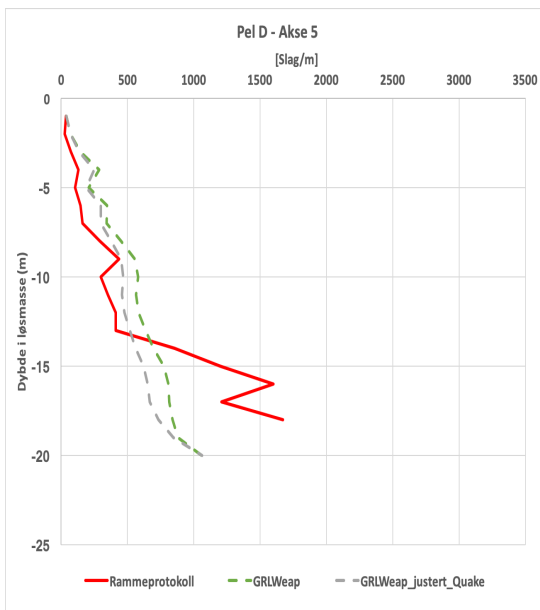
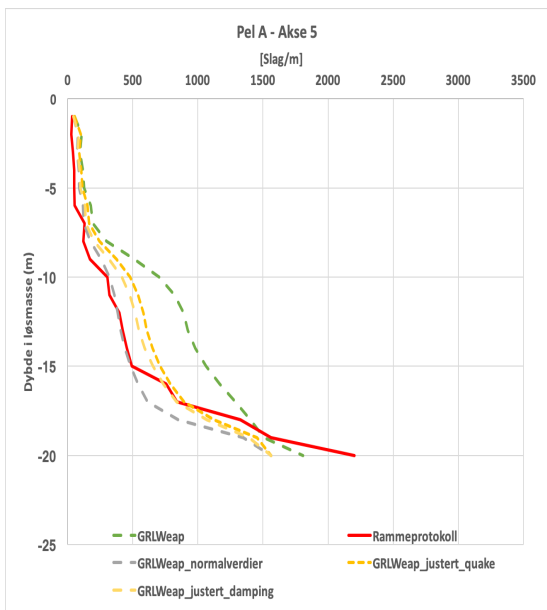
Rammeforløpet på pelene i akse 2, 5, 6 og 7 er etterregnet ved bruk av bølgeligningsprogrammet GRLWEAP. Dette har blitt gjort for å forsøke å verifisere størrelsen på estimert spissmotstand i bakken. Verdiene for sidefriksjonen er hentet fra PDA-rapporten.

Målet med tilbakeregningen er å kartlegge jordens styrkeparametere, hovedsakelig N_q - og β -verdi, som senere kan tilegnes kartlagt laginndeling fra totalsondering.

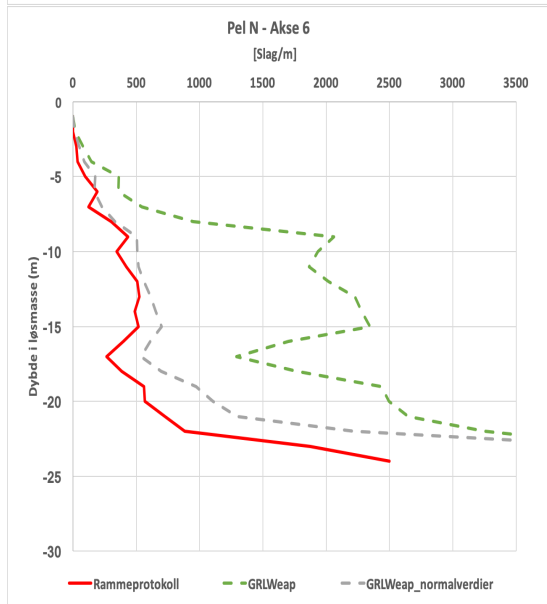
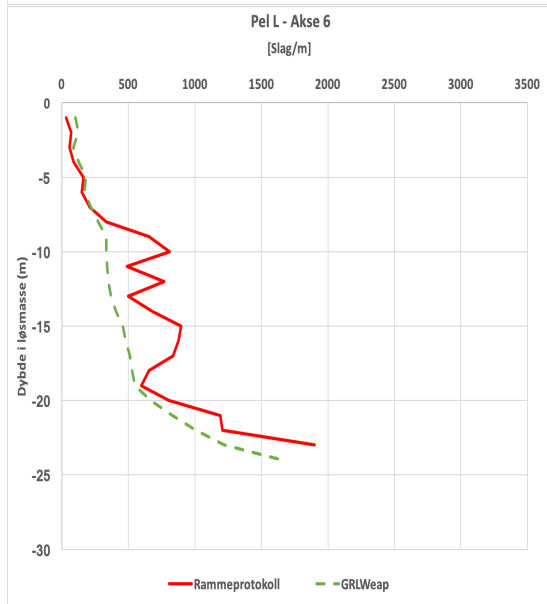
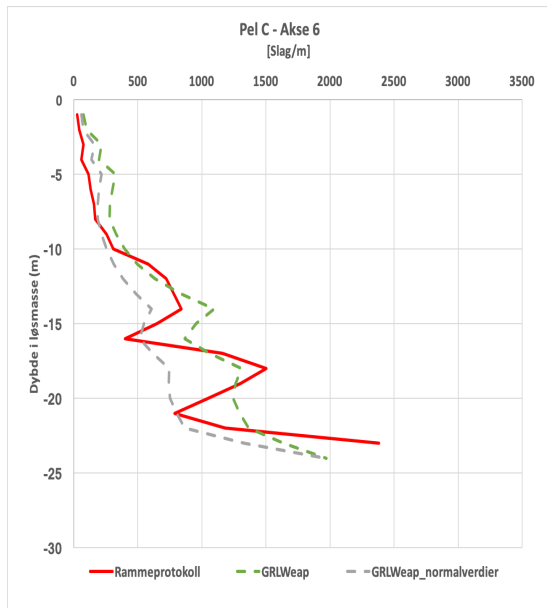
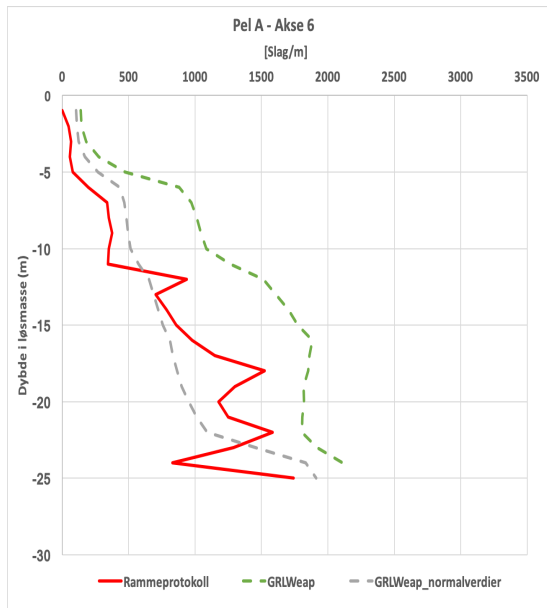
Kapittel 6.3 redegjør for gjennomføringen av tilbakeregningen.

D.1.1 Akse 2

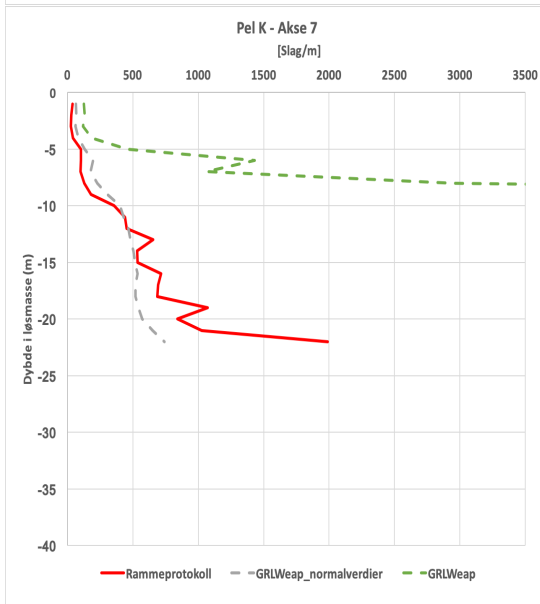
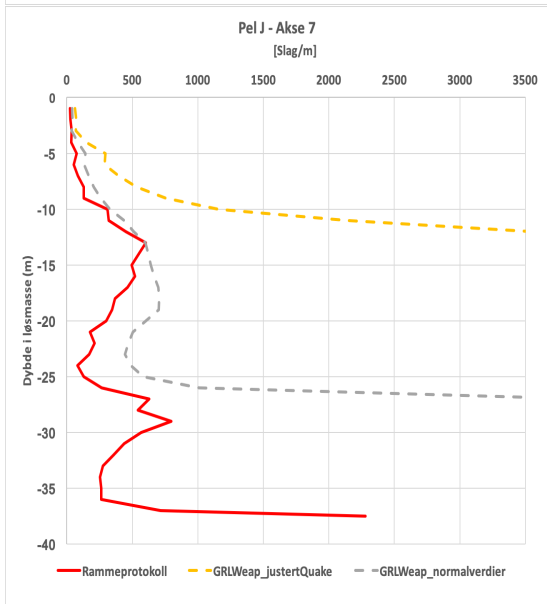
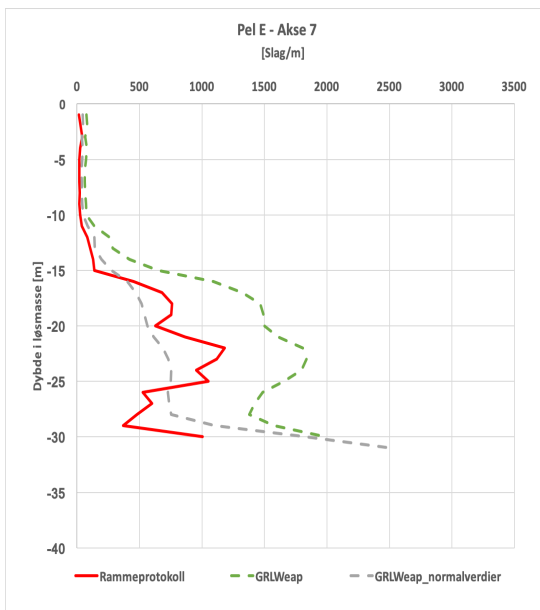
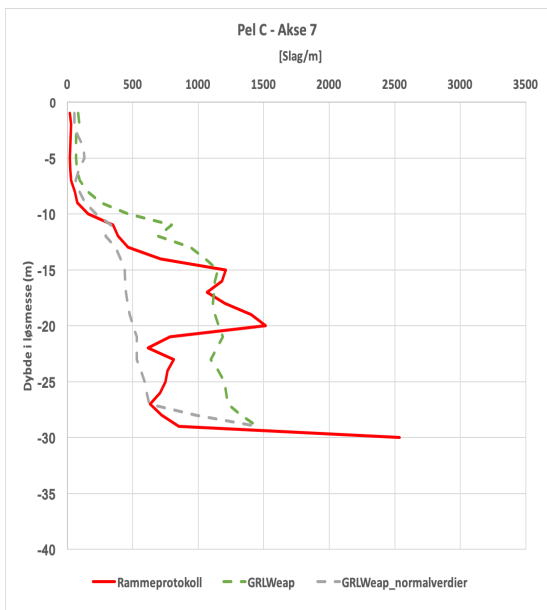
D.1.2 Akse 5



D.1.3 Akse 6



D.1.4 Akse 7



Tillegg E

Verdier for sidefriksjon og spissmotstand - Akse 2, 5, 6 og 7

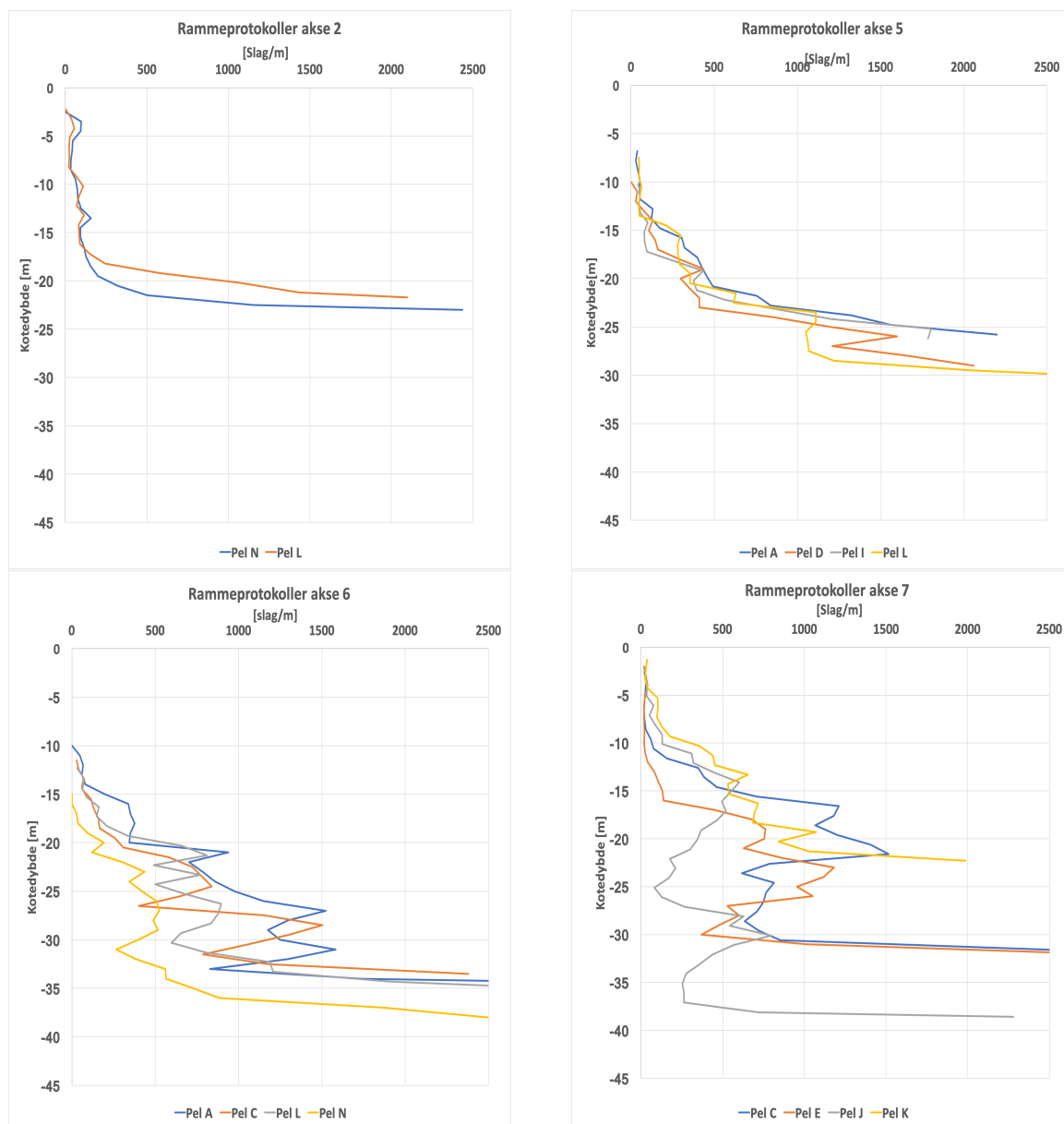
For etterregning av opptredende spissmotstand og sidefriksjon har ligning E.1 og E.2 blitt benyttet. $\tau_{s;cal}$ er verdier direkte hentet og avlest fra PDA-rapporter for aktuelle peler. $q_{b;cal}$ er beregnet ved bruk av rammeformelen og nevnte $\tau_{s;cal}$, som beskrevet i kapittel 6.3. For beregning av overlagingstrykket, $\sigma'_{v;0}$, er tyngdetettheten av morenen satt til $18,5 \frac{kN}{m^3}$.

$$\tau_{s;cal} = \beta \times \sigma'_{v;0} \quad (E.1)$$

$$q_{b;cal} = N_q \times \sigma'_{v;0b} \quad (E.2)$$

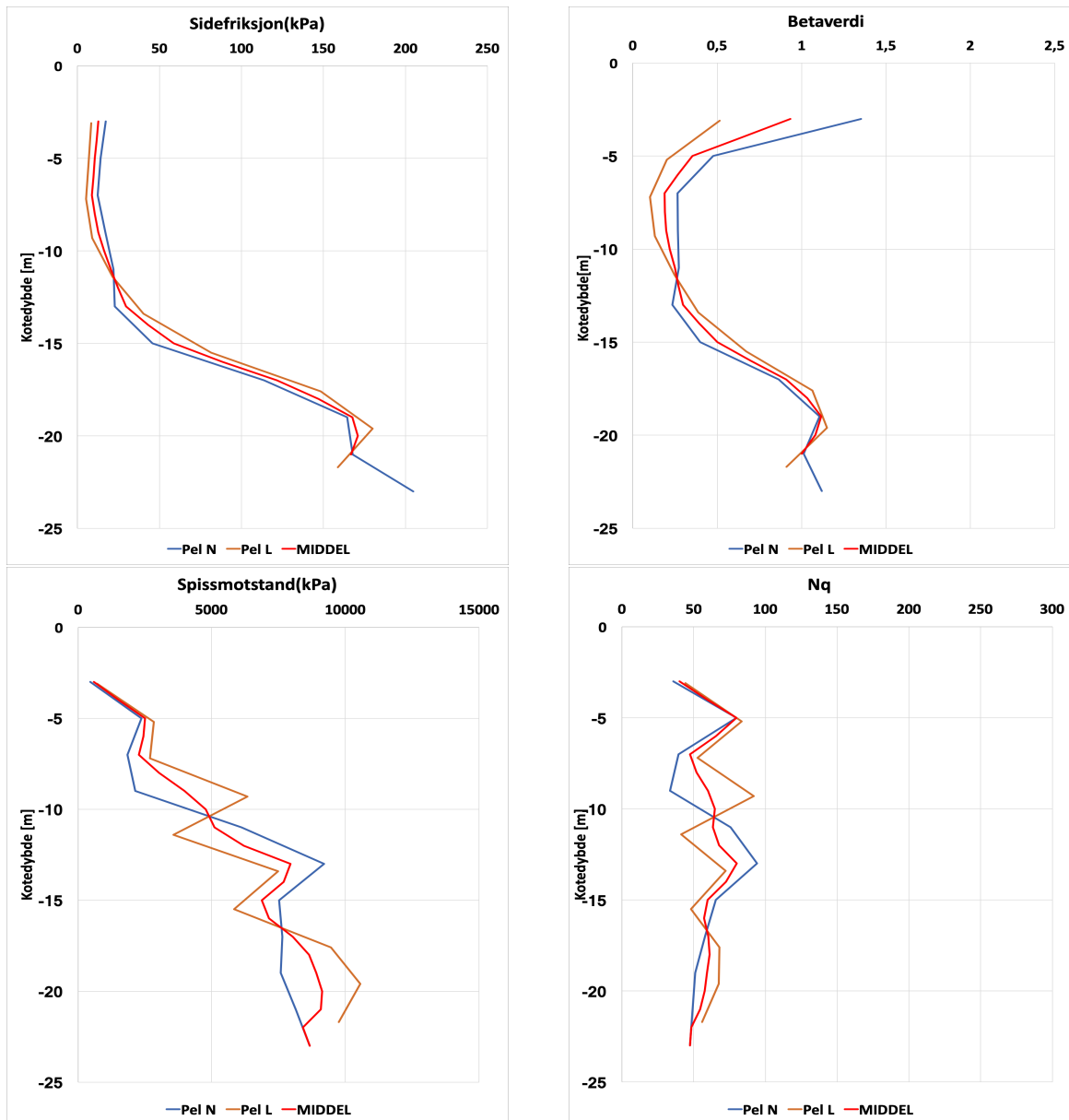
E.1 Rammeprotokoller fra peler med PDA-rapport i akse 2, 5, 6 og 7

For de pelefundamenterte aksene foreligger det PDA-rapporter for to peler i akse 2 og for fire peler i henholdsvis akse 5, 6 og 7. Rammeprotokollene for disse pelene er vist i figur E.1.



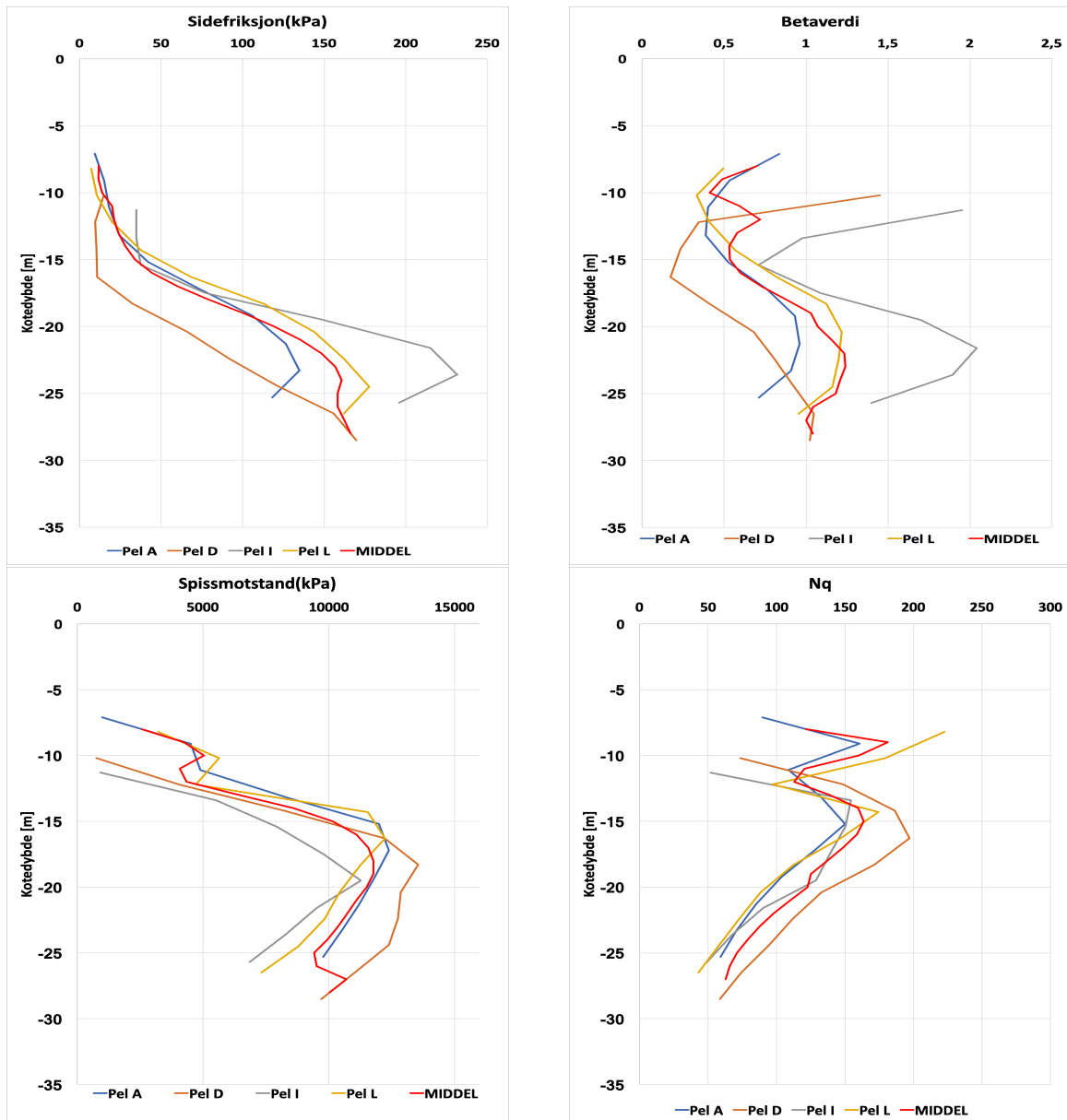
Figur E.1: Rammeprotokoller for peler med PDA

E.1.1 Etterregnede verdier for Akse 2



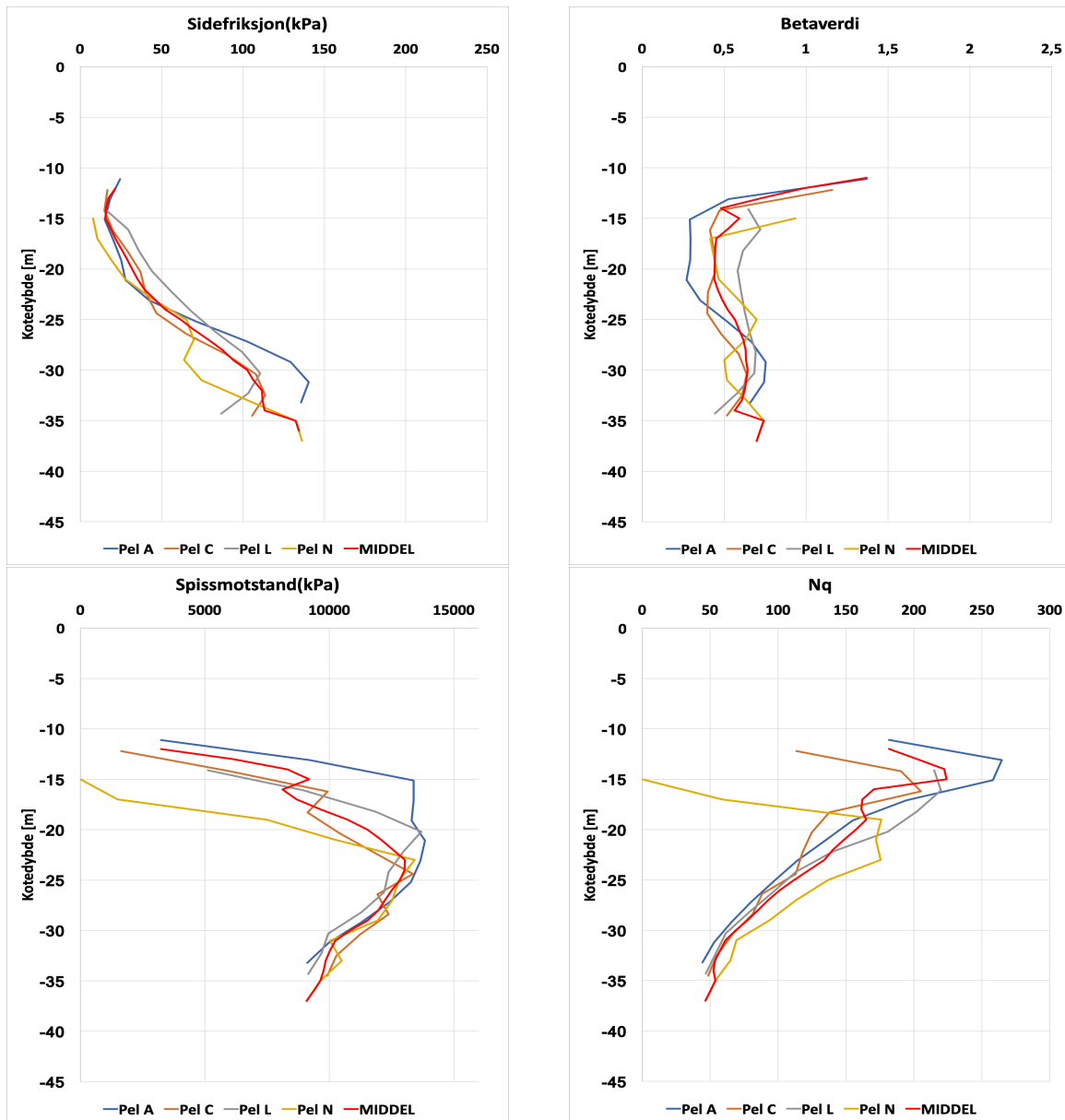
Figur E.2: Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 2

E.1.2 Etterregnede verdier for Akse 5



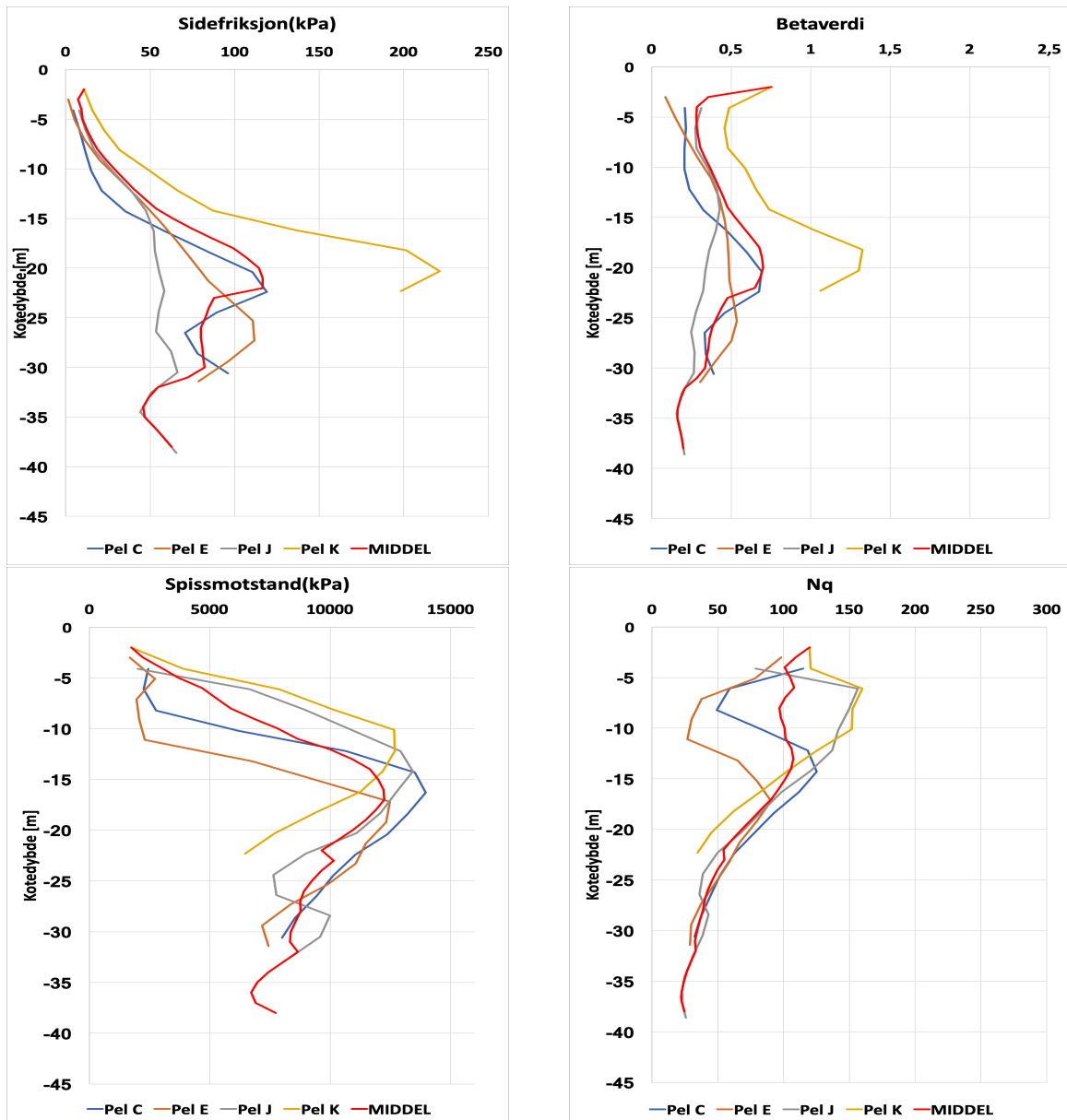
Figur E.3: Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 5

E.1.3 Etterregnede verdier for Akse 6



Figur E.4: Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 6

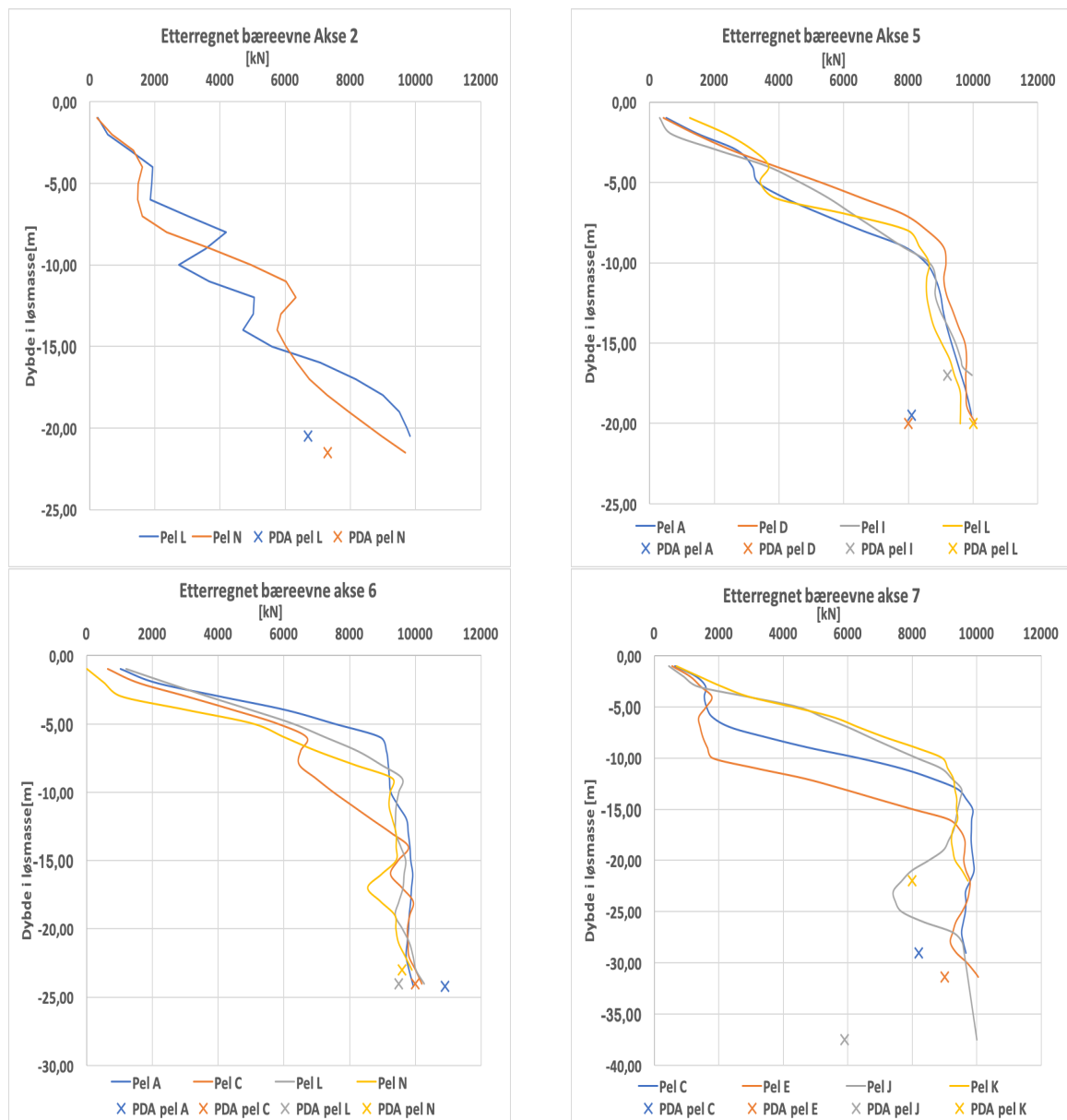
E.1.4 Etterregnede verdier for Akse 7



Figur E.5: Sidefriksjon og spissmotstand - Akse 7

E.1.5 Etterregnet bæreevne med GRLWEAP

Estimerte verdier for spissmotstanden er sammen med avleste verdier for sidefriksjonen benyttet for etterregning av pelenes bæreevne. Dette har blitt gjort for å kontrollere at kartlagt verdi for spissmotstand gir tilstrekkelige verdier for bæreevne. Verdiene er kontrollert og plottet mot total bæreevne på spiss fra PDA.



Figur E.6: Etterregnet bæreevne fra GRLWeap, sammenlignet med PDA for endelig peledybde

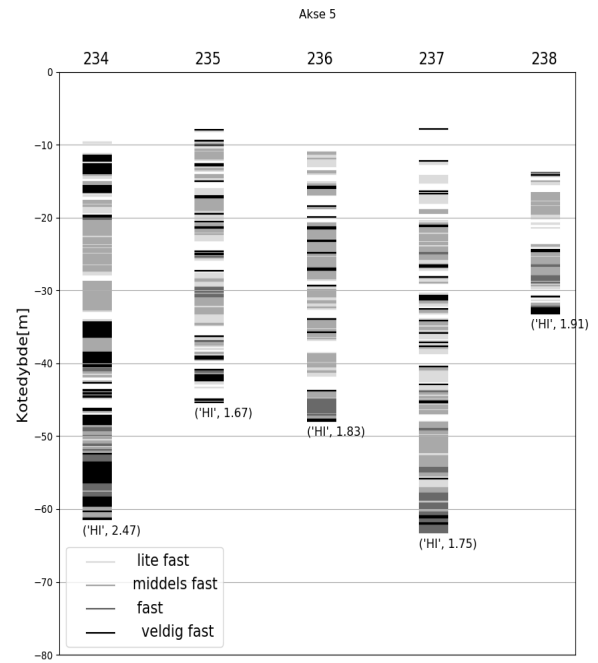
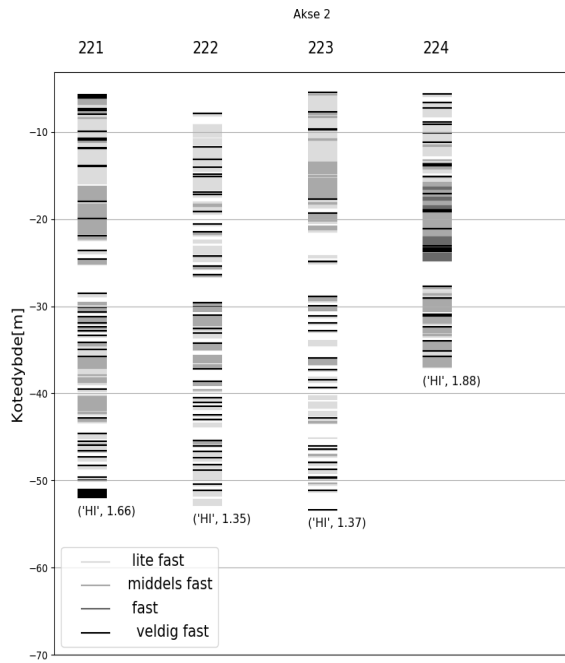
Tillegg F

Vedlegg til kapittel 7 - Analyse

Innholdet i dette vedlegget er relatert til kapittel 7:

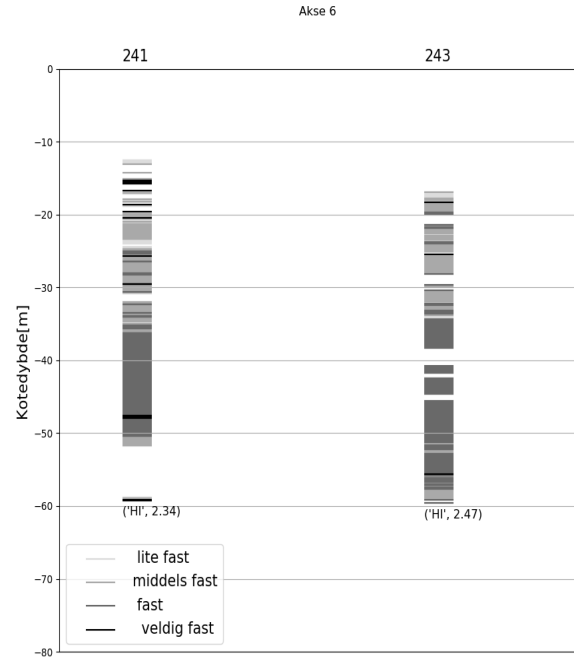
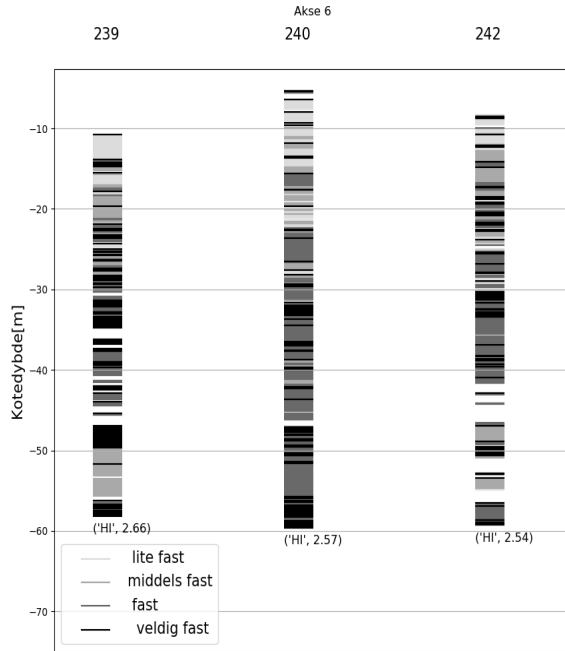
- Plott Fasthetsindeks
- Spissbærende lag - [alle datapunkter]
- Spissbærende lag - [Midlede datapunkter]
- Spissbærende lag - [Midlede datapunkter, uten spyletrykk]
- Tolket laginndeling og PDA-resultater

F.1 Fasthetsindeks



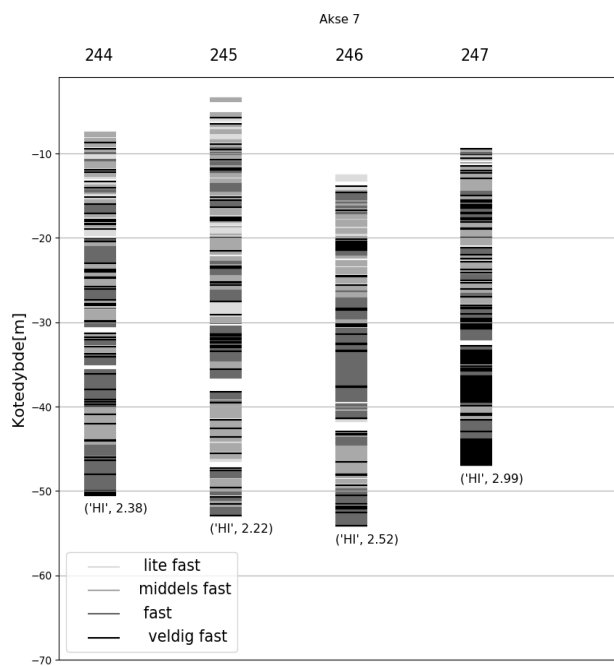
(a) Fasthetsindeks akse 2. [98mod]

(b) Fasthetsindeks akse 5. [Bore Cat]



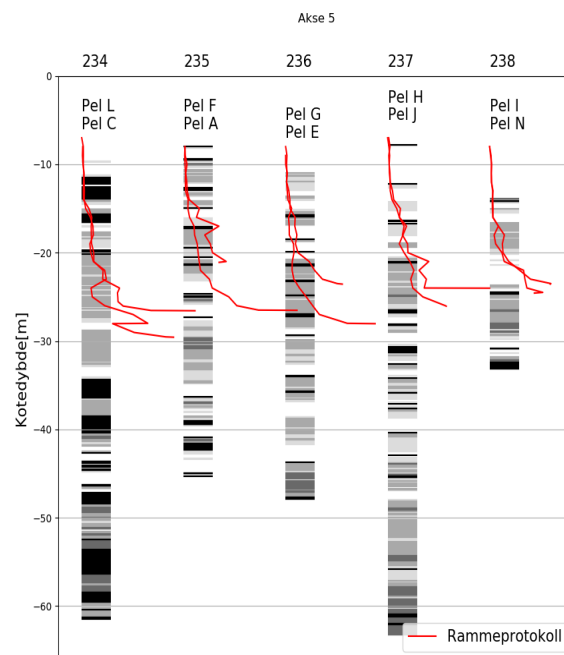
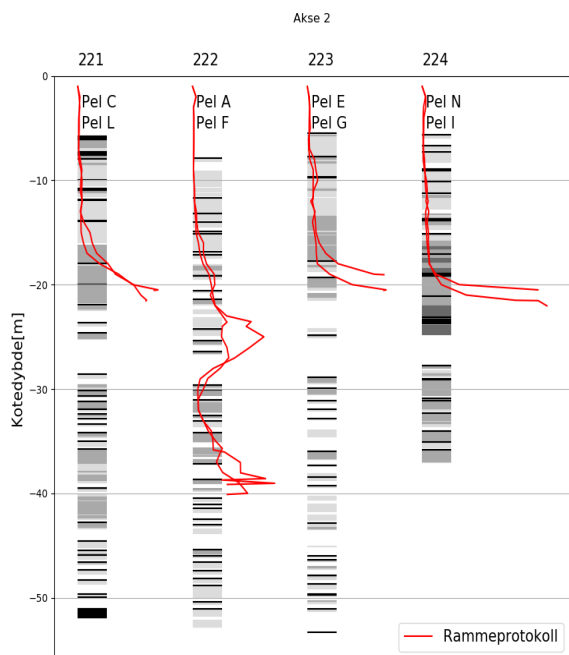
(c) Fasthetsindeks akse 6. [98mod]

(d) Fasthetsindeks akse 6. [Bore Cat]



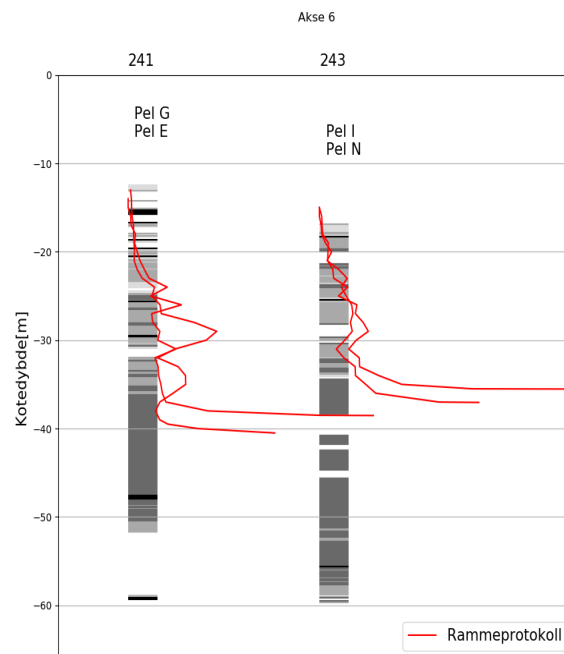
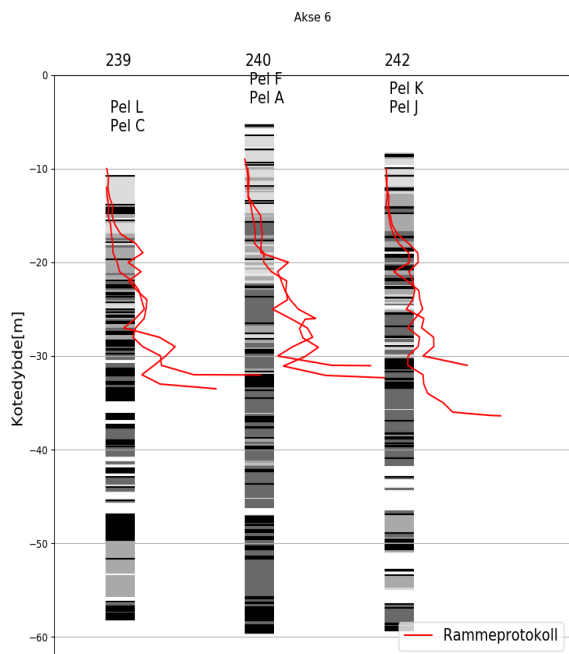
Figur F.2: Fasthetsindeks akse 7.[98mod]

F.2 Spissbærende lag - [alle datapunkter]



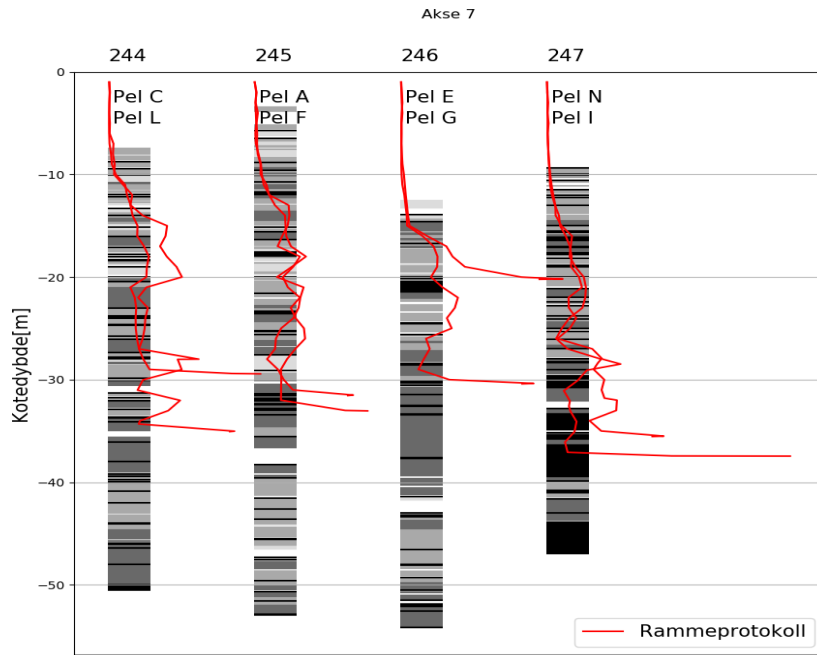
(a) Spissbærende lag - Akse 2.[98mod]

(b) Spissbærende lag - Akse 5.[Bore Cat]



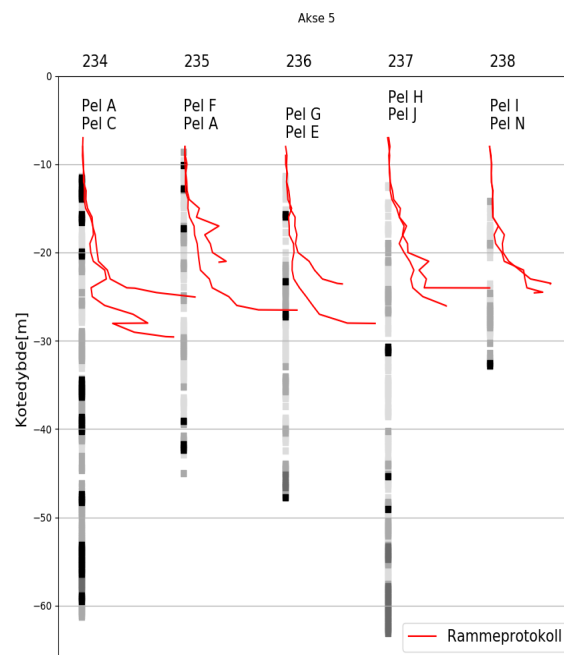
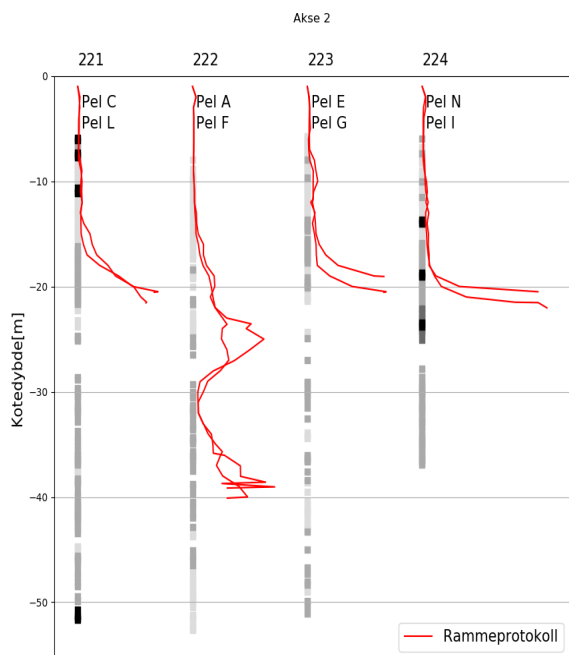
(c) Spissbærende lag - Akse 6. [98mod]

(d) Spissbærende lag - Akse 6, bilde 2.[Bore Cat]



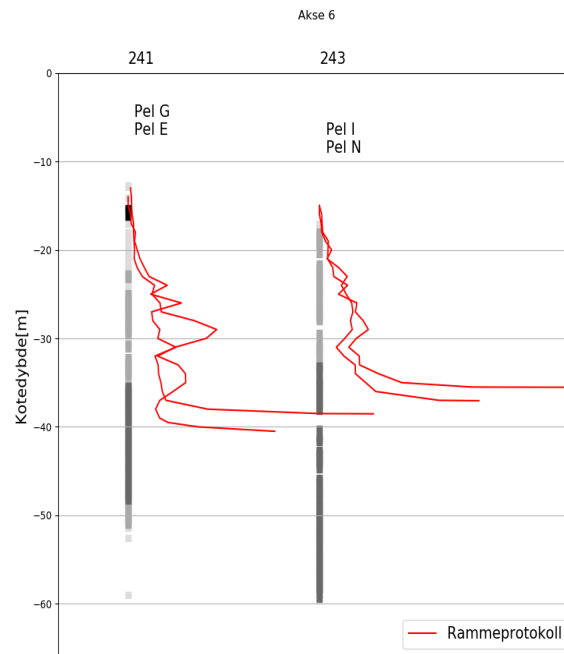
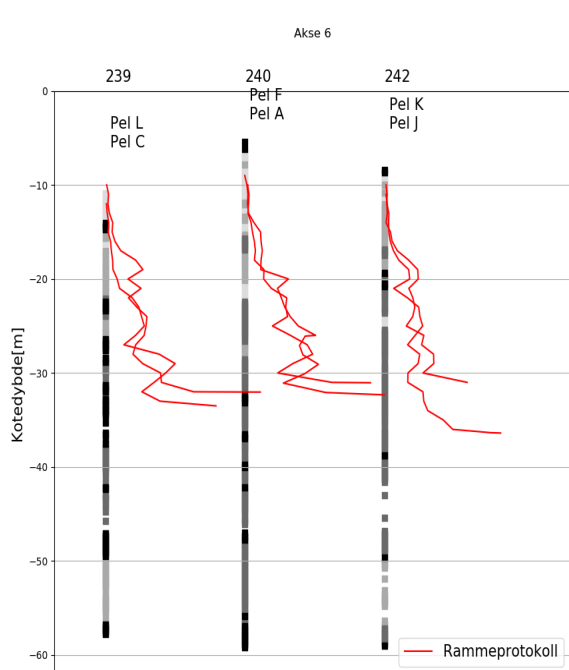
Figur F.4: Spissbærende lag - Akse 7. [98mod]

F.3 Spissbærende lag - [midlede datapunkter].



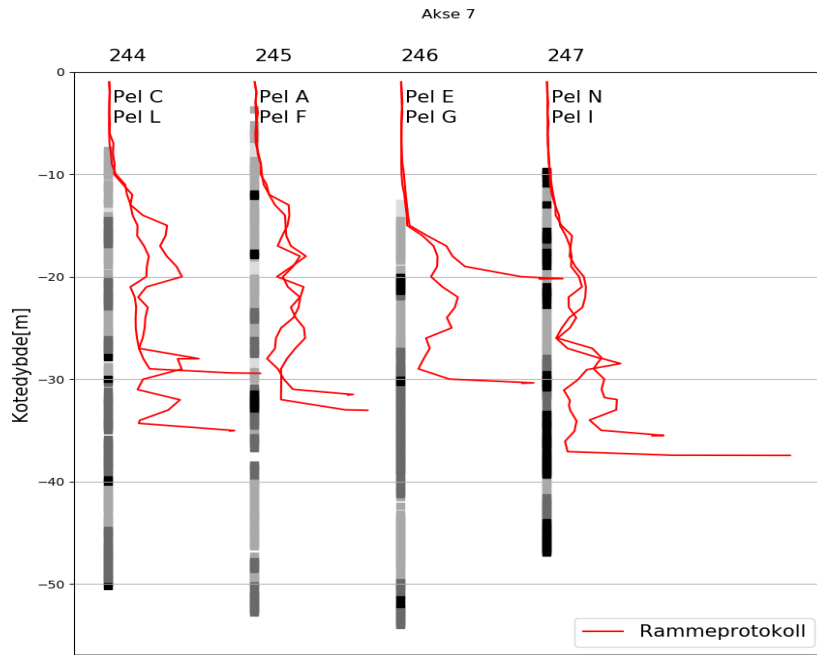
(a) Spissbærende lag midlet - Akse 2.[98mod]

(b) Spissbærende lag midlet - Akse 5.[Bore Cat]



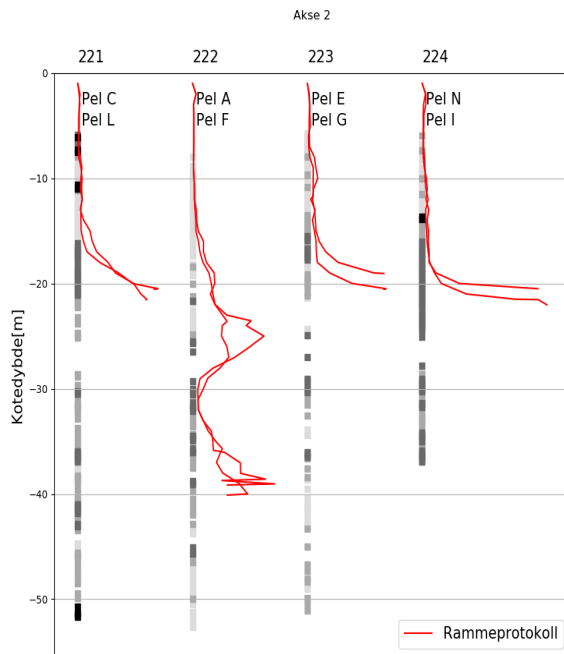
(c) Spissbærende lag midlet - Akse 6.[98mod]

(d) Spissbærende lag midlet - Akse 6, bilde 2.[Bore Cat]

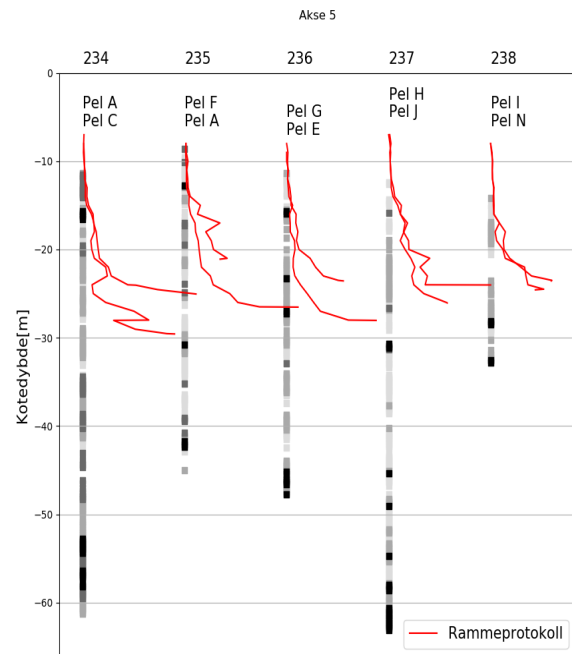


Figur F.6: Spissbærende lag midlet - Akse 7.[98mod]

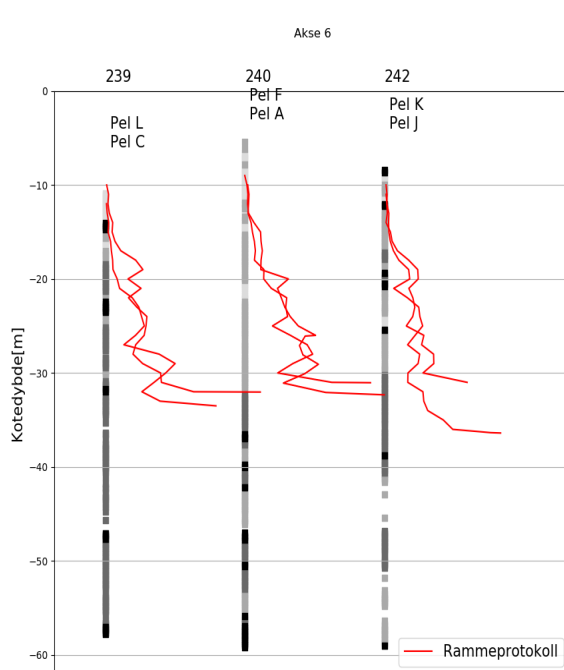
F.4 Spissbærende lag - [midlede datapunkter, uten spyletrykk].



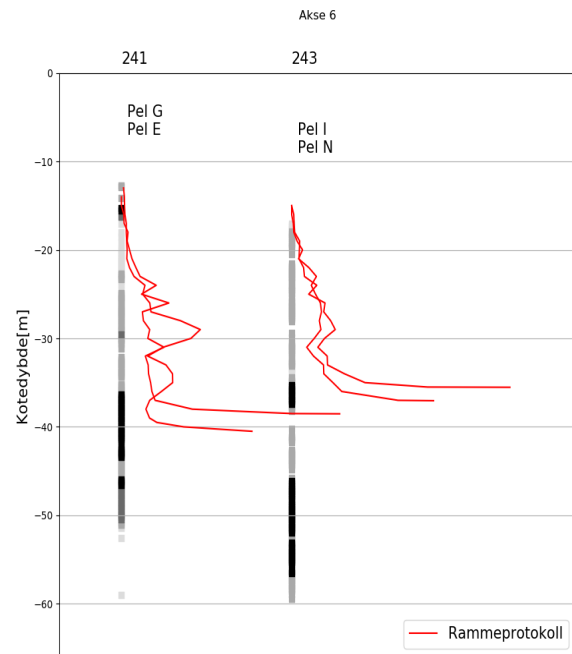
(a) Spissbærende lag midlet - Akse 2.[98mod]



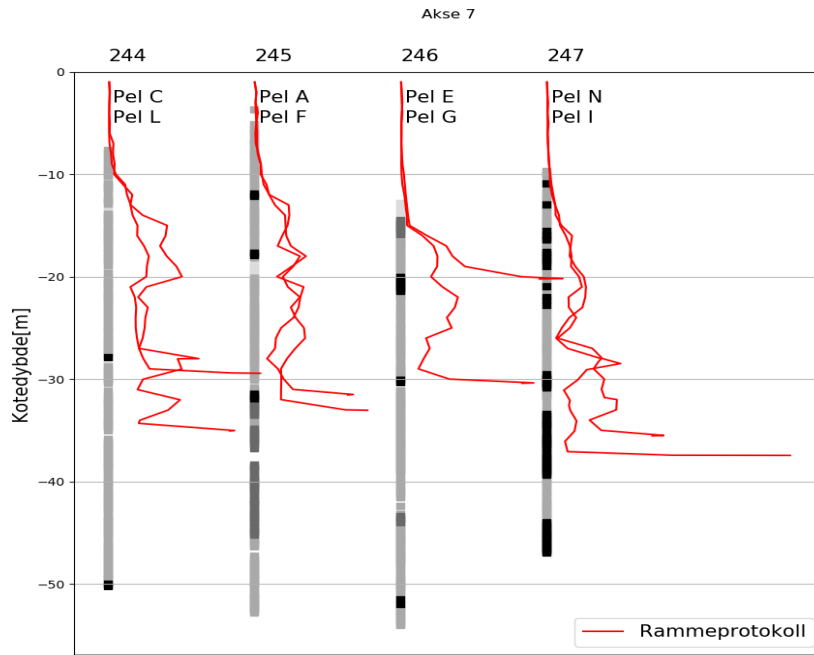
(b) Spissbærende lag midlet - Akse 5.[Bore Cat]



(c) Spissbærende lag midlet - Akse 6.[98mod]

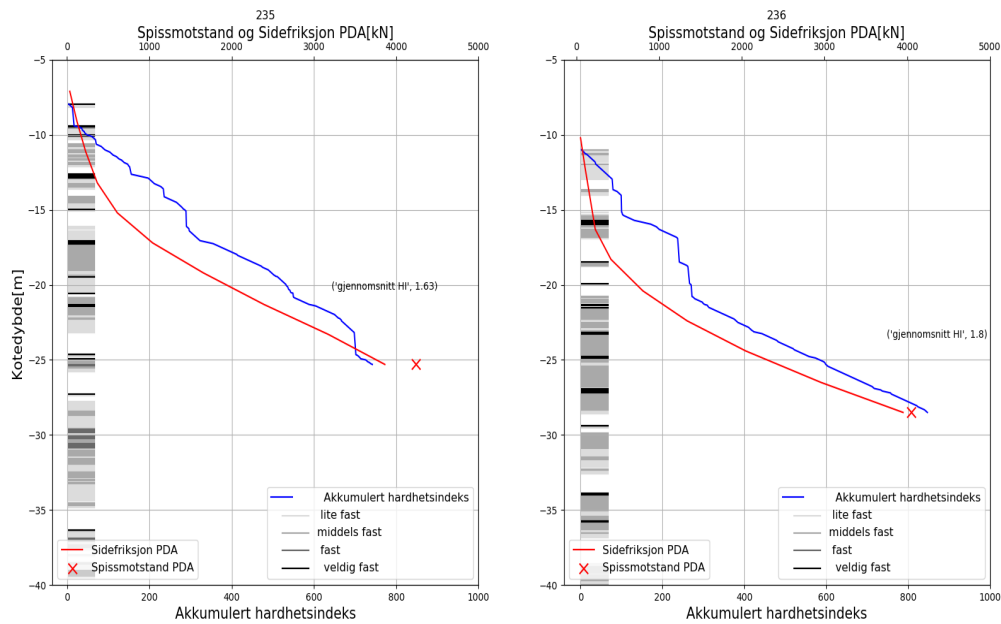


(d) Spissbærende lag midlet - Akse 6, bilde 2.[Bore Cat]

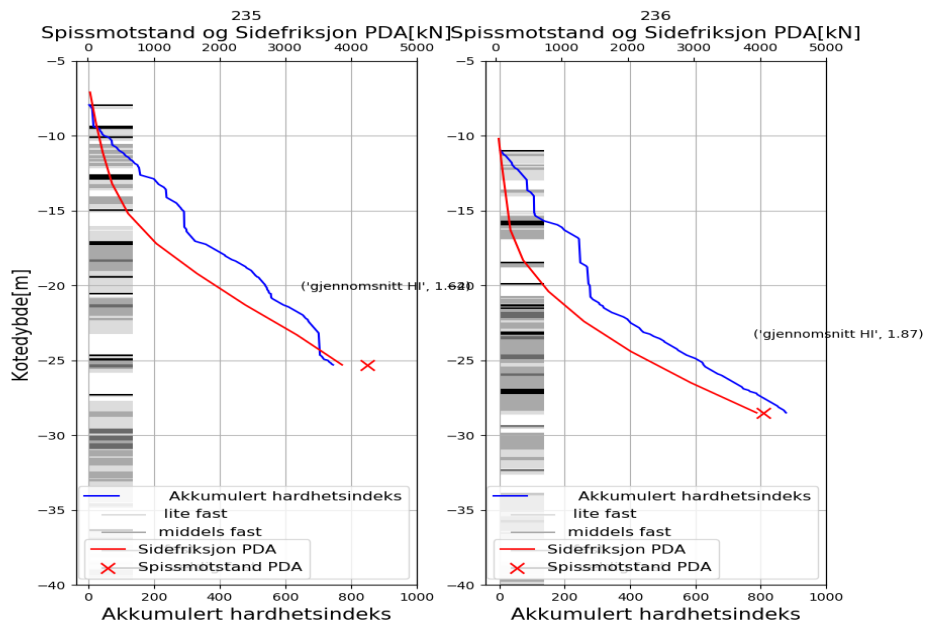


Figur F.8: Spissbærende lag midlet - Akse 7. [98mod]

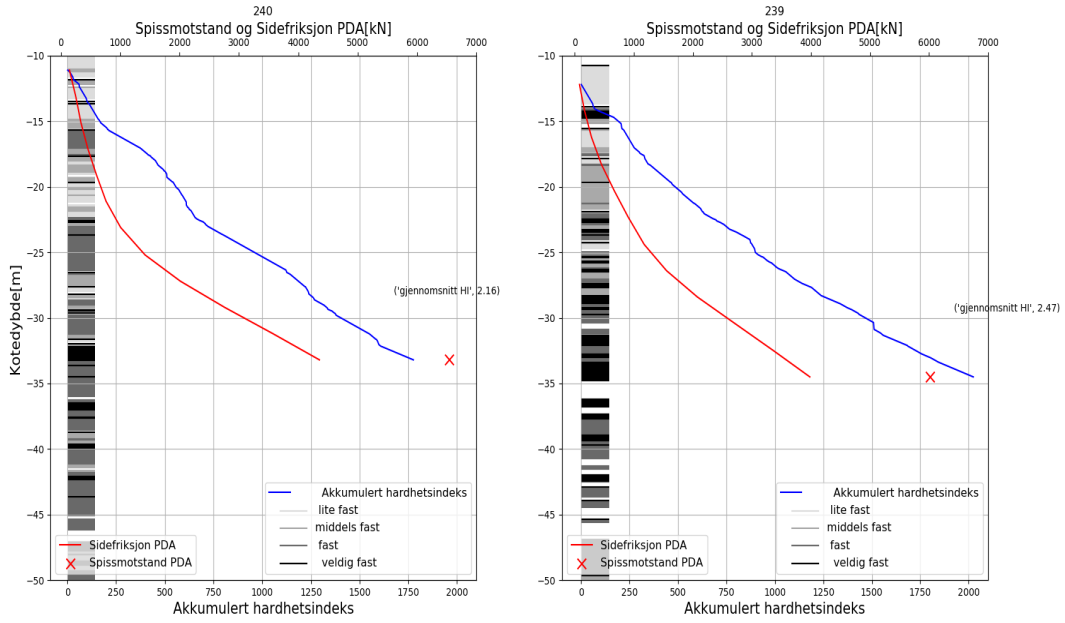
F.5 Tolket laginndeling og PDA-resultater



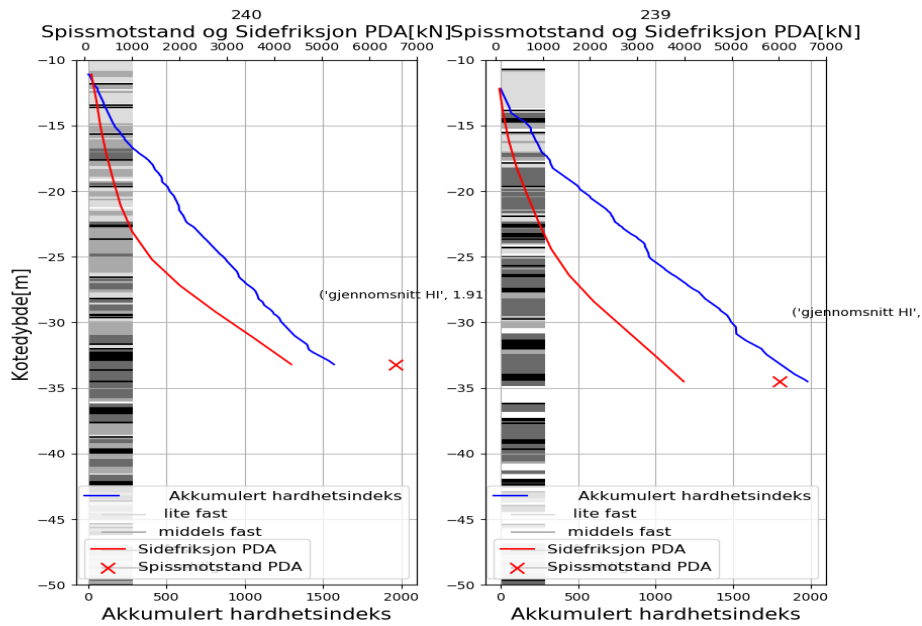
Figur F.9: Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 235 og 236 Akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel A(235) og D(236)



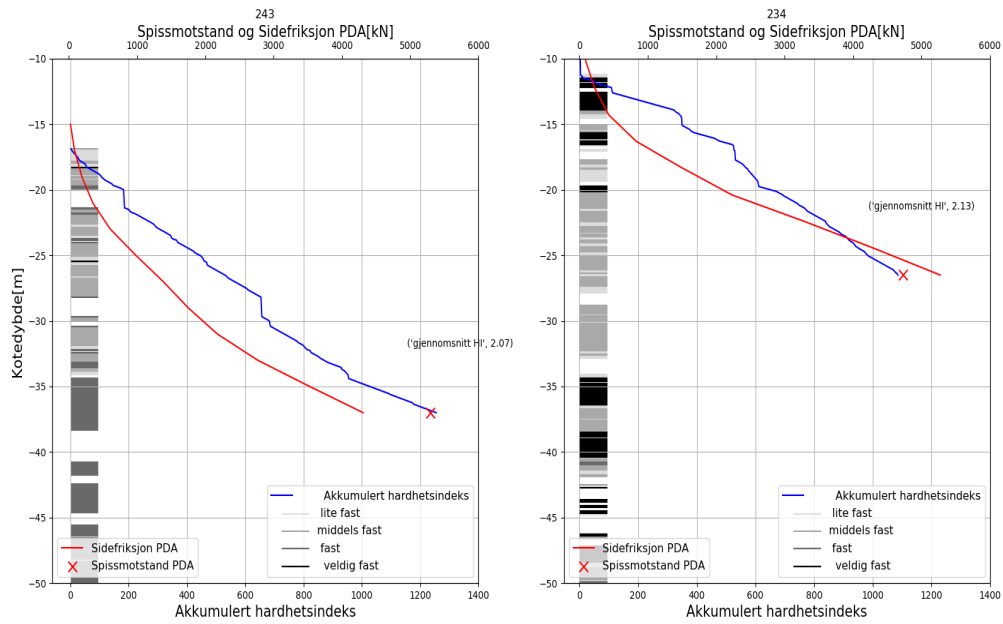
Figur F.10: Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 235 og 236 Akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel A(235) og D(236)



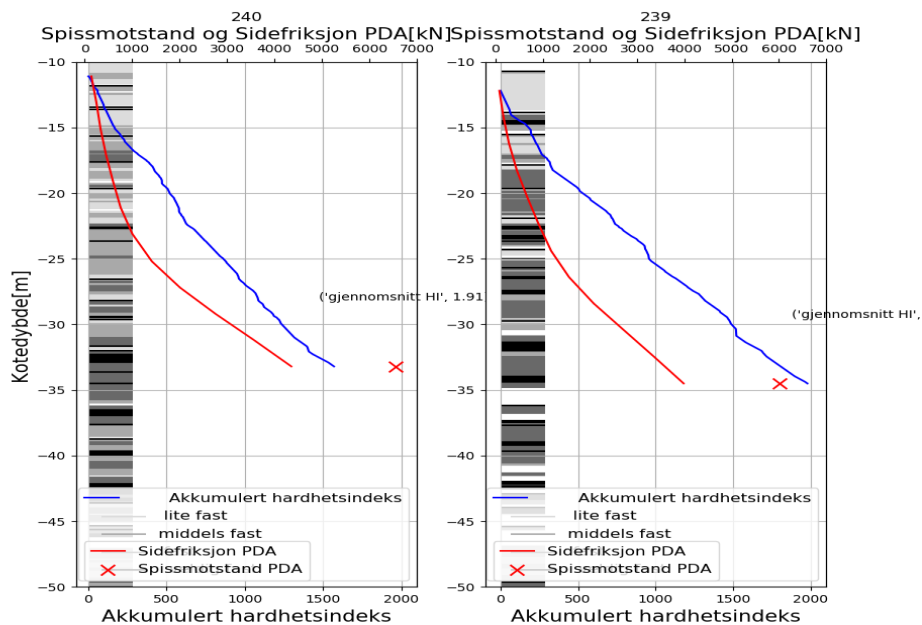
Figur F.11: Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 240 og 239 Akse 6, sammen med side- og spissmotstand for pel A(240) og C(239)



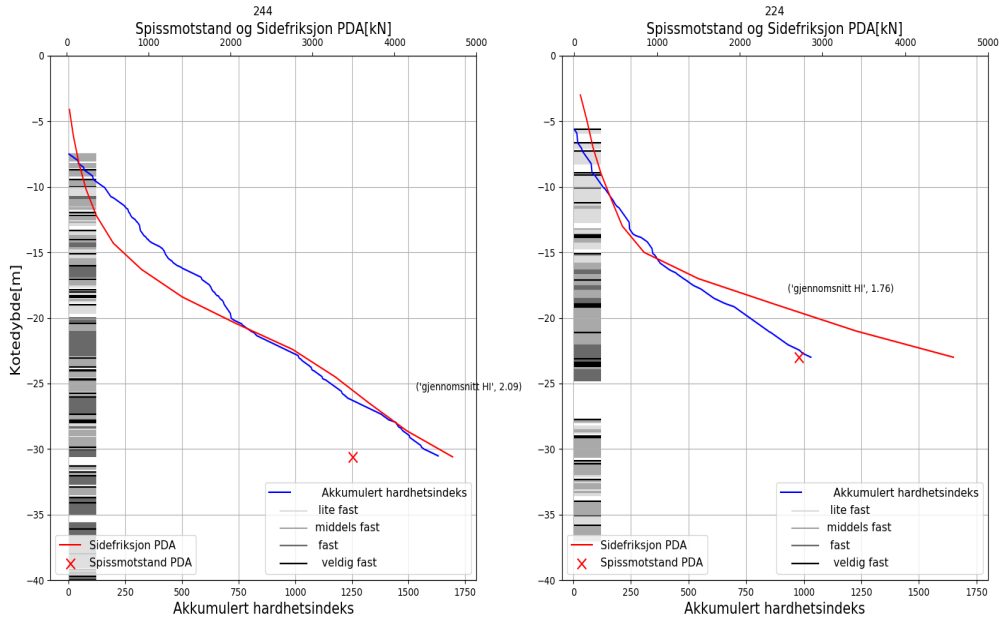
Figur F.12: Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 240 og 239 Akse 6, sammen med side- og spissmotstand for pel A(240) og C(239)



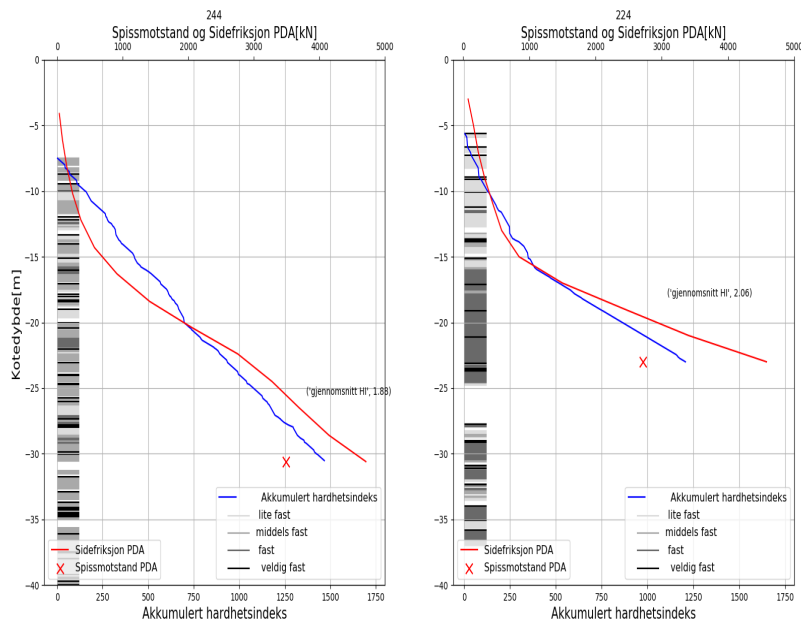
Figur F.13: Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 243 og 234 akse 6 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel N(243) og L(234)



Figur F.14: Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 243 og 234 akse 6 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel N(243) og L(234)



Figur F.15: Akkumulert HI[Med spyletrykk] for tot. 244 og 234 akse 7 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel C(244) og L(234)



Figur F.16: Akkumulert HI[Uten spyletrykk] for tot. 243 og 234 akse 6 og akse 5, sammen med side- og spissmotstand for pel N(243) og L(234)

Tillegg G

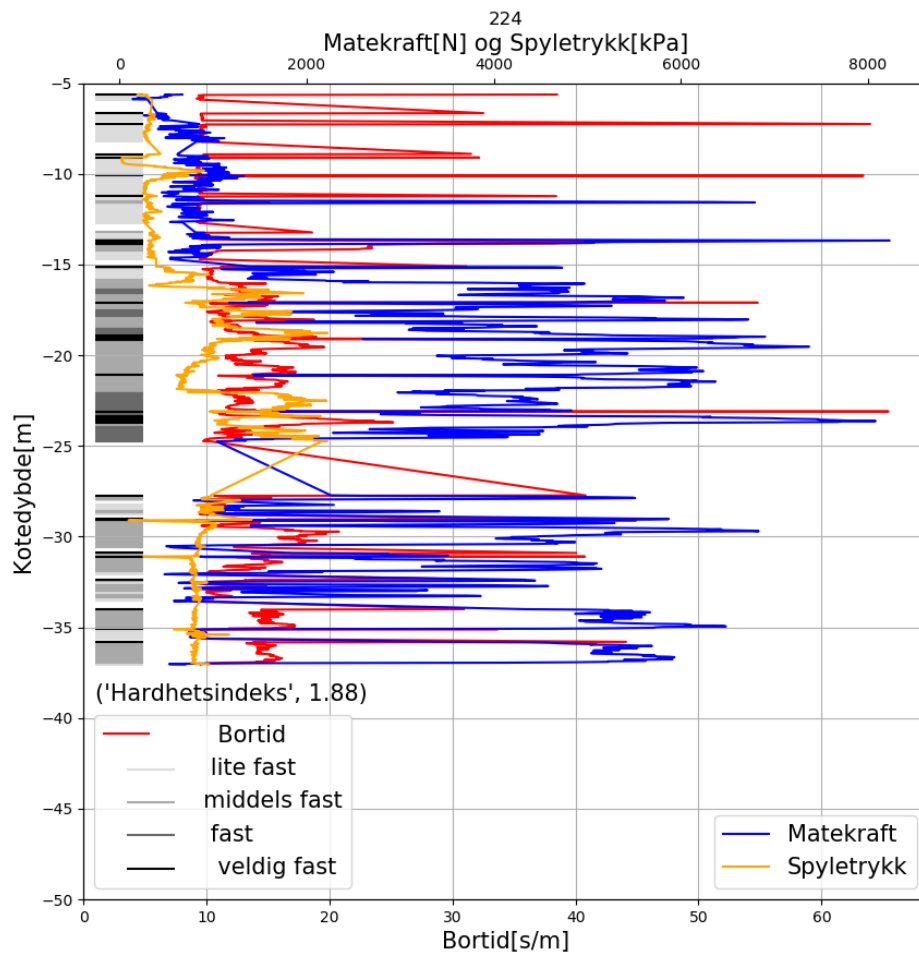
Borelogger med maskintolket hardhet

For å verifisere tolkingen fra maskinlæring har resultatet blitt sammenlignet med tilhørende borelogger. Dette vedlegget viser boreloggene og tolkingen for totalsondering 224 i akse 2, 239 og 240 i akse 6 og 244 i akse 7. For dybder der datapunkter er utelatt fra sonderingen er verdiene interpolert.

Boreloggene baserer seg på dybden i løsmasser. Tolkede totalsonderinger er plottet i kote.

| BPr: | Sonderingstype: | Dato: | Borleder: | Dato: | Borleder: |
|---|--|----------|-------------|-------|-----------|
| 224 | Totalsondering | 28.06.16 | Bård | | |
| | | | Prøveserie: | | |
| Dybde: | Beskrivelse: | | | | |
| 0-1,5m | Løst topplag. | | | | |
| 1,5-11m | Antatt løsere morene. | | | | |
| 11-19m | Morene, fast. | | | | |
| 19-32,2m | Antatt lagdelt sand, silt og leire. | | | | |
| 32,2m | Sondering avbrutt, mistanke om stangbrudd. | | | | |
| Stopp: 32,2 Værndybde: 5,5 Klokker: 09:25 | | | | | |
| Notat: | | | | | |
| 6 meter stål ved 0-avl. | | | | | |
| Mud ved 10 meter. | | | | | |
| Sondering avbrutt. | | | | | |

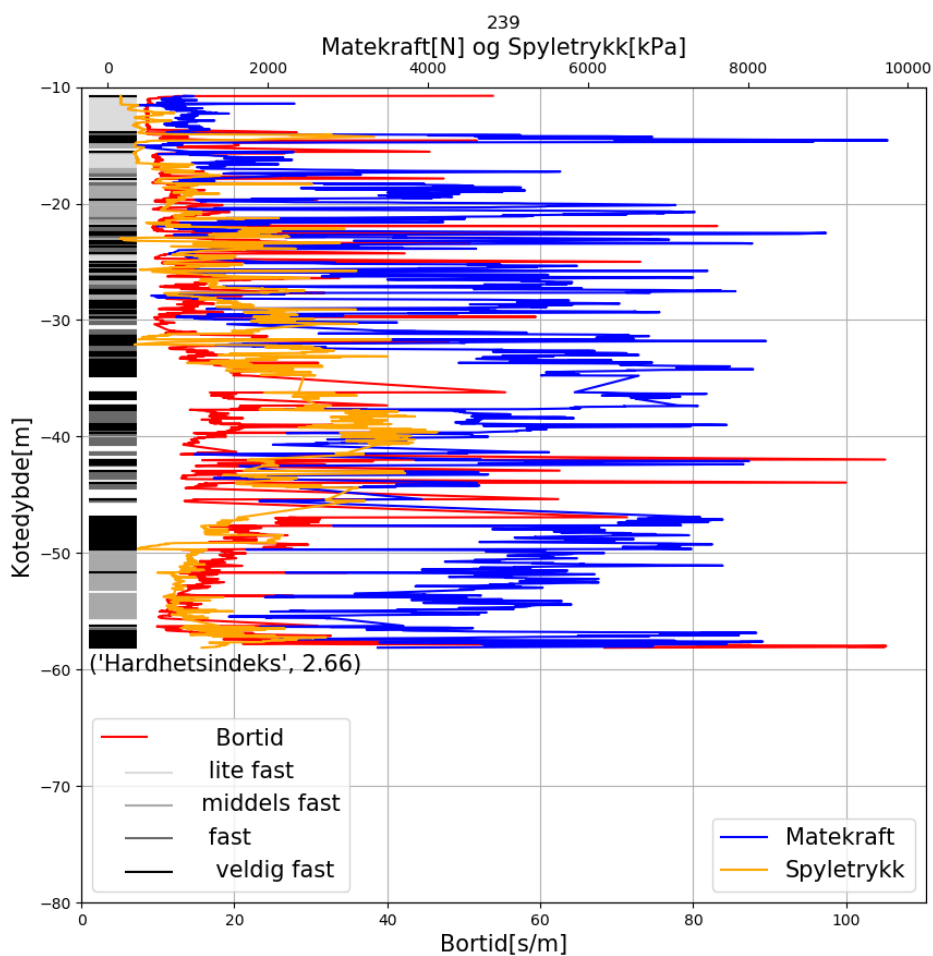
Figur G.1: Borelogg totalsondering 224



Figur G.2: Tolket laginndeling for sondering 224, Akse 2. [Uten spyletrykk]

| BPnr: | Sonderingstype: | Dato: | Borleder: | Dato: | Borleder: |
|--|--|-------------|-----------|-------|-----------|
| 239 | Totalsondering | 27.06.16 | Bård | | |
| | | Prøveserie: | | | |
| Dybde: | Beskrivelse: | | | | |
| 0-1,5m | Bløtere topplag. | | | | |
| 1,5-14m | Steinig løsere morene. | | | | |
| 14-22,5m | Fast steinig morene. | | | | |
| 22,5-48,5 | Mulig sedimentære lagdeltemasser. Mindre grovmasser. | | | | |
| 48,5-48,75 | Antatt fjell. | | | | |
| Stopp: 48,7 Vanndybde: 9,8 Klokken: 12:00 | | | | | |
| Notat: | | | | | |
| 10meter stål ved 0-avl. | | | | | |
| Mud ved 10, 20, 30 og 40 meter. | | | | | |
| Generelt tungt og trekke opp stålet her. Måtte rotere ved opptrekk hele turen opp. Rev i stein fra bunn og helt opp. | | | | | |

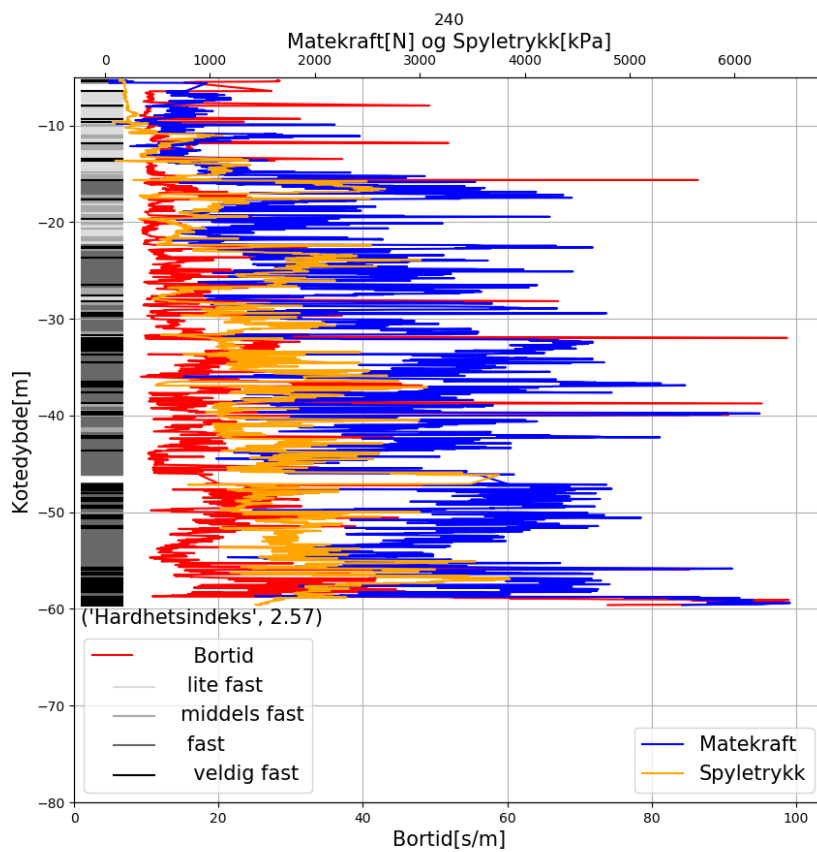
Figur G.3: Borelogg totalsondering 239



Figur G.4: Tolket laginndeling for sondering 239. Akse 6

| BPnr: | Sonderingstype: | Dato: | Borleder: | Prøveserie: | Dato: | Borleder: |
|--|--|----------|-----------|-------------|-------|-----------|
| 240 | Totalsondering | 26.06.16 | Båre | | | |
| Dybde: | Beskrivelse: | | | | | |
| 0-1m | Topplag | | | | | |
| 1-5,5m | Antatt sand og grus | | | | | |
| 5,5-10m | Ser ut som morene med mye finstoff. Ved opptrekk var det de siste 12-15 meter som rev mest i stein. Kan være løsere pakket grus. | | | | | |
| 10-21m | Fast morene med borehull somantas og stå. Også her mye riving i krone ved opptrekk (mest i øvre del). | | | | | |
| 21-40,5m | Morene. | | | | | |
| 40,5-41,8 | Kjørte ned mud, er usikker på om dette påvirket sondering eller om det er sedimentære avsetninger. | | | | | |
| 41,8-53,5 | Endemorene eller bunnmorene. | | | | | |
| 53,5-54,4 | Mullig fjell. | | | | | |
| Stopp: 54,4 Vanndybde: 5,6 Klokken: 09:50 | | | | | | |
| Notat: | | | | | | |
| 6 meter stå ved 0-avl. | | | | | | |
| Mud ved 10, 20, 30, 40 og 50 meter. | | | | | | |
| Tungt og trekke første 10-12 meter, måtte trekke med spying. Ellers tungt å komme i retur gjennom blokker. Rev konstant i kronen siste 15 meter. | | | | | | |

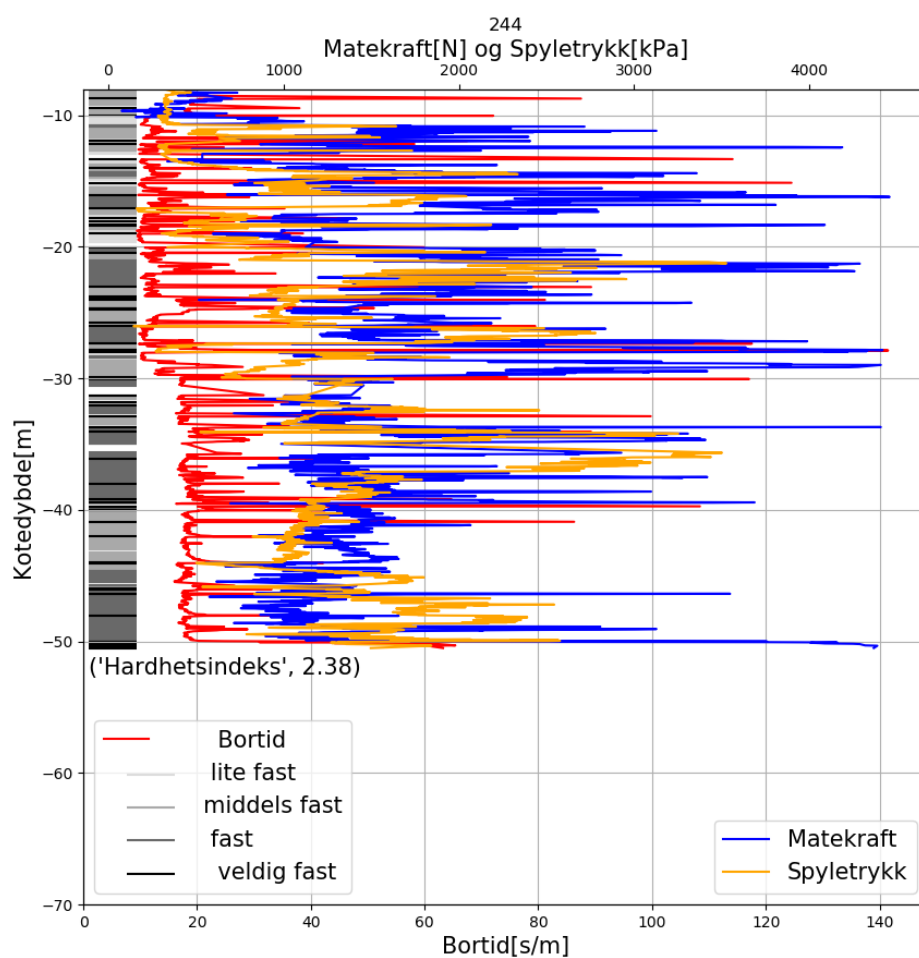
Figur G.5: Borelogg totalsondering 239



Figur G.6: Tolket laginndeling for sondering 240. Akse 6

| BPnr: | Sonderingstype: | Dato: | Borleder: | Prøveserie: | Dato: | Borleder: |
|------------------------|-----------------|--|-----------|----------------|-------|-----------|
| 244 | Totalsondering | 25.06.16 | Bård | | | |
| Dybde: | | Beskrivelse: | | | | |
| 0-1,5m | | Mykere topplag. | | | | |
| 1,5-34m | | Morene, generelt mye grove masser. Kun korte partier med homogene finere masser. | | | | |
| 34-40m | | Antatt morene med mindre grovmasser. | | | | |
| 40-44,3m | | Antatt morene, noe grøvre. | | | | |
| 44,3-45m | | Antatt fjell. | | | | |
| Stopp: 45 | | Vanndybde: 5,8 | | Klokken: 08:05 | | |
| Notat: | | | | | | |
| 6m stål ved o-avl. | | | | | | |
| Antatt fjell fra 44,3m | | | | | | |

Figur G.7: Borelogg totalsondering 244



Figur G.8: Tolket laginndeling for sondering 244. Akse 7