Tolkning av måleverdier fra CPTU

Metoder, muligheter og begrensninger

Dr. ing. Arne Åsmund Skotheim
Seniorrådgiver Geovest-Haugland AS

1 INNLEDNING

For tolkning av jordartstyper og geotekniske parametre fra CPTU benytter ”norske” miljøer i dag enten egeneutviklede regneark/programmer eller innkjøpt programvare som CPT-pro eller CONRAD (SGI).

En tolkning må imidlertid alltid sees i sammenheng med sonderingens utførelse og kvalitet. Type utstyr/sonde, filter/metning, kalibrering/slitasje, relativ plassering av sondering i forhold til allerede utført sondering og/eller prøvetaking ved posisjonen, ”forsøksbetinget” sug, vertikalitet og temperaturutjevning/ drift kan åpenbart ha innflytelse på resultatene fra tolkningen.

Innledningsvis er det derfor hensiktsmessig å se på noen av disse faktorene, og jeg velger da å ta utgangspunkt i utstyr og prosedyrer som vi benytter i Geovest-Haugland.

2 UTSTYR

Geovest-Haugland anskaffet trykksonderingsutstyr i 1994, og per i dag benytter vi Geotech-sonder med dobbelt sett logging på begge våre 2 operative Geotech-rigger.

I de første årene etter anskaffelse hadde vi kun akustisk logging, og vi hadde tidvis problem med ikke-registrerte loggedata i enkelte og/eller flere dybdenivåer. Dette ble forsøkt forbedret/løst med modifikasjoner for registeringsenheten (mikrofonenheten), noe som en til en viss grad lykkes med.

Det ble likevel besluttet at Geotech-sondene skulle utstyres med memo-cone i spissen, og etter dette har reelt tap av data ikke forekommet. Dette har således bidratt til å sikre kvaliteten, og ikke minst til at vi har data hvis et av systemene skulle svikte.

Boremannskapene er utstyrt med PC/Geologger og kan følge med på dataskjermen under CPTU-sonderingene, og våre erfarne borere er selv i stand til oppdage umiddelbare problemer. Elektronisk oversendelse av CPTU-rådata fra borelaget umiddelbart etter kjørt forsøk medfører at saksbehandleren kan vurdere forsøket mens boreenheten er på stedet, og eventuelt beordre supplerende forsøk hvis det skulle være ønskelig (f. eks. ved mistanke om dårlig metning).

3 FORSØKSUTFØRELSE

CPTU-forsøkene utføres etter prosedyrer beskrevet i gjeldende versjon av Håndbok 015 fra Statens vegvesen; Ref. [1]; og Melding nr 5 fra Norsk Geoteknisk Forening (Veiledning for utførelse av trykksondering); Ref. [2].

Eventuelle vesentlige avvik fra prosedyrene skal anmerkes av boremannskapet under oppdraget.

Det er i den sammenheng viktig å peke på et innlysende forhold. En sondering må ikke utføres for nærme allerede utført(e) boring(er) ved posisjonen. En avstand på minst 2 m eller minst 20 ganger borhullsdiameteren i et tidligere hull er anbefalt (større ved boreteknikker som anvender luft). En må være klar over at en viss minimumsavstand ikke bare er nødvendig i overflaten/terreng. Hvis sonderingen går skjevt, kan en likevel komme for nærme tidligere hull.

Vi har et eksempel fra en undersøkelse der det ble sondert både fra overflaten og fra bunnen av foringsrøret, og der sist nevnte boring gav mye mindre motstand. Det ble konkludert med at en med stor sannsynlighet hadde boret inn i ”banen” til nærliggende boring. Årsaken til dette var trolig primært at en hadde problemer med å få satt foringsrøret vertikalt nok.

4 METNING

Vi benytter normalt sonder med spaltefilter, plassert bak selve konen (u_2). Når det gjelder metning av filteret, benytter vi som regel frostvæske for trykk-kammeret og silikonfett for kanalene (syrefritt).

Dersom poretrykksregistreringen har ”sett rar ut”, har vi heller valgt å kjøre en supplerende boring ved samme posisjon enn å bruke andre metningsmedium som f. eks. gelatin.

Vi har flere ganger hatt (eller muligens hatt) problemer med metningen når vi har sondert gjennom et fast topplag og kommet ned i et mye bløtere/løsere lag. Ved umiddelbar vurdering av dataene har saksbehandler da i enkelte tilfeller beordret supplerende CPTU-sondering ved samme posisjon, gjerne ved å øke forboringsdybden slik at sonderingen starter opp i/under toppen av det mye løsere/bløtere laget.

Et alternativ til dette er å vente ”noen” minutter etter at fastlaget er passert før en penetrerer videre ned.

5 KVALITET AV CPTU-SONDERINGENE

Når det gjelder oppfølging av kvalitet av CPTU-sonderingene, varierer nok dette en god del mellom aktørene i markedet. Dette gjelder både med hensyn til opplegg og utførelse av kvalitetskontrollen, men ikke minst med hensyn til graden av dokumentasjon av denne.

Per i dag benytter ikke vi i Geovest-Haugland automatisert kontroll av kvaliteten på CPTU-sonderingene i programmer eller tolkningsregneark.

Kvalitetskontrollen blir utført manuelt ved gjennomgang av dataene etter at de er importert i tolkningsregneark. Og i den forbindelse er selvsagt vurdering av elektronisk oversendte CPTU-rådata fra boremannskapene umiddelbart etter kjørt forsøk et viktig ledd i kvalitetssikringen; jamfør ovenfor.

I rapportsammenheng ser vi åpenbart et behov for å strømlinjeforme dokumentert kvalitetskontroll på en bedre måte; her har vi sett flere ulike varianter fra de ulike aktører. Revidert NGF-melding nr 5 har også klare anvisninger i den forbindelse.

6 TOLKNINGSVERKTØY – REGNEARK OG PROGRAMMER

I Norge brukes primært egnenutviklede regneark til tolkning av CPTU, men noen aktører benytter CONRAD eller CPT-pro.

Ved tolkning av CPTU bruker også vi primært egenutviklet regnearkverktøy (excel). Første versjon av disse regnearkene ble laget i 1996-1997, og siden er de utviklet ”dynamisk” og stegvis over tid. Vi har brukt dem på en lang rekke prosjekter, og for å si det populært: Vi ”vet” hva vi gjør. Nærmere beskrivelse av gjeldende versjoner av disse regnearkløsningene er gitt nedenfor.

Vi vurderte å anskaffe CONRAD for vel 10 år siden. Etter en gjennomgang/vurdering valgte vi imidlertid å satse videre på det egne regnearkbaserte tolkningsverktøyet. Beslutningen om ikke-kjøp var delvis basert på at vi foretrakk en norsk tilnærming heller enn svensk/SGI tilnærming. Vi har siden ikke revurdert denne beslutningen.

Vi har hatt CPT-pro (fra GeoSoft) siden 2008; Ref. [3]; og vår sivilingeniør Arne Kavli har brukt dette på noen prosjekter. På disse prosjektene har vi imidlertid likevel stort sett endt opp med å bruke våre egne regneark. Så langt benytter vi således ikke CPT-pro som primærtolkningsapparat.

De norske aktørene bruker altså primært egenutviklede regneark til tolkning av CPTU, og vi oppfatter det slik at samme tolkningformler i stor grad benyttes i henhold til "state-of-the-art". I det etterfølgende velger jeg for enkelthets skyld å ta utgangspunkt i "våre" regneark.

7 VÅRE GENERELLE REGNEARKLØSNINGER

Ved tolkning av CPTU benytter vi 3 forskjellige regneark. To av dem benyttes til å bestemme styrke- og deformasjonsparametre (primært), mens det tredje regnearket benyttes til å estimere konsoliderings-koeffisient og permeabilitetskoeffisient fra dissipasjonsforsøk.

7.1 Regneark 1 (CPT 2010)

Regneark 1 er primært utviklet og vedlikeholdt av vår seniorrådgiver dr. ing. Torgeir Døssland; fra første versjon i 1996/1997 og fram til gjeldende 2010-versjon.

Dette regnearket deler sonderingsdybden inn i 10 lag eller intervall primært ut fra q_t-variasjonen med dybden for aktuell CPTU. Jordartstype og jordparametre bestemmes for hvert enkelt lag/intervall via tolkningsmodeller beskrevet nedenfor. Regnearket inkluderer flere makroer som "styrer" tolkningen.

Jordartsklassifisering:

- Ifølge q_t-B_q metode etter Robertson et al (1990), slik det fremgår av Figur 5.8 (høyre del) i Ref. [4].
- Ifølge q_t-F_r metode etter Robertson et al (1990), slik det fremgår av Figur 5.8 (venstre del) i Ref. [4].
- Ifølge q_t-B_q metode etter Senneset et al (1989); Ref. [7]; kalt NTH-metoden. Dette er en videreutvikling av N_m-B_q metoden etter Senneset et al (1982); Ref. [5].

Det fins et betydelig utvalg av andre klassifiseringsmetoder omtalt i internasjonal faglitteratur, og noen av disse har vært prøvd i enkeltprosjekt. Men per i dag er ingen av disse innbakt i regnearket.

Effektivspenningsbaserte styrkeparametre (a og φ):

- Den såkalte NTH-metoden etter Senneset et al (1982, 1985, 1989) og Sandven (1990); Ref. [5], Ref. [6], Ref. [7] og Ref. [8].

Plastifiseringsvinkelen (β) må gis inn som input. Selv om veiledende verdier for ulike jordarter er angitt i f. eks. Ref. [8], kan plastifiseringsvinkelen (β) erfaringsmessig være en vanskelig parameter å anslå. I en del tilfeller har vi vært nødt til å benytte (betydelig) lavere β-verdier enn anbefalt for å få rimelige friksjonsvinkler (φ) for rimelige attraksjoner (a).

Udrenert skjærstyrke (s_u^C):

- N_{kt}, N_{ke} og $N_{\Delta u}$ etableres som funksjon av B_q i henhold til Figur 5.23 og Figur 5.25 i Ref. [4]. Per i dag ligger en lineær funksjon av typen $N_{ij}=a+b*B_q$ inne.

Ved å angi b=0 kan en spesifisere konstante N_{ij} verdier uavhengig av B_q. Ved å gi inn a≠0 og b≠0 kan en basere seg på en B_q-avhengig N_{ij}. Per i dag ligger følgende funksjoner inne som beste estimat ut fra Figur 5.23 og Figur 5.25 i Ref. [4]:

N_{kt} = $19-12.5*B_q$
N_{ke} = $16-14.5*B_q$
$N_{\Delta u}$ = $1+9*B_q$

Aktiv udrenert skjærstyrke (s_u^C) tolkes deretter ut på vanlig måte; dvs. som

s_u^C = $(q_t-\sigma_{v0})/N_{kt}$
s_u^C = $(q_t-u)/N_{ke}$
s_u^C = $\Delta u/N_{\Delta u}$

Profil for direkte (s_u^{DSS}) og passiv udrenert skjærstyrke (s_u^E) blir deretter vanligvis etablert som henholdsvis 2/3 (eventuelt 0,7) og 1/3 (eventuelt 0,4) av tolket s_u^C, hvis da ikke relevante skjærforsøk som viser andre verdier blir utført i det aktuelle prosjektet.

Setningsparametre (M, m):

Deformasjonsmodul (M) og modultall (m) tolkes empirisk, primært etter metoder beskrevet i Ref. [4] og Ref. [8].

De tolkede verdier blir kritisk vurdert med hensyn til forventede verdier ut fra erfaring, og som regel gir dette rimelig størrelsesorden på disse parametrene.

Presentasjon:

I Regneark 1 ligger en rekke kurver mot dybde inne som standard, men normalt nøyer en seg med å presentere profil for s_u^C og/eller a&φ mot dybde, samt et sammendragsark som oppsummerer nøkkelresultater. Profilene for s_u^C og/eller a&φ kan inneholde både en beste gjennomsnittskurve, en middelkurve minus k* standardavvik og en laveste tolket kurve. Men i en del tilfeller nøyer en seg med kun å presentere middelkurven, og eventuelt en karakteristisk kurve (”forsiktig anslått middelverdi”).

Eksempel: Loftesnes bru

Et eksempel er hentet fra grunnundersøkelser i sjøen for ny Loftesnes bru inklusiv fyllinger i Sogndal, der stabilitet var et viktig tema. Boringene inklusiv laboratorieanalyser er utført av vegvesenet, mens vi har tolket og rapportert.

Utvalgte data og tolkninger er vist i Figur 1 til 3. CPTU-sonderingene er tolket med Regneark 1 (egentlig en tidligere versjon), og vi har her bare presentert data fra Profil 910 og Posisjon nr 50 spesielt.

Forutgående totalsonderinger viste her tilnærmet null matekraft/motstand i betydelige dybdeintervall, og CPTU supplert med prøvetaking var påkrevet for å fremskaffe styrkeparametre for stabilitetsanalysene.

Grunnforholdene i området er grovt sett dominert av relativt ensgradert løs til middels fast silt/sand over fastere grovere masser, men i enkelte posisjoner og dybdeintervall er leire påtruffet. I Posisjon nr 50 er det for eksempel et antatt tynt lag av bløt leire eller siltig leire i 7,4-8,8m dybde under sjøbunnen.

Andre parametre:

Ingen spesielle.

7.2 Regneark 2 (CPT Var 2010)

Regneark 2 er primært utviklet og vedlikeholdt av vår seniorrådgiver dr. ing. Arne Åsmund Skotheim; fra første versjon i 1996/1997 og fram til gjeldende 2010-versjon.

I dette regnearket benyttes tolkningsmodellene for hvert dybdenivå med registrering; dvs. normalt for hver 20 eller 25 mm i dybden. Det foretas således ikke noen inndeling i lag/intervall før etter at tolkningen er ferdig utført.

Jordartsklassifisering:

- Egen prosedyre for jordartsklassifisering er ikke implementert i dette regnearket per idag, men slik tolkning er planlagt å skulle introduseres ved neste revisjon – trolig senere i 2010 eller i 2011. En samlet vurdering av rådata og tolkede parametre benyttes imidlertid sammen med erfaring/skjønn for å bestemme antatt jordartstype og lagdeling etter at parametertolkningen er utført.

Effektivspenningsbaserte styrkeparametre (a og φ):

I dette regnearket benyttes samme direkte tolkningsmetode som for Regneark 1, dvs.:

- Den såkalte NTH-metoden etter Senneset et al (1982, 1985, 1989) og Sandven (1990); Ref. [5], Ref. [6], Ref. [7] og Ref. [8]. Plastifiseringsvinkelen (β) må gis inn som input; jamfør kommentar vedrørende dennes størrelse for Regneark 1 ovenfor.

I tillegg benyttes flere to-trinns-modeller for tolkning der en først tolker ut relativ lagringstetthet (D_r), for deretter å tolke ut friksjonsvinkel (φ) via en φ-D_r korrelasjon.

Gjeldende versjon av Regneark 2 inkluderer følgende D_r-formler i Trinn 1:

- Ifølge Kulhawy & Mayne (1990); Ref. [9].
- Ifølge Baldi et al (1986) for NC materiale; Ref. [10].
- Ifølge Baldi et al (1986) for OC materiale; Ref. [10].
- Ifølge Clausen et al (2005); Ref. [11].
- Ifølge Jamiolkowski et al (1985); Ref. [12].

Gjeldende versjon av Regneark 2 inkluderer videre følgende φ-D_r-formler i Trinn 2:

- Ifølge Schmertmann (1978); Ref. [13]; generalisert for effektiv middelspenning; jamfør f. eks. Duncan (2004); Ref. [14]; og Kleven et al (1986); Ref. [15].
- Ifølge Kleven et al (1986); Ref. [15].

Andre φ-tolkningsmetoder som f. eks. ifølge Robertson & Campanella (1983); Ref. [16]; er per i dag ikke innbakt i regnearket.

Udrenert skjærstyrke (s_u^C):

Gjeldende versjon av Regneark 2 inkluderer følgende tolkningsmetoder for udrenert aktiv skjærstyrke (s_u^C):

- N_{kt}, N_{ke} og $N_{\Delta u}$ etableres som funksjon av B_q i henhold til Figur 5.23 og Figur 5.25 i Ref. [4] med etterfølgende tolkning av (s_u^C); dvs. som for Regneark 1 (se ovenfor); men med en reduksjonsfaktor på påfølgende tolket s_u^C (f. eks. for sprøbruddmaterialer som svært sensitive leirer og kvikkleirer); Ref. [17].

- N_{kt}, N_{ke} og $N_{\Delta u}$ etableres i henhold til formler i Karlsrud et al (2005) basert på blokkprøver, med samme reduksjonsfaktor på påfølgende tolket s_u^C som angitt ovenfor.

  Alle 3 korrelasjonsvarianter er implementert i regnearket; dvs. OCR relatert til B_q, OCR relatert til $\Delta u/\sigma_{v0}$' og OCR relatert til Q_t. I tillegg til OCR er sensitivitet (S_t) og plastisitetsindeks (I_p) inngangsparametre.

Profil for direkte (s_u^{DSS}) og passiv udrenert skjærstyrke (s_u^E) blir deretter etablert som beskrevet ovenfor for Regneark 1.

Når det gjelder s_u^C-tolkning, fremholder Karlsrud et al (2005) i Ref. [17] at deres $N_{\Delta U}$-formulering basert på OCR relatert til Q_t er beste og mest konsistente variant. Det er imidlertid 3 spørsmål som kan stilles ved dette.

For det første forstår vi det slik at korrelasjonene i Ref. [17] hovedsakelig er etablert ut fra sonderinger med ENVI-sonder, ikke Geotech-sonder som vi benytter i Geovest-Haugland. Vi har ikke kjennskap til studier som belyser om dette betyr noe overhode, eller eventuelt hvor mye.

For det andre forstår vi det slik at korrelasjonene i Ref. [17] hovedsakelig er etablert ut fra sonderinger i et begrenset antall marine norske leirer. Det kan derfor diskuteres om disse korrelasjonene kan ansees å være gyldig for vesentlig avvikende typer leirer.

For det tredje kan det stilles spørsmål ved gyldigheten av tolket s_u^C basert på $N_{\Delta U}$-formuleringer i Ref. [17] for fastere leirer med relativt høy OCR (OCR>10) der B_q samtidig er lav. Slik vi oppfatter det, er grunnlagsdataene begrenset til leirer med OCR<6-7.

Til slutt: I en del tilfeller gir tolkninger via N_{kt} og $N_{\Delta u}$ relativt stort sprik. Hvis det er åpenbart at det er leire eller siltig leire som forefinnes, og spesielt hvis dette er dokumentert via representativ prøvetaking, stoler vi ofte mer på N_{kt} enn på $N_{\Delta u}$ tolkningen. Spesielt gjelder dette hvis vi ut fra geologi, tidligere undersøkelser og/eller andre sonderinger føler oss rimelig sikker på at grunnen er betydelig overkonsolidert.

Setningsparametre (M, m):

Deformasjonsmodul (M) og modultall (m) tolkes empirisk, primært etter metoder beskrevet i Ref. [4] og Ref. [8]; dvs. som for Regneark 1.

De tolkede verdier blir kritisk vurdert med hensyn til forventede verdier ut fra erfaring, og ofte gir dette rimelig størrelsesorden på disse parametrene.

Presentasjon:

I Regneark 2 ligger en rekke kurver mot dybde inne som standard, men normalt nøyer en seg med å presentere profil for s_u^C og/eller a&φ (NTH-metode) og/eller D_r&φ for aktuelle to-trinnsmetoder. Normalt presenteres middelkurver og/eller karakteristiske kurver.

Eksempel 1: Oppdrettsanlegg i Sør-Trøndelag

Et eksempel på bruk av Regneark 2 (CPT Var 2010) er vist i Figur 4 til 11. Dataene er fra en grunnundersøkelse på land og sjø som vi utførte for/ved et oppdrettsanlegg i Sør-Trøndelag våren 2010. Stabilitet for utfylling er et viktig tema.

Figur 4 og 5 viser tolkede parametre for en utvalgt Posisjon nr 6 med sjødybde på ca 1,5m (NGO). På plottene er Posisjon nr 6M angitt fordi det er memocone-dataene som er lagt til grunn. Tilsvarende data finnes også fra de akustiske registreringer; dvs. ikke data-tap ved noen av systemene.

Grunnforholdene består stort sett av sand med gradvis økende lagringstetthet/fasthet ned til ca 11m dybde under sjøbunnen. Deretter følger et 2,5-3,0m tykt lag av middels fast leirig silt/siltig leire, etterfulgt av faste sandige og grusige masser videre ned til maksimal boredybde ved totalsonderingen (om lag 26m under sjøbunnen).

Forutgående totalsondering viste forøvrig tilnærmet null matekraft/motstand i laget av leirig silt/siltig leire, og CPTU supplert med noe prøvetaking var helt påkrevet for å fremskaffe styrkeparametre for stabilitetsanalysene.

Ved denne posisjonen ble det først forboret til 1,5m dybde, etterfulgt av CPTU-sondering ned til faste masser i ca 7m dybde, Deretter ble det forboret videre ned til ca 10m dybde, etterfulgt av CPTU-sondering ned til faste masser i ca 14m dybde.

To-trinns-modellene gir betydelig sprik i individuelt tolket D_r og φ; se Figur 4. Figur 5 (øvre del) viser tilhørende middelkurver for tolket φ fra disse metodene, pluss tolket φ med den såkalte NTH-metoden (evt. NTNU) for antatt plastifiseringsvinkel β=-10˚ sammen med attraksjon a=5 kPa. Som figuren viser, gir NTH-metoden da høyere friksjonsvinkel enn to-trinns-metodene med D_r og φ.

For NTH-metoden er plastifiseringsvinkel (β) en nøkkelparameter. Antatt β=-10˚, som benyttet i Figur 5 (øvre del), ble i utgangspunktet antatt å være et rimelig estimat ut fra anbefalinger i litteraturen. I Figur 5 (nedre del) er imidlertid β=-25˚ brukt, og dette gir mye bedre samsvar med to-trinns-metodene; se også Figur 6. Hva som er mest korrekt, kan diskuteres. <u>Men ifølge våre erfaringer må en ofte legge til grunn relativt lave β-verdier for å ende opp med friksjonsvinkler "som vi tror på".</u>

Ut fra samlet vurdering synes likevel de tolkede verdier fra denne og 2 andre CPTU-er i området å gi et godt grunnlag for å bestemme karakteristisk styrke i dybdeintervall med drenerte friksjonsmasser.

I laget med kohesjonsmasser fra ca 11m til vel 13,5m dyp er det relativt liten spredning i tolket s_u^C (også kalt s_u^A) fra alle de 12 forskjellige formuleringene som er implementert i Regneark 2 (CPT Var 2010); se Figur 7 (øvre del). Figur 7 (nedre del) illustrerer det samme for de formuleringene som vanligvis tillegges størst vekt.

For leire inneholder Regneark 2 også metoder for OCR og p_c' tolkning inklusiv SHANSEP-tilpasninger. For sand er verken direkte OCR eller p_c' tolkning innbakt i 2010-versjonen av regnearket, primært fordi vi anser at kjente korrelasjoner i litteraturen er relativt usikre/upålitelige.

Figur 8 viser slik tolkning i laget med kohesjonsmasser (ca 11-13,5m) for CPTU-sondering i Posisjon 6M ved det aktuelle oppdrettsanlegget. De 3 formuleringene fra Ref. [17] viser betydelig sprik, og dette har vi erfart også for mange andre CPTU-sonderinger i leire. I dette tilfellet synes imidlertid disse tolkningsmetodene allikevel å gi rimelig resultat, i hvertfall sett i forhold til en antatt rimelig SHANSEP-tilpasning med OCR=1.8. Figur 9 viser for øvrig s_u/p_0'.

Figur 10 viser tolket deformasjonsmodul (M) og tilhørende modultall (m) for kvadratmodul-modell i laget med friksjonsmasser fra forboret dybde 1,5m under sjøbunn og ned til ca 11m dybde. De tolkede parametrene fra denne CPU-sonderingen ser rimelig ut, noe vi har erfart også fra mange andre sonderinger i slike masser.

Figur 11 viser tolket deformasjonsmodul (M) og tilhørende modultall (m) for lineærmodul-modell i laget med kohesjonsmasser i ca 11-13,5m dybde under sjøbunnen. De tolkede parametrene fra denne CPU-sonderingen er vurdert å være i laveste laget; lignende erfaring har vi gjort også fra flere andre sonderinger i slike masser.

Eksempel 2: Lokalitet med kvikkleire i Romsdal

Et annet eksempel på bruk av Regneark 2 (CPT Var 2010) er vist i Figur 12. Dataene er fra en grunnundersøkelse på land i et område for skole/idrettshall i Ronsdal, og kun CPTU i Posisjon 2B er vist her.

Grunnforholdene består av et relativt fast øvre lag av sandige masser ned til vel 4m dybde, etterfulgt av kvikkleire ned til knapt 15m dybde (OCR trolig avtagende fra ca 2 til henimot 1), med mindre sensitiv leire videre ned til maksimal sonderingsdybde (knapt 19m under terreng).

Laboratorieanalyser har vist tendenser til sprøbrudd, og 15% reduksjon i tolket s_u^A er inkludert i Figur 12 (øvre del).

Som Figur 12 (øvre del) viser, er det er en del spredning i tolket s_u^A (også kalt s_u^C) fra de 12 forskjellige formuleringene som er implementert i Regneark 2 (CPT Var 2010). N_{ke}-tolkningene er spesielt avvikende i kvikkleirelaget, og disse er sett bort fra ved videre tolkning. Lignende erfaring har vi for øvrig fra sonderinger fra andre lignende prosjekt med kvikkleire/leire.

Figur 12 (nedre del) viser poretrykksfaktor B_q fra denne sonderingen. Det registreres at B_q er større enn 1.0 i kvikkleirelaget, noe som normalt er tilfelle dersom en har kvikkleire med noe mektighet.

Eksempel 3: Lokalitet med lagdelte masser

Et tredje eksempel på bruk av Regneark 2 (CPT Var 2010) er vist i Figur 13 og 14. Dataene er fra en grunnundersøkelse på land for å vurdere områdestabilitet i forbindelse med et veganlegg, og kun CPTU i Posisjon G1 er vist her.

Grunnforholdene i området består grovt sett av lagdelte masser med veksling mellom sand/silt og leire, som til dels er kvikk eller meget sensitiv. I leirlagene er det ved prøvetaking registrert mange tynne sandlag, som også fremkommer visuelt via flagring i registrert motstand og i tolkede parametre.

Laboratorieanalyser på leirdominerte prøver har vist tendenser til sprøbrudd, og 15% reduksjon i tolket s_u^A for leire er inkludert i Figur 13 (øvre del).

Figur 13 (nedre del) viser poretrykksfaktor B_q fra denne sonderingen. Det registreres at B_q i hovedsak er betydelig mindre enn 1.0, selv om leiren er kvikk eller meget sensitiv. Dette kan skyldes at leirlagene er tynne og påvirkes av nærliggende sandlag, selv om disse er tynne.

Figur 14 viser individuelt tolkede relative lagringstettheter (D_r) og midlere tolkede friksjonsvinkler (φ) fra både to-trinns-metodene ($D_r \rightarrow \varphi$) og fra NTH-metoden. Det konstateres at det er betydelig flagring i tolkede verdier, men at tolkningene gir et brukbart grunnlag for å vurdere effektivspenningsparametrene for de aktuelle lag.

Andre parametre:

Tolkning av sensitivitet (S_t) ifølge Schmertmann (1978), Rad og Lunne (1986) og Robertson og Campanella (1988); henholdsvis Ref. [18] og [19] og [20]; er innbakt i Regneark 2. Et eksempel er vist i Figur 15, hentet fra et offshore-prosjekt (subsea manifold) i Nordsjøen der vi utførte geoteknisk prosjektering inklusiv utarbeidelse av jordparameterrapport fra utførte felt- og laboratorieundersøkelser (versjon CPT Var 2005 ble brukt).

Tolkningsmetoder for horisontal hviletrykkskoeffisient (K_0') har vært innbakt i en tidligere versjon, men i 2010-versjonen gis kun en antatt K_0' som input for relevante metoder. Årsaken til dette er i hovedsak at de aktuelle metoder ble funnet å være for sofistikert ut fra vurdert pålitelighet.

Tolkning av lav-tøynings-skjærmodul (G_{max}) har også vært innbakt i en tidligere versjon. Et eksempel på dette er vist i Figur 16 (nedre del), der G_{max} ble tolket/estimert fra nedhulls CPTU i noen utvalgte dybdenivå for bruk i dynamiske analyser for en planlagt rotasjonspresse. Som Figur 16 (øvre del) viser, bestod grunnforholdene her av meget fast moreneleire/morene, og ukorrigerte spissmotstander på opp mot ca 50 MPa ble registrert. I gjeldende 2010-versjon er G_{max}-tolkning ikke inkludert, hovedsakelig fordi det meget sjeldent etterspørres.

7.3 Regneark 3 (Dissipasjon 1999)

Regneark 3 er primært utviklet og vedlikeholdt av vår seniorrådgiver dr. ing. Arne Åsmund Skotheim, og gjeldende versjon er fra 1999.

Dette er et selvstendig regneark for tolkning av horisontal/radiell konsolideringskoeffisient (c_r) og permeabilitetskoeffisient (k_r) fra dissipasjonsforsøk i valgte dybdenivå. Kun metoden beskrevet av Senneset et al (1982); Ref. [5]; er implementert i dette regnearket per i dag (kalt NTH-metoden). Andre formuleringer er planlagt å skulle introduseres i neste versjon av regnearket (trolig i 2010).

Et eksempel på tolkning av dissipasjonsforsøk er hentet fra en grunnundersøkelsesrapport for et avfallsdeponi i Hordaland. I Posisjon nr 7 er dissipasjonsforsøk utført i 4 utvalgte dybdenivåer i stedlige løsmasser av sand og sandig silt. Tolkede parametre både fra dissipasjonsforsøkene og fra 3 empiriske formler basert på kornfordeling er oppsummert i Figur 17 og 18.

Som Figur 17 viser, ble betydelig sprik mellom metodene avdekket. Men ut fra en totalvurdering basert på alle 4 metoder supplert med erfaringstall fra litteraturen endte en opp med et anbefalt rimelig sett av permeabilitetskoeffisienter for de aktuelle lag i grunnen.

8 PLANLEGGING AV GRUNNUNDERSØKELSER

Ved planlegging av grunnundersøkelser der CPTU-sonderinger kan være aktuelt, utfører vi normalt alltid totalsondering i en posisjon før CPTU-sondering eventuelt blir kjørt der (dvs. minst 2m fra totalsonderingshullet).

Ved undersøkelser på sjøen er det i utgangspunktet tids- og kostnadsbesparende å utføre alle nødvendige undersøkelsestyper (også CPTU og eventuell prøvetaking) før en flytter til neste posisjon på oppsatt borplan. Ved omfattende grunnundersøkelser for lange veglinjestrekk som inkluderer utfylling i

sjøen, utfører en likevel relativt ofte mange totalsonderinger først, for deretter å velge ut noen få av de verste posisjoner for CPTU-sondering og prøvetaking.

Ved flere slike grunnboringsoppdrag de siste årene, der vi enten har boret selv eller der andre har boret og vi har fulgt opp inklusiv tolket og rapportert, har null matekraft blitt registrert i betydelige dybdeintervall for et betydelig antall totalsonderinger ved relativt løse/bløte grunnforhold. Et eksempel på dette er vist i Figur 3, der etterfølgende CPTU i Posisjon nr 50 gav betydelig bormotstand som resulterte i tolket karakteristisk friksjonsvinkel på minst 28˚ for tilhørende attraksjon på minst 5 kPa; se Figur 1. Et annet eksempel er fra grunnundersøkelsen for oppdrettsanlegget i Sør-Trøndelag. Etterfølgende CPTU gav tolket aktiv udrenert skjærstyrke på i størrelsesorden ca 30-50 kPa i dybdeintervallet ca 11-13,7m; se Figur 7; der forutgående totalsondering i samme posisjon hadde gitt tilnærmet null matekraft.

Når en måler null matekraft ved en totalsondering, vet en egentlig ikke hvor stor bormotstanden er. En vet bare at den ikke er spesielt stor. Når null matekraft har blitt målt, enten ved egne eller andres totalsonderinger, har vi som regel spurt utførende boreleder om nullavlesning er foretatt rett over sjøbunn (hvis vi da selv ikke har vært til stede og kontrollert dette). Svaret vi får er alltid bekreftende: Nullstilling er utført ved sjøbunn.

For å konkretisere dette: Har en kjørt 10-20 totalsonderinger på sjøen for et utfyllingsprosjekt med vanskelige grunnforhold og relativt bratt sjøbunn, der dybdeintervall med null matekraft er registrert i mange/alle posisjoner, gir supplerende CPTU i en eller noen få utvalgte posisjoner ofte ikke god nok informasjon til å vurdere stabiliteten på en fullgod måte.

Den umiddelbare konsekvens av dette burde være at flere/mange supplerende CPTU-sonderinger kjøres for å kunne bestemme grunnens styrkeparametre bedre. Dette ville bety større tidsforbruk og større kostnader på grunnundersøkelsene for et slikt prosjekt. Og for oss geoteknikere – som synes tolkning av trykksondering er en spennende øvelse – ville dette gitt en mer spennende hverdag!

Etter å ha vært involvert i relativt mange prosjekter med slike null-matekraft-problemer gjennom de siste 5-10 år, ”snudde vi på flisa” og stilte oss selv følgende fundamentale spørsmål for et par år siden: <u>Er standard prosedyre for kjøring av totalsondering god nok eller optimal, både generelt og spesielt ved slike tilfeller?</u>

Vi vil tro at andre rådgivere/forskere også har erfart det samme som oss, og reist samme spørsmål. Hva andre eventuelt har funnet ut om dette, vet vi ikke. Men vi tok følgende bestemmelse for 1-2 år siden: Vi utfører totalsondering etter andre ustandardiserte prosedyrer på utvalgte prosjekter der enten null-matekraft-problemet opptrer eller der matekraften er svært lav, da for egen regning/kostnad uten å belaste oppdragsgiver.

Så langt har vi utført slike undersøkelser i 1-2 utvalgte posisjoner på 3 prosjekter :

- Et på sjøen med grunnforhold av siltig leire med begrenset mektighet.
- Et på sjøen med mektige avsetninger av siltig sand, til dels grusig og med betydelig innhold av humus og glimmer (ugunstig).
- Et på land med betydelig mektighet av kvikkleire over siltig leire.

For samtlige utvalgte undersøkelsesposisjoner har vi utført følgende undersøkelser:

- Standard totalsondering med registrering av null eller tilnærmet null matekraft i et eller flere dybdeintervall.
- CPTU-sondering etter standard prosedyrer.
- Prøvetaking for å dokumentere materialtyper, etterfulgt av laboratorieanalyser.
- ”Ustandard totalsondering” uten rotasjon (og uten spyling og slag), og med standard penetrasjonshastighet for totalsondering (dvs. 50mm/s).

- ”Ustandard totalsondering” uten rotasjon (og uten spyling og slag), og med standard penetrasjonshastighet for CPTU-sondering (dvs. 20mm/s).

Så langt har disse forskningspregede undersøkelsene gitt flere interessante resultater, også rent tolkningsmessig ved å anvende tilpasset CPTU-basert tolkningsverktøy. Etter planen skal vi utføre flere slike undersøkelser før vi samler opp og dokumenterer erfaringene. Et eksempel fra en av lokalitetene er vist i Figur 19 og 20.

9 POTENSIALE OG UTVIKLINGSMULIGHETER

Gjennom de siste 10-årene har det blitt publisert et stort antall artikler og rapporter som omhandler CPTU, både nasjonalt og internasjonalt. Mange tolkningmodeller er utviklet og blir brukt i større eller mindre grad. For en praktiserende rådgivende ingeniør/geotekniker er det relativt krevende å holde seg ajour med det som publiseres. Det er derfor viktig at ledende faginstitusjoner som NGI , NTNU/SINTEF og Statens vegvesen gir veiledende føringer for god praksis.

Fra vårt ståsted er det åpenbart at videre utvikling av mer pålitelig tolkningverktøy samt av selve utstyret er sentralt. CPTU-sondering er viktig for å skaffe til veie gode jordparametre i prosjekt med sand-silt-leire, og bruken vil ventelig øke ytterligere ved slike grunnforhold. For bruk i mer grusige friksjonsmasser masser og i egnede faste morener/moreneleirer trengs mer robust og kraftig CPTU-sonde.

Ved normale grunnundersøkelser på sjøen (ikke offshore) utføres boringene inklusiv CPTU-sonderingene med boretårn eller borerigg plassert på dekket av aktuell borebåt/boreflåte. Nødvendig bruk av foringsrør medfører at tidsforbruk og kostnader ved slike boringer blir betydelige. Uten dynamisk posisjonering og heave-kompensering er det dessuten klare operasjonelle begrensninger ved selv moderate bølgehøyder. Her er det et potensiale for forbedringer både operasjonelt og utstyrsmessig, og derav kostnadsmessig. Dette gjelder åpenbart ved boring fra dekk, men utførelse fra sjøbunnsjekker kan bli aktuelt også for ”near-shore” grunnundersøkelser om ikke altfor lenge.

10 REFERANSER

[1] Statens vegvesen (1997): Feltundersøkelser. Håndbok – 015.

[2] Norsk Geoteknisk Forening (2010): Veiledning for utførelse av trykksondering. Melding nr 5, rev. 3.

[3] Geosoft (2008): CPT-pro. Versjon 5.46.

[4] Lunne, T., Robertson, P. K. and Powell, J. J. M. (1997): Cone Penetration Testing in Geotechnical Practice. Blackie Academic & Professional.

[5] Senneset, K., Janbu, N. and Svanø, G. (1982): Strength and deformation parameters from cone penetration tests. 2nd European Symposium of Penetration Testing ESOPT 2, Amsterdam, 1982. Proceedings, Vol. 2, pp. 863-870.

[6] Senneset, K. and Janbu, N. (1985): Shear strength parameters obtained from static cone penetration tests. Strength Testing of Marine Sediments; Laboratory and In Situ Measurements. Symposium, San Diego, 1984, ASTM Special technical publication, STP 883, pp. 41-54.

[7] Senneset, K., Sandven, R. and Janbu, N. (1989): The evaluation of soil parameters from piezocone tests. In Situ Testing of Soil Properties for Transportation Facilities. National Research Council, Washington DC. Transportation Reasearch Record 1235, pp. 24-37.

[8] Rolf Sandven (1990): Strength and Deformation Properties of Fine Grained Soils Obtained from Piezo-cone Tests. Dr. ing. avhandling, Institutt for geoteknikk, NTNU.

[9] Kulhawy, F. H. and Mayne, P. H. (1990): Manual on estimating soil properties for foundation design. Electric Power Research Institute, EPRI. August, 1990.

[10] Baldi, G., Bellotti, R., Ghionna, V., Jamiolkowski, M. and Pasqualini, E. (1986): Interpretation of CPTs and CPTUs; 2nd part: drained penetration of sands. Proceedings of the Fourth International Geotechnical Seminar, Singapore; pp. 143-156.

[11] Clausen, C. J. F., Aas, P. M. and Karlsrud, K. (2005): Bearing capacity of driven piles in sand., the NGI approach. Proceedings of International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, Perth, Western Australia, 19-21 Sept. 2005.

[12] Jamiolkowski, M., Ladd, C. C., Germaine, J. T. and Lancelotta, R. (1985): New developments in field and laboratory testing of soils. State-of-the-art report. Proceedings of the 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, San Francisco, Vol. 1, pp. 57-153.

[13] Schmertmann, J. H. (1978): Study of feasibility of using Wissa-type piezometer probe to identify liquefaction potential of saturated fine sands. Waterways Experiment Station, Vicksburg, Technical Report, S-78-2.

[14] Duncan, J. M. (2004): Friction Angles for Sand, Gravel and Rockfill. Notes of a lecture presented at the Kenneth L. Lee Memorial Seminar, Long Beach, California, April 28, 2004.

[15] Kleven, A., Lacasse, S. and Andersen, K. H. (1986): Soil parameters for offshore foundation design. NGI Report No. 40013-34, dated 9 April 1986.

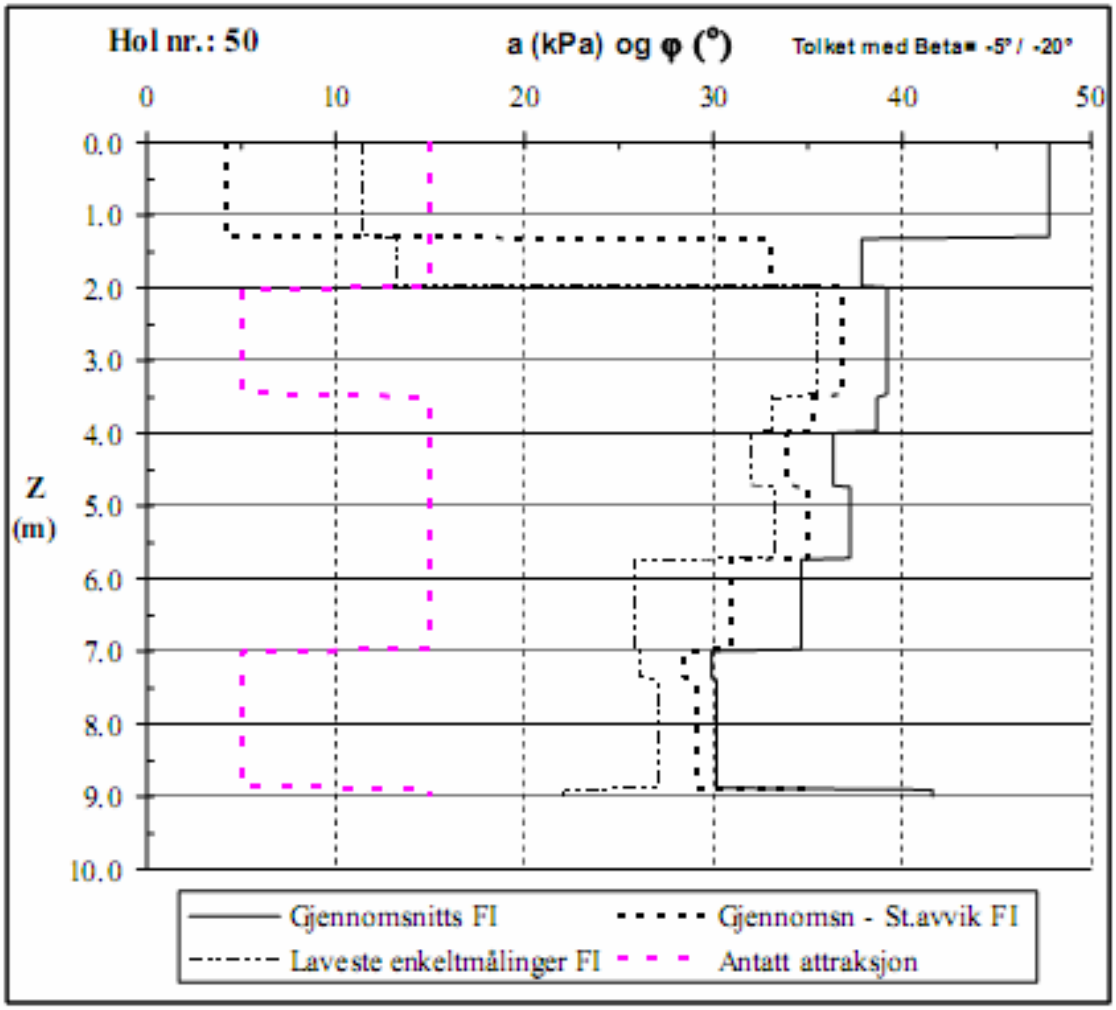
[16] Robertson, P. K. and Campanella, R. G. (1983): Interpretation of cone penetration tests: Part I: Sand. Canadian Geotechnical Journal, 20(4), pp. 718-733.

[17] Karlsrud, K., Lunne, T., Kort, D. A. and Strandvik, S. (2005): CPTU correlations for clays. International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, 16. Osaka 2005. Proceedings, Vol. 2, pp. 693-702.

[18] Schmertmann, J. H. (1978): Guidelines for cone penetration test, performance and design. US Federal Research Highway Administration, Washington DC, Report, FHWA-TS-78-209, 145.

[19] Rad, N. S. and Lunne, T. (1986): Correlations between piezocone results and laboratory soil properties. Norwegian Geotechnical Institute, Oslo, Report 52155-39.

[20] Robertson, P. K. and Campanella, R. G. (1988): Guidelines for geotechnical design using CPT and CPTU. University of British Columbia, Vancouver, Department of Civil Engineering, Soil Mechanics Series 120.



Empirisk tolkning i de løseste lagene i ca 7,0-8,8m dybde gir et kvadratrotbasert modultall i området m=50-150, og en relativ lagringstetthet D_r< 30%. (Lunne, Ref. 12). Empirisk tolkning i de fastere lagene gir et kvadratrotbasert modultall i området m=150-400.

NB:
Empirisk tolkning av jordart i dybdeintervallet ca 7,4-8,8m indikerer siltig leire med udrenert skjærstyrke på ca 25-30 kPa og lineærbasert modultall på 15-20. (Lunne, Ref. 12). Det er ikke tatt opp prøver fra dette dybdeintervallet.

Statens vegvesen - Region vest

Rv 05 Hp 08, Loftesnes bru, Svv oppdr.nr. 2003012297-30.
Supplerende grunnundersøkelser og vurderinger

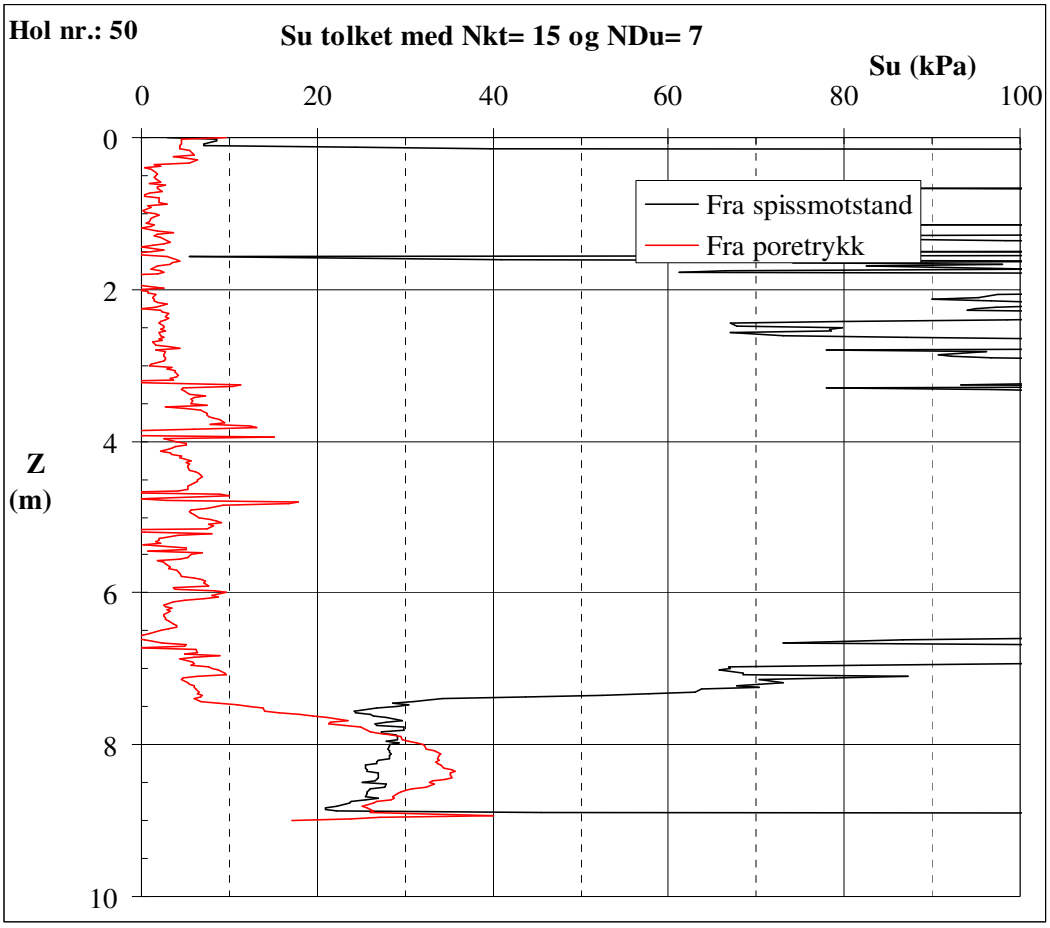
Figur 11 Tolkning av CPTU ved Posisjon 50.

GEOVEST-HAUGLAND
RÅDGIVENDE INGENIØRER

MÅLESTOKK	DATO
M = 1 :	28.09.2007

UTFØRT	KONTROLLERT	RAPPORT	FORMAT
Arne Å. Skotheim	Arne Kavli	2006129-1	A4

Figur 1 Loftesnes bru – Tolkning med Regneark 1 (CPT 2010).



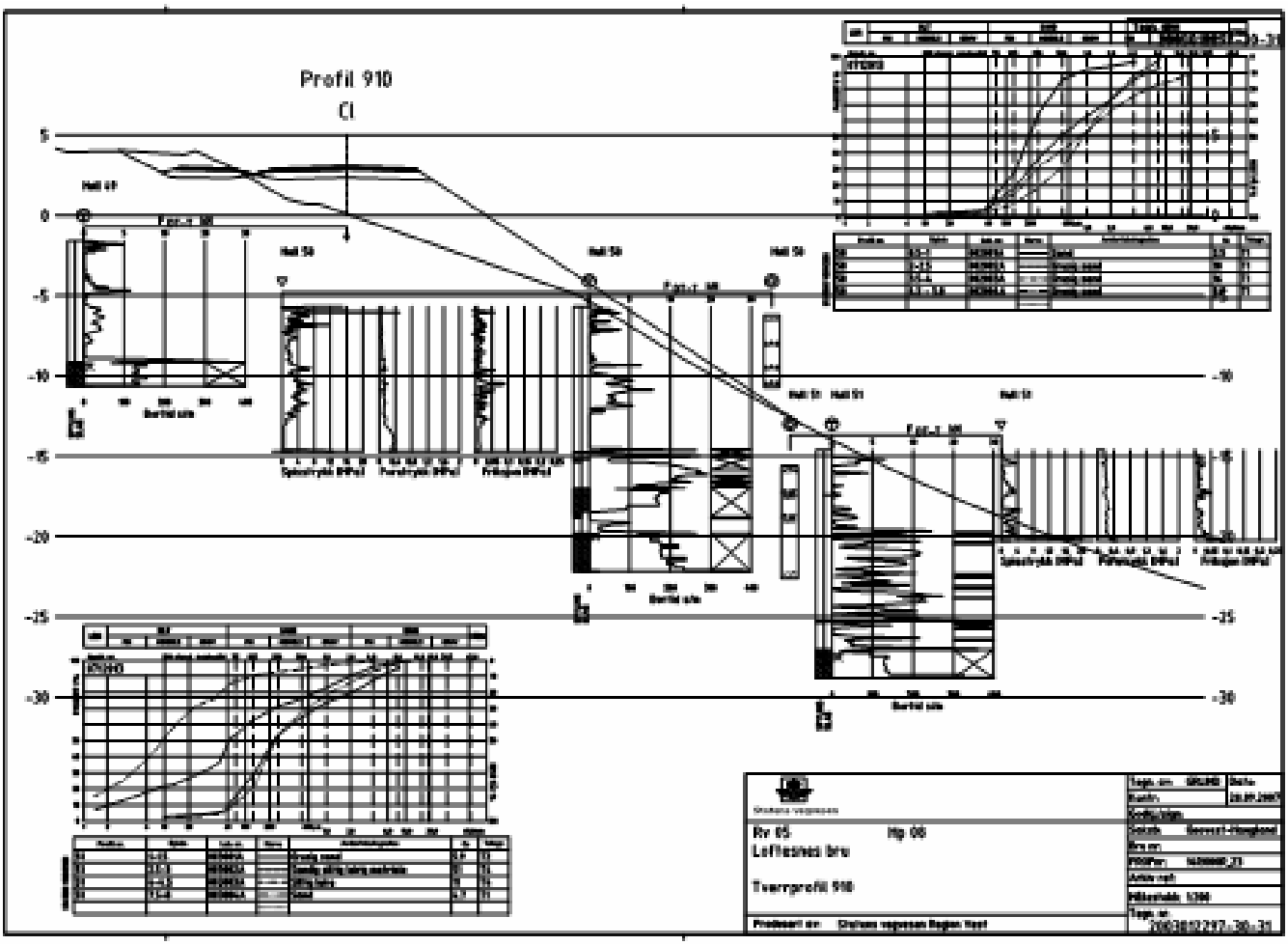
NB: Karakteristisk s_u^C= s_u(middel)-0.5*STD(s_u) er vist ovenfor.

Resultatsammendrag fra trykksondering

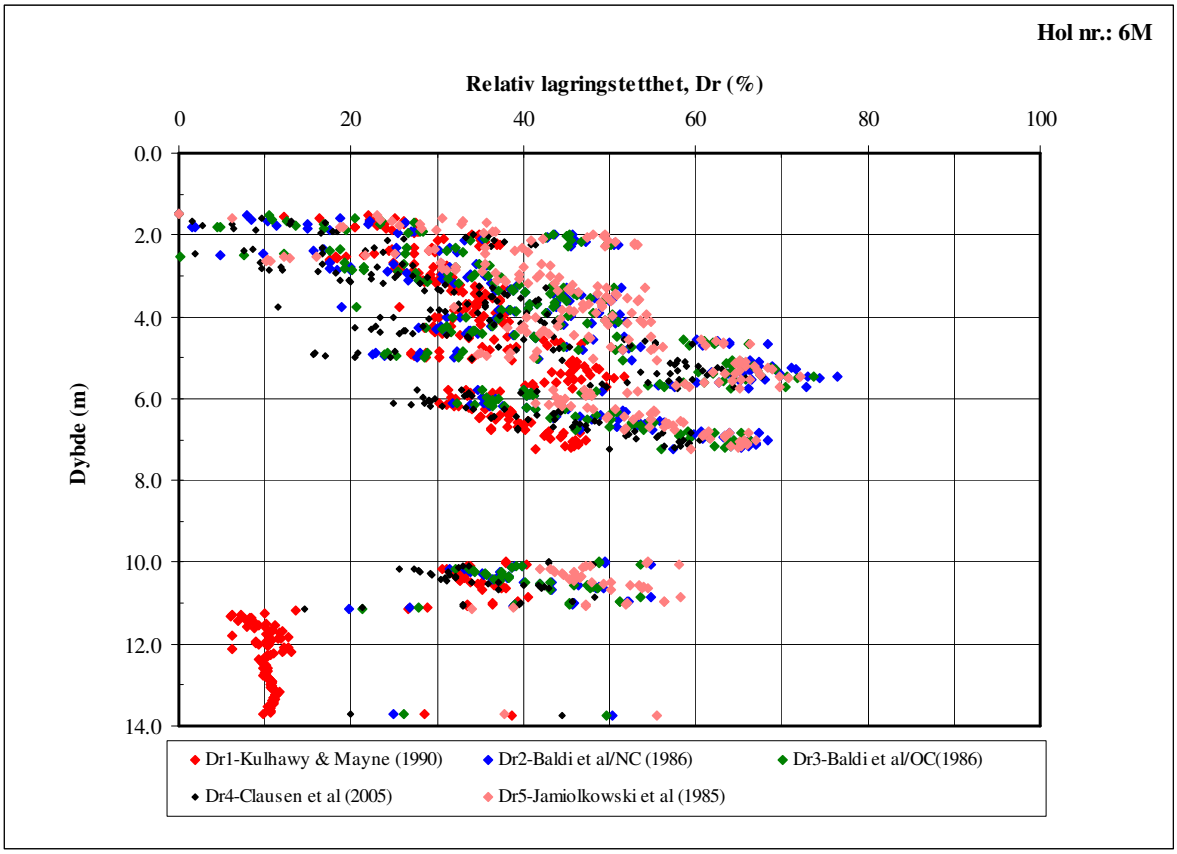
Prosjekt: Loftesnes bru
Hull nr. 50
GV-nivå -4.7 (Positiv verdi for GV under terreng, negativ lik vanndyp for sjøboring)

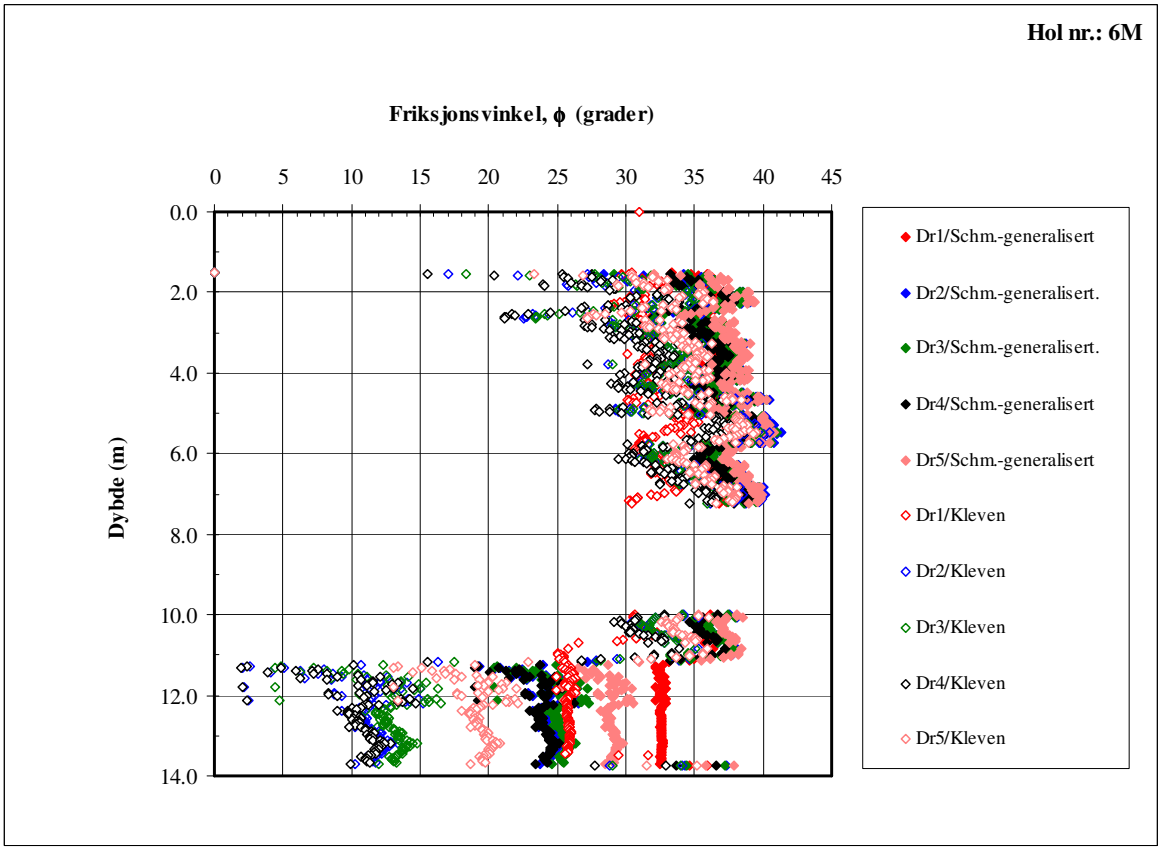
Lag nr.	Dybde		Jordart			$S_{u\ mid}$.	a_{antatt}	$\square_{antatt}$	$\square_{mid}$
	topp	bunn	(Etter NTNU)	(Etter T. Lunne)		(kPa)	(kPa)	(°)	(°)
				Qt vs Bq	Qt vs Fr	Nkt=15			
1	0.000	1.325	Ukjent jordart	Ukjent jordart	Ukjent jordart	176	15	-20	48
2	1.325	2.000	Sand, sandig grus	Grusig sand/sand	Grusig sand/sand	104	15	-20	38
3	2.000	3.500	Sand, sandig grus	Sand/siltig sand	Sand/siltig sand	96	5	-5	39
4	3.500	4.000	Sand, sandig grus	Sand/siltig sand	Sand/siltig sand	212	15	-20	39
5	4.000	4.750	Sand, sandig grus	Sand/siltig sand	Sand/siltig sand	177	15	-20	36
6	4.750	5.750	Sand, sandig grus	Sand/siltig sand	Sand/siltig sand	239	15	-20	37
7	5.750	7.000	Sand, sandig grus	Sand/siltig sand	Sand/siltig sand	173	15	-20	35
8	7.000	7.400	Silt/finsand	Sand/siltig sand	Siltig sand/sandig silt	62	5	-5	30
9	7.400	8.900	Fast leire, siltig	Leire/siltig leire	Leire/siltig leire	26	5	-5	30
10	8.900	9.000	Sand, sandig grus	Sand/siltig sand	Sand/siltig sand	371	15	-20	42

Figur 2 Loftesnes bru – Tolkning med Regneark 1 (CPT 2010); forts..

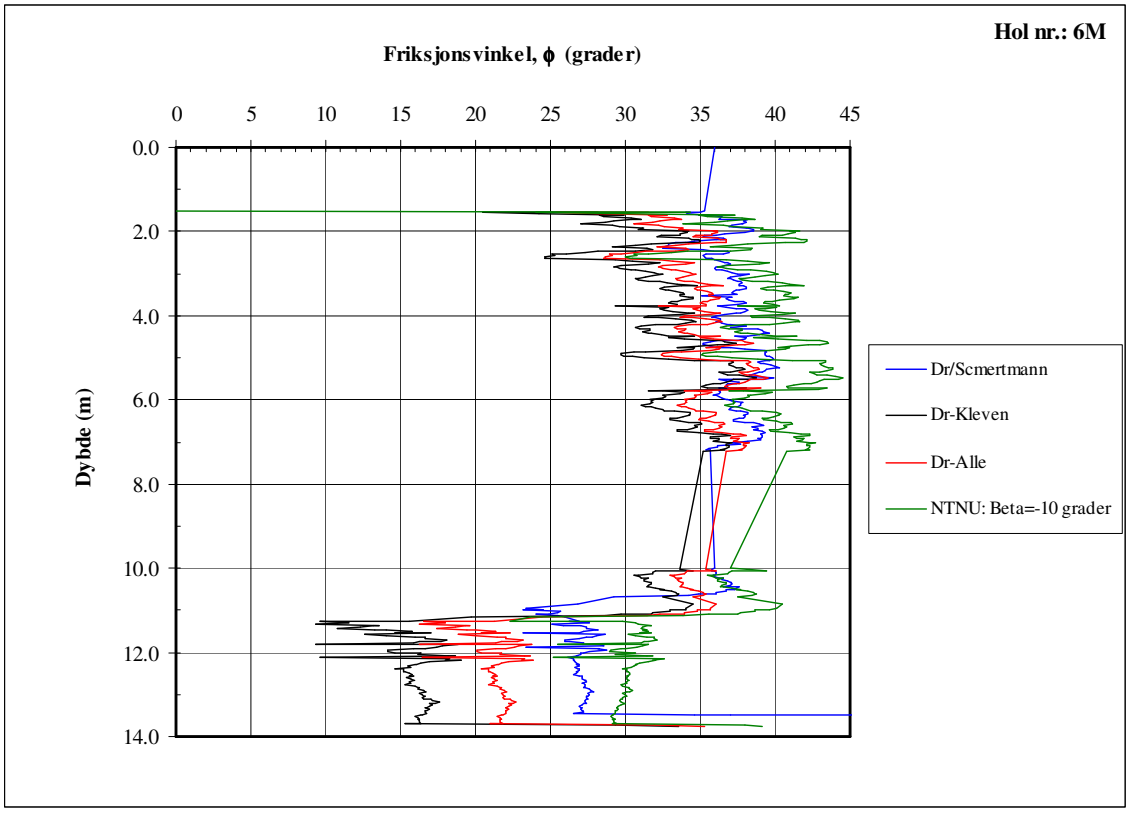


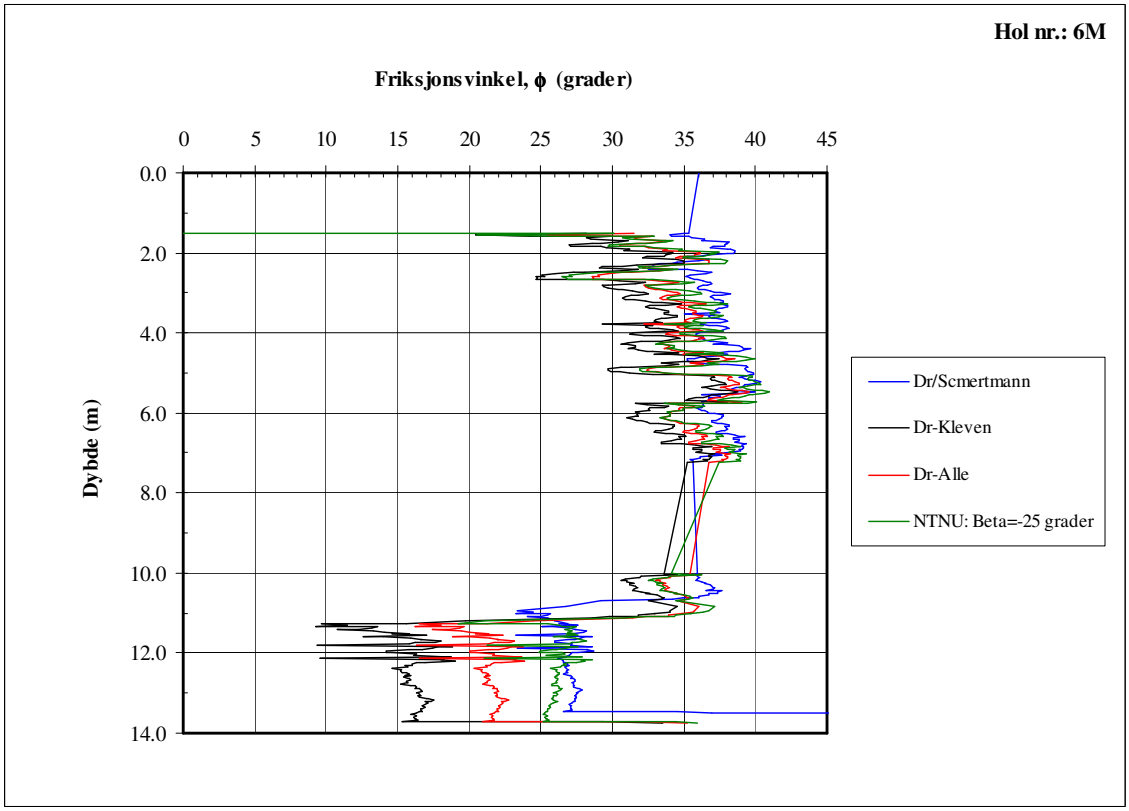
Figur 3 Loftesnes bru – Profil 910 fra rapport.



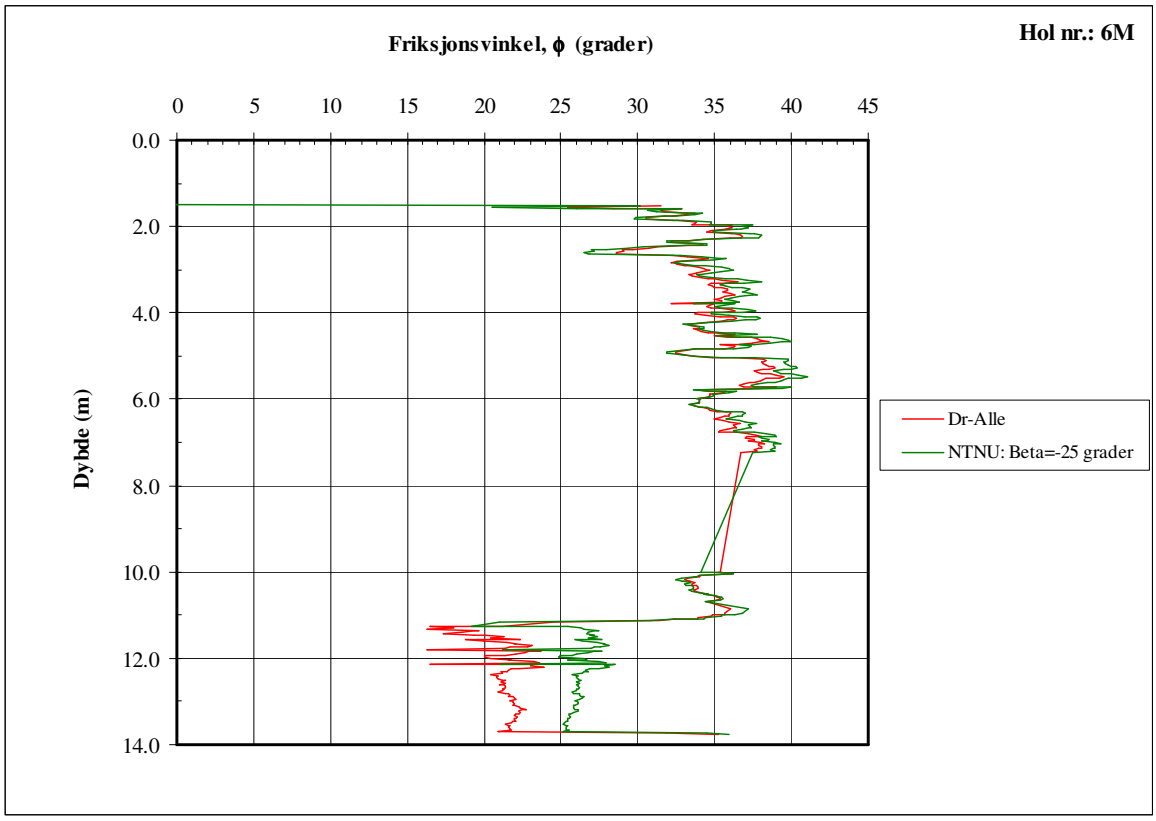


Figur 4 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010). Korrelasjoner av typen $D_r \rightarrow \varphi$.

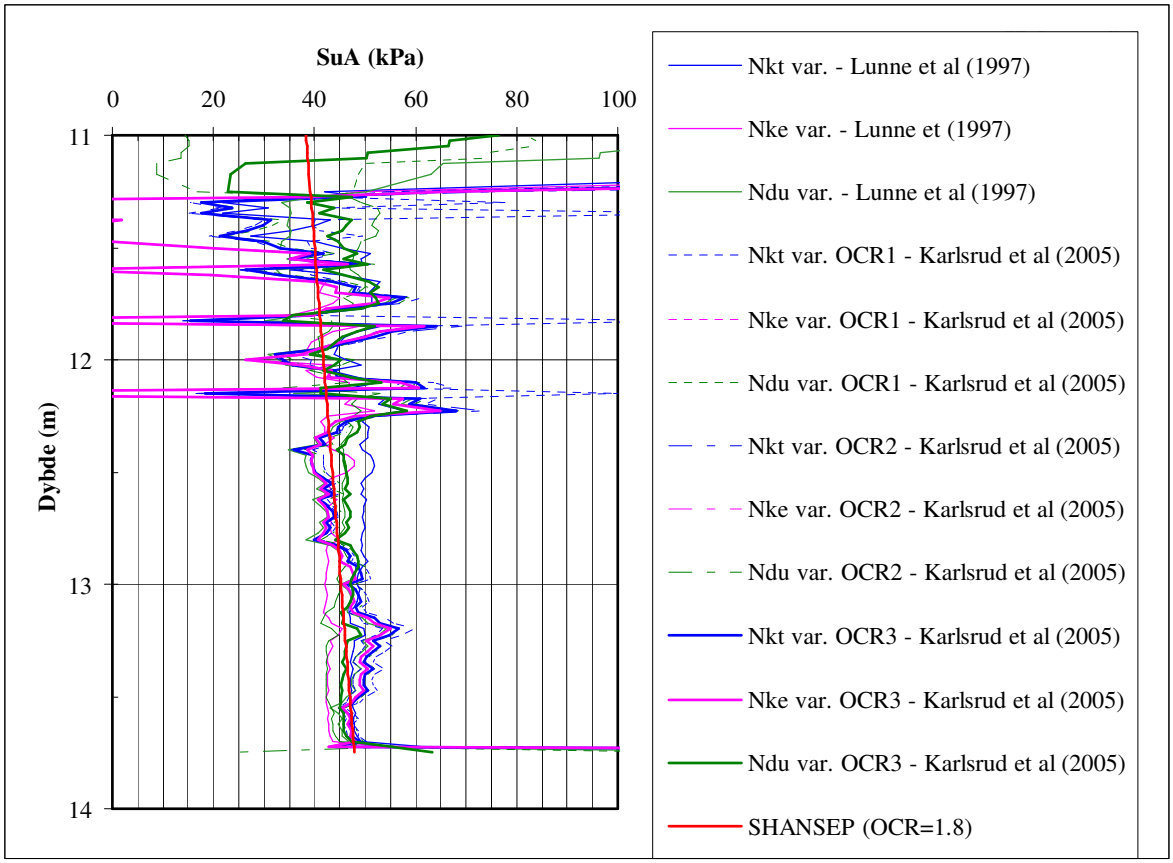


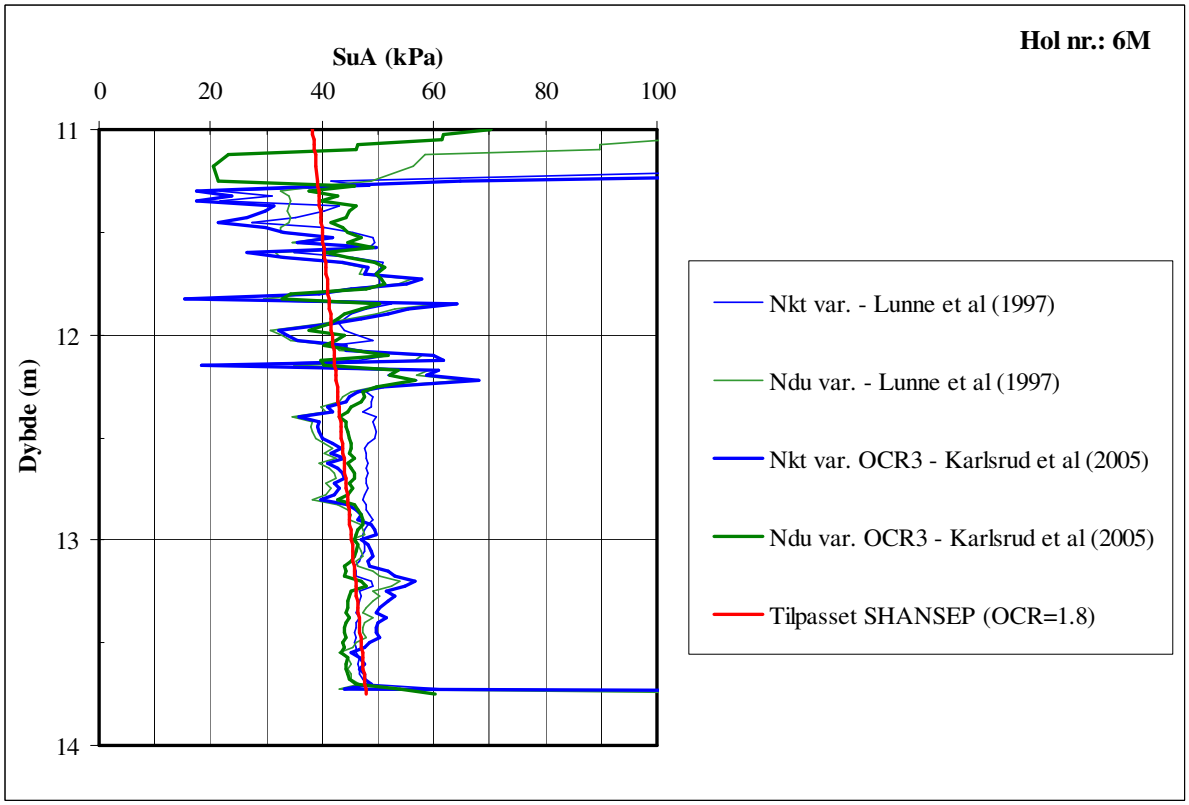


Figur 5 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts.. Korrelasjoner av typen $D_r \rightarrow \varphi$ sammenlignet med tolkning med NTNU-metoden. Middelkurver.

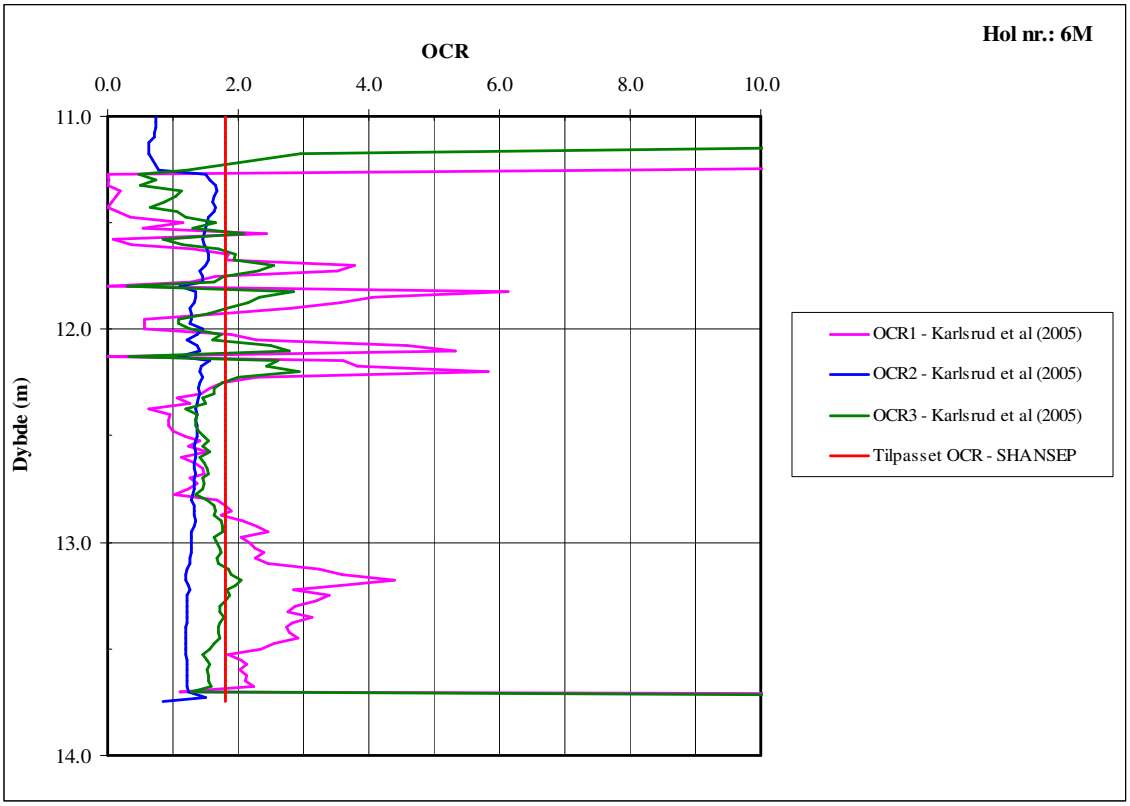


Figur 6 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts. Korrelasjoner av typen $D_r \rightarrow \varphi$ sammenlignet med tolkning med NTNU-metoden. Middelkurver.

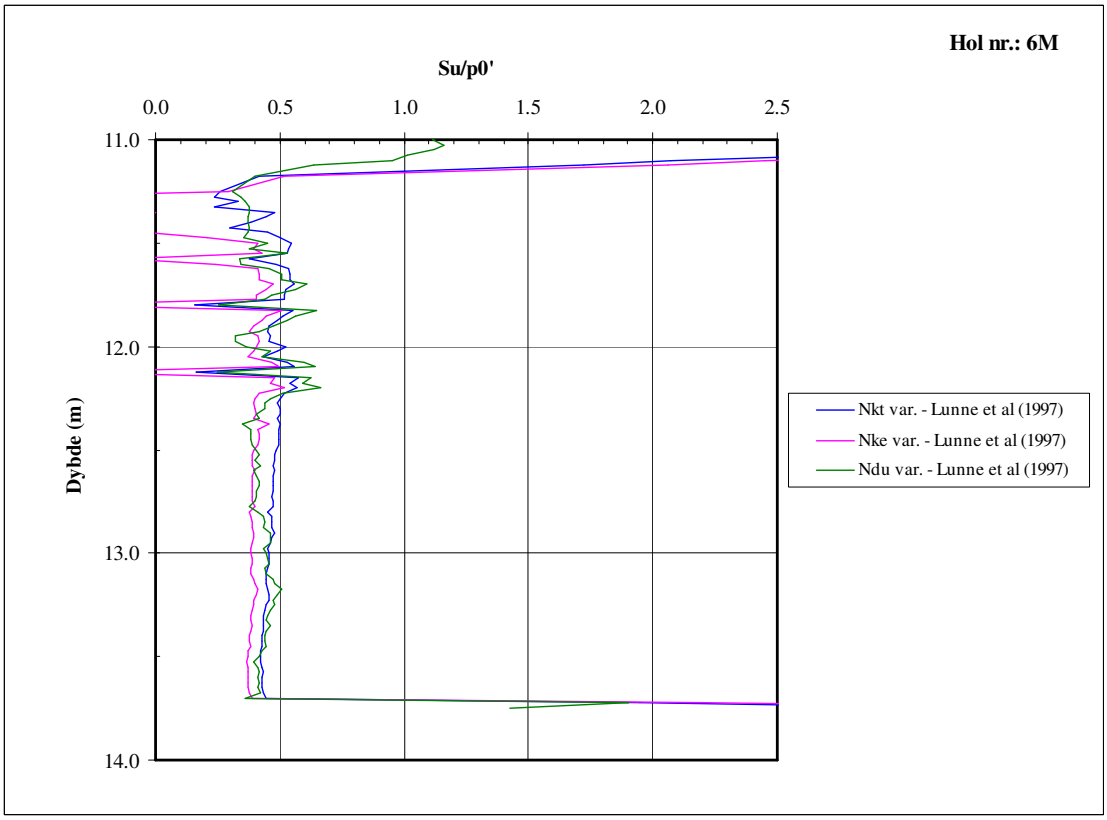




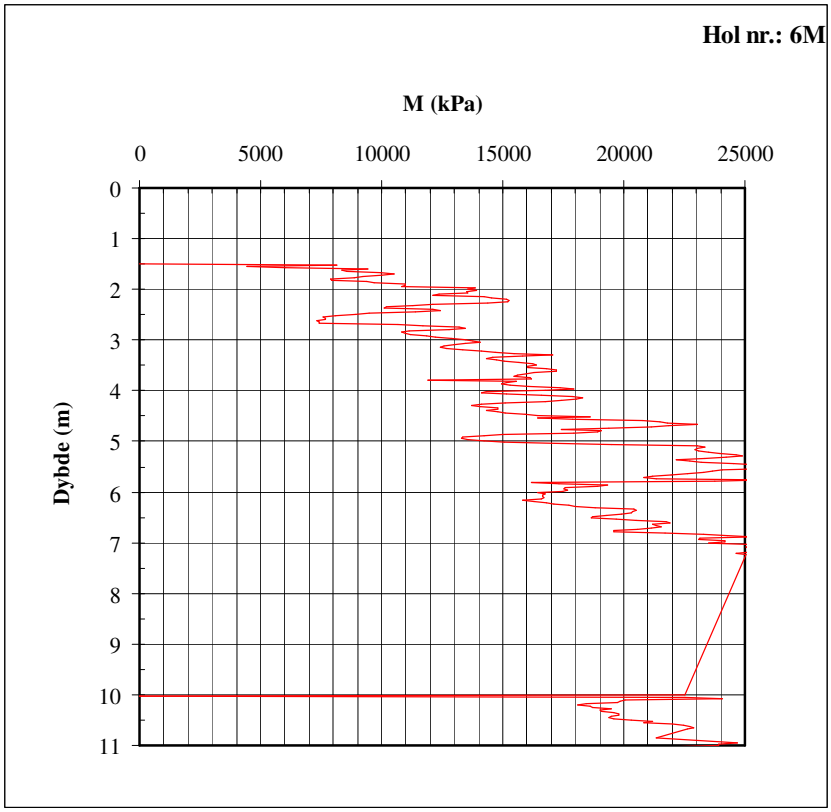
Figur 7 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts..

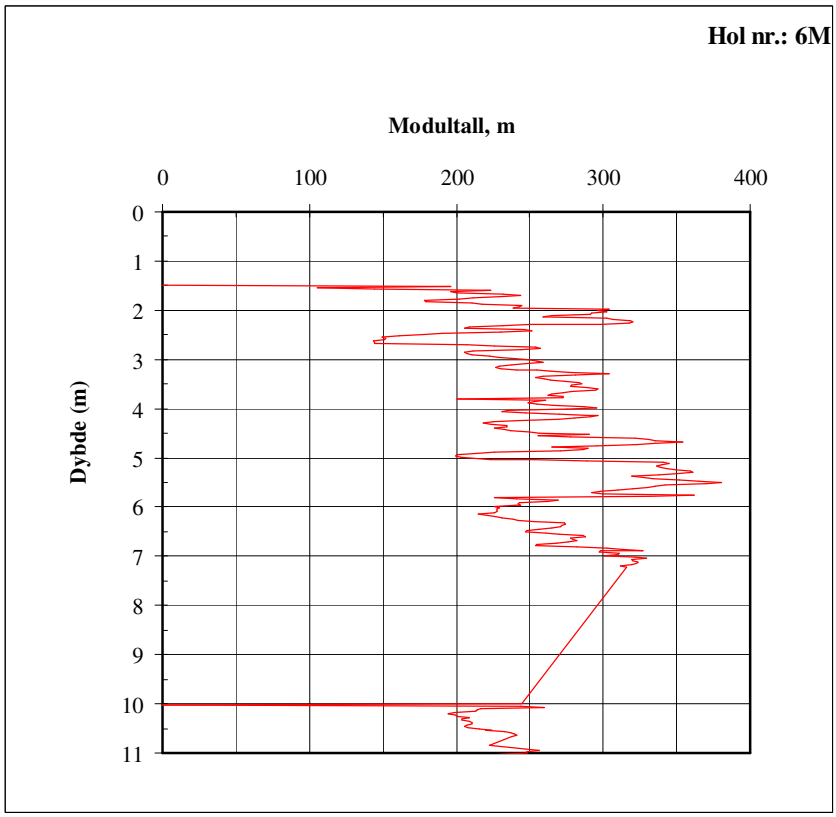


Figur 8 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts..

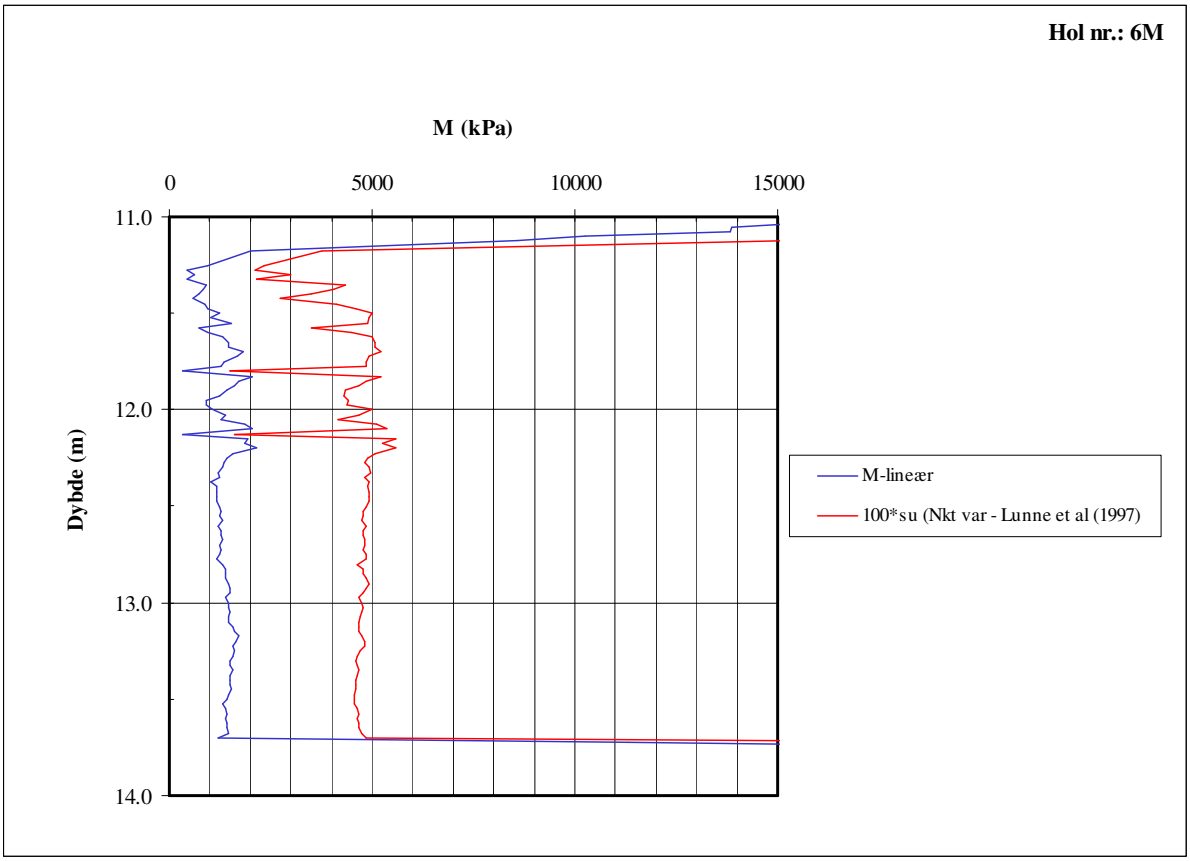


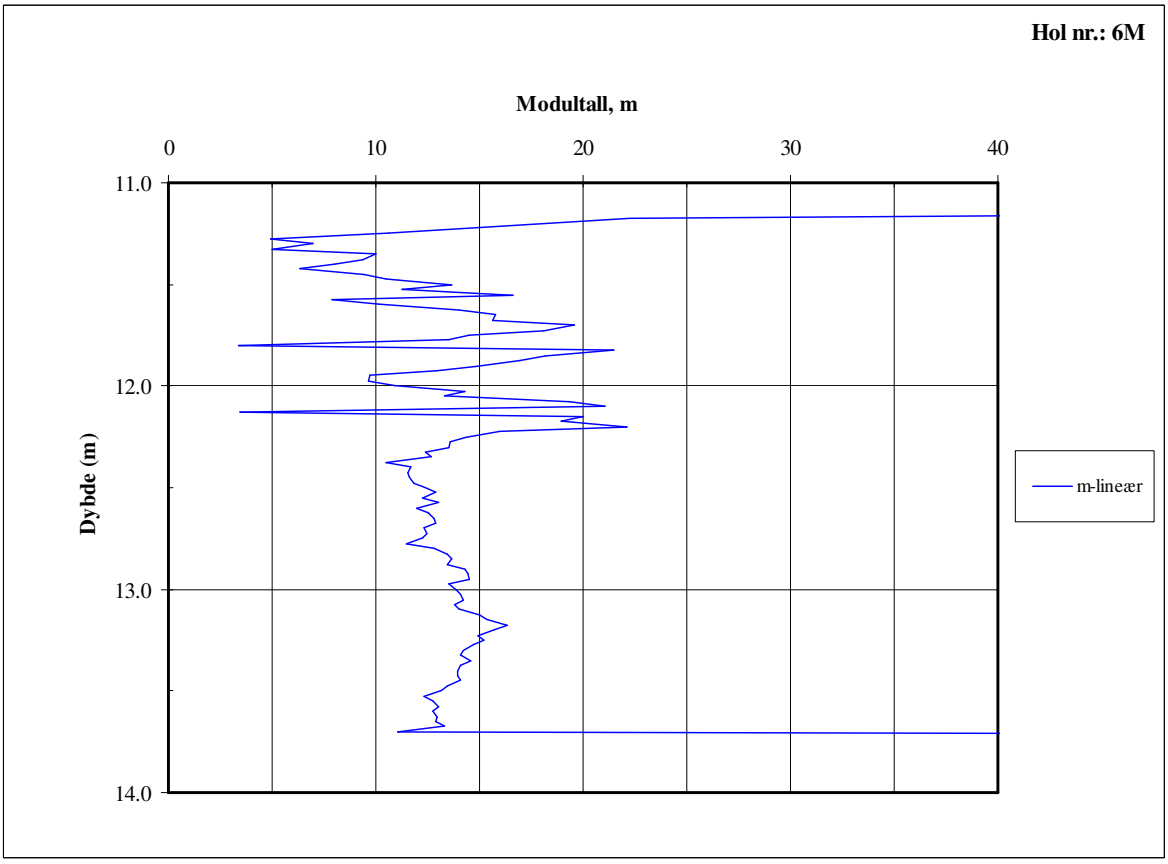
Figur 9 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts..



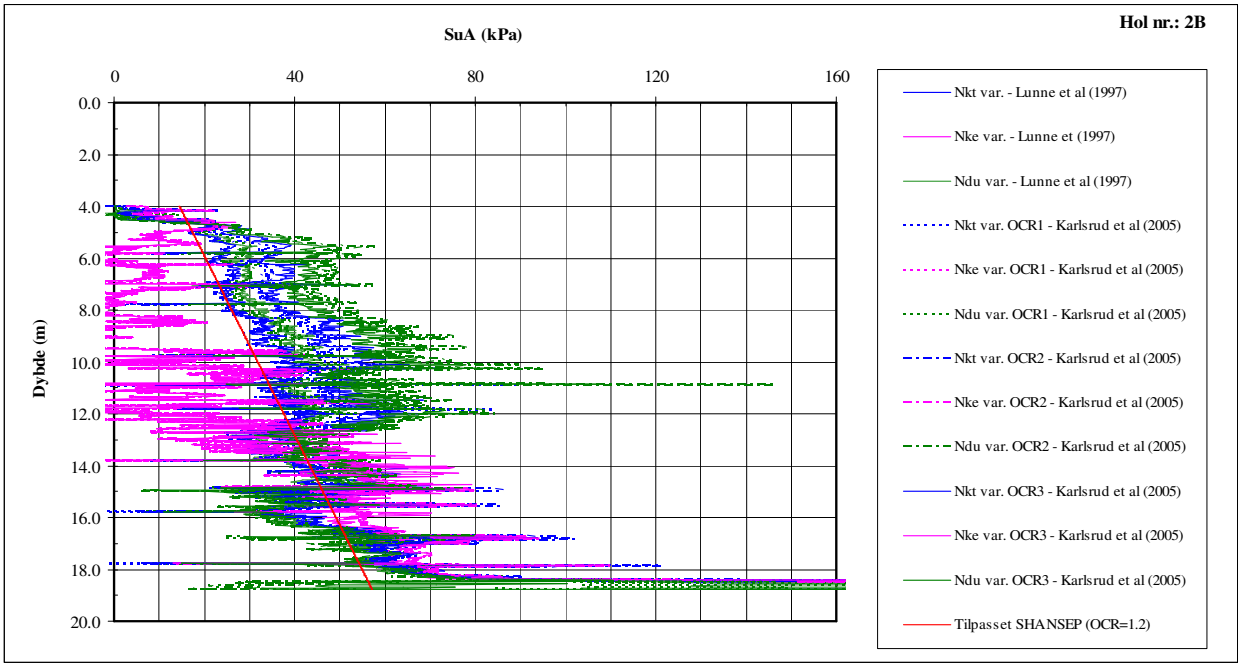


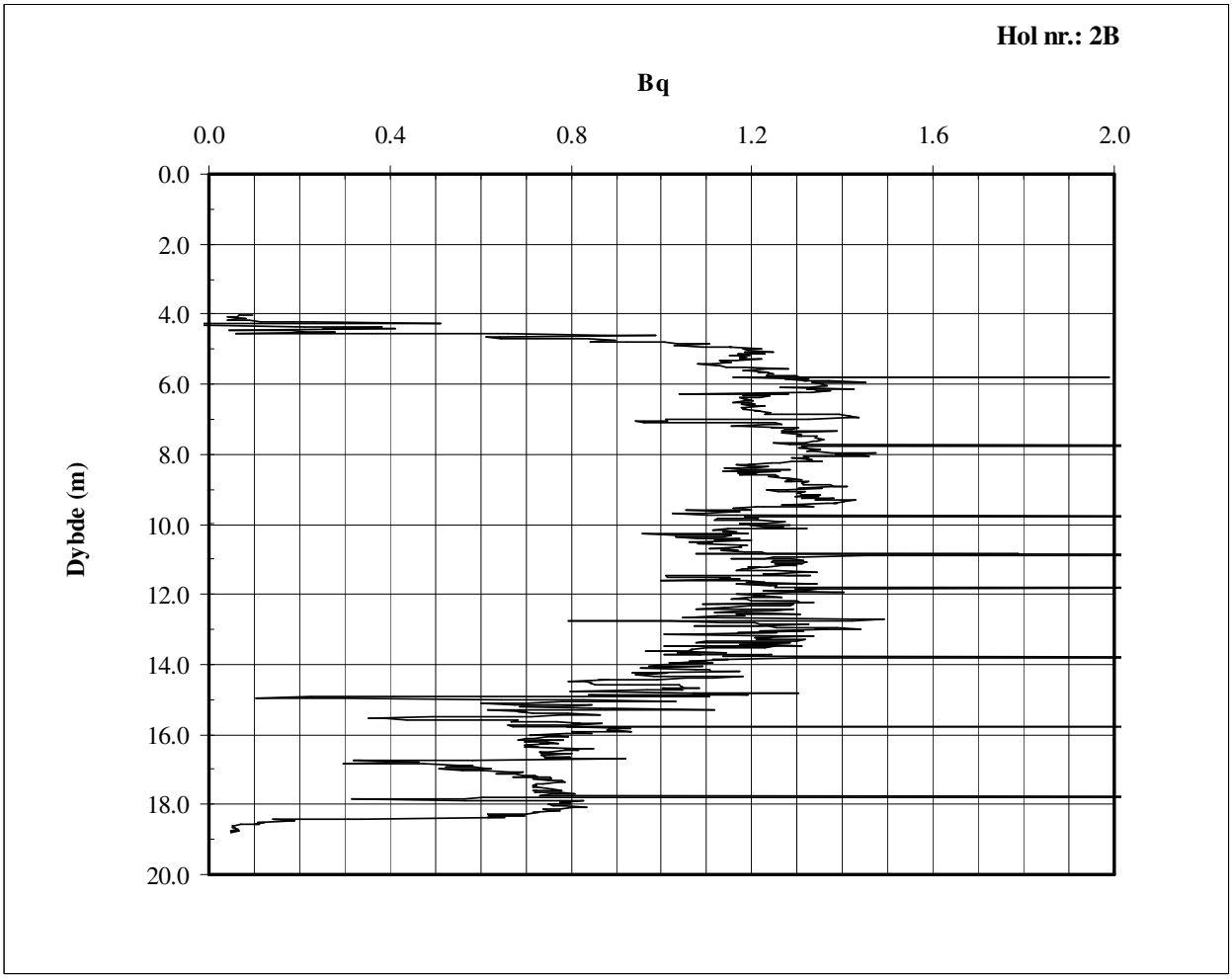
Figur 10 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts.. (Kvadratrotmodul-tilpasning).



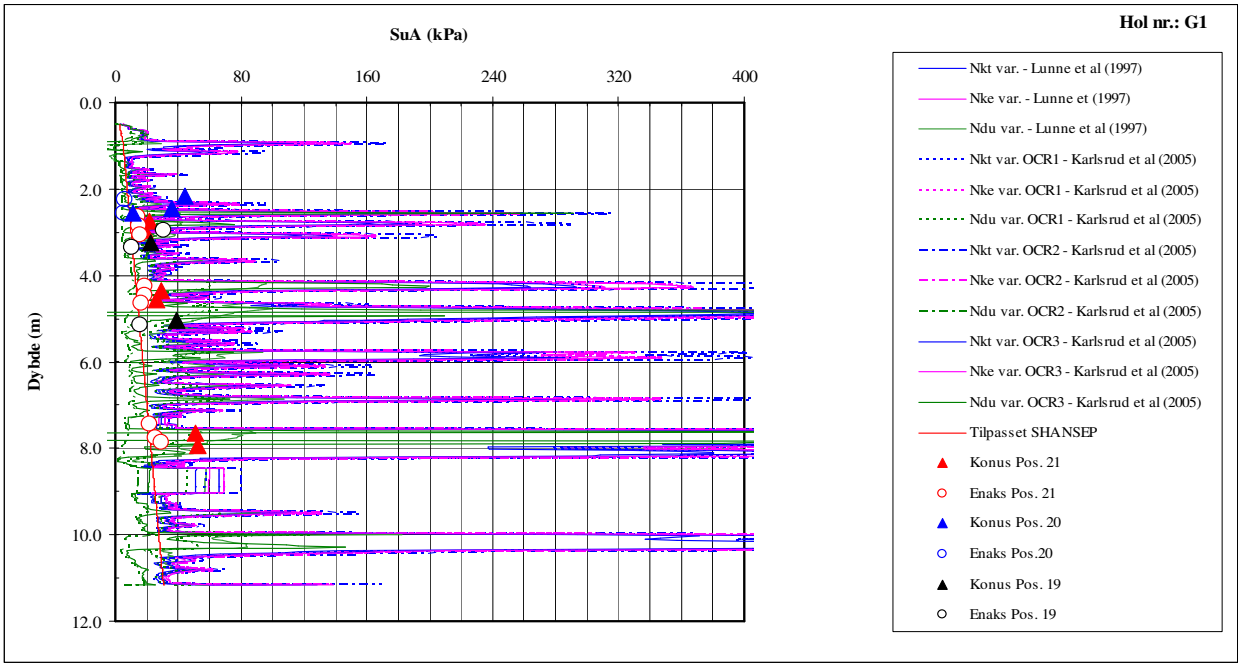


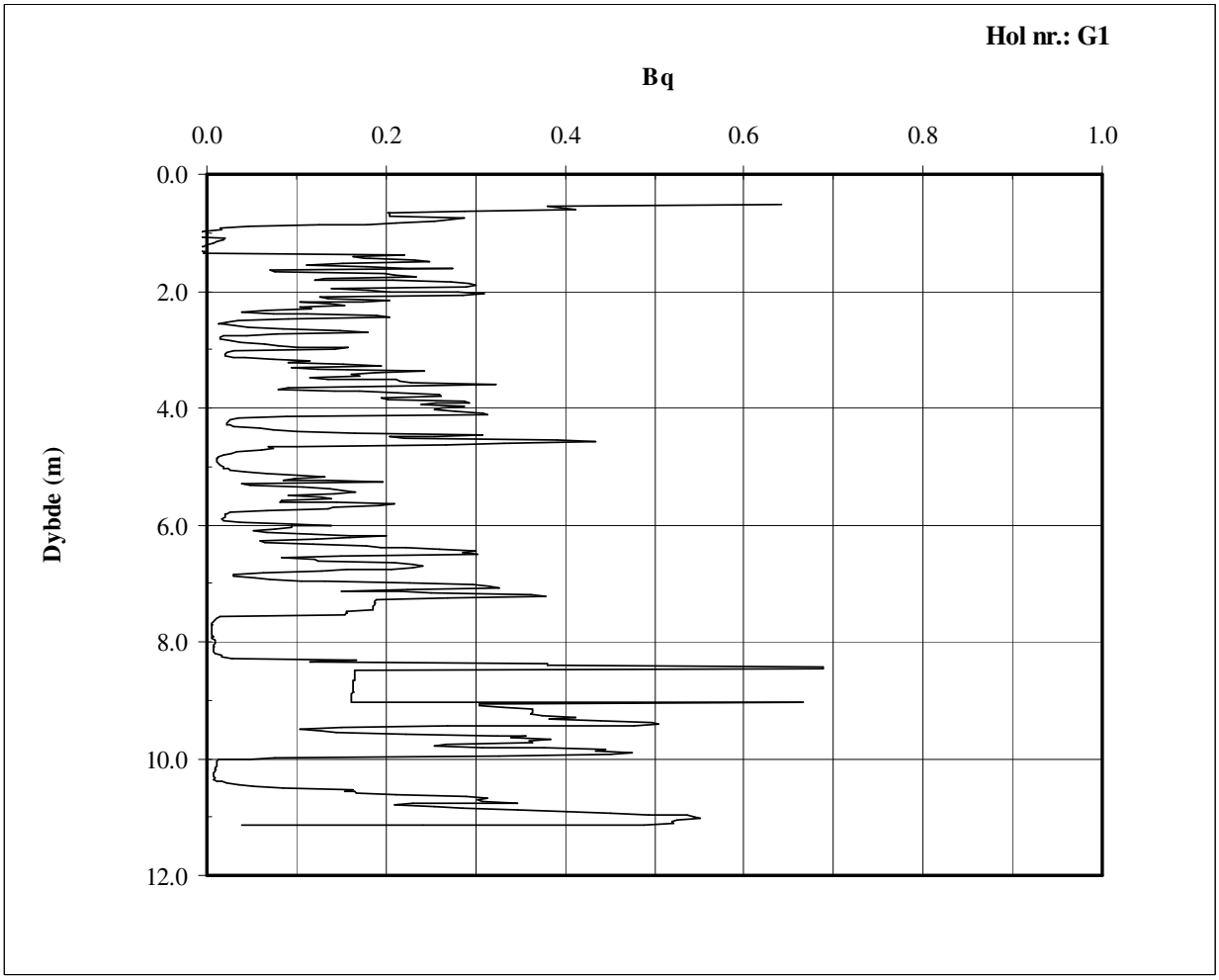
Figur 11 Oppdrettanlegg i Sør–Trøndelag. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts.. (Lineærmodul-tilpasning).



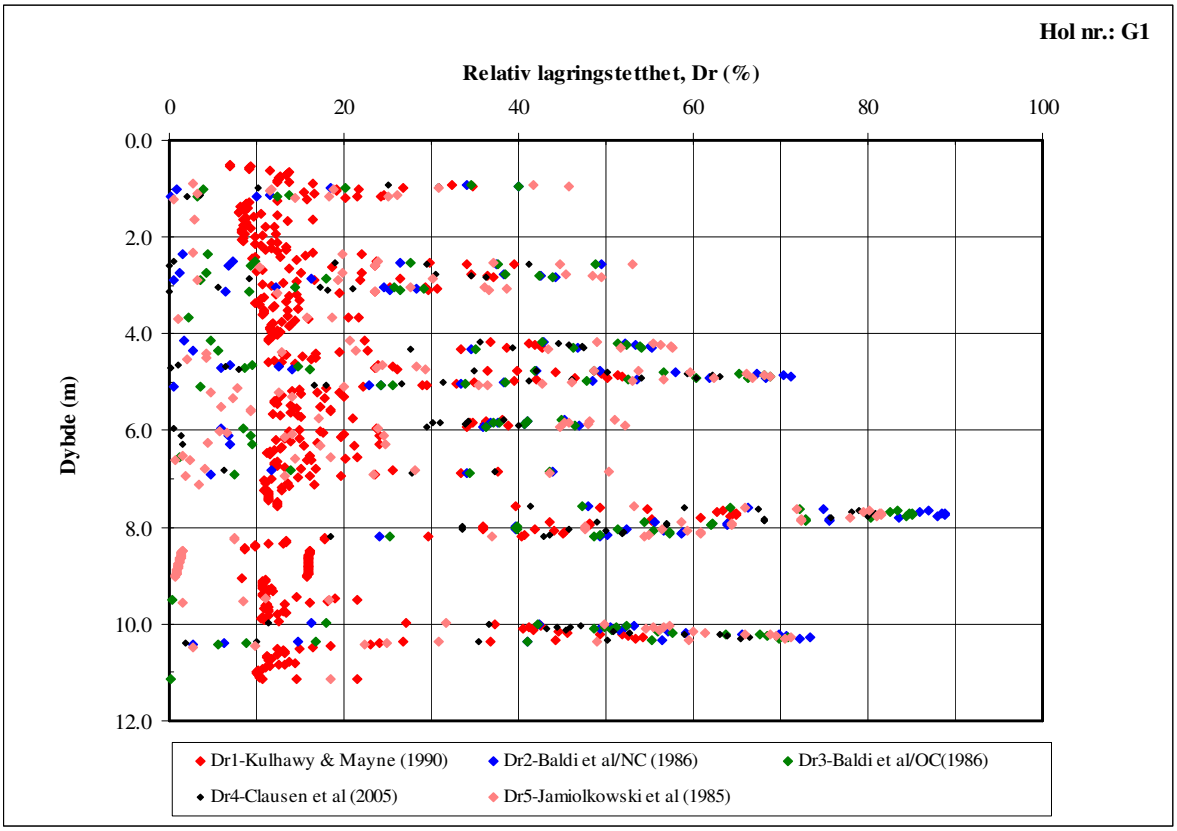


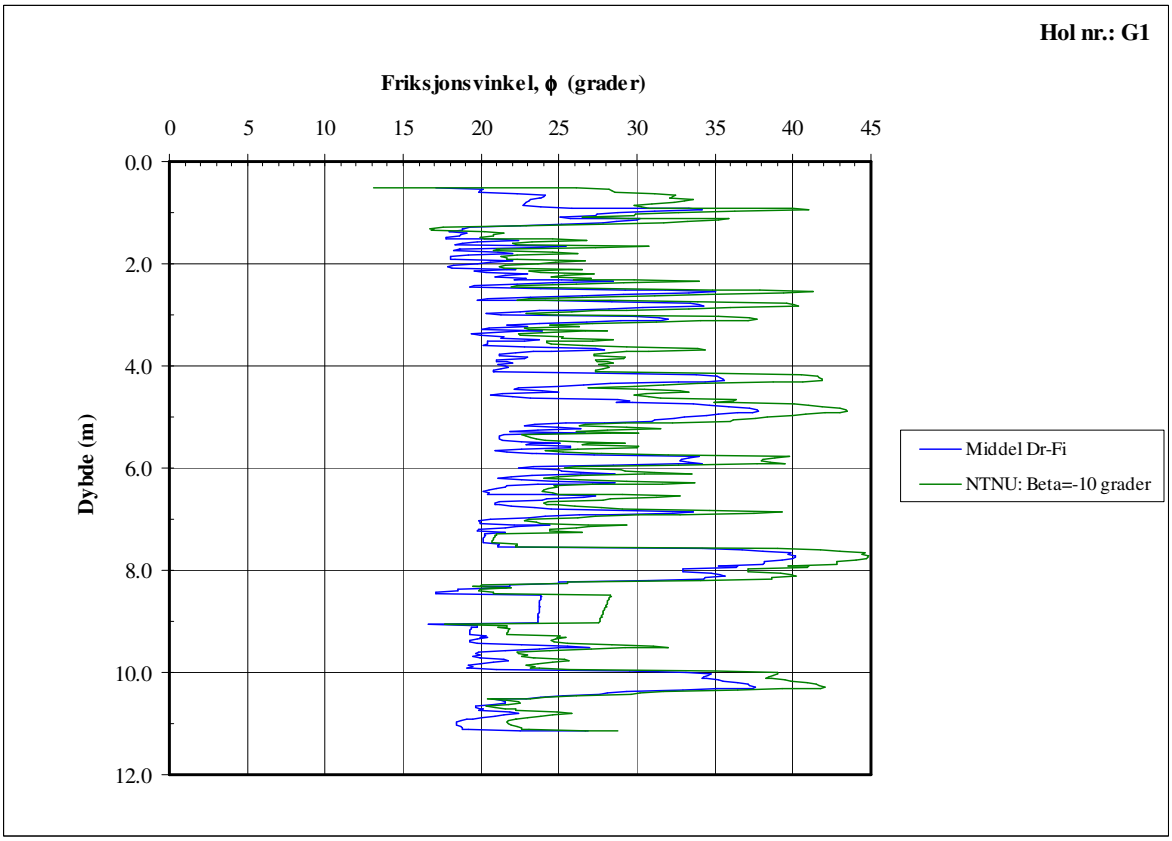
Figur 12 Skole-/idrettshall i Romsdal. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010); forts.. Kvikkleire. 15% styrkereduksjon introdusert.





Figur 13 Områdestabilitet i Møre og Romsdal. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010). Lagdelt med siltig leire, kvikkleire, sand og silt.





Figur 14 Områdestabilitet i Møre og Romsdal. Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2010)., forts.. Lagdelt med siltig leire, kvikkleire, sand og silt.

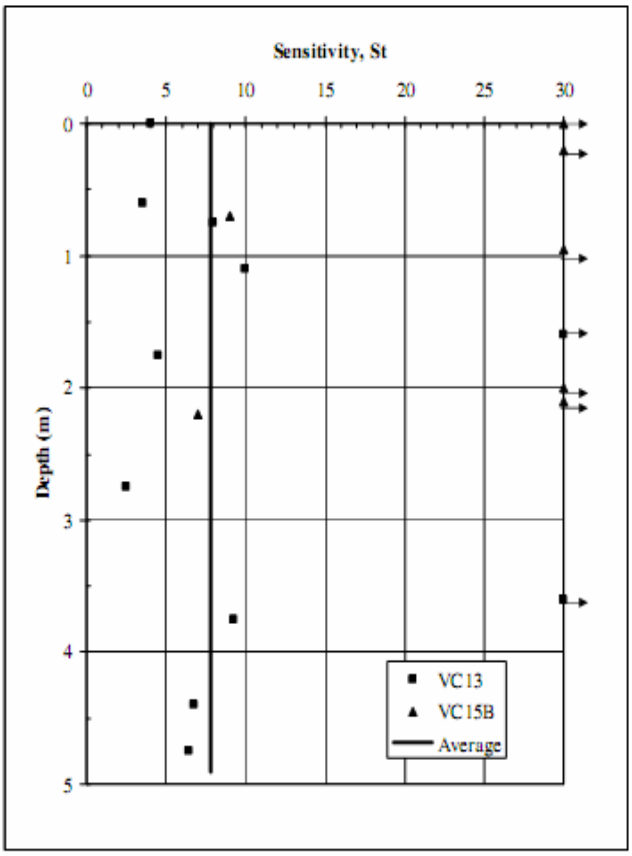


Figure A1.5 – Sensitivity (S_t) versus depth determined with small laboratory hand vane. 0-5 m.

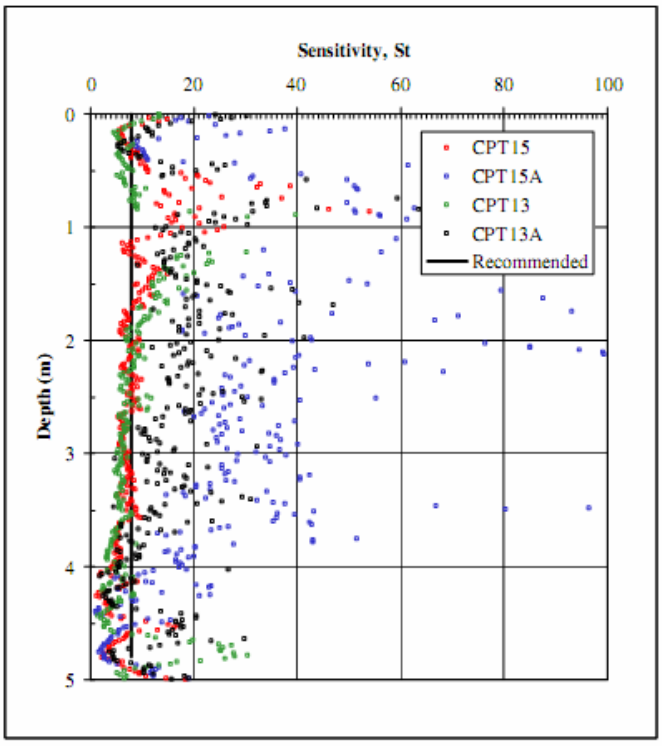
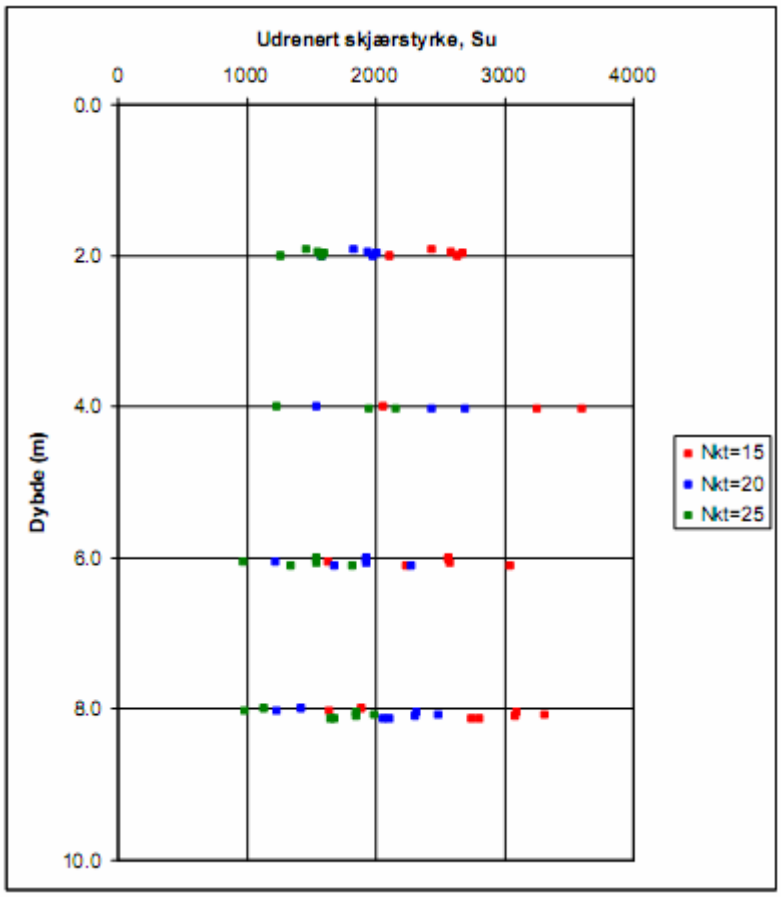
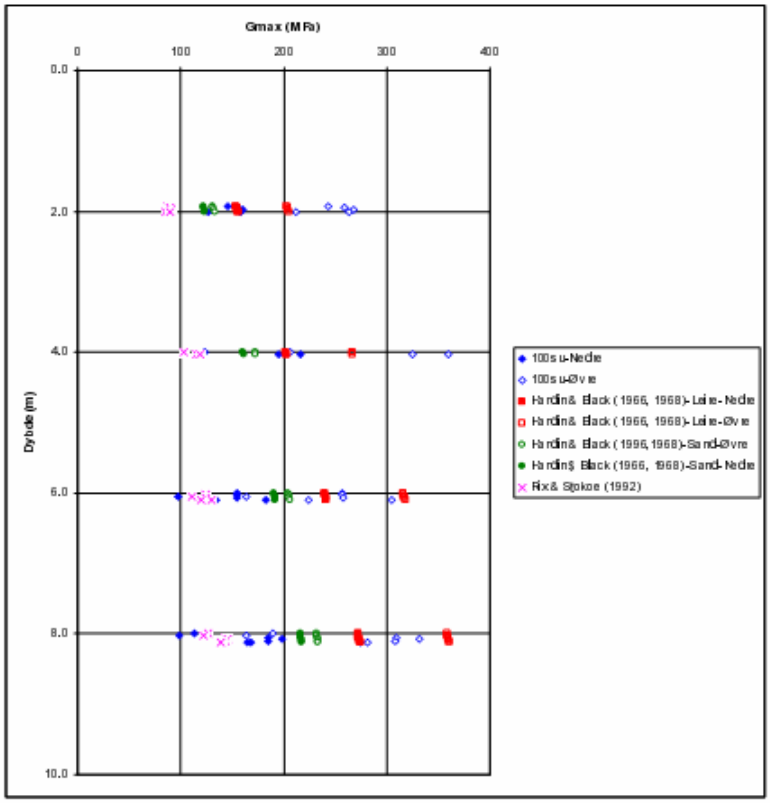


Figure A1.6 – Sensitivity (S_t) determined from the CPTs applying Rad and Lunne (1986). 0-5 m.

Figur 15 Offshore Manifold - Lab.målt og CPTU-tolket S_t med Regneark 2 (CPT Var 2005, eldre versjon).





Figur 16 Rotasjonspressefundament - Tolkninger med Regneark 2 (CPT Var 2005, eldre versjon).

Grunnens permeabilitet er estimert/tolket via 4 forskjellige metoder:

(a) Janbus empiriske formel
(b) Hazens empiriske formel
(c) Gustavsons empiriske formel
(d) tolkning av dissipasjonsforsøk.

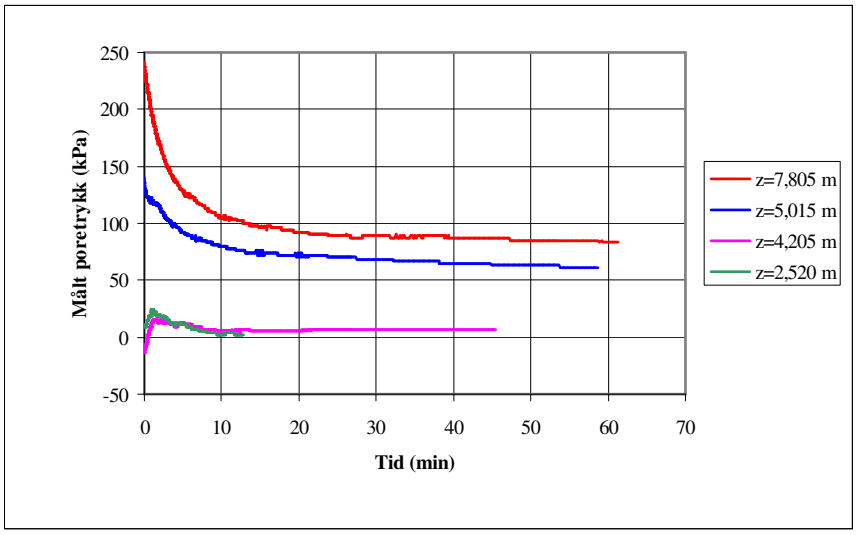
De 3 først nevnte metoder er alle basert på korrelasjon mellom permeabilitetskoeffisient (k) og karakteristiske punkt(er) på kornfordelingskurven.

Tabell 3 Estimert permeabilitet fra kornfordeling:

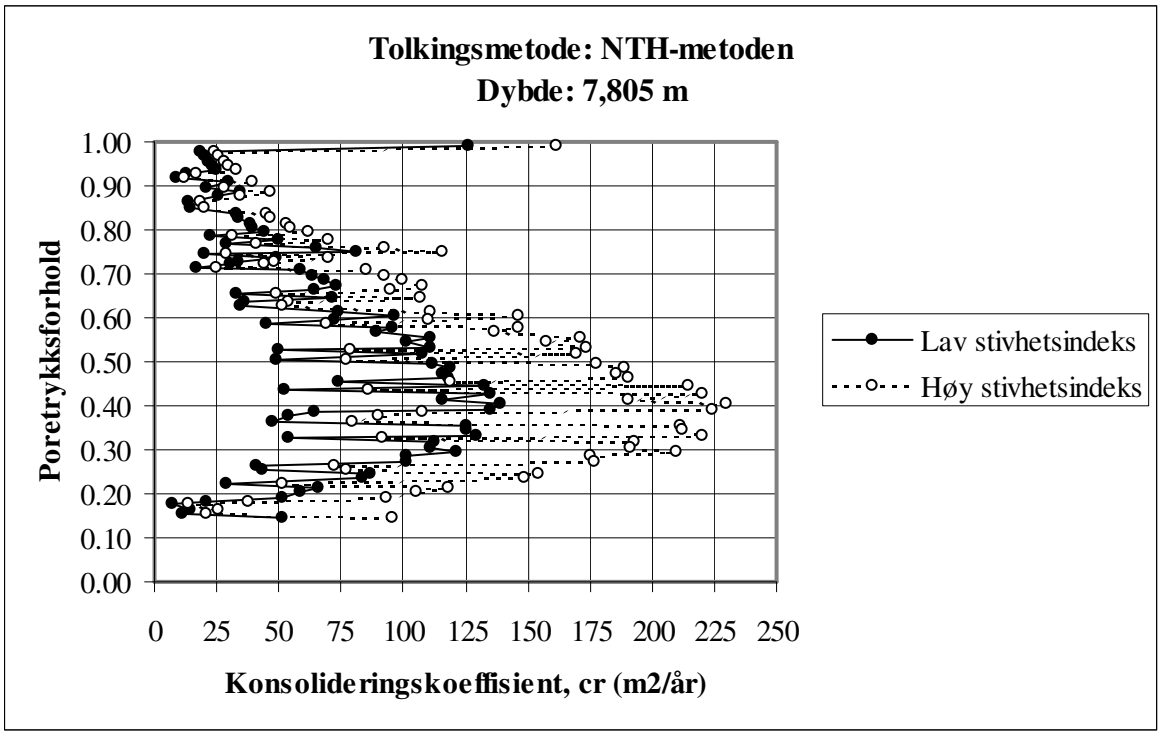
Prøve-dybde	Lag	Korn-fordelings analyse	Materialbetegnelse fra kornfordeling	Permeabilitetskoeffisient (k) fra metode (a) til (c)	
				Ved 20°C i lab.	Ved 4°C i jord
(m)	(nr)			(m/s)	(m/s)
Posisjon nr 7					
2,0-3,2	2	X	Sand (T2)	$2{,}1 \cdot 10^{-5}$ til $5{,}0 \cdot 10^{-5}$	$1{,}4 \cdot 10^{-5}$ til $3{,}3 \cdot 10^{-5}$
3,8-5,0	3	X	Silt, sandig (T2)	$2{,}6 \cdot 10^{-6}$ til $8{,}0 \cdot 10^{-6}$	$1{,}7 \cdot 10^{-6}$ til $5{,}2 \cdot 10^{-6}$
5,0-6,0	3	X	Silt, sandig (T4)	$1{,}8 \cdot 10^{-6}$ til $5{,}0 \cdot 10^{-6}$	$1{,}2 \cdot 10^{-6}$ til $3{,}3 \cdot 10^{-6}$
7,0-8,0	3	X	Silt (T4)	$2{,}6 \cdot 10^{-7}$ til $6{,}0 \cdot 10^{-7}$	$1{,}7 \cdot 10^{-7}$ til $3{,}9 \cdot 10^{-7}$

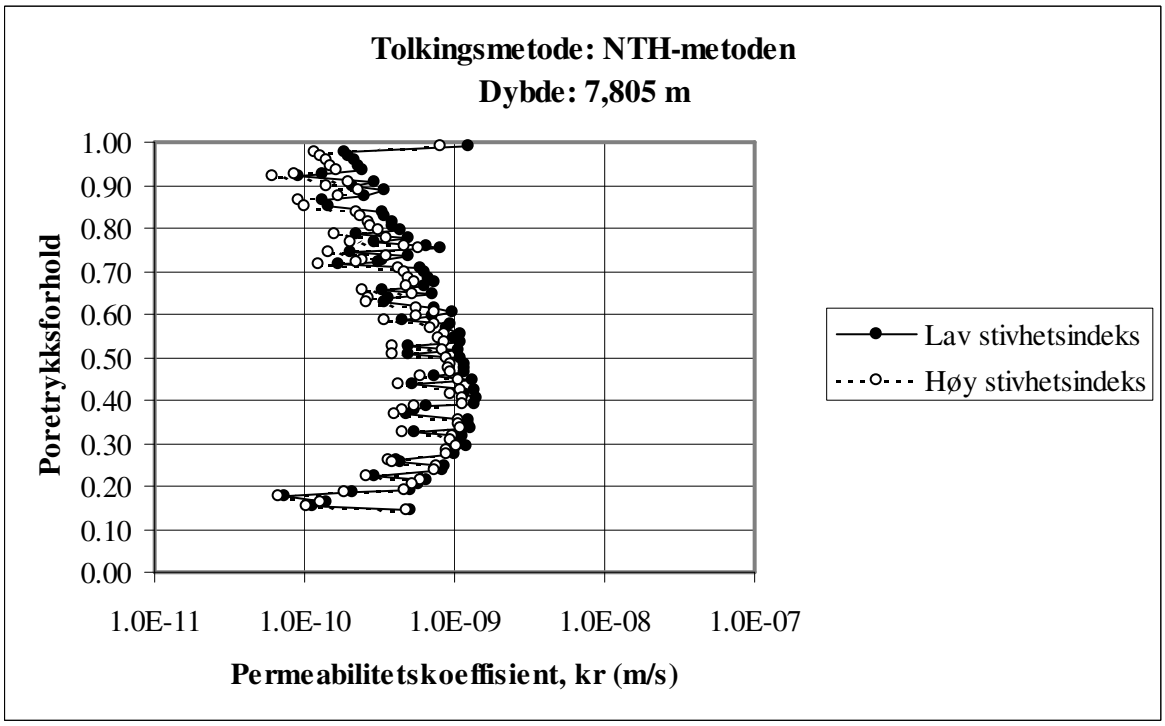
Tabell 4 Estimert permeabilitet fra dissipasjonsforsøk:

Forsøks-dybde	Lag	Korn-fordelings analyse	Materialbetegnelse fra kornfordeling	Permeabilitetskoeffisient (k) fra metode (d) [ved 4°C i jord]
(m)	(nr)			(m/s)
Posisjon nr 7				
2,520	2	X	Sand (T2)	$1{,}4 \cdot 10^{-9}$ til $1{,}1 \cdot 10^{-8}$
4,205	3	X	Silt, sandig (T2)	$2{,}5 \cdot 10^{-9}$ til $3{,}3 \cdot 10^{-8}$
5,015	3	X	Silt, sandig (T4)	$8{,}0 \cdot 10^{-11}$ til $5{,}2 \cdot 10^{-10}$
7,805	3	X	Silt (T4)	$2{,}4 \cdot 10^{-10}$ til $1{,}4 \cdot 10^{-9}$

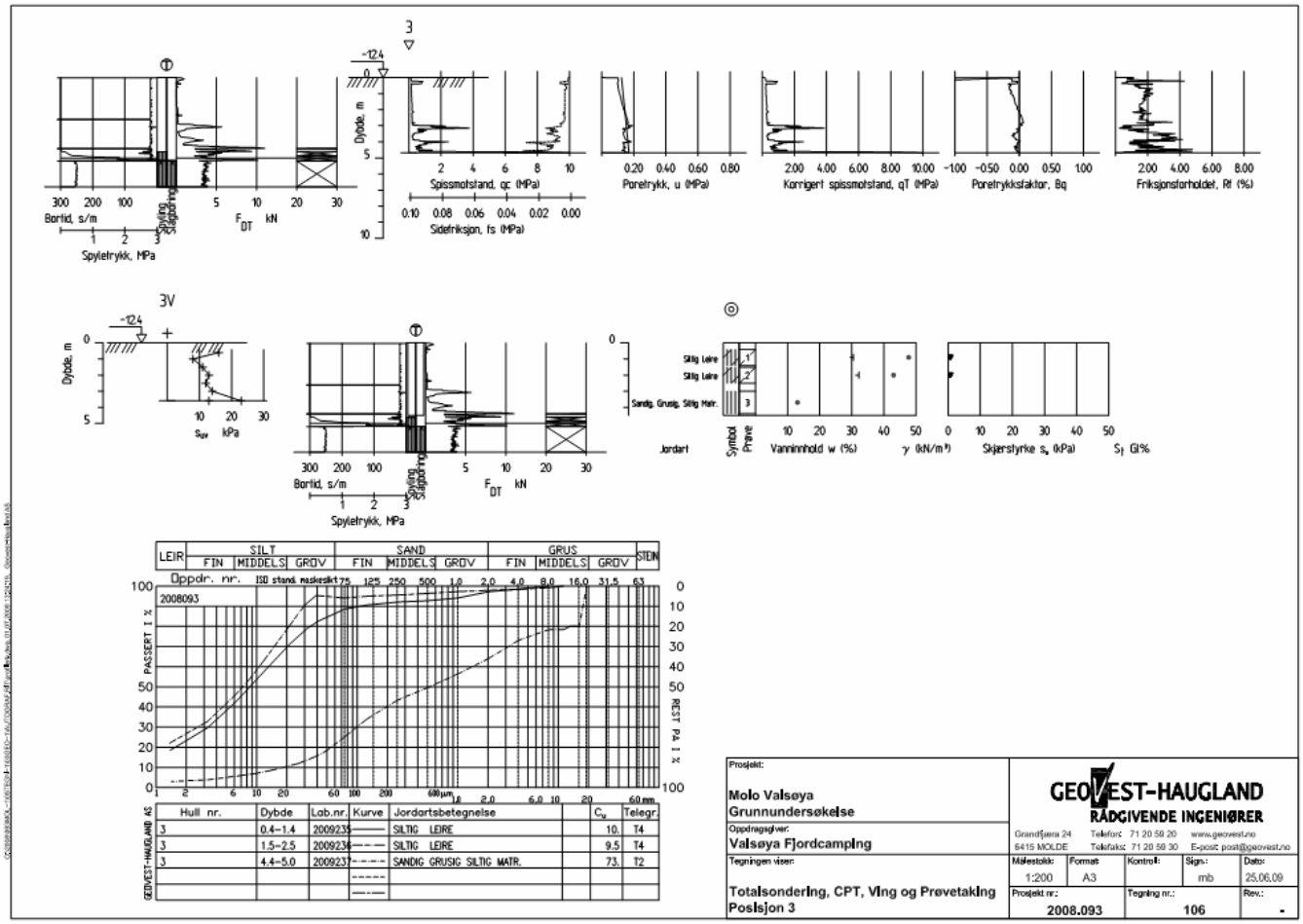


Figur 17 Avfallsdeponi Hordaland – Permeabilitet fra empiriske lab.metoder og fra dissipasjonsforsøk.

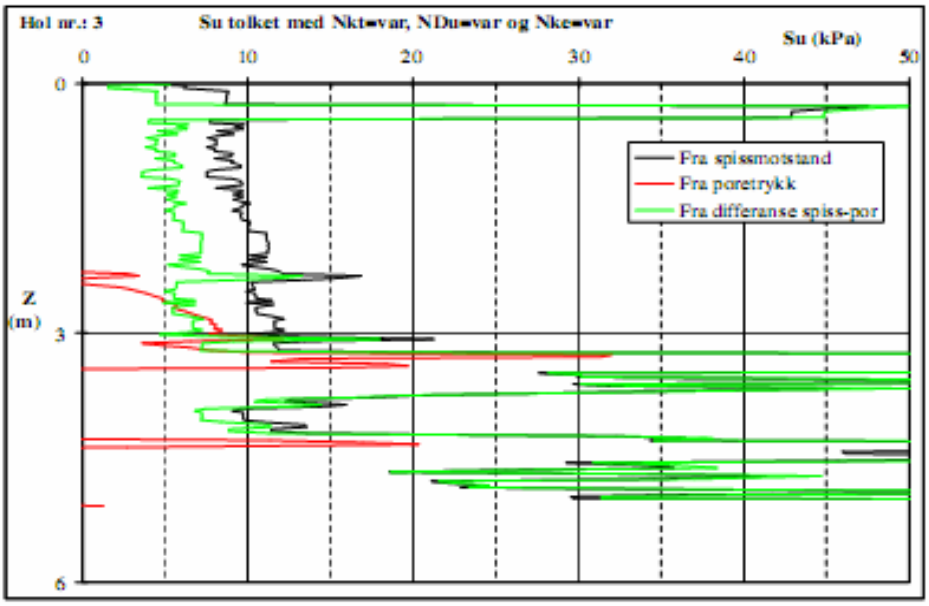




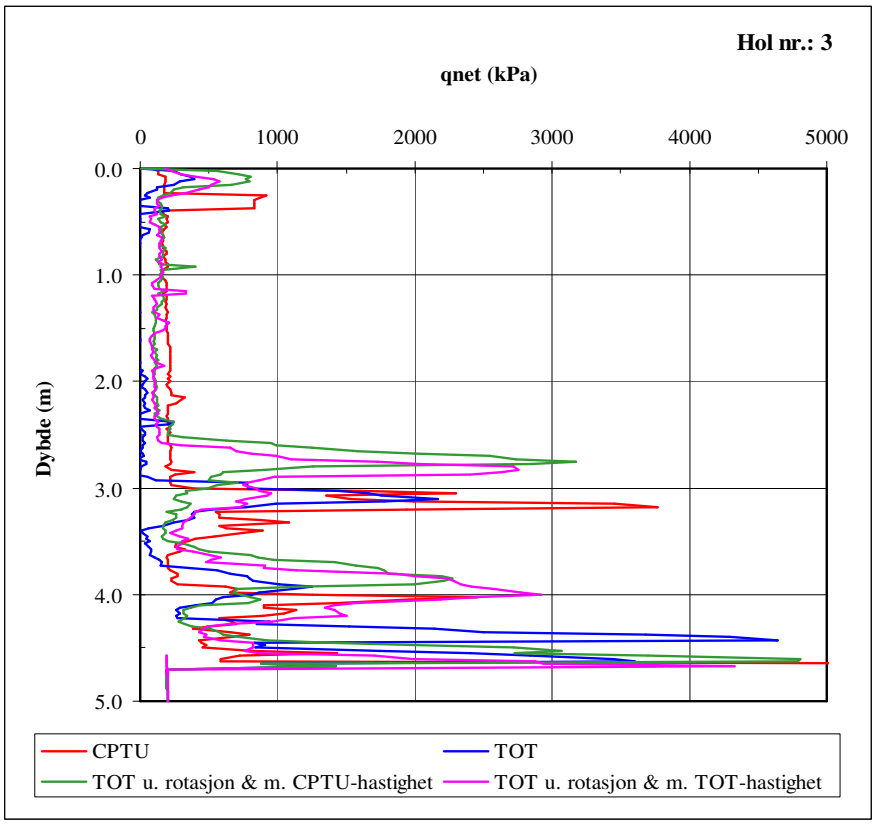
Figur 18 Avfallsdeponi – Konsolideringskoeffisient (c_r) og permeabilitetskoeffisient (k_r) tolket med Regneark 3 (Dissipasjon 1999) fra utførte dissipasjonsforsøk.

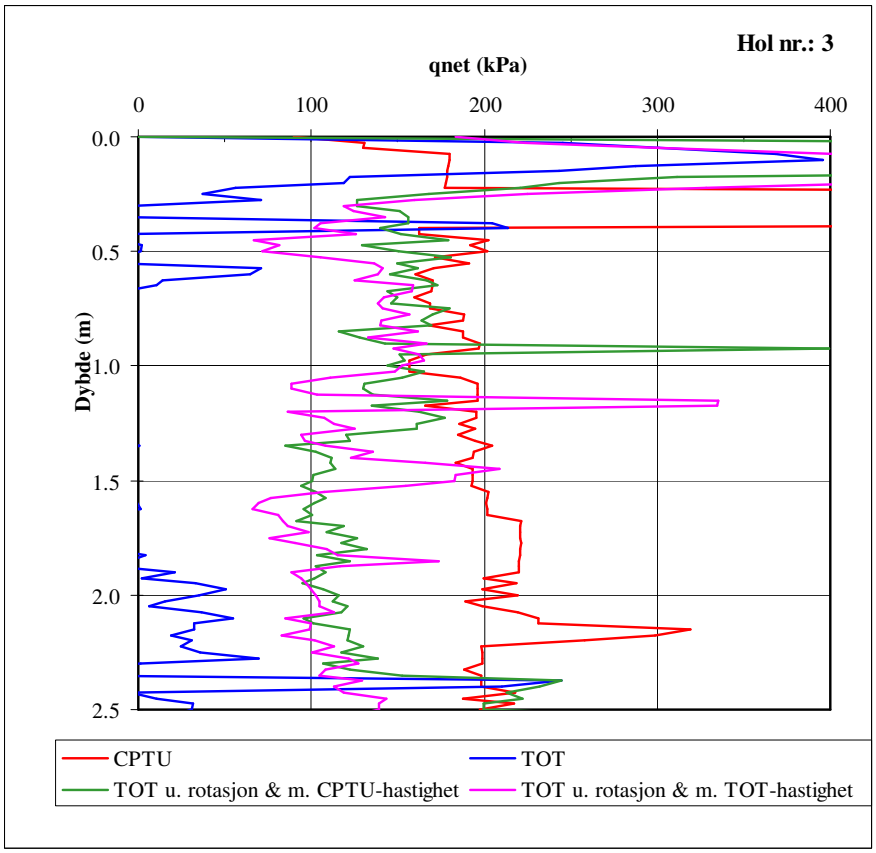


Figur 2 Tolking av CPT Hull 3



Figur 19 Grunnundersøkelse for molo – Resultater for Posisjon nr 3.





Figur 20 Grunnundersøkelse for molo – Resultater for Posisjon nr 3, forts..