

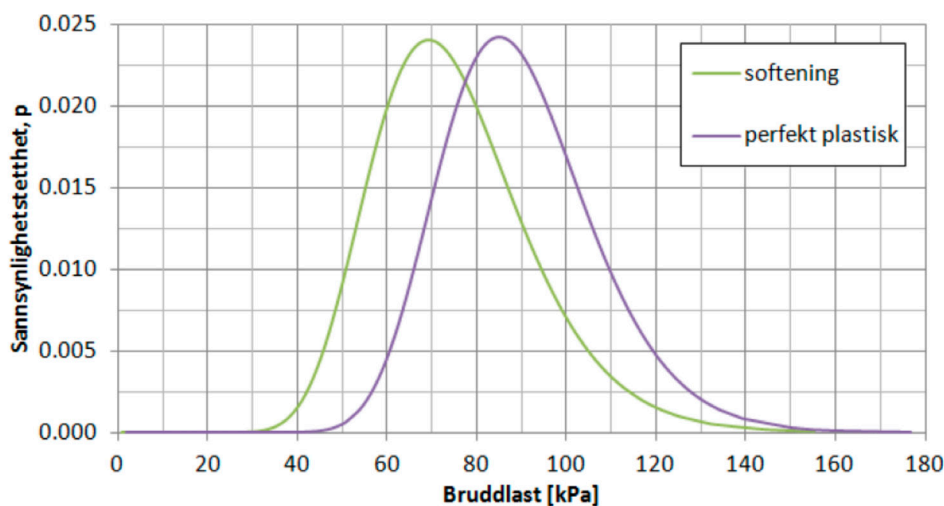


Naturfareprosjektet Dp. 6 Kvikkleire

Effekt av progressivbruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire:

Sensitivitetsanalyse basert på data fra grunnundersøkelser på vegstrekningen Sund-Bradden i Rissa

39
2014



R
A
P
P
O
R
T

Naturfareprosjektet: Delprosjekt 6 Kvikkleire

Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging
i områder med kvikkleire:
Sensitivitetsanalyse basert på data fra
grunnundersøkelser på vegstrekningen Sund-
Bradden i Rissa

Rapport nr. 39/2014

Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire: Sensitivitetsanalyse basert på data fra grunnundersøkelser på vegstrekningen Sund-Bradden i Rissa

Utgitt av: Norges vassdrags- og energidirektorat i et samarbeid med Statens vegvesen og Jernbaneverket

Utarbeidet av:

Petter Fornes, Hans Petter Jostad v/NGI

Dato: 12.05.2014

Opplag: P.O.D.

ISBN: 978-82-410-0988-4

Avrop:

Denne rapporten er en del av et samarbeidsprosjekt mellom Statens Vegvesen Vegdirektoratet (SVV), Norges Vassdrags og Energidirektorat (NVE) og NGI. Overordnet mål for samarbeidsprosjektet er å etablere et forbedret beregningsgrunnlag for etablering av sikkerhetsfaktorer og prosedyrer for prosjektering av bygg, anlegg og samferdsel i områder med kvikkleire eller meget sensitiv leire. Denne rapporten kvantifiserer effekten av softening (sprøbrudd) med elementanalyser av maksimums fyllingshøyde i et stort antall vilkårlige skråninger med kvikk og sensitiv leire. Analysene er gjort med elementmetodeprogrammet Plaxis og materialmodellen NGI-ADPSoft. Analysene er gjort med elementmetodeprogrammet Plaxis og materialmodellen NGI-ADPSoft, tilsvarende som i NIFS rapport **40/2014 (Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire Sensitivitetsanalyse)**. Sannsynlighetsfordelinger til inputparametre er estimert basert på data fra grunnundersøkelser på vegstrekningen Sund-Bradden i Rissa pluss erfaringstall og faglig skjønn.

Emneord: sprøbruddmateriale, sannsynlighetsanalyse, strain softening, NGI-ADP soft

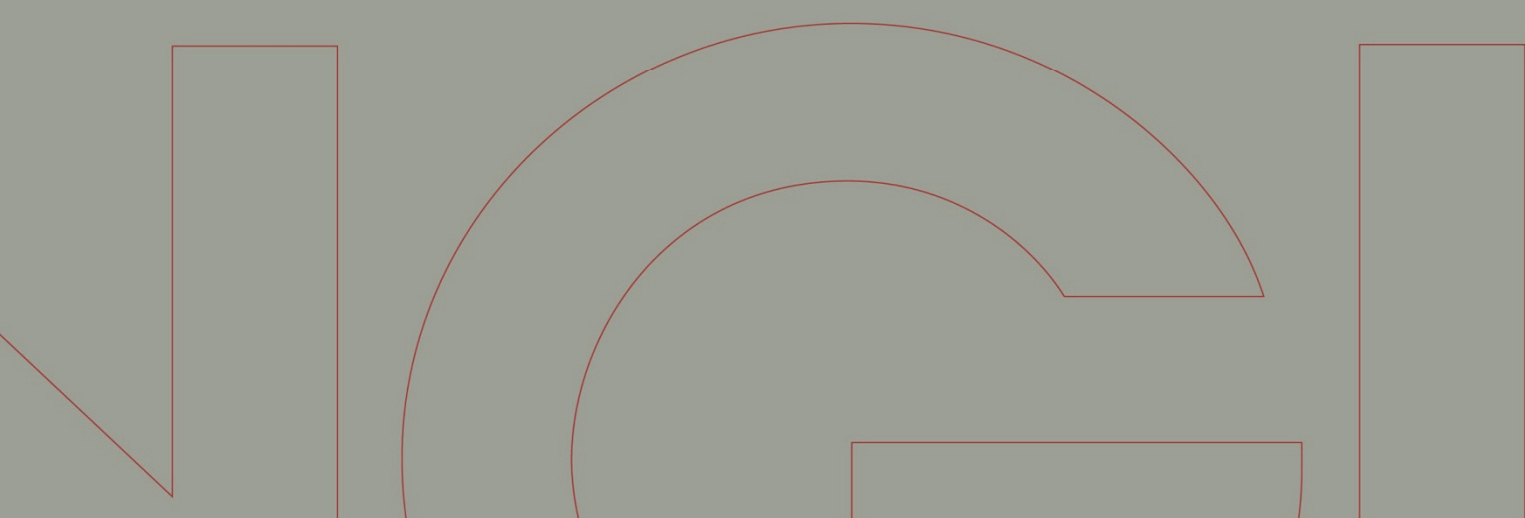


Rapport / Report

Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire

A4 Sannsynlighetsanalyse

20092128-00-7-R
12. mai 2014
Rev.nr.: 0



Ved elektronisk overføring kan ikke konfidensialiteten eller autentisiteten av dette dokumentet garanteres. Adressaten bør vurdere denne risikoen og ta fullt ansvar for bruk av dette dokumentet.

Dokumentet skal ikke benyttes i utdrag eller til andre formål enn det dokumentet omhandler. Dokumentet må ikke reproduseres eller leveres til tredjemann uten eiers samtykke. Dokumentet må ikke endres uten samtykke fra NGL.

Neither the confidentiality nor the integrity of this document can be guaranteed following electronic transmission. The addressee should consider this risk and take full responsibility for use of this document.

This document shall not be used in parts, or for other purposes than the document was prepared for. The document shall not be copied, in parts or in whole, or be given to a third party without the owner's consent. No changes to the document shall be made without consent from NGL.



Prosjekt

Prosjekt: Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire
Dokumentnr.: 20092128-00-7-R
Dokumenttittel: A4 Sannsynlighetsanalyse
Dato: 12. mai 2014
Rev.nr.: 0

Hovedkontor:
Pb. 3930 Ullevål Stadion
0806 Oslo

Avd Trondheim:
Pb. 1230 Pircenteret
7462 Trondheim

T 22 02 30 00
F 22 23 04 48

Kontonr 5096 05 01281
Org. nr 958 254 318 MVA

ngi@ngi.no
www.ngi.no

Oppdragsgiver

Oppdragsgiver: Statens Vegvesen Vegdirektoratet
Norges Vassdrags og Energidirektorat
Oppdragsgivers kontaktperson: Roald Aabøe (SVV)
Odd Are Jensen (NVE)
Kontraktreferanse: Oppdragsbekreftelse datert 25. (SVV) og 10. (NVE) november 2010

For NGI

Prosjektleder: Hans Petter Jostad
Utarbeidet av: Petter Fornes
Kontrollert av: Bjørn Vidar Vangelsten og Hans Petter Jostad

Sammendrag

Dette er et samarbeidsprosjekt mellom Statens Vegvesen/Vegdirektoratet (SVV), Norges Vassdrags og Energidirektorat (NVE) og NGI. Overordnet mål for prosjektet er å etablere et forbedret grunnlag for valg av sikkerhetsfaktorer og prosedyrer for prosjektering av bygg, anlegg og samferdsel i områder med kvikkleire eller meget sensitiv leire.

Denne rapporten gir resultatene fra aktivitet A4 Sannsynlighetsanalyse og knytter materialfaktoren γ_m til sannsynlighet for brudd for et idealisert tilfelle med en fylling i en "uendelig" lang skråning. En sannsynlighetsanalyse er utført, og sannsynlighet for brudd for ulike fyllingslaster er funnet. Effekten av softening (sprøbrudd) er undersøkt ved å kreve samme sikkerhetsnivå med

BS EN ISO 9001
Sertifisert av BSI
Reg. No. FS 32989

Sammendrag (forts.)



Dokumentnr.: 20092128-00-7-R
Dato: 2014-05-12
Rev.nr.: 0
Side: 4

sprøbruddoppførsel som uten. For å ha samme sannsynlighet for brudd med softening som med perfekt plastisk oppførsel må materialfaktoren økes i en standard deterministisk analyse.

En Monte Carlo-simulering er utført med 1000 elementmetodeanalyser for både perfekt plastisk materialoppførsel og for softening. Analysene er gjort med elementmetodeprogrammet Plaxis og materialmodellen NGI-ADPSoft, tilsvarende som i aktivitet A3, Sensitivitetsanalyse. Sannsynlighetsfordelinger til inputparametere er estimert basert på data fra grunnundersøkelser på vegstrekningen Sund-Bradden i Rissa (NGI 2009a), pluss erfaringstall og faglig skjønn.

I tillegg til å kvantifisere sannsynlighet for brudd for ulike materialfaktorer og effekten av softening, gir analysene informasjon om hvilke materialparametere som betyr mest for bruddlasten.

Hovedkonklusjonene fra denne aktiviteten er:

- I denne sannsynlighetsanalysen må materialfaktoren γ_m økes med 20 % fra 1.4 til 1.7 for å ha samme sikkerhetsnivå med softening som uten (perfekt plastisk oppførsel). Det er da benyttet en maks (peak) udrenert skjærstyrke.
- Sannsynligheten for brudd med denne materialfaktoren var 5 % med gjennomsnittlig skjærstyrkeprofil og 0.25 % for et forsiktig valgt styrkeprofil.
- Lavere sannsynlighet for brudd oppnås ved å redusere usikkerhetene i inputparametere (krever mer data fra grunnundersøkelser eller benytte korrelasjoner og erfaringer fra tester på tilsvarende leire) eller benytte et forsiktig valgt karakteristisk skjærstyrkeprofil.
- Effekten av usikkerheten i skjærbåndtykkelsen ved initiering av et progressivt brudd (som er den parameteren som er vanskeligst å bestemme) er for den aktuelle Casen ikke veldig viktig for resultatet.

Andre observasjoner/anbefalinger:

- Økning av materialfaktoren for et softeningmateriale på 20 % svarer til en softeningfaktor $F_{\text{softening}} = 1.20$ fra aktivitet A3, Sensitivitetsanalyse. I aktivitet A3 var det kun 2.5 % av de ca. 500 beregnede tilfellene som hadde $F_{\text{softening}} > 1.20$.
- For å kunne vurdere økningen i materialfaktoren på grunn av softening må kapasiteten til skråningen i utgangspunktet være tilstrekkelig til at modellen ikke går til brudd med softening.
- Det er mulig å bruke elementmetoden i sannsynlighetsanalyser, men metoden som er beskrevet i denne rapporten er tidkrevende og det er visse begrensninger i automatiseringen.

Sammendrag (forts.)



Dokumentnr.: 20092128-00-7-R
Dato: 2014-05-12
Rev.nr.: 0
Side: 5

- Det vil være nyttig å etterregne typiske tilfeller fra prosjekteringsjobber for å få bedre grunnlag til å velge fornuftig sikkerhetsnivå.
- For å redusere usikkerheten i framtidige sannsynlighetsanalyser bør man etablere en metode som tar hensyn til ekstra informasjon som for eksempel erfaringstall fra blokkprøvedatabaser, korrelasjoner med indeksparametere, erfaringsmessig skjønn, ideer om geologisk historie og nåværende stabilitet.

Resultatene fra denne aktiviteten vil bli benyttet til å komme med anbefalinger om hvordan effekten av sprøbrudd kan inkluderes i forbindelse med bruddanalyser i områder med kvikk og sensitiv leire. Dette vil bli gjort i aktivitet A5.

Innhold

1	Innledning	7
2	Valgt Case	8
3	Grunnforhold, Sund-Bradden	9
3.1	Grunnundersøkelser, Rein Kirke	10
3.2	Indeksparametere	11
3.3	CPTU-sonderinger	12
3.4	Triaksforsøk	17
4	Materialparametere	21
4.1	Inputparametere NGI-ADPSOft	21
4.2	Styrkeprofil	22
4.3	Anisotropiforhold	26
4.4	Tøyning og stivhet	26
4.5	Sprøhet	27
5	Beregninger	28
5.1	Sannsynlighetsanalyse	28
5.2	Deterministisk analyse	28
6	Resultat	29
6.1	Sannsynlighetsanalysen	29
6.2	Sannsynlighetsfordeling	30
6.3	Sannsynlighet for brudd	31
6.4	Materialfaktor γ_m	32
6.5	Sannsynlighet for brudd og materialfaktor	32
6.6	Korrelasjoner med inputparametere	33
7	Diskusjon	36
8	Konklusjon	37
9	Referanser	38

Kontroll- og referanseside

1 Innledning

Dette prosjektet er et samarbeidsprosjekt mellom Statens Vegvesen/Vegdirektoratet (SVV), Norges Vassdrags og Energidirektorat (NVE) og NGI. Overordnet mål for prosjektet er å etablere et forbedret grunnlag for valg av sikkerhetsfaktorer og prosedyrer for prosjektering av bygg, anlegg og samferdsel i områder med kvikkleire eller meget sensitiv leire.

Prosjektet som startet i 2010 og vil bli avsluttet i 2013, er delt opp i følgende hovedaktiviteter:

- A1. Ferdigstille implementeringen av en numerisk metode
- A2. Tilbakeregning av skred
- A3. Sensitivitetsanalyse
- A4. Sannsynlighetsanalyse
- A5. Kalibrering av sikkerhetsfaktorer
- A6. Effekt av tøyningshastighet (ikke prioritert aktivitet)
- A7. Implementering av ny kunnskap

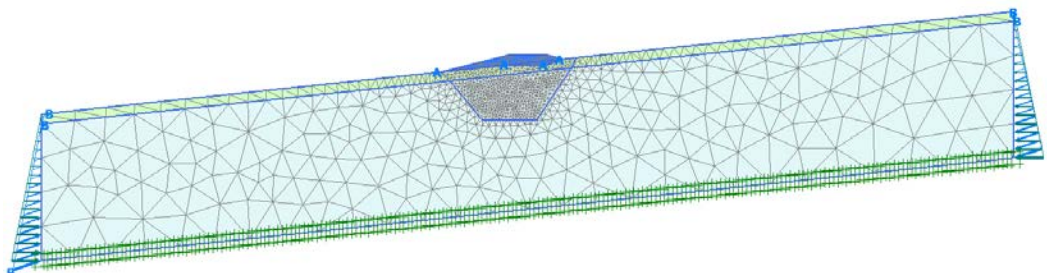
Denne rapporten gir resultatene fra aktivitet A4, Sannsynlighetsanalyse. Ved å utføre en sannsynlighetsanalyse kan sannsynligheten for brudd knyttes til materialfaktor γ_m fra en deterministisk analyse. Nødvendig økning i kravet til materialfaktor på grunn av sprøbruddoppførsel kan kvantifiseres ved å kreve samme sannsynlighet for brudd med perfekt plastisk oppførsel som med softening.

Følgende faser er benyttet i denne aktiviteten:

- Valg av idealisert case
- Valg av lokasjon med data fra grunnundersøkelser
- Etablering av sannsynlighetsfordelinger for alle inputparametere
- Utvalg av verdier fra fordelingene
- Kjøring av tilstrekkelig antall analyser med og uten softening
- Kurvetilpasse sannsynlighetsfordeling for beregnede bruddlaster
- Benytte fordelingen til å bestemme sannsynlighet for brudd
- Koble sannsynlighet for brudd mot materialfaktor γ_m
- Kvantifisere nødvendig økning av materialfaktor på grunn av sprøbruddoppførsel

2 Valgt Case

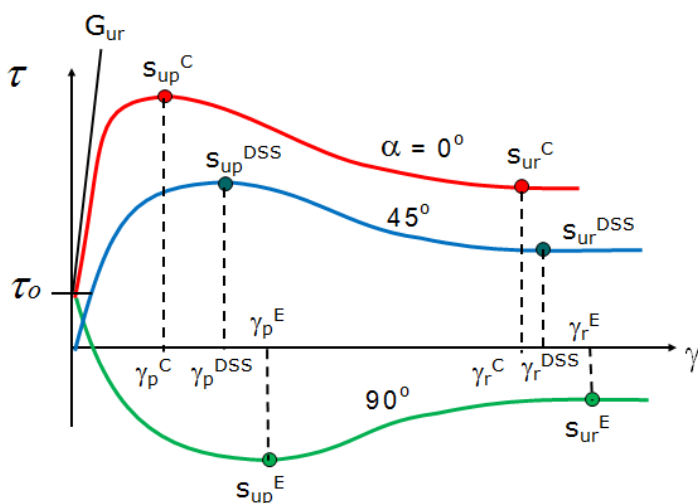
En idealisert uendelig lang skråning med oppbygging av en vegfylling er valgt som case i sannsynlighetsanalysen. Dette for å bedre kunne sammenligne med resultatene fra aktivitet A3 (NGI, 2012b). Helning $\beta = 4^\circ$, jordtrykkskoeffisient $K_0 = 0.6$, og et 2 m tykt ikke-sensitivt topplag er valgt for skråningen, og samme elementmodell som i Case 1 i aktivitet A3 er benyttet, se Figur 2.1.



Figur 2.1 Modell av skråningen med vegfylling i Plaxis 2D

FEM-programmet Plaxis 2D (www.plaxis.nl) er benyttet i beregningene, med samme automatiseringsprosedyre som i aktivitet A3. Mohr Coulomb modellen i Plaxis er benyttet for fyllingen.

Den brukerdefinerte materialmodellen NGI-ADPSOft (NGI, 2012a), ferdigstilt i aktivitet A1 i dette prosjektet, er benyttet til å modellere oppførselen til leiren i sannsynlighetsanalysen. Modellen beskriver hele skjærspennings-tøyingskurven inkludert softening-oppførselen etter maks udrenert skjærstyrke. Modellen er totalspenningsbasert og gir forskjellig oppførsel avhengig av deformasjonsretningen (anisotrop oppførsel). De viktigste parameterne for modellen er vist på Figur 2.2. Parameterne bestemmes ved hjelp av udrenerte skjærforsøk, aktive (CAUC), passive (CAUE) og direkte skjær (DSS).



Figur 2.2 Modellparametere til NGI-ADPSOft

3 Grunnforhold, Sund-Bradden

Som grunnlag for materialparametere i sannsynlighetsanalysen er det valgt å benytte materialdata fra prosjektet Sund-Bradden i Rissa (NGI 2009b). Aktuelt område er vist i Figur 3.1. På vegstrekningen Sund-Bradden finnes det kvikkleire, og utfordringen i prosjektet er områdestabilitet og krav til prosentvis forbedring av materialfaktor (NGI 2009c).

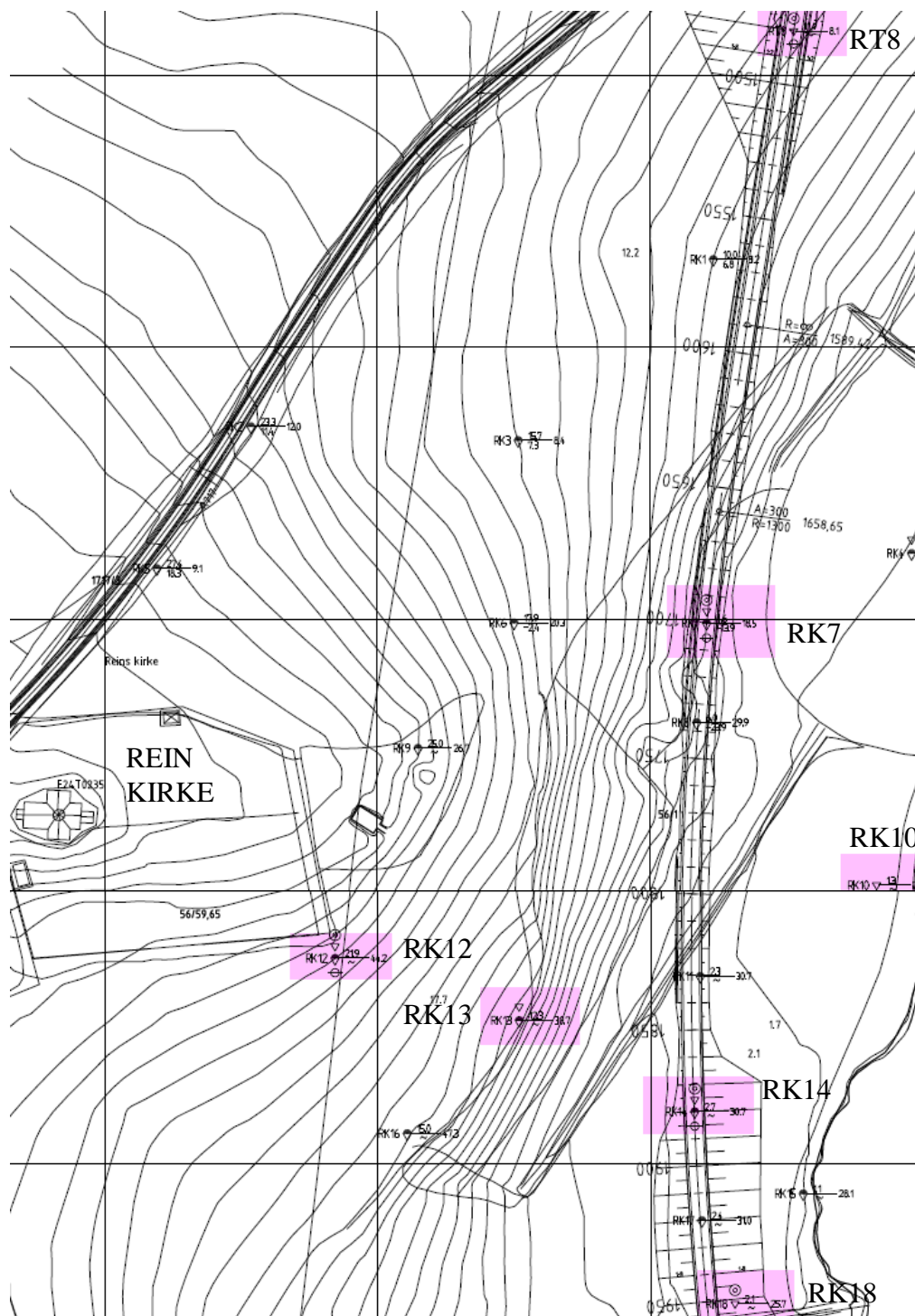


Figur 3.1 Sund-Bradden, Rissa. Vegstrekningen er vist med svart sirkel.

I sannsynlighetsanalysen ville man ha en idealisert skråning som i utgangspunktet har en materialfaktor som er større enn 1.4, og hvor en planlagt vegfylling kan utløse et progressivt brudd. Sannsynlighetsanalysen har derfor ikke den samme problemstillingen med områdestabilitet som i prosjektet Sund-Bradden. Likevel er materialdata fra Sund-Bradden egnet til å vurdere usikkerhet i materialparametere ut ifra reelle forsøk i prosjekteringsammenheng.

3.1 Grunnundersøkelser, Rein Kirke

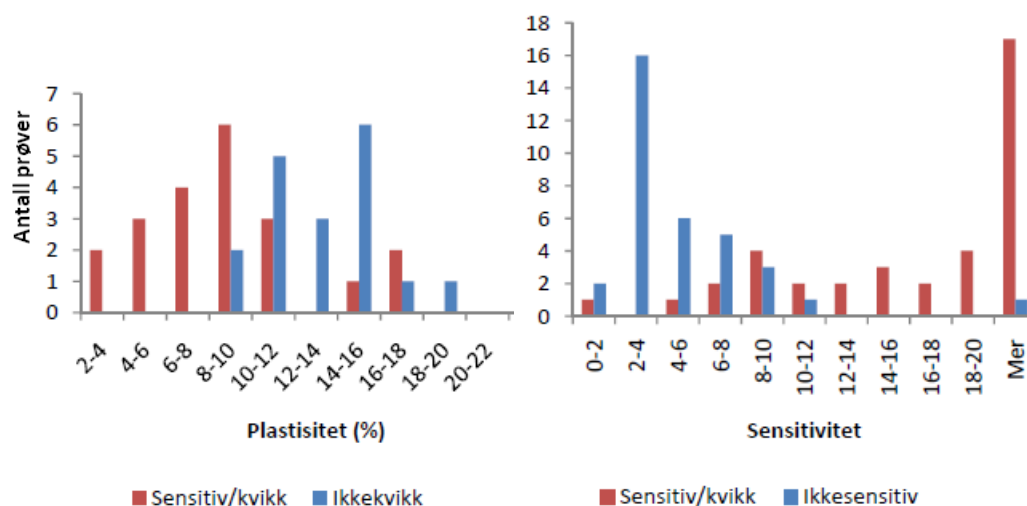
Det er spesifikt valgt området ved Rein Kirke på strekningen Sund-Bradden som materialgrunnlag, se borplanen vist på Figur 3.2. I sannsynlighetsanalysen er materialegenskapene fra dette området importert inn i den idealiserte skråningen. Romlig usikkerhet er tatt hensyn til ved at data fra flere målepunkt er vurdert.



Figur 3.2 Borplan, Rein Kirke (NGI, 2009a)

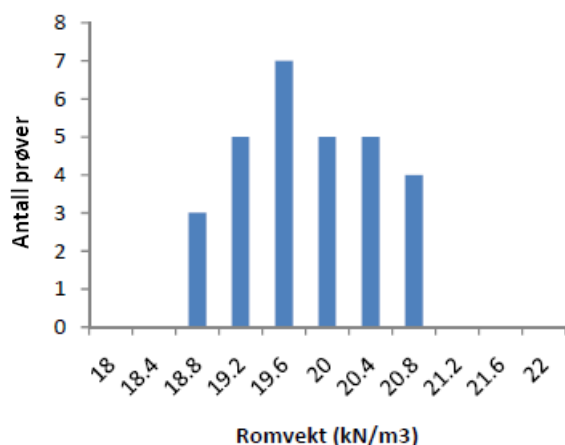
3.2 Indeksparametere

Indeksparametere benyttes ikke direkte som input i materialmodellen. De kan derimot benyttes til å vurdere variasjon i grunnforholdene.



Figur 3.3 Histogrammer for plastisitet og sensitivitet fra området ved Rein Kirke (NGI, 2009b)

Figur 3.3 viser spredning i plastisitet og sensitivitet for leira i området ved Rein Kirke. Det er den sensitive/kvikke leira som er modellert i sannsynlighetsanalysene. Denne leira har en gjennomsnittlig plastisitet på 9 og en gjennomsnittlig sensitivitet på 31 (NGI 2009b).

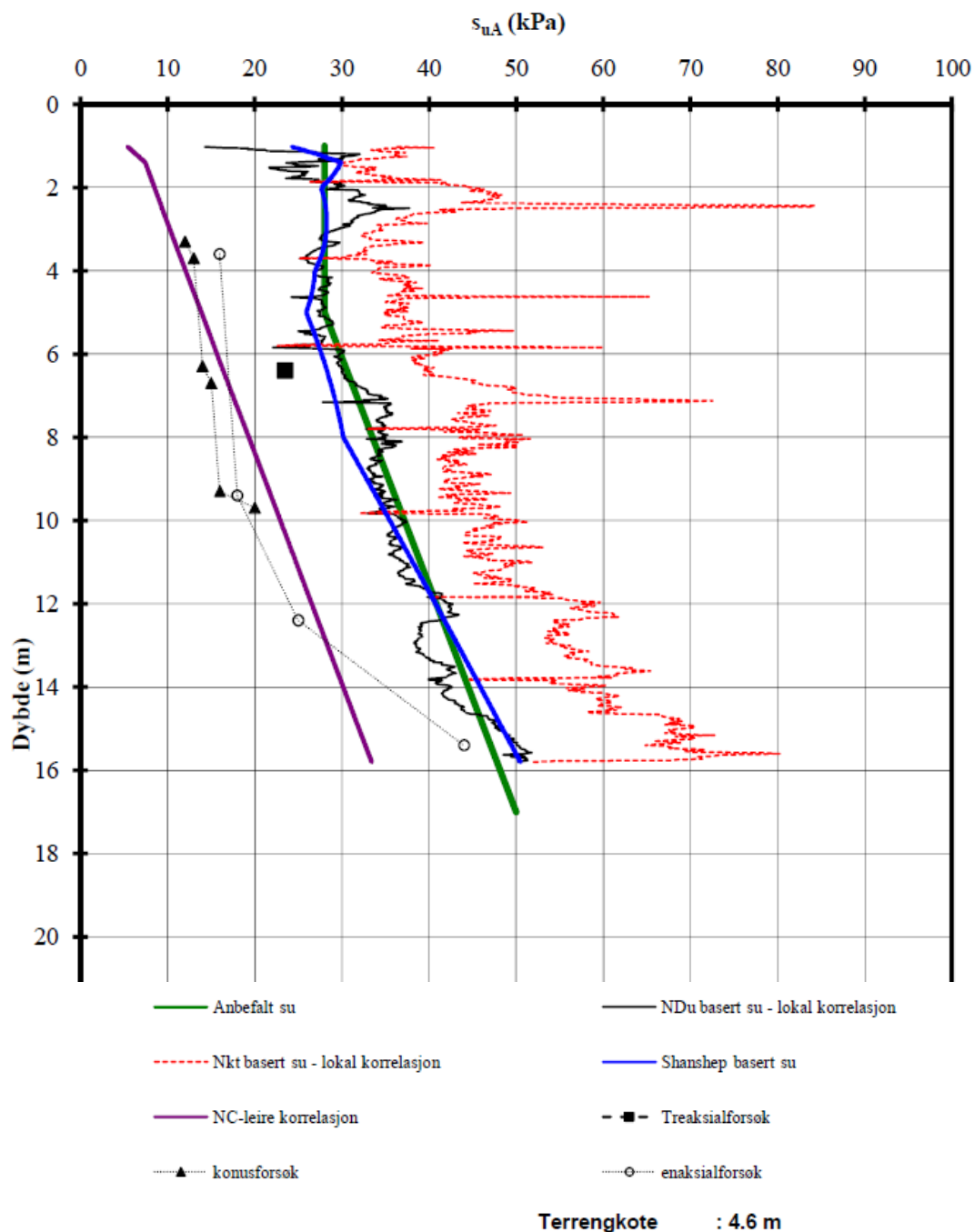


Figur 3.4 Histogram for romvekt fra området ved Rein Kirke (NGI 2009b)

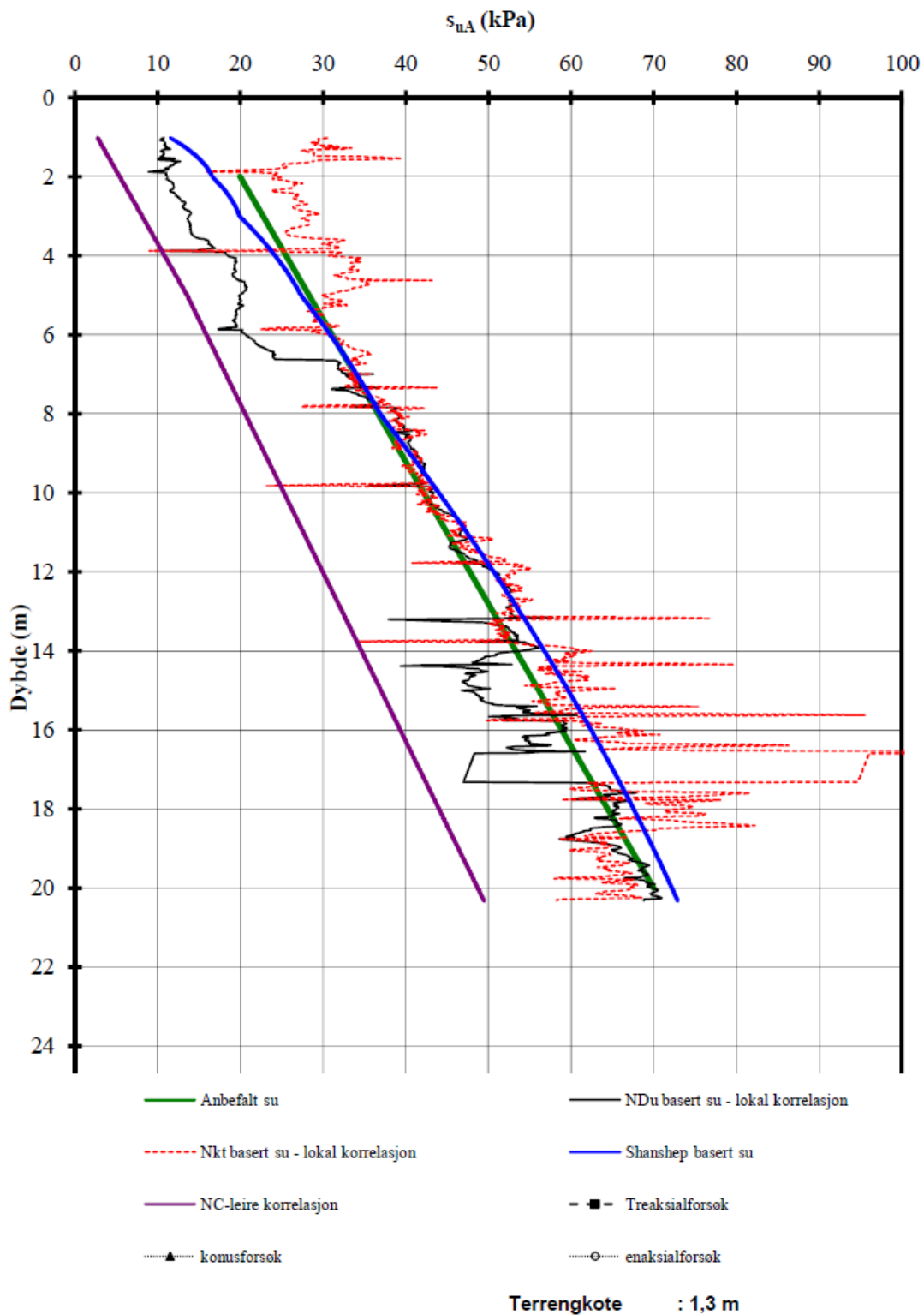
Figur 3.4 viser spredning i romvekten i området ved Rein Kirke. Gjennomsnittlig romvekt i området er 19.7 kN/m³ (NGI 2009b). Fordi romvekt er en parameter som ikke lar seg variere i den automatiserte beregningsprosedyren, er verdien låst til 19.7 kN/m³ i sannsynlighetsanalysen.

3.3 CPTU-sonderinger

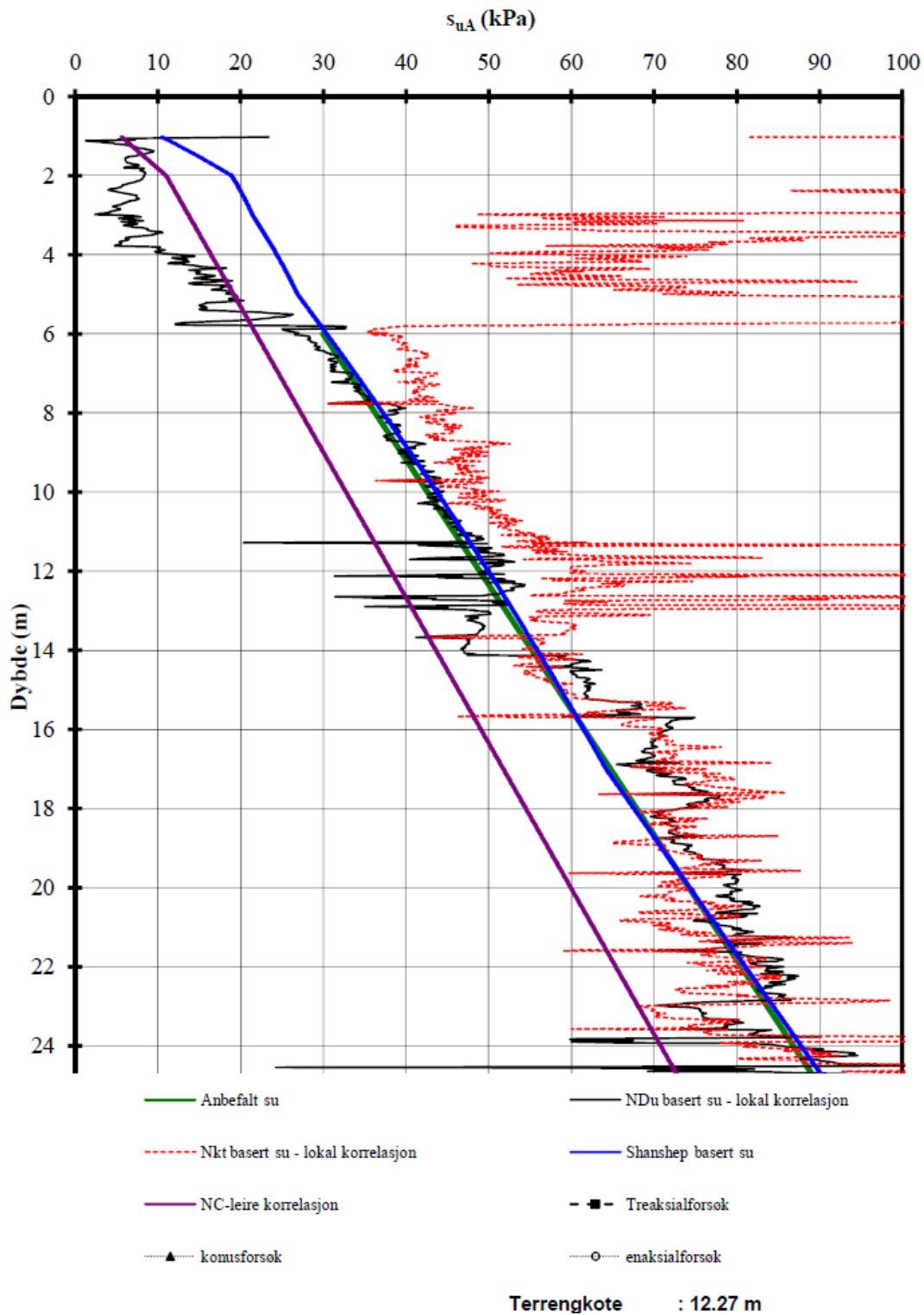
Det er utført flere CPTU-sonderinger i området ved Rein Kirke, se Figur 3.5 til Figur 3.9. CPTU-sonderinger fra fem punkt, RK7, RK10, RK13, RK14 og RK18, er brukt til å vurdere parameterne som styrer styrkeprofilet. Punkt RK12 er vurdert som upålitelig, og er ikke tatt med. I RK7 er N_{du} -basert skjærstyrke lagt noe høyere enn styrken fra triaksforsøk for å ta hensyn til antatt prøveforstyrrelse.



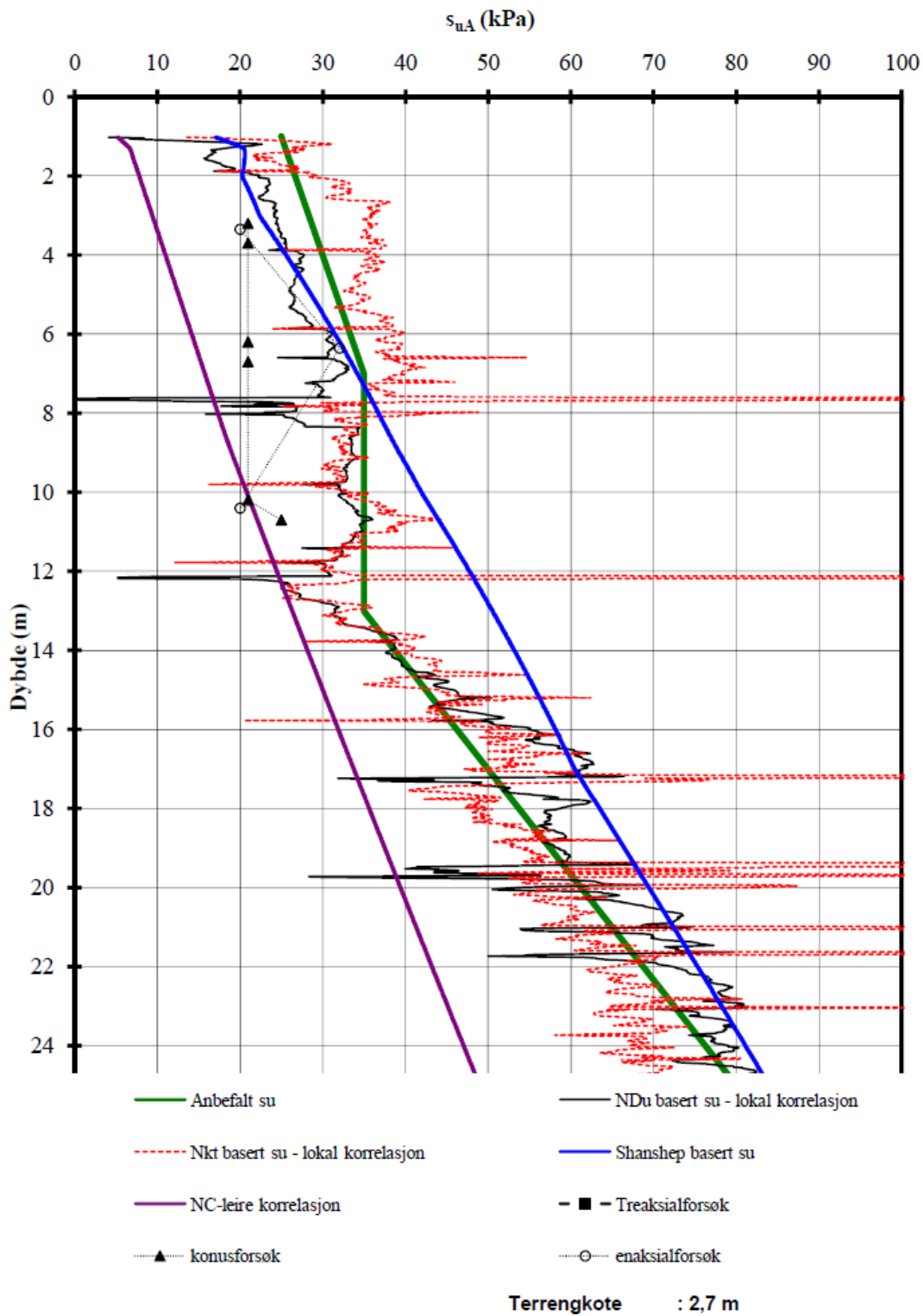
Figur 3.5 CPTU, s_u^A -profil, RK7 (NGI 2009b)



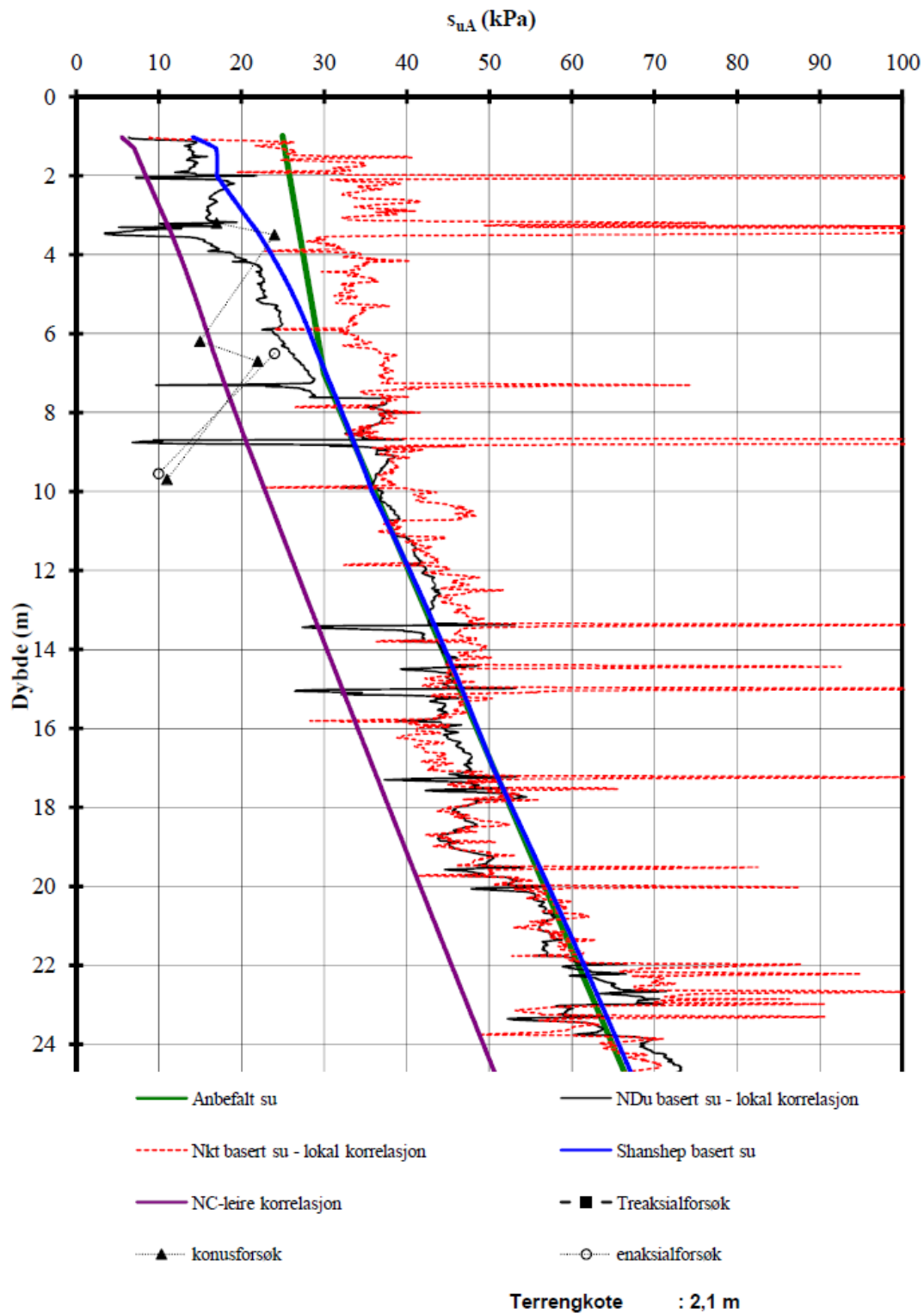
Figur 3.6 CPTU, s_{uA} -profil, RK10 (NGI 2009b)



Figur 3.7 CPTU, s_{uA} -profil, RK13 (NGI 2009b)



Figur 3.8 CPTU, s_{uA} -profil, RK14 (NGI 2009b)



Figur 3.9 CPTU, s_u^A -profil, RK18 (NGI 2009b)

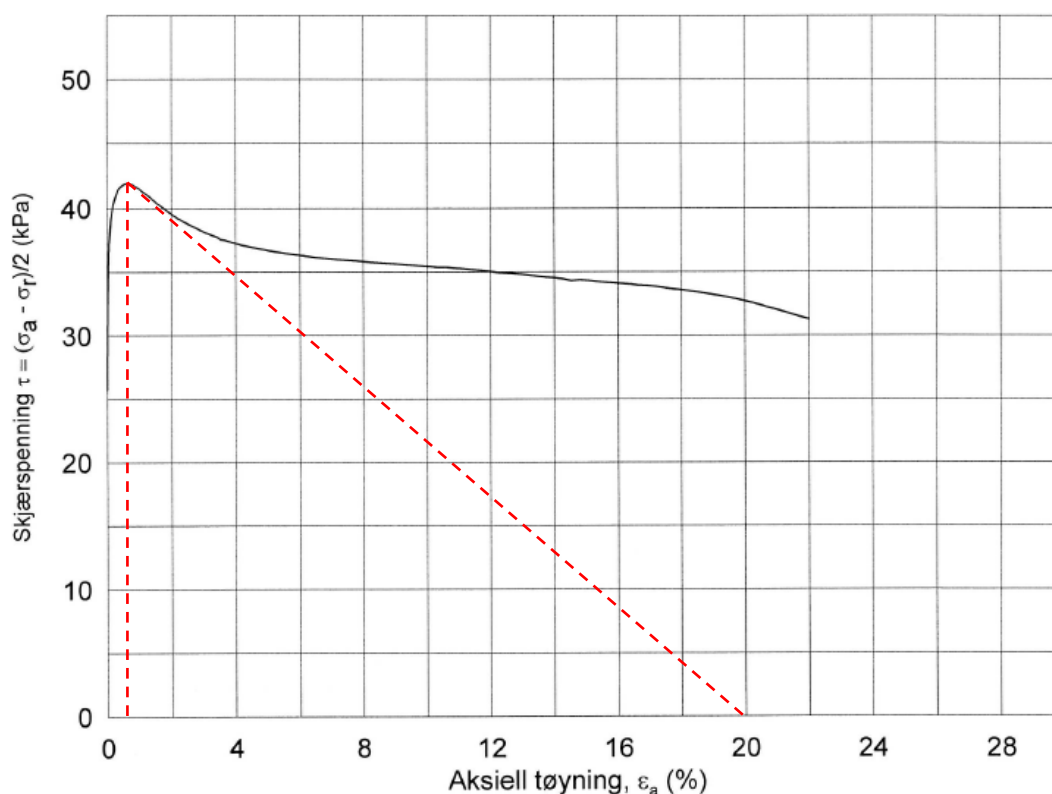
3.4 Triaksforsøk

Det er utført tre triaksforsøk i området ved Rein Kirke. I RK12 ble det kun utført et aktivt forsøk, se Figur 3.10, og i RK7 ble det utført både et aktivt og et passivt forsøk, se Figur 3.11 og Figur 3.12.

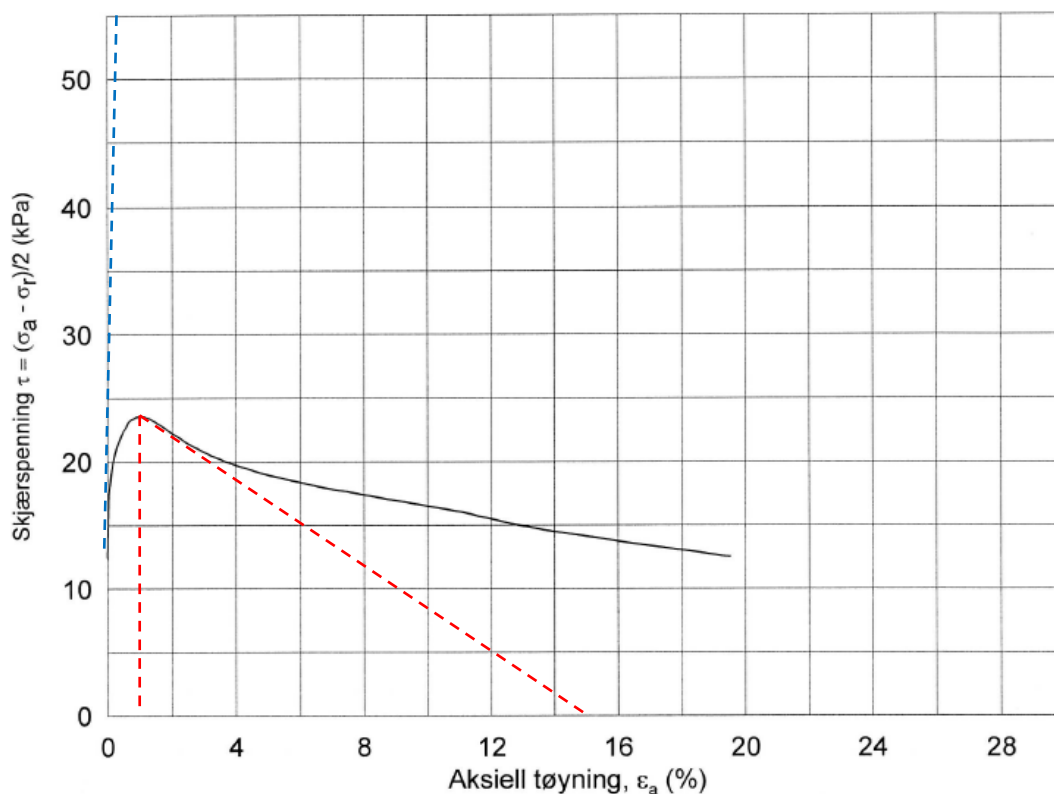
I tillegg er det utført et aktivt og et passivt triaksforsøk i punkt RT8 som er litt lenger unna (se borplan i Figur 3.2), se Figur 3.13 og Figur 3.14 for prøveresultater. Dette punktet er vurdert til å ha spesielt god prøve kvalitet (NGI, 2009a).

I 1980 ble det utført triaks- og DSS-forsøk i området hvor Rissa-raset gikk i 1978 (NGI, 1980), se Figur 3.15. Det ligger omtrent 1 km unna Rein Kirke.

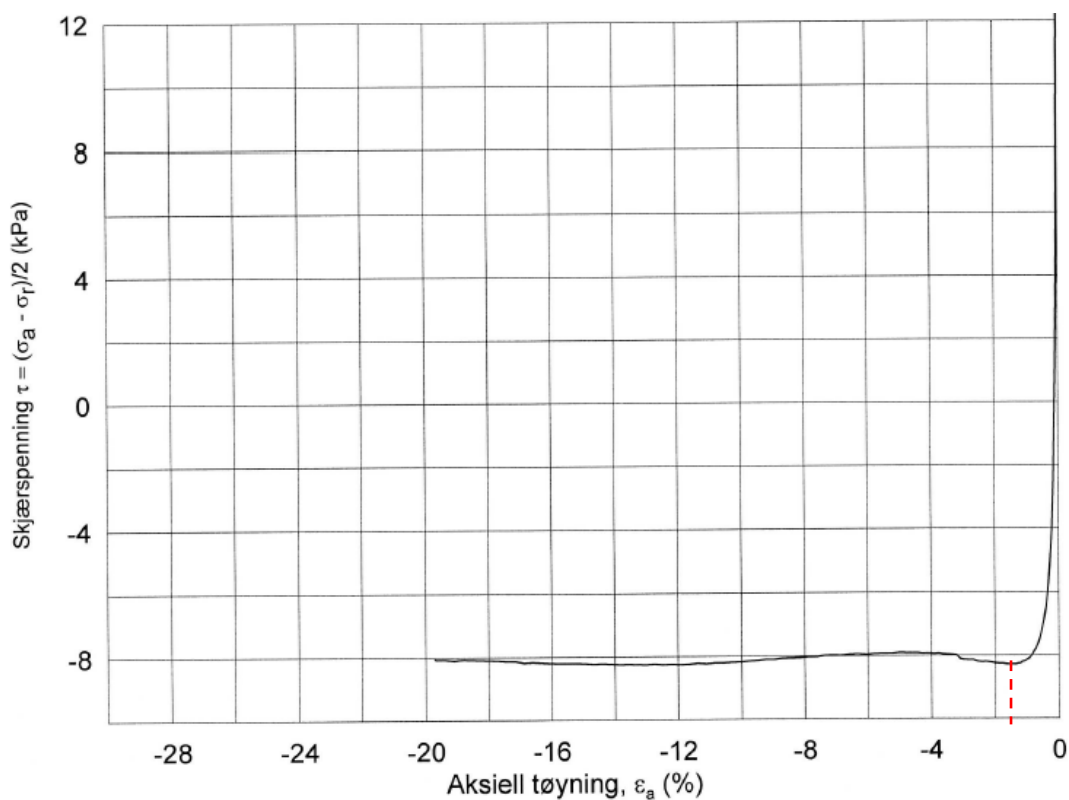
Triaksforsøkene benyttes til å vurdere parametere for anisotropiforhold, stivhet, tøyninger ved maks skjærstyrke og sprøheten like etter maks skjærstyrke. Det er CAUA-forsøket fra punkt RT8 som har sprøest oppførsel, se Figur 3.13. Siden dette punktet har best prøve kvalitet, kan prøveforstyrrelse være en årsak til at forsøkene fra de andre punktene ikke har like sprø oppførsel.



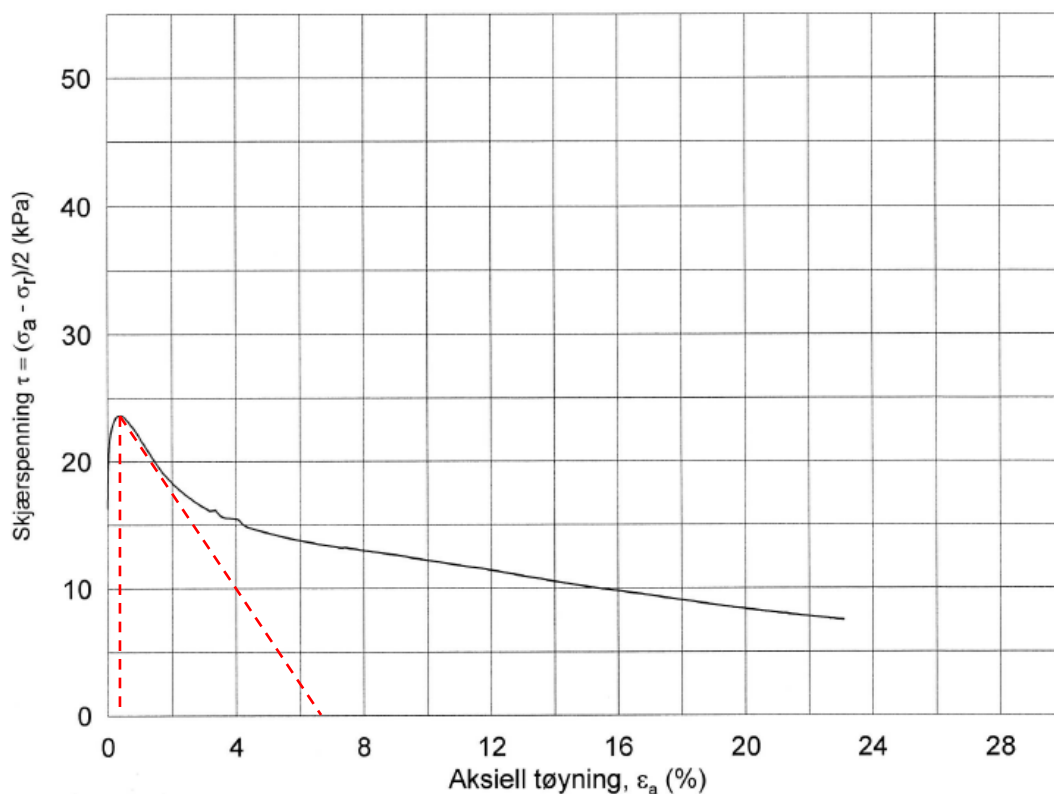
Figur 3.10 CAUA, RK12 (NGI 2009a)



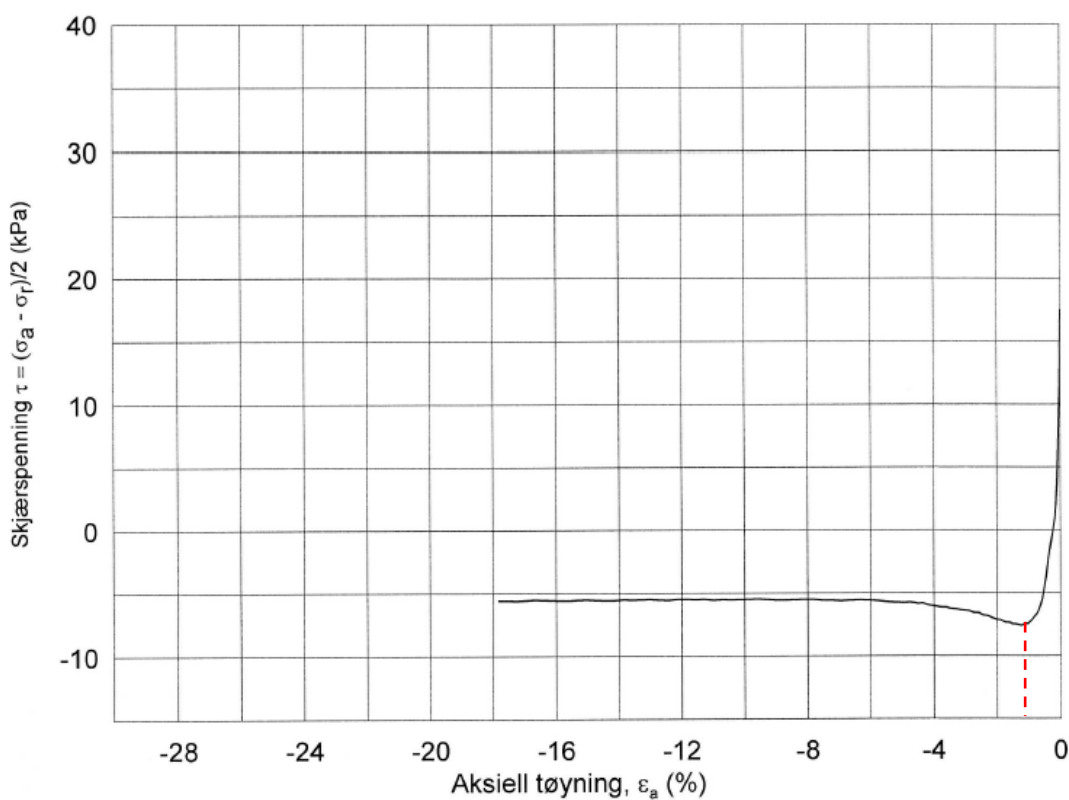
Figur 3.11 CAUA, RK7 (NGI 2009a)



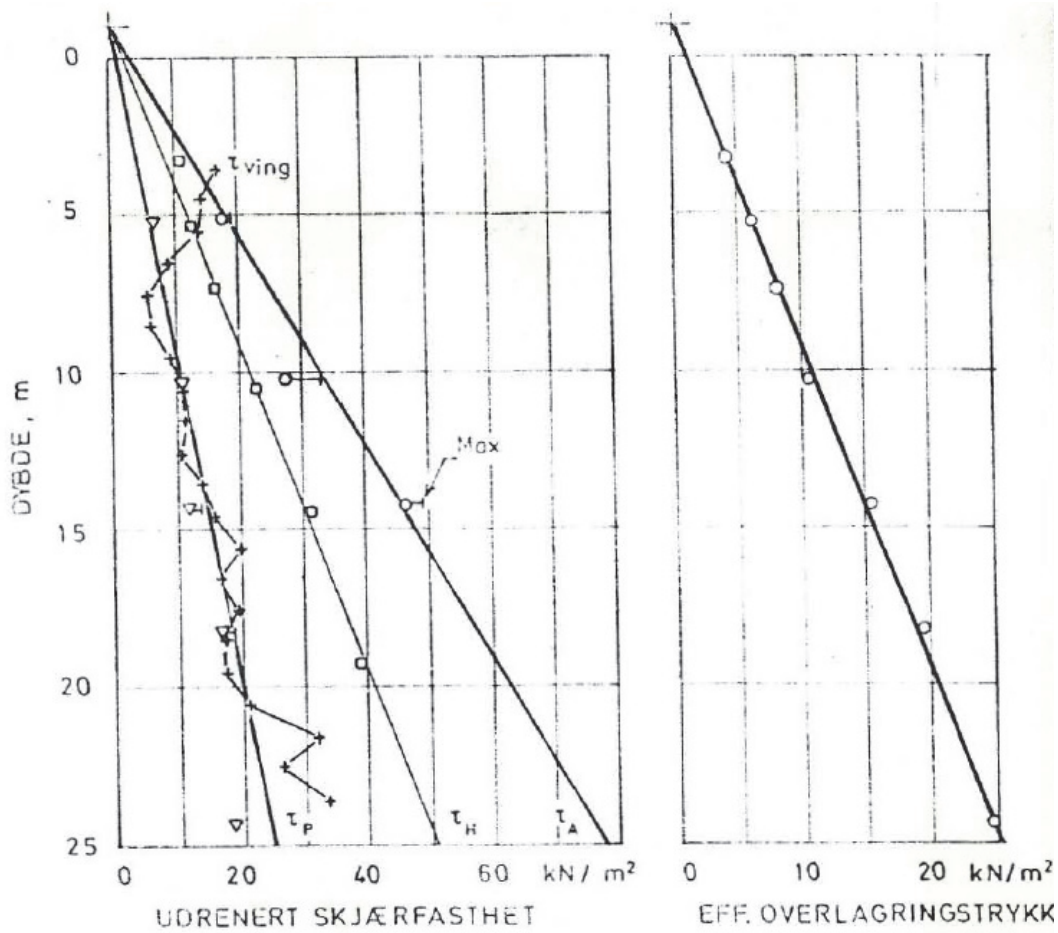
Figur 3.12 CAUP, RK7 (NGI 2009a)



Figur 3.13 CAUA, RT8 (NGI 2009a)



Figur 3.14 CAUP, RT8 (NGI 2009a)



- + Vingeboring
 - o Triksial, aktiv $\tau_A / p_o = 0.30$
 - o Direkte skjær $\tau_H / p_o = 0.20$
 - o Triksial, passiv $\tau_P / p_o = 0.10$
- } Forutsatt $\phi = 1.5\%$

Figur 3.15 Anisotropiforhold, Sund-Bradden (NGI 1980)

4 Materialparametere

4.1 Inputparametere NGI-ADPSoft

Verdier for alle inputparametere til materialmodellen NGI-ADPSoft er oppgitt i Tabell 4.1. Fullstendig beskrivelse av parameterne er gjort i aktivitet A1 (NGI, 2012a). Parameterne med én verdi er låst til casen, og de som varierer er utledet fra 10 uavhengige variabler med egne sannsynlighetsfordelinger, presentert i Tabell 4.2.

Tabell 4.1 Modellparametere for NGI-ADPSoft

Parameter	Verdi
γ_{unsat}	19.7
γ_{sat}	19.7
K_0	0.6
G_{ur}/s_u^A	Varies
$s_{u\ ref}^A$	Varies
$s_{u\ inc}^A$	Varies
x_{ref}	0
y_{ref}	Varies
$\Delta y_{ref}/\Delta x$	0.07
s_u^{DSS}/s_u^A	Varies
s_u^P/s_u^A	Varies
τ_0/s_u^A	Varies
$s_{u\ r}^A/s_u^A$	0.01
$s_{u\ r}^{DSS}/s_u^A$	0.01
$s_{u\ r}^P/s_u^A$	0.01
γ_p^C	Varies
γ_p^{DSS}	Varies
γ_p^E	Varies
γ_r^C	Varies
γ_r^{DSS}	Varies
γ_r^E	Varies
c_1	1 (linear softening curve)
c_2	0 (linear softening curve)
ν	0.495
ν_u	0.495
α	2 (funnet å være optimalt for kontroll av skjærbåndtykkelse)
l_{int}	Varies
$l-l^*/l_{int}$	Varies
<i>Int.Type</i>	1 (antatt å være mest robust)
$GS-pl/tot$	0 (teoretisk riktig)

For hver uavhengig variabel i Tabell 4.2 er forventningsverdi μ vurdert og standardavvik σ estimert ut ifra grunnundersøkelsene utført i området ved Rein Kirke, presentert i seksjon 3. Alle de uavhengige variablene bortsett fra skjærbåndtykkelsen antas å være lognormalfordelt.

Tabell 4.2 Variabler med sannsynlighetsfordelinger

#	Variabel	Forventningsverdi, μ	Standardavvik, σ	Fordeling	μ basert på	σ basert på
1	$s_u^A / s_{u, \text{snitt}}^A$	1.0	0.153	Lognormal	C, g	C, s
2	y_{ref}	6.0 m	0.860 m	Lognormal	C, g	C, f
3	G_{ur} / s_u^A	525	111	Lognormal	T, RT8	T, f
4	s_u^{DSS} / s_u^A	0.67	0.00886	Lognormal	T, RT8	T, f
5	s_u^{P} / s_u^A	0.33	0.0118	Lognormal	T, RT8	T, f
6	γ_p^{C}	1.0 %	0.532 %	Lognormal	T, RK12	T, f
7	$\gamma_p^{\text{DSS}} / \gamma_p^{\text{C}}$	2.0	0.700	Lognormal	T, RT8	T, f
8	$\gamma_p^{\text{E}} / \gamma_p^{\text{C}}$	3.0	1.240	Lognormal	T, RT8	T, f
9	$\gamma_r^{\text{C}} - \gamma_p^{\text{C}}$	21 %	11.6 %	Lognormal	T, RK7	T, f
10	$-\log(I_{\text{int}})$	1.0	0.289	Uniform	Antatt	Antatt

Forventningsverdi og standardavvik er basert på
 Forsøk: C – CPTU, T – triaks
 Metode: g – gjennomsnitt, s – standardavvik, f – forenklet metode, RT8/RK12/RK7 – verdi fra punkt RT8/RK12/RK7

Forventningsverdi for en variabel er enten en gjennomsnittlig verdi eller verdien i forsøket man tror mest på. Forsøk fra punkt RT8 er ansett for å ha god prøve kvalitet, og forventningsverdier er i størst mulig grad basert på dette punktet. Der det foreligger få forsøk er standardavvik estimert med forenklet metode etter Snedecor og Cochran (1964). I den forenklete metoden estimeres standardavvik som den største forskjellen mellom observasjonene av en verdi, multiplisert med en vektingsfaktor avhengig av antall observasjoner, se Tabell 4.3.

Tabell 4.3 Forenklet metode for begrenset datasett (Snedecor og Cochran, 1964)

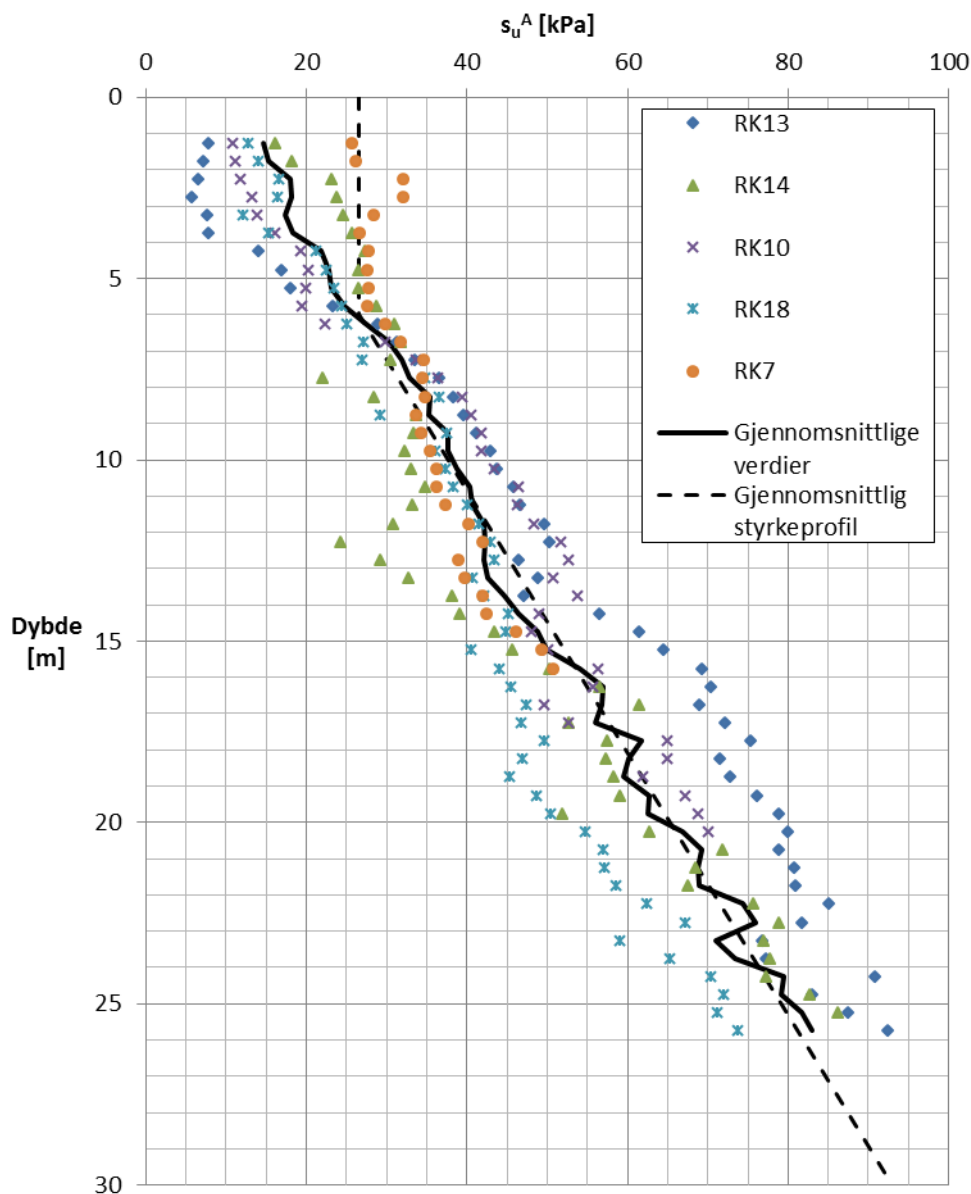
Antall observasjoner	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Vektingsfaktor	-	0.886	0.591	0.486	0.430	0.395	0.370	0.351	0.337

4.2 Styrkeprofil

Den uavhengige variabelen y_{ref} i Tabell 4.2 er dybden hvor styrkeprofilen går fra en konstant styrke til lineært økende med dybde. I toppen av CPTU-profilene i seksjon 3.3 er det stor forskjell mellom skjærstyrke korrelert med poretrykk og med spissmotstand, se Figur 3.7. Dette antas å være tørrskorpelag med større usikkerhet i styrke, og hvor poretrykksbasert korrelasjon med CPTU ikke er

gyldig. Samsvar mellom poretrykks- og spissmotstandsbasert styrke er tolket som overgangen til et nytt lag, ved dybden y_{ref} .

Verdier av y_{ref} er funnet ved tolkning av fem CPTU-sonderinger. Fra disse observasjonene er minste verdi av y_{ref} lik 5 m og største verdi 7 m. Forventningsverdi basert på gjennomsnittet er 6 m, og forenklet metode basert på vektingsfaktorer i Tabell 4.3 gir estimert standardavvik lik 0.86 m.



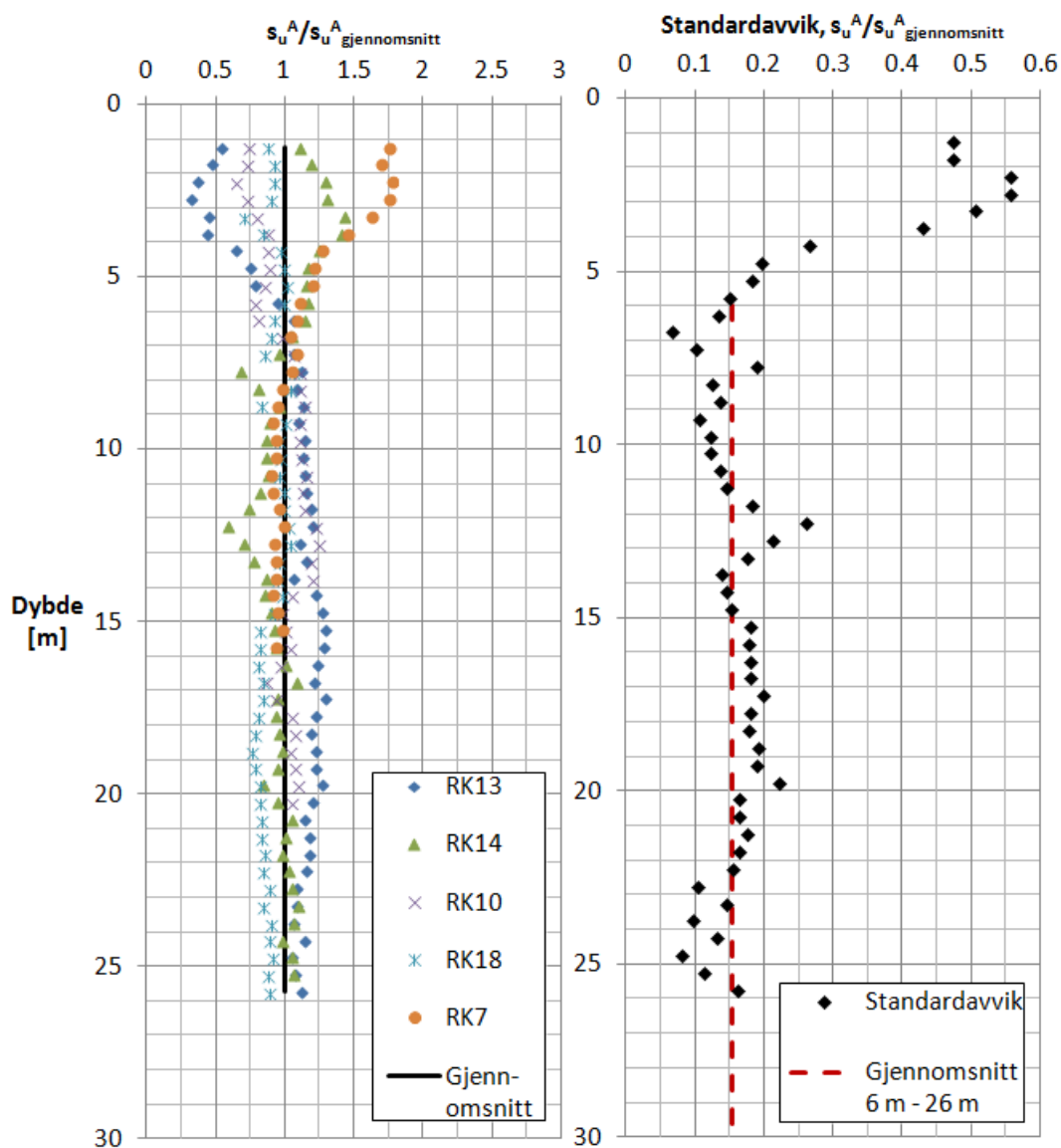
Figur 4.1 N_{du} -basert s_u^A fra CPTU-sonderinger

Figur 4.1 viser udrenert skjærstyrke fra fem CPTU-sonderinger med N_{du} -korrelasjon. Hvert punkt i styrkekurvene er gjennomsnittlige verdi innenfor 0.5 m tykke dybdeintervall. Sort heltrukket linje viser gjennomsnittlige verdier av alle fem sonderingene. I toppen av profilene, hvor det er antatt tørrskorpe, er

skjærstyrken fra N_{du} -korrelasjon for lav. Derfor benyttes konstant styrke fra y_{ref} og opp til terrengoverflaten i det valgte karakteristiske styrkeprofil.

Det er ikke tatt hensyn til hvor de forskjellige CPTU-sonderingene er utført, om det er i skrått eller flatt terreng. Punkt RK 13 har høyest styrke under y_{ref} på Figur 4.1, og ligger i skrått terreng, se Figur 3.2. De som er utført på flatt terreng er derfor ikke nødvendigvis representative for en skråning, men det er sett bort fra.

Gjennomsnittlig styrkeprofil er bestemt av en rett linje som har minst mulig avvik fra gjennomsnittlig verdi i dybde 6 – 26 m. Den er vist med stiplet linje i Figur 4.1, og gjennomsnittlig økning av skjærstyrke med dybde $s_u^A_{inc,snitt}$ er 2.77 kPa/m. Gjennomsnittlig skjærstyrke $s_u^A_{ref,snitt}$ er 26.5 kPa ved 6 m dybde, som er forventningsverdien til y_{ref} . I de tolkede styrkeprofilene i Figur 3.5 til Figur 3.9, er laveste anbefalte verdier av s_u^A mellom 20 og 30 kPa i topplaget.



Figur 4.2 Normalisert s_u^A med standardavvik

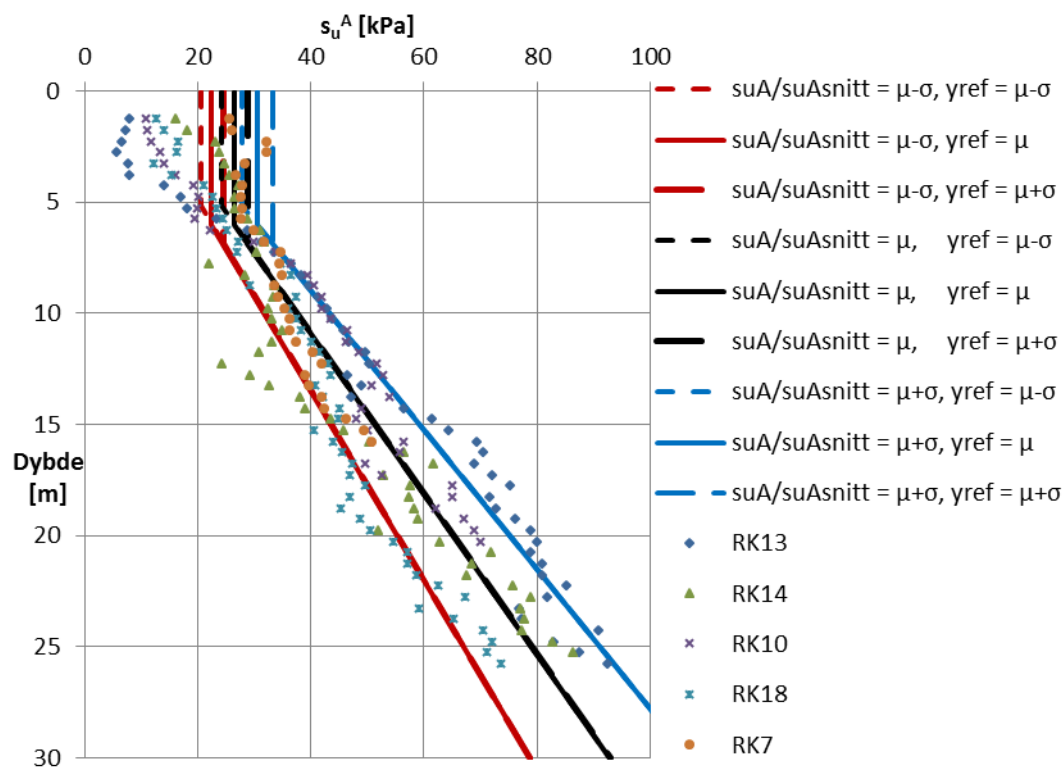
Figur 4.2 viser udrenert aktiv skjærstyrke fra Figur 4.1 normalisert på gjennomsnittlig styrke i hver dybde, og standardavvik for den normaliserte skjærstyrken. Standardavviket er i hver dybde funnet med vanlig statistisk formel. Gjennomsnittlig standardavvik er 0.152 i dybde 6 – 26 m.

Styrkeprofil i sannsynlighetsanalysen bestemmes av to uavhengige variabler fra Tabell 4.2, y_{ref} og $s_u^A/s_{u^A_{snitt}}$. Variabelen $s_u^A/s_{u^A_{snitt}}$ er forholdet mellom tilfeldig utvalgt styrke og styrken i det gjennomsnittlige styrkeprofil for enhver dybde. Forventningsverdien til $s_u^A/s_{u^A_{snitt}}$ er 1 og standardavviket er 0.152, som for den normaliserte skjærstyrken i Figur 4.2. De uavhengige variablene styrer følgende inputparametere:

Økning med dybde: $s_{u^A_{inc}} = s_{u^A_{inc,snitt}} \cdot [s_u^A/s_{u^A_{snitt}}]$

Skjærstyrke ved y_{ref} : $s_{u^A_{ref}} = (s_{u^A_{ref,snitt}} + (y_{ref} - 6) \cdot s_{u^A_{inc,snitt}}) \cdot [s_u^A/s_{u^A_{snitt}}]$

Dette betyr at det er en positiv korrelasjon mellom $s_{u^A_{inc}}$ og $s_{u^A_{ref}}$, som ikke nødvendigvis er realistisk for et tørrskorpelag. Konstant styrke over y_{ref} er kun antatt som en tilnærming, og styrken i toppen $s_{u^A_{ref}}$ er en ”cut off” parameter i modellen. Dette er også i samsvar med styrkeprofil brukt i Sund-Bradden-prosjektet (NGI, 2009c). Hva styrken egentlig er i topplaget er uklart fra CPTU-sonderingene, det er mulig at den kan være enda større. Siden $s_{u^A_{inc}}$ bestemmes av én uavhengig variabel, og $s_{u^A_{ref}}$ av to, blir det større usikkerhet i $s_{u^A_{ref}}$ enn $s_{u^A_{inc}}$.



Figur 4.3 Styrkeprofil med $s_u^A/s_{u^A_{snitt}}$ og y_{ref} lik $\mu \pm 1 \cdot \sigma$, og s_u^A fra CPTU

Figur 4.3 viser eksempler på styrkeprofil etablert hvor variablene $s_u^A/s_{u^A}^{\text{snitt}}$ og y_{ref} har verdier lik forventningsverdien \pm ett standardavvik. Nesten alle punktene fra CPTU-sonderingene er mellom disse profilene. Det kan legges merke til at for det gjennomsnittlige styrkeprofil er forholdet s_u^A/p_0' omtrent lik 0.3, hvilket er det samme som de laveste målte verdiene i NGI sin blokkprøvedatabase (NGI, 2011).

Normaliserte initiale skjærspenninger τ_0/s_u^A er bestemt for dybde y_{ref} , og benyttet for hele laget. Følgende uttrykk er benyttet for å bestemme τ_0/s_u^A :

$$\tau_0/s_u^A = [(1-K_0)/2] \cdot [\sigma'_v/s_u^A] = [(1-K_0)/2] \cdot [(\gamma_{\text{unsat}} - 10) \cdot y_{\text{ref}}/s_u^A]_{\text{ref}}$$

4.3 Anisotropiforhold

Karakteristiske verdier for anisotropiforhold $s_u^{\text{DSS}}/s_u^A = 0.67$ og $s_u^{\text{P}}/s_u^A = 0.33$ er benyttet i området ved Rein Kirke (NGI 2009b). Verdiene er basert på triaksforsøk fra punkt RT8 (NGI 2009a), se Figur 3.13 og Figur 3.14. Disse anisotropiforholdene benyttes som forventningsverdier, se Tabell 4.2. Standardavvik er estimert med forenklet metode.

For passiv styrke finnes følgende data: Anisotropiforholdet $s_u^{\text{P}}/s_u^A = 0.35$ fra triaksforsøkene i RK7, se Figur 3.11 og Figur 3.12. I tidligere utførte triaksforsøk (NGI 1980) er $s_u^{\text{P}}/s_u^A = 0.33$, se Figur 3.15. Med tre observasjoner og største forskjell lik 0.02 er estimert standardavvik lik 0.012 etter Tabell 4.3.

For DSS styrke finnes følgende data: Fra tidligere utførte DSS-forsøk (NGI 1980) er $s_u^{\text{DSS}}/s_u^A = 0.67$, se Figur 3.15. Det finnes ingen nyere DSS-forsøk, men med korrelasjonen $s_u^{\text{DSS}} = (s_u^A + s_u^{\text{P}})/2$ kan s_u^{DSS}/s_u^A estimeres lik 0.67 for RT8 og 0.68 for RK7. På grunn av at korrelasjon er brukt, benyttes to observasjoner i stedet for tre i den forenklete metoden. Med to observasjoner og forskjell lik 0.01 er estimert standardavvik lik 0.0089 etter Tabell 4.3.

4.4 Tøyning og stivhet

Initiell skjærstivhet G_{ur}/s_u^A er tolket ut fra det første inkrementet på spennings-tøyningskurven i CAUA-triaksforsøk. $G_{\text{ur}}/s_u^A = 525$ i RT8, og denne verdien benyttes som forventningsverdi, se Tabell 4.2. I RK7 er $G_{\text{ur}}/s_u^A = 400$, se Figur 3.11. Med to observasjoner og forskjell lik 125 er estimert standardavvik lik 111 etter Tabell 4.3.

Skjærtøyning ved maks styrke er tolket fra triaksforsøk, hvor $\gamma = 1.5 \cdot \epsilon_a$. I punkt RK12 er $\gamma_p^{\text{C}} = 1.0$ %, se Figur 3.10. Denne verdien benyttes som forventningsverdi, se Tabell 4.2. I RK7 er $\gamma_p^{\text{C}} = 1.5$ % og i RT8 er $\gamma_p^{\text{C}} = 0.6$ %, se Figur 3.11 og Figur 3.13. Med tre observasjoner og største forskjell lik 0.9 % er estimert standardavvik lik 0.53 % etter Tabell 4.3.

For å korrelere γ_p^E og γ_p^{DSS} mot γ_p^C i sannsynlighetsanalysen benyttes forholdene γ_p^E/γ_p^C og $\gamma_p^{DSS}/\gamma_p^C$ som uavhengige variabler, se Tabell 4.2. I punkt RK7 er $\gamma_p^E = 2.4\%$ og i punkt RT8 er $\gamma_p^E = 1.8\%$, se Figur 3.12 og Figur 3.14. Det gir forhold $\gamma_p^E/\gamma_p^C = 1.6$ og 3.0 , og 3.0 benyttes som forventningsverdi, se Tabell 4.2. Med to observasjoner og forskjell lik 1.4 er estimert standardavvik lik 1.24 etter Tabell 4.3.

Siden det ikke foreligger noen DSS-forsøk antas det at γ_p^{DSS} er gjennomsnittet av γ_p^C og γ_p^E . Med $\gamma_p^E/\gamma_p^C = 1.6$ og 3.0 for punkt RK7 og RT8, antas dermed to observasjoner $\gamma_p^{DSS}/\gamma_p^C = 1.3$ og 2.0 , og 2.0 benyttes som forventningsverdi, se Tabell 4.2. Siden de to observasjonene kun er basert på antakelser og ikke egne forsøk, er vektingsfaktor lik 1 i stedet for 0.886 benyttet for å estimere standardavvik lik 0.7 .

4.5 Sprøhet

I prosjektet Sund-Bradden ble sprøbruddoppførsel tatt hensyn til ved reduksjon av styrke i stedet for å modellere softeningforløpet (NGI 2009b). Beregninger i aktivitet A3 (NGI 2012) viste at en linearisering av softeningforløpet er en god tilnærming fra maks styrke til 20% reduksjon av styrken. Som uavhengig variabel for sprøhet benyttes $\gamma_r^C - \gamma_p^C$, se Tabell 4.2. Variabelen $\gamma_r^C - \gamma_p^C$ er avstanden mellom γ_p^C og γ_r^C , hvor γ_r^C er skjærtøyning ekstrapolert til null residualstyrke med det lineariserte softeningforløpet. Verdier for sprøhetsparametere er derfor tolket fra CAUA-forsøk, se Figur 3.11.

Det finnes data fra tre CAUA-forsøk: Punkt RK12, RK7 og RT8, med henholdsvis $\gamma_r^C - \gamma_p^C$ lik 29% , 21% og 9.4% , se Figur 3.10, Figur 3.11 og Figur 3.13. Som forventningsverdi benyttes verdien 21% fra punkt RK7, som er medianen. Med tre observasjoner og største forskjell lik 19.6% er estimert standardavvik lik 11.6% etter Tabell 4.3.

Siden softening skjer først i aktiv tilstand, benyttes $\gamma_r^C - \gamma_p^C$ som sprøhetsparameter for DSS og passiv tilstand også. Det vil si at $\gamma_r^{DSS} = \gamma_p^{DSS} + [\gamma_r^C - \gamma_p^C]$ og $\gamma_r^E = \gamma_p^E + [\gamma_r^C - \gamma_p^C]$ i sannsynlighetsanalysen.

Skjærbåndtykkelse er det ingen målinger av, og det er antatt at l_{int} kan variere mellom $10^{-1.5}$ m (0.03 m) og $10^{-0.5}$ m (0.3 m) ved initiering av et progressivt brudd. Skjærbåndtykkelsen antas å være betydelig mindre for et fullt utviklet brudd. Fordi l_{int} er begrenset av elementnettet er parameteren $1-l^*/l_{int}$ benyttet for $l_{int} < 0.1$ m. Parameteren $-\log(l_{int})$ er valgt som uavhengig variabel, med uniform fordeling som varierer mellom 0.5 og 1.5 . Det gir forventningsverdien 1 og standardavvik 0.2887 , oppgitt i Tabell 4.2.

5 Beregninger

5.1 Sannsynlighetsanalyse

I sannsynlighetsanalysen er det utført 1000 elementkjøringer for å kunne lage en god nok sannsynlighetsfordeling av resulterende bruddlast. Derfor er det benyttet samme automatiske beregningsverktøy som i A3 (NGI 2012b). Dette er gjort for både perfekt plastisk materiale og materiale med softening.

Latin Hypercube sampling er benyttet til å gjøre utvalg fra sannsynlighetsfordelingene til de uavhengige variablene i Tabell 4.2 ved etablering av parametersett til alle 1000 kjøringene. Dette er en teknikk som sørger for at det blir gjort utvalg fra alle deler av sannsynlighetsfordelingene.

Sannsynlighetsfordelingen for hver variabel blir inndelt i like mange intervall som kjøring, her 1000. For hvert parametersett trekkes det tilfeldig hvilket intervall som skal benyttes for hver enkelt variabel. Et intervall kan ikke trekkes ut flere ganger slik at man er sikker på at hele fordelingen benyttes. Innenfor hvert lille intervall trekkes så verdi tilfeldig fra sannsynlighetsfordelingen. Slik blir hele sannsynlighetsfordelingen benyttet, men med tilfeldige kombinasjoner av parametere.

5.2 Deterministisk analyse

For å kunne knytte sannsynlighet for brudd mot materialfaktor γ_m for dette tilfellet er det også utført en deterministisk analyse. I den deterministiske analysen er samme case og materialmodell som i sannsynlighetsanalysen benyttet, men med perfekt plastisk materialoppførsel. I den deterministiske analysen ble elementrendene låst for å framtvinge en lokal bruddmode.

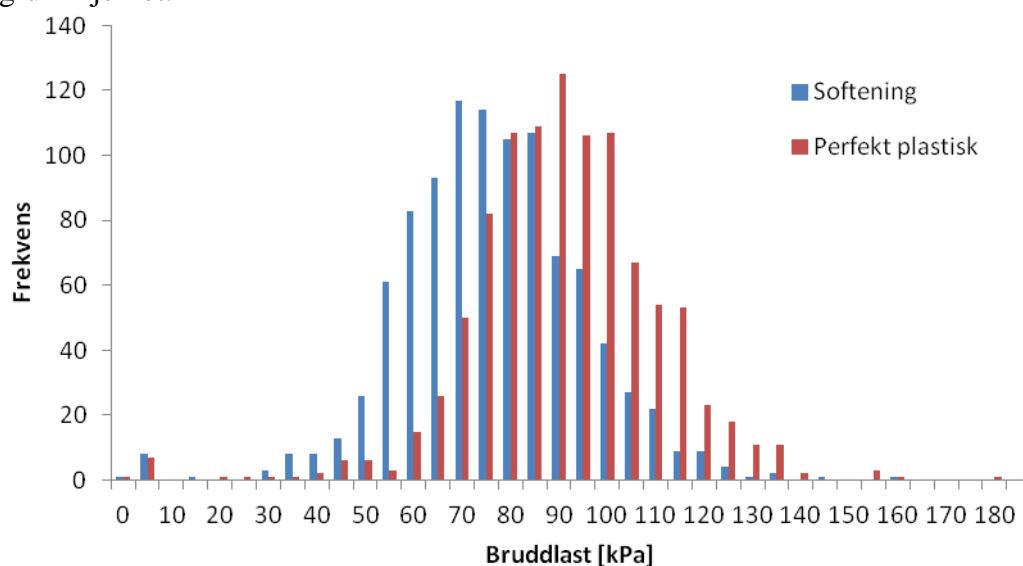
Et parametersett ble benyttet hvor alle uavhengige variabler i Tabell 4.2 hadde verdi lik forventningsverdien. For å se effekt av materialfaktor γ_m ble derfor flere beregninger gjort hvor det gjennomsnittlige styrkeprofilen ble redusert med forskjellige verdier av γ_m .

I tillegg ble et parametersett med "forsiktig valgt middelverdi" av styrkeprofilen benyttet (Lacasse et al. 2007). I dette settet hadde den uavhengige variabelen som styrer styrkeprofilen verdi lik forventningsverdien minus ett standardavvik, se rød heltrukket kurve på Figur 4.3. Dette styrkeprofilen ble videre redusert med forskjellige verdier av γ_m .

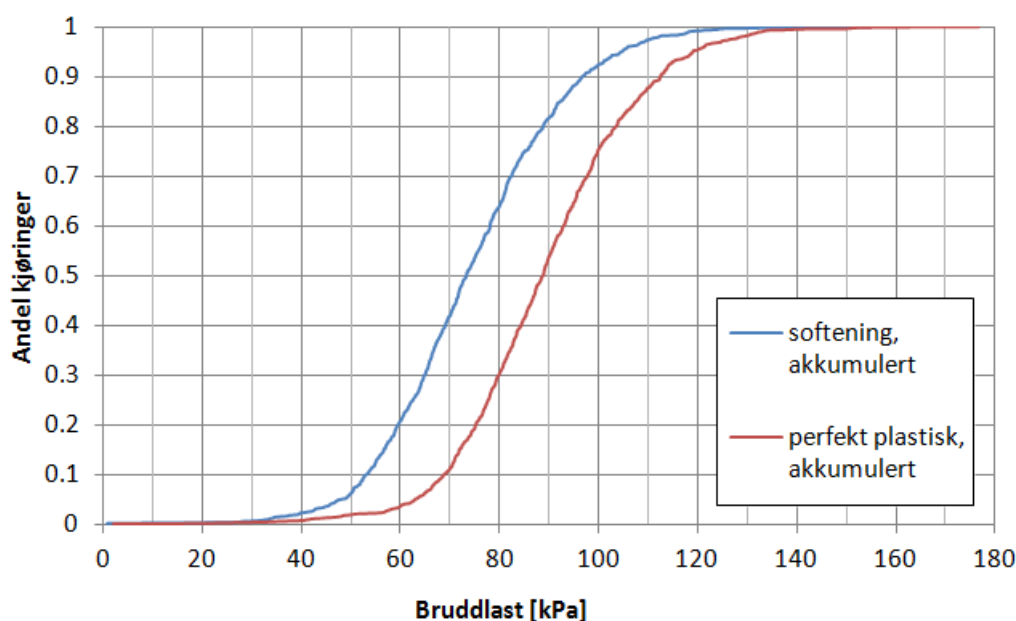
6 Resultat

6.1 Sannsynlighetsanalysen

Resultatet fra sannsynlighetsanalysen er vist på Figur 6.1 som fordeling av bruddlast for tilfellene med softening og med perfekt plastisk materialoppførsel. Figur 6.2 viser akkumulert fordeling av bruddlast. Av de 1000 kjøringene med perfekt plastisk oppførsel var det 7 som ikke var vellykkede, de med bruddlast under 10 kPa. Det skyldes for lave styrkeverdier til at skråningen er stabil før belastning av fyllingen. De 7 parametersettene er derfor urealistiske, og er av den grunn fjernet.



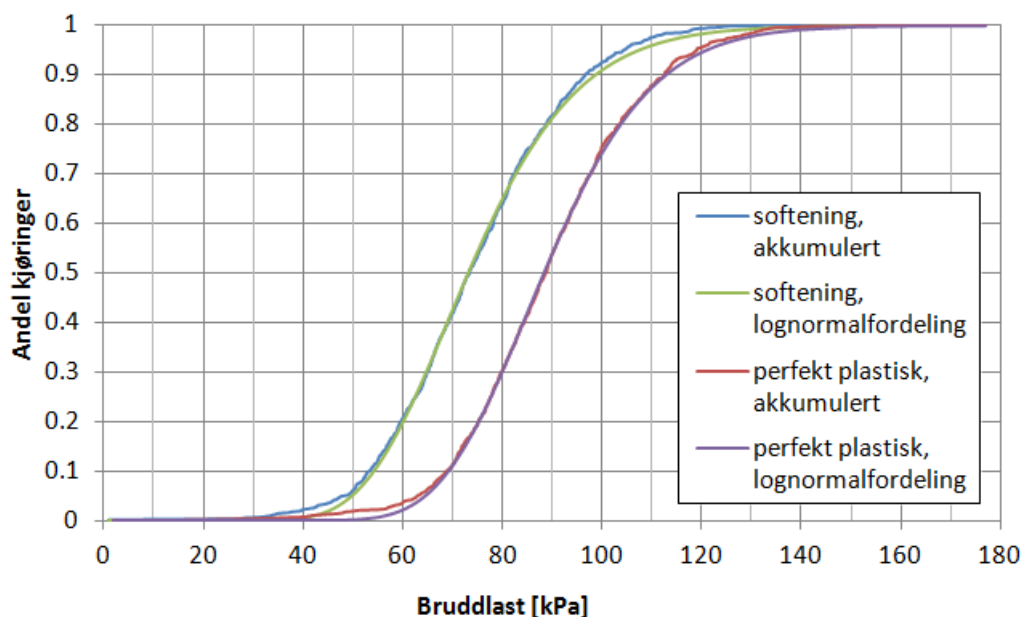
Figur 6.1 Fordeling av bruddlast med og uten softening



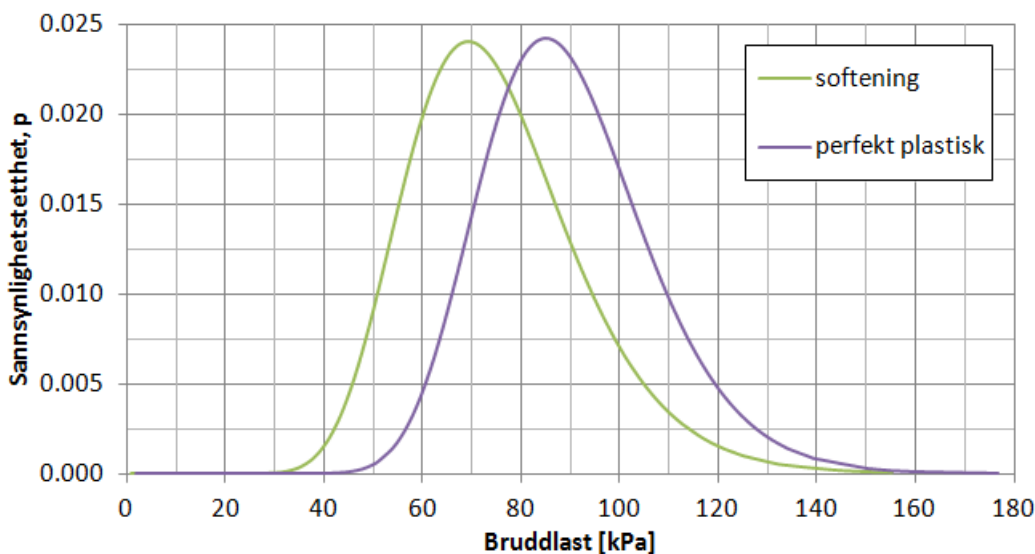
Figur 6.2 Akkumulert fordeling av bruddlast med og uten softening

6.2 Sannsynlighetsfordeling

For å kunne kvantifisere sannsynlighet for brudd er det tilpasset en sannsynlighetsfordeling til resultatet fra analysene. Lognormalfordeling antas å passe godt til Figur 6.1. Kurveparametere for lognormalfordelingene er funnet ved å minimere differansen mellom akkumulert fordeling av bruddlast fra sannsynlighetsanalysen og kumulativ lognormalfordeling, vist på Figur 6.3. Middelerverdi og standardavvik for lognormalfordelingene vist på Figur 6.4 er henholdsvis 4.48 og 0.19 for perfekt plastisk, og 4.29 og 0.23 for softening.



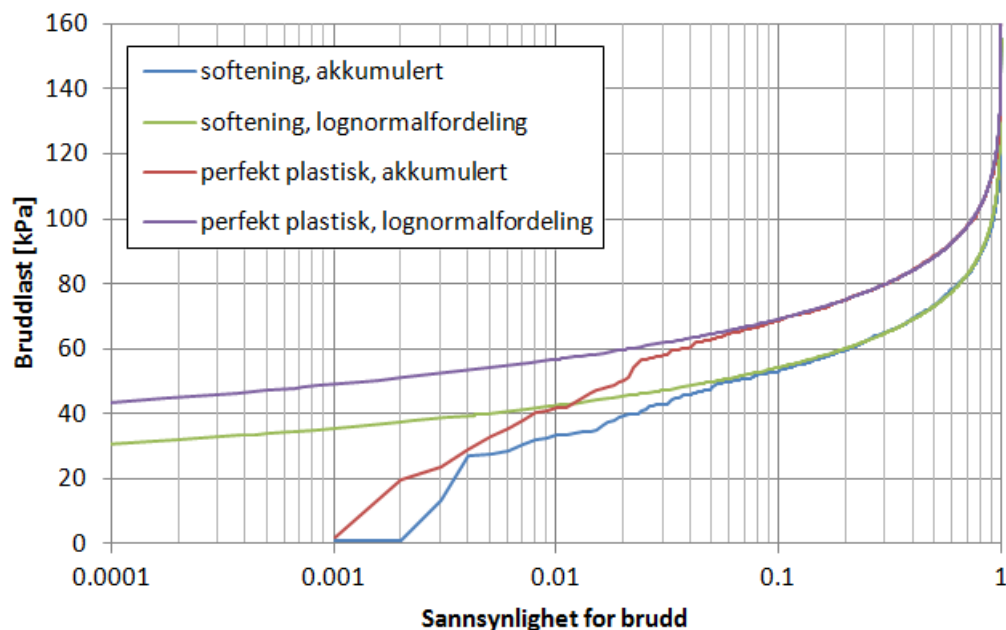
Figur 6.3 Kumulativ kurvetilpasning av bruddlast med lognormalfordeling



Figur 6.4 Kurvetilpasning av bruddlast med lognormalfordeling

6.3 Sannsynlighet for brudd

Fordelingen på Figur 6.3 kan brukes til å bestemme sannsynlighet for brudd ved forskjellige laster. Figur 6.5 viser de samme lognormalfordelingene med aksene byttet om, og logaritmisk horisontalakse som viser sannsynlighet for brudd for en gitt dimensjonerende last.



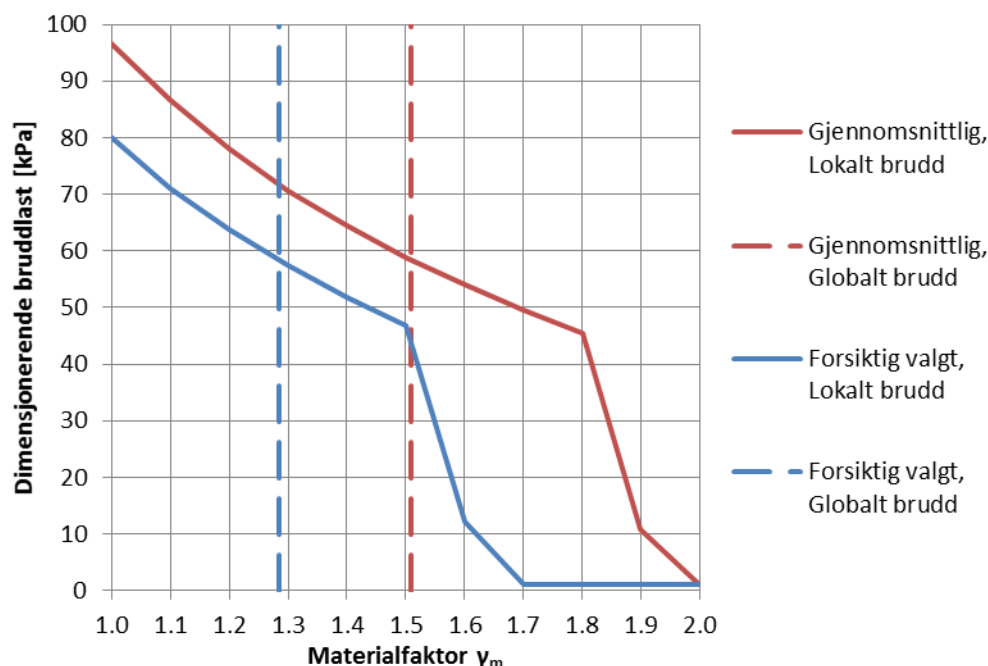
Figur 6.5 Sannsynlighet for brudd ved dimensjonerende last

Fra ca. 5 % sannsynlighet for brudd og lavere viser Figur 6.5 at den teoretiske sannsynlighetsfordelingen passer dårlig med den akkumulerte fordelingen. Det skyldes at man i Monte Carlo simulering har mye lavere nøyaktighet i halen av fordelingen enn rundt gjennomsnittet. Siden 5 % vil være uakseptabel høy sannsynlighet for brudd i dimensjonering, burde man hatt en fordeling som er mer nøyaktig ned til lavere sannsynligheter. Nøyaktigheten øker med roten av antall kjøring (Vose Software, 2007). For å forbedre nøyaktigheten en størrelsesorden fra 5 % til 0.5 % sannsynlighet for brudd, burde man derfor ha økt antall simuleringer to størrelsesordener fra 1000 til 100 000. Det ville derimot ha vært for tidkrevende til å få gjennomført i dette prosjektet.

Med inputen som er benyttet i sannsynlighetsanalysen er det for eksempel 10 % sannsynlighet for brudd ved 54 kPa last med softening. Hvis man antar at den tilpassede lognormalfordelingen også kan brukes for lave bruddsannsynligheter er det 1 % sannsynlighet for brudd ved 43 kPa. Det er 53 % sannsynlighet for brudd ved gjennomsnittsverdien av bruddlastfordelingene, 89.3 kPa for perfekt plastisk og 74.4 kPa for softening. For store deler av diagrammet er det ca. 15 kPa forskjell mellom bruddlast for perfekt plastisk og softening for samme sannsynlighetsnivå.

6.4 Materialfaktor γ_m

Den deterministiske analysen beskrevet i seksjon 5.2 er brukt til å bestemme dimensjonerende bruddlast ved forskjellige materialfaktorer γ_m , vist på Figur 6.6. Dette er gjort for både gjennomsnittlig og ”forsiktig valgt” styrkeprofil, hvor det er benyttet henholdsvis middelerdi og middelerdi minus ett standardavvik for den uavhengige variabelen som styrer styrkeprofilen.



Figur 6.6 Dimensjonerende bruddlast for materialfaktor γ_m

Med $\gamma_m = 1.51$ for gjennomsnittlig styrkeprofil, og $\gamma_m = 1.28$ for ”forsiktig valgt”, er DSS-styrken i bunnen lik skjærspenningen i skråningen på grunn av helning og romvekt. Ved høyere materialfaktor blir skråningen ustabil, og man får globalt brudd. Bruddlasten til fyllingen lokalt er avhengig av materialfaktoren som vist på figuren. Knekkene på kurven skyldes påvirkning av den globale bruddmoden. På grunn av fastholdte render i elementberegningene må materialfaktoren økes mer før beregnet bruddmode blir påvirket av den kritiske globale bruddmoden.

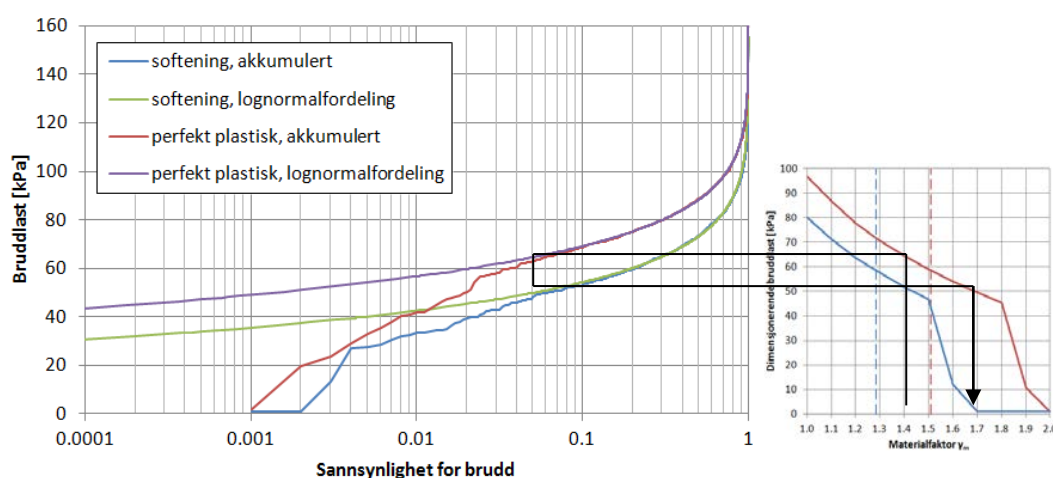
6.5 Sannsynlighet for brudd og materialfaktor

Ved å bruke både Figur 6.5 og Figur 6.6 kan man knytte materialfaktor γ_m til sannsynlighet for brudd. Man kan i tillegg finne hvor mye materialfaktor må økes for å ha samme sannsynlighetsnivå med softening som med perfekt plastisk materialoppførsel, vist på Figur 6.7.

Figur 6.5 viser at en materialfaktor $\gamma_m = 1.4$ gir 64.6 kPa som dimensjonerende bruddlast for gjennomsnittlig styrkeprofil. Med 64.6 kPa og perfekt plastisk materiale er det 5.1 % sannsynlighet for brudd ifølge Figur 6.6. Hvis man krever

samme sannsynlighet for brudd med softening må dimensjonerende bruddlast være 49.9 kPa. Dette tilsvarer materialfaktor $\gamma_m = 1.68$ (for lokalt brudd), og er en økning på 20 %.

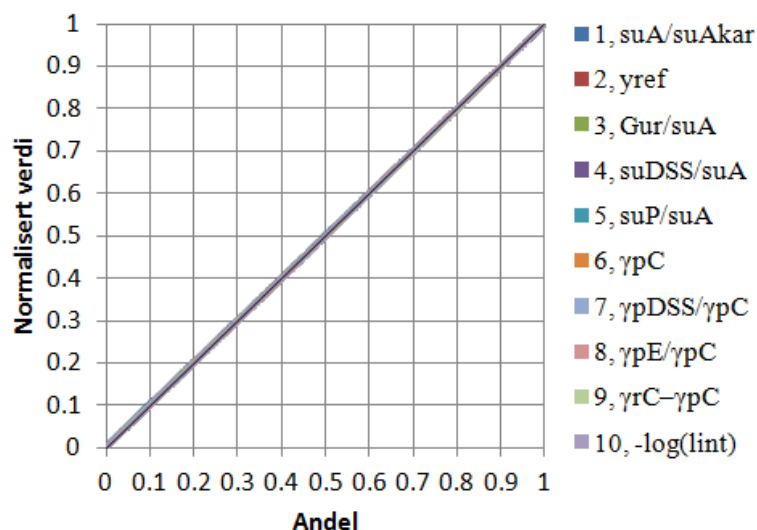
For det forsiktig valgte styrkeprofilet gir en materialfaktor $\gamma_m = 1.4$ en dimensjonerende bruddlast på 51.7 kPa. Med perfekt plastisk materiale er det da 0.25 % sannsynlighet for brudd hvis man benytter den teoretiske lognormalfordelingen, med forutsetning om at godtar unøyaktighet for så lav sannsynlighet. Det gir videre en bruddlast på 38.0 kPa med softening. Hvis man ekstrapolerer materialfaktorkurven for lokalt brudd tilsvarer dette omtrent en materialfaktor $\gamma_m = 1.70$ - 1.75 , som er en økning på 20-25 %.



Figur 6.7 Materialfaktor γ_m knyttet til sannsynlighet for brudd med og uten softening

6.6 Korrelasjoner med inputparametere

Av 1000 analyser med perfekt plastisk oppførsel var 7 analyser urealistiske på grunn av for lave styrkeverdier, og disse parametersettene ble fjernet. Det betyr at inputvariablene ikke har de helt samme fordelingene som antatt i seksjon 4.1, siden det er tatt bort 7 verdier fra alle variablene. Figur 6.8 med normaliserte verdier for de uavhengige variablene viser derimot at de kumulative fordelingene er tilnærmet uniforme, og nære perfekt teoretiske fordeling.

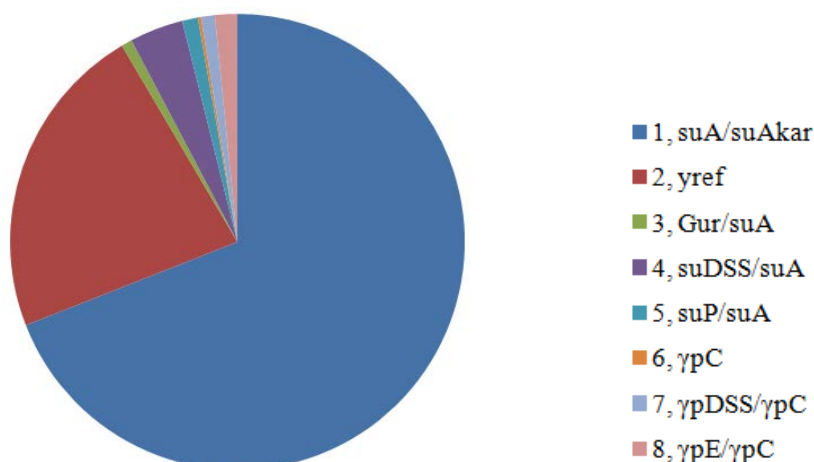


Figur 6.8 Kumulativ fordeling for alle inputvariablene

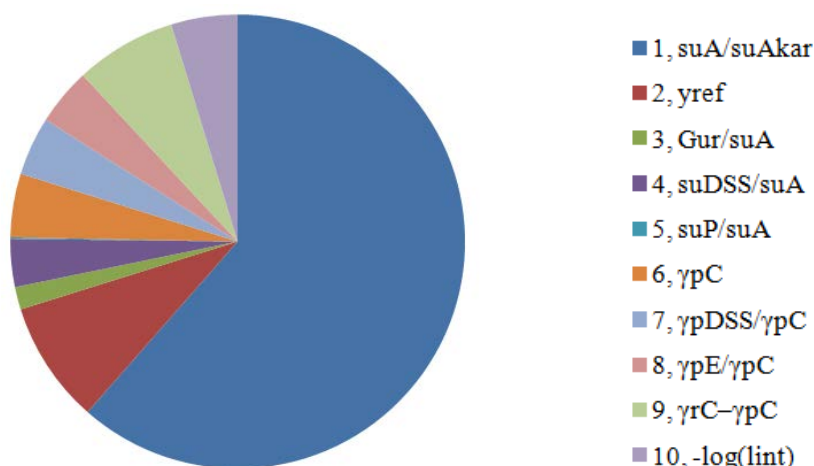
I Monte Carlo-simuleringen i sannsynlighetsanalysen er det benyttet Latin Hypercube Sampling med utvalg fra hele fordelingen for hver variabel. Det gir et godt grunnlag til å bestemme korrelasjon mellom alle inputvariablene og resulterende bruddlast. I Figur 6.9, Figur 6.10 og Figur 6.11 er det plottet absoluttverdi av korrelasjon mellom normaliserte inputvariabler og henholdsvis bruddlast med perfekt plastisk, bruddlast med softening, og forholdet mellom bruddlast med perfekt plastisk og med softening.

Figur 6.9 viser at styrkeprofilen har absolutt mest å si for bruddlasten med perfekt plastisk oppførsel, hvilket ikke er overraskende. I disse beregningene ble ikke parameterne for sprøhet benyttet. Selv med softening betyr styrkeprofilen omtrent 70 % og sprøhetsparameterne bare 10 % for bruddlasten, se Figur 6.10.

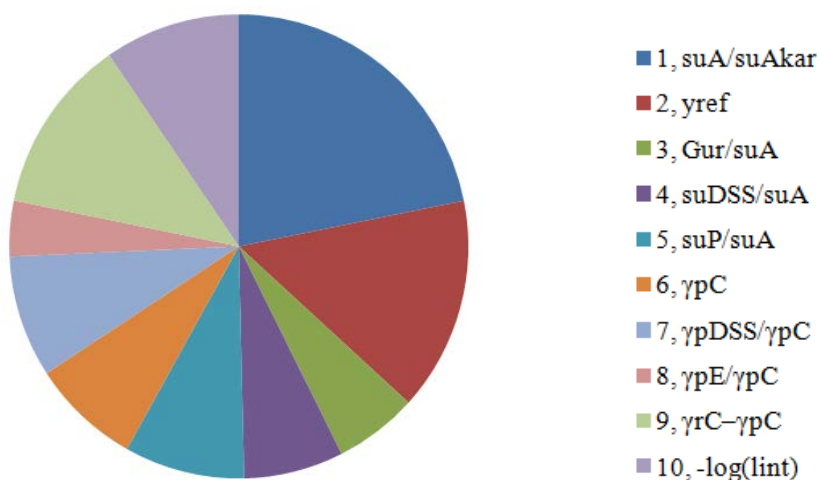
Forholdet mellom bruddlast med perfekt plastisk og med softening, vist på Figur 6.11, kan betraktes som effekten av å inkludere softening. Også for dette forholdet betyr variablene som styrer styrkeprofilen mest, selv om det er jevnere. I beregningene med softening er det kun inkludert reduksjon av styrke, og to ekstra parametere styrer sprøheten. Disse to betyr bare omtrent 20 % for effekten av softening. Skjærbåndtykkelsen, styrt av variabel 10, er parameteren man har minst kontroll på siden den ikke kan måles. I denne sannsynlighetsanalysen betyr den likevel lite for effekten av softening, mindre enn 10 %.



Figur 6.9 Korrelasjon mellom inputvariabler og bruddlast med perfekt plastisk oppførsel



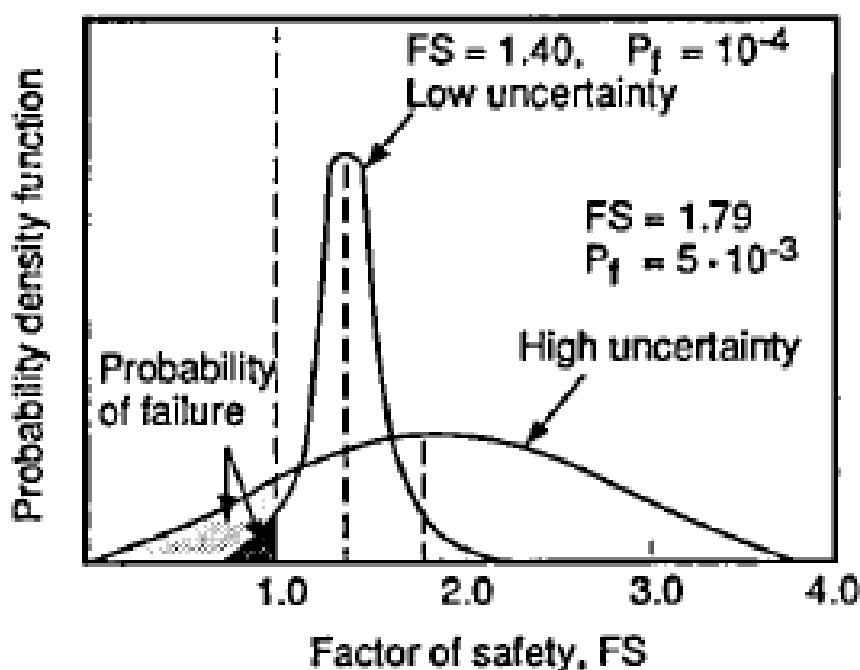
Figur 6.10 Korrelasjon mellom inputvariabler og bruddlast med softening



Figur 6.11 Korrelasjon mellom inputvariabler og forholdet mellom bruddlast uten og med softening

7 Diskusjon

Denne sannsynlighetsanalysen viser sammenhengen mellom materialfaktor og sannsynlighet for brudd for dette spesifikke tilfellet. Generelt er det usikkerheten i inputparameterne som bestemmer hva sannsynligheten er for brudd. Man kan med karakteristiske verdier ha en materialfaktor $\gamma_m = 1.4$ og være på sikker side, men hvis usikkerheten er stor kan man likevel ende opp med høy sannsynlighet for brudd. Figur 7.1 av Lacasse og Nadim (1996) viser hvordan et tilfelle med høy materialfaktor kan ha større sannsynlighet for brudd enn et tilfelle med lav materialfaktor, på grunn av forskjellig usikkerhet. For å redusere usikkerheten kreves mer omfattende grunnundersøkelser.



Figur 7.1 Sannsynlighet for brudd og usikkerhet (Lacasse og Nadim, 1996)

Når man skal vurdere sannsynlighet for brudd i en naturlig skråning som har lav materialfaktor, kan man få en uholdbar høy sannsynlighet for brudd. For eksempel, hvis man bruker middelverdier for samtlige inputparametere og det resulterer i en materialfaktor på $\gamma_m = 1.0$, er sannsynlighet for brudd per definisjon 50 %. For å kunne vurdere nødvendig økning av materialfaktoren på grunn av softening, må skråningen ha god nok kapasitet til at den ikke går til brudd med softening og lave styrkeverdier.

Det var visse begrensninger og utfordringer knyttet til valg av en idealisert uendelig skråning og bruk av elementmetodeprogram. Fordi én Plaxis-modell ble brukt som utgangspunkt i automatiseringen av analysene, kunne man ikke variere for eksempel geometri, randbetingelser, romvekt og initialspenninger. I tillegg ble randbetingelsene unødvendig kompliserte for den idealiserte uendelige skråningen, og man måtte vurdere hvorvidt bruddmodene var realistiske. Det var

svært tidkrevende å kjøre 1000 analyser med perfekt plastisk og med softening, det tok flere uker totalt.

Det er vist at så lenge man tar hensyn til begrensningene til modellen man bruker er det likevel mulig å bruke elementmetoden i en sannsynlighetsanalyse. Siden man ikke klarer å variere absolutt alle parametere fritt i et helt generelt tilfelle med denne metoden, vil et mer definert tilfelle være bedre egnet.

Denne metoden er uegnet som et praktisk verktøy for dimensjonering på grunn av at et stort antall analyser er nødvendig for å oppnå tilstrekkelig nøyaktighet i sannsynlighetsfordelingsfunksjonen, spesielt for lave bruddsannsynligheter. Det vil derimot være nyttig å etterregne noen typiske tilfeller fra prosjekteringsammenheng, slik at man har et bedre grunnlag for å bestemme et fornuftig sikkerhetsnivå i nye standarder. Ved å kjøre flere analyser parallelt kan beregningstiden reduseres.

Fordi sannsynlighet for brudd reduseres ved å redusere usikkerheten burde mer omfattende grunnundersøkelser resultere i en redusert materialfaktor. Man kan for eksempel tenke seg et system hvor man ut ifra mengden data fra grunnundersøkelsene bestemmer hvilken materialfaktor man skal kreve, eller i stedet hvor konservativt man skal velge karakteristisk styrke.

8 Konklusjon

Hovedkonklusjonene fra denne aktiviteten er:

- I denne sannsynlighetsanalysen må materialfaktoren γ_m økes med 20 % fra 1.4 til 1.7 for å ha samme sikkerhetsnivå med softening som uten (perfekt plastisk materialoppførsel).
- Sannsynlighet for brudd med denne materialfaktoren var 5 % med gjennomsnittlig skjærstyrkeprofil og 0.25 % med "forsiktig valgt" styrkeprofil.
- Lavere sannsynlighet for brudd kan oppnås enten ved å velge lavere karakteristisk styrke, eller ved å redusere usikkerhetene i inputparametere. Det siste krever mer data fra grunnundersøkelser.
- Effekten av usikkerheten i skjærbåndtykkelsen ved initiering av et progressivt brudd (kan ikke måles) er for den aktuelle Casen ikke veldig viktig for resultatet.

Andre bemerkninger:

- Økning av materialfaktor med softening på 20 % svarer til en softeningfaktor $F_{\text{softening}} = 1.20$ fra aktivitet A3, Sensitivitetsanalyse. I aktivitet A3 var det kun 2.5 % av de ca. 500 beregnede tilfellene som hadde $F_{\text{softening}} > 1.20$.

- For å kunne vurdere økningen i materialfaktoren på grunn av softening må kapasiteten til skråningen i utgangspunktet være tilstrekkelig til at modellen ikke går til brudd med softening.
- Det er mulig å bruke elementmetoden i sannsynlighetsanalyser, men metoden som er beskrevet i denne rapporten er tidkrevende og det er visse begrensninger i automatiseringen.
- Det vil være nyttig å etterregne typiske tilfeller fra prosjekterings-sammenheng for å få bedre grunnlag til å velge fornuftig sikkerhetsnivå.
- For å redusere usikkerhet i framtidige sannsynlighetsanalyser bør man etablere en metode som tar hensyn til ekstra informasjon som for eksempel erfaringstall fra blokkprøvedatabaser, korrelasjoner med indeksparametere, erfaringsmessig skjønn, ideer om geologisk historie og nåværende stabilitet.

9 Referanser

Lacasse, S. og Nadim, F. (1996)

”Uncertainties in characterizing soil properties”, MASCE

Lacasse, S., Nadim, F., Rahim, A. og Guttormsen, T.R. (2007)

”Statistical Description of Characteristic Soil Properties”, OTC, Houston, USA, 2007

NGI (1980)

”Vurdering av vegforbindelse over skredgroppen i Rissa, Rissa kommune”,
NGI rapport: 79005-1, 28.02.1980

NGI (2008)

Rv. 717 parsell Sund-Bradden, Rissa kommune. ”Geotekniske undersøkelser.
Datarapport”
NGI rapport: 20071088-1, 28.02.2008

NGI (2009a)

”Rv. 717 parsell Sund-Bradden. Grunnundersøkelse, datarapport”
NGI rapport: 20091264-00-36-R, 18.08.2009

NGI (2009b)

”Rv. 717 Sund-Bradden. Tolking av grunnundersøkelser, karakteristiske
materialparametre”, NGI rapport: 20091264-00-38-R, 18.09.2009

NGI (2009c)

”Rv. 717 Sund-Bradden. Stabilitetsberegninger”
NGI rapport: 20091264-00-53-R, 09.10.2009

NGI (2011)

“Data base for tests on high quality block samples on clay. Summary of compressibility, strength and deformation parameters in relation to index properties”. NGI rapport 20051014-1, 2011.

NGI (2012a)

”Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire, A1 Numerisk metode for beregning av udrenert brudd i sensitive materialer”, NGI rapport 20092128-00-4-R

NGI (2012b)

”Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire, A3 Sensitivitetsanalyse”, NGI rapport 20092128-00-6-R

Snedecor, G.W. og Cochran, W. G. (1964)

“Statistical methods.” Univ of Iowa Press, 140 p.

Vose Software (2007)

Help File for ModelRisk Version 5

http://www.vosesoftware.com/ModelRiskHelp/index.htm#Monte_Carlo_simulation/How_many_iterations_to_run.htm

Kontroll- og referanseside/ Review and reference page



Dokumentinformasjon/Document information									
Dokumenttittel/Document title Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire. A4 Sansynlighetsanalyse				Dokument nr/Document No. 20092128-00-7-R					
Dokumenttype/Type of document		Distribusjon/Distribution		Dato/Date		Rev.nr./Rev.No.			
<input checked="" type="checkbox"/> Rapport/Report		<input type="checkbox"/> Fri/Unlimited		2014-05-12		0			
<input type="checkbox"/> Teknisk notat/Technical Note		<input checked="" type="checkbox"/> Begrenset/Limited							
		<input type="checkbox"/> Ingen/None							
Oppdragsgiver/Client Statens Vegvesen Vegdirektoratet, Norges Vassdrags og Energidirektorat									
Emneord/Keywords Sensitiv leire, kvikkleire, softening, FEM, skred, progressivt brudd, sansynlighetsanalyse									
Stedfesting/Geographical information									
Land, fylke/Country, County				Havområde/Offshore area					
Kommune/Municipality				Feltnavn/Field name					
Sted/Location				Sted/Location					
Kartblad/Map				Felt, blokknr./Field, Block No.					
UTM-koordinater/UTM-coordinates									
Dokumentkontroll/Document control									
Kvalitetssikring i henhold til/Quality assurance according to NS-EN ISO9001									
Rev./Rev.	Revisjonsgrunnlag/Reason for revision	Egenkontroll/ Self review av/by:		Sidemannskontroll/ Colleague review av/by:		Uavhengig kontroll/ Independent review av/by:		Tverrfaglig kontroll/ Interdisciplinary review av/by:	
0	Originaldokument	PFo	PFo	HPJ	HPJ				
Dokument godkjent for utsendelse/ Document approved for release		Dato/Date		Sign. Prosjektleder/Project Manager					
		2014-05-12		 Hans Petter Jostad					

NGI (Norges Geotekniske Institutt) er et internasjonalt ledende senter for forskning og rådgivning innen geofagene. Vi utvikler optimale løsninger for samfunnet, og tilbyr ekspertise om jord, berg og snø og deres påvirkning på miljøet, konstruksjoner og anlegg.

Vi arbeider i følgende markeder: olje, gass og energi, bygg, anlegg og samferdsel, naturskade og miljøteknologi. NGI er en privat stiftelse med kontor og laboratorier i Oslo, avdelingskontor i Trondheim og datterselskap i Houston, Texas, USA.

NGI ble utnevnt til "Senter for fremragende forskning" (SFF) i 2002 og leder "International Centre for Geohazards" (ICG).

www.ngi.no

NGI (Norwegian Geotechnical Institute) is a leading international centre for research and consulting in the geosciences. NGI develops optimum solutions for society, and offers expertise on the behaviour of soil, rock and snow and their interaction with the natural and built environment.

NGI works within the oil, gas and energy, building and construction, transportation, natural hazards and environment sectors. NGI is a private foundation with office and laboratory in Oslo, branch office in Trondheim and daughter company in Houston, Texas, USA.

NGI was awarded Centre of Excellence status in 2002 and leads the International Centre for Geohazards (ICG).

www.ngi.no



Hovedkontor/Main office:
PO Box 3930 Ullevål Stadion
NO-0806 Oslo
Norway

Besøksadresse/Street address:
Sognsveien 72, NO-0855 Oslo

Avd Trondheim/Trondheim office:
PO Box 1230 Pirsenteret
NO-7462 Trondheim
Norway

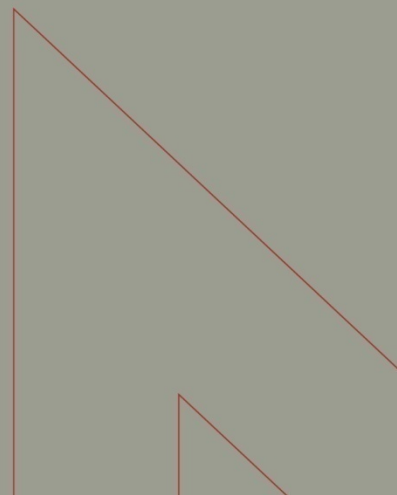
Besøksadresse/Street address:
Pirsenteret, Havnegata 9, NO-7010 Trondheim

T: (+47) 22 02 30 00
F: (+47) 22 23 04 48

ngi@ngi.no
www.ngi.no

Kontonr 5096 05 01281 /IBAN NO26 5096 0501 281
Org. nr./Company No.: 958 254 318 MVA

BSI EN ISO 9001
Sertifisert av/Certified by BSI, Reg. No. FS 32989



Utgitt i Rapportserien i 2014

- Nr. 1 Analyse av energibruk i forretningsbygg. Formålsdeling. Trender og drivere
- Nr. 2 Det høyspente distribusjonsnett. Innsamling av geografiske og tekniske komponentdata
- Nr. 3 Naturfareprosjektet Dp. 5 Flom og vann på avveie. Dimensjonerende korttidsnedbør for Telemark, Sørlandet og Vestlandet: Eirik Førland, Jostein Mamen, Karianne Ødemark, Hanne Heiberg, Steinar Myrabø
- Nr. 4 Naturfareprosjektet: Delprosjekt 7. Skred og flomsikring. Sikringstiltak mot skred og flom Befaring i Troms og Finnmark høst 2013
- Nr. 5 Kontrollstasjon: NVEs gjennomgang av elsertifikatordningen
- Nr. 6 New version (v.1.1.1) of the seNorge snow model and snow maps for Norway. Tuomo Saloranta
- Nr. 7 EBO Evaluering av modeller for klimajustering av energibruk
- Nr. 8 Erfaringer fra ekstremværet Hilde, november 2013
- Nr. 9 Erfaringer fra ekstremværet Ivar, desember 2013
- Nr. 10 Kvartalsrapport for kraftmarknaden. 4. kvartal 2013. Ellen Skaansar (red.)
- Nr. 11 Energibruksrapporten 2013
- Nr. 12 Fjernvarmens rolle i energisystemet
- Nr. 13 Naturfareprosjektet Dp. 5 Flom og vann på avveie. Karakterisering av flomregimer. Delprosjekt. 5.1.5
- Nr. 14 Naturfareprosjektet Dp. 6 Kvikkleire. En omforent anbefaling for bruk av anisotropifaktorer i prosjektering i norske leirer
- Nr. 15 Tilleggsrapport: Oppsummering av Energimyndighetens og NVEs gjennomgang av elsertifikatordningen
- Nr. 16 Flomberegning for Nesttunvassdraget (056.3Z). Thomas Væringstad
- Nr. 17 Årsrapport for tilsyn
- Nr. 18 Verktøyprosjektet - hydrologi 2010-2013. En oppsummering av aktiviteter og resultater. Erik Holmqvist (red.)
- Nr. 19 Flom og jordskred i Nordland og Trøndelag desember 2013. Elin Langsholt, Erik Holmqvist, Delia Welle Kejo
- Nr. 20 Vindkraft i produksjon i 2013
- Nr. 21 FoU-prosjekt 81072 Pilotstudie: Snøskredfarekartlegging med ATES (Avalanche Terrain Exposure Scale) Klassifisering av snøskredterreng for trygg ferdsel
- Nr. 22 Naturfareprosjektet: Delprosjekt 3.1. Hvordan beregne ekstremverdier for gitte gjentaksintervaller? Manual for å beregne returverdier av nedbør for ulike gjentaksintervaller (for ikke-statistikker)
- Nr. 23 Flomsonekart Delprosjekt Tuv. Kjartan Orvedal, Julio Pereira
- Nr. 24 Summary of the review of the electricity certificates system by the Swedish Energy Agency and the Norwegian Water Resources and Energy Directorate (NVE)
- Nr. 25 Landsomfattende mark- og grunnvannsnett. Drift og formidling 2011. Jonatan Haga Per Alve Glad
- Nr. 26 Naturfareprosjektet: Delprosjekt 1 Naturskadestrategi. Sammenligning av risikoakseptkriterier for skred og flom. Utredning for Naturfareprogrammet (NIFS)
- Nr. 27 Naturfareprosjektet Dp. 6 Kvikkleire. Skredfarekartlegging i strandsonen
- Nr. 28 Naturfareprosjektet Dp. 5 Flom og vann på avveie. "Kvistdammer" i Slovakia. Små terskler laget av stedegent materiale, erfaringer fra studietur for mulig bruk i Norge
- Nr. 29 Reestablishing vegetation on interventions along rivers. A compilation of methods and experiences from the Tana River valley
- Nr. 30 Naturfareprosjektet Dp. 5 Flom og vann på avveie. Karakterisering av flomregimer
- Nr. 31 Småkraftverk: Tetthet og reproduksjon av ørret på utbygde strekninger med krav om minstevannføring Svein Jakob Saltveit og Henning Pavels
- Nr. 32 Kanalforvaltningen rundt 1814 – del av en fungerende statsadministrasjon for det norske selvstendighetsprosjektet. Grunnlovsjubileet 2014
- Nr. 33 Museumsordningen 10 år
- Nr. 34 Naturfareprosjektet Dp. 6 Kvikkleire. Skredfarekartlegging i strandsonen -videreføring
- Nr. 35 Naturfareprosjektet Dp. 5 Flom og vann på avveie. Karakterisering av flomregimer Delprosjekt. 5.1.5. Revisjon av rapport 13-2014
- Nr. 36 Kvartalsrapport for kraftmarknaden 1. kvartal 2014. Gudmund Bartnes (red.)

- Nr. 37 Preliminary regionalization and susceptibility analysis for landslide early warning purposes in Norway
- Nr. 38 Driften av kraftsystemet 2013
- Nr. 39 Naturfareprosjektet Dp. 6 Kvikkleire. Effekt av progressivbruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire: Sensitivitetsanalyse basert på data fra grunnundersøkelser på vegstrekningen Sund-Bradden i Rissa



Norges
vassdrags- og
energidirektorat

Norges vassdrags- og energidirektorat

Middelthunsgate 29
Postboks 5091 Majorstuen
0301 Oslo

Telefon: 09575
Internett: www.nve.no