

Tilbakeregning av flakskred i leire, og spenningsbetraktninger rundt flakskred i en idealisert skråning

Håvard Berget

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: juni 2014

Hovedveileder: Steinar Nordal, BAT

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



Oppgavens tittel: Tilbakeregning av flakskred i leire, og spenningsbetraktninger rundt flakskred i en idealisert skråning	Dato: 10.06.2014		
	Antall sider (inkl. bilag): 70		
	Masteroppgave	<input checked="" type="checkbox"/>	Prosjektoppgave
Navn: Håvard Berget			
Faglærer/veileder: Professor Steinar Nordal			
Eventuelle eksterne faglige kontakter/veiledere:			

Ekstrakt:

Flakskred i kvikkleire er kjennetegnet ved en strain-softening materialoppførsel og en progressiv bruddutvikling. Fordi materialmodeller som tar hensyn til strain-softening foreløpig er lite brukt til geoteknisk dimensjonering og prosjektering, er det i denne rapporten undersøkt om man ved bruk av mer konvensjonelle materialmodeller, Mohr-Coulomb og NGI-ADP, kan forutse flakskred med PLAXIS-analyser. I rapporten er også sikkerheten til en idealisert skråning vurdert ut fra håndregning og PLAXIS-beregninger.

Aas (1981) tar for seg flakskred og deres bruddmekanismer, og Karlsrud et al. (1985) ser på skredfaren i sensitive leirer. En del av teorien fra disse kildene er undersøkt nærmere. Et av diagrammene i Aas (1981) er retolket, og dataene er plottet i et p'-q-diagram, som ofte blir brukt innen geoteknikk. Aas (1981) og Karlsrud et al. (1985) opererer med to friksjonsvinkler for sensitive leirer. I den forbindelse er tidligere utførte treaksialforsøk fra leirprøver fra Tiller og Rissa tolket. Denne tolkningen viser en lineær spenningssti etter toppunktet, og ikke to friksjonsvinkler.

Ved bruk av håndregning er det sett på likevekt for et jordelement i en idealisert skråning. Fordi kun skjærkraften og skjærkapasiteten i underkant av elementet inngår i beregningen, og endekreftene på jordelementet er utelatt, er det i praksis sikkerheten for en uendelig lang skråning som betraktes.

Den idealiserte skråningen er også modellert i elementmetodeprogrammet PLAXIS, både med drenert og udrenert Mohr-Coulomb materialmodell. Det er sett på hovedspenningsretninger i initialfasen og i safety-fasen, fasen hvor skråningen går til brudd. Det er vist at en skråning går til brudd for $\alpha+\beta=45^\circ$ og ikke for $\alpha+\beta=45^\circ\pm\rho/2$, som angir kritisk plan for effektivspenningsbasis. Dette kan forklares med flyteloven og ikke-assosiert flytning. Resultatene fra PLAXIS-analysene er sammenlignet med de fra håndregning. Det er funnet at jo lengre skråningen gjøres i PLAXIS, jo bedre stemmer sikkerhetsfaktoren overens med den fra håndregning. Ved å bruke ulike tverrkontraksjonstall er det sett på initialspenningenes betydning for sikkerhetsfaktoren.

To typiske flakskred, Furre-skredet (1959) og Båstad-skredet (1974), er modellert og analysert i PLAXIS, henholdsvis med Mohr-Coulomb-modellen og NGI-ADP-modellen. Disse materialmodellene tar ikke hensyn til strain-softening. Analysene viser at begge skredene har lav sikkerhet mot et initialskred i skråningsfoten. Dette indikerer at det i områder med kvikkleirelag, hvor sikkerheten mot initialskred er lav, kan skje en progressiv bruddutvikling. Modellene av skråningene blir manipulert for å få flakskred til å oppstå.

Stikkord:

1. Flakskred
2. Tilbakeregning
3. PLAXIS
4. Idealisert skråning

MASTEROPPGAVE

(TBA4900 Geoteknikk, masteroppgave)

VÅREN 2014
for
Håvard Berget

Tilbakeregning av flakskred i leire,
og spenningsbetraktninger rundt flakskred i en idealisert skråning

BAKGRUNN

I lange skråninger er det observert at skred kan ha form av et flak som sklir på underliggende masser. Disse skredene betegnes flakskred og har vært studert inngående for en del år tilbake ved hjelp av grenselikevekts - metoder av mellom andre Gunnar Aas på NGI. Det er av interesse å se tilbake på dette og lignende arbeid og vurdere flakskred i lys av nye måter å illustrere spenningsstier og å regne stabilitet på.

OPPGAVE

Oppgaven går ut på å sette seg inn i materialoppførsel og bruddutvikling knyttet til flakskred. Det er videre ønskelig å gjennomføre stabilitetsberegninger med elementmetoden for å studere spenningstilstand og endring av denne mot brudd.

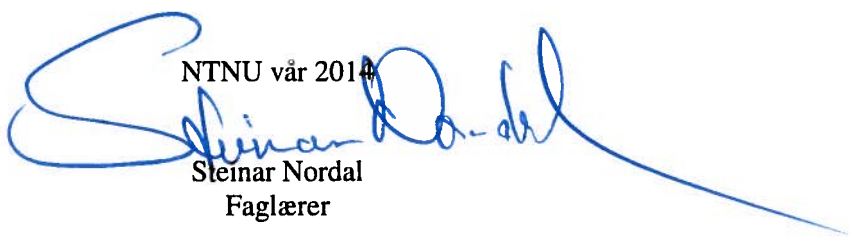
Innledningsvis ønskes et begrenset litteraturstudium, med fokus på ulike typer kvikkleireskred, flakskred og progressive brudd. En re-tolkning av gamle treaksialforsøk kan være aktuelt. Dette kan gjerne suppleres med tolkning av nye treaksialforsøk for å fokusere på materialoppførsel hos ulike leirer.

Det er videre aktuelt å se på en idealisert, lagdelt skråning både i drenert og udrenert tilstand med fokus på opptredende spenninger langs mulige glideplan. Dette ønskes studert både gjennom håndberegning og elementmetodeprogrammet PLAXIS. Virkningen av ulike initialspenninger (som kan påvirkes av f.eks. tverrkontraksjon) og første flyt kontra utvikling av en bruddmekanisme ønskes studert. Grunnvannets påvirkning av sikkerhetsfaktoren ønskes også undersøkt.

Flakskredene som fant sted i Furre i 1959 og Båstad i 1974 er godt dokumentert og ønskes studert i denne oppgaven. Styrkeparametere skal etableres på basis av tidligere rapporterte undersøkelser og beregninger skal gjennomføres med PLAXIS. Den lineær elastisk perfekt plastiske materialmodellen Mohr-Coulomb og den anisotrope materialmodellen NGI-ADP kan gjerne benyttes.

Strain-softening materialoppførsel, som man vet har mye å si for utviklingen av progressive flakskred, er ikke med i de to materialmodellene som skal anvendes i PLAXIS i dette arbeidet. Hensikten med analysene er derfor mellom annet å undersøke om flakskred kan forutses ved bruk av konvensjonelle materialmodeller ved at tilbakeregning viser lav sikkerhet mot et initialskred.

NTNU vår 2014



Steinar Nordal
Faglærer

Forord

Denne rapporten er et resultat av arbeidet mitt våsemesteret 2014, mitt siste semester ved Bygg- og miljøteknikk på NTNU.

Arbeidet med masteroppgaven har vært spennende og lærerikt. I tillegg til å lære mye nytt, har jeg brukt og repetert lærdom fra tidligere fag ved NTNU. Arbeidet har tidvis vært krevende, og jeg har av og til følt at jeg har stått fast. Jeg har fått god hjelp av professor Steinar Nordal, som har vært hovedveilederen min. Han har kommet med gode tips, innspill og forslag underveis, og har hjulpet meg på rett vei når jeg har stått fast. En stor takk rettes til Steinar Nordal.

Jeg vil også takke vitenskapelig assistent Helene Kornbrekke som har hjulpet meg med tolking av treaksialforsøk.

Takk til professor Gustav Grimstad for hjelp med å få til at s_u øker normalt på en skråning i PLAXIS.

Sammendrag

Flakskred i kvikkleire er kjennetegnet ved en strain-softening materialoppførsel og en progressiv bruddutvikling. Fordi materialmodeller som tar hensyn til strain-softening foreløpig er lite brukt til geoteknisk dimensjonering og prosjektering, er det i denne rapporten undersøkt om man ved bruk av mer konvensjonelle materialmodeller, Mohr-Coulomb og NGI-ADP, kan forutse flakskred med PLAXIS-analyser. I rapporten er også sikkerheten til en idealisert skråning vurdert ut fra håndregning og PLAXIS-beregninger. Disse vurderingene tar heller ikke hensyn til strain-softening.

Aas (1981) tar for seg flakskred og deres bruddmekanismer, og Karlsrud et al. (1985) ser på skredfaren i sensitive leirer. En del av teorien fra disse kildene er undersøkt nærmere. Et av diagrammene i Aas (1981) er retolket, og dataene er plottet i et p' - q -diagram, som ofte blir brukt innen geoteknikk. Aas (1981) og Karlsrud et al. (1985) opererer med to friksjonsvinkler for sensitive leirer, en for toppunktet til spenningsstien, og en for området etter toppunktet. I den forbindelse er tidligere utførte treaksialforsøk fra leirprøver fra Tiller og Rissa tolket. Denne tolkningen viser en lineær spenningssti etter toppunktet, og ikke to friksjonsvinkler. På grunnlag av de tolkede treaksialforsøkene er det sett på sammenhengen mellom omrørt skjærstyrke og friksjonsvinkel.

Ved bruk av håndregning er det sett på likevekt for et jordelement i en idealisert skråning. Fordi kun skjærkraften og skjærkapasiteten i underkant av elementet inngår i beregningen, og endekreftene på jordelementet er utelatt, er det i praksis sikkerheten for en uendelig lang skråning som betraktes. Grunnvannets betydning for sikkerheten til skråningen er også undersøkt.

Den idealiserte skråningen er også modellert i elementmetodeprogrammet PLAXIS, både med drenert og udrenert Mohr-Coulomb materialmodell. Det er sett på hovedspenningsretninger i initialfasen og i safety-fasen, fasen hvor skråningen går til brudd. Det er vist at en skråning går til brudd for $\alpha + \beta = 45^\circ$, og ikke $\alpha + \beta = 45^\circ \pm \rho/2$, som angir kritisk plan for effektivspenningsbasis. Dette kan forklares med flytelovent og ikke-assosiert flytning. Resultatene fra PLAXIS-analysene er sammenlignet med de fra håndregning. Det er funnet at jo lengre skråningen gjøres i PLAXIS, jo bedre stemmer sikkerhetsfaktoren overens med den fra håndregning. Ved å bruke ulike tverrkontraksjonstall er det sett på initialspenningenes betydning for sikkerhetsfaktoren. Første flyt er undersøkt for et bæreevneproblem.

To typiske flakskred, Furre-skredet (1959) og Båstad-skredet (1974), er modellert og analysert i PLAXIS, henholdsvis med Mohr-Coulomb-modellen og NGI-ADP-modellen. Disse materialmodellene tar ikke hensyn til strain-softening. Analysene viser at begge skredene har lav sikkerhet mot et initialskred i skråningsfoten. Dette indikerer at det i områder med kvikkleirelag, hvor sikkerheten mot initialskred er lav, kan skje en progressiv bruddutvikling. Modellene av skråningene blir manipulert for å få flakskred til å oppstå. Dermed kan man se hva sikkerhetsfaktoren til et flakskred er i PLAXIS, for en skråning modellert med konvensjonelle materialmodeller.

Summary

Flake-type slides in quick clay are characterized by a strain-softening material behaviour and progressive failure. Due to the fact that material models which take into account strain-softening still is rarely used for geotechnical design, it is in this thesis investigated if flake-type slides can be predicted by using the conventional material models Mohr-Coulomb and NGI-ADP. Hand calculations and PLAXIS-analyses of an idealized slope is also performed. Neither of those calculations take into account strain-softening behaviour.

Aas (1981) has investigated flake-type slides and their failure mechanisms, and Karlsrud et al. (1985) has investigated the slide hazard in sensitive clays. In this thesis, some of the theory from these sources has been examined. One of the diagrams in Aas (1981) has been reinterpreted, and the data has been plotted in a p '- q -diagram, which is often used in geotechnical engineering. Aas (1981) and Karlsrud et al. (1985) are using two different friction angles for sensitive clays, one for the peak point in a stress path, and one for the stress path after the peak. Quite new triaxial tests from Tiller and Rissa are interpreted, and this interpretation shows a linear stress-path after the peak point, and not two friction angles. The results from this interpretation are also used for examining the correlation between remolded shear strength and friction angle.

Equilibrium for a soil element in an idealized slope is considered by using hand calculations. The safety considered, is the safety of an infinite slope, because the forces in the active and passive zone are not considered in the calculations. Also the influence of the ground water level on the safety factor is examined.

The idealized slope is also modeled in the FEM-program PLAXIS. The slope is examined by first using a drained Mohr-Coulomb model, and then by using an undrained Mohr-Coulomb model. Principal stress directions are evaluated in the initial phase and in the safety phase, the phase in which the slope fails. It is shown that a critical plane for an effective stress consideration for a slope cannot be expressed by $\alpha + \beta = 45^\circ \pm \rho/2$. For an idealized slope, the principal stress direction is $\alpha + \beta = 45^\circ$. This can be explained using the flow rule and non-associated flow. The results from the PLAXIS-analyses are compared with the results from hand calculation. It is found that by increasing the length of the slope in PLAXIS, the safety factor is approaching the safety factor from hand calculations. By using different Poisson's ratio, the influence of the initial stresses on the safety factor is investigated. The first yielding is examined for a bearing capacity problem.

Two typical flake-type slides are the Furre-slide (1959) and the Båstad-slide (1974), which are analysed in PLAXIS with the Mohr-Coulomb-model and the NGI-ADP-model, respectively. These material models do not take into account the strain-softening behaviour. The analyses show that both slides have a low safety against an initial slide in the toe of the slope. This indicates, that in an area with quick clay, and a low safety against an initial slide, a progressive failure might occur. The models of the slopes are manipulated to make a flake-type slide occur. Then it is possible to examine which factor of safety a flake-type slide modeled in PLAXIS has.

Innhold

Forord	iii
Sammendrag	iv
Summary	v
Tabeller	viii
Figurer	ix
Symbolliste	xi
1 Innledning	1
1.1 Bakgrunn for oppgaven	1
1.2 Hypotese	1
1.3 Oppbygging av rapporten	1
2 Teori	3
2.1 Om flakskred i leire	3
2.2 Strain-softening materialoppførsel og progressivt brudd	4
3 Gjennomgang av gammel teori om flakskred	7
3.1 Friksjonsvinkler	7
3.2 Omgjøring av spenningsplott	9
3.3 Drenert og udrenert analyse av flakskred	12
4 Grunnvannets påvirkning av sikkerheten til en idealisert skråning	14
4.1 Tørr skråning	15
4.2 Vannstrømning parallelt med overflaten	15
4.3 Horisontalt utadrettet vannstrømning	15
4.4 Fullt neddykket skråning	15
4.5 Grunnvann midt i jordelementet	16
4.6 Vannstrømning parallelt med overflaten og $a \neq 0$	16
4.7 Oppsummering	16
5 Idealisert skråning, PLAXIS og håndregning	18
5.1 Drenerte materialer	18
5.2 Spenningsbetraktninger i initialfasen	19
5.2.1 Håndregning av sikkerhetsfaktor for uendelig lang skråning	24
5.3 Spenningsbetraktninger i safety-fasen	26
5.4 Udrenerte materialer	30
6 Betraktninger knyttet til et bæreevneproblem	33
6.1 Initialspenningenes betydning	33
6.2 Første flyt	34
7 Tilbakeregning av flakskred	37
7.1 Furre-skredet	37
7.1.1 Manipulert flakskred	41

7.2	Båstad-skredet	42
7.2.1	Manipulert flaskred	46
8	Diskusjon og konklusjon	48
8.1	Friksjonsvinkler og forholdet mellom s_r og ϕ	48
8.2	Idealisert skråning, håndregning og PLAXIS	48
8.3	Kriterier for at en skråning skal gå til brudd	48
8.4	Tilbakeregning av flaskred	49
8.5	Forslag til videre arbeid	50
	Vedlegg	53

Tabeller

2	Friksjonsvinkler i figur 12	12
3	Sikkerhetsfaktor for ulike former for vannstrømning.	17
4	Materialparametre for idealisert skråning med drenerte materialer	18
5	Sikkerhetsfaktor for ulike former for vannstrømning.	19
6	Innvirkningen ν' har på andre parametre.	23
7	Sikkerhetsfaktor fra PLAXIS for ulike lengder av skråningen.	26
8	Materialparametre for idealisert skråning med udrenerte parametre. Konstant s_u i begge lagene.	31
9	Sikkerhetsfaktor i PLAXIS for ulike lengder av idealisert skråning	32
10	Materialparametre for bæreevneanalyse. ν_u varieres i analysen.	34
11	Materialparametre for Furre.	39
12	Materialparametre for fase 1, Båstad	44
13	Materialparametre for fase 2, Båstad	45
14	Sikkerhetsfaktor for Båstad og Furre for initialskred og flakskred (manipulert modell)	49
15	Viktige parametre å endre i data.plxmat	B1

Figurer

1	Oversikt over når på året skred $> 10\,000\text{ m}^2$ har skjedd i perioden 1943-1983, og om skredet er utløst av naturlig eller menneskelig aktivitet. Horizontal akse viser måned. (Karlsruud et al., 1985).	3
2	Prinsippskisse av flaskred. (NVE, 2011)	4
3	Prinsippskisse av retrogressivt skred. (NVE, 2011)	4
4	Lineær-elastisk perfekt-plastisk og strain-softening materialoppførsel.	5
5	Ulik tøyingsgrad og mobilisert skjærstyrke for ulike punkter langs glideflaten for et nedover-progressivt brudd. (Gylland, 2012)	6
6	Hva som skjer med spenningstilstanden når skjærspenningen langs horisontalplanet, τ_H , økes for a) en lite sensitiv leire, og b) en sensitiv leire. τ_{HF} er den største skjærspenningen leira tåler før brudd. (Aas, 1981)	7
7	ϕ'_{max} og ϕ'_{cr} hos Karlsruud et al. (1985).	7
8	Normalisert p'-q-plott basert på treaksialforsøk for Tiller-leire og Rissa-leire.	8
9	Sammenheng mellom omrørt skjærstyrke og friksjonsvinkel.	9
10	Resultater fra udrenerte aktive treaksialforsøk på leirer rekonsolidert til in-situ-spenninger. (Aas, 1981)	10
11	p'-q-diagram og spenning-tøyingsdiagram for et udrenert treaksialforsøk på sensitiv Tiller-leire. (Gylland, 2014)	10
12	Normalisert p'-q-plott basert på data fra figur 10.	11
13	Drenert og udrenert direkte skjærforsøk på kvikkleire fra Manglerud. (Gregersen og Løken, 1979)	13
14	Krefter som virker på et jordelement i en idealisert skråning.	14
15	Idealisert skråning i PLAXIS.	18
16	Bruddfiguren viser et veldefinert flaskred.	19
17	Skjærstyrken i initialfasen med drenerte materialer. Nederst i det svake laget er $\tau_{max} \approx 48\text{ kPa}$	20
18	Mohr-sirkel med spenningstilstanden for xy-planet, $(\sigma'_{yy}, \sigma_{xy})$ og det potensielle glideplanet (σ'_N, τ_S)	21
19	Retningen til hovedspenningene midt i skråningen i initialfasen	22
20	Hovedspenningsretninger. I underkant av det svake laget er vinkelen omtrent 17° i skråningen og omtrent 0° i det flate området.	22
21	Plastiske punkter i initialfasen ved bruk av $\nu' = 1/3$	23
22	Plastiske punkter i initialfasen ved bruk av $\nu' = 0,4$	23
23	Punktet i skråningen hvor τ_{rel} leses av.	23
24	Mohr-sirkel med skjærspenninger og skjærstyrke i initialtilstanden.	24
25	Vertikalspenningen σ_{yy} fra et jordelement kan dekomponeres i normalspenning σ_N og skjærspenning τ_S	25
26	Aktiv sone, passiv sone og direkte skjærsone i et flaskred.	26
27	Mohr-sirkel for $\nu = 1/3$ og $\nu = 0,45$. a) viser initialfasen. b) viser safetyfasen. Her er bruddtaket senket til brudd oppstår. Særlig for $\nu = 1/3$, men også til dels for $\nu = 0,45$ blir Mohr-sirkelen mindre når bruddtaket senkes.	27
28	Retningen til hovedspenningene midt i skråningen i safety-fasen	27
29	Kritisk plan vist i Mohr-sirkel.	28
30	Spenningstilstand i safety-fasen for idealisert skråning med $\beta = 5^\circ$	29
31	Prinsippskisse av dilatansvinkelen, ψ	29

32	Hovedtøyningsplanene når flyteloven og dilatans tas hensyn til. Skjærtøyningen $d\gamma_{xy}^p$ er overdrevet i figuren. Legg merke til hvordan x- og y-retningen er definert i denne figuren.	30
33	Betydningen av hovedspenningsretninger for utvikling av skred. Hovedspenningsplanene er vist i rødt, og planet med de største skjærspenningene i blått. I safety-fasen er planet med de største skjærspenningene rotert slik at det er parallelt med skråningen, og et skred er kinematisk mulig.	30
34	Bruddtaket er bestemt ved $\tau_{max} = s_u$ for udrenert tilstand.	31
35	Bruddfigur i idealisert skråning med udrenert oppførsel.	32
36	Bæreevne for grenselikevekt.	33
37	PLAXIS-modell for bæreevne-analyse.	33
38	Plastiske punkter i initialfasen for $\nu = 0,4950$ og $\nu = 0,333$	34
39	Prinsippskisse av vinkel α for et punkt P under en jevnt fordelt last q.	35
40	Halvsirkel hvor $\alpha = 90^\circ$, og første flyt vil oppstå.	35
41	Det røde området viser de plastiske punktene for første flyt	36
42	Tverrsnitt gjennom hovedskredet og initialscredet. Borhullene er vist i figuren. (Hutchinson, 1961)	38
43	Borprofil for borhull 16 (Hutchinson, 1961)	38
44	Geometrien til skråningen i Furre før skredet inntraff.	39
45	Hovedspenningsretninger i initialfasen for K0-prosedyre og gravity loading.	40
46	Horisontal deformasjon i safety-fasen. Sikkerhetsfaktoren er 0,996	40
47	Plastiske punkter i initialfasen.	41
48	Hovedspenningene i og rundt leirsjiktene i initialfasen.	41
49	Oversikt over vertikale deformasjoner i safety-fasen viser en trekantet sone i bakkant av initialscredet. Denne sonen synker sammen, og utvider seg horisontalt.	41
50	Geometrien til skråningen i Furre. Sterke lag er brukt for å avgrense et flak.	42
51	Horisontal deformasjon viser et flakskred. Sikkerhetsfaktoren er 1,10.	42
52	Tverrsnitt gjennom skredet. Geometri før og etter skredet er vist. (Gregersen og Løken, 1979)	43
53	PLAXIS-modell av skråning i Båstad.	43
54	Lineært økende s_u med dybden. (Gregersen og Løken, 1979)	44
55	Skjærspenning-tøyningsdiagram for aktivt og passivt treaksialforsøk og direkte skjærforsøk. (Gregersen og Løken, 1979)	45
56	Bruddmønsteret fra PLAXIS viser et initialscred. Sikkerhetsfaktoren er 1,05.	46
57	PLAXIS-modell for å tvinge fram et flakskred.	46
58	Simulert flakskred i PLAXIS. Sikkerhetsfaktoren er 1,52.	46
59	PLAXIS-modell for å simulere flakskred. Styrken i det gule området er redusert for å ta hensyn til at dette området blir forstyrret og delvis omrørt av initialscredet.	47
60	Bilde av filen data.plxmat åpnet i programmet vbin	B1
61	c øker normalt på skråningen	B2

Symbolliste

Symbol	Enhet	Forklaring
a	kN/m^2	Attraksjon
c	kN/m^2	Kohesjon
c'_{ref}	kN/m^2	Kohesjon, referanseverdi i PLAXIS
$d\gamma^p$	-	Endring av plastisk skjærtøyning
$d\epsilon_1^p, d\epsilon_3^p$	-	Endring av største og minste hovedtøyning
$d\epsilon_v^p$	-	Endring av plastisk volumtøyning
E'	kN/m^2	Elastisitetsmodul, drenert
E_u	kN/m^2	Elastisitetsmodul, udrenert
G_{ur}	kN/m^2	Avlasting/pålasting skjærmodul
I_p	%	Plastisitetsindeks
K_0	-	Hviletrykkskoeffisient for totalspenninger
K'_0	-	Hviletrykkskoeffisient for totalspenninger
ΣM_{sf}	-	Sikkerhetsfaktor, PLAXIS output
N	kN	Normalkraft på jordelement
N'	kN	Normalkraft på jordelement, korrigert for oppdrift
p	kN/m^2	Middelspenning av totalspenninger
p'	kN/m^2	Middelspenning av effektivspenninger
p_{ref}	kN/m^2	Referansespenning. $p_{ref} = 100 \text{ kPa}$
q	kN/m^2	Deviatorspenning
q	kN/m	Jevnt fordelt last i bæreevne-eksempel.
SF	-	Sikkerhetsfaktor
s_r	kN/m^2	Omrørt skjærstyrke
s_u	kN/m^2	Udrenert skjærstyrke
$s_{u,ref}$	kN/m^2	Udrenert skjærstyrke, referanseverdi i PLAXIS
s_u^A	kN/m^2	Udrenert skjærstyrke, fra aktivt treaksialforsøk, PLAXIS input
s_u^P	kN/m^2	Udrenert skjærstyrke, fra passivt treaksialforsøk, PLAXIS input
s_u^{DSS}	kN/m^2	Udrenert skjærstyrke, fra direkte skjærforsøk, PLAXIS input
$s_{u,ref}^A$	kN/m^2	Udrenert skjærstyrke, fra aktivt treaksialforsøk, referanseverdi i PLAXIS
$s_{u,inc}^A$	$\text{kN/m}^2/\text{m}$	Økning av s_u^A per meter, PLAXIS input
S_t	-	Sensitivitet
T	kN	Skjærkraft på jordelement
u	kN/m^2	Poretrykk
W	kN	Tyngde av jordelement
W'	kN	Tyngde av jordelement, korrigert for oppdrift
α	°	Hovedspenningsretning. Vinkelen mellom største hovedspenning og vertikalplanet
β	°	Skråningshelning
γ	kN/m^3	Tyngdetetthet av jord
γ	-	Skjærtøyning
γ'	kN/m^3	Effektiv tyngdetetthet av jord
γ_f^C	-	Skjærtøyning fra aktivt treaksialforsøk, PLAXIS input
γ_f^E	-	Skjærtøyning fra passivt treaksialforsøk, PLAXIS input

γ_f^{DSS}	-	Skjærtøyning fra direkte skjærforsøk, PLAXIS input
γ_{sat}	kN/m ³	Tyngdetetthet, mettet, PLAXIS input
γ_{unsat}	kN/m ³	Tyngdetetthet, umettet, PLAXIS input
γ_w	kN/m ³	Tyngdetetthet til vann
ϵ	-	Tøyning
ν	-	Tverrkontraksjonstall, Poissonstall.
ν_u	-	Tverrkontraksjonstall, Poissonstall. PLAXIS input for udrenert materialoppførsel
ν'	-	Tverrkontraksjonstall, Poissonstall. PLAXIS input for drenert materialoppførsel
ρ	°	Mobilisert friksjonsvinkel
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	kN/m ²	Totale hovedspenninger
$\sigma'_1, \sigma'_2, \sigma'_3$	kN/m ²	Effektive hovedspenninger
$\sigma_{xx}, \sigma'_{xx}$	kN/m ²	Horisontal totalspenning og effektivspenning, PLAXIS input
σ'_c	kN/m ²	Normalspenning på kritisk plan
σ'_N	kN/m ²	Normalspenning på potensielt glidplan med helning β
$\sigma_{yy}, \sigma'_{yy}$	kN/m ²	Vertikal totalspenning og effektivspenning, PLAXIS input
σ_{xy}	kN/m ²	Skjærspenning i xy-planet, PLAXIS input
σ'_{v0}	kN/m ²	Vertikal in situ effektivspenning
τ_c	kN/m ²	Skjærspenning på kritisk plan
τ_{max}	kN/m ²	Skjærspenning i et punkt på Mohr-Coulomb bruddtaket, altså skjærstyrken
τ_{mob}	kN/m ²	Mobilisert skjærstyrke. Skjærspenning for toppunktet på Mohrsirkelen
τ_{rel}	kN/m ²	Forholdet mellom τ_{mob} og τ_{max}
τ_s	kN/m ²	Skjærspenning langs potensielt glidplan med helning β
ϕ	°	Friksjonsvinkel
ψ	°	Dilatansvinkel

1 Innledning

1.1 Bakgrunn for oppgaven

Det er gjennom arbeidet til blant annet Bernander (2011) og Gylland (2012) kjent at sensitive leirer, herunder kvikkleire, har en strain-softening-oppførsel. Bernander (2011) hevder at utbredelsen til skred i bløte skandinaviske leirer ikke kan forklares ved bruk av grenselikevekt og lineær-elastisk perfekt-plastisk materialoppførsel. Imidlertid er det analyser, modeller og beregningsverktøy med lineær-elastisk perfekt-plastisk materialoppførsel, og hvor strain-softening ikke er tatt hensyn til, som i all hovedsak brukes ved rådgiving og dimensjonering innen geoteknikk i Norge. Det er kjent at ved å bruke en lineær-elastisk perfekt-plastisk materialmodell til å modellere et materiale som faktisk har strain-softening-oppførsel, vil styrken i jorda overestimeres. I Statens Vegvesens håndbok V220¹ er dette tatt hensyn til ved at det kreves høyere sikkerhetsfaktor for områder med sprø bruddmekanisme enn i områder med seig eller nøytral bruddmekanisme. Bernander (2011) og Gylland (2012) har tatt for seg flakskred, eller progressive skred, og beskrevet dem med strain-softening materialoppførsel. Det er av interesse å se om man likevel kan forutsi flakskred ved bruk av beregningsverktøy med lineær-elastisk perfekte-plastiske materialmodeller, fordi beregningsverktøy hvor strain-softening materialoppførsel tas hensyn til er lite brukt i Norge.

Elementmetodeprogrammet PLAXIS er et nyttig verktøy for å lage modeller, se hvordan jorda oppfører seg under påføring av last, og å finne sikkerhetsfaktoren for ulike geotekniske problem. I denne rapporten er idealiserte skråninger i PLAXIS laget slik at flakskred oppstår. Resultater fra PLAXIS-analyser er sammenlignet med håndregning.

1.2 Hypotese

For flakskred som har gått i sensitive leirer i Norge og Skandinavia, har det ofte vært et lite initialscred før hovedskredet, selve flakskredet, har gått. Det er i denne rapporten sett på om det alltid er slik at en skredhendelse med et stort flakskred starter med et lite initialscred.

Hypotese: ”Der hvor det har gått et flakskred vil PLAXIS-analyser vise at det er et initialscred, og ikke selve flakskredet, som har lavest sikkerhetsfaktor.”

1.3 Oppbygging av rapporten

Kapittel 2 nevner kort ulike typer skred i kvikkleire, og gir en kort forklaring av hva et flakskred er. Strain-softening oppførsel og mekanismen bak et progressivt brudd er gjennomgått. I kapittel 3 er noe av teorien fra 30-40 år gamle rapporter om kvikkleireskred gjennomgått. Noe av teorien fra disse kildene er sammenlignet med ny teori, og nye treaksialresultater er tolket for å sammenligne med funnene fra disse rapportene.

Videre er en idealisert skråning betraktet. I kapittel 4 er grunnvannets påvirkning av sikkerheten til skråningen vist. I kapittel 5 er håndregning og PLAXIS-analyser av den

¹Håndbok V220 erstattet håndbok 016 1. juni 2014. Det faglige innholdet er uendret.

idealisererte skråningen sammenlignet. Ved å variere lengden av skråningen i PLAXIS undersøkes betydningen av aktiv og passiv sone. Hovedspenningsretninger og mobiliseringsgrad er betraktet i initialfasen og safety-fasen i PLAXIS. I kapittel 6 betraktes et simpelt bæreevneproblem for å undersøke betydningen av initialspenninger, og første flyt.

To flakskred er tilbakeregnet i kapittel 7. Skråningene er modellert i PLAXIS, med materialparametre fra rapporter fra skredene. Sikkerhetsfaktoren til initialskred i skråningsfoten er funnet. I tillegg er PLAXIS-modellene manipulert slik at flakskred oppstår. Det er gjort vurderinger av hvor troverdige sikkerhetsfaktorene er. Kapittel 8 inneholder diskusjon, konklusjon og forslag til videre arbeid.

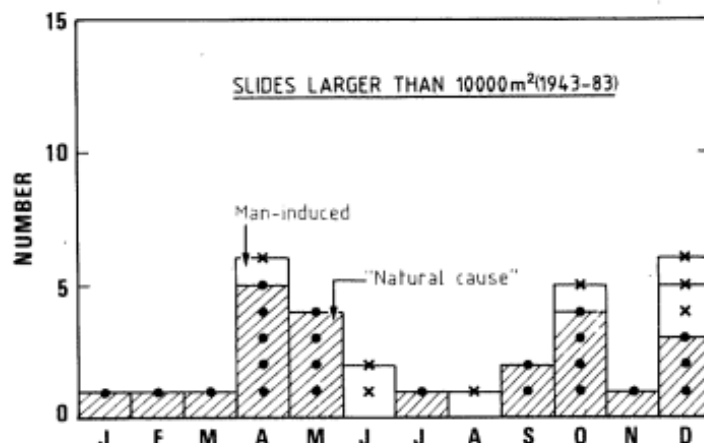
2 Teori

2.1 Om flakskred i leire

Karlsruud et al. (1985) og L'Heureux (2013) angir fire hovedtyper av skred som kan oppstå i sensitive leirer:

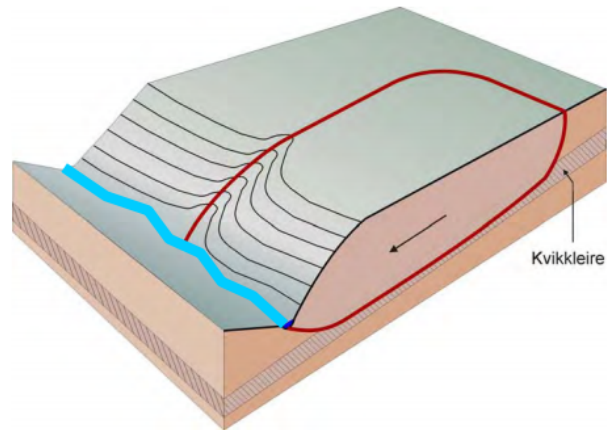
1. Enkle rotasjonsskred, initialscred
2. Retrogressive skred
3. Flakskred, også kalt progressive skred
4. Spredninger

Større skred kan være en kombinasjon av flere typer skred. Av større skred i sensitive leirer i Norge er retrogressive skred den vanligste typen (L'Heureux, 2013). I følge L'Heureux et al. (2014) kan skred i sensitive leirer skyldes naturlige faktorer som erosjon, regn og jordskjelv. Også menneskelig aktivitet, som arbeid med fyllinger, utgravninger og sprengninger, eller en kombinasjon av disse kan føre til skred. Figur 1 viser en oversikt over alle skred større enn 10 000 m² i perioden 1943-1983. Fra figuren ser man at flertallet av skredene er utløst av naturlige faktorer. En annen ting figuren forteller er at det skjer flest skred på våren, på høsten og tidlig på vinteren.

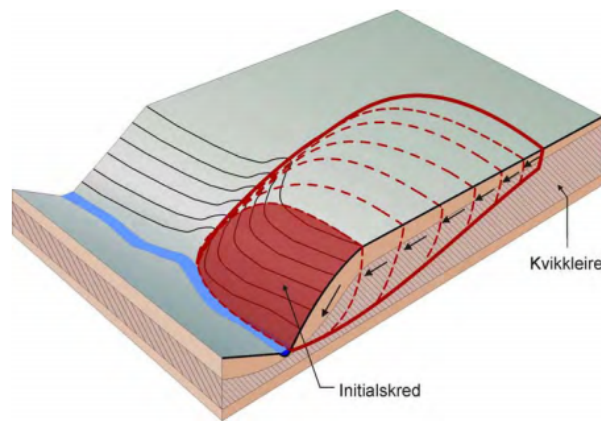


Figur 1: Oversikt over når på året skred $> 10\,000\text{ m}^2$ har skjedd i perioden 1943-1983, og om skredet er utløst av naturlig eller menneskelig aktivitet. Horizontal akse viser måned. (Karlsruud et al., 1985).

I denne rapporten er det flakskred som står i fokus. Denne skredtypen er kjennetegnet ved at et stort flak sklir ut, se prinsippskisse i figur 2. Ofte kan dette flaket være relativt intakt også etter at skredprosessen er over. Et flakskred kan være bakover-progressivt eller nedover-progressivt (Gylland, 2012). Dette beskrives nærmere i delkapittel 2.2. Flakskred kan bare oppstå når det er kontinuerlige lag eller sjikt av sterkt sensitive leirer i eller bak skråningen (Karlsruud et al., 1985). Mehli (2010) hevder at et initialscred kan utvikle seg til flakskred når det er et tilstrekkelig sterkt lag over kvikkleira. Går kvikkleira nesten opp til overflaten, eller det er svake lag over kvikkleira, vil man derimot få en retrogressiv bruddutvikling. En prinsippskisse er vist i figur 3.



Figur 2: Prinsippskisse av flaskred. (NVE, 2011)

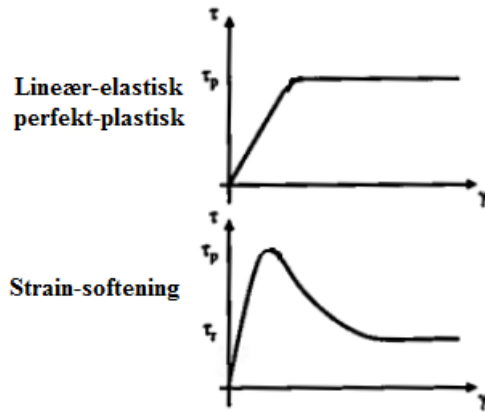


Figur 3: Prinsippskisse av retrogressivt skred. (NVE, 2011)

Stability of Natural Slopes in Quick Clays av Gunnar Aas, NGI, 1981, angir hvor stor styrke en skråning med sensitiv leire tåler før den går til brudd, og den sammenligner styrken i sensitive og ikke-sensitive leirer. Noe av innholdet i artikkelen vil bli nærmere gjennomgått i denne rapporten.

2.2 Strain-softening materialoppførsel og progressivt brudd

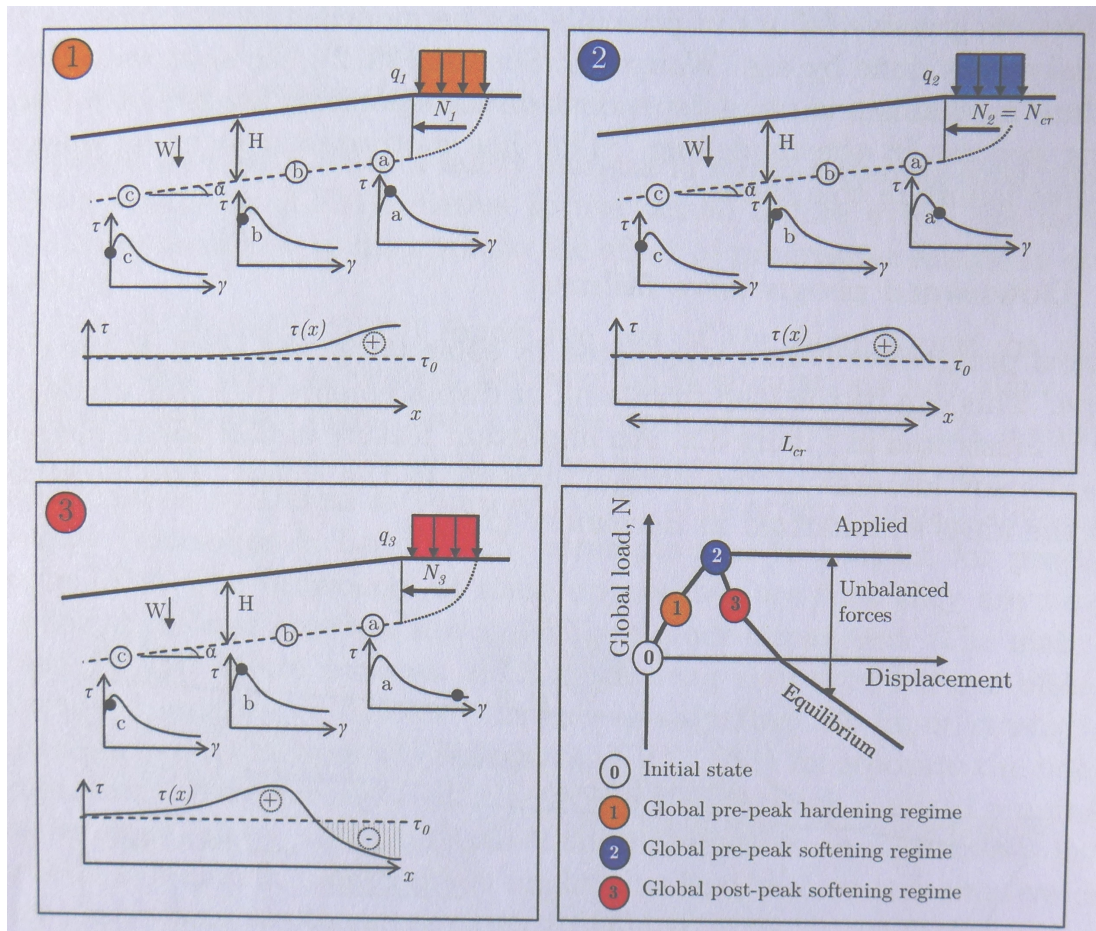
Ved bruk av likevektsbetraktninger for å beregne skråningsstabilitet antas mobilisert skjærstyrke langs en glideflate å være uavhengig av tøyningen (Gylland, 2012). Denne antagelsen kan ikke brukes for materialer med en strain-softening-oppførsel. Sensitive leirer har en slik oppførsel i udrenert tilstand (Gylland, 2014). Figur 4 viser forskjellen på lineær-elastisk perfekt-plastisk og strain-softening oppførsel. For et lineær-elastisk perfekt-plastisk materiale er skjærstyrken etter en viss tøyingsgrad konstant, mens for et strain-softening-materiale synker skjærstyrken vesentlig etter et toppunkt.



Figur 4: Lineær-elastisk perfekt-plastisk og strain-softening materialoppførsel.

Et flakskred er et skred med progressiv bruddutvikling. Det er ulike måter å klassifisere skred på. Det følgende bygger på teori fra Gylland (2012) og Mehli (2010). Progressive brudd kan deles inn i bakover-progressivt brudd, og nedover-progressivt brudd. Et bakover-progressivt brudd starter med et lite skred, et initialskred, i skråningsfoten. Denne horisontale avlastingen fører til at skjærspenningen øker i den sensitive leira lenger bak i skråningen. Blir mobiliseringen høy nok i et punkt, må materialet lenger inn ta opp større krefter. På denne måten kan bruddet utvikle seg progressivt bakover i skråningen. Et nedover-progressivt brudd starter derimot ved at et område i toppen av en skråning overbelastes, for eksempel ved at en fylling legges ut. Deretter vil det progressive bruddet utvikle seg nedover i skråningen.

Ved utvikling av en lang glideflate vil ikke tøyningen være den samme for alle punkter langs glideflaten. Dette er beskrevet av Bernander (2011) og Gylland (2012). Figur 5 illustrerer hvordan et nedover-progressivt brudd utvikles når en last q_1 påføres på toppen av en skråning. Tøyningsgraden, og dermed mobilisert skjærstyrke for et strain-softeningmateriale er forskjellig for ulike punkter langs den potensielle glideflaten. I ramme 1 er maksimal skjærstyrke nådd i punkt a, mens punkt c ikke opplever noen tøyning, og har samme skjærspenning som før lasten ble påført. I ramme 3 har punkt b nådd maksimal skjærstyrke, og tøyninger har startet i punkt c. Punkt a opplever nå store tøyninger, og skjærstyrken ved denne tøyningen er svært liten, mindre enn før lasten q_1 ble påført. Det er altså kun i deler av den potensielle glideflaten at maksimal skjærstyrke (fra toppunktet på $\gamma - \tau$ -kurven) er mobilisert ved et visst tidspunkt. En beregning hvor skjærstyrken antas å være konstant og uavhengig av tøyningen, altså en lineær-elastisk perfekt-plastisk oppførsel, vil gi en vesentlig høyere styrke for skråningen, og dermed overestimere sikkerheten. PLAXIS-beregninger med materialmodellene Mohr-Coulomb og NGI-ADP, som er utført i denne rapporten, tar ikke hensyn til strain-softening-effekten, og vil derfor gi en for høy sikkerhet mot flakskred.



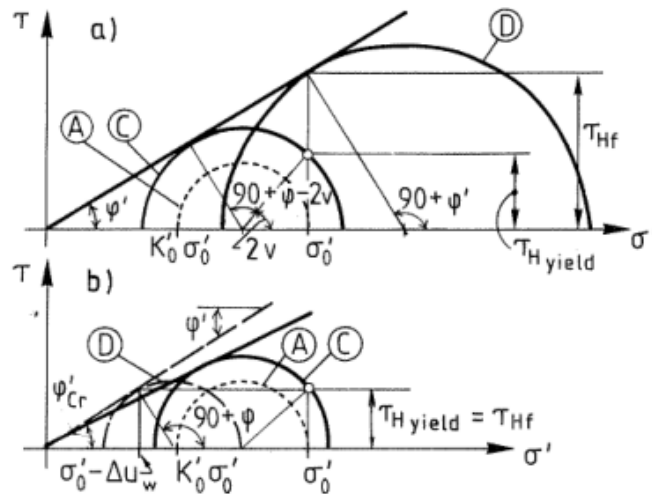
Figur 5: Ulik tøyningsgrad og mobilisert skjærstyrke for ulike punkter langs glideflaten for et nedover-progressivt brudd. (Gylland, 2012)

3 Gjennomgang av gammel teori om flaskkred

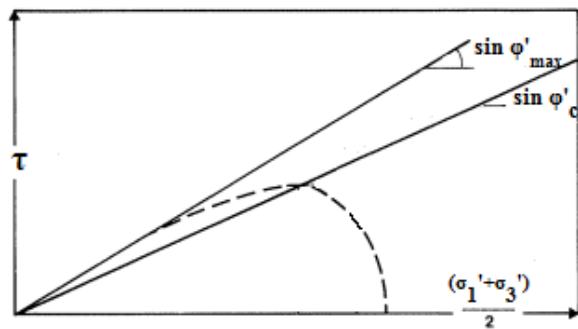
3.1 Friksjonsvinkler

Aas (1981) beskriver hvordan skjærstyrken langs en potensiell glideflate i en lite sensitiv leire kan være vesentlig større enn skjærstyrken ved flyt, se figur 6 a). I en sensitiv leire er flytespenningen den maksimale mobiliserte skjærspenningen før leira går til brudd, se figur 6 b). Hva som skjer når en sensitiv leire blir lastet til flytespenning er nærmere beskrevet i delkapittel 3.2.

Ifølge Aas (1981) oppstår flyt i en sensitiv leire ved en mobilisert friksjonsvinkel ϕ'_{cr} , som er lavere enn ϕ' . Også Karlsrud et al. (1985) opererer med to friksjonsvinkler, ϕ'_{max} og ϕ'_{cr} , som vist i figur 7. Her kan en større friksjonsvinkel leses av for den siste delen av spenningsstien, altså en slags "friction hardening". Nyere forskning, (Thakur et al., 2014), hevder at spenningsstien fra standard udrenerte treaksialforsøk på bløte sensitive leirer følger en unik Mohr-Coulomb bruddlinje fra toppunktet og videre til reststyrken. Thakur et al. (2014) utelukker "cohesion and friction softening" for udrenerte, bløte, sensitive leirer ved tøyingsnivåer for vanlige treaksialforsøk.

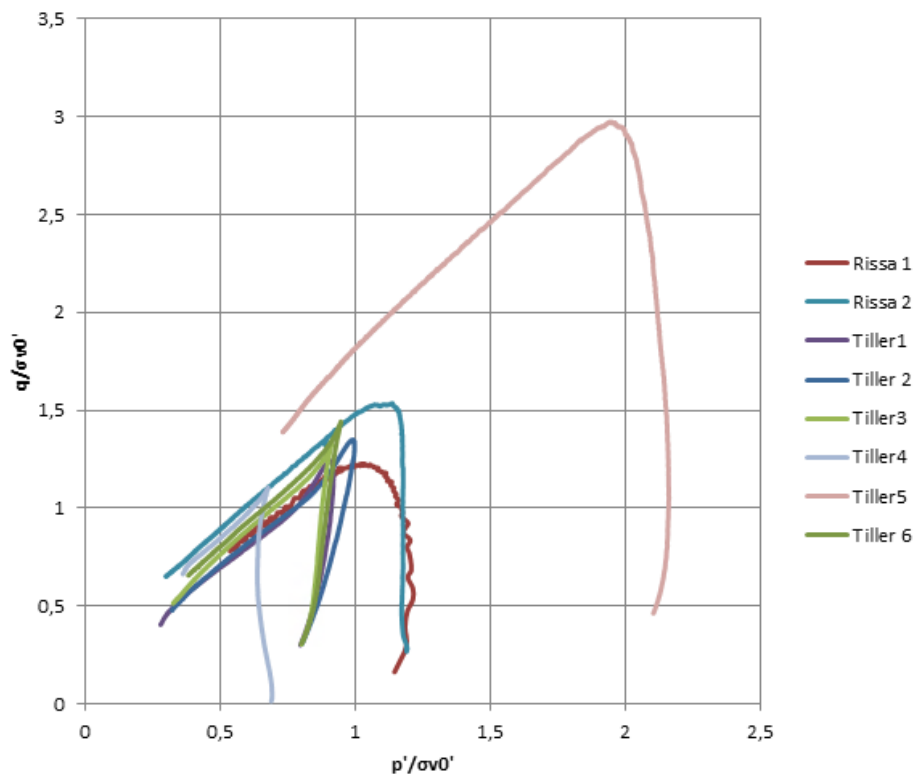


Figur 6: Hva som skjer med spenningsstilstanden når skjærspenningen langs horisontalplanet, τ_H , økes for a) en lite sensitiv leire, og b) en sensitiv leire. τ_{Hf} er den største skjærspenningen leira tåler før brudd. (Aas, 1981)

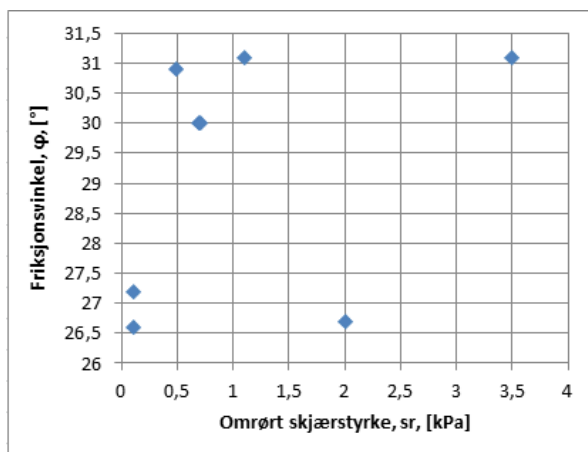


Figur 7: ϕ'_{max} og ϕ'_{cr} hos Karlsrud et al. (1985).

For å undersøke denne bruken av to ulike ϕ' -verdier i Aas (1981) og Karlsrud et al. (1985) nærmere er udrenerte aktive treaksialforsøk på leirer med ulik omrørt skjærstyrke tolket. Data for leire fra Tiller og Rissa er benyttet. Et diagram med p' og q , begge normalisert mot effektiv in situ-spenning, σ'_{v0} , er vist i figur 8. Figuren viser ingen tegn til "friction hardening", som i figur 7. "Tiller 5" skiller seg ut ved at forsøket starter med en middelspenning omtrent det dobbelte av in situ-spenningen. Denne prøven vil dermed oppnå en vesentlig høyere deviatorspenning q enn de andre leirprøvene, som alle starter med en middelspenning litt over eller litt under in situ-spenningen. Friksjonsvinkelen til de ulike leirprøvene er funnet, og sammenlignet med omrørt skjærstyrke, s_r , se figur 9. Grunnen til at friksjonsvinkelen ϕ sammenlignes med omrørt skjærstyrke s_r , og ikke sensitiviteten $S_t = s_u/s_r$, er at S_t avhenger av udrenert skjærstyrke s_u . s_u påvirkes av prøve kvaliteten, mens man for å finne s_r likevel må bryte ned strukturen i leira. s_r vil derfor ikke påvirkes av prøve kvaliteten slik s_u og S_t vil. Figuren antyder at ϕ øker med økende s_r , men det er ingen lineær sammenheng mellom s_r og ϕ . Det er en viss usikkerhet knyttet til avlesingen av ϕ fra figur 8. Spenningsstiene til flere av Tiller-leirene er ikke lineære, men svakt buet etter toppunktet, og dette gjør nøyaktig avlesning av friksjonsvinkelen vanskelig. Det hadde vært ønskelig å undersøke flere leirer, gjerne fra andre steder, når sammenhengen mellom s_r og ϕ undersøkes. En større datamengde vil gi grunnlag for sikrere konklusjoner.



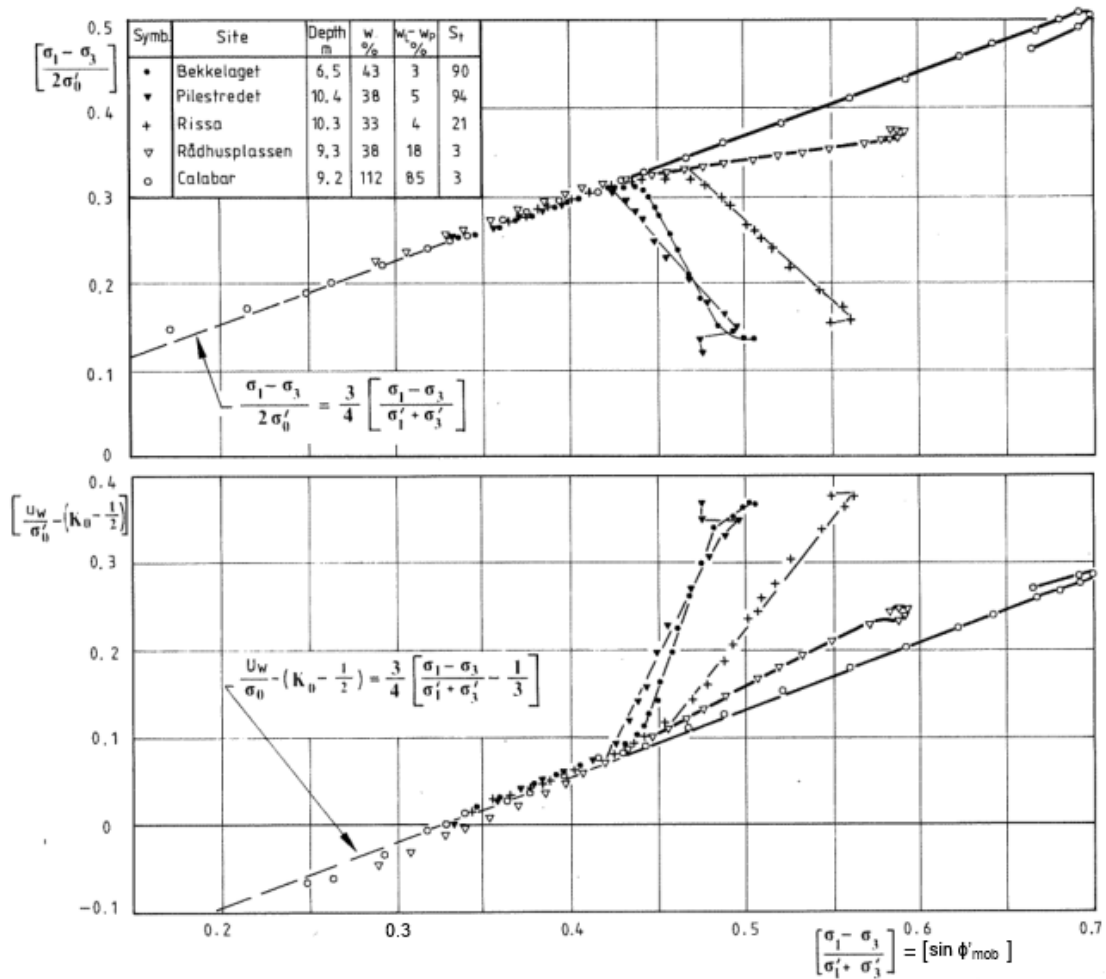
Figur 8: Normalisert p' - q -plott basert på treaksialforsøk for Tiller-leire og Rissa-leire.



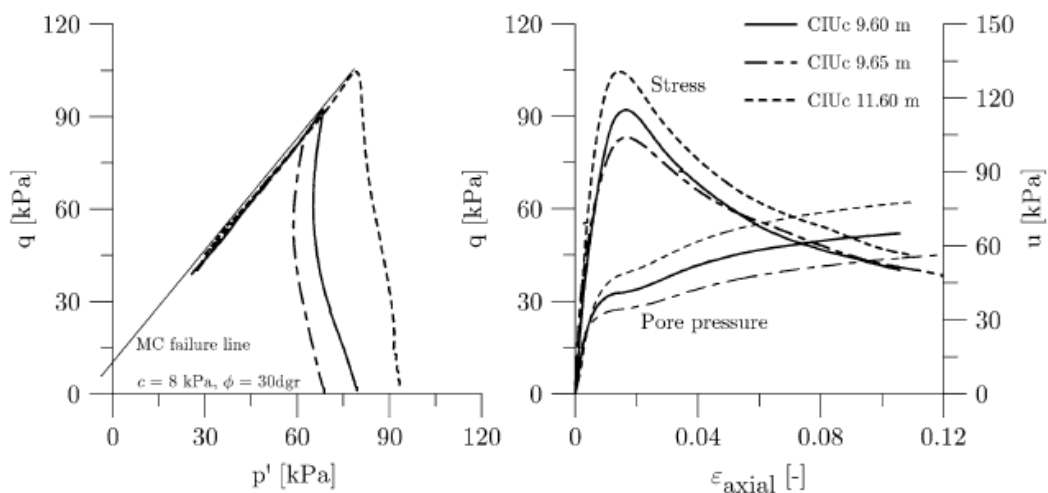
Figur 9: Sammenheng mellom omrørt skjærstyrke og friksjonsvinkel.

3.2 Omgjøring av spenningsplott

Det er ønskelig å undersøke figur 10, fra Aas (1981), og undersøke hva de to diagrammene i figuren egentlig sier. Deretter plottes dataene i et p'-q-diagram. x-aksen i figur 10 viser $(\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma'_1 + \sigma'_3)$, som er det samme som $\sin \phi'_{mob}$. I det øverste diagrammet viser y-aksen skjærspenning normalisert mot in situ vertikal effektivspenning. Det nederste diagrammet har poretrykk normalisert mot in situ vertikal effektivspenning minus leddet $(K_0 - \frac{1}{2})$ langs y-aksen. Figuren viser forskjellen mellom sensitive leirer og ikke-sensitive leirer. For lave skjærspenninger har alle leirene den samme oppførselen. For en bestemt skjærspenning, og ϕ'_{mob} -verdi, endrer de sensitive leirene tydelig oppførsel. Etter dette øker poretrykket raskt (nederste diagram), og skjærspenningen synker tilsvarende (øverste diagram). Den sensitive leira går altså til brudd for denne ϕ'_{mob} -verdien. Etter dette kritiske punktet for de sensitive leirene fortsetter den ene ikke-sensitive leira trenden fra lavere spenningsverdier, mens den andre viser en liten endring i oppførsel, men på langt nær så kraftig som for de sensitive leirene. For det kritiske punktet (knekkpunktet) for de sensitive leirene, er det et kritisk forhold mellom skjærspenning og effektiv normalspenning. For leirene vist i figur 10 er dette forholdet i området 0,3-0,32. Dette stemmer bra overens med observasjoner for andre leirer. Karlsrud et al. (1985) skriver at $s_{uC} = (0,30 - 0,35)\sigma'_{ac}$ gjelder generelt for norske, magre leirer ($I_p \leq 20\%$). Gregersen og Løken (1979) har funnet at $s_{u,aktiv}/p'_0 = 0,33$ for Båstad-leire. Resultatene fra de tre nevnte tilfellene kommer fra udrenerte aktive treaksialforsøk. En ytterligere økning av skjærspenningen fra dette spenningsnivået er umulig fordi flyt vil oppstå i den sensitive leira, poretrykket vil øke, og skjærspenningen synke tilsvarende, som vist i figur 10. Dette er også beskrevet i ny forskning. Gylland (2014) og Thakur et al. (2014) beskriver hvordan poretrykket øker og skjærstyrken synker ved skjæring under udrenerte forhold. I disse artiklene blir dette sett i sammenheng med en strain-softening-oppførsel. I spenning-tøyningsdiagrammet i figur 11 er det vist hvordan skjærspenningen synker og poretrykket øker etter at den største skjærspenningen er oppnådd. I p'-q-plottet er det vist at bruddtaket nås for den maksimale skjærspenningen. Dette er strain-softening-oppførsel.



Figur 10: Resultater fra udrenerte aktive treaksialforsøk på leirer rekonsolidert til in-situ-spenninger. (Aas, 1981)



Figur 11: p'-q-diagram og spenning-tøyningsdiagram for et udrenert treaksialforsøk på sensitiv Tiller-leire. (Gylland, 2014)

Ved bruk av programmene PlotDigitizer, MATLAB og MS Excel er data fra det øverste diagrammet i figur 10 omgjort og plottet i et p'-q-diagram, vist i figur 12. MATLAB-koden er vist i vedlegg A. I et p'-q-plott er

$$p' = \frac{1}{3}(\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3) \quad (1)$$

I dette tilfellet antas det at $\sigma'_2 = \sigma'_3$, og

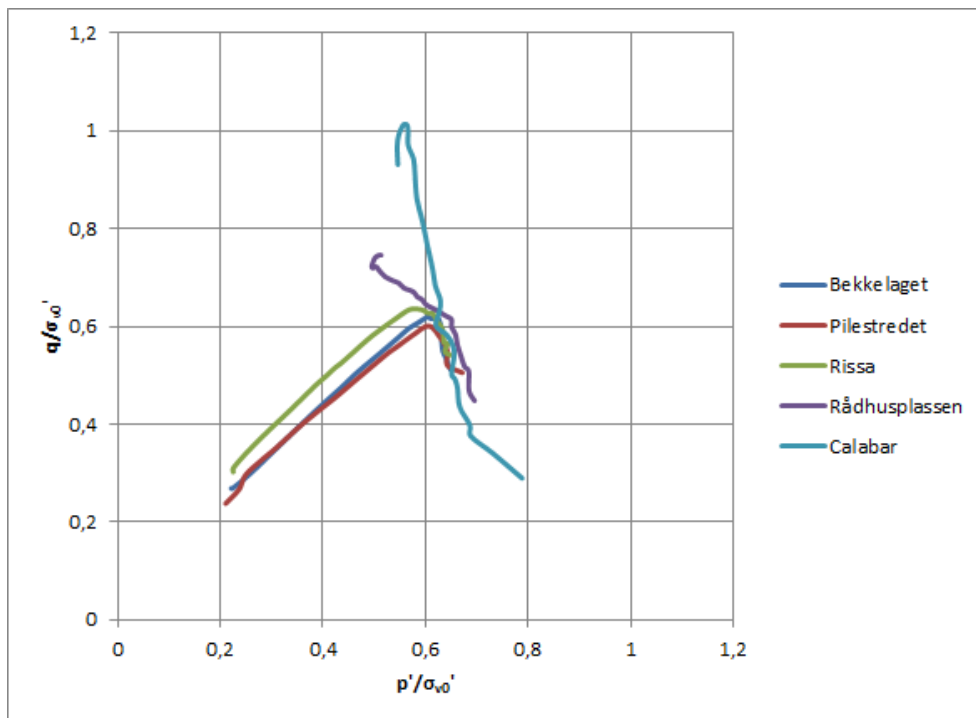
$$p' = \frac{1}{3}(\sigma'_1 + 2\sigma'_3) \quad (2)$$

$$q = \sigma'_1 - \sigma'_3 \quad (3)$$

Det er vanlig å bruke et p'-q-diagram for å vise resultatene fra treaksialforsøk, og det kan være interessant å se hvordan prøveresultatene fra Aas (1981) framstår i et slikt diagram.

I figur 12 kan man se at forsøkene har en relativt høy skjærspenningsverdi fra starten av. De tre sensitive leirene har omtrent den samme spenningsstien og dermed samme friksjonsvinkel. Spenningsstien til de to ikke-sensitive leirene skiller seg ut. For toppunktet til spenningsstiene til de sensitive leirene i figur 12, leses det av at q/σ'_{v0} er litt over 0,6, altså omtrent det dobbelte av verdien til $(\sigma_1 - \sigma_3)/(2\sigma'_0)$. Det stemmer bra overens med at

$$\frac{\sigma'_1 - \sigma'_3}{2} = \frac{q}{2}$$



Figur 12: Normalisert p'-q-plott basert på data fra figur 10.

Friksjonsvinklene og sin ϕ -verdiene til de tre sensitive leirene er vist i tabell 2. sin ϕ -verdiene stemmer ganske bra overens med \sin'_{mob} -verdiene for toppunktene de sensitive leirene i figur 10. Grunnen til at sin ϕ -verdiene avviker noe kan være unøyaktigheter i transformasjonen fra figur 10 til figur 12, og i avlesingen av stigningstallet til grafene i figur 12. Friksjonsvinklene i tabell 2 er lave sammenlignet med verdiene i figur 9. Dette behøver imidlertid ikke å ha noe å si, da det er forskjellige leirer med ulik sensitivitet.

Leire	Rissa	Bekkelaget	Pilestredet
sin ϕ	0,4	0,39	0,37
ϕ	23,6°	23,2°	21,7°

Tabell 2: Friksjonsvinkler i figur 12

De tre sensitive leirene er rekonsolidert til in situ-spenninger, og spenningsstien i figur 12 starter med verdien $\frac{p'}{\sigma'_{v0}} \approx 0,65$ for disse leirene.

$$p' = \frac{1}{3}(\sigma'_0 + 2K'_0\sigma'_0)$$

$$\frac{p'}{\sigma'_0} = \frac{1}{3}(1 + 2K'_0)$$

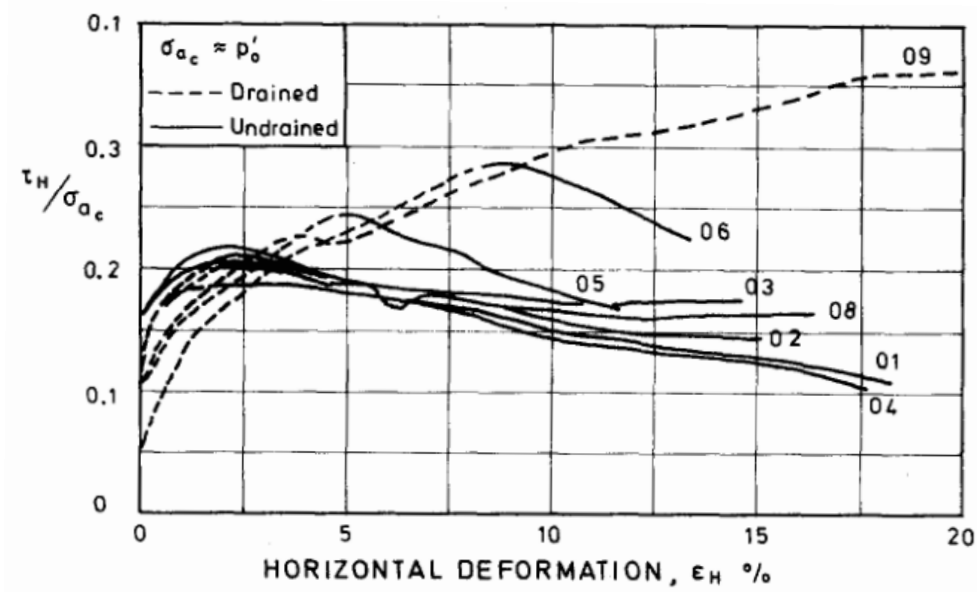
$$0,65 = \frac{1}{3}(1 + 2K'_0)$$

$$K'_0 = 0,475$$

K'_0 -verdien er altså rett i underkant av 0,5. Verdien til $(K'_0 - \frac{1}{2})$ blir da veldig liten, og det virker unødvendig å ha med dette leddet i y-aksen i det nederste diagrammet i figur 10.

3.3 Drenert og udrenert analyse av flaskkred

I Gregersen og Løken (1979) er det gjort tilbakeregning av et flaskkred både med udrenert skjærstyrke og drenerte parametre (c' og ϕ). Analysen med s_u gir SF=1,03, mens en analyse basert på kohesjon og friksjonsvinkel gir SF=2,0. Også i Karlsrud et al. (1985) er det gjort tilbakeregninger av flaskkred med udrenerte og drenerte parametre. Disse beregningene gir høyere sikkerhetsfaktor for den drenerte analysen enn den udrenerte. I figur 13 er det vist resultater fra udrenerte og drenerte direkte skjærttester på kvikkleire fra Manglerud. Fra figuren ser man at den maksimale skjærstyrken er mye større for drenert enn udrenert forsøk. Toppunktet til de udrenerte forsøkene viser den udrenerte skjærstyrken. For flere av de drenerte forsøkene stoppes dreneringen underveis i forsøket (overgang fra stiplet til heltrukken linje). Da vil skjærstyrken umiddelbart synke. Fra denne figuren kan man konkludere med at for sensitive leirer er den kritiske skjærspenningen lik den udrenerte skjærstyrken, og man bør bruke udrenert skjærstyrke i stabilitetsanalyser (Gregersen og Løken, 1979).

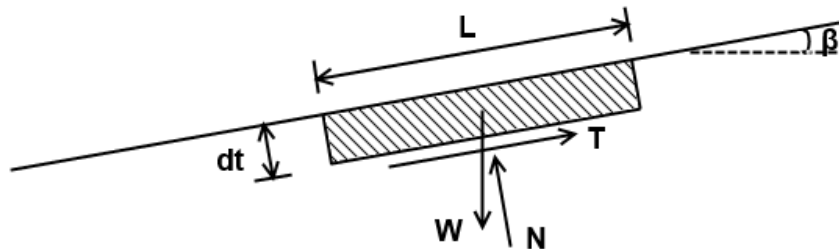


Figur 13: Drenert og udrenert direkte skjærforsøk på kvikkleire fra Manglerud. (Gregersen og Løken, 1979)

4 Grunnvannets påvirkning av sikkerheten til en idealisert skråning

I dette kapittelet er sikkerheten vurdert ut fra grenselikevekt. Strain-softening og progressiv bruddutvikling er ikke tatt hensyn til her, da dette vil innebære avanserte beregninger, som ikke enkelt kan gjøres for hånd. Håndberegningene sammenlignes med resultater fra PLAXIS-analyser med lineær-elastisk perfekt-plastiske modeller, som er vist senere i rapporten.

For en uendelig lang skråning, med konstant helning β , kan man betrakte et jordelement, og kreftene som virker på dette elementet. Dette er vist i figur 14. Håndberegninger utføres for ulike grunnvannsnivåer, ulike strømningsmønstre, og for jord med uten kohesjon.



Figur 14: Krefter som virker på et jordelement i en idealisert skråning.

Jordelementet som betraktes har lengde L , tykkelse dt og tyngdetetthet γ . Det antas at $L \gg dt$, slik at kreftene i endene av elementet kan neglisjeres. Tyngden W av jordelementet, normalkraften N og skjærkraften T kan uttrykkes slik:

$$\begin{aligned} W &= L \cdot dt \cdot \gamma, \\ N &= W \cos \beta \\ T &= W \sin \beta \end{aligned} \quad (4)$$

Normalspenningen og skjærspenningen som virker på jordelementet blir da:

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{N}{L} = \gamma dt \cos \beta \\ \tau &= \frac{T}{L} = \gamma dt \sin \beta \end{aligned} \quad (5)$$

Skjærstyrken er bestemt ved Coulombs lov:

$$\tau_f = \sigma' \tan \phi + c = (\sigma' + a) \tan \phi \quad (6)$$

Sikkerhetsfaktoren til elementet kan uttrykkes som forholdet mellom skjærstyrken og skjærspenningen:

$$SF = \frac{\tau_f}{\tau} = \frac{(\sigma' + a) \tan \phi}{\gamma dt \sin \beta} = \frac{(\sigma - u + a) \tan \phi}{\gamma dt \sin \beta} \quad (7)$$

Til å begynne med antas attraksjonen å være null, $a=0$.

4.1 Tørr skråning

Uttrykket for sikkerhetsfaktoren vil avhenge av poretrykket. For en tørr skråning er $u=0$, og

$$SF = \frac{(\sigma - 0) \tan \phi}{\gamma dt \sin \beta} = \frac{\gamma dt \cos \beta \tan \phi}{\gamma dt \sin \beta} = \frac{\tan \phi}{\tan \beta} \quad (8)$$

4.2 Vannstrømning parallelt med overflaten

For et tilfelle med vannstrømning parallelt med overflaten, står ekvipotensiallinjene normalt på terrengoverflaten, poretrykket i terrengoverflaten er $u=0$, og poretrykket i underkant av jordelementet er

$$u = \gamma_w dt \cos \beta \quad (9)$$

Settes uttrykk (9) inn i uttrykk (7), og det antas at $2\gamma_w = \gamma$ fås

$$SF = \frac{\gamma dt \cos \beta - \gamma_w dt \cos \beta}{\gamma dt \sin \beta} \tan \phi = \frac{\gamma - \gamma_w}{\gamma} \frac{\tan \phi}{\tan \beta} = \frac{1}{2} \frac{\tan \phi}{\tan \beta} \quad (10)$$

4.3 Horisontalt utadrettet vannstrømning

For tilfellet med horisontal utadrettet strøm er

$$u = \frac{\gamma_w dt}{\cos \beta} \quad (11)$$

Også her antas $2\gamma_w = \gamma$. Da blir

$$SF = \frac{\gamma dt \cos \beta - (\gamma_w dt)/(\cos \beta)}{\gamma dt \sin \beta} \tan \phi = \left(1 - \frac{1}{2(\cos \beta)^2}\right) \frac{\tan \phi}{\tan \beta} \quad (12)$$

4.4 Fullt neddykket skråning

For tilfellet hvor hele skråningen er neddykket, og det ikke er noen vannstrømning, vil poretrykket variere langs elementet, og man betrakter sikkerhetsfaktoren på en annen måte.

Når jordelementet er fullt neddykket vil oppdriften gjøre at jordelementet virker med en mindre kraft nedover

$$W' = L dt (\gamma - \gamma_w) = L dt \gamma' \quad (13)$$

Sikkerhetsfaktoren blir da

$$SF = \frac{\tau_f}{\tau} = \frac{T_f}{T} = \frac{N' \tan \phi}{T} = \frac{W' \cos \beta \tan \phi}{W' \sin \beta} = \frac{\tan \phi}{\tan \beta} \quad (14)$$

4.5 Grunnvann midt i jordelementet

Betrakter også tilfellet hvor grunnvannet står midt i jordelementet. Kan bruke uttrykk (10), men med $\gamma_w \frac{dt}{2}$, fordi poretrykket blir halvert i forhold til når grunnvannet står i terrengoverflaten. Sikkerhetsfaktoren blir da

$$\begin{aligned} SF &= \frac{\gamma - \frac{1}{2}\gamma_w}{\gamma} \frac{\tan \phi}{\tan \beta} \\ &= \frac{\gamma - \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{2}\gamma}{\gamma} \frac{\tan \phi}{\tan \beta} \\ &= \frac{\gamma - \frac{1}{4}\gamma}{\gamma} \frac{\tan \phi}{\tan \beta} \\ &= \frac{3 \tan \phi}{4 \tan \beta} \end{aligned} \quad (15)$$

4.6 Vannstrømning parallelt med overflaten og $a \neq 0$

Fortsetter fra uttrykk (7):

$$SF = \frac{(\sigma - u + a) \tan \phi}{\gamma dt \sin \beta} = \frac{(\gamma dt \cos \beta - \gamma_w dt \cos \beta + a) \tan \phi}{\gamma dt \sin \beta} \quad (16)$$

4.7 Oppsummering

I tabell 3 er uttrykkene for sikkerhetsfaktoren for de ulike tilfellene oppsummert. Sikkerhetsfaktoren er utregnet for $\phi = 15^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $\gamma = 20 \text{ kPa}$, $\gamma_w = 10 \text{ kPa}$, $a = 28 \text{ kPa}$ (tilsvarer $c = 7,5 \text{ kPa}$) og $dt = 20 \text{ m}$. PLAXIS-beregninger med de samme parametrene er beskrevet senere i rapporten, og det er interessant å sammenligne resultatene fra håndberegninger og PLAXIS.

Strømningstype	Uttrykk for sikkerhetsfaktor	Teoretisk verdi
Ingen strømning (helt tørt eller helt neddykket)	$SF = \frac{\tan \phi}{\tan \beta}$	3,07
Strømning parallelt med skråningen, GV i terrengoverflaten	$SF = \frac{1 \tan \phi}{2 \tan \beta}$	1,53
Strømning horisontalt ut av skråningen, GV i terrengoverflaten	$SF = \left(1 - \frac{1}{2(\cos \beta)^2}\right) \frac{\tan \phi}{\tan \beta}$	1,52
Strømning parallelt med skråningen, GV midt i topplaget	$SF = \frac{3 \tan \phi}{4 \tan \beta}$	2,30
Strømning parallelt med skråningen, GV i terrengoverflaten, $a \neq 0$	$SF = \frac{(\gamma dt \cos \beta - \gamma_w dt \cos \beta + a) \tan \phi}{\gamma dt \sin \beta}$	1,75

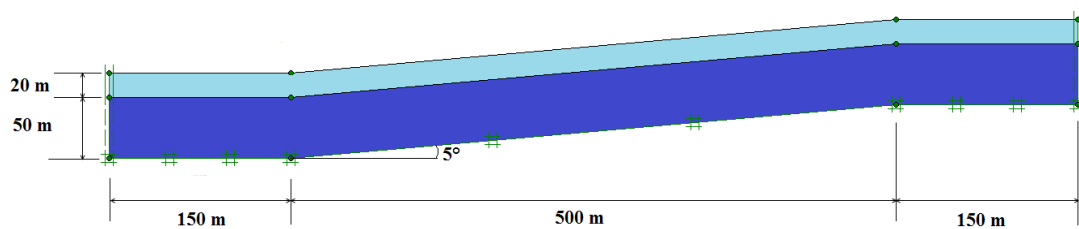
Tabell 3: Sikkerhetsfaktor for ulike former for vannstrømning.

Grunnen til at sikkerhetsfaktoren er så lik for de to strømningstilfellene, med GV i terrengoverflaten og $a=0$, er at $\cos^2 5^\circ \approx 0,99$, og dermed blir SF for strømning ut av skråningen tilnærmet lik SF for strømning parallelt med skråningen.

5 Idealisert skråning, PLAXIS og håndregning

PLAXIS 2D Classic er benyttet i denne rapporten.

For å gjøre nærmere undersøkelser rundt flaskred, og bedre forstå hvordan spenningene i en skråning oppfører seg er det laget en modell av en idealisert skråning i PLAXIS. Figur 15 viser geometrien til modellen. Modellen består av et 20 m tykt lag med svak leire over et 50 m tykt lag med sterk leire. Styrkeforskjellen mellom de to lagene gjøres så stor at et skred tvinges fram i overgangen mellom det svake og sterke laget. Helningen til skråningen er 5° , og skråningen er 500 m lang. På oversiden og nedsiden av skråningen er det et 150 m flatt område. Grunnvannstanden er sammenfallende med terrengoverflaten.



Figur 15: Idealisert skråning i PLAXIS.

5.1 Drenerte materialer

En idealisert skråning med Mohr Coulomb drenert materialoppførsel undersøkes. Materialparametrene er vist i tabell 4.

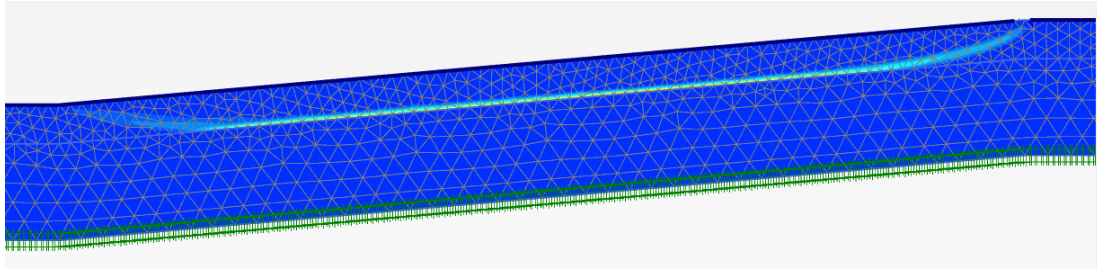
Materiale	Material Model	γ_{unsat}	γ_{sat}	E'	ν'	c'_{ref}	ϕ'
		kN/m^3	kN/m^3	kPa	-	kPa	$^\circ$
Svakt lag	Mohr-Coulomb, drained	20,00	20,00	5000	0,3330	7,5	15,00
Sterkt lag	Mohr-Coulomb, drained	20,00	20,00	5000	0,3330	7,5	30,00

Tabell 4: Materialparametre for idealisert skråning med drenerte materialer

PLAXIS-analysen er kjørt med to faser:

1. Initialfase, gravity loading
2. Safety-fase. phi-c-reduksjon, for å finne sikkerhetsfaktor og bruddmønster

PLAXIS-simuleringen gir et veldefinert brudd, vist i figur 16. Skredets glideflate går omtrent langs hele skråningen, og er parallell med skråningens helning. Altså er dette et flaskred. Sikkerhetsfaktoren er 1,78.



Figur 16: Bruddfiguren viser et veldefinert flakskred.

Det er utført PLAXIS-analyser tilsvarende de ulike håndberegningene i kapittel 4. Resultatene er oppsummert i tabell 5. Det siste tilfellet er det samme som det beskrevet over, altså med materialparametrene i tabell 4. For de andre tilfellene er $a = c = 0$, og grunnvannet er satt i ulike nivåer.

Grunnvannstand	Sikkerhetsfaktor i PLAXIS
GV i bunn av modellen	3,07
Vertikalt GV-nivå, på høyde med høyeste terrengnivå	3,07
GV mellom de to lagene	3,07
GV langs terrengoverflaten	1,51
GV midt i topplaget	2,42
GV langs terrengoverflaten, $a=28$ kPa	1,78

Tabell 5: Sikkerhetsfaktor for ulike former for vannstrømning.

Sammenligner man tabell 5 med tabell 3 ser man at det er bra samsvar mellom den teoretiske sikkerheten, og sikkerhetsfaktorene fra PLAXIS. Grunnvann, GV, i bunn av modellen tilsvarer tørr modell, og GV i høyde med høyeste terrengnivå tilsvarer helt neddykket tilstand. For GV mellom de to lagene vil det ikke være noe poretrykk i det øverste laget. Dette tilsvarer en tørr tilstand, og sikkerhetsfaktoren blir den samme som når grunnvannet står i bunn av modellen. For GV langs terrengoverflaten kan man i PLAXIS velge en innstilling som gir vannstrømning (steady state groundwater flow) eller en innstilling uten vannstrømning (phreatic level). Fra uttrykk (7) ser man at det er poretrykket som spiller inn på sikkerhetsfaktoren, ikke strømningsforhold. Det er forsøkt med ulike permeabilitetsverdier for å se om poretrykket påvirkes, men poretrykket, og dermed sikkerhetsfaktoren er konstant for ulike permeabilitetsverdier, og SF blir den samme som i tilfellet uten vannstrømning. For GV midt i topplaget er den teoretiske SF-verdien 2,30, mens PLAXIS gir SF lik 2,42. Det er usikkert hva denne differansen kommer av, og hvorfor differansen er større for dette tilfellet enn de andre tilfellene.

5.2 Spenningsbetraktninger i initialfasen

Gravity loading brukes istedenfor K0 procedure i initialfasen fordi dette i PLAXIS Reference-manualen anbefales for skrånende terreng. Ved bruk av gravity loading kommer initialspenningene ved at jordas egenvekt påføres gradvis. For gravity loading gjelder

$$\sigma'_{xx} = K'_0 \sigma'_{yy} = \frac{\nu'}{1 - \nu'} \sigma'_{yy} \quad (17)$$

K'_0 er hviletrykkskoeffisienten og ν' er tverrkontraksjonstallet. For K0 procedure bestemmes initialspenningene på grunnlag av en $K_{0,x}$ -verdi. Denne verdien kan oppgis av brukeren, eller så benyttes en automatisk generert verdi. For Mohr-Coulomb-modellen i PLAXIS beregnes denne automatiske verdien fra Jakys formel,

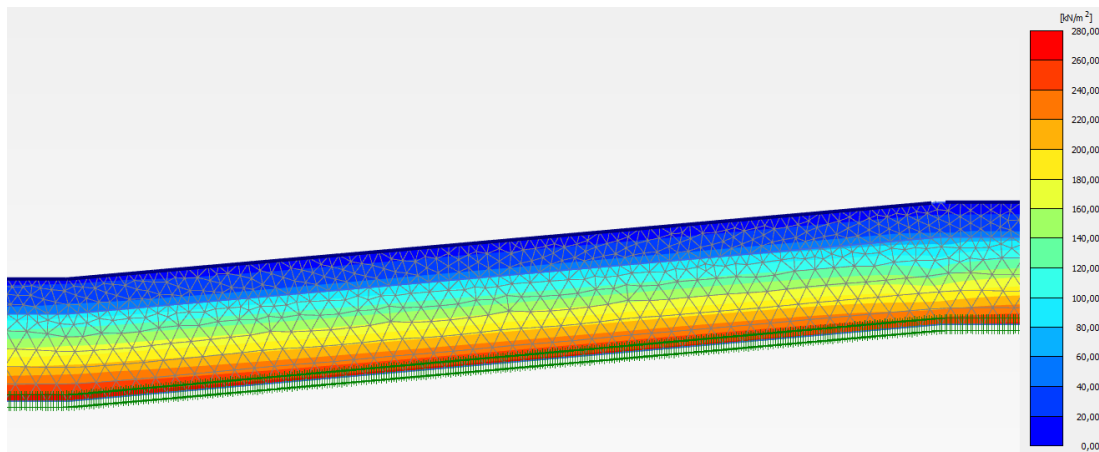
$$K_0 = 1 - \sin \phi \quad (18)$$

Ved bruk av gravity loading, og $\nu' = 1/3$, blir $K'_0 = 0,5$.

I figur 17 er τ_{max} for skråningen i initialfasen vist. I PLAXIS Reference-manualen er τ_{max} definert som "den maksimale verdien til skjærspenningen i tilfellet hvor Mohr-sirkelen er utvidet til den berører Coulomb bruddtaket, mens senteret til Mohr-sirkelen holdes konstant." τ_{max} er altså skjærstyrken.

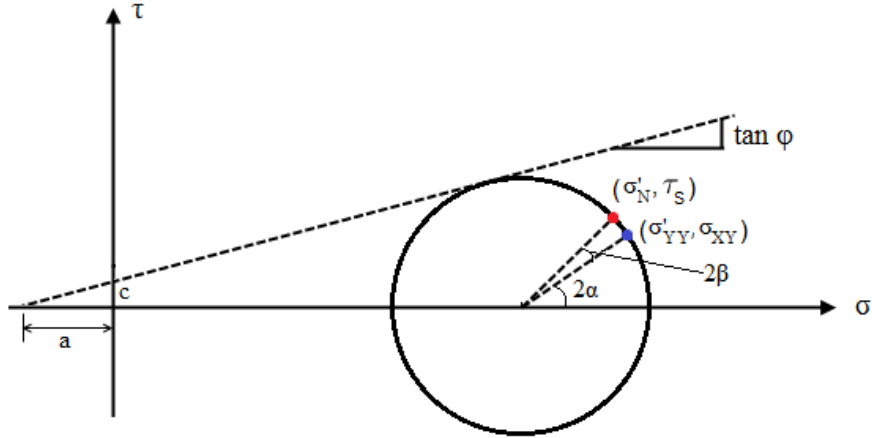
$$\tau_{max} = -\frac{\sigma'_1 + \sigma'_3}{2} \sin \phi + c \cos \phi \quad (19)$$

Det er kun kohesjonen c som gir styrke i overflaten. Uten kohesjon vil den manglende styrken i overflaten gi et svært grunt brudd, og ikke et flakskred.



Figur 17: Skjærstyrken i initialfasen med drenerte materialer. Nederst i det svake laget er $\tau_{max} \approx 48 \text{ kPa}$.

For et punkt på et horisontalt plan vil normalspenningen være σ'_{YY} , og skjærspenningen vil være σ_{xy} . Det potensielle glideplanet, mellom de to lagene i PLAXIS-modellen, har en helning på $\beta = 5^\circ$ i forhold til horisontalplanet. Dette planet vil ha en mindre normalspenning, og en større skjærspenning enn horisontalplanet. For β -planet kalles spenningstilstanden (σ'_N, τ_S) . Dette er vist i figur 18.



Figur 18: Mohr-sirkel med spenningstilstanden for xy -planet, $(\sigma'_{yy}, \sigma_{xy})$ og det potensielle glideplanet (σ'_N, τ_S) .

Hovedspenningsretningen α , altså vinkelen mellom planet med hovedspenningene og vertikalplanet kan uttrykkes ved

$$\alpha = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{2\sigma_{xy}}{\sigma_{yy} - \sigma_{xx}}\right) = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{2\sigma_{xy}}{\sigma'_{yy} - \sigma'_{xx}}\right) \quad (20)$$

hvor σ_{xy} er skjærspenningen i xy -planet, σ_{yy} er vertikal totalspenning, σ_{xx} er horisontal totalspenning, σ'_{yy} er effektiv vertikalspenning og σ'_{xx} er horisontal effektivspenning.

σ_{yy} og σ'_{yy} er kun avhengig av tyngdetetthet og tykkelsen av overliggende jord. σ_{xx} og σ'_{xx} er derimot avhengig av ν' , som vist i uttrykk (17). Derfor vil hovedspenningsvinkelen α variere når ν' varieres. Dette er vist i tabell 6.

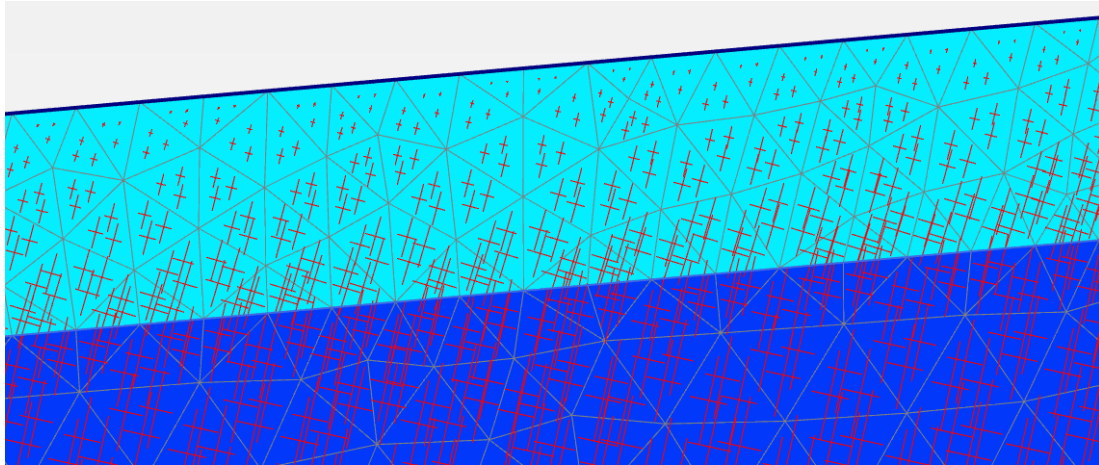
Uttrykk (20) kan omformes slik at skjærspenningen σ_{xy} uttrykkes som en funksjon av α

$$\sigma_{xy} = \frac{1}{2}(\sigma'_{yy} - \sigma'_{xx}) \tan 2\alpha \quad (21)$$

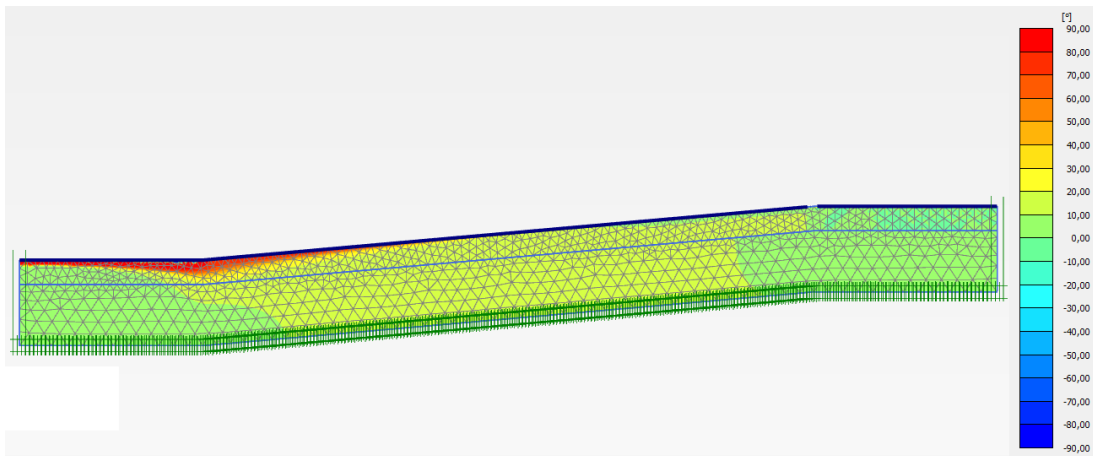
σ_{xy} kan også uttrykkes ved hovedspenningene:

$$\sigma_{xy} = \frac{1}{2}(\sigma'_1 - \sigma'_3) \sin 2\alpha \quad (22)$$

Figur 19 viser retningen til hovedspenningene, midt i skråningen, i initialfasen. Hovedspenningsretningen er omtrent 17° på grensen mellom de to lagene. Betrakter man hele modellen ser man at α er ganske lik for hele skråningen, mens $\alpha = 0$ for de flate områdene over og under skråningen. Dette er vist i figur 20.

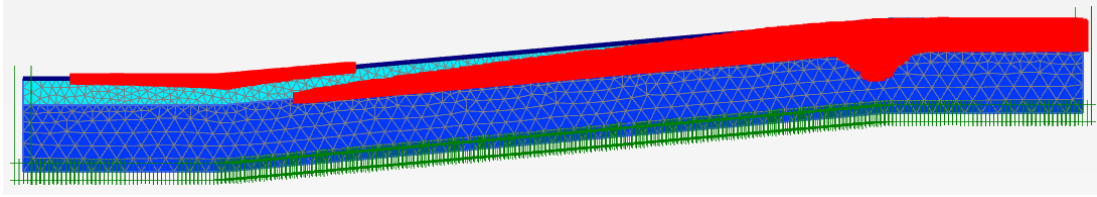


Figur 19: Retningen til hovedspenningene midt i skråningen i initialfasen

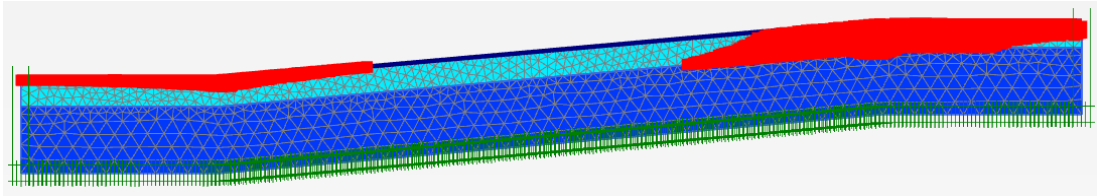


Figur 20: Hovedspenningsretninger. I underkant av det svake laget er vinkelen omtrent 17° i skråningen og omtrent 0° i det flate området.

I initialtilstanden, med $\nu' = 1/3$, er det plastiske punkter i det meste av det svake laget i skråningen, vist i figur 21. Et plastisk punkt er et punkt hvor skjærstyrken er fullt mobilisert. Altså er skjærstyrken fullt mobilisert for nesten hele topplaget i skråningen. En drenert tilstand beskriver langtidstilstanden til en skråning. Det kan antas at skråningen da har innstilt seg i likevekt, og man vil kunne vente seg at styrken ikke er fullt mobilisert. Altså er det ikke sikkert tilstanden vist i figur 21 er beskrivende for en reell skråning. Ved å øke tverrkontraksjonstallet, ν' , til 0,4, vil verdien til K'_0 øke til $2/3$, differansen mellom σ'_{yy} og σ'_{xx} vil bli mindre, og skjærspenningen blir mindre (mindre radius i Mohr-sirkelen). Figur 22 viser at dette stemmer, ved at det er færre plastiske punkter i topplaget her. Hovedspenningsretningen endres fra 17° til omtrent 20° . Sikkerhetsfaktoren er omtrent uendret (øker fra 1,78 til 1,79).



Figur 21: Plastiske punkter i initialfasen ved bruk av $\nu' = 1/3$.

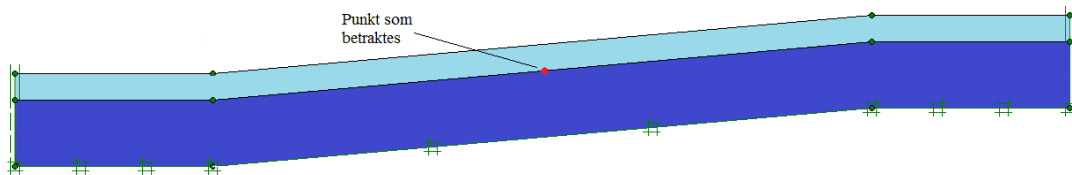


Figur 22: Plastiske punkter i initialfasen ved bruk av $\nu' = 0,4$.

Selv om det er færre plastiske punkter etter å ha endret ν' til 0,4, er det fortsatt store deler av skråningen som *nesten* er fullt mobilisert. Dette kan man se ved å betrakte τ_{rel} , som angir hvor stor andel av skjærstyrken som er mobilisert.

$$\tau_{rel} = \frac{\tau_{mob}}{\tau_{max}} \quad (23)$$

Betrakter et punkt midt i skråningen, i underkant av det svake laget, vist i figur 23. Her er $\tau_{rel} = 0,92$ med $\nu' = 0,4$, altså er 92% av skjærstyrken mobilisert. En PLAXIS-simulering med $\nu' = 0,45$ utføres også. I tabell 6 er verdier for τ_{rel} i underkant av det svake laget midt i skråningen, α og sikkerhetsfaktor ΣMsf for ulike ν' -verdier vist.



Figur 23: Punktet i skråningen hvor τ_{rel} leses av.

ν'	τ_{rel}	α	ΣMsf
1/3	1,0	17°	1,78
0,4	0,92	20°	1,79
0,45	0,69	26°	1,79

Tabell 6: Innvirkningen ν' har på andre parametre.

Forskjellen i ΣMsf antas å komme av unøyaktigheter i PLAXIS.

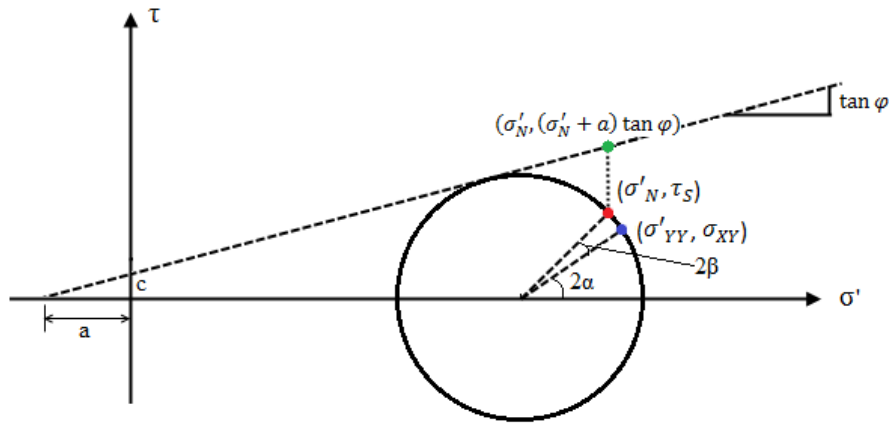
Det kan virke ulogisk at sikkerhetsfaktoren er uendret når τ_{rel} minker. For et flakskred er det imidlertid skjærspenningen langs det potensielle glideplanet, og ikke skjærspenningen

τ_{mob} langs et kritisk plan som er bestemmende for sikkerhetsfaktoren. Dette kan vises ved å ta utgangspunkt i uttrykk (7):

$$SF = \frac{(\sigma' + a) \tan \phi}{\tau} = \frac{(\sigma'_N + a) \tan \phi}{\tau_s} \quad (24)$$

hvor (σ'_N, τ_s) er spenningstilstanden for β -planet.

I figur 24 er skjærstyrken (grønt punkt) og skjærspenningen (rødt punkt) i et $\sigma' - \tau$ -diagram vist i initialtilstanden vist. Det er altså forholdet mellom disse verdiene som er sikkerhetsfaktoren. Det blå punktet viser spenningstilstanden $(\sigma'_{yy}, \sigma_{xy})$ for horisontalplanet.



Figur 24: Mohr-sirkel med skjærspenninger og skjærstyrke i initialtilstanden.

5.2.1 Håndregning av sikkerhetsfaktor for uendelig lang skråning

Uttrykk (24) kan omformes slik at sikkerhetsfaktoren uttrykkes ved parametrene γ , γ' , dt , a , $\tan \phi$ og $\tan \beta$. Betrakter jordelementet vist i figur 14, men ser nå på spenningene dette elementet påfører jorda under.

Vertikal totalspenning er

$$\sigma_{yy} = \gamma dh = \gamma \frac{dt}{\cos \beta} \quad (25)$$

Vertikal effektivspenning er

$$\sigma'_{yy} = \gamma' dh = \gamma' \frac{dt}{\cos \beta} \quad (26)$$

Total normalspenning blir

$$\sigma_N = \sigma_{yy} \cos \beta = \gamma dt \quad (27)$$

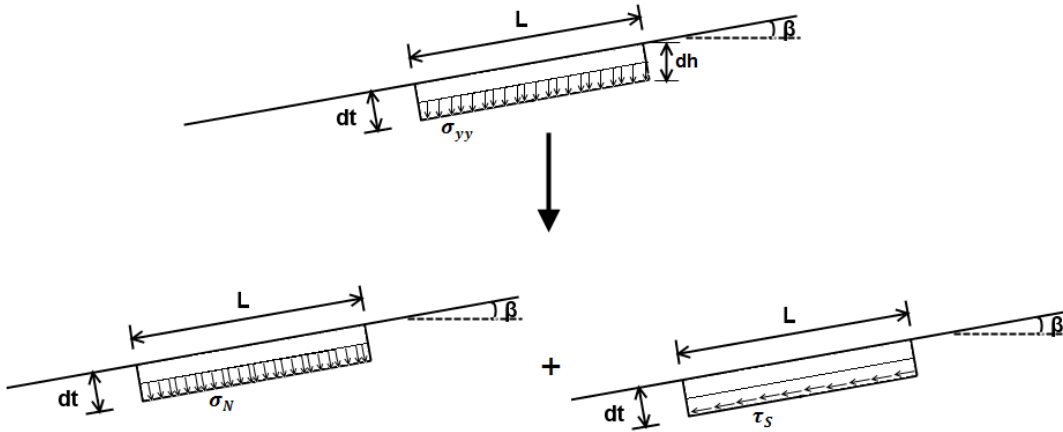
Effektiv normalspenning blir

$$\sigma'_N = \sigma'_{yy} \cos \beta = \gamma' dt \quad (28)$$

Skjærspenningen blir

$$\tau_S = \sigma_{yy} \sin \beta = \gamma dt \tan \beta \quad (29)$$

Figur 25 viser spenningene et jordelement påfører jorda under.



Figur 25: Vertikalspenningen σ_{yy} fra et jordelement kan dekomponeres i normalspenning σ_N og skjærspenning τ_S

Setter man uttrykk (28) og (29) inn i uttrykk (24) får man

$$SF = \frac{(\gamma' dt + a) \tan \phi}{\gamma dt \tan \beta} \quad (30)$$

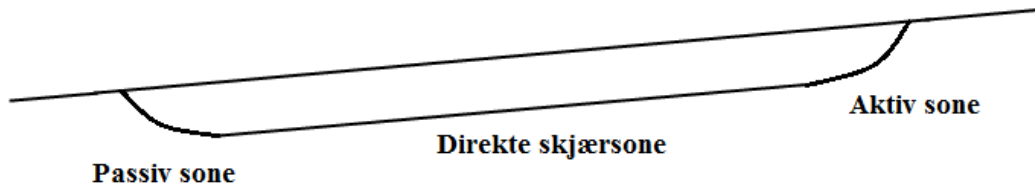
Dette er et uttrykk for sikkerhetsfaktoren til en uendelig lang skråning, siden det kun er skjærstyrken og skjærspenningen langs en plan glideflate som er tatt inn i uttrykket. Det som skjer i aktiv og passiv sone er ikke tatt hensyn til. Ser også at sikkerhetsfaktoren ikke avhenger av ν' . I tabell 6 er det vist at det i PLAXIS kun er svært små forskjeller i ΣMsf for ulike ν' -verdier.

Sikkerhetsfaktoren for en uendelig lang skråning med de samme materialparametrene som i tabell 4 beregnes. $dt = dh \cos \beta = 20 \text{ m} \cdot \cos 5^\circ = 19,92 \text{ m}$.

$$SF = \frac{(10 \text{ kN/m}^3 \cdot 19,92 \text{ m} + 28 \text{ kN/m}^2) \tan 15^\circ}{20 \text{ kN/m}^3 \cdot 19,92 \text{ m} \cdot \tan 5^\circ} = 1,747 \quad (31)$$

I tabell 7 er sikkerhetsfaktoren ΣMsf fra PLAXIS vist for ulike lengder av den idealiserte skråningen. Man ser at jo lenger skråningen er, jo bedre samsvar er det mellom SF fra håndregning og ΣMsf . Det er større forskjell mellom lengde 500 m og 1000 m enn

mellom 1000 m og 2000 m. For de to lengste skråningene er endeeffektene, altså aktiv og passiv sone, så små at de nærmest kan neglisjeres. Figur 26 viser aktiv, passiv og direkte skjærsone i et flakskred.



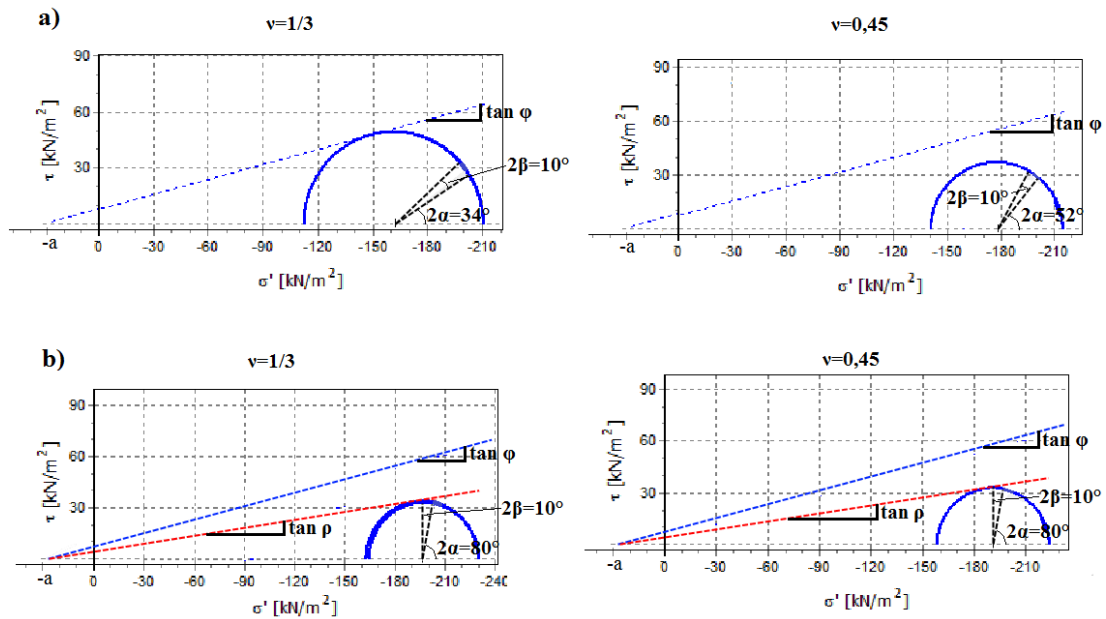
Figur 26: Aktiv sone, passiv sone og direkte skjærsone i et flakskred.

Lengde av skråning	ΣM_{sf} fra PLAXIS
500 m	1,792
1000 m	1,759
2000 m	1,755

Tabell 7: Sikkerhetsfaktor fra PLAXIS for ulike lengder av skråningen.

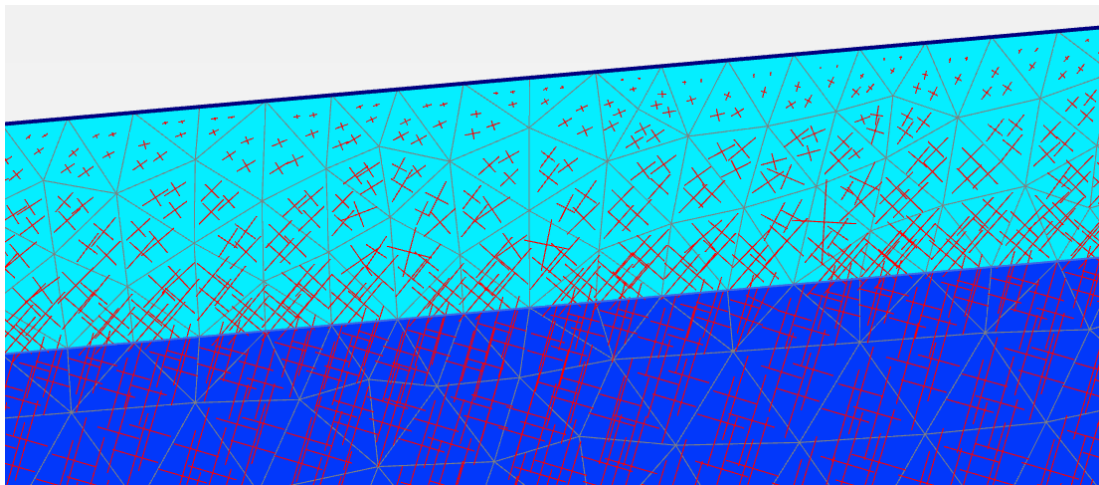
5.3 Spenningsbetraktninger i safety-fasen

I safety-fasen foretas en ϕ - c -reduksjon. a holdes konstant, og bruddtaket senkes slik at $\tan \phi$ og c reduseres gradvis til brudd inntreffer. Dette er vist i figur 27. Figuren viser også det som er nevnt i delkapittel 5.2, at det ikke er noe problem at skjærstyrken er fullt mobilisert i initialtilstanden, så lenge planet med de største skjærspenningene ikke er det samme som β -planet. Figuren viser hvordan hovedspenningsretningen α forandres fra initialfasen til safety-fasen.



Figur 27: Mohr-sirkel for $\nu = 1/3$ og $\nu = 0,45$. a) viser initialfasen. b) viser safety-fasen. Her er bruddtaket senket til brudd oppstår. Særlig for $\nu = 1/3$, men også til dels for $\nu = 0,45$ blir Mohr-sirkelen mindre når bruddtaket senkes.

I figur 28 er hovedspenningene i safety-fasen vist. I PLAXIS leses det av at $\alpha = 40^\circ$. Når $\beta = 5^\circ$ blir vinkelen mellom β -planet og hovedspenningsplanet 45° .



Figur 28: Retningen til hovedspenningene midt i skråningen i safety-fasen

Ser nærmere på hovedspenningene og vinklene i safety-fasen. Ved en grenselikevektsbeaktning vil det kritiske planet, altså planet som går til brudd, ha vinkelen $45^\circ + \rho/2$ i forhold til planet med de største hovedspenningene. Dette er vist i en Mohr-sirkel i figur 29. Her er vinkelen den dobbelte, altså $90^\circ + \rho$. For den idealiserte skråningen med $\beta = 5^\circ$ gir PLAXIS sikkerhetsfaktoren $\Sigma Msf = 1,78$.

For grenselikevekt og effektivspenningsbasis er sikkerhetsfaktoren definert som forholdet mellom tangens-verdien til friksjonsvinkelen og mobilisert friksjonsvinkel.

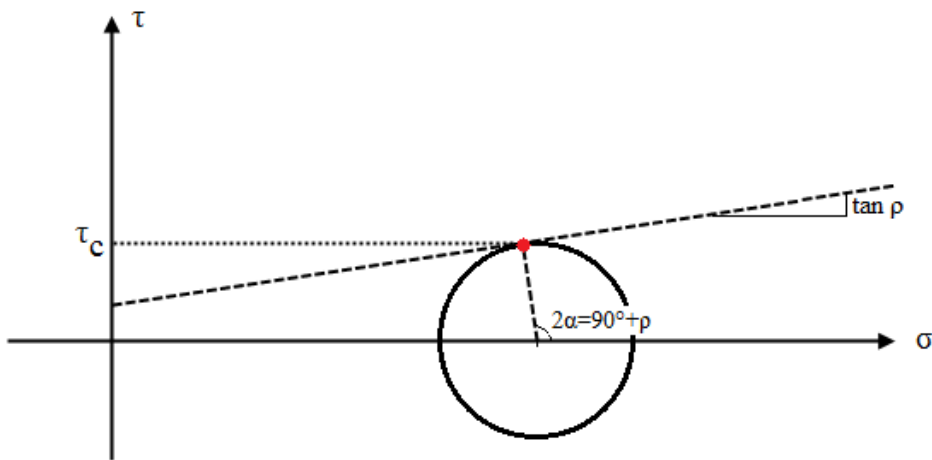
$$SF = \frac{\tan \phi}{\tan \rho} \quad (32)$$

For den idealiserte skråningen:

$$1,78 = \frac{\tan 15^\circ}{\tan \rho}$$

$$\rho = \arctan \frac{\tan 15^\circ}{1,78} \quad (33)$$

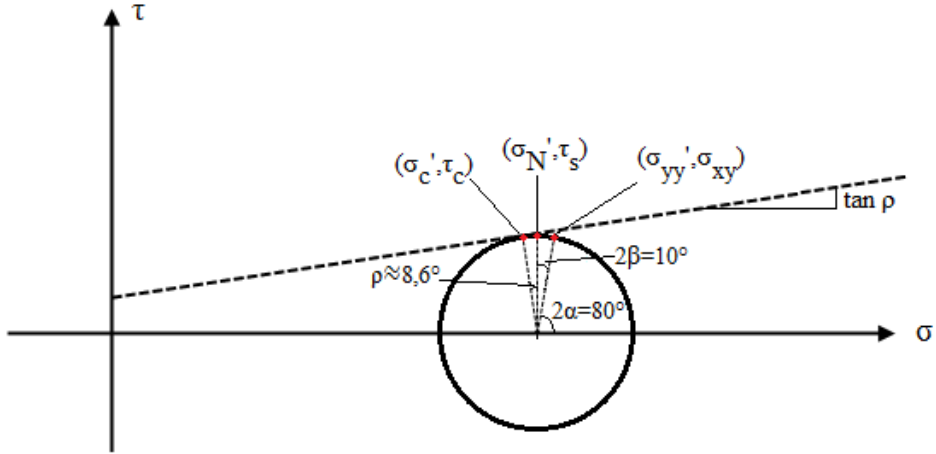
$$\rho = 8,56^\circ$$



Figur 29: Kritisk plan vist i Mohr-sirkel.

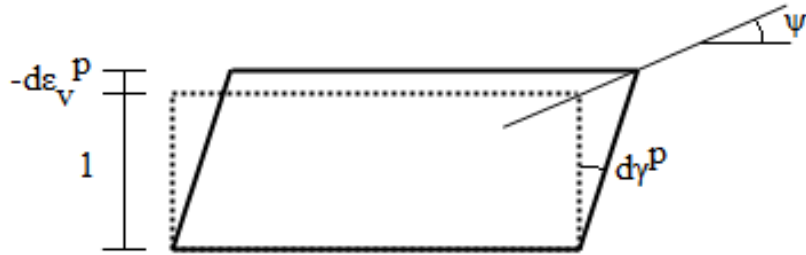
Fra en grenselikevekt-betraktning skulle det kritiske planet være sammenfallende med β -planet. Altså skulle skjærspenningen τ_s langs β -planet være lik den kritiske skjærspenningen τ_c .

Dette stemmer imidlertid ikke med resultatet i PLAXIS. I figur 30 er spenningstilstanden i safety-fasen i PLAXIS vist. Her ser man at spenningene til β -planet, (σ'_N, τ_s) , ikke er de samme som spenningene til det kritiske planet, (σ'_c, τ_c) .



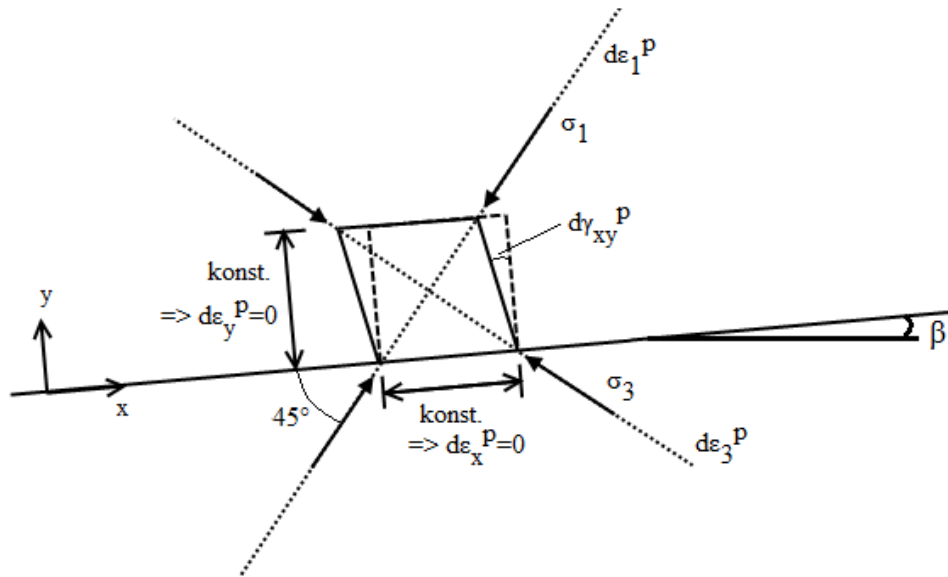
Figur 30: Spenningstilstand i safety-fasen for idealisert skråning med $\beta = 5^\circ$

Forklaringen på hvorfor hovedspenningene står 45° , og ikke $45^\circ \pm \rho/2$ på β -planet, har med flyteloven og ikke-assosiert flytning å gjøre. I figur 31 er en prinsippskisse av dilatansvinkelen, ψ vist. $\psi = 0$ er brukt for PLAXIS-analysen av den idealiserte skråningen.



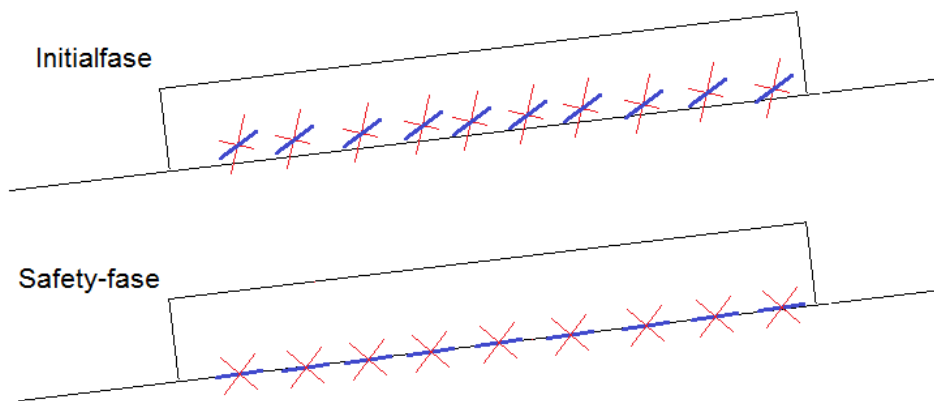
Figur 31: Prinsippskisse av dilatansvinkelen, ψ .

I figur 32 ser man hva som skjer når et jordelement påføres skjærtøyning. Fordi $\psi = 0$ blir volumtøyningen, $d\epsilon_v^p = 0$ og volumet er uendret. For en liten plastisk skjærtøyning $d\gamma_{xy}^p$, står planet med de største plastiske tøyningene, $d\epsilon_1^p$, tilnærmet 45° på β -planet. Hovedspenningsretningene er sammenfallende med retningene til hovedtøyningene. Fordi trykk er definert som positivt i geoteknikk er den største hovedtøyningen, $d\epsilon_1^p$, for planet med størst sammenpressing, mens minste hovedtøyning, $d\epsilon_3^p$, er for planet med størst strekning. Vinkelen α mellom største hovedspenning og β -planet blir da 45° .



Figur 32: Hovedtøyningsplanene når flyteloven og dilatans tas hensyn til. Skjærtøyningen $d\gamma_{xy}^P$ er overdrevet i figuren. Legg merke til hvordan x- og y-retningen er definert i denne figuren.

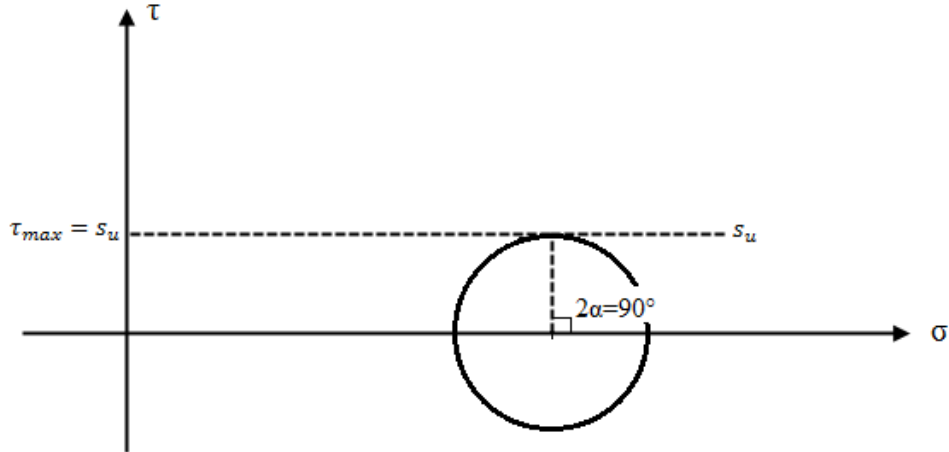
Hovedspenningene må altså roteres til å stå 45° på skråningen for at det skal være kinematisk mulig med et flaskkred. En prinsippskisse av dette er vist i figur 33.



Figur 33: Betydningen av hovedspenningsretninger for utvikling av skred. Hovedspenningsplanene er vist i rødt, og planet med de største skjærspenningene i blått. I safety-fasen er planet med de største skjærspenningene rotert slik at det er parallelt med skråningen, og et skred er kinematisk mulig.

5.4 Udrenerte materialer

Ved overgang fra drenert til udrenert materialoppførsel endres bruddtaket fra å være basert på Coulombs lov, uttrykk (6), til å være basert på s_u , vist i figur 34.



Figur 34: Bruddtaket er bestemt ved $\tau_{max} = s_u$ for udrenert tilstand.

Uttrykk (29) fra delkapittel 5.1 angir skjærspenningen også i udrenert tilstand. Udrenert skjærstyrke, s_u , brukes i uttrykket for sikkerhet. Under er en utregning av sikkerhetsfaktoren vist. Dette vil være sikkerheten for en uendelig lang skråning, siden styrke i aktiv og passiv sone ikke er tatt hensyn til. $s_u = 47,5 \text{ kPa}$ er brukt for å få omtrent samme skjærstyrken som for den drenerte tilstanden. På den måten kan sikkerheten for drenert og udrenert tilstand sammenlignes.

$$SF = \frac{s_u}{\tau_s} = \frac{s_u}{\gamma dt \tan \beta}$$

$$SF = \frac{47,5 \text{ kPa}}{20 \text{ kN/m}^3 \cdot 19,92 \text{ m} \cdot \tan 5^\circ} \quad (34)$$

$$SF = \frac{47,5 \text{ kPa}}{34,86 \text{ kPa}}$$

$$SF = 1,36$$

En PLAXIS-analyse er utført på den samme idealiserte skråningen som for drenert tilstand. Materialparametrene som er benyttet er vist i tabell 8. $s_u = 47,5 \text{ kPa}$ er benyttet som en konstant verdi i topplaget, siden dette er omtrent det samme som skjærstyrken i underkant av topplaget for analysen med drenerte materialer.

Materiale	Material Model	γ_{unsat}	γ_{sat}	E_u	ν_u	$s_{u,ref}$
		kN/m^3	kN/m^3	kPa	-	kPa
Svakt lag	Mohr-Coulomb, undrained (C)	20,00	20,00	50000	0,4950	47,50
Sterkt lag	Mohr-Coulomb, undrained (C)	20,00	20,00	50000	0,4950	300,0

Tabell 8: Materialparametre for idealisert skråning med udrenerte parametre. Konstant s_u i begge lagene.

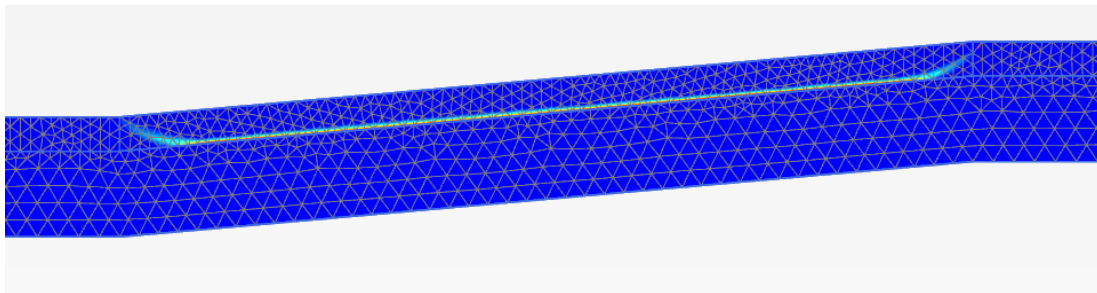
Dannelsen av en naturlig skråning er en svært langsom prosess, og dette vil skje under drenerte forhold. Dette er tatt hensyn til i PLAXIS-analysen ved å bruke Mohr-Coulomb

drenert materialmodell i initialfasen. De samme parametrene som i tabell 4 er brukt, med unntak av ν' , som settes lik 0,4. Deretter kan man gå over til udrenert oppførsel i et NIL-steg, for å se hva som skjer med spenningene da.

PLAXIS-analysen er kjørt med tre faser:

1. Initiell fase, gravity loading. Mohr-Coulomb drenert
2. NIL-steg. Går over til Mohr-Coulomb udrenert
3. Safety-fase. phi-c-reduksjon, for å finne sikkerhetsfaktor og bruddmønster

Hovedspenningsretningene er uendret fra fase 1 til fase 2. PLAXIS-simuleringen gir et veldefinert skred, vist i figur 35. Sikkerhetsfaktoren i PLAXIS er $\Sigma M_{sf} = 1,61$.



Figur 35: Bruddfigur i idealisert skråning med udrenert oppførsel.

Grunnen til at ΣM_{sf} avviker såpass fra SF fra håndberegning, som antas å være den riktige sikkerhetsfaktoren for en uendelig lang skråning, skyldes endeeffekter i PLAXIS-simuleringen. Altså det som skjer i aktiv og passiv sone av skredet, se figur 26. Ved å øke lengden på den idealiserte skråningen i PLAXIS vil den aktive og passive sonen bli mindre i forhold til den direkte skjærsonen. Da vil ΣM_{sf} nærme seg SF fra uttrykk (34). Dette er vist i tabell 9, hvor ΣM_{sf} for ulike lengder av skråningen er vist. Alle mål og parametre bortsett fra lengden til skråningen er uendret.

Lengde skråning	ΣM_{sf}
500 m	1,614
1000 m	1,565
2000 m	1,536

Tabell 9: Sikkerhetsfaktor i PLAXIS for ulike lengder av idealisert skråning

Benyttes en økende s_u nedover i topplaget, med $s_u \approx 47,5 \text{ kPa}$ langs glideflaten, vil ΣM_{sf} nærme seg SF fra håndregning enda mer. Styrken i aktiv og passiv sone vil da bli mindre enn med konstant $s_u = 47,5 \text{ kPa}$, og disse sonene vil bidra mindre til styrken langs glideflaten.

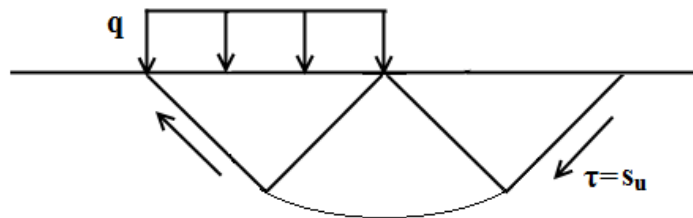
Å få til at s_u øker i retning normalt på skråningen, og ikke vertikalt, kan ikke gjøres direkte i input-programmet i PLAXIS, men må ordnes på en annen måte. Hvordan dette gjøres er vist i vedlegg B. Ved å bruke at s_u øker på denne måten, og å bruke en 2000 m lang skråning, fås $\Sigma M_{sf} = 1,38$, altså svært nært SF-verdien fra håndregning. For denne analysen er styrken i aktiv og passiv sone tilnærmet neglisjerbar, og det er styrken i den direkte skjærsonen som dominerer.

6 Betraktninger knyttet til et bæreevneproblem

6.1 Initialspenningenes betydning

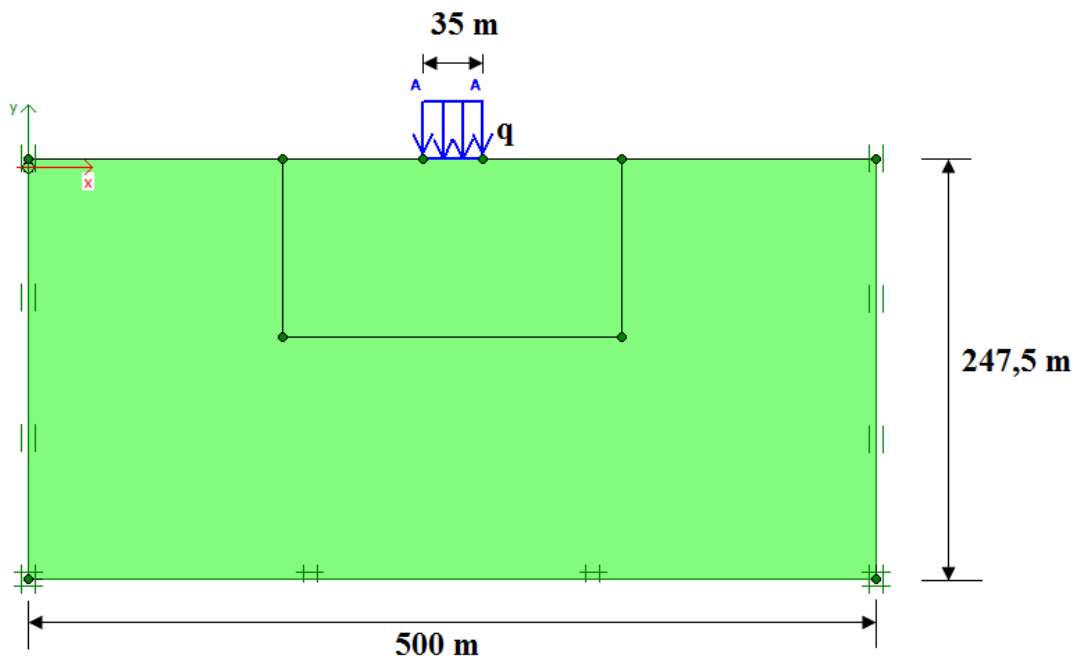
Tidligere er det vist at tverrkontraksjonstallet og initialspenningene ikke har noe å si for sikkerheten til en skråning med drenert materialoppførsel. Dette undersøkes nærmere for udrenert materialoppførsel, gjennom et enkelt bæreevne-eksempel, jevnt fordelt last på et horisontalt terreng, vist i figur 36. Det generelle uttrykket for bæreevnen, q , er

$$\begin{aligned} q &= (\pi + 2)s_u \\ q &= 5,14s_u \end{aligned} \quad (35)$$



Figur 36: Bæreevne for grenselikevekt.

Uttrykket for bæreevnen er uavhengig av ν -verdien, og dermed initialspenningene. Dette er også vist gjennom utførte PLAXIS-analyser. Et flatt terreng med en jevnt fordelt last er modellert, vist i figur 37. De benyttede materialparametrene er oppgitt i tabell 10.



Figur 37: PLAXIS-modell for bæreevne-analyse.

Material Model	γ	E_u	ν_u	$s_{u,ref}$	$s_{u,inc}$
	kN/m^3	kPa	-	kPa	kPa/m
Mohr-Coulomb, undrained (C)	20,00	5000	*	30,00	0

Tabell 10: Materialparametre for bæreevneanalyse. ν_u varieres i analysen.

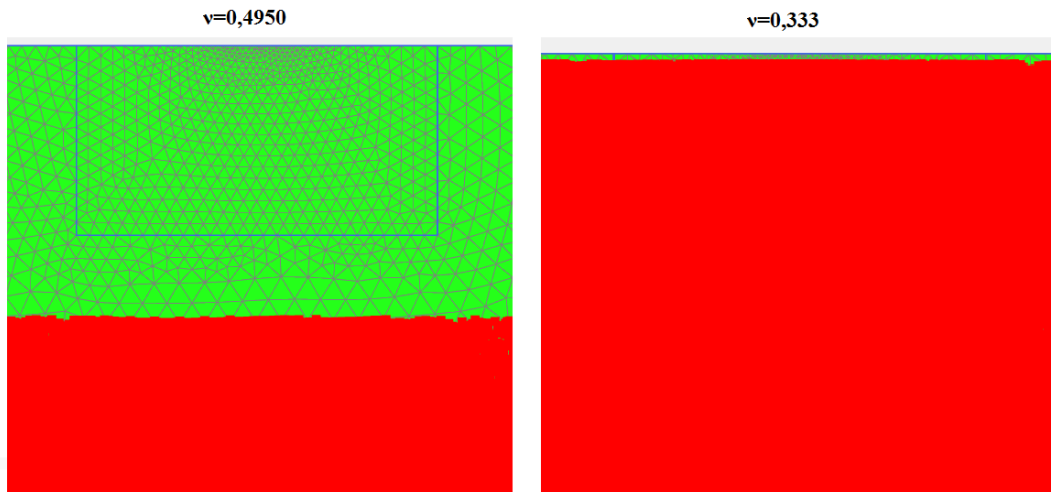
Analysen kjøres med følgende steg:

1. Initiell fase, gravity loading
2. Påføring av last
3. Safety-fase, phi-c-reduksjon

Grunnvannstanden er satt i bunn av modellen. Med $s_u = 30 \text{ kPa}$ blir den teoretiske bæreevnen

$$q = 5,14 \cdot 30 \text{ kPa} = 154,2 \text{ kPa} \quad (36)$$

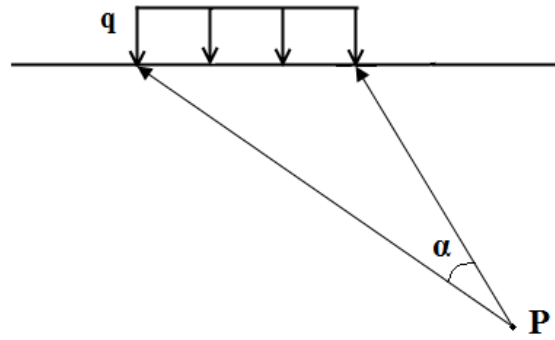
Lasten som påføres i PLAXIS settes lik den teoretiske bæreevnen. Da skal sikkerhetsfaktoren bli 1,0. Analyser utføres med ν -verdiene 0,333, 0,4 og 0,4950 i PLAXIS. For alle analysene blir sikkerhetsfaktoren 1,0. Det at skjærstyrken i initialfasen er fullt mobilisert i en mye større del av modellen for $\nu = 0,333$ enn for $\nu = 0,4950$ har ikke noe å si for sikkerhetsfaktoren. I figur 38 er plastiske punkter i initialfasen for $\nu = 0,4950$ og $\nu = 0,333$ vist.



Figur 38: Plastiske punkter i initialfasen for $\nu = 0,4950$ og $\nu = 0,333$.

6.2 Første flyt

Det er interessant å se på hvor flyt først vil oppstå i jorda under et fundament. Maksimal skjærspenning, τ_{max} , i et punkt P, som funksjon av last fra fundamentet, q , og beliggenheten til punktet P, uttrykt ved vinkel α er gitt i uttrykk (37). En prinsippsskisse av disse parameterne er vist i figur 39.



Figur 39: Prinsippskisse av vinkel α for et punkt P under en jevnt fordelt last q.

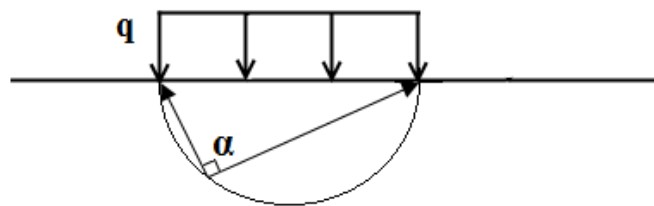
$$\tau_{max} = \frac{q}{\pi} \sin \alpha \quad (37)$$

For en udrenert tilstand er $s_u \geq \tau_{max}$. Den jevnt fordelte lasten som vil føre til flyt i et punkt, blir da

$$q = \frac{\pi \cdot s_u}{\sin \alpha} \quad (38)$$

Flyt vil først oppstå i punktene hvor $\sin \alpha = 1,0 \rightarrow \alpha = 90^\circ$. Disse punktene befinner seg i en halvsirkel under lasten q, vist i figur 40. Langs denne halvsirkelen vil jorda gå til flyt for

$$q = \pi \cdot s_u \quad (39)$$

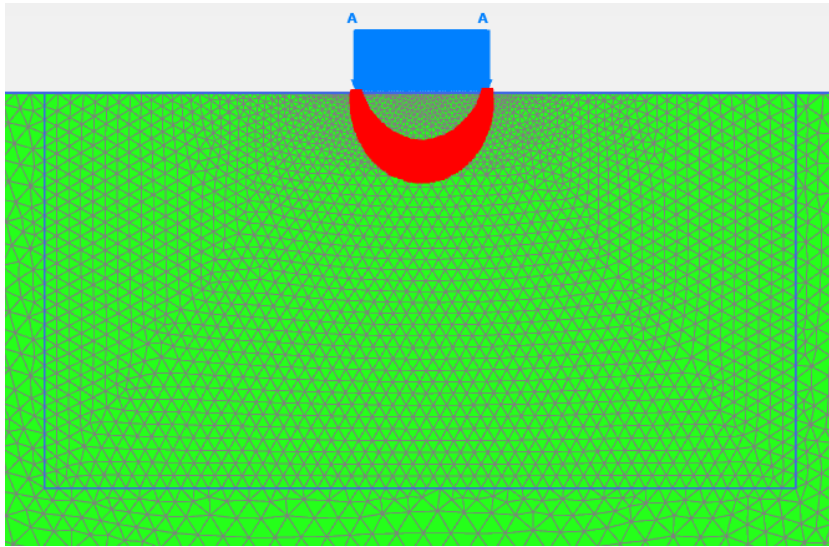


Figur 40: Halvsirkel hvor $\alpha = 90^\circ$, og første flyt vil oppstå.

Det gjøres en PLAXIS-analyse med modellen vist i figur 37, og materialparametrene vist i tabell 10. I initialfasen brukes nå K0-prosedyre, og $K_0 = 1,0$. Grunnen til dette er at ved bruk av gravity loading og $\nu = 0,4950$, blir $K_0 = 0,98$. For store dyp og store spenninger vil en K_0 -verdi på 0,98 gi så stor differanse mellom σ_1 og σ_3 at skjærstyrken er fullt mobilisert, og man vil få plastiske punkter i initialfasen. For K0-prosedyre og $K_0 = 1,0$ unngår man dette. Nå benyttes den jevnt fordelte lasten

$$q = \pi \cdot s_u = \pi \cdot 30 \text{ kPa} = 94,25 \text{ kPa}$$

Plastiske punkter etter at lasten er påført er vist i figur 41. Ideelt sett skulle det vært en halvsirkel med plastiske punkter, men i figur 41 er det et tykkere bånd med plastiske punkter. Det er usikkert hva dette kommer av. Det er mulig at en enda større modell enn den vist i figur 37, ville gitt en bedre løsning. Figur 41 viser at noen punkter går til flyt før andre. For et strain-softening material kan det ved første flyt, altså at de første punktene går til flyt, skje at punktene rundt mister styrke. På denne måten kan et progressivt brudd oppstå.



Figur 41: Det røde området viser de plastiske punktene for første flyt

Sikkerhetsfaktoren i PLAXIS for last $q=94,25 \text{ kPa}$ er $\Sigma M_{sf} = 1,6425$. Dette stemmer bra overens med forholdet mellom bæreevnen og lasten som gir første flyt:

$$SF = \frac{q_{baereevne}}{q_{flyt}} = \frac{(\pi + 2)s_u}{\pi \cdot s_u} = 1,637 \quad (40)$$

For en lineær-elastisk perfekt-plastisk materialoppførsel kan bæreevnen uttrykkes ved formel (35). For strain-softening materialoppførsel vil sannsynligvis jorda gå til brudd før maksimal skjærstyrke er mobilisert langs hele den potensielle bruddflaten, som beskrevet i delkapittel 2.2. Brudd vil nok ikke oppstå allerede ved første flyt, men for en last mellom den uttrykt ved (35) og (39). Sikkerhetsfaktoren fra en lineær-elastisk perfekt-plastisk betraktning vil være større enn 1 fram til lasten fra uttrykk (35) er nådd, selv om et progressivt skred kan utløses for en lavere last, som beskrevet over. Dette viser at en sikkerhetsberegning basert på lineær-elastisk perfekt-plastisk materialoppførsel gir for høy sikkerhetsfaktor for materialer med strain-softening, og således er en usikker prosedyre.

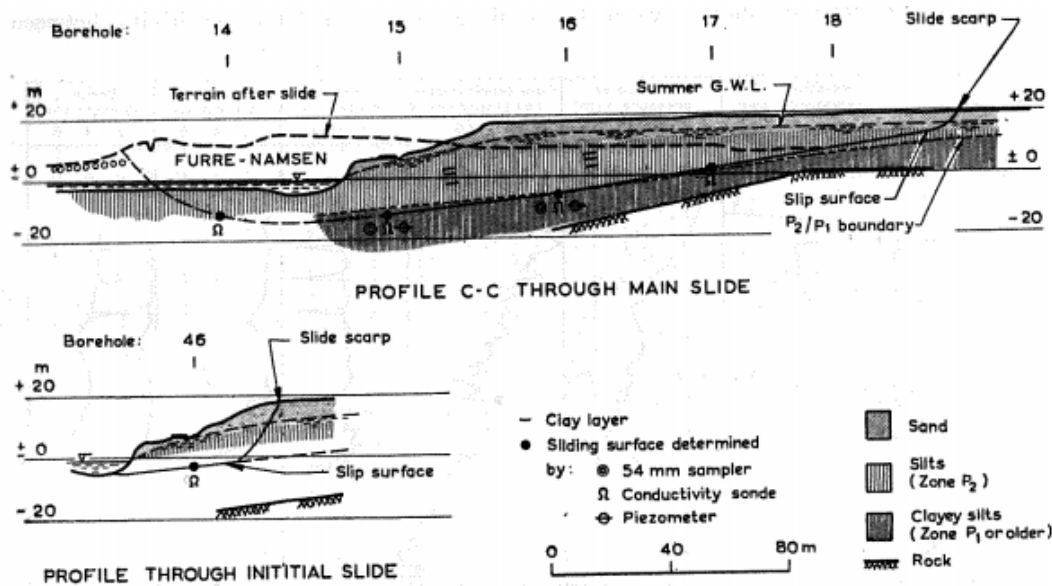
7 Tilbakeregning av flakskred

Kvikkleireskred opptrer i Norge, de øvrige skandinaviske landene og Canada med jevne mellomrom. I Norge blir kvikkleireskred godt dokumentert og rapportert. I denne rapporten er det fokusert på to flakskred som har funnet sted i Norge, Furre-skredet (1959) og Båstad-skredet (1974). Disse skredene er ikke eldre enn at de er godt dokumentert. I rapportene som er skrevet for disse skredene er det informasjon om geometrien før og etter skredet, antatt glideflate er angitt og lagdeling og styrke til jorda er oppgitt. Utløsende årsak til skredet er undersøkt, og det er gjort stabilitetsanalyser av den opprinnelige skråningen. Det er av interesse å undersøke disse skredene på nytt. Terrenget slik det var før skredet gikk, er modellert i PLAXIS, og deretter er bruddmønster og sikkerhetsfaktor undersøkt.

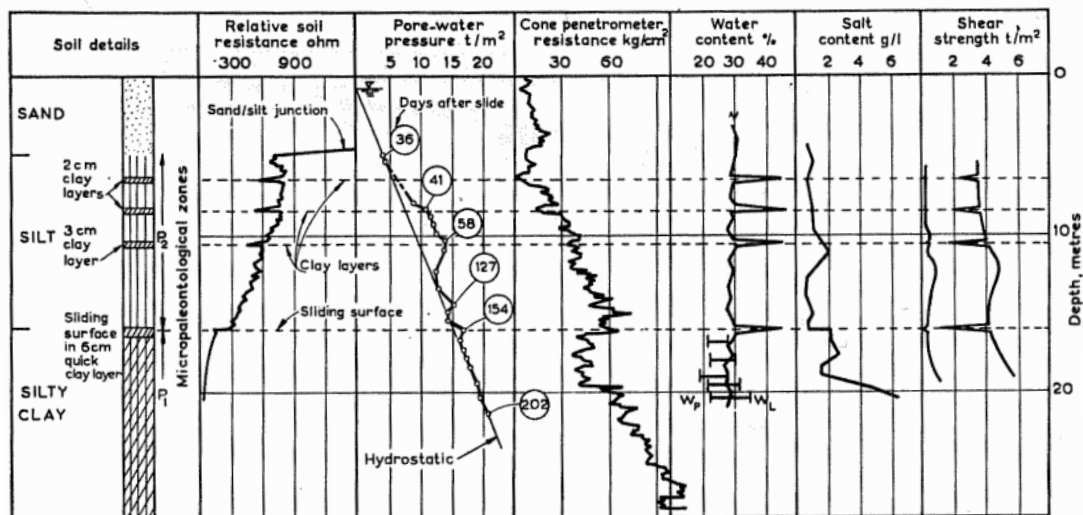
7.1 Furre-skredet

Dette skredet skjedde i april 1959 i Furre i Namdalen i Nord-Trøndelag, og er dokumentert av Hutchinson (1961). Et stort flak skled ut på et sjikt av kvikkleire, kun noen få cm tykt. Elva Namsen renner på nedsiden av skråningen hvor skredet gikk, og det er erosjon av skråningsfoten gjennom mange år som førte til redusert sikkerhet for skråningen. I dette skredforløpet var det først et initialskred nederst i skråningen, etterfulgt av et stort flakskred, hovedskredet. I tillegg var det retrogressive skred på hver side av hovedskredet. Det er initialskredet og hovedskredet som vil bli behandlet i dette arbeidet. Figur 42 viser skråningen før skredet gikk, og glideflaten til initialskredet og hovedskredet.

Det øverste laget i skråningen består av sand. Lenger ned, litt under grunnvannstanden, er det et tykt lag av silt, som etterhvert går over til siltig leire. Under dette laget igjen er det hellende grunnfjellet. I silt-laget er det tre tynne leir-lag, og det er et leir-lag i overgangen mellom silt og siltig leire. Alle disse lagene er kun noen få cm tykke. Det dypeste av disse leir-lagene består av kvikkleire, og det var i dette laget glideflaten til flakskredet gikk. Figur 43 viser et jordprofil for borhull 16. Figuren viser beliggenheten og tykkelsen til leir-lagene. For disse lagene er vanninnholdet større, og skjærstyrken lavere enn for den omkringliggende silten og siltige leira. Det må understrekes at dette bygger på en rapport fra 1961, og at en del data fra denne rapporten kan være unøyaktige. Som beskrevet senere viser simuleringene i PLAXIS at skjærstyrke-verdiene Hutchinson (1961) oppgir for leire-sjiktene er for lave.



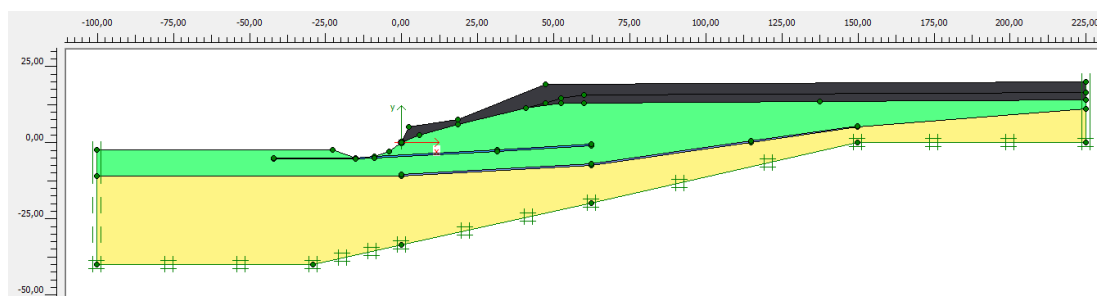
Figur 42: Tverrsnitt gjennom hovedskredet og initialscredet. Borhullene er vist i figuren. (Hutchinson, 1961)



Figur 43: Borprofil for borhull 16 (Hutchinson, 1961)

En PLAXIS-modell av skråningen før skredet inntraff ble laget, se figur 44. I figuren er det svarte laget sand, det grønne silt og det gule siltig leire. Det er lagt inn et tynt lag med kvikkleire i siltlaget og i overgangen mellom silt og siltig leire. Ifølge Hutchinson (1961) er det fire tynne sjikt med leire, men kun to av disse er tatt med i PLAXIS-modellen, fordi disse sjiktene antas å utgjøre deler av glideplanet for initialscredet og hovedskredet. Egentlig er disse sjiktene kun få centimeter tykke. Så tynne sjikt er imidlertid vanskelig å modellere i PLAXIS, og det vil kunne gi numeriske problemer. Derfor modelleres de som 50 cm tykke i PLAXIS. Det antas at tilpasningen i modellen gir tilnærmet ønsket oppførsel i simuleringen. I Hutchinson (1961) klassifiseres kun det nederste leire-sjiktet som kvikkleire, men det antas her at begge leire-sjiktene består av sensitiv leire, blant annet på grunnlag av figur 43, hvor det er vist at alle sjiktene har betydelig lavere skjærstyrke

enn den øvrige jorda. Grunnvannsnivået i simuleringen er basert på "Summer G.W.L" i figur 42. Tabell 11 viser benyttede materialparametre i PLAXIS-simuleringen. Det er brukt udrenert Mohr-Coulomb for silt- og leirlagene, fordi det etter en endret lastsituasjon vil ta lang tid før materialene er rekonsolidert. Materialene vil altså være i en udrenert tilstand over lengre tid. Sanden har derimot høyere permeabilitet, og vil bruke vesentlig kortere tid på å rekonsolidere. Det vil ta kort tid før sanden er i en drenert tilstand, derfor brukes drenert Mohr-Coulomb for sanden. Verdiene for elastisitetsmodul og tverrkontraksjonstall er antatt. Verdiene til tyngdetettheten og friksjonsvinkel er tatt fra Hutchinson (1961). Styrken i PLAXIS-modellen måtte settes høyere enn figur 43 tilsier for at ikke modellen skal kollapse i initialfasen på grunn av for lav styrke. Av samme grunn benyttes en kohesjon på 10 kPa.



Figur 44: Geometrien til skråningen i Furre før skredet inntraff.

Materiale	Material Model	γ_{unsat} kN/m^3	γ_{sat} kN/m^3	$E'_{el.E}$ kPa	$\nu'_{el.\nu}$ -	c'_{ref} kPa	ϕ' °	$S_{u,ref}$ kPa
Sand	Mohr-Coulomb, drained	17,00	18,50	50000	0,3330	10,00	35,00	-
Silt	Mohr-Coulomb, undrained (C)	18,50	18,50	5000	0,4950	0	0	65,0
Siltig leire	Mohr-Coulomb, undrained (C)	18,50	18,50	5000	0,4950	0	0	60,0
Kvikkleire-sjikt	Mohr-Coulomb, undrained (C)	18,50	18,50	5000	0,4950	0	0	25,0

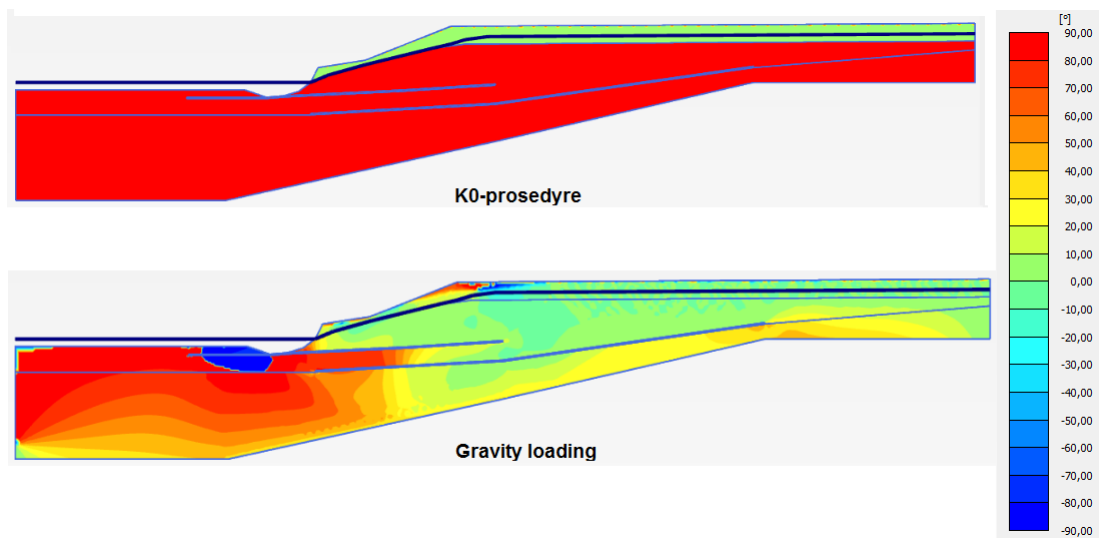
Tabell 11: Materialparametre for Furre.

Simuleringen kjøres med to faser:

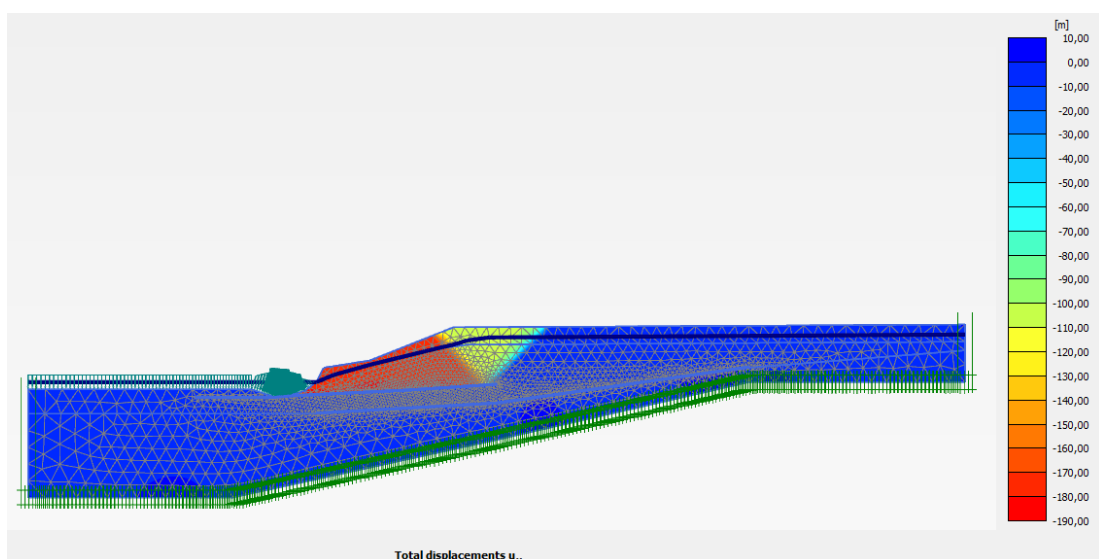
1. Initialfase, gravity loading
2. Safety-fase. phi-c-reduksjon, for å finne sikkerhetsfaktor og bruddmønster

PLAXIS Reference-manualen anbefaler å kun bruke K0-prosedyren i tilfeller med horisontal overflate, og med alle jordlag og grunnvannsnivået parallelt med overflaten. Gravity loading anbefales for tilfeller hvor det de nevnte forholdene ikke er tilstede. Det er imidlertid forsøkt å kjøre simuleringen med K0-prosedyre i initialfasen, for å sammenligne med simuleringen kjørt med gravity loading. Det er ganske liten forskjell i sikkerhetsfaktoren for de to analysene i initialfasen, med en sikkerhetsfaktor på 1,0091 for K0-prosedyre og sikkerhetsfaktor 0,996 for gravity loading. En stor forskjell mellom de to måtene å beregne initialspenninger på ser man imidlertid hvis man betrakter hovedspenningsretninger i initialfasen. Figur 45 viser at for K0-prosedyre er de vertikale og horisontale spenningene hovedspenningene, mens for gravity loading varierer hovedspenningsretningene nedover i skråningen. For et skrånende terreng virker det lite logisk at hovedspenningene er vertikale og horisontale. Gravity loading gir et mer riktig bilde av spenningstilstanden i jorda. Legges analysen med gravity loading til grunn er sikkerhetsfaktoren 0,996. Figur 46 viser

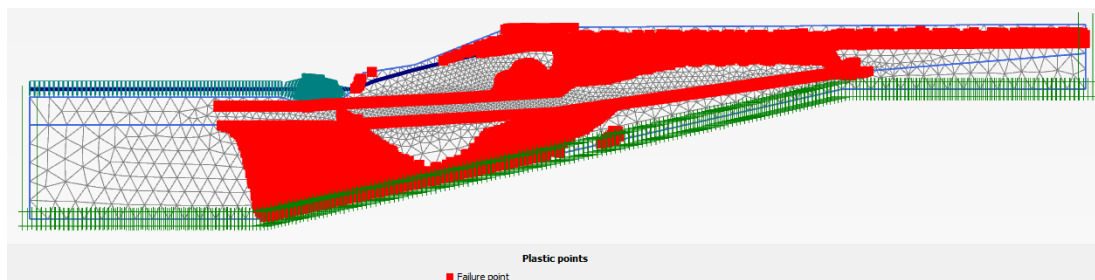
de horisontale deformasjonene i phi-c-fasen. Nesten all deformasjonen kommer i overkant av det øverste leir-sjiktet, altså er dette sjiktet glideflaten. Dette kan sees på som et initialskred, og det stemmer bra overens med det faktiske initialskredet, vist i figur 42. De plastiske punktene i initialfasen, er vist i figur 47. Figuren viser at det er plastiske punkter også i områder som ikke ble påvirket av initialskredet. Grunnen til at initialskredet gikk der det gjorde har med retningen til planet med de største skjærspenningene å gjøre, som tidligere beskrevet. Figur 48 viser retningen til hovedspenningene i initialfasen. I leirsjiktene er planet med maks skjærspenning omtrent sammenfallende med helningen til sjiktene. Over det øverste leirsjiktet, i et område hvor skjærstyrken er fullt mobilisert, er vertikal- og horisontalspenningene hovedspenningene. Dermed vil planet med de største skjærspenningene stå 45° på horisontalplanet. Fordi de vertikale spenningene er større enn de horisontale spenningene, vil terrenget synke sammen, og jorda utvide seg horisontalt. Figur 49 viser tydelig hvordan jorda i en trekantet sone synker sammen.



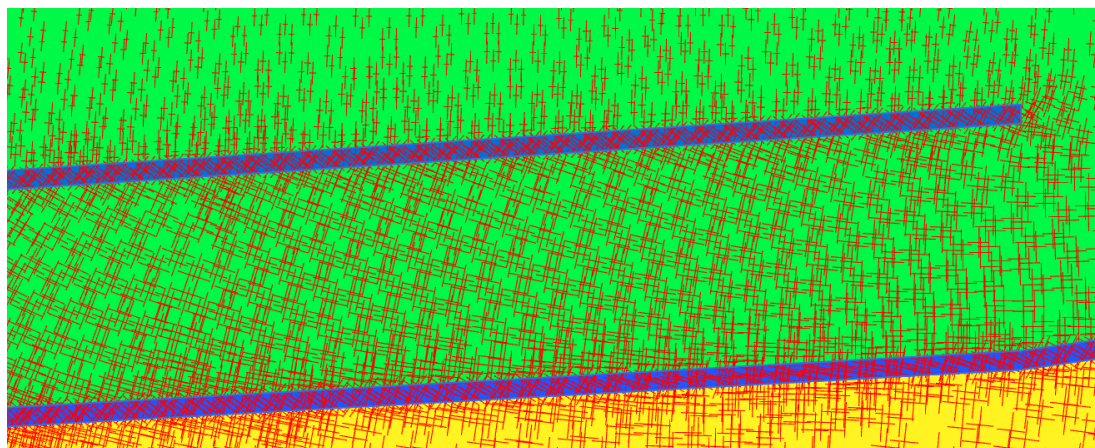
Figur 45: Hovedspenningsretninger i initialfasen for K0-prosedyre og gravity loading.



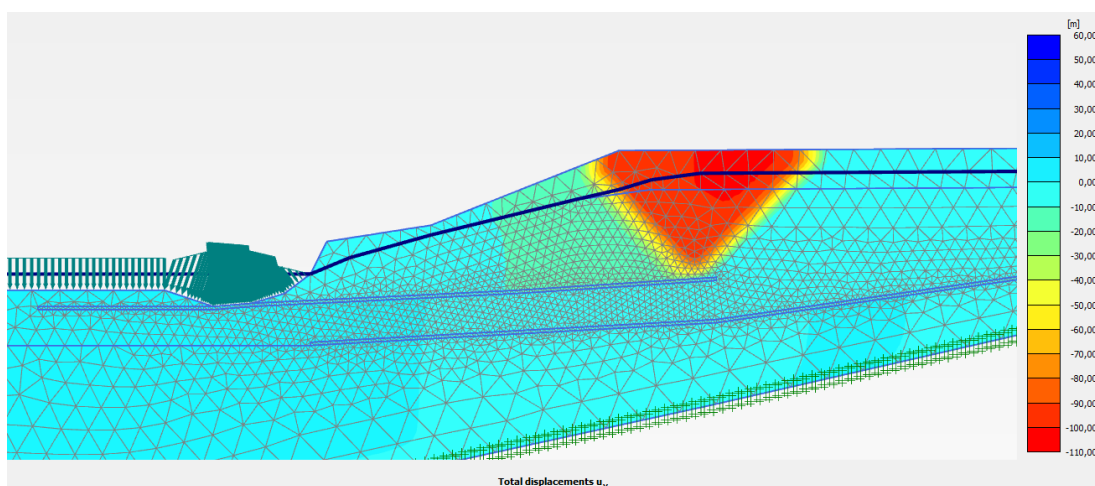
Figur 46: Horisontal deformasjon i safety-fasen. Sikkerhetsfaktoren er 0,996



Figur 47: Plastiske punkter i initialfasen.



Figur 48: Hovedspenningene i og rundt leirsjiktene i initialfasen.

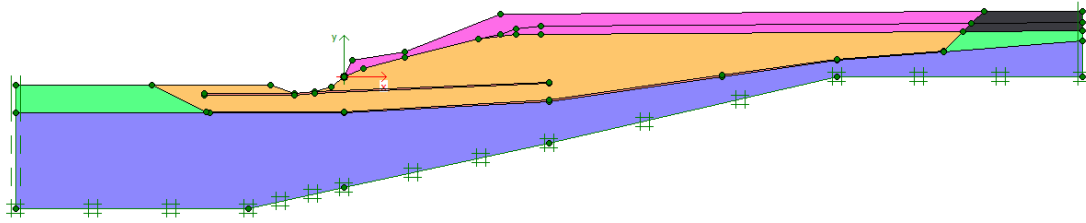


Figur 49: Oversikt over vertikale deformasjoner i safety-fasen viser en trekantet sone i bakkant av initialscredet. Denne sonen synker sammen, og utvider seg horisontalt.

7.1.1 Manipulert flaskred

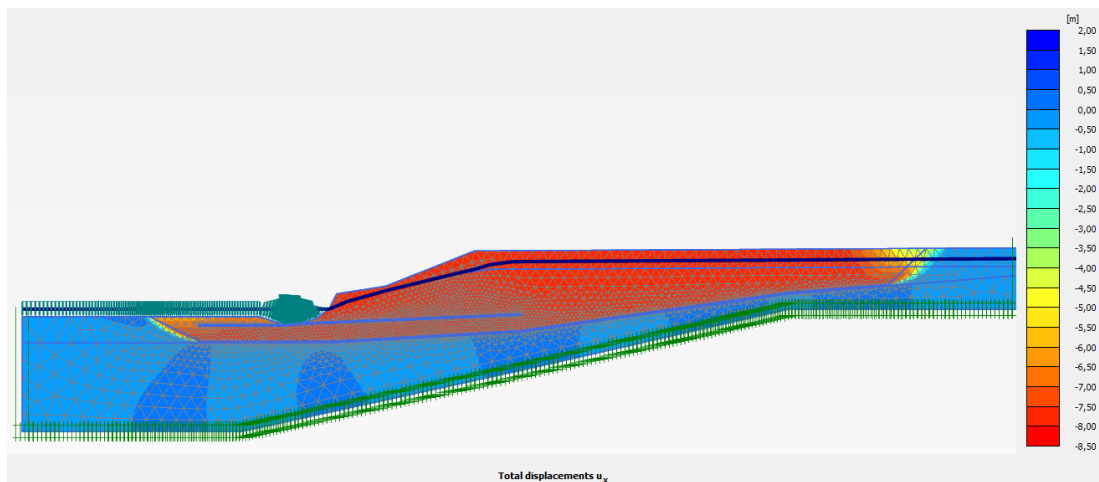
For å tvinge fram et flaskred i PLAXIS likt det faktiske skredet, økes styrken i deler av modellen, tilsvarende det ønskede ”flaket”, se figur 50. I det sterke sandlaget (lilla), økes friksjonsvinkelen til 89° , og kohesjonen reduseres til 0. For å gjøre silten sterkere økes udrenert skjærstyrke til 200 kPa (oransje lag). Det var også nødvendig å gjøre laget med

siltig leire sterkere for at ikke glideflaten skal gå langs grunnfjellet. Udrenert skjærstyrke økes til 200 kPa for dette laget (blått).



Figur 50: Geometrien til skråningen i Furre. Sterke lag er brukt for å avgrense et flak.

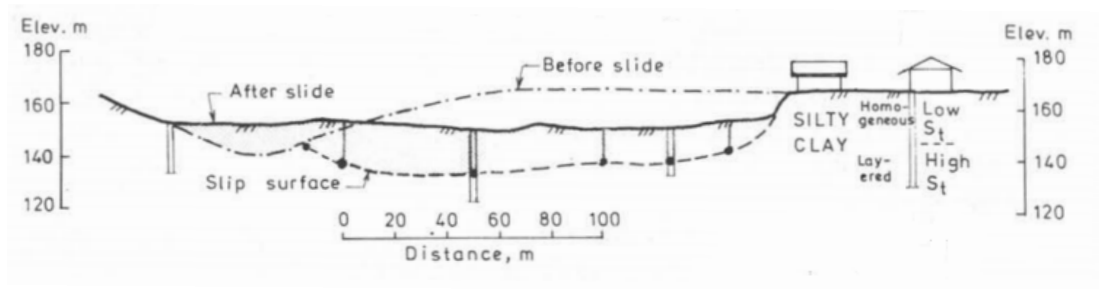
PLAXIS-analysen med denne modellen gir en bruddfigur ganske lik som i det faktiske skredet, vist i figur 42. Fra figur 51, som viser den horisontale deformasjonen, kan man se at det nederste kvikkleiresjiktet er glideplanet. Sikkerhetsfaktoren er 1,10, altså bare litt større enn for initialskredet. Initialskredet fører til at sikkerhetsfaktoren for resten av området synker, slik at hovedskredet utløses. Det faktum at initialskredet har lavest sikkerhetsfaktor, og at det er dette som opptrer når jorda modelleres med de styrkeparameterne oppgitt i Hutchinson (1961), gjør at hypotesen stemmer for dette skredet.



Figur 51: Horisontal deformasjon viser et flakskred. Sikkerhetsfaktoren er 1,10.

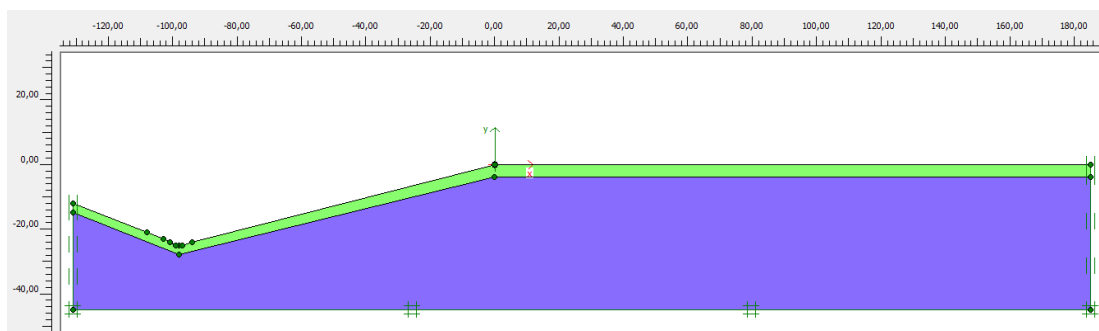
7.2 Båstad-skredet

Alle beskrivelser av dette skredet bygger på Gregersen og Løken (1979). Skredet gikk i Båstad i Østfold i desember 1974, og tok med seg 1,5 millioner m³ jord. Basert på observasjoner, undersøkelser og vitneutsagn antas det at hele området skled ut omtrent samtidig, og at skredet var over på ett minutt. Ingen indikasjoner på et kommende skred hadde blitt observert på forhånd. Det øvre jordlaget av skredet var bare delvis oppsprukket. I følge Gregersen og Løken (1979) er disse nevnte faktorene alle indikasjoner på at dette var et flakskred, og at jorda har gått til brudd over hele området omtrent samtidig. Sikkerheten til skråningen har vært lav over en lengre periode. Utløsende årsaker til skredet antas å ha vært et stort masseutskiftingsarbeid i området, og en veldig våt høst. Figur 52 viser terrenget før og etter skredet.

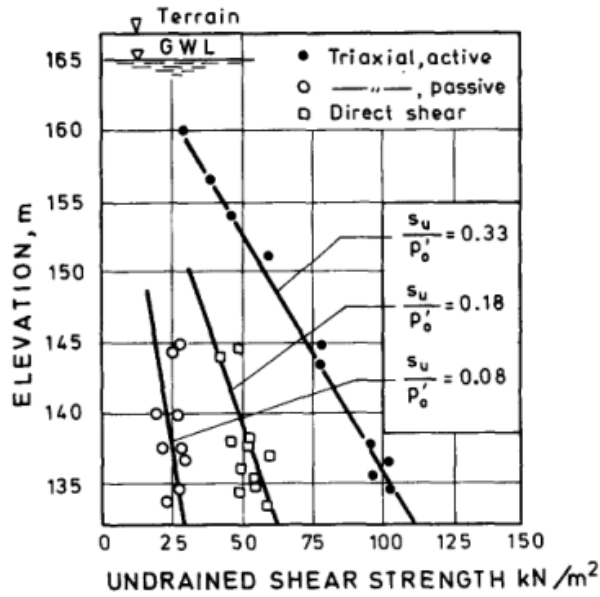


Figur 52: Tverrsnitt gjennom skredet. Geometri før og etter skredet er vist. (Gregersen og Løken, 1979)

Grunnen består av en siltig leire, med en 3-4 m tykk tørrskorpe. Kvikkleirelaget starter på dybde 21 m, og er minst 20 m tykt. Over kvikkleira er sensitiviteten 2-6. Glideflaten antas å ha gått langs toppen av kvikkleirelaget. Helningen til glideflaten var på 5-7°. På grunnlag av geometrien til figur 52, ble en PLAXIS-modell av skråningen før skredet inntraff laget. Denne modellen er vist i figur 53. Grunnvannsnivået er satt i underkant av tørrskorpen. Med tanke på at skredets glideflate gikk langs toppen av kvikkleirelaget, ble dette laget forsøkt tatt med i PLAXIS-modellen, som et lag med lavere styrke i den nederste halvdel av modellen. Dette førte imidlertid til at styrken ble for lav, og at modellen kollapset før safety-fasen (altså en sikkerhetsfaktor <1). I figur 54 er det dessuten vist at den udrenerte skjærstyrken øker lineært med dybden. Figuren viser ingen tegn til at styrken synker i overgangen til kvikkleira. Det kan være at kvikkleira har like stor styrke som den overliggende lite sensitive leira i uforstyrret tilstand, men ved forstyrrelser, som et initialskred, vil kvikkleira miste mye av styrken.



Figur 53: PLAXIS-modell av skråning i Båstad.



Figur 54: Lineært økende s_u med dybden. (Gregersen og Løken, 1979)

Simulering av skredet i PLAXIS ble gjort med tre faser:

1. Initiell fase, drenert MC materialmodell
2. Plastisk fase, udrenert (C) NGI-ADP-modell
3. phi-c-reduksjon, for å finne sikkerhetsfaktor og bruddmønster

Det er ønskelig å benytte NGI-ADP udrenert materialmodell for PLAXIS-simuleringen. Denne materialmodellen kan imidlertid ikke benyttes i initialfasen. For å sikre likevekt og unngå kollaps må materialmodellen Mohr-Coulomb drenert, med gravity loading, brukes i initialfasen, som beskrevet i PLAXIS Material Models-manualen. For tørrskorpen er en udrenert (B) materialmodell brukt. Materialparametre for fase 1 er gitt i tabell 12, bortsett fra stivheten E' til MC drenert-materialet som øker med dybden. Denne er beregnet ved bruk av formelen $E' = \frac{2}{3} \left(\frac{34000}{I_p} \right) \left(\frac{\sigma'_y}{p_{ref}} \right)$ fra Nordal (2013), hvor I_p er plastisitetsindeksen, σ'_y er vertikal effektivspenning og $p_{ref} = 100 \text{ kPa}$. Verdier for I_p , γ , c' , ϕ' er hentet fra Gregersen og Løken (1979). For de andre parameterne i tabell 12 er det gjort antagelser.

Materiale	Material Model	γ	E' el. E	ν' el. ν	c'_{ref}	ϕ'	$s_{u,ref}$	K_0
		kN/m^3	kPa	-	kPa	$^\circ$	kPa	-
Tørrskorpe	Mohr-Coulomb, undrained (B)	20,00	5000	0,3330	-	-	25,00	1,0
MC-materiale	Mohr-Coulomb, drained	20,00	*	0,3330	0	33,7	-	0,5

Tabell 12: Materialparametre for fase 1, Båstad

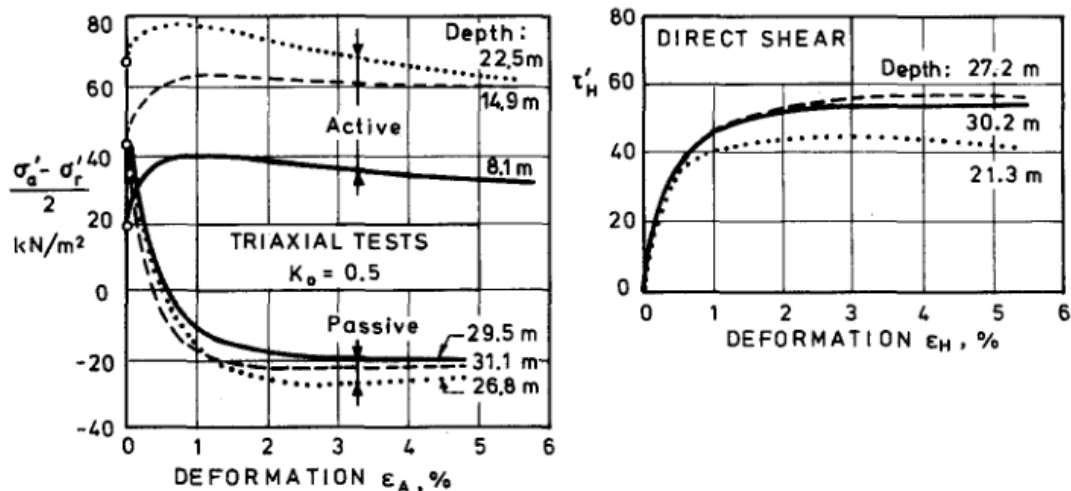
I den andre fasen, den plastiske fasen, går man over til NGI-ADP-modellen. Dette er et NIL-steg. Etter dette steget vil spenningsfeltet være i likevekt (PLAXIS, 2012b). NGI-ADP-modellen er en anisotrop materialmodell. Denne er hensiktsmessig å bruke fordi styrken langs et glideplan vil avhenge av om glideplanet er i aktiv sone, passiv sone eller direkte skjærsone, se figur 26. Det er utført tre tester på Båstad-leiren, aktivt og passivt treaksialforsøk og direkte skjærforsøk. Ut fra disse testene kan man finne maksimal

mobilisert udrenert skjærstyrke for de tre ulike sonene, og ved hvilken tøyingsgrad maksimal styrke opptrer. Disse styrke- og tøyingsverdiene benyttes i NGI-ADP-modellen. Materialparameterne for fase 2 er gitt i tabell 13.

Material Model	γ	$\frac{G_{ur}}{s_u^A}$	γ_f^C	γ_f^E	γ_f^{DSS}	$\frac{s_u^P}{s_u^A}$	$\frac{s_u^{DSS}}{s_u^A}$	$s_{u,ref}^A$	$s_{u,inc}^A$	ν_u
	kN/m^3	-	%	%	%	-	-	kPa	kPa/m	-
NGI-ADP, undrained (C)	20,00	100	1,50	2,942	2,191	0,25	0,55	25,0	3,3	0,4950

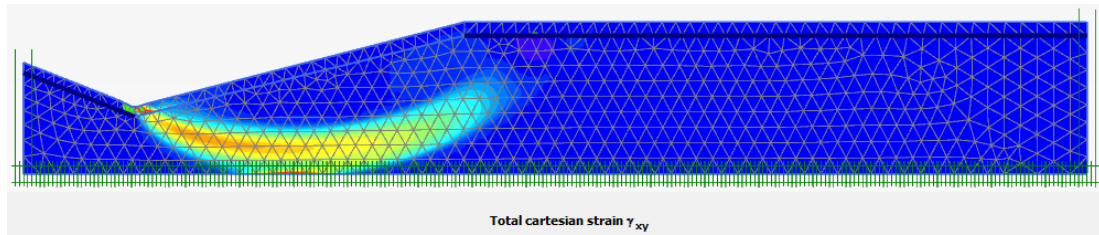
Tabell 13: Materialparametre for fase 2, Båstad

γ_f^C , γ_f^E og γ_f^{DSS} , som er skjærtøyningen for henholdsvis aktivt treaksialforsøk, passivt treaksialforsøk og direkte skjærforsøk, er funnet ved å lese av tøyingsverdier (ϵ) fra toppunktene i diagrammene i figur 55, og å bruke at $\gamma = \frac{3}{2}\epsilon$. Forholdene G_{ur}/s_u^A , s_u^P/s_u^A og s_u^{DSS}/s_u^A er også tatt fra figur 55. s_u^A , s_u^P og s_u^{DSS} er skjærstyrken for toppunktene til de ulike skjærspennings-tøyingsdiagrammene. G_{ur} er avlasting/pålasting skjærmodul. Fra figur 54 er det kjent at forholdet mellom udrenert skjærstyrke og effektivspenning er $s_u/p'_0 = 0,33$ for aktivt triaksialforsøk. Får at $s_u = 0,33p'_0$. Vet at p'_0 øker med 10 kPa for hver meter nedover i jorda. Bruker altså $s_{u,inc}^A = 3,3 kPa/m$. Benytter $s_{u,ref}^A = 25 kPa$ i kote -4 m, i underkant av tørrskorpelaget til høyre i modellen. Styrken i jorda må beregnes ut fra antagelsen om at området tidligere var en flat slette, med økende styrke med dybden. Gjennom flere tusen år har terrenget blitt erodert ned av elveerosjon og skredaktivitet. Skjærstyrken antas å være opprettholdt fra tidligere, slik at styrken nederst i skråningen er større enn styrken øverst i skråningen. Det vil si at styrken rett under tørrskorpa nederst i skråningen er den samme som styrken i samme kote til høyre i modellen. Det ble forsøkt å bruke styrkeverdier basert på terrenget slik det var før skredet i 1974 gikk, altså med den samme styrken nederst i skråningen som i toppen av skråningen. Da kollapset imidlertid modellen i fase 2 i PLAXIS.



Figur 55: Skjærspenning-tøyingsdiagram for aktivt og passivt treaksialforsøk og direkte skjærforsøk. (Gregersen og Løken, 1979)

Etter fase 2 foretas phi-c reduksjon for å finne sikkerheten. Dette gir en sikkerhetsfaktor på 1,05 og et bruddmønster som vist i figur 56. Denne bruddfiguren har ikke form som et flaskskred, men derimot som en sirkulærsylindrisk glideflate, og kan tolkes som et initialscred.

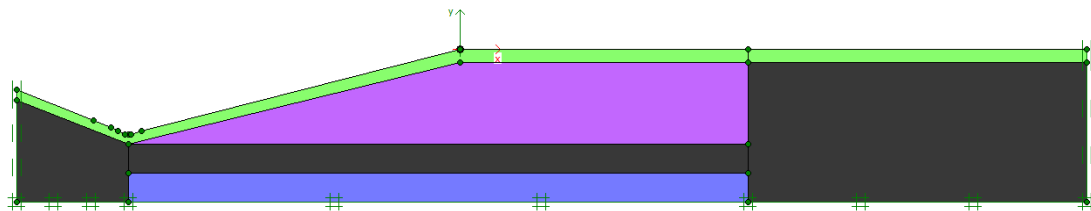


Figur 56: Bruddmønsteret fra PLAXIS viser et initialscred. Sikkerhetsfaktoren er 1,05.

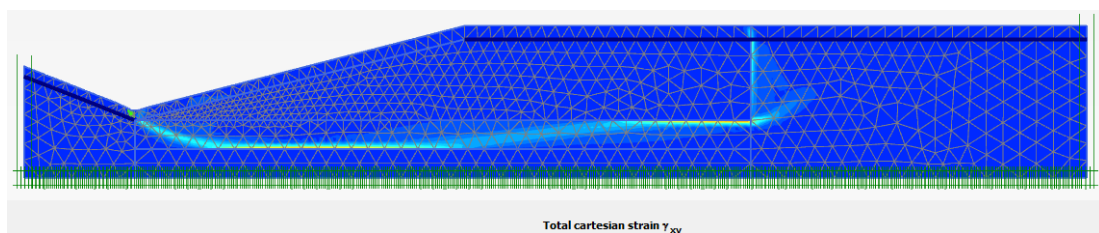
NGI har også analysert Båstad-skredet, og har fått en ”initiell sikkerhetsfaktor” på 1,04 (Fornes, Petter. NGI, 2013).

7.2.1 Manipulert flakskred

Det faktiske flakskredet var omtrent dobbelt så langt som figur 56 indikerer. For å ”tvinge fram” en bruddflate omtrent lik som i det faktiske skredet ble det lagt inn lag med ekstra stor styrke over og under den ønskede glideflaten, vist i figur 57. Over den ønskede glideflaten, lilla lag, ble $s_u^A = 300kPa$ brukt. For å unngå at glideflaten gikk for langt ned ble $s_u^A = 200kPa$ brukt under antatt glideflate, blått lag. I resten av modellen, det svarte laget, ble de samme materialegenskapene som i tabell 13 benyttet. Simuleringen i PLAXIS ble gjort med de samme tre fasene som tidligere nevnt. Bruddflaten, vist i figur 58, fikk nå form omtrent som et flakskred, og ligner ganske mye på glideflaten i figur 52. Sikkerhetsfaktoren ble i denne simuleringen 1,52.



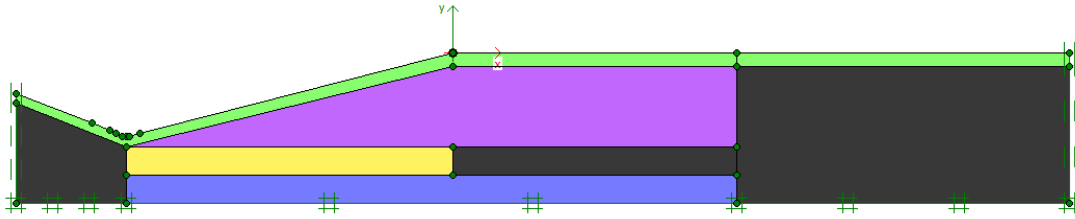
Figur 57: PLAXIS-modell for å tvinge fram et flakskred.



Figur 58: Simulert flakskred i PLAXIS. Sikkerhetsfaktoren er 1,52.

En så høy sikkerhetsfaktor som 1,52 stemmer dårlig overens med at det gikk et skred i skråningen. En ny analyse utføres, hvor man antar at området i og rundt glideflaten til initialscredet har mistet mye av styrken. En PLAXIS-modell er vist i figur 59. Det gule området antas å være påvirket av initialscredet, og dermed brukes en redusert styrke her. $s_{u\ ref}^A$ settes lik 40 kPa for dette området. For den forrige analysen var styrken her omtrent

105-130 kPa (økende s_u med dybden). Med denne modellen, og samme faser som for de andre analysene blir sikkerhetsfaktoren 1,09. Bruddfiguren blir omtrent som i figur 58.



Figur 59: PLAXIS-modell for å simulere flakskred. Styrken i det gule området er redusert for å ta hensyn til at dette området blir forstyrret og delvis omrørt av initialscredet.

På grunnlag av dette kan man tenke seg følgende skredprosess: Et sirkulærsylindrisk skred, som vist i figur 56 settes i bevegelse. Når jorda starter å bevege seg, synker styrken i den sensitive leira umiddelbart. Langs et plan, som kanskje går langs toppen av kvikkleirelaget, vil tøyninger oppstå, og styrken synker, som beskrevet i delkapittel 2.2. Denne progressive bruddutviklingen vil gå svært raskt, og et flakskred vil starte å bevege seg før initialscredet har kommet skikkelig i gang. På den måten kan det være vanskelig å skille initialscredet fra hovedskredet, og det vil se ut som det kun er ett stort skred. I Gregersen og Løken (1979) står det ikke nevnt noe initialscred, og det står at hele skredhendelsen var over på ett minutt eller mindre. Det står imidlertid at det ikke var noen øyenvitner som så skredet mens det pågikk, så rapporten utelukker ikke et initialscred.

8 Diskusjon og konklusjon

8.1 Friksjonsvinkler og forholdet mellom s_r og ϕ

Aas (1981) og Karlsrud et al. (1985) opererer med to friksjonsvinkler. Treaksialforsøk på leire fra Rissa og Tiller er utført av NTNU. Rådata fra disse forsøkene er tolket, og et normalisert p'-q-plott er laget. Dette plottet viser verken "friction softening" eller "friction hardening". Plottet viser kun én friksjonsvinkel. Dette stemmer overens med det Thakur et al. (2014) har kommet fram til, at friksjonsvinkelen og kohesjonen i bløte sensitive leirer testet i standard treaksialforsøk er tilnærmet uendret etter at toppunktet for spenningsstien er nådd, og styrken har blitt redusert. Grunnen til at Aas (1981) og Karlsrud et al. (1985) bruker to friksjonsvinkler, kan være at utstyr og forsøksprosedyrer ikke var like bra for over 30 år siden som nå for tiden. Unøyaktigheter og dårlig prøve kvalitet kan ha gitt to friksjonsvinkler.

På grunnlag av leirprøvene fra Tiller og Rissa er det undersøkt om det er noen sammenheng mellom omrørt skjærstyrke, s_r , og friksjonsvinkel ϕ , se figur 9. Det er en tendens til at ϕ øker når s_r øker, men det er ingen lineær sammenheng. Det kunne ha vært interessant å bruke en større datamengde, og flere leirer, og sett om det er enklere å se noen sammenheng da.

8.2 Idealisert skråning, håndregning og PLAXIS

Sikkerheten til en idealisert, uendelig lang skråning er beregnet for hånd. Sikkerhetsfaktoren avhenger av grunnvannsnivået, og om det er grunnvannsstrømning eller ikke. Sikkerheten er lavest når grunnvannet står i terrengoverflaten, og grunnvannet strømmer horisontalt ut av skråningen eller parallelt med skråningen.

Det er utført PLAXIS-analyser av lange skråninger med et svakt topplag over et sterkt lag. Analysen viser at det vil gå et flakskred med glideflate i underkant av topplaget. Sikkerhetsfaktoren $\Sigma M s f$ fra PLAXIS er sammenlignet med sikkerhetsfaktoren SF fra håndregning. Det er observert at ved å øke lengden på skråningen som modelleres i PLAXIS, synker $\Sigma M s f$, og nærmer seg SF fra håndregning. Dette er observert både for drenert og udrenert tilstand. Dette kommer av at den aktive og passive sonen i glideflaten blir mindre i forhold til den direkte skjærsone. SF fra håndregning er uttrykt for et jordelement langs en plan glideflate. Styrke i aktiv og passiv sone inngår ikke i dette uttrykket. For udrenert tilstand synker $\Sigma M s f$ når s_u blir forandret fra å ha en konstant verdi i topplaget, til å øke normalt på skråningshelningen. Dette fører til lavere styrke i den øverste delen av topplaget, slik at styrken i aktiv og passiv sone blir mindre, og dermed bidrar disse sonene mindre til kapasiteten i skråningen.

8.3 Kriterier for at en skråning skal gå til brudd

Ved å variere tverrkontraksjonstallet ν' i PLAXIS-beregningene varieres initialspenningene. I tabell 6 er det vist at dette ikke har noen innvirkning på sikkerhetsfaktoren. Dette gjelder imidlertid ved bruk av Mohr-Coulomb-modellen. For sensitive leirer, som ikke kan beskrives korrekt med en lineær-elastisk perfekt-plastisk modell som Mohr-Coulomb, kan

første flyt føre til at et progressivt brudd starter å utvikle seg. Hva som skjer når flytespenning opptrer i et sensitivt materiale er beskrevet i kapittel 3. Fra PLAXIS-analysene med Mohr-Coulomb materialmodell er det funnet to kriterier som må være oppfylt for at en skråning skal gå til brudd:

1. Skjærstyrken må være fullt mobilisert langs et potensielt glideplan
2. Hovedspenningene må stå 45° på β -planet.

Disse kriteriene gjelder både for drenert og udrenert analyse. For udrenert analyse er det som ventet at PLAXIS viser at $\alpha + \beta = 45^\circ$ i safety-fasen. For drenert analyse med bruddtak definert ved Coulombs lov, ville man forvente at retningen til det kritiske planet ville være gitt ved $\alpha = 45^\circ + \rho/2$, som vist i figur 29, og som vist av Aas (1981), figur 6. Det er derimot funnet at det er flyteloven og ikke-assosiert flytning som bestemmer vinkelen $\alpha + \beta$, og det er vist at denne må være 45° .

Det må understrekes at disse kriteriene gjelder for en grenselikevekt-betraktning, og lineær-elastisk perfekt-plastisk materialoppførsel. For et strain-softening materiale gjelder ikke nødvendigvis disse kriteriene.

8.4 Tilbakeregning av flaskred

PLAXIS-analysen av Furre-skredet og Båstad-skredet viser at det er et initialskred i foten av skråningen som har lavest sikkerhet. Man kan regne med at disse to skredene startet med et initialskred, og at skredet deretter utviklet seg progressivt til et flaskred. PLAXIS-analysen viser lav sikkerhetsfaktor for de to tilfellene, 0,996 for Furre og 1,05 for Båstad. Ved manipulering av modellene for å få flaskred er sikkerhetsfaktoren 1,10 for Furre og 1,52 for Båstad. Dette er oppsummert i tabell 14.

	Furre	Båstad
Initialskred	0,996	1,05
Flaskred (manipulert)	1,10	1,52

Tabell 14: Sikkerhetsfaktor for Båstad og Furre for initialskred og flaskred (manipulert modell)

At sikkerheten for initialskred er lav stemmer bra overens med at det faktisk har gått skred i skråningene. For Furre er det lav sikkerhet også for flaskredet, siden et kvikkleiresjikt som danner glideflaten for flaskredet er modellert med lav styrke. For Båstad er derimot sikkerhetsfaktoren for flaskredet 1,52. Denne verdien må være for høy. For Båstad er det ikke lagt inn noen svake lag i modellen. Og når modellen ikke tar hensyn til strain-softening, vil styrken langs den potensielle glideflaten forbli høy, slik at sikkerheten blir høy. Det er vist at ved å minske styrken i foten på Båstad-skråningen, der hvor glideflaten til initialskredet er, blir sikkerhetsfaktoren 1,09. Det at skjærstyrken minker når jorda opplever tøyning, er det som skjer ved strain-softening. Et flaskred i Båstad-skråningen vil kunne forutses bedre med en materialmodell som tar hensyn til strain-softening, enn den lineær-elastisk perfekt-plastiske Mohr-Coulomb-modellen som er benyttet i denne rapporten.

Det var vanskelig å finne flere godt dokumenterte bakover-progressive skred som kunne modelleres og analyseres i PLAXIS. To analyserte skred er ikke så mye å bygge en konklusjon på. For de to analyserte skredene er det et initialskred som har lavest sikkerhet, og hypotesen er oppfylt for disse skredene. Det kan konkluderes med at modeller som ikke tar hensyn til strain-softening ikke kan gi en fullgod beskrivelse av hvordan et flakskred vil utvikle seg, og ikke kan angi den korrekte sikkerheten mot et flakskred. Dette er fordi flakskred utvikler seg progressivt i strain-softening-materialer. Men viser analyser med lineær-elastisk perfekt-plastisk materialoppførsel lav sikkerhet mot initialskred i en skråningsfot, og det er lag med kvikkleire videre bakover i skråningen, kan det være en risiko for at et progressivt skred utvikler seg.

8.5 Forslag til videre arbeid

Det vil være interessant å modellere Furre- og Båstad-skråningen med en materialmodell som tar hensyn til strain-softening. Man bør da kontrollere om man får en bruddfigur lik de faktiske flakskredene. En slik simulering antas å gi en mer troverdig sikkerhetsfaktor for flakskred.

Referanser

- Aas, G. (1981). Stability of Natural Slopes in Quick Clays. I *Publikasjon nr. 135*. NGI.
- Bernander, S. (2011). *Progressive Landslides in Long Natural Slopes. Formation, Potential Extension and Configuration of Finished Slides in Strain-Softening Soils*. Doktoravhandling, Luleå University of Technology.
- Fornes, Petter. NGI (2013). Effekt av progressivt bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire. Teknologidagene 2013. http://www.naturfare.no/_attachment/543554/binary/874355. Internett, tilgjengelig 5. juni 2014.
- Gregersen, O. og T. Løken (1979). The quick-clay slide at Baastad, Norway, 1974. *Engineering Geology* 14, 183–196.
- Gylland, A. S. (2012). *Material and slope failure in sensitive clays*. Doktoravhandling, NTNU.
- Gylland, A. S. (2014). The Effect of Deformation Rate in Progressive Slope Failure. I J.-S. L’Heureux, A. Locat, S. Leroueil, D. Demers, og J. Locat (Red.), *Landslides in Sensitive Clays - From Geosciences to Risk Management*. Springer.
- Hutchinson, J. N. (1961). A landslide on a thin layer of quick clay at Furre, Central Norway. I *Publikasjon nr. 44*. NGI.
- Karlsrud, K., G. Aas, og O. Gregersen (1985). Can we predict landslides hazards in soft sensitive clays? Summary of Norwegian Practice and Experiences. I *Publikasjon nr. 158*. NGI.
- L’Heureux, J.-S. (2013). Naturfareprosjektet. Delprosjekt 6 Kvikkleire. Karakterisering av historiske kvikkleireskred og input parametre for Q-BING. http://www.naturfare.no/_attachment/477640/binary/778893. Internett, tilgjengelig 9. juni 2014.
- L’Heureux, J.-S., A. Locat, S. Leroueil, D. Demers, og J. Locat (2014). Chapter 1. Landslides in Sensitive Clays - From Geosciences to Risk Management. I J.-S. L’Heureux, A. Locat, S. Leroueil, D. Demers, og J. Locat (Red.), *Landslides in Sensitive Clays - From Geosciences to Risk Management*. Springer.
- Mehli, M. (2010). Numerisk simulering av initialspenningene i to leirskråninger og innvirkningen av initialspenningene på stabiliteten. Masteroppgave, NTNU.
- Nordal, S. (2013). *TBA4116. Geotechnical Engineering. Advanced Course. Lecture notes and background material*. Akademika Forlag.
- NVE (2011). Vurdering av områdestabilitet ved utbygging på kvikkleire og andre jordarter med sprøbruddegenskaper. <http://www.nve.no/Documents/retningslinjer2-11-vedlegg1-endelig.pdf>. Internett, tilgjengelig 5. juni 2014.
- PLAXIS (2012a). PLAXIS 2D Reference Manual. <http://www.plaxis.nl/files/files/2D2012-2-Reference.pdf>. Internett, tilgjengelig 5. juni 2014.
- PLAXIS (2012b). PLAXIS Material Models Manual. <http://www.plaxis.nl/files/files/2D2012-3-Material-Models.pdf>. Internett, tilgjengelig 5. juni 2014.
- Statens Vegvesen (2014). Håndbok V220. Geoteknikk i vegbygging.

Thakur, V., H. P. Jostad, H. A. Kornbrekke, og S. A. Degago (2014). How Well Do We Understand the Undrained Strain Softening Response in Soft Sensitive Clays? I L'Heureux, Jean-Sebastien and Locat, Ariane and Leroueil, Serge and Demers, Denis and Locat, Jacques (Red.), *Landslides in Sensitive Clays - From Geosciences to Risk Management*. Springer.

Vedlegg

Vedlegg A - Matlab-kode

Vedlegg B - Hvordan få til at s_u øker normalt på en skråning i PLAXIS

```

%% 'Bekkelaget.txt', 'Pilestredet.txt', 'Rissa.txt', 'Radhusplassen.txt' og 'Calabar.txt' er
filer som inneholder data avlest fra figur 3 i Aas (1981) med programmet PlotDigitizer

clear all
close all

%%Bekkelaget

[x y]=textread('Bekkelaget.txt');

Q=zeros(length(x),2);

a=zeros(length(x),1);

s0eff=65;

for i=1:length(x)
    a(i)=2*y(i)*s0eff;
end

sigma3eff=zeros(length(x),1);

for j=1:length(x)
    sigma3eff(j)=0.5*(a(j)/x(j)-a(j));
end

sigma1eff=zeros(length(x),1);

for k=1:length(x)
    sigma1eff(k)=a(k)+sigma3eff(k);
end

p=zeros(length(x),1);

q=zeros(length(x),1);

for i=1:length(x)
    p(i)=(1/3)*(sigma1eff(i)+2*sigma3eff(i));
end

for j=1:length(x)
    q(j)=sigma1eff(j)-sigma3eff(j);
end

%%Pilestredet

[x2 y2]=textread('Pilestredet.txt');

a2=zeros(length(x2),1);

s0eff2=104;

for i=1:length(x2)
    a2(i)=2*y2(i)*s0eff2;
end

sigma3eff2=zeros(length(x2),1);

for j=1:length(x2)
    sigma3eff2(j)=0.5*(a2(j)/x2(j)-a2(j));
end

sigma1eff2=zeros(length(x2),1);

for k=1:length(x2)
    sigma1eff2(k)=a2(k)+sigma3eff2(k);
end

p2=zeros(length(x2),1);

q2=zeros(length(x2),1);

```

```

for i=1:length(x2)
    p2(i)=(1/3)*(sigma1eff2(i)+2*sigma3eff2(i));
end

for j=1:length(x2)
    q2(j)=sigma1eff2(j)-sigma3eff2(j);
end

%%Rissa
[x3 y3]=textread('Rissa.txt');

a3=zeros(length(x3),1);

s0eff3=103;

for i=1:length(x3)
    a3(i)=2*y3(i)*s0eff3;
end

sigma3eff3=zeros(length(x3),1);

for j=1:length(x3)
    sigma3eff3(j)=0.5*(a3(j)/x3(j)-a3(j));
end

sigma1eff3=zeros(length(x3),1);

for k=1:length(x3)
    sigma1eff3(k)=a3(k)+sigma3eff3(k);
end

p3=zeros(length(x3),1);

q3=zeros(length(x3),1);

for i=1:length(x3)
    p3(i)=(1/3)*(sigma1eff3(i)+2*sigma3eff3(i));
end

for j=1:length(x3)
    q3(j)=sigma1eff3(j)-sigma3eff3(j);
end

%%Rådhusplassen
[x4 y4]=textread('Radhusplassen.txt');

a4=zeros(length(x4),1);

s0eff4=93;

for i=1:length(x4)
    a4(i)=2*y4(i)*s0eff4;
end

sigma3eff4=zeros(length(x4),1);

for j=1:length(x4)
    sigma3eff4(j)=0.5*(a4(j)/x4(j)-a4(j));
end

sigma1eff4=zeros(length(x4),1);

for k=1:length(x4)
    sigma1eff4(k)=a4(k)+sigma3eff4(k);
end

p4=zeros(length(x4),1);

```

```

q4=zeros(length(x4),1);

for i=1:length(x4)
    p4(i)=(1/3)*(sigma1eff4(i)+2*sigma3eff4(i));
end

for j=1:length(x4)
    q4(j)=sigma1eff4(j)-sigma3eff4(j);
end

%%Calabar

[x5 y5]=textread('Calabar.txt');

a5=zeros(length(x5),1);

s0eff5=92;

for i=1:length(x5)
    a5(i)=2*y5(i)*s0eff5;
end

sigma3eff5=zeros(length(x5),1);

for j=1:length(x5)
    sigma3eff5(j)=0.5*(a5(j)/x5(j)-a5(j));
end

sigma1eff5=zeros(length(x5),1);

for k=1:length(x5)
    sigma1eff5(k)=a5(k)+sigma3eff5(k);
end

p5=zeros(length(x5),1);

q5=zeros(length(x5),1);

for i=1:length(x5)
    p5(i)=(1/3)*(sigma1eff5(i)+2*sigma3eff5(i));
end

for j=1:length(x5)
    q5(j)=sigma1eff5(j)-sigma3eff5(j);
end

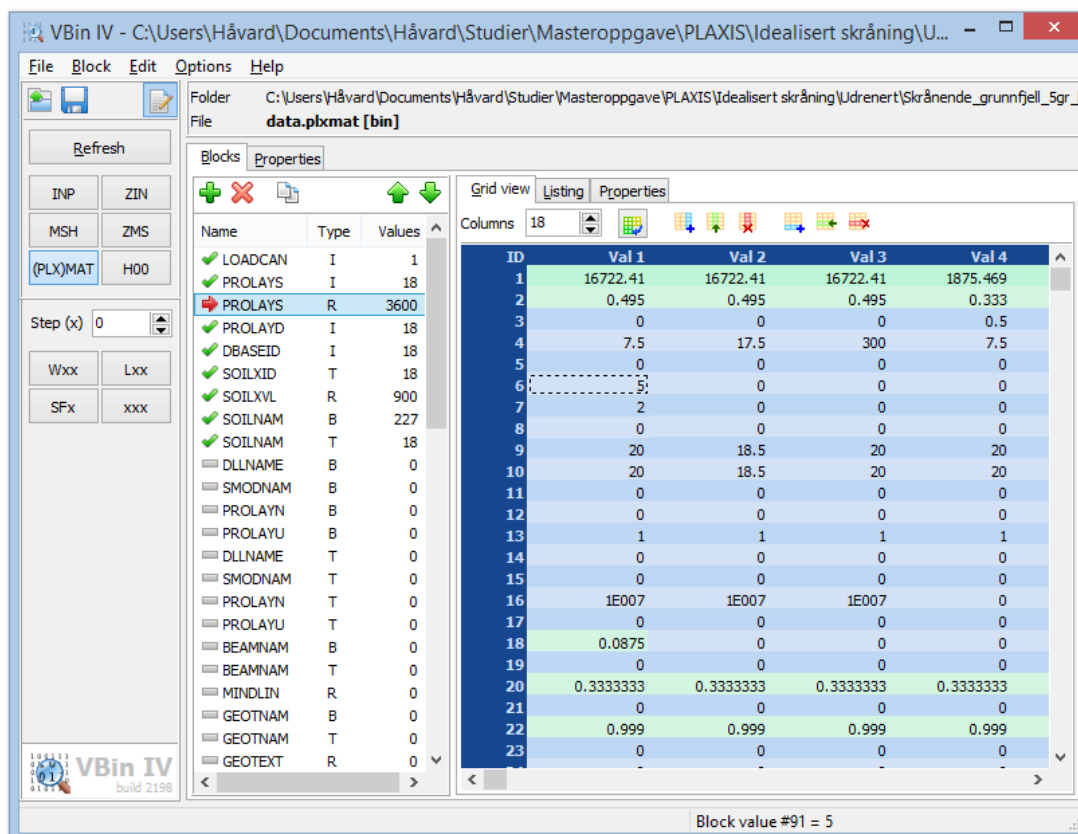
%Plotting av figur:

figure
plot(p,q,p2,q2,p3,q3,p4,q4,p5,q5,'LineWidth',2)
axis([0 75 0 95])
grid
legend('Bekkelaget','Pilestredet','Rissa','Radhusplassen','Calabar')
xlabel('p^'', kPa')
ylabel('q, kPa')

```

Vedlegg B - Hvordan få til at s_u øker normalt på en skråning i PLAXIS

Dette gjøres ved å først åpne programmet vbin, som har følgende mappeplassering i mappen der PLAXIS ligger installert: PLAXIS 2D\tools\vbin. I programmet vbin åpnes mappen til en PLAXIS-fil (mappe med samme navn som PLAXIS-filen), som ligger i samme mappe som den aktuelle PLAXIS-filen. Inne i denne mappen åpnes en fil ved navn data.plxmat. Vinduet som dukker opp er vist under.



Figur 60: Bilde av filen data.plxmat åpnet i programmet vbin

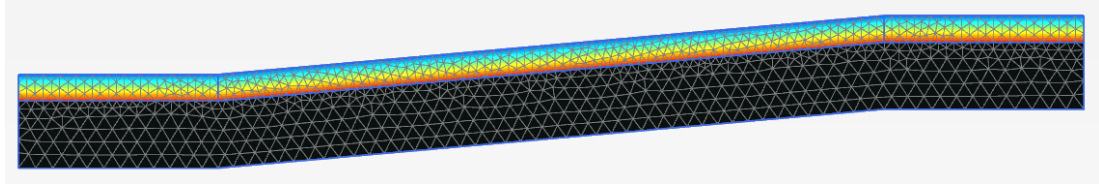
I dette vinduet velges PROLAYS (type R) i listen til venstre. Nå kan man endre på parameterne til materialet som skal ha økende s_u normalt på skråningen. For å få til at s_u øker normalt på skråningen er parameterne gitt i tabellen under viktige.

ID nr.	Parameter	Verdier benyttet i analysen
4	c_{ref} , referanseverdi til kohesjon	7,5
6	y_{ref} , referanse y-verdi	5
7	c_{inc} , økning av kohesjon per meter	2
17	x_{ref} , referanse y-verdi	0
18	$y_{inc} = \frac{dy}{dx} = \tan \beta$	0.0875

Tabell 15: Viktige parametre å endre i data.plxmat

x_{ref} og y_{ref} settes lik koordinatene til et punkt i terrengoverflaten helt nederst i skråningen. Etter å ha gjort alle endringer lagres data.plxmat-filen, og PLAXIS-fila åpnes og analysen kjøres som normalt.

I bildet under er et plott av c som øker normalt på skråningen vist. For udrenert tilstand er $\phi = 0$ og $c = s_u$.



Figur 61: c øker normalt på skråningen