



Det här verket har digitaliserats vid Göteborgs universitetsbibliotek och är fritt att använda. Alla tryckta texter är OCR-tolkade till maskinläsbar text. Det betyder att du kan söka och kopiera texten från dokumentet. Vissa äldre dokument med dåligt tryck kan vara svåra att OCR-tolka korrekt vilket medför att den OCR-tolkade texten kan innehålla fel och därför bör man visuellt jämföra med verkets bilder för att avgöra vad som är riktigt.

This work has been digitized at Gothenburg University Library and is free to use. All printed texts have been OCR-processed and converted to machine readable text. This means that you can search and copy text from the document. Some early printed books are hard to OCR-process correctly and the text may contain errors, so one should always visually compare it with the images to determine what is correct.



Rapport

R53:1984

# Handbok för beräkning av slänters stabilitet

Göran Sällfors

INSTITUTET FÖR BYGGDOKUMENTATION	
Accnr	Plac Ser

R  
ANT

**BYGGDOK**

Sankt Eriksgatan 46  
112 34 Stockholm  
tel: 08-617 74 50  
fax: 08-617 74 60

Byggeforskningsrådet

R53:1984

HANDBOK FÖR BERÄKNING AV SLÄNTERS STABILITET

Göran Sällfors

Denna rapport hänför sig till forskningsanslag 780247-7  
från Statens råd för byggnadsforskning till Göran Sällfors,  
Göteborg.

I Bygghorskningsrådet's rapportserie redovisar forskaren sitt anslagsprojekt. Publiceringen innebär inte att rådet tagit ställning till åsikter, slutsatser och resultat.

R53:1984

ISBN 91-540-4130-9

Statens råd för byggnadsforskning, Stockholm

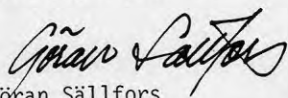
Liber Tryck Stockholm 1984

## FÖRORD

Denna handbok behandlar de i Sverige vanligen förekommande beräkningsmetoderna för stabilitetsanalys och utgör en del av rapporteringen av projektet "SlänTERS stabilitet". Projektet har finansierats av Byggeforskningsrådet genom anslag nr 780247-7.

Till alla kollegor som bidragit med diskussioner och synpunkter riktas ett stort tack.

Göteborg i juni 1983



Göran Sällfors

Institutionen för geoteknik  
med grundläggning, CTH



## INNEHÅLLSFÖRTECKNING

1.	INLEDNING	sid	7
2.	SKJUVHALLFASTHET		8
3.	BERÄKNINGSMETODER		13
3.1	Plana glidytor		13
3.1.1	c-analys		14
3.1.2	c $\phi$ -analys		16
3.2	Cirkulär-cylindriska glidytor		18
3.2.1	c-analys		18
3.2.2	c $\phi$ -analys		25
3.3	Sammansatta glidytor		31
4.	DIREKTMETODEN		37
4.1	Odränerad analys		38
4.2	Dränerad analys		45
5.	SKJUVSPÄNNINGSENVELOPP		52
5.1	Allmänt		52
5.2	Analytisk metod för bestämning av $\bar{\tau}$ och $\sigma'_{\perp}$		56
5.3	Direktmetoden		57
6.	PLASTICITETSTEORINS BEGRÄNSNINGAR		61
	REFERENSER		62





## 1. INLEDNING

Behovet av en samlad framställning av de i Sverige vanligen använda beräkningsmetoderna för släntstabilitetsanalys har länge varit stort. I denna handbok redovisas de vanliga beräkningsmetoderna i logisk ordning, och dess tillämpning illustreras genom enkla exempel. Stort utrymme ägnas åt så kallade direktmetoder där analysen utförs med hjälp av på förhand upprättade diagram.

Utomlands används ofta i stabilitetssammanhang så kallade "resistance envelope". Detta behandlas grundligt i kapitel 5, och det är författarens bestämda uppfattning att denna typ av diagram mer allmänt borde användas även i Sverige.

Slutligen framhålls att gängse analys, baserad på plasticitetsteori, många gånger gånger är otillräcklig, framför allt vid analys av långsträckta slänter.

## 2. SKJUVHÅLLFASTHET

Valet av skjuvhållfasthet är kanske det viktigaste, men också svåraste momentet i en stabilitetsanalys. Spridningen i försöksresultaten från såväl fält som laboratorieförsök kan vara påtaglig, inte bara mellan olika borrhål utan även inom ett och samma borrhål. Att ur denna mängd data välja karaktäristiska värden är en grannliga uppgift. Vidare påverkas resultaten av vilken försöksmetod som används. Det är exempelvis allmänt känt att en leras odränerade skjuvhållfasthet bestämd med konförsök normalt ger lägre värden än vingborrförsök då provtagningsdjupet överstiger 15-20 m. Vidare är skillnaden mellan resultat från dränerade treaxialförsök och dränerade skjuvförsök på lös lera ofta stor. Många material uppvisar dessutom anisotropi, och det är då ej längre självklart vilket eller vilka värden på hållfastheten som bör användas.

När den dränerade hållfastheten skall användas i stabilitetsanalysen måste även portrycket bestämmas. Det är känt att portrycket varierar med årstiderna och stor omsorg måste ägnas just valet av dimensionerande portryck, det högsta portryck som kan förväntas inträffa under den aktuella släntens dimensioneringstid.

Nedan görs en summarisk genomgång av odränerad och dränerad hållfasthet för lera, silt och sand. Sammanställningen är främst avsedd att visa på kopplingen mellan resultat från olika försökstyper och vad man särskilt bör uppmärksamma för olika jordarter. En viktig faktor som inte behandlas här, men som absolut inte får negligeras i en stabilitetsanalys, är den lokala beräkningstraditionen och genom årtionden samlade empirin.

### *Lera*

I lös homogen lera kan den odränerade hållfastheten bestämmas med kon- eller vingborrförsök. Samstämmigheten mellan resultaten är som regel god ner till 15-20 m. Vid vingborrning är det

viktigt att förborra ner genom hela torrskorpan. När leran är extremt sensitiv erhålls ofta mycket låga värden på hållfastheten beroende på den störning som åstadkomms vid neddrivningen av vingsonden. Normalt bör de erhållna resultaten jämföras med "normalvärden" för den aktuella leran. I Göteborgsregionen t. ex. har "normalleran" ofta en hållfasthet av 13-15 kPa ned till ca 10 m för att därefter öka med ungefär 1,5 kPa/m. Om det visar sig när den aktuella profilen jämförs med denna standardprofil att hållfastheten bitvis är lägre, är det en indikation på att den aktuella leran är lättstörd eller på grund av hög organisk halt eller urlakning är sämre än normalt. Om dessa värden härrör från lagren närmast fasta botten kan det vara en effekt av kontraktanta silt- eller sandlager. Stabilitetsanalyser där leror med denna typ av avvikelser förekommer måste utföras med ett stort mått av försiktighet.

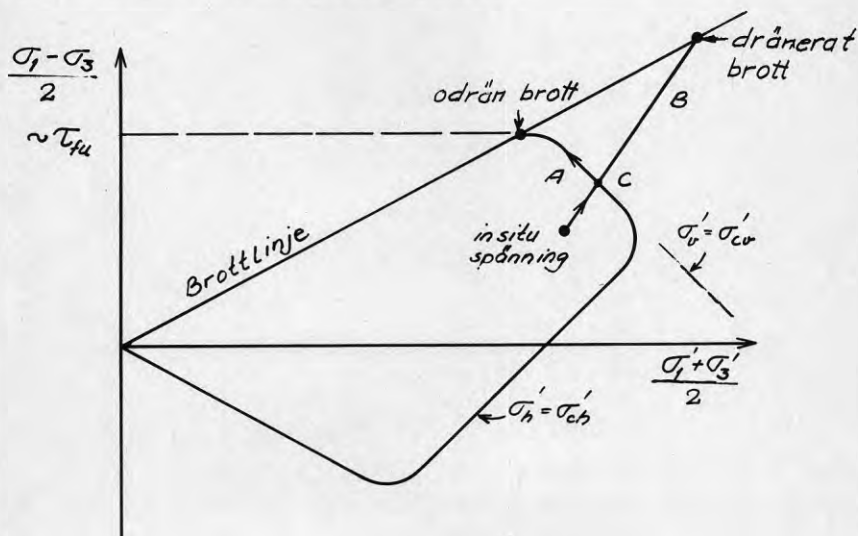


Fig. 1 Schematisk spänningsväg för treaxialförsök på normalt konsoliderad lera  
 A. Konsoliderat odränerat försök  
 B. Konsoliderat dränerat försök

Ett aktivt konsoliderat odränerat treaxialförsök ger vanligtvis hållfasthetsvärden av samma storleksordning som eller något högre än kon- och vingborrförsök. Tillhörande spänningsväg (A) redovisas i fig. 1.

I ett dränerat treaxialförsök på en normal- eller svagt överkonsoliderad lera följer spänningvägen en linje med lutning 1:1, B i fig. 1, och brott inträffar då spänningvägen når Mohr-Columbs brottlinje. Vid C är vertikalstänningarna i provet lika stora som förkonsolideringstrycket och biten CB åtföljs därför av stora deformationer. En normalkonsoliderad lera kan oftast inte uppta så stora deformationer utan att portryck genereras, vilket i sig kan leda till odränerat brott. Valet av hållfasthetsparametrar kan således bli avhängigt vilken spänningsnivå som är aktuell.

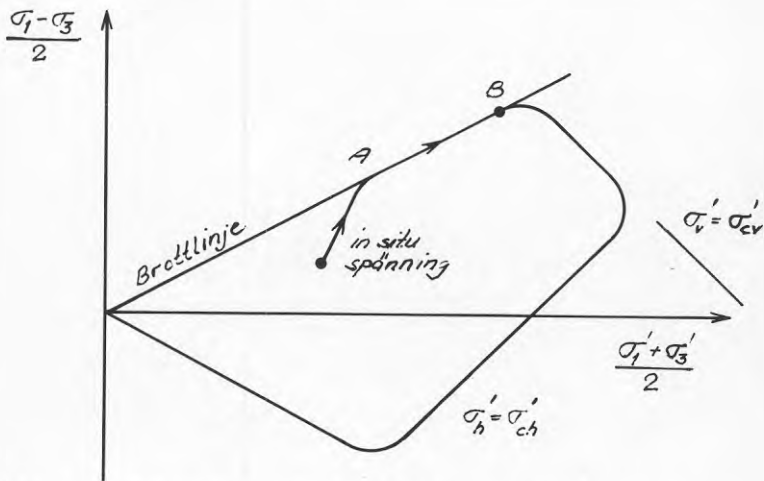


Fig. 2 Schematisk spänningväg för treaxialförsök på överkonsoliderad lera

För en överkonsoliderad lera blir förhållandena det omvända, jfr fig. 2. Odränerat brott inträffar vid B medan det dränerade brottet inträffar redan vid A. För dessa leror kan användandet av den odränerade hållfastheten innebära att hållfastheten överkattas väsentligen.

Dränerade skjuvförsök på lös lera ger ofta resultat som i princip kan förenklas enligt fig. 3. Erhållna resultat bör jämföras med denna figur. Ju mer silt leran innehåller, desto större blir de i figuren visade vinklarna. För ett fördjupat studium hänvisas till Larsson, 1977.

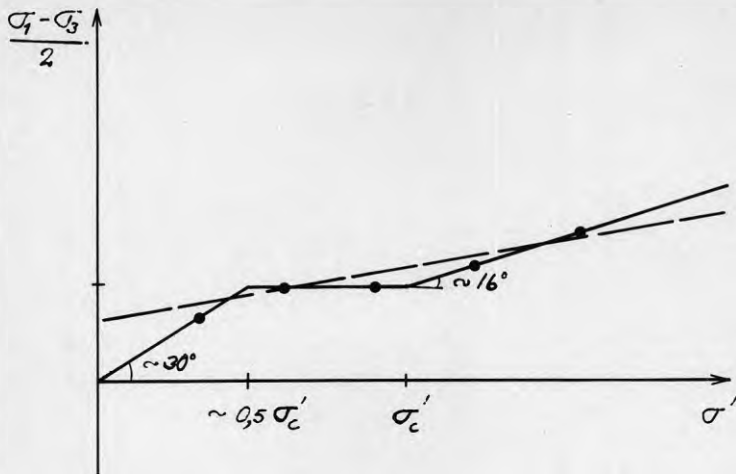


Fig. 3 Generaliserad brottlinje för resultat från dränerade skjuvförsök (heldragen linje)

- exempel på försöksresultat.  
Den streckade linjen utgör den gängse tolkningen av dylika försöksresultat

För överkonsoliderade leror är spridningen i erhållna hållfasthetsvärden ofta större och valet av hållfasthetsparametrar blir svårare. Här skall endast nämnas att för sådana leror används vanligen i Norge och Canada dränerad analys. I Canada är praxis att använda en inre friktionsvinkel av  $28-30^{\circ}$  medan  $c'$  ofta sätts till 0 även om det från laboratorieförsök bestämts till 5-7 kPa. I Norge däremot används oftast de i laboratoriet bestämda värdena direkt i beräkningarna.

### Silt

För siltig lera och lerig silt används i princip samma undersökningsmetoder som beskrivits i föregående avsnitt. Observera dock att kontraktanta siltskikt kan ha mycket låg odränerad hållfasthet och dessa är dessvärre även svåra att identifiera. För ett noggrannare studium av hållfasthet hos silt hänvisas till Börgesson, 1981.

*Sand*

För en sand bestäms vanligen friktionsvinkeln genom dränerade treaxialförsök. Svårigheten är här att bedöma lagringstätheten i fält så att laboratorieförsöken kan utföras vid rätt lagringstäthet.

*Portryck*

I alla analyser där den dränerade hållfastheten används måste portryckssituationen i slänten beaktas. Det är viktigt att resultaten från de mätningar som utförts tolkas riktigt samt att man på basis av tidigare långa mätserier väljer ett tänkbart högsta värde på portrycken, ett dimensionerande porvattentryck.

### 3. BERÄKNINGSMETODER

För att kunna beräkna stabiliteten för en slänt krävs att ett flertal förenklade antaganden görs. Problemställningen i sig är tredimensionell, jorden är inhomogen, spänningstillståndet i jorden är svårbedömt, ev framtida glidyta eller brottzon okänd, etc. Därför förenklas naturen oftast till en tvådimensionell streckfigur där jordens egenskaper och portryck antas kända. Valet av beräkningsmetod, antagande om glidytagens form, är i viss mån beroende av topografin i det aktuella området.

I detta kapitel behandlas beräkningsmetoder för plan, cirkulär-cylindrisk och sammansatt glidyta. Varje beräkningsmetod illustreras med genomförda räkneexempel.

#### 3.1 Plana glidytor

Då en slänts utsträckning är lång i förhållande till jordlagrens mäktighet kan glidytor uppstå som löper parallellt med markytan längs fasta botten eller längs svagare skikt i jordprofilen. Om glidytan har stor utsträckning i längsled kan man beräkningsmässigt bortse från de krafter som uppträder vid glidytagens övre resp nedre del, aktivt resp passivt jordtryck.

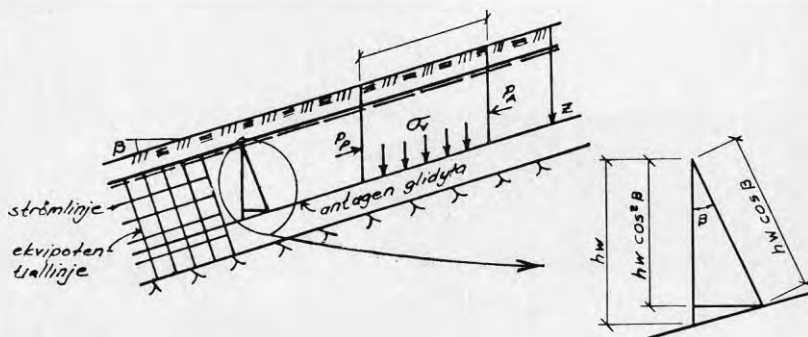


Fig. 4 Långsträckt glidyta med grundvattenytan parallell med markytan

### Härledning

Betrakta en glidyta, enligt fig. 4, som är parallell med markytan. Antag att porvattentrycket längs den tänkta glidytan motsvarar en med slänten parallell grundvattenyta  $h_w$  meter över glidytan.

Det vertikala totaltrycket ( $\sigma_v$ ) vid den antagna glidytan blir

$$\sigma_v = \rho g z \quad (1)$$

där  $g$  = jordaccelerationen

$\rho$  = jordens skrymdensitet

$z$  = djupet under markytan.

Om slänten antas oändligt lång måste spänningarna vara lika i varje vertikalsnitt. Alla strömlinjer måste således vara parallella med slänten och alla ekvipotentiallinjer vinkelräta mot densamma. Portrycket i en punkt på den tänkta glidytan blir då (se fig. 4)

$$u = \rho g h_w \cos^2 \beta \quad (2)$$

Under antagande att randkrafterna  $P_A$  och  $P_D$  är lika stora (långsträckt glidyta) ger en projektionsekvation parallellt med respektive vinkelrätt mot slänten

$$\tau = \rho g z \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \quad (3)$$

$$\sigma_{\perp} = \rho g z \cos^2 \beta \quad (4)$$

En jämförelse av den mobiliserade skjuvspänningen enligt ekv 3 och den aktuella skjuvhållfastheten ger en anvisning om risken för skred.

#### 3.1.1 c-analys (totalspänningsanalys)

Den aktuella skjuvhållfastheten  $\tau_{fu}$  jämförs med den mobiliserade skjuvspänningen:

$$\tau = \frac{\tau_{fu}}{F_c} = \rho g z \sin \beta \cos \beta \quad (5)$$

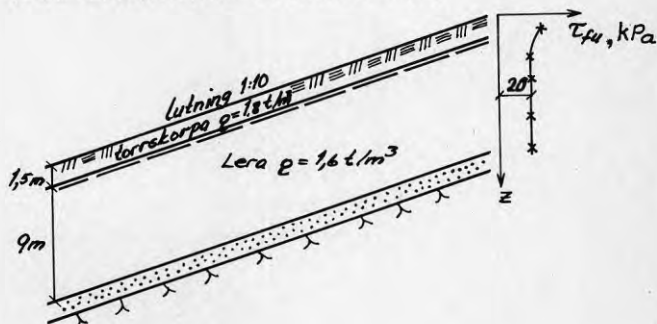


varur säkerhetsfaktorn  $F_c$  kan lösas:

$$F_c = \frac{\tau_{fu}}{g\rho z \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta} \quad (6)$$

#### Exempel

En långsträckt slänt med data enligt figur har lutningen 1:10.  
Bestäm säkerhetsfaktorn mot odränerat brott.



#### Lösning

Eftersom skjuvhållfastheten är konstant med djupet går den farligaste glidyten på största möjliga djup,  $z = 10,5 \text{ m}$ .

$$F_c = \frac{\tau_{fu}}{g\rho z \cdot \sin\beta \cdot \cos\beta}$$

$$F_c = \frac{20}{(10 \cdot 1,8 \cdot 1,5 + 10 \cdot 1,6 \cdot 9) \cdot 0,099 \cdot 0,995} = 1,18$$

Svar: Säkerheten mot odränerat brott är 1,2.

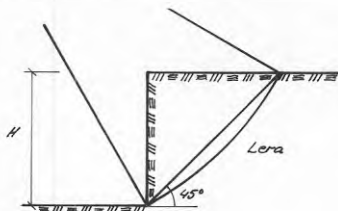
#### Kommentarer

Av ekv (6) framgår att om hållfastheten är konstant med djupet går den farligaste glidyten i lerans underkant. Är hållfastheten däremot en funktion av djupet  $z$  kan farligaste glidyten finnas genom att söka funktionen  $F_c$ 's minimipunkt genom derivering med avseende på  $z$  eller genom att utföra beräkningar av  $F_c$  för ett antal olika glidytor.

## Anmärkning

Observera att plana glidytor i många fall kan användas för överlagsberäkningar, där kraven på noggrannhet ej är för höga.

## Vertikal schakt i lera



Plan glidyta:

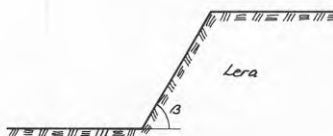
$$\rightarrow -\frac{H^2}{2} \cdot g\rho \cdot \frac{1}{\sqrt{2}} + \frac{\tau_{fu}}{F_c} \cdot H \cdot \sqrt{2} = 0$$

$$F_c = \frac{4\tau_{fu}}{g\rho H}$$

Cirkulär cylindrisk glidyta ger

$$F_c = \frac{3,83 \tau_{fu}}{g\rho H}$$

$$\beta = 60^\circ$$



$$\text{Plan glidyta: } F_c = 1,73 \frac{4\tau_{fu}}{g\rho H}$$

$$\text{Cirkulärcyl.: } F_c = 1,3 \cdot \frac{4\tau_{fu}}{g\rho H}$$

## 3.1.2 cφ-analys (effektivspänningsanalys)

Den aktuella skjuvhållfastheten ( $\tau_f = c' + \sigma' \tan \phi'$ ) jämförs med den mobiliserade skjuvspänningen.

Då jordmaterialets hållfasthet uttrycks i parametrarna  $c'$  och  $\phi'$  fås efter insättning i ekv (3)

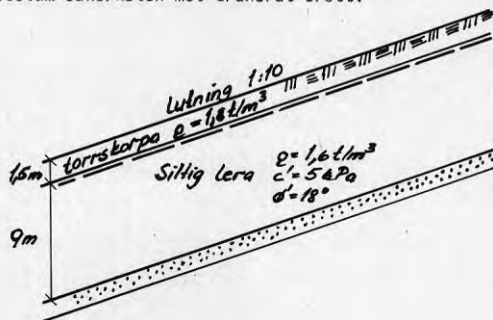
$$\begin{aligned} \tau &= \tau_f / F_{c\phi} = (c' + \sigma' \tan \phi') / F_{c\phi} = \\ &= (c' + [g(\rho z - \rho_w h_w) \cdot \cos^2 \beta] \tan \phi') / F_{c\phi} = \\ &= g\rho z \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \end{aligned} \quad (7)$$

Beteckningar enligt fig. 4.

$$F_{c\phi} = \frac{c'}{g\rho z \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta} + \frac{\rho z - \rho_w h_w}{\rho z} \cdot \frac{\tan \phi'}{\tan \beta} \quad (8)$$

Exempel

En långsträckt slänt med data enligt figur har lutningen 1:10.  
Bestäm säkerheten mot dränerat brott.

Lösning

Eftersom  $c'$  och  $\phi'$  är konstanta med djupet och portrycket är hydrostatiskt återfinns den farligaste glidytan på största möjliga djup,  $z = 10,5$  m.

$$F_{c\phi} = \frac{c'}{g\alpha z \sin\beta \cos\beta} + \frac{\alpha z - \rho_w h}{\rho z} \cdot \frac{\tan\phi'}{\tan\beta}$$

$$F_{c\phi} = \frac{5}{(10 \cdot 1,8 \cdot 1,5 + 10 \cdot 1,6 \cdot 9) \cdot 0,099 \cdot 0,995} + \frac{1,8 \cdot 1,5 + 9 \cdot 1,6 - 10 \cdot 9}{1,8 \cdot 1,5 + 9 \cdot 1,6} \cdot \frac{\tan 18^\circ}{0,10} = 1,85$$

Svar: Säkerheten mot dränerat brott är 1,8

Kommentarer

Av ekv (8) framgår att säkerheten mot skred i en ren friktionsjord i helt torrt eller helt vattendränkt tillstånd utan vattenströmning fås som

$$F_{\phi} = \frac{\tan\phi'}{\tan\beta} \quad (9)$$

En slänt med ren friktionsjord kan alltså, oberoende av släntens längd, inte stå i brantare lutning än dess inre friktionsvinkel  $\phi'$ . Att man i naturen eller vid schaktning kan finna slänter med brantare lutning beror på cementeringskrafter mellan kornen eller på kapillärkrafter som ger upphov till skenbar kohesion.



Härledning

Antag en glidyta med centrum i 0 och radien R, se fig. 5.  
Momentjämvikt kring 0 ger

$$\tau R^2 \alpha = W \cdot e_w + P \cdot e_p \quad (10)$$

$$\tau = (W \cdot e_w + P \cdot e_p) / R^2 \alpha$$

Men  $\tau = \frac{\tau_{fu}}{F_c}$  (11)

Om ekv (11) insätts i ekv (10) kan säkerhetsfaktorn  $F_c$  lösas

$$F_c = \frac{\tau_{fu} \cdot R^2 \cdot \alpha}{W \cdot e_w + P \cdot e_p} \quad (12)$$

Beräkningarna utförs för ett flertal cirklar, varvid läget av den farligaste glidytan kan bestämmas.

Anmärkning 1

Vid homogen jord och slänt med enkel geometri kan  $W \cdot e_w$  beräknas enligt följande (se fig. 6)

$$W \cdot e_w = \frac{1}{2} H \cdot l \cdot g_{pe_s} + H b g_p (x+b/2) \quad (13)$$

där avstånden är  $e_s$ ,  $x$  och  $b$  mäts i figur.

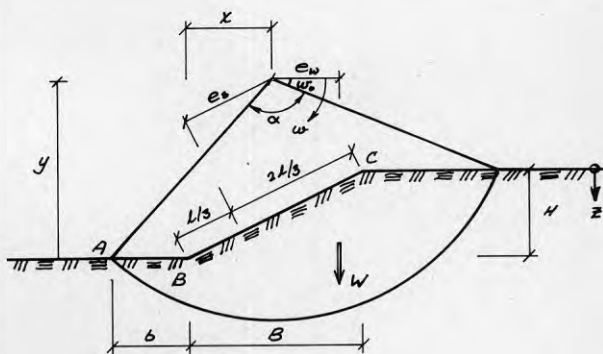
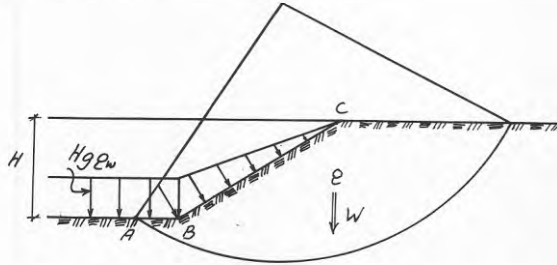


Fig. 6 Förenklad metod för beräkning av pådrivande moment

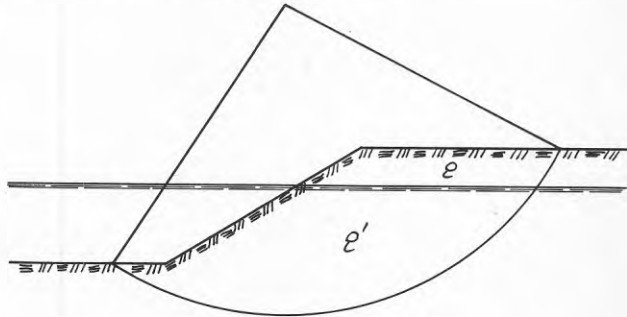
### Bevis (vätskeanalogin)

En kropp med samma utseende som glidelementet nedsänks i en vätska med skrymdensiteten  $\rho$  till nivån C. Eftersom även kroppens skrymdensitet är  $\rho$ , befinner sig kroppen i jämvikt. De enda krafter som ger moment kring O är egenvikten  $W$  och vätsketrycket på ytorna AB och BC (vätsketrycket på bågen är hela tiden riktat genom O). Dessa moment måste vara lika stora, vilket är just vad ekv (13) innebär.



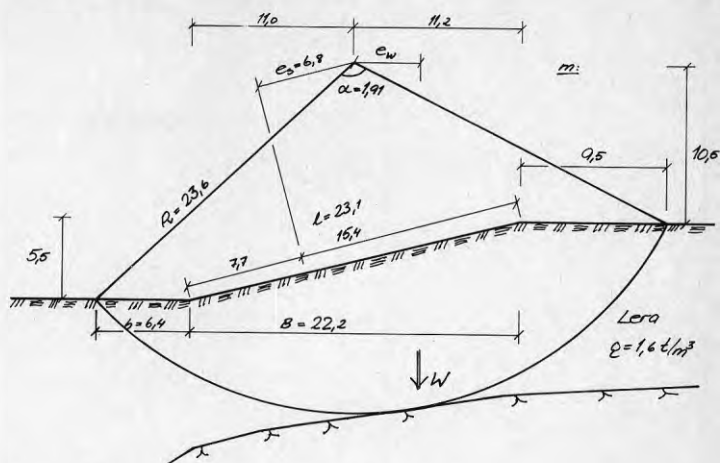
### Anmärkning 2

I de fall en slänt påverkas av yttre vattentryck kan man antingen räkna med skrymdensiteten för jord inklusive vatten och addera verkan av vattentrycket mot slänten A eller bortse från det yttre vattentrycket och räkna med effektiva skrymdensiteten hos jorden,  $\rho'$ , under den yttre vattenytan B.



### Exempel

En schakt skall utföras i lera till 5,5 m djup, släntlutning 1:4. Lerans odränerade skjuvhållfasthet är 17 kPa. Bestäm säkerheten mot skred för den i figuren visade cirkeln.



$$\begin{aligned}
 W \cdot e_w &= \frac{1}{2} \cdot H \cdot l \cdot g \cdot \rho \cdot e_s + H \cdot b \cdot g \cdot \rho \cdot \left(x + \frac{b}{2}\right) = \\
 &= \frac{1}{2} \cdot 5.5 \cdot 23.1 \cdot 10 \cdot 1.6 \cdot 6.8 + 5.5 \cdot 6.4 \cdot 10 \cdot 1.6 \cdot \left(11 + \frac{6.4}{2}\right) = \\
 &= 6911 + 7997 = 14908 \text{ kNm/m}
 \end{aligned}$$

$$F_c = \frac{I_{fu} \cdot R^2 \cdot \alpha}{W \cdot e} = \frac{17 \cdot 23.6^2 \cdot 1.91}{14908} = 1.21$$

Svar: Säkerheten mot odränerat brott är 1,2

Om den översta 1,5 m av leran förutsätts uppsprucken och sprickan vattenfylld skulle säkerheten förändras enligt följande:

$$\alpha = 1.84$$

$$Q = 1.5 \cdot 10 \cdot 1.5 \cdot \frac{1}{2} = 11.25 \text{ kN/m}$$

$$e_q = 10.5 + 1 = 11.5 \text{ m}$$

$$F_c = \frac{I_{fu} \cdot R^2 \cdot \alpha}{W \cdot e_w + Q \cdot e_q} = \frac{17 \cdot 23.6^2 \cdot 1.84}{14908 + 11.25 \cdot 11.5} = 1.16$$

Om leran ej varit uppsprucken, men slänkrönet belastats med en yttre last om 10 kPa skulle säkerheten förändras enligt följande:

$$P \cdot e_p = 10 \cdot 9.5 \cdot \left(11.2 + 9.5/2\right) = 1515$$

$$F_c = \frac{I_{fu} \cdot R^2 \cdot \alpha}{W \cdot e_w + P \cdot e_p} = \frac{17 \cdot 23.6^2 \cdot 1.91}{14908 + 1515} = 1.1$$

B. Skjuvhållfastheten ( $\tau_{fu}$ ) ökar linjärt med djupet

Man finner ofta att den odränerade skjuvhållfastheten ökar linjärt med djupet och kan skrivas på formen

$$\tau_{fu} = \tau_0 (1+kz)$$

Medelskjuvhållfastheten längs den aktuella glidyten måste då beräknas.

#### Härledning

Det stabiliserande momentet i jämviktsekvationen (jfr ekv 10) blir då (jfr fig. 6)

$$M_{stab} = \int_{\omega_0}^{\omega_0+\alpha} \tau_{fu} \cdot R^2 d\omega = \int_{\omega_0}^{\omega_0+\alpha} \tau_0 \cdot [1+kR(\sin\omega - \sin\omega_0)] \cdot R^2 d\omega \quad (15)$$

$$\text{dvs.} \quad M_{stab} = R^2 \tau_0 [k \cdot B_s + \alpha (1-k(y-H))]$$

där  $B_s$  = glidytns horisontalprojektion

$$F_c = \frac{R^2 \cdot \tau_0 [k \cdot B_s + \alpha (1-k(y-H))]}{W \cdot e_w + Q \cdot e_Q} \quad (16)$$

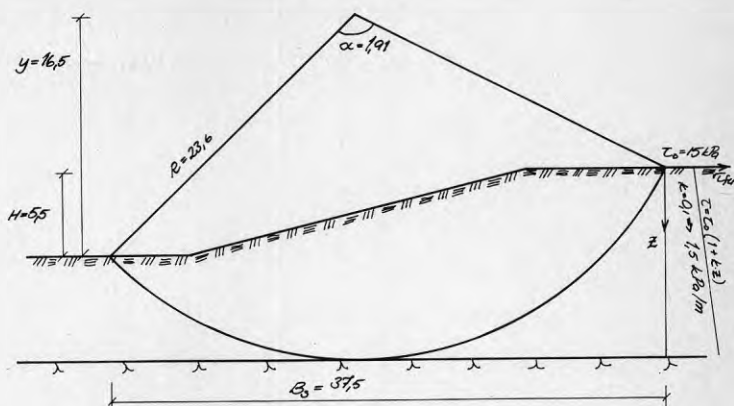
#### Exempel

En schakt skall utföras i lera till 5,5 m djup, släntlutning 1:4. Lerans skjuvhållfasthet är 15 kPa i markytan och ökar med 1,5 kPa/m ( $\tau_{fu} = 15(1+0,1z)$  kPa)

#### Lösning

$$W \cdot e = 14908 \text{ kNm/m (se föregående exempel)}$$





$$F_c = \frac{R^2 \cdot \tau_0 [k \cdot B_s + \alpha(1 - k(y - H))]}{W \cdot e_w + Q \cdot e_Q}$$

$$F_c = \frac{23.6^2 \cdot 15 [0.1 \cdot 37.5 + 1.9(1 - 0.1(16.5 - 5.5))]}{14.908} = 1.99$$

Svar: Säkerheten mot odränerat brott är 2,0

C. Skjuvhållfastheten ( $\tau_{fu}$ ) varierar godtyckligt

I de fall skjuvhållfastheten ej kan uttryckas som en linjär funktion av djupet blir en integration av ekv (15) omständlig. Integrationen utförs då numeriskt.

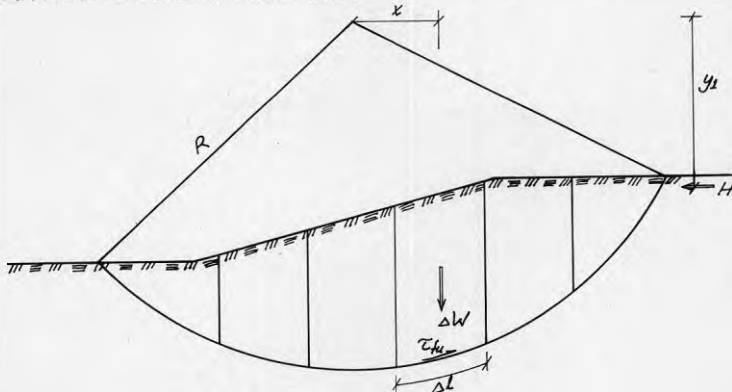


Fig. 7 Indelning av cirkulär cylindriska glidelement i lameller

Glidkroppen indelas i lameller (lämpligen 5-10 st) inom vilka skjuvhållfastheten längs glidytan kan antas konstant, se fig. 7. Bidraget till det stabiliserande respektive pådrivande momentet beräknas för varje lamell och adderas successivt.

$$M_{\text{stab}} = R \sum \tau_{fu} \Delta l \quad (17)$$

$$M_{\text{pådr}} = \sum \Delta W \cdot x + H \cdot y_1 \quad (18)$$

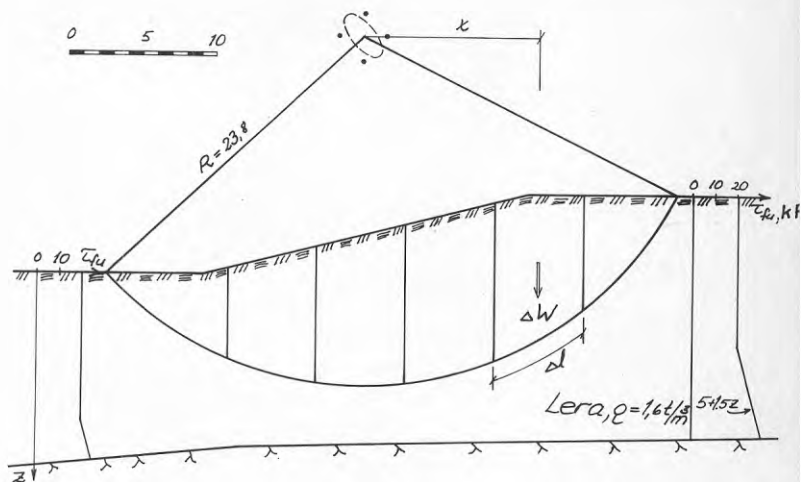
$$F_c = \frac{R \sum \tau_{fu} \Delta l}{\sum \Delta W \cdot x + H \cdot y_1} \quad (19)$$

Vid stabilitetsanalys antas ofta att den övre delen av jorden torrskorpan, är uppsprucken och därmed ej bidrar till det stabiliserande momentet.

Sådana tänkta sprickor kan vid riklig nederbörd fyllas med vatten. Termen  $H \cdot y_1$  utgörs av det resulterande vattentrycket multiplicerad med dess hävarm  $y_1$ .

#### Exempel

Bestäm säkerhetsfaktorn mot odränerat brott för den i figuren redovisade glidytan. Erforderliga data framgår av figuren.



Lamell	$\Delta W$ kN/m	x m	x · $\Delta W$ kNm/m	$\tau$ kPa	$\Delta L$ m	$\tau \cdot \Delta L$ kN/m
1	387	17,2	6656	20	10,2	204
2	950	12,2	11590	20,3	6,3	128
3	1056	6,2	6547	21,5	6,0	129
4	979	0,2	196	20,5	6,3	129
5	768	-5,8	-4454	20	7,0	140
6	384	-10,8	-4147	20	10,0	200
		$\Sigma$	16388		$\Sigma$	930

$$F_c = \frac{e \cdot \Sigma \tau_{i0} \cdot \Delta L}{2 \Delta W e + n \cdot y} = \frac{23,8 \cdot 930}{16388} = 1,35$$

Svar: Säkerheten mot cdränerat brott är 1,35

### 3.2.2 c $\phi$ -analys

A. Hållfasthetsparametrarna c' och  $\phi'$  är konstanta

Detta antagande innebär att resultatanten till normalkrafterna och friktionskrafterna i varje tänkt element i glidytan tangerar en med glidytan koncentrisk cirkel vars radie  $r = R \sin \phi'$ , den så kallade friktionscirkeln. Metoden användes första gången för stabilitetsberäkningar av Sven Hultin, 1916. Hultin genomförde beräkningarna grafiskt, iterativt. Wollmar Fellenius (1926) utvecklade metoden att även omfatta kohesionsjordar.

Om kohesionskrafterna antas kända kan beräkningarna utföras i exakt analogi med Hultins metod. Friktionscirkelmetoden har senare modifierats av Taylor i syfte att eliminera det tidskrävande passningsarbetet.

B. Hållfasthetsparametrarna c' och  $\phi'$  varierar godtyckligt med djupet

Ofta går den tänkta glidytan genom ett eller flera material, där även c' och  $\phi'$  kan variera med djupet, och den under A beskrivna metoden fungerar då ej längre. Här behandlas en metod där c' och  $\phi'$  kan variera godtyckligt med djupet.

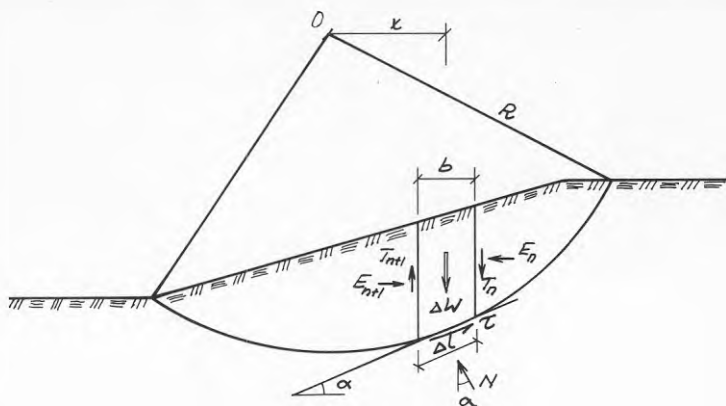


Fig. 8 Indelning av cirkulär cylindriskt glidelement i lameller med angivande av de krafter som verkar på enskilt element

#### Härledning

Den tänkta glidkroppen indelas i lameller så att  $c'$  och  $\phi'$  kan antas konstanta utefter glidytan inom varje lamell, se fig. 8. Jämvikten för en lamell studeras. De i fig. 8 angivna storheterna definieras enligt följande:

- $E_n$  = resultant till horisontella jordtrycket mot lamellgräns  $n$
- $T_n$  = vertikal tvärkraften mot lamellgräns  $n$
- $\Delta l$  = båglängd
- $\Delta W$  = lamellens egenvikt
- $b$  = lamellens bredd
- $h$  = lamellens höjd
- $x$  = hävarm
- $R$  = cirkelns radie
- $N$  = normalkraft mot glidytan
- $T$  = skjuvkraft längs glidytan
- $u$  = portryck i glidytan
- $\alpha$  = glidytons lutning mot horisontalplanet

Normalspänningarna i glidytan är

$$\sigma = N/l \quad \text{resp} \quad \sigma' = N/l - u$$

Den skjuvspänning som erfordras för jämvikt i glidytan kan skrivas

$$\tau = \tau_f / F_{c\phi} = [c' + (N/l - u) \tan \phi'] / F_{c\phi} \quad (20)$$

Momentjämvikt kring 0 ger för hela glidkroppen

$$\Sigma \Delta W \cdot x = R \Sigma \tau \cdot l \quad (21)$$

Insättning av (20) i (21) ger efter omformning

$$F_{c\phi} = \frac{R}{\Sigma \Delta W \cdot x} \Sigma [c' \cdot l + (N-u) \cdot l \cdot \tan \phi'] \quad (22)$$

Kraften N fås ur en projektionsekvation vinkelrätt glidytan

$$N = (\Delta W + T_n - T_{n+1}) \cos \alpha - (E_n - E_{n+1}) \sin \alpha \quad (23)$$

Insättning av ekv (23) i ekv (22) ger

$$F_{c\phi} = \frac{R}{\Sigma \Delta W \cdot x} \Sigma [c' \cdot l + (\Delta W \cos \alpha - u) \tan \phi' + \{(T_n - T_{n+1}) \cos \alpha - (E_n - E_{n+1}) \sin \alpha\} \tan \phi'] \quad (24)$$

Eftersom inga yttre krafter påverkar slänten gäller

$$\Sigma (E_n - E_{n+1}) = 0$$

$$\Sigma (T_n - T_{n+1}) = 0$$

Vid summering över alla element i slänten försvinner de termer som innehåller  $T_n$  och  $E_n$  endast om  $\phi'$  och  $\alpha$  är konstanta ( $\alpha = \text{konst} \Rightarrow$  plan glidyta). I detta fall fås efter insättning av  $x = R \cdot \sin \alpha$

$$F_{c\phi} = \frac{1}{\Sigma \Delta W \cdot \sin \alpha} \cdot \Sigma \{c' \cdot l + (\Delta W \cos \alpha - u) \tan \phi'\} \quad (25)$$

Portrycket  $u$  måste bestämmas antingen genom direkt mätning i marken eller genom antagande av grundvattenytans läge och uppritande av strömnät.

Ekv. (25) leder ofta till en underskattning av säkerhetsfaktorn  $F_{c\phi}$ , särskilt vid djupa glidytor där  $\alpha$  varierar kraftigt. Inverkan av  $E$  och  $T$  kan beräknas genom att studera den enskilda lamellens jämvikt. En vertikal projektionsekvation för krafterna i fig. 8 ger (efter lite arbete)

$$\frac{\Delta W + (T_n - T_{n+1}) - l \cdot (u \cos \alpha + \frac{c'}{F_{c\phi}} \sin \alpha)}{\cos \alpha \cdot \frac{\tan \phi'}{F_{c\phi}} \sin \alpha} = N - u \cdot l \quad (26)$$

Med  $x = R \sin \alpha$  och  $l = \frac{b}{\cos \alpha}$  fås efter insättning i ekv (22)

$$F_{c\phi} = \frac{1}{\Sigma \Delta W \sin \alpha} \Sigma \frac{c' b + (\Delta W - b \cdot u + T_n - T_{n+1}) \tan \phi'}{(1 + \tan \phi' \cdot \tan \alpha / F_{c\phi}) \cos \alpha} \quad (27)$$

Ett samband mellan  $T_n$  och  $E_n$  fås genom en projektionsekvation parallellt med glidytan

$$(\Delta W + T_n - T_{n+1}) \sin \alpha + (E_n - E_{n+1}) \cos \alpha = T \quad (28)$$

eller

$$(E_n - E_{n+1}) = T \frac{1}{\cos \alpha} - (\Delta W + T_n - T_{n+1}) \tan \alpha$$

där  $T = (c' \cdot 1 + (N - u \cdot 1) \tan \phi') / F_{c\phi}$

Om ekv (27) skrivs på formen

$$F = \frac{\Sigma(t)}{\Sigma \Delta W \cdot \sin \alpha}$$

erhålls, eftersom  $\Sigma T = \Sigma \Delta W \sin \alpha$ ,

$$T = \frac{t}{F_{c\phi}}$$

och slutligen efter insättning och summering

$$\Sigma(E_n - E_{n+1}) = \Sigma[t / F_{c\phi} \cos \alpha - (\Delta W + T_n - T_{n+1}) \tan \alpha] = 0 \quad (29)$$

Värdena på  $T_n - T_{n+1}$  skall således satisfiera villkoren

$$\left. \begin{aligned} \Sigma \left[ \frac{t}{F_{c\phi} \cos \alpha} - (\Delta W + T_n - T_{n+1}) \tan \alpha \right] &= 0 \\ \Sigma(T_n - T_{n+1}) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

Vid praktiska beräkningar brukar man höja sig med det värde som erhålls enligt ekv (27) vid försummande av termen  $T_n - T_{n+1}$ . Därvid underskattas säkerhetsfaktorn med ca 3-5% (Janbu, Grande 1981).

Införs  $p = \Delta W / b$  och  $m_\alpha = \cos \alpha (1 + \tan \phi' \tan \alpha / F_{c\phi})$  i ekv (27) fås

$$F_{c\phi} = \frac{\Sigma \frac{(c' + (p - u_e) \tan \phi') b}{m_\alpha}}{\Sigma p \sin \alpha b} \quad (31)$$

Om man väljer konstant lamellbredd kan både täljare och nämnare i ekv 31 divideras med  $b$ .

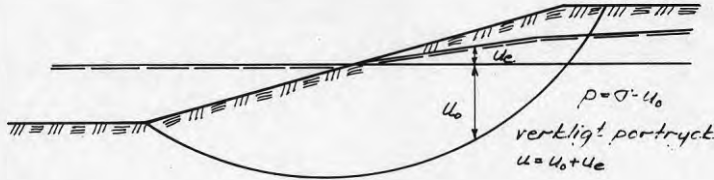


Fig. 9a Definition av  $p$

I de fall ett yttre vattentryck förekommer kan detta direkt beaktas i beräkningarna genom att reducera för upptryck.  $p$  definieras då enligt fig. 9a.  $m_\alpha$  fås ur fig. 9b.

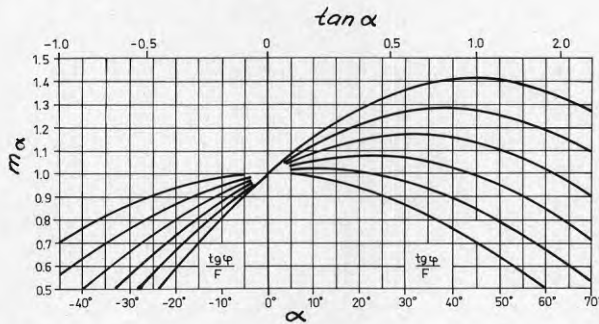


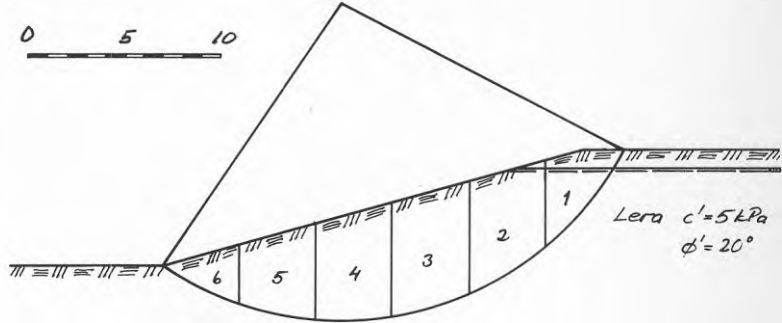
Fig. 9b  $m_\alpha$  som funktion av  $\frac{\tan \phi'}{F}$  (NGI 16)

Då  $F_{C\phi}$  ingår i uttrycket  $m_\alpha$  måste man i beräkningarna anta ett värde på  $F_{C\phi}$  som sedan skall stämma med det beräknade. Beräkningsmetoden är således iterativ, men konvergerar dessbättre mycket snabbt.

Om man önskar utföra beräkningarna med beaktande av lamellernas sidokrafter måste värdena på  $T_n - T_{n+1}$  införas som satisfierar ekv (30). Därefter skall jämnvikten för varje enskild lamell kontrolleras, vilket kräver justering av  $T_n - T_{n+1}$ . Det finns ett flertal kombinationer av  $T_n - T_{n+1}$  som uppfyller dessa krav, men samtliga dessa ger praktiskt taget samma värde på  $F_{C\phi}$ .

Exempel

Beräkna säkerheten mot dränerat brott för den i figuren visade slänten.



Lamell	$\alpha$	$\sin \alpha$	$p$ kPa	$\sigma$ kPa	$u$ kPa	$c' + (\sigma - u) \tan \phi'$ kPa	$m_\alpha$	$A'/m_\alpha$	$m_u$	$A'/m_u$	$p \sin \alpha$
1	47	0,73	59	59	25	16,2	0,88	18,4	0,90	18	41
2	29	0,48	90	90	56	17,2	1,01	17,0	1,02	16,9	43
3	16	0,28	99	99	62	18,3	1,06	17,3	1,05	17,4	28
4	0	0	90	90	56	17,2	1,00	17,2	1	17,2	0
5	-14	-0,24	67	67	42	14,0	0,91	15,4	0,89	15,7	-16
6	-28	-0,47	29	29	18	9,0	0,80	11,3	0,72	12,5	-14
							1) $F = 96,6 / 82 = 1,18$	$\Sigma$ 96,6	$\Sigma$ 97,7	$\Sigma$ 82	

1)  $F = 96,6 / 82 = 1,18$

2)  $F = 97,7 / 82 = 1,19$

Svar: Säkerheten mot dränerat brott är 1,2

Om schakten fylls med vatten, 2m över schaktbotten förändras säkerhetsfaktorn enligt följande:

Lamell	$\alpha$	$\sin \alpha$	$p^a$ kPa	$\sigma$ kPa	$u$ kPa	$c' + (\sigma - u) \tan \phi'$ kPa	$m_\alpha$	$A'/m_\alpha$	$m_u$	$A'/m_u$	$p \sin \alpha$
1	47	0,73	56	56	25	16,2	0,90	18	0,91	17,9	41
2	29	0,48	65	90	56	17,2	1,02	16,9	1,02	16,9	31
3	16	0,28	55 <sup>b</sup>	99	62	18,3	1,05	17,4	1,04	17,6	15,4
4	0	0	40	90	56	17,2	1	17,2	1	17,2	0
5	-14	-0,24	25	67	42	14,0	0,89	15,9	0,88	15,9	-6
6	-28	-0,47	11	29	18	9,0	0,72	12,9	0,70	12,9	-5,2
							$\Sigma$ 97,7	$\Sigma$ 98,3	$\Sigma$ 76,2		

<sup>a</sup> beräkning av p, se fig 9

<sup>b</sup>  $p = g(3,8 \cdot 1,6 + 4,4 \cdot 0,6) = 55 \text{ kPa}$

1)  $F = 97,7 / 76,2 = 1,28$

2)  $F = 98,3 / 76,2 = 1,29$

Svar: Säkerheten mot dränerat brott är 1,3



### 3.3 Sammansatta glidytor

I de fall slänten är lång i förhållande till jordlagertjockleken ger inte en cirkulär cylindrisk glidyta längre den lägsta säkerhetsfaktorn, utan en sammansatt glidyta kan då visa sig vara farligare. Samma sak kan gälla om i jordprofilen finns svagare kontinuerliga skikt. En sammansatt glidyta möjliggör en bättre anpassning till den aktuella geologiska profilen, se fig. 10.

#### Härledning

Härledningen baseras på följande antaganden:

1. Plant töjningstillstånd
2. Förhållandet mellan skjuvhållfastheten och mobiliserad skjuvspänning är konstant längs hela glidytan
3. Trycklinjens läge och riktning är känd

En vertikal och en horisontell jämviktsekvation för varje lamell ger

$$\Delta W_1 + \Delta W_2 + T_n - T_{n+1} = T \sin \alpha + N \cos \alpha \quad (32)$$

$$E_n - E_{n+1} = T \cos \alpha - N \sin \alpha \quad (33)$$

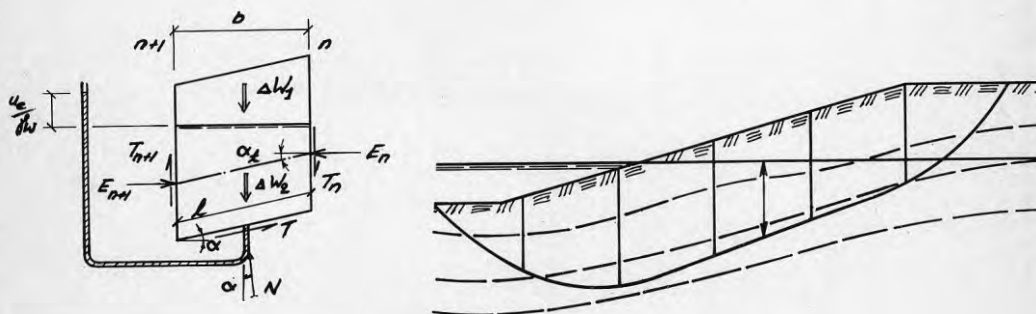


Fig. 10 Indelning av långsträckt glidyta i lameller med angivande av de krafter som verkar på enskilt element

För hela glidkroppen gäller

$$\Sigma(T_n - T_{n+1}) = 0 \quad (34)$$

$$\Sigma(E_n - E_{n+1}) = H \quad (35)$$

Kombination av ekv (32) och (33) ger

$$(\Delta W_1 + \Delta W_2 + T_n - T_{n+1}) \sin \alpha + (E_n - E_{n+1}) \cos \alpha = T \quad (36)$$

Efter summering och insättning av ekv (35) i (36) erhålls

$$H + \Sigma(\Delta W_1 + \Delta W_2 + T_n - T_{n+1}) \tan \alpha = \frac{\Sigma T}{\cos \alpha} = \Sigma \frac{\tau b}{\cos \alpha} \quad (37)$$

$$\tau = [c' + (N/1 - u_e) \tan \phi'] / F_{c\phi} \quad (38)$$

N kan lösas ur ekv (32) och med beteckningen

$t = (T_n - T_{n+1})b$  erhålls efter insättning i ekv (38)

$$\tau = \frac{[c' + (p+t-u_e) \tan \phi'] / F_{c\phi}}{1 + \tan \alpha \tan \phi' / F_{c\phi}} \quad (39)$$

där  $p = (\Delta W_1 + \Delta W_2) / b$

Kombineras nu ekv (37) och (39) erhålls med införda beteckningar

$$F_{c\phi} = \frac{\Sigma [c' + (p+t-u_e) \tan \phi'] b / n_\alpha}{H + \Sigma (p+t)b \tan \alpha} = \frac{\Sigma A}{H + \Sigma B} \quad (40)$$

$$\text{där } n_\alpha = \cos^2 \alpha (1 + \tan \alpha \tan \phi' / F_{c\phi}) \quad (40b)$$

I ekv (40) ingår den obestämda tvärkraften  $t$ .

I varje vertikalsnitt gäller

$$\tau_n = \tan \alpha_t \cdot E_n \quad (41)$$

$$\text{Men } E_n = \sum_0^u (E_x - E_{x+1}) \quad (42)$$

Ur ekv (36) fås

$$E_x - E_{x+1} = \frac{T}{\cos\alpha} - (p+t) b \tan\alpha \quad (43)$$

Med ekv (39) erhålls

$$\frac{T}{\cos\alpha} = \frac{\tau b}{\cos^2\alpha} = F_{c\phi} \frac{[c' + (p+t-u_e)\tan\phi']/b}{n_\alpha} = A/F_{c\phi} \quad (44)$$

Slutligen erhålls genom kombination av ekv (40) och (43)

$$T_n = \tan\alpha_t \sum_0^n A/F_{c\phi} - B \quad (45)$$

Säkerhetsfaktorn  $F_{c\phi}$  löses ur ekv (45) och (40) genom successiv approximation. Beräkningen är tämligen tidskrävande. Den intresserade läsaren hänvisas till Janbu (1973).

Ett stort antal glidytor har genomräknats och man har därvid funnit att inverkan av skjuvkrafterna i lamellgränserna kan beaktas genom att en faktor  $f_0$  införs. Ekv (40) kan då förenklat skrivas

$$F_{c\phi} = f_0 \frac{\Sigma[c' + (p-u_e)\tan\phi']/b/n_\alpha}{H + \Sigma p \cdot b \tan\alpha} \quad (46)$$

där  $f_0$  fås ur fig. 11a

$n_\alpha$  fås ur fig. 11b

$p$  definieras i fig. 11c.

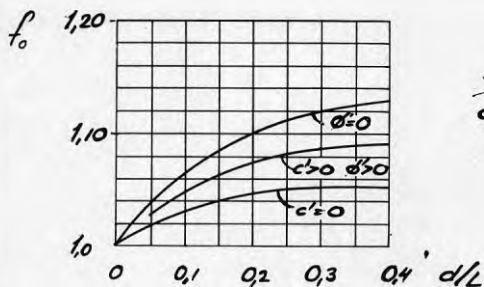


Fig. 11a Korrektionsfaktorn  $f_0$  som funktion av  $d/L$ ,  $\phi$  och  $c$

(NGI 16)

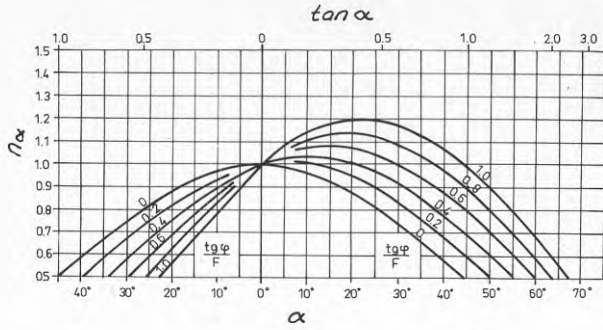


Fig. 11b Faktorn  $n_\alpha$  som funktion av  $\alpha$  och  $\frac{\tan\phi}{F}$   
(NGI 16)

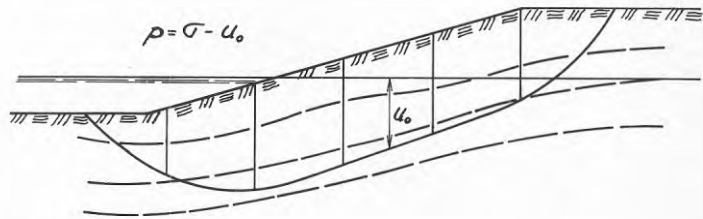


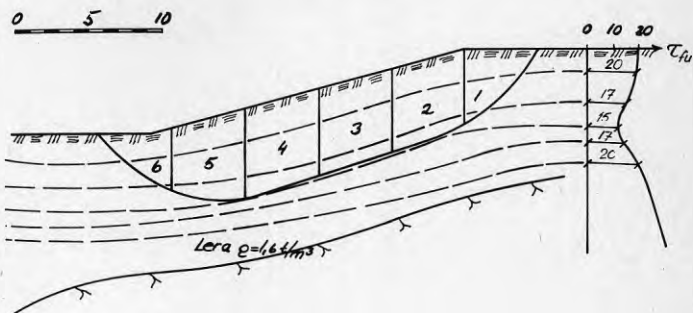
Fig. 11c Definition av  $p$

Ekvation (46) kan användas även då släntens stabilitet under antagande av odränerade förhållanden skall studeras. Inre friktionsvinkeln  $\phi'$  antas då vara 0 och lamellens massa ( $\Delta W$ ) beräknas som  $p \cdot b$ . Vidare blir  $n_\alpha = \cos^2\alpha$  då  $\phi = 0$ . Ekvation (46) får då följande utseende.

$$F_c = f_0 \frac{\sum \tau_{fu} \cdot l / \cos^2\alpha}{\sum \Delta W \tan\alpha + H} \quad (46b)$$

## Exempel

Beräkna säkerhetsfaktorn för den i figuren visade slänten.



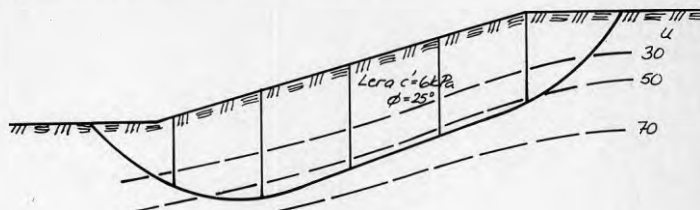
Lamell	$\alpha$	$\tan \alpha$	$\cos \alpha$	$\Delta W$ kN/m	$\Delta L$ m	$\tau_{fu}$ kPa	$\Delta W \cdot \tan \alpha$ kN/m	$\frac{\tau_{fu} \cdot \Delta L}{\cos \alpha}$
1	45	1	0,71	200	7,5	18	200	135
2	19	0,34	0,95	432	5,3	15	147	80
3	19	0,34	0,95	448	5,3	15	152	80
4	19	0,34	0,95	480	5,3	15	163	80
5	0	0	1,0	440	5,0	15,5	0	78
6	-35	-0,70	0,82	152	6,3	18	-107	113
$\Sigma$							555	566

$$d/L = 0,17 \Rightarrow f_0 = 1,09 \Rightarrow F = 1,09 \cdot 566 / 555 = 1,11$$

Svar: Säkerheten mot dränerat brott = 1,1

## Exempel (dränerad analys)

Beräkna säkerhetsfaktorn för den i figuren visade glidytan.  
Erforderliga data framgår av figuren.



1) Antag  $F=1,2$       2) Antag  $F=2,27$

Lamell	$\alpha$	$\tan \alpha$	$p$	$\sigma$	$u$	$c' + (s-u) \tan \phi'$	$n_{\alpha}$	$A'/n_{\alpha}$	$p \tan \alpha$	$n_{\alpha}$	$A'/n_{\alpha}$
1	45	1	51	51	32	15,0	0,71	21,1	51	0,70	21,4
2	19	0,34	86	86	54	21,0	1,0	21,0	29	1,0	21,0
3	19	0,34	89	89	56	21,5	1,0	21,5	30	1,0	21,5
4	19	0,34	96	96	60	22,0	1,0	22,0	33	1,0	22,0
5	0	0	88	88	55	21,5	1,0	21,5	0	1,2	21,5
6	-35	-0,70	40	40	25	13,0	0,60	26,0	-28	0,19	26,5
							$\Sigma$	134,0	115	$\Sigma$	134,8

$$f_0 = 1,08$$

$$1) F = 1,08 \cdot \frac{134}{115} = 1,26$$

$$2) F = 1,08 \cdot \frac{134,8}{115} = 1,27$$

#### Exempel

Antag att vattennivån i släntens nedkant (föregående exempel) stiger 2 m. Säkerhetsfaktorn ändras då enligt följande.

1) Antag  $F=1,4$

Lamell	$p$	$A'$	$p \tan \alpha$	$n_{\alpha}$	$A'/n_{\alpha}$
1	51	15	51	0,68	22
2	68	21	23	0,98	21,4
3	55	21,5	19	0,98	21,9
4	38	22,9	13	0,98	23,4
5	33	21,5	0	1	21,5
6	15	13,0	-11	0,52	25
				95	135,2

$$1) F = 1,08 \cdot \frac{135,2}{95} = 1,54$$

Förnyad beräkning ger  $F = 1,57$ .

## 4. DIREKTMETODEN

Säkerhetsfaktorn mot skred definieras i kapitel 3 som förhållandet mellan genomsnittlig skjuvhållfasthet ( $\bar{\tau}_f$ ) och mobiliserad genomsnittlig skjuvspänning ( $\bar{\tau}$ ) utefter glidytan

$$F = \frac{\bar{\tau}_f}{\bar{\tau}} \quad (47)$$

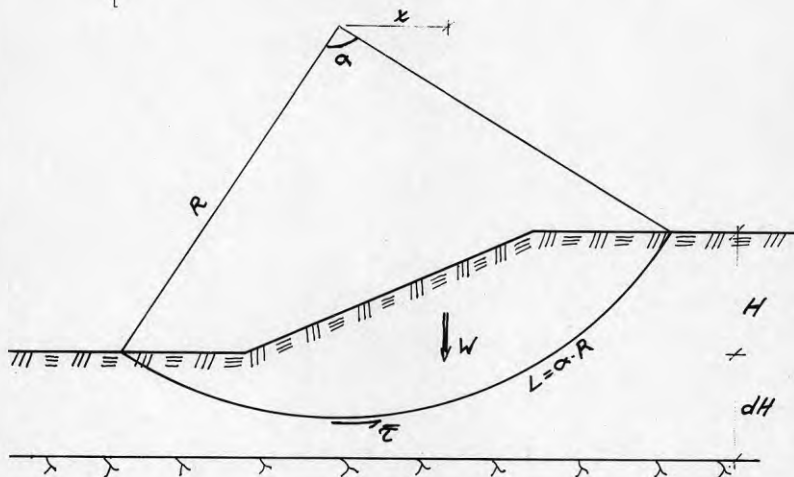


Fig. 12 Definition av de krafter som påverkar glidkroppen.

Den genomsnittliga mobiliserade skjuvspänningen ( $\bar{\tau}$ ) beräknas utifrån antagen momentjämvikt för den aktuella glidkroppen, fig. 12, och skrivs som

$$\bar{\tau} = \frac{W \cdot x}{R \cdot L} \quad (48)$$

där  $W$  = glidkroppens totala massa

$x$  = hävarm

$R$  = cirkelns radie

$L$  = båglängden ( $= \alpha \cdot R$ )

Men samtliga i ekv (48) ingående storheter är beroende av  $H$  och kan skrivas som

$$W = \gamma \cdot v \cdot H^2$$

$$x = \xi \cdot H$$

$$R = r \cdot H$$

$$L = l \cdot H$$

där  $v$ ,  $\xi$  och  $l$  är dimensionslösa tal som beror av släntens och glidyttans geometri,

$$\text{och } \gamma = g \cdot \rho$$

Insätts dessa uttryck i ekv (48) fås

$$\bar{\tau} = \frac{\gamma \cdot v \cdot H^2 \cdot \xi H}{r \cdot H \cdot l \cdot H} = \frac{v \cdot \xi}{r \cdot l} \cdot \gamma H = r_{\tau} \cdot \gamma \cdot H \quad (49)$$

där  $r_{\tau}$  är en dimensionslös term som enbart är beroende av släntens och glidyttans geometri.  $r_{\tau}$  är således ej beroende av hållfasthet eller portryck.

Janbu (1954) genomförde ett stort antal beräkningar för idealiserade slänter karakteriserade av släntvinkel ( $\beta$ ), krönhöjd ( $H$ ) och djup till fast botten ( $d \cdot H$ ), bearbetade och redovisade resultaten i diagramform. För att även kunna beakta yttre last ( $q$ ), eventuellt yttre vattenstånd ( $\gamma_w \cdot H_w$ ) och vattenfyllda sprickor, ersattes termen  $\gamma H$  i ekv (49) med en term för pådrivande tryck

$$p_d = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w}{\mu_q \cdot \mu_w \cdot \mu_t} \quad (50)$$

där  $\mu_q$ ,  $\mu_w$  och  $\mu_t$  är korrektionsfaktorer för yttre last, yttre vattenstånd och förekomst av torrskorpesprickor.

Därmed kan ekv (49) skrivas som

$$\bar{\tau} = r_{\tau} \cdot p_d \quad (51)$$

#### 4.1 Odränerad analys

I den odränerade analysen antas skjuvhållfastheten konstant med djupet och lika med  $\tau_{fu}$ . Säkerhetsfaktorn kan då beräknas som



$$F = \frac{\bar{\tau}_f}{\bar{\tau}} = \frac{\tau_{fu}}{r_{\tau} \cdot p_d}$$

$$F_c = N_o \cdot \frac{\tau_{fu}}{p_d}$$

(52)

om  $N_o = \frac{1}{r_{\tau}}$  där index o anger att det är den farligaste glidytan som avses.

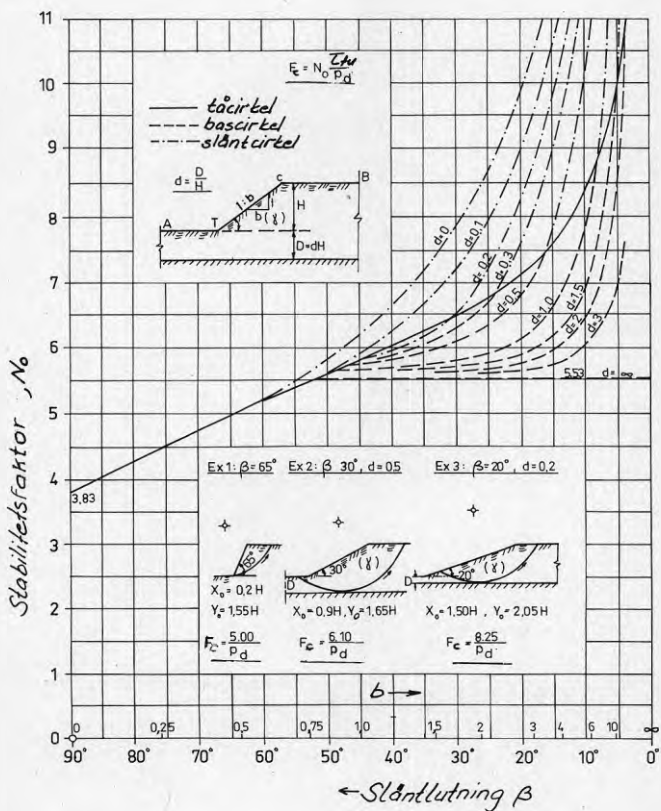


Diagram 1 a Stabilitetsfaktorns ( $N_o$ ) variation med slänthöjd, slänthlutning och djup till fast botten (Janbu, 1954).

Värden på  $N_0$  fås ur diagram 1a och gäller i varje enskilt fall den farligaste glidytan, vars läge och geometri kan fås ur diagram 1b och c. Tillhörande korrektionsfaktorer  $\mu_q$ ,  $\mu_w$  och  $\mu_t$  återfinns i diagram 2a-c. Observera att diagram 1a-c, 2a-c åter finns uppförstorade i Appendix.

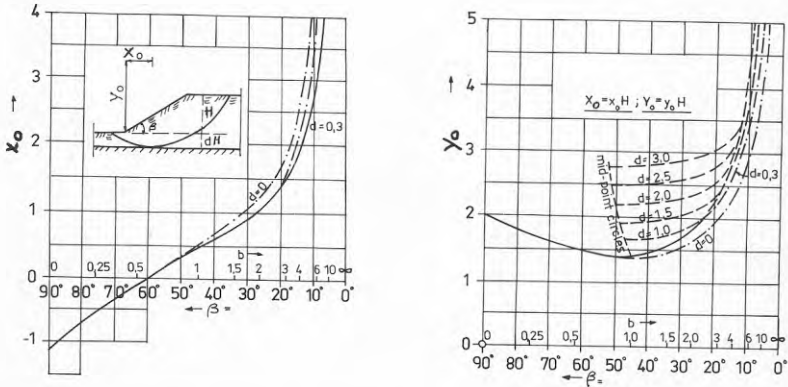


Diagram 1 b och c Koordinater för farligaste glidykans läge (Janbu, 1954).

Upplösningen i diagram 1a är dålig för flacka slänter. Detta diagram har därför ritats om så att  $N_0$  visas som funktion av  $b$  ( $=\cot\beta$ ), diagram 1d.

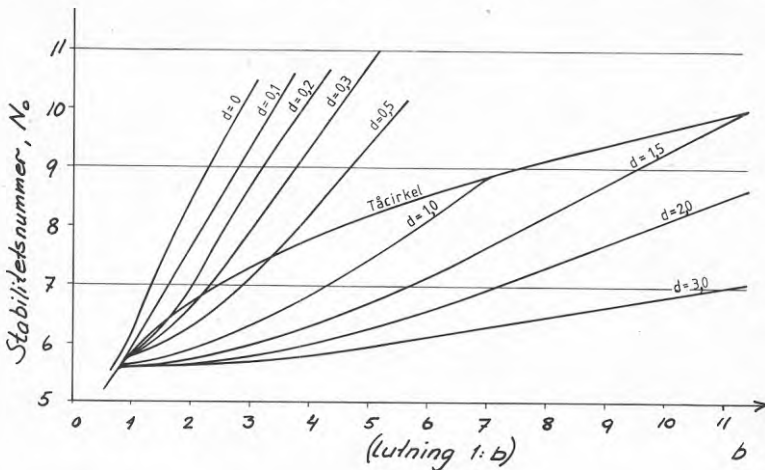


Diagram 1 d Stabilitetsfaktorns ( $N_0$ ) variation med slänthöjd, släntlutning och djup till fast botten.

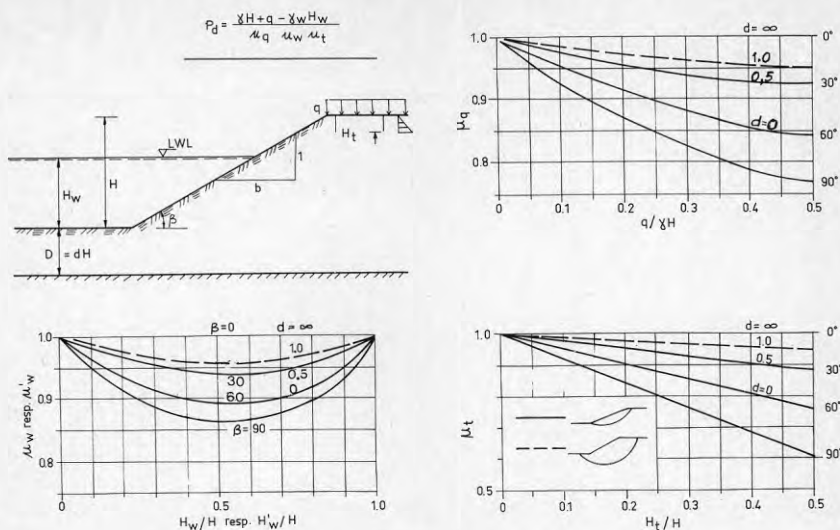


Diagram 2 Korrektionsfaktorer (Janbu/Lieng, 1981).

OBS 1! I ovanstående diagram skall kurvorna markerade med  $d$  användas vid  $c$ -analys, medan kurvorna markerade med  $\beta$  används vid  $c\phi$ -analys, se avsnitt 4.2.

OBS 2! Den heldragna linjen i diagram 1a avser tårcirklar och de streckade linjerna avser bascirklar. Det framgår även att djupet till fast botten inverkar kraftigt på  $N_0$ . Speciellt fås  $N_0 = 5,53$  då djupet till fast botten är stort, vilket är liktydigt med bärighetsfaktorn för en ytlast om brottfiguren antas vara cirkulär cylindrisk.

OBS 3!  $N_0$  är starkt avhängigt av djupet  $dH$  men varierar endast måttligt om cirkeln förskjuts något i sidled.

OBS 4! Då naturliga slänter skall förenklas till den i diagram 1 använda geometrin skall man eftersträva att summan av de tillagda och borttagna momenten ungefär blir 0, se fig. 13.

OBS 5! I verkligheten varierar ofta skjuvhållfastheten med djupet och man får då, efter det att cirkelns läge är bestämt, beräkna det

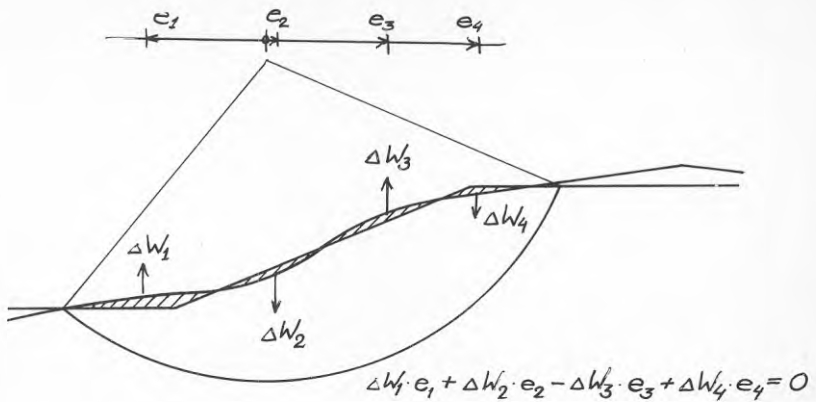
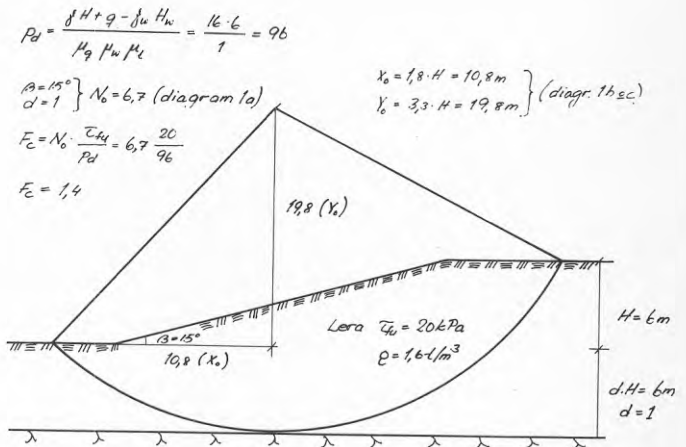


Fig. 13 Regler vid "översättning" av naturlig slänt till idealiserad slänt.

medelvärde på skjuvhållfastheten som skall sättas in i formeln för beräkning av säkerhetsfaktorn. Dock måste man då beakta att den så bestämda säkerhetsfaktorn ej säkert representerar den farligaste glidytan. Hur en noggrannare analys utförs redovisas i exempel 3.

#### Exempel 1

Bestäm säkerhetsfaktorn för den i figuren visade slänten.



Exempel 2

Antag att den i föregående exempel beskrivna slänten

- 1) belastas med 10 kPa på krönet samtidigt som
- 2) yttre vattenståndet är 2 m och att
- 3) man skall beakta att torrskorpesprickor kan förekomma till ett djup av 1,5 m

$$p_d = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w}{\gamma_s H_w H_L} = \frac{16 \cdot 6 + 10 - 10 \cdot 2}{\underbrace{0,98}_{d=1} \cdot \underbrace{0,97}_{d=1} \cdot \underbrace{0,97}_{d=1}} = 93 \text{ kPa.}$$

$\frac{\gamma_s}{\gamma} = 0,10$        $\frac{H_w}{H} = 0,33$        $\frac{H_L}{H} = 0,95$   
 diagr. 2a      diagr. 2b      diagr. 2c

$$\left. \begin{array}{l} \beta = 15^\circ \\ d = 1 \end{array} \right\} N_0 = 6,7 \text{ (diagr. 1a)}$$

$$F_c = N_0 \frac{\tau_{fv}}{p_d} = 6,7 \frac{20}{93} = 1,44$$

Exempel 3

Skjuvhållfastheten är konstant ner till 10 m. Därefter ökar den med 1,5 kPa/m. Totala lermäktigheten är 30 m. Bestäm säkerhetsfaktorn mot odränerat brott

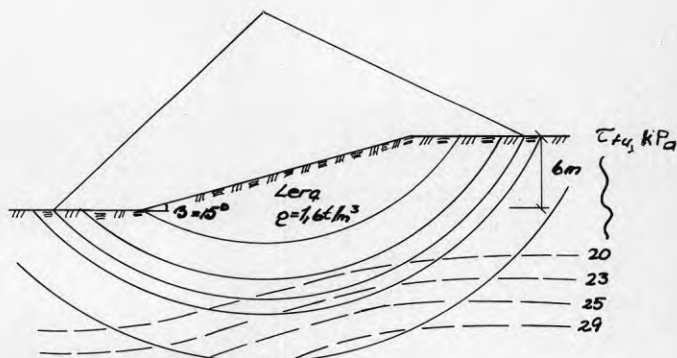


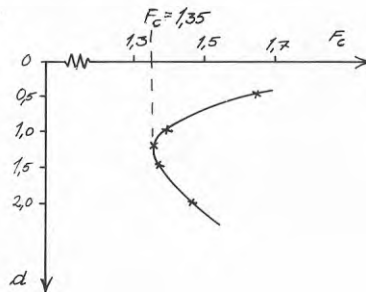
Diagram 1a baseras på att skjuvhållfastheten är konstant med djupet. Så är inte fallet här och den farligaste glidyten kan därför inte direkt bestämmas. Diagrammet kan ändå utnyttjas om följande arbetsgång följs:

1. Antag olika värden för läget på fasta botten,  $d_1, d_2 \dots$  etc
2. Bestäm tillhörande värde på  $N_0$
3. Bestäm respektive cirkels läge och rita in i figuren
4. Beräkna ett viktat medelvärde på skjuvhållfastheten utefter de olika glidyterna

$$\bar{\tau}_{fu} = \frac{\sum \Delta l_i \tau_i}{\sum \Delta l_i}$$

5. Avsätt i diagram säkerhetsfaktorn ( $F_c = N_0 \bar{\tau}_{fu} / p_d$ ) som funktion av antaget värde på  $d$

1) Antaget värde $d$	2) $N_0$ (ur diagram)	3) $x_0$ $y_0$ (ur diagram 1b, 1c)		4) ur fig	5) $F_c = N_0 \frac{\bar{\tau}_{fu}}{p_d}$	
0,5H	7,9	1,8H	2,5H	Alla häll- hörande cirklar	20	1,85
H	6,7	1,8H	2,7H		20	1,40
1,25H	6,4	1,8H	2,75H		20,4	1,36
1,5H	6,2	1,8H	2,8H		21,3	1,38
2H	6,0	1,8H	3H		3,3	1,46



## 4.2 Dränerad analys

Beräkningar av säkerhetsfaktorn för dränerad analys är något mer komplicerade, och diagrammen i detta avsnitt (Janbu, 1954, Lieng, 1981) är baserade på beräkningar utförda enbart för tåcirklar.

Från föregående avsnitt är känt att mobiliserad medelskjuvningsspänning  $\bar{\tau}$  kan skrivas som

$$\bar{\tau} = r_{\tau} p_d = \frac{1}{N_o} p_d \quad (53)$$

Om skjuvhållfastheten skrivs med dränerade parametrar,

$$\tau_f = c' + \sigma' \operatorname{tg}\phi' \quad (54)$$

kan säkerhetsfaktorn skrivas som

$$F_{c\phi} = \frac{\bar{\tau}_f}{\bar{\tau}} = N_o \frac{c' + \bar{\sigma}' \operatorname{tg}\phi'}{p_d} \quad (55)$$

Med termen  $\bar{\tau}_f$  avses här ett viktat medelvärde av skjuvhållfastheten med  $\bar{\sigma}'$  ett viktat medelvärde av effektivspänningen längs glidytan.

$\bar{\sigma}'$  kan skrivas som

$$\bar{\sigma}' = r_{\sigma} \cdot p_e \quad (56)$$

där

$$p_e = \frac{\gamma H - \gamma_w \cdot H'_w}{\mu'_w}$$

$H'_w$  är inre vattenstånd,  $\gamma_w = (g\rho_w)$  vattnets densitet och  $\mu'_w$  tillhörande korrektionsfaktor, enligt diagram 2.

Om ekv (56) insätts i ekv (55) erhålls

$$F_{c\phi} = N_o \cdot \frac{c'}{p_d} \cdot \left(1 + r_{\sigma} \frac{p_e \cdot \operatorname{tg}\phi'}{c'}\right) \quad (58)$$

Inför

$$\lambda_{c\phi} = \frac{p_e \operatorname{tg}\phi'}{c'} \quad (59)$$

och ekv (58) kan skrivas som

$$F_{c\phi} = N_0 \cdot \frac{c'}{p_d} \cdot (1 + r_\sigma \lambda_{c\phi}) \tag{60}$$

Med  $N_{cf} = N_0 (1 + r_\sigma \lambda_{c\phi})$  kan ekv (60) skrivas som

$$F_{c\phi} = N_{cf} \frac{c'}{p_d} \tag{61}$$

Ett stort antal beräkningar har även här utförts av Janbu och de resultaten finns samlade i diagram 3 a, b och c, med vars hjälp säkerhetsfaktorn för farligaste tåcirkel kan bestämmas. Läget och geometrin för den aktuella glidyten kan även bestämmas.

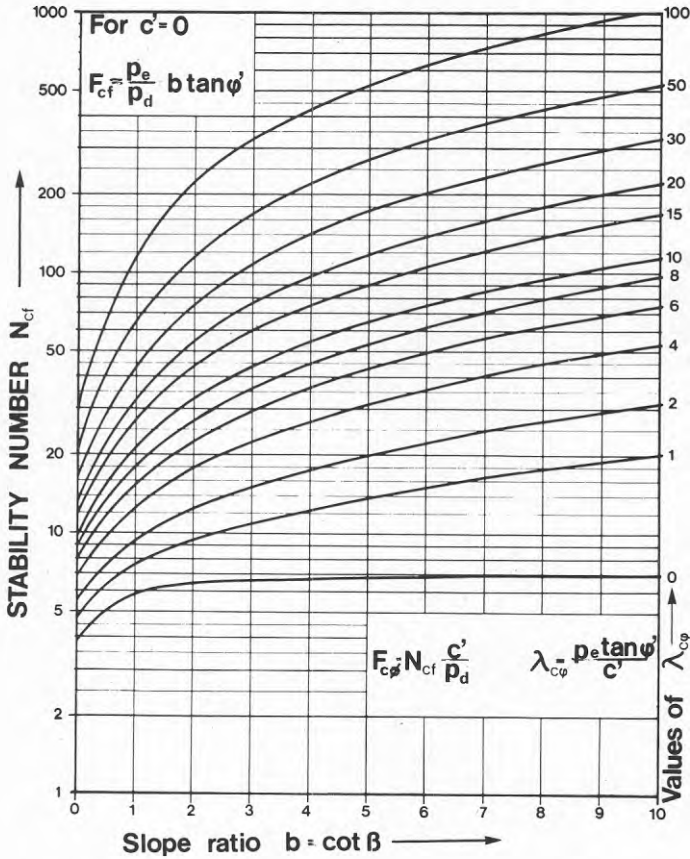
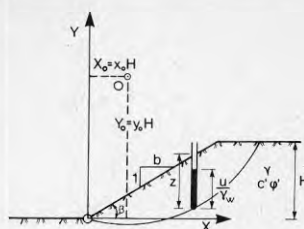
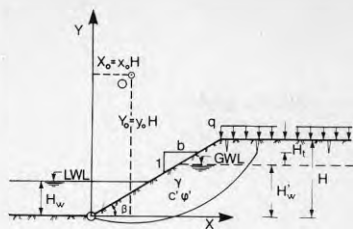


Diagram 3 a Bestämning av stabilitetsfaktorn  $N_{cf}$   
(Janbu, 1954, Lieng, 1981).

DIVISION OF SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING  
NORWEGIAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY  
UNIVERSITY OF TRONDHEIM  
JANBU/LIENG TRONDHEIM 1981





$$p_d = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w}{\mu_d \mu_w \mu_t}$$

$$p_d = \gamma H \quad p_e = (1 - r_u) \gamma H$$

$$r_u = \frac{u}{\gamma z}$$

$$p_e = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w^2}{\mu_d \mu_w^2}$$

$$\left( \text{Unconsol. } p_e = \frac{\gamma H - \gamma_w H_w^2}{\mu_w^2} \right)$$

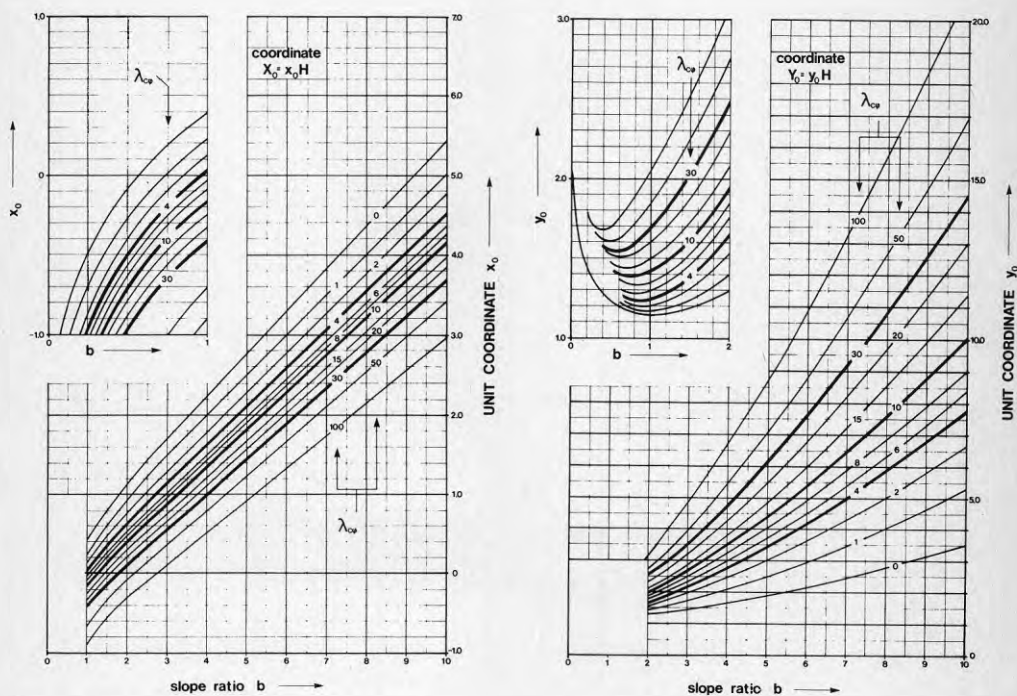


Diagram 3 b och c Kritiska tärcirkelns läge (Janbu, 1954, Lieng, 1981).

OBS 1! Diagrammet avser tåcirklar.

OBS 2! En plötslig påförd belastning  $q$  kan beaktas antingen utan portrycksutjämning (hela belastningen upptas genom en ökning av portrycket) genom att beräkna  $p_e$  som

$$p_e = \frac{\gamma H - \gamma_w H'_w}{\mu'_w}$$

eller, efter det att portrycken utjämnats (långtidsfallet), då  $p_e$  beräknas som

$$p_e = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H'_w}{\mu'_q \mu'_w}$$

OBS 3! Den farligaste glidytns läge är starkt beroende av hur stor del av hållfastheten som beror av kohesion; ju högre friktionsandel desto grundare belägen glidyta.

OBS 4! I det fall  $c' = 0$  beräknas  $F_{c\phi}$  som

$$F_{c\phi} = \frac{p_e}{p_d} b \tan \phi' \quad (\text{se diagram 3 a})$$

där  $b = \cot \beta$

OBS 5! Diagram 3 förutsätter att portrycket är hydrostatiskt med en horisontell 0-trycksnivå. Om portryckssituationen i slänten är känd fås oftast en avvikande bild. Detta kan beaktas genom att glidytn efter det att dess läge bestämts delas in i ett antal delbågar, varvid  $r_u = \frac{u}{\gamma z}$  (jfr fig. 14) bestäms för varje delbåge och ett medelvärde

$$\bar{r}_u = \frac{\sum r_{ui} \cdot \Delta l_i}{l}$$

beräknas. Därefter beräknas

$$p_e = (1 - \bar{r}_u) \gamma H$$

som sedan används vid beräkning av  $\lambda_{c\phi}$ .

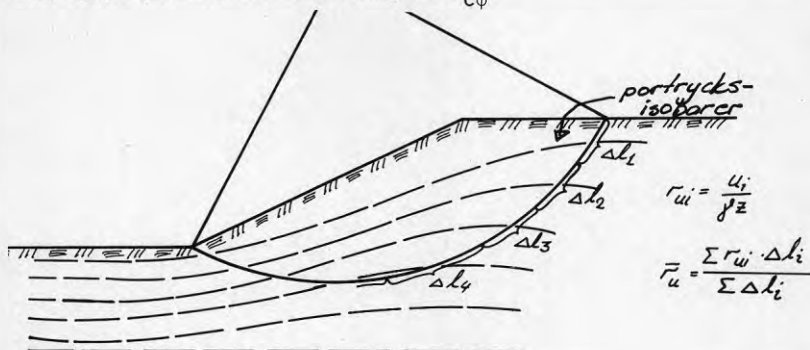
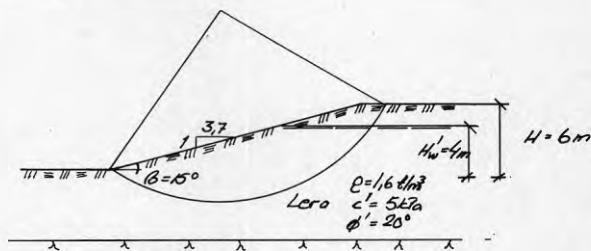


Fig. 14 Beräkning av  $\bar{r}_u$  för en slänt då portryckfördelningen i slänten är känd.

#### Exempel 1



$$P_d = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w}{\mu_q \mu_w \mu_t} = \frac{16 \cdot 6}{1} = 96 \text{ kPa}$$

$$p_e = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w'}{\mu_q \mu_w'} = \frac{16 \cdot 6 - 10 \cdot 4}{1 \cdot 0.97} = 58 \text{ kPa}$$

$$\lambda_{c\phi} = \frac{p_e \cdot \tan \phi'}{c'} = \frac{58 \cdot 0.36}{5} = 4.2$$

$$\left. \begin{array}{l} \lambda_{c\phi} = 4.2 \\ b = 3.7 \end{array} \right\} N_{cf} = 25.5 \text{ (diagr 3a)}$$

$$F_{c\phi} = 25.5 \cdot \frac{5}{96} = 1.33$$

$$x_0 = 1.6H = 9.6 \text{ m}$$

$$y_0 = 2.3H = 13.8 \text{ m}$$

(diagr 3b,c)

Exempel 2

Antag att den i föregående beskrivna slänten

- 1) belastas med 10 kPa på krönet samtidigt som
- 2) yttre vattenståndet är 2 m och att
- 3) man skall beakta att torrsprickor kan förekomma till ett djup av 1,5 m

$$P_d = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w}{\mu_q \mu_c \mu_w} = \frac{16 \cdot 6 + 10 - 10 \cdot 2}{\underbrace{0,98}_{d=1} \cdot \underbrace{0,97}_{d=1} \cdot \underbrace{0,97}_{d=1}} = 93 \text{ kPa}$$

$\frac{q/\gamma H = 0,10}{\text{diagr 2a}} \quad \frac{H_w/H = 0,33}{\text{diagr 2b}} \quad \frac{H_c/H = 0,25}{\text{diagr 2c}}$

a) Leran har ej konsoliderat för den yttre lasten

$$P_e = \frac{\gamma H - \gamma_w H_w'}{\mu_w} = \frac{16 \cdot 6 - 10 \cdot 4}{0,97} = 58 \text{ kPa}$$

$$\lambda_{c\phi} = \frac{P_e \tan \phi'}{c'} = \frac{58 \cdot 0,36}{5} = 4,2$$

$$\left. \begin{array}{l} \lambda_{c\phi} = 4,2 \\ b = 3,7 \end{array} \right\} N_{cf} = 25,5$$

$$F_{c\phi} = N_{cf} \cdot \frac{c'}{P_d} = 25,5 \cdot \frac{5}{93} = 1,37$$

b) Leran har konsoliderat för den yttre lasten.

$$P_e = \frac{\gamma H + q - \gamma_w H_w'}{\mu_q \mu_w} = \frac{16 \cdot 6 + 10 - 10 \cdot 4}{0,98 \cdot 0,97} = 69 \text{ kPa}$$

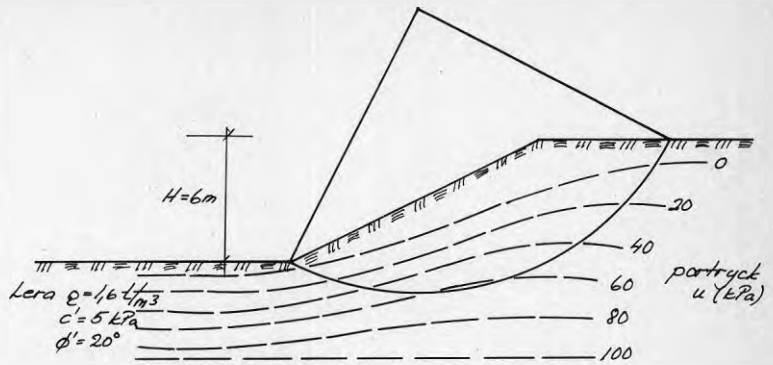
$$\lambda_{c\phi} = \frac{69 \cdot 0,36}{5} = 5,0$$

$$\left. \begin{array}{l} \lambda_{c\phi} = 5,0 \\ b = 3,7 \end{array} \right\} N_{cf} = 29,5$$

$$F_{c\phi} = 29,5 \cdot \frac{5}{93} = 1,59$$

Exempel 3

Omfattande portrycksmätningar har visat att portrycken i slänten kan antas variera enligt figur. Bestäm säkerhetsfaktorn med dränerad analys. Erforderliga data finns angivna i figuren.



$$p_d = \frac{\rho H + \rho_w H_w}{\mu_g \mu_l \mu_w} = \frac{16 \cdot 6}{1} = 96 \text{ kPa}$$

$$\bar{r}_u = \frac{\sum r_u \Delta l}{\sum \Delta l} = 0,46$$

$$p_e = (1 - r_u) p_d = (1 - 0,46) 96 = 51,8 \text{ kPa}$$

$$\lambda_{c\phi} = \frac{p_e \tan \phi'}{c'} = \frac{51,8 \cdot 0,36}{5} = 3,77$$

$$\left. \begin{array}{l} \lambda_{c\phi} = 3,77 \\ b = 3,7 \end{array} \right\} N_{cf} = 23$$

$$F = N_{cf} \frac{c'}{p_d} = 23 \frac{5}{96} = 1,20$$

## 5. SKJUVSPANNINGSENVELOPP

### 5.1 Allmänt

I samtliga beräkningsmetoder som redovisats i kapitel 3 tvingas ingenjören att på ett tidigt stadium välja, inte bara en för - enklad geometri, utan även hållfasthetsparametrar. Den säkerhetsfaktor som sedan framräknas gäller endast för just dessa parametrar. Om en viss osäkerhet finns i hållfasthetsparametrarna och man önskar utreda variationen i säkerhetsfaktorn för olika hållfasthetsparametrar, måste beräkningarna genomföras ett flertal gånger. I detta kapitel redovisas en metod, där beräkningarna för en slänt genomförs en gång för alla, och säkerhetsfaktorn kan sedan enkelt bestämmas för olika värden på hållfasthetsparametrarna. Metoden förutsätter dock att hållfasthetsparametrarna  $c'$  och  $\phi'$  ej varierar med djupet.

I kapitel 4 visades att den mobiliserade medelskjuvspänningen  $\bar{\tau}$  kan beräknas utan kännedom om jordens hållfasthetsegenskaper. Medelskjuvspänningen är således enbart beroende av släntens geometri, yttre laster och jordens densitet. På motsvarande sätt kan medeleffektivtrycket vinkelrätt mot glidytan ( $\bar{\sigma}'_{\perp}$ ) beräknas utan kännedom om hållfasthetsegenskaperna, dock måste portrycksförhållandena i slänten vara kända. Om dessa medelspänningar,  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  och  $\bar{\tau}$ , beräknas för ett antal glidytor, alla med glidytons centrum på den vertikala linjen A, se fig. 15, kan dessa värden inritas i ett  $\bar{\tau}$ - $\bar{\sigma}'_{\perp}$ -diagram, fig. 15. Om motsvarande beräkningar utförs för ett stort antal vertikala linjer B, C etc och tillhörande värden inritas i fig. 15 kan följande iakttagelse göras. För låga värden på  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  är tillhörande  $\bar{\tau}$  ävenledes låga. Det innebär att grunda glidytor som regel medför små mobiliserade skjuvspänningar. Ju större  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  är, alltså ju djupare glidytor, desto större mobiliserade skjuvspänningar. Det framgår vidare av fig. 15 att man kan dra en krökt begränsningslinje till samtliga punkter i diagrammet så att inga punkter återfinns ovanför denna linje. Denna begränsningslinje kallas skjuvspänningsenvelopp eller kritisk jämviktskurva och anger största förekommande medelskjuvspänning i aktuell slänt för varje enskilt värde på  $\bar{\sigma}'_{\perp}$ .

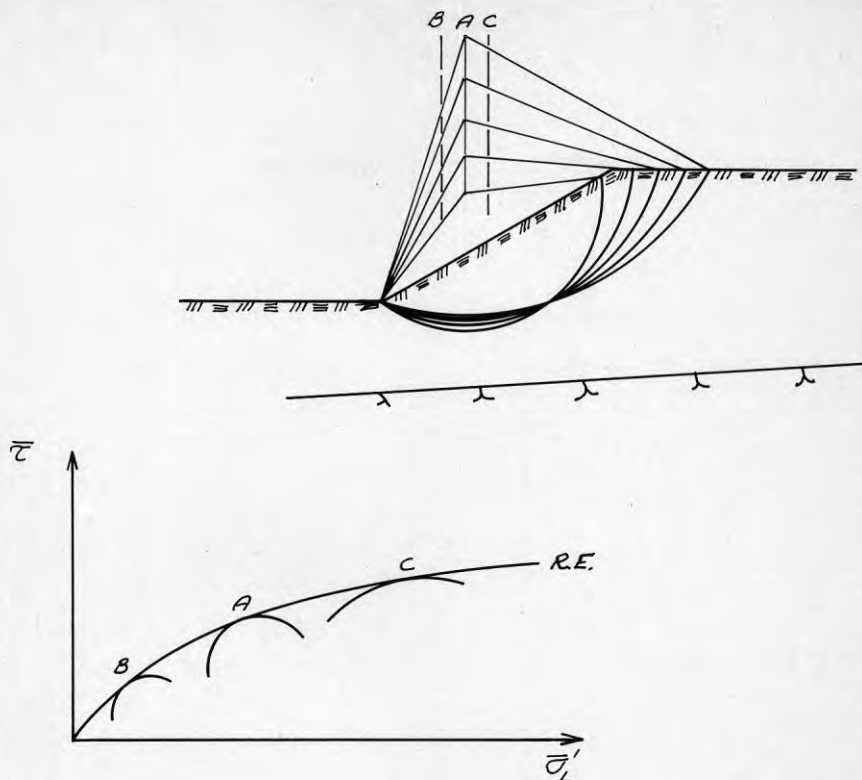


Fig. 15 Medelskjuvspänning  $\bar{\tau}$  och medeleffektivspänning  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  för glidytor med medelpunkten på linjerna A, B och C.

I det så erhållna  $\bar{\tau}$ - $\bar{\sigma}'_{\perp}$ -diagrammet kan därefter olika brottenveloper ( $\tau_f = c' + \sigma' \tan \phi'$ ) läggas in. Eftersom vi normalt har samma säkerhetsfaktor på  $c'$  och  $\tan \phi'$  kan säkerhetsfaktorn bestämmas med hjälp av följande konstruktion.

Genom brottenvelopens skärningspunkt med abscissan dras en tangent till skjuvspänningsenveloppen, streckad linje i fig. 16. Säkerhetsfaktorn beräknas sedan som  $y_1/y_2$ . Tangeringspunkten representerar den farligaste glidyten eftersom alla punkter (glidytor) på och under enveloppen har högre säkerhetsfaktorer. På detta sätt kan säkerhetsfaktorn för en rad olika värden på hållfasthetsparametrarna snabbt bestämmas.

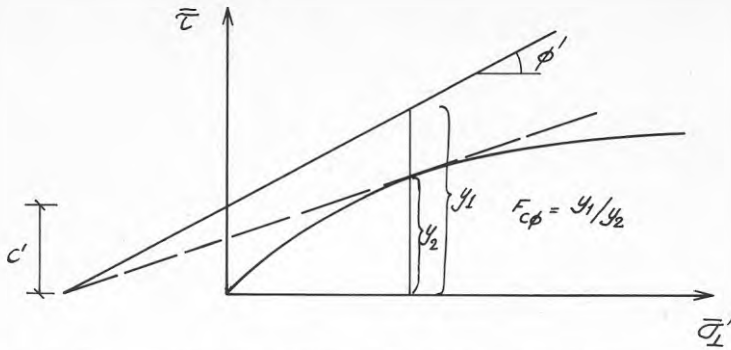


Fig. 16 Bestämning av säkerhetsfaktorn med hjälp av resistance envelope.

Av fig. 17a framgår att utefter en viss sträcka, i figuren märkt som kritiskt område, är säkerhetsfaktorn endast obetydligt högre än det lägsta värdet. Tillhörande glidytor är redovisade i fig. 17b. Det är uppenbart att den zon som är hårt ansträngd i en slänt har förhållandevis stor utbredning. Detta är till fördel då den farligaste glidytan skall sökas. Man bör med ganska få försök finna en av de farligaste glidyterna.

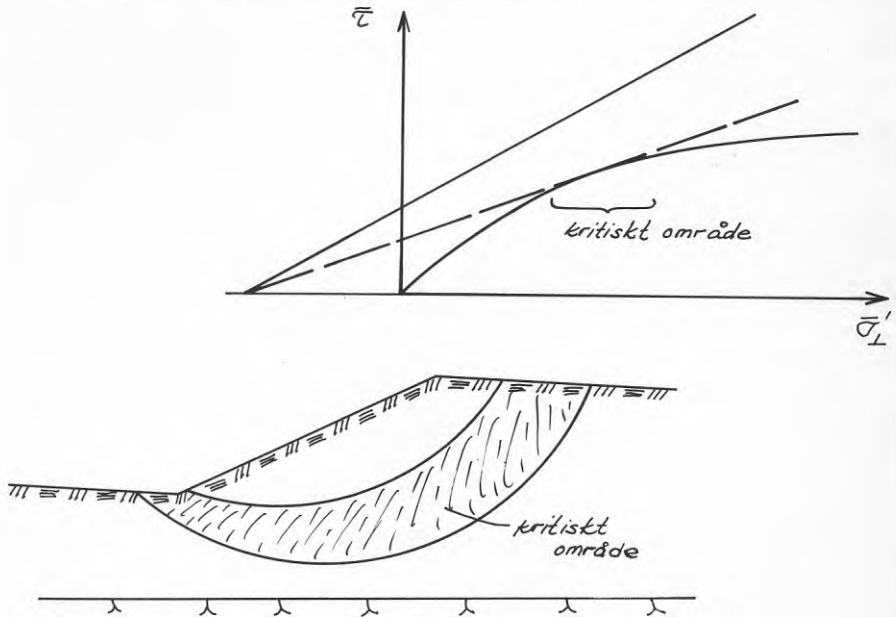


Fig. 17 a och b Den kritiska zonens utbredning.



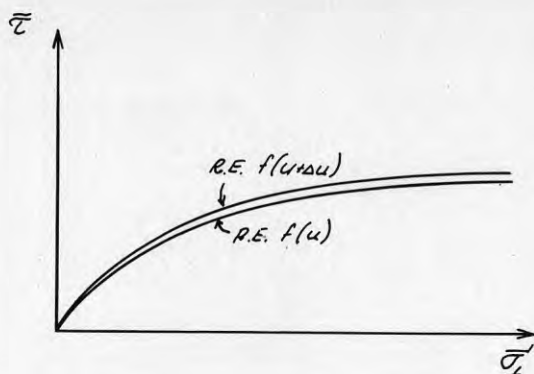


Fig. 18 I figuren visas hur skjuvspänningsenvelopen förändras för en slänt då portrycken stiger.

Här skall påpekas att varje portryckssituation i slänten resulterar i en alldeles speciell skjuvspänningsenvelop. Då portrycken stiger minskar  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  medan  $\bar{\tau}$  inte påverkas. En höjning av portrycken medför således en förskjutning av skjuvspänningsenvelopen mot vänster, se fig. 18.

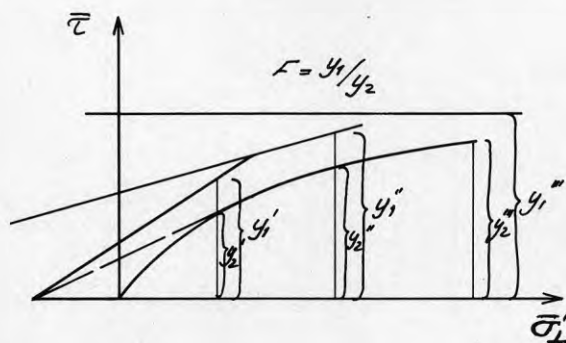


Fig. 19 I figuren visas hur medeleffektivspänningen för den farligaste glidytan beror av antagen brott-envelop.

Av fig. 19 framgår att  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  blir högre ju högre  $c'$  och ju lägre  $\phi'$  är. Ett högt värde på  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  innebär en djupt liggande glidyta. Härav kan slutsatsen dras att för en och samma slänt kommer den farligaste glidytan att ligga djupare ju högre  $c'$  är och desto lägre  $\phi'$  är.

I kapitel 4 konstaterades vidare att om den odränerade skjuvhållfastheten ( $c = \tau_{fu}$ ;  $\phi' = 0$ ) är konstant med djupet tangerar den farligaste glidyta fasta botten. Detta är liktydligt med den horisontella linjen i figur 19 vilken ger  $F_{\min}$  för höga värden på medeleffektivspänningen. Av figuren framgår omvänt att ju högre  $\phi'$  blir desto lägre medeleffektivspänning har den farligaste glidyta. Detta i sin tur tyder på en grundare glidyta.

## 5.2 Analytisk metod för bestämning av $\bar{\tau}$ och $\bar{\sigma}'_{\perp}$

Cirkulär cylindrisk glidyta

$\bar{\tau}$  och  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  kan bestämmas genom att studera den enskilda lamellens jämvikt, se fig. 8. Den matematiska behandlingen blir då mödosam varför man som regel antar att  $T_n = T_{n+1}$  samt att  $E_n = E_{n+1}$ . Detta innebär en något annorlunda normalspänningsfördelning, men den på beräknade medelspänningen  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  ändras endast obetydligt. Med beteckningar enligt fig. 8 fås

$$\sigma'_{\perp} = g\rho z \cos^2 \alpha - u \quad (62)$$

Medeleffektivspänningen beräknas genom summering enligt ekv (62)

$$\bar{\sigma}'_{\perp} = \frac{\sum (g\rho z \cos^2 \alpha_i - u) \Delta l_i}{\sum \Delta l_i} \quad (63)$$

Mobiliserad skjuvspänning fås på motsvarande sätt om

$$\bar{\tau} = \frac{\sum \tau_i \Delta l_i}{\sum \Delta l_i} = \frac{\sum (g\rho z \cos \alpha \sin \alpha) \Delta l_i}{\sum \Delta l_i}$$

Sammansatt glidyta

En förenkling av formlerna motsvarande den som gjordes för cirkulär cylindriska glidytor medför alltför stora fel för vissa sammansatta glidytor. Därför hänvisas för en noggrann behandling till Janbu, 1973.

## 5.3 Direktmetoden

I kapitel 4 redogjordes för direktmetoden vid såväl odränerad som dränerad analys. Därvid angavs mobiliserad medelskjuvspänning som

$$\bar{\tau} = r_{\tau} \cdot p_d \quad (64)$$

där  $r_{\tau}$  enbart är en funktion av släntens geometri. På motsvarande sätt kan medeleffektivspänningen  $\bar{\sigma}'_{\perp}$  bestämmas, förutsatt att portryckssituationen i slänten är känd,

$$\bar{\sigma}'_{\perp} = r_{\sigma} \cdot p_e \quad (65)$$

Janbu (1954) utförde ett stort antal beräkningar för olika släntvinklar och sammanställde resultaten därifrån i ett diagram, se fig. 20. Observera att diagrammet enbart avser tåcirklar. Med hjälp av detta diagram kan man rita en skjuvspänningsenvelop för en given idealiserad slänt.

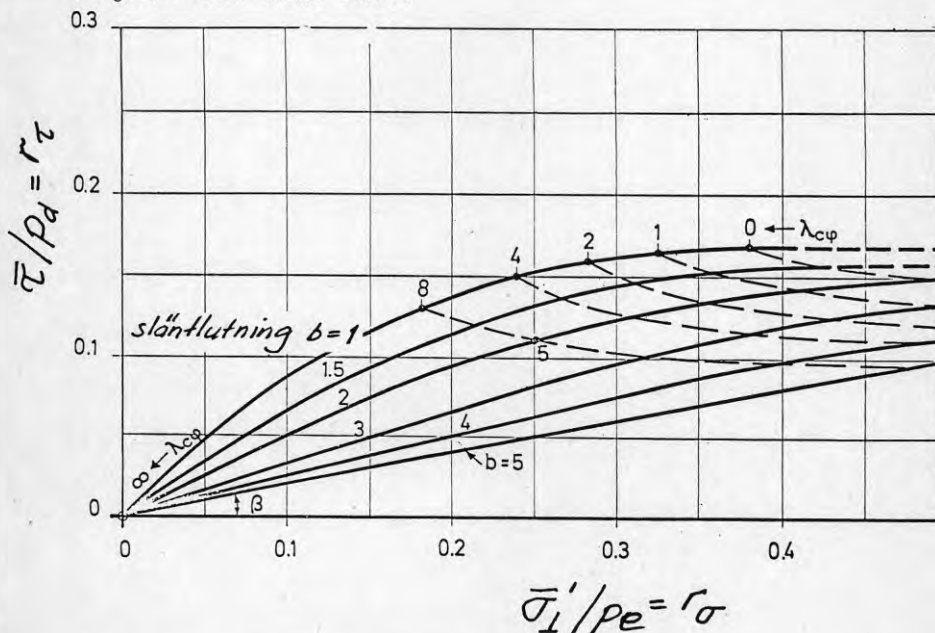


Fig. 20 Diagram för bestämning av  $r_{\tau}$  och  $r_{\sigma}$  för en idealiserad slänt. ( Janbu, 1954 )

Beräkningsgången blir enligt följande.

1. Generalisera slänten och bestäm  $b$  (släntlutning);
2. Välj trolig portrycksfördelning;
3. Beräkna  $p_d$  och  $p_e$ ;
4. Välj ut koordinater ( $r_T; r_O$ ) för ett tiotal punkter och multiplicera med  $p_d$  respektive  $p_e$ ;
5. Rita skjuvspänningsenvelop;
6. Bestäm säkerhetsfaktorn för valda hållfasthetsparametrar.

OBS! Om man önskar rita en skjuvspänningsenvelop för ett annat portrycksförhållande behöver endast ett nytt  $p_e$  beräknas. Därefter genomförs punkterna 4 - 6.

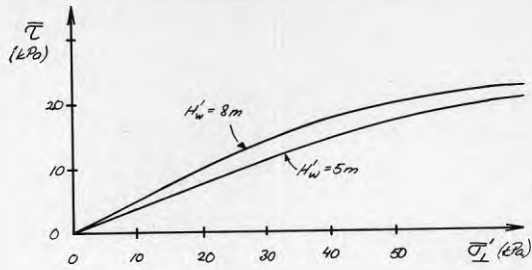


$$p_d = \frac{1,6 \cdot 10 \cdot 10}{1} = 160 \text{ kPa} \quad p_e = \frac{1,6 \cdot 10 \cdot 10 - 10 \cdot 1,5}{0,98} = 112 \text{ kPa}$$

$b = 4$

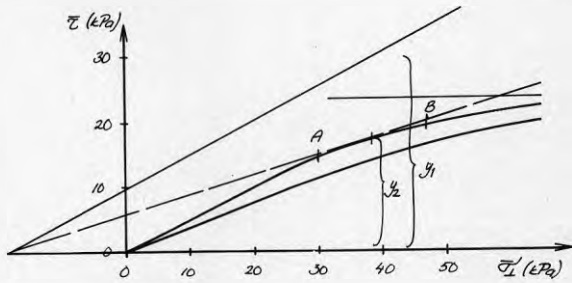
$r_\sigma$	$r_c$	$\sigma'_L$	$\bar{c}$	$H_w = 0 \text{ m}$ $H_w = 8 \text{ m} \Rightarrow p_e = 82 \text{ kPa}$ $\downarrow \bar{c}$
0,2	0,051	22,4	8,2	16,4
0,3	0,075	33,6	12,0	24,6
0,4	0,098	44,8	15,7	32,8
0,5	0,113	56,0	18,1	41
$\infty$	0,147	$\infty$	23,5	$\infty$

$\uparrow$   
 $\left. \begin{matrix} d=1 \\ b=4 \end{matrix} \right\} \Rightarrow N_c = 6,8 \Rightarrow r_c = \frac{1}{N_c} = \frac{1}{6,8} = 0,147$



Om  $\begin{cases} c' = 10 \text{ kPa} \\ \phi' = 28^\circ \end{cases}$  fas  $F = y_1/y_2 = \frac{30x}{17.5} = 1.74$  för  $H_w = 8 \text{ m}$ .  
 Tillhörande kritiska område ( $F = 1.74$ ) kan sägas sträcka sig från A till B i figur.

	$\bar{\sigma}_1'$	$\bar{\sigma}_1'/p_e$	$\lambda_{cp}$ (fig 20)	$x_0$	$y_0$ (diag 3b-c)
A	30	0,37	$\approx 8$	1,45	2,5
B	47	0,57	$\approx 2$	1,78	3,4



Diagrammet i fig. 20 kan med fördel digitaliseras och lagras på band för inmatning i microdator. Därmed kan, med hjälp av lämpligt program (Adolfsson och Sällfors, 1982) skjuvspänningsnenvelopp ritas av micro-dator under förutsättning att följande data inmatas:

Slänthöjd	$H$
Släntlutning	$\beta$
Portryck	$H'_w$
Densitet	$\rho$
Yttre vattenstånd	$H_w$

## 6. PLASTICITETSTEORINS BEGRÄNSNINGAR

Det är viktigt att komma ihåg och beakta att de beräkningsmetoder som redovisats i kapitel 3, 4 och 5 samtliga baseras på plasticitetsteorin och att de normalt tillämpas på idealiserade slänter vad avser geometri, lagerföljd och hållfasthet, samt att slänten antas ha stor utsträckning i sidled.

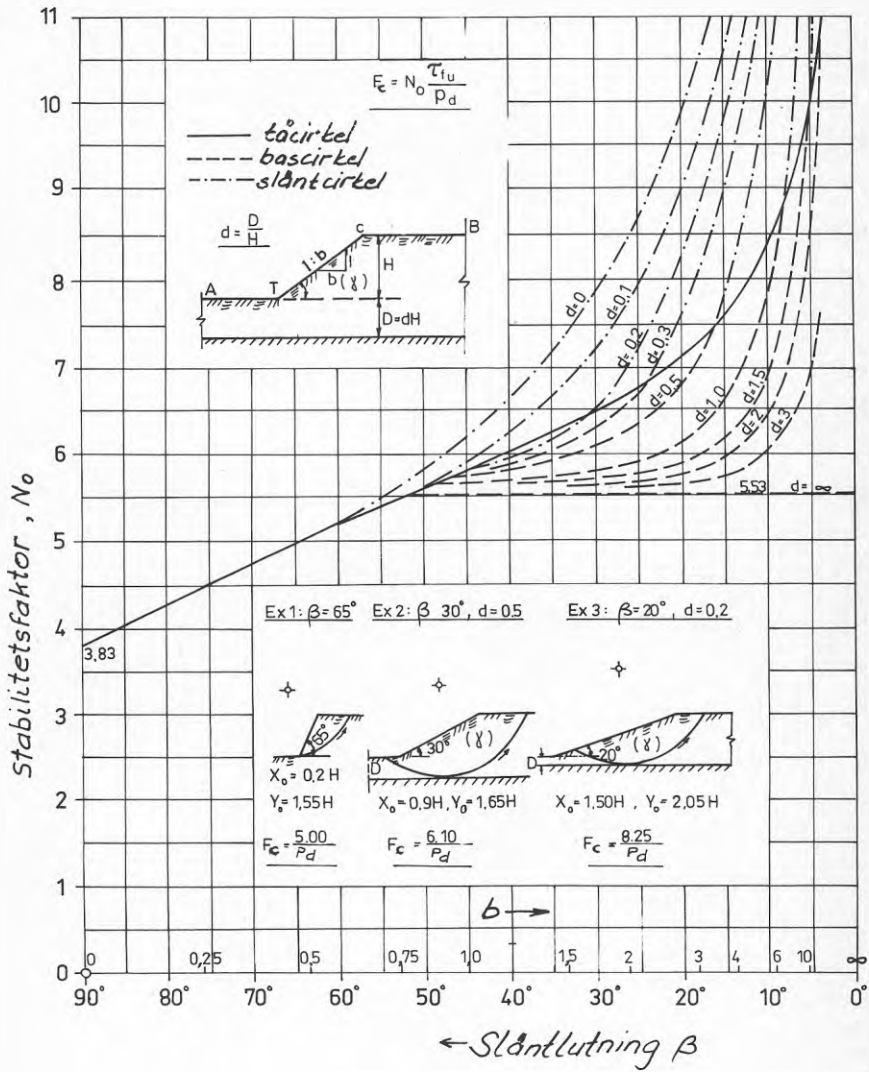
Dessa brister blir uppenbara då man försöker räkna med långa glidytor för att förklara inträffade skred. Möjligheten till progressiva brott har livligt debatterats de senaste åren och måste vid långa naturliga slänter beaktas. Det skulle föra alltför långt att här närmare redogöra för den debatt som pågår. Läsaren hänvisas i stället till Bernander, 1978, 1980 och 1981 och Sällfors, 1979, SGI Rapport nr 10.

## REFERENSER

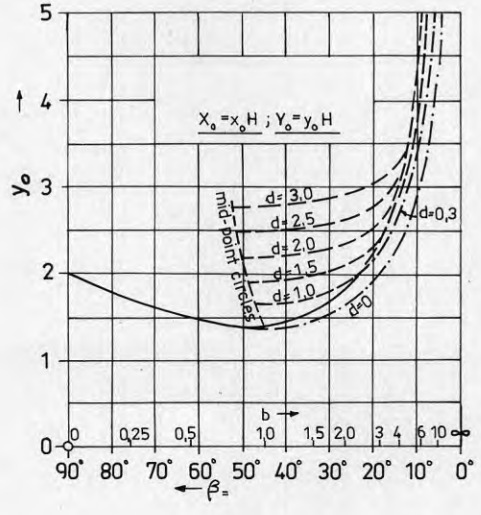
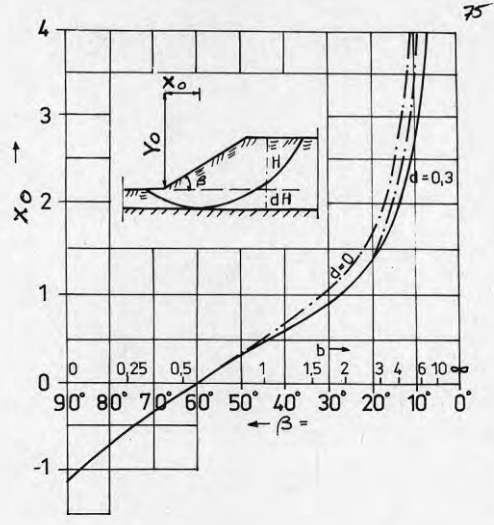
- Adolfsson, K, Sällfors, G, 1981. Datorprogram för uppritning av resistance envelope. Internal report. Chalmers Tekniska Högskola.
- Bernander, S, 1978. Progressiva brott i normalkonsoliderade jordar. Seminarium vid Chalmers Tekniska Högskola, Göteborg.
- Bernander, S, Olofsson, I, 1981. On formation of progressive failures in slopes. Proc X ICSMFE, Stockholm, 1981.
- Berntson, J, 1981. Portrycksförändringar och markrörelser förorsakade av trädvegetation, Chalmers tekniska högskola, Göteborg.
- Bjerrum, L, Janbu, N, Kjaernsli, 1956. Veiledning vid lösning av fundamenteringsoppgaver, NGI 16.
- Börgesson, L, 1981. Mechanical properties of inorganic silt. Högskolan i Luleå.
- Hansbo, S. Kompendium i jordmekanik, Chalmers tekniska högskola, Göteborg.
- Janbu, N, 1954. Stability analysis of slopes with dimensionless parameters. Thesis. Harvard University, Cambridge.
- Janbu, N, 1973. Slope stability computations. The Embankment Dam Engineering, Casagrande Volume, John Wiley and Sons, pp 47-86.
- Janbu, N, Grande, L, 1981. Personal communication.
- Larsson, R, 1977. Basic behaviour of Scandinavian soft clays. SGI Report No 4, Linköping.
- Lieng, j, 1981. An extension of Janbu's Stability number chart to include slope ratios of up to  $n=10$ . Internal report, NTH.
- Svensson, C, Sällfors, G, 1981. Hypoteser för val av dimensionerande grundvattentryck, Chalmers tekniska högskola, Göteborg.
- Sällfors, G, 1979. Långsträckta slänters stabilitet - en förenklad beräkningsmetod. Nordiska geoteknikermötet i Helsingfors.
- Taylor, D, 1978. Fundamentals of soil mechanics. J Wiley & Sons, New York.
- Synpunkter på Tuveskredet. SGI Rapport nr 10, Linköping 1981.



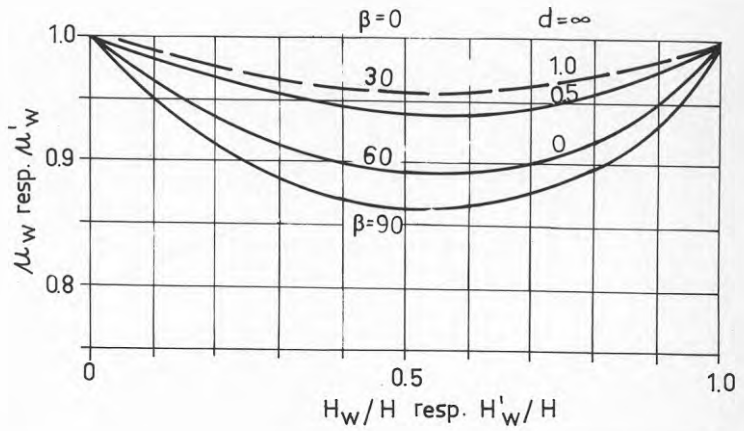
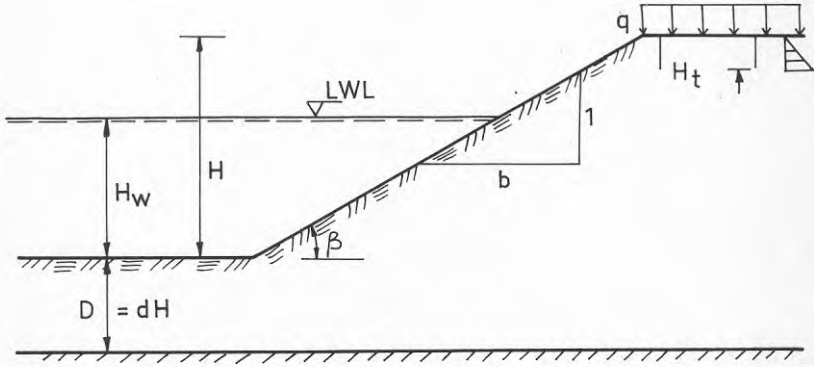
BILAGOR  
STABILITETSDIAGRAM



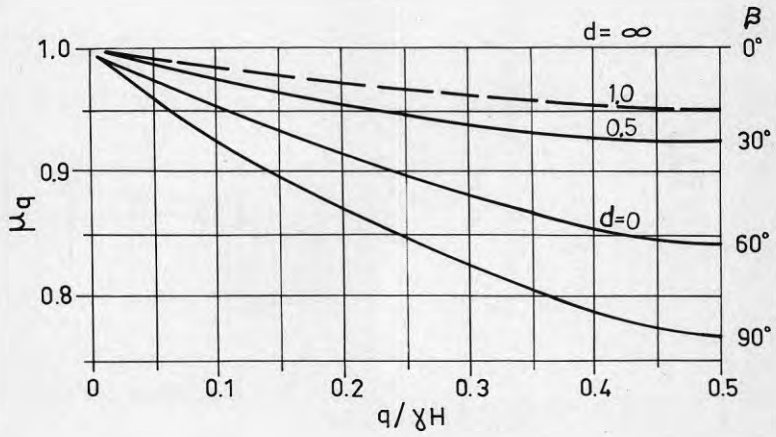
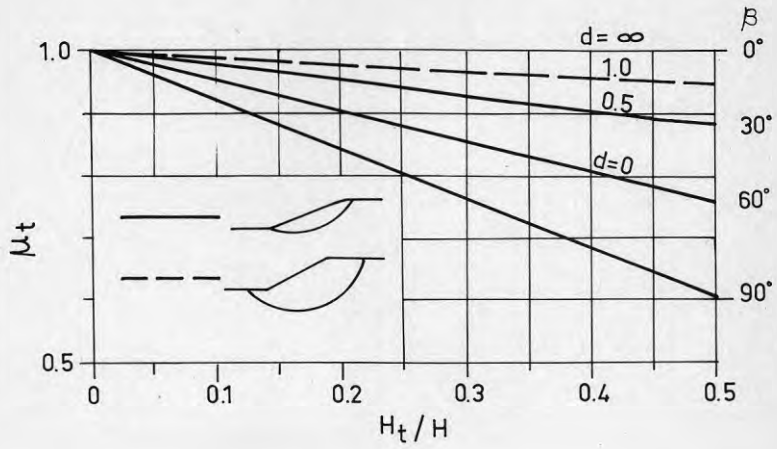
Stabilitetsfaktorns ( $N_0$ ) variation med slänthöjd, slänthlutning och djup till fast botten (Janbu, 1954).



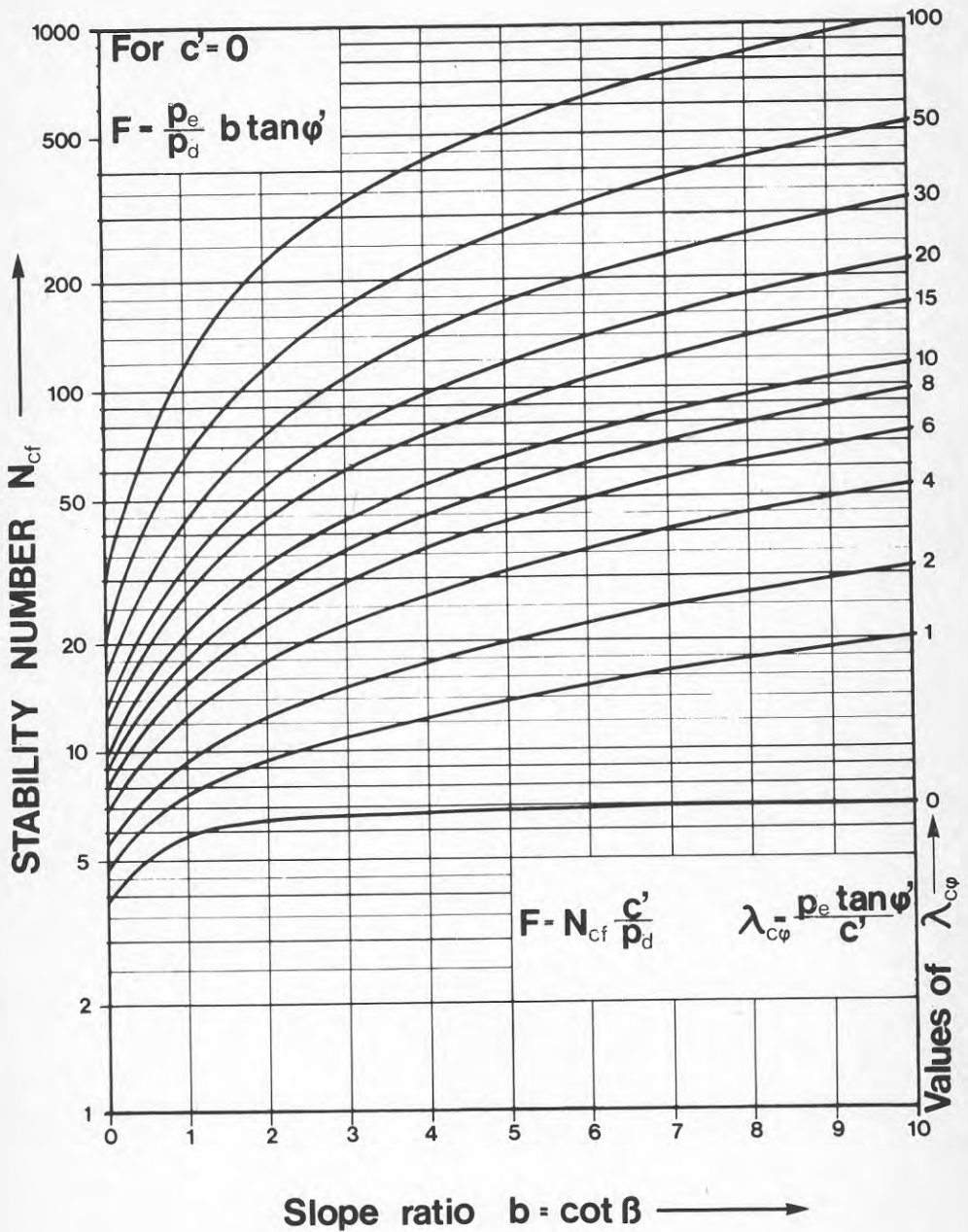
Koordinater för farligaste glidykans läge, odränerad analys (Janbu, 1954).



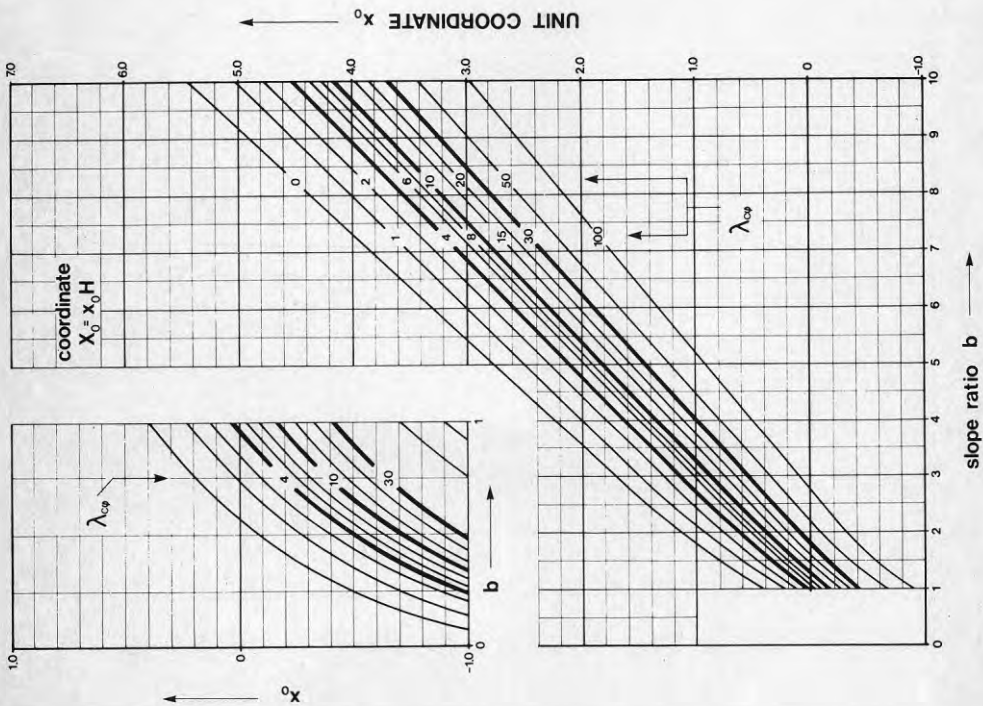
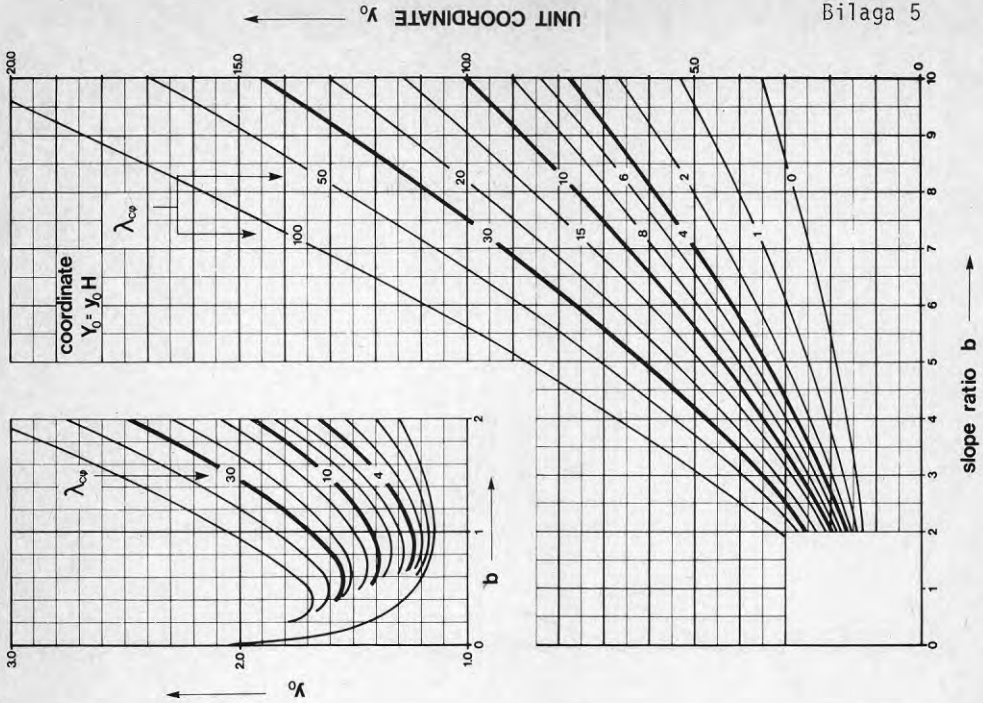
Korrektionsfaktorer (Janbu/Lieng, 1981)



Korrektionsfaktorer (Janbu/Lieng, 1981)



DIVISION OF SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING  
 NORWEGIAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY  
 UNIVERSITY OF TRONDHEIM  
 JANBU/LIENG TRONDHEIM 1981



DIVISION OF SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING  
 NORWEGIAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY  
 UNIVERSITY OF TRONDHEIM  
 JANBU/LIENG TRONDHEIM 1981

Kritiska tåcirkeľns läge

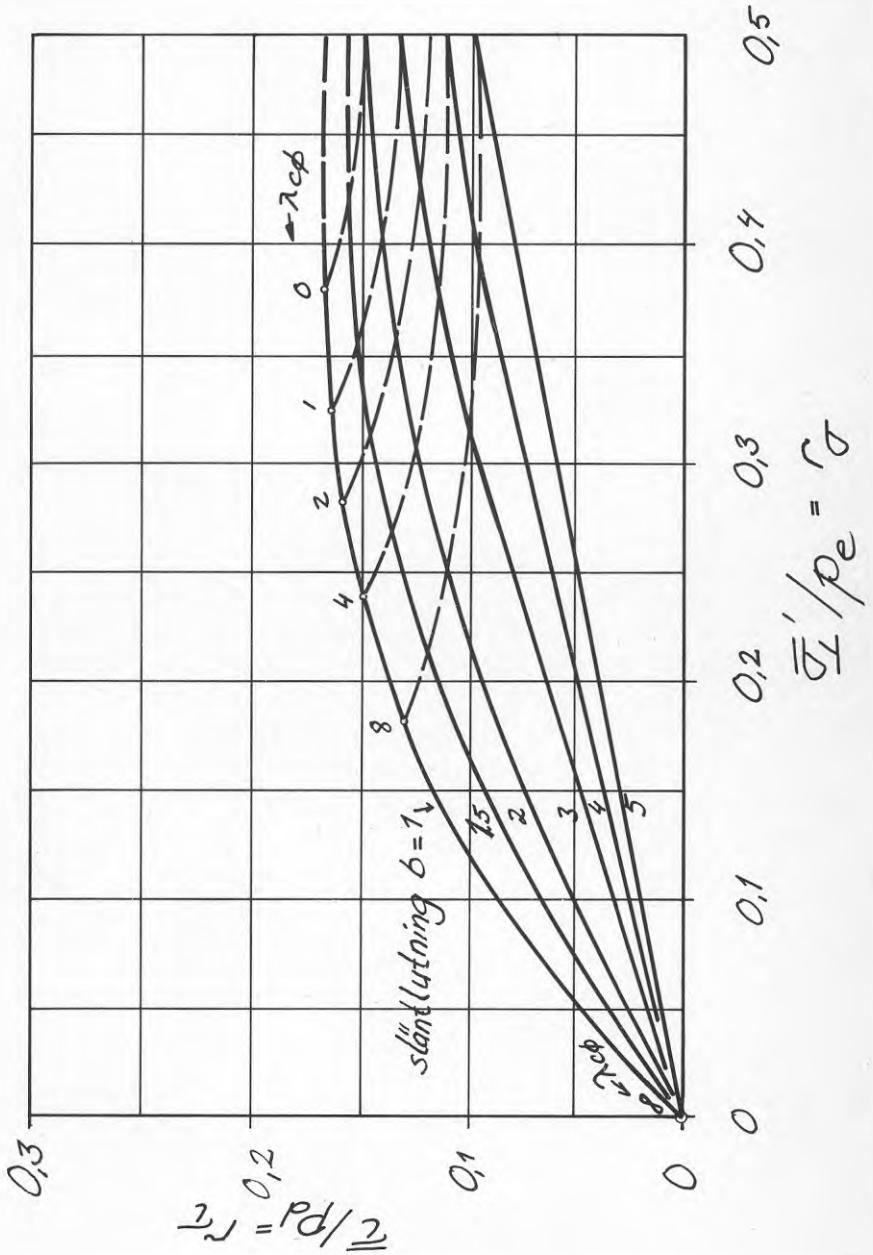


Diagram för beräkning av skjuvspänningsenvelop







**Denna rapport hänför sig till forskningsanslag  
780247-7 från Statens råd för byggnadsforskning  
till Göran Sällfors, Göteborg.**

**R53: 1984**

**ISBN 91-540-4130-9**

**Statens råd för byggnadsforskning, Stockholm**

**Art.nr: 6704053**

**Abonnemangsgrupp:  
V. Anläggningsteknik**

**Distribution:  
Svensk Byggtjänst, Box 7853  
103 99 Stockholm**

**Cirka pris: 35 kr exkl moms**