

# SKJUVHÅLLFASTHET FÖR RÅA OCH OFYLLEDA BERGSPRICKOR

Fredrik Johansson

STIFTELSEN BERGTEKNISK FORSKNING  
ROCK ENGINEERING RESEARCH FOUNDATION

# **SKJUVHÅLLFASTHET FÖR RÅA OCH OFYLLDA BERGSPRICKOR**

## **PEAK SHEAR STRENGTH OF UNFILLED AND ROUGH ROCK JOINTS**

Fredrik Johansson, KTH

**BeFo Rapport 94**  
Stockholm 2009  
ISSN 1104 – 1773  
ISRN BEFO-R—94—SE



## FÖRORD

Förmågan att kunna analysera stabiliteten vid grundläggning på berg har en avgörande betydelse för att kunna värdera konstruktioners säkerhet mot brott. Detta är speciellt viktigt vid stora konstruktioner såsom dammar och brofundament där konsekvenserna vid brott kan bli stora. I föreliggande projekt har Fredrik Johansson som doktorand vid KTH, Jord- och Bergmekanik studerat denna fråga med handledning av professor Håkan Stille.

Projektet omfattade i en första etapp en bred litteraturstudie över ämnet, vilken tidigare presenterades i SveBeFo rapport 74. Dessutom genomfördes en tillämpning genom uppföljning och analyser av mätresultat vid Krokströmmens valvdamm.

I projektet andra etapp, vilken presenteras i denna rapport, har Fredrik fokuserat på skjuvhållfastheten i bergsprickor och vilka mekanismer som styr förändringarna i hållfastheten vid olika skalor och olika passning mellan sprickans över och underyta. Dessa mekanismer är viktiga att förstå om skjuvhållfastheten och därmed glidstabiliteten ska kunna bestämmas för exempelvis en betongdamm.

Projektet har ingått i BeFo:s ramprogram med särskilt stöd av Elforsk, SBUF, SKB och SWECO. En referensgrupp har följt arbetet bestående av Anders Gustafsson och Carl-Olof Söder, SWECO Infrastructure, Catrin Edelbro, LTU, Karin Hellstadius, VPC, Rolf Christiansson, SKB och Tommy Flodin, Fortum.

Stockholm i oktober 2009

Mikael Hellsten

## SAMMANFATTNING

En teoretisk och försöksbaserad studie har utförts på skjuvhållfastheten för råa och ofyllda bergsprickor vid avdelningen för Jord- och Bergmekanik på KTH. Föreliggande rapport är en sammanfattning av de väsentligaste delarna i denna studie. Syftet med studien har varit att öka kunskapen kring vilka mekanismer som ligger bakom de observationer som visat att skjuvhållfastheten kan reduceras vid en ökning av bergsprickans storlek. Bakgrunden till studien har främst varit de svårigheter som fördjupade dammsäkerhetsutvärderingar visat när det gäller att kunna bestämma vilken skjuvhållfasthet som kan tillgodoräknas när flacka sprickplan existerar i berggrunden under betongdammar.

Flera brottkriterier existerar för att uttrycka skjuvhållfastheten för ofyllda och råa bergsprickor. Dessa kriterier beaktar emellertid inte en möjlig skaleffekt som kan innebära att hållfastheten är lägre vid större skalor. Vissa förslag finns för hur skaleffekten ska beaktas, men dessa är i huvudsak baserade på empiri. Detta innebär att det finns ett behov för en mer detaljerad och konceptuell förståelse av skjuvhållfastheten för ofyllda och råa bergsprickor.

I syfte att öka kunskapen kring skaleffekten för ofyllda och råa bergsprickor har en konceptuell modell utvecklats. Modellen är baserad på antaganden om att kontaktpunkterna mellan sprickans över- och underyta uppträder på de oregelbundheter på sprickytan med störst lutning mot skjuvriktningen samt att den totala kontaktytan kan beskrivas med adhesionsteori. Vidare används fraktalteori i syfte att idealisera sprickytans råhet som ett stort antal oregelbundheter som överlagrar varandra. Baserat på förändringar i kontaktpunkternas storlek och antal föreslår modellen att skaleffekten inte uppträder för alla typer av sprickor. Enligt modellen existerar ingen skaleffekt för sprickor med en perfekt passning, medan en tydlig skaleffekt uppträder för ofyllda och råa sprickor med en dålig passning.

Rent praktiskt innebär detta att i berggrunder med ofyllda och råa sprickor är det sprickor med stor apertur som är mest kritiska för glidstabiliteten av betongdammar. Detta eftersom dessa sprickor har den största utbredningen och samtidigt den lägsta skjuvhållfastheten.

I syfte att undersöka skaleffekten ytterligare genomfördes arton skjuvförsök i olika skalor. Alla prov togs från berggrunden vid Långbjörn kraftstation. Skaleffekter observerades, men inga säkra slutsatser kunde dras då sprickytorna på proverna i olika skala delvis hade olika egenskaper. Tre prov användes i syfte att undersöka om den konceptuella modellen kunde användas till att uppskatta skjuvhållfastheten i olika skalor. Resultaten från denna jämförelse tyder på att modellen kan användas för att uppskatta skjuvhållfastheten för prover med oskadad yta, medan prover med en skadad (vittrad) yta inte följer de mekanismer som antagits i den konceptuella modellen.

## SUMMARY

A theoretical and test-based study on the shear strength of unfilled and rough rock joints have been carried out at the department of Soil and Rock Mechanics, Royal Institute of Technology. The aim of the study was to increase the understanding about the conceptual behaviour that results in a scale effect of the shear strength with an increased sample size. The study started since safety evaluations of existing concrete dams in Sweden have shown difficulties to determine which shear resistance that can be accounted for when persistent horizontal or sub-horizontal joints are present in the rock foundation.

Several failure criteria exist to express the shear strength for unfilled and rough rock joints. However, these criteria do not in general consider a possible scale effect which means that the shear strength could be lower at larger scales. Some suggestions exist for how a possible scale effect could be considered, but these are mainly based on empiric grounds. This means that there exists a need of a more detailed and conceptual understanding on the scale effect of rock joints.

In an attempt to increase the understanding on the scale effect of unfilled and rough rock joints, a conceptual model was derived. The model is based on the assumptions that contact points occur at the steepest asperities facing the shear direction and that their total area could be expressed with adhesion theory. Fractal theory is used in order to idealize the surface roughness by superposition of asperities at different scales. Based on changes in the size and number of contact points, the conceptual model suggests that the scale effect does not occur for all types of rock joints. Perfectly mated joints are suggested to not exhibit any scale effect while a considerable scale effect could be expected for unmated joints.

The practical implications from this, for foundations with unfilled joints, is that unmated joints with large aperture are most critical for the sliding stability of concrete dams, since these joints probably are the ones with longest persistence and lowest shear strength.

In order to study the scale effect of rock joints further, eighteen shear tests at different scales were performed. All of the samples were taken from the rock foundation at Långbjörn hydropower station. Possible scale effects could be observed, but no firm conclusions could be made, mainly due to different surface characteristics of the tested joints. Three of the samples were also used to investigate the accuracy of the conceptual model. This investigation revealed that it may be necessary to distinguish between weathered and unweathered joints, since the distribution of contact points appears to become more randomly distributed for a weathered joint which in turn results in lower friction angles.

## BETECKNINGAR

### Romerska Bokstäver

$A_c$	verklig kontaktarea [m <sup>2</sup> ]
$A_{c,p}$	potentiellt kontaktareaförhållande [-](Grasselli 2001)
$A_o$	maximalt kontaktareaförhållande (Grasselli 2001)
$a$	amplitudkonstant baserad på oregelbundheternas baslängd
$C$	råhetsparameter (Grasselli 2001)
$COV$	variationskoefficient definierad som förhållandet mellan standardavvikelse och medelvärde
$H$	Hurst exponent [-]
$h_{asp}$	höjd på oregelbundhet [mm]
$i$	dilatationsvinkel, lutning på oregelbundhet [°]
$i_g$	dilatationsvinkel i kornskala [°]
$i_n$	dilatationsvinkel i full skala [°]
$k$	passningskonstant [-]
$L$	längd [m]
$L_{asp}$	baslängd på oregelbundhet [mm]
$L_{asp,g}$	baslängd på oregelbundhet i kornskala [mm]
$L_{asp,max}$	maximal baslängd på oregelbundhet för provet [mm]
$L_{asp,n}$	baslängd på oregelbundhet för sprickan [mm]
$L_g$	längd på kornskala [mm]
$L_n$	provets längd [mm]
$n$	antal [-]
$Z_2$	medelvärde på lutning av oregelbundheter över olika mätlängder för provet [-]

### Grekiska Bokstäver

$\Delta x$	mätavstånd [mm]
$\delta_{asp,max}$	approximativ relativ skjuvförskjutning för minimal passning [mm]
$\delta_{i,max}$	skjuvförskjutning för en maximalt opassad spricka [mm]
$\delta_{i,min}$	skjuvförskjutning för en perfekt passad spricka
$\delta_{s,p}$	skjuvförskjutning vid maximal skjuvhållfasthet [mm]
$\theta^*_{max}$	maximal lutningsvinkel för oregelbundhet mot skjuvriktningen [°] (Grasselli 2001)
$\theta^*$	uppmätt lutningsvinkel mot skjuvriktningen [°] (Grasselli 2001)
$\sigma_{ci}$	enaxiell tryckhållfasthet för intakt berg [MPa]
$\sigma_n$	normalspänning [MPa]
$\sigma'_n$	effektiv normalspänning [MPa]
$\tau$	skjuvspänning [MPa]
$\tau_p$	maximal skjuvhållfasthet [MPa]
$\phi$	friktionsvinkel [°]
$\phi_b$	basfriktionsvinkel [°]

**INNEHÅLLSFÖRTECKNING**

<b>1. INLEDNING.....</b>	<b>1</b>
<b>2. KONCEPTUELL MODELL FÖR MAXIMAL SKJUVHÅLLFASTHET AV RÅA OCH OFYLLDA BERGSPRICKOR.....</b>	<b>2</b>
2.1 Konceptuell modell.....	2
2.2 Verifierande analyser.....	7
<b>3. SAMMANFATTNING AV RESULTAT FRÅN UTFÖRDA SKJUVFÖRSÖK.....</b>	<b>11</b>
3.1 Inledning.....	11
3.2 Resultat från skjuvförsök.....	13
3.3 Mätning av ytråhet med optisk scanning.....	16
3.4 Implementering av konceptuell modell.....	22
3.5 Diskussion om passningskonstanten.....	24
<b>4. SAMMANFATTNING OCH SLUTSATSER.....</b>	<b>27</b>
<b>5. FÖRSLAG TILL FORTSATT FORSKNING.....</b>	<b>29</b>
<b>ERKÄNNANDEN/ACKNOWLEDGEMENTS.....</b>	<b>30</b>
<b>REFERENSER.....</b>	<b>31</b>





## 1. INLEDNING

Att kunna uppskatta skjuvhållfastheten för sprickplan är väsentligt för att ha möjlighet att bedöma stabiliteten av belastade bergmassor. Ett antal olika brottkriterier har föreslagits för att uppskatta skjuvhållfastheten för råa, ofyllda sprickor. En begränsning med dessa kriterier är att de i första hand är framtagna för mindre sprickplan i laboratorieskala.

De förslag som existerar hur en möjlig skaleffekt ska beaktas skiljer sig kraftigt. Papaliangas (1996) föreslår exempelvis att man ska bortse från bidraget av sprickans råhet, d.v.s. dilatationsvinkeln försummas, och enbart räkna med ett basvärde på sprickans friktionsvinkel. Detta förefaller emellertid något konservativt med hänsyn till de resultat som tagits fram genom att bakåtanalysera släntskred i berg (Patton 1966 och McMahon 1986). Dessa analyser visar att dilatationsvinklar på mellan 0 och 15° kan förväntas vid brott i större sprickplan.

Barton och Bandis (1982) föreslår att hållfastheten ska reduceras ner till ett sprickplan som kan antas motsvara den genomsnittliga blockstorleken i bergmassan. Detta antagande bygger emellertid på att individuella block kan rotera och ställa in sig på ett sådant sätt att sprickplanets överyta kommer helt i kontakt med dess underyta. Ett sådant antagande är inte självklart om glidning exempelvis sker i ett sprickplan under en betongdamm eller en annan större konstruktion.

Den största nackdelen med ovanstående metoder är att de i första hand är baserade på empiriska samband. Under vilka förutsättningar som de kan användas är oklart eftersom en detaljerad förståelse om de grundläggande mekanismerna bakom skaleffekten saknas. Det kan därför konstateras att en ökad förståelse krävs i frågan.

I denna rapport presenteras en sammanfattning av det doktorandprojekt som utförts av Johansson (2009) med inriktning på ovanstående frågeställning. Först presenteras en konceptuell modell som tagits fram för att beskriva skjuvhållfastheten i olika skalor för råa och ofyllda bergsprickor. Därefter presenteras en sammanfattning av resultaten från utförda skjuvförsök. Sammanfattning och slutsatser av det utförda arbetet presenteras. Slutligen ges förslag till fortsatt forskning inom området.



## 2. KONCEPTUELL MODELL FÖR MAXIMAL SKJUVHÅLLFASTHET AV RÅA OCH OFYLLDA BERGSPRICKOR

### 2.1 Konceptuell modell

Den totala friktionsvinkeln för en rå, ofylld spricka kan indelas in två delar. Den första delen har sitt ursprung från en jämn men mikroskopiskt rå yta och benämns sprickans basfriktionsvinkel,  $\phi_b$ . Den andra delen har sitt ursprung från den makroskopiska råheten och benämns dilatationsvinkel,  $i_n$ . Basfriktionen är konstant medan det är förändringar i dilatationsvinkeln som gör att total friktionsvinkel varierar med spänning och sprickplanens storlek, se exempelvis Papaliangas (1996).

För den jämna men mikroskopiskt råa ytan kommer kontaktpunkter bildas där sprickans ojämnheter från över- och underyta kommer i kontakt med varandra. Vid dessa kontaktpunkter är spänningen så hög att sprickytans tryckhållfasthet uppnås. Till följd av detta kan det verkliga förhållandet för kontaktarean,  $A_c$ , uttryckas som kvoten mellan den effektiva normalspänningen,  $\sigma'_n$ , och sprickytans enaxiella tryckhållfasthet,  $\sigma_{ci}$ .

$$A_c = \frac{\sigma'_n}{\sigma_{ci}} \quad (2.1)$$

Vid dessa kontaktpunkter kommer ytorna att ”svetsas” samman och bilda adhesionsbindningar. Skjuvhållfastheten har sitt ursprung från de krafter som krävs för att bryta dessa bindningar. Detta innebär att friktionen kan uttryckas som en kvot mellan summan av adhesionskrafterna för kontaktpunkterna och sprickytans brottspänning. Denna teori, benämnd adhesions-teorin föreslogs av Terzaghi (1925) och visades senare kunna beskriva friktionsbeteendet för en mängd olika material (Bowden och Tabor 1950, 1964). Mekanismen ligger sannolikt bakom den konstanta delen av friktionsvinkeln i alla brottkriterier.

Den andra delen av friktionsvinkeln som har sitt ursprung från en makroskopiskt rå sprickyta är mer komplex. Det kan antas att adhesions-teorin fortfarande är giltig, men hur sprickytans ojämnheter går till brott styr råhetens bidrag till den totala friktionsvinkeln. In princip är tre olika typer av brott möjliga för ojämnheter; (1) glidning över ojämnheter; (2) skjuvning eller krossning av ojämnheter; och (3) dragbrott av ojämnheter. Jämviktsbetraktelser för en geometrisk idealiserad ojämnheter har visat att skjuvning eller krossning av ojämnheter samt dragbrott inträffar då ojämnheterens lutningsvinkel är stor (Johansson 2009).

För ojämnheter med lägre lutningsvinklar är glidning den främsta brottmekanismen. För hårda bergarter förfaller gränsen mellan glidning och skjuvning av ojämnheter till omkring  $35^\circ$ . Detta innebär att glidning är den dominerande brottmekanismen för ojämnheter, speciellt för större sprickplan då lutningsvinkeln på kontaktpunkternas ojämnheter är lägre. Som en följd av detta kan dilatationsvinkeln uttryckas som den genomsnittliga lutningsvinkeln på kontaktpunkternas ojämnheter. Den maximala

skjuvhållfastheten,  $\tau_p$ , för råa, ofyllda, sprickplan kan därmed beskrivas med följande ekvation såsom föreslagits av Patton (1966):

$$\tau_p = \sigma'_n \cdot \tan(\phi_b + i_n) \quad (2.2)$$

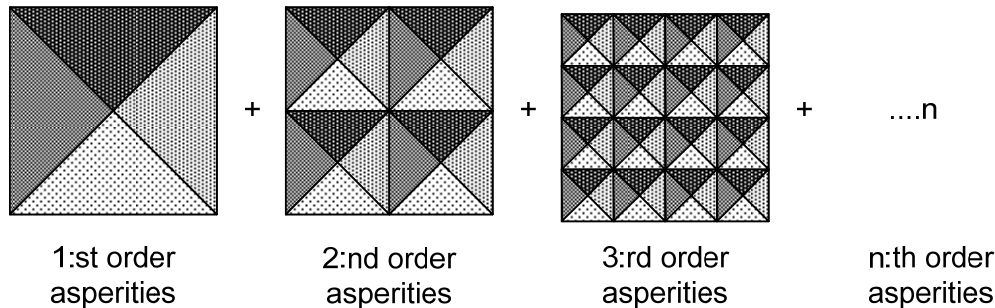
där  $\phi_b$  är sprickplanets basfriktionsvinkel och  $i_n$  är dess dilatationsvinkel.  $\sigma'_n$  är den effektiva normalspänningen.

Det har visats att råa sprickytor i de flesta fall kan korreleras mot en fraktalmodell och att det finns en relation i skalningen mellan ojämnheternas höjd och längd, se exempelvis Mandelbrot (1983); Brown och Scholz (1985); Kulatilake et al. (1995) och (1997); Lanaro (2001) och Fardin (2003). Det är därför möjligt att uttrycka skalningen mellan ojämnheternas höjd och längd enligt följande:

$$h_{asp} = a \cdot L_{asp}^H \quad (2.3)$$

där  $h_{asp}$  är ojämnheternas höjd och  $L_{asp}$  är deras baslängd.  $a$  är en amplitudparameter baserad på ojämnheternas baslängd och  $H$  är lika med Hurst exponenten. För sprickor i berg ligger  $H$  vanligtvis omkring 0,8.

Att ytan kan korreleras mot en fraktalmodell innebär att det är möjligt att idealisera sprickytan som ett stort antal ojämnheter i olika skalor som överlagras varandra, se Figur 2.1. Intervallet som ytan kan betraktas som fraktal kan antas sträcka sig från en kornskala, såsom föreslagits av (Brown och Scholz 1985) upp till en möjlig stationär tröskel på råheten. Enligt mätningar av exempelvis Fardin (2003) kan den stationära tröskeln uppträda vid skalor på omkring 3 m. Om denna tröskel existerar för alla typer av sprickplan är emellertid oklart. Den har därför uteslutits i efterföljande text.



Figur 2.1 Idealiserad beskrivning av ytans råhet. *Idealized description of surface roughness.*

Genom ojämnheternas geometri kan dilatationsvinkeln också beräknas enligt:

$$i = \arctan\left(\frac{h_{asp}}{0,5 \cdot L_{asp}}\right) \quad (2.4)$$

Grasselli (2001) föreslog följande empiriska uttryck för att beskriva det potentiella kontaktareaförhållandet,  $A_{c,p}$ , för råa, perfekt passade och ofyllda sprickytor:

$$A_{c,p} = A_o \left[ \frac{\theta_{\max}^* - \theta^*}{\theta_{\max}^*} \right]^C \quad (2.5)$$

Där  $A_o$  är den maximalt möjliga kontaktareaförhållandet mot skjuvriktningen.  $\theta_{\max}^*$  är den maximalt uppmätta lutningsvinkeln för ojämnheter på sprickytan mot skjuvriktningen och  $\theta^*$  är den uppmätta lutningsvinkeln på ojämnheter mot skjuvriktningen.  $C$  är en råhetsparameter som beskriver kurvans konkavitet.

Med utgångspunkt från ovanstående ekvation kan dilatationsvinkeln för en perfekt passad sprickyta tecknas utifrån följande resonemang baserat på adhesione teorin. När skjuvningen påbörjas för en perfekt passad, rå och ofylld spricka utsatt för en normallast kommer ojämnheter först att deformeras elastiskt. På samma gång ökar spänningen vid de initiella kontaktpunkterna och når snabbt sprickytans tryckhållfasthet. Vid detta tillfälle kommer de minsta ojämnheter som stupar mot skjuvriktningen att krossas eftersom den potentiella kontaktarean för dessa klackar är för liten för att bära lasten. Denna process fortsätter successivt tills dess att den lutning av ojämnheter uppnått då potentiella kontaktareaförhållandet blir lika stor som det verkliga förhållandet för kontaktarean. Vid denna kontaktarea, då jämvikt uppnås mellan det potentiella och verkliga kontaktareaförhållandet, finns en motsvarande lutningsvinkel på ojämnheter som kommer resultera i en dilatationsvinkel. Genom ekvation 2.1 och 2.5 fås:

$$i_g = \theta_{\max}^* - 10^{\frac{\log \frac{\sigma_n'}{\sigma_{ci}} - \log A_o}{C}} \cdot \theta_{\max}^* \quad (2.6)$$

Där  $i_g$  betecknar dilatationsvinkeln i kornskala för en perfekt passad, rå, ofylld spricka. Ekvationen förutsätter att förhållandet för potentiell kontaktarea bestäms med en sådan upplösning som kan antas representera kornskalan.

Vid förändringar i dilatationsvinkeln för större sprickplan har det observerats att kontaktpunkternas storlek ökar, se exempelvis Bandis (1980) och Yoshinaka et al. (1993). Det kan därför antas att det är dessa förändringar i kontaktpunkternas storlek och antal som ligger bakom förändringar i dilatationsvinkeln.

Adhesionsteorin förutsätter att under en konstant normalspänning är förhållandet mellan verklig kontaktarea och sprickytans area konstant vid alla sprickstorlekar. För en perfekt passad spricka kan det antas att antalet kontaktpunkter kommer öka proportionellt med sprickytans area, eftersom parametrarna för det potentiella kontaktareaförhållandet enligt författarens erfarenhet i princip inte förändras med en ökad storlek på sprickplanet om upplösningen är konstant. När detta inträffar kommer ingen skaleffekt att observeras. Om ett sprickplan däremot är maximalt opassat, exempelvis till följd av

att en förskjutning ägt rum mellan dess över och underyta, kan det antas att antalet kontaktpunkter kommer vara konstant vid olika storlekar på sprickplanet. Detta eftersom det kan antas att maximal baslängd för ytans största ojämnheter är proportionell mot sprickplanetens längd. För dessa typer av sprickor kommer en full skaleffekt att observeras. Om kvadratiska kontaktpunkter antas kan denna förändring uttryckas som.

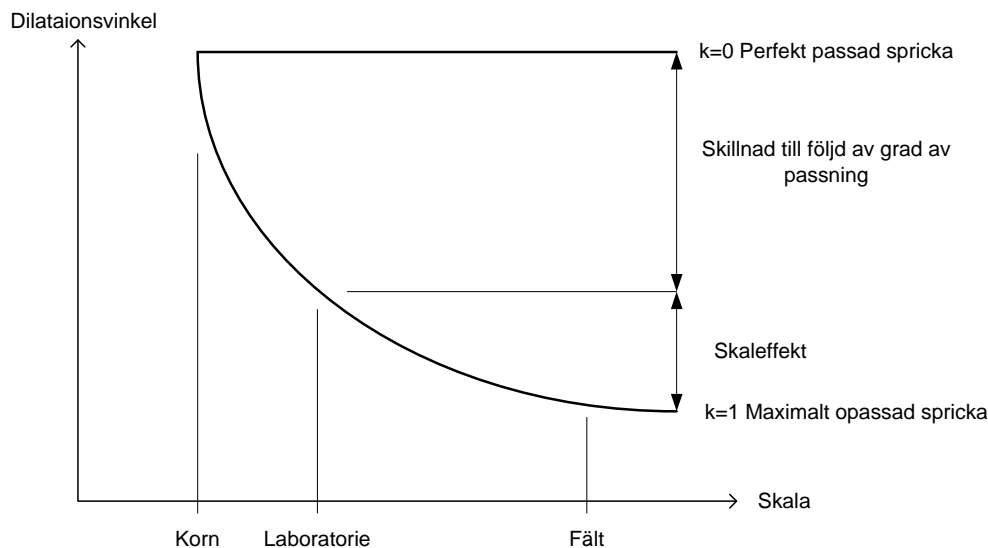
$$L_{asp,n} = L_{asp,g} \cdot \left( \frac{L_n}{L_g} \right)^k \quad (2.7)$$

Där  $L$  är längden på sprickplanet och  $L_{asp}$  är längden på ojämnheternas bas. Underbenämningen (g) representerar en kornskala och (n) den betraktade storleken på sprickplanet.  $k$  är en konstant som varierar mellan 0 och 1 beroende på grad av passning. För en perfekt passad spricka är  $k=0$  och för en maximalt opassad spricka är  $k=1$ .

Genom att utgå från uttrycket för dilatationsvinkeln i kornskala (ekvation 2.6) och kombinera den med ekvation 2.3, 2.4 och 2.7 kan dilatationsvinkeln vid olika storlekar på sprickplanet och grader av passning uttryckas som:

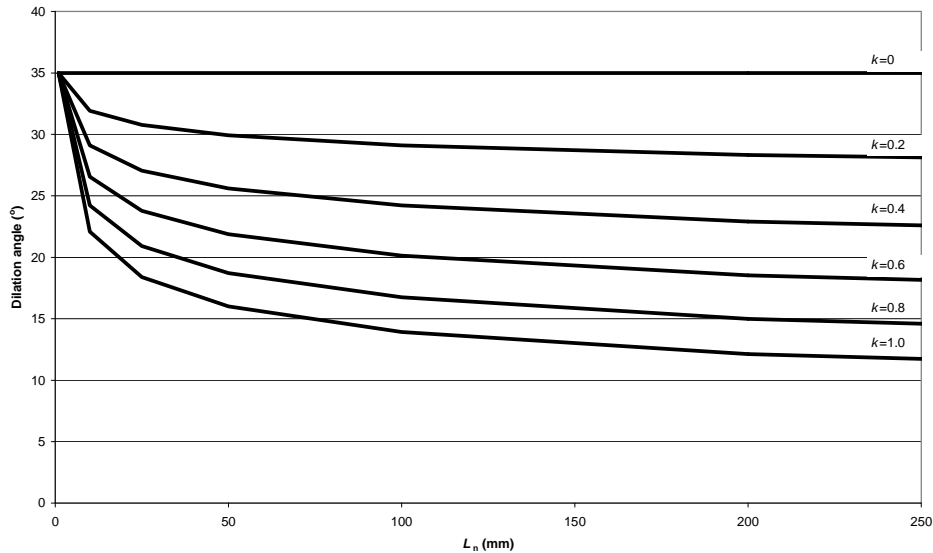
$$i_n = \left( \theta_{\max}^* - 10 \frac{\log \frac{\sigma'_n}{\sigma_{ci}} - \log A_o}{C} \cdot \theta_{\max}^* \right) \cdot \left( \frac{L_n}{L_g} \right)^{kH-k} \quad (2.8)$$

Det konceptuella beteendet för dilatationsvinkeln kan summeras enligt Figur 2.2.

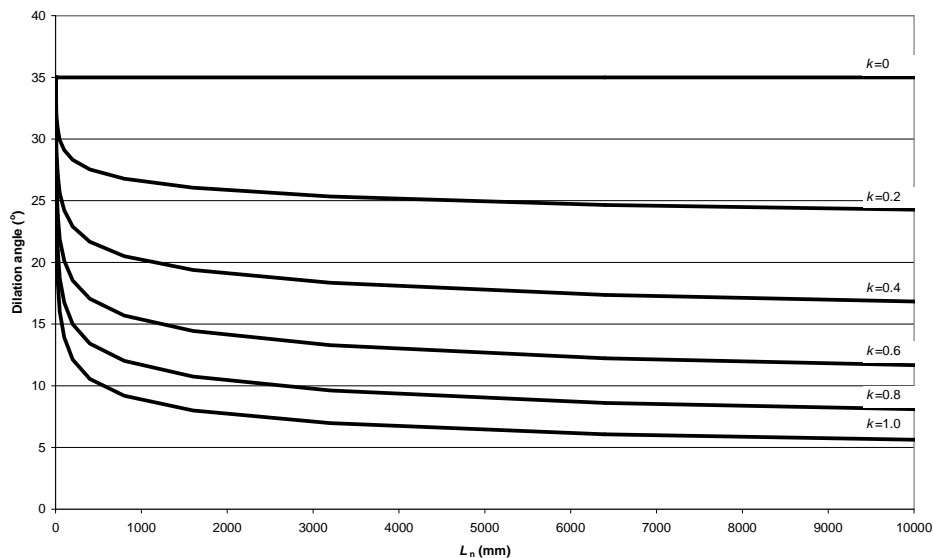


Figur 2.2 Konceptuellt beteende för dilatationsvinkeln vid olika skalor och grader av passning. *Conceptual behaviour of the dilation angle at different scales and matedness.*

Ett exempel på hur beteendet för dilatationsvinkeln för en rå, ofylld spricka förändras vid olika skalor och grader av passning har analyserats med hjälp av ekvation 8. I detta exempel har dilatationsvinkeln för en perfekt passad spricka antagits vara  $35^\circ$  vid en konstant normalspänning. Kornstorleken för det intakta berget har antagits vara 1 mm. Hurst exponent har antagits till 0.8. Resultaten presenteras i Figur 2.3 och 2.4.



Figur 2.3 Exempel på förändringar i dilatationsvinkeln vid olika grader av passning upp till en skala på 250 mm. *Example of changes in the dilation angle at different degrees of matedness up to a scale of 250 mm.*



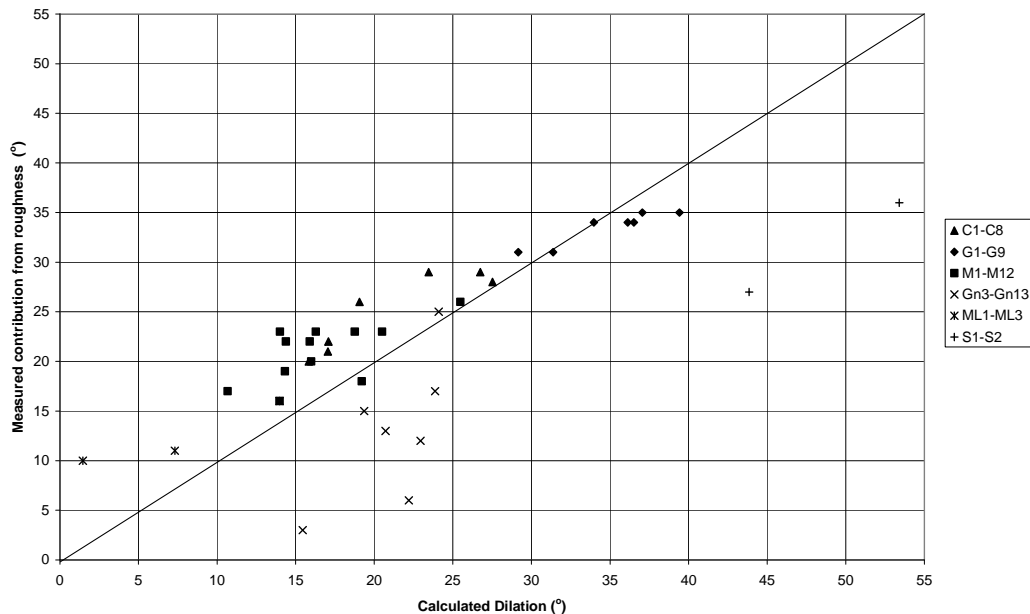
Figur 2.4 Exempel på förändringar i dilatationsvinkeln vid olika grader av passning upp till en skala på 10 000 mm (Ingen stationär tröskel på råheten medräknad). *Example of changes in the dilation angle at different degrees of matedness up to a scale of 10 000 mm (No stationary threshold for the roughness included).*



## 2.2. Verifierande analyser

I syfte att undersöka om den konceptuella modellen verkligen fångar de grundläggande mekanismerna bakom den maximala skjuvhållfastheten har ett antal beräkningar genomförts för att undersöka detta. Dessa beräkningar består av två delar; en del som undersöker om adhesionsteorin i kombination med mätningar av ytans råhet kan användas för att beräkna dilatationsvinkeln för en spricka i liten skala; och en del som undersöker om Hurst exponent,  $H$ , tillsammans med passningskonstanten,  $k$ , kan användas för att beskriva förändringar i dilatationsvinkeln vid ökad storlek på sprickplanen.

Grasselli (2001) genomförde ett stort antal skjuvförsök på draginducerade och perfekt passade sprickor i skalan 140x140 mm. Det faktum att de är perfekt passade innebär att passningskonstanten  $k$  kan antas till 0. Vidare bestämde Grasselli (2001) parametrar för den potentiella kontaktarean med en upplösning på 0.3x0.3 mm. Det har i dessa beräkningar antagits att denna upplösning representerar en kornskala för det intakta berget på sprickytan. Genom att använda ekvation 2.6 har dilatationsvinkeln beräknats och jämförts med uppmätta värden från försöken. Resultaten redovisas i Figur 2.5.



Figur 2.5 Beräknad dilatation enligt ekvation 6 jämfört med uppmätt dilatationsvinkel från skjuvförsök av Grasselli (2001). *Calculated dilatation with the conceptual model at laboratory scale compared to measured contribution to the friction angle from roughness in Grasselli's (2001) samples.*

Om resultaten i Figur 2.5 studeras kan tre saker observeras. För det första förefaller beräknad dilatationsvinkel överensstämma bra med den uppmätta. Glidning över ojämnheter är den dominerande brottmekanismen upp till 35°. Därefter börjar de avvika från det beräknade beteendet. Ett förväntat beteende enligt de jämviktsberäkningar av en idealiserad ojämnhet som författaren har genomfört. Endast

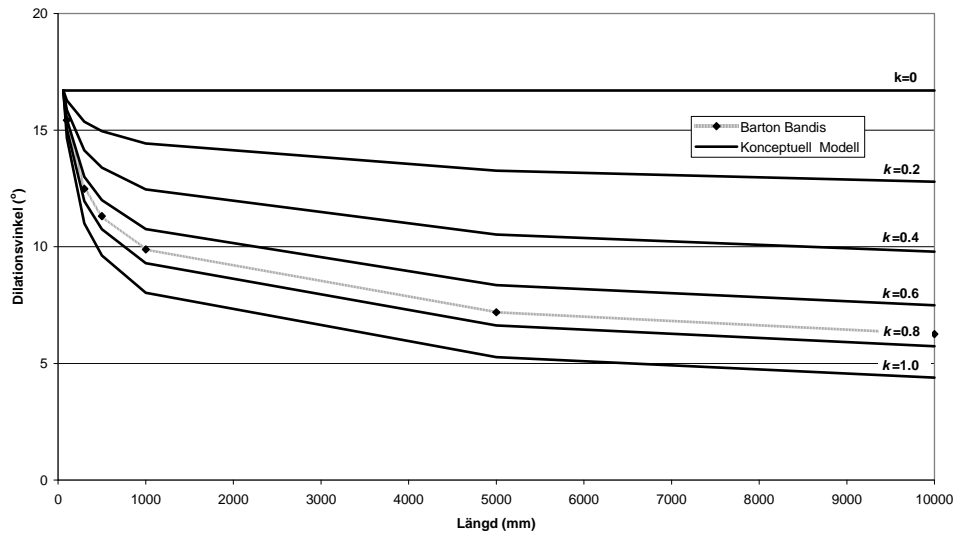
några få prov med dilatationsvinklar som överstiger  $35^\circ$  har emellertid genomförts av Grasselli (2001) och det är svårt att dra några säkra slutsatser kring detta.

För det andra kan det ses att gnejsproverna (Gn3-Gn13 i Figur 2.5) tydligt avviker från förväntat beteende. Orsakerna till detta är oklar, men det kan bero på att den enaxiella tryckhållfastheten är anisotropisk till följd av en möjlig foliation i gnejsen.

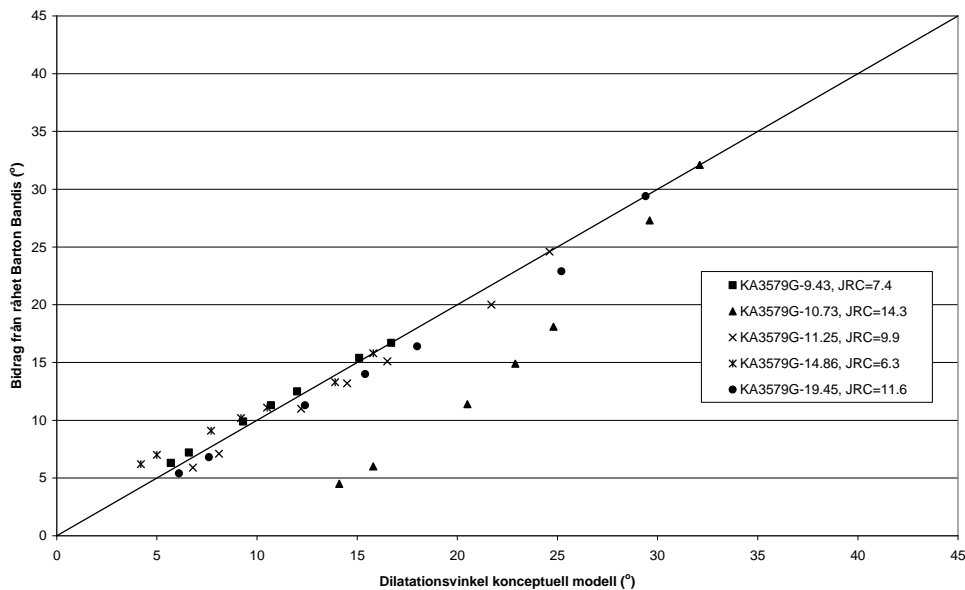
För det tredje kan det observeras att beräknad dilatationsvinkel är något mindre än observerad. Flera möjliga orsaker finns detta. Dels kan sprickans basfriktionsvinkel,  $\phi$ , ha underskattats. Dels är det möjligt att sprickytans hållfasthet är högre än den antagna. Det är känt att tryckhållfastheten för intakt berg kan vara skalberoende såsom föreslagits av Hoek and Brown (1980), Barton (1987) and Wagner (1987). Det är därför möjligt att kontaktpunkternas hållfasthet är högre än den antagna, vilket skulle ge en högre beräknad dilatationsvinkel. Det kan också vara så att den upplösning som Grasselli använt vid den optiska skanningen av ytan inte representerar kornstorleken korrekt.

Ovanstående resultat visar att det är möjligt att uppskatta dilatationsvinkeln för en perfekt passad spricka baserat på kontaktteori och mätningar av det potentiella kontaktareaförhållandet enligt Grasselli (2001). Glidning över ojämnheter är den dominerande brottmekanismen.

För att kunna undersöka om den konceptuella modellen beskriver förändringar i dilatationsvinkeln på ett korrekt sätt krävs genomförda skjuvförsök i olika storlekar där Hurst exponent bestämts samt att potentiell kontaktarea och grad av passning bestämts. Några sådana data finns i nuläget inte tillgängliga, vilket gör att en verifiering av modellen är svår att utföra. För att kunna genomföra någon form av jämförelse har fem skjuvprover som Lanaro (2001) genomfört på borrhärdar med diametern 61 mm använts. Proverna bestod av Äspödjorit med inslag av finkornig granit. Alla resultaten från skjuvförsöken fanns inte publicerades, utan erhöles genom personlig kommunikation. Anpassning av resultaten till sprickplan av större storlek genomfördes genom att använda Barton och Bandis (1982) föreslagna ekvationer för anpassning av dilatationsvinkeln till en större skala. Utifrån Lanaros provresultat har  $JRC$  bestämts genom bakåtberäkning.  $JCS$  antogs överensstämmande med genomsnittlig enaxiell tryckhållfasthet för proverna (195 MPa). Hurst exponent bestämdes av Lanaro (2001) för proverna och varierar mellan 0,615 till 0,799. Däremot har ingen bestämning av parametrar för det potentiella kontaktareaförhållandet och ingen uppskattning av sprickans passning genomförts. Detta innebär att det endast är möjligt att genomföra en indirekt jämförelse mellan modellen och verkligt utfall. Dilatationsvinkeln,  $i_n$ , har baserats på resultat från Lanaros skjuvförsök och passningskonstanten  $k$  har varierats. Förhållandet  $L_n/L_g$  har utgått från provskalan 61 mm. Detta är, som tidigare sagts, ingen direkt verifiering, men jämförelsen kan indikera om modellen reducerar dilatationsvinkeln på ett sätt som överensstämmer med Barton och Bandis (1982) ekvationer samt vilken grad av passning sprickorna hade som låg till grund för deras ekvationer. Resultaten från jämförelsen visas i Figur 2.6 och 2.7.



Figur 2.6 Jämförelse av uppskattade dilatationsvinklar för Lanaros prov KA3579G-9.43 i olika skalor mellan den konceptuella modellen och Barton Bandis empiriska ekvationer för skaleffekt. *Comparison of dilation angles for Lanaro sample KA3579-9.43 at different scale estimated with the conceptual model and the equations suggested by Barton and Bandis (1982) to account for scale effects.*



Figur 2.7 Uppskattade dilatationsvinklar med konceptuell modell baserat på Lanaros prover då  $k=0.8$  i skalorna 0,061 m, 0,1 m, 0,3 m, 1 m, 5 m och 10 m jämförda med värden beräknade med Barton and Bandis (1982) ekvationer för skalkorrigerig. *Estimated dilation angles with the conceptual model based on Lanaro's samples with  $k=0.8$  at the scales 0.061 m, 0.1 m, 0.3 m, 1 m, 5 m, and 10 m compared against values predicted with Barton Bandis (1982) equations for scale correction.*

Såsom resultaten i Figur 2.5 och 2.6 visar uppskattar den konceptuella modellen förändringar i dilatationsvinkeln som överensstämmer med Barton och Bandis (1982) empiriska ekvationer vid ett  $k=0,8$ .

Det är intressant att notera att Barton och Bandis använder en skalkorrektion för både  $JRC$  och  $JCS$ , medan den konceptuella modellen endast använder sig av förändringar i lutningsvinkeln för kontaktpunkternas ojämnheter och grad av passning. Det är möjligt att effekten av en sämre passning med ökad skala har tolkats av Barton och Bandis (1982) som ett bevis på ett möjligt skalberoende för parametern  $JCS$ . Om det verkligen finns ett skalberoende för sprickytans hållfasthet, och hur stort detta är, kan inte avgöras genom dessa analyser.

Värt att notera är även att Barton och Bandis modell för prov KA3579G-10.73 förefaller underskatta dilatationsvinkeln för större sprickplan. Detta har sin förklaring i att deras modell inte bör användas för skalor större än blockstorleken, speciellt inte vid höga värden på  $JRC$ .



### 3. SAMMANFATTNING AV RESULTAT FRÅN UTFÖRDA SKJUVFÖRSÖK

#### 3.1 Inledning

I detta kapitel presenteras resultaten från 22 skjuvförsök. Samtliga skjuvförsök är utförda på bergsprickor tagna från berggrunden vid Långbjörn kraftstation. I försöken användes prover i olika skalor från 42 mm upp till 700 mm. De huvudsakliga syftena med försöken var dels att uppskatta den maximala skjuvhållfastheten i de flacka bankningsplan som finns belägna i berggrunden under dammen, se Figur 3.1, och dels att undersöka om någon skaleffekt kunde observeras.

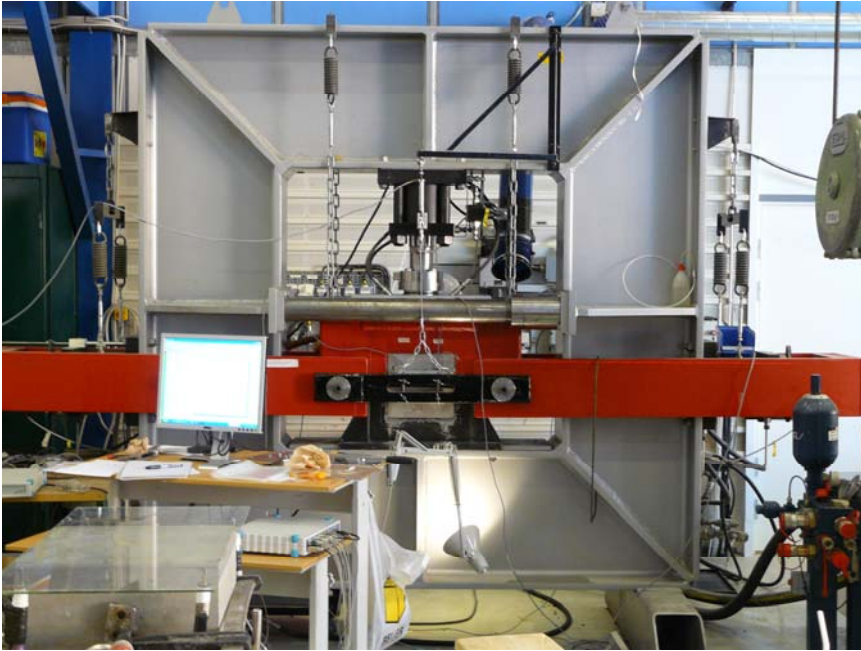


Figur 3.1 Foto som visar förekomsten av flacka sprickplan i utloppskanalen vid Långbjörns kraftstation. *Photo of persistent relaxation joints in the tailrace channel at Långbjörn hydropower station.*

På uppdrag av VBB Anläggning utfördes fyra av proverna år 2000 vid avdelningen för jord- och bergmekanik på KTH (VBB Anläggning 2000). Dessa prov genomfördes på borrhärlor där två av proverna hade diametern 42 mm och två hade diametern 62 mm. Ytterligare tre prover på borrhärlor med diametern 62 mm utfördes vid statens provningsanstalt, SP. Fjorton prover utfördes i en skjuvbox belägen vid Luleå Tekniska Universitet, se figur 3.2. Av dessa prover var sju stycken i skala 125x125 mm och sju i skala 250x250 mm. Dessutom genomfördes ett *in-situ* försök på ett utsågat bergblock i närheten av dammen. Ett foto som visar försöksuppställningen kan ses i Figur 3.3. För en mer utförlig beskrivning av de utförda skjuvförsöken hänvisas till Johansson (2009).

Samtliga skjuvprover genomfördes under en konstant normalspänning i intervallet 0,5 till 1,0 MPa i syfte att efterlikna spänningstillståndet under dammen samt möjliggöra en jämförelse i skjuvmotstånd vid olika skalor utan inverkan av en varierande normallast.

På tre av proverna genomfördes optisk scanning i syfte att karaktärisera sprickytans råhet. Scanningen genomfördes på ett prov i skala 125 mm och på ett prov i skala 250 mm samt för *in-situ* försöket. Med hjälp av data från scanningen över sprickytans råhet möjliggjordes även en implementering av den konceptuella modellen vilken presenteras i slutet i kapitlet.



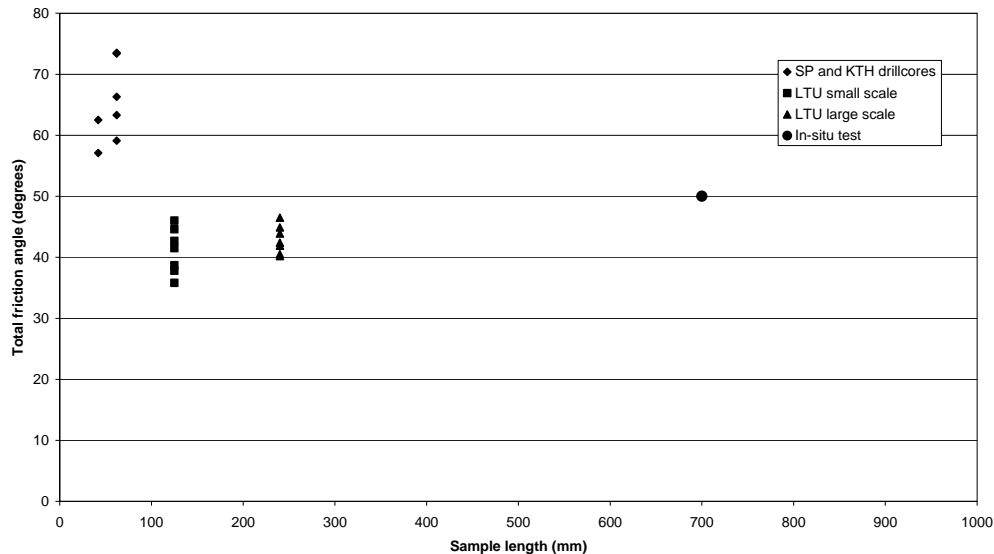
Figur 3.2 Foto på skjuvboxen vid Luleå Tekniska Universitet. *Photo of the direct shear box at Luleå Technical University.*



Figur 3.3 Foto på utfört *in-situ* försök. *Photo of the in-situ test site.*

### 3.2 Resultat från skjuvförsök

En sammanfattning över alla försök som visar maximal friktionsvinkel vid olika skalor presenteras i Figur 3.4. Studeras resultaten i Figur 3.4 kan det observeras att resultaten från försök utförda på borrhärdor uppvisar en högre maximal friktionsvinkel än de övriga försöken. Däremot är total friktionsvinkel för försöken i skala 125 och 240 mm lägre än för *in-situ* försöket i skala 700 mm.

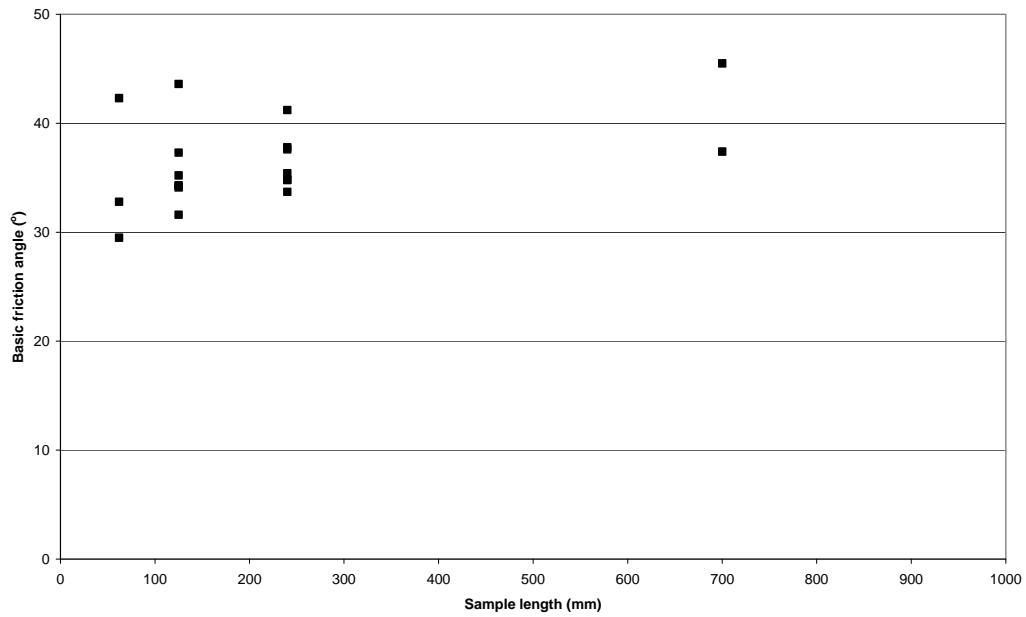


Figur 3.4 Uppmätt maximal friktionsvinkel i utförda skjuvförsök vid olika provskalor. *Peak friction angle for the shear tests at different sample scale.*

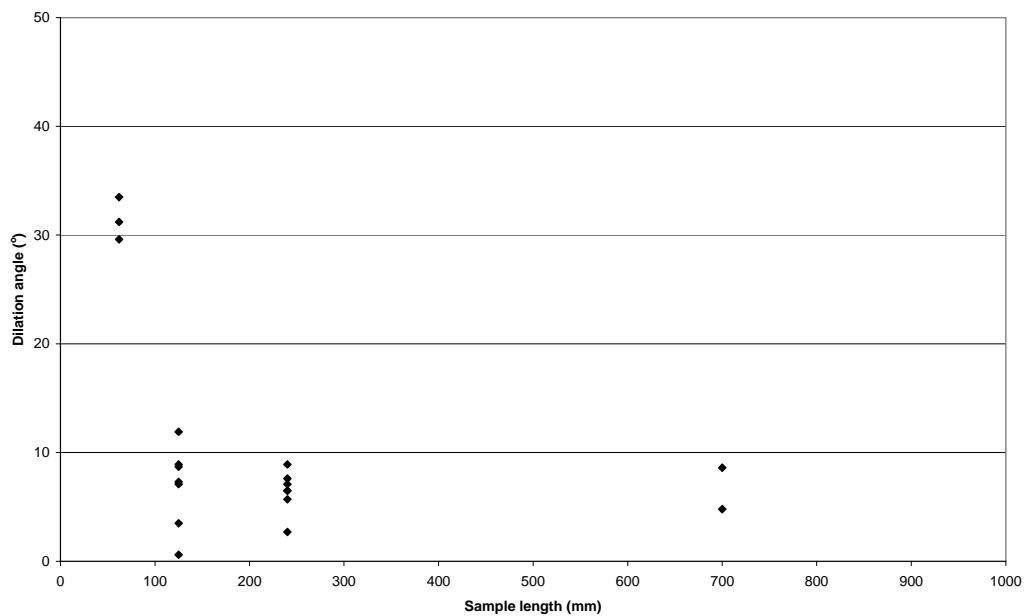
Såsom tidigare diskuterats i kapitel 2 kan maximal skjuvhållfasthet indelas i två komponenter, en basfriktionsvinkel och en dilatationsvinkel. I Figur 3.5 och 3.6 har uppmätt basfriktionsvinkel och dilatationsvinkel från utförda skjuvförsök plottats vid olika provskalor. I dessa två figurer har de fyra skjuvförsök som utfördes av avdelningen för jord och bergmekanik år 2000 exkluderats, eftersom det inte var möjligt att korrekt beräkna dilatationsvinkeln för dessa prover. För *in-situ* försöket bestämdes basfriktionsvinkeln och dilatationsvinkeln vid två olika skjuvdeformationer, dels vid maximal friktionsvinkel och dels vid en residual friktionsvinkel, vilket förklarar de båda punkterna vid skalan 700 mm i Figur 3.5 och 3.6, trots att endast ett försök i denna skala har utförts.

Resultaten i Figur 3.5 bekräftar tidigare antaganden i kapitel 2 att basfriktionsvinkeln är konstant och oberoende av skala. Från Figur 3.6 kan det vidare konstateras att variationer i maximal friktionsvinkel härstammar från förändringar i dilatationsvinkeln. I Tabell 3.1 och 3.2 presenteras medelvärden, standardavvikelse och variationskoefficienter totalt för alla försöken samt vid olika skalor.





Figur 3.5 Uppmätt basfriktionsvinkel vid olika provskalor. *Measured basic friction angles at peak shear strength for different sample lengths.*



Figur 3.6 Uppmätt dilatationsvinkel vid olika provskalor. *Measured dilatation angles at different sample lengths.*

Tabell 3.1 Medelvärde, standardavvikelse och variationskoefficient (COV) för basfriktionsvinkeln för de olika provserierna. *Average value, standard deviation and coefficient of variation for the basic friction angle for the different test series.*

	Borrkärnor	LTU		<i>In situ</i>	Totalt
		125 by 125 mm	240 by 240 mm		
<b>n</b>	3	7	7	1	18
<b>Medel</b>	34.9	35.8	36.5	45.5	36.4
<b>Stdav.</b>	6.6	3.8	2.6	-	4.3
<b>COV</b>	0.19	0.11	0.07	-	0.12

Tabell 3.2 Medelvärde, standardavvikelse och variationskoefficient (COV) för dilatationsvinkeln för de olika provserierna. *Average value, standard deviation and coefficient of variation for the dilation angle for the different test series.*

	Borrkärnor	LTU		<i>In situ</i>
		125 by 125 mm	240 by 240 mm	
<b>n</b>	3	7	7	1
<b>Medel</b>	31.4	6.9	6.4	4.8
<b>Stdav.</b>	2.0	3.7	1.9	-
<b>COV</b>	0.06	0.54	0.30	-

Såsom värdena i Tabell 3.1 visar ligger medelvärdet för basfriktionsvinkeln omkring  $36^\circ$  och variationskoefficienten omkring 0,1. Värdena för dilatationsvinkeln var svårare att tolka. I borrkärneskala är variationskoefficienten endast 0.06. I denna skala genomfördes emellertid endast 3 försök. Om de fyra försöken som genomfördes vid KTH inkluderades, med antagandet att basfriktionsvinkeln var  $36.4^\circ$ , ökar variationskoefficienten till 0.18 och standardavvikelsen till  $5.4^\circ$ . Med dessa fyra proverna inkluderade i serien för borrkärnor, tillsammans med proverna som utfördes vid LTU, kan en trend mot en minskande standardavvikelse observeras med en minskande provskala. Detta kan tolkas som ett resultat från en medelvärdesbildande process över sprickytans oregelbundheter, vilket leder till en minskad spridning med en ökad sprickyta.

Även om proverna kommer från samma berggrund vid Långbjörns kraftstation var det inte möjligt att erhålla prover från sprickor med exakt samma karaktäristiska egenskaper. Detta gör att en slutsats huruvida en eventuell skaleffekt existerar är osäker. Det kan dock konstateras att skjuvförsöken i borrkärneskala uppvisade en väsentligt högre maximal friktionsvinkel än de andra proven i större skalor.

Sammanfattningsvis visar resultaten från utförda skjuvförsök att: (1) maximal friktionsvinkel kan uttryckas som summan av en basfriktionsvinkel och en dilatationsvinkel såsom ursprungligen föreslagits av Patton (1966), (2) basfriktionsvinkeln förefaller vara oberoende av skala vilket överensstämmer med de resultat som presenterats av exempelvis Barton och Choubey (1977), (3) förändringar i den totala friktionsvinkeln vid olika skalor härstammar främst från förändringar i dilatationsvinkeln såsom föreslagits av Papaliangas (1996), (4) en eventuell skaleffekt kan observeras i dilatationsvinkeln eftersom skjuvförsöken i den minsta skalan gav väsentligt högre värden än de andra proverna. Det är emellertid osäkert hur stor denna effekt är eftersom sprickytornas egenskaper var något olika i de olika provserierna

### 3.3 Mätning av ytråhet med optisk scanning

I den konceptuella modellen i kapitel 2 konstaterades det att dilatationsvinkeln härstammar från oregelbundheter på sprickytans över- och underyta som är i kontakt med varandra. Vidare föreslogs att oregelbundheterna på sprickytan kan idealiseras som ett stort antal oregelbundheter i olika skalor som överlagrar varandra. Det konstaterades dessutom att vid skjuvning leder en skjuvdeformation till en koncentrerings av kontaktpunkterna till de brantaste oregelbundheterna mot skjuvriktningen. Den här kontaktarean kan för en perfekt passad och ofylld spricka uttryckas med det potentiella kontaktareaförhållandet,  $A_{c,p}$ , såsom föreslagits av Grasselli (2001). Därutöver antogs det att förändringar i höjd hos oregelbundheterna,  $h_{asp}$ , med avseende på oregelbundheternas baslängd,  $L_{asp}$ , kan beskrivas med en potensfunktion genom att definiera två konstanter benämnda amplitudparameter,  $a$ , och Hurst exponent,  $H$ .

I syfte att analysera dessa parametrar beskrivna ovan genomfördes optisk högupplöst scanning av sprickytorna för tre av proverna, prov S6 i skala 125 mm, prov L7 i skala 250 mm och *in-situ* provet. En bild som visar scanningen av den övre sprickytan vid *in-situ* försöket visas i Figur 3.7. Scanningen genomfördes av Svensk Verktygsteknik i Luleå med systemet ATOS III.



Figur 3.7 Mätning av ytråhet med optisk scanning. *Measurement of surface roughness with optical scanning.*

Under scanningen projiceras olika mönster på objektet som ska mätas vilket fotograferas av två kameror. För att scanna hela ytan är det nödvändigt att genomföra flera olika mätningar från olika vinklar där varje enskild mätning genererar upp till fyra

miljoner datapunkter. Referenspunkter klistras fast på mätkroppen vilket gör det möjligt att positionera alla mätpunkter i ett globalt koordinatsystem. Densiteten på punktmolnet gör det möjligt att uppnå en noggrannhet på  $\pm 50 \mu\text{m}$ .

För proverna S6 och L7 genomfördes scanning an sprickprovets över- och underyta innan skjuvförsöket genomfördes. Därefter passades den övre och undre provkroppen ihop och scanning genomfördes ytterligare en gång. Detta förfarande möjliggör att analysera initiella kontaktpunkter och sprickapertur före skjuvningen. Efter att skjuvförsöket genomförts upprepades den ovan beskrivna förfarandet. På detta sätt möjliggjordes en analys av vilka områden som skadats under skjuvförsöken.

På *in-situ* provet kunde detta förfarande inte användas eftersom sprickytan inte var tillgänglig innan försöket. Därför genomfördes scanning enbart efter genomförandet av skjuvförsöket.

Data från scanningen användes sedan för att återskapa ytan med en upplösning på  $0,5 \times 0,5 \text{ mm}$ . Det har antagits att denna upplösning grovt representerar kornstorleken på graniten. Återskapningen av sprickytan genomfördes med programmet MATLAB (MathWorks 2007). Baserat på de återskapade sprickytorna bestämdes parametrar som beskriver det potentiella kontaktareaförhållandet tillsammans med parametrar som beskriver skalförhållandet mellan oregelbundheternas höjd och baslängd vid olika mätskalor. Resultaten från dessa analyser presenteras nedan. Analys av apertur och skador på sprickytan till följd av skjuvningen presenteras inte i denna rapport. Se Johansson (2009) för en analys av dessa parametrar.

Parametrar som beskriver det potentiella kontaktareaförhållandet för prov S6 och L7 presenteras i Tabell 3.3.

Tabell 3.3 Parametrar som beskriver det potentiella kontaktareaförhållandet med och mot skjuvriktningen. *Parameters describing the potential contact area in the shear direction.*

Sample	Direction ( $^{\circ}$ )	$A_o$	$C$	$\theta_{\max}$ ( $^{\circ}$ )	$r^2$	$\theta_{\max}/C$
S6 lower	0	0.778	8.76	57.0	0.977	6.5
S6 upper	180	0.703	4.92	39.5	0.988	8.0
L7 lower	180	0.321	7.41	65.9	0.813	8.9
L7 upper	0	0.330	5.23	47.5	0.865	9.1

Data i Tabell 3.3 visar att den maximala potentiella kontaktarea förhållandet avviker från det förväntade värdet 0,5. Detta beror huvudsakligen på att lutning av sprickan i provkroppen, med andra ord var sprickan inte helt horisontell i provkroppen. Enligt analysen hade prov S6 en genomsnittlig lutning på  $2,8^{\circ}$  mot skjuvriktningen medan prov L7 hade en genomsnittlig lutning på  $2,2^{\circ}$  med skjuvriktningen. Den totala skillnaden mellan proven var cirka  $5^{\circ}$ .

Uppmätta lutningsvinklar mot skjuvriktningen redovisas i Figur 3.8 och 3.9. I dessa figurer kan skillnaden i genomsnittliga lutningsvinklar mellan prov S6 och L7 observeras. Prov S6 har en större area där den uppmätta lutningsvinkeln är negativ, d.v.s. en lutning mot skjuvriktningen. För prov L7 är arean däremot större för lutningsvinklar som är positiva, d.v.s. med en lutning med skjuvriktningen.

Skalrelationen mellan oregelbundheternas höjd,  $h_{asp}$ , och baslängd,  $L_{asp}$ , bestämdes genom att beräkna parametern för den genomsnittliga lutningen,  $Z_2$ , över olika mätlängder,  $\Delta x$ . Mätlängden varierade från 0,5 mm upp till 10 mm för prov S6 och upp till 20 mm för prov L7. Resultaten från dessa beräkningar presenteras i Figurerna 3.10 och 3.11. I syfte att bestämma konstanterna  $a$  och  $H$ , vilka beskriver skalrelationen mellan oregelbundheternas höjd och baslängd genomfördes en regressionsanalys av resultaten vid olika mätlängder. Värderna på konstanterna för prov S6 och L7 redovisas i Tabell 3.4.

Tabell 3.4 Konstanter från regressionsanalysen som beskriver skalrelationen mellan oregelbundheternas höjd och baslängd. *Constants based on regression analyses describing the scale relation between asperity base lengths and asperity heights.*

		$a$	$H$	$r^2$
S6	Underyta	0.080	0.826	0.999
	Överyta	0.086	0.819	0.999
L7	Underyta	0.103	0.789	0.999
	Överyta	0.103	0.800	0.998

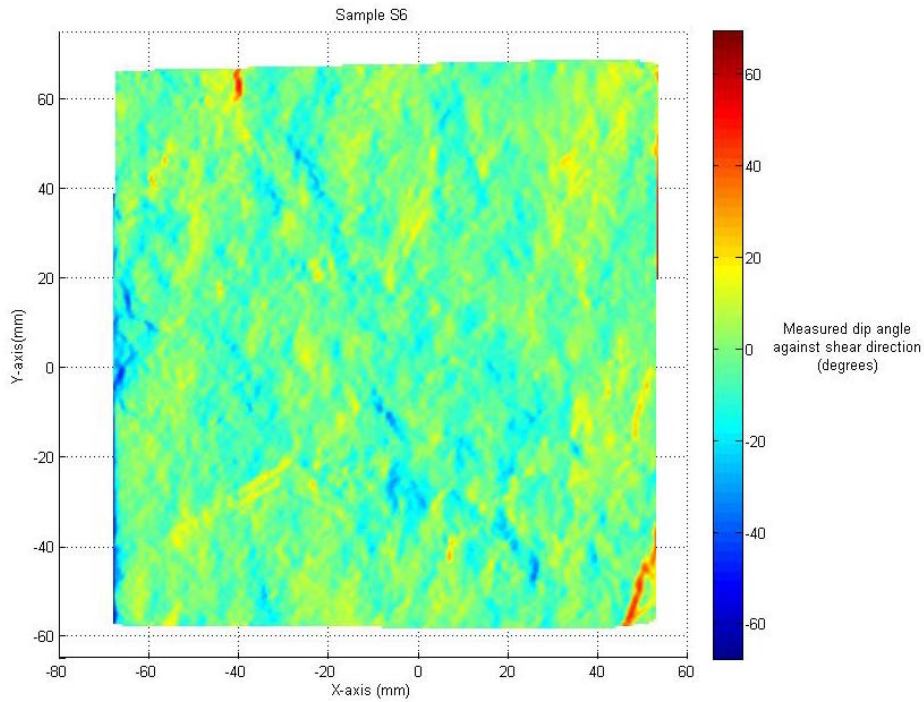
Värderna på parametrarna som beskriver det potentiella kontaktareförhållandet för *in-situ* provet presenteras i Tabell 3.5. Uppmätta lutningsvinklar mot skjuvriktningen på sprickytans oregelbundheter vid en upplösning på 0, 5 mm redovisas i Figur 3.12. Värderna på konstanterna  $a$  och  $H$  för *in-situ* provet redovisas i Tabell 3.6.

Tabell 3.5 Parametrar som beskriver det potentiella kontaktareförhållandet med och mot skjuvriktningen för *in-situ* provet. *Parameters describing the potential contact area in the shear direction for the in-situ sample.*

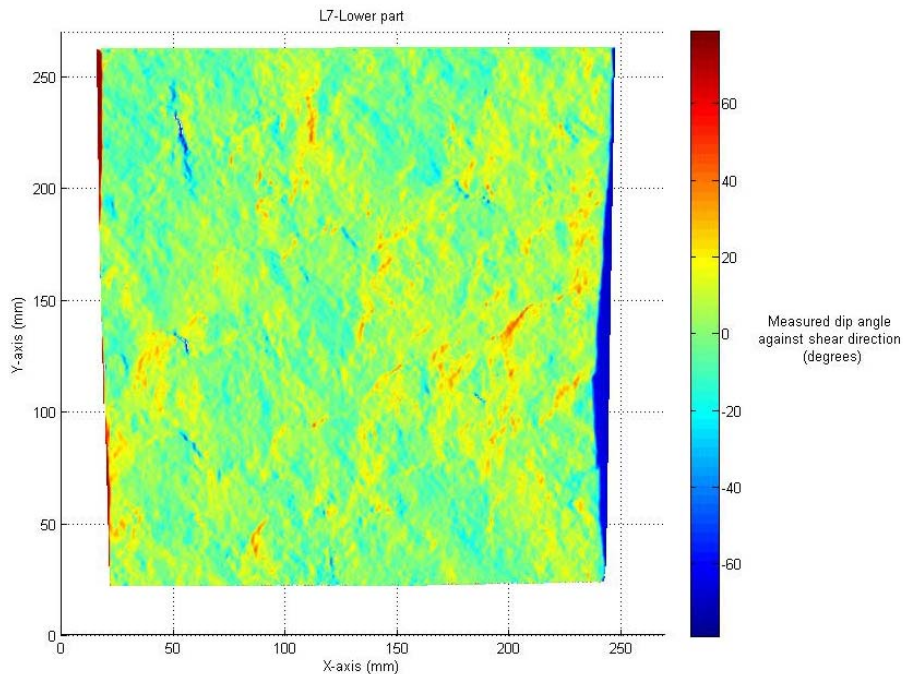
Prov	Riktning (°)	$A_0$	$C$	$\theta_{max}$ (°)	$r^2$	$\theta_{max}/C$
Underyta	0	0.457	7.76	71.9	0.991	9.3
Överyta	180	0.452	8.23	81.7	0.953	10.7

Tabell 3.6 Konstanter från regressionsanalysen som beskriver skalrelationen mellan oregelbundheternas höjd och baslängd för *in-situ* provet. *Constants based on regression analyses describing the scale relation between asperity base lengths and asperity heights for the in-situ sample.*

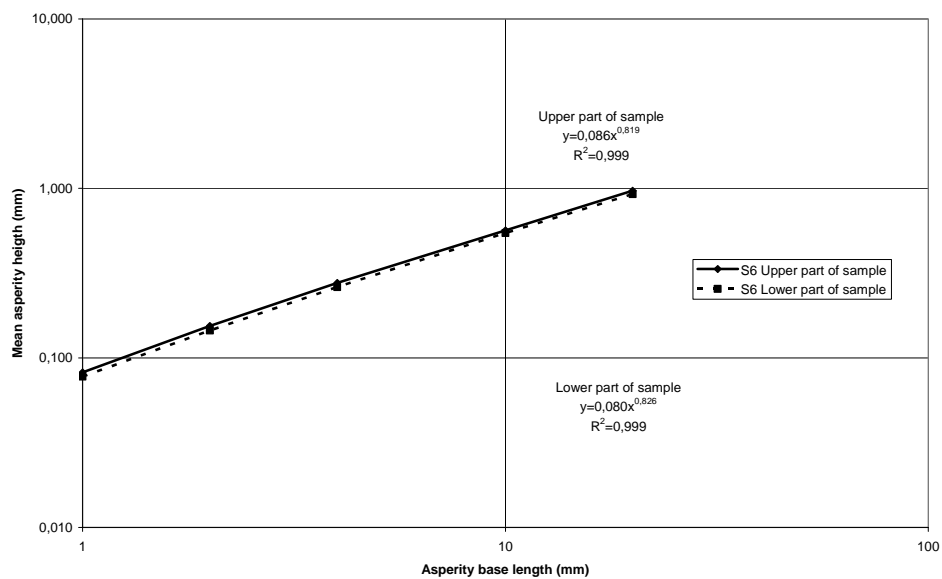
		$a$	$H$	$r^2$
In-situ	Underyta	0.080	0.826	0.999
	Överyta	0.086	0.819	0.999



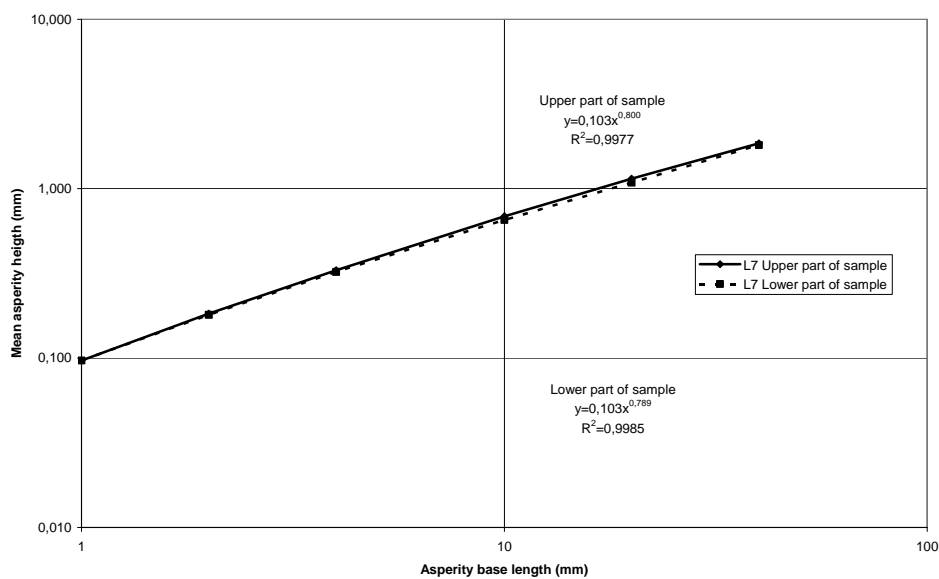
Figur 3.8 Uppmätt lutningsvinkel mot skjuvriktningen för underytan av prov S6 (Negativ lutningsvinkel mot skjuvriktningen). *Measured dip angle against the shear direction for the lower part of sample S6 (Negative dip angles against shear direction).*



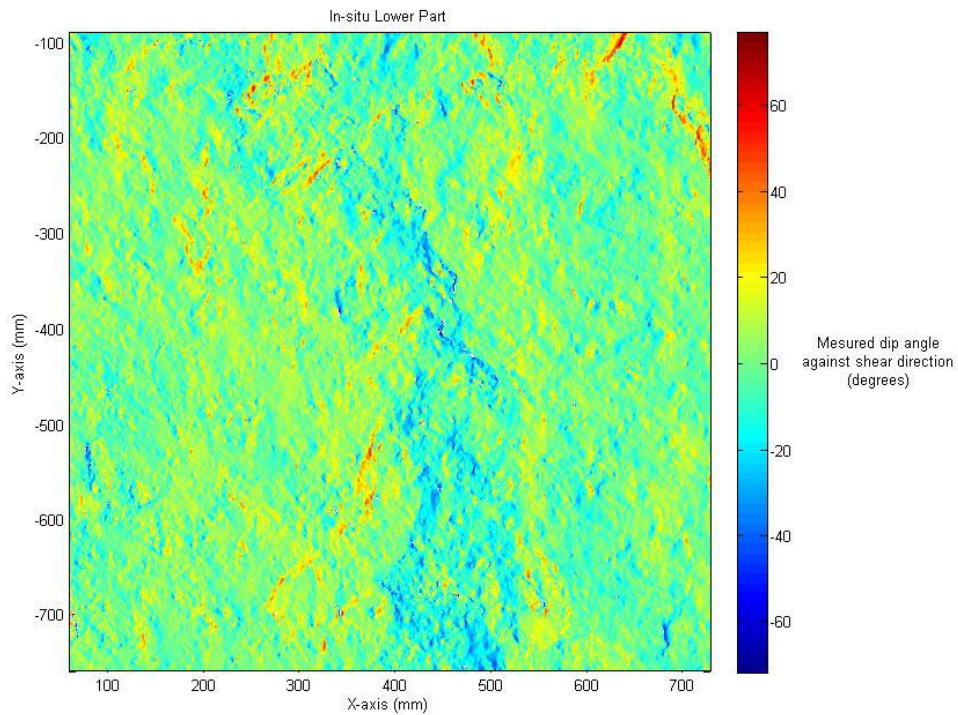
Figur 3.9 Uppmätt lutningsvinkel mot skjuvriktningen för underytan av prov L7 (Negativ lutningsvinkel mot skjuvriktningen). *Measured dip angle against the shear direction for the lower part of sample L7 (Negative dip angles against shear direction).*



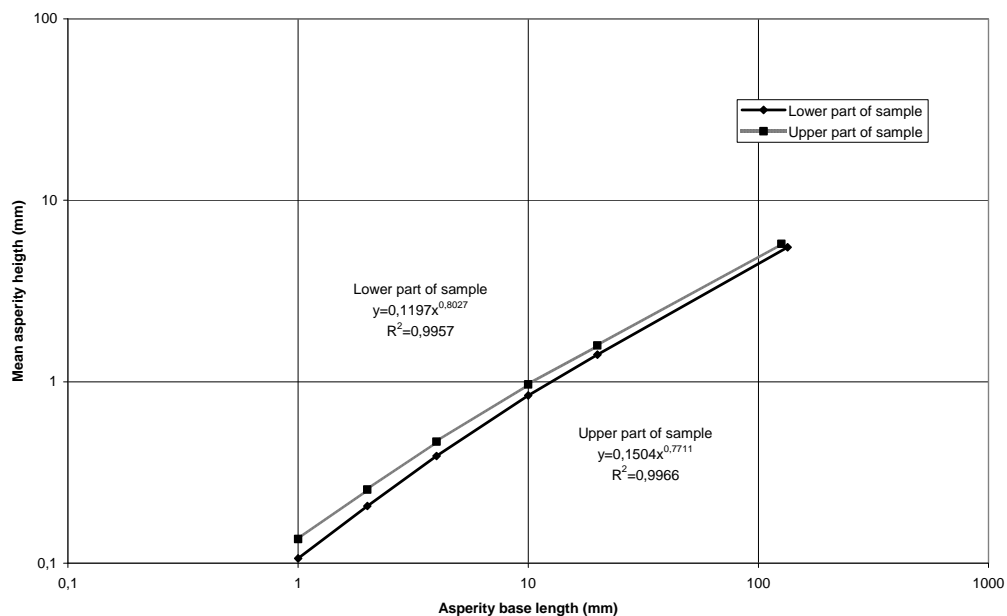
Figur 3.10 Genomsnittlig klackhöjd vid olika baslängder på oregelbundheterna för prov S6. *Mean asperity heights at different asperity base lengths for sample S6.*



Figur 3.11 Genomsnittlig klackhöjd vid olika baslängder på oregelbundheterna för prov L7. *Mean asperity heights at different asperity base lengths for sample L7.*



Figur 3.12 Uppmått lutningsvinkel mot skjuvriktningen för underytan av *in-situ* provet (Negativ lutningsvinkel mot skjuvriktningen). *Measured dip angle against the shear direction for the lower part of the in-situ sample (Negative dip angles against shear direction).*



Figur 3.10 Genomsnittlig klackhöjd vid olika baslängder på oregelbundheterna för *in-situ* provet. *Mean asperity heights at different asperity base lengths for sample S6.*



### 3.4 Implementering av konceptuell modell

Baserat på data från den optiska scanningen togs parametrar fram vilket gjorde det möjligt att använda den konceptuella modellen beskriven i kapitel 2 för att uppskatta friktionsvinkeln.

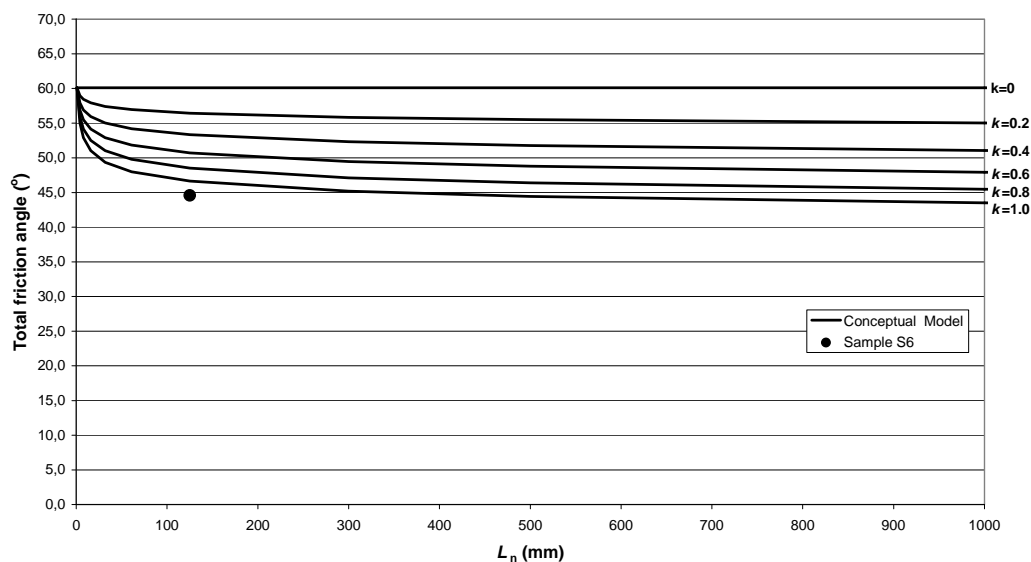
Indata presenteras i Tabell 3.7. De värden på parametrarna som används i beräkningarna har tagits från sprickprovets underyta. Passningskonstanten,  $k$ , varierades i beräkningarna.

Tabell 3.7 Indata för beräkning av total friktionsvinkel med konceptuell modell. *Input data for calculations of total friction angle with conceptual model.*

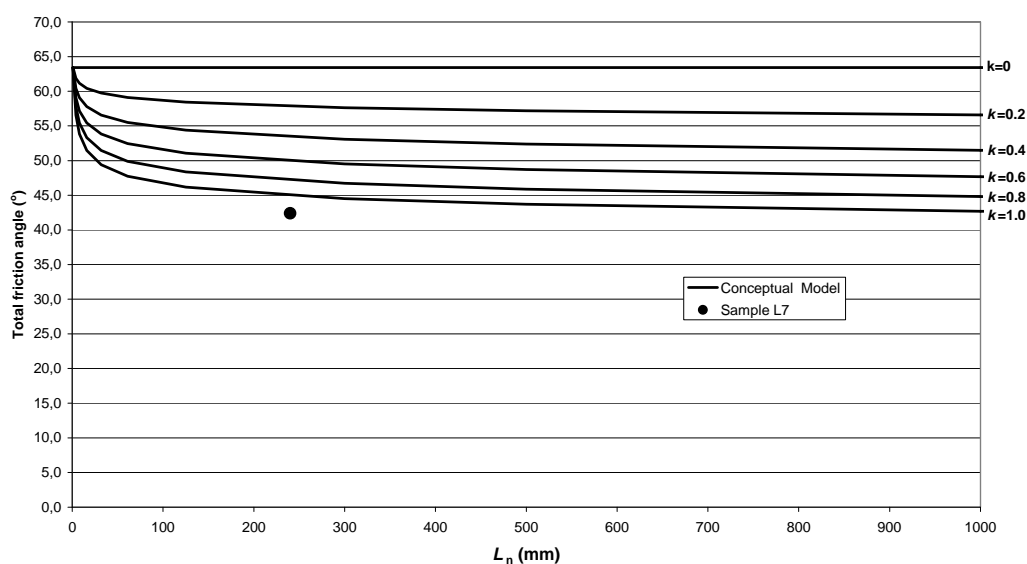
Sample	S6	L7	In -situ
$\phi_b$ [°]	36.4	36.4	36.4
$\sigma_n$ [MPa]	0.98	0.90	0.42
$\sigma_{ci}$ [MPa]	140	140	140
$L_g$ [mm]	1	1	1
$A_o$	0.778	0.321	0.457
$C$	8.76	7.41	7.76
$\theta_{max}$	57.0	65.9	71.9
$H$	0.826	0.789	0.803

Den totala friktionsvinkeln har beräknats med ekvation 2.2 och dilatationsvinkeln beräknades med ekvation 2.8 Resultaten presenteras i Figur 3.11 och 3.12.

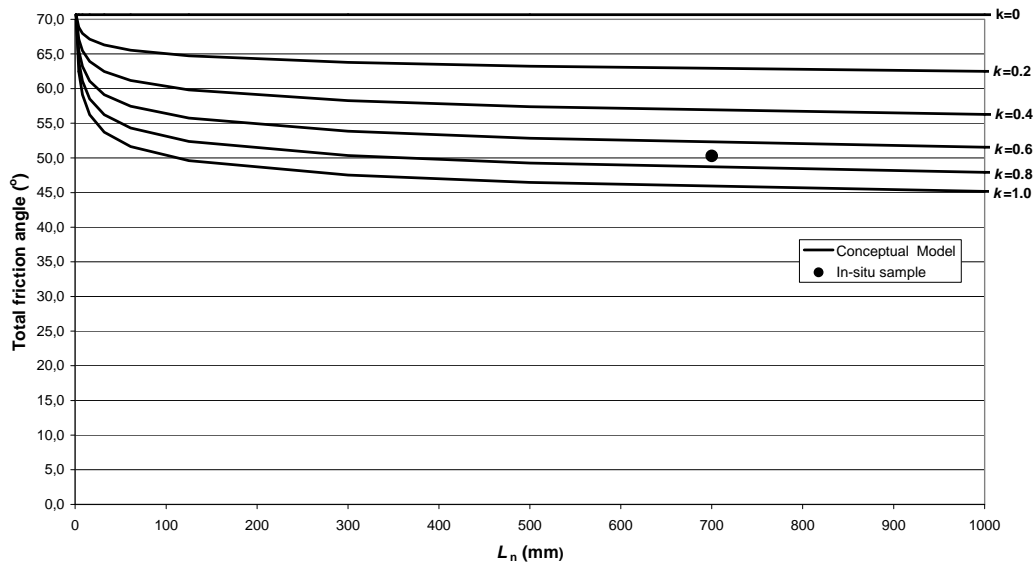
Resultaten visar att den observerade totala friktionsvinkeln för prov S6 och L7 är mindre än vad som kunde förväntas för en maximalt opassad spricka, d.v.s. då  $k=1$ . För *in-situ* provet korresponderar den observerade totala friktionsvinkeln med ett  $k=0,7$ , vilket ligger nära det  $k$  som erhöles i kapitel 2 vid jämförelse mot Barton och Bandis ekvationer för korrigerig av skala. Det kan även noteras att i borrhärneskala förutspår modellen totala friktionsvinklar i intervallet 50 till 70° vilket stämmer bra överens med skjufvörsöken utförda på borrhärnor.



Figur 3.11 Beräknad total friktionsvinkel för prov S6 vid olika värden på  $k$  jämfört med uppmätta värden från skjuvförsök. *Calculated total friction angles for sample S6 for different values of  $k$  compared with measured value from shear test.*



Figur 3.12 Beräknad total friktionsvinkel för prov L7 vid olika värden på  $k$  jämfört med uppmätta värden från skjuvförsök. *Calculated total friction angles for sample L7 for different values of  $k$  compared with measured value from shear test.*

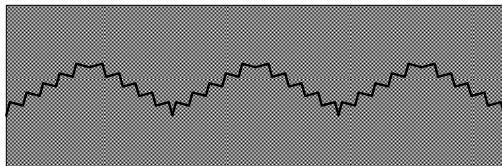


Figur 3.11 Beräknad total friktionsvinkel för in-situ provet vid olika värden på  $k$  jämfört med uppmätta värden från skjuvförsök. *Calculated total friction angles for the in-situ sample for different values of  $k$  compared with measured value from shear test.*

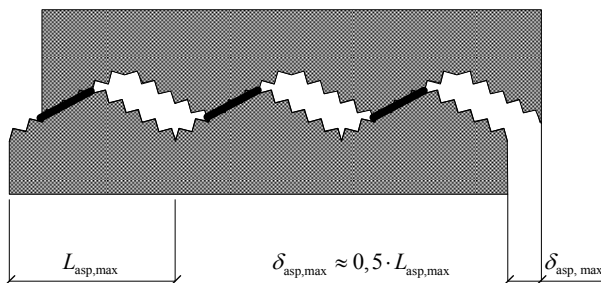
### 3.5 Diskussion om passningskonstanten

I ovanstående beräkningar varierades värdet på passningskonstanten,  $k$ . Det diskuterades emellertid inte hur denna parameter kan uppskattas.

Perfectly mated joint



Unmated joint



Figur 4.11 Illustration som visar samband mellan kontaktpunkter och olika skalor av oregelbundheter. *Illustration of contact points between a perfectly mated joint and an unmated joint.*

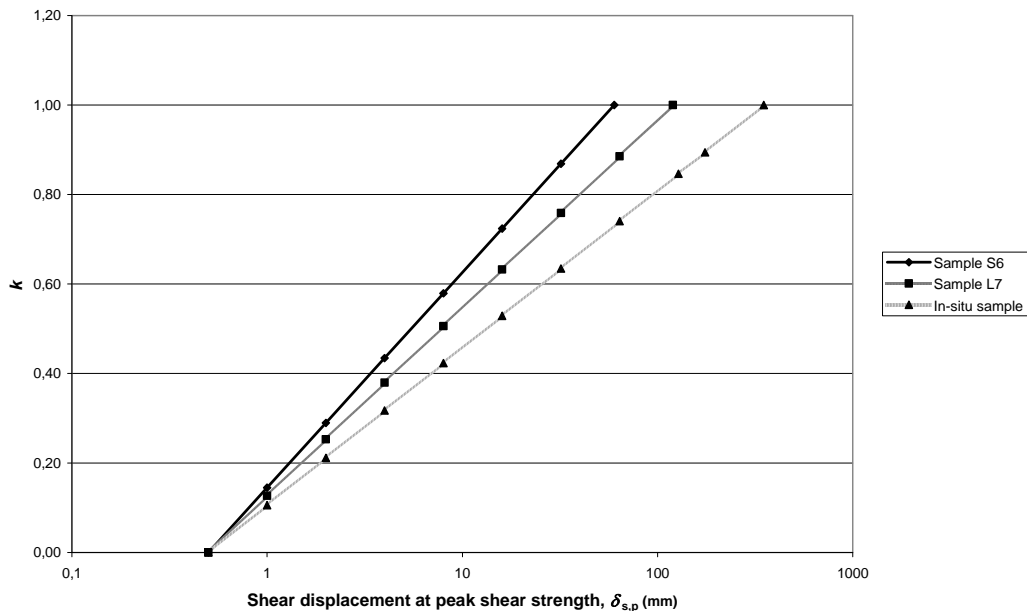
Enligt den konceptuella modellen i kapitel 2 är  $k$  en konstant som beskriver graden av passning för en spricka. I Figur 3.12 framgår att skillnaden mellan en perfekt passad spricka och en opassad spricka, under förutsättning att sprickytan är ovittrad, är att kontaktpunkternas storlek och antal varierar med storleken på skjuvdeformationen storlek.

Såsom framgår av Figur 3.12 kan det antas att skjuvrörelsen vid maximal skjuvhållfasthet varierar från halva baslängden i kornskala upp till halva baslängden i provskala för en perfekt passad spricka respektive en perfekt opassad spricka. Under dessa antaganden, samt genom att använda ekvation 2.7, kan relationen mellan  $k$  och en skjuvdeformation,  $\delta_{s,p}$ , uttryckas som:

$$k = \frac{\log \delta_{s,p} - \log \delta_{s,\min}}{\log \delta_{s,\max} - \log \delta_{s,\min}} \quad (3.1)$$

Eftersom det antagits att skjuvdeformationen är associerad med oregelbundheternas baslängd för kontaktpunkterna, såsom Figur 3.12 illustrerar, kan det antas att  $\delta_{s,\min}$  för en perfekt passad spricka är lika med  $L_g/2$  och  $\delta_{s,\max}$  för en maximalt opassad spricka är lika med  $L_n/2$ .

Med ekvation 3.1 och antaganden om att  $\delta_{s,\min} = L_g/2$  och  $\delta_{s,\max} = L_n/2$  beräknades värden på  $k$  vid olika skjuvdeformationer för den maximala friktionsvinkeln. Resultaten presenteras i Figur 3.13.



Figur 3.13 Beräknade värden på  $k$  vid olika skjuvdeformationer,  $\delta_{s,p}$ . *Calculated values on  $k$  for different peak shear displacements,  $\delta_{s,p}$ .*

Med ekvation 3.1 har värden på  $k$  beräknats för proverna S6, L7 och *in-situ* provet. Resultaten presenteras i Tabell 3.8.

Tabell 3.8 Beräknade värden på  $k$  baserat på skjuvdeformationer vid maximal skjuvhållfasthet,  $\delta_{s,p}$ , tillsammans med total friktionsvinkel beräknad med konceptuell modell. *Calculated values on  $k$  based on shear displacement at peak shear strength,  $\delta_{s,p}$ , together with total friction angles calculated with conceptual model and from shear tests.*

Sample	S6	L7	<i>In-situ</i>
$\delta_{s,p}$ [mm]	3.2	2.2	6.6
$k$ (Eq. 5.6)	0.39	0.27	0.39
$\phi_b$ (Eq. 4.27+4.36)	53.5	56.2	57.1
$\phi_b$ (From shear tests)	44.6	42.4	50.3

Såsom tidigare noterats visar resultaten i Tabell 3.8 att den konceptuella modellen uppskattar för höga maximala friktionsvinklar jämfört med dem som observerats i skjuvförsöken för prov S6 och L7. Detta kan vara en effekt av att lutningen på de oregelbundheter som utgör kontaktpunkter inte är associerade med de brantaste oregelbundheterna mot skjuvriktningen på grund av sprickytornas vittring. För *in-situ* provet kan den totala friktionsvinkeln ha reducerats på grund av det fyllnadsmaterialet som fanns i sprickan.

Det bör också påpekas att observerad  $\delta_{s,p}$  i skjuvförsöken inte nödvändigtvis är lika med den verkliga skjuvdeformationen som sprickan varit utsatt för. Alla deformationer som inträffat innan starten av skjuvförsöken är inte inkluderade. Det är därför möjligt att underskatta värdet på  $k$ .

Andra källor till osäkerhet är antagandena om att maximal längd på oregelbundheterna,  $L_{asp,max}$ , är lika med provets längd samt att kornstorleken,  $L_g$ , är lika med 1 mm. Det är exempelvis möjligt att den maximala längden på oregelbundheterna är mindre än provstorleken. Om så är fallet kommer värdet på  $k$  att underskattas.

Även om ekvation 3.1 underskattar värdet på  $k$  under gjorda antaganden för prov S6, L7 och *in-situ* provet visar den ändå en viktig konceptuell mekanism och det är den snabba reduktionen av passningskonstanten för relativt små initiella skjuvdeformationer för en spricka som ursprungligen är perfekt passad.

#### 4. SAMMANFATTNING OCH SLUTSATSER

I syfte att uppnå en ökad förståelse av de mekanismer som ligger bakom reduktionen av den maximala skjuvhållfastheten för större sprickplan utvecklades en konceptuell modell för råa ofyllda sprickor. Modellen baserades på adhesionsteori, mätningar av ytråhet och kontaktpunkternas variation med sprickans storlek och grad av passning.

Modellen verifierades delvis för laboratorieprover utförda under olika normallaster samt delvis genom att jämföra resultaten för sprickplan av olika storlek med de empiriska ekvationer som föreslagits av Barton och Bandis (1982) för att ta hänsyn till en ökad storlek på sprickplanet.

Baserat på dessa resultat kunde det konstateras att den konceptuella modellen i huvudsakliga drag kan (1) uppskatta dilatationsvinkeln som observeras för råa, perfekt passade sprickor i laboratorieskala och (2) föreslå en förklaring till lägre dilatationsvinklar till följd av en ökad storlek på sprickplanen och olika grader av passning.

Om den konceptuella modellen beskriver dilatationsvinkelns förändringar till följd av olika grader av passning och skala på ett korrekt sätt, innebär det flera intressanta aspekter då skjuvhållfastheten för sprickplan ska uppskattas.

Under större konstruktioner såsom betongdammar är det i första hand sprickor med stor apertur som sannolikt är farligast. Dels eftersom det finns en korrelation mellan apertur och spricklängd, se exempelvis Vermilje och Scholtz (1995), och dels då passningen för en sådan spricka sannolikt är sämre.

Enligt modellen kan det dessutom förväntas att skjuvhållfastheten för exempelvis kontaktytan mellan berg och pågjuten betong kan vara stor även om kontakten brutits, d.v.s. då ingen kohesion kan förväntas, eftersom passningen mellan ytorna är perfekt.

I syfte att studera den totala friktionsvinkeln för en ofylld och rå spricka vid olika skalor genomfördes arton skjuvförsök. Samtliga försök genomfördes på prover tagna från berggrunden vid Långbjörn kraftstation. Försöken inkluderade sjutton försök i laboratorium och ett *in-situ* försök i skala 700 x 700 mm. Laboratieförsöken hade en storlek på mellan 62 och 250 mm. Alla försök genomfördes vid en normalspänning på cirka 0,8 MPa, vilken var den maximala skjuvspänningen under dammen. Undantaget var *in-situ* försöket som genomfördes med en normalspänning på cirka 0,5 MPa.

Resultaten från dessa försök visar att basfriktionsvinkeln är oberoende av skala såsom föreslagits av exempelvis Barton och Choubey (1977). Medelvärdet på basfriktionsvinkeln för den grovkorniga graniten var 36° och variationskoefficienten ligger på omkring 0,07 till 0,10.

Försöken visade också att den totala friktionsvinkeln var högst för de minsta proverna i borrkärneskala och lägre i större skalor, vilket indikerade en möjlig skaleffekt.

Trots författarens försök att samla prover med likartade egenskaper för sprickytans egenskaper vid olika skalor, uppvisade proverna i olika skala olika grader av vittring och fyllning. Det är därför inte möjligt att dra några säkra slutsatser om skaleffekten. Om skaleffekten ska undersökas i framtida försök rekommenderas att dessa genomförs på prover där ytans egenskaper kan kontrolleras på ett bättre sätt. Till exempel kan detta uppnås genom att använda draginducerade färska sprickor.

En intressant observation gjordes för proverna i skala 125 och 250 mm som uppvisade lägre friktionsvinklar än förväntat. Sprickytorna på dessa prover var vittrade och bitar av intakt berg ramlade bort då provkropparna monterades. När ytan analyserades före och efter skjuvning för två av dessa prover kunde det konstateras att kontaktpunkterna inte var lokaliserade till de brantaste oregelbundheterna mot skjuvriktningen, vilket är fallet för färska, väl passade och ovittrade sprickor. Istället uppträdde kontaktpunkterna där den initiella aperturen var låg, vilket indikerar att en mer slumpmässig fördelning av kontaktpunkterna för vittrade ytor. Detta innebär vidare att det är den genomsnittliga lutningen på oregelbundheterna, och inte de brantaste, som styr dilatationsvinkeln för vittrade sprickytor. Det behövs emellertid mer försök på vittrade sprickor innan detta kan verifieras. Det är dock uppenbart att graden av vittring och passning i kombination, såsom föreslagits av Zhao (1997 a,b,) har en stor påverkan på den maximala friktionsvinkeln.

## 5. FÖRSLAG TILL FORTSATT FORSKNING

Genom detta arbete har författaren fått en fördjupad förståelse av de komplexa mekanismer som ligger bakom sprickors skjuvhållfasthet. Detta gäller speciellt hur förändringar i kontaktpunkternas antal och storlek påverkar skjuvhållfastheten. I de flesta fall när skjuvhållfastheten uppskattas studeras endast sprickans råhet. Det finns emellertid ett flertal andra viktiga faktorer som påverkar skjuvhållfastheten såsom passning, skjuvdeformation och vittring vilka i de flesta fall inte beaktas.

Även om det var författarens intention att studera skaleffekten i bergsprickor lyckades inte skaleffekten isoleras i utförda skjuvförsök. Det föreslås därför att framtida forskning fokuserar på att verifiera modellen och öka förståelsen kring hur kontaktpunkterna varierar med normallast, relativ skjuvdeformation och olika grader av vittring. Genom att göra detta är det författarens uppfattning att en ytterligare förståelse kan uppnås om skaleffekten och skjuvhållfastheten för bergsprickor.

Om modellen kan verifieras kan en fortsatt utveckling genomföras med syfte att inte bara uppskatta medelvärde utan också variationen i skjuvhållfastheten vid olika skalor. Detta är viktigt om tillförlitlighetsbaserade metoder ska kunna användas för att uppskatta risken för brott.

I detta arbete beaktades endast glidning i bergsprickor under betongdammar. För att kompletta analyser av glidstabiliteten ska kunna utföras är det nödvändigt att även kunna bedöma skjuvhållfastheten i kontakten mellan betong och berg, vilken är en fråga som i många avseenden är minst lika komplicerad som skaleffekten i bergsprickor. Särskilt gäller detta frågan om huruvida kohesion ska beaktas eller inte. Det existerar idag metoder för att kunna uppskatta skjuvhållfastheten i kontakten mellan berg och betong. Resultat av Gustafsson et al. (2009) indikerar emellertid att även om kohesion kanske existerar i kontaktytan är osäkerheterna kring denna parameter så stor att det kanske inte är möjligt att uppfylla acceptanskraven för dammar med de högsta säkerhetskraven. En annan intressant aspekt är att den konceptuella modellen föreslår att kontaktytan, som i de flesta fall har en perfekt passning, kan ha en hög friktionsvinkel även om vidhäftningen brutits. Det rekommenderas därför att fortsatt forskning inriktas på skjuvhållfastheten i kontaktytan mellan berg och betong.



## ERKÄNNANDEN / ACKNOWLEDGEMENTS

Jag vill framför allt rikta ett stort tack till Professor Håkan Stille för hans råd, uppmuntran och tålamod genom projektet.

Ett speciellt tack riktas också till Karl Rytters som initierade doktorandprojektet.

Det presenterade arbetet är ett resultat från ett doktorandprojekt som behandlar problematiken med att utvärdera glidstabiliteten av stora konstruktioner grundlagda på berg och som utförts vid avdelningen för Jord- och Bergmekanik på KTH. Projektet har finansierats av ELFORSK, SveBeFo, SBUF, SKB och SWECO.

Projektarbetet har följts av en referensgrupp som bistått med viktiga kommentarer och diskussioner. Ett tack till:

- Tomas Franzén, SveBeFo
- Mikael Hellsten, BeFo
- Anders Gustafsson, SWECO Infrastructure AB
- Carl-Olof Söder, SWECO Infrastructure AB
- Catrin Edelbro, LTU
- Karin Hellstadius, Vattenfall Power Consultant AB
- Rolf Christiansson, SKB
- Tommy Flodin, FORTUM

Vattenfall AB för finansiering och tillåtelse att använda Långbjörns kraftstation för skjuvförsök av bergsprickor.

Per Delin, Geometrik, som hjälpte till med mätningar under in-situ försöket.

Marie Westberg, Vattenfall Vattenkraft AB för intressanta diskussioner om dammsäkerhet och tillförlitlighetsbaserad dimensionering samt assistans med beräkningsprogrammet COMREL.

Personalen vid Complab, LTU, för assistans vid skjuvförsöken i laboratorium.

Kenneth Strand, Svensk Verktygsteknik, som genomförde den optiska scanningen av sprickyterna.

Trotte and Peter, SBT, för deras hjälp med borrning och utsågning av berget för skjuvförsöken.

Kollegerna vid avdelningen för Jord och Bergmekanik för intressanta och stimulerande diskussioner.

## REFERENSER

- Bandis, S.C. (1980). Experimental Studies of Scale Effects on Shear Strength, and Deformation of Rock Joints. Doctoral Thesis, Department of Earth Sciences, The University of Leeds.
- Barton, N.; Choubey, V., (1977). The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics*, Vol. 10, pp. 1-54.
- Barton, N.; Bandis, S.C., (1982). Effect of block size on the shear behaviour of jointed rock, 23rd U.S. Symp. on Rock Mech., pp. 739-760.
- Barton, N., (1987). Predicting the behaviour of underground openings in rock. 4<sup>th</sup> Manuel Rocha Memorial Lecture, Lisbon.
- Bowden, F.P.; and D. Tabor, (1950). *The Friction and Lubrication of Solids*, Part I, Oxford University Press, London.
- Bowden, F.P.; and D. Tabor, (1964). *The Friction and Lubrication of Solids*, Part II, Oxford University Press, London.
- Brown, S.R. and Scholz, C.H., (1985). Broad bandwidth study of the topography of natural rock surfaces. *J. Geophys. Res.* 90, pp. 12575-82.
- Fardin, N., (2003). The effect of Scale on the Morphology, Mechanics and Transmissivity of Single Rock Fractures. Ph. D. Thesis, Royal Institute of Technology, Land and Water Resources Engineering, Stockholm, Sweden.
- Grasselli, G., (2001) Shear strength of rock joints based on quantified surface description. Doctoral Thesis, EPFL, Lausanne.
- Gustafsson, A.; Johansson, F.; Rytters, K.; Stille H. (2009). Sliding stability of concrete gravity dams founded on rock – Proposal for new Swedish guidelines. ICOLD, Brasilia.
- Hoek, E.; Brown, E.T., (1980). *Underground excavation in rock*, London, Instn Min. Metall. p. 527.
- Johansson, F. (2009). Shear strength of Unfilled and Rough Rock Joints in Sliding Stability Analyses of Concrete Dams. Doctoral Thesis, Division of Soil and Rock Mechanics, Department of Civil and Architectural Engineering, Royal Institute of Technology, TRITA-JOB PHD 1013, ISSN 1650-9501.
- Kulatilake, P.H.S.W., Shou, G., Huang, T.H. and Morgan, R.M., (1995). New peak shear strength Criteria for anisotropic rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.* 32: pp. 673-697.

Kulatilake, P.H.S.W., Um, J. and Pan, G., (1997). Requirement for accurate quantification of self-affine roughness using the roughness-length method. *Rock Mech. Rock Eng.* 30: pp. 181-206.

Lanaro, F., (2001). *Geometry, Mechanics and Transmissivity of Rock Fractures*. Doctoral Thesis, Division of Engineering Geology, Department of Civil and Environmental Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.

MathWorks (2007) *Matlab, Version 7.4.0.287*, Natick Massachusetts, USA.

McMahon, K., 1985 Some practical Considerations for the Estimation of Shear Strength of Joints and Other Discontinuities, *Proceedings of the International Symposium on Fundamentals of Rock joints*, pp. 475-485.

Mandelbrot, B.B., (1983). *The fractal of nature*. New York: W. H. Freeman, p. 468

Papaliangas, T.T. (1996). *Shear behaviour of rock discontinuities and soil-rock interfaces*. Ph.D. Thesis. The University of Leeds, Department of Earth Sciences, p. 318.

Patton, F.D., (1966). *Multiple modes of shear failure in rock and related material*, Ph.D. Thesis, Univ. of Illinois.

Terzaghi, K. (1925). *Erdbaumechanik*, Franz Deuticke, Vienna.

VBB Anläggning, (2000). *PM, Skjuvhållfasthet i berggrunden under betongdammarna i Långbjörn bedömd på basis av geologisk ytkartering, 47 kärnborrhål och laboratorieprovning* (In Swedish, unpublished).

Vermilye, J.M.; Scholz, C.H. (1995). Relation between vein length and aperture. *J. Struc. Geol.* 17, pp. 423-434.

Wagner, H., (1987). Design and support of underground excavations in highly stressed rock. *Proc. 6<sup>th</sup> ISRM Congr.*, Montreal.

Yoshinaka, R.; Yoshida, J.; Arai, H.; and Arisaka S., (1993). Scale effects on Shear Strength and Deformability of Rock Joints. *Scale Effects in Rock masses93*; *Proc. 2<sup>nd</sup> Int. Workshop on Scale Effects in Rock Masses*, Balkema, Rotterdam, Ed. Pinto de Cunha, pp. 143-149.

Zhao, J. (1997a). Joint surface Matching and shear strength, Part A: Joint Matching Coefficient (JMC). *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* Vol 34, No. 2, pp. 173-178.

Zhao, J. (1997b). Joint surface Matching and shear strength, Part B: JRC-JMC Shear Strength Criterion. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* Vol 34, No. 2, pp. 173-178.







Box 5501  
SE-114 85 Stockholm

info@befoonline.org • www.befoonline.org  
Besöksadress: Storgatan 19

tbk.

ISSN 1104-1773