

# INVERKAN FRÅN SKALA OCH PASSNING PÅ SKJUVHÅLLFASTHETEN FÖR RÅA OCH OFYLLDA SPRICKOR

Fredrik Johansson

Omslagsbild:  
Plottad spricka baserad på optisk skanning.

STIFTELSEN BERGTEKNISK FORSKNING  
ROCK ENGINEERING RESEARCH FOUNDATION

**INVERKAN FRÅN SKALA OCH PASSNING  
PÅ SKJUVHÅLLFASTHETEN FÖR RÅA  
OCH OFYLLDA SPRICKOR**

**Influence from scale and matedness on the peak  
shear strength of rough rock joints**

Fredrik Johansson, KTH

BeFo Rapport 128  
Stockholm 2013  
ISSN 1104 – 1773  
ISRN BEFO-R—128—SE



## FÖRORD

Förmågan att uppskatta skjuvhållfastheten för bergsprickor är avgörande för att analysera olika typer av bergmekaniska problem som exempelvis blockstabilitet, valvstabilitet inom bergbyggande under jord och glidstabilitet av betongdammar. Frågan om vilka parametrar som styr sprickors skjuvhållfasthet är därför av stor vikt inom bergmekaniken och det finns idag olika uppfattningar om det finns ett skalberoende eller inte.

Föreliggande projekt är en inledande studie av hur inverkan från skala och passning påverkar skjuvhållfastheten för ofyllda bergsprickor och har genomförts genom laboratorieförsök. I dagsläget är kunskapen om hur dessa faktorer påverkar skjuvhållfastheten begränsad. Förhoppningen är att arbetet i denna rapport ska vara en del i ett framtida arbete med att utveckla metoder för att bättre kunna uppskatta skjuvhållfastheten i in situ skala.

En referensgrupp har följt arbetet med projektet bestående av Rolf Christiansson från SKB, Lars Jacobsson från SP och Per Tengborg från BeFo. Projektet har finansierats av Stiftelsen Bergteknisk Forskning - BeFo.

Stockholm i november 2013

*Per Tengborg*

## SAMMANFATTNING

Att kunna uppskatta skjuvhållfastheten för bergsprickor är nödvändigt för att kunna analysera flera bergmekaniska problem. Flera brottkriterier har föreslagits för detta ändamål. Begränsningen med dessa kriterier är att de är framtagna för mindre prover i laboratorieskala. Det är emellertid idag allmänt accepterat att skjuvhållfastheten för bergsprickor påverkas av skalan. De metoder som finns idag för att beakta denna skaleffekt är i första hand baserade på empiriska samband. En detaljerad förståelse om de grundläggande mekanismerna bakom skaleffekten saknas. Ett brottkriterium som beskriver hur sprickans skjuvhållfasthet påverkas av skala och passning till följd av förändringar i kontaktpunkternas storlek och antal utvecklades av Johansson och Stille (2013) för att studera ovanstående frågeställning. Enligt denna modell bör skaleffekten inte existera för perfekt passade sprickor. Vidare indikerar modellen att sprickans passning bör vara av större betydelse för skjuvhållfastheten än provets skala.

I syfte att studera hur inverkan från skala och passning påverkar skjuvhållfastheten för bergsprickor samt om den konceptuella modellen kan användas för att förutsäga inverkan från dessa parametrar har en serie skjuvförsök utförts där resultaten sedan jämförts med beräknad skjuvhållfasthet enligt den konceptuella modellen. Skjuvförsöken har utförts i två olika skalor,  $L_n=60$  mm och  $L_n=200$  mm, med sex försök i varje skala. För varje skala utförs försöken dels med perfekt passning och dels med en initiell horisontell förskjutning på 5 mm mellan provets övre och undre del. Tre försök utfördes för en plan sågad yta i syfte att analysera sprickplanets basfriktion.

Resultaten stödjer teorin i den konceptuella modellen som visar att ingen skaleffekt existerar för perfekt passade sprickor samt att sprickans passning har en stor inverkan på skjuvhållfastheten. Fortsatt forskning bör undersöka om sprickans apertur är en mer relevant parameter än sprickans skala då skjuvhållfastheten ska bestämmas. Det behövs även fortsatt forskning för att med större säkerhet bestämma möjliga värden på den stationära tröskeln för sprickors råhet i syfte att bestämma modellens giltighet i större skalor.

## SUMMARY

Determination of the peak shear strength of unfilled rock joints is necessary in order to be able to analyze several rock mechanical problems. A number of different failure criteria have been proposed for this purpose. The limitation with these criteria is that they have been derived for smaller samples in laboratory scale. However, it is today accepted that there exists a scale effect in the peak shear strength of rock joints. The methods that exist today to consider this effect are mainly based on empirical correlations. A detailed understanding on the mechanisms underlying the scale effect is missing. A criterion that describes how the peak shear strength is affected by scale and matedness due to changes in the size and number of the contact points on the joint surface was developed by Johansson and Stille (2013). According to this model, the scale effect should not exist for perfectly mated joints. Furthermore, the model indicates that the matedness of the joint has a significant effect on the peak shear strength and that this effect is larger than the scale effect.

In order to study how scale and matedness affect the peak shear strength for unfilled rock joints and if the conceptual model can be used to predict the influence from these parameters, fifteen shear tests have been performed. Thereafter, the results from these shear tests have been compared against the peak shear strength calculated with the conceptual model. The shear tests have been performed in two different scales,  $L_n=60$  mm and  $L_n=200$  mm, with six tests in each scale. For each scale, the tests were performed with both perfect matedness and with an initial horizontal displacement of 5 mm between the upper and lower part of the sample. Three tests were also performed on samples from a smooth sawn surface in order to obtain the basic friction angle.

The results from the tests support the conceptual model which suggests that no scale effect exist for perfectly mated joints. The results also show that the matedness has a significant impact on the peak shear strength. Further research is necessary in order to determine if the aperture of the joints is a more relevant parameter than scale with respect to the peak shear strength of the joints. Also, further research is needed in order to determine possible values on the stationary threshold on the surface roughness for the joints in order to determine the validity of the conceptual model in larger scales.





## INNEHÅLLSFÖRTECKNING

|                                                                       |    |
|-----------------------------------------------------------------------|----|
| 1. INLEDNING .....                                                    | 1  |
| 2. KONCEPTUELL MODELL.....                                            | 3  |
| 3. ÖVERGRIPANDE METODIK OCH BESTÄMNING AV PROVSERIE .....             | 7  |
| 4. UPPSKATTNING AV SKJUVHÅLLFASTHET .....                             | 9  |
| 4.1 Inledning.....                                                    | 9  |
| 4.2 Provkroppar.....                                                  | 9  |
| 4.3 Optisk scanning och bestämning av parametrar för ytråhet .....    | 11 |
| 4.4 Uppskattning av skjuvhållfasthet .....                            | 18 |
| 5. SKJUVPROVNING .....                                                | 19 |
| 5.1 Inledning.....                                                    | 19 |
| 5.2 Metodik.....                                                      | 19 |
| 5.3 Resultat provproppar 60x60 mm .....                               | 20 |
| 5.4 Resultat provkroppar 200x200 mm .....                             | 23 |
| 6. JÄMFÖRELSE MELLAN UPPSKATTAD OCH UPPMÄTT<br>SKJUVHÅLLFASTHET ..... | 25 |
| 7. DISKUSSION.....                                                    | 27 |
| 8. SLUTSATSER .....                                                   | 31 |
| 9. REFERENSER .....                                                   | 33 |



## 1. INLEDNING

För att kunna analysera bergmekaniska problem är det väsentligt att kunna uppskatta skjuvhållfastheten för sprickplan i bergmassan. 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.

Det är idag allmänt accepterat att skjuvhållfastheten för bergsprickor påverkas av skalan. För att beakta denna skaleffekt föreslog exempelvis Barton och Bandis (1982) att hållfastheten ska reduceras ner till ett sprickplan som kan antas motsvara den genomsnittliga blockstorleken i bergmassan. Den största nackdelen med ovanstående metod är att den 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.

En konceptuell modell som beskriver hur sprickans skjuvhållfasthet påverkas av skala och passning till följd av förändringar i kontaktpunkternas storlek och antal utvecklades av Johansson och Stille (2013) för att studera ovanstående frågeställning. Enligt denna modell bör den direkta skaleffekten vara relativt liten. Istället bör sprickans passning vara av större betydelse för skjuvhållfastheten. Modellen förmåga att uppskatta skjuvhållfastheten vid varierande skala och passning har emellertid inte analyserats mot genomförda skjuvförsök. Syftet med föreliggande projekt är att genomföra detta.

I följande rapport beskrivs inledningsvis den konceptuella modellen. Därefter följer en beskrivning av projektets metodik. Uppskattning av skjuvhållfastheten enligt den konceptuella modellen beskrivs i det efterföljande kapitlet, vilket följs av resultat från utförda skjuvförsök. Slutligen genomförs en jämförelse mellan resultaten från beräkningar och provning. Baserat på resultaten förs en diskussion och slutsatser presenteras.



## 2. KONCEPTUELL MODELL

För att öka förståelsen för hur skala och passning påverkar skjuvhållfastheten för ofyllda och råa sprickytor utvecklades en konceptuell modell av Johansson och Stille (2013). Modellen baseras på adhesionsteori och förståelse kring olika brottmekanismer för enskilda oregelbundheter på sprickytan. Utöver detta baseras den även på en idealiserad beskrivning av sprickytans råhet baserad på fraktalteori, hur storleken på kontaktpunkterna förändras till följd av skala och passning samt hur dilatationsvinkeln förändras i kornskala. Modellen beskriver hur sprickytans tryckhållfasthet och råhet tillsammans med sprickans passning samverkar för att forma skjuvhållfastheten under en konstant normalspänning. Modellen föreslår även en förklaring till skaleffekten. Den konceptuella modellen tecknas med följande ekvationer:

$$\phi_p = \phi_b + i_n \quad (2.1)$$

$$i_n = \arctan \left[ \tan(i_g) \cdot \left( \frac{L_n}{L_g} \right)^{kH-k} \right] \quad (2.2)$$

$$i_g = \theta_{\max}^* - 10 \frac{\log \frac{\sigma'_{ci}}{\sigma'_{ci}} - \log A_0}{C} \cdot \theta_{\max}^* \quad (2.3)$$

Där:

$\phi_p$ =total friktionsvinkel (°)

$\phi_b$ =basfriktionsvinkel för en torr och sågad yta(°)

$i_n$ =dilatationsvinkel i provskala (°)

$i_g$ =dilatationsvinkel i kornskala (°)

$\theta^*$ =uppmätt lutningsvinkel mot skjuvriktningen på ytans oregelbundheter i kornskala (°) enligt Grasselli 2001, se Figur 2.1

$C$ =sprickytans råhetsparameter (Grasselli 2001)

$A_o$ =största möjliga förhållandet för kontaktarean mot skjuvriktningen. För  $\theta^*=0$  grader är värdet normalt 0,5 (Grasselli 2001)

$\sigma'_n$ = effektiv normalspänning (MPa)

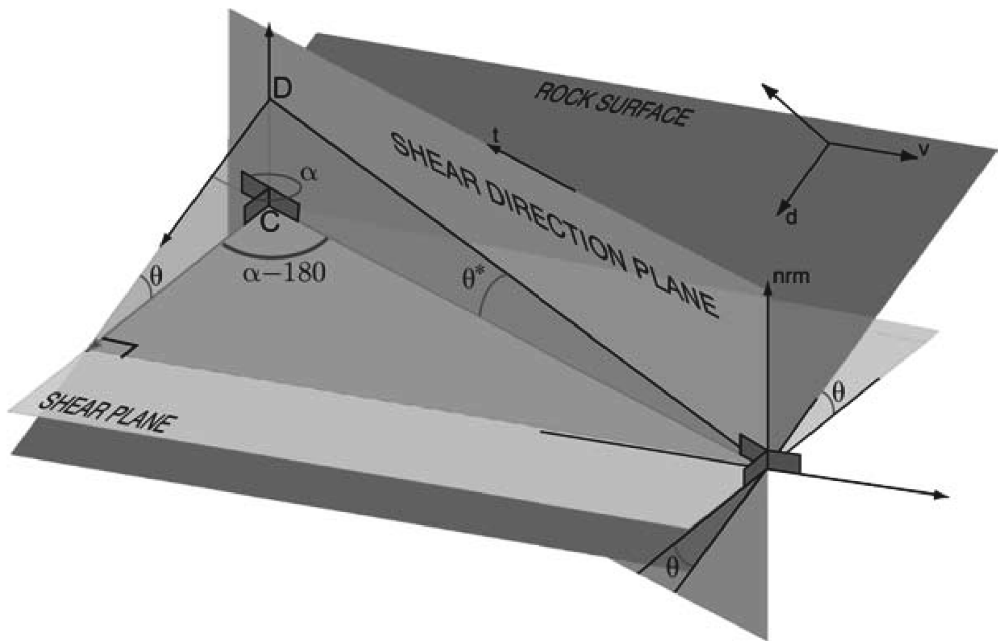
$\sigma_{ci}$ =sprickytans tryckhållfasthet (MPa)

$L_n$ =Provets storlek (mm)

$L_g$ =antagen skala associerad med kornskala och plastiska deformationer (mm)

$H$ =Hurst exponent (vanligtvis omkring 0,8 för bergsprickor)

$k$ =konstant som beskriver passningens inverkan, vilken varierar från 0 för en perfekt passad spricka till 1 för en maximalt opassad spricka.



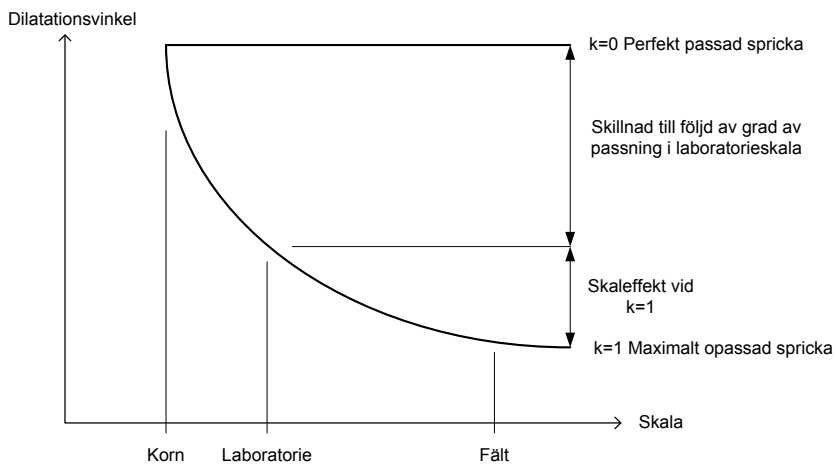
Figur 2.1 Illustration av uppmätt lutningsvinkel mot skjuvriktningen,  $\theta^*$ , från Grasselli 2006.

Hur en skjuvrörelse,  $u$ , påverkar passningskonstanten,  $k$ , beskrivs med följande ekvation:

$$k = \frac{\log u - \log L_g}{\log L_n - \log L_g}. \quad (2.4)$$

Det bör noteras att värdet på  $k$  är kopplat till skjuvdeformationen för den maximala skjuvhållfastheten. Detta innebär att även en perfekt passad spricka är associerad med en viss skjuvrörelse.

Det föreslagna beteendet för dilatationsvinkeln enligt den konceptuella modellen kan summeras enligt Figur 2.2.



Figur 2.2 Föreslaget beteende för dilatationsvinkeln enligt konceptuell modell vid olika skalor och grader av passning.





### 3. ÖVERGRIPANDE METODIK OCH BESTÄMNING AV PROVSERIE

I syfte att studera hur inverkan från skala och passning påverkar skjuvhållfastheten för bergsprickor samt om den konceptuella modellen kan användas för att förutsäga inverkan från dessa parametrar har en serie skjuvförsök utförts där resultaten sedan jämförts med beräknad skjuvhållfasthet enligt den konceptuella modellen.

Den övergripande metodiken för detta arbete kan beskrivas i följande punkter; (1) Utarbetande av försöksuppställning, (2) Framtagning av stenprover, (3) Optisk scanning av sprickyor före skjuvförsök, (4) Beräkning av skjuvhållfasthet för prover med konceptuell modell, (4) Skjuvförsök, (5) Optisk scanning av sprickyor efter skjuvförsök, (6) Jämförande analys mellan beräknad och uppmätt skjuvhållfasthet.

En viktig del av analysen är att utarbeta en försöksuppställning där det beskrivs i vilka skalor och med vilken passning som skjuvprovnigen ska utföras. Enligt ekvation 2.2 och 2.3 beror den största variationen i dilatationsvinkeln på en sämre passning medan skalan endast har en mindre inverkan som i princip är försumbar. I syfte att planera projektets framtida skjuvförsök och visa förväntade resultat på dilatationsvinkeln,  $i_n$ , har antagna värden på parametrarna i ekvation 2.1 och 2.2 använts. För det första antas att basfriktionsvinkeln,  $\phi_b$ , är 33 grader baserat på värden som förslagits av Barton och Choubey (1977) för granit. Därutöver antas att dilatationsvinkeln i kornskala,  $i_g$ , är 30 grader under en konstant normalspänning,  $\sigma'_n$ , på 1 MPa. Kornskalan antas till  $L_g=0,5$  mm. Värdena baseras på resultat från skjuvförsök i granit presenterade i Johansson (2009).

Det föreslås att skjuvförsöken utförs i två olika skalor,  $L_n=60$  mm och  $L_n=200$  mm. För varje skala utförs försöken dels med perfekt passning och dels med en initiell förskjutning på 5 mm mellan provets övre och undre del, vilket motsvarar ett  $k$  på 0,48 för 60 mm provet och 0,38 för 200 mm provet. Med ovanstående antagna data kan resultat enligt Tabell 3.1 förväntas.

*Tabell 3.1 Förväntade resultat med olika skala och passning. ( $u=0,5$  mm innebär en perfektpassning,  $k=0$ , med en förväntad maximal skjuvhållfasthet vid 0,5 mm).*

| u      | $k_{60\text{mm}}$ | $k_{200\text{mm}}$ | $\phi_{p,60\text{mm}}$ | $\phi_{p,200\text{mm}}$ |
|--------|-------------------|--------------------|------------------------|-------------------------|
| 0,5 mm | 0                 | 0                  | 60,0°                  | 60,0°                   |
| 5 mm   | 0,48              | 0,38               | 48,9°                  | 48,9°                   |

Resultaten i Tabell 3.1 tyder på att följande kan förväntas från skjuvförsöken:

- Ingen reduktion av skjuvhållfastheten kan observeras vid en ökad skala om passningen är perfekt.
- Inverkan av skala på skjuvhållfastheten existerar inte för prover med en konstant initiell förskjutning,  $u$ .
- Sprickans passning är en viktig parameter för skjuvhållfastheten.

För att kontrollera om ovanstående påståenden är korrekta väljs därför en provserie som består av totalt 12 stycken skjuvförsök, sex stycken i skalan 60x60 mm och sex stycken med skalan 200x200 mm. I varje skala utförs tre försök med perfekt passning mellan sprickans över och underyta och tre prover med 5 mm initiell relativ förskjutning mellan sprickans över- och underyta.

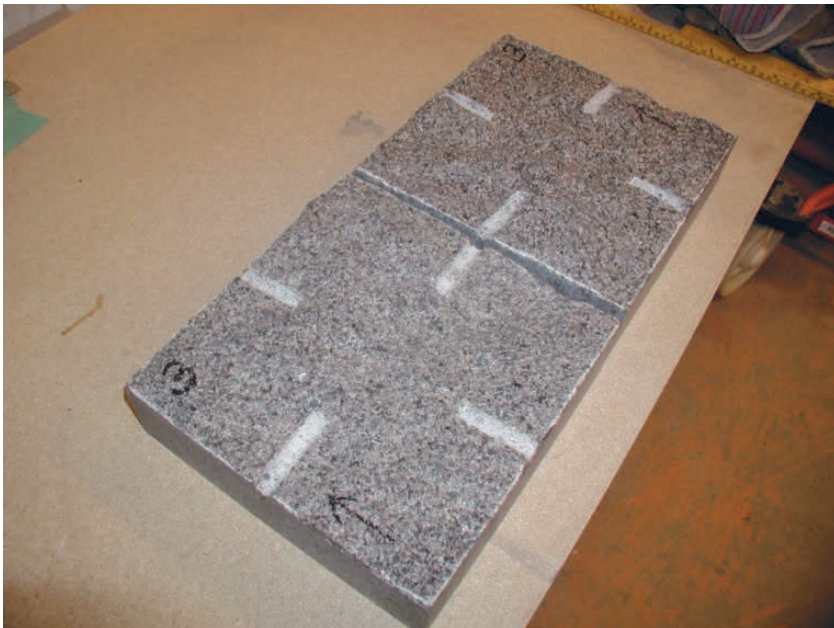
## 4. UPPSKATTNING AV SKJUVHÅLLFASTHET

### 4.1 Inledning

I syfte att uppskatta skjuvhållfastheten med den konceptuella modellen har sprickytorna på de provkroppar som ska skjuvas först uppmätts med optisk scanning. Baserat på dessa data togs parametrar som beskriver råheten fram och därefter bestämdes skjuvhållfastheten för provkropparna med den konceptuella modellen för den normalspänning som används vid skjuvförsöken. Följande kapitel beskriver detta förfarande.

### 4.2 Provkroppar

För att ta fram provkroppar inköptes granit från VE sten i Stockholm. Stenarna kommer ursprungligen från stenbrottet i Flivik mellan Oskarshamn och Västervik. Bergarten utgörs av medel- till grovkornig granit. För att erhålla en spricka med perfekt passning spräcktes först de sågade bergblocken enligt Figur 4.1.



*Figur 4.1 Bergprov med spricka skapad genom uppspräckning (den oförstörda "inre" delen utgör den slutliga provkroppen).*

Totalt beställdes 15 provkroppar varav nio stycken hade dimensionen 60x60 mm och sex hade dimensionen 200x200 mm. Tre av dessa prover i skalan 60x60 mm delades med sågning för att få en plan yta för bestämning av basfriktionen. För de övriga sex proven i skala 60x60 mm skapades draginducerade sprickor med en spräckt, rå och ovittrad yta. Även för proverna i skala 200x200 mm skapades draginducerade sprickor med spräckt yta. I Tabell 4.1 redovisas data för de olika provkropparna inklusive startposition för skjuvrörelsen vid skjuvförsöken.

*Tabell 4.1 Data för sprickytorna inklusive startposition för skjuvrörelse vid skjuvförsök.*

| Prov | Bredd (mm) | Längd (mm) | Area (cm <sup>2</sup> ) | Yta     | Startposition (mm) |
|------|------------|------------|-------------------------|---------|--------------------|
| A    | 60         | 60         | 36                      | Slät    | 0                  |
| B    | 60         | 61         | 37                      | Slät    | 0                  |
| C    | 60         | 60         | 36                      | Slät    | 0                  |
| 1    | 61         | 61         | 37                      | Spräckt | 0                  |
| 2    | 60         | 61         | 37                      | Spräckt | 0                  |
| 3    | 59         | 61         | 36                      | Spräckt | 0                  |
| 4    | 60         | 61         | 37                      | Spräckt | 5                  |
| 5    | 60         | 60         | 36                      | Spräckt | 5                  |
| 6    | 60         | 61         | 37                      | Spräckt | 5                  |
| 10   | 201        | 202        | 406                     | Spräckt | 5                  |
| 11   | 201        | 201        | 404                     | Spräckt | 5                  |
| 12   | 200        | 200        | 400                     | Spräckt | 0                  |
| 13   | 202        | 201        | 406                     | Spräckt | 5                  |
| 14   | 200        | 200        | 400                     | Spräckt | 0                  |
| 15   | 200        | 201        | 402                     | Spräckt | 0                  |

I syfte att uppskatta sprickytans tryckhållfasthet har korrelationen mellan sprickytans enaxiella tryckhållfasthet och Schmidt rebound index använts som föreslagits av Barton och Choubey (1977). El-Sayed (2012) använde denna korrelation på provkroppar med samma bergart och från samma stenbrott vilket resulterade i en uppskattad enaxiell tryckhållfasthet för sprickytan,  $\sigma_{ci}$ , på 125 MPa. Detta värde har fortsättningsvis använts för att beräkna provernas skjuvhållfasthet med ekvation 2.1 till 2.3.

### 4.3 Optisk scanning och bestämning av parametrar för ytråhet

För att kunna uppskatta skjuvhållfastheten med den konceptuella modellen krävs kunskap om sprickytans råhet i kornskala för fyra olika parametrar,  $\theta_{\max}^*$ ,  $C$ ,  $A_o$  och  $H$ . För att möjliggöra bestämning av ovanstående parametrar har sprickytorna för samtliga prover uppmätts med optisk scanning. Scanningen utfördes av Kenneth Strand på Swerea i Luleå med systemet ATOS III. För att kunna mäta ytan ordentligt krävs att flera olika individuella mätningar genomförs, där varje enskild mätning kan generera upp till 4 miljoner mätpunkter. Innan scanningen placeras cirkulära referenspunkter på proverna, vilket gör det möjligt att arrangera alla datapunkter i ett globalt koordinatsystem. Densiteten på punktmolnet innebär att det är möjligt att uppnå en noggrannhet på upp till 50  $\mu\text{m}$ . Upplösningen på de scannade provkropparna i denna studie uppgår till cirka 200  $\mu\text{m}$ .

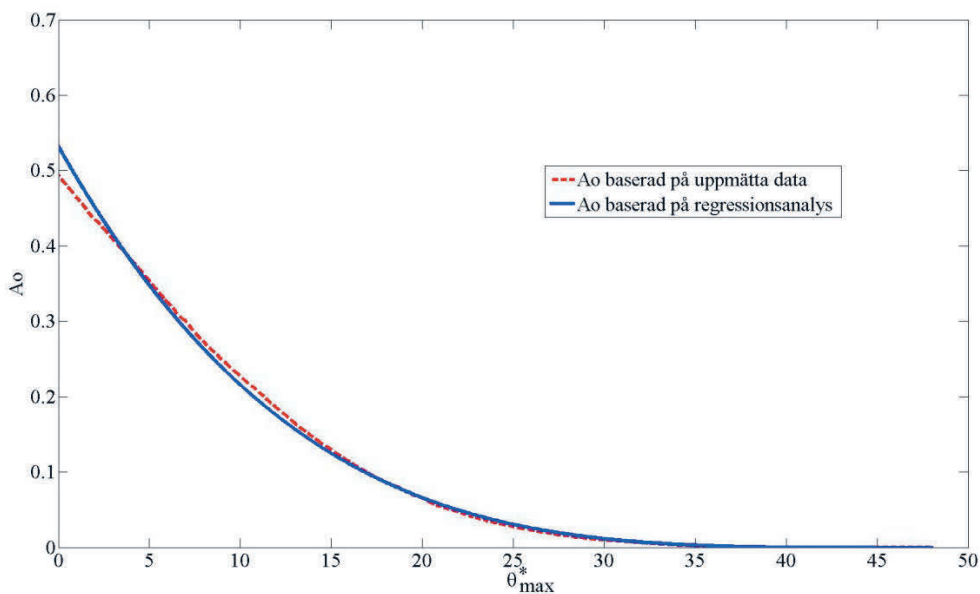
Scanningen utfördes först för de övre och undre sprickytorna för varje provkropp. Efter det sammanfogades den övre och undre delen av provkroppen vartefter en ytterligare scanning genomfördes. Genom denna metodik möjliggörs att mätdata för varje provkropp arrangeras i ett globalt koordinatsystem. Efter att skjuvningen genomförts upprepades ovanstående metodik. På så sätt möjliggörs även en analys av skador på sprickytorna till följd av skjuvningen.

Data från laserscanningen användes för att generera sprickytorna med en upplösning på 0,5x0,5 mm. Det har i detta arbete antagits att denna skala kan approximeras med granitens kornskala. Återskapandet av sprickytan och övriga analyser av data har utförts med programmet MATLAB (Mathworks 2011). Baserat på de återskapade ytorna togs parametrar som beskriver ytråheten fram.

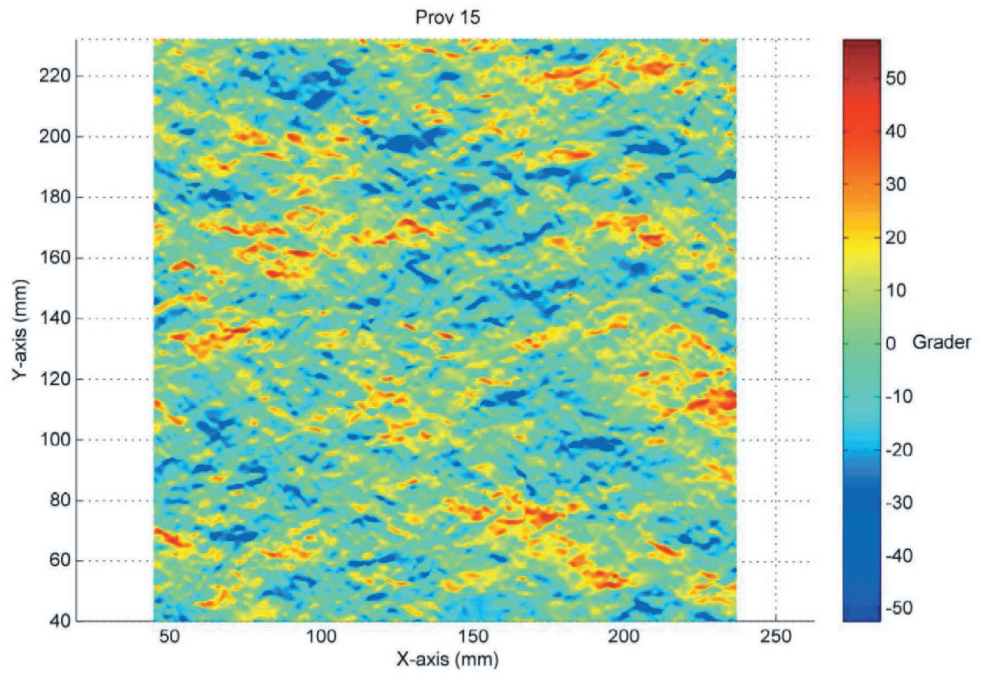
Parametrar som beskriver den potentiella kontaktarean,  $A_o$ , för den övre och undre sprickytan beräknades med följande metodik. Först bestämdes normalvektorer för varje element,  $\mathbf{n}_i$ , i det 0,5x0,5 m stora rutnätet. Därefter definierades skjuvriktningen med vektorn,  $\mathbf{t}$ . Genom att använda ekvation 4.1 beräknades bidraget för varje element till den uppmätta lutningsvinkeln mot skjuvriktningen,  $\theta_i$ .

$$\cos(90 - \theta_i) = \frac{|\mathbf{n}_i \cdot \mathbf{t}|}{|\mathbf{n}_i| \cdot |\mathbf{t}|} \quad (4.1)$$

Efter att de beräknats sorterades de i fallande ordning och arrangerades i en vektor som plottades på x-axeln mot en vektor som beskrev den kumulativa arean för sprickytan. Data från denna kurva användes för regressionsanalys för att bestämma den största möjliga förhållandet för kontaktarean,  $A_o$ , sprickytan råhetsparameter,  $C$ , och  $\theta^*_{\max}$  det maximala uppmätta lutningsvinkeln mot skjuvriktningen i antagen kornskala. En mer detaljerad beskrivning för bestämning av  $A_o$ ,  $C$ , och  $\theta^*_{\max}$  finns bl.a. beskriven i Tatone och Grasselli (2009). Resultaten från analysen presenteras i Tabell 4.2 och 4.3. I tabellen beskriver ” $A_o$  real” det största uppmätta förhållandet för kontaktarean medan ” $A_o$  regr” beskriver värdet som bestäms genom regressionsanalys. Hur  $A_o$  varierar med  $\theta^*_{\max}$  redovisas i Figur 4.2. Lutningsvinklar mot skjuvriktningen i skala 0,5x0,5 mm för prov 15 redovisas i Figur 4.3.



Figur 4.2 Illustration över samband mellan förhållandet för kontaktarean,  $A_o$ , och maximal uppmätt lutningsvinkel mot skjuvriktningen i kornskala,  $\theta^*_{\max}$ .



Figur 4.3 Lutningvinklar mot skjuvriktning för undre delen av prov 15.

Tabell 4.2 Parametrar som beskriver den största möjliga förhållandet för kontaktarean,  $A_o$ , sprickytan råhetsparameter,  $C$ , och  $\theta^*_{max}$  det maximala uppmätta lutningsvinkeln mot skjuvriktningen i antagen kornskala för prover i skala 60x60 mm.

| Prov          | $A_o$ real<br>(-) | $A_o$ regr.<br>(-) | $C$<br>(-) | $\theta_{max}$<br>(°) | $r^2$<br>(-) |
|---------------|-------------------|--------------------|------------|-----------------------|--------------|
| 1 undre delen | 0,494             | 0,533              | 3,874      | 48,07                 | 0,984        |
| 1 övre delen  | 0,530             | 0,528              | 3,276      | 53,80                 | 0,970        |
| Medel         | 0,512             | 0,531              | 3,575      | 50,94                 | 0,977        |
| 2 undre delen | 0,502             | 0,553              | 4,342      | 55,48                 | 0,998        |
| 2 övre delen  | 0,518             | 0,543              | 3,745      | 52,41                 | 0,997        |
| Medel         | 0,510             | 0,548              | 4,044      | 53,95                 | 0,997        |
| 3 undre delen | 0,425             | 0,404              | 3,056      | 44,490                | 0,977        |
| 3 övre delen  | 0,414             | 0,388              | 3,330      | 50,160                | 0,960        |
| Medel         | 0,420             | 0,396              | 3,193      | 47,325                | 0,968        |
| 4 undre delen | 0,543             | 0,582              | 4,154      | 64,280                | 0,964        |
| 4 övre delen  | 0,576             | 0,610              | 2,861      | 46,070                | 0,990        |
| Medel         | 0,560             | 0,596              | 3,508      | 55,175                | 0,977        |
| 5 undre delen | 0,485             | 0,490              | 3,255      | 49,380                | 0,994        |
| 5 övre delen  | 0,473             | 0,469              | 3,067      | 49,210                | 0,990        |
| Medel         | 0,479             | 0,480              | 3,161      | 49,295                | 0,992        |
| 6 undre delen | 0,512             | 0,497              | 2,837      | 49,100                | 0,982        |
| 6 övre delen  | 0,500             | 0,468              | 2,803      | 50,280                | 0,964        |
| Medel         | 0,506             | 0,483              | 2,820      | 49,690                | 0,973        |



Tabell 4.3 Parametrar som beskriver den största möjliga förhållandet för kontaktarean,  $A_o$ , sprickytan råhetsparameter,  $C$ , och  $\theta^*_{max}$  det maximala uppmätta lutningsvinkeln mot skjuvriktningen i antagen kornskala för prover i skala 200x200 mm.

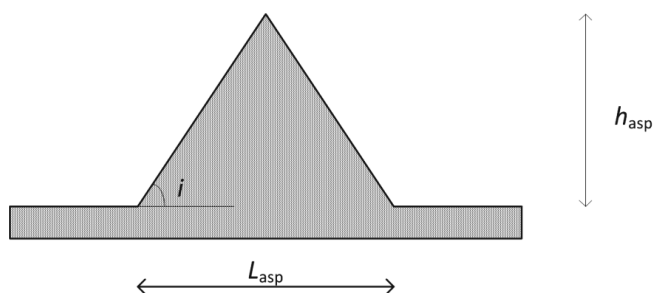
| $A_o$ real<br>(-) | $A_o$ regr.<br>(-) | $C$<br>(-) | $\theta_{max}$<br>(°) | $r^2$<br>(-) | $A_o$ real<br>(-) |
|-------------------|--------------------|------------|-----------------------|--------------|-------------------|
| 10 undre delen    | 0,440              | 0,500      | 5,772                 | 62,500       | 0,995             |
| 10 övre delen     | 0,444              | 0,482      | 4,900                 | 56,020       | 0,997             |
| Medel             | 0,442              | 0,491      | 5,336                 | 59,260       | 0,996             |
| 11 undre delen    | 0,482              | 0,532      | 5,492                 | 67,110       | 0,990             |
| 11 övre delen     | 0,470              | 0,492      | 4,300                 | 55,960       | 0,975             |
| Medel             | 0,476              | 0,512      | 4,896                 | 61,535       | 0,983             |
| 12 undre delen    | 0,509              | 0,562      | 4,528                 | 60,270       | 0,995             |
| 12 övre delen     | 0,506              | 0,533      | 4,052                 | 57,330       | 0,990             |
| Medel             | 0,507              | 0,548      | 4,290                 | 58,800       | 0,993             |
| 13 undre delen    | 0,493              | 0,523      | 4,248                 | 56,360       | 0,996             |
| 13 övre delen     | 0,490              | 0,506      | 3,752                 | 52,450       | 0,990             |
| Medel             | 0,491              | 0,515      | 4,000                 | 54,405       | 0,993             |
| 14 undre delen    | 0,509              | 0,520      | 3,913                 | 54,470       | 0,993             |
| 14 övre delen     | 0,503              | 0,516      | 3,923                 | 54,390       | 0,995             |
| Medel             | 0,506              | 0,518      | 3,918                 | 54,430       | 0,994             |
| 15 undre delen    | 0,525              | 0,587      | 4,123                 | 52,540       | 0,984             |
| 15 övre delen     | 0,521              | 0,575      | 4,340                 | 55,830       | 0,988             |
| Medel             | 0,523              | 0,581      | 4,232                 | 54,185       | 0,986             |

Skalrelationen mellan höjden på oregelbundheterna,  $h_{asp}$ , och oregelbundheternas baslängd,  $L_{asp}$ , bestämdes genom att beräkna parametern,  $Z_2$ , för olika mätavstånd,  $\Delta x$ , över provet i skjuvriktningen.  $Z_2$  definieras enligt ekvation 4.2 och  $L_{asp}$  och  $h_{asp}$  definieras enligt Figur 4.4.

$$Z_2 = \frac{1}{(n-1)(\Delta x)} \sum_{i=1}^n [(z_{i+1} - z_i)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (4.2)$$

Där  $n$  är antalet diskreta mätningar av oregelbundheternas höjd,  $z_i$  och  $z_{i+1}$  är oregelbundheternas höjd för två närliggande mätpunkter separerade med mätavståndet  $\Delta x$ . Mätavstånden varierade från 0,5 mm upp till 8 mm för proverna i skalan 60 mm och från 0,5 mm upp till 16 mm för proverna i skala 200 mm. Baserat på dessa resultat är det möjligt

att genom regressionsanalys bestämma värdet på Hurst konstant,  $H$ . Exempel på resultat från dessa beräkningar för prov 15 redovisas i Tabell 4.4.



Figur 4.4 Illustration av oregelbundheternas baslängd,  $L_{asp}$ , och deras höjd,  $h_{asp}$ .

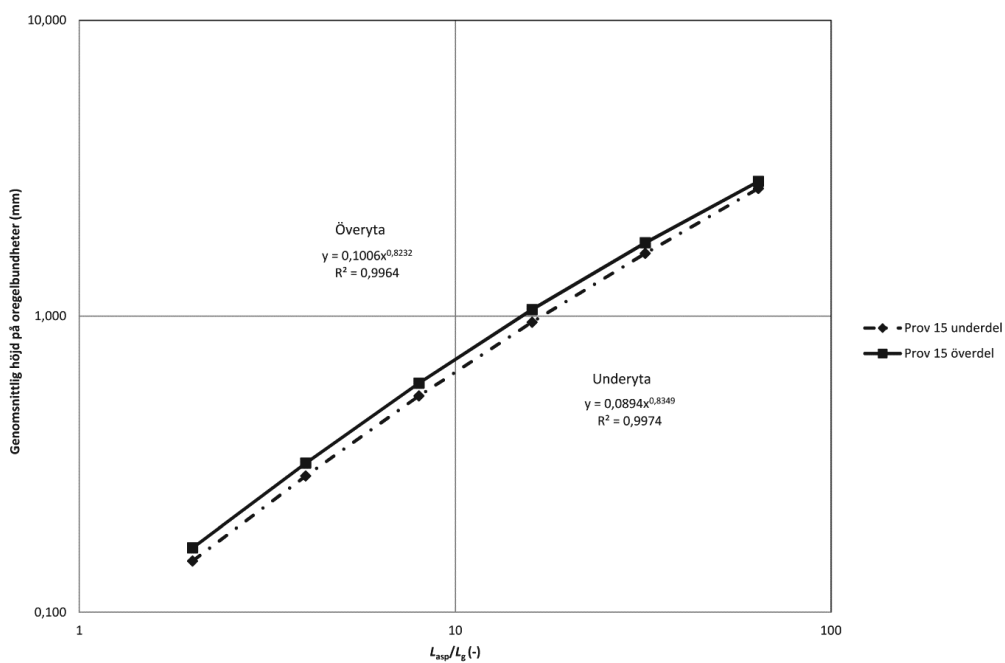
Tabell 4.4 Uppmätt genomsnittlig höjd på oregelbundheter,  $h_{asp}$ , för olika baslängder på oregelbundheterna,  $L_{asp}$ , för prov 15.

| $\Delta x$<br>(mm) | Undre del av prov 15 |              |                                     |                   | Övre del av prov 15 |              |                                     |                   |
|--------------------|----------------------|--------------|-------------------------------------|-------------------|---------------------|--------------|-------------------------------------|-------------------|
|                    | $L_{asp}$<br>(mm)    | $Z_2$<br>(-) | Lutnings-<br>vinkel<br>( $^\circ$ ) | $h_{asp}$<br>(mm) | $L_{asp}$<br>(mm)   | $Z_2$<br>(-) | Lutnings-<br>vinkel<br>( $^\circ$ ) | $h_{asp}$<br>(mm) |
| 0,5                | 1                    | 0,298        | 16,589                              | 0,149             | 1                   | 0,330        | 18,247                              | 0,165             |
| 1                  | 2                    | 0,288        | 16,077                              | 0,288             | 2                   | 0,319        | 17,667                              | 0,319             |
| 2                  | 4                    | 0,269        | 15,040                              | 0,537             | 4                   | 0,297        | 16,520                              | 0,593             |
| 4                  | 8                    | 0,238        | 13,409                              | 0,954             | 8                   | 0,263        | 14,735                              | 1,052             |
| 8                  | 16                   | 0,204        | 11,508                              | 1,629             | 16                  | 0,221        | 12,473                              | 1,770             |
| 16                 | 32                   | 0,169        | 9,576                               | 2,699             | 32                  | 0,178        | 10,104                              | 2,851             |

Baserat på resultaten i Tabell 4.4 har konstanterna  $a^*$  och  $H$  bestämts. Dessa konstanter beskriver skalrelationen mellan oregelbundheternas höjd och baslängd enligt följande ekvation.

$$h_{asp} = a \cdot \left( \frac{L_{asp}}{L_g} \right)^H \quad (4.3)$$

Konstanterna kan bestämmas genom regressionsanalys. Resultaten för prov 15 framgår av Figur 4.5. En sammanställning av den utförda regressionsanalysen för samtliga prover redovisas i Tabell 4.5.



Figur 4.5 Genomsnittlig höjd på oregelbundheter för olika baslängder för prov 15.

Tabell 4.5 Sammanställning av medelvärde på över och underyta för konstanterna  $a^*$  och  $H$  för samtliga prover.

| Prov | $a^*$<br>(mm) | $H$<br>(-) | $r^2$<br>(-) |
|------|---------------|------------|--------------|
| 1    | 0,098         | 0,742      | 0,998        |
| 2    | 0,091         | 0,789      | 0,998        |
| 3    | 0,090         | 0,818      | 0,999        |
| 4    | 0,101         | 0,783      | 0,998        |
| 5    | 0,102         | 0,809      | 0,999        |
| 6    | 0,089         | 0,744      | 0,996        |
| 10   | 0,093         | 0,808      | 0,995        |
| 11   | 0,088         | 0,800      | 0,994        |
| 12   | 0,087         | 0,811      | 0,996        |
| 13   | 0,083         | 0,829      | 0,998        |
| 14   | 0,086         | 0,823      | 0,997        |
| 15   | 0,095         | 0,829      | 0,997        |

#### 4.4 Uppskattning av skjuvhållfasthet

Baserat på resultaten från analysen av sprickytornas råhet tillsammans med data avseende normalspänning, sprickykans enaxiella tryckhållfasthet, passning och friktionsvinklens basfriktion har den totala friktionsvinkeln för proverna uppskattats med den konceptuella modellen enligt ekvation 2.1 till 2.3.

Följande indata användes i beräkningarna. Basfriktionsvinkeln antogs initiiellt till 33 grader baserat på de värden som anges av Barton och Choubey (1977). Normalspänningen för samtliga prover uppgår till 1 MPa. Den enaxiella tryckhållfastheten är satt till 125 MPa som angavs i kapitel 3.2. Medelvärden på  $A_o$ ,  $C$ , och  $\theta^*_{max}$  för varje prov enligt Tabell 4.2 och 4.3 användes som indata för beskrivning av ytråhet i kornskala och värden i Tabell 4.5 användes för  $H$ . Resultaten från beräkningarna presenteras i Tabell 4.6.

Tabell 4.6 Uppskattade värden på total friktionsvinkel,  $\phi_p$ , för skjuvprover med konceptuell modell.

| Prov            | 1    | 2    | 3    | 4    | 5    | 6    | 10   | 11   | 12   | 13   | 14   | 15   |
|-----------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| $\phi_p$<br>(°) | 68,2 | 68,0 | 66,4 | 59,2 | 57,9 | 56,5 | 54,8 | 57,0 | 69,8 | 53,1 | 68,7 | 67,5 |

## 5. SKJUVPROVNING

### 5.1 Inledning

I följande kapitel redovisas resultaten från utförda skjuvförsök. Totalt har 15 skjuvförsök genomförts, 6 stycken med ytan 60x60 mm och 6 stycken med ytan 200x200 mm. Därutöver tillkommer 3 skjuvförsök i skalan 60x60 mm på en helt plan, sågad, sprickyta. Dessa utförs för bestämning av basfriktionsvinkeln,  $\phi_b$ .

### 5.2 Metodik

Skjuvförsöken i skala 60x60 mm har utförts på SP, Sveriges Tekniska Forskningsinstitut, i Borås och skjuvförsöken i skala 200x200 mm har utförts på Complab vid Luleå Tekniska Universitet. Orsaken till detta är att skjuvboxen i Luleå är mer lämpad för provning i större skala medan skjuvboxen i Borås är mer lämpad för provning i mindre skala.

Vid SP skjuvades de sex proverna med dimension 60x60 mm samt de tre proverna som utfördes för att bestämma basfriktionsvinkeln för en plan sågad yta. Vid Complab i LTU skjuvades de sex proverna med dimensionen 200x200 mm. Skjuvförsöken utfördes med en konstant normalspänning på 1 MPa.

Som tidigare beskrivits har skjuvförsöken indelats i fyra grupper (exklusive proven med sågad yta) med tre prov i varje grupp; (1) 60x60 mm med perfekt passning (2) 60x60 mm med 5 mm initiell förskjutning mellan över och underyta (3) 200x200 mm med perfekt passning och (4) 200x200 mm med 5 mm initiell förskjutning mellan över och underyta.

Under skjuvförsöket loggades normalspänning,  $\sigma_n$ , skjuvspänning,  $\tau$ , skjuvdeformation,  $\delta_s$ , samt normaldeformation,  $\delta_n$ . Dilatationsvinkeln under försöket beräknades med nedanstående ekvation:

$$i = \arctan\left(\frac{\Delta\delta_n}{\Delta\delta_s}\right) \quad (5.1)$$

Där  $\Delta\delta_n$  är ökningen i normalriktningen för en given ökning av skjuvdeformationen,  $\Delta\delta_s$ . Ökningen i skjuvdeformationen valdes till 0,1 mm. Skjuvhastigheten i försöket valdes till 0,1 mm/min och data loggades 10 gånger per sekund. Under skjuvningen sker en reduktion i total kontaktarea mellan provets under och överyta vilken successivt medräknades genom att kontinuerligt uppdatera arean, vilket därefter används för beräkning av normalspänning.

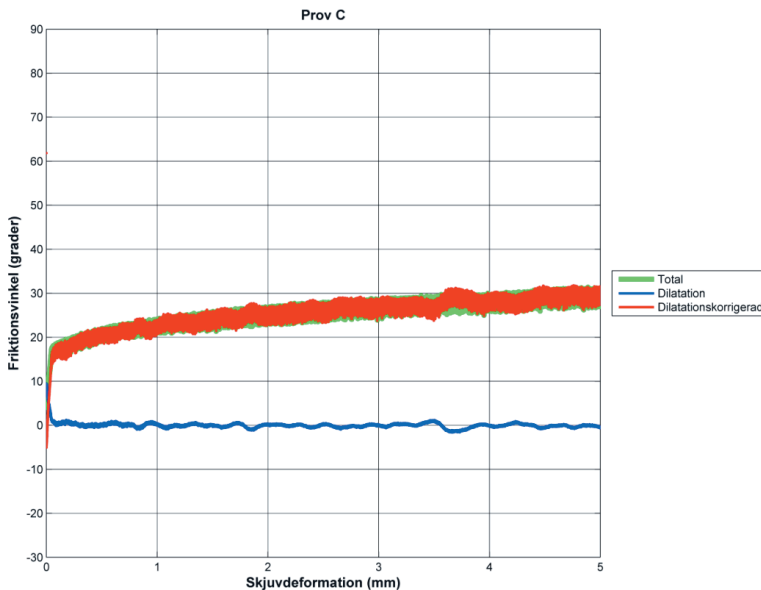
Skjuvförsöket utfördes med en skjuvdeformation på minst 5 mm. Resultaten presenteras med en maximal mobiliserad friktionsvinkel,  $\phi_{peak}$ , mobiliserad dilatationsvinkel vid maximal friktion,  $i_{peak}$ , samt skjuvrörelsen vid maximal friktion,  $\delta_{s,p}$ . Dessutom redovisas maximal dilatationvinkel,  $i_{max}$ , samt skjuvrörelse vid denna vinkel,  $\delta_{i,max}$ . Vidare anges även medelvärdet på total maximal friktionsvinkel korrigerad för dilatation,  $\overline{\phi_{peak} - i_{peak}}$ , för skjuvdeformationen i intervallet 1-4 mm.

### 5.3 Resultat provproppar 60x60 mm

Resultaten från de sågade plana provkropparna med skalan 60x60 mm redovisas i Tabell 5.1. Variationen i skjuvhållfasthet för prov A redovisas i Figur 5.1.

Table 5.1 Resultat från skjuvförsök på prov A, B och C med plana sågade ytor.

| Prov | $\phi_{peak}$<br>(°) | $i_{peak}$<br>(°) | $\delta_{s,p}$<br>(mm) | $i_{max}$<br>(°) | $\delta_{i,max}$<br>(mm) | $\overline{\phi_{peak} - i_{peak}}$<br>(°) |
|------|----------------------|-------------------|------------------------|------------------|--------------------------|--------------------------------------------|
| A    | 29,1                 | -0,3              | 5,0                    | 0,8              | 2,9                      | 27,9                                       |
| B    | 32,3                 | -1,1              | 5,0                    | 1,0              | 1,3                      | 30,3                                       |
| C    | 31,3                 | -0,3              | 4,8                    | 2,5              | 0,0                      | 29,0                                       |

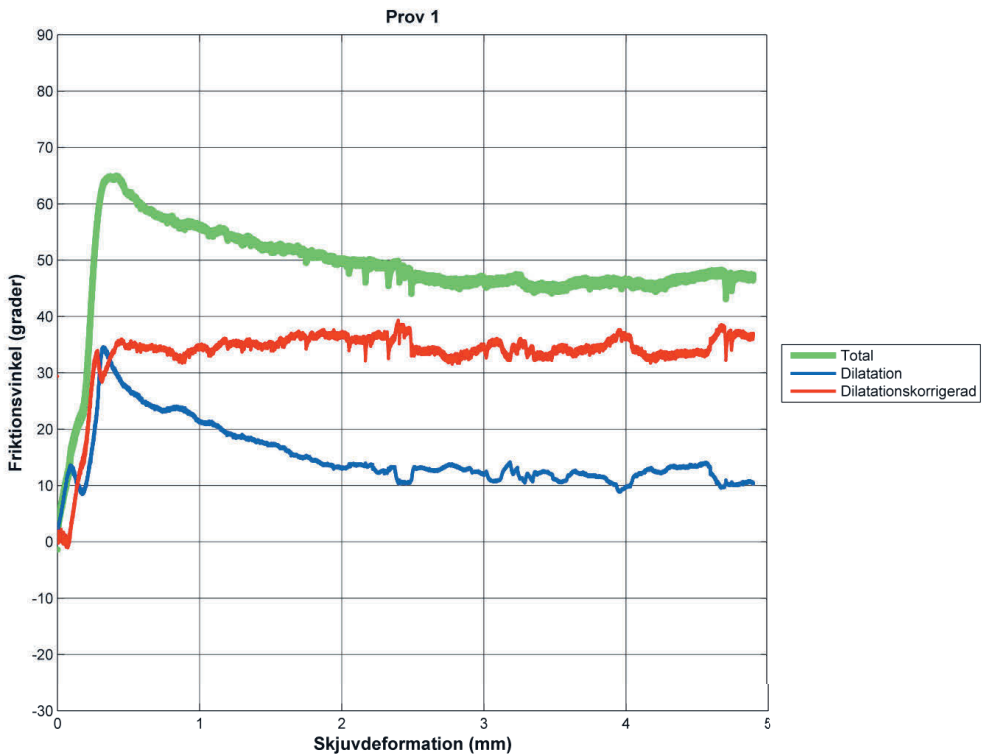


Figur 5.1 Resultat från skjuvförsök på prov C i skala 60x60 mm med plan sågad yta.

Resultaten från provkropparna med draginducerad rå sprickyta med perfekt passning i skala 60x60 mm redovisas i Tabell 5.2. Variationen i skjuvhållfasthet för prov 1 redovisas i Figur 5.2.

Table 5.2 Resultat från skjuvförsök på prov 1, 2 och 3 med perfekt passning.

| Prov | $\phi_{peak}$<br>(°) | $i_{peak}$<br>(°) | $\delta_{s,p}$<br>(mm) | $i_{max}$<br>(°) | $\delta_{i,max}$<br>(mm) | $\phi_{peak} - i_{peak}$<br>(°) |
|------|----------------------|-------------------|------------------------|------------------|--------------------------|---------------------------------|
| 1    | 65,0                 | 30,5              | 0,3                    | 34,6             | 0,3                      | 34,8                            |
| 2    | 68,7                 | 22                | 0,3                    | 49,4             | 0,6                      | 19,7                            |
| 3    | 66,1                 | 22,5              | 0,2                    | 30,9             | 0,3                      | 36,5                            |

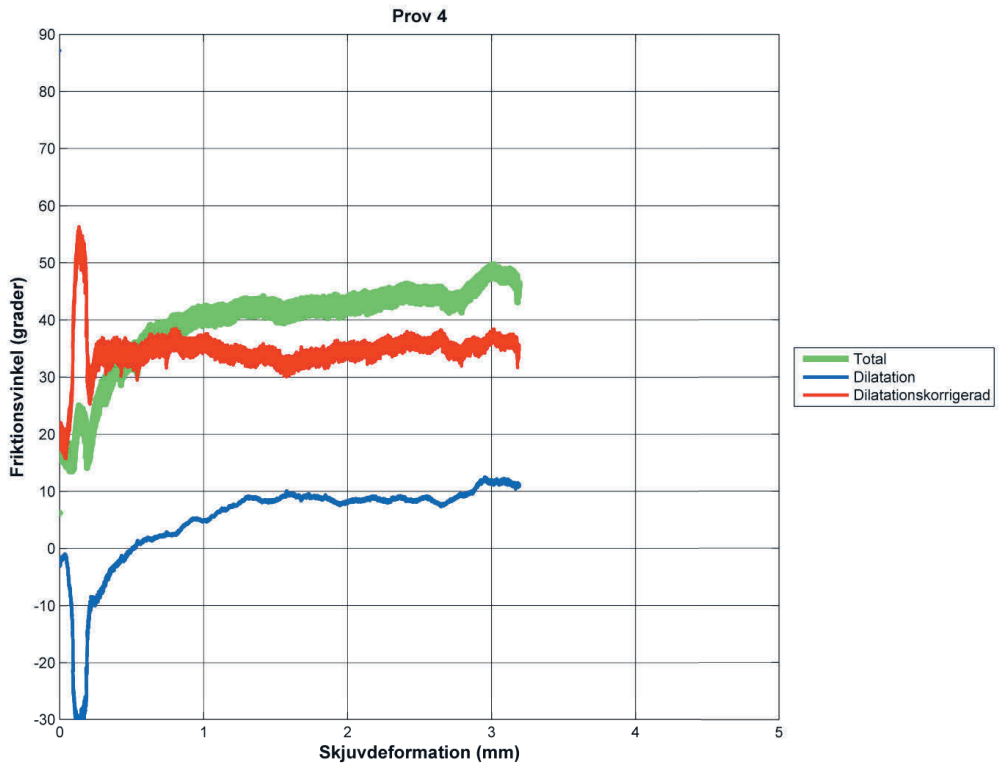


Figur 5.2 Resultat från skjuvförsök på prov 1 i skala 60x60 mm med perfekt passning.

Resultaten från provkropparna med draginducerad rå opassad sprickyta i skala 60x60 mm redovisas i Tabell 5.3. Variationen i skjuvhållfasthet för prov 5 redovisas i Figur 5.3.

Table 5.3 Resultat från skjuvförsök på prov 4, 5 och 6 med opassad sprickyta.

| Prov | $\phi_{peak}$<br>(°) | $i_{peak}$<br>(°) | $\delta_{s,p}$<br>(mm) | $i_{max}$<br>(°) | $\delta_{i,max}$<br>(mm) | $\phi_{peak} - i_{peak}$<br>(°) |
|------|----------------------|-------------------|------------------------|------------------|--------------------------|---------------------------------|
| 4    | 49,8                 | 9,7               | 2,8                    | 12,5             | 3,0                      | 34,8                            |
| 5    | 48,9                 | 4,4               | 2,2                    | 10,2             | 3,5                      | 36,6                            |
| 6    | 39,9                 | 3,1               | 4,7                    | 4,6              | 4,6                      | 34,4                            |



Figur 5.3 Resultat från skjuvförsök på prov 4 i skala 60x60 mm med opassad sprickyta.



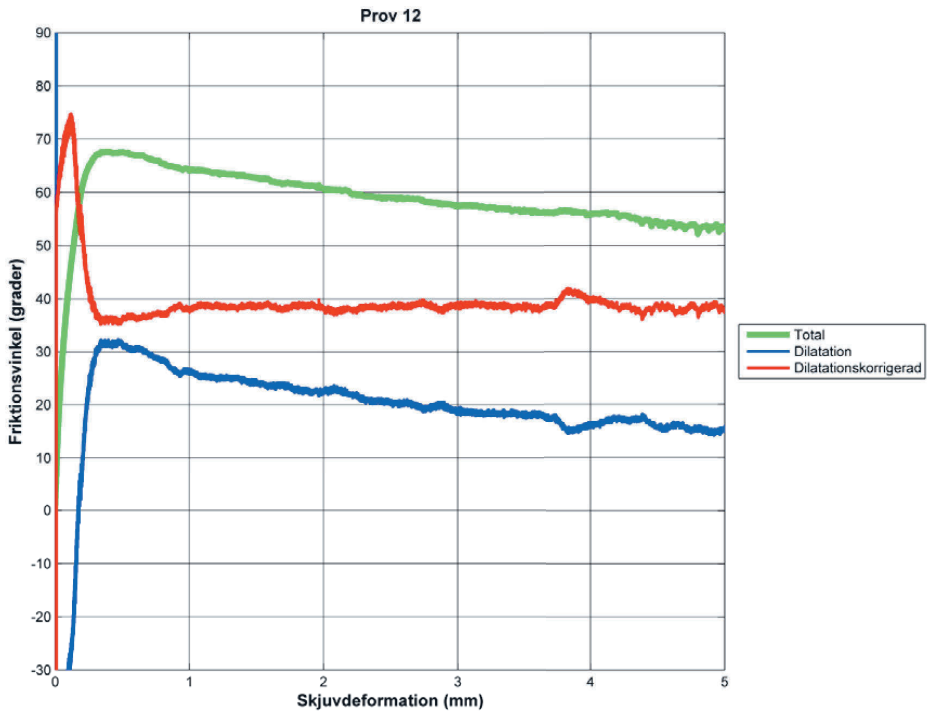
## 5.4 Resultat provkroppar 200x200 mm

Resultaten från provkropparna med draginducerad rå sprickyta med perfekt passning i skala 200x200 mm redovisas i Tabell 5.4. Variationen i skjuvhållfasthet för prov 12 redovisas i Figur 5.4.

Table 5.4 Resultat från skjuvförsök på prov 12, 14 och 15 med perfekt passad sprickyta.

| Prov | $\phi_{peak}$<br>(°) | $i_{peak}$<br>(°) | $\delta_{s,p}$<br>(mm) | $i_{max}$<br>(°) | $\delta_{i,max}$<br>(mm) | $\phi_{peak} - i_{peak}$<br>(°) |
|------|----------------------|-------------------|------------------------|------------------|--------------------------|---------------------------------|
| 12   | 67,6                 | 31,5              | 0,4                    | 32,3             | 0,5                      | 38,5                            |
| 14   | 69,2                 | 21,0              | 0,1                    | 32,1             | 0,3                      | 40,6                            |
| 15   | 64,6                 | 33,0              | 0,2                    | *)               | *)                       | *)                              |

\*) Orimliga värden på dilatation efter cirka 1 mm skjuvning. Sannolikt fel på LVDT'er

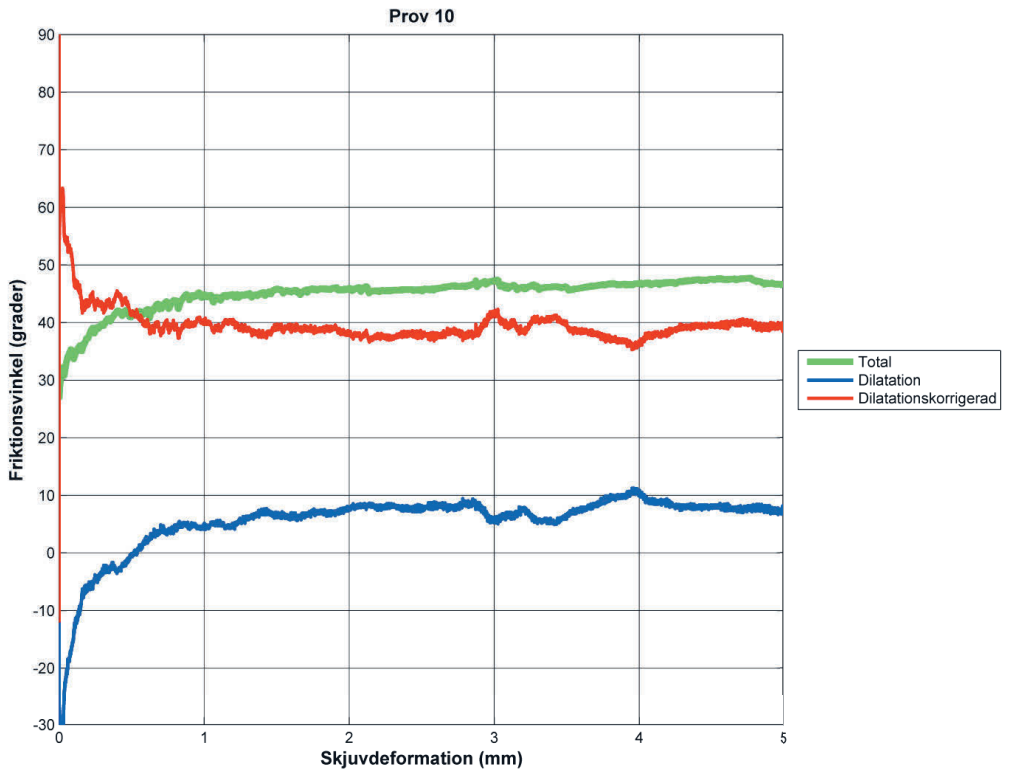


Figur 5.4 Resultat från skjuvförsök på prov 12 i skala 200x200 mm med perfekt passad sprickyta.

Resultaten från provkropparna med draginducerad rå opassad sprickyta i skala 200x200 mm redovisas i Tabell 5.5. Variationen i skjuvhållfasthet för prov 10 redovisas i Figur 5.5.

Table 5.5 Resultat från skjuvförsök på prov 10, 11 och 13 med opassad sprickyta.

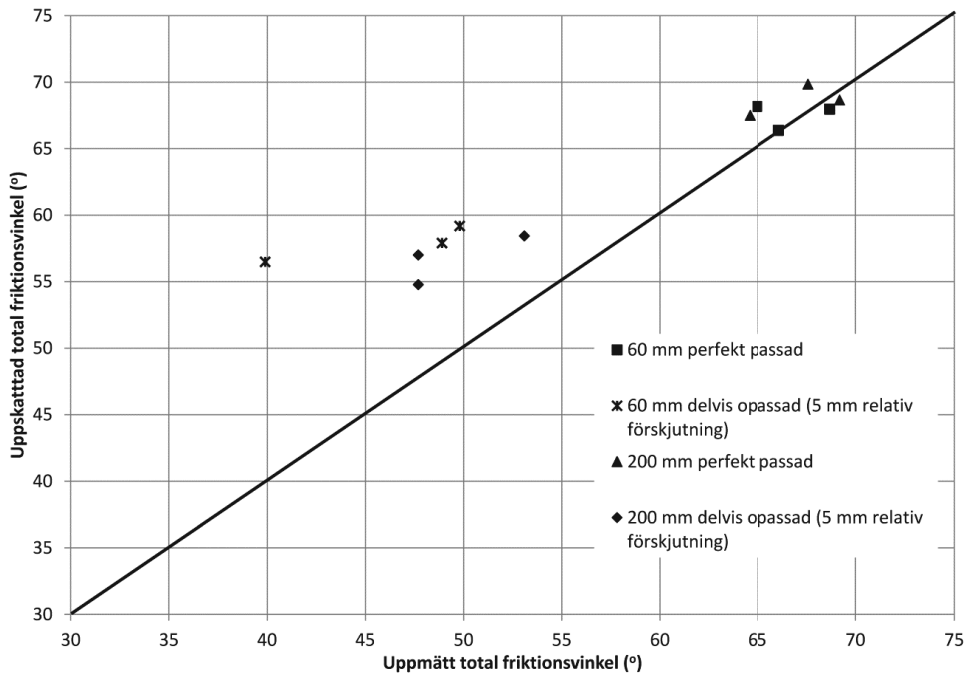
| Prov | $\phi_{peak}$<br>(°) | $i_{peak}$<br>(°) | $\delta_{s,p}$<br>(mm) | $i_{max}$<br>(°) | $\delta_{i,max}$<br>(mm) | $\overline{\phi_{peak} - i_{peak}}$<br>(°) |
|------|----------------------|-------------------|------------------------|------------------|--------------------------|--------------------------------------------|
| 10   | 47,7                 | 7,9               | 4,8                    | 11,2             | 4,0                      | 38,7                                       |
| 11   | 47,7                 | 9,4               | 2,4                    | 10,0             | 2,5                      | 38,0                                       |
| 13   | 53,1                 | 9,3               | 4,6                    | 12,1             | 3,7                      | 43,9                                       |



Figur 5.5 Resultat från skjuvförsök på prov 10 i skala 200x200 mm med opassad sprickyta.

## 6. JÄMFÖRELSE MELLAN UPPSKATTAD OCH UPPMÄTT SKJUVHÅLLFASTHET

I syfte att undersöka om den konceptuella modellen på ett korrekt sätt kan uppskatta skjuvhållfastheten för sprickor vid olika skalor och med olika passning har en jämförelse utförts mellan uppskattad och uppmätt skjuvhållfasthet. Jämförelsen har utförts mellan de värden som uppskattats med den konceptuella modellen på de tolv provkropparna och de värden som erhållits på motsvarande provkroppar i skjuvförsök. Resultaten från denna jämförelse redovisas i Figur 6.1.



Figur 6.1 Jämförelse mellan uppskattad och uppmätt total friktionsvinkel.

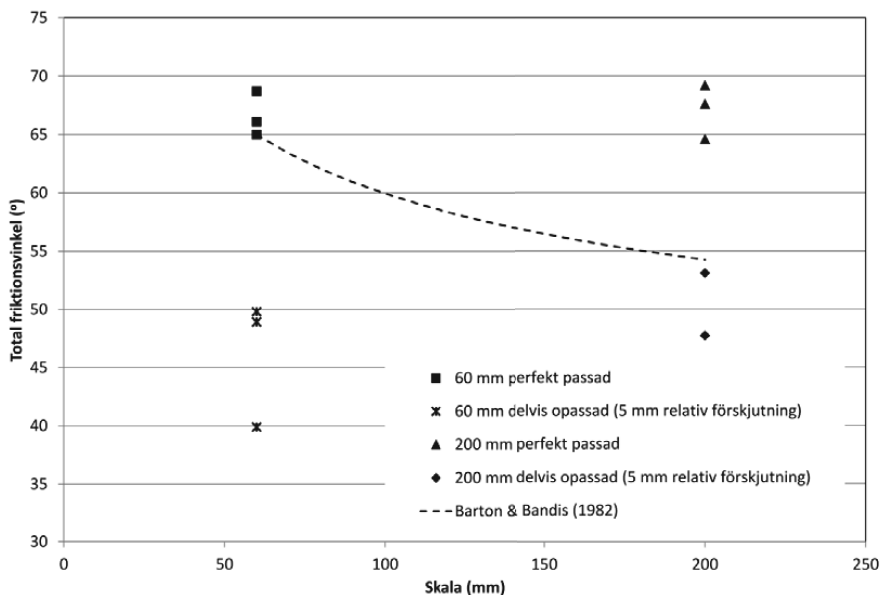
Resultaten visar på en god överensstämmelse mellan uppskattad och uppmätt skjuvhållfasthet för de perfekt passade proverna. Ingen skillnad i hållfasthet kan observeras mellan det lilla och det stora provet, vilket är i linje med de principiella beteende som förutsågs med den konceptuella modellen i Figur 2.1.

För de delvis opassade proverna är överensstämmelsen sämre. För fem av sex prover är de uppskattade totala friktionsvinklarna cirka 8 grader högre än de uppmätta. För det sjätte provet är avvikelsen högre med en avvikelse på 12 grader. Orsaken till denna avvikelse är oklar. Det är möjligt att mindre, delvis opassade prover, har färre kontaktpunkter vilket innebär att en större variation i skjuvhållfastheten kan uppstå och att den uppmätta avvikelsen skulle kunna vara en effekt av detta. Fler prover behöver emellertid genomföras innan några slutsatser kan dras huruvida så är fallet. Trots avvikelsen är emellertid det principiella beteendet korrekt med en sänkning av skjuvhållfastheten på grund av den försämrade passningen.

## 7. DISKUSSION

Resultaten från de genomförda skjuvförsöken och den jämförande analysen stödjer det principiella beteende som den konceptuella modellen förutsäger. I den genomförda analysen har flera intressanta observationer noterats.

Ingen skaleffekt har observerats, varken för de prover med en perfekt passning eller för de prover med sämre passning. Detta var i linje med det principiella beteendet enligt den konceptuella modellen. Resultatet väcker dock frågan vilken parameter som är av intresse för att uppskatta skjuvhållfastheten. I dagsläget finns det en allmänt utbredd acceptans att det existerar en skaleffekt för skjuvhållfastheten för bergsprickor. De erhållna resultaten innebär att detta kan ifrågasättas. Är det en ren skaleffekt som har observerats i tidigare analyser av exempelvis Bandis et al. (1981), eller är det en effekt av en sämre passning för större sprickor, vilket bl.a. föreslagits av Zhao (1997). I försöken av Bandis et al. (1981) användes naturliga sprickor som modeller för att gjuta de replikor som sedan användes vid skjuvningen. Vilken passning dessa sprickor hade nämndes inte, men det är även möjligt att de varit påverkade av vittring, vilket inneburit en sämre passning. I Figur 7.1 nedan redovisas total friktionsvinkel från de utförda skjuvförsöken mot provskala.



Figur 7.1 Observerad total friktionsvinkel mot skala.

I figuren har även en korrigering för skala enligt Barton och Bandis (1982) lagts in. Linjen utgår från en total friktionsvinkel på  $65^\circ$  i skalan 60 mm, där basfriktionen antagits till  $30^\circ$ . Studeras linjen för skalkorrigering kan det observeras att den sammanfaller relativt väl överens med resultaten för proverna i skala 200 mm med en relativ förskjutning på 5 mm mellan över och underyta. Detta stödjer möjligheten att tidigare observationer av en skaleffekt istället kan vara en effekt av en försämrad passning. Om så är fallet bör aperturen eller passningen finnas med i de kriterier som uppskattar skjuvhållfastheten för bergsprickor om den ska kunna uppskattas på ett korrekt sätt.

I den jämförande analysen kunde det observeras att den konceptuella modellen generellt överskattar hållfastheten för proverna med sämre passning. Orsaken till detta är oklar, men det är möjligt att det antagna värdet på kornskalan är för högt. Om värdet på kornskalan istället hade antagits till 0,1 mm hade värdet på passningskonstanten ändrats, vilket hade resulterat i en cirka 8 grader lägre mobiliserad friktionsvinkel och därmed en bättre överensstämmelse. Det är intressant att notera att 0,1 mm är samma steglängd med vilken dilatationsvinkeln bestämdes i skjuvförsöken. För att uppnå samma dilatationsvinkel med den konceptuella modellen och från skjuvförsök är det möjligt att samma skala bör användas. Detta bör analyseras i framtida studier.

Enligt den konceptuella modellen är skjuvhållfastheten för råa och ovittrade sprickor summan av en basfriktion och ett bidrag från råheten i makroskala i form av en dilatationsvinkel. I syfte att bestämma vinkeln för basfriktionen genomfördes tre skjuvförsök på plana, sågade ytor. Resultaten från dessa försök visar att friktionsvinkeln initieellt är låg och ligger på omkring  $20^\circ$ . Med en ökad skjuvning av ytan ökar friktionsvinkeln upp till cirka  $30^\circ$ . Detta beteende är intressant då en jämn mobiliserad friktionsvinkel förväntades under hela skjuvförsöket. Resultaten är dock i linje med de resultat som observerats av Bruce et al. (1989). De observerade att friktionsvinkeln för polerade plattor uppgick till  $12^\circ$  för kvartsit och  $16^\circ$  för dolomit vid tiltförsök. Vid upprepade försök ökade friktionsvinkeln till  $30^\circ$  på grund av det puder som ansamlades på ytorna. Bruce et al (1989) menar att basfriktionen utgörs av summan av mineralets friktionsvinkel,  $\phi_m$ , och den slipade ytans råhet i mikroskala. De föreslår att den plana sprickytan ska slipas med ett sandpapper med en kornstorlek på 80 för att uppnå ett rimligt värde på basfriktionen. När så gjordes uppgick basfriktionen till  $30,8^\circ$  för kvartsit och  $34,2^\circ$  för dolomiten. Uppmätningar av ytans råhet visar att CLA (centre-line average) uppgick till 150  $\mu\text{m}$  för dolomiten och 200  $\mu\text{m}$  för kvartsiten efter slipning med sandpapper med kornstorlek 80. Detta innebär att det är möjligt att basfriktionen på  $30^\circ$  som uppmättes i genomförda skjuvförsök i denna studie inte är helt korrekt eftersom pulver ansamlats på

ytorna vid skjuvningen samt att ytan på de plana försöken sannolikt kan likställas med polerade ytor. Felet mellan antaget värde i denna studie ( $33^\circ$ ) och korrekt värde är dock sannolikt relativt litet och påverkar inte slutsatserna från utförda jämförelser.

Det är även intressant att notera att värden på CLA ligger i det intervall för steglängden med vilken dilatationsvinkeln bestämdes i genomförda skjuvförsök. Steglängden med vilken dilatationsvinkeln bestämdes uppgick till 0,1 mm. Detta värde valdes då större värden på steglängden resulterar i en lägre uppmätt dilatationsvinkel och mindre värden resulterar i en obestämbar dilatationsvinkel eftersom man närmar sig noggrannheten på mätningen av normal och skjuvdeformation. Det är möjligt att det är nödvändigt att råheten i mikroskala på de prover som bestämmer basfriktionen måste vara i samma storleksordning som den steglängd med vilken dilatationsvinkeln bestäms i makroskala. Om så inte är fallet kan summan av basfriktion och dilatationsvinkel bli lägre än den totala friktionsvinkeln, även om enbart glidning sker över oregelbundheterna på sprickytan.

I samband med att den totala friktionsvinkeln uppskattades med den konceptuella modellen antogs att kornskalan uppgår till 0,5 mm. Utifrån ovanstående resonemang kan det givetvis diskuteras med vilken skala som de parametrar som styr råheten bör bestämmas med. Om de observationer som noterats av Bruce et al (1989) är korrekta bör kornskalan antas ligga i samma skala som steglängden för dilatationsvinkeln. Den relativt goda överensstämmelsen för de perfekt passade proven tyder emellertid på att skillnaden i uppskattad friktionsvinkel med gjorda antaganden i denna studie sannolikt är liten mellan dessa skalor.

Proverna i denna studie utgjordes av små prover i skala 60 och 200 mm som provats i laboratorium. Det är emellertid även viktigt att kunna bestämma skjuvhållfastheten för naturliga sprickor i fält med hänsyn till deras storskaliga ondulation. Den konceptuella modellen som använts i denna studie för att uppskatta skjuvhållfastheten är uppbyggd av två delar med avseende på skala; en antagen kornskala baserad på optisk scanning samt en konstant,  $H$ , som beskriver hur förhållande mellan höjd och längd förändras vid olika skalor för oregelbundheterna på sprickytan. Med parametrarna  $A_0$  och  $\theta^*$  i kornskala beskrivs potentiell kontaktarea mot skjuvriktningen för en scannad yta. Detta innebär sannolikt att större oregelbundheter kan beaktas om sprickytan har scannats och medräknats i dessa parametrar. Det är emellertid tveksamt om det praktiskt kan genomföras för naturliga sprickor i bergmassan. Möjligen kan exponerade sprickytor scannas, vilket kan generera möjliga intervall för att beakta inverkan från storskaliga oregelbundheter. För råheten har det emellertid observerats i studier av exempelvis Fardin et al. (2004) att det kan existera stationära trösklar. I studierna av Fardin et al. (2004) observerades en stationär tröskel vid

skalan 3 m. Detta skulle innebära att modellens giltighet skulle gälla upp till dessa skalor. Mer forskning behövs emellertid innan det med större säkerhet går att bestämma troliga värden på den stationära trösklen för råheten.

Med den mätteknik som utvecklas idag är det möjligt att scanna sprickytoras topografi med punktavstånd som understiger 1 mm över ytor som täcker flera kvadratmeter (Tatone och Grasselli 2013). Därmed kan uppmätningar av både storskalig och småskalig råhet beaktas i de parametrar som beskriver råheten. Det krävs emellertid, såsom även påpekas av Tatone & Grasselli (2013), fortsatt forskning för förståelse kring hur skjuvhållfastheten påverkas vid ökad skala. En möjlig framkomlig väg, som även nämns av Tatone och Grasselli (2013), är genomförandet av numeriska simuleringar av sprickytor i större skalor, se exempelvis Karami & Stead (2008) och Tatone och Grasselli (2012). En numerisk metod med stor utvecklingspotential är modellering med PFC (Particle Flow Code). Metoden har använts av exempelvis Park et al. 2010, Asadi 2012 och Bahadiini et al 2013 för simulering av skjuvning av bergsprickor. Ett examensarbete har även genomförts vid avdelningen för Jord och Bergmekanik på KTH i samarbete med ITASCA under 2013 där numeriska skjuvförsök genomförts med denna metodik med bra resultat (Lazzari 2013). Fortsatt utveckling av metoden krävs emellertid innan den kan representera skjuvhållfastheten för naturliga sprickor i fält baserad på högupplöst scanning av sprickytorna.



## 8. SLUTSATSER

En konceptuell modell för skjuvhållfastheten för råa och ovittrade sprickor i hårt berg utvecklades av Johansson och Stille (2013). Modellen föreslår att ingen skaleffekt bör observeras för sprickor med perfekt passning eller med en initiell konstant passning. I syfte att undersöka ovanstående påståenden genomfördes totalt tolv skjuvförsök, sex stycken i skala 60 mm och sex stycken i skala 200 mm. I varje skala genomfördes tre skjuvförsök med perfekt passning och tre skjuvförsök som var delvis opassade. Slutsatserna från studien visar att:

- De erhållna resultaten stödjer teorin i den konceptuella modellen som visar att ingen skaleffekt existerar för perfekt passade sprickor samt att sprickans passning har en stor inverkan på skjuvhållfastheten.
- Fortsatt forskning bör undersöka om sprickans apertur är en mer relevant parameter än sprickans skala då skjuvhållfastheten ska bestämmas.
- Fortsatt forskning behövs även för att med större säkerhet bestämma möjliga värden på den stationära tröskeln för sprickors råhet i syfte att bestämma modellens giltighet i större skalor.



## 9. REFERENSER

Asadi M, Rasouli V, Barla G. (2012) A bonded particle model simulation of shear strength and asperity degradation for rough rock fractures. *Rock Mech. Rock Eng.* 45(5):649-75.

Bahaaddini M., Sharrock G., B.K. Hebblewhite (2013) Numerical direct shear test to model the shear behavior of rock joints. *Computers and Geotechnics* 51:101-115.

Barton N, Choubey V. The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mech* 1977;10:1-54.

Bandis S, Lumsden AC, Barton NR. Experimental studies of scale effects on the shear behaviour of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.* 18(1):1-21.

Barton N, Bandis SC. Effect of block size on the shear behaviour of jointed rock, 23rd U.S. Symp. on Rock Mech. Berkeley, California. 1982. p. 739-760.

Bruce I.G., Cruden D.M., Eaton T.M. (1989). Use of a tilting table to determine the basic friction angle of hard rock samples. *Can. Geotech. J.* Vol. 26, pp. 474-479.

El-Sayed A. (2012) Experimental Study of the Shear Strength of Unfilled and Rough Rock Joints. Master of Science Thesis 12/04, Division of Soil and Rock Mechanics, KTH, Stockholm, Sweden.

Fardin N., Feng Q., Stephansson O. (2004) Application of a new in situ 3D laser scanner to study the scale effect on the rock joint surface roughness. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 41:329-335.

Johansson F. (2009) Shear Strength of Unfilled and Rough Rock Joints in Sliding Stability Analysis of Concrete Dams. Doctoral Dissertation, Division of Soil and Rock Mechanics, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden. Available online at <http://swepub.kb.se/>

Johansson F., Stille, H. (2013) A conceptual model for the peak shear strength of fresh and unweathered rock joints. Submitted to *Int. J. of Rock Mech. Min. Sci.*

Karami A., Stead D. (2008) Asperity degradation and damage in the direct shear test: a hybrid FEM/DEM approach. *Rock Mech. Rock Eng.* 41(2):229-266.

Mathworks (2011) Matlab, Version 7.12.0.635 (R2011a).

Park JW, Song JJ. (2009) Numerical simulation of a direct shear test on a rock joint using a bonded particle model. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 46(8):1315-28.

Tatone, B.S.A., Grasselli, G., A method to evaluate the 3D roughness of fracture surface in brittle geo-materials, *Review of Scientific Instruments*, 80, 125110 (2009); doi:10.1063/1.3266964

Tatone B.S.A., Grasselli G. (2012) Modeling direct shear test with FEM/DEM: Investigation of discontinuity shear strength scale effect as an emergent characteristic. 46<sup>th</sup> US Rock Mechanics Symposium, Chicago, Paper 651.

Tatone B.S.A., Grasselli G. (2013) An Investigation of Discontinuity Roughness Scale Dependency Using High-Resolution Surface Measurements. *Rock Mech. Rock Eng.* 46:657-681.

Zhao J. Joint surface Matching and shear strength, Part B: JRC-JMC Shear Strength Criterion. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 1997;34(2):173-178.

# BeFo



Box 5501  
SE-114 85 Stockholm

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

ISSN 1104-1773