

# DEFORMATION I SPRICKOR NÄRA TUNNELN OCH DESS PÅVERKAN PÅ INJEKTERING

Louise Sjölund  
Björn Stille

Omslagsfigur: Anpassning av injekteringskärm till deformerad zon (figur 21 i rapporten).

# **DEFORMATION I SPRICKOR NÄRA TUNNELN OCH DESS PÅVERKAN PÅ INJEKTERING**

**Deformation in rock joints close to the  
tunnel and its impact on grouting**

Louise Sjölund

Björn Stille



## FÖRORD

Bergtunnlar som anläggs under grundvattenytan ger en påverkan på ovanliggande miljö på grund av den grundvattensänkning som tunneln bidrar till; bland annat därför utförs ofta injektering. Bergtunnlar förinjekteras normalt genom borrhål framför tunnelns framkant när tunneln drivs framåt kommer den injekterade bergmassan deformeras vilket leder till att injekterade sprickor öppnas upp och nytt läckage uppstår. Det är därför av intresse att studera storlek och spridning av dessa deformationer.

Här rapporterat arbete har studerat deformation i en spricka som korsar tunneltaket med numerisk modellering. Två spricklutningar, tre olika friktionsvinklar och två olika tunnelbredder har studerats i syfte att utvärdera de enskilda faktorernas inverkan. Rapporten inkluderar även en diskussion om hur injektering kan anpassas för att ta hänsyn till dessa deformationer.

Projektet finansierades av BeFo, AECOM, TriEng AB och GeoMind KB. Deltagare i referensgruppen har varit Märit Berglind Eriksson, Thomas Dalmalm, Åsa Fransson, Rikard Gothäll, Fredrik Johansson, Håkan Stille, Patrik Vidstrand, Jaana Vourinen och Alexandra Ålenius.

Stockholm

*Patrik Vidstrand*



## SAMMANFATTNING

Vid tunneldrivning under grundvattennivån utförs ofta förinjektering för att minska mängden inläckande vatten till tunneln. Vid förinjektering tätas sprickorna i bergmassan framför tunnelfronten. Då tunneln drivs framåt ger spänningsomlagringen upphov till nya deformationer i bergmassan. Dessa deformationer kan till exempel vara skjuvrörelse i existerande sprickor. Om sprickorna står i kontakt med vatten kommer dessa deformationer leda till ökat inläckage till tunneln.

Syftet med föreliggande rapport var att studera dessa deformationer och analysera dess påverkan på injektering samt att ge rekommendationer till om och hur injekteringen bör anpassas till dessa deformationer. Deformation har analyserats med tvådimensionell numerisk analys. I analyserna har tunnelbredd, spricklutning och sprickans friktionsvinkel varierats. Resultaterande skjuvplasticering och normaldeformation i sprickelement i modellen har studerats. Resultatet har visat att de studerade parametrarna påverkar deformationernas storlek och spridning och att designen av injekteringskoncept därför bör ta hänsyn till dessa parametrar. Injekterings geometri som stick och överlapp bör anpassas till tunnelbredden och förväntad sprickdeformation för att ta hänsyn till deformationerna som kommer från tunneldrivningen.

Rapporten har visat att injektering behöver anpassas till de deformationer som kommer från tunneldrivningen. Dock har endast numerisk modellering i två dimensioner med begränsad variation i egenskaper utförts vilket har inneboende begränsningar. Fortsatt forskning rekommenderas då negativ omgivningspåverkan i form av grundvattensänkning är ett aktuellt ämne inom bergbyggnad.

**Nyckelord:** Injektering, Sprickdeformation, Numerisk analys, Bergtunnel





## SUMMARY

Pregrouting is often carried out to reduce the amount of water seeping into the tunnel when tunneling below the groundwater level. During pregrouting, the fractures in the rock mass in front of the tunnel face are sealed. As the tunnel progresses, the stresses are redistributed which give rise to new deformations in the rock mass. These deformations can, for example, be shear movement in existing fractures. These deformations will lead to increased water ingress into the tunnel if these fractures are in contact with water.

The aim of the present report was to study these deformations and analyze their influence on grouting, as well as to give recommendations as to whether and how the grouting should be adapted to them. The deformations have been analyzed with two-dimensional numerical analysis. Tunnel width, fracture inclination and the fracture's friction angle are varied in the analyses. The resulting shear plasticization and normal deformation in a discontinuity element in the model have been studied. The result has shown that the studied parameters affect the size and spread of the deformations and that the design of grouting concepts therefore should take these parameters into account. The grouting geometry such as lookout and overlap need to be adapted to the tunnel width and the expected rock joint deformation for the design to consider the deformations that are due to the tunneling.

The report has shown that grouting needs to be adapted to the deformations that come from tunneling. However, only numerical modeling in two dimensions with limited variation in properties has been performed, which has inherent limitations. Continued research is recommended considering that negative environmental impact such as groundwater drawdown is a topical issue in tunneling.

**Keywords:** Rock Grouting, Rock Joint Deformation, Numerical Analysis, Rock tunnel



## INNEHÅLL

1. INTRODUKTION .....	1
1.1 Bakgrund.....	1
1.2 Syfte.....	1
2. TEORETISK ÖVERSIKT .....	3
2.1 Bergmekanisk respons från tunneluttag.....	3
2.2 Deformation i sprickor.....	5
2.3 Sprickors hållfasthet .....	6
3. NUMERISK ANALYS - METOD .....	9
3.1 Bergmassa och sprickelement.....	9
3.2 Modellgeometri.....	10
3.3 Initialspänningstillstånd .....	12
3.4 Beräkning av sprickdeformation.....	16
4. NUMERISK ANALYS - RESULTAT .....	19
4.1 Allmänt beteende .....	19
4.2 Skjuvplasticering .....	25
4.3 Sprickdeformation .....	29
5. DISKUSSION .....	33
6. SLUTSATS OCH REKOMMENDATION FÖR VIDARE ANALYS .....	39
REFERENSER .....	41
7. BILAGA 1 – EXEMPEL PÅ TILLVÄGAGÅNGSSÄTT FÖR ATT ANPASSA INJEKTERING .....	43



# 1. INTRODUKTION

## 1.1 Bakgrund

En bergtunnel som ligger under grundvattenytan kommer att bidra till omgivningspåverkan orsakat av inflödet till tunneln. För att begränsa påverkan utförs tätning av bergtunnlar. I Sverige utförs denna tätning ofta med cementbaserad förinjektering. Vid förinjektering borras hål i tunnelns front ut i berget och korsande sprickor tätas genom att cement injekteras genom borrhålen ut i sprickorna. Om tätningen inte blir tillräcklig kan omgivningspåverkan bli för stor i relation till gällande krav och det krävs ytterligare tätningsåtgärder, till exempel efterinjektering. Dessa åtgärder blir ofta kostsamma och stör produktionen i tunneln.

Då en tunnel drivs framåt utvecklas deformationer i bergmassan. Dessa deformationer uppstår då stödet från bergmassan försvinner. Vid elastiska förhållanden startar deformationen cirka en halv tunneldiameter framför tunnelns front och når sitt maximala värde cirka 1,5–2 tunneldiameter bakom fronten. Vid tunnelns front har deformationerna nått cirka en tredjedel av det maximala värdet. Detta innebär att bergmassan framför tunnelns front fortsätter att deformeras efter utförd förinjektering då tunneln drivs framåt. Dessa deformationer kan vara elastisk rörelse i bergmassan eller en plastisk rörelse med till exempel glidning i en existerande spricka. Storleken på deformationer beror på flera orsaker, bland annat bergkvaliteten, sprickstrukturernas orientering och egenskaper samt tunnelstorlek. Vid ogynnsamma kombinationer av dessa orsaker kan större deformationer uppstå i sprickorna. Dessa deformationer kan ha stor inverkan på flödesvägarna kring tunneln och därigenom påverka effekten av den utförda förinjekteringen.

I följande rapport studeras hur variation av lutning och hållfasthet av en struktur i tunneltaket påverkar deformationens storlek och spridning ut i bergmassan. Analysen utförs med numerisk modellering och resultatens betydelse på tätningens effekt diskuteras. Baserat på analysens resultat ges rekommendationer för hur injekteringsdesign kan anpassas för att ta hänsyn till deformationer från tunneldrivningen.

## 1.2 Syfte

Projektets syfte är att bidra till ökad kunskap om hur deformationer kring en bergtunnel påverkas av korsande sprickor med varierande egenskaper. Deformationernas utbredning och storlek studeras i ett antal typfall med numerisk modellering och resultaten utvärderas med avseende på deformationernas påverkan på förinjektering.

Projektet ska ge svar på huruvida injektering behöver anpassas till dessa problemställningar och i sådant fall ge rekommendationer på hur detta kan göras.



## 2. TEORETISK ÖVERSIKT

Detta kapitel behandlar en kort bakgrund till ämnen som rapporten berör.

### 2.1 Bergmekanisk respons från tunneluttag

Som nämnt i inledningen påverkar tunneluttag spänningsbilden i bergmassan. Spänningsomlagringen leder till deformation i bergmassan. Baserat på en cirkulär tunnel i elastiska förhållanden kan dessa deformationer uppskattas till att starta cirka en halv tunneldiameter framför tunnelfronten och nå sitt maximala värde cirka 1,5–2 tunneldiameter bakom fronten (Hanafy & Emery, 1980). Andelen deformation relaterat till avstånd från tunnelfronten beror på förhållandet mellan spänning och hållfasthet. Vid tunnelfronten har deformationerna nått cirka en tredjedel av det maximala värdet.

Detta innebär att bergmassan framför tunnelfronten fortsätter att deformeras efter utförd förinjektering allt eftersom tunneln drivs framåt. Sprickor som blivit förinjekterade kan öppnas upp på nytt. Om detta bidrar till ökat inläckage beror på hur långt ut i bergmassan sprickan öppnar upp sig och om den öppna delen av sprickan står i kontakt med vatten.

I bergtunnlar i svenska förhållanden med hårt kristallint berg och förhållandevis ytnära tunnlar är horisontalspänningen ofta flera gånger högre än vertikalspänningen. När tunneln är uttagen behöver spänningen i bergmassan ta nya vägar och vid goda förhållanden bildas ett valv ovanför tunneltaket. Valvet bär den vertikala lasten och för ut tryckkrafterna till sidoberget i bergmassan. Bergmassan ovanför valvet är således stabil. Bergmassan under valvet kan behöva förstärkas för att hållas på plats. Trycklinjen i valvet kan beskrivas enligt (1).

$$y(x) = \frac{qL^2}{8H_q} \left[ 1 - \left( \frac{2x}{L} \right)^2 \right] \quad (1)$$

Valvets pilhöjd beskrivs i (2). Trycklinje och pilhöjd visas i Figur 1.

$$f = y(x) \frac{qL^2}{8H_q} \quad (2)$$

Där

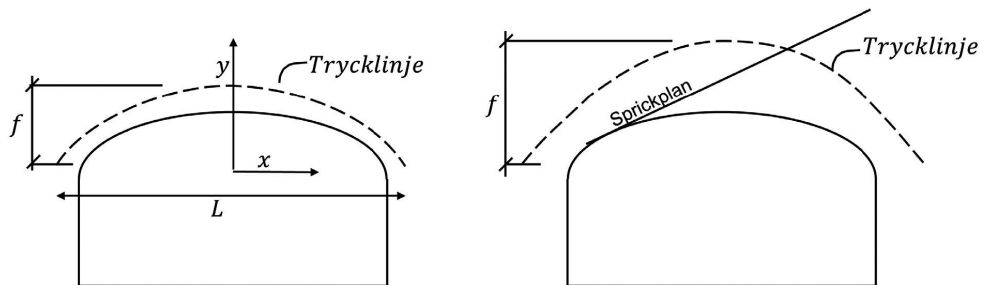
$y$	Trycklinjens läge
$q$	Belastning på valvet
$x$	Position i valvet
$H_q$	Horisontalkraft
$L$	Valvets bredd
$f$	Valvets pilhöjd

Valvets pilhöjd beror på belastning, valvets bredd och horisontalkraft. Glidning är den vanligaste brottmekanismen för valv i svenska förhållanden och risken för glidning är som störst vid valvets upplag (Stille, et al., 2005). Om glidning sker beror på vinkeln mellan valvets trycklinje och spricka samt sprickans hållfasthetsegenskaper. En flack vinkel mellan trycklinje och spricka ger en högre belastning i sprickans riktning och är alltså ogynnsamt för stabiliteten. Detta visualiseras i Figur 1. Låga hållfasthetsegenskaper i sprickan gör även att kraften i valvet inte kan föras över.

Rörelsen längs sprickstrukturen orsakas av spänningsförändringen i bergmassan som kommer från tunneluttaget. Storleken på rörelse bör vara störst närmast tunneln och minskar sedan gradvis ut mot en opåverkad del av sprickytan.

Valvbildning, homogen bergmassa

Valvbildning, flack struktur



**Figur 1:** Valvbildning runt tunneln påverkat av en flack struktur.

*Figure 1: Arching around the tunnel affected by a flat structure.*



## 2.2 Deformation i sprickor

Deformationer studeras i sprickans normal- och skjuvriktning. Deformationerna i sprickor beror på om skjuvbrott uppnåtts eller inte (Stille, et al., 2005). Deformationer före brott är små. Sprickor i tunneln påverkar troligtvis av både normal- och skjuvbelastning. Vid enbart normalbelastning trycks sprickan ihop tills att den är helt sluten och deformationen beror på sprickans normalstyvhet enligt (3).

$$\sigma_n = K_n \cdot \delta_n \quad (3)$$

Där

$\sigma_n$	Normalspänning
$K_n$	Sprickans normalstyvhet
$\delta_n$	Sprickans normaldeformation

Vid skjuvrörelse före brott kan deformationer tecknas enligt (4).

$$\tau = K_s \cdot \delta_s \quad (4)$$

Där

$\tau$	Skjuvspänning
$K_s$	Sprickans skjuvstyvhet
$\delta_s$	Sprickans skjuvdeformation

Efter skjuvbrott uppkommer en normaldeformation som beror på skjuvdeformationernas storlek enligt (5). Med ökande skjuvbelastning går till slut klackarna i sprickan till brott vilket leder till en minskad dilatationsvinkel.

$$\delta_n = -\delta_s \tan \psi \quad (5)$$

Där

$\psi$	Sprickans dilatationsvinkel
--------	-----------------------------

Den maximala dilatationen nås när sprickan har skjuvats upp på toppen av sprickans ojämnheter och glider parallellt med sprickytan.

### 2.3 Sprickors hållfasthet

Det finns flera samband för att beskriva en bergssprickas hållfasthet. Barton (1973) introducerade nedanstående samband (6) vilket tar hänsyn till råhetens bidrag till skjuvhållfastheten:

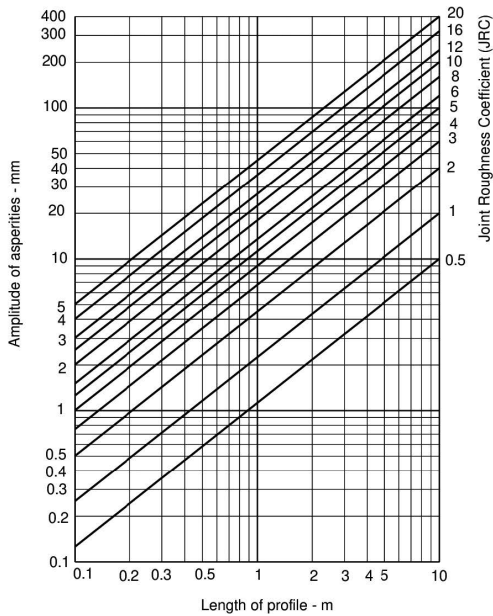
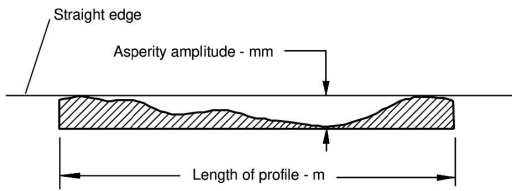
$$\tau = \sigma_n \cdot \tan \left[ JRC \cdot \log_{10} \frac{JCS}{\sigma_n} + \varphi_r \right] \quad (6)$$

Där

$\tau$	Sprickans skjuvhållfasthet
$\sigma_n$	Normalspänning som agerar på sprickplanet
$JRC$	Joint Roughness Coefficient
$JCS$	Joint Wall Compressive Strength
$\varphi_r$	Residualfriktionsvinkel

JRC beskriver sprickans råhet för olika skalor och kan variera mellan 0–20. JRC kan bestämmas baserat på en sprickas längd och amplitud enligt nomogrammet i Figur 2. JCS beskriver tryckhållfastheten i sprickväggen och ska enligt Barton mätas med en Schmidt-hammare. JCS kan som högst vara lika stor som bergartens hållfasthet och minskar beroende på vittringsgraden. Residualfriktionsvinkeln är sprickans friktionsvinkel efter att den maximala skjuvhållfastheten är uppnådd.

Nomogrammet är baserat på Barton och Bandis teori (1982) om hur JRC beror på skala. De hävdar att det finns en negativ skaleffekt vilket innebär att en större provstorlek får lägre JRC än en mindre provstorlek för samma spricka. Detta ska bero på att små block har fler frihetsgrader och kan rotera och därmed tillgodogöra sig små branta råheter i glidmotståndet, medan ett större prov endast kan tillgodogöra sig råheten i större skala. Det är allmänt känt att sprickorna kan variera med skalan men enligt Johansson (2015) finns det motsägelsefulla resultat om när skaleffekten är positiv eller negativ.



**Figur 2:** Nomogram för att bestämma JRC baserat på sprickans amplitud och profillängd (Barton, 1981). Återgiven med tillstånd från Hoek (2023).  
*Figure 2: Nomogram to assess JRC based on asperity amplitude and length of profile of rock joint (Barton, 1981). Reprinted with permission from Hoek (2023).*



### 3. NUMERISK ANALYS - METOD

Numeriska beräkningar utförs i PLAXIS 2D vilket är ett FEM-program för jord- och bergmekaniska problem (PLAXIS, 2023). Analysen innefattar ett antal olika beräkningsfall med variation i tunnelgeometri, sprickvinkel och sprickegenskaper. Syftet med variationen av egenskaper är att kunna utvärdera varje parameters inverkan på deformationernas storlek och spridning.

Beräkningen utförs som ”plane-strain” vilket innebär att modellgeometrin antas vara oändligt utsträckt i ”out-of-plane”-riktningen. I modellen modelleras överkant av modellen som en fri yta. Övriga kanter är fixa i normalriktningen och fria i tangentialriktningen. Beräkningarna är totalspänningsanalyser och tar ingen hänsyn till inverkan från grundvatten.

#### 3.1 Bergmassa och sprickelement

Bergmassan modelleras linjärt elastiskt-idealplastiskt med Mohr-Coulombs brottkriterium med egenskaper enligt Tabell 1. Bergmassan är homogen och isotropisk. Detta motsvarar en granitisk bergmassa mellan bergklass 2 och 3 enligt Q-systemet (NGI, 2015) vilket representerar en vanligt förekommande svensk bergmassa. Tabellvärden är baserade på en uppskattning i projektet E4 Förbifart Stockholm (2013), som i sin tur är baserad på tidigare utredningar från Citybanan och Norra länken i Stockholm.

**Tabell 1:** Bergmassans egenskaper i numerisk modell.

*Table 1: Rock mass properties in the numerical model.*

$Q_{\text{bas}}$	$c_m$ [MPa]	$\varphi_m$ [°]	$E_m$ [GPa]	$\nu$ [-]	$\psi_m$ [°]	$\sigma_{tm}$ [MPa]	$\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]
4	3	60	25	0,25	7	0,3	26,5

$c_m$ : bergmassans kohesion,  $\varphi_m$ : bergmassans friktionsvinkel,  $E_m$ : bergmassans elasticitetsmodul,  $\nu$ : bergmassans tvärkontraktionstal,  $\psi_m$ : bergmassans dilationsvinkel,  $\sigma_{tm}$  bergmassans draghållfasthet,  $\gamma$ : bergmassans tunghet.

Även sprickor modelleras med Mohr-Coulombs brottkriterium. Sprickor modelleras i PLAXIS som ett ”discontinuity element”, hädanefter kallat sprickelement. Sprickelementet är inbäddat i bergmassan och består av nodpar. Nodparen är i samma punkt i beräkningens början men kan separeras under beräkning vilket gör att nätet kan öppnas eller stängas/överlappas. Elementen har ingen tjocklek. Sprickelementet beskrivs av egenskaper i Tabell 2. Friktionsvinkel  $\varphi$  varierar mellan 20°–60° i modellerna. Sprickelement är aktiva från beräkningens början.

Sprickelements styvhet beskrivs av normal- och skjuvstyvhet. Dessa parametrar är generellt svåra att uppskatta utan att testa materialet. Valda styvheter är baserade på tabellvärden i Bandis et al. (1983).

**Tabell 2:** Sprickegenskaper i numerisk modell.*Table 2: Properties of discontinuities in the numerical model.*

$K_n$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$K_s$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$c_d$ [MPa]	$\psi_d$ [°]
$25 \cdot 10^6$	$5 \cdot 10^6$	0,03	15

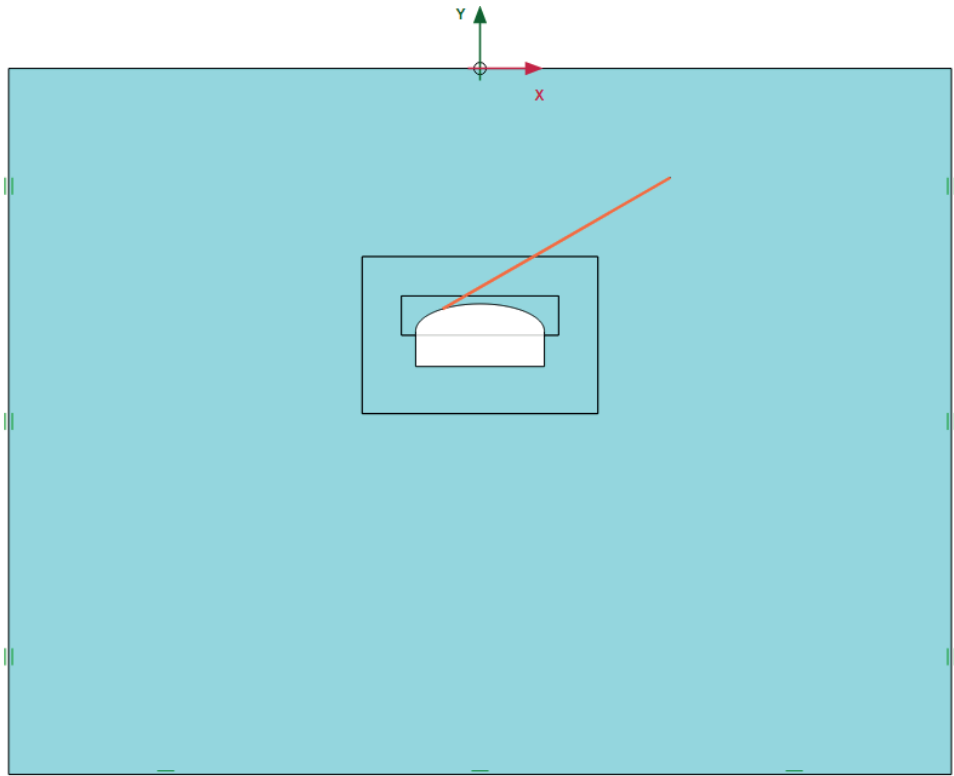
$K_n$ : normalstyvhet,  $K_s$ : Skjuvstyvhet,  $c_d$ : sprickelementets kohesion,  $\psi_d$ : sprickelementets dilatationsvinkel

Variationen på friktionsvinkel gör att sprickelementet har en stor variation i hållfasthet i de olika modellerna och kan därför representera sprickor som påträffas i tunnlar. Normal- och skjuvstyvhet samt dilatationsvinkel varierar stort hos verkliga sprickplan och har även en lokal variation inom sprickplanen. Den här studien fokuserar på sprickans friktionsvinkel då det är en parameter som ofta används för att beskriva sprickor och den går att relatera till mätbara egenskaper genom till exempel tidigare nämnda Barton-Bandis samband i (6). Normal- och skjuvstyvheten har en direkt påverkan på de elastiska deformationerna. För att utvärdera detta har normal- och skjuvstyvheten i i taget varierats med en faktor 0,2 i en känslighetsanalys. Resultatet visar att variation med en faktor 0,2 ger en skillnad på någon mm i öppning av sprickan (största avståndet mellan nodpar). Resultatet är i samma storleksordning som med de valda styvheterna. Sprickstyvheterna bedöms inte ha någon avsevärd påverkan på det övergripande resultatet. Dilatationsvinkeln ger en direkt påverkan på normaldeformationen i den geometriska ekvationen som beskrivs i (19).

### 3.2 Modellgeometri

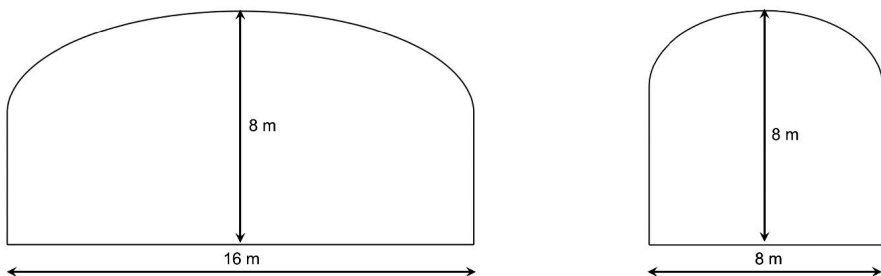
Beräkningsmodellerna har utförts med variation av tunnelbredd, friktionsvinkel i sprickan och spricklutning.

Bergtäckningen i modellerna är 30 m ovanför tunnelns hjässa. Modelldomän visas i Figur 3. Modellgeometrin diskretiseras till ett elementnät för finita elementberäkningar. Nätet är finare runt tunnelkonturen än i omgivande bergmassa och ännu finare runt tunneltaket, vilket visas med rektanglar i figuren.



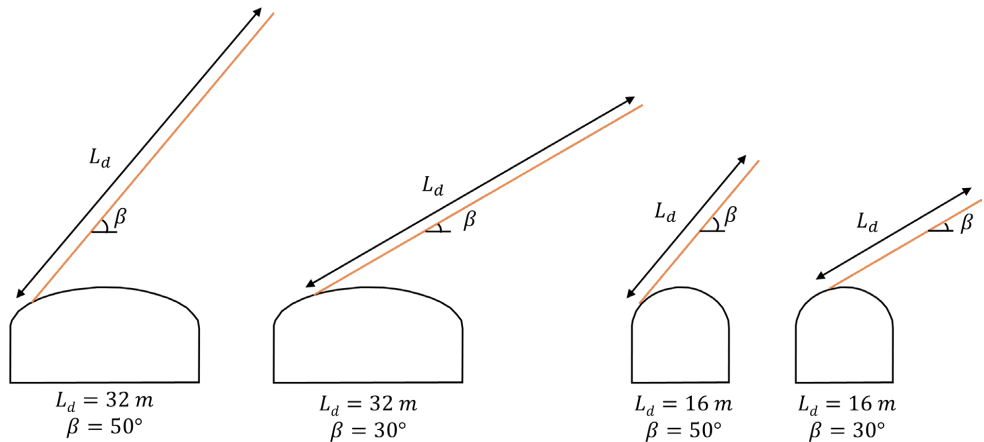
**Figur 3:** Modelldomän i PLAXIS, exempel med tunnelbredd 16 och  $\beta = 30^\circ$ .  
*Figure 3: Model domain in PLAXIS, example with tunnel width of 16 m.*

Tunnelgeometrierna i modellerna visas i Figur 4 och är förenklade från typsektion för huvudtunnel och ramptunnel i projektet E4 Förbifart Stockholm. Tunnlarna är 16 m respektive 8 m breda och 8 m höga.



**Figur 4:** Tunnelgeometrier.  
*Figure 4: Tunnel geometries.*

Spricklutningen,  $\beta$ , är ansatt till två värden:  $30^\circ$  respektive  $50^\circ$ . Dessa två spricklutningar i kombination med valda friktionsvinklar ger en tillräcklig variation för att kunna studera spridning och storlek av deformation. Sprickelementet är dubbelt så långt som tunnelbredden, det vill säga 32 m eller 16 m. Sprickan ansätts i sidan av tunneltaket så att sprickan närapå tangerar tunneltaket. Sprickan kan inte helt tänga tunneltaket då elementen i nätet blir alltför långsmala. Detta ger upphov till 4 olika modellgeometrier, se Figur 5.



**Figur 5:** De fyra olika geometriska modellerna.  
*Figure 5: The four different geometrical models.*

### 3.3 Initialspänningstillstånd

I den numeriska modellen appliceras en initialspänning före tunneluttag. Initialt är största och minsta horisontalspänningen lika stora. Initial vertikalspänning beror enbart på ovanliggande last.

Initialspänningen i horisontalled i modellen varierar beroende på sprickans hållfasthet och två olika samband gäller.

Det första sambandet gäller för sprickor med lägre hållfasthet. Här definieras horisontalspänningen av vilotryckskoefficienten ( $k_0$ ) vilken är kvoten mellan horisontal- och vertikalspänning enligt (7).

$$k_0 = \frac{\sigma_H}{\sigma_v} \quad (7)$$

Horisontalspänningen har för varje modell en storlek som ger en skjuvspänning på sprickplanet som är 80% av sprickans hållfasthet. Andelen 80% är valt baserat på



erfarenhet för vad som är rimligt vid numerisk modellering för att undvika att element går till brott före tunneln är uttagen. Beräkningen av  $k_0$  beskrivs sist i detta avsnitt.

Det andra sambandet gäller för sprickor med högre hållfasthet. Då beskrivs initialspänningen i horisontalled av typspänning för Norrmalm enligt Perman och Sjöberg (2007) för typfallet, vilket motsvarar cirka 40–60% av sprickhållfastheten i tunnelnivå.

Motiveringen till de två olika sambanden beror på sprickans hållfasthet och bergmassans hållfasthet. Spänningsantagandet med vilotrycksskoefficient går inte att anpassa till sprickorna med högre hållfasthet då friktionsvinkeln i kombination med lutningen på sprickan resulterar i en så hög vilotrycksskoefficient att bergmassan går till brott före tunneln är uttagen. Spänningsantagandet för typspänning resulterar också i att sprickor med lägre hållfasthet går till brott redan före tunneln är uttagen.

En tvådimensionell numerisk modell är en idealiserad bild av verkligheten och för att faktiskt veta vilka initialspänningstillstånd som råder krävs mätningar på plats, vilket inte är aktuellt för denna studie. Storleken på initialspänning i relation till övriga egenskaper i modellen kommer givetvis att påverka resultaten. Det är rimligt att anta att det finns ett samband mellan bergspänningar och egenskaper hos bergmassan och sprickor. Initialspänningstillståndet i berggrunden beror bland annat på tektonisk verksamhet och postglacial tryckavlastning och varierar även lokalt beroende på geologi (Wahlgren, et al., 2018). Vid förekomst av sprickor som inte kan föra över höga spänningar, på grund av flack lutning och låg hållfasthet, bör spänningen ha omfördelats i berggrunden. Då blir spänningstillståndet över sprickan tillräckligt lågt för att kunna föras över sprickplanet så att jämvikt kan råda.

Initialspänning för samtliga beräkningsfall visas i Tabell 3.

**Tabell 3:** Initialspänningstillstånd i modeller.*Table 3: Initial stress in the models.*

<b>Spricklutning <math>\beta = 30^\circ</math></b>			
Friktionsvinkel i spricka $\varphi$	Samband	Spänning i bergmassa [MPa]	Skjuvspänning /Skjuvhållfasthet [%]
20°	$k_0 = 1,9$	1,5	80
40°	$k_0 = 3,6$	2,9	80
50°	$k_0 = 6,1$	4,8	80
60°	$\sigma_H = 4,7 + 0,075z$	7,0	65
<b>Spricklutning <math>\beta = 50^\circ</math></b>			
Friktionsvinkel i spricka $\varphi$	Samband	Spänning i bergmassa [MPa]	Skjuvspänning /Skjuvhållfasthet [%]
20°	$k_0 = 2,0$	1,6	80
30°	$k_0 = 3,2$	2,5	80
40°	$k_0 = 7,2$	5,7	80
50°	$\sigma_H = 4,7 + 0,075z$	7,0	55
60°	$\sigma_H = 4,7 + 0,075z$	7,0	40

För att beräkna initialspänningstillstånd för modellerna med  $k_0$ -antagande används samband för kraftjämviktsekvationerna för ett plant spänningstillstånd enligt (8) och (9) (PLAXIS, 2022). Normal- och skjuvspänning på sprickplanet kan då beräknas genom omskrivning till (10) och (11).

$$\begin{aligned} \Sigma F_x = 0 \rightarrow \sigma_n \cdot \Delta A - (\tau_{xy} \cdot \Delta A \cdot \sin \beta) \cdot \cos \beta - (\sigma_x \cdot \Delta A \cdot \sin \beta) \cdot \\ \sin \beta - (\tau_{xy} \cdot \Delta A \cdot \cos \beta) \cdot \sin \beta - (\sigma_y \cdot \Delta A \cdot \cos \beta) \cdot \cos \beta = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

$$\Sigma F_y = 0 \rightarrow \tau_s = (\sigma_y - \sigma_x) \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta + \tau_{xy}(\cos^2 \beta - \sin^2 \beta) \quad (9)$$

$$\sigma_n = \sigma_x \cdot \sin^2 \beta + \sigma_y \cdot \cos^2 \beta + 2\tau_{xy} \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \quad (10)$$

$$\tau_s = (\sigma_y - \sigma_x) \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta + \tau_{xy}(\cos^2 \beta - \sin^2 \beta) \quad (11)$$

Där	
$\Sigma F$	kraftjämvikt i respektive plan
$\sigma_n$	normalspänning på sprickan
$\tau_s$	skjuvspänning på sprickan
$\sigma_x$	spänning i x-led
$\sigma_y$	spänning i y-led
$\Delta A$	ytans area
$\tau_{xy}$	skjuvspänning i planet
$\beta$	spricklutning.

Det antas att det inte finns skjuvspänning i huvudspänningsplanet, (12).

$$\tau_{xy} = 0 \quad (12)$$

Detta ger normal- och skjuvspänning baserat på initialspänning och spricklutning enligt (13) och (14).

$$\sigma_n = \sigma_x \cdot \sin^2 \beta + \sigma_y \cdot \cos^2 \beta \quad (13)$$

$$\tau_s = |\sigma_y - \sigma_x| \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \quad (14)$$

Den beräknade normalspänningen kan därefter användas för att beräkna sprickans skjuvhållfasthet. Sprickans hållfasthet beräknas enligt Mohr-Coulombs hållfasthetskriterium enligt (15).

$$\tau = c + \sigma_n \cdot \tan \varphi \quad (15)$$

Genom ovanstående beräkning kan ett värde på horisontell initialspänning bestämmas som motsvarar 80% av skjuvspänningen på sprickplanet för variationen av spricklutning och friktionsvinkel.

Vid numeriska analyser är det möjligt att initialspänningen genererar brott i bergmassan innan berguttag för tunneln har gjorts. Bergmassans hållfasthet jämförs därför med initialspänningen. Bergmassans hållfasthet beräknas för  $z = 30$  m enligt (16).

$$\sigma_1 = \frac{2 \cdot c_m \cdot \cos \varphi_m}{1 - \sin \varphi_m} + \frac{1 + \sin \varphi_m}{1 - \sin \varphi_m} \cdot \sigma_3 = 33,5 \text{ MPa} \quad (16)$$

Där  $\sigma_1$  beskriver bergmassans hållfasthet och  $\sigma_3$  är minsta huvudspänningen, här vertikalspänning.

Då bergmassans kvalitet är densamma i samtliga modeller kan konstateras att den högsta initialspänningen är ”typspänning” vilken är cirka 7 MPa vid  $z = 30$  m. Horisontalspänningen är alltså cirka 20% av bergmassans hållfasthet vilket är acceptabelt och bergmassan går inte till brott före tunneln är uttagen.

### 3.4 Beräkning av sprickdeformation

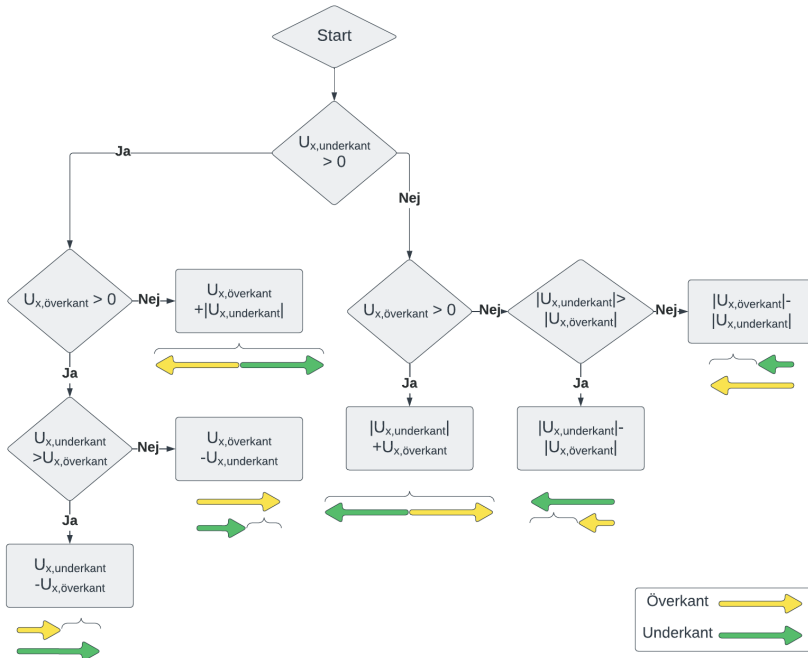
Vid sprickdeformation studeras rörelser i sprickans tangential- och normalriktning. Normaldeformationen beskriver hur mycket sprickan öppnas i normalled vilket är ett intressant mått för att uppskatta inflöde eller bruksspridning vid injektering. Denna information finns inte direkt som ett resultat i PLAXIS utan där finns endast resultat i x-led och y-led. Resultaten från PLAXIS har därför omvandlats till deformation i tangential- och normalriktning enligt nedanstående beräkningsgång.

Deformation i x- och y-led exporteras från ett antal nodpar på 1 m avstånd i höjddled utefter sprickan. I nodparet finns en nodpunkt i sprickans överkant och en nodpunkt i underkant. Beroende på hur dessa två noder rör sig relativt varandra kan nätet öppnas eller stängas.

Den resulterande deformationen i x- och y-led beräknas och beror på riktningen av noderna i x-led och y-led, vilket visualiseras för x-riktning i Figur 6, där

$U_{x,underkant}$  är deformation i x-led för nod i sprickans underkant

$U_{x,överkant}$  är deformation i x-led för nod i sprickans överkant.

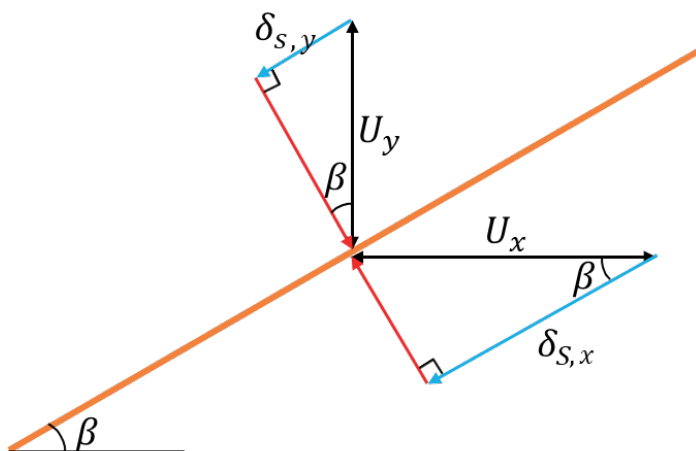


**Figur 6:** Beräkningsgång för att summera deformation.  
*Figure 6:* Calculation process to calculate the deformation.

Deformationen i x-leds bidrag till tangential- och normaldeformation beräknas enligt trigonometriska samband beroende på sprickvinkeln  $\beta$  enligt (17) och Figur 7.

$$\delta_{s,x} = U_x \cdot \cos \beta \quad (17)$$

Där  $\delta_{s,x}$  är bidrag till tangentialdeformation från deformation i x-led och  $U_x$  är deformation i x-led i ett nodpar. Beräkningen sker analogt för y-riktning.



**Figur 7:** Beräkning av tangentialdeformation.  
*Figure 7: Calculation of the tangential deformation.*

Den totala skjuvdeformationen för nodparet beräknas därefter enligt (18).

$$\delta_s = \delta_{s,x} + \delta_{s,y} \quad (18)$$

Sprickans normaldeformation för nodparet beräknas enligt (19) vilket är ett geometriskt samband där normaldeformationen endast är beroende av skjuvdeformationen samt dilatationsvinkeln enligt deformationssambandet efter skjuvbrott enligt avsnitt 0. Detta innebär att en skjuvdeformation alltid leder till att sprickan öppnas.

$$\delta_n = \delta_s \cdot \tan \psi \quad (19)$$

Det går även att härleda en normaldeformation från nodparens deformation i den numeriska modellen på samma sätt som för skjuvdeformation. Normaldeformationen skulle då motsvara de röda pilarna i Figur 7. Det är dock inte tydligt hur denna deformation i numeriska modellen är relaterad till sprickelementets dilatationsvinkel. För att kunna jämföra resultat mellan de olika modellerna utgår studien ifrån tangentialdeformation från modellen som sedan beräknas till normaldeformation baserat på ovan nämnda samband i (19). De olika sidorna av nätet i modellen kan både öppnas, stängas och överlappa varandra. I verkligheten bör en spricka kunna klämmas ihop tills att sprickan får en väldigt låg transmissivitet men sprickytorna kan inte överlappa. Finns en tangentialbelastning kommer även sprickytorna glida mot varandra och vid tillräckligt stor belastning kommer råheterna börja skjuvas av. Här finns stor skillnad mellan ett verkligt sprickplan och den idealiserade numeriska modellen, där hållfastheten endast beskrivs av friktionsvinkel och kohesion.

## 4. NUMERISK ANALYS - RESULTAT

I detta avsnitt presenteras inledningsvis resultat som visar en allmän beskrivning av hur modellerna beter sig. Därefter presenteras specifika resultat för de olika fall som har modellerats. För att kunna utvärdera resultatet identifieras vilka resultat som är kritiska med avseende på injektering. Dessa utvalda resultat är skjuvplasticering (se vidare avsnitt 4.2) och deformation i sprickelementet (se vidare avsnitt 4.3). Dessa markörer visar hur långt upp i sprickan det finns en skjuvrörelse samt hur stor den är.

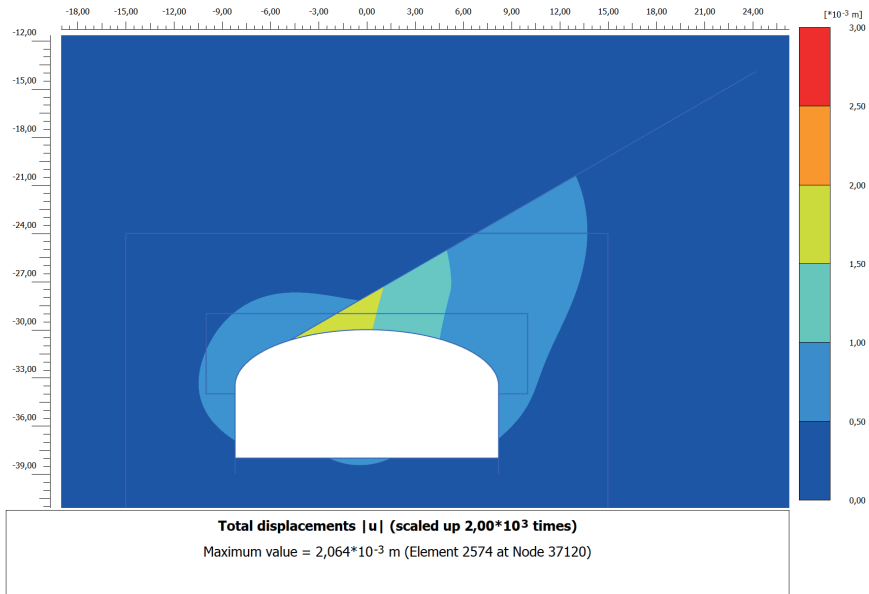
### 4.1 Allmänt beteende

För att visa hur modellens översiktliga beteende presenteras resultat i form av deformation i bergmassan och huvudspänningsriktningar för två modeller. I de här exemplifierade fallen är tunnelbredd 16 m, spricklutning 30° och sprickans friktionsvinkel är 20° och 60°.

#### 4.1.1 Fall med $\varphi = 20^\circ$

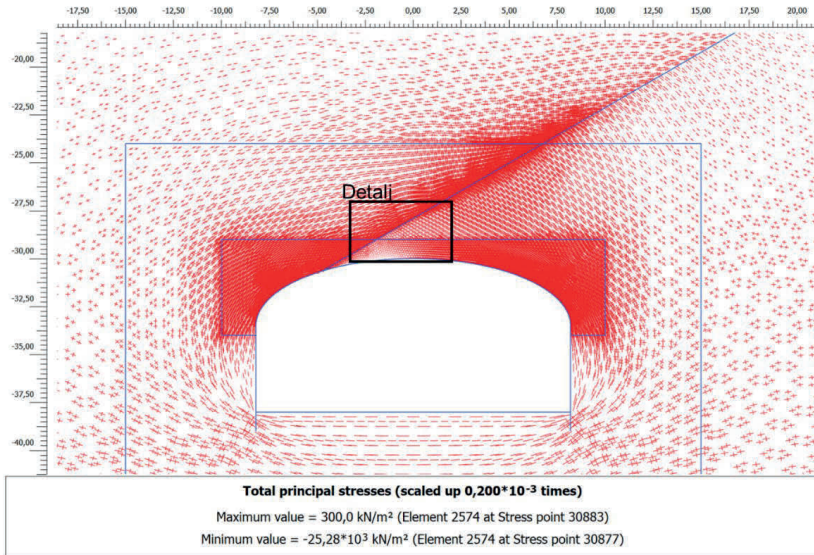
För fallet med  $\varphi = 20^\circ$  visas deformation i bergmassan i Figur 8. Resultatet visar att deformationen är störst i sprickans liggvägg. Deformationerna är störst under sprickan nära tunneltaket och minskar sedan med ökat avstånd till tunnelkonturen. Deformationen är som högst cirka 2 mm. Bergmassan i taket rör sig nedåt och inåt mot tunneln.

Huvudspänningsriktningar visas översiktligt i Figur 9 med detalj av sprickan i Figur 10. Spänningskorsen visar att tangentialspänningarna påverkas av den korsande sprickan. Största huvudspänningen vid sprickans överkant orienterar sig nära parallellt med sprickan. I underkant orienterar sig största huvudspänningen i en brant vinkel mot sprickan. Detta beteende gäller för hela sprickan och spänningen kan alltså inte föras över sprickan alls. Notera att nätet är finare nära tunneltaket vilket ger en högre densitet av spänningsvektorer i visualiseringen.



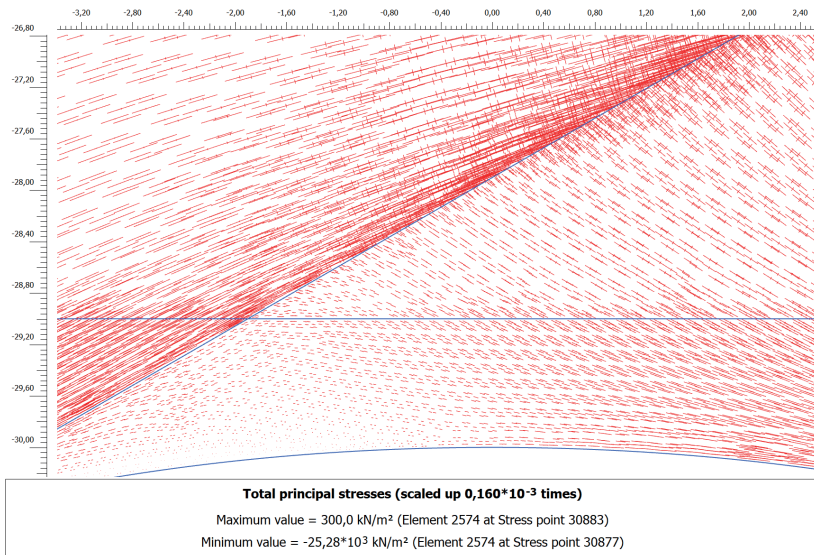
**Figur 8:** Deformation i modell med  $\varphi = 20^\circ$ .  
*Figure 8: Deformation in the model with  $\varphi = 20^\circ$ .*





**Figur 9:** Huvudspänningsriktning i modell med  $\varphi = 20^\circ$ .

*Figure 9: Principal stress directions in the model with med  $\varphi = 20^\circ$ .*



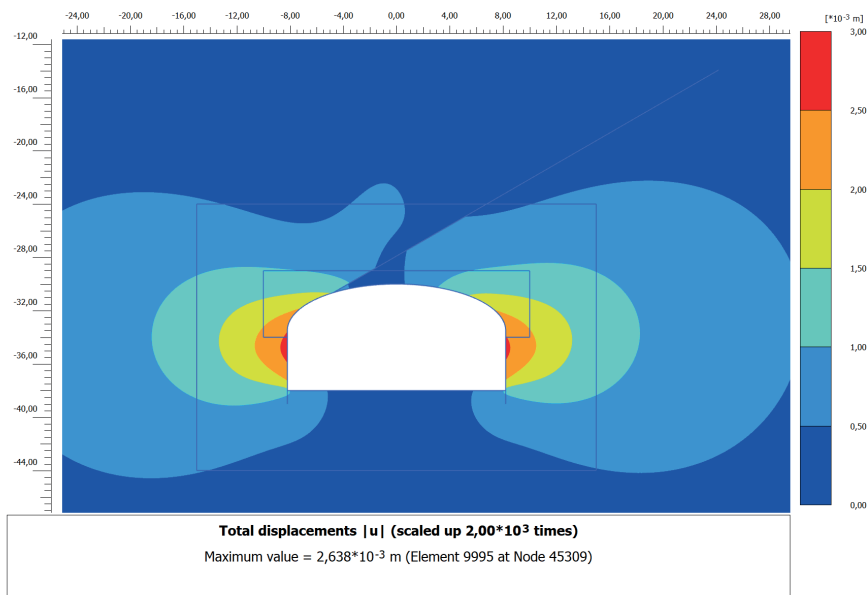
**Figur 10:** Huvudspänningsriktning i modell med  $\varphi = 20^\circ$ . Detalj av sprickan.

*Figure 10: Principal stress directions in the model with med  $\varphi = 20^\circ$ . Detalj of the discontinuity.*

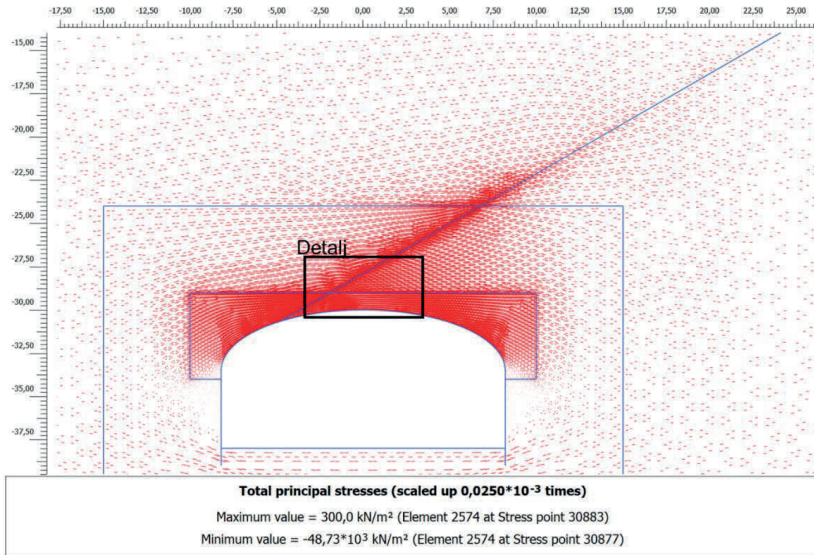
#### 4.1.2 Fall med $\varphi = 60^\circ$

För fallet med  $\varphi = 60^\circ$  visas deformation i Figur 11. Den ökade hållfastheten i sprickelementet tillsammans med en ökad horisontalspänning gör att den största deformationen finns i tunnelväggarna som hävs inåt. Deformationer i vägg uppgår till cirka 2,6 mm. Bergmassan rör sig in mot sprickan i uppåtgående riktning på liggväggen. På hängväggen rör sig bergmassan också in mot sprickan, med riktning nedåt i nedre delen av sprickan och uppåt i övre delen av sprickan. Detta leder till att nätet överlappas i övre delen av sprickan.

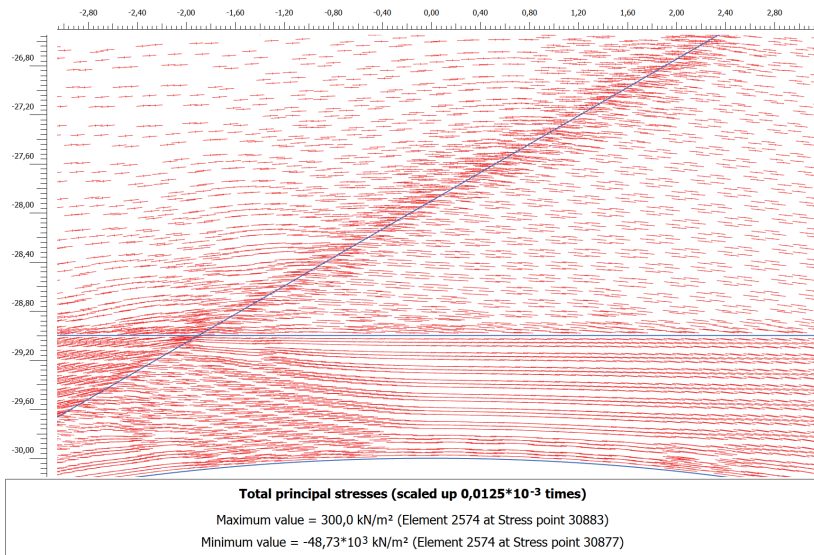
Huvudspänningsriktningar visas i Figur 12 med detalj av sprickan i Figur 13. Spänningsvektorerna för största huvudspänningen nära tunneltaket är i princip parallella med tunneltaket. Största huvudspänningen passerar i princip horisontellt över sprickelementet vilket innebär att spänningen kan föras över sprickan.



**Figur 11:** Deformation i modell med  $\varphi = 60^\circ$ .  
*Figure 11: Deformation in the model with  $\varphi = 60^\circ$ .*



**Figur 12:** Huvudspänningsriktningar i modell med  $\varphi = 60^\circ$ .  
*Figure 12: Principal stress directions in the model with  $\varphi = 20^\circ$ .*



**Figur 13:** Huvudspänningsriktning i modell med  $\varphi = 60^\circ$ . Detalj av sprickan  
*Figure 13: Principal stress directions in the model with  $\varphi = 20^\circ$ . Detail of the discontinuity.*

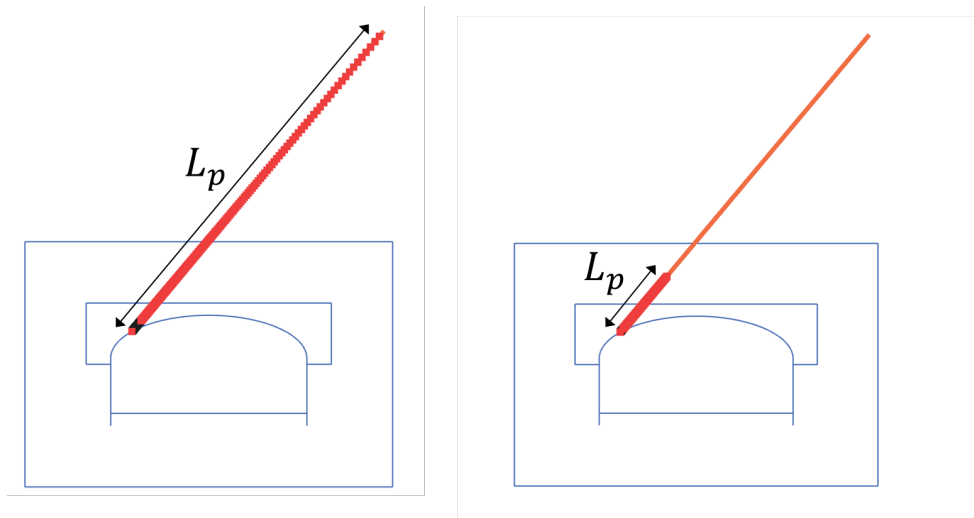
### **4.1.3 Sammanfattning**

Den numeriska modellen visar ett resultat som är i linje med det förväntade beteendet och kan användas för vidare studier.

## 4.2 Skjuvplasticering

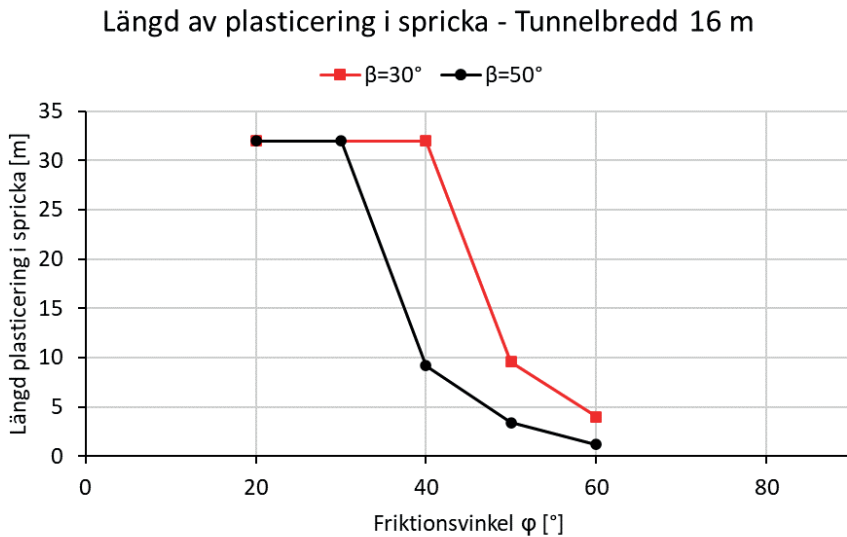
Skjuvplasticering i sprickan innebär att dess hållfasthet har överskridits så att sprickelementet har gått till brott vilket ger en rörelse i sprickan. Höjden på skjuvplasticering ovan tunneln är därför intressant att studera då dessa rörelser bör ha en påverkan på den utförda förinjekteringen.

Resultatet i följande avsnitt visar längden av skjuvplasticering i sprickan per modell. Som mest kan då hela längden av sprickan, 32 m respektive 16 m, vara plasticerad. Figur 14 visar hur detta mäts i modellerna. Figuren visar längden av plasticering i två olika modeller där de röda punkterna i sprickelementet representerar skjuvplasticering.



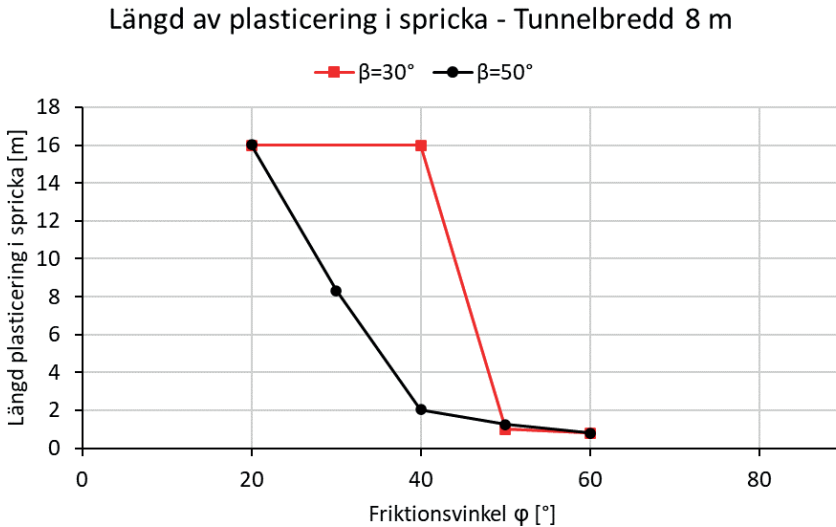
**Figur 14:** Längd av skjuvplasticering i spricka.  
*Figure 14: Length of shear failure in the rock joint.*

Figur 15 visar en sammanställning av den skjuvplasticerade längden i sprickelementen för tunnelbredd 16 m. Resultatet visar att för sprickor med lutning  $30^\circ$  blir hela sprickelementet plasticerat för  $\varphi = 20^\circ - 40^\circ$ . Den plasticerade längden minskar sedan betydligt till cirka 10 m då  $\varphi = 50^\circ$  och minskar sedan ytterligare till cirka 4 m för  $\varphi = 60^\circ$ . För spricklutning  $50^\circ$  blir hela sprickelementet plasticerat för  $\varphi = 20^\circ - 30^\circ$ . Den plasticerade längden minskar sedan till cirka 10 m för  $\varphi = 40^\circ$  och sedan ytterligare för de högre friktionsvinklarna.



**Figur 15:** Skjuvplasticering för modell med tunnelbredd 16 m.  
*Figure 15: Shear failure for the model with tunnel width 16 m.*

Figur 16 visar sammanställning av skjuvplasticering för tunnelbredd 8 m. I modellen med spricklutning  $30^\circ$  blir hela sprickelementet plasticerat för  $\varphi = 20^\circ - 40^\circ$ . För högre friktionsvinklar blir endast någon meter av sprickan plasticerad. För spricklutning  $50^\circ$  är det endast i modellen med  $\varphi = 20^\circ$  där hela sprickelementet plasticeras. För  $\varphi = 30^\circ$  plasticeras halva sprickelementet, 8 m. För högre friktionsvinklar blir 1 m – 2 m plasticerad.



**Figur 16:** Skjuvplasticering för modell med tunnelbredd 8 m.  
*Figure 16: Shear failure for the model with tunnel width 8 m.*

Resultaten visar att för fallet med  $\beta = 30^\circ$  sker inte en gradvis minskning av plasticering med ökade hållfasthet utan att den plasticerade längden minskar markant då en viss hållfasthet uppnås. För  $\beta = 50^\circ$  sker minskningen mer gradvis för ökande friktionsvinkel men minskningen mellan fall är större för lägre friktionsvinklar. Resultaten visar även att tunnelbredden påverkar höjden av skjuvplasticering vilken blir lägre för den mindre tunnelbredden.





### 4.3 Sprickdeformation

Vid injektering finns en begränsning i sprickvidd som injekteringsbruket kan tränga in i. Denna sprickvidd benämns här för kritisk sprickvidd,  $b_{krit}$ . Vid injektering bör alla sprickor som har en sprickvidd lika stor eller större än  $b_{krit}$  bli injekterade. Vid injektering kan även en dimensionerande sprickvidd antas,  $b_{dim}$ . Den dimensionerande sprickvidden är den minsta sprickvidden som injekteringen avser täta. Finare sprickor än så kan antas vara oinjekterade.

För att utvärdera deformationen i de olika modellerna jämförs resultatet med  $b_{dim}$ . Normaldeformationer som är större än  $b_{dim}$  innebär att sprickor som blivit injekterade har öppnats upp igen och tätningen från injekteringen är delvis eller helt ogjort.

Storleken på  $d_{dim}$  kommer påverka de slutsatser som kan dras från denna studie. Här ansätts  $b_{dim}$  till 0,1 mm vilket är baserat på ett typiskt cementbruks inträngningsegenskaper. Längden i sprickan där  $\delta_n > b_{dim}$  kommer kallas för ”kritisk längd”.  $b_{dim}$  är ett mått på sprickans fysiska apertur, vilken är cirka 1,5 – 2 gånger större än den hydrauliska aperturen (Stille, 2015).  $b_{dim}$  hade då motsvarat en hydraulisk apertur mellan 0,05–0,07 mm vilket motsvarar fina sprickor som vid ytliga tunnlar och låga hydrauliska gradienter inte bör leda till några stora vatteninläckage.

Sammanställning av normaldeformation i sprickelementen visas i Figur 17 och Figur 18 för tunnelbredd 16 m. Resultatet visas från längd i sprickan  $L = 2$  m. Området närmast tunneln  $0 < L < 2$  är exkluderat då den numeriska modellen ger resultat som inte är representativa nära tunnelkonturen. Deformationen blir betydligt högre för nodpunkterna närmast tunneln än i övriga sprickan, dock fortfarande i samma storleksordning som övrigt resultat. Detta beror på långsmala element i nätet mellan spricka och tunnel. Modellens övergripande beteende är fortfarande rimligt varför resultat för plasticering närmast tunneln är inkluderat i resultatet.

Resultatet visar att deformationerna är störst för lägst friktionsvinkel och minskar med ökande friktionsvinkel. Deformationerna är störst närmast tunneln och minskar sedan uppåt i sprickan. I modellen med  $B = 16$  m är deformationerna för  $\varphi = 40^\circ$  större närmast tunneln jämfört med  $\varphi = 20^\circ$  vilket kan förklaras av den högre initialspänningen i modellen med  $\varphi = 40^\circ$ .

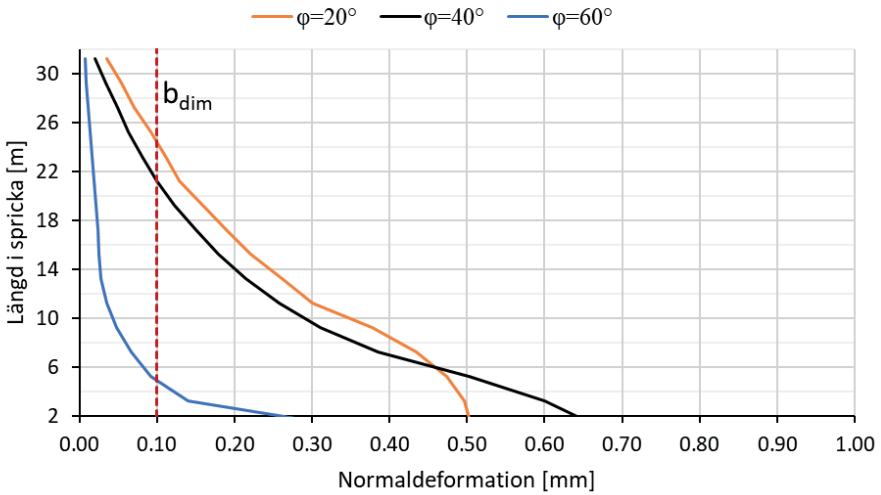
I modellen med  $\beta = 30^\circ$  för  $\varphi = 20 - 40^\circ$  blir den kritiska längden 25–22 m. För  $\varphi = 60^\circ$  är längden 5 m. I modellen med  $\beta = 50^\circ$  för  $\varphi = 20^\circ$  blir den kritiska längden 22 m. För  $\varphi = 40^\circ - 60^\circ$  är längden 5–0 m.

Normaldeformation för tunnelbredd 8 m visas i Figur 19 och Figur 20. Graferna visar att normaldeformationen har liknande utseende som för tunnelbredd 16 m men lägre storlek.

För  $\beta = 30^\circ$  och  $\varphi = 20^\circ$  blir den kritiska längden 9 m. För  $\varphi = 40^\circ$  är längden 5 m och för  $\varphi = 60^\circ$  är längden 3 m. I modellen med  $\beta = 50^\circ$  för  $\varphi = 20^\circ$  blir den kritiska

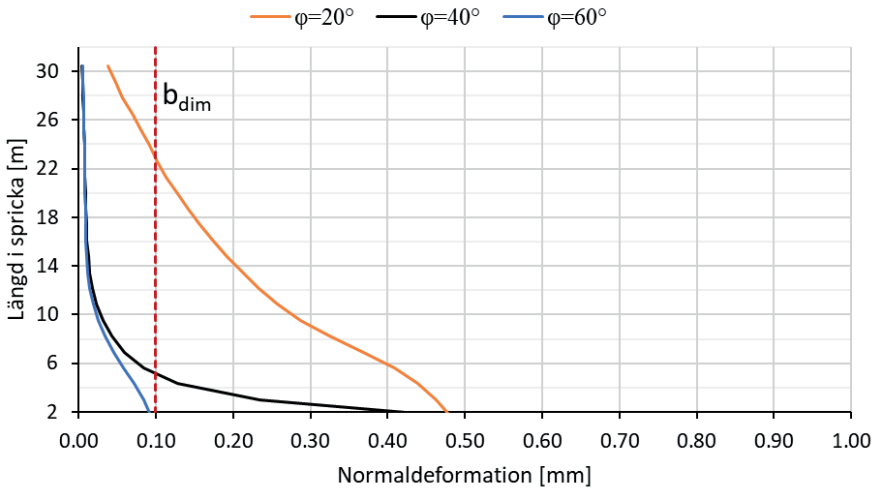
längden 7 m. För  $\varphi = 40^\circ - 60^\circ$  är längden 3 m. I modellen för  $\varphi = 40^\circ$  ökar deformationen markant vid  $L = 3$  m och når vid  $L = 2$  m ungefär lika stor deformation som i  $\varphi = 20^\circ$ . Som nämnt ovan för modeller med  $B = 16$  m beror detta troligtvis på den ökade initialspänningen samt icke representativa punkter nära tunnelkonturen.

### Normaldeformation för $\beta=30^\circ$ och tunnelbredd 16 m



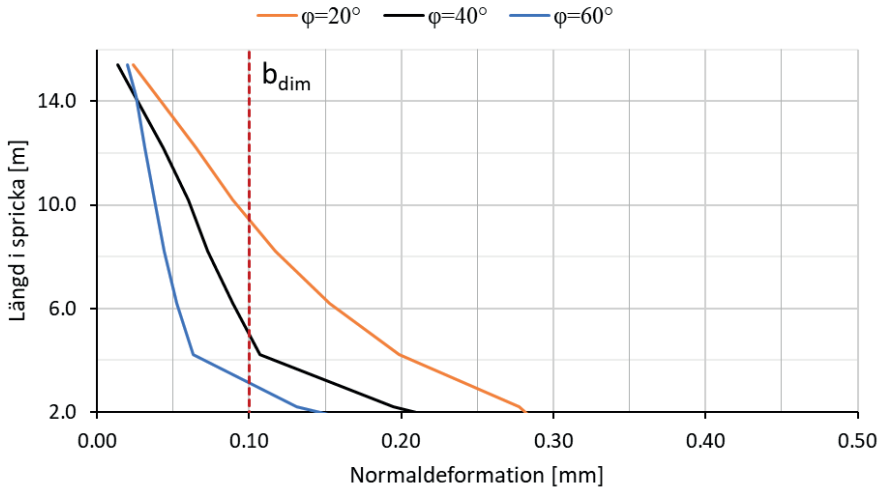
**Figur 17:** Normaldeformation för  $\beta = 30^\circ$  och tunnelbredd 16 m.  
*Figure 17: Normal deformation for  $\beta = 30^\circ$  and tunnel width 16 m.*

### Normaldeformation för $\beta=50^\circ$ och tunnelbredd 16 m



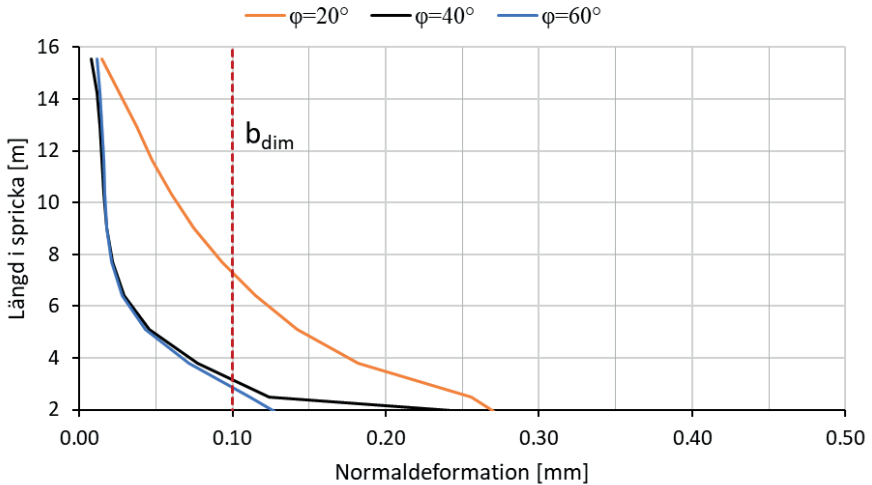
**Figur 18:** Normaldeformation för  $\beta = 50^\circ$  och tunnelbredd 16 m.  
*Figure 18: Normal deformation for  $\beta = 50^\circ$  and tunnel width 16 m.*

### Normaldeformation för $\beta=30^\circ$ och tunnelbredd 8 m



**Figur 19:** Normaldeformation för  $\beta = 30^\circ$  och tunnelbredd 8 m.  
*Figure 19: Normal deformation for  $\beta = 30^\circ$  and tunnel width 8 m.*

### Normaldeformation för $\beta=50^\circ$ och tunnelbredd 8 m



**Figur 20:** Normaldeformation för  $\beta = 50^\circ$  och tunnelbredd 8 m.  
*Figure 20: Normal deformation for  $\beta = 50^\circ$  and tunnel width 8 m.*

## 5. DISKUSSION

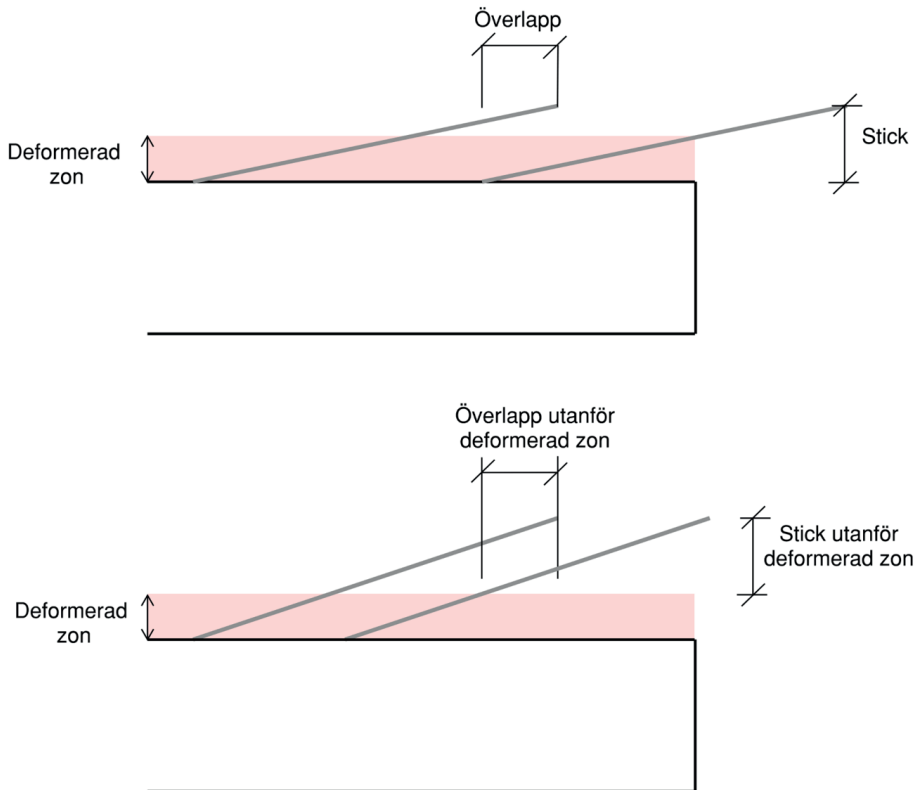
Analysen i denna rapport visar att tunneldrivning under typiska förhållanden orsakar rörelser i sprickor i den tätade zonen. För att uppnå en fullgod tätning vid förinjektering behöver detta deformationsbeteende tas i beaktande.

För att beakta dessa effekter kan injekteringsparametrar så som stick, överlapp och inträngningslängd anpassas. Det är uppenbart att rörelser uppkommer i flacka strukturer i samband med tunneldrivning. Låg hållfasthet i sprickor ger en större påverkanszon. Även tunnelstorleken påverkar hur långt ut i bergmassan som rörelsen når. En stor tunnel har större påverkan än en liten tunnel. För att täta en stor tunnel måste därför injekteringen nå längre ut i bergmassan än vad som normalt antas, där ett stick på 5 m och en inträngningslängd på 3–5 m anses som tillräckligt för dimensionerande sprickvidd. Vid en geometrisk betraktelse är det tydligt att stora delar av området som injekteras kommer att deformeras och sprickorna kommer att öppnas. För att kompensera för deformationerna bör sticket utökas. En annan konsekvens av deformationerna är att överlappet måste utökas eftersom den injektering som görs närmast tunneln kommer att vara förgäves. Detta illustreras i Figur 21 där överlappet behöver förlängas för att injekterings-skärmen ska täcka in den deformerade zonen, det vill säga zonen där deformationen i sprickor är större än tidigare definierad  $b_{dim}$ . Även injekterings stoppkriterier kan till viss del påverka storleken på den injekterade zonen. En ökad inträngningslängd genom högre tryck och/eller längre injekteringstid kan ge större tätad zon och större överlapp. Storlek på inträngningslängden är dock beroende av sprickornas apertur och huruvida borrhålen står i kontakt med sprickan, direkt eller genom sprickor som står i kontakt.

Figur 21 visar en tunnel med konventionell förinjektering i den övre bilden. Höjden på deformerad zon är här lite lägre än sticket. Den deformerade zonen når utanför borrhålen under delar av skärmen. Injekteringssticket blir betydligt mindre om höjden av deformerad zon subtraheras. Visualisering av den deformerade zonen är en förenkling då den beror på spricknätverket.

I den undre bilden i figuren har injekteringen ett ökat stick och överlapp i syfte att få en tätad zon som når utanför den deformerade zonen. Överlapp är lika stort utanför den deformerade zonen som den i den övre bilden är utanför tunnelkonturen.

Bilaga 1 redovisar ett exempel på hur injekterings geometri anpassas till den deformerade zonen för en specifik spricka.



**Figur 21:** Anpassning av injekteringsskärm till deformerad zon.

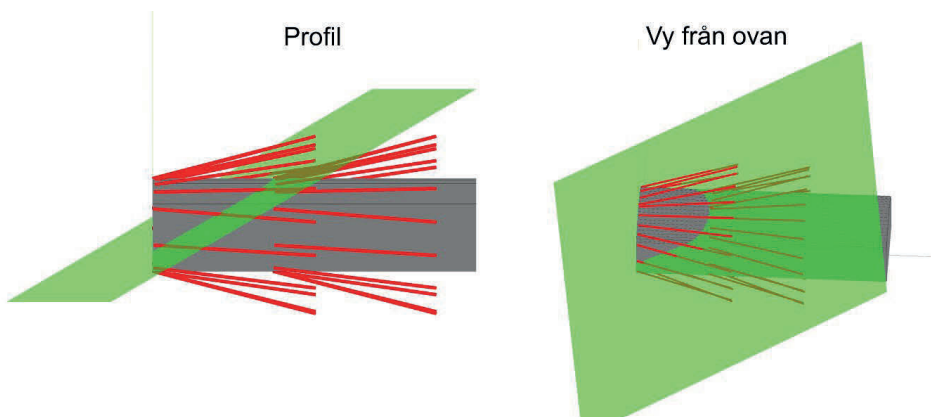
*Figure 21: Grouting fan adapted to the deformed zone.*

Vid ogynnsamma förhållanden med en stor tunnel, flacka strukturer och/eller låg hållfasthet i sprickor kan den deformerade zonen vara så stor att det krävs orimligt stora stick och överlapp. Att ta hänsyn till detta fullt ut skulle ge en stor fördyring jämfört konventionell förinjektering. Det blir även opraktiskt för tunnelproduktionen om injektering behöver utföras ofta, till exempel vid varje salva. Förinjekteringen bör anpassas till tunnelbredd och förväntade deformationer i sprickstrukturer men det krävs även en rimlighetsbedömning. Om man förväntar sig stora deformationer i kombination med hårda inläckagekrav kan man stället behöva räkna in att efterinjektering kan behöva utföras.

Denna studie har analyserat ett fall med en spricka i tunneltaket. Givetvis kan sprickor korsa tunneln i alla riktningar. En flack spricka i botten är mer ogynnsam än i taket för en tunnel med platt botten. I en tunnel med platt botten sprids deformationerna längre ut i bergmassan från tunnelkonturen då botten saknar den naturliga valvformen. Det är dessutom högre grundvattenstryck i botten vilket ger ett högre vatteninflöde från öppna

sprickor. Botten i tunneln är även ofta mer söndersprängd vilket även kan bidra till högre vatteninläckage.

För att kunna injektera sprickorna krävs att borrhålen kommer i kontakt med dessa, antingen direkt eller genom kontakt via spricknätverket. Exempelvis kan en flack spricka vara svår att träffa då den kan hamna mer eller mindre parallellt med borrhålen. Detta visualiseras i Figur 22 där en flack spricka korsar tunneln. I figurexemplet är strukturen särskild ogynnsam i taket då den är orienterad mellan skärmarna. Däremot är denna orientering fördelaktig att träffa med bottenhålen. Det finns stor risk att denna spricka kommer, alla fall delvis, förbli oinjekterad och kommer att läcka vatten in till tunneln. Detta i kombination med att flacka strukturer får en högre deformation ger särskilt ogynnsamma förhållanden för tätning.



**Figur 22:** Flack struktur (grön) som är svår att träffa med förinjekteringshål (*Tunnel Sketcher, 2023*).

*Figure 22: Flat dipping structure (grön) that is difficult to hit with grout holes (Tunnel Sketcher, 2023).*

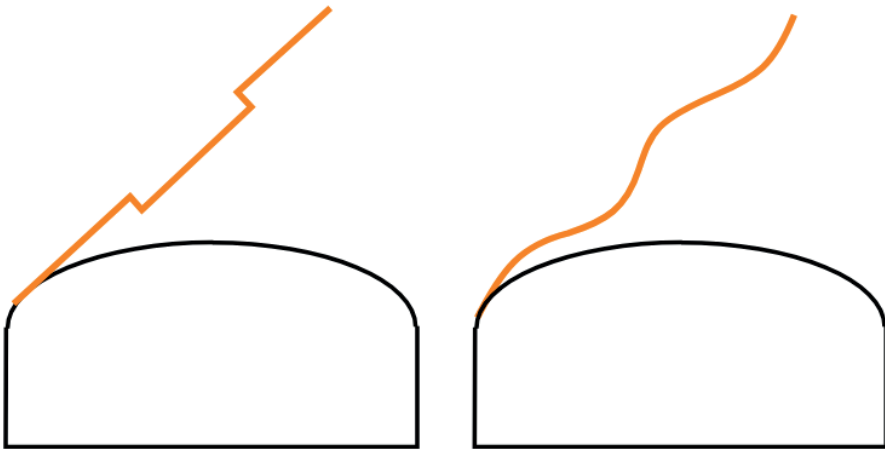
Denna rapport bör ses som en inledande studie av hur deformation i sprickor påverkas av sprickornas lutning och egenskaper samt inverkan från tunnelbredd. Analysen är behäftad med osäkerheter och antaganden som diskuteras här nedan.

Resultatet av normaldeformation och dess implikation på injekteringsdesign är baserat på en mängd antaganden som är redovisade i rapporten. För att kunna ge mer specifika rekommendationer på injekteringsparametrar så som stick, inträngningslängd och överlapp krävs ytterligare analyser.

En tvådimensionell numerisk modell ger en ogynnsam situation för spänningsöverföring över sprickplanet då sprickplanet och tunneln beräknas som oändligt utsträckt i ”out-of-plane”-riktningen. I verkligheten är inte sprickplan oändligt långa och har inte heller konstanta egenskaper. Spänningen bör kunna omfördelas på ett mer gynnsamt sätt i

bergmassan vilket bör leda till en lägre normaldeformation i sprickan och minskad skjuvplasticering.

Även sprickelementets egenskaper är en stor förenkling av hur verkliga sprickor beter sig. Sprickelementet i beräkningarna har en dilatationsvinkel men elementet saknar bredd och är även helt plant. En verklig spricka har förutom en viss råhet ofta även en variation i stupning eller ondulering i större skala. Några exempel på hur storskalig ondulering kan se ut visas i Figur 23. Sprickytans storskaliga form bör påverka motståndet mot glidning. Sprickans hörnpunkter eller förändring i lutning bidrar till friktionsmotstånd och ökat skjuvmotstånd.



**Figur 23:** Exempel på storskalig ondulering.

*Figure 23: Examples of large-scale undulation.*

Deformationer i bergmassan startar, som tidigare nämnt, framför tunnelfronten och når sitt maximala värde när tunnelfronten har nått tillräckligt långt bort. Vid injektering borras hål framför stufven och teoretiskt bör bergmassan ha deformerats mellan 0–30% av det totala. Detta innebär att den deformation som sker efter förinjektering teoretiskt är maximalt 30% lägre än den beräknade, då modellerna i denna rapport inte tar hänsyn till att viss deformation redan har skett då förinjekteringen utförs. Denna studie visar beteenden i sprickplanet och detta hade inte påverkats nämnvärt genom att ta hänsyn till att en viss andel av deformationen redan skett då sprickorna injekteras. Däremot bör detta tas i åtanke vid analyser av mer specifika fall där själva storleken på deformation är viktig.



I denna analys studeras inte inverkan på bergmassan från injektering eller förstärkning. Själva utförandet då cement injekteras i sprickor under tryck bör lokalt kunna påverka spänningsbilden. Även förstärkning bör ha viss påverkan på deformationen, beroende på hur nära tunnelfronten förstärkningen installeras och deformationens storlek.



## **6. SLUTSATS OCH REKOMMENDATION FÖR VIDARE ANALYS**

Analysen i föreliggande rapport har visat att:

- Lägre friktionsvinkel i spricka ger större deformerad zon än högre friktionsvinkel
- Mindre lutning på spricka ger större deformerad zon än större lutning
- Större tunnel ger större deformerad zon än mindre tunnel.

Baserat på rapportens resultat rekommenderas att injektering anpassas till storleken på deformerad zon.

Föreliggande studie har utfört inledande analyser gällande deformation i sprickor nära tunnelkonturen. Begränsning av negativ omgivningspåverkan som sänkning av grundvattennivåer är ett aktuellt ämne inom bergbyggnad och därför rekommenderas fortsatta studier på ämnet.



## REFERENSER

- Bandis, S. C., Lumsden, A. C. & Barton, N. R., 1983. Fundamentals of rock joint deformation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*. Vol 20, No.6, pp. 249-268.
- Barton, N., 1973. Review of a new shear-strength criterion for rock joints. *Engineering Geology* (7), pp. 287-332.
- Barton, N., 1981. *Shear strength investigations for surface mining*. Salt Lake City, 3rd International Conference on Surface Mining, SME 1982, Vancouver. 171-196.
- Barton, N. R. & Bandis, S., 1982. Effect of block size on the shear behaviour of jointed rocks. *Geomechanics Division, Terra Tek, Inc.*
- E4 Förbifart Stockholm, 2013. *PM Redogörelse för förutsättningar och metoder för dimensionering*, u.o.: Trafikverket.
- Hanafy, E. A. & Emery, J. J., 1980. Advancing face simulation of tunnel excavation and lining. *Underground Rock Engineering, 13th Canadian Rock Mechanics Symposium*, pp. 119-125.
- Hoek, E., 2023. Shear Strength of Discontinuities. i: *Practical Rock Engineering*. North Vancouver: rocscience, p. 8.
- Johansson, F., 2015. Influence of scale and matedness on the peak shear strength of fresh, unweathered rock joints. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* (82) , pp. 36-47.
- NGI, 2015. *Using the Q-system*, Oslo: NGI.
- Perman, F. & Sjöberg, J., 2007. *Initiala bergspänningar i Stockholmsområdet - Underlag för projektering av Citybanan*, u.o.: Vattenfall på uppdrag av WSP.
- PLAXIS, 2022. *Personlig kommunikation PLAXIS global technical support*, u.o.: Bentley.
- PLAXIS, 2023. *PLAXIS Connect Edition V22-00*, u.o.: u.n.
- Stille, H., 2015. *Rock Grouting - Theories and Applications*. Stockholm: BeFo.
- Stille, H., Eriksson, M. & Gunnar, N., 2005. *Kompendium i bergmekanik*. Stockholm: Kungl Tekniska Högskolan, Inst för Byggetenskap, Avd Jord- och bergmekanik.
- Tunnel Sketcher, 2023. *Tunnel Sketcher*. [Online]  
Available at: <https://andrewisen-tikab.github.io/three-tunnel/example/>  
[Använd 27 10 2023].

Wahlgren, C.-H., Schoning, K., Tenne, M. & Hansen, L. M., 2018. *Stockholmsområdets berggrund, jordarter, geologiska utveckling och erfarenheter från infrastrukturprojekt*, Uppsala: SGU.

## 7. BILAGA 1 – EXEMPEL PÅ TILLVÄGAGÅNGSSÄTT FÖR ATT ANPASSA INJEKTERING

Detta avsnitt ger ett exempel på hur injekteringsdesignen kan anpassas till sprickegenskaper och förväntade deformationer. Först utförs en karaktärisering av en exempelspricka med Barton-Bandis brottkriterium för sprickor enligt (6) i huvudrapporten som återges här nedanför i (A. 1). Därefter resoneras hur injekteringen skulle kunna anpassas till denna exempelspricka baserat på resultaten för normaldeformation från de numeriska analyserna.

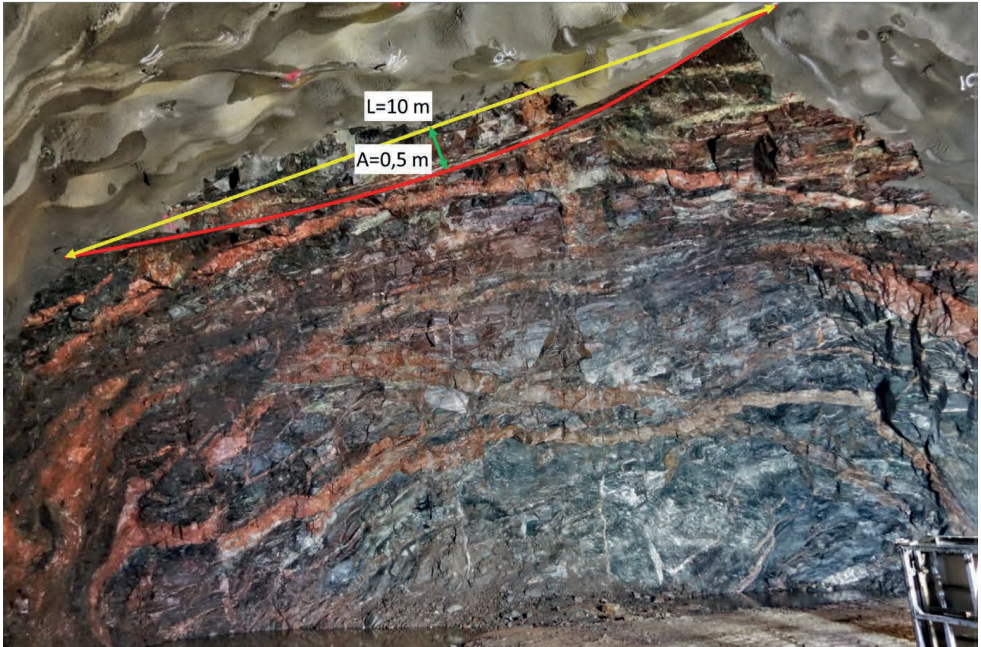
$$\tau/\sigma_n = \tan \left[ JRC \cdot \log_{10} \frac{JCS}{\sigma_n} + \varphi_r \right] \quad (A.1)$$

I detta exempel används en spricka karterad i E4 Förbifart Stockholm, se tunnelfront i Figur 24 och tunnelkartering i Figur 25. Fotot på tunnelfronten är taget vid den streckade linjen i Figur 25. Sprickan är flack, lerfylld och associerad med dropp. Genom att använda nomogrammet i Figur 2 i huvudrapporten med uppskattad profillängd 10 m och råhetsamplitud 0,5 m kan JRC bestämmas till 20.

Baserat på en normal bergmassa i svenska ytnära förhållanden uppskattas JCS ha en variation mellan 100–200 MPa. Normalspänningen varierar enligt spänningsantaganden i detta projekt mellan 0,5–4,5 MPa i sprickan. Enligt karteringen med Q-systemet bedöms sprickans residualfriktionsvinkel  $\varphi_r = 14^\circ$ .

Detta ger ett spann på den totala friktionsvinkeln på sprickan som kan uttryckas enligt A.2.

$$41^\circ < JRC \cdot \log_{10} \frac{JCS}{\sigma_n} + \varphi_r < 66^\circ \quad (A.2)$$

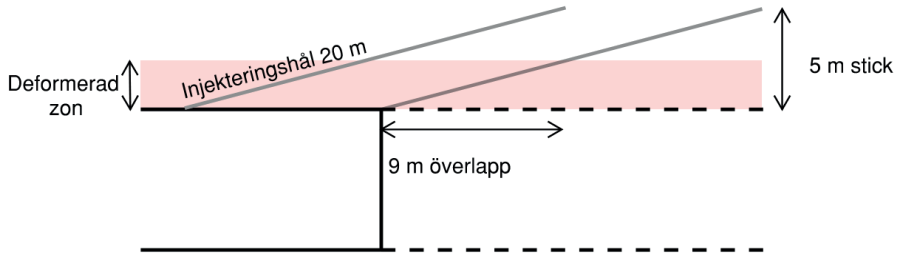


**Figur 24:** Tunnelfront med markerad spricka i rött, råhetsamplitud i grönt och profillängd i gult.

*Figure 24: Tunnel front with a marked rock joint in red, asperity amplitude in green and profile length in yellow.*







**Figur 26:** Injekteringsdesign baserat på deformationer för  $\varphi = 60^\circ$  och tunnelbredd 16 m.

*Figure 26: Grouting design based on deformations for  $\varphi = 60^\circ$  and tunnel width 16 m.*





Box 5501  
SE-114 85 Stockholm

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

ISSN 1104-1773