

MILJØ- OG SAMFUNNSTJENLIGE TUNNELER

Rapport nr: **29**

Teoretisk og empirisk forståelse av forinjisering og mulighet for redusert sikringsmengde i utvalgte tunnelstrekninger



Intern rapport nr. 2323



Statens vegvesen

Intern rapport nr. 2323

Rapport nr. 29

Teoretisk og empirisk forståelse av forinjeksjon og mulighet for redusert sikringsmengde i utvalgte tunnelstrekninger

Sammendrag

Rapporten er utarbeidet på oppdrag av "Miljø- og samfunnstjenlige tunneler", og beskriver utfordringer mht. forinjeksjon i oppsprukket berg foran tunnelstøtten, og med forslag til løsninger.

I de siste år er det på norske tunnelanlegg oppnådd svært gode resultater ved bruk av forinjeksjon med høyt trykk og lavt vann/semest-forhold for tetting og stabilitetssikring. Dette har ført til et behov for å kvantifisere injeksjonsvolum og effekter på bergmassene ved injeksjonstrykk på 5 til 10 MPa.

Rapporten er utarbeidet av Nick Barton

Emneord: *Tunnel, forinjisering, NFR-prosjekt*

Seksjon: *Geo- og tunnelteknikk*

Saksbehandler: *Mona Lindstrøm*

/ML

Dato: *Juni 2003*

Statens vegvesen, Vegdirektoratet
Teknologiavdelingen

Postboks 8142 Dep, 0033 Oslo
Telefon: 22 07 39 00 Telefax: 22 07 34 44



Miljø- og samfunnstjenlige tunneler

Teoretisk og empirisk forståelse av forinjisering og mulighet for redusert sikringsmengde i utvalgte tunnelstrekninger

av Nick Barton

Klient: Miljø- og samfunnstjenlige tunneler

Dato: 5. juli 2002



INNHOLDSFORTEGNELSE

1	Innledning.....	1
2	Oppsummering av nye erfaringer ved forinjisering.....	7
3	En del basiskunnskap om sprekkeformasjon.....	11
4	En del basiskunnskap om strømning i sprekker og innganger	25
5	Tolkningsmetode for hydraulisk åpning (e) og den fysiske (inntrengningsklarE) åpningen (E)	37
6	Spenningsavhengig sprekkestivhet og permeabilitet.....	53
7	Modellering av sprekkeåpning ved økt injiseringstrykk	59
8	Skjærdeformasjon og dilatans som aktuelle mekanismer ved forinjisering under høyt trykk.....	65
9	Enkelte målinger av injisering i sprekker	83
10	Mulige forbedringer i flere av Q-parametrene som resultat av forinjisering	93
10.1	Tetningseffekt.....	93
10.2	Kan vi redusere fremtidig tunneldeformasjon ved forinjisering?	94
10.3	Kan vi måle forinjisering ved seismikk?	102
10.4	Gir forbedret Q-parameter ved forinjisering forbedrete bergmasse- parametere og tunnelstabilitet?.....	104
10.5	Kan redusert behov for sikring som resultat av forinjisering dokumenteres?	106
11	Konklusjoner	116
12	Referanser.....	119
13	Figurliste	124
	Terminologi.....	130



ENGLISH SUMMARY

This research report describes the problems, and some solutions, concerning pre-injection in jointed and faulted rock masses ahead of tunnels. The recent successes, especially in Norway, of very high pressure pre-injection for sealing and improving the stability of tunnels, has focussed attention on the need for quantitative explanations of grout take volumes and of the effects on the rock mass, of the 5 to 10 MPa injection pressures.

This 50 page report has in addition almost 70 figures, to assist in the description of relevant joint properties, of water flow and flow of grout through joints, and of coupled effects where water-pressures and especially grout-pressures deform the joints both by local opening and shearing.

The 5 to 10 MPa maximum injection pressures are shown to decline very rapidly away from the drillhole-joint intersections, but despite the logarithmic or linear decay of pressure, there remains a very powerful joint-opening, and joint-shearing driving force in the first 1m or so. This is fundamental for obtaining penetration of the cements or micro-cements, if natural undisturbed joint apertures are too small.

If initial injection with micro-cement and a high water/cement ratio such as 1.0 gives satisfactory penetration, then a gradual reduction to w/c of 0.5 or 0.6 with pressure increased to 6 or 8 MPa may be found to give good results. Injection ends with the highest pressure of 9 to 10 MPa, but with care not to hold pressure after flow stops.

Since in situ stresses have to be transferred across joint planes, there are numerous points of contact causing tortuous flow paths, and the natural joint roughness is also a source of stress drop. High pressure injection causes local, radially-distributed effective stress reduction, which allows the stressed contact points to force the joint to open as with a released spring. The key question is whether this joint opening is enough to allow unfiltered grout penetration at the circular or elliptical joint entries, whose area is very limited.

Following the familiar rule-of thumb that physical joint apertures may need to be at least $3 \times d_{max}$, or alternatively about $4 \times d_{95}$, to avoid filter cake build-up at the joint entry, a key step is to estimate the undisturbed physical apertures. They may need to be at least 50, 100 and $400\mu\text{m}$ respectively, for ultrafine, micro- and industrial cements to penetrate, failing which the deforming, joint opening effect of high pressure then becomes important.



Since physical joint apertures vary, and cannot easily be recorded, it is first necessary to utilize average hydraulic joint apertures (e) from water injection or Lugeon tests, and subsequently convert them to average physical apertures. The first two steps are made using Snow's 1968 cubic network approximation and the cubic law to obtain representative ranges of (e), and then use the relevant joint roughness JRC_0 from Barton et al. 1985, to make an empirical conversion between (e) and (E).

Since the different joint sets in many rock masses also have shallow- or steeply-dipping orientations, it is likely that at least one joint set may be under sufficient shear stress for effective stress reduction to cause limited amounts of shear and dilation. Using the Barton-Bandis joint model for also modelling this joint deformation mode, it is possible to estimate likely aperture increases which may be of fractions of millimetre magnitude.

Quantities of grout that are typically injected per grouting screen in 65 to 95 m² tunnels in granites, gneisses, phyllite, porphyry, syenite etc. are referenced. Making the assumption of an average 6m thick grouted 'cylinder' of rock, most of the high pressure grouting experiences referenced suggest from 1 to 5 liters of grout per 1 m³ of rock. Even the lower of these figures suggests an average 0.333mm sealed width for conducting joints at 1m average spacing in three orthogonal directions. Significant local joint deformation close to each injection hole is therefore suggested, as suspected.

Three-dimensional permeability tests performed simultaneously between three boreholes, both before and after grouting in a dam abutment, show permeability principal value (tensor) rotation and reduction in magnitude. Deformability was also reduced. This suggests sealing or partial sealing of several joint sets. Pressure plateaux observed when high pressure grouting also suggest successive sealing of joint sets, which will have different resistance to grouting due to stress, aperture and roughness differences.

The six Q-parameters can be used to 'explain' some moderate improvements in several of the parameters as a result of the high pressure micro-cement and micro-silica grouting. Among these would be small increases in effective RQD, small reductions in the effective J_n or joint set number, and of course improvements in J_w the water inflow. The cumulative effect of these improvements may be 10x even 40x increases in the assumed Q-value.



A final step is to link these potential improvements in Q-values due to grouting, with empirically derived relationships to rock mass parameters and tunnel support needs. There is practical evidence and empirically-derived support for increased seismic velocities, increased deformation modulus, reduced deformation, reduced permeability, and reduced tunnel support needs as a result of successful high-pressure pre-injection with stable cement grouts.



1 INNLEDNING

Norge ligger sannsynligvis foran i bruk av meget høyt injeksjonstrykk under forinjisering av tunneler. Situasjonen ligner på Norges anvendelse av uforede trykktunneler med særdeles høyt vanntrykk. Årsaken er i begge tilfeller en kombinasjon av forholdsvis fast fjell, en variabel topografi, og ikke minst at man stoler på en gradvis oppbygning av positive erfaringer. Det tok lang tid å nå 1000 m vanntrykk i uforede trykktunneler, og det har også tatt lang tid å nå 10 MPa trykk med forinjisering av tunneler.

Er siste nevnte praksis ønskelig? Vet vi effekten, utover et ofte særdeles godt tetningsresultat? Kan den fysiske prosessen forklares i vitenskapelig form som kan være nyttig for de som planlegger forinjisering, på basis (forhåpentligvis) av vanninnpressingsforsøk? Kan disse forsøk forbedres, for å gi bedre sammenligningsgrunnlag, vann kontra mikroement? Hvordan kan vanninnpressingsforsøk best tolkes for optimal forståelse av forinjiseringsforløp?

Rapporten bygger på skandinaviske erfaringer med gode og mindre gode forinjiseringsresultater, og anvendelse av empiriske verktøy utviklet i Norge som er i bred internasjonal bruk, muligens mest utenfor våre grenser. Det viser blant annet at sprekkeparameterne JCS (som beskriver veggfasthet og som kan registreres med Schmidt hammer) og JRC (som beskriver sprekkeruhet og som kan registreres med profilering eller helningsforsøk) er nyttige verktøy i forklaring av injiseringsvanskelighetsgrad. JRC er også brukt i konvertering av hydrauliske (teoretiske) åpninger (e) til gjennomsnitt fysiske (og injiserbare) åpninger E.

Maksimalt kornstørrelser av de utvalgte sementer, ganger tre (eller fire?) må først underskride sprekkenes gjennomsnittsåpning som er bestemt av kombinasjonen JRC og JCS, og deres påvirkning av det effektive spenningsnivået. Filtrering av massene, og "vannsykt" fjell er de uheldige resultater, når d_{max} er for stort, og injiseringstrykket er for lavt.

Fordi bergtrykk minus vanntrykk og bergtrykk minus injiseringstrykk er av forskjellige verdier, er sprekkenes innebyggede "fjærstivhet" avgjørende for penetrasjonen av sementen og videre forløp mot hydraulisk åpning med økt trykk. Det viser seg også at penetrasjonen ikke bare er avhengig av normal åpning av de "inntannede" og innbyrdes flatene, men også av skjærbevegelser og ruhetsavhengig dilatans, opp til en bestemt avstand fra hullene – i et sprekkesett som kanskje var vanskelig i utgangspunktet å tette.



Fare for hydraulisk brudd er nok overdrevet, hvis man under planleggingen også tar hensyn til strømmingens trykkfall bort fra hullene, og tenker nøye gjennom hvilket trykk bergmassen vil tåle, når strømmingen opphøres av friksjonsmotstand og/eller stivningsprosessen ved injiseringsfronten.

Den endelige effekt ved forinjisering, som er tids- og derfor kostnads-krevende, er vanligvis forenklet boring og sikring av de etterfølgende tunnelsalver. Disse fordelene kan lett forklares ved anvendelse av Q-parameterne, i det norskutviklede karakteriseringsverktøy, som har lang fartstid (28 år), men fortsatt motstand fra enkelte kretser, både innenfor og utenfor landet som tror mer på "engineering judgement" – eller på tommelfingeren.

Det viser seg fra tredimensjonale målinger av permeabilitet både før og etter injisering (og det er også logisk) at de mest vannførende sprekkesett blir tettet først. Dette forårsaker en dreining (og reduksjon) av permeabilitetstensen. Hvis vi antar noe forbedringer i flere av de seks Q-parametrene som resultat av inntrengningen i det mest ugunstige sprekkesett, er det lett å forstå forbedret stabilitet, redusert behov for sikring, og forbedringer i flere bergmasseparametere som er knyttet til Q-verdien (Barton, 2002).

Leirbelegg på sprekken og leirfyllinger i store diskontinuiteter i fjellet er imidlertid ofte vanskelig å injisere, og Q-forbedringen er heller tvilsom i slike tilfeller, hvis ikke utvasking (og sementblanding) er oppnådd innenfor skjermen.



2 OPPSUMMERING AV NYE ERFARINGER VED FORINJISERING

To spesielt nyttige rapporter, skrevet under prosjektets gang (Miljø- og samfunnstjenlige tunneler) er fritt referert i dette kapittel. De danner grunnlaget og grensetilstanden for det som må analyseres med det empirisk/analytiske verktøy nevnt ovenfor.

Vi kan starte med Klüver (2000): "Berginjeksjon" og summere opp viktige erfaringer og anbefalinger fra hans rapport.

- *den vanligste forekommende feil ved injeksjonsarbeider foran stoff er at det benyttes for lavt trykk.*
- *i praksis viser det seg at injeksjonstrykket avtar så mye med økende avstand fra injeksjonshullet at trykket i injeksjonsmassen sjelden vil kunne redusere stabiliteten i tunnelen under forinjeksjonen. (Det forutsettes fornuftig pakkerplassering i forhold til tunnelens tverrsnitt).*
- *begrepet "hydraulisk splitting" menes både utvidelse av eksisterende sprekker/slepper og etablering av nye sprekker. (Stadig reduserende v/c forhold sørger for økt trykk mot slutten av injisering).*
- *det er viktig at injeksjonstrykket (som er den drivende kraft bak injeksjon) ved siden av å overvinne poretrykket, også overvinner motstand mot masseinntrenging som skyldes begrenset sprekkeåpning, ruhet, sprekke- og sleppefylling, og den omkringliggende spenningen.*
- *vannlekkasje ut av et nytt injeksjonshull er ofter ikke representativt for bergmassens (effektivespenningsavhengig) vannledningsegenskaper.*
- *det kan være nyttig å notere de trykknivåer som åpner bergets sprekker - avhengig av spenningsbildet kan det bli nødvendig å benytte høyere trykk for å åpne andre sprekkesett.*
- *man må oppnå kommunikasjon mellom injeksjonshull og de vannførende kanaler i sleppe- og sprekkeplanene og innbyrdes mellom kanalene (ved bruk av høyt trykk).*
- *det bør vurderes å utføre vanntapsmålinger med trykk som det kan bli aktuelt å benytte under injeksjon.*



- *men vanntapsmålinger (og injeksjon) må utføres med forsiktighet der fjelloverdekningen (og innspenningen) er liten og der vannet (og injeksjonsmassene) kan påvirke stabiliteten av overliggende løsmasser.*
- *det er klare indikasjoner på at berginjeksjon virker stabiliserende på berget, og at høyere trykk gir bedre stabilitet (i den påfølgende tunnelsprengning).*
- *gode flyteegenskaper, binding av vannet, motstand mot separasjon (og filtrering) er best oppnådd ikke ved bruk av tradisjonelt høyt v/c-forhold, men ved sementens finmalingsgrad og bruk av microsilika og vannreducerende superplastiserende stoffer.*
- *30 hull i en skjerm, hver 25 m lang og med borehulldiameter 51 mm og v/c-forholdet 0,75, trenger 1,6 tonn sement bare for å fylle hullene, før injeksjon av bergets sprekkevolum starter.*
- *det er fordelaktig å starte injeksjonsrunden ved å injisere sålehullene først, deretter vegg-hullene og til slutt hullene i hengen (men i tilfeller med ytre sperreskjerm mot dagen, bør nok denne injiseres først). Samme rekkefølge gjelder for stoffen.*
- *der det noteres god kommunikasjon mellom injeksjonshullene kan det være riktig å bore færre injeksjonshull i skjermen.*
- *under forutsetning v/c-forhold 0,75 og egenvekt 1,75 er det ofte brukt mellom 200 og 1000 liter injiseringsmasse per løpemetert9 profil, avhengig av bergforholdene.*
- *hvis influensssonen for inntrengning av massene grovt anslås til 1000 m³ per løpemetert(en optimistisk ca. 12 m tykk "sylinder"), tilsvarer disse 200 og 1000 liter, 0,2 og 1,0 liter/ m³.*

(Når et visst antall boltehull lekker ved mindre god forinjisering, og gjennomsnitts "sylinder" bare er 6 m, tilsvarer disse 200 og 1000 liter ca. 0,7 og 3,3 l/m³.)

- *ved injeksjon i fyllitt med minimal fjelloverdekning (4 til 6 m) foreligger eksempel på at det er injisert i sålen med opp til 6,5 MPa, og i hengen opp til 5 MPa – slike trykk er ofte nødvendig for å oppnå et vellykket resultat – men det vil gjerne lønne seg å etablere en ytre skjerm mot dagen.*



- *ved større fjelloverdekning er det gjennomgående riktig å anvende høyt trykk, men fjellet på stoff må stadig observeres med hensyn til utgang og nedsatt stabilitet.*
- *åpne sprekker uten særlig leirinnhold gir god konduktivitet og liten injeksjonsmotstand, motsatt gir økende leirinnhold lavere konduktivitet, men total leirfylling av sprekken gir meget lav konduktivitet dersom innspenningen er god.*
- *ved en konsistens av knust fjell og leire i sprekken som nærmer seg filtrergradering øker motstanden mot inntrengning.*
- *sprekkeintensiteten i likhet med sprekkeåpning kan være høy i dagen, men vanligvis avtar begge nedover i berggrunnen.*
- *store knusningssoner viser ofte økende leirinnhold i sprekken og avtagende lekkasje, og i selve sonen kan berget være så tett at det støver av uørt røys lenge etter at salven er skutt.*
- *mot dypet tenderer spenningsbildet mot isotropisk spenningsstilstand (det motsatte mot overflaten- betyr mulighet for skjærspenninger på enkelte sprekkesett). Anisotrope spenninger betyr også forskjellig normalspenning avhengig av sprekkeorientering. Derfor er forskjellige injiseringsstrykk nødvendig, noe som gir markant forandring i masseingangen ved forskjellige tryknivåer.*

En annen meget relevant rapport i serien Miljø- og samfunnstjenlige tunneler ("Injeksjon - erfaringer fra utførte tunnelprosjekter") av Åndal, Andersson og Aasen (2001), inneholder mye nyttige data og gode råd fra seks utvalgte tunnelprosjekter (fem fra Norge og ett fra Sverige). Med tetthetskrav varierende fra 0,5 til 30 l/min/100 m, og hvor flere bergartstyper, knusningssoner, forkastninger og vulkanske gangbergarter er representert er disse dataene meget nyttige for vurderingene utarbeidet her, angående mulige mekanismer for sprekkenes oppførsel under forinjisering. Enkelte sett av erfaringer, som er tatt i bruk senere i denne rapport er trukket frem i Tabell 1.



Tabell 1. Utvalgte data fra Åndal, Andersson og Aasen, 2001 med tolkninger i de siste to kolonner

Bergarter og bruddsoner	kg/m ² tunnel flate	= kg/m ³ *	= l/m ³ **
gneis	11, 13,5, 15,8, 16,5	1,8 – 2,8	1,0 – 1,6
granitt	12, 28, 37,5, 52	2,0 – 8,7	1,1 – 5,0
fyllitt	26, 26	4,3	2,5
rhombeporfy	28, 99 (!)	4,7 – 16,5 (!)	2,7 – 9,4 (!)
syenittgang	30, 35, 186 (!)	5,0 – 31 (!)	2,9 – 17,7 (!)
bruddsoner	19, 37, 50	3,2 – 8,3	1,8 – 4,7

* antatt 6 m tykk, gjennomsnitts "sylinder" injisert

** antatt egenvekt 1,75 t/m³ masser

*** 30 hull av 50 mm diameter og 25 m lengde trenger ca. 1500 liter med injiseringsmasser. Distribuert i '6m sylinder' representerer disse bare 0,1 liter/m³

Et antatt forbruk i størrelsesorden 1 til 5 l/m³ er 'vanlige' tall vi kan jobbe videre med, uten å glemme muligheten for langt større lokal utbredelse av massene enn i disse "6 m lange sylindrene", og av og til så dårlig inntrengning at 3 eller 4 meter lange boltehull punkterer skjermene. I følge Åndal et al. 2001: "det viser seg at bolter med 3-4 m lengde ofte punkterer injeksjonsskjermen". Som de presiserer burde dette vært unngått med et mer samkjørt opplegg for bergsikring.

I denne forbindelse er det muligens viktig å poengtere, at selv med stikning (eller borhullsprik) som varierer fra 2 til 8 m (mindre enn 4 m betyr liten bergoverdekning), er strømningsgradienten fra hvert hull etter hvert influert av eventuell vannstrømningsgradient mot tunnelstuffen (hvis ikke nær overflaten). Det kan derfor være en tendens for "rotasjon" av massestrømning tilbake mot tunnelstuffen, som vil begrense den "radielle" inntrengningen en del. Dette vil være mest utpreget nærmest tunnelen og etter at en viss innstrømningsradius er nådd fra hvert hull.



3 EN DEL BASISKUNNSKAP OM SPREKKEDEFORMASJON

I dette kapitlet tar vi hånd om viktige begreper og oppførsel av sprekker, som er nødvendig for en videre forståelse av injiseringsprosessen (og hvordan man kan forutsi den).

Fra figur 1, med øverste del fra Hakami (1995), kan vi presisere at sprekkenes vegg-til-vegg kontaktpunkter, og veggens ruhet og inntanningsgrad, er alle med i bestemmelsen av den gjennomsnittlige sprekkeåpning og antall kontaktpunkter berg-mot-berg. Forandring i den overførte effektive spenning forandrer også sprekkenes (kontaktpunktene) stivhet, som er den innebygde "fjær" (med ikke lineær stivhet).

Angående strømning innenfor "sprekkeplanet", vil alle de ovenstående forårsake en varierende grad med svingning eller bøyning av massestrømning rundt kontaktpunktene og helst mot kanalene, hvor strømningen går lettest.

Variasjon i total spenning σ_n forårsaker forskjellig grad av kontaktareal (og effektiv åpning), også når man flytter fra det ene til det andre sprekkesett med anisotrop hovedspenningsfordeling. Det er dette som er spesielt følsomt for vanntrykket (under vanninnpressingsforsøk) og mørteltrykket (under injisering av de fine sementmassene). Uttrykt som gjennomsnitt effektivspenning (med kontakt punktene glemt) er:

$$\sigma_n' = \sigma_n - P_w \quad (1)$$

(under Lugeon forsøk)

$$\sigma_n' = \sigma_n - P_g \quad (2)$$

(under injisering med mørtelmassene)

Fordi kontaktarealene er forandret av trykket under injeksjonsprosessen (vann eller mørtel, mest avhengig av trykk) er åpningen BB forandret til en økt AA i figur 2a, og med en videre økning av trykket blir det tap av kontakt og hydraulisk "splitting" (i hvert fall åpning) som vist i figur 2a. Disse forandringene har selvfølgelig stor betydning for hvordan mørtelmassene strømmer først rundt, så på tvers av de tidligere kontaktpunktene. Første fasen er antydnet med et numerisk (fraktal generert) modell i figur 2b.

Målt med trykkfølsom 12 μm tykk plastfolie, kan antall kontaktpunkter bli overdrevet, som i figur 3 fra Bandis (1980). Normalspenninger 1 og 8 MPa,



med inntannet eller ikke inntannet vegg-til-vegg kontakt viser fordelene, injiseringsmessig, av:

- 1) redusert σ_n'
- 2) tap av inntanningsgrad (dvs. hydraulisk splitting eller skjær)
- 3) økt ruhet.

Det sistnevnte punkt i form av ruhetstallet JRC (Barton og Choubey, 1977) har spesiell betydning i forholdet E/e (fysisk/hydraulisk åpning) som vi skal se.

Med forandret poretrykk rundt injeksjonshull (maks. 1 MPa i Lugeon-forsøk, maks. 10 MPa med dagens injisering) er effektivspenningen redusert fra 1 til 10 MPa (minus trykktap frem til pakkeren og frem til gjeldende sprekk). Effekten av dette kan tolkes i et last- avlast lukkingsforsøk som i figur 4a. Som vi ser, er følsomheten for åpning meget god med $\sigma_n' \leq 5$ MPa – eller de øverste 200 m i runde tall.

Fortsatt når det gjelder første last-avlastnings syklus, er både ruhetstallet (JRC) og veggfasthetstallet (JCS) viktig i bestemmelse av hvor mye det er mulig å lukke en sprekk ved spenningsøkning (se figur 4b). Med høy ruhet og fasthet er det derfor stor sjanse for relativt generøse åpninger for injiseringsmassene. Disse fundamentale JRC ruhetstall er illustrert med profiler og bilder i figur 5.

Det viser seg at forskjellige kombinasjoner av JRC og JCS betyr forskjellige grader av følsomhet (stivhet, åpningsevne) under σ_n' avlastning på grunn av trykkoppbygging. Avlastningsstivheten blir lavere (mer sprekkåpning) med lavere JCS – *hvis* sprekken i utgangspunkt har større åpninger pga. forvitring. Men selvfølgelig vil en tett sprekk i en svak bergart (lav enaksial styrke σ_c og lav JCS) ha både liten åpning og liten forbedring ved avlastning av σ_n' under et innpressingsforsøk (med vann eller mørtel). Figur 6 viser derfor effekten både av opprinnelig åpning (som Bandis, 1980, etter målinger under egenvekt normalspenning, definert som a_j) og JCS (med forvitringseffekt).

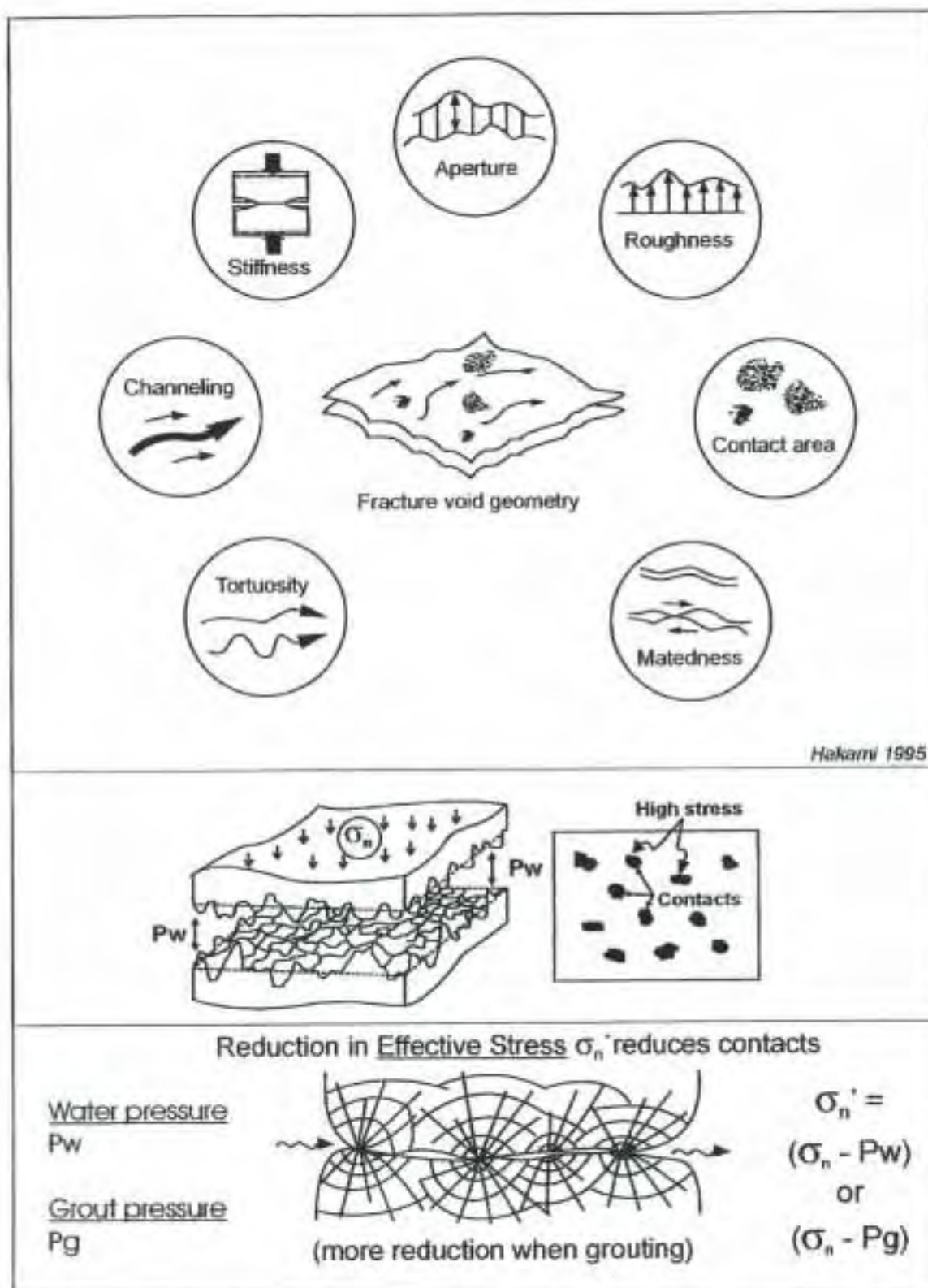
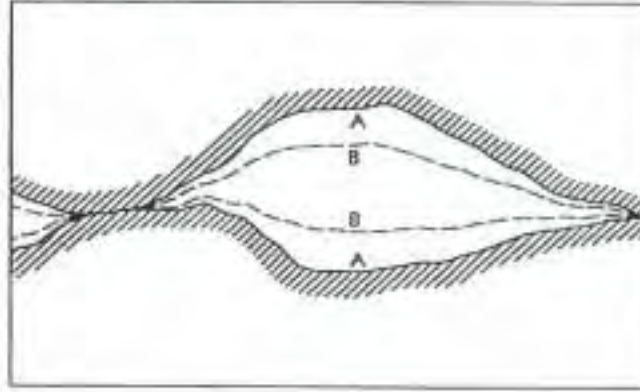
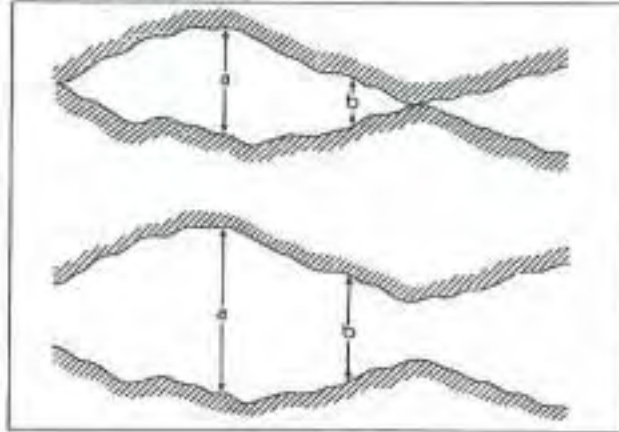


Fig. 1 Viktige definisjoner av sprekkeegenskaper (etter Hakami, 1995) og effektivspennings konseptet i forandring av kontaktpunktarealer, ved vann eller injeksjonsmasser under forskjellige trykk.

Compressional deformation



Extensional deformation

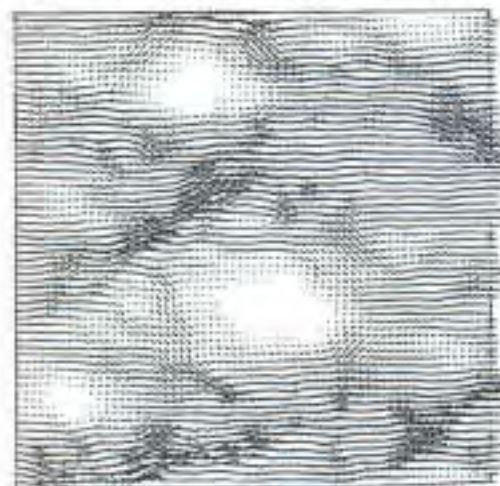


a

Generated aperture distribution



Flow field resulting the finite difference analysis



b

Fig.2 Variasjoner i sprekkeåpninger (Neuzil og Tracy, 1981) og et fraktal ruhetsbasert modellering av strømming med kontaktpunkter (Brown, 1987).

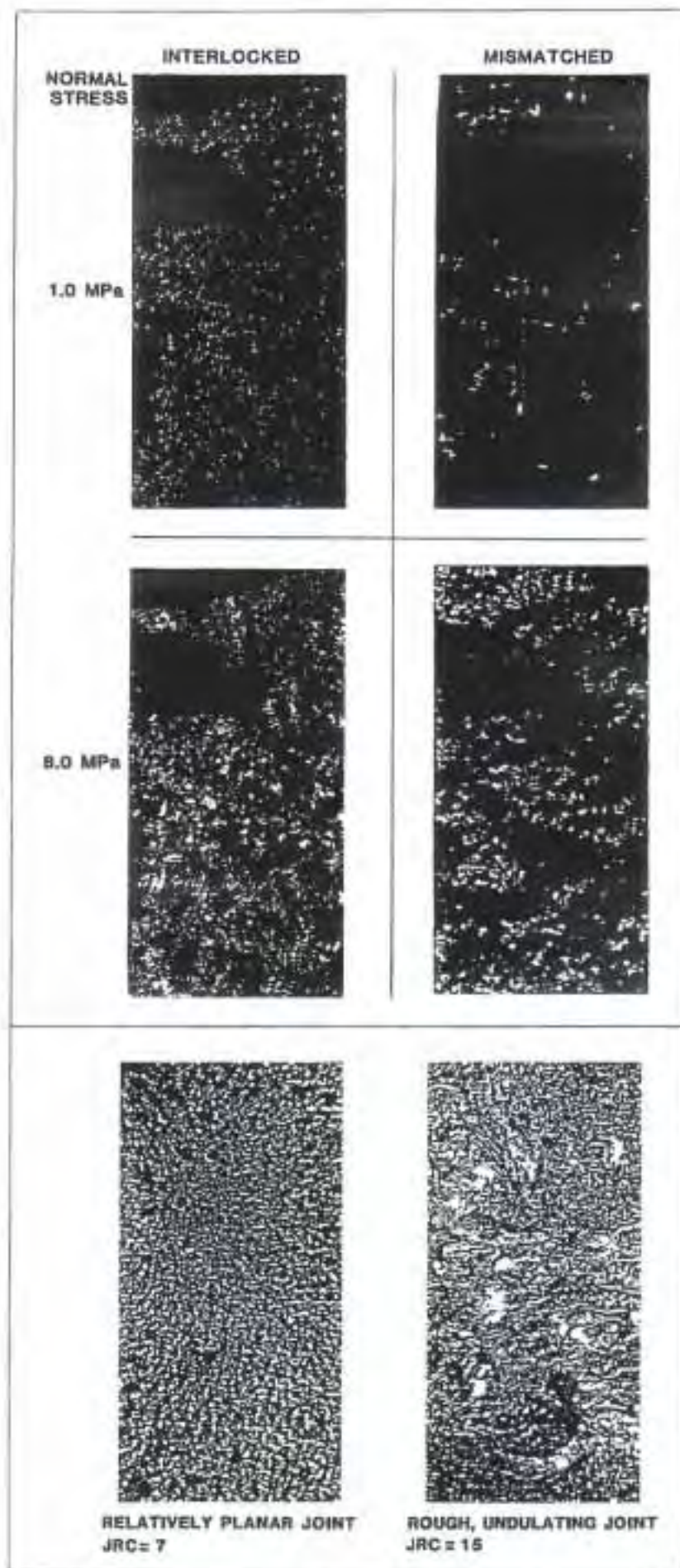


Fig.3 Apene arealer og kontakke arealer i sprekker, registrert ved bruk av trykkfølsom 12 μ m plastfolie, under forskjellige normalespenningsnivåer, med eller uten inntanning. Bandis 1980.

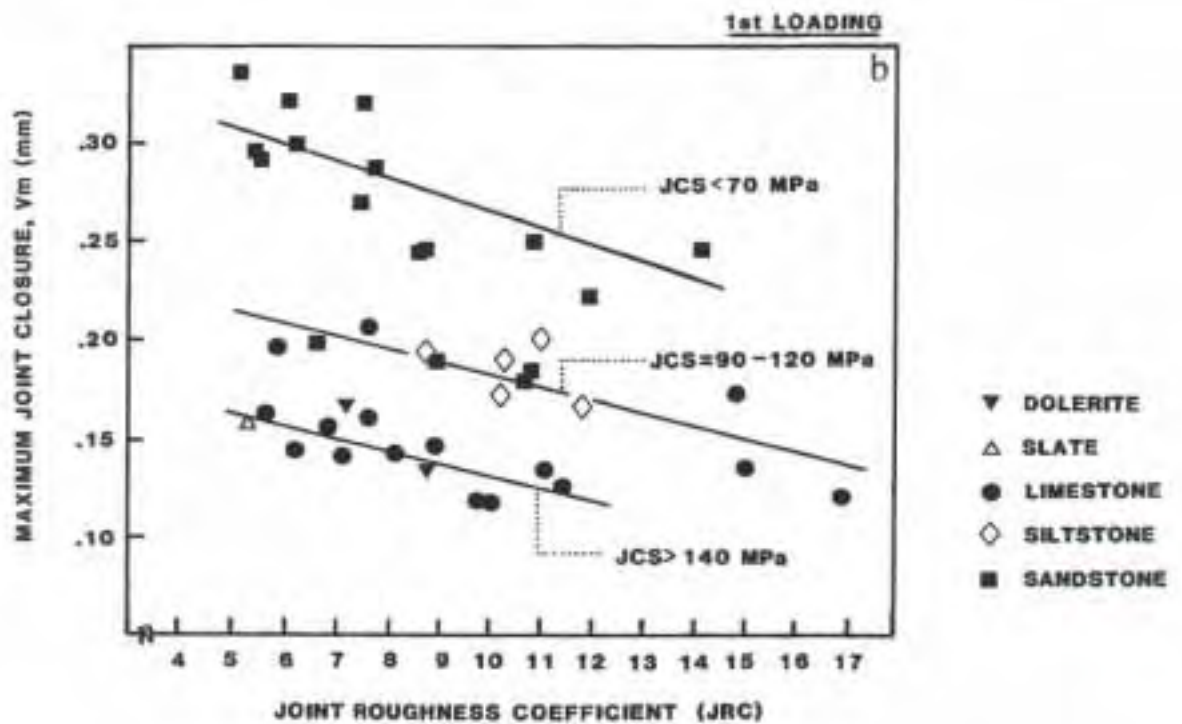
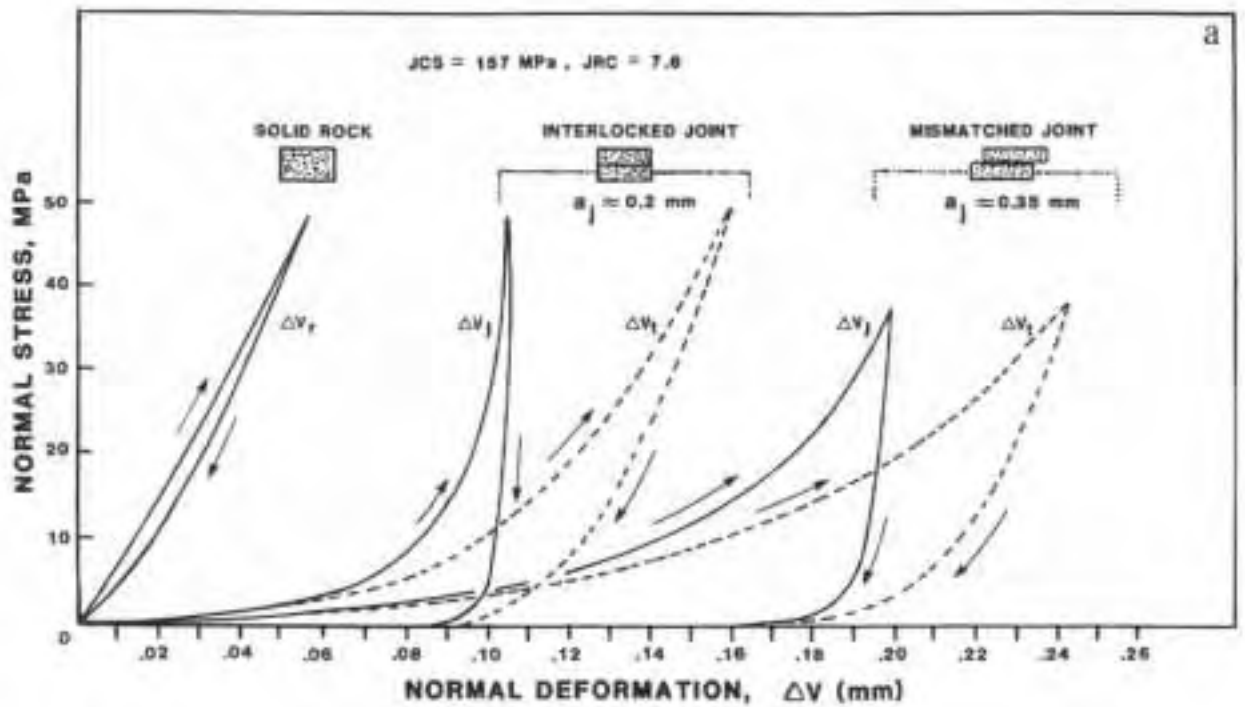


Fig.4 Pålast-avlast (lukk-åpen) syklus, med eller uten inntanning, og effekten av ruhet JRC og veggfasthet JCS på lukking-under-last egenskaper. Bandis m.fl. 1983.

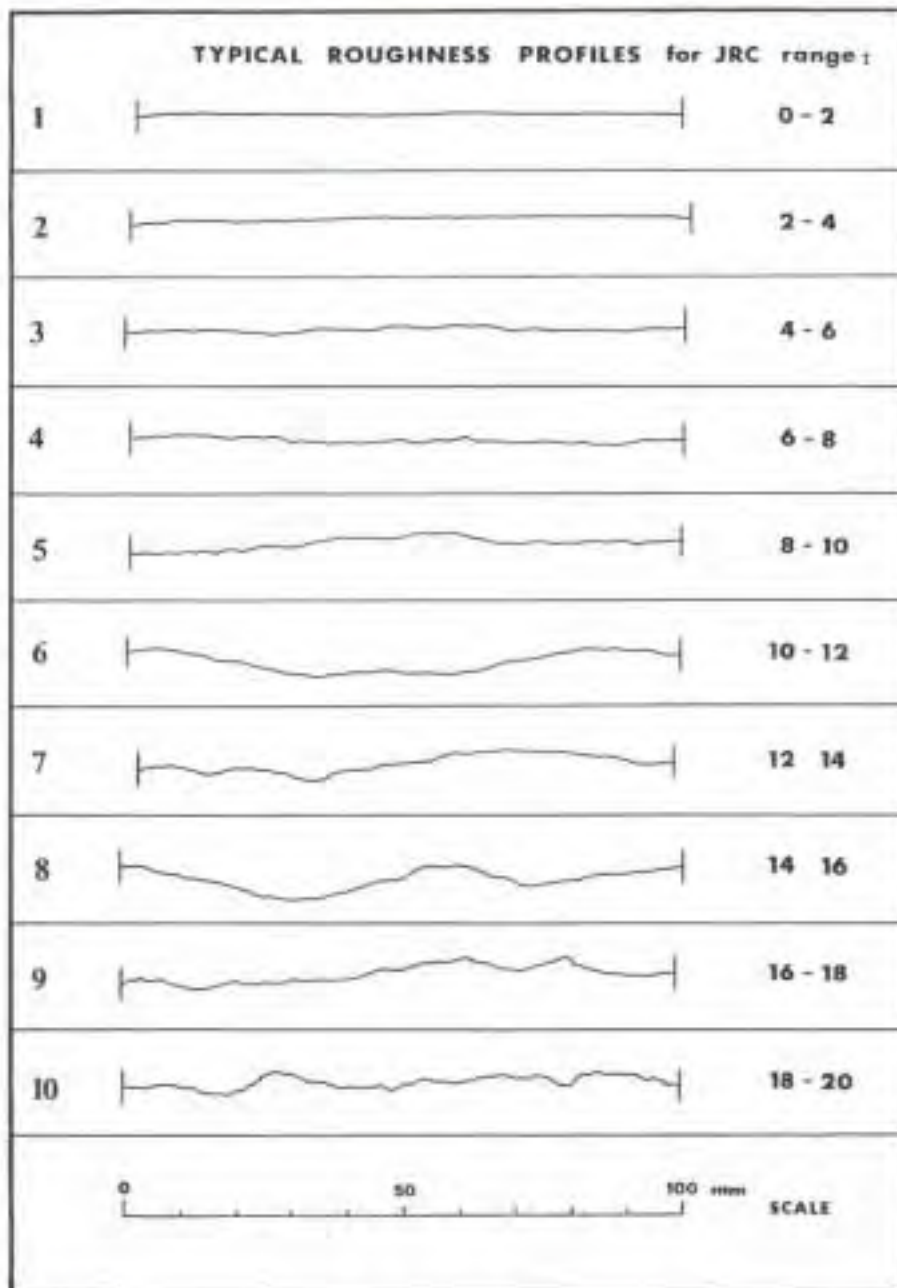
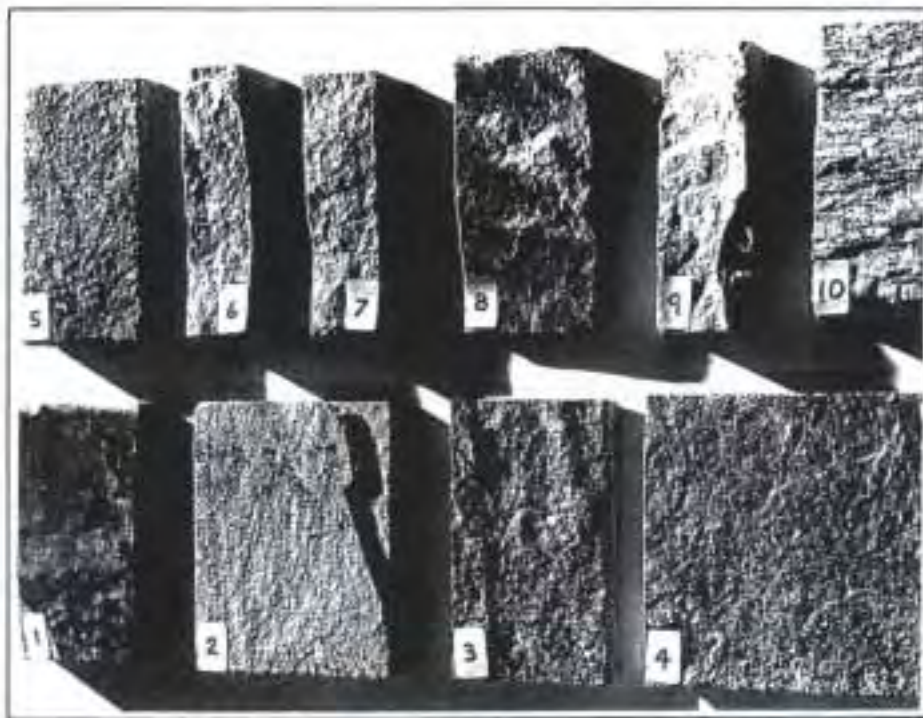


Fig.5 Småskalaruhetsprofiler målt på 100 mm sprekker, sammen med skjærboks- og helningsforsøkregistrert JRC tall. Barton og Choubey, 1977.

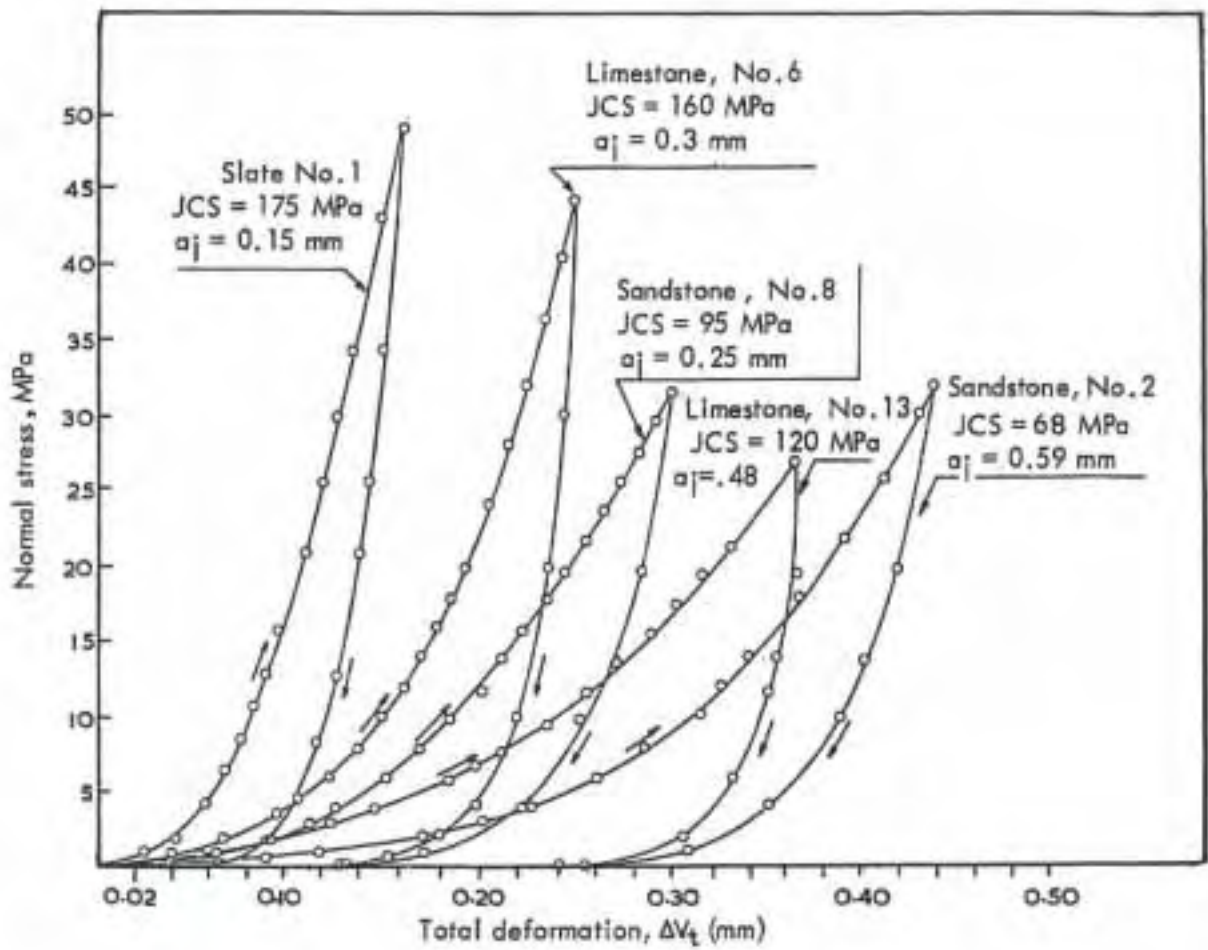


Fig.6 Effekt av forvitring på avlastningsstivhet, med forvitningsgrad registrert som funksjon av a_j og JCS. Bandis, 1980.



På basis av mange forsøk foretatt av Bandis (1980), var det mulig å estimere a_j som følger (Barton, 1982):

$$a_j \approx \frac{JRC_o}{5} \left(0,2 \frac{\sigma_c}{JCS_o} - 0,1 \right) \quad (3)$$

med a_j i millimeter

Parameter (estimat) a_j er viktig inngangsdata, når man prøver å etterligne en godt komprimert (dvs. uforstyrret, in situ) sprekk, som sannsynligvis tilsvarer laboratorieoppførsel som er målbar etter tre-fire sykluser av på- og avlastning, med a_j som 'origo' (en viss repetisjon er oppnådd etter hvert). Figur 7 viser tre på- og avlast sykluser på uforvitrete sprekker. Stivheten under **avlastning** av den 3. eller 4. syklus er ventet å ha mest relevans for tolkning av innpressingsforsøk.

En komplettering av disse grunnleggende betraktninger når det gjelder injiseringsrelevante sprekkeparametere og oppførsel, er **skjærbevegelsesdelen**. Figur 8 er en rekonstruksjon av skjærboksforsøk på (tensjons-) bruddflater under to normalspenningsnivåer, med riktig anvisning av dilatansens forløp, før eller etter topp skjærfasthet. En lett injiserbar sprekkåpning, hjulpet av dilatansen, blir enda større når effektiv normal spenning σ_n' er redusert under injeksjon. Det er sannsynlig at minst ett av tre sprekkesett vil stå under en viss skjærspenning. En begrenset skjærbevegelse i nærheten av injeksjonshullene (der hvor trykket er størst) er sannsynlig når skjærstyrken reduseres.

Figur 9 viser utgangspunktet for en vitenskapelig modellering av slike prosesser, ved utvikling av JRC og JCS begrepene for beskrivelse av topp skjærfasthet (τ). Resultater fra skjærforsøk på 140 prøver av sprekker fra Oslofeltet er vist, etter Barton og Choubey (1977).

$$\tau = \sigma_n' \tan \left[JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n'} \right) + \phi_r \right] \quad (4)$$

Det er klart at med redusert σ_n' (ved økt injiseringstrykk) vil både skjærmotstand τ reduseres, og dilatansen øke, begge positive egenskaper under injisering når :

1. skjær og dilatans forbedrer inngangsmulighetene for massene
2. skjærbevegelsen er begrenset til området rundt injeksjonshullet hvor trykket fortsatt er stort nok.



Men risikoen for et mindre kontrollerbart forløp eksisterer, hvis maksimalt injeksjonstrykk er påført under null-strømningstilstand – se senere kapittel.

Fordi det kan være viktig ved injisering å kunne estimere omtrentlig reduksjon i skjærfasthet ved høyt (eller for høyt) injeksjonstrykk (og de påfølgende økninger i sprekkeåpning ved dilatans) er to sett med modellert oppførsel angitt i figur 10 basert på Barton (1982) og Barton (1986). Figur 10 (venstre side) viser ett sett med inngangsdata og fire effektive normalspenningsnivåer. (Hvordan man har estimert konduktivitetøkning vil bli forklart i en senere kapittel.)

Hvis man antar uforstyrret $\sigma_n' = 10$ MPa og skjærspenning 4 MPa på en av sprekkesettene i en bergmasse, og punktering av disse sprekkeene med injiseringshull, vil først σ_n' stige på grunn av vannlekkasje (og skjærstyrken vil derfor øke), for så å reduseres når injiseringstrykk bygges opp. Lokalt, innenfor en meter eller to fra hullet (kanskje mer) vil σ_n' kunne redusere nok for overskridelse av den reduserte skjærfasthet med den antatt eksisterende 4 MPa. Hvis vi antar reduksjon av σ_n' fra 10 MPa til 3 MPa lokalt, vil dilatansen kunne øke sprekkeåpningen med flere hundre μm (noen titalls 1/10 mm) i de første 4-5 mm skjærbevegelser og med 100 ganger økning av den lokale sprekkepermeabiliteten.

Figur 10 (høyre side) viser lignende beregninger under et enkelt effektivspenningsnivå ($\sigma_n' = 10$ MPa) når blokkstørrelsen forandres fra 0,1 til 3,0 m. (L_n er definert som sprekkeavstand for sprekkesett som krysser den som er modellert.) Blokkstørrelsesøkning i seg selv øker sjansen for skjær, den påfølgende dilatans blir mindre, men allikevel nok til å hjelpe med inngang og innstrømning av massene.

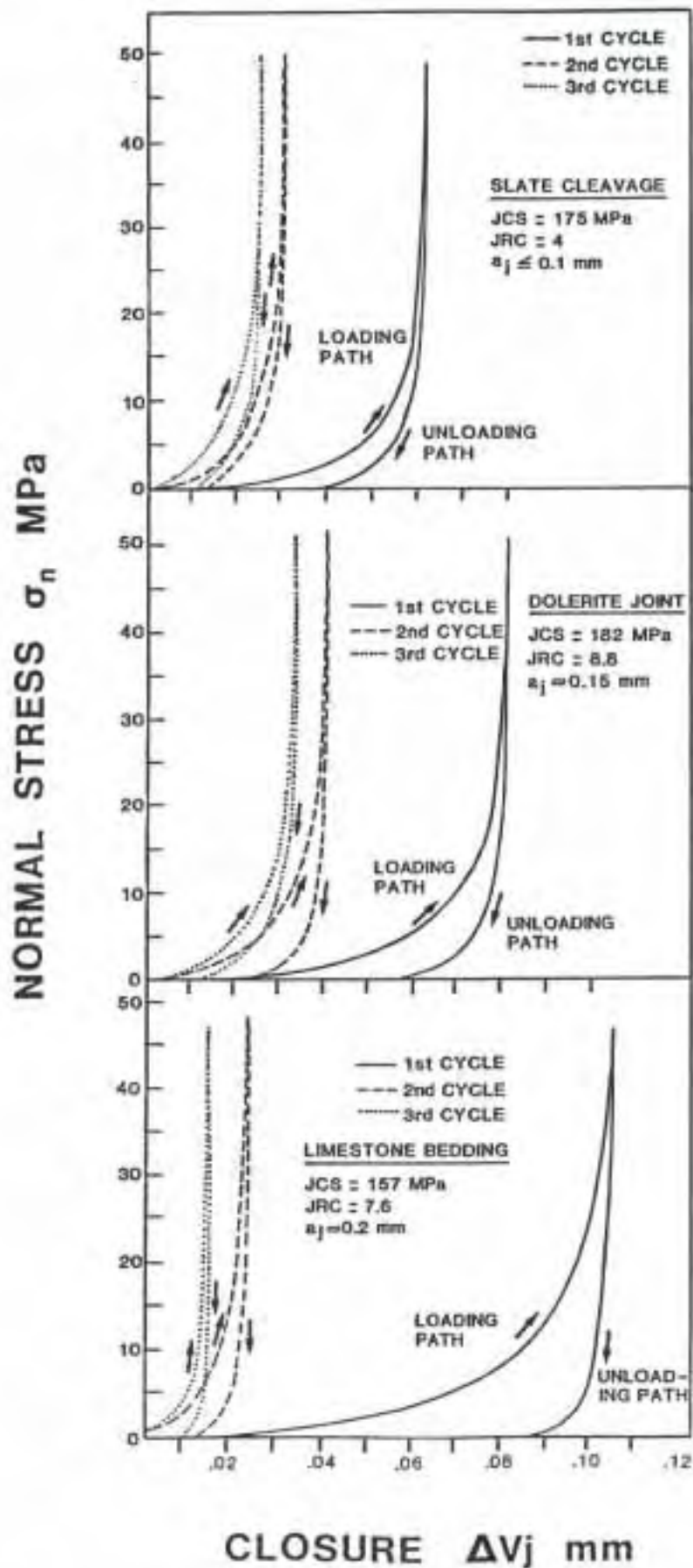


Fig.7 Tre på- og avlastningssykluser målt på uforvitret sprekker, som viser små sprekkeåpninger. Bandis m. fl. 1983.

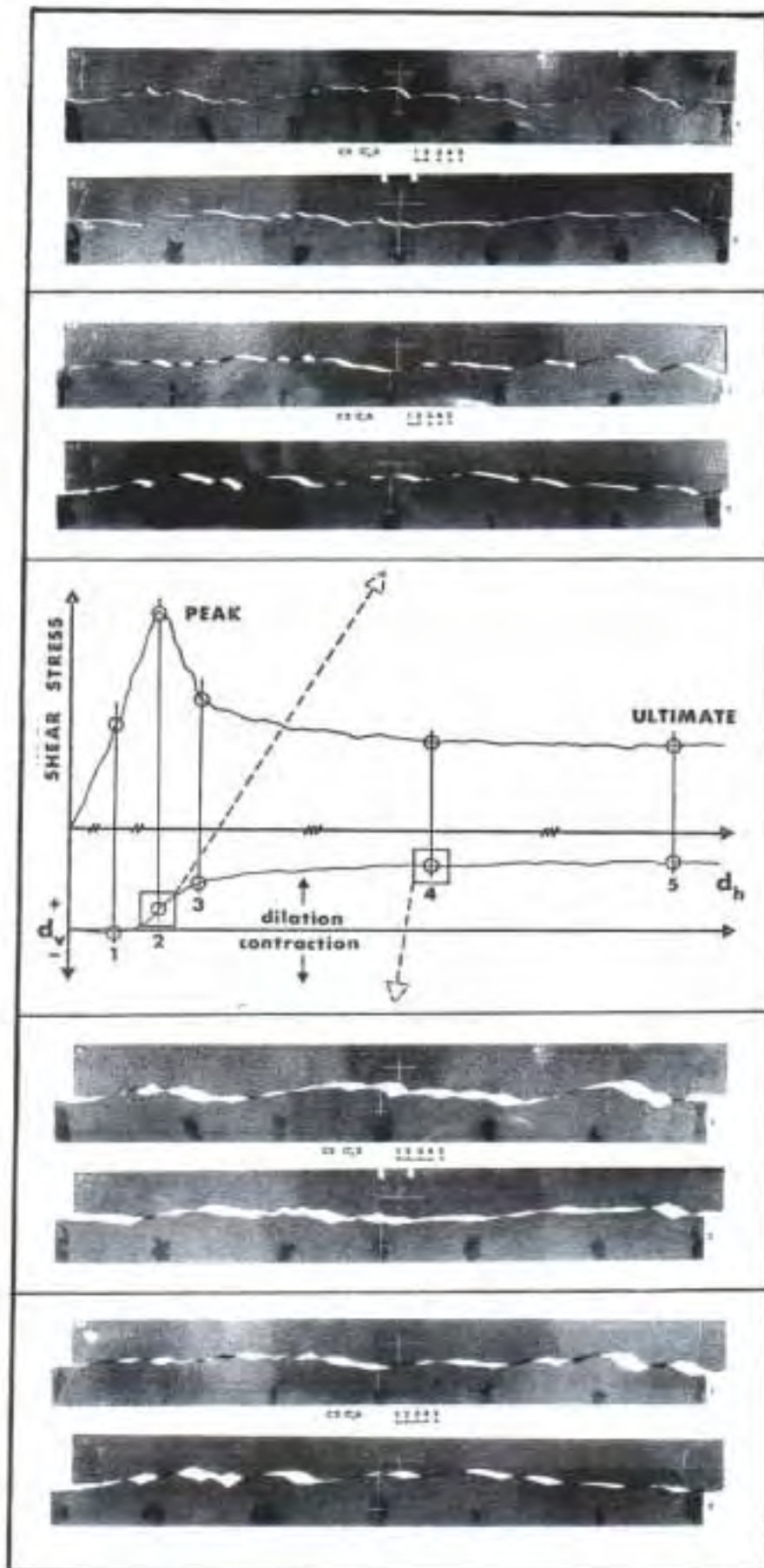


Fig.8 Rekonstruerte skjærboksforsøk på røe tensjonssprekker, med riktig angivelser av ruhet og dilatansforløpet. To normalespenningsnivåer og to forskjellige skjærdeformasjonsstadier er vist. Barton, 1971.

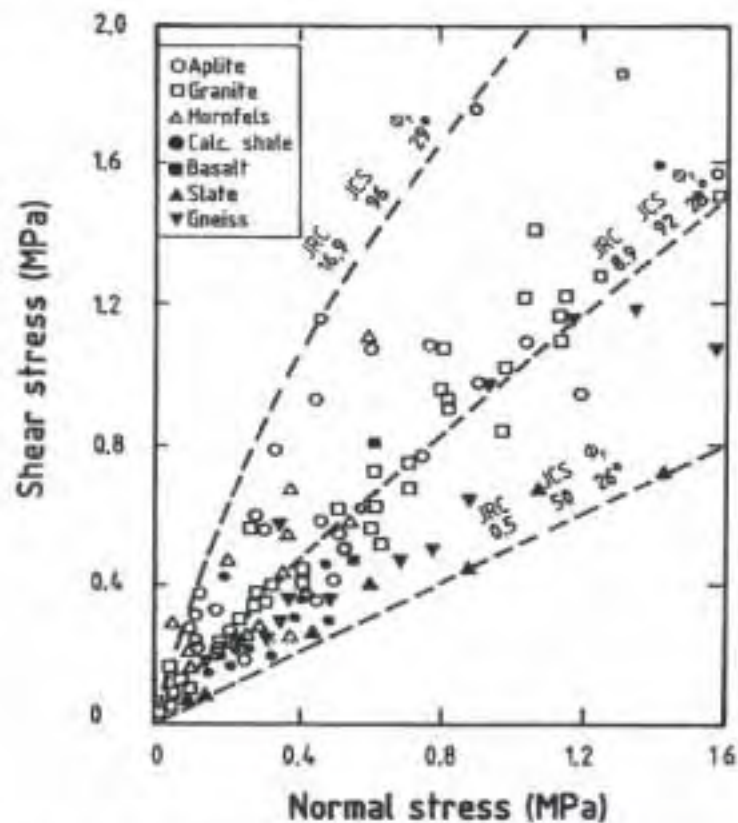
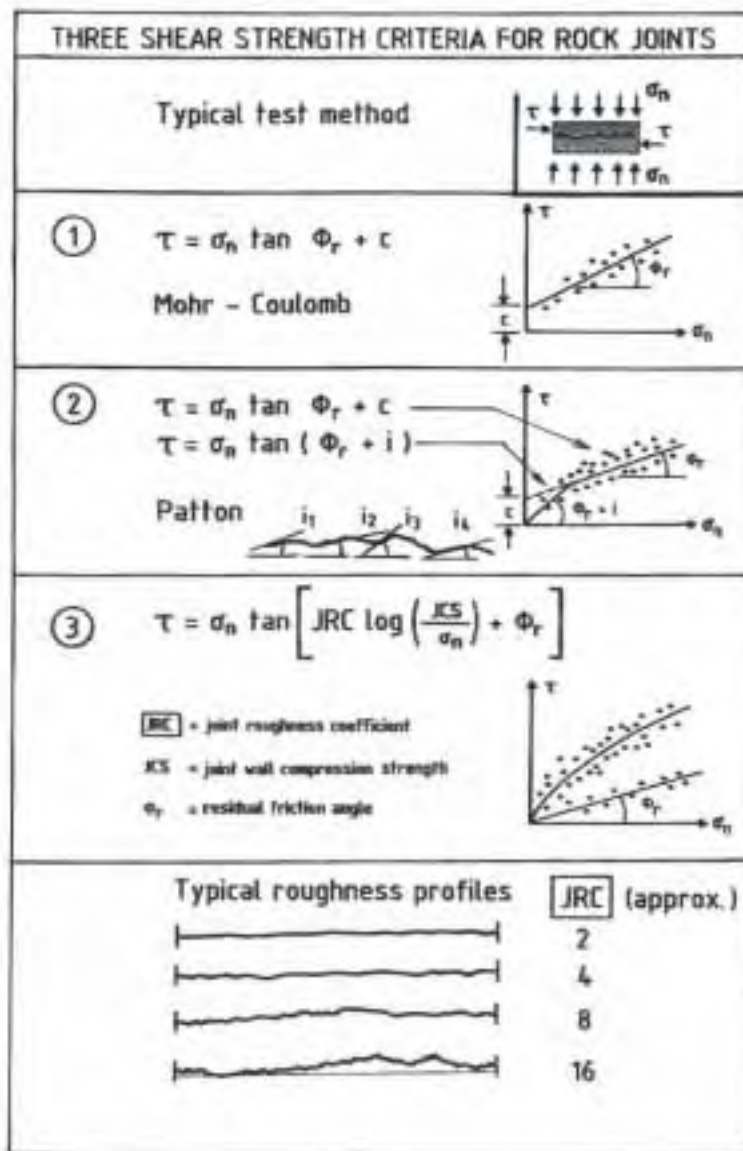


Fig.9 Topp skjærfasthet av sprekker basert på Mohr-Coulomb, Patton eller JRC, JCS og ϕ_r . Etter Barton og Choubey, 1977 og Barton og Bandis, 1990.

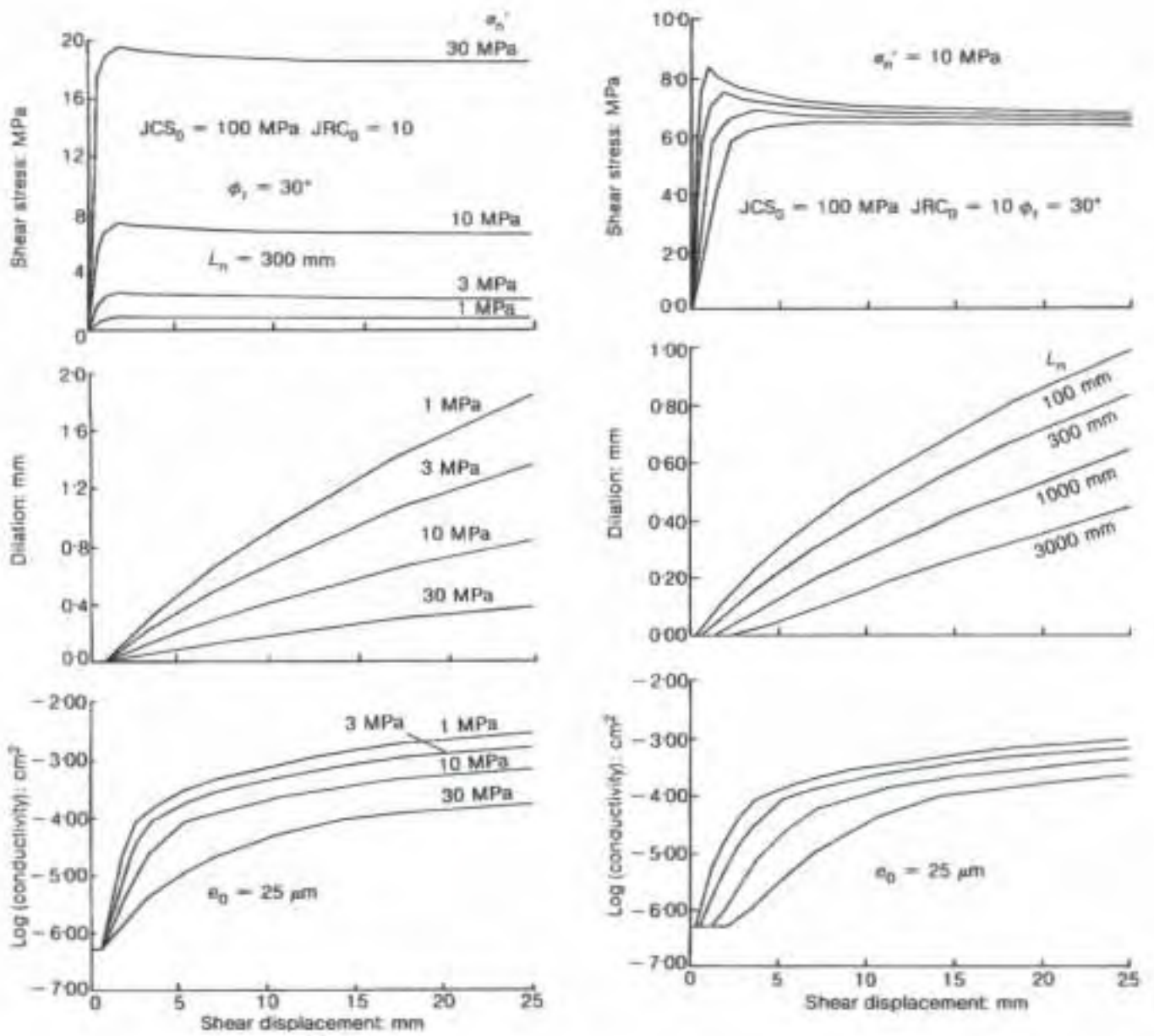


Fig.10 Koblet skjær, dilatans og konduktivetsmodellering, (uten blokkering med finstoff p.g.a. brudd på kontaktpunktene). Barton 1982, og Barton 1986.



4 EN DEL BASISKUNNSKAP OM STRØMNING I SPREKKER OG INNGANGER

Figur 11 (a til d), viser flere viktige aspekter knyttet til strømning (av vann) i bergsprekker som er uten leirefylling. På grunn både av kontaktpunkter og veggruhet er det mange forskjellige strømningshastigheter (v_1, v_2, v_3 osv.) (se figur 11a) avhengig av avstand fra veggen og/eller kontaktpunktene. Grense- ("boundary layer") hastighet er tilnærmet null, spesielt med partikkelstrømning, og det er lett å se for seg store korn "liggende" på veggene med begrenset plass til sementkorn som prøver å strømme gjennom, når åpningen er så liten som f.eks. $3 \times d_{max}$.

I figur 11 b er det vist at strømmingens retningsforandringer og spesielt inngang til en ny sprekeretning forårsaker trykkfall. Forholdet q (l/min.) mot gradienten i , er sannsynligvis ikke-lineært eller turbulent (se fig. 11c), som forårsaker mindre økning i strømning enn det trykket (eller gradienten) indikerer. I figur 11d (nederst) ser vi at sprekker med røe vegger trenger større åpninger for å transportere like mye vann (eller injeksjonsmasser) på grunn av økt friksjon fra økt **relativ ruhet** langs sprekkeveggene. (Her viser det seg at sprekkeruhet JRC brukt i bergmekanikk kan sammenlignes med de klassiske ruhetsbegrep i hydraulikk, fordi JRC kan utledes fra ruhetsforhold (a/L) eller amplitude/lengde (Barton og Quadros, 1997)).

Strømning mot (eller fra) tunneler, sett fra isotrop porøsmmedia-teori (figur 12a), og observasjoner i tunnelveggene (figur 12b) viser klar forskjell, men er brukbar indikator av:

- hvor viktig det er å tette nederste del av tunnelen, som har langt den bredeste "kontaktflate" og derfor kildevolum
- hvor vanskelig det kan være å nå alle typer kanaler hvis ikke sprekkenes kan åpnes litt mer ved bruk av økt trykk.

I tunneler i forskjellige dybder "i samme bergmasse" vil en registrere redusert permeabilitet ved større trykk i de fleste tilfeller, men det er mange muligheter for lokale økninger (og reduksjoner) av permeabilitet (k), uansett dybde. Diagrammene i figur 13 stammer fra permeabilitetsmålinger i damsteder i Brasil (etter Quadros m.fl. 1995) og viser typiske trender for:

- granitt, gneis
- basalt
- fyllitt, skifer
- sedimentære bergarter.



På grunn av alle disse muligheter for variasjon i permeabilitet, også i samme dybde i samme bergart, og på grunn (muligens) av forskjellige permeabiliteter i hvert sprekkesett (pga. ruhet og spenningsforskjell og mulig leirfylling) vil injeksjonsmassene nødvendigvis først strømme i minste motstands vei.

Med referanse til figur 14a, vil vannbærende sprekker som lekker vann inntil hullene før de er forseglede, vanligvis være de første til å ta massene. Ved økt trykk, risikerer man *den ønskelig effekt* av lokal hydraulisk "splitting", som forårsaker en annen trykkfallsgradient rundt hullene, og lettere inngang i den overveldende viktige sirkulære eller elliptiske sprekkeinngang.

Det er forholdsvis lett å forestille seg behov for "gode innganger" fra figur 14a (porøse media til venstre, sprekker til høyre), selv om "realiteten" (sett i en stort 3D numeriske modell fra Stripa) kan være mer innviklet.

Nyttige trykkfallskurver ved a) lineær og b) turbulent strømning, med antatt *radiell* strømning pga. 90° borehull/sprekkevinkel, er vist i figur 15, fra Cruz, 1979. Forholdet H_r/H_0 beskriver trykkfall ved radius (r) i forhold til borhullstrykk (H_0). Selv om det alltid er vanskelig å "gjette" influensradius (2,5 m, 10 m?), er det lett å forestille seg en rask reduksjon i trykk, spesielt med turbulent strømning. Det er kanskje ikke noe overdrivelse å kunne forvente fra 40 % til 80 % trykkfall innenfor 1 m radius fra injeksjonshullet, i tilfelle radiell strømning.

Ved mer spissvinkel skjæring av sprekken, vil en mer elliptisk inngang forårsake et mer lineært trykkfall, som antydnet i figur 16. Trykk P_0 ved pumpen, faller opp imot 1 MPa fram til pakkeren, og videre innover hullet ($P_0 > P_1 > P_2 > P_3$ osv.). I tilfeller med mange J_3 (svak-hellende) sprekker som i figur 16, vil det være ønskelig å bore i stoffen, for å krysse så mange av slike sprekker som mulig.

Under forinjisering, oppnås vanligvis maks. trykk til slutt, ved stadig å redusere v/c forholdet. Men nøye oppfølging av prosessen med hensyn til herde- eller strømningsstopp er viktig, for å unngå ukontrollert, og derfor uønsket, hydraulisk splitting.

Ved diskusjonen ovenfor vil følgende spørsmål vanligvis bli stilt: hva er forskjellen mellom vann og stabile injeksjonsmasser, og ustabile (filtrerte/vannfattige friksjonsmasser), når det gjelder trykkfall?



På basis av et litteraturstudie foretatt fremfor en laboratorieforsøksserie, har Bhasin et al. (2002) registrert følgende ligninger for disse tre klasser fluider:

$$1) \text{ Newtonian (vann)} \quad \tau = \eta \frac{dv}{dx} \quad (5)$$

$$2) \text{ Bingham (stabilmørtel)} \quad \tau = c + \eta \frac{dv}{dx} \quad (6)$$

$$3) \text{ Friksjonsmasser} \quad \tau = c + p \times \tan \phi + \eta \frac{dv}{dx} \quad (7)$$

- hvor: τ = skjærspenning (Pa)
 η = kinematisk viskositet (Pa \times sec)
 $\frac{dv}{dx}$ = tøyningshastighet (sec^{-1})
 c = kohesjon (Pa)
 p = internt trykk i friksjonsmassene
 ϕ = intern friksjonsvinkel i friksjonsmassene

Suksessive økninger i strømningsmotstand fra a) vann til b) stabil mørtel til disse ustabile friksjonsmassene, c) med økt viskositet, kohesjon og friksjon, betyr selvfølgelig behov for høyere pumpekapasitet og trykk P_0 (figur 16) for å få det hele i gang med inntrengning. Men de samme felles faktorer (skjærmotstand proporsjonalt tøyningshastighet) bestemmer trykkfallet i alle tre ligningene (5, 6 og 7).

De tre kohesjoner er allikevel vidt forskjellige, fordi ikke-Newtonian væsker kan ha kohesjoner som er en funksjon av tøyningshastighet, og i tillegg er strømningsgeometrien (i porøsmidier eller sprekker) også av en annen betydning enn tilfellet er med strømming av vann. Ifølge et interessant numerisk forsøk med kapillærstrømming rapportert av Pearson og Tardy (2002), har disse mer kompliserte 'væsker' en tendens til å følge kanaler som har mindre tortuositet (det vil si, mindre strømningslengder). Antall 'strømningsstier' og deres tortuositet er muligens redusert med disse mer kompliserte væsker, i forhold til tilfellet vann-strømming gjennom den samme 'tilgjengelige' geometri. Hvis dette er korrekt også for injeksjonsmassene, betyr trykkøkning og utvidelse av sprekkeåpninger enda mer fordi tortuositet derved er redusert.



Minste motstands vei for inntrengning av de første deler av sementmasser er, logisk sett, knyttet til sprekker som lekker vann. Figur 17 illustrerer "spinnerlogg" registreringer av lekkende sprekker som også stemmer med maksimal permeabilitet. Forholdsvis "lang-radius" (muligens "lang-elliptiske") inntrengning av disse vannførende sprekker kan tenkes, inntil motstand (etter ligning 6) bygges opp, og nødvendig trykkøkning betyr inntrengning i mindre inngangsarealer (omkrets \times åpning i hullveggen). De vanskeligste inngangene er de som dannes av sprekker som er nærmest 90° til borhullsretning, selv om disse er mest frekvent, fordi trykket på borhullsveggene har ingen komponent langs borhullet bortsett fra trykk på et smalt areal av pakkene.

De overstående påstander om minste motstands veier er støttet ved tredimensjonale permeabilitetsforsøk fra damsteder i Brasil, under simultane målinger mellom flere borehull installert med piezometer-strenger (Quadros m.fl. 1995). Permeabilitet er gjerne (ofte) forskjellig fra sprekkesett til sprekkesett, og derfor registrerer man en dreining av permeabilitetstensorer med økt strømningsavstand. Se prinsippene og målte resultater i figur 18.

I sementinjiseringsverdenen er disse retnings- og skalaeffekter med på å påvirke trykkforløpet, når massene trenger et hopp i trykknivået for å penetrere et nytt sprekkesett. Dette er blant de erfaringsmessige observasjoner ført opp innledningsvis fra Klüver (2000).

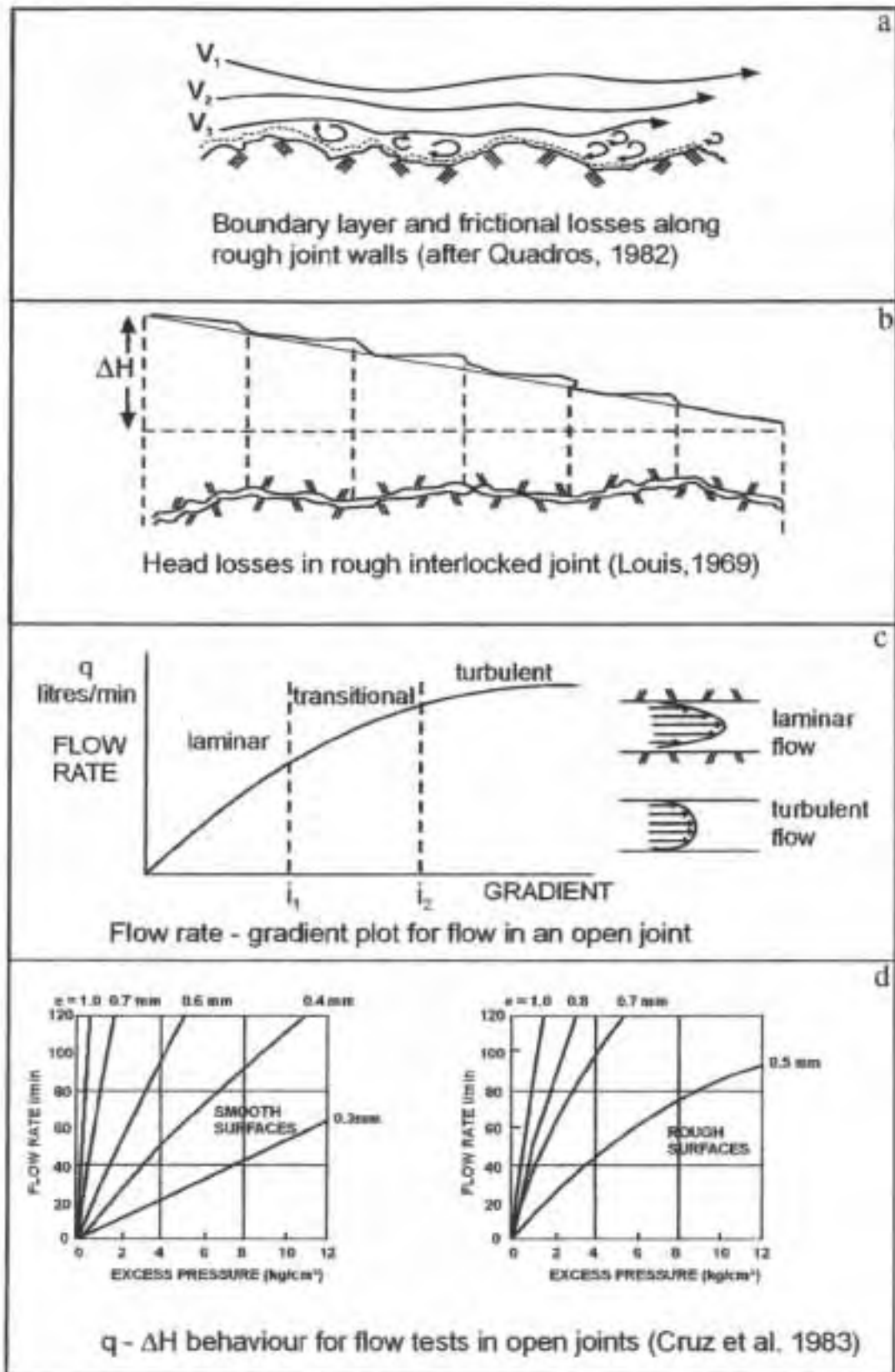


Fig. 11 Trykkfall, laminær- og turbulentstrømning og ruhetseffekter på sprekkeåpninger. Etter Louis 1969, Quadros 1982, og Cruz og Quadros, 1983.

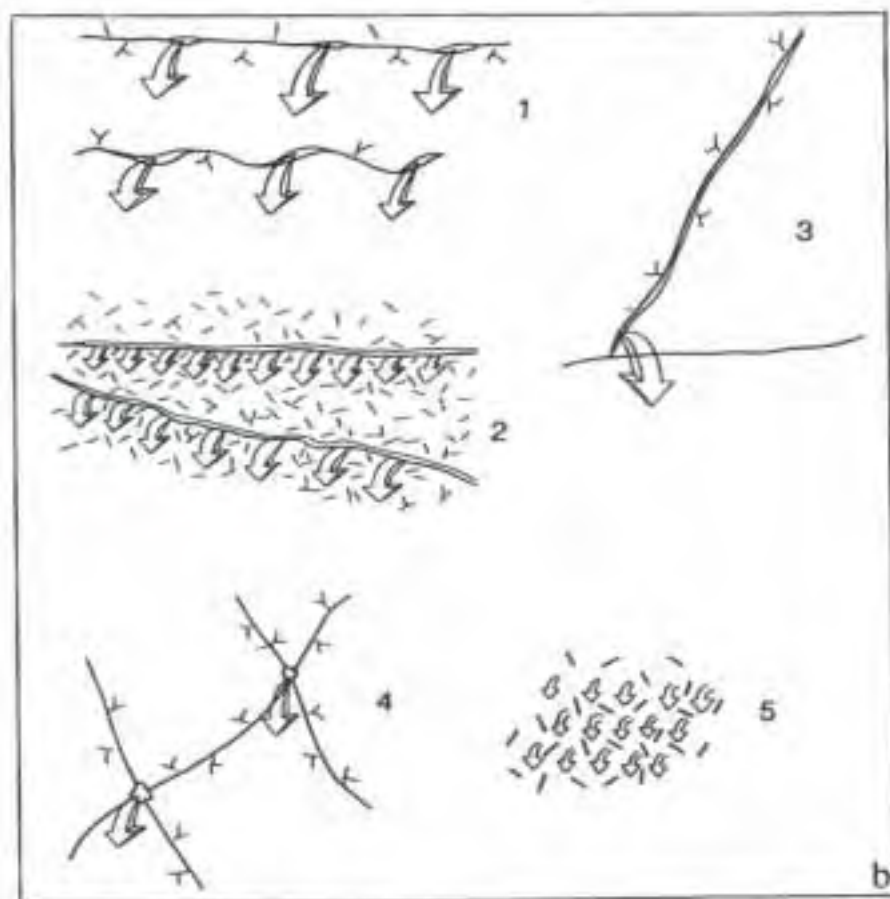
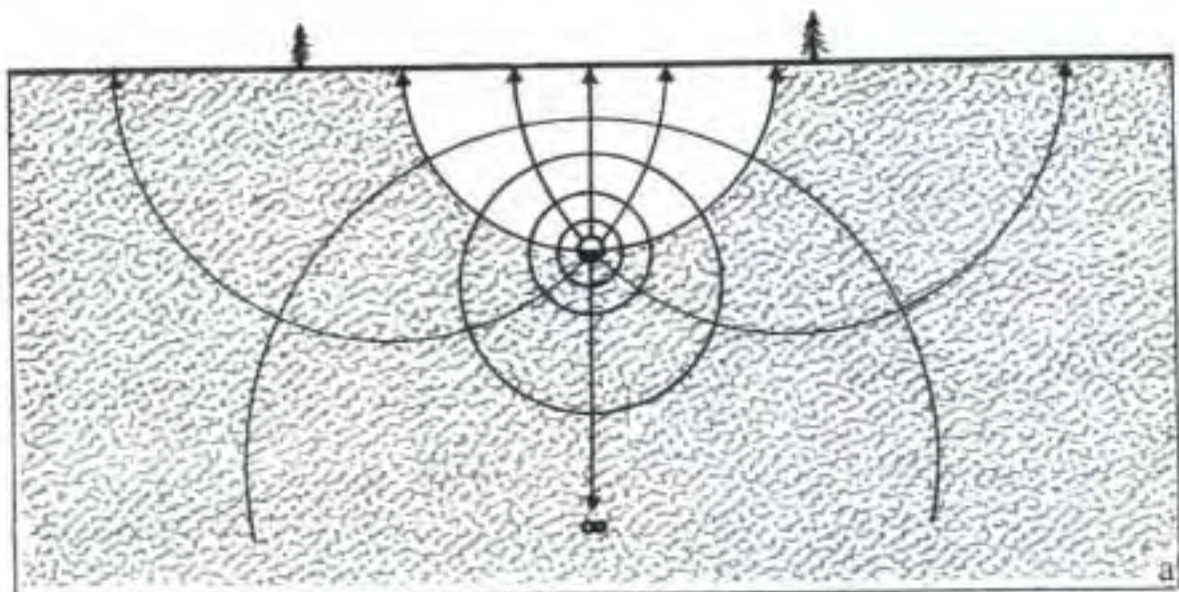


Fig. 12 Topp : Isotropiske, porøsemediebasert strømningslinjer til / fra et tunnel.
 Bunn : De faktiske observasjoner av innlekkasjer i et tunnel, gjennom kanaler,
 sprekkeplaner og krysspunkter. Carlsson og Olsson, 1977.

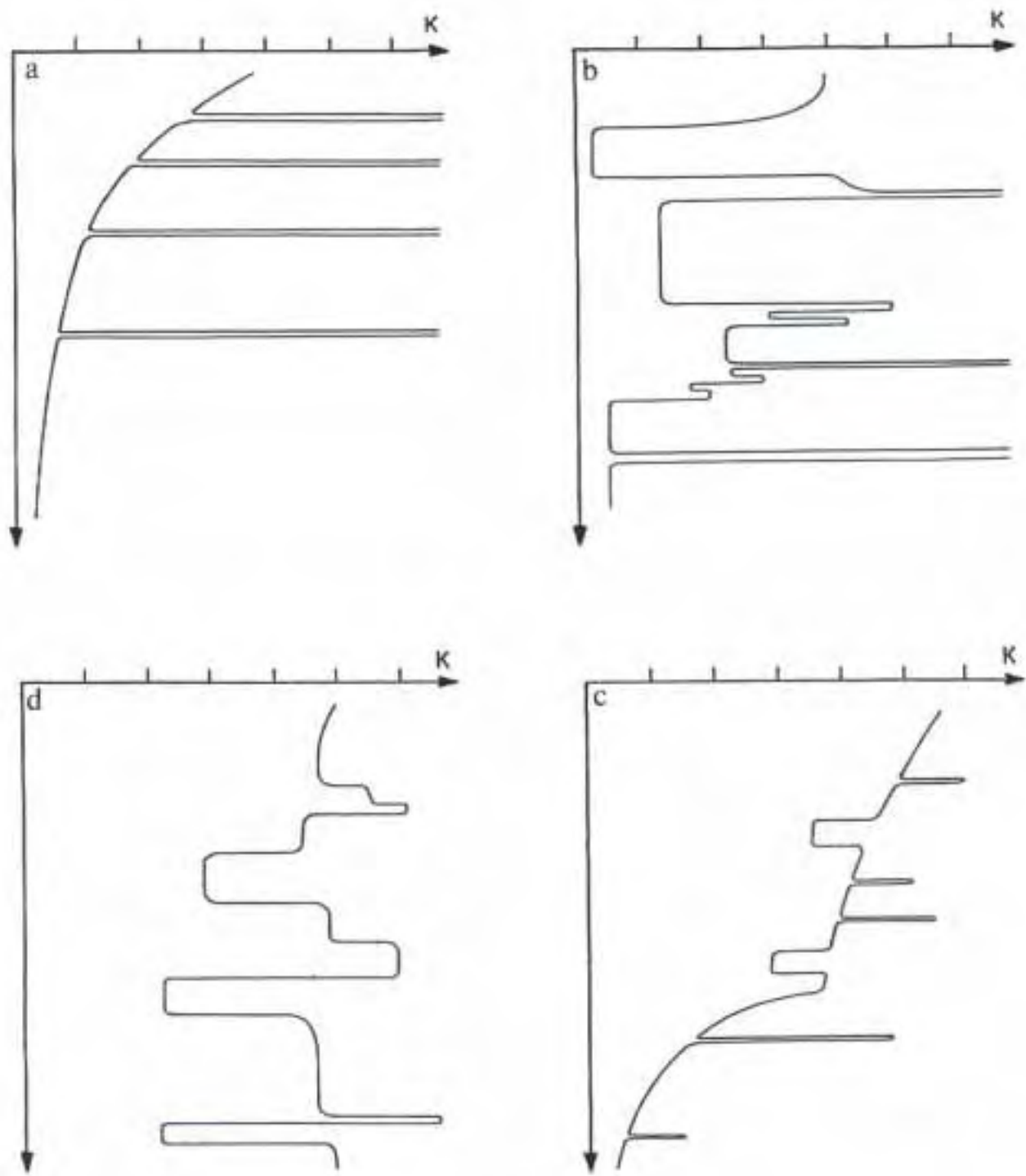


Fig. 13 Typiske trender for permeabilitet (K) mot dybde, for forskjellige geologiske klasser med bergmasser. Quadros m.fl. 1995.

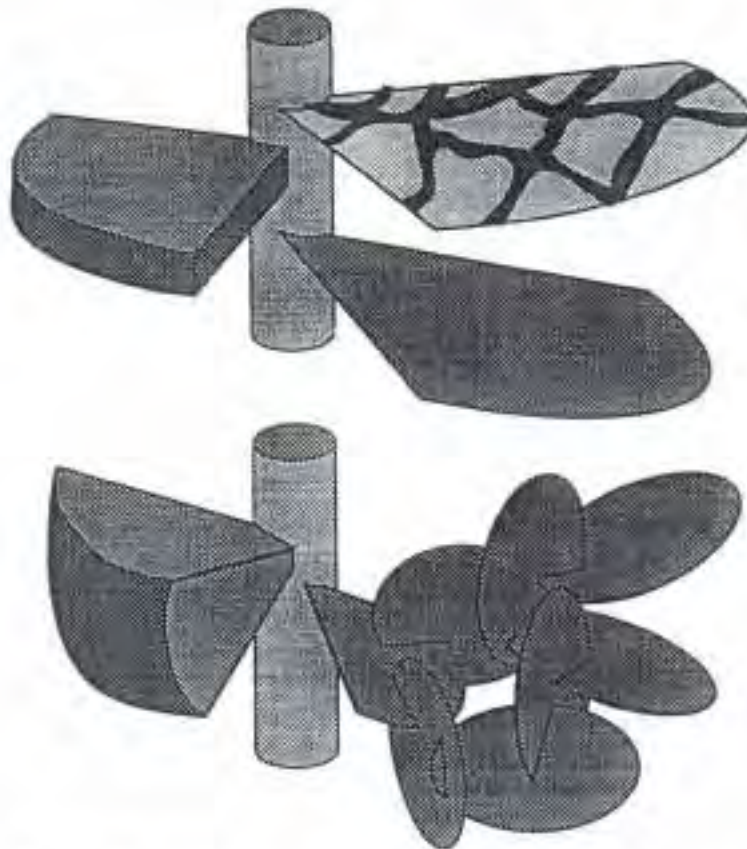
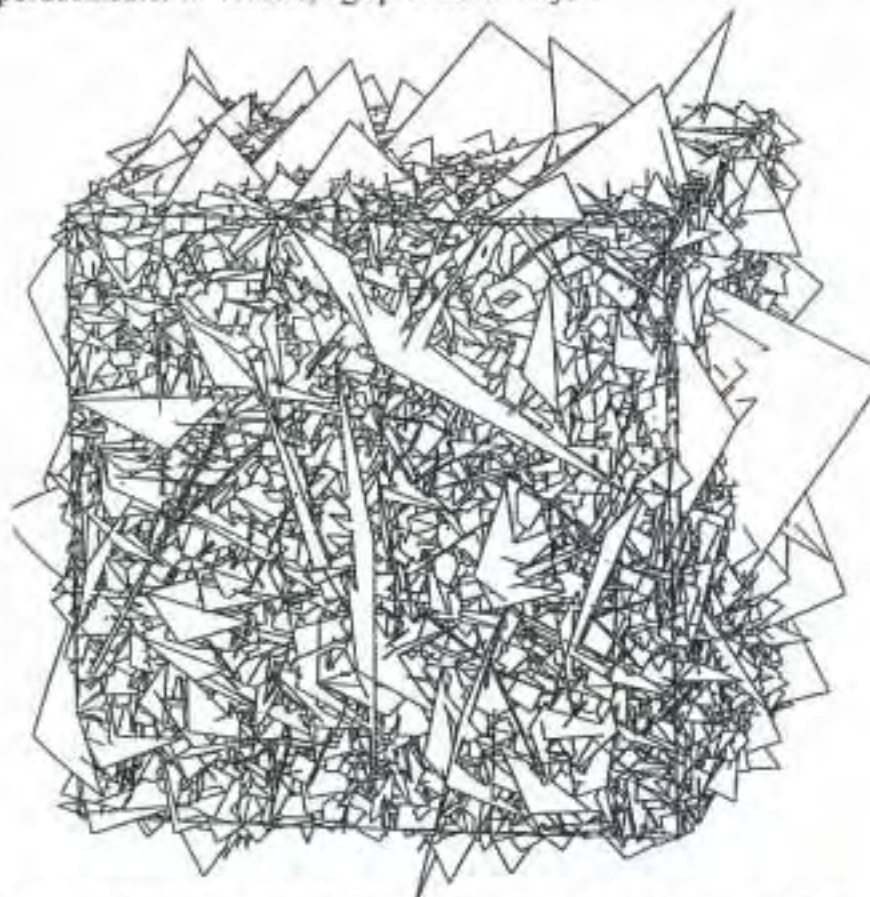


Fig. 14 Topp : En idealisering av de trange inngangspartier rundt et injeksjonshull, ved porøsemedier til venstre, og sprekker til høyre.



Bunn : et komplisert 'realitet' i en sprekkeseone fra Stripa, sett fra synsvinkelen av en NAPSAC numeriske modell. Etter Golders og Harwell, i Olsson (ed.) 1992.

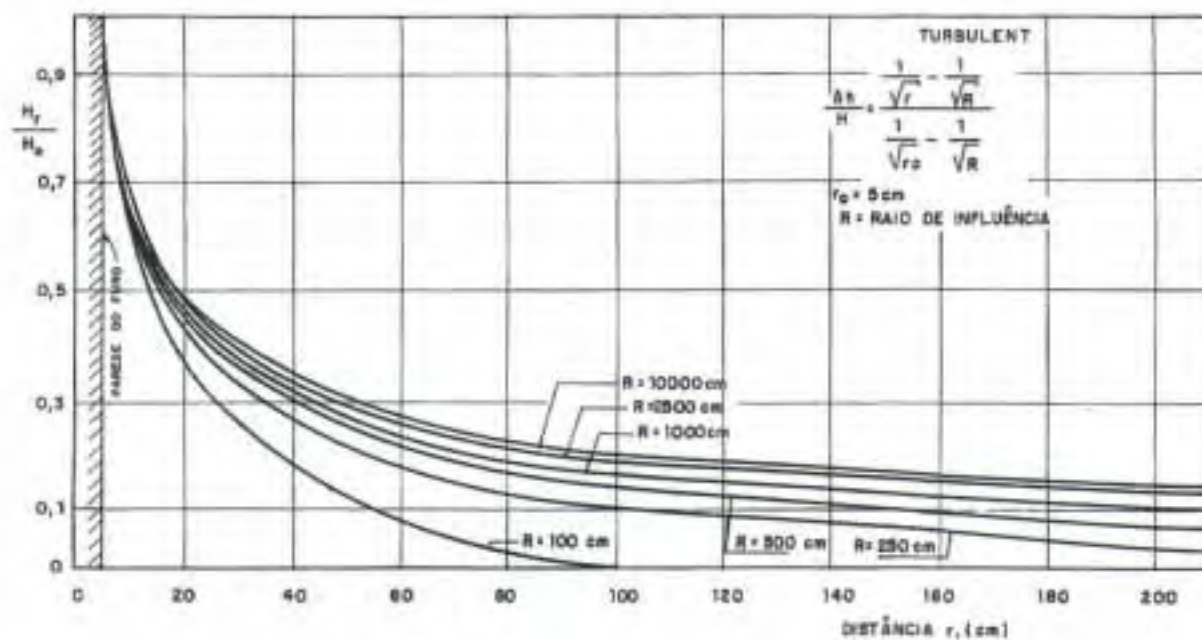
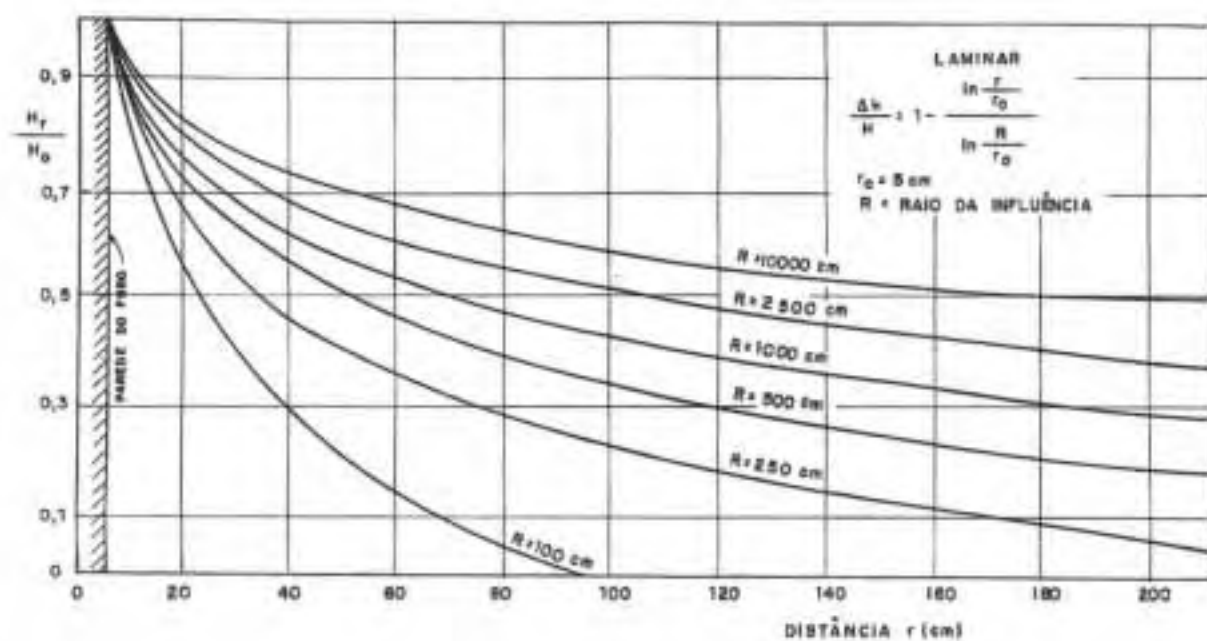


Fig. 15 Under antagelsen radielle strømning, viser kurvene trykkfallsforløpet ved laminær (topp) og turbulent (under) strømning, ved forskjellige influenseradier. Cruz, 1979.

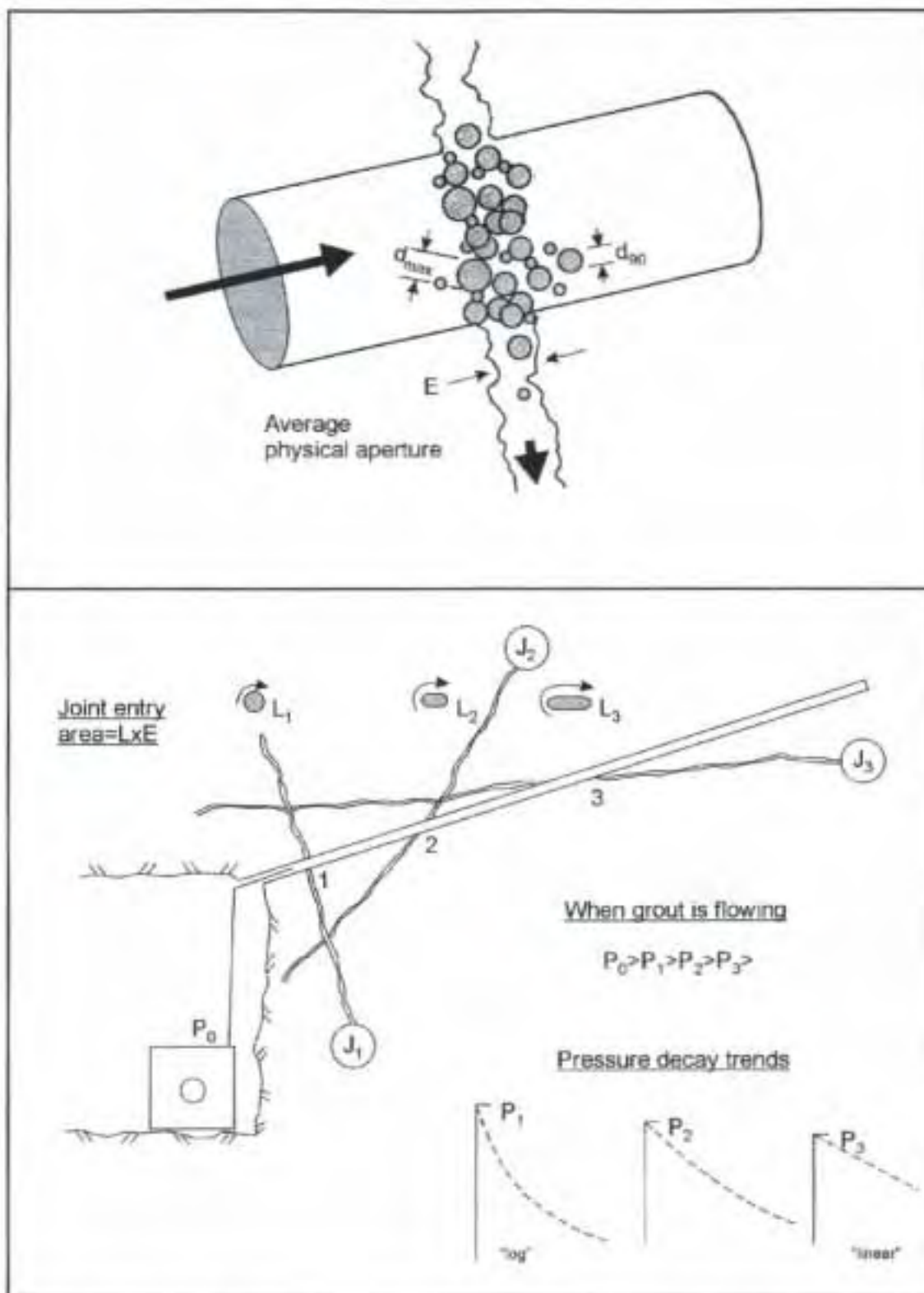


Fig. 16 Forskjellige kilder til trykkfall. Topp : For trange inngangspartier i forhold til 3 eller 4 x d_{max} . Under : Ved strømning er trykkfall avhengig av skjæringsvinkelen til de forskjellige sprekkplan. Antagelser : logaritmisk og (nesten) lineær trykkfall er basert på laminærstrømning og konstant (ikke deformert) sprekkåpninger.

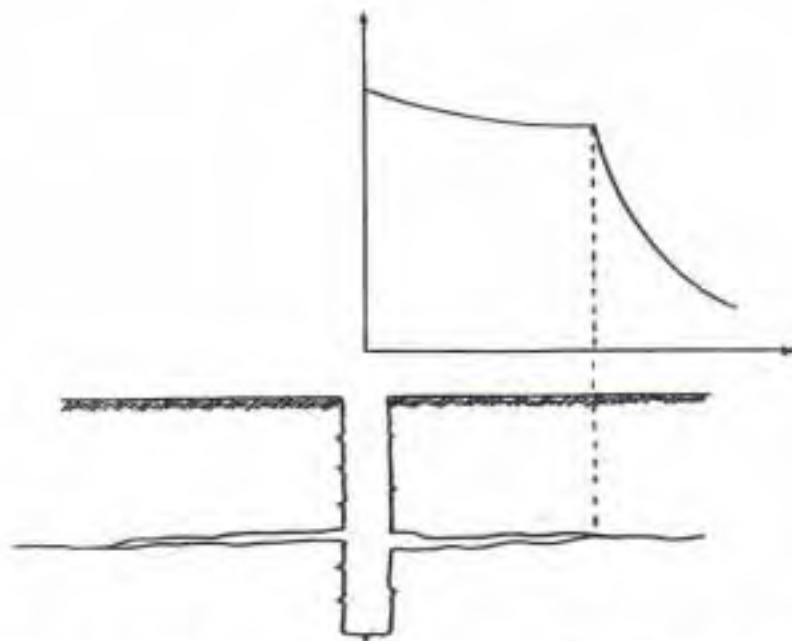
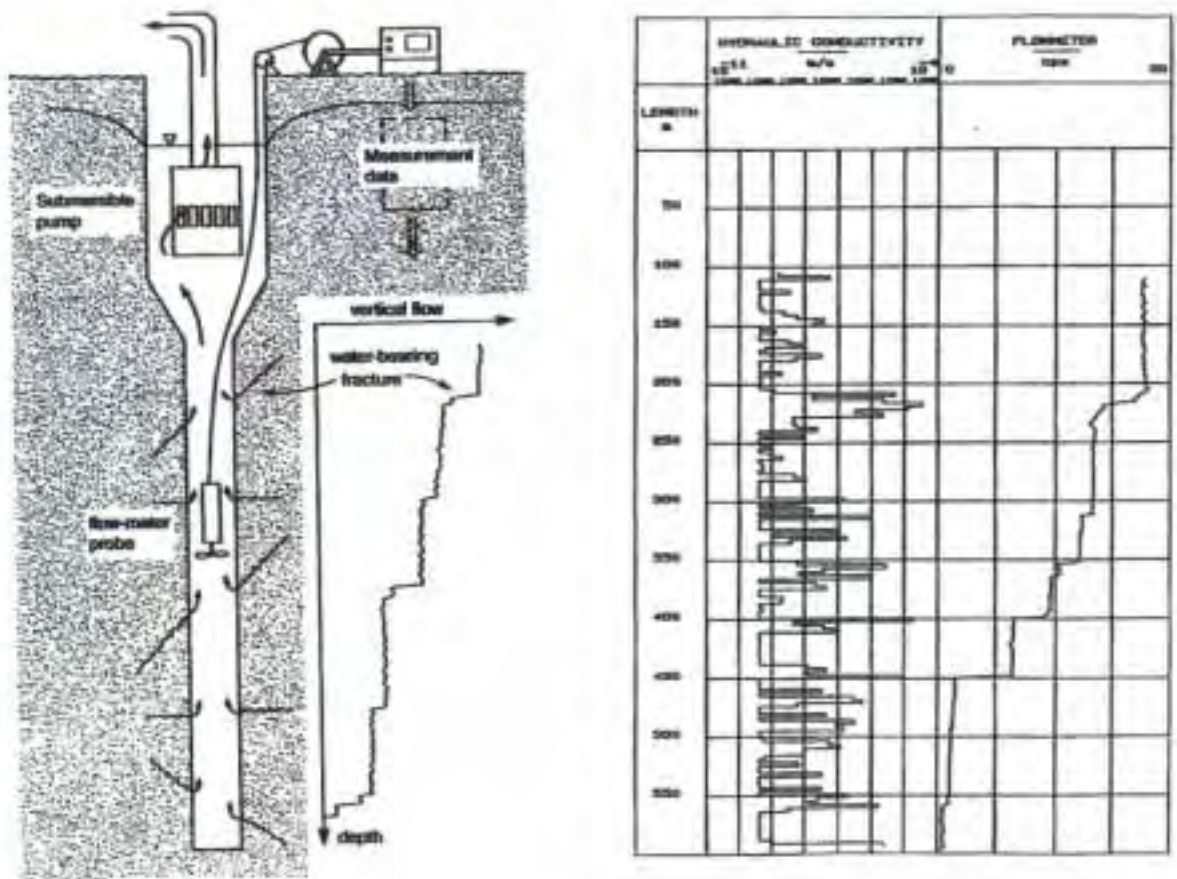


Fig. 17 Topp: Lekkende sprekker registrert ved strømningsmåler ('spinner' eller temperaturlog) har oftest høyest konduktivitet – og sannsynligvis vil ta injeksjonsmassene først ved laveste trykk. SKB, 1996.

Bunn: Ved høyere trykk er sprekkedeforrasjon en kilde til forandret trykkfall og lettere inngang til de mindre konduktive sprekker. Quadros, 1982.

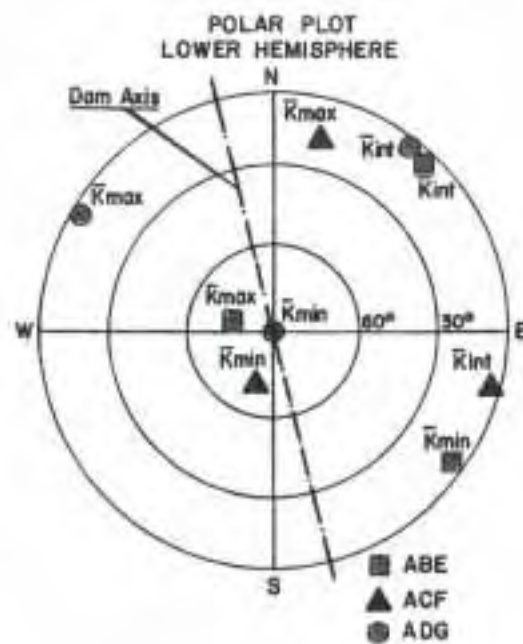
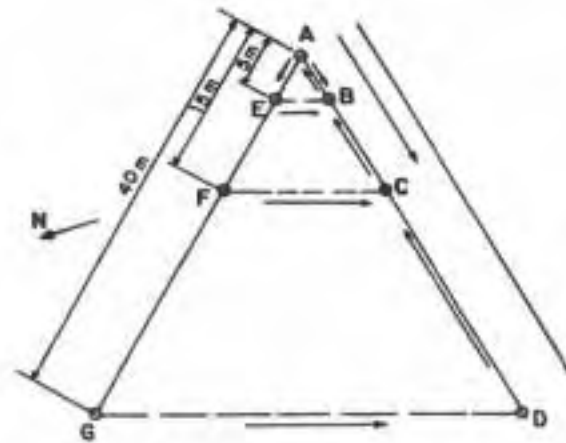
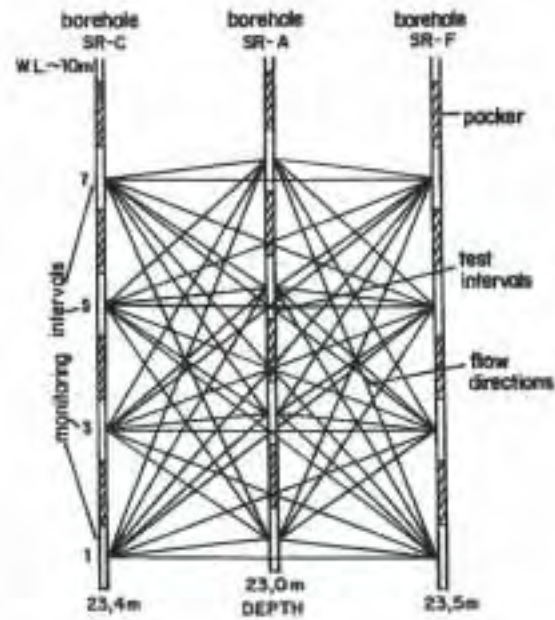


Fig. 18 Tredimensjonale strømningsregistrering (hydrotomografi) fra Brasil, demonstrerer forandring i permeabilitet fra sett 1 til sett 2, og ved økt avstand mellom hullene. Quadros m.fl. 1999.



5 TOLKNINGSMETODE FOR HYDRAULISK ÅPNING (e) OG DEN FYSISKE (INNTRENGNINGSKLARE) ÅPNINGEN (E)

“Virkeligheten”, og en forenklet men brukbar tolkningsmetode, opprinnelig basert på Snow (1968) er illustrert i figur 19. I utgangspunktet etterligner man de vannførende sprekkesett som inneholder kanaler, retningsvariasjoner og ruhet, med tre like nettverk av vannførende plater med kunstig, lav hydraulisk åpning og en gjennomsnittavstand S (lik i tre retninger) som vanligvis er vesentlig større enn det totale antall sprekker i hvert sprekkesett (som registrert i borekjernelogging).

Flere forklaringer kommer senere, men innledningsvis kan vi presisere at den “hydrauliske porøsitet” av et av disse sett med idealiserte flater er e/S , og tre like sett derfor danner $3e/S$. Så langt er dette ikke noen injiserbar porøsitet som kan sammenlignes med de 1 til 5 liter/ m^3 , se erfaringer angitt i Tabell 1. Det er ikke injiserbart på grunn av to meget viktig årsaker:

- 1) Den gjennomsnittlige fysiske åpning (E) er vanligvis større enn (e) (e er teoretisk, og “for liten” for sementpartiklene).
- 2) Åpning (e) tolket fra vanninnpressing ved maksimal $\Delta P = 1$ MPa kan ikke sammenlignes med åpningen (e eller E) som vil oppnås ved $\Delta P = 5$ til 10 MPa injeksjonstrykk.

Det er viktig å presisere at kombinasjonen e og S i tre like “platesett” danner en teoretisk lik isotrop permeabilitet som kan utledes fra Lugeon-forsøk, hvor 1 Lugeon = 1L/min./m/1 MPa (overtrykk), og hvor 1 Lugeon $\approx 10^{-7}$ m/s, eller 10^{-14} m^2 i permeabilitetsenheter, med isotrope porøse medier som utgangspunkt.

En hjørnestein i Snows (1968) metode er at de vannførende sprekke (representert som jevne, glatte, parallelle plater) er Poisson-distribuerte etter kurven angitt nederst i figur 20. I eksempelet er det 3 forsøkslengder av 18 totalt (med for eksempel 3 eller 5 m pakkeravstand) som ikke fører vann. Fraksjonen $3/18 \approx 17\%$, og fra Poisson-kurve betyr det (i gjennomsnitt) $\approx 1,8$ vannførende sprekker per forsøkslengde. Ved 3 m pakkeravstand vil dette bety $S = 1,7$ m, mens for 5 m pakkeravstand vil S være proporsjonalt større ($1,7 \times 5/3 = 2,8$ m). Hvis det skulle vise seg å være sterke bevis (ut fra borkjerneinspeksjon) at de vannførende sprekke kunne ha en annen gjennomsnittavstand, er det fullt mulig å forandre på S , og derfor også e , for å komponere den samme gjennomsnittlige permeabilitet som er målt.



I figur 21 er kubikknettverkkonseptet illustrert, med dreining av plate-retningen for å få den til å stemme bedre med realiteten. Spesielt er forskjellen mellom sprekke- og plateåpning E og e presisert ved tverrsnitts- og plan-skisser. Den ene har kontaktpunkter (med begrenset injiseringstrykk) den andre har aldri kontakt, inntil $e = 0 \mu\text{m}$, og permeabiliteten er null. Da er S "uendelig" stor og e "uendelig" liten.

Hvordan bestemmer man brukbare estimater av E fra e ? En mulighet, først antydnet i Barton (1972) er empirisk. Enkelte forsøk, som faktisk stemmer fra det gamle NTH, er fra forskning knyttet til Norsk luftputekammer. Danielsen (1971) og Heimli (1972) rapporterte vann- og luftgjennomgangsmengder i tensjonsbruddflater, som var utviklet ved langsgående "Brasiliansk splitting" av borekjerner som var instrumentert med små målebolter *før selve splittingen*. Det var derfor mulig å tolke E og e , og det viste seg at det var en sterk økning i forholdet E/e med reduksjon i e .

Senere lab-forsøkserier og enkelte blokkforsøk på naturlige sprekker ble samlet av Barton (1982). For måling av E var blant annet kvikksølv (vekt \rightarrow volum \rightarrow gjennomsnittlig åpning) og seksjonering og måling av epoxy-impregnerte sprekker, brukt etter selve strømningsforsøket med vann. En senere oppdatering foretatt av Quadros, rapportert i Barton og Quadros (1997), er illustrert i figur 22 (øverst).

Den empiriske ligningen angitt i figur 22:

$$e = \frac{JRC_0^{2.5}}{\left(\frac{E}{e}\right)^2} (\mu\text{m}) \quad (8)$$

(hvor $E \geq e$, begge uttrykt i μm , og JRC_0 er den småskala sprekkeveggruhet, vist i figur 5) danner muligheten til å utvide Poisseulles klassiske ligning for strømning mellom parallelle plater:

$$k = \frac{g e^2}{12\nu} \quad (9)$$

(hvor ν er viskositeten)

til formen:

$$k = 8175 \left[\frac{JRC_0^{2.5}}{\left(\frac{E}{e}\right)^2} \right] \times 10^{-8} \text{ m/s} \quad (10)$$

fordi $k = 8175 e^2$ for vann ved 20 °C.

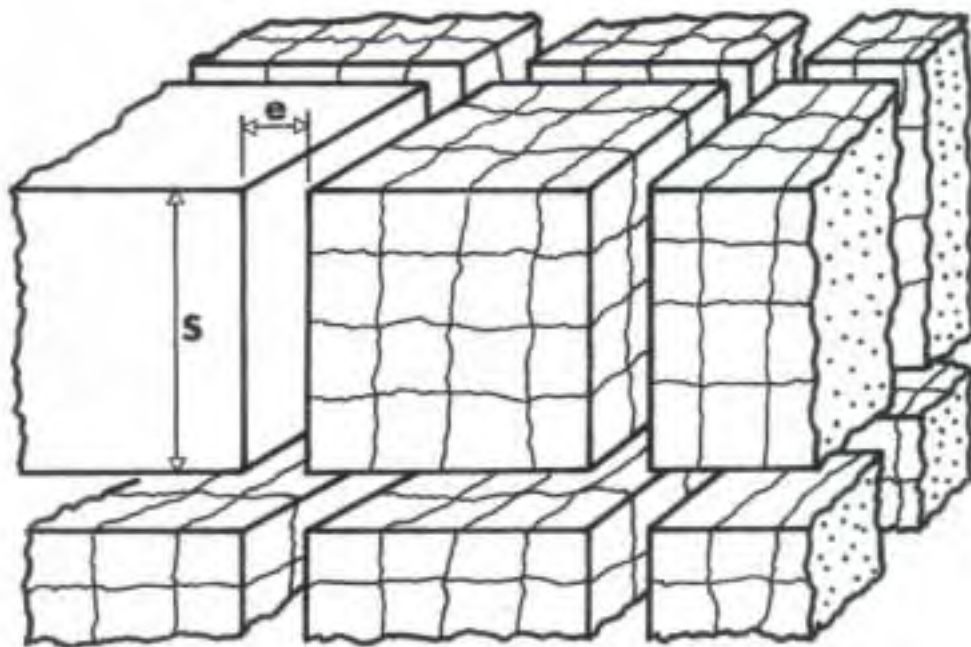
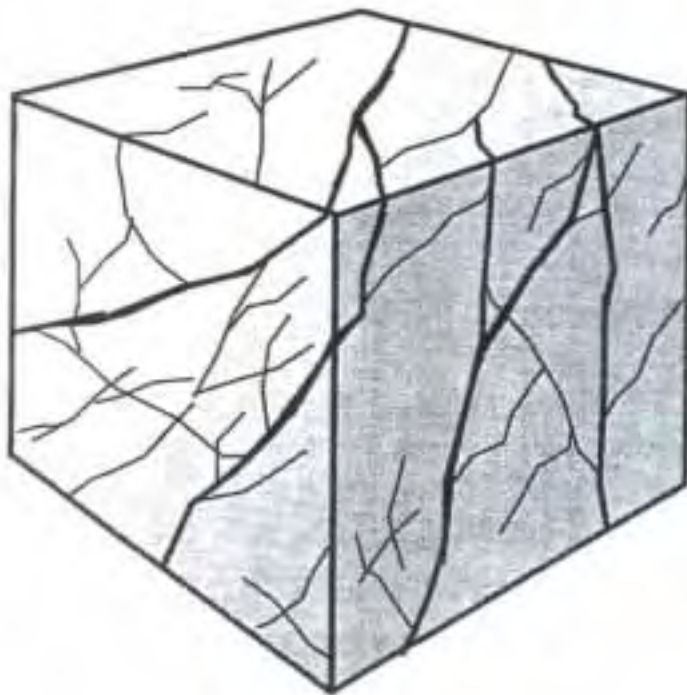


Fig. 19 Virkelighet (en av millioner) og en forenklet tolknings mulighet basert på Snow 1968 og Barton 1986. Sistnevnt konvertert (e) åpninger til en gjennomsnitt fysisk åpning (E) ved ruhet JRC. Trykkforskjell sement kontra vann også øker (E).

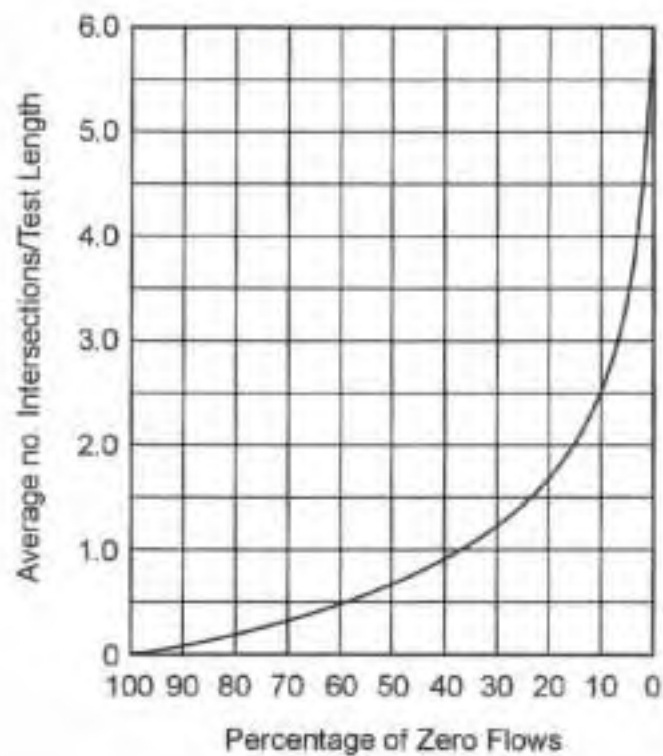
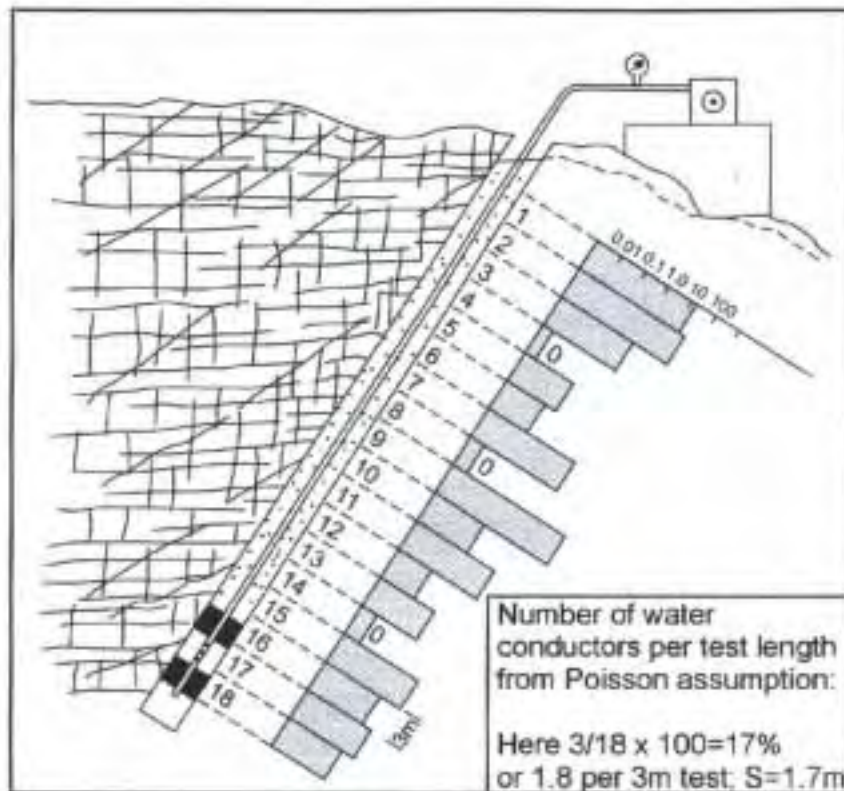


Fig. 20 Tolkning av antall ikke-vannførende forsøkslengder fra systematiske Lugeon forsøk basert på en Poisson distribusjon, etter Snow 1968. Dette danner grunnlaget for estimering av vannførendesprekkeavstand (S) i Figur 19.

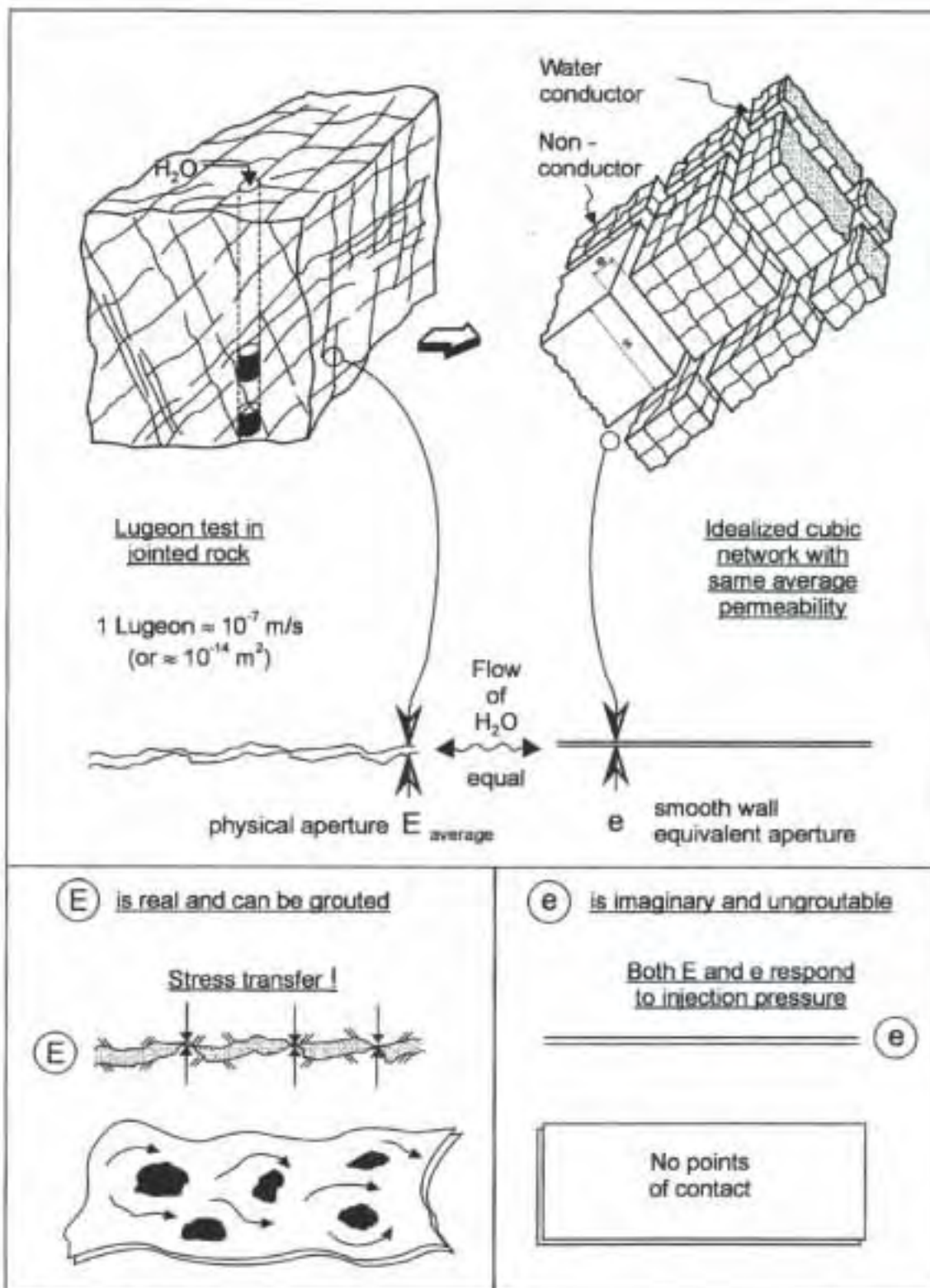


Fig. 21 Kubiske nettverk modell etter Snow 1968, med presisering av forskjellen mellom (E) og (e) ('realitet' og hydraulisk ekvivalent teori).

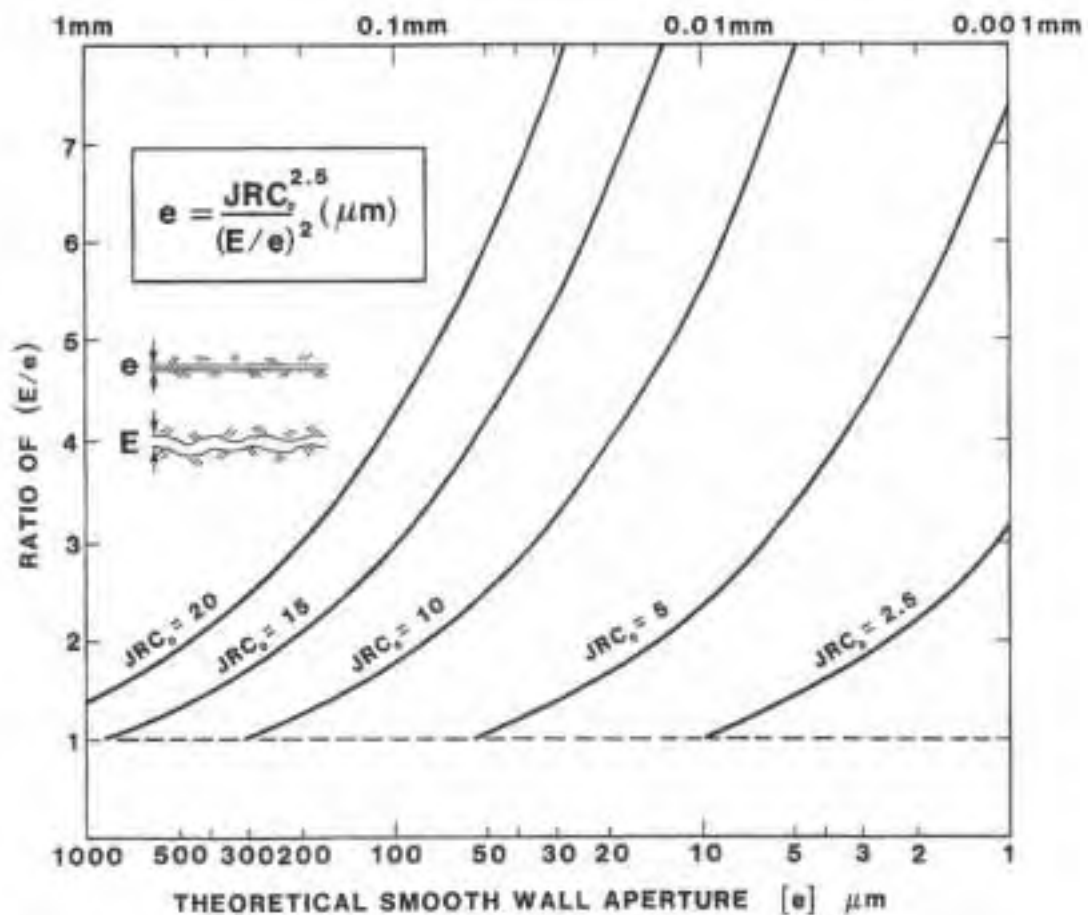
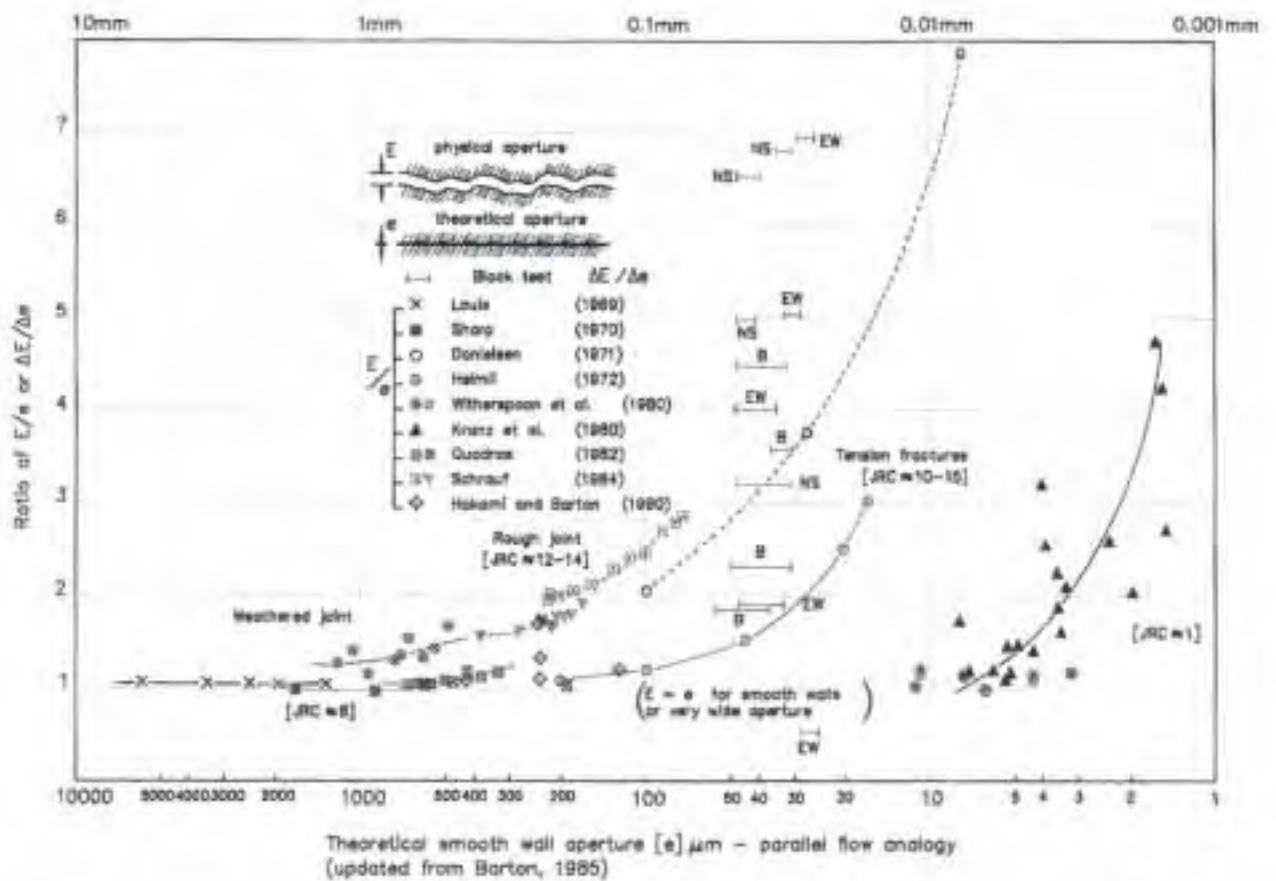
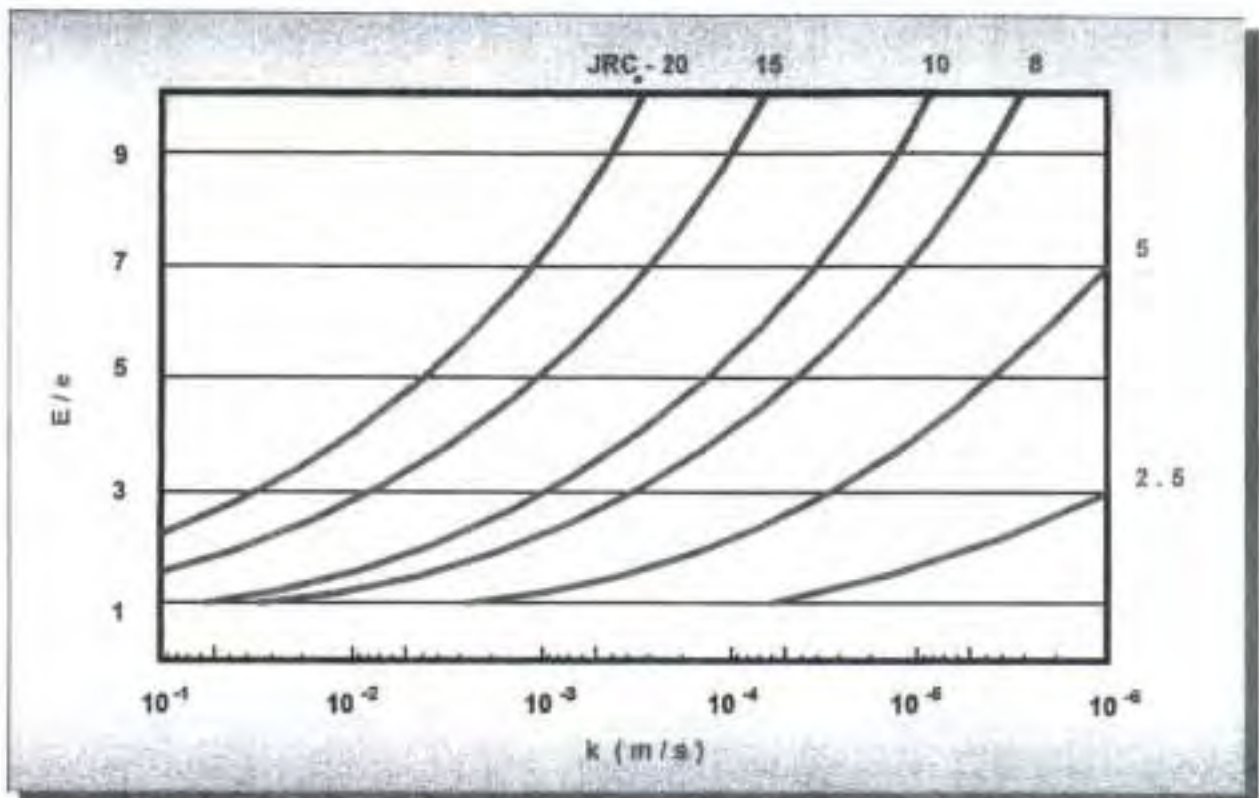


Fig. 22 Topp : Lab- og feltforsøk som viser forhold E/e (og $\Delta E/\Delta e$) som funksjon av (e) . Små (e) kan ofte være knyttet til høyere spenning eller større dyp. Under : En empirisk ligning for korrigering av (e) til (E) . Barton 1982, og Barton og Quadros 1997.



$$k = \frac{g(e^2)}{12 v} = 8175 e^2 \text{ (at } 20^\circ\text{C)}$$

$$k = 8175 \left[\frac{JRC_o^{2.5}}{(E/e)^2} \right]^2 10^{-8} \text{ m/s}$$

Fig. 23 Konvertering av (e) til konduktivitet ved utvidelse av Poiseulle's ligning. Etter Quadros i Barton og Quadros, 1997.



Det er derfor mulig å kombinere forholdet E/e og sprekkekonduktivitet k som funksjon av JRC_0 i samme diagram (se figur 23). Permeabiliteten av *ett sprekkese*tt med sprekkekonduktivitet k for *en sprekk* (figur 23) er derfor:

$$K_{1\text{ sett}} = k \times e/S \quad (11)$$

Fra ligning 8, har vi

$$e = E^2 / JRC_0^{2.5} \quad (12)$$

eller

$$E = \sqrt{e \times JRC_0^{2.5}} \quad (13)$$

Det er derfor mulig å si at konduktivitet for vann ved 20°C for *en sprekk* e faktisk er:

$$k = 8175 \left(\frac{E^4}{JRC_0^5} \right) \times 10^{-8} \text{ m/s} \quad (14)$$

Dette viser en meget stor avhengighet av både ruhet og den virkelige (gjennomsnitts-) åpning E .

Eksempel: $E = 60 \mu\text{m}$, $JRC_0 = 10$. For en sprekk er $k = 1,06 \times 10^{-2} \text{ m/s}$,
 $e = 11,4 \mu\text{m}$ (fra ligning 12). Hvis $S = 1,0 \text{ m}$ ($10^6 \mu\text{m}$),
for *ett sprekkese*tt er $K_{1\text{ sett}} = k \times e/S$
 $= 1,21 \times 10^{-7} \text{ m/s}$

I Snow (1968) 3D nettverkmodell er 3D permeabiliteten lik $2 \times K_{1\text{ sett}}$, fordi, med sprekkeparallellstrømning er to sett alene involvert (den tredje har null strømning), mens ved litt dreining av gradienten, vil disse to sett være mindre dominerende, og en komponent kommer nå fra det tredje sett ($\Sigma q = q_1 + q_2 + q_3$). Hvis vi anvender eksemplet ovenfor vil derfor:

$$K_{\text{mass}} = 2K_{1\text{ sett}} = 2,42 \times 10^{-7} \text{ m/s (eller ca. 2,4 Lugeon)}$$

Sett fra en sementinjiseringssynsvinkel, vil ultrafin sement ved $d_{\text{max}} \approx 12 \mu\text{m}$ kunne injiseres i denne bergmassen uten økt trykk, fordi $E \approx 5 \times d_{\text{max}}$ ($= 60 \mu\text{m}$), og som alltid må man se bort fra e ($= 11,4 \mu\text{m}$) fordi det bare er av



teoretisk (hydraulisk) betydning, ved parallellplatestrømming ved glatte vegger (dvs. ved $JRC_0 = 0$).

Når permeabiliteten er uttrykt i form av intrinsiske (det vil si *væske-uavhengige*) enheter (dvs. L^2) istedetfor m/s som ovenfor, er følgende ligninger relevante:

$$k \text{ (en sprekk)} = \frac{e^2}{12} \quad (15)$$

$$K_{1 \text{ sett}} = \frac{e^2}{12} \times \frac{e}{S} \quad (16)$$

$$K_{\text{mass}} = 2 \times \frac{e^2}{12} \times \frac{e}{S} = \frac{e^3}{6S} \quad (17)$$

Vi kan derfor, etter Snow (1968), utlede følgende ligning for estimering av e fra Lugeon-forsøk, hvis vi for enkelthets skyld setter 1 Lugeon = 10^{-7} m/s = 10^{-14} m². Vi setter likhetstegn mellom K_{mass} og antall Lugeon $L \times 10^{-14}$ m² = $L \times 10^{-8}$ mm². Derfor er

$$L \times 10^{-8} = \frac{e^3}{6S} \text{ (med } e \text{ og } S \text{ i mm)}, \quad e = \sqrt[3]{L \times 6 \times S \times 10^{-8}} \quad (18)$$

I figur 24, er ligning 18 evaluert for $L = 0,01, 0,1, 10$ og 100 , og S fra $0,5$ til $3,0$ m. Det er forholdsvis lett å forstå at den teoretiske hydrauliske åpningen (e) selvfølgelig er umulig å injisere når $L = 0,1$ eller $0,01$ ($10^{-8}, 10^{-9}$ m/s); man er avhengig av forholdet $E > e$ for å få inntrengning, selv med ultrafine sementer. Med økt trykk (større enn $\Delta P = 1$ MPa for Lugeon-forsøkene) er selvfølgelig andre mekanismer også i gang (både e og E økes).

Før vi går videre med sprekkeformasjons-effekter, kan det være nyttig å demonstrere Snows (1968) metode, ved JRC_0 -korrigerings av (e) til (E), som i figur 25. Økende forsøksdybde fra 5 til 60 m forårsaket reduksjon i (e) fra ca. 150 til 60 μm , og økt (vannførende) sprekeavstand (S) fra $0,3$ til $0,7$ m. Etter korrigerings for gjennomsnitt $JRC = 10$, er antall injiserbare liter/m³ i de forskjellige dybder anslått til å være ca. $2,2$ (ved 5 - 15 m dybde), og ned til $0,6$ (ved 45 - 60 m dybde).

På et damsted i Surinam (Devis Falls dam for Kabalebo HEP) var lignende beregning av (e) og (S) foretatt av undertegnede (NGI, 1978). De viste



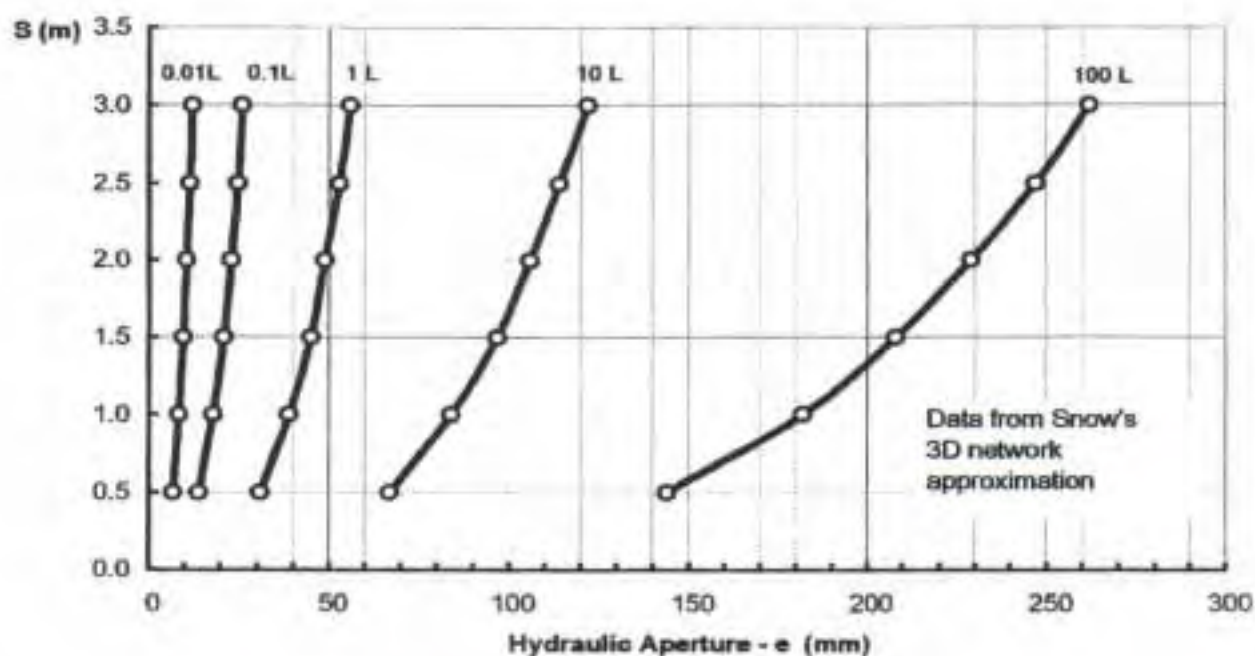
vesentlige større e -verdier enn Snows (1968) data fra diverse damsteder i USA. Figur 26 og 27 viser resultatene, hvor man kan merke vidt forskjellige (vannførende) sprekkeavstander, som muligens har sammenheng med økt nærhet til elfeforkastningen mot bunnen av flere skråhull boret fra elvebreddene.

Norge, på grunn av effekten av siste istid, har vesentlig mindre forvitring i dybden enn overstående eksempler. Derfor har (e) resultatene fra Oslos Fjellinjen (Festningstunnelen) som vist i figur 28, vesentlig mindre hydrauliske åpninger (e) enn i figur 27. De fleste resultater for (e) ligger mellom 30 og 50 μm , og derfor ligger man klart til venstre for Snows USA damsteddata, over en bortimot identisk 5 til 60 m utvalgt dybde.

En markert tendens for øking av (e) med dybden har kanskje noe med en sterk begrensning av overtrykk ved gruntliggende Lugeonforsøk.

Disse hydrauliske sprekkeåpninger var konvertert til (E) verdier ved ruhet JRC_0 , og dannet grunnlaget for UDEC-BB (distinktelement) modellering. Tre resultater – fordeling av hovedspenning, (E) og (e) med dybde (0 til 100 m) er vist på figur 29.

Det er her at man ser den første antydning til at både (E) og (e) kan modelleres som *spenningsavhengige parametere*, noe som kan ha stor betydning for en mer vitenskapelig tolkning/planlegging av forinjisering.



0.01 Lugeon		0.1 Lugeon		1 Lugeon		10 Lugeon		100 Lugeon	
S (m)	e (mm)	S (m)	e (mm)	S (m)	e (mm)	S (m)	e (mm)	S (m)	e (mm)
0.5	6.7	0.5	14	0.5	31	0.5	67	0.5	144
1.0	8.4	1.0	18	1.0	39	1.0	84	1.0	182
1.5	9.7	1.5	21	1.5	45	1.5	97	1.5	208
2.0	10.6	2.0	23	2.0	49	2.0	106	2.0	229
2.5	11.5	2.5	25	2.5	53	2.5	114	2.5	247
3.0	12.2	3.0	26	3.0	56	3.0	122	3.0	262

Fig. 24 Evaluering av ligning 18, etter Snow 1968 metode, for forskjellige kombinasjoner av (e) og (S) i forhold til målte Lugeon verdier.

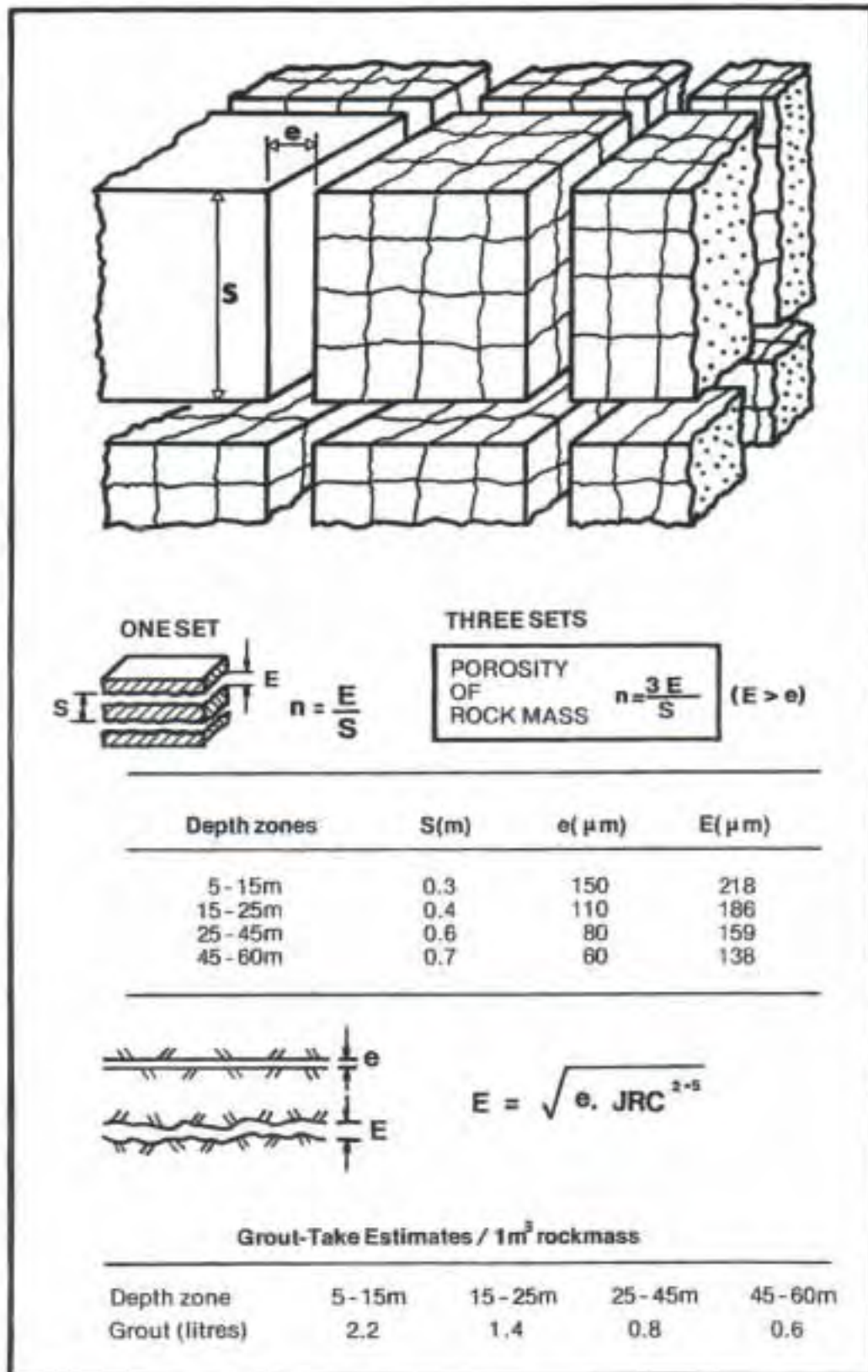


Fig. 25 Anvendelse av Snow 1968, og korrigerings av (e) ved JRC_0 for tolkning av damsted Lugeon forsøk i form av mulige liter/m³ injeksjonsmasser. Her er det antatt uforandret trykk, sement kontra vann. Barton, 1986.

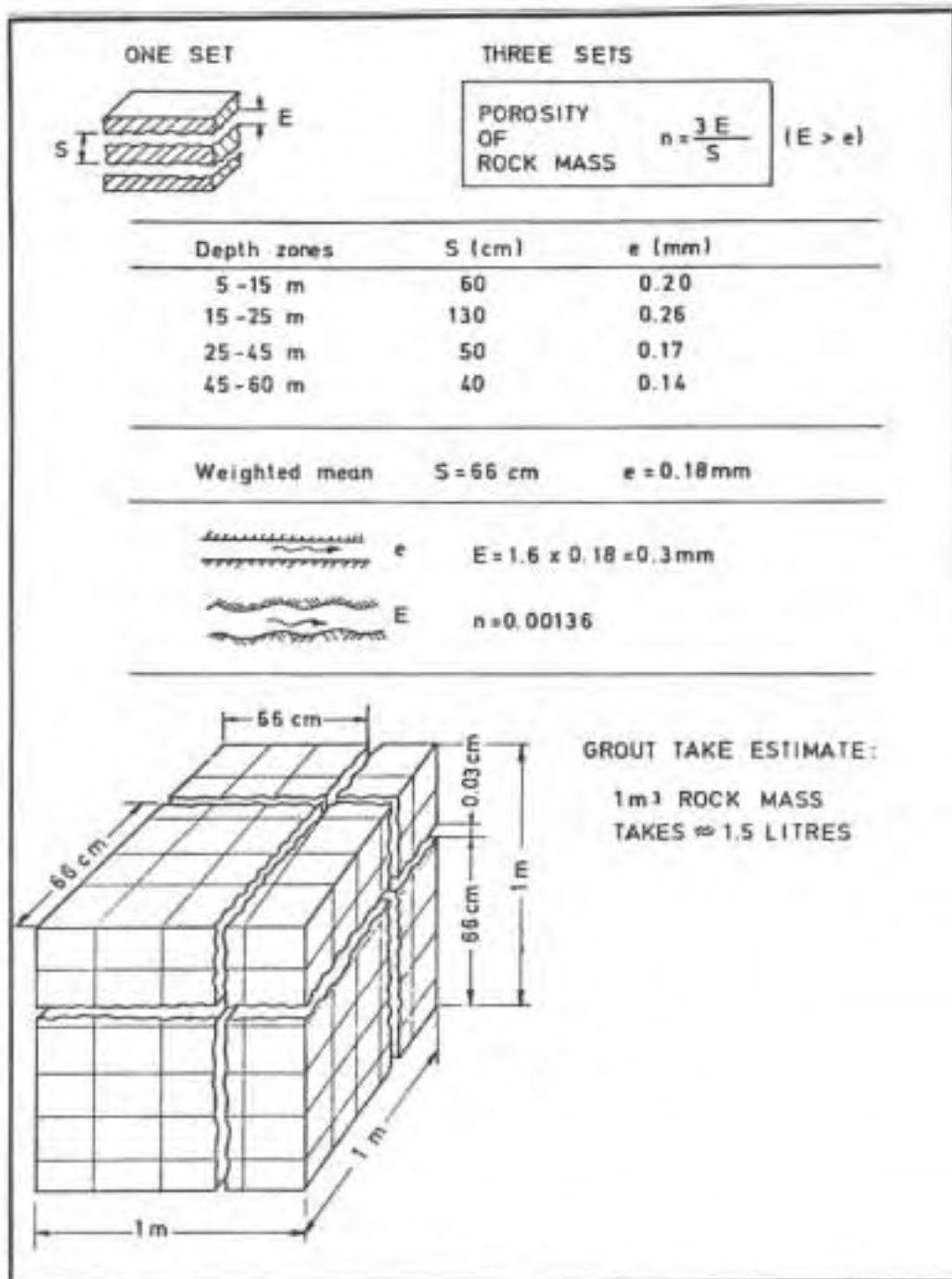


Fig. 26 Tolkning av Devis Falls damsted (Kabalebo HEP) Lugeon försök, för estimering av injiserbar antall liter/m³ (hvis uforandret trykk). NGI 1977.

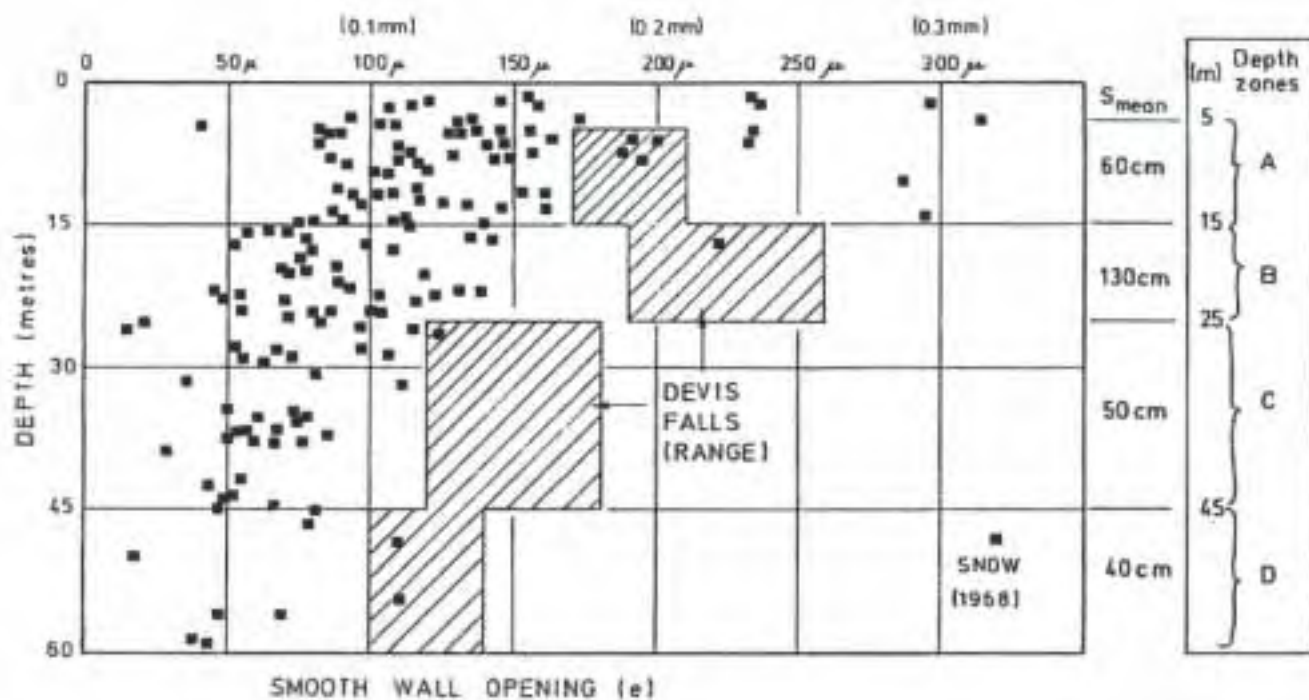


Fig. 27 Sammenligning av Devis Falls damsted Lugeon forsøk tolket etter Snow 1968 (skravert områder) med (e) åpninger mot dybde, fra Snows egen USA data.

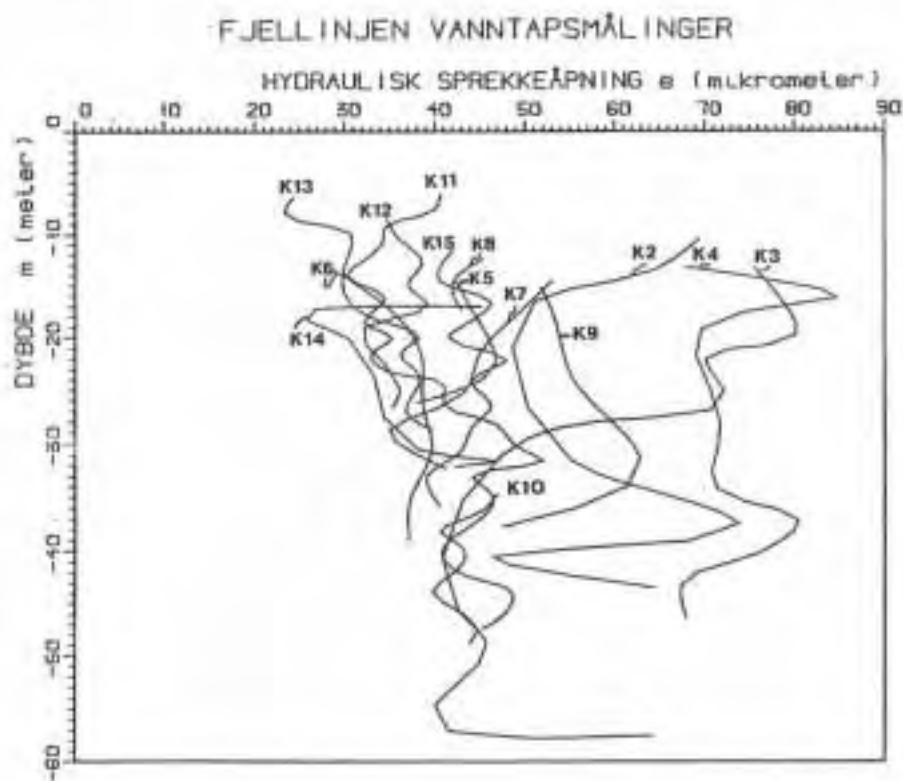
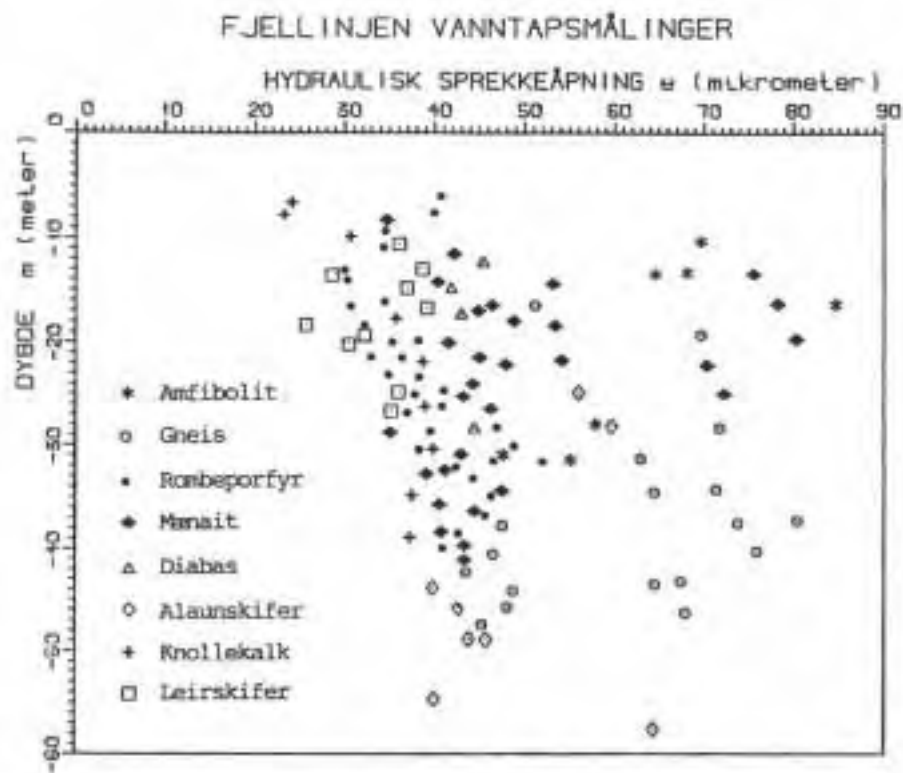


Fig. 28 Hydrauliske sprekkeåpninger estimert for Fjellinjen, tolket etter Snow 1968, NGI, 1988.

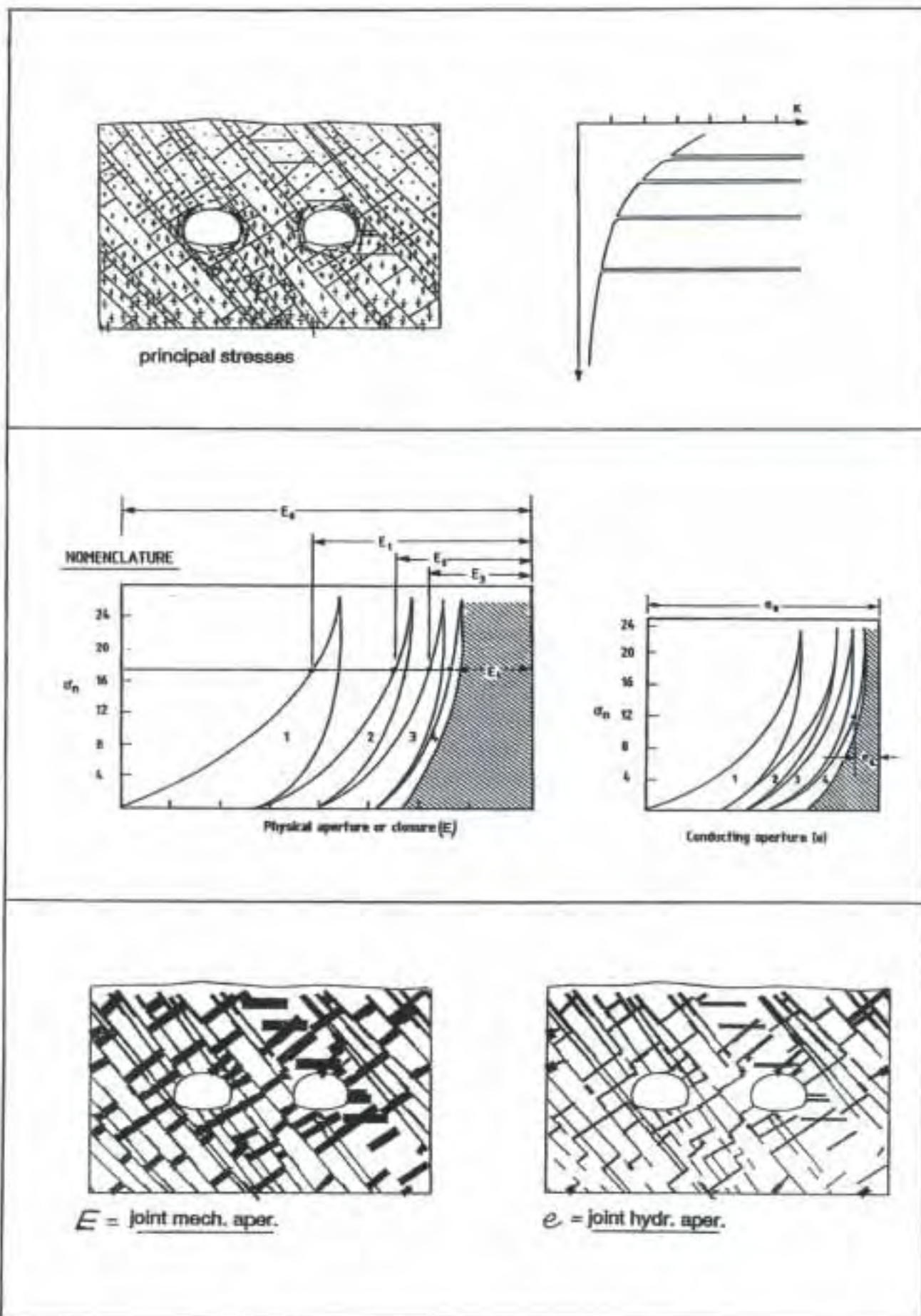


Fig. 29 Spenningseffekter på permeabilitet (K) og på (E) og (e), og illustrasjon av disse fra UDEC-BB modeller av Fjellinjen tunneler. NGI, 1988.



6 SPENNINGSAVHENGIG SPREKKESTIVHET OG PERMEABILITET

Det er dessverre en sannhet at sprekker som man ser (i dagen, på tunnelveggen, i håndprøver og i laboratorieforsøk) er forstyrret. De er avlastet og senere kanskje pålastet, og kan også ligge under skjærspenning. De observerte sprekkeåpninger kan ha liten relasjon til uforstyrret tilstand (langt) foran en tunnelstøff, eller under et damvederlag før dammen er bygget.

I figur 6 og 7 så vi en del resultater fra (normal) belastningsforsøk på sprekker. Hovedsaklig var disse fra første på- og avlastningssyklus, som er nødt til å starte (ved origo) med den forstyrrede tilstand som nettopp er nevnt.

I figur 30 er E_0 en nesten avlastet, forstyrret fysisk gjennomsnittsåpning, som tilsvarer parameter a_j (ligning 3 i kapittel 3) fra Bandis (1980). Ved gjentakelse av på- og avlastningssykluser, nærmer man seg trolig den uforstyrrede tilstand i bergmassen. E_4 i figuren er "injiserbar" (hvis den overskrider ca. $3 \times d_{max}$ eller kanskje $4 \times d_{95}$). En tilsvarende verdi for e_4 , ved samme 16,5 MPa som i figuren, er ikke en fysisk realitet, og må aldri sammenlignes med d_{max} , eller $3 \times d_{max}$, inntil $e = E$ ved større åpninger og/eller glattere vegger (lav JRC_0).

Ved koblet strømming og spenning (CSFT – "coupled stress-flow tests") som vist i figur 31, fra en del av NGIs forsøk på sprekker i granitt (fra Stripa i Sverige) er (e) utledet fra $k = e^2/12$ (eller fra ligning 9) etter måling av permeabilitetsforandring. Normal deformasjon målt under de fire sykluser er vist på venstre side av figur 31. I utgangspunktet kjenner man bare " e_4 " i slike forsøk, men ikke " E_4 ", den injiserbare åpning. Men ved anvendelse av ligning 8, 12 eller 13, kan E_4 også estimeres. Som man ser, har de "målte" e_4 (minimums-) verdier vært i størrelsesorden 10-15 μm og 30-40 μm , men ved JRC_0 så liten som 1,9 og 3,8 er det sannsynligvis nødvendig med forholdsvis lite "korleksjon" til større E_4 verdier. Ligning 13 viser faktisk til mindre E_4 , pga. liten ruhet, men $E < e$ er ikke akseptert (bare $E \geq e$).

Fordi E_4 -verdier faktisk ikke er kjent (uten, for eksempel, seksjonering etter epoxyimpregnering, eller kvikksølvmetoden) må man i dette tilfellet sammenligne de "målbare" verdier ΔE og Δe . Tabellen innlagt i figur 31 viser til følgende summeringer av ΔE og Δe etter tre komplette sykluser:



Sprekk 1 $JRC_o = 1,9$	Sprekk 2 $JRC_o = 3,8$
sum $\Delta E = 230 \mu\text{m}$	sum $\Delta E = 345 \mu\text{m}$
sum $\Delta e = 142 \mu\text{m}$	sum $\Delta e = 211 \mu\text{m}$

Lignende laboratorieforsøk gjennomført av Iwano (1995) er vist i figur 32. I dette tilfellet er resultatene presentert som transmissivitet ($K \times \text{bredde i cm/s} \times \text{cm} = \text{cm}^3/\text{s}$). Beregnede E og e verdier viser konsistent forskjell ned til de alle minste åpninger (under høyeste spenning). Metoden for estimering av 'E' er her basert på måling av ΔE i forhold til en antatt 'lukket' tilstand ved $\sigma_n = 20 \text{ MPa}$, på tredje syklus av belastningen. Det virkelige E/e forhold er derfor litt større enn det som er vist på figur 32.

Andre måter å presentere den spenningsavhengige hydrauliske åpning (e) er ved normal spenning og konduktivitet på log-skalaer. Eksempler fra Gale (1993) på både induserte tensjonsbrudd (høy JRC_o , små E_o) og naturlige sprekker (lavere JRC_o , høyere E_o) er vist øverst i figur 33.

Nederst i figur 33 er flere sett med data samlet av Barton (1982), sammen med to in-situ blokkforsøk. Her kan det merkes vesentlig forskjell mellom ambient (12°C) og høyere temperaturer fra verdens første "fullstendig koblet" (spenning – strømning – temperatur) in situ forsøk gjennomført på en ru sprekk i en 8 m^3 blokk av kvartsmonzonitt (den såkalt Terra Tek/CSM "heated block test" i Colorado).

Parallelt med k (m/s) skalaer er den hydrauliske åpning (e) estimert ut fra $k = e^2/12$ og tilnærmingen 10^{-10} m^2 (fra $e = 34,8 \mu\text{m}$) $\approx 10^{-3} \text{ m/s}$. Ved elevert temperatur er det tydeligvis tettere inntanning av sprekkeveggene (som er nærmere deres opprinnelsesforhold under den sprø/duktile transisjon).

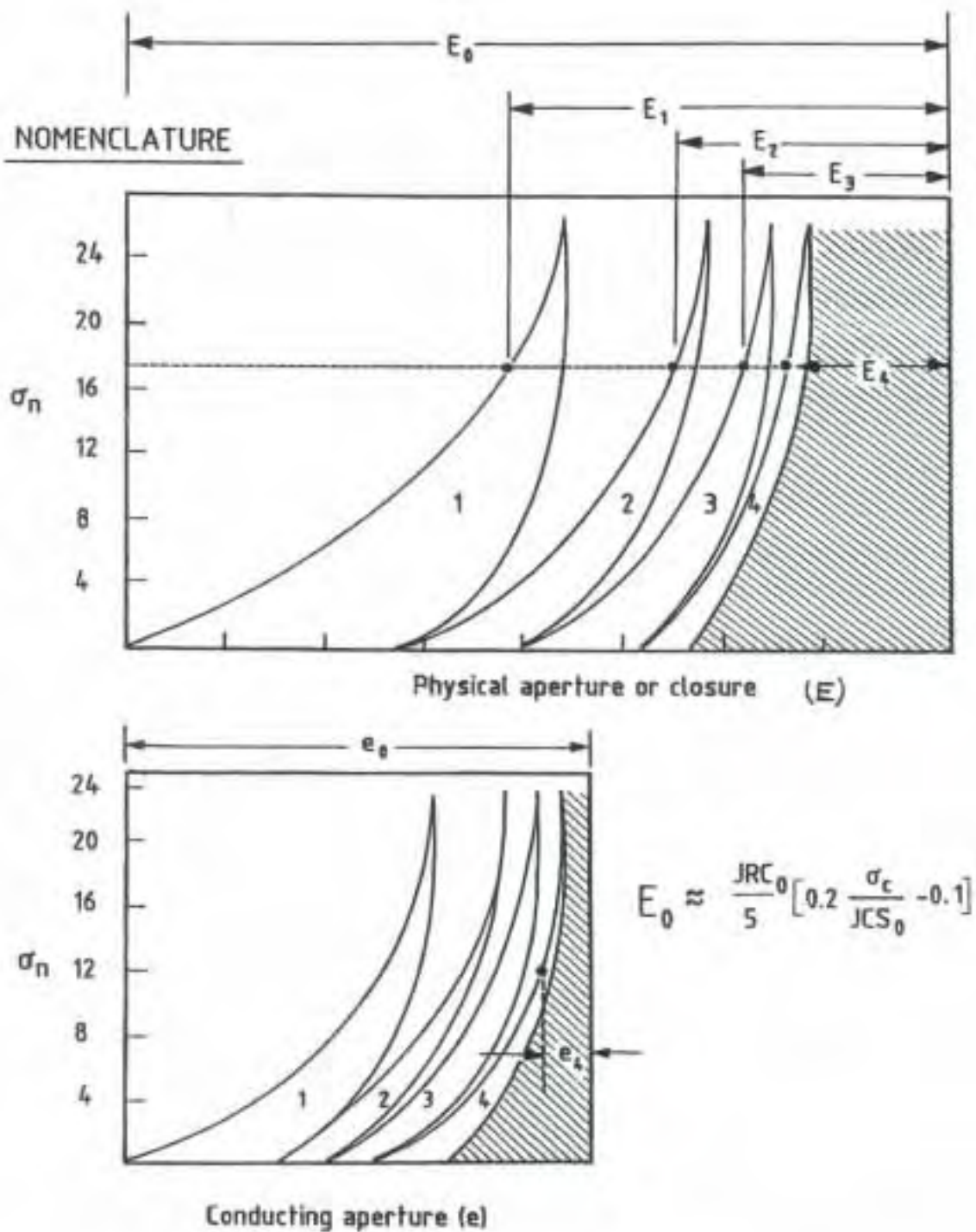


Fig. 30 Detaljer og definisjoner for (E) og (e) sykluser ved på- og avlastning, og estimering av den ubelastet åpning (E0) på basis av ruhet og forvitningsgrad. Barton, 1982.

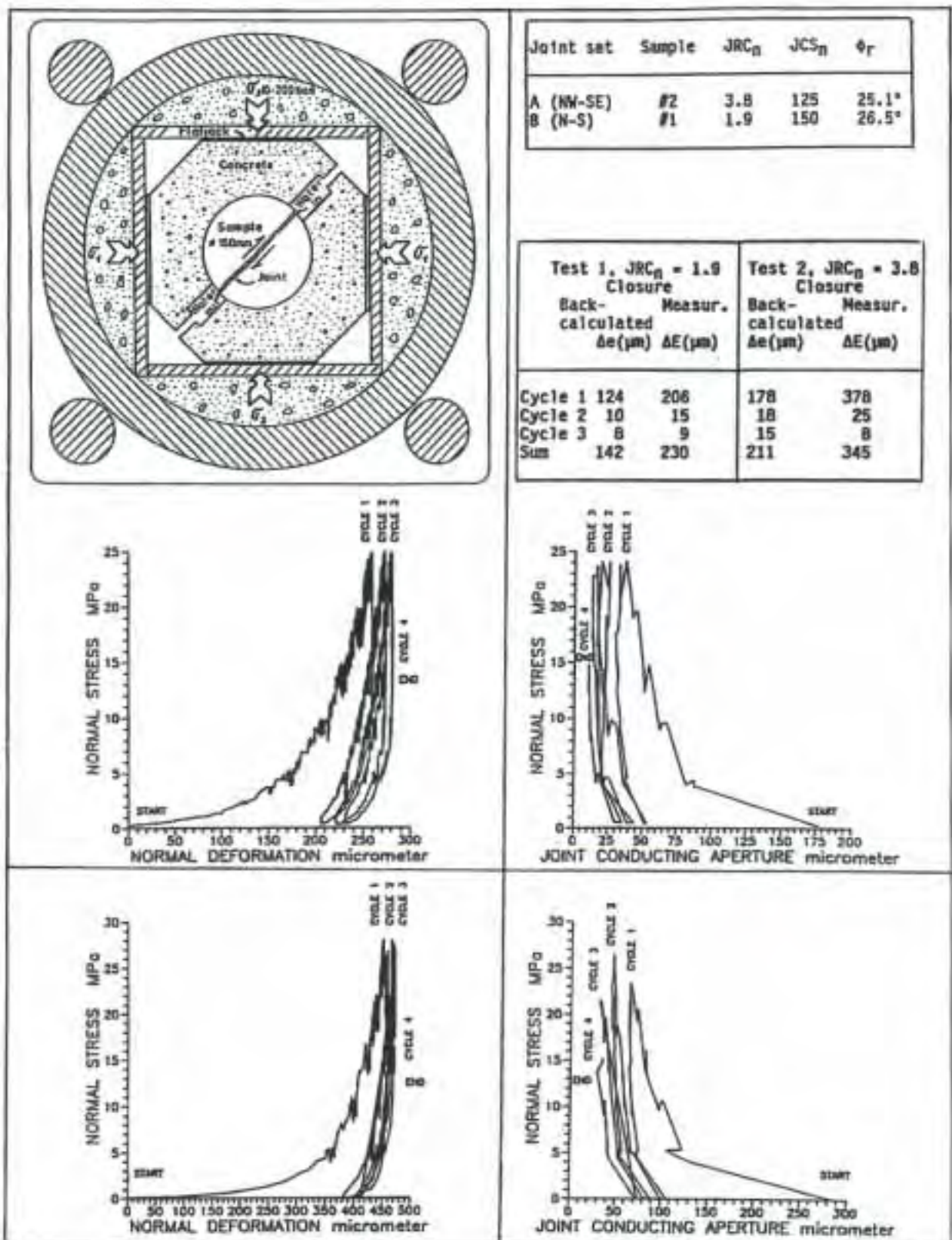


Fig. 31 Koblet strømming-spenning (CSFT) forsøk på lite røe sprekker i granitt, fra Stripa. Makurat m.fl. 1990.

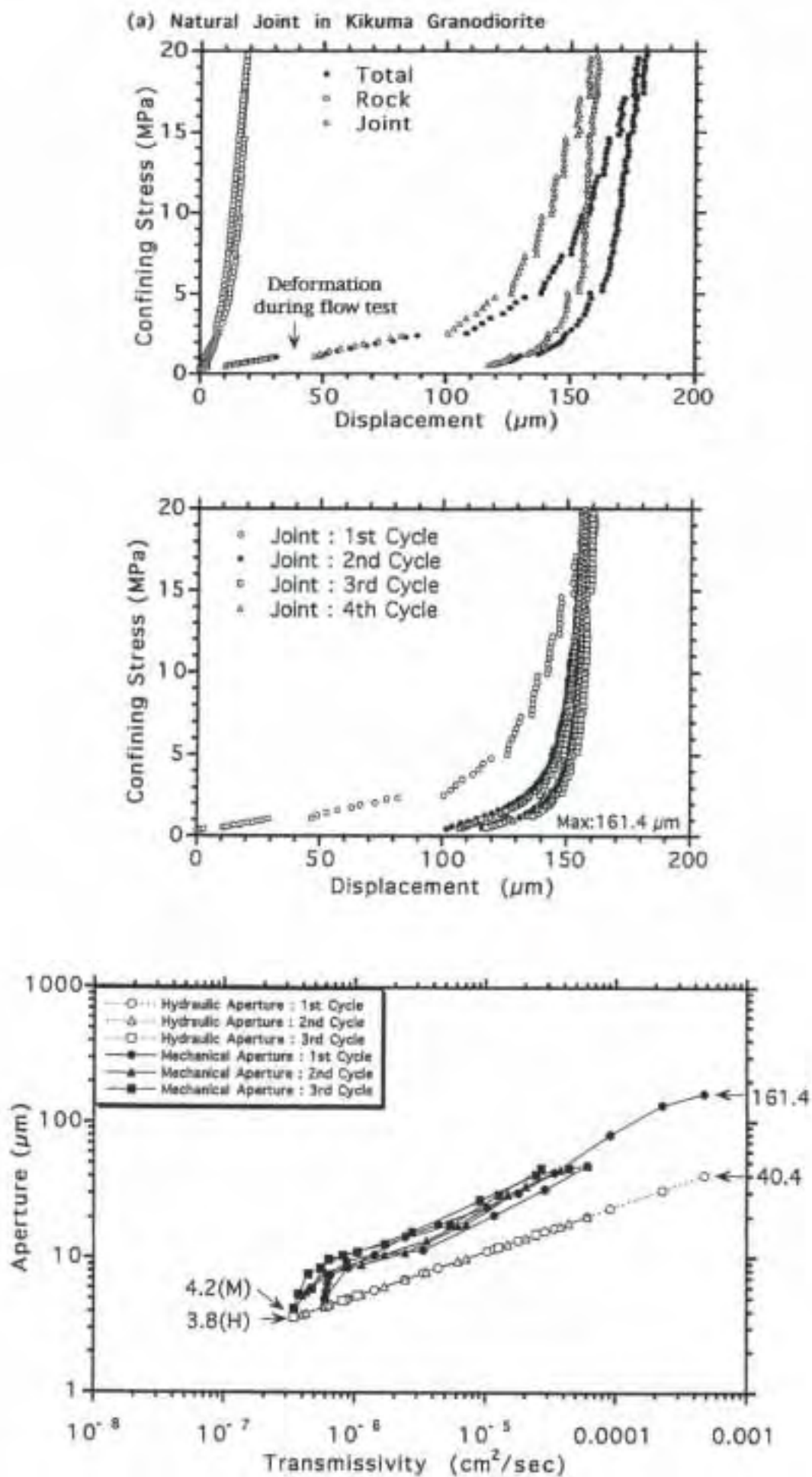
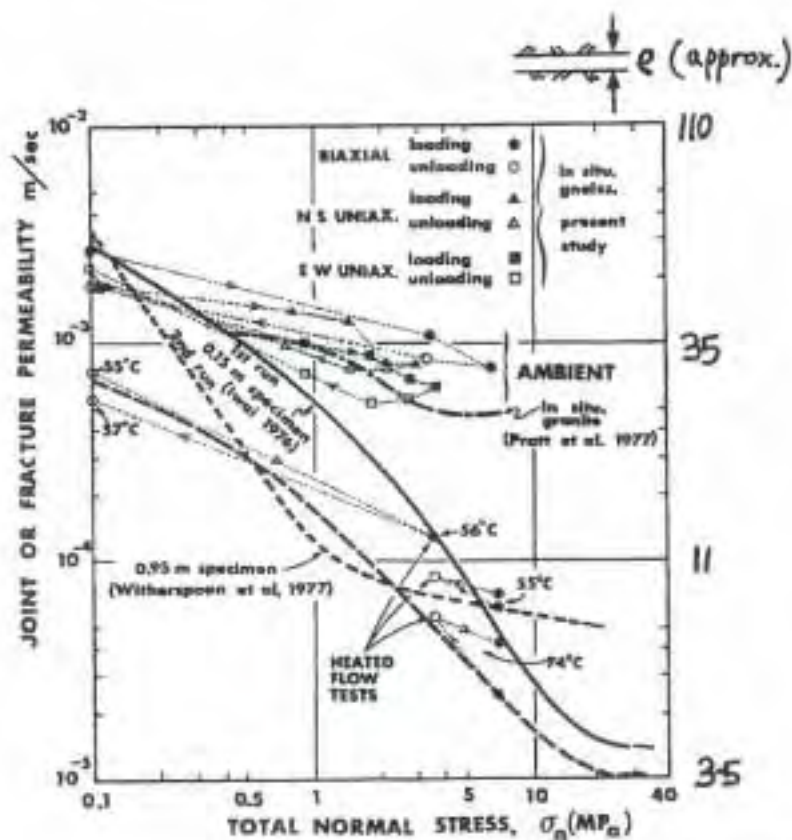
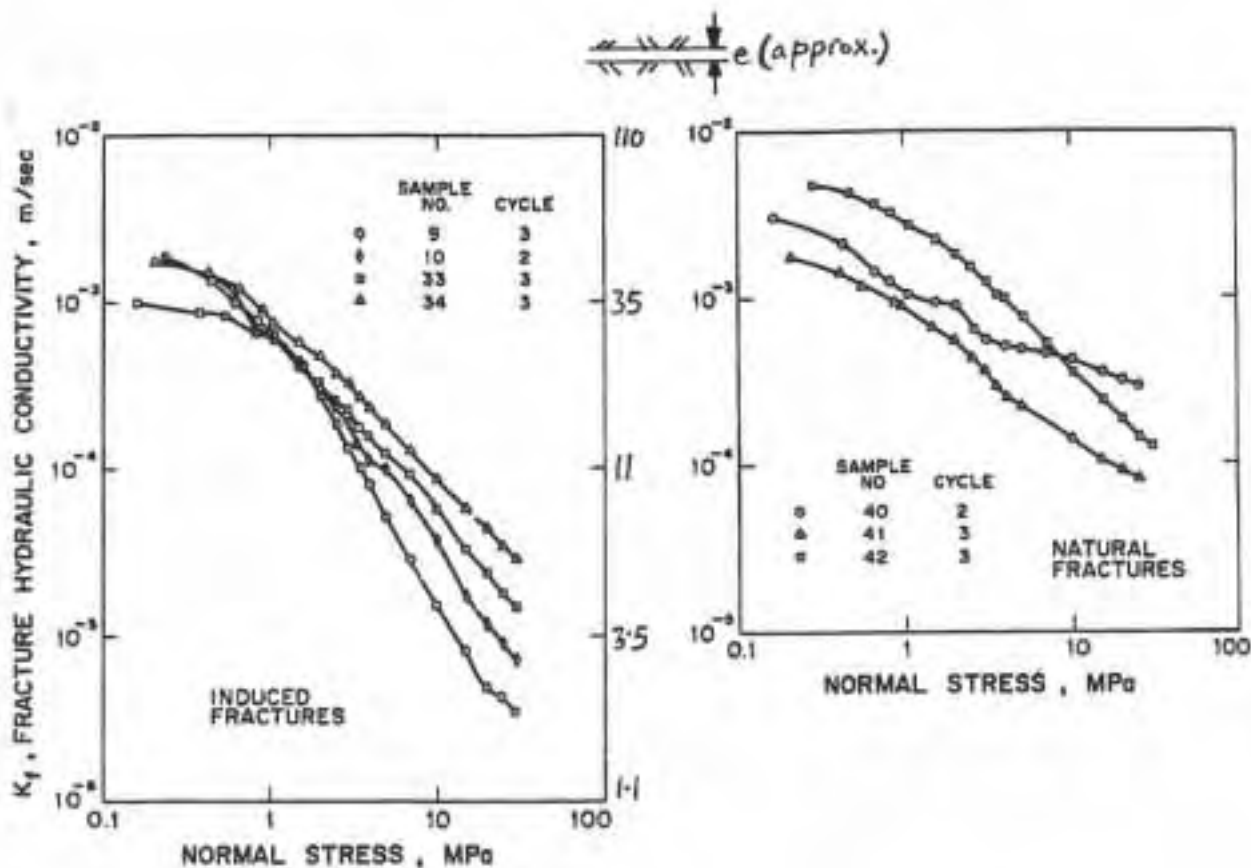


Fig. 32 Koblet strømming-spenningsforsøk på et sprekk i granodioritt. Iwano, 1995.



$$K_j = \frac{e^2}{12}$$

$$e = 34.8 \mu\text{m} \rightarrow K_j \approx 10^{-10} \text{ m}^2 \approx 10^{-3} \text{ m/s}$$

Fig. 33 Topp: Spenning-permeabilitet forhold for tensjonsbrudd og sprekker fra Gale, 1993. Under: Lignende K- σ forhold også for store labprøver og for in situ blokk forsøk, under ambient og elevert temperatur. Etter Barton, 1982.



7 MODELLERING AV SPREKKEÅPNING VED ØKT INJISERINGSTRYKK

For mange år siden var JRC-JCS-metoden av Barton og Choubey (1977) tatt i bruk av Bandis (1980) i hans store forsøksserier med på- og avlastning av naturlige sprekker. Tolkning og modellering av sprekkenes målte oppførsel (både under normal- og skjærbelastning) ble senere utviklet av Barton (1982) og Barton og Bakhtar (1987). Metoden er blitt kjent etter hvert som Barton-Bandis modellen, og er innlemmet som BB-subrutine i Cundalls UDEC modell (med betegnelsen UDEC-BB). Tre eksempler fra UDEC-BB modellering av Fjellinjen, gjennomført av Makurat ved NGI er vist i figur 28.

I dette kapitlet er normalbelastningsdelen av modellen kort demonstrert, som illustrasjon av viktige deler av forinjiserings effekter – når sprekkenes stivhet (fra kontaktpunkter) fortsatt er virksom – i stadiet før hydraulisk “splitting”.

I figur 34 demonstreres modellering av naturlige sprekker i sveiset tuff fra G-Tunnel i Nevada Test Site, USA. Inngangsdata var målt ved indeksforsøk og profilering, både i tunnelen og i laboratoriet. Schmidhammer-målinger ble gjennomført i tunnelen (for JCS_0), og helningsforsøk for JRC_0 (som vist i figur 35) ble gjennomført på laboratorieprøver fra borekjerner pluss profilering av ruhet og sammenligning ved figur 5. Helningsforsøk, som er foretatt under egen vekt, har som mål å etterberegne JRC_0 fra ligning 4, hvor helningsvinkel (α^0) ved først glidning/skjærbevegelse er:

$$\alpha^0 = \tan^{-1} \frac{\tau}{\sigma_{n0}} \quad (19)$$

(σ_{n0} er σ_n komponenten i glidningsøyeblikket; ofte så lavt som 0,001 MPa).

Barton og Choubey (1977) beskriver også hvordan ϕ_r er estimert, for substitusjon i ligning 4. Det er også basert på Schmidhammer-forsøk, samt helningsforsøk på borekjernestykker (i innbyrdes linjekontakt) for å estimere basis friksjonsvinkel for uforvitrete, plane overflater.

I figur 34, er E_4 og e_4 verdiene angitt ved siden av den fjerde på- og avlastningscyklus. Injeksjonsprosessen (vist ved svart strek) og sprekkeåpning blir etter hvert en ganske følsom prosess, når $\sigma_n' < 5$ MPa, dvs. innenfor ca. 200 m av overflaten.

I dette eksempelet, som egentlig ikke hadde med injeksjon å gjøre, er E_4 stor nok for penetrering med *mikrosement*, hvis vi antar $d_{max} = 30 \mu m$ og E_4 lik



ca. 110 til 135 μm for σ_n' under 10 MPa. Injeksjon ved 10 MPa trykk vil i dette tilfelle kunne øke E_4 med opp til 25 μm , som kunne være forskjellen mellom *ikke-inngang* og *inngang* av massene hvis "tommelregelen" for penetrasjon/inngang er $3 \times d_{\text{max}}$ eller $4 \times d_{95}$, som faktisk antydnet i Bhasin et al., 2002.

I figur 36 er BB-modellen anvendt med antatte inngangsdata:

$JRC_0 = 5$ (lite ruhet)

$JCS_0 = 100$ MPa (litt forvitret)

$\sigma_c = 150$ MPa

$E_0 = 0,2$ mm (estimert fra ligningen i figuren)

og på- og avlastningssyklus 10, 10, 10, 10 og 5 for å etterligne en konsolidert sprekk som ennå ikke er forstyrret av utsprenning.

Ved sammenligning av σ_n - e og σ_n - E oppførsel (predikeringen) i figur 36, merk de identiske kurver i første syklus (fordi $e = E$). Litt ut i den andre lastsyklus er $e < E$, som antydnes ved ca. $e = 60$ μm , fordi gradienten/bøyning av kurven plutselig er forandret. Det er derfor at Lugeonforsøk må tolkes med spesielle hensyn til ruhet, og til effektivt spenningsnivå; vann kontra injeksjonsmassene.

Med litt forsiktighet, fordi Bandis (1980) ikke drev forsøk på sprekker med "alle" kombinasjoner av JRC_0 og JCS_0 , kan man predikere sannsynlig oppførsel av de mange relevante kombinasjoner av ruhet og fasthet, og derfor etterligne mulige injeksjonsvansker pga. manglende E_4 (og kanskje for lite økning i ΔE_4 pga. overflatenære begrensninger i injeksjonstrykk?).

Til slutt, i sammenligning av (e) og (E) og deres forandring ved effektivspenningsnivå, kan vi presentere en tidligere figur med nye påføringer i figur 37 av:

1. ΔP_w effekt (under Lugeon forsøk)
2. ΔP_g effekt (under forinjeksjon).

Forskjellen mellom e_4 og E_4 (som er ruhetsbetinget), og mellom ΔP_w og ΔP_g (1 MPa kontra 10 MPa ved maks. nivåer?) til sammen forårsaker $\Delta E_4 \gg \Delta e_4$. Ved en revurdering av størrelsen av maks. ΔP_w i Lugeonforsøk (dvs. en økning over 1 MPa) kunne dette ulikhetsforholdet reduseres. Men dessverre er det ikke så enkelt som man måtte ønske fordi turbulent strømming er sannsynlig ved en lavere trykkdifferanse (ΔP) med vann enn ved injeksjon av sementpartikler. Dette emnet fortjener mer forskning.

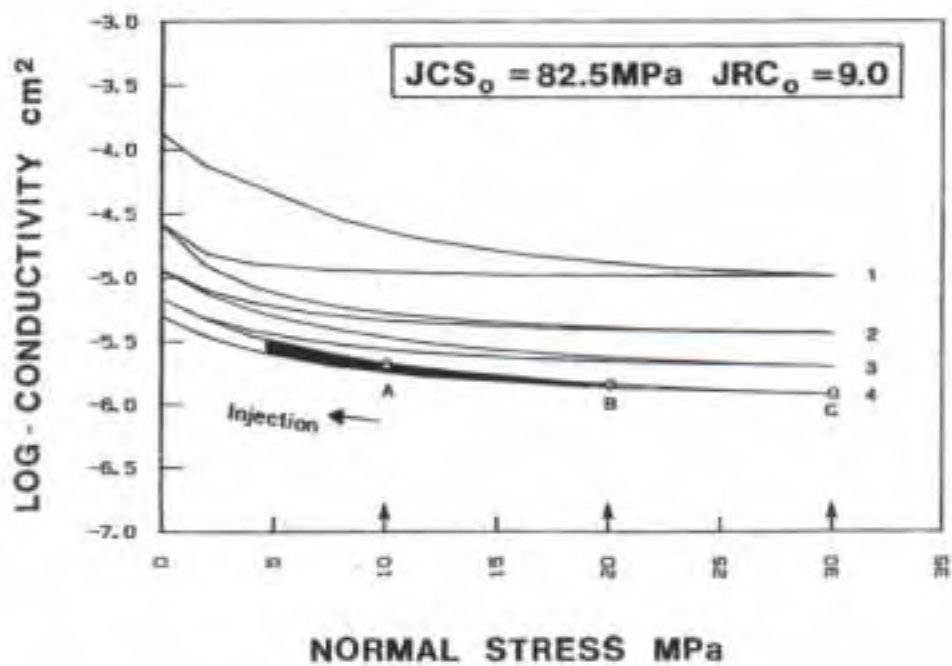
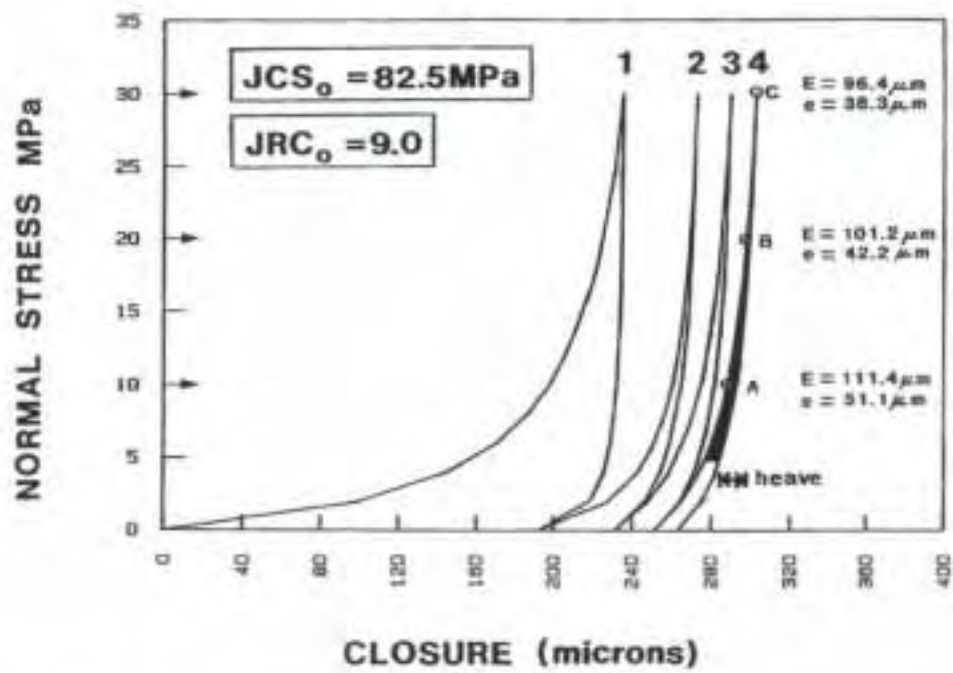


Fig. 34 Barton-Bandis modellering av på- og avlastning av sprekker fra Nevada Test Site G-Tunnel. Barton m.fl. 1983.

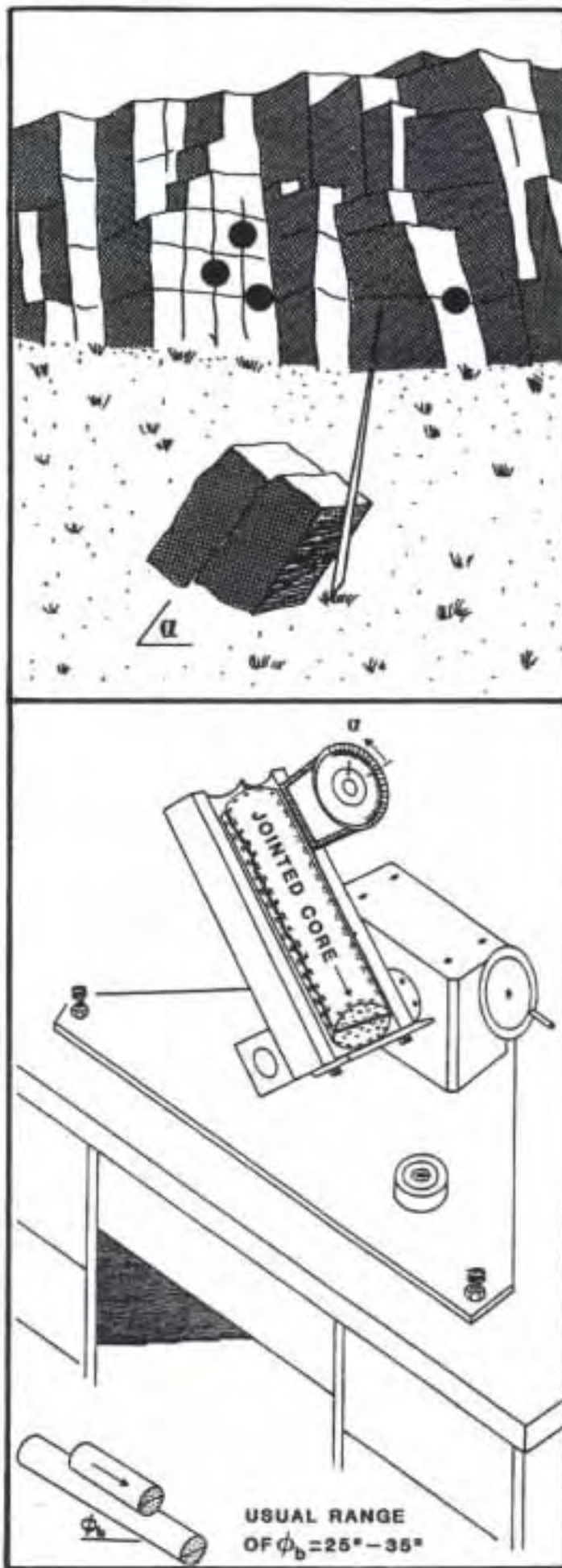
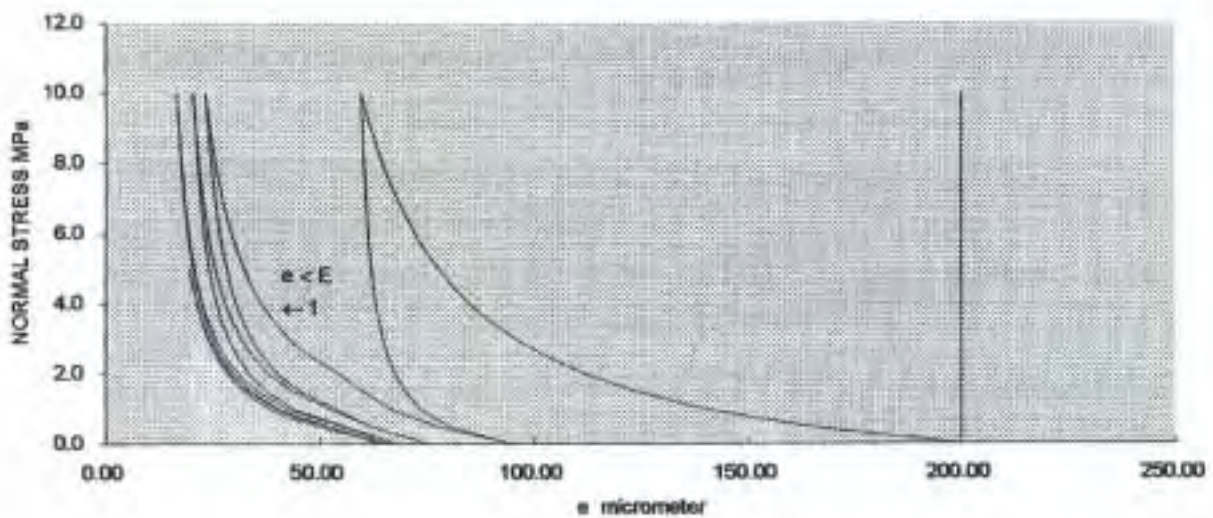


Fig. 35 Helningsforsøk for estimering av JRC_0 . Barton og Bandis, 1990.

Barton-Bandis Joint Model		NORMAL CLOSURE CALCULATION					
INPUT PARAMETERS		SNORM	CYCLE 1	CYCLE 2	CYCLE 3	CYCLE 4	CYCLE 5
JRC	5	LOAD	10	10	10	10	5 MPa
JCS	100	UNLOAD	0	0	0	0	0 MPa
SIOMAC	100	APERTURE	0.200	0.095	0.076	0.068	0.064 mm
CALCULATED PARAMETERS		KMP *	4.8E+02	1.4E+017	3E+03	2.6E+018	1E+02
LOAD	ENI		10.49	20.34	25.14	27.77	28.55 MPa/mm
	VNI		-0.165	-0.047	-0.047	-0.042	-0.040 mm
	AJ		0.095	0.049	0.040	0.036	0.035
	BJ		0.578	0.736	0.851	0.861	0.865
UNLOAD	ENI*		20.34	25.14	27.77	28.55	28.22 MPa/mm
	VIR		-0.105	-0.019	-0.008	-0.002	-0.002 mm
	DSR		-0.105	-0.124	-0.132	-0.134	-0.134
	SIR		-0.105	-0.124	-0.132	-0.134	-0.105
	AJ*		0.049	0.040	0.034	0.035	0.034
	BJ*		1.396	0.907	0.952	0.888	0.894
	VNI*		-0.038	-0.044	-0.058	-0.040	-0.038

$$* E_s = \frac{JRC_0}{5} \left[0.2 \frac{\sigma_c}{JCS} - 0.1 \right] \text{ mm}$$

CYCLIC JOINT BEHAVIOR
CONDUCTING APERTURE



CYCLIC JOINT BEHAVIOR
MECHANICAL APERTURE

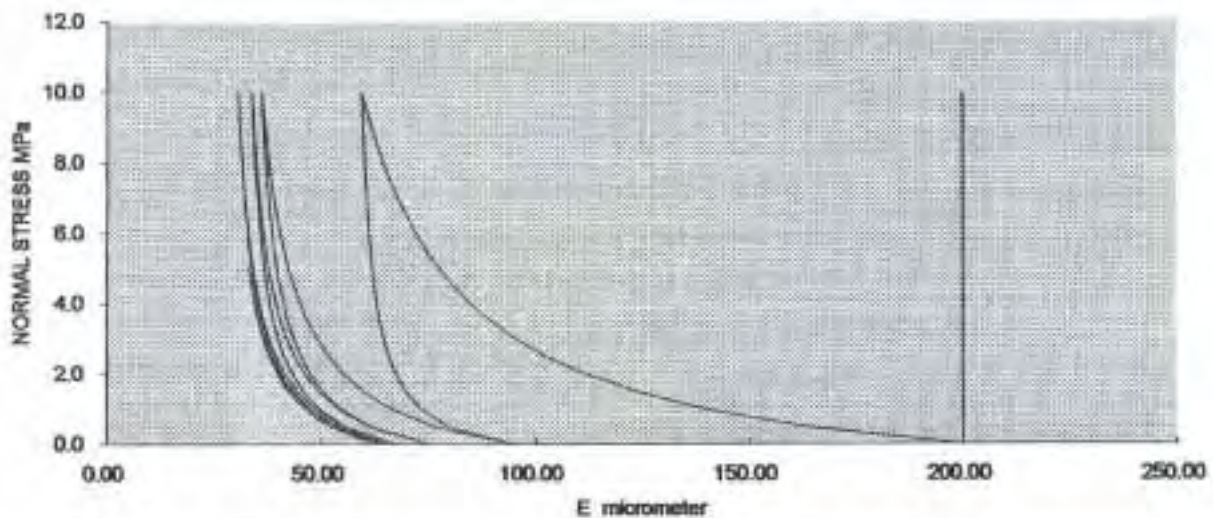


Fig. 36 Effektivspenning (og injeksjonstrykk følsomhet) av for eksempel $JRC_0 = 5$ sprekker med litt forvritning, ved anvendelse av BB-modellen for normal avlastning.

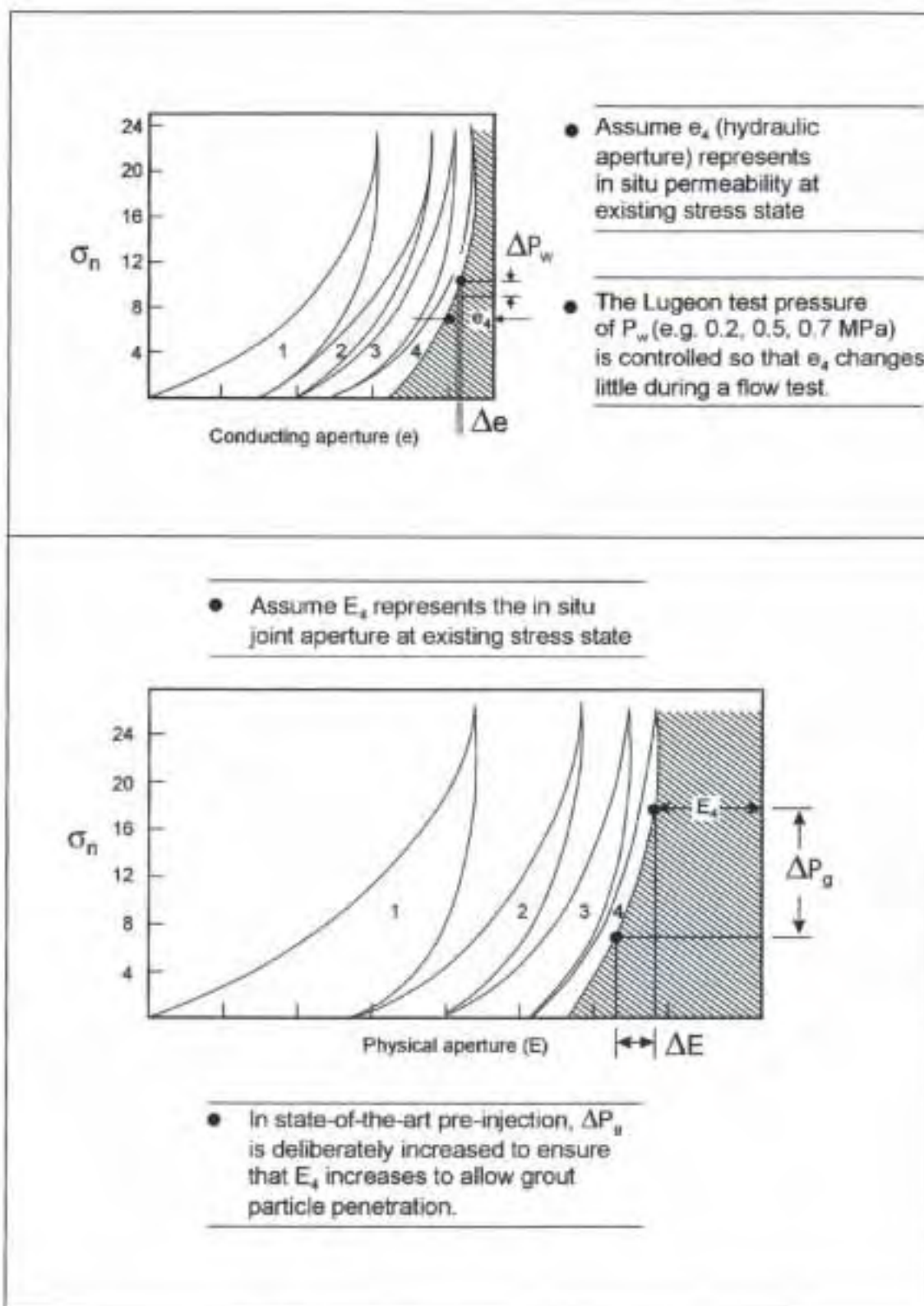


Fig. 37 Kontrasten i (e_4) og (E_4) p.g.a. ruhet, og mellom ΔP_w og ΔP_g (1 MPa kontra 10 MPa ?) forårsaker $\Delta E_4 \gg \Delta e_4$, som hjelper forinjiseringsprosess.



8 SKJÆRDEFORMASJON OG DILATANS SOM AKTUELLE MEKANISMER VED FORINJISERING UNDER HØYT TRYKK

Innledningsvis er det nyttig å sammenligne fire bilder av Oslofeltets bergarter som er vist i figur 38. Øverst har vi to eksempler av Drammensgranitt ovenfor og nedenfor Liertunnelene (mot Drammen). Nederst til høyre er en svært oppsprukket gangbergart litt syd for Sandvika, og nederst til venstre er forvitrete metasedimenter i kontaktzone mot Drammensgranitten, syd for Asker, med flere leir-/jordfylte diskontinuiteter.

Hvis vi tar for oss en mulig injisering av de to granittiske tilfellene, og antar at σ_h , σ_H , og σ_v (hovedspenningene) er parallelle med de respektive *strøkretninger*, men av ulike størrelser – begge deler representerer en "vanlig" tilstand – da kan vi anta følgende:

- Tilfelle 1 Suksessiv åpning (muligens av alle sett) etter at σ_h og σ_v (og muligens σ_H), tolket nå som normalspenninger, er overskredet og/eller redusert nok som effektivspenninger, for å tillate injeksjon.
- Tilfelle 2 To av tre sett har ca. 45° fall, og er derfor under skjærspenning med $\sigma_H > \sigma_v > \sigma_h$. Suksessiv skjærbevegelse nærmest injeksjonshullene er meget sannsynlig (egentlig uunngåelig) pga. effektivspenningsreduksjon og tap av skjærfasthet.
- Tilfelle 3 Den oppsprukkede gangbergarten har hovedsprekker parallelt strøkretningen av selve sonen, som opprinnelig var i stand (i fluidtilstand) til å motvirke den eksisterende σ_h , ved magmatisk intrusjon i den eksisterende knollekalken. Vet vi om σ_H fortsatt er parallelt sonen? Hvis ikke, vil høytrykksinjeksjoner kunne forårsake skjærbevegelse langs sett 1 og sett 2 (begge sub-vertikale) i nærheten av injeksjonshullene.
- Tilfelle 4 Metasedimentet viser her tre hoveddiskontinuiteter med leir-/jordfylling, og tre mindre, delvis leirfylte diskontinuiteter. Det er stor sannsynlighet for at σ_H er omtrent parallell de fleste av disse diskontinuitetene, med påfølgende lettere forvitring pga. stor historisk permeabilitet grunnet lav σ_h på tvers av sonene. Men en av de tre hoveddiskontinuitetene viser strøkretning mot venstre, og ikke mot høyre. Ved høytrykksinjisering er skjærbevegelse meget sannsynlig i nærheten av injeksjonshullene.



I form av skisser kan inntrengning ved skjærbevegelse vises som i figur 39. Disse er lånt fra diskusjoner om vanskeligheter ved spenningsmåling med "minifrac" teknikk, og ved injisering av kaldt vann (i borehull 1) i et geotermisk prosjekt (Cornwall) for å ta ut oppvarmet vann fra borehull 2. Til tross for at retningen fra hull 1 til hull 2 var i σ_H retning, ble god hydraulisk kontakt ikke oppnådd pga. skjær (Barton, 1986), og mikroseismisk aktivitet antydte også begrensede skjærbevegelser.

For den nåværende diskusjon er tunnelens fremtidige vegg antydte i figur 39. Lokal skjærbevegelse (med dilatans hvis $JRC_0 > 0$ og hvis forholdet σ_n'/JCS ikke er for høyt) er en meget effektiv mekanisme for inntrengning i et ellers (kanskje) litt for tett sprekkesett, som muligens har en del leire hvis opprinnelig parallell σ_H , før omdreining av hovedspenningsretningen.

Vi har sett på et eksempel av økt effektiv sprekkåpning pga. skjær og dilatans i et innledningskapittel (se figur 8). Vi har også sett "fordelen" (injiseringsmessig) av ikke inntannede sprekker (figur 3, høyre side). Under skjærbevegelse er antall kontaktpunkter redusert, men de individuelle arealer er sannsynligvis økt, for fortsatt å kunne overføre spenning. Figur 40 viser kontaktpunktfordeling etter skjærforsøk med sprekkavstøpninger (med modellmateriale) for forskjellige "blokkstørrelser". Lite eller markert ruhet er synlig fra ruhetsprofilene, som tydeligvis influerer på kontaktpunktene, som er "døde arealer", inntil injeksjonstrykket er betydelig økt.

Vi har tidligere i rapporten vist BB-modellering av skjær, dilatans, og konduktivitetsøkning, under forskjellige effektive spenningsnivåer (figur 10, venstre del) eller ved forskjellige blokkstørrelser (figur 10, høyre del). Det er kanskje interessant å vite at selv med meget liten ruhet (parallelt kløftretningen i taksifer), kan dilatans og konduktivitetsøkning fortsatt være betydelig, hvis det effektive normalspenningsnivået er lite.

Et eksempel av labmålinger (Maini, 1972, og Maini og Hocking, 1977) er angitt i figur 41 (topp, høyre). BB-modellering med omtrent egenvekt generert σ_n' (0,0025 MPa, 0,025 MPa) demonstrerer sprekkåpning på grunn av dilatans i størrelsesorden 50 μm etter 2 mm skjær, og ca. 100 μm etter 4 mm skjær. De BB-modellerte og målte konduktivitetsøkninger stemmer godt overens, med antatte men realistiske inngangsdata. Men i dette tilfellet er det lite sannsynlig med ruhetsreduksjon eller finstoffproduksjon.

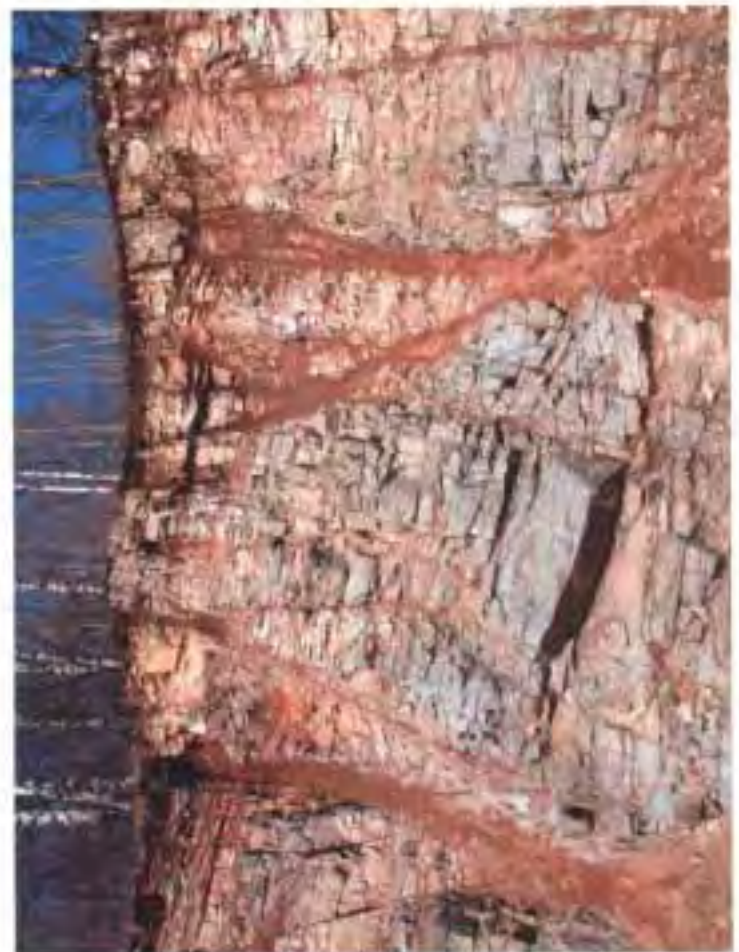


Fig. 38 Fire bergmasser fra Oslofeltet som viser forskjellige forutsetninger for vellykket forinjisering. Se teksten.

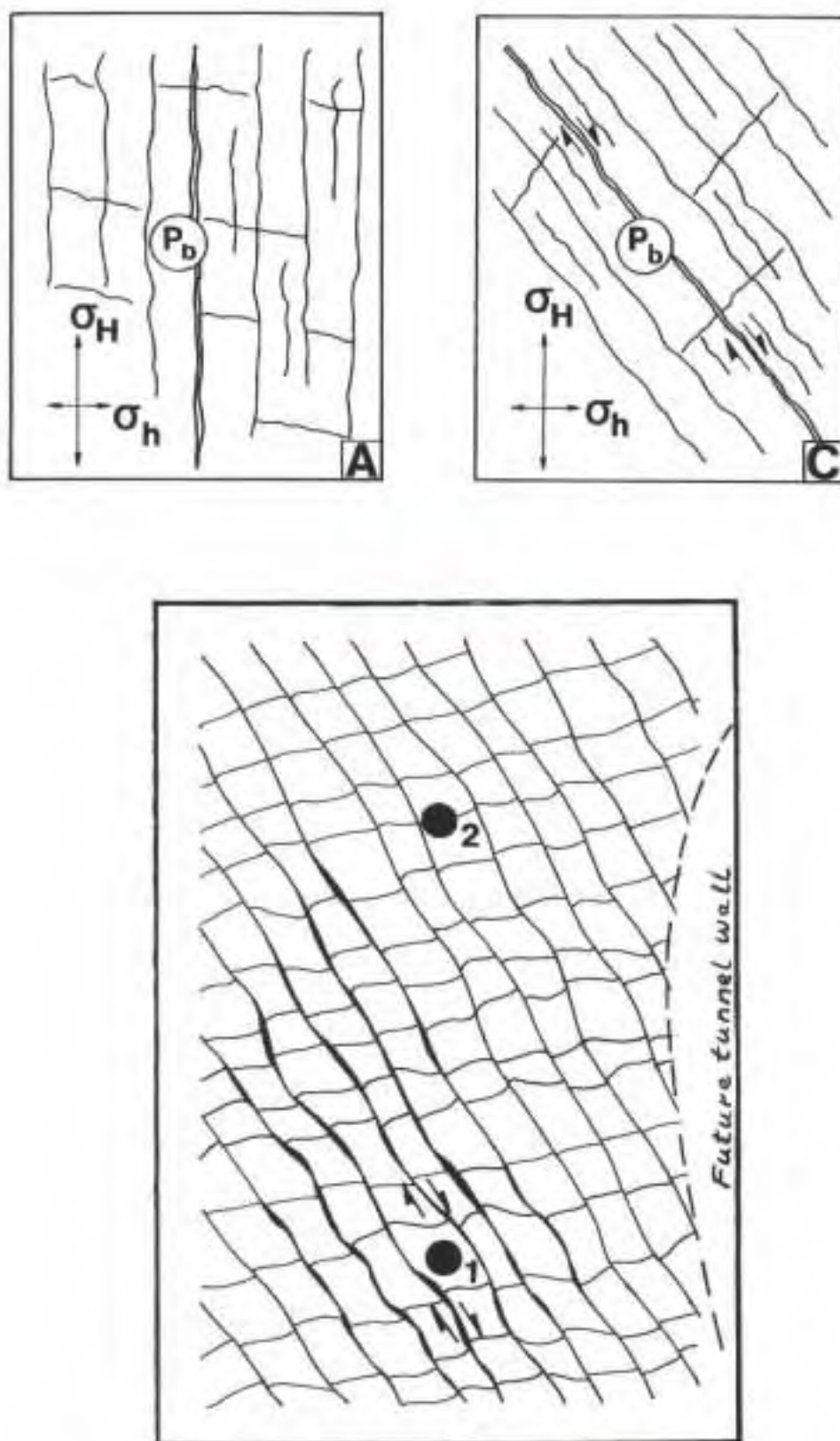


Fig. 39 Skjærbevegelser langs eksisterende sprekkesett, når de er under skjærspenning før injisering. Etter Barton, 1986.

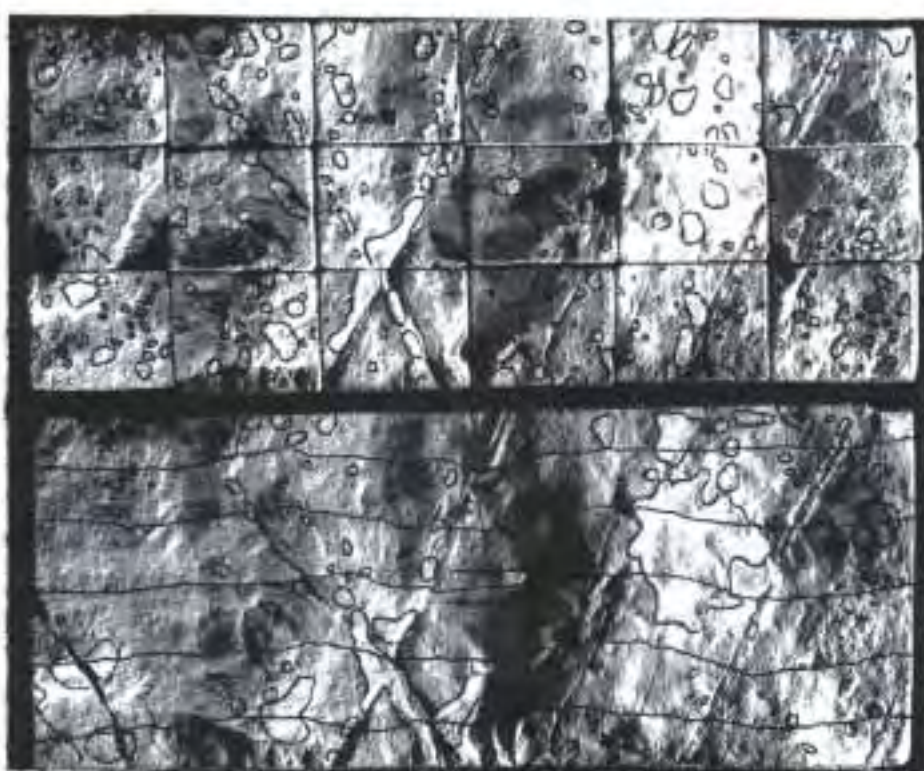


Fig. 40 Kontaktarealer målt på sprekkeavstøpninger etter skjærboks forsøk. Bandis, 1980.

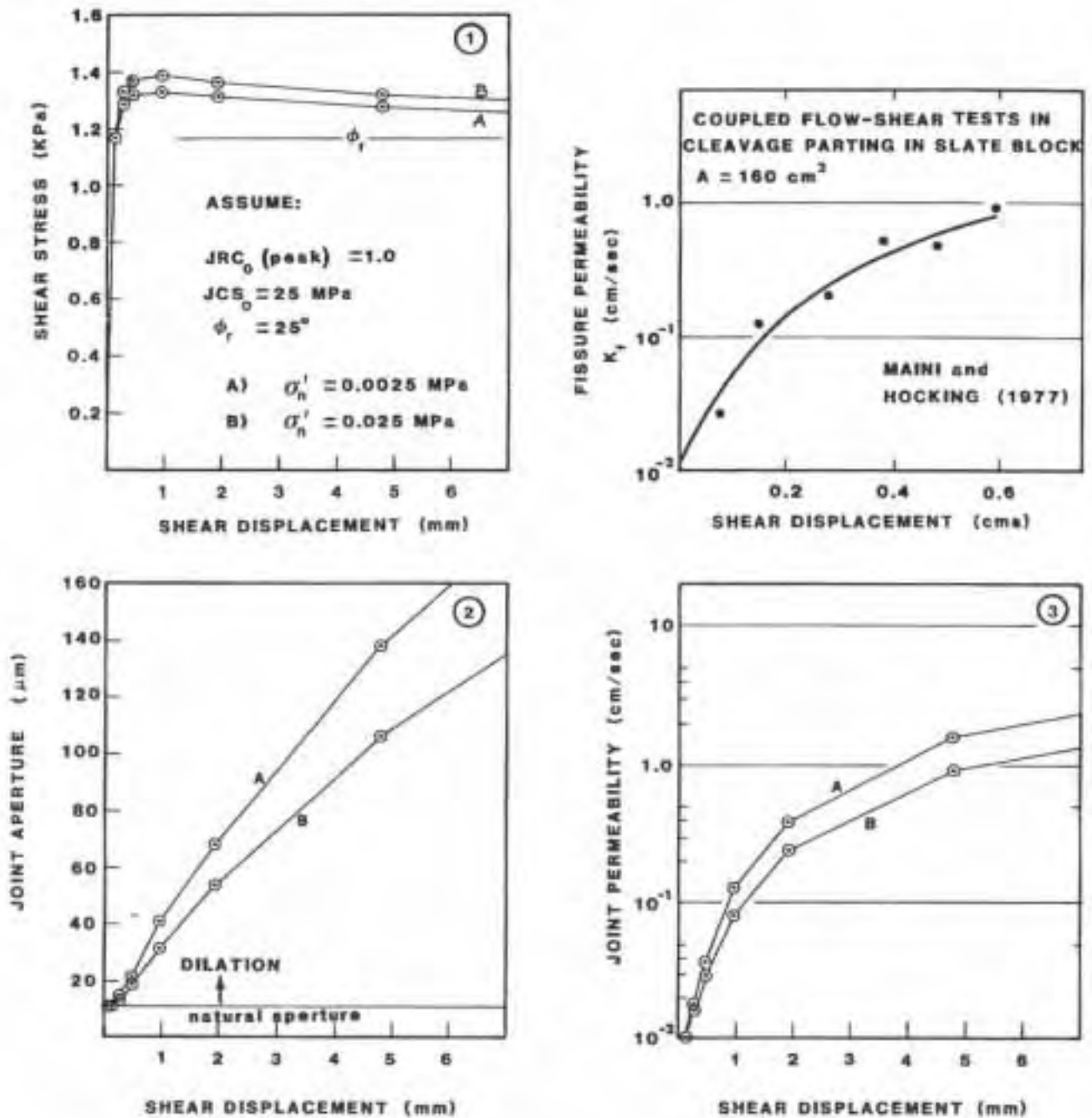


Fig. 41 Koblet skjær-strømningsforsøk på plane flater i taksiefer. Maini 1972. BB-modellering av disse egenvekt (lavspenning) forsøk fra Barton, 1982.



Selv om Makurat m.fl. (1990) ofte målte $100 \times$ konduktivitetssøkninger etter 2-3 mm skjær i CSFT apparatet illustrert i figur 42 (topp), er muligheten tilstede for produksjon av finmalte rester i sprekkeplanet under skjærbevegelse hvis σ_n' fortsatt er for høy i forhold til en forvitret, lav JCS₀ (lav sprekkevegg fasthet). Det er under slike forhold mulig å tette en del strømningskanaler (i praksis blir kontaktpunktene forstørret av debrissproduksjon). Under slike forhold er forinjisering mer vanskelig, men tetting av leirefylte eller debrissfylte diskontinuiteter er diskutert i et senere kapittel.

Ett av de målte CSFT tilfeller, sammenlignet med BB-modellering, er vist i figur 42. I injiseringssammenheng er "gouge formation" (debrisproduksjon) selvfølgelig uønskelig, hvis sementmasseinnngang i sprekken er forhindret av nedsatt konduktivitet, og kanskje av filterlignende finmalte rester av den opprinnelig ruheten.

Nyere forskning foretatt av Esaki m.fl. (1995) og en doktoravhandling av Olsson (1998) har demonstrert at JRC₀ korrigerer av (e) til (E) (ligning 8, 12, 13) og som virker bra i normal på- og avlastning, kan og må forbedres i modellering av skjær, hvis det er :

- a) debrissproduksjon
- b) redusert ruhet under skjær

Figur 43 (topp) viser fire skjær-strømningsforsøk, med målt ΔE (topp kurvene) og Δe (nederste kurvene). De forskjellige "krm" verdier gjelder forskjellige normalstivheter - dvs. fire forskjellige grensebetingelser som varierer fra fri dilatans (som under en fjellskråning) til sterk begrenset dilatans (som innenfor en tunnelvegg). **Det siste gjelder for forholdet under forinjisering.**

Uttrykt i form av forholdet E/e (eller $\Delta E/\Delta e$) mot e , som i figur 43 (nederst), viser disse koblete skjærstrømningsforsøkene lite (ingen) respekt for JRC₀-kurvene, som også tidligere antydte, av in situ blokk forsøket (se figur 22, topp; "NS" og "EW" betyr skjær, "B" betyr biaksiale, eller ikke skjær). Ved første øyekast er det ikke ventet at E/e øker når e øker, ifølge de normale belastningsresultater vist (hovedsaklig) i figur 22.

Men under skjær, må man forvente at den mobiliserte JRC (JRC_{mob}, forklart i figur 44) overtar styring av e og E når både finstoffproduksjon ("gouge") og gradvis redusert ruhet er involvert. For slike tilfeller gjelder:



$$e \approx \sqrt{E} \times JRC_{mob} \quad (20)$$

$$\text{og } E = \left(\frac{e}{JRC_{mob}} \right)^2 \quad (21)$$

For å forstå konseptet JRC_{mob} (= JRC mobilisert ved hvilken som helst skjærbevegelse før eller etter topp fasthet) er det nødvendig å studere figur 44. I BB-modell sammenheng klarer vi å generere skærfasthet – deformasjon, og dilatans-deformasjonskurver (for hvilket som helst JRC, JCS og ϕ , tall) ved å uttrykke $\tau - \Delta$ i dimensjonsløs form: JRC_{mob}/JRC_{topp} mot Δ/Δ_{topp} . Som vist i figur 44 har topp fasthetspunkt (ved JRC_0) koordinater (1,1) i dette systemet (Barton, 1982).

Hvis vi nå tar JRC_{mob} konseptet inn i E/e forholdet, kan vi se fra figur 45 at vi "glir ned" de høyereliggende kurver (konstant JRC_0) under normal åpning (for eksempel forårsaket av forinjisering) mens vi "glir opp" de venstreliggende kurver (men krysser dem pga. redusert JRC_{mob}) under skjærbevegelse. Sistnevnte kan være forårsaket av forinjisering når σ_n' er redusert, og når skjærspenning (f.eks. $\sigma_H > \sigma_n$) også eksisterer på relevant sprekkesett.

For å kunne utnytte ligning 13 og muligens ligning 21:

$$E (\text{åpning}) \approx \sqrt{e \times JRC_0^{2.5}}$$

$$E (\text{skjær}) \approx \left(\frac{e}{JRC_{mob}} \right)^2$$

i estimering av mulig antall liter/m³ injeksjonsmasser, er det nødvendig å utnytte modeller for:

- 1) økning av (e) ved redusert σ_n' pga. injisering
- 2) økning av (e) pga. dilatans hvis redusert σ_n' ved injisering forårsaker skjærdeformasjon

Vi har sett fra figur 36 og 37 hvordan den *normale åpningsdelen* kan håndteres fra de forskjellige stadier $e \rightarrow E \rightarrow E \geq 3$ eller $4 \times d_{95}$. I dette tilfellet er e_4 (uforstyrret) estimert fra Snows metode (figur 3, figur 24), og etterfølgende BB-modellering av $\sigma_n' - e$ og $\sigma_n' - E$, som i figur 36.



Når det gjelder *skjær og dilatans åpningsdelen* er prosessen mer innviklet, fordi skjærbevegelsen er radiusavhengig, blant annet fordi $\Delta\sigma_n'$ effekten av injisering er radiusavhengig. Som resultat er også dilatans radiusavhengig; størst like ved hullet og med raskt avtagende magnitudo mot "ytterkantene" av de injiserte sprekkene.

For å få en "følelse" av disse radiusavhengige effekter, kan vi anvende $\tau - \Delta_h$ og $\Delta_v - \Delta_h$ (dilatans) kurver som i figurene 46, 47, 48 og 49 som var generert med hensyn til forvitringseffekter mot overflaten. Derfor var oppførselen ved $\sigma_n' = 1, 2, 4, 8, 16$ MPa (som er dybdeavhengig) også knyttet til gradvis økende JCS verdier (opp mot σ_c ved 8-16 MPa i noen hundre meters dybde) og gradvis økende ϕ_r verdier (opp mot 30° ved 8-16 MPa). Dette vil si at styrken var minst ved $\sigma_n' = 1$ og 2 MPa *også* fordi JCS og ϕ_r var antatt å være minst i nærheten av overflaten.

Første skritt er å tenke gjennom den effektive spenningsfordelingen, ut fra faktorer illustrert i figur 15 og 16. Hvis vi estimerer σ_n' reduksjon fra 8 til 2 MPa nær hullet (ved 0,5 m radius) og reduksjon fra 8 til bare 4 MPa lenger bort (ved 1,0 m radius), kan vi antyde (avhengig av inngangsdata) at dilatans vil ha forskjellige verdier, som hjelper injiseringsprosessen i gang, spesielt i det trange inngangspartiet rundt hullet.

I de to sett med $\Delta_v - \Delta_h$ (dilatans) kurver vist i figur 47 og 49 (med JRC = 5 og 10, og ellers lik økning i JCS og ϕ_r mot dybde), kan vi antyde følgende:

- 1) 0,5 m fra hullet, hvis $\sigma_n' \approx 2$ MPa, vil man få økning i dilatans (over opprinnelig e_4 åpning) ≈ 80 -210 μm ved 2,5 eller 5 mm skjær.
- 2) 1,0 m fra hullet, hvis $\sigma_n' \approx 4$ MPa, vil man få økning i dilatans (over opprinnelig e_4 åpning) ≈ 60 -180 μm ved 2,5 eller 5 mm skjær.

Som man kan gjette, er disse teoretiske økninger i sprekkeåpninger pga. skjær vesentlig større enn de som kommer fra normal åpning (før hydraulisk splitting stadium). Men enda lenger ut fra injeksjonshullet, hvor σ_n' kanskje er nesten uforandret, vil nødvendigvis skjærbevegelsen, og derfor dilatansen, være neglisjerbar, og bare e_4 og E_4 (de opprinnelige, fra Snow og JRC₀ korrigering) er igjen for å akseptere (eller motstå) flere injeksjonsmasser.



I det ovenforstående har vi estimert ΔE (og ikke Δe) ved skjær og reduserende JRC_{mob} . Ligning 21 eller 20 forteller ingenting om dilatans og er mest nyttig for estimering av en *relativ reduksjon* i permeabilitet når sprekke inneholder finstoff fra skjærprosessen. Disse ligningene vil fortelle om en mindre stor økning i (e) enn man hadde ventet, ut i fra disse skjærrelaterte økningene i (E).

I den eksisterende bergmasse, med disse tektoniske effekter allerede forbi, er leirfylling som ligger i sprekkeplan den største hindring for effektiv forinjisering. For det første er det vanskelig å påvirke effektivspenningsnivå pga. lav eller 'null' permeabilitet. For det andre er det sannsynlig at heft vil være dårlig hvis man, mot formodning, klarer å injisere diskontinuitetene.

Før praktisk sjekk av 'skjær forårsaket av injisering' betraktninger som ovenfor, vil det være ønskelig med en del boring i forinjiserte partier hvor forhold for skjær var tilstede. "Freezing" av sprekke med injeksjonsmassen vil kunne gi en god pekepinn om mulige deformasjoner, og dilatanspregete åpninger.

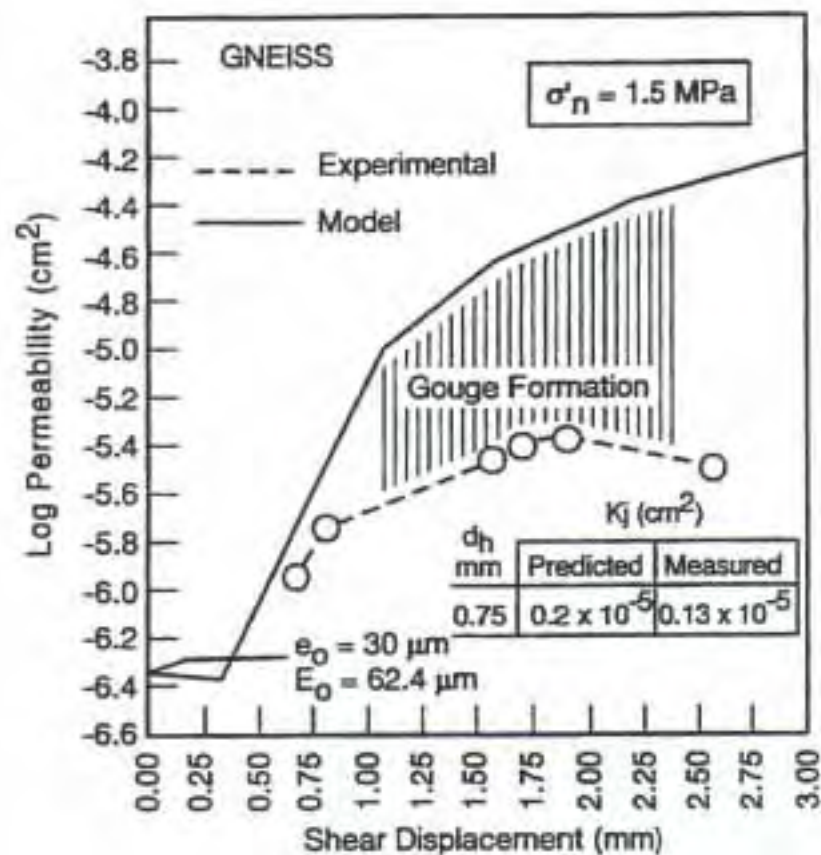
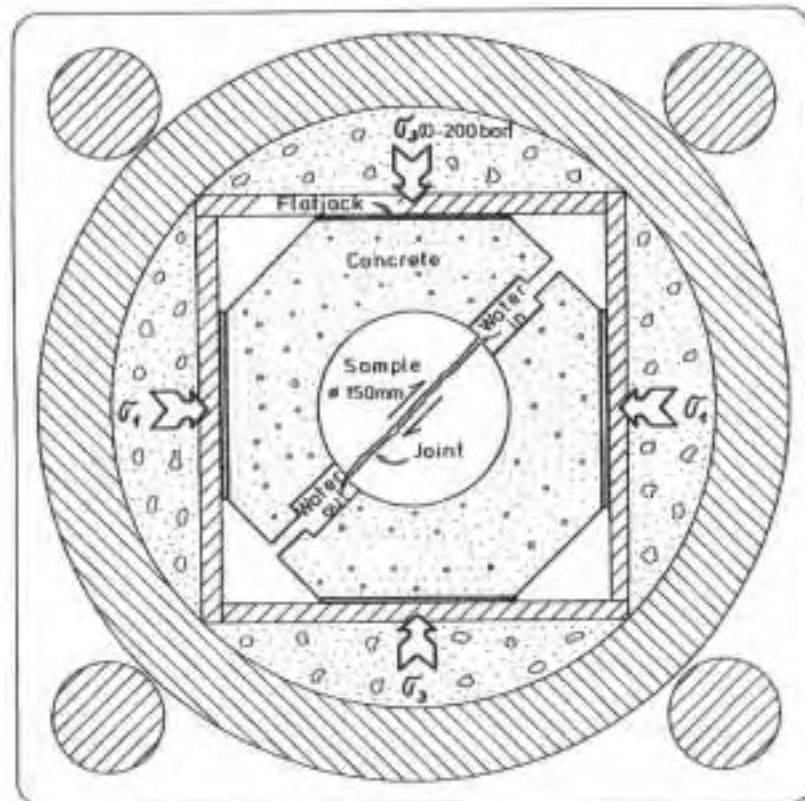
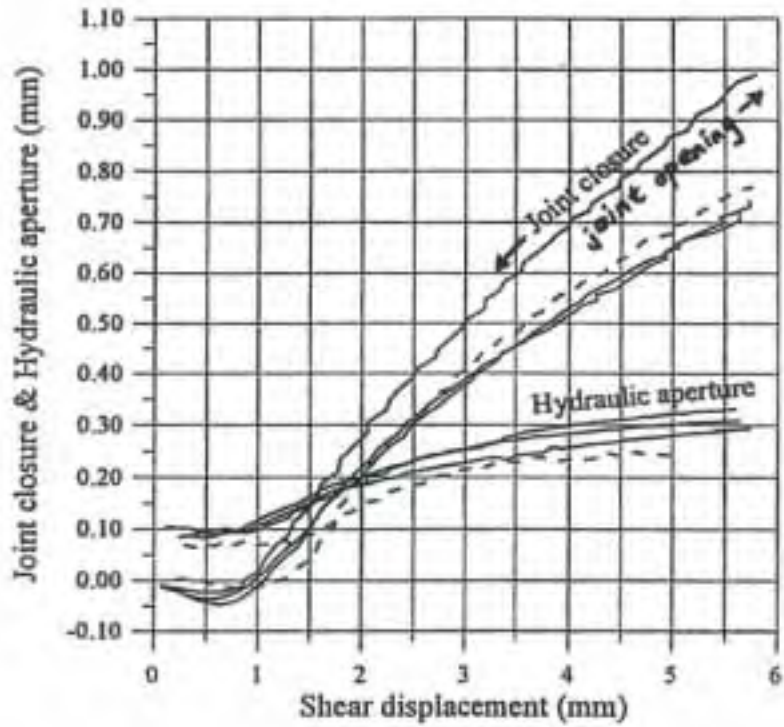


Fig. 42 Topp: CSFT apparatet for måling av koblinger mellom konduktivitet og skjær (og normalbelastningseffekter). Under: Eksempel på delvis tetting pga. finstoffproduksjon, som er uønskelig i forinjisering. Makurat m.fl. 1990.



- + $k_{rm} = 0 \text{ kN/mm}$
- $k_{rm} = 37 \text{ kN/mm}$
- $k_{rm} = 75 \text{ kN/mm}$
- ▲ $k_{rm} = 37 \text{ kN/mm}$

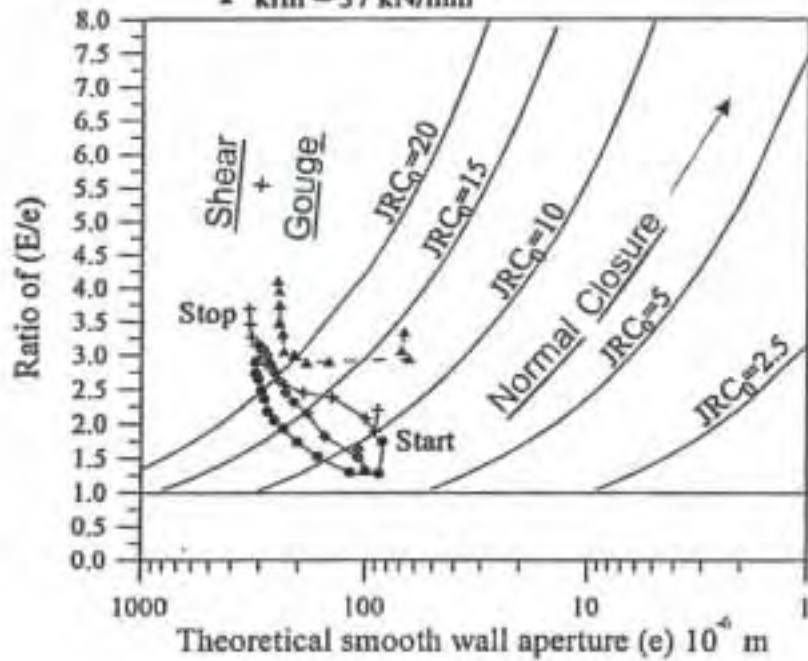


Fig. 43 Koblet skjær-strømning forsøk som viser effekt av finstoffproduksjon (og redusert ruhet ved skjær bevegelser). Olsson, 1998.

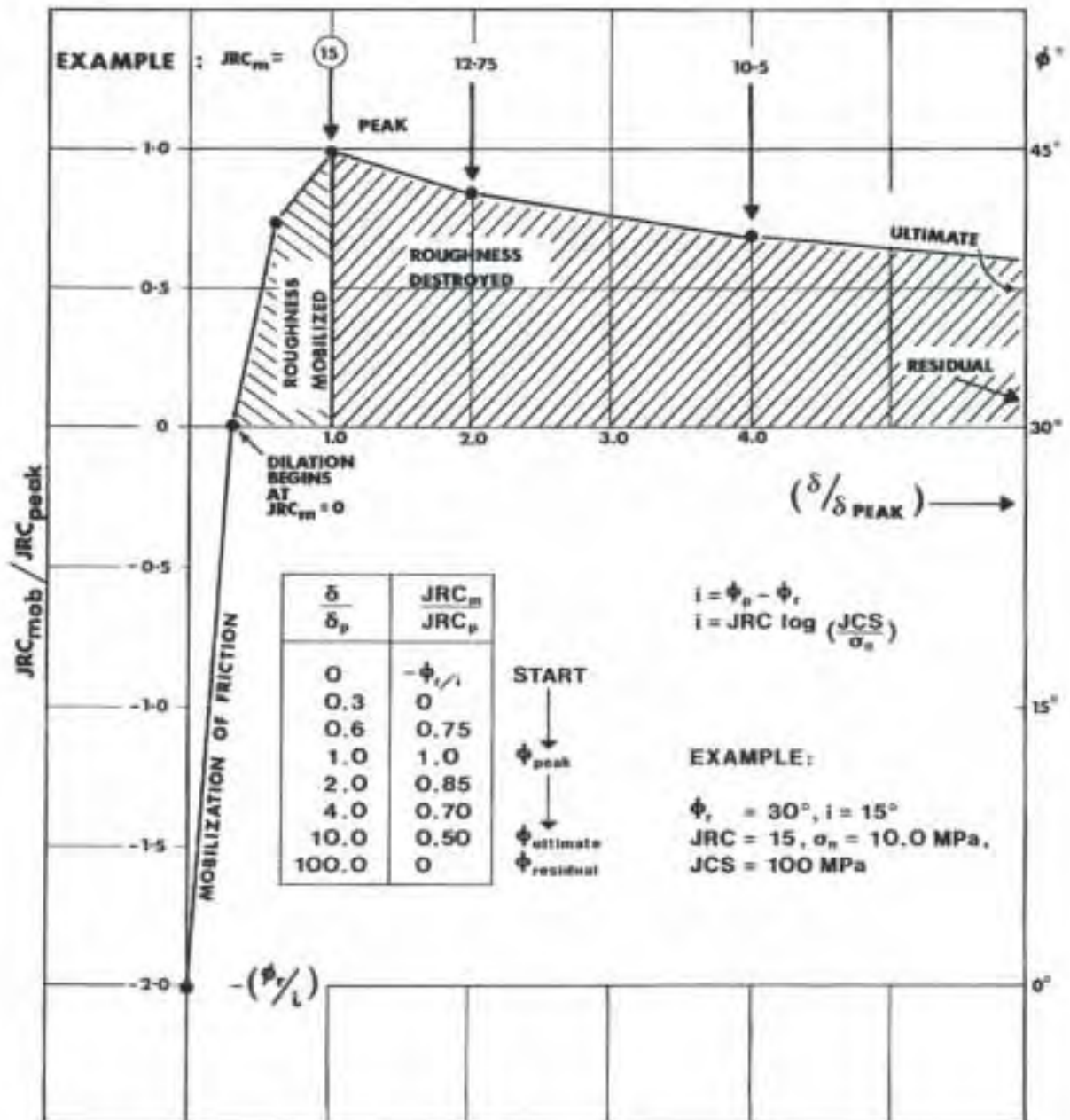
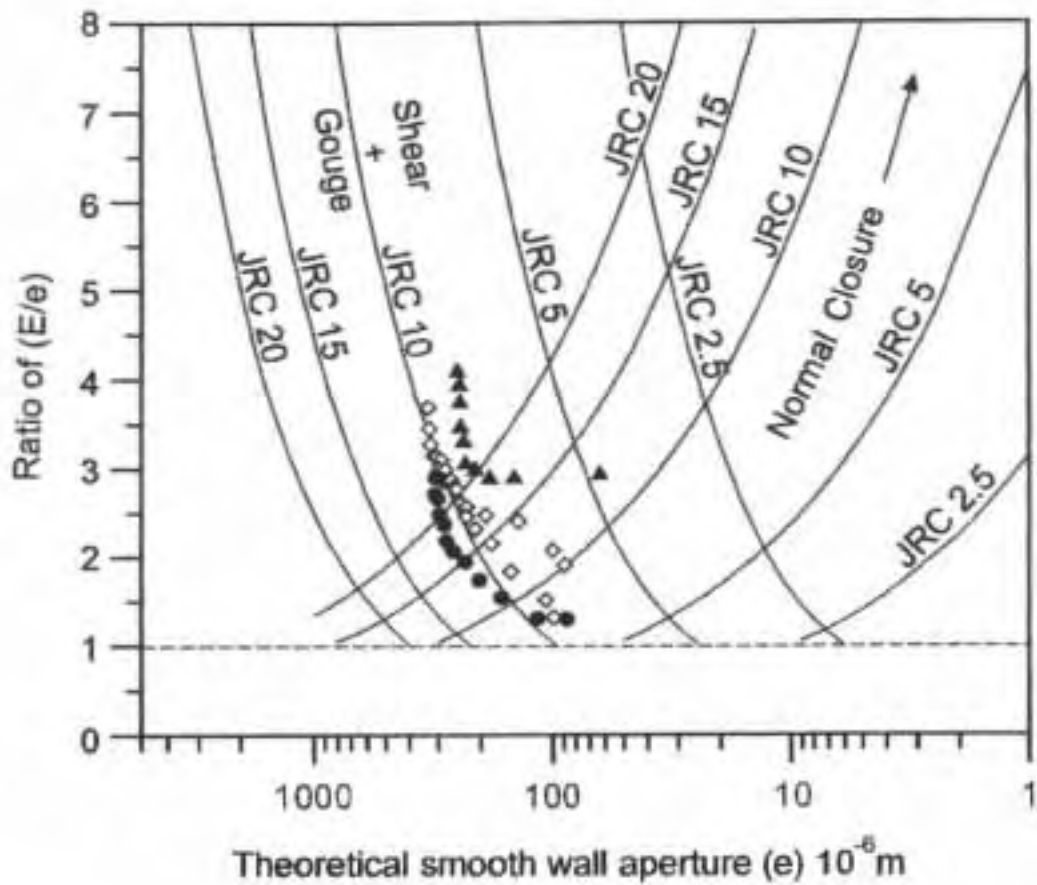


Fig. 44 Mobilisert ruhet (JRC_{mob}) konseptet etter Barton 1982, som trengs under tolkning av forinjisering ved skjærbevegelser.



Normal Closure	$e = \frac{JRC_0^{2.5}}{(E/e)^2}$	} $e = E^2 / JRC_0^{2.5}$
Shear+ Gouge	$e = \left(\frac{E}{e}\right) \cdot JRC^2$	

- ◆ NT3 JRC=9,7
- N13c JRC=8,8
- N13a JRC=7,2
- ▲ N14b JRC=12,2 (Olsson and Barton, 2001)

Fig. 45 Et mer komplett forsøk for korrigering av (e) til (E), som dekker normal lukking eller åpning (kurvene til høyre) og som dekker skjær med ruhetreduksjon og finstoffproduksjon (kurvene til venstre). Olsson og Barton, 2001.

SHEAR STRESS VS DISPLACEMENT

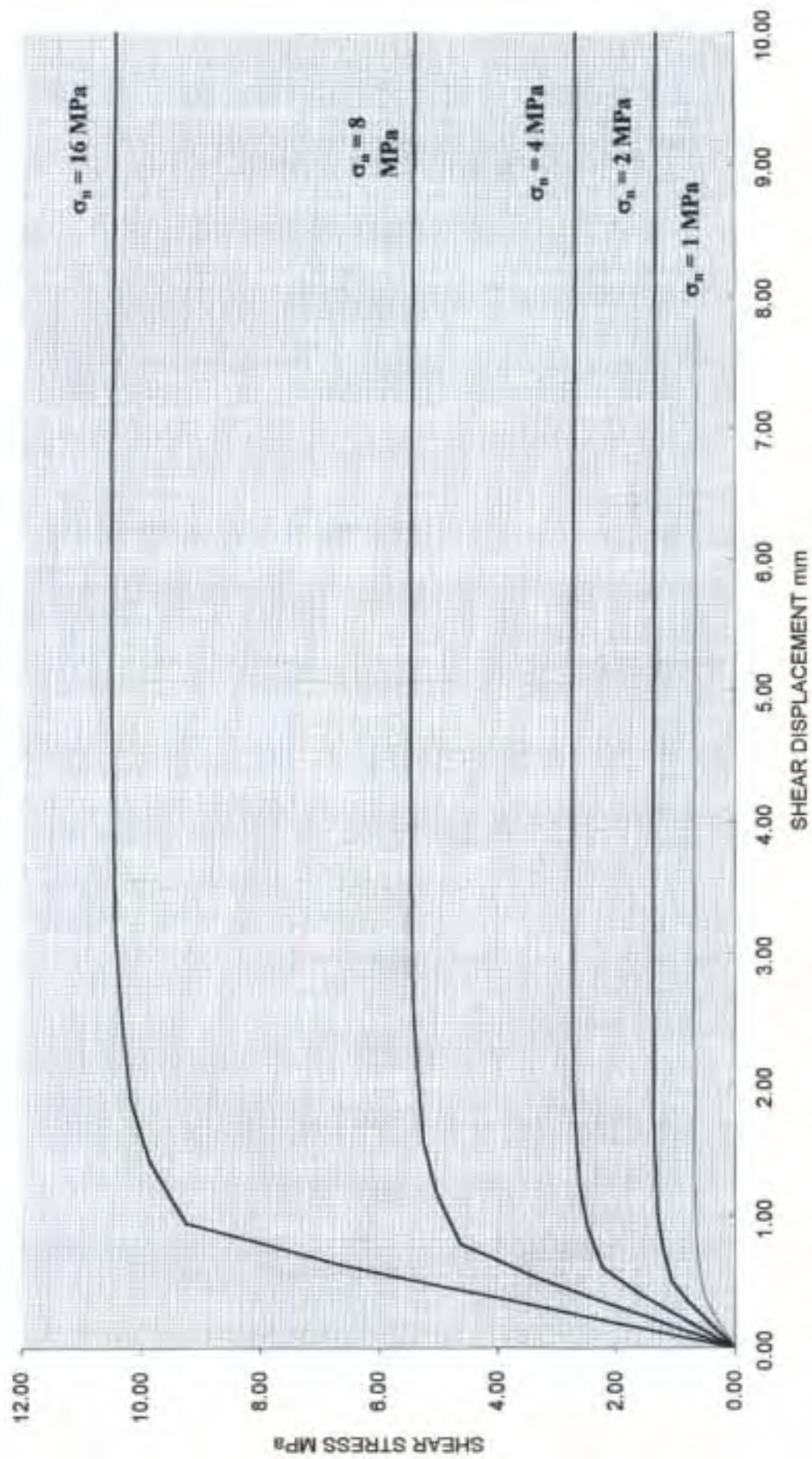


Fig. 46 Skjærstyrke – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og lite ruhet ($JRC_0 = 5$).

DILATION VS SHEAR

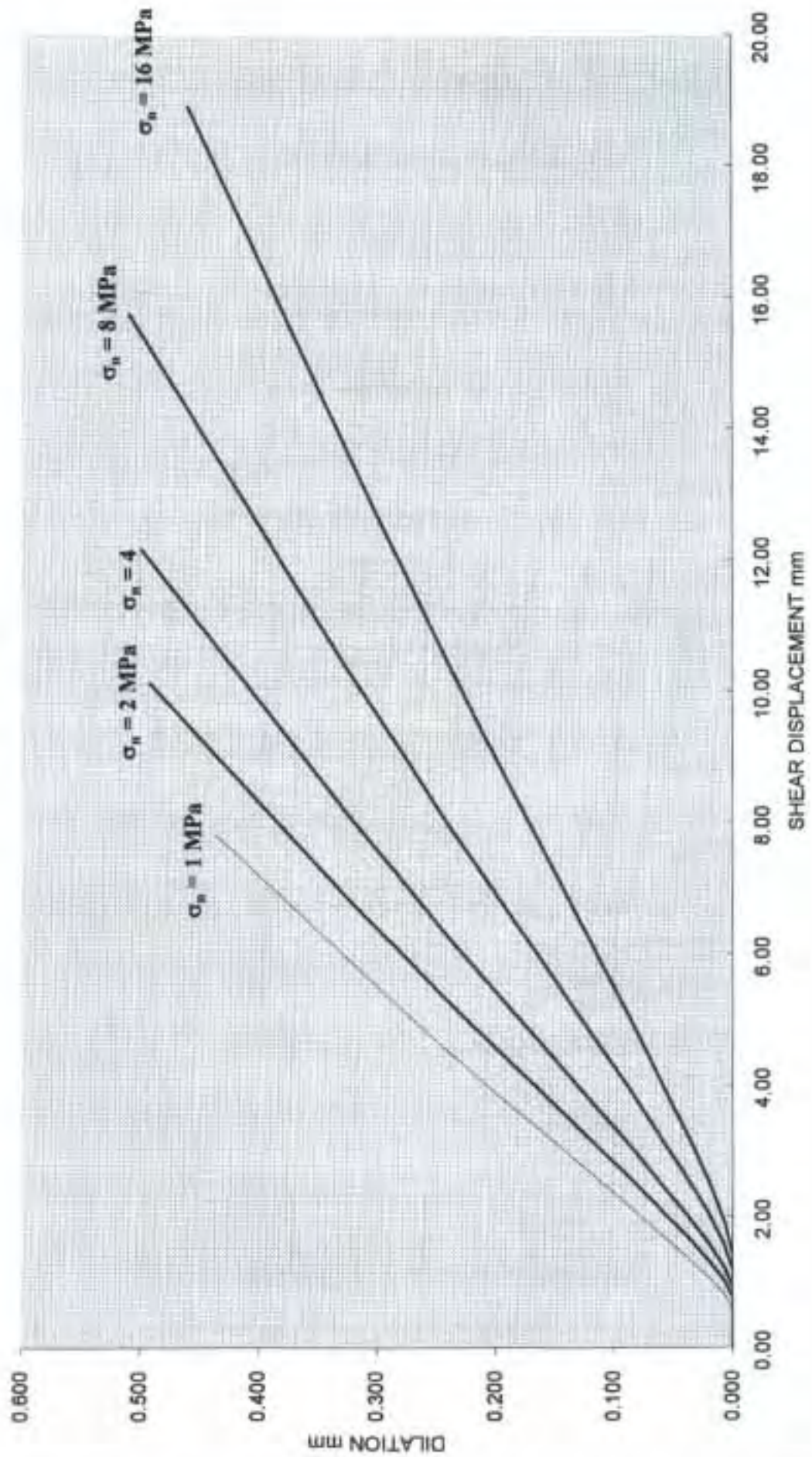


Fig. 47 Dilatans – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og lite ruhet ($JRC_0 = 5$).

SHEAR STRESS VS DISPLACEMENT

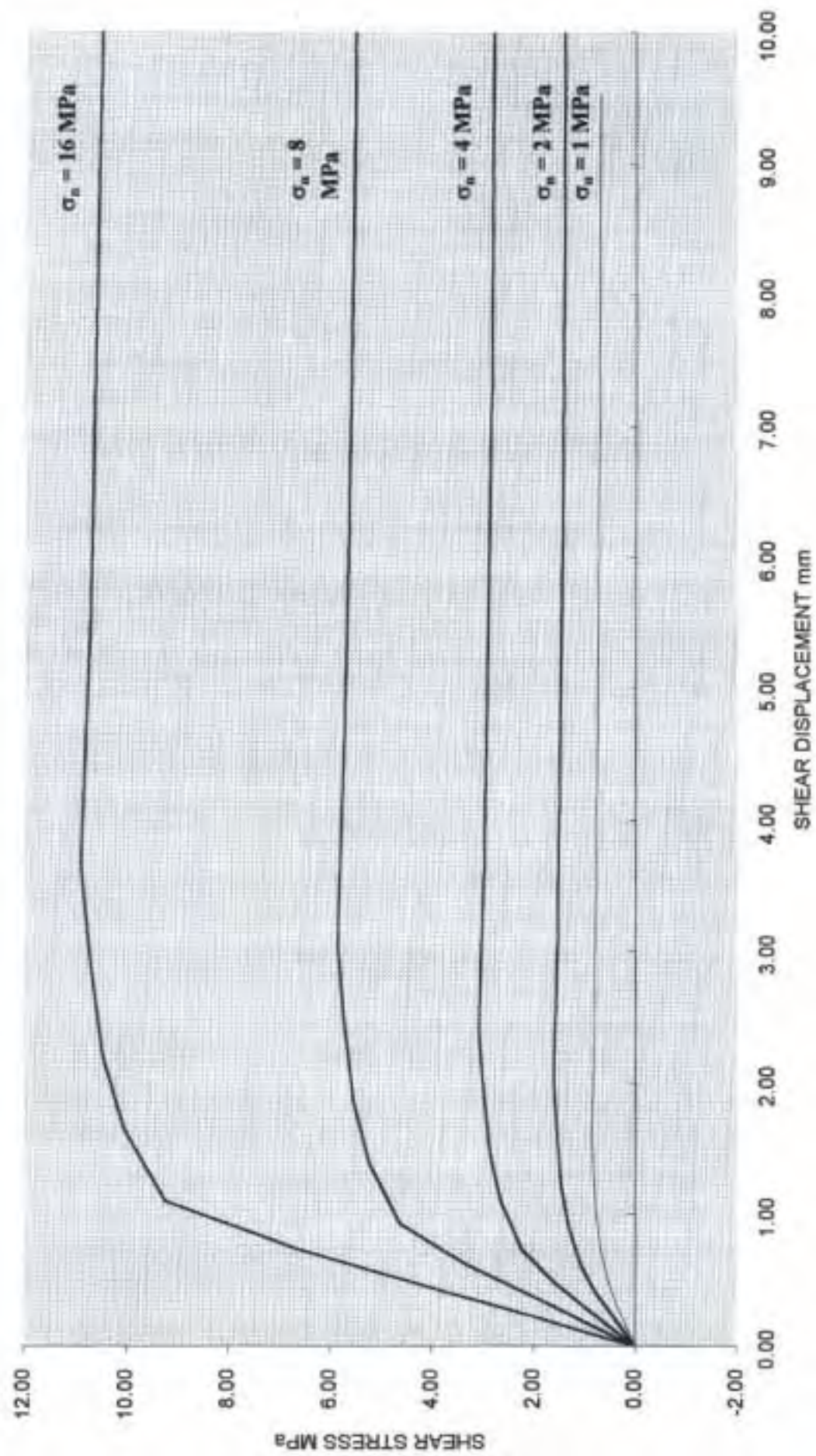


Fig. 48 Skjærspenning – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og middels ruhet ($JRC_0 = 10$).

DILATION VS SHEAR

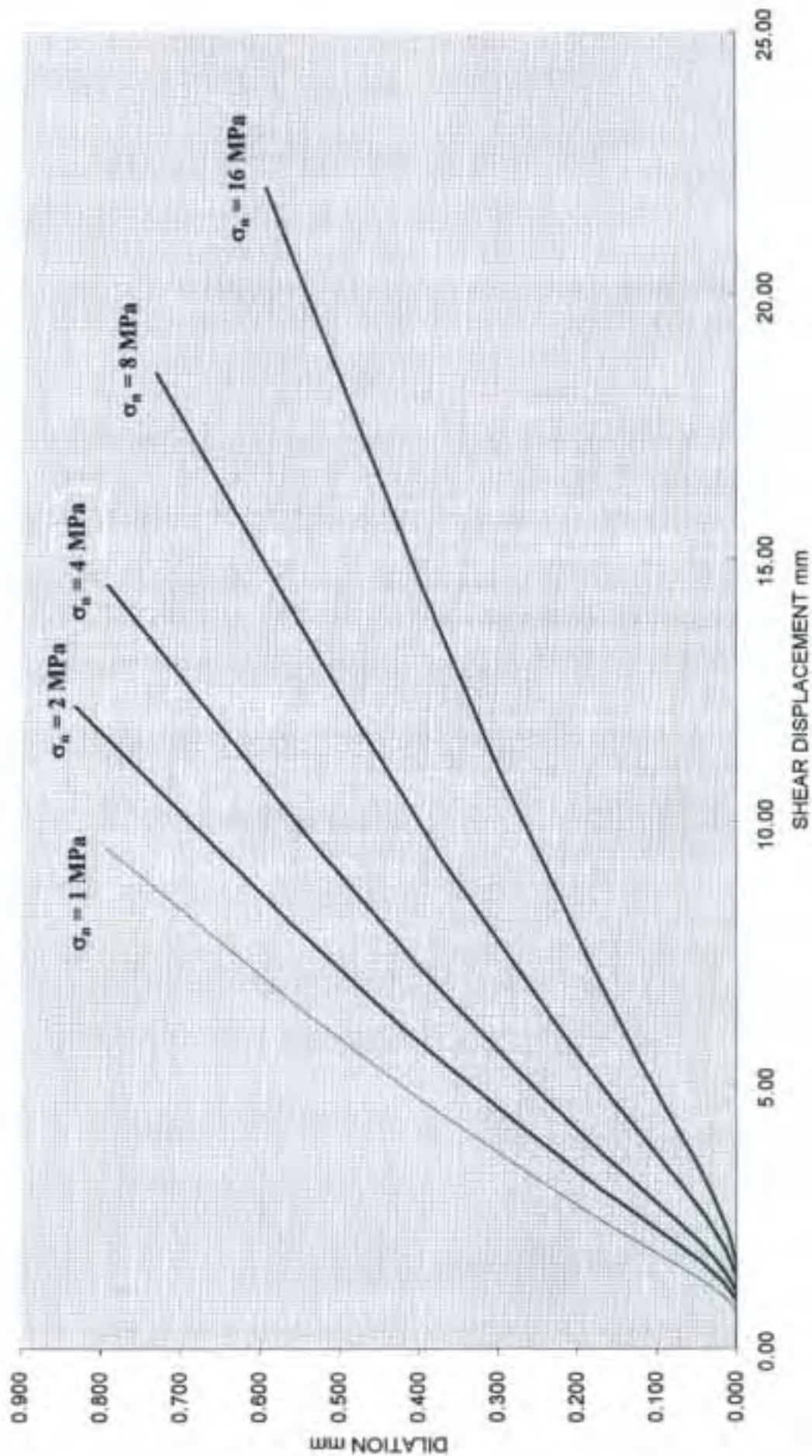


Fig. 49 Dilatans – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og middels ruhet ($JRC_0 = 10$).



9 ENKELTE MÅLINGER AV INJISERING I SPREKKER

I dette kapitlet ser vi på noen målinger fra laboratorieforsøk, og fra et unikt feltforsøk hvor effekten av injisering med sementmørtel er målt/registrert.

La oss først ta en titt på en mulig gjennomføring av forinjisering ved bruk av "blokkersone" (mot overflaten) og suksessiv boring av overlappende skjærmer som skjematisk visualisert av Elkem i figur 50. Har vi bevis for injiserings-effekten, og hva det kan bety for "parameterheving" i bergmassen, ved siden av sterkt redusert permeabilitet og innlekkasje?

Vi tar for oss feltobservasjoner først. Figur 51 (øverst) viser en klassifikasjon av vellykket (eller mindre vellykket) injeksjon ved et stort (220 m høyt) buedam prosjekt i Russland. Klasse IV viser ingen økning i V_p , Klasse III opp til 0,5 km/s økning, Klasse II fra 1 til 1,5 km/s økning, og Klasse I hele 2 km/s økning i V_p – på grunn av vellykket injisering av damvederlaget og fundamentet. Er dette sprekkefylling alene, eller også innspenningseffekten?

I figur 51 (nederst) var enkelte foliasjonsplan i gneis i Oddatjørn damvederlag ødelagt av for nær sprengning i dagbruddet. V_p så lavt som 0,5 km/s, målt ved mellomhullsteknikk (men uten tomografi) er forbedret ved opp til 5 km/s (!) ved tett plassering av injeksjonshull i de øverste 8 meter. Fra 8 til 22 m dyp er forbedringen ca. 1,5 til 2 km/s, eller Klasse II. Under ca. 25 m er det ingen forbedring, som kanskje viser grensen, dvs. ingen videre skjærbevegelse forårsaket av dagbruddsprengningen.

I damstedene Laupies og Arphy i et granittisk område i Frankrike, ble måling av Lugeonverdier i fundamenter og vederlag under injiseringsarbeidet supplert med V_p målinger, sannsynligvis mellomhull (uten tomografi) på grunn av opprinnelsesdato, 1964 (se figur 52).

Det finnes en empirisk trend, etter Barton (1991) for:

$$V_p \approx 3,5 + \log Q \quad (\text{km/s}) \quad (22)$$

for næroverflate (25 m), harde og lite porøse bergmasser (for eksempel $\sigma_c \approx 100$ MPa, $n \approx 1\%$). Fra figur 52 er det også mulig å antyde en relatert trend i disse målinger fra to damsteder på granitt (se skrålinjen som har følgende form):



$$V_p \approx 3,5 - \log L \quad (23)$$

Dette betyr (fra ligning 22 og 23) at vi kan approksimere

$$L \approx 1/Q \quad (24)$$

som en grov tommelregel. Det er faktisk funnet felldata både ovenfor og under denne forenkling (skrålinjen) som kanskje betyr følgende, og er derfor nyttig:

- 1) $L > 1/Q$ betyr tendens for skjærdeformasjon i bergmassen ($\sigma_H > \sigma_h$?) som ikke er reflektert i Q-loggingen, (L "for høy", og/eller Q for høy – for eksempel pga. ett sett med borhull-parallelle sprekker).
- 2) $L < 1/Q$ betyr lavt injeksjonstrykk (L for lavt) og/eller lav Q-verdi pga. leire på sprekkenes.

Vi kan komme til å anvende disse tanker/trender senere, når vi kobler en del Q-parameter-forbedringer med forinjisering, i siste kapittel.

På et damsted i Brasil var tredimensjonale permeabilitetsmålinger (målinger i flere hull samtidig vist på figur 53), tatt i bruk for vurdering av effekten av vederlaginjeksjon med Portlandsement. Permeabilitetsforsøk i, og mellom, tre hull **for injisering** viste 10^{-4} til 10^{-5} m/s permeabilitet, og bestemte retninger (og størrelser) for K_{max} , K_{int} og K_{min} (de permeabilitetstensorer).

Etter injisering med grov sement ($d_{max} = 140 \mu\text{m}$?) i disse tre hullene, var tre nye hull boret opp på nesten de samme punkter/steder, og 3D permeabilitet målt på nytt. Konvensjonelle (porøsmediebaserte) reduksjoner i gjennomsnitt K ble registret, som vist nederst til venstre i figur 53. Forbedringer var til ca. 10^{-6} mot 10^{-8} m/s. Målt tredimensjonalt, ble K_{max} redusert med faktor 17 og dreide fra NØ til NNV, og til og med K_{min} ble redusert med faktor 12. Alle de tre permeabilitetstensorer viste dreininger, som indikerte at flere sprekkesett var tettet, i hvert fall etter resultatene å dømme.

Teknikken vist i figur 53 ligger langt over teknologinivået som så langt er tatt i bruk i de hydrauliske forundersøkelser i norske fjellanlegg - men det behøver ikke være slik. *En videre forskning på høytrykk forinjiserings-resultater skulle inkludere lignende studier, og oppboring for analyser av inntrenging i de stedlige sprekkesett.*



Laboratorieforsøk (direkteskjær, DST) med mørtelinjiserte og ikke injiserte tensjonsbruddflater i granitt var rapportert for mange år siden av Coulson (1970). Resultatene er presentert i figur 54, etter Barton (1973).

Øverste sett med τ - Δ_n kurver, viser oppførsel med 0,8 mm mørteltykkelse, og midterste sett viser oppførsel med 3,2 mm mørteltykkelse, i begge tilfeller for vannmettet, finkornet granitt. Oppsummering av alle data, i form av τ - σ_n konvolutter viser (nederst i figur 54) at – med begrenset styrke og materialvalg (fra 1970) – er skjærfasthet, i forhold til granitt-mot-granitt, redusert med mørtel ved de høyere σ_n verdier, mens kohesjon (heft) hadde en positiv kontribusjon ved de alle laveste σ_n -verdier.

Har vi bedre heft med dagens høytrykkinjisering og de finere partikler og tilsetningselementer (mikrosilika)? Svaret er sannsynligvis ja, men resultatene ovenfor er en advarsel at med dårlig heft, for eksempel pga. tynt leirbelegg, er forinjisering mest en forbedring i permeabilitet og bergmassens stivhet, mens skjærfastheten muligens ikke er forbedret når leire er tilstede, og ikke utvasket i prosessen. Vi kommer tilbake til disse påstander i siste kapittel, en diskusjon av mulige Q-parameterforbedringer som resultat av sementinntrengning i sprekken.

Sist i dette kapitlet presenterer vi resultater fra injisering av ultrafin sement ($d_{max} = 12 \mu\text{m}$) i CSFT (koblet spenning-strømnings forsøk), i apparatet vist i figur 42, men ved et litt annerledes hydraulisk oppsett, for å øke inngangslengden – se figur 55. Det viste seg nemlig at inngang av sement gjennom et 5 mm diameter (“modell”) hull var blokkert i nesten alle tilfeller.

Ultrafin sement brukt i disse forsøkene for UK Nirex (Sellafield prosjektet) ved NGI var 98 % $d_{max} \leq 12 \mu\text{m}$ (Spinor A, med dispergent Mighty 150, i samarbeid med Taylor Woodrow i England). V/c forholdet varierte fra 1,0, 0,8 til 0,6.

De tre naturlige sprekker i sandstein eller tuff/ignimbritt, tatt fra Sellafield, hadde JRC (ruhet) med følgende verdier:

		JRC	
Prøve 1	sandstein	5-7	Små opp-nedtrapping på overflaten
Prøve 2	tuff/ignimbritt	3-6	ru, plan ($J_r = 1,5$) med litt kalsittbelegg
Prøve 3	tuff/ignimbritt	8-12	ru, undulerende, med hematittbelegg



Figur 55 viser prøve 2 før injisering og prøve 3 etter injisering. I midten er to sett med målte hydrauliske åpninger (e) under forskjellige effektivspenningsnivåer.

Disse hydrauliske åpninger (e) ble konvertert til E , ved bruk av ligning 13 (og figur 22). Blant annet ble det registrert at $E \geq 4 d_{\max}$ var nødvendig for penetrering ved de stedlige forhold. Det var mulig å penetrere sprekker ved (e) verdier (under uforandret effektivspenning) lik $47 \mu\text{m}$, $61 \mu\text{m}$, $90 \mu\text{m}$, $111 \mu\text{m}$, og $137 \mu\text{m}$, mens høyere trykk (og forandret effektivspenning) var nødvendig for penetrering av sprekker som ble målt til $e = 25 \mu\text{m}$ og $66 \mu\text{m}$.

Det viste seg at en sprekke med $e = 25 \mu\text{m}$, og større ruhet ($JRC = 5-7$) var mulig å injisere pga. E (estimert) $= 47 \mu\text{m}$ ($\approx 4 \times d_{\max}$) mens en annen sprekke med $e = 50 \mu\text{m}$ og mindre ruhet ($JRC = 4-6$) ikke var mulig å penetrere, selv om E (estimert) var lik (e) $= 50 \mu\text{m}$. Det er tydeligvis en hårfin balanse når $E \approx 4 \times d_{\max}$ (faktisk d_{98} i disse forsøk) mellom penetrering og ikke penetrering, som kanskje har med grensestrømning/rulling av partikler å gjøre (figur 11, øverst).

Kanskje ruere sprekker "trekker fra" de største partiklene langs (spesielt den nederste) sprekkeveggen, noe som hjelper ved penetrering av de mindre "grove" partiklene, mens glattere sprekker har mulighet for blokkering ved samtidig strømning av også de største partiklene?

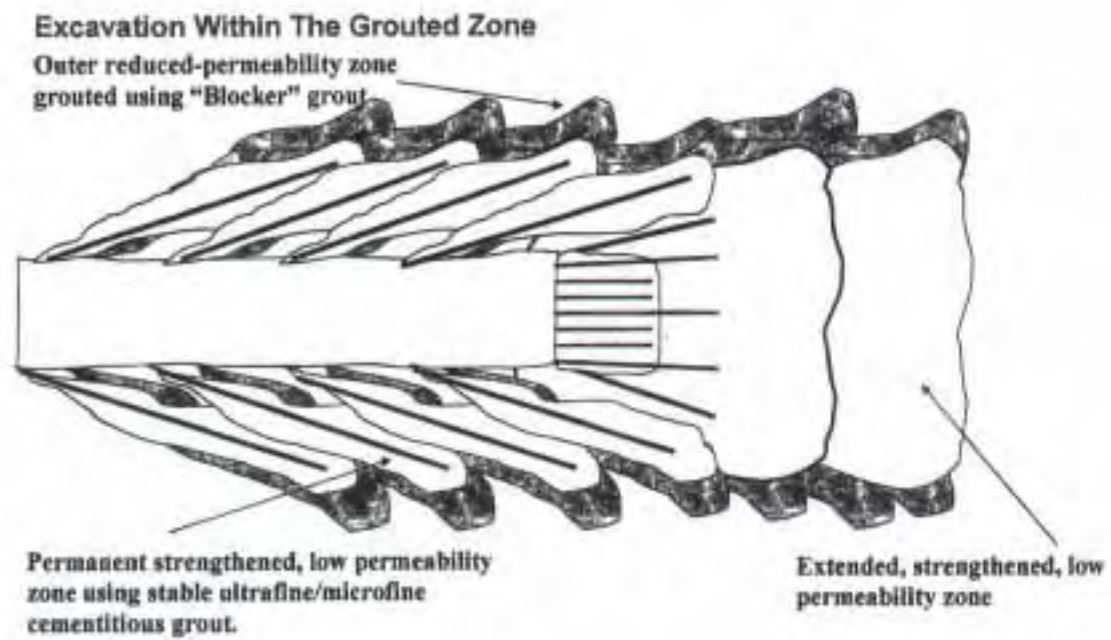
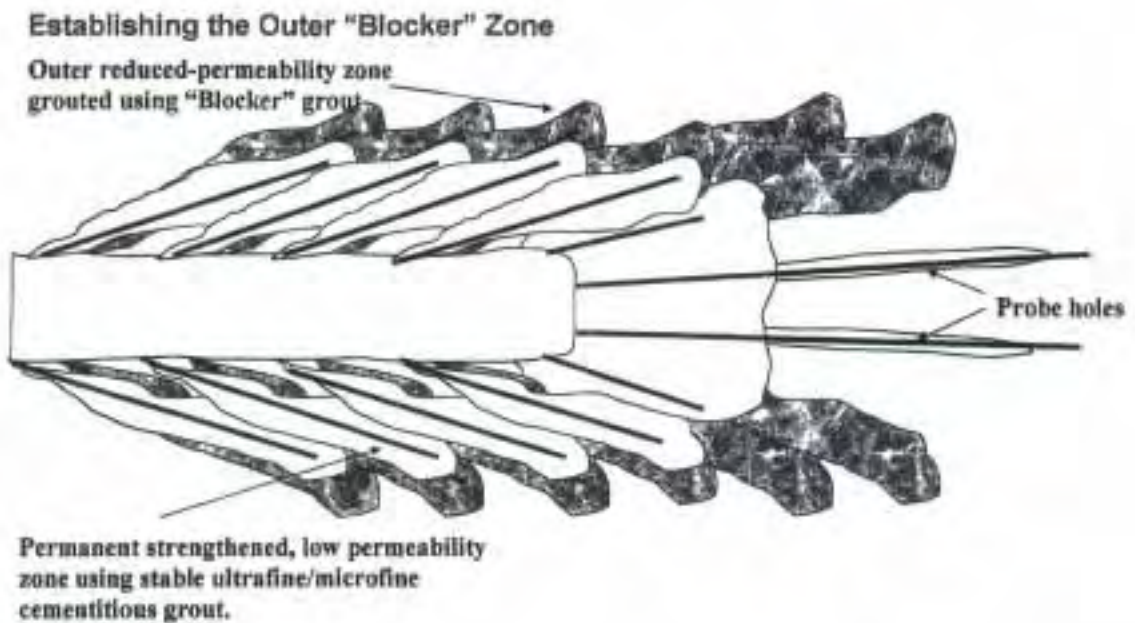


Fig. 50 Skjematisk visualisering av forinjisering ved Multigrout konsept til Elkem.

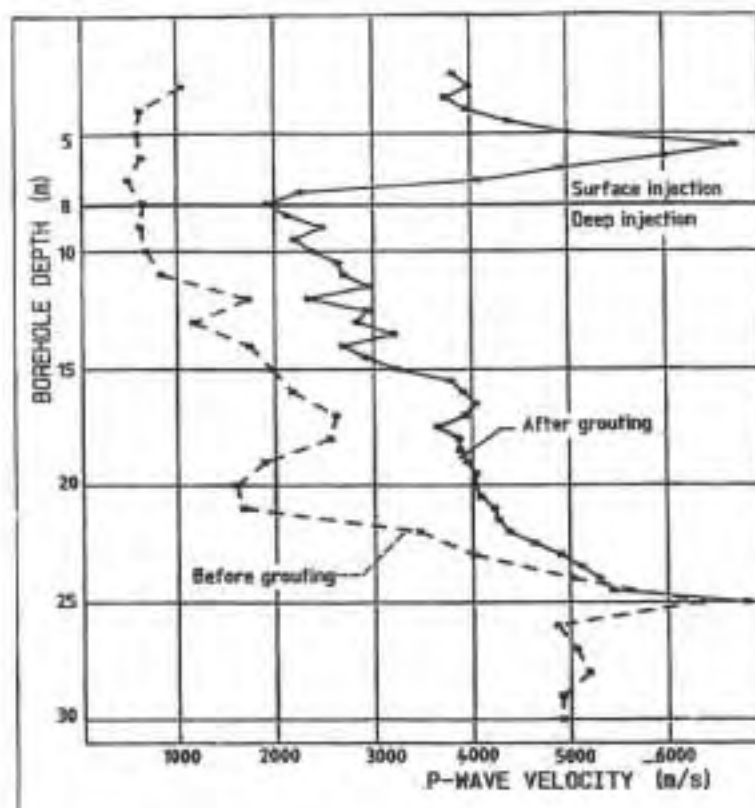
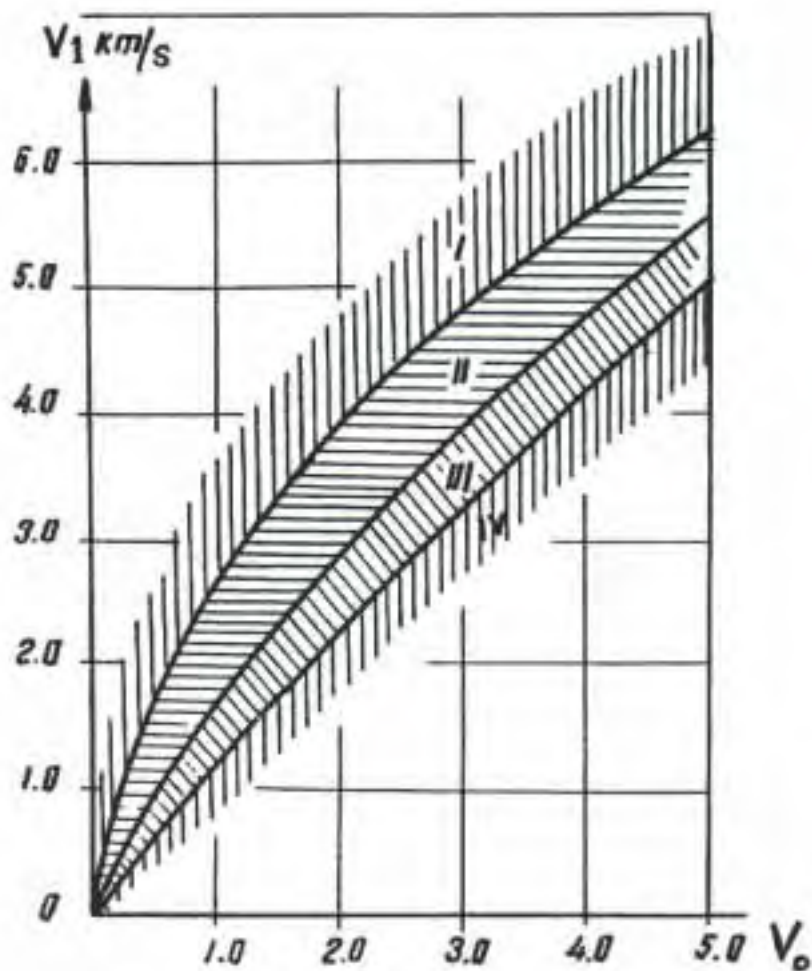


Fig. 51 Registrering av seismiske P-bølger hastighetsøkninger under injisering ved damsteder. Klasse I til IV injiseringsresultat gjelder for den 270m høye Inguri buedam i Russland (Savitch m.fl. 1983). Nederste er et resultat fra injisering ved Oddatjern damvederlag, som var skadet av dagbruddsprengning. NGI, 1985.

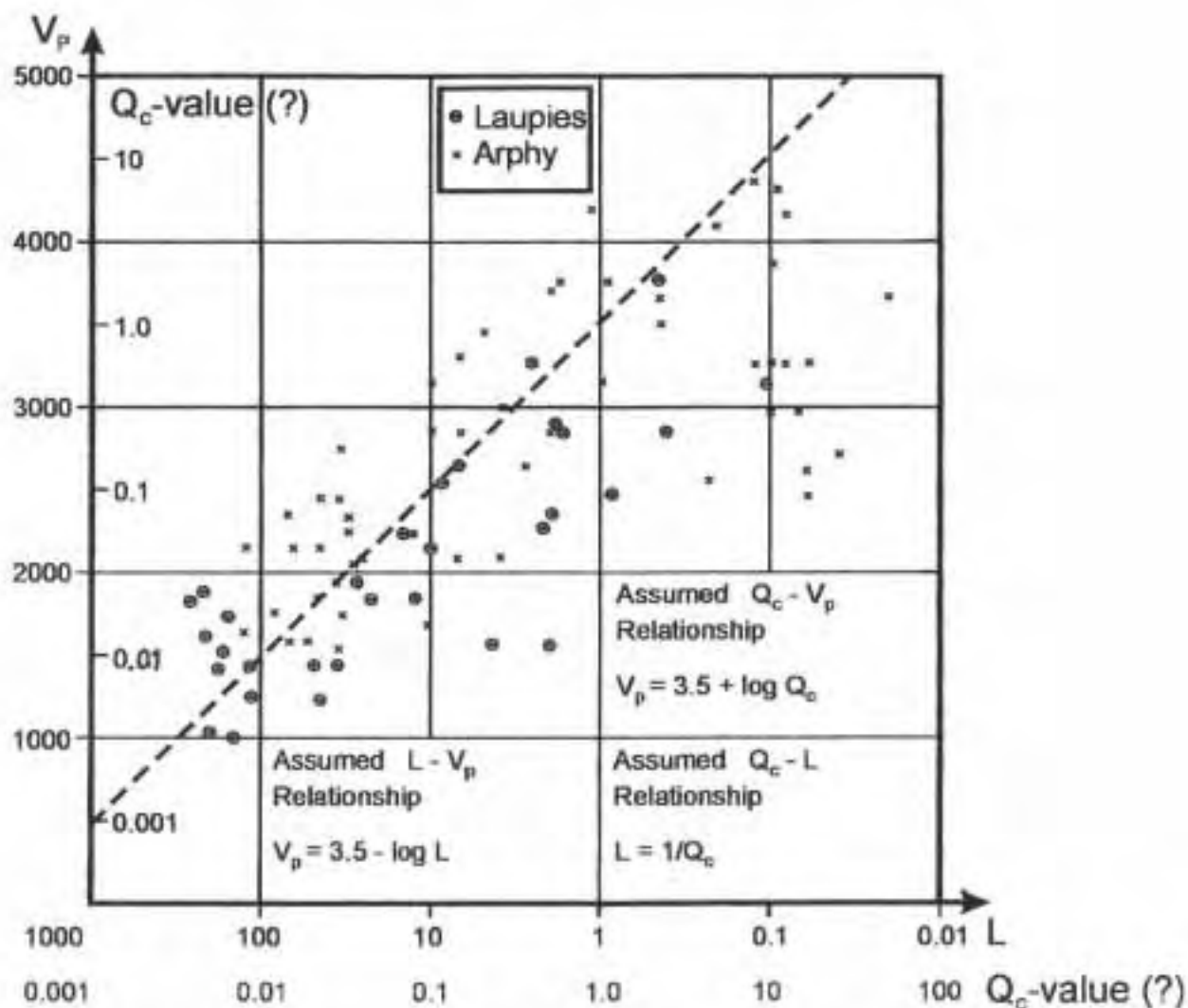


Fig. 52 Registrering av injeksjonsresultater ved bruk av V_p målinger og Lugeon forsøk (Fransk Gruppe, ICOLD 1964), og et mulig Q-skala basert på Q- V_p ligningen for næroverflate refraksjonsseismikk i faste bergmasser. Barton, 2002.

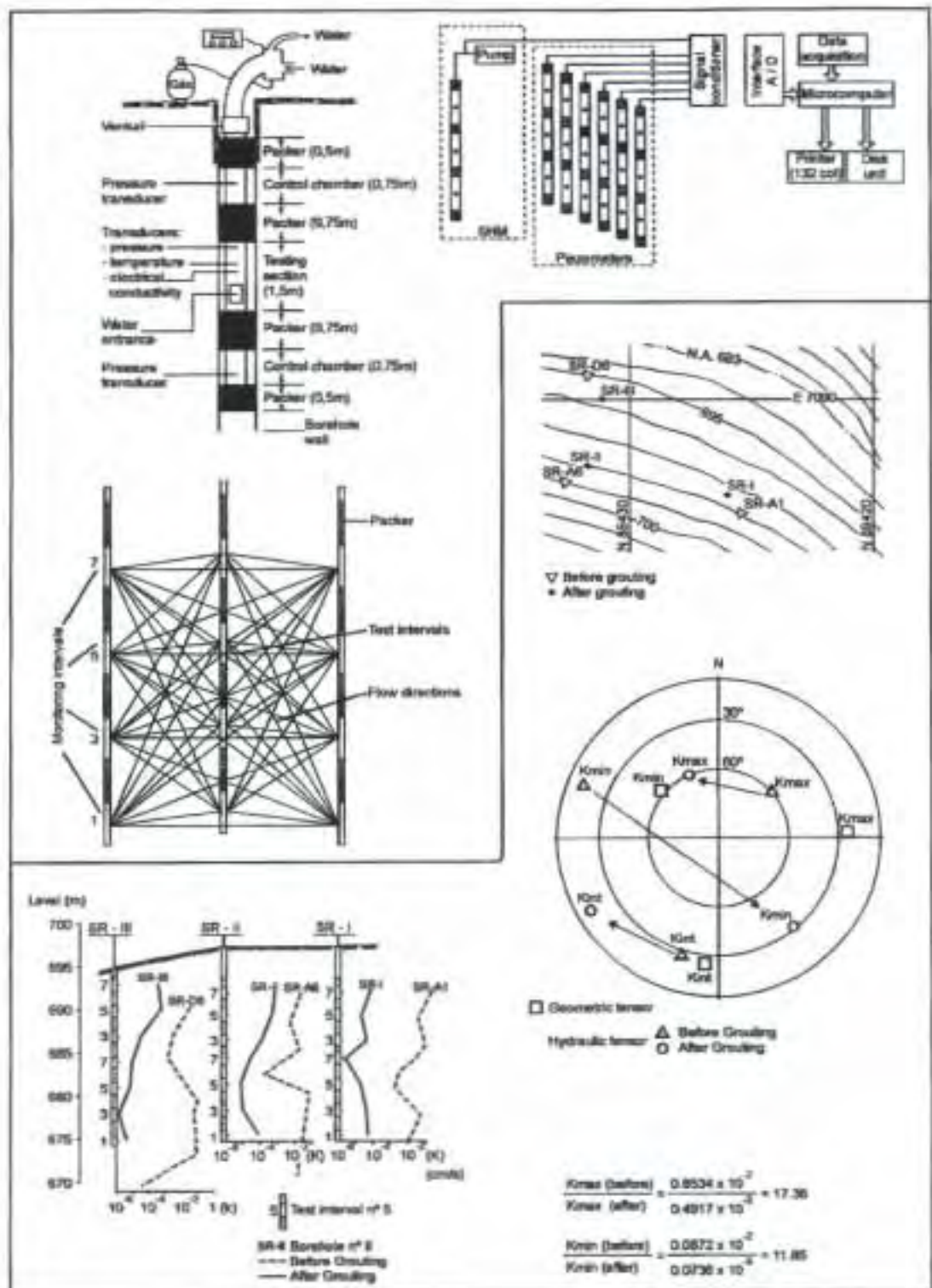


Fig. 53 Tredimensjonal måling av permeabilitet før og etter injisering i et damvederlag i Brazil. Quadros m.fl. 1995. Rotasjon av permeabilitetstensorer har sammenheng med tetting av de mest permeable sprekkesett.

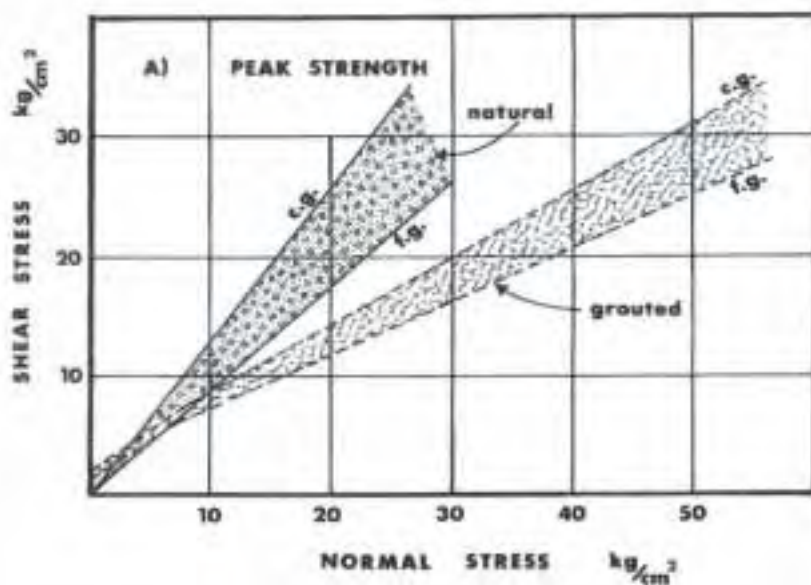
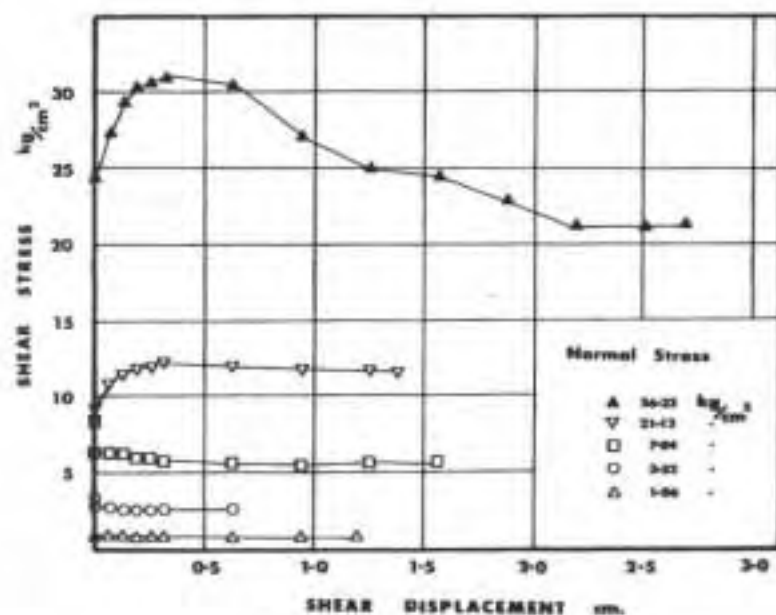
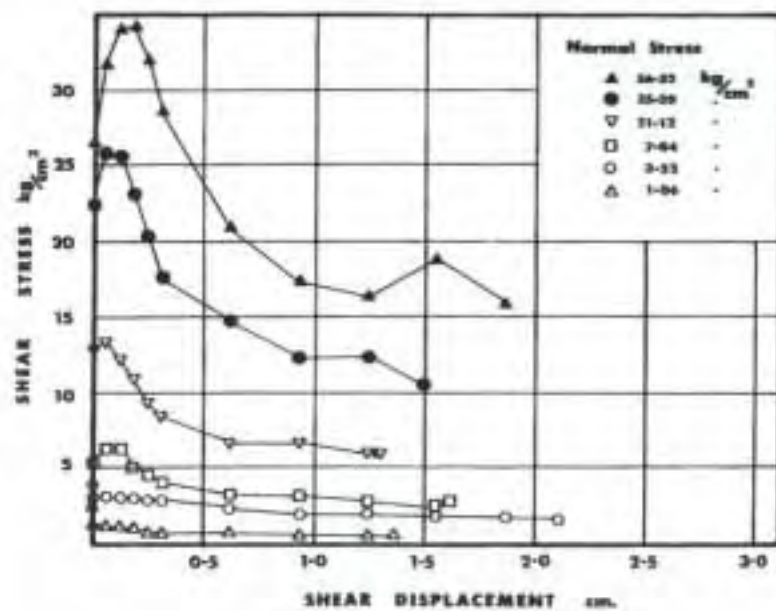


Fig. 54 Direktskjærforsøk på mørtelfyllt bruddflater i finkornet granitt, som var av 0.8 og 3.2 mm tykkelse. Etter Coulson, 1970.

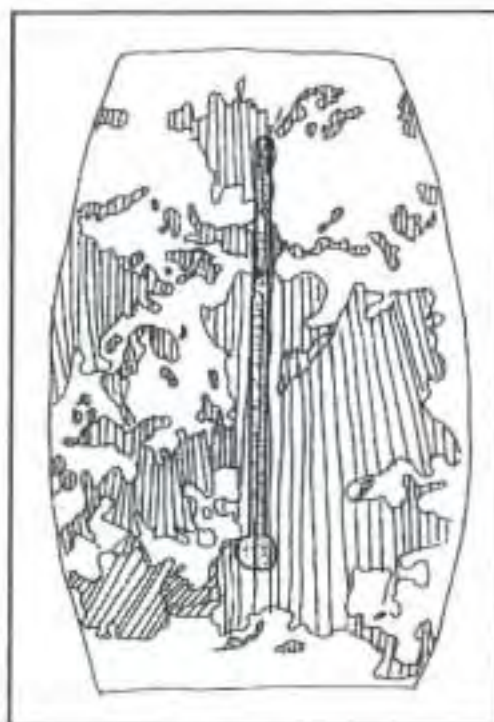
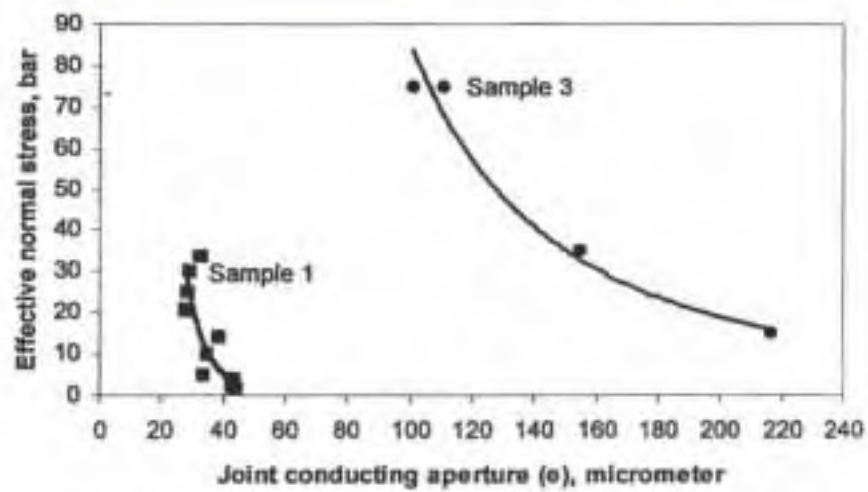


Fig. 55 CSFT forsøk på 96mm borkjerner. Inntrengning av ultrafin sement i sprekker under last, med kjent hydrauliske åpninger (e) og ruhet (JRC_0). Bhasin m.fl. 2002.



10 MULIGE FORBEDRINGER I FLERE AV Q-PARAMETRENE SOM RESULTAT AV FORINJISERING

Oppsummering av seks tunnelprosjekter foretatt av Åndal m.fl. (2001) med mengder sement injisert (kanskje mest fra 1 til 5 l/m³) er oppsummert i tabell 1 (kapittel 2), og viser muligheten til å tette ned mot 1,0 l/min/100 m, hvis et sterkt miljømessig behov er tilstede. Man kan tydeligvis oppnå noe i området 10⁻⁸ m/s eller litt bedre, med dagens teknologi.

10.1 Tetningseffekt

For å utforske dette nærmere kan vi antyde, fra figur 24, at 10⁻⁸ m/s ≈ 0,1 Lugeon kan representeres ved e = 18 μm og S = 1,0 m, i Snows 3D nettverksmodell (figur 25), eller ved e = 23 μm og S = 2 m, også videre. (Vi antyder at større sprekker er injisert, og derfor ikke lenger er lekkende).

Fra teori angående parallellplater, se for eksempel Barton (1972), kan vi estimere innstrømning til en tunnel, med antatt perpendikulære vertikale sprekker, hvor man får tilnærmet radiell strømning (med en liten justering for strømning under en lineær ekvipotensial eller grunnvannsspeil): For en sprekke har vi :

$$q = \frac{e^3 \times \pi \times g \times \Delta P}{6\mu \ln\left(\frac{2D}{r}\right)} \quad (25)$$

- hvor q = cm³/s innstrømning
e = hydraulisk åpning (cm)
g = gravitasjonens akselerasjon (cm/s²)
ΔP = trykkdifferanse ved tunnelsenter i forhold til dybde (gm/cm²)
μ = dynamisk viskositet (gm/cm×s)
D = dybde til tunnelsenter
r = tunnelradius

Med antagelse 0,1 Lugeon (eller e = 18 μm, S = 1,0 m som ovenfor), og beregning først for bare en radiell sprekke, med D = 50 m, r = 5 m, får vi:

$$\begin{aligned} q &= \frac{0,0018^3 \times \pi \times 981 \times 5000}{6 \times 0,0145 \times \ln\left(\frac{50}{5}\right)} = 0,449 \text{ cm}^3/\text{s} \\ &= 27 \text{ cm}^3/\text{min} \\ &= 0,027 \text{ l/min} \end{aligned}$$



Bare som illustrasjon, hvis vi nå tenker 100 slike radielle sprekker /100m tunnallengde som ikke er injiserbar, og samtidig neglisjerer langsgående sprekker (som kanskje er tettet av den tangentiale spenningen), da får vi estimert 2,7 l/min/100 m innstrømning, som er i riktig størrelsesorden.

Hvis vi presser litt nedover, og antyder mellom 0,1 og 0,01 Lugeon som resultat av utmerket injisering, eller ca. $e = 20 \mu\text{m}$ og $S = 3 \text{ m}$ (fra figur 24), vil ny evaluering i ligning 25 gi:

$$\begin{aligned}q &= \frac{0,0020^3 \times \pi \times 981 \times 5000}{6 \times 0,0145 \times \ln\left(\frac{50}{5}\right)} = 0,616 \text{ cm}^3/\text{s} \\ &= 37 \text{ cm}^3/\text{min} \\ &= 0,037 \text{ l/min}\end{aligned}$$

Med samme operasjon som før, nå ved $S = 3 \text{ m}$ og 33 like radielle sprekker/100 m fortsatt ikke injisert, får vi $0,037 \times 33 = 1,2$ liter/min/100 m, som har et realistisk preg av ekstremt bra forinjisering, med isotrop resultat "midtveis" mellom 0,01 og 0,1 Lugeon.

Vi har her antydnet at "sett 2", parallelt tunnelen (også vertikalt) er under høyere (tangential) spenning og er så tett at det bare bidrar til *fuktighet* til ventilasjonsluft, mens "sett 3" som er horisontalt, ikke bidrar til innlekkasje på grunn av "feil" retning.

10.2 Kan vi redusere fremtidig tunneldeformasjon ved forinjisering?

En injiseringsskjerm er plassert for det meste utenfor sonen som allerede er påvirket av tunneldrivingen, som kanskje strekker seg *en diameter* foran stoffen. Når drivingen når frem til det injiserte partiet, blir den utsatt for omlagring av spenningene; bare todimensjonalt blir σ_v og σ_h omlagret til σ_θ (tangential) og σ_r (radial), med mulighet for $\sigma_{\theta \min} < \sigma_{\theta \max}$ når $\sigma_h \neq \sigma_v$.

I figur 56 (øverst) har vi skissert den enklest mulige tilstand som viser hvor ' σ_n ' (faktisk σ_θ) og τ (faktisk $\sigma_\theta - \sigma_r$) er operativ. Allerede er man i stand til å revurdere disse innlekkasjeestimerer – "sett 2" kan vise til varierende mulighet for innlekkasje (meste ved " τ ", minste ved " σ_n " punktene rundt profilet). UDEC-BB modeller viser samme tendensen. I figur 56 (midterst) er tunnelprofilen under *isotrop* ($\sigma_v = \sigma_h$) spenning, men allikevel demonstreres skjær ved " τ " punktene (ca. 45° , 135° , 225° og 315°). Nederst i figur 56 fra



NGI modellering av lagdelte sandsteiner (Barton et al. 1992) viser også skjærdeformasjoner samme tendensen, men her finner man i tillegg sprekker som ikke er parallelle eller perpendikulære med σ_v og σ_h , som også er utsatt for skjær.

Kan disse tendenser for skjærbevegelse – og økt tunneldeformasjon – og økt sikringsbehov være påvirket i en positiv retning av forinjisering? For å sette det på spissen, kan vi studere figur 57. Er det mulig her å redusere, ved forinjisering, den dyptpenetrerende skjærbevegelse (og sannsynlig skvising eller 'tyteberg' effekt) når, for eksempel, en ekstrem sprekefrekvens er tilstede i en gangbergart?

Svaret er ja, med forbehold. Skjærfastheten av de utsatte sprekker er i utgangspunktet en funksjon av JRC, JCS og ϕ_r (som i figur 58, figur 9 og ligning 4). Man kan tenke seg at JCS blir (i harde bergarter) redusert av injisering, for nå er det berg-mot-mørtel og det "svakeste ledd" som bestemmer JCS. Men til gjengjeld er heft nå et faktum, så totalt, med hensyn til små bevegelser er fasthet nå en funksjon av JRC (uforandret) JCS (litt redusert) ϕ_r (litt redusert), c (ikke tidligere eksisterende forinjisering).

Hvis vi tenker en forenklet beskrivelse av skjærfasthet ved bruk av Q-parameterne J_r og J_a , som i figur 58 (nederst) er svaret også ja, med forbehold, når det gjelder mulig forbedring av skjærfasthet ved forinjisering. Vi må tenke gjennom vidt forskjellige kombinasjoner av J_r og J_a , som illustrert i figur 59, for å være overbevist om forbedringsmuligheter.

I området $J_r = 1-4$, og $J_a = 1-2$ i figur 59, er et bra resultat av forinjisering sannsynlig, hvis vi anvender høyt trykk, og ellers har nok "fine" partikler for den første viktige sprekeinngang. Med ikke-kontinuerlige sprekker, og glidespeil ($J_r = 4$ og 0,5) er imidlertid inngang mindre sikker, og med $J_a = 3$ og 4 (med belegg) er resultatet når det gjelder forbedret heft også usikker, hvis det ikke skjer en oppbløtning og omvandling/miksing med injeksjonsmassene.

Lignende kommentarer gjelder for sprekker ved tynne fyllinger (gruppe b i figur 59) og for diskontinuiteter ved tykkere fyllinger og ikke berg-mot-berg kontakt ved skjærbevegelser (gruppe c i figur 59). I enkelte tilfeller, med $J_a = 5$ og sandaktig (eller knust fjell fyllinger), kan "ren betong" være resultat av forinjisering, men med vanskelig korngradering er filtrering/blokkering av masseinntrengning også mulig.

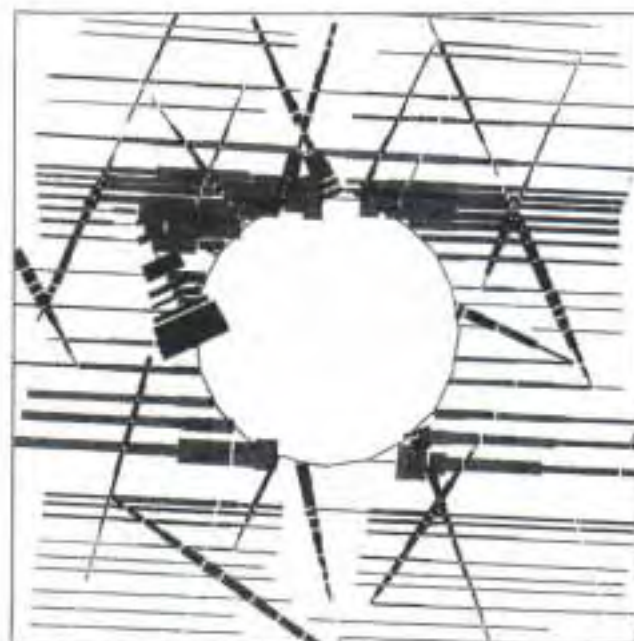
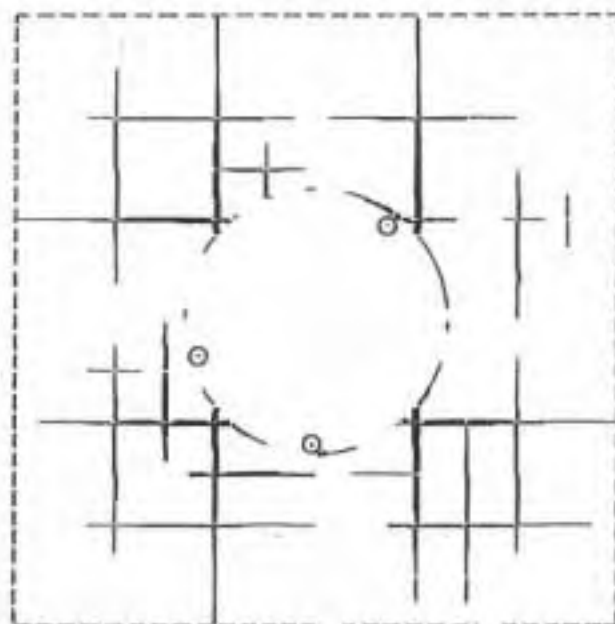
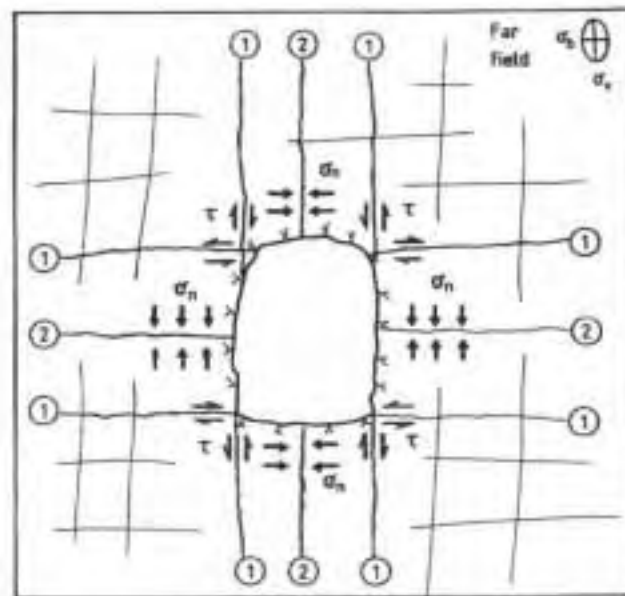


Fig. 56 Skjær- og normalebelastninger på sprekker p.g.a. tunnelutgraving og UDEC-BB eksemplarer av disse effekter. Barton, 1988, og Barton, 2000.

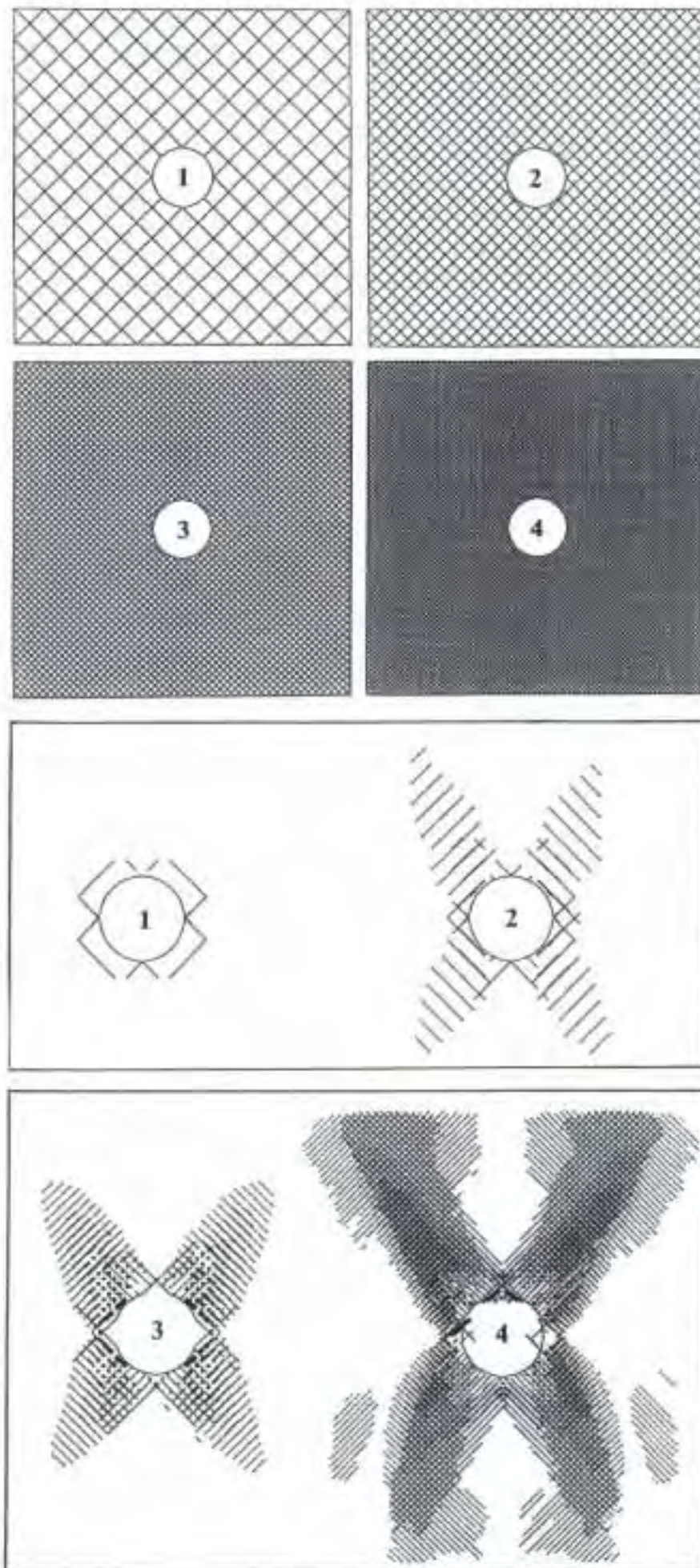


Fig. 57 Skjærdeformasjon rundt tunneler som har vidt forskjellige oppsprekningsgrad. Shen og Barton, 1997.

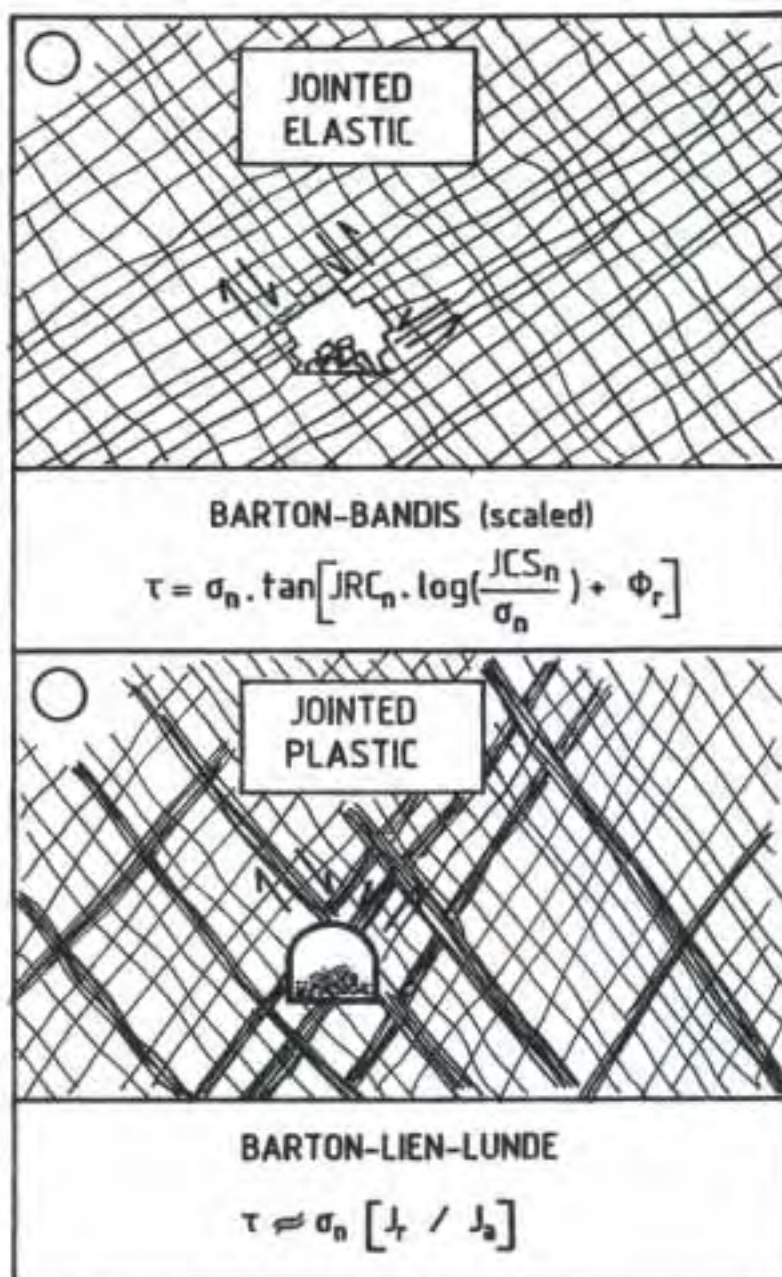


Fig. 58 To kriterier for beskrivelsen av skjærfasthet for a) sprekker uten leire, og b) omtrentlig Q-system basert kriterier for sprekker, sprekker med mineralbelegg, og diskontinuiteter med leirefyllinger.

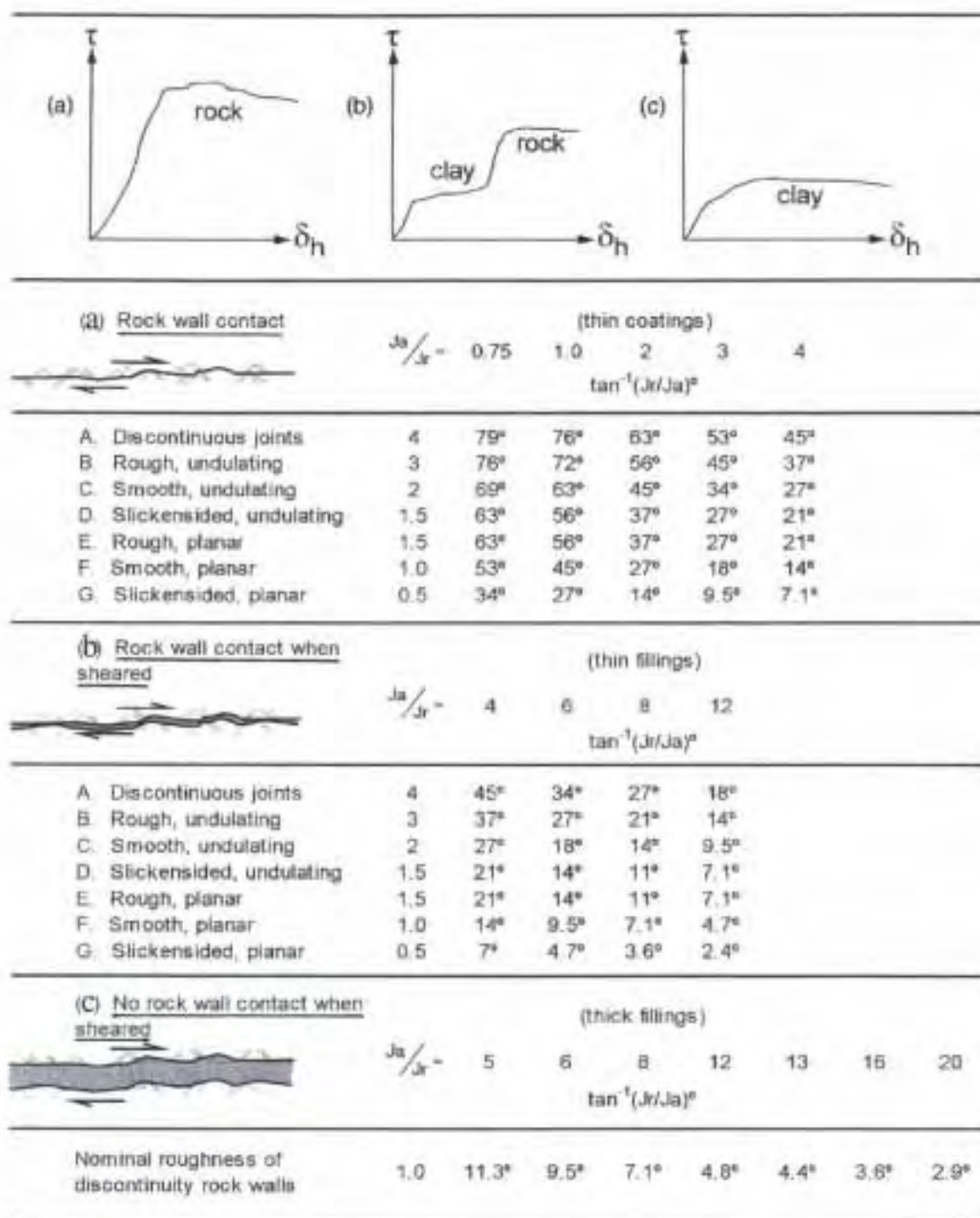
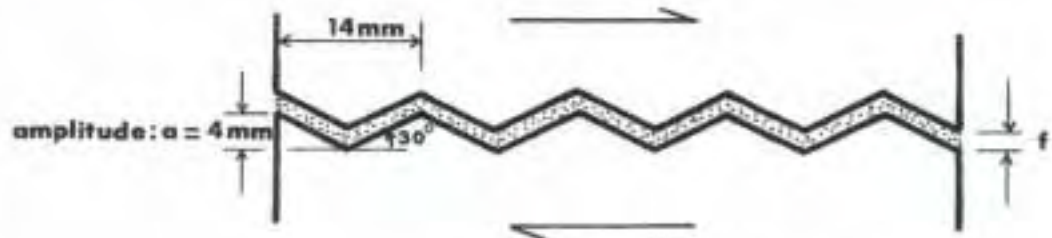


Fig. 59 Omtrentlige friksjonsvinkler ($\phi+i$, ϕ , og $\phi-i$) for sprekker, sprekker med belegg og fylt diskontinuiteter. Barton, 2002. Disse kan brukes i vurdering av muligheten for forbedret bergmasseparameter som resultat av forinjisering.



Idealized saw-tooth joint with crushed mica filling of various thicknesses.

Percent joint filling = $f/a \times 100\%$.

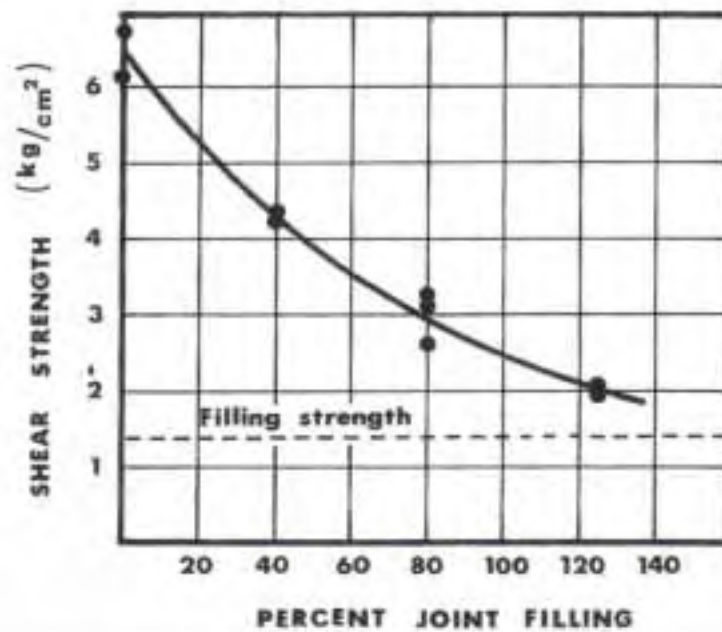


Fig. 60 Diskontinuiteter med fyllinger blir svakere jo tykkere er fyllingen. Goodman, 1970.

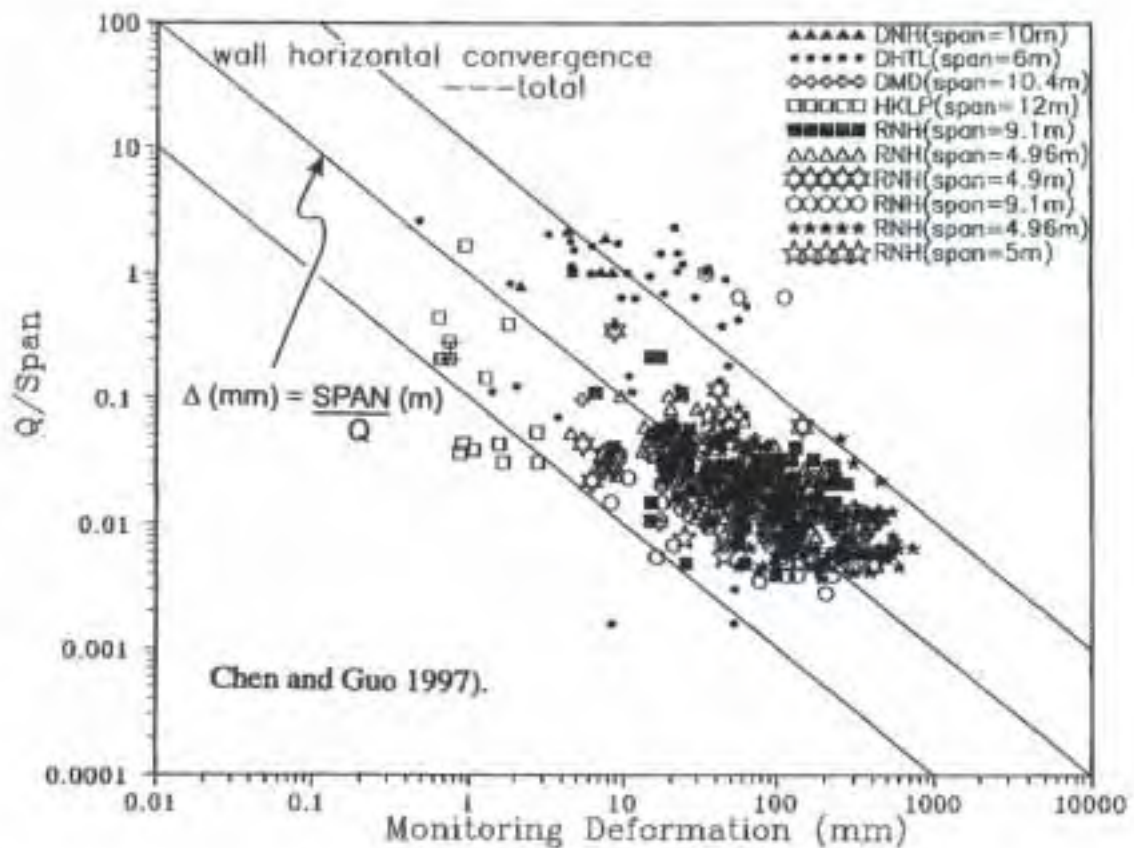
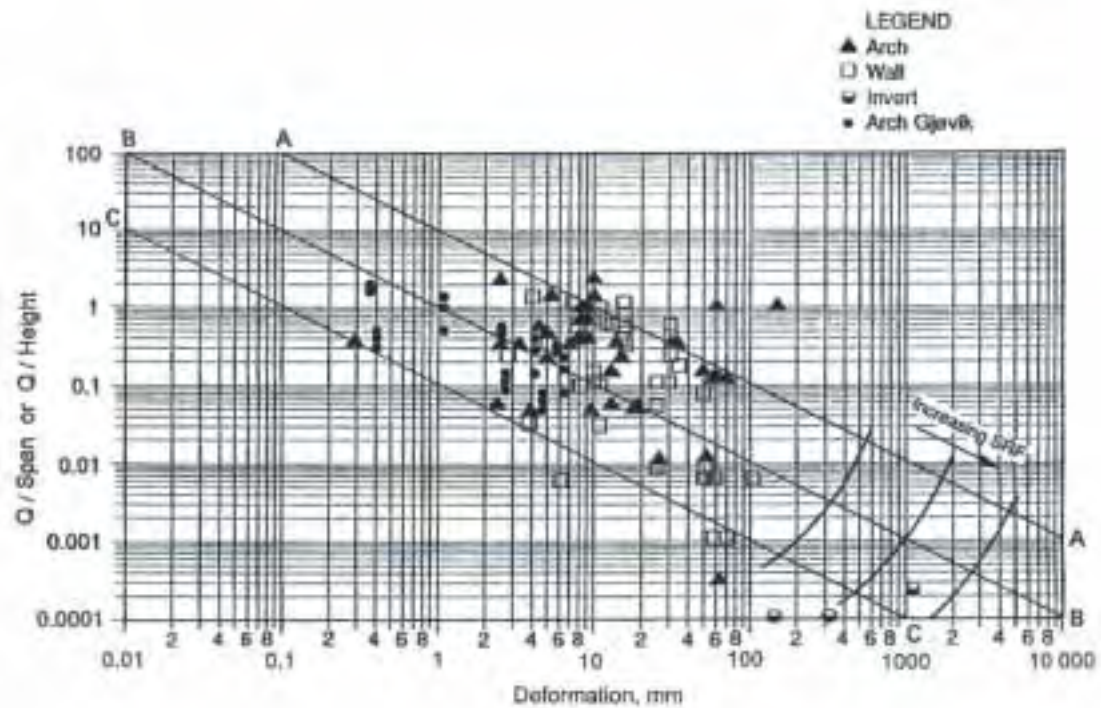


Fig. 61 Trender for Δ (i millimeter)= spennvidde(i meter) / Q. Data fra Barton m.fl. 1994 og Chen og Guo, 1997.



Som vist i figur 60 fra Goodman (1970), er den endelige komposisjon av fyllingene (etter miksing eller ikke miksing med mørtelen) avgjørende for fastheten. Men ved heft i tillegg er problemet med lav skjærfasthet muligens løst, og en ekstra komponent (kohesjon) kan plusses på:

$$\text{med fylling:} \quad \tau = \sigma_n \left(\frac{J_r}{J_a} \right) + c \quad (26)$$

$$\text{uten fylling:} \quad \tau = \sigma_n \left[\text{JRC} \log \frac{\text{JCS}}{\sigma_n} + \phi_r \right] + c \quad (27)$$

hvor c er en kohesiv komponent som resultat av heft, og det er mulighet for forandret J_a , JCS og ϕ_r som resultat av forinjisering.

Enkelte parametre i Q-systemet er sikkert forbedret pga. god penetrering; for eksempel den effektive RQD, og J_r/J_a (hvis det mest ugunstige sprekkesett er godt injisert). Derfor vil det være en påfølgende effektiv reduksjon i våre "operative" antall sprekkesett (J_n). Fordi J_w selvfølgelig er forbedret, er totalt en tierpotens ($\times 10$) forbedring i Q, eller langt mer, en reell mulighet.

Som vi ser i figur 61, som viser Q/spennvidde mot deformasjonstrenden, vil en økning i Q fra 1 til 10, eller 0,1 til 1, forårsake – i følge figur 61 – en tierpotens reduksjon i deformasjon, kanskje spesielt på grunn av bedre kontrollert skjærmotstand. Men deformasjonsmodulen av bergmassen er sannsynligvis også vesentlig forbedret, som er en viktig del av redusert tunneldeformasjon.

En meget enkel invers proporsjonalitet mellom deformasjon og Q-verdien er faktisk indikert (Barton, 1999):

$$\Delta \text{ (mm)} \approx \text{spennvidde (m)} / Q \quad (28)$$

10.3 Kan vi måle forinjisering ved seismikk?

Vi har tidligere sett antatt forbedret "fjellkvalitet" som resultat av injisering, registrert med refraksjonsseismikk, og hastighet V_p i km/s (se figur 51).

Fordi Q-verdien blant annet er knyttet til RQD og sprekkefrekvens, og fordi den effektive RQD og sprekkefrekvens er positivt påvirket av et godt forinjiseringsresultat, er det logisk å knytte forbedrete seismiske hastigheter



(målt etter injisering) til forbedrete operative Q -verdier. Hvis vi tenker en "Klasse II" forinjisering ($\Delta V_p = 0,5$ til $1,5$ km/s) er det ikke også rimelig å tenke at den effektive Q -verdi også er forbedret i størrelsesorden $\times 3$ til $\times 30$, som man kan antyde fra figur 62?

Det er et lite forbehold til et ellers positivt svar på spørsmålet, og dette gjelder innspenningseffekt på V_p , som kanskje er tilstede ved dagens høytrykks-injisering med injeksjonsmasser som er så stabile og vannabsorberende at de ikke krymper merkbart ved herding.

Innspenningseffekt (dybdeavhengighet) på V_p er vel kjent (Barton, 2002) og er illustrert fra Gjøvikhallens forundersøkelser med mellomhullseismikk, i figur 63. Tross ingen spesiell trend for forbedret RQD, eller Q , eller mindre sprekkefrekvens med økt dybde, er V_p økt med $1,5$ til 2 km/s fra 10 til 60 m dyp. De horisontale spenningskomponenter (σ_h og σ_H) økte med flere MPa i følge hydraulisk splittingsbasert spenningsestimering, så her har man effekten av en vanlig 100 - 200 m spenningsøkning i løpet av bare 50 m.

Spenningsavhengige V_p -verdier (og motsatt korrigeringsfaktor for porøsitet) er innarbeidet i figur 64, som også inkluderer en empirisk modell for deformasjonsmodulen (angitt i GPa). Spenningsavhengighet er antatt (av Barton, 2002) å være gjeldende for både V_p og E_{mass} (deformasjonsmodul). Det er også en enkel kobling mellom E_{mass} og forbygningstrykk (invers proporsjonalitet ved deformasjonsmodul) som står utenfor dybdekorrigeringen.

Vi må sannsynligvis anta fra ovenstående, at forinjisering lett kan forbedre flere Q -parametre og derfor selve Q -verdien (den som er gjeldende etter injisering), med *muligens* gunstigere tall for flere av disse Q -parametre (RQD, J_n , J_r , J_a , J_w og SRF). Men forinjisering målt ved seismikk kan registrere både disse forbedringer i flere Q -parametre, og innspenningseffekt samtidig. En "Klasse I" forinjisering (etter figur 51) med $\Delta V_p = 2$ km/s er muligens resultat av en fordeling av, som grovt eksempel, $\Delta V_p = 1$ km/s på grunn av $10\times$ økning i effektiv Q -verdi, og $\Delta V_p = 1$ km/s på grunn av en ekvivalent 2 - 3 MPa ("100 m") innspenning, selv etter herding.

Med dagens høytrykkinjisering, og bedre materialer, er det rimelig å fundere på forbedret Klasse I, II osv. injisering basert på V_p måling. Med gunstige sprekkeparametre (for eksempel RQD = 20, $J_r = 2$, $J_a = 1,5$, $J_w = 0,5$) er det absolutt mulig å oppnå effektive forbedringer av alle de overstående, pga. effektiv inntrengning i det mest ugunstige sprekkesett. V_p vil kunne øke pga. innspenningseffekt, for eksempel $\Delta\sigma = 5$ MPa (eller "200 m" i figur 64), og



V_p vil også kunne øke pga. økt (effektiv) Q -verdi. La oss tenke igjennom et realistisk tilfelle :

	før injisering	etter injisering		Q økning
RQD	20	40		$\times 2$
J_n	15	6		$\times 2,5$
J_r	2	3	} nytt sett	$\times 1,5$
J_a	2	1		$\times 2$
J_w	0,5	1		$\times 2$
				Totalt

eller:

$$Q_{\text{før}} = \frac{20}{15} \times \frac{2}{2} \times \frac{0,5}{1} = 0,7$$

$$Q_{\text{etter}} = \frac{40}{6} \times \frac{3}{1} \times \frac{1}{1} = 20$$

Fra figur 64 vil vi kunne predikere en flytting fra koordinater (x, y) $Q = 0,7$, $V_p = 3,2$ (ved 25 m dybde) til $Q = 20$, $V_p = 5,5$ (ved "250 m" dybde – eller ekvivalent 5 MPa innspenning). Dette kan danne grunnlag for en tolkningsmetode hvis V_p måling er tatt i bruk for kontroll av injiseringseffekten/utbredelse.

På figur 65, som er en videreutvikling av figur 64 (Barton, 2002), vil forinjeksjon også ha en tendens til å flytte de fire mulige x, y koordinater (V_p , Lugeon, E_{mass} , Q_c) i bratt stigning i forhold til alle linjer i figuren. Effekten vil være avhengig av hydrogeologien og de påfølgende sprekkeegenskaper og bergmasseeenskaper før injisering.

10.4 Gir forbedret Q -parameter ved forinjisering forbedrete bergmasseparametere og tunnelstabilitet?

Vi bør fortsette med disse diskusjoner om mulige forbedringer i Q -parametere som resultat av forinjisering, og utnytte et nytt, ganske omfattende sett med koblinger mellom Q og bergmasseparametere, fra Barton (2002).

Forholdsvis beskjedne (antatte) forandringer i enkelte Q -parametere, kan bety forbedret tunnelstabilitet, som resultat av forbedrete bergmasseparametere som kohesjon, friksjon, deformasjonsmodul, styrke, osv., hvis disse gjelder med en fullgod injisering. La oss antyde følgende omtrentlige forbedringer:



RQD økes fra 30 til 50 %

J_n reduseres fra 9 til 6 (3 sett til 2 + tilfeldig)

J_r økes fra 1 til 2 pga. forsegling av sett 1

J_a reduseres fra 2 til 1 pga. forsegling av sett 1

J_w økes fra 0,5 til 1 (men ventilasjonsluft er fortsatt fuktig?)

SRF (kan øke hvis den er 2,5 fra før pga. løse, åpne sprekker nær overflaten)

Men her vil vi utelukke dette for å være (unødvendig) konservative.

Før forinjisering
$$Q = \frac{30}{9} \times \frac{1}{2} \times \frac{0,5}{1} = 0,8$$

Etter forinjisering
$$Q = \frac{50}{6} \times \frac{2}{1} \times \frac{1}{1} = 17$$

I tabell 2 er de mulige konsekvensene av disse forbedringer undersøkt ved anvendelse av ny "Q-teknologi".

Tabell 2. Bergmasse- og stabilitetsforbedringer som kanskje er mulig med et godt forinjiseringsresultat, basert på nye Q-systemkoblinger til inngangsparametere for modellering (etter Barton, 2002).

Før forinjisering	Etter forinjisering	Se ligning eller figur
$Q = 0,8$ (meget dårlig)	$Q = 16,7$ (god)	$Q_c = Q \times \sigma_c / 100$
$Q_c = 0,4$	$Q_c = 8,3$	$Q_c = Q \times \sigma_c / 100$
$V_p = 3,1$ km/s	$V_p = 4,4$ km/s	$V_p \approx \log Q_c + 3.5$ (+dybdeeffekt) (km/s)
$E_{mass} = 7$ GPa	$E_{mass} = 20$ GPa	$E_{mass} \approx 10 Q_c^{1/3}$ (+ dybde effekt) (GPa)
$SIGMA_{cm} = 9$ MPa	$SIGMA_{cm} = 25$ MPa	$SIGMA_{cm} = 5 \gamma Q_c^{1/3}$ (MPa)
$P_r = 13,6$ t/m ²	$P_r = 4,9$ t/m ²	$P_r \approx 0,1 Q_c^{-1/3} \approx 10^{-3} / E_{mass}$ (MPa)
Lugeon = 2,5	Lugeon = 0,1	$L \approx 1/Q_c$
$K = 2,5 \times 10^{-7}$ m/s	$K = 10^{-8}$ m/s	$K = 10^{-7} \times L$ (m/s)
$\Delta = 25$ mm	$\Delta = 1$ mm	$\Delta_{mm} \approx SPAN(m)/Q$
FC = 14°	FC = 63°	$FC = \tan^{-1} (J_r/J_a \times J_w)^\circ$
CC = 1,7 MPa	CC = 8,3 MPa	$CC = RQD/J_n \times 1/SRF \times \sigma_c / 100$ MPa
B 1,6 m c/c	B 2,4 m c/c	figur 66 (Q-sikring)
S(fr) 10 cm	ingen	figur 66 (Q-sikring)

En lettere forståelse for disse forbedringer (tabell 2) er oppnåelig ved parallell studie av *fem bergmasser* som er beskrevet ved Q-parametere i tabell 3.

**Tabell 3. Fem bergmassekvaliteter fra god til dårlig og en del av deres nær-overflate parametere.**

RQD	J_x	J_y	J_z	J_{xy}	SRF	Q	σ_c	Q_c	FC*	CC MPa	Vp km/s	E _{rock} GPa	L
100	2	2	1	1	1	100	100	100	63*	50	5,5	46	0,01
90	9	1	1	1	1	10	100	10	45*	10	4,5	22	0,1
60	12	1,5	2	0,66	1	2,5	50	1,2	26*	2,5	3,6	10,7	0,8
30	15	1	4	0,66	2,5	0,13	33	0,04	9*	0,26	2,1	3,5	(22,9)
10	20	1	6	0,5	5	0,008	10	0,0008	5*	0,01	0,4	0,9	(1250)

(*) Utelukket tilfeller hvis leirbelegg eller leirfylling dominerer på de fleste sprekker

Det er klart at jo høyere en Q-verdi er fra før, jo vanskeligere vil det være å forbedre disse Q-parametere og de relaterte bergmasseparametere. Heldigvis går også behov for forbedringer ned med høyere Q-verdi. Men det er tilfeller hvor et godt forinjiseringsresultat er påkrevd, selv når gjennomsnitt Q kanskje er mest i området 5 til 10. Hvis innlekkasjen (fra kanskje 0,1 til 0,2 Lugeon) fortsatt er uakseptabel, er et bra resultat av forinjisering nødvendig og oppnåelig – helst med bruk av ultrafin sement og mikrosilika, og helst med *ikke for lave injeksjonstrykk*.

10.5 Kan redusert behov for sikring som resultat av forinjisering dokumenteres?

Forbedret (effektiv) Q-verdi betyr "Flytting-mot-høyre" i Q-sikringsdiagrammet til Grimstad og Barton (1994). Dette kan bety, som nederst i tabell 2, en del reduksjoner i S(fr) tykkelser og en del økning i bolteavstand.

Forinjisering foran en TBM tunnel, som er vanskelig å gjennomføre på grunn av dårlig dekning av skjermen (letttest fra kl. 10.00 til kl. 14.00) kunne også ha effekten av "flytting til høyre" på sikringsdiagrammet (figur 66). Dette kunne kanskje forårsake en forsering (overhopping) av de svarte områder som er plassert på begge sider av "ingen-sikring" grensen, der hvor Q-kartlegging i TBM tunneler vanligvis gir 2 til 5 ganger høyere Q-verdier enn for Q-logging i sprengte tunneler (Barton, 2000).

I figur 67 har Roald angitt et relativt tidsforbruk (øverst), og relative kostnader (nederst) av permanent tunnelsikring etter Q-systemet. Det er lett å forestille seg hva det kan bety å kunne øke Q = 0,1 til Q = 1 til 4 ved forinjisering. Kurvene antyder ¼ tidsforbruk og ¼ kostnad for utsprengning og sikring, som er en god basis for aksept for 24 timer forsinkelser ved *en*



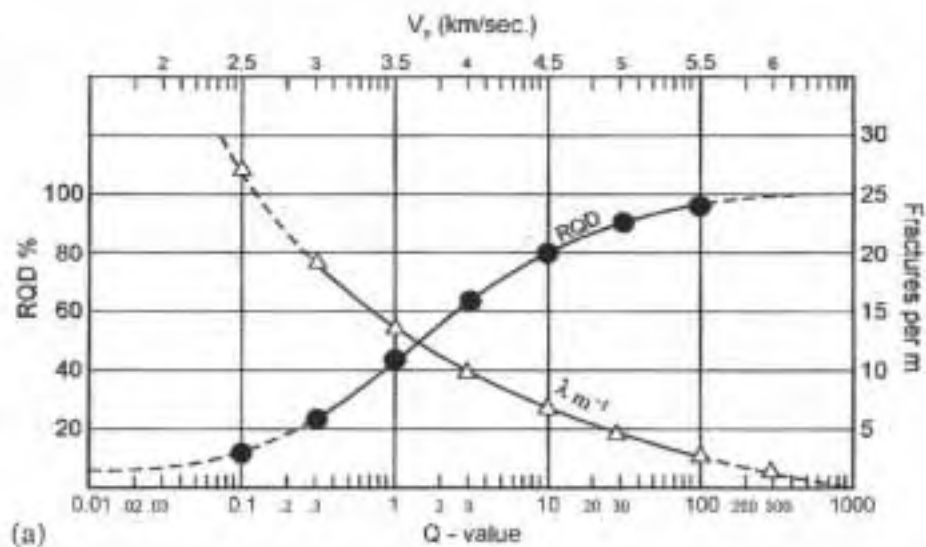
runde forinjisering, og de etterpåfølgende 1 til 5 liter/m³ injeksjonsmasser som går med i prosessen.

Grafisk fremstilling av injeksjonsprosessen, og et uønsket resultat av prosessen er vist til slutt i rapporten. I figur 68 (øverst), ser vi utgangspunktet for en vellykket injisering med kombinasjon av sprekkeåpning og skjær. Men et heller dårlig injeksjonsresultat på grunn av ustabile masser (uten mikro-silika) som mister vann pga. filtrering, er vist nederst i figur 68. Hvis i tillegg injiseringstrykket er for lavt i forhold til begrensede sprekkeåpninger ($3 \times d_{maks}$ regelen), vil bergmassen få ikke-sammenhengende "puter", og muligens forverret stabilitet og en liten forbedret permeabilitet.

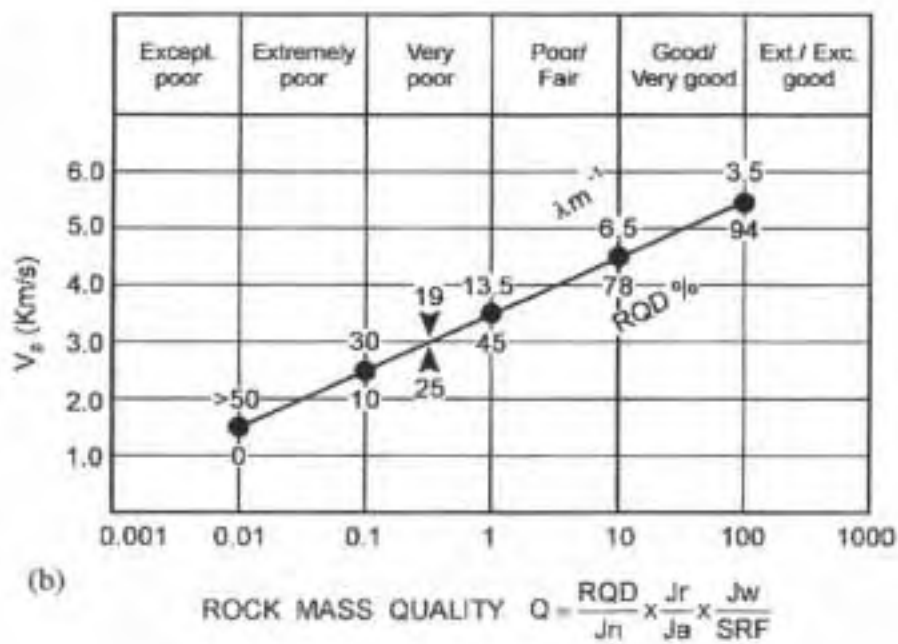
Høyt avslutningstrykk, som man oppnår ved å redusere v/c forhold suksessivt, viser seg å være nødvendig for et fullgodt resultat av forinjisering. (Klüver, 2000). Men, som antydnet i figur 69, er det viktig å passe på at strømning fortsatt er i gang, for ellers risikerer man at trykkfall ut fra hullene opphører, og "hydraulisk splitting" starter, med mulighet for omfattende deformasjon over et større areal.

I tilfelle stabiliteten av stoffen (eller av overliggende strukturer som fjell-skråninger) er tvilsom, er risikoen for *uønskede* effekter (inkludert unødvendig masseforbruk) klart tilstede. Det er lett å kontrollere dette ved stengning av ventilen, når strømningen stopper ved begynnelse av stivningssprosessen.

Men det er injeksjonstrykket som er den drivende kraften bak injeksjon. Trykket bør derfor være så høyt som forholdene tillater i de forskjellige stadier med avtagende v/c forhold. Et forholdene i berget slik at trykket vanskelig lar seg bygge opp, kan man skifte over til masse som gir økt injeksjonsmotstand, eller legge inn pauser ved hull med stor masseinnngang, eller injisere en ytre skjerm før injeksjon utføres av berget nær tunnelen. Klüver (2000) har mange gode råd for de mer praktiske aspekter ved forinjisering under høyt trykk.



(a)



(b)

Fig. 62 Trender for RQD og sprekkefrekvens (m^{-1}) i korrelasjon med seismisk hastighet, etter Sjögren m.fl. 1979. Q-skala etter Barton, 2002.

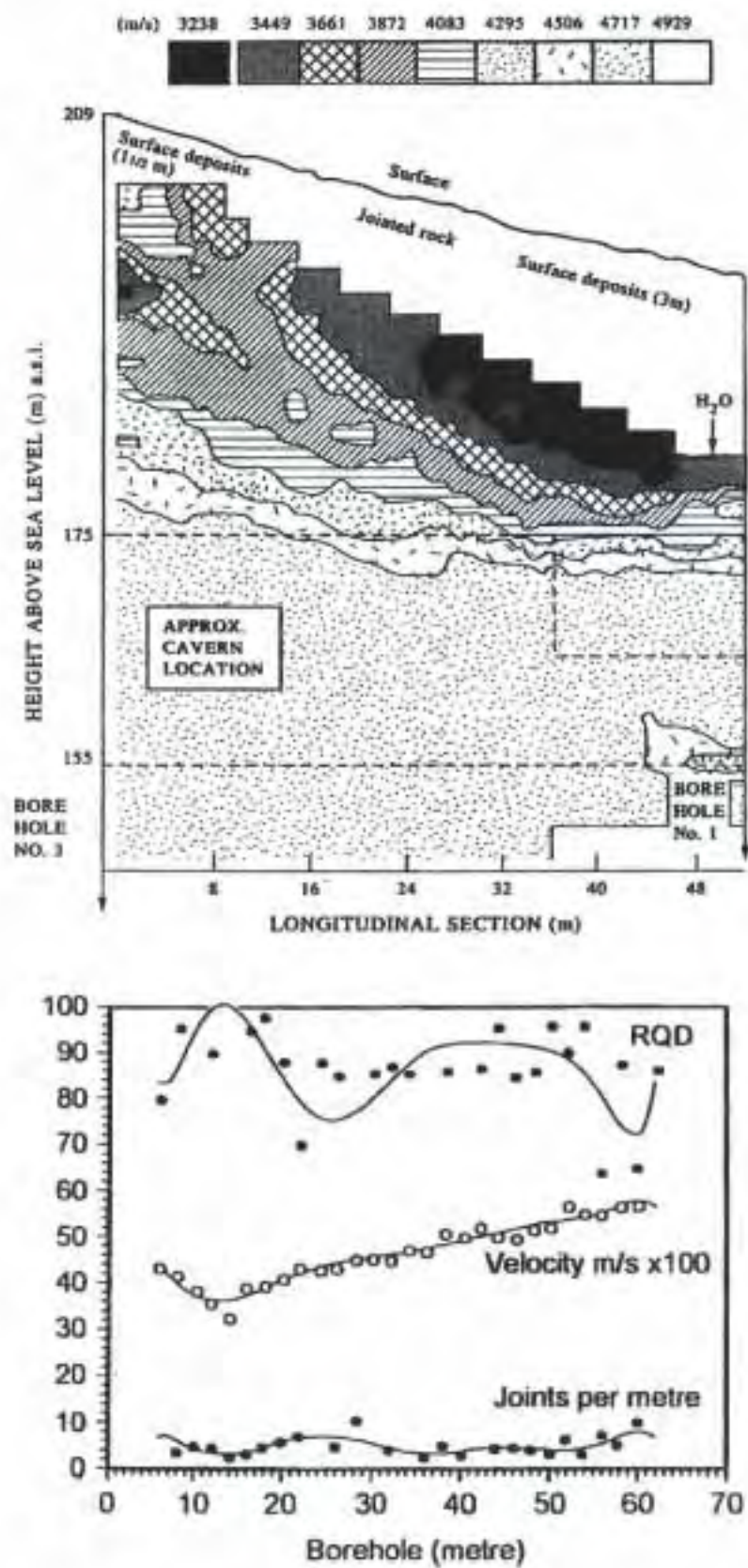


Fig. 63 V_p økning tross 'stabil' RQD, sprekkefrekvens (og Q) med dybde, fra seismisktomografi ved Gjøvik cavern. Barton m.fl. 1994.

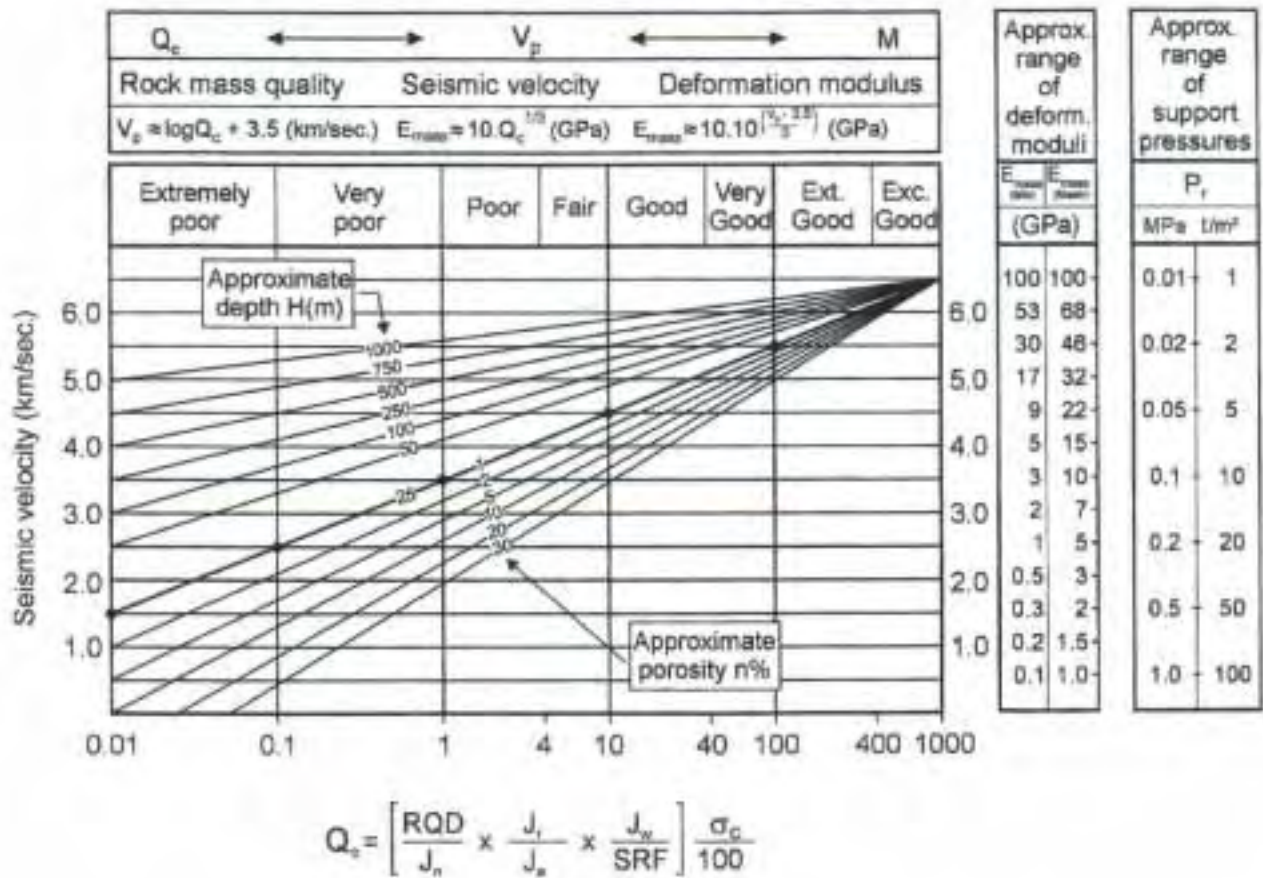


Fig. 64 Koblinger mellom Q , V_p , og E_{mass} , med korrigering for dybde eller spenning, kan være nyttig i tolkning av mulige effekter fra forinjisering. Barton, 1999.

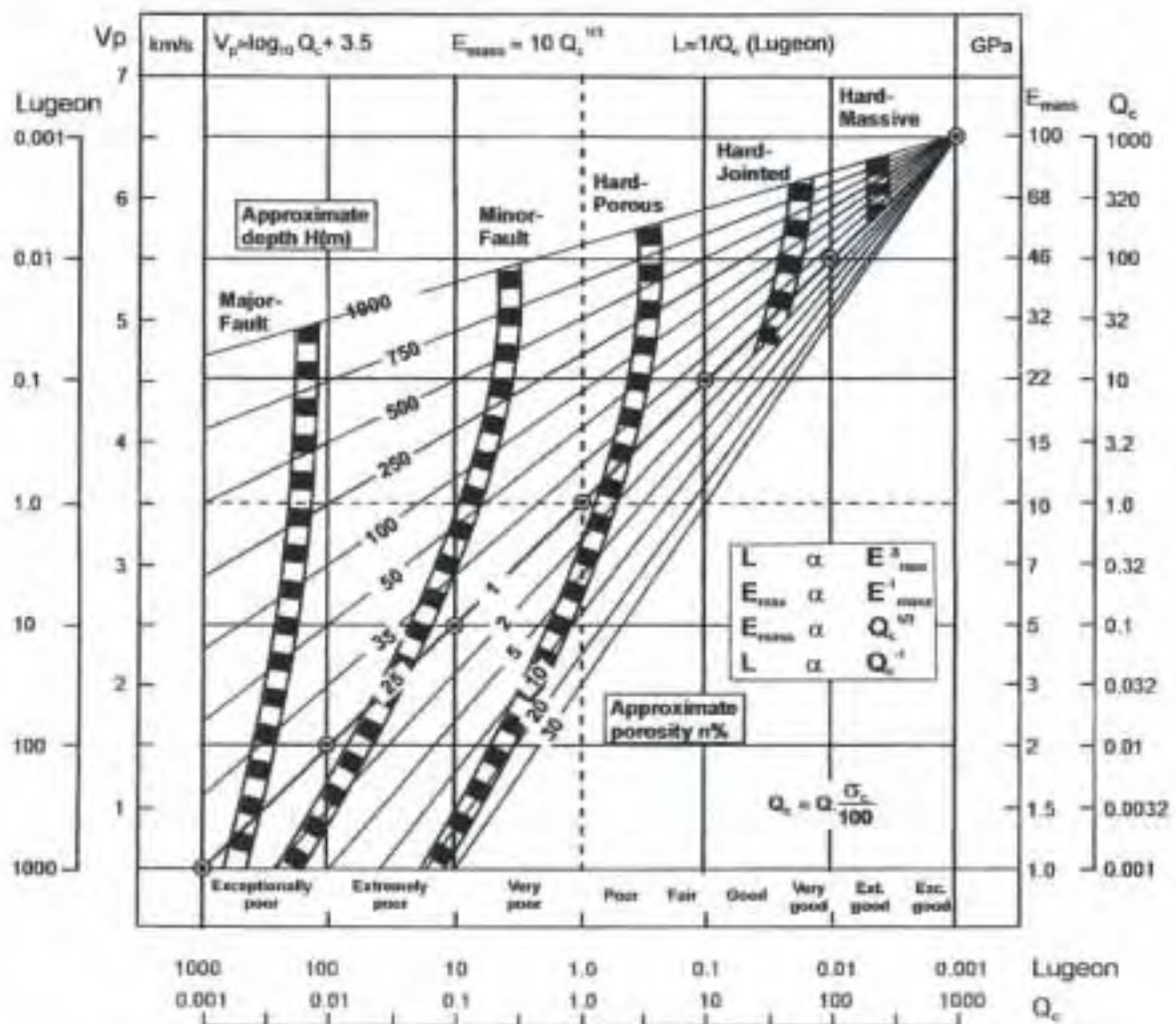


Fig. 65 En ny tolkningsmetode for potensielle bergmasseparameterkoblinger, fra Barton, 2002. Effektiv forinjisering vil flytte en dårlig bergmass 'opp og til høyre', med klatring til høyere effektiv Q , V_p , E_{mass} og lavere Lugeon verdier, delvis på grunn av Q -parameter forbedringer, delvis på grunn av innspenning og konsolidering og 'homogenisering' av anisotropiskespenninger.

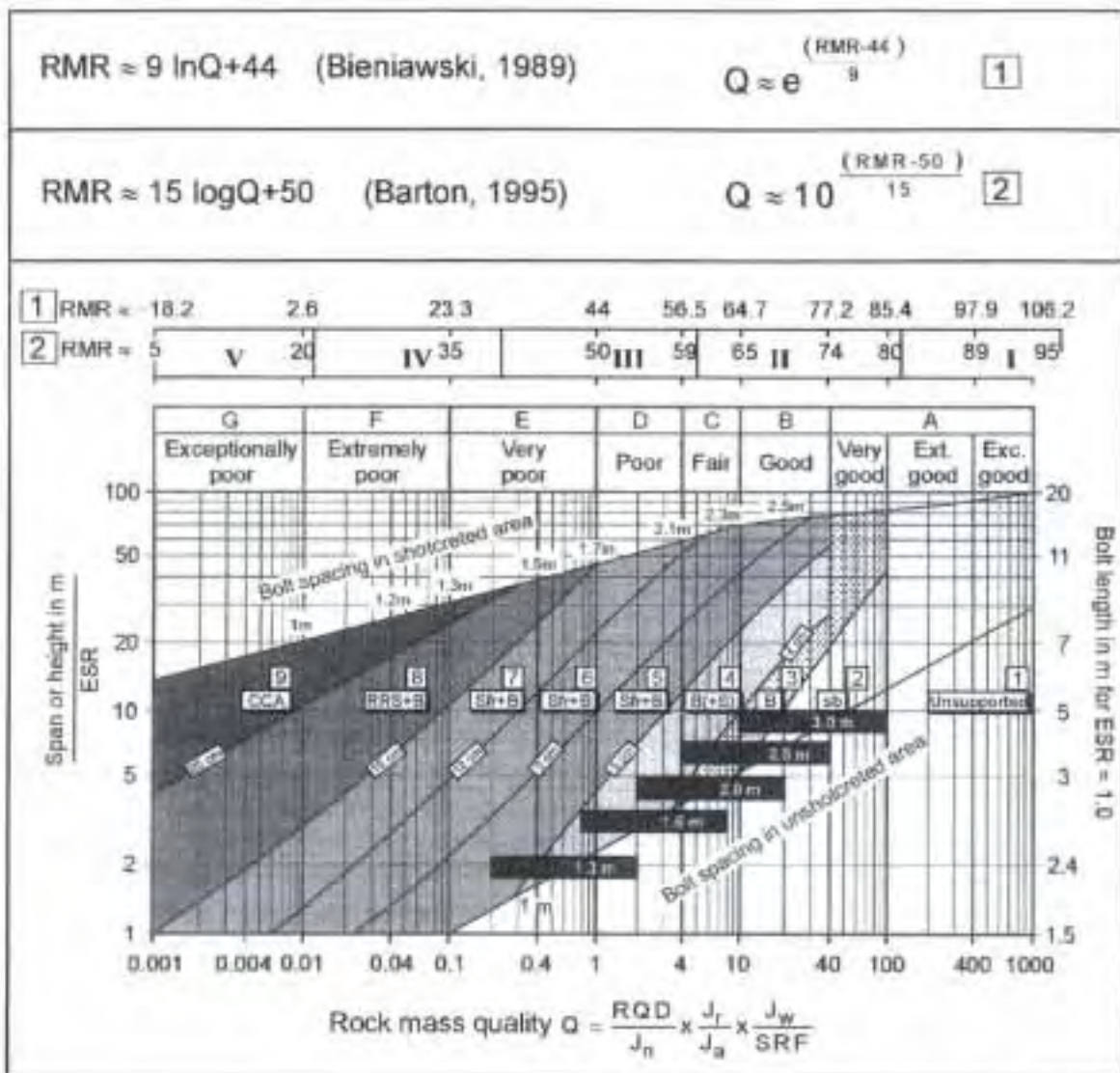


Fig. 66 Q-basert tunnelsikringdiagram (Grimstad og Barton, 1993) med tilleggstoff som gjelder TBM erfaringer. Barton, 2000.

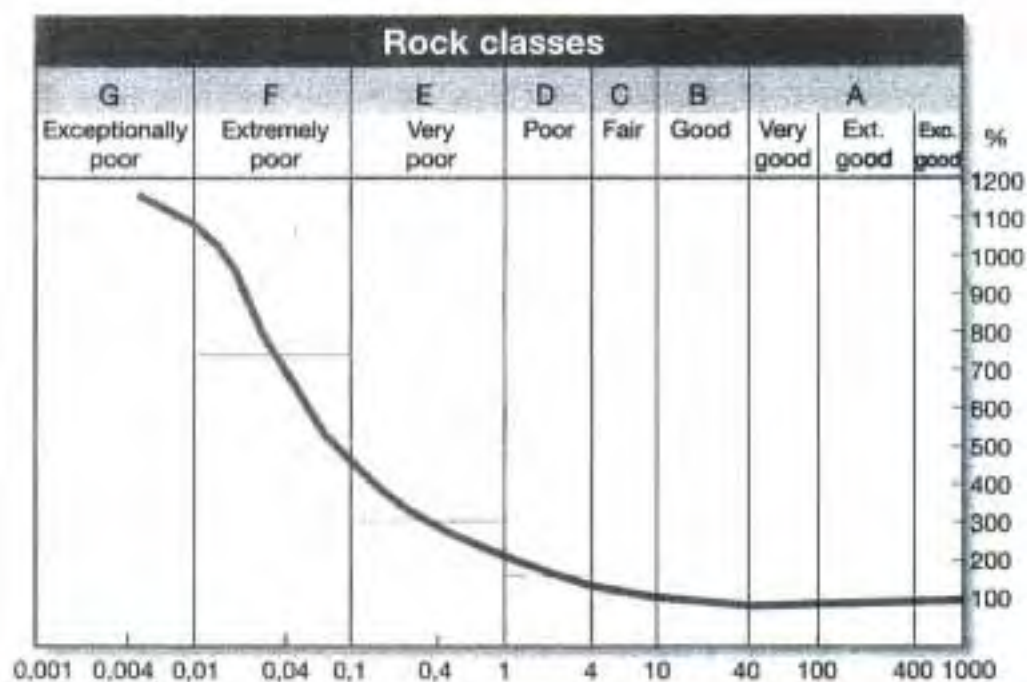
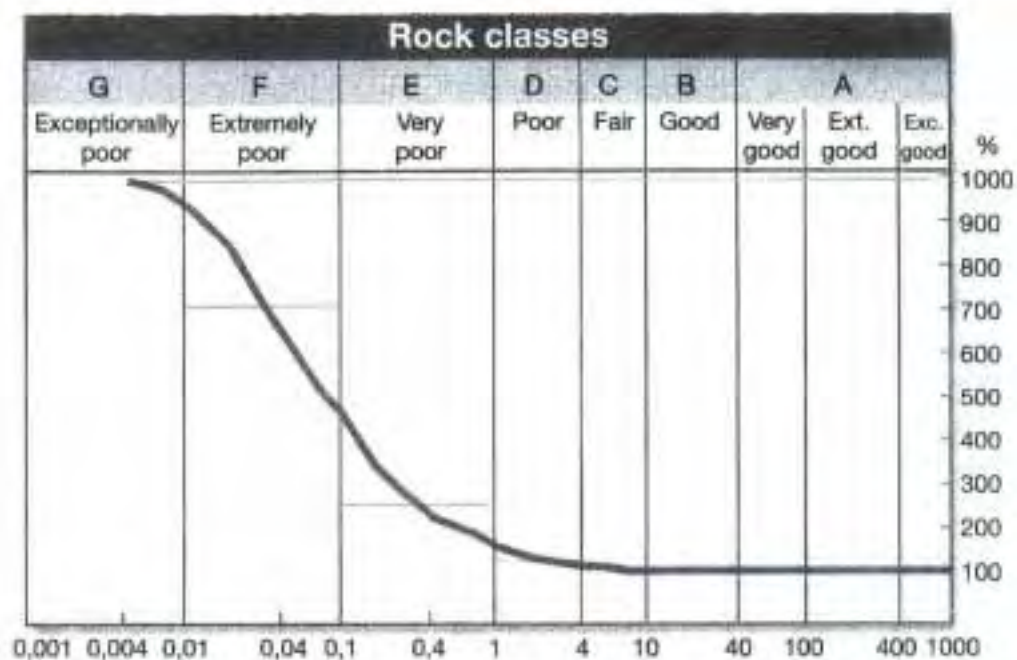


Fig. 67 Praktiske erfaringer ved bruk av Q-systemet (S. Roald). Topp : relativ tidsforbruk, Under : relativ kostnad for sprengning og sikring. Barton m.fl. 2001/2002.

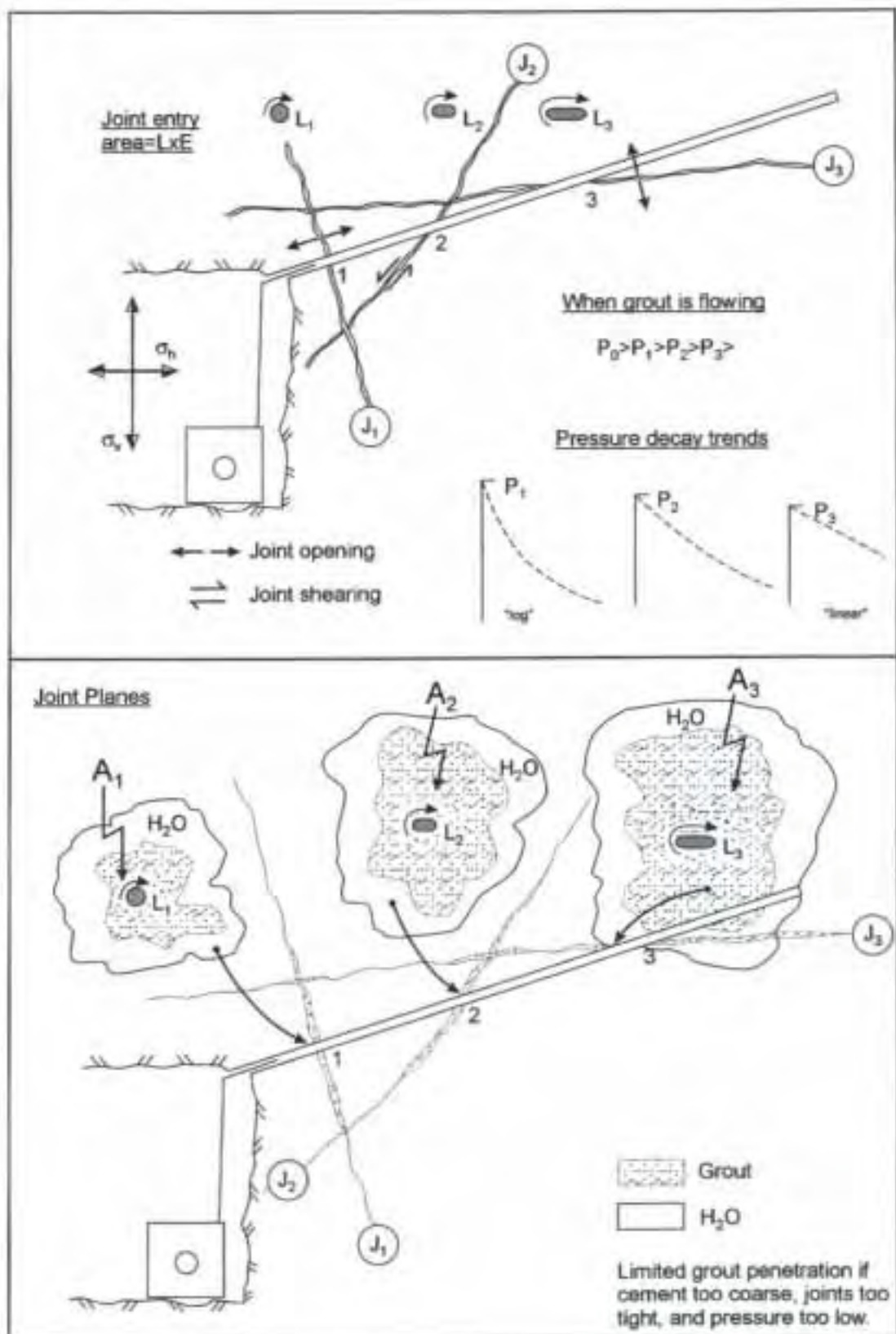


Fig. 68 En vellykket forinjisering trenger stabile masser (som blir ikke filtrert i de fineste sprekker) og også trenger nødvendig høy trykk (for å unngå 'puteinjeksjon' som illustrert nederste i figuren).

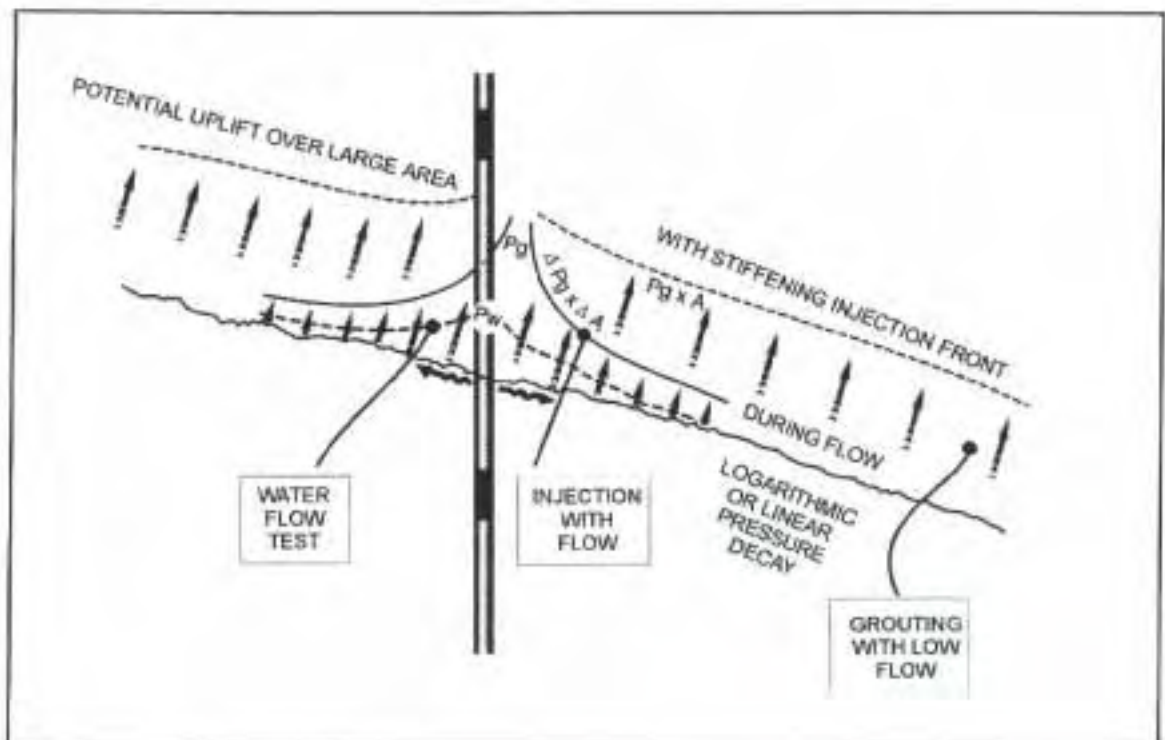


Fig. 69 Bruk av høyt injeksjonstrykk når strømning avtar mot slutten av prosessen kan imidlertid være risikabelt, hvis stabiliteten av stoffen eller av overliggende strukturer er tvilsom.



11 KONKLUSJONER

1. Vellykket forinjisering er ofte avhengig av høyt trykk (fra 5 til 10 MPa) og finmalt, ultrafin eller mikrosegment med mikrosilika. Men avhengig av effektivt spenningsnivå og sprekkenes karakter (åpning, ruhet) kan kombinasjoner av industrisement og høyt trykk, og ultrafin sement med mindre trykk, også være vellykket. De respektive d_{max} verdier av ca. 12, 30 og 100-140 μm , ganger 3 (eller d_{95} ganger 4), danner grunnlaget for estimering av de respektive minimum sprekkeinn ganger av ca. 50, 100 og 400 μm .
2. Etter inngang er det et betydelig trykkfall mens strømmingen er i gang, med logaritmisk mot lineær nedgang, avhengig av om vinkelen mellom sprekkeplan og injeksjonshull er tilnærmet 90° (for radiell strømning) eller under 30° mot borehullsparellenen. Disse trykkfall under strømning betyr at høytrykks forinjisering er en kontrollert sprekkeåpningsprosess, selv om det også må forekomme skjær og dilatans på sprekker som ikke er tilnærmet parallell eller perpendikulær hovedspenningene.
3. Sprekker under trykk i berggrunnen overfører spenningene gjennom kontaktpunktene og gjennom fast fjell, i tilfelle ikke-kontinuerlige sprekkeplan. Disse, pluss sprekkeveggruhet, er hindringer for strømning i den første inntrengningsfase, men etter hvert med lokalt redusert effektivspenning kan den innbyggede, ikke-lineære normale stivhet av disse kontaktpunktene utvide sprekkeåpningen for lettere inngang av injiseringsmassene. Eventuelt, ved tap av positiv effektivspenning nærmest hullet, vil hydraulisk splitting forekomme, og sprekkeplanene utvikles mot 100 % kontinuitet og åpner seg.
4. Vanntapsmåling etter Lugeon-prinsippene, har som begrensning $\Delta P = 1$ MPa, mens ved høytrykksinjisering er $\Delta P = 5$ til 10 MPa, i begge tilfeller nedjustert for trykkfall opp til pakkeren, og videre trykkfall i sprekkeplanene. På grunn av ikke-lineær stivhet er sprekkeåpninger derfor vesentlig større ved injiseringen, spesielt i den spenningsdeformasjonsfølsomme sone, ekvivalent til 0-5 MPa og spesielt de øverste 100 meter mot overflaten. Sprekkenes avlastningsstivhet er avhengig ikke bare av spenningsnivået, men også av ruhet (JRC) og veggfasthet (JCS), og den enaksiale trykkfasthet (σ_c), som til sammen bestemmer stivheten og sprekkeåpningen.
5. Den andre store forskjellen mellom vanninnpressingsforsøk og forinjisering med mikropartikler er at vann kan strømme i mikronstore kanaler i mikronbrede sprekkeplan, mens finmalt sement trenger kanskje 50 til 250 ganger



større åpninger. Vannstrømning kan modelleres som strømning mellom glatte, parallelle flater med hydraulisk åpning (e), og konduktivitet $e^2/12$, mens realiteten for masseinntrenging er en variabel sprekkeåpning E , hvor $E \geq e$, og $E \gg e$ med økt ruhet (JRC) og økt effektiv normalspenning dvs. når (e) er liten.

6. Vanntapsmålinger, hvis fortsatt begrenset til $\Delta P = 1$ MPa, kan konverteres til et forenklet kubisk nettverk av vannførende plater (avstand S i gjennomsnitt) og med platetykkelse (e). Etter Snows metode er S vesentlig større enn sprekkeavstanden sett i borekjerner, og den er avhengig av prosentmessig fordeling av ikke-vannførende forsøkslengder, som typisk er 3 eller 5 m lange. Bestemte Lugeon-estimerer kan konverteres til diverse kombinasjoner av e og S , for eksempel 0,1 Lugeon kunne være $e = 14 \mu\text{m}$ og $S = 0,5$ m, eller $e = 23 \mu\text{m}$ og $S = 2,0$ m. Videre kan disse gjennomsnittlige e -verdier konverteres til gjennomsnitts E -verdier hvor minimum E for penetreringer $\approx 3 \times d_{\text{max}}$.

7. Neste fase er estimering av sprekkeparametrene JRC og JCS og bergets enaksiale trykkfasthet. Modellering av effektivspenning – sprekkeåpning, med disse parametrene, danner grunnlag for forklaring av den ofte store forskjell mellom (e) fra vanninnpressingsforsøk ved maks. $\Delta P = 1$ MPa, og E tilgjengelig for masseinnngang ved maks. $\Delta P = 10$ MPa.

8. Erfaring viser at inngang til de ulike sprekkesett kan forekomme ved forskjellige trykknivåer. Detaljert tredimensjonal hydrotomografi, ved måling av trykk mellom flere borehull, mens injisering med vann eller utpumping foregår fra forskjellige nivåer i det ene hullet, forteller oss videre at permeabilitets-tensorer K_{max} , K_{int} og K_{min} reduseres i størrelse (mest med K_{max}) som resultat av injeksjon, og *de roterer også*. Dette er en sterk indikasjon på suksessiv injisering av de forskjellige sprekkesett. En erfaringsmessig injeksjon av 1 til 5 liter/ m^3 også forteller om utstrakt spredning av massene i mange sprekkeplan i flere sett. (1 liter/ m^3 er for eksempel $E=0,333\text{mm}$, $S=1,0$ i tre identiske kubisk-relaterte sett).

9. Fordi Q-parametrene består av sprekkerrelevante parametre som RQD, J_n , J_r , J_u , J_w , er det sannsynligvis rimelig å argumentere for forbedringer av mange av disse parametrene som resultat av en vellykket forinjisering. Men sprekkekarakteren J_u , som også beskriver diverse kategorier av mineralbelegg eller leirefylling, er avgjørende for utbredelsen, eller ikke, av en forbedret Q-verdi. I flere tilfeller vil alle seks Q-parametrene kunne forbedres, for eksempel når



$J_r = 1-3$, og $J_a = 1-2$, men i andre tilfeller vil lokale forbedringer bli forhindret av ugunstig J_a , og få av de seks parametrene blir påvirket.

10. Q-verdien, og spesielt den normaliserte form $Q_c (= A \times \sigma_c / 100)$, er etter hvert blitt knyttet også til flere bergmasseparametre som seismisk hastighet (V_p), deformasjonsmodulen (E_{mass}), forbygningstrykk (P_r), Lugeonverdi (begrenset, ikke leirebærende bergmasser), styrke, kohesjon, friksjon, og tunnelkonvergens eller deformasjon. Hvis vi kan argumentere for flere forbedrede Q-parametre på grunn av forinjisering (ved fornuftig bruk av J_r/J_a kriteriet) skulle det være mulig å argumentere for flere forbedrede bergmasseparametre, og mer problemfri tunneldriving etter forinjisering.

11. Forbedrede Q-verdier som resultat av forinjisering kan settes i følgende klasser: $1-4 \times$ (= lite forbedring), $4-10 \times$ (= middels forbedring), $10-40 \times$ (= god forbedring), $> 40 \times$ (= meget god forbedring). Disse kan danne grunnlaget for valg av redusert endelig sikring, med de påfølgende besparelser i tid og kostnad, som må settes opp mot kostnaden og tidsforbruket for forinjiseringen. Når forinjiseringen bare er gjort med hensyn til kontroll av innlekkasje og for å unngå setningsskader, kan tid og kostnader bli redusert i utvalgte tunnelstrekninger ved redusert tidsforbruk under videre driving på grunn av lengere salver og redusert endelig sikringsmengde. For eksempel, et behov for mindre tykkelse ved S(fr) (fordi sprøytebetong dekker opp for *for* lav kohesjon), og for større avstand mellom boltene (fordi bolter dekker opp for *for* lav friksjon) er de sannsynlige resultater av vellykket forinjisering.



12 REFERANSER

Bandis, S. 1980. Experimental studies of scale effects on shear strength, and deformation of rock joints. Ph.D. Thesis, Earth Science Dept., University of Leeds, UK. 385 p.

Bandis, S., Lumsden, A. & Barton, N. 1981. Experimental studies of scale effects on the shear behaviour of rock joints. *Int. J. of Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr.* 18, 1-21.

Bandis, S., Lumsden, A.C. & Barton, N. 1983. Fundamentals of Rock Joint Deformation. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr.* Vol. 20, No. 6, pp. 249-268.

Barton, N., 1971. A model study of the behaviour of steep excavated rock slopes, Ph.D. Thesis, Univ. of London.

Barton, N., 1972. A model study of air transport from underground openings situated below groundwater level, *Proc. of Symp. of Int. Soc. Rock Mech., Percolation through fissured rock*, Stuttgart, Theme 3A, 20 pp.

Barton, N., 1973. A review of the shear strength of filled discontinuities in rock, *Fjellsprengningsteknikk, Bergmekanikk*, Oslo, Tapir Press, Trondheim, pp. 19.1-19.38, Also NGI-Publ. 105, 1974.

Barton, N. & Choubey, V. 1977. The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics* 1/2:1-54. Vienna: Springer. Also NGI-Publ. 119, 1978.

Barton, N., 1982. Modelling rock joint behaviour from *in situ* block tests: Implications for nuclear waste repository design, Office of Nuclear Waste Isolation, Columbus, OH, 96 p., ONWI-308, September 1982.

Barton, N., Bakhtar, K., Woodhead, S. & Bush, D. 1983. Joint characterization and modelling at NTS G-Tunnel. Terra Tek Contract report for Sandia National Laboratories, TRE83-40, 42 p.

Barton, N., Bandis, S. & Bakhtar, K. 1985. Strength, Deformation and Conductivity Coupling of Rock Joints. *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci. & Geomech. Abstr.* 22: 3: 121-140.

Barton, N. 1986. Deformation Phenomena in Jointed Rock. 8th Laurits Bjerrum Memorial Lecture, Oslo. Publ. in *Geotechnique*, Vol. 36, No. 2, pp. 147-167, (1986).

Barton, N. & Bakhtar, K., 1987. Description and modelling of rock joints for the hydrothermalmechanical design of nuclear waste vaults, Atomic Energy of Canada Limited. TR-418. Volumes I and II.

Barton, N. 1988. Some aspects of rock joint behaviour under dynamic conditions, Seminar on Mechanics and Engineering of Rocks, Torino, Italy, 17.1-17.14.



Barton, N. & Bandis, S.C. 1990. Review of predictive capabilities of JRC-JCS model in engineering practice, International Symposium on Rock Joints. Loen 1990. Proceedings, pp. 603-610, 1990.

Barton, N., Løset, F., Smallwood, A., Vik, G., Rawlings, C., Chryssanthakis, P., Hansteen, H. & Ireland, T. 1992. Geotechnical Core Characterisation for the UK Radioactive Waste Repository Design. 1992 Proc. of ISRM Symp. EUROCK, Chester, UK.

Barton, N., By, T.L., Chryssanthakis, P., Tunbridge, L., Kristiansen, J., Løset, F., Bhasin, R.K., Westerdahl, H. & Vik, G. 1994. Predicted and Measured Performance of the 62m span Norwegian Olympic Ice Hockey Cavern at Gjøvik. Int. J. Rock Mech, Min. Sci. & Geomech. Abstr. 31:6: 617-641. Pergamon.

Barton, N. & Quadros, E.F. 1997. Joint Aperture and Roughness in the Prediction of Flow and Groutability of Rock Masses. Proc. of NY Rocks '97. Linking Science to Rock Engineering, Ed. K. Kim, pp. 907-916. Int. J. Rock Mech. and Min. Sci. Vol. 34: No. 3-4.

Barton, N. 1999. General Report concerning some 20th Century Lessons and 21st Century Challenges in Applied Rock Mechanics, Safety and Control of the Environment. Proc. 9th Cong. of ISRM, Paris 1999, Gen. Rept. Session 1, Vol. 3, Balkema, Rotterdam.

Barton, N. 2000. TBM Tunnelling in Jointed and Faulted Rock. 173p. Balkema, Rotterdam.

Barton, N., Buen, B. & Roald, S. 2001. Strengthening the case for grouting. Tunnels & Tunnelling International, Dec. 2001, 34-36, and Jan. 2002, 37-39.

Barton, N. 2002. Some new Q-value correlations to assist in site characterization and tunnel design. Int. J. Rock Mech. & Min. Sci. Vol. 39/2, pp.173-204.

Bhasin, R.K., Barton, N., Makurat, A., Davies, N. & Cooper, A. 1999. Rock Joint and Rock Mass Characterization at Sellafield, Proc. of ITA Congress, Oslo, Challenges for the 21st Century, Eds. Alten et al. NFF, Balkema, Rotterdam, pp. 35-41.

Bhasin, R., Johansen, P.M., Barton, N. & Makurat, A. 2002. Rock joint sealing experiments using an ultra fine cement grout. Proc. N. American Tunnelling Conf., Seattle.

Brown, S.R. 1987. Fluid flow through rock joints; the effect of surface roughness. Jour. Geophys. Res. 92: B2: 1337-1347.

Carlsson, A. & Olsson, T. 1977. Water leakage in the Forsmark tunnel, Uppland, Sweden. Sveriges Geol. Undersøkelser. C734, Stockholm.

Chen, C.N. & Guo, G.C. 1997. Rock mass classification and guideline for tunnel convergence. (In Chinese) J. Chin Inst. Civil Hydraulic Eng. Taiwan. 9(3) 359-67.



Comité National Français. 1964. La déformabilité des massifs rocheux. Analyse et comparaison des résultats. International Congress on Large Dams. Vol. 8. Edinburg Paris : ICOLD vol. 1 :Q. 28, 287-99.

Coulson, J.H. 1970. The effects of surface roughness on the shear strength of joints in rock. Ph.D. Thesis, Univ. of Illinois. 283 p.

Cruz, P.T. 1979. Contribution to the study of water flow in continuous and discontinuous media. (In Portuguese) ITP Report, São Paulo.

Cruz, P.T. & Quadros, E.F. 1983. Analysis of water losses in basaltic rock joints. Proc. 5th ISRM Congress, Melbourne. B119-123. Rotterdam: Balkema.

Danielsen, S.W. 1971. Sprekekpermeabilitet. Hovedoppgave i ingeniørgeologi, NTH, Trondheim.

Esaki, T., Ikusada, K. & Aikawa, A. 1995. Surface roughness and hydraulic properties of sheared rock. Proc. of Conf. on Fractured and Jointed Rock Masses. Myer, Cook, Goodman & Tsang (eds) 393-398. Balkema Rotterdam.

Gale, J.E. 1993. Fracture properties from laboratory and large scale field tests: evidence of scale effects. Proc. Int. Conf: Scale Effects in Rock Masses, Pinto da Cunha (ed). 341-352. Balkema, Rotterdam.

Goodman, R.E. 1970. The deformability of joints. ASTM, Spec. Tech. Publ. 477: 174-196.

Grimstad, E. & Barton, N. 1993. Updating of the Q-System for NMT. Proceedings of the International Symposium on Sprayed Concrete - Modern Use of Wet Mix Sprayed Concrete for Underground Support, Fagernes, 1993, (Eds Kompen, Opsahl and Berg. Norwegian Concrete Association, Oslo.

Hakami, E. 1995. Aperture distribution of rock fractures. Ph.D. Thesis, Dept. of Civ. Eng. KTH, Stockholm.

Heimli, P. 1972. Vann- og luftlekkasjer gjennom sprekker i bergartsstykker. Bergmekanikkdag, Oslo. 137-142.

Iwano, M. 1995. Hydromechanical characteristics of a single rock joint. Ph.D. Thesis, Geotechnical Engineering, MIT, USA. 321 p.

Klüver, B. H. 2000. Berginjeksjon. Miljø- og samfunnstjenlige tunneler. Delprosjekt C : Tetteteknikk. Int.Rapport Nr. 2151, 21s. Statens vegvesen.

Louis, C. 1969. A study of groundwater flow in jointed rock and its influence on the stability of rock masses. Imperial College, Rock Mech. Res. Rept. No. 10, 90 p.

Maini, Y.N.T. 1971. In situ hydraulic parameters in jointed rock, their measurement and interpretation. Ph.D. Thesis, imperial College, London.



Maini, T. & Hocking, S. 1977. An examination of the feasibility of hydrologic isolation of a high level waste repository in crystalline rock. Geol. Soc. of America, Annual Meeting, Seattle.

Makurat, A. & Barton, N. 1988, Rock mechanical computation of deformations and joint apertures during excavation of the Fjellinjen tunnels, Paper 27.1-27.27, Bergmekanikkdag, Tapir Press, Oslo 1988.

Makurat, A., Barton, N., Tunbridge, L. & Vik, G. 1990, The measurement of the mechanical and hydraulic properties of rock joints at different scales in the Stripa project, International Symposium on Rock Joints. Loen 1990. Proceedings, pp. 541-548, 1990.

Makurat, A., Barton, N., Rad, N.S. & Bandis, S. 1990, Joint conductivity variation due to normal and shear deformation, Int. Symp. on Rock Joints. Loen 1990. Proceedings, pp. 535-540.

Neuzil, C.E. & Tracy, J.V. 1981. Flow through fractures. Water Resources Research. 17: 1: 191-199.

NGI, 1977. Project Report: Kabalebo Hydroelectric Scheme, Surinam. Report No. 75612. B. (Kjærnsli, N. Barton).

NGI, 1985. Kontrakt rapport. Oddatjørn Dam. (T.L. By).

NGI, 1988. Project Report: Fjellinjen Bergmekaniske Beregninger. Report No. 85614-13.(A. Makurat, N. Barton).

Olsson, O. (ed) 1992. Stripa Project SCV, Final Report SKB 92-22.

Olsson, R. 1998. Mechanical and hydromechanical behaviour of hard rock joints – a laboratory study. Ph.D. Thesis, Chalmers Univ. of Tech., Göteborg, Sweden.

Olsson, R. & Barton, N. 2001. An Improved Model for Hydro-Mechanical Coupling during Shearing of Rock Joints. Int.J.Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstracts, 38 (2001) 317-329, Pergamon.

Pearson, J.R.A. & Tardy, P.M.J. 2002. Models of flow of non-Newtonian and complex fluids through porous media. J. Non-Newtonian Fluid Mech. 102: 447-473.

Quadros, E.F. 1982. Determination of the characteristics of waterflow in fractures in rock. M.Sc. Thesis, Univ. of São Paulo, Dept. of Civ. Eng. Polytechnical School.

Quadros, E.F. 1992. The directional hydraulic conductivity in rock masses. Ph.D. Thesis, Univ. of São Paulo, Dept. of Civ. Eng. Polytechnical School. 236 p.



Quadros, E.F. & Filho, D.C. 1995. Grouting efficiency using directional (3-D) hydraulic tests in Pirapora Dam, Brazil. Proc. 8th Congress of ISRM, Tokyo. Fujii, (ed) 2: 823-826. Balkema, Rotterdam.

Quadros, E.F., Correa Filho, D., Azevedo, A.A. 1999. 3-D hydraulic tests for the subway of São Paulo, Brazil, under the Pinheiros River. Proceedings of the 9th Congress of ISRM, Paris, France. 817-823. Rotterdam: Balkema.

Savich, A.I. Mikhailov, A.D., Koptev, V.I. & Iljin, M.M. 1983. Geophysical studies of rock masses. Proc. 5th ISRM Congress, Melbourne. 1: A19-A30. Rotterdam: Balkema.

Shen, B. & Barton, N. 1997. The Disturbed Zone Around Tunnels in Jointed Rock Masses, Technical Note, Int. J. Rock Mech. Min. Sci, Vol. 34, No. 1, pp. 117-125.

Sjögren, B., Øfshus, A. & Sandberg, J. 1979. Seismic classification of rock mass qualities. Geophys. Prospecting, 27:409-42.

SKB, 1996. Äspö Hard Rock Laboratory – 10 years of Research.

Snow, D.T. 1968. Rock fracture spacings, openings, and porosities. J. of Soil Mech. and Found. Div., Proc. ASCE, SMI. 73-91.

Åndal, T., Andersson, H. & Aasen, O. 2001. Injeksjon : erfaringer fra utvalgte tunnelprosjekter. Miljø- og Samfunnstjenlige Tunneler, Rapport Nr. 2, Statens vegvesen.



13 FIGURLISTE

- Fig. 1 Viktige definisjoner av sprekkeegenskaper (etter Hakami, 1995) og effektivspenningskonseptet i forandring av kontaktpunktarealer, ved vann eller injeksjonsmasser under forskjellige trykk.
- Fig. 2 Variasjoner i sprekkeåpninger (Neuzil og Tracy, 1981) og fraktal ruhetsbasert modellering av strømning med kontaktpunkter (Brown, 1987).
- Fig. 3 Åpne arealer og kontaktarealer i sprekker, registrert ved bruk av trykkfølsom 12 μm plastfolie, under forskjellige normale spenningsnivåer, med eller uten inntanning. Bandis 1980.
- Fig. 4 Pålast-avlast (lukket-åpen) syklus, med eller uten inntanning, og effekten av ruhet JRC og veggfasthet JCS på lukking-under-last egenskaper. Bandis m.fl. 1983.
- Fig. 5 Småskalaruhetsprofiler målt på 100 mm sprekker, sammen med skjærboks- og helningsforsøkregistrert JRC tall. Barton og Choubey, 1977.
- Fig. 6 Effekt av forvitring på avlastningsstivhet, med forvitningsgrad registrert som funksjon av a_j og JCS. Bandis, 1980.
- Fig. 7 Tre på- og avlastningssykluser målt på uforvitret sprekker, som viser små sprekkeåpninger. Bandis m. fl. 1983.
- Fig. 8 Rekonstruerte skjærboksforsøk på ruc tensjonssprekker, med riktig angivelser av ruhet og dilatansforløpet. To normale spenningsnivåer og to forskjellige skjærdeformasjonsstadier er vist. Barton, 1971.
- Fig. 9 Topp skjærfasthet av sprekker basert på Mohr-Coulomb, Patton eller JRC, JCS og ϕ_r . Etter Barton og Choubey, 1977 og Barton og Bandis, 1990.
- Fig. 10 Koblet skjær, dilatans og konduktivitetsmodellering, (uten blokkering med finstoff pga. brudd på kontaktpunktene). Barton 1982, og Barton, 1986.
- Fig. 11 Trykkfall, laminær- og turbulent strømning og ruheteffekter på sprekkeåpninger. Etter Louis 1969, Quadros 1982, og Cruz og Quadros, 1983.
- Fig. 12 Topp : Isotrope, porøsemediebasert strømningslinjer til / fra en tunnel.
Bunn : De faktiske observasjoner av innlekkasjer i en tunnel, gjennom kanaler, sprekkeplaner og krysspunkter. Carlsson og Olsson, 1977.
- Fig. 13 Typiske trender for permeabilitet (K) mot dybde, for forskjellige geologiske klasser med bergmasser. Quadros m.fl. 1995.
- Fig. 14 Topp: En idealisering av de trange inngangspartier rundt et injeksjonshull, ved porøse medier til venstre, og sprekker til høyre.



Bunn: en komplisert 'realitet' i en sprekkeseone fra Stripa, sett fra synsvinkelen av en NAPSAC numerisk modell. Etter Golders og Harwell, i Olsson (ed.) 1992.

- Fig. 15 Under antagelsen radielle strømning, viser kurvene trykkfallsforløpet ved laminær (topp) og turbulent (under) strømning, ved forskjellige influenseradier. Cruz, 1979.
- Fig. 16 Forskjellige kilder til trykkfall. Topp: For trange inngangspartier i forhold til 3 eller 4 x d_{max} . Under: Ved strømning er trykkfall avhengig av skjæringsvinkelen til de forskjellige sprekkplan. Antagelser: logaritmisk og (nesten) lineært trykkfall er basert på laminærstrømning og konstante (ikke deformerte) sprekkåpninger.
- Fig. 17 Topp: Lekkende sprekker registrert ved strømningsmåler ('spinner' eller temperaturlog) har oftest høyest konduktivitet – og sannsynligvis vil ta injeksjonsmassene først ved laveste trykk. SKB, 1996.
Bunn: Ved høyere trykk er sprekkedeformasjon en kilde til forandret trykkfall og lettere inngang til de mindre konduktive sprekker. Quadros, 1982.
- Fig. 18 Tredimensjonal strømningsregistrering (hydrotomografi) fra Brasil, demonstrerer forandring i permeabilitet fra sett 1 til sett 2, og ved økt avstand mellom hullene. Quadros m.fl.1999.
- Fig. 19 Virkelighet (en av millioner) og en forenklet tolkningsmulighet basert på Snow 1968 og Barton 1986. Sistnevnte konvertert (e) åpning til en gjennomsnitt fysisk åpning (E) ved ruhet JRC. Trykkforskjell sement kontra vann også øker (E).
- Fig. 20 Tolkning av antall ikke-vannførende sprekker fra systematiske Lugeonforsøk basert på en Poisson distribusjon, etter Snow 1968. Dette danner grunnlaget for estimering av (S) i Figur 19.
- Fig. 21 Kubisk nettverksmodell etter Snow 1968, med presisering av forskjellen mellom (E) og (e) ('realitet' og hydraulisk ekvivalent teori).
- Fig. 22 Topp: Lab- og feltforsøk som viser forhold E/e (og $\Delta E/\Delta e$) som funksjon av (e). Små (e) kan ofte være knyttet til høyere spenning eller større dyp. (Merknad: B=biaksial, N-S= enaksial, E-W= enaksial flatjekk belastninger). Under: Empirisk ligning for korrigering av (e) til (E). Barton 1982, og Barton og Quadros 1997.
- Fig. 23 Konvertering av (e) til konduktivitet ved utvidelse av Poiseuille's ligning. Etter Quadros i Barton og Quadros, 1997.
- Fig. 24 Evaluering av ligning 18, etter Snow 1968 metode, for forskjellige kombinasjoner av (e) og (S) i forhold til målte Lugeonverdier.



- Fig. 25 Anvendelse av Snow 1968, og korrigerer av (e) ved JRC_0 for tolkning av damsted Lugeonforsøk i form av mulige liter/m³ injeksjonsmasser. Her er det antatt uforandret trykk, sement kontra vann. Barton, 1986.
- Fig. 26 Tolkning av Devis Falls damsted (Kabalebo HEP) Lugeon forsøk, for estimering av injiserbar antall liter/m³ (hvis uforandret trykk). NGI 1977.
- Fig. 27 Sammenligning av Devis Falls damsted Lugeon forsøk tolket etter Snow 1968 (skraverte områder) med (e) åpninger mot dybde, fra Snows egen USA data.
- Fig. 28 Hydrauliske sprekkeåpninger estimert for Fjellinjen, tolket etter Snow 1968. NGI, 1988.
- Fig. 29 Spenningseffekter på permeabilitet (K) og på (E) og (e) , og illustrasjon av disse fra UDEC-BB modeller av Fjellinjen tunneler. NGI, 1988.
- Fig. 30 Detaljer og definisjoner for (E) og (e) sykluser ved på- og avlastning, og estimering av den ubelastet åpning (E_0) på basis av ruhet og forvitningsgrad. Barton, 1982.
- Fig. 31 Koblet strømning-spenning (CSFT) forsøk på lite røe sprekker i granitt, fra Stripa. Makurat m.fl. 1990.
- Fig. 32 Koblet strømning-spenningsforsøk på et sprekke i granodioritt. Iwano, 1995.
- Fig. 33 Topp: Spenning-permeabilitet forhold for tensjonsbrudd og sprekker fra Gale, 1993. Under: Lignende K- σ n forhold også for store labprøver og for in situ blokk forsøk, under ambient og elevert temperatur. Etter Barton, 1982.
- Fig. 34 Barton-Bandis modellering av på- og avlastning av sprekker fra Nevada Test Site G-Tunnel. Barton m.fl. 1983.
- Fig. 35 Helningsforsøk for estimering av JRC_0 . Barton og Bandis, 1990.
- Fig. 36 Effektivspenning (og injeksjonstrykk følsomhet) av for eksempel $JRC_0 = 5$ sprekker med litt forvitrings, ved anvendelse av BB-modellen for normal avlastning.
- Fig. 37 Kontrasten i (e_4) og (E_4) p.g.a. ruhet, og mellom ΔP_w og ΔP_g (1 MPa kontra 10 MPa ?) forårsaker $\Delta E_4 \gg \Delta e_4$, som hjelper forinjiseringsprosess.
- Fig. 38 Fire bergmasser fra Oslofeltet som viser forskjellige forutsetninger for vellykket forinjisering. Se teksten.
- Fig. 39 Skjærbevegelser langs eksisterende sprekkesett, når de er under skjærspenning før injisering. Etter Barton, 1986.
- Fig. 40 Kontaktarealer målt på sprekkeavstøpninger etter skjærboks forsøk. Bandis, 1980.



- Fig. 41 Koblet skjær-strømningsforsøk på plane flater i taksifer. Maini 1972. BB-modellering av disse egenvekt (lavspenning) forsøk fra Barton, 1982.
- Fig. 42 Topp: CSFT apparatet for måling av koblinger mellom konduktivitet og skjær (og normalbelastningseffekter). Under: Eksempel på delvis tetting pga. finstoffproduksjon, som er uønskelig i forinjisering. Makurat m.fl. 1990.
- Fig. 43 Koblet skjær-strømning forsøk som viser effekt av finstoffproduksjon (og redusert ruhet ved skjær bevegelser. Olsson, 1998.
- Fig. 44 Mobilisert ruhet (JRC_{mob}) konseptet etter Barton 1982, som trengs under tolkning av forinjisering ved skjærbevegelser.
- Fig. 45 Et mer komplett forsøk for korrigerende av (e) til (E), som dekker normal lukking eller åpning (kurvene til høyre) og som dekker skjær med ruhetreduksjon og finstoffproduksjon (kurvene til venstre). Olsson og Barton, 2001.
- Fig. 46 Skjærstyrke – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og lite ruhet ($JRC_0 = 5$).
- Fig. 47 Dilatans – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og lite ruhet ($JRC_0 = 5$).
- Fig. 48 Skjærspenning – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og middels ruhet ($JRC_0 = 10$).
- Fig. 49 Dilatans – deformasjon : oppførsel mot større dyp for sprekker i fast fjell (JCS fra 50 – 150 MPa) og middels ruhet ($JRC_0 = 10$).
- Fig. 50 Skjematisk visualisering av forinjisering ved Multigrout konsept til Elkem.
- Fig. 51 Registrering av seismiske P-bølger hastighetsøkninger under injisering ved damsteder. Klasse I til IV injiseringsresultat gjelder for den 270m høye Inguri buedam i Russland (Savitch m.fl. 1983). Nederste er et resultat fra injisering ved Oddatjørn damvederlag, som var skadet av dagbruddsprengning. NGL, 1985.
- Fig. 52 Registrering av injeksjonsresultater ved bruk av V_p målinger og Lugeon forsøk (Fransk Gruppe, ICOLD 1964), og et mulig Q-skala basert på $Q-V_p$ ligningen for nærøverflate refraksjonsseismikk i faste bergmasser. Barton, 2002.
- Fig. 53 Tredimensjonal måling av permeabilitet før og etter injisering i et damvederlag i Brazil. Quadros m.fl. 1995. Rotasjon av permeabilitetstensorer har sammenheng med tetting av de mest permeable sprekkesett.
- Fig. 54 Direktskjærforsøk på mørtelfyllt bruddflater i finkornet granitt, som var av 0.8 og 3.2 mm tykkelse. Etter Coulson, 1970.



- Fig. 55 CSFT forsøk på 96mm borkjerner. Inntrengning av ultrafin sement i sprekker under last, med kjent hydrauliske åpninger (ϵ) og ruhet (JRC_0). Bhasin m.fl. 2002.
- Fig. 56 Skjær- og normalebelastninger på sprekker p.g.a. tunnelutgraving og UDEC-BB eksemplarer av disse effekter. Barton, 1988, og Barton, 2000.
- Fig. 57 Skjærdeformasjon rundt tunneler som har vidt forskjellige oppsprekningsgrad. Shen og Barton, 1997.
- Fig. 58 To kriterier for beskrivelsen av skjærfasthet for a) sprekker uten leire, og b) omtrentlig Q-system basert kriterier for sprekker, sprekker med mineralbelegg, og diskontinuiteter med leirefyllinger.
- Fig. 59 Omtrentlige friksjonsvinkler ($\phi+i$, ϕ , og $\phi-i$) for sprekker, sprekker med belegg og fylt diskontinuiteter. Barton, 2002. Disse kan brukes i vurdering av muligheten for forbedret bergmasseparameter som resultat av forinjisering.
- Fig. 60 Diskontinuiteter med fyllinger blir svakere jo tykkere er fyllingen. Goodman, 1970.
- Fig. 61 Trender for $\Delta(i \text{ millimeter}) = \text{spennvidde}(i \text{ meter}) / Q$. Data fra Barton m.fl. 1994 og Chen og Guo, 1997.
- Fig. 62 Trender for RQD og sprekkefrekvens (m^{-1}) i korrelasjon med seismiskhastighet, etter Sjøgren m.fl. 1979. Q-skala etter Barton, 2002.
- Fig. 63 V_p økning tross 'stabil' RQD, sprekkefrekvens (og Q) med dybde, fra seismisktomografi ved Gjøvik kavern. Barton m.fl. 1994.
- Fig. 64 Koblinger mellom Q, V_p , og E_{mass} , med korrigerings for dybde eller spenning, kan være nyttig i tolkning av mulige effekter fra forinjisering. Barton, 1999.
- Fig. 65 En ny tolkningsmetode for potensielle bergmasseparameterkoblinger, fra Barton, 2002. Effektiv forinjisering vil flytte en dårlig bergmasse 'opp og til høyre', med klatring til høyere effektiv Q, V_p , E_{mass} og lavere Lugeon verdier, delvis på grunn av Q-parameter forbedringer, delvis på grunn av innspenning og konsolidering og 'homogenisering' av anisotropiskespenninger.
- Fig. 66 Q-basert tunnelsikringdiagram (Grimstad og Barton, 1993) med tilleggstoff som gjelder TBM erfaringer. Barton, 2000.
- Fig. 67 Praktiske erfaringer ved bruk av Q-systemet (S. Roald). Topp : relativ tidsforbruk, Under : relativ kostnad for sprengning og sikring. Barton m.fl. 2001/2002.
- Fig. 68 En vellykket forinjisering trenger stabile masser (som blir ikke filtrert i de fineste sprekker) og også trenger nødvendig høy trykk (for å unngå 'puteinjeksjon' som illustrert nederste i figuren).



Fig. 69 Bruk av høyt injeksjonstrykk når strømning avtar mot slutten av prosessen kan imidlertid være risikabelt, hvis stabiliteten av stoffen eller av overliggende strukturer er tvilsom.

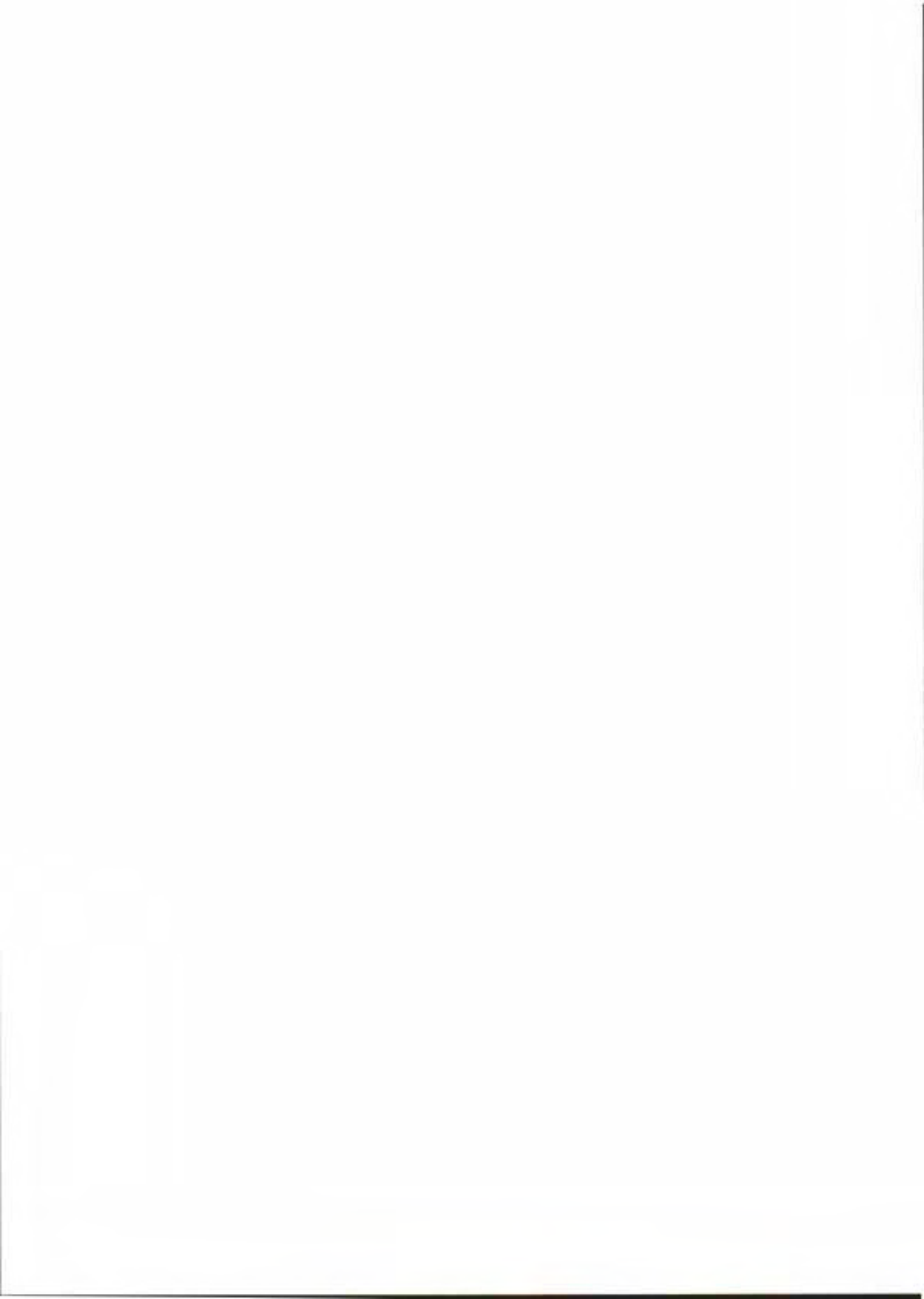


TERMINOLOGI

Term	English	Norsk
a_j	unstressed joint aperture	sprekkeåpning under null normalspenning
B	systematic bolting	systematisk bolting
BB	Barton Bandis	ikke linear sprekkemodell (og subrutine i UDEC)
C	cohesion	kohesjon
CC	cohesive component	kohesjonskomponent (se Q)
CSFT	coupled shear flow test	koblet skjær-strømningsforsøk
c.g.	coarse-grained	grovkornet
d_{max}	maximum particle size	maksimal partikkelstørrelse
d_{90}	90% passing, particle size	90 % mindre enn
e	hydraulic joint aperture	hydraulisk sprekkåpning
Δe	change of hydraulic joint aperture	forandring i hydraulisk sprekkåpning
E	physical joint aperture	fysisk sprekkåpning
ΔE	change of physical joint aperture	forandring i fysisk sprekkåpning
E_{mass}	static deformation modulus for rock mass	deformasjonsmodul
a_j	unstressed joint aperture	sprekkeåpning under null normalspenning
FC	frictional component	friksjonskomponent (se Q)
f.g.	fine-grained	finkornet
g	acceleration due to gravity	gravitasjonsakselerasjon
H_0	head of water in borehole	vanntrykk i borhullet
H_r	head of water at radius r	vanntrykk ved radius r (langs sprekkplan)
i	flow gradient	strømningsgradient (se også $i = \phi_p - \phi_r$, i figur 44)
JCS	joint wall compression strength	sprekkevegg fasthet
JCS _c	small-scale JCS	sprekkevegg fasthet (målt med Schmidt-hammer)
JRC	joint roughness coefficient	sprekkeruhetskoeffisient
JRC ₀	small-scale joint roughness coefficient	små-skala ruhet ($L_0 = 100$ mm referanse)
JRC _{mob}	mobilized joint roughness	mobilisert ruhetskoeffisient
JRC _{topp}	peak joint roughness	topp ruhetskoeffisient
J_a	joint alteration rating	tall for sprekkfylling/omvandling (se Q)
J_n	joint set rating	tall for sprekksett (se Q)
J_r	joint roughness rating	sprekkeruhetstall (se Q)
J_w	joint water rating	sprekkevannsfaktor (se Q)
k, K	permeability	permeabilitet (mest brukt i porøsmedias sammenheng)
k, K	conductivity	konduktivitet (mest brukt i oppsprukket bergmasser, og for sprekker)
$K_{(max, int, min)}$	permeability tensor (principal values)	permeabilitetstensor (maks, mellom, minst)
L_n	block size	blokkstørrelse (sprekkelengden mellom tverrsprekker)
$L_{1,2,3}$	joint entry length	sprekkeinngang omkrets (ved borhullet)
L	Lugeon unit	Lugeon enhet (1 L = 1 l/min/m/1 MPa ΔP)
P_g	grout pressure	mørteltrykk påført ved forinjisering
ΔP_g	change of grout pressure	forandring i mørteltrykk påført med forinjisering
P_r	support pressure	forbygningstrykk
P_w	water pressure	vanntrykk påført under Lugeon forsøk
ΔP_w	change of water pressure	forandring i vanntrykk påført under Lugeon



Term	English	Norsk
Q	rock mass quality rating	forsøk
Q_c	Q normalized by strength	bergmassekvalitetstall
r	radius from borehole	normalisert bergmassekvalitetstall
R	radius of boundary	radielt fra borhullet
RQD	rock quality designation	radius ved grensen
S	average spacing of water conducting joints	oppsprekkingstall (se Q)
S(fr)	fibre-reinforced shotcrete	vannførende sprekkeavstand
$SIGMA_{cm}$	rock mass compression strength estimate	fiberarmert sprøytebetong
SRF	stress reduction factor	trykkfasthet av bergmassen – estimat
UDEC	universal distinct element code	spenningsfaktor (se Q)
V_m	maximum joint closure	numeriske sprekkemodell etter Cundall
V_p	P-wave velocity	maksimal sprekkelukking
V/C	water/cement ratio	P-bølge hastighet
		vann/semnt forhold
Δ	deformation	deformasjon (i mm)
ΔP	change of pressure	trykkøkning (ved injeksjon)
ΔH	change of head	trykkforskjell
ΔV	normal deformation	normal deformasjon
ΔV_j	normal deformation/closure of joint)	normal deformasjon (dvs. sprekkelukking)
ΔV_t	total normal deformation	total deformasjon av sprekkeplan og prøve
Δe	change of hydraulic joint aperture	forandring i hydraulisk sprekkeåpning
ΔE	change of physical joint aperture	forandring i fysisk sprekkeåpning
ΔP_g	change of grout pressure	forandring i mørteltrykk påført med forinjisering
ΔP_w	change of pressure	forandring i vanntrykk påført under Lugeon forsøk
λ	joint frequency	sprekke frekvens (m ⁻¹)
ϕ_p	peak friction angle	topp friksjonsvinkel
ϕ_r	residual friction angle	residual (resterende) friksjonsvinkel
σ_c	uniaxial compressive strength	enaksial trykkfasthet
$\sigma_{h,H}$	principal horizontal stresses	horisontale hovedspenninger
σ_n	normal stress	total spenning normalt sprekkeplan
σ_n^*	effective normal stress	effektivspenning normalt sprekkeplan
σ_r	radial stress	radielle spenning
σ_v	vertical stress	vertikal hovedspenning
σ_θ	tangential stress	Tangentialspenning (maks eller min)
τ	shear strength	skjærfasthet





VEDLEGG 1

FORUNDERSØKELSER/BEREGNINGER/TOLKNINGER

1. Lugeon Forsøk	Tolkning av S	Figur 20
	Tolkning av e	Figur 24 ligning 18
2. Konvertering av e til E via JRC_0		Figur 22 ligning 13
3. Estimering av JRC_0		Figur 5 Figur 35 ligning 4 ligning 19
4. Estimering av injiserbar volum basert på :		
a) Lugeon $\Delta p = 1$ MPa		Figur 25
b) Injisering $\Delta p = 5$ til 10 MPa		
i) normal åpning		Figur 36 Figur 37 m. fl.
ii) skjær / dilatans		Figur 39 Figur 47 m.fl.
5. Tolkning av forinjeksjon med seismikk		Figur 51 Figur 64 Figur 65
6. Tolkning av forinjeksjon mht. Q-parameter økning		Figur 59 Tabell 3
7. Tolkning av forinjeksjon mht. Q-verdiøkninger og bergmasseparameterøkninger og reduksjon i sikring og tidsforbruk		Figur 61 deformasjon Figur 64 V_p E_{mass} P_r Figur 65 pluss L (?) Figur 66 sikring Figur 67 tidsforbruk og kostnad ved tunneldriving Tabell 2



VEDLEGG 2

Q-metoden
Beskrivelse av parametre

1 Oppsprekkingstall	Antal sprekker pr. m ²	RQD
A Meget stort oppsprekket	>27	0-25
B Stort oppsprekket	20-27	25-50
C Middelt oppsprekket	13-20	50-75
D Lite oppsprekket	6-12	75-90
E Meget lite oppsprekket	0-7	90-100

Anm.: 1) Når RQD ≤ 10 (inkludert 0) blir verdien 10 brukt ved utregning av Q-verdi.
2) RQD-intervaller på 5, 10, 15, 20, 25, osv., er tilnærmet runde.

2 Tall for sprekkeantall	J _s
A Meget, ingen eller få sprekker	0,5-1,0
B Lit sprekkeantall	1
C Lit sprekkeantall + sparsomme sprekker	2
D To sprekkeantall	4
E To sprekkeantall + sparsomme sprekker	6
F Tre sprekkeantall	9
G Tre sprekkeantall + sparsomme sprekker	12
H Fire eller flere sprekkeantall, meget stort oppsprekket, skillevelling osv.	15
J Opprullet berg, smalt	20

Anm.: 1) Ved beregning brukes (3 x J_s)
2) J_s punkter brukes (2 x J_s)

3 Sprekkeantallstall	J _r
A) Beringsantall på 10 beringsnett for 10 cm diameter innover	
A Dyringsnett, hullstørrelse (n) eller gaffel	4
B No, bergart	3
C Gaffel, bergart	2
D Gaffel, bergart	1,5
E No, stein	1,2
F Gaffel, stein	1
G Gaffel, stein	0,8

Anm.: 1) Første del av beskrivelsen gjelder ruller/gaffel, andre del gjelder gaffel/finger i storskruer/stein, n.
2) Ingen beringsnett ved utregning av J_r.
H) Sprekketylting med lei, all, sand, grus eller bløtt berg tykk nok til å hindre beringsnett.
Anm.: 1) Når sprekkeantallet i det aktuelle sprekkeantallet er mer enn 3 m brukes 1 til tallverdi.
2) J_r = 0,5 brukes for plane sprekker med gaffel og beringsnett der beringsnett er orientert langs spenningsretningen.

4 Tall for sprekkefylting	J _f , ca.	J _f
A) Beringsnett		
A Sammenhengende sprekker med harde mineraler som korn, kalsium, sprekke		0,75
B Uansvarlige sprekkefaser, bare overflate-utbredelse	25-35°	1
C Små ansvarlige sprekkefaser, Usparsomme mineralinnlegg, kornpartikler, oppgjør berg uten lei.	25-40°	2
D Gaffel eller sandig sprekkefaser, 10 lei (ikke overflate)	20-25°	3
E Oppgjør fylte med lei, kalsium, kalk, gull, gull, gull osv. Kan også inneholde overflate.	0-15°	4
A) Beringsnett for 10 cm diameter (uten sprekkefylting)		
F Dyringsnett, oppgjør berg, like lei	25-30°	4
G Små overflatefaser (hardpartikkel), oppgjør fylte av leiraktige (kornstørrelse, men tykkelse = 1 mm)	15-24°	5
H Middels eller lit overflatefaser fylte av oppgjør leiraktige (kornstørrelse, men tykkelse = 1 mm)	12-18°	6
J Fylte av overflate (kornstørrelse, men tykkelse = 1 mm), J-verdien avhenger av prosentvis innhold av overflate.	0-12°	6-12
A) Ingen beringsnett ved utregning av J _f (uten sprekkefylting)		
K Gaver og bløtt av leir eller dekket berg og lei. Stort overflatefaser (hardpartikkel) oppgjør fylte	15-24°	6
L Gaver og bløtt av leir eller dekket berg og lei. Middels til lit overflatefaser oppgjør fylte	12-18°	6
M Gaver og bløtt av lei eller leir eller dekket berg. J-verdien avhenger av prosentvis innhold av overflate.	0-12°	6-12

N Tykk, kontinuerlige sone eller bløtt med lei, all eller sand. Stort overflatefaser (hardpartikkel) oppgjør fylte	10-24°	10
O Tykk, kontinuerlige sone eller bløtt med lei. Middels til lit overflatefaser, oppgjør fylte	12-18°	10
P Tykk, kontinuerlige sone eller bløtt med lei. J-verdien avhenger av prosentvis innhold av overflate.	0-12°	10-20

5 Sprekkeantallfaktor	J _s
A Tykk bergart, full eller sparsomt oppgjør	1
B Oppgjør, Smått oppgjør av sprekkefylting	0,50
C Stor innleggelse eller høyt tykk oppgjør av sprekkefylting	0,5
D Stor innleggelse eller høyt tykk oppgjør av sprekkefylting	0,25
E Meget stor innleggelse eller vannfylte, like innleggelse med liten	0,2-0,1
F Meget stor innleggelse eller vannfylte, like innleggelse med liten	0,1-0,05

Anm.: 1) Faktorene C og F er arabiske J_s-verdier uten når innleggelse blir uttalt.
2) Spesielle sprekkeantallfaktorer ved utregning av J_s verdier.

6 Spenningsfaktor	SRF
A) Svekkelse som påvirker tunnel og som kan medføre nedfall	
A Høyt oppgjør av svekkelse som innleder lei eller spesiell ansvarlig lei. Ansett skillevelling. Alle dybder	10
B Høyt oppgjør av svekkelse i komponent (alle) bergarter (uten lei). Ansett skillevelling. Alle dybder	7,5
C Liten svekkelse med eller uten lei eller spesiell ansvarlig lei. Ansett dybde ≤ 50 m	5
D Ukreterlig, lite sprekke, stort oppgjør, skillevelling. Alle dybder	5
E Liten svekkelse med eller uten lei eller spesiell ansvarlig lei. Ansett dybde > 50 m	2,5

Anm.: 1) SRF-verdiene reduseres med 25-50 % når svekkelse som krever utbedring, men ikke utgjør arbeid.

A) Hvert komponent bergart, bergtype, sprekke	σ _v /σ _h	σ _v /σ ₃	SRF
H Lite spenninger, lite sprekke. Utval av faktorer, lei spenning. Varig nær svekkelse	>200	<0,2	2,5
J Middels høye spenninger, gunstige spenningsforhold	200-10	0,01-0,3	1
K Høye spenninger. Varig gunstige stabilitetsforhold	10-5	0,3-0,4	0,5-2
L Moderat svekkelse eller med små 1 time i resultat lei	5-3	0,5-0,85	0-50
M Avvikling og bergart eller 10 minutter i resultat lei	3-2	0,8-1	50-200
N Høyt bergart og utvalgt dynamisk deformasjonsforhold i resultat lei	<2	>1	200-400

Anm.: 1) 1 meter med statisk belastning, kontinuerlig spenningsnett (uten målinger foretatt) når 5 ≤ σ_v/σ_h ≤ 10, reduseres σ_v til 0,75 σ_v. Når σ_v/σ_h > 10, reduseres σ_v til 0,5 σ_v, hvor σ_v = maksimal trykkløst, σ_v og σ_h er hovedspenningene og σ₃ = maksimal langsgående spenning (statisk fra stabilitetsbeton).
2) Når trosspennings dybde under selvebetonen er mindre enn spenningsdybde, eller SRF fra 2,5 til 5, utvalgt ved høye horisontale spenninger (se H).

A) Tykk berg, statisk fylte av inkompetente bergarter	σ _v /σ _h	SRF
Q) Moderat tykkelse	1-5	0-10
F) Lite tykkelse	<1	10-20

Anm.: 1) Tallverdi av tykkelse kan forkortes for dybde H > 300 GPa. Begrensning tykkelse kan uttrykkes fra σ_v = 3,7 * GPa (MPa) hvor γ = bergartens egenvekt i kN/m³, og σ_v = bergartens tykkelse.

A) Smått berg, kjemisk svekkelse som avhenger av fuktighet og vann	σ _v /σ _h	SRF
R) Moderat svekkelse		5-10
S) Store svekkelse		10-15

Anm.: For J_s og J_r brukes verdier fra det sprekkeantall eller distribusjon som er mest egnet for stabilitet både med hensyn til orientering og størrelse, t, hvor t = σ_v (ør %), (J_s, J_r). Velg sprekkeantall eller distribusjon hvor størrelse er mest gunstig for alle.

$$Q = \frac{RQD}{J_n} \times \frac{J_r}{J_b} \times \frac{J_w}{SRF}$$



$$Q = \frac{RQD}{J_n} \times \frac{J_r}{J_a} \times \frac{J_w}{SRF}$$

RQD is the % of competent drill-core sticks > 100 mm in length [1] in a selected domain

J_n = the rating for the number of joint sets (9 for 3 sets, 4 for 2 sets etc.) in the same domain

J_r = the rating for the roughness of the least favourable of these joint sets or filled discontinuities

J_a = the rating for the degree of alteration or clay filling of the least favourable joint set or filled discontinuity

J_w = the rating for the water inflow and pressure effects, which may cause outwash of discontinuity infillings

SRF = the rating for faulting, for strength/stress ratios in hard massive rocks, for squeezing or for swelling

RQD / J_n = relative block size (useful for distinguishing massive, rock-burst-prone rock)

J_r / J_a = relative frictional strength (of the least favourable joint set or filled discontinuity)

J_w / SRF = relative effects of water, faulting, strength/stress ratio, squeezing or swelling (an 'active stress' term)



An alternative combination of these three quotients in two groups only, has been found to give fundamental properties for describing the shear strength of rock masses – something close to *the product of 'c' and 'tan φ'*. By implication Q (and in particular Q_c) have units resembling *MPa*.

Footnotes below the tables that follow, also give advice for *site characterization* ratings for the case of Jw and SRF, which *must not* be set to 1.0 and 1.0, as some authors have suggested. This destroys the intended multi-purposes of the Q-system, which has an entirely different structure compared to RMR.



1. Rock Quality Designation		RQD (%)
A	Very poor	0-25
B	Poor	25-50
C	Fair	50-75
D	Good	75-90
E	Excellent	90-100

Notes: i) Where RQD is reported or measured as ≤ 10 (including 0), a nominal value of 10 is used to evaluate Q.

ii) RQD intervals of 5, i.e., 100, 95, 90, etc., are sufficiently accurate.

2. Joint set number		J_n
A	Massive, no or few joints	0.5-1
B	One joint set	2
C	One joint set plus random joints	3
D	Two joint sets	4
E	Two joint sets plus random joints	6
F	Three joint sets	9
G	Three joint sets plus random joints	12
H	Four or more joint sets, random, heavily jointed, 'sugar-cube', etc.	15
J	Crushed rock, earthlike	20

Notes: i) For tunnel intersections, use $(3.0 \times J_n)$.

ii) For portals use $(2.0 \times J_n)$.

3. Joint roughness number		J_r
a) Rock-wall contact, and b) Rock-wall contact before 10 cm shear		
A	Discontinuous joints	4
B	Rough or irregular, undulating	3
C	Smooth, undulating	2
D	Slickensided, undulating	1.5
E	Rough or irregular, planar	1.5
F	Smooth, planar	1.0
G	Slickensided, planar	0.5

Notes: i) Descriptions refer to small-scale features and intermediate scale features, in that order.

b) No rock-wall contact when sheared		
H	Zone containing clay minerals thick enough to prevent rock-wall contact.	1.0
J	Sandy, gravelly or crushed zone thick enough to prevent rock-wall contact	1.0

Notes: ii) Add 1.0 if the mean spacing of the relevant joint set is greater than 3 m.

iii) $J_r = 0.5$ can be used for planar, slickensided joints having lineations, provided the lineations are oriented for minimum strength.

iv) J_r and J_n classification is applied to the joint set or discontinuity that is least favourable for stability both from the point of view of orientation and shear resistance, τ (where $\tau = \sigma_n \tan^{-1}(J_r/J_n)$).



4. Joint alteration number		ϕ_r approx	J_a
a) Rock-wall contact (no mineral fillings, only coatings)			
A	Tightly healed, hard, non-softening, impermeable filling, i.e., quartz or epidote.	—	0.75
B	Unaltered joint walls, surface staining only.	25-35°	1.0
C	Slightly altered joint walls. Non-softening mineral coatings, sandy particles, clay-free disintegrated rock, etc.	25-30°	2.0
D	Silty- or sandy-clay coatings, small clay fraction (non-softening).	20-25°	3.0
E	Softening or low friction clay mineral coatings, i.e., kaolinite or mica. Also chlorite, talc, gypsum, graphite, etc., and small quantities of swelling clays.	8-16°	4.0
b) Rock-wall contact before 10 cm shear (thin mineral fillings).			
F	Sandy particles, clay-free disintegrated rock, etc.	25-30°	4.0
G	Strongly over-consolidated non-softening clay mineral fillings (continuous, but < 5 mm thickness).	16-24°	6.0
H	Medium or low over-consolidation, softening, clay mineral fillings (continuous, but < 5 mm thickness).	12-16°	8.0
J	Swelling-clay fillings, i.e., montmorillonite (continuous, but < 5 mm thickness). Value of J_a depends on per cent of swelling clay-size particles, and access to water, etc.	6-12°	8-12
c) No rock-wall contact when sheared (thick mineral fillings)			
KL	Zones or bands of disintegrated or crushed rock and clay (see G, H, J for description of clay condition).	6-24°	6, 8, or 8-12
M			
N	Zones or bands of silty- or sandy-clay, small clay fraction (non-softening).	—	5.0
OP	Thick, continuous zones or bands of clay (see G, H, J for description of clay condition).	6-24°	10, 13, or 13-20
R			

5. Joint water reduction factor		approx. water pres. (kg/cm ²)	J_w
A	Dry excavations or minor inflow, i.e., < 5 l/min locally.	< 1	1.0
B	Medium inflow or pressure, occasional outwash of joint fillings.	1-2.5	0.66
C	Large inflow or high pressure in competent rock with unfilled joints.	2.5-10	0.5
D	Large inflow or high pressure, considerable outwash of joint fillings.	2.5-10	0.33
E	Exceptionally high inflow or water pressure at blasting, decaying with time.	> 10	0.2-0.1
F	Exceptionally high inflow or water pressure continuing without noticeable decay.	> 10	0.1-0.05

- Notes: i) Factors C to F are crude estimates. Increase J_a if drainage measures are installed.
 ii) Special problems caused by ice formation are not considered.
 iii) For general **characterization** of rock masses distant from excavation influences, the use of $J_w = 1.0, 0.66, 0.5, 0.33$ etc. as depth increases from say 0-5m, 5-25m, 25-250m to >250m is recommended, assuming that RQD/ J_n is low enough (e.g. 0.5-25) for good hydraulic connectivity. This will help to adjust Q for some of the effective stress and water softening effects, in combination with appropriate **characterization** values of SRF. Correlations with depth-dependent static deformation modulus and seismic velocity will then follow the practice used when these were developed.



6. Stress Reduction Factor		SRF
a) Weakness zones intersecting excavation, which may cause loosening of rock mass when tunnel is excavated		
A	Multiple occurrences of weakness zones containing clay or chemically disintegrated rock, very loose surrounding rock (any depth).	10
B	Single weakness zones containing clay or chemically disintegrated rock (depth of excavation ≤ 50 m).	5
C	Single weakness zones containing clay or chemically disintegrated rock (depth of excavation > 50 m).	2.5
D	Multiple shear zones in competent rock (clay-free), loose surrounding rock (any depth).	7.5
E	Single shear zones in competent rock (clay-free), (depth of excavation ≤ 50 m).	5.0
F	Single shear zones in competent rock (clay-free), (depth of excavation > 50 m).	2.5
G	Loose, open joints, heavily jointed or 'sugar cube', etc. (any depth)	5.0

Notes: i) Reduce these values of SRF by 25-50% if the relevant shear zones only influence but do

not intersect the excavation. This will also be relevant for characterization.

b) Competent rock, rock stress problems		σ_1/σ_3	σ_2/σ_3	SRF
H	Low stress, near surface, open joints.	> 200	< 0.01	2.5
J	Medium stress, favourable stress condition.	200-10	0.01-0.3	1
K	High stress, very tight structure. Usually favourable to stability, may be unfavourable for wall stability.	10-5	0.3-0.4	0.5-2
L	Moderate slabbing after > 1 hour in massive rock.	5-3	0.5-0.65	5-50
M	Slabbing and rock burst after a few minutes in massive rock.	3-2	0.65-1	50-200
N	Heavy rock burst (strain-burst) and immediate dynamic deformations in massive rock.	< 2	> 1	200-400

Notes: i) For strongly anisotropic virgin stress field (if measured): When $5 \leq \sigma_1/\sigma_3 \leq 10$, reduce σ_3 to $0.75 \sigma_3$. When $\sigma_1/\sigma_3 > 10$, reduce σ_3 to $0.5 \sigma_3$, where σ_3 = unconfined compression strength, σ_1 and σ_3 are the major and minor principal stresses, and σ_2 = maximum tangential stress (estimated from elastic theory).

ii) Few case records available where depth of crown below surface is less than span width. Suggest an SRF increase from 2.5 to 5 for such cases (see H).

iv) Cases L, M, and N are usually most relevant for support design of deep tunnel excavations in hard massive rock masses, with RQD Δ ratios from about 50 to 200.

v) For general characterization of rock masses distant from excavation influences, the use of SRF = 5, 2.5, 1.0, and 0.5 is recommended as depth increases from say 0-5m, 5-25m, 25-250m to > 250 m. This will help to adjust Q for some of the effective stress effects, in combination with appropriate characterization values of Jw. Correlations with depth - dependent static deformation modulus and seismic velocity will then follow the practice used when these were developed.

c) Squeezing rock: plastic flow of incompetent rock under the influence of high rock pressure		σ_θ/σ_c	SRF
O	Mild squeezing rock pressure	1-5	5-10
P	Heavy squeezing rock pressure	> 5	10-20

Notes: vi) Cases of squeezing rock may occur for depth $H > 350 Q^{0.25}$ according to Singh 1993 [34]. Rock mass compression strength can be estimated from $\text{SIGMA}_{cm} = 5 \gamma Q_c^{0.7}$ (MPa) where γ = rock density in t/m^3 , and $Q_c = Q \times \sigma_3 / 100$, Barton, 2000 [29].

d) Swelling rock: chemical swelling activity depending on presence of water		SRF
R	Mild swelling rock pressure	5-10
S	Heavy swelling rock pressure	10-15