

Sondre Hjelmeland

Effekt av injeksjonsmateriale på skjærstyrken til diskontinuiteter

Masteroppgave i Geologi - masterstudium

Veileder: Eivind grøv

Mai 2020

NTNU
Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Fakultet for ingeniørvitenskap
Institutt for geovitenskap og petroleum



Norwegian University of
Science and Technology

Sondre Hjelmeland

Effekt av injeksjonsmateriale på skjærstyrken til diskontinuiteter

Masteroppgave i Geologi - masterstudium
Veileder: Eivind grøv
Mai 2020

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Fakultet for ingeniørvitenskap
Institutt for geovitenskap og petroleum



NTNU

Kunnskap for en bedre verden



Ingeniørgeologi Masteroppgave 60p

Studentens navn: Sondre Hjelmeland

Studieretning: Miljø- og geoteknologi, ingeniørgeologi

Tittel: Effekt av injeksjonsmateriale på skjærstyrken til diskontinuiteter

Faglærer: Prof. II Eivind Grøv

Samarbeidspartner, bedrift el.l.: Ingen

Utfyllende tekst for oppgaven:

Berginjeksjon er et viktig tiltak for å redusere vanninnstrømning i tunneler og andre bergrom. Det har derfor vært mye fokus i bransjen på å forstå hvordan injeksjonsmateriale trenger inn i bergmasser og hvordan benytte injeksjon for å redusere den hydrauliske konduktiviteten til bergmassene. Hvordan og i hvilken grad injeksjon påvirker de mekaniske egenskapene til bergmassen har fått langt mindre fokus. Enkelte har påstått at injeksjon vil øke skjærstyrken til diskontinuiteter, og dermed styrke bergmassen. Disse påstandene virker logiske, men er i liten grad dokumentert.

Denne oppgaven har til hensikt å undersøke hvordan berginjeksjon påvirker skjærstyrken og skjærdeformasjonen til sementfylte diskontinuiteter. Oppgaven skal utforske tilgjengelig litteratur innen dette fagområdet, samt etablere en metode for å utføre skjærtester av sprekkeprøver både med og uten sement i laboratorium. Resultater fra disse testene skal analyseres og presenteres. Det skal lages sprekkeprøver bestående av sterk gips med så godt som praktisk mulig identisk sprekkegeometri for å teste effekten av injeksjon med tanke på oppnådd skjærstyrke langs sprekkeflatene. Kandidaten skal avslutningsvis konkludere på effekten av injeksjon på skjærstyrken på sprekkeflater.

Innleveringsfrist: 15. mai 2020

Faglærer

Sammendrag

Berginjeksjon er et viktig tiltak for å redusere vanninnstrømning i tunneler og andre bergrom. Det har derfor vært mye fokus på å forstå hvordan injeksjonsmateriale trenger seg inn i bergmasser og hvordan benytte injeksjon for å redusere den hydrauliske konduktiviteten til bergmasser. Hvordan og i hvilken grad injeksjon påvirker de mekaniske egenskapene til bergmassen har fått langt mindre fokus. Enkelte har påstått at injeksjon vil øke skjærstyrken til diskontinuiteter, og dermed styrke bergmassen. Disse påstandene virker logiske, men er i liten grad dokumentert.

Denne oppgaven vil undersøke hvordan injeksjon påvirker skjærstyrken og skjærdeformasjonen til injeksjonsfylte diskontinuiteter. Tilgjengelig litteratur innen dette fagfeltet, samt resultater fra skjærttester av sprekkeprøver både med og uten sementinnfyll vil bli presentert. Tilsammen 12 sprekkeprøver bestående av sterk gips med nær identisk sprekkegeometri ble laget og skjærstyrken ble testet. Graden av matching mellom sprekkeflatene har en viktig betydning for den hydrauliske konduktiviteten til diskontinuiteter. Skjærstyrken til sprekkeprøver med både høy og lav grad av matching ble derfor testet.

Fra resultatene av skjærtestene var det tydelig at injeksjonsmaterialet og graden av matching påvirket skjærdeformasjonen til sprekkeprøvene. Resultatene viste ingen signifikant økning i skjærstyrke for sprekkeprøvene med sement, sammenlignet med sprekkeprøvene uten sement. Resultatene tydet derimot på at sementen reduserte skjærstyrken til sprekkeprøvene med lav grad av matching.

Abstract

Rock mass grouting is an important tool when dealing with water inflow issues during construction of tunnels. Much effort has been put into trying to understand how grout penetrates rock masses, in addition to the use of grouting to reduce the hydraulic conductivity of rock masses. The effort put into understanding how grouting influences the mechanical properties of the rock mass has been far smaller. Some have stated that grouting will increase the shear strength of discontinuities, thereby strengthening the rock mass. While these effects may seem logical, they are poorly documented.

The focus of this thesis will be on the effects of grouting on the shear behavior of discontinuities. The thesis will present topical literature, alongside results from shear testing of grouted joints and joints without grout. 12 joint samples consisting of high strength gypsum with near identical joint morphology were made, and the shear strength was tested. Since the degree of matching between the joint surfaces has a large influence on hydraulic conductivity, shear tests on joint samples with both high and low degrees of matching were conducted.

From the results of the shear tests it was clear that the grout and degree of matching had an impact on the shear behavior of the joint samples. When comparing the ungrouted and grouted samples, the results showed no significant increase in peak and residual shear strength in the latter. On the contrary the grouted joint samples with low degree of matching had a decrease in shear strength compared to the samples without grout.

Forord

Denne masteroppgaven inngår i min mastergrad i geologi ved Norges teknisk- naturvitenskapelige universitet (NTNU). Alt laboratoriearbeid ble gjennomført i NTNUs bergmekanisk laboratorium i tidsperioden høst 2019 til vår 2020.

I løpet av denne tiden har jeg fått mye hjelp og gode råd som jeg ønsker å takke for. Først og fremst vil jeg takke veilederen min, proffessor Eivind Grøv ved NTNU for gode råd og god oppfølgingen. Takk til Institutt for geovitenskap og petroleum ved NTNU for de økonomiske bidragene som gjorde det mulig å anstaffe materialene som ble brukt i forsøkene. Jeg vil takke overingeniør Gunnar Vistnes ved NTNU for bidraget både i planleggingsfasen og gjennomføring av labforsøkene. Laboratorieleder Filip Erik Bo Dahl ved SINTEF fortjerner en takk for gode innspill ved planleggingsfasen av forsøkene. Ditt utsagn om at forskning beveger seg fremover ved å ta to skritt frem og ett tilbake, kan vel ikke beskrive areidet med masteroppgaven bedre, selv om det noen ganger følte at det ble tatt fem skritt fremover og fire bak. Jeg vil også gi en takk til min samboer Oda Kultorp og min gode venn Christoffer Kolbeinsen Surdal som har vært til stor hjelp med rettskrivning og tilbakemeldinger på oppgaven og oppmuntrende ord. Til slutt vil jeg gi en spesielt stor takk til overingeniør Jon Runar Drotninghaug ved NTNU, som hjalp til med alle delene av forsøkene. Jeg setter veldig stor pris på alle de utallige timene vi jobbet sammen der vi for det meste arbeidet med ting vi begge aldri hadde gjort før. Det var godt å dele frustrasjonen med noen da ting ikke gikk som planlagt, samt gleden da vi fant løsninger på problemene.

Innhold

1	Introduksjon	1
2	Kort introduksjon til injeksjon	3
3	Teori om ikke-fylte diskontinuiteter	5
3.1	Deformasjon av sprekker	5
3.2	Amontons lov	6
3.3	Mohr-Coulomb kriteriet	8
3.4	Pattons modell	8
3.5	JRC-JCS modellen	13
3.6	Sprekkeflate matching	19
3.7	Skalaeffekt på skjærstyrke	21
3.8	Vannets påvirkning på skjærstyrke	24
3.9	Skjærhastighet	25
4	Teori om injeksjonsfylte diskontinuiteter	26
4.1	Forskjeller mellom injeksjonsfylte sprekker og ikke-fylte sprekker	26
4.2	Eksperimentell design for studier av sementfylte sprekker	27
4.3	Skjærstyrke til injeksjonsfylte sprekker	28
4.4	Fyllingsgrad i diskontinuiteter	31
4.5	Hvordan vannsementforholdet påvirker skjærstyrken	33
4.6	Bruddtyper i injeksjonsfylte sprekker	34
5	Metode	36
5.1	Preparering av sprekkeprøver	36
5.2	Sementfylling av sprekkeprøver	41
5.3	Testing av materialegenskaper	42
5.4	Direkte skjærttest av sprekkeprøver	43
5.5	Behandling av data	47
6	Resultat	49
6.1	Resultater fra enaksiale tykkforsøk og tiltforsøk	49

6.2	Resultat fra skjærttest	50
7	Diskusjon	58
7.1	Diskusjon av resultatene fra prøvene uten sement	58
7.2	Diskusjon av resultater fra prøvene med sement	59
7.3	Forslag til modell for deformasjon av sementfylte sprekker	61
7.4	Påvirkning av normalspenning	65
7.5	Praktiske betydninger av injeksjon med tanke på skjærstyrke	66
7.6	Andre bemerkninger	67
7.7	Styrker og svakheter med studien	68
8	Konklusjon	70
	Referanser	72
A	MATLAB-kode for gjennomsnittsfiler	76
B	Resultater fra tiltforsøk og tykkforsøk	77
C	Resultater fra skjærttest	81

Figurer

1	Sammenheng mellom enaksial trykkstyrke (σ_c) og v/c -tall for en portlandsement etter 28 dager (Ma & Liu, 2017).	4
2	Skjærdeformasjon av sprekk (a). (b) Skjærspenning (τ) på sprekk under skjærdeformasjon (Δu) (Jaeger, 2007).	6
3	Krefter som virker på støtsiden av en aspiritet ved skjærdeformasjon. . .	9
4	Graf A representerer den tilpassende bruddkurven til Patton (1966) for sprekker som er laget av et sterk materiale. Graf B viser bruddkurven til sprekker som består av et svakere materiale. Graf C og D viser ϕ_r til begge sprekkematerialene (Patton, 1966).	12
5	Modeller for τ_p . (1) Mohr-Coulombs lineære sammenheng, (2) Pattons binære bruddkriterie, (3) JRC-JCS kriterie (Barton, 2013).	12
6	Sprekkeprofiler med tilhørende <i>JRC</i> -verdier (Barton & Choubey, 1977).	14
7	Illustrasjonen viser hvordan normalspenningen påvirker friksjonsvinkelen (Li, 2018).	15
8	Figuren illustrerer effekten forskjellige <i>JRC</i> -verdier har på skjærstyrken i JRC-JCS modellen. (a) <i>JRC</i> = 20, (b) <i>JRC</i> = 10, (c) <i>JRC</i> = 5. De forskjellige kurvene representerer forskjellige verdier av JCS. $\phi_r = 30$ for alle kurvene (Barton & Choubey, 1977).	16
9	Modell for skjærspenning-skjærforskyvnings graf for røe sprekker (Barton, 1982).	18
10	Sprekk med høy grad av matching (venstre) og sprekk med liten grad av matching (høyre) (Zhao, 1997a).	19
11	Sprekk ved τ_p og τ_r . Legg merke til graden av matching ved tilhørende skjærstyrke (Barton, 2013).	20
12	<i>JMC</i> og skjærforflytning ved forskjellige <i>JRC</i> -verdier (Zhao, 1997a). . .	21
13	Diskontinuitet med storskala unduleringer og småskala ujevnheter. 1) Vanlig størrelse på prøver som testes ved skjærboks. 2) Storskala in situ test (Giani, 1992).	22

14	Skjærstyrke til en horisontal sprekk med forskjelling antall avkuttende sprekker (Bandis et al., 1981).	23
15	Effekt av skjærhastighet på skjærstyrke. Kunstige sprekker bestående av svak gips til venstre og kunstige sprekker bestående av betong til høyre (Atapour & Moosavi, 2014).	25
16	Maksimum skjærstyrke for sprekker med og uten sement. De røde sirklene representerer eksperimentelle resultater for sprekker uten sement. De blå trekantene representerer eksperimentelle resultater for sprekker fylt med sement (She & Sun, 2018).	29
17	Modell av skjærstyrke som funksjon av normalspenning for injeksjonsfylte sprekker (merket med kryss) og sprekker uten injeksjon (merket med frikant) (Swedenborg & Dahlström, 2003).	31
18	Skjærstyrke-skjærforflytning grafer for sprekker med forskjellig fyllingsgrad av leire ved normalspenning på $50kN/m^2$ (venstre) og $100kN/m^2$ (høyre). Grafen med heltrukken strek representerer sprekk uten leirefyll (Papaliangas et al., 1993).	32
19	Effekt av fyllingsgrad på τ_p (a) og τ_r (b) (Lu et al., 2017).	33
20	Styrken til en injeksjonsfylt sprekk (a), styrkebidraget fra interaksjon mellom aspiriteter (b), styrken til sement-berg kontakten (c) og den lastbærende kapasiteten til sement (d) som funksjon av fyllingsgrad (Lu et al., 2017).	35
21	Sprekkeflate i iddefjordsgranitt (venstre), avtrykk (midten) og gipsprøve (høyre).	37
22	Fremstilling av sprekkelater ved punktlasttest (venstre) og braziltest (høyre).	38
23	Ferdigstøpt sprekkeprøve i støpeform.	40
24	Illustrasjonstegning av injeksjonsprosessen av sprekkeprøvene som ikke matchet.	41
25	Tiltforsøk av sement-gips kontaktflaten.	43
26	Illustrativ skisse av skjærttest av sprekk med en enaksiell trykkpresse.	44
27	Illustrativ skisse av skjærboksen som ble brukt for testing av skjærstyrke.	45
28	Montering av sprekkeprøver før skjærttest.	46
29	Sammenheng mellom skjærforflytning (u) og kontaktareal (A).	47

30	a: Graf av ubehandlet data fra direkte skjærttest (rød) og data fra skjærttest uten prøve (blå). b: Graf av behandlet data. Antatt skjærforløp er markert med stippet linje.	48
31	Sprekkeprofiler langs skjærretningen prøven ble testet. Profilene ble tatt fra sprekkep prøven som er avbildet i figuren.	50
32	Stolpediagrammet viser gjennomsnittsverdien av τ_p for de ulike sprekkep prøvene. Klammene viser høyeste og laveste målte verdi av τ_p	51
33	Stolpediagrammet viser gjennomsnittsverdien av τ_r for de ulike sprekkep prøvene. Klammene viser høyeste og laveste målte verdi av τ_r . *To av GNM-prøvene hadde lavere skjærforflytning enn de andre sprekkep prøvene ($u < 20mm$).	52
34	Skjærforløp (heltrukkede linjer) for GN-prøvene (blå) og GNM-prøvene (rød). De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen. Punktmerkene (*) markerer τ_p	53
35	Skjærforløp (heltrukkede linjer) for sprekker med sement. De sorte grafene representerer GSM-prøvene. De grå representerer GS-prøvene. Punktmerkene (*) markerer τ_p . De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen.	54
36	De blå grafene representerer skjærforløpet til GN-prøvene. De grå grafene representerer skjærforløpet til GS-prøvene. Punktmerkene (*) markerer τ_p . De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen.	54
37	De røde grafene representerer skjærforløpet til GNM-prøvene. De sorte grafene representerer skjærforløpet til GSM-prøvene. Punktmerkene (*) markerer τ_p . De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen.	55
38	GNM-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkflate var retning «sør» i bildet.	56
39	GN-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkflate var retning «sør» i bildet.	56
40	GSM-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkflate var retning «sør» i bildet.	57

41	GS-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkeflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkeflate var retning «sør» i bildet.	57
42	Tolkning av skjærdeformasjon av en sprekkeprøve med sement (GSM-prøve).	62
43	Grafene viser skjærforløpet til GSM-prøvene. τ_{p1} er markert i grått og τ_{p2} er markert i rødt.	63
44	To sprekker fylt med sement med lav- (øverst) og høy fyllingsgrad (nederst). Den røde strekene representerer mulige bruddplan i sementen.	64
45	Illustrasjonen viser en sprekkeprøve i skjærboks der metallplatene ikke er parallelle. Skjærboksen vil da dytte den ene siden først, som vil resultere i et kraftmoment på sprekkeprøven.	70
46	Gipskjerner etter utført etter enaksiell tykkforsøk.	77
47	Sementkjerner etter utført etter enaksiell tykkforsøk.	78
48	Spenning-tøyningskurver for gips.	78
49	Spenning-tøyningskurver for sement.	79
50	Rådata fra skjærttester av GNM-prøvene.	82
51	Rådata fra skjærttester av GN-prøvene.	82
52	Rådata fra skjærttester av GSM-prøvene.	83
53	Rådata fra skjærttester av GS-prøvene.	83
54	GNM-prøve nr.1 etter skjærttest.	84
55	GNM-prøve nr.2 etter skjærttest.	84
56	GNM-prøve nr.3 etter skjærttest.	85
57	GN-prøve nr.4 etter skjærttest.	85
58	GN-prøve nr.5 etter skjærttest.	86
59	GN-prøve nr.6 etter skjærttest.	86
60	GSM-prøve nr.7 etter skjærttest.	87
61	GSM-prøve nr.8 etter skjærttest.	87
62	GSM-prøve nr.9 etter skjærttest.	88
63	GS-prøve nr.10 etter skjærttest.	88
64	GS-prøve nr.11 etter skjærttest.	89
65	GS-prøve nr.12 etter skjærttest.	89

Tabeller

1	Nøkkelparameterne i studier som omhandler skjærstyrke til sementfylte diskontinuiteter.	28
2	Materialeegenskaper til gips og sement.	49
3	Målinger og testresultater fra enaksiell trykkforsøk av sylindriske prøver av Plurastone Scan (gips) med blandingsforhold på 0,2.	79
4	Målinger og testresultater fra enaksiell trykkforsøk av sylindriske prøver bestående av Nordcem Industrisement med et blandingsforhold på 0,8. . .	80
5	Målt ϕ_b for kontaktflatene gips-gips, sement-sement og gips-sement. . . .	80
6	Resultater fra direkte skjærttest.	81

Symbolliste

A	Kontaktareal
A_0	Sprekkeareal
a	Gjennomsnittlig aspiritetshøyde
C	Kohesjon fra sement
c	Tilsynelatende kohesjon
E	Youngs modul
f	Fyllingsgrad
GN	Sprekkeprøver uten sement og lav grad av matching
GNM	Sprekkeprøver uten sement og høy grad av matching
GS	Sprekkeprøver med sement og lav grad av matching
GSM	Sprekkeprøver med sement og høy grad av matching
i	Dilatasjonsvinkel
JCS	Enaksiell trykkstyrke til sprekkemateriale
JCS_s	Enaksiell trykkstyrke til sementfylt sprekk
JMC	Sprekke matchingstall
JRC	Sprekke ruhetstall
JRC_s	Ruhetstall for bruddplan i sement
K_s	Skjærstivhet
LVDT	«Linear Variable Differential Transformer». Instrument som måler vertikal forflytning
t	Tykkelse på sprekketryll

UCS	Enaksial trykkfasthet
u	Skjærforflytning
v	Vertikal bevegelse (dilatasjon)
v/c	Blandingsforhold mellom vann og sement
θ	Vinkel mellom sprekkeplan og lengsteaksen til sprekkeprøven
μ	Friksjonskoeffisient
ρ	Poissons forholdstall
σ_c	Enaksial trykkfasthet
σ_n	Normalspenning
σ_1	Største spenningsakse
σ_3	Minste spenningsakse
τ	Skjærspenning/skjærstyrke
τ_p	Maksimum skjærstyrke
τ_{p1}	Første skjærspenningstopp
τ_{p2}	Andre skjærspenningstopp
τ_r	Residual skjærstyrke
ϕ	Tilsynelatende friksjonsvinkel
ϕ_b	Basis friksjonsvinkel
ϕ_r	Residual friksjonsvinkel

1 Introduksjon

I den skalaen ingeniørgeologiske problemstillinger finner sted, vil bergmasser oftest inneholde diskontinuiteter. Diskontinuitetene i en bergmasse reduserer styrken til materialet betraktelig. Mengden, orienteringen og skjærstyrken til diskontinuitetene vil påvirke i hvilken grad diskontinuitetene svekker bergmassen. Særlig ved lave spenninger vil skjærstyrken til diskontinuiteter ha en stor betydning for stabiliteten til bergrom (Jaeger, 2007). Derfor har det vært et stort fokus på å forstå hvilke mekanismer som har betydning for skjærstyrken til diskontinuiteter, og hvordan styrken kan estimeres. Flere artikler om effekten av sleppematerialer i diskontinuiteter er også publisert (Indraratna et al. (2005); Papaliangas et al. (1993); Barton (2013)). De mekaniske egenskapene til sementfylte diskontinuiteter har per dags dato fått langt mindre oppmerksomhet (Ma & Liu, 2017).

Injeksjon brukes hovedsakelig som et middel for å redusere vanninnstrømmingen i tunneler og andre bergrom. Forskning har derfor hovedsakelig fokusert på hvordan berginjeksjon kan redusere den hydrauliske konduktiviteten til forskjellige bergmasser (Ma & Liu, 2017). Fokuset på injeksjon har økt de siste årene i Norge; bygging av lengre og dypere tunneler med større hydraulisk trykk, mer tunnelbygging i områder som er sårbare for grunnvannssenkning, større bevissthet rundt betydningen grunnvannet har for flora og fauna og setningsskader på bygninger er faktorer som trolig har ført til økt fokus på injeksjon (Beitnes, 2002; Grøv & Woldmo, 2012).

Barton et al. (2001) argumenterte for at forinjeksjon kan gi en forbedring av alle parameterne som bestemmer Q -verdien, og samlet sett kan forbedre bergmassen med to til tre kvalitetsklasser. Et viktig poeng Barton et al. (2001) har, er at vanntrykket i diskontinuitetene bortfaller etter injeksjon, som øker normalspenningen på sprekkeplanene. Et annet av hovedargumentene til Barton et al. (2001) var at skjærstyrken til diskontinuitetene blir større etter injeksjon, på grunn av den kohesive kontakten mellom injeksjonsmateriale

og berg. Argumentene er kanskje logiske, men effekten på skjærstyrke er i liten grad dokumentert. I de siste årene har effekten av injeksjonsfylte sprekker blitt undersøkt i noen få studier (Lu et al. (2017); Ma & Liu (2017); Salimian et al. (2017); She & Sun (2018); Tian et al. (2018)). De fleste resultatene tyder på at injeksjonsfylte sprekker kan gi økt skjærstyrke, men andre studier viser også at injeksjon kan redusere skjærstyrken.

Som Barton et al. (2001) poengterte, eksisterer det et stort potensiale for å redusere sikringskostnader og syklustiden under driving, dersom injeksjon har en slik innvirkning på bergmassekvaliteten som Barton et al. (2001) påstår. En godt dokumentert forbedring av bergmassekvaliteten etter injeksjon kan føre til mer innovasjon innen injeksjonsmaterialer, der fokus på forsterkning av bergmassen kan bli større. Muligheten for å benytte injeksjon ved andre ingeniørgeologiske problemstillinger vil også kunne gi nye spennende muligheter, som for eksempel bruk av injeksjon som et stabiliserende tiltak i forbindelse med skråningsstabilitet. På den andre siden, er det en mulighet for at injeksjon kan ha negativ innvirkning på bergmassestyrken, som kan ha store konsekvenser for sikkerheten dersom det ikke blir tatt hensyn til. Det vil i så fall være enda viktigere å få bedre forståelse for hvordan, og i hvilken grad injeksjon kan påvirke bergmassekvaliteten.

I denne oppgaven vil fokuset ligge på hvordan skjærstyrken til diskontinuiteter blir påvirket av sementbasert injeksjonsmasse. 12 kunstige sprekkeprøver med lik sprekkegeometri ble støpt, og skjærstyrken ble testet ved direkte skjærforsøk. Halvparten av sprekkeprøvene var fylt med sement og den andre halvparten var uten sement. Sprekkeprøvene uten sement ble testet for å sammenligne resultatene med sprekke med sement. Graden av matching mellom sprekkeflatene har en viktig betydning for den hydrauliske konduktiviteten til diskontinuiteter. For å teste betydningen av matching for skjærstyrken til injeksjonsfylte sprekker ble sprekkeflatene rotert i forhold til hverandre for halvparten av sprekkeprøvene. Ved å rotere den ene sprekkeflaten i forhold til den andre, ble antall kontaktpunkter i sprekkeplanet redusert. Dette ble gjort med halvparten av sprekkeprøvene. Oppgaven

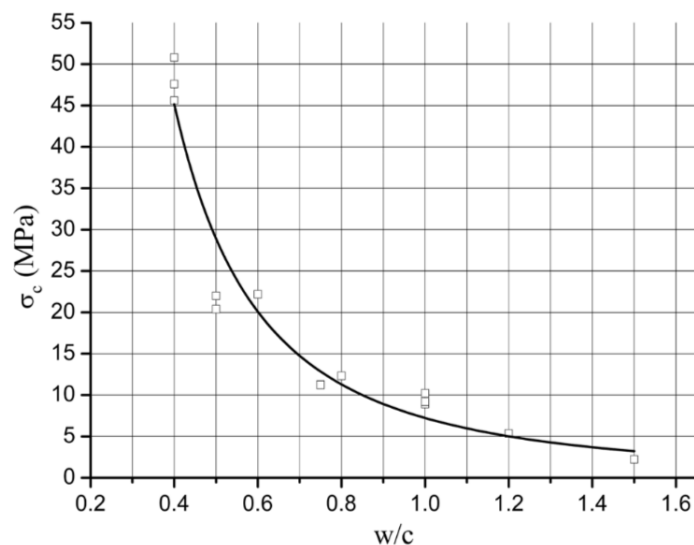
vil også presentere en detaljert beskrivelse av hvordan prepareringen av sprekkeprøvene ble gjennomført. Prepareringsprosessen var en svært tidkrevende og utfordrende prosess, som tidligere ikke har blitt beskrevet i tilstrekkelig grad i litteratur som har benyttet lignende metoder. Formålet er at andre som ønsker å bruke denne metoden ikke skal gjøre de samme feilene som har blitt gjort i denne oppgaven, og at resultatene i denne oppgaven kan etterprøves så langt det er praktisk mulig.

2 Kort introduksjon til injeksjon

Injeksjon reduserer vanninnstrømning i tunneler og andre bergrom ved at injeksjonsmateriale fyller diskontinuiteter og andre hulrom som gjør bergmassen hydraulisk konduktiv. Dette fører til en sone med redusert permeabilitet rundt bergrommet. Injeksjon blir gjort ved å bore hull i bergmassen og deretter pumpe injeksjonsmateriale inn i bergmassen under høyt trykk. I Norge er et injeksjonstrykk mellom 60 og 80 bar vanlig. Type bergmasse og overdekning har imidlertid en stor påvirkning på hvilket injeksjonstrykk som blir brukt. I forhold til USA og Sverige er injeksjonstrykket relativt høyt i Norge (Grøv & Woldmo, 2012).

I hovedsak er det tre forskjellige injeksjonsmaterialer som blir brukt i Norge: Industrisement, mikrosegment og kolloidal silika. Den groveste fraksjonen i injeksjonsmaterialet har en stor betydning for penetrasjonsevnen, ettersom de største partiklene kan blokkere åpninger og hindre videre inntrenging i bergmassen. Mikrosegment har sementkorn med mindre kornstørrelse enn portlandsegment, noe som gjør at mikrosegment kan trenge inn i mindre åpninger (ned til $\sim 0,03$ mm) enn portlandsegment (ned til $\sim 0,3$ mm). Kolloidal silika har en mindre kornstørrelse enn mikrosegment, og kan påfølgende trenge inn i enda mindre sprekker (ned til $\sim 0,001$ mm) (Grøv & Woldmo, 2012). For å oppnå en lav nok viskositet med tilstrekkelig penetrasjonsevne, er vann-sementforholdet (v/c -tallet) høyt ved sementbasert injeksjonsmateriale. Styrken til injeksjonsmaterialet blir sterkt påvirket

av v/c -tallet som blir benyttet. Lavt v/c -tall gir høyere styrke på injeksjonsmaterialet, som vist i figur 1 (Ma & Liu, 2017). Kolloidal silika har en viskositet liknende vann, noe som er betraktelig lavere enn viskositeten til de sementbaserte injeksjonsmaterialene (Grøv & Woldmo, 2012). Denne oppgaven vil fokusere på diskontinuiteter fylt med sementbaserte injeksjonsmaterialer og ikke kolloidal silika.



Figur 1: Sammenheng mellom enaksial trykkstyrke (σ_c) og v/c -tall for en portlandsement etter 28 dager (Ma & Liu, 2017).

Dersom injeksjonstrykket i en diskontinuitet blir større enn normalspenningen på diskontinuiteten vil hydraulisk jekking forekomme. Hydraulisk jekking fører til at diskontinuiteter åpner seg, noe som gjør at avstanden mellom sprekkeflatene øker. Hydraulisk jekking er vanlig ved injeksjon av bergmasser i Norge på grunn av det høye injeksjonstrykket som benyttes. Høyt injeksjonstrykk vil altså føre til mer hydraulisk jekking, men høyt injeksjonstrykk har fordelen ved bedre penetrering inn i mindre sprekker i bergmassen (Strømsvik et al., 2018). Diskontinuitetene med høyest konduktivitet og minst normalspenning blir best fylt med injeksjonsmateriale (Barton et al., 2001). Barton et al. (2001) mener at de samme diskontinuitetene ofte er dem som svekker bergmassen mest.

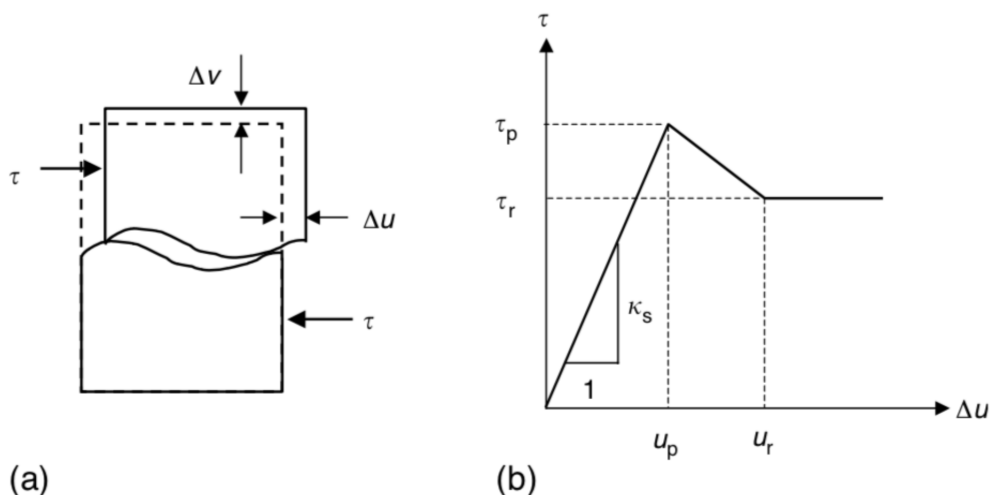
3 Teori om ikke-fylte diskontinuiteter

For å forstå hvordan injeksjonsfylte diskontinuiteter oppfører seg ved skjærdeformasjon, er det først viktig å forstå hvilke faktorer som har betydning for de mekaniske egenskapene til ikke-fylte diskontinuiteter. Denne delen av oppgaven vil presentere teori om hvordan ikke-fylte sprekker deformeres, de mest brukte modellene for å estimere- og beskrive skjærstyrken, og hvilke faktorer som kan påvirke skjærstyrken.

3.1 Deformasjon av sprekker

Spenningsene langs en sprekk kan deles opp i en normalkomponent (σ_n) og en skjærkomponent (τ), også kalt normalspenning og skjærspenning. Endringer i normalspenningen langs sprekkeflaten kan føre til lukking eller åpning av sprekken. Lukking av sprekker er definert som negativ normalbevegelse (v) og åpning av sprekker er definert positiv normalbevegelse. Den normale forflytningen i en sprekk vil være påvirket av geometrien til sprekken, grad av matching mellom sprekkeflatene, styrke og stivheten til bergarten, tykkelse, mekaniske egenskaper til eventuelle sprekkefyll og normalspenningen (Jaeger, 2007; Li, 2018).

Skjærspenning langs skjærplanet (τ) kan føre til relativ bevegelse mellom de to sprekkeflatene parallelt med sprekkeflaten, dette kalles skjærbevegelse (u). Siden naturlige sprekker har en viss ruhet vil det også være en normalbevegelse knyttet til en skjærbevegelse (positiv dilatans). Desto mer ru sprekkeflaten er, desto mer vil sprekken dilatere.



Figur 2: Skjærdeformasjon av sprekk (a). (b) Skjærspenning (τ) på sprekk under skjærdeformasjon (Δu) (Jaeger, 2007).

Figur 2b viser en typisk skjærspenning-skjærdeformasjonskurve for en sprekk som er utsatt for en konstant normalspenning (σ_n). Deformasjonen til en sprekk under denne situasjonen kan deles inn i tre deler. I den første delen glir sprekkeflatene over hverandre uten betydelige skader på asperitetene. Skjærspenningen øker under dette stadiet proporsjonalt med horisontalbevegelsen. Stigningen til denne kurven kalles sprekkes skjærstivhet (K_s). Etterhvert vil skjærspenningen nå et maksimum. Dette punktet kalles maksimum skjærstyrke (τ_p). Ved τ_p begynner asperitetene å knuse. Det siste stadiet av deformasjonen er typisk assosiert med en reduksjon i skjærspenning frem til skjærstyrken blir konstant. Den konstante skjærspenningen refereres ofte som residualstyrken (τ_r) til sprekken, og er definert som den skjærstyrken som er målt ved den størst skjærbevegelsen. Dette deformasjonsforløpet er idealisert, men de fleste sprekker følger dette deformasjonsløpet (Jaeger, 2007).

3.2 Amontons lov

Friksjon er en kraft som virker tangensialt langs en kontaktflate mellom to legemer. Denne kraften har stor betydning for flere fagområder, blant annet bergmekanikk. Mekanismene for denne kraften er mange og er på ingen måte fullt forstått (Malthe-Sørensen, 2015). I

1699 kom Amonton ut med sine eksperimentelle observasjoner av friksjon. Som følge av hans eksperiment ble to lover som beskriver friksjonskraften etablert. Den første loven sier at friksjonskraften (F) er proporsjonal med normalkraften (N):

$$F = \mu N, \quad (1)$$

der μ er friksjonskoeffisienten, som er en materialkonstant som beskriver friksjonsegenskapene til kontaktflaten mellom to solide legemer. Den andre loven er at friksjonskraften ikke er avhengig av det tilsynelatende kontaktarealet. Disse lovene er ikke naturlover, men er i de fleste tilfeller en god tilnærming til virkeligheten (Jaeger, 2007; Malthé-Sørensen, 2015). For å overvinne denne friksjonskraften og få en relativ bevegelse mellom de to legemene, må det altså virke en kraft på et av legemene som er større enn F . Siden det er snakk om krefter over et areal, og friksjonskraften ikke er avhengig av det tilsynelatende kontaktarealet, kan man dele likning (2) på det tilsynelatende kontaktarealet:

$$\tau = \mu\sigma_n = \sigma_n \tan\phi, \quad (2)$$

der τ nå er skjærspenningen på kontaktflaten som må overvinnnes for å oppnå relativ bevegelse, eller med andre ord skjærstyrken. σ_n er normalspenningen på kontaktflaten. Hvis det lages et $\tau - \sigma_n$ diagram der man plotter inn verdien til τ og σ_n når friksjonen blir overvunnet, vil μ være stigningstallet til grafen. I bergmekanikk er det vanligere å bruke helningen til grafen (ϕ) i et $\tau - \sigma_n$ diagram for å beskrive friksjonsegenskapene til diskontinuiteter i stedet for friksjonskoeffisienten (μ). ϕ kalles den tilsynelatende friksjonsvinkelen. Sammenhengen mellom μ og ϕ er altså $\mu = \tan\phi$ (Jaeger, 2007).

Tatt i betraktning alle mekanismene som styrer friksjonskraften, gjør Amontons lov en overaskende god jobb ved å beskrive friksjonskraften i de fleste systemer (Malthé-Sørensen,

2015). Oppførselen til diskontinuiteter utsatt for skjærdeformasjon kan ikke beskrives fullstendig med Amontons lov, ettersom friksjonell glidning ikke er de eneste mekanismene ved skjærdeformasjon (Patton, 1966). Flere ulike modeller har prøvd å beskrive skjærstyrken til diskontinuiteter ved forskjellig normalspenning (Lu et al., 2017). De tre mest brukte modellene vil bli presentert videre.

3.3 Mohr-Coulomb kriteriet

Den enkleste modellen er Mohr-Coulomb kriteriet (punkt 1 i figur 5). Mohr-Coulomb kriteriet kan uttrykkes slik:

$$\tau = c + \sigma_n \tan \phi, \quad (3)$$

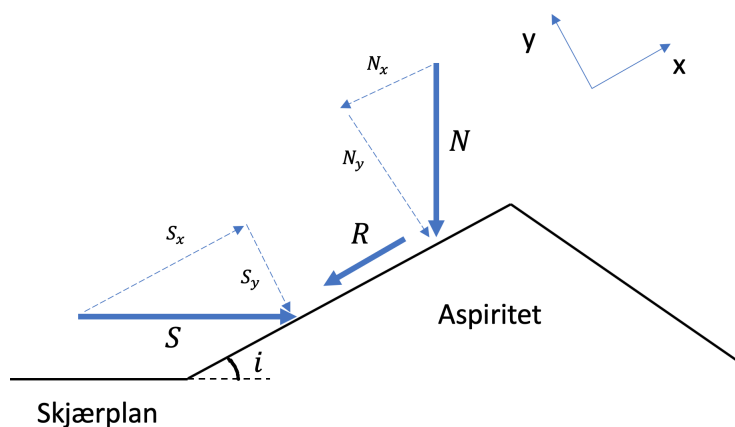
der τ er skjærstyrken til diskontinuiteten, c er diskontinuitetens tilsynelatende kohesjon, σ_n er normalspenningen på sprekkeplanet og ϕ er den tilsynelatende friksjonsvinkelen. Mohr-Coulomb kriteriet har vært mye brukt til å beskrive skjærstyrken til diskontinuiteter grunnet sin enkle lineære form. Eksperimentelle forsøk har vist at denne lineære sammenhengen beskriver godt skjærstyrken til sprekker ved høye normalspenninger, men ved lave normalspenninger er ikke sammenhengen lineær (Barton & Choubey, 1977). I realiteten er det ingen kohesjon i diskontinuiteter uten sprekkefyll, men friksjonsvinkelen er høy ved lave normalspenninger. Kohesjonen i likning (3) er derimot et nødvendig matematisk ledd for å holde ϕ konstant, og samtidig beskrive skjærstyrken ved større normalspenninger (Barton, 2013).

3.4 Pattons modell

Årsaken til at sammenhengen mellom skjærstyrke og normalspenning ikke er lineær, er at sprekker som oftest har en ruhet. Ruheten fører til en høy skjærstyrke ved relativt lave normalspenninger, noe som ofte er tilfelle ved ingeniørgeologiske problemstillinger

(Barton & Choubey, 1977). For å oppnå en relativ bevegelse mellom to tilhørende sprekkeflater må enten aspiritetene klatre over hverandre (dilatare), eller så må aspiritetene knuses. Dersom kreftene som virker på aspiritetene ikke overgår styrken til aspiritetene vil sprekken dilatere uten at knusning forekommer (Patton, 1966).

La oss se på et tilfelle der et sprekkeplan har et gitt antall identiske aspiriteter, som har støtsider med en viss helning. Sprekkeplanet blir så utsatt for en normalkraft og en skjærkraft. Etersom alle aspiritetene er identiske vil skjærkraften og normalkraften fordele seg likt på aspiritetene, slik at alle er utsatt for en normalkraft, N og en skjærkraft, S . Kraftene som virker på støtsidene av aspiritetene er illustrert i figur 3.



Figur 3: Krefter som virker på støtsiden av en aspiritet ved skjærdeformasjon.

Dersom styrken til aspiritetene langs sprekkeplanet er større enn kreftene som virker på aspiritetene, må sprekken dilatere for å få en relativ bevegelse mellom de to tilhørende sprekkeflatene. I dette tilfellet blir det antatt at dilatasjonsvinkelen (i) er lik helningen på støtsiden av aspiritetene. I realiteten vil sprekken dilatere med en noe lavere vinkel enn helningen til aspiritetene, ettersom noe elastisk deformasjon i aspiriteten vil redusere helningsvinkelen (Seidel & Haberfield, 1995). For å få en relativ bevegelse mellom sprekkeflatene må friksjonskraften (R) langs støtsiden av aspiriteten overvinnes. Newtons andre lov kan brukes i retningen parallelt med støtsiden av aspiriteten i figur 3 for å finne

skjærstyrken (S) til sprekken som følger

$$\sum F_x = S_x + N_x + R = 0.$$

Summen av kreftene vil være lik 0, dersom skjærhastigheten er konstant, noe som er vanlig under en direkte skjærttest. Ifølge Amontons lov vil friksjonskraften (R) være proporsjonal med den totale normalkraften som virker på støtsiden av asperitetene:

$$S = N \left(\frac{\tan(i) + \tan(\phi_b)}{1 - \tan(\phi_b) \tan(i)} \right).$$

Uttrykket kan videre forenkles slik

$$S = N \tan(\phi_b + i).$$

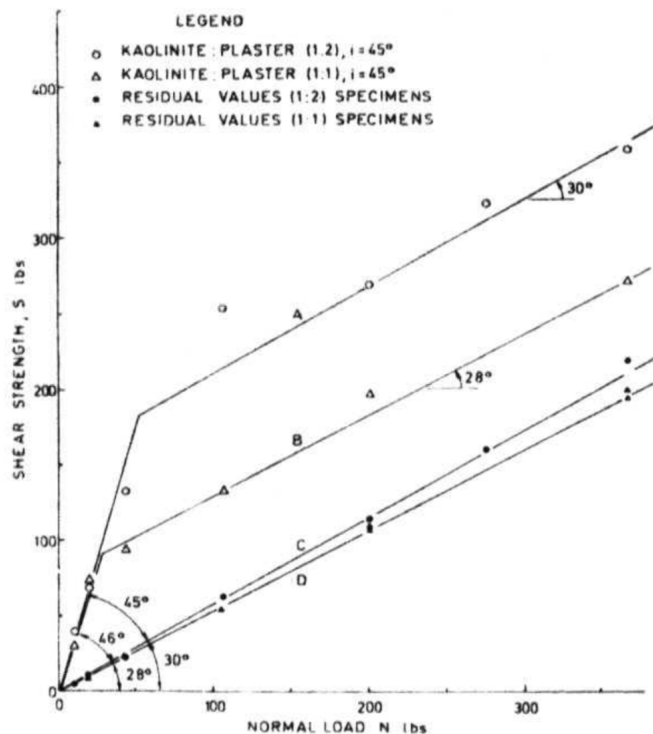
Dersom man dividerer uttrykket med sprekkearealet vil man kunne uttrykke skjærstyrken til sprekken i form av skjærspenningen:

$$\tau = \sigma_n \tan(\phi_b + i). \quad (4)$$

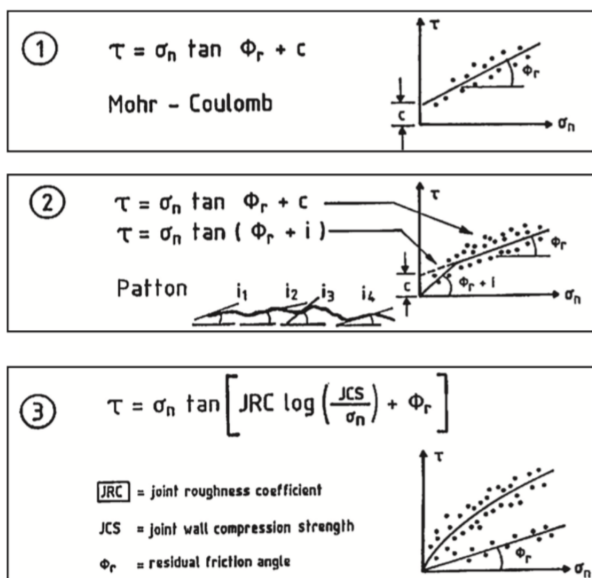
Likning 4 viser at skjærstyrken til en sprekke øker ved økende grad av ruhet. Dersom normalspenningen er høy nok, vil de lokale spenningene på asperitetene overgå styrken til asperitetene og de vil gå i brudd. Sprekken vil da dilatere mindre og skjærstyrken reduseres til residualstyrken (τ_r) som kan uttrykkes slik:

$$\tau = \sigma_n \tan(\phi_r) + c, \quad (5)$$

der ϕ_r er residualvinkelen og c er den tilsynelatende kohesjonen (Patton, 1966). Ved å kombinere likning 4 og 5 får man Pattons binære bruddkriterie (se figur 5). Likning 4 beskriver altså skjærstyrken til en sprekke der aspiritetene ikke knuses, og likning 5 beskriver skjærstyrken der knusning av aspiriteter forekommer. Overgangen mellom de to bruddkriteriene (der aspiritetene starter å knuse) er avhengig av styrken til aspiritetene. Dersom aspiritetstyrken er høy vil overgangen mellom likning 4 og 5 finne sted ved en høyere normalspenning enn ved lavere aspiritetstyrke, som vist i figur 4 (Patton, 1966). Likning 4 kan også utledes gjennom energibetraktninger, ved å betrakte arbeidet som skal til for å dilatere mot normalkraften på sprekken, arbeidet friksjonen utfører og arbeidet som blir utført ved intern friksjon (Seidel & Haberfield, 1995).



Figur 4: Graf A representerer den tilpassende bruddkurven til Patton (1966) for sprekker som er laget av et sterkt materiale. Graf B viser bruddkurven til sprekker som består av et svakere materiale. Graf C og D viser ϕ_r til begge sprekkematerialene (Patton, 1966).



Figur 5: Modeller for τ_p . (1) Mohr-Coulombs lineære sammenheng, (2) Pattons binære bruddkriterie, (3) JRC-JCS kriterie (Barton, 2013).

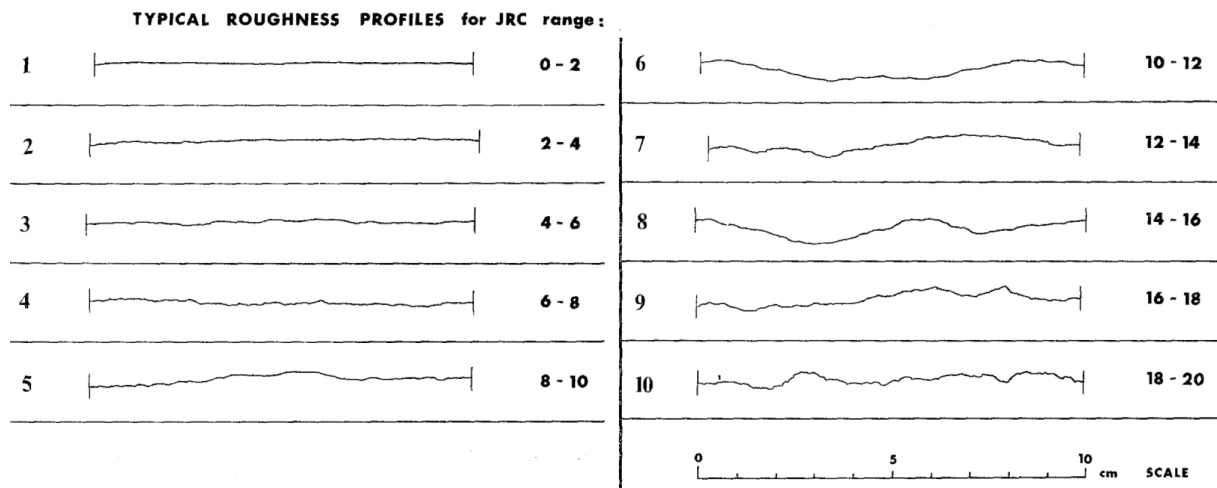
3.5 JRC-JCS modellen

I forsøkene til Patton (1966) var alle aspiritetene identiske, noe som ikke er tilfellet for naturlige sprekker der aspiritetene vil ha en stor variasjon i størrelse og helningsvinkel. Dilasjonsvinkelen, i blir derfor vanskeligere å beskrive matematisk. I teorien vil en sprekk med identiske aspiriteter ha en uniform spenningsfordeling, og dersom alle aspiritetene har lik styrke vil de knuses samtidig. Overgangen mellom likning 4 og 5 vil da være brå som i Pattons binære bruddkriterie. Som Patton (1966) påpekte vil spenningene fordele seg ujevnt langs en naturlig sprekk med stor variasjon i aspiritetsvinklene og knusning vil skje gradvis istedenfor momentant. Dilasjonsvinkelen vil derfor ikke være konstant, men vil heller variere ved økende skjærforflytning. Dette betyr at overgangen mellom likning 4 og 5 er gradvis for naturlige sprekker (Patton, 1966).

Barton & Choubey (1977) introduserte den empiriske parameteren JRC («Joint Roughness Coefficient») som beskriver ruheten til naturlige sprekker. JRC er et tall mellom 0 og 20, der en JRC -verdi på 0 er en sprekk som er helt glatt, og en JRC -verdi på 20 er den største mulige ruheten en sprekk kan ha. Fra eksperimentelle skjærforsøk har det vist seg at dilasjonsvinkelen (i) er på sitt største ved τ_p og deretter avtar i på grunn av knusningen av aspiriteter. Barton & Choubey (1977) foreslo at uttrykket under kunne brukes til å estimere den maksimale dilasjonsvinkelen (i_p):

$$i_p = JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right), \quad (6)$$

der JCS («Joint wall compressiv strength») er den enaksiale trykkfastheten til aspiritetene og σ_n er normalspenningen på sprekkeplanet. JRC -verdien kan visuelt estimeres ved hjelp av figur 6, eller tilbakeregnes fra resultater av skjærttester. JRC er en retningsavhengig parameter og må estimeres langs et profil med lik retning som skjærbevegelsen (Barton, 1976).

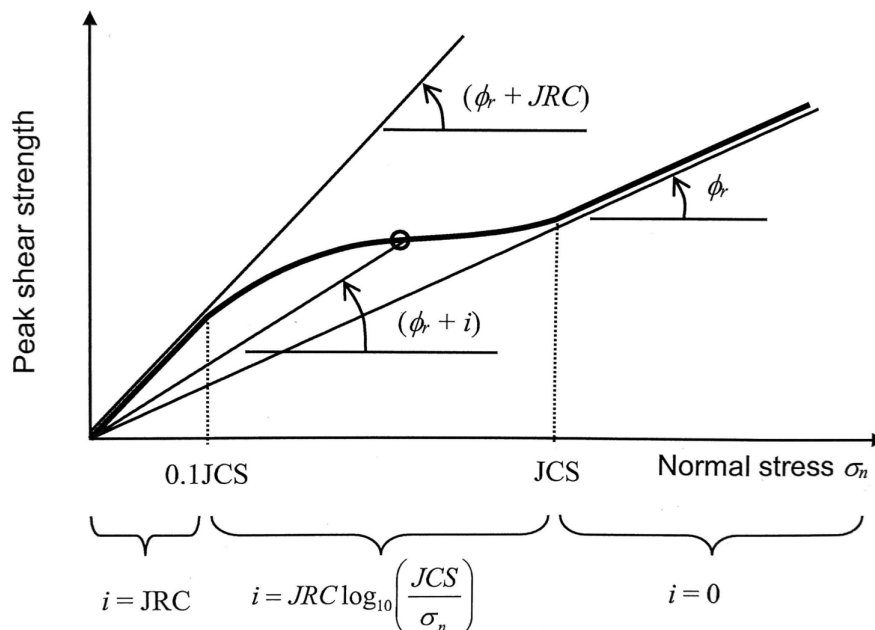


Figur 6: Sprekkeprofiler med tilhørende JRC-verdier (Barton & Choubey, 1977).

Ved å substituere i_p for i inn i likning (4) vil man få et uttrykk for den maksimale skjærstyrken (τ_p) til en sprekke:

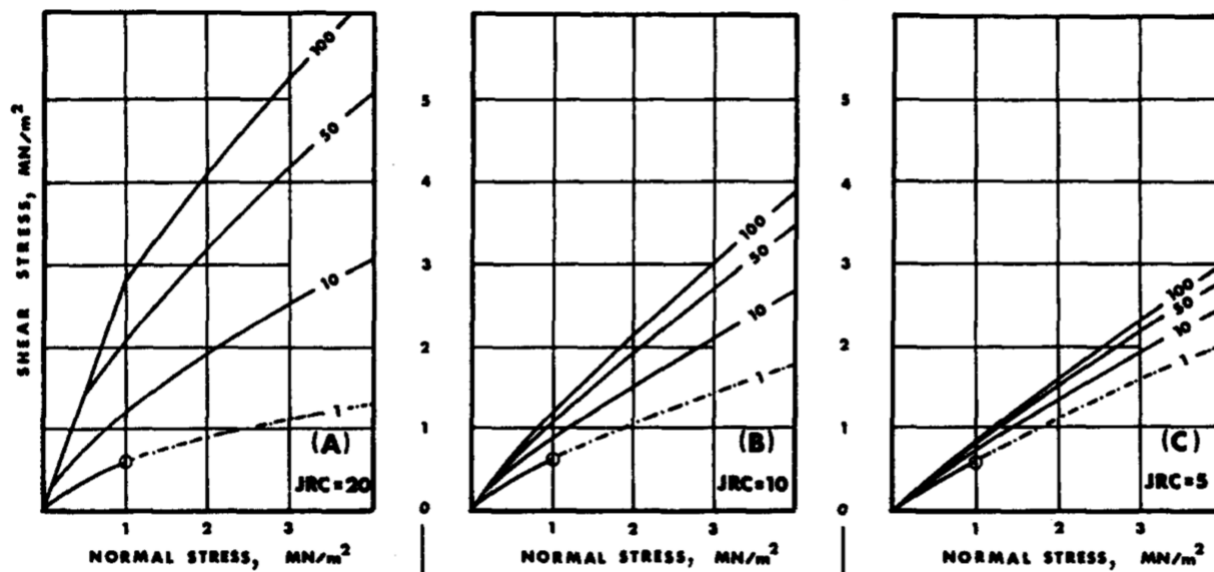
$$\tau_p = \sigma_n \tan \left[JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right]. \quad (7)$$

Dette bruddkriteriet kalles JRC-JCS modellen, men er også kjent som Barton-Bandis bruddkriterium. Kriteriet er ikke-lineært, i motsetning til Pattons binære bruddkriterium og Mohr-Coulomb kriteriet. Som man kan se i likning 7 er skjærstyrken avhengig av ruheten til den aktuelle sprekken (JRC), styrken til aspiritetene (JCS), friksjonsegenskapene til kontaktflaten (ϕ_r) og normalspenningen på sprekken (σ_n). Dersom σ_n på sprekken er lav i forhold til styrken (én tiendedel av JCS eller mindre) til aspiritetene vil ingen knusning forekomme og $i = JRC$. Hvis $\sigma_n \geq JCS$ vil aspiritetene gå i brudd og $i = 0$. Dersom σ_n er mellom disse ytterpunktene vil noe knusning forekomme og i vil bli redusert til en verdi mellom 0 og JRC (Li, 2018). Figur 7 viser hvordan friksjonsvinkelen varierer i forhold til σ_n .



Figur 7: Illustrasjonen viser hvordan normalspenningen påvirker friksjonsvinkelen (Li, 2018).

Figur 8 visualiserer effekten ulike JRC -verdier har på skjærstyrken i likning (7). Figuren viser at dersom trykkfastheten til sprekke og normalspenningene er like, vil en sprekk med høy JRC -verdi ha høyere skjærstyrke enn sprekker med lavere JRC -verdi. En annen effekt det er verdt å merke seg at desto mer ru en sprekk er, desto større effekt har JCS på skjærstyrken. Årsaken er at brudd i asperitetene spiller en større rolle i skjærdeformasjonen for sprekker med høy grad av ruhet. Ved lave JRC -verdier vil sprekkgeometrien ha en mindre betydning og rene friksjonsegenskaper til sprekke materialet (ϕ_r), som er styrt av mineralogi, vil være mer avgjørende for skjærstyrken. Faktorer som kan bidra til å redusere trykkfastheten til asperitetene i en sprekk er derfor spesielt viktig å identifisere for sprekker med høye JRC -verdier (Barton, 1976).



Figur 8: Figuren illustrerer effekten forskjellige JRC-verdier har på skjærstyrken i JRC-JCS modellen. (a) JRC = 20, (b) JRC = 10, (c) JRC = 5. De forskjellige kurvene representerer forskjellige verdier av JCS. $\phi_r = 30$ for alle kurvene (Barton & Choubey, 1977).

Enaksial trykkstyrke brukes til å beskrive styrken til aspiritetene i likning 7, fordi det har vist seg at det reelle kontaktarealet mellom to sprekkeflater er veldig liten (mellom én tiendedel til en tusendel av sprekkearealet). Spennings situasjonen er da tilnærmet enaksial. Ved høyere normalspenninger vil allikevel det reelle kontaktarealet øke, noe som kan føre til et omslutningstrykk på aspiritetene. For å ta hensyn til omslutningstrykk ved høye normalspenninger har Barton (1976) foreslått et mer generelt uttrykk for τ_p :

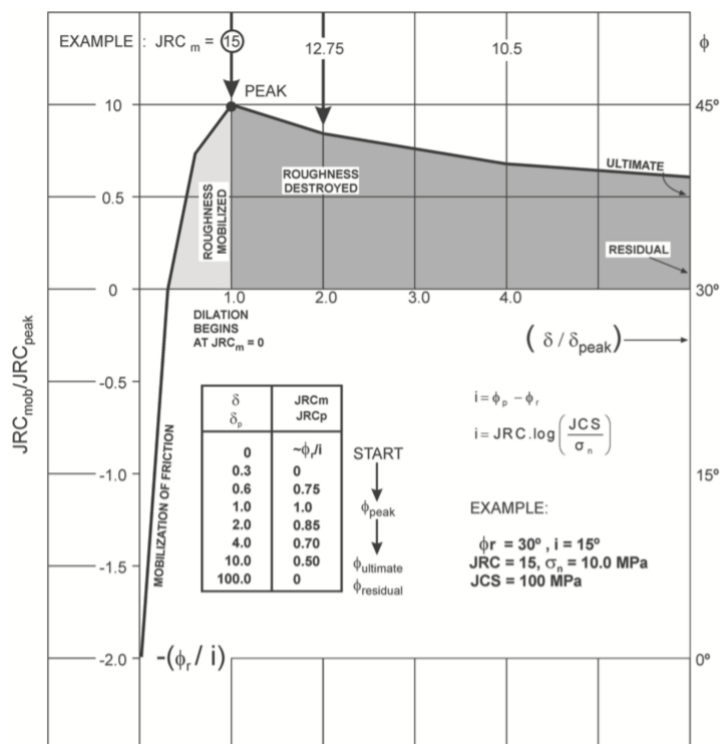
$$\tau_p = \sigma_n \tan \left[JRC \log_{10} \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right], \quad (8)$$

der σ_1 er den aksiale spenningen ved brudd av aspiritetene og σ_3 er omslutningstrykket. Legg merke til at dersom $\sigma_3 = 0$, så er likning (7) og (8) identiske. De fleste situasjonene der diskontinuiteter regnes som kritisk for stabiliteten i ingeniørgeologiske problemstillinger ligger normalspenningene i området 0,1-2,0 MPa. Aspiritetsstyrken kan derfor beskrives tilstrekkelig med UCS i de fleste situasjoner (Barton, 1976).

Dersom sprekkeflatene ikke er forvitret, er JCS -verdien lik enaksial trykkstyrke til den tilhørende bergarten (σ_c). Dersom sprekken er forvitret kan JCS -verdien forventes å reduseres helt ned til $\frac{1}{4}\sigma_c$. JCS kan raskt og enkelt estimeres både i laboratorium og i felt med en Schmidt-hammer (Barton & Choubey, 1977). ϕ_r kan også substitueres med basis friksjonsvinkelen (ϕ_b) dersom sprekkeflatene ikke er forvitret. Basis friksjonsvinkel er en materialkonstant som er bestemt av friksjonsegenskapene til mineralene i en bergart. ϕ_b er typisk mellom 25° og 35° for de fleste bergarter (Barton & Choubey, 1977). ϕ_b kan fastsettes ved å utføre tilførsøk der kontaktflaten mellom prøvestykkene er plane og uten ruhet. For sprekker som ikke er forvitret kan likning (7) omformuleres som følger:

$$\tau_p = \sigma_n \tan \left[JRC \log_{10} \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_n} \right) + \phi_b \right]. \quad (9)$$

Figur 9 viser modellen til Barton (1982) for hvordan ruhet og friksjon bidrar til skjærstyrke under skjærforløpet til sprekker. Ifølge modellen til Barton (1982) vil kun friksjon bli mobilisert i starten. Friksjonen er fullt mobilisert idet skjærspenningen har nådd residualstyrken til sprekken. Etter residualstyrken er nådd vil ruheten mobiliseres og sprekken starter å dilatere. Sprekker starter å dilatere når skjærforflytningen er 30% av skjærforflytningen ved τ_p . Knusning av aspiriteter følger etter τ_p , og skjærstyrken reduseres gradvis ned til residualstyrken. Barton (1982) påpeker at det er vanskelig å oppnå den virkelige τ_r i direkte skjærforsøk, ettersom skjærforflytningen som skal til for å oppnå den virkelige τ_r er stor.

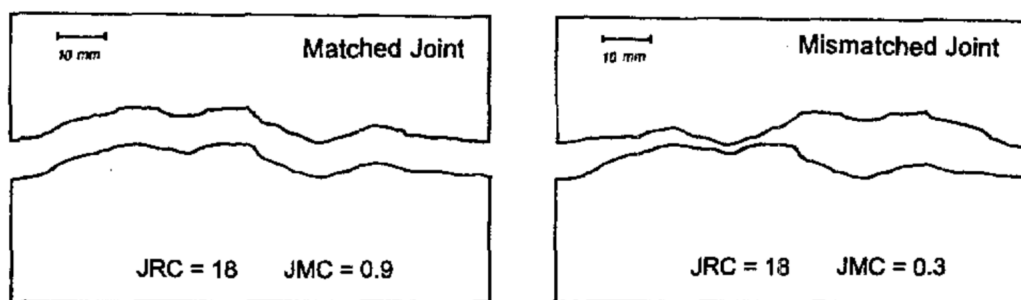


Figur 9: Modell for skjærspenning-skjærforskyvnings graf for røe sprekker (Barton, 1982).

JRC-JCS modellen kan brukes til å estimere skjærstyrke, ekstrapolering og tilpasning av eksperimentelle data (Barton & Choubey, 1977). JRC-JCS modellen har blitt mye brukt til estimering av skjærstyrke fordi parameterne er relativt lett å fastslå. En av svakhetene med JRC-JCS modellen er at dersom man skal estimere JRC ved tabellen vist i figur 6, vil man bare beskrive sprekke morfologien ved ett profil langs sprekkeplanet, og dermed ikke hele den tredimensjonale morfologien. Avhengig av hvor profilet blir tatt kan JRC variere betydelig selv om profilet er tatt med samme skjærretning. Grasselli et al. (2002) har presentert en annen matematisk beskrivelse av sprekke morfologien ved optiske målinger. Bruk av optiske metoder gjør kvantifiseringen av morfologien mer objektiv enn JRC-metoden som ofte blir estimert basert på visuelle observasjoner (Grasselli et al., 2002).

3.6 Sprekkeflate matching

Ordet matching vil i denne oppgaven bli brukt som en betegnelse for hvor godt to sprekkeflater geometrisk passer sammen. Figur 10 viser to sprekker med henholdsvis stor og liten grad av matching. Gjennom forvitring eller deformasjon som følge av termiske sykluser, skjærbevegelse eller endret normallast kan sprekkeflatenes geometri endres over tid. Resultatet vil som regel være lavere grad av matching, lavere ruhet og lavere tykkfasthet. Lavere grad av matching vil føre til en mindre kontaktflate mellom asperitetene, noe som vil føre til høye lokaliserte spenninger ved skjærdeformasjon. De lokale spenningene kan da overgå stryken til asperitetene og disse vil gå i brudd. En av svakhetene til JRC-JCS modellen er at den ikke tar hensyn til matchingen til sprekken, og vil derfor ofte overestimere skjærstyrken til sprekker med lav grad av matching (Zhao, 1997a).



Figur 10: Sprekke med høy grad av matching (venstre) og sprekke med liten grad av matching (høyre) (Zhao, 1997a).

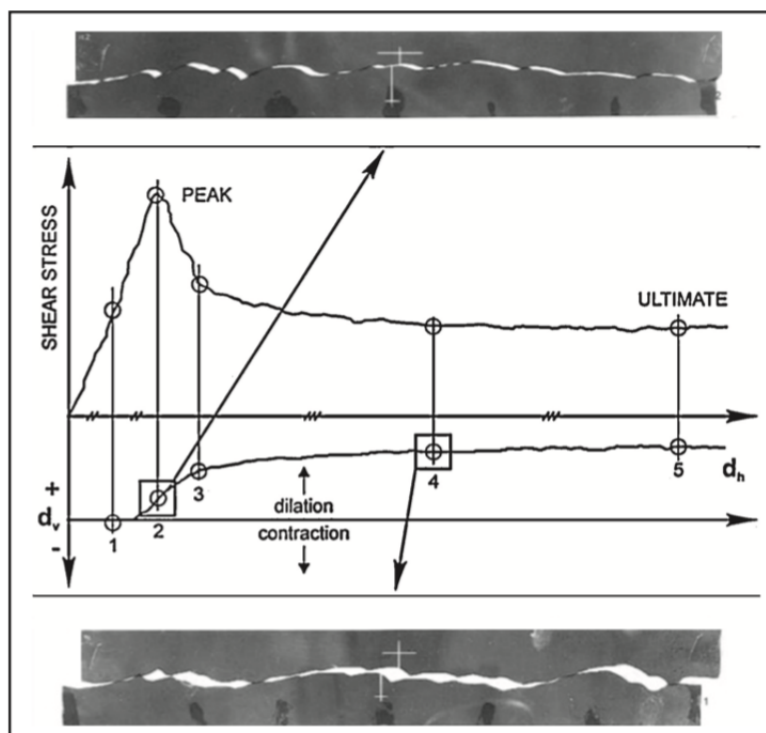
Zhao (1997a) foreslo å innføre parameteren JMC («Joint Matching Coefficient»), som er et tall mellom 0 og 1 som beskriver i hvilken grad sprekkeflatene matcher. JMC kan estimeres visuelt ved å anslå prosentandel av sprekkearealet som tilsynelatende er i kontakt med hverandre. En JMC -verdi på én kan oppnås på to måter; ujevnheter i sprekkeplanene passer perfekt inn i hverandre, eller ved at sprekkeflatene ikke har ujevnheter. Figur 10 viser JMC -verdi assosiert med to ulike sprekker. Ved økt skjærforflytning vil JMC -verdien reduseres, som vist i figur 11. Reduksjonen av JMC vil etterhvert avta helt til en residualverdi er oppnådd. Sprekker med høy JRC vil ha en større

reduksjon ved økende skjærforflytning enn sprekker med lav JRC , som vist i figur 12. Sprekker helt uten ruhet vil ha en JMC -verdi lik 1 uavhengig av skjærforflytning (Zhao, 1997a).

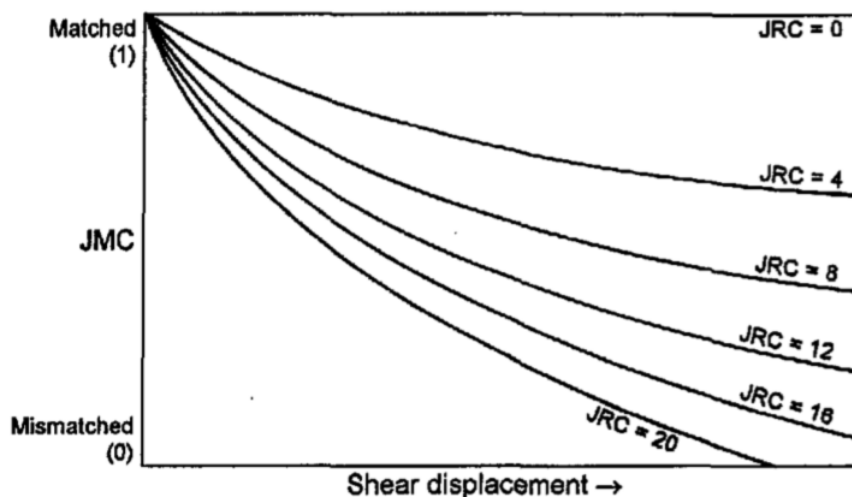
Zhao (1997b) har foreslått en modifisert versjon av JRC - JCS kriteriet som tar hensyn til sprekkematching. Den modifiserte versjonene uttrykkes slik

$$\tau_p = \sigma_n \tan \left[JRC \cdot JMC \cdot \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right]. \quad (10)$$

Den eneste forskjellen mellom likning (7) og (10) er at JMC er multipisert med JRC . Hvis sprekken matcher perfekt, vil $JMC = 1$ og likning (7) og (10) vil være identiske. Dersom målt $JMC < 0,3$ bør JMC bli satt til 0,3 (Zhao, 1997b).



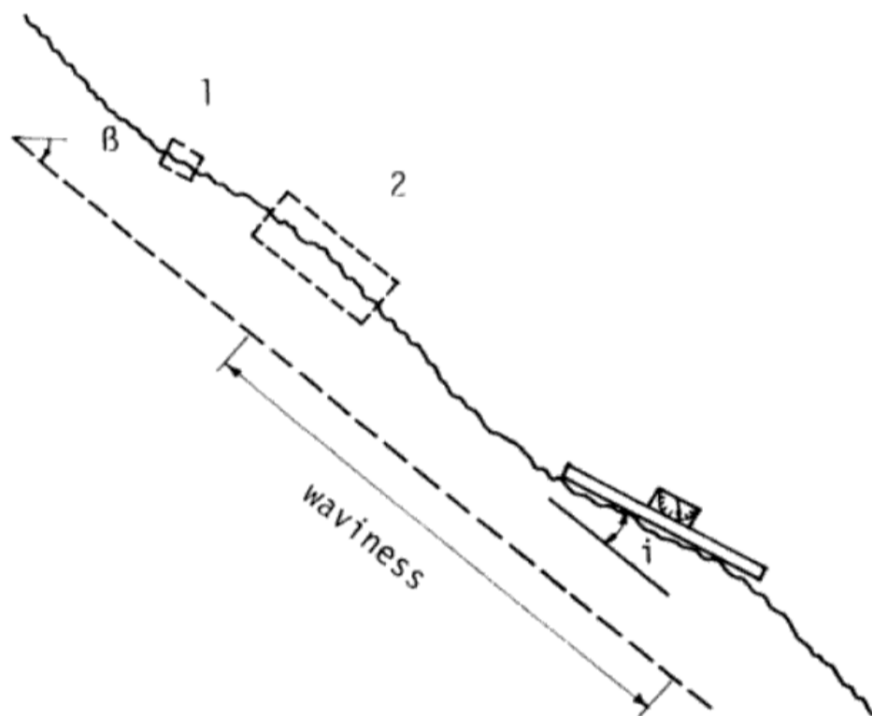
Figur 11: Sprekk ved τ_p og τ_r . Legg merke til graden av matching ved tilhørende skjærstyrke (Barton, 2013).



Figur 12: JMC og skjærforflytning ved forskjellige JRC-verdier (Zhao, 1997a).

3.7 Skalaeffekt på skjærstyrke

Direkte skjærforsøk ved bruk av skjærboks er en vanlig måte å studere egenskaper til sprekker. Bruken av skjærboks som testapparat medfører imidlertid begrensninger på dimensjonene til sprekkeprøvene som kan bli testet. Arealet til sprekkeprøver er ofte begrenset til noen få kvadratdesimeter og sprekkeprøvene er som oftest under én dm^2 . Størrelsesordenen på de fleste ingeniørgeologiske problemstillinger er vesentlig større. Dette gjør at resultater fra skjærboksforsøk ikke nødvendigvis er representative for in situ situasjonen. Storskala skjærforsøk (m^2) har blitt utført, men er mer utfordrende, kostbart og tidkrevende (Bandis et al., 1981; Nilsen, 2016).

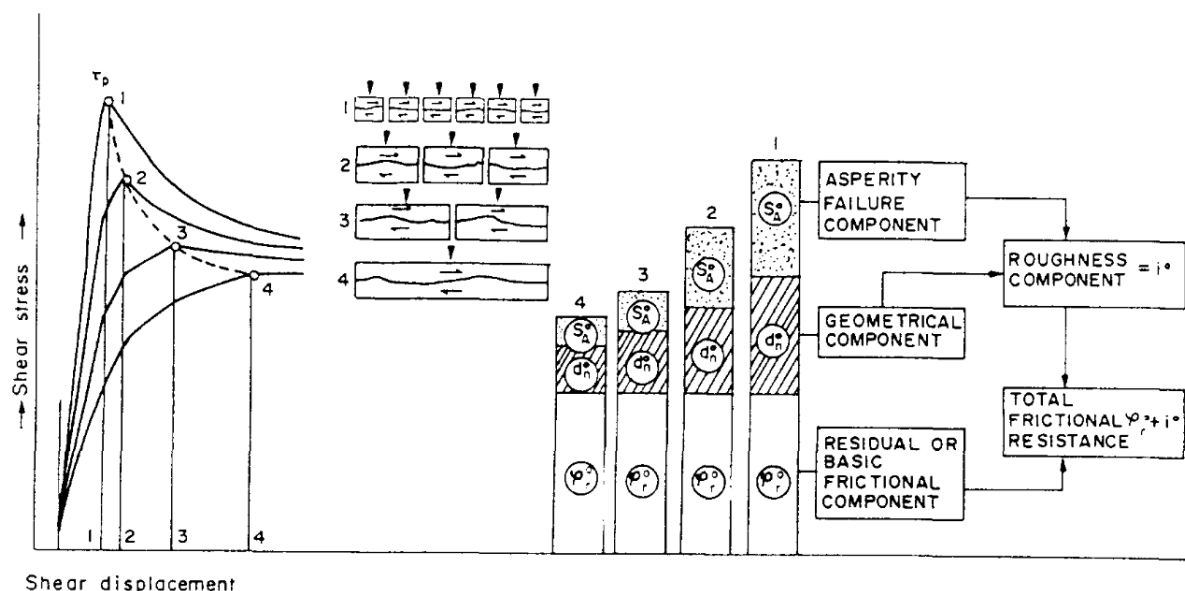


Figur 13: Diskontinuitet med storskala unduleringer og småskala ujevnheter. 1) Vanlig størrelse på prøver som testes ved skjærboks. 2) Storskala in situ test (Giani, 1992).

En utfordring med prøver med små dimensjoner er at prøvestykkene ofte ikke representerer hele spekteret av ujevnheter som kan ha betydning for skjærstyrken (Hencher & Richards, 2015). Sprekker har ofte småskala ujevnheter, men også storskala unduleringer (se figur 13) som bidrar til skjærstyrken. Småskala ujevnheter kan videre deles inn i makroskopiske, mikroskopiske og submikroskopiske ujevnheter. Ujevnheter langs sprekkeplan varierer altså med skala. Derfor er ujevnheter, og påfølgende skjærstyrke, skalaavhengig. (Grasselli et al., 2002). Ettersom skjærttesting ved skjærboks har denne svakheten, blir skjærstyrken til storskala diskontinuiteter ofte estimert ved JRC-JCS modellen (Nilsen, 2016). Barton (1982) har utviklet en tabell som estimerer JRC med hensyn til storskala ujevnheter.

Sett bort i fra storskala ujevnheter er det bred enighet innen fagfeltet at skala kan ha en effekt på skjærstyrken (Johansson, 2016). Barton & Choubey (1977) undersøkte skalaeffekten ved å utføre tiltforsøk av en 45 cm x 40 cm stor blokk av drammensgranitt,

som deretter ble delt i mindre deler (4,9 cm x 9,8 cm) som også ble testet. Resultatene viste at den store blokken hadde en lavere skjærstyrke enn de mindre delene. Barton & Choubey (1977) foreslo at JCS reduseres ved større prøvestykker, grunnet større individuelle kontaktflater. Sprekker med lav JRC vil være mindre påvirket av JCS reduksjon assosiert med skala. Ifølge Barton & Choubey (1977) vil også JRC reduseres ved økende sprekkeareal, ved at kontaktpunktene til lange sprekker i større grad ligger på store asperiteter med lav helning relativt til sprekkeplanet. Bandis et al. (1981) har rapportert lignende resultater. Barton & Choubey (1977) introduserte også en kritisk sprekkelengde (L_c), som er den lengden der skalaeffekter slutter å påvirke skjærstryken.



Figur 14: Skjærstyrke til en horisontal sprekke med forskjelling antall avkuttende sprekker (Bandis et al., 1981).

En bergmasse har som oftest flere sprekkesett, noe som vil resultere i en blokkete bergmasse. Sprekker som er kritiske for stabiliteten vil derfor ofte være avgrenset av andre sprekkesett. En skalaeffekt som er relatert til blokkstørrelsen vil da være tilstede. I figur 14 kan man se at skjærstyrken avtar, og τ_p inntreffer etter større skjærforflytning ved økende blokkstørrelse. Deformasjonen vil også få en mer «plastisk» karakter ved økende blokkstørrelse. Ifølge Bandis et al. (1981) er denne skalaeffekten relatert til den minskende stivheten

i bergmassen ved mindre blokker. Dette tillater blokkene å rotere på en måte som fører til bedre kontakt, slik at småskala ujevnheter blir mobilisert (Bandis et al., 1981).

Hencher et al. (1993) forsøkte å reprodusere resultatene til Bandis et al. (1981), men fant ingen klar skalaeffekt på skjærstyrken. Johansson (2016) fant heller ingen tegn til tydelige skalaeffekt, og foreslo at graden av matching i kombinasjon med skalaeffekt kan forklare de sprikende resultatene som har blitt rapportert. Selv om effekten av skala på skjærstyrken og mekanismene bak er omdiskutert, er det likevel bred enighet innen fagfeltet at forskjellig størrelse på prøvestykker vil resultere i ulikt antall- og størrelse på kontaktpunktene, noe som kan påvirke de fysiske egenskapene til sprekker (Johansson, 2016).

3.8 Vannets påvirkning på skjærstyrke

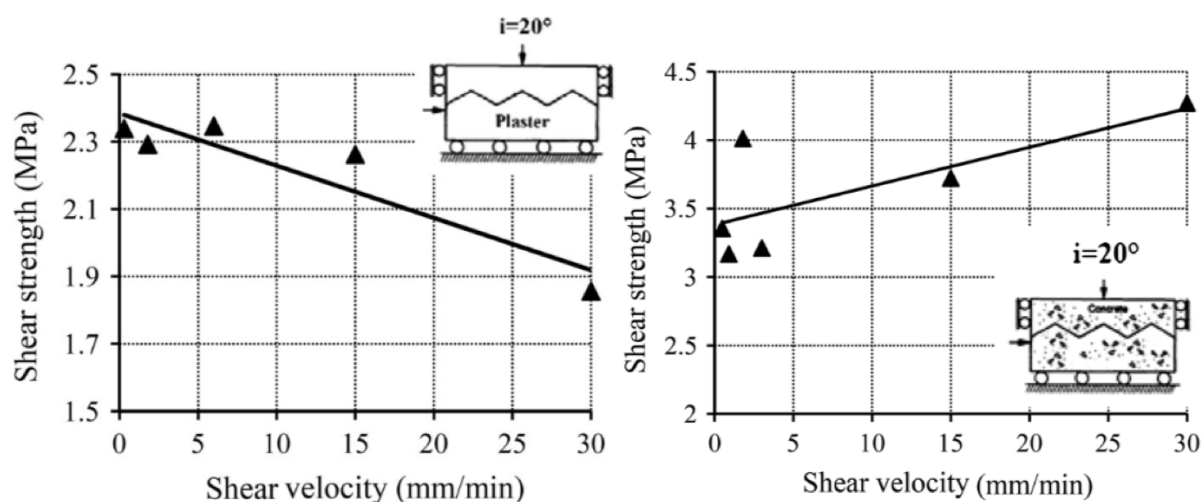
Vann påvirker skjærstyrken til diskontinuiteter på flere måter. Den viktigste effekten er at vann reduserer den effektive normalspenningen på sprekkeplanet, som fører til redusert skjærstyrke (Barton, 1973). Vann har også vist seg å kunne påvirke friksjonskoeffisienten til bergartsmateriale. Horn & Deere (1962) rapporterte at friksjonskoeffisienten til mineraler med 3-dimensjonale krystallstrukturer som for eksempel kvarts, vil øke ved økende fuktighet. Det motsatte var tilfellet for mineraler med lagdelt krystallstruktur som for eksempel glimmer. Effekten av fuktighet på friksjonskoeffisienten til mineraler med 3-dimensjonale krystallstrukturer avtar imidlertid kraftig ved økende ruhet. Vann kan altså øke friksjonskoeffisienten til forkastninger med glidespeil, men ved ujevne diskontinuiteter forsvinner denne effekten (Barton, 1973).

Vann kan også redusere trykkfastheten til aspiriteter, som kan føre til redusert skjærstyrke. Sprekker med stor ruhet vil i større grad bli påvirket av denne effekten, fordi brudd av aspiriteter spiller en viktigere rolle for skjærstyrken dersom ruheten er stor. Effekten av

vann har vist seg å ha større betydning for den maksimal skjærstyrken enn residualstyrken. Direkte skjærforsøk under tørre forhold kan altså i mange tilfeller overestimere skjærstyrken til diskontinuiteter (Barton, 1973).

3.9 Skjærhastighet

Atapour & Moosavi (2014) undersøkte skjærstyrken til kunstig lagde sprekker med triangulære aspiriteter, bestående av gips og betong ved skjærhastigheter mellom 0,3-30 mm/min. Hovedkonklusjonen var at skjærhastigheten hadde en betydelig innvirkning på skjærstyrken for både betong- og gipssprekkene. Fra figur 15 kan man se at sprekkeprøvene bestående av betong (som var relativt sterk i forhold til gipsen) hadde en økning i styrke ved høyere skjærhastigheter. Sprekkeprøvene laget av gips hadde derimot en lavere styrke ved økende skjærhastigheter. Atapour & Moosavi (2013) fikk lignende resultater.



Figur 15: Effekt av skjærhastighet på skjærstyrke. Kunstige sprekker bestående av svak gips til venstre og kunstige sprekker bestående av betong til høyre (Atapour & Moosavi, 2014).

Atapour & Moosavi (2014) foreslo at den observerte reduksjonen i skjærstyrke ved økende skjærhastighet, for gipssprekkene, kan forklares med krypdeformasjon av aspiritetene. Ved lave skjærhastigheter vil kryp kunne øke kontaktarealet, men ved høyere skjærhastigheter vil kryp ha liten effekt (grunnet sin tidsavhengige natur) og kontaktarealet blir mindre, noe som fører til redusert skjærstyrke. Det viste seg også at stivheten til alle sprekken

også ble redusert ved økende skjærhastighet. Redusert kontaktareal, grunnet økt skjærhastighet, kan forklare den reduserte stivheten ved høyere skjærhastighet (Atapour & Moosavi, 2014).

Atapour & Moosavi (2013) testet effekten av økt skjærhastighet på sprekker, der sprekkeflatene besto av to forskjellige materialer. Den ene sprekkeflaten besto av gips (relativt svak) og den andre besto av betong (relativt hard). Resultatene viste at gips-betong sprekke oppførte seg veldig likt som gips-gips sprekke. Atapour & Moosavi (2013) konkluderte derfor med at i tilfeller der to tilhørende sprekkeflater består av forskjellig materiale, vil egenskapene til den svakeste sprekkeflaten i størst grad kontrollere skjærdeformasjonen. Det tyder altså på at skjærhastigheten har en betydelig innvirkning på hvordan sprekker oppfører seg. Hvilken grad skjærhastighet påvirker deformasjonen avhenger trolig av materialegenskapene til sprekkeflatene, normalspenningen og ruheten til sprekke (Atapour & Moosavi, 2014).

4 Teori om injeksjonsfylte diskontinuiteter

I denne delen av oppgaven vil fokuset ligge på injeksjonsfylte sprekker. Studier som har utført skjærttester vil bli presentert. Faktorer som kan påvirke skjærstyrken til injeksjonsfylte sprekker vil også bli presentert.

4.1 Forskjeller mellom injeksjonsfylte sprekker og ikke-fylte sprekker

En klar forskjell mellom injeksjonsfylte sprekker og ikke-fylte sprekker er at sprekkeflatene er mer eller mindre separert av sement for injeksjonsfylte sprekker. Sementen vil da føre til redusert berg-berg kontakt for injeksjonsfylte sprekker. De mekaniske egenskapene til diskontinuiteten vil da være påvirket av egenskapene til fyllmassen, berget og kontaktflaten mellom berg og fyllmassen. Innfyllingsmaterial kan endre friksjonsegenskapene til skjær-

planet ved at innfyllingsmateriale kan ha ulik ϕ_b sammenlignet med berg-berg kontakt. Selve skjærplanet vil kunne ha en annen geometri med innfyllingsmateriale. Skjærbruddet kan da gå langs berg-ement kontaktflaten, men også i selve fyllingsmaterialet, noe som kan påvirke dilatasjonen (Papaliangas et al., 1993). Flere bruddmekanismer kan også forekomme i fylte sprekker sammenlignet med sprekker uten innfylling (Lu et al., 2017).

4.2 Eksperimentell design for studier av sementfylte sprekker

Swedenborg & Dahlström (2003); Salimian et al. (2017); Lu et al. (2017); Ma & Liu (2017) og She & Sun (2018) har utført direkte skjærforsøk på sprekker med og uten sementinnfyll. En svakhet med alle de nevnte studiene er at prøvene som har vært testet enten har forskjellig sprekkegeometri, forenklet sprekkegeometri eller at prøvene ikke består av bergartsmateriale. Sprekkeflatens overflategeometri har som sagt stor betydning for de mekaniske egenskapene til diskontinuiteter (Barton & Choubey, 1977). Siden det i realiteten er umulig å finne eller indusere identiske brudd, vil det kreve store mengder prøver for å få resultater med robust statistisk grunnlag. Slike studier har ikke blitt utført ennå. På grunn av denne svakheten har flere (Patton (1966); Papaliangas et al. (1993); Swedenborg & Dahlström (2003); Lu et al. (2017); Salimian et al. (2017)) forsøkt å lage kunstige sprekkeflater, for å kunne reproducere sprekkeprøver som er så like som mulig. Svakheten med denne metoden er at man enten må produsere prøver med forenklet sprekkegeometri, eller ta avtrykk av en sprekke og lage selve sprekkeprøvene av et annet materiale.

Som vist tidligere i oppgaven er det flere potensielle variabler som kan påvirke skjærstyrken til sprekker. Før resultatene og konklusjonene til studiene i tabell 1 blir presentert, er det viktig å påpeke at metodene og testforholdene i de ulike studiene er forskjellige, og kan derfor påvirke resultatene og følgelig konklusjonene i studiene. Det har derfor blitt laget en oversikt over hvilke metoder som har blitt brukt og ved hvilke forhold sprekkeprøvene

har blitt testet under for de aktuelle studiene. Oversikten er i tabell 1.

Tabell 1: Nøkkelparameterne i studier som omhandler skjærstyrke til sementfylte diskontinuiteter. Direkte skjærttester ble brukt for å teste skjærstyrken i alle studiene. She & Sun (2018) og Tian et al. (2018) benyttet en 3D optisk skanning metode for å beskrive sprekke morfologien i stede for JRC.

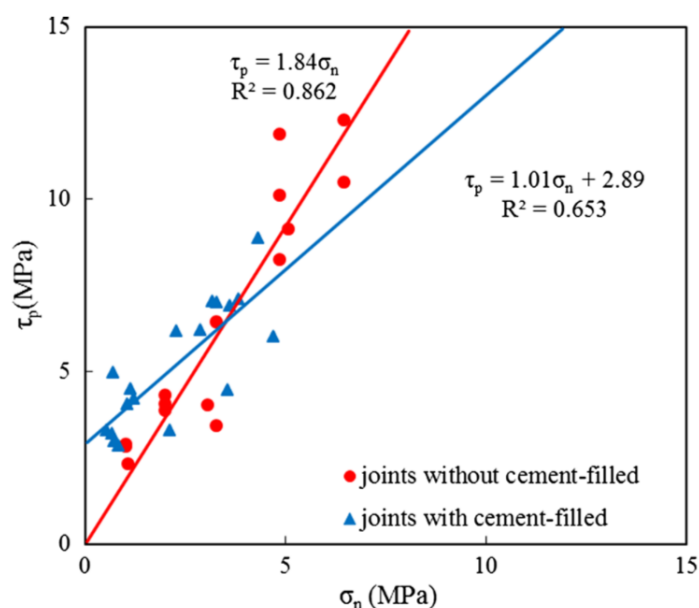
	Salimian et al. (2017)	Swedenborg & Dahlström (2003)	Lu et al. (2017)
Prøvemateriale	Gips (49 MPa)	Densit T2 (210 MPa)	Sandstein (79 MPa)
Sprekkeflater	Naturlig (avtrykk)	Naturlig (avtrykk)	Triangulære aspiriteter ($i = 45, a = 7,5\text{mm}$)
σ_n	1,25 - 2,55 MPa		1 MPa
JRC	7, 14 og 18	5,6 - 6,9	–
v/c (UCS sement)	2 og 1 (8 og 12 MPa)	0,8 og 0,7	0,5 (31 MPa)
	Ma & Liu (2017)	She & Sun (2018)	Tian et al. (2018)
Prøvemateriale	Sandstein (84 MPa) og leirstein (35 MPa)	Granitt (161 MPa)	Sandstein (126 MPa)
Sprekkeflater	Naturlig	Naturlig	Naturlig
σ_n	5 MPa	1,0-4,7 MPa	1-4 MPa
JRC	4,7 og 7,1	–	–
v/c (UCS sement)	0,7, 0,8, 0,9	0,35 (46 MPa)	0,7 (7 MPa)

4.3 Skjærstyrke til injeksjonsfylte sprekker

Salimian et al. (2017) testet skjærstyrken til sprekker med ulike sprekkeprofiler, med og uten injeksjonsmasse (sement). JRC-verdier for sprekkeene som ble testet er listet i tabell 1. Resultatene til Salimian et al. (2017) viste en økning i skjærstyrke (både τ_p og τ_r) for alle sprekkeflatene som ble testet. Salimian et al. (2017) analyserte resultatene ved å tilpasse en Mohr-Coulumb kurve, der det viste seg at sprekkeprøvene med sement hadde rundt dobbelt så høy kohesjon som sprekkeprøvene uten sement. Friksjonsvinkelen var derimot i de fleste tilfellene høyere for prøvene uten sement. Det skal likevel merkes at normalspenningen ikke var lik for sprekkeene med og uten sement i alle skjærtestene som ble utført av Salimian et al. (2017). Sammenligningsgrunnlaget kan derfor diskuteres, spesielt ettersom sammenhengen mellom skjærstyrke og normalspenning er kjent for å

ikke være lineært for sprekker uten innfyllingsmasse (Barton, 2013).

Lu et al. (2017) fant at injeksjonsfylte sprekker kunne ha opp til tre ganger så høy skjærstyrke sammenlignet med sprekker uten injeksjonsmateriale. Resultatene viste også at residualstyrken til sprekken kunne øke ved å fylle sprekken med sement. Tian et al. (2018) konkluderte med at injeksjonsmaterialet økte det lastbærende arealet, og på den måten fordelte spenningene jevnere, som igjen førte til økt skjærstyrke. Ma & Liu (2017) kom til konklusjonen at injeksjon kan øke skjærstyrken dersom man bruker et passende v/c, men injeksjon kan også redusere skjærstyrken dersom normalspenningen er høy og et uegnet v/c blir brukt.



Figur 16: Maksimum skjærstyrke for sprekker med og uten sement. De røde sirklene representerer eksperimentelle resultater for sprekker uten sement. De blå trekantene representerer eksperimentelle resultater for sprekker fylt med sement (She & Sun, 2018).

Resultatene til She & Sun (2018) viste at de sementfylte sprekken hadde høyere skjærstyrke enn sprekken uten sement ved lavere normalspenninger. Resultatene antydte også at ved økende normalspenning vil differansen i skjærstyrke mellom sprekker med og uten sement minske og nå et krysningpunkt, som vist i figur 16. She & Sun (2018) antydte at etter

krysningspunktet vil sementfylte sprekker ha en lavere skjærstyrke enn sprekker uten sementfyll. Få sprekkeprøver fyllt med sement ble imidlertid testet ved normalspenninger høyere enn krysningspunktet i figur 16. Grunnlaget for denne typen ekstrapolering for høyere normalspenninger er derfor ikke særlig sterkt.

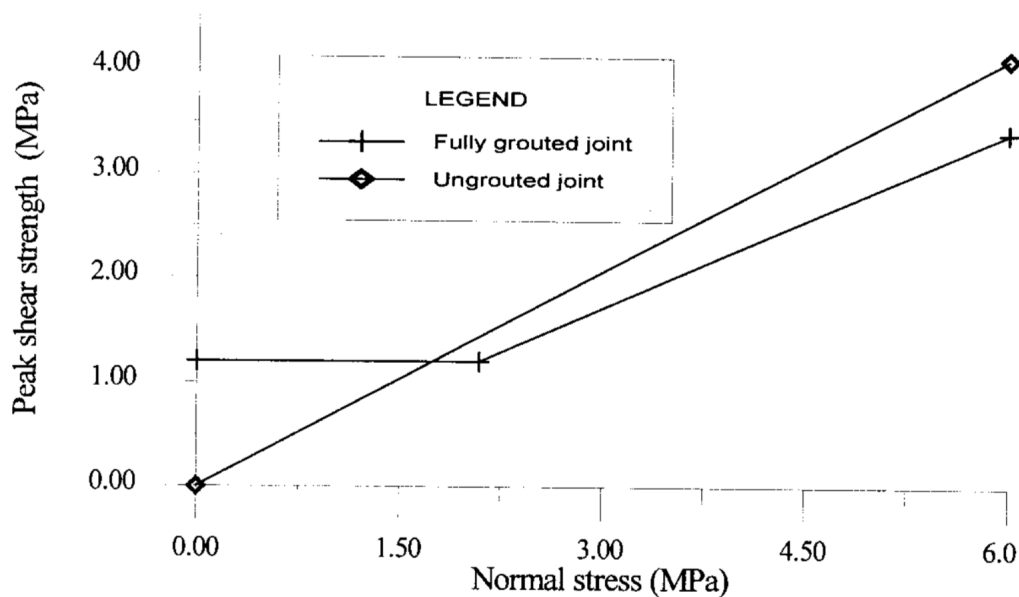
Swedenborg & Dahlström (2003) konkluderte med at injeksjonsmassen gir en viss kohesjon og kan øke skjærstyrken ved lave normalspenninger. Ved høyere normalspenninger derimot, vil injeksjonen svekke sprekken, fordi sementen fungerer som et «glidemiddel» og reduserer friksjonsvinkelen. Swedenborg & Dahlström (2003) foreslo derfor et binært bruddkriterie for å beskrive skjærstyrken til injeksjonsfylte diskontinuiteter. Dersom normalspenningen er lav vil kohesjonsstyrken (C) fra sementen være større enn skjærmotstanden etter at sementen har gått i brudd. Skjærstyrken, τ_p kan da uttrykkes slik:

$$\tau_p = C. \quad (11)$$

Hvis normalspenningen øker, vil skjærmotstanden etter sementen har gått i brudd være høyere enn kohesjonsstyrken. Skjærstyrken, τ_p til den injeksjonsfylte sprekken kan da beskrives på denne måten:

$$\tau_p = \sigma_n \tan(\phi_{\text{sement}}), \quad (12)$$

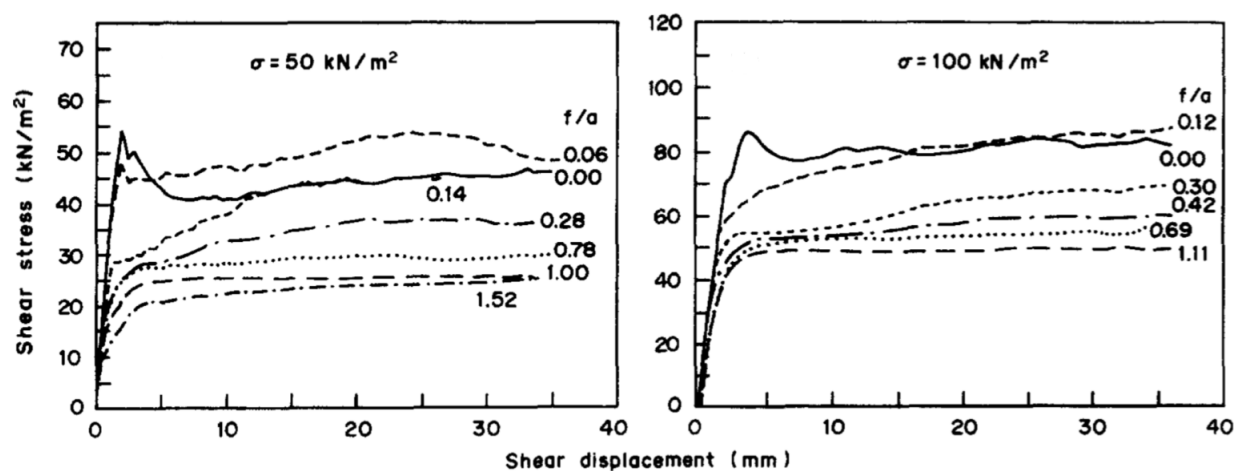
der ϕ_{sement} er friksjonsvinkelen til en sprekke fyllt med sement. Figur 17 viser prinsippet i modellen til Swedenborg & Dahlström (2003).



Figur 17: Modell av skjærstyrke som funksjon av normalspenning for injeksjonsfylte sprekker (merket med kryss) og sprekker uten injeksjon (merket med frikant) (Swedenborg & Dahlström, 2003).

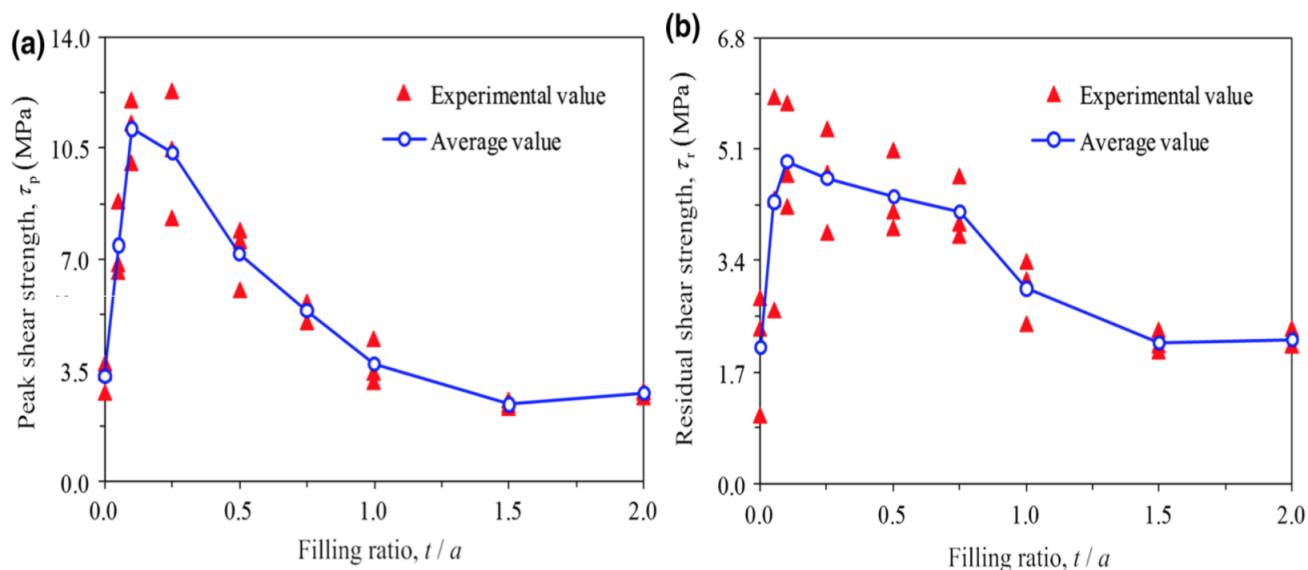
4.4 Fyllingsgrad i diskontinuiteter

Studier som undersøker fylte sprekker og effektene av fyllingsgrad har i hovedsak fokusert på sprekker fylt med myke kohesive materialer som er leirig, eller ikke-kohesive materialer, som sand. Resultatene tyder på at sprekker fylt med leire eller sand kan redusere skjærstyrken til sprekken kraftig, og styrken reduseres ved økende fyllingsgrad (Papaliangas et al., 1993; Indraratna et al., 2005; Barton, 2013). Figur 18 viser hvordan skjærstyrken kan påvirkes ved forskjellige innfyllingsgrader. Fyllingsgraden (f) er definert som forholdet mellom tykkelsen til sleppemateriale (t) og den gjennomsnittlige aspiritetshøyden (a). Resultatene viser også at når fyllingsgraden overgår en kritisk fyllingsgrad vil en videre økning av fyllingsgrad ikke medføre ytterligere reduksjon av skjærstyrke. Avhengig av fyllingsgraden, vil skjærstyrken til en sprekke med sprekkeinnfyll ligge mellom styrken til en sprekke uten sprekkeinnfyll og skjærstyrken til selve innfyllingsmateriale (Indraratna et al., 2005), eller til og med lavere (Papaliangas et al., 1993).



Figur 18: Skjærstyrke-skjærforflytning grafer for sprekker med forskjellig fyllingsgrad av leire ved normalspenning på 50 kN/m^2 (venstre) og 100 kN/m^2 (høyre). Grafen med heltrukken strek representerer sprekke uten leirefyll (Papaliangas et al., 1993).

Lu et al. (2017) undersøkte hvordan fyllingsgraden påvirket skjær oppførselen til sementfylte sprekker. Sprekkeprøvene som var testet hadde en svært idealisert sprekkegeometri, men resultatene viste enkelte likheter med resultatene til Papaliangas et al. (1993) og Indraratna et al. (2005), som testet effekten av innfyllingsgrad av myke materialer i sprekker med naturlig sprekkegeometri. Resultatene til Lu et al. (2017) viste at fyllingsgraden var av stor betydning for skjærstyrken (både τ_p og τ_r), helt til en viss kritisk innfyllingsgrad, $(t/a)_{c2}$. I likhet med sprekker fylt med sleppemateriale, hadde en videre økning i fyllingsgrad liten påvirkning på skjærstyrken. I kontrast med sleppefyllte sprekker, økte skjærstyrken kraftig til sprekke med sement ved en fyllingsgrad fra 0 til 0,1. Etter denne kritiske fyllingsgraden ($(t/a)_{c2}$) avtok skjærstyrken ved videre økning av fyllingsgrad, til skjærstyrken stabiliserte seg når $t/a > 1,0$, som vist i figur 19. Påvirkningen fyllingsgraden hadde på skjærstivheten viste en liknende trend. She & Sun (2018) fant at når fyllingsgraden går mot null, går kohesjonen også mot null. Dilatasjons- og friksjonsvinkelen økte ved lavere fyllingsgraden.



Figur 19: Effekt av fyllingsgrad på τ_p (a) og τ_r (b) (Lu et al., 2017).

4.5 Hvordan vannsementforholdet påvirker skjærstyrken

Som tidligere nevnt har v/c -forholdet en stor betydning for enaksial trykkstyrke for injeksjonsmaterialet. Desto lavere v/c -forhold, desto høyere enaksial trykkstyrke. Ma & Liu (2017) fant at v/c -tallet til sementen også kan ha stor betydning for skjærstyrken til sementfylte sprkker. Ved for lavt v/c -tall ble skjærstyrken redusert og det samme var tilfelle ved for høyt v/c -forhold. Resultatene til Salimian et al. (2017) tyder også på at et lavere v/c -tall for sementen ikke nødvendigvis øker skjærstyrken til sementfylte sprekker. Salimian et al. (2017) forklarer resultatene ved at sement med lavt v/c -tall oppfører seg sprøere, noe som vil resultere i mer avbrytning av sement. Sementbitene reduserer dermed berg-berg kontakten, og bitene kan rulle ved skjærdeformasjon, som reduserer skjærstyrken. Papaliangas et al. (1993) påpekte denne rulleeffekten av sandkorn i sprekker fylt med sandholdig sleppemateriale som en mulig svekkende mekanisme.

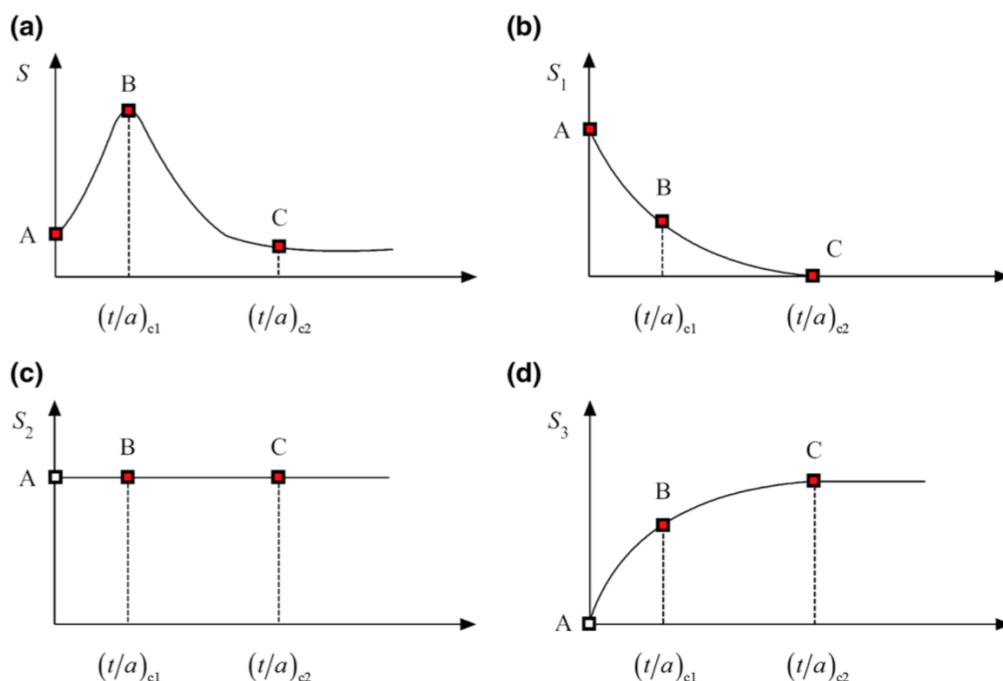
4.6 Bruddtyper i injeksjonsfylte sprekker

Basert på visuelle observasjoner fra skjærttester, foreslo Lu et al. (2017) å dele inn bruddtypene for sprekker med og uten injeksjonsmasse under skjærdeformasjon. Ut ifra klassifiseringen til Lu et al. (2017) kan tre bruddtyper observeres ved skjærdeformasjon av sprekker uten fyll: Friksjonell glidning langs kontaktflaten mellom aspiritetene (type I), separasjon av aspiritetene (type II) og skjærbrudd i aspiritetene (III). Type I og type II henger i stor grad sammen og omtales ofte som dilatasjon. For sprekke som var fylt med sement observerte Lu et al. (2017) fire ulike bruddmekanismer: Skjærbrudd i aspiritetene (III), separasjon mellom aspiriteter og sement (type IV), brudd langs kontaktflaten mellom aspiritetene og sementen uten separasjon (type V) og brudd i selve sementen (type VI) (Lu et al., 2017).

Dersom skjærspenningene overgår skjærstyrken eller strekkstyrken til kontakten mellom berg og sement, vil separasjon mellom aspiritetene og sementen (type IV) eller brudd langs kontaktflaten (type V) forekomme. Videre skjærdeformasjonen vil føre til gradvise brudd i aspiritetene og/eller i sementen (type VI). Disse fire bruddtypene har alle en viktig betydning for skjærstyrken til injeksjonsfylte sprekker (Lu et al., 2017). Fyllingsgraden vil også påvirke hvilke bruddtyper og i hvilket omfang de forekommer. Lu et al. (2017) rapporterte en eksponentiell reduksjon i aspiritetsbrudd ved økende fyllingsgrad. Ingen aspiritetsbrudd ble observert i de injeksjonsfylte sprekke med en fyllingsgrad på 0,75 eller høyere. She & Sun (2018) observerte at bruddet i sementen gikk primært langs kontaktflaten mellom sement og berg. Tian et al. (2015) undersøkte den kohesive kontakten mellom betong og berg og fant ut at brudd langs kontaktflaten gikk fra å utvikle seg umiddelbart ved lav spenninger til mer gradvis ved økende normalspenning.

Lu et al. (2017) foreslo en modell for skjærstyrken til sementfylte sprekker som tar hensyn til fyllingsgraden. Modellen er basert på bruddmekanismene som ble observert under direkte skjærforsøk. Lu et al. (2017) foreslo at styrken til injeksjonsfylte sprekker er

påvirket av styrken til aspiritetene, sementen og sement-berg kontakten. Interaksjonen mellom aspiritetene vil være størst dersom $t/a = 0$, og ved økende fyllingsgrad vil interaksjonen avta helt til en kritisk fyllingsgrad der det ikke er noe interaksjon mellom aspiritetene. Bidraget fra aspiritetene (S_1) til styrken av sprekken (S) vil derfor reduseres ved økende fyllingsgrad, som vist i figur 20b. Styrken til den kohesive kontakten mellom sementen og berget (S_2) antas å være uavhengig fyllingsgraden. Den lastbærende kapasiteten til sementen (S_3) vil ifølge Lu et al. (2017) øke med økende fyllingsgrad helt til en kritisk fyllingsgrad, der det lastbærende arealet til sementen har nådd sitt maksimum.



Figur 20: Styrken til en injeksjonfylt sprekke (a), styrkebidraget fra interaksjon mellom aspiriteter (b), styrken til sement-berg kontakten (c) og den lastbærende kapasiteten til sement (d) som funksjon av fyllingsgrad (Lu et al., 2017).

Skjærstyrkemodellen påstår at totalstyrken til sprekken (S) kan bli sett på som en superposisjon av S_1 , S_2 og S_3 :

$$S = S_1 + S_2 + S_3 \quad (13)$$

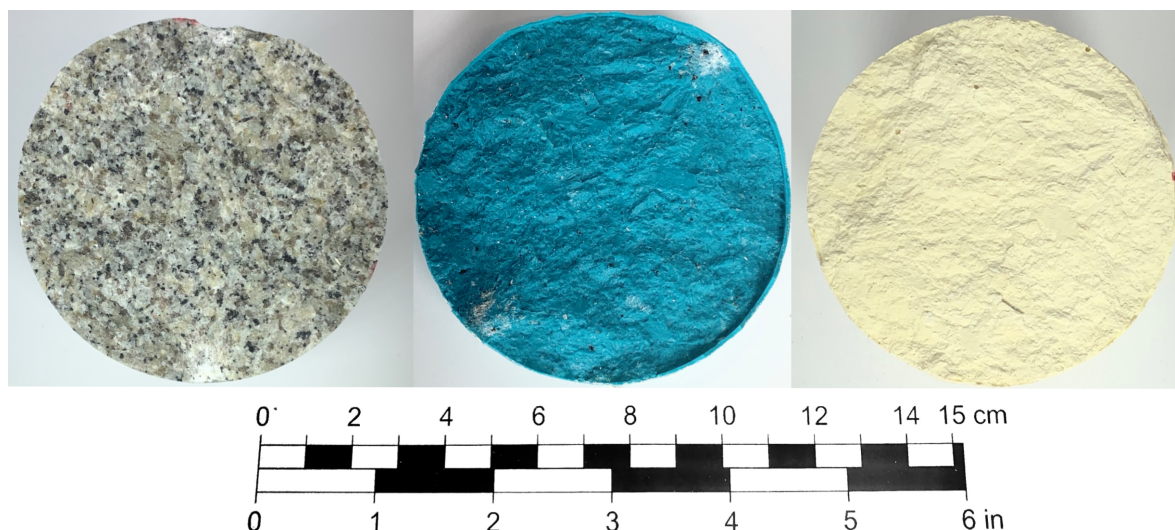
I tilfeller der $t/a = 0$, altså sprekker uten sementinnfyllning vil S_2 og S_3 være lik 0 og dersom $t/a \geq (t/a)_{c2}$ vil $S_1 = 0$.

5 Metode

I denne delen av oppgaven vil metoden for preparering av sprekkeprøvene og skjærtestingene bli beskrevet, og hvordan dataen ble behandlet. Svakheter og styrker med metoden vil bli diskutert. Mislykkede forsøk blir også presentert samt metoder som ble vurdert, men ikke gjennomført.

5.1 Preparering av sprekkeprøver

Siden skjærstyrken til sprekker påvirkes av morfologien til sprekkeflatene var det ønskelig at sprekkeprøvene var så like som mulig, for å få mest mulig sammenlignbare resultater. I praksis er det umulig å finne eller lage flere naturlige sprekker med identisk sprekkeflategeometri og det ble derfor valgt å lage kunstige sprekkeflater bestående av gips. For å få prøver med naturlig sprekkegeometri ble det tatt avtrykk av to tilhørende sprekkeflater fra en iddefjordsgranitt. Figur 21 viser den ene sprekkeflaten det ble tatt avtrykk av, avtrykket av denne og avstøpet.

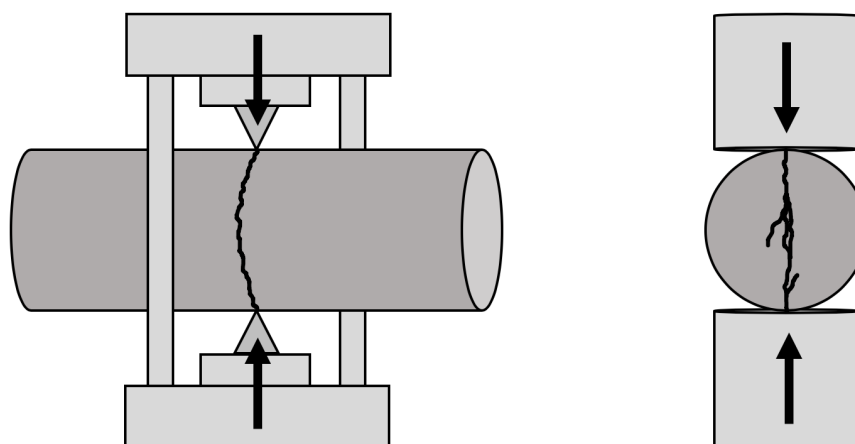


Figur 21: Sprekkeflate i iddefjordsgranitt (venstre), avtrykk (midten) og gipsprøve (høyre).

Fremstilling av sprekkeflater

For å få rye sprekkeflater til å ta avtrykk av, ble det indusert et ekstensjonsbrudd i en bergartssylinder med en diameter på 79 mm. Bruddet ble indusert ved en punktlasttest som vist i figur 22. Sprekkeflatene passet godt inn i hverandre og sammenlåste seg godt. Det oppstod noe knusing ved kontaktpunktene mellom steinkjernen og punktlastapparatet. Mindre deler ble brutt av enkelte steder langs kanten også. Sprekkearealet som ble brutt av eller knust utgjorde kun en liten del av det totale sprekkeflatearealet.

Først ble det forsøk å indusere bruddet ved en braziltest, men det oppsto mye oppknusing i bruddplanet ved denne metoden. Dessuten var geometrien til sprekkeflatene fra punktlasttesten mer praktisk siden de var sirkulære og ikke rektangulære, slik som bruddplanet fra braziltesten. Dette gjorde det lettere å ta avtrykk, ettersom de kunstige sprekkeprøvene skulle være sylindriske. Likevel tok det flere punktlastforsøk til for å indusere et brudd som ikke var avbøyd.



Figur 22: Fremstilling av sprekkeflater ved punktlasttest (venstre) og brazilltest (høyre).

Avtrykk av sprekkeflatene

For å få et godt avtrykk av de to sprekkeflatene ble det laget to former. Formene ble laget ved å bore et hull i trevirke som deretter ble kløyvd i midten, hullet var på 79 mm i diameter. Figur 23 viser formen som ble brukt under avtrykk og senere ved støpning av prøvestykkene. Formålet med formene var å hindre uønskede bevegelser av steinkjernene under avtrykk, som kunne gjort avtrykket upresist. Formene som ble laget ga likevel noe rom for bevegelse under avtrykk. En annen funksjon formene hadde var å sikre at de to avtrykkene ble tatt med lik vinkel.

Produktet Plurasil Putty ble valgt til å brukes som avtrykksmateriale ettersom materialet gir nøyaktige avtrykk og er elastisk. At materialet var elastisk gjorde det lett å ta av avtrykksmatten da gipsprøvene var ferdig herdet. Plurasil Putty blir brukt i tannlegebransjen for å ta avtrykk av tenner. Avtrykksprosessen startet ved å blande avtrykksmaterialet og så trykke halvparten av den ferdigblandede avtrykksmassen godt ned i sprekkeflaten med fingrene. Deretter ble den andre halvdel av avtrykksmateriale lagt ned til bunnen av en av formene, og sprekkeflaten ble presset ned i formen mot avtrykksmaterialet. Formålet med det andre laget med avtrykksmateriale var å få en flat bunn på avtrykket, slik at det var lett å legge avtrykket tilbake i formen i lik posisjon

gjentatte ganger ved støpning.

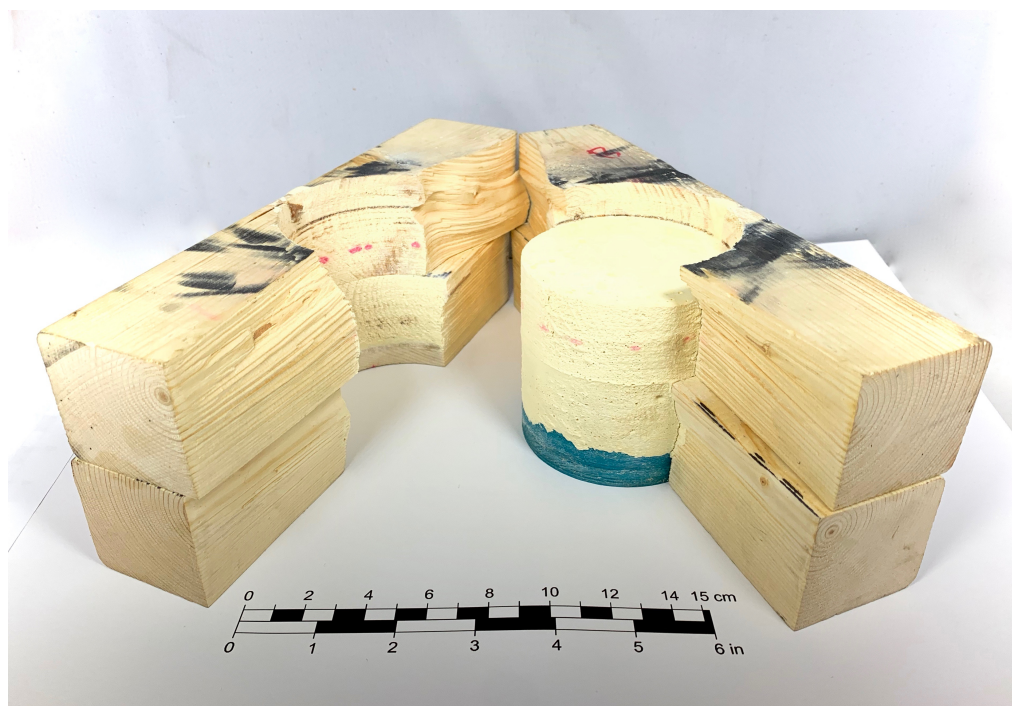
Det ble forsøkt å ta avtrykk ved å kun presse steinkjernen ned direkte på avtrykksmateriale i stedet for å dele det i to omganger. Man oppnådde da en flat bunn, men selve avtrykket fikk store hulrom. For å få avtrykk av den andre tilhørende sprekkeflaten ble det forsøkt å ta et direkte avtrykk av det første avtrykket. Dette ga et upresist avtrykk. Andre materialer som epoxy og gips ble også prøvd for å få avtrykk av det første avtrykket, men uten hell. Det ble derfor valgt å ta avtrykkene av begge sprekkeflatene direkte fra sprekken i steinkjernen. Denne fremgangsmåten var i utgangspunktet ikke ønskelig, ettersom små deler ble brukket av og knust under bruddprosessen.

Det ble også forsøkt å lage former av grunnisolasjonsplater, ettersom det hadde vært lett å få sprekkeprøvene ut av formene etter herding. Problemet var at hullene som ble boret ble for rye, som førte til at avtrykksmatten fikk ujevne sider. Det var da vanskelig å sette avtrykksmatten tilbake i en ny form ved støpning uten at avtrykksmatten ble bøyd.

Støping av prøvestykker

De kunstige sprekkeflatene ble laget av Plurastone Scan som er en type hydratisert kalsiumsulfat ($CaSO_4 \cdot \frac{1}{2}H_2O$), som ofte går under navnet «*plaster of Paris*». Blandet sammen med vann vil kalsiumsulfatet hydratiseres, og tynne lange krystaller av gips vil bli dannet. De sammengripende gipskrystallene som dannes gir gipsen høy styrke (Rayner-Canham & Overton, 2009). Blandingsforholdet som ble brukt mellom vann og gips var på 0,2. Plurastone Scan brukes i tannlegebransjen for å lage avstøpsmodeller av tenner. Det ble bestemt å bruke Plurastone Scan for å lage sprekkeflateprøvene, fordi materialet er sprøtt og homogent, har høy styrke, kort herdetid, god støpbarhet, og gir nøyaktige avstøp. Liknende typer gips har også blitt benyttet i liknende studier (Papaliangas et al. (1993); Salimian et al. (2017)). For å ta avstøp ble avtrykksmattene lagt i bunnen av støpeformen, og tvinger ble brukt for å holde formene sammen. Deretter

ble gipsen støpt i formen. Etter 20 minutter hadde gipsen herdet nok til å ta sprekkeflatene ut av støpeformene. Figur 23 viser en halvdel av en sprekkeprøve, som er ferdig støpt. 12 par sprekkeflater ble produsert totalt.



Figur 23: Ferdigstøpt sprekkeprøve i støpeform.

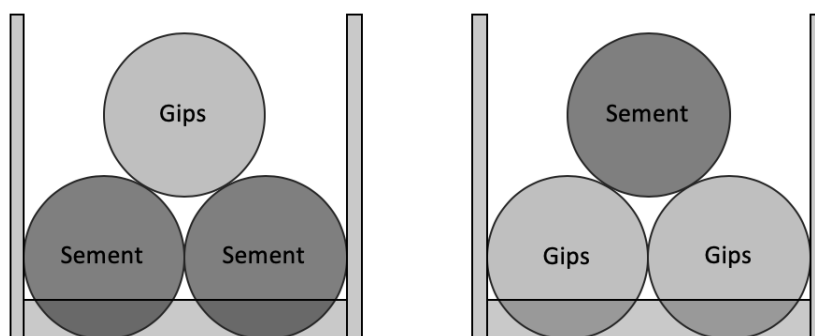
En utfordring ved å bruke Plurastone Scan som materiale var at det ble fanget luftbobler mellom gipsen og avtrykkesmatten. En rekke tiltak for å unngå bobler i gipsen ble forsøkt. Det ble til og med forsøkt å støpe gipsen under vakum, riktig nok uten hell. Noen tiltak bidro likevel med å redusere mengden og størrelsen av bobler. Før støpingen startet ble avtrykksmattene fuktet med såpevann. Gipsen ble også ristet med en stavvibrator mens gipsen lå i støpeformen. Det ble oppdaget at det var lettere å riste ut boblene dersom laget av gips var tynt. Et tynt lag med gips ble derfor først helt over avtrykket og deretter ristet, før resten av gipsen ble helt over, etterfulgt av enda en runde med risting. Disse tiltakene reduserte størrelsen og mengden bobler, men fjernet ikke alle.

Sprekkeprøvene som matchet ble fylt med sement ved å legge sement på begge sprekkeflatene og dermed presse dem sammen. Etersom sprekkeflatene ikke passet perfekt inn i hverandre var det plass til sement. Disse sprekkeprøvene viste ingen tegn til luftblærer etter endt skjærforsøk. Fyllingsgraden ble målt til 0,2 for prøvene som matchet og 0,5 for prøvene som ikke matchet.

Det ble valgt å ikke la sprekkeprøvene herde i vannbad, ettersom gips til en viss grad er vannløselig (Rayner-Canham & Overton, 2009). Sprekkeprøvene som ble fylt med sement ble isteden pakket inn i plastfolie, slik at sementen ikke skulle tørke ut under herdeprosessen. Prøvene lå til herding i romtemperatur i 28 dager.

5.3 Testing av materialegenskaper

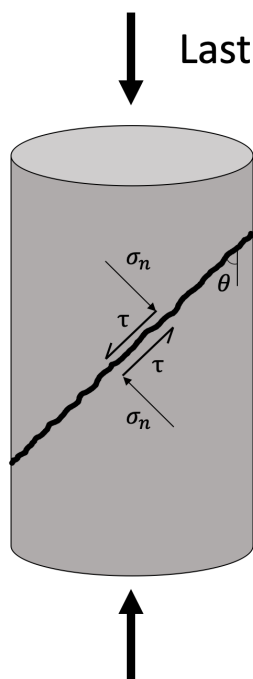
Tre sylindriske prøver av gips og sement ble støpt, tiltforsøk og enaksiale trykkforsøk ble utført på prøvene for å bestemme materialegenskapene. Det ble tatt en vurdering av at det var tilstrekkelig å utføre enaksiale trykkforsøk på tre prøver per materiale, isteden for fem, som er standard ved enaksiale trykkforsøk av bergarter. Dette ble gjort for å ikke bruke unødvendig store mengder med gips. Begrunnelsen var at gips og sement er et mer homogent materiale enn stein, og vil derfor gi mindre spredningen i resultatene. Utover det ble tiltforsøkene og trykkforsøkene utført i henhold til ISRM sine anbefalinger (Bieniawski & Bernede, 1979; Alejano et al., 2018). E-modulen og poissons forholdstall til gips- og betongprøvene ble beregnet fra tangensen ved 50% av UCS . For å teste friksjonsegenskapene til kontaktflaten mellom gips og sement ble tiltforsøket utført med to forskjellige konfigurasjoner, som vist i figur 25.



Figur 25: Tiltforsøk av sement-gips kontaktflaten.

5.4 Direkte skjærttest av sprekkeprøver

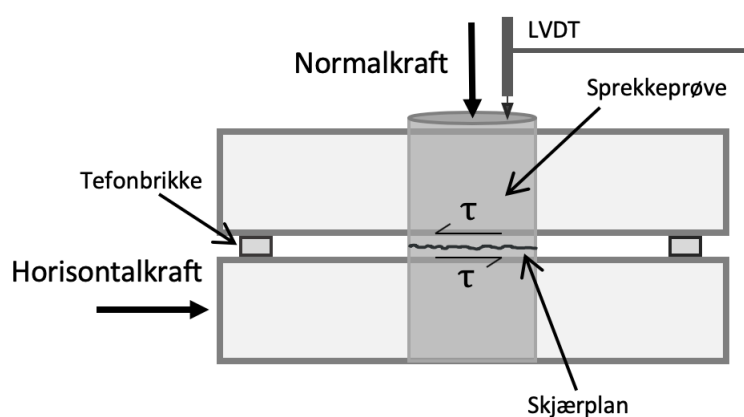
To metoder for å teste skjærstyrken til sprekkeprøvene ble vurdert. Den ene metoden var å bruke en trykkpresse til skjærttestingen. Dette kunne bli gjort ved å preparere prøver med en sprekke med en vinkel θ , i forhold til lengsteaksen til prøven. Dersom θ ikke er 0° eller 90° vil skjærspenning virke langs sprekkeplanet, som vist i figur 26. Størrelsesforholdet mellom skjær- og normalspenningen kunne bestemmes ved valg av θ på sprekkeprøvene. Alternativt kunne spenningssituasjonen langs sprekkeplanet bli styrt av et omslutningstrykk i tillegg. En klar ulempe med denne metoden er at skjær- og normalspenningen ikke måles direkte, men må bli regnet ut i etterkant, noe som kan føre til en usikkerhet dersom sprekkeplanet ikke er helt plant. En annen ulempe hadde vært at τ_p ikke hadde blitt målt ved lik normalspenning for alle sprekkeprøvene, dersom styrken til prøvene ikke var lik. Denne metoden hadde også bydd på utfordringer ved preparering av sprekkeprøvene grunnet geometrien. På grunn av disse utfordringene ble det derfor bestemt å ikke bruke denne metoden, men i stedet benytte en skjærboks for skjærttestingen.



Figur 26: Illustrativ skisse av skjærttest av sprekke med en enaksiell trykkpresse.

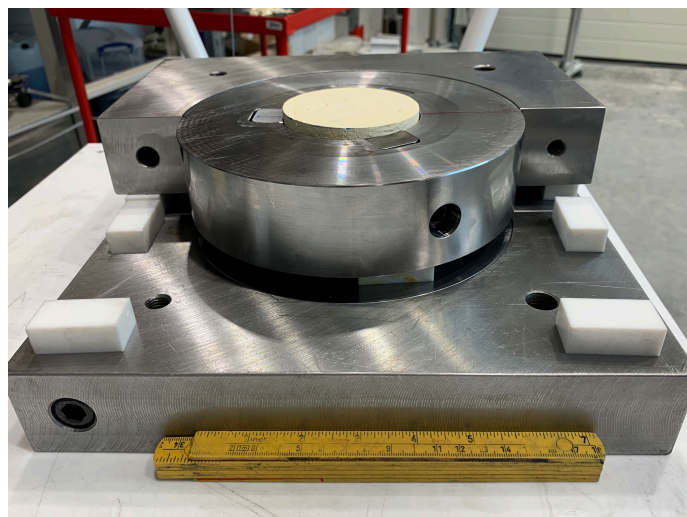
Skjærstyrken til sprekkeprøvene ble testet på bergmekanisk laboratorium ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet. Skjærboksen som ble brukt var en SB2010. Skjærboksen var opprinnelig laget for skjærttesting av løsmasser, men ble senere modifisert for å teste bergsprekker. Horisontalkraften ble påført sprekkeprøvene som illustrert i figur 27 ved en stepermotor med en konstant skjærhastighet på 0,25 mm/min. Skjærttesten ble avsluttet etter en horisontalforflytning på 20 mm for alle prøvene med unntak av to prøver, der testen ble avsluttet etter en horisontalforflytning på 12 mm og 13 mm. Skjærttestene var tidkrevende å utføre. For å fullføre én skjærttest tok det 1 time og 20 minutter for å oppnå en forflytning på 20 mm. I tillegg måtte sprekkeprøvene monteres forsiktig og nøyaktig i skjærboksen, noe som også var tidkrevende. For å spare tid ble bestemt å kjøre skjærttesten til en skjærforskyvning på 12 mm var oppnådd. Det virket rimelig å avslutte skjærttesten etter 12 mm, fordi skjærstyrken til prøvene så ut til å stabiliseres. For å forsikre seg at det ikke var endringer i skjærstyrke etter 12 mm ble en skjærttest kjørt til 20 mm. Det ble oppdaget at det var endringer i skjærstyrke etter 12 mm og det ble derfor bestemt at de resterende sprekkeprøvene skulle kjøres helt til 20 mm.

Data om skjærspenning og skjærdeformasjon ble lagret hvert andre sekund. Normalkraften ble påført sprekkeprøvene ved et hydraulisk system som kan gi en maksimal last på 1000 kN. Alle sprekkeprøvene ble utsatt for en normalspenning på 1 MPa, som er innenfor normalspenningsområdet der diskontinuiteter vanligvis er kritisk for stabilitet (Barton, 1976). Den vertikale forflytningen ble målt med en LVDT. Direkte skjærttester uten sprekkeprøver ble også utført for å få oversikt over friksjonen i selve apparatet.



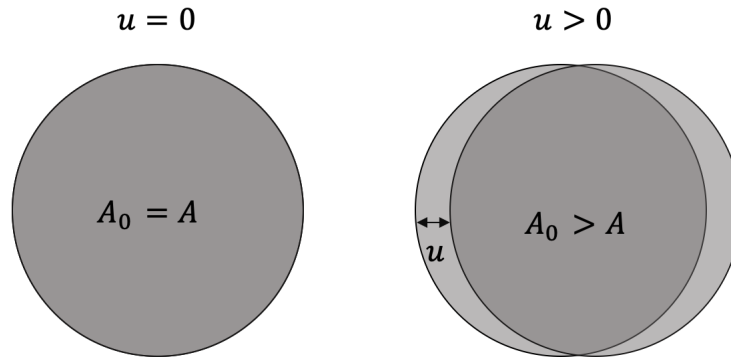
Figur 27: Illustrativ skisse av skjærboksen som ble brukt for testing av skjærstyrke.

Figur 28 viser hvordan sprekkeprøvene ble montert fast i to stållater med teflonbrikker som separerte stållatene. To forskjellige typer størrelser på teflonbrikkene ble brukt, der de tynnere teflonbrikkene ble brukt for sprekkeprøvene som matchet. De tykkere teflonbrikkene ble brukt for sprekkeprøvene som ikke matchet. Dette ble gjort for å få minst mulig glippe mellom stållatene, samtidig som stållatene ikke forstyrret skjærdeformasjonen. Siden JRC er en retningsavhengig parameter som har stor betydning for skjærstyrke, ble alle sprekkeprøvene montert likt i forhold til skjærretningen.



Figur 28: Montering av sprekkeprøver før skjærttest.

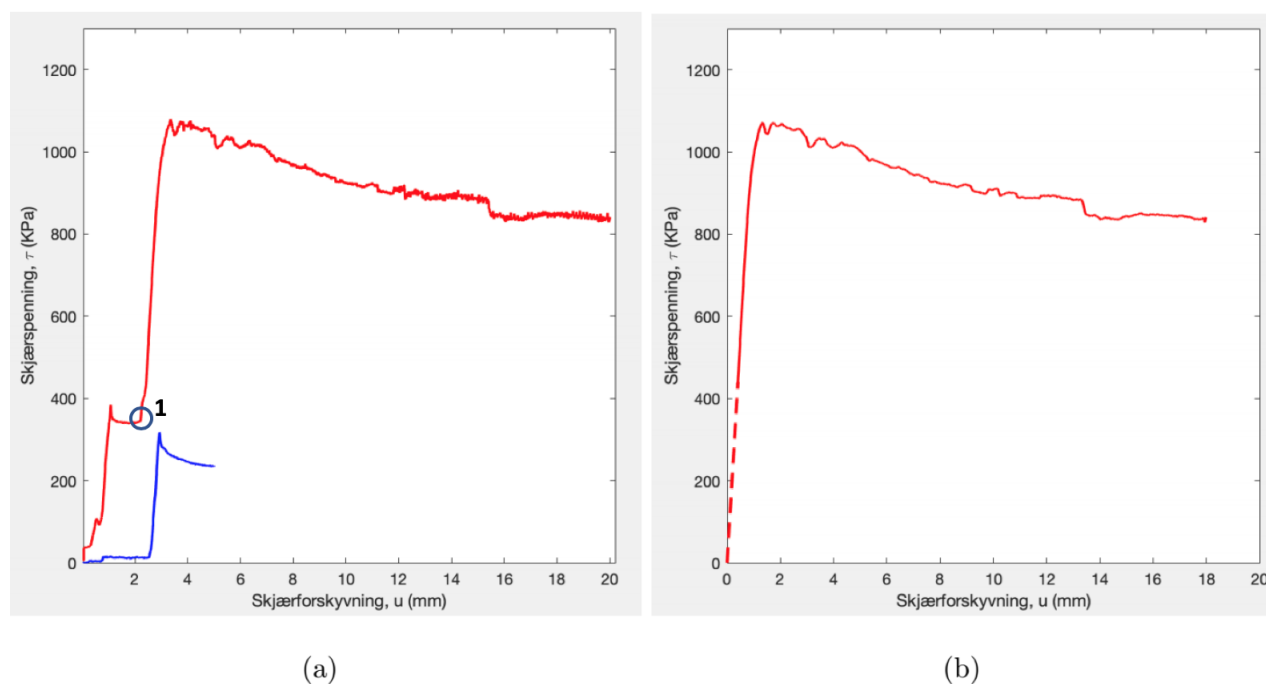
En ulempe med formen til sprekkeprøvene var at ved økende skjærforflytning vil kontaktarealet (A) bli stadig mindre enn sprekkearealet til prøvene (A_0), som illustrert i figur 29. Endringen i kontaktarealet vil påvirke normal- og skjærspenningene langs sprekkeplanet under skjærttesten. Effekten endringen i kontaktareal hadde på målt skjærstyrke er ikke tatt hensyn til i etterarbeidet, ettersom normalspenningen også blir påvirket av arealendringen. Endringer i kontaktarealet ved skjærttesting kunne vært unngått ved at den ene sprekkeflaten hadde hatt et større areal i forhold til den andre sprekkeflaten. På denne måten kan man oppnå et konstant kontaktareal som er lik sprekkearealet til den minste prøven, gjennom hele skjærttesten. Dette ble imidlertid ikke gjort ettersom dimensjonene på sprekkeprøvene ble bestemt ut i fra metallplatene prøvene ble montert til. Det hadde også vært mer utfordrende å ta avtrykk og støpe sprekkeprøver med ulike størrelser.



Figur 29: Sammenheng mellom skjærforflytning (u) og kontaktareal (A).

5.5 Behandling av data

Etter å ha utført en skjærttest uten sprekkeprøve viste det seg at skjærboksen hadde en skjærmotstand selv uten prøve. Den blå grafen i figur 30a viser motstanden i skjærboksen uten prøve. Det ble antatt at denne motstanden bidro til de uvanlige skjærforløpene for sprekkeprøvene som ble målt for de første millimeterne av skjærttestene. Det ble mistenkt at denne motstanden var forårsaket av friksjon mellom teflonstykkene og stålplatene i apparatet. Ved denne typen skjærforsøk vil ruge sprekker dilatere, dermed vil kontakten mellom teflon og stål opphøre etter en viss skjærforflytning. Det ble antatt at den lineære delen av skjærforløpet før τ_p var uten påvirkning av friksjonen mellom teflon og stål. Data fra den vertikale bevegelsen tydet på at sprekkeprøvene startet å dilatere svakt rundt punkt 1 i figur 30a, noe som tyder på at antagelsen om at skjærforløpet etter punkt 1 var uten direkte påvirkning av selve apparatet. Dette stemmer godt overens med modellen til Barton (1982) (se figur 9). Figur 30b viser et ferdigbehandlet resultat fra en skjærttest. Ubehandlet data fra skjærttestene for alle sprekkeprøvene ligger i vedlegg C.



Figur 30: a: Graf av ubehandlet data fra direkte skjærtest (rød) og data fra skjærtest uten prøve (blå). b: Graf av behandlet data. Antatt skjærforløp er markert med stiptet linje.

Ettersom normalspenningen under de direkte skjærforsøkene ikke var helt konstant (typisk avvik på ca. $\pm 1\%$) ble grafene i skjærspenning-skjærdeformasjon diagrammet, som vist i figur 30a, ruglete. For å jevne ut grafene fra skjærtestene ble et gjennomsnittsfiler benyttet. Filteret dannet et nytt datapunkt ved å ta gjennomsnittsverdien av de fem forrige og etterfølgende rådatapunktene. MATLAB-koden for filteret som ble brukt er lagt ved i vedlegg A.

6 Resultat

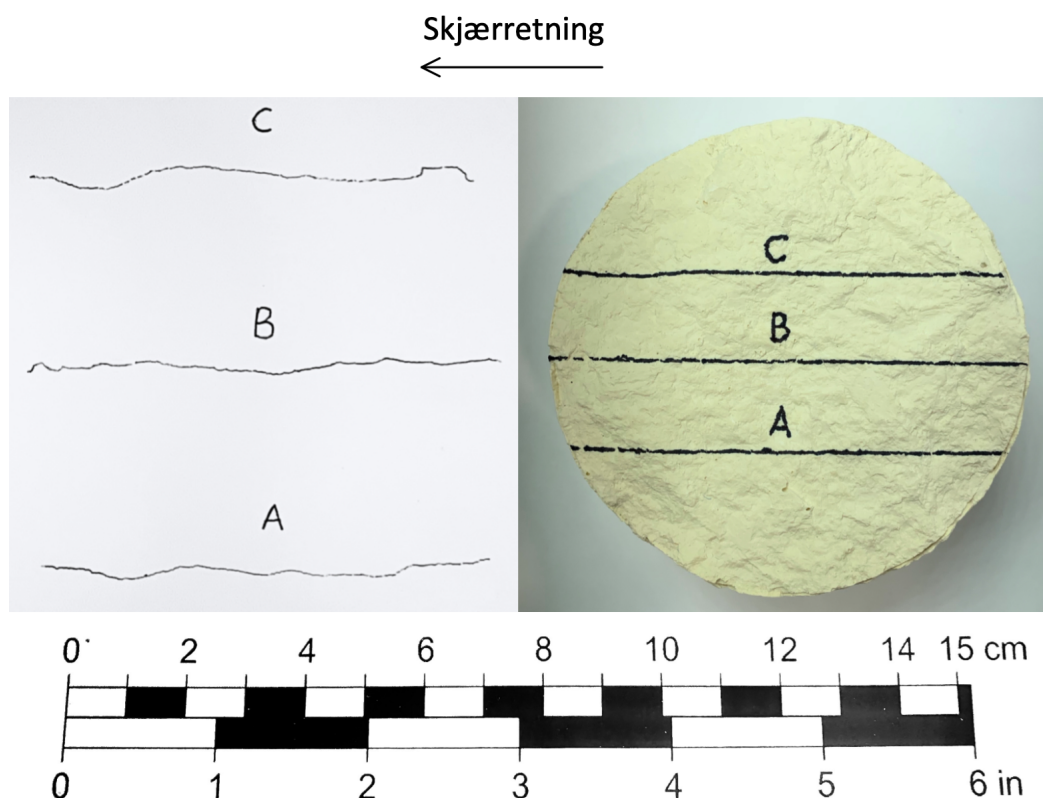
I denne delen vil resultatene fra de enaksiale trykktestene og tiltforsøkene presenteres først. Deretter vil resultatene fra de direkte skjærforsøkene bli presentert.

6.1 Resultater fra enaksiale tykkforsøk og tiltforsøk

Resultatene fra tiltforsøkene og enaksiale trykkforsøk er oppsummert i tabell 2. Flere detaljer angående materialegenskapene til gipen og sementen som ble brukt kan finnes i vedlegg B. Sprekkeruheten til prøvene ble estimert til en JRC -verdi på 8 ut ifra sprekkeprofilene til Barton & Choubey (1977), som er vist i figur 6. Figur 31 viser de tre sprekkeprofilene JRC -verdien er estimert fra. Tilbakekalkulering av JRC ved bruk av resultatene fra skjærttestene av sprekkeprøvene uten sement med god grad av matching, ga en JRC -verdi på 7,5.

Tabell 2: Materialelegenskaper til gips og sement.

Material/kontaktflate	UCS (MPa)	E (GPa)	ν	ϕ_b (°)
Gips	123,7	29,38	0,28	31,8
Sement	23,4	3,44	0,20	24,1
Gips-sement	-	-	-	39,4



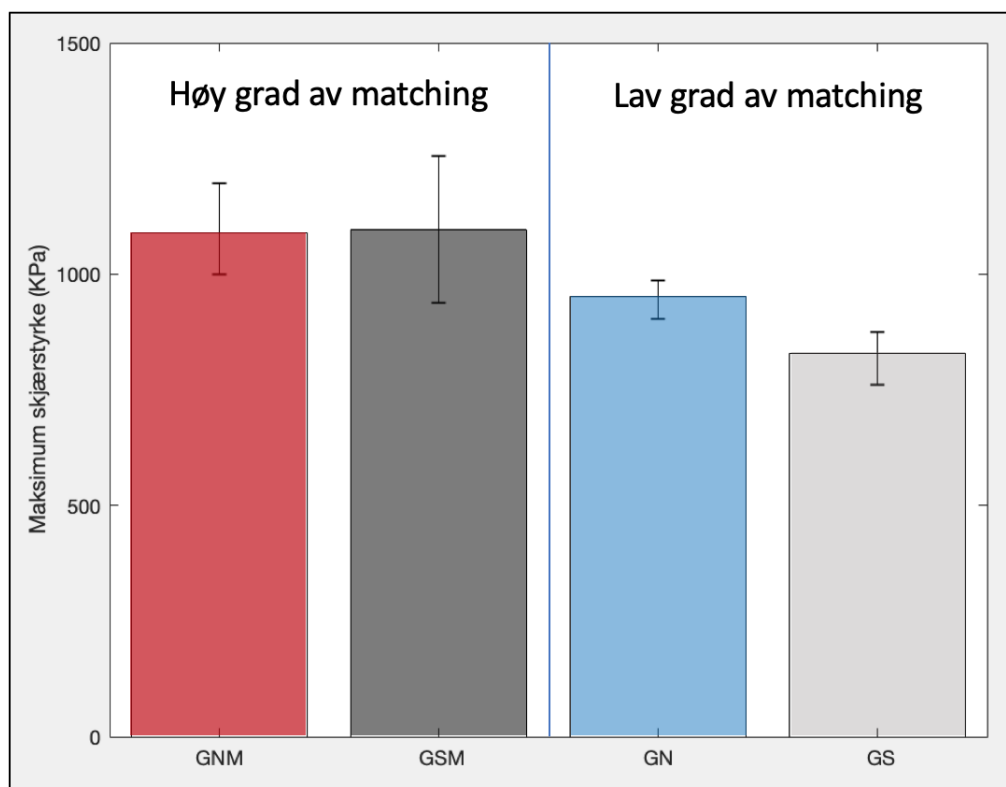
Figur 31: Sprekkeprofiler langs skjærretningen prøven ble testet. Profilene ble tatt fra sprekkeprøven som er avbildet i figuren.

6.2 Resultat fra skjærttest

Figur 32 viser gjennomsnittlig τ_p for de fire sprekkekategoriene som ble testet; sprekkeprøver uten sement med høy grad av matching (heretter forkortet til GNM-prøvene); sprekkeprøver uten sement med lav grad av matching (heretter forkortet til GN-prøvene); sprekkeprøver med sement og høy grad av matching (heretter forkortet til GSM-prøvene); og sprekkeprøver med sement og lav grad av matching (heretter forkortet til GS-prøvene).

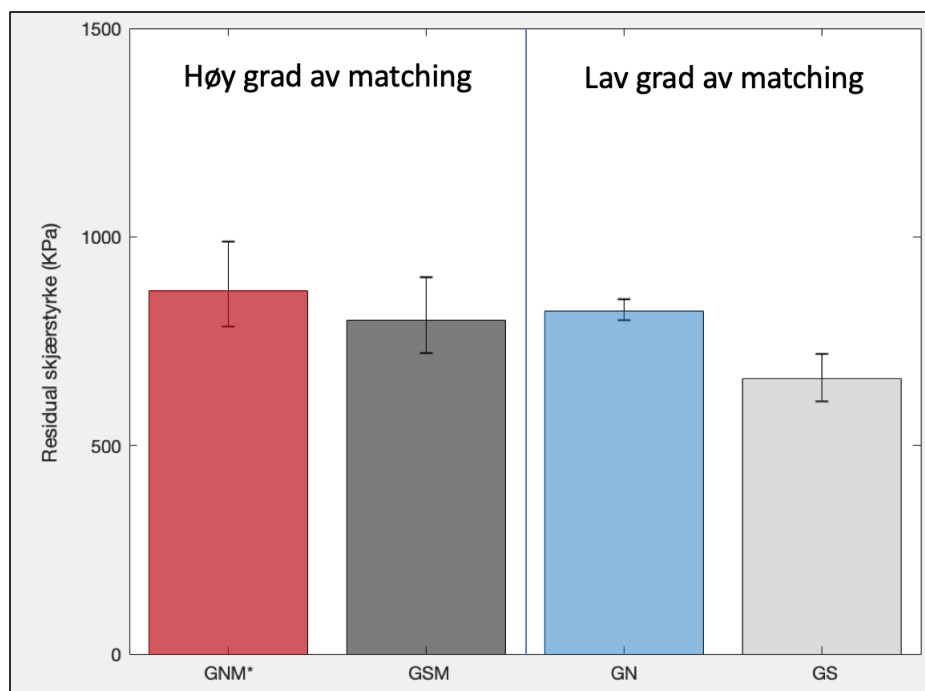
GNM-prøvene hadde i gjennomsnitt 14,5% høyere τ_p enn GN-prøvene. GSM-prøvene hadde i gjennomsnitt 32,4% høyere τ_p enn GS-prøvene. GSM-prøvene hadde i gjennomsnitt 0,7% høyere τ_p enn GNM-prøvene. GS-prøvene hadde i gjennomsnitt 14,9% lavere τ_p sammenlignet med GN-prøvene. Sprekkeprøvene med sement hadde høyere variasjon i τ_p enn sprekkeprøvene uten sement. Sprekkeprøvene som hadde høy grad av matching hadde

også større variasjon i τ_p sammenlignet med sprekkeprøvene med lav grad av matching.



Figur 32: Stolpediagrammet viser gjennomsnittsverdien av τ_p for de ulike sprekkeprøvene. Klammene viser høyeste og laveste målte verdi av τ_p .

Fra figur 33 kan man se gjennomsnittsverdien av målt τ_r for de ulike sprekkeprøvene. GNM-prøvene hadde en gjennomsnittlig τ_r som var 5.8% høyere sammenlignet med GN-prøvene. Residual skjærstyrken til GSM-prøve var i gjennomsnitt 31.7% høyere enn residual skjærstyrken til GS-prøvene. GSM-prøvene hadde en gjennomsnittlig τ_r som var 8.7% lavere sammenlignet med GNM-prøvene. GS-prøvene hadde 24.6% lavere τ_r enn GN-prøvene. GNM-prøvene hadde størst variasjonen i målt τ_r .



Figur 33: Stolpediagrammet viser gjennomsnittsverdien av τ_r for de ulike sprekkeprøvene. Klammene viser høyeste og laveste målte verdi av τ_r . *To av GNM-prøvene hadde lavere skjærforflytning enn de andre sprekkeprøvene ($u < 20\text{mm}$).

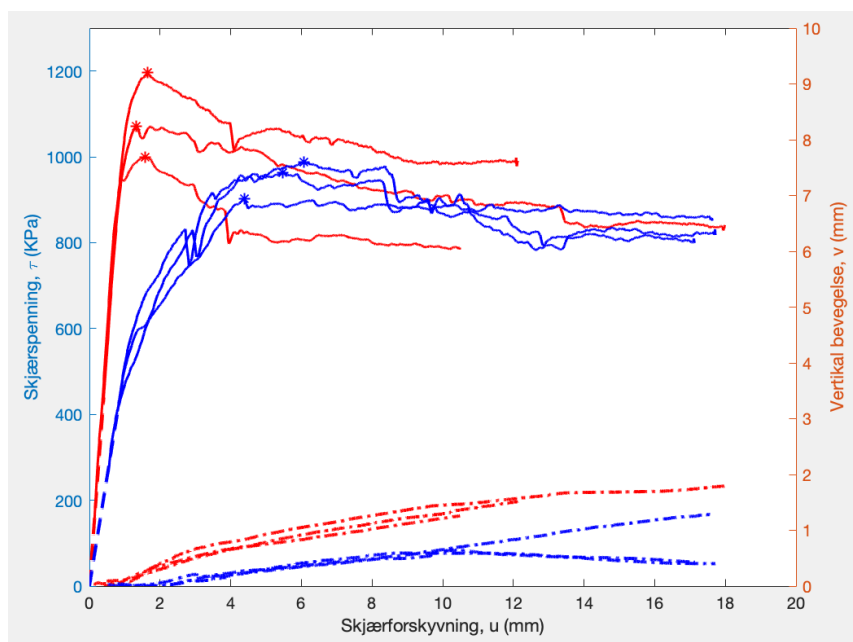
Figur 34 viser tydelige forskjeller på skjærdeformasjonen mellom sprekkeprøvene som matcher og ikke matcher. GNM-prøvene hadde tydeligere definerte skjærspenningstopper med større differanse mellom τ_p og τ_r enn GN-prøvene. τ_p ble oppnådd ved kortere skjærforskyvning for sprekkeprøvene som matchet sammenliknet med prøvene som ikke matchet. GNM-prøvene hadde mer lineært skjærforløp og høyere skjærstivhet enn GN-prøvene. GN-prøvene dilaterte mindre enn GNM-prøvene.

I figur 35 kan man se at alle sprekkeprøvene med sement, utenom én, hadde et ikke-lineært skjærforløp før τ_p . GSM-prøvene dilaterte mer enn GS-prøvene med unntak av én sprekkeprøve. Skjærstivheten til GSM-prøvene var relativt lik skjærstivheten til GS-prøvene.

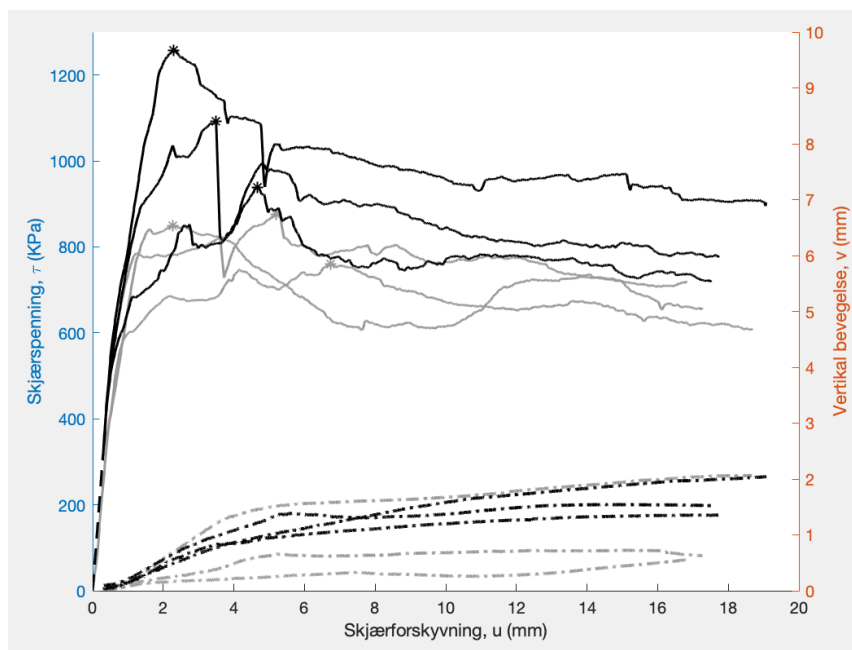
Fra figur 36 kan man se at GS-prøvene hadde en mer brå knekk i skjærstyrken etter det lineære skjærforløpet, sammenliknet med GN-prøvene som hadde en mer gradvis overgang. Skjærstivheten til GS-prøvene var også større enn skjærstivheten til GN-prøvene.

GS- og GN-prøvene dilaterte relativt likt, men dilatasjonen til GS-prøvene sprikte mer.

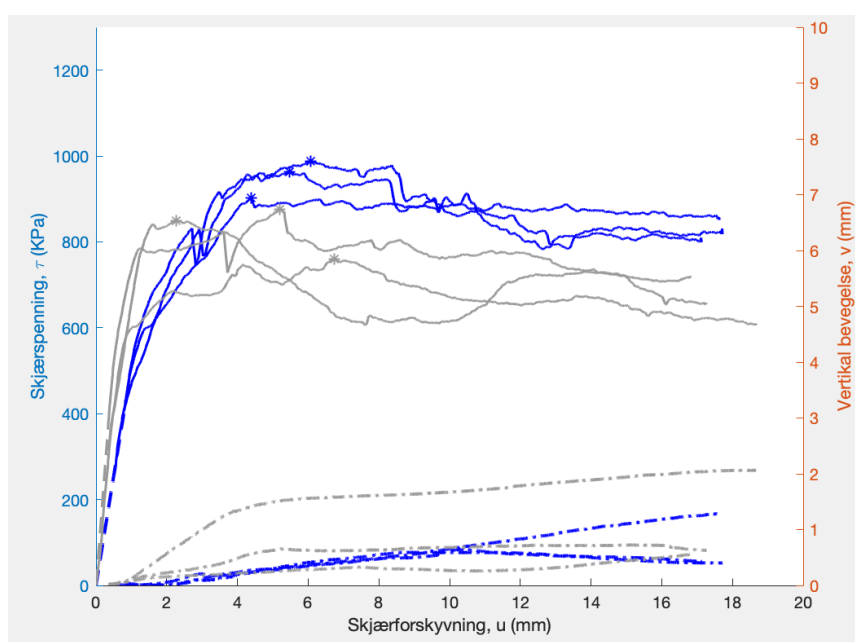
Figur 37 viser skjærforløpet til GSM- og GNM-prøvene, og viser at τ_p ble oppnådd ved mindre skjærforskyvning for GNM-prøvene sammenlignet med GSM-prøvene. Det var ingen tydelig forskjell mellom dilateringen til GSM- og GNM-prøvene.



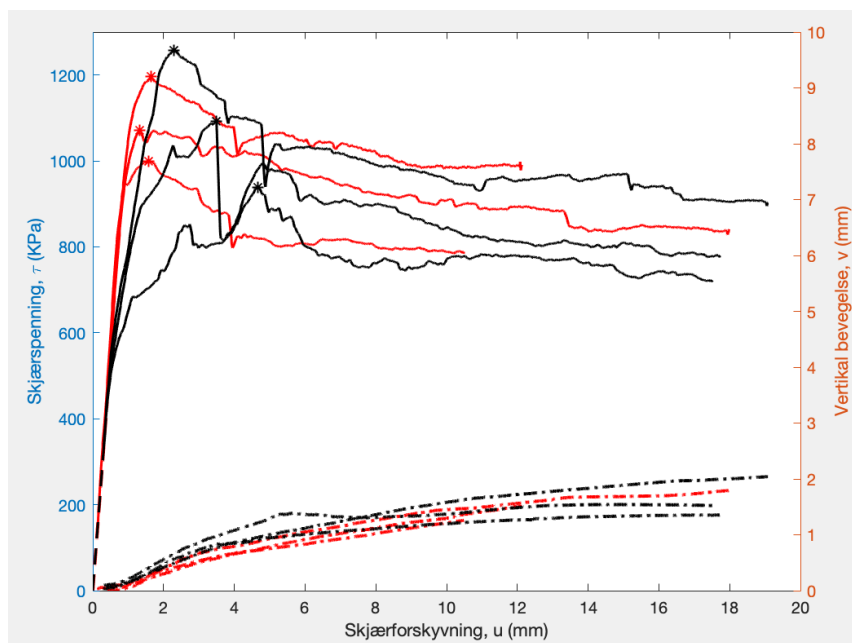
Figur 34: Skjærforløp (heltrukkede linjer) for GN-prøvene (blå) og GNM-prøvene (rød). De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen. Punktmerkene (*) markerer τ_p .



Figur 35: Skjærforløp (heltrukkede linjer) for sprekker med sement. De sorte grafene representerer GSM-prøvene. De grå representerer GS-prøvene. Punktmerkene (*) markerer τ_p . De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen.



Figur 36: De blå grafene representerer skjærforløpet til GN-prøvene. De grå grafene representerer skjærforløpet til GS-prøvene. Punktmerkene (*) markerer τ_p . De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen.



Figur 37: De røde grafene representerer skjærforløpet til GNM-prøvene. De sorte grafene representerer skjærforløpet til GSM-prøvene. Punktmerkene (*) markerer τ_p . De stiplede linjene viser den vertikale bevegelsen.

Sprekkeprøvene uten sement viste tydelige tegn til knusning, som fremstod som lyse områder på sprekkeflatene. Figur 38 og 39 viser to sprekkoprøver uten sement etter skjærttest. Knusningen var lokalisert på støtsiden av områdene med størst helning i forhold til skjærretningen. Det var kun små variasjoner på størrelse og posisjon av knusningssonene mellom prøvene. Det var tilsynelatende liten forskjell på mengden knusning mellom GNM- og GN-prøvene.

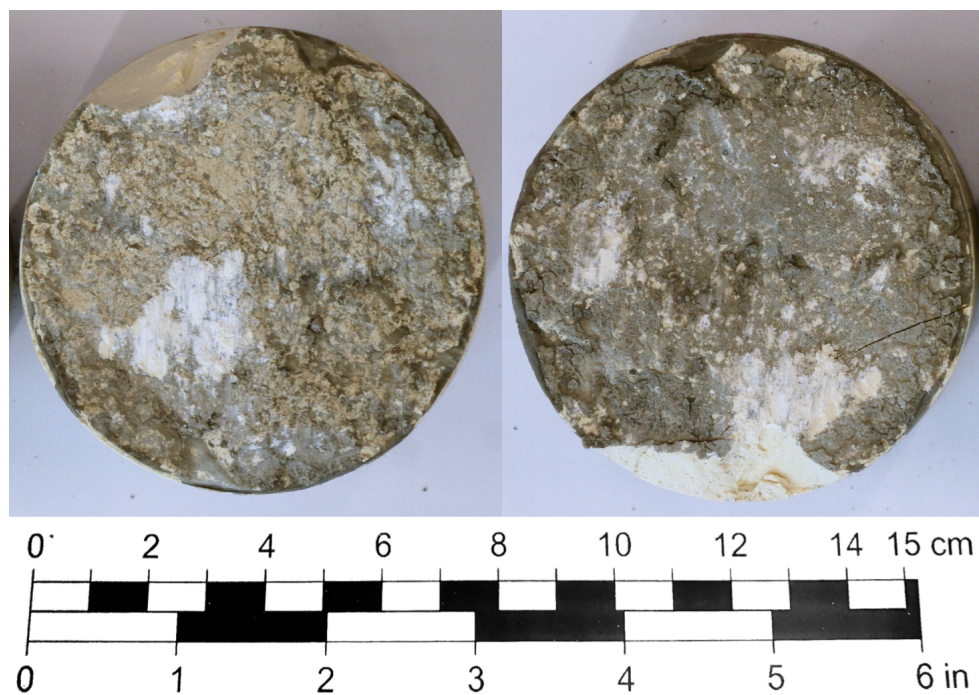
GSM-prøvene viste også tydelige tegn til knusning av aspiriteter. Fra figur 40 kan man se at knusningen var lokalisert på de samme områdene langs sprekkeflatene som GNM-prøvene. Brudd i sementen gikk hovedsakelig langs kontakten mellom gipsen og sementen, og fulgte ofte en av sprekkeflatene. Fra figur 41 kan man se at mengden knusning av aspiriteter er langt mindre for GS-prøvene sammenlignet med GSM-prøvene. En stor del av sementen i GS-prøvene var knust ned til små biter. I likhet med GSM-prøvene ble mye av sementen brutt av ved kontakten mellom gips og sement i GS-prøvene.



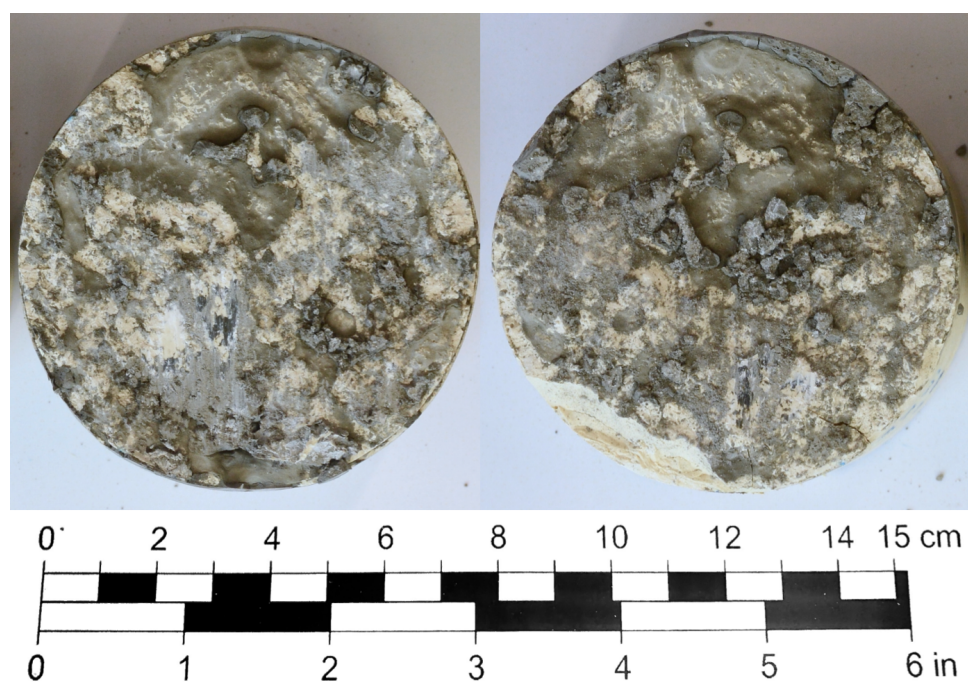
Figur 38: GNM-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkeflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkeflate var retning «sør» i bildet.



Figur 39: GN-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkeflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkeflate var retning «sør» i bildet.



Figur 40: GSM-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkeflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkeflate var retning «sør» i bildet.



Figur 41: GS-prøve etter fullført skjærttest. Skjærretningen til venstre sprekkeflate var i retning «nord» i bildet, og skjærretningen for høyre sprekkeflate var retning «sør» i bildet.

7 Diskusjon

I denne delen vil resultatene fra skjærttestene og metoden bli diskutert. En modell for deformasjonen av sementfylte sprekker vil bli foreslått. De praktiske betydningene av resultatene vil også bli diskutert.

7.1 Diskusjon av resultatene fra prøvene uten sement

Av sprekkeprøvene uten sement hadde prøvene med høy grad av matching større skjærstyrke og høyere skjærstivhet enn sprekkeprøvene med liten grad av matching. Dette kan forklares ved at GNM-prøvene hadde flere kontaktpunkter å fordele kreftene på, noe som reduserer de lokale spenningene på aspiritetene. GN-prøvene hadde høyere lokale spenninger, som gjorde at styrken til aspiritetene ble overgått ved lavere skjærspenning. Det var tydelige forskjeller i skjærforløpene til GNM- og GN-prøvene, men mengden knusning i sprekkeplanene og fordelingen av knusningssonene var ganske lik. Dette kan forklares ved at GNM-prøvene hadde sammengripende aspiriteter som ble belastet samtidig, men for GN-prøvene ble aspiritetene belastet trinnvis. Knusningen av GN-prøvene ble dermed fordelt over en større skjærforflytning enn GNM-prøvene. GNM-prøvene dilaterte mer enn GN-prøvene, dette kan også forklares ved at spenningsfordeling ikke var lik i de to tilfellene. Siden kreftene er mer fordelt over et større areal for GNM-prøvene, vil disse sprekke kunne dilatere mer enn GN-prøvene før de lokale spenningene overgår aspiritetstyrken. Resultatene fra skjærttesten av prøvene uten sement stemmer godt overens med skjærstyrkemodellen til Zhao (1997b), ved at skjærstyrken og skjærstivheten var lavere for GN-prøvene sammenlignet med GNM-prøvene. Ved estimering av skjærstyrken til GN-prøvene med skjærstyrkekriteriet til Zhao (1997b), ble imidlertid skjærstyrken underestimert med 28%. En JMC-verdi på 0,3 ble antatt for GN-prøvene ved estimeringen av skjærstyrken.

Gjennomsnittlig τ_r for GNM- og GN-prøvene var ganske like. Dette var som forventet

ettersom sprekkeprøvene består av samme materiale. Dersom alle GNM-prøvene hadde blitt testet til 20 mm skjærforflytning, er det sannsynlig at målt τ_r for GNM-prøvene hadde vært nærmere residualstyrken til GN-prøvene. Residualstyrken som ble målt for GNM- og GN-prøvene var høyere enn den teoretiske residualstyrken. Det tyder på at den virkelige residualstyrken ikke ble oppnådd etter 20 mm skjærforflytning. Dette er ikke uvanlig ved direkte skjærforsøk, ettersom den virkelige residualstyrken ofte nås etter store skjærforflytninger (Barton, 2013).

7.2 Diskusjon av resultater fra prøvene med sement

Sprekkeprøvene med sement hadde en større variasjon i resultatene enn prøvene uten sement. Dette er som forventet fordi skjærstyrken til sprekkeprøvene med sement ikke bare blir påvirket av morfologien og materialegenskapene til gipsen, men også materialegenskapene til sementen. Det er også flere forskjellige mulige bruddmekanismer som kan påvirke skjærstyrken til sprekker med sement, sammenlignet med sprekker uten sement (Lu et al., 2017). Små morfologiske forskjeller mellom prøvestykkene, som for eksempel bobler, kan ha hatt større betydning for deformasjonen for prøvene med sement, ettersom små forskjeller kan ha hatt en innvirkning på bindingsstyrken mellom gipsen og sementen.

Forskjellen i skjærstyrke mellom sprekkeprøvene med og uten sement var liten for sprekke som hadde høy grad av matching. Det var en marginalt høyere gjennomsnittlig skjærstyrke for GSM-prøvene sammenlignet med GNM-prøvene, men spredningen i resultatene var høyere for GSM-prøvene. Ut ifra disse resultatene er det vanskelig å konkludere om sementen har en positiv eller negativ effekt på skjærstyrken til sprekker med høy grad av matching. For sprekkeprøvene med liten grad av matching kan det virke som sementen hadde en svekkende effekt. Barton et al. (2001) og Tian et al. (2018) har påstått at injeksjon vil fordele spenningene jevnere langs sprekkeplanet og dermed bidra til økt skjærstyrke. Hvis dette var tilfellet skulle man forvente at sprekkeprøvene med lav grad

av matching ville hatt en større økningen i τ_p etter injeksjon enn sprekkeprøvene med høy grad av matching, som i utgangspunktet har bedre spenningsfordeling. Dersom denne effekten er reell, har den hatt liten innvirkning på GS-prøvene, eller så er det andre effekter som er viktigere for skjærstyrken til injeksjonsfylte sprekker. Det skal sies at GS-prøvene hadde hulrom som ikke var fullstendig fylt med sement, men det lastbærende arealet ble uansett betraktelig høyere sammenlignet med GN-prøvene.

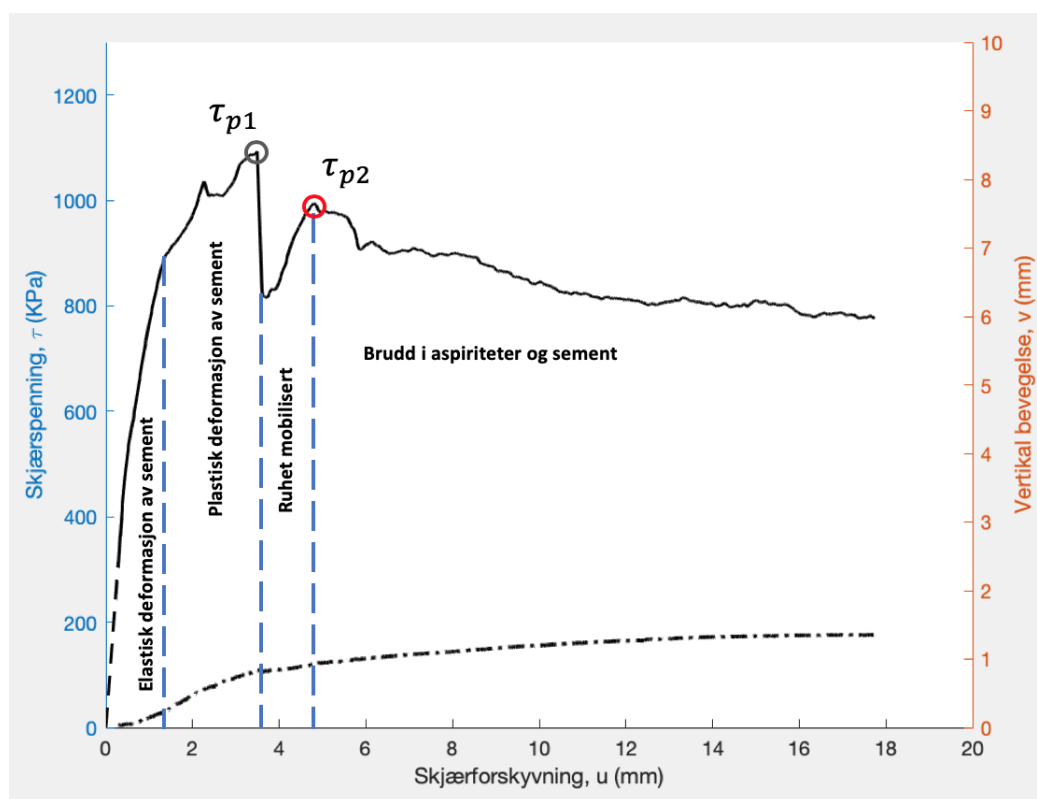
Residualstyrken til prøvene med sement var lavere enn residualstyrken til prøvene uten sement. Dette kan delvis forklares ved at ϕ_b var lavere for sement enn gips. Det forklarer likevel ikke forskjellene i τ_r for GS- og GSM-prøvene. Ved skjærdeformasjon av sprekkeprøvene med sement, ble sementen brutt opp i små biter. Disse sementbitene kan ha fungert som sandkorn og ført til en rulleeffekt som reduserer residualstyrken til de sementfylte sprekkeprøvene, som beskrevet av Papaliangas et al. (1993). GS-prøvene hadde større fyllingsgrad og det ble følgelig mer oppknusning av sement i disse prøvene. Rulleeffekten kan da ha spilt en større rolle i GS-prøvene, og på den måten ha ført til en større reduksjon i residualstyrke for GS-prøvene sammenlignet med GSM-prøvene.

Resultatene tyder altså på at sement ikke øker maksimumstyrken eller residualstyrken til sprekkeprøvene som ble testet. Resultatene tyder derimot på at sementen reduserte τ_p og τ_r til sprekkeprøvene med liten grad av matching (og høy fyllingsgrad). Det kan tenkes at hydraulisk jekking kan redusere skjærstyrken til diskontinuiteter ved å redusere graden av matching. Diskontinuiteter med lav grad av matching er også i utgangspunktet mer hydraulisk konduktiv enn diskontinuiteter med høy grad av matching, og vil derfor være mer mottakelig for injeksjonsmasse (Zhao, 1997a). Diskontinuitetene med størst hydraulisk konduktivitet er ifølge Barton et al. (2001) også mest kritisk for stabiliteten. Resultatene tyder altså på at diskontinuitetene som er mest kritisk for stabilitet og er mest hydraulisk konduktive, svekkes etter injeksjon. Det er uheldig at de fleste studiene som har undersøkt effekten av injeksjon på diskontinuiteter har hovedsakelig testet sprekkeprøver

med høy grad av matching.

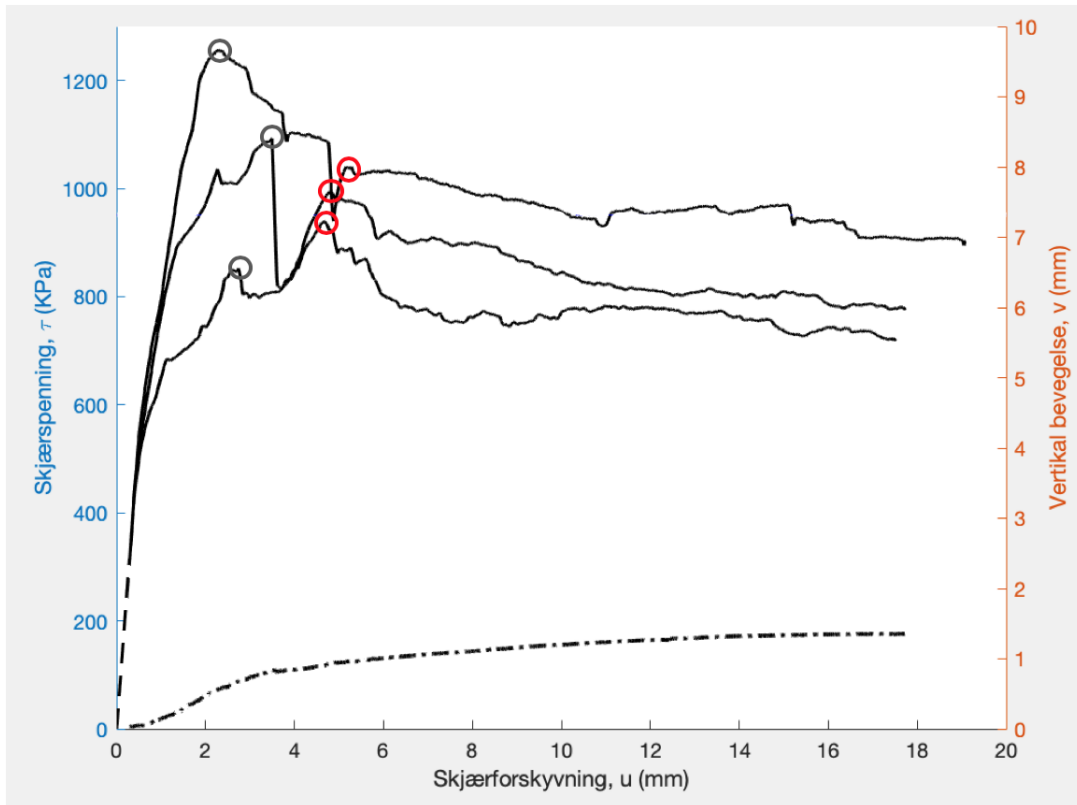
7.3 Forslag til modell for deformasjon av sementfylte sprekker

Skjærdeformasjonen til de sementfylte sprekkeene kan deles inn i fire deler, som vist i figur 42. I den første delen øker skjærspenningen lineært med økende skjærforflytning. Skjærstivheten i denne delen er tilnærmet lik for alle prøvene med sement, noe som kan tyde på at den første delen av deformasjonen er preget av elastisk deformasjon av sementen. Ved overgangen mellom første og andre del av skjærdeformasjonen går deformasjonen fra å være lineær til ikke-lineær. Denne oppførselen før τ_p er uvanlig for sprekker uten sement. En mulig forklaring kan være at deformasjonen av sementen går fra elastisk til plastisk deformasjon. Mange av sprekkeprøvene med sement hadde mer enn ett lokalt toppunkt i skjærstyrke. Etter det første lokale toppunktet, τ_{p1} , faller skjærstyrken til et lokalt bunnpunkt. Dette kan forklares ved at et gjennomgående brudd i sementen dannes ved τ_{p1} , og kohesjonen fra sementen blir brutt. Ettersom sementen binder sprekkeflatene sammen, kan ikke ruheten mobiliseres før τ_{p1} . τ_{p1} vil da kun være relatert til bindingstyrken til sementen eller sement-berg kontakten. I den tredje delen av skjærdeformasjonen øker skjærstyrken igjen. Siden sementen har gått i brudd er sprekkeflatene ikke lenger bundet sammen av sement, og ruheten langs sprekkeplanet kan mobiliseres. Dette kan forklare økningen i skjærstyrken etter τ_{p1} . Ved videre skjærforflytning vil skjærstyrken nå et nytt toppunkt, τ_{p2} , som markerer den tredje delen av skjærdeformasjonen. Ved τ_{p2} vil aspiriteter knuses og skjærstyrken reduseres til residualstyrken.



Figur 42: Tolkning av skjærdeformasjon av en sprekkeprøve med sement (GSM-prøve).

Som vist i figur 43 kan de to ulike toppunktene, τ_{p1} og τ_{p2} , også identifiseres for de andre GSM-prøvene. De første toppunktene (markert i grått i figur 43) hadde en stor spredning, mens de etterfølgende toppunktene (markert i rødt i figur 43) er lokalisert i et nærmere skjærspenning- og skjærforskyvningsområde. Etersom sprekkegeometrien er lik for alle sprekkeprøvene, vil det være forventet at τ_2 vil være relativt likt for alle GSM-prøvene, dersom knusning av aspiritetene er den dominante deformasjonsmekanismen.



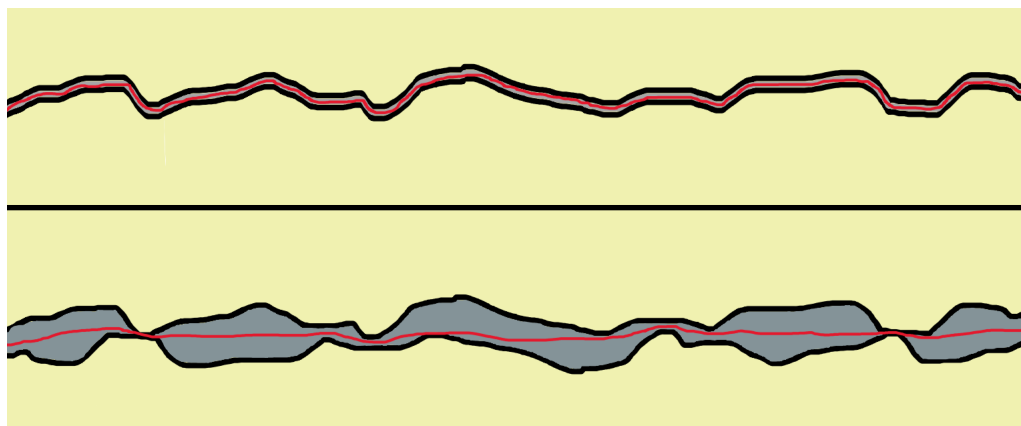
Figur 43: Grafene viser skjærforløpet til GSM-prøvene. τ_{p1} er markert i grått og τ_{p2} er markert i rødt.

Hvis kohesjonen (C) blir helt brutt ved τ_{p1} kan en modifisert versjon av JRC-JCS bruddkriteriet bli brukt til å estimere τ_{p2} slik:

$$\tau_{p2} = \sigma_n \tan \left[JRC_s \cdot \log_{10} \left(\frac{JCS_s}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right], \quad (14)$$

der JRC_s er en parameter som beskriver ruheten til bruddplanet i sementen, og JCS_s er enaksiell trykkfasthet for aspiritetene i bruddplanet. Dersom fyllingsgraden er liten vil $JRC_s \approx JRC$, ettersom sprekkemorfoloien da i høy grad vil styre hvor bruddet i sementen kan gå. Ved høy fyllingsgrad vil bruddet i sementen kunne propagere på flere ulike måter, JRC_s kan da være ulik JRC som vist i figur 44. Ved lav fyllingsgrad vil interaksjonen mellom berg fra de to sprekkflatene være høy, og JCS_s vil være tilnærmet lik JCS . Hvis fyllingsgraden er over én vil ikke berg komme i kontakt med berg, og JCS_s

vil være lik UCS til sementen. Dersom kohesjonen (C) til en sementfylt sprekk er mindre enn τ_{p2} vil $\tau_p = \tau_{p2}$, og dersom $C > \tau_{p2}$ vil $\tau_p = C$.



Figur 44: To sprekker fylt med sement med lav- (øverst) og høy fyllingsgrad (nederst). Den røde strekene representerer mulige bruddplan i sementen.

GS-prøvene hadde lav grad av matching og høyere fyllingsgrad enn GSM-prøvene. Bruddet i sementen til GS-prøvene var da i liten grad styrt av sprekkemorfologien, og JRC_s vil da kunne være ulik JRC . Ulik geometrisk form på bruddplanene til de tre forskjellige GS-prøvene kan forklare variasjonen i dilatasjon for prøvene. For GSM-prøvene var bruddplanets geometri i stor grad bestemt av sprekkemorfologien ($JRC_s \approx JRC$), og store variasjoner i geometrien til bruddplanene i de forskjellige GSM-prøvene var derfor ikke mulig. Dette passer godt med resultatene ettersom målt dilatasjon var relativt lik for alle GSM-prøvene. Fra bildene i figur 38 og 40 kan man se at knusningen av gipsen var veldig lik mellom GSM- og GNM-prøvene, noe som tyder på at $JCS_s \approx JCS$. Dette kan forklare hvorfor det ikke var store forskjeller i dilatasjonen mellom GSM- og GNM-prøvene. Fra figur 41 kan man se at lite gips har blitt knust i GS-prøvene. Dette tyder på at JCS_s var mindre enn JCS . Lavere JRC_s og JCS_s for GS-prøvene kan forklare hvorfor τ_{p2} er lavere og derfor mindre markert for GS-prøvene sammenlignet med GSM-prøvene.

7.4 Påvirkning av normalspenning

Ettersom alle sprekkeprøvene ble testet ved en normalspenning på 1 MPa, har det ikke blitt undersøkt hvordan skjærstyrken til sprekker med sement påvirkes av normalspenning. Hvis likning 14 kan beskrive τ_{p2} vil skjærstyrken øke ved økende σ_n dersom $C < \tau_{p2}$. Økningen i skjærstyrke vil mest sannsynlig være mindre for injeksjonsfylte sprekker sammenlignet med sprekker uten sement, ettersom ϕ_r ser ut til å reduseres av sementen. Resultatene til Swedenborg & Dahlström (2003), Salimian et al. (2017), She & Sun (2018) viser en høyere skjærstyrke for sprekker fylt med sement ved økende σ_n , men en lavere friksjonsvinkel sammenlignet med sprekker uten sement ved lik normallast. Skjærstyrkemodellen til Swedenborg & Dahlström (2003) påstår at τ_p er lavere for sprekker fylt med sement, sammenlignet med sprekker uten sement ved høye normalspenninger. Forklaringen på denne svekkelsen var at sementen reduserte friksjonsvinkelen til sprekker med sement. Ved lave normalspenninger vil ifølge Swedenborg & Dahlström (2003) sprekker med sement ha en høyere skjærstyrke enn sprekker uten sement på grunn av den kohesive effekten fra sementen.

Lu et al. (2017) foreslo at styrkebidraget fra aspiritene kan adderes med styrkebidraget fra sementen. Dersom dette er tilfellet ved et stort normalspenningsområde, skulle man forvente at skjærstyrken til sprekker med sement ville være høyere enn sprekker uten sement ved alle normalspenninger. Ut i fra resultatene i denne oppgaven virker modellen til Swedenborg & Dahlström (2003) mer realistisk, ettersom det ser ut som at kohesjon og ruhet ikke blir mobilisert samtidig. Det kan likevel tenkes at kohesjonen mellom sement og berg brytes gradvis og ikke på en gang avhengig av normalspenningen, som resultatene til Tian et al. (2015) tyder på. Da kan en relativ bevegelse mellom to sprekkeplater finne sted slik at ruhet mobiliseres, samtidig som noe kohesjon fortsatt gir et styrkebidrag.

7.5 Praktiske betydninger av injeksjon med tanke på skjærstyrke

Resultatene tyder ikke på at injeksjon øker skjærstyrken til diskontinuiteter. Resultatene antyder heller at diskontinuitetene med størst konduktivitet (og liten grad av matching) vil få redusert skjærstyrke etter injeksjon. Resultatene til andre studier som har undersøkt de mekaniske egenskapene til injeksjonsfylte sprekker er sprikende. Det faglige grunnlaget for å øke Q -verdien til en bergmasse etter injeksjon med økt skjærstyrke som argument, slik som Barton et al. (2001) foreslo, er etter forfatterens mening ikke tilstrekkelig.

Som vist i denne oppgaven, er det mange potensielle variabler som kan påvirke skjærstyrken til injeksjonsfylte sprekker. Forskjeller i sprekkeprøvenes styrke, skala, ruhet, matching, innfyllingsgrad og materialegenskaper til injeksjonsmaterialet i de forskjellige studiene kan ha påvirket resultatene, og ført til ulike konklusjoner. Sprekkene i de ulike studiene er også testet under ulike forhold, som forskjellig normallast og skjærhastighet, som kan påvirke deformasjonsmekanismene (Atapour & Moosavi, 2013). Det kan tenkes at injeksjon har en styrkende effekt i enkelte tilfeller, og svekkende effekt i andre tilfeller, avhengig av egenskapene til bergmassen og injeksjonsmateriale. For eksempel kan aspiritetsstyrken ha en avgjørende rolle. Dersom aspiritetsstyrken og normalkraften er høy, vil τ_{p2} kunne være høyere enn τ_{p1} . Dersom modellen som er foreslått i denne oppgaven gjør en god jobb i å beskrive skjærstyrken til sprekker med sement, vil kohesjonen ikke ha betydning for τ_p . Etersom ϕ_r er lavere for sprekker med sement, vil injeksjon i dette tilfelle redusere skjærstyrken til diskontinuiteter. Dersom aspiritetsstyrken er lav, kan det tenkes at kohesjonen fra sementen vil kunne øke τ_p betraktelig etter injeksjon. Dette kan forklare hvorfor Salimian et al. (2017), som testet sprekkeprøver med relativt lav styrke (49 MPa), konkluderte med at injeksjon øker τ_p , mens Swedenborg & Dahlström (2003), som testet sprekkeprøver med høy styrke (210 MPa), kom frem til den motsatte konklusjonen. For å få et godt bilde av hvordan injeksjon påvirker de mekaniske egenskapene til diskontinuiteter, trengs det mer forskning for å forstå innvirkningen de forskjellige variablene har på injeksjonsfylte diskontinuiteter.

7.6 Andre bemerkninger

Alle sprekkeprøvene som ble undersøkt i denne oppgaven ble testet i tørr tilstand. Dette vil ikke være tilfelle for en bergmasse dersom vanninnstrømning er en utfordring. Som tidligere nevnt kan vann påvirke friksjonsegenskapene og styrken til en bergart, som igjen kan påvirke skjærstyrken til diskontinuiteter (Horn & Deere, 1962; Barton, 1973). Det kan derfor tenkes at injeksjon kan ha en indirekte effekt på skjærstyrken til diskontinuiteter, ved at friksjonsegenskapene og styrken til aspiritetene i diskontinuitetene endres etter injeksjon, på grunn av endringer i vannforholdene. Injeksjon vil også føre til en reduksjon i vanntrykket i diskontinuiteten, som øker den effektive normalspenning, som igjen fører til økt skjærstyrke. Denne effekten kan ha stor betydning i enkelte tilfeller (Barton et al., 2001), men vil ikke bli diskutert videre ettersom denne effekten er relatert til spenningssituasjonen og ikke til selve skjærstyrken til diskontinuiteter.

Sprekkeprøvene som ble testet i denne oppgaven hadde et sprekkeareal på 49 cm^2 , som er betraktelig mindre enn skalaen man kan forvente ved ingeniørgeologiske problemstillinger. Som tidligere nevnt er det kjent at skalaen på prøvestykkene kan ha en signifikant påvirkning på skjærstyrken til sprekker. Derfor er det grunn til å tro at injeksjonsfylte sprekker også kan være påvirket av skalaeffekter. Barton & Choubey (1977) påpekte at stivheten til bergmassen vil påvirke graden ruheten langs et sprekkeplan blir mobilisert. Det kan derfor tenkes at injeksjon gjør bergmassen stivere, som igjen fører til at ruheten langs et kritisk sprekkeplan ikke blir mobilisert fullt ut.

Ved testing av skjærstyrken til sprekkeprøvene ble prøvene utsatt for en mer eller mindre konstant normallast. Denne spenningssituasjonen kan være realistisk dersom dilatasjonen under skjærdeformasjonen ikke er begrenset. Ved bergmasser nær overflaten kan dette være tilfelle. For bergmasser som befinner seg dypere, kan derimot dilatasjonen hindres av den omkringliggende bergmassen. Normalspenningen vil da øke ved videre skjærdeformasjon (Muralha et al., 2014).

7.7 Styrker og svakheter med studien

Den største svakheten i denne studien var antall prøver som ble testet. Etersom prepareringen og testing av sprekkeprøvene viste seg å være svært tidkrevende arbeid, ble det bestemt å kun lage og teste 12 sprekkeprøver til å begynne med, og eventuelt lage og test flere sprekkeprøver dersom tiden strakk til og det var nok kapasitet på laben. Sprekkeprøvene uten sement ga relativt like resultater, men sprekkeprøvene med sement ga større sprik i resultatene. Det hadde vært en klar fordel å teste flere sprekkeprøver fylt med sement, men COVID-19 pandemien satt en brå stopp for denne muligheten.

En av styrkene i denne studien er at prøvestykkene har ganske lik sprekkegeometri ettersom alle prøvene er støpt. Dersom man skal teste effekten av sement i sprekker er det en stor fordel å teste sprekker med lik sprekkegeometri, ettersom ruheten påvirker skjærstyrken i stor grad. Små forskjeller mellom prøvene er likevel vanskelig å unngå. Relativt små bøyninger i avtrykksmatten kan gi store utslag for antall kontaktpunkter mellom sprekkeflatene. Ved å lage gode støpeformer kan bøyning i avtrykksmatten reduseres, og det vil bli lettere å få et godt avtrykk av sprekkeflater. For å unngå små bevegelser ville trolig en støpeform laget av metall vært bedre enn tre.

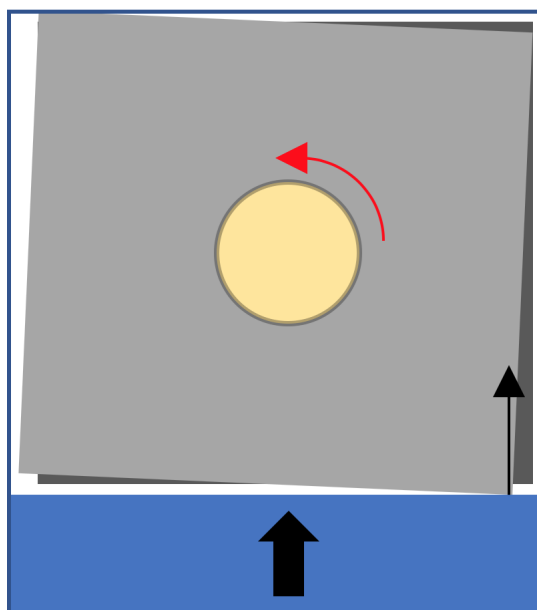
Mengden bobler i sprekkeprøvene varierte også noe fra prøve til prøve. Boblene i sprekkeprøvene var ikke så mange og store at de gjorde betydningsfulle forskjeller i sprekkegeometrien, men boblene kan ha påvirket bindingstyrken mellom sementen og gipsen, som kan ha gitt utslag i skjærtestene. Dette kan muligens forklare hvorfor det var store forskjeller på τ_{p1} for de forskjellige prøvene med sement. Mer vann i blandingsforholdet mellom gips og vann gjorde blandingen mindre viskøs, som førte til at boblene lettere kunne ristes ut, men en økt vannmengde går også på bekostning av styrken. Siden det var ønskelig å oppnå høyest mulig styrke for sprekkeprøvene ble ikke vannmengden økt.

Materialeegenskapene til Plurastone Scan ble testet, og viste seg å ha de egenskapene

som kan forventes fra en sprø og hard bergart. Det at gipsen var homogen var en fordel ettersom målet var å lage så like prøver som mulig. Plurastone Scan virker derfor som et godt egent materiale for å etterligne harde bergarter. Det ble også vurdert å bruke betong som materiale for sprekkeprøvene, men på grunn av den lange herdetiden til betong ble ikke dette gjort. Selv om Plurastone Scan ser ut til å etterligne harde bergarter godt, er det viktig å huske på at skjærttestene ble utført på prøver bestående av gips, og ikke bergartsmateriale. Det kan tenkes at det er betydningsfulle forskjeller i materialegenskaper mellom Plurastone Scan og harde bergarter som ikke ble undersøkt i denne oppgaven, men likevel har en betydning for skjærdeformasjon. Ett eksempel på en slik forskjell kan være mangelen på svake grenser mellom mineralkorn i en grovkornet bergart.

Injeksjon av bergmasser blir gjort ved å pumpe inn injeksjonsmateriale i bergmassen ved høyt trykk. Dette injeksjonstrykket ble ikke gjenskapt ved fylling av sement i sprekkeprøvene. Det er mulig at spenninger blir låst inne i injeksjonsmateriale ved herding og fører til et omslutningstrykk i injeksjonsmateriale. Det kan tenkes at residualspenningene i injeksjonsmaterialet kan føre til økt styrke.

Som tidligere nevnt var skjærboksen som ble brukt ikke laget for skjærttesting av bergsprekker. Dette medførte noe utfordringer under testingen. Normalkraften som ble påført sprekkeprøvene var ikke fullstendig konstant, men svingte opp og ned i en syklisk bevegelse. En annen feilkilde forbundet med skjærttestene var vanskligheten med å få metallplatene som fester prøvestykkene helt parallelt i forhold til hverandre i skjærboksen. Figur 45 viser hvordan et kraftmoment kan bli påført prøvestykkene, dersom metallplatene ikke er helt parallele. Dette kraftmomentet kan ha påført sementen i sprekkeprøvene ekstra belastninger, som kan ha påvirket styrken til sementen. Kraftmomentet som kan ha blitt påført, kan muligens forklare noe av spredningen i resultatene, kanskje spesielt for prøvene som var fylt med sement.



Figur 45: Illustrasjonen viser en sprekkeprøve i skjærboks der metallplatene ikke er parallelle. Skjærboksen vil da dytte den ene siden først, som vil resultere i et kraftmoment på sprekkeprøven.

Under skjærtesting av sprekkeprøvene ble kontaktarealet mellom sprekkeplanet mindre ved økende skjærforflytning. Ettersom normalkraften som ble påført av skjærboksen var mer eller mindre konstant, vil den reelle normalspenningen langs sprekkeflaten økt ved økende skjærforskyvning. Målt skjærspenning vil også vært lavere enn den reelle skjærspenningen. Siden τ_p ble oppnådd etter relativt liten skjærforflytning, har det blitt antatt at differensen mellom målt- og reell τ_p for sprekkeprøvene er ganske små. Dessuten var ikke formålet med skjærtestene å fastslå absoloutt verdien av skjærstyrke, men heller eventuelle forskjeller i skjærstyrke mellom de ulike prøvene. Ettersom skjærforskyvningen ved oppnådd τ_p ikke varierer stort mellom prøvene, kan skjærstyrken til prøvene sammenlignes.

8 Konklusjon

Fra resultatene fra skjærforsøkene er det tydelig at de sementfylte sprekkeprøvene skilte seg fra sprekkeprøvene uten sement, med å ha et ikke-lineært skjærforløp før τ_p . Grad av matching påvirket også skjærdeformasjonen til sprekkeprøvene. Resultatene viste ingen

tydelig økning i skjærstyrke (verken τ_p eller τ_r) for sprekkeprøvene fylt med sement sammenlignet med sprekkeprøvene uten sement. For sprekkeprøvene med høy grad av matching var det ingen store forskjeller i skjærstyrke mellom sprekkeprøvene med og uten sement. For sprekkeprøvene med lav grad av matching var det en reduksjon i skjærstyrke (både τ_p eller τ_r) for sprekkeprøvene med sement sammenlignet med sprekkeprøvene uten. Det er verdt å merke seg at diskontinuiteter med lav grad av matching også har lavere konduktivitet og dermed blir oftere injeksert (Zhao, 1997a).

Resultatene fra andre studier som også har undersøkt effekten av injeksjon på skjærstyrke er ikke entydige. Det er derfor vanskelig å konkludere om injeksjon har en svekkende eller styrkende effekt på skjærstyrken til diskontinuiteter. Etter forfatterens mening er det faglige grunnlaget svakt for å øke Q-verdien til en bergmasse etter injeksjon, med økt skjærstyrke som argument, som Barton et al. (2001) foreslår. Ettersom enkelte studier (Swedenborg & Dahlström (2003); Ma & Liu (2017)) også har funnet at injeksjon kan ha en svekkende effekt for diskontinuiteter, kan det være lurt å ta hensyn til usikkerheten i skjærstyrken og anta en redusert Q-verdi etter injeksjon.

Referanser

- Alejano, L., Muralha, J., Ulusay, R., Li, C., Pérez-Rey, I., Karakul, H., Chryssanthakis, P. & Aydan, Ö. (2018). Isrm suggested method for determining the basic friction angle of planar rock surfaces by means of tilt tests, *Rock Mechanics and Rock Engineering* 51(12), s. 3853–3859.
- Atapour, H. & Moosavi, M. (2013). Some effects of shearing velocity on the shear stress-deformation behaviour of hard–soft artificial material interfaces, *Geotechnical and Geological Engineering*, 31(5), s. 1603–1615.
- Atapour, H. & Moosavi, M. (2014). The influence of shearing velocity on shear behavior of artificial joints, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 47(5), s. 1745–1761.
- Bandis, S., Lumsden, A. & Barton, N. (1981). Experimental studies of scale effects on the shear behaviour of rock joints, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 18(1), s. 1–21.
- Barton, N. (1973). Review of a new shear-strength criterion for rock joints, *Engineering Geology*, (4), s. 287–332.
- Barton, N. (1976). The shear strength of rock and rock joints, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 13(9), s. 255–279.
- Barton, N. (1982). *Modelling rock joint behavior from in situ block tests: implications for nuclear waste repository design*, Office of Nuclear Waste Isolation, Battelle Project Management Division.
- Barton, N. (2013). Shear strength criteria for rock, rock joints, rockfill and rock masses; problems and some solutions, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 5(4), s. 249–261.
- Barton, N., Buen, B. & Roald, S. (2001). Strengthening the case for grouting, *Tunnels & Tunnelling International* 33(12), s. 34–36.
- Barton, N. & Choubey, V. (1977). The shear strength of rock joints in theory and practice, *Rock mechanics*, 10(1-2), s. 1–54.
- Beitnes, A. (2002). Lessons to be learned from long railway tunnels, *Norwegian Tunneling Society*, Publication, (12), s. 51–57.
- Bieniawski, Z. & Bernede, M. (1979). Suggested methods for determining the uniaxial

- compressive strength and deformability of rock materials: Part 1. suggested method for determining deformability of rock materials in uniaxial compression, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 16(2), s. 138–140.
- Giani, G. P. (1992). *Rock slope stability analysis*, CRC Press.
- Grasselli, G., Wirth, J. & Egger, P. (2002). Quantitative three-dimensional description of a rough surface and parameter evolution with shearing, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 39(6), s. 789–800.
- Grøvd, E. & Woldmo, O. (2012). Modern pre-grouting technology in Norway, *Grouting and Deep Mixing*, s. 805–815.
- Hencher, S. & Richards, L. (2015). Assessing the shear strength of rock discontinuities at laboratory and field scales, *Rock Mechanics and Rock Engineering* 48(3): 883–905.
- Hencher, S., Toy, J. & Lumsden, A. (1993). Scale dependent shear strength of rock joints, *Scale effects in rock masses*, 93, s. 233–240.
- Horn, H. M. & Deere, D. U. (1962). Frictional characteristics of minerals, *Géotechnique*, 12(4), s. 319–335.
- Indraratna, B., Welideniya, H. S. & Brown, E. T. (2005). A shear strength model for idealised infilled joints under constant normal stiffness, *Géotechnique* 55(3), s. 215–226.
- Jaeger, J.C., Cook, N.G.W. & Zimmerman, R.W., (2007). *Fundamentals of rock mechanics* 4utg. Malden, Malden: Blackwell Pub.
- Johansson, F. (2016). Influence of scale and matedness on the peak shear strength of fresh, unweathered rock joints, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 82, s. 36–47.
- Li, C. (2018). *TGB 4210, Rock Mechanics*, Trondheim: Institutt for geologi og bergteknikk, NTNU.
- Lu, Y., Wang, L., Li, Z. & Sun, H. (2017). Experimental study on the shear behavior of regular sandstone joints filled with cement grout, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50(5), s. 1321–1336.
- Ma, H. & Liu, Q. (2017). Prediction of the peak shear strength of sandstone and mudstone

- joints infilled with high water–cement ratio grouts, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50(8), s. 2021–2037.
- Malthe-Sørenssen, A. (2015). *Elementary mechanics using matlab : A modern course combining analytical and numerical techniques*. Cham: Springer International Publishing.
- Muralha, J., Grasselli, G., Tatone, B., Blümel, M., Chryssanthakis, P. & Yujing, J. (2014). Isrm suggested method for laboratory determination of the shear strength of rock joints: revised version, *Rock mechanics and rock engineering*, 47(1), s. 291–302.
- Nilsen, B. (2016). *Ingeniørgeologi-berg grunnkurskompendium*, Trondheim: NTNU.
- Papaliangas, T., Hencher, S., Lumsden, A. & Manolopoulou, S. (1993). The effect of frictional fill thickness on the shear strength of rock discontinuities, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 30(2), s. 81–91.
- Patton, F. D. (1966). Multiple modes of shear failure in rock, Congress, *International Society for Rock Mechanics and Rock Engineering*.
- Rayner-Canham, G. & Overton, T. (2009). *Descriptive inorganic chemistry*. 6. utg England: Macmillan.
- Salimian, M., Baghbanan, A., Hashemolhosseini, H., Dehghanipoodeh, M. & Norouzi, S. (2017). Effect of grouting on shear behavior of rock joint, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 98, s. 159–166.
- Scholz, C. & Engelder, J. (1976). The role of asperity indentation and ploughing in rock friction — i: Asperity creep and stick-slip, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 13(5), s. 149–154.
- Seidel, J. & Haberfield, C. (1995). The application of energy principles to the determination of the sliding resistance of rock joints, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 28(4), s. 211–226.
- She, C.-X. & Sun, F.-T. (2018). Study of the peak shear strength of a cement-filled hard rock joint, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 51(3), s. 713–728.
- Strømsvik, H., Morud, J. C. & Grøv, E. (2018). Development of an algorithm to detect hydraulic jacking in high pressure rock mass grouting and introduction of the pf index, *Tunnelling and Underground Space Technology incorporating Trenchless Technology Research*, 81, s. 16–25.

- Swedenborg, S. & Dahlström, L.-O. (2003). Rock mechanics effects of cement grouting in hard rock masses, *Grouting and Ground Treatment*, s. 1089–1102.
- Tian, H., Chen, W., Yang, D. & Yang, J. (2015). Experimental and numerical analysis of the shear behaviour of cemented concrete–rock joints, *Rock Mechanics and Rock Engineering* 48(1), s. 213–222.
- Tian, Y., Liu, Q., Ma, H., Liu, Q. & Deng, P. (2018). New peak shear strength model for cement filled rock joints, *Engineering Geology*, 233, s. 269–280.
- Zhao, J. (1997a). Joint surface matching and shear strength part a: joint matching coefficient (jmc), *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 34(2), s. 173–178.
- Zhao, J. (1997b). Joint surface matching and shear strength part b: Jrc-jmc shear strength criterion, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 34(2), s. 179–185.

A MATLAB-kode for gjennomsnittsfiler

Matlab-koden for gjennomsnittsfileret som ble brukt ved behandlingen av data fra skjærttestene:

```
% SSnr30: array for skjærspenningen på sprekkeprøve nr. 3
n = length(SSnr30); % Antall datapunkter av skjærspenning
FSSnr3 = zeros(n,1); % Lager array for filtrert data av skjærspenning

for i = 1:n

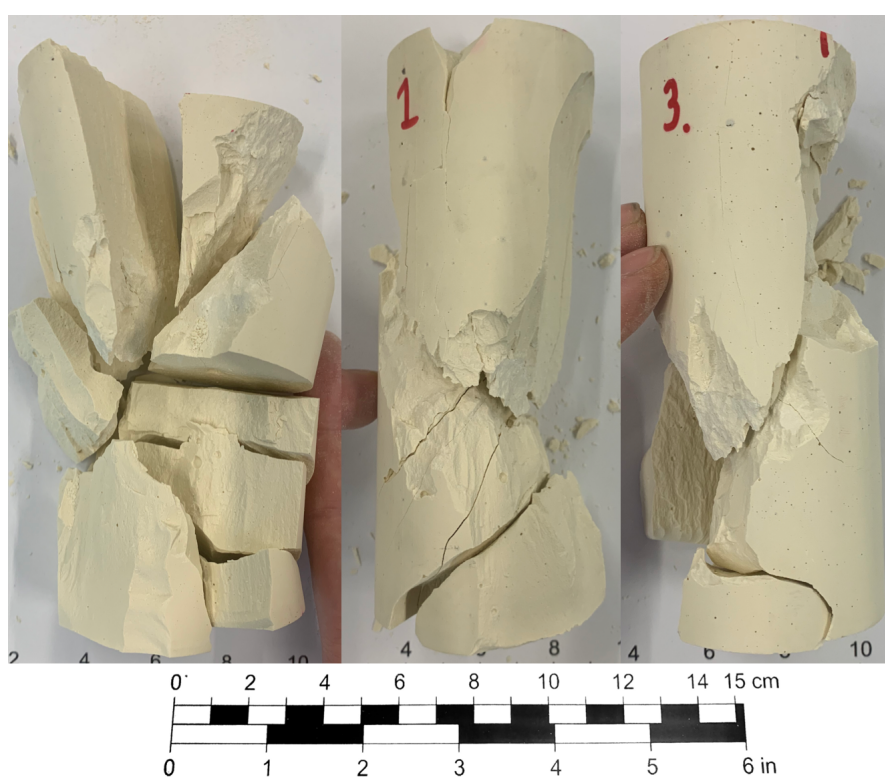
if (i>5) && (i<(n-5)) %Filtreringsrekkevidde

FSSnr3(i) = (SSnr30(i-5)+ SSnr30(i-4) + SSnr30(i-3)+ SSnr30(i-2)+ SSnr30(i-1)+ SSnr30(i)+
SSnr30(i+1)+ SSnr30(i+2)+ SSnr30(i+3)+ SSnr30(i+4) + SSnr30(i+5))/11; %Filtrering

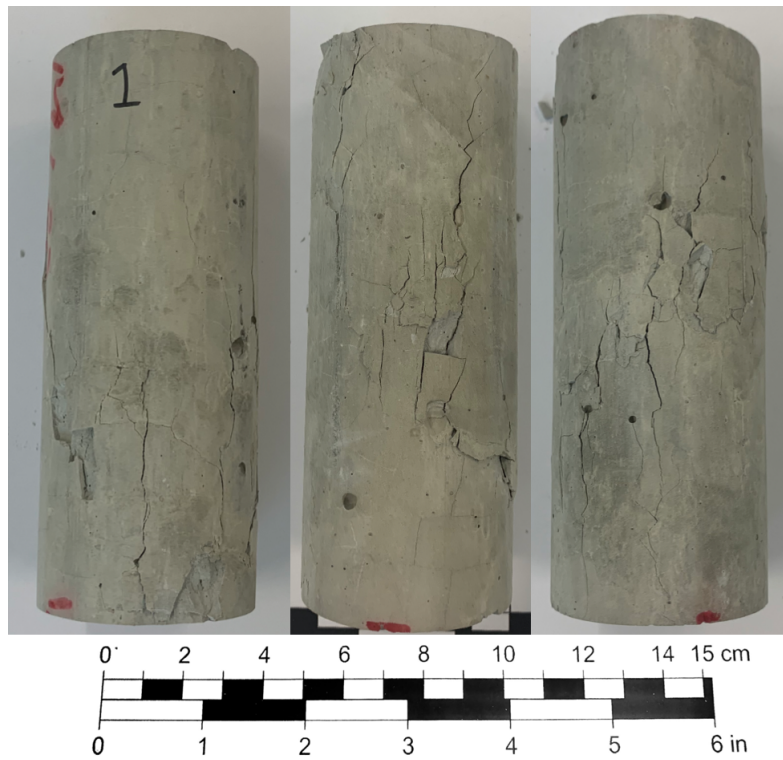
else
FSSnr3(i) = SSnr30(i);
end
end
```

B Resultater fra tiltforsøk og tykkforsøk

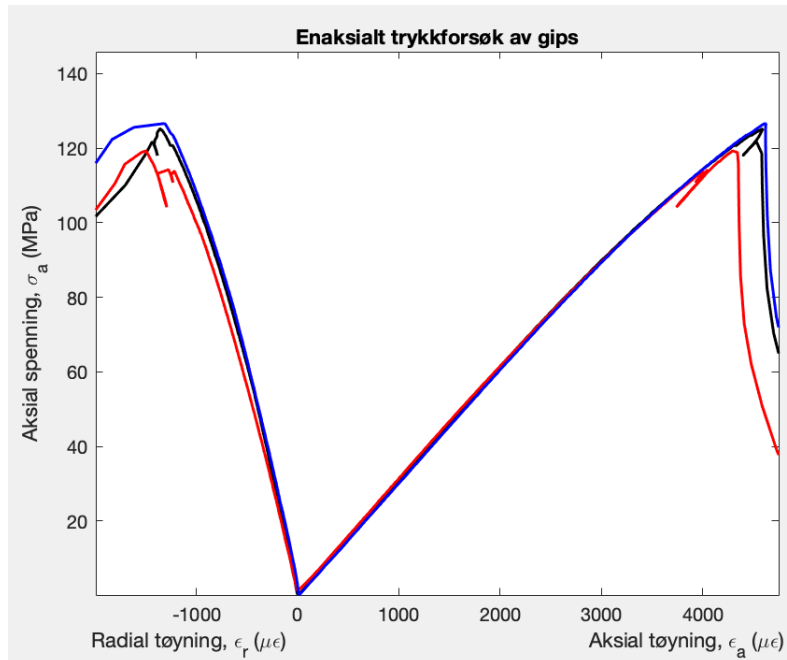
Fra figur 46 og 47 kan man se gips- og sementprøvene som ble brukt til å teste material-egenskapene etter enaksiell trykkforsøk har blitt utført. Figur 48 og 49 viser spennings-tøyningkurvene for gipsprøvene og sementprøvene. E-modul for gipsen og sementen ble fastslått ved tangenten ved 50% av UCS. Tabell 3 og 4 oppsummerer diverse informasjon om de enkelte prøvestykkene og resultatene fra trykkforsøkene. Tabell 5 viser resultatene fra alle tiltforsøkene som ble utført med gips- og sementprøvene.



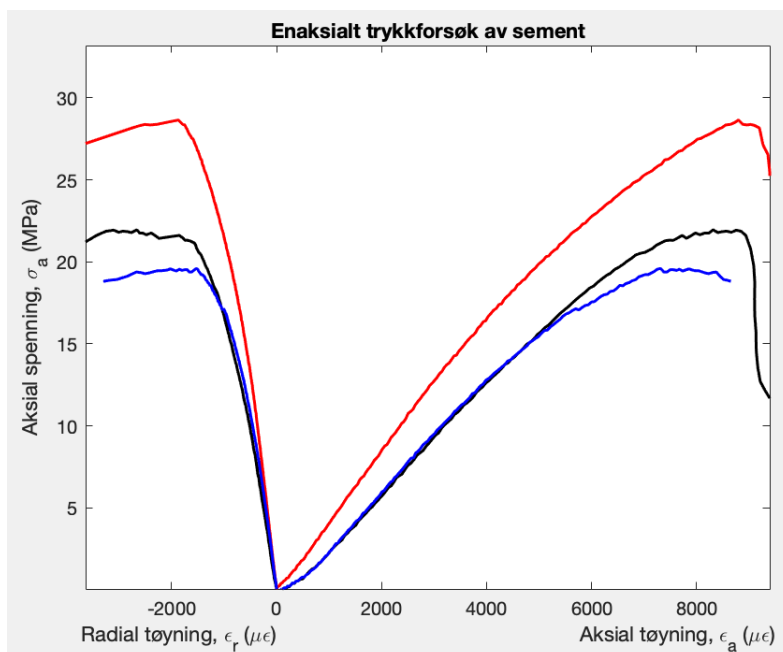
Figur 46: Gipskjerner etter utført etter enaksiell tykkforsøk.



Figur 47: Sementkjerener etter utført etter enaksiell trykkforsøk.



Figur 48: Spenning-tøyningskurver for gips.



Figur 49: Spenning-tøyningskurver for sement.

Tabell 3: Målinger og testresultater fra enaksial trykkforsøk av sylindriske prøver av Plurastone Scan (gips) med blandingsforhold på 0,2.

	Prøve 1	Prøve 2	Prøve 3
Diameter (mm)	47,86	47,74	47,56
Lengde (mm)	124,02	124,03	124,00
Vekt (g)	462,26	460,02	462,56
Egenvekt (g/cm ³)	2,07	2,07	2,10
Lydhastighet (m/s)	4204	4148	4147
USC (MPa)	125,2	119,3	126,6
E-modul (GPa)	29,48	28,99	29,67
Poissons forholdstall	0,29	0,29	0,27
Tangent punkt (MPa)	62,8	60,2	63,3
Intervall (MPa)	12,6	11,6	12,2

Tabell 4: Målinger og testresultater fra enaksiell trykkforsøk av sylindriske prøver bestående av Nordcem Industrisement med et blandingsforhold på 0,8.

	Prøve 1	Prøve 2	Prøve 3
Diameter (mm)	47,92	47,85	47,63
Lengde (mm)	122,66	122,69	122,69
Vekt (g)	335,07	343,92	328,34
Egenvekt (g/cm ³)	1,52	1,56	1,50
Lydhastighet (m/s)	2833	2971	2576
USC (MPa)	21,9	28,6	19,6
E-modul (GPa)	3,22	3,72	3,39
Poissons forholdstall	0,21	0,19	0,19
Tangent punkt (MPa)	11,0	14,3	9,9
Intervall (MPa)	2,1	3,0	2,0

Tabell 5: Målt ϕ_b for kontaktflatene gips-gips, sement-sement og gips-sement.

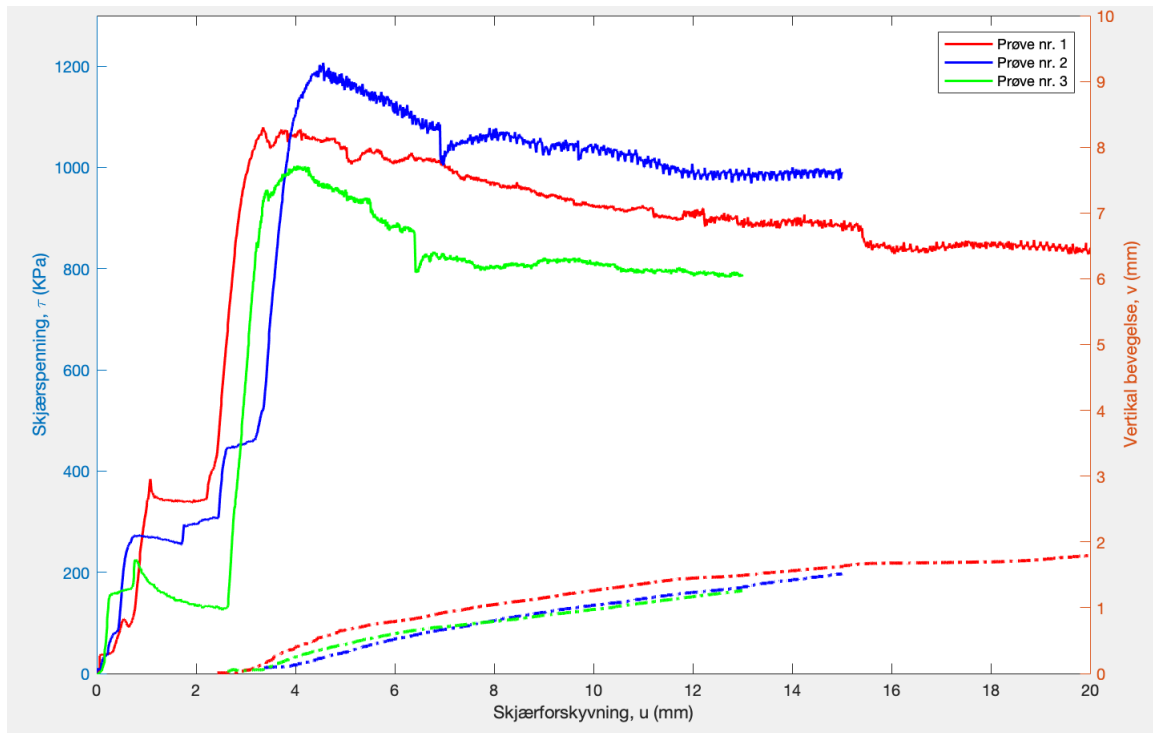
Gips (°)	Sement (°)	Gips (2) og sement (1) (°)	Gips (1) og sement (2) (°)
38,3	24,2	38,4	41,0
30,8	29,2	39,5	39,6
33,5	25,9	39,3	39,2
34,0	24,0	36,8	39,1
34,6	27,7	43,0	40,0

C Resultater fra skjærttest

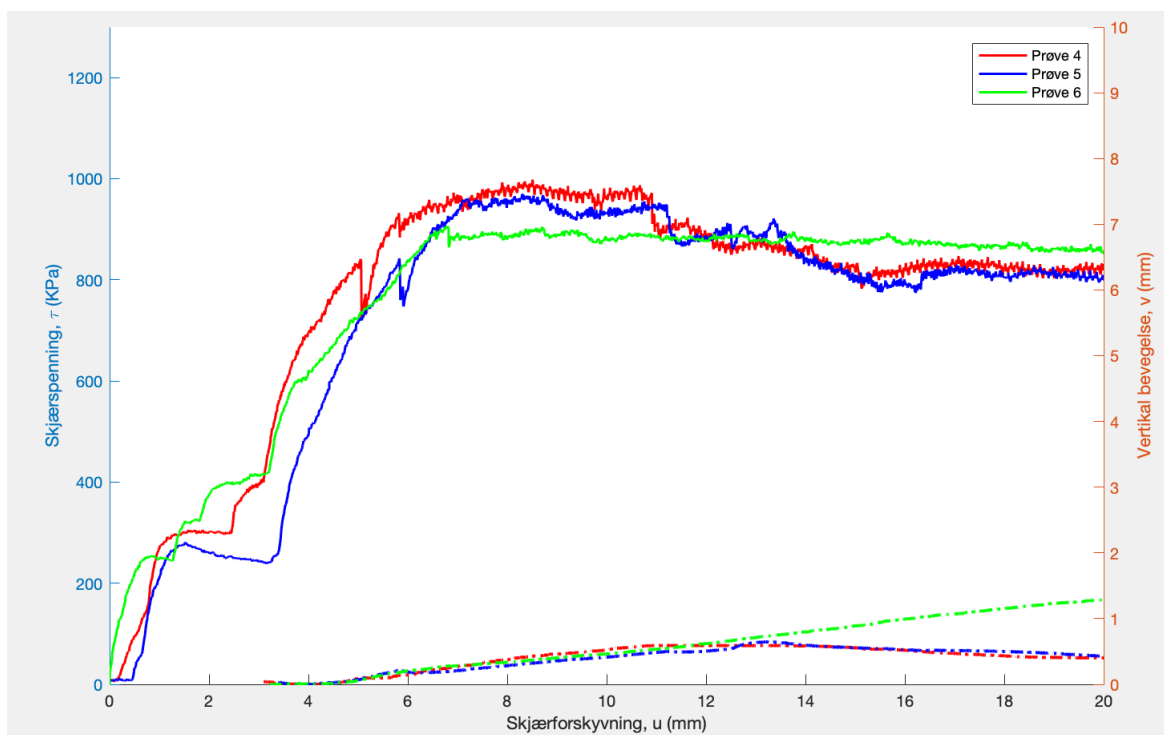
Tabell 6 viser målt skjærstyrke for alle 12 sprekkeprøvene. Figur 50-53 viser rådata fra skjærttestene for alle sprekkeprøvene. Figur 54-65 viser sprekkeprøvene etter fullført skjærttest.

Tabell 6: Resultater fra direkte skjærttest.

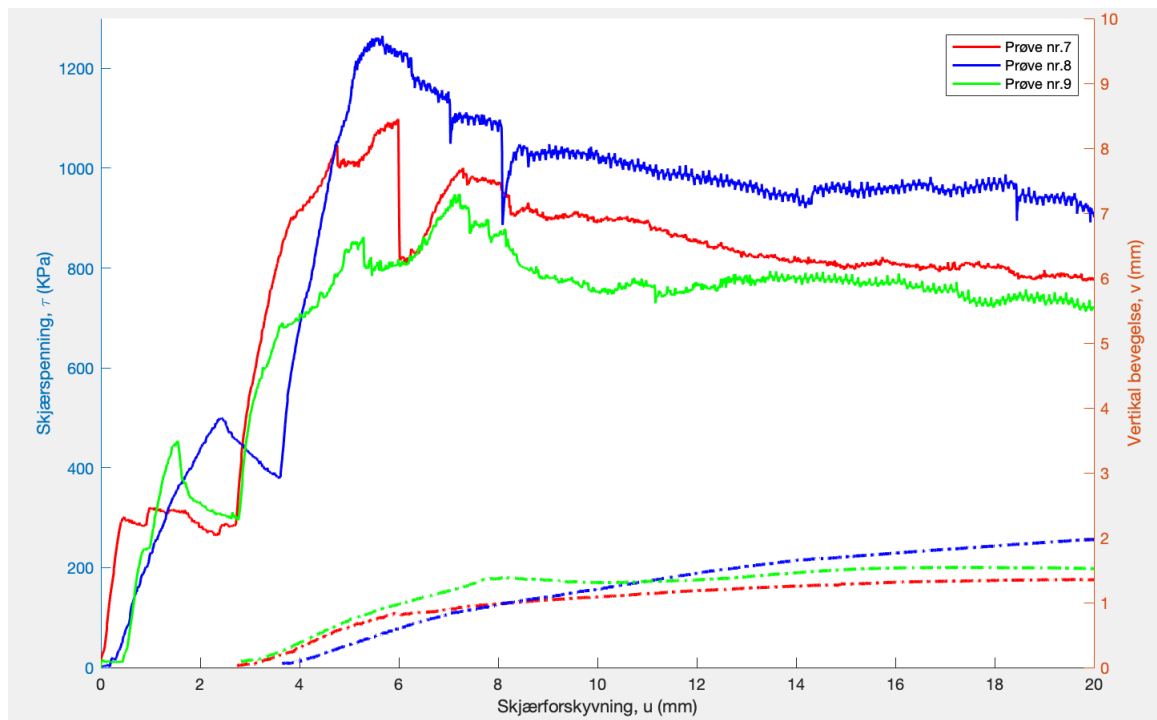
Sprekkeprøve- nummer	Type sprekkeprøve	τ_p (kPa)	τ_r (kPa)
1	GNM	1197	990
2	GNM	999	836
3	GNM	987	784
4	GN	987	816
5	GN	964	803
6	GN	902	857
7	GSM	1093	776
8	GSM	1257	926
9	GSM	939	722
10	GS	876	659
11	GS	760	615
12	GS	849	659



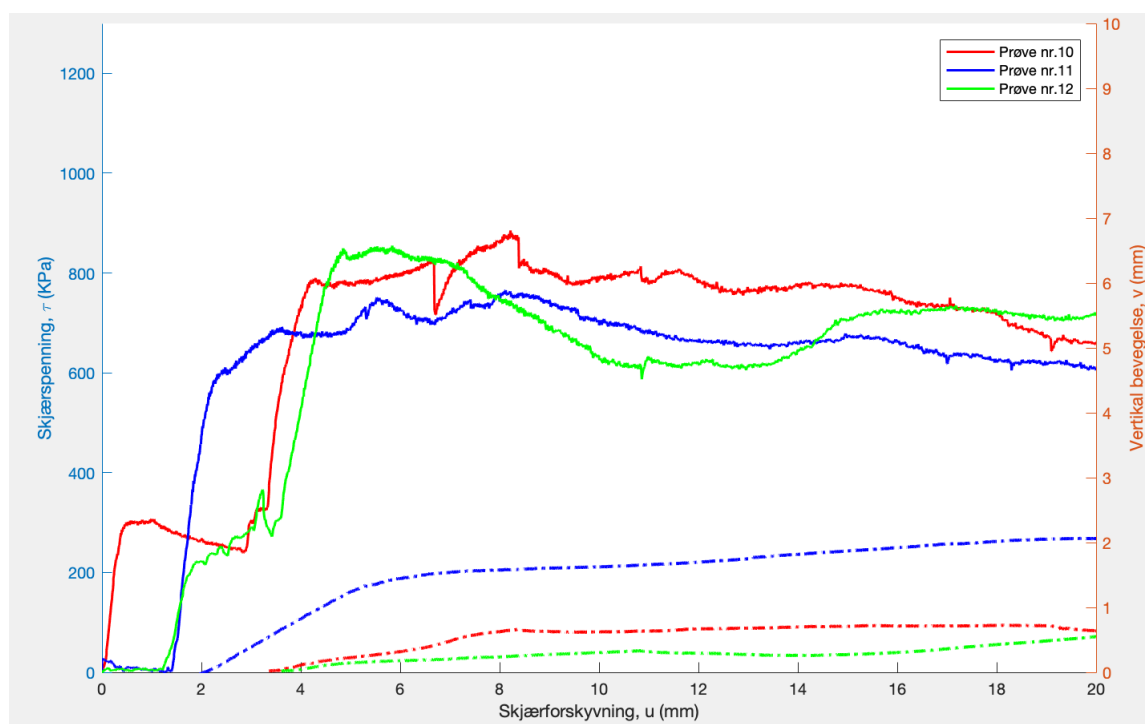
Figur 50: Rådata fra skjærttester av GNM-prøvene.



Figur 51: Rådata fra skjærttester av GN-prøvene.



Figur 52: Rådata fra skjærtester av GSM-prøvene.



Figur 53: Rådata fra skjærtester av GS-prøvene.



Figur 54: GNM-prøve nr.1 etter skjærttest.



Figur 55: GNM-prøve nr.2 etter skjærttest.



Figur 56: GNM-prøve nr.3 etter skjærttest.



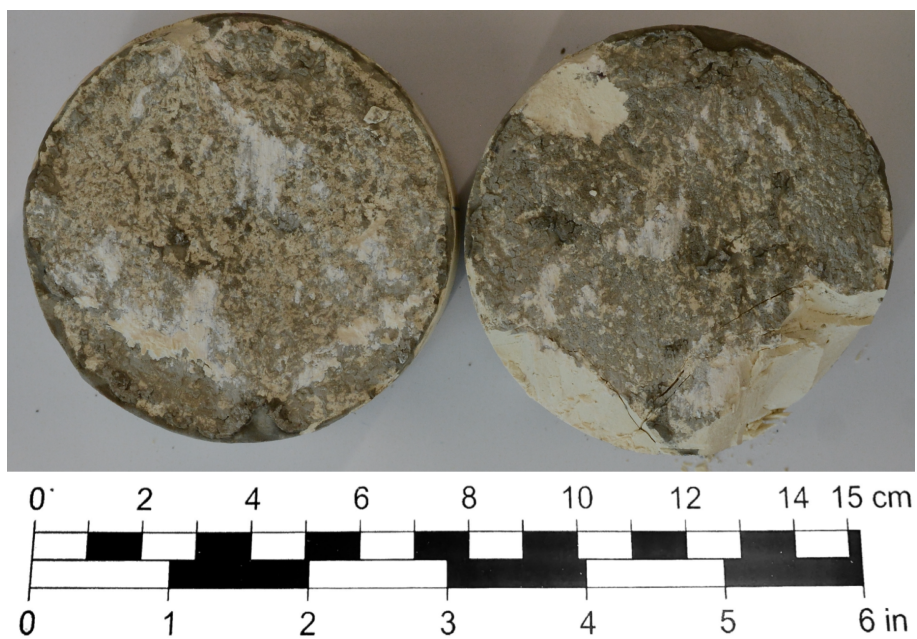
Figur 57: GN-prøve nr.4 etter skjærttest.



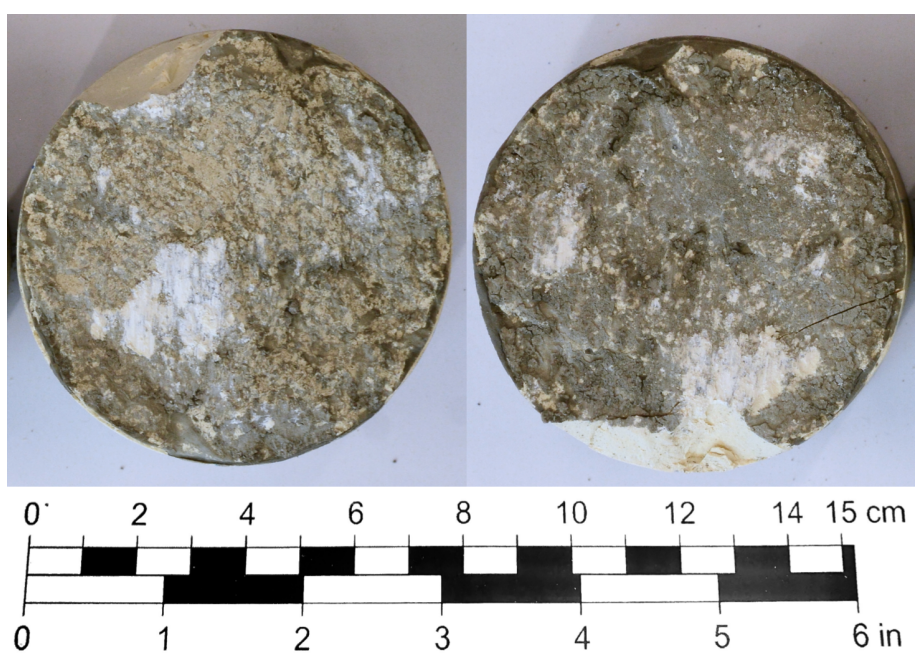
Figur 58: GN-prøve nr.5 etter skjærttest.



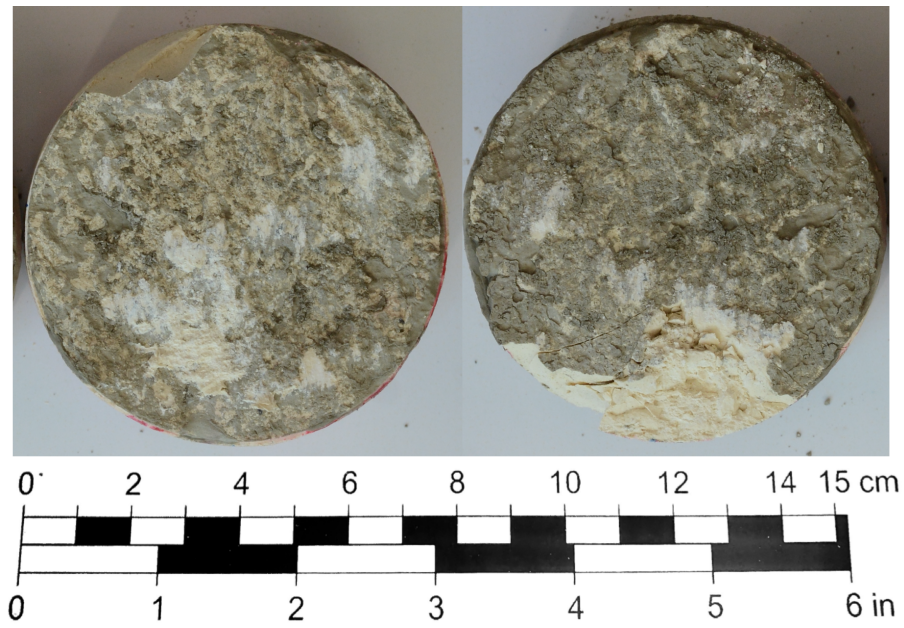
Figur 59: GN-prøve nr.6 etter skjærttest.



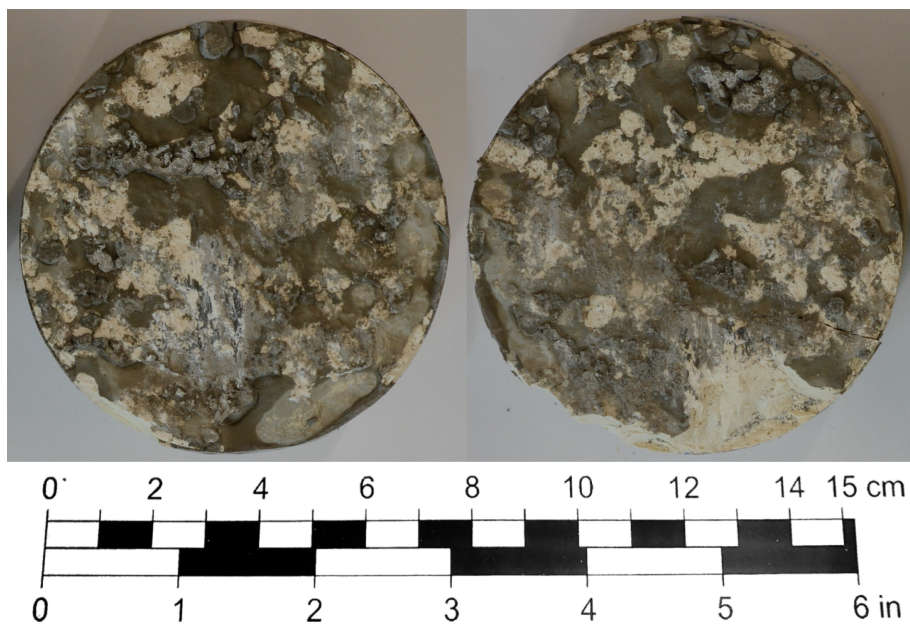
Figur 60: GSM-prøve nr.7 etter skjærttest.



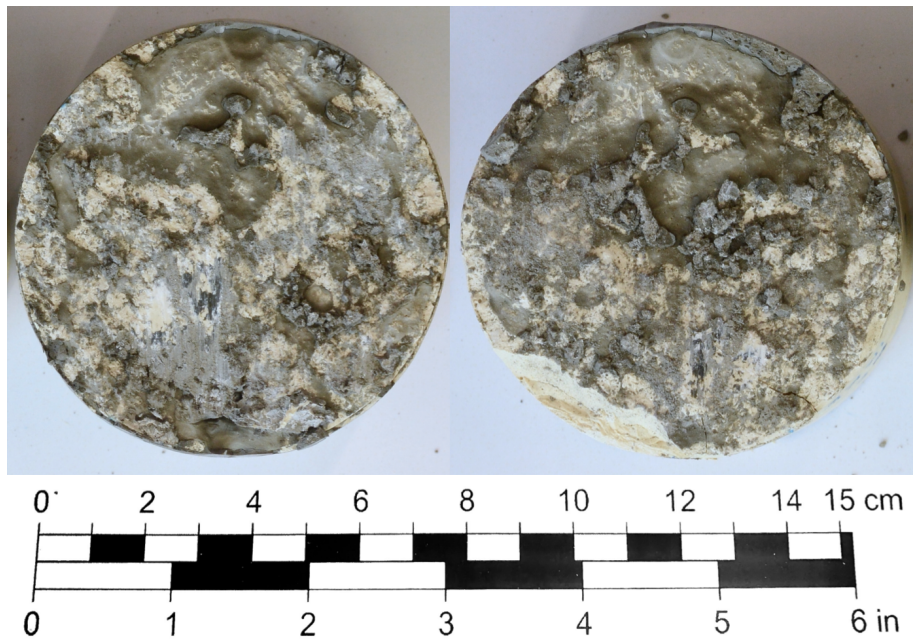
Figur 61: GSM-prøve nr.8 etter skjærttest.



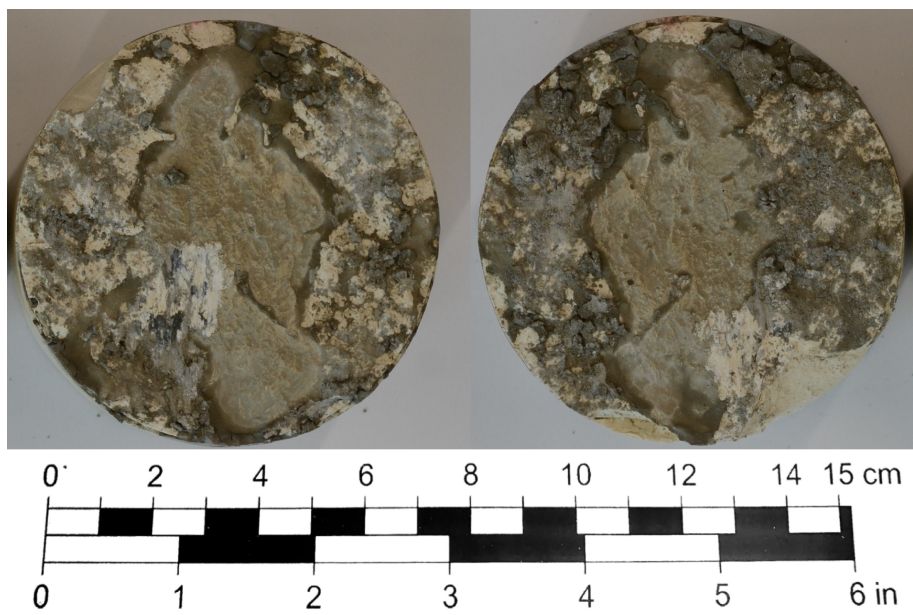
Figur 62: GSM-prøve nr.9 etter skjærttest.



Figur 63: GS-prøve nr.10 etter skjærttest.



Figur 64: GS-prøve nr.11 etter skjærttest.



Figur 65: GS-prøve nr.12 etter skjærttest.

