

# Gyste fjellankre utsatt for syklisk belastning fra store brukonstruksjoner og vurdering av designkapasitet

**Elisa Brekke**

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: juni 2018

Hovedveileder: Gudmund Reidar Eiksund, IBM

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet  
Institutt for bygg- og miljøteknikk





Oppgavens tittel: <b>Vurdering av syklisk kapasitet for fjellankre utsatt for syklisk belastning fra store brukonstruksjoner</b>	Dato: <b>06.06.2018</b>
	Antall sider (inkl. bilag): <b>159</b>
	Masteroppgave   x
Navn: Elisa Brekke	
Faglærer/veileder: Gudmund Reidar Eiksund	
Eksterne faglige veiledere: Joar Tistel	

#### Abstrakt:

Statens Vegvesen planlegger å gjøre E-39 ferjefri. I tilknytning til dette prosjektet er det ønskelig å bruke gyste fjellankre til å avlaste store brufundamenter, der det sykliske bidraget ikke kan neglisjeres. Joar Tistel utviklet i sitt PhD prosjekt en numerisk modell for beregning av syklisk kapasitet for et fjellanker. Ved å øke modell troverdigheten til Tistel sin modell kan den sykliske kapasiteten blir beregnet med nøyaktig, og store kostnader kan bli spart.


Som en del av forskningen har det blitt utført sykliske og statiske forsøk på fjellankre med gyselengde lik 4, 11.4 og 16 ganger stagdiameter. Målet var å øke modelltroverdigheten til Tistel (2018) sin modell ved å sammenligne forsøksresultat mot modellresultat. Flere faktorer som påvirker den sykliske kapasiteten har også blitt belyst, i tillegg ble forsøksresultatet sammenlignet med tidligere publiserte studier.

Den sykliske kapasiteten påvirkes av blant annet geometriske forhold, kryp, forspenning av stag, bergkvalitet, stagmateriale og egenskaper til gysemassen. Forsøksresultatet bekrefter Benmokrane (1995) sin teori, som beskriver ulike faser for et syklisk belastet fjellanker. Rehm og Eligehausen (1979) sin teori om at slippet og rest slippet øker med antall sykluser, at forskjellen mellom slippet og rest slippet minker med økende sykluser bekreftes også.

Basert på tidligere studier korrelerte slipp- og heftspennings fordelingen bra med Tistel (2017) sin modell. På grunn av relativt stor variasjon i utførte forsøk er det nødvendig med videre arbeid for å øke modell troverdigheten.

#### Stikkord:

- |                     |
|---------------------|
| 1. Rock Anchor      |
| 2. Cyclic loading   |
| 3. Bond Degradation |
| 4. Bond-Slip Model  |

  
(sign.)

# MASTEROPPGAVE

Våren 2018  
for

Elisa Brekke

## Vurdering av syklisk kapasitet for fjellankre utsatt for syklisk belastning fra store brukonstruksjoner

### BAKGRUNN

Statens Vegvesen planlegger å gjøre E-39 ferjefri, og i tilknytning til dette prosjektet er det ønskelig å bruke gyste fjellankre til å avlaste store brufundamenter. Det sykliske lastbidraget kan ikke neglisjeres ettersom trafikk, vind og bølger skaper store sykliske laster. Doktorgradstudent Joar Tistel har laget en numerisk modell for beregning av syklisk kapasitet for et fjellanker. Ved å øke modell troverdigheten til Tistel (2018) sin modell kan den sykliske kapasiteten blir beregnet med nøyaktig, og store kostnader kan bli spart.

### OPPGAVE

Denne oppgaven skal studere kapasiteten til et fjellanker, fokus på degradering av kapasitet mht: sykliske laster, kryp, stag overflate, mørteltype, forspenning, geometriske forhold (diameter, lengder). Videre skal oppgaven teste en numerisk modell laget av Tistel (2018) for beregning av kapasitet for et syklisk belastet fjellanker. Modellen skal inngå som en brukerdefinert modell i elementmetodeprogrammet Ansys. Det er også nødvendig med et grundig litteraturstudium for å opparbeide seg nødvendig bakgrunn for denne oppgaven.

### Oppgave beskrivelse

Dersom gyste fjellstag skal kunne brukes for å ta permanent strekk for forankring av broer er det nødvendig å dokumentere kapasiteten for sykliske laster. Denne oppgaven har som mål å verifisere Tistel (2018) sin modell gjennom å utføre sykliske og statiske forsøk på gyste fjellankre for å deretter sammenligne modellresultat mot forsøksresultat. Tistel har foreslått en generell modell gyldig for alle gyselengder. Modellen er basert på tester utført på gyselengder mindre enn 70 mm. For å verifisere modellen er det viktig å utføre tester på større gyselengder. Oppgaven har derfor som formål å undersøke om modellen til Tistel er representativ for lengre gyselengder enn 70 mm. Ved installasjon av fjellanker kan det være krevende å oppnå full heft langs hele gyselengden. I oppgaven vil det derfor bli diskutert hvordan en i modellen kan ta hensyn til dårlig heft.

### Forskningsspørsmål

Oppgaven ønsker å svare på følgende spørsmål:

1. "Kan gyste, passive fjellankre brukes som permanent forankring ved syklisk last? Eventuelt, hvilke faktorer påvirker den sykliske kapasiteten til et fjellanker?"
2. "Er Tistel sin modell for syklisk lastoppførsel av et fjellanker representativ for lengre gyselengder enn 70 mm?"

3. "Er Tistel sin modell for syklisk lastoppførsel av et fjellanker passende for fjellankre med simulert dårlig heft mellom berg og gysemasse?"

**Mål og fremgangsmåte**

Med mål om å svare på forskningsspørsmålene nevnt ovenfor, blir følgende fremgangsmåte sett som mest hensiktsmessig. Studiet starter med å utføre et litteraturstudie om faktorer som påvirker den sykliske kapasiteten og generell syklisk oppførsel for et fjellanker.

Opgaven skal utføre sykliske og statiske forsøk på fjellankre med 70 mm gyselengde, for å kontrollere om oppgaven har klart å gjenskape Tistel sitt forsøk. Videre skal det utføres sykliske og statiske forsøk på fjellankre med lengre gyselengde enn 70 mm, for å verifisere modellen. Tøyningsensorer langs gyselengden blir installert for å kontrollere om modellen beregner korrekt slipp langs gyselengden. Videre skal det utføres forsøk med simulert dårlig heft mellom gysemasse og berg. Dette blir fremstilt med å ha en glatt borehulloverflate og redusere borehulldiameteren sammenlignet med Tistel sine forsøk. Til slutt skal forsøksresultat sammenlignes med modellresultatet.

Det er ønskelig å utføre en fullskala test for flere tusen sykluser, men grunnet tids-, kostnad-, og utstyrbegrensning blir ikke forsøket testet for mer enn er 10000 sykluser. Det er heller ikke aktuelt å utføre sykliske tester på et fjellanker med større gyselengde enn 280 mm, da det vil fremprovosere et stagbrudd fremfor skjærbrudd mellom mørtel og stag.

**Ansvarlig professor:**

Prof. Gudmund Reidar Eiksund

Institutt for Bygg- og Miljøteknikk, NTNU

Date: 08.06.2018



Ansvarlig professor (signature)

---

# Forord

Masteroppgaven er skrevet ved geoteknikk på instituttet for bygg- og miljøteknikk ved Norges teknisk-naturvitenskaplige universitet (NTNU). Motivasjonen for oppgaven og bakgrunnen for temavalget er at det er interessant å jobbe med et prosjekt som er fremtidsrettet og relevant i dagens samfunn. Masteroppgaven byr på tverrfaglighet og kombinerer både programmering og laboratorium arbeid, som gir meg en mulighet til å utvikle mine geotekniske og analytiske ferdigheter.

Jeg vil spesielt takke min veileder Gudmund Eiksund for tett samarbeid og god veiledning, og som alltid har vært tilgjengelig på kort varsel. Likeså ønsker jeg å takke Espen Andersen og Karl Ivar Volden Kvisvik, ansatt på BAT-verksted, som har vært til stor hjelp ved klargjøring og gjennomføring av forsøkene. Jeg ønsker også å takke avdelingsingeniør Per Asbjørn Østensen, som har vært behjelpelig ved instrumentering av måleutstyr og programmering for målingsregistrering og laststyring. Johan Henrik Martens skal også ha en takk for hans innsats av korrekturlesing av oppgaven og oppmuntrende ord underveis. I forbindelse med tidligere studier og laboratoriearbeid vil jeg takke Joar Tistel for hans arbeid og innsats.

---

# Sammendrag

Statens Vegvesen planlegger å gjøre E-39 ferjefri. I tilknytning til dette prosjektet er det ønskelig å bruke gyste fjellankre til å avlaste store brufundamenter, der det sykliske bidraget ikke kan neglisjeres. I forbindelse med prosjektet E-39 ferjefri har oppgaven som formål å evaluere den sykliske kapasiteten til et fjellanker.

Joar Tistel utviklet i sitt PhD prosjekt en numerisk modell for beregning av syklisk kapasitet for et fjellanker. Ved å øke modell troverdigheten til Tistel (2018) sin modell kan den sykliske kapasiteten blir beregnet med nøyaktig, og store kostnader kan bli spart.

Som en del av forskningen har det blitt utført sykliske og statiske forsøk på fjellankre med gyselengde lik 4, 11.4 og 16 ganger stagdiameter. Målet var å øke modell troverdigheten til Tistel (2018) sin modell ved å sammenligne forsøksresultat mot modellresultat. Flere faktorer som påvirker den sykliske kapasiteten har også blitt belyst, i tillegg ble forsøksresultatet sammenlignet med tidligere publiserte studier.

Den sykliske kapasiteten påvirkes av blant annet geometriske forhold, lastamplitude, forspenning av stag, bergkvalitet, stagmateriale og egenskaper til gysemassen. Forsøksresultatet bekrefter forskningen til Benmokrane (1995), som beskriver ulike faser for et syklisk belastet fjellanker. Resultatet bekrefter også Oh og Kim (2007) sine studier, om at slippet og rest slippet øker med antall sykluser, og at forskjellen mellom slippet og rest slippet minker med økende sykluser.

Tidligere forskning korrelerte bra med Tistel (2018) sin modell, som demonstrerte slipp- og heftspennings fordelingen for et syklisk belastet fjellanker. På grunn av relativt stor variasjon i utførte forsøk er det nødvendig med videre arbeid for å øke modell troverdigheten. I tilknytning til å øke modell troverdigheten til Tistel sin modell, er det nødvendig å sammenligne modellresultat med forsøksresultat for varierende gyselengde, stagdiameter, bergstryke og mørtel.

---

# Summary

If the cyclical capacity can be calculated more accurately than it is by current methods, expenditures and time could be reduced significantly. For this reason, this study seeks to further develop Tistel's (2018) previous research, which aimed to evaluate the cyclical capacity of a grouted rock anchor, using a user defined model incorporated into ANYSYS. This present thesis will make use of this contribution for accommodating its overarching aims.

As parts of the research, there have been conducted cyclic and static laboratory experiments on grouted rock anchors with grout length equal to 4, 11.4 and 16 times anchor diameter. The test results have been compared with model results, with the aim of increasing Tistel's (2018) model credibility. A consideration of factors that may affect the cyclical capacity has also been included, in addition to a comparative analysis of current test results and former research projects.

Geometric ratio, prestressing, rock- and grout properties affect the cyclical capacity. The results of this master's thesis verify Benmokrane's (1995) theory, which demonstrates the different phases for a cyclic loaded grouted rock anchor. The test results also adhere to Oh and Kim's (2007) previous research, which show the positive correlation between slip and residual slip and the number of cycles, in addition to the decreasing difference between slip and residual slip with increasing cycles.

It is noteworthy that previous studies correlate with Tistel's (2018) model result, which demonstrates the slip- and bond strength distribution for a cyclically loaded grouted rock anchor. Still, due to low credibility of the current study's laboratory experiments, future research is needed. In terms of increasing the credibility of Tistel's (2018), a comparison of model and test results for varying grout length, rock quality, anchor diameter and grout compression strength is still necessary.



# Innhold

<b>Forord</b>	<b>1</b>
<b>Sammendrag</b>	<b>i</b>
<b>Summary</b>	<b>ii</b>
<b>Innholdsliste</b>	<b>viii</b>
<b>Tabeller</b>	<b>x</b>
<b>Figurer</b>	<b>xv</b>
<b>Symboler</b>	<b>xvi</b>
<b>1 Introduksjon</b>	<b>1</b>
1.1 Bakgrunn . . . . .	1
1.2 Problemstilling . . . . .	2
1.3 Fremgangsmåte . . . . .	3
1.4 Litteratur . . . . .	4
1.5 Oppgave struktur . . . . .	4
<b>2 Litteraturstudiet</b>	<b>5</b>
2.1 Fjordkryssing - Bjørnafjorden . . . . .	5
2.2 Fjellanker design . . . . .	7
2.3 Gysemasse . . . . .	8

---

2.4	Bergstyrke . . . . .	10
2.5	Gysing under vann . . . . .	10
2.6	Stagtyper . . . . .	10
2.7	Stag- og borehulldiameter . . . . .	12
2.8	Forspente stag . . . . .	13
2.9	Heftmekanismer . . . . .	14
2.10	Bruddmekanismer . . . . .	15
2.10.1	Stagbrudd . . . . .	16
2.10.2	Brudd mellom staget og mørtelen . . . . .	16
2.10.3	Brudd mellom berget og mørtelen . . . . .	17
2.10.4	Brudd i berg . . . . .	17
2.11	Syklisk last . . . . .	19
2.11.1	Sykliske last typer . . . . .	19
2.11.2	Utmatningskapasitet . . . . .	20
2.12	Langtidseffekter . . . . .	21
2.12.1	Korrosjon . . . . .	21
2.12.2	Kryp . . . . .	21
2.12.3	Relaksasjon av forspent stag . . . . .	21
<b>3</b>	<b>Respons av et belastet fjellanker</b>	<b>23</b>
3.1	Systemets stivhet . . . . .	23
3.2	Statisk last oppførsel . . . . .	24
3.2.1	Heftspenningsfordeling og degradering av statisk kapasitet . . . . .	24
3.2.2	Heft-slipp modell . . . . .	25
3.3	Syklisk belastning . . . . .	27
3.3.1	Heftspenningsfordeling . . . . .	27
3.3.2	Slippet per syklus . . . . .	28
<b>4</b>	<b>Numerisk modell for syklisk lastet fjellanker</b>	<b>31</b>
4.1	Den brukerdefinerte modellen . . . . .	31
4.2	Ansys modell . . . . .	35

---

4.3	Modell begrensninger . . . . .	37
<b>5</b>	<b>Forsøk</b>	<b>39</b>
5.1	Klargjøring av forsøk . . . . .	39
5.1.1	Forsøksplan . . . . .	39
5.1.2	Utstyr . . . . .	41
5.1.3	Boring . . . . .	42
5.1.4	Isolering skjæregenskapen . . . . .	44
5.1.5	Installasjon av tøyningsensor . . . . .	45
5.1.6	Blanding av sementmørtel . . . . .	47
5.1.7	Gysing og boltemontering . . . . .	48
5.1.8	Forsøksoppsett . . . . .	49
5.1.9	Instrumentering . . . . .	50
5.2	Gjennomføring av forsøk . . . . .	52
5.2.1	Bøye-, og trykktest for gysemasse . . . . .	52
5.2.2	Trykktest av betong . . . . .	52
5.2.3	Utfordringer og tekniske problemer under forsøk . . . . .	53
5.2.4	Behandling av data . . . . .	55
<b>6</b>	<b>Resultat av eksperiment</b>	<b>57</b>
6.1	Styrkeparameter for gysemasse . . . . .	58
6.2	Trykkfasthet av betong . . . . .	59
6.3	Statiske forsøk . . . . .	60
6.3.1	Resultat av 70 mm gyselengde . . . . .	60
6.3.2	Resultat av 200 mm gyselengde . . . . .	61
6.3.3	Resultat av 280 mm gyselengde . . . . .	61
6.4	Sykliske forsøk . . . . .	63
6.4.1	Resultat for 70 mm gyselengde . . . . .	63
6.4.2	Resultat for 200 mm gyselengde . . . . .	64
6.4.3	Resultat for 280 mm gyselengde . . . . .	65
<b>7</b>	<b>Resultat av numerisk analyse</b>	<b>69</b>

---

---

7.1	Den brukerdefinerte modellen i MATLAB . . . . .	70
7.2	Den brukerdefinerte modellen i Ansys . . . . .	71
7.2.1	Systemets stivhet . . . . .	71
7.2.2	Respons på et syklisk belastet fjellanker . . . . .	72
7.2.3	Sensitivitetsanalyse . . . . .	73
7.2.4	Sykliske forsøk . . . . .	73
7.3	Parameter avvik . . . . .	78
7.3.1	Heftkapasiteten . . . . .	78
7.3.2	Slippet etter første syklus . . . . .	79
7.3.3	Antall sykluser ved maks heftspenning . . . . .	80
7.3.4	Antall sykluser ved brudd . . . . .	81
<b>8</b>	<b>Diskusjon</b>	<b>83</b>
8.1	Syklisk oppførsel . . . . .	83
8.1.1	Gysemasse- og bergegenskaper . . . . .	84
8.1.2	Geometriske forhold og ruhet . . . . .	84
8.1.3	Installasjonsprosess og lasttype . . . . .	85
8.1.4	Heft- og slippfordeling . . . . .	85
8.2	Numerisk modell . . . . .	87
8.3	Avvik . . . . .	88
8.3.1	Utstyr . . . . .	88
8.3.2	Gysemassens trykkfasthet . . . . .	89
8.3.3	Heftkapasitet . . . . .	90
8.3.4	Parametere i den brukerdefinerte modellen . . . . .	90
8.3.5	Utelatte forsøk . . . . .	91
<b>9</b>	<b>Konklusjon</b>	<b>93</b>
9.1	Faktorer som påvirker heftkapasiteten . . . . .	93
9.2	Respons av et belastet fjellanker . . . . .	94
9.3	Numerisk modell for syklisk lastet fjellanker . . . . .	94
<b>10</b>	<b>Videre arbeid</b>	<b>97</b>

---

---

10.1	Anbefaling for klargjøring av forsøk . . . . .	97
10.2	Økning av modell troverdighet . . . . .	98
10.3	Modell begrensinger . . . . .	99
	<b>Bibliografi</b>	<b>101</b>
	<b>Vedlegg</b>	<b>105</b>
<b>A</b>	<b>Kontaktliste</b>	<b>105</b>
<b>B</b>	<b>Loggføring av forsøket</b>	<b>106</b>
<b>C</b>	<b>Materialegenskaper</b>	<b>108</b>
C.1	Stålstag . . . . .	108
C.2	Gysemasse . . . . .	109
C.3	LVDT . . . . .	111
C.4	Trykkfasthet til betong . . . . .	115
C.5	Trykkfasthet og bøyestrekkspenning til sementmørtel . . . . .	118
<b>D</b>	<b>Forsøksresultat til publiserte studier</b>	<b>119</b>
D.1	Forsøksresultat til Benmokrane (1995) . . . . .	119
D.2	Forsøksresultat til Joar Tistel . . . . .	120
<b>E</b>	<b>Veiledning til nedlastning av Ansys</b>	<b>121</b>
<b>F</b>	<b>Matlab kode for et syklisk lastet fjellanker</b>	<b>122</b>
<b>G</b>	<b>Ansys kode for et syklisk lastet fjellanker</b>	<b>126</b>
<b>H</b>	<b>Bilder fra forsøk</b>	<b>137</b>
<b>I</b>	<b>Brekkes resultateter</b>	<b>140</b>
I.1	Forsøksresultat . . . . .	141
I.2	Matlab resultat . . . . .	153
I.3	Initial rest slipp . . . . .	155

---

I.4	Inngangsparametere i Ansys . . . . .	157
I.4.1	Materialparametere . . . . .	157
I.4.2	Lastparametere . . . . .	158
I.5	Heftkapasitet, $\alpha$ . . . . .	159

# Tabeller

4.1	Inngangsparametere i Ansys modellen . . . . .	32
4.2	Stål og betong parametere i Ansys . . . . .	35
5.1	Forsøksplan . . . . .	40
6.1	Inngangsparametere i CEB og den trilineære modellen . . . . .	62
6.2	Forsøksresultatet for de sykliske og statiske forsøkene . . . . .	67
7.1	Inngangsparametere i MATLAB modellen . . . . .	70
A.1	Kontaktliste . . . . .	105
B.1	Loggføring av forsøket . . . . .	107
C.1	Trykkfasthet av betong utført av Brekke . . . . .	117
C.2	Bøyestrekkspenning av sementmørtel ette 27 dager herding . . . . .	118
C.3	Trykkfasthet av sementmørtel etter 27 dager herding . . . . .	118
C.4	Bøyestrekkspenning av sementmørtel ette 56 dager herding . . . . .	118
C.5	Trykkfasthet av sementmørtel etter 56 dager herding . . . . .	118
D.1	Syklisk lastoppførsel for passive fjellankere (Benmokrane, 1995). . . . .	119
D.2	Forsøksresultat til Tistel (2018) . . . . .	120
I.1	Brekkes forsøksresultat . . . . .	141
I.1	Brekkes forsøksresultat . . . . .	142

---

I.2	Inngangsparametere i Ansys modellen . . . . .	157
I.3	Last inngangsparametere i Ansys modellen . . . . .	158



# Figurer

2.1	Design av hengebruene over Bjørnafjorden. (KAA, 2016) . . . . .	6
2.2	Et gravitasjonsfundament med fjellanker på undersiden . . . . .	6
2.3	Prinsippskisse for passivt, gyst fjellanker . . . . .	7
2.4	Hefstyrke mot trykkfasthet i mørtelen . . . . .	9
2.5	Hefstyrke mot skjærstyrke i mørtelen . . . . .	9
2.6	Prinsippskisse av kraftoverføring for et gyst stag med kammer . . . . .	11
2.7	Tversnittet av en stålstag med kammer . . . . .	11
2.8	Spenning- og tøyingsforhold for de ulike stagtyper (Reda Taha og Shrive, 2003) . . . . .	12
2.9	Prinsippskisse for forspent, gyst stag . . . . .	13
2.10	Prinsippskisse av amplitude reduksjon ved forspenning av stag. $F_p$ er påført forspenning . . . . .	13
2.11	Heftemekanismer (ACI, 1991) . . . . .	14
2.12	(a) Skjærbrudd (b) Mekanisk blokkering ved syklisk lasting (ACI, 1991) . . . . .	15
2.13	Bruddmekanismer for et gyst fjellanker (Neby, 2015) . . . . .	16
2.14	Brudd geometrien ved konusbrudd (Brown, 2015) . . . . .	18
2.15	Relaksasjon mot antall sykluser (Benmokrane, 1995) . . . . .	22
3.1	Hefstspenningsfordelingen for ulike stivhets forskjeller (Coates D.F et al. sitert i Brown (2015)) . . . . .	24
3.2	Forflytning av heftspenningskonsentrasjonen langs gyselengden (endret utgave av den originale fra Lu og Wu (2013)) . . . . .	25

---

3.3	Heftmekanismer mellom betong og stag (fib, 2000) . . . . .	26
3.4	Den trilineær modellen for et gyst fjellanker (Ren et al., 2010) . . . . .	26
3.5	Heft og slipp modell for armeringstang i betong (CEB/FIP, 1993) . . . . .	27
3.6	Slipp mot antall sykluser for ulike lastnivå (Benmokrane, 1995) . . . . .	28
4.1	Visuell forståelse av parameterne (Tistel, 2018) . . . . .	32
4.2	Geometri av Ansys modell (aksesymmetri) . . . . .	36
5.1	Hammerboring. . . . .	42
5.2	Kjerneboring . . . . .	42
5.3	Borekrone for hammerboring . . . . .	43
5.4	Diamantbor for kjerneboring . . . . .	43
5.5	Avvik fra horisontaltplanet under hammerboring . . . . .	43
5.6	Beskyttelsesrør og teipbit på enden av stålstaget . . . . .	44
5.7	Tøyningsensor installasjon for stag CY280-2 og CY280-3 . . . . .	45
5.8	Beskyttelsesrør rundt glassfibertråden . . . . .	46
5.9	Fiber plassering langs gyselengden . . . . .	46
5.10	Blanding av sementmørtel . . . . .	47
5.11	Prismeformer fylt med mørtel . . . . .	47
5.12	Gysing av borehull . . . . .	48
5.13	Boltemontering (prinsippskissen av Hagen (2017)) . . . . .	48
5.14	Stag plassering i betongblokken . . . . .	49
5.15	Forsøksoppsett (Tistel, 2018) . . . . .	50
5.16	Flytskjema for instrumentering Behrens (2016) (Endret utgave) . . . . .	51
5.17	Bøye-, og trykktestemaskin på NTNU . . . . .	52
5.18	Sylinderformede prøvelegemer . . . . .	53
5.19	Konusbrudd i avrettingsmassen og løsningen på problemet . . . . .	54
5.20	Kammer og pidestal kollisjon . . . . .	55
6.1	Bøyestrekkspenning og trykkfasthet for gysemassen . . . . .	58
6.2	Trykkfastheten av betong . . . . .	59
6.3	Lastnivå/last mot slipp for forsøk CY70-1 . . . . .	60

---

---

6.4	Lastnivå/last mot slipp for forsøk ST200-2 . . . . .	61
6.5	Lastnivå/last mot slipp for ST280-1/2 . . . . .	62
6.6	Lastnivå/last mot slipp for CY70-2 . . . . .	63
6.7	Lastnivå/Last mot slipp for CY200-1 . . . . .	64
6.8	CY200-1 mot statisk og syklisk forsøk utført av Tistel . . . . .	65
6.9	Lastnivå/last mot slipp for CY280-1 . . . . .	65
6.10	Lastnivå/last mot slipp for CY280-2 . . . . .	66
6.11	Lastnivå/last for slipp for CY280-3 . . . . .	67
7.1	Matlab modellen mot forsøksresultat for CY70-2. . . . .	70
7.2	Heftspenningsfordeling langs gyselengden ( $f=63\%$ , $N=100$ ) . . . . .	71
7.3	Heft- og slippfordelingen langs gyselengden for økende antall sykluser i Ansys modellen. . . . .	72
7.3	Heft- og slippfordelingen langs gyselengden for økende antall sykluser i Ansys modellen. . . . .	72
7.4	Prosentvis endring av syklus per slipp ved 10% økning av parameterne . . . . .	73
7.5	Ansys modellen mot forsøksresultat for CY200-1 . . . . .	74
7.6	Ansys modellen mot forsøksresultat for CY280-1 . . . . .	75
7.7	Ansys modell mot forsøksresultat for CY280-2 . . . . .	76
7.8	Ansys modell mot forsøksresultat for CY280-3 . . . . .	77
7.9	Heftkapasiteten for Tistel og Brekke sine statiske forsøk . . . . .	78
7.10	Rest initial slippet mot lastnivå for forsøksresultat og modellen . . . . .	79
7.10	Rest initial slippet mot lastnivå for forsøksresultat og modellen . . . . .	80
7.11	$N_1$ mot lastnivå for forsøksresultat og den brukerdefinerte modellen . . . . .	81
7.12	$N_2$ mot lastnivå for forsøksresultat og den brukerdefinerte modellen . . . . .	82
8.1	Faseinndeling for CY70-2 . . . . .	86
8.2	Slippet per syklus mot slipp for forsøksresultat og Ansys modellen . . . . .	88
C.1	Materialegenskaper til gysemassen . . . . .	109
C.2	Materialegenskaper til LVDT'ene . . . . .	111
C.2	Materialegenskaper til LVDT'ene . . . . .	112

---

---

C.2	Materialeegenskaper til LVDT'ene . . . . .	113
C.2	Materialeegenskaper til LVDT'ene . . . . .	114
C.3	Trykktest på betongen utført av SINTEF . . . . .	115
C.3	Trykktest på betongen utført av SINTEF . . . . .	116
E.1	Frengangsmåte for nedlastning av Tistel sin Ansys modell . . . . .	121
G.1	Inputfilen i Ansys modellen til Tistel . . . . .	127
G.1	Inputfilen i Ansys modellen til Tistel . . . . .	128
G.1	Inputfilen i Ansys modellen til . . . . .	129
G.2	Den brukerdefinerte modellen av Tistel . . . . .	130
G.2	Den brukerdefinerte modellen av Tistel . . . . .	131
G.2	Den brukerdefinerte modellen av Tistel . . . . .	132
G.2	Den brukerdefinerte modellen av Tistel . . . . .	133
G.2	Den brukerdefinerte modellen av Tistel . . . . .	134
G.2	Den brukerdefinerte modellen av Tistel . . . . .	135
G.2	Den brukerdefinerte modellen av Tistel . . . . .	136
H.1	Pidestalen og konusbrudd i avrettningsmassen etter forsøk . . . . .	137
H.2	Mørtel omslutning for stagene etter statisk uttrekning . . . . .	138
H.2	Mørtel omslutning for stagene etter statisk uttrekning . . . . .	139
I.1	Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, ST70-1 (Last mot tid) . . . . .	143
I.2	Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, ST70-2 (Last mot slipp) . . . . .	143
I.3	Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-1 (Last mot slipp) . . . . .	144
I.4	Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-1 (Last mot tid) . . . . .	144
I.5	Syklisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-2 (Last mot slipp) . . . . .	145
I.6	Syklisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-2 (Slipp mot tid) . . . . .	145
I.7	Statisk forsøk på 200 mm gyselengde, ST200-1 (Last mot slipp) . . . . .	146
I.8	Statisk forsøk på 200 mm gyselengde, ST200-2 (Ladt mot slipp) . . . . .	146
I.9	Syklisk forsøk på 200 mm gyselengde, CY200-1 (Last mot slipp) . . . . .	147
I.10	Syklisk forsøk på 200 mm gyselengde, CY200-1 (Slipp mot tid) . . . . .	147

---

---

I.11	Statisk forsøk på 200 mm gyselengde, CY200-2 (Last mot slipp) . . . . .	148
I.12	Statisk forsøk på 280 mm gyselengde, ST280-1 (Last mot slipp) . . . . .	148
I.13	Statisk forsøk på 280 mm gyselengde, ST280-2 (Last mot slipp) . . . . .	149
I.14	Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-1 (Last mot slipp) . . . . .	149
I.15	Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-1 (Slipp mot tid) . . . . .	150
I.16	Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-2 (Last mot slipp) . . . . .	150
I.17	Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-2 (Slipp mot tid) . . . . .	151
I.18	Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-3 (Last mot slipp) . . . . .	151
I.19	Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-3.5 (Last mot slipp) . . . . .	152
I.20	Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-3 (Slipp mot tid) . . . . .	152
I.21	Tistel sin MATLAB modell mot CY70-1 . . . . .	153
I.22	Initial slippet og rest initial slippet fra ulike studier . . . . .	155
I.23	Initial rest slippet for CY70-2 . . . . .	155
I.24	Initial rest slippet for CY280-1 . . . . .	156
I.25	Initial rest slippet for CY280-2 . . . . .	156
I.26	Initial rest slippet for CY280-3 . . . . .	157
I.27	$\alpha$ for Tistel og Brekke sine statiske og sykliske forsøk . . . . .	159

---

# Symboler

Symbol	Forklaring
$a$	Kurveparameter i B. Zhang sin S-N kurve
$b$	Kurveparameter i Joar Tistel sin modell, funksjon av $s_{r1}$ , $s_{r0}$ , $N_1$ og $R$
$c$	Kurveparameter i Joar Tistel sin modell, funksjon av $b$ , $N_2$ , $N_1$ og $R$
$d$	Kurveparameter i Joar Tistel sin modell, funksjon av $b$ , $c$ , $s_{r0}$ , $N_2$ , $N_1$ og $R$
$E_b$	E-Modul for berg
$E_m$	E-Modul for mørtel
$E_s$	E-Modul for stag
$f$	Lastnivå, $\frac{\tau_{maxcy}}{\tau_{bu}}$
$F_f$	Bruddlast
$f_c$	Trykkstyrken til betongen
$f_s$	Syklingsfrekvensen
$F_{maks}$	Maksimum påsatt last
$F_p$	Forspenningskraft
$k^{el}$	Systemet elastiske stivhet
$L_{free}$	Den frie ankerlengden
$L_{fixed}$	Den frie ankerlengden
$m$	Forholdet mellom heft og slipp i den trilineære modellen

---

---

Symbol	Forklaring
$N$	Antall sykluser
$N_1$	Antall sykluser ved $s_1$
$N_2$	Antall sykluser ved $\tau_f$
$R$	Forholdet mellom $\tau_{min-cy}$ og $\tau_{max-cy}$
$s_{r0}$	Rest initial slippet etter en syklus
$s_1$	Slipp ved maksimum skjærspenning
$s_{r1}$	Rest slippet ved maksimum skjærspenning
$s_2$	Bruddslippet
$s_{r2}$	Rest bruddslippet
$s_N$	Slippet etter N sykluser
$s_{rN}$	Rest slippet etter N sykluser
$v$	Possion ratio
$\tau$	Heftspenning
$\tau_{bu}$	Heftspenningskapasitet (bond strength), er ofte heftspenning mellom mørtel og stag
$\tau_{max-cy}$	Maksimum påsatt last under syklisk forsøk
$\tau_{min-cy}$	Minimum påsatt last under syklisk forsøk
$\tau_f$	Brudd spenning
$\alpha$	Forholdstall mellom trykkfasthet og heftkapasitet
$\beta$	Kurveparameter i Aas-Jakobsen (1970) sin ligning for $N_2$
$\gamma$	Densitet/Unit vekten
$\theta_c$	Bruddvinkel
$\kappa_{el}$	Elastisk stivhet i grensesnittet mellom mørtel og staget
$\kappa_{elur}$	Elastisk stivhet ved avlastning og pålastning

---

---



# Kapittel 1

## Introduksjon

I Norge blir gyste fjellankre brukt til å forankre konstruksjoner og fjellsikring. Statisk lastoppførsel for et gyst fjellanker finnes det mye kompetanse på, men kompetanse på syklisk lastoppførsel er derimot begrenset.

Nyere studier på NTNU har undersøkt syklisk lastoppførsel for et gyst fjellanker, og det er grunner til å tro at dagens metode for å beregne den sykliske kapasiteten er konservativ. Store kostnader kan bli spart ved å beregne en nøyaktig syklisk kapasitet.

### 1.1 Bakgrunn

E39 går gjennom seks fylker fra Kristiansand til Trondheim, og prosjektet Ferjefri E39 skal gjøre denne 21 timer lange reisen ferjefri. Reisetiden vil dermed bli redusert med 10 timer. I tilknytting til den ønskede tidsreduksjonen, tar prosjektet for seg å bygge et unikt brukonsept over Bjørnafjorden. Ifølge Statens Vegvesen kan denne bruene spare trafikantene opptil 29 minutter i reisetid. Bjørnafjorden er en krevende fjordkryssing, som er fem kilometer bred og opptil 600 meter dyp. Flere brukonsepter har vært vurdert, blant annet undersjøisk rørbru, hengebru montert på flytere og tradisjonell flytebru. Det kan argumenteres for at fjellankre kan utnyttes ved forankring av brufundamenter, og møte nødvendig

design krav. Dette kan lette anleggsarbeidet og redusere kostandene.

I Norge har fjellankre tradisjonelt sett blitt brukt til å forankre konstruksjoner. Å bruke fjellankre med tanke på stabilitetssikring av bruer er dermed lite utbredt. Statisk kapasitet for gyste fjellankre finnes det mye forskning på, men forskning på syklisk kapasitet er begrenset. Viktigheten av den sykliske kapasiteten tilknyttet brukonseptet over Bjørnafjorden kan ikke neglisjeres ettersom trafikk, vind og bølger skaper sykliske laster. Med utgangspunkt i dette faktum er det interessant at Tistel (2018) har laget en numerisk modell for beregning av kapasitet for syklisk belastet fjellstag. Modellen inngår som en brukerdefinert modell i elementmetode programmet Ansys. Modellen er basert på tester utført på gyselengder mindre enn 70 mm. For å verifisere modellen er det viktig å utføre tester på større gyselengder. Ved installasjon av fjellanker kan det være krevende å oppnå full heft langs hele gyselengden, og oppgaven skal derfor undersøke om modellen er representativ for fjellankre som opplever dårlig heft i mørtel-berg grensesnittet.

## 1.2 Problemstilling

Ettersom viktigheten av å undersøke den sykliske kapasiteten kan ikke overses for prosjektet ferjefri E39, har denne oppgaven som mål å verifisere Tistel (2018) sin modell gjennom å utføre sykliske og statiske forsøk på gyste fjellankre for å deretter sammenligne modellresultat mot forsøksresultat.

Mer spesifikt, ønsker oppgaven å svare på følgende forskningsspørsmål:

1. “Kan gyste, passive fjellankre brukes som permanent forankring ved syklisk last? Eventuelt, hvilke faktorer påvirker den sykliske kapasiteten til et fjellanker?”
2. “Er Tistel sin modell for syklisk lastoppførsel av et fjellanker representativ for lengre gyselengder enn 70 mm?”
3. “Er Tistel sin modell for syklisk lastoppførsel av et fjellanker passende for fjellankre med simulert dårlig heft mellom berg og gysemasse?”

## 1.3 Fremgangsmåte

Med mål om å svare på forskningsspørsmålene nevnt ovenfor, ble følgende fremgangsmåte sett som mest hensiktsmessig. Studiet startet med å utføre et litteraturstudie om faktorer som påvirker den sykliske kapasiteten og generell syklisk oppførsel for et fjellanker.

Det er ønskelig å gjenskape Tistel (2018) sine forsøk. Oppgaven skal derfor utføre sykliske og statiske forsøk på fjellankre med 70 mm gyselengde, for å kontrollere dette. Videre skal det utføres sykliske og statiske forsøk på fjellankre med lengre gyselengde enn 70 mm for å verifisere Tistel (2018) sin modell. Det skal bli installert tøyningsensorer langs gyselengden for å kontrollere om modellen beregner korrekt slipp langs gyselengden. Videre skal det utføres forsøk med simulert darlig heft mellom gysemasse og berg. Dette blir fremstilt med å ha en glatt borehulloverflate og redusere borehulldiameteren sammenlignet med Tistel sine forsøk. Til slutt skal forsøksresultat sammenlignes med modellresultatet. Modellen og fremgangsmåte for forsøk er beskrevet i henholdsvis kapittel 4 og 5.

Det er aktuelt å undersøke om kryp påvirker den sykliske kapasiteten over en lengre tidsperiode. Det er også interessant å undersøke om utmattingsbrudd fremkommer for et lavt lastnivå for flere hundre tusener sykluser. På grunn av tids- og utstyrbegrensning blir ikke forsøket testet for mer enn et par tusener sykluser, da en syklus har en periode på 11-15 sekunder. Det ville vært ideelt å ha utstyrt som kunne kjøre sykliske laster uten observasjon og med kort periode for å kontrollere langtidseffekten. For å undersøke om Tistel (2018) sin modell er representativ for lengre gyselengder er det ønskelig å utføre en storskala test i representative omgivelser for prosjektet Ferjefri E39. Dette vil være kostbart, tidkrevende og vanskelig å gjennomføre. Det er ikke aktuelt å utføre sykliske tester på et fjellanker med større gyselengde enn 280 mm, da det vil fremprovosere et stagbrudd fremfor skjærbrudd mellom mørtel og stag. Å øke stagdiameteren er ikke et alternativ da det er ønskelig å ha samme stagdiameter som Tistel. Grunnet tidsbegrensning planlegges det kun å utføre 13 forsøk.

For videre studier bidrar oppgaven med å øke kunnskapen om responsen av et syklisk belastet fjellanker, faktorer som påvirker degradering av heft, samt øke modell påliteligheten

til Tistel (2018) sin modell.

## 1.4 Litteratur

Litteraturstudiet, som vil senere bli presentert i kapittel 2, har som formål om å belyse grunnleggende teori tilknyttet oppgavens formål. Et stort omfang av litteratur er brukt, både fra Teknologibiblioteket på NTNU og NTNU sin internettjeneste, oria. De mest sentrale publiserte tidsskrifter i denne masteroppgaven er Tistel (2018), Benmokrane (1995), Rehm og Eligehausen (1979) og Oh og Kim (2007), som har studert syklisk og statisk lastoppførsel av et gyst fjellanker og vært til stor hjelp for under litteraturstudiet. Andre tekniske rapporter fra institusjonen “Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering” har også blitt brukt til å belyse tidligere forskning. Oppgavens beslyser syklisk lastoppførsel for ameringsstang i betong og kabelbolter grunnet begrenset litteratur om syklisk lastoppførsel for et fjellanker.

## 1.5 Oppgave struktur

Oppgaven starter med å presentere teorigrunnlaget. Kapittel 2 omhandler ulike brukonsepter og faktorer som påvirker den sykliske kapasiteten, mens kapittel 3 omhandler responsen av et syklisk og statisk belastet fjellanker. Videre blir modellen til Tistel (2018) utledet og forklart i kapittel 4. Kapittel 5, “forsøk”, beskriver oppbygningen av testriggeren og arbeidet i forbindelse med klargjøring og gjennomføring av forsøkene. Videre er forsøksresultatene presentert i kapittel 6. I kapittel 7 blir modellresultatet fremsilt.

Kapittel 8, “diskusjon”, blir forsøksresultatene sammenlignet med litteraturstudiet. Videre blir forsøksresultat sammenlignet med modellresultater og Tistel sine forsøksresultater.

På grunnlag av litteraturstudiet, forsøksresultatet og modellresultat blir en konklusjonen fremlagt i kapittel 9, og videre arbeid er beskrevet i kapittel 10.

## Kapittel 2

# Litteraturstudiet

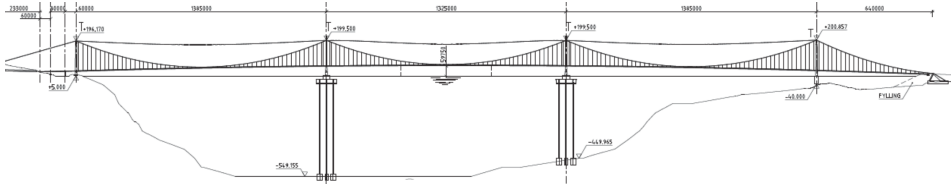
Som tidligere nevnt, er Bjørnafjorden en krevende fjordkryssing og flere brukonsepter har vært vurdert, blant annet undersjøisk rørbru, tradisjonell hengebru montert på flytere og tradisjonell flytebru. En undersjøisk rørbru er ikke lenger et alternativ, da dette ble for kostbart. Videre i dette kapittelet skal de relevante brukonseptene og grunnforholdene i Bjørnafjorden bli fremlagt for å gi en bakgrunnforståelse av masteroppgaven.

Første problemstilling i oppgaven er: “Kan gyste, passive fjellankre brukes som permanent forankring ved syklisk last? Eventuelt, hvilke faktorer og hvordan påvirker de den sykliske kapasiteten? Et grundig litteraturstudie om ulike bruddmekanismer, heftmekanismer, installasjons prosessen, langdstidseffekter og stag-, berg-, og gysemasse egenskaper er nødvendig for å besvare nevnt problemstilling.

### 2.1 Fjordkryssing - Bjørnafjorden

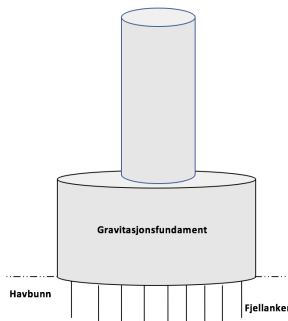
Et av flytebru alternativene er en sideforankret flytebru, som er festet med liner fra pontongene til fjordbunnen. Det andre alternativet er en endeforankret flytebru, som er festet mot land på hver side av Bjørnafjorden (Vegvesen, 2016). En multispenn hengebru med tårn montert på *Tension Leg Platform* (TLP) er også et alternativ, illustrert i figur 2.1.

TLP kommer fra offshore næringen, og det eksisterer allerede mye kunnskap om denne fundamenttypen. Dette brualternativet har tre hovedspenn på 1385m, 1325m og 1385m og fundamenteres med TLP med dybde 450m og 550m. Konseptet innebærer at skroget kan forankres til havbunnen med hjelp av strekkstag og sugeankere. Dette blir den første bruene av sitt slag.



**Figur 2.1:** Design av hengebruene over Bjørnafjorden. (KAA, 2016)

Det er også et alternativ å bruke gravitasjonsfundament med fjellankre installert på undersiden av fundamentet. Gravitasjonsfundamenter oppnår stabilitet ved høy egenvekt. Denne vekten kan reduseres ved bruk av fjellankre, som kan kan lette anleggsarbeidet og redusere kostandene. Figur 2.2 illustrere et gravitasjonsfundament med fjellankre på undersiden av fundamentet. Fjellankrene vil kun bli utsatt for strekk og møte nødvendig kapasitet krav ved ekstrem last situasjoner. Denne løsningen er allerede tatt i bruk ved Nordhordalands bruene, der 12 forspent stag gir en ekstra strekkkapasitet på 42 MN. Hvis det er mulig å beregne den nøyaktige sykliske kapasiteten til et fjellanker kan dette øke fjellankerets bruksområde og redusere kostnader.



**Figur 2.2:** Et gravitasjonsfundament med fjellankre på undersiden

Rapporten KAA (2016) inneholder geotekniske undersøkelser av grunnforholdene i Bjørnafjorden, utført av NGI i mai 2016. På grunn av at prosjektet er i tidlig fase er det begrenset midler for feltundersøkelser og ikke all informasjon er tilgjengelig. Basert på feltarbeidet kan fjordbunnen beskrives som en normalkonsolidert leire med meget lav til middels styrke. Under leirlaget er grunnen sammensatt av grovere materialer med tykkelse 0,5 til 6 meter over det som antas berggrunn. Løsmasselaget gjør det vanskelig å forspenne fjellankeret, dette vil bli mer diskutert i kapittel 2.6.

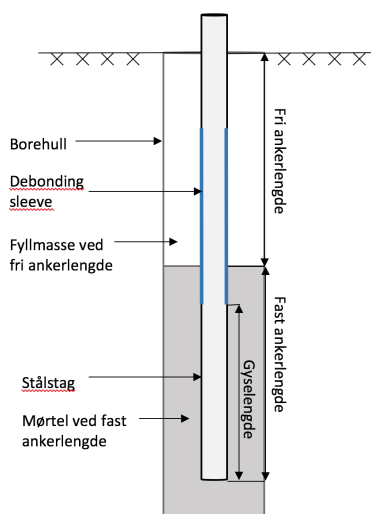
I følge Thomassen (2016) sine undersøkelser har fastlandsberget generelt god kvalitet. Den beregnede Q-verdien er 25, som indikerer god bergkvalitet. God bergkvalitet minker risikoen for brudd mellom mørtel og berget, som vil bli mer diskutert i kapittel 2.8.

## 2.2 Fjellanker design

De finnes flere ulike fjellankre typer, som mekaniske,- gyste- og friksjonstag. I prosjektet ferjefri E39 har gyst fjellanker vist seg å være det beste alternativet, på grunnlag av litteraturstudiet i Tistel (2018) sin doktorgrad. Gyst fjellanker er derfor belyst i denne oppgaven.

Figur 2.3 illustreres et design for et gyst, passivt fjellanker. Staget opplever dårlig mørtel omslutning ved overgangen fra fri til fast ankerlengde. Gyselengden er av den grunn litt kortere enn den faste ankerlengden. Jo lengre gyselengden er, jo høyere heftkapasitet fremtrer mellom staget og gysemassen. Fordelen med gyste fjellanker er at de kan festes i alle typer berg, håndterer et korrosivt miljø og spenningen avtar ikke med tid.

Kapasiteten til et gyst fjellanker vil derimot variere med gyselengden, diameteren, ruhe-



**Figur 2.3:** Prinsippskisse for passivt, gyst fjellanker

ten, gysemiddel- og bergstyrke (Kılıc et al., 2002). Gyste fjellanker kan også være kostbart å bruke i berg med mye sprekker ettersom betydelige mengder fugemasse vil gå tapt, men dette vil samtidig forsterke berget (Hanna, 1982).

## 2.3 Gysemasse

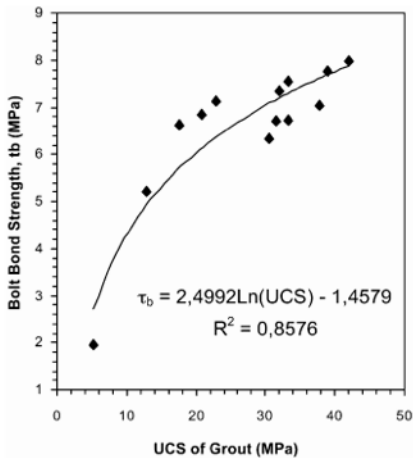
Fjellanker med resin som gysemasse er lett å installere, utelukker luft, tetter hull, har god ytelse med hensyn til kryp og har effektiv bæreevne gjennom hele lengden. Ulempen med resin er at den er sensitiv for blandingsforhold og er kostbart (Luo og Lu, 1999). Det vil ikke være relevant å bruke resin som gysemiddel i prosjektet Ferjefri E39 på grunn av mangelfull erfaring om langtidseffekten. Tistel (2018) konkluderte også med at resin som gysemiddel er for mykt og kan lett fjernes fra ankeret ved installasjon under vann. Sementmørtel er den enkleste og vanligste gysemassen for et fjellanker, og vil derfor være et mer fornuftig valg.

Sementmørtel er en blanding av sement, vann og sand, med typisk forholdstall 1:0,4:3. Vann og sementforholdet er den viktigste faktoren på grunn av det kontrollerer de mekaniske egenskapene og levetiden til den herdede betongen (Hoek, 2000). Lavt vanninnhold gir best egenskaper, men blandingen må ikke være for viskøs ellers blir sementmørtelen vanskelig å gyse/pumpe. Høyt vanninnhold gir også lav langtidstyrke, dette skyldes at blandingsvannet fordampes og deretter skaper en porøs og inhomogen betong (Kılıc et al., 2002). Tilsetningsstoffer blir ofte brukt for å forbedre injeksjonstrykket, herdetiden, viskositeten eller ekspansjon etter herding. Tilsetningsstoffer og kjemikalier som sulfat og klorider, må derimot brukes med varsomhet fordi det kan føre til korrosjon av staget og svekkelse av sementstyrken (Hanna, 1982).

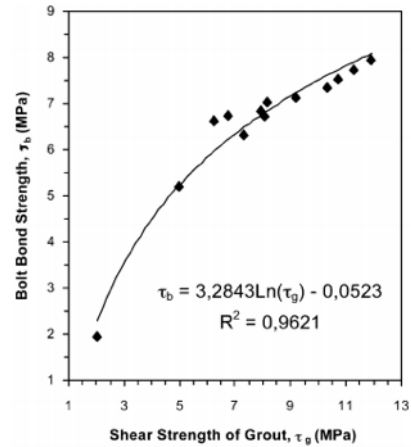
Flere tidsskrifter som Benmokrane et al. (1995), Perry og Jundi (1969) og Kılıc et al. (2002), har påvist at vann og sement forhold på 0.34 til 0.4 gir best kapasitet. Trykkfastheten og skjærstyrken for sementmørtel har en stor betydning for statisk heftkapasiteten i grensesnittet mellom mørtel og stag. Basert på uttreknings forsøk av gyste armeringsstang i basaltblokker konkluderte Kılıc et al. (2002) med at heftkapasiteten mellom staget



og mørtelen øker logaritmisk med økt skjærstyrke i mørtelen, og økende trykkfasthet i mørtelen øker heftkapasiteten. Dette er illustrert i figur 2.4 og 2.5.



**Figur 2.4:** Heftstyrke mot trykkfasthet i mørtelen



**Figur 2.5:** Heftstyrke mot skjærstyrke i mørtelen

Benmokrane et al. (1995) utførte uttrekningforsøk av gyste stålstenger med ulike gyselengder. Forfatteren konkluderte også med at heftkapasiteten i grensesnittet mellom mørtel og staget er proporsjonal med mørtelens trykkfasthet, se formel 2.1.

$$\tau_{bu} = \alpha \cdot \sqrt{f_c} \quad (2.1)$$

Trykkfastheten til herdet sementmørtel etter 28 dager er uttrykt av  $f_c$  i formel 2.1, og  $\tau_{bu}$  er heftkapasiteten i grensesnittet mellom mørtel og stag.  $\alpha$  er et forholdstall bestemt ut ifra laboratorieforsøk, og CEB/FIP (1993) anbefalte at  $\alpha$  var mellom 1 - 2.5 for armeringsstang i betong. Benmokrane et al. mente  $\alpha$  var lik  $1.5 \pm 0.2$  for gyste fjellankre med gyselengde fra 60 til 220 mm. Tistel (2018) hevdet derimot at  $\alpha$  var 2-2.5 for gyst fjellanker med 70 mm gyselengde og god mørtel omslutning.

Derimot syklisk lastet Rehm og Eligehausen (1979) armeringsstenger i betong med varierende betongstryken, og konkluderte med at betongstryken ikke påvirket heftkapasiteten i grensesnittet mellom betong og stag.

## 2.4 Bergstyrke

Yazici og Kaiser (1992) utførte statiske forsøk på gyse kabelbolter, hevdet at heftkapasiteten i grensesnittet mellom gysemasse og berg ble ikke påvirket av stivheten til berget, forutsatt at stivhetsforholdet mellom gysemasse og berg,  $\frac{E_{berg}}{E_{mørtel}}$ , var større enn 0.68. Trykkfastheten er proporsjonal med stivheten til gysemassen, og må derfor være balansert tiltross for at høy trykkfastheten øker heftkapasiteten. Yazici og Kaiser beviste også at gyse kabelbolter hadde høyere heftkapasitet i sterk bergmasse enn svak bergmasse.

## 2.5 Gysing under vann

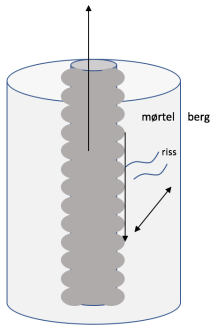
Planlagte fjellankre i Bjørnafjorden er lokalisert under vann. Norge har mye erfaring av å bore under vann fra offshore næringen. Undervanns gysing utføres ved bruk av pumpe eller rør-fylling fra en lekter eller båt. Ved pumping kombineres bruk av trykkslange og gyseslange. Trykkslangen sørger for at vannet pumpes ut av borehullet, slik at gysemassen kan pumpes inn. Borehullet fylles opp fra bunnen og opp, og trykkslangen er utstyrt med en enveisventil slik at vann ikke trenger inn. Det skal pumpes inn under gysemasse overflaten for å hindre luft og vannbobler i gysemassen. Faststøping og injisering bør utføres samme dag som staget monteres (Behrens, 2016).

Yahia et al. (1998) utførte forsøk for gysing over og under vann for å sammenligne ankerets kapasitet i tørre og våte omgivelser. Forfatteren konkluderte med at ankerets kapasitet var høyere i tørre omgivelser enn i våte. Dette skyldes tap av sementmaterialer og påvirkning av vann og sement forholdet. Silikat og plastiserende stoffer i kombinasjon med mørtel vil gi mindre utvasking.

## 2.6 Stagtyper

Fjellanker staget kan være i flere materialer som ribbe stålstenger, glatte stålstenger, stag av fiberarmerte polymere (FRP) og karbonfiberarmerte polymere (CFRP). Rifledede stålstenger

eller/og stålstenger med kammer har høyere kapasitet enn glatte stålstenger. Bruddlasten må overstige heftkapasiteten mellom mørtel og stag i likhet med glatte stålstenger, men må i tillegg knuses mørtelen for at staget skal forskyves (mekanisk blokkering). Dette er illustrert i figur 2.6, 2.7 og 2.11.



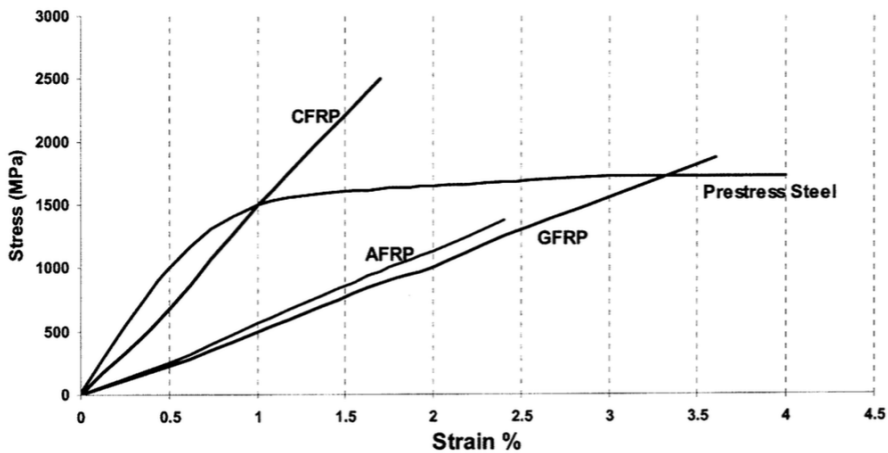
**Figur 2.6:** Prinsippkisse av kraftoverføring for et gyst stag med kammer



**Figur 2.7:** Tversnittet av en stålstag med kammer

Det er vanlig å bruke stål på grunn av høy kapasitet og lang erfaring. Stål er utsatt for korrosjon, som kan påvirke bærekapasiteten negativt. Derimot er karbon fiberarmerte stag (CFRP) motstandsdyktige mot korrosjon, og har i tillegg 15-20% høyere strekkfasthet og er 15-20% lettere enn stål (Zhang og Benmokrane, 2005).

Figur 2.8 illustrerer oppførselen til stål og ulike FRP stag ved statisk lasting. Det kan observeres at stål har et duktilt brudd, mens CFRP stag opplever et sprøtt brudd. Duktil bruddformen er ønskelig fordi den advarer mot kollaps. CFRP stag er i tillegg mer kostbart enn stålstag, har mangelfull erfaring om langtidseffekten og det kan være utfordrende å skape ru overflaten med CFRP stag. Det vil derfor være for risikabelt å bruke CFRP stag i prosjektet ferjefri E39, og stålstag er foretrukket.



Figur 2.8: Spenning- og tøyningsforhold for de ulike stagtyper (Reda Taha og Shrive, 2003)

## 2.7 Stag- og borehulldiameter

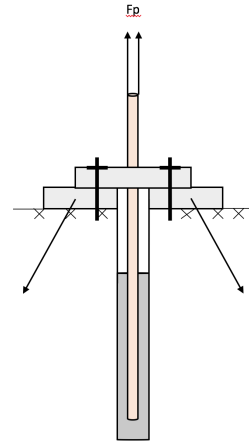
Rehm og Eligehausen (1979) syklisk lastet armeringsstenger i betong med varierende stagdiameter, og kom frem til at stag diameteren ikke påvirker sykliske heftkapasiteten i grensesnittet mellom betong og stag.

Yazici og Kaiser (1992) studerte som tidligere nevnt oppførselen for gyste kabelbolter, og hevdet at heftkapasiteten er avhengig av friksjon og trykket på bolten i grensesnitt mellom bolt-gysemasse. Yazici og Kaiser anbefalte å ha liten borehulldiameter for sterkt, uforstyrret berg. Dette begrunnet de med at større borehulldiameter kan gi større radiell forskyvning og sprekker, og som igjen gir dårligere heft og spenningstrykk langs gysemasse-bolt grensesnittet.

Ivanović og Neilson (2009) studerte stag-borehulldiameter forholdet for gyste fjellankre, og konkluderte med at brudd fremkommer mellom mørtel og stag hvis borehulldiameter er stor sammenlignet med stagdiameteren. Dette ble begrunnet med at større borehulldiameter gav større heftareal mellom mørtel og berg.

## 2.8 Forspente stag

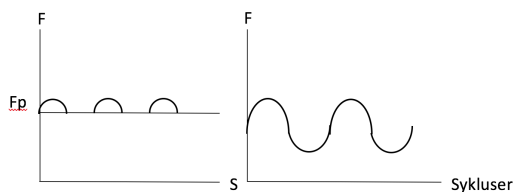
Et gyst fjellanker som ikke er forspent trenger store forskyvninger av ankerhodet og relativt lang tid for å mobilisere ankerets fulle kapasitet, mens forspente fjellankre oppnår rask mobilisering. Et forspent anker induserer en trykkspenning i omkringliggende berg, illustrert i figur 2.9. Trykkspenningen hemmer vekst av sprekker i berget og øker stabiliteten (Akisanya og Ivanović, 2014). Hvis berget er sterkere enn staget vil statiske og sykliske krefter blir tatt opp av berget fremfor staget.



**Figur 2.9:** Prinsippsskisse for forspent, gyst stag

Det er også diskutert om å gyse og forspenne lagvis under installasjonen har en positiv effekt ettersom kryp i sementmørtelen vil da ha en liten påvirkning. Dette vil være tidkrevende og kostbart for bergankerene under vann, og er derfor ikke aktuelt.

Benmokrane (1995) studerte forskjellen på syklisk kapasitet på passive og forspente gyste fjellankre. Forfatterne kom frem til at forspente ankre er mer stive enn passive ankre med hensyn til heftspenning og forskyvning ved lastenden av staget. Et gyst fjellanker som tidligere har blitt utsatt for syklisk belastning har samme kapasitet som et fjellanker utsatt for kun statisk lasting, forutsatt at påført syklisk lastamplitude er mindre enn den opprinnelige forspenningen. Forspenning reduserer den sykliske lastamplituden, som vil ha en positiv effekt på den sykliske kapasiteten, se figur 2.10. Benmokrane anbefalte derfor å forspenne et fjellanker som er utsatt for syklisk last.



**Figur 2.10:** Prinsippsskisse av amplitude reduksjon ved forspenning av stag.  $F_p$  er påført forspenning

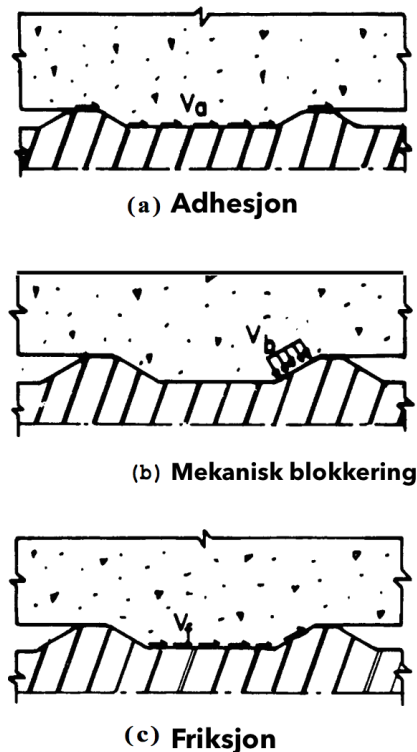
Tiltross for at forspenning øker den sykliske kapasiteten til et fjellanker er dette ikke en aktuell løsning i Bjørnafjorden. Fjordgrunnen er dekket med et løsmasselag, slik at lastoverføringen til berget er ikke mulig. De planlagte forsøkene i denne oppgaven vil derfor være på passive fjellankre.

## 2.9 Heftmekanismer

Heft består ofte av tre komponenter: adhesjon, mekanisk blokkering og friksjon, illustrert i figur 2.11. Adhesjon er relatert til skjærstryken i stag-mørtel grensesnittet på grunn av kjemisk binding. Mekanisk blokkering kommer av ujevnheter som skaper motstandskrefter i mørtelen, og både normal- og skjærspenninger er med på å skape friksjonskrefter.

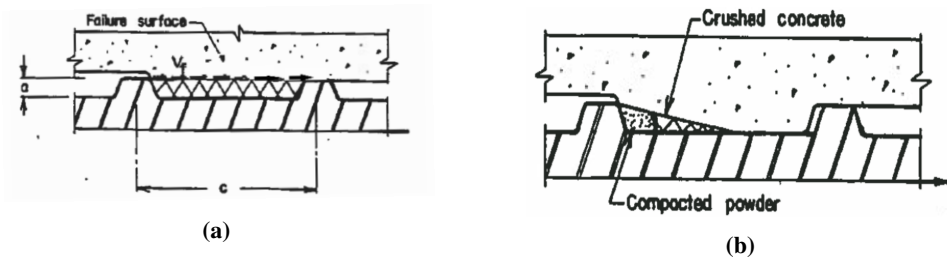
Det er i hovedsak to ulike typer heftbrudd av mørtelen, den første er oppsprekking i mørtelen og den andre er skjærbrudd. Ved god radiell innspenning oppstår skjærbrudd, og ved lav radiell innspenning oppstår oppsprekking i mørtelen. Ved skjærbrudd forekommer bruddet i mørtelen mellom kamrene, illustrert i figur 2.12a.

Under syklisk strekk lasting er mekanisk blokkering og friksjon hovedfaktoren til heft for fjellstag med kammer. For å overvinne mekanisk blokkering må mørtelen knuses foran kamrene, figur 2.12b. Adhesjonen antas ofte å forsvinne etter første syklus og friksjonen minker med antall sykluser. Oppsprekking og knusingen på mikroskala kan til slutt føre til brudd, selv om den sykliske lasten er mye lavere enn statisk kapasitet (ACI, 1991).



Figur 2.11: Heftmekanismer (ACI, 1991)

Det antas ofte perfekt heft ved simulering av heftspenningsfordeling mellom berg og gysemiddel eller gysemiddel og stag. Dårlig heft kan forekomme ved unøyaktig installasjon, luftbobler i mørtelen, svakt berg og sprekkdannelse, og må tas med i betraktning ved utregning av kapasitet.

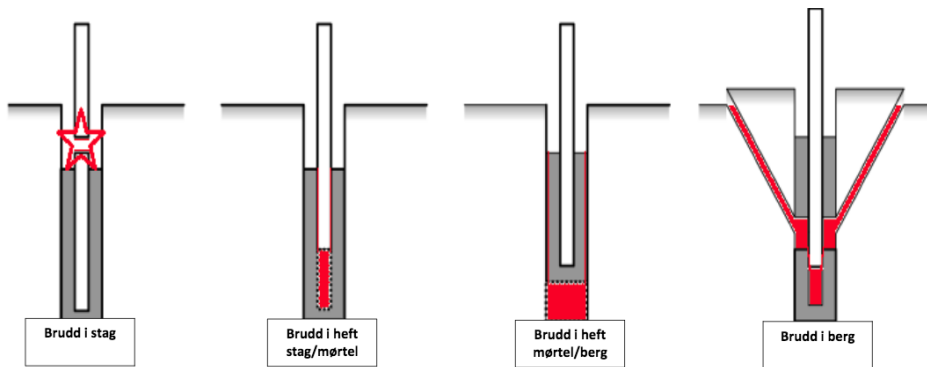


**Figur 2.12:** (a) Skjærbrudd (b) Mekanisk blokkering ved syklisk lasting (ACI, 1991)

## 2.10 Bruddmekanismer

I følge Statens Vegvesen (2014) sin håndbok for spuntkonstruksjoner er det fire kritiske bruddmekanismer, illustrert i figur 2.13.

- Stagbrudd
- Brudd mellom staget og mørtel
- Brudd mellom mørtel og berg
- Brudd i berg/Utrivning



Figur 2.13: Bruddmekanismer for et gyst fjellanker (Neby, 2015)

### 2.10.1 Stagbrudd

Stagbrudd vil forekomme om påført aksial spenning overstiger stagets tverrsnittkapasitet. Kraften vil være proporsjonal med forlengelsen helt til elastisitet grensen. Fortsetter lasten å øke etter elastisitetsgrensen starter utvikling av innsnøring på staget, for så å gå til brudd. Et duktilt brudd vil ha store tøyninger og deformasjoner, og kan derfor lett observeres. Fordi stagets kapasitet kan bergnes mest nøyaktig er stagbrudd er fortrukket fremfor andre bruddmekanismer. Statens Vegvesen (2014) praktisere dette ved å ha lite tverrsnitt areal i forhold til hefteareal.

### 2.10.2 Brudd mellom staget og mørtelen

Brudd mellom stag og mørtel opptrer ofte i sterkt berg eller ved stor stagdiameter. Dette skyldes at strekkkapasiteten til staget øker kvadratisk med diameteren mens heftkapasiteten i grensesnittet mellom staget og mørtelen øker lineært. Brown (2015) formulerte en konservativ formel for heftkapasiteten i grensesnittet mellom staget og mørtelen, formel 2.2, som et integral av heftspenningen over overflateareal til den gyste ankerlengden.

$$F_{maks} = 2r\phi \int_{z=0}^l \tau_{mørtel-stag}(z)dz = 2r\phi \cdot \tau_{mørtel-stag} \cdot L_{fixed} \quad (2.2)$$



I formel 2.2 er heftspenning antatt å være konstant langs hele gyselengden, som ikke alltid er tilfelle. Brown påpeker at mørtelens egenskaper som styrke, stivhet, ekspansjon, stålruhet, installasjonsutførelse har også en stor innvirkning på heftspenningen men er ikke tatt hensyn til i formel 2.2. Statens Vegvesen (2014) praktiserer å dele heftkapasiteten med en reduksjonsfaktor på 1,25 for å kompensere med ujevn heftspenningsfordeling langs staget.

### 2.10.3 Brudd mellom berget og mørtelen

Brown (2015) utledet også en forenklet formel for heftkapasiteten mellom berg og mørtel som et integral av heftspenningen over overflatearealet med heft mellom mørtelen og berget, formel 2.3.

$$F_{maks} = 2r\phi \int_{i=0}^l \tau_{mørtel-berg}(z) dz = 2r\phi \cdot \tau_{mørtel-berg} \cdot L_{fixed} \quad (2.3)$$

Denne bruddmekanismen frekammer ofte i svakt fjell, og blir påvirket av ruheten av borehullet, berg,- mørtelstyrken og nærtliggende konstruksjonsarbeid. Brown antar konstant heftspenning i formel 2.3. Hanna (1982) påstår at det ikke er gitt at det oppstår full heft og jevnt fordelt heftspenning langs hele grensnittet mellom berg og mørtel. I tillegg kan boring av hull og gysing endre spenningene i berget. De nevnte forfatterene mener at denne bruddformen er mer kritisk enn brudd mellom mørtel og stag. Hanna og Brown hevder også at en gjennomsnittlig heftspenning mellom berg og boltemørtel ofte kan beregnes som 10 prosent av bergets enaksiale trykkstyrke med en øvre begrensning på 4,2 MPa.

### 2.10.4 Brudd i berg

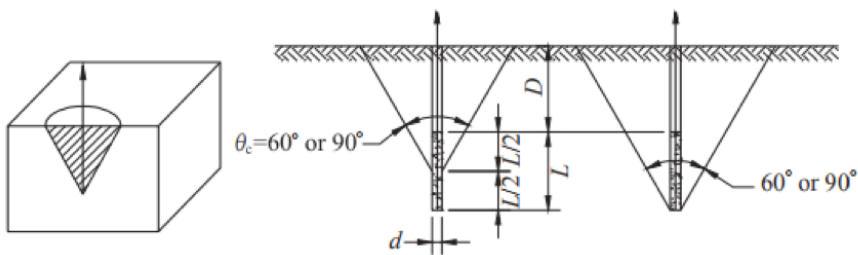
Berg er ofte svært anisotrope på grunn av sprekker og forkastninger og kan variere veldig på korte avstander. Brudd kan derfor fremkomme i omkringliggende berg nær staget. Dette kompliserer beregningene for bergkapasiteten, men ut i fra forsøksresultater er det akseptert å anta kjegleformet brudd i berget. Denne bruddmekanismen er som regel ikke

kritisk, og det er ulik praktisering av kjegleformen og vinkel.

Brown (2015) utledet formel 2.4 for beregning av konusbrudd. Ved å forenkle forutsetningen ved beregning av konusbrudd i berg antas motstanden for oppløft å være vekten av en konus i homogent berg. Formelen er konservativ, da det ikke tar hensyn til skjær og strekkfastheten til berget. Formelen under beskriver oppløftkraften ved brudd der  $\gamma$  er tyngdetettheten til berget,  $\theta_c$  er bruddvinkel,  $L_{fixed}$  er fast ankerlengde og  $L_{free}$  er fri ankerlengde, se figur 2.3.

$$F_{maks} = \frac{1}{3} \pi \cdot \gamma_{berg} \cdot \tan^2 \frac{\theta_c}{2} \cdot (L_{free} + \frac{L_{fixed}}{3})^3 \quad (2.4)$$

Det er vanlig å anta et konusbrudd hvor bruddvinkelen er enten 60 eller 90 grader, og konusenden er lokalisert ved midtpunktet eller ved stagenden illustrert i figur 2.14. Bruddvinkel på 60 grader brukes som oftes i svak bergmasse, mens en bruddvinkel på 90 grader brukes ved sterk bergmasse.



Figur 2.14: Brudd geometrien ved konusbrudd (Brown, 2015)

Ved overlapping av kjeglesonen for flere stag må det tas med i beregning av vekten til berget der  $s$  er stagavstanden, se formel 2.5

$$F_{maks} = \frac{\gamma_{berg}}{2s} \cdot \tan\left(\frac{\theta_c}{2}\right) \cdot (L_{free} + \frac{L_{fixed}}{2})^2 \quad (2.5)$$

Utrivningslegemet må ikke være kjegleformet, men kan være geologisk betinget. Hanna (1982) mener at teknikker som fugging og frysing kan gjøre berget mer stabilt og unngå

utrivning. Teknikken frysing går ut på å frostsprengre eksisterende sprekker og svakheter i berget. Ved bruk av gyste fjellanker kan sprekker tettes igjen med gysmiddel.

## 2.11 Syklisk last

Syklisk last kan deles opp i ulike kategorier ut i fra lastamplitude, frekvens og antall sykluser. Syklisk last kan øke sprekkveksten i eksisterende sprekker i berget og mørtelen, og utmattingsbrudd kan forekomme.

Tidligere studier har vist at det finnes en sammenheng mellom antall sykluser ved brudd, lastnivå og frekvens, og at installasjon av et fjellanker under vann reduserer kapasiteten. Lastnivået refereres som lastandel med hensyn til statisk heftkapasitet.

### 2.11.1 Sykliske last typer

Syklisk last kan komme av vind, bølger, trafikk og jordskjelv, og fremtrer som enveissyklet eller toveissyklet. Hvis lasten er enveissyklet er fjellankeret alltid i strekk eller trykk, mens toveissyklet last gir både trykk og strekklast. Toveissykling kan gi en stor lastamplitude, som virker mer ødeleggende enn enveissykling.

Syklisk last deles inn i tre syklingsklasser (DeLuca, 2001):

- LCF - low cycle fatigue. Høy amplitude og lav frekvens, plastiske tøyninger.
- HCF - high cycle fatigue. Lav amplitude og høy frekvens, elatiske tøyninger.
- SHCF - Super high cycle fatigue. Kan være flere millioner sykluser.

Fjellankrene i Bjørnafjorden opplever en stokastisk last fra vind, trafikk og bølger, der lastamplituden og frekvensen er varierende. fib (2000) hevdet at økende lastamplituden var for en konstant last gir økende slipp, da slippet øker som en ikke-lineær funksjon av lastamplituden. Forfatteren mente også at hvis lastamplituden er mindre enn 30% av heftkapasiteten, er påvirkningen nesten neglisjerbar.

### 2.11.2 Utmattingskapasitet

Syklisk last kan ses som en statisk last som akselerer med tiden (Tistel, 2018). Det kan tenkes at staget går til brudd hvis det blir lastet med lavt lastnivå i flere år. Dette må påvises med forsøk for fremtidige forsøk.

Antall sykluser før utmatting (S-N kurve) for et gyst fjellanker kan sammenlignes med S-N kurven for syklisk lastet betong forutsatt høy mørtel trykkfasthet.  $S$  står for spenning og  $N$  er antall sykluser. Aas-Jakobsen (1970) formulerte en sammenheng mellom lastnivået, lastamplituden og antall sykluser før brudd for betong, se formel 2.6.

$$\frac{\tau_{max}}{\tau_{bu}} = 1 - (1 - R)\beta \log_{10} N \quad (2.6)$$

Der  $\tau_{bu}$  er heftkapasiteten for grensesnittet mellom gysemasse-stag.  $\tau_{max}$  er heftspenningen ved maksimum påsatt last.  $N$  er antall sykluser,  $\beta$  er material parameter og  $R$  er spenningsforholdet mellom minimum og maksimum heftspenning i grensesnittet mellom gysemasse og staget under syklisk lasting. Formel 2.6 er akseptert både i praktisk og teoretisk, men har noen begrensninger. Formelen tar for eksempel ikke hensyn til frekvensen og  $R < 0$ . Zhang et al. (1996) formulerte en sammenheng mellom lastnivået, lastamplituden, frekvens og antall sykluser før brudd for betong, formel 2.7.

$$\frac{\tau_{max}}{\tau_{bu}} = (a \cdot b^{-\log f_c} + c) \cdot (1 - (1 - R)\beta \log_{10} N) \quad (2.7)$$

Der  $a$ ,  $b$  og  $\beta$  er kurvetilpasning og  $f_c$  er den sykliske frekvensen. I prosjektet Ferjefri E39 vil fjellankrene bli installert under vann, og Dallyn et al. (2015) har undersøkt kapasiteten til gyste undervannsforbindelser. Forfatteren konkluderte med at en S-N kurven ble redusert med en faktor på 0.8 for undervannsforbindelser. Rehm og Eligehausen (1979) utførte enveissykliske forsøk for passive armeringsstag i betong. Forfatterene kom frem til at utmattingsbrudd vil ikke fremkomme så lenge lastnivået var under 50% av heftkapasiteten, tiltross for flere millioner sykluser. Med utgangspunkt i formelen til Aas-Jakobsen, formel 2.6, er antall sykluser ved brudd lik 8.8 millioner hvis lastnivået er 50%.

## 2.12 Langtidseffekter

Normal dimensjonerings levetid for konstruksjoner er 100 år, så det er viktig å studere langtidseffektene. Et gyst fjellanker er over tid preget av kryp og korrosjon, et forspent fjellanker vil også oppleve reduksjon av forspenningen.

### 2.12.1 Korrosjon

Stag av stål kan korrodere i et korrosivt miljø på grunn av at metallet blir oksidert. Dette resulterer i metalltap og svekkelse av tverrsnittet. Mørtel er en god beskyttelse mot korrosjon, men korrosjon kan allikevel oppstå ved sprekkdannelse og nedbrytning av heft. Et korrosjonsbeskyttende lag med sink har vist seg å ikke være effektivt for et fjellanker ut ifra forsøk (Hanna, 1982). Det anbefales i Statens Vegvesen (2014) sin håndbok å beregne med korrosjonstap av materiale ved kapasitetsberegning av et fjellanker. Parker (1981) nevner derimot at rustede armeringsstenger og bolter gir bedre heftegenskaper.

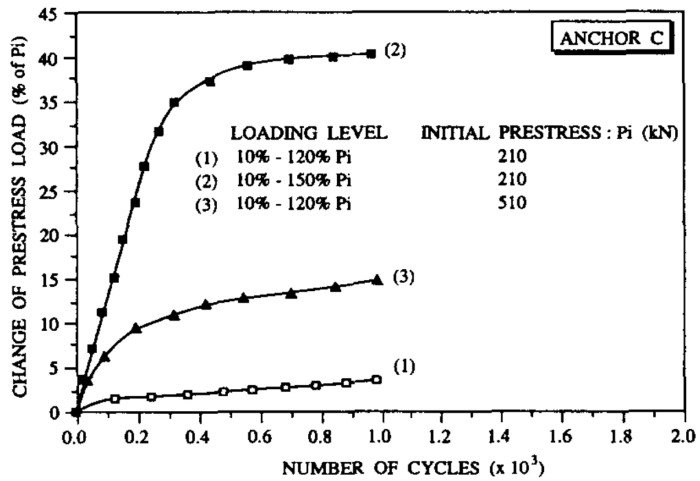
### 2.12.2 Kryp

Betongforening (2016) hevdet at forspente stag under aksialtrykk vil oppleve kryp i mørtelen, som vil gi en negativ tøyning over tid. For den totale kapasiteten er kryptapet av liten betydning. I prosjektet ferjefri E39 vil fjellankrene være utsatt for strekk, og kryp vil gi et positiv bidrag til det eksisterende slippet. Det finnes begrenset litteratur på dette emnet, og videre forskning er derfor nødvendig.

### 2.12.3 Relaksasjon av forspent stag

Spenningen i et forspent fjellanker vil reduseres med tiden grunnet relaksasjon i stålet og bergmassen gir etter. Benmokrane (1995) studerte den syklisk oppførsel av et forspent fjellanker og reduksjonen av forspenningen per syklus. I figur 2.15 kan resultatet til Benmokrane (1995) observeres. Resultatet viser at det er behov for jevnlig forspenningen for å opprettholde fjellankerets kapasitet, etterfulgt av gysing for å bevare beskyttelseslaget mot

korrosjon. Som tidligere nevnt er forspente fjellankre ikke aktuelt i Bjørnafjorden grunnet et løsmasselag som gjør forspenning umulig. I tillegg er jevnlig forspenning kostbart og utfordrende under vann.



Figur 2.15: Relaksasjon mot antall sykluser (Benmokrane, 1995)

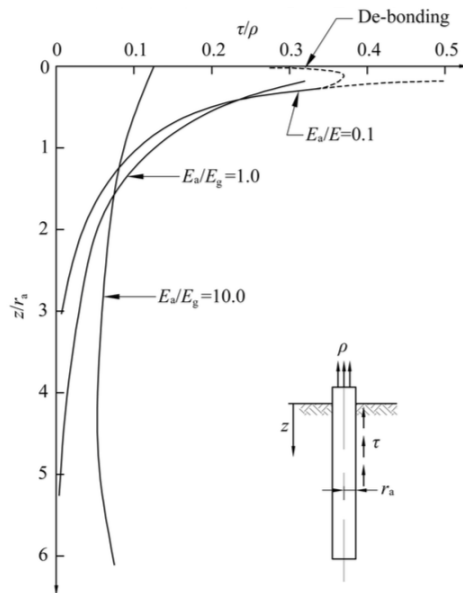
## Kapittel 3

# Respons av et belastet fjellanker

Dette kapittelet tar for seg heftspenningsfordeling og degradering av kapasitet grunnet sykliske og statiske laster. Tidligere publiserte studier har funnet en sammenheng mellom systemets stivhet og heftspenningsfordelingen langs gyselengden, som vil fremlegges i dette kapitlet. Heftkapasiteten defineres som maksimal skjærspenning i mørtel-stag grensesnittet, som tilsvarer maksimal påført last ved statisk uttrekningsforsøk. For et statisk lastet fjellanker øker slippet lineært med påført last før heftspenningskapasiteten er nådd, deretter starter nedbrytning av heft.

### 3.1 Systemets stivhet

Stivhets forskjellen mellom stag og mørtel, eventuelt mellom stag og fjell, er av stor betydning for heftspenningsfordeling langs gyselengden for et syklisk eller statisk lastet fjellanker (Brown, 2015). Et stivt stag sammenlignet med mørtel stivheten, høy  $E_{stag}/E_{mørtel}$ , mobiliserer en jevn heftspenningsfordeling langs gyselengden. Figur 3.1 illustrer heftspenningsfordelingen ved ulike stivhets forskjeller.



**Figur 3.1:** Heftspenningsfordelingen for ulike stivhets forskjeller (Coates D.F et a. sitert i Brown (2015))

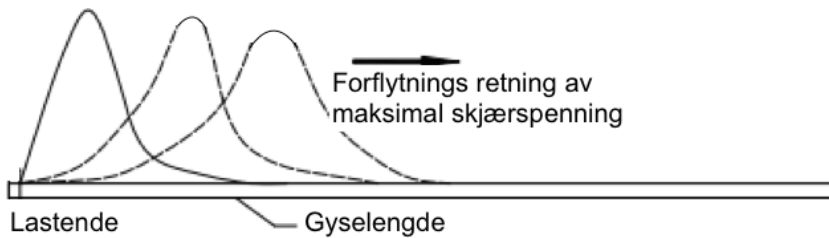
## 3.2 Statisk last oppførsel

Dette delkapittelet tar for seg degradering av statisk kapasitet grunnet syklisk last. Videre har flere tidsskrifter prøvd å modellere den statiske lastoppførselen til et fjellanker, den trilineære modellen er et eksempel. Den trilineære modellen beskriver lokal heft,- og slipp oppførselen langs grensesnittet mellom stag-mørtel og mørtel- berg.

### 3.2.1 Heftspenningsfordeling og degradering av statisk kapasitet

Nedbrytning av heft starter i lastenden der heftspenningen er høyest. For er ikke stivt stag forflytter heftspenningskonsentrasjonen nedover langs gyselengden når lasten øker, illustrert i 3.2. Et stivt stag mobiliserer en jevn heftspenningsfordeling lang gyselengden.





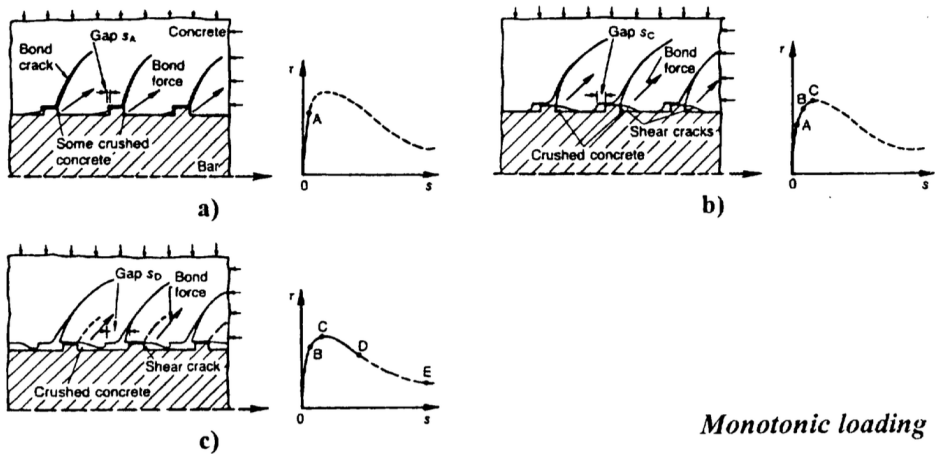
**Figur 3.2:** Forflytning av heftspenningskonsentrasjonen langs gyselengden (endret utgave av den originale fra Lu og Wu (2013))

For et gyst fjellanker hevdet Benmokrane (1995) at den statiske heftkapasiteten for et fjellanker ikke blir påvirket av syklisk belastning, forutsatt at påført syklisk lastamplitude er mindre enn 30% av heftkapasiteten.

Ifølge Rehm og Eligehausen (1979) og Oh og Kim (2007) blir heftkapasiteten til armeringsstenger i betong ikke redusert grunnet tidligere syklisk lasting, gitt at forskyvningen mellom mørtel og staget under den syklisk belastning er mindre enn forskyvningen ved maks heftspenning,  $s_{r,1}$ . Tistel (2018) bekreftet denne påstanden da han syklisk lastet et fjellanker med gyselengde 70 mm, med et lastnivå lik 75%, deretter statisk laste fjellanker til brudd. Tistel kom frem til at den statiske kapasiteten kun ble redusert hvis forskyvningen var større enn  $s_{r,1}$  under den sykliske lasting.

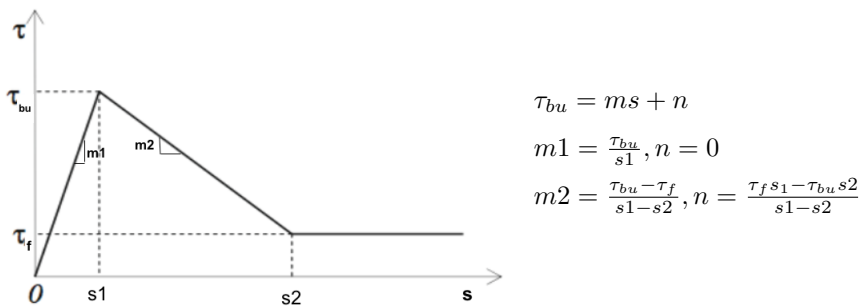
### 3.2.2 Heft-slipp modell

Figur 3.3 viser heftmekanismene som oppstår under de ulike fasene for et statisk lastet armeringsstang i betong, som vil være tilsvarende for et statisk lastet fjellanker. Når maksimal heftspenning er nådd starter nedbrytningen av heftet i grensesnittet mellom betong og stag. Mekanisk blokkering og friksjon vil være hovedkomponentene til heftkapasiteten, som gradvis avtar og til slutt blir konstant mot økende slipp.



Figur 3.3: Heftmekanismer mellom betong og stag (fib, 2000)

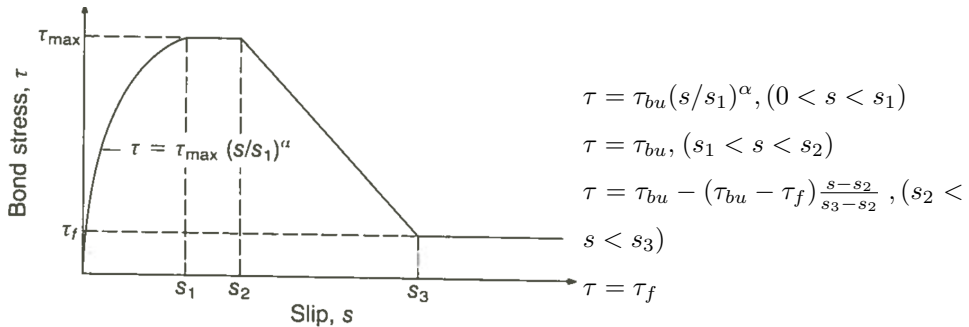
Den trilineære kurven, figur 3.4, beskriver den lokale heft og slipp oppførselen for et punkt langs grensesnittet mellom mørtel-berg eller mørtel-stål. Heftkapasiteten og heftspenningen ved brudd i figur 3.4 er gitt av henholdsvis  $\tau_{bu}$  og  $\tau_f$ . Tidligere studier som Blanco Martín et al. (2011), Ivanović og Neilson (2009) og Ren et al. (2010) har påvist at den trilineære modellen passer bra med den lokale statiske oppførselen for et fjellanker. For et lavt lastnivå er heft-slipp tilnærmet lineært elastisk.



Figur 3.4: Den trilineære modellen for et gyst fjellanker (Ren et al., 2010)

CEB/FIP (1993) har også formulert en heft-slipp modell for glatte armeringsstenger i betong, se figur 3.5. Forfatteren modellerte den elastiske tilstand lik en andregradsfunksjon

istedenfor lineær. Et platå med maksimal heft gjelder kun stenger som opplever god god heft, da staget opplever høy radiell- og normalspenning. CEB-modellen og den trilineære modellen korrelerte bra med Tistel (2018) sine forsøk.



**Figur 3.5:** Heft og slipp modell for armeringstang i betong (CEB/FIP, 1993)

### 3.3 Syklisk belastning

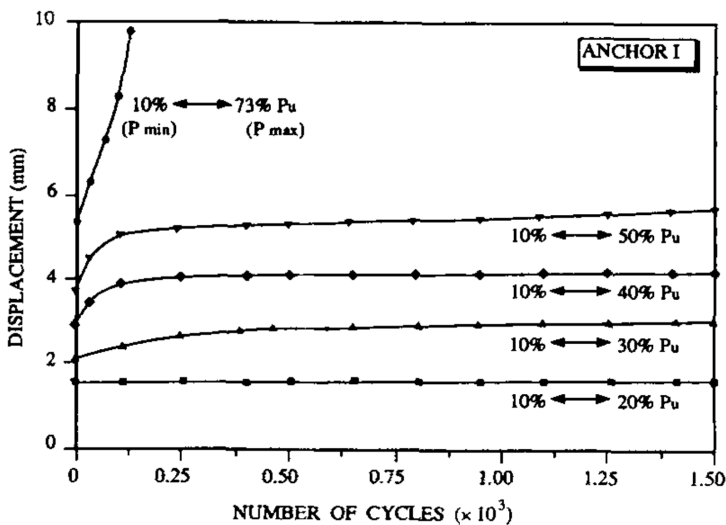
Dette delkapittelet viser til tidligere forskning på lastresponsen av et syklisk belastet fjellanker. Tidligere studier har funnet en sammenheng mellom slippet, antall sykluser, lastnivå og lastamplitude for et syklisk belastet fjellanker.

#### 3.3.1 Heftspenningsfordeling

Rehm og Eligehausen (1979), Oh og Kim (2007) og Perry og Jundi (1969) utførte enveis-sykliske forsøk for passive armeringsstag i betong. De nevnte forfatterne konkluderte med at heftspenningen mobiliseres først ved lastenden. I likhet med statisk lastning vil et stivt stag mobilisere en jevn heftspennings- og slippfordeling langs gyselengden. For et lite stivt stag vil spenningskonsentrasjonen forflyttes seg nedover gyselengden når antall sykluser øker.

### 3.3.2 Slippet per syklus

Benmokrane (1995) studerte responsen av et syklisk lastet gyst fjellanker. Forfatteren utførte sykliske forsøk der gyselengden var fem ganger stagdiameteren, og resultatet kan ses i vedlegg C.1 tabell. Benmokrane kom frem til at heft,- og slipp oppførselen til et gyst stag er delt inn i to faser, se figur 3.6. For et gyst stag med konstant lastamplitude der lastnivå varierer syklisk fra 10% til 40% av statisk kapasitet er første fase fra 0 til 400 sykluser. I første fase øker slippet per syklus hurtig. Den andre fasen er fra 400 til 1500 sykluser, der slippet øker lineært med antall sykluser. Slippet per syklus er tilnærmet lik null hvis lastamplitude er lavere. For høyere lastamplitude blir en tredje fase innført med hurtig økning av slipp per syklus, som fører til utmattingsbrudd. Forfatteren konkluderte derfor med at høyere belastningsamplitude resulterte i høyere forskyvningshastigheter.



Figur 3.6: Slippet mot antall sykluser for ulike lastnivå (Benmokrane, 1995)

Både Rehm og Eligehausen og Oh og Kim uttrykket slippet før maksimal heftkapasitet,  $s < s_{r1}$ , henholdsvis formel 3.1 og 3.2. Initial rest slippet er uttrykket som  $s_{r0}$  og  $N$  er antall sykluser. Rehm og Eligehausen hevder at  $b$  er en konstant på 0.107 i formel 3.1, mens Oh og Kim hevder at  $b$  er en konstant på 0.098 i formel 3.2. Tistel (2018) beviste

at å anta brudd ved  $s = s_{r1}$  er konservativ, og derfor ønsket han å modellere slippet per syklus for  $s > s_{r1}$ . Dette vil bli videre diskutert i kapittel 4.

$$s_{rn} = s_{r0}(1 + k_n)k_n = (1 + N)^b - 1 \quad (3.1)$$

$$s_{rn} = s_{r0} \cdot N^b \quad (3.2)$$

Rest slippet defineres som det permanente slippet når staget er avlastet. Baser på forsøk hevdet Oh og Kim at slippet og rest slippet øker med antall sykluser, og forskjellen mellom slippet og rest slippet minker med økende sykluser. Dette skyldes ikke lineær oppførsel under høyere spenningsnivå, som vil gi større rest slipp.



## Kapittel 4

# Numerisk modell for syklisk lastet fjellanker

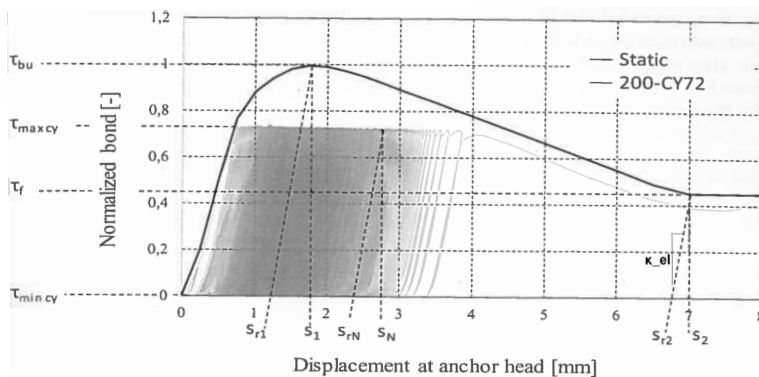
Tistel (2018) har laget en modell som beregner en mer nøyaktig syklisk kapasitet enn dagens standarder. Modellen er en brukerdefinert modell i elementmetode programmet Ansys, og forutsetter at et gyst, passivt fjellankeret er utsatt for enveis sykling i strekk. Den bruker definerte modellen inkluderer nedbrytning av heft mellom staget og mørtelen, i motsetning til tidligere studier.

### 4.1 Den brukerdefinerte modellen

Modellen til Tistel tar utgangspunkt i heftkapasitet og degradering av heft for et gyst fjellanker med gyselengde 70 mm. En kort gyselengde og stivt stag gir en jevnt fordelt last og likt slipp langs hele gyselengde, og kan derfor brukes til å simulere lastoppførselen for et lite punkt for lengre gyselengder. Modellen er basert på 17 sykliske forsøk utført av Tistel, som kan ses i vedlegg D.2. Det kan observeres noe variasjon i Tistel sitt forsøksresultat, da korte gyselengder er følsom for luftbobler og dårlig mørtel omslutning. En kortere gyselengde enn 70 mm var vanskelig å utføre fordi det kompliserer gjennomførbarheten.

Tistel implementerte modellen i MATLAB, og koden kan leses i vedlegg F. For lengre gyselengder enn 5 ganger stagdiameteren er oppførselen av forskyvning og heftspenning mer kompleks, og det nødvendig å bruke et elementmetode program. Tistel har implementert en brukerdefinert modell i grensesnitt mellom mørtelen og staget i Ansys.

Inngangsparameterne i den brukerdefinerte modellen i Ansys er heftspenningskapasitet, heftspenning ved brudd, rest slippet ved heftspenningskapasitet, slippet ved brudd, systemets elastiske stivhet, systemets elastiske stivhet ved av,- og pålasting og en kurveparameter henholdsvis:  $\tau_{bu}$ ,  $\tau_f$ ,  $s_{r1}$ ,  $s_{r2}$ ,  $\kappa_{el}$ ,  $\kappa_{elur}$  og  $\beta$ . Nevnte parametere kan leses i tabell 4.1. Last inngangsparameterne er antall sykluser og maks lastamplitude. Figur 4.1 gir en visuell forståelse av parameterne.



Figur 4.1: Visuell forståelse av parameterne (Tistel, 2018)

Tabell 4.1: Inngangsparametere i Ansys modellen

Parameter	Symbol	Verdi
Heftkapasitet [MPa]	$\tau_{bu}$	17.7
Heftspenning ved brudd [MPa]	$\tau_f$	7.08
Slipp ved $\tau_{bu}$ [mm]	$s_{r1}$	1.4
Slipp ved $\tau_f$ [mm]	$s_{r2}$	7
Elastisk stivhet [MPa]	$\kappa_{el}$	40
Avlasting stivhet [MPa]	$\kappa_{elur}$	120
Kurve konstant	$\beta$	0.074



Rest initial slippet,  $s_{r0}$ , er slippet etter den første syklus. Basert på tidligere publisert data og NTNU sine forsøk uttrykkes initial slippet for gyselengde lik 70 mm med formel 4.1.

$$s_{r0} = 0.03 \frac{\tau_{maxcy}}{\tau_{bu}} + 0.2 \left( \frac{\tau_{maxcy}}{\tau_{bu}} \right)^5 \quad (4.1)$$

Aas-Jakobsen (1970) sin ligning, 2.6, viste seg å passe bra med NTNU sine forsøk. Ved å snu om på ligningen kan antall sykluser ved brudd bli uttrykt av  $\beta$  og forholdet mellom minimum og maksimum påført syklisk last,  $R$ . Med formel 4.2 kan den brukerdefinerte modellen regne ut antall sykluser før brudd,  $N_2$ .

$$N_2 = 10^{\frac{1 - \tau_{max,cy} / \tau_{bu}}{(1-R)\beta}} \quad (4.2)$$

Da  $N_2$  er kjent kan modellen tilbake beregne antall sykluser ved maks heftspenning. Basert på Tistel sine forsøk og tidligere studier er  $N_1$  uttrykt av formel 4.3.

$$N_1 = 0.27N_2 + 0.73N_2 \cdot \left( 1 - \frac{\tau_{max}}{\tau_{bu}} \right) \quad (4.3)$$

Det er nødvendig å definere slipp per syklus for å kartlegge oppførselen til et fjellanker under syklisk last. Basert på formel 3.1 og 3.2 av Rehm og Eligehausen (1979) og Oh og Kim (2007) er slipp per syklus når  $s < s_{r1}$  uttrykt av formel 4.4 og 4.5.

$$s_{rN} - s_{r0} = s_{r0} (1 + N)^{b(1-R)} - s_{r0} \quad (4.4)$$

$$b = \frac{\ln(s_{r1}/s_{r0})}{(1-R)\ln(N_1)} \quad (4.5)$$

Slippet per syklus når  $s > s_{r1}$  kan beregnes når  $N_1$ ,  $N_2$ ,  $s_{r0}$  og  $R$  er kjent, og er uttrykt i formel 4.6:

$$s_{rN} - s_{r0} = \frac{1}{d(1 + N_2 - N)^c} - s_{r0} \quad (4.6)$$

Ligning 4.7 og 4.8 viser derivert formel av henholdsvis 4.4 og 4.6 med hensyn på N.

$$\frac{d(s_{rN} - s_{r0})}{dN} = b(1 - R)s_{r0} \cdot (1 + N)^{b(1-R)-1} \quad (4.7)$$

$$\frac{d(s_{rN} - s_{r0})}{dN} = \frac{c}{d} \cdot (1 + N_2 - N)^{-c-1} \quad (4.8)$$

Parameter c og d er kurvetilpasninger basert på NTNU sine forsøk beskrevet i formel 4.9 og 4.10

$$c = b \cdot (1 - R) \cdot \frac{1 + N_2 - N_1}{1 + N_1} \quad (4.9)$$

$$d = \frac{c}{b(1 - R)s_{r0}} \cdot (1 + N_2 - N_1)^{-c-1} \cdot (1 + N_1)^{1-b(1-R)} \quad (4.10)$$

$N_2$  blir beregnet ut ifra et konstant lastnivå, men modellen skal også være gyldig for varierende lastnivå. For å gjøre dette mulig inkluderer modellen tilbake beregning av last historien. Dette utføres ved å endre slippet til  $s_{ri} = s_{r(i-1)} + ds_r$ , som igjen endrer S-N forholdet  $N_i = N_{i-1} + \frac{dN}{ds_r} ds_r$ . I tilbake beregningen antas R å være 0, der R er forholdet mellom maksimum og minimum syklisk last. I denne oppgaven er tidsinkrement,  $dN$ , er satt til 0.1.

## 4.2 Ansys modell

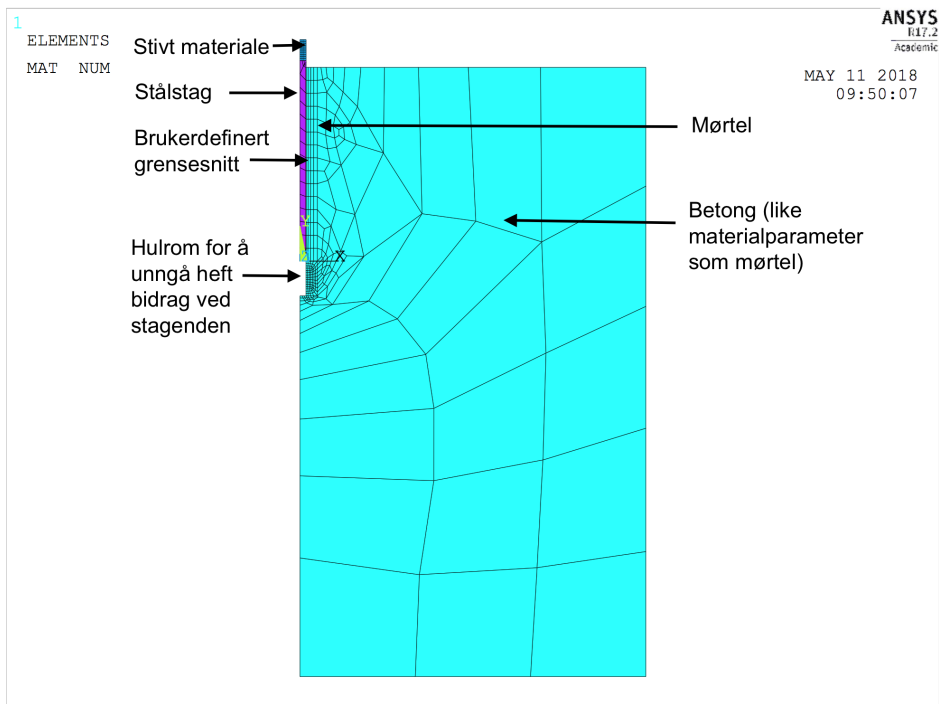
Tistel implementerte den brukerdefinerte grensesnitt i et Finite Element Method, ANSYS Mechanical APDL. Geometrien kan ses i figur 4.2.

Den brukerdefinerte grensesnitt inkluderer nedbrytningen av heft i grensesnittet som et vanlig FEM program ikke inkluderer. Tre materialparametere blir derfinert i modellen: Stål, mørtel og et stivt materiale som vist i tabell 4.2. Modellen tar kun høyde for brudd mellom mørtel og stag, så stålstaget er modellert til å være perfekt elastisk slik at stagbrudd ikke vil forekomme. Mørtelarealet er av liten betydning i modellen, og for enkelhets skyld er betongen tildelt lik materialparameter som mørtelen. Tyngdetettheten,  $\gamma$ , for materialene er satt lik null for å unngå initial spenninger.

Modellen tar høyde for redusert ståltverrsnitt på grunn av strekk ved å inkludere en Possion ratio,  $\nu$ . Modellen er aksesymmetrisk og lasten påføres ved symmetrilinjen på det stive materialet. Det stive materiale er 1000 ganger så stivt som stål for å viderføre en jevn fordelt belastning på stålstaget. Under staget er det en glippe mellom staget og mørtelen for å unngå heftmekanismer på enden av staget.

**Tabell 4.2:** Stål og betong parametere i Ansys

Materiale	Parameter	Verdi	Enhet
Mørtel	E	3*10E4	N/mm <sup>2</sup>
Mørtel	$\gamma$	0	N/mm <sup>3</sup>
Mørtel	$\nu$	0.2	-
Stål	E	2.1*10E5	N/mm <sup>2</sup>
Stål	$\gamma$	0	N/mm <sup>3</sup>
Stål	$\nu$	0.3	-
Stivt materiale	E	2.1*10E8	N/mm <sup>2</sup>
Stivt materiale	$\gamma$	0	N/mm <sup>3</sup>
Stivt materiale	$\nu$	0.3	-



**Figur 4.2:** Geometri av Ansys modell (aksesyometri)

APDL koder som beskriver input filen og den brukerdefinerte modellen er lagt ved i vedlegg G. I input filen blir geometrien, materialeegenskapene, lasthistorien definert, og den bruker definerte modellen blir implementert i grensesnittet mellom mørtel-stag. Modellen har ikke et bruddkriterium, men stopper ved et definert antall sykluser. Designfaktor er ikke tatt hensyn til i Tistel sin modell, ettersom han ønsket å fremstille heft og slipp oppførselen i grensesnittet mellom mørtelen og staget. Forfatteren hevdet at en måte å implementere designfaktor i modellen er ved å multiplisere  $N_2$  eller  $\tau_{bu}$ .

## 4.3 Modell begrensninger

Tistel sin modell beregner en mer realistisk syklisk kapasitet for et fjellanker enn dagens metode. Modellen kan også bli brukt for å fremstille ulike scenarier, men har noen begrensninger. Tistel påpekte at det ikke utført forsøk for å modellere  $N_2$  for lavere lastnivå enn 75%. Det er heller ikke utført flere enn 10 000 sykluser ved forsøk. Modellen er i tillegg basert på et begrenset antall forsøk der alle stagene har samme diameter.

Modellen forutsetter at minimum påsatt last,  $\tau_{min-cy}$ , er 0 kN. Dette er en konservativ antagelse for enveissyklet last, da lastamplitude økes. Tistel påpekte at modellen ikke tar hensyn til kryp. Kryp vil påvirke  $N_2$ ,  $\beta$  og  $s_{r0}$ , og gi et ekstra slipp over lengre tid. Det er heller ikke tatt høyde for installasjonsfeil og vinkelavvik i modellen.

Brukervennligheten ved implementering av den brukerdefinert grensesnitt i Ansys er lav. Ansys samarbeider kun med Visual Studio 2012 Professional Updtae 4 og Intel Parallell Studio XE 2015. Den brukerdefinert grensesnittet blir ikke implementert hvis datamaskinen hadde en annen versjon av nevnte programvarer eller ved bruk nyere versjoner enn WINDOWS 7. Veiledning til programnedlastning er gitt i vedlegg E.



# Kapittel 5

## Forsøk

Det er nødvendig å utføre statiske og sykliske forsøk på gyste, passive fjellstag for å øke modelltroverdigheten til Tistel (2018) sin modell. Dette kapittelet tar for seg prosessen og rutineene i forbindelse med klargjøringen av testblokk, testtrigg og gjennomføringen av testene.

### 5.1 Klargjøring av forsøk

Under klargjøring av forsøk ble det ført et kontaktpersonskjema og forsøk loggføring, se vedlegg B og A. Klargjøringsperioden var fra januar til midten av april, og tok til sammen 3 måneder.

#### 5.1.1 Forsøksplan

Det ble fremstilt en forsøksplan i samarbeid med min veileder Gudmund Eiksund og Joar Tistel, se tabell 5.1. Ved å gjenskape forsøket til Tistel (2018) med to statiske og to sykliske forsøk for stag med gyselengde 70 mm, kan eventuelle modellavvik grunnet mørtelstyrke eller installasjonsprosessen fremtre.

Videre kontrolleres Tistel sin modell for stag med lengre gyselengder enn 70 mm. Nøye vurderinger ble utført ved valg av gyselengde for å unngå stagbrudd, som fremkommer når lasten er høyere enn 255 kN for høyfast stål med stagdiameter på 17.5 mm. Den statiske kapasiteten i Tistel sine forsøk for et fjellstag med gyselengde 70 mm er 62.3 kN. En forenklet beregning av statisk kapasitet for 280 mm gyselengde kan beregnes ved å multiplisere statisk kapasiteten til 70 mm gyselengde med 4 ( $280/70 = 4$ ). En gyselengde på 280 mm er dermed den største gyselengden man kan bruke for å unngå stagbrud, da det ikke var aktuelt å øke stagdiameteren.

$$62.3kN \cdot 4 = 250kN < 255kN$$

Til slutt ble Tistel sitt forsøk gjenskapt, men med å endre gyselengden, borehull ruheten og diameteren. Gyselengde ble økt til 200 mm, borehulldiameter ble redusert til 32 mm og betongen ble kjernebort istedenfor hammerbort. Dette var for å simulere dårlig heft mellom mørtel og betong. Resultatet kan senere sammenlignes med Tistel (2018) sine forsøk for gyselengde 200 mm, som er hammerbort med kronediameter lik 48 mm.

**Tabell 5.1:** Forsøksplan

Forsøk nr.	Lasttype	Gyselengde [mm]	Borehulldiameter [mm]	Borehull overflate	Forventet resultat og beskrivelse av forsøk
ST70-1	Statisk	70	50	Ru	$F_{max} = 65$ kN
ST70-2	Statisk	70	50	Ru	$F_{max} = 65$ kN
CY70-1	Syklisk	70	50	Ru	Konstant lastnivå. $N_2 = 600$ (f=0.75).
CY70-2	Syklisk	70	50	Ru	Konstant lastnivå. $N_2 = 100$ (f=0.75).



Forsøk nr.	Lasttype	Gyse- lengde [mm]	Borehull- diameter [mm]	Borehull overfla- te	Forventet resultat og beskrivelse av forsøk
ST200-1	Statisk	200	33	Glatt	$F_{max} = 133$ kN
ST200-2	Statisk	200	33	Glatt	$F_{max} = 133$ kN
CY200-1	Syklisk	200	33	Glatt	Konstant lastnivå. $N_2 = 600$ ( $f=0.72$ )
CY200-2	Syklisk	200	33	Glatt	Konstant lastnivå. $N_2 = 8$ ( $f=0.90$ ).
ST280-1	Statisk	280	50	Ru	$F_{max} = 207$ kN.
ST280-1	Statisk	280	50	Ru	$F_{max} = 207$ kN.
CY280-1	Syklisk	280	50	Ru	Økende lastnivå frem til brudd
CY280-2	Syklisk	280	50	Ru	Økende lastnivå frem til brudd
CY280-3	Syklisk	280	50	Ru	Økende lastnivå frem til brudd

### 5.1.2 Utstyr

En betongblokk (1m x 1m x 1m) med trykkfasthet på 100 MPa ble brukt for å simulere fjell. Det ble bestilt 48 kg sementmørtel Nonset 50 fra Mapei og 14 stykk stålstenger fra Dywidag Norge AS tidlig i oppstartfasen. Mapei Nonset 50 er tilsatt ekspanderende, plastiserende og stabiliserende stoffer, der tilslag har maksimum korndiameter på 0.5 mm. Stålstengene var av høyfaststål, 1.6 m lange og 18 mm i diameter. Tøyningsensor og epoxylim, X120, ble bestilt fra HBM Norge. Forsinkelse av mottagelse epoxylimen forskjøv tidsplanen med to uker. Diverse utstyr, som injiseringsmutter, ankerplate og aluminiumsplate var allerede tilgjengelig fra tidligere forsøk utført av Tistel. *Linear variable differential transformer* (LVDT), LVDT stativ, lastcelle og analog hadde avdelingsingeniør Per Asbjørn Østensen tilgjengelig. Hydraulikkanlegget ble lånt av instituttet for Bergme-

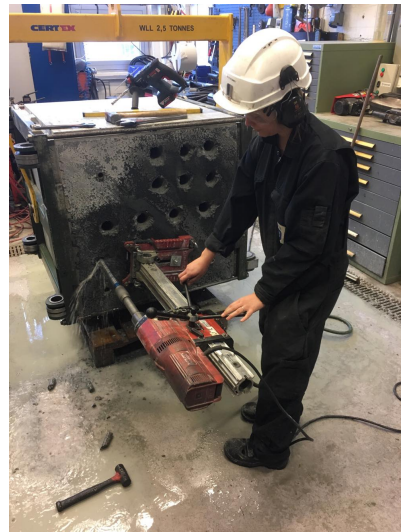
kanikk, mens diverse ledninger til hydraulikkanlegget ble bestilt. Materialeegenskapene for betongen, sementmørtelet, stålstagene og LVDT'ene kan ses i vedlegg C.

### 5.1.3 Boring

Etter et lokalt HMS kurs på bergteknikklaboratorium, hjalp Simon Alexander Hagen fra SINTEF med å bore. En trykkluftdrevet borehammer ble brukt for 10 hull og kjerneborer for 4 hull. Luften i borehammeren er tilsatt olje for å redusere friksjonen, se figur 5.1. Drivkraften til en kjerneborer er et tannhjul som opereres manuelt, se figur 5.2. Prøvelegemene fra kjerneboringen ble senere brukt i trykktest for å kontrollere betongstyrken. Etter boringen ble betongblokken fraktet til geoteknikklaboratoriet for å fortsette arbeidet der.



**Figur 5.1:** Hammerboring.



**Figur 5.2:** Kjerneboring

Hull produsert med borehammere har ru overflate med diameter lik 48 mm og borelengde lik 500 mm, se figur 5.3. Hull produsert med kjerneboring har glatt overflate med diameter lik 32 mm og borelengde lik 370 mm, se figur 5.4. Liten borehull diameter og glatt borehulloverflate skal simulere dårlig heft mellom mørtel og betong.

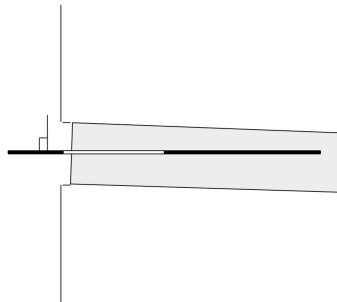


**Figur 5.3:** Borekrone for hammerboring



**Figur 5.4:** Diamantbor for kjerneboring

Ved kjerneboring er hullenes retning horisontalt og vinkelrett på betongen. Ved hammerboring er det mer usikkerhet ettersom det er manuelt plassert. Et stativ, vater og en observatør ble brukt under posisjonering av borhammeren ved an boring og sikting i horisontaltplanet under boringen. Avvik kan derfor fremtre og skape ulik mørtel overdekning langs staglengden, se figur 5.5,



**Figur 5.5:** Avvik fra horisontaltplanet under hammerboring

### 5.1.4 Isolering skjæregenskapen

Som tidligere nevnt fokuserer modellen til Tistel på heftegenskapene langs gyselengden mellom mørtelen og staget. Der er ikke ønskelig å få heftbidrag ved stagenden eller fra de første 100 mm, da det kan oppstå et konusbrud grunnet dårlig mørtel omslutning. En 100 mm beskyttelsesrør i plastikk ble plassert ovenfor ønsket gyselengde og en teipbit på enden av staget isolerte heftegenskapene, se figur 5.6. Tistel utførte statiske og sykliske forsøk for stag med gyselengde 200 mm, 250 mm og 270 mm, forsøksresultat kan ses i vedlegg D.2. Ved sammenligning av denne oppgavens forsøksresultater og Tistel sine forsøksresultater ble det tatt hensyn til at Tistel ikke brukte beskyttelsesrør, og hans forsøk ble derfor ikke sammenlignet med Ansys modellen.



**Figur 5.6:** Beskyttelsesrør og teipbit på enden av stålstaget

### 5.1.5 Installasjon av tøyningssensor

Stagene ble vasket for å fjerne støv og olje ettersom det kan påvirke heftegenskapene. Det ble installert en tøyningssensor i to stag med gyselengde 280 mm, som skal bli syklisk lastet ved forsøk. Tøyningssensoren er en 2.31 meter lange glassfibertråd som består av 8 fibre, der hvert fiber fungerer som en tøyningmåler. Fiberavstanden er 2.6 cm, fiberlengden er 0.4 cm og den første fiberen begynner 10 cm fra glassfibertråden. Det var ønskelig at et fiber ble plassert ved lasteenden og en ved enden av gyselengden, der staget opplever henholdsvis størst og minst heftspenning. Avdeling for Marin Teknikk på NTNU hadde erfaring av slike tøyningssensorer, og anbefalte å ikke kutte glassfibertråden. Løsningen var å slippe stålstaget de første 10 mm, for deretter å ha en gyselengde på 28 cm. Den slipte stålenden ble dekt med teip for å unngå heftbidrag, se figur 5.7b. Glassfibertråden ble limt fast med epoxy lim, X120, i et slipt spor langs stålstaget. Det var viktig at epoxy limen var stivere enn glassfibertråden for å unngå glidning og resultatavvik.



(a) Installasjon av tøyningssensorene



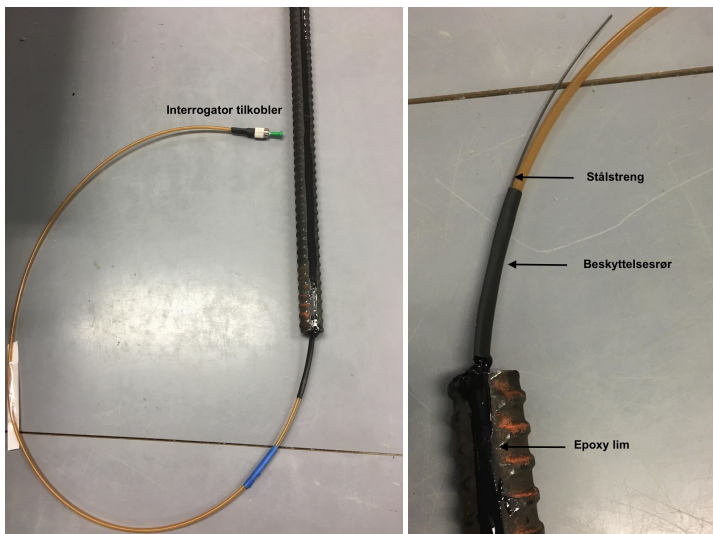
(b) Ferdigstilt stag

**Figur 5.7:** Tøyningssensor installasjon for stag CY280-2 og CY280-3

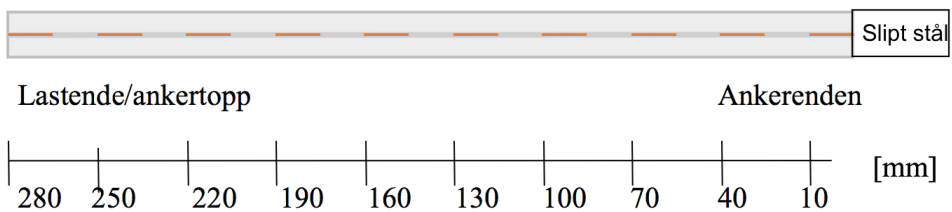
En enkel forklaring på hvordan teknologien fungerer er at en interrogator sender kontinuerlig lys i forskjellige bølgelengder gjennom glassfibertråden. Fibrene sender ulike peri-

oder og reflekterer ulike bølgelengder som gjør hver fiber unik. Interrogator kan lese av tøyningene basert på lyset som blir reflektert.

Under testingen skulle glassfibertråden tres gjennom hele hydraulikkanlegget, som var kritisk siden glassfibertråden er veldig skjør. Glassfibertråden ble derfor kledd med et beskyttelsesrør. En stålstreng ble brukt for å unngå knekking av glassfibertråden i enden av stålstaget, se figur 5.8. Fiber plassering langs gyselengden er illustrert i figur 5.9.



**Figur 5.8:** Beskyttelsesrør rundt glassfibertråden



**Figur 5.9:** Fiber plassering langs gyselengden

Det var første gang geoteknikkavdelingen på NTNU tok i bruk en glassfibertøyningssensor. Det ble derfor brukt mye tid på å finne den beste løsningen før installasjon. Det var nødvendig å finne en strek nok lim for å unngå forskyvning av tøyningssensorene, men samtidig var det ønskelig å finne en lim som kunne fjernes etter forsøk for å gjenbruke tøyningssensorene til fremtidige forsøk. Avdelingen for Marin Teknikk anbefalte kun å bruke epoxylim og tøyningssensorene kunne derfor ikke gjenbrukes. Det ble derfor bestilt epoxy lim, X120, fra HBM Norge. Limen ble videre bestilt fra Tyskland og dette utsatte forsøksplanen min med 2 uker.

### 5.1.6 Blanding av sementmørtel

Sementmørtelen, Nonset 50, ble blandet med en håndholdt drill med visp i en plastbøtte, se figur 5.10. Tistel brukte vann/sement forhold lik 0.4, som tilsvarer bestandighetsklasse M40. Forsøkene i denne oppgaven skal gjenskape Tistel sine forsøk, og det samme blandingsforhold ble da brukt. 8.6 liter vann ble tilsatt med 24 kg sementmørtel. Mørtelen fikk en kremaktig konsistens. 6 prismeformer ble fylt med sementmørtel som skulle senere bli brukt til trykk,- og bøyetest, se figur 5.11.



**Figur 5.10:** Blanding av sementmørtel



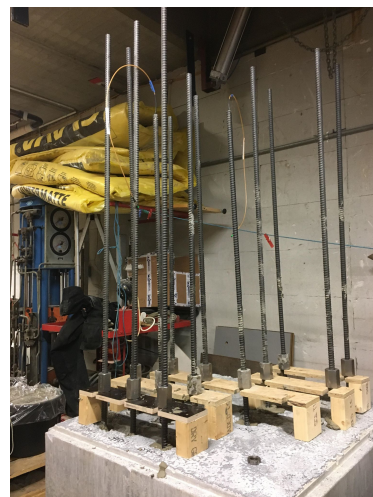
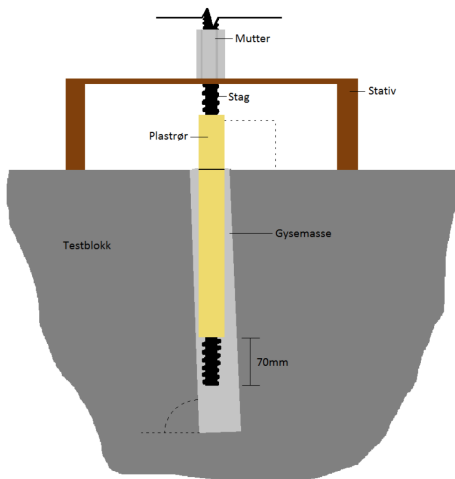
**Figur 5.11:** Prismeformer fylt med mørtel

### 5.1.7 Gysing og boltemontering

Statens Vegvesen stilte krav til at stagets overdekning med gysmasser var på minst 10 mm. Hulldiameter må med andre ord være 20 mm større enn stagdiameteren. De hammerborde borehullene opprettholdt dette kravet, mens de kjerneborde borehullene opprettholdt ikke dette kravet. Det kan derfor tenkes at de kjerneborde hullene opplevde en ujevn heftspenningsfordeling på grunn av ujevn mørteloverdekning, se figur 5.5. Sementmørtelen ble helt over i en trakt ved gysing av borehullene, figur 5.12. Det var forventet at trakt skulle gi god mørtel omslutning, da mørtelblandingen var tykkflytende, ekspanderende og ble fjellankrene gyst i gravitasjonsretning. For å unngå luftbobler i gysmassen ble en ekstra stag brukt til å røre og stampe sementmørtelen. Sementmørtelen ble godt gnidd mellom kammene over stagets gyselengde for å sikre god mørtel omslutning. Borehulllengden var lengre enn den ønskede gyselengden, og staget ble derfor holdt oppe ved hjelp av en mutter og et stativ i treverk, se figur 5.13. Stativet sørget også for en sentrisk plassering av staget, og mutteren gav ønsket gyselengde. Plassering av stagene kan ses i figur 5.14.

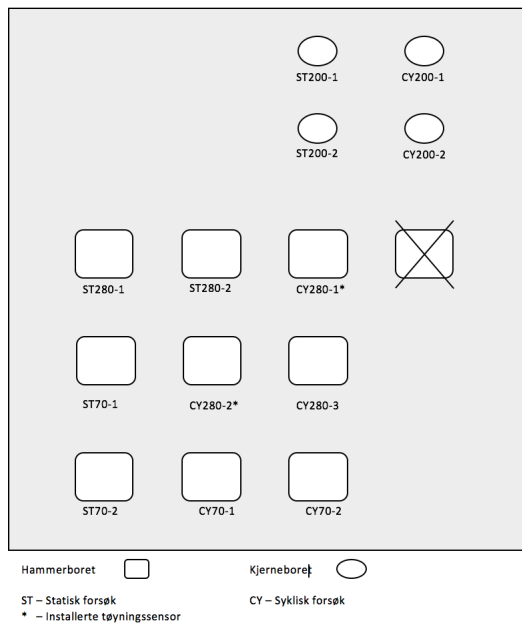


Figur 5.12: Gysing av borehull



Figur 5.13: Boltemontering (prinsippskissen av Hagen (2017))





**Figur 5.14:** Stag plassering i betongblokken

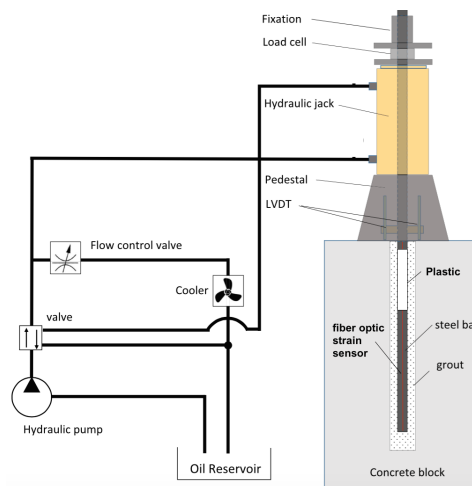
### 5.1.8 Forsøksoppsett

Som sagt ble 13 stag gyst fast med ønsket gyselengde i en betongblokk, som simulerte et gyst fjellanker i berg. En hydraulikkjekk ble plassert sentrisk på hvert enkelt stag. Hydraulikkjekken påførte staget last ved at den pumpet inn olje fra en oljepumpe og skapte et oljetrykk. Oljetrykket i jekken blir kontrollert med en elektrisk ventil, se figur 5.15. For at oljen ikke skulle bli for varm under syklisk testing med lang varighet ble det installert en vifte.

Lasten ble målt av lastcellen. Forskyvning ble loggført av *Linear variable differential transformer* (LVDT). Tøyningssensoren viste seg å ikke fungere, da den ene var kappet av mens den andre ikke fungerte. Det er uvist om det var dataprogramet, glassfibertråden eller interrogator som var ødelagt. Ved å benytte to LVDT målere plassert på hver sin side av staget og midle disse verdiene ble målt forskyvning mer nøyaktig. Målerne ble festet til staget ved hjelp av et aluminiumstativ, deretter ble en pidestall plassert over LVDT'ene.

LVDT'ene ble kalibrert fem dager før forsøk.

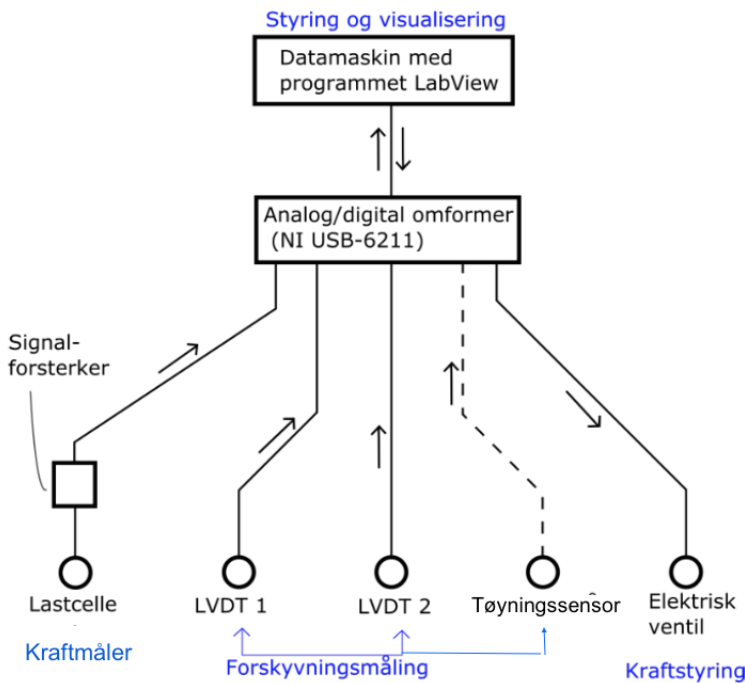
En tynn aluminiumsplate med glatt overflate var plassert over og under lastcellen for å skape jevnt fordelt last. I toppen av staget, over lastcellen, ble endeskiven festet med to muttere til staget. Betongoverflaten var ujevn som er uheldig dersom hydraulikkanlegget og LVDT'ene vipper under forsøk. Det ble derfor lagt en tynn avrettingsmasse, og stagene ble smurt inn med et fettlag for å unngå heftbidraget fra avrettingsmassen.



**Figur 5.15:** Forsøksoppsett (Tistel, 2018)

### 5.1.9 Instrumentering

Dataverdiene fra testene ble digitalisert med en analog-digital omformer og lagret i en fil ved hjelp av dataprogrammet LabView, som avdelingsingeniør Per Asbjørn Østensen programerte. Etter digitaliseringen ble dataene lagret og visualisert med en lagringsfrekvens på 3 til 1 gang per sekund. LabView ble også brukt til å sende ut signaler til hydraulikk-anlegget som styrte oljetrykket i hydraulikkjekken og med dette aksialkraften på staget. Det ble koblet til en signalforsker til lastcellen fordi den i utgangspunktet hadde en grense på et par millivolt, mens LVDTéne hadde +/- 10 V. Flyt av inn og utdata er illustrert i flytskjemaet figur 5.16.



**Figur 5.16:** Flytskjema for instrumentering Behrens (2016) (Endret utgave)

Elektriske spenninger ble sendt til hydraulikkanlegget, som styrte lasten ved å justere utslippet av olje til jekken med en elektrisk ventil. Økt spenning gav økt oljeåpning, som igjen gav økt last. Ved syklisk lasting er den elektriske spenningen styrt av inngangsparameterne i Labview: *Sinus Amplitude [V]*, *Base level [V]* og *Cycle periode [s]*. Jo større lasten var, desto lengre var syklingsperioden. Minimum påført syklisk last var 10 kN, som ikke var optimalt da Tistel sin modell forutsetter  $\tau_{min-cy} = 0$  kN.

Ved statisk lasting var *Sinus Amplitude* satt lik null. Det var ingen klar sammenheng mellom påført last og *Baselevel*, så *Baselevel* ble endret med 0.1 V om gangen inntil ønsket lastnivå var oppnådd.

## 5.2 Gjennomføring av forsøk

Bøye-, og trykktest av gysemasse ble utført 27 dager og 57 dager etter støping, og trykktest av betong ble utført nesten 2 år etter støping. De statiske og sykliske forsøkene startet 19. april 2018, 35 dager etter gysing, og avsluttet den 9. mai, 56 dager etter gysing. Loggføring av forsøket har blitt vedlagt i vedlegg B.

### 5.2.1 Bøye-, og trykktest for gysemasse

Steinar Seehus gav opplæring på betonglaboratoriet, deretter ble 3 bøyetester og 6 trykktester utført på mørtelprøver med 27 dager herdetid og etter 56 dager herdetid. Sementmørtelen ble testet i henhold til NS-EN 196-1 der prøvelegemet er 40x40x160 mm, se figur 5.11. Det ble utført bøyetest på prismet, deretter trykktest på en resterende prismehalvdel, se figur 5.17. Prøvene ble oppbevart under mest mulig like herdebetingelser (temperatur, luftfuktighet, stråling og vind) som sementmørtelen opplever i betong borehullene.

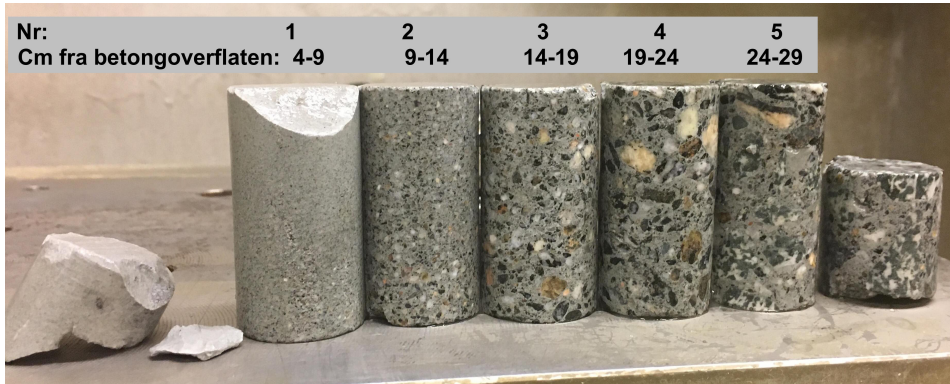


Figur 5.17: Bøye-, og trykktestemaskin på NTNU

### 5.2.2 Trykktest av betong

Trykkfastheten til betongen ble testet i henhold til NS-EN 12390-1. Det var 6 sylindrerformede prøvelegemer med høyden 2 ganger diameteren. Prøve nr. 1 var ugyldig på grunn av at den ikke hadde rett avkapping, se figur 5.18. Det kan observeres i figur 5.18 at betongen

har opplevd segregering da betongen var av finere materiale ved betongoverflaten og ble grovere innover betongen. Prøvelegemene nr 4 og 5 var ikke i henhold til norsk standard, da diameteren av prøvelegemet er for lav i forhold til kornstørrelse. Det var av den grunn forventet at nr 4 og 5 hadde avvikende trykkfasthet. Trykkfastheten kan også bli påvirket av sandfylte sprekker, som har oppstått ved boring.

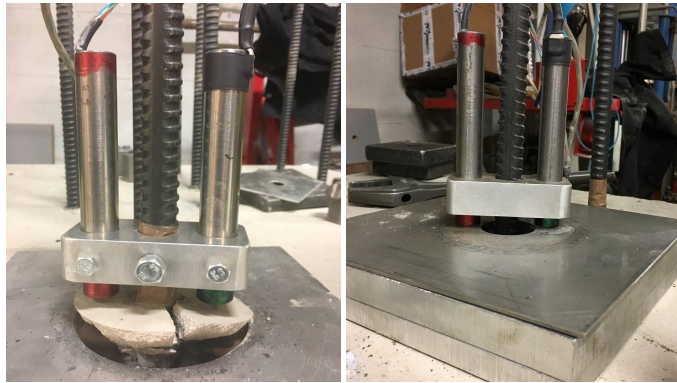


**Figur 5.18:** Sylinderformede prøvelegemer

### 5.2.3 Utfordringer og tekniske problemer under forsøk

Fjellankre med korte gyselenger på 70 mm gikk til brudd i løpet av noen minutter, mens lengre gyselengde på 280 mm ble syklisk lastet i opptil 9 timer. Under forsøkene oppstod det teknisk feil med utstyret og uforutsette hendelser. Dette gav varierende forsøksresultat og forskjøv tidsplanen.

I det første statiske forsøk, ST70-1, oppstod det et kjeglebrudd i avrettningsmassen og massen ble løftet opp sammen med staget og LVDT'ene, se figur 5.19. LVDT'ene målte av den grunn ikke den reelle forskyvningen og resultatet var ugyldig. Løsningen på problemet var å plassere en tynn aluminiumsplate med sirkulært utskjæring på 20 mm på betongoverflaten, i tillegg til to tykke aluminiumsplater med sirkulære utskjæringer på 48 mm. De tykke aluminiumsplatene gav rom for at et konusbrudd kunne fremtre, mens den tynne aluminiumsplaten gav LVDT'ene et solid underlag.



**Figur 5.19:** Konusbrudd i avrettingsmassen og løsningen på problemet

Det andre statiske forsøket på stag med gyselengde 70 mm, ST70-2, ble ikke loggført. Systemet var ikke nullstilt, som førte til at oljepumpen lastet fra bruddlasten fra forrige forsøk, ST70-1. Problemet ble løst ved at Labview programmet nullstilte inngangsparameterne automatisk etter hvert forsøk.

I følge forsøksplanen skulle CY200-2 og CY70-1 bli syklisk lastet, men gikk til brudd før syklingen hadde startet da heftkapasitet var lavere enn forventet. CY70-1 og CY200-2 ble av den grunn tolket som et statisk forsøk. For de fremtidige forsøkene ble startet den sykliske lasten på et lavere lastnivå, deretter økt forsiktig.

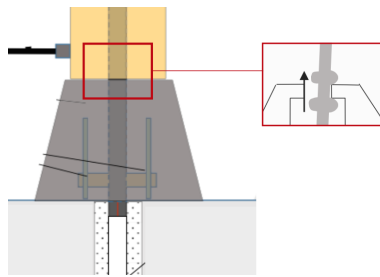
Styringskontrollen og Labview programmet fungerte ikke optimalt, da den gav uregelmessig last. Dette gav små syklinger under statisk forsøk, som kan påvirke heftkapasiteten. Loggføringen i Labview programmet var 2 per sekund, som resulterte i at programmet ikke alltid loggførte ved absolutt maksimum og minimum slipp for en syklus.

Et nytt Labview program ble laget for å skape en jevn og justerbar last, men i motsetning til Tistel sine forsøk var lasten trepulset og ikke sinusformet. Inngangsparameterne i det nye Labview programmet var *Max last [kN]*, *low level [kN]* og *Ramp [V/s]*. Ved statisk lasting ble *Ramp [V/s]* satt til null, og inngangsparameteren var *Baselevel [V]*. Det nye LabView programmet ble brukt for forsøk med gyselengder 200 og 280 mm.

I forsøk CY200-1 oppstod et skjelv under syklisk lasting. LVDT'ene er følsomme for forstyrrelser og ble overlastet. Labview programmet og oljepumpen ble av den grunn re-

startet. Dette er ikke heldig da heftkapasiteten ble redusert ved avlastning, grunnet mørtel omplassing. Det er to hypoteser til hvorfor skjelvet oppstod. Den første hypotesen er at staget står skjevt, som førte til et skjelv da kammene på staget ble forskyvet over den sirkulære utskjæring i pidestalen. Se figur 5.20 for visuell forklaring. Den andre hypotesen er at mutteren gled på grunn av høyt trykk og dårlige gjenger, og et stort skjelv oppstod da mutteren gled over en kam. Hullet på pidestalen ble slipt større og en ekstra mutter ble brukt, men skjelvet oppstod allikevel for de neste forsøkene. Avvik av forsøksresultat på grunn av skjelv er fremtredende i forsøk CY200-1 , ST280-1, ST280-2, CY280-1 og CY280-2.

Det oppstod også tekniske problemer med det nye LabView programmet underveis i forsøkene. Dette førte til at CY280-2 og CY280-3 ble restartet for å endre LabView innstillinger.



Figur 5.20: Kammer og pidestal kollisjon

#### 5.2.4 Behandling av data

Forskyvningen ble beregnet av LVDT og i to tilfeller tøyningssensoren. Resultatet fra LVDT ble utregnet med formel 5.1, som er gjennomsnittetverdi av de to LVDT'ene.

$$s = \frac{s_{LVDT-1} + s_{LVDT-2}}{2} \quad (5.1)$$

Lastnivået ble beregnet ved å dele påsatt last med statisk kapasitet, formel 5.2. Statisk heftspenningskapasitet er maks påført last ved statisk uttrekningsforsøk eller ved å tilpasse den trilineære modellen til de sykliske forsøkene. Det er viktig å merke seg at den oppgitte

heftkapasiteten i de sykliske forsøkene er basert på gjettettrilineær kurve, og derfor kun er en indikasjon på den faktiske verdien.

$$f = \frac{F_N}{F_{maks}} \quad (5.2)$$

Heftspenningen ble beregnet med formel 5.3, som er en forenklet formel og tar ikke hensyn til dårlig mørtel omslutning.

$$\tau_{bu} = \frac{F_{max}}{2r \cdot \phi \cdot L_{fixed}} \left[ \frac{N}{mm} \right] \quad (5.3)$$

På grunn av problemer med styringen varierte topp og bunnpunkt fra syklus til syklus. Toppunktet ble definert som maksverdien der verdien er lavere både før og etter og lignende for bunnpunktet. Tiden ble logget i form av et tidspunkt på formen tt:mm:ss. For at resultatene skulle bli mer oversiktlige ble tidspunktene regnet om til sekunder.



## Kapittel 6

# Resultat av eksperiment

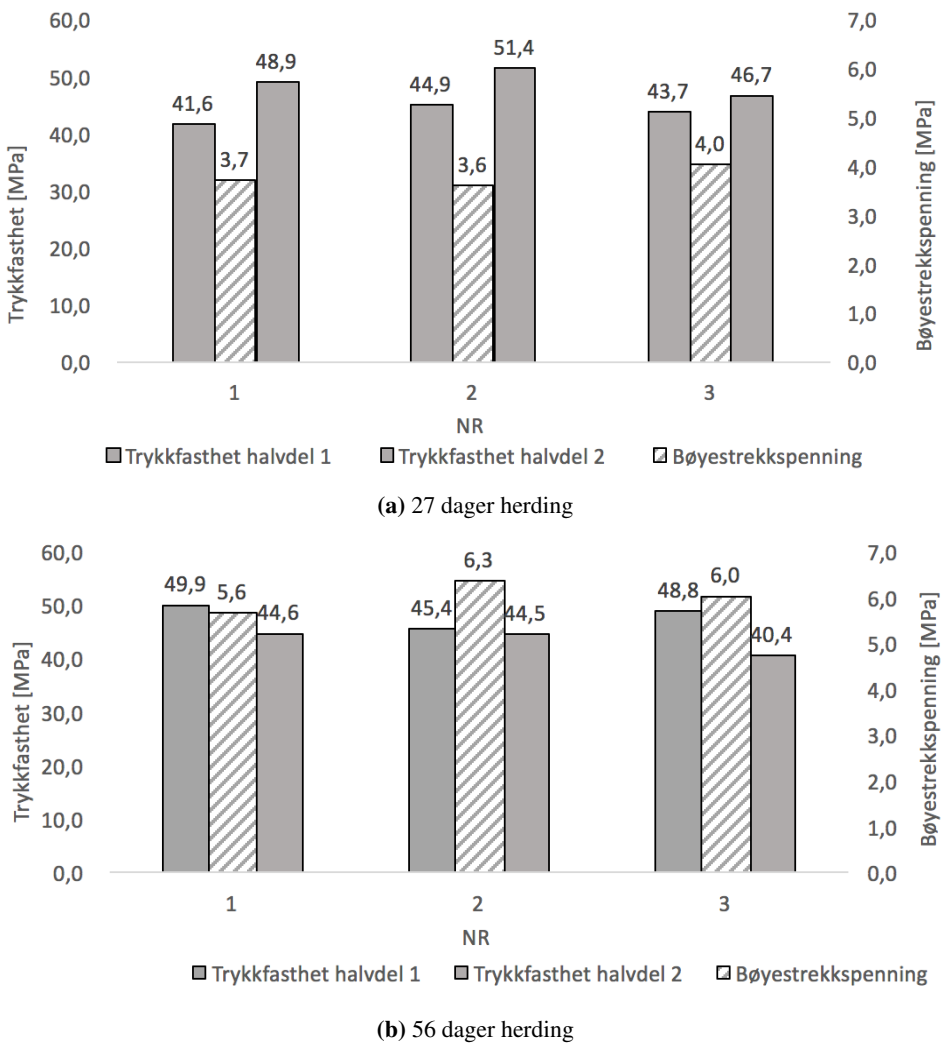
Dette kapittelet skal først fremlegge resultatet fra trykk- og bøyetesten av mørtel og betong, deretter de statiske og sykliske forsøksresultatene.

Trykkfastheten av betong var som forventet, mens trykkfastheten til sementmørtel var litt lavere enn forventet. Resultatet fra de statiske og sykliske testene var av varierende kvalitet, da heftkapasitet varierte. Lav heftkapasitet kan skyldes dårlig mørtel omslutning mellom kammene, teknisk feil under forsøket, unøyaktig installasjonsprosess og/eller luftbobler. Forsøksresultatene fra ST200-1, CY200-2 og ST70-1 har blitt utelatt grunnet veldig avvikende heftkapasitet.

Forsøksresultatet er grafisk fremstilt i vedlegg I, figur I.1 til I.19. Lasthistorie for hvert forsøk er også beskrevet i tabell I.1 i vedlegg I.

## 6.1 Styrkeparameter for gysemasse

Bøye- og trykktest maskinen ble kalibrert en uke før forsøk, og spenningene ble beregnet fra faktiske mål av prøvelegemet ved bruddet. Bøyestrekkspenning og trykkfastheten etter 27 og 56 dager herding kan ses i figur 6.1. Forsøksresultatet kan også ses i tabell C.2 til tabell C.5 i vedlegg C.5.

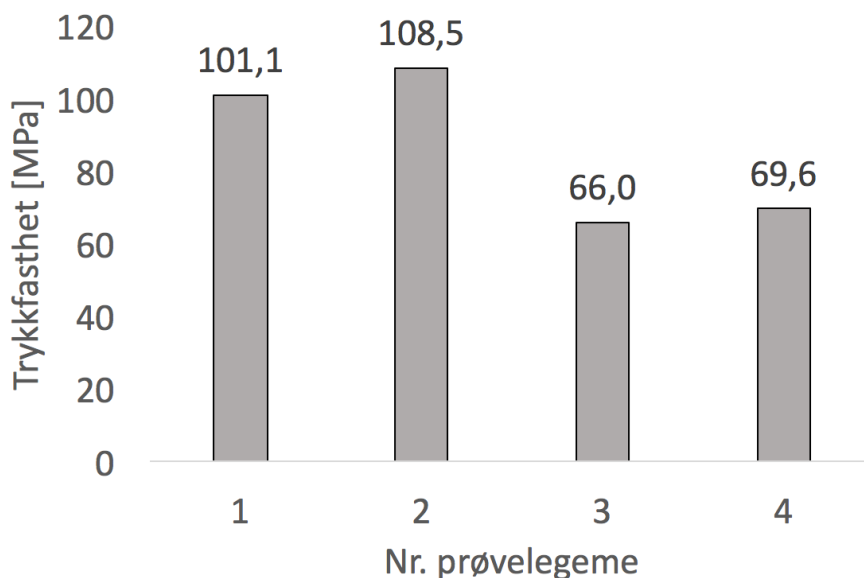


**Figur 6.1:** Bøyestrekkspenning og trykkfasthet for gysemassen

Etter 27 dager herding var gjennomsnittlig trykkfasthet 46.2 MPa og bøyestrekkspenning var 3.8 MPa. Etter 56 dager herding var gjennomsnittlig trykkfasthet 45.6 MPa og bøyestrekkspenning var 5 MPa. Trykkfastheten avviket med omtrent 8% sammenlignet Tistel sin trykkfasthet for sine forsøk. Det var forventet at trykkfastheten økte med antall herde dager, men den ble den redusert med 1.3%. Bøyestrekkspenning økte derimot 60% fra 27 til 56 herdedager.

## 6.2 Trykkfasthet av betong

Prøvelegeme nr. 4 og 5 var ikke i henhold til norsk standard, da diameteren var for lav i forhold til kornstørrelse. På grunn av dette opplevde nr. 4 og 5 lav trykkfasthet. Kun nr. 2 og 3 er gyldig, og har en gjennomsnittlig trykkfasthet på omtrent 105 MPa, figur 6.2. Simon Hagen fra SINTEF utførte også trykkfasthetstest på betongblokken 4.april 2017, se vedlegg C.4. Han kom frem til at trykkfastheten for betongen var rundt 109 MPa, og av den grunn er det trygt å anta at betongblokken har en trykkfasthet på 108 MPa. Til tross for at betongen har opplevd segregering, var betongen bra nok for denne oppgavens formål.

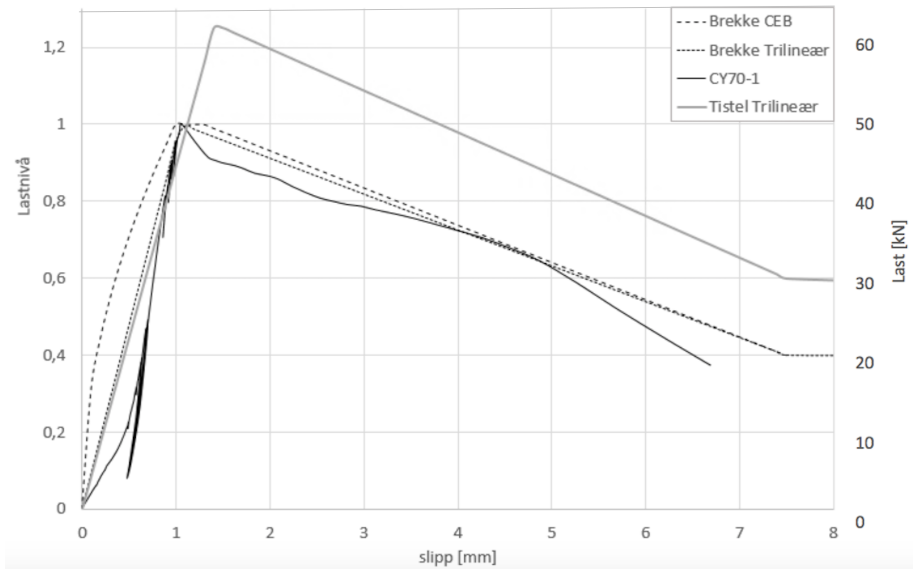


Figur 6.2: Trykkfastheten av betong

## 6.3 Statiske forsøk

Forsøksresultatet har blitt fremstilt i en graf med lastnivå mot slipp for hvert forsøk, der lastnivået er lastandel av maksimal påført statisk last. CEB modellen og den trilineære modellen korrelerte bra med forsøksresultatet. Endring av modell parametere,  $\tau_{bu}$ ,  $\tau_f$ ,  $sr_1$ ,  $sr_2$  og  $sr_3$ , i forhold til Tistel sine verdier var nødvendig da heftkapasiteten avvirket.

### 6.3.1 Resultat av 70 mm gyselengde

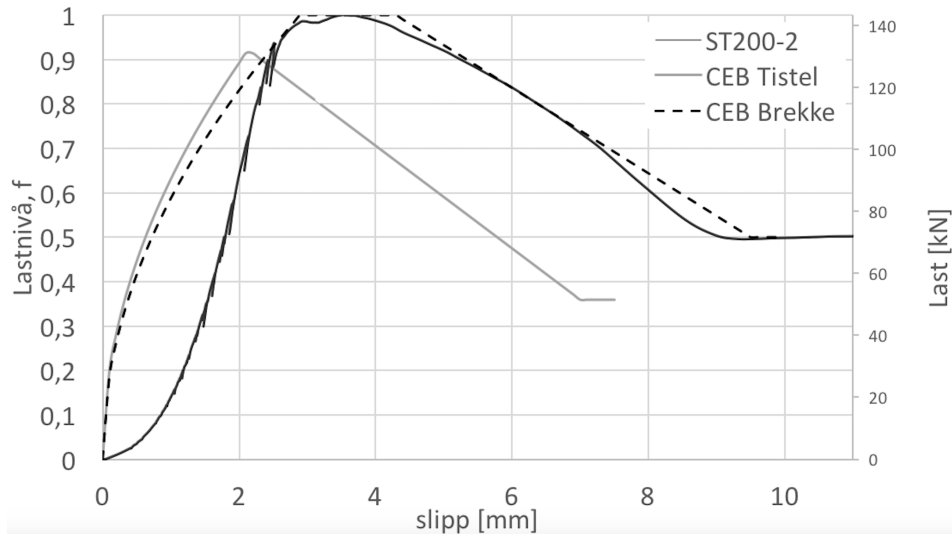


Figur 6.3: Lastnivå/last mot slipp for forsøk CY70-1

CY70-1 oppnådde en statisk heftspenningskapasitet på 14.2 MPa, som var 20% lavere enn hva Tistel oppnådde. den trilineære modellen og CEB modellen korrelerte bra med forsøksresultat i figur 6.3, og inngangsparameterne kan ses i tabell 6.1.

### 6.3.2 Resultat av 200 mm gyselengde

ST200-2 oppnådde en statisk heftspenningskapasitet på 13 MPa. Oppnådd heftkapasiteten var rundt 6.5% høyere enn Tistel sin heftkapasitet, som hadde 32% større borehulldiameter og ru borehulloverflate. CEB modellen korrelerte bra for forsøksresultat i figur 6.4, og inngangsparameterne kan ses i tabell 6.1.



Figur 6.4: Lastnivå/last mot slipp for forsøk ST200-2

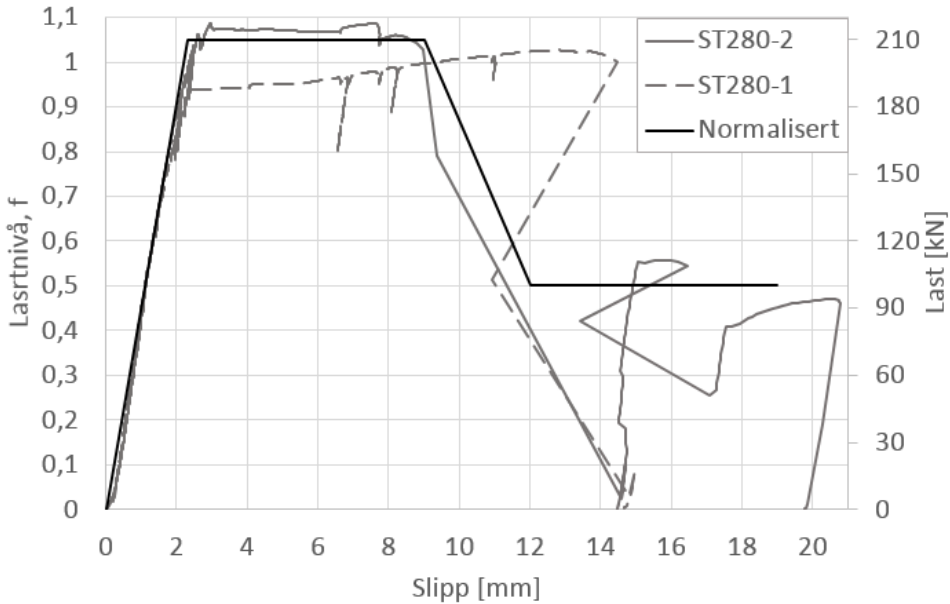
### 6.3.3 Resultat av 280 mm gyselengde

Statisk heftspennings kapasitet for ST280-1 og ST280-2 var 19.1 MPa. Tistel oppnådde en statisk heftspenningskapasitet på 13.4 MPa for 270 mm gyselengde uten beskyttelsesrør.

En lang periode med full heft ble observert i begge forsøkene, figur 7.1, som kan skyldes høy radiell-, normalspenning og friksjon langs stag-mørtel grensesnittet. Denne perioden kan også være et flyteplatå, da staget er lastet 86% av stagets flytegrense. I figur H.2 i vedlegg H kan det observeres at staget i ST280-1 og ST280-2 har økt 1-3 cm. Stagforlengelsen kan også ha kommet etter utført forsøk, da stagene ble statisk trukket ut av betongen.

Et skjelv etter fulgt av avlastning oppstod i begge forsøkene ved 12 mm slipp, som kan ha

påvirket heftkapasiteten og bruddlasten. En gjennomsnittlig heft-slipp kurve basert på de to statiske testene kan ses i figur 7.1, parameterne er beskrevet i tabell 6.1.



**Figur 6.5:** Lastnivå/last mot slipp for ST280-1/2

Gyselengde [mm]	Forfatter	Modell	$F_{max}$ [kN]	$F_f$ [kN]	$sr1$ [mm]	$sr2$ [mm]	$sr3$ [mm]
70	Brekke	CEB	54.53	21.8	1	1.3	7.5
70	Brekke	Trilineær	54.53	21.8	1	-	7.5
70	Tistel	Trilineær	68	31.96	1.4	-	7.5
200	Brekke	CEB	143.4	58.8	2.9	4.4	9.6
200	Tistel	Trilineær	131	58.95	2.2	-	7
280	Brekke	Gjennomsnitt	210	100	2.3	9	13.6

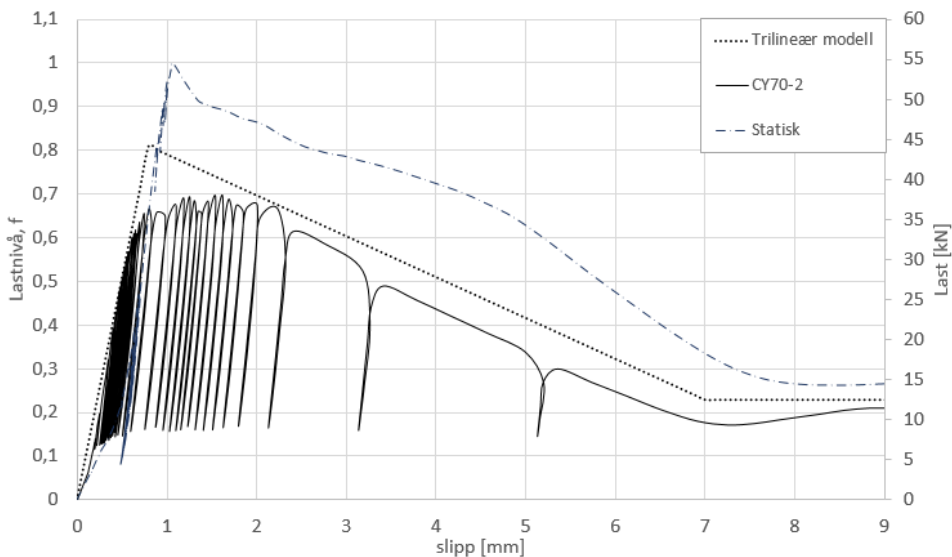
**Tabell 6.1:** Inngangsparametere i CEB og den trilineære modellen

## 6.4 Sykliske forsøk

Forsøksresultatet fra de sykliske testene har blitt fremstilt i en lastnivå - slipp graf, og hat blitt sammenlignet med den statiske forsøket med lik gyselengde. For å estimere den statiske heftkapasiteten for hvert enkelt syklisk forsøk har en trilineær modell blitt tilpasset forsøkene. Den trilineære modellen ble valgt fremfor CEB modellen da det antas dårlig mørtel omslutning. Det er viktig a merke seg at den oppgitte heftkapasiteten i de sykliske forsøkene er basert på gjettettrilineær kurve, og derfor kun er en indikasjon pa den faktisek verdien.

### 6.4.1 Resultat for 70 mm gyselengde

Lastamplituden i forsøk CY70-2 varierer fra 10 kN til 30 kN, da styringen ikke var optimal i det gamle Labview programmet. Den statiske heftkapasiteten var 11.5 MPa, og antall sykluser før brudd,  $N_2$ , var 37. Heftkapasiteten avviket med 20% til 36% fra Tistel sine forsøk. Heftkapasiteten i Tistel sine forsøk for gyselengde lik 70 mm var veldig varierende, da kort gyselengde er sensitiv for installasjons endringer.

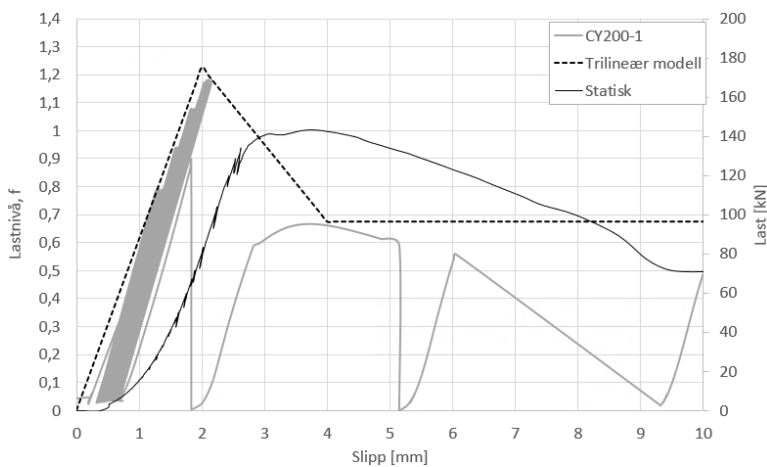


Figur 6.6: Lastnivå/last mot slipp for CY70-2

## 6.4.2 Resultat for 200 mm gyselengde

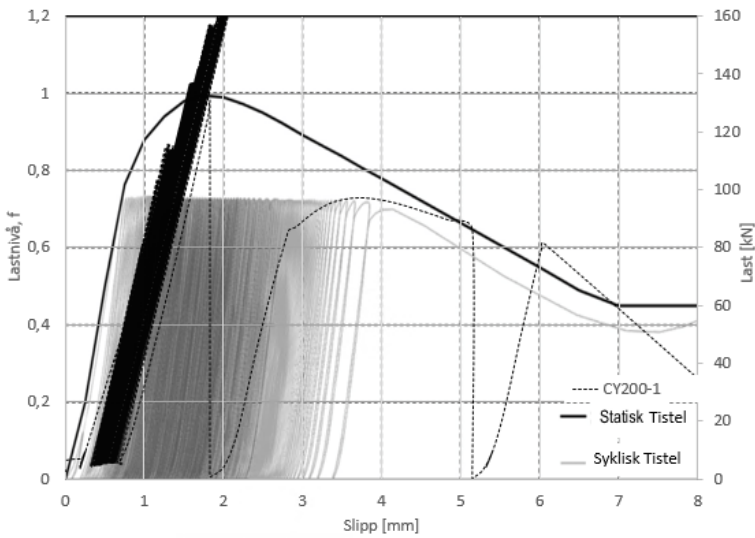
CY200-1 ble syklisk lastet med økende lastnivå og en periode på 10-14 sekunder. Et skjelv oppstod og staget ble avlastet. Dette kan forklare den lave heftspenning i figur 6.7 ved 2 mm forskyvning. Antall sykluser før avlastingen var 1069, og den statiske heftkapasiteten var 16 MPa. Heftkapasiteten var 35% større enn Tistel sine forsøk, som hadde 32% større borehulldiameter og ruere borehulloverflate enn CY200-1.

Tistel lastet staget syklisk med et lastnivå på 72% i 600 sykluser før brudd oppstod. Det ble prøvd å gjenskape dette forsøket, men etter 800 sykluser med konstant lastnivå på 72% var fjellankeret fremdeles ikke gått til brudd. Lastnivået ble derfor økt frem til brudd, se figur 6.8. Figur 6.8 beviser at heftkapasiteten var høyere for CY200-1 enn Tistel sine forsøk.



Figur 6.7: Lastnivå/Last mot slipp for CY200-1

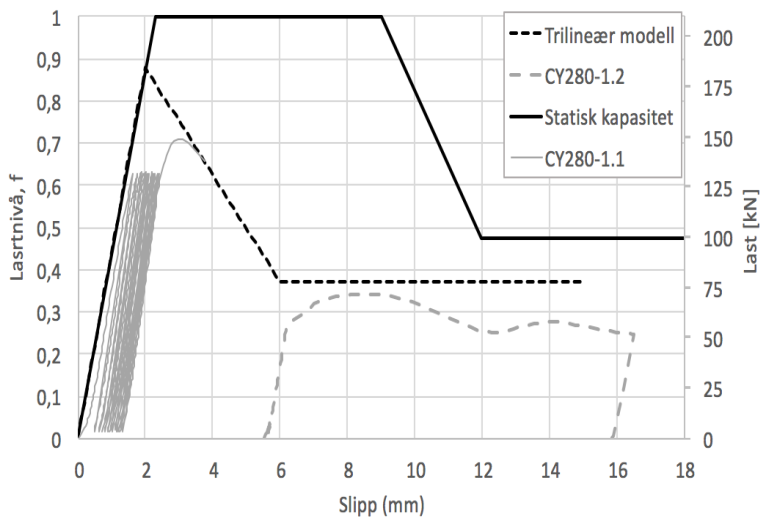




Figur 6.8: CY200-1 mot statisk og syklisk forsøk utført av Tistel

### 6.4.3 Resultat for 280 mm gyselengde

#### CY280-1

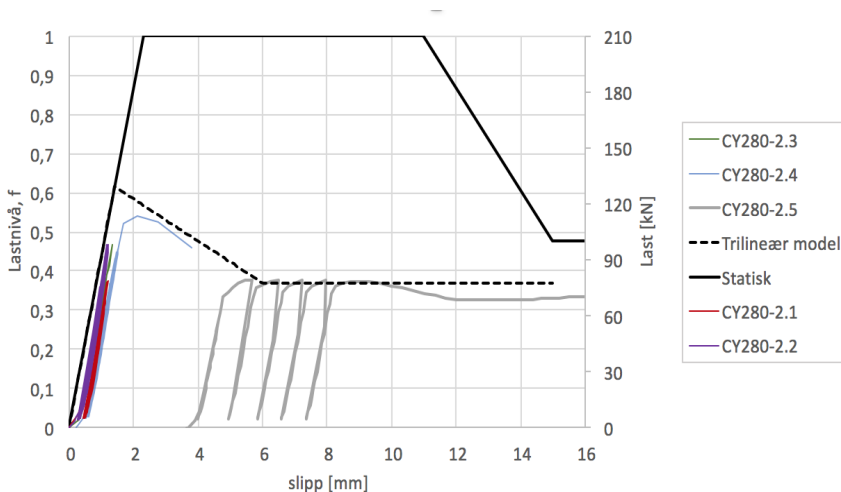


Figur 6.9: Lastnivå/last mot slipp for CY280-1

CY280-1 hadde en statisk heftspenningskapasitet på 12 MPa. Et skjelv oppstod etter 12 sykluser, og fjellankeret ble derfor avlastet. Forsøket før skjelvet defineres som CY280-1.1, mens forsøket etter skjelvet defineres som CY280-1.2 i figur 6.9. Mørtel oppløsning kan ha ført til lavere heftkapasitet i forsøk CY280-1.2.

### CY280-2

Det oppstod negativ tøyning i forsøk CY280-2.1 på grunn av LVDT'ene løsnet under forsøket, se figur I.17 i vedlegg I. Forskyvningene fra forsøk CY280-2.1 ble av den grunn utelatt. Videre ble forsøket avlastet og restartet to ganger grunnet teknisk feil i Labview programmet, og forsøkene defineres derfor som CY280-2.2/3 i figur 6.10. Et skjelv oppstod ved 2 mm forskyvning, og staget ble av den grunn avlastet. Forsøket før skjelvet defineres som CY280-2.4, mens forsøket etter skjelvet defineres som CY280-2.5. CY280-2 oppnådde en statisk heftspenningskapasitet på 8.4 MPa.

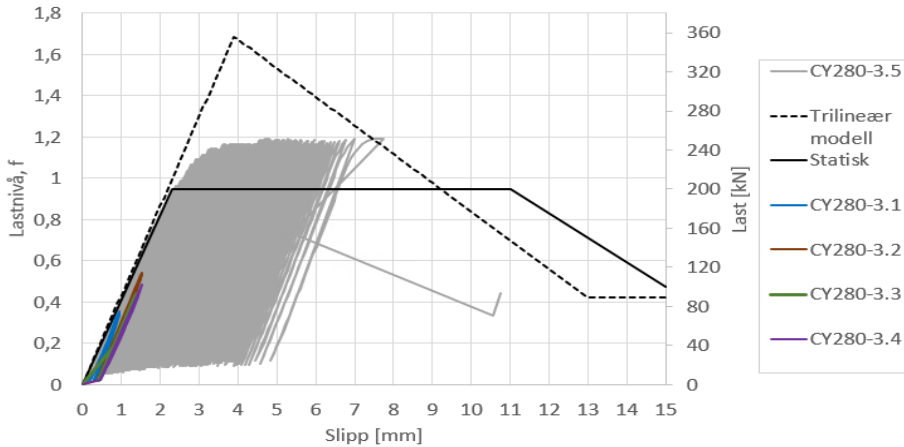


Figur 6.10: Lastnivå/last mot slipp for CY280-2

### CY280-3

CY280-3 ble også avlastet tre ganger på grunn av teknisk feil, henholdsvis CY280-3.1/2/3/4. CY280-3.5 ble syklisk lastet fra 70 til 240 kN i 1665 sykluser, med en periode på 11-15

sekunder. En bruddlast ble ikke målt da et skjelv oppstod ved 8 mm forskyvning. Den statiske heftspenningskapasiteten var 23 MPa basert på tilpasset trilineær modell, figur 6.11. Heftspenningskapasiteten for alle forsøk kan ses i tabell 6.2.



**Figur 6.11:** Lastnivå/last for slipp for CY280-3

**Tabell 6.2:** Forsøksresultatet for de sykliske og statiske forsøkene

Forsøk	$L_{fixed}$ [mm]	Lastnivå [%]	Statisk kapasitet [kN]	Bruddlast [kN]	$N_2$	$\tau_{bu}$ [MPa]
CY70-1	70	-	54.53	15.4	-	14.2
CY70-2	70	80	44.3	11.53	37	11.5
ST200-2	200	-	143.4	58.8	-	13
CY200-1	200	50-96	176	97	1067	16
ST280-1/2	280	-	210	100	-	13.65
CY280-1	280	70-81	185	83	13	12
CY280-2	280	55-86	129	77.5	156	8.4
CY280-3	280	25-70	350	88.5	1665	23



## Kapittel 7

# Resultat av numerisk analyse

Det har blitt utført et parametere studie, For å undersøke hvor mye hver parameter påvirket slippet per syklus i den brukerdefinerte modellen. Heftspenning- og slippfordelingen langs gyselengden ble modellert i Ansys for økende antall sykluser og ulike systemstivheter for å sammenligne modellresultat med tidligere forskning.

Parameterne fra forsøksresultatet ble sammenlignet med Tistel sin modell og hans forsøksresultater, for å øke modell påliteligheten. Videre ble forsøksresultatet sammenlignet med modellresultatet. Forsøksresultat for fjellanker med gyselengde lik 70 mm ble sammenlignet med Tistel sin brukerdefinerte modell i MATLAB, mens fjellankrene med gyselengde 200 og 280 mm ble sammenlignet med Ansys modellen.

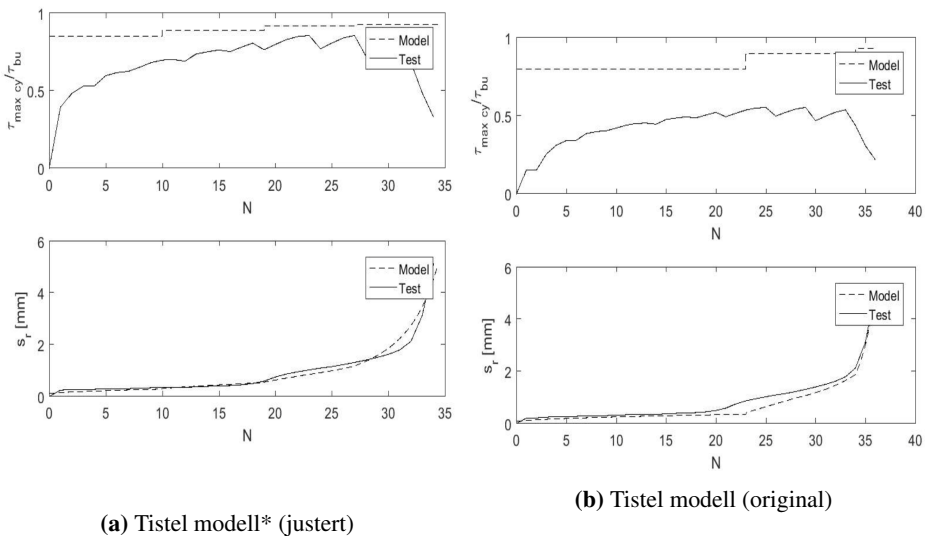
Resultat fra forsøk, MATLAB og Ansys sammenlignes med følgende grafer:

- Rest slippet ved lastende mot antall sykluser ( $s_r$ -N).
- Lastnivå ved lastenden mot antall sykluser (f-N)

## 7.1 Den brukerdefinerte modellen i MATLAB

Forsøket CY70-2 ble gjenskapt i den brukerdefinerte modellen i MATLAB til Tistel (2018). Tabell 7.1 viser inngangsparameterne i MATLAB modellen. Kurven Tistel Modell i figur 7.1 viser resultatet med Tistel sine originale inngangsparameterne, mens i kurven Tistel Modell\* ble inngangsparameterne justert.

Lastnivået i den brukerdefinerte modellen ble økt i begge modellene for å få tilsvarende slipp som forsøksresultatet. Modellen med nedjustert heftkapasitet korrelerte bedre med forsøket, da prosentvis økning av lastnivå var minst.



**Figur 7.1:** Matlab modellen mot forsøksresultat for CY70-2.

Modell	$\tau_{bu}$ [MPa]	$\tau_f$ [MPa]	$sr1$ [mm]	$sr2$ [mm]	R
Tistel modell*	14.2	5.7	1	7.5	0.23
Tistel modell	17.7	8.3	1.4	7.5	0.23

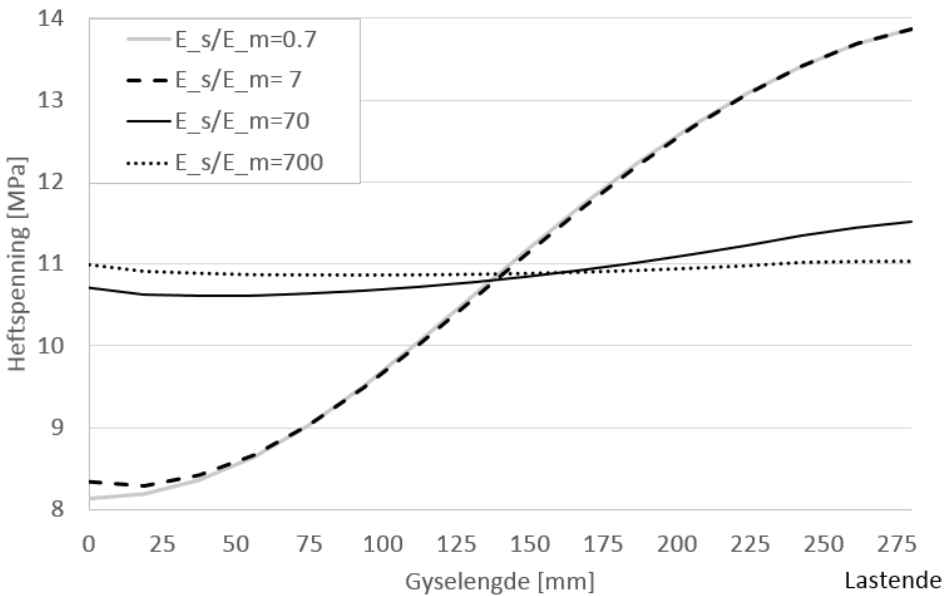
**Tabell 7.1:** Inngangsparameterne i MATLAB modellen

## 7.2 Den brukerdefinerte modellen i Ansys

I dette delkapittelet blir først Ansys resultatet fra heftspenning- og slippfordelingen langs gyselengden for ulike systemstivheter, og for økende antall sykluser, fremstilt. Deretter følger en sensitivitetsanalyse, og til slutt blir Ansys resultatet sammenlignet med forsøksresultatet.

### 7.2.1 Systemets stivhet

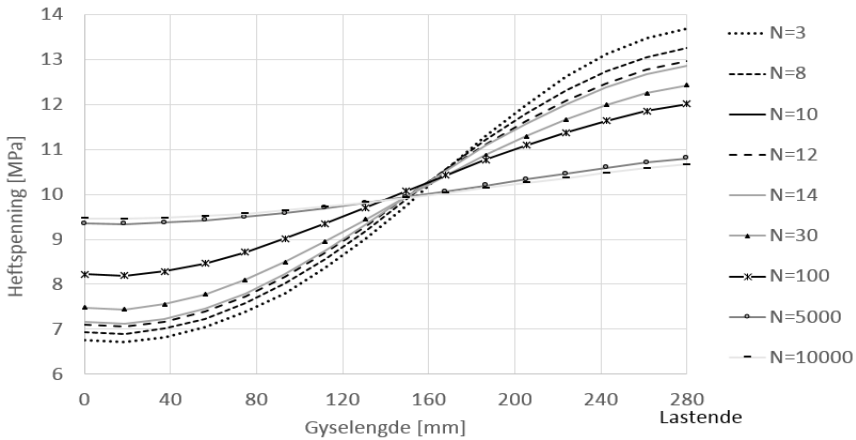
Figur 7.2 viser heftspenningsfordeling langs gyselengden for ulike systemstivheter, som er beregnet av Ansys modellen. Stivere stag i forhold til mørtel,  $E_{stag}/E_{mørtel}$  øker, gir jevnere heftspenningsfordeling langs gyselengden i Tistel (2018) sin Ansys modellen. Det er verdt å legge merke til at figur 7.2 og 7.3 kun er lagt for å illustrere den sykliske oppførselen i Ansys modellen.



**Figur 7.2:** Heftspenningsfordeling langs gyselengden ( $f=63\%$ ,  $N=100$ )

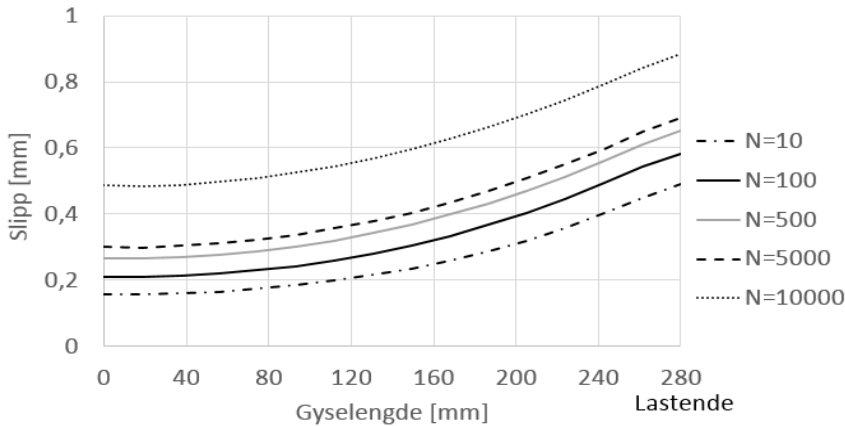
## 7.2.2 Respons på et syklisk belastet fjellanker

Figur 7.3 viser heftspenning- og slippfordelingen langs gyselengden for et stivt fjellanker med 280 mm gyselengde, som ble syklisk belastet med et konstant lastnivå på 76%. Slippet var størst ved lastenden, og slippet økte med antall sykluser. Heftspenningsfordeling langs gyselengde jevnes ut når antall sykluser og slippet øker.



(a) Heftspenningen langs gyselengden for ulike N

**Figur 7.3:** Heft- og slippfordelingen langs gyselengden for økende antall sykluser i Ansys modellen.



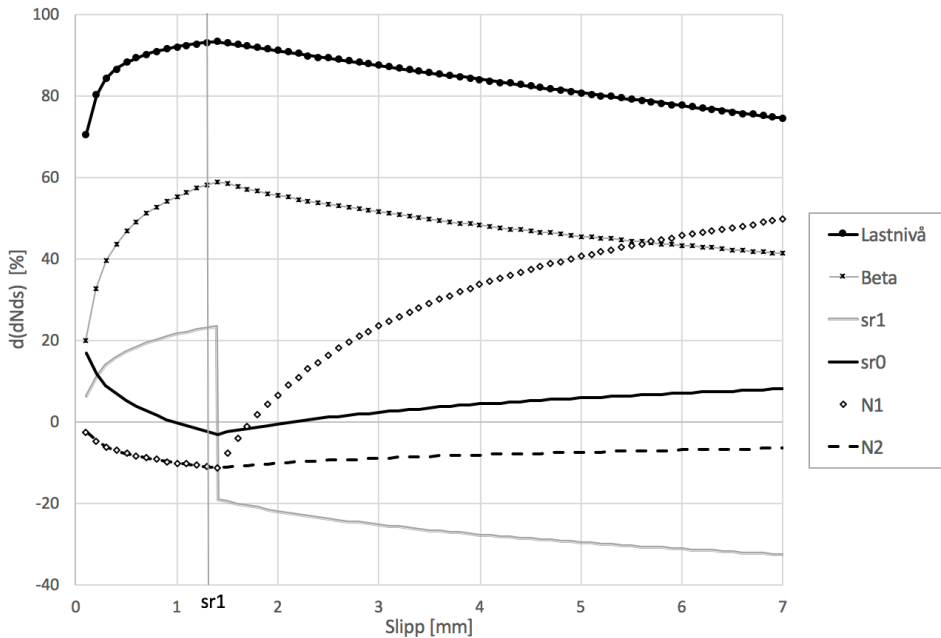
(b) Slippfordeling

**Figur 7.3:** Heft- og slippfordelingen langs gyselengden for økende antall sykluser i Ansys modellen.



### 7.2.3 Sensitivitetsanalyse

Sensitivitetsanalyse ble utført for parameterne  $N_2$ ,  $N_1$ ,  $s_{r0}$ ,  $s_{r1}$ ,  $\beta$  og  $f$ . Original verdien i den brukerdefinerte modellen ble økt med 10% for å studere endring av syklus per slipp. Det ble tatt utgangspunkt i et lastnivå på 73%. Prosentvis økning av syklus per slipp ved økning av parametre er vist i figur 7.4.



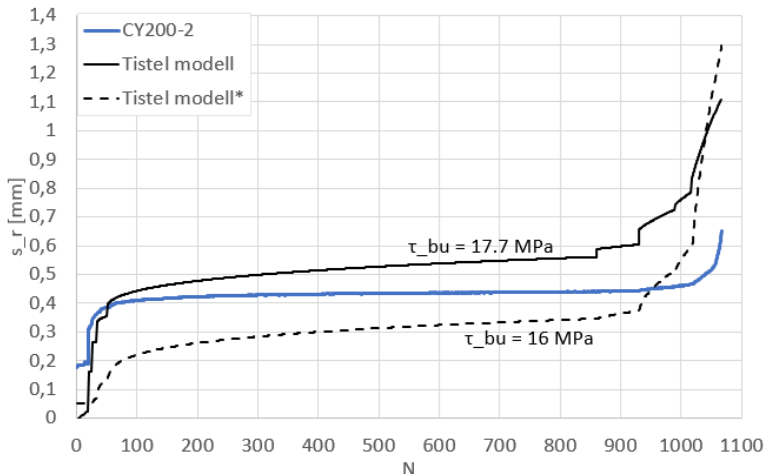
Figur 7.4: Prosentvis endring av syklus per slipp ved 10% økning av parameterne

### 7.2.4 Sykliske forsøk

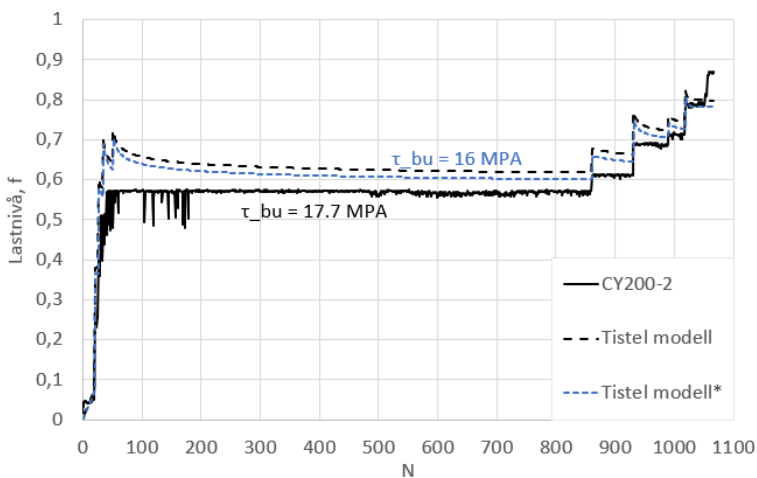
Forsøksresultatet for de sykliske forsøkene har blitt sammenlignet med Ansys modellen til Tistel. Heftkapasiteten ble modellert både lik 17.7 MPa og lik heftkapasiteten for hvert enkelt forsøk, se tabell 6.2. Inngangsparameterne til Ansys modellen kan ses i tabell I.2 og I.3 i vedlegg I.4.

**200 mm gyselengde**

Figur 7.7 viser at Tistel sin modell korrelerte bra med forsøk CY200-1 med heftkapasitet lik 17.7 MPa. Modellen korrelerte dårligere med nedjustert heftkapasiteten. Kurve CY200-2 i figur 7.5b viser lasthistorien til forsøket, mens stiplede linje, Tistel modell, viser heftspenningen ved lastenden når antall sykluser øker.



(a) Rest slipp mot antall sykluser



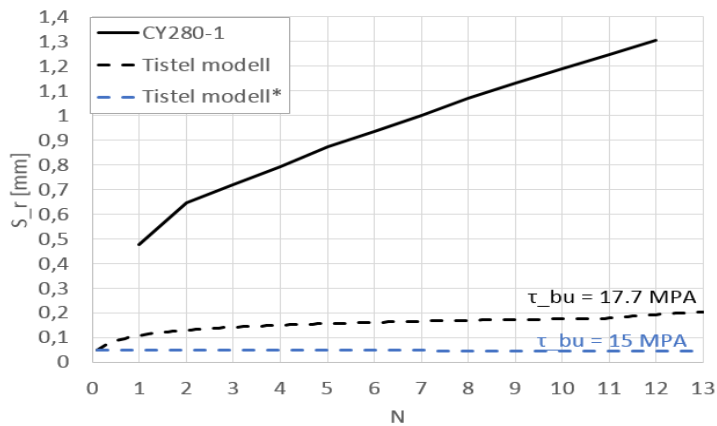
(b) Lastnivå mot sykluser

**Figur 7.5:** Ansys modellen mot forsøksresultat for CY200-1

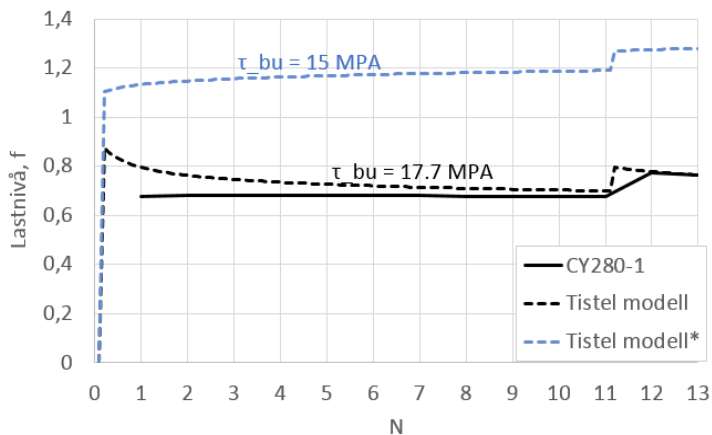
## 280 mm gyselengde

## CY280-1

Ansys modellen til Tistel korrelerte dårlig med slippet i forsøk CY280-1, se figur 7.6. Inngangsparameterne i modellen kan ses i tabell I.2 i vedlegg I.4. Kurve CY280-1 i figur 7.6a viser lasthistorien til forsøket, mens stiplede linje, Tistel modell, viser heftspenningen ved lastenden når antall sykluser øker.



(a) Rest slipp mot antall sykluser

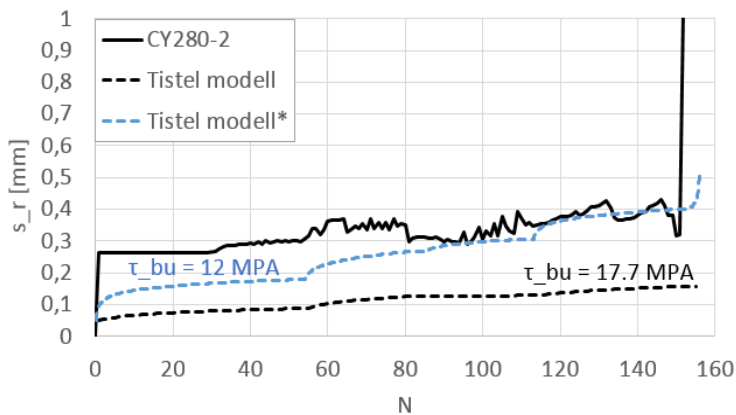


(b) Lastnivå mot sykluser

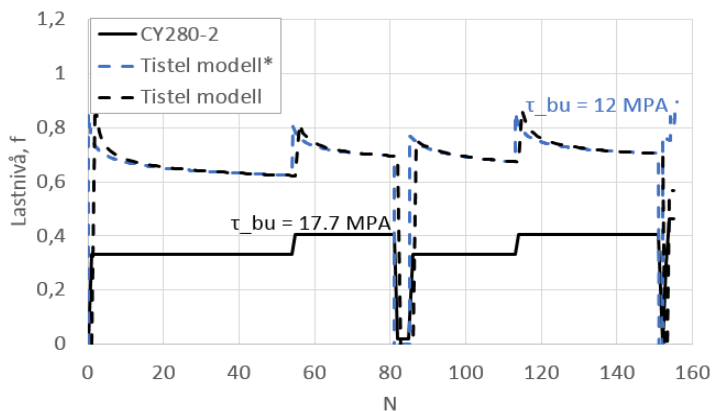
Figur 7.6: Ansys modellen mot forsøksresultat for CY280-1

**CY280-2**

Modellen med heftkapasitet lik 12 MPa korrelerte bra med forsøk CY280-2, se figur 7.7. Modellen med heftkapasitet lik 17.7 MPa korrelerte dårligere. Kurve CY280-2 i figur 7.7b viser lasthistorien til forsøket, mens den stiplede linje, Tistel modell, viser heftspenningen ved lastenden når antall sykluser øker. Slipp reduksjonen i figur 8.1 for forsøk CY280-2 skyldes ujevn loggføring, da reduksjon i rest slippet i utgangspunktet er umulig.



(a) Rest slipp mot antall sykluser

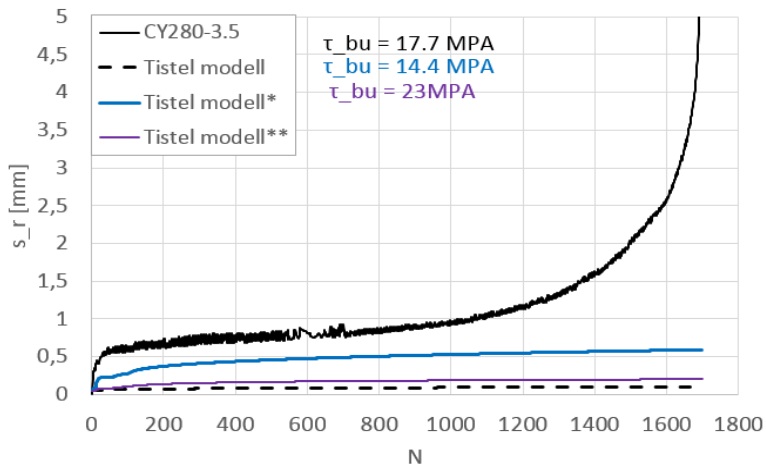


(b) Lastnivå mot sykluser

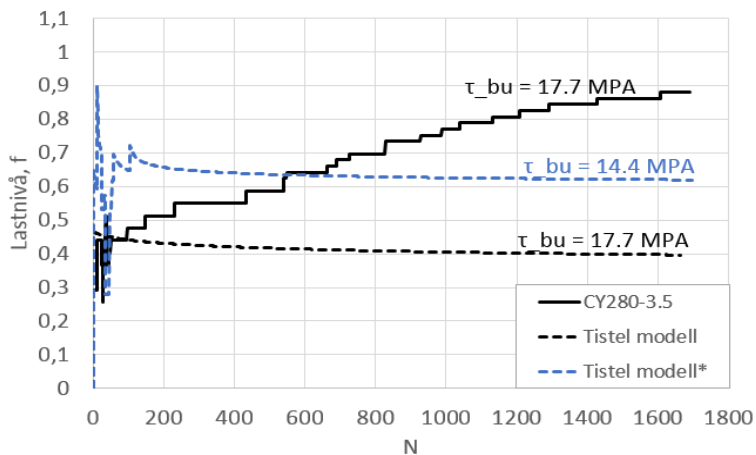
**Figur 7.7:** Ansys modell mot forsøksresultat for CY280-2

**CY280-3**

Modellen korrelerte dårlig med forsøk CY280-3, se figur 7.8. Kurve CY280-3 i figur 7.8b viser lasthistorien til forsøket, mens den stiplede linje, Tistel modell, viser heftspenningen ved lastenden når antall sykluser øker.



(a) Rest slipp mot antall sykluser



(b) Lastnivå mot sykluser

**Figur 7.8:** Ansys modell mot forsøksresultat for CY280-3

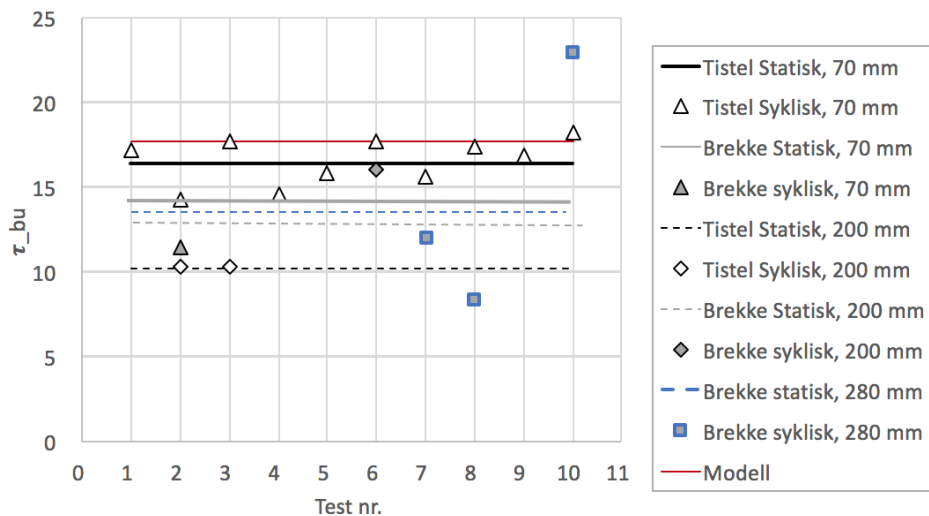
## 7.3 Parameter avvik

Heftkapasiteten, rest initial slippet, antall sykluser ved maks heftspenning og ved brudd, henholdsvis  $\tau_{bu}$ ,  $s_{r0}$ ,  $N_1$  og  $N_2$  har blitt sammenlignet med Tistel sine forsøksresultat og den brukerdefinerte modellen.

### 7.3.1 Heftkapasiteten

Figur 7.9 sammenligner heftkapasiteten i Tistel sine forsøk mot denne oppgavens forsøk. Tistel anbefalte å modellere med en heftkapasitet på 17.7 MPa i den brukerdefinerte modellen, som avviket 38%, 26% og 23% fra de statiske forsøkene med gyselengde på henholdsvis 70, 200 og 280 mm.

Som tideligere nevnt i kapittel 2.4 kan heftkapasiteten til et gyst stag beregnes med ligning 2.1,  $\tau_{bu} = \alpha \cdot \sigma_c^{0.5}$ . I vedlegg I.5 figur I.27 er  $\alpha$  mellom 1.2 til 3.4 for forsøkene i denne oppgaven, og var innenfor anbefalt verdi av CEB/FIP (1993).



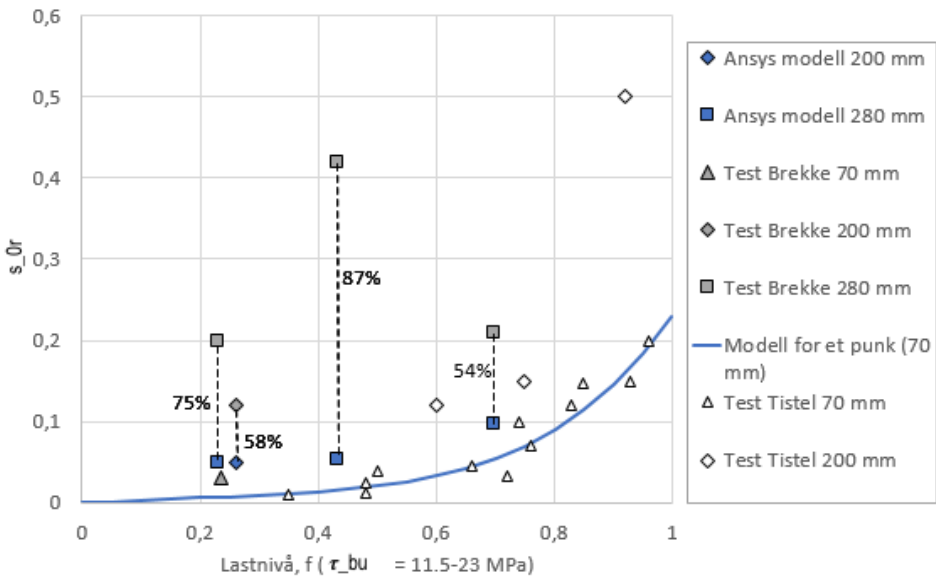
Figur 7.9: Heftkapasiteten for Tistel og Brekke sine statiske forsøk

### 7.3.2 Slippet etter første syklus

Slipp etter første syklus er ofte det største slippet, og fremgangsmåte for beregning av rest initial slippet kan ses i vedlegg I.2, figur I.23 til I.26. Figur 7.10 viser slippet etter en syklus for forsøkene og modellen ved lastenden. I figur 7.10a er det modellert for en heftkapasitet lik den statiske heftkapasiteten i de sykliske forsøkene, som varierer mellom 11.5-23.0 MPa. I figur 7.10b er det modellert for en heftkapasitet lik 17.7 MPa, som Tistel anbefalte.

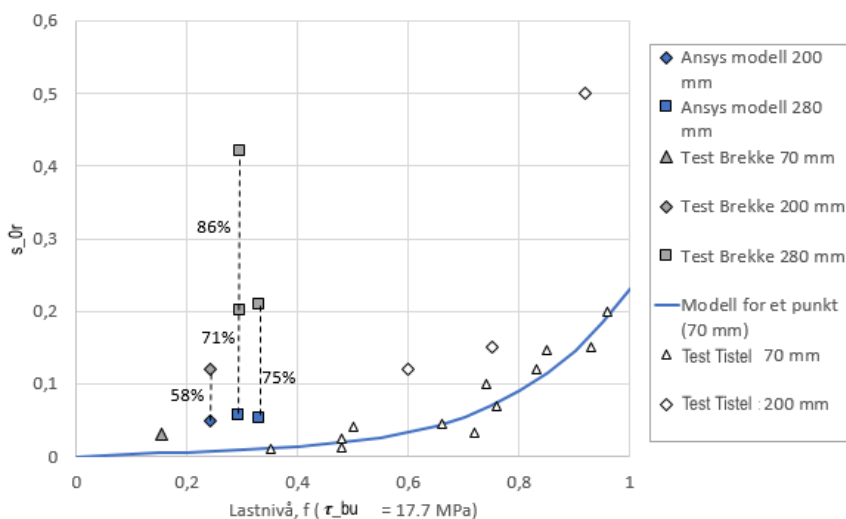
Forsøksresultatet avviket med mellom 53% og 86% fra Ansys modellen. Den brukerdefinerte modellen baserer seg på forsøksresultatet til Tistel for et fjellanker med 70 mm gyselengde, og forsøk CY70-2 korrelerte bra med den brukerdefinerte modellen.

I vedlegg I.2, figur I.22 har rest initial slippet og initial slippet blitt plottet mot flere publiserte studier, som viste en stor variasjon av forsøksresultatet.



(a) Heftkapasitet fra 11.5 til 23 MPa

Figur 7.10: Rest initial slippet mot lastnivå for forsøksresultat og modellen



(b) Heftkapasitet lik 17.7 MPa

Figur 7.10: Rest initial slippet mot lastnivå for forsøksresultat og modellen

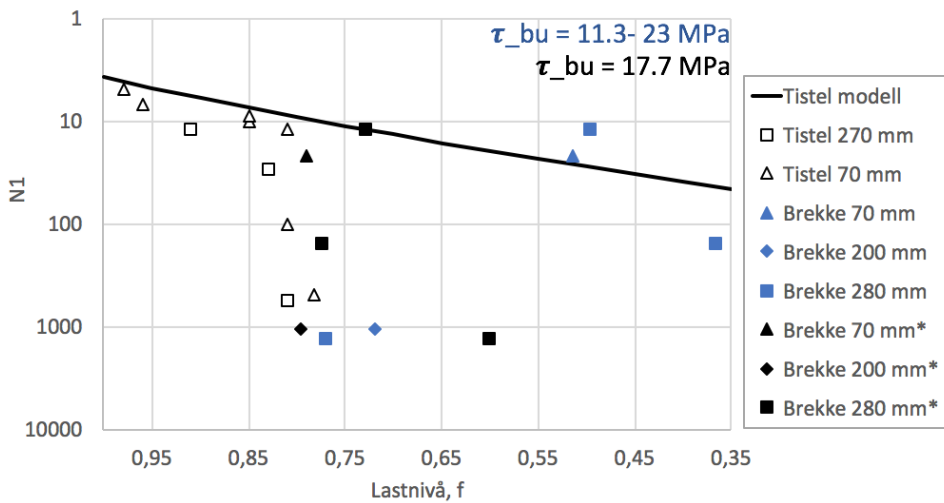
### 7.3.3 Antall sykluser ved maks heftspenning

Antall sykluser for å oppnå maks heftspenning,  $N_1$ , for et gitt lastnivå er vist i figur 7.11. Utregning av  $N_1$  for 70 mm gyselengde i Tistel sin modellen kan ses i formel 4.3.  $N_1$  fra forsøksresultatet med lengre gyselengder enn 70 mm i figur 7.11 kan ikke sammenlignes direkte med  $N_1$  fra modellen, da  $N_1$  i modellen ble kalibrert for et konstant lastnivå og for en kort gyselengde. Forsøkene utført i denne oppgaven ble derimot utsatt for varierende last, og lastnivået er definerte av gjennomsnittlig last ved  $s_{r,1}$ .

Forsøket med 70 mm gyselengde med nedjustert heftkapasitet korrelerte bra med modellen. Det ble observert at Ansys modellen for lengre gyselengder beregnet høyt antall sykluser for å oppnå  $s_{r,1}$  sammenlignet med forsøksresultatet. Figur 7.11 viser at forsøksresultat i denne oppgaven med heftkapasitet lik 17.7M MPa, har lik trend som Tistel (2018) sine forsøk.

I figur 7.11 er heftkapasiteten lik 17.7 MPa for de svarte markørene. De blå markørene har tilpasset heftkapasitet for hvert enkelt forsøk



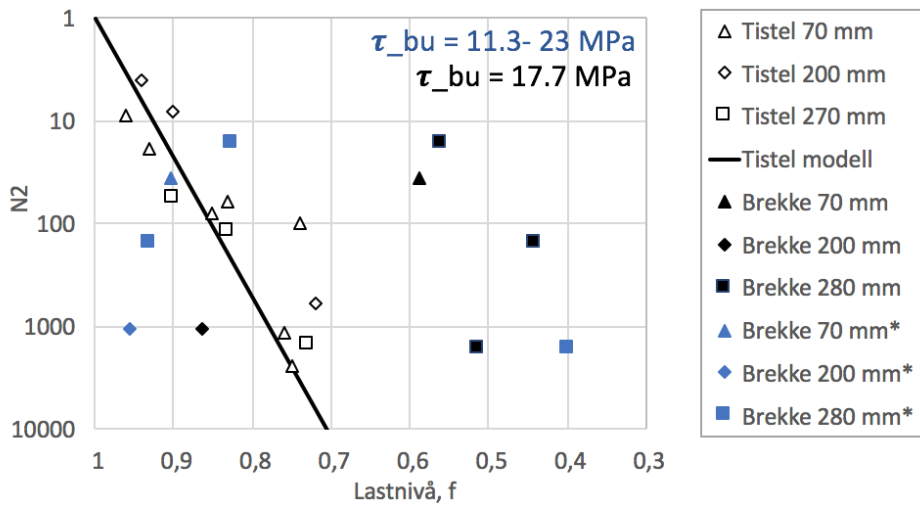


**Figur 7.11:**  $N_1$  mot lastnivå for forsøksresultat og den brukerdefinerte modellen

### 7.3.4 Antall sykluser ved brudd

Antall sykluser ved brudd,  $N_2$ , for forsøksresultat og modellen kan ses i figur 7.12.  $N_2$  i figur 7.11 fra forsøksresultat for lengre gyselengder enn 70 mm kan ikke sammenlignes direkte med  $N_2$  fra modellen, da  $N_1$  i modellen ble kalibrert for et konstant lastnivå og for en kort gyselengde. Forsøkene utført i denne oppgaven ble derimot utsatt for varierende last. Høyest påsatt last definerer lastnivået for forsøksresultatet. Som tidligere nevnt kan brudd skyldes skjelv i systemet, og  $N_2$  er derfor av lav pålitelighet. Forsøket med 70 mm gyselengde med nedjustert heftkapasitet korrelerte bra med modellen. Det ble observert at Ansys modellen for lengre gyselengder beregnet for høy  $N_2$ , sammenlignet med forsøksresultat.

I figur 7.12 er heftkapasiteten lik 17.7 MPa for de svarte markørene. De blå markørene har tilpasset heftkapasitet for hvert enkelt forsøk



Figur 7.12:  $N_2$  mot lastnivå for forsøksresultat og den brukerdefinerte modellen

# Kapittel 8

## Diskusjon

Følgende problemstillinger diskuteres i dette kapitlet ved å sammenligne forsøksresultat mot tidligere studier og modellresultater.

1. “Kan gyste, passive fjellankre brukes som permanent forankring ved syklisk last? Eventuelt, hvilke faktorer påvirker den sykliske kapasiteten til et fjellanker?”
2. “Er Tistel sin modell for syklisk lastoppførsel av et fjellanker representativ for lengre gyselengder enn 70 mm?”
3. “Er Tistel sin modell for syklisk lastoppførsel av et fjellanker passende for fjellankre med simulert dårlig heft mellom berg og gysemasse?”

### 8.1 Syklisk oppførsel

Først presenteres diskusjon rundt faktorer som påvirker den sykliske kapasiteten. Videre sammenlignes tidligere studier om syklisk lastoppførsel for et fjellanker med forsøksresultatet.

### 8.1.1 Gysemasse- og bergegenskaper

God mørtel omslutning og overdekning rundt staget gir høy heftkapasitet, grunnet høyt trykkspenning og friksjon i grensesnittet mørtel-stag. Kılıc et al. (2002) hevdet at heftkapasiteten blir logaritmisk påvirket av mørtelens trykkfasthet, da dilatering og knusing av mørtel fremkommer ved høyere lastnivå for mørtel med høy trykkfasthet. Flere forsøk utført i denne oppgaven oppnådde lavere statisk heftkapasitet i de sykliske forsøkene enn i de statiske forsøkene. Dette bekrefter ACI (1991) sin teori om at syklisk kapasitet kan være lavere enn statisk kapasitet, grunnet oppsprekking og knusing av mørtel på mikroskala under syklisk lasting. Rehm og Eligehausen (1979) hevdet derimot at betongstyrken ikke påvirket den sykliske kapasiteten i for armeringsstang i betong, basert på et fåtall forsøk.

Yazici og Kaiser (1992) mente at kapasiteten for gyste kabelbolter var lavere i svakt berg enn i sterkt berg. Dette kan begrunnes med at mørtelen dilaterer lettere hvis berget er av lav kvalitet, eller hvis bruddet fremkommer mellom mørtel og berg.

Yazici og Kaiser hevdet også at høy bergstivhet i forhold til mørtelstivhet gir lavere heftkapasitet, grunnet ujevn lastoverføring mellom berg-mørtel. Brown (2015) konkluderte også med at høy stagstivhet i forhold til med mørtelstivhet gir en jevn heftspenningsfordeling i grensesnittet mellom mørtel-stag, som er ønskelig da hele gyselengden blir utnyttet. Mørtelens trykkfasthet og stivhet er proporsjonale, og til tross for at høyere trykkfasthet gir høyere heftkapasitet må den være i balanse med stag- og bergstivheten.

### 8.1.2 Geometriske forhold og ruhet

Heftspenningskapasiteten for fjellanker med 33 mm borehulldiameter og glatt borehull-overflate var mellom 6.5% og 35% høyere enn heftspenningskapasiteten til Tistel (2018), som hadde 33% større borehulldiameter og ru borehulloverflate. Dette samsvarer med Yazici og Kaiser (1992) sin anbefaling om å benytte liten borehulldiameter i sterk berg. En forklaring på hvorfor mindre borehulldiameter gir høyere heftkapasitet er at fjellankeret oppnår høyere radiell- og normalspenning ved uttrekking fordi det er mindre plass til dilatering av mørtel. Den andre forklaringen er at kammen på staget trykkes på pidestallen

i forsøket, se figur 5.20. Dette kan ha gitt en lasttilføring, som resulterte i høyere heftkapasitet. Sist nevnt forklaring er lite sannsynlig, da lastbidraget fra pidestallen ville resultert i en anderledes hylse i heft-slipp grafen i figur 6.9. Det er vanskelig å avgjør hvor mye ruheten til borehulloverflaten påvirket resultatet, da det ikke ble målt relativ forskyvning mellom mørtel og betong.

I følge Rehm og Eligehausen (1979) ble heftspenningskapasiteten ikke påvirket av stagdiameteren. Derimot gir økt gyselengde og stagdiameter, økt lastkapasitet. Høy stag ruhet og kammer på staget skaper god friksjon og mekanisk blokkering, og øker heftspenningskapasiteten.

### **8.1.3 Installasjonsprosess og lasttype**

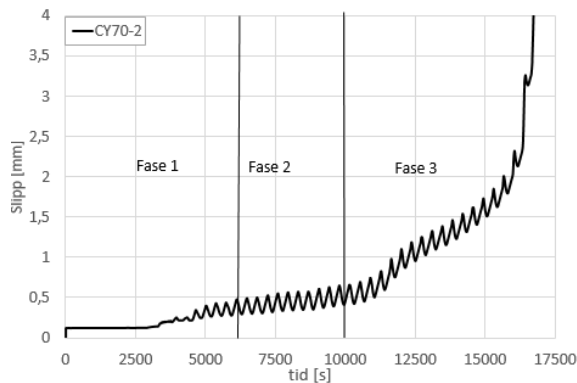
Nøyaktigheten under gysing av et fjellanker kan ikke neglisjeres. Forsøkene i denne oppgaven oppnådde lavere heftkapasitet enn Tistel (2018), grunnet dårlig mørtel omslutning og unøyaktig plassering av staget. Hvis staget er gyst skjevt i forhold til horisontalplanet, vil det ha konsekvenser for graden av mørtel omslutning og lastoverføringen.

fib (2000) hevdet at økende lastamplitude for et konstant lastnivå, gir større påkjenning og økende slipp. Slippet øker som en ikke-lineær funksjon av lastamplituden. Hvis lastamplituden er mindre enn 30% av heftkapasiteten, er påvirkningen av varierende lastamplitude nesten neglisjerbar. Teorien samsvarer med Benmokrane (1995) sin konklusjon om at et forspent fjellanker har høyere syklisk kapasitet enn et passivt fjellanker, da lastamplituden reduseres.

### **8.1.4 Heft- og slippfordeling**

Den trilineære modellen korrelerte bra med forsøksresultatet, se figur 6.3. CEB modellen korrelerte bedre for forsøk som hadde en periode med full heft for lange gyselengder, da normal- og radiellspenningene rundt staget kan være mer fremtredende for lange gyselengder.

Benmokrane (1995) hevdet at et syklisk belastet fjellanker består av tre faser. Den første fasen er når slippet per syklus er hurtig, og den andre fasen opptrer når slippet øker lineært med antall sykluser. Tredje fase fremkommer om lastamplituden er høy og slippet per syklus er hurtig, som resulterer i et utmattingsbrudd. De tre fasene ble observert for rest slippet i figur 8.1 for forsøk CY70-2. Forfatteren mente også at ved lav lastamplituden er slippet per syklus tilnærmet lik null, som også ble observert for forsøk CY280-3, se figur I.20 i vedlegg I.



**Figur 8.1:** Faseinndeling for CY70-2

Oh og Kim (2007) konkluderte med at slippet og rest slippet øker med antall sykluser, og at forskjellen mellom slippet og rest slippet minker med økende sykluser. Dette skyldes ikke-lineær oppførsel under høyt lastnivå, som gir større permanent slipp. Denne påstanden ble observert for blant annet forsøk CY70-2 og CY280-3, se figur 8.1 og I.20 i vedlegg I.1.

Rehm og Eligehausen (1979), Tistel (2018) og Oh og Kim (2007) hevdet at statisk heftkapasiteten ikke blir påvirket av tidligere syklisk lasthistorie, så lenge slippet er mindre enn slippet ved maks heftspenning,  $s < s_{r1}$ , under den sykliske lastingen. Hvis  $s > s_{r1}$  under den sykliske lastingen, vil statisk heftkapasitet reduseres. Forsøk CY70-1 ble syklisk lastet for et lastnivå lik 50% i 18 sykluser når  $s < s_1$ , lasthistorien kan ses i figur I.4 i vedlegg I. Heftkapasiteten var 30% lavere enn Tistel sine forsøk. Ett forsøk er ikke nok til avkrefter nevnt teori, da avviket i heftkapasitet kan skyldes dårlig mørtel omslutning.

Rehm og Eligehausen (1979) og Oh og Kim (2007) konkluderte med at slippet er størst ved lastenden og øker med antall sykluser, som stemte overens med slippoppførselen i Ansys, se figur 7.3a. Heftspenningsfordelingen i et stivt stag blir jevnt fordelt langs gyselengden når antall sykluser øker. Et mindre stivt stag vil ha større elastisk lengeendring, og spenningskonsentrasjonen ville ha forflyttet seg som en slags bølge nedover gyselengden. Det er nødvendig å utføre forsøk med installerte tøyningssensorer langs gyselengden for å bekrefte denne teorien.

## 8.2 Numerisk modell

Forsøk CY280-2 korrelerte bra med Ansys modellen i figur 7.7, mens forsøk CY280-1 og CY280-3 korrelerte dårlig i figur 7.6 og 7.8. Modellavvik kan skyldes dårlig installasjon eller parameteravvik i  $\tau_{bu}$ ,  $s_{r1}$ ,  $s_{r0}$ ,  $N_2$  og  $N_1$ . Den mest sensitive parameteren i modellen er heftkapasitet, som også er den minst pålitelige parameteren i utførte forsøk, da fjellankrene var preget av dårlig mørtel omslutning. Modellavvik blir diskutert videre i neste delkapittel.

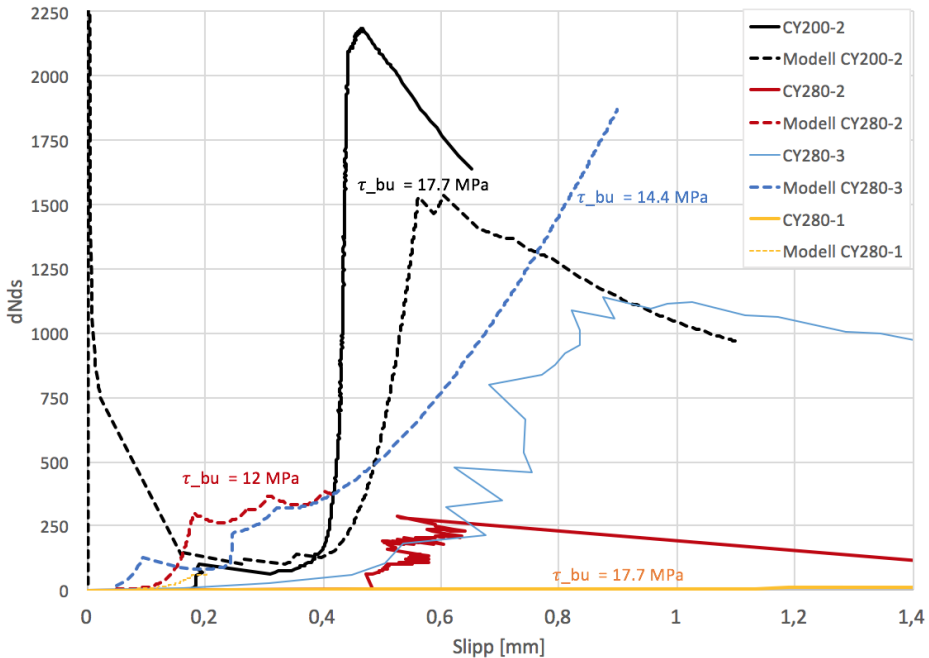
Figur 8.2 sammenligner slippet per syklus for forsøkene og modellen. Slippet per syklus i modellen for  $s < s_{r1}$  er basert på Rehm og Eligehausen (1979) og Oh og Kim (2007) sine studier, som er av høy pålitelighet da flere publiserte studier har bekreftet denne modellen. Dette kan indikere lav forsøkspålitelighet, da modellen korrelerte dårlig med forsøksresultat for  $s < s_{r1}$ .

Tistel (2018) sin Ansys modell korrelerte bra med forsøksresultat for CY200-1 i figur 7.5, som hadde glatt borehulloverflate og redusert borehulldiameter sammenlignet med Tistel. Som tidligere nevnt, påviste forsøket at borehulldiameteren påvirker heftkapasitet. Dette påviser at Tistel sin modell bør ta hensyn til geometriske forhold.

Brown (2015) og Hanna (1982) mente at den kritiske bruddmekanismen for et fjellanker var mellom mørtel og berg. I utførte forsøk fremkom bruddet mellom mørtel og stag, til tross for liten borehulldiameter og glatt borehulloverflate. Tistel sin antagelse om at kritisk bruddmekanisme ved syklisk belastning er mellom mørtel og stag stemmer overens med

forsøksresultatet.

Slipp reduksjonen i figur 8.1 for forsøk CY280-2 skyldes ujevn loggføring, da reduksjon i rest slippet i utgangspunktet er umulig.



Figur 8.2: Slippet per syklus mot slipp for forsøksresultat og Ansys modellen

## 8.3 Avvik

### 8.3.1 Utstyr

To ulike Labview programmer ble tatt i bruk. Det første gav en sinusformet, ujevn last. Dette resulterte til at lastnivået varierte under sykliske lasting for CY70-2, se figur I.5 i vedlegg I.1. For statiske forsøk kunne fjellankeret oppleve små sykluser med liten lastamplitude grunnet ujevn last, se vedlegg I.1 figur I.1 og I.4, som kan ha redusert den statisk kapasiteten. Det andre labviewprogrammet lastet syklisk med en trepuls form. Fjellankrene ble sakte syklisk lastet, deretter raskt avlastet. Tistel (2018) lastet fjellankrene syklisk



med en sinusformet last, og det er uvisst hvordan lastformen påvirker resultatet.

Forsøket ble loggført omtrent 2 ganger i sekundet, og loggpunktene korrelerer ikke nødvendigvis med minimum og maksimum slipp i en syklus. Dette kan resultere til at forsøket oppnådde en lavere rest slipp enn hva som ble loggført.

Det oppstod et skjelv i systemet ved høy forskyvning, og LVDT ble overlastet. Hydraulikk-anlegget ble derfor restartet, og fjellankrene gikk raskt til brudd etter restarteringen. Dette kan skyldes mørtel omplussing ved avlasting av stagen, som resulterte til lavere heftkapasitet enn original heftkapasitet. Grunnet brudd ble ikke fjellankrene testet for mer enn 1700 sykluser, og slipp per syklus etter skjelvet er av lav pålitelighet og derfor utelatt ved modellsammenligning.

Modellresultatet gav slipp og heftspenning ved toppunktet av gyselengden, mens LVDT'ene var plassert 15 cm over toppunktet av gyselengden. Staget gir ikke et plastisk bidrag, men avrettningsmassen over betongoverflaten kan ha tilført et ekstra slipp bidrag for forsøkene som modellen ikke tar hensyn til.

Modellen forutsetter at staget blir syklisk avlastet ned til 0 kN, mens forsøkene ble avlastet ned til 5-10 kN. Modellen er derfor konservativ sammenlignet med forsøk da høyere lastamplitude gir høyere påkjenning.

Hvis tøyningssensorene i forsøk CY280-2 og CY280-3 hadde fungert, kunne slippfordeling langs gyselengden i Tistel sin modell blitt kontrollert og økt modell troverdigheten. Dette ble dessverre ikke utført, da tøyningssensorene ikke fungerte.

### **8.3.2 Gysemassens trykkfasthet**

Trykkfastheten til mørtelen avviket med omtrent 8% sammenlignet med Tistel (2018) sin verdi. Dette kan begrunnes med avvikende  $v/s$  forhold, luftbobler eller mindre tverrsnitt av prøvelegeme enn 40x40 mm. Forholdstallet mellom heftkapasiteten og trykkfasthen,  $\alpha$ , for utførte statiske forsøk avviket med mellom 8% og 16% sammenlignet med Tistel sine verdier, se vedlegg I.5 figur I.27.

Trykkfastheten for mørtel prøvelegemene var lavere etter 56 dager herding enn ved 27 dager herding, som igjen kan skyldes luftbobler og/eller mindre tverrsnitt da prismeformene ble manuelt fylt opp med en trakt. Det er forventet omtrent tilsvarende trykkfasthet av mørtel i borehullene, da herdebetingelsene var nesten like. Avvikende v/s forhold kan derimot ha gitt avvikende trykkfasthet, grunnet fuktige borehull, absorbering av vann i betongen eller luftbobler i mørtelen.

### 8.3.3 Heftkapasitet

Oppnådd heftkapasiteten var lavere enn Tistel (2018) sine verdier, se figur 7.9. En forklaring på dette er at fjellankrene ble gyst ved hjelp av trakt, mens Tistel gyste ved hjelp av trykkslange. Trykkslange gir bedre mørtel omslutning enn trakt, og dermed høyere heftkapasitet. Gysemetoden har vist seg å være veldig utslagsgivende, og det er derfor anbefalt å bruke trykkslange i fremtidige forsøk. Som tidligere nevnt, kan lav heftkapasitet også skyldes mørtelomplussing ved restartering av hydraulikkanlegget.

Etter syklisk og statisk lasting av fjellankrene, ble stagen statisk trukket ut av betongen. I vedlegg H figur H.2 vises mørtel omslutningen langs gyselengden. Det kan observeres dårlig mørtel omslutning rundt staget, da det ser ut til at flere kammer ikke har vært eksponert for mørtel.

### 8.3.4 Parametere i den brukerdefinerte modellen

Slippet ved maksimal heftspenning,  $s_{r1}$ , for et fjellanker med 70 mm gyselengde var 28% lavere for forsøk CY70-2 sammenlignet med Tistel sin verdi. Med andre ord startet nedbrytningen av heft tidligere for forsøket i denne oppgaven, som gjenspeiles i MATLAB resultat i figur 7.1. Modellavvik kan også skyldes at modellen forutsetter jevn fordelt heftspenning langs gyselengden, men grunnet dårlig mørtel omslutning rundt staget i forsøkene er heftspenningen ikke jevnt fordelt langs gyselengden.

Slippet etter første syklus,  $s_{r0}$ , for forsøksresultat avviker med mellom 53% og 86% sammenlignet med Ansys modellresultatet, se figur 7.10. I utførte forsøk økte slippet etter

første syklus med økende gyselengde. En forklaring på dette er at utførte forsøk var preget av dårligere mørtel omslutning sammenlignet med Tistel sine forsøk. Større mobilisering av forskyvning langs gyselengden var derfor nødvendig for å oppnå tilsvarende friksjon. Med andre ord er heftkapasiteten lavere enn antatt, som tidligere nevnt. Ansys modellen beregnet lavere slipp per syklus for  $s < s_{r1}$  sammenlignet med forsøksresultatet grunnet avvikende  $s_{r0}$ , på bakgrunn av parameterstudie i figur 7.4.

Ansys modellen beregnet for høyt antall sykluser ved maks heftspenning og antall sykluser ved brudd sammenlignet med forsøksresultat, som igjen gir avvikende slipp per syklus. Årsaken til dette kan være dårlig mørtel omslutning rundt staget eller teknisk feil som gav lavere heftkapasitet. Det er verdt å legge merke til at  $N_1$  i figur 7.11 for forsøksresultatet har samme trend som Tistel (2018) sine forsøk. Dette kan indikere at en ny kalibrering av  $N_1$  er nødvendig. Oppgaven kan ikke kontrollere om Aas-Jakobsen (1970) sin ligning for  $N_2$ , som er benyttet i Tistel sin modell, er korrekt for fjellankre med lengre gyselengder enn 70 mm grunnet teknisk feil.

Derimot korrelert det sykliske forsøket på 70 mm gyselengde med nedjustert heftkapasitet til 14.2 MPa, CY70-2, bra med formelen for  $N_1$  og  $N_2$  i Tistel (2018) sin modell.

### 8.3.5 Utelatte forsøk

ST70-1 opplevde 28% høyere heftkapasitet enn Tistel, og er derfor blitt utelatt i denne oppgaven. En sannsynlig grunn til dette er at beskyttelsesrøret rundt staget ble forskjøvet opp, som gav en lengre gyselengde og dermed høyere heftkapasitet. Vedlegg H bekreftet denne teorien, da det finnes mørtel spor omtrent 3 cm opp fra ønsket gyselengde. Dette tilsvarer nødvendig forskyvning for å få en heftkapasitet på 24.6 MPa.

CY200-1 og ST200-2 opplevde 80% lavere heftkapasitet enn forsøk ST200-1, og er derfor utelatt i denne oppgaven. Dette kan skyldes dårlig mørtel omslutning rundt staget, da det var vanskelig å stampe og røre gysemassen i en borehulldiameter på 33 mm. I vedlegg H kan stagene ses etter brudd, og dårlig mørtel omslutning mellom kammene er meget fremtredende. Forsøkene opprettholdt heller ikke Statens Vegvesen sin anbefaling

om nødvendig mørteloverdekning, da borehulldiameteren er for liten sammenlignet med stagdiameteren. Dette kan også ha redusert heftkapasiteten.

# Kapittel 9

## Konklusjon

### 9.1 Faktorer som påvirker heftkapasiteten

På grunnlag av tidligere laboratorium eksperimenter konkluderes det med at det er mulig å bruke gyste, passive fjellankre som permanent forankring ved syklisk last. Det er nødvendig å utføre forsøk i fullskala test med reelle dimensjonerende design for å bekrefte dette.

Basert på tidligere studier øker heftkapasiteten i grensesnittet mellom mørtel og stag ved økende stag ruhet, da det gir høyere friksjonen. Utstikkere på staget, som kammer, gir også bedre heftkapasitet grunnet mekanisk blokkering. Høy stagstivhet gir høyere positivt kapasitet. Årsaken til dette er at et stivt stag gir en jevn heftspenningsfordeling langs gyselengden, som er positivt da hele gyselengden blir utnyttet. Heftkapasiteten blir også påvirket av installasjonsprosessen, spesielt av dårlig mørtel omslutning og skjevhet i staget.

Ut ifra forsøksresultat påvirker geometriske forhold heftkapasiteten, da redusert borehulldiameter gav høyere heftkapasitet i sterk betong. Dette bekrefter Yazici og Kaiser (1992) sin anbefaling om å ha liten borehulldiameter i sterk berg.

CEB/FIP (1993) anbefalte at  $\alpha$  var mellom 1 - 2.5 for armeringsstang i betong, der  $\alpha$  er forholdstallet mellom heftkapasiteten og kvadratroten av trykkfasthen i formel 2.1 av Benmokrane et al. (1995).  $\alpha$  for forsøksresultatet i denne oppgaven varierte mellom 1.9 til 2.1 for de statiske forsøkene, og mellom 1.2 til 3.4 for de sykliske forsøkene.

Økende lastamplitude og høyt lastnivå har en stor nedbrytende effekt på heftet mellom mørtel og stag. fib (2000) hevdet at økende lastamplituden for et konstant lastnivå, gir lavere syklisk kapasitet. Dette stemmer overens med Benmokrane (1995) sin antagelse om at forspente stag har høyere syklisk kapasitet, da forspenning gir mindre lastamplitude.

## 9.2 Respons av et belastet fjellanker

CEB modellen og den trilineære modellen er to representative modeller for gyste fjellankere, da de korrelerte bra med forsøksresultatet.

Det kan konkluderes med at et syklisk lastet fjellanker opplever tre faser. Første fase er når slippet per syklus øker hurtig, andre fasen fremkommer når slippet øker lineært med antall sykluser. Hvis lastamplituden er høy oppstår også en tredje fase der slippet per syklus er veldig hurtig, som resulterer i et utmattingsbrudd. Om lastamplituden er veldig lav vil slippet per syklus være til nærmet lik null (Benmokrane, 1995).

Oh og Kim (2007) sin teori om at slippet og rest slippet øker med antall sykluser, og at forskjellen mellom slippet og rest slippet minker med økende sykluser bekreftes ut ifra forsøksresultatet.

## 9.3 Numerisk modell for syklisk lastet fjellanker

På grunnlag av relativt stor variasjon i utførte forsøk er det nødvendig med videre arbeid for å øke modell troverdigheten.

Basert på tidligere studier korrelerte slipp- og heftspennings fordelingen bra med Tistel (2018) sin modell, med hensyn på systemstivhet, heftspennings- og slippfordeling.

Det oppstod brudd mellom mørtel og stag for alle forsøkene, som bekreftet Tistel (2018) sin antagelse om at utmattingsbruddet fremkommer mellom mørtel og stag. Det er nødvendig å utføre flere forsøk med varierende bergkvalitet for å bekrefte teorien.

Tidligere studier viser stor variasjon av  $s_{r0}$ . Hvis modellen skal være representativ for fjellankre med dårlig mørtel omslutning er det nødvendig med en ny kalibrering av  $s_{r0}$ .

Geometriske forhold, som liten borehulldiameter, påvirker den sykliske kapasiteten grunnet høyere normal- og radiellspenning. Forsøket bekrefter at borehulldiameteren påvirker den sykliske kapasiteten, og bør tas hensyn til i Tistel (2018) sin modell.





# Kapittel 10

## Videre arbeid

### 10.1 Anbefaling for klargjøring av forsøk

Ved fremtidige forsøk må det være høy fokus på nøyaktighet under installasjonen av fjellankrene, og en trykkslange må benyttes under gysingen. Sentrisk plassering av staget og god mørtel gnidning mellom kammene på staget er meget viktig. Hvis forsøkene skal bli utført på NTNU, er det nødvendig med ny pidestall, mutter og aluminiumsplate for å hindre skjelv i systemet.

Det må være høy fokus på varsomhet under installasjonen av tøyningssensorene, ettersom glassfibertråden er veldig skjør. En programvare for avlesning av sensorresultatet må bli testet ut før installasjonen.

På grunn av tids- og utstyrsbegrensninger har modellen ikke blitt testet for mer enn 10 000 sykluser. Modellen forutsetter at staget blir syklisk avlastet ned til 0 kN, mens forsøkene ble avlastet ned til 5-10 kN. Nytt utstyr er nødvendig for å syklisk avlaste et fjellanker til 0 kN.

Forsøket på må loggført minst 10 ganger i sekundet, for å sørge for at minimum rest slipp blir loggført. Det anbefales å bore inn i forskalingsiden av betongen, slik at avrettnings-

massen kan unngås.

I utførte forsøk i denne oppgaven ble borehulldiameteren og ruheten på borehulloverflaten endret i et og samme forsøk. For videre arbeid er det lurt med en parameterendring om gangen sammenlignet med Tistel (2018) sine forsøk. Dette er for å unngå usikkerhet i tilknytting til hvordan en parameter påvirker heftkapasiteten.

## 10.2 Økning av modell troverdighet

Det er nødvendig med videre arbeid for å øke modell troverdigheten av Tistel (2018) sin modell for beregning av den sykliske kapasiteten til et fjellanker. Hvis modellen til Tistel skal bli brukt i fremtidige prosjekter er det nødvendig å utføre fullskala test, der fjellankeret blir syklisk lastet over flere hundre tusen sykluser.

Flere sykliske forsøk med lengre gyselengde enn 70 mm, gjerne med installerte tøyningssensorer, anbefales for videre arbeid. Resultatet kan kontrollere om inngangsparameterene i den brukerdefinerte modellen er korrekt, spesielt da modellen modellert for lav  $s_{r0}$  sammenlignet med forsøksresultat. Det skal også nevnes at antall sykluser ved maks heftspenning,  $N_1$ , har ikke blitt kalibrert for et lavere lastnivå enn 75%.

Det er nødvendig med flere forsøk med varierende mørtel og stagdiameter. Dette begrunnes med at Rehm og Eligehausen (1979) hevdet at stagdiameter og betongstyrken ikke påvirker den sykliske kapasiteten for en armeringsstang i betong, mens Kılıc et al. (2002) hevdet at trykkfastheten til mørtelen påvirker heftkapasiteten. Rehm og Eligehausen baserte sin konklusjon på et fåtall forsøk. Om det skulle vise seg at trykkfastheten og stagdiameteren påvirker heftkapasiteten, må dette implementeres i den brukerdefinerte modellen til Tistel (2018).

Brudd mellom mørtel og stag er kun ett av fire bruddmuligheter. Brudd mellom mørtel og stag er den kritiske bruddmekanismen i utførte forsøk i denne oppgaven og i Tistel (2018) sine studier. Årsaken til dette kan være at betongen var veldig sterk. Derimot Brown (2015) og Hanna (1982) påstod at den kritiske bruddmekanismen er mellom mørtel og berg. På

bakgrunn av dette er det nødvendig å utføre flere forsøk med varierende betongstyrke, eventuelt glatt borehulloverflate.

Videre kan det være av interesse å studere syklisk lastrespons for varierende lastamplitude, lastform, frekvens og periode.

## 10.3 Modell begrensinger

Tistel (2018) påpekte at det er hensiktsmessig å implementere inngangsparameteren  $\tau_{min-cy}$ , minimum påsatt last, da modellen er per dags dato konservativ ved å ha  $\tau_{min-cy}$  lik null. Dette vil bidra til å beregne en mer nøyaktig syklisk kapasitet, og virkelighetsnære scenarier kan bli simulert.

Kryp er heller ikke tatt hensyn til Tistel sin modell. Kryp vil tilføre et ekstra slipp til det eksisterende slippet. Ettersom dette er en tidkrevende prosess var det ikke gjennomførbart i denne oppgaven, og videre arbeid innen dette er nødvendig.

Brown (2015) hevdet at heftmekanismene mellom mørtel-berg er tilsvarende for mørtel-stag. Den trilineære modellen skiller heller ikke på heft-slipp oppførselen i grensesnittet mellom stag-mørtel og berg-mørtel. Av den grunn kan det godt tenkes at den brukerdefinerte modellen er en representativ modell for syklisk oppførselen i grensesnittet mellom mørtel og berg. Det er nødvendig å kontrollere denne påstanden ved å benytte tøyningssensorer langs borehulloverflaten. Ved å implementere en brukerdefinerte modell i grensesnittet mellom mørtel-berg som for mørtel-stag, kan modellen benyttes i svakt berg og beregne den sykliske kapasiteten mer nøyaktig.



# Bibliografi

- Aas-Jakobsen, K. (1970), 'Fatigue of concrete beams and columns'.
- ACI (1991), 'State-of-the-art-report: bond under cyclic loads', *ACI Materials Journal* **88**(6), 669–673.  
**URL:** <http://search.proquest.com/docview/21684964/>
- Akisanya, A. og Ivanović, A. (2014), 'Debonding along the fixed anchor length of a ground anchorage', *Engineering Structures* **74**(C), 23–31.
- Behrens, E. (2016), Forankring av brufundament ved bruk av gyste fjellstag for opptak av statiske og sykliske laster, Master's thesis, NTNU, Institutt for bygg- og miljøteknikk.
- Benmokrane, B. Chekired, M. X. H. B. G. (1995), 'Behavior of grouted anchors subjected to repeated loadings in field', *Journal of Geotechnical Engineering* **121**(5), 413–420.
- Benmokrane, B., Chennouf, A. og Mitri, H. S. (1995), 'Laboratory evaluation of cement-based grouts and grouted rock anchors', *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences Geomechanics Abstracts* **32**(7), 633–642.
- Betongforening, N. (2016), *Spennarmeringsarbeider*, 14 edn.
- Blanco Martín, L., Tijani, M. og Hadj-Hassen, F. (2011), 'A new analytical solution to the mechanical behaviour of fully grouted rockbolts subjected to pull-out tests', *Construction and Building Materials* **25**(2), 749–755.
- Brown, E. (2015), 'Rock engineering design of post-tensioned anchors for dams - " a review', *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* **7**(1), 1–13.

---

CEB/FIP (1993), 'Ceb-fip model code 1990 : design code.'

Dallyn, P., El-Hamalawi, A., Palmeri, A. og Knight, R. (2015), 'Experimental testing of grouted connections for offshore substructures: A critical review', *Structures* **3**, 90–108.

DeLuca, D. (2001), 'Understanding fatigue', *United Technologies Pratt Whitney* .

fib (2000), *Bond of Reinforcement in Concrete: State-of-the-art report*, Bulletin 10 (fib Fédération internationale du béton), International Federation for Structural Concrete.

**URL:** <https://books.google.no/books?id=KUSzbpEzu9kC>

Hagen, H. O. (2017), Effekten av statisk og sykliske laster på gyste bergstag, Master's thesis, NTNU, Institutt for bygg- og miljøteknikk.

Hanna, T. H. (1982), 'Foundations in tension : ground anchors'.

Hoek, E. (2000), 'Practical rock engineering'.

Ivanović, A. og Neilson, R. D. (2009), 'Modelling of debonding along the fixed anchor length', *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* **46**(4), 699–707.

KAA, COWI, N. A.-J. t. J. H. M. M. P. a. (2016), Bjørnafjorden suspension bridge, k1 and k2 design summary, Technical Report SBT-PGR-RE-211-011, Statens Vegvesen.

Kılıc, A., Yasar, E. og Celik, A. (2002), 'Effect of grout properties on the pull-out load capacity of fully grouted rock bolt', *Tunnelling and Underground Space Technology incorporating Trenchless Technology Research* **17**(4), 355–362.

Lu, L. og Wu, S. G. (2013), 'Bearing capacity predicting method on mortar-rock interface of compression type rock anchor', *Applied Mechanics and Materials* **357-360**, 880–883.

Luo og Lu, J. (1999), A new rock bolt design criterion and knowledge-based expert system for stratified roof, Master's thesis, VirginiaTech.

Neby, A. (2015), 'Bolter og ankere (stag)', *Tunnel-og betongseksjonen, TMT, Vegdirektoratet* .

**URL:** <http://docplayer.me/29988558-Bolter-og-ankere-stag-forankringslengde-i-berg-arild-neby-tunnel-og-betongseksjonen-tmt-vegdirektoratet-16-02-2015-slik.html>

- 
- Oh, B. H. og Kim, S. H. (2007), 'Realistic models for local bond stress-slip of reinforced concrete under repeated loading', *Journal of Structural Engineering* **133**(2), 216–224.
- Parker, J. (1981), Anchoring system for rock bolts, Technical Report 19, US06006679, United States Patent.
- Perry, E. S. og Jundi, N. (1969).
- Reda Taha, M. M. og Shrive, N. G. (2003), 'New concrete anchors for carbon fiber-reinforced polymer post-tensioning tendons - part 1: State-of-the-art review/design', *ACI Structural Journal* **100**(1), 86–95.
- Rehm, G. og Eligehausen, R. (1979), 'Bond of ribbed bars under high cycle repeated loads', *Journal Proceedings* **76**(2).
- Ren, F., Yang, Z., Chen, J. og Chen, W. (2010), 'An analytical analysis of the full-range behaviour of grouted rockbolts based on a tri-linear bond-slip model', *Construction and Building Materials* **24**(3), 361–370.
- Thomassen, T. (2016), Befaringsrapport bjørnafjorden, berggrunnundersøkelser, Technical report, Statens Vegvesen.
- Tistel, J. (2018), 'Bridge foundations at large water depths'.
- Vegvesen, S. (2014), 'Geoteknikk i vegbygging, håndbok v220'.
- Vegvesen, S. (2016), 'Grensesprengande brubygging', *Vegprosjekter* .
- Yahia, A., Khayat, K., Benmokrane, B., Yahia, B. og Khayat, B. (1998), 'Evaluation of cement grouts for embedding anchors under water', *Materials and Structures/Materiaux et Constructions* **31**(208), 267–274.
- Yazici, S. og Kaiser, P. (1992), 'Bond strength of grouted cable bolts', *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* **29**(3), 279–292.
- Zhang, B. og Benmokrane, B. (2005), 'Large model test of prestressed carbon fibre rein-

---

forced polymer ground anchors', *Canadian Journal Of Civil Engineering* **32**(6), 1064–1074.

Zhang, B., Phillips, D. V. og Wu, K. (1996), 'Effects of loading frequency and stress reversal on fatigue life of plain concrete', *Magazine of Concrete Research* **48**(177), 361–375.



# Tillegg A

## Kontaktliste

Tabell A.1: Kontaktliste

Navn	Beskrivelse	E-post
Gudmund Eiksuns	Veileder IBM	Gudmund.eiksund@ntnu.no
Kenneth Sundli	Teknisk stab IBM	kenneth.sundli@ntnu.no
Maria Therese Bergan	Innkjøper på IBM	maria.t.bergan@ntnu.no
Steinar Seehus	Betonglaboratorium ansatt på IBM, NTNU	steinar.seehuus@ntnu.no
Simon Alexander Hagen	SINTEF Senior Rock Technician	simonalexander.hagen@sintef.no
Joar Tistel	PhD student og geotekniker hos Multiconsult	joar.tistel@ntnu.no
Rune Landro	BETOMUR (Mapei mørtel)	Rune@betomur.no
Kristoffer Kalleland	Dywidag AS	kristoffer.kalland@dywidag-norge.no
Bernt Johan Leira	Veilder min innen et forskningsprosjekt med Sintef, NTNU og Sweco	bernt.leira@ntnu.no
Gunnar Vistnes	Bergteknikk laboratorium	gunnar.vistnes@ntnu.no
Espen Andersen	Avdelingsingeniør, teknisk stab på IBM	espen.andersen@ntnu.no
Per Asbjørn Østensen	Installasjon av Labview	per.ostensen@ntnu.no



---

## Tillegg B

# Loggføring av forsøket

**Tabell B.1:** Loggføring av forsøket

Dato	Beskrivelse
11.01	Fikk betongenblokken av geologilabben
26.01	Bestilte mørtel. Kontakte SINTEF angående boring. Veileder godkjente forsøksplan
01.02	Møte med Joar Tistel i Bergen angående forsøksplan og modellen hans.
06.02	lokal HMS opplæring og boring av 14 hull i betongblokken sammen med Simon Hagen. Klargjorde 3 betongprøver.
07.02	Bestilte 14 stålstenger fra Dywidag fra Mapei.
07.02	Diverse utstyr som beskyttelsesrør ble kjøpt inn. Espen Andersen laget et stativ i treverk.
08.02	Møte med betonglabben, avklart pris og prosedyre. Betongblokken ble forflyttet fra bergteknikk til geoteknikklaboratoriumet.
19.02	Mottok stålstenger og mørtel. Klargjøring av forsøk: Kontroll av at nødvendig utstyr var tilgjengelig, vasket stålstengene, teipet stagenden og monterte plastikk beskyttelsesrør.
20.02	Prøvesliping av stag i sammenheng installasjon av tøyningsensor.
28.02	Sveiset 10 cm av stagenden for å få en glatt stagoverflate. Bestilte epoxy lim fra Tyskland.
12.03	Mottok epoxy limen og installerte tøyningssensorene.
14.03	Gyste 13 stag. Klargjorde 6 mørtelprøver.
10.04	Trykktest og bøytest av mørtel og betong
17.04	Kalibrering av LVDT
19.04	Forsøk ST70-1, ST70-2, CY70-1, CY70-2
20.04	Kalibrering av lastcelle
22.04	Forsøk ST200-1, ST200-2
24.04	Per Asbjørnsen lagte nytt Labview program
26.04	Forsøk CY200-1
27.04	Forsøk CY200-2, ST280-1, ST280-3, CY280-1.
09.05	Forsøk CY280-2, CY280-2
10.05	Trykktest av mørtel

# Tillegg C

## Materialegenskaper

Materialegenskaper for stålstaget, sementmørtel, LVDT og styrkeparameterne til betong og sementmørtel.

### C.1 Stålstag

Materialparameter for stålstaget Dywidag WR18:

**Table 1**  
Threaded steelbar properties.

Nominal bar diameter, $d_b$ (mm)	Diameter at pitch, $d_p$ (mm)	Cross-sectional area (mm <sup>2</sup> )	Nominal mass parameter (kg/m)	Pitch (mm)	Characteristic breaking load (kN)	Yield strength (MPa)	Ultimate strength (MPa)
17.5	21	241	1.96	8	255	950	1050

## C.2 Gysemasse

### Materialparameter for gysemassen, Nonset 50

# Nonset®

02.12

**Nonset® 50 / 50 FF / 50 SR – Nonset® 120 / 120 FF.**  
Ekspanderende mørtel.

---

**PRODUKTBEKRIVELSE**

**Nonset®** er en sementbasert tørrmørtel som ekspanderer 1 – 3 % før avbinding. Mørtelen er sammensatt av sement, velgradert sand, ekspanderende, stabiliserende og plastiserende stoffer. Frostfri typene (FF) inneholder også stoffer som bevirker at sementen herder og massen ikke virker sprengende selv ved temperaturer ned til – 25°C.

**Nonset 50 SR** er en variant som inneholder sulfatresistent sement.

**BRUKSOMRÅDE**

For bolting (gysing), injeksjon, fuging samt understøpsarbeid i tykkelser fra 5 – 15 mm.

**Nonset 50** og **Nonset 120** har forskjellige maks. korrtørrelser og ulikt vannbehov til de forskjellige anvendelsesområdene.

Ferdig utblandet masse må være plassert senest 1/2 time etter blanding for ikke å tape ekspansjon.

**BRUKSANVISNING**

**Forarbeid**

Løs betong og urenheter på flaten det støpes mot fjernes etter best mulig evne. Deretter vannes betongen, helst dagen før, slik at den kan tørke noe igjen. Blås bort fritt vann i huller og utspring. I kuldegrader tines overflaten og is fjernes f.eks. med propanflamme.

**Blanding**

**Nonset®**-mørtlene skal kun tilsettes vann og blandes i minst 3 minutter til klumpfri masse. Benytt ikke mer vann og bløtere masse enn nødvendig, da for mye vann kan gi separasjon, redusert fasthet og dårlig resultat. Blanding kan ved mindre arbeider skje med drill og visp, og små mengder for hånd. Tvangs- eller vanlig mørtelblander benyttes ved større arbeider.

**For Frostfritypene benyttes lunkent**

**eller varmt vann, avpasset slik at temperaturen i den ferske massen blir ca. +20°C, dog aldri over +30°C.**

**Formbygging**

**Understøp**

Formen må være tett, festes godt og ha 25 – 50 mm overhøyde. En trakt bygges på den ene siden for å helle massen i. Lag 10 – 20 mm klaring på de øvrige sider for kontroll av utfyllingen og for å stake i massen. Anvendes pumpe plasseres slangen midt i formen slik at massen flyter til alle kanter.

**Utstøping**

Massen helles i formen. Bank forsiktig på formidene og stak i massen med f.eks. et tynt armeringsjern, slik at den flyter lettere og luftlommer unnvikes. Blanding og utstøping må gå i ett og uten avbrudd til formen er full. Spesialpumpe er å foretrekke ved større arbeider.

**Boltegyssing**

Til bolting benyttes **Nonset® 50** eller **Nonset® 50 FF**. Mørtelen blandes og pumpes med egnet utstyr. Mørtelen skal blandes til en kremaktig konsistens. Mateslangen føres så inn i bunnen av boltehullet og pumpingen starter. Slangen trekkes så sakte utover til hullet er fylt, deretter settes bolten inn. I vertikale takhull kan det være nødvendig å løse bolten med en kile eller lignende til mørtelen har bundet av.

**Injeksjon**

For **Nonset® 50** / **Nonset® 50 FF** anvendes hurtiggående mikser f.eks. koloidkvern, og aktuator for å holde massen i konstant bevegelse.

**Kabelinjeksjon**

Kabelrørene blåses for å kontrollere at de er åpne og for å fjerne evt. fritt vann. Is fjernes ved å pumpe vann blanda med sprit gjennom kanalene. Hele massen holdes i bevegelse (aktuator) mens injeksjonen pågår. Dette er spesielt viktig

å påse for å oppnå et godt resultat med **Nonset® 50 FF**. Avbryt injeksjonsarbeidet med jerne mellomrom, f.eks. hver 2. time, og vask utstyret og spy slanger for å fjerne evt. gammel masse som bygger seg på.

**Etterbehandling**

Denne skjer sikrest og best ved å påføre frie overflater en membranherder umiddelbart og så tilføre vann fra neste dag og 3 – 4 dager framover. Tildekking med plastfolie er også effektivt og foretrekkes når flaten skal males.

**VERNETILTAK**

For helse-, miljø- og sikkerhetsinformasjon, se eget sikkerhetsdatablad. Sikkerhetsdatabladene finnes på [www.mapei.com](http://www.mapei.com)

**MERK**

*De tekniske anbefalinger og detaljer som fremkommer i denne produktbeskrivelse representerer vår nåværende kunnskap og erfaring om produktene. All ovenstående informasjon må likevel betraktes som retningsgivende og gjenstand for vurdering. Enhver som benytter produktet må på forhånd forsikre seg om at produktet er egnet for tilskrevet anvendelse. Brukeren står selv ansvarlig dersom produktet blir benyttet til andre formål enn anbefalt eller ved feilaktig utførelse.*

*Alle leveranser fra Mapei AS skjer i henhold til de til enhver tid gjeldende salgs- og leveringsbetingelser, som anses akseptert ved bestilling.*

Produsent:  
Mapei AS  
Vallsetvegen 6, 2120 Sagstua, Norway  
Tlf: +47 62 97 20 00 Fax: +47 62 97 20 99  
post@mapei.no  
www.mapei.com

Figur C.1: Materialelegenskaper til gysemassen

109

**Tekniske spesifikasjoner målt i laboratorium ved 20°C og 50% RF**

Ekspansjon: 1 – 3 %  
 Bleeding (vannsep.): 0 – 0,5 %

Vannmengde pr. sekk  
 - tungtflytende konsistens  
 - lettflytende konsistens  
 D max.  
 Utstøp tykkelse  
 Trykkfasthet 28 døgn v/20°C

	Nonset® 50	Nonset® 120
	9,0 ltr.	3,5 ltr.
	10,0 ltr.	4,5 ltr.
	0,2 mm	1,5 mm
	injeksjon/gysing	15 – 20 mm
	48 – 53 N/mm <sup>2</sup>	50 – 60 N/mm <sup>2</sup>

Fasthetsutvikling:

Kurvene refererer til trykkprøving av prismer 40 x 40 x 160 mm.  
 Vanntilsats er 9,5 l. for **Nonset® 50** produktene, og hhv. 4,0 ltr. og 3,5 l. for **Nonset® 120** produktene.

Trykkfasthet 28 døgn - v/ +20°C  
 - v/ -15°C

	Nonset® 50 FF	Nonset® 120 FF
	45 – 49 N/mm <sup>2</sup>	50 – 55 N/mm <sup>2</sup>
	30 – 37 N/mm <sup>2</sup>	28 – 36 N/mm <sup>2</sup>

Material forbruk

Nonset® 50: 1,6 kg pr. liter masse  
 Nonset® 120: 2,0 kg pr. liter masse

Emballasje:

48 sekker pr. Europall (1200 kg) med krympeplast.

Lagring:

Må lagres tørt og er i uåpnede sekker holdbar i min. 12 måneder.

Bestandighetsklasser:

For å oppfylle bestandighetsklasser, er maks. vanddosering (l/25 kg):

Bestandighetsklasse	N50	N50FF	N120	N120FF
*M60	12,1	13,2	6,5	6,6
M45	9,7	9,9	5,0	5,0
M40	8,6	8,8	4,5	4,4

Ved ønske om masse med bedre flyt ved lavt masseforhold, kan SP-stoff basert på melamin anbefales  
 \* Fare for separasjon

Produsent:  
 Mapei AS  
 Vallsetvegen 6, 2120 Sagstua, Norway  
 Tlf: +47 62 97 20 00 Fax: +47 62 97 20 99  
 post@mapei.no  
 www.mapei.com

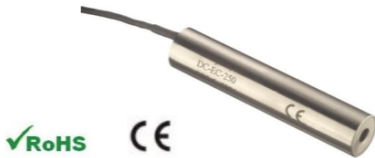


## Materialegenskaper til gysmassen

## C.3 LVDT



### DC-EC Series – General purpose DC LVDT



- High level  $\pm 10$ VDC output
- Stroke ranges from  $\pm 0.05$  to  $\pm 10$ in
- 0.25% linearity
- Reverse polarity protection
- Double magnetic shielding
- Stainless steel housing
- Imperial or metric threaded core

#### DESCRIPTION

The DC-EC Series DC operated LVDTs combine a computer-designed AC LVDT with custom integral signal conditioning to achieve premium performance. Operating on a nominal  $\pm 15$ VDC supply, the DC-EC Series delivers an extremely linear, low noise, yet high frequency response  $\pm 10$ VDC output.

Innovative design and manufacturing techniques further enhance the DC-EC performance and cost efficiency. The micro-miniature components employed were meticulously selected for maximum stability and thermal performance. Vacuum encapsulation of all elements affords excellent shock and vibration tolerance, while double magnetic shielding provides the utmost protection from stray fields.

Like in most of our LVDTs, the DC-EC windings are vacuum impregnated with a specially formulated, high temperature, flexible resin, and the coil assembly is potted inside its housing with a two-component epoxy. This provides excellent protection against hostile environments such as high humidity, vibration and shock.

Available in a variety of stroke ranges from  $\pm 0.05$  to  $\pm 10$  inches, the DC-EC Series can be configured with a number of standard options including metric threaded core, guided core and small diameter/low mass core.

**Captive core option:** The DC-EC features an optional captive core design (available for most models) that greatly simplifies installation. The core rod and bearing assembly includes a Bronze bearing on the front end for self-alignment, while a PTFE sleeve allows low-friction travel through the stainless steel boreliner (spool tube). The core rod and the bearing assembly are both field serviceable.

Also see our other LVDTs with built-in signal conditioning: DC-SE (single-ended DC voltage), HCD (Hermetically sealed,  $\pm$ DC voltage), HC-485 (RS485 digital output), and the HCT-IS (Intrinsically safe, 4-20mA, 2-wire loop).

Measurement Specialties, Inc. (NASDAQ MEAS) offers many other types of sensors and signal conditioners. Data sheets can be downloaded from our web site at: <http://www.meas-spec.com/datasheets.aspx>

MEAS acquired Schaevitz Sensors and the **Schaevitz**<sup>®</sup> trademark in 2000.

#### FEATURES

- Bi-polar DC operation
- Shock and vibration tolerant
- Captive core option (available on select models)
- AISI 400 Series stainless steel housing
- CE compliant
- Calibration certificate supplied with each unit

#### APPLICATIONS

- Materials testing
- Z-axis position feedback for punch-presses
- Microscope X-Y stage position control
- Medical imaging
- Automotive suspension testing
- Flight simulators

Figur C.2: Materialegenskaper til LVDT'ene

## DC-EC Series – General purpose DC LVDT

### PERFORMANCE SPECIFICATIONS

ELECTRICAL SPECIFICATIONS									
Parameter	DC-EC 050	DC-EC 125	DC-EC 250	DC-EC 500	DC-EC 1000	DC-EC 2000	DC-EC 3000	DC-EC 5000	DC-EC 10000
Stroke range	±0.050 [±1.27]	±0.125 [±3.17]	±0.25 [±6.35]	±0.5 [±12.7]	±1 [±25.4]	±2 [±50.8]	±3 [±76.2]	±5 [±127]	±10 [±254]
Sensitivity, VDC/inch	200	80	40	20	10	5	3.3	2.0	1.0
Sensitivity, VDC/mm	7.9	3.15	1.6	0.79	0.39	0.20	0.13	0.079	0.039
Frequency response Hertz @ -3dB	500	500	500	200	200	200	200	200	200
Input voltage	±15VDC								
Input current	±25mA								
Output at stroke ends	±10VDC								
Non-linearity	±0.25% of FR, maximum								
Output ripple	25mVRMS, maximum								
Stability	0.125% of FSO								
Output impedance	1 Ohm								

ENVIRONMENTAL SPECIFICATIONS & MATERIALS	
Operating temperature	+32°F to +160°F [0°C to 70°C]
Survival temperature	-65°F to +200°F [-55°C to 95°C]
Shock survival	250 g (11ms half-sine)
Vibration tolerance	10 g up to 2kHz
Housing material	AISI 400 Series stainless steel
Electrical connection	Cable with 4 conductors, 28AWG stranded copper, braided shield and polyurethane jacket, 39 inches [1 meter] long

**Notes:**

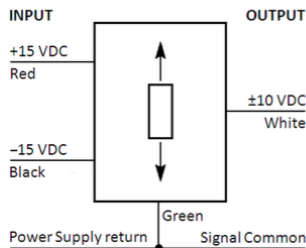
All values are nominal unless otherwise noted

Dimensions are in inch [mm] unless otherwise noted

FR: Full Range is the stroke range, end to end; FR=2xS for ±S stroke range

FSO (Full Scale Output): Largest absolute value of the outputs measured at the ends of the range

### WIRING INFORMATION



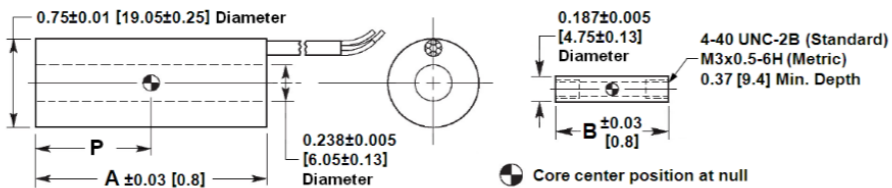
Figur C.2: Materialegenskaper til LVDT'ene



## DC-EC Series – General purpose DC LVDT

### MECHANICAL SPECIFICATIONS – NON-CAPTIVE CORE (STANDARD)

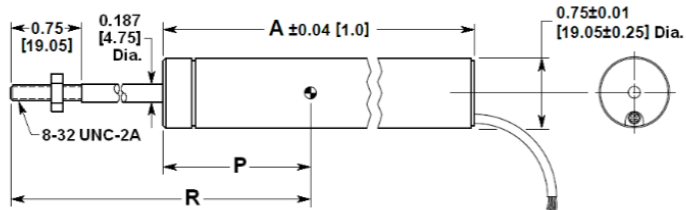
	DC-EC 050	DC-EC 125	DC-EC 250	DC-EC 500	DC-EC 1000	DC-EC 2000	DC-EC 3000	DC-EC 5000	DC-EC 10000
Main body length "A"	2.10 [53.3]	2.93 [74.4]	3.80 [96.5]	5.49 [139.4]	7.75 [196.9]	11.12 [282.4]	16.32 [414.5]	20.15 [511.8]	35.38 [898.7]
Core length "B"	0.75 [19.1]	1.25 [31.8]	2.00 [50.8]	3.00 [76.2]	3.80 [96.5]	5.30 [134.6]	6.20 [157.5]	6.20 [157.5]	12.00 [304.8]
Core center at null "P"	0.50 [12.7]	0.93 [23.6]	1.35 [34.3]	2.20 [55.9]	3.18 [80.8]	5.3 [134.6]	7.55 [191.8]	9.53 [242.1]	16.58 [421.1]
Body weight oz [gm]	2.19 [62]	2.44 [69]	2.58 [73]	2.93 [83]	4.24 [120]	5.47 [155]	9.39 [266]	11.47 [325]	15.71 [445]
Core weight oz [gm]	0.07 [2]	0.11 [3]	0.18 [5]	0.28 [8]	0.35 [10]	0.46 [13]	0.49 [14]	0.60 [17]	0.85 [24]



Dimensions are in inch [mm]

### MECHANICAL SPECIFICATIONS – CAPTIVE CORE OPTION

	DC-EC 050	DC-EC 125	DC-EC 250	DC-EC 500	DC-EC 1000	DC-EC 2000	DC-EC 3000
Main body length "A"	3.85 [97.8]	4.70 [119.4]	5.54 [140.7]	7.23 [183.6]	9.21 [233.9]	12.59 [319.8]	17.95 [455.9]
Core rod position at null "R"	3.69 [93.7]	4.28 [108.7]	4.75 [120.7]	6.04 [153.4]	7.90 [200.7]	10.52 [267.2]	15.27 [387.9]
Center of core position at null "P"	0.85 [21.6]	1.27 [32.3]	1.69 [42.9]	2.54 [64.5]	3.53 [89.7]	5.22 [132.6]	7.90 [200.7]



Dimensions are in inch [mm]

Figur C.2: Materialegenskaper til LVDT'ene

## DC-EC Series – General purpose DC LVDT

### ORDERING INFORMATION

Description	Model	Part Number
±0.050 inch LVDT	DC-EC 050	02560981-000
±0.125 inch LVDT	DC-EC 125	02560982-000
±0.25 inch LVDT	DC-EC 250	02560983-000
±0.5 inch LVDT	DC-EC 500	02560984-000
±1 inch LVDT	DC-EC 1000	02560985-000

Description	Model	Part Number
±2 inch LVDT	DC-EC 2000	02560986-000
±3 inch LVDT	DC-EC 3000	02560987-000
±5 inch LVDT	DC-EC 5000	02560988-000
±10 inch LVDT	DC-EC 10000	02560989-000

OPTIONS		
Metric threaded core (M3 x 0.5-6H)	ALL	xxxxxxxx-006
Guided core	ALL	xxxxxxxx-010
Small-diameter/low-mass core ( <i>consult factory for mass &amp; dimensions</i> )	ALL	xxxxxxxx-020
Captive core	DC-EC 050 thru 3000 only	xxxxxxxx-200

Note: Add multiple option dash numbers together to determine proper ordering suffix  
 Example: DC-EC 1000, ±1 inch, with metric threaded and guided core, P/N 02560985-016

ACCESSORIES	
Core connecting rod, 6 inches long, 4-40 threads	05282946-006
Core connecting rod, 12 inches long, 4-40 threads	05282946-012
Core connecting rod, 24 inches long, 4-40 threads	05282946-024
Core connecting rod, 36 inches long, 4-40 threads	05282946-036
Core connecting rod, 6 inches long, M3x0.5 metric threads	05282977-006
Core connecting rod, 12 inches long, M3x0.5 metric threads	05282977-012
Mounting block	04560950-000

Refer to our "[Accessories for LVDTs](#)" data sheet for our LVDT signal conditioning instrumentation and other accessories.

### TECHNICAL CONTACT INFORMATION

NORTH AMERICA	EUROPE	ASIA
Measurement Specialties, Inc. 1000 Lucas Way Hampton, VA 23666 United States Phone: +1-800-745-8008 Fax: +1-757-766-4297 Email: <a href="mailto:sales@meas-spec.com">sales@meas-spec.com</a> Web: <a href="http://www.meas-spec.com">www.meas-spec.com</a>	MEAS Deutschland GmbH Hauert 13 D-44227 Dortmund Germany Phone: +49-(0)231-9740-0 Fax: +49-(0)231-9740-20 Email: <a href="mailto:info.de@meas-spec.com">info.de@meas-spec.com</a> Web: <a href="http://www.meas-spec.com">www.meas-spec.com</a>	Measurement Specialties China Ltd. No. 26, Langshan Road High-tech Park (North) Nanshan District, Shenzhen 518057 China Phone: +86-755-33305088 Fax: +86-755-33305099 Email: <a href="mailto:info.cn@meas-spec.com">info.cn@meas-spec.com</a> Web: <a href="http://www.meas-spec.com">www.meas-spec.com</a>

The information in this sheet has been carefully reviewed and is believed to be accurate; however, no responsibility is assumed for inaccuracies. Furthermore, this information does not convey to the purchaser of such devices any license under the patent rights to the manufacturer. Measurement Specialties, Inc. reserves the right to make changes without further notice to any product herein. Measurement Specialties, Inc. makes no warranty, representation or guarantee regarding the suitability of its product for any particular purpose, nor does Measurement Specialties, Inc. assume any liability arising out of the application or use of any product or circuit and specifically disclaims any and all liability, including without limitation consequential or incidental damages. Typical parameters can and do vary in different applications. All operating parameters must be validated for each customer application by customer's technical experts. Measurement Specialties, Inc. does not convey any license under its patent rights nor the rights of others.

Figur C.2: Materialegenskaper til LVDT'ene

# C.4 Trykkfasthet til betong

Trykkfasthets test av betongblokken utført av Simon Hagen fra Sintef i 4 april 2017.

Prøve nr.	Høyde		Trykkflate [l x b]		Trykkflate	Vekt i vann	Vekt i luft	Volum	Densitet	Middel densitet	Bruddlast	Bruddform	Største nom. steinst.	Trykkfasthet	
	mm	mm	mm	mm										MPa	Mpa
23/2-17-A	100	101	101	101	10201		2506	1020	2457		1146			112.3	109.2
23/2-17-B	100	100	101	101	10100		2475	1010	2451		1071			106.0	
6/3-17-A	100	100	100	101	10100		2503	1010	2478		1070			105.9	
6/3-17-B	100	100	100	100	10000		2515	1000	2475		1112			111.2	108.6

NS-EN 12390-3:2009 PRØVELEGGEMERS TRYKKFASTHET TERNINGER **SINTEF**

Oppdragsgiver: SINTEF Berg og Geoteknikk      Prosjektnr: 102017464

Reg.nr. vekt: B-181      Journalnummer: A-4854

Prøvene ble lagt i vann: ✓ 6/14-17 i Arbeidsvann B-52 ved innstilling 5000 kN      Dato/sign: 6/14-17 S.H.

Trykkprøvd den ✓ i Arbeidsvann B-52 ved innstilling 5000 kN      Dato/sign daglig lab.leder: 2017-04-06 S.H.

\* **Bruddform:** Ved tilfredsstillende bruddform (se s. 2) settes kryss i ruten for "Bruddform". Ved utilfredsstillende bruddform (se s. 2) settes kode i ruten for "Bruddform".  
 Kode for terring: 1 2 3 4 5 6 7 8 9      Kode for sylinder: A B C D E F G H I J K

Kommentarer:

Figur C.3: Trykktest på betongen utført av SINTEF

Hvit part: Følger oppdraget - Gul part: Kopi til laboratoriet

SINTEF Byggforsk		Betong- og natursteinslaboratoriet	
<b>INNGANGSSKJEMA FOR REGISTRERING AV PRØVER</b>			
Avsender: SINTEF Byg og Gestehten. v/Simon Hagen		Journal nr: A-4854	
Emballasje og merking: Anke i bølge m/vann		Ankom når: 5/4-17 Ankom med: Simon	
Type prøve(r) og antall, samt merking: 4 stkk. 10cm kern. → 2 stkk. rmb. "Støpt 27/2-17" " — " — " A og B Støpt 6/3-17			
Merknader/ prøvens tilstand ved ankomst: Anke, lagret i vann			
Sign. inngang: <i>K.K.</i>	Sign. lableder: <i>K. Kernik</i>	Dato: 2017-04-05	
Oppdragsgiver: <i>Byg og Gestehten</i>	Prosjektnr: 102013464		
Bestilling via: <i>Simon Hagen</i>	Dato: 5/4-17	Ref: <i>Simon Hagen</i>	
Prøving av: <i>Hærdnet betong</i>	Vedr: <i>Boltebetøing NCM</i>		
Prøving: <i>Trykprøving NS EN 12390-3</i> <i>Densitet NSEN 12390-7</i>			
Leiestedskostnader:			
Dato:		Sign. prosjektleder:	

Figur C.3: Tryktest på betongen utført av SINTEF

---

Resultat av trykktest utført den 11 april.

**Tabell C.1:** Trykkfasthet av betong utført av Brekke

Prøvenr.	diameter/høyde [mm]	F [kN]	$\sigma_c$ [MPa]
1	Ugyldig		
2	26.6/50.9	56.16	101.05
3	25.5/50.6	60.31	108.52
4	26.55/51.2	36.5	65.97
5	26.55/51	38.55	69.64

---

## C.5 Trykkfasthet og bøyestrekkspenning til sementmørtel

Resultat av trykktest og bøyetest utført av meg den 11 april og 9 mai.

**Tabell C.2:** Bøyestrekkspenning av sementmørtel ette 27 dager herding

Prøvenr.	brudd bredde[mm]	$\sigma_b$ [MPa]
1	37.5	3.7
2	38.8	3.6
3	35.5	4

**Tabell C.3:** Trykkfasthet av sementmørtel etter 27 dager herding

Prøvenr.	$\sigma_c$ for halvdel 1 [MPa]	$\sigma_c$ for halvdel 2 [MPa]
1	41.6	49.0
2	44.9	51.4
3	43.7	46.7

**Tabell C.4:** Bøyestrekkspenning av sementmørtel ette 56 dager herding

Prøvenr.	brudd bredde[mm]	$\sigma_b$ [MPa]
1	36.3	5.6
2	36.7	6.3
3	38	6

**Tabell C.5:** Trykkfasthet av sementmørtel etter 56 dager herding

Prøvenr.	$\sigma_c$ for halvdel 1 [MPa]	$\sigma_c$ for halvdel 2 [MPa]
1	49.9	44.6
2	45.4	44.5
3	48.8	40.4

## Tillegg D

# Forsøksresultat til publiserte studier

### D.1 Forsøksresultat til Benmokrane (1995)

Forsøksresultatet til Benmokrane (1995) av statiske og sykliske lastet gyst stag.

**Tabell D.1:** Syklisk lastoppførsel for passive fjellankere (Benmokrane, 1995).

$L_{fixed}$ [mm]	$F_{max}$ [kN]	Herdetid [dager]	f [%]	N	$F_f$ [kN]	$\tau_{bu}$ [MPa]
470	492	13	Statisk			9.5
496	758	15	10-18	1500	9.6	
		16	10-26	1500		
		17	10-41	1500		
		18	10-53	1500		
		20	10-65	1500		
		21	10-69	300		
		-	-	7800		
530	811	21	Statisk			14.0
495	782	24	10-73	460	571	10.5
500	874	45	Statisk			17.5
500	874	45	10-20	1500	638	
		46	10-30	1500		
		47	10-40	1500		
		48	10-50	1500		
		49	10-65	1500		
		49	10-73	150		
		-	-	-		

## D.2 Forsøksresultat til Joar Tistel

Forsøksresultatet til Tistel (2018) av statiske og sykliske lastet gyst stag.

**Tabell D.2:** Forsøksresultat til Tistel (2018)

$L_{fixed}$ [mm]	Test	f [%]	$F_{max}$ [kN]	$N_2$	$\tau_{bu}$ [MPa]	Periode [s]
70	Statisk	til brudd	55	-	14.3	-
70	Statisk	til brudd	63	-	16.4	-
70	Statisk	til brudd	69	-	17.9	-
70	Syklisk	48	66 <sup>b</sup>	-	17.1	2
70	Syklisk	66	55 <sup>b</sup>	-	14.3	2
70	Syklisk	72	68 <sup>b</sup>	-	17.7	2
70	Syklisk	75	56	2400	14.8	2
70	Syklisk	76	61	1150	15.9	2
70	Syklisk	74	68	100	17.7	2
70	Syklisk	85	60	80	15.6	2
70	Syklisk	83	67	60	17.4	7
70	Syklisk	93	65	19	16.9	7
70	Syklisk	96	70	9	18.2	7
200	Statisk	til brudd	138	-	12.6	-
200	Statisk	til brudd	144	-	11.3	-
200	Syklisk	60	133 <sup>b</sup>	-	12.1	3-4
200	Syklisk	72	125	600	10.9	10
200	Syklisk	90	123	8	10.9	20
200	Syklisk	94	135	4	12.3	20
250	Statisk	til brudd	138	-	10	-
250	Statisk	til brudd	144	-	10.5	-
250	Syklisk	60	142 <sup>b</sup>	-	10.3	3
250	Syklisk	60	142 <sup>b</sup>	-	10.3	4
270	Statisk	til brudd	197	-	13.3	-
270	Statisk	til brudd	200	-	13.5	-
270	Syklisk	73	185	1480	12.5	5
270	Syklisk	82	190	116	12.8	6
270	Syklisk	90	205	56	13.8	7

<sup>b</sup>: Statisk test er utført etter syklisk last historie.



# Tillegg E

## Veiledning til nedlastning av Ansys

### Installere:

- 1 Installer på windows 7 (remote desktop) hvis du har windows 10
- 2 ANSYS with custom installation
- 3 Intel parallel studio xe 2015 , update 6
- 4 Visual Studio 2012 Professional
- 5 Visual Studio 2012 update 4

### Opprett variabler i windows:

- 6 i PATH: legg til stil til "...ANSYS Inc\v172\ansys\bin\winx64" dette er pathfila til "findupf.bat"
- 7 Opprett variabelen ANS\_USE\_UPF og gi den verdien "TRUE"
- 8 Opprett variabelen LIB med tilhørende verdier:  
C:\Program Files (x86)\Intel\Composer XE\compiler\lib\intel64;
- 9 i PATH: legg til stil til "C:\windows\system32" dette er pathfila til "findstr."  
Evt. Skriv PATH med små bokstaver

### Framgangsmåte:

- 1 Etabl kildekode for ANSYS beregningsfil
- 2 Etablere mappe med for materialmodell og batch fil (RUN\_.BAT, INPUTPL.inp, USERCZM.F)
- 3 Endre evt. link i INPUTPL.inp for å åpne ansys "...Ansys INC\v172\ANSYS\apdl\"
- 4 Endre evt. link i RUN\_.BAT for å åpne ansys "...Ansys INC\v172\ANSYS\ANSYS172"
- 5 Kjør debuggning i visual studio for å sjekke om fila fungerer
- 6 Kjør test-beregning. Samanlikne resultat med user def.materialmodell og BISO modell

Fikk feilmelding da eg skulle kjøre i batch mode; programmet finner ikke ANSGPU.dll og ikke ANSMPI.dll . Kopierte difor disse inn i same mappe som ANSYS exe fila, da kjører programmet.

### 2.2. Compiler Requirements for Windows Systems

Table 2.1: Compiler Requirements for All Windows Versions

Mechanical APDL, ANSYS Workbench Compilers*	CFX Compilers*	Fluent Compilers*	AUTODYN Compilers*
Visual Studio 2012 (including the MS C++ compiler) and Intel FORTRAN 15.0.2 compilers	Visual Studio 2012 (including the MS C++ compiler) and Intel FORTRAN 15.0.2 compilers	Visual Studio 2012, 2013 and 2015 compilers (including the MS C++ compiler)	Visual Studio 2012 (including the MS C++ compiler) and Intel FORTRAN 15.0.2 compilers

\* Compilers are required only if you will be using User Programmable Features (UPF), User Defined Functions (UDF), or other customization options.

Figur E.1: Framgangsmåte for nedlastning av Tistel sin Ansys modell

## Tillegg F

# Matlab kode for et syklisk lastet fjellanker

Matlab Kode for et 70 mm gyset stag. Koden er laget av Tistel (2018).

```
1
2 % Prven ble statisk lastet i 76 sek med lav lastnvi p
   0.05–0.1.Dette
3 % tilsvarer 12 sykliser med R = 1.
4 % Syklingsperioden var 6 sekund.
5 %
6 clear all
7 close all
8
9 R(1) = 0.23;
10 sr_1 = 0.85;
11 beta = 0.072;
12
13 j =49000;
14 f(1) = 0.85;
15
16 N2(1) = (10^(((1 - f(1))/((1 - R(1))*beta)))));
17 N1(1) = 0.27*N2(1) + 0.73*N2(1)*(1 - f(1));
18 s0(1) = 0.03*f(1) + 0.2*f(1)^5 - 0.0;
19 b(1) = log(sr_1/s0(1))/(log(N1(1))*(1 - R(1)));
20 s(1) = s0(1);
21 N(1) = 0;
22 ds = 0.0001;
23 c(1) = (b(1)*(1 - R(1))*(1 + N2(1) - N1(1)))/(1 + N1(1));
```

---

```

24 d(1) = (c(1)/(b(1)*(1-R(1))*s0(1)))*(1+N2(1)-N1(1))^( -c(1)
      -1)*(1+N1(1))^(1-b(1)*(1-R(1)));
25
26 sr2 = 1.3;
27 sr3 = 7;
28 tauf = 0.26;
29 srf(1) = (sr3-sr2)/(1-tauf) * (1-f(1)) + sr2;
30
31 if s < sr_1
32     dNds(1) = (1/(b(1)*(1-R(1))))*(1/s0(1))*(s(1)/(s0
      (1)))^(1/(b(1)*(1-R(1)))-1);
33 else
34     Neq = 1 + N2(1) - (s(1)*d(1))^( -1/c(1));
35     dNds(1) = d(1)/c(1)*abs((1+N2(i)-Neq))^(c+1);
36 end
37
38 for i = (2:1:j)
39
40     N2(i) = (10^((1-f(i-1))/((1-R(i-1))*beta)));
41     N1(i) = 0.27*N2(i) + 0.73*N2(i)*(1-f(i-1));
42     s0(i) = 0.03*f(i-1) + 0.2*f(i-1)^5 - 0.0;
43     b(i) = log(sr_1/s0(i))/(log(N1(i))*(1-R(i-1)));
44     c(i) = (b(i)*(1-R(i-1))*(1+N2(i)-N1(i)))/(1+N1(i));
45     d(i) = (c(i)/(b(i)*(1-R(i-1))*s0(i)))*(1+N2(i)-N1(i))
      ^(-c(i)-1)*(1+N1(i))^(1-b(i)*(1-R(i-1)));
46     ds0(i) = s0(i) - s0(i-1);
47     s(i) = s(i-1) + ds + ds0(i);
48     if s(i) < sr_1
49         dNds(i) = (1/(b(i)*(1-R(i-1))))*(1/s0(i))*(s(i)
      /(s0(i)))^(1/(b(i)*(1-R(i-1)))-1);
50     else
51         Neq = 1 + N2(i) - (s(i)*d(i))^( -1/c(i));
52         dNds(i) = d(i)/c(i)*(1+N2(i)-Neq).^ (c(i)+1);
53     end
54     N(i) = N(i-1)+dNds(i)*ds;
55     R(i) = R(1);
56     %Lasthistorie:
57
58     %if N(i) < 211
59     %    f(i) = 0.1;
60     %    R(i) = 0.97;
61     % else
62     if N(i) < 10
63         f(i) = 0.85;
64

```

---

---

```

65         else
66             if N(i) < 19
67                 f(i) = 0.89;
68                 %R(i) = 0.4;
69         else
70             if N(i) < 27
71                 f(i) = 0.92;
72                 % R(i) = 0.25;
73         else
74             if N(i) < 35
75                 f(i) = 0.928;
76                 % R(i) = 0.23;
77             % else
78                 % if N(i) < 100000;
79                 %     f(i) = 0.83;
80                 %     R(i) = 0.23;
81                 %else
82                 %     if N(i) < 3170
83                 %         f(i) = 0.5;
84                 %         R(i) = 0.4;
85
86                 %end
87
88                 %end
89             end
90         end
91     end
92 end
93
94     if N(i) > 35
95         break
96     end
97
98
99 end
100
101
102
103
104 %Lab test , 70mm, load controlled:
105 Ns70 = [Antall sykluser for fors ksresultatet];
106 s70 = [Slippet for fors ksresultat];
107 Nf70 = [Antall sykluser for fors ksresultatet];
108 ff70 = [Lastniv for fors ksresultatet];
109

```

---

---

```

110
111
112 figure (10);
113 subplot(3,1,1);plot(N,s, Ns70,s70,'x');hold on; title('
    Residual slip versus number of cycles');xlabel('N');
    ylabel('s_r [mm]');ylim([0 6]);
114 subplot(3,1,2);plot(N,f, Nf70,ff70,'x');hold on; title('N
    versus mobilization'); xlabel('N'); ylabel('f');
115 subplot(3,1,3);plot(s,f);hold on; title('Residual slip
    versus mobilization');xlabel('s_r [mm]');ylabel('f');
    xlim([0 6])
116
117 figure (20);
118 subplot(3,1,1);plot(f,b);hold on; title('b versus load
    level,"f"');xlabel('f'); ylabel('b');
119 subplot(3,1,2);plot(f,s0);hold on; title('s0 versus load
    level "f"'); xlabel('f'); ylabel('s0');
120 subplot(3,1,3);semilogy(s,dNds);hold on;xlabel('s [mm]');
    ylabel('dNds');xlim([100 150]);
121
122 figure (30);
123 subplot(2,1,1);plot(N,f, '--k',Nf70,ff70,'k');hold on;
    xlabel('N'); ylabel('\tau_{max} / \tau_{bu}');legend('
    Model','Test'); %title('mobilization (f) versus number
    of cycles (N)');
124 subplot(2,1,2);plot(N,s, '--k',Ns70,s70,'k');hold on;
    xlabel('N'); ylabel('s_r [mm]');legend('Model','Test');
    ylim([0 6]);%title('Residual slip (s_r) versus number of
    cycles (N)');
125
126 figure (40);
127 subplot(1,1,1);plot(N,s, 'g',Ns70,s70,'—k');hold on; title
    ('Residual slip (s_r) versus number of cycles (N)');
    xlabel('N'); ylabel('s_r [mm]');legend('Model','Test');
    ylim([0 6]);

```

## **Tillegg G**

# **Ansys kode for et syklisk lastet fjellanker**

Ansys kode for et 500 mm gyset stag laget av Tistel (2018).

# INPUT FIL

```
C:\Users\elisbrek\Documents\lastoppførsel\INPUTPL2.inp 1

/input,start,ans,'C:\Program Files\ANSYS Inc\v172\ANSYS\apdl\
/PSYMB,CS,0
/PNUM,mat,1
/PNUM,KP,1
/PNUM,AREA,1
/PREP7
PRED,OFF,,OFF

ele1=182
ele2=202
mat1=1
mat2=2
mat3=3
mat4=4

!-----Elements-----
ET,1,ele1
KEYOPT,1,3,1 !axisymmetric
KEYOPT,1,1,3 ! ENHANCED STRAIN

ET,2,ele2
KEYOPT,2,3,1 !axisymmetric
mat,mat3

!-----Materials-----
!concrete, Material no.1
MP,EX ,mat1, 3.0E4 !N/mm2 !NB: EX skal være 3.0E10 N/m2 dersom meter blir brukt som enhet
MP,DENS,mat1,0 ! kg/m**3 sett vekt lik 0, dvs.null initialspenninger
MP,NUXY,mat1,0.2

!Steel, Material no.2
MP,EX ,mat2, 2.1E5 !N/mm2 2.1E5 !NB: EX skal være 2.1E11 N/m2 dersom meter blir brukt som enhet
MP,DENS,mat2,0 !sett vekt lik 0, dvs.null initialspenninger
MP,NUXY,mat2,0.3
MP,ALPX,mat2,1.0E-5

!-----User defined cohesive zone (CZM) model-----
/UPF,USERCZM.F
TB,CZM,3,2,6,USER ! Set material 3 as a user-defined
! cohesive material option with two temperatures
! and four data points at each
! temperature point.
! First temperature.
TBTEMP,1,0
TBDATA,1,17.7d0,1.4,7.0,4d0,40,40*3 ! Six cohesive material constants for
! ! first temperature. tbu,s1,s2,tf,kel,kelur
TBTEMP,2,0 ! Second temperature.
TBDATA,1,17.7d0,1.4,7.0,4d0,40,40*3 ! Six cohesive material constants for
! ! second temperature.
TB,STATE,3,,4
TBDATA,1,0.05,0.0001,0.3,0.00001 !NB hugs å setje statev(3) høgare enn 0

!Stiff "top" material, Material no.4
MP,EX ,mat4, 2.1E8 !N/mm2 !NB: EX skal være 2.1E11
MP,DENS,mat4,0 !sett vekt lik 0, dvs.null initialspenninger
MP,NUXY,mat4,0.3
MP,ALPX,mat4,1.0E-5

!-----Geometry-----
K , 1 , 0 , 0 , 0 ,
K , 2 , 8.75, 0 , 0 ,
K , 3 , 8.75, 320 , 0 ,
K , 4 , 0 , 320 , 0 ,
K , 5 , 0 , -50 , 0 ,
K , 6 , 25 , -50 , 0 ,
K , 7 , 25 , 280 , 0 ,
K , 8 , 8.75, 280 , 0 ,
K , 9 , 0 , -600 , 0 ,
K , 10 , 500 , -600 , 0 ,
K , 11 , 500 , 280 , 0 ,
K , 12 , 25 , 0 , 0 ,
K , 13 , 8.75, -50 , 0 ,
K , 14 , 8.75, 290 , 0 ,
```

Figur G.1: Inputfilen i Ansys modellen til Tistel

```

K , 15 , 0 , 290 , 0 ,

|-----Areas-----
!A1 rock anchor
A,1,2,8,14,15

!A2 Grout
A,2,12,7,8

!A3 Grout below anchor
A,2,13,6,12

!A4 concrete block/rock
A,5,9,10,11,7,6

!A5 Stiff "top" material
A,15,14,3,4

AGLUE, 2,3,4

|-----Area attributes-----
!A1 - Rock Anchor
asel,s,area,,1
aatt,mat2,,1

!A2 - Grout
asel,s,area,,2
aatt,mat1,,1

!A3 - Grout below anchor, beside anchor tip
asel,s,area,,3
aatt,mat1,,1

!A6 - Concrete block/Rock
asel,s,area,,6
aatt,mat1,,1

!A5 - RA top
asel,s,area,,5
aatt,mat4,,1

alls

|-----Meshing-----
AMESH,all

|-----Define components-----
asel,s,area,,1,1,0
allsel,below,area
CM,RockAnchor,ELEM

asel,s,area,,2,2,0
allsel,below,area
CM,Grout,ELEM

allsel

|-----mesh the interface. This can only be done after meshing the underlying solid model is meshed--
-----

CZMESH,RockAnchor,Grout

FINISH
/SOL
/STATUS,SOLU

|-----loads & displacements-----

!Zero displacement at bottom
FLST,2,1,4,ORDE,1
FITEM,2,15
!*
/GO

```

**Figur G.1:** Inputfilen i Ansys modellen til Tistel



```
DL,P51X, ,UY,0

*DIM,FORCE,TABLE,6,1

FORCE(1,1)= 10, 17000, 17000, 17000, 17000, 17000

FORCE(1,0)= 1, 10, 13, 14, 15, 16

TM_START=1 ! Starting time (must be > 0)
TM_END=16 ! Ending time of the transient
TM_INCR=1 ! Time increment

NEQIT,100
AUTOTS,OFF
NSUBST,1,1,1
DELTIM,1,1,1
OUTRES,SVAR,ALL

*DO, TM, TM_START, TM_END, TM_INCR ! Do for TM from TM_START to TM_END in
! steps of TM_INCR
TIME, TM ! Time value
F, 222, FY, FORCE(TM) ! Time-varying force (at node 222, FY)

NSEL, ALL ! Activate all nodes
SOLVE ! Initiate solution calculations
*ENDDO

!/post26
!PRVAR, statev(1),

/post1
*GET, n_stp, ACTIVE, , SET, NSET

PRED, OFF, , OFF

ESEL, S, ENAME, , 202
NSLE
EPLOT
/EXPAND, 36, AXIS, , , 10
/REPLOT

*DIM, result, ARRAY, n_stp, 2
el_no=330 ! Element at top of anchor

d_stp=1

*DO, i, 1, n_stp, d_stp
SET, i
ETABLE, slip, SVAR, 1
ETABLE, tauxy, SVAR, 3

*GET, result(i, 1), ETAB, 1, ELEM, el_no
*GET, result(i, 2), ETAB, 2, ELEM, el_no

*ENDDO

*CFOPEN
*CFOPEN, SVAR, LIS

*DO, i, 1, n_stp, d_stp
*CFWRITE, STEP, i, result(i, 1), result(i, 2)
*ENDDO

*CFOPEN
```

**Figur G.1:** Inputfilen i Ansys modellen til

## Den brukerdefinerte modellen

```

C:\Users\elisbrek\Documents\Original Tistel\USERCZM.F 1
*deck,userCZM                                USERSDISTRIB
  subroutine userCZM (matId, elemId, kMatIntPt, ldstep,isubst,
                    keycut, ncomp,nProp, nstatev,
                    Time, dTime, Temp, dTemp,
                    coords, prop, Strain, dStrain,
                    stress, dsdePl, sedEl, sedPl, statev,
                    var1, var2, var3, var4, var5)
C
C*****
C   write (6,*) 'test'
C   *** primary function ***
C
C       user cohesive zone model example
C
C       Commands
C       TB,CZM,mat,NTEMP,NPTS,user
C       TBTEMP if mat. constants are temperature dependent
C       TBDATA define material constants
C
C*****
C
C   input arguments
C   =====
C   matId      (int,sc,in)          material #
C   elemId     (int,sc,in)          element #
C   kMatIntPt  (int,sc,in)          material integration point #
C   ldstep     (int,sc,in)          load step number
C   isubst     (int,sc,in)          substep number
C   ncomp      (int,sc,in)          number of stress, Strain components
C   nProp      (int,sc,in)          Number of material ocnstants
C   nstatev    (int,sc,in)          Number of state variables
C
C   Temp       (dp ,sc,in)          temperature at beginning of time increment
C   dTemp      (dp ,sc,in)          temperature increment
C   Time       (dp ,sc,in)          time at beginning of increment (t)
C   dTime      (dp ,sc,in)          time increment (dt)
C
C   prop       (dp,ar(nprop),i)     Material constants defined by TB command
C   Strain     (dp,ar(ncomp),i)     Interface separation at beginning of time increment
C   dStrain    (dp,ar(ncomp),i)     Interface separation increment
C   coords    (dp,ar(3),i)          current coordinates
C
C   Rock Anchor static tri-linear curve, specific parameters defined by TBDATA (prop)
C   =====
C   s1         (dp ,sc,i)           Slip at maximum static shear capacity
C   s2         (dp ,sc,i)           Slip at end of softening, (at start of constant
C   shear capacity)
C   tbu        (dp ,sc,i)           maximum shear stress (tau - bond - ultimate)
C   tf         (dp ,sc,i)           shear stress capacity at end of softening -
C   constant friction capacity
C
C   Rock Anchor cyclic loads model, specific input - parameters
C   =====
C   Beta       (dp ,sc,i)           exponent in S-N Aas Jakobsen formulation
C   S1r        (dp ,sc,i)           residual slip at maximum static shear capacity
C   N1a        (dp ,sc,i)           Factor "a" to calculate number of cycles at S1r
C   N1b        (dp ,sc,i)           Factor "b" to calculate number of cycles at S1r
C   S01a       (dp ,sc,i)           Factor "a" to calculate initial slip
C   S01b       (dp ,sc,i)           Factor "b" to calculate initial slip
C   S01c       (dp ,sc,i)           Factor "c" to calculate initial slip
C
C   Rock Anchor Specific input - cyclic assessment

```

Figur G.2: Den brukerdefinerte modellen av Tistel

```

c =====
c      R      (int ,sc,in)      ratio between sigma_cy_min and sigma_cy_max
c      tdtcy  (dp ,sc,in)      Cyclic load level (read: tau-divide-tau_cyclic)
c
c output arguments
c =====
c stress  (dp,ar(nTesn),io)    Traction stress
c sedEl   (dp,sc,io)          elastic work
c sedPl   (dp,sc,io)          plastic work
c keycut  (int,sc,io)         loading bisect/cut control
c                                     0 - no bisect/cut
c                                     1 - bisect/cut
c                                     (factor will be determined by ANSYS solution control)
c dsdePl  (dp,ar(ncomp,ncomp),io) consistent tangent jacobian matrix
c
c input output arguments
c =====
c statev  (dp,ar(nstatev,io)   user defined solution state variables
c
c misc.
c =====
c var1, var2, var3, var4, var5  currently not used
c
c local variables
c =====
c
c debugflag (in,sc, 1)          debugflag to print debug information
c stressy (dp ,sc,1)            Yield stress at given slip,s (refer to tri-linear bond- >
c   slip curve)
c   Strainel(dp,ar(ncomp),1)    Elastic displacement
c   Strainpl(dp,ar(ncomp),1)    Plastic displacement
c   dStrainel (dp,ar(ncomp),1)  Elastic displacement increment
c   dStrainpl (dp,ar(ncomp),1)  Plastic displacement increment
c S0r (dp,sc, 1)                Initial residual slip
c N2 (dp,sc, 1)                 Number of cycles to failure
c N1 (dp,sc, 1)                 Number of cycles to s1
c b (dp,sc, 1)                  shape parameter
c c (dp,sc, 1)                  shape parameter
c d (dp,sc, 1)                  shape parameter
c R (dp,sc, 1)                  Ratio between min and max cyclic stress
c beta (dp,sc, 1)               constant determining number of cycles to failure >
c   (Aas Jakobsen)
c dsdN (dp,sc, 1)               slip (residual) pr.cycle
c dttrial (dp,sc, 1)            trial stress
c dN (dp,sc, 1)                 increment of a cycle
c ddsdNdt (dp,sc, 1)           dsdN derivative with respect to shear stress
c ddsdNds (dp,sc, 1)           dsdN derivative with respect to slip
c tau1 (dp,sc, 1)              tau increment lower than tau(i)
c tau2 (dp,sc, 1)              tau increment larger than tau(i)
c slip1 (dp,sc, 1)             slip increment lower than slip(i)
c slip2 (dp,sc, 1)             slip increment larger than slip(i)
c S0r_1 (dp,sc, 1)             residual slip for tau1
c S0r_2 (dp,sc, 1)             residual slip for tau2
c N2_1 (dp,sc, 1)              Number of cycles to failure for tau1
c N2_2 (dp,sc, 1)              Number of cycles to failure for tau2
c N1_1 (dp,sc, 1)              Number of cycles to prop(2) for tau1
c N1_2 (dp,sc, 1)              Number of cycles to prop(2) for tau2
c Neq (dp,sc, 1)               Equivalent cycles for the current load level tau
c Neq_1t (dp,sc, 1)            Equivalent number of cycles for the load level tau1
c Neq_2t (dp,sc, 1)            Equivalent number of cycles for the load level tau2
c Neq_1s (dp,sc, 1)            Equivalent cycles for the slip level s1 >

```

**Figur G.2:** Den brukdefinerte modellen av Tistel

```

c      Neq_2s (dp,sc, 1)          Equivalent cycles for the slip level s2
c      dsdN_1t (dp,sc, 1)       dsdN calculated for load level tau1
c      dsdN_2t (dp,sc, 1)       dsdN calculated for load level tau2
c      dsdN_1s (dp,sc, 1)       dsdN calculated for slip level s1
c      dsdN_2s (dp,sc, 1)       dsdN calculated for slip level s2
c      b_1 (dp,sc, 1)           b-parameter calculated for load level t1
c      b_2 (dp,sc, 1)           b-parameter calculated for load level t2
c      c_1 (dp,sc, 1)           c-parameter calculated for load level t1
c      c_2 (dp,sc, 1)           c-parameter calculated for load level t2
c      d_1 (dp,sc, 1)           d-parameter calculated for load level t1
c      d_2 (dp,sc, 1)           d-parameter calculated for load level t2
c      r1 (dp,sc, 1)            residual value
c      r2 (dp,sc, 1)            residual value
c      K (dp,sc, 1)             first part of equation for drdv_inv
c      drdv11_inv (dp,sc, 1)    derivative of residual wrt.v
c      drdv12_inv (dp,sc, 1)    derivative of residual wrt.v
c      drdv21_inv (dp,sc, 1)    derivative of residual wrt.v
c      drdv22_inv (dp,sc, 1)    derivative of residual wrt.v

```

```
c*****
```

```

c forklaring på koder:
c dp = double precision
c int = integer
c ar = array
c sc = scalar (single value)
c l = local variable
c in = input
c io = input/output-output

```

```
c*****
```

```

c
c      INTEGER
c      matId, elemId,
c      kMatIntPt,
c      ldstep, isubst,
c      ncomp, nProp, nstatev, i
c      DOUBLE PRECISION
c      Temp, dTemp, Time, dTime,
c      dsdePl (ncomp,ncomp), sedEl, sedPl
c      DOUBLE PRECISION
c      prop (nprop), Strain (ncomp), dStrain (ncomp)
c      ,coords (3),stress (ncomp), statev (nstatev)

```

```
c***** User defined part *****
```

```

c
c      DOUBLE PRECISION
c      stressy,test,dStrainel (ncomp),
c      Strainel (ncomp), Strainpl (ncomp)
c      ,dstress (ncomp), Ftrial, tauy, dlamba, TOL
c      ,niu, statev10, S0r, N2, N1, b , c, d, R
c      ,beta,dsdN, Neq, dsdN_2t, dStrainpl (ncomp)
c      ,dttrial, dN, ddsdNdt, ddsdNds,tau1, tau2,slip1
c      ,slip2, S0r_1, S0r_2, N2_1, N2_2, N1_1, N1_2
c      ,Neq_1t, Neq_2t, Neq_1s, Neq_2s, dsdN_1t
c      ,dsdN_1s, dsdN_2s, b_1 , b_2 ,
c      c_1, c_2, d_1, d_2, tau0,
c      r1, r2, K, drdv11_inv, drdv12_inv, drdv21_inv,
c      drdv22_inv
c      INTEGER
c      iternum

```

Figur G.2: Den brukerdefinerte modellen av Tistel

```

c      OPEN(unit = 300, FILE = 'DEBUG', action='write', STATUS = 'replace')
c      WRITE(300,*) 'Hello'
c      CLOSE(300)
-----
Keycut = 0
-----
!statev = 4 (slip, normal stress, tangential stress, plastic work)
!prop(1)=tau_bu, prop(2)=s1, prop(3)=s2, prop(4)=tau_f, prop(5)=Kel, prop(6)=Kelur

R = 0d0
if (statev(1).le.0) then
  statev(1) = 1d-6
end if
if (statev(2).le.0) then
  statev(2) = 1d-6
end if
if (statev(3).le.0) then
  statev(3) = 1d-6
end if

stress(1) = statev(2)+prop(5)*3d0*dStrain(1)
stress(2) = statev(3)+prop(5)*dStrain(2)
dttrial = prop(5)*dStrain(2)
Strain1(2) = statev(3)/prop(5)
beta = 0.072
dN = dTime
!programmet kjører og gir resultat når dN settes lik 0, dette indikerer at det kommer en
dTime inn til scriptet

if (dN .gt. 0d0) then
  tau0 = abs(statev(3))
  if (tau0 .gt. (0.011*prop(1))) then
    tau1 = tau0-0.01*prop(1)
    tau2 = tau0+0.01*prop(1)
  else
    tau1 = tau0
    tau2 = tau0+0.02*prop(1)
  end if
  if (statev(1) .gt. (0.011*prop(2))) then
    slip1 = statev(1)-0.01*prop(2)
    slip2 = statev(1)+0.01*prop(2)
  else
    slip1 = statev(1)
    slip2 = statev(1)+0.02*prop(2)
  end if

S0r = 0.03*tau0/prop(1) + 0.2*(tau0/prop(1))**5d0
S0r_1 = 0.03*tau1/prop(1) + 0.2*(tau1/prop(1))**5d0

S0r_2 = 0.03*tau2/prop(1) + 0.2*(tau2/prop(1))**5d0
N2 = 10d0**((1d0-tau0/prop(1))/((1d0-R)*beta))
N2_1 = 10d0**((1d0-tau1/prop(1))/((1d0-R)*beta))

N2_2 = 10d0**((1d0-tau2/prop(1))/((1d0-R)*beta))
N1 = N2*0.27 + N2*(1d0-tau0/prop(1))*0.73
N1_1 = N2_1*0.27 + N2_1*(1d0-tau1/prop(1))*0.73
N1_2 = N2_2*0.27 + N2_2*(1d0-tau2/prop(1))*0.73
b = log(prop(2)/S0r)/(log(N1)*(1d0-R))
b_1 = log(prop(2)/S0r_1)/(log(N1_1)*(1d0-R))
b_2 = log(prop(2)/S0r_2)/(log(N1_2)*(1d0-R))

```

Figur G.2: Den brukerdefinerte modellen av Tistel

```

IF (statev(1).le.prop(2)) THEN
!NB! sjekk ligning for dsdN i artikkel og matlab -script, ser ut til at dette ikkje
stemmer..
dsdN = b*(1d0-R)*S0r*(statev(1)/S0r)**(-(1d0/(b
*(1d0-R))-1d0))
dsdN_1t = b_1*(1d0-R)*S0r_1*(statev(1)/S0r_1)**
(-(1d0/(b_1*(1d0-R))-1d0))
dsdN_2t = b_2*(1d0-R)*S0r_2*(statev(1)/S0r_2)**
(-(1d0/(b_2*(1d0-R))-1d0))
dsdN_1s = b*(1d0-R)*S0r*(slip1/S0r)**(-(1d0/(b
*(1d0-R))-1d0))
dsdN_2s = b*(1d0-R)*S0r*(slip2/S0r)**(-(1d0/(b
*(1d0-R))-1d0))
c write(*,*) statev(3)
c write(*,*) tau0
c write(*,*) prop(2)
c write(*,*) S0r

ELSE
c = b*(1d0-R)*(1d0+N2-N1)/(1d0+N1)
c_1 = b_1*(1d0-R)*(1d0+N2_1-N1_1)/(1d0+N1_1)
c_2 = b_2*(1d0-R)*(1d0+N2_2-N1_2)/(1d0+N1_2)
d = c/(b*(1d0-R)*S0r)*(1d0+N2-N1)**(-c-1d0)
*(1d0+N1)**(1d0-b*(1d0-R))
d_1 = c_1/(b_1*(1d0-R)*S0r_1)*(1d0+N2_1-N1_1)**(-c_1-1d0)
*(1d0+N1_1)**(1d0-b_1*(1d0-R))
d_2 = c_2/(b_2*(1d0-R)*S0r_2)*(1d0+N2_2-N1_2)**(-c_2-1d0)
*(1d0+N1_2)**(1d0-b_2*(1d0-R))
Neq = 1d0 + N2 - (statev(1)*d)**(-1d0/c)
Neq_1t = 1d0 + N2_1 - (statev(1)*d_1)**(-1d0/c_1)
Neq_2t = 1d0 + N2_2 - (statev(1)*d_2)**(-1d0/c_2)
Neq_1s = 1d0 + N2 - (slip1*d)**(-1d0/c)
Neq_2s = 1d0 + N2 - (slip2*d)**(-1d0/c)
dsdN = c/(d*(1d0+N2-Neq)**(c+1d0))
dsdN_1t = c_1/(d_1*(1d0+N2_1-Neq_1t)**(c_1+1d0))
dsdN_2t = c_2/(d_2*(1d0+N2_2-Neq_2t)**(c_2+1d0))
dsdN_1s = c/(d*(1d0+N2-Neq_1s)**(c+1d0))
dsdN_2s = c/(d*(1d0+N2-Neq_2s)**(c+1d0))
write(*,*) 'dsdN', dsdN
END IF
ddsdNdt = (dsdN_2t-dsdN_1t)*5d1/prop(1)*sign(1d0, stress(2))
ddsdNds = (dsdN_2s - dsdN_1s)*5d1/prop(2)

dlambda = (dsdN+ddsdNdt*dttrial)/(1/dN - ddsdNds
+ ddsdNdt*prop(5)*sign(1d0, stress(2)))
else
dlambda = 0d0
end if
c write(*,*) dlambda
dStrainpl(2) = dlambda*sign(1d0, stress(2))
dStrainel(2) = dStrain(2) - dStrainpl(2)
stress(2) = statev(3) + dStrainel(2)*prop(5)

c----- NEW SECTION -----

!Residuals (2x1 matrix)
r1 = dStrain(2) - dlambda*sign(1d0, stress(2))
- (1/prop(5))*(stress(2)-statev(3))
tau0 = abs(stress(2))

```

Figur G.2: Den brukerdefinerte modellen av Tistel

```

S0r = 0.03*tau0/prop(1) + 0.2*(tau0/prop(1))**5d0
N2 = 10d0**((1d0-tau0/prop(1))/((1d0-R)*beta))
N1 = N2*0.27 + N2*(1d0-tau0/prop(1))*0.73
b = log(prop(2)/S0r)/(log(N1)*(1d0-R))
IF (statev(1).le.prop(2)) THEN
  dsdN = b*(1d0-R)*S0r*(statev(1)/S0r)**(-(1d0/(b
  * (1d0-R)-1d0))
else
  c = b*(1d0-R)*(1d0+N2-N1)/(1d0+N1)
  d = c/(b*(1d0-R)*S0r*(1d0+N2-N1)**(-c-1d0)
  * (1d0+N1)**(1d0-b*(1d0-R))
  dsdN = c/(d*(1d0+N2-Neq)**(c+1d0))
end if
r2 = dsdN * dN - dlambda

error = r1*r1 + r2*r2
write(*,*) error
iternum = 0
Do while ((error .gt. 1d-6) .and. (iternum .lt. 20))
  iternum = iternum + 1
  !inverse of derivated residuals (DERIVATIVES NOT UPDATED!)
  K = 1/((1/prop(5))-(1/prop(5))*ddsNdN*dN
  +ddsNdt*dN*sign(1d0,stress(2)))
  drdv11_inv = K*ddsNdN*dN-1
  drdv12_inv = K*sign(1d0,stress(2))
  drdv21_inv = K*(-ddsNdt*dN)
  drdv22_inv = K*(-1/prop(5))

  stress(2) = stress(2) - drdv11_inv*r1 - drdv12_inv*r2
  dlambda = dlambda - drdv21_inv*r1 - drdv22_inv*r2

  r1 = dStrain(2) - dlambda*sign(1d0,stress(2)) -
  (1/prop(5))*(stress(2)-statev(3))

  tau0 = abs(stress(2))
  S0r = 0.03*tau0/prop(1) + 0.2*(tau0/prop(1))**5d0
  N2 = 10d0**((1d0-tau0/prop(1))/((1d0-R)*beta))
  N1 = N2*(tau0/prop(1))*0.27 + N2*(1d0-tau0/prop(1))*0.73
  b = log(prop(2)/S0r)/(log(N1)*(1d0-R))
  IF (statev(1).le.prop(2)) THEN
    dsdN = b*(1d0-R)*S0r*(statev(1)+dlambda)/S0r)**(-(1d0/(b
    * (1d0-R)-1d0))
  else
    c = b*(1d0-R)*(1d0+N2-N1)/(1d0+N1)
    d = c/(b*(1d0-R)*S0r*(1d0+N2-N1)**(-c-1d0)
    * (1d0+N1)**(1d0-b*(1d0-R))
    Neq = 1d0 + N2 - ((statev(1)+dlambda)*d)**(-1d0/c)
    dsdN = c/(d*(1d0+N2-Neq)**(c+1d0))
  end if

  r2 = dsdN * dN - dlambda

error = r1*r1 + r2*r2
write(*,*) error
end do

WRITE(*,*) 'elemId', elemId
write(*,*) 'tau_bu ', prop(1)
write(*,*) 'dN', dN
write(*,*) 'dsdN', dsdN
write(*,*) 'b', b
write(*,*) S0r

```

Figur G.2: Den brukerdefinerte modellen av Tistel

```

c      write(*,*) 'slip_prev', statev(1)
c      write(*,*) tau1
c      write(*,*) tau2
c      write(*,*) d
c      write(*,*) c
c      write(*,*) c_1
c      write(*,*) c_2
c      write(*,*) N1_2
c      write(*,*) d_2
c      write(*,*) N2_2
c      write(*,*) Neq_2t
c      write(*,*) dsdN_2t
c      write(*,*) dsdN_1t
c      write(*,*) 'tau_prev', statev(3)
c      write(*,*) 'tau', stress(2)
c      write(*,*) dsdN_2s
c      write(*,*) dsdN_1s

c      Plastic work
dStrainpl(2) = dlamba*sign(1d0, stress(2))
sedPL = statev(4) + 0.5*(statev(3) + stress(2))*dStrainpl(2)
statev(1) = statev(1) + dlamba !oppdatere statev(1) = slip
      (plastisk deformasjon)
statev(4) = sedPL
statev(2) = stress(1) !oppdatere statev(2) =
      normalspenning
statev(3) = stress(2)
sedPL = 0d0

      write(*,*) 'slip', statev(1)

      Strainpl(2)= statev(1)

i = 1
      dStrainel(i)=dStrain(i)
      Strainel(i)=Strain(i)
      dStrainpl(i)=0
      Strainpl(i)=0

c***** Output arguments *****
c      Jacobian Matrix (apply elastic stiffness)
niu = 0.25
dsdePl(1,1)=prop(5)*3 !prop(5) er input i TBDATA, og fremkommer som
      t_bu/delta_bu
dsdePl(1,2)=0d0
dsdePl(2,1)=0d0
dsdePl(2,2)=prop(5)

c      Elastic work
sedEl = 0d0
DO i = 1,2
      sedEl = sedEl + stress(i)*((Strain(i)+dStrain(i)) -
      Strainpl(i))
END DO
sedEL = sedEL*.5d0

c      write(*,*) 'sedPL', sedPL
c      write(*,*) 'sedEL', sedEL
c      WRITE(*,*) elemId
c      If (elemId.eq.267) THEN
c          WRITE(*,*) elemId
c          WRITE(*,*) stress(1),stress(2),Strain(1),Strain(2)

```

Figur G.2: Den brukerdefinerte modellen av Tistel

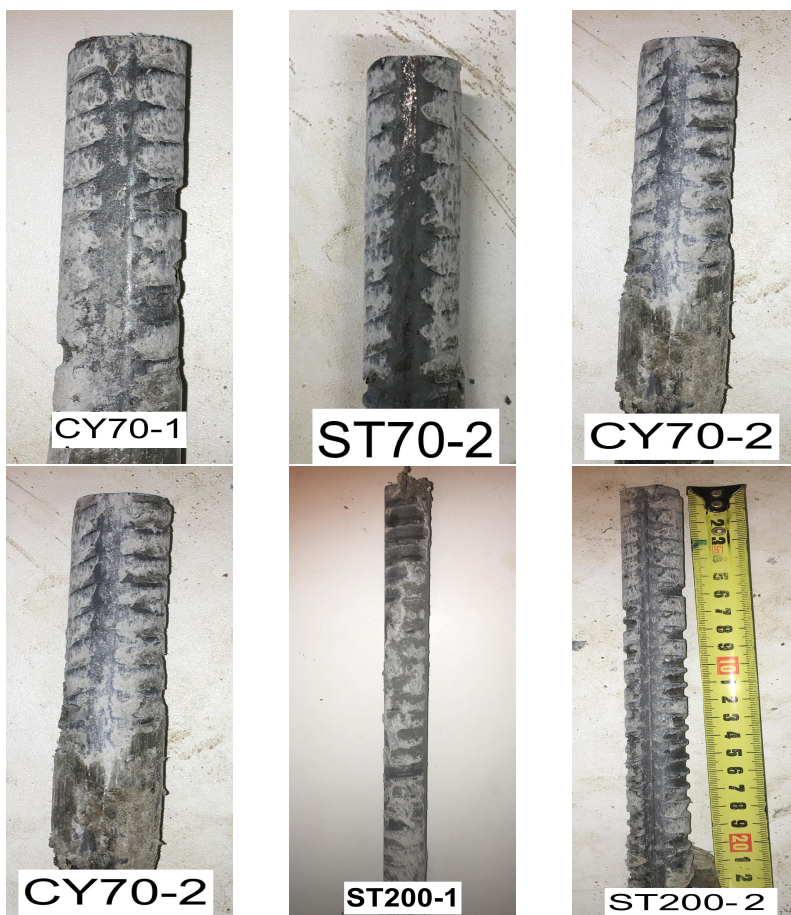


## Tillegg H

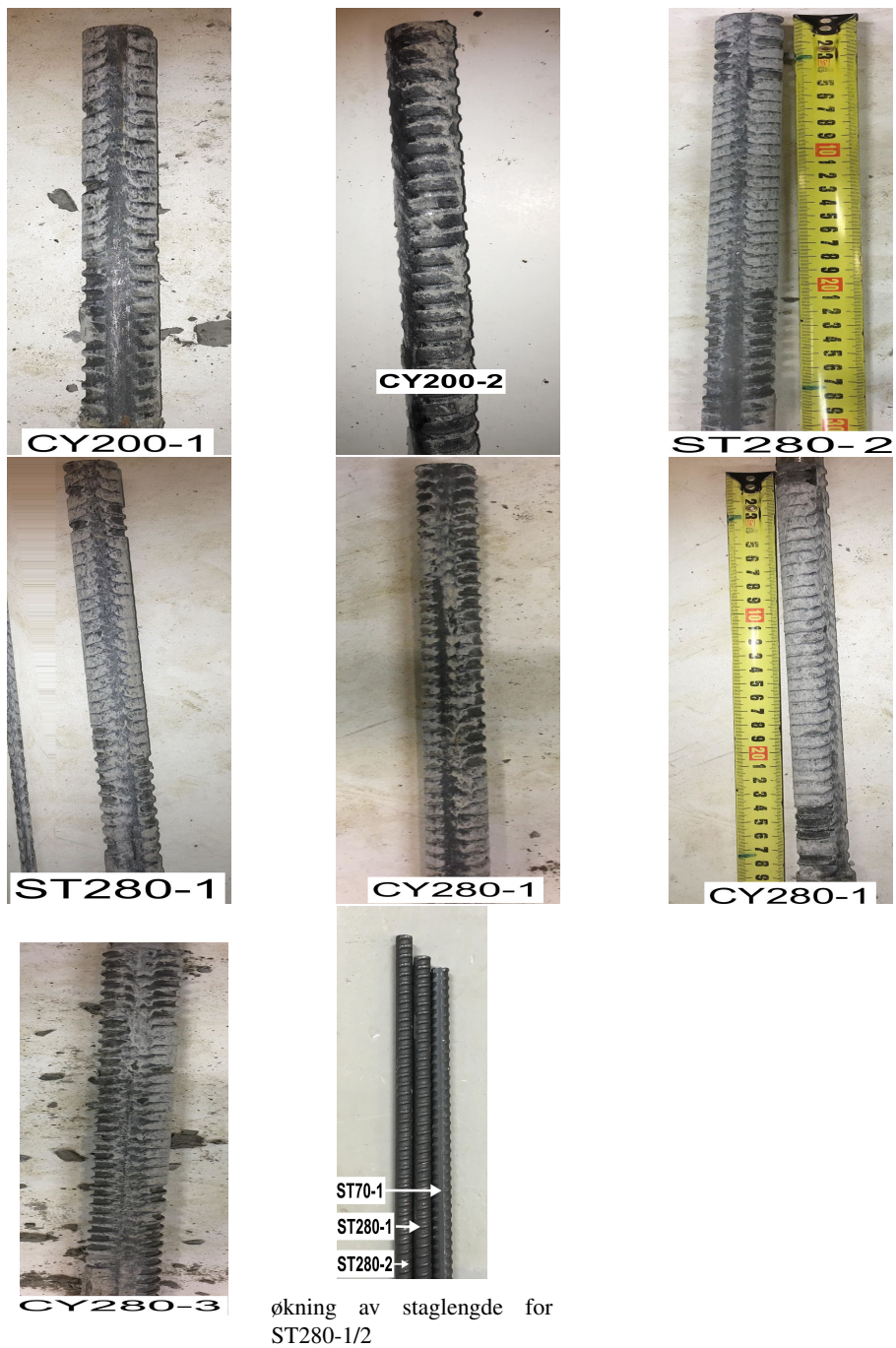
### Bilder fra forsøk



**Figur H.1:** Pidestalen og konusbrudd i avrettningssmassen etter forsøk



**Figur H.2:** Mørtel omslutning for stagen etter statisk uttrekning



**Figur H.2:** Mørtel omslutning for stagene etter statisk uttrekning



---

# Tillegg I

## Brekkes resultateter

### I.1 Forsøksresultat

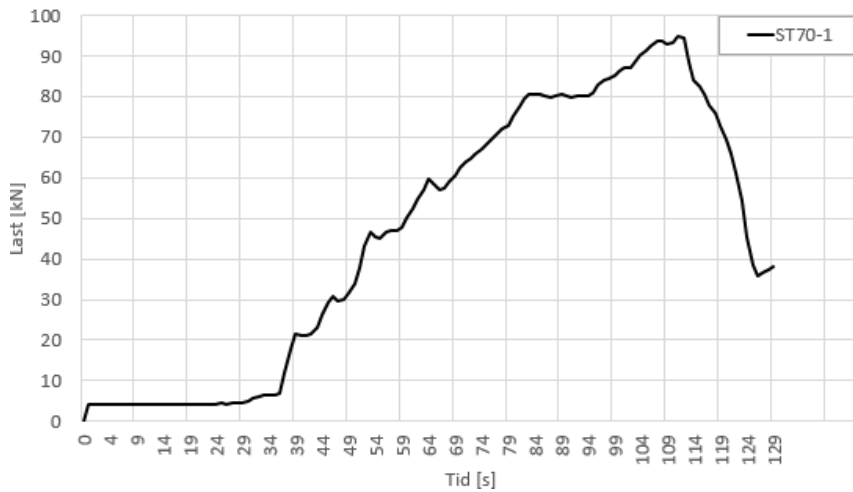
Forsøk	$L_{fixed}$ [mm]	Herdetid [dager]	F [kN]	N	$F_{max}$ [kN]	$F_f$ [kN]	$\tau_{bu}$ [MPa]
ST70-1	70	36	-	-	94.7	38	24.6
ST70-2	70	ikke loggført					
CY70-1*	70	36	20	18			
			-	-	54.53	15.4	14.2
CY70-2	70	36	10.5 23 33.5 37	2 6 21 36	44.3	11.53	11.5
ST200-1	200	39	-	-	31	12	2.8
ST200-2	200	39	-	-	143.4	58.8	13
CY200-1.1	200	43	10 50 80 100 112 120 135 140 154 159 168	2 25 33 50 860 930 989 1017 1051 1055 1067			
					172	72	15.6
CY200-2*	200	44	-	-	31	12	2.8

Tabell I.1: Brekkes forsøksresultat

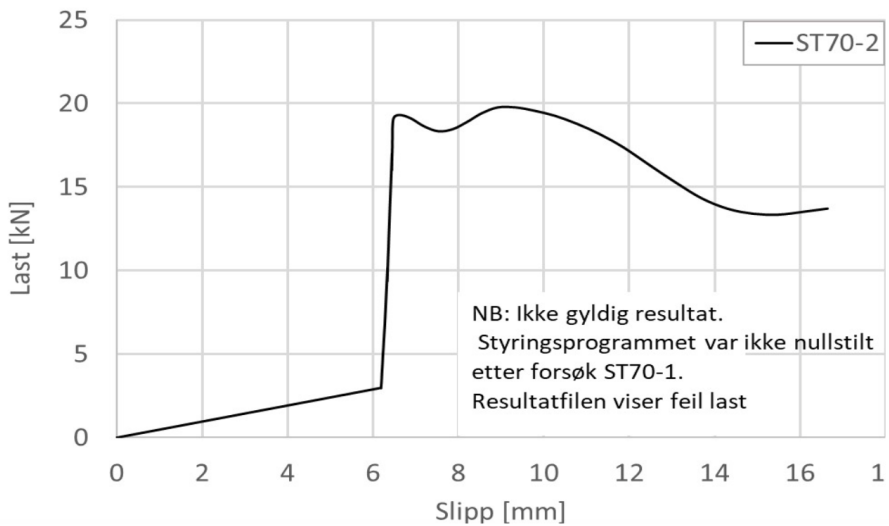
Forsøk	$L_{fixed}$ [mm]	Herdetid [dager]	F [kN]	N	$F_{max}$ [kN]	$F_f$ [kN]	$\tau_{bu}$ [MPa]
ST280-1	280	44	-	-	229.2	-	20.85
ST280-2	280	44	-	-	217.3	100	19.7
CY280-1.1	280	44	140 149	10 13	150	60	9.7
CY280- 2.1/2/3/4	280	54	90  54 110 90 110 120	29  90 80 113 152 156	120	90	7.8
CY280- 3.1/2/3/4	280	54	80  120 100 105	11  23 29 33			
CY280-3.5	280	54	70 100 110 120 130 140 150 160 170 175 185 190 195 200 205 210 215 220 225 230 235 240	12 18 23 70 121 204 406 514 522 636 664 700 801 901 960 1011 1104 1181 1264 1400 1580 1665	270	-	17.5

**Tabell I.1:** Brekkes forsøksresultat

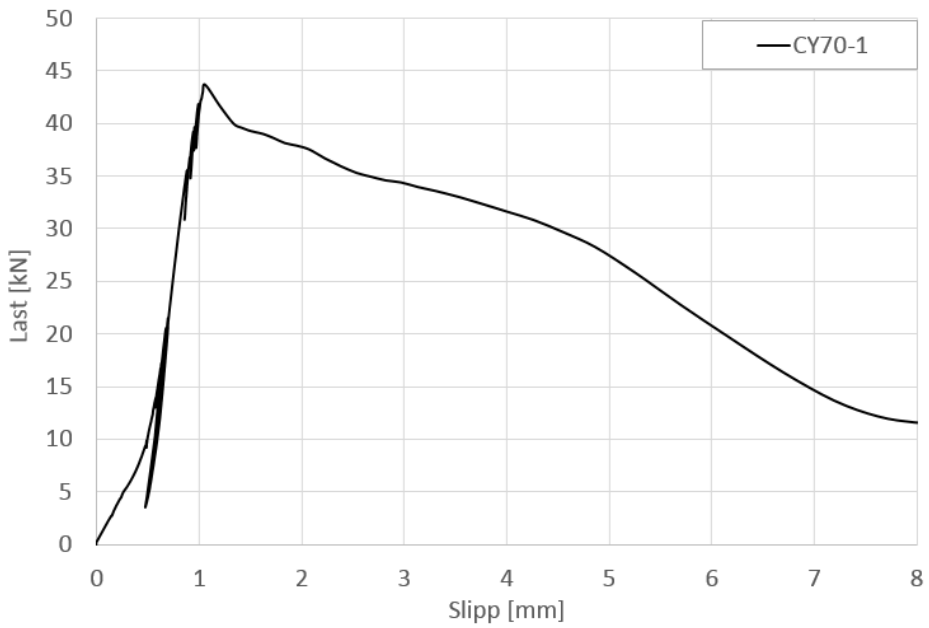
\* Syklisk forsøk som ble lastet statisk til brudd



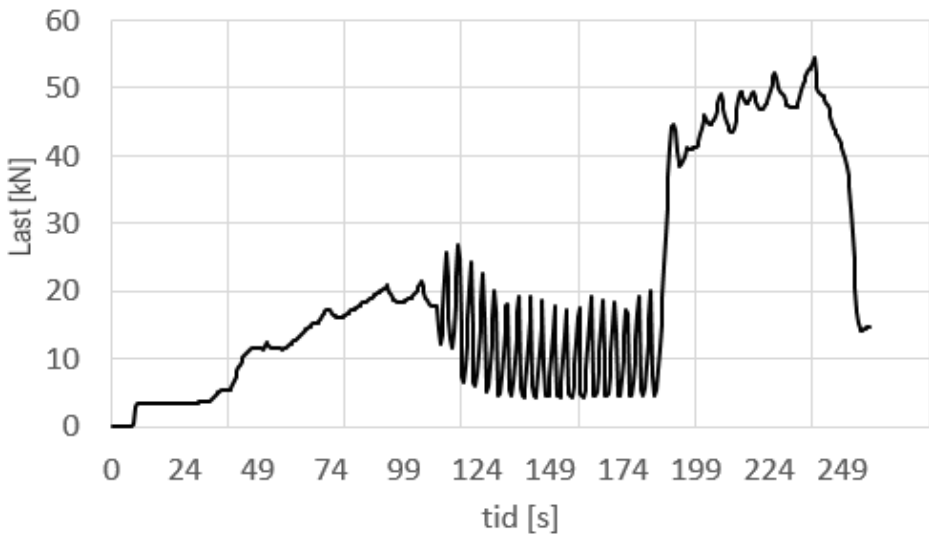
**Figur I.1:** Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, ST70-1 (Last mot tid)



**Figur I.2:** Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, ST70-2 (Last mot slipp)

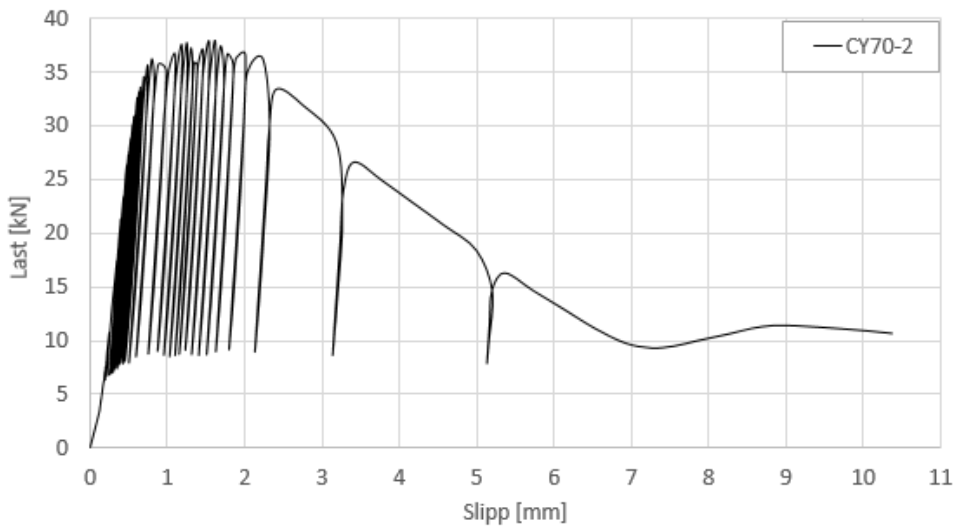


**Figur I.3:** Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-1 (Last mot slipp)

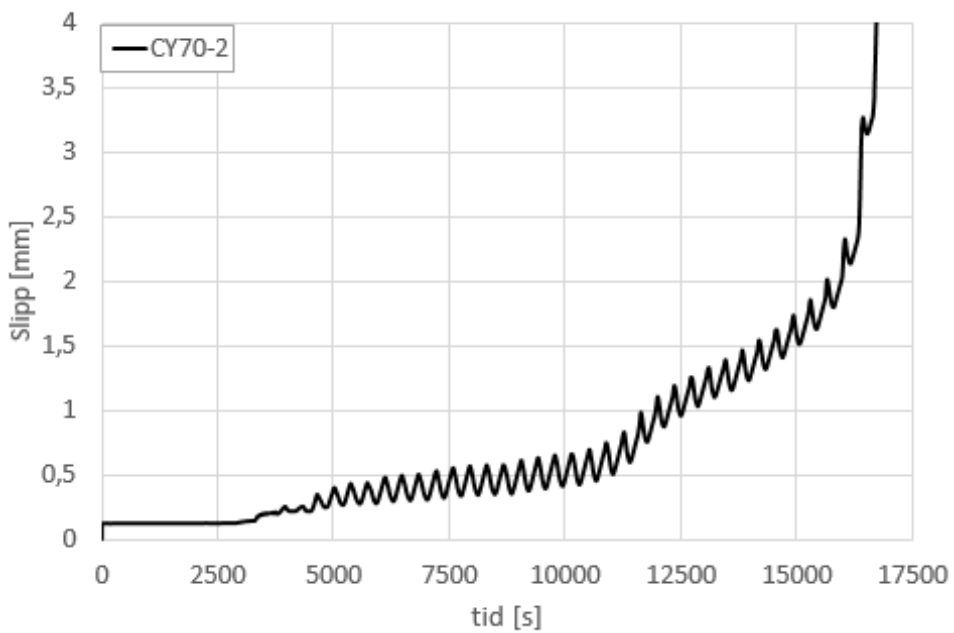


**Figur I.4:** Statisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-1 (Last mot tid)

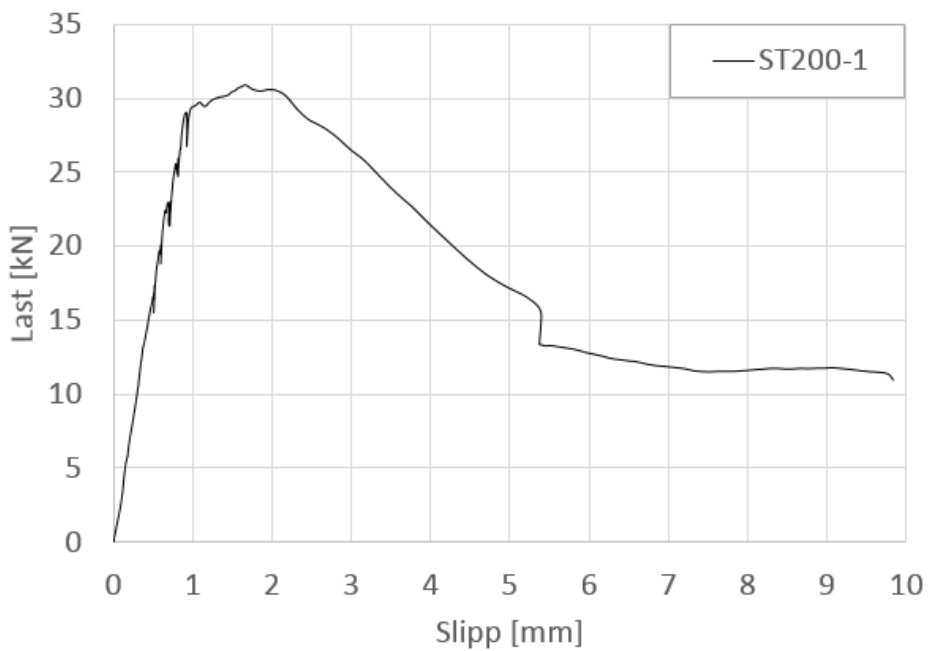




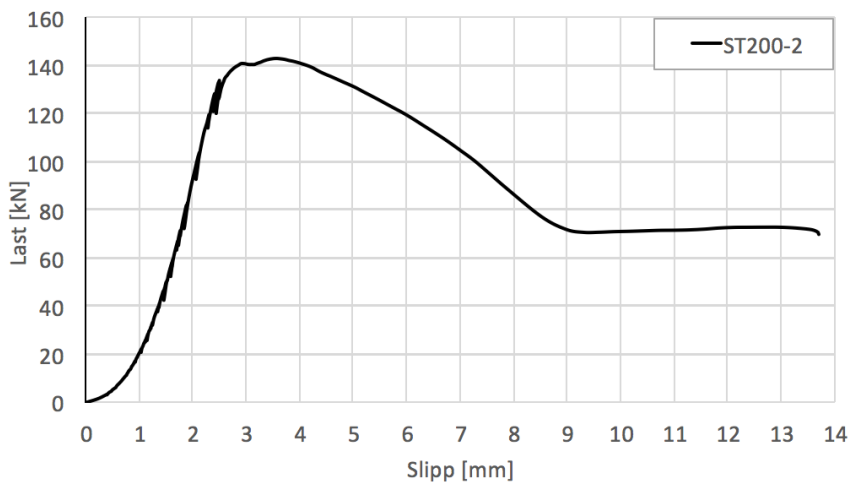
**Figur I.5:** Syklisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-2 (Last mot slipp)



**Figur I.6:** Syklisk forsøk på 70 mm gyselengde, CY70-2 (Slipp mot tid)

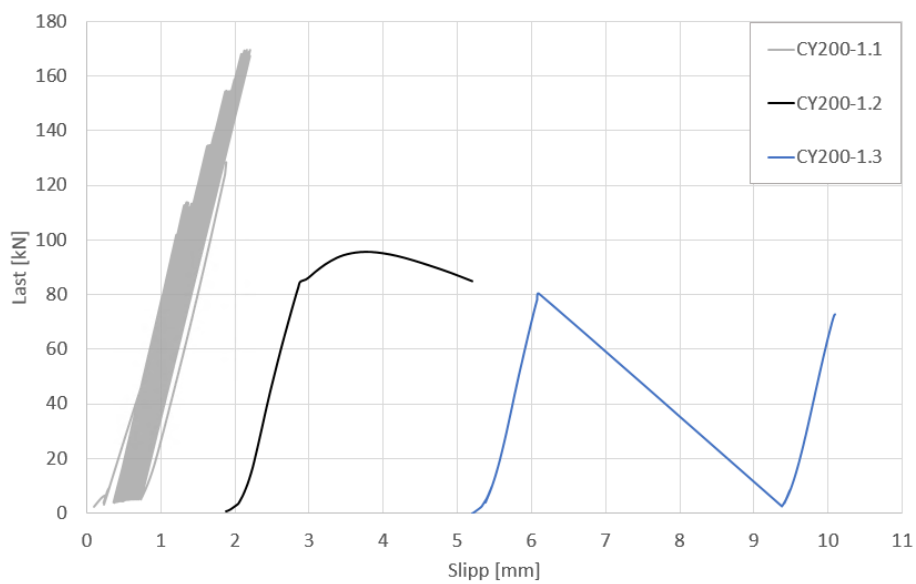


**Figur I.7:** Statisk forsøk på 200 mm gyselengde, ST200-1 (Last mot slipp)

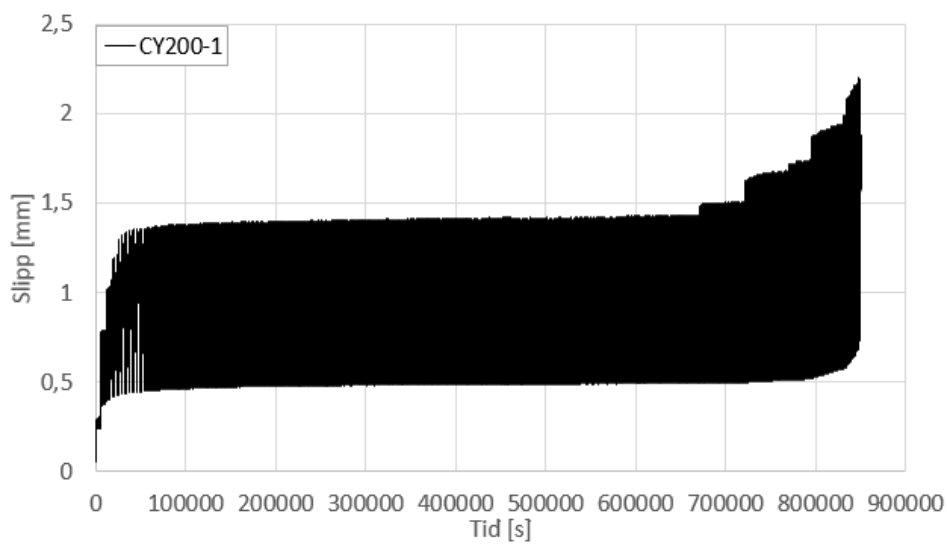


**Figur I.8:** Statisk forsøk på 200 mm gyselengde, ST200-2 (Ladt mot slipp)

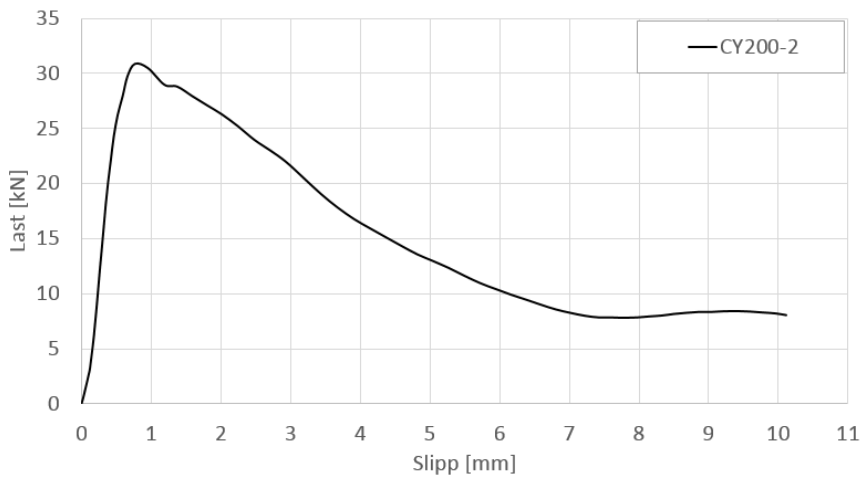
Figur I.10 viser forsøksresultatet for 200-1. Et skjelv oppstod i forsøk CY200-1.1, ble derfor avlastet og kjørt på nytt, CY200-1.2



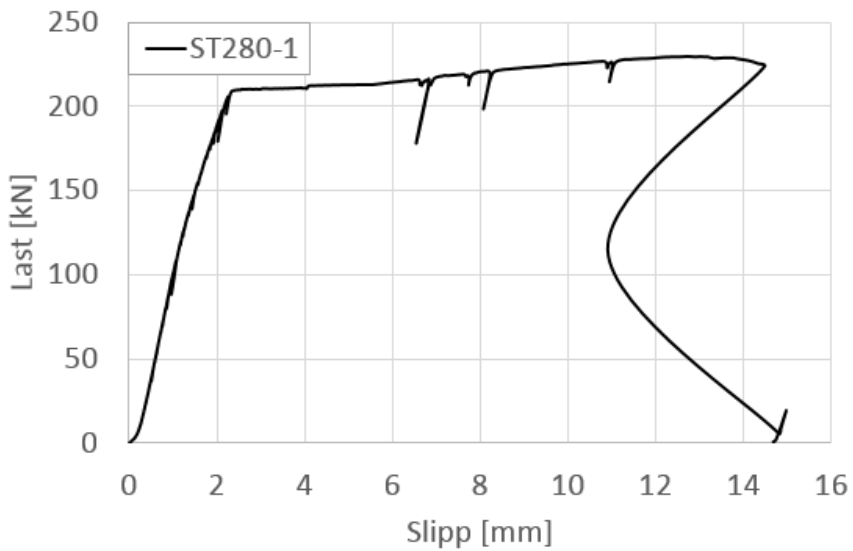
**Figur I.9:** Syklisk forsøk på 200 mm gyselengde, CY200-1 (Last mot slipp)



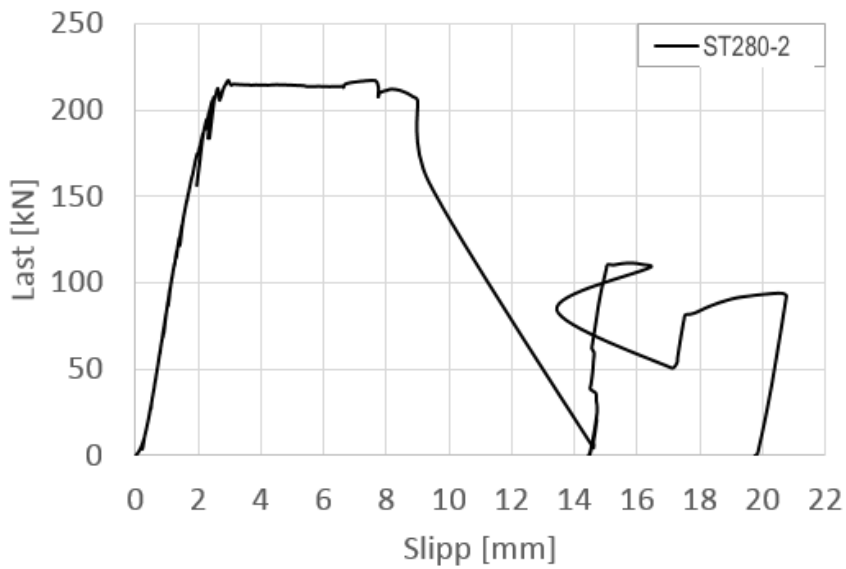
**Figur I.10:** Syklisk forsøk på 200 mm gyselengde, CY200-1 (Slipp mot tid)



**Figur I.11:** Statisk forsøk på 200 mm gyselengde, CY200-2 (Last mot slipp)

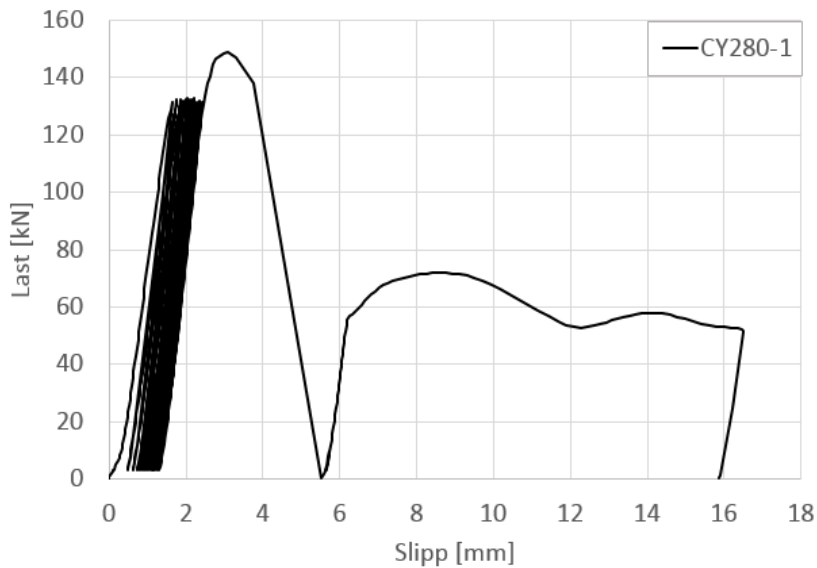


**Figur I.12:** Statisk forsøk på 280 mm gyselengde, ST280-1 (Last mot slipp)

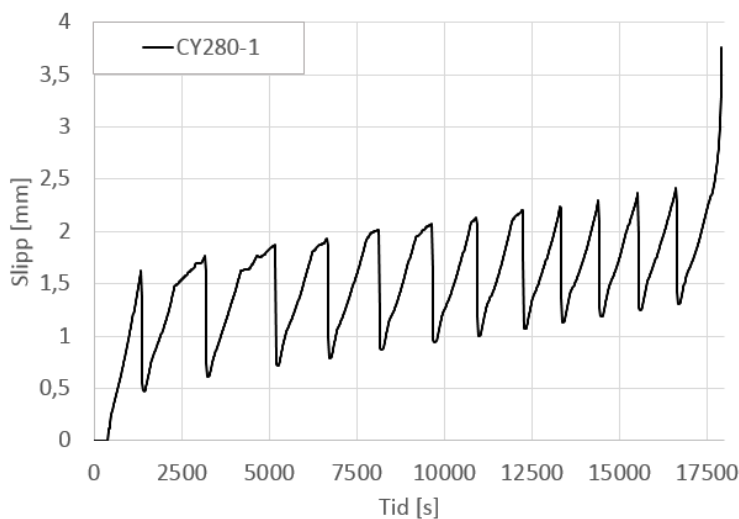


**Figur I.13:** Statisk forsøk på 280 mm gyselengde, ST280-2 (Last mot slipp)

Figur I.14 viser forsøksresultatet for 280-1. Et skjelv oppstod i forsøk CY280-1.1, ble derfor avlastet og kjørt på nytt, CY280-1.2

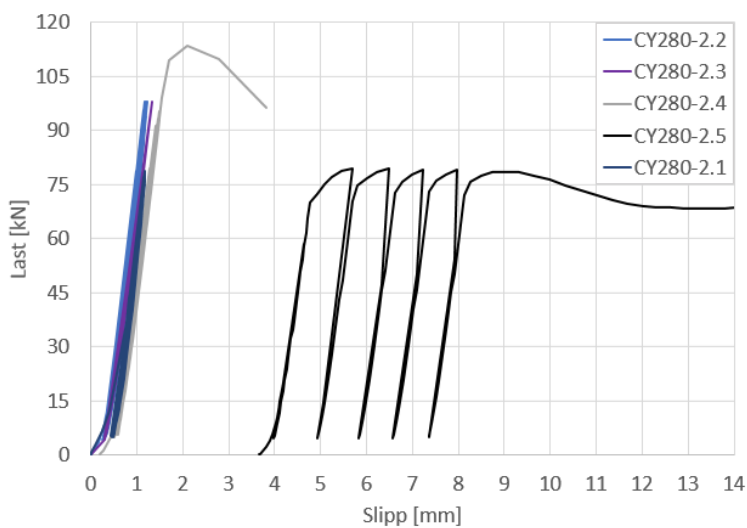


**Figur I.14:** Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-1 (Last mot slipp)



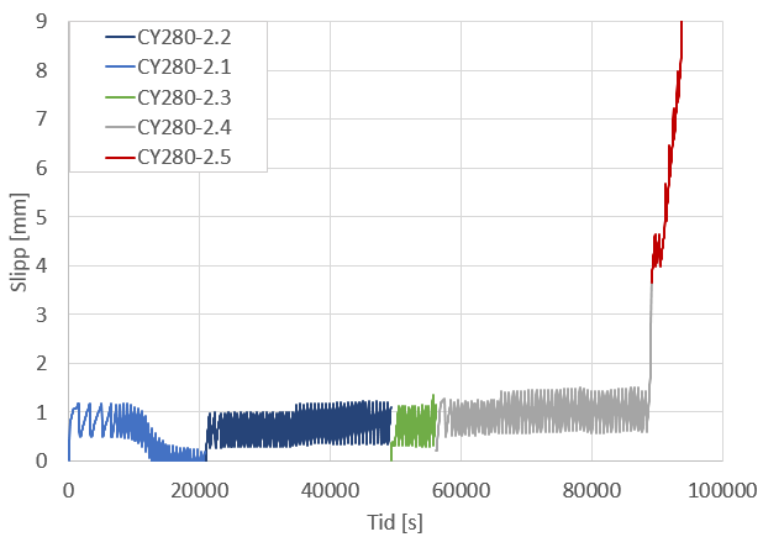
**Figur I.15:** Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-1 (Slipp mot tid)

Figur I.16 viser forsøksresultatet for CY280-2. Staget ble avlastet pga teknisk feil, CY280-2. Skjelv oppstod i forsøk CY280-2.4, ble derfor avlastet og kjørt på nytt CY280-2.5



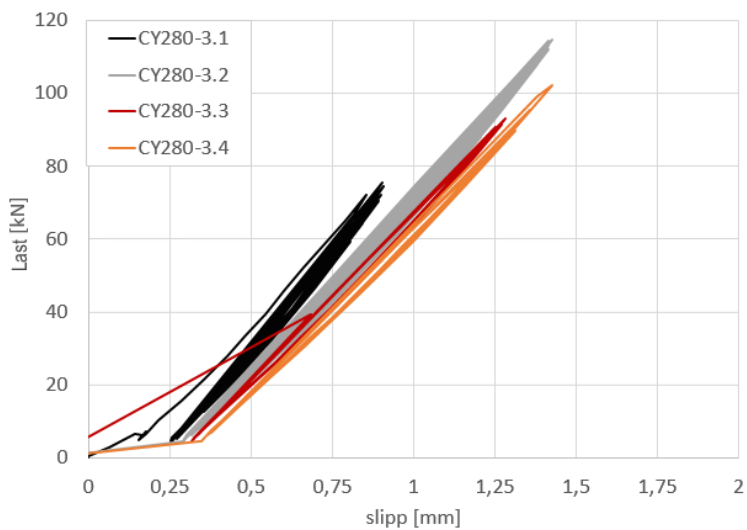
**Figur I.16:** Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-2 (Last mot slipp)

I forsøk CY280-2.1 løsnet LVDTen, og resultatet er ugyldig for dette forsøket, se figur I.17.

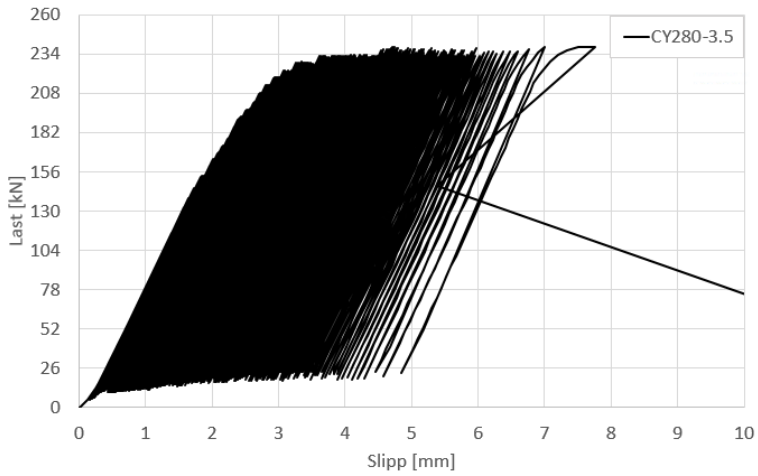


**Figur I.17:** Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-2 (Slipp mot tid)

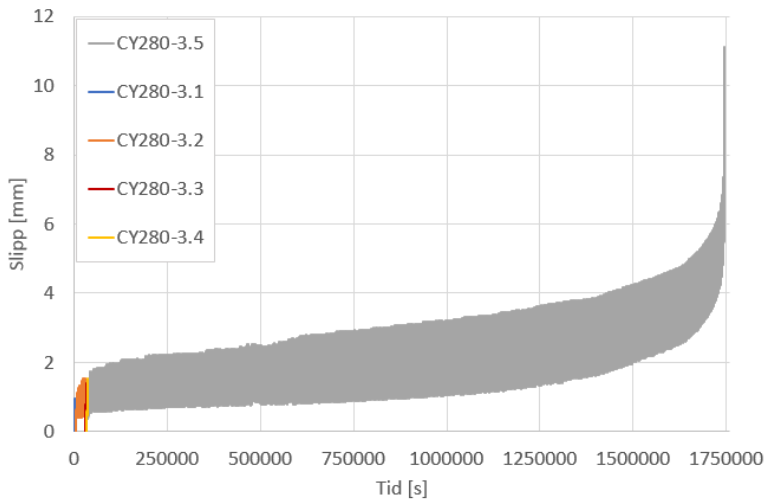
Figur I.18 viser forsøksresultatet for CY280-3. Staget ble avlastet pga teknisk feil, CY280-3.1/2/3/4, for deretter å bli syklet til brudd i figur I.19, CY280-3.5.



**Figur I.18:** Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-3 (Last mot slipp)



**Figur I.19:** Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-3.5 (Last mot slipp)



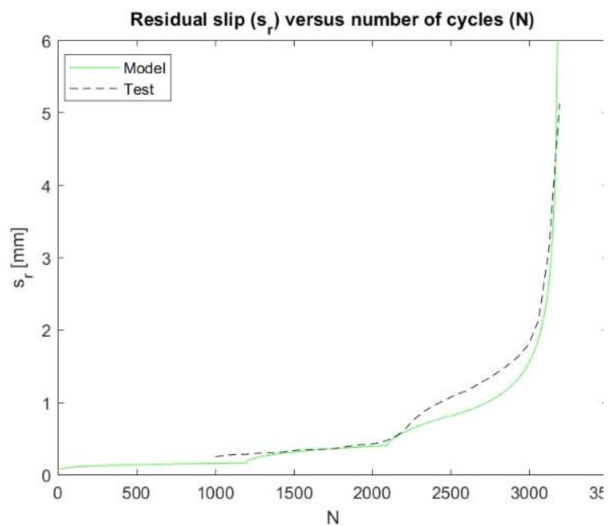
**Figur I.20:** Syklisk forsøk på 280 mm gyselengde, CY280-3 (Slipp mot tid)



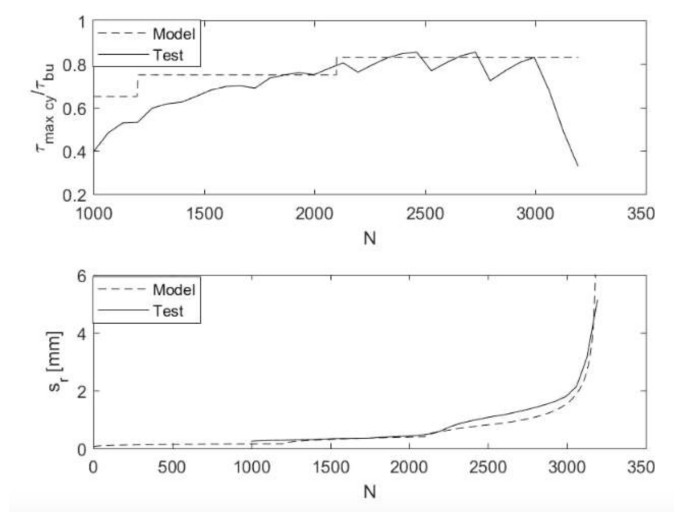
---

## I.2 Matlab resultat

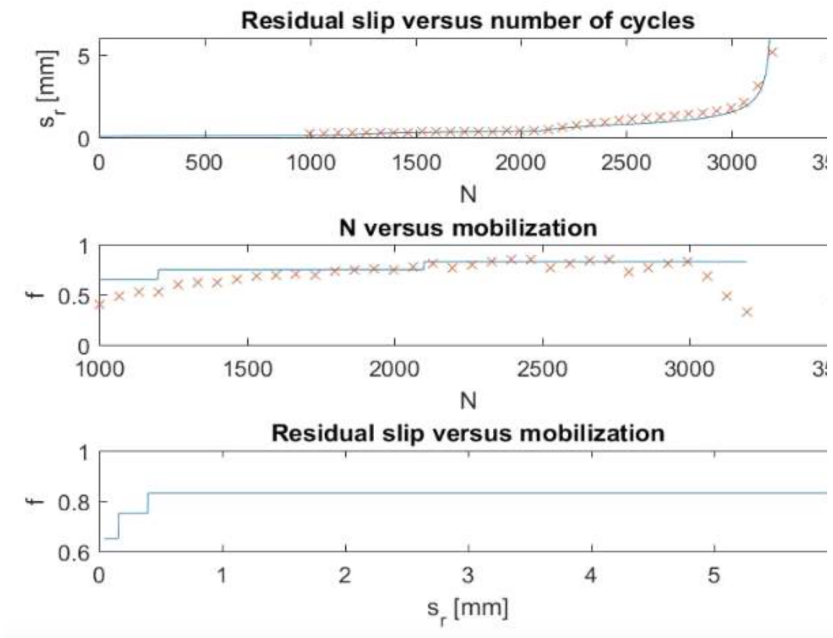
Gjenskapte forsøket CY70-2 i den brukerdefinerte modellen til Tistel (2018) i MATLAB. Inngangsparameterne er justert.



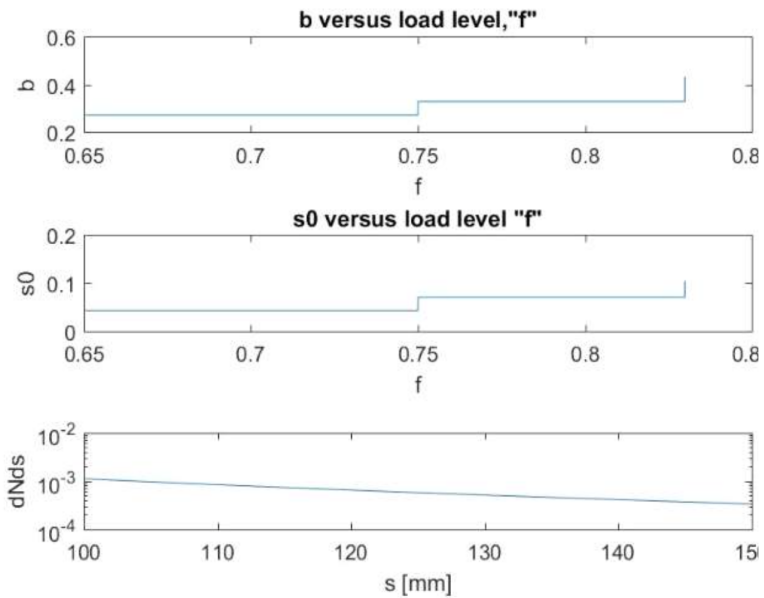
Figur I.21: Tistel sin MATLAB modell mot CY70-1



Tistel sin MATLAB modell mot CY70-1

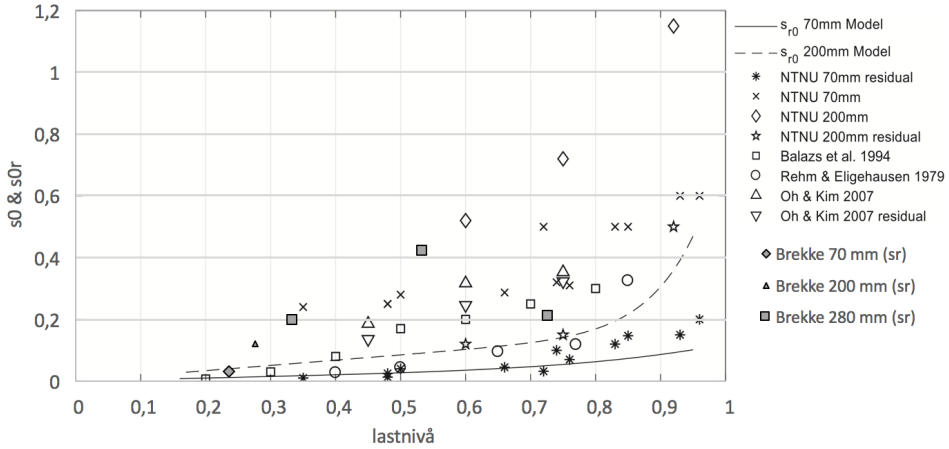


Tistel sin MATLAB modell mot CY70-1



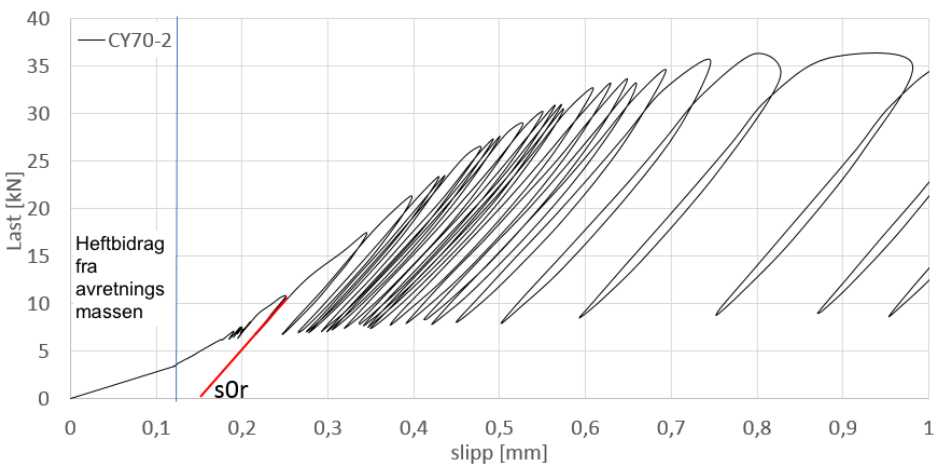
Tistel sin MATLAB modell mot CY70-1

### I.3 Initial rest slipp

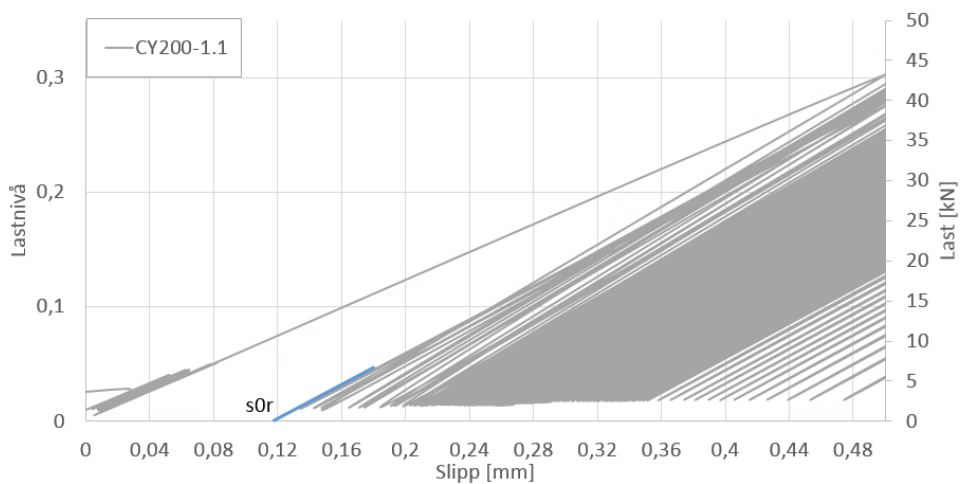


Figur I.22: Initial slippet og rest initial slippet fra ulike studier

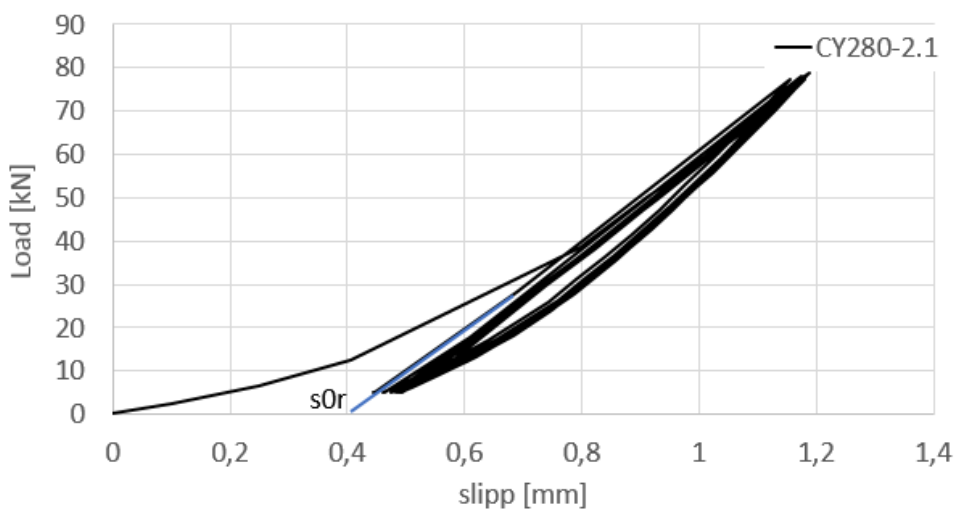
Forsøkene i denne oppgaven kan ha opplevde et heftbidrag fra avrettningsmassen, som skapte større  $s_{r0}$  enn den bruker definerte modellen. Dette kan ha fremkommet i forsøk CY70-2, da heft-slippet kurven opplevde en avvikende helning de først millimeterne. Forskyvning bidraget fra avrettningsmasse ble av den grunn fratrukket rest initial slippet for forsøk CY70-2, figur ?? . Fjellankeret ble ikke avlastet til null slik modellen forutsetter. Av den grunn er syklingsforløpet til  $\tau_{min-cy} = 0$  kN antatt, figur I.23 til I.26.



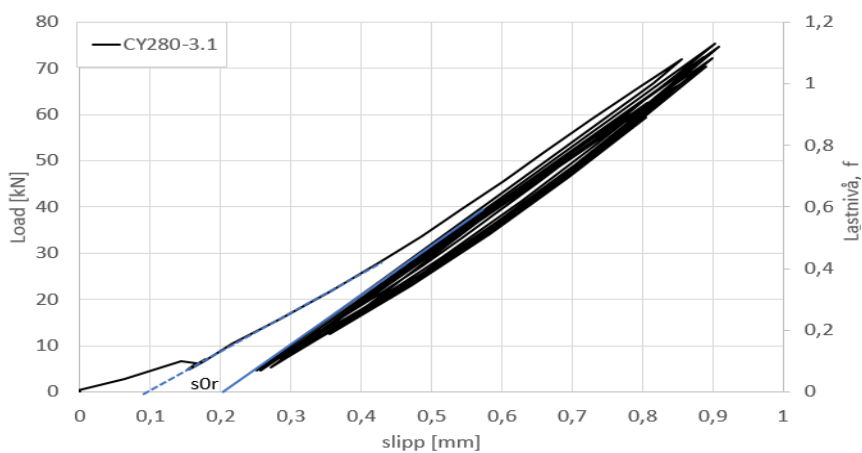
Figur I.23: Initial rest slippet for CY70-2



**Figur I.24:** Initial rest slippet for CY280-1



**Figur I.25:** Initial rest slippet for CY280-2



Figur I.26: Initial rest slippet for CY280-3

## I.4 Inngangsparametere i Ansys

### I.4.1 Materialparametere

Forsøk	Modell	$\tau_{bu}$ [MPa]	$\tau_f$ [MPa]	$sr1$ [mm]	$sr2$ [mm]	$\kappa$ [MPa]
CY70-2	Tistel modell	17.7	4	1.4	7.0	40
CY200-1	Tistel modell	17.7	4	1.4	7.0	40
CY200-1	Tistel modell*	16	4	1.4	7.0	40
CY280-1	Tistel modell	15	4	1.4	7.0	40
CY280-1	Tistel modell	17.7	4	1.4	7.0	40
CY280-2	Tistel modell	17.7	4	1.4	7.0	40
CY280-2	Tistel modell*	12	4	1.4	7.0	40
CY280-3	Tistel modell	17.7	4	1.4	7.0	40
CY280-3	Tistel modell*	14.4	4	2.1	7.0	44
CY280-3	Tistel modell*	23	4	1.4	7.0	44

Tabell I.2: Inngangsparametere i Ansys modellen

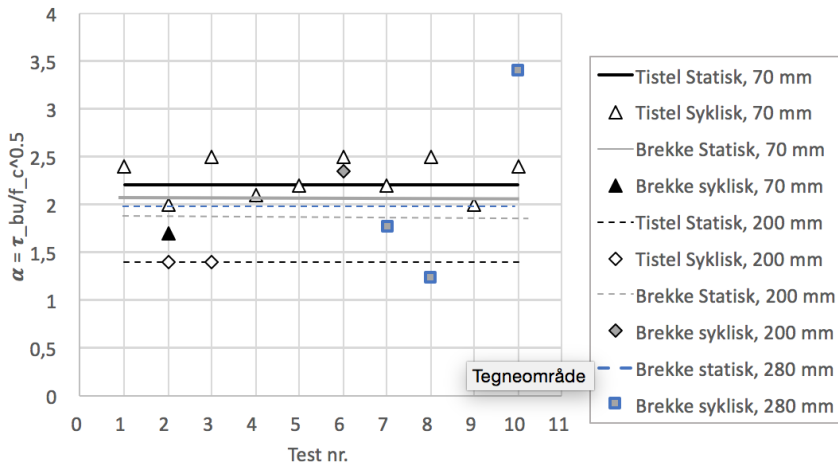
## I.4.2 Lastparametere

Forsøk	N	Last [N]
CY200-1	1d-6, 0.1, 19, 19.1, 25, 25.1, 33, 33.1, 50, 50.1, 860, 860.1, 930, 930.1, 989, 990, 1017, 1018, 1051, 1052, 1055, 1056, 1067	10, 10000, 10000, 50000, 50000, 80000, 80000, 100000, 100000, 112000, 112000, 120000, 120000, 135000, 135000, 140000, 140000, 153000, 154000, 158000, 159000, 167000, 168000
CY280-1	1d-6,0.1,11,11.1,13	10,140000,140000,150000,150000
CY280-2	1d-6,0.1,25,25.1, 54, 54.1, 81, 81.1, 85, 85.1, 113, 113.1, 151, 151.1, 152, 152.1, 154, 154.1, 155, 156	10, 8000, 8000, 90000, 90000, 110000, 110000, 11000, 11000, 90000, 90000, 110000, 110000, 100, 100, 80000, 80000, 90000, 90000, 125000
CY280-3	1d-6, 0.1, 11, 11.1, 23, 23.1, 29, 29.1, 33, 33.1, 45, 45.1, 51, 51.1, 56, 56.1, 103, 103.1, 154, 154.1, 237, 237.1, 439, 439.1, 547, 547.1, 555, 555.1, 669, 669.1, 697, 697.1, 733, 733.1, 834, 834.1, 934, 934.1, 993, 993.1, 1044, 1044.1, 1137, 1137.1, 1214, 1214.1, 1297, 1297.1, 1433, 1433.1, 1613, 1613.1, 1691	10, 80000, 80000, 120000, 120000, 100000, 100000, 105000, 105000, 70000, 70000, 100000, 100000, 110000, 110000, 120000, 120000, 130000, 130000, 140000, 140000, 150000, 150000, 160000, 160000, 170000, 170000, 175000, 175000, 185000, 185000, 190000, 190000, 195000, 195000, 200000, 200000, 205000, 205000, 210000, 210000, 215000, 215000, 220000, 220000, 225000, 225000, 230000, 230000, 235000, 235000, 240000, 240000

**Tabell I.3:** Last inngangsparemetere i Ansys modellen

## I.5 Heftkapasitet, $\alpha$

Som tidligere nevnt i kapittel 2.4 kan heftkapasiteten til et gyst stag beregnes med ligning 2.1,  $\tau_{bu} = \alpha \cdot \sigma_c^{0.5}$ . Sammenlignet med Tistel sitt forsøksresultat avviket  $\alpha$  med 8% og 16% for statiske forsøk med gyselengde lik 70 mm og 200 mm i figur I.27.  $\alpha$  varierer fra 1.2 til 3.4 i denne oppgaven.



Figur I.27:  $\alpha$  for Tistel og Brekke sine statiske og sykliske forsøk