

Effekten av statiske og sykliske laster på gyste bergsteg

Håvard Olaisen Hagen

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: januar 2017

Hovedveileder: Gudmund Reidar Eiksund, IBM

Medveileder: Joar Tistel, BAT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for bygg- og miljøteknikk



Oppgavens tittel: Effekten av statiske og sykliske laster på gyste bergstag	Dato: 08.01.2017 Antall sider (inkl. bilag): 165
	Masteroppgave x Prosjektoppgave
Navn: Håvard Olaisen Hagen	
Faglærer/veileder: Gudmund R. Eiksund	
Eventuelle eksterne faglige kontakter/veiledere: Joar Tistel	

Ekstrakt:

I forbindelse med forankring av brukonstruksjoner i berg, er gyste bergstag sett på som et alternativ. For å forstå nedbrytningen av bergstag under sykliske og statiske laster bedre, er det i denne oppgaven utført et litteratursøk og egne laboratorieforsøk på bergstag med gyst lengde 70 og 270 mm. Gjennom litteratursøket ble eksisterende teori og forskning studert nærmere. Resultatene i fra litteratursøket ble senere sammenlignet med resultatene fra laboratorieforskene.

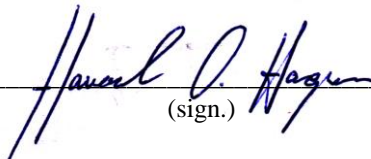
Før stagene ble testet med sykliske laster, ble de testet statisk last med en konstant uttrekkshastighet. Det ble utført to statiske tester på 270 mm stagene og tre på 70 mm stagene. Resultatene fra uttrekkstestene passet godt overens med de ulike skjærspenning – forskyvnings modellene studert nærmere i denne oppgaven. Når staget trekkes ut, øker skjærspenningen opp til en maksimal verdi med en tilhørende forskyvning, s_1 . Ved en videre forskyvning etter dette brytes den mekaniske låsingen ned og skjærspenningene reduseres helt til det kun er friksjonskrefter langs skjærsonen igjen.

Fem stag med 270 mm gyst lengde og 17 stag med 70 mm gyst lengde ble testet med sykliske laster. Nedbrytningen av skjærsonen mellom bergstag av kamstål og gysemasser ser ut til å passe godt overens med syklisk nedbrytning av betong (Aas-Jakobsen, 1970). Ved å benytte modellen for nedbrytning av betong, vil den sykliske kapasiteten ved en syklisk skjærspenning lavere enn 50 % av statisk kapasitet, bli på flere millioner sykler. Ved en konstant syklisk skjærspenning var antall sykler opp til s_1 , N_1 , omtrent halvparten av antall sykler til brudd, N_2 . I en ny beregningsmodell, som doktorgradsstipendiat Joar Tistel arbeider med, er forskyvningsforløpet (f-s) delt inn i to kurver. En konkav kurve for forskyvninger opp til s_1 , og en konveks fra s_1 og opp til brudd.

Ved en ferdigstilling av modellen i (Tistel, 2016), eventuelt modifisert med tre faser, ser det ut til at dette kan gi en god modell for beregning av den sykliske kapasiteten til gyste bergstag. Om denne modellen gir pålitelige resultater, vil den sykliske kapasiteten til gyste bergstag kunne vektlegges i større grad.

Stikkord:

1. Bergstag
2. Syklisk last
3. Progressivt brudd
4. E39


(sign.)

Forord

Denne masteroppgaven er skrevet høsten 2016 under instituttet for bygg, anlegg og transport ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet (NTNU).

Takket være god hjelp underveis kan jeg levere en oppgave som jeg er godt fornøyd med.

En spesiell takk rettes til veileder og doktorgradsstipendiat Joar Tistel for god hjelp og veiledning både til teori og forsøksarbeid. Hovedveileder Gudmund R. Eiksund har også vært behjelpelig underveis..

I forbindelse med laboratoriearbeidet vil jeg først takke Egil Behrens for klargjøring av forsøksrigg og gysing av de første stagene i forbindelse med sin masteroppgave. Jeg vil også takke Bergteknikere fra SINTEF: Simon Alexander Hagen og Kjakan Følke, og Overingeniør ved NTNU Gunnar Vistnes for en god dialog i forbindelse med bruk av bolteriggen og klargjøring av nye forsøk. Avdelingsingeniør Per Asbjørn Østensen har vært til hjelp når jeg hadde problemer med det tekniske utstyret underveis.

Til slutt vil jeg takke Tore M. Hagen og Ingrid M. O. Hagen for hjelp med korrekturlesing.

Sammendrag

I forbindelse med utredning av fergefritt Vestland er det sett på ulike bru- og tunnelløsninger for å erstatte eksisterende fergesamband. De resterende fjordkrysningene er både lange og med stedvis store havdyp. Eventuelle bru- og tunnelkonstruksjoner vil bli store og betydelige statiske og sykliske krefter vil måtte overføres til grunnen. I forbindelse med forankring av brukonstruksjoner i berg, er gyste bergstag sett på som et alternativ. Kapasitetsberegninger for gyste bergstag utsatt for statisk uttrekk finnes i dag, men effekten av syklisk nedbrytning er mindre kjent. Om bergstag skal kunne benyttes i større grad enn hva som er tillatt i skrivende stund, må pålitelige beregningsmodeller for den sykliske kapasitet være tilgjengelig.

For å bedre forstå nedbrytningen av skjærsonen mellom bergstag og gysemasser, er det i denne oppgaven utført litteratursøk og egne laboratorieforsøk. Gjennom litteratursøket ble eksisterende teori og forskning studert nærmere. Litteratursøket ble senere sammenlignet med resultatene fra laboratorieforskene på bergstag med gyst lengde på 70 og 270 mm.

Før stagene ble testet syklisk ble de testet statisk med en konstant uttrekkshastighet. Det ble utført to statiske tester på 270 mm stagene og tre på 70 mm stagene. Resultatene fra uttrekkstestene passet godt overens med de ulike skjærspenning – forskyvnings modellene som er studert nærmere i denne oppgaven. Når staget trekkes ut, øker skjærspenningen opp til en maksimal verdi med en tilhørende forskyvning, s_1 . Ved en videre forskyvning etter dette brytes den mekaniske låsingen ned og skjærspenningene reduseres helt til det kun er friksjonskrefter langs skjærsonen igjen.

Fem stag med 270 mm gyst lengde og 17 stag med 70 mm gyst lengde ble testet med sykliske laster. Nedbrytningen av skjærsonen mellom bergstag av kamstål og gysemasser ser ut til å passe godt overens med syklisk nedbrytningen av betong (Aas-Jakobsen, 1970). Ved å benytte modellen for nedbrytning av betong, vil den sykliske kapasiteten ved en syklisk skjærspenning lavere enn 50 % av statisk kapasitet, bli på flere millioner sykler. I likhet med (Oh & Kim, 2007) ser det ut til at den statiske kapasiteten er uendret ved en forskyvning under s_1 , men antagelsen om at staget går til brudd ved en forskyvning lik s_1 er veldig konservativt. Ved en konstant syklisk skjærspenning var antall sykler opp til s_1 ,

N_1 , omtrent halvparten av antall sykler til brudd, N_2 . Dette forholdet mellom N_1 og N_2 er også brukt i forbindelse med en ny beregningsmodell som doktorgradsstipendiat Joar Tistel arbeider med. I denne modellen deles forskyvningsforløpet inn i to kurver. En konkav kurve for forskyvninger opp til s_1 , og en konveks fra s_1 og opp til brudd. Den todelte kurven ser ut til å kunne brukes til å finne en relativt god beskrivelse av forskyvningsforløpet, men i likhet med forsøkene i (Benmokrane, et al., 1995a) og forsøkene i denne oppgaven, ser det ut til at det kan være hensiktsmessig å inkludere en lineær kurve mellom den konkave og konvekse kurven.

Ved en ferdigstilling av modellen i (Tistel, 2016), eventuelt modifisert med tre faser, ser det ut til at dette kan gi en god modell for beregning av den sykliske kapasiteten til gyste bergstag. Om denne modellen gir pålitelige resultater, vil den sykliske kapasiteten til gyste bergstag kunne vektlegges i større grad.

Abstract

As a part of the assessment of a ferry-free West coast from Kristiansand to Trondheim, various bridge and tunnel solutions to replace the existing ferry service is considered. The remaining fjord crossings are both long and in some places in deep waters. Any structures will be large, and significant static and cyclic loads must be transferred down to the ground. For anchoring of bridge structures in the rock, grouted rock bolts have been considered as an option. Capacity calculations for grouted rock bolts exposed to static pull exists today, but the effect of cyclic degradation is less known. If grouted rock bolts should be able to be used to a greater extent than what is allowed at the moment, reliable models for calculation of the cyclic capacity must be provided.

For a better understanding of degradation of the shear zone between rock rods and grout, a literature review and laboratory experiments have been conducted in this master thesis. Theory and numerical models found in the literature review were later compared with results from the laboratory experiments on grouted rock bolts, with grouted length on 70 and 270 mm.

Before the cyclic tests, the rods were tested statically with a constant rate of strain. Two static tests on the 270 mm rods and three tests on the 70 mm rods were conducted. The results of the static tests matched well with various "shear stress – displacement" models, studied in this thesis. As the rod is pulled out, the shear stress increases up to a maximum value with a corresponding offset, s_1 , a further displacement after this, the shear stress is reduced until its only friction acting along the shear zone.

Five rods with 270 mm grouted length and 17 rods with 70 mm grouted length were tested cyclically. The degradation of the shear zone between rebar and grout seems to fit well with the cyclic degradation of concrete (Aas-Jakobsen, 1970). From the model, it appears that the cyclical capacity will be several million cycles, if the cyclic shear stress is below 50% of the static capacity. In comparison with (Oh & Kim, 2007) it appears that the static capacity is unchanged after a displacement less than s_1 , but to assume that the shear zone will fail at an offset equal to s_1 , is very conservative. Laboratory experiments with a constant cyclic shear stress in this thesis, shows that number of cycles up to s_1 , N_1 , are

approximately half the number of cycles to failure, N_2 . This relationship between N_1 and N_2 is also used in a new numerical model that PhD student Joar Tistel is working on. In this model, the displacement path is divided into two phases. In the first phase, up to s_1 , displacement per cyclic load is reduced, in the second phase, past s_1 , displacement per cyclic load increase. This curve seems to be able to provide a relatively good description of the displacement path, but like the experiments in (Benmokrane, et al., 1995a), it appears that it may be appropriate to divide the displacement process into three phases, with a phase between the reducing and increasing phase in (Tistel, 2016), where the displacement rate is constant.

Completion of the model in (Tistel, 2016), possibly modified with three phases, may provide a good model for calculating the cyclical capacity for grouted rock bolts. After thorough verification of the model, the cyclic capacity of grouted rock bolts may be emphasized to a greater extent.

Innholdsfortegnelse

Forord.....	i
Sammendrag	iii
Abstract.....	v
Innholdsfortegnelse.....	vii
Figurliste	xi
Tabelliste.....	xvi
1 Introduksjon	1
1.1 Bakgrunn	1
1.2 Problemformulering	1
1.3 Struktur på oppgaven	2
1.4 Fremgangsmåte	2
2 Litteratur	3
2.1 Bergstag.....	3
2.1.1 Kapasitetsberegninger for gyste bergstag i Norge i dag	3
2.2 Praktisk gjennomføring og utfordringer.....	10
2.2.1 Stag	10
2.2.2 Gysemiddel	13
2.2.3 Gysing under vann	14
2.2.4 Hulldiameter vs. Stagdiameter.....	16
2.3 Skjærfordeling langs gyste bergstag (kamstål)	17
2.3.1 Sammenheng mellom skjærspenning og forskyvning	19
2.3.2 Utviklingen av skjærspenning langs stagets lengde.....	23

2.3.3	Modell for å beregne heftkapasiteten til et bergstag	24
2.4	Sykliske og dynamiske laster	27
2.4.1	Modellering.....	27
2.4.2	Sykliske laster på bergstag.....	28
2.4.3	Faktorer som påvirker skjærstyrken ved statisk og syklisk last.....	33
2.4.4	Numerisk beregning av syklisk kapasitet	34
3	Forsøk	41
3.1	Hensikt	41
3.2	Forsøksoppsett.....	42
3.2.1	Testtrigg	43
3.2.2	Behandling av data i LabView.....	44
3.2.3	Hydraulikkanlegget.....	46
3.2.4	Stag	46
3.2.5	Testblokk.....	46
3.2.6	Mørtel.....	47
3.2.7	Gyst lengde	47
3.3	Klargjøring og gjennomføring	48
3.3.1	Klargjøring av testblokk med gyste stag.....	48
3.3.2	Testprosedyre	53
4	Resultater	57
4.1	Statiske forsøk.....	57
4.2	Sykliske forsøk.....	60
4.2.1	Behandling av data.....	60
4.2.2	Plott.....	61
4.2.3	Kvalitet og feilkilder	63

4.2.4	Plott og verdier til sammenligning av resultater	68
4.3	Prismeprøver av gysemasse	78
5	Diskusjon	81
5.1	Statiske forsøk	81
5.1.1	$\tau - s$ modell	81
5.1.2	Karakteristiske verdier	82
5.2	Sykliske forsøk	85
5.2.1	Sammenligning med litteratur	85
5.3	Prismeprøver av gysemasse	96
6	Konklusjon	97
7	Videre arbeid	99
8	Bibliografi	101
	Vedlegg	107
	Vedlegg A – Dagbok fra laboratoriearbeidet	
	Vedlegg B – Sjekkliste brukt under laboratoriearbeid	
	Vedlegg C – Oversikt over forsøk med input verdier i LabView	
	Vedlegg D – Statistiske tester	
	Vedlegg E – Sykliske tester på 270 mm stag	
	Vedlegg F – Sykliske tester på 70 mm stag	
	Vedlegg G – Tabeller med verdier for b , b_r , s_0 , s_{0r} og N , ds/dN	
	Vedlegg H – Bilder av skjærsone etter uttrekk for 70 mm stag	

Figurliste

Figur 2.1: Ulike bruddformer for gyste bergstag. Hentet fra (Kim & Lee, 2005)	4
Figur 2.2: Bruddkjegle i berg, hentet fra Statens vegvesen håndbok 016 (Statens Vegvesen, 2010)	7
Figur 2.3: Skjærfordeling langs bergstag før mørtelens skjærkapasitet er nådd, hentet fra (Li & Stillborg, 1999)	8
Figur 2.4: Eksempel på bergstag med mekanisk låsing, expansion shell bolt, hentet fra (Xanthakos, 1991).....	10
Figur 2.5: Friksjonsbolt, i form av en split set bolt. Illustrasjon hentet fra (Li, et al., 2013)	11
Figur 2.6: Eksempel på gyst kamstål. Illustrasjon hentet fra (Li, et al., 2013).....	11
Figur 2.7: Sammenligning av kraft/forskyvingsgrafer for ulike bergstag (Li, et al., 2013)	12
Figur 2.8: Eksempeltegning av gyste bergstag under vann, hentet fra (Behrens, 2016) ...	15
Figur 2.9: Illustrasjon av adhesjonskrefter mellom stag og mørtel. Figur hentet fra (ACI Commitee 408, 1992).....	17
Figur 2.10: Illustrasjon av mekanisk låsing mellom stag (kammer) og mørtel. Figur hentet fra (ACI Commitee 408, 1992).....	17
Figur 2.11: Illustrasjon av friksjonskrefter mellom stag og mørtel før mekanisk kapasitet er nådd. Figur hentet fra (ACI Commitee 408, 1992).....	18
Figur 2.12: Illustrasjon av friksjonskrefter langs bruddflate ved direkte utrivning. Figuren er hentet fra (ACI Commitee 408, 1992) med noen små justeringer.....	18
Figur 2.13: Brudd ved oppsprekking, hentet fra (Goto, 1971)	19
Figur 2.14: Eksempel på Skjærkraft – fotskyvningskurve (gyst lengde på 4Ø). Hentet fra (Benmokrane, et al., 1995b).....	19
Figur 2.15: Eksempel på Skjærkraft – fotskyvningskurve (gyst lengde på 2Ø). Hentet fra (Oh & Kim, 2007).....	20

Figur 2.16: Skjærkraft – forskyvning kurve forenklet som en trilineær kurve, hentet fra (Benmokrane , et al., 1995b).....	20
Figur 2.17: Sammenhengen mellom skjærstyrke forskyvning for armeringsjern ved statisk belastning (Comite euro-international du beton, 1993)	21
Figur 2.18: Sammenhengen mellom skjærstyrke forskyvning etter (Pochanart & Harmon , 1989)	22
Figur 2.19 Skjærkraftfordeling langs bergstag med kammer hentet fra (Ren , et al., 2009) fig. 5 i denne figuren referer til Figur 2.20.	23
Figur 2.20: Dimensjonsløst plott av typisk kraft – deformasjons plott, Hentet fra (Ren , et al., 2009).	24
Figur 2.21: Sammenligning mellom eksperimentelle resultater og analytiske resultater fra (Ren , et al., 2009) og (Martín, et al., 2010). Sammenligningen er hentet fra (Martín, et al., 2010).	25
Figur 2.22: Trilineære kurver for (Ren , et al., 2009) og (Martín, et al., 2010). Hentet fra (Martín, et al., 2010).	25
Figur 2.23: Kraftfordeling på et inkrement av gyst bergstag (Ma, et al., 2016).....	26
Figur 2.24: Hovedformen for nedbrytning ved syklisk last ser ut til å være nedbrytning av betong foran kammene langs staget (ACI Committee 408, 1992).....	27
Figur 2.25: Ulike typer syklisk last. a) Symmetrisk toveis sykling, $\tau_a = 0$. b) Usymmetrisk toveis sykling, $\tau_a < \tau_{cy}$. c) Enveis sykling, $\tau_a > 0$. d) Enveis sykling, $\tau_a > \tau_{cy}$ (Randolph & Gourvenec, 2011, p. 131).	27
Figur 2.26: Grafisk framstilling av sammenhengen mellom S_{maks}/f_c , R og N. (Hsu, 1981)	30
Figur 2.27: Eksempel fra forsøkene i (Oh & Kim, 2007), hvor statisk last etter sykling tydelig resulterer i denne samme statiske kapasiteten som ved statisk last (monotonic loading)	32
Figur 2.28: Resultater fra statisk uttrekk og sykling av kort pæl i svak kalkstein, hentet fra (Randolph & Gourvenec, 2011).....	37

Figur 2.29: Lokal elastisk og plastisk skjær-forskyvnings kurve brukt til modellering av syklisk nedbrytning (Randolph & Gourvenec, 2011).....	38
Figur 2.30: Eksempel på RAZ simulering av syklisk last. Hentet fra (Randolph & Gourvenec, 2011).....	39
Figur 3.1: Forsøksoppsett med forklaring.....	42
Figur 3.2: Aluminiumsplater med konusbrudd i mørtel etter testing, Hentet fra (Behrens, 2016)	43
Figur 3.3: Bilde av LVDT'er festet til stag med aluminium- og stål-plate i bunn.	44
Figur 3.4: Flytskjema, hentet fra (Behrens, 2016).....	45
Figur 3.5: Bilde fra boringen av nye hull i testblokk.....	49
Figur 3.6: Stag og støtter klare før gysing	50
Figur 3.7: Prinsippskisse for stag med gyst lengde på 70mm, ikke i målestokk.	51
Figur 3.8: Bøyestrekkttest	52
Figur 3.9: Trykkbruddtest	52
Figur 4.1: Statiske kurver for stag med 270 mm gyst lengde	58
Figur 4.2: Statiske kurver for stag med gyst lengde på 70 mm	58
Figur 4.3: Normaliserte kurver fra statisk uttrekk med grønn tilpasset kurve. Gyst lengde på 270 mm.....	59
Figur 4.4: Normaliserte kurver fra statisk uttrekk med grønn tilpasset kurve. Gyst lengde på 70 mm.....	59
Figur 4.5: Utklipp fra regneark for behandling av datafil.....	61
Figur 4.6: Normalisert skjærspenning plottet mot forskyvning med tilpasset (grønn) statisk kurve. Stag CY270-3.	62
Figur 4.7: Forskyvning plottet mot antall sykler.	62
Figur 4.8: Forskyvning ved τ_{maks} og τ_{min} for hver sykle	63
Figur 4.9: Normalisert skjærspenning onder syklingsforløpet	63

Figur 4.10: $f - N$ plott med variasjon i maks skjærspenning. Stag CY70-9	64
Figur 4.11: Lastforløpet etter de første 1000 syklene for LB70-25	65
Figur 4.12: $s_{\text{small}} - N$ og $s_{\text{large}} - N$ plottet sammen for å avdekke vipping. Dårlig resultat til venstre (LB70-24) og godt resultat til høyre (LB70-18)	65
Figur 4.13: $s - N$ plott med «knekk» i kurven etter 150 sykler. Stag CY70-9	66
Figur 4.14: $f - s$ plott med stort og lite slipp etter første sykling, stag CY70-22 til venstre og CY70-9 til høyre..	66
Figur 4.15: $f - N_2$. Verdier fra forsøksresultater syklet til brudd.....	68
Figur 4.16: $f - N_1$. Verdier fra forsøksresultater syklet til brudd.....	69
Figur 4.17: Sammenhengen mellom forskyvning og forskyvningshastighet for stag med gyst lengde 270 mm	69
Figur 4.18: Sammenhengen mellom forskyvning og forskyvningshastighet for stag med gyst lengde 70 mm	70
Figur 4.19: Utplukkede kurver for bedre illustrasjon av sammenhengen mellom forskyvning og forskyvningshastighet for stag med gyst lengde 70 mm	70
Figur 4.20: Trendlinje for $s - N$ kurve. Stag CY270-1.....	71
Figur 4.21: Bestemmelse av ds/dN verdier for stag ST270-4 med plotting av tangenter. Stiplede linjer er tangenter.	71
Figur 4.22: Sammenligning av ulike $s - N$ kurver, stag CY270-1	72
Figur 4.23: Plott over N_1 verdier funnet fra forsøk og trendlinjer	73
Figur 4.24: $b - f$ plott, 270 mm gyst lengde.....	74
Figur 4.25: $b - f$ plott, 70 mm gyst lengde.....	74
Figur 4.26: $b_r - f$ plott, 270 mm gyst lengde.....	75
Figur 4.27: $b_r - f$ plott, 70 mm gyst lengde.....	75
Figur 4.28: $s_{0r} - f$ plott, 270 mm gyst lengde.....	76
Figur 4.29: $s_{0r} - f$ plott, 70 mm gyst lengde.....	76
Figur 4.30: $s_0 - f$ plott, 270 mm gyst lengde.....	77

Figur 4.31: $s_0 - f$ plott, 70 mm gyst lengde.....	77
Figur 4.32: Resultater fra 3-punkts bøyefasthet tester på prismeprøver av gysemasser....	78
Figur 4.33: Resultater fra trykkfasthet tester på prismeprøver av gysemasser	78
Figur 4.34: Prismeprøve med luftbobler	79
Figur 5.1: $N_2/N_1 - f$. Verdier hentet ut for et øvre og nedre valg av s_1	86
Figur 5.2: Verdier fra forsøksresultater pottet sammen med tilpasset kurve fra (Aas-Jakobsen, 1970).....	87
Figur 5.3: $dN/ds - s$ plott med inndeling av ulike faser som beskrevet i (Benmokrane, et al., 1995a)	87
Figur 5.4: Trendlinjer for b_r plottet sammen med tidligere forsøksresultater	90
Figur 5.5: Trendlinjer for s_{or} plottet sammen med tidligere forsøksresultater	90
Figur 5.6: Sammenligning av ulike beregninger av N_1	92
Figur 5.7: s_{1r} som variabel.....	92
Figur 5.8: $s - N$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY270-1.....	94
Figur 5.9: $s - N$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY70-22.....	94
Figur 5.10: $ds/dN - s$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY270-1	94
Figur 5.11: $ds/dN - s$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY70-22	95

Tabelliste

Tabell 2.1: Typiske verdier for skjærspenning-forskyvningskurven, (Comite euro-international du beton, 1993).....	22
Tabell 2.2: Forventede lastsykler for ulike konstruksjoner, hentet fra (Hsu, 1981)	28
Tabell 4.1: Oversikt over sykliske med kommentar til testresultat	67
Tabell 5.1: Oversikt over karakteristiske verdier for statisk kurve.....	82

1 Introduksjon

1.1 Bakgrunn

Sommeren 2010 ble prosjektet «fergefri E39» tildelt Statens Vegvesen. Utbygging av en fergefri E39 vil korte ned reisetiden langs Vestlandskysten betraktelig og vil bidra til videre verdiskapning i regionen (Statens Vegvesen, 2012). For de gjenværende fjordkrysningene vurderes flere ulike tunnel og brukonstruksjoner. Grunnet kompleksiteten knyttet til de gjenværende fjordkrysningene, må allerede eksisterende teknologi videreutvikles og kunnskap og erfaring fra andre fagfelt benyttes.

Krefter fra brukonstruksjonen, kan fordeles ned i grunnen ved hjelp av ulike forankringsmekanismer. En av forankringsmetodene som vurderes er gyste bergstag, både alene og som en kombinasjon med for eksempel et gravitasjonsfundament. Grunnet begrenset kunnskap og beregningsmodeller for den sykliske kapasiteten til gyste bergstag, er det begrenset hvor stor andel av den totale kapasiteten som kan komme fra gyste bergstag (Statens vegvesen, 2015). Om den sykliske kapasiteten skal kunne utnyttes i større grad, må den sykliske nedbrytningen forstås bedre og en beregningsmodell må være tilgjengelig.

Det viser seg at bergstag ofte går til brudd i heftsonen mellom stag og gysemasser eller mellom gysemaser og berg (Ren, et al., 2009). Det er i dag utviklet både analytiske og numeriske modeller for å beregne skjærfordeling langs stagets lengde og fra dette stagets bruddstyrke under en statisk lastsituasjon. For dynamiske laster er den tilgjengelige forskningen og beregningsmodellene mer begrenset.

1.2 Problemformulering

For å finne ut til hvilken grad gyste bergstag kan brukes som en permanent forankring av sykliske og statiske laster, er det i denne oppgaven sett nærmere på:

- Hva finnes av teori, forsøk og modeller til beregning av statisk og syklisk kapasitet for gyste bergstag?
- Hvordan passer resultater i fra litteratursøket med resultater fra egne undersøkelser?

1.3 Struktur på oppgaven

Opgaven starter med å presentere litteratur i kapittel 2. I Kapittel 0, forsøk, er oppbygningen av testrigger og arbeidet i forbindelse med klargjøring av testrigger og gjennomføring av forsøkene presentert. Videre er forsøksresultatene presentert i kapittel 4, resultater. I kapittel 5, diskusjon, er forsøksresultatene sammenlignet med teori lagt fram i litteraturkapittelet. De viktigste punktene i diskusjonen er samlet konklusjonene i kapittel 0. Til slutt er det forslag til videre arbeid i kapittel 7.

1.4 Fremgangsmåte

Opgaven er tredelt. Bestående av litteraturstudie, laboratorieforsøk og sammenligning av forsøksresultatene med eksisterende litteraturen. Før sammenligningen av forsøkene med litteraturen kunne starte, måtte litteraturstudiet fullføres og forsøkene være utført. Arbeidet på laboratoriet var tidkrevende og måtte samkjøres med arbeidet til SINTEF som brukte det samme utstyret. For at ønsket antall forsøk skulle kunne gjennomføres, måtte klargjorte forsøksstag testes så tidlig som mulig slik at nye stag kunne gyses. Laboratoriearbeidet styrte timeplanen i stor grad. Om forsøksrigger var ledig ble det gjort forsøk, og om den var i bruk ble det jobbet med litteraturstudiet.

I arbeidet med innhenting av kilder til litteratursøket, ble det tatt utgangspunkt i noen sentrale kilder tilsendt fra doktorgradsstipendiat Joar Tistel. Blant disse var masteroppgaven til Egil Behrens, som denne oppgaven er en fortsettelse av. *Google Scholar*-søk på kildereferanser og søk på relevante engelske søkeord ble i hovedsak brukt til videre kildeinnhenting

Resultatene ble behandlet underveis i Excel-regneark, slik at kvaliteten på forsøkene kunne kontrolleres. Innhenting av verdier og plotting for å sammenligne resultater med litteraturen ble forsøkt hentet ut underveis, men mye måtte gjøres igjen etter at alle forsøkene var ferdige. En av grunnene til dette er at (Tistel, 2016) som resultatene er sammenlignet med, er en del av Joar Tistel sitt pågående studie og ble først kjent etter at alle forsøkene var ferdige.

2 Litteratur

2.1 Bergstag

Bergstag blir i dag brukt i mange ulike sammenhenger. Som bergforsterkning av tunnel og fjellskjæringer eller til forsterkning av støttemurer og allerede eksisterende konstruksjoner. Bergstag benyttes både som permanente og midlertidige sikrings- og forankrings-tiltak (Benmokrane, et al., 1995b).

Bergstag opptar aksialkrefter ved å overføre aksialkreftene ned i berget. Kontaktkreftene mellom stag og berg består av mekanisk låsing, friksjonskrefter og kjemiske bånd (Eriksson & Gasch, 2011; Li, et al., 2013). Det finnes diverse ulike typer bergstag der kontaktkreftene mellom berg og stag oppnås ved å aktivere de ulike kraftoverføringsmekanismene. De ulike designprinsippene deles normalt inn i tre ulike hovedklasser: mekaniske-, gyste- og friksjonstag (Li, et al., 2013) (Kilic, et al., 2002b). Gyste bergstag er et prinsipp som er mye brukt. Normalt består gyste bergstag av kamstål som installeres i et forboret hull som fylles med gysemasser. I avsnitt 2.2.1 står det mer om de ulike stagtypene. Gyste bergstag peker seg ut som et gunstig alternativ ved bruforankring, og er av denne grunn hovedfokus i denne oppgaven.

2.1.1 Kapasitetsberegninger for gyste bergstag i Norge i dag

Det er i Statens Vegvesen sin håndbok V220 og internrapport 2374 presentert forslag til metoder for å dimensjonere gyste bergstag. Den dimensjonerende kapasiteten, R_d , til gyste bergstag, er avhengig av stagets indre, R_{ik} , og ytre kapasitet, R_{ak} (Statens Vegvesen, 2010). Stagets indre kapasitet er avhengig av selve stagets motstand mot brudd. Den ytre kapasiteten til staget er avhengig av skjærkapasiteten mellom stag/gys, berg/gys og bruddkapasiteten til berget. Ved å sette lastvirkningen, E_d , mindre eller lik den dimensjonerende kapasiteten til staget får vi uttrykket 2.1.

$$R_d = f(R_k) = f(\text{Min}(R_{ik}, R_{ak})) \geq E_d \quad 2.1$$

R_d = Dimensjonerende kapasitet

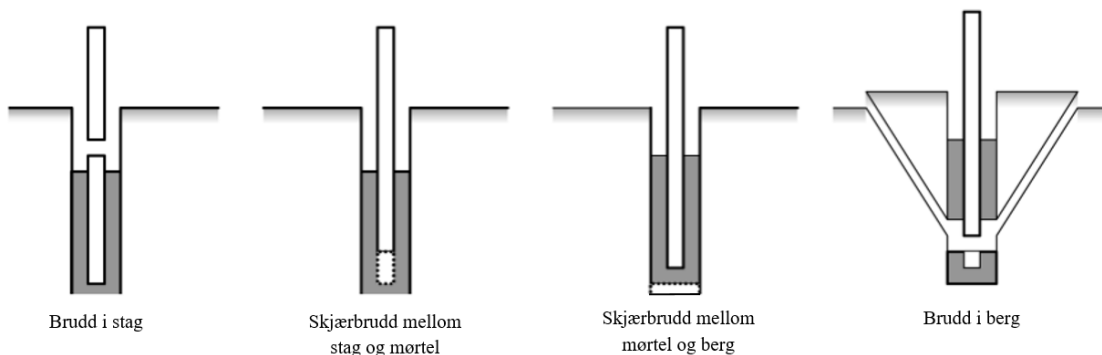
R_{ik} = Indre kapasitet

R_{ak} = Ytre kapasitet

E_d = Lastvirkningen på staget

(Statens Vegvesen, 2010)

De ytre og indre bruddmekanismene er illustrert i Figur 2.1. I alle beregningsmetodene foreslått i (Statens Vegvesen, 2010) og (Statens Vegvesen, 2004) er det tatt utgangspunkt i en statisk lastsituasjon. En dynamisk lastsituasjon vil kunne føre til progressive brudd. Dynamiske laster vil kunne føre til progressive brudd selv ved en last som er betraktelig lavere enn den statiske bruddstyrken. I litteratursøket er det ikke funnet en standardisert metode for å ta høyde for dette grunnet manglende forståelse. Fram til det finnes tilstrekkelig kunnskap om effektene av dynamiske laster, er det foreslått i (Hanna, 1982) at dette kan tas høyde for med en tilstrekkelig høy sikkerhetsfaktor.



Figur 2.1: Ulike bruddformer for gyste bergstag. Hentet fra (Kim & Lee, 2005)

2.1.1.1 Brudd i stag

Den indre dimensjonerende kapasiteten til staget er avhengig av strekkfastheten, f_{tk} , og tverrsnittarealet, A_{stag} , til staget og kan fastslås med relativt stor nøyaktighet.

$$R_{id} = f_a \cdot \frac{f_{tk}}{1,2 \cdot \gamma_m} \cdot A_{stag} \quad 2.2$$

(Statens Vegvesen, 2010)

Der f_a er reduksjonsfaktor og γ_m er partialfaktor for materialfasthet. Verdier for partial- og reduksjonsfaktor er foreslått i (Statens Vegvesen, 2010) og gir formlene:

Permanente stag:

$$R_{id,permanent} = \frac{f_a}{1,2 \cdot \gamma_m} \cdot f_{tk} \cdot A_{stag} = 0,50 \cdot f_{tk} \cdot A_{stag} \quad 2.3$$

Midlertidige stag:

$$R_{id,midlertidig} = \frac{f_a}{1,2 \cdot \gamma_m} \cdot f_{tk} \cdot A_{stag} = 0,65 \cdot f_{tk} \cdot A_{stag} \quad 2.4$$

Det benyttes høye reduksjonsfaktorer for at tøyningen i staget skal bli liten. Ved å redusere aksialtøyningen i staget jevnes skjærfordeling langs stagets lengde ut, mer om dette i avsnitt 2.3.1.

2.1.1.2 Skjærbrudd i heft

Ved beregning av heftkapasiteten til gysemassene regnes ifølge Statens Vegvesens internrapport nr. 2374 (Statens Vegvesen, 2004) skjærkraften langs stagets lengde som konstant. Den totale skjærkapasiteten mellom gys-berg og stag-gys blir satt lik kontaktareal til gysemassen ganger heftfasthet i skjærsonen. I (Kilic, et al., 2002b) vises det til at skjærkapasiteten innad i gysemassen også burde kontrolleres.

Forsøk viser at aksialkreftene langs staget ikke vil være konstante i brukstilstand (Li & Stillborg, 1999). Ett unntak til dette er om forholdet mellom diameter og stagets gyste lengde er tilstrekkelig stor. I følge (International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures, 1994, pp. 218-219) vil en gyst lengde under fem ganger stagets diameter gi en konstant skjærfordeling. Metoden som benyttes i dag forenkler altså den virkelige skjærfordelingen.

Stag og mørtel

Heftstyrken mellom stag og mørtel, f_{tn} , er avhengig av stagets utforming, mørtelens kjemiske egenskaper og hvordan gysingen utføres. Forslag til skjærkapasiteten mellom stag og mørtel her gitt i (Statens Vegvesen, 2010) og (Statens Vegvesen, 2004).

$$R_{ak} = O_{stag} \cdot L \cdot \frac{f_{tn}}{\gamma_m} \quad 2.5$$

O_{stag} = Omkrets stag

f_{tn} = heftstyrken mellom stag og gysemassere

$$L = \frac{d_b \cdot f_{sy}}{4 \cdot f_{tn}} \quad 2.6$$

(Statens Vegvesen, 2004)

Ved å sette R_{ak} lik R_{ik} inn i ligning 2.5 ender man opp med ligning 2.6 for nødvendig inngysningslengde, L .

Berg og mørtel

Heftstyrken mellom fjell og mørtel, f_{bf} , er avhengig av fjellets egenskaper, mørtelens egenskaper og hvordan gysingen utføres. Heften mellom berg og mørtel er ofte lavere enn for stag og mørtel (Statens Vegvesen, 2010). Forslag til skjærkapasiteten mellom mørtel og berg for ulike bergtyper er gitt i (Statens Vegvesen, 2010) og (Statens Vegvesen, 2004).

$$R_{ak} = O_{hull} \cdot L \cdot \frac{f_{bf}}{\gamma_m} \quad 2.7$$

O_{hull} = Omkrets hull

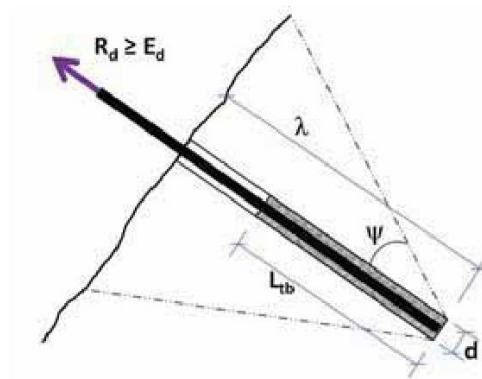
$$L = \frac{d_b^2 \cdot f_{sy}}{4 \cdot f_{bf} \cdot d_h} \quad 2.8$$

(Statens Vegvesen, 2004)

Nødvendig inngysningslengde beregnes på samme måte som ved heft mellom stag og betong og gir uttrykket 2.8. Minste nødvendig inngysningslengde for de to heftsonene blir dimensjonerende for heftbrudd.

2.1.1.3 Brudd i berg

Kapasiteten til berg er avhengig av flere ulike faktorer som er vanskelig å fastsette med særlig stor nøyaktighet. Det finnes av denne grunn flere ulike metoder for å beregne kapasiteten til berget. Det tas utgangspunkt i at berget enten går til brudd i form av en kjegle eller i form av en rektangulærprisme. Ut i fra den valgte bruddformen, kan kapasiteten settes lik vekten av bruddlegemet (Statens Vegvesen, 2004), lik heftfastheten langs overflaten av bruddkjeglen (Statens Vegvesen, 2010) eller som en kombinasjon av disse (Bell, 1992). Bruddformen vil også være sterkt avhengig av geologiske effekter som skjærsoner og sprekker (Wyllie, 1992). Ved å følge metoden brukt i Statens Vegvesen sin håndbok V220 blir uttrekslegemet som illustrert i Figur 2.2. Formelen for nødvendig innboret lengde, λ , blir med dette:



Figur 2.2: Bruddkjegle i berg, hentet fra Statens vegvesen håndbok 016 (Statens Vegvesen, 2010)

$$\lambda = \sqrt{\frac{\gamma_m \cdot R_d \cdot \cos(\psi)}{\tau_k \cdot \pi \cdot \tan(\psi)}} \quad 2.9$$

ψ = Bruddmassens bruddvinkel

τ_k = bergmassens karakteristiske heftfasthet på bruddplanet i kPa

γ_m = materialfaktor, normalt mellom 2 og 3

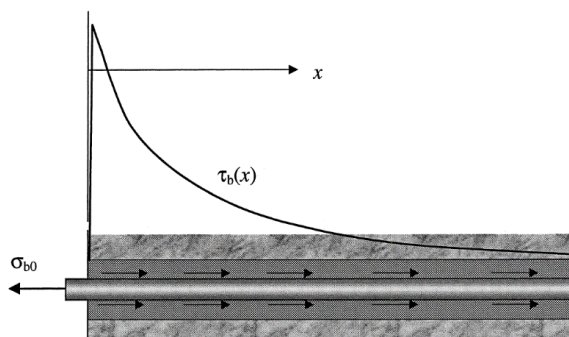
Ved installering av bergstag i gruppe vil bruddkjeglene til de ulike stagen overlappes hverandre. Dette vil påvirke formen på utrivningslegemet og det blir regnet med ett felles utrivningslegeme for alle stagen (Statens Vegvesen, 2010). Dette vil redusere volumet og overflate arealet til bruddlegemet og med dette redusere kapasiteten per stag.

2.1.1.4 Progressive brudd i gyste bergstag

Progressive brudd kan oppstå om den indre eller ytre kapasiteten reduseres grunnet ulike tidsavhengige effekter. For permanente stag stilles det krav i (Statens Vegvesen, 2010) til dobbel korrosjonsbeskyttelse slik at den indre kapasiteten ikke skal påvirkes. Det brukes også en lavere reduksjonsfaktor for permanente stag. Det er ikke noe konkret punkt som beskriver effekten av dynamiske laster og hvordan dette skal håndteres.

Selv om den dynamiske lasten ikke vil gi synlig plastisk deformasjoner, vil lasten kunne føre til plastisk deformasjon på mikroskala (Almar-Næss, 2009) (Suaris, et al., 1988). Denne plastiske deformasjonen på mikroskala vil etter tilstrekkelige antall av og på lastninger kunne føre til at deformasjonene blir så store at det til slutt blir et progressivt brudd. Lokale variasjoner og inhomogeniteter i betong bidrar til økt fare for sprekkvekst og nedbrytning av betongen. For gyst stag med kammer, peker nedbrytning av gysemassene foran kammene seg ut som den dominerende nedbrytningen (ACI Committee 408, 1992), illustrert i Figur 2.24.

Som nevnt tidligere varierer skjærspenningene langs staget. Spesielt belastede punkter vil være ekstra utsatt for nedbrytning (Almar-Næss, 2009). Et bergstag utsatt for statisk last der mørtelens skjærkapasitet ikke er nådd i noen punkter vil skjærfordeling bli som illustrert i Figur 2.3 (Li & Stillborg, 1999). Ved denne spenningsfasen vil den frie enden av staget være et ekstra utsatt punkt. I (Perry & Jundi, 1969) viser det seg at dersom antall sykler øker, flytter det meste belastede punktet seg videre innover staget. Dette resulterer i at ikke bare stagets frie ende vil være ekstra utsatt for nedbrytning ved sykling.



Figur 2.3: Skjærfordeling langs bergstag før mørtelens skjærkapasitet er nådd, hentet fra (Li & Stillborg, 1999)

I forbindelse med litteratursøket er det funnet lite forskning på effekten av syklisk last på gyste bergstag, men de mest relevante er (Benmokrane, et al., 1995a), (Oh & Kim, 2007) og (ACI Committee 408, 1992). Dette er altså ikke bare et tema som det mangler veiledning til å håndtere, men som det også er begrenset kunnskap på. For at stag skal kunne benyttes til å oppta sykliske laster er det nødvendig å forstå de nedbrytende effektene av bergstag.

2.1.1.5 Kontroll av kapasitet

Grunnet store usikkerheter knyttet til flere av kapasitetsberegningene og utførelsen, stilles det krav til at alle stag skal kontrolleres med prøveoppspenning. Prøveoppspenningskraften skal være i størrelsesorden 110% - 125% av designet brukskapasitet ifølge (Statens Vegvesen, 2010) og 120% - 150% av designet brukskapasitet ifølge (Statens Vegvesen, 2004).

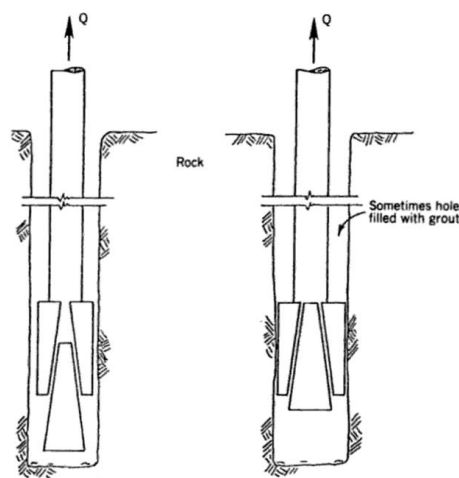
2.2 Praktisk gjennomføring og utfordringer

Det er mange ulike faktorer som er med på å avgjøre kapasiteten til bergstag. Stagets utforming (Li, et al., 2013) (Kilic, et al., 2002a), materialegenskapene til gysemiddelet (Kilic, et al., 2002b) og selve utførelsen av arbeidet. For å få et stag med god heftkapasitet det viktig å vurdere disse ulike faktorene. I forbindelse med gysing av bergstag på dypt vann og varierende bergkvalitet er det også en del praktiske utfordringer.

2.2.1 Stag

Det finnes et stort utvalg ulike design og utforminger av bergstag. Ved å benytte adhesjon (kjemisk bånd), friksjon og mekanisk låsing overføres aksialkreftene fra staget ned i berg. I hovedsak skilles det mellom mekaniske stag, gyste stag og friksjonsstag (Li, et al., 2013) (Kilic, et al., 2002b).

Ett eksempel på stag med mekanisk låsing er «expansion shell», vist i Figur 2.4. Mekanisk låste stag benytter en utvidende mekanisme i stagets ende til å låse seg fast til berget. En av de store fordelene med mekaniske stag er at staget kan pålastes med en gang etter installering. Mekaniske stag vil være utsatt for redusert kapasitet om berget som omslutter staget er av dårlig kvalitet eller har lav trykkstyrke, da dette kan føre til at det mekaniske ankeret ikke blir stående fast der det skal (Hoek, 2006). Etter aktivering av den mekaniske låsingen kan staget også gyses slik at det blir et stag med to punkts forankring.



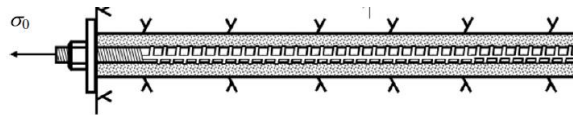
Figur 2.4: Eksempel på bergstag med mekanisk låsing, expansion shell bolt, hentet fra (Xanthakos, 1991).

Det finnes flere ulike varianter av friksjonsstag, en type er «split set» bolt som vist i Figur 2.5. Split set bolten presses inn i ett forboret hull. Kontaktkreftene mellom bolt og berg sørger for friksjonskrefter om bolten trekkes ut.



Figur 2.5: Friksjonsbolt, i form av en split set bolt. Illustrasjon hentet fra (Li, et al., 2013)

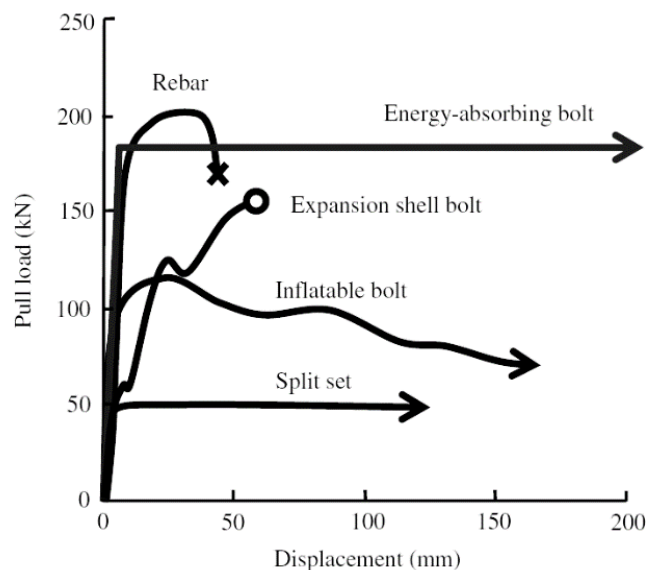
Ett eksempel på gyst bergstag er vist i Figur 2.6 der et massivt stag med kammer festes i berget med gysemasse. I tillegg til friksjonskrefter og adhesjonskrefter mellom staget og mørtelen vil et stag med ujevn overflate gi staget mekanisk låsing. Mer om dette i avsnitt 2.3. Gysemassene vil også virke som en korrosjonsbarriere. God korrosjonsbeskyttelse vil være viktig for permanente bergstag i saltvann, grunnet saltvannets katalyserende egenskaper. Gyste bergstag har også den fordelen at de kan benyttes i alle bergtyper.



Figur 2.6: Eksempel på gyst kamstål. Illustrasjon hentet fra (Li, et al., 2013).

De senere år er det også utviklet noe som kalles energiabsorberende stag. Energiabsorberende stag gir en høy aksial kapasitet over store deformasjoner. Staget går til brudd ved en bestemt verdi slik at deformasjonskapasiteten langs hele stagets lengde kan utnyttes. I Figur 2.7 er kraft-forskyvningsgrafen for ulike typer bergstag sammenlignet¹ (Li, et al., 2013). Fullt gyst kamstål (rebar) gir den høyeste statiske kapasiteten, men tåler lite deformasjon før den går til brudd, mens friksjonsstag tåler mye deformasjon men har en lavere kapasitet.

¹ Verdier vil variere fra stag til stag. Grafen illustrer bare en relativ sammenheng og forventet respons da verdiene er hentet fra forsøk på stag med tilsvarende dimensjoner.



Figur 2.7: Sammenligning av kraft/forskyvingsgrafer for ulike bergstag (Li, et al., 2013)

Blant stagene nevnt er delvis eller fullt gyste bergstag det vanligste og mest populære alternativet grunnet at det er lett å installere, lav kostnad og stort bruksområde (Ren, et al., 2009). For gyste bergstag skiller det i hovedsak mellom to materialtyper i staget: stål og fiberarmerte polymerer.

Fiberarmerte Polymerer (FRP) har flere fordeler sammenlignet med stål: lav vekt, høy styrke, ikke utsatt for korrosjon og god motstand mot utmattingsbrudd er de viktigste. Blant ulike FRP'er viser carbon FRP'er (CFRP) å utpeke seg som en god erstatning til tradisjonelle stålstag (Cai, et al., 2016). Grunnet de nevnte fordelene, har det blitt mer vanlig å bruke FRP'er de siste årene. Det er som nevnt flere fordeler ved å benytte stag av FRP, men disse stagene er dyrere enn kamstål og har en lavere statisk kapasitet. Den lavere statiske kapasiteten skyldes i hovedsak at det er vanskelig å produsere stag med like god ruhet som kamstål. For å gi FRP-stag en mer ujevn overflate kan fibertråder surres rundt staget som en spiral og overflaten kan dekkes med sand (Benmokrane, et al., 2000). Selv med disse tiltakene vil ikke stagets overflate få den samme ujevne overflaten som kamstål. Forsøk utført på ulike FRP-stag i (Benmokrane, et al., 2000) viser at staget vil kunne løsriveres fra fiberspiralene eller sandkornene før til kollaps i heften mellom stag og mørtel.

Stål er det materialet som det er vanligst å benytte til bergstag. De markante kammene på kamstål sikrer god mekanisk heft mellom stag og mørtel og den lave prisen favoriserer kamstål til bruk som bergstag. Kamstål kan også kombineres med expansion shell, ved å

montere dette i enden av staget. Ved behov for stag med mer fleksibilitet kan det benyttes wire (Hoek, 2006). Siden tverrsnittarealet øker kvadratisk og skjærareal øker lineært ved økt radius for kamstål med kompakt tverrsnitt, vil det være gunstig å se etter alternative løsninger om det er nødvendig med stor radius for å sikre tilstrekkelig heft. Et alternativ er lissestag som består av flere wirer med mindre diameter. Grunnet wirenes glatte overflate baserer heften seg i hovedsak på friksjonsmotstand. Mangelen på mekanisk låsing fører til at skjærkapasiteten til wirene blir ca. en tredjedel av skjærkapasiteten til kamstål (Benmokrane, et al., 1995b), men dette kompenseres til en viss grad ved at mange tynne wirer øker kontaktarealet mellom staget og gysemassen.

2.2.2 Gysemiddel

Hovedtypene gysemiddel som brukes i dag er resinbaserte og sementbaserte gysemidler (Kilic, et al., 2002b). Resinbasert gysemiddel består av to adskilte deler før installasjon, et bindemiddel og en herder. Bindemiddelet og herderen blandes i borehullet. De største forskjellen mellom resinbaserte og sementbaserte gysemiddel er pris og herdetid, heftkapasiteten viser seg å være tilnærmet lik (Hoek, 2006). Resinbaserte er dyrere men er til gjengjeld i hovedsak mer renselig, lettere å bruke og har en kortere herdetid. Kortere herdetiden kan være en meget positiv egenskap ved prosjekter som er presset på tid. Resinbaserte bindemidler installeres ved at bindemiddelet og herderen legges i borehullet i to adskilte poser, og ved at staget drilles rundt blir det hull på posene slik at bindemiddelet og herderen blandes. Denne installasjonsmetoden setter begrensninger til lengden og stivheten til stagene som installeres. Typisk begrenses lengden på stagene til syv-åtte meter og lissestag kan ikke benyttes. Ved store bruvsprosjekter vil ikke tidsaspektet være noe stort problem og det som er funnet av tilgjengelig forskning er for det meste gjort på sementbasert gysemiddel. Ved permanente gyste bergstag er det meldt om flere episoder der det ved bruk av polyester resin som gysemiddel under vann har gått til brudd i heftsonen mellom gysemiddelet og berg (Yahia, et al., 1997). Det er av disse grunnene fokusert på sementbaserte gysemidler.

Ved bruk av sementbasert gysemiddel er det viktig at gysemiddelet sikrer god friksjon og mekanisk låsing i skjærsonene mellom stag og gysemiddel og mellom gysemiddel og berg. Dette er avhengig av trykket fra gysemiddel på heftsonen, arealet til heftsonen og heftstyrken. Heftstyrken øker om mørtelens skjærstyrke, trykkstyrke og Young's modulus

øker (Kilic, et al., 2002b). For å sikre god kontakt i skjærsonene er gysemassene normalt ekspanderende. Dette kan oppnås ved å tilsette aluminiumpulver (Benmokrane, et al., 1995b). Gysing under trykk vil også kunne øke det omsluttende trykk. Om bergmassene har mye sprekker og porer vil mørtelen kunne trenge seg inn i disse sprekke, dette vil øke mørtelforbruket, men også forsterke berget og heften mellom berg og mørtel (Bell, 1992). En annen faktor som er viktig er vann/semest forholdet (w/c) som er avgjørende for sementens viskositet før den størkner og trykk- og skjærstyrken til den ferdige gysemassen. Vannet i sementen blir delvis brukt ved hydrering av sementen mens det resterende fordampes. Vannet som fordampes etterlater seg luftporer i betongen som reduserer skjær- og trykkstyrken. Forsøkene til (Kilic, et al., 2002b) viser at et w/c forhold på 0,34 gir den høyeste heftstyrken, men w/c forhold på opp mot 0,4 gir gode resultater. For at sementen skal bli lettere å arbeide med kan det tilsettes plastiserende stoffer.

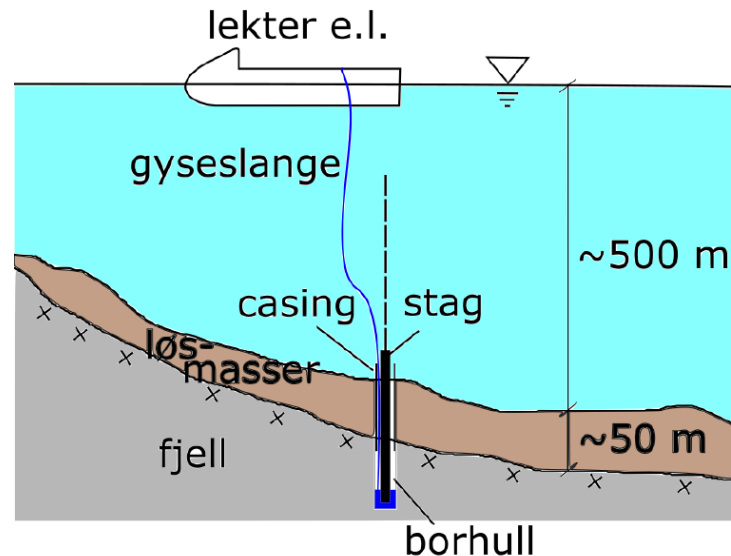
Som nevnt er en av ulempene med gyste bergstag er at det tar tid før gysemiddelet herder og bergstaget oppnår ønsket kapasitet. Betong herder hurtig i starten for så å gradvis avta, etter 28 døgn sies det at betongen har nådd 95% av kapasiteten. Det er av denne grunn viktig at herdetiden er tilstrekkelig før staget belastes.

2.2.3 Gysing under vann

I forbindelse med utbygging av mange store og komplekse offshorekonstruksjoner de siste årene har det blitt jobbet mye med forankring av store konstruksjoner på havbunnen. Gyste bergstag brukt i forbindelse med forankring av brukonstruksjoner vil få store dimensjoner. Installasjonsprosessen i hovedsak vil bestå av de samme fasene som ved installasjon av gyste pæler i offshorekonstruksjoner. Gyste pæler er brukt som et alternativ til rammede pæler om friksjonskapasiteten til rammede pæler er for lav, eller om ramming ikke er mulig. Grunnforholdene på havbunnen vil kunne variere. Over berget vil det kunne ligge et lag med løsmasser som vil komplisere installeringsprosessen. Installeringen av gyste pæler deles inn i flere faser (Randolph & Gourvenec, 2011).

- Først vil et hult rør rammes ned til berg i det overliggende løsmasselaget. Dette røret vil hindre løsmassene å rase ned i borehullet under boring.
- Borehullet bores ned til ønsket dybde med en borerigg på en lekter, eller ved store vanndybder kan en fjernstyrt borerigg på bunnen av havet benyttes.

- Etter at hullet er klargjort holdes staget på plass og hullet fylles med mørtel. Gysingen utføres normalt ved bruk av rørfyllingsmetoden eller ved bruk av pumpe. Ved installering av mange stag brukes ofte pumpe (Statens Vegvesen, 2004). Enden av pumpeslangen føres ned i bunn av borehullet sammen med staget som skal støpes fast, ettersom hullet fylles med betong dras pumpeslangen oppover hullet.



Figur 2.8: Eksempeltegning av gyste bergstag under vann, hentet fra (Behrens, 2016)

Om grunnen er dekket av løsmasser vil det være vanskelig å forspenne bergstagene med en vanlig endeplate. Det er av denne grunnen primært sett på passive bergstag i denne oppgaven, selv om det i (Benmokrane, et al., 1995a) er vist at forspenning kan ha positive effekter på stag utsatt for dynamiske krefter.

Ved gysing av stag under vann viser det seg at kapasiteten til stagene kan bli sterkt redusert sammenlignet med tilsvarende gyste bergstag over vann. En av grunnene til dette er at w/c øker ved gysing under vann og at vannet vasker ut noe av gysmassene slik at skjærkapasiteten til mørtelen reduseres (Yahia, et al., 1997). I (Yahia, et al., 1997) blir 110 ulike uttrekkstester av stag testet for å sammenligne kapasitet på stag gyst under vann, over vann og effekten av ulike tilsetningsstoffer i mørtelen. Forsøkene viser at etter en herdetid på 21 døgn lå uttrekkskapasiteten våt-gyst mørtel på 56-81% av den til tørr-gyste mørtelen. Mørtelen tilsatt silikat og plastiserende middel gav redusert utvasking og økt kapasitet.

2.2.4 Hulldiameter vs. Stagdiameter

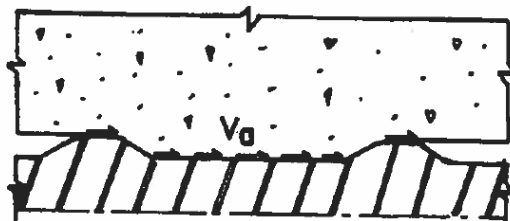
I (Statens Vegvesen, 2004) stilles det krav til at stagets overdekning med gysemasser er på minst 10mm. Hulldiameter må med dette være 20mm større enn diameteren til staget. Om heftkapasiteten mellom gysemassene og berg ønskes økt, vil en økt diameter på borehullet også øke overflatearealet og med dette også kapasiteten. Om staget ikke blir plassert helt parallelt med borehullet vil en større hulldiameter også gjøre det lettere å forsikre seg om at en tilstrekkelig overdekning langs hele den gyste lengden oppnås.

2.3 Skjærfordeling langs gyste bergstag (kamstål)

Krefter overføres fra stag til berg ved tre ulike mekanismer. Mekanisk låsing, friksjon og kjemisk bånd (adhesjon) (Li & Stillborg, 1999) (Ma, et al., 2013). Skjærstyrken mellom stag og mørtel som testes ved en kapasitetstest kommer i hovedsak først ifra adhesjon så mekanisk låsing og til slutt friksjon (Li & Stillborg, 1999). Nedenfor er prinsippene for disse ulike mekanismene forklart og illustrert for gyst bergstag med kammer.

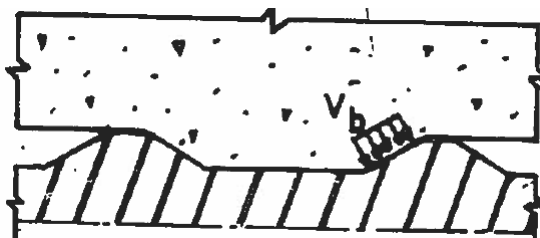
Verdi og bidrag fra disse ulike mekanismene vil være avhengig av flere ulike faktorer. Noen av faktorene er avstand mellom kammer, størrelse og form på kammene (Kilic, et al., 2002a), ruheten til staget og betongens strekkstyrke (Comite euro-international du beton, 1993, pp. 82-83).

Adhesjon oppnås ved kjemisk kontakt mellom stag og gysemasser (ACI Committee 408, 1992). Adhesjonskreftene brytes fort ved små bevegelser. I følge (Ma, et al., 2013) er det gjennom ulike kilder vist at adhesjonskreftene mellom stag og mørtel ikke eksisterer eller er så små at kreftene kan neglisjeres i brukstilstand.



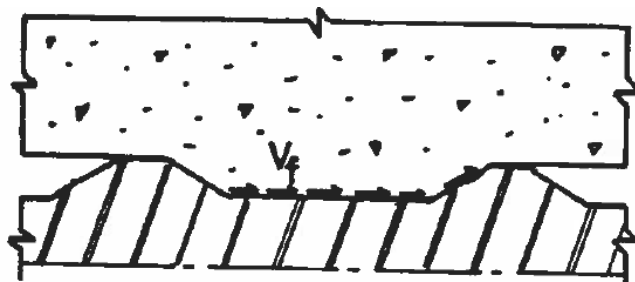
Figur 2.9: Illustrasjon av adhesjonskrefter mellom stag og mørtel. Figur hentet fra (ACI Committee 408, 1992)

Mekanisk låsing oppnås ved at kammene «låses fast» i mørtelen og øker kapasiteten til staget ved at det oppstår trykkrefter mot kammene. I Figur 2.10 er denne «låsende» kraften illustrert med kraftvektorene V_b . Mekanisk låsing er den primære lastbærende mekanismen før stagets kapasitet er nådd (ACI Committee 408, 1992).

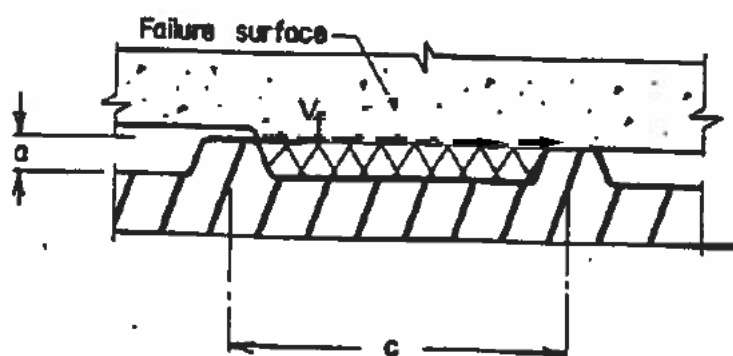


Figur 2.10: Illustrasjon av mekanisk låsing mellom stag (kammer) og mørtel. Figur hentet fra (ACI Committee 408, 1992)

Friksjonen mellom stag og mørtel er avhengig av friksjonskoeffisienten, kontaktarealet og det omsluttende trykket fra gysemassene. For å sikre en god friksjonskraft er det viktig med god kontakt mellom mørtel og stag. Gysemassene er normalt ekspanderende for å sikre god kontakt og høyt omsluttende trykk. Friksjonskreftene virker i brukstilstand som illustrert i Figur 2.11.

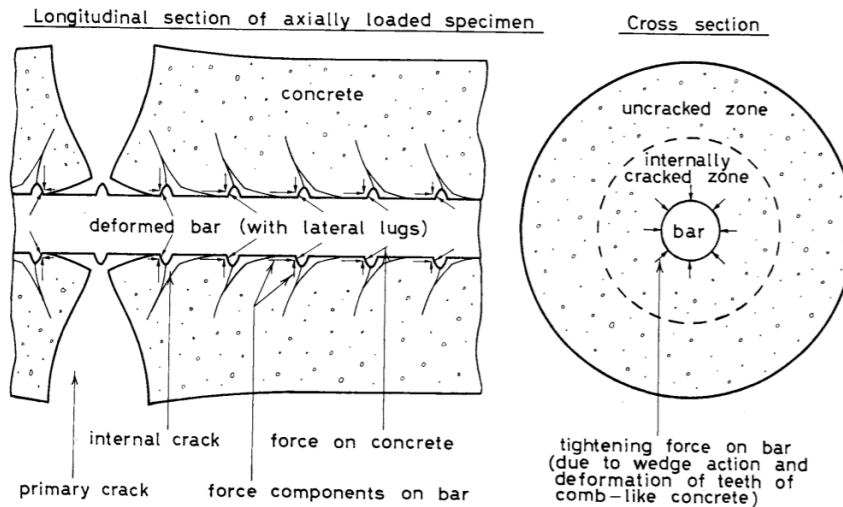


Figur 2.11: Illustrasjon av friksjonskrefter mellom stag og mørtel før mekanisk kapasitet er nådd. Figur hentet fra (ACI Committee 408, 1992)



Figur 2.12: Illustrasjon av friksjonskrefter langs bruddflate ved direkte utrivning. Figuren er hentet fra (ACI Committee 408, 1992) med noen små justeringer.

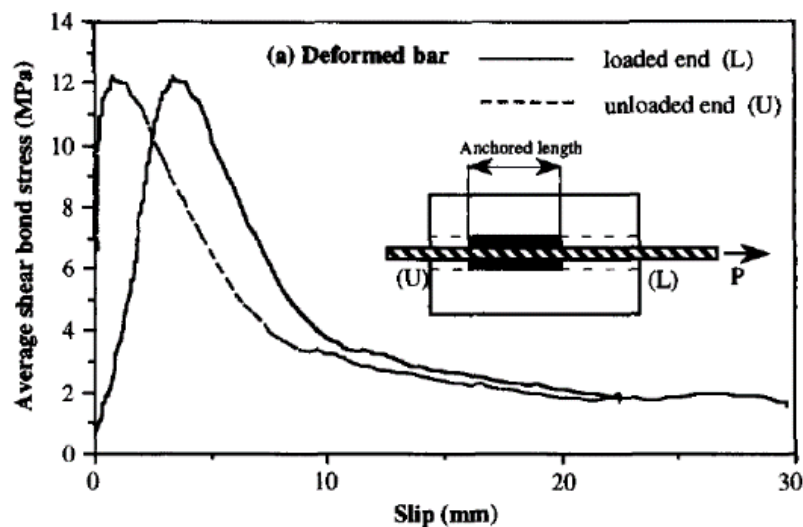
Ettersom skjærkreftene øker vil heftsonen til slutt gå til brudd, om heftsonen er dimensjonerende. Det er i hovedsak to ulike typer heftbrudd av gysemassene, oppsprekking (Figur 2.13) og skjærbrudd (Figur 2.12). Det fare for oppsprekking ved lav radiell innspenning, og skyldes strekkspenninger i omsluttende mørtel den låsende kraften V_b mot kammene (ACI Committee 408, 1992). Som nevnt er gysemassene normalt ekspanderende og et godt gyst stag vil ha god radiell innspenning. Ved god radiell innspenning vil heften gå i brudd i form av et skjærbrudd i betongen mellom kammene som illustrert i Figur 2.12. Ved skjærbrudd forsvinner kreftene fra mekanisk låsing og adhesjon. Etter brudd vil det derfor kun være friksjonskreftene som virker langs bruddflaten, se Figur 2.12 (Ren, et al., 2009). I denne oppgaven blir det tatt utgangspunkt i at den radielle innspenningen er god og at heftbruddet opptrer i form av et skjærbrudd.



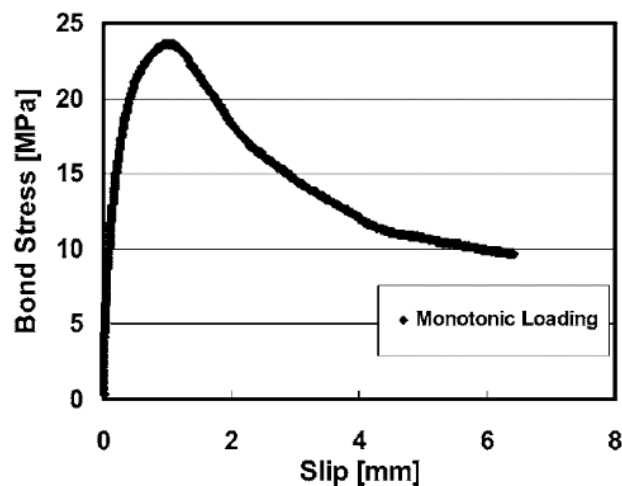
Figur 2.13: Brudd ved oppsprekking, hentet fra (Goto, 1971)

2.3.1 Sammenheng mellom skjærspenning og forskyvning

En vanlig framstilling av skjærspenningen i heftsonen er et skjærspenning-forskyvning (τ -s) plott. Ved å benytte et stag med gyst lengde på under fem ganger diameter er skjærfordelingen langs staget konstant (International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures, 1994) og lokal skjærspenning kan beregnes ved å måle den totale påførte aksiallasten. I (Benmokrane, et al., 1995b) er skjærkraften antatt konstant ved å velge en gyselengde på fire ganger diameteren til staget. Mens i (Oh & Kim, 2007) er det brukt en gyselengde på to ganger diameter. Resultatet fra forsøket til (Benmokrane, et al., 1995b) og (Oh & Kim, 2007) er vist i τ - s plott i Figur 2.14 og Figur 2.15



Figur 2.14: Eksempel på Skjærkraft – forskyvningskurve (gyst lengde på 4ϕ). Hentet fra (Benmokrane, et al., 1995b)

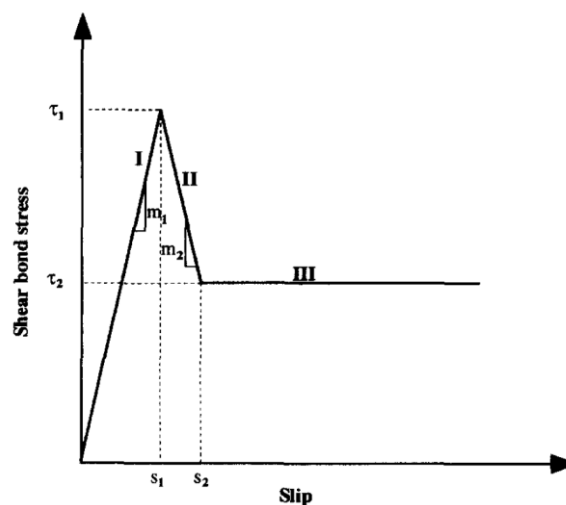


Figur 2.15: Eksempel på Skjærkraft – fotskyvningskurve (gyst lengde på $2\varnothing$). Hentet fra (Oh & Kim, 2007)

Det er utviklet flere modeller for sammenhengen mellom skjærspenning og forskyvning. En god og enkel tilnærming av denne sammenhengen er den trilineære modellen. I den trilineære modellen deles τ -s kurven inn i tre lineære deler, se Figur 2.16 (Benmokrane, et al., 1995b) (Ren, et al., 2009) (Martín, et al., 2010) (Ivanovic & Neilson, 2008) (Guan, et al., 2006). En mer kompleks sammenheng er utviklet i sammenheng med skjærspenninger mellom armering og betong, se Figur 2.17 (Comite euro-international du beton, 1993). Modellen framstilt i (Pochanart & Harmon, 1989) er enda en variant, se Figur 2.18.

2.3.1.1 Den trilineære modellen

(Benmokrane, et al., 1995b) og (Ren, et al., 2009) som baserer seg på den bilineære modellen for betong forsterket med fiberarmert polymer (FRP) (Yuan, et al., 2003), viser at forsøksresultatene stemmer godt overens med den trilineære modellen.



Figur 2.16: Skjærkraft – forskyvning kurve forenklet som en trilineær kurve, hentet fra (Benmokrane, et al., 1995b)

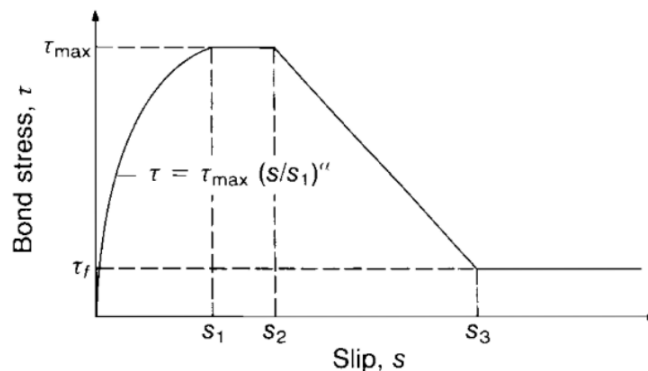
I Figur 2.16 er den trilineære modellen fremstilt grafisk. Skjærkreftene øker lineært opp til heftsonens skjærkapasitet, τ_1 , ved en tøyning s_1 . Opp til dette topp punktet (τ_1, s_1) vil heftsonen ha en elastisk oppførsel, denne elastiske fasen kalles fase I. En videre forskyvning etter dette reduserer skjærspenningen ned til τ_2 ved en forskyvning s_2 , dette kalles fase II. I fase II brytes alle mekaniske- og adhesjons-krefter slik at det i fase III kun er friksjonskjevter som virker langs skjærsonen. Skjærspenningen i fase III er konstant lik τ_2 . Den trilineære modellen kan beskrives matematisk som i formel 2.10 (Ren, et al., 2009) (Benmokrane, et al., 1995b):

$$\tau(\delta) = \begin{cases} \frac{\tau_1}{s_1} s & \text{for } 0 \leq s \leq s_1 \\ \frac{k\tau_1(s - s_1) + \tau_1(s_2 - s)}{s_2 - s_1} & \text{for } s_1 \leq s \leq s_2 \\ k\tau_1 & \text{for } \delta \geq \delta_2 \end{cases} \quad 2.10$$

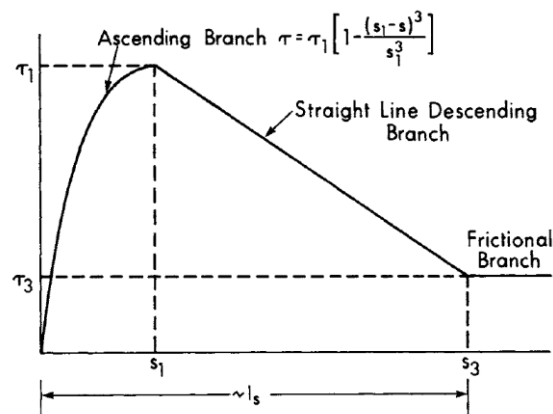
$$\text{Der: } k = \frac{\tau_2}{\tau_1} \quad 2.11$$

2.3.1.2 Mer komplekse modeller

Modellene utviklet av (Comite euro-international du beton, 1993) og (Pochanart & Harmon, 1989) er illustrert i henholdsvis Figur 2.17 og Figur 2.18. Begge disse modellene har til likhet med den trilineære modellen etter at maks skjærstyrke er nådd, en lineær avtagende skjærstyrke til det kun er en konstant friksjonskraft lang skjærsonen som virker. Den lineært økende skjærspenningen i den trilineære modellen er i de mer komplekse modellene erstattet med en eksponentiell kurve. I (Comite euro-international du beton, 1993) er det i tillegg en konstant fase med maks skjærstyrke før skjærstyrken reduseres.



Figur 2.17: Sammenhengen mellom skjærstyrke forskyvning for armeringsjern ved statisk belastning (Comite euro-international du beton, 1993)



Figur 2.18: Sammenhengen mellom skjærstyrke forskyvning etter (Pochanart & Harmon, 1989)

Arealet under den trilineære t-s kurven vil være mindre enn for de eksponentielle variantene. Arbeidet som kreves for at staget går til brudd blir mindre for den trilineære modellen. Den trilineære kurven blir et konservativt alternativ. Ved å sammenligne med forsøksresultater ser dette også ut til å være en tilstrekkelig god modell.

Forventede verdier

Til skjærspenning-forskyvningskurven presentert i (Comite euro-international du beton, 1993) er det også presentert en tabell med forventede verdier for beskrivelse av kurven, Se Tabell 2.1.

Tabell 2.1: Typiske verdier for skjærspenning-forskyvningskurven, (Comite euro-international du beton, 1993).

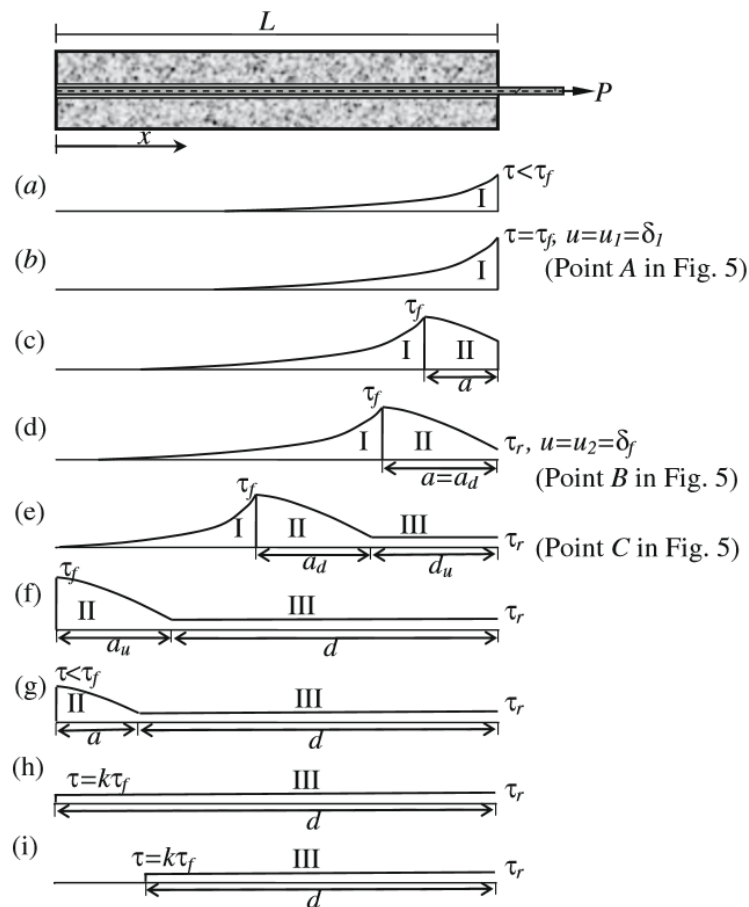
	Column 2	Column 3	Column 4	Column 5
	Unconfined concrete*		Confined concrete†	
	Good bond conditions	All other bond conditions	Good bond conditions	All other bond conditions
s_1	0.6 mm	0.6 mm	1.0 mm	1.0 mm
s_2	0.6 mm	0.6 mm	3.0 mm	3.0 mm
s_3	1.0 mm	2.5 mm	Clear rib spacing	Clear rib spacing
α	0.4	0.4	0.4	0.4
τ_{\max}	$2.0\sqrt{f_{ck}}$	$1.0\sqrt{f_{ck}}$	$2.5\sqrt{f_{ck}}$	$1.25\sqrt{f_{ck}}$
τ_f	$0.15\tau_{\max}$	$0.15\tau_{\max}$	$0.40\tau_{\max}$	$0.40\tau_{\max}$

*Failure by splitting of the concrete.

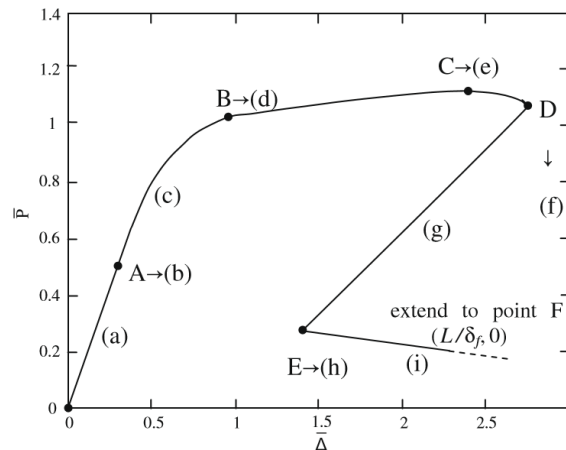
†Failure by shearing of the concrete between the ribs.

2.3.2 Utviklingen av skjærspenning langs stagets lengde

I litteratur er maksimum skjærstyrke mellom stag og mørtel langs en kort lengde målt fra 10,3 til 20,7 MPa. For stag med gyst lengde 15 ganger diameter, brukes normalt en gjennomsnittlig skjærspenning på 3,8 til 5,5MPa (ACI Committee 408, 1992). Maksimum skjærstyrke vil ikke opptre langs hele stagets lengde samtidig og dette reduserer tydelig gjennomsnittlig skjærpenning langs staget. I Figur 2.19 og Figur 2.20 er utviklingen av skjærkraftfordelingen langs et bergstag illustrert ved statisk uttrekk. Ettersom staget belastes vil den mekaniske låsingen og adhesjonskreftene langs staget gradvis brytes ned fra den frie enden og videre innover staget. Allerede tilbake til 1975 ble det vist av Farmer (Farmer, 1975) at skjærkreftene langs staget vil avta eksponentielt langs staget, som vist i Figur 2.19 (a og b). Forsøkene til Farmer viser derimot ikke noe om skjærkreftene langs staget etter at lasten har blitt så høy at mekanisk nedbrytning har startet noe som er viktig da det først er i (e) at stagets strekkapasitet er nådd.



Figur 2.19 Skjærkraftfordeling langs bergstag med kammer hentet fra (Ren, et al., 2009) fig. 5 i denne figuren referer til Figur 2.20.



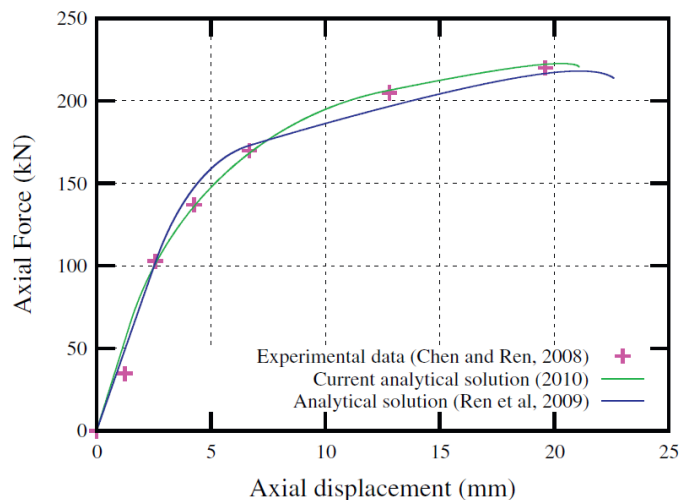
Figur 2.20: Dimensjonsløst plott av typisk kraft – deformasjons plott, Hentet fra (Ren, et al., 2009).

- a-b) Hele staget er elastisk belastet, fase I.
- c-d) Videre belastning fører til mekanisk nedbrytning av mekanisk heft i den frie enden av staget, fase II.
- e) Fase II beveger seg videre innover staget og den delen av staget som er elastisk belastet blir mindre og mindre. Den gjennomsnittlige skjærkraften langs staget er på det høyeste slik at skjærkapasiteten er nådd. Ved utgangen av staget har forskyvningen blitt så stor at den mekaniske motstanden er helt brutt ned slik at skjærspenningene har gått over i fase III.
- f-g) Stagets mekaniske heft blir gradvis brutt ned helt til hele staget er i fase III.
- h-i) Det er kun friksjonskrefter som virker langs staget. Etersom staget trekkes ut reduseres kontaktarealet mellom stag og mørtel som gir et gradvis redusert kontaktareal.

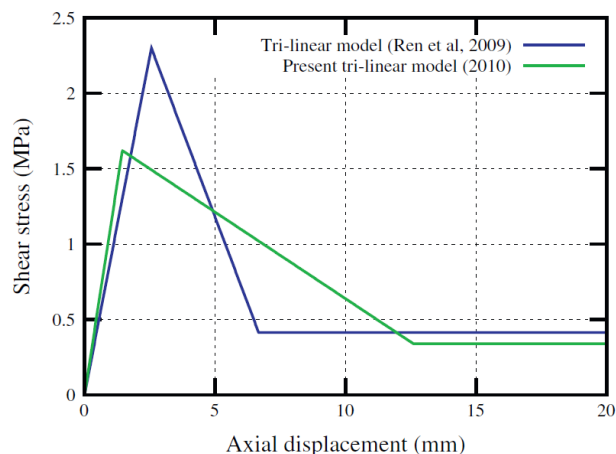
2.3.3 Modell for å beregne heftkapasiteten til et bergstag

(Ren, et al., 2009) og (Martín, et al., 2010) har begge utviklet en analytisk modell for å beskrive og beregne oppførselen til gyste bergstag basert på den trilineære skjærkraft-forskyvningsmodellen. Den analytiske modellen presentert i (Martín, et al., 2010) er en alternativ løsning til (Ren, et al., 2009) der randbetingelsene ikke er avhengig av hvor lasten

påføres, men kun forskyvningen av stagets frie ende. Som vist i Figur 2.21 viser begge modellene god overenstemmelse med forsøksresultater. Selv om det er relativt god overenstemmelse mellom kraft-forskyvnings kurvene er det større variasjon i parameterne brukt til å beskrive den trilineære τ -s kurven, se Figur 2.22. Dette skyldes at (Ren, et al., 2009) i sine analytiske beregninger også beregnet to av parameterne som beskriver den trilineære kurven. I følge (Martín, et al., 2010) må den trilineære kurven og de fire parameterne (τ_1 , τ_2 , s_1 og s_2) være kjent før kraft-forskyvningskurven kan beregnes. Parameterne til den trilineære modellen kan bestemmes fra uttrekktest på stag med kort gyst lengde. (Ma, et al., 2013) benytter en ikke-lineær t-s med god overenstemmelse med den trilineære modellen brukt i (Martín, et al., 2010). Parameterne til den trilineære kurven vil ha stor påvirkning på stagets påvirkning av sykliske laster, som det ses nærmere på i avsnitt 0. Det vil derfor være viktig å bestemme t-s grafen på forhånd.



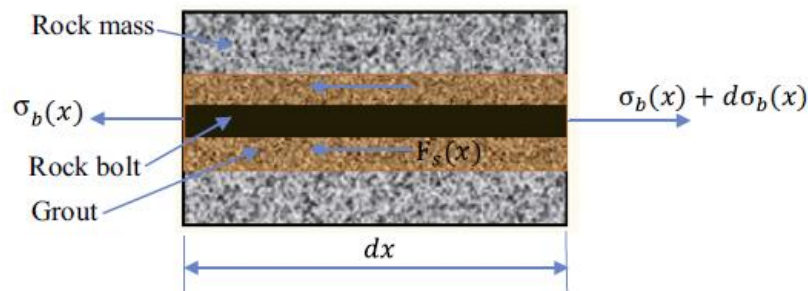
Figur 2.21: Sammenligning mellom eksperimentelle resultater og analytiske resultater fra (Ren, et al., 2009) og (Martín, et al., 2010). Sammenligningen er hentet fra (Martín, et al., 2010).



Figur 2.22: Trilineære kurver for (Ren, et al., 2009) og (Martín, et al., 2010). Hentet fra (Martín, et al., 2010).

I (Martín, et al., 2010) og (Ren, et al., 2009) antas det at all skjærforskyvning skjer langs heftsonen mellom stag og gysemassene og ingen skjærforskyvning i selve gysemassen eller i heften mellom berg og mørtel. Dette er antatt siden aksial- og skjær-forskyvningene er relativt små. (Behrens, 2016) har regnet på effekten av å ikke inkludere skjærdeformasjonene i mørtelen. Beregninger for det elastiske området, viser at ved å inkludere skjærtøyninger i mørtelen påvirker dette sluttresultatet. Skjærtøyninger i både mørtel og heftsone burde av denne grunn inkluderes i en endelig beregning.

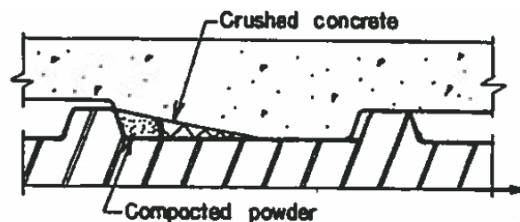
Det er utviklet flere numeriske modeller som beregner aksialkrefter, skjærspenninger og forskyvning langs bergstag. I den numeriske modellen presentert i (Ma, et al., 2016) benyttes også den trilineære modellen og denne vil kunne anvendes i en numerisk programvare som Finite Element Modeling (FEM) eller Discontinuous Deformation Analysis (DDA). Staget deles opp i n elementer i lengderetning, som illustrert i Figur 2.23. Fra elementene settes det opp et sett med n ligninger med n ukjente forskyvninger. Ligningssettet kan løses ved Gauss eliminasjon. Fra løsningen finnes stagets skjærfordeling, aksialfordeling og last-forskyvningskurve. Denne numeriske metoden har blitt implementert av Tistel i et MatLab skript.



Figur 2.23: Kraftfordeling på et inkrement av gyst bergstag (Ma, et al., 2016)

2.4 Sykliske og dynamiske laster

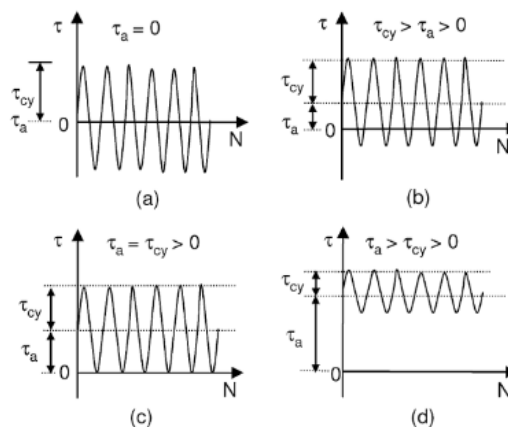
Dynamisk last er en last som varierer i størrelse med tid. For broer kan dette være trafikklast, vindlast eller bølgelaster på konstruksjonen. Store konstruksjoner som bruer vil være utsatt for mange ulike dynamiske laster som varierer i både retning og størrelse. Som nevnt i avsnitt 2.1.1.4 kan dynamiske laster føre til progressive brudd. Den sykliske lasten fører til plastisk deformasjon på mikroskala (Suaris, et al., 1988). For bergstag med kammer viser det seg at hovedformen for nedbrytning er knusing av betongen foran kammene (ACI Commitee 408, 1992), se Figur 2.24. Oppsprekningen og knusingen på mikroskala kan til slutt føre til brudd, selv om den sykliske lasten er langt under den statiske kapasiteten.



Figur 2.24: Hovedformen for nedbrytning ved syklisk last ser ut til å være nedbrytning av betong foran kammene langs staget (ACI Commitee 408, 1992).

2.4.1 Modellering

I laboratorietester forenkles gjerne denne mer komplekse dynamisk lasten med en harmonisk syklisk last som kan beskrives med en frekvens, amplitude og middelvei (Randolph & Gourvenec, 2011, p. 132). For at den sykliske lasten skal kunne etterlignes best mulig må det benyttes representative verdier for frekvens, amplitude og middelvei. Ved å teste med ulike sykliske laster, kan den dynamiske lasten etterlignes ved å sette sammen en lasthistorie som består av X antall sykler med varierende lastverdi.

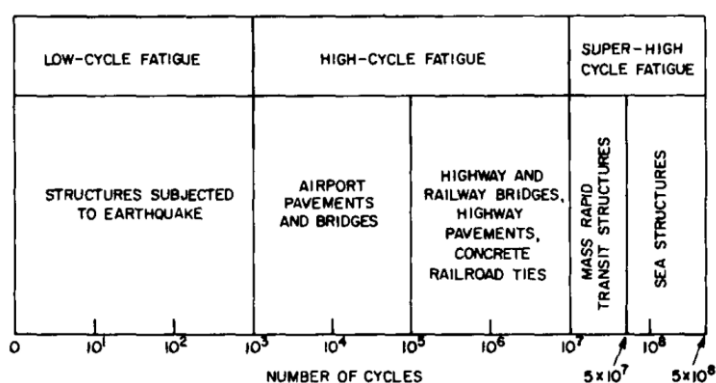


Figur 2.25: Ulike typer syklisk last. a) Symmetrisk toveis sykling, $\tau_a = 0$. b) Usymmetrisk toveis sykling, $\tau_a < \tau_{cy}$. c) Enveis sykling, $\tau_a > 0$. d) Enveis sykling, $\tau_a > \tau_{cy}$ (Randolph & Gourvenec, 2011, p. 131).

Sykliske laster kan deles inn i to ulike hovedtyper, toveis (a og b i Figur 2.25) og enveis (c og d i Figur 2.25). Bergstag er normalt kun utsatt for last i strekk (Benmokrane, et al., 1995a). Det vil av denne grunn være av størst interesse å se på enveissykling. Ved enveissykling vil ifølge (Rehm & Eligehausen, 1977) en lav τ_a ha en negativ konsekvens om $\tau_a + \tau_{cy}$ holdes konstant. Dette stemmer også bra med resultatene i (Aas-Jakobsen, 1970), se Figur 2.26.

Avhengig av lastsituasjon, levetid og brukssituasjon varierer antall sykler konstruksjonen må dimensjoneres for. I (Hsu, 1981) deles det inn i tre syklingsklasser som defineres av antall sykler til brudd; «*low-cycle fatigue*» (LCF), «*high-cycle fatigue*» (HCF) og «*super-high-cycle fatigue*» (SHCF). Som vist i Tabell 2.2 skiller det mellom LCF og HCF etter 1000 sykler og mellom HCF og SHCF etter 10 mill. sykler. Eksempler på LCF som stag kan utsettes for er jordskjelvlaster, ulykkeslast, ekstreme vær-situasjoner eller sprengning i forbindelse med pågående bygging. Eksempler på HCF og SHCF er bølgelaster, laster fra havstrømminger, vindlaster og trafikklast. Ved bruk av bergstag til forankring av bruer vil stagene i brukstilstand være utsatt for belastnings-sykler som kan klassifiseres som HCF og SHCF, men det må også tas høyde for LCF ved eventuelle ulykkeslaster.

Tabell 2.2: Forventede lastsykler for ulike konstruksjoner, hentet fra (Hsu, 1981)



2.4.2 Sykliske laster på bergstag

Grunnet lite forskning på effekten av sykliske laster på bergstag har tidligere praksis vært å bruke en ekstra høy sikkerhetsfaktor (Hanna, 1982). Ved ta høyde for den sykliske belastningen med en høy sikkerhetsfaktor er den faktiske sikkerhet til staget ukjent. Om bergstag skal brukes til forankring av store konstruksjoner utsatt for dynamisk last må

effekten av sykliske laster forstås bedre slik at den faktiske kapasiteten og sikkerhetsfaktoren kan beregnes.

2.4.2.1 Tilgjengelig forskning

Det er gjort noe forskning på sykliske effekter på bergstag. De ulike forskningsrapportene som omhandler syklisk belastede stag og som det er sett nærmere på i denne oppgaven, er: (Benmokrane, et al., 1995a), (Oh & Kim, 2007), (Perry & Jundi, 1969), (Rehm & Eligehausen, 1977), (Verna & Stelson, 1963) og (ACI Committee 408, 1992). Det er også sett på forskning på betong (Aas-Jakobsen, 1970), (Hsu, 1981) og for pæler i forbindelse offshore konstruksjoner (Randolph & Gourvenec, 2011).

Resultater og konklusjoner fra eksisterende forskning

I (Aas-Jakobsen, 1970) er det utarbeidet en numerisk metode for å beregne antall sykler som skal til for at betong går til brudd. Formelen er en funksjon av utnyttet statisk kapasitet og amplitude. Den matematiske formelen er presentert i formel 2.12, og grafisk i Figur 2.26 for ulike verdier av $R = \frac{\tau_{maks}}{\tau_{min}}$. Antall sykler til brudd øker logaritmisk ettersom forholdet mellom utnyttet kapasitet og maks kapasitet reduseres. Betongen har altså ifølge (Aas-Jakobsen, 1970) ikke noe nedre grense der syklingen ikke vil ha noe påvirkning på stagets kapasitet.

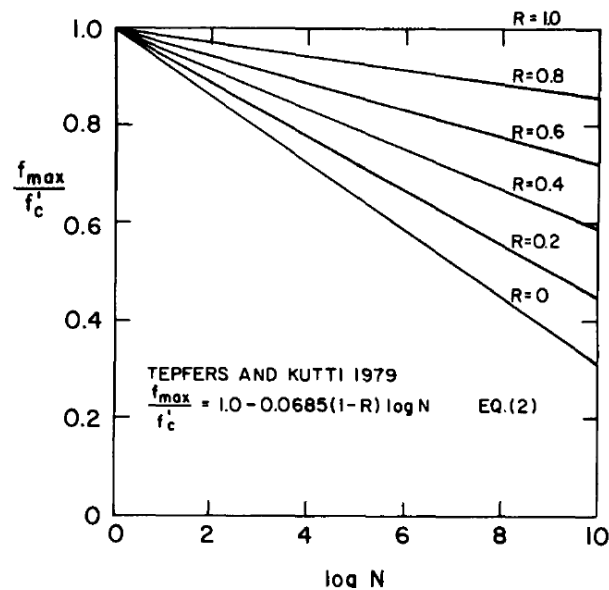
$$\frac{\tau_{maks}}{f_c} = 1 - (1 - R) \cdot \beta \cdot \log(N) \quad 2.12$$

β = materialparameter, lik 0,0685 for betong (Hsu, 1981)

f_c = statisk kapasitet

N = antall sykler

$$R = \frac{\tau_{maks}}{\tau_{min}}$$



Figur 2.26: Grafisk framstilling av sammenhengen mellom S_{maks}/f_c , R og N. (Hsu, 1981)

Hensikten med forsøkene gjort av (Rehm & Eligehausen, 1977) er å studere heften mellom armeringsjern og betong. Både fordi dette er et lite undersøkt tema og tidligere forsøk viser til sprikende resultater. I (Rehm & Eligehausen, 1977) nevnes blant annet;

- I (Perry & Jundi, 1969) konkluderes det med at det ikke er tegn til at staget vil gå til brudd om den dynamiske lasten er under 80 prosent av den statiske kapasiteten, også i Tefpers (1973) viser den sykliske lasten å ha liten innvirkning på stagets statiske uttrekkskapasitet.
- (Verna & Stelson, 1963) kommer fram til at stag som er utsatt for 10^6 sykler vil få en statisk kapasitet som er redusert med nærmer 60%.
- Mullenbruch (1945) kom fram til at etter $5 \cdot 10^6$ sykler med 50% av statisk kapasitet vil uttrekkraften reduseres til 50% av den statisk kapasitet.

(Rehm & Eligehausen, 1977) ser i sine forsøk på heftsonen mellom kamstål og betong at effekten av syklisk last passer godt overens med modellen for betong. Om syklingslasten er under 50% av statisk kapasitet vil heften tåle flere millioner sykler, og om staget ikke sykles til brudd vil lasthistorien ikke ha påvirkning på kapasiteten til staget, bare stivheten.

I artikkelen (Oh & Kim, 2007) viser resultatene, i samsvar med (Rehm & Eligehausen, 1977), at det ikke er noe tydelig variasjon i statisk kapasitet før og etter sykling, så lenge staget ikke er gått til brudd. Det antas i (Oh & Kim, 2007) at staget vil gå til brudd ved en forskyvning over s_1 . Alle forsøkene er av denne grunn avsluttet før forskyvningen har nådd

s_1 . Den faktiske responsen ved forskyvning over s_1 er ikke testet. Et eksempel er vist i Figur 2.27. Utfra disse forsøksresultatene konkluderes det med at syklingen ikke påvirker s_1 og τ_1 .

Forskyvningen etter N sykler, s_N , kan uttrykkes som en funksjon av forskyvningen etter første sykling, s_0 , antall sykler, N, og en eksponent, b. Formelen presentert i (Rehm & Eligehausen, 1977) er vist i formel 2.13 og (Oh & Kim, 2007) i 2.14. For et stort antall sykler blir resultatet tilnærmet det samme, siden $(1 + N)^b \approx N^b$.

$$s_N = s_0(1 + k_N) \quad 2.13$$

$$k_N = (1 + N)^b - 1$$

(Rehm & Eligehausen, 1977)

$$s_N = s_0 \cdot N^b \quad 2.14$$

(Oh & Kim, 2007)

Eksponenten, b, er en formfaktor og er avhengig av flere ulike variabler. I (Balazs, et. al., 1994) viste eksponenten b seg å være tilnærmet konstant lik 0,119 opp til en syklisk skjærspenning på 0,5 ganger statisk kapasitet. Ved høyere laster en dette økte b gradvis. Også (Comite euro-international du beton, 1993) foreslår en konstant b ved et lastnivå opp til $0,5\tau_1$. For forsøkene i (Oh & Kim, 2007) ble b funnet til å øke fra 0,076 ved en last på 0,45 av τ_1 og opp til 0,11 ved 0,75 av τ_1 .

Ved å implementere den konservative antagelsen at staget vil gå til brudd ved en forskyvning lik s_1 , i formel 2.14 kan formelen skrives om til:

$$s_1 = s_{f\text{ørste}} \cdot N_f^b \quad 2.15$$

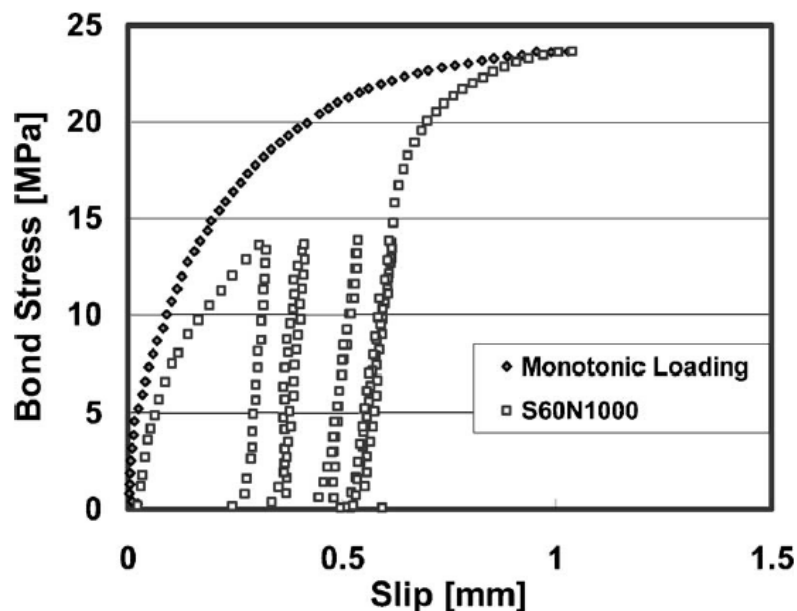
I (Oh & Kim, 2007) anvendes ikke den trilineære skjærkraft-forskyvnings modellen, men modellen presentert i (Comite euro-international du beton, 1993), der skjærspenningene i den elastiske fasen kan beskrives fra formel 2.16. Dette gir uttrykket 2.17 for N_f .

$$\tau = \tau_1 \left(\frac{S}{S_1} \right)^\alpha \quad 2.16$$

$$N_f = \left(\frac{S_1}{S_{f\text{ørste}}} \right)^{\frac{1}{b}} = \left(\left(\frac{\tau_{rep}}{\tau_1} \right)^{-\frac{1}{\alpha}} \right)^{1/b} = \left(\frac{\tau_1}{\tau_{rep}} \right)^{\frac{1}{\alpha \cdot b}} \quad 2.17$$

Om den trilineære modellen hadde vært brukt ville uttrykket for N_f blitt:

$$N_f = \left(\frac{\tau_1}{\tau_{rep}} \right)^{\frac{1}{b}} \quad 2.18$$



Figur 2.27: Eksempel fra forsøkene i (Oh & Kim, 2007), hvor statisk last etter sykling tydelig resulterer i denne samme statiske kapasiteten som ved statisk last (monotonic loading)

I forsøkene i (Benmokrane, et al., 1995a) er det sett på passive og aktive (forspente) gyste stag. Disse forsøkene viser at det er fordeler med forspente berganker om stagene skal oppta sykliske laster. (Benmokrane, et al., 1995a) konkluderer med at en syklingslast ikke vil påvirke kapasiteten om den er under forspenningskraften. Forspente berganker har også en mye stivere oppførsel, og eventuelle lastendringer vil kun gi små forskyvninger. Som nevnt i avsnitt 2.2 er det flere praktiske utfordringer med forspenning av gyste berganker for det tenkte bruksområdet, det er av denne grunn fokusert på passive bergstag i denne oppgaven. For passive bergstag ble det i (Benmokrane, et al., 1995a) konkludert at en syklisk last på 30% av statisk kapasitet ikke påvirker stagets kapasitet, uavhengig av antall sykler. Ved en

last over dette vil, i likhet med (Oh & Kim, 2007) og (Rehm & Eligehausen, 1977), den sykliske lasten gir en permanent forskyvning i stagets frie ende, og forskyvningen øker med antall sykler. I formel 2.17 utledet i (Oh & Kim, 2007) reduseres forskyvningen per sykling, opp til s_1 . I forsøkene til Benmokrane deles utviklingen av deformasjon per sykling inn i tre faser. I fase I reduseres deformasjon per sykling. Fase I går gradvis over i fase II hvor deformasjonen per sykling er konstant. I avsluttende fase III øker deformasjonen gradvis per sykling helt til staget går til brudd.

Ved å frese ut en renne og installere elektriske tøyingsmålere langs stagets lengde kunne utviklingen av skjærfordeling langs staget under sykling dokumenteres i (Perry & Jundi, 1969). Av og på lastingen av stagene førte til en forflytning av maks skjærstyrke fra stagets frie ende mot ulastet ende. I (Benmokrane, et al., 1995a), (Oh & Kim, 2007) og (Rehm & Eligehausen, 1977) hadde stagene som ble testet i de fleste forsøkene en gyst lengde på under fem ganger stagets diameter, slik at skjærspenningen kunne regnes som konstant langs hele stagets gyste lengde.

Frekvens

Funksjonen utviklet av Aas-Jakobsen ble modifisert i (Hsu, 1981) slik at det ble tatt høyde for tidseffekter. I (Hsu, 1981) konkluderes det med at en syklisk last med høy frekvens har mindre påvirkning på konstruksjonen, og at betongen i størst grad påvirkes av frekvensen ved LCF. Effekten av lastfrekvens er ikke undersøkt i samme grad for betong utsatt for HCF grunnet praktiske utfordringer med tanke på tid og utstyr. I (ACI Commitee 408, 1992) konkluderes det med referanse til (Shah og Chung, 1986), at hurtig av og på lasting kan føre til en høyere heftstyrke.

2.4.3 Faktorer som påvirker skjærstyrken ved statisk og syklisk last

I tillegg til at selve utførelsen av syklingen ved de ulike forsøkene kan ha variert, er det flere ulike faktorer som kan påvirke heftstyrken ved syklisk last. I (ACI Commitee 408, 1992) er det listet opp ulike faktorer som påvirker heftstyrken, og som viser hvor kompleks forståelsen av heftstyrke er om alle disse punktene skal tas høyde for.

- **Trykkstyrken til betong:** Trykkstyrken til betong viser seg å ha sterk korrelasjon med skjær- og strekkstyrken.

- **Mørtelens overdekningstykkelse:** Overdekningstykkelsen er avgjørende for bruddformen i mørtelen, enten skjærbrudd eller oppsplitting av mørtelen.
- **Stagets diameter:** Det viser seg at skjærstyrken til staget reduseres ved økt diameter. Det er av denne grunn hensiktsmessig å bruke flere små stag kontra få store.
- **Gyst lengde:** Økt gyst lengde reduserer gjennomsnittlig skjærspenning.
- **Geometrien til kammene på staget:** Ved bruk av store kammer øker stagets mekaniske låsing mot gysemassene.
- **Materialparametere til staget:** Stagets flytegrense og duktilitet påvirker tøyningen i staget og med dette skjærfordelingen langs staget.
- **Type syklisk last:** Som nevnt i dette delkapittelet kan f.eks. type sykling (enveis/toveis) og frekvens ha stor innvirkning på effekten av kapasitet.
- **Temperatur:** Forskning indikerer at temperaturen kan ha innvirkning på skjærkapasiteten. Økt temperatur reduserer kapasiteten, mens lav temperatur øker kapasiteten.
- **Stagets overflate:** Overflaten til staget vil kunne påvirke heften mellom stag og mørtel. Statistiske tester utført på stag som er dekket med epoxy eller lignende viser at heftkapasiteten reduseres i størrelsesorden 15%. Overflaten påvirker adhesjon og friksjonskreftene.

2.4.4 Numerisk beregning av syklisk kapasitet

MatLab skriptet utviklet av Joar Tistel for å beregne stagets skjærfordeling, aksialfordeling og last-forskyvningskurve ved statiske laster, er tenkt å kunne videreutvikles til å ta høyde for syklisk last ved hjelp av resultater fra sykliske tester utført i (Behrens, 2016), av Joar Tistel og i denne oppgaven. Grunnet alle faktorene som påvirker resultatet vil en eventuell numerisk modell ikke være universell for alle stag. Det vil måtte gjøres forsøk, slik at parametere for å bestemme skjærkraft-fordelingskurven for statisk uttrekk og sammenhengen mellom denne kurven og sykliske laster kan brukes som input.

Pågående PhD-studier v/Joar Tistel

I pågående PhD-studier v/Joar Tistel jobbes det med en slik numerisk modell som vil kunne beregne den sykliske kapasitet til bergstag. Denne modellen er ikke ferdigstilt, men deler av modellen er samlet i (Tistel, 2016) som er et utkast til en artikkel som ikke er publisert,

og er av denne grunn konfidensiell. En oversikt over hvordan den sykliske nedbrytningene er modellert i (Tistel, 2016) er vist her.

Forskyvningskurven er delt inn i to faser. En fase fra ingen forskyvning og til en forskyvning lik s_1 , og en fase fra en forskyvning s_1 og opp til staget går til brudd. Den første fasen i (Tistel, 2016) følger samme forskyvningsmodell som presentert i (Rehm & Eligehausen, 1977) og (Oh & Kim, 2007) som presentert i formel 2.13. I denne fasen avtar forskyvningen per sykling helt til en forskyvning s_1 er nådd. For en videre forskyvning etter s_1 øker forskyvningen per sykling helt til brudd. Ligningene for forskyvningsforløpet før og etter s_1 er vist i formel 2.19 og 2.20.

$$s_{rN} - s_{r0} = s_{r0} \cdot ((1 + N)^{b_r} - 1), \quad s_r < s_{r1} \quad 2.19$$

$$s_{rN} - s_{r0} = \frac{1}{d \cdot (1 + N_2 - N)^c} - s_{r0}, \quad s_r > s_{r1} \quad 2.20$$

s_{rN} – residualslipp etter N sykler

s_{r0} – residualsippet etter første sykle

s_{r1} – residualslipp ved τ_1

N – antall sykler

N_2 – antall sykler til brudd ved konstant $\frac{\tau}{\tau_{maks}}$

b – variabel som beskriver formen på s_{rN} før s_{r1}

c og d – variable som beskriver formen på s_{rN} etter s_{r1}

Ligning 2.19 og 2.20 kan deriveres slik at et uttrykk for forskyvningsendringen ved ulike forskyvninger kan regnes ut, formel 2.21 og 2.22.

$$\frac{d(s_{rN} - s_{r0})}{dN} = b \cdot s_{r0} \cdot (1 + N)^{b-1}, \quad s_r < s_{r1} \quad 2.21$$

$$\frac{d(s_{rN} - s_{r0})}{dN} = c \cdot \frac{1}{d} \cdot (1 + N_2 - N)^{-c-1}, \quad s_r > s_{r1} \quad 2.22$$

For at kurvene skal passe sammen må nødvendigvis de to kurvene møtes i samme punkt og helningen i møtetpunktet må være lik. Fra dette må derfor formel 2.19 og 2.20 gi samme svar ved en forskyvning på s_1 og det samme gjelder for formel 2.21 og 2.22. Fra disse

randbetingelser og det antas at $N_2 = 2 \cdot N_1$, kan variablene c og d utledes til formel 2.26 og 2.27.

Formel 2.19 og 2.20 lik s_{r1} ved $N = N_1$ gir:

$$s_{r0} \cdot ((1 + N_1)^b - 1) = \frac{1}{d(1 + N_2 - N_1)^c} - s_{r0} \quad 2.23$$

$$N_2 = 2 \cdot N_1: \quad s_{r0} \cdot d \cdot (1 + N_1)^{b+c} = 1 \quad 2.24$$

Formel 2.21 og 2.22 lik ds_{r1}/dN ved $N = N_1$ og $N_2 = 2 \cdot N_1$ gir:

$$b \cdot s_{r0} \cdot \frac{d}{c} (1 + N_1)^{b+c} = 1 \quad 2.25$$

Kombinasjon av formel 2.24 og 2.25 gir:

$$s_{r0} \cdot d \cdot (1 + N_1)^{b+c} = b \cdot s_{r0} \cdot \frac{d}{c} (1 + N_1)^{b+c} \quad 2.26$$

$$b = c$$

Med sammenhengen i 2.26, gir formel 2.24:

$$d = \frac{1}{s_{r0}(1 + N_1)^{2b}} \quad 2.27$$

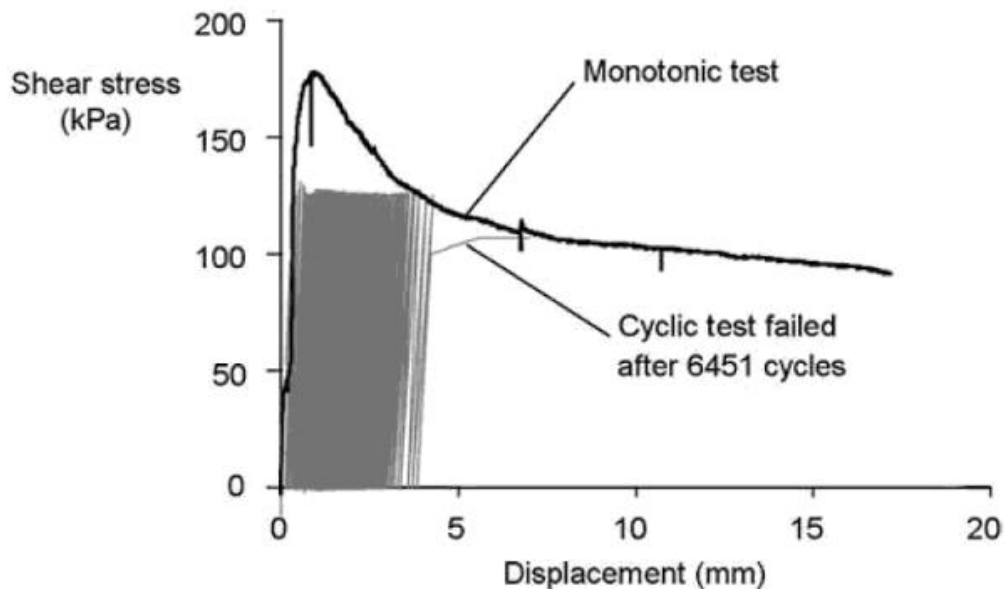
Ved å uttrykke b og s_0 som en funksjon av normalisert syklisk skjærspenning av ligningssettene kunne brukes til å beregne forskyvningsforløpet ved ulike lastnivåer.

Modell for syklisk last på pæler brukt offshore, RATZ

Resultatene fra sykliske og statiske tester på borede og gyste pæler som er brukt i offshorenæringen har mange likhetstrekk med statiske og sykliske tester for gyste bergstag. Beregningsmodeller som er brukt til å beregne statisk og syklisk kapasitet på pæler brukt i offshorenæringen vil kunne være en god kilde til inspirasjon ved utviklingen av en tilsvarende modell for gyste bergstag. I (Randolph & Gourvenec, 2011) er heftsonen mot

omkringliggende masser nevnt som den dimensjonerende for gyste pæler. En av grunnene til at dette blir regnet som den dimensjonerende heftsonen i (Randolph & Gourvenec, 2011), og ikke skjærsonen mellom pæl og gysemasser, kan være at offshore gyste pæler ikke blir installert i berg med høy trykkstyrke, men svakere sedimentære bergtyper som kalkstein.

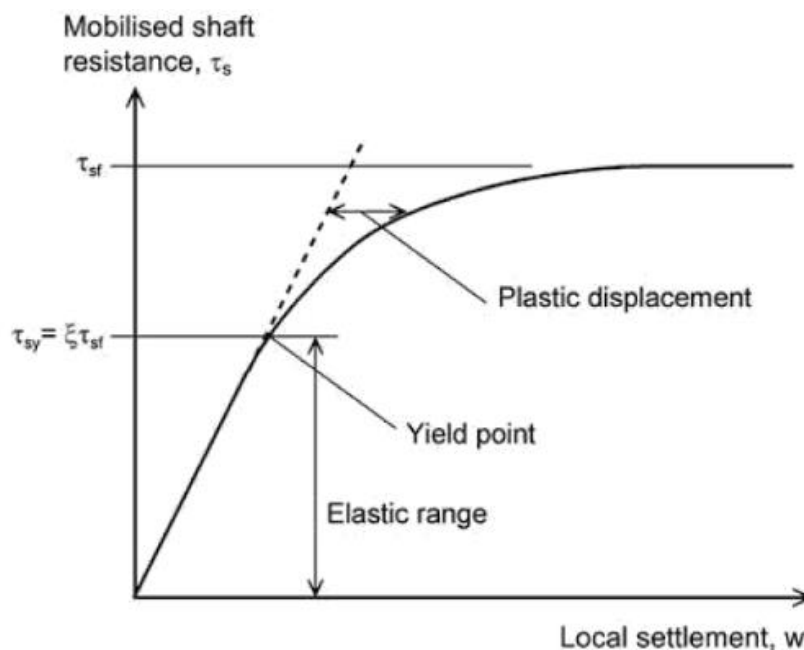
Ved University of Western Australia (UWA) har programvaren RATZ blitt utviklet for å utføre skjærspenning-forskyvnings analyse av aksielt lastede pæler. Både for statiske og sykliske laster. For lange tynne pæler, må i likhet med bergstag, også forlengelse eller komprimering av selve pælen tas høyde for, da dette fører til at skjærfordelingen langs staget ikke blir konstant. Pælen deles inn i elementer tilsvarende bergstagelementet brukt i (Ma, et al., 2016), Figur 2.23. Den lokale skjær-forskyvningskurven beskrives som en ikke-lineær kurve, der formen er avhengig av grunnforhold og de geotekniske eller geologiske effektene som påvirker skjærstyrken. For gyste pæler er det i likhet med heften for gyste bergstag en nedbrytning av heftstyrke etter at heftsonen går til brudd og den lokale skjærkapasiteten reduseres helt til det kun er friksjonskrefter som virker mellom grunnen og pæl.



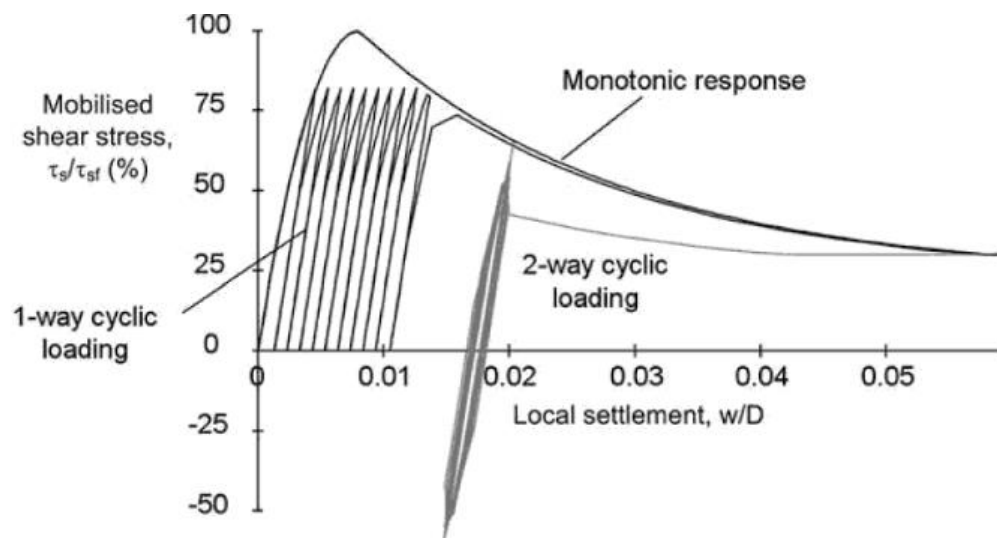
Figur 2.28: Resultater fra statisk uttrekk og sykling av kort pæl i svak kalkstein, hentet fra (Randolph & Gourvenec, 2011)

I forbindelse med modellering av pæler i svak kalkstein ble det utført statisk uttrekk og enveis sykling av en kort test pæl, se Figur 2.28. Det viser seg at ettersom den samlede sykliske deformasjonen øker, går pælen i brudd når den treffer kurven fra statisk uttrekk.

Resultater fra forsøk utført i forbindelse med denne oppgaven og forsøk utført av Joar Tistel viser en tilsvarende respons for gyste bergsteg. I det numeriske beregningsprogrammet RAZ er den sykliske plastiske nedbrytningen per sykling beregnet ved at τ -s fordelingen er modellert som i Figur 2.29. Den elastiske flytspenningen er angitt som en andel, ζ , av maksimal skjærspenning. En skjærspenning over flytspenningen vil gi plastisk deformasjon og progressivt brudd etter tilstrekkelig antall sykler. Ved sykling under flytspenningen vil det kun være elastisk forskyvning av pælen og syklingen vil ikke kunne føre til progressivt brudd. Figur 2.30 viser resultatet fra en RAZ modellering av syklisk belastning på pæl. Ved å modellere den sykliske nedbrytningen på denne måten vil deformasjonen per sykling være konstant igjennom hele syklingsforløpet og avhengig av den plastiske kurven. Den plastiske deformasjonen per sykling blir altså differansen mellom τ -s kurven og en forlengelse av den lineær-elastiske delen, som vist i Figur 2.29. For at resultatet skal passe overens med forsøksresultat må den plastiske kurven tilpasses forsøksresultatene. I programvaren RAZ er det brukt en parabol eller hyperbol kurve til å beskrive den plastiske delen av τ -s kurven (Randolph & Gourvenec, 2011).



Figur 2.29: Lokal elastisk og plastisk skjær-forskyvnings kurve brukt til modellering av syklisk nedbrytning (Randolph & Gourvenec, 2011).



Figur 2.30: Eksempel på RAZ simulering av syklisk last. Hentet fra (Randolph & Gourvenec, 2011)

Ved å benytte en tilsvarende modell for å beskrive den sykliske nedbrytningen av bergstagg, vil forskyvningen per sykkling være konstant igjennom hele syklingsprosessen. Dette stemmer ikke overens med resultatene i (Benmokrane, et al., 1995a) hvor forskyvningen per sykkling er større i starten og slutten av forskyvningsforløpet. Ut ifra resultatene fra pæleforsøket vist i Figur 2.28 kan dette se ut til at det også er tilfellet for gyste pæler og at er konstant forskyvning er vurdert til å være en tilstrekkelig god forenkling under utviklingen av RAZ.

3 Forsøk

Denne oppgaven er en fortsettelse av masteroppgaven skrevet av Egil Behrens våren 2016 (Behrens, 2016). Forsøksoppsett ble klargjort og testingen av stagene startet så vidt i masteroppgaven til Behrens med noen modifikasjoner på forsøksoppsettet og videre testing av Joar Tistel. I dette kapittelet er hensikt, forsøksoppsettet, klargjøring og gjennomføring av forsøkene som er gjort i denne oppgaven presentert.

Takket være arbeidet gjort av Behrens kunne det startes opp med testing helt i oppstartsperioden av oppgaven. Dette gav meg muligheten til å få testet et større antall stag. Etter at gjenværende stag var testet ble nye stag gysset og klargjort for videre testing.

3.1 Hensikt

I denne oppgaven er det ønskelig å studere påvirkningen av sykliske laster på heften mellom staget og gysemassene. Forsøkene er av denne grunn utformet slik at kapasiteten mellom stag og gysser er dimensjonerende. Grunnet begrensninger knyttet til tid og antall forsøk er det kun testet passive stag, med en fast borehulldiameter, gysemasse og stag-type. Effekten av å endre disse parameterne må vurderes om er nødvendig å undersøke videre i ettertid.

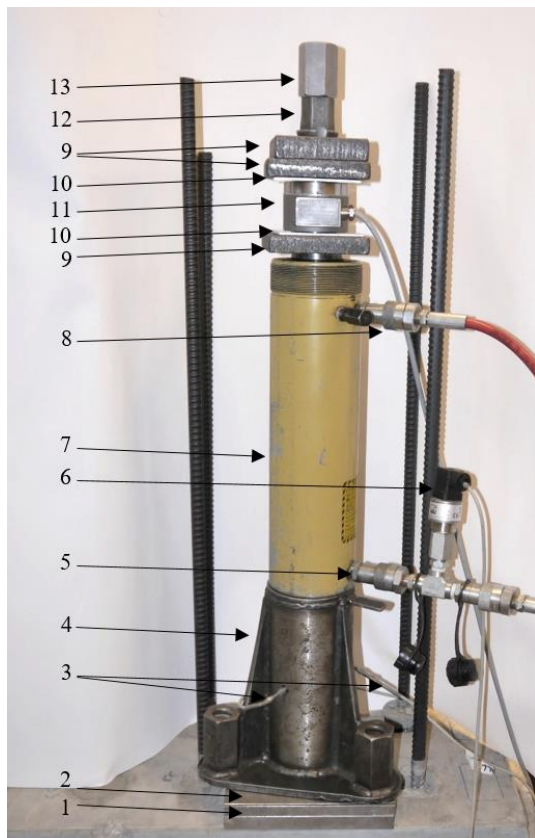
Ved tilstrekkelig antall tester med varierende syklisk amplitude vil det forhåpentligvis være mulig å se en sammenheng mellom syklingslast, antall sykler, nedbrytning og stagets statiske kraft-forskyvningskurve. Med en matematisk beskrivelse av denne sammenhengen vil dette kunne benyttes til å videreutvikle det numeriske beregningsprogrammet for statiske laster, slik at det også vil kunne ta hensyn til sykliske laster.

3.2 Forsøksoppsett

I forbindelse med valg av testoppsettet gjort av Behrens ble det tatt utgangspunkt i forsøkene i (Benmokrane, et al., 1995a). Forsøkene til Benmokrane ville også kunne brukes som et sammenligningsgrunnlag for resultatene.

Kort forklaring av oppsett

En høyfast betongblokk ble forboret før stag ble gyst fast med ønsket gyst lengde. Etter at mørtelen hadde herdet i 28 dager eller mer ble testriggen satt opp, som vist i Figur 3.1. Lasten ble målt ved hjelp av både lastcelle og ved å måle oljetrykk. Forskyvningen av staget ble i likhet med forsøkene til (Benmokrane, et al., 1995a), (Oh & Kim, 2007) og (Rehm & Eligehausen, 1977) målt med LVDT'er (Linear variable differential transucers). Dataene fra testene ble digitalisert med en analog-digital omformer og lagret i en fil ved hjelp av dataprogrammet LabView. LabView ble også brukt til å sende ut signaler til hydraulikkanlegget som styrte oljetrykket i hydraulikkjekken og med dette aksialkraften på staget.



- 1: 2 x bunnplater av aluminium
- 2: Stålplate som LVDT'ene måler mot
- 3: Ledninger fra LVDT
- 4: Pidevall, (LVDT'er inni)
- 5: Trykkslange (olje inn)
- 6: Oljetrykkmåler
- 7: Hydraulisk jekk, sentrert med plastrør innvendig.
- 8: Retur (olje ut)
- 9: Endeplate
- 10: Tynn aluminiumsplate med glatt overflate mot lastcelle
- 11: Lastcelle
- 12: Mutter med kuppelformet ende
- 13: Ekstra mutter

Figur 3.1: Forsøksoppsett med forklaring

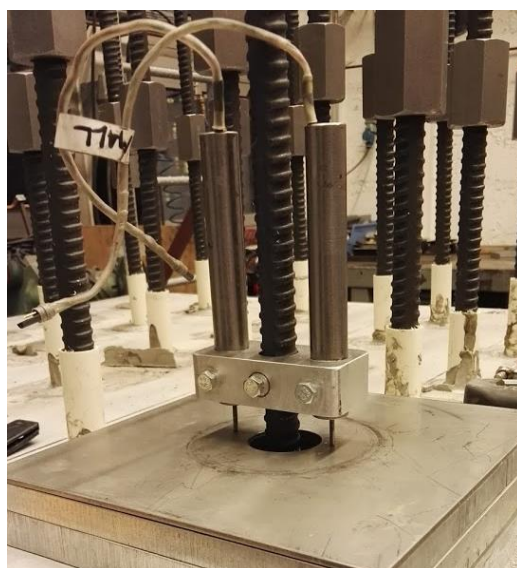
3.2.1 Testtrigg

Testtriggen er illustrert i Figur 3.1. Ved testing hender det at de øverste par centimeterne av gysemassen ble revet opp i form av en liten konus. For at denne konusen ikke skulle påvirke målingene til LVDT'ene ble det laget til to aluminiumsplater med en samlet tykkelse på 35 mm slik at konusen kunne bevege seg fritt uten å påvirke målingene til LVDT'ene, se Figur 3.2. Før aluminiumsplatene ble lagt på plass ble området rundt staget skrapet flatt slik at platene ikke ble stående å vippe. På toppen av disse platene ble det lagt på en 3mm tykk metallplate med mindre hulldiameter som LVDT'ene målte forskyvningen mot, se Figur 3.3.



Figur 3.2: Aluminiumsplater med konusbrudd i mørtel etter testing, Hentet fra (Behrens, 2016)

Det ble brukt to LVDT'er til å måle forskyvningen av staget. Om staget beveger seg skjeft ut vil målt forskyvning i den ene LVDT'en være større enn i den andre. Ved å benytte to målere plassert på hver sin side av staget og midle disse verdiene vil målt forskyvning bli mer nøyaktig. Målerne er festet til staget ved hjelp av et aluminiumstativ (Figur 3.3) som ble tilpasset slik at det ble plass til både LVDT og stativ inni pidestallen. LVDT'ene ble festet langt ned på staget for å minimere tøyningene i selve staget. Det ble vurdert å benytte strekkklapper som i (Perry & Jundi, 1969) eller optisk fiber for å beregne tøyningene langs staget. Dette ble ikke gjort grunnet lite kjennskap til optisk fiber og for å hindre at kablene ved bruk av strekkklapper skulle redusere heften mellom stag og mørtel. Ved å kun måle forskyvningen i stagets ende vil skjærspenningene som beregnes ut ifra påført last kun være et gjennomsnitt for staget med mindre den gyste lengden er under fem ganger stagets diameter.



Figur 3.3: Bilde av LVDT'er festet til stag med aluminium- og stål-plate i bunn.

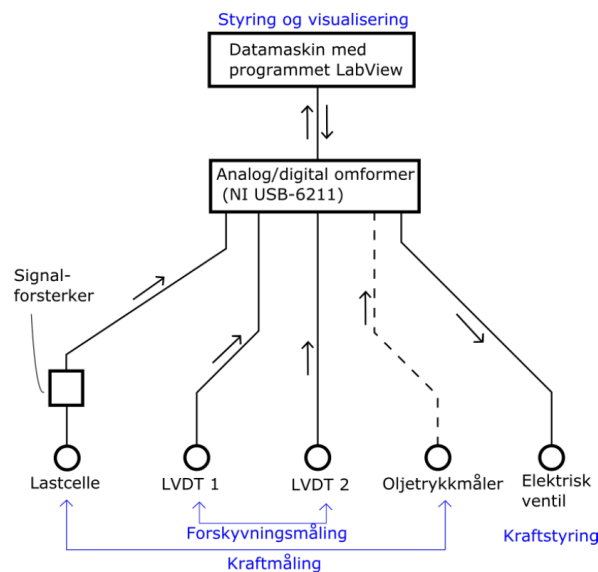
Over LVDT'ene ble det plassert en pidestall som gav rom til at LVDT'ene kunne bevege seg fritt under testing og overførte kraften fra den hydrauliske jekken som ble plassert på toppen av pidestallen og ned i betongblokken. Den hydrauliske jekken virker ved at det pumpes inn olje fra en oljepumpe. Ettersom oljetrykket øker, prøver jekken å utvide seg. Jekken som ble benyttet i forsøkene hadde en kapasitet på 300 kN. Kraften fra hydraulikkjekken ble både kontrollert ved å måle oljetrykket og med en lastcelle. Lastcellen ble plassert på toppen av hydraulikkjekken mellom to endeplater og aluminiumsplater for å få en glattere overflate mot lastcellen. I toppen av staget, over lastcellen, ble endeskiven festet med to muttere til staget. For å redusere slark i systemet ble mutterne strammet til lastcellen viste en kraft på ca. 1,4 kN.

Ved å måle lasten både ved hjelp av lastcelle og oljetrykket kunne verdiene sammenlignes og kontrolleres. I forsøkene til Behrens viste det seg fra sammenligningene at verdiene fra lastcellen ikke korresponderte med oljetrykkmåleren. Etter arbeidet til Behrens var avsluttet, ble det bestilt inn en ny lastcelle. Den nye lastcellen som var bestilt inn og brukt i videre tester av Joar Tistel, er produsert av HBM og er av typen C6A. Den nye lastcellen er beregnet for å måle statiske og dynamiske aksialkrefter, med en lastkapasitet på 500kN. Den nye lastcellen viste seg å gi gode resultater.

3.2.2 Behandling av data i LabView

Forsøkene ble styrt og kontrollert underveis fra en PC med dataprogrammet LabView. Avdelingsingeniør Per Asbjørn Østensen ved BAT Instituttet på NTNU programmerte to

skript i LabView for å hente inn data fra forsøkene og styre lasten. Skriptene lagret, behandlet og visualiserte inndata fra lastcellen, oljetrykkmåleren og LVDT'ene og styrte utdata for å kommunisere med hydraulikkanlegget, som styrte kraften på staget. Det ble utviklet ett skript til bruk ved statisk uttrekk (variabel.vi) og ett til syklisk testing (dynamisk.vi). Flyt av inn og utdata er illustrert i flytskjemaet hentet fra oppgaven til (Behrens, 2016) i Figur 3.4.



Figur 3.4: Flytskjema, hentet fra (Behrens, 2016)

Inndataene ble digitalisert i en analog-digital omformer før de kunne behandles i dataprogrammet LabView. Dataene fra lastcellen måtte også gjennom en signalforsterker før de ble digitalisert. Etter digitaliseringen ble dataene lagret og visualisert. Dataene ble lagret til en fil der filnavnet ble bestemt før oppstart av en ny test. For statisk uttrekk ble det også valgt lagringsfrekvens og ved hvilken forskyvning forsøket skulle stoppes. Under testing ble dataene visualisert ved at de ble plottet i fire ulike grafer, last [kN] – forskyvning [mm], last [kN] – tid [s], forskyvning [mm] – tid [s] og trykk [bar] – tid [s]. Ved hjelp av disse plottene kunne forsøkene overvåkes slik at verdier som styrer lasten kunne endres og forsøket kunne stoppes om det skulle være nødvendig.

Den elektriske spenningen [V] som sendes til hydraulikkanlegget styrer lasten som påføres staget ved å justere utslippet av olje til jekken med en elektrisk ventil. Avhengig av om det kjøres en test for statisk uttrekk (tøynings styrt) eller dynamisk last, styres den elektriske spenningen med forskjellige variabler. For statisk uttrekk styres denne lasten ved å velge en ønsket forskyvningshastighet, "feedback factor" og "base voltage for flow ctr. valve". I

de dynamiske testene styres de elektriske signalene med en "*Base level*", "*Sinus Amplitude*", og "*Cycle period*".

3.2.3 Hydraulikkanlegget

Hydraulikkanlegget koblet til bolteriggen på NTNU og SINTEF sitt bergtekniske laboratorium ble modifisert og brukt i testene. En av disse hydraulikkjekkene som brukes i bolteriggen, blir brukt som vist i oppsetningen av testriggen. Hydraulikkjekken fungerer ved at det pumpes inn olje fra en oljepumpe, dette oljetrykket prøver å forlenge jekken som igjen belaster staget ved å presse ifra mot betongblokken. Oljetrykket i jekken styres i testene med en elektrisk ventil. Spenningen [V] som sendes til ventilen, styres i LabView og avgjør hvor mye olje som slippes gjennom ventilen. En økt spenning gir en økt åpning og et økt oljetrykk. Hydraulikkanlegget brukes normalt til statiske tester med kort testvarighet. For at oljen ikke skulle bli for varm under syklisk testing med lang varighet ble det installert en oljekjøler.

3.2.4 Stag

For at resultatene skulle være lettest mulig å sammenligne med resultatene i (Benmokrane, et al., 1995a) er det i liket med de forsøkene benyttet høyfaste stag fra Dywidag. Dimensjonene på stagene brukt i forsøkene til Benmokrane var blitt skalert ned for å passe overens med kapasiteten til den hydrauliske jekken på 300kN. Stagene har en fasthet på 1050 MPa, nominell diameter på 17,5 mm og en oppgitt karakteristisk kapasitet på 255 kN.

3.2.5 Testblokk

Hensikten med forsøkene er som sagt å se på heftsonen mellom gys og stag. For å redusere faren for heftbrudd mellom borehullet og gysemassen, er det benyttet en høyfast betongblokk til å simulere berg. Betongblokken er produsert ved Unicon AS og skal ha en trykkfasthet på minimum 90MPa. Betongen har ingen sprekker eller svakhetssoner som man vil kunne finne i berg. Dimensjonen på betongblokken er på 0,95 x 0,95m, dette gav plass til boring og gysing av 25 stag på hver side av blokken med en hulldiameter på 50/48 mm.

3.2.6 Mørtel

I forsøkene til Benmokrane ble det brukt boltemørtel Mapei Zinkbolt som er egnet for galvaniserte stag. I forsøkene i forbindelse med denne oppgave er det brukt Mapei Nonset 50 for ugalvaniserte stag. Mapei Nonset er en boltemørtel med tilslag med D_{maks} på 0,5mm og det er tilsatt ekspanderende, plastiserende og stabiliserende stoffer. Ved bruksgrensetilstand er det oppgitt fra produsent at typiske verdier for trykkfasthet er 45 MPa og bøyestrekfasthet på 8 MPa etter 28 dager. Bøyestrekfasthet og trykkfasthet ble også testet på testprismer ved NTNU sitt betongtekniske laboratorium etter 7 dager herding, ved starten av testperioden (31 dager) og etter endt testing (47 dager).

3.2.7 Gyst lengde

Valgt gyst lengde varierte for ulike forsøk, avhengig av hensikten med forsøket. I forsøkene til Behrens ble gyselengden beregnet ifra empiriske resultater fra (Benmokrane, et al., 1995a) og (Kristjánsson, 2014). Den øvre grensen for gyselengden ble styrt av stagets og jekkens kapasitet. Med ønske om at den gyste lengden skulle bli så lang som mulig ble det konkludert av Behrens at ved skalering av Benmokrane ville en fornuftig gyselengde være 250 mm mens Kristjánsson gav en lengde på 270 mm. Det ble av denne grunn gyst stag med gyst lengde på 270 mm og 250 mm. I tillegg til dette ble det satt stag med gyst lengde på 150 mm, 200 mm og 350 mm. Stagene med gyst lengde på 150 mm og 200 mm var ment som reserve dersom heftkapasiteten til stagene med lengre gyst lengde var for stor. Stagene med 350mm var tenkt til testing med ekstra mange sykler.

Forsøkene klargjort i forbindelse med denne oppgaven ble støpt med en gyst lengde på 70mm, fire ganger stagets diameter. Hensikten med å benytte en så kort gyst lengde er for at skjærspenningen skal være konstant langs stagets lengde (International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures, 1994). Resultatene fra dette vil kunne benyttes i en numerisk beregning der staget deles opp i inkremitter og det er nødvendig å modellere nedbrytningen av den lokale heftkapasiteten. Disse resultatene vil ved ferdigstilling av et numerisk beregningsprogram/skript forhåpentligvis kunne benyttes til å beregne effekten av syklingen på stagets skjærfordeling, aksialfordeling og last-forskyvningskurve. Resultater fra stag med lengre gyst lengde som ble klargjort og startet testing på i (Behrens, 2016) vil være nyttig for å kunne verifisere resultater fra numeriske beregninger.

3.3 Klargjøring og gjennomføring

I dette delkapittelet er selve prosessen og rutinene i forbindelse med klargjøringen av testblokk, testtrigg og gjennomføringen av testene i denne oppgaven presentert. Beskrivelsen av dette arbeidet gjort i forbindelse med (Behrens, 2016) er brukt som en veileder. For å holde oversikt over om arbeidet ble gjort riktig ble det ført dagbok fra dagene det ble gjort tester og jobbet med klargjøring. Det ble også laget sjekklister for oppbygning av testtriggen og til oppstart av sykliske og statiske tester. Dagboken er lagt ved i Vedlegg A og sjekklistene i Vedlegg B.

3.3.1 Klargjøring av testblokk med gyste stag

Etter at alle de gjenværende stagene etter Behrens var testet, måtte det klargjøres nye stag til testing. Til de nye forsøkene skulle den samme testblokken benyttes. Før arbeidet med å klargjøre nye forsøk måtte derfor alle de eksisterende stagene testes ferdig eller kappes. I forsøksoppsettet benyttes hydraulikkanlegget som også benyttes i bolteriggen. Forsøkene måtte av denne grunn samkjøres med SINTEF som bruker bolteriggen til testing av stag. Grunnet en del aktivitet på bolteriggen ble ikke de gamle forsøkene avsluttet før den 26.09.2016. I forbindelse med klargjøringen av testblokken måtte det leies inn hjelp fra SINTEF. Bergtekniker Simon Alexander Hagen og Kjartan Følke fra SINTEF var behjelpelige i prosessen, men siden rammene til å flytte testblokken var i bruk i bolteriggen, var det ikke anledning for å starte med dette arbeidet før den 19.10.2016.

Boring

Med hjelp fra bergtekniker Kjartan Følke ble det boret 25 nye hull på undersiden av testblokken som var ferdig testet. Boringen ble utført med en trykkluftdrevet borhammer med en borkrone med diameter på 48mm og en dybde på 350 mm. Det ble brukt en borkrone med diameter på 48mm og ikke 50mm som Behrens brukte, da dette var diameteren som var tilgjengelig med nærmest diameter. Ved å bruke et bor med stor diameter øker kontaktarealet mellom gysmassene og borehullet slik at kapasiteten til denne heftsonen øker. En diameter på 48mm ville gi et relativt stor heftareal mellom gys og borehull slik at kapasiteten mellom stag og gys blir dimensjonerende. En stor diameter ville også gjøre det lettere å få god overdekning langs staget om ferdig borehull ikke var helt vertikalt, se Figur 3.7.



Figur 3.5: Bilde fra boringen av nye hull i testblokk

En stålramme ble brukt til å støtte borhammeren for å plassere borehullet riktig. For at hullet skulle bli så vertikalt som mulig ble det tegnet inn siktelinjer langs toppen av blokken som boreoperatøren kunne sikte seg inne etter mens en fulgte med fra siden og passet på at boret var horisontalt. Et bilde fra boringen er vist i Figur 3.5.

Etter at boringen var gjennomført ble hullene spylt grundig med vann. Under spyling ble testblokken snudd for at vann og skitt kunne renne ut av hullene. Etter at borehullene var rensset ble testblokken snudd med hullene pekende oppover.

Stag og stativer

Før gysingen kunne starte måtte stagene og stativene til å holde på plass stagene under herding klargjøres. I Figur 3.6 er et bilde av stag og stativer klare for gysing. Alle stagene som ble klargjort skulle ha en gyst lengde på 70mm. For at stagene ikke skulle bli påvirket av konusbrudd i toppen av mørtelen var det ønskelig at heftsonen til staget ikke var øverst i gysemassen. Ved å anlegge heftsonen lenger ned i gysemassen ville den radielle innspenningen bedres. For å få til dette ble det målt opp 70mm i enden av staget, etter 70mm ble det festet et plastrør rundt staget for å hindre heft mellom stag og gys over de 70 nederste millimeterne, se Figur 3.6 og Figur 3.7. Plastrørene ble kjøpt inn og kappet til med hjelp fra fellesverkstedet ved instituttet for bygg, anlegg og transport på NTNU. Åpningen

mellom stag og plastrør ble tettet med teip og silikon. I enden av staget ble det også festet en teip bit for å utelukke eventuell heft i enden av staget. Tidligere forsøk viste en noe dårlig gjenfylling av hulrommet mellom kammene. I et forsøk på å bedre dette ble stagene vasket med vann for å fjerne noe av oljefilmen som lå utenpå staget.

I herdeprosessen hang stagene vertikalt opp på stativer som holder stagene på plass, som vist i Figur 3.7. Plasseringen av borehullene vil variere fra boring til boring. Stativene som ble laget av Behrens passet ikke til de nye hullene, så nye stativer måtte skjæres til, til de nye hullene. Stagene ble også merket ved et nivå det var ønskelig at gysemassene skulle nå opp til. Hvor langt staget ville nå ned i gysemassene kunne justeres ved å skru mutteren til ønsket høyde. Med en lik gyst dybde for alle stagene vil den radielle innspenningen fra gysemassene bli så lik som mulig.

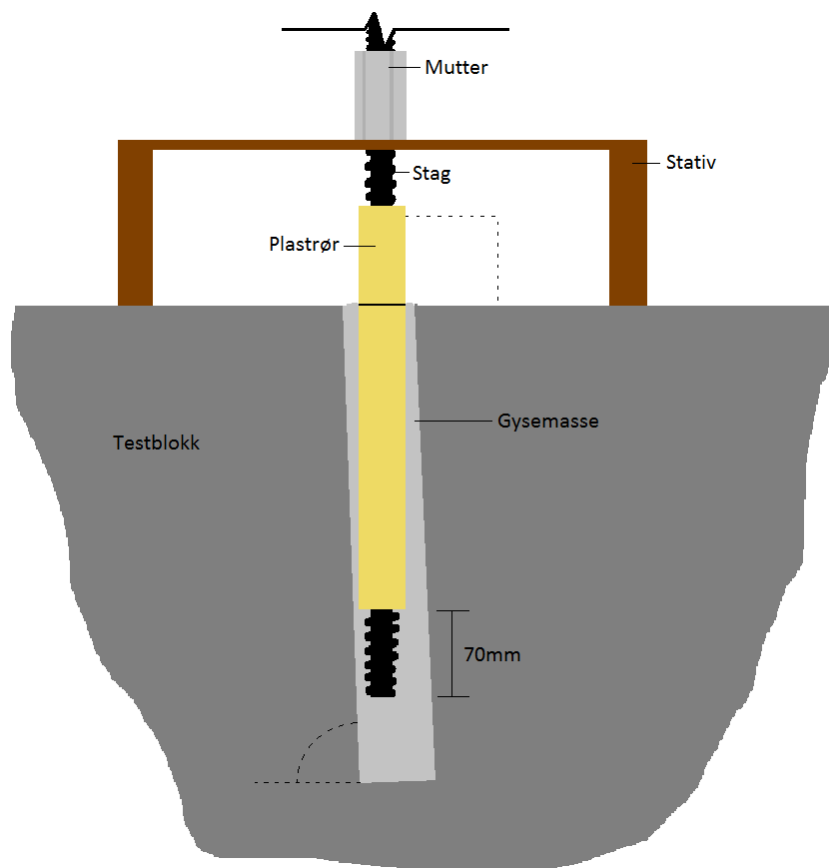


Figur 3.6: Stag og støtter klare før gysing

Gysing

Etter at stag og stativer var klargjort startet gysingen. Til å operere skrumateren som ble brukt til å pumpe gysemassene ned i borehullene, var Kjakan Følke behjelpelig. En mørtelsekk på 25 kg ble blandet ut med 9,0 liter vann, etter anvisning på emballasjen (w/c forhold på 0,36). Mørtelen ble først blandet med en håndmikser før den ble helt over i en skrumater og mikset videre. Etter at 20 hull var ferdig gyst var det tomt for mørtel. En ny sekk med mørtel ble mikset sammen på samme vis som den første sekken, før de siste

hullene ble fylt med mørtel. Det ble også støpt ni mørtelprismer til testing. Siden den første mørtelblandingen tok så plutselig slutt ble det ikke støpt mørtelprismer av denne miksen. Etter at borehullene var ferdig gyst ble en og en rad med stag plassert på stativene. Før stagene ble plassert ble heftsonen penslet med gysemasser, også et tiltak for å sikre god heft mellom gysemassene og staget. Som illustrert i Figur 3.7 var ikke borehullene helt vertikale. Ved plassering av stagene var det derfor viktig å kjenne etter med staget at overdekningen i enden av staget virket å være god. Staget måtte også forsøkes å plasseres så vertikalt som mulig. Dette ble gjort så fort som mulig for alle stagene.



Figur 3.7: Prinsippkisse for stag med gyst lengde på 70mm, ikke i målestokk.

Prismetesting av gysemasser

Prismene som ble støpt ble testet ved NTNU sitt betongtekniske laboratorium. Testingen fulgte NS-EN 196-1, Europeisk standard for sementprøving. Det ble støpt totalt ni prismen av gysemassen, som ble testet ved ulike tidspunkter. Det ble testet tre prismen ved tre ulike tidspunkter, etter 7 dager, ved starten av testperioden (31 dager) og i slutten testperioden (47 dager). Det ble testet tre prøver hver gang det ble tatt tester for at testgrunnlaget skulle

bli bedre og en midlet verdi skulle gi en mer representativ verdi. For hvert prisme ble det tatt en bøyestrekktest og to trykkbruddtester, testoppsettet er vist henholdsvis i Figur 3.8 og Figur 3.9. Resultatene ble plottet i to grafer, en for trykkflytspenning og en for bøyeflytspenning. Resultatene er presenter i Figur 4.32 og Figur 4.33.



Figur 3.8: Bøyestrekktest



Figur 3.9: Trykkbruddtest

3.3.2 Testprosedyre

Testtriggen ble bygget opp som beskrevet i avsnitt 3.2. Med sjekklister kunne det kontrolleres at testtriggen ble satt opp riktig, sjekklister i vedlegg B. I forbindelse med testene ble det brukt mye tid på å klargjøre utstyret. Samtidig som stagen med gyst lengde på 270mm ble testet, hadde SINTEF forsøk gående i bolteriggen, slik at alt utstyret måtte ryddes bort mellom hver gang SINTEF skulle kjøre tester.

Før oppstart av de dynamiske og statiske testene var det en ekstra sjekklister som måtte kontrollere slik at det ikke ble gjort feil. Under forsøkene var det store krefter i sving, det var derfor viktig med gode HMS tiltak; staget ble festet i tre ulike retninger, pleksiglass ble festet rundt staget, døren inn til bolterommet der testingen foregikk ble lukket, og skilt med «*Forsøk pågår*» ble satt opp. Alle på labben måtte bruke hjelm og vernebriller. Før oppstart av forsøk ble det også tatt en «*What if*» analyse. Viktige spørsmål som ble gått igjennom var: «*Ved hvilken kraft må forsøket avsluttes?*», «*Hvor stort trykk kan tillates?*», «*Hvordan avsluttes forsøket i nødstilfelle?*», «*Hvilke input verdier i LabView skal justeres og hvor mye om lasten er for stor eller liten*» og «*Hva er største tillatte forskyvning?*». Under testingen ble det notert i Lab-dagboken om eventuelle hendelser eller andre kommentarer som kunne være av interesse i ettertid.

Statiske tester

Før sykliske forsøk ble den statisk kapasitet og forskyvningskurve bestemt med statiske forsøk. Det var viktig å finne et godt anslag på den statiske kapasiteten før de sykliske forsøkene. Til de statiske testene ble variabel.vi skriptet i LabView benyttet. De statiske forsøkene ble delt opp i to forsøk. Ett forsøk med forskyvning opp til 8 mm og ett forsøk fra 8 mm til 25 mm. Avstanden mellom kammene på staget var 8 mm slik at ved en forskyvning på 8mm ville den mekaniske heften være brutt ned. I den første delen av de statiske forsøkene ble det brukt en forskyvningshastighet på 0,008mm/s og lagring av data hvert 0,1s. I andre del ved forskyvning fra 8 til 25 mm ble forskyvningshastigheten satt til 0,05mm/s og data lagring hvert 0,1s. Forskyvningshastigheten ble justert opp i andre del, for å redusere forsøkestiden og datamengden, dette kunne gjøres sidene nøyaktigheten på dataen ikke var like viktig for denne dele av kraft-forskyvningskurven. Verdiene som ble

benyttet var etter forslag fra Joar Tistel, da disse inputene gav en tilstrekkelig datamengde i forsøk utført av Tistel.

Etter at filnavn og input var valgt i LabView, «*feedback factor*» ble satt til 1 og «*base voltage for flow ctr. valve*» ble satt til 0 slik at den elektriske ventilen var helt lukket ved oppstart av hydraulikkanlegget, ble loggingen og hydraulikkanlegget startet. Etter at anlegget var startet ble "*base voltage*" justert gradvis opp til man så i grafene at trykket begynte å bygge seg opp i jekken. Etter at testene var ferdig ble filene sendt over til egen PC og filene behandlet i Excel.

På stagene med 270 mm gyst lengde ble det utført to og på 70 mm stagene tre statiske forsøk. I forbindelse med de sykliske testene på 70 mm stagene med lav¹ syklisk skjærspenning, ble det også gjort statiske tester for så trekke ut staget noen millimeter. Disse korte statiske testene gav flere indikasjoner på den statiske kapasiteten. Under de sykliske testene på 270 mm stagene var det problemer med skriptet for å kjøre statisk uttrekk, som førte til at det ikke ble gjort korte statiske teste på disse stagene ved lav testene med lav syklisk skjærspenning.

Sykliske tester

Før oppstart av de sykliske testene ble hensikten med forsøket planlagt i et Excel ark med oversikt over alle forsøkene. Dette Excel arket er lagt ved i Vedlegg C. Input verdier for å definere den sykliske lasten ble valgt, "*Base level*" [V], "*Sinus Amplitude*" [V], og "*Cycle period*" [s]. Disse input verdiene ble basert på erfaringstall fra tidligere forsøk og ble valgt ut før oppstart av forsøkene. Det viste seg at alle tre inputene hadde påvirkning på lastamplituden. For at det skulle bli lettest mulig å "gjette" riktige input verdier ble det brukt en lik sinus amplitude verdi for alle forsøkene. Under forsøkene økte lasten gradvis, muligens fordi temperaturen til oljen økte noe under testingen, denne lastøkningen ble hindret ved å gradvis justere ned base level. Syklings perioden ble forsøkt holdt konstant. Resultatene ble i likhet med resultatene fra de statiske testene overført til egen PC før de ble behandlet i Excel regneark.

¹ Mindre en 75% av den statiske kapasiteten

Fem stag med 270 mm gyst lengde og 17 stag med 70 mm gyst lengde ble testet syklisk. Den sykliske skjærspenningen for de ulike testene, ble valgt slik at testene samlet ville gi en god oversikt over effekten av sykliske laster. For å få en god oversikt over hele sykling-forskyvningsforløpet, ble lasten, så langt det lot seg gjøre, hold konstant gjennom hele forsøket. For stagene der den sykliske-skjærspenningen var mindre enn 75% av den statiske kapasiteten, var den sykliske kapasiteten så høy at kun deler av den sykling-forskyvningskurven ble kjent. Seks av de sykliske forsøkene på 70 mm stagene var lastbasert (LB). I de LB testene ble dert samme staget testet med flere sykliske bolker, der den sykliske-skjærspenningen var konstant innenfor hver bolke, men varierte mellom bolkene.

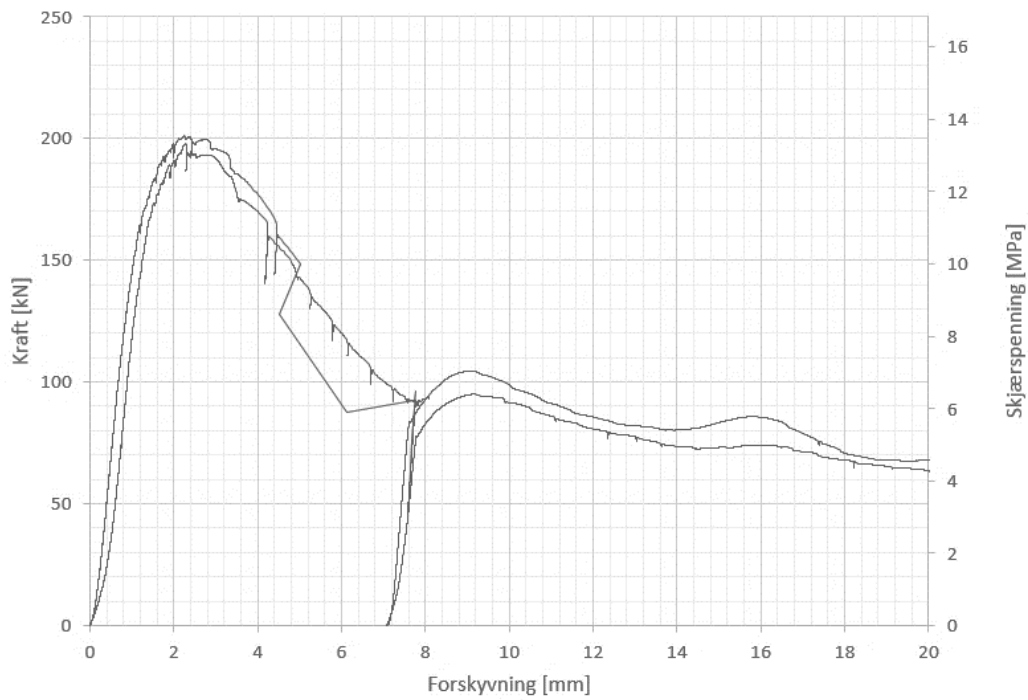
4 Resultater

4.1 Statiske forsøk

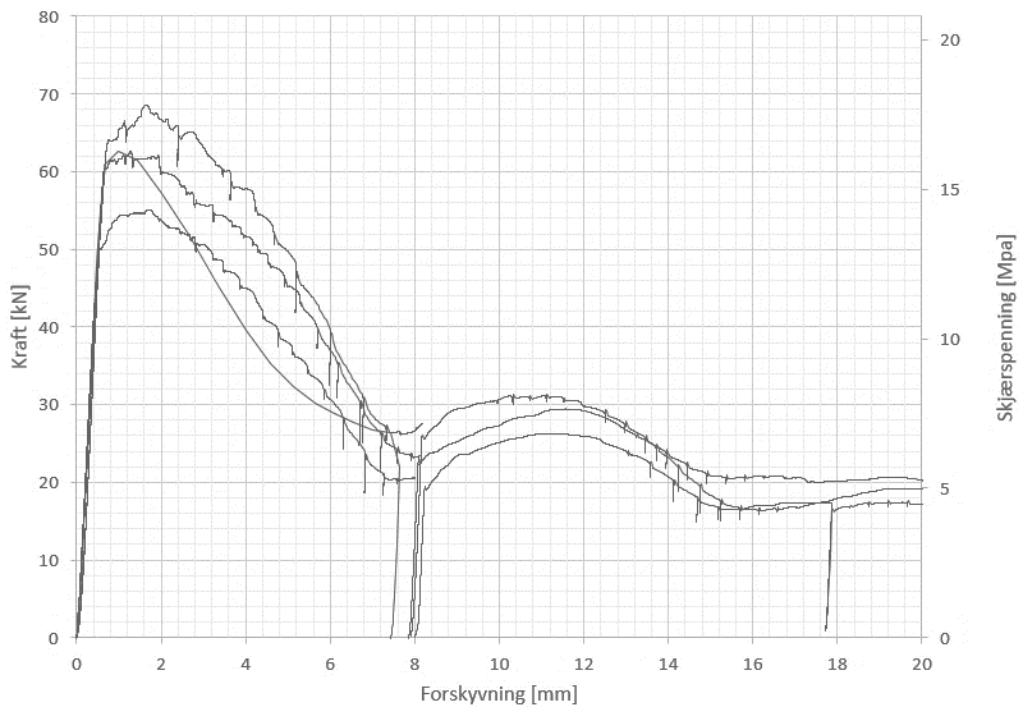
Før oppstart av sykliske forsøk, ble det gjort statiske forsøk. Hensikten med de statiske testene var å anslå stagenes kraft-forskyvningsfordeling. Dette var viktig for at det skulle bli lettere å anslå hvilke skjærspenninger som skulle brukes under de sykliske testene. Resultatene fra de statiske testene ble av denne grunn plottet og behandlet i Excel før de sykliske forsøkene startet.

Det ble gjort to statiske uttrekk på stagene med 270 mm og tre tester på stag med 70 mm gyst lengde. Resultatene fra de statiske testene er vist i Figur 4.1 og Figur 4.2. Testene gjort på stagene med gyst lengde på 270 mm gav relativt lik statisk kapasitet, på like under 200 kN. Stagene på 70mm gyst lengde gav større variasjon i kapasiteten, med verdier fra 55 kN til 68 kN. I tillegg til de tre statiske forsøkene ble ved en feiltagelse ett av stagene som skulle testes syklisk lastet til brudd, dette er den glatte kurven vist i Figur 4.2. Under de sykliske forsøkene på 70 mm stagene syklet på lav last, ble det også gjort statisk uttrekk underveis. Disse korte statisk uttrekkene verifiserte at den statiske kapasiteten funnet fra de statiske testene stemte godt.

Som vist i Figur 4.2 er det langs den sekundære y-aksen plottet gjennomsnittlige skjærspenninger langs stagene. For at det skal være lettere å sammenligne stag med ulik lengde er det valgt å benytte gjennomsnittlige skjærspenninger istedenfor krefter i plottene. Skjærspenningen er beregnet ved å dele aksialkraften påført staget med skjærarealet mellom stag og gysemassene. Formelen for skjærspenningene er vist i formel 4.1. skjærspenning langs 270 mm stagene ble med dette 13,3 og 13,5 MPa, mens skjærspenningen langs stagene med 70 mm gyst lengde varierte fra 14,3 til 17,7 MPa.



Figur 4.1: Statische kurver for stag med 270 mm gyst lengde

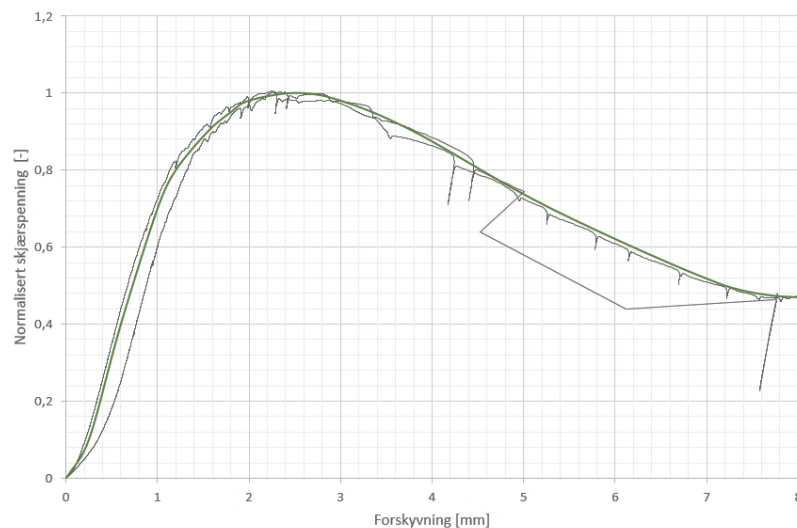


Figur 4.2: Statische kurver for stag med gyst lengde på 70 mm

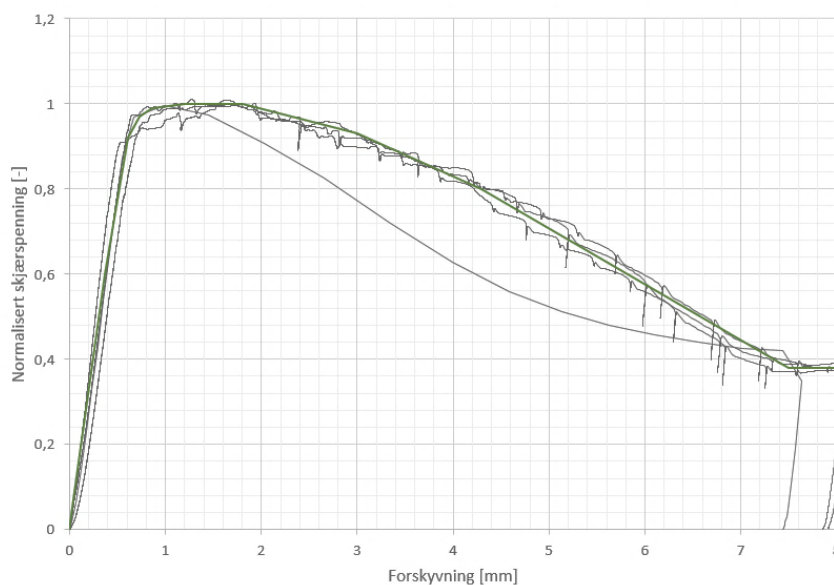
$$\bar{\tau} = \frac{\bar{P}}{A_{skjær}} = \frac{\bar{P}}{O_{stag} \cdot L_{gys}} = \frac{\bar{P}}{2\pi r_{stag} \cdot L_{gys}} \tag{4.1}$$

$$r_{stag} = 8,75 \text{ mm}$$

Under de sykliske testene er det andelen av statiske kapasiteten som er av størst interesse. Det er av denne grunn i hovedsak sett på normaliserte skjærspenninger. Hver kurve er normalisert mot kurvens statiske kapasitet ved å dele kraften på kurvens statiske kapasitet. Dette gir kurver som har en maksverdi på 1, uavhengig om den statiske kapasiteten er 55 kN, 68 kN eller 200 kN. Ved å normalisere kurvene blir det lettere å sammenligne kurvene. Til de normaliserte kurvene ble det tilpasse en midlet kurve som ble brukt som en statisk kurve til sammenligning med de sykliske testene. Den tilpassede statiske kurven ville kunne tilpasses de sykliske forsøke med å velge en antatt statisk kapasitet til staget. I Figur 4.3 og Figur 4.4 er normaliserte statiske kurver plottet sammen med en tilpasset (grønn) statisk kurve.



Figur 4.3: Normaliserte kurver fra statisk uttrekk med grønn tilpasset kurve. Gyst lengde på 270 mm.



Figur 4.4: Normaliserte kurver fra statisk uttrekk med grønn tilpasset kurve. Gyst lengde på 70 mm..

4.2 Sykliske forsøk

Det ble kjørt sykliske forsøk ved ulike lastnivåer på stagene med 70 og 270 mm gyselengde. Fem stag med 270 mm gyst lengde og 17 stag med 70 mm gyst lengde ble testet syklisk. For å få en oversikt over resultatene, ble hvert enkelt resultat plottet i fire ulike plott.

- Normalisert skjærspenning – forskyvning ($f - s$)
- Forskyvningen langs hele syklingsforløpet – sykler ($s - N$)
- Residual forskyvning og forskyvning ved maks last – sykler (s_r og $s_N - N$)
- Residual normalisert skjærspenning og normalisert skjærspenning ved maks last – sykler (f_r og $f_N - N$)

4.2.1 Behandling av data

For hvert syklisk forsøk ble det lagret en stor mengde data. Grunnet de store data-mengdene, ble resultatene behandlet i separate regneark. Fra dataen lagret i datafilen ble det for alle datapunktene regnet ut en forskyvning, normalisert skjærspenning, tid siden start av forsøk, antall sykler og last fra trykk. Et utsnitt fra regnearket brukt til beregning av disse verdiene er vist i Figur 4.5. Forskyvning ble beregnet i de fleste tilfellene som et gjennomsnitt av resultatene fra «LVDT-small» ($F13$) og «LVDT-large» ($G13$) lagt til eventuelle rettelser eller forskyvninger fra tidligere forsøk ($M12$).

$$s = \frac{s_{small} + s_{large}}{2} + s_{rettelse} \quad 4.2$$

Normalisert skjærspenning eller last ble beregnet ved å dele lastverdier i fra lastcelle ($H13$) eller eventuelt fra trykk ($Q13$) med stagets statiske kapasiteten ($Resultater!C3$). Den statiske kapasiteten ble tilpasset de sykliske resultatene til hvert enkelt forsøk.

$$f = \frac{F}{F_{maks}} \quad 4.3$$

Tiden ($A13$) ble logget i form av et tidspunkt på formen tt:mm:ss,S. For at resultatene skulle bli mer oversiktlige ble tidspunktene regnet om til sekunder siden starten av forsøket, om forsøket skulle være en fortsettelse av tidligere forsøk ville tiden ved avslutningen av

tidligere forsøk legges til tiden (O_{12}). Antall sykler ved hver dataregistrering ble beregnet ved å summe antall syklinger frem det datapunktet (P_{12}) med antall sykler fra datapunktet før og det aktuelle datapunktet som kan beregnes ved å dele tiden mellom hver logging ($O_{13}-O_{12}$) med syklingsperioden (L_{13}). Lasten i fra trykk ble beregnet ved å gange trykkmålingene (I_{13}) i bar med trykkarealet i cm^2 og gravitasjonskraften, for å få riktig benevning (kN) ble dette delt på 1000.

$$F_{\text{trykk}} = p \cdot A_{\text{kontakt}} \cdot g$$

p – Trykk [bar]

4.4

A_{kontakt} – Kontaktarealet trykket virker på

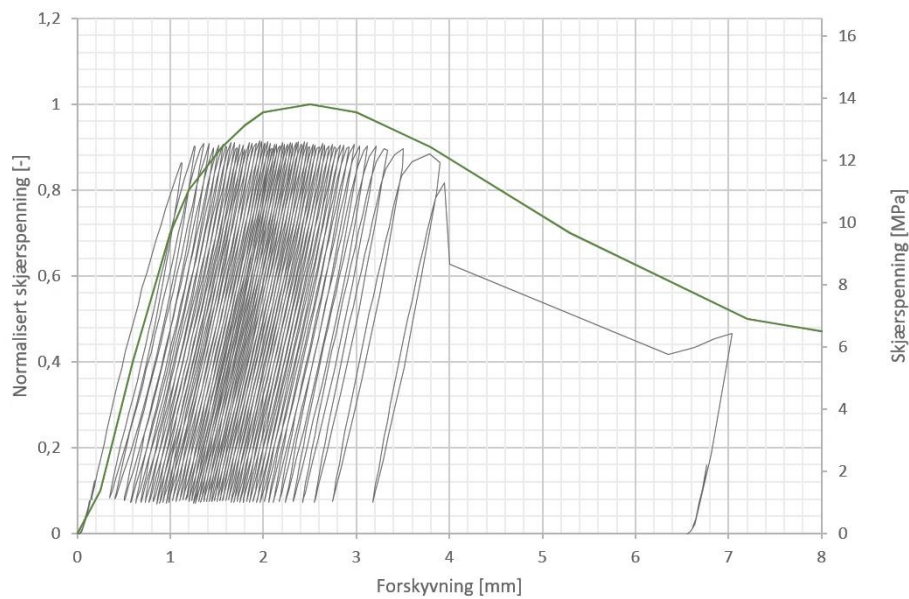
	M	N	O	P	Q
8					
9	Forskyvning	Normalisert skjærspenning	Tid siden start	Antall sykler	Last fra trykk
10	[mm]	[-]	[s]	[-]	[kN]
11	-----	-----	-----	-----	-----
12					
13	= $(F_{13}+G_{13})/2+M_{12}$	= $H_{13}/\text{Resultater!}\$C\$3$	= $(A_{13}-\$A\$12)*60*60*24+O_{12}$	= $(O_{13}-O_{12})/L_{13}+P_{12}$	= $I_{13}*46,6*9,81/1000$

Figur 4.5: Utklipp fra regneark for behandling av datafil.

Til plottingen av residualverdier ble også verdier ved topp og bunnpunkt i syklingsforløpet plukket ut. Siden toppunktet varierer noe fra sykkel til sykkel ville det ikke gi et representativt resultat for topp og bunnpunkter om bare resultater like en last eller i et lastintervall ble plukket ut. Lasttoppen kunne variere med opp mot 4 kN. Det ble av denne grunn benyttet en logisk test til å plukke ut verdier. Toppunktene ble definert som en dataverdi der de to lagrede lastverdiene før og etter være mindre enn den aktuelle loggingen. For bunnpunkt måtte de to verdiene før og etter være større en den aktuelle loggingen.

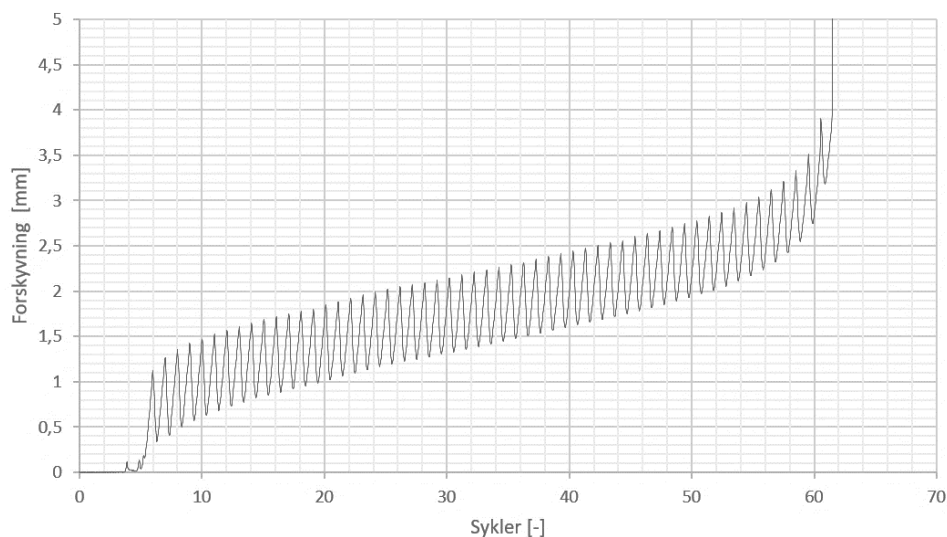
4.2.2 Plott

Plottene fra de ulike forsøkene viste til en relativt lik tendens. Dessverre var det en del feilkilder som gav resultater med varierende kvalitet. Testene med 270 mm gyst lengde gav noe bedre resultater en stagene med 70 mm gyst lengde. Som eksempel er resultatene i fra stag CY270-3 vist i Figur 4.6, Figur 4.7, Figur 4.8 og Figur 4.9. I Vedlegg E og F er f-s og s-N plott for resten av de sykliske forsøkene lagt ved.

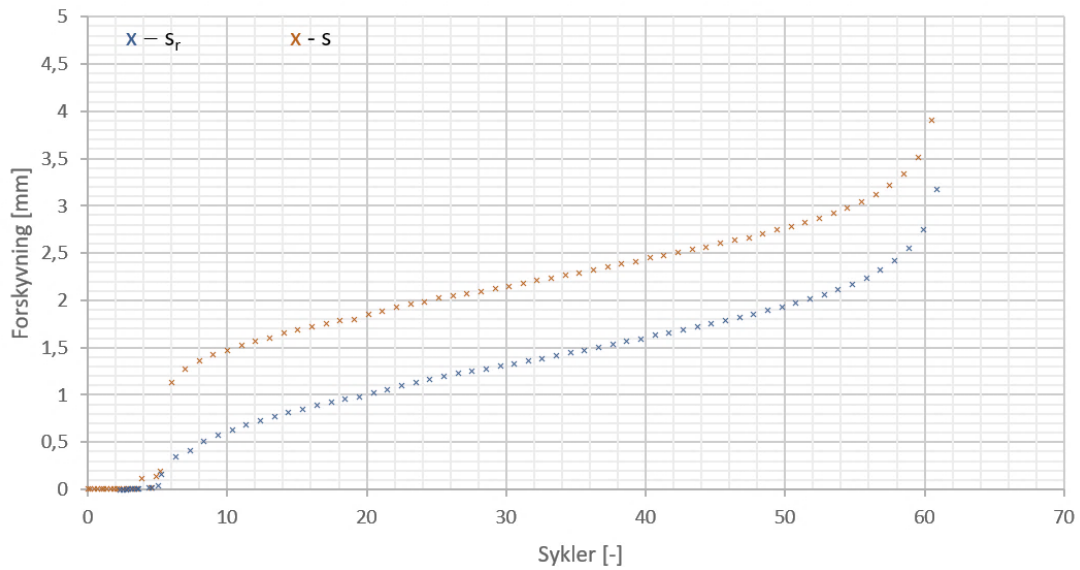


Figur 4.6: Normalisert skjærspenning plottet mot forskyvning med tilpasset (grønn) statisk kurve. Stag CY270-3.

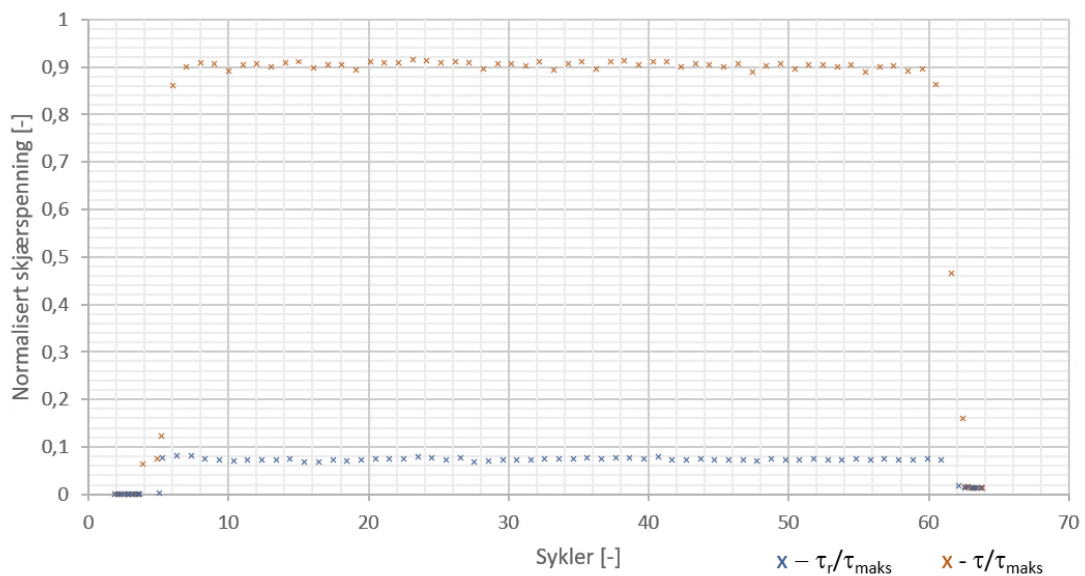
For å plote normalisert skjærspenning deles lasten på den statiske kapasiteten. Den midlede statiske kurven funnet fra de statiske forsøkene, ble tilpasset hvert enkelt forsøk slik at en statisk kapasitet kunne bestemmes. Forskjellige verdier for den statiske kapasiteten ble prøvd ut. Kurven ble tilpasset slik den sykliske kurven gikk til brudd like før den traff på den statiske kurven. Det er viktig å merke seg at den oppgitte normaliserte skjærspenningen er basert på "gjettet" statisk kapasitet, og derfor kun er en indikasjon på faktisk verdi normalisert skjærspenning.



Figur 4.7: Forskyvning plottet mot antall sykler.



Figur 4.8: Forskyvning ved τ_{maks} og τ_{min} for hver sykle



Figur 4.9: Normalisert skjærspenning under syklingsforløpet

4.2.3 Kvalitet og feilkilder

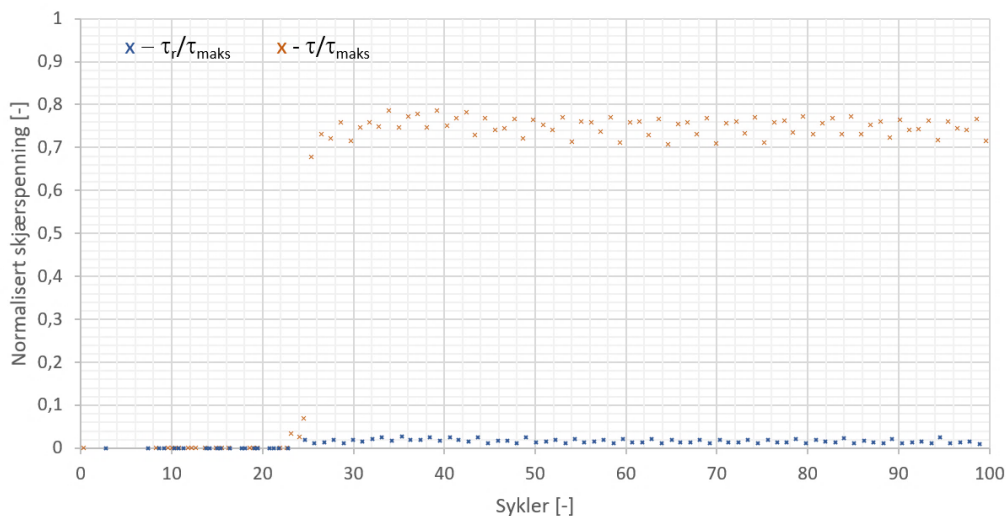
Uheldigvis varierte kvaliteten på forsøksresultatene, og det var få av forsøkene der det ikke var tydelige "feil". For å avdekke eventuelle feilkilder, ble plottene brukt til å studere resultatene nærmere. Typiske problemer som gikk igjen var unøyaktig laststyringen, dårlig kontakt til last eller forskyvnings målere, testtriggen vippet under sykling, knekk i s-N kurve og stor variasjon i slipp ved første syklene. Grunnet disse feilkildene kunne ikke alle resultatene brukes. I

Tabell 4.1 er det laget en oversikt over alle forsøkene med en kommentar til kvaliteten på forsøksresultatet.

4.2.3.1 Laststyring

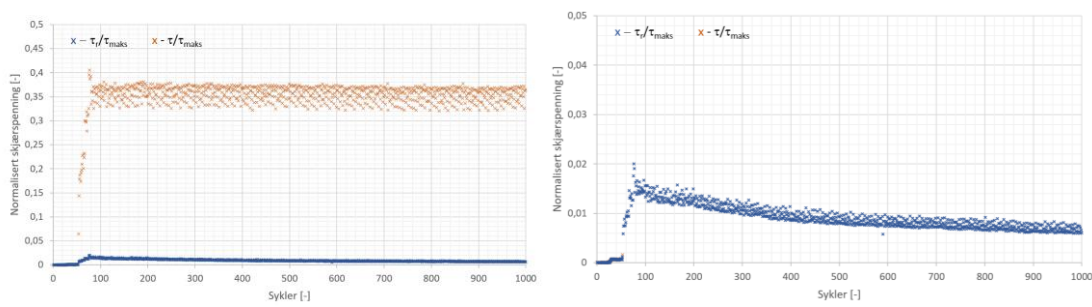
De største problemene med laststyringen var:

- Store usikkerheter knyttet til planlagt lastnivå og faktisk lastnivå. Input verdiene i LabView som ville gi ønsket lastnivå var vanskelig å bestemme. Selv med et godt datagrunnlag kunne input verdier brukt en dag kunne gi en høyere eller lavere last neste dag.
- Den hydrauliske-jekken brukte noen sykler før verdiene stabiliserte seg. Enten startet jekken med noen verdier som var høyere eller lavere enn det som var ønsket. I Figur 4.10 er et eksempel på dette, der den normaliserte skjærspenningen er noe lavere for de første syklene.



Figur 4.10: $f-N$ plott med variasjon i maks skjærspenning. Stag CY70-9

- I Figur 4.10 kan det også ses at toppunktet for normaliserte skjærspenningen varierer fra ca. 0,78 til 0,70.
- Fra Figur 4.9 kan det ses at mellom lastsyklene ble ikke staget helt avlastet. Om staget ikke ble fullstendig avlastet mellom hver sykling, skyltes dette som regel at perioden var for lav.
- Som vist i Figur 4.11 har den avlastede skjærspenningen gradvis blitt redusert. Dette vil påvirke tilhørende forskyvning.



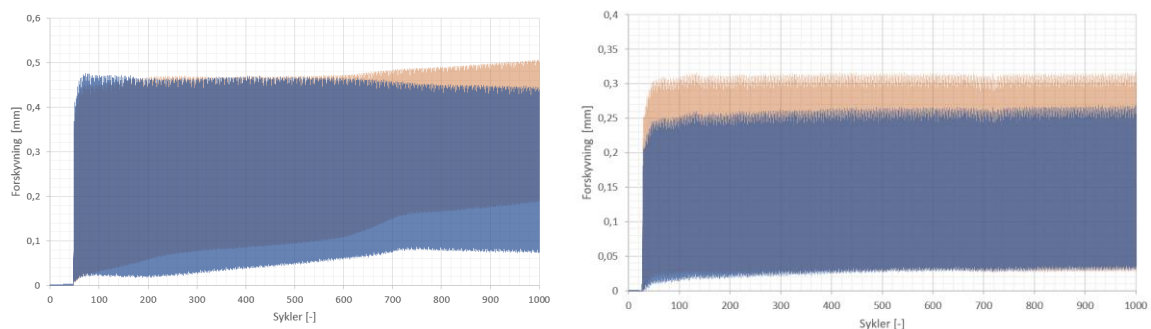
Figur 4.11: Lastforløpet etter de første 1000 syklene for LB70-25

4.2.3.2 Dårlig kontakt til last eller forskyvnings målere

I løpet av forsøkene hendte det ved ulike tidspunkt at kontakten til trykkmåler, lastcelle og LVDT var dårlig. Siden det var to uavhengige målinger av last (lastcelle og trykkmåler) og forskyvninger (to separate LVDT'er), var det ved alle forsøkene minst en måling av last og forskyvning som kunne brukes.

4.2.3.3 Forstyrrelser av forskyvningsmålinger

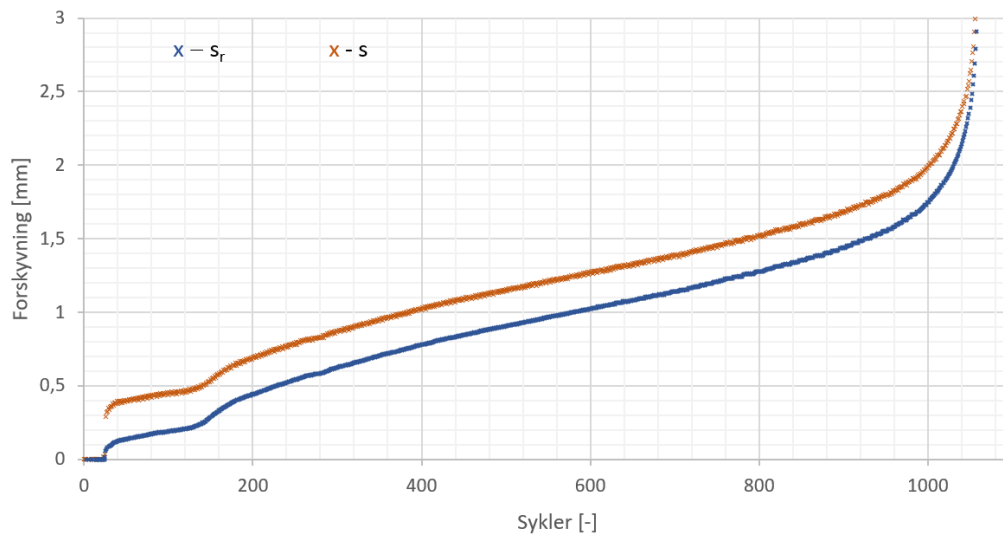
Både ved å følge med på forsøket under testen og ved å plote resultatene fra de to forskyvningsmålerne (*LVDT-small* og *LVDT-large*) kunne feilmålinger avdekkes. Om forsøksoppsettet vippet eller stativet som holdt LVDT'ene løsnet, ville dette gi utslag på forskyvningsmålingene. I Figur 4.12 verdiene fra *LVDT-small* og *LVDT-large* plottet sammen for å avdekke feil. Plottet til venstre er hentet fra stag LB70-24 som vippet under forsøket. Plottet til høyre er et eksempel på en god måling, der resultatene fra de to forskyvningsmålingene er parallelle.



Figur 4.12: $s_{small} - N$ og $s_{large} - N$ plottet sammen for å avdekke vipping. Dårlig resultat til venstre (LB70-24) og godt resultat til høyre (LB70-18)

4.2.3.4 «Knekk» i $s - N$ kurve

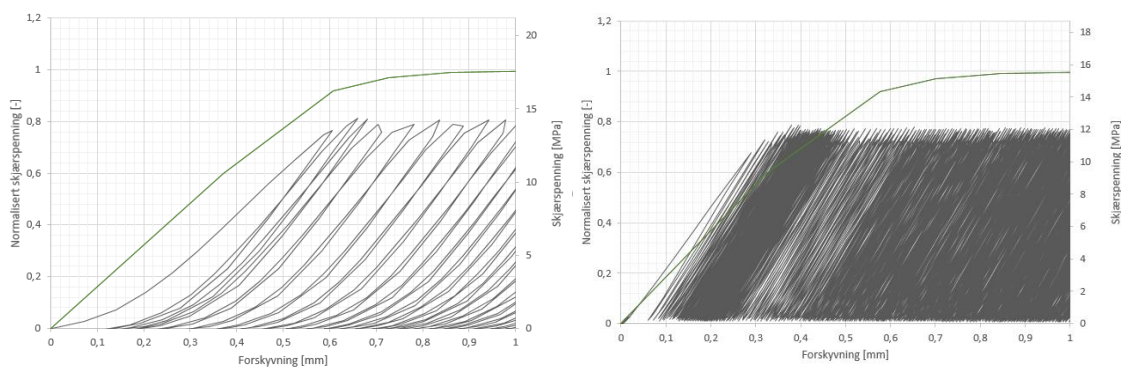
I noen av $s - N$ kurvene ble det en «knekk» selv om lastnivået var konstant under hele syklingsforløpet. Figur 4.13 viser $s - N$ kurven fra syklingen av CY70-9 med en tydelig «knekk» i kurven etter omentrent 150 sykler.



Figur 4.13: $s - N$ plott med «knekk» i kurven etter 150 sykler. Stag CY70-9

4.2.3.5 Stort slipp etter første sykle

Stor variasjon på helningen til $f - s$ kurven for første sykle. Fra Figur 4.14 kan det ses at helningen på $f - s$ kurven for første sykle varierte. Dette varierte mest for resultatene på stag med 70 mm gyst lengde. Dette påvirket resultatene for forskyvningen etter første sykle.



Figur 4.14: $f - s$ plott med stort og lite slipp etter første sykling, stag CY70-22 til venstre og CY70-9 til høyre..

Tabell 4.1: Oversikt over sykliske med kommentar til testresultat

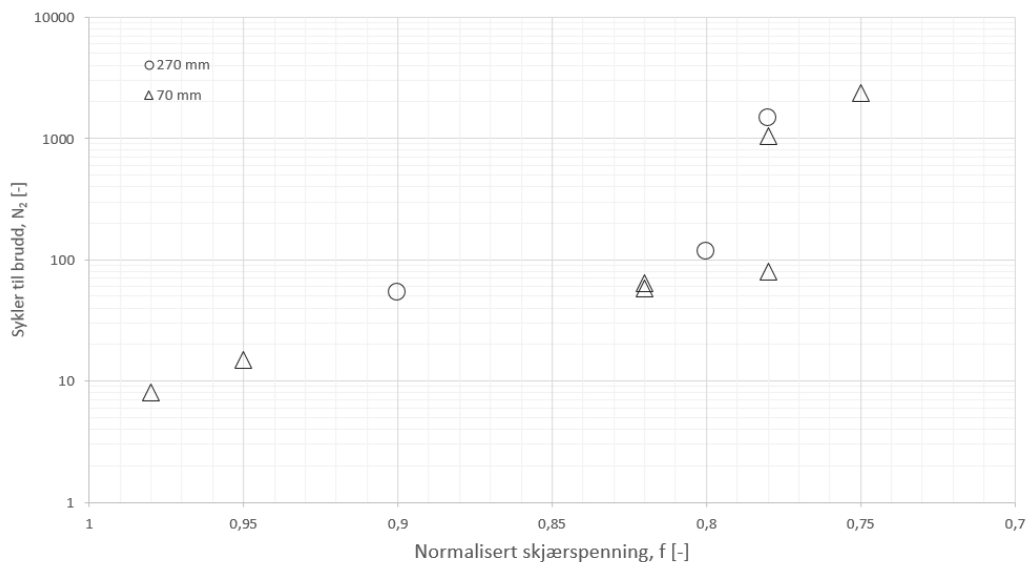
f:	Kraft:	Stag nr:	Kommentar til resultat:
Stag med 70 mm gyst lengde			
0,48	31 kN	CY70-10	Syklet i fem omganger med statisk uttrekk mellom hver gang. Ingen synlig forskyvning i omgang nummer 3 og 4. Dårlig kobling til lastcelle under siste sykling.
0,66	36 kN	CY70-8	Syklet i tre omganger. Lang tid lastnivået er justert opp til ønsket nivå. «Knekk» i s-N kurven under 3. sykling.
0,73	48 kN	CY70-23	Syklet i to omganger. Stort slipp etter første sykle. «Knekk» i s-N kurven under 2. sykling.
0,75	42 kN	CY70-5	Ikke lastet helt av mellom hver sykling. Stort slipp etter første sykling. ds/dN er konstant opp til s1. Pidehallen vipper under sykling.
0,78	46 kN	CY70-9	Knekk i s – N kurve etter 150 sykler.
0,78	51 kN	CY70-7	Stort slipp etter første sykle. Ikke lastet helt av mellom hver sykle.
0,82	55 kN	CY70-22	Stort slipp etter første sykle.
0,82	51 kN	CY70-12	Først syklet 16 ganger på lavere last (f = 0,65). Ikke lastet helt av mellom hver sykling. Lastcelle fungerer ikke, bruker trykkmålinger.
0,95	58 kN	CY70-6	Langt ifra avlastet mellom hver sykling. Relativ stor variasjon på f ved syklingstopp.
0,95	60 kN	CY70-21	En noe stivere oppførsel for de første to syklingene.
0,98-0,92	65 kN	CY70-15	Først to sykler med f = 0,98 før videre sykling er redusert til f = 0,92
-	-	LB70-13	Lastbasert sykling. Resultater ikke brukt grunnet dårlig kvalitet. Feil input i LabView ved overgang til 3. batch. Stor last og staget går til brudd.
-	-	LB70-14	Lastbasert sykling. Kun brukt de første 1000 syklingene ved bestemmelse av b og s0.
-	-	LB70-17	Lastbasert sykling. Kun brukt de første 1000 syklingene ved bestemmelse av b og s0
-	-	LB70-18	Lastbasert sykling. Kun brukt de første 1000 syklingene ved bestemmelse av b og s0
-	-	LB70-23	Lastbasert sykling. Kun brukt de første 1000 syklingene ved bestemmelse av b og s0
-	-	LB70-24	Lastbasert sykling. Kun brukt de første 1000 syklingene ved bestemmelse av b og s0. Pidehallen vippet. For store forstyrrelser til at resultatene kan bukes.
Stag med 270 mm gyst lengde			
0,35	60 kN	CY270-4	Syklet på høyt lastnivå for å kunne teste sykling ved f = 0,35 ved ulike forskyvninger. Negativ forskyvning etter sykling ved høyere kraft.
0,52	100 kN	CY270-2	Ok verdier de første 2000 syklene. Stativet til LVDT'ene løsnet på slutten av testen. Kun lastmålinger fra lastcelle.
0,78	134 kN	ST270-1	Syklet 5 ganger med last på f = 0,08 før syklingen startet.
0,82	155 kN	CY270-1	Ikke lastet helt av mellom hver sykling.
0,86	185 kN	CY270-3	Ikke lastet helt av mellom hver sykling.

4.2.4 Plott og verdier til sammenligning av resultater

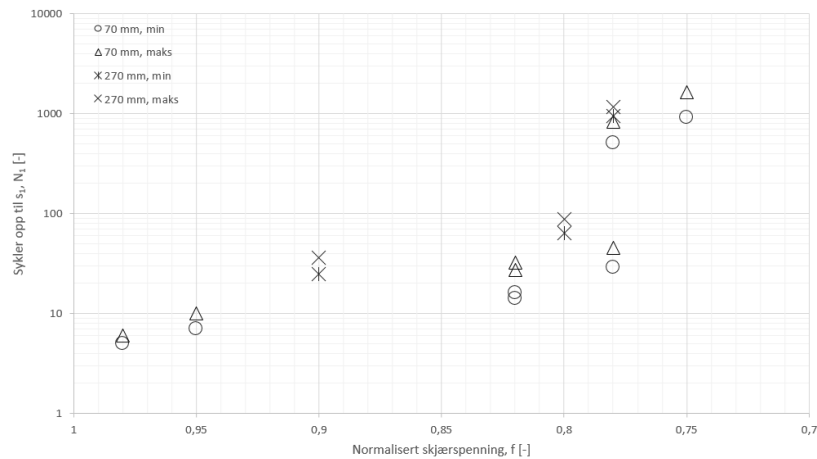
Verdier som ble hentet ut fra resultatene for å lettere kunne sammenligne resultatene med hverandre og litteratur var: slipp ved ulike syklingsnivåer (s_N), sykler til brudd (N_2), sykler til slipp lik s_1 (N_1), formfaktor (b og b_r), slipp etter første sykel (s_0 og s_{0r}) og stigningstallet ds/dN ved ulike forskyvninger. I Vedlegg G er tabeller med disse verdiene lagt ved.

- N_2 : Sykler til brudd
- N_1 : Sykler til s_1

N_2 kunne hentes ut fra forsøkene syklet til brudd. Verdien N_2 kunne bestemmes med god nøyaktighet, siden det var tydelig hvor staget gikk til brydd. N_1 er avhengig av hvilken verdi som velges for s_1 . Som det blir sett på senere i oppgaven, er stigningstallet på $s - N$ kurven på sitt laveste rundt s_1 . N_1 vil av denne grunnen være sterkt avhengig av hvilken verdi som velges for s_1 . Det ble i denne oppgaven hentet ut to verdier for N_1 , en nedre med tilhørende nedre $s_{1,min}$, og en øvre med tilhørende øvre $s_{1,maks}$. For 70 mm stagene ble $s_{1,min}$ valgt til 1,2 mm og $s_{1,maks}$ til 1,6 mm. For 270 mm stagene ble $s_{1,min}$ valgt til 2,2 mm og $s_{1,maks}$ til 2,5 mm. I Figur 4.15 er N_2 plottet og i Figur 4.16 er N_1 plottet med en logaritmisk y-akse.



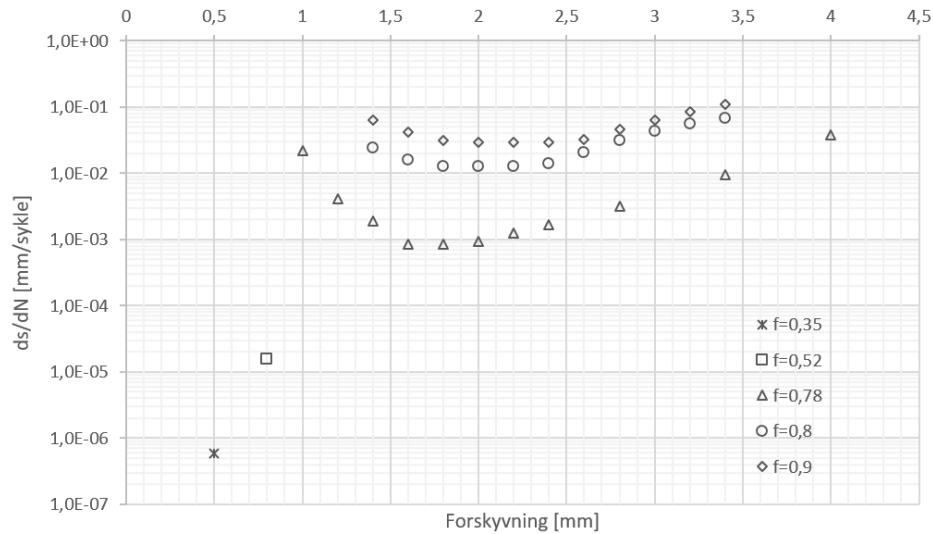
Figur 4.15: $f - N_2$. Verdier fra forsøksresultater syklet til brudd



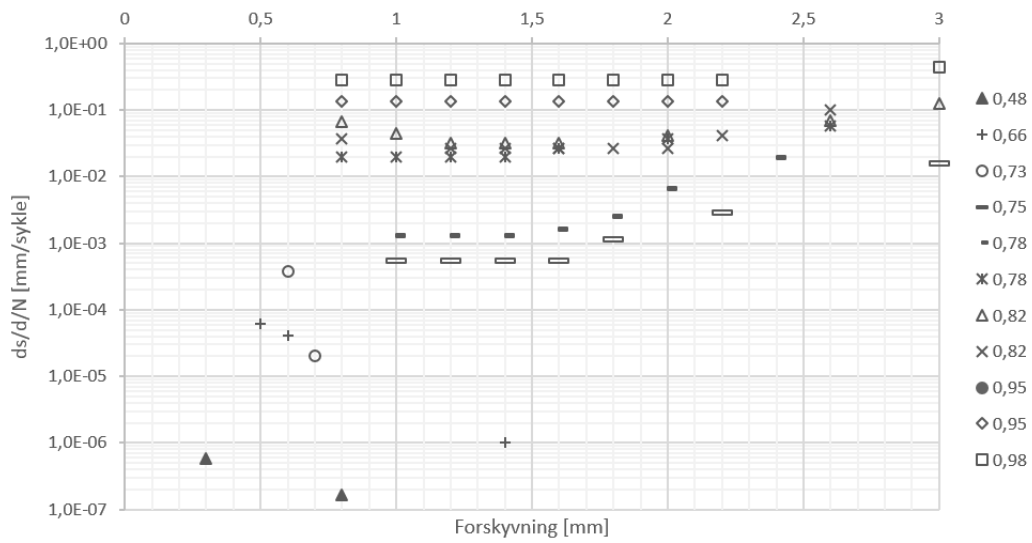
Figur 4.16: $f - N_1$. Verdier fra forsøksresultater syklet til brudd

- ds/dN : Endringen i slipp per sykle

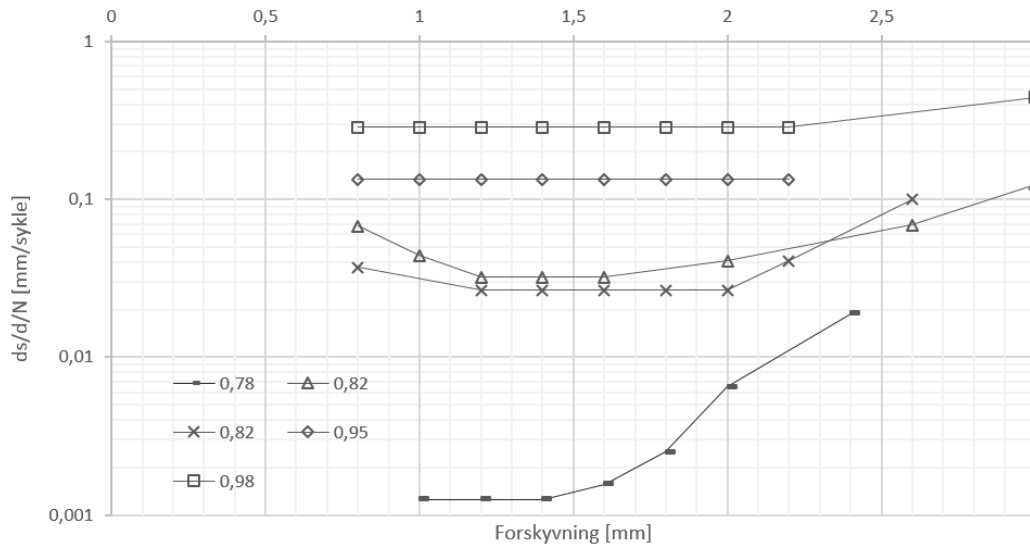
I Figur 4.17 og Figur 4.18 er henholdsvis resultatene i fra stagene med 270 og 70 mm gyst lengde plottet. Også her er det brukt en logaritmisk y-akse for at verdier i fra alle forsøkene skal komme med i et plott. I Figur 4.19 er det plukket ut noen av resultatene fra Figur 4.18 for at det skal være lettere å se sammenhengene.



Figur 4.17: Sammenhengen mellom forskyvning og forskyvningshastighet for stag med gyst lengde 270 mm

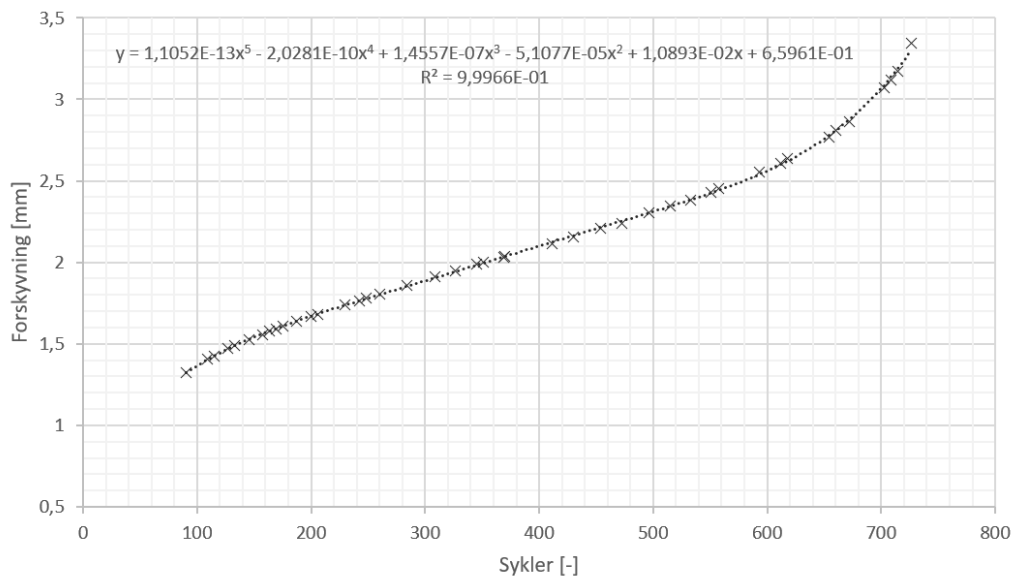


Figur 4.18: Sammenhengen mellom forskyvning og forskyvningshastighet for stag med gyst lengde 70 mm

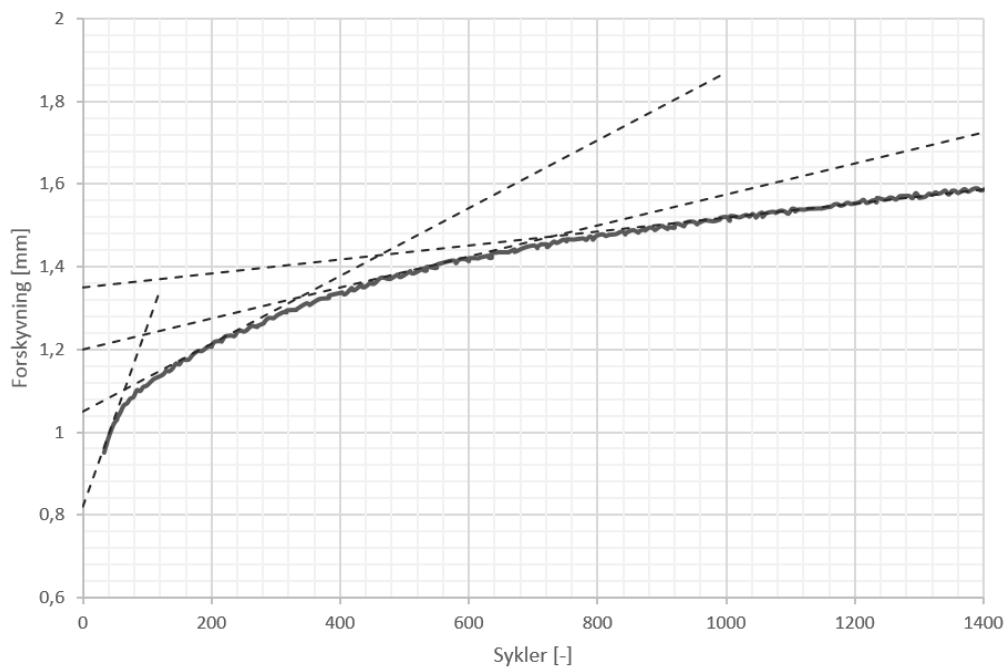


Figur 4.19: Utplukkede kurver for bedre illustrasjon av sammenhengen mellom forskyvning og forskyvningshastighet for stag med gyst lengde 70 mm

ds/dN verdiene ble enten funnet ved å tilpasse tangenter, eller en trendlinje. For 270 mm stagene som ble syklet helt til brudd, fant Excel en god trendlinje ved å bruke en 5. grads polynom, som vist i Figur 4.20. Ved å derivere polynomet, kunne stigningstallet ved ulike forskyvninger bestemmes. For resten av de sykliske resultatene, ble ds/dN funnet ved å tilpasse tangenter ved ulike uttrekksverdier, som vist i Figur 4.21.



Figur 4.20: Trendlinje for s – N kurve. Stag CY270-1.



Figur 4.21: Bestemmelse av ds/dN verdier for stag ST270-4 med plotting av tangenter. Stiplede linjer er tangenter.

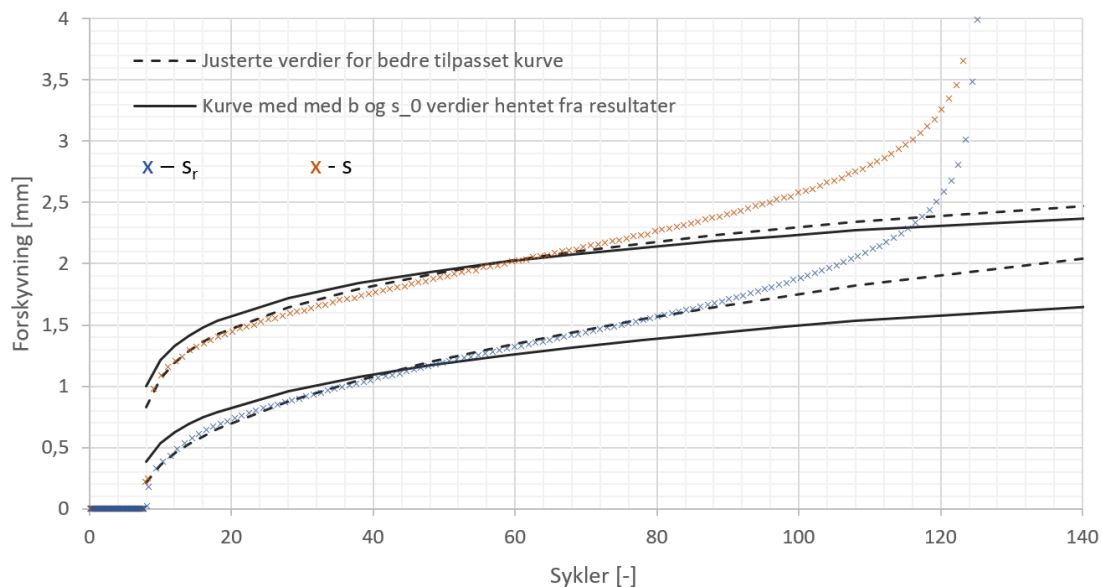
- s_0 : Slippet etter første sykle
- s_{r0} : Residualslippet etter første sykle
- b : Formfaktor
- b_r : Formfaktor

I beregningsmodellene foreslått av (Rehm & Eligehausen, 1977), (Oh & Kim, 2007) og (Tistel, 2016) er slippet etter første sykle (s_0 , s_{r0}) og en formfaktor (b , b_r) variabler som

brukes til å bestemme forskyvningen etter N sykler. For å sammenligne resultatene med beregningsmodellene ble det disse variable hentet ut.

s_0 og s_{0r} verdier ble først hentet direkte ut fra $s - N$ kurvene. Ved uthenting av dataene, ble også verdiens usikkerhet vurdert. Om usikkerheten til verdien var stor, ble den utelatt. Verdiene for formfaktoren b og b_r ble beregnet ved å bruke formel 2.13. Verdier for s_N og s_{Nr} ble der det var mulig hentet ut ved N lik 5, 10, 100 og 1000. For hver forskyvningsverdi som ble hentet ut ble det beregnet en verdi for formfaktoren, og et gjennomsnitt av disse verdiene er brukt i videre plott.

Ved å bruke formel 2.13 og regne ut s_N med tilhørende N verdi, med b og s_0 verdiene som var funnet. Ved å plote disse s_N og N verdiene sammen med $s-N$ kurven fra resultatene, kunne verdiene sammenlignes. I Figur 4.22 er dette gjort for stag CY270-1. Det varierte litt hvor godt kurvene passet sammen. Det ble derfor funnet et ekstra sett med verdier ved å juster b og s_0 verdiene slik at kurvene passet enda bedre sammen opp til s_1 (stiplet linje i Figur 4.22).



Figur 4.22: Sammenligning av ulike $s - N$ kurver, stag CY270-1

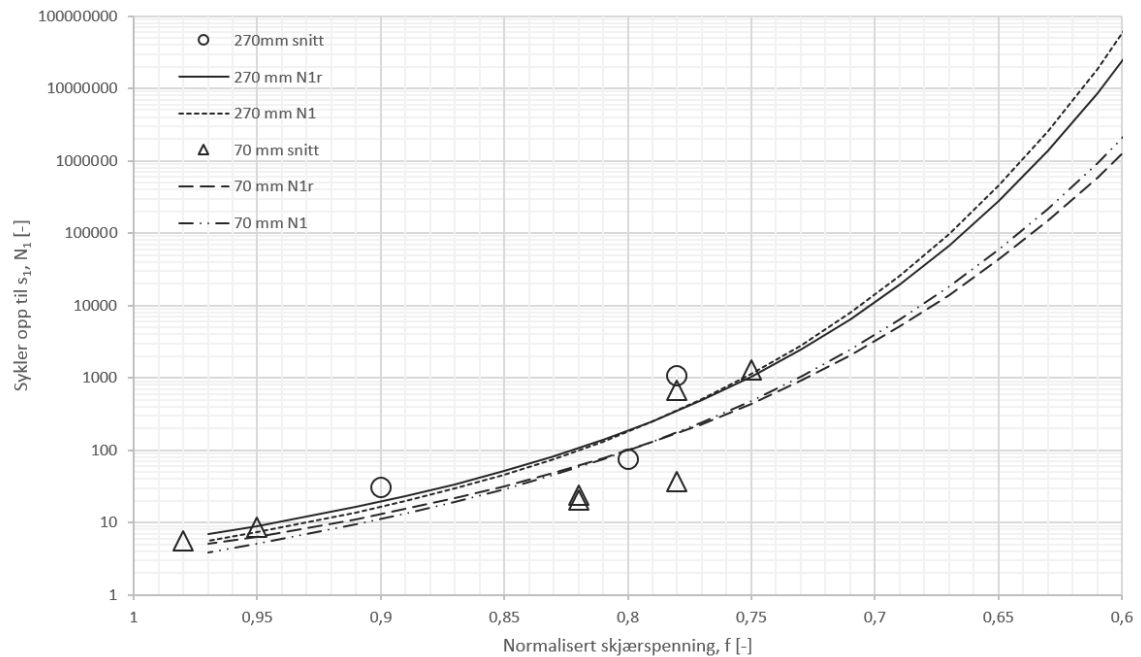
Alle verdiene for b , b_r , s_0 og s_{0r} fra stag med samme gyst lengde ble plottet sammen, se Figur 4.24 til Figur 4.31. Til hver av variable ble det også tilpasset en trendlinje som er presentert i formel 4.7 til 4.14. Trendlinjene ble uttrykket som en eksponentiell funksjon som foreslått i (Tistel, 2016) og vist i formel 4.5 og 4.6.

$$s_0(f) = g + h \cdot f + i \cdot f^j \quad 4.5$$

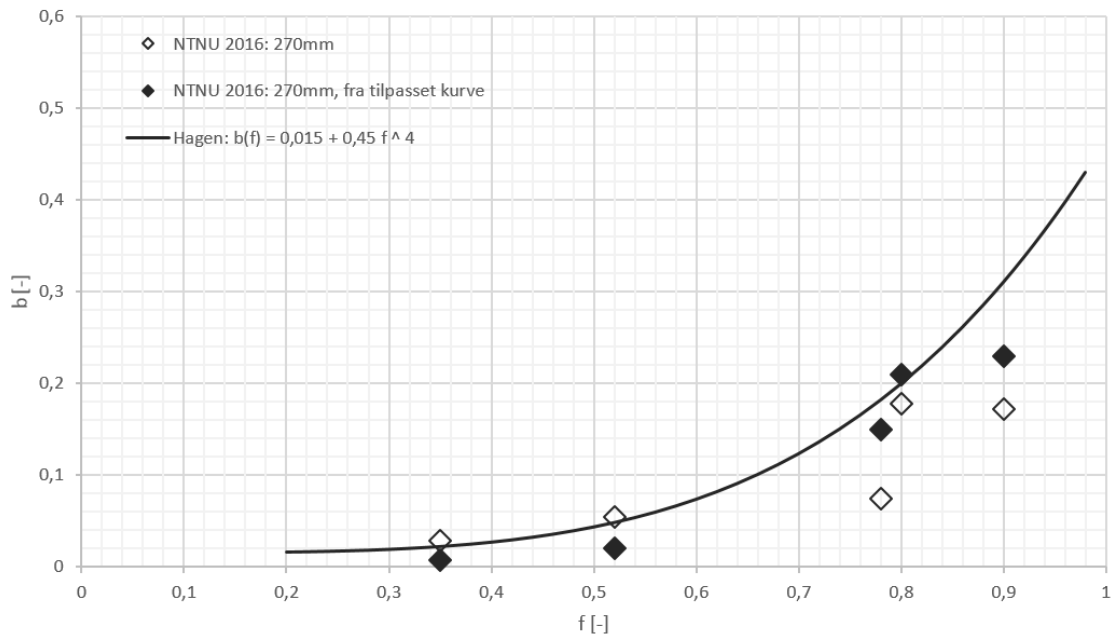
$$b(f) = g + i \cdot f^j \quad 4.6$$

g, h, i og j – tilpassede parameter

Ved tilpasningen av trendlinjene ble også brukt et plott som viste verdier for N_1 beregnet fra ligning 2.13 der verdiene for s_0 , s_{0r} , b og b_r ble kalkulert med trendlinjene. Ved å bruke dette plottet ble effekten av de ulike parameterne på syklingsforløpet visualisert. Trendlinjene måtte med andre ord ikke bare passe verdiene, men også passe med verdiene for N_1 fra prøveresultatene. Av disse grunnene ble trendlinjene for b i Figur 4.24 og Figur 4.25 noe høyere enn hva verdiene indikerte. Under tilpasningen som vist i Figur 4.23 ble det for 270 mm kurvene brukt $s_1 = 2,4$ mm og $s_{1r} = 1,5$ mm, for 70 mm kurvene $s_1 = 1,4$ mm og $s_{1r} = 1,1$ mm.



Figur 4.23: Plott over N_1 verdier funnet fra forsøk og trendlinjer

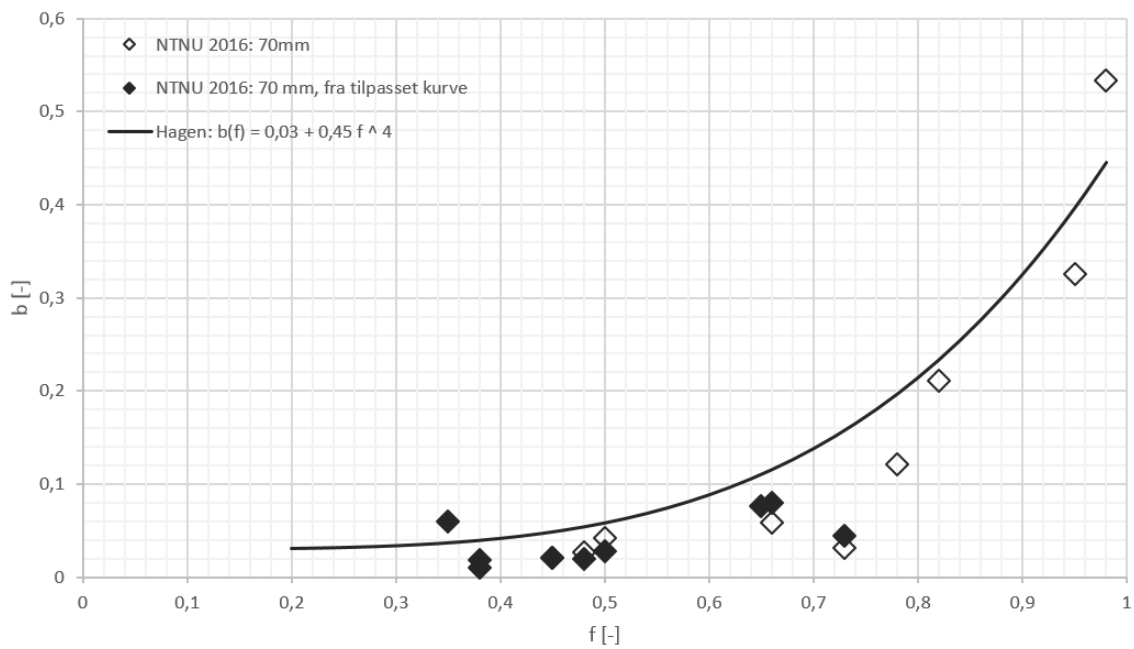


Figur 4.24: $b - f$ plott, 270 mm gyst lengde

Trend: 270 mm

$$b(f) = 0,15 + 0,45 \cdot f^4$$

4.7

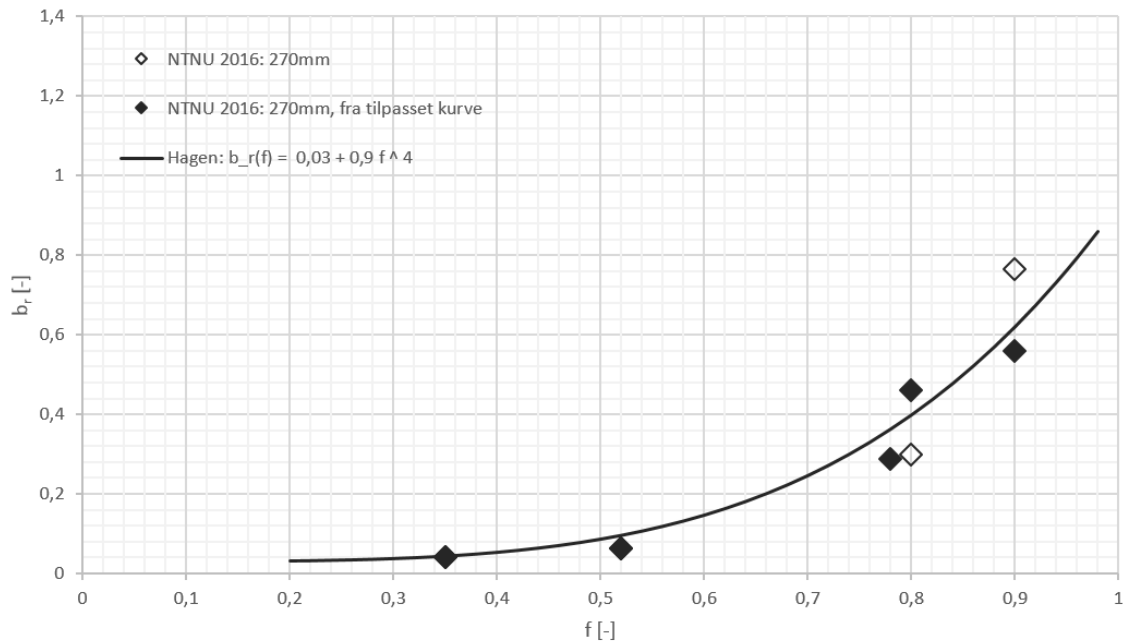


Figur 4.25: $b - f$ plott, 70 mm gyst lengde

Trend: 70 mm

$$b(f) = 0,03 + 0,45 \cdot f^4$$

4.8

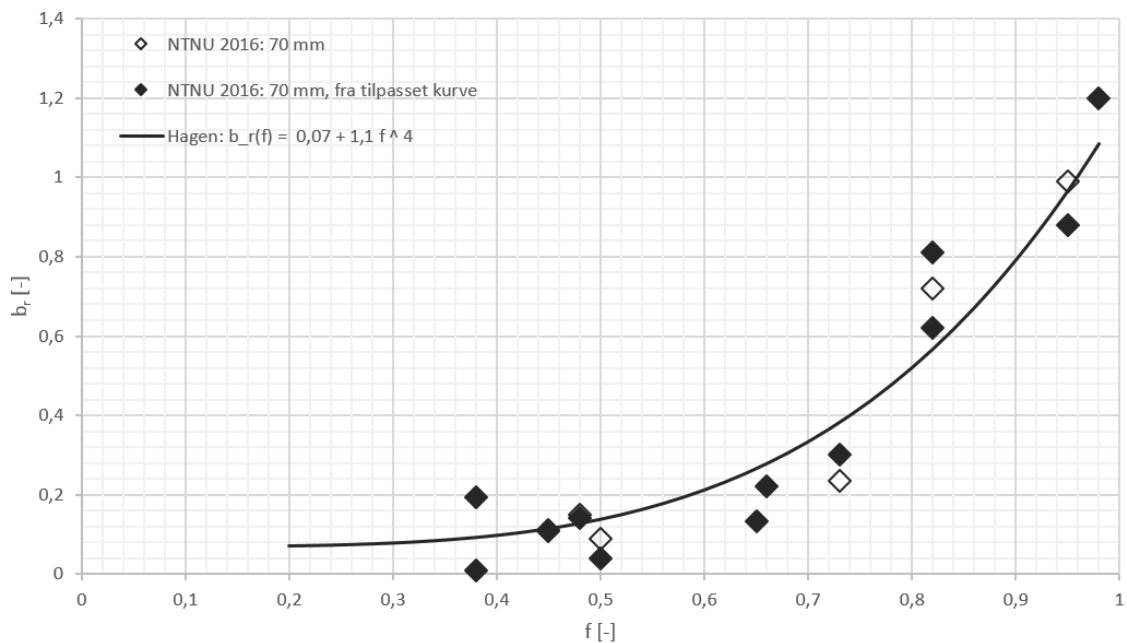


Figur 4.26: $b_r - f$ plott, 270 mm gyst lengde

Trend: 270 mm

$$b_r(f) = 0,03 + 0,9 \cdot f^4$$

4.9

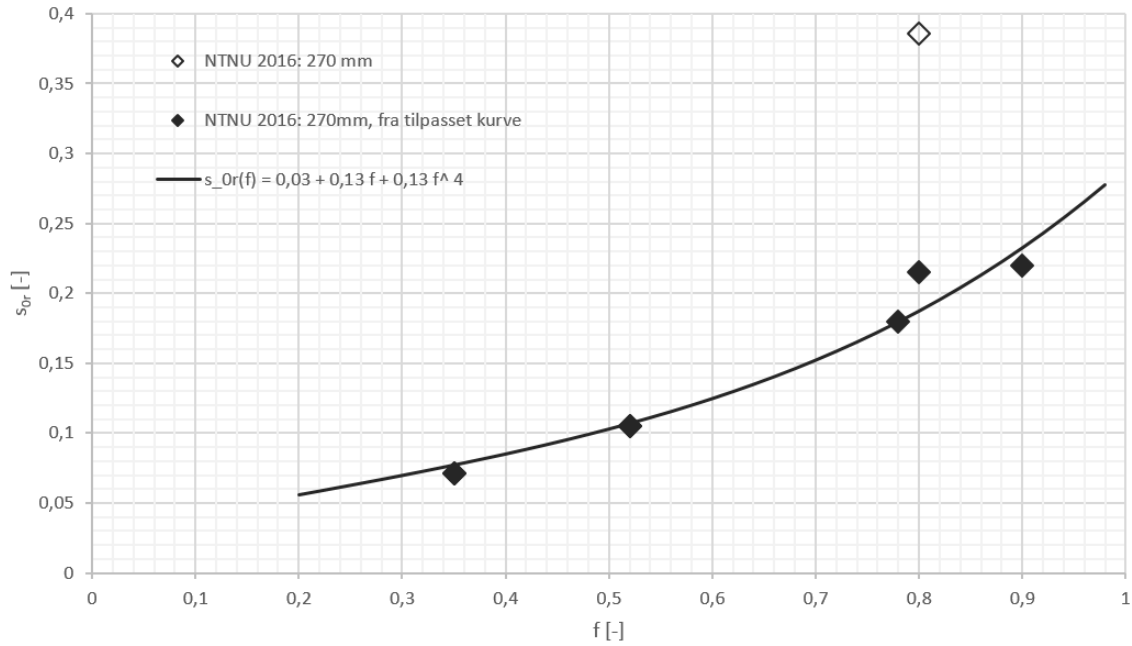


Figur 4.27: $b_r - f$ plott, 70 mm gyst lengde

Trend: 70mm

$$b_r(f) = 0,07 + 1,1 \cdot f^4$$

4.10

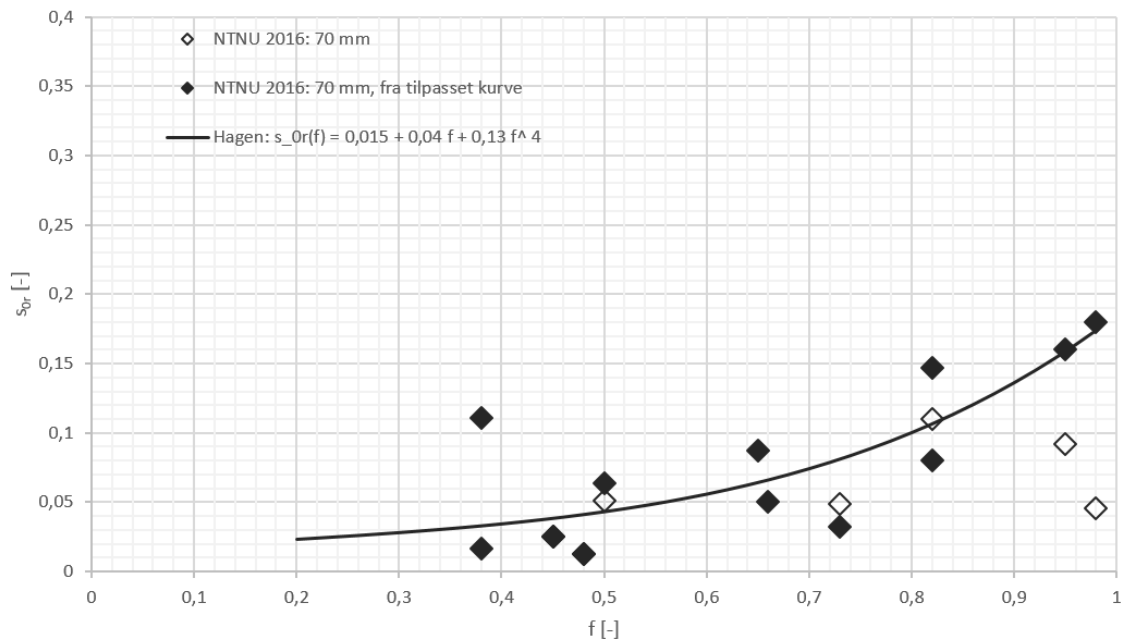


Figur 4.28: $s_{0r} - f$ plott, 270 mm gyst lengde

Trend: 270 mm

$$s_{0r} = 0,03 + 0,13 \cdot f + 0,13 \cdot f^4$$

4.11

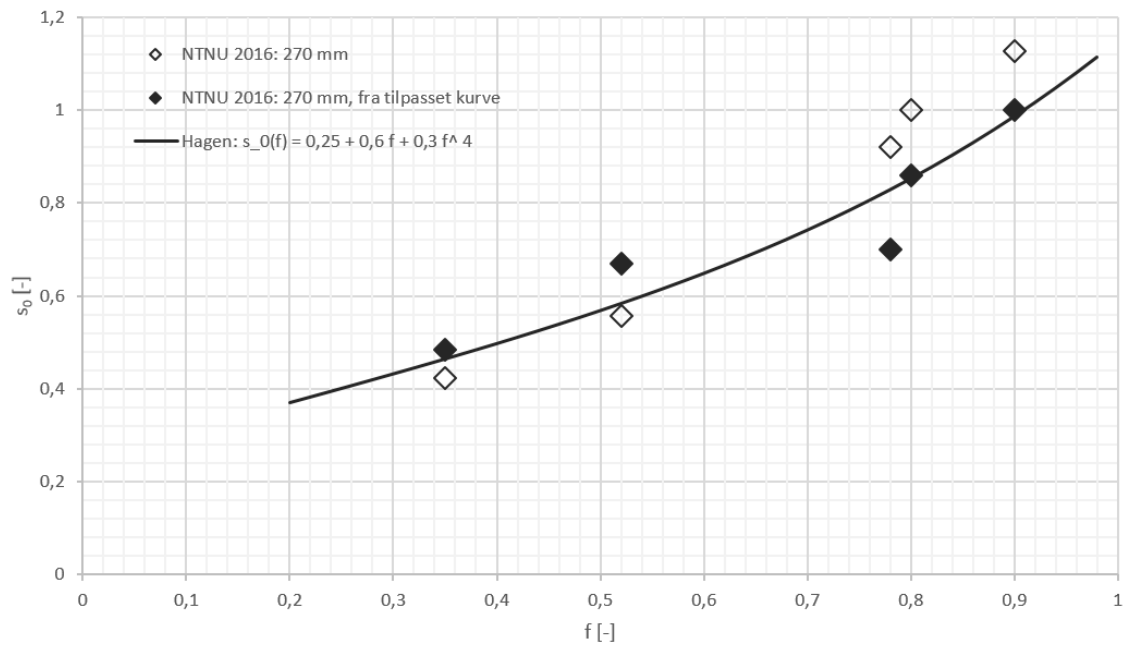


Figur 4.29: $s_{0r} - f$ plott, 70 mm gyst lengde

Trend: 70 mm

$$s_{0r}(f) = 0,015 + 0,04 \cdot f + 0,13 \cdot f^4$$

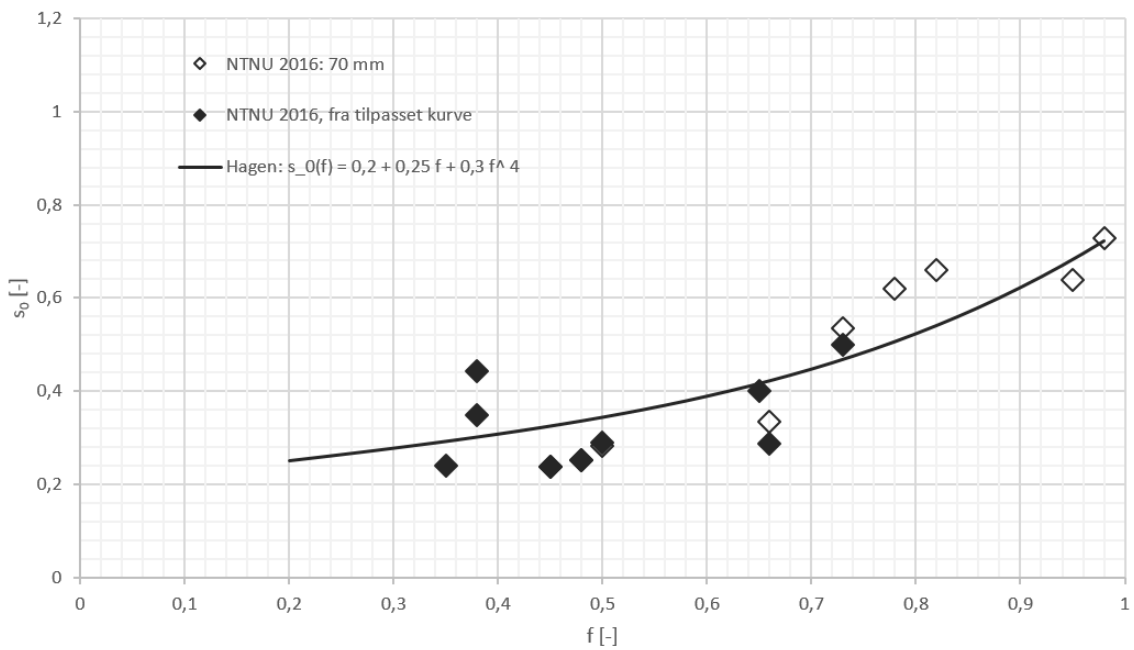
4.12

Figur 4.30: s_0 - f plott, 270 mm gyst lengde

Trend: 270 mm

$$s_0(f) = 0,25 + 0,6 \cdot f + 0,3 \cdot f^4$$

4.13

Figur 4.31: s_0 - f plott, 70 mm gyst lengde

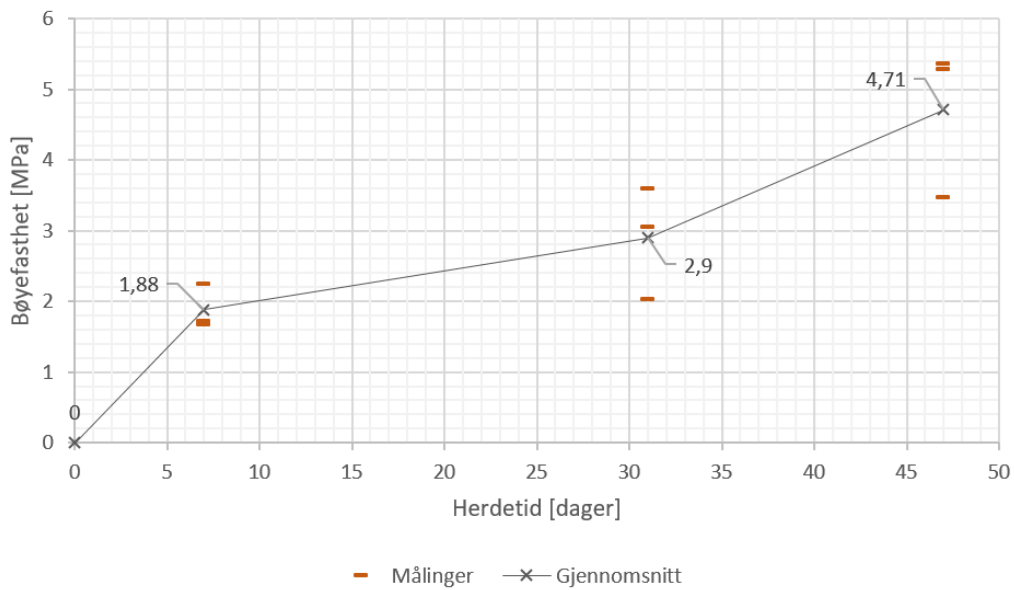
Trend: 70 mm

$$s_0(f) = 0,2 + 0,25 \cdot f + 0,3 \cdot f^4$$

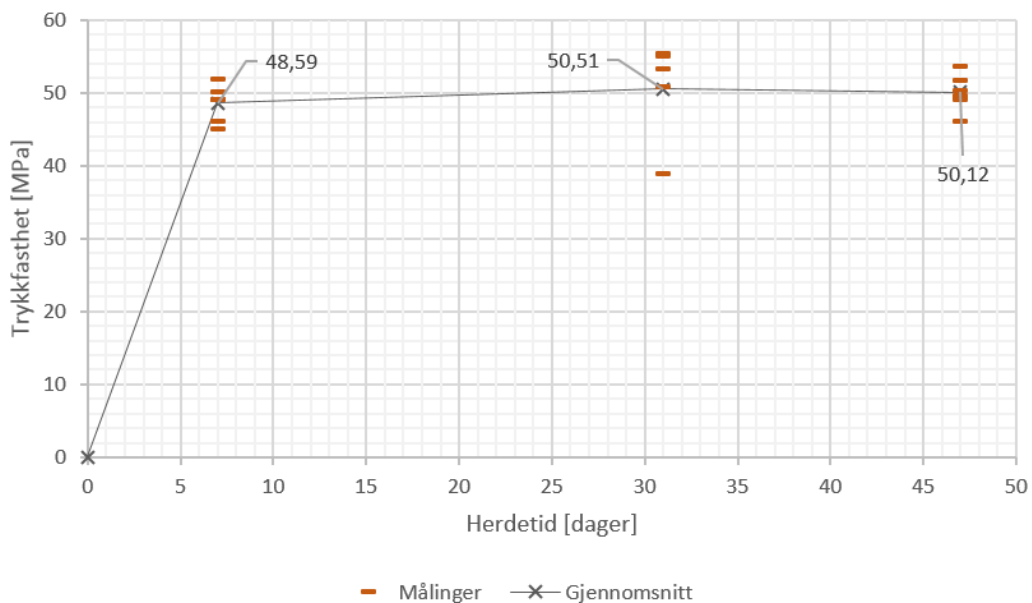
4.14

4.3 Prismeprøver av gysemasse

Prismeprøvene av gysemassen ble testet etter 7, 31 og 47 dager. For at det skulle være lettere å sammenligne resultatene og se utviklingen over tid, ble resultatene fra bøy- og trykkfasthets prøvene plottet mot tid. Resultatene fra hver prøvedag ble også midlet og det ble lagt til en kurve for gjennomsnittsmålingene fra hver prøvedag. Resultatene fra bøyefasthet er vist i Figur 4.32 og trykkfasthet i Figur 4.33.



Figur 4.32: Resultater fra 3-punkts bøyefasthet tester på prismeprøver av gysemasser.



Figur 4.33: Resultater fra trykkfasthet tester på prismeprøver av gysemasser

Prøvene ble også visuelt undersøkt før og etter testene for å avdekke eventuelle "feil" i prøvene. Eventuelle "feil" vil kunne forklare eventuelle avvik. I prismene testet etter 31 dager ble det funnet relativt store luftbobler i to av prismeprøvene. En av disse prismene med luftpore er vist i Figur 4.34.



Figur 4.34: Prismeprøve med luftbobler

5 Diskusjon

5.1 Statistiske forsøk

De statistiske forsøkene ble gjennomført etter planen. Stagene gikk i brudd i form av et skjærbrudd i kontaktsonen mellom stag og gysemasser. Fra $f - s$ kurvene i Figur 4.4 er det tydelig at alle de statistiske kurvene fra stag med samme gyste lengde følger den samme trenden. Midlet $f - s$ kurve for stag med 70 mm og for stag med 270 mm gyst lengde beskriver forskyvningsforløpet til alle de statistiske testene godt.

Som forventet følger $f - s$ kurven trendene som er beskrevet i de ulike $\tau - s$ kurvene for statisk uttrekk av gyste bergstag i avsnitt 2.3.1. Ettersom staget trekkes ut øker skjærspenningen opp til en skjærkapasitet, etter at skjærkapasiteten er nådd reduseres skjærspenningen til det kun er en konstant friksjonskraft som virker langs heftsonen.

5.1.1 $\tau - s$ modell

Resultatene fra stagene med gyst lengde på 70 mm blir riktigst å mest å sammenligne med de ulike $\tau - s$ modellene presentert i avsnitt 2.3.1, i og med at skjærspenningen kan antas å være konstant lang hele stagets lengde for disse stagene. Det er klare likhetstrekk med den trilineære kurven. For $s > s_2$ er skjærspenningen relativt konstant. Selv om den trilineære modellen beskriver $\tau - s$ kurven relativt godt, passer modellen presentert i (Comite euro-international du beton, 1993) best til den statistiske kurven. Ettersom skjærspenningen øker opp mot τ_1 , ser kurven ut til å bøye seg av mot et flatt parti hvor τ er konstant lik τ_1 (τ_{maks}) fra $s_{1(1)}$ til $s_{1(2)}$. Ved en forskyvning etter $s_{1(2)}$ går kurven lineært ned til en skjærspenning τ_2 (τ_f) ved en forskyvning s_2 . I avsnitt 5.1.2 kan vi se at de karakteristiske verdiene også passer svært godt overens med de foreslåtte verdiene i (Comite euro-international du beton, 1993).

Verken for stagene med gyst lengde på 70 eller 270 mm er τ_2 helt konstant ved en forskyvning over s_2 , selv om skjærspenningen er beskrevet som konstant i alle de ulike modellene. Ingen av de stagene er trukket ut mer enn 30 mm så utviklingen av skjærspenningen ved videre uttrekk er ukjent. Ut ifra de uttrekkene som er gjort, kan det se ut til at skjærspenningen reduseres gradvis som en bølge, der bølgetoppen kommer hver 8

mm som er lik avstanden mellom kammene på staget. I beregningene av skjærspenningene er skjærarealet regnet som konstant, men egentlig reduseres skjærarealet gradvis når staget trekkes ut. Dette fører til at friksjonsspenningen ikke reduseres i like stor grad som beregningene tilsier.

De statiske kurvene fra stagene med gyst lengde 270 mm passer ikke like godt til modellene som er presentert. Sammenlignet med stagene med 70 mm gyst lengde, er 270 mm kurvene mer avrundet. En «mykere» kurve kan skyldes at skjærspenningen ikke er konstant i hele staget. Skjærsonen vil som beskrevet i (Ren, et al., 2009) ikke brytes ned samtidig langs hele staget, men forplantes innover staget ettersom kraften økes. Overgangen mellom den elastiske fasen og den mekaniske nedbrytningen vil av denne grunn ikke starte samtidig langs hele stagets lengde.

5.1.2 Karakteristiske verdier

I Tabell 5.1 er de karakteristiske verdier τ_1 , s_1 , τ_2 , og s_2 for de statiske kurvene til stagene med gyst lengde på 70 og 270 mm presentert. I tabellen og videre i oppgaven er s_1 forskyvning ved τ_1 og s_2 forskyvningen ved τ_2 . s_1 er gitt som et intervall i det området skjærspenningen er tilnærmet konstant.

Tabell 5.1: Oversikt over karakteristiske verdier for statisk kurve.

Gyst lengde:	τ_1	s_1	τ_2	s_2
70 mm	14,3 - 17,7 MPa	1,2 – 1,8 mm	$0,38\tau_1 = 5,4-6,7$ MPa	7,5 mm
270 mm	13,3 - 13,5 MPa	2,2 – 2,6 mm	$0,47\tau_1 = 6,25-6,35$ MPa	7,5 mm

Sammenligning av resultater fra stag med 70 og 270 mm gyst lengde

Fra Tabell 5.1 kan vi se at den statiske kapasiteten for stagene med kort gyst lengde er høyere enn for stagene med lengere gysesone. I og med at skjærkapasiteten for alle inkrementene langs en lengere gysesone ikke vil inntreffe samtid, er det forventet at den gjennomsnittlige skjærkapasiteten vil være mindre enn den lokale skjærkapasiteten. Det stemmer også godt overens med litteraturen at s_1 er mindre for 70 mm staget. Ifra Figur 2.19 og Figur 2.20 kan det ses at ettersom stagets lengde øker, øker den mekaniske nedbrytningen i skjærsonen nærmest den påførte last når staget når sin statiske kapasitet.

Variasjonen i statisk kapasitet for de ulike testene med samme gyst lengde er størst for 70 mm stagene. Grunnen til at resultatene spriker i større grad for disse forsøkene, kan skyldes at om heftsonen skulle inneholde svakheter vil en feil påvirke en større prosentandel av skjærarealet. En annen årsak kan være dårlig overdekning. Etter at stagene var testet ble de trukket opp for å se etter skader på skjærsonene. Bilder av 70 mm stagene som ble trukket opp, er lagt ved i vedlegg H. Fra bildene kan det ses at ingen av skjærsonene så ut til å inneholde noen svakheter.

Sammenligning med tidligere forsøk i fra litteratur

Fra sammenligning med litteratur ser verdiene ut til å være innenfor normalen. De foreslåtte verdiene for å beskrive $\tau - s$ kurven i (Comite euro-international du beton, 1993) er lagt ved som Tabell 2.1. Verdiene for stagene med 70 mm passer godt overens med disse verdiene. Forventet τ_1 kan beregnes til 17,7 MPa om trykkastheten til gysemassene, f_{ck} , settes til 50 MPa i formel 5.1, som er hentet fra Tabell 2.1. En skjærspenning på 17,7 MPa er helt i det øvre sjiktet av hva som skjærkapasiteten ble målt til under de statiske testene (14,3 til 17,7 MPa). Under de sykliske testene ble den statiske kapasiteten også tolket til å ligge i det øvre sjiktet for de fleste av testene. Skjærspenningen var relativt konstant lik τ_1 ved en forskyvningen fra 1,2 til 1,8 mm. Dette er også innenfor rammene til den foreslåtte forskyvningen på 1,0 – 3,0 mm. Verdien for τ_2 på omentrent 0,38 av τ_1 passer også godt overens med forventet størrelse på 0,4 av τ_1 etter en forskyvning lik avstanden mellom kammene på staget, 8mm.

$$\tau_1 = 2,5 \cdot \sqrt{f_{ck}}$$

5.1

f_{ck} – trykkflytspenningen til gysemassene

Forsøksoppsettet i (Benmokrane, et al., 1995a) ble brukt som utgangspunkt i forbindelse med klargjøringen av forsøkene av (Behrens, 2016) som denne oppgaven er en fortsettelse av. Det vil derfor være naturlig å sammenligne resultatene fra de statiske uttrekkene med resultatene i (Behrens, 2016) og (Benmokrane, et al., 1995a). Stagene brukt i forsøkene til Benmokrane hadde en gyst lengde (L_{gys}) på 500 ± 30 mm og en diameter (\emptyset) på 36mm ($L_{gys}=13,9\emptyset$) og gav en skjærkapasitet på 9,5 – 17,5 MPa. I de statiske testene til Behrens ble den gjennomsnittlige skjærkapasiteten målt til 6,09 MPa for stag med 150 mm ($L_{gys}=8,6\emptyset$) og 10,24 MPa for stag med 250 mm ($L_{gys}=14,3\emptyset$) gyst lengde.

Fra de tidligere forsøkene til Behrens øker den gjennomsnittlige skjærkapasiteten til heftsonene ettersom lengden på gysesonen øker. Ut ifra teorien ville det være naturlig å anta at kapasiteten ikke økte, men reduseres ettersom forholdet mellom gyst lengde og diameter økte. En grunn til at den statiske kapasiteten øker kan være dårlig radiell innspenning øverst i gysemassene. I nærheten av borehullets åpning kan gysemassene utvides fritt oppover og ut av hullet slik at den radielle innspenningen mot staget reduseres. Fra forsøkene kan man også se at den øverste centimeteren går i brudd i form av et konusbrudd, som tydelig indikerer at denne delen av skjærsonen ikke ble fullt utnyttet. En annen grunn til at heftsonen til stagen med 270 mm tåler mer, er lenger herdetid på gysemassene. I følge betongteori burde 95% av betongens kapasitet være nådd etter 28 dager. Herdetiden vurderes derfor til å ha liten påvirkning på resultatene.

Sammenlignet med resultatene til Benmokrane stemmer resultatene gjennomført i forbindelse med denne oppgaven godt. Resultatene fra stagen med kort gyst lengde er helt i det øverste sjiktet, mens stagen med 270 mm gyst lengde er midt i resultatintervallet i Benmokrane.

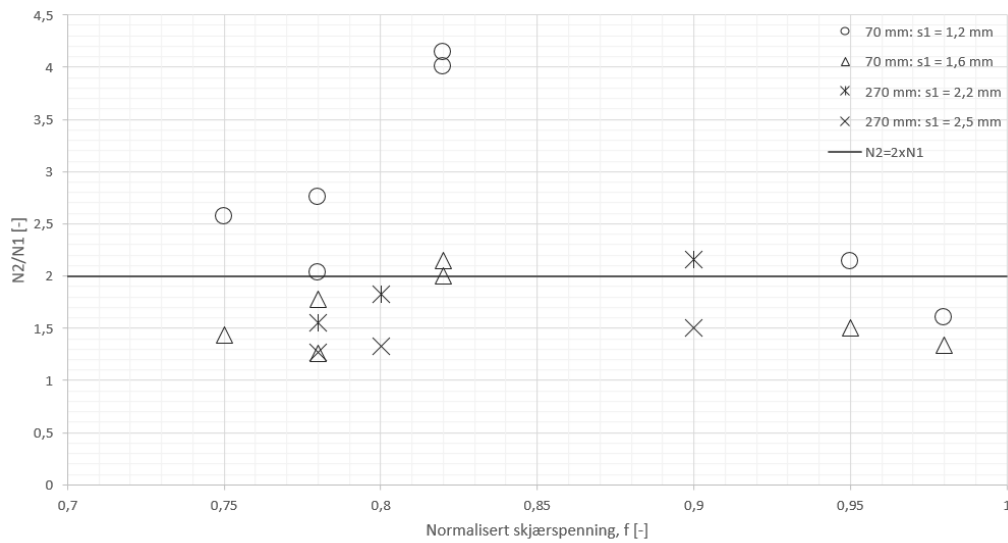
5.2 Sykliske forsøk

Som forventet viser forsøkene at det vil det være fare for progressive brudd om bergstag utsettes for sykliske laster. Fra forsøkene med en normalisert syklisk skjærspenning på over 0,75 ($f > 0,75$) gav forsøkene resultater for hele syklingsforløpet til brudd. Ved sykliske tester med $f < 0,75$ gikk nedbrytningen av skjærsonen så sakte at det ikke var gjennomførbart å sykle staget til brudd. I resultater fra forsøkene der $f < 0,75$ finnes det av denne grunn kun data fra deler av syklingsforløpet.

5.2.1 Sammenligning med litteratur

Fra stagene som ble syklet med $f < 0,75$ ble det for stagene med 70 mm gyst lengde kjørt statistisk uttrekk for å avdekke sammenhengen mellom sykler og slippet ved ulike forskyvninger. Under disse uttrekkene viste resultatene at den statiske kapasiteten ikke så ut til å være påvirket av den sykliske lasten om forskyvningen før statistisk uttrekk var under s_{1r} . Ved en forskyvning over s_{1r} før statistisk test, var kapasiteten redusert. I (Oh & Kim, 2007) og (Rehm & Eligehausen, 1977), konkluderes det med at den statiske kapasiteten ikke påvirkes av den sykliske lasthistorien. Dette stemmer med forsøkene om den sykliske forskyvningen er under s_{1r} .

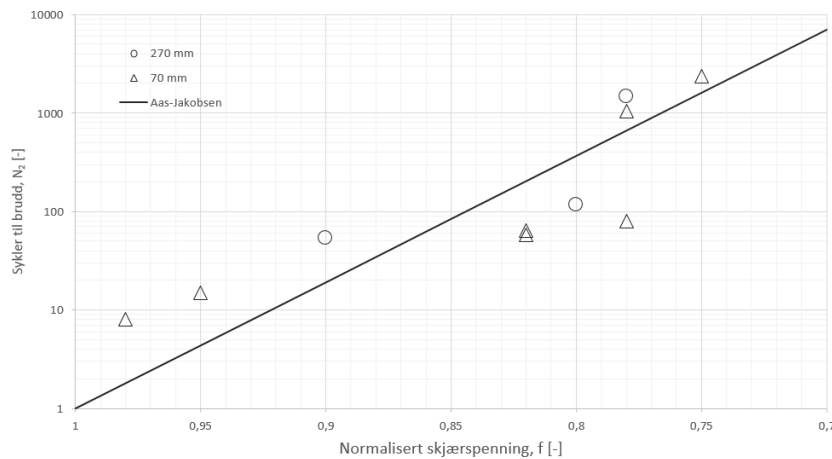
I (Oh & Kim, 2007) tas det utgangspunkt i at stagene vil gå til brudd ved en forskyvning lik s_1 . Fra resultatene i de ulike forsøkene i denne oppgaven er det hentet ut verdier for antall sykler til forskyvning s_1 (N_1) og antall sykler til brudd (N_2). Resultatene er plottet som N_2/N_1 ved ulike syklingsnivåer i Figur 5.1. Dette plottet indikerer at N_2/N_1 ligger på rundt 2. Å anta at staget går til brudd ved s_1 som i (Oh & Kim, 2007) blir en veldig konservativ antagelse som omentrent halverer stagets sykliske kapasitet.



Figur 5.1: $N_2/N_1 - f$. Verdier hentet ut for et øvre og nedre valg av s_1

I (Rehm & Eligehausen, 1977) ble det konkludert med at nedbrytningen stemmer godt overens med nedbrytningen av betong utsatt for sykliske laster. Også resultatene i denne oppgaven ser ut til å passe godt med modellen presentert i (Aas-Jakobsen, 1970). I Figur 5.2 er N_2 verdiene plottet sammen med kurve fra (Aas-Jakobsen, 1970) med tilpasset materialparameter, $\beta = 0,078$. Denne kurven er kun basert på verdier der den sykliske lasten er over 75% av statisk kapasitet, det vil derfor være vanskelig å si noe om hvor godt kurven passer for lavere sykliske skjærspenninger. Den eneste verdien som er funnet til sammenligning ved lavere normalisert syklisk skjærspenning er i (CEB-FIP, 2000) hvor det er presentert resultater fra (Balázs, et al., 1994), der stag syklet med 60 % av statisk kapasitet gikk til brudd etter ca. 150 000 sykler. Dette stemmer godt overens med materialparameteren på 0,078, som gir en syklisk kapasitet på 134 000 sykler med $f = 0,6$. Det er naturlig at modellen for betong passer godt med resultatene siden nedbrytningen av den mekaniske låsing er nedbrytning av gysemasser, som er betong. Omskriving av formel 2.12 for $R = 0$ gir:

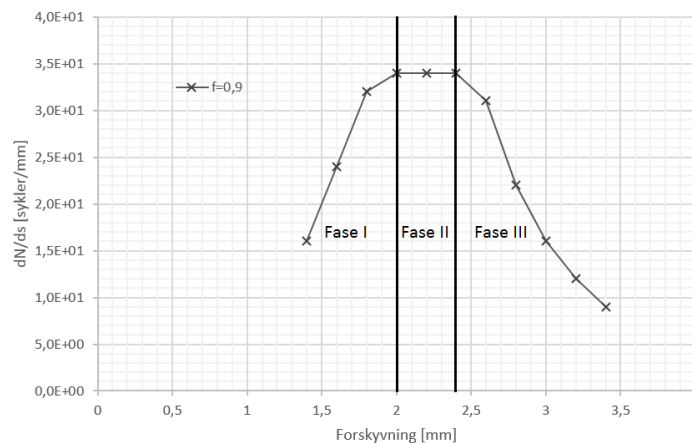
$$N_2 = 10^{\frac{1-f}{\beta}} \quad 5.2$$



Figur 5.2: Verdier fra forsøksresultater pottet sammen med tilpasset kurve fra (Aas-Jakobsen, 1970)

Grunnet dette begrensede datagrunnlaget er det vanskelig å si noe sikkert om den sykliske kapasiteten. Med utgangspunkt i kurven fra (Aas-Jakobsen, 1970) blir N_2 lik 2,5 millioner ved $f = 0,5$. I liket med (Rehm & Eligehausen, 1977) kan det konkluderes med at staget trolig tåler flere millioner sykler om $f < 0,5$.

Forskyvningsforløpet under de forsøkene passer godt overens med beskrivelsen til (Benmokrane, et al., 1995a). Benmokrane deler forskyvningsforløpet inn i tre faser. I fase I reduseres forskyvningen per sykling. I fase II er forskyvningen konstant. Til slutt i fase III øker forskyvningen per sykling. I Figur 5.3 er disse fasene tegnet inn i et plott med dN/ds verdier fra stag CY270-3. De ulike fasene beskrevet i (Benmokrane, et al., 1995a) passer godt inn i plottet. Videre i oppgaven er slippet ved overgangen mellom fase I og II er kalt s_{I-II} og slippet ved overgangen mellom fase II og III er kalt s_{II-III} . Fra Figur 4.17 og Figur 4.18 kan det ses at s_{I-II} og s_{II-III} varierer noe, men at denne inndelingen i tre faser passer relativt godt for alle forsøkene. Fra forsøkene ser det ut til at $s_{I-II} < s_1 < s_{II-III}$ gjelder for alle.



Figur 5.3: $dN/ds - s$ plott med inndeling av ulike faser som beskrevet i (Benmokrane, et al., 1995a)

Som nevnt er dN/ds forholdet modellert som konstant under hele forskyvningsforløpet i det numeriske programmet RATZ (Randolph & Gourvenec, 2011). Dette stemmer dårlig overens med resultatene i fra testene. Det er av denne grunn valgt å ikke se nærmere på RATZ i denne oppgaven.

Kurven i (Oh & Kim, 2007) og (Rehm & Eligehausen, 1977) er avhengig av en formfaktor, b , og slippet etter første sykkel til å beskrive forskyvningen etter N sykler. Ligningene presentert i (Rehm & Eligehausen, 1977) og (Oh & Kim, 2007) ser ut til å gi kurver som passer relativt godt med forskyvningsforløpet opp til s_1 for stag med lengere gyst lengde. I (Tistel, 2016) er denne sammenhengen brukt til å beskrive forskyvningen opp til s_1 . Kurvetilpasning og verdier ifra resultatene er sett nærmere på i avsnitt 5.2.1.1, hvor resultatene sammenlignes med ny beregningsmodell presentert i (Tistel, 2016).

5.2.1.1 Ny beregningsmodell (Tistel, 2016).

Beregningsmodellen som er under utarbeiding i (Tistel, 2016) deler forskyvningsforløpet inn i to deler. Forskyvningen opp til s_1 og fra s_1 til brudd.

Del 1: $s < s_1$

Vurdering av b , b_r , s_0 og s_{0r} verdier og kurvetilpasning

Fra plottet i Figur 4.22 kan det ses at kurven med justerte b og s_0 verdier gir en relativt god gjengivelse av forsøksresultatene opp til s_1 . Dette gjelder også for kurvene fra resten av forsøkene, men for forsøkene med $f < 0,75$ var det ikke mulig å sammenligne med kurvene helt opp til s_1 , siden dette ikke var tilgjengelig. Ved plotting av kurver, basert på b og s_0 verdier, sammen med forsøksresultatene viste det seg at det var lettere å få en god etterligning av residualkurven. Grunnet mindre slipp etter første sykkel var det lettere å finne verdier for b som gav en god gjengivelse av hele syklingforløpet, spesielt ved høye lastnivåer. Gjengivelsen basert på b og s_0 , hadde en tendens til å gi et mindre slipp per sykling enn original-kurven ved N_1 og dette var lettere å unngå ved å benytte residualkurven. Mer om dette ved sammenligningen av ds/dN kurvene fra beregningsmodellen og resultatene. Siden det så ut til at residualslippet gav den beste kurvetilpasningen er det anbefalt at residualverdier benyttes i modellen.

I Figur 4.24 til Figur 4.31 er verdiene for formfaktor, b og b_r , og forskyvningen etter første sykling, s_0 og s_{0r} , plottet med tilpasset trendlinje. Fra disse plottene er det mulig å se at det er mulig å finne en trendlinje som en funksjon av f for disse verdiene, og at trendlinjene, i formel 4.7 til 4.14, gir en relativt god beskrivelse av de tilhørende plottene.

I Figur 5.4 og Figur 5.5 er kurvene for b_r og s_{0r} funnet i denne oppgaven sammenlignet med resultater i fra tidligere forsøk og tilpasset trendlinje av Tistel¹. Fra sammenligningen kan det ses at trendlinjen for s_{0r} fra 270 mm stagene ligger over trendlinjen fra 70 mm stagene. En grunn til at slippet er større for 270 mm stagene kan være den slakere helningen på den statiske kurven. Fra formel 2.13 kan det ses at høy s_0 bidrar til økt slipp, men samtidig fører lav verdi på formfaktoren, b , at slippet øker saktere. Siden b_r kurven for 270 mm staget er lavere enn for 70 mm stagene og med en høyere s_1 blir N_1 kurven i Figur 5.6 liggende over kurven for 70 mm stagene.

I og med at verdiene som er plottet sammen med trendlinjene i Figur 5.4 og Figur 5.5 er hentet fra forsøk på stag med gyst lengde 200 mm, kan ikke verdiene sammenlignes ukritisk. Trendlinjene fra forsøkene på 270 og 70 mm stagene viste seg å gi to relativt parallelle kurve, det vil være naturlig å anta at en trendlinje for stag med gyst lengde på 200 mm vil ligge en plass mellom disse trendlinjene. Dette ser ut til å passe godt for datapunktene ved $f < 0,8$. Ved $f > 0,8$ ser det ut til at økningen av b_r er større og s_{0r} er mindre i denne oppgaven enn verdiene fra tidligere forsøk plottet i Figur 5.4 og Figur 5.5. Denne lavere økningen av s_{0r} og større økningen av b_r motvirker hverandre, slik at beregningene av N_1 ikke blir så ulik.

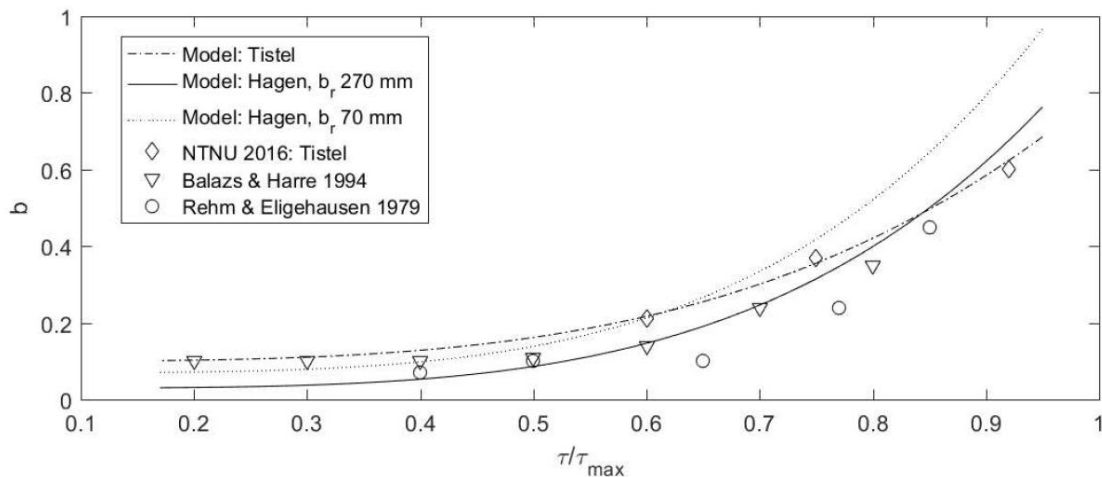
I likhet med (Balázs, et al., 1994) og (Comite euro-international du beton, 1993) ser verdiene for b og b_r ut til å vær relativt konstante ved $f < 0,5$. I (Balázs, et al., 1994)² flater kurven for b ut på 0,119 og i (Oh & Kim, 2007)³ på 0,076. Dette er betraktelig høyere enn 0,03 for 70 mm trendlinjen til b i denne oppgaven. I resultatene i (Oh & Kim, 2007) var b tilnærmet lik b_r . Som nevnt stemmer ikke dette med resultatene i denne oppgaven, hvor

¹ Kurvene fra denne oppgaven er lagt inn i MatLab skript utviklet av Tistel, med verdier hentet ut fra (Rehm & Eligehausen, 1977), (Balázs, et al., 1994) og tester utført av Tistel. Samtlige med gyst lengde på 200 mm.

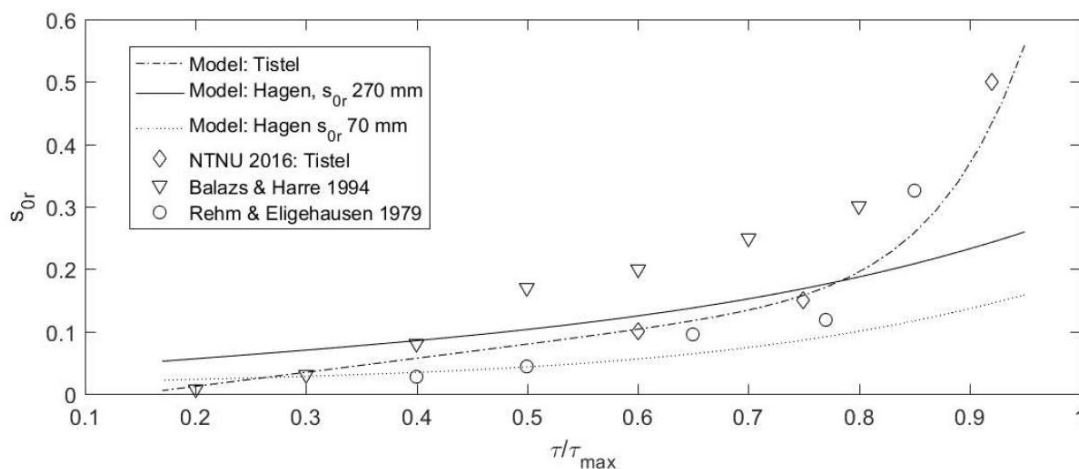
² Gyst lengde på 5 x diameter

³ Gyst lengde på 2 x diameter

verdiene for b_r var høyere enn for b^1 . Basert på resultatene i denne oppgaven vil det være viktig å skille mellom b og b_r . Trendlinjen for b_r i denne oppgaven flater ut på 0,07, og stemmer bedre overens med verdiene for b_r i (Oh & Kim, 2007) da denne er tilnærmet lik som b .



Figur 5.4: Trendlinjer for b_r plottet sammen med tidligere forsøksresultater



Figur 5.5: Trendlinjer for s_{or} plottet sammen med tidligere forsøksresultater

Beregning av N_1

Ved å implementere funksjonene for variablene b_r og s_{or} i formel 2.13 kan N_1 bergenes om s_1 er kjent.

¹ Dette henger sammen med at $s_0 > s_{or}$

Fra formel 2.13

$$N_1 = \frac{s_{r1}}{s_{0r}(f)}^{1/b_r(f)} - 1 \quad 5.3$$

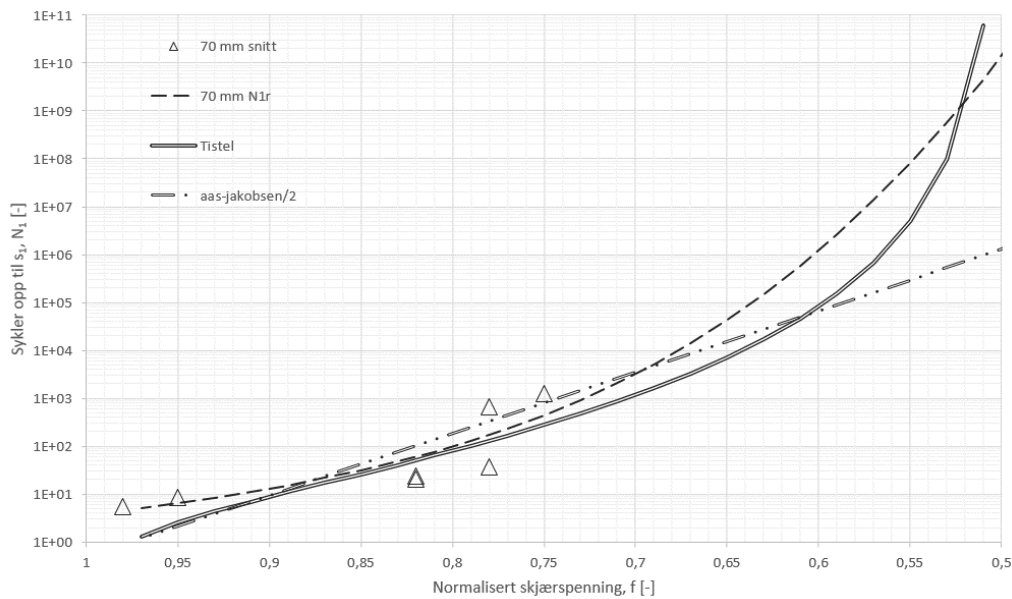
I Figur 5.6 er N_1 verdier beregnet fra formel 5.3 med konstant s_{r1} , (Aas-Jakobsen, 1970)¹ og trendlinje tilpasset datapunkter fra tidligere forsøk (Tistel, 2016) sammenlignet. Trendlinjen for N_1 (formel 5.4) er blant annet basert på verdier fra forsøk i (Balázs, et al., 1994) hvor N_1 ble funnet til å være 80 000¹ ved en normalisert syklisk skjærspenning på 0,6.

(Tistel, 2016)

$$N_1 = \frac{0,27 \cdot (1 - f)^{0,8}}{(f - 0,5)^{5,8}}, \quad 0,5 < f < 1 \quad 5.4$$

Fra plottet i Figur 5.6 kan det ses at alle kurvene for N_1 gir relativt like verdier ved $f < 0,7$, men etter dette begynner kurvene å gi sprikende resultater. Med tanke på at datagrunnlaget er dårlig for lavere lastnivå er det vanskelig å si noe sikkert om hvor godt kurvene stemmer med faktisk nedbrytning. Med utgangspunkt i verdien på 80 000 i fra (Balázs, et al., 1994) ved en syklisk skjærspenning på $f = 0,6$ gir kurven i denne oppgaven en N_1 verdi på ca. 1 000 000. Fra dette kan det se ut til at N_1 verdiene regnet ut med formel 5.3 overvurderer den sykliske kapasiteten. Forslaget til forbedring, diskutert i slutten av vurderingen av (Tistel, 2016), vil redusere N_1 , slik at modellen muligens passer bedre med resultatet fra (Balázs, et al., 1994).

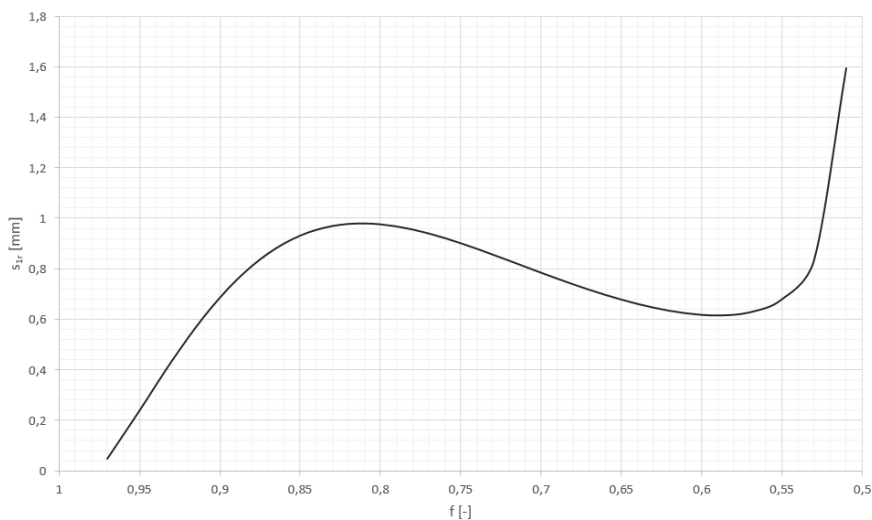
¹ Antar: $N_1 = N_2/2$



Figur 5.6: Sammenligning av ulike beregninger av N₁

Under beregningen av N₁ med formel 5.3 ble det brukt en konstant verdi for s_{1r}. Med et bedre datagrunnlag kan det vurderes om s_{1r} burde modelleres som en konstant eller som en funksjon av f i likhet med b og s₀. Ved å sette formel 5.3 lik 5.4 kan formel 5.5 for s₁ utledes. I Figur 5.7 er formel 5.5 plottet. For at kurvene skal passe sammen kan det ses at fra Figur 5.7 at s_{0r} må variere mye. Ved å se igjennom verdiene for s_{1r} i forsøkene, med utgangspunkt i at s_{1r} er definert fra at N₁ = 2 x N₂ kan ikke denne tydelige endringen påvises. s_{1r} verdiene ligger for det meste på rundt 1,1 mm.

$$s_{r1}(f) = s_{0r}(f) \cdot \left(\frac{0,27(1-f)^{0,8}}{(f-0,5)^{5,8}} - 1 \right)^{b(f)}, \quad 0,5 < f < 1 \quad 5.5$$



Figur 5.7: s_{1r} som variabel

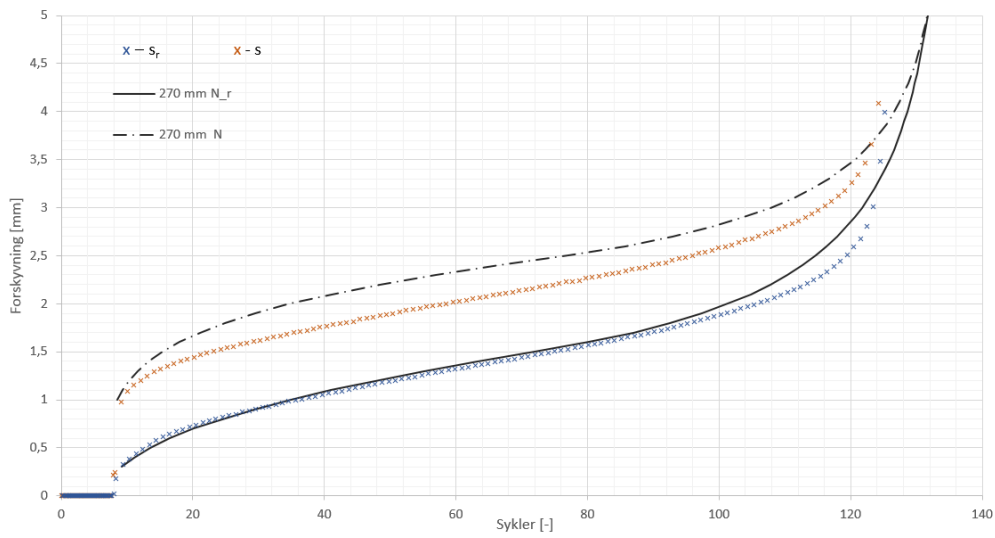
Del 2: $s > s_1$

Ved en forskyvning over s_1 vil f - N kurven nå et vendepunkt der krumningen går fra å være konkav til konveks. I (Tistel, 2016) inntreffer dette vendepunktet ved en forskyvning s_1 . Denne delen av kurven er beskrevet matematisk i formel 2.20. For å finne sammenhengen mellom variablene c og d i formel 2.20 med variablene b og s_0 i formel 2.19 er det antatt at $N_2 = 2 \times N_1$. Fra Figur 5.1 ser dette ut til å stemme bra, der verdiene samler seg rundt trendlinjen $N_2 = 2 \times N_1$.

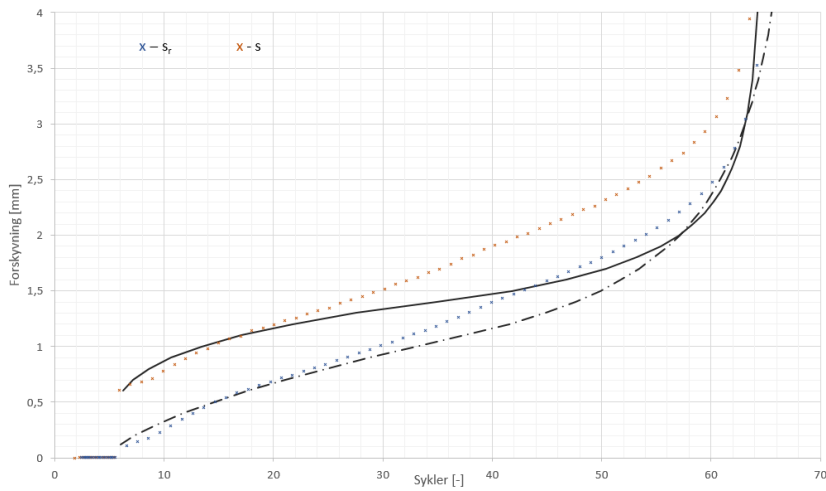
Sammenligning av hele modellen (del 1 og del 2)

Ved å plote kurver framstilt med beregningsmodellen i (Tistel, 2016) sammen med noen av forsøksresultatene, kan kvaliteten på modellen vurderes. I Figur 5.8 er dette gjort med forsøksresultatene fra stag CY270-1 og i Figur 5.9 resultatene fra stag CY70-22. Det var lettere å finne en god tilpasning for stagene med gyst lengde 270 mm enn for de med 70 mm. For stag CY270-1 i Figur 5.8 er det mulig å finne en god beskrivelse av forsøksresultatene ved hjelp av ligningssettet i (Tistel, 2016). For stagene med 70 mm gyst lengde var det vanskeligere å finne en god tilpasning. I Figur 5.9 for stag CY70-22 måtte det benyttes en lavere s_1 verdi enn hva forsøket indikerte for at kurven skulle gi riktig N_2 . Hvilke verdier som ble brukt for s_1 og s_{1r} , hadde stor innvirkning på N_2 beregnet fra (Tistel, 2016). For å finne den beste kurvetilpasningen i Figur 5.8 og Figur 5.9 ble s_1 og s_{1r} verdiene justert. For stag CY270-1 ble det brukt $f = 0,84$, $s_1 = 2,44$ og $s_{1r} = 1,5$, og for stag CY70-22 $f = 0,85$, $s_1 = 1,4$ og $s_{1r} = 1,1$.

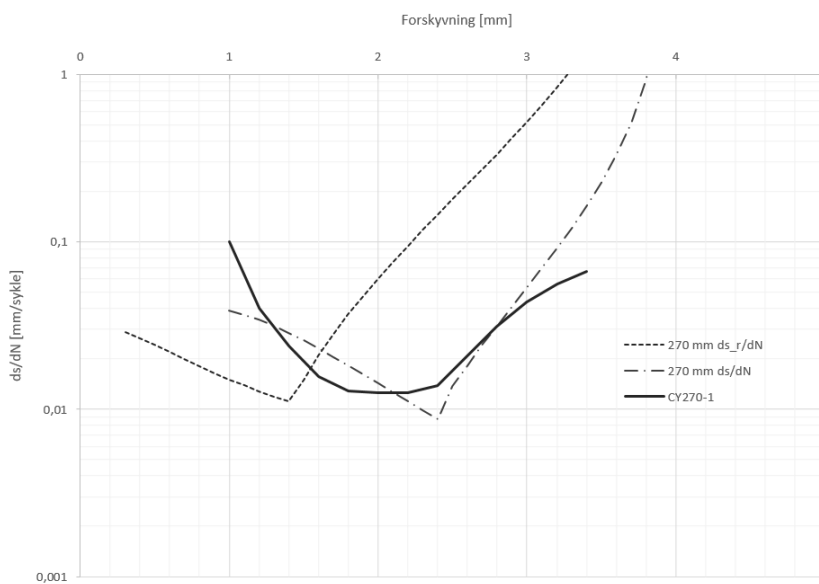
I Figur 5.10 og Figur 5.11 er stigningstallet (ds/dN) til kurvene i Figur 5.8 og Figur 5.9 plottet. Fra disse kurvene kan det ses at stigningstallet i modellen reduseres hele veien opp til forskyvningen s_1 . Til sammenligning har stigningstallet fra forsøkene et parti der ds/dN er tolket til å være uendret, som også er diskutert i Figur 5.3. For forsøkene med kort gyst lengde var dette "flate" partiet enda mer markant enn for stagene med 270 mm gyst lengde. Det at dette flate partiet er mer markant for forsøkene på stagene med 70 mm gyst lengde, kan bidra til at det er vanskeligere å finne en god tilnærming med ligningssettet fra (Tistel, 2016). Det er også knyttet større usikkerhet til resultatene på stagene med 70 mm gyst lengde, som kan ha bidratt til at det var vanskeligere å finne gode trendlinjer for b , b_r , s_0 og s_{0r} .



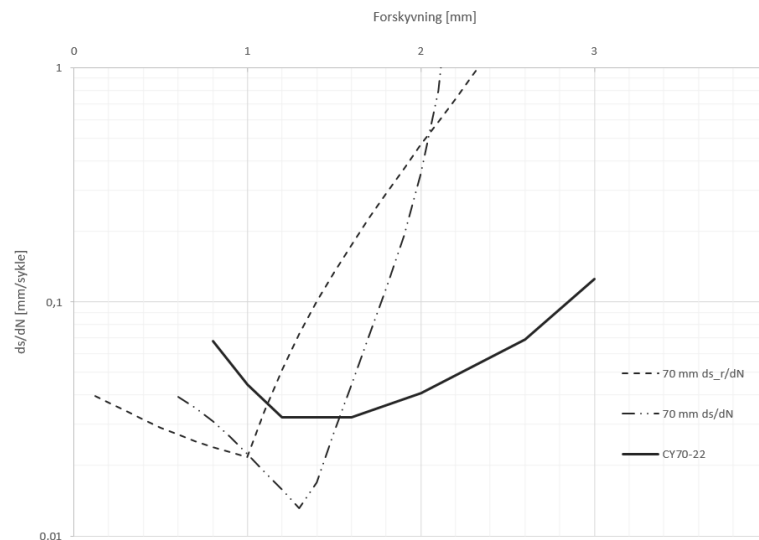
Figur 5.8: $s - N$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY270-1



Figur 5.9: $s - N$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY70-22



Figur 5.10: $ds/dN - s$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY270-1



Figur 5.11: $ds/dN - s$ kurver i fra forsøk og modell, stag CY70-22

Forslag til forbedring av modell

Fra ds/dN plottene i denne oppgaven kan det se ut til at forskyvningsforløpet til et inkrement kan beskrives best ved å dele inn i tre deler som i (Benmokrane, et al., 1995a). Ved å bruke et ligningssett bestående av tre kurver vil det være lettere å inkludere en fase der ds/dN er konstant. Med en lineær linje mellom de to kurvene i (Tistel, 2016) ser ut til å kunne gi en bedre kurvetilpasning.

Ligningssett med tre faser:

$$s_{rN} - s_{r0} = \begin{cases} s_{r0} \cdot ((1 + N)^{b_r} - 1) & s_r < s_{rI-II} \\ e \cdot N + g - s_{r0} & s_{rI-II} < s_r < s_{rII-III} \\ \frac{1}{d \cdot (1 + N_2 - N)^c} - s_{r0} & s_r > s_{rII-III} \end{cases} \quad 5.6$$

I overgangen mellom de ulike ligningene, vil de samme randbetingelsene være gjeldene som i (Tistel, 2016). I overgangen mellom fasene må helningen være lik og de må møtes i samme punkt. Fra disse randbetingelsene kan e , g , c og d utledes.

Hvilke verdier som burde brukes for s_{I-II} og s_{II-III} , er ikke undersøkt i denne oppgaven. En mulighet kan være å knytte dette opp mot det flate partiet i modellen for statisk uttrekk presentert i (Comite euro-international du beton, 1993), eller som en andel av s_1 i den trilineære modellen.

5.3 Prismeprøver av gysemasse

I produktbeskrivelsen av boltemørtelen Mapei Nonset 50, er det oppgitt at etter en herdetid på 28 dager skal typiske verdier for trykkfasthet være 45 MPa og skjærfasthet 8 MPa. Resultatene på trykkfasthet passer godt overens med forventede verdier. Allerede etter 7 dager er snittet fra trykkfasthet prøvene på 48 MPa og ser ut til å stabilisere seg rundt 50 MPa. Bøyestrekktestene stemmer ikke like godt overens med verdiene oppgitt av produsent. Prøvene testet etter 31 dager gav et snitt på 2,9 MPa. Dette er bare 36 % av den oppgitte verdien på 8 MPa. De fire ulike mørtelblandingerne brukt og testet av Behrens i (Behrens, 2016) gav resultater som stemmer godt overens med verdiene funnet i denne oppgaven. I Behrens ble trykkfasthet funnet til rundt 50 MPa og bøyefasthet på mellom 2,4 og 3,4 MPa etter 28 dager.

Prismeprøvene i denne oppgaven viste ikke til økt trykkfastheten for testene utfør etter 31 og 47 dager, men snittet for bøyefastheten økte fra 2,9 til 4,7 MPa. To av prøvene gav en bøyefasthet på rundt 5,3 MPa. Med kun tre prøver er det vanskelig å si noe sikkert om dette skyldes en faktisk økning i bøyefasthet, eller skyldes prøvevariasjon. Fra bøyestrekktestene i denne og i oppgaven til Behrens ser det ut til at målt bøyestrekfasthet gir større spredning i resultatene enn for trykkfasthet. Det velges derfor å anta at det som ser ut til å være en kraftig økning bøyestrekfasthet skyldes variasjon i prøve kvalitet.

6 Konklusjon

For evaluering av nedbrytning av skjærsonen mellom gysemasser og bergstag ved statisk uttrekk, gir alle modellene, som er sett nærmere på i denne oppgaven, en god beskrivelse. Modellen hentet fra (Comite euro-international du beton, 1993) ser ut til å gi den mest nøyaktige beskrivelsen, men også den trilineære modellen er en god forenkling. Karakteristiske verdier som beskriver kurvene, som f.eks. statisk kapasitet, stemmer godt overens med verdier i fra tidligere forsøk og teori. Ved sammenligning av statiske forsøk i denne oppgaven og forsøk i (Behrens, 2016) ser det ut til at skjærkapasitetene ved utgangen av borehullet er sterkt redusert.

For stagene testet i denne oppgaven er kun deler av f-N kurven bestemt for stagene der den sykliske skjærpenningen var under 75 % av den statiske kapasiteten. Med dataene tilgjengelig og sammenligning av resultatene med litteraturen, kan det for stagene som ble testet konkluderes med at:

- Nedbrytningen av skjærsonen mellom bergstag av kamstål og gysemasser ser ut til å passe godt overens med syklisk nedbrytningen av betong (Aas-Jakobsen, 1970).
- Ved en syklisk skjærspenning på under 50 % av statisk kapasitet vil staget tåle flere millioner sykler.
- Staget vil gå til brudd like før f-s kurven fra syklisk nedbrytning treffer stagets f-s kurve for statisk uttrekk.
- Ved en konstant syklisk skjærspenning på korte stag vil ds/dN kurven kunne deles inn i tre faser. I fase I reduseres forskyvningen per sykling før den er konstant i fase II og til slutt øker i fase III.
- Antall sykler opp til s_1 er i forsøkene funnet til å være omentrent halvparten av antall sykler til brudd.

En ferdigstilling av den påbegynte modellen i (Tistel, 2016), eventuelt modifisert med et tredelt ligningssett, ser ut til å kunne gi en god modell for beregning av den sykliske kapasiteten for skjærsonen mellom gysemassene og bergstag med kammer. Med denne modellen vil den sykliske kapasiteten til gyste bergstag kunne vektlegges i større grad ved beregning av stagets totale kapasitet.

7 Videre arbeid

For å se om den numeriske modellen presentert i (Tistel, 2016) kan brukes til å beregne syklisk kapasitet ved å dele staget inn i mindre inkremer, må denne modellen implementeres i en matematisk modell tilsvarende som modellen for statisk uttrekk. Ved å sammenligne de numeriske resultatene med sykliske tester på stag med lengere gyst lengde kan kvaliteten på modellen vurderes.

Om det er hensiktsmessig å benytte et tredelt ligningssett, som foreslått i denne oppgaven, burde også vurderes nærmere. I forbindelse med dette må det også vurderes hvilke verdier som skal brukes for S_{I-II} og S_{II-III} .

Som nevnt i forbindelse med resultatkapittelet er det en del usikkerheter knyttet til resultatene og antall sykler stagene kunne testes med var begrenset. Om usikkerheten til resultatene skal reduseres og det skal være mulig å teste stag med flere millioner sykler, må laststyringen utbedres slik at det er mulig å utføre forsøk der den største og minste sykliske lasten holder seg konstant og forsøkene ikke må overvåkes kontinuerlig.

I denne oppgaven er det kun sett på den statiske og sykliske kapasitetene til skjærsonen mellom bergstag og gysemasser. Som nevnt innledningsvis er dette en av fire ulike bruddformer, i forbindelse med beregning av stagets sykliske kapasitet må den sykliske kapasiteten til alle bruddformene beregnes, og den laveste settes som dimensjonerende.

Om bergstag skal brukes til forankring av bruer må de sykliske lastene staget kan forventes å utsettes for bestemmes. Med denne informasjonen tilgjengelig, vil stagene kunne dimensjoneres og stag med tilstrekkelig dimensjoner kan testes.

8 Bibliografi

Aas-Jakobsen, K., 1970. *Fatigue of concrete beams and columns*, Trondheim: Division of Concrete Structures, Norwegian Institute of Technology .

ACI Committee 408, 1992. *State-of-the-art report on bond under cyclic loads*, s.l.: ACI committee report.

Almar-Næss, A., 2009. *Store norske leksikon*. [Internett] Available at: <https://snl.no/utmatting%2Fteknikk> [Funnet 14 09 2016].

Balázs, G. L., Koch, R. & Harre, W., 1994. *Verbund von stahl in beton unter betriebsbeanspruchung*, Stuttgart: Deutscher ausschuss für stahlbeton.

Behrens, E. A., 2016. *Forankring av brofundamenter ved bruk av gyste fjellstag for opptak av statiske og sykliske laster*, Trondheim: NTNU.

Bell, F. G., 1992. *Engineering in rock masses*. Oxford: Butterworth Heinemann ltd. .

Benmokrane, B., Chekired, M., Xu, H. & Ballivy, G., 1995a. *Behavior of grouted anchors subjected to repeated loadings in field*, s.l.: Journal of geotechnical engineering.

Benmokrane, B., Chennouf, A. & Mitri, H. S., 1995b. Laboratory evaluation of cement-based grouts and grouted rock anchors. *International journal of rock mechanics and mining science geomachanics abstract*, Issue 32, pp. 633-642.

Benmokrane, B., Zhang, B. & Chennouf, A., 2000. Tensile properties and pullout behaviour of AFRP and CFRP rods for grouted anchor applications. *Construction and building materials*, 2000(14), pp. 157-170.

Cai, D. et al., 2016. A numerical investigation on the performance of composite anchors for CFRP tendons. *Construction and building materials*, 2016(112), pp. 848-855.

CEB-FIP, 2000. *Bond of reinforcement in concrete*, s.l.: CEB-FIP.

Comite euro-international du beton, 1993. *CEB-FIP model code 1990*. 1 red. s.l.:Thomas Telford Services Ltd..

Eriksson, D. & Gasch, T., 2011. *Load capacity of anchorage to concrete at nuclear facilities*, Stockholm: KTH Royal Institute of Technology.

Farmer, W., 1975. Stress distribution along a resin grouted rock anchor. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1975(12), pp. 347-351.

Goto, Y., 1971. Cracks formed in concrete around deformed tension bars. *ACI Journal*, April, 1971(No. 68-26), pp. 244-251.

Guan, Z., Jiang, Y., Tanabasi, Y. & Huang, H., 2006. Reinforcement mechanics of passive bolts in conventional tunnelling. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 10, 2007(44), pp. 625-636.

Hagen, H. O., 2015. *Kombinasjon av gravitasjonsfundament og berganker som forankring for spennkabler for hengebru*, Trondheim: NTNU.

Hanna, T. H., 1982. *Foundations in rock - Ground anchors*. first edition red. Sheffield: Trans tech publications, McGraw-Hill book company.

Hoek, E., 2006. *Practical rock engineering*. Vancouver: Rock Science.

Hsu, T. T., 1981. *Fatigue of plain concrete*, s.l.: ACI Journal, no. 78-27.

International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures, 1994. *RILEM technical recommendations for the testing and use of construction materials*. London : E & FN Spon.

Ivanovic, A. & Neilson, R. D., 2008. Modelling of debonding along the fixed anchor length. *International journal of rock mechanics & mining sciences*, 2009(49), pp. 699-707.

Kilic, A., Yasar, E. & Atis, C. D., 2002a. Effect of bar shape on the pull-out capacity of fully-grouted rockbolts. *Tunnelling and underground space technology*, 2003(18), pp. 1-6.

Kilic, A., Yasar, E. & Celik, A. G., 2002b. Effect of grout properties on the pull-out load capacity of fully grouted rock bolt. *Tunnelling and underground space technology*, 2002(17), pp. 355-362.

Kim, D. H. & Lee, S. R., 2005. Uplift capacity of fixed shallow anchors subjected to vertical loading in rock. *International journal of offshore and polar engineering*, 2005(Vol. 15, No. 4), pp. 312-320.

Kristjánsson, G., 2014. *Rock bolting and pull out test on rebar bolts*, Trondheim: NTNU.

Li, C. C., Stjern, G. & Myrvang, A., 2013. A review on the performance of conventional and energy-absorbing rockbolts. *Journal of rock mechanics and geotechnical engineering*, 2014(6), pp. 315-327.

Li, C. & Stillborg, B., 1999. Analytical models for rock bolts. *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 1999(36), pp. 1013-1029.

Luo, J., 1999. *A new rock bolt design criterion and knowledge-based expert system for stratified roof*, Blacksburg, Virginia: Virginia Polytechnic Institute and State University.

Martín, L. B., Tijani, M. & Hadj-Hassen, F., 2010. A new analytical solution to the mechanical behavior of fully grouted rockbolts subjected to pull-out tests. *Construction and building materials*, 2011(25), pp. 749-755.

Ma, S., Nemcik, J. & Aziz, N., 2013. An analytical model of fully grouted rock bolts subjected to tensile load. *Construction and building materials*, 2013(49), pp. 519-526.

Ma, S., Zhao, Z., Nie, W. & Gui, Y., 2016. A numerical model of fully grouted bolts considering the tri-linear shear bond-slip model. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2016(54), pp. 73-80.

Oh, B. H. & Kim, S. H., 2007. Realistic models for local bond stress-slip of reinforced concrete under repeated loading. *Journal of structural engineering*, 2007(133(2)), pp. 216-224.

Perry, E. S. & Jundi, N., 1969. *Pullout bond stress distribution under static and dynamic repeated loadings*, s.l.: ACI Journal.

Pochanart , S. & Harmon , T., 1989. *Bond-slip model for generalized excitations including fatigue* , s.l.: ACI materials journal .

Randolph, M. & Gourvenec, S., 2011. *Offshore geotechnical engineering*. s.l.:Spon press.

Rehm, G. & Eligehausen, R., 1977. Bond of ribbed bars under high cycle repeated loads. *ACI Journal*, 1979(76-15).

Ren, F. F., Yang, Z. J., Chen, J. F. & Chen, W. W., 2009. *An analytical analysis of the full-range behavior of grouted rockbolts based on tri-linear bond-slip model*, s.l.: Construction and building materials.

Statens Vegvesen , 2010. *Håndbok 016, Geoteknikk i vegbygging* , s.l.: Statens Vegvesen .

Statens Vegvesen, 2004. *Intern rapport nr. 2374, Forankring med bergbolter ved fundamentering av støttemurer og landkar på berg*, Oslo: Statens Vegvesen.

Statens Vegvesen, 2012. *Ferjefri E39: Delprosjekt Fjordkryssing*, s.l.: Statens Vegvesen.

Statens vegvesen, 2015. *Håndbok N400, bruprosjektering*, s.l.: Vegdirektoratet.

Suaris, W., Ouyang, C. & Fernando , V. M., 1988. Damage model for cyclic loading of concrete. *Journal of engineering mechanics* , 1990(Vol. 116, No. 5), pp. 1020-1035.

Tistel, J., 2016. *Pågående phd. studier*. Trondheim: NTNU.

Verna, J. R. & Stelson, T. E., 1963. Repeated loading effect on ultimate static strength of concrete beams. *Journal of the american concrete institute*, 1963(no. 60-37), pp. 743-750.

Wyllie , D. C., 1992. *Foundations on rock*. London: E. & F. N. Spon .

Xanthakos, P. P., 1991. *Ground anchors and anchored structures*. s.l.:John Wylie & Sons, Inc..

Yahia, A., Khayat, H. K. & Benmokrane, B., 1997. Evaluation of cement grouts for embedding anchors under water. *Material and structures* , 1998(Vol. 31), pp. 267-274.

Yuan, H. et al., 2003. Full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints. *Engineering structures*, 27 11, 2004(26), pp. 553-565.

Vedlegg

Vedlegg A – Dagbok fra laboratoriearbeidet

Vedlegg B – Sjekklistene brukt under laboratoriearbeid

Vedlegg C – Oversikt over forsøk med input verdier i LabView

Vedlegg D – Statiske tester

Vedlegg E – Sykliske tester på 270 mm stag

Vedlegg F – Sykliske tester på 70 mm stag

Vedlegg G – Tabeller med verdier for b , b_r , s_0 , s_{0r} og N , ds/dN

Vedlegg H – Bilder av skjærsone etter uttrekk for 70 mm stag

Vedlegg A: Dagbok fra laboratoriearbeid

Dato	Kommentar
29.08.2016	HMS - gjennomgang på lab.
01.09.2016	Gjennomgang av alt utstyret. Satt opp alt utstyret. Lærte hvordan LabView statisk fungerer. Kjørte en test først der vi trakk ut ett gammelt stag og to statiske tester. Stagets som ble trukket opp (ST-200-2) så ut til å ha mørtel godt fylt inn mellom kammene.
02.09.2016	Gjennomgang av LabView for sykliske tester med Joar Tistel. Kjørte to tester. En med last på 134 kN og en med 155 kN. Begge testene gikk til brudd etter forventet deformasjon. Test med 100 kN last gikk ikke til brudd. Fortsetter på dette forsøket neste gang. Første forsøk alene.
06.09.2016	Måtte starte med å sette opp alt utstyret. Fortsetter med samme stag som jeg avsluttet med sist (50 % av statisk kapasitet). LVDT-ene flyttes ikke på men har samme posisjon som ved avslutningen av forsøk utført 02.09.2016. Litt usikker på om jeg skal fortsette med syklisk last eller om jeg skal trekke staget noen mm før jeg fortsetter statisk. Bestemmer meg for å fortsette med syklisk last, før jeg eventuelt kjører en deformasjonsbasert test og fortsetter syklisk igjen. Velger å juster ned frekvensen fra 4 til 3 sekunder for at syklingen skal gå fortere. Ved å endre perioden til 3 sekunder ble lasten redusert til 80 kN. Forsøk på å øke lasten ved å øke base level økte maks last men også minimum last. For at forsøket skulle bli mest mulig likt som del [1], ble frekvensen raskt endret tilbake til 4 sek. Etter 7000 s velger jeg å justere opp lasten til 139kN til en deformasjon på 1,8mm (ca. 2mm totalt) er nådd. For så å fortsette med en syklisk last på 100 kN. 15:16; kabel til PC falt ut slik at siste del av forsøket lagres i ny fil.

08.09.2016	Får ikke kontakt mellom PC og digital omformer, USB-6211. Kontakter Per Asbjørn Østensen som kommer innom for å se på den. Finner ut at jeg må ta med PC-en ned på kontoret for å se nærmere. Blir av denne grunn ikke utfør noe lab denne dagen.
15.09.2016	Fikset digital omformer. Bruker en del tid for å rigge opp, det meste er flyttet rundt på. Stag CY-270-3 testes før lunsj. Går til brudd som forventet relativt fort. Gjør klart stag CY-270-4 før lunsj slik at testingen på dette kan starte med en gang etter lunsj. Prøver å juster perioden til 2s for å spare tid. Får en ganske drastisk reduksjon i maks last og velger å justere opp perioden til 3s igjen.
16.09.2016	Fortsetter med stag CY-270-4. Statisk test vil ikke logge. Per Østensen har ikke tid til å se på problemet. For å teste staget ved ulike forskyvninger blir staget syklet på høyere last til ønsket forskyvning er nådd. Kjører syklisk last med toppunkt på ca. 155kN til deformasjonen ved maks belastning nærmer seg 2,5mm. Ser ut til at deformasjonen per sykling øker litt. Reduserer lasten til ca. 60kN. Etter lunsj gjør jeg det samme en gang til. Velger å kjøre syklisk med høy belastning til deformasjonene er ca. 3mm totalt. Deformasjonen etter last før lunsj var ca. 1,5mm, laster derfor opp til maks 1,5mm etter at jeg nullstilte LVDT-ene etter lunsj. Valgte å stoppe etter en total belastning på 3mm etter å ha sett på tidligere forsøk at deformasjon per sykling øker drastisk etter 3mm deformasjon (134kN og 155kN).
21.09.2016	Etter å ha sett nærmere på resultatene utført på stag CY-270-4 velger jeg å fortsette å kjøre tester på dette staget. Starter med å kjøre 1500 sykler på 60kN da det fra resultatene fra avsluttet forsøk så ut til at staget hadde en negativ forskyvning. Dette kan ha noe med at syklingen startet med en gang etter endt sykling med høy belastning. Virker som om oljen er litt kald, så bruker litt tid med å stille meg inn på riktig base level. Blir av denne grunn litt ujevn last. Stag CY-270-4 gikk til slutt til brudd ved forsøk på å øke

	<p>forskyvningen. Demonterer helle forsøksoppsettet før jeg setter det opp igjen på det samme staget for å teste sykling etter brudd (ingen mekanisk låsing). Fikk store deformasjoner per sykling. Etter å ha kjørt med 60kN last opp til en deformasjon på 3mm uten tegn til at hastigheten på deformasjonen skulle stagnere, reduserte jeg lasten til 47-50kN. Ved det nye lastnivået slutter den synlige deformasjonen. Grunnet tidsbegrensninger må jeg avslutte etter nesten 1000 sykler ved 50kN. Avslutter med noen sykler med 60kN belastning og ser at jeg fortsatt får denne store deformasjonen per sykling.</p>
22.09.2016	<p>Gjør klar til deformasjonsstyrt forsøk etter lunsj. Ser at når jeg prøver å feste LVDT vil ikke skruen stramme seg skikkelig. Er tydelig at gjengene er ødelagt. Får tips om at dette er noe de kan fikse på finteknisk lab i kjelleren på realfagsbygget. Går dit og får hjelp til gjenge opp hullet og en ny skrue med en gang. Velger frekvens, amplitude og base level i samråd med Joar Tistel. Viser seg når vi kjører testen at den lange frekvensen på 20s hadde større utslag enn hva vi først trodde. Endte med at staget gikk til brudd med en last på ca. 220kN. Gjorde klar test til neste dag.</p>
23.09.2016	<p>Syklisk last 60kN (maks mellom 62 og 63kN). Mye endringer i base level i starten, kald olje. Får ikke logget verdier fra trykksensor. Velger å stole på lastcellen og fortsetter forsøket uten trykksensor. Mellom 5000 og 6000s blir det påført en syklisklast på 73kN. Vet ikke hvorfor dette er tilfellet. Alle verdier var holdt konstant.</p>
26.09.2016	<p>Ingen kontakt med trykksensor denne gangen helle. Prøver å koble den til en annen kobling på bolteriggen også, men får ikke inn noe signal. Forventer at det skal stå ca. 1,4V før start, da dette er det det har gjort tidligere. Trolig dårlig kontakt i ledningen. Velger å kjøre forsøket kun med last cellen. Veldig stor variasjon i verdier. Etter ca. 6300s fikk en av lastsyklene en maks på nærmere 120kN. Enda en last sykling med maks på 111kN etter ca. 6800s. En tydelig negativ forskyvning etter 7000s. Eneste</p>

	<p>grunnen til dette slik jeg ser det er at LVDT stativet har løsnet. Avslutter av denne grunn forsøket. Demonterer forsøksoppsettet. Kjenner at jeg klarer å rikke på LVDT stativet uten å bruke særlig med krefter. Er ikke sikker på hvordan jeg skal trekke ut stagene, slik at de kan brukes igjen senere. Tar med meg ledning til trykksensor for å se om dette er noe Per Asbjørn Østensen kan hjelpe meg med å fikse</p>
28.09.2016	<p>Trekker opp 10 stag som er ferdig testet slik at de kan bli brukt igjen til nye tester.</p>
18.10.2016	<p>Møte på laben med Joar Tistel og Simon Hagen. Avtaler hjelp med boring og gysing. De har forsøk stående i bolteriggen som må gjøres ferdig før de kan få snudd på blokken min for å bore og gyse.</p>
19.10.2016	<p>SINTEF gjør ferdig testingen på blokk i bolteriggen, slik at de kan hjelpe meg. Får hjelp av Kjartan Følke fra bergteknikk avdelingen til SINTEF. Bruker tiden før lunsj til å montere rammer på blokka slik at vi får flyttet den dit vi vil og montert stativ til å holde boret. Borer, spyler og flytter den slik at det er klart for gysing.</p>
21.10.2016	<p>Allerede eksisterende stativer for å holde på plass stag passer ikke helt til de nye borehullene. Merker opp og skjærer til fem nye stativ. Tester stativene før gysing ved å henge opp stagene. Merker at de gir litt etter for vekten av stagene slik at stagene ikke henger rett i hullet. Skjærer derfor til en ekstra støtte til å holde stativene oppe. Etter at stativene er tilpasset blandes mørtelen ut med 9 liter vann per sekk. vispes med mørtelblander før den heldes i pumpe og blandes videre der. Hullene fylles med mørtel før stagene pensles med mørtel og plasseres forsiktig i de ulike borehullene. Mørtelforbruket var noe større en forventet slik at begge sekkene med mørtel måtte brukes og første blanding gikk tom før mørtelprismer ble fylt. Det ble derfor kun støpt mørtelprismer av siste blanding.</p>

12.10.2016	Testing av mørtelprismer. Tester prisme 7-9 på betonglaben.
21.11.2016	Testing av mørtelprismer. Tester prisme 4-6 på betonglaben. Starter med testing av stag statisk. Må gjøre klar hydraulikkrimmen og bruker litt ekstra tid siden det er lenge siden sist jeg gjorde tester. Tester ett stag for statisk uttrekk. Ser at pidestallen vipper litt over mot den ene siden når jeg avslutter forsøkene. Under klargjøringen av stagtest vil ikke stativet til LVDT-ene feste seg til staget siden gjengene nesten var helt ødelagte. Tar med meg stativet ned på fellesverkstedet på lerkendalsbygget og får den fikset. Rekker å gjøre klart forsøket og kjøre test opp til 8 mm forskyvning. får en relativt stor forskjell i maks last på de to testene. 70kN i første og 55kN i andre.
22.11.2016	Starter med å fullføre ST-70-2. Trenger en statisk test til før det er mulig å si noe sikkert om den statiske kapasiteten, siden de to testene viste såpass sprikende resultater. Den tredje testen ga en maks last på ca. 60kN. Bruker ett stag til å teste ut verdier som kan brukes til sykling. prøver å bruke en kort frekvens så det blir tid til flere sykler. Prøver å få den ned i 2s. Resten av verdiene variere ut ifra dette. Starter med lav last for så å jobbe seg oppover. Starter med en frekvens på 2s sinus amplitude på 3 og 0 base level. For så å justere opp base level gradvis. Kjører en syklisk test med maks syklingskraft på 41-42kN. Får litt rare verdier for forskyvningen. Ser at pidestallen står og vipper litt under testen. Verdiene fra LVDT-small som plottes i LabView. Håper på bedre resultater fra LVDT-large. Sykler helt til brud. Trekker til slutt om to av stagene. Alle kammene er tettet godt igjen men mørtelmasser.

23.11.2016	<p>Trekker opp de 3 resterende stagene i første kolonne. Alle stagene er fylt godt igjen med mørtelmasse. Tar bilde av alle stagene. Planlegger at neste test skal sykles med en kraft på 45kN, tipper på en base level på 5,5. Velger en litt høyere verdi enn hva verdiene fra gårsdagens indikerte for å ta høyde for kald olje. Denne base level'en gir en kraft på 55kN. Velger å kjøre staget på denne lasten. Neste stag tar jeg sikte på en last på 45 eller 50. Siden forrige test ga så stor last velger jeg å kjøre denne testen på 4,9V i starten, Ender med at base level må justeres opp til 5,2kN. Testen etter lunsj satser jeg på å kjøre med en last på 35kN. Følger verdiene jeg innhentet, altså BL på 4,2V, Justerer denne opp til 4,6 for å gradvis justere den ned til 4,03. Etter nærmere 3000 sykler er trenden at antall sykler per mm forskyvning er ca. 50 000. velger å gjøre ett statisk uttrekk for så å fortsette. Bruker samme verdier ved oppstart som ved avslutning, men må justere ned BL ganske mye. Antall sykler per mm øker til 400 000 sykler.</p>
24.11.2016	<p>Kjører enda en an statisk uttrekk på 2mm til, altså en total forskyvning på ca. 3,5mm deformasjonen er vesentlig mye høyere nå. Etter ca. 500 sykler øker deformasjonen plutselig. Stag 9 er veldig skjevt. Staget blir stående å lene seg mot kanten av pidestallen, og pidestallen vipper. Leger to tynne linjaler av metall under ene enden slik at staget kommer ut av senter på pidestallen. Passer på at pidestallen har 3 gode kontaktpunkter slik at den står stødig. Ingen vipping og gode resultater under test. Stag 10 testes med en syklisk last på 30kN. Veldig liten forskyvning. Tar litt kortere statisk uttrekk mellom hver gang jeg sykler for å få flere punkter.</p>
25.11.2016	<p>Stag 10: Fortsetter å sykle og ta statisk uttrekk. Stopper etter at jeg har tatt totalt 5 runder med sykler. På siste runden med sykling begynner verdiene fra lastcellen å hoppe veldig. Avslutt for at jeg ikke skal skade lastcelle. Uttrekk: Trekker ut stag 6-9. Tar bilde av alle stagene og nummererer dem. Stag 11: Glemmer at jeg har koblet av kontakten til den elektriske ventilen når jeg har trukket ut stag. resulterer i at jeg trekker ut stag 11 også uten å</p>

	sykle. Logger, så får resultater på en statisk uttrekk, med veldig hurtig belastning. Lagrer filen i mappen med statisk uttrekk. Gjør klart nytt forsøk.
28.11.2016	<p>Stag 12: Viser seg at lastcellen fortsatt ikke fungerer. Bruker trykk til å styre lasten. Stag 13: Snakker med Joar som sammen med Gudmund har blitt enige om at det er lurt å kjøre en laststyrt test. Gjør klar til dette. Regner om laster til bar slik at jeg kan bruke trykkmåleren under testen. Justerer block diagrammet i LabView slik at jeg får en ekstra graf som viser trykk mot tid. Med ett ekstra plott kan jeg zoome inn i det ene og ha oversikt med det andre. Viser seg at lastcellen ser ut til å vise riktige verdier igjen. Selv om jeg holder trykket konstant synker lasten. Men forskyvningen ser også ut til å være negativ, så dette tyder på at enten er LVDT stativet løst eller så er lastcellen mer riktig en trykkverdiene. Velger å bytte over til lastcellen igjen etter første lastnivå. Muligens bare en dårlig kontakt. Prøvde å feste alle kontaktene bedre før start. Mens jeg justere BL med knappene hopper plutselig verdien opp til 10. Lasten øker slik at staget går i brudd. Avslutter testen. Stag 14: Gjør klar til en ny laststyrt test til. Under når jeg er ferdig med rigginga slår lastcellen seg vrang igjen. Prøver å stramme alle kontakter uten hell. forbereder meg på å kjøre forsøket med trykkmålingene. Under syklingen med last på 24kN blir forskyvningen stor. virker som om forskyvningen er ganske konstant. Allerede etter 500 sykler er den permanente forskyvningen på 0,1mm. Mye "slark" i starten?</p>
29.11.2016	<p>Lastcellen fungerer hele dagen. Stag 15: Starter med å kjøre syklinger på høyt lastnivå da de syklingene som er gjort på dette last nivået ikke går helt ned til null ved avlasting. Uttrekk: Trekker ut stag 11 - 15. Alle stagen har godt gjenfylte kammer. Stag 22: Kabelen til den stor LVDT-en har falt av ved oppstart. Følger med på den lille. Stag 23: Kjører last på 48-49kN. Forskyvningen tar lang tid spesielt med en periode på 7s. Endrer perioden til 4 s, må av denne grunn justere opp BL. Bruker ca. 4 sykler til den er tilbake i synk. Endrer enda en gang til jeg får periode på 3 s.</p>

30.01.2016	<p>Stag 23: Fortsetter med stag 23. Fortsetter med videre sykling før jeg trekker ut 3mm og fortsetter med sykling igjen. Velger å trekke ut 3mm slik at jeg er sikker på at jeg får med den statiske kapasiteten. Syklingen etter statisk uttrekk går veldig fort, deformasjonen er stor etter kun noen få sykler med litt stivere oppførsel. Stag 24: Føler at de høyeste lastnivåene er godt dekket med nye forsøk med høyere periode. Gjør klar til nytt LB(lastbasert) forsøk. Under testen vipper pidestallen, slik at dette gir tydelig utslag på forskyvningsmålingene fra LVDT-ene. Høyeste lasten som blir brukt er 58,5kN. Forsøket avsluttes når det blir en tydelig "knekk" i tid-forskyvningskurven.</p>
01.12.2016	<p>Stag 24: Statisk kapasitet blir testet. Stag 25: Testtriggen står stabilt og jeg får en god gjennomkjøring av den LB syklingen. Verdiene er regnet ut ifra en statisk kapasitet på 65 kN og den egentlig høyeste lastsyklingen var tenkt til å være 62kN (95%). Også ved dette nivået er deformasjonen relativt liten. Velger å justere opp lasten til 65kN. Fortsetter med en relativt stiv oppførsel, helt til jeg får en tilsvarende "knekk" i kurven som under testinga ev stag 24. Forsøket avsluttes etter dette. Etter at syklingen er avsluttet kjører jeg en statisk test. Den statiske testen gir en maks kapasitet på ca. 70kN. Etter at maks er nådd går staget til "brudd" ved at det smeller høyt 2 ganger.</p>
02.12.2016	<p>Stag 17: Må sette opp riggen to ganger da det ser ut til at kontakten med den LVDT-en er brutt. Virker som om den ene ledningen begynner å bli litt sliten. Men får kontakt igjen om jeg ikke bøye for mye på ledningen. Ved overgangen fra lastnivå 60% til 70% hopper BL opp ved justering av verdier slik at staget blir påført en sykle med maks på ca. 65kN. Stag 18: Enda vanskeligere å få kontakt med den en LVDT-en denne gangen men går etter mye fikling på ledningen.</p>

Vedlegg B: Sjekklister

Sjekkliste - Klargjøring

Steg	Hva:	Utført:
1	Flate ut underlag. Pass på at aluminiumplate ikke vipper	x
2	Fjerne teip/plastrør rundt stag	x
3	2 x Aluminium plate	x
4	Tynn stålplate	x
5	LVDT festes så nærme stålplate som mulig	x
6	Pidestall plasseres forsiktig og ledninger til LVDT monteres. Stag skal stå sentrisk. Pass på at pdestallen ikke vipper.	x
7	2 x Avstansholder (hvit plast)	x
8	Hydraulikksylinder. Trykk nede og retur oppe.	x
9	Feste trykkmåler	
10	Endeplate	x
11	Aluminiumplate med ruglete side ned mot metallplate	x
12	Lastcelle. skrift riktig vei	x
13	Aluminiumplate med ruglete side opp	x
14	Endeplate	x
15	Endeplate med "hull" til skrue	x
16	Avrundet mutte. Strammes til ca. 1,1kN	x
17	Vanlig mutter. Strammes til ca. 1,4 kN	x
18	Koble til stor pumpe	x
19	Retur 2 til retur 2	x
20	Trykk 2 til trykk 2	x
21	Koble til overgang til elektrisk ventil mellom trykkutgang og slange til hydraulikksylinder	x
22	Oljekjører koblet til retur	x
23	Staget festes til andre stag i tre ulike retninger	x
24	Feste pleksiglass som beskyttelse	x
25	Hjelm	x
26	Briller	x
27	Lukke dør og sette opp skilt	x

Sjekkliste syklisk test

Steg	Hva:	Utført:
1	Riktig dynamisk test. Kontrollere kalibrert data	x
2	Før start sett base level og amplitude lik null	x
3	Skriv inn navn på fil	x
4	Velg ut verdier for amplitude og base level fra erfaringsdata	x
5	Nullut all data. SET ZERO	x
6	Kontroller om alle diagrammene står på autoScale	x
7	Gjør en liten what if analyse: Hva er maks forskyvning, last trykk. Avslutte forsøket?	x
8	Start logging	x
9	Spak i nøytral	x
10	Trykk stengt	x
11	Skru på støm med kjøler og pumpe	x
12	Skru på hydraulikkanlegget, spak i trykk og åpne trykkventil.	x

Sjekkliste statisk test

Steg	Hva:	Utført:
1	Riktig statisk test test. Kontrollere kalibrert data	
2	Sett feedback factor lik 1 og base level lik 0 før start	
3	Skriv inn navn på fil (navn-på-stag_cyclic[nummer])	
4	Lagring av data hvert 0,1s	
5	Sett forskyvningshastighet til 0,008 ved forskyvning opp til 8mm og 0,04 fra 8 til 25mm	
6	Nullut all data. SET ZERO	
7	Kontroller om alle diagrammene står på autoScale	
8	Gjør en liten what if analyse: Hva er maks forskyvning, last trykk. Avslutte forsøket?	
9	Start logging	
10	Spak i nøytral	x
11	Trykk stengt	x
12	Skru på støm med kjøler og pumpe	x
13	Skru på hydraulikkanlegget, spak i trykk og åpne trykkventil.	x

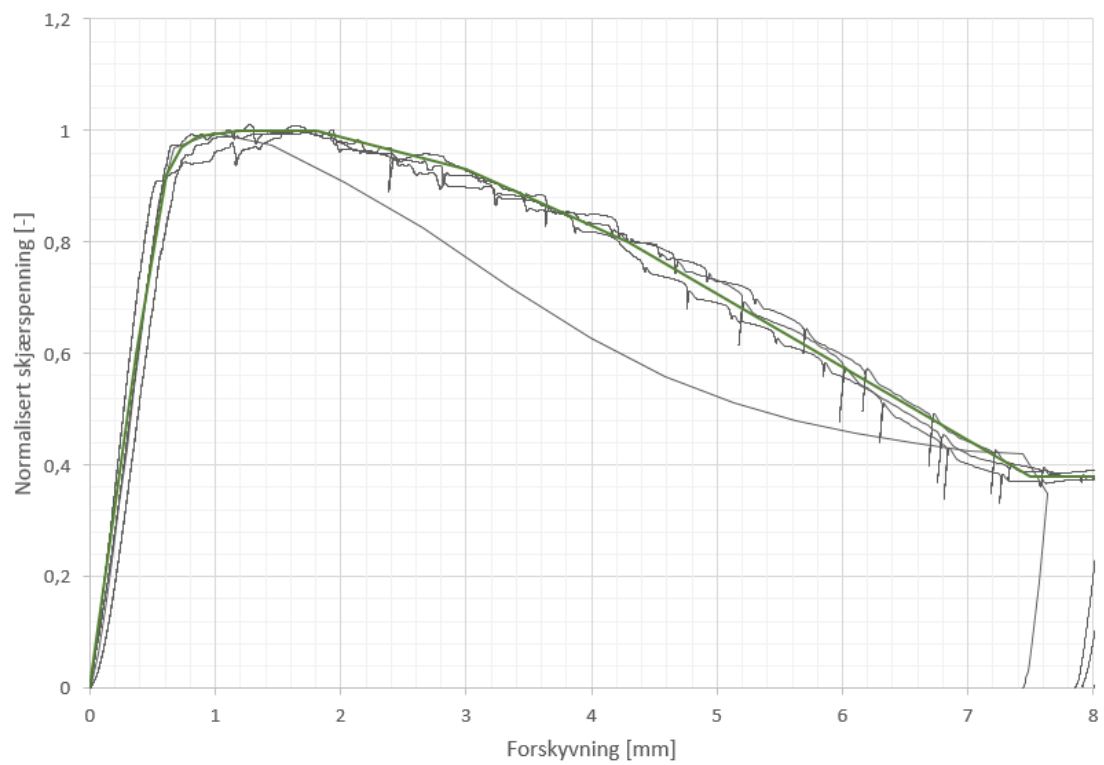
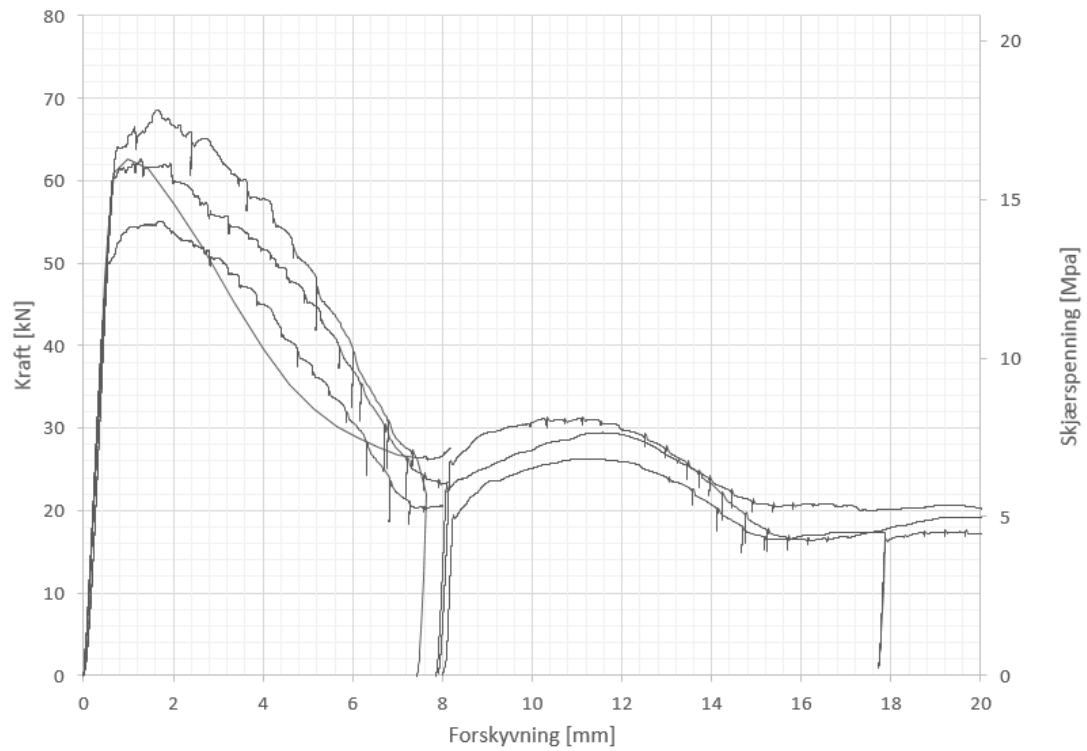
Vedlegg C – Oversikt over forsøk med input verdier i LabView

Bolt nummer	Dato	Parlagt test	Statisk kapasitet [kN]	Filnavn	Start [V]	Base Level stopp [V]	Sinus Amplitude [V]	Cycle Period [s]	Største kraft [kN]	Minste kraft [kN]	Utført av
-	-	-	-	-	4	4	2,40	3	50	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	3,6	3,6	2,40	3	50	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	3,2	3,2	1,70	20	78	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	3,1	3,1	2,0	4	70	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	3,76	3,76	1,70	3	78	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	4,67	4,67	2,60	2	78	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	3,5	3,5	1,85	20	92	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	3,9	3,9	2,00	20	96	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	4,26	4,26	1,60	3	86	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	5,52	5,52	3,15	5	145	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	15,6	15,6	3,00	6	165	-	Joar Tistei & Egil Behrens
-	-	-	-	-	5,15	5,15	2,90	6	155	-	Joar Tistei & Egil Behrens
ST-270-4	02.09.2016	-	200	ST-270-4_cyclic	5,72	5,72	3,4	5	134	7	Joar Tistei & Egil Behrens
CV-270-1	02.09.2016	-	200	CV-270-1_cyclic	5,96	5,96	3,4	6	155	-	Joar Tistei & Egil Behrens
CV-270-2	06.09.2016	50 % av maksimal statisk kapasitet	200	CV-270-2_cyclic[1]	5,42	5,42	3,4	4	100	2	Håvard Hagen
CV-270-3	15.09.2016	85% av maksimal statisk kapasitet (170kN).	200	CV-270-3_cyclic[1]	5,72	5,72	3,4	4	102	2	Håvard Hagen
CV-270-4	16.09.2016	30 % av maksimal statisk kapasitet (60kN). 10 000 sykler.	200	CV-270-4_cyclic[1]	4,8	4,25	3,4	3	60	0	Håvard Hagen
CV-270-3	22.09.2016	Deformasjonstyrt sykling.	200	CV-270-3_cyclic[3]	5,75	4,5	3,4	3	60	0	Håvard Hagen
CV-270-4	21.09.2016	30% av statisk kapasitet ved ulike uttrekke lengder	200	CV-270-4_cyclic[2]	4,6	4,14	3,4	3	60	0	Håvard Hagen
CV-270-3	23.09.2016	50% av statisk kapasitet (topp mellom 102 og 103kN)	200	CV-270-3_cyclic[3]	5,5	4,5	3,4	3	220	-	Håvard Hagen
CV-270-2	26.09.2016	50% av statisk kapasitet (topp mellom 102 og 103kN)	200	CV-270-2_cyclic[3]	5,5	4,5	3,4	4	220	-	Håvard Hagen
1	21.11.2016	Statisk uttrekk	70	ST-70-1[1]_0g[2]							Håvard Olaisen Hagen
2	21.11.2016	Statisk uttrekk	55	ST-70-2[1]_0g[2]							Håvard Olaisen Hagen
3	22.11.2016	Statisk uttrekk	62	ST-70-3[1]_0g[2]							Håvard Olaisen Hagen
4	22.11.2016	Statisk uttrekk for 8 ulike verdier som kan brukes som input	65	CV-70-4test1	0	4,6	3	2	0-40	0	Håvard Olaisen Hagen
5	23.11.2016	Statisk uttrekk	65	CV-70-5[0]	4,9	4,6	3	2	41,7	0	Håvard Olaisen Hagen
6	23.11.2016	Statisk uttrekk	65	CV-70-6[5]	5,5	5,5	3	2	55	8	Håvard Olaisen Hagen
7	23.11.2016	Statisk uttrekk	65	CV-70-7[50]	4,9	5,2	3	2	50	3	Håvard Olaisen Hagen
8	23.11.2016	Statisk uttrekk	65	CV-70-8[35]	4,2-4,6	4,03	3	2	36	0	Håvard Olaisen Hagen
	24.11.2016	Fortsette sykling på maks last 36kN	65	CV-70-8[35]	4,03	3,65	3	2	36	0	Håvard Olaisen Hagen
	24.11.2016	Trekker ut 2mm	65	CV-70-8[35] uttrekk	4,0	3,55	3	2	36	0	Håvard Olaisen Hagen
	24.11.2016	Fortsette sykling på maks last 36kN	65	CV-70-8[35]	5,0	4,9	3	2	46	0	Håvard Olaisen Hagen
	24.11.2016	Statisk uttrekk	65	CV-70-9[45]	3,7	3,19	3	2	31	0	Håvard Olaisen Hagen
	25.11.2016	Statisk test 30kN	65	CV-70-10[30](2)	3,2	3,02	3	2	31	0	Håvard Olaisen Hagen
	25.11.2016	Statisk test 30kN	65	CV-70-10[30](3)	3,7	3,01	3	2	31	0	Håvard Olaisen Hagen
	25.11.2016	Statisk test 30kN	65	CV-70-10[30](4)	3,2	2,99	3	2	31	0	Håvard Olaisen Hagen
	25.11.2016	Statisk test 30kN	65	CV-70-10[30](5)	3,2	3,2	3	2	31	0	Håvard Olaisen Hagen
	28.11.2016	Statisk test 50kN	65	CV-70-11[50]	5,2	5,2	3	2	50	5	Håvard Olaisen Hagen

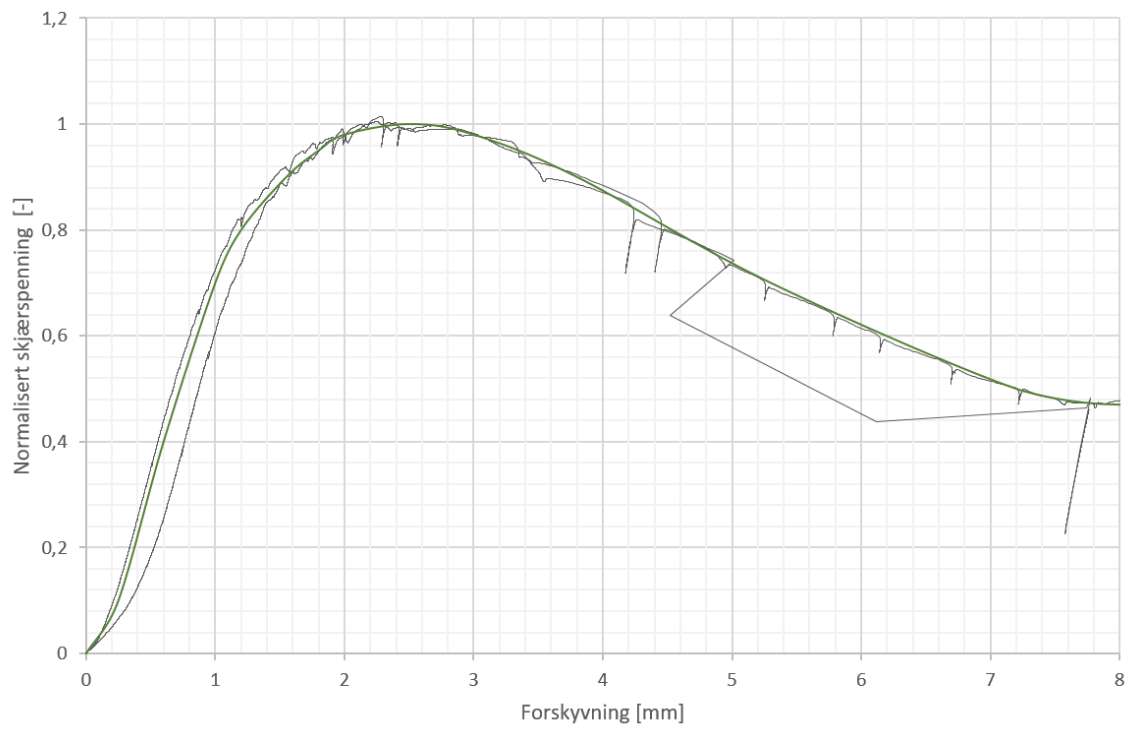
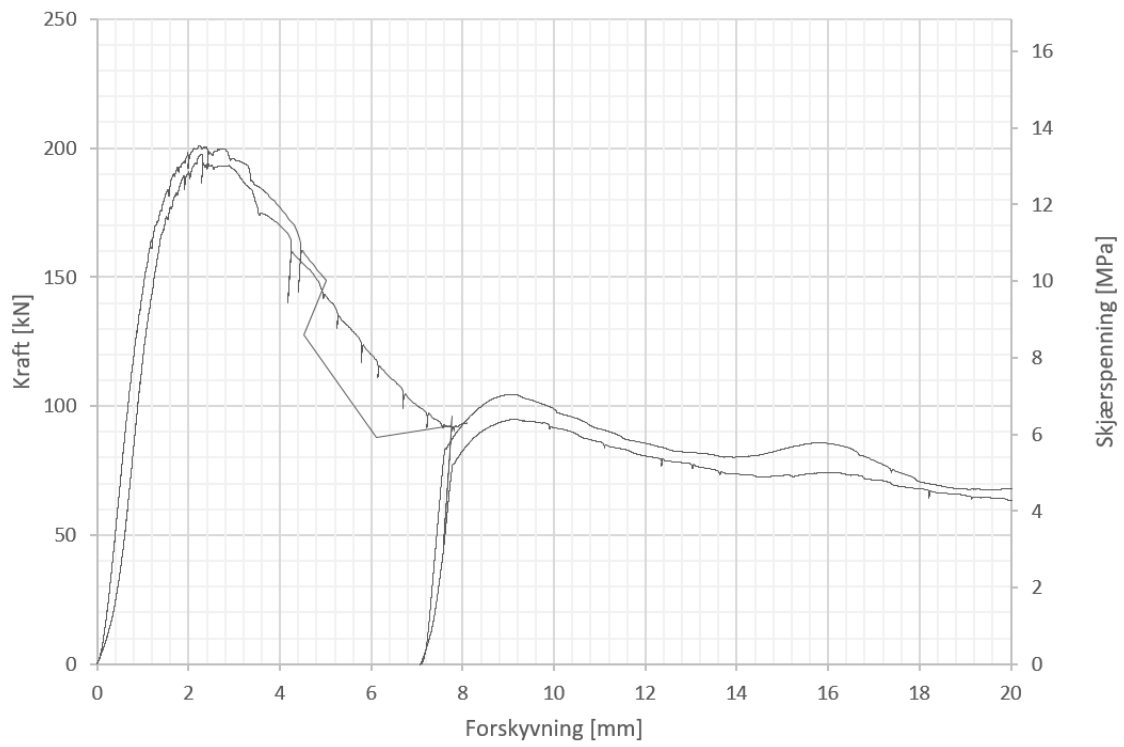
Bot nummer	Dato	Planlagt test	Statisk belastet	Finnavn	Start	Base level	Sinus Amplitude	Cycle Period	Sørste kraft	Minste kraft	Utført av	
			[kN]		[V]	[V]	[V]	[s]	[kN]	[kN]		
13	28.11.2016	Løstbæret: Brikker verdier (trykk):	2200 s oppstart	LB-70-13	3,2	2,49	3	2	21,5	0	Håvard Olsbren Hagen	
		40% - 1000sykler: 24kN = 52,3bar	4200 s		3,9	3,28	3	2	30	0		
		50% - 1000sykler: 30kN = 65,6bar	6200 s		4,6		3	2	-	-		
		60% - 1000sykler: 36kN = 78,8bar	7400 s		4,9		3	2	-	-		
		70% - 600sykler: 42kN = 91,9bar	7900 s		5,25		3	2	-	-		
		80% - 50 sykler: 48kN = 104,6bar	7500 s		5,4		3	2	-	-		
		85% - 30 sykler: 51kN = 111,1bar	7500 s		5,6		3	2	-	-		
		90% - 10 sykler: 54kN = 117,6bar	7500 s				3	2	-	-		
		95% - failure: 57kN = 124,2bar					3	2	-	-		
		Løstbæret: Brikker verdier (trykk):	100 s oppstart		2,8	2,56	3	2				Håvard Olsbren Hagen
		40% - 1000sykler: 24kN = 52,3bar	2100 s		3,2	3,12	3	2				
		50% - 1000sykler: 30kN = 65,6bar	4100 s		3,9	3,8	3	2				
		60% - 1000sykler: 36kN = 78,8bar	6100 s		4,3	4,52	3	2				
70% - 600sykler: 42kN = 91,9bar	7300 s	4,9	4,88	3	2							
80% - 50 sykler: 48kN = 104,6bar	7400 s	5,25	5,1	3	2							
85% - 30 sykler: 51kN = 111,1bar	7400 s	5,4	5,2	3	2			Håvard Olsbren Hagen				
90% - 10 sykler: 54kN = 117,6bar	7480 s	5,6	5,3	3	2							
95% - failure: 57kN = 124,2bar		2,5	2,4	3	2							
Syklisk test 55kN = 120,3bar		2	1,98	3	7							
Syklisk test 50kN-55kN = 109,4bar - 120bar		1,8	1,6	3	7							
Syklisk test 46 - 50kN = 100bar - 110bar		1,4	1,35(2,3)(3,47)	3(3)(4)	7(4)(3)							
24	30.11.2016	Syklisk uttrekk 3mm		LB-70-24(uttrekk)	3,5		4		48,5	1	Håvard Olsbren Hagen	
		Syklisk test 46 - 50kN = 100bar - 110bar	100 s oppstart		3,2	2,86	3	2				
		40% - 1000sykler: 26kN = 57 bar	2100 s		3,5	3,42	3	2				
		50% - 1000sykler: 32,5kN = 71 bar	4100 s		4,3	4,25	3	2				
		60% - 1000sykler: 39kN = 88bar	6100 s		4,9	4,88	3	2				
		70% - 500sykler: 45,5kN = 100bar	7100 s		5,25	5,16	3	2				
		80% - 200 sykler: 52kN = 114bar			1,6	1,44	3	7				
		85% - sykler: 55,5kN = 121bar			1,65	1,62	3	7				
		90% - 10 sykler: 58,5kN = 128bar			1,75	1,73	3	7				
		95%: 62kN = 135bar			1,9		3	7				
		Syklisk uttrekk										
		Løstbæret: Brikker verdier (trykk):	150 s oppstart		4,4	3,7	3	2				Håvard Olsbren Hagen
		40% - 1000sykler: 26kN = 57 bar	2150 s		4,3	4,14	3	2				
50% - 1000sykler: 32,5kN = 71 bar	4150 s	4,7	4,63	3	2							
60% - 1000sykler: 39kN = 88bar	6150 s	5,25	4,96	3	2							
70% - 600sykler: 45,5kN = 100bar	7350 s	5,75	5,55	3	2							
80% - 200 sykler: 52kN = 114bar	8750 s	1,55	1,6	3	7							
25	01.12.2016	85% - sykler: 55,5kN = 121bar		LB-70-25(uttrekk)	1,85	1,77	3	7			Håvard Olsbren Hagen	
		90% - 10 sykler: 58,5kN = 128bar			2,1	1,91	3	7				
		95%: 62kN = 135bar			2,1	2,05	3	7				
		100% - 65kN			2,15	2,15	3	7				
		Syklisk uttrekk										
		Løstbæret										
		50% - 1000sykler: 32,5kN = 71 bar			4,7	3,75	3	2				
		60% - 1000sykler: 39kN = 88bar			4,5	4,4	3	2				
		70% - 1000sykler: 45,5kN = 100bar			4,9	4,88	3	2				
		80% - 500sykler: 52kN = 114bar			1,6	1,46	3	7				
		85% til økt forskyvning: 55,5kN = 121bar			1,55	1,63	3	7				
		60% til økt forskyvning: 39kN = 88bar			4,3	4,27	3	2				
		80% til økt forskyvning			1,45	1,47	3	7				
60% til økt forskyvning: 39kN = 88bar		4,3	4,28	3	2							
70% til økt forskyvning: 45,5kN = 100bar		4,9	4,88	3	2							
60% til brudd: 39kN = 88bar		4,3	4,28	3	2							
18	02.12.2016	Løstbæret		LB-70-18	4,5	3,75	3	2			Håvard Olsbren Hagen	
		50% - 1000sykler: 32,5kN = 71 bar	65		4,2	4,43	3	2				
		60% - 1000sykler: 39kN = 88bar	65		4,96	4,95	3	2				
		70% - 1000sykler: 45,5kN = 100bar	65		1,5	1,58	3	7				
		80% - 500sykler: 52kN = 114bar	65		1,7	1,78	3	7				
		90% til økt forskyvning: 58,5kN = 135bar	65		2	1,99	3	7				
		95% til økt forskyvning: 62kN = 138bar	65		1,75	1,79	3	7				
		80% - 500sykler: 52kN = 114bar	65		1,5	1,55	3	7				
		70% - 1000sykler: 45,5kN = 100bar	65		4,9		3	2				

Vedlegg D: Statiske tester

70 mm stag:



270 mm stag:

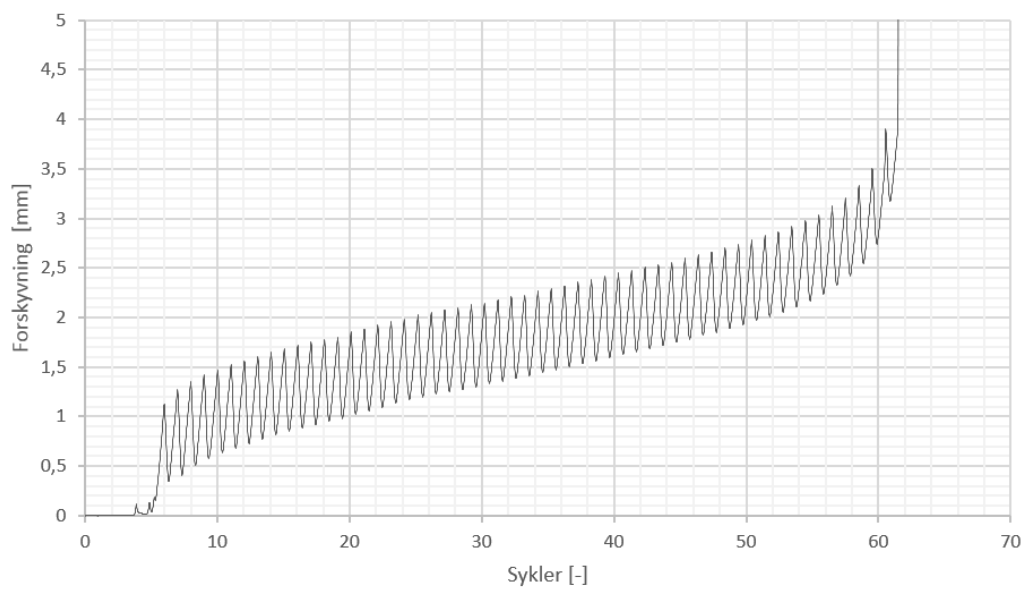
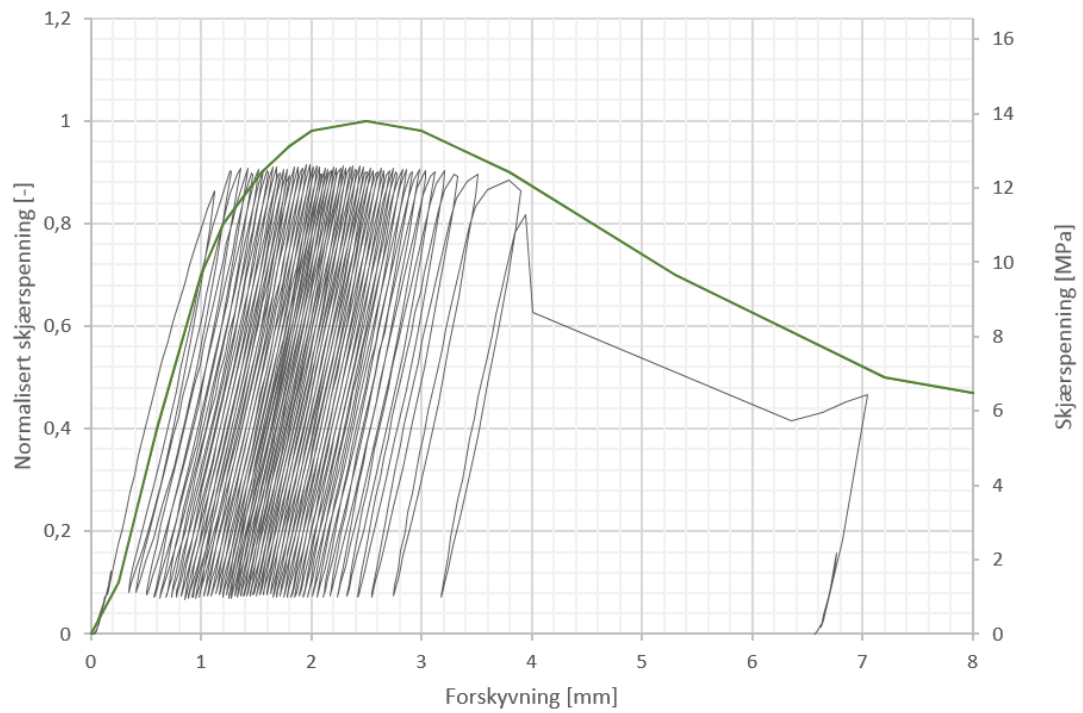


Vedlegg E – Sykliske tester på 270 mm stag

CY270-3:

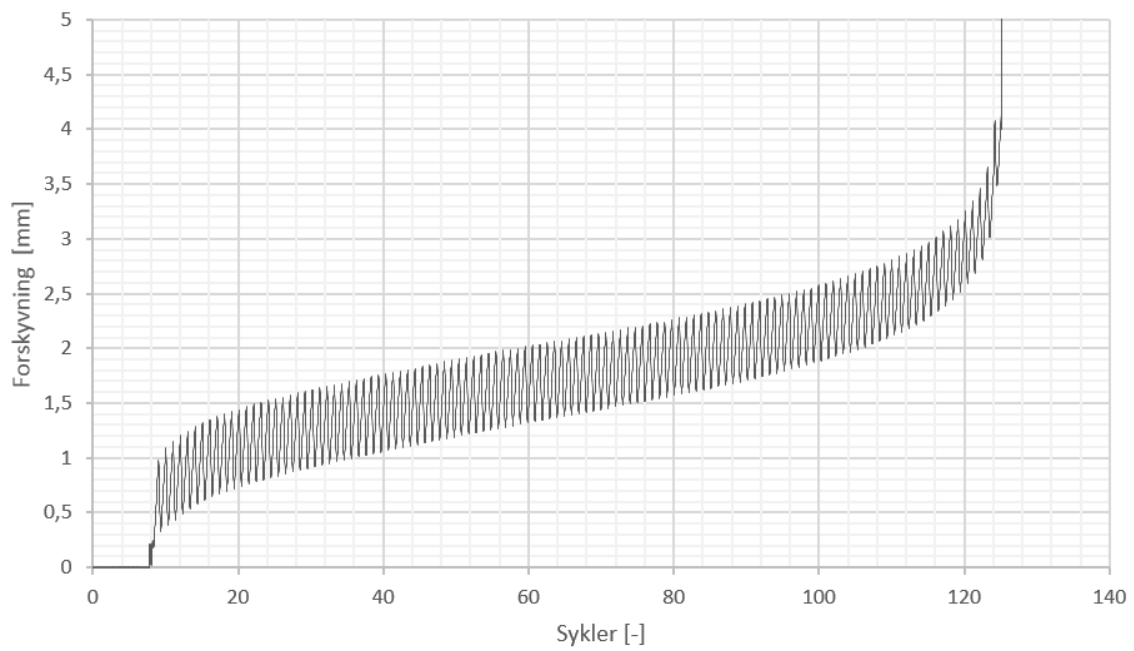
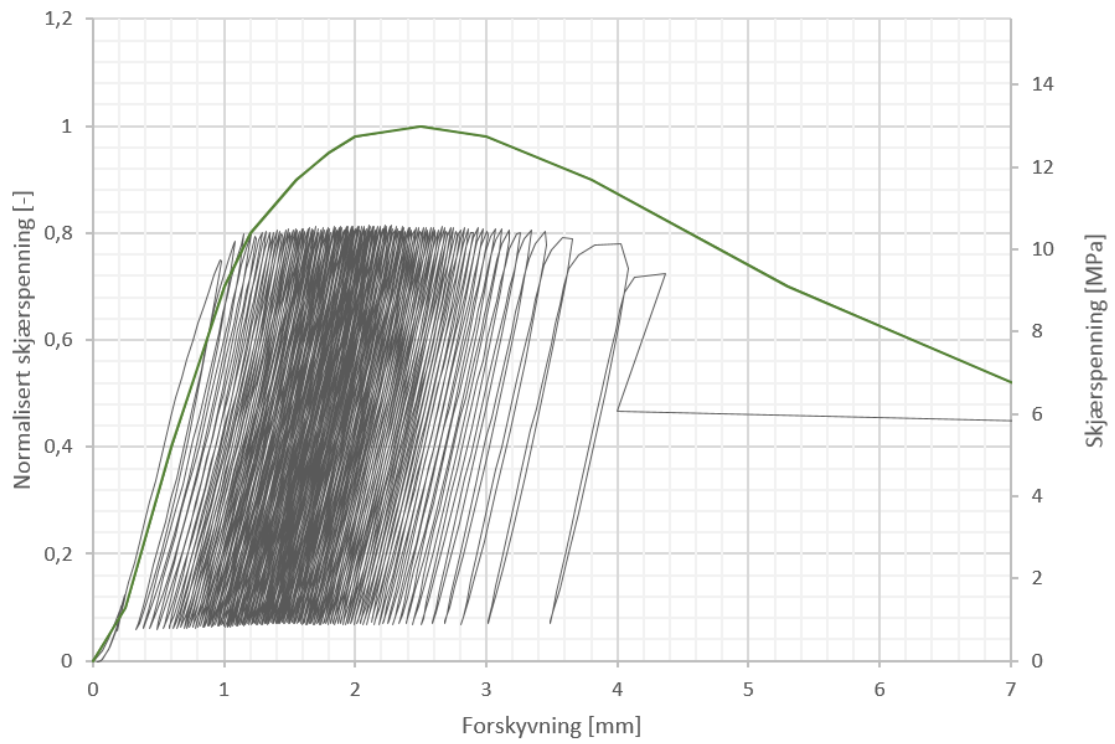
Statisk kapasitet: 205 kN

Syklisk last: $f = 0,86$



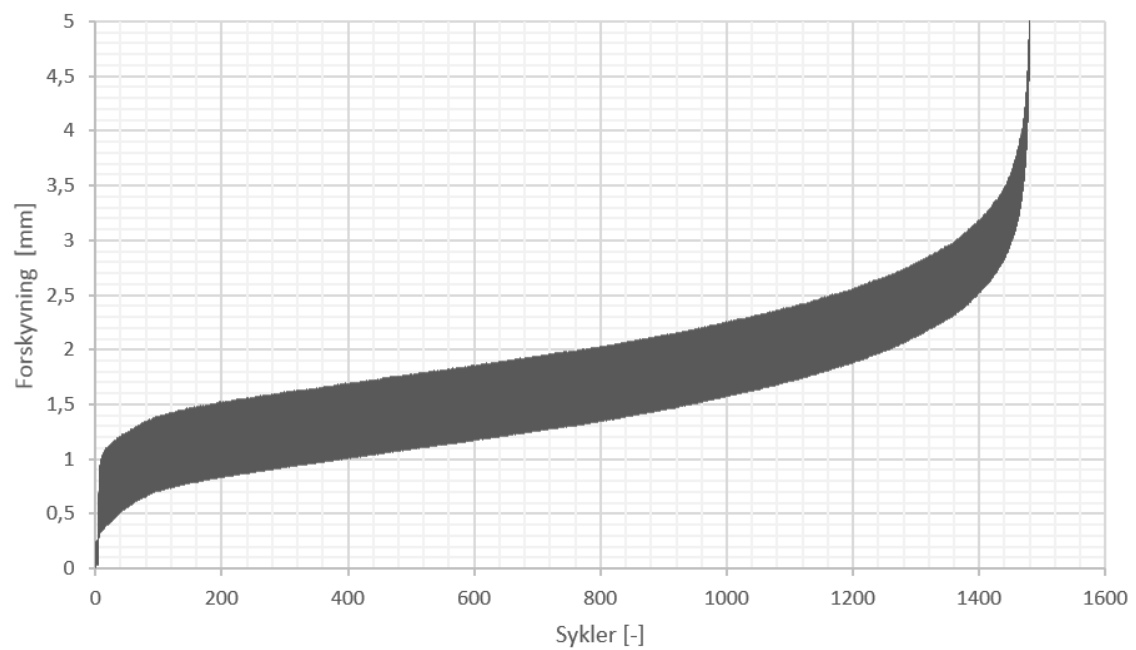
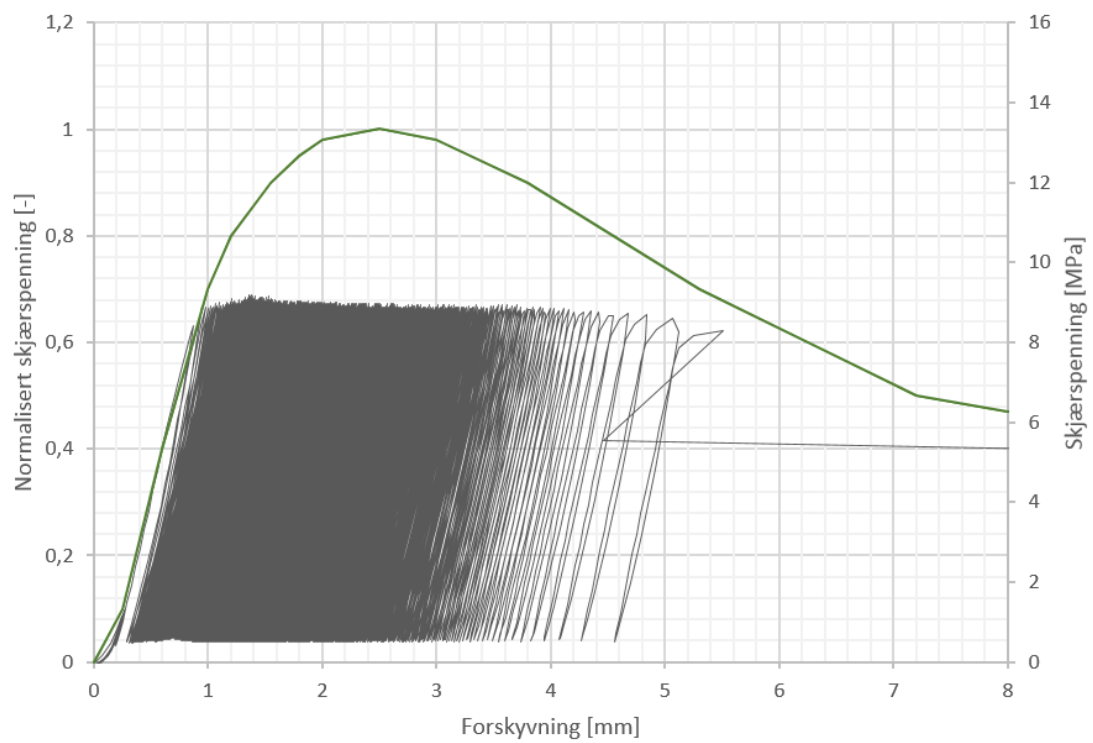
CY270-1:

Statisk kapasitet: 193 kN

Syklisk last: $f = 0,82$ 

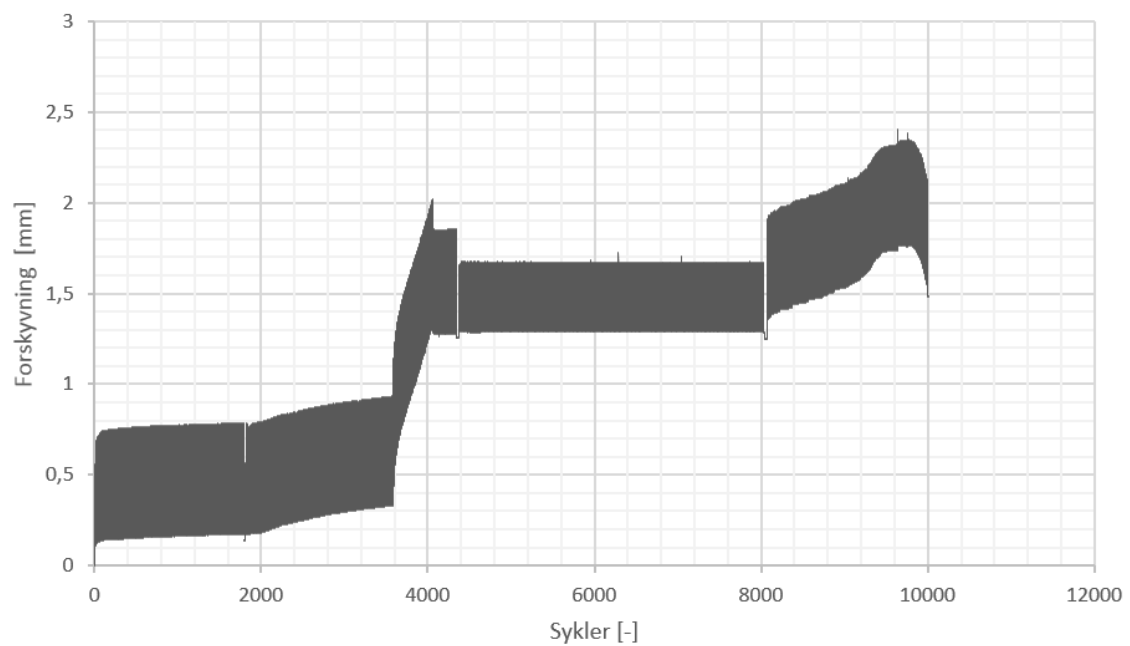
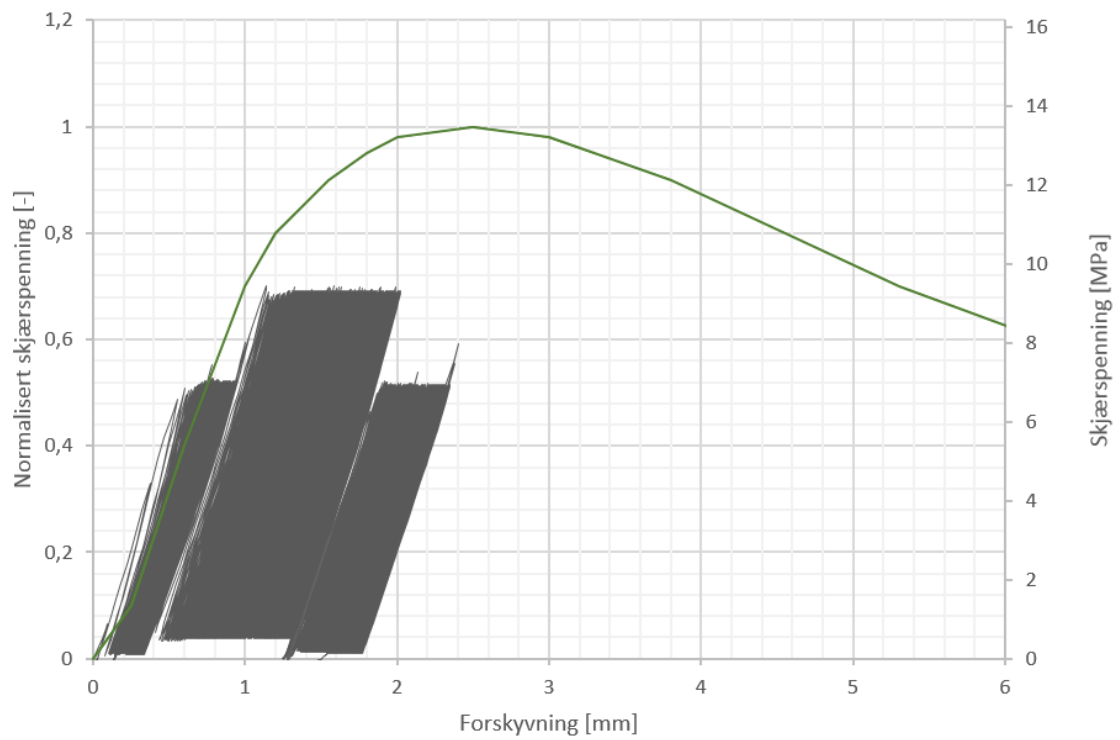
ST270-1:

Statisk kapasitet: 198 kN

Syklisk last: $f = 0,78$ 

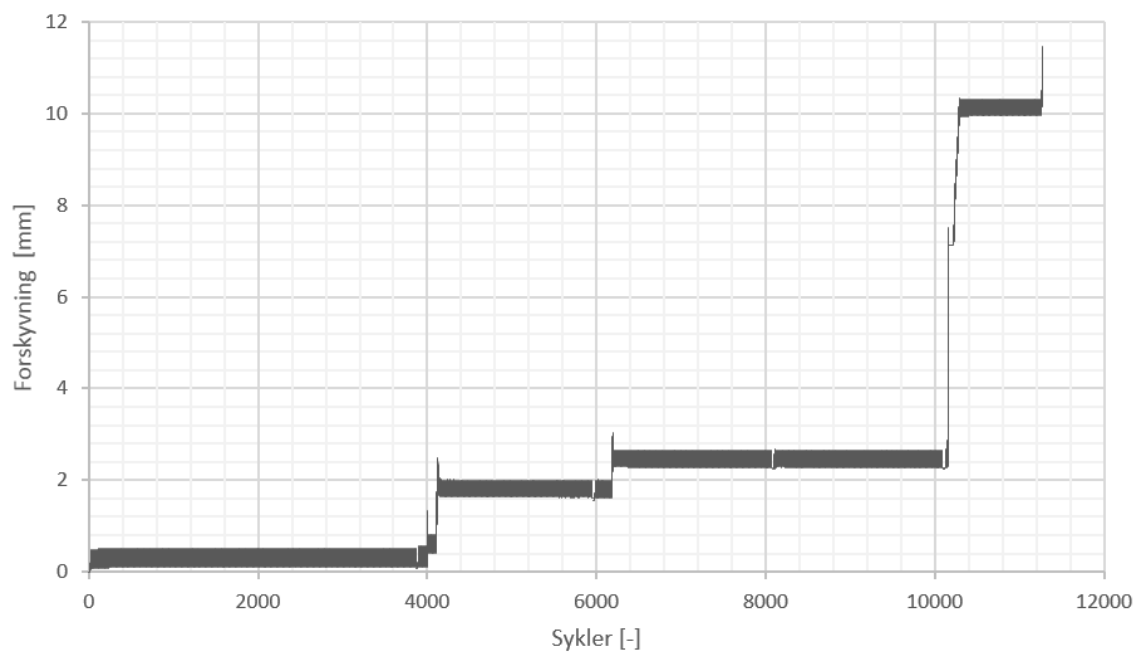
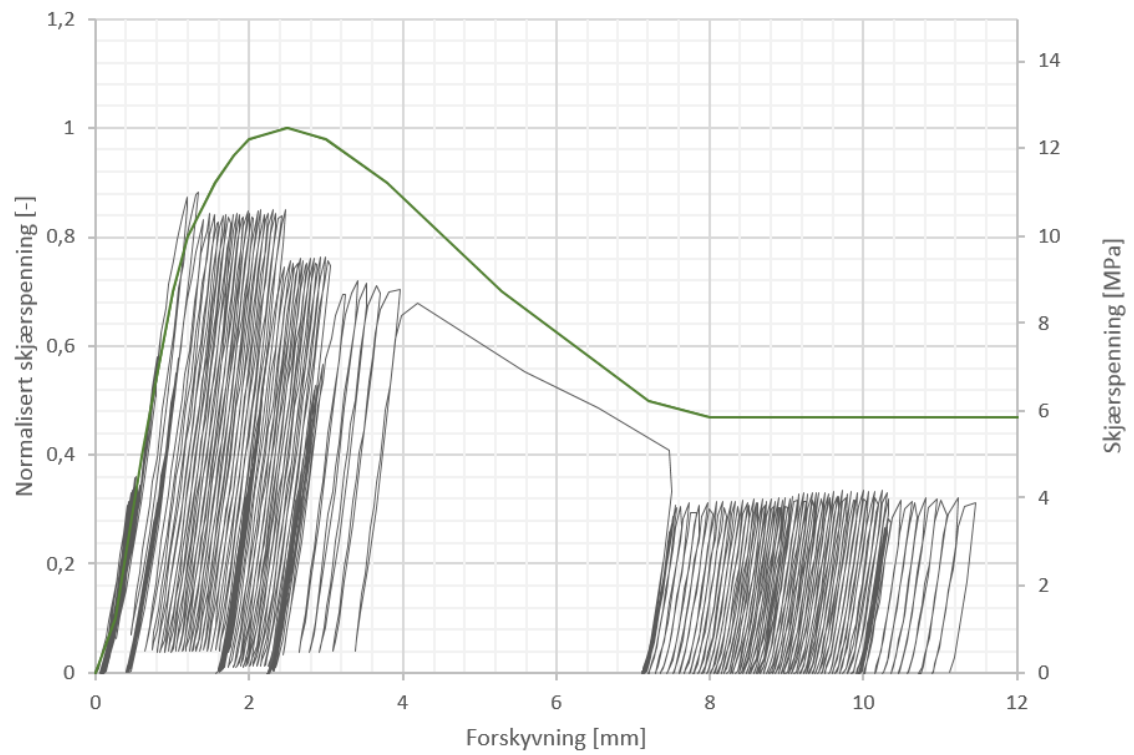
CY270-2:

Statisk kapasitet: 200 kN

Syklisk last: $f = 0,52$ 

CY270-4:

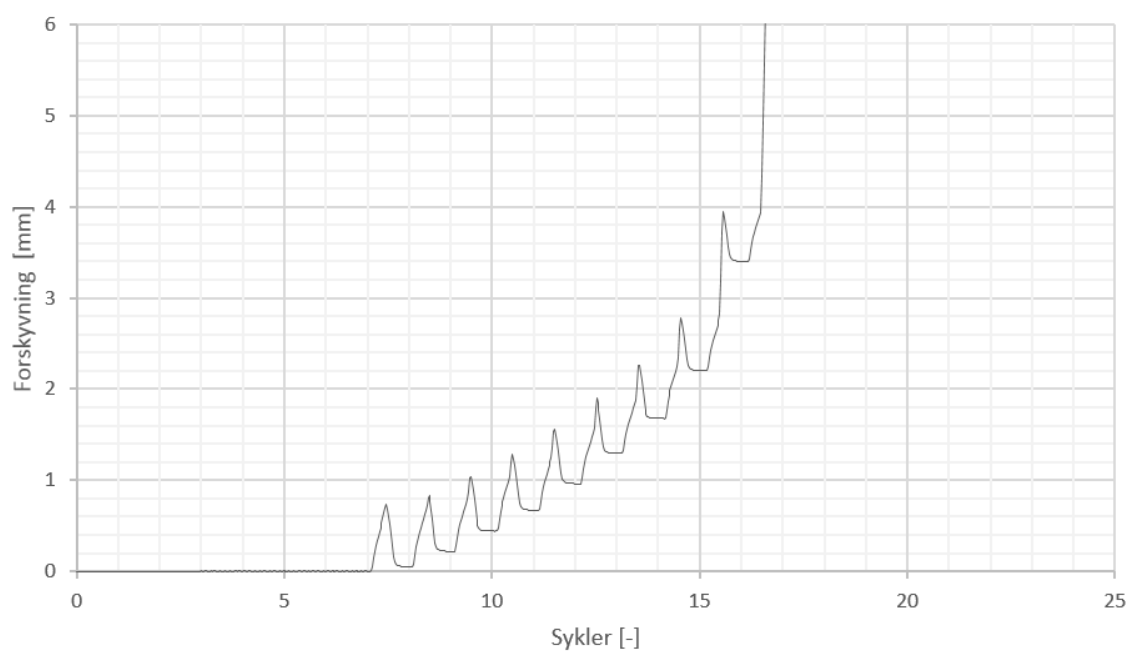
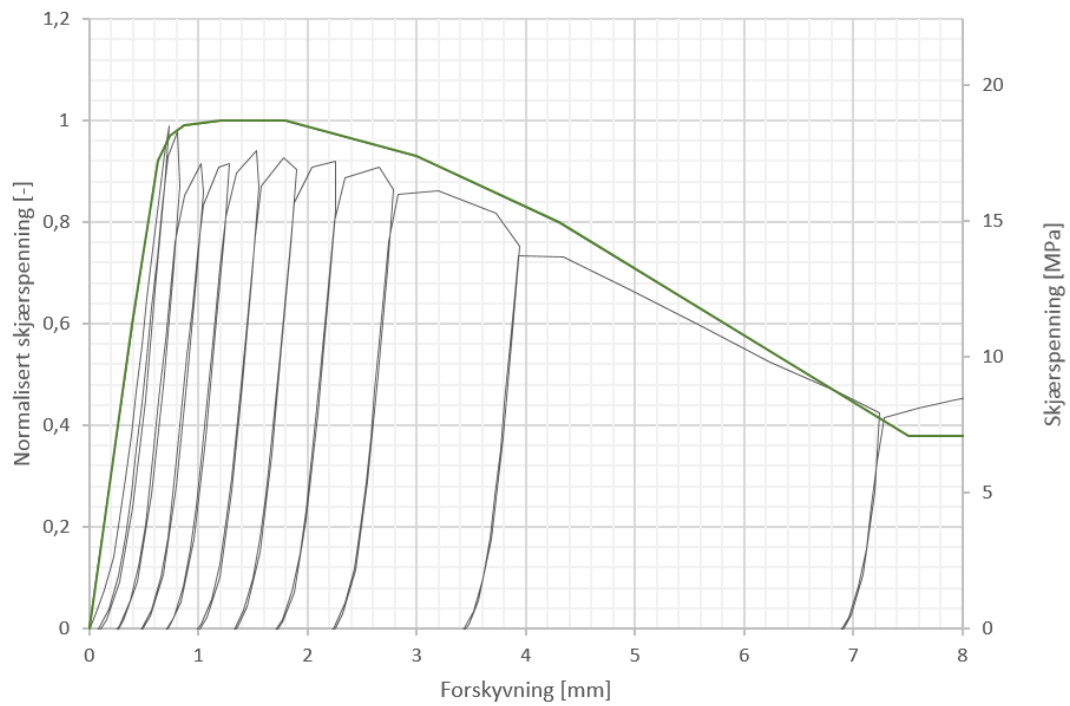
Statisk kapasitet: 185 kN

Syklisk last: $f = 0,35$ 

Vedlegg F – Sykliske tester på 70 mm stag CY70-15

Statisk kapasitet: 72 kN

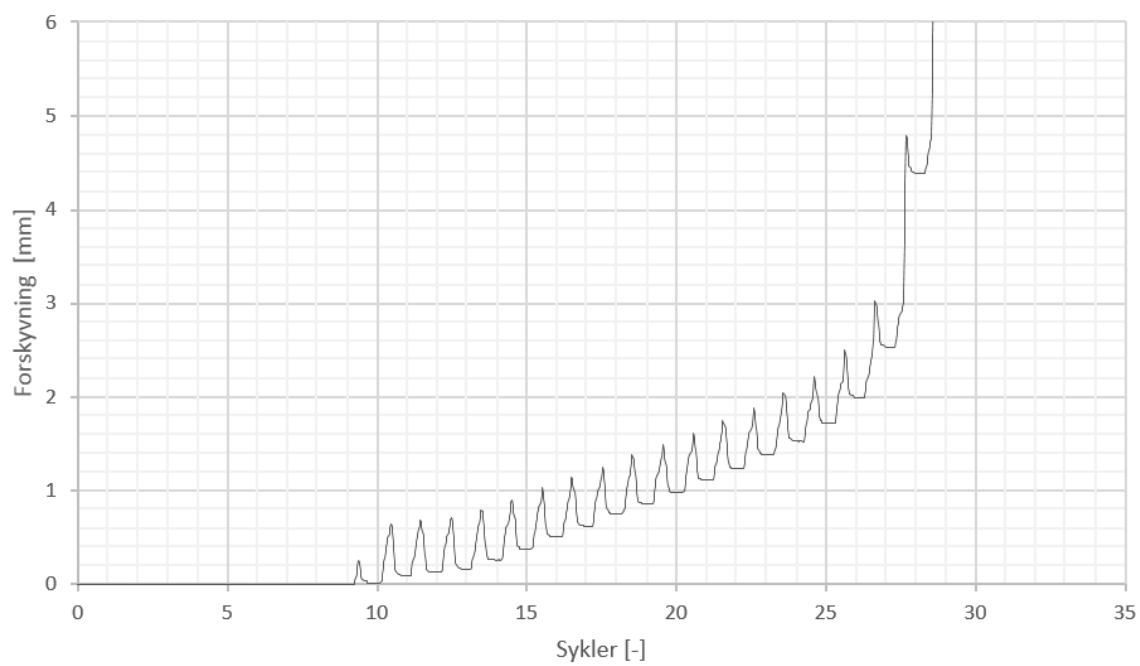
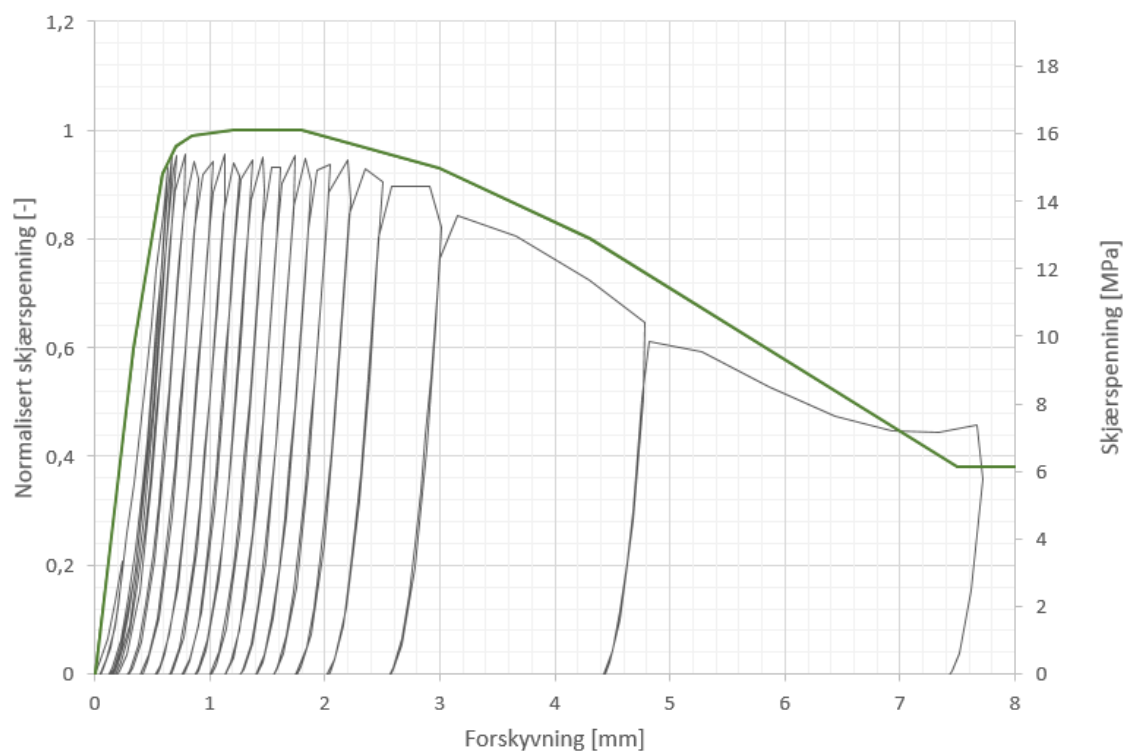
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,92-0,98



CY70-21

Statisk kapasitet: 62 kN

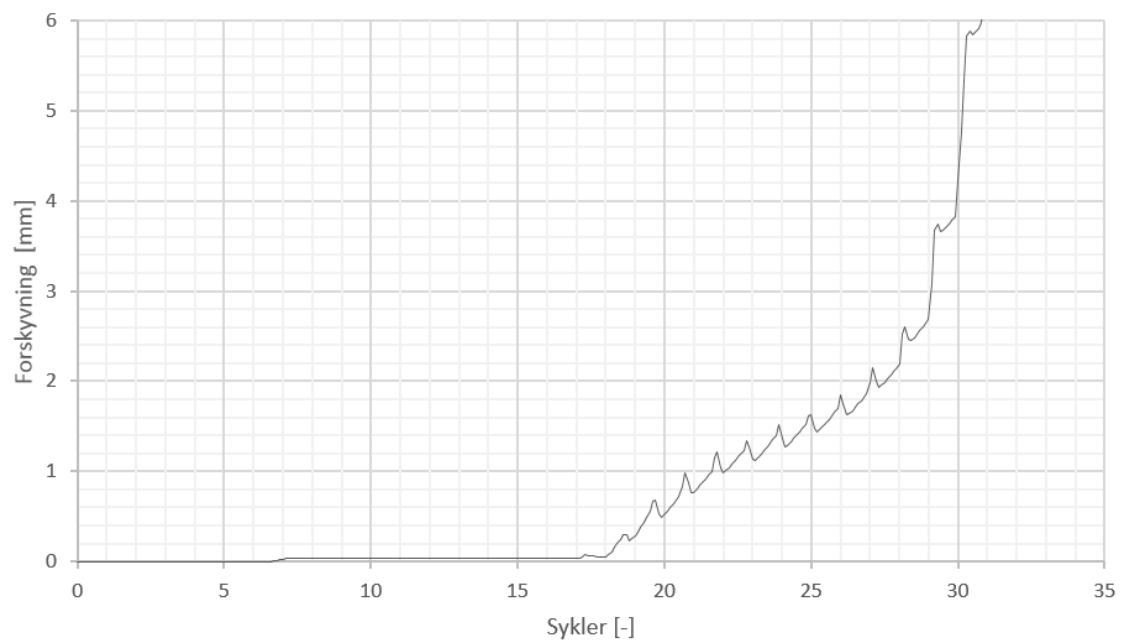
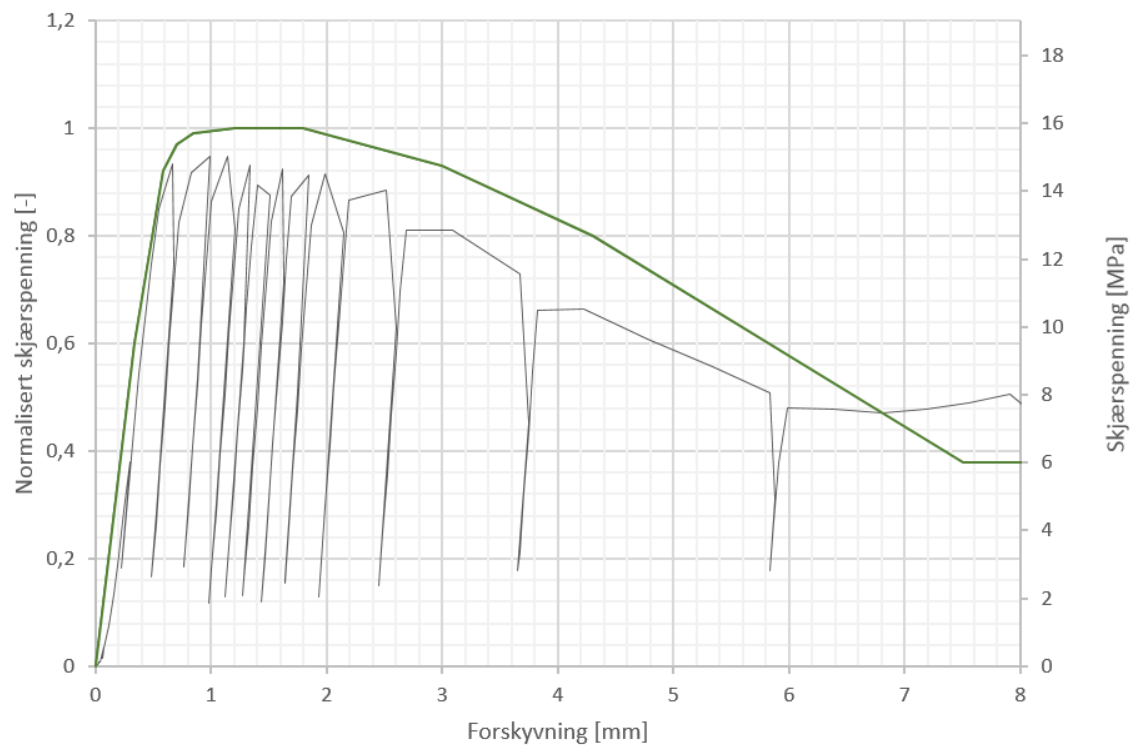
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,95



CY70-6

Statisk kapasitet: 61 kN

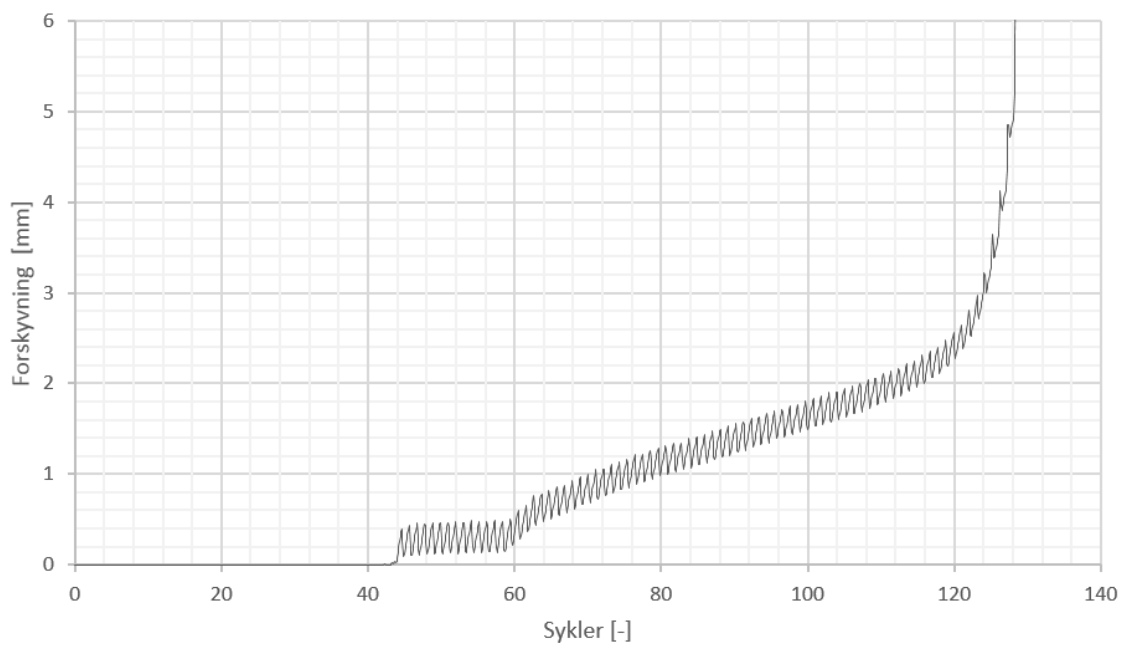
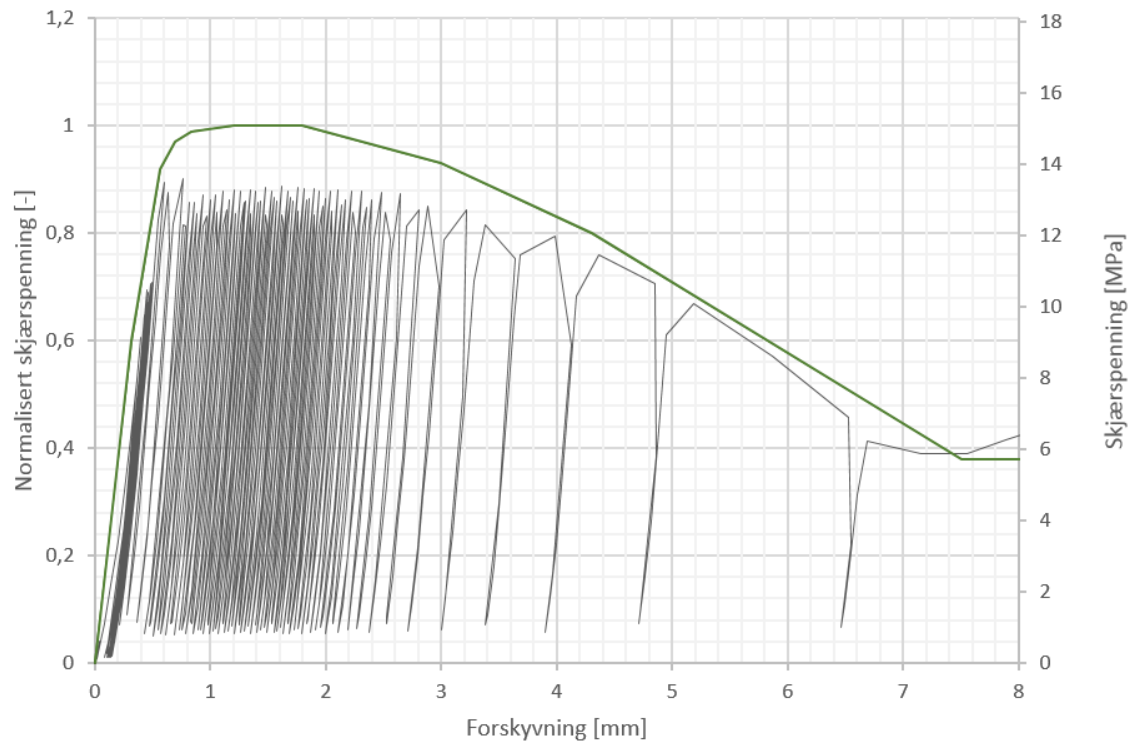
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,95



CY70-12

Statisk kapasitet: 58 kN

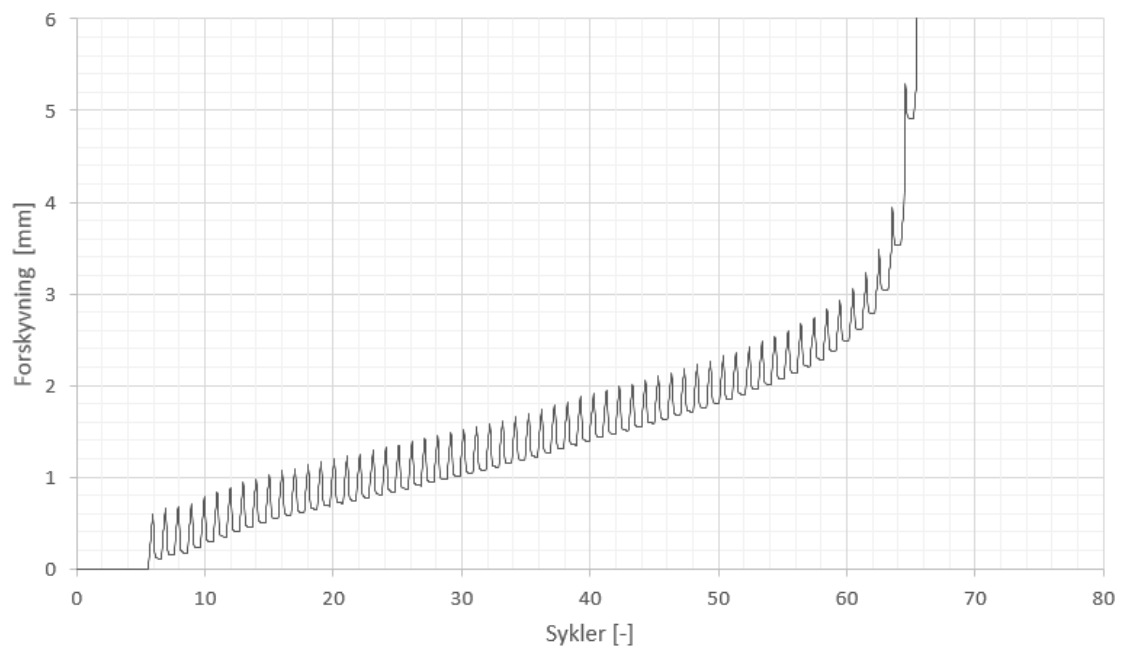
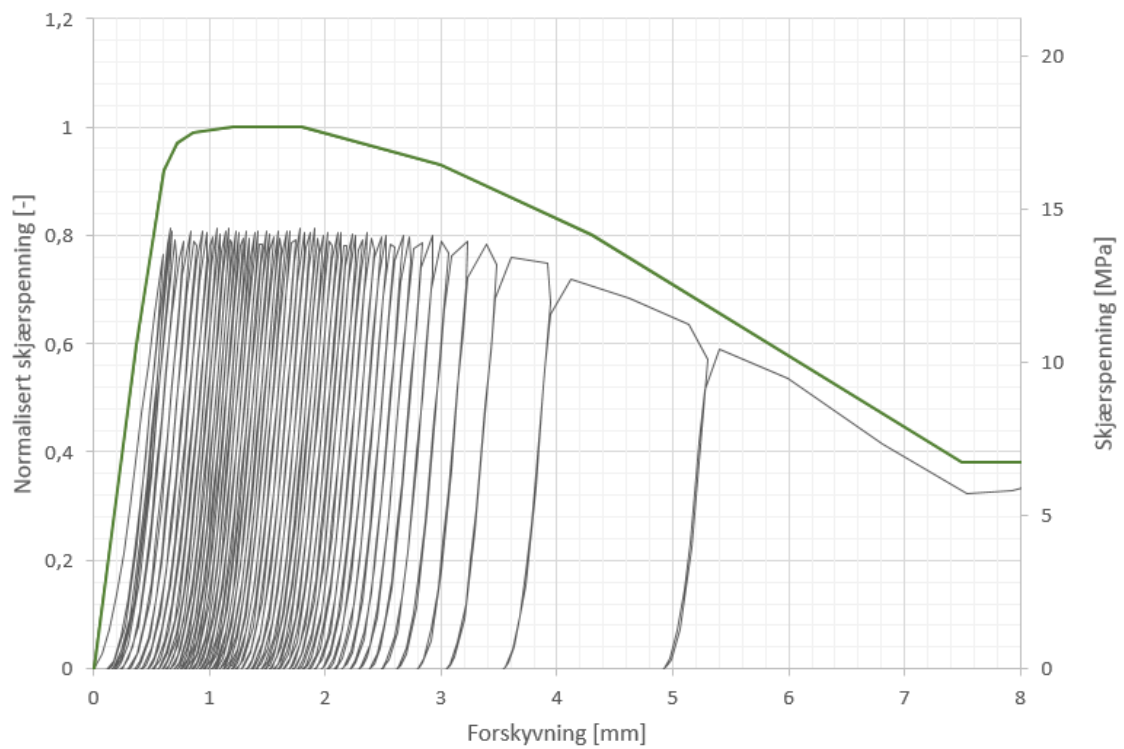
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,82



CY70-22

Statisk kapasitet: 68

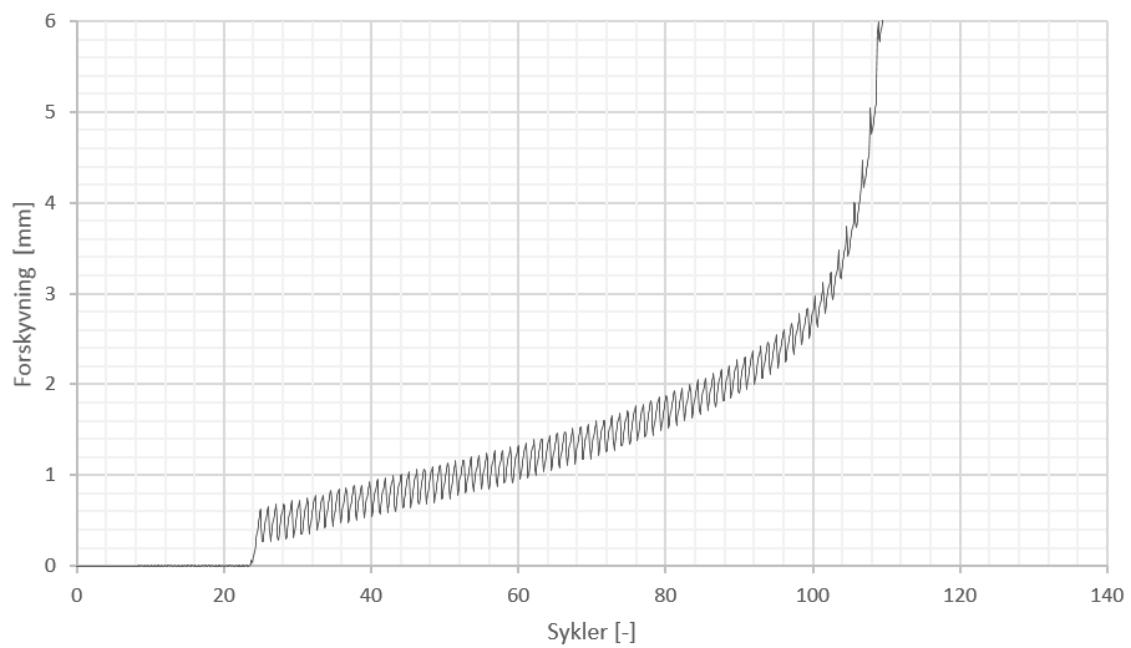
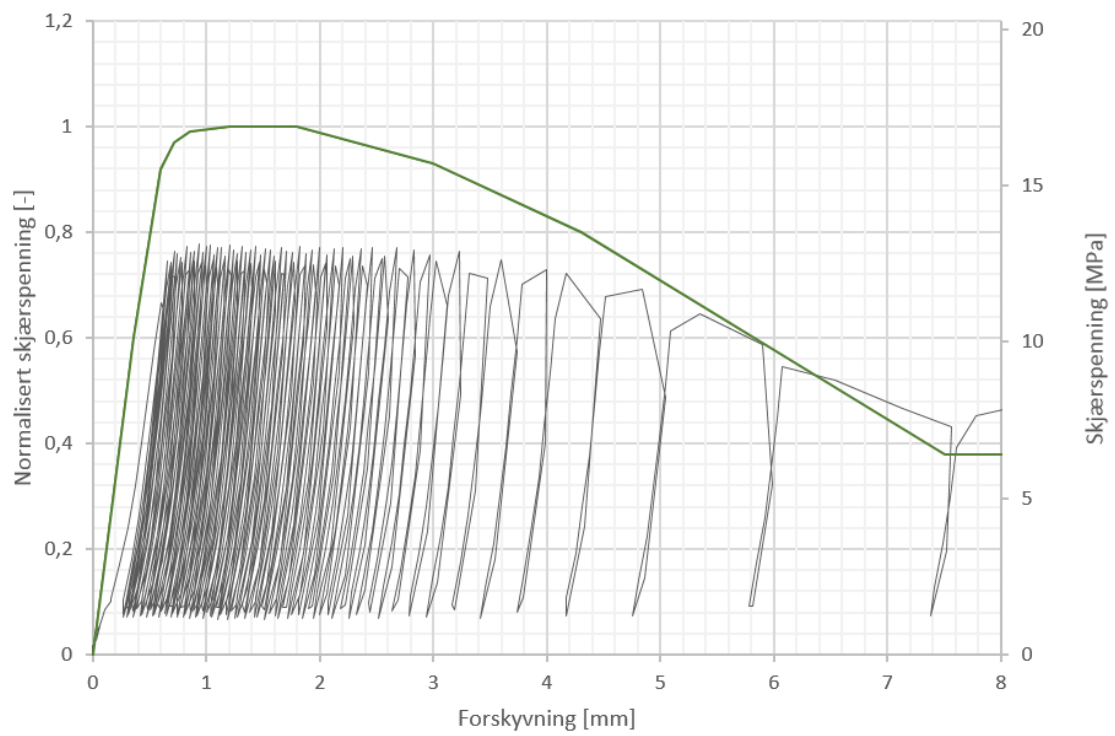
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,82



CY70-7

Statisk kapasitet: 65 kN

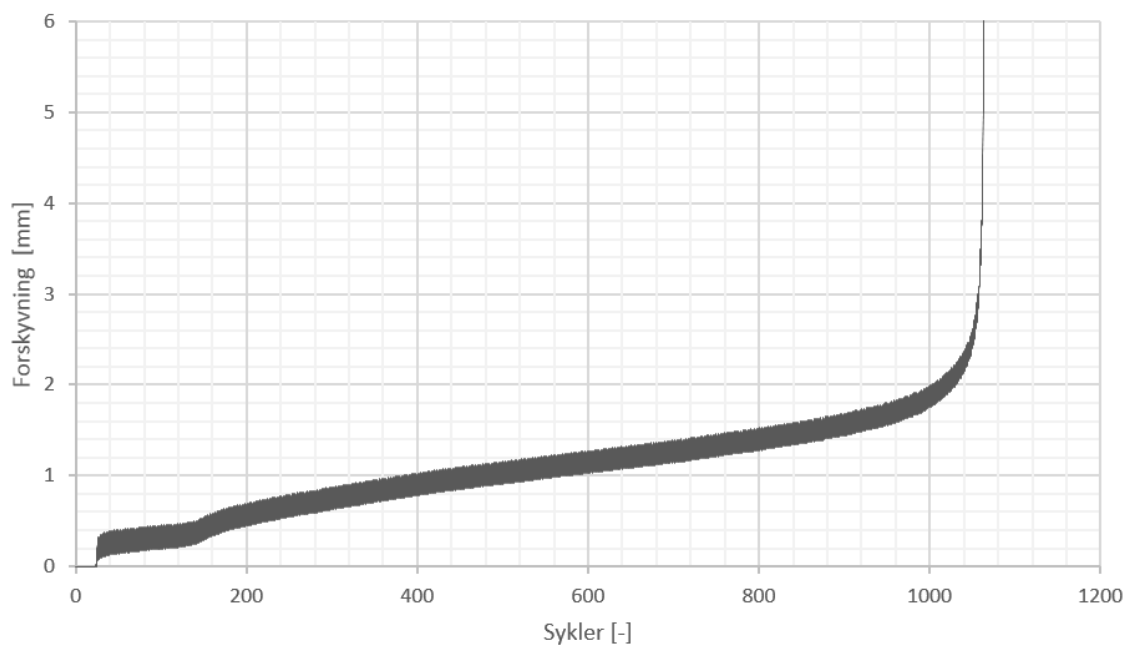
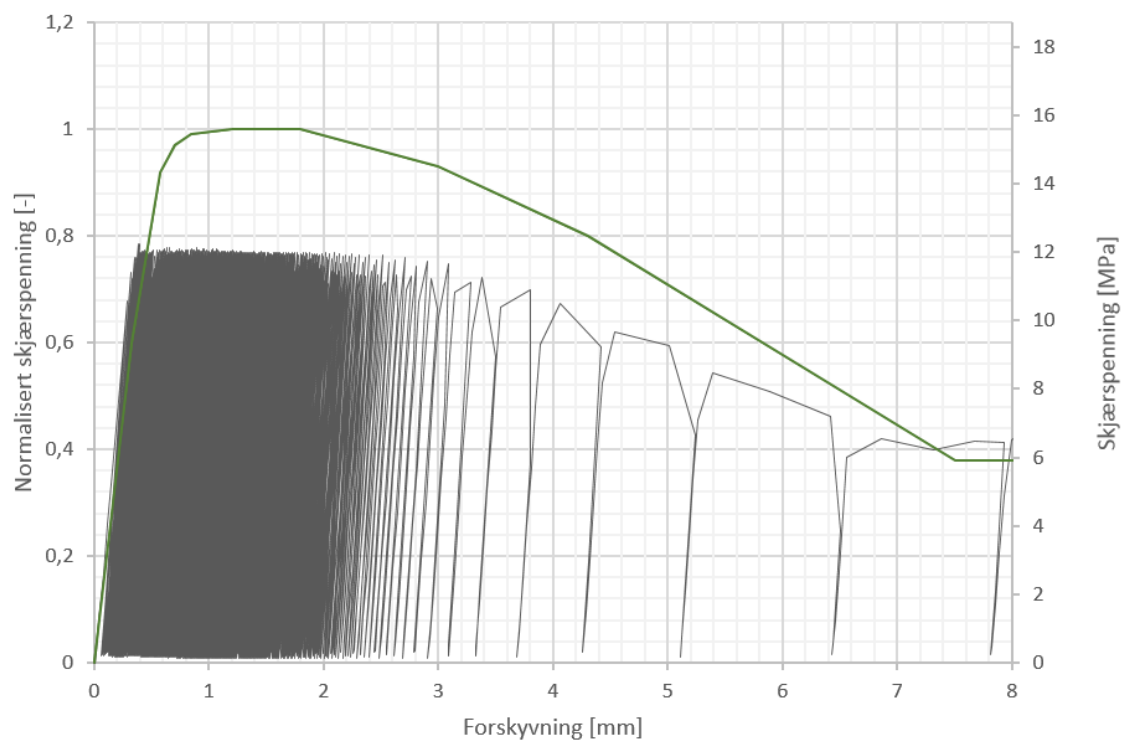
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,78



CY70-9

Statisk kapasitet: 60 kN

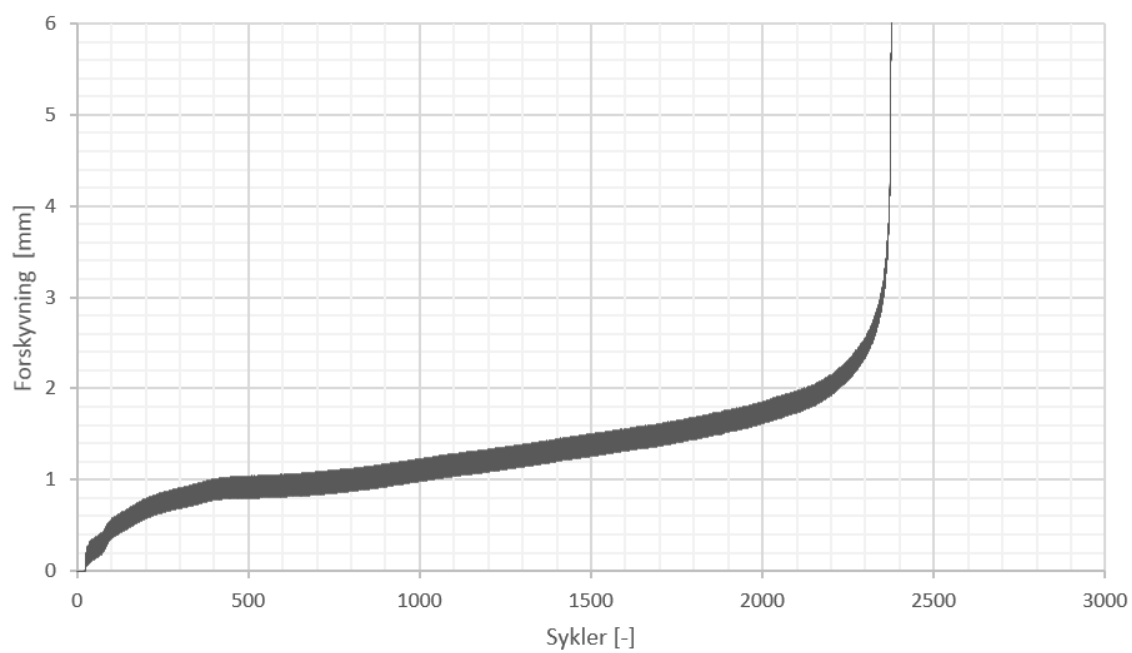
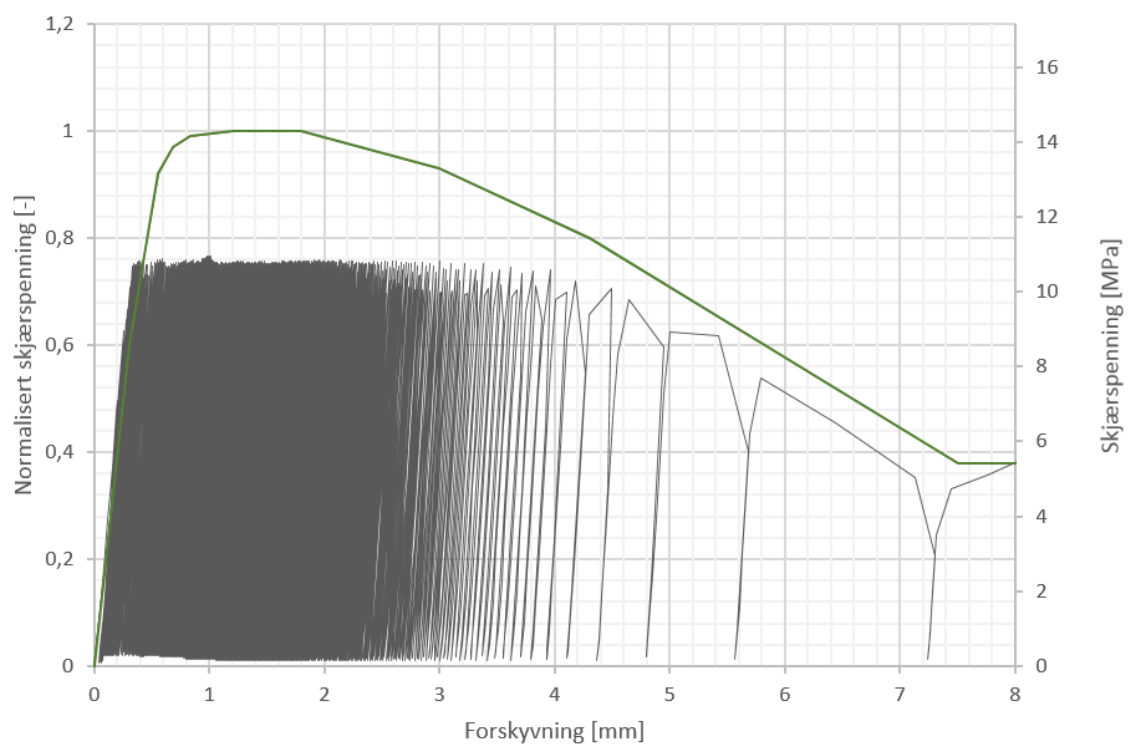
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,78



CY70-5

Statisk kapasitet: 55 kN

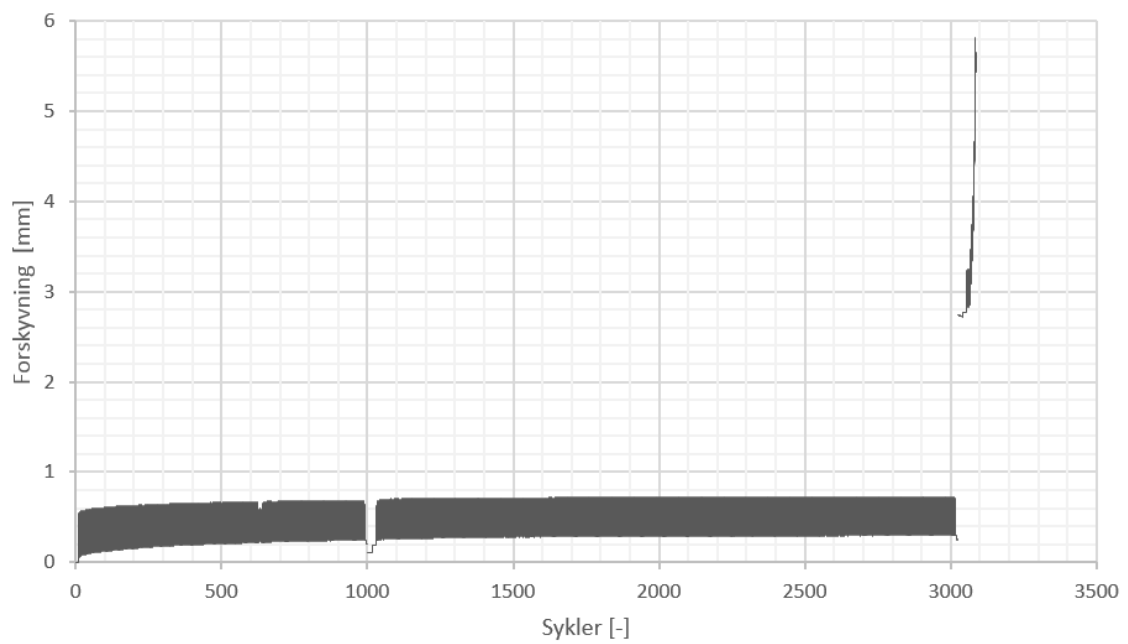
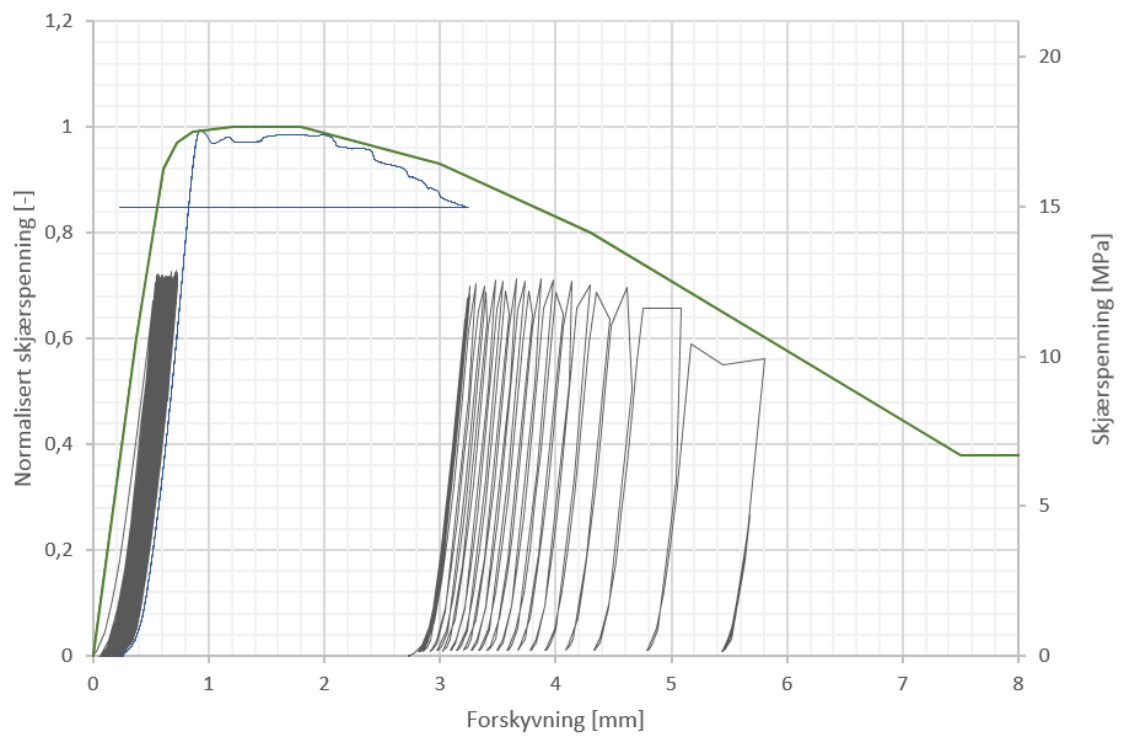
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,75



CY70-23

Statisk kapasitet: 68 kN

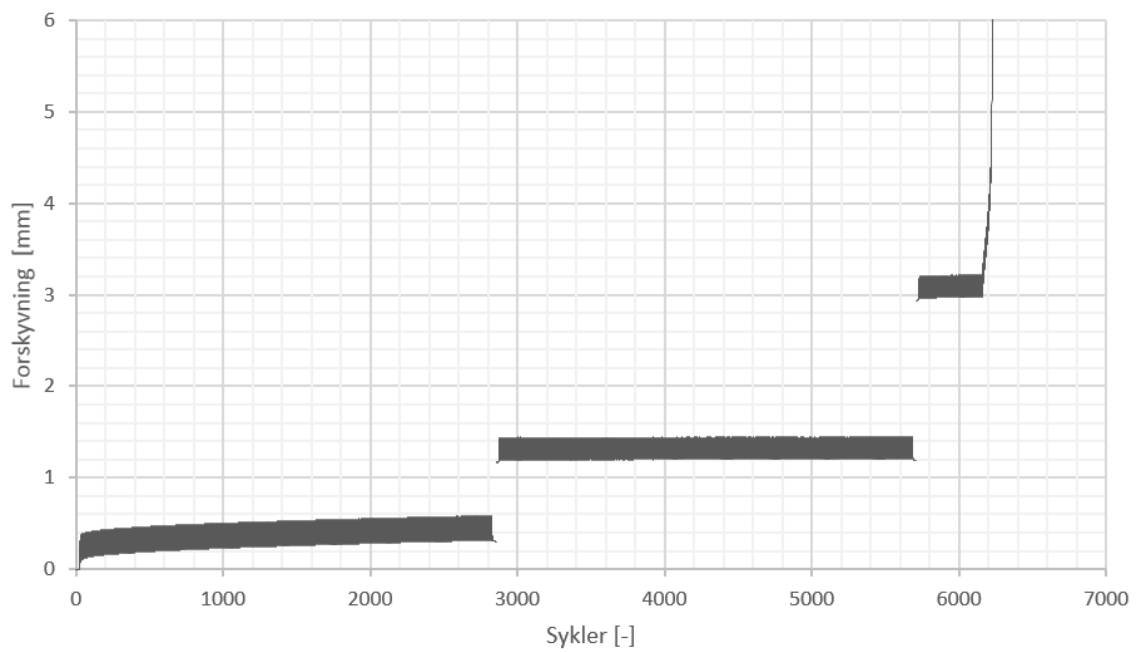
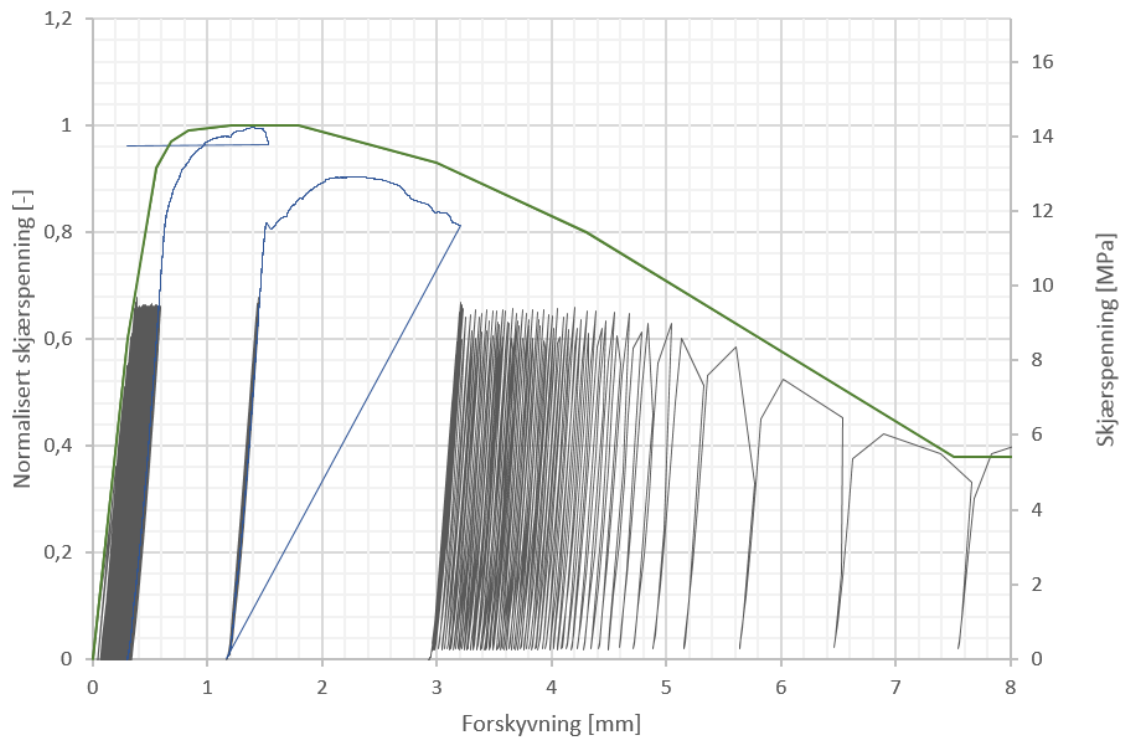
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,73



CY70-8

Statisk kapasitet: 55 kN

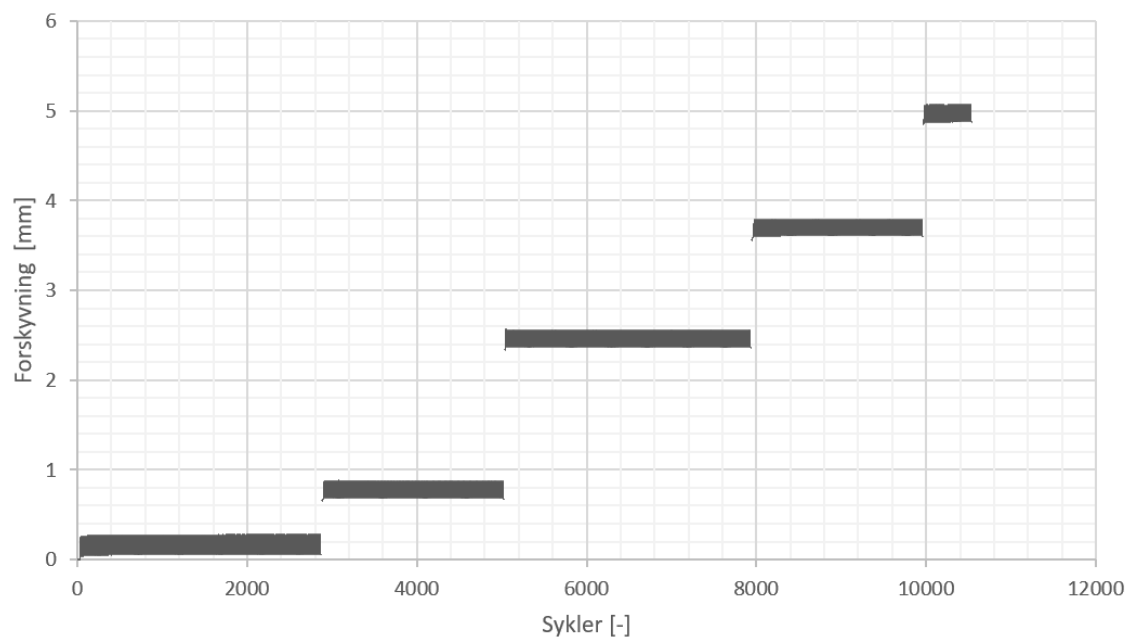
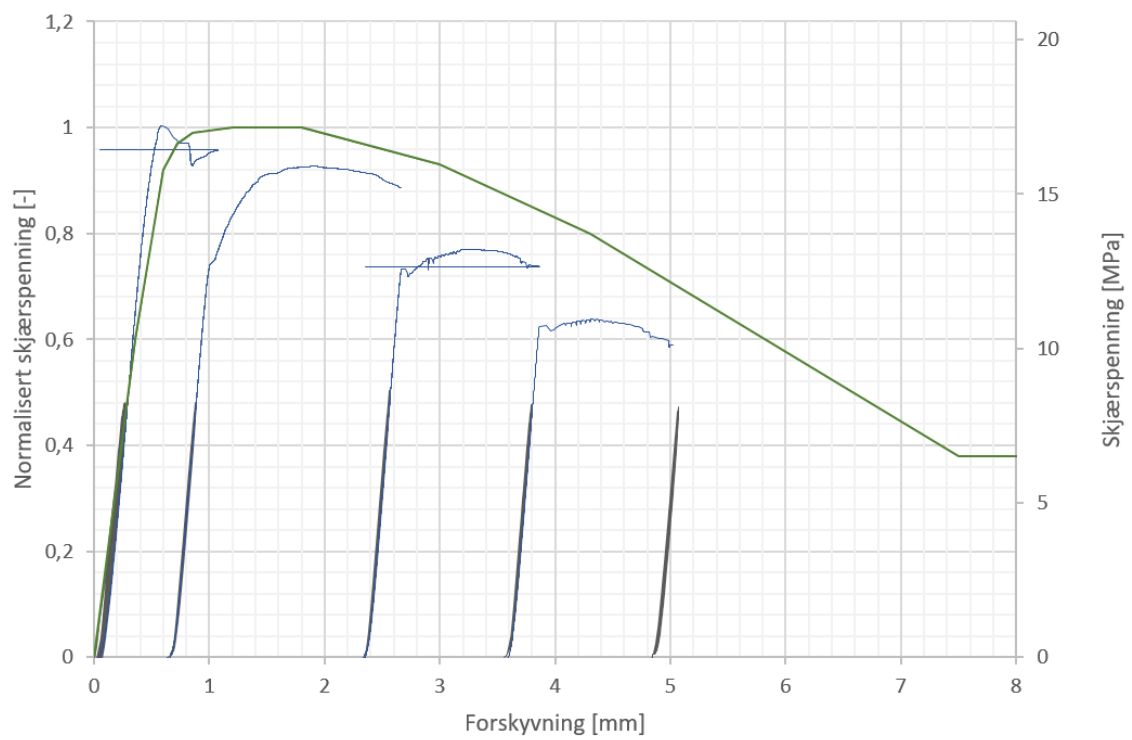
Normalisert syklisk skjærspenning: 0,66



CY70-10

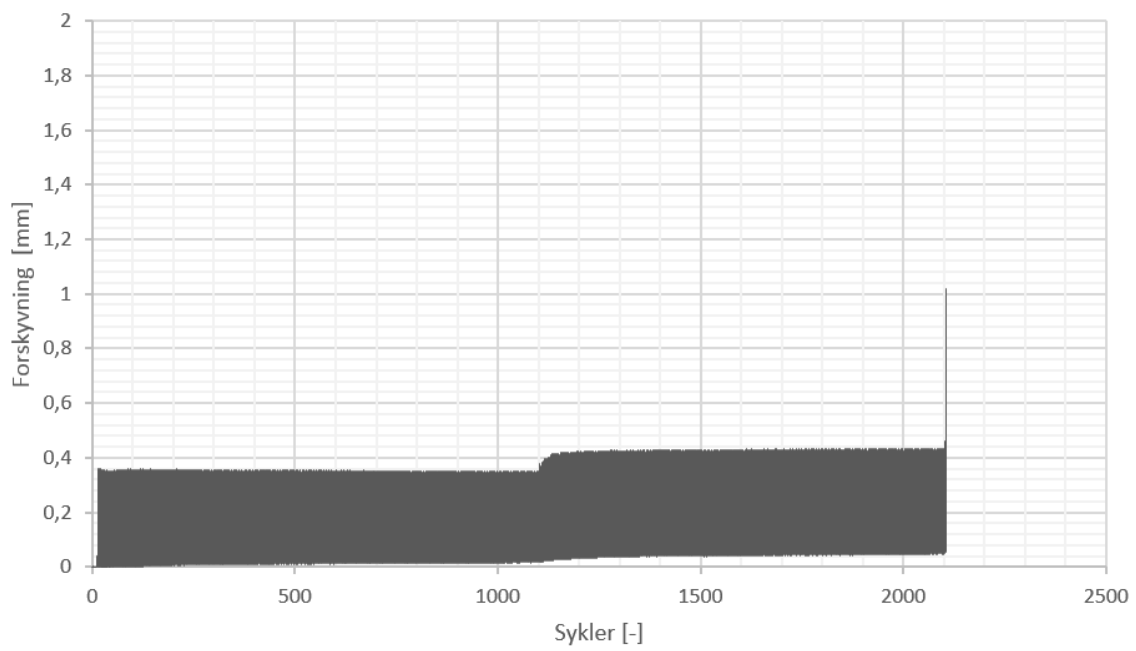
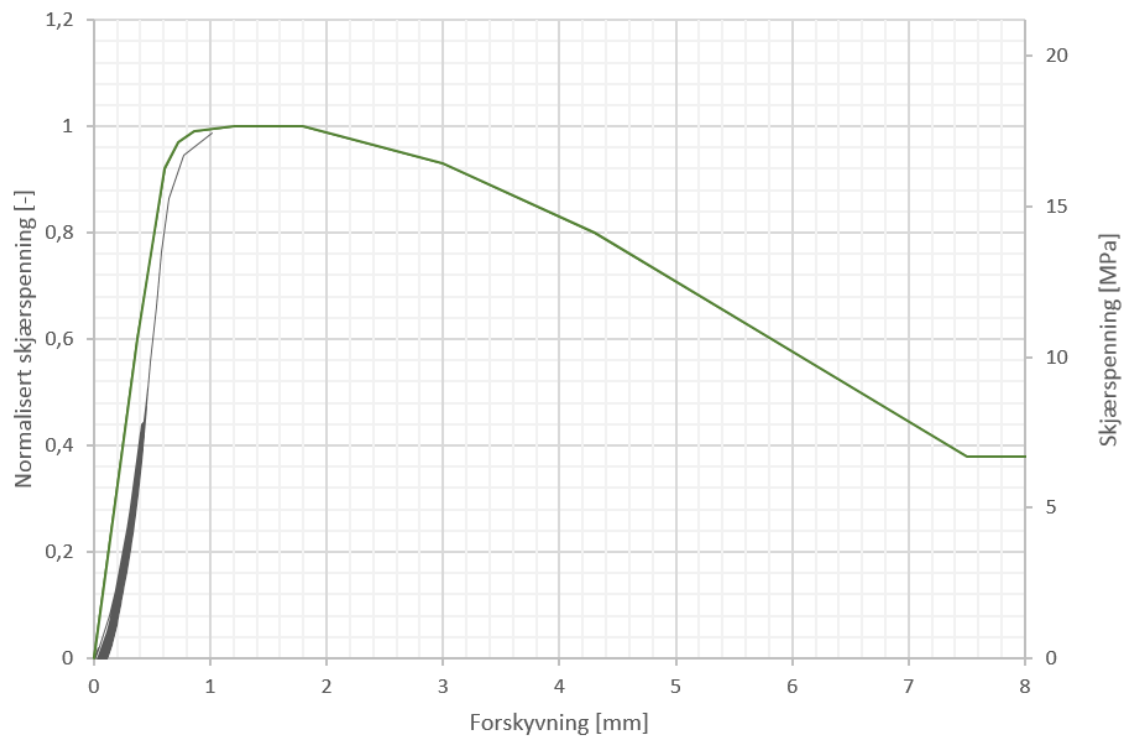
Statisk kapasitet: 66 kN

Normalisert syklisk skjærspenning: 0,48



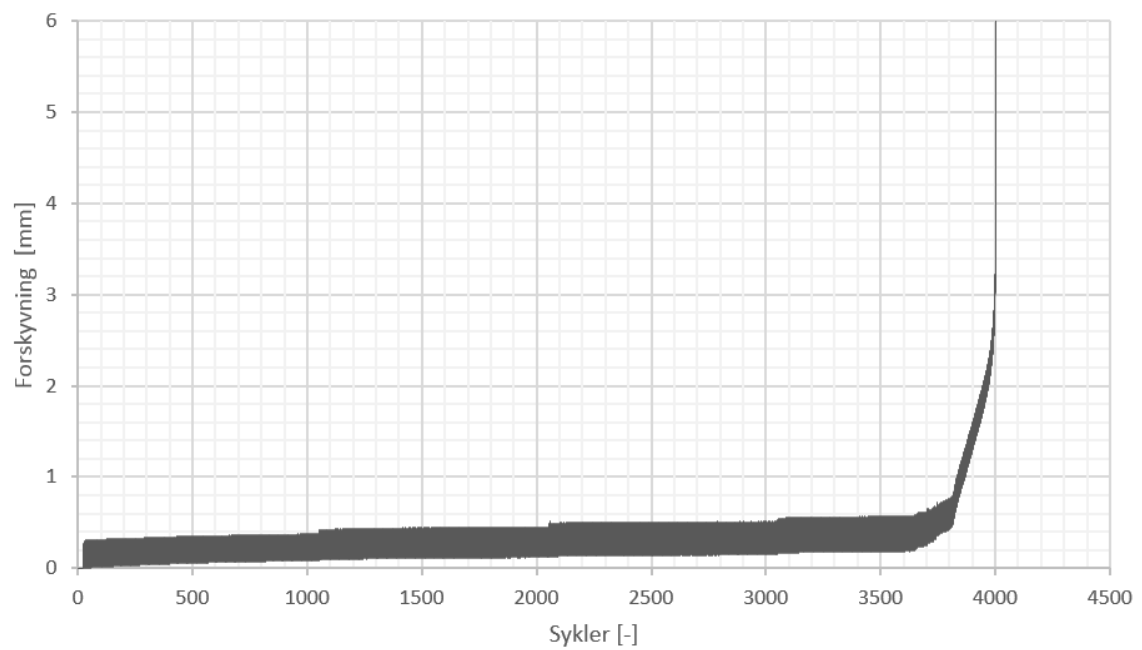
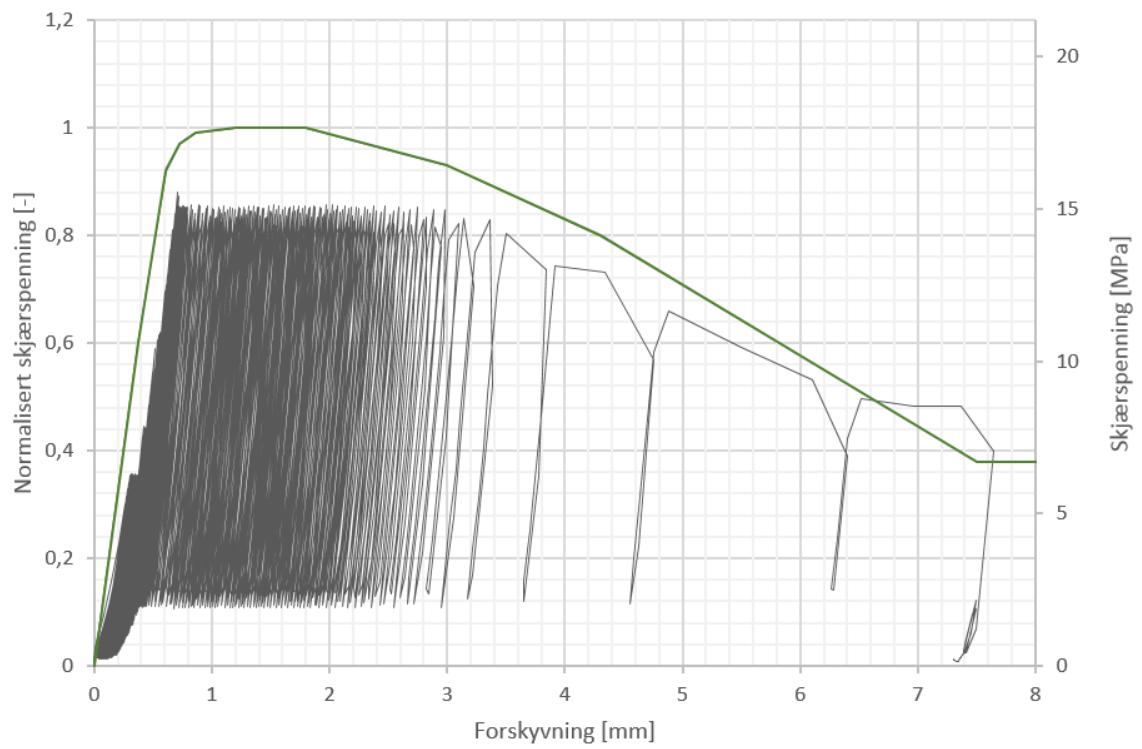
LB70-13

Statisk kapasitet: 68 kN



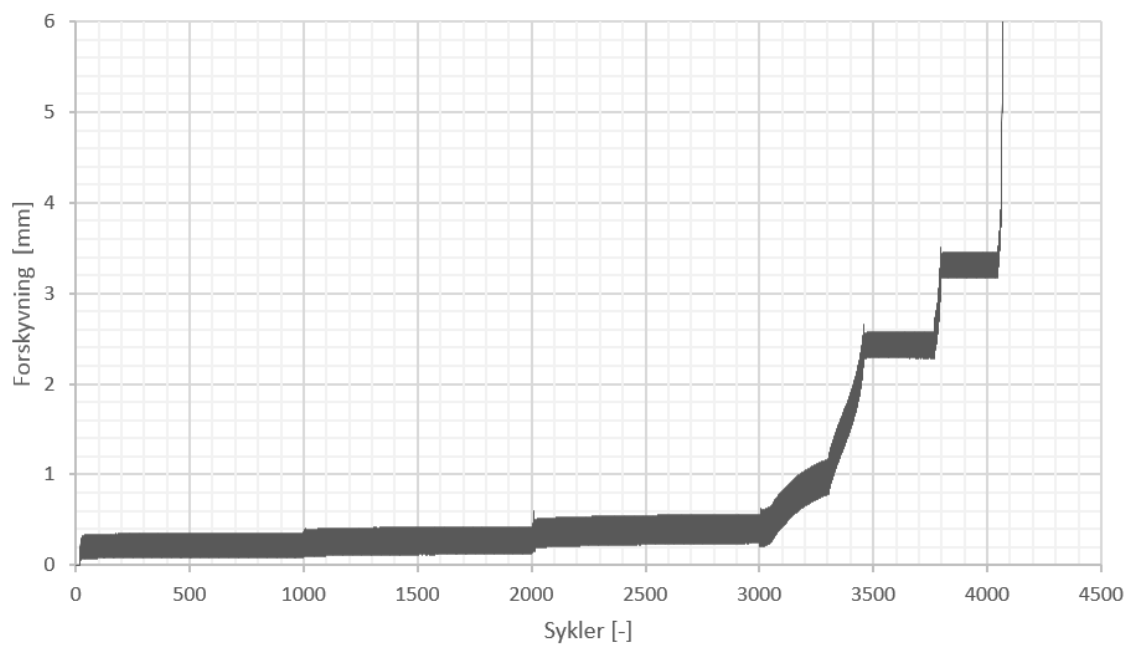
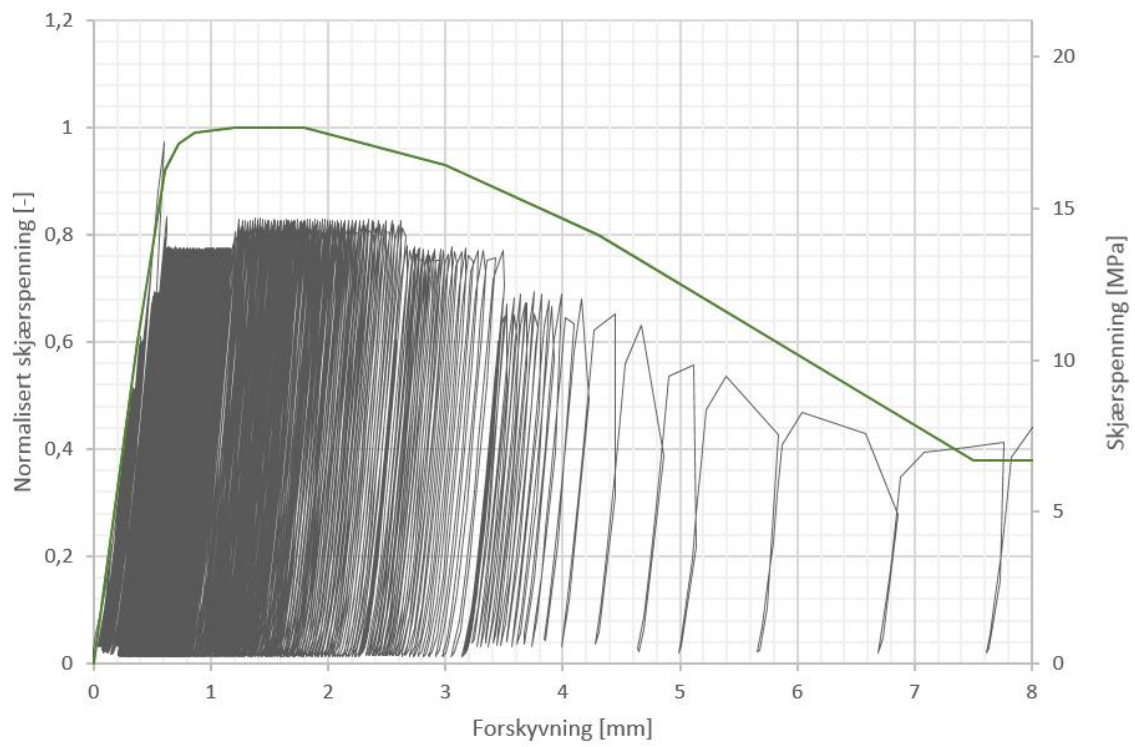
LB70-14

Statisk kapasitet: 68 kN



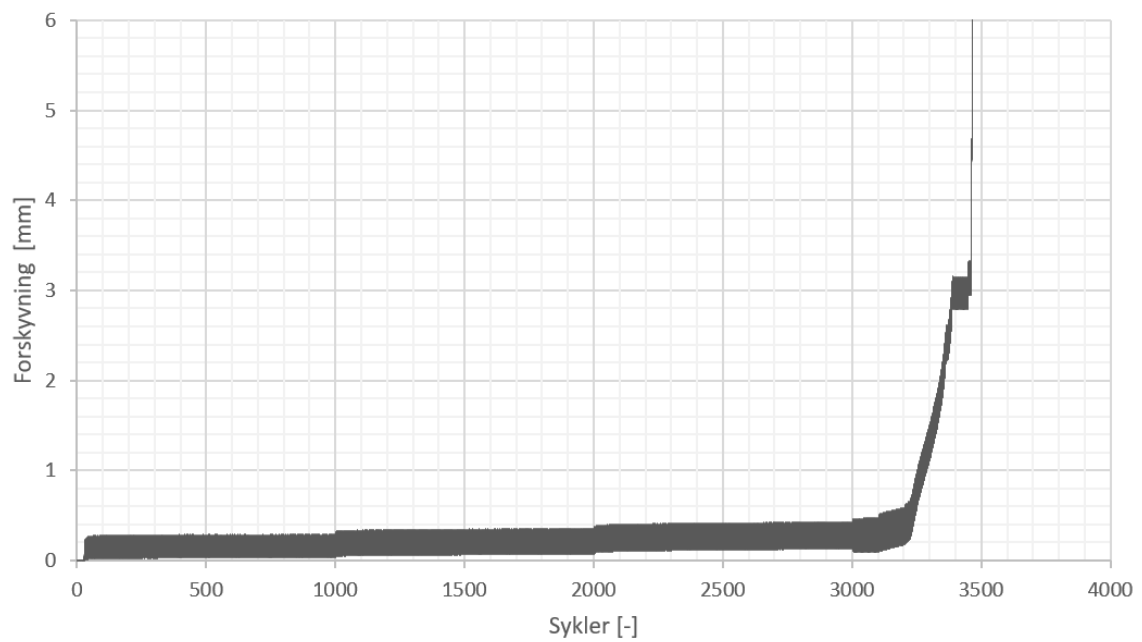
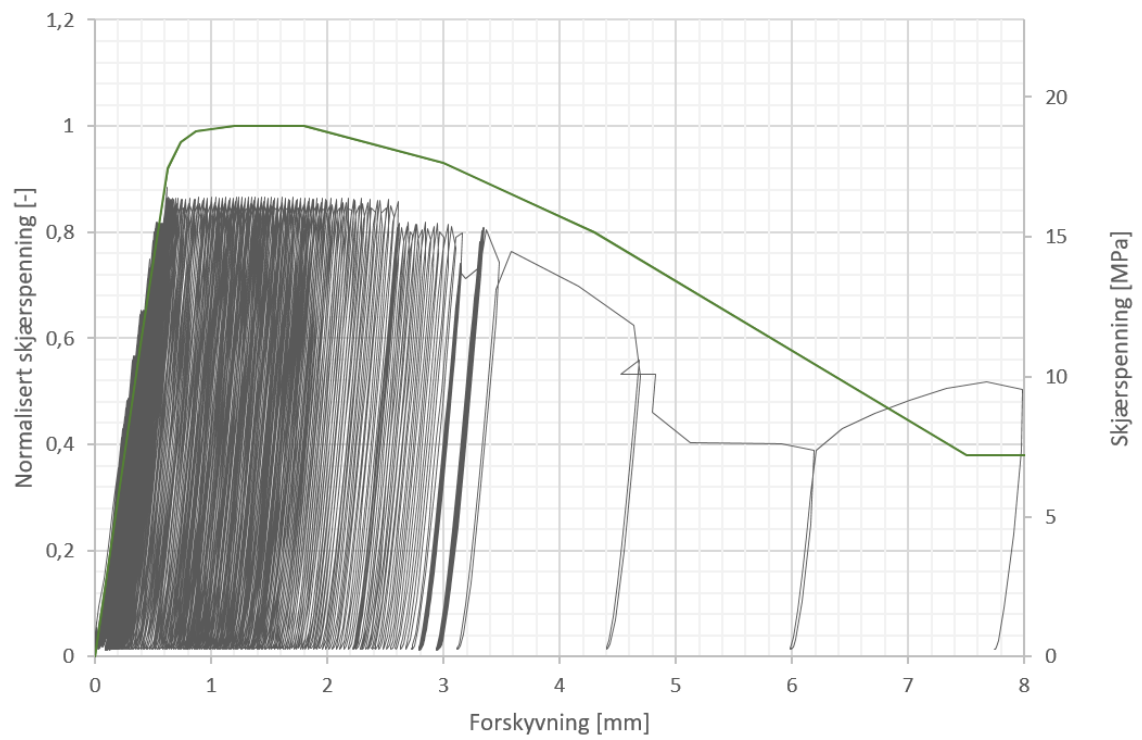
LB70-17

Statisk kapasitet: 68 kN



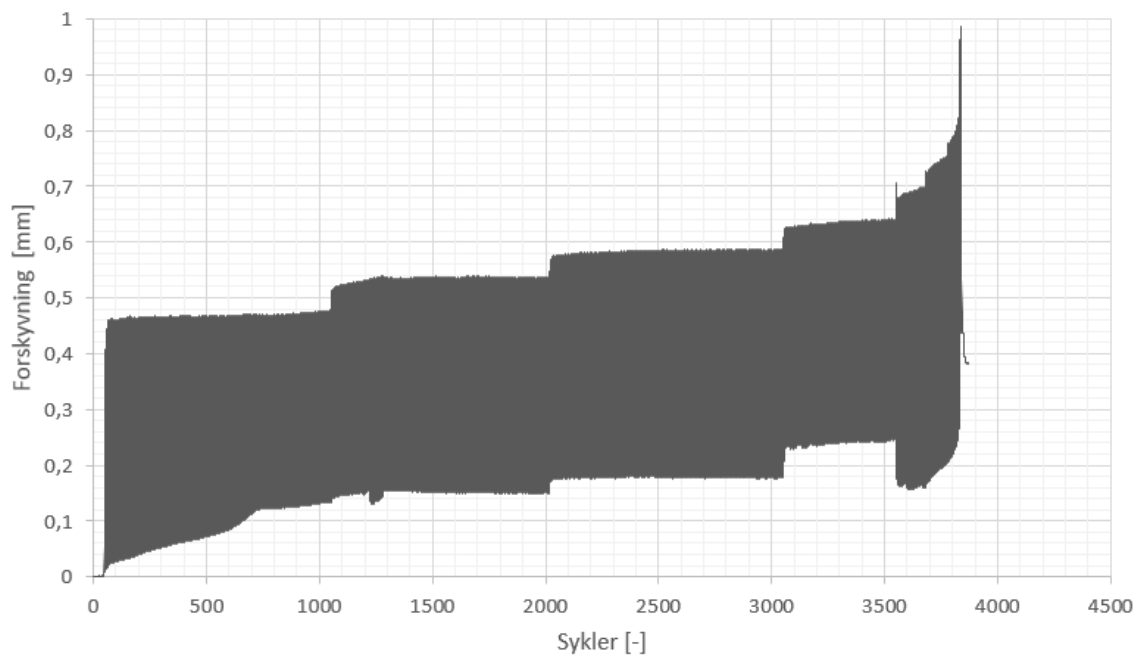
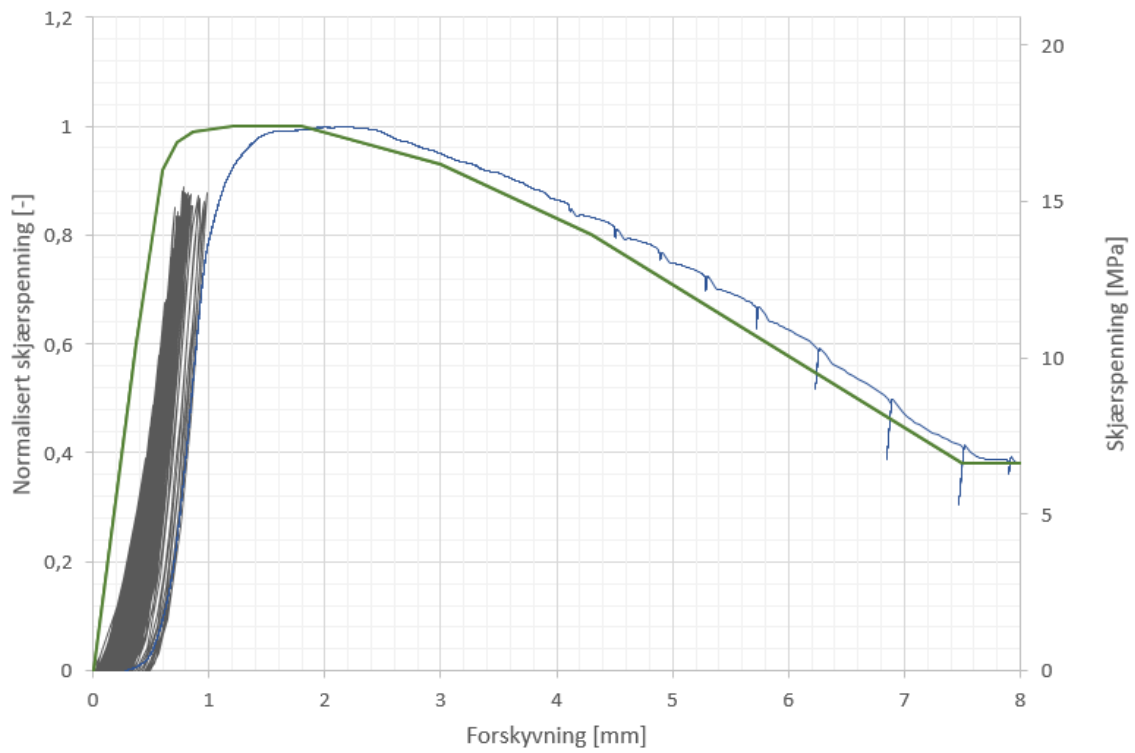
LB70-18

Statisk kapasitet: 73 kN



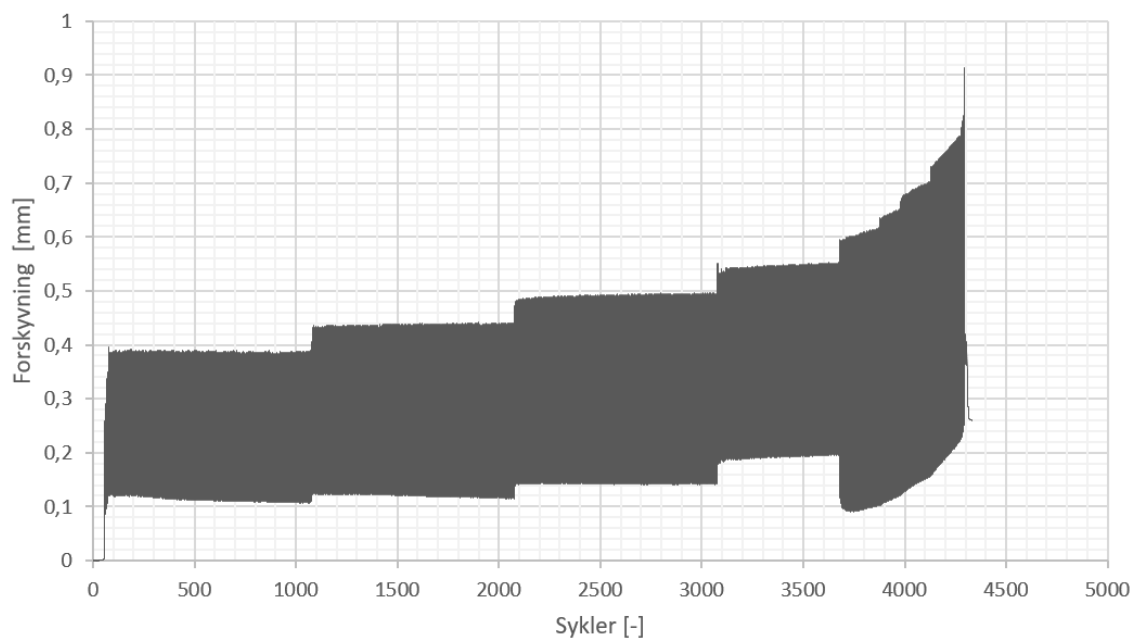
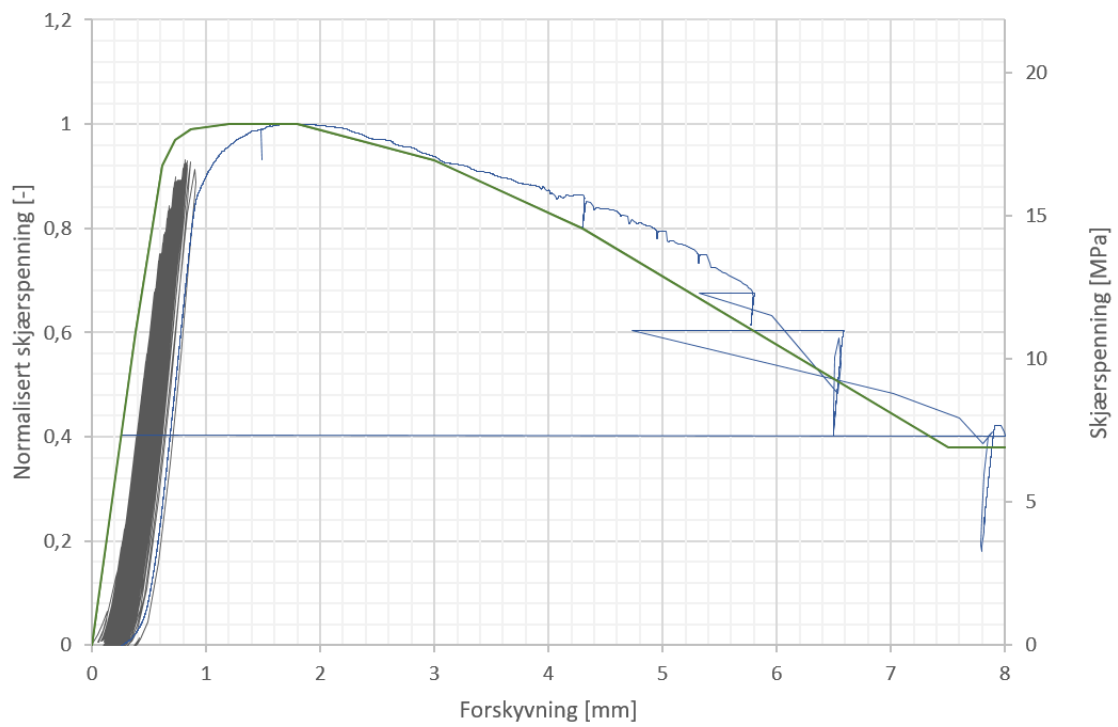
LB70-24

Statisk kapasitet: 67 kN



LB70-25

Statisk kapasitet: 70 kN



Vedlegg G: Tabell med verdier for b , b_r , s_0 , s_{0r} og N og ds/dN

	f [-]	s_0 [mm]*	b [-]*	s_{0r} [mm]*	b_r [-]*	s_0 [mm]**	b [-]**	s_{0r} [mm]**	b_r [-]**
Verdier fra 70mm forsøk									
CY-10	0,45	0,238	0,02112237	0,0256	0,10703415	0,238	0,02112237	0,0256	0,11
CY-8	0,65	-	-	0,087	0,13411079	0,4	0,07603399	0,087	0,13411079
CY-12	0,66	0,334	0,05865874	-	-	0,287	0,08	0,05	0,22
CY-23	0,73	0,534	0,03177786	0,049	0,23413308	0,5	0,045	0,032	0,3
CY-5	0,75	-	-	0,07	0,38563354	-	-	-	-
CY-9	0,78	-	-	0,072	0,22329091	-	-	-	-
CY-7	0,78	0,619	0,12131801	-	-	-	-	-	-
CY-22	0,82	0,66	0,21113091	0,11	0,71912593	-	-	0,08	0,81
CY-12	0,82	-	-	-	-	-	-	0,147	0,62
CY-6	0,95	-	-	0,0761	1,71157907	-	-	-	-
CY-21	0,95	0,6396	0,32538597	0,092	0,98865824	-	-	0,16	0,88
CY-15	0,98	0,729	0,53375202	0,046	-	-	-	0,18	1,2
LB-13	0,32	-	-	-	-	-	-	-	-
LB-14	0,35	-	-	-	-	0,24	0,06	-	-
LB-17	0,5	0,282	0,04260233	0,051	0,09016655	0,29	0,028	0,064	0,04
LB-18	0,48	0,253	0,02660052	0,013	0,14852679	0,252	0,02	0,013	0,14
LB-24	0,38	-	-	0,0165	0,19241018	0,444	0,01019877	0,0165	0,19241018
LB-25	0,38	-	-	0,111	0,00772544	0,35	0,01805816	0,111	0,00772544
Verdier fra 270mm forsøk									
CY270-4	0,35	0,422	0,0291661	0,0711	0,04165442	0,485	0,007	0,0711	0,042
CY270-2	0,52	0,557	0,05396112	0,105	0,06264829	0,67	0,02	0,105	0,0626
ST270-4	0,78	0,92	0,07465328	-	-	0,7	0,15	0,18	0,287
CY270-1	0,8	1	0,17771805	0,386	0,29874685	0,86	0,21	0,215	0,46
CY270-3	0,9	1,127	0,17157625	-	-	1	0,23	0,22	0,56

*: Verdier hentet direkte ut i fra resultatkurver.

** : Verdier funnet ved å tilpasse kurve fra s_0 og b verdier med resultatkurve.

f	270 mm: s_1 maks=2.5 s_1min=2.2										70 mm: s_1min									
	0.35	0.52	0.78	0.8	0.9	0.98	0.66	0.73	0.75	1.2 s_1maks	1.6	0.82	0.82	0.95	0.95	0.98				
N_start	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
N1 maks	#/T	#/T	#/T	1160	88	36	#/T	#/T	#/T	26	25	25	6	60	#/T	10				
N1 min	#/T	#/T	945	64	25	25	#/T	#/T	#/T	1630	825	45	27	32	#/T	6				
N1 split	#/T	#/T	1052.5	76	30.5	5	#/T	#/T	#/T	914	509	29	14	16	#/T	7				
N2	#/T	#/T	1470	117	54	8	#/T	#/T	#/T	1272	667	37	20.5	24	#/T	5.5				
N2/N1_maks	#/T	#/T	1.267/24138	1.3295/4545	1.5	1.5	#/T	#/T	#/T	1.4398/773	1.2545/4545	1.7777/7777	2.1481/4815	2	#/T	8				
N2/N1_min	#/T	#/T	1.5555/556	1.8281/25	2.16	2.16	#/T	#/T	#/T	2.5678/337	2.0333/9882	2.7567/2069	4.1428/714	4	#/T	1.5				
0.3	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	5.8333E-07	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.5	#/T	#/T	5.8333E-07	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	6.1304E-05	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.6	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	4.0435E-05	0.00038	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.7	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	0.00002	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.8	#/T	#/T	1.5917E-05	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	1.6667E-07	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
1	#/T	#/T	0.02173913	0.1	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01956522	0.06774194	0.03692308	#/T	#/T	#/T				
1.2	#/T	#/T	0.00409836	0.04	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	0.000548	0.00125424	0.01956522	0.04441765	#/T	#/T	#/T				
1.4	#/T	#/T	Ingen okning	0.00187617	0.02380952	0.0625	#/T	#/T	#/T	0.000548	0.00125424	0.01956522	0.03222222	0.02651515	#/T	#/T				
1.6	#/T	#/T	0.00084602	0.015625	0.04166667	#/T	#/T	#/T	#/T	0.000548	0.00125424	0.01956522	0.03222222	0.02651515	#/T	#/T				
1.8	Negativ	#/T	0.00084602	0.01282051	0.03125	#/T	#/T	#/T	#/T	0.00112821	0.00249254	#/T	#/T	0.02651515	#/T	#/T				
2	#/T	#/T	0.00093371	0.0125	0.02941176	#/T	#/T	#/T	#/T	0.00285714	0.01993939	#/T	#/T	0.04081633	#/T	#/T				
2.2	Negativ	#/T	0.00126582	0.0125	0.02941176	#/T	#/T	#/T	#/T	0.00285714	0.01993939	#/T	#/T	0.04081633	#/T	#/T				
2.4	#/T	#/T	0.00168634	0.01388889	0.02941176	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01893939	#/T	#/T	#/T	0.1	#/T	#/T				
2.6	#/T	#/T	0.003125	0.03125	0.04545455	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01555556	#/T	#/T	#/T	0.125	#/T	#/T				
2.8	#/T	#/T	0.04347826	0.0625	0.0625	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01555556	#/T	#/T	#/T	0.125	#/T	#/T				
3	#/T	#/T	0.05555556	0.08333333	0.0625	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01555556	#/T	#/T	#/T	0.125	#/T	#/T				
3.2	#/T	#/T	0.00934579	0.06666667	0.11111111	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01555556	#/T	#/T	#/T	0.125	#/T	#/T				
3.4	#/T	#/T	0.00934579	0.06666667	0.11111111	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01555556	#/T	#/T	#/T	0.125	#/T	#/T				
3.6	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01555556	#/T	#/T	#/T	0.125	#/T	#/T				
3.8	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	0.01555556	#/T	#/T	#/T	0.125	#/T	#/T				
4	#/T	#/T	0.03846154	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	Ingen stign	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.3	#/T	#/T	1714285.714	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	1714285.71	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.5	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	16312.0667	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.6	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	24731.1828	2631.57895	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.7	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	50000	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
0.8	#/T	#/T	62827.2251	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	6000000	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T				
1	#/T	#/T	#/T	46	10	#/T	#/T	#/T	#/T	1824.81752	797.297297	51.11111111	14.7619048	27.08333333	#/T	#/T				
1.2	#/T	#/T	#/T	244	25	#/T	#/T	#/T	#/T	1824.81752	797.297297	51.11111111	31.0344828	37.7142857	#/T	#/T				
1.4	#/T	#/T	#/T	533	42	#/T	#/T	#/T	#/T	1824.81752	797.297297	51.11111111	31.0344828	37.7142857	#/T	#/T				
1.6	#/T	#/T	#/T	1182	64	24	#/T	#/T	#/T	1824.81752	637.837838	38.2051282	31.0344828	37.7142857	#/T	#/T				
1.8	#/T	#/T	#/T	1182	78	32	#/T	#/T	#/T	886.363636	40.1197605	#/T	#/T	37.7142857	#/T	#/T				
2	#/T	#/T	#/T	1071	80	34	#/T	#/T	#/T	350	154	27	24.4897959	37.7142857	#/T	#/T				
2.2	#/T	#/T	#/T	790	80	34	#/T	#/T	#/T	52.8	#/T	#/T	#/T	24.5	#/T	#/T				
2.4	#/T	#/T	#/T	593	72	34	#/T	#/T	#/T	17.2	14.516129	#/T	#/T	10	#/T	#/T				
2.6	#/T	#/T	#/T	320	48	31	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				
2.8	#/T	#/T	#/T	23	32	22	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				
3	#/T	#/T	#/T	23	32	22	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				
3.2	#/T	#/T	#/T	18	18	12	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				
3.4	#/T	#/T	#/T	107	15	9	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				
3.6	#/T	#/T	#/T	107	15	9	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				
3.8	#/T	#/T	#/T	26	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				
4	#/T	#/T	#/T	26	#/T	#/T	#/T	#/T	#/T	64.2857143	#/T	#/T	#/T	8	#/T	#/T				

Vedlegg H – Bilder av 70 mm etter utrivning



Stag 1



Stag 2



Stag 3



Stag 4



Stag 5



Stag 6



Stag 7



Stag 8



Stag 9

Ikke dratt opp

Stag 10



Stag 11



Stag 12



Stag 13



Stag 14



Stag 15

Ikke testet

Ikke dratt opp

Ikke dratt opp

Stag 16

Stag 17

Stag 18

Ikke testet

Ikke testet

Ikke dratt opp

Stag 19

Stag 20

Stag 21

Ikke dratt opp

Ikke dratt opp

Ikke dratt opp

Stag 22

Stag 23

Stag 24

Ikke dratt opp

Stag 25